

我国高压物理领域

唯一专业期刊

高压物理学报

CHINESE JOURNAL OF HIGH
PRESSURE PHYSICS

破 片

2018

中国物理学会 主办
高压物理专业委员会

高 压 物 理 学 报

GAOYA WULI XUEBAO

1987 年 9 月创刊

2018 年主题专刊

· 破片 ·

目 次

聚焦式战斗部破片轴向飞散控制技术	张绍兴,李翔宇,丁亮亮,张震宇,卢芳云
破片式战斗部空中爆炸下冲击波与破片的耦合作用	陈长海,侯海量,朱 锡,胡年明,李 典
非金属壳体低附带战斗部实验与破片飞散分析	杨世全,孙传杰,钱立新,卫剑锋
预制破片与轻质壳体阻抗匹配对破片初速及完整性的影响	周 涛,沈 飞,王 辉
破片式战斗部破片与冲击波相遇位置研究	陈 兴,周兰伟,李向东,胡诤哲,张 瑞
《高压物理学报》2018 年主题专刊名录	《高压物理学报》编辑部
2018 年“破片”主题专刊论文引用信息	封 三



官方网站: www.gywlxb.cn

官方邮箱: gaoya@caep.cn

联系电话: 0816-2490042

聚焦式战斗部破片轴向飞散控制技术*

张绍兴, 李翔宇, 丁亮亮, 张震宇, 卢芳云

(国防科学技术大学理学院, 湖南 长沙 410073)

摘要: 为研究聚焦式战斗部在炸药驱动下破片的轴向飞散特性, 提高其轴向杀伤威力, 以 Shapiro 公式为理论指导, 对聚焦式战斗部壳体母线进行设计, 并对战斗部装药结构进行优化改进。利用 LS-DYNA 有限元程序及 ALE 算法对战斗部的爆炸过程进行模拟, 以破片轴向分布为指标, 对装药结构、壳体母线曲率与破片飞散特性的关系进行了分析。结果表明, “工”字形圆台装药和壳体母线曲率能够有效控制战斗部破片的轴向飞散, 并得到了圆台的合理高度。此结果对于深入开展战斗部的破片飞散方向控制及应用研究提供了重要参考。

关键词: 轴向聚焦战斗部; 壳体设计; 装药结构; 破片飞散特性

中图分类号: O383; TJ410

文献标识码: A

战斗部爆炸后, 破片的空间分布是确定破片杀伤作用场的一个重要指标。传统战斗部起爆后形成的破片场在弹轴方向上以一定的锥角向空中飞散, 在环向上则为均匀分布, 在一定弹目交汇条件下, 仅有 10% 的破片能够对目标产生有效破坏^[1-2]。为了提升战斗部在轴向上对目标的毁伤能力和毁伤效率, 使破片在轴向上平行飞散甚至聚焦飞散成为一种技术途径, 研究破片轴向飞散控制及预测的方法显得十分重要^[3]。

战斗部的装药结构、壳体和炸药材料、端部约束、引爆方式等均会对破片飞散特性产生影响, 国内外许多学者都对此类课题展开了相应研究。Taylor^[4]最早提出了长柱壳装药结构下抛板速度和轴向飞散角之间的半经验公式, 得到了科学界和工程界的广泛应用。许多学者对 Taylor 公式进行修正和改进, 其中 Shapiro 提出的非柱壳结构装药的破片飞散角公式被广泛应用于工程实践中^[5]。Held^[6]运用 Taylor 公式给出了偏心起爆下战斗部弹体截面内破片径向速度的 Gurney 方程。国内众多学者也在相关领域展开了充分探索, 为破片战斗部破片飞散控制的工程应用提供了重要依据。在轴向聚焦战斗部的设计应用方面, 李晋庆等^[7-8]讨论了聚焦型破片战斗部的聚焦曲线工程设计, 给出了可用于工程设计的计算方法和工程计算实例, 并通过靶场实验研究了不同起爆方式对战斗部聚焦性能的影响。黄广炎等^[9]分析了一端起爆下破片微元的飞散机理, 结合破片初速的端部修正, 得到了一种基于微元柱的破片飞散方向沿轴线分布的计算方法。他们采用光学凹面镜反射原理对战斗部壳体进行设计, 得到轴向聚焦战斗部的一种设计方法, 并进行了实验验证^[10]。Chen 等^[11]通过对战斗部壳体进行设计, 运用大量仿真研究了不同结构的平行式战斗部的破片飞散特性, 为平行式破片战斗部设计提供了思路。

现有研究表明, 破片飞散控制可有效提高破片在目标区域的密度, 从而提高战斗部的杀伤威力和毁伤效率。轴向聚焦式战斗部作为其中的典型代表, 能够对目标进行“切割式”毁伤。本研究在前人工作的基础上, 以圆柱形轴向聚焦式战斗部为研究对象, 运用仿真程序对战斗部破片的飞散特性进行研究, 从而实现战斗部结构和性能的优化。

* 收稿日期: 2017-01-11; 修回日期: 2017-03-28

基金项目: 国家自然科学基金(11202237, 11132012)

作者简介: 张绍兴(1991—), 男, 硕士研究生, 主要从事高效毁伤战斗部技术研究. E-mail: sxzhang10@163.com

通信作者: 李翔宇(1980—), 男, 副教授, 主要从事高效毁伤战斗部技术研究. E-mail: xiangyulee@nudt.edu.cn

1 战斗部壳体设计

战斗部壳体受爆轰波驱动作用向空中飞散,为了对破片的空间分布进行预测和控制,达到优化战斗部毁伤性能的目的,常常需要预测破片的初始飞散速度和飞散角度。在工程实践中,Shapiro 公式被广泛应用于战斗部破片飞散角的计算。如图 1(a)所示,在过战斗部轴线的平面内,壳体由一定长度的微元组成,DBA 为其中一段, O 为起爆点, AA' 、 BB' 为爆轰波波阵面,波速为 D_e ,在 Δt 时间内壳体微元 AB 运动到 CB 位置,壳体破片初始速度为 v_0 ,壳体初始法线方向为 \mathbf{n} 。爆轰波方向、初始法线方向、破片初始速度方向与弹轴的夹角分别为 φ_1 、 φ_2 和 φ_3 ,破片初始速度方向与初始法线方向的夹角为 θ_s ,显然 $\theta_s = \varphi_1 - \varphi_3$ 。

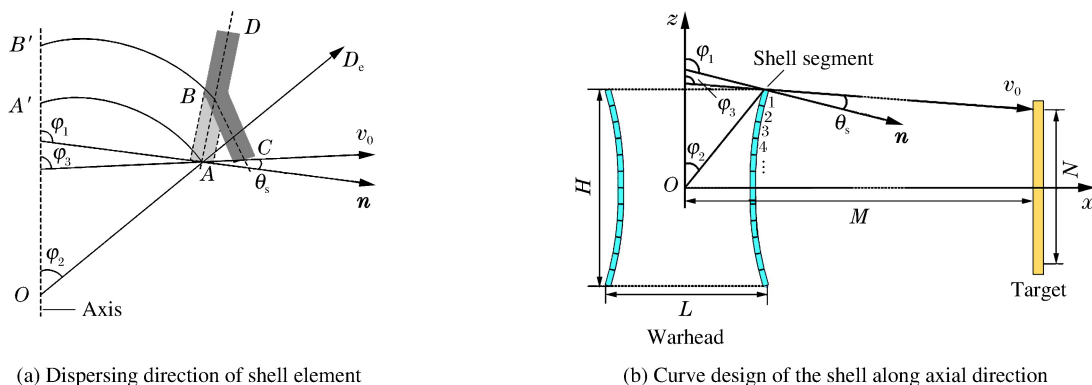


图1 轴向聚焦战斗部壳体母线设计

Fig. 1 Shell design of axial focusing warhead

计算破片飞散角的 Shapiro 公式^[5]为

$$\tan \theta_s = \frac{v_0}{4D_e} \cos(\theta_s + \varphi_2) \quad (1)$$

破片初始速度 v_0 的计算公式^[12]为

$$v_0 = \sqrt{\frac{2E}{m/m_c + 0.5}} \quad (2)$$

式中: m 为壳体和破片的总质量, m_c 为装药质量, $\sqrt{2E}$ 为炸药的 Gurney 常数^[5]。

基于 Shapiro 公式,采用微元法根据破片在靶板上的落点分布对战斗部壳体母线进行设计。设计思路如图 1(b)所示,在过战斗部轴线的二维平面内将战斗部壳体划分成固定长度的微元,其长度设为 h ,取 z 轴方向为战斗部轴线方向, x 轴为过战斗部中心与 z 轴相垂直的方向。

设战斗部的直径为 L ,高度为 H ,弹靶距离为 M ,靶板上破片分布区域的长度为 N ,起爆点为 O 。将壳体微元从上到下依次编号为 1、2、3…。对于 1 号壳体微元,其上端点的坐标为 $(L/2, H/2)$,记为 (X_1, Z_1) ,在靶板上的落点坐标为 $(M, N/2)$,由几何三角关系可知

$$\varphi_2 = \arctan \frac{L}{H} \quad (3)$$

$$\varphi_3 = \frac{\pi}{2} + \arctan \frac{(H-N)/2}{M-N/2} = \frac{\pi}{2} + \arctan \frac{H-N}{2M-L} \quad (4)$$

将(3)式和(4)式代入(1)式,并结合 $\varphi_1 = \varphi_3 + \theta_s$ 可得

$$\tan\left(\varphi_1 - \arctan \frac{H-N}{2M-L}\right) = -\frac{v_0}{4D_e} \cos\left(\varphi_1 - \arctan \frac{L}{H}\right) \quad (5)$$

破片战斗部的壳体结构主要包括内、外壳体,称重壳,破片等。记内、外壳体厚度为 h_1 ,破片层厚度为 h_2 ,承重壳厚度为 h_3 ,则微元 1 处的爆炸载荷系数 β_1 的表达式为

$$\beta_1 = \frac{m_c}{m} = \frac{\rho_1 (X_1 - 2h_1 - h_2)^2}{2\rho_2 h_1 (2X_1 - h_1 - h_2) + \rho_2 h_3 (X_1 + d) + 0.524\rho_3 [2h_2 (X_1 - h_1) - h_2^2]} \quad (6)$$

式中: ρ_1 为炸药密度; ρ_2 为内、外壳体密度; ρ_3 为破片密度; d 为承重壳与外壳的间距,即辅药厚度。

获得以上参数后,通过对(5)式进行迭代计算得到角度 φ_1 的数值解。于是微元 1 的下端点坐标为 $(X_1 - h \sin \varphi_1, Z_1 + h \cos \varphi_1)$,此坐标也是微元 2 的上端点坐标,微元 2 的落点位置为 $(M, N/2 - N/H)$ 。按照上述方法进行递推计算,可得到所有壳体微元的端点坐标,对所有端点坐标进行曲线拟合便可得到战斗部壳体母线的解析表达式。

选择 RDX 为主装药,装药直径 130 mm,高 130 mm,Gurney 常数为 2 834 m/s,对战斗部壳体进行设计,得到聚焦式、平行式和发散式 3 种不同结构的战斗部,如表 1 所示。

表 1 3 种战斗部的壳体母线设计参数

Table 1 Shell parameters of 3 kinds of warheads

No.	Warhead mode	Detonation mode	M/m	Fragment distribution	Fitting radius/mm
1 [#]	Focusing	Symmetrical point	3.5	Focusing	711
2 [#]	Parallel	Symmetrical point	3.5	Uniform distribution (130 mm in axis direction)	1 076
3 [#]	Emanative	Symmetrical point	3.5	Uniform distribution (300 mm in axis direction)	1 700

预制破片的直径为 8 mm,故取壳体微元长度为 8 mm,对微元端点坐标进行求解,结果如图 2 所示。为了方便建立战斗部模型以及后期实验加工设计,对微元端点进行二次圆弧拟合,即将壳体母线简化拟合成一段圆弧,得到的拟合圆弧与微元端点重合度较好,说明圆弧拟合能够较为真实地反映壳体母线的形状特征,可以使用圆弧建立战斗部模型。

2 数值计算模型

2.1 有限元模型

传统的轴向聚焦式战斗部模型如图 3(a)所示,记为 I 型战斗部。使用 ALE 方法建模,炸药、海绵、环氧树脂和空气采用 Euler 网格,内壳、外壳、承重壳、破片和端盖采用 Lagrange 网格。战斗部中心有一个海绵填充的中心孔,用于放置起爆的扩爆药柱,扩爆药柱简化为和主装药相同的炸药类型。主装药起爆后,其能量通过 ALE 耦合算法传递给壳体和破片,驱动破片向外飞散形成破片场。

在设计壳体母线的过程中忽略了战斗部端部效应的影响,但实际情况是爆轰波会在战斗部端部反射稀疏波,导致破片飞散角增大,从而影响破片轴向飞散控制的效率。为了消除端部效应的影响,设计了如图 3(b)和图 3(c)所示的装药结构,其中:II 型战斗部在 I 型战斗部的基础上添加了高 20 mm、无破片的圆台结构;III 型战斗部则对该圆台结构进行改进,将主装药填充到圆台结构中,高度仍然为 20 mm,形成了“工”字形的装药结构。

2.2 材料模型及状态方程

战斗部模型由炸药、空气、壳体、破片等组成,各部分材料参数如表 2 所示。为了有效实现对战斗部爆炸过程的仿真,对壳体和端盖材料使用了应变失效准则^[13]:失效应变为 0.4,即当单元应变大于 0.4 时单元失效,材料发生断裂。

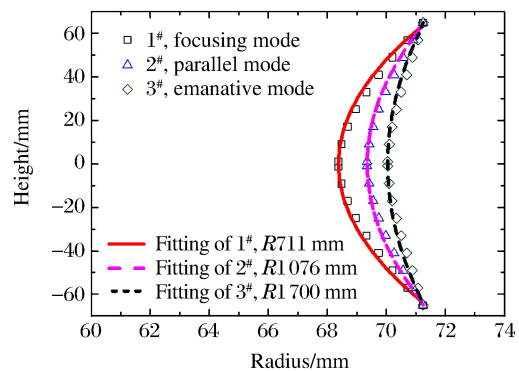


图 2 3 种战斗部壳体母线设计及拟合曲线

Fig. 2 Design and fitting curves of 3 kinds of warhead shells

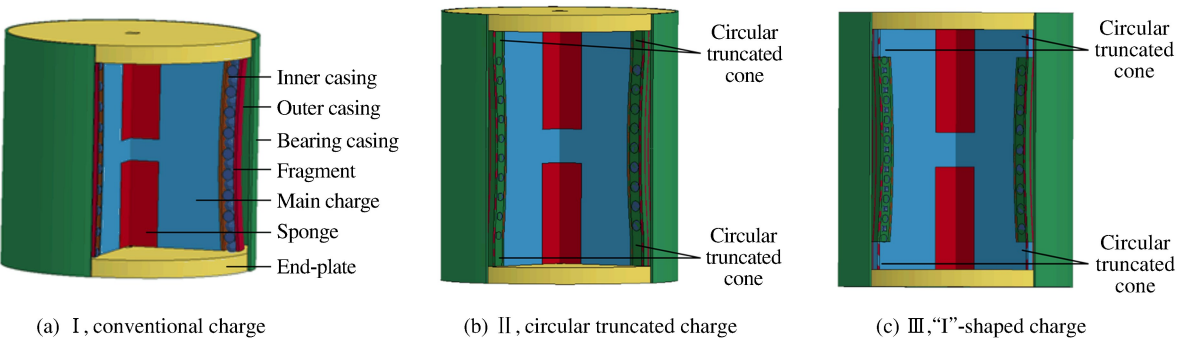


图 3 战斗部有限元模型

Fig. 3 Finite element models of warheads

表 2 各部分材料及材料参数

Table 2 Parameter of different materials

Component	Material	Density/(g · cm ⁻³)	Material model	Equation of state
Explosive	RDX	1.75	High_Explosive_Burn	JWL
Null	Air	0.00129	Null	Linear_Polynomial
Epoxy	Epoxy	1.198	Null	Grüneisen
Sponge	Sponge	0.315	Null	Grüneisen
Casing	45 steel	7.85	Elastic_Plastic_Hydro_Spall	Grüneisen
End-plate	LY12	2.73	Elastic_Plastic_Hydro_Spall	Grüneisen
Fragment screw	45 steel	7.89	Plastic_Kinematic	

3 仿真结果及分析

3.1 3 种装药结构战斗部的破片飞散特性

选择聚焦型壳体参数,对 3 种不同装药结构战斗部的破片飞散过程进行仿真计算,并利用破片搜索软件^[14]对破片场进行搜索,得到破片在 3.5 m 远处靶板上的分布,如图 4 所示。观察破片在 z 轴(即战斗部轴向)上的分布发现,Ⅱ型战斗部破片在轴向上明显比Ⅰ型战斗部集中。在 3.5 m 远的靶板上:Ⅰ型战斗部破片分布在(−100 cm,100 cm)区间上,并且仅在(−10 cm,10 cm)区间上分布较为集中,占总破片数的 26.41%;Ⅱ型战斗部破片集中分布在(−50 cm,50 cm)区间上,占总破片数的 99.01%,远大于Ⅰ型在此区间内的 72.10%;Ⅲ型战斗部破片主要分布在(−10 cm,10 cm)区间上,占总破片数的 76.84%,远大于Ⅰ型和Ⅱ型战斗部的数据。这说明圆台结构,特别是Ⅲ型战斗部结构能够最大限度地消除端部效应的影响,达到破片聚焦的目的。

图 5 给出了Ⅰ型和Ⅲ型装药结构在爆炸过程中的压力等值面变化。在 12 μs 时刻,两种装药结构中的炸药爆轰完毕,爆轰波作用在破片上并推动破片向外飞散。在 20 μs 时刻:由于端部稀疏波的作用,Ⅰ型装药结构的压力等值面在端部开始发生凹陷,端部破片附近逐渐形成低压力区域,内外压力差使破片获得向外的轴向速度;而Ⅲ型装药结构的稀疏波只影响了圆台部分爆轰产物的压力等值面,破片端面仍然保持一个较高的压力值。在 24 和 30 μs 时刻:在稀疏波作用的持续影响下,Ⅰ型装药结构的压力等值面凹陷越来越大,端部低压区域越来越大,受端部低压区影响的破片越来越多,破片的轴向飞散速度也逐渐增大;而Ⅲ型装药结构的压力等值面仍然包裹着破片,破片仍然处在较为均匀的压力驱动下,轴向飞散速度变化较小。在 40 μs 时刻:Ⅰ型装药结构的高压等值面的宽度变得很窄,导致破片在轴向上进一步发散,此时破片在轴向上呈圆弧状排布(破片发散的标志);而Ⅲ型装药结构的高压等值面仍然较宽,破片排布和初始时刻相比没有太大变化,破片保持较好的轴向聚焦飞散。

