

文章编号:1006-9941(2023)08-0808-12

双模战斗部结构优化设计及侵彻性能的数值模拟

徐鹏¹,姚文进¹,李伟兵¹,张笑瀛²

(1.南京理工大学智能弹药技术国防重点学科实验室,江苏南京210094;2.63863部队,吉林白城137001)

摘要:针对双模战斗部结构设计及侵彻性能适用性等问题,设计一种采用变壁厚弧锥结合形药型罩的双模战斗部,利用ANSYS/LS-DYNA仿真软件,开展成型装药结构参数对双模毁伤元特征参数影响的规律性研究,基于优化结构,研究不同毁伤元对混凝土目标的毁伤情况。通过极差分析得到了双模战斗部最优结构参数匹配组合:药型罩锥角 80° ,弧度半径8 mm,药型罩上壁厚2.22 mm,下壁厚5.44 mm,装药长径比0.88,壳体厚度5 mm,对优化结果进行了X光成像试验验证,结果表明:仿真结果与X光试验结果吻合良好。杆式射流(JPC)相比聚能射流(JET)对混凝土靶侵彻时表面崩落及开孔性能具有明显的优势,而JET对混凝土靶的侵彻深度相比JPC则有显著提升。研究结果可为战斗部结构设计及应用提供参考。

关键词:双模战斗部;结构设计;正交试验;侵彻性能研究

中图分类号:TJ5;TJ410.3

文献标志码:A

DOI:10.11943/CJEM2023092

0 引言

在信息化战争的条件下,弹药需要适应智能化、精确化、多功能化的趋势,对于不同的战斗目标,要能够做到“一弹多用”,传统的成型装药战斗部可以产生特定的毁伤元,实现对某类目标的打击,但这并不一定适用于对付另一类目标。多模战斗部可以针对不同的作战目标,智能匹配产生不同的毁伤元,实现精确打击,因此成为成型装药技术研究的热点^[1-3]。多模战斗部是在同一成型装药的基础上采用不同起爆方式如点起爆、环起爆和逆向单点起爆等,来实现聚能射流(JET)、杆式射流(JPC)、爆炸成型弹丸(EFP)和横向效应增强弹(PELE)等多种毁伤方式的转换^[4-5]。近年来,相关学者对双模战斗部成型因素以及聚能装药侵彻性能进行了大量研究。Cardoso^[6]借助仿真软件开展了从单点起爆到五点起爆形成的不同EFP战斗部结构的理论研究。Arnold^[7]提出了一种新型双模战斗部,通过不同的起爆序列能够形成

PELE与EFP之间转换的双模毁伤元。Dehestani^[8]研究了聚能装药成型过程中几何参数对射流侵彻性能的影响以及药型罩厚度对侵彻深度效率的影响。国内学者如郑宇^[9]对双层药型罩成型装药形成串联EFP的机理进行试验和数值模拟。李伟兵等^[10-14]重点研究了JPC和JET之间的转换关系,并优化设计了战斗部结构参数。陈帅^[15]针对双模毁伤元JET和JPC转换成型问题,理论分析了点、环两种起爆方式下爆轰波的作用过程。然而,对于将变壁厚弧锥结合形药型罩各参数与装药结构参数相匹配进行优化设计的研究工作,以及双模毁伤元对混凝土靶的侵彻研究方面,国内外报道甚少。

因此,本研究设计了一种采用变壁厚弧锥结合形药型罩的双模战斗部,利用有限元仿真软件ANSYS/LS-DYNA对JPC和JET的转换过程进行数值模拟,采用极差分析研究药型罩和装药结构各参数对毁伤元成型的影响。采用优化结构,对双模战斗部侵彻混凝土靶标进行了数值模拟,对比分析双模毁伤元对同一目标作用时靶板的受损伤情况。研究成果可为双模战斗部的进一步优化设计及其应用提供参考。

1 战斗部结构及数值模型

1.1 模型建立

针对装药口径 $D_e=100$ mm的成型装药结构,采

收稿日期:2023-05-04;修回日期:2023-07-03

网络出版日期:2023-07-20

作者简介:徐鹏(1999-),男,硕士,主要从事战斗部设计和高效毁伤技术研究。e-mail:1587028985@qq.com

通信联系人:姚文进(1981-),男,教授,博士生导师,主要从事弹药总体技术、高效毁伤机理与终点效应等研究。e-mail:njyaowj@163.com

引用本文:徐鹏,姚文进,李伟兵,等.双模战斗部结构优化设计及侵彻性能的数值模拟[J].含能材料,2023,31(8):808-819.

XU Peng, YAO Wen-jin, LI Wei-bing, et al. Numerical Simulation of the Optimization Design and the Penetration Performance of Dual-mode Warhead Structure [J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao), 2023, 31(8):808-819.

用ANSYS/LS-DYNA有限元软件^[16],对 $D_e=100\text{ mm}$ 双模战斗部结构的毁伤元成型过程进行数值模拟。药型罩采用变壁厚弧锥结合形,其结构参数包括锥角 2θ 、弧度半径 R 、上壁厚 h_1 、下壁厚 h_2 。成型装药为船尾形结构,装药长径比为 L/D_e ,壳体厚度为 δ 。通过采用中心单点起爆和船尾底端环起爆两种起爆方式,实现杆式射流(JPC)和聚能射流(JET)2种毁伤元的模式转换。

由于聚能装药的作用过程是多物质相互作用的大变形过程,在金属射流成型过程中,炸药和药型罩材料会发生剧烈变形,采用Lagrange方法难以准确模拟。因此空气、炸药和药型罩采用多物质ALE方法,壳体采用Lagrang方法,Lagrange与ALE之间采用流固耦合关键字连接^[17]。双模战斗部结构示意图和有限元模型图如图1所示。

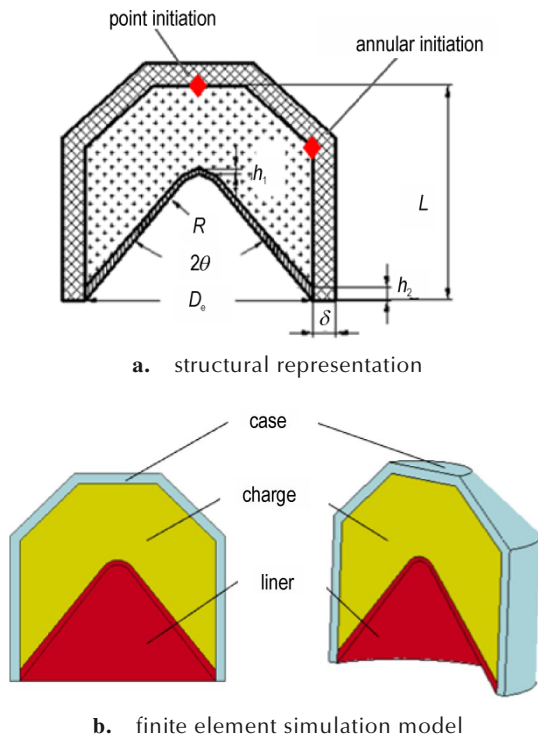


图1 双模战斗部示意图
Fig.1 Schematic diagram of dual-mode warhead

1.2 材料模型及参数

本研究所建立的模型中,涉及到的战斗部结构有药型罩、炸药和壳体以及空气域。空气域采用MAT_NULL材料模型和EOS_GRUNEISEN状态方程描述;炸药材料为8701,采用MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN材料模型和EOS_JWL状态方程描述;药型罩和壳体材料分别为紫铜和4340钢,采用

MAT_JOHNSON_COOK材料模型和EOS_GRUNEISEN状态方程描述。各材料参数主要取值见表1~3。

表1 空气材料参数^[12]

Table 1 Material parameters of air^[12]

$\rho / \text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	c	γ_0
0.00125	0.344	1.40

Note: ρ is the density; c and γ_0 are constant.

表2 8701材料参数^[18]

Table 2 Material parameters of 8701^[18]

ρ / $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	p_{CJ} / GPa	V_D / $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	A / GPa	B / GPa	R_1	R_2	ω	E_0 / GPa
1.68	30.4	8425	852.4	18.02	4.60	1.30	0.38	10.2

Note: ρ is the density of explosive. p_{CJ} is the C-J pressure of detonation wave. V_D is the detonation velocity. A and B are the pressure coefficients. R_1 and R_2 are the principal and secondary eigenvalues. ω is the fractional part of normal Tait equation adiabatic exponent. E_0 is the specific internal energy per unit mass of the explosive.

