

高压物理学报

GAOYA WULI XUEBAO

1987 年 9 月创刊

2020 年虚拟主题专刊

· 侵彻与防护 ·

目次

杆式 EFP 用钽钨合金 JC 失效模型参数	门建兵, 卢易浩, 蒋建伟, 付恒, 韩伟
柱状装药预制破片缩比战斗部爆炸冲击波和破片的作用时序	夏冰寒, 王金相, 周楠, 陈兴旺, 卢孚嘉
不同材料弹体超声速侵彻钢筋混凝土靶的结构破坏对比实验	周忠彬, 马田, 赵永刚, 李继东, 周涛, 李鹏
小钨球对防弹衣加松木靶的侵彻研究	唐昌州, 智小琦, 徐锦波, 陈志斌
具有梯度型刚度折叠收缩管的吸能性能	陈伟东, 门恒, 田晓耕
分体式侵彻体斜侵彻钢靶的弹道稳定性数值模拟	吴翰林, 屈可朋, 沈飞, 周涛, 郭洪福, 谷鸿平
叠合双层靶抗球形破片的侵彻能耗	徐瑞, 智小琦, 范兴华
EFP 水下成型影响因素的数值模拟	孙远翔, 胡皓亮, 张之凡
《高压物理学报》2020 年虚拟主题专刊名录	《高压物理学报》编辑部



官方网站: www.gywlxb.cn

官方邮箱: gaoya@caep.cn

联系电话: 0816-2490042



《高压物理学报》2020 年虚拟主题专刊名录

- ✧ 高压物性实验研究
- ✧ 高压物性的计算与模拟
- ✧ 高压地球科学
- ✧ 高压实验技术
- ✧ 高压下材料动态响应实验研究
- ✧ 高压下材料动态响应的计算与模拟
- ✧ 复合材料与结构的动态响应计算与模拟
- ✧ 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——气相爆炸

★ 获取地址: <http://www.gywlxb.cn/topics>

杆式 EFP 用钽钨合金 JC 失效模型参数

门建兵¹, 卢易浩¹, 蒋建伟¹, 付恒¹, 韩伟²

(1. 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081;

2. 中国人民解放军 32381 部队, 北京 100072)

摘要: 针对目前数值仿真不能有效预测钽钨合金药型罩聚能装药杆式爆炸成型弹丸 (Explosive formed projectile, EFP) 的爆炸成型和断裂问题, 开展了钽钨合金材料在不同应力、应变率以及温度条件下的力学性能实验, 通过实验数据拟合得到了材料的 Johnson-Cook 失效模型参数。基于 LS-DYNA 嵌入该套模型参数开展了典型球缺钽钨药型罩 EFP 的成型仿真, 通过同结构聚能装药静爆脉冲 X 射线摄影实验对仿真形成的 EFP 形状和速度计算结果进行对比验证。结果表明: 将实测 Johnson-Cook 失效模型参数应用于杆式 EFP 成型的数值仿真时, 各项成型参数的计算结果 (形状、速度等) 与实验结果的相对误差均小于 9%, 实现了对杆式 EFP 成型及断裂的准确预测。

关键词: 爆炸成型弹丸; 钽钨合金; Johnson-Cook 失效模型

中图分类号: O385; TJ410

文献标识码: A

爆炸成型弹丸 (Explosive formed projectile, EFP) 是一种利用装药聚能效应形成的高速弹丸, 在智能灵巧反装甲弹药中具有广泛应用^[1-2]。钽及其合金因具有高密度、高延展性等特点成为主选罩材之一, 研究者不断探索通过提高 EFP 的长径比来提高侵彻威力。随着数值仿真技术的飞速发展, 这种使用方便、直观高效的方法逐渐成为当下 EFP 研究的主要手段。数值仿真的准确性主要依赖于计算方法、材料模型及其参数等因素。目前关于 EFP 成型的数值模拟主要采用 Lagrange、ALE 和 Lagrange/Euler 混合等计算方法, 而药型罩一般采用 Lagrange 网格表征, 对于其大变形引起的计算步长过小问题则采用无物理意义的侵蚀算法处理, 即当微元几何应变超过某定值, 将该变形网格从计算中删除。药型罩材料本构模型一般采用考虑材料应变率的 Johnson-Cook (JC)、Zerilli-Armstrong 等模型, 通常未考虑使用材料的失效模型。如 Kim 等^[3]、郭腾飞等^[4]、樊雪飞等^[5]和朱志鹏等^[6]分别采用未加失效的本构模型研究了聚能装药结构参数对钽 EFP 成型的影响。上述方法对球形或小长径比 EFP 成型形态预测得较为可信, 但对于寻求进一步提高其侵彻能力的大长径比杆式 EFP 则显得无能为力, 存在误判 EFP 断裂而得出错误成型形态的情况, 这已成为制约大长径比 EFP 数值模拟预测的瓶颈。针对这一问题, 已有相关学者针对成熟罩材展开研究, 如丁力等^[7]引入 JC 失效模型预测了紫铜罩杆式 EFP 的成型, 而对于钽及其合金 EFP 的这类问题研究较少。

近年来不少学者也开展了钽及其合金的材料表征, 研究主要集中在材料的本构关系^[8-12], 对材料断裂失效表征研究却鲜有报道。在钽及其合金的 JC 模型研究方面, 彭建祥^[8]、郭伟国^[9]、Gao 等^[11]进行了相关力学性能试验, 根据试验结果拟合了材料 JC 本构模型, 但并未对材料的 JC 失效模型进行研究。

为了实现采用数值模拟方法精准预测钽 EFP 的成型, 指导 EFP 装药结构设计, 针对一种典型钽钨合金材料, 开展不同应力、温度和应变率下的力学性能测试, 根据试验测试数据拟合得到 JC 失效模型

* 收稿日期: 2020-04-22; 修回日期: 2020-04-29

基金项目: 国家自然科学基金 (1187020967)

作者简介: 门建兵 (1973—), 男, 博士, 副教授, 主要从事毁伤与弹药工程研究. E-mail: menjb@bit.edu.cn

通信作者: 蒋建伟 (1962—), 男, 博士, 教授, 主要从事毁伤与弹药工程研究. E-mail: bitjw@bit.edu.cn

参数;通过对比典型球缺钽钨药型罩 EFP 成型的数值模拟结果与拍摄的脉冲 X 射线摄影照片,验证数值模拟的有效性。研究结果可为钽钨 EFP 战斗部的设计提供技术支撑。

1 钽钨合金 JC 失效模型参数测定

1.1 JC 失效模型表征

材料的失效是受到多种因素影响的复杂物理现象。针对金属材料在较大压力、应变率和温度条件下的失效,Johnson 等^[13]提出了考虑应力三轴度、温度及应变率效应的 JC 失效模型。模型采用累积损伤准则,定义损伤参数

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_{eq}}{\varepsilon_f} \quad (1)$$

式中: $\Delta \varepsilon_{eq}$ 为一个计算循环的等效塑性应变增量, ε_f 为当前计算循环的应力、应变率和温度下材料的失效应变。当损伤参数 $D=1$ 时,材料失效。失效应变的表达形式如下

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}_{eq}^*) (1 + D_5 T^*) \quad (2)$$

式中: D_1 、 D_2 、 D_3 、 D_4 、 D_5 为材料参数; σ^* 为应力三轴度; $\dot{\varepsilon}_{eq}^*$ 为无量纲等效应变率, $\dot{\varepsilon}_{eq}^* = \dot{\varepsilon}_{eq} / \dot{\varepsilon}_0$, $\dot{\varepsilon}_{eq}$ 为实际应变率, $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; T^* 为无量纲温度, $T^* = (T - T_r) / (T_m - T_r)$, T 为瞬时温度, T_r 为参考温度, T_m 为材料熔化温度。

式(2)等号右边的 3 个部分分别对应应力、应变率和温度对失效应变的影响。三者为乘积关系,相互独立,依次单独变化某一因素,即可拟合出相应材料参数。

1.2 材料力学性能实验

钽及其合金材料因其高密度和优异的力学性能,在聚能装药药型罩中具有应用潜能。本研究选用钽钨合金,密度为 16.65 g/cm^3 ,采用电子束熔炼及锻造挤压加工工艺。表 1 显示了钽钨合金主要化学成分(质量分数)。实验试件均加工自同一批次钽钨合金棒材。为了标定钽钨合金的 JC 失效模型,开展了 3 个系列的材料力学性能实验:缺口试件拉伸实验、光滑试件室温拉伸实验和高温拉伸实验。

表 1 钽钨合金化学成分

Table 1 Chemical composition of tantalum tungsten alloy (%)

Nb	W	Mo	N	O	Si
0.006 6	2.830 0	0.001 0	0.001 5	0.007 1	0.001 0

1.2.1 应力三轴度对失效应变的影响

通过对不同缺口试件的单向拉伸实验来获取不同应力三轴度下钽钨合金的失效应变。缺口试件尺寸如图 1 所示。根据 Bridgman^[14]的分析,可近似取缺口拉伸试件的应力三轴度

$$\sigma^* = \frac{1}{3} + \ln \left(1 + \frac{a}{2R} \right) \quad (3)$$

式中: a 为试件缺口处横截面的半径, R 为缺口曲率半径。

为了获取较宽的应力三轴度范围,加工了 4 种缺口试件,缺口半径 R 分别为 1.0、1.5、3.0 和 6.0 mm,同时也加工了不含缺口的光滑圆柱试件,其 R 可视为无穷大。

钽钨合金 EFP 成型过程中的断裂主要是由拉伸导致,因此在进行应力三轴度对失效应变影响的材料实验时,未考虑压缩断裂的情况。

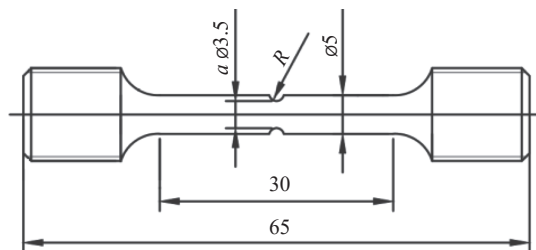


图 1 缺口试件尺寸(单位: mm)

Fig. 1 Size of the notched specimen (Unit: mm)

在常温下, 使用 INSTRON 万能材料实验机对各试件进行参考应变率下的单向拉伸实验。该实验以及随后的拉伸实验结果中断裂试件的失效应变 ε_f 采用下式计算^[15]

$$\varepsilon_f = \ln(A_0/A_f) \quad (4)$$

式中: A_0 为试件初始横截面积, A_f 为断裂后断口区域横截面积。图 2 为试件拉伸实验前后照片。

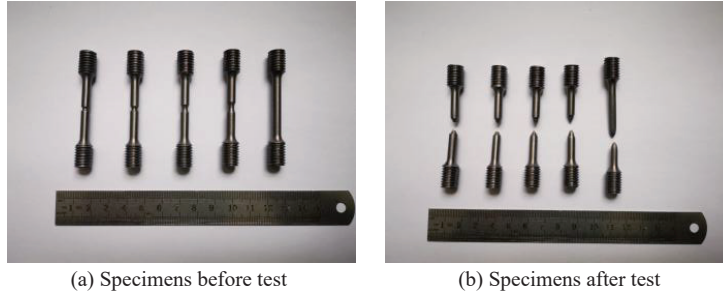


图 2 拉伸实验前后不同缺口试件照片

Fig. 2 Notched specimens before and after tensile tests

缺口试件拉伸实验中, 失效应变随应力三轴度的变化如图 3 所示。从图 3 可以看出, 钽钨合金的失效应变随应力三轴度的增加而减小。在参考应变率和室温条件下, JC 失效模型可简化为 $\varepsilon_f = D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)$ 。采用非线性最小二乘法, 通过 JC 失效模型对图 3 中的数据点进行拟合, 得到失效参数 $D_1=1.355$, $D_2=1.833$, $D_3=-1.930$, 拟合曲线与测试数据点对比见图 3。

1.2.2 应变率对失效应变的影响

采用光滑圆柱试件, 在室温下使用材料拉伸实验机进行不同拉伸速率的单向拉伸实验, 获得钽钨合金材料在应变率为 $10^{-4} \sim 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ 范围内的失效应变, 图 4 为圆柱试件夹持状态。拉伸实验机的拉伸速率通过引伸计进行控制。光滑圆柱试件尺寸见图 5, 试件拉伸实验前后照片见图 6。

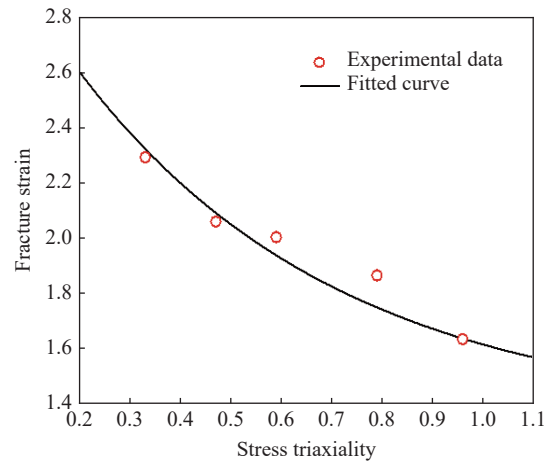


图 3 失效应变与应力三轴度的关系

Fig. 3 Relationship between fracture strain and stress triaxiality



图 4 圆柱试件加持状态照片

Fig. 4 Clamped cylindrical specimen

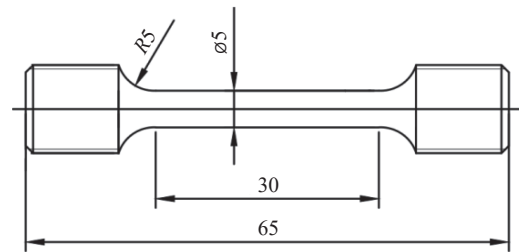


图 5 光滑圆柱试件尺寸(单位: mm)

Fig. 5 Smooth cylindrical specimen (Unit: mm)

以 $\dot{\varepsilon}_0=10^{-3} \text{ s}^{-1}$ 作为参考应变率, 失效应变随无量纲应变率的对数的变化如图 7 所示。在室温条件下, JC 失效模型简化为 $\varepsilon_f = K(1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}_{eq}^*)$, 其中 K 可由已知的 D_1 、 D_2 、 D_3 以及光滑圆柱试件的 σ^* 求得。通过 JC 失效模型公式对图中数据进行拟合, 得到失效参数 $D_4=0.015$ 。

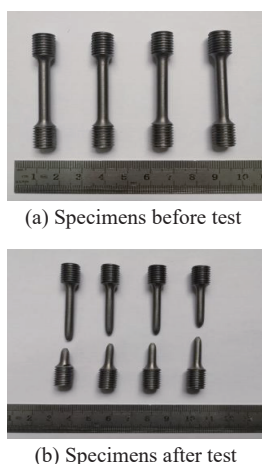


图 6 不同应变率拉伸实验前后光滑圆柱试件照片
Fig. 6 Smooth cylindrical specimens before and after tensile tests at different strain rates

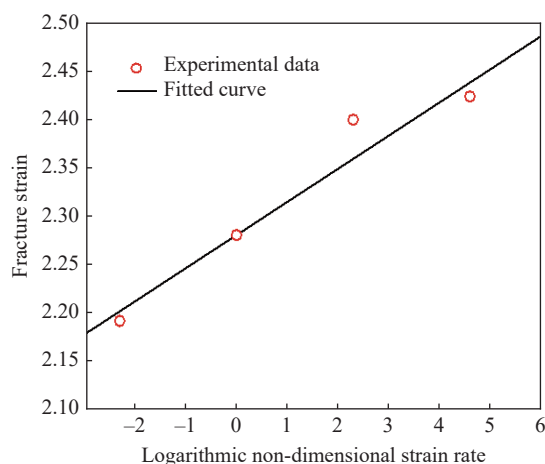


图 7 失效应变与应变率的关系
Fig. 7 Relationship between fracture strain and the logarithmic non-dimensional strain rate

1.2.3 温度对失效应变的影响

在参考应变率下进行不同温度下光滑圆柱试件单向拉伸实验, 可以获得温度影响常数 D_5 , 实验选取的温度为室温、300 °C、500 °C。采用电加热方式, 并使用热电偶进行测温。实验中试件升温至规定温度并稳定 15 min 后进行拉伸。拉伸实验前后试件照片如图 8 所示。

图 9 给出了试件的失效应变随温度的变化。随着温度上升, 钽钨合金的延性提高, 失效应变增大。在该实验条件下, JC 失效模型的形式可简化为 $\epsilon_f = K(1 + D_5 T^*)$ 。通过简化的 JC 失效模型对图 9 中的数据点进行拟合, 得到失效参数 $D_5 = 1.868$ 。

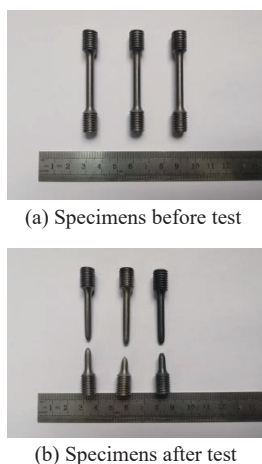


图 8 不同温度下拉伸实验前后光滑圆柱试件照片
Fig. 8 Smooth cylindrical specimens before and after tensile tests at different temperatures

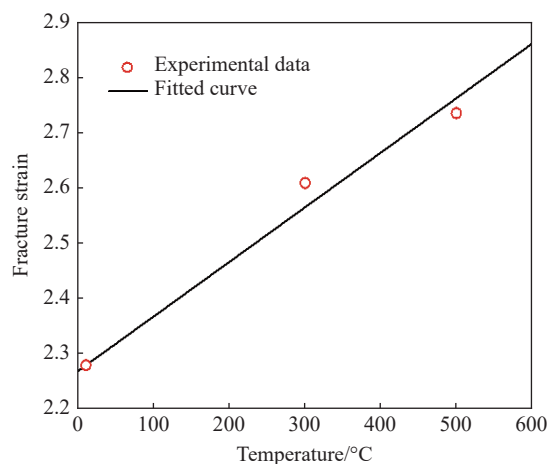


图 9 失效应变与温度的关系
Fig. 9 Relationship between fracture strain and temperature

2 钽钨合金失效模型参数验证

基于实验测得的钽钨合金的 JC 失效模型参数, 能否实现对钽钨合金 EFP 成型及断裂的有效预测, 需要进行数值模拟和对比实验的验证。

2.1 EFP 成型数值计算模型

为验证钽钨合金 JC 失效模型参数模拟 EFP 成型的有效性, 针对性地设计了两种预期能形成不同

长径比的杆式 EFP 聚能装药结构, 两种结构的唯一差异在于药型罩的厚度。图 10 为 EFP 装药结构的几何简化模型。装药类型为 JH-2 炸药, 装药直径 $D=56\text{ mm}$, 装药长度 $L=48.5\text{ mm}$; 壳体材料为 45 钢, 壁厚 $h=5\text{ mm}$; 药型罩材料为钽钨合金, 采用球缺变壁厚结构, 外壁曲率 $R_o=58.55\text{ mm}$, 内壁曲率 $R_i=57.70\text{ mm}$, 两种结构的药型罩中心厚度 δ 分别取 1.5 和 2.0 mm。

采用 LS-DYNA 非线性动力学软件 Lagrange 算法对两种结构的 EFP 成型过程进行数值模拟。图 11 为计算网格模型, 各部件均使用二维 14 号 Shell 单元进行划分。按照是否嵌入失效模型分两组开展数值模拟, 按序记为组 I、组 II。组 I 中钽钨合金材料不应用失效模型, 组 II 中引入本研究测得的 JC 失效模型。各部件选用的材料模型参数如表 2 所示, 其中 ρ 为密度, 45 钢、JH-2 的材料模型参数引自文献 [6]。钽钨合金的 JC 本构模型参数 (A 、 B 、 n 、 C 、 m) 引自文献 [16], 如表 3 所示。

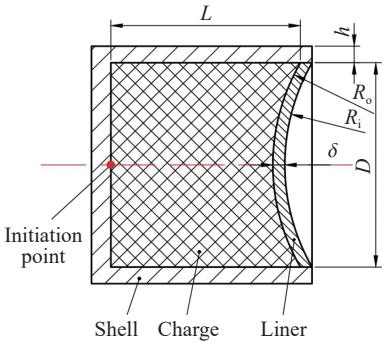


图 10 EFP 装药结构的几何模型
Fig. 10 Geometric model of EFP charge structure

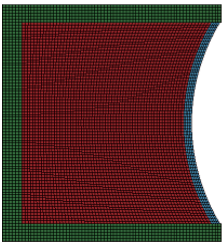


图 11 EFP 成型数值计算网格模型
Fig. 11 Simulation model of EFP

表 2 数值模拟中采用的材料模型参数

Table 2 Material models used in the numerical simulation

Component	Material	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	Equation of state	Constitutive relation	Failure model
Liner	Ta-W	16.65	Grüneisen	Johnson-Cook	None (I)
					Johnson-Cook (II)
Shell	45 steel	7.83	Grüneisen	Johnson-Cook	None
Charge	JH-2	1.71	JWL	High-Explosive-Burn	None

表 3 钽钨合金的 Johnson-Cook 本构模型参数^[16]

Table 3 Material parameters of Johnson-Cook constitutive model for Ta-W^[16]

A/MPa	B/MPa	n	C	m
211	381	0.75	0.068	0.38

2.2 数值计算结果及实验验证

采用与数值模拟计算一致的聚能装药结构以及材料, 开展了 EFP 战斗部静爆脉冲 X 射线实验, 图 12、图 13 分别显示了 EFP 实验中的战斗部部件以及脉冲 X 射线摄影实验现场布置。

表 4 为不同药型罩壁厚条件下 EFP 的成型仿真计算结果与脉冲 X 射线实验拍摄到的 EFP 形态对比。当药形罩壁厚 $\delta=2.0\text{ mm}$ 时, 选取 EFP 的成型时刻为 $300\text{ }\mu\text{s}$; 当药形罩壁厚 $\delta=1.5\text{ mm}$ 时, 选取 EFP 的成型时刻为 $270\text{ }\mu\text{s}$ 。

当药型罩壁厚 $\delta=2.0\text{ mm}$ 时, X 射线成像图中药型罩形成了形态完整、具有一定长径比的 EFP。对于该 EFP 的数值模拟, 组 I、组 II 的计算结果一致, JC 失效模型的嵌入对计算结果并无明显影响, 且二者的计算结果与实验较为吻合, 各项成型参数的相对误差均小于 5%, 数值模拟与实验得到的 EFP 成型参数如表 5 所示。

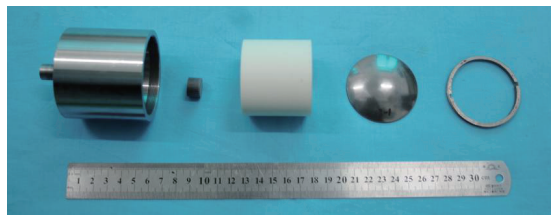


图 12 EFP 实验战斗部部件

Fig. 12 Components of EFP warhead



图 13 脉冲 X 射线摄影实验现场布置

Fig. 13 Scene of pulsed X-ray imaging experiment

表 4 数值模拟与实验得到的 EFP 成型形态对比

Table 4 Comparisons of EFP forming states in numerical simulation and experiment

δ/mm	Simulation I (Without failure model)	Simulation II (With failure model)	X-ray imaging experiment	Forming time/ μs
2.0				300
1.5				270

表 5 数值模拟与实验得到的 EFP 成型参数对比

Table 5 Comparisons of EFP forming results in numerical simulation and experiment

δ/mm	Method	Velocity/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	Length/mm	Diameter/mm
2.0	Simulation I	1718	41.6	11.4
	Simulation II	1718	41.6	11.4
	Experiment	1770	41.3	10.8
1.5	Simulation I	1968	51.5	8.9
	Simulation II	2021	36.1+14.7	10.4
	Experiment	2120	33.2+15.6	10.1

当药型罩壁厚 $\delta=1.5\text{ mm}$ 时, X 射线成像图中药型罩形成的 EFP 总长径比因壁厚减小而有所增大, 但是在尾部发生了断裂。对于该 EFP 的数值模拟, 组 I 未能模拟出 EFP 的断裂, 而是得到了具有较高长径比的完整 EFP, 与实验结果并不相符, 若以此为依据指导 EFP 战斗部设计则会造成误判; 组 II 则较为准确地预测了 EFP 的断裂, 得到的 EFP 成型形态与实验结果较为吻合, 各项成型参数的相对误差均小于 9%。

可以认为, 相较于无失效模型的组 I, 嵌入本研究测得的 JC 失效模型的组 II 较为准确地预测了不同长径比钽钨合金杆式 EFP 的成型和断裂。

3 结 论

(1) 针对典型钽钨合金材料开展了不同缺口尺寸试件在不同应力、应变率和温度影响下的力学性能实验, 测得了失效应变, 并根据实验测试数据拟合得到了该钽钨合金的 JC 失效模型参数。

(2) 设计了两种壁厚钽钨合金球缺形药型罩的聚能装药结构, 开展了带 JC 失效模型与不带 JC 失

效模型的 EFP 成型数值模拟及静爆脉冲 X 射线对比实验。对于较小长径比的 EFP 模拟, JC 失效模型的嵌入对计算结果并无明显影响。当 EFP 的长径比增大到一定程度发生颈缩或断裂时, 就会凸显失效模型的作用。JC 失效模型在数值模拟中的嵌入应用, 可以有效解决现有数值模拟无法精确表征长杆 EFP 的断裂问题。

参考文献:

- [1] 隋树元, 王树山. 终点效应学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2000: 233–237.
SUI S Y, WANG S S. Terminal effects [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2000: 233–237.
- [2] 杨绍卿. 灵巧弹药工程 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2010: 1–7.
YANG S Q. Smart munition engineering [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2010: 1–7.
- [3] KIM H J, YI Y S, PARK L J. Analysis of forming characteristics of Ta EFP according to material model [J]. [The European Physical Journal Conferences](#), 2015, 94: 04060.
- [4] 郭腾飞, 李伟兵, 李文彬, 等. 钽罩结构参数对 EFP 成型及侵彻性能的控制 [J]. 高压物理学报, 2018, 32(3): 96–103.
GUO T F, LI W B, LI W B, et al. Controlling effect of tantalum liner's structural parameters on EFP formation and penetration performance [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(3): 96–103.
- [5] 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 X F, LI W B, WANG X M, et al. Simulation and experimental study of tantalum liner to form dual-mode damage element by detonation [J]. Acta Armamentarii, 2017, 38(10): 1918–1925.
- [6] 朱志鹏, 门建兵, 蒋建伟, 等. 大长径比钽爆炸成型弹丸控制研究 [J]. 兵工学报, 2018, 39(Suppl 1): 29–36.
ZHU Z P, MEN J B, JIANG J W, et al. Forming control of tantalum EFP with large aspect ratio [J]. Acta Armamentarii, 2018, 39(Suppl 1): 29–36.
- [7] 丁力, 蒋建伟, 门建兵, 等. 爆炸成型弹丸成型过程中的断裂数值模拟及机理分析 [J]. 兵工学报, 2017, 38(3): 417–423.
DING L, JIANG J W, MEN J B, et al. Numerical simulation and mechanism analysis of EFP's fracture in forming process [J]. Acta Armamentarii, 2017, 38(3): 417–423.
- [8] 彭建祥. 钽的本构关系研究 [D]. 绵阳: 中国工程物理研究院, 2001.
PENG J X. Constitutive behavior of tantalum [D]. Mianyang: Chinese Academy of Engineering Physics, 2001.
- [9] 郭伟国. 锻造钽的性能及动态流动本构关系 [J]. 稀有金属材料与工程, 2007, 36(1): 23–27.
GUO W G. The characteristics of forged tantalum and dynamic constitutive modelling [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2007, 36(1): 23–27.
- [10] 闫洪霞, 高重阳. BCC 金属物理型动态本构关系及在钽中的应用 [J]. 兵工学报, 2010, 31(Suppl 1): 149–153.
YAN H X, GAO C Y. A physically-based constitutive model for BCC metals and its application in tantalum [J]. Acta Armamentarii, 2010, 31(Suppl 1): 149–153.
- [11] GAO F, ZHANG X F, AHMAD S, et al. Dynamic behavior and constitutive model for two tantalum-tungsten alloys under elevated strain rates [J]. Rare Metal Materials & Engineering, 2017, 46(10): 2753–2762.
- [12] KIM J B, SHIN H. Comparison of plasticity models for tantalum and a modification of the PTW model for wide ranges of strain, strain rate, and temperature [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2009, 36(5): 746–753.
- [13] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures [J]. [Engineering Fracture Mechanics](#), 1985, 21(1): 31–48.
- [14] BRIDGMAN P W. Studies in large plastic flow and fracture: with special emphasis on the effects of hydrostatic pressure [M]. New York: McGraw-Hill, 1952.
- [15] 林莉, 支旭东, 范锋, 等. Q235B 钢 Johnson-Cook 模型参数的确定 [J]. 振动与冲击, 2014, 33(9): 153–158, 172.
LIN L, ZHI X D, FAN F, et al. Determination of parameters of Johnson-Cook models of Q235B steel [J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(9): 153–158, 172.
- [16] 朱志鹏. 反 ERA 铜钽双 EFP 设计技术研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2019: 33–37.
ZHU Z P. Research on design technology of anti-ERA tantalum-copper double EFP [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2019: 33–37.

Johnson-Cook Failure Model Parameters of Tantalum-Tungsten Alloy for Rod-Shaped EFP

MEN Jianbing¹, LU Yihao¹, JIANG Jianwei¹, FU Heng¹, HAN Wei²

(1. State Key Laboratory of Explosion Science and Technology,

Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China;

2. Unit 32381 of the Chinese People's Liberation Army, Beijing 100072, China)

Abstract: Due to the limitation of current numerical simulation model in predicting the fracture of rod-shaped tantalum-tungsten (Ta-W) alloy explosive formed projectile (EFP) during the forming process, the tests of the mechanical properties of Ta-W alloy specimen under different stress, strain rate and temperature conditions were carried out to obtain the parameters of Johnson-Cook failure model. The forming process of Ta-W EFP with typical charge structure was simulated by LS-DYNA software using the Johnson-Cook failure model and adaptive algorithm. X-ray experiment was carried out to verify the effectiveness of the numerical simulation. When the failure model was used in the numerical simulation of rod-shaped EFP molding, the prediction of EFP fracture was better, and the errors between the simulation results and the experiment results were less than 9%. The results revealed that the formation and fracture of rod-shaped EFP can be accurately predicted by the failure model.

