

双球破片冲击柱壳装药的临界起爆条件*

郭淳¹, 郭尚生², 钱建平¹, 顾文彬^{1,3}

(1. 南京理工大学机械工程学院, 江苏南京 210094; 2. 辽沈工业集团有限公司, 辽宁沈阳 110045;

3. 陆军工程大学野战工程学院, 江苏南京 210007)

摘要:为了研究导弹战斗部(柱壳装药)在破片场中的累积毁伤问题,在现有单破片起爆平板装药的 Jacobs-Roslund 经验准则的基础上,分别建立了考虑破片尺寸、破片撞击角度、柱壳装药的装药半径和壳体厚度的单球破片、双球破片冲击柱壳装药临界起爆条件的工程分析模型。该模型计算结果与数值模拟结果和现有试验结果相吻,证明利用该模型能较准确地预测单球破片、双球破片以任意角度冲击柱壳装药的临界起爆条件。

关键词:临界起爆条件;柱壳装药;双破片;起爆判据

中图分类号:TJ410 **文献标志码:**A **文章编号:**1001-2486(2022)02-188-07

Critical initiation condition of cylindrical covered charge by double spherical fragments impact

GUO Chun¹, GUO Shangsheng², QIAN Jianping¹, GU Wenbin^{1,3}

(1. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;

2. Liaoshen Industries Group Co., Ltd., Shenyang 110045, China;

3. Field Engineering Institute, Army Engineering University, Nanjing 210007, China)

Abstract: In order to investigate the shock initiation of missile warhead (cylindrical covered charge) by multiple fragments impact under actual combat conditions, based on Jacobs-Roslund formula of single fragment initiation plane covered charge, the engineering calculation model of the impact critical initiation condition of cylindrical covered charge with single or double spherical fragments were established. The calculation model includes several parameters, such as fragment diameter, impact angle, charge radius and shell thickness. The calculation model results were in good agreement with the simulation results and experimental results, which proves that the calculation model can provide a better prediction of the impact critical initiation condition of cylindrical covered charge with single or double spherical fragments.

Keywords: critical initiation condition; cylindrical covered charge; double fragments; initiation criterion

应用具有一定分布密度的高速破片起爆战斗部是毁伤导弹最有效的方法之一。悬浮弹幕协同反导弹药是利用其多个子弹药战斗部协同作用产生的成百上千个飞散方向任意的高速破片毁伤来袭导弹、无人机等目标的新型防御性弹药^[1]。

国外学者们针对破片冲击起爆裸装药或带平板壳装药的问题已经进行了大量研究,但大多数均以单破片冲击裸装药或平板装药作为研究对象,建立了一系列经典的起爆判据,诸如:著名的非均相炸药起爆判据^[2]、Held 经验判据^[3]、炸药的临界起爆能量判据^[4]、Jacobs-Roslund 经验准则^[5]、Rindner 经验准则^[6]及 Picatinny 兵工厂冲击引爆解析计算式^[7]等。国内学者对以上经典

判据也进行了相关修正,方青等^[8]基于 Jacobs-Roslund 经验准则,对斜碰撞问题进行了研究;张先锋等^[9]在 Rindner 经验准则及 Held 研究结论^[10]基础上,建立了射弹冲击起爆带壳装药经验准则;陈卫东等^[11]推导了不同材质破片冲击起爆屏蔽装药的理论判据。也有少数学者针对多破片冲击裸装药的起爆判据进行了研究:李文彬等^[12]提出了两破片冲击起爆裸装药的判据;梁斌等^[13]基于贾宪振等^[14]的双破片同时冲击起爆平板装药的规律性研究,通过数值模拟得出了多破片同时和非同时冲击起爆平板装药临界速度的变化规律。而实战环境中导弹战斗部多为柱壳装药,Xu 等^[15]采用量纲分析与试验结合的方法,得到单一

* 收稿日期:2020-08-01

基金项目:国家自然科学基金资助项目(12002170)

作者简介:郭淳(1988—),男,辽宁沈阳人,博士研究生,E-mail:53chun@163.com;