表3 紫铜和4340钢材料参数^[19]

Table 3 Material parameters of copper and 4340 steel

materials	ρ / $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	A / MPa	B / MPa	n	c	m	T_m / K	T_r / K
copper	8.96	90	292	0.31	0.025	1.09	1360	293
4340 steel	7.83	792	510	0.26	0.014	1.03	1793	293

Note: ρ is the density. A is the quasi-static yield stress. B is the strain-hardening coefficient. n is the strain-hardening exponent. c is the strain rate sensitivity coefficient. m is the parameters to be fitted. T_m is the melting point temperature of material. T_r is the room temperature.

1.3 成型分析

相较于单点起爆,多点起爆条件下各个起爆点传出的爆轰波以相同的爆速,各自独立均匀地向装药内部传播并发生碰撞,随着爆轰波波阵面夹角的增大相继发生正反射、正规斜反射和马赫反射过程,形成由C-J爆轰波和马赫波相间布置的复合爆轰波^[20]。马赫波压力明显高于C-J爆轰波压力,马赫波的出现有利于激发炸药潜能,显著提高药型罩的压垮速度,进而促进双模战斗部模式的转变。

根据有效装药理论^[21],在相同的装药结构下,环起爆的有效装药量显著大于点起爆。有效装药量的显著差距导致两种起爆方式下爆轰波强度和作用区域存在明显的差异。环起爆下爆轰波在药型罩上方汇聚,形成面积更广的强爆轰区域,压垮药型罩的爆压峰值达到了50~70 GPa;点起爆下爆轰波沿药型罩的母线方向扫过,强爆轰区域大都分散在了药型罩下方,只有极小一部分汇聚在药型罩上方,压垮药型罩的峰值爆

压约为 20 GPa。起爆方式的不同最终导致爆轰波对药型罩的压垮速度不同,数值模拟下的爆压分布结果如图 2 所示。

同一战斗部形成不同毁伤元的关键在于装药爆炸时爆轰波的传播变化,宏观上随着起爆直径的增大,马赫波作用范围减小,马赫超压增大,形成的毁伤元头部射流单元速度增大,而尾部射流单元速度降低^[22]。头尾速度差的增大使射流发生拉伸,长径比增大,毁伤元的形态发生改变,头部由扁平逐渐变得细长,形态由 JPC 向 JET 转变。当环起爆半径为 0~20 mm 时,起爆

环在船尾底端,随着环起爆半径的增加,毁伤元成型参数变化不大,有着杆式射流的特征;当环起爆半径为 20~50 mm 时,起爆环在船尾侧面,随着环起爆半径的增加,毁伤元头部速度大幅上升,形态也从杆式射流向聚能射流转变,有着聚能射流的特征,毁伤元成型参数随起爆半径变化如图 3 所示。

不同起爆方式下形成的双模毁伤元形态如图 4 所示,其中装药顶端中心单点起爆形成 JPC 毁伤元,船尾底端环起爆形成 JET 毁伤元。

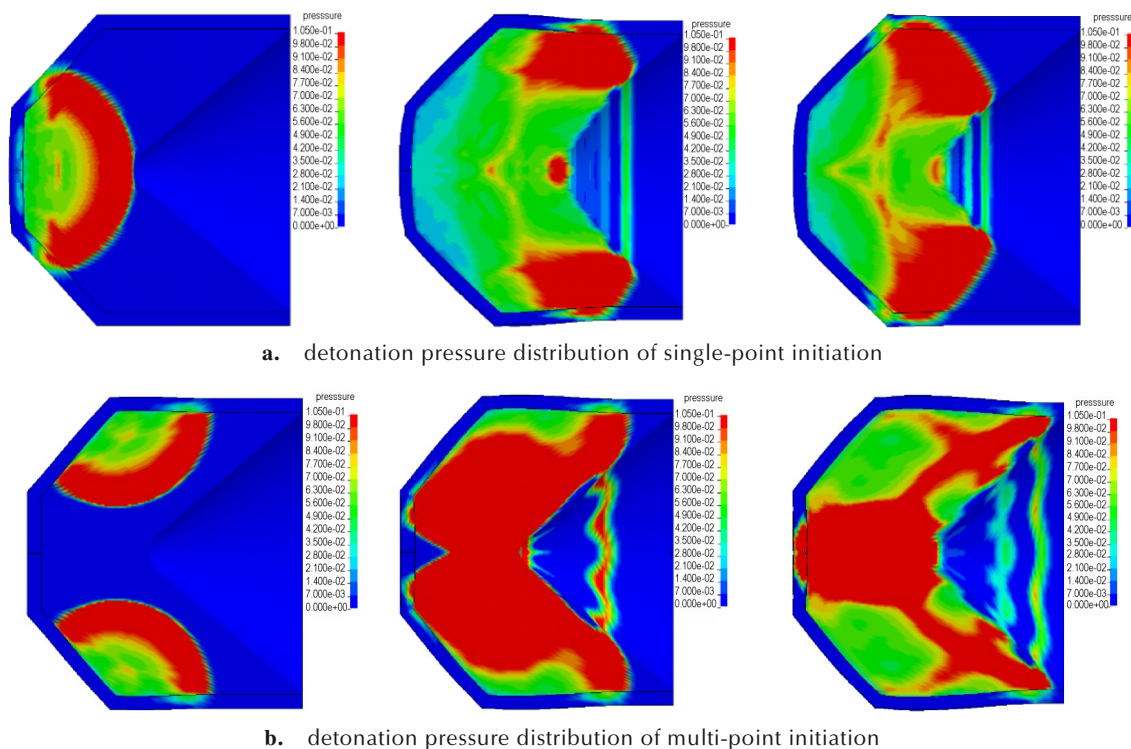


图 2 不同起爆方式下的爆压分布

Fig.2 Detonation pressure distribution under different initiation modes

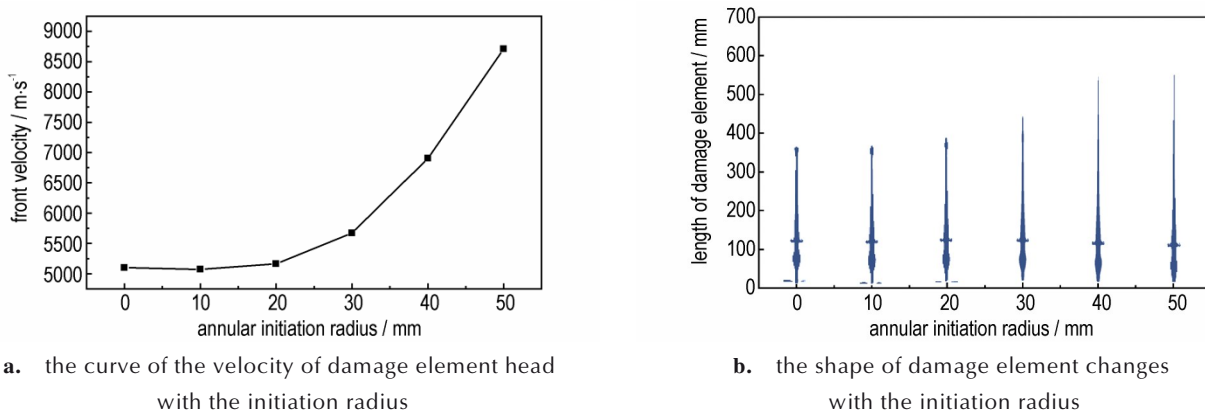


图 3 毁伤元成型参数随起爆半径变化

Fig.3 Forming parameters of damage element change with the initiation radius

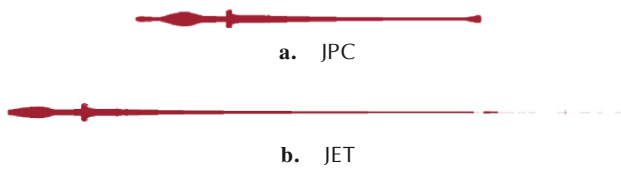


图4 双模毁伤元成型形态

Fig.4 Forming shape of dual-mode damage element

2 双模战斗部结构正交设计

2.1 正交设计方案

正交试验设计是通过正交表安排多因素试验,利用统计数学原理进行数据分析的一种科学方法,符合“以尽量少的试验获得有效、足够的信息”的试验设计原则^[23]。本研究选取药型罩锥角 2θ 为 $80^\circ\sim 100^\circ$ 、弧度半径 R 为 $4\sim 20\text{ mm}$ 、药型罩上壁厚 h_1 为 $1.92\sim 3.12\text{ mm}$ 、药型罩下壁厚 h_2 为 $3.94\sim 5.94\text{ mm}$ 、装药长径比 L/D_c 为 $0.80\sim 1.12$ 、战斗部壳体厚度 δ 为 $3\sim 7\text{ mm}$ 。基于正交试验设计的基本原则,设计了六因素五水平 $L_{25}(5^6)$ 正交试验表,各因素水平方案见表4。