Keywords: explosively-formed projectile; tantalum-tungsten alloy; Johnson-Cook failure model

柱状装药预制破片缩比战斗部爆炸 冲击波和破片的作用时序

夏冰寒¹, 王金相¹, 周楠², 陈兴旺¹, 卢孚嘉³

(1. 南京理工大学瞬态物理国家重点实验室, 江苏 南京 210094;

2. 南京森林警察学院, 江苏 南京 210023;

3. 北京北方车辆集团有限公司, 北京 100072)

摘要: 针对柱状装药的周向预制破片战斗部, 结合无量纲分析方法和爆炸驱动理论, 确定了影响破片和冲击波相遇位置的关键参数, 给出了由缩比战斗部推广预测原型战斗部爆炸产生的破片冲击波作用时序的方法。采用 ANSYS/LS-DYNA 有限元软件进行数值模拟, 对比验证了理论分析和数值试验结果, 分析了战斗部缩比比例对冲击波和破片作用时序的影响。结果表明: 缩比模型与原型战斗部爆炸产生的破片和冲击波的相遇位置之比和相遇时间之比主要取决于两模型的质量比, 在不考虑破片速度衰减时, 两模型中载荷相遇位置之比和相遇时间之比等于其质量比的 0.33 次方。受破片速度衰减影响, 该方法仅适用于质量缩比不小于 0.2 的模型。

关键词: 柱状装药战斗部; 预制破片战斗部; 缩比; 冲击波; 破片; 作用时序

中图分类号: E932.4; O382.1

文献标识码: A

带壳装药战斗部爆炸时, 产生空气冲击波的同时, 还伴随着大量的高速弹片, 共同对目标产生破坏作用。在早期研究该类战斗部的毁伤效果时, 通常在远距离处只考虑破片的作用, 而在近距离处将其解耦成近场冲击波的作用和高速破片群的作用^[1-2]。近年来, 国内外学者开始对破片和冲击波的联合毁伤效应展开了研究。Nyström 等^[3]研究了爆炸产生的冲击波和破片对混凝土的毁伤效果, 分别对破片、冲击波的单独作用和联合作用展开分析, 得到了联合作用毁伤效果大于两者单独作用毁伤效果的结论。Leppänen^[4]利用试验和数值模拟方法研究了破片和冲击波对混凝土的联合毁伤作用, 分析了破片密度、炸药量和起爆方式对毁伤的影响, 得出的结论为破片和冲击波联合作用下的毁伤大于两种毁伤元单独作用时的毁伤。国内学者张成亮等^[5]、李茂等^[6]、侯海量等^[7]开展了预制破片战斗部对一些组合防护结构的毁伤特性研究, 分析了高速破片和爆炸冲击波对不同结构破坏模式的影响, 结果表明, 高速破片和冲击波的联合作用会加剧目标结构的破坏。

由于冲击波与破片的运动规律大不相同, 因此在不同的距离下战斗部爆炸产生的破片和冲击波作用在目标上的先后顺序也不同。确定冲击波与破片同时到达的距离, 是研究两种毁伤效应耦合的重要基础。对于破片冲击波的作用时序问题, 国内外学者均有研究, Nyström 等^[3]模拟了炸弹爆炸后破片和冲击波的相遇位置, 从而对破片和冲击波的协同作用进行研究。Lloyd^[8]分析了导弹战斗部爆炸后不同时间破片相对于冲击波的位置。梁为民等^[9]在模拟爆腔内完成了模拟弹对目标靶板的爆炸破坏效应试验, 研究了战斗部在结构内爆炸条件下破片和冲击波的运动演化过程, 分析了不同比例距离和装药

* 收稿日期: 2019-05-17; 修回日期: 2019-05-28

基金项目: 国家自然科学基金(11672138, 11602113); 江苏省自然科学基金(BK20161055)

作者简介: 夏冰寒(1995—), 男, 硕士研究生, 主要从事毁伤与防护理论与技术研究。

E-mail: 117121011409@njjust.edu.cn

通信作者: 王金相(1978—), 男, 博士, 研究员, 主要从事爆炸与冲击动力学研究。E-mail: wjx@njjust.edu.cn

系数下,破片与冲击波的运动规律。安振涛等^[10]对破片和冲击波的运动时序问题进行了理论分析,得出了冲击波和破片同时到达目标的距离,该距离大小与破片形状和单个破片质量关系不大。在对冲击波和破片的作用时序问题研究中,通常采用理论计算、数值仿真和试验等方式开展^[9-13]。考虑到对于某些较大型战斗部,在仿真计算时会出现网格过多、计算时间过长的问題,实验研究时对实验场地要求很高,且操作困难,耗资较大,因此有必要进行缩比模型的相似律研究。目前相关的研究报道较少,且主要针对冲击波和目标结构的缩比,对于缩比战斗部爆炸产生的破片和冲击波的运动规律,尤其是两者作用时序的规律研究还不够充分。

针对柱状装药预制破片缩比战斗部爆炸产生的破片和冲击波的传播过程与作用时序展开探究,考虑到实验难度较大,各项测量难以实施,故采用量纲分析方法,结合爆炸驱动理论与现有经验公式,对影响破片和冲击波作用时序的因素及其缩比后的相似准则进行分析,确定影响破片和冲击波相遇位置的关键参数,并结合数值模拟结果验证并分析战斗部缩比比例对破片和冲击波作用时序的影响。

1 理论分析

1.1 量纲分析

建立如图1所示的柱状装药预制破片战斗部模型,模型由炸药和破片2部分组成。炸药采用柱状TNT炸药,轴向密集排布540枚扇形破片,破片材料均为45钢,战斗部整体模型如图1(a)所示,其截面如图1(b)所示,其中 r 、 h 、 d 分别为装药半径、装药高度和破片厚度。由于炸药爆炸所产生的能量中破片的变形能约占总能量的1%^[10],因此破片的变形、破坏和质量损失忽略不计,只考虑破片的动能、爆炸产物的动能和内能。决定破片和冲击波相遇位置的控制参数主要来自3个方面:破片的质量 m_f 、炸药的质量 m_e 、装药密度 ρ_e 、单位质量炸药释放的化学能 E_e 、爆炸产物的膨胀指数 γ_e 、空气的初始压力 p_a 、初始密度 ρ_a 、绝热指数 γ_a 。以上物理量的单位与量纲如表1所示。

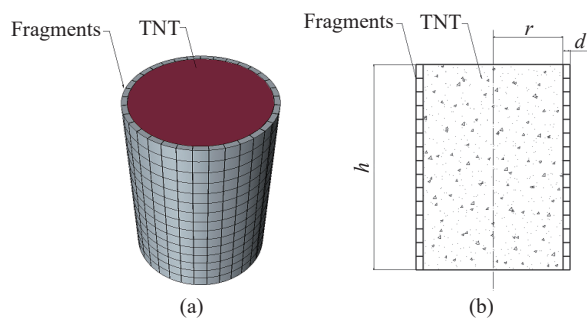


图1 战斗部模型示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the warhead model

表1 破片和冲击波相遇距离问题中相关物理量及其单位和量纲

Table 1 Parameters and their units and dimensions related to the location of the two encounters

Object	Parameters	Symbol	Unit	Dimension
Fragment	Mass	m_f	kg	M
	Mass	m_e	kg	M
Explosive	Density	ρ_e	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	ML^{-3}
	Chemical energy released per unit mass of explosive	E_e	$\text{m}^2\cdot\text{s}^{-2}$	L^2T^{-2}
	Expansion index	γ_e	1	SI
Air	Initial pressure	p_a	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-2}$	$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$
	Initial density	ρ_a	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	ML^{-3}
	Adiabatic index	γ_a	1	SI

若以 R 表示破片和冲击波的相遇距离,那么存在函数关系式

$$R = f(m_f, m_e, \rho_e, E_e, \gamma_e; p_a, \rho_a, \gamma_a) \quad (1)$$

上述物理量以L、M、T为基本量纲,可取 m_e 、 ρ_e 、 E_e 为基本量,则式(1)可化为下面的无量纲关系

$$\frac{R}{\rho_e^{-1/3} m_e^{-1/3}} = f\left(\frac{m_f}{m}; 1, 1, 1, \gamma_e; \frac{p_a}{\rho_e E_e}, \frac{\rho_a}{\rho_e}, \gamma_a\right) \quad (2)$$

若采用同种炸药在空气中做缩比模型实验, 那么有 6 个有关的控制参数与原模型相同, 即

$$(\rho_e, E_e, \gamma_e; p_a, \rho_a, \gamma_a) = \text{const} \quad (3)$$

则无量纲函数关系式可简化为

$$R = m_e^{1/3} f\left(\frac{m_f}{m}\right) \quad (4)$$

式 (4) 即为基于量纲分析得到的相遇距离的定性关系式, 可知破片和冲击波的相遇距离取决于炸药总质量以及破片和炸药的质量比。

1.2 破片和冲击波相遇位置和相似准则

在 1.1 节中使用量纲分析法得到的破片和冲击波相遇位置的定性关系式还不足以明确两载荷相遇位置和相关参数的具体关系, 本节将结合爆炸驱动理论和相关经验公式对其具体形式进行推导。

对破片, 依据 Gurney 公式^[9]可知最大破片速度

$$v_0 = G \sqrt{\alpha/(1+0.5\alpha)} \quad (5)$$

式中: G 为炸药的格林参数; α 为战斗部破片总质量与装药量之比, 对于同一战斗部的不同缩比模型, 模型中的 α 应为常数。故不同模型中的破片速度应相等。

考虑到破片的速度衰减, 破片飞行时间 t_f 与距离 R 的关系为^[10]

$$t_f = 250 \frac{m_f^{1/3}}{v_0} \left[\exp\left(\frac{0.004R}{m_f^{1/3}}\right) - 1 \right] \quad (6)$$

对冲击波, 由于破片的存在会在一定程度上削减冲击波的强度, 依据能量法可以得到削减后的等效 TNT 当量 m_{be} 与装药时的 TNT 药量 m 的关系^[10]

$$m_{be} = \frac{0.347 + 0.653\beta}{2 - \beta} m_e \quad (7)$$

式中: β 为战斗部的装填系数, $\beta = m_e/(m_e + m_f)$ 。式 (7) 可改写为

$$m_{be} = \mu m_e \quad (8)$$

对于指定的战斗部, 由于各缩比模型的 α 相等, 故 μ 为常数。

冲击波波阵面传播到距离 R 处的时刻 t_s 可由经验公式^[9]改进得到

$$t_s = 4.56 \times 10^{-4} R^{1.76} m_{be}^{-0.25} \quad (9)$$

要求得破片和冲击波同时到达的距离 R , 令 $t_f = t_s$, 可得

$$250 \frac{m_f^{1/3}}{v_0} \left[\exp\left(\frac{0.004R}{m_f^{1/3}}\right) - 1 \right] = 4.56 \times 10^{-4} R^{1.76} m_{be}^{-0.25} \quad (10)$$

通过式 (10) 直接求出 R 与 m 的关系较为困难, 由于近场环境下破片速度衰减较小, 因此若不考虑破片速度衰减, 式 (10) 可改写为

$$R/v_0 = 4.56 \times 10^{-4} R^{1.76} m_{be}^{-0.25} \quad (11)$$

如前所述, v_0 为常数, 则式 (11) 可改写为

$$R = \gamma m_{be}^{0.33} \quad (12)$$

忽略破片速度衰减, 视破片为匀速运动, 可以得到破片和冲击波的相遇时间 t

$$t = R/v_0 = \gamma m_{be}^{0.33}/v_0 \quad (13)$$

前面已指出, 同一原型战斗部的不同缩比模型中 v_0 、 μ 均为常数, 而 γ 为 v_0 的函数, 故 γ 也为常数。那么由式 (12)、式 (13) 可知, 破片和冲击波的相遇距离和时间与等效 TNT 当量的 0.33 次方成正比。由

此可推断出质量为 m 的缩比模型中破片冲击波相遇时间 t_1 和距离 R_1 与质量 M 的原模型中破片冲击波相遇时间 t_2 和位置 R_2 的关系为

$$\frac{t_1}{t_2} = \frac{R_1}{R_2} = \frac{m_{be}^{0.33}}{M_{be}^{0.33}} = \left(\frac{m}{M}\right)^{0.33} \quad (14)$$

2 有限元仿真

2.1 缩比模型

为研究不同缩比尺寸下的工况,针对图1所示的战斗部,保持战斗部各部分尺寸(r 、 h 、 d)比例不变,对整体战斗部模型进行缩比。结合前文可知,破片和冲击波的相遇距离主要取决于炸药与破片的质量,故按照 0.8 : 1、0.4 : 1、0.3 : 1、0.2 : 1、0.1 : 1 的总质量比设计包括原模型在内共 6 个模型,具体尺寸列于表2。

表2 缩比战斗部尺寸
Table 2 Scaled warhead size

Model	r/cm	h/cm	d/cm	m_c/g	m_f/g	Mass shrinkage ratio	Dimension shrinkage ratio
1	1.966	5.023	0.126	100	62.92	0.1	0.464
2	2.476	6.328	0.159	200	125.83	0.2	0.585
3	2.835	7.244	0.181	300	188.75	0.3	0.669
4	3.120	7.972	0.200	400	251.67	0.4	0.737
5	3.931	10.046	0.252	800	503.34	0.8	0.928
6	4.237	10.822	0.271	1 000	629.15	1.0	1.000

2.2 有限元模型

采用 ANSYS/LS-DYNA 非线性动力有限元分析程序,考虑到整体结构的对称性,建立不同缩比质量下的战斗部的 1/8 模型,如图2所示。

数值模型由炸药、空气和破片 3 部分组成,均采用 8 节点 Solid164 三维实体单元建模,其中炸药、空气单元使用多物质 ALE 算法,破片采用 Lagrange 网格建模,破片与炸药和空气材料间采用流固耦合算法。在对称面上设立对称边界,对空气边界设定透射边界。模型采用 cm-g- μs 单位制。起爆方式为中心线起爆。

炸药采用 HIGH_EXPLOSIVE_BURN 本构模型,对爆轰产物的膨胀采用 JWL 状态方程描述

$$p = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (15)$$

式中: p 为爆轰压力, A 、 B 、 R_1 、 R_2 、 ω 为试验确定的参数, e 为指定函数, V 为相对体积, E 为初始内能。计算中所采用的炸药参数见表3^[11]。其中, ρ 为装药密度, D 为爆轰速度, p_{CJ} 为爆轰波阵面的压力。

表3 TNT 炸药材料参数及 JWL 状态方程参数
Table 3 Parameters of TNT material and JWL equation of state

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$D/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	p_{CJ}/GPa	$E/(\text{GJ}\cdot\text{m}^{-3})$	A_1/GPa	B_1/GPa	R_1	R_2	ω	V
1 640	6 930	19.4	6.2	309	3.09	4.485	0.79	0.30	1

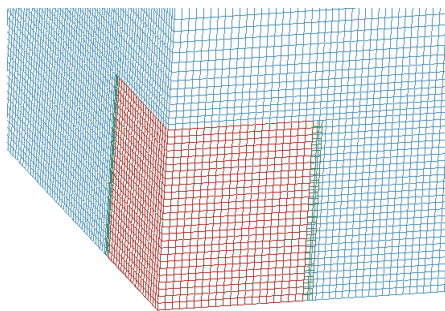


图2 有限元模型

Fig. 2 Finite element analysis model

空气采用 NULL 材料模型及 LINEAR_POLY_NOMIAL 状态方程描述

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \quad (16)$$

式中: $\mu = \rho/\rho_0 - 1$, C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 、 C_5 、 C_6 为试验定义的常数, E 为单位体积的能量。空气材料参数见表 4^[11]。

表 4 空气材料参数及状态方程参数

Table 4 Equation of state parameters of air

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	E/MPa	C_0/MPa	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6
1.25	0.25	-0.1	0	0	0	0	0.4	0

破片采用 MAT_PLASTIC_KINEMATIC 的钢材料模型, 其应变率由 Cowper-Symonds 模型描述

$$\sigma_d = \left(\sigma_0 + \frac{EE_h}{E - E_h} \right) \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{1/n} \right] \quad (17)$$

式中: σ_d 为动态屈服强度; σ_0 为静态屈服强度; E 为弹性模量, 取 $E = 210 \text{ GPa}$; E_h 为硬化模量, 取 $E_h = 319 \text{ MPa}$; ϵ_p 为有效塑性应变; $\dot{\epsilon}$ 为等效塑性应变率; D 、 n 为常数, 对于低碳钢, 通常取 $n = 5$, $D = 400 \text{ s}^{-1}$ 。材料失效模型采用最大等效塑性应变失效准则。破片材料参数见表 5^[12], 其中 ν 为泊松比。

表 5 破片材料参数及状态方程参数

Table 5 Equation of state parameters of fragments

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	ν	σ/MPa	$\dot{\epsilon}$
7.83	0.3	1 075	0.9

3 结果及分析

3.1 破片和冲击波的传播过程

从各工况的数值仿真结果中可以发现, 各个模型中破片和冲击波的传播规律大致相同, 图 3、图 4 给出了模型 2 中各阶段的破片和冲击波传播过程, 主要分为 4 个阶段: 第 1 阶段(Ⅰ)中破片领先于正后方的冲击波, 此时冲击波在驱动破片加速的同时绕流过破片; 第 2 阶段(Ⅱ)破片速度趋于平稳, 冲击波汇集在破片前方, 速度由快至慢衰减; 第 3 阶段(Ⅲ)破片追赶上冲击波; 第 4 阶段(Ⅳ)破片赶超冲击波后领先于冲击波。

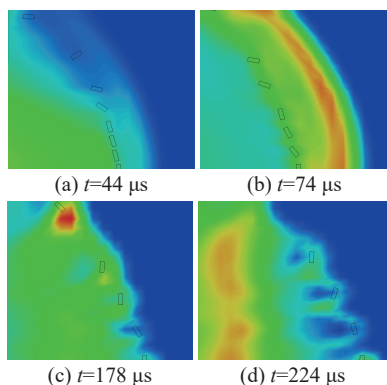


图 3 模型 2 中破片和冲击波的传播

Fig. 3 Fragmentation and shock wave trajectory in Model 2

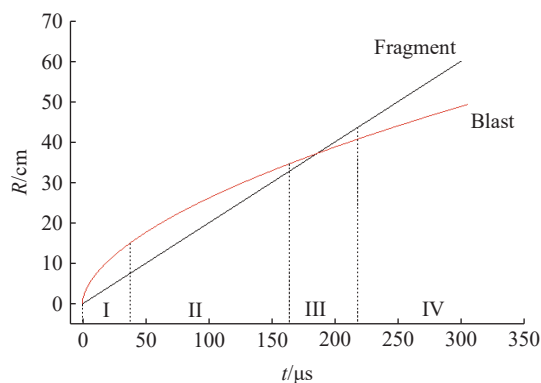


图 4 模型 2 中破片和冲击波的传播距离与时间的关系

Fig. 4 Propagation of blast wave and fragments as a function of time in air in Model 2

3.2 破片和冲击波的相遇位置

表 6 给出了各个模型中破片和冲击波的相遇时间、相遇距离与 $(m/M)^{0.33}$ 的关系。由表 6 结果可知, 随着模型的减小, 破片和冲击波的相遇距离也会随之缩减, 这是因为破片的速度保持不变, 冲击波速度

变小,导致破片追赶上冲击波的时间和距离也随之缩短。对比各结果中的相遇时间缩比、相遇距离缩比与 $(m/M)^{0.33}$ 的关系,可以看到,质量缩比在 1.0~0.2 范围内时,理论与仿真结果符合较好,但误差会随着缩比模型的缩小而增大。这主要是由于在有限元计算中采用的 ALE 算法考虑了实际的破片和空气的相互作用,而随着模型的缩小,破片迎风面积与质量之比却在增大,因此破片速度衰减带来的影响也越来越大。结合以上数据,可以认为该方法适用于战斗部质量缩比不小于 0.2 的模型。

表 6 理论结果与仿真结果对比
Table 6 Comparison of theoretical and simulation results

Model	Mass reduction ratio	$\left(\frac{m}{M}\right)^{0.33}$	Meeting time			Meeting distance		
			Value/ μs	Reduction	Deviation/%	Value/cm	Reduction	Deviation/%
1	0.1	0.464	140	0.403	13.1	27	0.397	14.4
2	0.2	0.585	188	0.531	9.2	36	0.529	9.5
3	0.3	0.669	229	0.642	4.0	45	0.651	2.7
4	0.4	0.737	270	0.763	3.5	52	0.764	3.6
5	0.8	0.929	334	0.941	1.3	64	0.945	1.7
6	1.0	1.000	355	1.000		68	1.000	

4 结 论

缩比模型与原型战斗部爆炸产生的破片和冲击波的相遇位置之比和相遇时间之比取决于两模型的质量比,在不考虑破片速度衰减时,两模型中的相遇位置之比和相遇时间之比等于其质量比的 0.33 次方。通过有限元仿真验证了理论的有效性,同时由于破片速度衰减的影响,该方法适用于质量缩比不小于 0.2 的模型。

参考文献:

- [1] HU W, CHEN Z. Model-based simulation of the synergistic effects of blast and fragmentation on a concrete wall using the MPM [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 32(12): 2066–2096.
- [2] LEPPÄNEN J. Concrete subjected to projectile and fragment impacts: modelling of crack softening and strain rate dependency in tension [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 32(11): 1828–1841.
- [3] 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.
- [4] LEPPÄNEN J. Experiments and numerical analyses of blast and fragment impacts on concrete [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31(7): 843–860.
- [5] 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.
- [6] 李茂, 朱锡, 侯海量, 等. 冲击波和高速破片对固支方板的联合作用数值模拟 [J]. *中国舰船研究*, 2015, 10(6): 60–67.
LI M, ZHU X, HOU H L, et al. Numerical simulation of steel plates subjected to the impact of both impact waves and fragments [J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2015, 10(6): 60–67.
- [7] 侯海量, 张成亮, 李茂, 等. 冲击波和高速破片联合作用下夹芯复合舱壁结构的毁伤特性 [J]. *爆炸与冲击*, 2015, 35(1): 116–123.
HOU H L, ZHANG C L, LI M, et al. Damage characteristics of sandwich bulkhead under the impact of shock and high-velocity fragments [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 35(1): 116–123.
- [8] LLOYD R. Conventional warhead systems physics and engineering design [M]. Reston: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1998.

- [9] 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(Suppl 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(Suppl 2): 223–227.
- [10] 安振涛, 王超, 甄建伟, 等. 常规弹药爆炸破片和冲击波作用规律理论研究 [J]. 爆破, 2012, 29(1): 15–18.
AN Z T, WANG C, ZHEN J W, et al. Theoretical research on action law of fragment and shock wave of traditional ammunition explosion [J]. *Blasting*, 2012, 29(1): 15–18.
- [11] 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.
- [12] 史志鑫, 尹建平, 王志军. 预制破片的形状对破片飞散性能影响的数值模拟研究 [J]. 兵器装备工程学报, 2017(12): 31–35.
SHI Z X, YIN J P, WANG Z J. Numerical simulation of the influence of prefabricated fragments shape on fragment scattering performance [J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2017(12): 31–35.
- [13] 曾首义, 蒋志刚, 陈斌, 等. 冲击波与破片共同作用探讨 [C]//中国土木工程学会防护工程分会理事会暨学术会议, 2006: 263–267.
ZENG S Y, JIANG Z G, CHEN B, et al. Discussion on the interaction between shock wave and fragmentation [C]//China Civil Engineering Society Protection Engineering Branch Council and Academic Conference, 2006: 263–267.

Blast Wave and Time Sequence of Prefabricated Fragments for Scaled Warhead with Cylindrical Charge

XIA Binghan¹, WANG Jinxiang¹, ZHOU Nan², CHEN Xingwang¹, LU Fujia³

(1. *National Key Laboratory of Transient Physics, Nanjing University of Science
and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China;*

2. Nanjing Forestpolice College, Nanjing 210023, Jiangsu, China;

3. Beijing North Vehicle Group Corporation, Beijing 100072, China)

Abstract: In order to explore the influence of the scale effects on the timing of fragmentation and shock wave, the key parameters affecting the location of fragmentation and shock wave are determined by the dimensionless analysis and explosion theory for the prefabricated fragment warhead. This paper proposes a method to predict the timing relationship of the prototype warhead fragmentation and blast wave by the scale ratio warhead, and establishes the model of the warhead under different scale ratios. The numerical simulation is carried out with ANSYS/LS-DYNA finite element software. Based on the theoretical and numerical results, we analyze the scale effects of the warhead on the timing of shock waves and fragmentation. The results show that the ratio of the encounter position of fragments and shock waves produced by the scaled model and the prototype model depends on the mass ratio of the two models. Without considering the velocity attenuation of fragments, the ratio of the encounter position in two models is equal to the 0.33 power of the mass ratio. Due to the effects of fragmentation velocity attenuation, the method is applicable to models with a mass reduction ratio of not less than 0.2.

Keywords: columnar charge warhead; prefabricated fragment warhead; scale ratio; shock waves; fragment; action time sequence

不同材料弹体超声速侵彻钢筋混凝土靶的结构破坏对比实验

周忠彬¹, 马 田¹, 赵永刚¹, 李继东², 周 涛¹, 李 鹏²

(1. 西安近代化学研究所, 陕西 西安 710065;

2. 火箭军驻西安地区第五军事代表室, 陕西 西安 710065)

摘要: 设计了超声速钻地结构弹, 采用 203 mm 口径的火炮, 开展了 25 kg 量级弹体在 1 100~1 300 m/s 速度范围内侵彻钢筋混凝土靶的实验研究, 应用数值仿真对弹体侵彻钢筋混凝土靶的过程进行了模拟计算。基于实验和仿真结果, 对超声速侵彻条件下两种金属材料弹体的结构响应、质量损失等问题进行了分析。结果表明: 在超声速侵彻钢筋混凝土靶的过程中, 两种金属材料的弹体结构变形破坏形式主要为头部侵蚀和侧壁磨蚀, 头部侵蚀量的大小与弹体壳体材料有关, 高强度 G50 钢材料更适合用于 1 200 m/s 速度量级的超声速侵彻环境。对出现的“径缩”现象作了初步分析, 并对今后工程应用的结构弹体设计提出了指导意见。

关键词: 超声速; 侵彻; 钢筋混凝土靶; 结构破坏

中图分类号: O347.1; O385

文献标识码: A

目前在研或已经装备的钻地弹着靶速度较低(马赫数不大于 2.5), 侵彻能力有限^[1]。为了对地面或地下深埋、加固的重要军事目标进行毁伤打击, 随着高超声速飞行器的快速发展, 超声速侵彻弹已经成为重要的发展方向, 各国都在开展超声速钻地弹的研究。超声速钻地弹具有侵彻能力强、技术要求高等特点。弹体以超声速侵彻混凝土等典型材料时, 弹和靶之间的碰撞力超过目前常用金属材料的强度极限, 弹体部分会发生侵蚀、破坏等现象。开展侵彻实验, 利用实验结果来分析弹和靶的相互作用过程, 是研究弹体侵彻混凝土靶的能力, 以及弹体可能产生的变形破坏、头部侵蚀等超声速侵彻现象最直观和最有效的方法。

国内外对中低速钻地弹对地介质的侵彻研究比较透彻, 对超声速条件下钻地弹的结构响应和侵彻机理也开展了一定的实验研究, 公开的研究报道有限。Lundegren^[2]对超声速弹体侵彻混凝土介质进行了理论分析; Forrestal 等^[3]进行了 64 g 量级的弹体在 400~1 400 m/s 速度范围内侵彻混凝土靶的实验; 陈小伟等^[4]、梁斌等^[5]、武海军等^[6]均开展了 1 200 m/s 速度量级的弹体侵彻素混凝土靶的实验研究, 对超声速条件下弹体的结构响应和质量侵蚀进行了分析讨论; 何翔等^[7]进行了 150 g 量级的实心弹丸在 800~1 470 m/s 速度范围内侵彻素混凝土靶的实验。上述研究主要针对实心弹丸开展, 对结构弹体的实验研究比较少, 且实验靶板多为素混凝土靶。为了研究结构弹体侵彻钢筋混凝土靶的结构响应规律, 王可慧等^[8]进行了 0.15 kg 和 1.5 kg 的弹体在 1 030~1 630 m/s 速度范围内侵彻钢筋混凝土靶的实验研究, 对结构弹体的结构响应、质量损失、生存极限速度等进行了分析讨论。

本研究从实际的工程应用出发, 设计了 25 kg 量级的超声速钻地弹, 结合 203 mm 口径的火炮, 开展了弹体在 1 100~1 300 m/s 速度范围内侵彻钢筋混凝土靶的实验研究, 着重对比研究超声速侵彻条件下弹体的结构响应、质量损失和不同钢材料作为超声速钻地弹壳体的适应性能。

* 收稿日期: 2019-10-08; 修回日期: 2019-11-04

通信作者: 周忠彬(1984—), 男, 博士, 高级工程师, 主要从事战斗部总体设计及毁伤威力评估研究。

E-mail: zhouzb3002@126.com

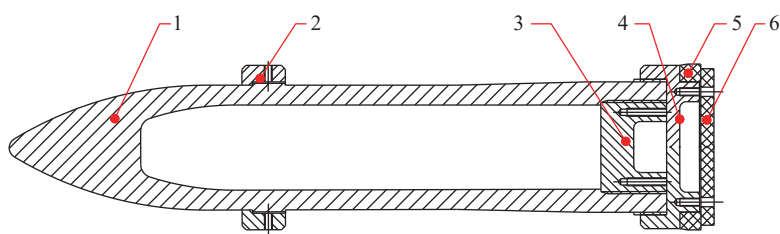
1 实验方案

1.1 加载技术

根据靶场火炮装置的发射能力,同时考虑到实验的经济性,选择203 mm口径的滑膛炮进行实验,弹体采用次口径设计。滑膛炮可将质量为25 kg量级的实验弹加速至1 100~1 300 m/s,在该速度条件下对弹体侵彻钢筋混凝土靶的机理进行研究,弹体飞行姿态稳定,无明显攻角。

1.2 实验弹体设计

大长径比的空心结构弹体在超声速侵彻下会出现结构弯曲、弹体破裂等现象。为了研究超声速侵彻条件下的弹体结构响应、质量侵蚀和不同钢材料作为壳体材料的适用性等问题,弹体壁厚比通常设计值有所增加,以增强弹体的抗弯曲能力。实验弹体的结构和实物如图1所示,弹体主要由壳体、后端盖、惰性填充物(硅橡胶)、前后定心环、闭气环、闭气环压环装置等组成。弹体头部形状系数 R_{CRH} 设计值为3.5,弹体直径 D 为150 mm,长径比 L/D 为6.0,弹体总质量 M 为25.3 kg。除前定心和后定心装置,弹体质量 m 约为20.5 kg。前定心材料为调质后的45钢,后定心材料为35CrMnSiA钢,闭气环为尼龙材料,闭气环压环为35CrMnSiA钢,直径均为203 mm,定心环和闭气环装置与弹体通过螺纹组合,使弹体在炮膛内受力均匀,与炮膛内壁配合和谐,保证不漏气、不划伤炮膛。



1. Shell; 2. Front centering ring; 3. End cover; 4. Rear centering ring; 5. Nylon obturator ring; 6. Pressure ring.

(a) Schematic of the projectile



(b) Image of the projectile

图1 实验弹结构和实物图

Fig. 1 Schematic diagram and image of the projectile

钻地弹侵彻混凝土等硬目标过程中,弹体承受很高的冲击载荷作用,这对弹体材料和弹体结构强度提出了较高要求。壳体是弹体实现侵彻功能的主体承载构件,在侵彻过程中起到抵抗结构变形、保护内部装药的关键作用。弹体壳体应具有优良的力学性能,通常选择弹体壳体材料的主要依据是抗拉强度 σ_b 、屈服强度 σ_s 和断裂韧性 K_{IC} 3个参数。

目前工程上常用的高强度钢有30CrMnSiNi2A、35CrMnSiA、G50和30CrMnSiNi2MoVE,其典型的力学性能测试结果见表1。综合考虑钢的强度和韧性,实验弹体材料选用了高强度、高韧性的G50钢和30CrMnSiNi2MoVE钢。

1.3 靶 标

实验靶标采用钢筋混凝土靶,设计强度为35~40 MPa。靶体为长方形,靶内钢筋直径为10 mm,每层钢筋网格大小为150 mm×150 mm,两层钢筋网格间距为200 mm。靶标实体如图2所示,靶面尺寸

为 1 500 mm×1 500 mm, 垂直厚度为 3 m, 靶标单轴抗压强度实测值为 39.2 MPa, 满足设计强度要求。

表 1 金属材料力学性能
Table 1 Mechanical properties of metal materials

Material	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	σ_b/MPa	σ_s/MPa	$K_{IC}/(\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2})$
30CrMnSiNi2A	7.80	1 690	1 300	86
35CrMnSiA	7.80	1 670	1 310	57
G50	7.76	1 740	1 440	105
30CrMnSiNi2MoVE	7.80	1 640	1 360	112

1.4 实验布局及测试要求

在 1 300 m/s 速度下, 根据 Young^[9] 公式计算得到的侵彻深度为 4.0 m, 经数值仿真计算, 弹体穿透厚度为 3 m 的钢筋混凝土靶后, 剩余速度约为 280 m/s。为方便回收实验弹体, 将靶标紧靠回收山体放置。在靶标前 20 m 处布设天幕靶, 用于获取弹体着靶前的速度。203 mm 口径的火炮布设于靶标正前方约 40 m 处, 实验布局如图 3 所示。



图 2 实验钢筋混凝土靶

Fig. 2 Reinforced concrete targets used in the experiment



图 3 实验布局

Fig. 3 Experimental layout

2 实验结果及分析

2.1 弹体的飞行速度

弹体的壳体材料为 30CrMnSiNi2MoVE 钢和 G50 钢, 每种钢壳体的实验弹数量均为 2 发, 其中: 30CrMnSiNi2MoVE 钢壳体弹体的编号为 1#和 2#, G50 钢壳体弹体的编号为 3#和 4#。4 发实验均获得了有效的数据。实验中天幕靶测试系统测得 1#、2#、3#和 4#弹体的飞行速度分别为 1 259.18、1 307.31、1 305.47 和 1 309.46 m/s, 与预估弹速 1 100~1 300 m/s 基本一致。

2.2 弹体的侵彻能力

两种钢壳体的弹体以超声速侵彻厚度为 3 m 的钢筋混凝土靶时, 4 发弹体均穿透靶标, 随后继续钻入靶标后的山体中。钢筋混凝土靶结构都产生严重破坏, 沿厚度方向, 主体结构发生较严重的断裂, 如图 4 和图 5 所示。受到小口径弹体的高速撞击影响, 靶标正面产生一个较大的凹坑, 且靶面上产生由撞击点向四周扩展的数条裂纹, 裂纹基本上是均匀分布的。沿靶标厚度方向, 也可观察到多条裂纹发生了不同程度的扩展。

Young^[9] 给出的侵彻深度经验公式为

$$D = KSN(M/A)^{0.7} \cdot (v - 30.5) \quad (1)$$

式中: D 为侵彻深度(m); K 为侵彻系数, 在钢筋混凝土条件下为 1.8×10^{-5} ; S 为靶标的可侵彻性, 钢筋混凝土条件下为 0.9; N 为弹体头部形状因子, 取经验值 $N = 0.863 \times [4R_{CRH}^2 / (4R_{CRH} - 1)]^{0.25}$; M/A 为截面密度, M 为弹体总质量(kg), A 为横截面积(m^2); v 为碰靶速度(m/s)。