钱建平(通信作者),男,教授,博士,硕士生导师,E-mail:13951837475@139.com

小质量破片冲击起爆铝柱壳装药的比动能判据;江增荣^[16]和王辉^[17]等进行了不同尺寸单破片冲击起爆柱壳装药的试验研究;王昕等^[18]在单破片起爆平板装药的 Picatinny 判据的基础上,通过纯数值模拟并对结果进行拟合的方法,考虑破片撞击角和装药半径的影响,提出了单破片冲击起爆柱壳装药的修正判据。

可以看出,现有公开发表的文献关于多破片对柱壳装药的起爆判据鲜有研究,所以本文将重点研究双球破片起爆柱壳装药的临界条件。本文在 Jacobs-Roslund 经验准则的基础上进行推导,提出考虑破片尺寸、破片撞击角度、柱壳装药的装药半径和壳体厚度的单球破片冲击柱壳装药的临界起爆条件,进而结合 BoxLucas 1 指数函数模型提出双球破片同时冲击柱壳装药临界起爆条件的工程分析模型,并与现有的试验和数值模拟得到的结果进行对比,验证判据的准确性和普适性。

1 临界起爆条件的建立

单破片起爆平板装药的 Jacobs-Roslund 经验准则^[8]如式(1)所示。

$$v'd^{\frac{1}{2}} = (1+k) \left(A_1 + \frac{B_1 H}{d \cos \theta} \right) \quad (1)$$

其中: v' 为单破片冲击起爆平板装药的临界速度(km/s); θ 为破片飞行方向与平板法线方向的夹角($^\circ$); H 为平板厚度(mm),而 $H/\cos\theta$ 表示平板在破片速度方向的厚度; d 为破片直径(mm); k 为尖头系数,与破片形状有关; A_1 为装药敏感系数,与装药和破片材料有关; B_1 为壳体保护系数, A_1 、 B_1 的值可由试验或数值仿真拟合得到。

由于柱壳装药的装药半径的存在,柱壳装药与平板装药的差异表现在破片速度方向上的壳体厚度的不同,不能再简单地采用 $H/\cos\theta$ 表示。下面对 Jacobs-Roslund 经验准则进行推导,建立更适合柱壳装药的临界起爆条件。本文提出如下假设:

- 1) 只考虑球形破片起爆柱壳装药的情况,选用两个直径均为 d 且同材质的球形破片进行研究;
- 2) 柱壳和球破片材料分别选用钢和钨合金,装药选用 B 炸药,忽略其材质变化引起的柱壳装药起爆差异;
- 3) 球破片作用下柱壳装药的敏感系数 A 、壳体保护系数 B 在柱壳装药材料固定的条件下视为定值,不随柱壳装药的结构变化而改变;

- 4) 不考虑球破片跳飞的情况;
- 5) 球破片与柱壳装药作用过程中,忽略装药绕轴线的转动。

图1为双钨球破片同时撞击柱壳装药的示意,图中 l 为双球破片平行于装药轴线的球心距离,即轴向球心距。图2为过其中任意一个球破片碰撞点且垂直于装药轴线的截面示意, z_i 轴垂直于截面,其中 $i=1,2$ 。装药半径为 R ,柱壳厚为 H_1 ,钨球直径为 d 。由于柱壳装药的对称性,双球破片撞击位置可视为半圆柱的同一侧,即只考虑 y_i 为正的情况。钨球速度 v_i 与平面 $x_i o_{i0} y_i$ 的夹角为 γ_i ,当 v_i 平行于 z_i 轴的速度分量方向为 z_i 轴正方向时, γ_i 取正,否则为负。 v'_i 是 v_i 在平面 $x_i o_{i0} y_i$ 上的投影速度, v'_i 与壳体、装药的交点分别为 E_i 、 F_i ,撞击瞬间破片球心 O_i 和装药截面圆心 o_{i0} 的连线 $o_{i0} O_i$ 与 v'_i 的夹角为 θ_i , v'_i 处于 $o_{i0} O_i$ 绕 O_i 逆时针方向时, θ_i 取正; v'_i 处于顺时针方向时,