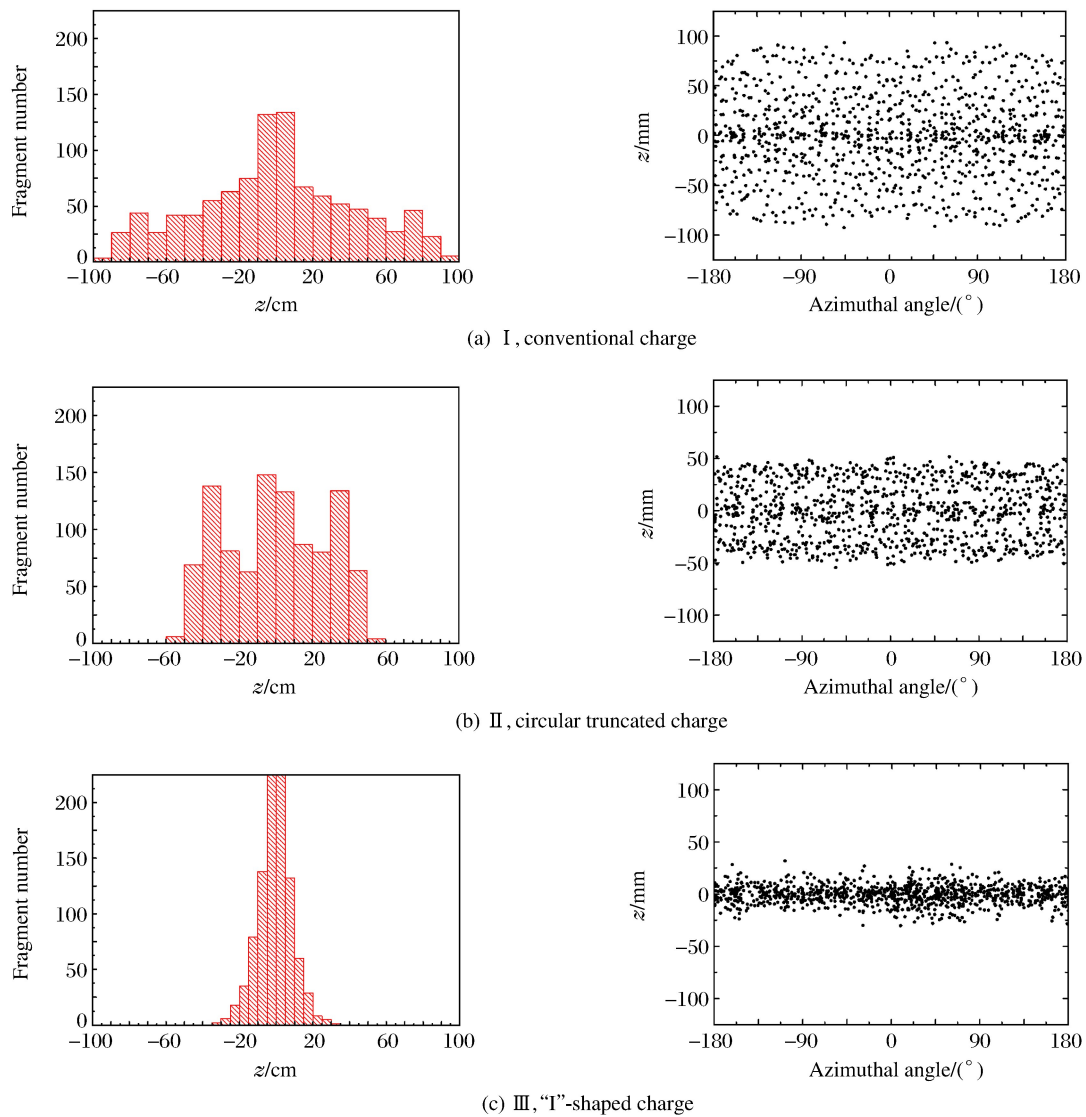


图 4 不同装药结构战斗部在 3.5 m 远处靶板上的破片分布

Fig. 4 Distribution of warhead fragments with different charge structures on the 3.5 m-away target

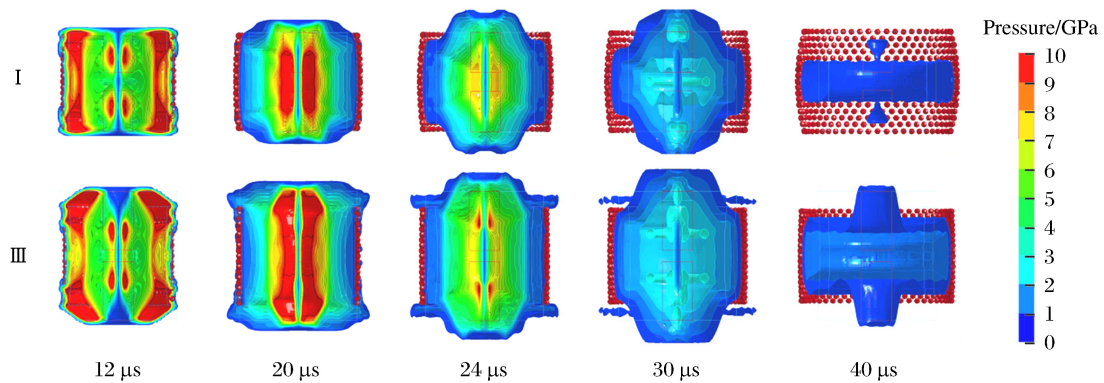


图 5 I 型和 III 型装药结构在爆炸过程中的压力等值面变化

Fig. 5 Isoface of pressure in type I and type III charges

3.2 不同圆台高度战斗部的破片飞散特性

为了研究Ⅲ型——“工”字形装药结构的圆台高度对破片飞散的影响,为聚焦型壳体选取 16、20、25 和 32 mm 4 种不同高度的圆台结构,对战斗部破片飞散特性进行仿真,得到破片在 3.5 m 远处靶板上的轴向分布,如图 6 所示。图 6 中每个点的数据表示以该点为中心、宽 5 cm 区间内的破片数,对破片数量进行高斯拟合,得到不同圆台高度下战斗部破片分布的拟合曲线。

由图 6 的拟合曲线可知,4 种圆台高度下,战斗部破片在轴向上的分布均较为集中,但具体分布不同。16 mm 圆台战斗部的破片分布相对分散,在 $(-25\text{ cm}, 25\text{ cm})$ 区间内有 85.19% 的破片;随着圆台高度的增加,破片分布越来越集中,20 和 25 mm 圆台战斗部在 $(-15\text{ cm}, 15\text{ cm})$ 区间内的破片数分别达到总数的 89.66% 和 87.01%;当圆台高度为 32 mm 时,破片分布的集中程度反而下降。观察高斯拟合曲线发现,20 和 25 mm 圆台战斗部的破片聚焦效果最好,其中 25 mm 圆台战斗部更好,但优势并不大。综合聚焦效果和战斗部有效长度两方面因素,确定Ⅲ型战斗部的合理圆台高度为 20 mm。

取 4 种战斗部壳体母线上的一系列破片,记录它们在 $2000\text{ }\mu\text{s}$ 内的飞散轨迹,如图 7 所示。图 7(a) 中,几乎所有破片在轴向上都呈发散状向外飞散,因此破片在靶板上的分布较为分散;图 7(b) 和图 7(c) 中,大部分破片平行向外飞散,另一部分则向内汇聚飞散,故破片在靶板上分布很集中;在图 7(d) 中,几乎所有破片都向内汇聚飞散,但由于汇聚点在靶板之前,破片汇聚后又呈发散状继续飞散,因此破片在靶板上的汇聚效果反而不如 20 和 25 mm 圆台战斗部。由此可见,即使再增加圆台高度,破片在靶板上的分布也不会更集中,反而会更分散。

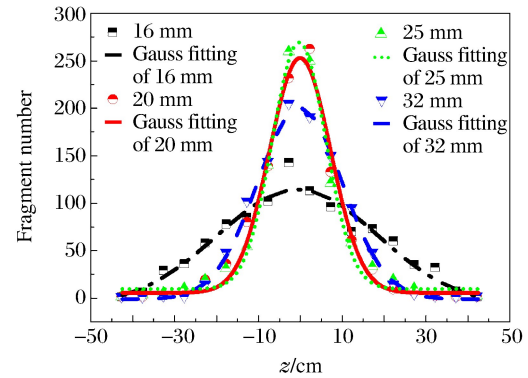


图 6 不同圆台高度战斗部在 3.5 m 远处靶板上的破片分布统计

Fig. 6 Distribution of fragments on the 3.5 m-away target with different platform heights

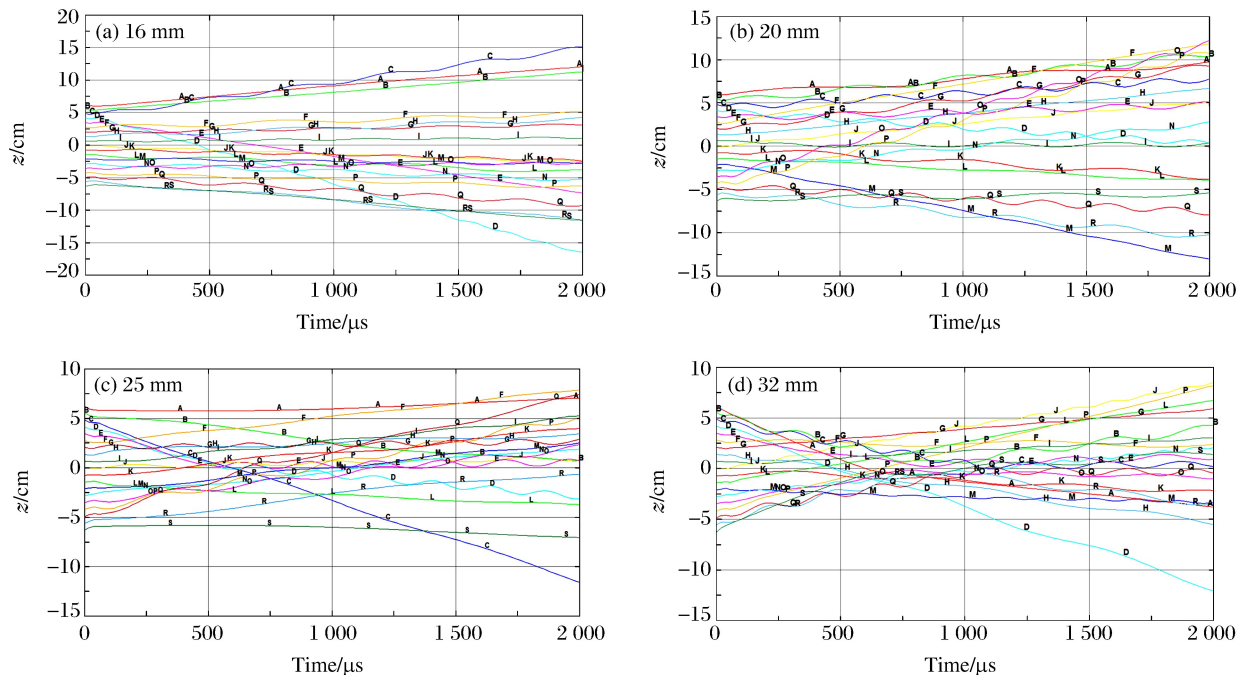


图 7 不同圆台高度战斗部的破片飞散轨迹(A~S 表示不同节点)

Fig. 7 Trace of fragments with different platform heights (Different nodes represented by A-S)

3.3 不同母线曲率战斗部的破片飞散特性

选取Ⅲ型战斗部装药结构,圆台高度定为 20 mm,对表 1 中不同曲率半径的 1[#]、2[#] 和 3[#] 壳体进行仿真,破片在 3.5 m 远处靶上的轴向分布如图 8 所示,其中每个数据点表示以该点为中心、宽 2.5 cm 区间内的破片数量。观察破片分布的高斯拟合曲线可知,聚焦式、平行式和发散式战斗部的破片集中程度依次减小,证明通过设计壳体曲线控制破片飞散是可行的。定义破片轴向分布的目标区域为该类型战斗部设计时要求破片落向的区域,不同战斗部在目标区域内的破片分布情况列于表 3。1[#]、2[#] 和 3[#] 战斗部在目标区域内的破片数分别达到了总破片数的 25.64%、44.40% 和 59.22%,分布是普通圆柱形战斗部在相应区域内的破片数百分比的 2.44、2.23 和 1.48 倍,且破片在目标区域内分布较为均匀,说明通过 Shapiro 公式对壳体进行曲线设计从而控制破片飞散的方法切实有效。以上结果表明,在不改变战斗部大小的情况下,通过设计壳体母线曲率,可以实现战斗部在目标区域内的破片数增益,从而达到高效毁伤的目的。

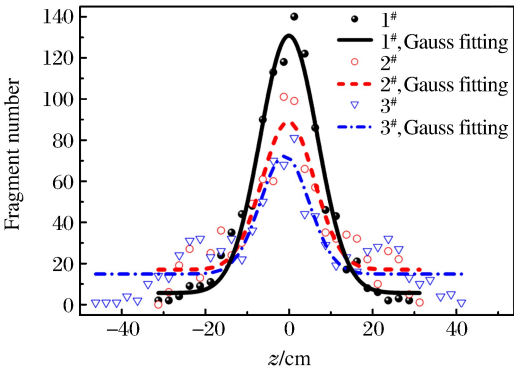


图 8 不同壳体母线的战斗部在 3.5 m 远靶板上的破片分布

Fig. 8 Distribution of fragments on the 3.5 m-away target with different generatrixes

表 3 目标区域内破片统计

Table 3 Fragments in specific target area

No.	Area/cm	Fragment number	Percent/%	Gain
1 [#]	(-2.5,2.5)	258	25.64	1.44
2 [#]	(-6.5,6.5)	396	44.40	1.23
3 [#]	(-15.0,15.0)	517	59.22	0.48

4 结 论

- (1) 基于 Shapiro 公式设计了实现破片不同程度聚焦的战斗部壳体曲线,并利用 LS-DYNA 计算了破片飞散特性,验证了战斗部壳体曲线设计的合理性。
- (2) 研究了战斗部装药结构对破片飞散结果的影响,提出“工”字形圆台装药结构,并对其进行仿真验证,确定了“工”字形圆台的合理高度为 20 mm。
- (3) 当“工”字形圆台的高度为 20 mm 时,聚焦式、平行式和发散式 3 种不同聚焦程度的战斗部壳体型面均能使破片在各自目标区域内的破片数量实现较大增益,分别达到了 1.44、1.23 和 0.48。

参考文献:

[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,2009:112-129.

[2] ZUKAS J A, WALTERS W P. Explosive effects and applications [M]. Springer,2002.

[3] 孙学清,张国伟,杨陕平. 定向战斗部破片飞散方向控制技术研究 [J]. 弹箭与制导学报,2008,28(1):102-104.

SUN X Q, ZHANG G W, YANG S P. Study on fragments dispersing direction control of directional warhead [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2008, 28(1): 102-104.

[4] TAYLOR G I. Analysis of the explosion of a long cylindrical bomb detonated at one end [M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1963: 277-286.

- [5] 隋树元,王树山. 终点效应学 [M]. 北京:国防工业出版社,2000.
- [6] HELD M. Velocity enhanced warheads [J]. Journal of Explosives and Propellants,2001,17(2):1-12.
- [7] 李晋庆,胡焕性. 聚焦型破片杀伤战斗部聚焦曲线的工程设计 [J]. 兵工学报,2004,25(5):529-531.
LI J Q,HU H X. Engineering design of the focus curve of a fragmentation damaging warhead [J]. Acta Armamentarii,2004,25(5):529-531.
- [8] 李晋庆,胡焕性. 不同起爆方式对聚焦型战斗部聚焦性能影响的试验研究 [J]. 弹箭与制导学报,2004,24(1):43-45.
LI J Q,HU H X. Experimental investigation on focus warhead by different ignition methods [J]. Journal of Projectiles,Rockets, Missiles and Guidance,2004,24(1):43-45.
- [9] 黄广炎,冯顺山,刘沛涛. 基于战斗部微圆柱分析的破片飞散特性研究 [J]. 兵工学报,2010(增1):215-218.
HUANG G Y,FENG S S,LIU P T. Research on dispersion characteristic of fragment based on micro-column analysis for warhead [J]. Acta armamentarii,2010(Suppl 1):215-218.
- [10] HUANG G Y,FENG S S,WANG F, et al. An optical design theory for focused fragmentation warhead [J]. Defence Science Journal,2012,62(4):205-211.
- [11] CHEN W,LI X,LU F, et al. Parallel control to fragments of a cylindrical structure driven by explosive inside [J]. Mathematical Problems in Engineering,2015(2):1-13.
- [12] 龚柏林. 爆炸式可变形战斗部的关键技术研究 [D]. 长沙:国防科学技术大学,2011.
- [13] BUITRAGO L B,SANTIUSTS C,SÁNCHEZ-SÁEZ S, et al. Modelling of composite sandwich structures with honeycomb core subjected to high-velocity impact [J]. Composite Structure,2010,9(2):2090-2096.
- [14] 胡玉涛. 典型常规战斗部毁伤评估快速算法研究 [D]. 长沙:国防科学技术大学,2013.

Axial Dispersion Control of Focusing Fragment Warhead

ZHANG Shaoxing,LI Xiangyu,DING Liangliang,
ZHANG Zhenyu,LU Fangyun

(College of Science,National University of Defense Technology,
Changsha 410073,China)

Abstract: To improve the axial lethality of focusing fragment warhead, we carried out a research on the axial dispersing characteristics of prefabricated fragments. Based on the Shapiro formula theory, we designed the shell and improved the charge structure of warhead, and simulated its explosion process using the LS-DYNA software and ALE algorithm. Considering the axial distribution of fragments on the target, we analyzed the relationship between the charge structure, the shell curvature and the dispersing characteristics of fragments. The results indicate that the scattering of the fragments can be controlled effectively by deferring the curvature of the shell and using the “I”-shaped charge structure. Our work has been proved to benefit researches on the control and application of the fragments scattering of warhead.

Keywords: axial focusing warhead; shell design; charge structure; fragments scattering

破片式战斗部空中爆炸下冲击波与破片的耦合作用^{*}

陈长海, 侯海量, 朱 锡, 胡年明, 李 典

(海军工程大学舰船工程系, 湖北 武汉 430033)

摘要:为探讨破片式战斗部空中爆炸下冲击波与破片的耦合作用机制, 通过分析冲击波和破片在空气中的运动规律, 在考虑壳体对冲击波强度的影响下, 建立了冲击波与破片耦合作用区间的理论计算模型, 并采用相关文献试验结果进行了对比。在此基础上, 结合实例讨论了耦合作用区间随各影响因素的变化规律。结果表明, 战斗部装填系数、装药爆速、壳体厚度以及能量分配对耦合作用区间的影响较大, 而装药爆热、破片质量及破片形状对耦合作用区间的影响较小; 随着装填系数、装药爆热和爆速、破片质量及冲击波能量与破片动能的比值的增大, 耦合作用区间均减小; 而随着壳体厚度和破片形状不规则度的提高, 耦合作用区间增大。

关键词:破片式战斗部; 空爆冲击波; 高速破片; 耦合作用区间

中图分类号: O382.1

文献标识码: A

破片式战斗部空中爆炸下会同时产生冲击波和高速破片。战斗部近距空爆情形下, 冲击波与高速破片会存在耦合作用, 此时不能简单地将两种毁伤载荷分开考虑。对于战斗部空爆的毁伤问题, 早期的研究思路主要是将其解耦成冲击波对结构的破坏^[1]和高速破片的穿甲破坏^[2]两个问题进行考虑。随着研究的不断深入, 人们逐渐认识到战斗部近距空爆情形下, 冲击波与破片存在耦合效应, 该耦合效应的存在会使结构的破坏效果较单一冲击波或高速破片单独作用时严重得多^[3-6]。因此, 战斗部空中爆炸下冲击波与高速破片的耦合作用问题成为近些年来防护领域研究的热点和难点, 而如何找出冲击波与破片的耦合作用区间则是耦合作用研究的一个重要内容。

现代半穿甲反舰导弹战斗部主要通过侵入舰艇舷侧内部后的近距空爆, 形成冲击波和大量的破片, 耦合作用于舰艇结构, 从而造成更严重的破坏。通过研究冲击波与破片的耦合作用区间可以较准确地得出冲击波与破片的耦合作用区间大小, 从而尽量避免舰艇防护结构遭受耦合作用毁伤, 最大限度地发挥防护结构的防护效能。因此, 冲击波与破片耦合作用区间的研究对于舰艇水上防护结构的设计具有重要意义。对于战斗部空中爆炸下冲击波与破片的先后作用问题, 近些年来, 研究者通过实验^[6-7]或数值仿真^[5,8-9]进行了一些探讨, 同时也开展了一定的理论分析^[10-11]。然而, 对于战斗部空中爆炸下冲击波与破片耦合作用区间问题的研究, 目前尚未见报道。

本研究通过推导冲击波和破片在空气中的运动规律, 在考虑壳体对冲击波强度的影响下, 建立破片式战斗部空中爆炸下冲击波与破片耦合作用区间的理论计算模型, 并进行实例分析。在此基础上, 讨论战斗部装填系数和装药类型等因素对冲击波与破片耦合作用区间大小的影响规律, 明确耦合作用区间的主要影响因素以及耦合作用区间随各因素的变化规律。