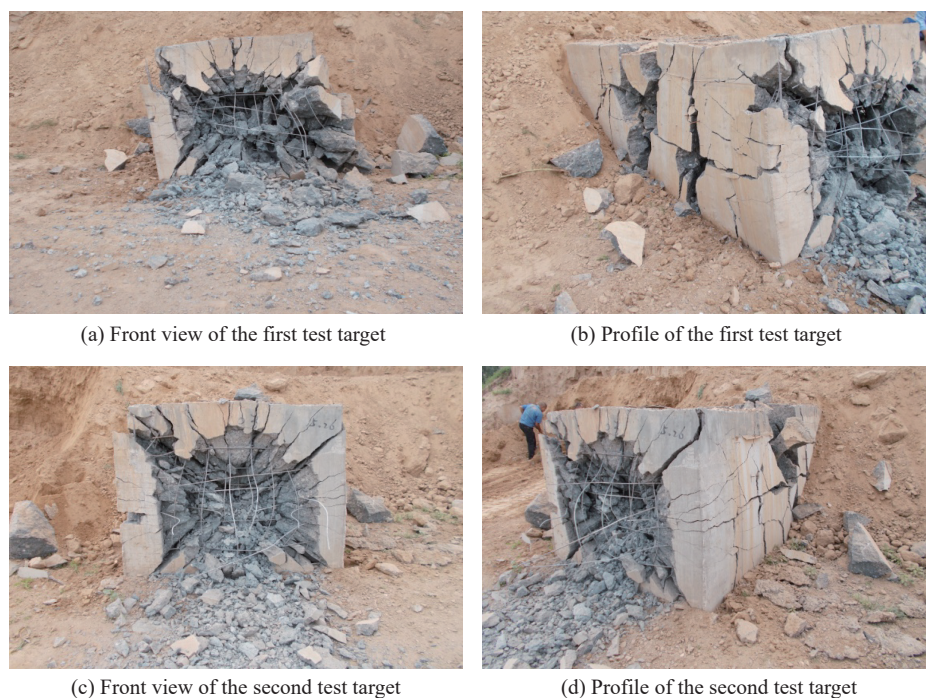


图 4 30CrMnSiNi2MoVE 钢材料实验弹侵彻后靶标的破坏结果

Fig. 4 Destruction results of targets penetrated by experimental projectile of 30CrMnSiNi2MoVE metal material

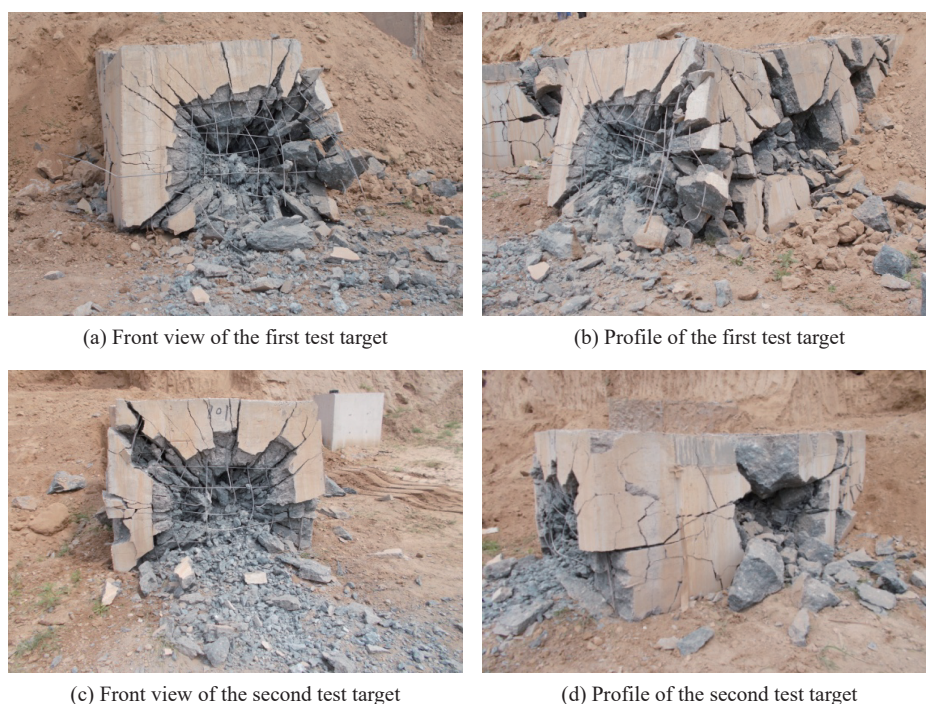


图 5 G50 钢材料实验弹侵彻后靶标的破坏结果

Fig. 5 Destruction results of targets penetrated by experimental projectile of G50 metal material

式(1)的适用范围为: 弹体质量大于 2 kg, 侵彻速度为 61~1 330 m/s。按照式(1), 并依据弹体着靶速度对弹体的侵彻能力进行计算, 得到侵彻深度为 3.87~4.03 m。为了保障弹体的可靠回收, 出靶后的弹体余速未能通过高速摄影等手段获得。回收弹体时, 测得弹体侵入回收山体约 5 m。回收山体的土质按黏土处理, 利用式(1)进行计算, 侵彻深度为 5 m 的黏土需要的初始速度约为 190 m/s, 分析得到弹

体穿透靶标后的剩余速度约为 190 m/s。按式(1)计算, 在 190 m/s 的侵彻速度条件下, 弹体能够侵彻厚度为 0.5 m 的钢筋混凝土, 即在 1 300 m/s 的侵彻速度条件下, 设计的钻地弹能够侵彻厚度为 3.5 m 的钢筋混凝土, 说明弹体的实际侵彻能力略低于 Young 公式预估的能力。

2.3 弹体结构破坏分析

30CrMnSiNi2MoVE 钢材料的弹体(1[#]和 2[#])和 G50 钢材料的弹体(3[#]和 4[#])在实验后均得到回收, 实验前和实验后弹体外观对比如图 6 所示。可观察到: 撞靶后实验弹的弹身仅头部发生不同程度的侵蚀破坏, 头部由卵形变为接近平头的钝形; 弹身主体结构完好, 后端盖与壳体连接无破坏, 弹体无明显弯曲变形现象。说明撞靶速度在 1 259~1 309 m/s 条件下, 使用 30CrMnSiNi2MoVE 钢和 G50 钢两种材料的弹体都仅表现出头部侵蚀破坏和侧壁磨蚀等明显的响应特征。

弹体头部侵蚀是弹体超声速侵彻钢筋混凝土靶的一个明显特征, 头部侵蚀改变了弹体头部形状, 增大了侵彻阻力, 在一定程度上影响了弹体的侵彻能力。这也解释了弹体的实际侵彻能力略低于 Young 公式预估能力的原因。

此外, 观察 1[#]~4[#]回收弹体的前定心附近区域, 发现有明显的“径缩”现象, 如图 6 中红线标识所示。“径缩”区域容易产生应力集中, 在壳体承受高强度撞击载荷作用时, 该区域会首先达到强度极限, 从而发生断裂破坏, 继而影响弹体的结构强度。后续结合数值仿真, 对这一现象的产生机理进行了初步分析。

分别对实验前后两种钢壳体的弹体质量 m 、长度 L 和外径 D 进行了测量, 其中实验前弹体质量不包含前定心和后定心装置, 结果列于表 2。分析表 2 发现, 实验弹体质量损失为 3.7%~6.9%, 弹体长度变化为 4.4%~10.5%; 弹体外径变化为 0.27%~0.54%。由此可知, 超声速侵彻过程对弹体的侵蚀破坏比较严重, 质量损失和弹体长度发生变化主要是由于头部遭受侵蚀破坏所致。进一步观察回收的弹体, 可以看到弹体表面沿轴线方向的刻痕, 弹体侧壁有一定程度的磨蚀, 弹身外径较实验前有所减小, 这是由于侵彻过程中弹壁和钢筋混凝土靶之间的撞击以及相对运动产生的剪力和摩擦所致。



图 6 实验前后弹体外观比较

Fig. 6 Appearances comparison of projectiles before and after experiment

表 2 实验回收弹体测量结果
Table 2 Measuring results of recycled projectile

Projectile No.	m/kg		L/mm		D/mm		Mass loss/%	Length change/%	Outside diameter change/%
	Before exp.	After exp.	Before exp.	After exp.	Before exp.	After exp.			
1 [#]	20.53	19.16	900	814.6	150	149.2	6.7	10.5	0.54
2 [#]	20.49	19.07	900	824.5	150	149.6	6.9	9.2	0.27
3 [#]	20.51	19.77	900	851.7	150	149.5	3.7	5.7	0.33
4 [#]	20.49	19.73	900	862.4	150	149.3	3.9	4.4	0.47

进一步观察回收弹体的头部, 可见头部轮廓变化明显, 头部顶端接近平头但也凹凸不平, 如图 7 所示。因此对弹体头部的侵蚀机理分析如下: (1) 弹体超声速侵彻钢筋混凝土靶体时, 弹头和靶体之间发生剧烈作用, 弹体头部区域受到的压力超过弹体材料的屈服强度, 头部局部区域进入塑性流动状态; (2) 弹头与靶体的接触面在撞击时产生高压, 变形和摩擦会产生高温, 由于热、力学环境超过材料强度

极限,因而引起头部局部剪切破坏;(3)侵彻前端的能量在头部表面产生局部的高温 and 高压,使得弹体头部表面材料出现热软化或熔化,弹体在沿轴向运动的过程中,与混凝土材料发生冲击和相互运动,在冲击压缩应力和温升软化的共同作用下,弹体头部在混凝土硬度较高的骨料切削作用下产生非均匀性的侵蚀破坏。



(a) Head of recycled projectile of 1# and 2#

(b) Head of recycled projectile of 3# and 4#

图 7 回收弹体头部侵蚀破坏

Fig. 7 Erosion damage of the head of recycled projectile

综上,弹体头部的侵蚀效应是弹体表面材料与混凝土骨料相互作用的一个复杂过程,弹体初始速度越高,与骨料发生侵蚀作用的持续时间越长,质量损失越大。对比 30CrMnSiNi2MoVE 钢和 G50 钢两种高强度材料,在撞靶速度基本相同的条件下,G50 钢弹体头部质量损失相对较小,即钢壳体材料的抗拉强度和屈服强度越高,超声速侵彻条件下弹体抵抗硬骨料切削的能力越强,表现为弹体头部遭受侵蚀的程度较小。因此,强度高的 G50 钢更适合用于超声速侵彻弹的壳体材料。

2.4 弹靶作用结构响应分析

混凝土材料采用 HJC 模型,参数取值如下:密度为 $2\,240\text{ kg/m}^3$,弹性模量为 14.86 GPa ,抗压强度为 40 MPa ,锁变体积应变为 0.04 ,剪切屈服应力 $\tau_0 = (1 - \lambda/3)\sigma_0$,强度模量参数 λ 为 0.61 。

弹体材料采用 Johnson-Cook 模型,弹体仿真模型如图 8 所示。弹体初始撞靶速度为 $1\,200\text{ m/s}$, 0° 着角和 0° 攻角条件下对厚度为 3 m 的钢筋混凝土靶的侵彻能力仿真结果如图 9 所示。计算结果表明,弹体超声速侵彻厚度较大的钢筋混凝土靶时,在迎弹面方向的靶体表面开坑,后续是和弹体外径比较接近的隧道区。弹体具备穿透厚度为 3 m 的钢筋混凝土靶的能力,穿透靶标后剩余速度约为 280 m/s ,侵彻弹道发生一定程度的向下偏转,偏转角度约为 0.5° ,侵彻弹道较理想。穿透靶标后弹体呈低头姿态飞行,相较于初始姿态角 0° ,姿态偏转角度约为 10° 。超声速撞击钢筋混凝土靶过程中弹体承受的过载变化曲线如图 10 所示,当弹体头部撞击靶面时产生过载峰值,最大撞击过载约 $42\,498g$ 。

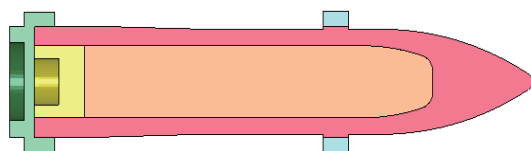


图 8 弹体模型

Fig. 8 Simulation model of projectile

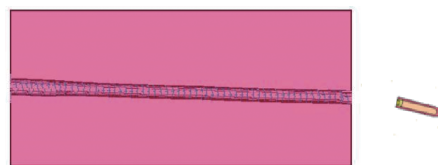


图 9 侵彻能力计算结果

Fig. 9 Calculation result of penetration capability

两种钢材料壳体的塑性变形如图 11 所示。结果表明,G50 钢和 30CrMnSiNi2MoVE 钢材料的壳体头部都遭受到不同程度的侵蚀破坏,相较于弹体壳身,壳体头部顶端塑性应变区明显,且头部顶端出现明显的不对称破坏现象,头部顶端上侧侵蚀破坏更为严重。结合图 9 结果,分析认为,由于弹体头部侵

蚀破坏的不对称性, 导致头部受力不均匀, 从而影响了弹体侵彻厚靶标时的弹道稳定性, 弹道发生向下偏转。相较于 30CrMnSiNi2MoVE 钢壳体, G50 钢壳体头部侵蚀程度小, 质量损失小。从图 11 还可得到, 在壳体前定心附近区域也出现了较明显的塑性应变区, 与图 6 中回收弹体前定心附近区域出现明显的“径缩”实验现象相一致。因此对“径缩”现象的机理分析如下: (1) 前定心环外径为 203 mm, 弹壳体直径为 150 mm, 超声速条件下弹体头部首先撞击钢筋混凝土靶, 在开坑区前定心可能受到较小的作用力, 未发生破坏, 而在开坑区与隧道区的过渡区域, 前定心受到的撞击力增大, 继而发生破坏, 冲击波传入弹体, 前定心附近区域产生局部的塑性变形; (2) 为了与前定心环连接, 且保障壳体本体强度不受影响, 一般将壳体上的连接螺纹设计为 M155×2, 稍大于壳体外径 150 mm, 因此在隧道区, 该连接螺纹处壳体与钢筋混凝土靶产生相互摩擦和撞击等作用, 撞击冲击波持续传入弹体, 使得连接螺纹附近区域产生塑性变形, 且塑性变形程度随着连接螺纹处壳体与靶标持续作用时间的增长而增大, 最终形成明显的局部“径缩”现象。

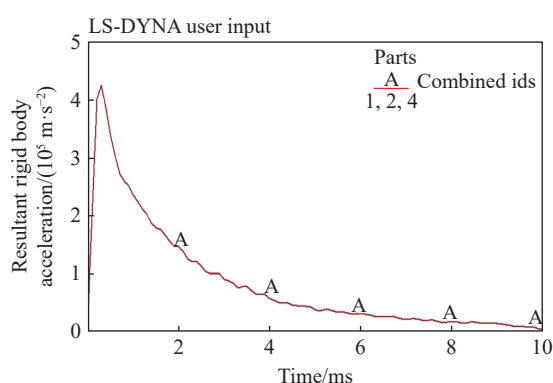


图 10 过载随时间变化曲线

Fig. 10 Overload-time curve

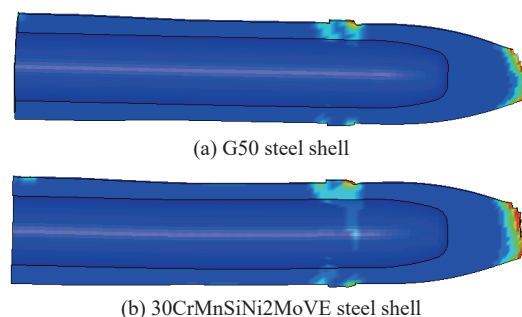


图 11 壳体塑性变形

Fig. 11 Plastic deformation of projectile's body

3 结 论

从工程应用性出发, 设计了超声速钻地结构弹, 开展了 25 kg 量级弹体在 1 100~1 300 m/s 速度条件下侵彻钢筋混凝土靶的实验, 着重研究了弹体超声速侵彻钢筋混凝土靶的结构变形和质量损失, 并结合数值仿真对弹体侵彻钢筋混凝土靶过程中的动态响应进行了初步分析, 与实验结果进行了对比讨论, 得到了如下主要结论。

(1) 采用合适的次口径发射技术, 利用口径为 203 mm 的滑膛炮能够将 25 kg 量级侵彻弹体的发射速度提高到 1 259~1 309 m/s, 侵彻弹体姿态稳定, 无明显攻角。

(2) 实验回收的弹体无明显弯曲变形和主体结构破坏, 说明本研究中设计的结构弹能够承受 1 259~1 309 m/s 速度下的正侵彻过载。在主体结构基本完好的情况下, 弹体高速侵彻钢筋混凝土靶的过程中主要产生以头部侵蚀破坏和侧壁磨蚀为代表的结构变形破坏模式, 头部产生明显的质量损失。而且由于头部破坏的不均匀性和不对称性, 侵彻弹道会发生一定程度的偏转。由于头部钝化增大了侵彻阻力, 也影响了弹体的侵彻深度。

(3) 对比 30CrMnSiNi2MoVE 钢和 G50 钢壳体弹体的破坏程度, 强度高的 G50 钢更适合用于超声速侵彻弹的壳体材料。

(4) 次口径发射条件下, 需合理设计定心结构, 特别是前定心环结构, 在满足火炮发射强度的前提下, 应考虑在前定心环设计应力槽结构, 使弹体在撞击靶标时前定心环及时发生解体性破坏, 避免产生明显的“径缩”现象。

参考文献:

- [1] 刘永远, 姜正平, 张进. 钻地弹及其发展趋势 [J]. *飞航导弹*, 2006(3): 34–37.
LIU Y Y, JIANG Z P, ZHANG J. The earth penetrators and their development trends [J]. *Winged Missiles Journal*, 2006(3): 34–37.
- [2] LUNDEGREN R G. High-velocity penetrators: SAND94-2724C [R]. Albuquerque, New Mexico, USA: Sandia National Laboratories, 1994.
- [3] FORRESTAL M J, FREW D J, HANCHAK S J, et al. Penetration of grout and concrete targets with ogive-nose steel projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1996, 18(5): 465–476.
- [4] CHEN X W, LI Q M. Deep penetration of a non-deformable projectile with different geometrical characteristics [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2002, 27(6): 619–637.
- [5] 梁斌, 陈小伟, 姬永强, 等. 先进钻地弹概念弹的次口径高速深侵彻实验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2008, 28(1): 1–9.
LIANG B, CHEN X W, JI Y Q, et al. Experimental study on deep penetration of reduced-scale advanced earth penetrating weapon [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2008, 28(1): 1–9.
- [6] 武海军, 黄风雷, 王一楠, 等. 高速侵彻混凝土弹体头部侵蚀终点效应实验研究 [J]. *兵工学报*, 2012, 33(1): 48–55.
WU H J, HUANG F L, WANG Y N, et al. Experimental investigation on projectile nose eroding effect of high-velocity penetration into concrete [J]. *Acta Armamentarii*, 2012, 33(1): 48–55.
- [7] 何翔, 徐翔云, 孙桂娟, 等. 弹体高速侵彻混凝土的效应实验 [J]. *爆炸与冲击*, 2010, 30(1): 1–6.
HE X, XU X Y, SUN G J, et al. Experimental investigation on projectiles high-velocity penetration into concrete targets [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2010, 30(1): 1–6.
- [8] 王可慧, 耿宝刚, 初哲, 等. 弹体高速侵彻钢筋混凝土靶的结构变形及质量损失的实验研究 [J]. *高压物理学报*, 2014, 28(1): 61–68.
WANG K H, GENG B G, CHU Z, et al. Experimental studies on structural response and mass loss of high-velocity projectiles penetrating into reinforced concrete targets [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2014, 28(1): 61–68.
- [9] YOUNG C W. Penetration equations: SAND97-2426 [R]. Albuquerque, New Mexico, USA: Sandia National Laboratories, 1997.

Comparative Experiment on Structural Damage of Supersonic Projectiles with Different Metal Materials Penetrating into Reinforced Concrete Targets

ZHOU Zhongbin¹, MA Tian¹, ZHAO Yonggang¹, LI Jidong², ZHOU Tao¹, LI Peng²

(1. Xi'an Modern Chemistry Research Institute, Xi'an 710065, Shaanxi, China;

2. Fifth Military Representative Office of Rocket Force in Xi'an, Xi'an 710065, Shaanxi, China)

Abstract: A supersonic earth-penetrating projectile is designed where two different metal materials are used for the projectile's body. Experiments of projectiles with mass of 25 kg and impact velocity ranging from 1 100 m/s to 1 300 m/s are implemented by a cannon with caliber of 203 mm. The process of projectile penetrating into the reinforced concrete target is simulated based on a numerical method. Based on the experimental and simulation results, the projectile's structural response and mass loss in supersonic condition were investigated. The results show that the two damage modes of projectile with different metal materials in supersonic penetration condition are head eroding and wall friction corrosion. The degree of damage and the head erosion amount are related to the metal materials of projectiles. The G50 metal with high-strength is appropriate to be used for the projectile body in supersonic penetration with impact velocity of 1 200 m/s. The phenomenon of diameter shrinkage is analyzed, and some suggestions are put forward for the design of projectile body structure in future engineering application.

Keywords: supersonic; penetration; reinforced concrete target; structure damage

小钨球对防弹衣加松木靶的侵彻研究

唐昌州¹, 智小琦¹, 徐锦波², 陈志斌²

(1. 中北大学机电工程学院, 山西 太原 030051;

2. 晋西工业集团, 山西 太原 030027)

摘要:为获得小钨球对防弹衣加人体等效靶的侵彻性能, 对小钨球侵彻Ⅲ级软体防弹衣加25 mm厚红松靶进行了试验研究。在此基础上, 结合小钨球侵彻LY-12硬铝靶试验与数值模拟, 研究了LY-12硬铝靶与Ⅲ级软体防弹衣加25 mm厚红松靶之间的等效关系, 并通过量纲分析方法建立了小钨球侵彻Ⅲ级软体防弹衣加25 mm厚红松靶的弹道极限预测公式, 分析了小钨球质量变化对其侵彻性能影响的规律。结果表明: 对于小钨球的侵彻, Ⅲ级软体防弹衣加25 mm厚红松靶可等效为6.2 mm厚LY-12硬铝靶; 弹道极限预测公式的预测值与试验值吻合良好, 并且随着钨球质量的增加, 弹道极限近似服从幂函数递减规律。研究结果对单兵破片战斗部的改进设计具有一定的参考价值。

关键词:小钨球; 防弹衣; 红松靶; 数值模拟; 等效靶; 量纲分析; 弹道极限

中图分类号:TJ012.4

文献标识码:A

大量研究数据表明, 在现代战争中, 70%以上的士兵伤亡是因破片和枪弹所致^[1]。自从单兵防护装备出现以后, 随着防护装备材料的不断发展, 防护能力的不断增强, 士兵的伤亡率大大降低。为此, 单兵武器对毁伤元提出了更高的要求。如何设计合适的毁伤元使其贯穿单兵防护装备后对人员造成严重伤害或致命伤害成为单兵破片战斗部设计的重点。

破片是主要的毁伤元, 对于不同目标, 破片质量要求不同。单兵破片战斗部对付的主要目标是人员, 为提高单位面积的破片数量且保持良好的机动性, 小质量钨合金破片是未来发展的主要方向之一。目前对带有软体防护装备的人体等效靶的侵彻研究, 大多以标准枪弹为对象, 如Liden等^[2]利用9 mm子弹侵彻带有软防护的活体麻醉猪, 研究了软防护后的非贯穿损伤, 结果表明非贯穿子弹可对软防护后的胸膛造成严重伤害; Roberts^[3-4]、Merkle^[5]等建立了人体躯干的有限元模型, 并模拟计算了9 mm手枪弹侵彻带有软质防弹衣的拟人上身躯干, 研究了人体内部器官在非贯穿损伤下的压力分布情况, 研究结果为确定胸部对弹道冲击的反应提供了参考; Shen等^[6]通过试验和数值模拟研究了9 mm子弹对带有软防护人体模拟靶的侵彻, 并对撞击后10~1000 μs内的侵彻过程进行了量化; 罗少敏等^[7]利用数值模拟研究了7.62 mm步枪弹侵彻带软硬复合防护明胶靶的侵彻过程及其机理; 孙非^[8]、唐刘建^[9]等分别研究了带UHMWPE软防护明胶靶在7.62 mm和9 mm手枪弹侵彻作用下的动态响应特性; 刘坤等^[10]研究了9 mm全铜弹和5.8 mm手枪弹对带软防护的明胶靶标的侵彻机理。而关于小尺寸破片对带有软体防护装备的人体等效靶的侵彻研究却鲜有报道。

本工作以国际标准25 mm厚红松木靶为人体等效靶, 对小钨球侵彻Ⅲ级软体防弹衣加25 mm厚红松靶展开试验研究; 为方便今后对防弹衣+人体等效靶侵彻进行研究, 作等效靶代换, 即利用数值模

* 收稿日期: 2020-01-13; 修回日期: 2020-04-29

作者简介: 唐昌州(1996—), 男, 硕士研究生, 主要从事弹药工程与毁伤技术研究。

E-mail: 562870134@qq.com

通信作者: 智小琦(1963—), 女, 博士, 教授, 主要从事武器毁伤与装药技术研究。

E-mail: zxq4060@sina.com

拟分析计算 LY-12 硬铝靶与Ⅲ级软体防弹衣加红松靶之间的等效关系,并依据量纲分析方法建立小钨球侵彻Ⅲ级软体防弹衣加红松靶的弹道极限预测公式,以期为单兵破片战斗部的设计提供参考。

1 试验研究

1.1 试验布置

试验采用 12.7 mm 弹道枪加载小钨球,钨球置于尼龙弹托中,钨球质量为 0.21 g,直径为 2.8 mm。发射时,钨球随弹托飞出,并在空气阻力作用下与弹托分离。靶板前有防护板,防护板上有比弹托小的孔,弹托挡在防护板前面无法进入靶板。图 1 为试验所用的钨球及弹托。靶板分别为紧密贴合的 FDY3R-01 型Ⅲ级防弹衣加 25 mm 厚红松木及 8 mm 厚 LY-12 硬铝靶。防弹衣由衣套和防弹层构成,衣套为涤纶,防弹层为凯夫拉材料,采用 0°/90°正交铺层结构。所有靶板均用专用夹具固定在靶架上。为测量着靶前钨球速度及穿透靶后的剩余速度,靶前及靶后分别放置通断靶,测速装置采用南京理工大学机械工程学院设计的 NLG202-Z 型六路测速仪,精度为 0.1 μ s。试验布置示意图如图 2 所示。本次试验中的侵彻均为正侵彻。



图 1 钨球及弹托

Fig. 1 Tungsten spheres and sabots

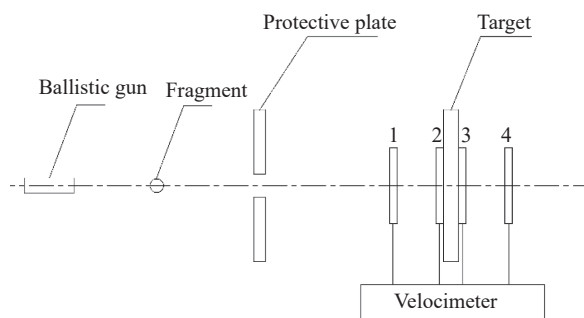


图 2 试验布置示意图

Fig. 2 Schematic of experimental set-up

1.2 试验结果及分析

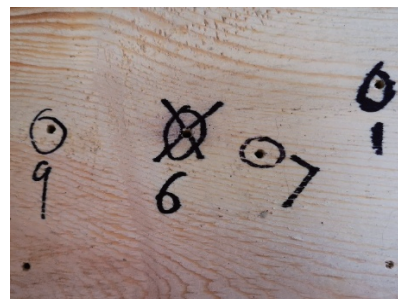
图 3 为试验后的防弹衣和红松木靶,图 4 给出了防弹衣纤维的典型损伤状态。防弹衣受到破片冲击时,冲击区域表面的纤维与树脂脱粘,并在破片剪切作用下产生剪切破坏,形成一个与破片直径近似的孔洞,如图 4(a) 所示。随着侵彻的进行,破片冲击产生的应力波沿纤维轴向(如图 4(c) 所示)及靶体纵向两个方向传播。在靶体纵向上,除了剪切破坏,纤维还会产生拉伸变形破坏,形成背部鼓包,如图 4(b)、图 4(d) 所示。这是由于在侵彻过程中破片部分动能会转化为纤维内能,主要是弹性势能^[1],宏



(a) Body armor



(b) Body armor core and pine target



(c) Pine target

图 3 试验后的防弹衣和红松木

Fig. 3 Body armor and pine after the experiment

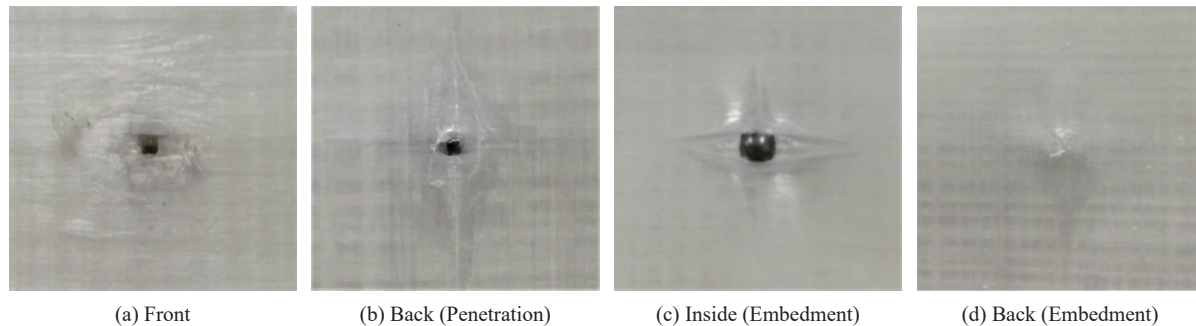


图 4 防弹纤维的典型损伤

Fig. 4 Typical damage of bulletproof fiber

观表现为纤维的拉伸变形。在破片穿透防弹衣后,由于红松木材质较脆,屈服极限较低,松木靶仅在弹孔附近发生剪切破坏,且弹孔直径与破片直径相近,如图 3(c) 所示。

图 5 为试验后 LY-12 硬铝靶状态图。由图 5 可知,LY-12 硬铝靶主要发生的是剪切破坏。当破片高速撞击靶板时,靶板表面由于局部应力集中产生塑性变形,形成凹坑。随着破片侵彻的深入,靶板内部材料发生较大塑性变形。并且由于局部畸变产生的热量来不及散出,塑性变形加剧,绝热剪切带逐渐形成,铝靶在破片侵彻作用下发生剪切冲塞破坏。当破片着靶速度低于弹道极限时,靶板背面产生与破片形状相同的局部隆起变形,并伴有径向裂纹生成,如图 5(d) 所示。当破片着靶速度高于弹道极限时,靶板背面产生轻微的圆形延性冲塞破坏并形成圆形断口,在断口周围存在轻微的径向裂纹,如图 5(b) 所示。

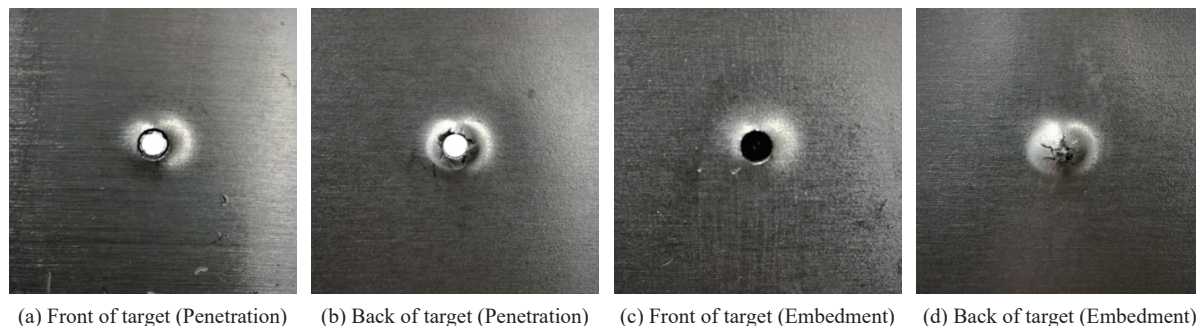


图 5 试验后 LY-12 硬铝靶状态图

Fig. 5 States of LY-12 hard aluminum target after the experiment

利用 Recht 等^[12] 提出的 R-I 公式处理钨球剩余速度与着靶速度关系以获得弹道极限,该公式为

$$v_r = a(v_i^p - v_{bl}^p)^{1/p} \quad (1)$$

式中: v_i 为破片着靶速度, m/s; v_r 为破片剩余速度, m/s; v_{bl} 为弹道极限, m/s; a 、 p 为模型参数,可利用试验数据并通过最小二乘法拟合得到。

图 6 给出了钨球侵彻靶板的剩余速度-着靶速度曲线,表 1 给出了由式 (1) 拟合得到的 R-I 模型参数。

表 1 R-I 模型参数

Table 1 R-I model parameters

Target type	a	$v_{bl}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	p
Body armor + Pine composite target	0.73	692.9	2
8 mm thick LY-12 hard aluminum target	0.77	850.1	2

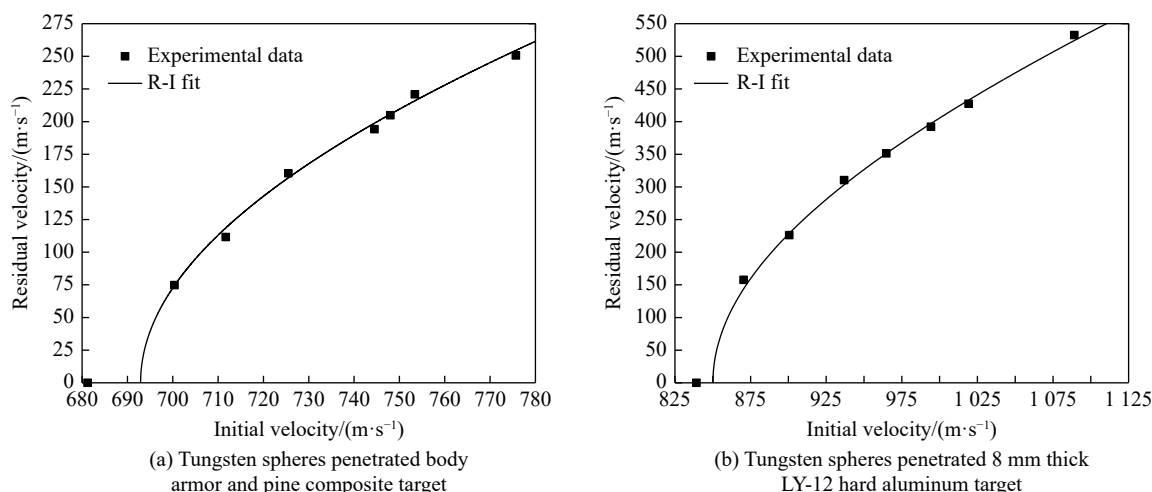


图 6 钨球侵彻靶板的剩余速度-着靶速度曲线

Fig. 6 Residual velocity-initial velocity curves of tungsten spheres penetrating targets