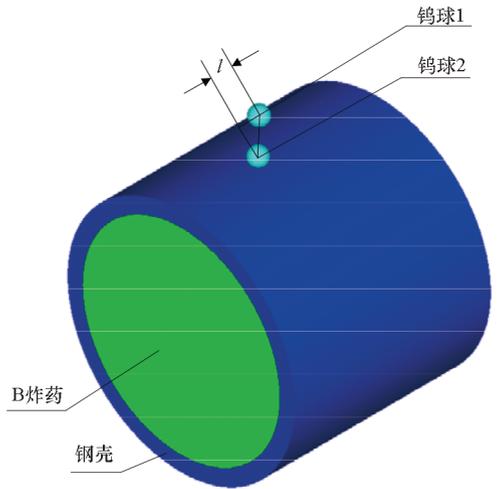


图1 双钨球撞击示意

Fig. 1 Schematic diagram of impacting by double tungsten fragments

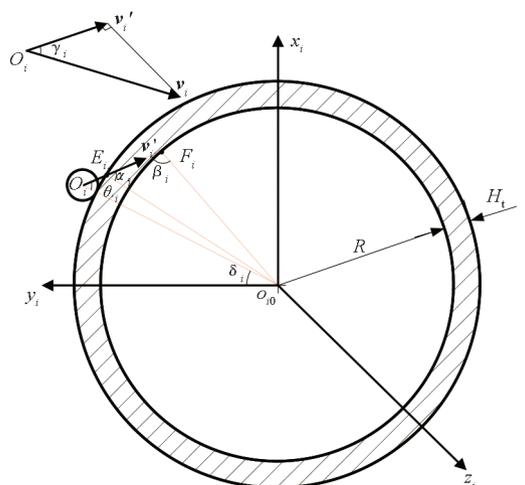


图2 截面位置示意

Fig. 2 Schematic diagram of cross section

θ_i 取负。 $o_{i0}O_i$ 与 y_i 轴的夹角为 δ_i , y_i 正轴处于 $o_{i0}O_i$ 绕 o_{i0} 逆时针方向时, δ_i 取正; y_i 正轴处于顺时针方向时, δ_i 取负。 v'_i 与 $E_i o_{i0}$ 的夹角为 α_i , θ_i 取正时 α_i 取正, θ_i 取负时 α_i 取负。 v'_i 与 $F_i o_{i0}$ 夹角的补角为 β_i , θ_i 取正时 β_i 取正, θ_i 取负时 β_i 取负。本文角的大小均采用角度制($^\circ$)表示。

在平面 $x_i o_{i0} y_i$ 上, 由三角形余弦定理可得壳体在 v'_i 方向上的厚度 $\Delta H'_{ui}$ (即 $E_i F_i$) 可表示为:

$$\Delta H'_{ui} = [(R + H_1)^2 + R^2 + 2R(R + H_1) \cos(\alpha_i + \beta_i)]^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

式中, α_i, β_i 还可由三角形正弦定理表示:

$$\begin{cases} \frac{R}{\sin \alpha_i} = \frac{R + H_1}{\sin \beta_i} \\ \frac{R}{\sin \theta_i} = \frac{R + H_1 + d/2}{\sin \beta_i}, 0 \leq |\theta_i| \leq \arcsin \frac{R}{R + H_1 + d/2} \end{cases} \quad (3)$$

壳体在球破片速度 v_i 方向的厚度 ΔH_{ui} (mm) 为:

$$\Delta H_{ui} = \frac{\Delta H'_{ui}}{\cos \gamma_i} \quad (4)$$

因此, 单球破片冲击柱壳装药的临界起爆条件可表示为:

$$v_i = Ad^{-\frac{1}{2}} + B \frac{\Delta H_{ui}}{d^{\frac{3}{2}}} \quad (5)$$

式中: A 为球形破片作用下装药敏感系数; B 为球形破片作用下壳体保护系数; v_i 为单球破片冲击柱壳装药的临界起爆速度 (km/s)。

在单球破片冲击柱壳装药的临界起爆条件的基础上, 建立双球破片冲击柱壳装药临界起爆条件的工程分析模型。

设 v_{c1}, v_{c2} 分别为双钨球破片同时撞击柱壳装药的临界起爆速度; $\Delta H_{u1}, \Delta H_{u2}$ 分别为壳体在钨球 1、2 速度方向上的厚度; s 为 $F_1 F_2$, 即两个球破片速度方向与装药表面交点的空间距离, s 可表示为:

$$s = \left\{ 2R^2 - 2R^2 \cos \left[\delta_1 + \frac{\theta_1}{|\theta_1|} \cdot (\pi - |\theta_1| - |\beta_1|) - \delta_2 - \frac{\theta_2}{|\theta_2|} \cdot (\pi - |\theta_2| - |\beta_2|) \right] + \left(|\Delta H_{u1} \cdot \sin \gamma_1 - \Delta H_{u2} \cdot \sin \gamma_2| + l \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (6)$$