表4 正交设计各因素水平表

Table 4 Factors and levels of orthogonal design

level	factor					
	$2\theta / (^\circ)$	R / mm	h_1 / mm	h_2 / mm	L/D_c	δ / mm
1	80	4	1.92	3.94	0.80	3
2	85	8	2.22	4.44	0.88	4
3	90	12	2.52	4.94	0.96	5
4	95	16	2.82	5.44	1.04	6
5	100	20	3.12	5.94	1.12	7

Note: 2θ is the cone angle of liner. R is the average radius. h_1 is the upper wall thickness of the liner. h_2 is the lower wall thickness of the liner. L/D_c is the length-to-diameter ratio of charge. δ is the thickness of warhead shell.

2.2 计算结果及分析

根据仿真结果, $150\ \mu\text{s}$ 时, JPC和JET毁伤元都已完全成型, 成型参数见表5。现对不同参数组合下双模毁伤元JET和JPC的头部速度 V_j 、有效长度 L 以及头尾速度差 ΔV_j 进行分析处理。利用极差分析法分别计算各列水平下的极差 S , 极差 $S=(K_i/5)_{\max}-(K_i/5)_{\min}$, 其中 k_i 表示各因素水平为 i 时对应的毁伤元特征参数指标之和。极差 S 的计算结果如表6和表7所示, 通过 S 的大小可以得到各因素对各指标影响的主次顺序。

分析可得锥角 2θ 是影响杆式射流头部速度 V_{j1} 、有效长度 L_1 , 以及头尾速度差 ΔV_{j1} 的最主要因素; 弧度半

径 R 是影响聚能射流头部速度 V_{j2} 、有效长度 L_2 , 以及头尾速度差 ΔV_{j2} 的最主要因素。对JPC和JET毁伤元头部速度 V_j 影响的主次顺序分别为 $2\theta, h_2, L/D_c, \delta, R, h_1$ 和 $R, 2\theta, h_1, h_2, L/D_c, \delta$ 。同样可得各因素对双模毁伤元有效长度 L 以及头尾速度差 ΔV_j 的影响规律, 结果表明, 对JPC和JET毁伤元有效长度 L 影响的主次顺序分别为 $2\theta, L/D_c, R, \delta, h_1, h_2$ 和 $R, 2\theta, h_1, L/D_c, \delta, h_2$, 下壁厚 h_2 是影响双模毁伤元有效长度 L 的最次要因素。对JPC和JET毁伤元头尾速度差 ΔV_j 影响的主次顺序分别为 $2\theta, h_2, R, L/D_c, \delta, h_1$ 和 $R, 2\theta, L/D_c, \delta, h_1, h_2$ 。

双模毁伤元头部速度 V_j 、有效长度 L 以及头尾速度差 ΔV_j 随装药结构参数的变化情况如图5所示。A、B、C、D、E、F分别表示锥角 2θ 、弧度半径 R 、上壁厚 h_1 、下壁厚 h_2 、装药长径比 L/D_c 、壳体厚度 δ , 角标表示其各列水平。从表6、7中各因素水平极差以及图5双模毁伤元成型参数随各因素变化曲线可以得出:

(1) 锥角 2θ 是JPC头部速度 V_{j1} 、有效长度 L_1 和头尾速度差 ΔV_{j1} 的最大影响因素, JET头部速度 V_{j2} 、有效长度 L_2 和头尾速度差 ΔV_{j2} 的第二影响因素。随着锥角 2θ 的增大, JPC和JET的头部速度和有效长度都逐渐下降, 权衡考虑, 选取锥角 2θ 为 80° 。

(2) 弧度半径 R 是JET头部速度 V_{j2} 、有效长度 L_2 和头尾速度差 ΔV_{j2} 的最大影响因素, JPC有效长度 L_1 的第三影响因素。随着弧度半径 R 的增大, JPC和JET头部速度和有效长度都逐渐下降, 综合考虑三个指标, 选取弧度半径 R 为 8 mm 。

(3) 药型罩上壁厚 h_1 是JPC头部速度的最次要影响因素, JET头部速度 V_{j2} 和有效长度 L_2 的第三影响因素, 而对于其他指标, 影响相对较小。随着上壁厚 h_1 增大, JET的头部速度和有效长度随之减小, 因此选取上壁厚 h_1 为 2.22 mm 。

(4) 药型罩下壁厚 h_2 是JPC头部速度 V_{j1} 和有效长度 L_1 的第二影响因素, 对其他指标影响都较小, 随着下壁厚 h_2 的增大, JPC头部速度 V_{j1} 和有效长度 L_1 都随之减小, 考虑到双模战斗部两种毁伤元的头部速度 V_{j1} 和 V_{j2} 要有尽可能大的差别, 因此选取下壁厚 h_2 为 5.44 mm 。

(5) 装药长径比 L/D_c 是JPC有效长度 L_1 的第二影响因素, 头部速度 V_{j1} 和头尾速度差 ΔV_{j1} 的第三影响因素, 而对于JET的各指标来说, 影响都较小。随着装药长径比 L/D_c 的增大, JPC头部速度 V_{j1} 和有效长度 L_1 随之增加, 头尾速度差 ΔV_{j1} 先减小再增大, 综合考虑三个指标, 选取装药长径比 L/D_c 为 0.88 。

(6)壳体厚度 δ 对JET和JPC的各指标影响都较小,随着壳体厚度的增加,头尾速度差 ΔV_{j1} 和 ΔV_{j2} 都随之减小,考虑到头尾速度差的减小,对于毁伤元成型和侵彻能力都有一定的提高,因此选择壳体厚度 δ 为5 mm。

综合考虑各参数对JPC和JET双模毁伤元的整体影响,确定双模战斗部最优结构参数匹配组合为: $2\theta=80^\circ$, $R=8$ mm, $h_1=2.22$ mm, $h_2=5.44$ mm, $L/D_e=0.88$ 及 $\delta=5$ mm。

表5 正交试验数值模拟结果(150 μ s)

Table 5 Numerical simulation results of orthogonal test (150 μ s)

model	level						JPC			JET		
	2θ	R	h_1	h_2	L/D_e	δ	$V_{j1} / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	$\Delta V_{j1} / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	L_1 / mm	$V_{j2} / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	$\Delta V_{j2} / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	L_2 / mm
1	1	1	1	1	1	1	5088	3392	446	9181	7662	1001
2	1	2	2	2	2	2	5135	3423	454	8381	6264	920
3	1	3	3	3	3	3	5138	2808	444	7014	4694	764
4	1	4	4	4	4	4	5076	3384	435	6220	4768	636
5	1	5	5	5	5	5	4973	3315	425	5631	3464	563
6	2	1	2	3	4	5	5156	2655	424	7929	5283	837
7	2	2	3	4	5	1	4859	3239	439	6872	5498	768
8	2	3	4	5	1	2	4360	2907	390	6375	5100	723
9	2	4	5	1	2	3	5012	3007	406	6041	4430	593
10	2	5	1	2	3	4	4985	2203	386	6537	3796	658
11	3	1	3	5	2	4	4444	2814	372	7070	5663	768
12	3	2	4	1	3	5	5088	2055	384	6703	3905	667
13	3	3	5	2	4	1	4678	2963	388	6065	4448	631
14	3	4	1	3	5	2	4777	2866	390	6438	4721	665
15	3	5	2	4	1	3	4263	2700	356	6057	4644	641
16	4	1	4	2	5	3	4774	2201	374	6588	3763	676
17	4	2	5	3	1	4	4319	2591	340	6004	4403	632
18	4	3	1	4	2	5	4340	2459	346	6622	4026	708
19	4	4	2	5	3	1	4150	2628	359	6064	4649	664
20	4	5	3	1	4	2	4648	1831	353	5783	3004	534
21	5	1	5	4	3	2	4093	2456	333	6073	4454	657
22	5	2	1	5	4	3	4225	2534	345	6570	4817	701
23	5	3	2	1	5	4	4740	1797	330	6288	3041	593
24	5	4	3	2	1	5	4272	2420	308	5778	3062	566
25	5	5	4	3	2	1	3997	2265	326	5380	3766	544

Note: 2θ is cone angle of liner. R is average radius. h_1 is the upper wall thickness of the liner. h_2 is the lower wall thickness of the liner. L/D_e is length-to-diameter ratio of charge. δ is thickness of warhead shell. V_{j1} is the front velocity of JPC. ΔV_{j1} is the head-tail velocity difference of JPC. L_1 is the effective length of JPC. V_{j2} is the front velocity of JET. ΔV_{j2} is the head-tail velocity difference of JET. L_2 is the effective length of JET.