2 数值模拟研究

由于 LY-12 硬铝合金在兵器、航空等领域应用较广,尤其在近年来开展的战斗损伤研究中,大都将各类材料等效为 LY-12 硬铝合金来研究装备的损伤情况^[13-16]。为方便以后对防弹衣+人体等效靶的侵彻研究,作等效靶代换。本研究将利用数值模拟分析在小钨球侵彻作用下 LY-12 硬铝靶与防弹衣+红松木复合靶之间的等效关系,

2.1 仿真模型及其参数

采用 TrueGrid 软件进行建模与网格划分,考虑到模型的对称性,为节约计算时间,模型简化为 1/4 模型。钨球尺寸及靶板厚度与试验状态一致,靶板采用圆形靶,半径取为钨球直径的 11 倍,以尽量减小边界效应对侵彻过程的影响。为保证计算的连续性与高精度,网格采用渐进式。弹靶相互作用的主要区域加密,密集区网格尺寸控制在 0.10~0.15 mm;其余区域采用稀疏网格,网格尺寸控制在 0.15~0.90 mm;钨球最小网格尺寸为 0.01 mm。有限元模型如图 7 所示。

数值模拟采用 LSDYNA-3D 软件,单位制为 cm-g-μs,算法采用 Lagrange 算法。根据结构的对称性,在模型对称面添加对称边界条件,在靶板边缘添加无反射边界条件。弹靶之间的接触定义为面面侵蚀接触。

钨球和 LY-12 硬铝靶均采用塑性随动硬化材料模型 (MAT_PLASTIC_KINEMATIC)。由于 LY-12 硬铝合金为应变率不敏感材料^[17],故不考虑其应变率效应。参考文献 [18-19] 并根据实际试验结果对模型参数进行微调,弹靶材料模型参数如表 2 所示,其中: ρ 为密度, E 为杨氏模量, μ 为泊松比, SIGY 为屈服应力, ETAN 为切线模量, SRC、SRP 为应变率参数, FS 为失效应变。

表 2 弹靶材料模型参数

Table 2 Material model parameters of projectile and target

Material	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	E/GPa	μ	SIGY/MPa	ETAN/MPa	SRC	SRP	FS
Tungsten alloy	18.1	367	0.303	1506	792	3.9	6	1.2
LY-12 hard aluminum	2.78	71	0.3	375	1000	0	0	0.8

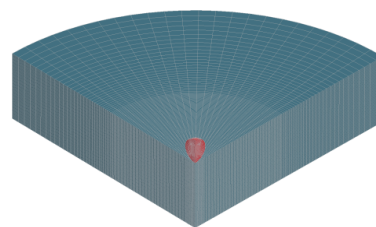


图 7 有限元模型

Fig. 7 Finite element model

2.2 仿真模型的验证

利用试验数据对仿真模型进行验证, 验证结果如图 8 所示。通过 R-I 公式处理仿真得到的剩余速度与着靶速度的关系可得: 钨球侵彻 8 mm 厚 LY-12 硬铝靶的弹道极限为 854.4 m/s, 与试验所得的弹道极限的相对误差为 0.5%。可见, 该模型的仿真结果与试验结果接近, 即仿真模型及其参数具有可靠性。

2.3 等效靶板厚度的确定

根据能量等效原则^[20], 钨球以 692.9 m/s 的速度侵彻不同厚度的 LY-12 硬铝靶, 其仿真结果如表 3 所示。

表 3 钨球侵彻不同厚度 LY-12 硬铝靶的仿真结果

Table 3 Simulation results of tungsten sphere penetrating LY-12 hard aluminum target with different thicknesses

Initial velocity/(m·s ⁻¹)	Thickness of target/mm	Residual velocity/(m·s ⁻¹)	Penetration result
692.9	6.10	63.0	Penetration
	6.20	21.4	Penetration
	6.21	0	Embedment
	6.25	0	Embedment
	6.30	0	Embedment

由表 3 可知, 当着靶速度为 692.9 m/s 时, 0.21 g 的钨球能穿透 6.20 mm 厚 LY-12 硬铝靶 (剩余速度为 21.4 m/s, 剩余动能仅为 0.05 J), 而不能穿透 6.21 mm 厚的 LY-12 硬铝靶。综合考虑靶板的实际做工精度, 可认为 6.2 mm 是该钨球以 692.9 m/s 的速度侵彻 LY-12 硬铝靶的极限穿透厚度, 即防弹衣+红松木复合靶可等效为 6.2 mm 厚 LY-12 硬铝靶。

2.4 等效靶板厚度的验证

利用 0.21 g、直径 2.8 mm 以及 0.17 g、直径 2.6 mm 两种钨球对等效 6.2 mm 厚 LY-12 硬铝靶进行弹道极限对比试验, 试验对比结果如表 4 所示。由表 4 可知, 钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶与侵彻 6.2 mm 厚 LY-12 硬铝靶弹道极限的相对误差小于 5%, 等效靶与原型靶抗破片侵彻能力相当, 即对于小钨球的侵彻, 防弹衣+红松木复合靶可等效为 6.2 mm 厚 LY-12 硬铝靶。不过, 由于研究的钨球质量有限, 等效靶板仅适用于质量较小的钨球, 而对大质量钨球的适用性有待进一步研究。

表 4 钨球侵彻原型靶与等效靶弹道极限的对比

Table 4 Comparison of ballistic limits between tungsten spheres penetrating prototype target and the equivalent target

Type of tungsten sphere	Target type	Ballistic limit/(m·s ⁻¹)	Relative error/%
0.21 g, $\varnothing$ 2.8 mm	Body armor + Pine composite target	692.9	1.8
	6.2 mm thick LY-12 hard aluminum target	705.2	
0.17 g, $\varnothing$ 2.6 mm	Body armor + Pine composite target	742.3	2.2
	6.2 mm thick LY-12 hard aluminum target	758.7	

3 量纲分析

由于防弹衣和红松木材料结构复杂, 很难用现有的数学模型去描述钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶的过程及现象。而对于这类复杂问题, 量纲分析法能避开复杂的内部因素变化过程从而建立物理现

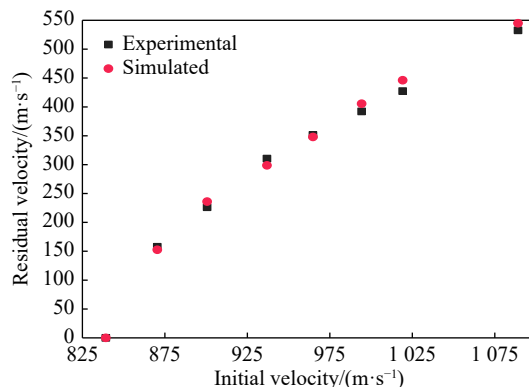


图 8 仿真值与试验值的对比

Fig. 8 Comparison between simulation results and experimental results

象基本关系^[21]。因此,为进一步研究钨球质量变化对其侵彻防弹衣+红松木复合靶侵彻性能的影响,本研究依据量纲分析建立小钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶的弹道极限预测公式。

通过理论分析,确定钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶弹道极限的主要物理量如表 5 所示^[22]。

可见,弹道极限 v_{bl} 是关于这些物理量的函数

$$v_{bl} = f(\rho_p, D_p, E_p, \sigma_{sp}, \varepsilon_p, C_p, \rho_f, h_f, E_f, \sigma_{sf}, \sigma_{rf}, \sigma_{ff}, \varepsilon_f, C_f, \rho_s, h_s, E_s, \sigma_{ss}, \varepsilon_s, C_s) \quad (2)$$

选取 ρ_p 、 D_p 和 σ_{sp} 为量纲独立变量,则根据量纲齐次原则,其他导出量可写成以下无量纲形式

$$\begin{aligned} \Pi &= \frac{v_{bl}}{\sqrt{\sigma_{sp}/\rho_p}}, \Pi_1 = \frac{E_p}{\sigma_{sp}}, \Pi_2 = \varepsilon_p, \\ \Pi_3 &= \frac{C_p}{\sqrt{\sigma_{sp}/\rho_p}}, \Pi_4 = \frac{\rho_f}{\rho_p}, \Pi_5 = \frac{h_f}{D_p}, \\ \Pi_6 &= \frac{E_f}{\sigma_{sp}}, \Pi_7 = \frac{\sigma_{sf}}{\sigma_{sp}}, \Pi_8 = \frac{\sigma_{rf}}{\sigma_{sp}}, \Pi_9 = \frac{\sigma_{ff}}{\sigma_{sp}}, \\ \Pi_{10} &= \varepsilon_f, \Pi_{11} = \frac{C_f}{\sqrt{\sigma_{sp}/\rho_p}}, \\ \Pi_{12} &= \frac{\rho_s}{\rho_p}, \Pi_{13} = \frac{h_s}{D_p}, \Pi_{14} = \frac{E_s}{\sigma_{sp}}, \Pi_{15} = \frac{\sigma_{ss}}{\sigma_{sp}}, \\ \Pi_{16} &= \varepsilon_s, \Pi_{17} = \frac{C_s}{\sqrt{\sigma_{sp}/\rho_p}} \end{aligned}$$

根据 Π 定理,式(2)可写为

$$\Pi = \frac{v_{bl}}{\sqrt{\sigma_{sp}/\rho_p}} = f(\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \dots, \Pi_{17}) \quad (3)$$

在钨球、防弹衣和红松木材料不变的条件下,除了 Π 、 Π_5 和 Π_{13} 外,其余导出量均为常数,因此式(3)可简化为

$$\Pi = \frac{v_{bl}}{\sqrt{\sigma_{sp}/\rho_p}} = f\left(\frac{h_f}{D_p}, \frac{h_s}{D_p}\right) = c_0 \left(\frac{h_f}{D_p}\right)^\alpha \left(\frac{h_s}{D_p}\right)^\beta = c_0 (h_f)^\alpha (h_s)^\beta \left(\frac{1}{D_p}\right)^{\alpha+\beta} \quad (4)$$

式中: c_0 、 α 、 β 为待定常数。

由于本试验中的防弹衣和红松木厚度不变,令 $c_1 = c_0 (h_f)^\alpha (h_s)^\beta$, $\gamma = \alpha + \beta$, 则式(4)为

$$\Pi = \frac{v_{bl}}{\sqrt{\sigma_{sp}/\rho_p}} = c_1 \left(\frac{1}{D_p}\right)^\gamma \quad (5)$$

式中: c_1 、 γ 为待定常数。

由上述分析可知,在防弹衣和红松木材料及其厚度不变的情况下,对于不同材料的钨球,均满足

$$\frac{v_{bl,i}}{\sqrt{\sigma_{sp,i}/\rho_{p,i}}} = c_i \left(\frac{1}{D_{p,i}}\right)^{\gamma_i} \quad i = 0, 1, 2, \dots, n \quad (6)$$

式中: c_i 、 γ_i 为待定常数。

为预测不同材料的不同尺寸钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶的弹道极限,令

表 5 确定弹道极限的主要物理量

Table 5 Main physical quantities for determining ballistic limit

Material	Physical quantity	Dimension
Tungsten sphere	Density $\rho_p/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	ML^{-3}
	Diameter D_p/Pa	L
	Elastic modulus E_p/Pa	$\text{L}^{-1}\text{MT}^{-2}$
	Yield strength σ_{sp}/Pa	$\text{L}^{-1}\text{MT}^{-2}$
	Characteristic strain ε_p	1
	Sound velocity $C_p/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	LT^{-1}
Body armor	Density $\rho_f/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	ML^{-3}
	Thickness h_f/m	L
	Elastic modulus E_f/Pa	$\text{L}^{-1}\text{MT}^{-2}$
	Compressive strength σ_{sf}/Pa	$\text{L}^{-1}\text{MT}^{-2}$
	Shear strength σ_{rf}/Pa	$\text{L}^{-1}\text{MT}^{-2}$
	Tensile strength σ_{ff}/Pa	$\text{L}^{-1}\text{MT}^{-2}$
	Characteristic strain ε_f	1
	Sound velocity $C_f/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	LT^{-1}
Pine	Density $\rho_s/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	ML^{-3}
	Thickness h_s/m	L
	Elastic modulus E_s/Pa	$\text{L}^{-1}\text{MT}^{-2}$
	Failure stress σ_{ss}/Pa	$\text{L}^{-1}\text{MT}^{-2}$
	Characteristic strain ε_s	1
	Sound velocity $C_s/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	LT^{-1}

$$\frac{v_{bl}}{\sqrt{\sigma_{sp}/\rho_p}} = m \left(\frac{1}{D_p} \right)^n \quad (7)$$

式中: m 、 n 为待定常数。

为便于求解, 将式 (7) 两端同时取对数

$$\ln \frac{v_{bl}}{\sqrt{\sigma_{sp}/\rho_p}} = \ln m + n \ln \frac{1}{D_p} \quad (8)$$

令 $y = \ln \frac{v_{bl}}{\sqrt{\sigma_{sp}/\rho_p}}$, $x = \ln \frac{1}{D_p}$, $k = \ln m$, 则式 (8) 变换为

$$y = nx + k \quad (9)$$

由于试验所用钨球材料性能近似, 因此 σ_{sp} 均可取 1.506 GPa。利用试验数据对式 (9) 进行一元线性回归拟合, 可得

$$n = 0.932, \quad k = -8.059 \quad (10)$$

将 n 、 k 回代至式 (9), 有

$$\frac{v_{bl}}{\sqrt{\sigma_{sp}/\rho_p}} = e^{-8.059} \left(\frac{1}{D_p} \right)^{0.932} \quad (11)$$

为验证式 (11) 的有效性, 利用数值模拟和式 (11) 分别计算不同质量钨球侵彻的弹道极限, 结果如表 6 所示。由表 6 可知, 钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶的预测结果与侵彻等效 6.2 mm 厚 LY-12 硬铝靶的仿真结果比较吻合。定量地来看, 当钨球质量小于 0.46 g 时, 预测结果与仿真结果的最大相对误差小于 5%, 因此利用式 (11) 预测小钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶的弹道极限具有较高的可信度。

表 6 不同方法计算的弹道极限的比较

Table 6 Comparison of ballistic limits calculated by different methods

Mass of tungsten sphere/g	Diameter of tungsten sphere/mm	Ballistic limit/(m·s ⁻¹)		Relative error/%
		Calculated	Simulated	
0.26	3.02	643.8	649	-0.8
0.31	3.20	609.9	623	-2.1
0.36	3.36	582.8	599	-2.8
0.41	3.52	558.1	580	-3.9
0.46	3.64	540.9	561	-3.7

为进一步验证式 (11) 的可靠性, 对 0.20 g、直径 2.8 mm 的钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶进行了侵彻试验。表 7 对比了 0.20 g 钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶的弹道极限试验值和计算值。由表 7 可知, 0.20 g 钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶弹道极限的试验值和计算值相对误差不超过 5%, 满足工程应用要求。故式 (11) 可用于预测小钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶的弹道极限, 适用范围为: 钨球质量小于

表 7 0.20 g 钨球侵彻防弹衣+红松木复合靶的弹道极限的试验值与计算值的对比

Table 7 Comparison between experimental and calculated values of ballistic limits of tungsten spheres with mass of 0.20 g penetrating body armor and pine composite target

Type of tungsten sphere	Ballistic limit/(m·s ⁻¹)		Relative error/%
	Experimental value	Calculated value	
0.20 g, $\varnothing$ 2.8 mm	709.4	702.5	-1.0

0.46 g。同时,由式(11)可以看出,随着钨球直径的增加,其质量增加,弹道极限近似服从幂函数递减规律。

4 结 论

(1) 0.21 g 直径 2.8 mm、0.20 g 直径 2.8 mm 以及 0.17 g 直径 2.6 mm 的小钨球侵彻Ⅲ级软体防弹衣加 25 mm 厚红松靶的弹道极限分别为 692.9、709.4、742.3 m/s; 0.21 g 直径 2.8 mm 及 0.17 g 直径 2.6 mm 的小钨球侵彻 6.2 mm 厚 LY-12 硬铝靶的弹道极限分别为 705.2、758.7 m/s; 0.21 g 直径 2.8 mm 的小钨球侵彻 8.0 mm 厚 LY-12 硬铝靶的弹道极限为 850.1 m/s。

(2) 为方便今后研究,根据能量守恒原则建立了Ⅲ级软体防弹衣加 25 mm 厚红松靶与 LY-12 硬铝靶的等效关系,即前者可等效为 6.2 mm 厚 LY-12 硬铝靶;利用量纲分析建立了小钨球侵彻Ⅲ级软体防弹衣加 25 mm 厚红松靶的弹道极限预测公式,预测值与试验值吻合良好。

参考文献:

- [1] 程可. 轻武器杀伤元对明胶靶标侵彻的数值仿真研究 [D]. 南京: 南京理工大学, 2012: 1–2.
CHEN K. Numerical simulation research of small arms lethal-element penetrating gelatin target [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2012: 1–2.
- [2] LIDEN E, BERLIN R, JANZON B, et al. Some observations relating to behind-body armour blunt trauma effects caused by ballistic impact [J]. *The Journal of Trauma: Injury, Infection, and Critical Care*, 1988, 28(Supplement): S145–S148.
- [3] ROBERTS J C, O'CONNOR J V, WARD E E. Modeling the effect of nonpenetrating ballistic impact as a means of detecting behind-armor blunt trauma [J]. *Journal of Trauma and Acute Care Surgery*, 2005, 58: 1241–1251.
- [4] ROBERTS J C, MERKLE A C, BIERMANN P J, et al. Computational and experimental models of the human torso for non-penetrating ballistic impact [J]. *Journal of Biomechanics*, 2007, 40(1): 125–136.
- [5] MERKLE A C, WARD E E, O'CONNOR J V, et al. Assessing behind armor blunt trauma (BABT) under NIJ Standard-0101.04 conditions using human torso models [J]. *The Journal of Trauma: Injury, Infection, and Critical Care*, 2008, 64(6): 1555–1561.
- [6] SHEN W, NIU Y, BYKANOVA L, et al. Characterizing the interaction among bullet, body armor, and human and surrogate targets [J]. *Journal of Biomechanical Engineering*, 2010, 132(12): 121001.
- [7] 罗少敏, 徐诚, 陈爱军, 等. 步枪弹侵彻带软硬复合防护明胶靶标的数值模拟 [J]. *兵工学报*, 2014, 35(8): 1172–1178.
LUO S M, XU C, CHEN A J, et al. Numerical simulation of bullets penetrating into gelatin target with hard/soft composite armor [J]. *Acta Armamentarii*, 2014, 35(8): 1172–1178.
- [8] 孙非, 马力, 朱一辉, 等. 手枪弹对带 UHMWPE 软防护明胶靶标冲击效应的数值分析 [J]. *振动与冲击*, 2018, 37(13): 20–26.
SUN F, MA L, ZHU Y H, et al. Numerical analysis for impact effects of a pistol bullet on a gelatin target covered with UHMWPE fiber armor [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2018, 37(13): 20–26.
- [9] 唐刘建, 温垚珂, 薛本源, 等. 手枪弹侵彻有防护仿生人体躯干靶标试验研究 [J]. *振动与冲击*, 2019, 38(4): 250–254.
TANG L J, WEN Y K, XUE B Y, et al. Pistol bullet impact soft body armor covered bionic human torso [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, 38(4): 250–254.
- [10] 刘坤, 吴志林, 宁建国, 等. 手枪弹对带软防护的明胶靶标侵彻机理与实验研究 [J]. *兵工学报*, 2018, 39(1): 1–17.
LIU K, WU Z L, NING J G, et al. Investigation on the mechanism and experiment of pistol cartridge penetrating into gelatin target with soft body armor [J]. *Acta Armamentarii*, 2018, 39(1): 1–17.
- [11] 黄拱武. 弹体撞击带纤维软防护明胶靶标的数值仿真研究 [D]. 南京: 南京理工大学, 2013: 41–43.
HUANG G W. Numerical simulation research of projectile impacting gelatin target with fiber armor [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2013: 41–43.
- [12] RECHT R F, IPSON T W. Ballistic perforation dynamics [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1963, 30(3): 384–390.
- [13] 米双山, 张锡恩, 陶贵明. 钨球侵彻 LY-12 铝合金靶板的有限元分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2005, 25(5): 477–480.
MI S S, ZHANG X E, TAO G M. Finite element analysis of spherical fragments penetrating LY-12 aluminum alloy target [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2005, 25(5): 477–480.
- [14] 曹兵. 不同材质靶板抗破片侵彻等效关系实验研究 [J]. *弹箭与制导学报*, 2006(4): 113–114.
CAO B. An experimental investigation on the equivalent relation between different armour plates penetrated by fragments [J].

- Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2006(4): 113–114.
- [15] 曹兵. 靶板等效方法研究 [J]. 弹箭与制导学报, 2003(Suppl 4): 122–123.
CAO B. Study on equivalent target experimental methods [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2003(Suppl 4): 122–123.
- [16] 李学林, 项鑫, 黄广炎, 等. 钨球破片对相控阵雷达典型部件的侵彻特性研究 [J]. 兵工学报, 2010(Suppl 1): 51–54.
LI X L, XIANG X, HUANG G Y, et al. Penetration characteristics of tungsten sphere fragment to typical components of phased array radar [J]. *Acta Armamentarii*, 2010(Suppl 1): 51–54.
- [17] 宫能平. LY12CZ 铝合金棒料的拉伸实验研究 [J]. 淮南工业学院学报, 2002(1): 62–65.
GONG N P. Tensile mechanics property of aluminium LY12CZ under different strain rates [J]. *Journal of Huainan Institute of Technology*, 2002(1): 62–65.
- [18] 王雪, 智小琦, 徐锦波, 等. 球形破片侵彻多层板弹道极限的量纲分析 [J]. 高压物理学报, 2019, 33(6): 157–165.
WANG X, ZHI X Q, XU J B, et al. Dimensional analysis of ballistic limit of fragments penetrating multi-layer plate [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(6): 157–165.
- [19] 朱耀, 庞宝君, 盖秉政. 一种用于动态拉伸试验装置的新型试件装卡方式 [J]. 实验力学, 2009(5): 55–60.
ZHU Y, PANG B J, GAI B Z. A new specimen fastener for dynamic tensile testing apparatus [J]. *Journal of Experimental Mechanics*, 2009(5): 55–60.
- [20] 米双山, 何剑彬, 张锡恩, 等. 战斗损伤仿真中的等效靶与破片终点速度研究 [J]. 兵工学报, 2005(5): 605–608.
MI S S, HE J B, ZHANG X E, et al. Equivalent target and terminal velocity of fragments in battle damage simulation [J]. *Acta Armamentarii*, 2005(5): 605–608.
- [21] 谈庆明. 量纲分析 [M]. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 2005: 1–2.
TAN Q M. Dimensional analysis [M]. Hefei: University of Science and Technology of China Press, 2005: 1–2.
- [22] 毛亮, 王华, 姜春兰, 等. 钨合金球形破片侵彻陶瓷/DFRP 复合靶的弹道极限速度 [J]. 振动与冲击, 2015, 34(13): 1–5.
MAO L, WANG H, JIANG C L, et al. Ballistic limit velocity of tungsten alloy spherical fragment penetrating ceramic/DFRP composite target plates [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2015, 34(13): 1–5.

Research on Small Tungsten Spheres Penetrating into Pine Target with Body Armor

TANG Changzhou¹, ZHI Xiaoqi¹, XU Jinbo², CHEN Zhibin²

(1. College of Mechatronics Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, Shanxi, China;

2. Jinxi Industrial Group, Taiyuan 030027, Shanxi, China)

Abstract: In order to study the penetration performance of small tungsten spheres on the human equivalent target with body armor, the test of small tungsten spheres penetrating 25 mm thick pine target with Class III soft body armor is carried out. On this basis, the equivalent relationships between 25 mm thick pine target with Class III soft body armor and LY-12 hard aluminum target are studied by combining the experiment and numerical simulation of small tungsten spheres penetrating LY-12 hard aluminum target. According to the method of dimensional analysis, the ballistic limit prediction formula of small tungsten spheres penetrating 25 mm thick pine target with Class III soft body armor is established and the influence of the mass change of small tungsten spheres on the penetration performance is studied. The experimental results reveal that for the penetration of small tungsten spheres, a 25 mm thick pine target with Class III soft body armor can be equivalent to a 6.2 mm thick LY-12 hard aluminum target. The predicted value of ballistic limit prediction formula is in good agreement with the test value. And with the increase of the mass of tungsten spheres, the ballistic limit approximately obeys the law of decreasing power function. The research results have certain reference value for the improvement and design of individual fragment warhead.

Keywords: small tungsten sphere; body armor; pine target; numerical simulation; equivalent target; dimensional analysis; ballistic limit

具有梯度型刚度折叠收缩管的吸能性能

陈伟东, 门恒, 田晓耕

(西安交通大学机械结构强度与振动国家重点实验室, 陕西 西安 710049)

摘要:薄壁管是一种常见的吸能结构,在薄壁管中引入折纹可以诱导薄壁管发生变形,有效降低薄壁管屈曲的初始峰值力并提高其能量吸收。目前,大部分折纹管受到轴向压缩时,初始峰值力后的压溃力下降显著,降低了折纹管的吸能性能。为有效提高折纹管的吸能性能,并降低折纹管的初始峰值力,在方管中引入不同形式的折纹得到折叠收缩管,利用 ABAQUS/Explicit 模拟设计折叠收缩管的准静态压缩,得到其变形及力与位移曲线。结果显示,与传统方管和菱形折纹管相比,折叠收缩管的初始峰值力显著降低,且压溃力随着压缩距离的增加呈梯度上升趋势,大幅提升了薄壁管的能量吸收性能。另外,系统研究了折叠收缩管的几何参数对其性能的影响,获得了性能优异的折纹管。

关键词:折纹管; 能量吸收; 准静态压缩; 有限元; 梯度型刚度

中图分类号:O347; TB124

文献标识码:A

能量吸收和能量耗散装置是汽车、火车、轮船、直升机及载人飞船等运载工具制造过程中必不可少的组成部分。当汽车发生碰撞、直升机低空坠落或载人飞船着陆时,能量吸收装置能够有效消耗动能,达到保护乘员的目的。为了保证运输工具在发生碰撞时消耗的动能尽可能小,通常要求能量吸收装置具有较小的质量和较高的能量吸收效率。能量吸收装置的压溃力越大,对乘员安全的威胁越大。因此,好的能量吸收装置在满足较高比吸能(SEA)的同时,还应具有足够低的压溃力峰值。

薄壁结构具有质量轻、吸能效果好等特点,常用于能量吸收装置。科研人员对薄壁管(特别是圆管和方管)的轴向压溃进行了广泛研究^[1-2],发现在轴向压溃过程中,传统圆管和方管的压溃力表现出较大的初始峰值(即初始峰值力 p_{lmax})和较低的平均值(即平均压溃力 p_m)。为了降低初始峰值力,可以通过在传统薄壁管上挖孔^[3-5]、引入压痕^[6-7]或连杆^[8]等方法诱导薄壁管发生屈服;而为了提高平均压溃力(与能量吸收正相关),通常会在薄壁管中填充泡沫铝^[9]等多孔材料,或将传统薄壁管制作成多胞管^[10]和多角管^[11-12]等形状。虽然这些方法可以提高薄壁管的平均压溃力,但也会使薄壁管的初始峰值力提高。

近年来,“折纸技术”作为一种新兴热门技术,应用该技术制成的各种折叠结构被用于航空航天、柔性电子、医疗、机器人等领域^[13]。最近,在薄壁管设计中引入了折纸技术,由于薄壁管可以展开成平面结构,因此折叠薄壁管可以由平板材料制成而不需要面内拉伸。在压溃过程中,折叠薄壁管可以触发特定的折叠模式,使得结构具有较低的初始峰值力和较高的平均压溃力。Song 等^[14]在方管、六边形以及八边形管壁上引入了类似对称变形模式的折痕,与传统薄壁管相比,折叠薄壁管具有较低的 p_{lmax} 和较高的 p_m ; Ma 等^[15]受到超折叠单元结构启发,将风筝型折痕引入到传统薄壁方管中,发现风筝型折叠薄

* 收稿日期: 2019-12-26; 修回日期: 2020-01-20

基金项目: 国家自然科学基金(11732007)

作者简介: 陈伟东(1996—),男,硕士研究生,主要从事折叠结构的吸能特性研究。

E-mail: chen_weidong04@163.com

通信作者: 田晓耕(1967—),男,博士,教授,主要从事超轻结构吸能及优化、非经典热弹理论研究。

E-mail: tiansu@mail.xjtu.edu.cn

壁管具有平稳的压溃力-位移曲线,与传统方管相比,风筝型折叠薄壁管 p_m 增加了29.2%,而 p_{Imax} 降低了56.5%;Ma等^[16]注意到薄壁管在轴向压溃过程中,移动塑性铰链的吸能效率更高,将一种新型菱形折纹引入到传统方管中,使得薄壁管在压溃过程中发生了钻石模式变形,移动塑性铰链的数量增加了一倍,进一步提高了风筝型折叠薄壁管的 p_m ;Zhou等^[17-18]对Ma等^[16]的菱形折纹管进行准静态压缩和低速冲击试验,研究几何参数对折纹管吸能效果的影响;Yang等^[19]和Yuan等^[20]分别将这种菱形折纹引入圆管和梯形管中,有效降低了 p_{Imax} 并极大提高了 p_m ;Wang等^[21]研究了菱形折叠方管对几何缺陷的敏感性,得到了这种折纹管对称变形模式时的缺陷幅值与壁厚比值的临界值;基于Ma等^[16]的菱形折纹,Zhou等^[22]设计了一种梯形折纹,引入薄壁方管后获得了比菱形折纹管更优秀的吸能效果;Xie等^[23]通过在同一个薄壁管中引入3种不同的折纹,使得折叠管在压溃过程不同阶段具有不同的压溃力峰值,且在最优情况下峰值近似沿一条上升直线排列,从而使得该种新型折纹管的轴向变形量取决于外力的大小。

考虑到在碰撞过程中,吸能装置并不是每次都能达到最大压缩量,因此压溃过程中薄壁管的压溃力随位移的变化呈现周期性波动特性,并不是吸能装置的最优形式。基于Xie等^[23]的几何梯度折纹管设计思想,设计了一种内径可变的折叠收缩型折纹管(简称折叠收缩管),并对折叠收缩管进行准静态压缩条件下的有限元模拟,得到该收缩管在准静态压缩条件下的变形模式和吸能特性。同时,系统地研究几何参数对折叠收缩管吸能效果的影响,以获得具有优秀吸能效果的折叠收缩管。

1 折叠收缩管的几何结构

新型折叠收缩管是在传统方管设计基础上引入折痕制成,由连接结构和两端薄壁管段组合而成。图1展示了部分折叠收缩管的几何结构,图中:紫色实线为脊折痕,紫色虚线为谷折痕,绿色实线为结构的边缘线; a 、 b 分别为菱形折纹管段与半菱形折纹管段的折叠叶宽度; c 、 d 分别为连接结构不同内径处的边长; x_1 、 x_2 、 x_3 分别为连接结构不同部位的长度,其中 x_1 为折叠翼长度(折起部位), x_2 为竖直接长度, x_3 为总长度; α_1 、 α_2 分别为连接结构折叠边与大小内径边的夹角; θ_1 为折叠翼与水平面的夹角, θ_2 为菱形折纹管段的二面角; t 为平板厚度。图1(a)展示了收缩管的半个连接结构。折叠收缩管的两端薄壁管段可以是传统方管结构、菱形折叠结构或半菱形结构中的一种或多种,如图1(b)和图1(c)所示。本研究只讨论两端薄壁管段相同的情况。