由多破片垂直撞击平板装药的研究可以得到^[13-14], 多破片在壳体表面撞击点间距离在一定范围内, 撞击产生的多道冲击波叠加作用明显, 即对平板装药的累积毁伤作用明显, 临界起爆速度小于单破片作用的情况; 而超出此范围, 临界起爆速度等于单破片作用的情况, 此时多破片已经没

有累积毁伤效果。由双球破片同时垂直撞击平板装药的临界起爆速度随球心距的增长曲线变化规律^[14]可以看出, 双球破片冲击起爆平板装药的临界速度随球心距的增大而增大, 当双球紧靠时取最小值, 且最终趋近于单个破片作用的临界起爆速度, 此变化规律比较符合 BoxLucas 1 指数函数模型。采用 BoxLucas 1 模型, 并结合式(5)来表示双球破片对柱壳装药的临界起爆条件, 如式(7)所示:

$$v_{c1} + v_{c2} = 2Ad^{-\frac{1}{2}}(1 - e^{-\frac{s}{d}}) + \frac{B(\Delta H_{u1} + \Delta H_{u2})}{d^{\frac{3}{2}}} \quad (7)$$

当 $v_{c1} = v_{c2} = v_c$ 时, 式(7)可简化为:

$$v_c = Ad^{-\frac{1}{2}}(1 - e^{-\frac{s}{d}}) + \frac{B(\Delta H_{u1} + \Delta H_{u2})}{2d^{\frac{3}{2}}} \quad (8)$$

式(8)即为双球破片同时同速冲击柱壳装药的临界起爆条件。

式(7)与式(8)可以为 3、4 个甚至更多个球破片累积毁伤柱壳装药的研究提供参考。通过试验或数值模拟得到不同材质球破片、柱壳和装药的 A 与 B , 式(5)、式(7)、式(8)就可扩展到任意材质球破片冲击起爆不同柱壳装药的临界条件。

2 数值模拟模型

采用 AUTODYN-3D 数值模拟软件, 分别建立单钨球破片和双钨球冲击起爆钢柱壳装 B 炸药的模型 (如图 3 (a)、3 (b) 所示), 均采用 Lagrange 网格, 在 AUTODYN 材料库^[19]选取全部材料参数。壳体和装药的网格数量分别为 57 600、384 000, 单钨球网格数量为 4 096。

B 炸药的状态方程选用 Lee-Tarver 炸药点火和增长模型:

$$\frac{\partial F}{\partial t} = I(1 - F)^b \left(\frac{\rho}{\rho_0} - 1 - a \right)^x + G_1(1 - F)^c F^y p^y + G_2(1 - F)^e F^g p^z \quad (9)$$

式中: F 为炸药气体质量与炸药总质量的比值; ρ 、



(a) 单钨球冲击模型

(a) Single tungsten spherical fragment impacting model



(b) 双钨球冲击模型

(b) Double tungsten spherical fragments impacting model

图3 钨球撞击钢柱壳装药的有限元模型

Fig.3 Finite element model of tungsten fragments impacting on cylindrical charge with steel casing

ρ_0 分别为炸药当前密度、初始密度; p 为炸药爆轰压力; $I, b, a, x, G_1, c, f, y, G_2, e, g$ 和 z 均为常数, 具体参数详见表1。

表1 B炸药材料参数

Tab.1 Material parameters of composition B

$I/\mu\text{s}^{-1}$	b	a	x	G_1	c
44	0.222	0.01	4	414	0.222
f	y	G_2	e	g	z
0.667	2.0	0	0	0	0

球破片和柱壳的材料状态方程、强度模型和侵蚀算法见表2。

表2 破片、壳体材料模型

Tab.2 Material model of fragment and casing

部件	材料	状态方程	强度模型	侵蚀算法
破片	钨合金	Shock	Johnson-	Geometric
			Cook	Strain
壳体	4340合金钢	Linear	Johnson- Cook	Geometric Strain