^{*} 收稿日期: 2017-09-16; 修回日期: 2017-11-06

基金项目: 国家自然科学基金(51409253, 51479204)

作者简介: 陈长海(1985—), 男, 博士, 讲师, 主要从事舰船结构毁伤力学研究。

E-mail: chenchanghai0746@163.com

1 空爆冲击波的传播规律分析

战斗部装药在空气中爆炸时,将形成空爆冲击波。空爆冲击波在空气中传播时压力不断衰减,峰值超压 Δp_m 随传播距离的变化关系满足^[12]

$$\Delta p_m(\bar{r}) = \begin{cases} \frac{0.000\ 625}{\bar{r}^4} - \frac{0.035\ 7}{\bar{r}^3} + \frac{0.554\ 0}{\bar{r}^2} + \frac{1.407\ 2}{\bar{r}} & 0.05 \leq \bar{r} \leq 0.50 \\ \frac{0.431}{\bar{r}^3} + \frac{0.301}{\bar{r}^2} + \frac{0.067}{\bar{r}} & 0.50 < \bar{r} \leq 70.9 \end{cases} \quad (1)$$

式中: $\bar{r} = R/\sqrt[3]{\omega}$ 为比例爆距,其中 R 为离爆炸中心的距离(m), ω 为战斗部等效 TNT 装药量(kg)。

距离爆心 R 处,空爆冲击波的正压作用时间 t_+ 为^[12]

$$t_+ = 1.35 \times 10^{-3} \sqrt[6]{\omega} \sqrt{R} \quad (2)$$

冲击波在空气中的传播速度与其超压有关。根据冲击波的基本关系可得,空爆冲击波波阵面的传播速度 v_s (m/s) 与峰值超压 Δp_m (MPa) 之间的近似关系式为^[12]

$$v_s = 340 \sqrt{1 + 8.3 \Delta p_m(\bar{r})} \quad (3)$$

虽然通过积分或对时间进行迭代的计算方法可以获得空爆冲击波波阵面传播距离与时间的关系,但该方法计算过程较为复杂。因此,本研究首先采用幂函数拟合得到空爆冲击波波阵面传播速度与比例爆距的关系,然后通过积分转换得到传播距离与时间的关系式。

采用幂函数拟合所得空爆冲击波波阵面传播速度 v_s 与比例爆距 \bar{r} 的关系(如图1所示)

$$v_s = 1\ 195.07 \bar{r}^{-0.76} \quad (4)$$

将比例爆距的表达式代入(4)式,即可得到空爆冲击波波阵面传播速度 v_s 与传播距离 R_s 的关系

$$v_s = 1\ 195.07 \omega^{0.25} R_s^{-0.76} \quad (5)$$

然后,对(5)式进行积分,整理得到空爆冲击波波阵面的传播距离 R_s 与时间 t_s 的关系

$$R_s = (2\ 103.32 \omega^{0.25} t_s)^{1/1.76} \quad (6)$$

2 破片在空气中的运动规律分析

对于一般的柱形战斗部,其爆炸产生的破片初速 v_{f0} 可近似由格尼公式计算得到^[13]

$$v_{f0} = \sqrt{2E} \left(\frac{\beta}{1 + 0.5\beta} \right)^{1/2} \quad (7)$$

式中: $\sqrt{2E}$ 为格尼常数, β 为战斗部的装填系数。

破片在空气中飞行时水平方向主要受到空气阻力的影响。假设破片的水平飞行弹道为直线,忽略空气升力和自身重力的影响,只考虑空气阻力作用,则其运动方程为

$$m_f \frac{dv}{dt} = -\frac{1}{2} c_f \rho_0 \bar{A} v^2 \quad (8)$$

式中: v 为破片的瞬时速度, m_f 为战斗部破片设计质量, c_f 为破片飞行的空气阻力系数, \bar{A} 为破片的平均迎风面积。对(8)式积分得到破片飞行速度 v_f 与飞行时间 t_f 的关系式

$$v_f = \frac{v_{f0}}{1 + c_f \rho_0 \bar{A} v_{f0} t_f / (2m_f)} \quad (9)$$

进一步积分得到破片飞行距离 R_f 与飞行时间 t_f 的关系式

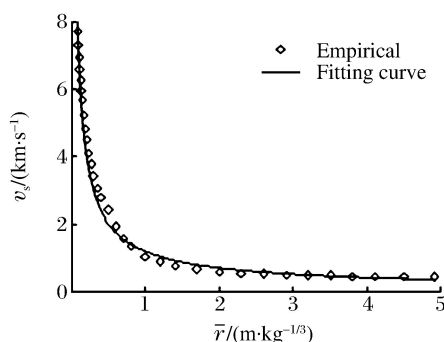


图1 空爆冲击波波阵面传播速度与比例爆距的关系
Fig. 1 Relation between scaled stand-off distance and propagation velocity of air-blast wave front

$$R_f = \frac{2m_f}{c_f \rho_0 A} \ln \left(1 + \frac{c_f \rho_0 \bar{A} v_{f0}}{2m_f} t_f \right) \quad (10)$$

在空气中飞行时,破片的平均迎风面积与其质量存在如下近似关系^[13]

$$\bar{A} = \alpha m_f^{2/3} \quad (11)$$

式中: α 为破片的形状系数。将(11)式代入(10)式整理后得到

$$R_f = \frac{2m_f^{1/3}}{\alpha c_f \rho_0} \ln \left(1 + \frac{\alpha c_f \rho_0 v_{f0}}{2m_f^{1/3}} t_f \right) \quad (12)$$

通过转换可得破片飞行时间 t_f 与飞行距离 R_f 的关系式

$$t_f = \frac{2m_f^{1/3}}{\alpha c_f \rho_0 v_{f0}} \left[\exp \left(\frac{\alpha c_f \rho_0}{2m_f^{1/3}} R_f \right) - 1 \right] \quad (13)$$

3 壳体对冲击波强度的影响分析

战斗部爆炸形成冲击波和高速破片的过程中,装药的总内能主要转化为初始冲击波能 E_0 、爆轰气体的动能 E_1 和势能 E_2 以及破片总动能 E_{fk} 。由于壳体变形及破裂耗能占比很小且可忽略,因而有

$$m_e Q_v = E_0 + E_1 + E_2 + E_{fk} \quad (14)$$

式中: m_e 和 Q_v 分别为战斗部装药质量和爆热。

破片形成及随后的加速过程中,爆轰气体的动能和势能最终都将转化为冲击波的能量^[14-15],即空气冲击波的总能量 $E_{st} = E_0 + E_1 + E_2$,根据(14)式可以得到

$$E_{st} = E_0 + E_1 + E_2 = m_e Q_v - E_{fk} \quad (15)$$

将破片总动能 $E_{fk} = m_{ft} v_{f0}^2 / 2$ 代入(15)式整理得到

$$E_{st} = m_e Q_v - \frac{1}{2} m_{ft} v_{f0}^2 = m_e Q_v \left(1 - \frac{m_{ft} v_{f0}^2}{2m_e Q_v} \right) \quad (16)$$

式中: m_{ft} 为破片的总质量。令 $\eta = 1 - m_{ft} v_{f0}^2 / (2m_e Q_v)$,则战斗部形成空气冲击波的装药即等效裸装药量为 $\eta \omega$ 。因此,考虑壳体对战斗部爆炸形成空气冲击波的影响,(5)式和(6)式修正为

$$v_s = 1195.07 (\eta \omega)^{0.25} R_s^{-0.76} \quad (17)$$

$$R_s = [2103.32 (\eta \omega)^{0.25} t_s]^{1/1.76} \quad (18)$$

4 战斗部极限膨胀半径计算

破片式战斗部爆炸形成高速破片的过程是爆轰气体对壳体膨胀做功并使破片加速的过程。战斗部爆炸过程中,壳体膨胀破裂形成破片。随后,破片被加速直至爆轰气体膨胀速度小于破片速度。此时,壳体膨胀半径称为战斗部的极限膨胀半径。忽略绕流效应,爆轰气体对破片的做功 W_f 为

$$W_f = \int_{r_0}^{R_0} p_i A_f dr \quad (19)$$

式中: R_0 为破片加速过程结束时壳体膨胀半径即战斗部的极限膨胀半径, r_0 为战斗部壳体的初始半径, A_f 为破片的面积, p_i 为爆轰气体的瞬时压力。由爆轰气体的状态方程可得^[12]

$$p_i = \begin{cases} p_0 (r_0/r)^6 & p > 200 \text{ MPa} \\ p_0 (r_0/r_k)^6 (r_k/r)^{2.8} & p \leq 200 \text{ MPa} \end{cases} \quad (20)$$

式中: $p_0 = \rho_e D_e^2 / 8$ 为初始压力,其中 ρ_e 和 D_e 分别为装药密度和爆速; $r_k = r_0 [p_0 / (2 \times 10^8)]^{1/6}$ 。

由于常规破片式战斗部爆炸时的 p_0 值远大于 200 MPa,因而根据能量守恒原理,结合破片动能的表达式 $\rho_f A_f h_f v^2 / 2$ 并联立(19)式可得,破片加速过程结束时刻有 ($p > 2 \times 10^8 \text{ Pa}$)

$$\frac{1}{2} \rho_f h_f v^2 = \frac{1}{5} P_0 r_0 \left[1 - \left(\frac{r_0}{R_0} \right)^5 \right] \quad (21)$$

式中: v 为破片瞬时速度, ρ_f 和 h_f 分别为战斗部的材料密度和壳体厚度。

忽略绕流效应引起的能量损失,有

$$v = \sqrt{7p_0/\rho_e} (r_0/R_0)^2 \quad (22)$$

将(22)式代入(21)式整理得到

$$R_0^5 - \frac{35\rho_i h_i}{2\rho_e} r_0^3 R_0 - r_0^5 = 0 \quad (23)$$

求解(23)式可得战斗部的极限膨胀半径 R_0 , 由于(23)式为超越方程, 因此需要采用数值方法求解。

5 耦合作用区间的计算

破片式战斗部空中爆炸下, 初始冲击波速远大于破片初速, 冲击波运动在破片之前。然而, 由于冲击波的速度衰减很快, 破片会追赶上冲击波。因此, 存在破片与冲击波的追赶相遇问题。要得到冲击波与破片的耦合作用区间, 需要先求出破片追赶上冲击波波阵面的距离及相应的时间。

将(18)式进行转化得到

$$t_s = 4.75 \times 10^{-4} (\eta\omega)^{-0.25} R_s^{1.76} \quad (24)$$

令 $R_s = R_f = R_m$, 且 $t_s = t_f = t_m$, 联立(24)式和(13)式可得

$$4.75 \times 10^{-4} (\eta\omega)^{-0.25} R_m^{1.76} = \frac{2m_i^{1/3}}{c_f \rho_0 \alpha v_{f0}} \left[\exp\left(\frac{c_f \rho_0 \alpha}{2m_i^{1/3}} R_m\right) - 1 \right] \quad (25)$$

求解(25)式即可得到破片追赶上冲击波波阵面的距离 R_m 。将 R_m 代入(24)式或(13)式, 即可得到破片追赶上冲击波波阵面的时间 t_m 。由于(25)式为超越方程, 需通过数值方法求解。

当破片追赶上冲击波波阵面后, 破片运动在冲击波之前, 破片先作用于结构。此时, 冲击波与破片的耦合作用与结构自身振动周期 T 有关。由于破片穿甲舰艇防护结构的时间远小于结构自身的振动周期^[16], 因此可以近似认为, 若在结构振动 $T/4$ 时间内, 冲击波能够到达, 则该距离内破片作用后冲击波作用时仍会产生耦合作用效应。根据冲击波的传播规律可得, 破片追赶上冲击波后的 $T/4$ 时间内, 冲击波波阵面传播的距离为

$$R_{T/4} = R_s(t_m + T/4) - R_s(t_m) \quad (26)$$

耦合作用的最大距离 R_{cmax} 为

$$R_{\text{cmax}} = R_0 + R_m + R_{T/4} \quad (27)$$

综合上述讨论可知, 破片式战斗部空中爆炸下, 冲击波与破片的耦合作用区间为 (R_0, R_{cmax}) 。

6 算例分析及讨论

采用文献[17]中某自然破片战斗部空中爆炸下的试验结果对上述理论计算模型进行验证。设破片战斗部 TNT 炸药当量为 34.93 kg, 其他相关参数设置如下: $m_i = 0.37 \text{ kg}$, $\rho_0 = 1.25 \text{ kg/m}^3$, $c_f = 0.3$, $\bar{A} = 19.72 \text{ cm}^2$ 。试验得出, 当破片初始速度为 887 m/s 时, 冲击波与破片相遇的距离 $(R_0 + R_m)$ 约为 10.2 m; 另一方面, 通过理论模型计算得到冲击波与破片相遇的距离约为 9.84 m, 与试验结果的相对误差为 -3.5%, 说明了理论计算模型的合理性和准确性。

进一步以某典型自然破片式导弹战斗部为例, 对空爆冲击波和高速破片耦合作用区间的影响因素进行分析。设战斗部的总质量为 230 kg, 柱形装药直径为 374.4 mm, 装药质量为 89.1 kg, 装药密度为 1.717 g/cm^3 ; 装药类型为 B 类混合装药, 其格尼常数 $\sqrt{2E} = 2682 \text{ m/s}$, 爆热 $Q_{\text{vB}} = 4969 \text{ J/g}$, TNT 的爆热 $Q_{\text{vTNT}} = 4225 \text{ J/g}$; 空气密度为 1.23 kg/m^3 , 壳体材料密度为 7.8 g/cm^3 ; 破片设计质量取为战斗部平均破片设计质量(质量覆盖率 0.95), 形状取为不规则矩形体(或菱形体), 破片阻力系数 $c_f = 1.5$, 形状系数 $\alpha = 4.42 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{kg}^{2/3}$; 舰艇防护结构的自身振动周期 $T = 10 \text{ ms}$ 。

通过计算得到, 该战斗部空中爆炸下冲击波与破片的耦合作用区间为 $(0.327 \text{ m}, 7.376 \text{ m})$ 。破片追赶上冲击波波阵面的时间为 2.70 ms, 相应的追赶距离为 4.863 m。由(2)式可得, 冲击波在 4.863 m 处的正压作用时间为 7.00 ms, 即破片追赶上冲击波的时间在其正压作用时间范围内, 说明破片追赶上

冲击波的距离计算结果是合理的。而在 7.376 m 处,冲击波的正压作用时间为 8.6 ms,大于冲击波被破片超过后到达结构的时间 $T/4$ 。由此可见,理论计算得到的耦合作用区间是合理的。

图 2 为上面算例中冲击波传播距离和破片飞行距离随时间的变化情况。由图 2 可知,当 $t < t_m$ 时,冲击波波阵面运动在破片之前;当 $t = t_m$ 时刻,两者相遇;而当 $t > t_m$ 时,破片超过冲击波并运动在冲击波之前。在 $0 < t < t_m + T/4$ 时间段内(对应的区间为 $R_0 < R < R_{cmax}$),冲击波与破片作用于结构时均存在耦合效应。换言之,若结构离战斗部爆心的距离处于 (R_0, R_{cmax}) 区间内,则结构会受到冲击波与破片的耦合作用毁伤。令 $R_{cr} = R_0 + R_m$,根据结构是否受到冲击波与破片的耦合作用,将整个距离空间分为 4 个区间。(1) $r_0 < R \leq R_0$:战斗部壳体膨胀破裂即冲击波和破片的形成区间,两者向外运动的共同起点;(2) $R_0 < R \leq R_{cr}$:冲击波运动在破片之前,冲击波先作用于结构,存在耦合作用效应;(3) $R_{cr} < R \leq R_{cmax}$:破片运动在冲击波之前,破片先作用于结构,存在耦合作用效应;(4) $R > R_{cmax}$:破片始终运动在冲击波之前,可不考虑耦合作用效应,进行解耦处理。

通过算例分析可知,理论模型是合理的。(1)若不考虑壳体对冲击波强度的影响,则 R_{cmax} 计算值为 7.870 m,与考虑壳体影响时的计算结果相差 6.7%。由此可见,不考虑壳体对冲击波强度的影响下,耦合作用区间稍大。这主要是由于不考虑壳体影响情形下冲击波的压力更大,冲击波传播速度更快。由于冲击波后期的压力衰减很快,传播速度较慢,因而耦合作用区间增加不大。(2)破片大小和形状对其速度衰减有一定影响,因而对耦合作用区间大小也有一定的影响。由于质量大且形状规则的破片速度衰减相对较慢,耦合作用区间相对偏小,因此采用理论模型计算得到的耦合作用区间对于大质量破片而言是比较可靠的。(3)从壳体对冲击波强度的影响来看,壳体膨胀形成破片的确减小了形成冲击波的等效药量,降低了冲击波的压力和冲量。但是,从总冲量来看,冲击波的冲量和破片群的等效冲量之和大于不考虑壳体影响下的冲击波总冲量。

7 耦合作用区间的影响因素分析

战斗部空中爆炸下冲击波与破片的耦合作用区间大小主要与冲击波的传播速度和破片运动速度有关,而决定这两个速度大小的直接因素则是战斗部的结构,包括装填系数、壳体性质(主要表现为爆炸形成破片质量的不同)、装药类型等。因此,通过对影响冲击波与破片耦合作用区间大小的因素进行分析,可以揭示各影响因素对耦合作用区间的影响规律,为战斗部设计提供参考。

7.1 装填系数的影响

保持战斗部壳体的总质量和直径不变,通过改变装药量得到装填系数 β 对耦合作用区间 R_{cmax} 的影响规律,如图 3 所示。由图 3 可知,随着战斗部装填系数的增大,空爆冲击波与破片的耦合作用区间不断减小,主要原因如下:装填系数增大时,破片初速提高,此时,破片能够在更短的距离内追赶上冲击

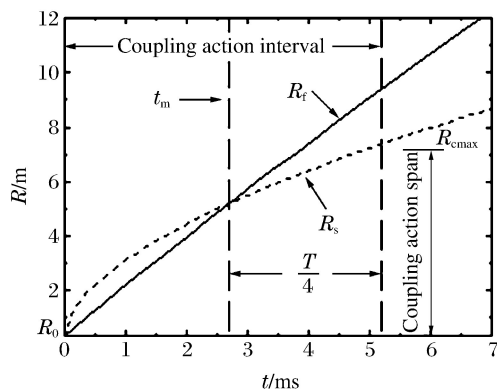


图 2 传播距离随时间的变化

Fig. 2 Propagation distances versus time

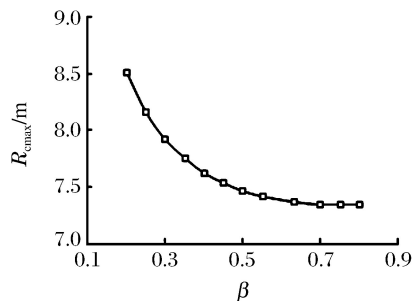


图 3 装填系数对耦合作用区间大小的影响

Fig. 3 Influence of loading coefficient on coupling action spans

波波阵面并更早地作用于结构,使得冲击波传播至结构表面及产生耦合作用的时长变短,导致耦合作用区间减小。虽然冲击波传播速度也随着装填系数的增大而增大,但是,由于破片速度的衰减速度远小于冲击波速度的衰减速度,因此破片初速成为决定耦合作用区间大小的主要内在因素。

7.2 装药类型的影响

战斗部装药类型的差异主要体现在装药爆热及爆速上,以下分别对战斗部装药爆热和爆速对耦合作用区间的影响进行分析。首先令装药的爆速及其他参数不变,爆热不断增大,得到耦合作用区间 R_{cmax} 随爆热 Q_v 的变化如图4所示。由图4可知,耦合作用区间随着装药爆热的增大而减小,但是减小程度较小,即装药爆热对耦合作用区间的影响较小。主要原因如下:一方面,战斗部装药爆热的增大使其等效 TNT 当量增大,提高了装填系数,使破片的初速提高,能够更快追赶上冲击波波阵面(参考图4中 R_m 随爆热的变化);另一方面,装药爆热的增加也使冲击波的传播速度增大,冲击波被破片追赶上以后 $T/4$ 时间内传播的距离增大,抵消了一部分由于 R_m 减小所引起的耦合作用区间减小的影响。