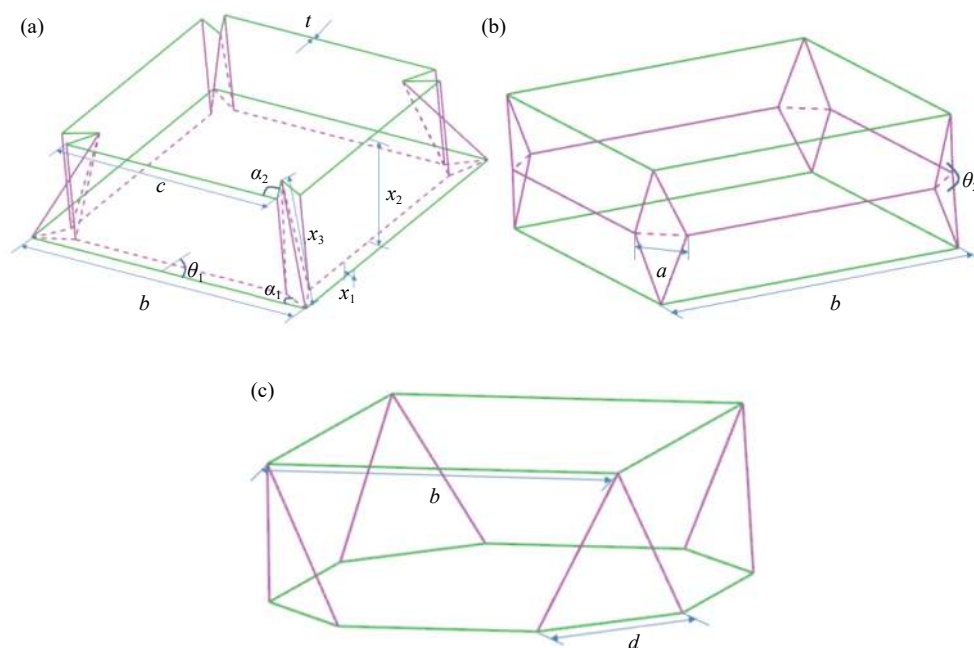


图1 部分折叠收缩管结构

Fig. 1 Partial structure of folded shrink tube part

拼接成折叠收缩管时要满足各段平面展开后平板宽度 b 与平板厚度 t 相同,同时每段折叠收缩管能够由平板折叠成型需要满足一定的几何条件。半菱形折叠结构与菱形折叠结构相似,应满足^[16]

$$\cos \frac{\theta_2}{2} = \sqrt{2} - 1 \frac{a}{l_1} \quad (1)$$

式中: l_1 为平板宽度。连接部位需要满足

$$\frac{x_1}{\tan \alpha_1} + \frac{x_1}{\tan \alpha_1} \cos \alpha_2 = \frac{x_1}{\tan \alpha_1} \sin \alpha_2 + x_1 \cos \theta_1 \quad (2)$$

$$x_1 + x_2 = x_3 \quad (3)$$

$$x_3 = \sqrt{\left[\frac{x_1}{\tan \alpha_1} (1 + \cos \alpha_2) \sqrt{2} \right]^2 + (x_2 - x_1 \sin \theta_1)^2} \quad (4)$$

简化式(2)获得

$$\alpha_2 = \frac{1}{2} \arcsin [(2 - \cos \theta_1 \tan \alpha_1) \cos \theta_1 \tan \alpha_1] \quad (5)$$

代入式(3)、式(4)得到

$$x_2 = x_1 \frac{2(1 + \cos \alpha_2)^2 - \cos^2 \theta_1 \tan^2 \alpha_1}{2 \tan^2 \alpha_1 (1 + \sin \theta_1)} \quad (6)$$

菱形折叠结构的其他控制参数有折叠叶宽度 a 和平板宽度 l_1 ,半菱形折叠结构的其他控制参数有折叠叶宽度 d 和平板宽度 l_2 ,连接部位的附加独立几何参数有 x_1 、 θ_1 和 α_1 。当这些参数确定后,连接部位的几何形状就唯一确定了。连接结构沿着内径较小的截面对称之后得到的薄壁管段可以和传统方管、菱形折叠管或半菱形折叠管进行拼接。将两端为传统方管的折叠收缩管命名为C管,两端为菱形折叠管的收缩管命名为S管,两端为半菱形折叠管的收缩管命名为H管。为叙述方便,折叠收缩管简记为:“收缩管”“管边长”- α_1 、 θ_1 、 x_1 -“两端结构几何参数(菱形折叠结构中的 a 或半菱形折叠结构中的 d 或方管结构0(没有折叠叶相关尺寸,用0代替))”,如C60-30.10.4-0表示方管,边长 b 为60 mm, α_1 、 θ_1 和 x_1 依次为30°、10°和4 mm。数值模拟计算过程中保持折纹管总质量不变,且用于折叠的平板高度保持100 mm,改变边长 b 的同时改变壁厚 t ,其对应情况如表1所示。

表 1 折纹管边长与壁厚的对应关系

Table 1 The corresponding relationship between the edge length and the wall thickness of the folded tube

b/mm	t/mm	b/t
40	1.500	26.667
50	1.200	41.667
60	1.000	60.000
70	0.857	81.667
80	0.750	106.667

2 折纹管的数值模拟

2.1 有限元模型

选取 52 个不同尺寸的折叠收缩管,研究其吸能特性。以带缺陷的传统方管(距离方管端部 5 mm 处引入深度和宽度均为 1 mm 的凹槽)作为吸能效果的参照,方管 C 的高度为 100 mm,边长为 60 mm,厚度为 1 mm;以菱形折纹管 S 对比说明折叠收缩管的吸能特性,其几何参数为 $a = 25$ mm, $b = 60$ mm, $l_1 = 50$ mm, $t = 1$ mm,菱形折纹管由两个菱形折叠结构组成。

通过有限元软件 ABAQUS/Explicit 模拟薄壁管的准静态压缩过程。如图 2 所示,将薄壁管置于两块刚性板之间,底端刚性板的 6 个自由度完全固定,顶端刚性板只保留图中箭头方向的平动自由度,约束另外 5 个自由度。薄壁管上下边的平动自由度与上下刚性板耦合,压缩过程采用平滑分析步加载,保证计算的准确性。薄壁管由高度为 100 mm 的平板折叠而成,折叠后薄壁管的高度略小于 100 mm,取压缩距离为 69 mm。通过四节点减缩积分单元 S4R 剖分薄壁管,薄壁管沿厚度方向有 5 个积分点。薄

壁管与刚性板采用面面接触,薄壁管壁自身的接触为通用接触。本研究讨论的折纹管材料为低碳钢,管材的应力-应变曲线如图3所示^[16],相关力学参数:密度 ρ 为7800 kg/m³,杨氏模量 E 为210 GPa,屈服应力 σ_y 为200 MPa,极限强度 σ_u 为400 MPa,泊松比 μ 为0.3,摩擦系数 f 为0.25。

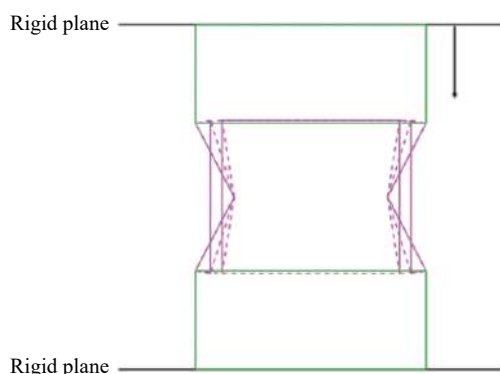


图2 折纹管压缩示意图

Fig. 2 Schematic diagram of folded tube compression

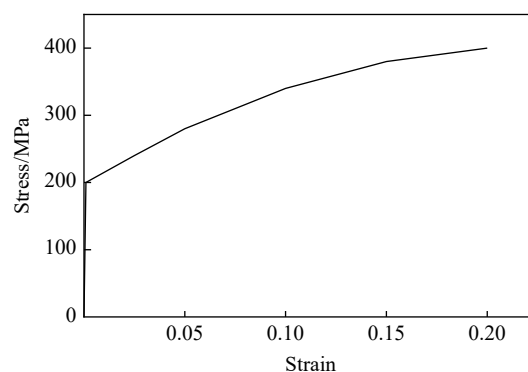


图3 折纹管材的应力-应变曲线

Fig. 3 Material engineering stress-strain curve

在ABAQUS计算中,为实现准静态压缩,模拟过程需满足下述条件:(1)计算过程中的人工伪应变能与薄壁管吸收总能量的比值必须小于5%,以保证沙漏现象造成的影响可以忽略,控制薄壁管网格全局尺寸为1 mm时,伪时间增量步足够小,满足要求;(2)结构动能与薄壁管吸收总能量的比值必须小于5%,以保证结构的动力学效应的影响可以忽略,控制加载时间为0.02 s时满足要求。

2.2 准确性验证

通过模拟已有工作^[16]验证本研究中模拟结果的准确性。模拟过程中,薄壁管的材料参数和几何结构与文献[16]一致。准静态压缩下方管和菱形折纹管的变形模式和力-位移关系曲线如图4和图5所示。可见,变形模式与文献[16]一致,力-位移曲线也与文献[16]基本相同。模拟得到方管的平均力为11.53 kN,折纹管的平均力为18.33 kN,与文献[16]中的方管平均力12.09 kN和折纹管平均力19.13 kN基本吻合,验证了有限元计算的准确性。

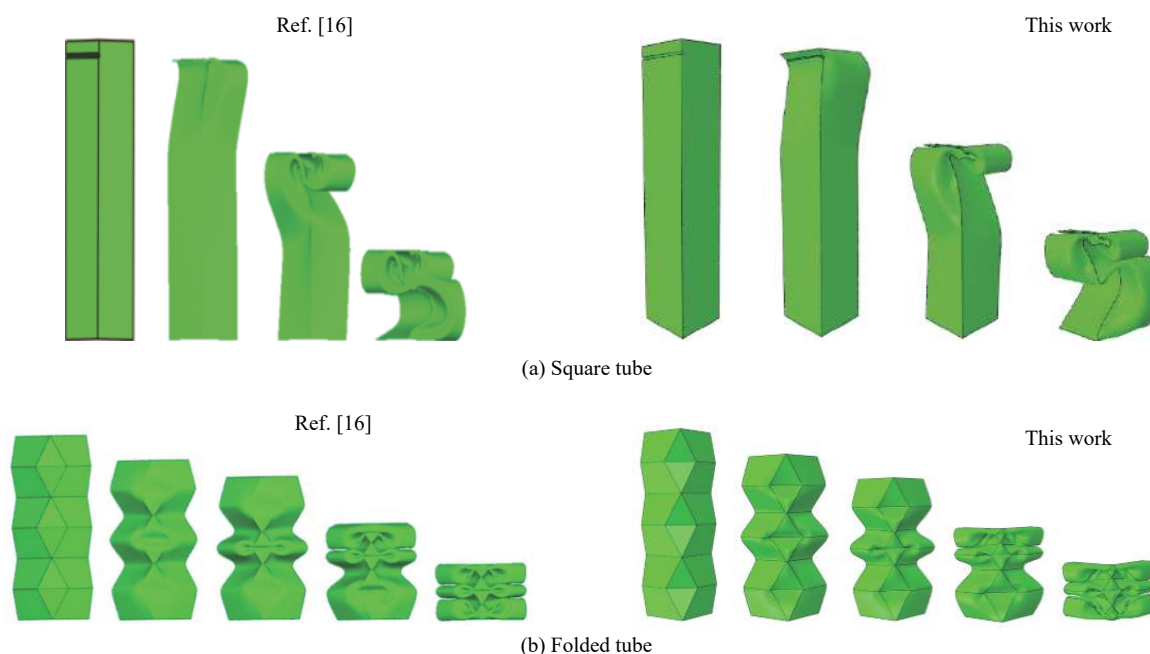


图4 准静态压缩下方管和菱形管的变形模式

Fig. 4 Deformation modes of square and folded tube under quasi-static compression

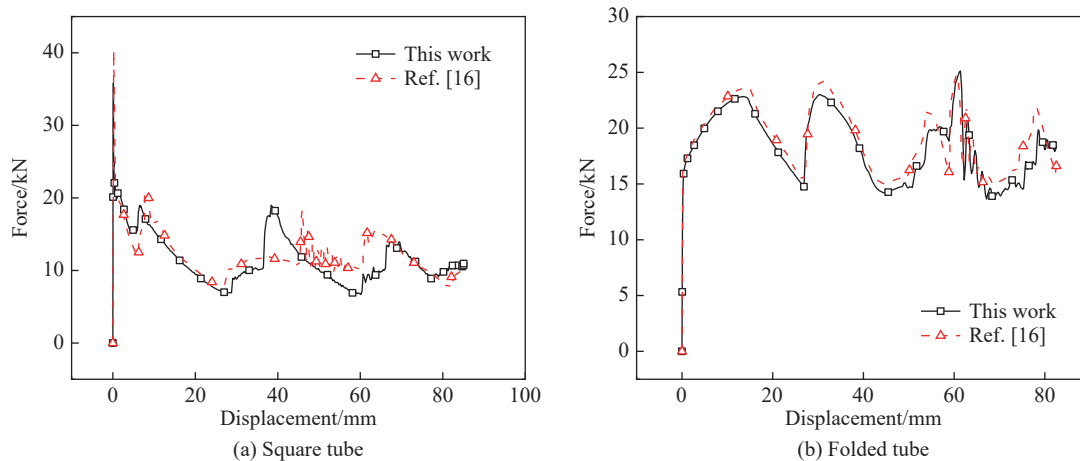


图 5 准静态压缩下方管和菱形管的力-位移曲线

Fig. 5 Force and displacement curves of square and folded tube under quasi-static compression

3 数值模拟结果

折叠收缩管的准静态压缩模拟结果如表 2 所示。压缩过程第 1 阶段的峰值力记为该管的初始峰值力 $p_{I\max}$, 平均力为 p_{Im} , 吸收的能量为 W_I ; 第 2 阶段的峰值力为 $p_{II\max}$, 平均力为 $p_{II\max}$, 吸收的能量为 W_{II} ; 完整压缩过程的压溃力峰值和平均力分别为 $p_{\max}$ 和 p_m 。传统方管和菱形折纹管中只有 $p_{I\max}$ 、 p_{Im} 、 $p_{\max}$ 和 p_m 。

表 2 折纹管准静态压缩模拟结果

Table 2 Quasi-static compression simulation results of folded tube

Thin walled tube	$p_{I\max}/\text{kN}$	p_{Im}/kN	W_I/J	$p_{II\max}/\text{kN}$	$p_{II\max}/\text{kN}$	W_{II}/J	$p_{\max}/\text{kN}$	p_m/kN
C	35.59	11.53					35.59	11.53
S	23.88	18.11					25.32	18.11
C60-25.10.4-0	14.58	11.97	707.97	20.83	20.03	60.42	78.61	17.03
C60-30.0.3-0	15.35	13.26	512.72	31.36	24.63	616.35	31.36	18.40
C60-30.10.2-0	17.04	15.34	343.05	29.36	20.49	814.84	29.36	19.08
C60-30.10.3-0	14.61	12.99	404.03	32.27	22.78	709.73	32.27	18.58
C60-30.10.4-0	13.06	11.74	476.68	28.00	22.86	465.76	39.22	17.22
C60-30.20.3-0	14.11	12.96	323.85	35.69	21.68	776.22	35.69	18.75
C60-30.30.3-0	14.04	13.32	272.32	37.71	21.62	841.07	37.71	19.33
C60-35.10.4-0	12.43	11.69	337.39	25.64	21.76	603.20	28.72	18.22
S60-25.10.4-8	14.29	12.92	564.39	26.75	19.45	241.65	66.02	20.30
S60-30.0.3-8	15.29	13.60	563.69	27.28	23.58	464.36	30.00	18.09
S60-30.10.2-8	16.74	15.38	399.16	27.90	23.16	951.44	27.90	20.17
S60-30.10.3-8	14.56	13.30	446.63	27.77	23.34	709.25	27.77	18.65
S60-30.10.4-4	12.91	11.75	487.19	25.71	22.00	429.76	30.57	16.43
S60-30.10.4-8	13.02	11.99	506.97	24.96	21.91	390.70	30.78	16.41
S60-30.10.4-12	13.33	12.27	529.43	24.03	21.85	390.04	35.75	16.55
S60-30.10.4-16	13.54	12.44	547.42	24.45	22.26	462.71	38.48	16.34
S60-30.10.4-20	13.71	12.62	565.27	24.73	21.60	465.27	65.57	16.37
S60-30.20.3-8	14.08	13.19	357.51	30.54	22.70	861.02	30.54	18.95
S60-30.30.3-4	13.96	13.26	281.14	37.35	22.36	918.41	37.35	19.86
S60-30.30.3-8	14.01	13.42	294.32	28.17	22.19	941.43	30.39	19.46

表 2 (续)

Table 2 (Continued)

Thin walled tube	$p_{\text{Imax}}/\text{kN}$	p_{Im}/kN	W_{I}/J	$p_{\text{IIImax}}/\text{kN}$	$p_{\text{IIIm}}/\text{kN}$	W_{II}/J	p_{max}/kN	p_{m}/kN
S60-30.30.3-12	14.11	13.62	308.95	27.67	21.66	874.31	31.54	19.24
S60-30.30.3-16	14.48	13.83	331.41	26.98	21.25	746.88	33.44	19.55
S60-30.30.3-20	14.96	14.15	335.61	25.92	21.36	801.94	45.15	19.70
S60-35.10.4-8	12.47	11.83	345.92	27.42	22.45	760.73	27.42	17.89
H60-25.10.4-16	15.02	13.02	786.99	102.41	61.20	519.62	102.41	18.95
H60-30.0.3-16	15.89	13.74	556.07	37.15	29.12	830.22	37.15	20.10
H60-30.10.2-16	17.34	15.76	375.59	43.81	25.51	1 149.31	43.81	22.14
H60-30.10.3-16	15.13	13.46	437.65	36.16	23.75	973.23	36.16	20.48
H60-30.10.4-8	13.45	11.98	495.54	39.01	27.82	767.19	39.01	18.32
H60-30.10.4-16	13.58	12.16	499.77	39.60	30.27	844.33	39.60	19.48
H60-30.10.4-24	13.69	12.41	517.13	44.85	32.16	804.22	60.97	20.89
H60-30.10.4-32	13.84	12.65	538.25	48.49	32.33	759.05	74.90	21.46
H60-30.10.4-40	14.09	12.85	557.04	35.21	28.13	420.96	78.53	21.89
H60-30.20.3-16	14.47	13.37	350.06	36.01	25.12	1 075.92	36.01	20.68
H60-30.30.3-8	14.29	13.33	270.28	36.43	23.48	1 097.22	36.43	20.37
H60-30.30.3-16	14.31	13.62	286.54	44.67	25.14	1 195.94	44.67	21.59
H60-30.30.3-24	14.53	13.85	291.37	46.29	26.56	1 271.32	46.29	22.68
H60-30.30.3-32	14.83	14.11	307.12	43.27	27.79	1 233.83	43.27	23.61
H60-30.30.3-40	15.20	14.32	311.18	42.98	26.57	1 221.30	42.98	22.59
H60-35.10.4-16	12.78	12.01	352.43	31.25	25.85	1 013.33	31.25	19.94

选择折叠收缩管 C60-35.10.4-0、S60-30.30.3-8 和 H60-30.30.3-32 研究 3 种折纹管的能量吸收特性, 图 6(a)、图 6(b) 和图 6(c) 分别为 3 种折纹管变形过程和等效塑性应变云图。观察发现折叠收缩管的变形情况可以分为 3 个阶段: 第 1 阶段为连接段的收缩过程, 从开始压缩到薄壁管上下管段的尖点发生接触为止; 第 2 阶段为上下管段的变形过程, 从上下管段接触开始到上下管段均发生完整的压缩变形为止; 第 3 阶段为折纹管整体的压实过程, 从上下管段完全变形开始到薄壁管完全压实或压缩过程结束。第 1 阶段红色椭圆所示的部位发生闭合, 连接管段收缩引起与上下两端薄壁管段连接处的水平折痕弯曲, 并在边角位置出现尖点。第 2 阶段管 C60-35.10.4-0 和管 S60-30.30.3-8 上下管段产生钻石模式的变形, 而管 H60-30.30.3-32 由于上下管段较短, 下管段为钻石型变形模式, 上管段为对称变形模式^[16]。通过折叠收缩管未变形结构的等效应变云图可以看出, 收缩管在连接结构中部及其水平折痕处产生了固定塑性铰链, 连接结构的平面区域在其完全收缩后没有继续产生较大的塑性变形, 而上、下管段的钻石型变形模式区域产生了大量的移动塑性铰链, 在对称变形模式区域产生较多固定塑性铰链。其中管 H60-30.30.3-32 由于薄壁管两端管口与刚性板平动自由度耦合在靠近管端面的位置产生了更多的固定塑性铰链。

3 个薄壁管在准静态压缩条件下的力-位移曲线和部分关键节点的变形情况见图 7。折叠收缩管的压溃力呈梯度形式: 第 1 阶段的压溃力平缓, 波动较小, 是因为第 1 阶段随着薄壁管压缩, 连接管段的折叠部位闭合, 增强了薄壁管边角处的厚度, 使得折叠收缩管的轴向抗压能力保持在一个平稳的水平; 第 2 阶段的压溃力存在波动, 其中管 C60-35.10.4-0 和管 S60-30.30.3-8 的压溃力曲线走势相似, 这是因为这两种管的上下管段均按照钻石模式变形, 而管 H60-30.30.3-32 产生钻石模式变形趋势需要在上下薄壁管段菱角处弯曲两条折痕产生较大的压溃力, 同时只形成了一段钻石模式的变形, 因此产生两个不同的压溃力峰; 第 3 阶段压溃力急速上升, 其中管 C60-35.10.4-0 的压溃力曲线在经过一段平缓阶段

之后开始上升, 管 S60-30.30.3-8 和管 H60-30.30.3-32 在第 3 阶段初始阶段呈现出上升趋势。

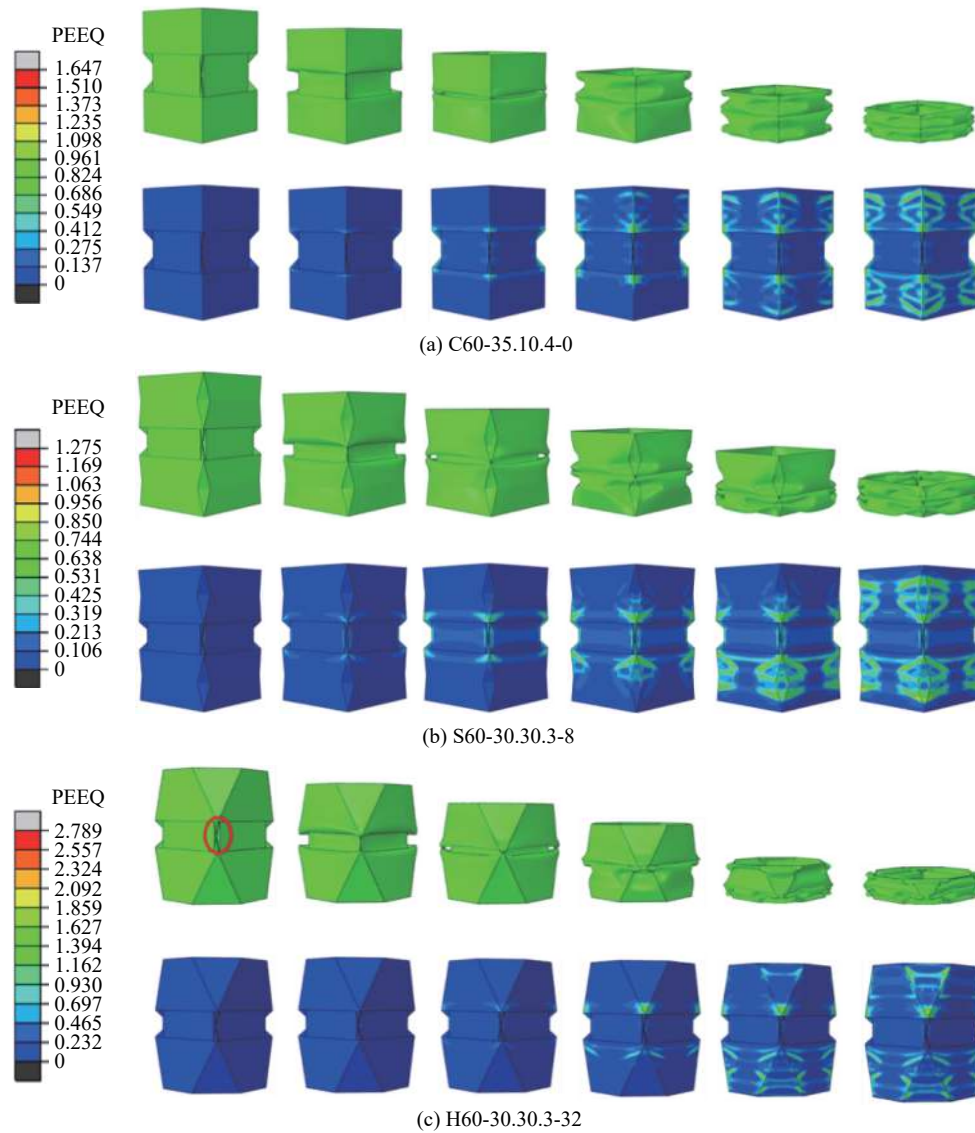


图 6 折叠收缩管的变形过程

Fig. 6 Deformation of folded shrink tube

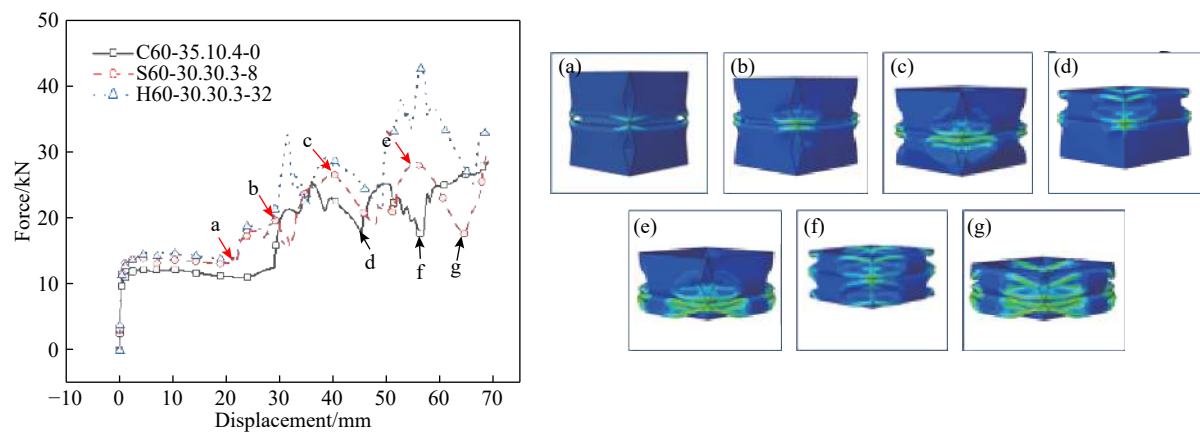


图 7 折叠收缩管的力-位移曲线

Fig. 7 Force-displacement curves of the folded shrink tube

折叠收缩管的压溃力曲线呈梯度形式,结合表 2 数据分析得到折叠收缩管的吸能性能提升主要体现在初始峰值力降低,压缩过程第 1 阶段折叠收缩管能够吸收一定的能量,且在压溃力平均值提高的同时保证压溃力峰值变化不大。由表 2 中 3 个折纹管的计算数据与传统方管及菱形折纹管对比可以得到表 3 所示的结果,其中 δ 为折纹管压溃力与传统方管及菱形折纹管压溃力的相对百分比,正值表示增加,负值表示降低。

表 3 折纹管吸能性能对比

Table 3 Comparison of energy absorption performance of folded tubes

	Relative to tube C/%				Relative to tube S/%	
	δ_{lmax}	δ_{lm}	δ_{max}	δ_m	δ_{lmax}	δ_m
C60-35.10.4-0	-65.07	1.39	-19.30	58.02	-47.95	0.61
S60-30.30.3-8	-60.64	16.39	-14.61	68.78	-41.33	7.45
H60-30.30.3-32	-58.33	22.38	21.58	104.77	-37.90	30.37

3 种折叠收缩管在压缩过程第 1 阶段所吸收的能量分别为 337.39、294.32 和 307.12 J,当吸能装置需要吸收的能量小于相应数值时,薄壁管的压溃力保持在较小的等级。同时,3 种折叠收缩管相对于传统方管及菱形折纹管在总能量吸收上均有一定提高,其中管 H60-30.30.3-32 的提升幅度最大。显然折叠收缩管相对于传统方管及菱形折纹管具有更加合理且优秀的吸能特性。

4 新型折纹管的几何参数研究

当折叠收缩管连接结构确定时,两端薄壁管的表面积也将确定。因此,将新型折纹管的几何参数影响分为 3 种情况进行分析:第 1 种是连接结构固定,改变两端薄壁管段的几何参数,研究其吸能特性的变化;第 2 种是通过改变连接结构的几何参数 α_1 、 θ_1 和 x_1 以改变折纹管的结构形状;第 3 种是改变折叠收缩管的全局几何参数 b 和 t 。

4.1 两端薄壁管段的影响

为了研究折叠收缩管两端薄壁管段结构对管吸能效果的影响,选取两种具有不同连接结构的折纹管序列进行对比。折纹管连接结构尺寸分别为 $\alpha_1 = 30^\circ$ 、 $\theta_1 = 10^\circ$ 、 $x_1 = 4 \text{ mm}$ 和 $\alpha_1 = 30^\circ$ 、 $\theta_1 = 30^\circ$ 、 $x_1 = 3 \text{ mm}$,其中 S 型管参数 a 的取值区间为 4~20 mm,间隔为 4 mm,H 型管参数 d 的取值区间为 8~40 mm、间隔为 8 mm。研究两端薄壁管段结构对收缩管吸能效果的影响时,分别分析 S 型管和 H 型管与 C 型管的区别。

图 8(a)和图 8(b)为 S 型管与 C 型管的力-位移曲线对比,图 8(c)和图 8(d)为 H 型管与 C 型管的力-位移曲线对比。曲线显示在连接段结构相同时引入折纹的 S 型管和 H 型管使得压缩过程的第 1 阶段增长,且引入的折纹折叠叶越宽,第 1 阶段增长的程度越大。这是由于引入折纹使得在第 1 阶段两端的折叠管段相对于传统方管段更容易产生变形,且折叠程度越大,折叠管段在第 1 阶段产生的变形也越大。结合表 2 中的结果,发现连接结构相同时 S 型管相对于 C 型管具有更低的 p_{lmax} 以及相近的 p_m ,当 C 型管在第 2 阶段出现尖点峰值时,通过将传统方管段转化为菱形折纹管段可以降低尖点峰值,如图 8(b)所示。而由于 H 型管第 2 阶段中薄壁管段的变形需要使更多的棱发生屈曲,相对于 C 型管,其 p_{lmax} 和 p_m 更大。图 8(a)、图 8(b)和图 8(c)中部分力-位移曲线达到了折纹管压密阶段,并且折叠叶宽度越大,折纹管越早压缩密实,这是因为折叠叶越宽,折纹管高度越低。因此,连接结构相同的 S 型折纹管在有效压缩阶段相对于 C 型管具有更低的压溃力,而 H 型管相对于 C 型管具有更高的能量吸收。

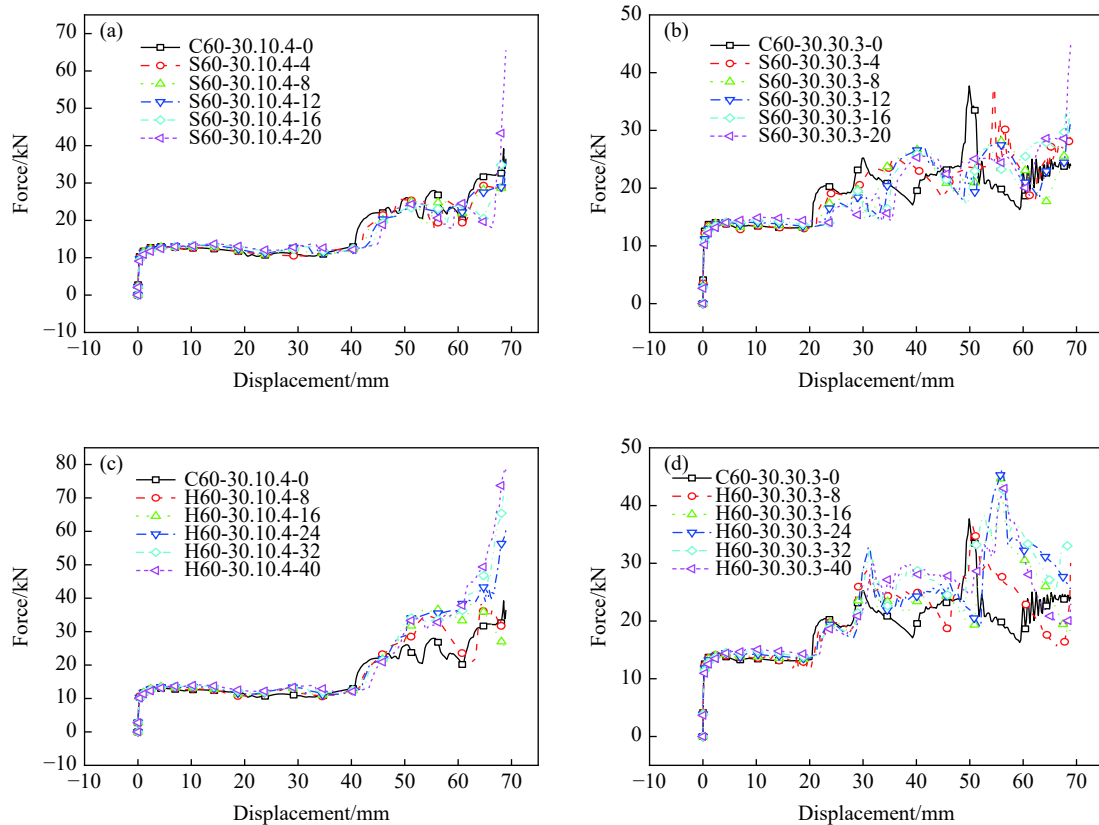


图 8 两端结构不同的折叠收缩管的力-位移曲线

Fig. 8 Force-displacement curves of the folded tubes with different structures at both ends