数值模拟以 10 m/s 为步长,通过“升-降法”,分别计算单钨球破片、双钨球破片冲击柱壳装药的临界起爆速度。

3 数值模拟结果与判据校验

通过数值模拟拟合得到本文选取材料的 $A = 5.42, B = 2.68$,在此基础上进行单钨球和双钨球起爆柱壳装药的研究。

3.1 单钨球冲击起爆柱壳装药

作为基础先进行单钨球以不同姿态撞击柱壳

装药的临界起爆条件的数值模拟。当 $d = 7 \text{ mm}, H_1 = 6 \text{ mm}, \gamma_1 = 0^\circ$, 装药半径 R 分别为 40 mm、60 mm、75 mm、100 mm, 且 $\theta_1 = \delta_1$ 分别为 $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 55^\circ$ 时, 得到单钨球的临界起爆速度。由数值模拟结果知道, 当 $R = 40 \text{ mm}, \theta_1 \geq 55^\circ$ 时, 钨球撞击柱壳时发生跳飞, 不在本文研究范围内。将不同装药半径的柱壳装药在不同 θ_1 作用下的临界起爆速度转化为临界起爆速度 v_1 与 $\Delta H_{01}/d$ 的关系, 并与式(5)对比, 如图4所示。式(5)计算结果与数值模拟结果的最大误差为 4%, 说明式(5)可以很好地预测单钨球以任意姿态撞击不同装药半径的临界起爆速度。而当 $\theta_1 = \delta_1 = 0^\circ$ 时, 数值模拟得到的临界起爆速度随 R 的变化小于 0.7%, 故可认为钨球以此种姿态撞击柱壳装药时, 装药半径对临界起爆速度的影响很小。

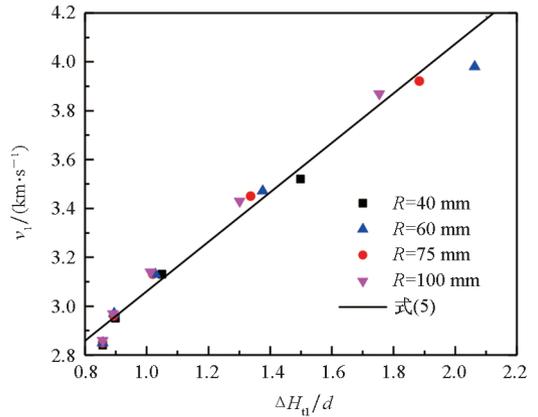


图4 临界起爆速度 v_1 随 $\Delta H_{01}/d$ 变化的数值模拟结果与理论计算的对比

Fig.4 Critical velocity v_1 versus $\Delta H_{01}/d$ between simulation and analytical results

将现有的试验结果与式(5)的计算结果相对比: 当 $d = 7.6 \text{ mm}, H_1 = 6 \text{ mm}, \theta_1 = \delta_1 = 0^\circ$ 时, 式(5)得到临界起爆速度为 2.73 km/s, 文献[16]的试验值为 2.676 km/s, 误差为 2.02%; 当 $d = 7 \text{ mm}, H_1 = 3 \text{ mm}, \theta_1 = \delta_1 = 0^\circ$ 时, 式(5)得到临界起爆速度为 2.48 km/s, 文献[17]的试验值为 2.463 km/s, 误差为 0.69%。由此可以看出, 式(5)能较好地预估单钨球冲击钢柱壳装 B 炸药的临界起爆条件。

把单钨球冲击起爆柱壳装药作为研究双钨球起爆柱壳装药的基础, 可以方便获得对应双钨球中任意一个撞击位置的单钨球冲击起爆柱壳装药的临界速度。

3.2 双钨球冲击起爆柱壳装药

由于柱壳装药柱面的存在, 研究双钨球撞击

柱壳装药可分为两种情况：一是 $\Delta H_{i1} + \Delta H_{i2}$ 为定值时，双钨球同速撞击的临界起爆速度 v_c 随 s/d 的变化；二是 $\Delta H_{i1} + \Delta H_{i2}$ 为变量时，双钨球同速撞击的临界起爆速度 v_c 随 s/d 和 $\Delta H_{i1} + \Delta H_{i2}$ 的变化。