由于装药爆速与格尼常数直接相关,因此装药爆速对耦合作用区间的影响不同于装药爆热。保持战斗部装药爆热和其他参数不变,改变装药爆速,得到耦合作用区间 R_{cmax} 随装药爆速 D_e 的变化规律如图5所示。从图5中可以看出,随着装药爆速的增加,耦合作用区间近似呈直线下降,说明装药爆速对耦合作用区间的影响很大。一方面,破片初速计算公式中格尼常数与装药爆速有关,且近似呈线性增长关系^[12]。装药爆速越高,格尼常数越大,破片初速越高,破片追赶上冲击波波阵面的距离就越短。另一方面,破片初速的提高会导致产生冲击波的等效裸装药减小,使冲击波的传播速度下降,被破片追赶上后 $T/4$ 时间内传播的距离变短。这两方面的原因导致耦合作用区间随装药爆速的增加而急剧减小。进一步比较图4和图5可知,相对于装药爆热而言,装药爆速对耦合作用区间的影响更大。换言之,冲击波与破片耦合作用区间大小对装药爆速更敏感,受装药爆速的影响更加明显。主要原因在于,装药爆速能更直接、更有效地提高破片初速,而破片初速是决定耦合作用区间的主要内在因素,因而导致装药爆速比装药爆热对耦合作用区间的影响大得多。

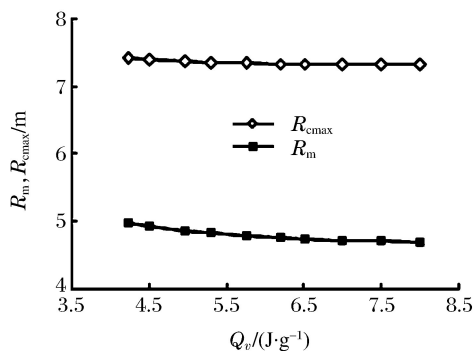


图4 装药爆热对耦合作用区间大小的影响

Fig. 4 Influence of detonation heat on coupling action spans

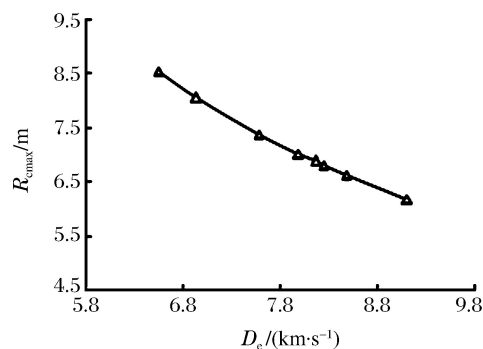


图5 装药爆速对耦合作用区间大小的影响

Fig. 5 Influence of detonation velocity on coupling action spans

7.3 破片质量的影响

战斗部爆炸会产生质量不同的高速破片,不同质量的高速破片在空气中的速度衰减快慢有所差异。在保持破片初速及形状相同的情况下,改变单枚破片质量得到冲击波与破片耦合作用区间的影响规律,如图6所示。由图6可以看出,耦合作用区间 R_{cmax} 随破片质量的增大而有所减小,但减小幅度很小。这说明破片质量对耦合作用区间大小有一定影响,但影响程度很小。主要原因在于:一方面,破片本身在空气中的速度衰减效应较弱,另一方面,破片追赶上冲击波波阵面的时间较短,因此大质量破片与小质量破片的速度衰减差别不大,尽管大质量破片的速度衰减慢于小质量破片。由于破片初速和形状相同,不同质量破片的速度衰减又差别不大,而破片初速是决定耦合作用区间的主要内在因素,因此破片质量对耦合作用区间的影响很小。

7.4 破片形状的影响

不同形状的破片在空气中的速度衰减也存在差异。保持破片的初速和质量相同,改变破片的形状,得到冲击波与破片耦合作用区间随破片形状的变化规律,如图 7 所示,Spherical 表示球形破片,Cubic 表示立方体破片,Reg. R(Rh)表示规则矩形体(或菱形体)破片,Irreg. R(Rh)则表示不规则矩形体(或菱形体)破片。由图 7 可知,球形破片、立方体破片、规则和不规则矩形体(或菱形体)破片的耦合作用区间依次增大。主要原因在于,球形、立方体、规则和不规则矩形体(或菱形体)破片的迎风阻力系数和形状系数均依次增大,导致速度衰减效应依次提高,使得追赶上冲击波波阵面的时间及相应距离依次增加,进而导致耦合作用区间 R_{cmax} 依次增大。但是,从图 7 还可以看出,耦合作用区间随破片形状的变化量较小,导致该结果的原因主要有以下两个方面:(1)破片本身在空气中的速度衰减效应较弱,(2)破片追赶上冲击波波阵面的时间较短。

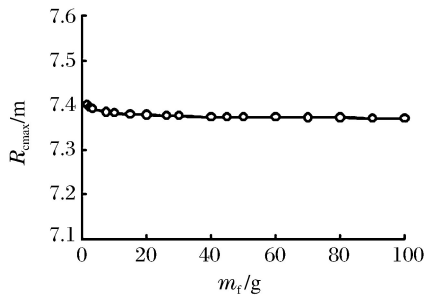


图 6 破片质量对耦合作用区间大小的影响

Fig. 6 Influence of fragment mass on coupling action spans

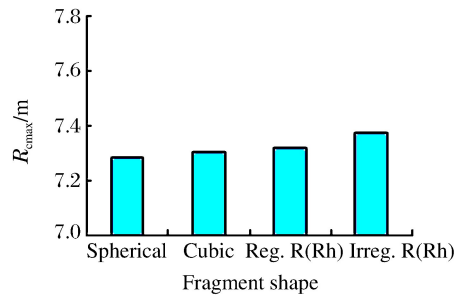


图 7 破片形状对耦合作用区间大小的影响

Fig. 7 Influence of fragment shape on coupling action spans

7.5 壳体厚度的影响

破片式战斗部壳体厚度的不同会导致爆炸形成的单个破片质量有所差异,同时还会对破片初速产生影响。以算例中的典型战斗部为分析对象,在保持装药类型和装药量不变的情况下,通过改变壳体厚度,得到壳体厚度对冲击波与破片耦合作用区间 R_{cmax} 的影响规律,如图 8 所示。

由图 8 可知,随着壳体厚度的增加,耦合作用区间近似呈线性增大,且增大的幅度较大,主要原因是:增加战斗部的壳体厚度相当于减小战斗部的装填系数,使得战斗部爆炸形成的破片初速大大降低。尽管壳体厚度的增加会增大破片的质量,使破片速度衰减变慢,但是由于破片在空气中衰减效应较弱,而破片初速则是决定耦合作用区间大小的主要内在因素,因此,随着壳体厚度的增大,破片初速降低,耦合作用区间明显变大。应该指出的是,在 7.1 节对装填系数的影响分析中,是通过增加战斗部装药量实现装填系数的增大,本节则是通过减小壳体厚度的方式达到装填系数增大的目的。从对耦合作用区间影响的规律来看,这两种方式的效果是一致的。另外还需要指出,虽然耦合作用区间随着壳体厚度的增大而增大,但是,当耦合作用区间增大到一定程度后,冲击波的强度较弱,此时,尽管冲击波与破片在理论上仍存在耦合作用,实际耦合作用却并不大。

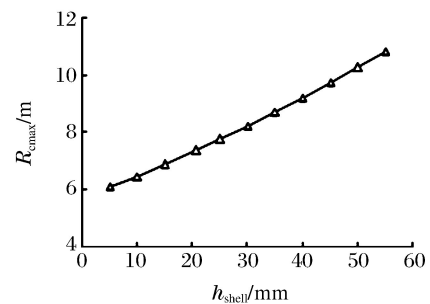


图 8 壳体厚度对耦合作用区间大小的影响

Fig. 8 Influence of shell thickness on coupling action spans

7.6 能量分配的影响

图 9 给出了战斗部爆炸产生的冲击波能与破片动能的能量分配对耦合作用区间的影响规律,其中 E_{st} 为冲击波总能量, E_{fk} 为破片总动能。从图 9 中可以看出,随着冲击波能量与破片动能之比 $E_{\text{st}}/E_{\text{fk}}$ 的

增大,耦合作用区间 R_{cmax} 的值近似以幂指数规律急剧下降。主要原因在于,提高冲击波能量与破片动能的比值必然要增大装药量或减小壳体总质量,这两种方式都会增大战斗部装填系数,导致破片初速明显提高。结合 7.2 节中分析可知,破片初速是决定冲击波与破片耦合作用区间的主要内在因素,因此冲击波能量与破片动能比值的增大会增大破片初速,大大缩短破片追赶上冲击波波阵面所需要的时间及距离,从而明显地减小冲击波与破片耦合作用区间 R_{cmax} 。

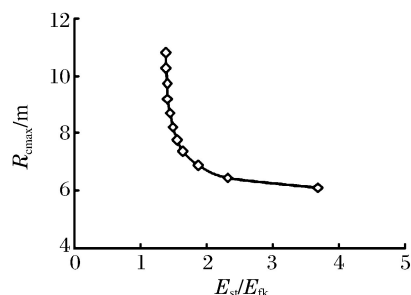


图9 能量分配对耦合作用区间大小的影响

Fig. 9 Influence of energy distribution on coupling action spans

8 结 论

(1) 通过与相关文献试验结果的对比,验证了所建立理论模型的合理性和有效性,因此工程上可以采用该理论模型估算破片式战斗部空中爆炸下冲击波与破片的耦合作用区间。

(2) 战斗部装填系数对耦合作用区间的影响较大,随着装填系数的增大,耦合作用区间相应减小。

(3) 装药爆热对耦合作用区间的影响较小,而装药爆速对耦合作用区间的影响较大;随着两者的增大,耦合作用区间均相应减小。

(4) 破片质量和形状对耦合作用区间的影响均较小,随着破片质量的增大,耦合作用区间相应减小;而随着破片形状不规则度的提高,耦合作用区间相应增大。

(5) 战斗部壳体厚度对耦合作用区间的影响较大,随着壳体厚度的增加,耦合作用区间相应增大。

(6) 战斗部空中爆炸下,形成冲击波的总能量与破片总动能的能量分配对耦合作用区间的影响较大,随着冲击波总能量与破片总动能的能量比的提高,耦合作用区间相应减小。

参考文献:

- [1] 蒋志刚,白志海,严波,等. 金属薄板与加筋板爆炸冲击响应研究进展 [J]. 振动与冲击, 2010, 29(11): 41-46.
JIANG Z G, BAI Z H, YAN B, et al. Advances in study on impact response of thin and stiffened metal plates under blast loading [J]. Journal of Vibration and Shock, 2010, 29(11): 41-46.
- [2] 王晓强,朱锡. 舰船用钢的抗弹道冲击性能研究进展 [J]. 中国造船, 2010, 51(1): 227-236.
WANG X Q, ZHU X. Review on ballistic impact resistance of ship building steel [J]. Shipbuilding of China, 2010, 51(1): 227-236.
- [3] 何翔,庞伟宾,曲建波,等. 防护门在空气冲击波和破片作用下的破坏 [J]. 爆炸与冲击, 2004, 24(5): 475-479.
HE X, PANG W B, QU J B, et al. Protective door damaged by air shock wave and fragment arisen from explosion in prototype tunnel [J]. Explosion and Shock Waves, 2004, 24(5): 475-479.
- [4] 李伟,朱锡,梅志远,等. 战斗部舱内爆炸对舱室结构毁伤的实验研究 [J]. 舰船科学技术, 2009, 31(3): 34-37.
LI W, ZHU X, MEI Z Y, et al. Experimental studies on damage effect of missile warhead on cabin's structure under internal explosion [J]. Ship Science and Technology, 2009, 31(3): 34-37.
- [5] NYSTRÖM U, GYLLTOFT K. Numerical studies of the combined effects of blast and fragment loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(8): 995-1005.
- [6] 张成亮,朱锡,侯海量,等. 爆炸冲击波与高速破片对夹层结构的联合毁伤效应试验研究 [J]. 振动与冲击, 2014, 33(15): 184-188.
ZHANG C L, ZHU X, HOU H L, et al. Tests for combined damage effect of blast waves and high-velocity fragments on composite sandwich plates [J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(15): 184-188.

- [7] 梁为民,张晓忠,梁仕发,等. 结构内爆炸破片与冲击波运动规律试验研究 [J]. 兵工学报,2009,30(增刊 2):223-227.
- LIANG W M,ZHANG X Z,LIANG S F,et al. Experimental research on motion law of fragment and shock wave under the condition of internal explosion [J]. Acta Armamentarii,2009,30(Suppl 2):223-227.
- [8] 刘刚. 破片和冲击波对直升机结构联合作用的数值模拟研究 [D]. 南京:南京理工大学,2013.
- [9] 张媛. 杀爆战斗部对武装直升机的毁伤研究 [D]. 南京:南京理工大学,2013.
- [10] 赵德辉,许金余,张燕. 武器爆炸条件下冲击波与弹片共同作用数值模拟分析 [J]. 西北工业大学学报,2006,24(3):334-337.
- ZHAO D H,XU J Y,ZHANG Y. Velocities and displacements of shrapnel and shock wave during blast [J]. Journal of Northwestern Polytechnical University,2006,24(3):334-337.
- [11] 吕晓聪,许金余,白二雷,等. 弹片与爆炸冲击波耦合作用分析 [J]. 解放军理工大学学报(自然科学版),2007,8(6):640-644.
- LÜ X C,XU J Y,BAI E L,et al. Analysis of coupling between shrapnel and blast shock wave [J]. Journal of PLA University of Science and Technology (Natural Science Edition),2007,8(6):640-644.
- [12] 张守中. 爆炸基本原理 [M]. 北京:国防工业出版社,1988.
- [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.
- [14] 张奇,苗常青,白春华,等. 壳体对爆炸空气冲击波强度的影响[J]. 应用力学学报,2003,20(3):145-147.
- ZHANG Q,MIAO C Q,BAI C H,et al. The influence of shell on blast shock wave intensity [J]. Chinese Journal of Applied Mechanics,2003,20(3):145-147.
- [15] ZHANG Q,MIAO C Q,LIN D C,et al. Relation of fragment with air shock wave intensity for explosion in a shell [J]. International Journal of Impact Engineering,2003,28(1):1129-1141.
- [16] 陈志坚. 舰艇振动学 [M]. 北京:国防工业出版社,2010.
- [17] KELLER J A. Environment from internal detonation of warheads [R]. Engineering Sciences Laboratory,Dener Research Institute,1997.

Coupling Action Spans for Air-Blast Waves and Fragments by Fragmentation Warheads Exploding in Air

CHEN Changhai, HOU Hailiang, ZHU Xi, HU Nianming, LI Dian

(Department of Naval Architecture Engineering, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China)

Abstract: In the present work, to find out the mechanisms of the coupling effect for blast waves and fragments by fragmentation warheads exploding in the air, we developed a theoretical model by analyzing the motion patterns of the blast waves and fragments moving in the air in consideration of the influence of the shell on the intensity of the shock wave. Meanwhile, we carried out an analysis of an actual case and examined the factors that influence the coupling action spans. The results show that the warhead loading coefficients, detonation velocities, shell thicknesses and energy allocations have a great influence on the coupling action spans, whereas the influence of the explosion heats, masses and shapes of the fragments is relatively limited. The coupling action spans decrease with the increase of the loading coefficients, explosion heats and detonation velocities of the explosives, fragment masses and the energy ratio of the shock wave energy to the fragment kinetic energy. However, as the shell thickness gets bigger and the fragment shapes become more abnormal, the coupling action spans become larger.

Keywords: fragmentation warhead; air-blast wave; high-velocity fragment; coupling action span

非金属壳体低附带战斗部实验 与破片飞散分析*

杨世全, 孙传杰, 钱立新, 卫剑锋

(中国工程物理研究院总体工程研究所, 四川 绵阳 621999)

摘要: 为了研究低附带战斗部的非金属破片飞散特性, 结合某低附带杀伤战斗部静爆威力实验, 对战斗部爆炸产生的非金属破片初速以及速度衰减情况进行了分析。基于能量守恒得到了包含壳体结构和材料强度因素的破片初速公式; 基于破片在空气中飞行运动情况的分析, 通过对球形破片阻力公式和等效面积进行修正, 得到了非金属自然破片的速度衰减规律。所得结果较好地解释了战斗部静爆实验中的破片终点效应情况, 亦可为该类战斗部破片毁伤效应评估提供一种分析方法。

关键词: 低附带毁伤战斗部; 非金属破片; 飞行速度; 衰减规律

中图分类号: O355

文献标识码: A

传统战斗部的壳体为金属材料, 爆炸后产生大量金属破片, 并形成大面积杀伤范围。在战斗部破片的远距离飞行以及速度衰减方面, 相关学者很早就开始了研究^[1-4], 并形成了相应分析评估方法。而对于针对反恐和城市作战发展的非金属壳体低附带毁伤战斗部, 目前的研究主要集中在战斗部内低密度球形预制破片以及炸药内金属粉末的飞散分析上^[5-8], 在战斗部爆炸后壳体破片对目标的终点毁伤效应方面, 主要依赖爆轰实验的效应靶毁伤情况分析^[9], 对战斗部的毁伤评估没有一个很好的方法。

为了探索非金属壳体低附带战斗部爆炸后产生的自然破片飞行规律, 为战斗部设计和破片杀伤效应评估提供依据, 本工作结合战斗部静爆实验, 对战斗部爆炸产生的破片初速以及速度衰减情况进行分析, 研究非金属破片飞行速度的衰减规律。

1 低附带杀伤战斗部静爆实验

战斗部为注塑成型的玻璃纤维增强尼龙工程塑料壳体装填高能炸药, 通过高能炸药增强目标近场的杀伤威力, 同时采用尼龙工程塑料壳体, 以减小甚至消除破片的远距离杀伤能力, 其结构如图1所示。

战斗部壳体的整体密度为 $1\,350\text{ kg/m}^3$ 。采用悬吊的方式将战斗部悬挂在防盗门的正中心, 在距爆心 7 m 处的扇形区域布置 9 块 $1.2\text{ m} \times 2.4\text{ m} \times 0.02\text{ m}$ 的木工板作为效应靶, 以统计战斗部破片对目标的打击能力; 在战斗部右侧距爆心 2 m 处布置高速摄影背景靶, 通过高速摄影拍摄战斗部爆炸后经过背景靶的破片飞行情况, 并判读破片进入背景靶时的飞行速度。实验场地布置如图2所示, 其中白色的长方形板为高速摄影背景靶。

图3为实验后通过高速摄影拍摄到的战斗部爆炸产生的典型破片飞散情况, 如圆圈标识所示。通过高速摄影跟踪不同时刻的破片飞散情况, 判读出破片在进入背景靶时(距爆心 2 m)的平均飞行速度约为 600 m/s , 在距爆心 3 m 和 4 m 处的平均飞行速度分别约为 440 m/s 和 320 m/s 。图4给出了实验后战斗部爆炸产生的破片对距爆心 7 m 处效应靶的打击情况, 可见, 仅在效应靶的迎弹面上出现少量轻微的打击痕迹。实验后回收的部分破片如图5所示, 破片质量从 0.30 g 到 4.08 g 不等, 平均质量约为 1.25 g 。

* 收稿日期: 2017-04-27; 修回日期: 2017-05-11

作者简介: 杨世全(1973—), 男, 硕士, 主要从事常规战斗部研制工作. E-mail: yangsq@caep.cn

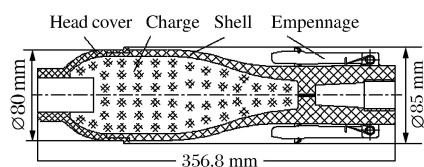


图1 战斗部结构示意图

Fig. 1 Scheme of warhead structure



图2 实验场地布置情况

Fig. 2 Experiment layout

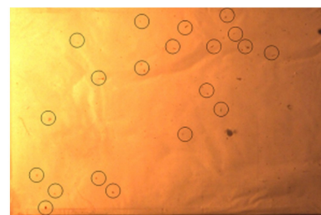


图3 典型破片飞散情况

Fig. 3 Typical fragment flight

实验结果表明,在距爆心 2 m 处破片的平均飞散速度虽然较高,但由于战斗部壳体为注塑成型的低密度工程塑料,爆炸后所产生的破片为细小的塑料碎块,其体积和质量都很小,在飞散过程中速度衰减很快,其动能也较小,不具有远距离打击能力。