表6 杆式射流各指标极差

Table 6 Range difference of each index of JPC

factor	$S_{V_{j1}} / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	S_{L_1} / mm	$S_{\Delta V_{j1}} / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$
2θ	816.6	112.4	970.0
R	152.0	20.6	398.2
h_1	73.8	6.2	304.0
h_2	484.8	4.6	431.2
L/D_e	364.2	22.6	372.0
δ	211.4	19.0	339.6

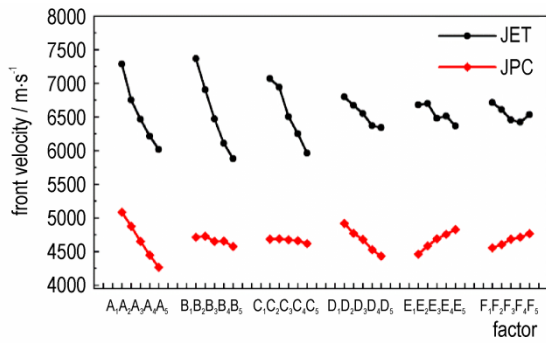
Note: $S_{V_{j1}}$ is the head speed range of JPC. S_{L_1} is the effective length range of JPC. $S_{\Delta V_{j1}}$ is the head-tail velocity difference range of JPC.

表7 聚能射流各指标极差

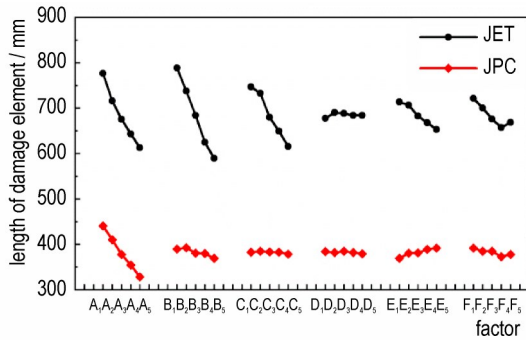
Table 7 Range difference of each index of shaped charge jet

factor	$S_{V_{j2}} / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	S_{L_2} / mm	$S_{\Delta V_{j2}} / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$
2θ	1267.6	164.2	1542.4
R	1490.6	198.8	1630.2
h_1	1106.8	131.2	764.6
h_2	457.2	12.6	472.0
L/D_e	335.4	61.0	876.8
δ	211.4	64.2	1256.6

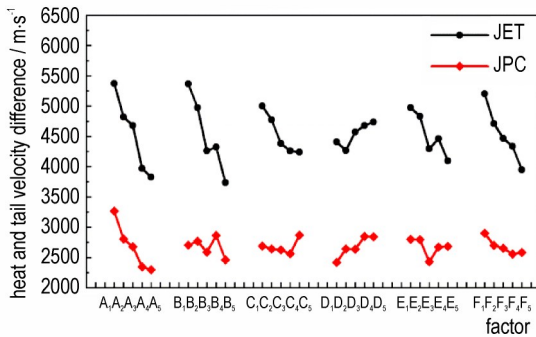
Note: $S_{V_{j2}}$ is the head speed range of JET. S_{L_2} is the effective length range of JET. $S_{\Delta V_{j2}}$ is the head-tail velocity difference range of JET.



a. change curve of head velocity of dual-mode damage element with various factors



b. change curve of effective length of dual-mode damage element with various factors



c. change curve of head-tail velocity difference of dual-mode damage element with various factors

图5 双模毁伤元成型参数随各因素变化曲线

Fig.5 Curve of forming parameters of dual-mode damage element with various factors

表8 优化结构毁伤元特征参数

Table 8 Optimized structural damage element characteristic parameters

model	JPC	JET
$t / \mu\text{s}$	120	120
shaping form		
$V_j / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	5069	8631
$\Delta V_j / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	3447	7258
L / mm	350	762
ratio of L and D_e	17.74	37.65

Note: t is time. V_j is the front velocity of damage element. ΔV_j is the head-tail velocity difference of damage element. L is the effective length of damage element. L/D_e is the length-diameter ratio of damage element charge.

2.3 试验验证

基于正交设计计算结果,采用瑞典 ScandiFlash 公司生产的 300 kV 脉冲 X 光机对双模战斗部优化方案的成型开展 X 射线成像试验。试验仪器主要包括成型装药、托弹架、脉冲 X 光机、底片和底片保护盒等。试验过程中,将成型装药固定在一定高度的托弹架上,通过控制 X 射线管的出光时间,便可在底片上得到毁伤元的 X 光成像照片。考虑到 JET 的长度较长,因此用两张底片拍摄,而 JPC 用一张底片即可。根据所拍摄的时间及不同毁伤元来布置靶块及炸高筒,每次靶块及炸高筒的总高度均由仿真结果确定,以保证侵彻体在拍摄时间通过底片盒,试验布局如图 6 所示。由于选择的最优匹配组合不在正交方案中,因此需按照新优化方案进行计算,优化后的双模毁伤元成型参数如表 8 所示。

由图 6 可知, X 光出光口与双模战斗部和底片盒的水平距离分别为 X_1 和 X_2 , 根据几何相似原理,可计算出放大比例^[24] K :

$$K = X_2 / X_1$$

通过计算底片上,毁伤元头部与参考线的距离

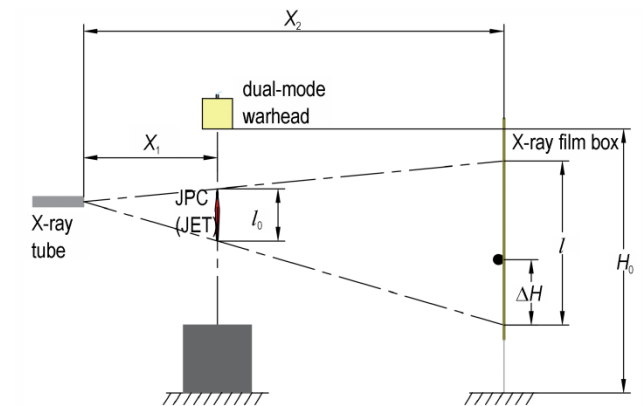


图6 双模战斗部 X 光试验布局

Fig.6 Curve of forming parameters of dual-mode damage element with various factors

ΔH_1 和 ΔH_2 , 并除以放大系数 K 和 X 光机的出光时间差 Δt , 就可以得到毁伤元的头部速度:

$$V_j = (\Delta H_2 - \Delta H_1) / (K \Delta t)$$

考虑到带壳体战斗部的 X 光试验有破片产生, 为了保护仪器设备不受损坏, 试验战斗部为无壳体双模战斗部。通过对比无壳体战斗部 X 光试验和数值模拟结果, 以确定仿真的可信性。双模毁伤元成型形态仿真与 X 光试验对比如图 7 所示, 从图 7 中可以看出: 杆式射流和聚能射流成型良好, 仿真结果与 X 光拍摄的毁伤元形态吻合度较高, 杆式射流形态短粗且头部出现了射流堆积现象, 而聚能射流形态细长且头部射流由于速度梯度太大出现了射流断裂