4.2 连接结构变化的影响

连接结构有 3 个独立参数 α_1 、 θ_1 和 x_1 , 改变任意一个参数都会影响连接结构。一方面, 需要分析这 3 个参数改变引起连接段长度变化对折纹管吸能效果的影响; 另一方面, 可以分析各参数本身改变对折纹管吸能特性效果的影响。为研究连接阶段长度变化的影响, 模拟中 S 型管和 H 型管折叠叶宽度分别取 8 mm 和 16 mm, 且保持不变。连接结构参数改变情况如表 4 所示。

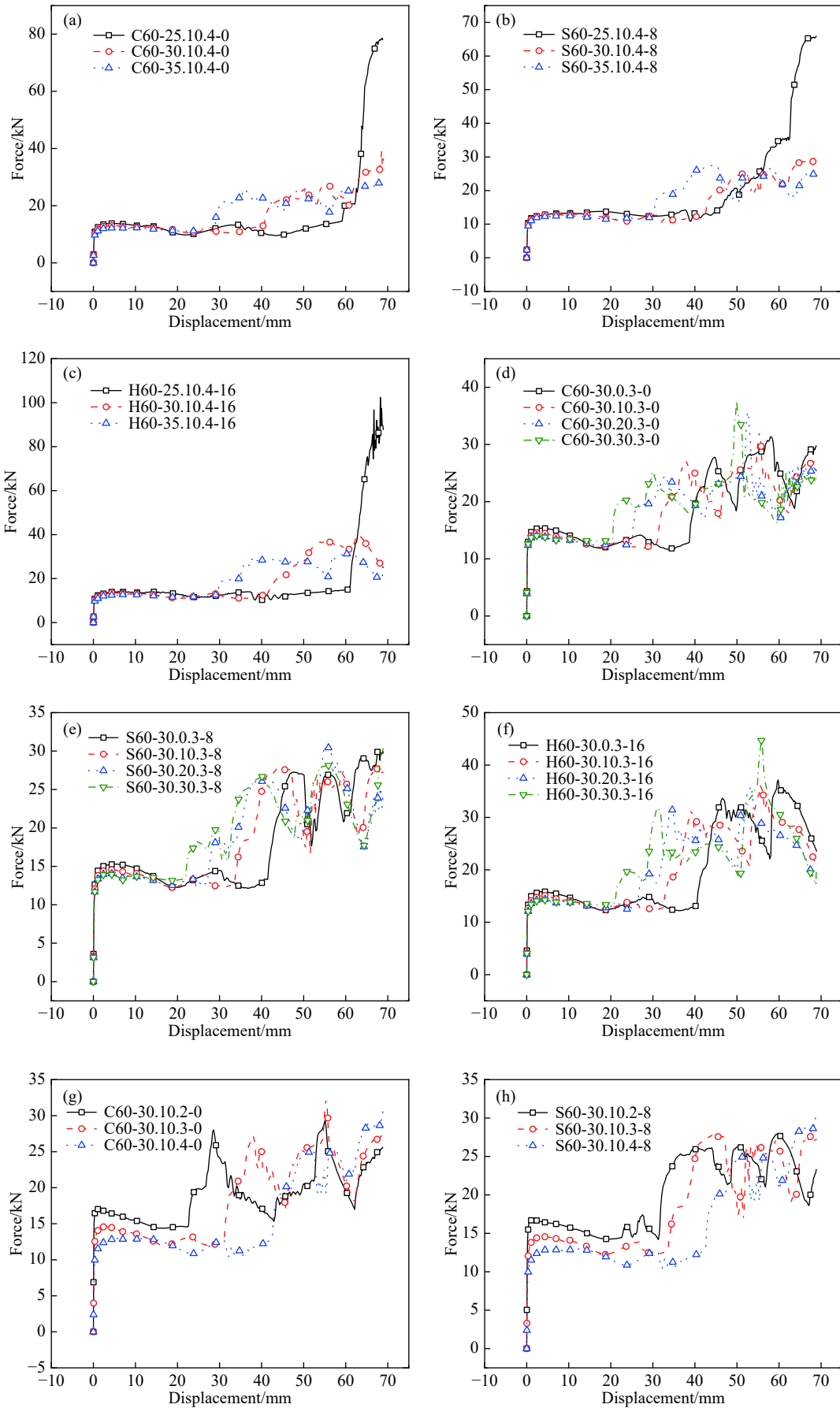
图 9 (a)、图 9(b) 和图 9(c) 分别为 3 种折叠收缩管改变 α_1 的情况, 图 9(d)、图 9(e) 和图 9(f) 为改变 θ_1 的情况, 图 9(g)、图 9(h) 和图 9(i) 为改变 x_1 的情况。折叠收缩管连接结构的长度与 x_1 的长度成正比关系, 与 α_1 和 θ_1 的大小近似成反比关系。由

图 9 可以看出, 折纹管其他尺寸相同时, 连接结构长度越长, 压缩过程的第 1 阶段也越长, 而折纹管 p_m 也越低。在不考虑这 3 个参数改变对连接结构长度的影响时, 由表 2 得到: 在 $25^\circ \sim 35^\circ$ 之间, α_1 的改变对于折叠收缩管的 p_{lm} 和 p_{lmax} 影响不大; 在 $0^\circ \sim 30^\circ$ 之间, θ_1 越大, 折叠收缩管的 p_{lmax} 越小, 而对 p_{lm} 影响不大; 在 2~4 mm 之间, x_1 越大, 折叠收缩管的 p_{lmax} 和 p_{lm} 越小。产生这种现象是因为折叠收缩管在连接结构和两端薄壁管段连接处形成了类似于悬臂梁的结构, θ_1 和 x_1 越大, 折纹管就越容易发生屈服。因此, 可以通过控制连接结构的长度来控制折叠收缩管低压溃力平台所占的吸能比例, 同时通过改变 θ_1 、 x_1 来改变折叠收缩管的 p_{lmax} 。

表 4 连接结构参数改变

Table 4 Connection structure parameters change

Group No.	$\alpha_1/(^\circ)$	$\theta_1/(^\circ)$	x_1/mm
1	25	10	4
	30	10	4
	35	10	4
2	30	0	3
	30	10	3
	30	20	3
	30	30	3
3	30	10	2
	30	10	3
	30	10	4



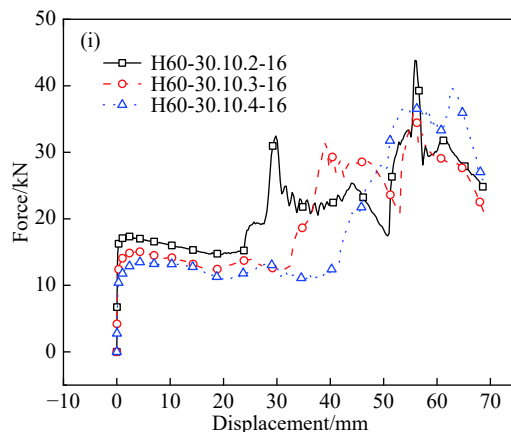


图 9 连接结构不同的折叠收缩管力-位移曲线

Fig. 9 Force-displacement curves of the folded tubes with different connection structures

4.3 b/t 的影响

折叠收缩管整体的结构参数为 b 和 t ,这两个参数相互关联,为此本研究分析 b/t 对折叠收缩管吸能性能的影响,分别取 b 为40、50、60、70和80 mm。改变 b/t 时,保证折叠收缩管其他几何参数不变,连接结构保持 $\alpha_1 = 30^\circ$ 、 $\theta_1 = 30^\circ$ 、 $x_1 = 3$ mm, S 型管取折叠叶宽度为 8 mm, H 型管取折叠叶宽度为 16 mm。

由图 10 可以看出,随着 b/t 增长,折叠收缩管的压溃力呈下降趋势,总体能量吸收降低,压溃力曲线走势基本保持不变。在第 2 阶段,管 C40-30.30.3-0、管 C50-30.30.3-0、管 H40-30.30.3-16 和管 H50-30.30.3-16 的力-位移曲线与其他折纹管相比有一定的区别,是因为 b/t 过小使得两种折叠收缩管两

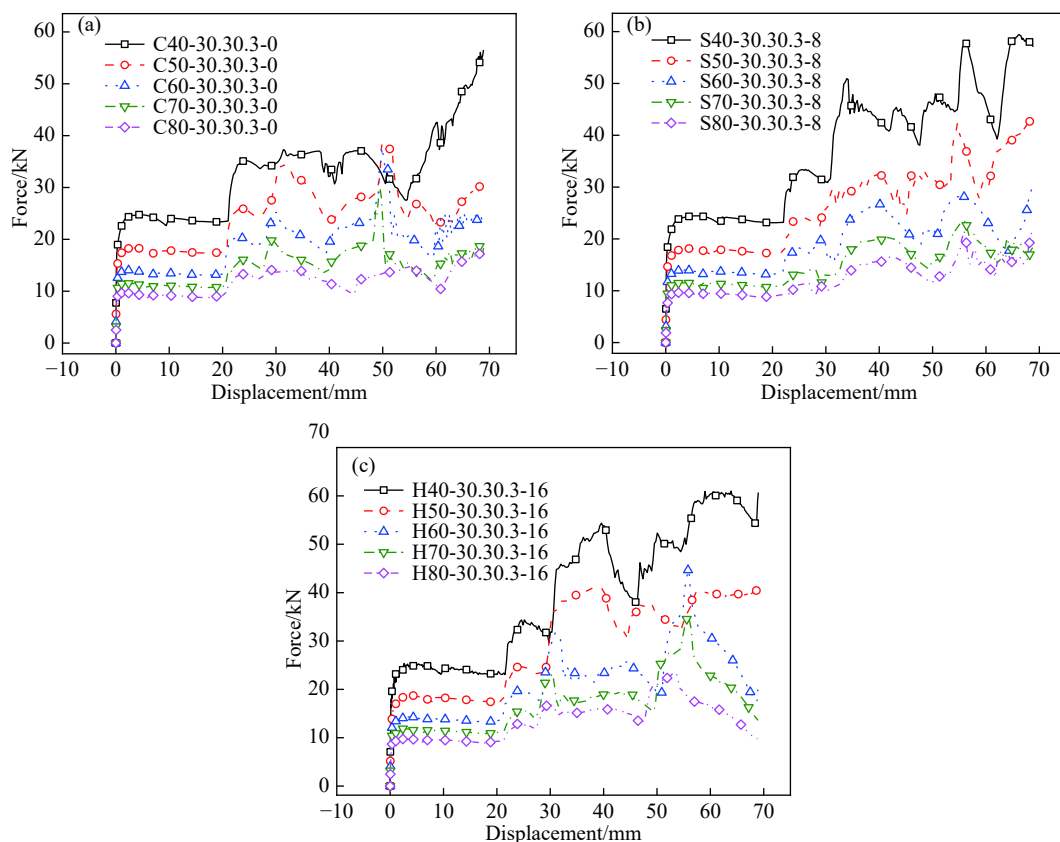


图 10 不同边长和壁厚时折叠收缩管的力-位移曲线

Fig. 10 Force-displacement curves of folded shrink tubes with different edge length and wall thickness

端薄壁管段发生“对称模式”而不是“钻石模式”的变形。因此,可以通过降低 b/t 的方法增加折叠收缩管的能量吸收,或提高 b/t 来降低折叠收缩管的压溃力。

5 结 论

通过有限元方法研究了折叠收缩管准静态压缩的吸能性能,结果显示:在薄壁管中引入可改变管内径的折叠连接结构,可以明显降低薄壁管的初始峰值力并提高平均压溃力;在薄壁管两端引入菱形折纹,在不影响折叠收缩管总吸能的前提下可以降低甚至消除折叠收缩管第2阶段的尖点峰值,而引入半菱形折纹结构可以较大幅度提高折叠收缩管的总吸能。改变折叠收缩管的几何参数对于折叠收缩管的吸能效果也有一定影响:连接结构越长,压缩过程第1阶段的持续长度越大;折叠叶越宽,折纹管越早被压缩密实,而折叠叶越窄,在压缩第2阶段越容易出现压溃力尖点;在 $0^\circ\sim 30^\circ$ 范围内连接结构参数 θ_1 越大,或在 $2\sim 4\text{ mm}$ 范围内 x_1 越大,折叠收缩管的初始峰值力越小,吸收总能量也越少;而 b/t 越大,折叠收缩管的压溃力越小。因此,为降低折叠收缩管的初始峰值力,可以采用在一定范围内增大 θ_1 、 x_1 和 b/t 等方法;为了降低压溃力峰值,可以使用S型折叠收缩管或增大折叠叶宽度等;为了提高折叠收缩管的能量吸收,可以使用H型折叠收缩管或降低 θ_1 、 x_1 和 b/t 等。

参考文献:

- [1] SINGACE A A. Axial crushing analysis of tubes deforming in the multi-lobe mode [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1999, 41(7): 865–890.
- [2] WIERZBICKI T, ABRAMOWICZ W. On the crushing mechanics of thin-walled structures [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1983, 50(4a): 727–734.
- [3] SONG J, CHEN Y, LU G X. Light-weight thin-walled structures with patterned windows under axial crushing [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2013, 66: 239–248.
- [4] CHENG Q W, ALTENHOF W, LI L. Experimental investigations on the crush behaviour of AA6061-T6 aluminum square tubes with different types of through-hole discontinuities [J]. *Thin-Walled Structures*, 2006, 44(4): 441–454.
- [5] HAN H P, TAHERI F, PEG G N. Quasi-static and dynamic crushing behaviors of aluminum and steel tubes with a cutout [J]. *Thin-Walled Structures*, 2007, 45(3): 283–300.
- [6] DANESHI G H, HOSSEINIPOUR S J. Grooves effect on crashworthiness characteristics of thin-walled tubes under axial compression [J]. *Materials & Design*, 2002, 23(7): 611–617.
- [7] EYVAZIAN A, HABIBI M K, HAMOUDA A M, et al. Axial crushing behavior and energy absorption efficiency of corrugated tubes [J]. *Materials & Design*, 2014, 54: 1028–1038.
- [8] ZHANG X W, SU H, YU T X. Energy absorption of an axially crushed square tube with a buckling initiator [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(3): 402–417.
- [9] HANSSEN A G, LANGSETH M, HOPPERSTAD O S. Static and dynamic crushing of circular aluminium extrusions with aluminium foam filler [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2000, 24(5): 475–507.
- [10] KIM H S. New extruded multi-cell aluminum profile for maximum crash energy absorption and weight efficiency [J]. *Thin-Walled Structures*, 2002, 40(4): 311–327.
- [11] ZHANG X, HU H H. Crushing analysis of polygonal columns and angle elements [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(4): 441–451.
- [12] TANG Z L, LIU S T, ZHANG Z H. Energy absorption properties of non-convex multi-corner thin-walled columns [J]. *Thin-Walled Structures*, 2012, 51: 112–120.
- [13] 李笑, 李明. 折纸及其折痕设计研究综述 [J]. *力学学报*, 2018, 50(3): 467–476.
LI X, LI M. A review of origami and its crease design [J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2018, 50(3): 467–476.
- [14] SONG J, CHEN Y, LU G X. Axial crushing of thin-walled structures with origami patterns [J]. *Thin-Walled Structures*, 2012, 54: 65–71.

- [15] MA J Y, HOU D G, CHEN Y, et al. Quasi-static axial crushing of thin-walled tubes with a kite-shape rigid origami pattern: numerical simulation [J]. *Thin-Walled Structures*, 2016, 100: 38–47.
- [16] MA J Y, YOU Z. Energy absorption of thin-walled square tubes with a prefolded origami pattern—part I: geometry and numerical simulation [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2014, 81(1): 011003.
- [17] ZHOU C H, WANG B, LUO H Z, et al. Quasi-static axial compression of origami crash boxes [J]. *International Journal of Applied Mechanics*, 2017, 9(5): 1750066.
- [18] ZHOU C H, WANG B, MA J Y, et al. Dynamic axial crushing of origami crash boxes [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2016, 118: 1–12.
- [19] YANG K, XU S Q, SHEN J H, et al. Energy absorption of thin-walled tubes with pre-folded origami patterns: numerical simulation and experimental verification [J]. *Thin-Walled Structures*, 2016, 103: 33–44.
- [20] YUAN L, SHI H Y, MA J Y, et al. Quasi-static impact of origami crash boxes with various profiles [J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 141: 435–446.
- [21] WANG B, ZHOU C H. The imperfection-sensitivity of origami crash boxes [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2017, 121: 58–66.
- [22] ZHOU C H, ZHOU Y, WANG B. Crashworthiness design for trapezoid origami crash boxes [J]. *Thin-Walled Structures*, 2017, 117: 257–267.
- [23] XIE R K, HOU D G, MA J Y, et al. Geometrically graded origami tubes [C]//Proceedings of ASME 2016 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference. Carolina: ASME, 2016.

Energy Absorption of Folded Shrink Tubes with Gradient Stiffness

CHEN Weidong, MEN Heng, TIAN Xiaogeng

(State Key Laboratory for Strength and Vibration of Mechanical Structures,
Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, Shaanxi, China)

Abstract: Thin-walled tube is a common energy-absorbing structure. The introduction of folds in thin-walled tube can induce the deformation of thin-walled tube, reduce the initial peak force of buckling of thin-walled tube and improve the energy absorption of thin-walled tube effectively. At present, when the folded tubes subjects to axial compression, the crushing force decreases significantly after the initial peak force, which lowers the energy absorption performance of folded tubes. In order to further reduce the initial peak force and increase the total energy absorbed of the folded tube, different forms of folded tube are introduced into the square tube to obtain a folded shrink tube. The relation between force and displacement and deformation of the designed folded tube under the quasi-static compression is obtained by using ABAQUS/Explicit. The results show that the collapse force of the folded shrink tube is in the form of a gradient during the compression process. Compared with traditional square tube and diamond tube, the folded shrink tube not only has lower initial peak force, but also can greatly improve the total energy absorption. The influence of geometric parameters on the performance of the folded tube was studied systematically. The best performance folded shrink tubes were obtained.

Keywords: folded tube; energy absorption; quasi-static compression; finite element; gradient stiffness

分体式侵彻体斜侵彻钢靶的弹道稳定性数值模拟

吴翰林, 屈可朋, 沈 飞, 周 涛, 郭洪福, 谷鸿平

(西安近代化学研究所, 陕西 西安 710065)

摘要:为提升弹体侵彻钢靶的弹道稳定性,设计了一种分体式侵彻体,运用 LS-DYNA 数值模拟得到了分体式侵彻体以不同着速、 15° 着角斜侵彻 14 mm 厚单层圆钢靶的弹道变化规律,讨论了前导体头部厚度和前导体安装间隙对弹体俯仰角和弹道偏移的影响机制。结果表明:分体式侵彻体可有效提升侵彻弹道稳定性;着速为 500~700 m/s 时,前导体头部厚度越大,弹体俯仰角和弹道偏移越小,着速为 800 m/s 时,前导体头部厚度适中的弹体俯仰角和弹道偏移最小;前导体安装间隙能在特定工况下减少 8%~12% 的弹道偏转。这是由于低速侵彻时前导体未完全破坏,应力波的衰减程度随头部厚度的增加而增加;高速侵彻时前导体逐渐破损至完全破坏,可以最大程度地吸收撞击能量,提升弹道稳定性的效果最佳。增加前导体安装间隙可提升低速侵彻或头部厚度较大的前导体的破损程度。

关键词:分体式侵彻体;斜侵彻;俯仰角;弹道偏移;弹道稳定性

中图分类号:TJ55; O385

文献标识码:A

侵彻战斗部是攻击舰艇或地下深层硬目标的常规武器。侵彻弹在复杂的实际工况下往往以斜侵彻为主,而斜侵彻硬目标时的弹道稳定性直接影响弹体的侵彻能力。若目标是多层间隔靶,随着侵彻时弹道的偏离累积,弹体的侵彻能力将严重降低。提高弹体斜侵彻硬目标时的弹道稳定性对提升弹体的侵彻能力具有重要意义。

国内外研究者常常利用实验、理论分析和数值模拟等方法研究影响弹体稳定性的各种因素。周忠彬等^[1]开展了超声速钻地弹侵彻钢筋混凝土靶的试验,并利用数值模拟进行弹靶作用结构响应分析,发现弹头发生不对称性破坏,弹道发生一定程度的偏转。刘天宋等^[2]通过半经验公式得到靶体响应应力函数,利用 ABAQUS 计算得到刚性弹体斜侵彻半无限混凝土的倾角、弹体质心位置和侵彻速度对弹道偏转规律的影响。王可慧等^[3]通过实验研究了小尺寸弹体高速斜侵彻半无限混凝土靶的弹道特征,发现高速侵彻的弹道偏转更加明显。Jena 等^[4]通过实验研究了攻角对侵彻弹道轨迹的影响。薛建锋等^[5]运用 ANSYS 计算了弹体侵彻半无限混凝土靶板的弹道轨迹,得到了斜侵彻混凝土时弹体头部形状对弹道偏转的影响。葛超等^[6]通过改变头部材料和几何参数,探讨了影响斜侵彻中厚钢靶弹道偏转的因素,发现对弹道偏转角影响的显著性排序由高到低分别为头部形状、头部材料和弹速。路志超^[7]基于量纲理论,获得了影响斜侵彻弹道特征的参量,通过数值模拟得到了影响偏转角的主次关系,由主到次依次为着角、着速和攻角。Wu 等^[8]利用数值模拟和理论解析研究了摩擦系数等条件对不同倾角、不同速度工况下异型弹体弹道稳定性的影响。Ricchiazzi 等^[9]设计了一种新型弹体,发现船尾型弹体弹道比常规弹体弹道更加稳定。

侵彻弹在侵彻过程中保持头部完整是保证弹道稳定性的前提。改变弹体头部材料或几何参数是当前提高弹体弹道稳定性的主要手段,鲜有对侵彻体结构进行改进的报道。为解决弹体斜侵彻硬目标

* 收稿日期: 2020-05-28; 修回日期: 2020-06-09

基金项目: 国家安全重大基础研究项目(05020501)

作者简介: 吴翰林(1992—),男,硕士研究生,主要从事侵彻战斗部研究. E-mail: wuhanlin714@163.com

通信作者: 周 涛(1979—),男,博士,研究员,主要从事毁伤技术及战斗部设计研究. E-mail: sflantian@163.com

时因头部变形而影响弹道稳定性的问题,本研究提出分体式侵彻体结构,并验证分体式侵彻体提升弹道稳定性的效果,讨论前导体头部厚度 d 和前导体安装间隙 h 对弹体俯仰角 α 和弹道偏移 Y 的影响机制。

1 有限元建模

1.1 物理模型

分体式侵彻体由侵彻主体和前导体组成。侵彻主体结构 with 常规整体式侵彻体相似,前导体完全破坏脱离后,可单独作为侵彻体进行侵彻;前导体利用螺纹安装于侵彻主体头部前段,其外形呈卵圆形或尖头形,兼具保护主体头部和预破坏目标靶的作用。本研究中弹体材料均采用 35CrMnSiA,靶板材料采用 45 钢。侵彻体形状如图 1 所示。侵彻主体直径 D 与弹长 L 保持不变,前导体头部厚度 d 和安装间隙 h 是本次仿真研究的变量,靶板的直径为 320 mm,厚度为 14 mm。侵彻过程中,前导体与侵彻主体、前导体与靶板、侵彻主体与靶板的接触均采用面面侵蚀接触算法,采用 cm-g- μ s 单位制,时间步长为 0.9 μ s。所有对象的网格划分数固定不变,侵彻主体、前导体和靶板的网格数分别为 26 560、32 416 和 300 056。为了提高计算精度,对侵彻主体头部、前导体头部和靶板中心区域的网格多级细化,经过对网格大小的修改调试,发现侵彻主体、前导体和靶板的网格大小范围分别为 0.13~0.18 cm、0.04~0.16 cm 和 0.12~1.13 cm 时,收敛性较好,且计算耗时合理。有限元模型如图 2 所示。

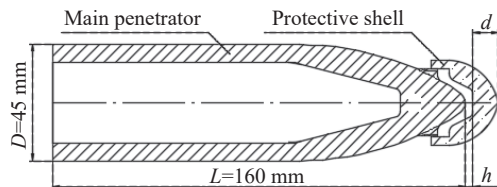


图 1 侵彻体形状示意图

Fig. 1 Schematic of penetrator

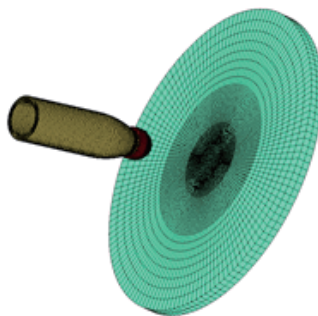


图 2 有限元模型示意图

Fig. 2 Schematic of finite element model

1.2 计算模型

计算模型的网格划分采用拉格朗日算法,弹体与钢板均采用 SOLID164 单元。假设所有材料为连续均匀介质,冲击过程近似绝热,弹体与钢靶的初始应力均为零。靶板的上下表面为自由界面,其余为无反射边界。考虑到侵彻撞击过程中主体、前导体和钢板的变形大、应变高,材料本构和状态方程采用 Johnson-Cook 模型和 Grüneisen 状态方程^[10]。

Johnson-Cook 模型的表达式为

$$\sigma_y = (A + B\varepsilon_p^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 - T^{*m}) \quad (1)$$

式中: σ_y 为屈服应力; A 、 B 、 n 、 C 、 m 分别为初始屈服强度、压力强化系数、压力硬化指数、应变率系数和热软化指数; ε_p 为等效塑性应变; $\dot{\varepsilon}^*$ 为等效塑性应变率, $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$, 其中 $\dot{\varepsilon}$ 、 $\dot{\varepsilon}_0$ 分别为当前等效应变率和参考应变率; $T^* = (T - T_r)/(T_m - T_r)$, 其中 T_m 、 T_r 分别为材料的熔点与室温。侵彻体和靶板的 Johnson-Cook 材料参数列于表 1。

表 1 侵彻体和靶板的 Johnson-Cook 材料参数

Table 1 Johnson-Cook parameters of penetrator and target plate

Component	A/MPa	B/MPa	n	C	m	T_m/K
Penetrator	1 500	460	0.70	0.025	1.09	1 793
Target	350	275	0.36	0.022	1.00	1 795

Grüneisen 状态方程的表达式为

$$p = \frac{\rho_0 c^2 \mu [1 + (1 - \gamma_0/2)\mu - a\mu^2/2]}{[1 - (S - 1)\mu]^2} + (\gamma_0 + a\mu)E \quad (2)$$

式中: p 为压应力; $\mu = \rho/\rho_0 - 1$, 其中 ρ_0 、 ρ 分别为初始密度和当前密度; E 为内能; c 、 S 、 γ_0 和 a 均为材料参数。侵彻体和靶板的 Grüneisen 状态方程参数列于表 2。

表 2 侵彻体和靶板的 Grüneisen 状态方程参数

Table 2 Parameters of Grüneisen equation of state for penetrator and target plate

Component	$\rho_0/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	E/GPa	S	γ_0	a	$c/(\text{km}\cdot\text{s}^{-1})$
Penetrator	7.80	0	1.49	2.17	0.46	4.569
Target	7.85	0	2.20	1.93	0.46	4.440

分体式侵彻体的侵彻过程如图 3 所示, 可将侵彻过程分为前期、中期和后期。侵彻体刚接触靶板至前导体完全贯穿靶板阶段为前期, 见图 3(b); 侵彻主体的卵圆形弹头部分进行侵彻阶段为中期, 见图 3(c); 侵彻主体的直段弹身进行侵彻至侵彻体完全穿过靶板阶段为后期, 见图 3(d)。

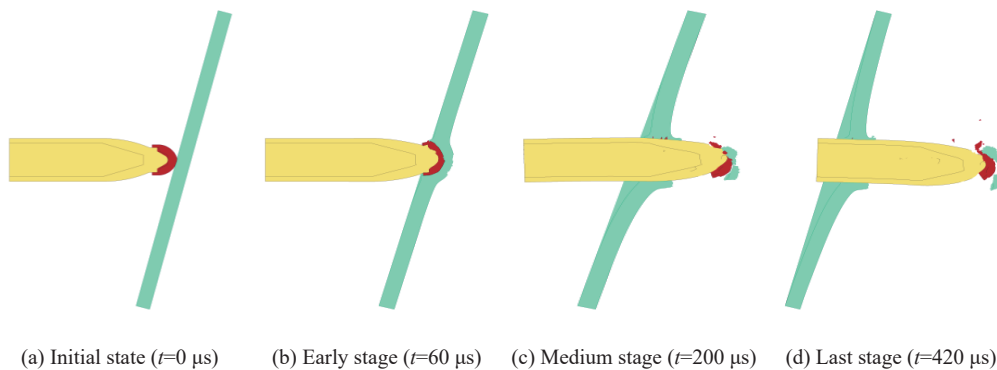


图 3 分体式侵彻体斜侵彻单层钢靶过程

Fig. 3 Process of split penetrator obliquely penetrating a single-layer steel target

为了探究不同着速 v 工况下, 前导体头部厚度 d 和安装间隙 h 对钢靶弹道稳定性的提升效果, 分别以 500、600、700、800 m/s 着速侵彻倾斜 15° 的钢板, 通过对比弹体俯仰角 α 和弹道偏移 Y 研究弹道的稳定性。利用三角函数关系, 可得侵彻体侵彻过程中俯仰角 α 的变化

$$\alpha = \arcsin[(Y_1 - Y_2)/L] \quad (3)$$

式中: L 为弹长, Y_1 、 Y_2 分别为某时刻侵彻体头部顶端和尾端中心在竖直方向的位移。正俯仰角表示弹体头部向上偏转, 负俯仰角表示弹体头部向下偏转。弹道偏移 Y 用侵彻过程中侵彻主体的初始质心在竖直方向的位移表示, 以向上为 Y 的正方向, 可由计算结果直接读取。

2 数值模拟结果与分析

2.1 前导体对弹道稳定性的影响

分体式侵彻体的前导体可改变的参数类型较多, 本研究仅探讨前导体头部厚度 d 和前导体安装间隙 h (见图 1) 对侵彻弹道的影响。前导体头部厚度 d 是前导体最前端与前导体内腔最前端之间的长度, 前导体安装间隙 h 指前导体内腔最前端与侵彻主体头部最前端之间的距离。

为探究不同着速 v 的分体式侵彻体斜侵彻钢靶的弹道稳定性相对整体式侵彻体的提升效果, 进行前导体头部厚度 d 为 5 mm 且无前导体安装间隙的分体式侵彻体与整体式侵彻体的对比仿真。分体式侵彻体与整体式侵彻体的几何尺寸一致, 质量基本相同。通过数据读取和俯仰角计算, 得到俯仰角 α 对比曲线 (图 4) 与弹道偏移 Y 对比曲线 (图 5), 其中: 所有曲线的 X 轴为侵彻主体的初始质心在水平方向的位移, $X = 0$ 表示侵彻体刚接触靶板, 侵彻体从刚接触靶板到完全穿过靶板的位移略小于 20 cm。

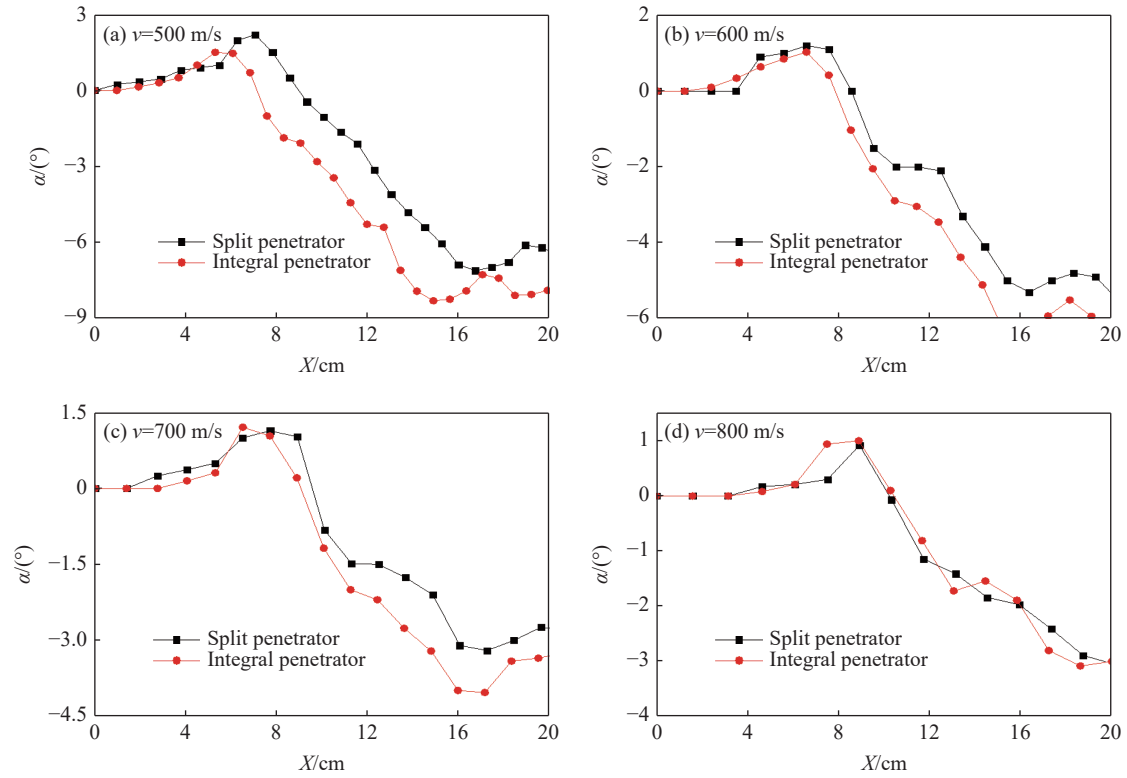


图 4 分体式侵彻体与整体式侵彻体的俯仰角曲线对比

Fig. 4 Comparison of pitch angles between split penetrator and integral penetrator