图4 实验后的效应靶

Fig. 4 Efficiency target after experiment



图5 实验回收到的部分破片

Fig. 5 Fragments retrieved from experiment

2 破片飞散的理论分析

2.1 破片初速分析

如图 1 所示,战斗部为中间部分圆柱体、两端直径逐渐减小的回转体结构,取单位长度的中间圆柱段为分析对象,同时考虑战斗部壳体结构和材料强度对破片初速的影响。假定战斗部装药的爆轰产物能量转化为驱动战斗部壳体和爆轰产物飞散的动能。对于本研究的战斗部,其爆轰产物的虚拟质量 (m_1) 为装药质量的 1/2,并以与壳体相同的速度运动。壳体和爆轰产物的运动方程^[10]为

$$\left(M + \frac{m}{2}\right) v \frac{dv}{dr} = S(p - p_s) \quad (1)$$

式中: M 和 m 分别为单位长度的战斗部壳体质量和装药质量; v 、 r 分别为某时刻的壳体速度和半径; S 为某时刻战斗部壳体受爆轰产物作用的表面积。设战斗部壳体膨胀前,即对应于初始壳体半径 r_0 的初始表面积为 S_0 ,则有

$$S = S_0 \left(\frac{r}{r_0}\right)^2 \quad (2)$$

p 为某时刻的爆轰产物压力,在爆轰初始阶段,爆轰产物遵守如下膨胀规律

$$p = p_m \left(\frac{r_0}{r}\right)^6 = \frac{\rho_0 D^2}{8} \left(\frac{r_0}{r}\right)^6 \quad (3)$$

式中: ρ_0 和 D 分别为装药密度和装药爆速, p_m 为炸药初始爆轰压力。

p_s 为战斗部壳体所能承受的内压力,其与壳体结构及材料强度的关系^[10]为

$$p_s = h\sigma_b / r_c \quad (4)$$

式中: h 为壳体壁厚, σ_b 为壳体材料的动态强度极限, r_c 为壳体破裂时的半径。

将(2)式~(4)式代入(1)式积分,得到考虑战斗部壳体结构和材料强度的破片初速公式

$$v_0 = \sqrt{\frac{D^2 m}{4(2M+m)} \left[1 - \left(\frac{r_0}{r_c} \right)^4 \right] - \frac{4S_0 h \sigma_b}{2M+m} \left(\frac{r_c}{r_0} - 1 \right)} \quad (5)$$

针对本研究的战斗部:壳体初始内半径 $r_0 = 34 \text{ mm}$, 厚度 $h = 6 \text{ mm}$; 战斗部装药为压装药, 其密度 $\rho_0 = 1830 \text{ kg/m}^3$, 爆速 $D = 7900 \text{ m/s}$ 。壳体材料为注塑成型的玻璃纤维增强尼龙工程塑料, 相比一般的金属材料, 其密度和强度低, 韧性也较差。依据文献[11], 取壳体材料强度 $\sigma_b = 148 \text{ MPa}$, $r_c = 1.036r_0$, 由(5)式得到战斗部爆炸后的破片初速 $v_0 \approx 1145 \text{ m/s}$ 。

2.2 破片飞行运动分析

对战斗部爆炸后产生的破片在空气中的飞行运动情况展开进一步分析。分析时假设破片在空气中沿飞行方向做一维运动, 同时假设在初始状态下空气为静止状态, 这样, 破片在空气中飞行时所有的侧向力都将被忽略。

破片在空气中做一维运动时, 沿飞行方向受到的力有空气阻力 F_1 和飞行时带动其周围空气做加速运动的附加质量力 F_2 , 其中 F_2 等效于破片具有一个附加质量, 其质量相当于破片所排开空气质量的 $1/2$ 。依据文献[12], F_1 和 F_2 的表达式分别为

$$F_1 = -\frac{1}{2} C_d \rho_f v^2 A \quad (6)$$

$$F_2 = -\frac{1}{2} \frac{\rho_f}{\rho_p} m_p v \frac{dv}{dx} \quad (7)$$

式中: C_d 为破片在空气中飞行时的阻力系数; ρ_f 为空气密度, 取 $\rho_f = 1.225 \text{ kg/m}^3$; v 为破片飞行速度; A 为破片迎风面积; ρ_p 为破片材料密度; m_p 为破片质量; x 为破片飞行距离。

由图 4 可知, 实验回收的破片为形状不规则的片状颗粒, 其阻力系数 C_d 为^[13]

$$C_d = \beta C_{dsp} \quad (8)$$

式中: β 为颗粒为非球形时的修正系数, 取 $\beta = 4.97$; C_{dsp} 为球形颗粒的阻力系数, 其大小与破片周边空气的雷诺数 Re 相关, 而雷诺数 Re 又与破片飞行速度 v 有关。阻力系数 C_{dsp} 和雷诺数 Re 的关系^[14-15] 为

$$C_{dsp} = \left(0.63 + \frac{4.8}{Re^{0.5}} \right)^2 \quad (9)$$

$$Re = d_p v / \nu_f \quad (10)$$

式中: d_p 为破片直径; ν_f 为空气运动黏度, 取 $\nu_f = 1.4607 \times 10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ 。

战斗部爆炸后产生的形状不规则的自然破片在空气中飞行时会不停地翻滚, 依据文献[3]的处理方法, 在实际计算时, 将战斗部爆炸产生的自然破片转化为球形破片, 同时再引入一个形状修正系数 μ 对结果进行修正。已知破片质量 m_p 和破片材料密度 ρ_p , 得到破片的等效迎风面积 A 为

$$A = \mu \pi \left(\frac{3m_p}{4\pi\rho_p} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (11)$$

依据(8)式的 β , 取 $\mu = \beta^{2/3}$, 相当于将 β 的体积量纲转化为面积量纲。

依据牛顿第二定律, 破片在空气中的运动方程为

$$m_p v \frac{dv}{dx} = F_1 + F_2 \quad (12)$$

将(6)式~(11)式代入(12)式进行积分, 得到破片飞行速度 v 与飞行距离 x 的关系

$$x = -\frac{5.04(2\rho_p + \rho_f)m_p}{\beta A \rho_f \rho_p} \left\{ \left[\frac{4.8 \left(\frac{v_f}{d_p} \right)^{0.5}}{0.63t + 4.8 \left(\frac{v_f}{d_p} \right)^{0.5}} \right]_{\sqrt{v_0}}^{\sqrt{v}} + \left[\ln \left| 0.63t + 4.8 \left(\frac{v_f}{d_p} \right)^{0.5} \right| \right]_{\sqrt{v_0}}^{\sqrt{v}} \right\} \quad (13)$$

依据实验后回收到的破片情况, 取破片平均直径 $d_p = 10 \text{ mm}$, 平均质量 $m_p = 1.25 \text{ g}$, 代入相关参数, 得到破片飞行速度 v 与飞行距离 x 的关系, 如图 6 所示。取最大破片质量 $m_{p, \max} = 4.08 \text{ g}$, 得到最大破片动能 $E_{k, \max}$ 与飞行距离 x 的关系, 如图 7 所示。

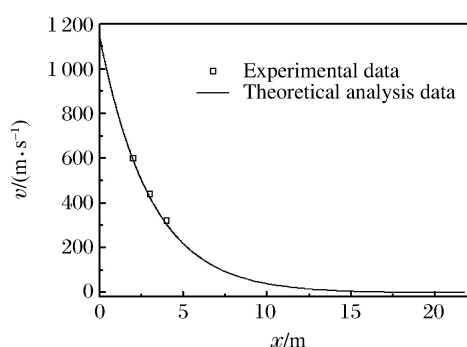


图6 破片飞行速度随飞行距离的变化关系

Fig. 6 Variation of fragment flight velocity with flight distance

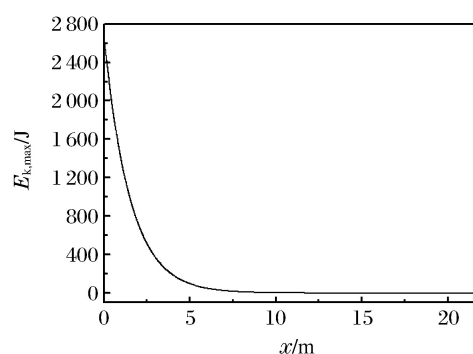


图7 最大破片动能随飞行距离的变化关系

Fig. 7 Variation of maximum fragment kinetic energy with flight distance

可以看出,破片飞行速度和最大动能都随飞行距离的增大而迅速减小,在距爆心 2、3 和 4 m 距离处,破片的飞行速度分别约为 592、425 和 304 m/s,所得结果与静爆实验中高速摄影测试结果基本相符。在距爆心 7 m 处,破片飞行速度约为 110 m/s;在距爆心 22 m 处,破片的飞行速度已基本降为零。距爆心 7 m 处的最大破片动能约为 23.41 J,小于破片对人员的杀伤标准 78.4 J^[16],最终作用在效应靶上,只出现少量轻微的打击痕迹,理论分析结果印证了第 1 节的实验结果。

3 结 论

结合某低附带杀伤战斗部的静爆威力实验,基于能量守恒和破片在空气中的飞行运动情况分析,建立了包含壳体结构和材料强度因素的破片初速模型和非金属破片飞行速度衰减模型,较好地解释了战斗部静爆实验中的破片终点效应情况,所得结果亦可为该类战斗部的破片毁伤效应评估提供一种分析方法。

参考文献:

- [1] BRINKLEY R F. Ballistics of projectile fragments [M]. Pennsylvania: Bureau of Mine, 1968: 73-78.
- [2] 谭多望,温殿英,张忠兵,等. 球形破片长距离飞行时速度衰减规律研究 [J]. 高压物理学报, 2002, 16(4): 271-275.
TAN D W, WEN D Y, ZHANG Z B, et al. Experimental studies on flight performances of spherical fragment [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2002, 16(4): 271-275.
- [3] 马永忠,赵田安,汪勇. 弹丸破片速度衰减规律研究 [J]. 弹道学报, 2006, 18(4): 54-56.
MA Y Z, ZHAO T A, WANG Y. Velocity attenuation regularity of projectile fragments [J]. Journal of Ballistics, 2006, 18(4): 54-56.
- [4] 吴洪波,王笑寒,孔丽. 舰空导弹战斗部破片飞散运动规律解析 [J]. 舰船电子工程, 2012, 32(5): 34-36.
WU H B, WANG X H, KONG L. Analysis of dispersion movement rule of warhead fragment for ship-air missile [J]. Ship Electronic Engineering, 2012, 32(5): 34-36.
- [5] 姚文进,王晓鸣,李文彬,等. 低附带毁伤弹药爆炸威力的理论分析与试验研究 [J]. 火炸药学报, 2009, 32(2): 21-24.
YAO W J, WANG X M, LI W B, et al. Theory analysis and experiment research on blast effect of low collateral damage ammunition [J]. Chinese Journal of Explosive & Propellants, 2009, 32(2): 21-24.
- [6] 黄德雨,张云逸,王坚茹,等. 低附带陶瓷球形破片衰减规律研究 [J]. 弹箭与制导学报, 2011, 31(1): 100-102.
HUANG D Y, ZHANG Y Y, WANG J R, et al. A study on distance decay of spherical ceramic fragments with low collateral damage [J]. Journal of Projectiles, Rocket, Missiles and Guidance, 2011, 31(1): 100-102.
- [7] 张明,王坚茹,王光志,等. 破片材料对低附带毁伤弹药影响特性研究 [J]. 兵器材料科学与工程, 2013, 36(6): 94-97.

- ZHANG M, WANG J R, WANG G Z, et al. Low collateral damage ammunition impact characteristics of fragment material [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2013, 36(6): 94-97.
- [8] 刘俊, 姚文进, 郑宇, 等. 低附带弹药的炸药/钨粉质量比对钨粉抛撒特性的影响 [J]. 含能材料, 2015, 23(3): 258-264.
- LIU J, YAO W J, ZHENG Y, et al. Effect of explosive/tungsten powder mass ratio for LCD ammunition on dispersal characteristics of tungsten powder [J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2015, 23(3): 258-264.
- [9] 高海鹰, 卢永刚, 王建民, 等. 低附带杀伤弹药威力特性及杀伤效应试验研究 [C]//2012 年含能材料与钝感弹药技术学术研讨会文集. 三亚, 2012.
- GAO H Y, LU Y G, WANG J M, et al. Experimental research on low collateral damage munitions explosion in air [C]//The Forum Corpus of Energetic Materials and Insensitive Ammunition in 2012. Sanya, 2012.
- [10] 北京工业学院. 爆炸及其作用: 下册 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1979.
- Beijing Institute of Technology. Explosion and its action: Volume II [M]. Beijing: National Defense Industrial Press, 1979.
- [11] 晨阳化工内部资料. 改性尼龙检验报告单 [Z]. 2014-12-15.
- [12] 刘大有. 二相流体动力学 [M]. 北京: 高等教育出版社, 1993: 26-58.
- LIU D Y. Fluid dynamics of two-phase systems [M]. Beijing: Higher Education Press, 1993: 26-58.
- [13] 郭烈锦. 两相与多相流动力学 [M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2002: 342-351.
- GUO L J. Fluid dynamics of two-phase and multiphase flow [M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2002: 342-351.
- [14] 刘鹤年. 流体力学 [M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2004: 96-98.
- LIU H N. Fluid mechanics [M]. Beijing: Chinese Architecture Industry Press, 2004: 96-98.
- [15] YIN C G, ROSENDAHL L, KÆR S K, et al. Modeling the motion of cylindrical particles in a nonuniform flow [J]. Chemical Engineering Science, 2003, 58(15): 3489-3498.
- [16] 隋树元, 王树山. 终点效应学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2000: 2-3.
- SUI S Y, WANG S S. Terminal effects [M]. Beijing: National Defense Industrial Press, 2000: 2-3.

Experimentation and Fragment Flight Analysis of Low-Collateral-Damage Warhead with Nonmetal Shell

YANG Shiquan, SUN Chuanjie, QIAN Lixin, WEI Jianfeng

(Institute of Systems Engineering, CAEP, Mianyang 621999, China)

Abstract: In this work we examined and characterized the original velocity and flight velocity attenuation of the nonmetal fragments of a certain low-collateral-damage warhead in combination with its explosive power experiment. We obtained the fragments' original velocity including the shell configuration and material strength factors based on the conservation of energy, and derived the flight velocity attenuation regularity from the analysis of its fragment flight movement in the air and the modification of its resistance formula and the equivalent area of the spherical fragment. Our analytical result was confirmed by the experimental result, thus providing an analytical method for evaluating the fragment damage efficiency of this kind of warhead.

Keywords: low-collateral-damage warhead; nonmetal fragment; flight velocity; attenuation regularity

预制破片与轻质壳体阻抗匹配对 破片初速及完整性的影响^{*}

周涛, 沈飞, 王辉

(西安近代化学研究所, 陕西 西安 710065)

摘要:依据杀伤战斗部装药对破片爆轰加载过程的特征,设计了与其较为相似的滑移爆轰单元结构实验模型,采用闪光X射线照相方法获得了预制破片和轻质壳体在两种典型排布顺序下的破片初速及破损情况,并结合应力波传播理论对实验结果进行了分析。结果表明:破片外置时,初始应力波由低阻抗金属材料向高阻抗金属材料传播,破片受到壳体传入的冲击波及空气传入的拉伸波作用,初速较高,轻微破损;破片内置时,初始应力波由高阻抗金属材料向低阻抗金属材料传播,虽然破片受到爆轰产物传入的冲击波及壳体反射的拉伸波作用,但初速相对偏低,易发生破损,甚至有明显层裂现象。

关键词:杀伤战斗部;预制破片;轻质壳体;初速;X射线摄影

中图分类号: O389; TJ760.2

文献标识码: A

全预制破片类杀伤战斗部的轻质壳体常采用高强度铝合金加工而成,主要用于提高战斗部结构强度、控制战斗部外形等,同时也便于装药过程的实施,而预制破片可布置于壳体内侧或外侧^[1]。由于壳体材料与破片材料(如低碳钢、钨合金等)的阻抗存在较大差异,在爆炸加载过程中,不同的阻抗顺序将造成应力波的传播过程出现较大差别^[2-3],可能导致破片的初速及完整性发生改变,进而影响战斗部的威力。因此,合理设计预制破片与轻质壳体的阻抗匹配顺序对于该类杀伤战斗部的优化设计具有重要意义。

采用数值模拟方法研究该问题时,轻质壳体在加载初期由于变形过大而被失效删除,常难以对比不同阻抗顺序造成的差异^[4]。因此,最直接的方式是对两种工况下的破片速度进行实际测量,并回收破片进行完整性分析。由于常用的断通靶等电测方式难以直接获得破片初速,一些科研人员基于圆筒结构实验模型,采用更高精度的转镜式高速扫描法及激光干涉测速法获取了爆炸加载过程中不同金属破片的初速,并分析了金属材料与炸药的匹配性^[5-6];但该方法不适用于干扰因素较多的预制破片工况,且无法观测破片加速过程中的形态。而脉冲X射线测量方法虽然可观测破片加速过程中的形态,但常由于破片飞散方向杂乱难以准确获得破片的初速。正是由于上述观测及实验方法的限制,导致目前很少见到预制破片与轻质壳体的阻抗匹配方面的报道。

本研究拟基于预制破片与轻质壳体的典型阻抗排布顺序,依据炸药装药爆轰加载释能特点,设计与杀伤战斗部爆轰加载过程较为相似的滑移爆轰单元结构实验模型(即采用滑移爆轰方式对“单条”破片进行加载),从而获得不同阻抗排布顺序下的破片初速及形态,并结合冲击波在不同介质间的传播规律,分析破片及壳体中的冲击波压力及粒子速度变化过程,以期能为相关杀伤战斗部的设计提供参考。

1 爆轰驱动过程影响因素分析

图1显示了杀伤战斗部全预制破片和轻质壳体的两种典型放置工况,即破片置于轻质壳体外侧和内侧。在爆轰加载过程中,破片外置时,爆轰产物首先冲击轻质壳体,使壳体中形成较强的冲击波,到达

^{*} 收稿日期: 2017-07-06; 修回日期: 2017-07-20

基金项目: 国防基础预研项目(00402020202)

作者简介: 周涛(1979—),男,博士,副研究员,主要从事爆炸力学及战斗部设计研究. E-mail: zt2756@sohu.com

预制破片界面时,其冲击波主要由低阻抗介质向高阻抗介质传播;而破片内置时,冲击波则由高阻抗介质向低阻抗介质传播。因此,虽然这两种工况的装填比基本相同,但冲击波传播过程存在明显差异,进而可能影响破片的初速及变形。