现象。

对毁伤元 X 光照片进行数字化处理, 得到了毁伤元的头尾速度及其差值, 仿真和试验毁伤元特征参数对比见表 9。表中“/”是由于试验时 JPC 成型的 X 光照片共拍了两张, 但是 X 光照片中亮区及尾部虚影较大, 不能明确区分射流的头部关键点和尾部关键点, 且有一幅 X 光照片没有拍到侵彻体的头部, 只获得了两个时刻 JET 的头部速度和头尾速度差, JET 毁伤元头部速度和头尾速度差的仿真与试验结果的相对误差在 5% 左右。从仿真成型结果的试验和仿真对比来看, X 光拍摄的毁伤元成型形态与仿真结果具有较好的一致性。

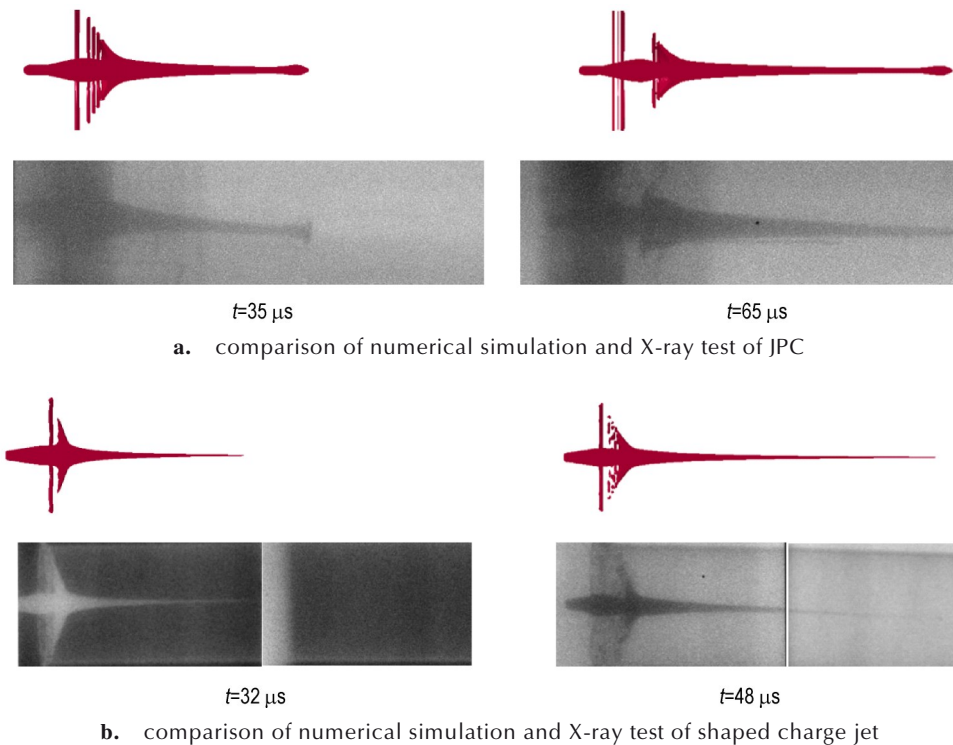


图 7 双模毁伤元成型形态仿真与 X 光试验对比

Fig.7 Comparison of the forming shape simulation of dual-mode damage element and X-ray test

表 9 仿真和试验毁伤元特征参数对比

Table 9 Comparison of numerical simulation and experimental damage element characteristic parameters

model	JPC		JET	
	V_{j1} / $m \cdot s^{-1}$	ΔV_{j1} / $m \cdot s^{-1}$	V_{j2} / $m \cdot s^{-1}$	ΔV_{j2} / $m \cdot s^{-1}$
simulation results	4543	3233	9059	6859
test results	/	/	9521	7280
relative error / %	/	/	4.9%	5.8%

Note: V_{j1} is the front velocity of JPC. ΔV_{j1} is the head-tail velocity difference of JPC. V_{j2} is the front velocity of JET. ΔV_{j2} is the head-tail velocity difference of JET.

3 双模毁伤元侵彻性能研究

3.1 混凝土材料模型

目前常用于描述混凝土材料在冲击、侵彻、爆炸等动载荷作用下响应行为的塑性损伤动态本构模型有 HJC (Johnson_Holmquist_Concrete) 模型、K&C (Karagozian & Case) 模型和 RHT 模型等。HJC 模型^[25]适用于描述混凝土在大变形、高压和高应变率下的响应行为, 但没有考虑拉伸损伤引起的材料体积膨胀, 因此不

能准确模拟混凝土在侵彻或爆炸载荷下的裂纹扩展。K&C模型^[26]考虑了混凝土的应变率效应、拉伸和压缩损伤等,但网格单元尺寸的大小对混凝土的应变软化行为有着直接的影响,随着单元尺寸的增大,应变软化将加速,因此同样不能准确模拟混凝土的裂纹扩展。RHT模型^[27-28]在HJC模型的基础上,考虑了HJC没有考虑到的偏应力张量第三不变量对混凝土强度的影响,失效面引入了反应失效面压缩子午线剪切强度衰

减的Load角效应来描述混凝土材料的剪切损伤,采用 $\rho\sim\alpha$ 状态方程可描述多孔材料压力和体积应变的关系,对混凝土屈服面的描述更加细致,具体材料参数见表10。通过观察靶体材料损伤分布云图和实际试验的对比,发现RHT模型对聚能装药侵彻后靶体受损伤情况和漏斗坑的预测更加符合实际。综合考虑,RHT模型更适用于描述聚能装药侵彻混凝土材料的数值模拟研究。

表10 混凝土材料的本构模型及损伤方程中的参数^[29]

Table 10 Constitutive model of concrete material and parameters in damage equation^[29]

$\rho / \text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	G / GPa	f_c / MPa	f_s^*	f_t^*	D_1	D_2	$p_{\text{crush}} / \text{MPa}$	A_1
2.356	16.29	26.8	0.18	0.1	0.04	1.0	17.97	0.3527
A_2	A_3	A	N	Q	B	AF	NF	α
0.3958	0.0904	1.6	0.61	0.6805	0.0105	1.60	0.61	1.6723

Note: G is the shear modulus. f_c is the compressive strength. f_s^* is the relative shear strength; f_t^* is the relative tensile strength. D_1 and D_2 are the damage parameter. p_{crush} is the crush pressure. A_1, A_2 and A_3 are hugoniot polynomial coefficient. A and N are the failure surface parameter. Q and B are the lode angle dependence factor. AF and NF are the residual surface parameter; α the initial porosity.

3.2 双模毁伤元侵彻混凝土靶板数值模拟

为研究双模毁伤元对混凝土靶板的毁伤情况,采用本研究设计的双模战斗部结构,建立战斗部侵彻混凝土靶板的三维有限元模型,炸高设定为 $3D_0$;靶板为C40素混凝土,考虑到尺寸效应对毁伤元侵彻的影响,靶板尺寸为 $\Phi 1000 \text{ mm} \times 1500 \text{ mm}$ 。由于计算模型的对称性,建立如图8所示的1/4有限元模型,靶板采用Lagrange算法,不同算法之间采用流固耦合接触。考虑到Euler网格和Lagrange网格之间的匹配关系同时为了减小网格数以提高计算效率,采用过渡网格,既保证了计算时的准确性又有效地节约了计算资源。