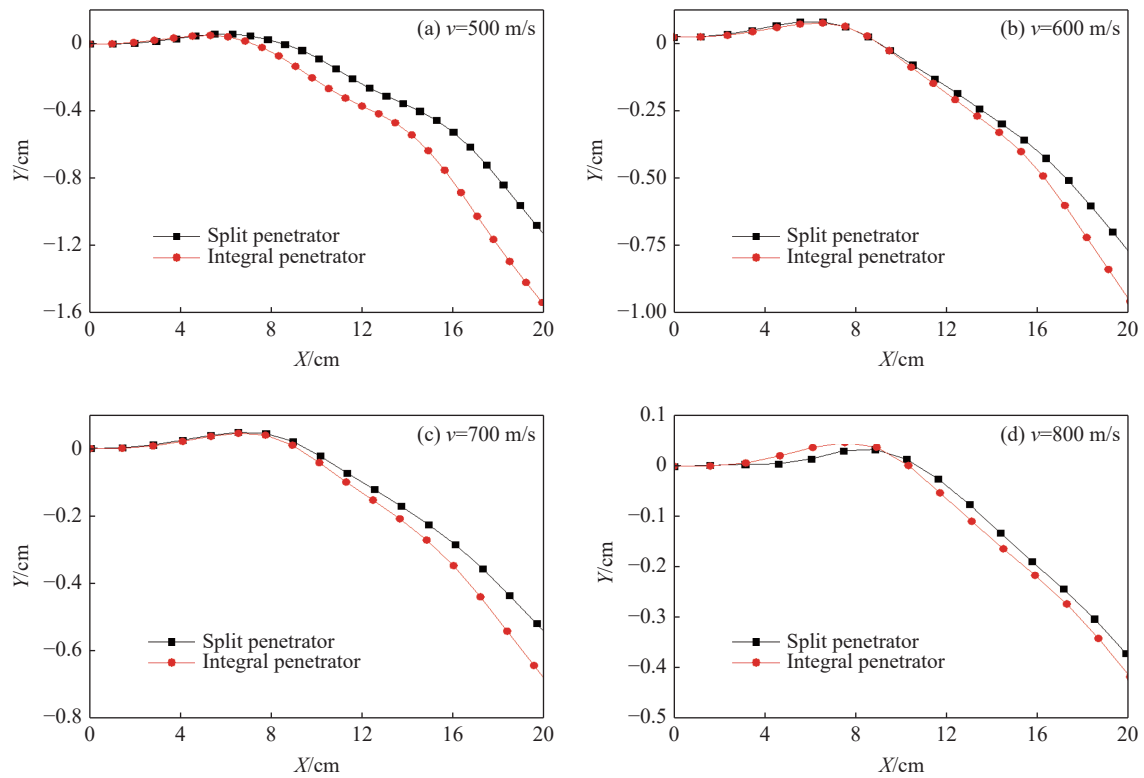


图 5 分体式侵彻体与整体式侵彻体弹道偏移对比

Fig. 5 Comparison of ballistic deviation between split penetrator and integral penetrator

从图 4 和图 5 可以看出, 可将 $0 \sim 20$ cm 按照侵彻阶段分为 3 部分: $0 \leq X < 3$ cm 为侵彻前期, $3 \text{ cm} \leq X < 10$ cm 为侵彻中期, $10 \text{ cm} \leq X \leq 20$ cm 为侵彻后期。

由图 4 可知: 在侵彻前期, 弹体开始“抬头”; 弹体在 $X = 8$ cm 附近, 俯仰角达到最大值, 之后开始减小; 在侵彻后期, 出现“低头”, 且俯仰角绝对值呈增加趋势。这是因为: 在前期, 弹体未完全贯穿靶板, 弹体头部的受力方向与弹体飞行方向不在同一水平线上, 形成力矩, 导致弹体头部向上偏转; 侵彻中期, 弹体头部嵌入靶板, 上、下侧与靶板接触的位置前后不同, 形成错位, 出现与侵彻前期相反的力矩, 导致弹体头部向下偏转; 侵彻后期, 弹身直段继续与靶板相互作用, 加大弹体头部向下偏转的程度。从图 4 还可以看出, 当着速 v 在 $500 \sim 700$ m/s 区间时, 分体式侵彻体的俯仰角相较于整体式侵彻体均明显减小; $v = 800$ m/s 时, 分体式侵彻体的俯仰角变化过程与整体式侵彻体基本相同。其原因在于: 低中速侵彻时, 前导体缓慢破坏, 保护作用时间相对较长, 对靶板的预破坏较明显, 整体上降低了弹体转动的趋势; 高速侵彻时, 前导体过快完成完全破坏, 并脱离侵彻体主体, 稳定俯仰角的作用时间较短。

由图 5 可知: 分体式侵彻体的弹道偏移相较于整体式侵彻体均减小, 随着着速由 500 m/s 增至 800 m/s, 弹道偏移的减少比例变小, 分别为 27%、20%、18%、13%。这是因为应力波在前导体与侵彻主体之间传播会出现衰减甚至断层, 应力波衰减程度越大, 稳定弹道作用越明显; 当前导体完全破坏并脱离弹体时, 吸收撞击的能量达到最大值; 相较于整体式侵彻体头部不断侵蚀变形, 前导体脱离弹体后, 侵彻主体可通过较完好的头部继续侵彻。着速较低时, 前导体对靶板预破坏的作用时间较长, 被预破坏后的靶板对弹体的应力相对较小, 所以分体式侵彻体对弹道偏移的影响减弱。随着着速增加, 前导体过快完全破坏, 对靶板预破坏的作用减小, 仅起到破碎吸能的作用, 对稳定弹道的作用有限。

将着速 $v = 500$ m/s 和 $v = 800$ m/s 的分体式侵彻体与整体式侵彻体的受力进行对比, 如图 6 所示。 $v = 500$ m/s 时, 前导体对靶板预破坏后, 侵彻主体的头部应力峰值为 2.57 GPa (见图 6(a)), 整体式侵彻体的头部应力峰值为 2.87 GPa (见图 6(b)), 前导体降低弹体头部应力约 10.5%; $v = 800$ m/s 时, 前导体过快完成完全破坏, 侵彻主体的头部应力峰值为 2.75 GPa (见图 6(c)), 整体式侵彻体的头部应力峰值为 2.76 GPa (见图 6(d)), 两种侵彻体头部的受力基本相同。

将仿真结果与试验得到的弹道进行对比, 结果表明数值模拟与试验结果基本吻合, 说明采用的仿真建模、网格划分、材料模型参数等具有较高的可靠性, 可用于今后分体式侵彻体斜侵彻硬目标的计算。

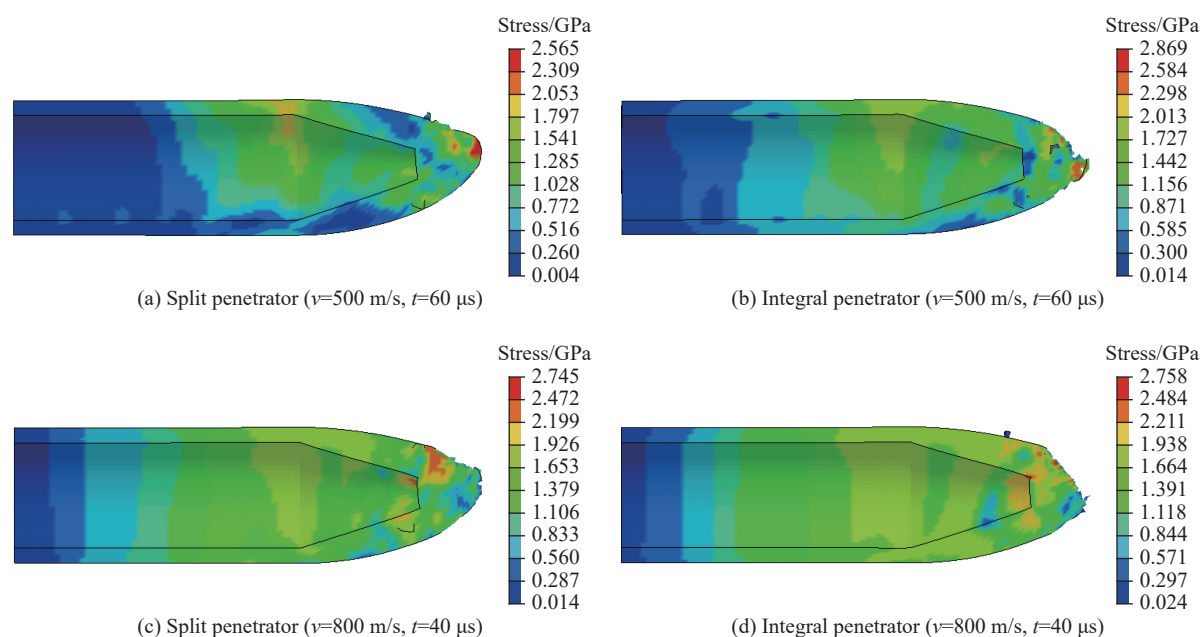


图 6 分体式侵彻体与整体式侵彻体在侵彻前期的受力云图

Fig. 6 Stress nephograms of split penetrator and integral penetrator at the early stage

2.2 前导体头部厚度对弹道稳定性的影响

分体式侵彻体在不同着速工况下均能从俯仰角 α 与弹道偏移 Y 两方面显著提升弹道的稳定性。为了探究前导体的结构参数,如头部厚度 d 对俯仰角 α 、弹道偏移 Y 的影响,同样以500、600、700、800 m/s着速侵彻倾斜15°钢板,头部厚度 d 的取值为5、10和15 mm,整体质量分别为895、908和921 g。通过数据读取和角度计算,得到俯仰角 α 对比曲线和弹道偏移 Y 对比曲线,如图7和图8所示。

由图7可知:当 v 在500~700 m/s之间时, $d=15$ mm的分体式侵彻体俯仰角最小, $d=10$ mm的分体式侵彻体次之, $d=5$ mm的分体式侵彻体俯仰角最大; $v=800$ m/s时, $d=15$ mm的分体式侵彻体俯仰角大于 $d=10$ mm的分体式侵彻体。低中速侵彻时,前导体头部厚度越大,弹体俯仰角越小;高速侵彻时, d 最大的弹体俯仰角并非最小,反而 d 适中的弹体俯仰角最小。

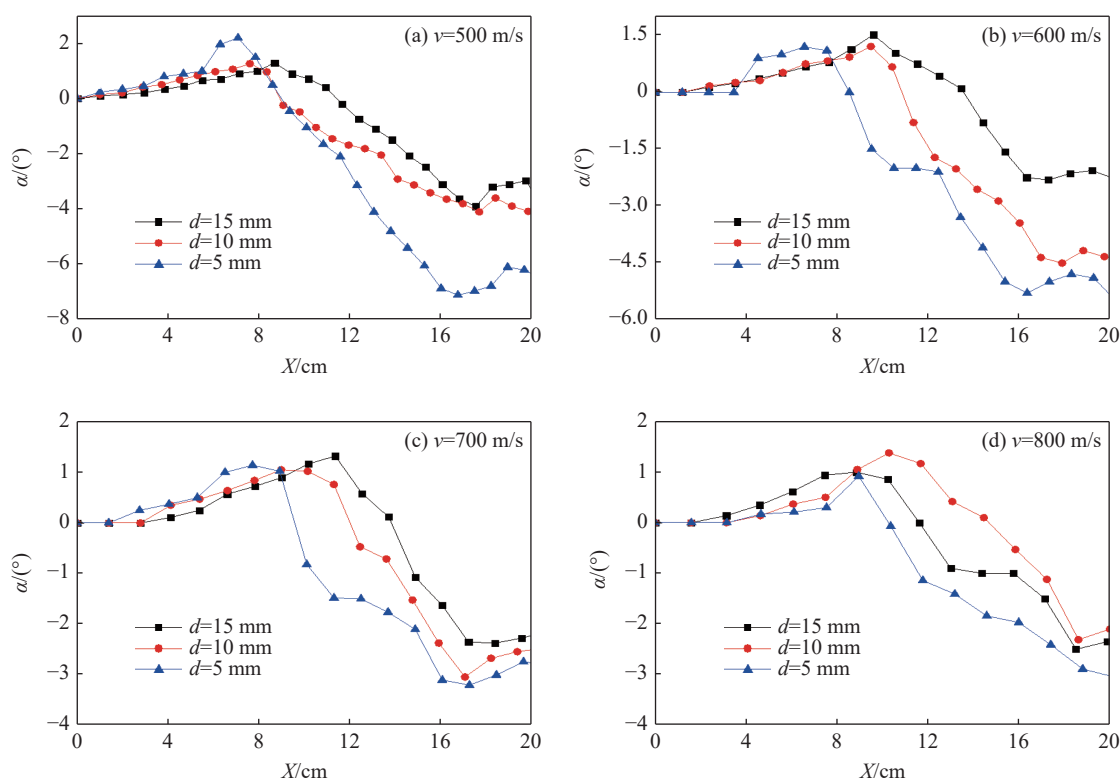


图7 前导体头部厚度不同时侵彻体俯仰角对比

Fig. 7 Comparison of pitch angle of projector with different thicknesses of protective shell

由图8可知:当 v 在500~700 m/s之间时, $d=15$ mm的分体式侵彻体弹道偏移量最小, $d=10$ mm的分体式侵彻体次之, $d=5$ mm的分体式侵彻体最大。其中,当 $v=500$ m/s时, $d=15$ mm的分体式侵彻体相对整体式侵彻体的弹道偏移量减小了63%;当 $v=600$ m/s时,弹道偏移量减小了55%;当 $v=700$ m/s时,弹道偏移量减小了43%;当 $v=800$ m/s时, $d=10$ mm的分体式侵彻体弹道偏移量最小,相对整体式侵彻体的弹道偏移量减小了36%。此外,着速由500 m/s增至800 m/s时,对比 $d=5$ mm的分体式侵彻体,前导体头部更厚的分体式侵彻体的弹道提升效果分别最多提升至2.33、2.75、2.39和1.77倍。

前导体从加快应力波衰减、保护侵彻主体头部结构完整和破碎吸能3方面提高弹道的稳定性。在着速较低时,前导体的破坏程度较低或者破坏缓慢,应力波在前导体中的衰减程度和前导体对靶板的预破坏作用时间随头部厚度 d 的增加而增加,故 d 越大,弹道越稳定。当着速较高时,前导体的破坏程度高,甚至达到完全破坏,前导体在破坏过程中吸收撞击能量的多少与其破坏程度相关。当头部厚度 d 满足一定范围时,可以实现前导体逐渐破损至完全破坏,最大程度地提高弹道稳定性。所以当着速较高时, d 较大的前导体更不易破坏,弹道的稳定性可能不升反降。由此可以得到如下规律:当着速较低

时,前导体的作用为加快应力波的衰减和保护侵彻主体头部结构完整;当着速较高时,前导体的作用为加快应力波的衰减和破碎过程吸能。

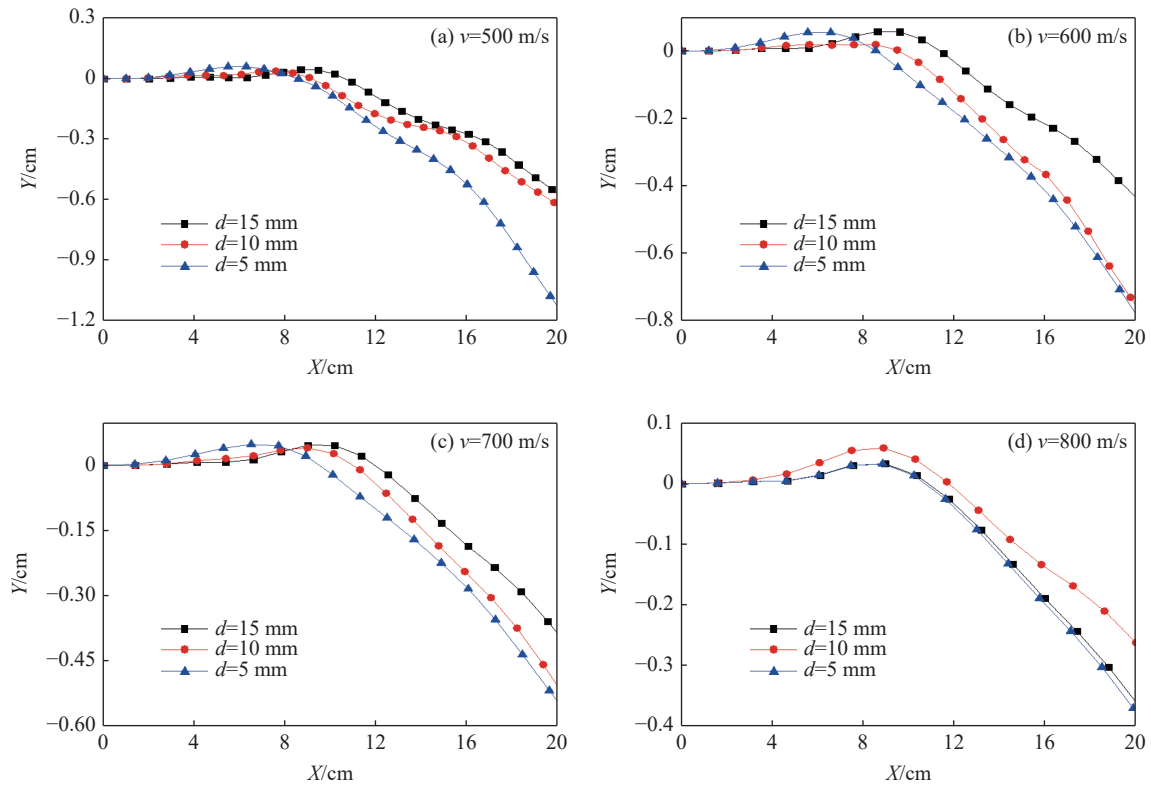


图 8 不同前导体头部厚度的侵彻体弹道偏移对比

Fig. 8 Comparison of trajectory deviation of penetrator with different thicknesses of protective shell

2.3 前导体安装间隙对弹道稳定性的影响

着速 v 与前导体头部厚度 d 共同影响俯仰角 α 和弹道偏移 Y , 且着速不同, 前导体的作用方式不同。前导体处于破损而未完全破坏状态的时间越长, 提升弹道稳定性的效果越佳, 若最终能完全破坏, 则达到最佳稳定效果。在此思路下, 合理控制前导体的易损性是提升弹道稳定性的方法之一, 为此将原前导体内腔与侵彻主体头部的紧密接触改为预留 3 mm 间隙。侵彻过程中, 前导体先与靶板碰撞, 产生形变, 侵彻主体与前导体的间隙减小至零并发生碰撞, 随后一起进行侵彻。前导体的头部与内腔均受到撞击, 其破坏程度与同着速、同厚度、零间隙的前导体相比明显增加。经过数据读取和角度计算, 得到俯仰角 α 对比曲线与弹道偏移 Y 对比曲线, 如图 9 和图 10 所示。

图 9 给出了能提高弹道稳定性、无安装间隙以及安装间隙 $h = 3$ mm 的分体式侵彻体的俯仰角 α 对比情况。在 $v = 500$ m/s 且 $d = 10$ mm、 $v = 600$ m/s 且 $d = 10$ mm、 $v = 800$ m/s 且 $d = 15$ mm 3 种工况下, 具有 3 mm 安装间隙的分体式侵彻体的俯仰角小于无间隙分体式侵彻体。结合仿真过程可知, 当 $d = 5$ mm、 $v = 500$ m/s 时, 前导体也能在侵彻前期的极短时间内完成完全破坏; 当 $d = 15$ mm、 $v = 700$ m/s 时, 整个侵彻过程中前导体的破坏程度较低。

图 10 给出了能提高弹道稳定性、无安装间隙以及安装间隙 $h = 3$ mm 的分体式侵彻体的弹道偏移 Y 的对比情况。带安装间隙的分体式侵彻体的弹道曲线与不带间隙时的弹道曲线相似, 在 $v = 500$ m/s 且 $d = 10$ mm、 $v = 600$ m/s 且 $d = 10$ mm、 $v = 800$ m/s 且 $d = 15$ mm 3 种工况下, 具有 3 mm 安装间隙的分体式侵彻体的弹道偏移优于无间隙的分体式侵彻体, 最大弹道偏移分别减小 8%、12%、9%。此外, 带安装间隙的侵彻体弹道偏移与不带间隙的侵彻体弹道偏移的差值在侵彻中后期几乎不变, 说明安装间隙提升弹道稳定性的方式是在侵彻初期降低弹道偏移, 而不明显改变弹体速度方向。

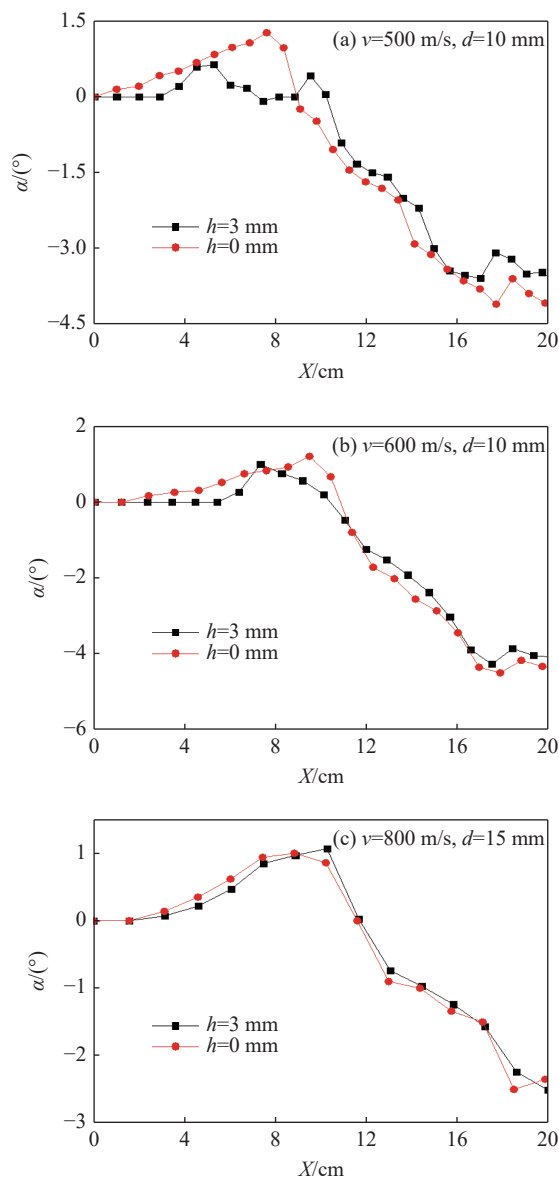


图9 有无安装间隙的分体式侵彻体俯仰角对比曲线
Fig. 9 Comparison curve of pitch angle of split penetrator with or without installation clearance

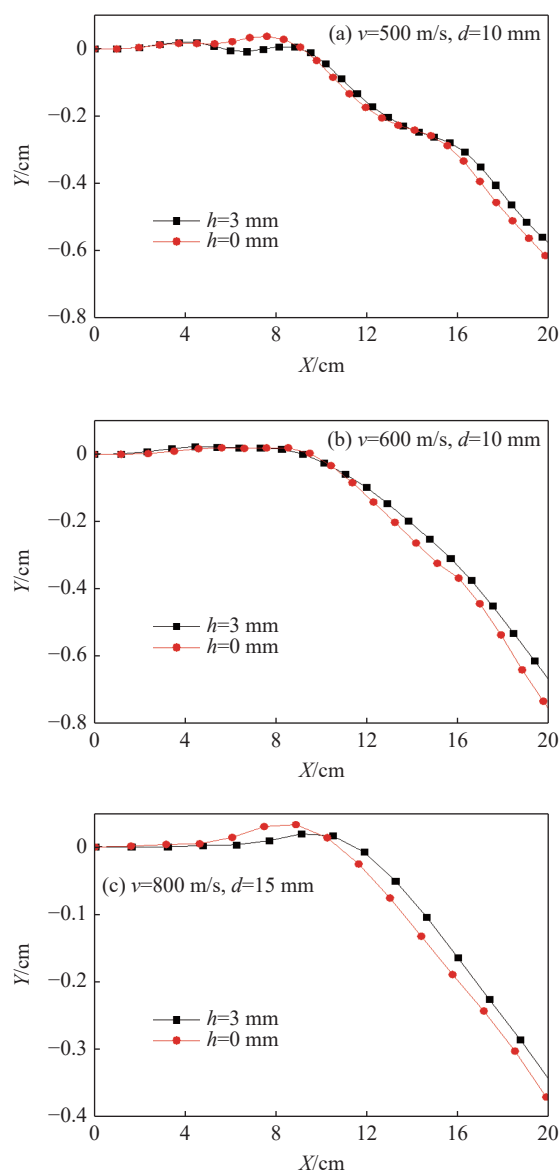


图10 有无安装间隙的分体式侵彻体弹道偏移对比曲线
Fig. 10 Comparison curve of ballistic deviation of split penetrator with or without installation clearance

3 结 论

(1) 分体式侵彻体能显著提升斜侵彻硬目标的弹道稳定性, 前导体头部厚度为 5 mm 的 900 g 级分体式侵彻体以着速 500~800 m/s 侵彻倾斜 15°、厚度为 14 mm 的钢靶时, 俯仰角相比整体式侵彻体明显减小, 弹道偏移减小 13%~27%。

(2) 增加前导体头部厚度可进一步减小俯仰角和弹道偏移。着速为 500~700 m/s 时, 前导体头部厚度为 15 mm 的侵彻体降低弹道偏移量最多, 降低了 43%~63%; 着速为 800 m/s 时, 前导体头部厚度为 10 mm 的侵彻体降低弹道偏移量最多, 降低了 36%。

(3) 带安装间隙的侵彻体可提高前导体的破坏程度, 从而进一步提高弹道的稳定性。带 3 mm 安装间隙的侵彻体弹道偏移比不带间隙的侵彻体降低 8%~12%。

(4) 应力波在前导体中传播并不断衰减, 当着速较低时, 前导体破坏程度较低, 头部厚度越大, 应力

波的衰减程度越高, 弹道稳定性越强; 前导体在侵彻过程中从逐渐破损至完全破坏可以最大程度地吸收撞击能量, 在着速较高时, 前导体破坏程度高, 当头部厚度满足一定范围时, 可实现前导体完全破坏, 并且增加处于破损而未完全破坏状态的时间, 最大程度地提高弹道稳定性。

参考文献:

- [1] 周忠彬, 马田, 赵永刚, 等. 不同材料弹体超声速侵彻钢筋混凝土靶的结构破坏对比实验 [J]. *高压物理学报*, 2020, 34(2): 025101.
ZHOU Z B, MA T, ZHAO Y G, et al. Comparative experiment on structural damage of supersonic projectiles with different metal materials penetrating into reinforced concrete targets [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2020, 34(2): 025101.
- [2] 刘天宋, 高旭东, 李继政, 等. 混凝土侵彻过程中弹道偏转的影响因素和规律研究 [J]. *弹箭与制导学报*, 2014, 34(2): 67–70, 74.
LIU T S, GAO X D, LI J Z, et al. The research of influence factors and law of trajectory deflection in the process of penetration into concrete targets [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2014, 34(2): 67–70, 74.
- [3] 王可慧, 宁建国, 李志康, 等. 高速弹体非正侵彻混凝土靶的弹道偏转实验研究 [J]. *高压物理学报*, 2013, 27(4): 561–566.
WANG K H, NING J G, LI Z K, et al. Ballistic trajectory of high-velocity projectile obliquely penetrating concrete target [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2013, 27(4): 561–566.
- [4] JENA P K, JAGTAP N, KUMAR K S, et al. Some experimental studies on angle effect in penetration [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(5): 489–501.
- [5] 薛建锋, 沈培辉, 王晓鸣. 弹体斜侵彻混凝土过程中弹道偏转仿真分析 [J]. *系统仿真学报*, 2017, 29(8): 1801–1808.
XUE J F, SHEN P H, WANG X M. Simulation analysis on ballistic deflection of projectile obliquely penetrating into concrete [J]. *Journal of System Simulation*, 2017, 29(8): 1801–1808.
- [6] 葛超, 董永香, 陆志超, 等. 弹丸头部对斜侵彻弹道偏转影响研究 [J]. *兵工学报*, 2015, 36(2): 255–262.
GE C, DONG Y X, LU Z C, et al. Ballistic deflection on oblique penetration of projectiles with different noses [J]. *Acta Armamentarii*, 2015, 36(2): 255–262.
- [7] 路志超. 低速弹丸对金属靶的斜侵彻弹道机理研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2015: 59–62.
LU Z C. The research on ballistic mechanism of oblique penetration on metal target by low-speed projectiles [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2015: 59–62.
- [8] WU H, CHEN X W, FANG Q, et al. Stability analyses of the mass abrasive projectile high-speed penetrating into a concrete target part III: terminal ballistic trajectory analyses [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 2015, 31(4): 558–569.
- [9] RICCHIAZZI A J, ROECKER E T, BROWN C J. Design of a low L/D deep earth penetrator: ADA070532 [R]. Aberdeen: US Ballistic Research Laboratory, 1979.
- [10] 乔相信, 郭克强, 洪晓文, 等. 球形头部弹丸侵彻运动靶板的数值模拟 [J]. *火力与指挥控制*, 2017, 42(3): 84–87.
QIAO X X, GUO K Q, HONG X W, et al. Numerical simulation of spherical head projectile penetrating into the moving target [J]. *Fire Control & Command Control*, 2017, 42(3): 84–87.

Numerical Simulation of Ballistic Stability of Split Penetrator Penetrating Steel Target

WU Hanlin, QU Kepeng, SHEN Fei, ZHOU Tao, GUO Hongfu, GU Hongping

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

Abstract: In order to improve the trajectory stability of the projectile penetrating the steel target, a split penetrator was designed. Through LS-DYNA simulation, the trajectory variation rule of the split penetrator

penetrating 14 mm-thick single-layer round steel target at obliquely 15° and different speeds was obtained. The influence of both the thickness and the installation gap of the protective shell on the pitch angle and trajectory deviation of the projectile were also discussed. The results showed that the split penetrator can effectively improve the penetration trajectory stability. When the penetrator speed is 500–700 m/s, the greater the thickness of the protective shell head, the smaller the pitch angle of the projectile and the trajectory deviation. When the penetrator speed is 800 m/s, the deflection angle and trajectory deviation of the projectile with a moderate thickness of the protective shell keep at the minimum. Besides, the installation gap of the protective shell can reduce the deflection of the trajectory by 8%–12% under specific working conditions. This is because when penetrating at low speed, the protective shell is not completely destroyed, and the attenuation of the stress wave increases with the thickness of the head, while at high speed the protective shell is gradually broken to a complete destruction to absorb the impact energy to the greatest extent and improve to the best ballistic stability; By increasing the clearance of the protective shell installation, the damage of the protective shell with a thicker head or at low speed penetration can also be improved.

Keywords: split penetrator; oblique penetration; pitch angle; trajectory deviation; ballistic stability

叠合双层靶抗球形破片的侵彻能耗

徐 瑞¹, 智小琦¹, 范兴华²

(1. 中北大学机电工程学院, 山西 太原 030051;

2. 晋西工业集团有限公司, 山西 太原 030051)

摘要: 为了研究影响叠合双层靶抗弹性能的因素, 在靶板总厚度为 7.2 mm 的条件下, 采用直径为 9.5 mm、质量为 8.05 g 的钨合金球形破片侵彻单层和不同组合方式的叠合双层 Q235 钢靶板。弹道极限试验结果表明: (3.6 + 3.6) mm 靶板最高, (5.4 + 1.8) mm 靶板次之, (1.8 + 5.4) mm 靶板最低, 单层 7.2 mm 靶板与 (5.4 + 1.8) mm 叠合靶基本相同。研究发现, 叠合靶排列方式不同, 则其破坏模式与耗能模式不同。当双层靶板均产生冲塞破坏时, 压缩耗能和凹陷耗是影响靶板抗弹性能的主要因素; 当前靶板为冲塞破坏、后靶板为扩孔破坏时, 凹陷耗是影响靶板抗弹性能的主要因素。通过对多种组合靶的能耗计算表明, (3.6 + 3.6) mm 的排列是本研究条件下的最优组合。这些研究结果对防护装置的设计有重要的参考价值。

关键词: 侵彻; 双层靶; 能耗; 极限穿透速度

中图分类号: O385

文献标识码: A

研究弹丸侵彻靶板时的能耗可以更深入地了解弹丸侵彻靶板的机理。蒋志刚等^[1]、宋殿义等^[2]、贾光辉等^[3]、陈小伟等^[4]对破片侵彻单层靶板的能耗进行了较深入的研究, 结果表明, 靶板的塑性变形、靶板厚度与弹径比、弹丸对靶板的压缩作用、靶板的破坏模式等是影响破片侵彻过程能耗的主要因素。双层靶板防护性能的影响因素比单层靶板更加复杂, 对双层靶板防护性能影响因素的研究^[5-12]表明, 双层靶板的排列方式和层间间隔会对其防护性能产生一定影响, 但目前对破片侵彻不同排列方式双层靶板的能耗问题研究较少, 得出的结论也并不一致。因而对这一问题的研究有助于从机理上认识靶板抗弹性能的主要影响因素以及破片能量在侵彻过程中的分配权重。

本研究拟通过钨合金球形破片侵彻总厚度为 7.2 mm 的 3 种组合双层靶板, 试验得出各自的弹道极限, 并从理论上分析计算破片侵彻过程中各部分能耗对破片极限穿透速度的影响, 从机理上解释双层靶板排列方式与极限穿透速度的关系, 为提高靶板的抗弹性能及破片的毁伤威力提供理论依据。

1 试 验

1.1 试验装置

试验装置如图 1 所示, 发射装置采用 12.7 mm 滑膛弹道枪, 发射药为 2/1 樟。钨合金球形破片的直径为 9.5 mm, 质量为 8.05 g。使用尼龙弹托固定球形破片并保证密封性, 破片发射后, 在空气阻力作用下与弹托分离。靶板材质为 Q235 钢, 尺寸为 500 mm × 500 mm, 单层靶板厚度为 7.2 mm, 双层靶板分别采用 (5.4 + 1.8) mm、(1.8 + 5.4) mm 和 (3.6 + 3.6) mm 这 3 种组合方式。为了尽可能地减小双层靶板之间的空隙, 双层靶板之间采用 8 个 $\phi 10$ mm 螺栓固定, 以保证靶板在撞击后不发生松懈, 螺栓与靶板边缘距离为

* 收稿日期: 2020-04-23; 修回日期: 2020-05-07

作者简介: 徐 瑞 (1996—), 男, 硕士研究生, 主要从事战斗部毁伤技术研究. E-mail: 2473077009@qq.com

通信作者: 智小琦 (1963—), 女, 博士, 教授, 主要从事战斗部毁伤技术及弹药易损性研究.