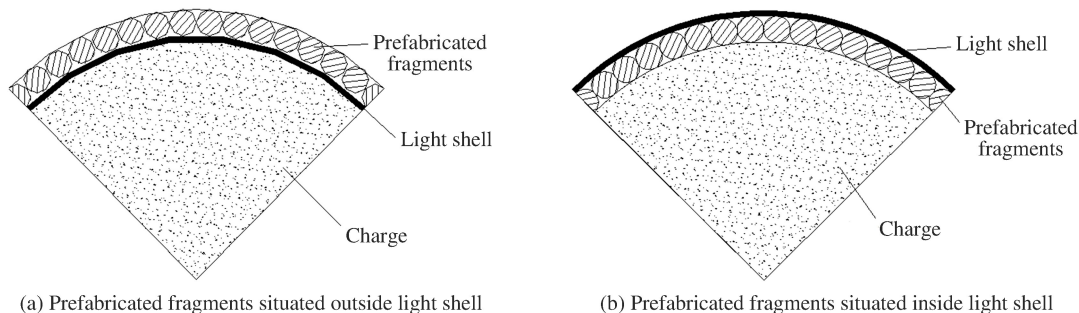


图1 预制破片与轻质壳体的典型放置工况

Fig. 1 Typical arrangements of prefabricated fragments and light shell

然而,炸药爆轰加载过程并不是持续的冲击波驱动作用,由于爆轰产物膨胀过程分为高、中、低压3个阶段,且对战斗部破片及壳体的有效加载阶段主要位于高压及中压阶段,因此,一些研究认为炸药装药对破片及壳体的爆轰加载主要依靠两种作用力的共同作用,即冲击波的驱动力和气体爆轰产物的膨胀力^[7]。冲击波驱动力可以使破片及壳体在加载初期速度迅速提高,但持续时间较短;而气体爆轰产物膨胀推动力虽然峰值相对偏低,但持续时间较长。以B炸药滑移爆轰驱动 $\varnothing 50$ mm圆筒(即标准圆筒试验)为例。图2显示了圆筒壁的加速历程。为了将两种作用力的作用效果区分开,采用 u_s 表示冲击波驱动力单独加载下圆筒壁的速度, u_g 表示气体产物膨胀力单独加载下圆筒壁的速度, u_t ($u_t = u_s + u_g$)为两种作用力共同加载下圆筒壁的速度。从图2中可以看出,整个加载过程可以明显地划分为两个阶段,即冲击碰撞加速阶段和气体产物膨胀力驱动加速阶段^[7-8]。由于气体产物的膨胀力相对偏低,可假定在破片外置和内置两种工况下该阶段的加速效果差异较小,其差异主要在冲击碰撞加速阶段,因此可通过相应的单元实验对该阶段的加载规律进行分析。

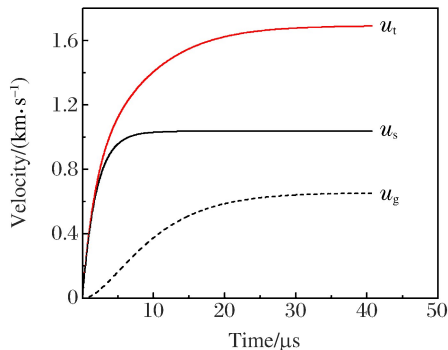


图2 圆筒试验中圆筒壁膨胀速度-时间历程

Fig. 2 Time histories of expansion velocity of cylinder wall

2 爆轰加载实验

2.1 实验原理

由于常用的断通靶测量方法在爆炸近场所受干扰因素较多,因此拟采用脉冲X射线系统对破片的分布及加速过程进行观测。从光学成像原理方面分析,脉冲X射线测量过程实际是将三维的实验模型投影到二维平面,因此,为了避免底片中的图像过于杂乱,只能对局部单位模块进行研究。为了尽可能地模拟实际战斗部的爆轰加载方式,采用滑移爆轰方式对“单条”破片进行加载,其中,起爆点为圆柱形装药一端面的中心处(如图3所示),在柱形装药的中段,其径向冲量接近常量,则沿传爆方向的破片具有相同的加速度,且能够规则排列。此外,考虑到稀疏波的影响,破片距装药首、尾位置均空余一段距离,以保证破片所受爆炸冲量一致。这种加载方式对爆轰产物没有有效的约束,对破片的加载主要依靠冲击波驱动力作用。

在滑移爆轰加载过程中,相邻破片运动的初始时间间隔固定,破片的飞散轨迹如图4所示。根据X射线照片的判读结果可计算出各个破片的速度,其计算公式为

$$v_i = \frac{\zeta(S_i - S_{i-1})}{\zeta L/D} = \frac{S_i - S_{i-1}}{L/D} \quad (1)$$

式中: v_i 为第 i 个破片的速度, ζ 为实物尺寸与图像尺寸的比例, L 为底片中相邻破片质心间的距离, S_i 为底片中第 i 个破片距装药下表面的距离, D 为炸药的爆速。由于(1)式中不显含 ζ , 所以在获取破片的飞行速度时, 不需要考虑底片中 ζ 的具体值。但有时在实验底片中无法显现装药的下表面, 故难以判读破片运动的真实距离, 只能获得其相对距离, 同时考虑到不同破片的速度有时会出现波动, 因此, 实际分析时可根据(2)式计算破片的初速, 即

$$v = \frac{\sum_{i=2}^n (S_i - S_{i-1})}{(n-1)L/D} = D \cdot \frac{S_n - S_1}{(n-1)L} = Dk \quad (2)$$

式中: n 表示破片的总数, $S_n - S_1$ 和 $(n-1)L$ 分别表示底片中第 n 个破片与第 1 个破片之间的纵向和横向的距离。因此, (2)式也可以表示为: 破片速度等于底片中破片曲线的斜率 k 与炸药爆速的乘积。

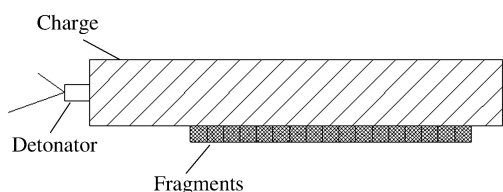


图 3 滑移爆轰驱动破片示意

Fig. 3 Sketch of sliding detonation-driven fragments

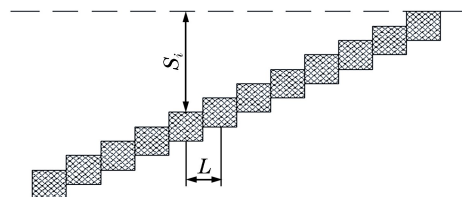


图 4 破片飞散轨迹示意

Fig. 4 Flying trajectory of fragments

2.2 实验过程及结果

实验时, 破片及轻质壳体的材料、尺寸均根据实际战斗部进行选择。破片采用 93 钨合金方形破片, 尺寸为 $6.5 \text{ mm} \times 6.5 \text{ mm} \times 3.8 \text{ mm}$, 质量约为 2.81 g ; 轻质壳体材料选用 LY12 铝合金, 厚度为 1.8 mm , 宽度略大于破片。将破片排布并粘接在条状铝合金板上, 然后再与炸药侧面粘接, 以模拟破片内置及外置两种工况。实验所用主装药均为 B 炸药, 密度为 1.65 g/cm^3 , 爆速约为 7.8 km/s 。由于装药的长度大于底片盒的宽度, 故实验时将装药竖立放置, 破片向侧向运动(实验布局如图 5 所示); 同时, 由于采用的数字成像板不能二次曝光, 图像中难以同时出现装药的基准线, 因此起爆前先拍一发静止相片以判断装药的轴线是否与竖直悬挂的底片平行, 然后再将成像板重新装入底片盒进行实验。

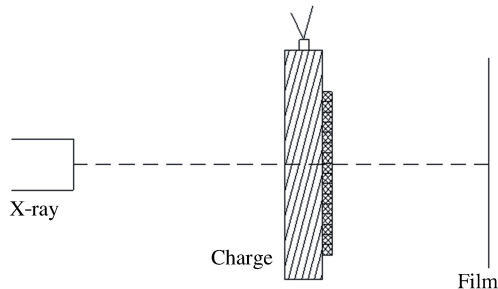


图 5 实验布局

Fig. 5 Experiment layout

图 6 为爆轰加载实验所获得的 X 射线摄影底片。图 6(a) 显示了破片外置时钨破片和铝壳加速过程中的状态, 其中并没有独立显示出铝壳体的迹线, 且钨破片的下边界不太整齐, 表明铝壳体与钨破片粘接在一起, 两者速度基本一致; 钨破片上方有部分细小的碎渣, 其图像灰度与钨破片近似, 表明爆轰加载过程中钨破片发生了轻微的破损。图 6(b) 显示了破片内置时钨破片与铝壳加速过程中的状态, 可以看出, 钨破片下表面较为完好, 但上表面处既存在一些细小的碎渣, 同时还有较完整的条状碎裂体, 其图像灰度与钨破片近似, 可能是由于钨破片直接与炸药接触, 其压力较高致使破片发生了较明显的层裂; 钨破片图像上方出现了一条灰度相对较浅的线条, 这是铝壳体的迹线(X 射线摄影中, 图像灰度与物质的密度相关), 表明加载过程中铝壳体的速度明显高于钨破片。

底片图像的横向距离(设坐标为 x)可用于计算时间, 纵向距离(设坐标为 y)可用于计算破片的位移。由于每张底片的放大比不同, 所以这些数据仅表示在底片中所处的位置, 其数值并没有实际的物理意义, 仅用于计算曲线的斜率。采用最小二乘法获得曲线的斜率 k 后, 再按照(2)式计算破片的初速 v 。

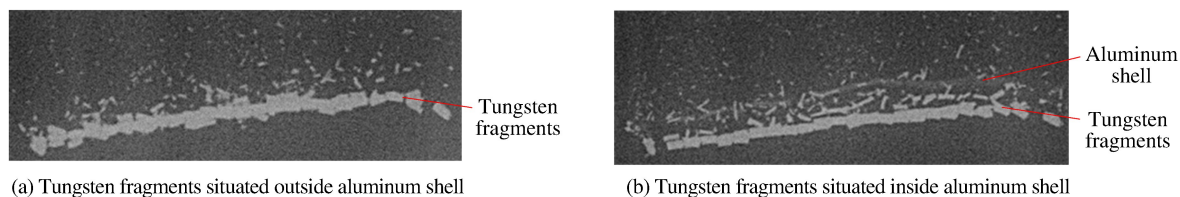


图6 实验所获底片

Fig. 6 Experimental film

图7为底片的判读结果。对数据进行拟合计算时,考虑到边侧少量破片在加载时受到稀疏波等因素的影响,其速度明显偏低,故将其删去后再拟合,所获结果列于表1。

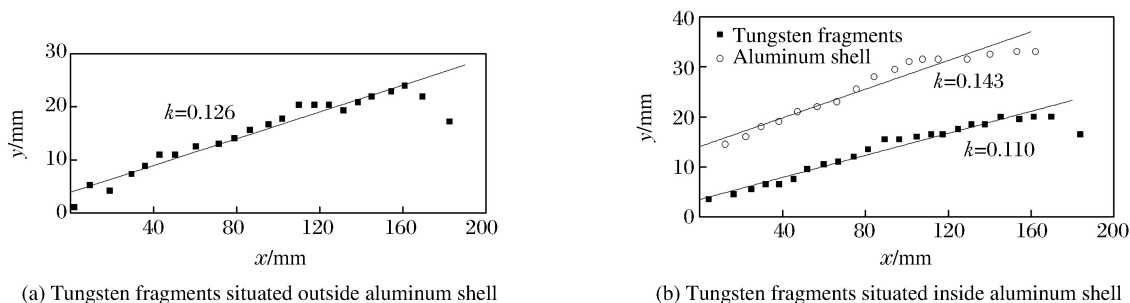


图7 底片判读结果

Fig. 7 Results from experimental film

表1 不同工况下的破片及壳体速度

Table 1 Velocity of fragments and shell under different conditions

Working condition	Shell		Fragments	
	k	$v/(m \cdot s^{-1})$	k	$v/(m \cdot s^{-1})$
Tungsten fragments situated outside aluminum shell	0.126	983	0.126	983
Tungsten fragments situated inside aluminum shell	0.143	1115	0.110	858

2.3 分析与讨论

从表1中可以看出,破片内置时,钨破片的速度明显偏低,铝壳体的速度相对较高,且破片与壳体的动能之和也低于破片外置时的状态。这可能是因为此时钨破片直接与炸药接触,其上表面发生了相对严重的层裂(如图6(b)所示),其碎裂部分的质量较大,且速度相对偏高,因此从整体上看,破片外置时,钨破片的完整性及速度均具有明显优势。轻质壳体和破片的完整性及初速均涉及其受力过程,故对应力波在这两种介质中的传播过程进行分析。

为了简化分析过程,不考虑应力波在同一介质中的衰减,主要分析在不同介质间传播时的应力变化。分析过程中,首先需要描述爆轰产物作用过程的 $p(u)$ 曲线以及铝合金壳体、钨合金破片的 $p(u)$ 曲线,即波阵面压力与波阵面后粒子速度的关系曲线。若炸药以滑移爆轰方式驱动壳体及破片,则爆轰产物的 $p(u)$ 曲线可根据(3)式计算^[9]

$$u = \frac{2D\gamma}{\gamma^2 - 1} \cdot \left[1 - \left(\frac{p}{p_{cl}} \right)^{\frac{\gamma-1}{2\gamma}} \right] \quad (3)$$

式中: $p_{cl} = \rho_0 D^2 / (\gamma + 1)$, ρ_0 和 D 分别为炸药密度和爆速;B炸药的多方指数 $\gamma = 2.706$ ^[9]。铝合金和钨合金的 $p(u)$ 曲线根据(4)式计算

$$p = \rho u (c_0 + \lambda u) \quad (4)$$

式中: ρ 和 c_0 分别为金属材料的密度及声速, λ 为本构方程参数。其具体数值列于表2。

表 2 金属材料参数^[9]
Table 2 Parameters of metals^[9]

Material	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	$c_0/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$	λ
Tungsten alloy	17.5	3.832	1.497
Aluminum alloy	2.785	5.238	1.338

图 8 为应力波在不同介质中传播过程示意图,其中:3 条实线分别表示 B 炸药爆轰产物的等熵线以及铝合金壳体、钨合金破片的 $p(u)$ 曲线,爆轰产物的等熵线与金属材料 $p(u)$ 曲线的交点坐标即为金属材料中的入射冲击波压力和波阵面后的粒子速度;金属介质间应力波的传播路径主要沿冲击材料在该状态点的反演线(如图 8 中虚线所示),其计算表达式为^[10]

$$p = \rho(2u_0 - u)[c_0 + \lambda(2u_0 - u)] \tag{5}$$

式中: u_0 表示碰撞前的粒子速度。反演曲线与被冲击材料 $p(u)$ 曲线的交点即表示碰撞后的状态。此外,由于空气的密度及声速均远低于金属材料,因此图 8 中采用横坐标轴近似其 $p(u)$ 曲线。

由图 8 和表 3 可知,破片置于轻质壳体外侧时:钨破片一端受到从壳体传入的冲击波作用,另一端受到空气反射的拉伸波作用,使其速度容易快速提升;而轻质壳体一端受到爆轰产物传入的冲击波作用,另一端受到钨破片反射的冲击波作用,两个作用方向相反,限制其速度过快提升,不会过多地占用炸药所转换的动能,同时没有拉伸波作用,轻质壳体也不容易快速破裂,在实际战斗部结构中可以增加对爆轰产物的约束,有利于对后期爆轰产物膨胀驱动能量的利用。

表 3 材料界面处的状态参数
Table 3 State parameters of material interfaces

Interface No.	$u/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$	p/GPa	Interface No.	$u/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$	p/GPa
①	0.931	16.82	④	0.310	23.30
②	0.385	29.70	⑤	0.502	8.26
③	0.770		⑥	1.004	

破片置于轻质壳体内侧时:虽然钨破片受到爆轰产物的冲击波及铝合金壳体反射的拉伸波作用,但从整体上看,其界面的平均粒子速度低于破片外置时的状态;而铝合金壳体由于外侧没有高阻抗介质阻挡,所受到的拉伸波作用可使其速度快速提升,但也易造成过早破裂。该工况在一些具有特定要求的战斗部中具有某些方面的优势,设计时可考虑在破片与装药之间增添一些性能较好的缓冲体,以提升破片的完整性;在轻质壳体与破片之间,也可适当增设缓冲材料,以减小轻质壳体与破片之间的速度差,不仅可以避免壳体过多地占用能量,也可减小壳体所受到的冲击力,延缓其破裂时间,从而增加对爆轰产物的约束时间,提升爆轰产物驱动能量的利用率。当然,本研究只针对冲击碰撞阶段的加速过程,未进行两个加速阶段的系统研究,也未涉及轻质壳体的动态破裂机理问题,还需要进一步深入研究。

3 结 论

(1) 预制破片置于轻质壳体外侧时,初始应力波由低阻抗金属材料向高阻抗金属材料传播,使破片受到壳体传入的冲击波及空气传入的拉伸波作用,其速度易迅速提升,且破损轻微;而轻质壳体没有受

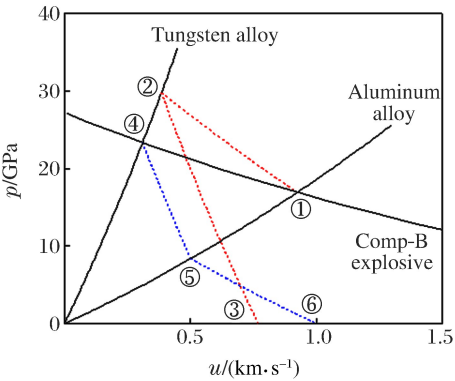


图 8 不同介质间应力波传播分析(①~⑥为界面编号)
Fig. 8 Analysis of stress wave transmission between different materials (①-⑥: Interface No.)

到拉伸波作用,不易快速破裂,对后期爆轰产物膨胀驱动能量的利用较为有利。

(2) 预制破片置于轻质壳体内侧时,初始应力波主要由高阻抗金属材料向低阻抗金属材料传播,虽然破片受到爆轰产物传入的冲击波及壳体反射的拉伸波作用,但其初速低于破片外置时的状态,且易发生破损,甚至有明显层裂现象;而铝合金壳体由于受到空气传入的拉伸波作用,其速度可快速提升,但也易造成其过早破裂,可能减少对爆轰产物的约束时间,降低炸药驱动能量的利用率。

参考文献:

- [1] 卢芳云,蒋邦海,李翔宇,等. 武器战斗部投射与毁伤 [M]. 北京:科学出版社,2013.
- [2] DRUMMOND W E. Explosive induced shock wave. Part I. plane shock waves [J]. Journal of Applied Physics, 2004,28(12):1437-1441.
- [3] RAM O, SADOT O. A simple constitutive model for predicting the pressure histories developed behind rigid porous media impinged by shock wave [J]. Journal of Fluid Mechanics, 2013, 718: 507-523.
- [4] 李卫平,孙红,张海丰. 基于 ALE 方法的预制破片战斗部数值研究 [J]. 弹箭与制导学报, 2012, 32(6): 93-95.
LI W P, SUN H, ZHANG H F. Numerical simulation of prefabricated-fragment warheads exploding based on ALE method [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2012, 32(6): 93-95.
- [5] MARK S, SCOTT I J. Dynamics of high sound-speed metal confiners driven by non-ideal high-explosive detonation [J]. Combustion and Flames, 2015, 162: 1857-1867.
- [6] MOSTERT F J, SNYMAN I M, OLIVIER M. An experimental technique to characterize the dynamic response of materials, or material combinations, to explosive blast [C]//26th International Symposium on Ballistics. Miami: International Ballistics Society, 2011: 1334-1337.
- [7] LINDSAY C M, BUTLER G C, RUMCHIK C G, et al. Increasing the utility of the copper cylinder expansion test [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2010, 35(5): 433-439.
- [8] 沈飞,王辉,袁建飞,等. 铝含量对 RDX 基含铝炸药驱动能力的影响 [J]. 火炸药学报, 2013, 36(3): 50-53.
SHEN F, WANG H, YUAN J F, et al. Influence of Al content on the driving ability of RDX-based aluminized explosives [J]. Chinese Journal of Explosives and Propellants, 2013, 36(3): 50-53.
- [9] 奥尔连科 И И. 爆炸物理学 [M]. 第3版. 孙承伟,译. 北京:科学出版社,2011.
- [10] 经福谦,陈俊祥. 动高压原理与技术 [M]. 北京:科学出版社,2006.

Influence of Impedance Matching between Prefabricated Fragments and Light Shell on Initial Velocity and Completeness of Fragments

ZHOU Tao, SHEN Fei, WANG Hui

(Xi'an Modern Chemistry Research Institute, Xi'an 710065, China)

Abstract: According to the characteristics of the detonation loading process in prefabricated fragment warhead, we designed the sliding detonation unit test model, and obtained the initial velocity and the damage of the prefabricated fragments and light shell under two typical arrangements by the X-ray photographic method, and analyzed the influence of different impedance matching structures on the accelerating character at the same time. The results show that the initial velocity of the prefabricated fragments situated outside the shell (sequential impedance matching structure) with slight damage is relatively high, whereas that of the prefabricated fragments situated inside the shell (reverse impedance matching structure) with stratification cracks is relatively low.