3.3 结果分析

图9为双模毁伤元侵彻混凝土靶的损伤演化过程,损伤程度范围为0~1,数值越大则表明混凝土靶受

损伤程度越严重,颜色为红色;数值越小则表明混凝土靶受损伤程度越轻微或未受损伤,颜色为蓝色。

聚能装药对混凝土目标的侵彻过程一般可描述为4个阶段^[30]:开坑阶段、连续射流的准定常侵彻阶段、断裂射流侵彻阶段及射流堆积阶段。从图9可以看出,双模战斗部不同毁伤元对混凝土靶板的侵彻过程基本一致:双模毁伤元JPC和JET分别在 $t=96 \mu\text{s}$ 和 $t=60 \mu\text{s}$ 时撞击靶板,射流头部撞击靶板时,接触面处的压力、温度、速度等急剧变化,射流在拉伸波的作用下沿径向流动,同时靶板受冲击后开始沿轴向和径向流动,靶板表面发生崩落;随着侵彻的继续,接触面处压力、温度、速度等的改变量逐渐降低,形成稳定的三高区。连续射流沿初始孔径继续侵彻混凝土靶板,孔径进一步增大,直至孔壁径向流动速度为零时,侵彻孔径达到最大,杆式射流和聚能射流分别在 $t=296 \mu\text{s}$ 和 $t=450 \mu\text{s}$ 时,对混凝土靶的侵彻孔径达到最大。杆式射流侵彻时,漏斗坑处裂纹更加密集,且延伸更深,受损伤程度严重区域范围更大,表明杆式射流侵彻时漏斗坑深和孔径更大,两种毁伤元侵彻下,在粉碎区漏斗坑处有形似火山口的部分微微隆起,为侵彻体尾裙外缘脱落造成^[31],射流继续侵彻靶板;由于射流存在速度梯度及径向拉伸波对射流侵彻的影响,连续射流在侵彻过程中失稳断裂,射流断裂后速度和直径不再发生变化,分段继续侵彻靶板。在 $t=504 \mu\text{s}$ 和 $t=600 \mu\text{s}$ 时,JPC和JET的侵彻过程都处于断裂射流侵彻阶

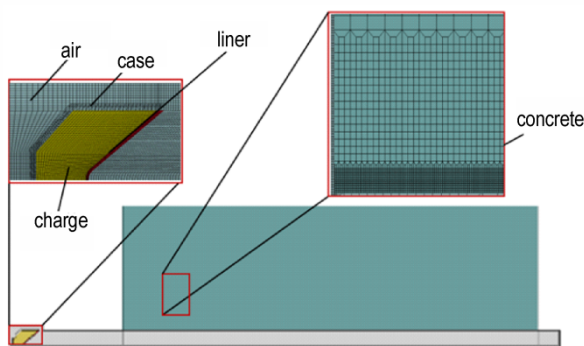


图8 双模战斗部侵彻C40混凝土靶板有限元模型
Fig.8 finite element model of dual-mode warhead penetrating C40 concrete target plate

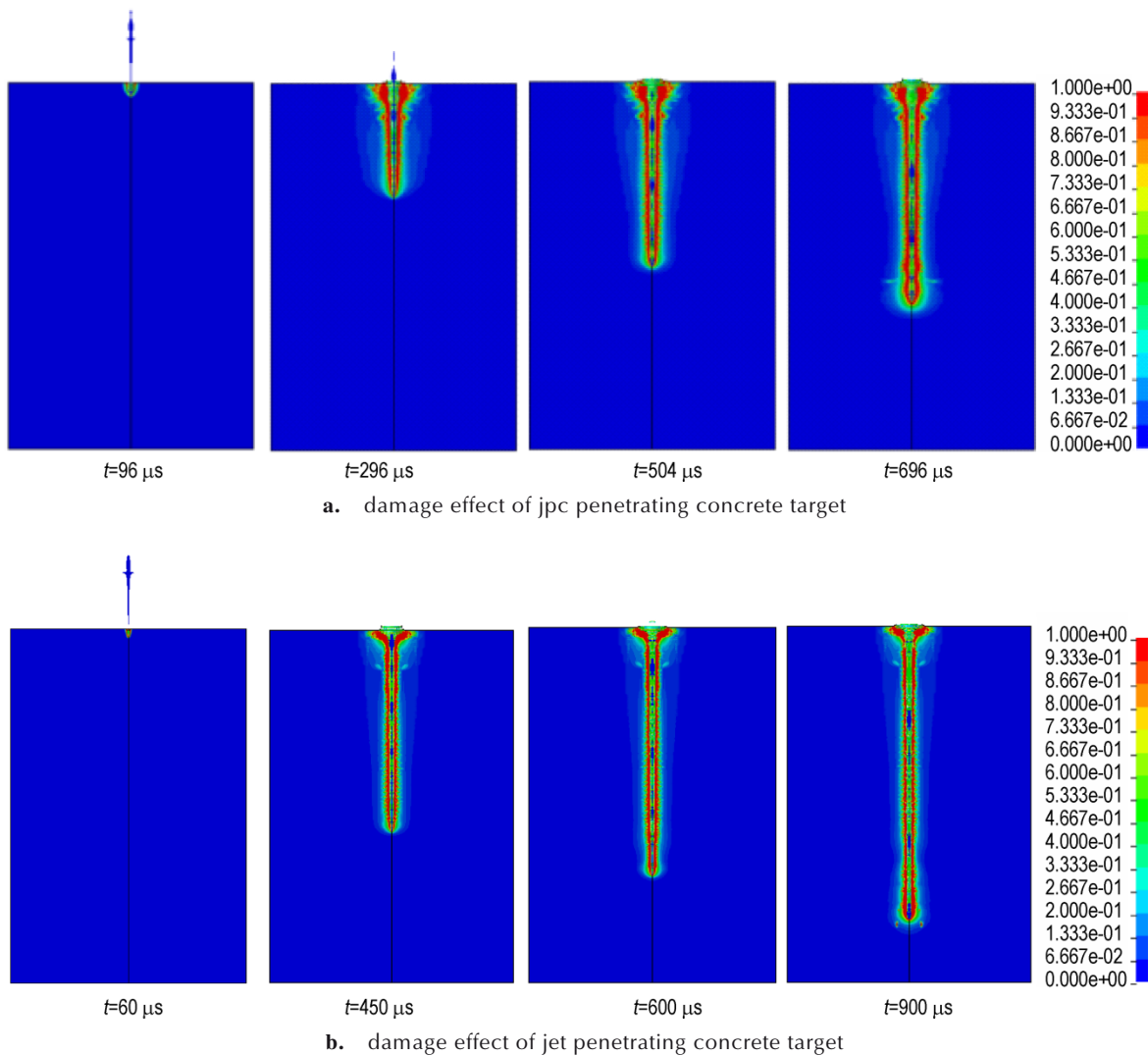


图9 双模毁伤元侵彻混凝土靶的损伤演化过程

Fig.9 Damage evolution process of double-mode damage element penetrating concrete target

段,此时侵彻孔径基本不变,各段射流着靶时靶板的应力状态消失,侵彻速度降低;当射流速度小于射流对混凝土靶板的临界侵彻速度时,侵深基本不再变化,射流在孔道底部堆积,底端孔径增大,侵彻孔底端裂纹向四周扩展,JPC和JET分别在 $t=696\ \mu\text{s}$ 和 $t=900\ \mu\text{s}$ 时结束侵彻过程。

双模战斗部侵彻混凝土靶后,混凝土靶径向损伤云图如图10所示,JPC侵彻混凝土靶板时的靶板径向受损伤区域以及受损伤严重区域相比JET侵彻时更大,裂纹较密集且数量明显更多,径向损伤云图更直观地反映出杆式射流侵彻混凝土靶板时的开孔更大。通过对比不同毁伤元侵彻混凝土靶时靶板径向受损伤情况,结合图9可对不同毁伤元侵彻混凝土靶时的毁伤效果进行综合评估。

两种毁伤元侵彻混凝土靶形成的孔洞均由漏斗坑和隧道区组成。由于毁伤元侵彻孔径的大小和毁伤元直径成正比,侵彻深度则和毁伤元有效长度成正比。由图9和图10可知,JPC侵彻混凝土靶板时,由于杆式射流头部直径大,侵彻时毁伤元头部与靶板的接触面积更大,同时较低的速度和头尾速度差以及更小的长径比使JPC侵彻时不容易断裂,射流随着靶板介质沿径向流动并不断堆积,使孔径进一步增大,靶板径向受损伤区域相比JET侵彻时更大且损伤更加严重;漏斗坑形态明显,坑深大;入孔直径更大但侵彻深度相对较小。JET侵彻混凝土靶板时,靶板径向受损伤区域较小且损伤相对轻微;漏斗坑崩落少,坑深小;侵彻深度更大但入孔直径相对较小。