当 $\Delta H_{i1} + \Delta H_{i2}$ 为定值时，取 $d = 7 \text{ mm}$ 、 $H_i = 6 \text{ mm}$ 、 $\gamma_1 = \gamma_2 = 0^\circ$ 、 $\theta_1 = \delta_1 = \theta_2 = \delta_2 = 0^\circ$ ，装药半径 R 分别为 40 mm 、 75 mm 、 100 mm 、 ∞ （平板装药），得到双钨球同速的临界起爆速度随 s/d 的变化和式(8)曲线的对比如图 5 所示。由图 5 可以看出，此种情况下，柱壳装药的装药半径对临界起爆速度影响不大，但与平板装药还是略有差异。由数值模拟结果得到，当 $s \leq 3.5d$ 时，柱壳装药相对于同厚度的平板装药更难以起爆，这是由于此时冲击波在柱壳装药传播过程的损耗比在平板装药中多。当 $s > 3.5d$ 时，双钨球对于柱壳装药的临界起爆速度等于单钨球作用柱壳装药时的情况，而此时的临界起爆速度并没有达到单个钨球起爆平板装药的临界速度。随着 s 的继续增加，双钨球冲击柱壳装药的临界起爆速度保持持平，而双钨球冲击平板装药的临界起爆速度则继续增加，最终趋于单个钨球起爆平板装药的临界速度。所以 $s > 3.5d$ 时，双钨球对柱壳装药已经没有累积毁伤作用，而双钨球对平板装药依然有累积毁伤作用。式(8)计算结果与数值模拟结果的最大误差为 2.92%，式(8)可以较好地预测当 $\Delta H_{i1} + \Delta H_{i2}$ 为定值时的双钨球同速撞击柱壳装药的临界起爆速度，同时也可以预测双钨球撞击平板装药的情况。

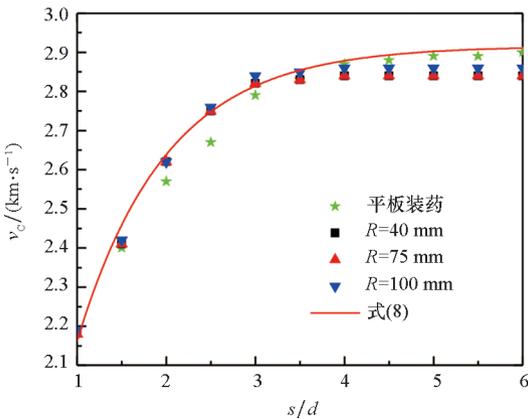


图 5 临界起爆速度 v_c 随 s/d 的变化关系

Fig. 5 Relation between v_c and s/d

当 $\Delta H_{i1} + \Delta H_{i2}$ 为变量时，取 $d = 7 \text{ mm}$ 、 $H_i = 6 \text{ mm}$ 、 $\theta_1 = \delta_1 = -\theta_2 = -\delta_2$ 分别取 5° 、 10° 、 15° 、 20° 、 $\gamma_1 = \gamma_2 = 0^\circ$ 、 $l = 0$ ，装药半径 R 分别为 40 mm 、

60 mm 、 75 mm 、 100 mm ，得到双钨球同速的临界起爆速度 v_c 随 s/d 和 $(\Delta H_{i1} + \Delta H_{i2})/d$ 的变化与式(8)曲面的对比如图 6 所示。式(8)计算结果与数值模拟结果的最大误差为 2.7%，式(8)依然可以较好地预测双钨球同速撞击的临界速度 v_c 随 s/d 和 $(\Delta H_{i1} + \Delta H_{i2})/d$ 的变化。