Keywords: fragment warhead; prefabricated fragment; light shell; initial velocity; X-ray photographic

破片式战斗部破片与冲击波相遇位置研究^{*}

陈兴, 周兰伟, 李向东, 胡诤哲, 张瑞

(南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094)

摘要: 为研究破片式战斗部爆炸后破片和冲击波两种毁伤元的相遇位置, 先通过ANSYS/LS-DYNA对破片式战斗部的爆炸过程进行数值计算, 再通过试验的方法测量破片和冲击波相遇位置, 验证了数值计算方法的合理性。在此基础上, 分析了装填系数、破片质量、爆速和爆热对相遇位置的影响。结果表明: 随着装填系数、破片质量、爆速和爆热的增加, 相遇位置减小; 装填系数增加31%, 相遇位置距爆炸中心的距离减小11.5%; 单枚破片质量增加1倍, 相遇位置距爆炸中心的距离减小2.4%。

关键词: 破片式战斗部; 破片; 冲击波; 相遇位置

中图分类号: O382.1

文献标识码: A

破片式战斗部爆炸后, 会形成破片和冲击波两种毁伤元。在战斗部爆炸初始时刻, 炸药爆炸产生的高温高压气体急剧膨胀, 使壳体碎裂, 爆轰产物溢出, 破片在爆轰产物的作用下由静止状态逐渐加速到最大初速。在爆炸后一段时间内, 冲击波运动在破片之前, 随着运动距离的增加, 冲击波速度衰减, 破片运动在冲击波之前。因此, 在破片和冲击波运动过程中, 存在一个相遇位置。而在相遇位置前后, 破片和冲击波作用于目标的顺序不同, 对目标的毁伤效果也不相同。因此, 对破片和冲击波相遇位置的研究具有重要的意义。针对破片和冲击波在空气中的传播特性, 相关学者进行了大量研究^[1-5]。刘刚^[6]采用ANSYS/LS-DYNA非线性软件对破片式战斗部的爆炸过程进行了数值计算, 得到破片和冲击波在12.6倍装药直径处相遇; 梁为民等^[7]对破片式战斗部爆炸后破片和冲击波的运动过程进行了理论推导, 分析了不同比例距离和装填系数下, 破片与冲击波的运动规律, 并通过试验得到了破片与冲击波的相遇位置, 约为装药半径的19.3倍; Grisaro^[8]、Nyström^[9]等用理论计算的方法对破片和冲击波相遇位置进行了研究。目前, 对破片式战斗部爆炸后破片和冲击波相遇位置的研究主要是通过理论计算和数值仿真的方法, 通过试验的方法对破片和冲击波相遇位置的研究较少。

针对当前研究的不足, 设计了一个破片式战斗部, 对破片和冲击波相遇位置进行了数值计算, 并设计了一种测量破片和冲击波相遇位置的试验方法, 在此基础上分析了战斗部的炸药装填系数、破片质量、爆热和爆速等因素对破片和冲击波相遇位置的影响规律。

1 破片和冲击波相遇位置数值计算

1.1 战斗部结构

为研究破片和冲击波的相遇位置, 设计了一个破片式战斗部, 其结构如图1所示。其外部是环形的预制破片层, 中间为铝合金壳体, 内部装填1 kg的8701炸药; 战斗部长度 L 为160 mm, 装药半径 R 为31.3 mm, 破片层厚度 t 为5.5 mm, 单枚破片高 h 为8 mm, 破片材料为钢, 单枚破片质量为3.3 g, 破片数目为480枚。

^{*} 收稿日期: 2018-06-20; 修回日期: 2018-07-08

作者简介: 陈兴(1993—), 男, 硕士, 主要从事弹丸终点效应与目标毁伤技术研究. E-mail: 1101650359@qq.com

通信作者: 周兰伟(1988—), 男, 博士, 讲师, 主要从事弹丸终点效应与目标易损性研究. E-mail: lwzhou@njust.edu.cn

1.2 战斗部数值计算模型

采用 ANSYS/LS-DYNA 对战斗部爆炸后毁伤元形成过程进行了数值计算。建立了如图 2 所示的 1/2 数值计算模型,该模型由炸药、壳体、破片和空气域组成。空气域整体尺寸为 300 cm×300 cm×1200 cm,网格大小为 4 mm^[1]。破片、壳体采用 Lagrange 网格,炸药和空气采用 Euler 网格,使用多物质单元 ALE 算法。采用关键字 * CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID 定义 Lagrange 网格和空气网格间的耦合算法,采用中心点火的方式起爆战斗部,在模型的对称面设置对称边界条件,空气域边界采用透射边界。网格单元类型均为八节点六面体 SOLID164 实体单元,采用 g-cm-μs 单位制。

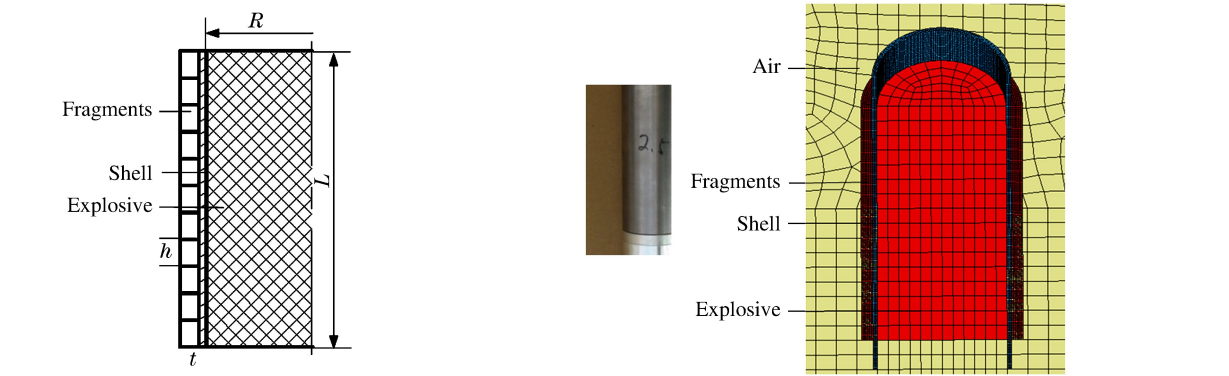


图 1 战斗部结构示意图

图 2 战斗部三维计算模型(局部)

Fig. 1 Schematic structure of the warhead

Fig. 2 Three-dimensional finite element model of the warhead (part)

战斗部壳体材料采用 Johnson_Cook 模型和 Grüneisen 状态方程描述,破片材料采用弹塑性 Plastic_Kinematic 本构模型,材料主要参数见表 1^[10]。用 High_Explosive_Burn 本构模型和 JWL 状态方程描述炸药,空气材料采用 Null 材料模型和 Linear_Polynomial 状态方程描述,材料主要参数分别见表 2 和表 3^[11]。

表 1 壳体和破片的主要材料参数表

Table 1 Material parameters of shell and fragments

Material	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E/GPa	μ	A/MPa	B/MPa	n	m	$c/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	S_1	γ
Alloy	2 797	69. 63	0. 33	265	426	0. 34	1	5 280	1. 4	2
Steel	7 850	210	0. 28	335						

表 2 炸药材料参数及状态方程参数

Table 2 Material and equation of state (EOS) parameters for explosive

$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$D/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	p_{CJ}/GPa	V_0
1 780	8 390	581. 4	6. 8	4. 1	1	0. 35	34	1

表 3 空气材料参数及状态方程参数

Table 3 Material and equation of state (EOS) parameters for air

$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	C_0/MPa	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	V	e_0/MPa
1. 25	-0. 1	0	0	0	0. 4	0. 4	0	1	0. 25

1.3 数值计算结果

战斗部爆炸后破片和冲击波形成过程如图 3 所示,战斗部装药爆炸后,壳体及破片在高温高压的爆轰产物下膨胀,最后破裂,泄露的气体产物压缩周围空气形成冲击波。由图 3 可知,柱形装药爆炸后产生的冲击波传播一段距离后,冲击波波阵面近似以球面波的形式向四周传播。在爆炸初始时刻,冲击波速度高于破片速度,所以在 425 μs 之前冲击波运动在破片之前;随着运动距离的增加,冲击波的强度衰

减很快,相应的传播速度也逐渐降低,而破片的速度衰减相对冲击波较慢,所以运动一段时间后,在 $425\ \mu\text{s}$ 时刻破片追赶上冲击波和其相遇;在 $425\ \mu\text{s}$ 之后,破片超过冲击波,运动在冲击波之前。

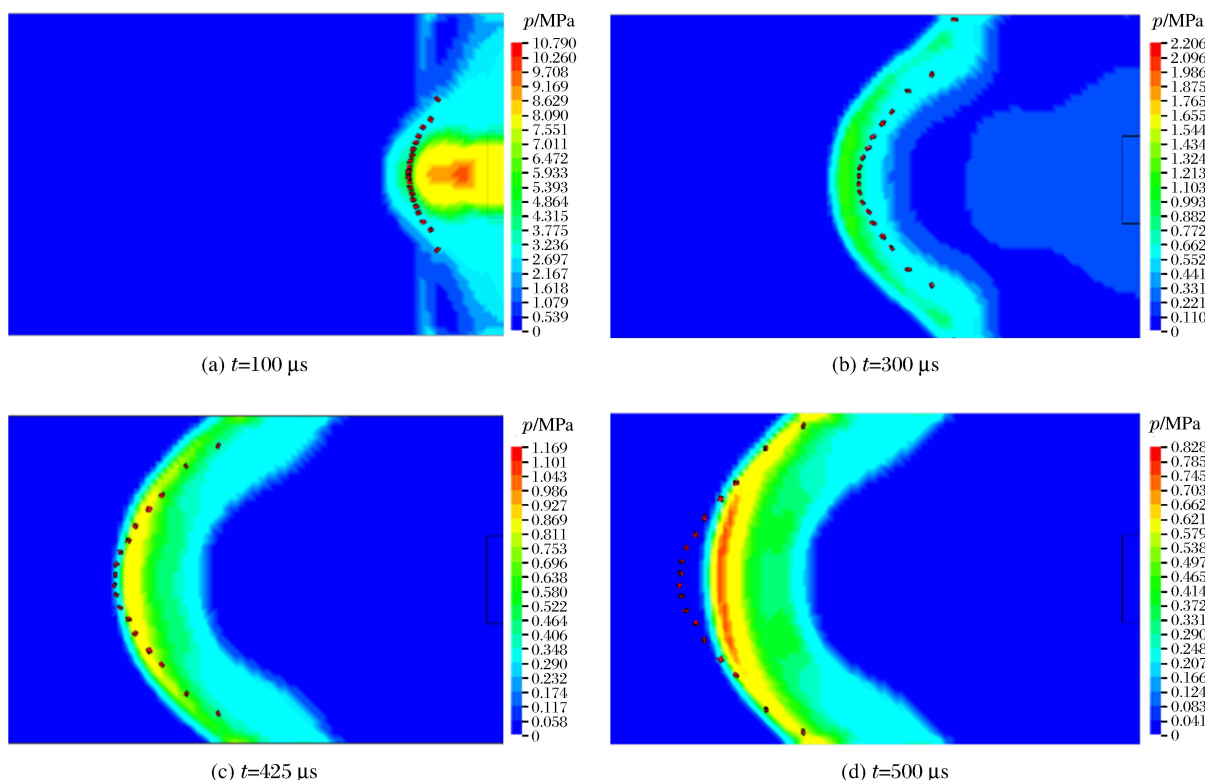


图 3 不同时刻破片和冲击波相对位置

Fig. 3 Relative locations of fragments and blast wave for different time instants

1.4 破片和冲击波相遇位置

图 4 为起爆点对应的中间层破片和冲击波波阵面前沿运动距离 R_c 随时间的变化曲线。由图 4 可知:在所计算的时间范围内破片的运动距离随时间近似线性增加,即速度变化不大;而冲击波运动距离的增量随时间的增加逐渐变缓,表明冲击波的运动速度逐渐降低。在 $425\ \mu\text{s}$ 时,破片和冲击波相遇,相遇点距起爆点 $0.72\ \text{m}$ 处(约为 11.5 倍装药直径),在此位置之前,破片运动在冲击波之后;在此位置之后,破片运动在冲击波之前,随后两者之间的距离差逐渐增大。

2 破片和冲击波相遇位置试验

2.1 试验设计

为了研究破片式战斗部爆炸后破片和冲击波的相遇位置,设计了一种测量相遇位置的试验方法。试验现场布置及试验原理如图 5 所示,试验中使用图 1 所示的战斗部,在平行于战斗部轴线不同位置处放置 5 块硬质木块($24\ \text{mm} \times 54\ \text{mm} \times 240\ \text{mm}$),战斗部起爆后,通过高速录像记录木块的倾斜状态,当

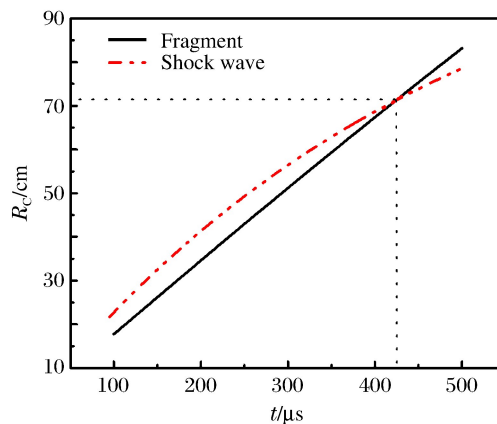


图 4 传播距离随时间的变化(数值计算)

Fig. 4 Variation of propagation distances with time (Numerical computation)

冲击波到达木块时,木块会发生倾斜,以此时刻作为冲击波到达对应位置处的时间,每发试验木块距战斗部的距离如表4所示。在木块后面布置一块白色背景布,便于高速摄像机捕捉目标位置;在距战斗部一定距离处设置测速靶,用于测量战斗部爆炸后破片的速度;木块、测速靶和战斗部的中心保持在同一平面上。

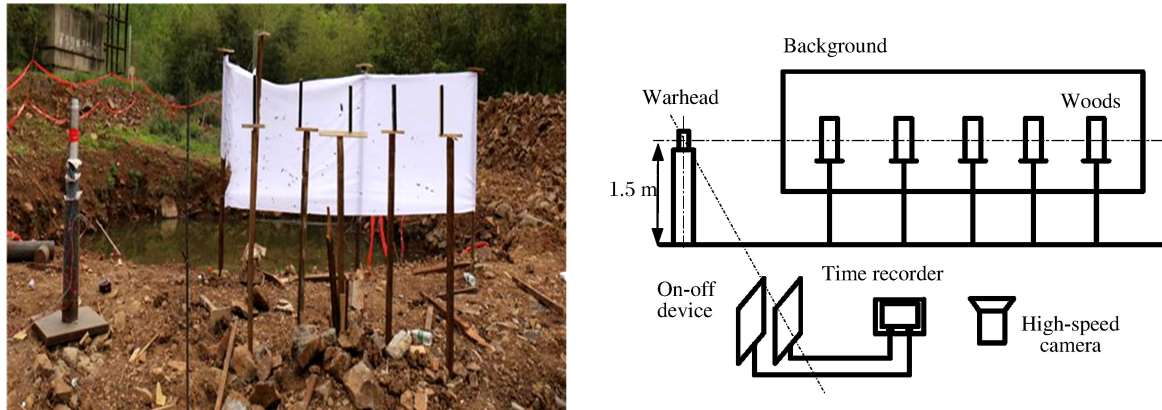


图5 试验装置及布置示意图

Fig. 5 Photograph of experimental setup and the arrangement of test devices

表4 木块距战斗部距离

Table 4 Distance between wood blocks and warhead

Shot	Distance/m				
	Wood block 1	Wood block 2	Wood block 3	Wood block 4	Wood block 5
1	0.4	0.6	1.2	1.6	2.0
2	1.6	2.0	2.4	2.8	3.2
3	1.6	2.0	2.8	3.2	3.6

距离战斗部起爆点分别为 2.5、4.3、6.2、8.0 和 10.0 m 处的地面上分别布置 kistler 211B4 压电传感器,用于测量不同距离处冲击波超压,现场布置和试验原理如图6所示。

采用中心起爆的方式起爆战斗部,在战斗部壳体上缠绕细铜丝,当战斗部爆炸壳体碎裂时,铜丝断裂,作为高速录像和压电传感器的启动零时刻。高速录像的帧数为 24 000 帧每秒。

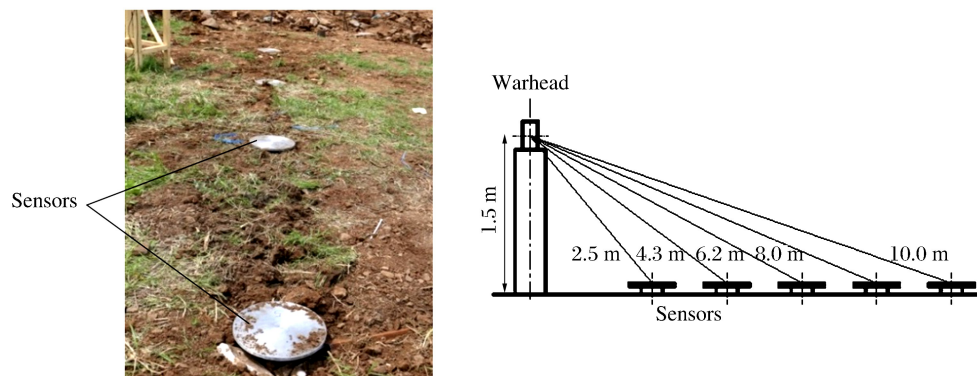


图6 冲击波超压测试现场布置图

Fig. 6 Schematic diagram of experimental setup for blast wave overpressure measurement

2.2 试验过程

共进行了 3 发试验,图7为高速录像记录的第2发试验中破片和冲击波典型时刻的运动过程。如图7(c)所示,第1块木块开始倾斜,以 1.791 ms 作为冲击波达到第1块木块的时间;如图7(d)所示,第

2 块木块发生倾斜,以 2.334 ms 作为冲击波到达第 2 块木块的时间。试验之后的木块如图 8 所示,由图 8 可知,木块表面没有被破片击中的痕迹,表明木块是在冲击波的作用下发生了移动,排除了木块是因为破片击中而发生移动的可能性。

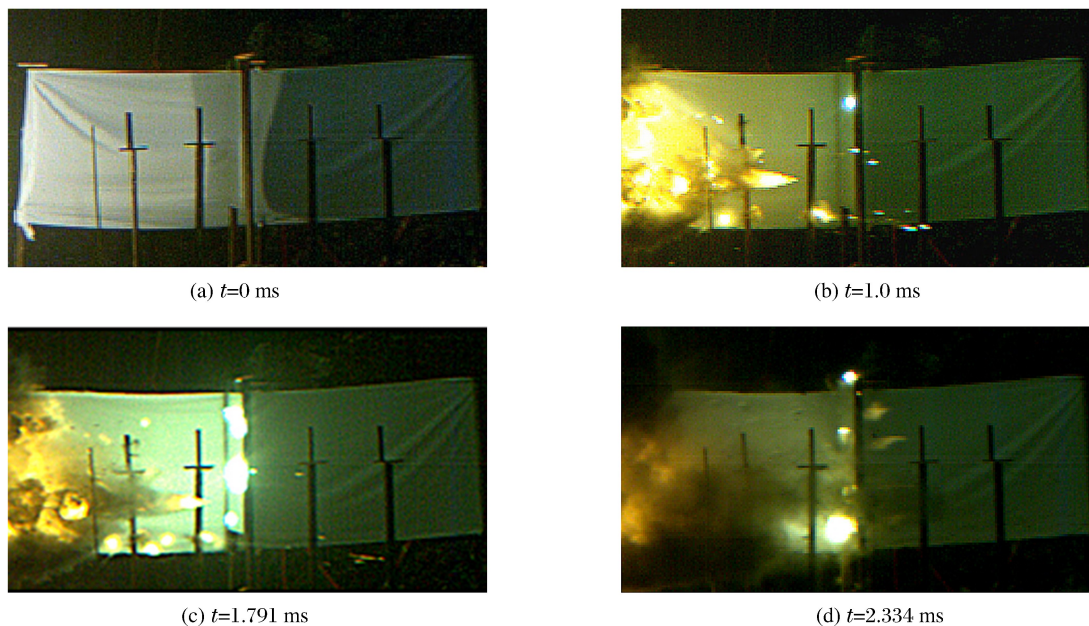


图 7 破片和冲击波运动过程图

Fig. 7 Relative locations of fragments and blast wave

2.3 试验结果及分析

2.3.1 破片和冲击波相遇位置

3 发试验中,测速靶测得破片的平均速度为 1 600 m/s。冲击波到达各个测点的时间如表 5 所示,由于战斗部爆炸后火光太强,部分试验数据无法获得。将每发试验距战斗部相同位置处测得的试验数据取平均值,得到距战斗部不同位置处冲击波到达时间,如表 6 所示。