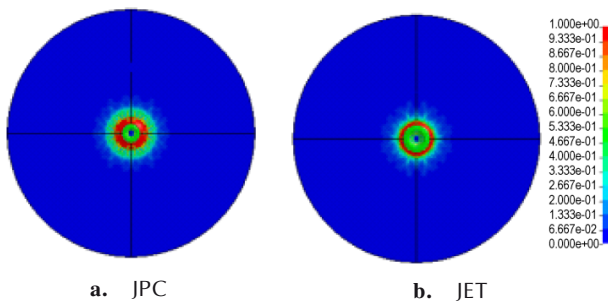


图 10 靶板径向损伤云图
Fig.10 Radial damage cloud of target

分别测量了数值模拟下不同毁伤元侵彻混凝土靶板后的漏斗坑直径及漏斗坑深、隧道区直径和深度以及总侵彻深度,测量数据定义如图 11 所示,测量结果见表 11。三倍炸高下,JPC 侵彻混凝土靶板时的漏斗坑直径为 210 mm,漏斗坑深为 83 mm,隧道区开孔直径为 54 mm,深度为 810 mm,总侵彻深度为 893 mm;JET 侵彻混凝土靶板时漏斗坑直径为 168 mm,漏斗坑深为 42 mm,隧道区开孔直径为 42 mm,深度为 1191 mm,总侵彻深度为 1233 mm。结果表明 JPC 侵彻混凝土靶时,漏斗坑崩落更加明显,隧道区开孔直径相较于 JET 提升了 28.6%,但总侵彻深度下降了 38.1%。对比分析可得 JPC 相比 JET 对混凝土靶侵彻时表面崩落及开孔性能具有明显的优势,而 JET 对混凝土靶的侵彻深度相比 JPC 则有显著提升。

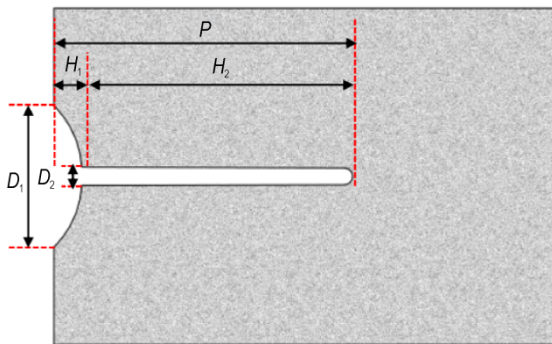


图 11 测量数据的定义
Fig.11 Definition of measured data

表 11 不同毁伤元侵彻混凝土靶数值模拟结果
Table 11 Numerical simulation results of different damage elements penetrating concrete target

model	D_1 / mm	H_1 / mm	D_2 / mm	H_2 / mm	P / mm
JPC	210	83	54	810	893
JET	168	42	42	1191	1233

Note: D_1 is the funnel pit diameter. H_1 is the deep funnel pit. D_2 is the tunnel area diameter. H_2 is the depth of tunnel area. P is the total penetration depth.

4 结论

采用正交试验设计方法设计了一种变壁厚弧锥结合罩双模战斗部,建立双模战斗部侵彻混凝土靶板的数值模型,对比分析不同毁伤元对混凝土靶板的毁伤情况,得出主要结论如下:

(1)同一装药结构下,环起爆的爆轰波强度和作用区域明显大于点起爆,宏观上随着起爆直径的增大,形成的毁伤元头部射流单元速度增大,形态也从杆式射流向聚能射流转变,形成速度更大的 JET 毁伤元。

(2)锥角 2θ 是影响 JPC 头部速度 V_{j1} 、有效长度 L_1 ,以及头尾速度差 ΔV_{j1} 的最主要因素;弧度半径 R 是影响 JET 头部速度 V_{j2} 、有效长度 L_2 ,以及头尾速度差 ΔV_{j2} 的最主要因素。

(3)通过正交试验设计得到了双模毁伤元成型性能较好的最优结构参数匹配组合:药型罩锥角 80° ,弧度半径 8 mm,药型罩上壁厚 2.22 mm,下壁厚 5.44 mm,装药长径比 0.88,壳体厚度 5 mm,并对优化设计结构进行了 X 光成像试验验证,结果表明数值模拟结果与试验结果基本吻合。

(4)双模战斗部不同毁伤元对混凝土靶的侵彻效果有较大的差异,JPC 相比 JET 对混凝土靶侵彻时表面崩落及开孔性能具有明显的优势,而 JET 对混凝土靶的侵彻深度相比 JPC 则有明显的提升。

参考文献:

[1] 韩磊, 庞艳珂, 曹禹, 等. 精确打击技术在信息化战争中的应用及发展趋势[J]. 兵工学报, 2010, 31(S2): 75-78.
HAN Lei, PANG Yan-ke, CAO Yu, et al. The application and development trend of precision strike technology in information warfare[J]. *Chinese Journal of Acta Armamentarii*, 2010, 31(S2): 75-78.

[2] 韩克华, 焦清介, 褚恩义, 等. 基于爆炸同步网格技术和冲击片雷管技术的两种多点同步起爆系统设计方法及性能[J]. 兵工学报, 2020, 41(S2): 102-110.
HAN Ke-hua, JIAO Qing-jie, CHU En-yi, et al. Design methods and performance of two multi-point synchronous initiation systems based on explosion synchronous grid technology and slapper detonator technology[J]. *Chinese Journal of Acta Armamentarii*, 2020, 41(S2): 102-110.

[3] 龙源, 张洋溢, 余道强, 等. 一种双模式战斗部成形过程及破片发散角影响因素分析[J]. 兵工学报, 2010, 31(1): 7-12.
LONG yuan, ZHANG Yang-yi, YU Dao-qiang, et al. Analysis of forming process of a dual-mode warhead and influencing factors of fragment divergence angle[J]. *Chinese Journal of Acta Armamentarii*, 2010, 31(1): 7-12.

[4] BENDER D, FONG R, NG W, et al. Dual mode warhead technology for future smart munitions [C]//19th International Symposium on Ballistics, Switzerland, 2001: 679-684.