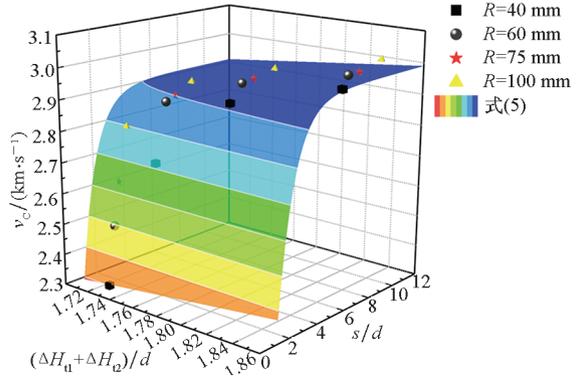


图 6 临界起爆速度 v_c 随 s/d 和 $(\Delta H_{i1} + \Delta H_{i2})/d$ 的变化关系

Fig. 6 Relation between v_c with s/d and $(\Delta H_{i1} + \Delta H_{i2})/d$

为了进一步验证双钨球冲击柱壳装药临界起爆条件是否具有普适性，开展不同直径钨球破片、不同壳体厚度、不同撞击角度和双钨球破片异速时的数值模拟，并与式(7)的计算结果进行比较，如表 3 所示。通过表中工况 7 和 8 可以看出，在保证除了速度大小之外撞击条件完全相同的情况下， v_1 和 v_2 可以是两个相等的速度，亦可是两个相差较大的速度，只要保证 $v_1 + v_2$ 的值接近式(7)的计算结果就可满足柱壳装药临界起爆条件。式(7)的计算结果与数值模拟结果的误差 ε 均在 7% 以内，可以认为式(7)具有较好的普适性，可以适用于计算不同尺寸的双球形破片以任意撞击角度同速或异速且同时冲击不同尺寸柱壳装药的临界起爆条件。

4 结论

本文在单破片冲击起爆平板装药临界条件的基础上，分别建立了更符合实战情况的单球破片和双球破片冲击柱壳装药临界起爆条件的工程分析模型，并将该模型计算结果与数值模拟、现有试验对比，得到以下结论：

1) 单球破片冲击柱壳装药临界起爆条件的工程分析模型计算结果与数值模拟结果对比最大误差为 4%，而该模型的计算结果与现有试验对比得最大误差为 2.02%，表明式(5)可以较好地预测单球破片以任意角度撞击柱壳装药的临界起爆条件。

表 3 临界起爆速度数值模拟与理论计算的对比

Tab.3 Comparison of critical initiation velocities between simulation and analytical results

工况	$d/$	$R/$	$H_1/$	$L/$	$\theta_1/$	$\delta_1/$	$\gamma_1/$	$\theta_2/$	$\delta_2/$	$\gamma_2/$	$v_1 + v_2 / (\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$		$\varepsilon / \%$
	mm	mm	mm	mm	($^\circ$)	式(7)	数值模拟						
1	7	40	4	10.5	0	0	0	0	0	0	4.32	2.21 + 2.21	-1.82
2	8.26	60	6	0	10	10	0	-10	-10	0	4.95	2.54 + 2.54	-2.56
3	9.5	40	6	0	5.375	5.375	0	-5.375	-5.375	0	3.33	1.79 + 1.79	-6.98
4	7.7	75	5	15.4	0	0	0	0	0	0	4.63	2.38 + 2.38	-2.73
5	7	40	6	0	30	30	0	45	45	0	5.73	2.81 + 2.81	1.95
6	7	40	6	0	0	0	0	15	15	-30	5.42	2.61 + 2.61	3.83
7	7	40	6	7	5	5	-5	-5	-5	5	5.08	2.48 + 2.48	2.42
8	7	40	6	7	5	5	-5	-5	-5	5	5.08	2.30 + 2.62	3.25

2) 双球破片冲击柱壳装药临界起爆条件的工程分析模型计算结果与数值模拟结果误差小于 7%,表明式(7)能较好地预测双球破片同时以任意角度撞击柱壳装药的临界起爆条件。

研究结果可为反导弹药战斗部设计和多破片对导弹战斗部的累积毁伤研究提供参考。

参考文献 (References)

[1] 居仙春. 炮射布阵式悬浮弹幕特性及其协同反导效能研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2014.
JU X C. Study on the characteristics and synergistic anti-missile effectiveness of the array suspension projectile barrage by artillery delivered [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2014. (in Chinese)

[2] 章冠人, 陈大年. 凝聚炸药起爆动力学[M]. 北京: 国防工业出版社, 1991.
ZHANG G R, CHEN D N. Initiation dynamics of condensed explosives[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1991. (in Chinese)

[3] HELD M. Initiation phenomena with shaped charge jets[C]//Proceedings of the 9th International Symposium on Detonation, 1989: 1416 - 1426.

[4] JAMES H R. Critical energy criterion for the shock initiation of explosives by projectile impact [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 1988, 13(2): 35 - 41.

[5] ROSLUND L A. Initiation of warhead fragments I: normal impacts NOLTR 73 - 124 [R]. White Oak: Naval Surface Weapons Center, 1973.