根据冲击波到达不同距离处的时间,使用幂函数对冲击波传播距离随时间的变化进行拟合^[11],由于破片在短时间内速度衰减不明显,所以破片速度近似取 1 600 m/s,破片和冲击波运动距离随时间的变化曲线如图 9 所示,由图可知破片和冲击波在 465 μ s 时相遇,相遇点距战斗部爆炸中心 0.76 m(约为 12.14 倍装药直径),数值计算得到的相遇距离与试验测得的相遇距离相比,误差为 5.26%。



图 8 试验后木块照片

Fig. 8 Wood blocks photo after test

表 5 冲击波到达时间

Table 5 Arrival time of blast wave

Shot	Time/ms				
	Wood block 1	Wood block 2	Wood block 3	Wood block 4	Wood block 5
1			0.752	1.832	2.586
2	1.791	2.334	3.009	3.825	4.771
3		2.876	3.762	4.689	

表 6 冲击波到达平均时间

Table 6 Average arrival time of blast wave

Distance/m	Time/ms	Distance/m	Time/ms	Distance/m	Time/ms
1.2	0.752	2.0	2.599	2.8	3.794
1.6	1.812	2.4	3.009	3.2	4.730

2.3.2 冲击波超压值

在 1.3 节中对毁伤元形成过程进行了数值计算,图 10 是数值计算中对应的测点处冲击波超压随着时间的变化曲线。由图 10 可知,随着冲击波传播距离的增加,冲击波超压峰值急剧降低,超压作用时间增加。表 7 显示地面 5 个测点的冲击波超压峰值的 3 次试验平均值和数值计算的对比结果,误差均在 9.05% 以下,说明该数值计算具有一定的合理性。在此基础上,下文以相同的数值计算方法,计算研究战斗部装填系数、破片质量、爆热和爆速对破片和冲击波相遇位置的影响。

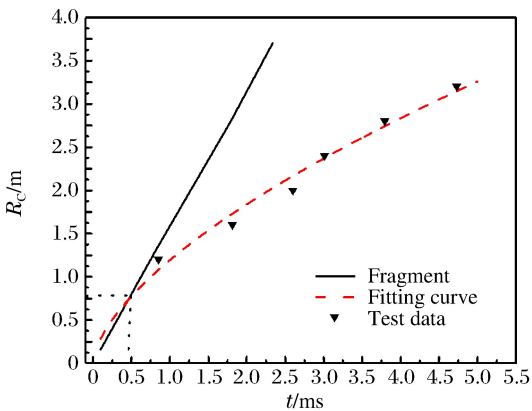


图 9 传播距离随时间的变化(试验)
Fig. 9 Variation of propagation distances with time (Test)

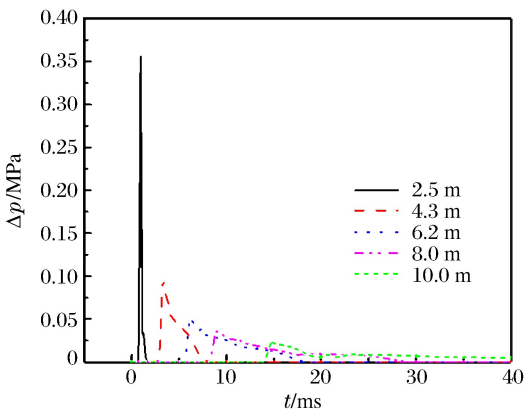


图 10 不同点处超压-时间曲线
Fig. 10 Shock wave overpressure versus time at different locations

表 7 计算超压值与试验超压值对比

Table 7 Comparison of the numerical and experimental overpressure results

Distance/m	Over pressure/MPa		Error/%
	Test	Numerical	
2.5	0.356	0.3557	8.43
4.3	0.086	0.0912	6.05
6.2	0.04565	0.0489	7.12
8.0	0.0256	0.0241	5.86
10.0	0.0199	0.0217	9.05

3 破片和冲击波相遇位置影响因素分析

为了研究战斗部结构参数对破片和冲击波相遇位置的影响规律,改变图 1 中战斗部的结构参数,战斗部结构参数和计算方案设计如表 8 所示。方案 1、方案 2 和方案 3 分别研究装填系数 k 、破片质量 m 、炸药类型对破片和冲击波相遇位置的影响。

3.1 装填系数对破片和冲击波相遇位置的影响

不同装填系数下战斗部爆炸后形成的破片和冲击波相遇位置的关系曲线如图 11 所示。由曲线可以看出,随着炸药装填系数的增加,冲击波和破片的相遇位置距爆炸中心的距离越小。这主要是因为装填系数增大时,爆炸后破片的初速也提高,虽然冲击波的速度也随着装填系数的增加而增加,但是在空

气中破片速度的衰减幅度比冲击波的衰减幅度小,所以破片在距爆炸中心更近的距离内赶上了冲击波阵面。

表 8 战斗部及破片参数($L=260\text{ mm}, R=96\text{ mm}$)

Table 8 Parameters of warhead and fragment ($L=260\text{ mm}, R=96\text{ mm}$)

Arrangement	$k/\%$	m/g	t/mm	h/mm	Explosive
1	37.31	6.00	9	10	8701
	40.33	6.00	8	10	8701
	43.73	6.00	7	10	8701
2	52.34	2.12	5	4	8701
	52.34	4.24	5	6	8701
	52.34	6.00	5	8.2	8701
	52.34	8.48	5	9.6	8701
	52.34	12.00	5	12	8701
3		6.00	5	8.2	8701/TNT/B/HMX

3.2 单枚破片质量对破片和冲击波相遇位置的影响

破片质量的变化对破片和冲击波相遇位置的影响如图 12 所示。由图可知,随着单枚破片质量的增大,破片和冲击波的相遇位置距爆炸中心的距离减小;因为单枚破片质量增大,其抗速度衰减的能力增强,追上冲击波的距离缩短,所以破片和冲击波的相遇位置距爆炸中心的距离随单枚破片质量的增大而减小。

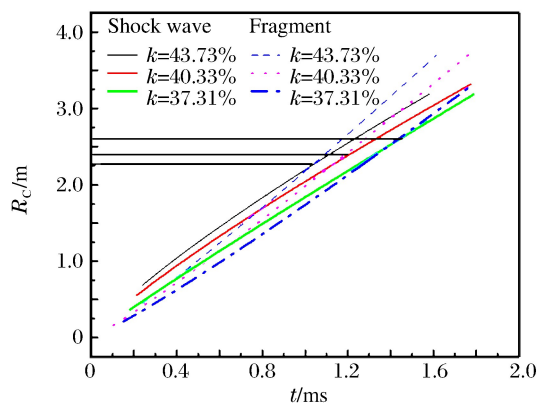


图 11 装填系数 k 对相遇位置的影响
Fig. 11 Influence of k on meeting location

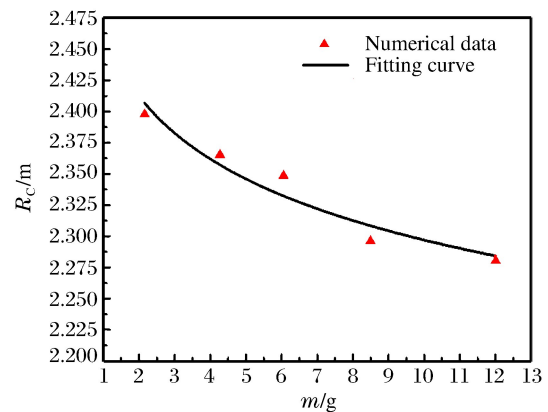


图 12 单枚破片质量对相遇位置的影响
Fig. 12 Influence of fragment mass on meeting location

但随着破片质量的提高,相遇位置距爆炸中心的距离减小幅度很小,破片质量平均增加 1 倍,相遇位置距爆炸中心的距离减小 2.4%,表明破片质量对相遇位置的影响程度很小。这主要是因为战斗部爆炸后,在较短时间内破片在空气中的速度衰减幅度较低,而质量差别不大的破片在空气中的速度衰减幅度差别不大,所以破片质量对破片和冲击波相遇位置的影响不大。

3.3 装药类型对破片和冲击波相遇位置的影响

方案 3 中,战斗部结构参数不变,只改变装药类型,战斗部装药类型的差异主要体现在装药爆热及爆速上。为方便数值计算,将不同类型的炸药装药均转换为 TNT 当量质量 W_T , W_T 的计算公式为

$$W_T = W_i \frac{Q_{Ti}}{Q_{TTNT}} \quad (1)$$

式中: W_i 为该炸药质量,单位 kg; Q_{Ti} 为该炸药爆热,单位 J/kg; Q_{TTNT} 为 TNT 的爆热。不同类型炸药的相关参数与 TNT 当量如表 9 所示^[4]。

表 9 不同类型炸药的相关参数
Table 9 Parameters of different explosives

Explosive	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$Q_V/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$Q_T/(\text{J} \cdot \text{g}^{-1})$	Explosive mass/kg	TNT equivalent	$k/\%$
TNT	1.58	6 856	4 225	11.00	1.00	44.51
B	1.71	7 680	4 690	12.37	1.11	50.05
8701	1.72	7 980	5 300	11.95	1.25	52.34
HMX	1.89	9 100	6 188	13.13	1.46	58.30

根据 TNT 当量质量计算了装填系数对破片和冲击波的相遇位置的影响结果,如图 13 所示。炸药的爆热、爆速增大时,破片和冲击波的相遇位置距爆炸中心的距离减小。主要原因为:一方面,战斗部装药爆热的增加,其装药等效的 TNT 当量也增加,进而炸药的装填系数也增加,所以,装药爆热对破片和冲击波相遇位置的影响规律和装填系数对相遇位置的影响相同;另外,由计算破片初速的格林公式可知,格林常数与炸药的爆速有关,且近似呈线性变化。炸药的爆速越高,格林常数越大,破片的初始速度越高,破片追上冲击波波阵面的距离缩短。

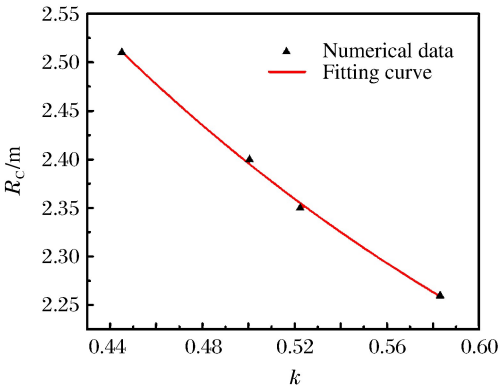


图 13 不同炸药类型对相遇位置的影响
Fig. 13 Influence of different types of explosives on meeting location

4 结 论

通过数值计算和试验的方法,对破片和冲击波的相遇位置进行了研究,分析了破片和冲击波相遇位置的影响因素及其影响规律。

- (1) 采用木块测量冲击波传播距离和测速靶测破片初速的试验方法,可以有效地测量破片和冲击波的相遇位置。
- (2) 破片和冲击波相遇位置随炸药装填系数的增加而减小,装填系数增加 31%,相遇点距爆炸中心的距离减小 11.5%。
- (3) 装填系数相同的情况下,单枚破片的质量越大,破片和冲击波的相遇位置距爆炸中心的距离减小;破片质量增加 1 倍,相遇距离减小 2.4%,可见破片质量的变化对相遇位置的影响较小。
- (4) 炸药的爆热、爆速越大,破片和冲击波的相遇位置距爆炸中心的距离越小。

参考文献:

[1] 郑红伟,陈长海,侯海量,等. 破片尺寸对空爆冲击波及破片传播过程的影响仿真分析[J]. 中国舰船研究,2017,12(6):73-80.
ZHENG H W,CHEN C H,HOU H L,et al. Simulation analysis of effects of single fragment size on air-blast wave and fragment propagation [J]. Chinese Journal of Ship Research,2017,12(6):73-80.

[2] 陈长海,侯海亮,朱锡,等. 破片式战斗部空中爆炸下冲击波与破片的耦合作用 [J]. 高压物理学报,2018,32(1):015104.
CHEN C H,HOU H L,ZHU X,et al. Coupling action spans for air-blast waves and fragments by fragmentation warheads exploding in air [J]. Chineses Journal of High Pressure Physics,2018,32(1):015104.

[3] 龚超安,陈智刚,印立魁. 杀爆战斗部破片与冲击波运动规律研究 [J]. 弹箭与制导学报,2016,36(2):33-36.
GONG C A,CHEN Z G,YIN L K. Research on motion law of fragment and shock wave of blast fragmentation warhead [J]. Journal of Projectiles,Rockets, Missiles and Guidance,2016,36(2):33-36.

- [4] LLOYD R M. Conventional warhead systems physics and engineering design [M]. Reston, VA: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1998: 256-261.
- [5] 陈长海, 朱锡, 侯海量. 破片式战斗部空中爆炸毁伤载荷研究进展 [J]. 中国造船, 2016, 57(4): 197-214.
CHEN C H, ZHU X, HOU H L. Research advance in damage load of fragmentized warhead exploded in air [J]. Shipbuilding of China, 2016, 57(4): 197-214.
- [6] 刘刚. 破片和冲击波对直升机结构联合作用的数值模拟研究 [D]. 南京: 南京理工大学, 2013.
LIU G. Numerical simulation of joint effect of fragments and shockwaves on helicopter structure [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2013.
- [7] 梁为民, 张晓忠, 梁仕发, 等. 结构内爆炸破片与冲击波运动规律试验研究 [J]. 兵工学报, 2009, 30(增刊 2): 223-227.
LIANG W M, ZHANG X Z, LIANG S F, et al. Experimental research on motion law of fragment and shock wave under the condition of internal explosion [J]. Acta Armamentarii, 2009, 30(Suppl 2): 223-227.
- [8] GRISARO H Y, DANCYGIER A N. Characteristics of combined blast and fragments loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2018, 116: 51-64.
- [9] NYSTRÖM U, GYLLTOFT K. Numerical studies of the combined effects of blast and fragment loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(8): 995-1005.
- [10] 刘刚, 李向东, 张媛. 破片和冲击波对直升机旋翼联合毁伤仿真研究 [J]. 计算机仿真, 2013, 30(6): 68-71.
LIU G, LI X D, ZHANG Y. Numerical simulation of combined damage of fragments and shock wave on helicopter rotor [J]. Computer Simulation, 2013, 30(6): 68-71.
- [11] 凌琦, 何勇, 何源, 等. 扇形复合装药驱动破片定向飞散的数值模拟 [J]. 高压物理学报, 2017, 31(5): 557-565.
LING Q, HE YONG, HE YUAN, et al. Numerical simulation of directed scattering of fragments [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2017, 31(5): 557-565.

Meeting Location of Fragment and Shock Wave from Blast Fragmentation Warhead

CHEN Xing, ZHOU Lanwei, LI Xiangdong,
HU Zhengzhe, ZHANG Rui

(Mechanical Engineering Institute, Nanjing University
of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

Abstract: In order to study the meeting location of fragments and shock waves after fragmentation warhead explosions, ANSYS/LS-DYNA was first used to numerically calculate the explosion process of the fragmented warhead, and then the location where fragments meet shock wave was experimentally determined, validating the numerical method. On the basis of above results, the influence of k , m , Q_V and Q_T on the meeting location was analyzed. The results show that the meeting location decreases with the increase of k , m , Q_V and Q_T . More precisely, the k increases by 31%, the distance between the meeting position and the explosion center decreases by 11.5%, the m is doubled, and the distance between the meeting position and the explosion center is reduced by 2.4%.

Keywords: fragmentation warhead; fragment; shock wave; meeting location



《高压物理学报》2018 年主题专刊名录

- ❖ 氢
- ❖ 高压物性实验研究
- ❖ 高压物性第一性原理计算
- ❖ 高压合成新材料
- ❖ 高压地球科学
- ❖ 静高压实验技术
- ❖ 动高压实验技术
- ❖ SHPB 实验技术
- ❖ 高压下材料和结构的力学性能和动态响应
- ❖ 界面不稳定性
- ❖ 高压科学应用——炸药起爆及安全性
- ❖ 高压科学应用——水下爆炸
- ❖ 高压科学应用——侵彻与防护
- ❖ 高压科学应用——破片
- ❖ 高压科学应用——爆燃及燃烧
- ❖ 高压科学应用——高压食品科学

★ 获取地址：<http://www.gywlxb.cn/topics>

2018 年“破片”主题专刊论文引用信息

- ☆ 张绍兴,李翔宇,丁亮亮,等. 聚焦式战斗部破片轴向飞散控制技术 [J]. 高压物理学报,2018,32(1): 015103.
ZHANG S Z,LI X Y,DING L L,et al. Axial dispersion control of focusing fragment warhead [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(1):015103.
- ☆ 陈长海,侯海量,朱锡,等. 破片式战斗部空中爆炸下冲击波与破片的耦合作用 [J]. 高压物理学报, 2018,32(1):015104.
CHEN C H,HOU H L,ZHU X,et al. Coupling action spans for air-blast waves and fragments by fragmentation warheads exploding in air [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(1): 015104.
- ☆ 杨世全,孙传杰,钱立新,等. 非金属壳体低附带战斗部实验与破片飞散分析 [J]. 高压物理学报,2018, 32(4):045103.
YANG S Q,SUN C J,QIAN L X,et al. Experimentation and fragment flight analysis of low-collateral-damage warhead with nonmetal shell [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(4): 045103.
- ☆ 周涛,沈飞,王辉. 预制破片与轻质壳体阻抗匹配对破片初速及完整性的影响 [J]. 高压物理学报, 2018,32(4):045104.
ZHOU T,SHEN F,WANG H. Influence of impedance matching between prefabricated fragments and light shell on initial velocity and completeness of fragments [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(4):045104.
- ☆ 陈兴,周兰伟,李向东,等. 破片式战斗部破片与冲击波相遇位置研究 [J]. 高压物理学报,2018,32(6): 065101.
CHEN X,ZHOU L W,LI X D,et al. Meeting location of fragment and shock wave from blast fragmentation warhead [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(6):065101.

征 稿 简 则

《高压物理学报》是我国高压物理领域唯一的专业性学术刊物。征稿内容包括：动态及静态高压技术，人工合成新材料，高温高压下材料的力、热、光、电、磁等特性以及物质微观结构的研究，动态及静态高压研究中的测试技术，高温高压下的相变，高温高压物态方程，高压地学，材料动态断裂，冲击和爆轰现象等。《高压物理学报》接受中、英文稿件。

自1987年创刊以来，《高压物理学报》取得了较大成就。2001年，《高压物理学报》被科技部和新闻出版总署评为“中国期刊方阵”双效期刊。国际主要检索系统Scopus、JSTChina、CA长期收录《高压物理学报》发表的文章。由北京高校图书馆期刊工作研究会和北京大学图书馆编著的《中文核心期刊要目总览》连续七版把《高压物理学报》列为物理学类核心期刊。

《高压物理学报》一贯秉承服务科学、服务读者、服务作者的办刊理念，慎重对待每一篇来稿，尊重作者劳动。优秀稿件享有快速发表通道，重大创新性成果可在1个月甚至更短时间内刊出。欢迎广大专家学者向《高压物理学报》投稿！



官方网站：www.gywlxb.cn

官方邮箱：gaoya@caep.cn

联系电话：0816-2490042