- [5] 郭美芳, 范宁军. 多模式战斗部与起爆技术分析研究[J]. 探测与控制学报, 2005(01): 31-34+61.
GUO Mei-fang, FAN Ning-jun. Multimode warhead and detonation technology analysis [J]. *Chinese Journal of Journal of Detection and Control*, 2005 (01): 31-34+61.
- [6] CARDOSO D, TEIXEIRA F. Modelling the formation of explosively formed projectiles (EFP)[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016: 93.
- [7] ARNOLD W, GRASWALD M, ROTTENKOLBER E. A novel technology for switchable modes warheads [C//26th International Symposium on Ballistics, FI, USA. 2011: 305-312.
- [8] DEHESTANI P, FATHI AR, MOHAMMADI HR. Numerical study of the stand-off distance and liner thickness effect on the penetration depth efficiency of shaped charge process[J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 2019, 233(3): 977-986.
- [9] 郑宇, 王晓鸣, 李文彬, 等. 基于双层药型罩成型装药的串联EFP[J]. 爆炸与冲击, 2012, 32(1): 29-33.
ZHENG Yu, WANG Xiao-ming, LI Wen-bin, et al. Series EFP [J]. *Chinese Journal of Explosion and shock*, 2012, 32(1): 29-33.
- [10] 樊雪飞, 李伟兵, 王晓鸣等. 装药爆轰控制结构参数对双模毁伤元的影响[J]. 含能材料, 2016, 24(8): 735-741.
FAN Xue-fei, LI Wei-bing, WANG Xiao-ming, et al. Influence of detonation control structure parameters on dual-mode damage element [J]. *Chinese Journal of Energetic materials (Hanneng Cailiao)*, 2016, 24(8): 735-741.
- [11] LI W-B, WANG X-M, LI W-B, ZHENG Y. Research on the optimum length-diameter ratio of the charge of a multimode warhead[J]. *Shock Waves*, 2012, 22(3): 265-274.
- [12] 樊雪飞, 李伟兵, 王晓鸣, 等. 爆轰驱动钽药型罩形成双模毁伤元仿真与试验研究[J]. 兵工学报, 2017, 38(10): 1918-1925.
FAN Xue-fei, LI Wei-bing, WANG Xiao-ming, et al. Simulation and experimental study on dual-mode damage element formed by detonation-driven tantalum liner [J]. *Chinese Journal of Acta Armamentarii*, 2017, 38(10): 1918-1925.
- [13] 樊雪飞, 李伟兵, 王晓鸣, 等. 药型罩材料性能参数对双模毁伤元成型的影响[J]. 含能材料, 2017, 25(11): 888-895.
Fan Xue-fei, Li Wei-bing, Wang Xiao-ming, et al. Effect of performance parameters of liner materials on the formation of dual-mode damage element [J]. *Chinese Journal of Energetic materials (Hanneng Cailiao)*, 2017, 25(11): 888-895.
- [14] 陈奎, 李伟兵, 王晓鸣, 等. 双模战斗部结构正交优化设计[J]. 含能材料, 2013, 21(1): 80-84.
CHEN Kui, LI Wei-bing, WANG Xiao-ming, et al. Orthogonal optimization design of dual-mode warhead structure [J]. *Chinese Journal of Energetic materials (Hanneng Cailiao)*, 2013, 21(1): 80-84.
- [15] 陈帅, 李文彬, 王晓鸣, 等. 铜、钨形成EFP和JPC毁伤元对比研究[J]. 弹道学报, 2021, 33(4): 71-76.
CHEN Shuai, LI Wen-bin, WANG Xiao-ming, et al. A comparative study of copper and molybdenum forming EFP and JPC damage elements [J]. *Chinese Journal of Ballistics*, 2021, 33(4): 71-76.
- [16] 李向上, 郑俊杰, 宋彦琦, 等. 高瓦斯低透气性煤层聚能爆破增透机制[J]. 爆炸与冲击, 2023, 43(5): 156-168.
LI Xiang-shang, ZHEN Jun-jie, SONG Yan-qi, et al. Anti-reflection mechanism of shaped charge blasting in high gas and low permeability coal seam [J]. *Chinese Journal of Explosion and shock*, 2023, 43(5): 156-168.
- [17] 王钰婷, 黄正祥, 祖旭东, 等. 等腰梯形截面聚能装药射流成型及侵彻特性[J]. 兵工学报, 2022, 43(4): 748-757.
WANG Yu-ting, HUANG Zheng-xiang, ZU Xu-dong, et al. Jet forming and penetration characteristics of isosceles trapezoid shaped charge [J]. *Chinese Journal of Acta Armamentarii*. 2022, 43(4): 748-757.
- [18] 陈帅, 李文彬, 王晓鸣, 等. 双模毁伤元JET&JPC转换成型机理研究[J]. 火工品, 2022(01): 43-47.
CHEN Shuai, LI Wen-bin, WANG Xiao-ming, et al. Study on the forming mechanism of dual-mode damage element JET & JPC [J]. *Chinese Journal of Initiator*, 2022(01): 43-47.
- [19] 印立魁, 王维占, 程瑶, 等. 局部复合药型罩威力性能数值模拟研究[J]. 振动与冲击, 2022, 41(18): 197-204.
YIN Li-kui, WANG Wei-zhan, CHENG Yao, et al. Numerical simulation study on power performance of local composite liner [J]. *Journal of Vibration and Shock*. 2022, 41(18): 197-204.
- [20] Li W-B, Wang X-M, Li W-B. The effect of annular multi-point initiation on the formation and penetration of an explosively formed penetrator [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 37(4): 414-424.
- [21] 樊菲. 实现杆流与射流转换的研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2012.
FAN Fei. Research on the conversion of rod flow and jet flow [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2012.
- [22] 李瑞. 多点起爆下装药爆轰及杆式侵彻体的成型机理研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2020.
LI Rui. Study on the formation mechanism of charge detonation and rod penetrator under multi-point initiation [D]. Jiangsu: Nanjing University of Science and Technology, 2020.
- [23] 王彦盛, 李伟兵, 黄炫宁, 等. 双模成型装药战斗部药型罩结构的正交设计[J]. 高压物理学报, 2020, 34(4): 157-165.
WANG Yan-sheng, LI Wei-bing, HUANG Xuan-ning, et al. Orthogonal design of liner structure of dual-mode shaped charge warhead [J]. *Chinese Journal of According to High Pressure Physics*, 2020, 34(4): 157-165.
- [24] 黄炳瑜, 熊玮, 张先锋, 等. 双层含能药型罩K装药射流成型及侵彻性能试验[J]. 含能材料, 2021, 29(2): 149-156.
HUANG Bing-yu, XIONG Wei, ZHANG Xian-feng, et al. Jet forming and penetration performance test of K charge of double-layer energetic liner [J]. *Chinese Journal of Energetic materials (Hanneng Cailiao)*, 2021, 29(2): 149-156.
- [25] 朱奇峰. 聚能射流对典型高强度混凝土目标的侵彻研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2020.
ZHU Qi-feng. Study on penetration of shaped charge jet into typical high-strength concrete targets [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2020.
- [26] LIN X, REBECCA J, GRAVINA. An effective numerical model for reinforced concrete beams strengthened with high performance fibre reinforced cementitious composites [J]. *Materials and Structures*, 2017, 50(5): 212.
- [27] 郝礼楷, 顾文彬, 张亚栋, 等. 球缺型EFP毁伤混凝土墙试验与数值仿真研究[J]. 振动与冲击, 2023, 42(1): 10-18.
HAO Li-kai, GU Wen-bin, ZHANG Ya-dong, et al. Experi-

- mental and numerical simulation study on concrete wall damaged by spherical-defect EFP [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2023, 42(1): 10-18.
- [28] 张朝平, 张先锋, 谈梦婷, 等. 聚能杆式射流侵彻混凝土和岩石靶体试验与数值模拟[J/OL]. 含能材料, 2023: 1-14.
ZHANG Zhao-ping, ZHANG Xian-feng, TAN Meng-ting, et al. Experiment and numerical simulation of shaped charge jet penetrating concrete and rock targets [J/OL]. *Chinese Journal of Energetic materials (Hanneng Cailiao)*, 2023: DOI:10.11943/CJEM2023071.
- [29] TAMER E, LI Q-M. Influences of target strength and confinement on the penetration depth of an oil well perforator[J]. *International journal of impact engineering*, 2013, 54 (4) : 130-137.
- [30] 肖强强, 刘荣忠, 冯成良, 等. 聚能射流侵彻土壤/混凝土复合目标理论研究[J]. 振动与冲击, 2016, 35(17): 102-106.
XIAO Qiang-qiang, LIU Rong-zhong, FENG Cheng-liang, et al. Theoretical study of shaped charge jet penetrating soil/concrete composite target[J]. *Chinese Journal of Vibration and impact*, 2016, 35(17): 102-106.
- [31] 赵紫良, 王志军, 徐永杰, 等. 聚能装药侵彻混凝土裂纹扩展数值模拟分析[J]. 兵器材料科学与工程, 2022, 45(6): 112-118.
ZHAO Zi-liang, WANG Zhi-jun, XU Yong-jie, et al. Numerical simulation analysis of crack propagation of shaped charge penetrating concrete [J]. *Weapon Material Science and Engineering*, 2022, 45(6): 112-118.

Numerical Simulation of the Optimization Design and the Penetration Performance of Dual-mode Warhead Structure

XU Peng¹, YAO Wen-jin¹, LI Wei-bing¹, ZHANG Xiao-ying²

(1. National Defense Key Discipline Laboratory of Intelligent Ammunition Technology, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China; 2. 63863 troops, Baicheng 137001, China)

Abstract: Aiming at solving the problems of the structural design and the applicability of the penetration performance of dual-mode warhead, a dual-mode warhead with arc-cone combined shaped liner of variable wall thickness is designed. Using ANSYS / LS-DYNA simulation software, the influence of shaped charge structure parameters on the characteristic parameters of dual-mode damage elements is studied. Based on the optimized structure, the damage of different damage elements to concrete targets is studied. Through the range analysis, the optimal combination of the structural parameter of dual-mode warhead is obtained: the cone angle of the liner is 80°, the arc radius is 8 mm, the upper wall thickness of the liner is 2.22 mm, the lower wall thickness is 5.44 mm, the length-diameter ratio of the charge is 0.88, and the shell thickness is 5 mm. The X-ray imaging test is carried out to verify the optimization results. The results show that the simulation results are in good agreement with the X-ray test results. Compared with the shaped charge jet (JET), the rod-shaped charge jet (JPC) has obvious advantages in surface collapse and opening performance when penetrating concrete targets, while the penetration depth of JET to concrete targets is significantly improved compared with JPC. The research results can provide reference for the design and application of warhead structure.

Key words: dual-mode warhead; structural design; orthogonal test; penetration performance

CLC number: TJ5; TJ410.3

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2023092

(责编:姜梅)