[6] QUIDOT M, HAMAIDE S, GROUX J, et al. Fragment impact initiation of cast PBXs in relation with shock sensitivity tests [C]// Proceedings of the 10th International Symposium on Detonation. Massachusetts, 1993: 113 - 121.

[7] LLOYD R. Conventional warhead systems physics and engineering design[M]. Washington: AIAA, Inc., 1998.

[8] 方青, 卫玉章, 张克明, 等. 射弹倾斜撞击带盖板炸药引

发爆轰的条件[J]. 爆炸与冲击, 1997, 17(2): 153 - 158.

FANG Q, WEI Y Z, ZHANG K M, et al. On the projectile oblique-impact initiation conditions for explosive covered with a plate [J]. Explosion and Shock Waves, 1997, 17(2): 153 - 158. (in Chinese)

[9] 张先锋, 赵有守, 陈惠武. 射弹冲击引爆带壳炸药临界条件[J]. 弹道学报, 2006, 18(4): 57 - 59.
ZHANG X F, ZHAO Y S, CHEN H W. The critical condition of shelled explosive initiated by projectile [J]. Journal of Ballistics, 2006, 18(4): 57 - 59. (in Chinese)

[10] HELD M. Initiation criteria of high explosives at different projectile or jet densities [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 1996, 21(5): 235 - 237.

[11] 陈卫东, 张忠, 刘家良. 破片对屏蔽炸药冲击起爆的数值模拟和分析[J]. 兵工学报, 2009, 30(9): 1187 - 1191.
CHEN W D, ZHANG Z, LIU J L. Numerical simulation and analysis of shock initiation of shielded explosive impacted by fragments[J]. Acta Armamentarii, 2009, 30(9): 1187 - 1191. (in Chinese)

[12] 李文彬, 王晓鸣, 赵国志, 等. 多破片命中时炸药的冲击起爆研究[J]. 南京理工大学学报(自然科学版), 2004, 28(1): 5 - 8.
LI W B, WANG X M, ZHAO G Z, et al. Study on shock initiation of explosive by the impact of multi-fragment [J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology, 2004, 28(1): 5 - 8. (in Chinese)

[13] 梁斌, 冯高鹏, 魏雪婷. 多枚破片冲击引爆带盖板炸药数值模拟分析[J]. 弹箭与制导学报, 2013, 33(6): 62 - 66, 69.
LIANG B, FENG G P, WEI X T. Numerical simulation on shock initiation of composition explosive of cover board subjected to multi-fragment [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2013, 33(6): 62 - 66, 69. (in Chinese)

[14] 贾亮振, 陈松, 杨建, 等. 双破片同时撞击对 B 炸药冲击

- 起爆的数值模拟研究[J]. 高压物理学报, 2011, 25(5): 469-474.
- JIA X Z, CHEN S, YANG J, et al. Numerical study of explosives initiation by simultaneous impact from two fragments [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2011, 25(5): 469-474. (in Chinese)
- [15] XU Y X, GAO P, WANG S S. Critical criterion for the shock initiation/ignition of cylindrical charges with thin aluminum shell impacted by steel fragment [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2017, 42(8): 921-931.
- [16] 江增荣, 李向荣, 李世才, 等. 预制破片对战斗部冲击起爆数值模拟[J]. 弹道学报, 2009, 21(1): 9-13.
- JIANG Z R, LI X R, LI S C, et al. Numerical simulation on shock initiation of performed fragment to warhead[J]. Journal of Ballistics, 2009, 21(1): 9-13. (in Chinese)
- [17] 王辉, 胡赛, 尹航, 等. 圆柱薄壳装药破片冲击毁伤实验[J]. 弹箭与制导学报, 2015, 35(3): 85-88.
- WANG H, HU S, YIN H, et al. Damage experiment on fragment impact cylindrical charge with thin shell[J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2015, 35(3): 85-88. (in Chinese)
- [18] 王昕, 蒋建伟, 王树有, 等. 破片撞击起爆柱面带壳装药的临界速度修正判据[J]. 爆炸与冲击, 2019, 39(1): 25-32.
- WANG X, JIANG J W, WANG S Y, et al. Critical detonation velocity calculation model of cylindrical covered charge impacted by fragment [J]. Explosion and Shock Waves, 2019, 39(1): 25-32. (in Chinese)
- [19] SAS IP, Inc. . AUTODYN users manual [M]. California: Century Dynamics Corporation, 2005.