E-mail: zxq4060@sina.com

100 mm。测速装置采用 NLG202-Z 型测速仪,用通断靶网测量靶前和靶后速度,并回收破片和冲塞。破片的不同着靶速度通过控制发射药量进行调节。破片在尼龙弹托中的安放位置如图 2 所示。

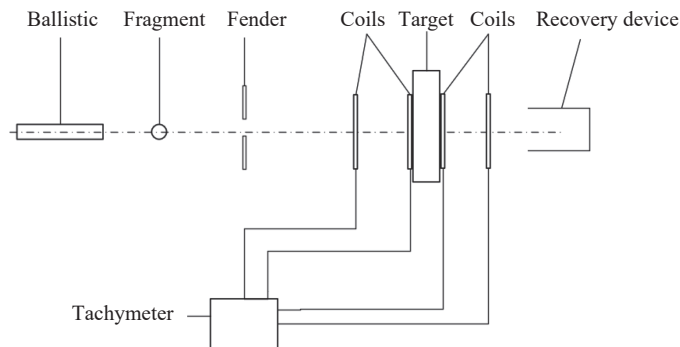
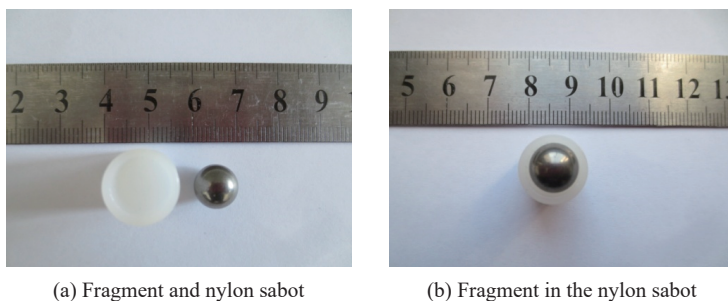


图 1 试验装置示意图

Fig. 1 Schematic diagram of test equipment



(a) Fragment and nylon sabot

(b) Fragment in the nylon sabot

图 2 破片与尼龙弹托实物

Fig. 2 Pictures of fragment and nylon sabot

1.2 试验结果及分析

1.2.1 试验数据

表 1 和表 2 列出了钨合金球形破片侵彻 7.2 mm 靶板以及 (3.6 + 3.6) mm、(5.4 + 1.8) mm 和 (1.8 + 5.4) mm 靶板的试验结果,其中 h 为靶板厚度, h_1 、 h_2 为前、后靶板厚度, v_0 为靶前速度, v_1 为靶后速度。

求解弹道极限的经典方法 Zukas 模型的表达式为

$$v_1 = \begin{cases} 0 & 0 \leq v_0 \leq v_{50} \\ \alpha(v_0^2 - v_{50}^2)^{\frac{1}{2}} & v_0 > v_{50} \end{cases} \quad (1)$$

式中: v_0 为靶前速度(m/s), v_1 为靶后速度(m/s), v_{50} 为弹道极限速度(m/s), α 为常数。

表 1 钨球侵彻 7.2 mm 和 (3.6 + 3.6) mm Q235 钢靶试验数据

Table 1 Test data of 7.2 mm and (3.6 + 3.6) mm Q235 steel penetrated by tungsten alloy fragments

No.	h/mm	$v_0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$v_1/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	Results	No.	$(h_1+h_2)/\text{mm}$	$v_0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$v_1/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	Results
1-1	7.2	837.0	558.9	Pennetration	2-1	3.6 + 3.6	652.5	395.5	Pennetration
1-2	7.2	787.3	504.9	Pennetration	2-2	3.6 + 3.6	631.4	344.1	Pennetration
1-3	7.2	718.5	413.3	Pennetration	2-3	3.6 + 3.6	619.0	310.8	Pennetration
1-4	7.2	653.5	287.0	Pennetration	2-4	3.6 + 3.6	604.0	266.2	Pennetration
1-5	7.2	570.1	240.5	Pennetration	2-5	3.6 + 3.6	579.2	172.3	Pennetration
1-6	7.2	552.5	152.4	Pennetration	2-6	3.6 + 3.6	565.1	94.6	Pennetration
1-7	7.2	532.5	79.5	Pennetration	2-7	3.6 + 3.6	561.8	62.1	Pennetration
1-8	7.2	494.3		No pennetration	2-8	3.6 + 3.6	532.7		No pennetration

表 2 钨球侵彻 (5.4 + 1.8) mm 和 (1.8 + 5.4) mm Q235 钢靶试验数据

Table 2 Test data of (5.4 + 1.8) mm and (1.8 + 5.4) mm Q235 steel penetrated by tungsten alloy fragments

No.	$(h_1+h_2)/\text{mm}$	$v_0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$v_1/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	Results	No.	$(h_1+h_2)/\text{mm}$	$v_0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$v_1/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	Results
3-1	5.4 + 1.8	601.9	301.2	Pennetration	4-1	1.8 + 5.4	602.5	269.1	Pennetration
3-2	5.4 + 1.8	577.6	216.0	Pennetration	4-2	1.8 + 5.4	555.7	181.3	Pennetration
3-3	5.4 + 1.8	553.4	189.5	Pennetration	4-3	1.8 + 5.4	526.3	133.1	Pennetration
3-4	5.4 + 1.8	542.6	150.0	Pennetration	4-4	1.8 + 5.4	507.7	106.6	Pennetration
3-5	5.4 + 1.8	529.3	86.5	Pennetration	4-5	1.8 + 5.4	503.9	74.2	Pennetration
3-6	5.4 + 1.8	524.3	50.1	Pennetration	4-6	1.8 + 5.4	499.5	53.4	Pennetration
3-7	5.4 + 1.8	472.3		No pennetration					

由回归法计算可得钨合金破片侵彻 Q235 钢靶板的极限穿透速度, 7.2 mm 单层靶板的极限穿透速度为 523.4 m/s, (5.4 + 1.8) mm、(1.8 + 5.4) mm 和 (3.6 + 3.6) mm 双层靶板的极限穿透速度分别为 521.8、494.6 和 559.4 m/s。对比可知, (1.8 + 5.4) mm 靶板的极限穿透速度最低, (3.6 + 3.6) mm 靶板最高, 7.2 mm 靶板的极限穿透速度与 (5.4 + 1.8) mm 靶板相当。当总厚度为 7.2 mm 时, 不同排列方式靶板的极限穿透速度差别较大, 说明在靶板总厚度不变的情况下, 通过合理组合可以较大幅度地提高靶板的抗弹性能。

1.2.2 破片穿孔模式

不同排列方式的靶板剖面如图 3 所示, 不同靶板穿透后的靶前靶后状态如图 4 所示。由图 4 可知, 单层 7.2 mm 的靶板为剪切破坏, 靶板基本没有发生凹陷变形; (5.4 + 1.8) mm 靶板的后靶板为延性扩孔破坏, 并且后靶板出现较大程度的凹陷变形; (3.6 + 3.6) mm 靶板的前靶板几乎没有凹陷变形, 后靶板为典型的剪切破坏, 且后靶板凹陷变形程度较小; (1.8 + 5.4) mm 靶板的前靶板同样没有凹陷变形, 而后靶板为典型的剪切破坏, 且后靶板的凹陷变形程度比 (5.4 + 1.8) mm 靶板小得多。

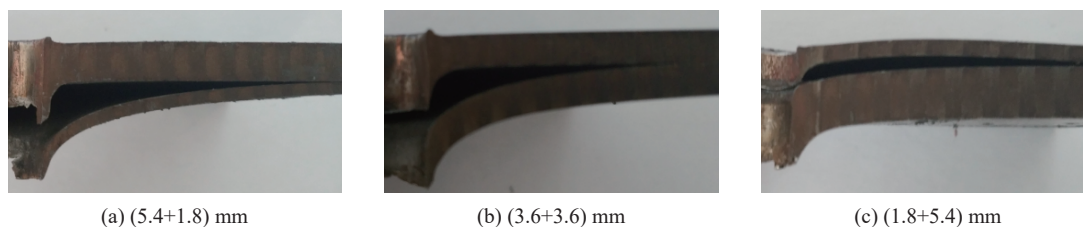


图 3 双层靶板剖面

Fig. 3 Profiles of double-layer targets

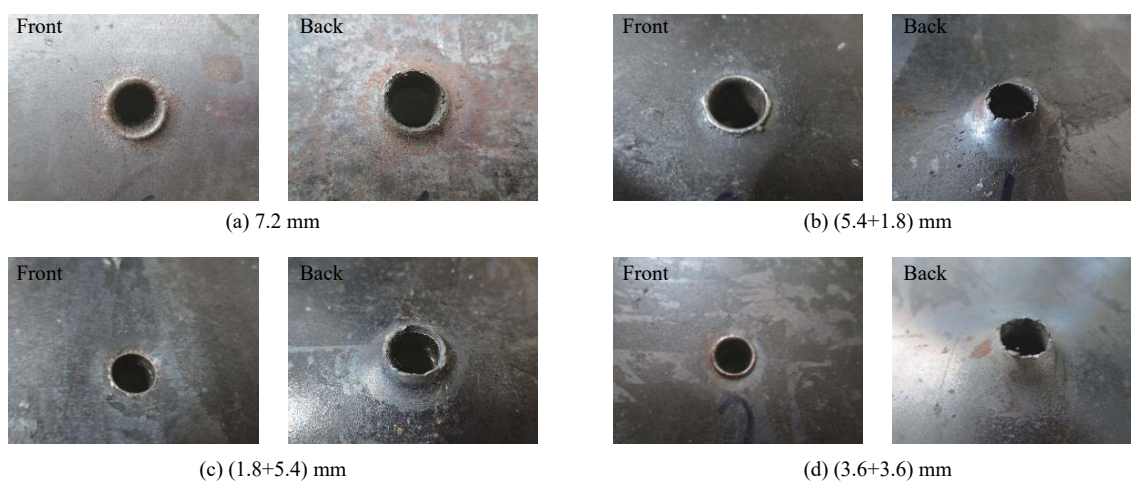


图 4 不同靶板的靶前和靶后状态

Fig. 4 Front and back states of different targets

着靶速度不同时,后靶板的凹陷变形程度不同。不同排列方式和着靶速度下后靶板的变形情况见图 5,其中左侧图和右侧图分别对应较高着靶速度和接近极限穿透速度时靶板的变形情况。 $(5.4+1.8)$ mm 靶板的后靶板变形程度最大;随着后靶板厚度的增大,靶板变形程度逐渐减小; $(5.4+1.8)$ mm 靶板的后靶板在不同着靶速度下的变形程度有较明显的差异,其他两种排列方式的后靶板在不同着靶速度下的变形程度差异较小。

试验测得的靶前速度与后靶板凹陷变形关系如表 3 所示,其中 v 为着靶速度, d 为靶板冲塞破坏边缘到凹陷边缘的距离。由表 3 可以看出,后靶板越厚,靶板凹陷变形程度越小。破片着靶速度对靶板变形程度有较大的影响,无论靶板如何排列,破片着靶速度越接近极限穿透速度,靶板的变形程度越大。同时,随着后靶板厚度的增大,破片着靶速度对变形的影响逐渐减小。

图 6 为不同排列方式靶板的回收破片与塞块。由图 6 可知,7.2 mm 靶板为冲塞破坏, $(5.4+1.8)$ mm 靶板的前靶板为冲塞破坏,后靶板为扩孔破坏,只有一块塞块。 $(3.6+3.6)$ mm 和 $(1.8+5.4)$ mm 靶板均为两块冲塞,4 种情况下破片变形均较小。

从试验结果可以看出,在球形破片侵彻作用下,不同排列方式的双层靶板破坏模式不同,并且不同排列方式下后靶板的凹陷变形程度也不同。由于不同破坏模式和不同凹陷变形程度所需的能耗不同,因此还需要计算各部分的耗能,以探究不同排列方式导致破片极限穿透速度产生差异的原因。

表 3 不同排列方式靶板着靶速度与后靶板凹陷变形的关系

Table 3 Relationship between the hit speed and pitting deformation of the targets in different arrangements

$(h_1 + h_2)/\text{mm}$	$v/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	d/mm	$(h_1 + h_2)/\text{mm}$	$v/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	d/mm	$(h_1 + h_2)/\text{mm}$	$v/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	d/mm
5.4 + 1.8	601.9	7.47	1.8 + 5.4	602.5	7.03	3.6 + 3.6	652.5	10.09
	577.6	10.93		555.7	7.23		631.4	10.35
	553.4	14.04		526.3	7.31		619.0	10.67
	542.6	15.33		507.7	7.41		604.0	11.02
	529.3	16.84		503.9	7.42		594.0	11.37
	524.3	17.39		499.5	7.43		565.1	12.82
							561.8	13.06

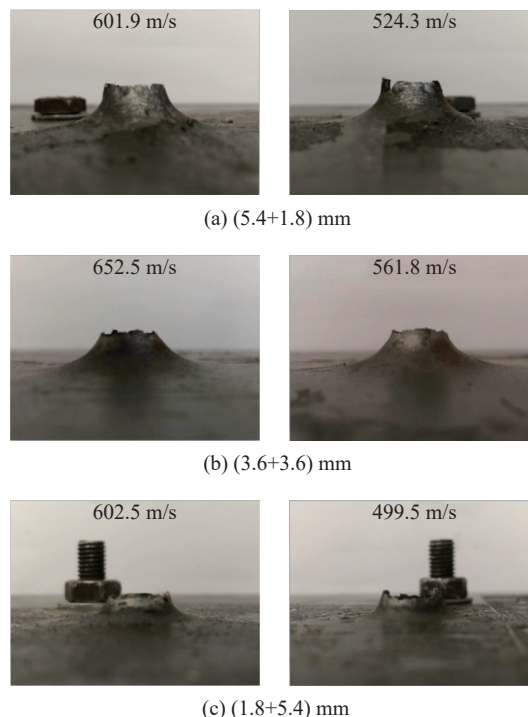
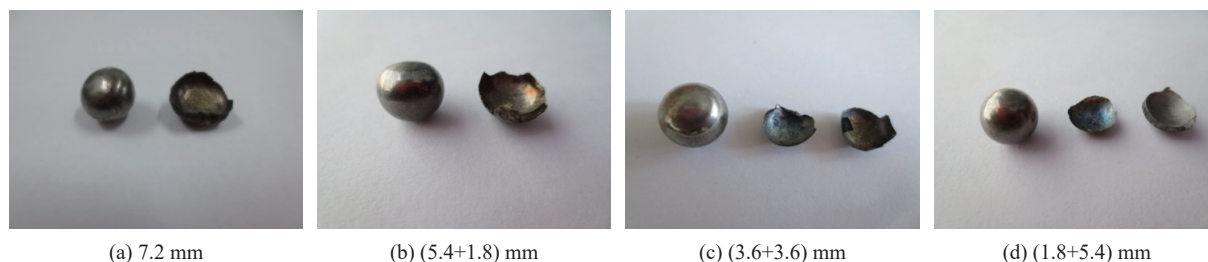


图 5 不同速度下靶板变形程度对比

Fig. 5 Comparison of targets deformation at different speeds



(a) 7.2 mm

(b) (5.4+1.8) mm

(c) (3.6+3.6) mm

(d) (1.8+5.4) mm

图 6 回收破片与塞块

Fig. 6 Recycle fragment and plugs

2 能耗分析及计算

2.1 计算模型

首先对计算模型作出如下假设: (1) 将球形破片视为刚体, 忽略破片的变形耗能; (2) 忽略破片与靶板之间摩擦消耗的热量; (3) 忽略靶板间的相互作用。根据能量守恒定律, 在球形破片穿孔过程中, 破片的动能主要转化为塞块和破片的剩余动能 E_1 、惯性压缩作用消耗的能量 E_2 、冲塞消耗的能量 E_3 、扩孔消耗的能量 E_4 和靶板凹陷变形消耗的能量 E_5 。

根据动能定理, 可得

$$\frac{1}{2} m_p v^2 - E_1 = E_2 + E_3 + E_4 + E_5 \quad (2)$$

式中: m_p 为球形破片质量, v 为破片着靶速度。

当塞块和破片剩余动能 E_1 为零时, 靶板破片极限穿透速度公式为

$$\frac{1}{2} m_p v_{50}^2 = E_2 + E_3 + E_4 + E_5 \quad (3)$$

式中: v_{50} 为靶板破片极限穿透速度。

对于 (5.4 + 1.8) mm 靶板, 前靶板为冲塞破坏, 后靶板为扩孔破坏, 则破片侵彻时的极限穿透速度为

$$\frac{1}{2} m_p v_{50}^2 = E_2 + E_3 + E_4 + E_5 \quad (4)$$

(3.6 + 3.6) mm 和 (1.8 + 5.4) mm 靶板均没有扩孔消耗的能量 E_4 , 则破片侵彻时的极限穿透速度为

$$\frac{1}{2} m_p v_{50}^2 = E_2 + E_3 + E_5 \quad (5)$$

2.2 耗能计算

2.2.1 惯性压缩作用耗能

根据薄靶冲塞的剩余质量模型^[13], 破片和靶板碰撞期间消耗的动能为

$$E_2 = [1 - m_p / (m_p + m_{sn})] m_p v_0^2 / 2 \quad (6)$$

式中: m_{sn} 为塞块质量, 计算时忽略双层靶板之间的相互作用, 将双层靶板视为整体计算压缩耗能。

在碰撞初始阶段, 着靶速度 v 和弹-靶界面产生的压应力 p 可表示为

$$p = \frac{\rho_t c_t \rho_p c_p}{\rho_t c_t + \rho_p c_p} v_0 = \frac{1}{\psi} v_0 \quad (7)$$

$$\psi = \frac{\rho_t c_t + \rho_p c_p}{\rho_t c_t \rho_p c_p} \quad (8)$$

式中: ρ 为密度, c 为一维杆波速, 下标 t、p 分别表示靶板和破片。一维杆波速 c 可以通过下式求得^[14]

$$c = \sqrt{E/\rho} \quad (9)$$

式中: E 为材料的弹性模量。

将式 (8) 代入式 (6) 得

$$E_2 = [1 - m_p / (m_p + m_{sn})] m_p \psi^2 p^2 / 2 \quad (10)$$

同时, 在惯性压缩作用期间, 由于出现了圆周剪切抗力, 使弹靶间的压力增大, 因此, 应当考虑这个非惯性压力分量的作用, 剪切抗力引起的弹靶压应力分量为

$$p_\tau = 4h\tau/d_{sn} \quad (11)$$

式中: h 为靶板厚度; d_{sn} 为塞块直径, 近似取为破片直径; τ 为靶板材料动态剪切强度。

将该压应力分量增加到正应力, 并代入式 (10) 中, 可得

$$E_2 = [1 - m_p / (m_p + m_{sn})] m_p \psi^2 (p + p_\tau)^2 / 2 \quad (12)$$

2.2.2 冲塞耗能

在剪切冲塞作用期间,破片将塞块剪掉并推出靶板时所做的功就是剪切冲塞作用的耗能,破片侵入薄靶板的冲塞耗能可表示为

$$E_3 = \pi R \tau h^2 \quad (13)$$

式中: R 为弹孔半径,近似取为破片半径。

2.2.3 扩孔耗能

对于薄靶板,材料扩孔时不是向四边挤压,而是将靶板翻转为筒形孔壁的一段^[15]。在本研究中,仅有(5.4+1.8)mm靶板的后靶板发生扩孔变形。图7为薄板扩孔示意图,根据泰勒对薄板的扩孔理论,当破片半径 R 与后靶板厚度 h_2 的比值 $R/h_2 \leq 3$ 时,靶板产生对称变形,试验所用破片半径与薄靶板厚度的比值 $R/h_2 = 2.625 \leq 3$,则根据泰勒扩孔理论,薄靶扩孔耗能为

$$E_4 = 1.33\pi R^2 h \sigma_y \quad (14)$$

式中: σ_y 为靶板材料的屈服应力。

2.2.4 凹陷变形耗能

靶板的塑性凹陷示意图如图8所示。由于前靶板并未发生整体的塑性变形,而后靶板塑性变形较大,因此本研究只考虑后靶板的塑性变形。根据周楠等^[16]研究复合靶抗侵彻性能时得出的靶板凹陷变形耗能,结合本研究得到适用于本试验的靶板凹陷耗能公式。靶板 A 处的体积单元随靶板的塑性变形凹陷到 B 处,应变能密度为

$$dE_p = \int \sigma_y d\varepsilon_y = \int_a^{xR} \sigma_y \frac{da}{a} = \sigma_y \ln\left(\frac{xR}{a}\right) \quad (15)$$

式中: ε_y 为靶板材料的屈服应变, a 为积分处距弹孔中心的距离, da 为体积单元的宽度, x 为靶板材料的变形系数。靶板塑性凹陷总的应变能为

$$E_4 = \int_0^{2\pi} \int_R^{xR} ah(dE_p)d\phi da = 2\pi\sigma_y h \left[\frac{1}{2} R^2 \ln R - \frac{1}{2} R^2 \ln(xR) + \frac{1}{4} x^2 R^2 - \frac{1}{4} R^2 \right] \quad (16)$$

式中: ϕ 为靶板凹陷区域的积分角度。

通过 Origin 拟合曲线得到不同排列方式下着靶速度与凹陷变形的关系,如图9所示。可以求得不同排列方式下极限穿透速度时靶板材料的变形系数 x 分别为 4.8、3.8 和 2.6。

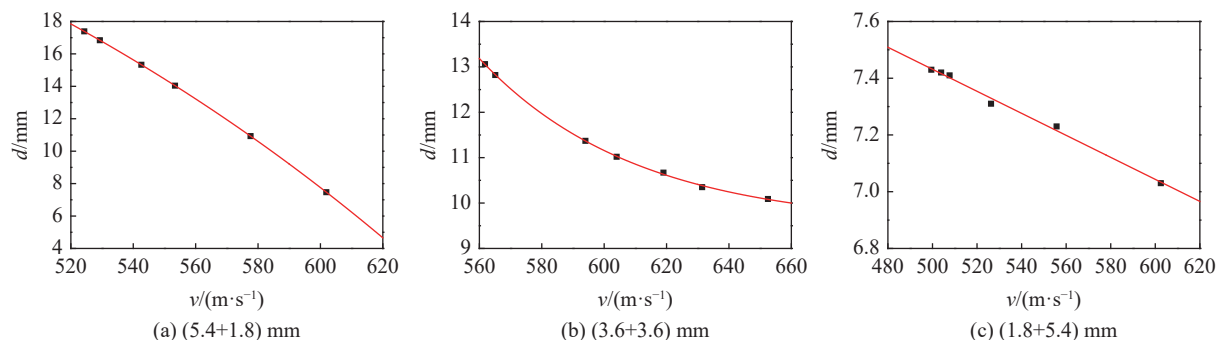


图9 不同排列方式下着靶速度与凹陷变形程度的关系

Fig. 9 Relationship between the hit speed and pitting deformation of targets in different arrangements

2.3 应变率效应

高速碰撞条件下应考虑靶板材料的应变率效应。常用的金属动态变形的应变率强化模型有 Johnson-Cook 模型^[17] 和 Cowper-Symonds 模型^[18], Cowper-Symonds 模型可以更准确地描述金属材料的应变率效应, 因此在工程实践中得到广泛应用。Cowper-Symonds 经验公式表述为

$$\sigma_d = \sigma_y \left[1 + (\dot{\varepsilon}/D)^{\frac{1}{P}} \right] \quad (17)$$

式中: σ_d 为动态屈服强度, D 和 P 为描述材料应变率的敏感性常数, $\dot{\varepsilon}$ 为应变率。

应变率为应变随时间的变化率^[19], 表示为

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (18)$$

其单位为 s^{-1} 。对于破片侵彻靶板, 可以假定破片减速为线性, 则靶板应变率近似为

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\Delta d}{dt} \quad (19)$$

式中: Δd 为靶板厚度变化量。通过测量冲塞厚度, 得出 (5.4 + 1.8) mm、(3.6 + 3.6) mm 和 (1.8 + 5.4) mm 靶板的 Δd 分别为 6.3、6.8 和 6.2 mm。

2.4 计算结果及分析

试验用的靶板和破片的材料参数如表 4 所示, Q235 钢的设计屈服强度为 235 MPa, 实际屈服强度较大, 多方查找文献后选取表 4^[20-22] 中的数值。Q235 钢的动态剪切强度通过动态屈服强度求得, 剪切强度一般取为 $0.58\sigma_y$ ^[23]。

表 4 试验用的破片和靶板材料参数^[20-22]

Table 4 Material parameters of fragment and target used in the test^[20-22]

Material	$\rho/(g \cdot cm^{-3})$	E/GPa	$c/(m \cdot s^{-1})$	σ_y/MPa	D	P
Tungsten alloy	17.90	417	4831			
Q235 steel	7.85	214	5221	320.5	305.8	2.7515

表 5 得出了不同排列方式下靶板的各部分耗能, 其中 E_t 为总耗能, δ 为相对误差。根据动能定理, 得到破片侵彻不同排列方式靶板的总耗能, 与本研究中能耗模型得出的计算值对比可知, 该模型误差较小。靶板冲塞耗能、压缩耗能和扩孔耗能的差异是由于靶板破坏模式的不同而引起的, 当靶板发生冲塞破坏时才有压缩耗能。通过计算不同排列方式下靶板发生冲塞破坏或扩孔破坏的总耗能可得, (5.4 + 1.8) mm 靶板发生冲塞破坏和扩孔破坏时的总耗能为 660.2 J, 占破片侵彻靶板总耗能的 63.1%; (3.6 + 3.6) mm 靶板冲塞破坏的总耗能为 808.5 J, 占破片侵彻靶板总耗能的 64.7%; (1.8 + 5.4) mm 靶板冲塞破坏的总耗能为 731.9 J, 占破片侵彻靶板总耗能的 74.4%。由此可知, 靶板的破坏模式是消耗破片侵彻能量的主要因素, 且后靶板越薄, 靶板在对应破坏模式下的能耗比例越低。

(1.8 + 5.4) mm 和 (3.6 + 3.6) mm 靶板的压缩耗能和凹陷耗能分别占总能量的 68.5% 和 80.4%。由此可知, 对于不同排列方式的靶板, 当双层靶板均发生冲塞破坏时, 靶板的压缩耗能和凹陷耗能对靶板的抗弹性能有更大的影响。

表 5 试验结果和计算结果比较

Table 5 Comparison of the test and calculation results

$(h_1 + h_2)/mm$	E_2/J	E_3/J	E_4/J	E_5/J	E_t/J		$\delta/\%$
					Calculation	Experiment	
5.4 + 1.8	336.2	269.6	54.4	386.3	1046.5	1095.9	-4.5
1.8 + 5.4	435.7	296.2		209.4	941.3	984.6	-4.4
3.6 + 3.6	564.4	244.1		439.7	1249.2	1259.5	-0.8

靶板的凹陷变形耗能与靶板破坏模式无关,不同破坏模式下靶板均发生凹陷变形。 $(5.4+1.8)\text{mm}$ 、 $(3.6+3.6)\text{mm}$ 、 $(1.8+5.4)\text{mm}$ 靶板的凹陷耗能分别占总耗能的36.9%、35.3%和25.6%。由此可知,当靶板发生扩孔破坏时,靶板凹陷耗能对靶板的抗弹性能有更大的影响,如 $(5.4+1.8)\text{mm}$ 靶板。凹陷耗能是靶板变形程度与靶板厚度的乘积,当两者乘积最大时,靶板凹陷变形耗能最大。不同排列方式下靶板凹陷耗能的占比不同,后靶板越薄时,靶板凹陷耗能占总耗能的比列越大。靶板各部分的耗能与材料的性质有关,当靶板材料由钢板变为铝板等强度较低的金属时,靶板的冲塞耗能与压缩耗能变小,后靶板的凹陷变形增大,后靶板的凹陷变形耗能对总耗能的影响也会增大。

通过计算得出的各部分耗能,代入式(2)可得不同排列情况下的极限穿透速度,如表6所示。由表6可知,计算所得的极限穿透速度小于试验值。同时由表5可知,计算得到的总能耗小于试验能耗,产生误差的原因是计算时忽略了破片的变形、破片与靶板之间的摩擦及靶板之间的相互作用。但上述误差中总能量的最大误差为4.5%,最小为0.4%,速度的最大误差为2.3%,说明本试验的能耗模型用于计算破片侵彻双层靶的能耗分析结果是可信的。

从试验结果可以看出, $(3.6+3.6)\text{mm}$ 组合的靶板防护性能好,能耗最多。但是否为最优组合,需要进一步验证。为此选择 $(3.8+3.4)\text{mm}$ 、 $(4.0+3.2)\text{mm}$ 、 $(4.2+3.0)\text{mm}$ 、 $(5.2+2.0)\text{mm}$ 、 $(5.8+1.4)\text{mm}$ 和 $(6.2+1.0)\text{mm}$ 及其反向组合进行能耗计算,以得到最优组合。不同排列方式情况下计算得出的总耗能如表7所示;后靶板的凹陷变形通过拟合曲线得到,拟合结果如图10所示,其中 xR 为变形程度;侵彻过程中总能耗随前靶板厚度的变化关系如图11所示。从表7可以得出,靶板总厚度为7.2 mm时,随着前靶板厚度的增大和后靶板厚度的减小,后靶板的凹陷变形迅速增大,压缩耗能也迅速增大,破片侵彻靶板的总耗能随之快速提高。当叠层靶厚度为 $(3.6+3.6)\text{mm}$ 时,压缩耗能和凹陷变形耗能达到最高,即总耗能最高。之后,随着前靶板厚度的继续增加,后靶板逐渐变薄,后靶板的凹陷变形增大,凹陷耗能比相反排列的高,加之扩孔耗能的产生,靶板总耗能大于相反情况排列的总耗能。

表6 试验结果和计算结果比较

Table 6 Comparison of the test and calculation results

$(h_1+h_2)/\text{mm}$	$v_{50}/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$		$\delta/\%$
	Calculation	Experiment	
5.4 + 1.8	509.9	521.8	-2.3
1.8 + 5.4	483.6	494.6	-2.2
3.6 + 3.6	557.1	559.4	-0.4

表7 不同排列方式的靶板耗能

Table 7 Targets energy dissipation in different arrangement

$(h_1+h_2)/\text{mm}$	E_2/J	E_3/J	E_4/J	E_5/J	E_t/J
1.0 + 6.2	289.8	360.2		145.6	895.6
1.4 + 5.8	398.8	325.1		195.7	919.6
1.8 + 5.4	435.7	296.2		209.4	941.3
2.0 + 5.2	447.9	283.4		238.7	970.0
3.0 + 4.2	462.8	247.9		378.5	1089.2
3.2 + 4.0	473.6	247.1		397.6	1118.3
3.4 + 3.8	488.4	244.8		436.6	1169.8
3.6 + 3.6	564.4	244.1		439.7	1249.2
3.8 + 3.4	493.4	244.8		432.4	1170.6
4.0 + 3.2	487.2	247.1		419.9	1154.2
4.2 + 3.0	480.3	250.8		405.0	1136.1
5.2 + 2.0	341.7	249.8	60.4	409.0	1060.9
5.4 + 1.8	336.2	269.6	54.4	386.3	1046.5
5.8 + 1.4	339.5	310.7	42.3	341.3	1033.8
6.2 + 1.0	318.0	355.1	30.2	272.2	975.5

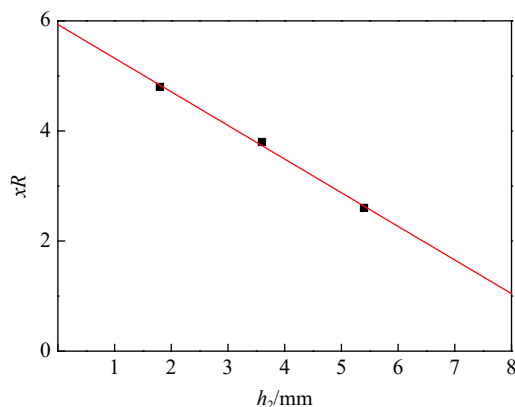


图 10 不同厚度后靶板的变形程度

Fig. 10 Deformation of targets with different thicknesses

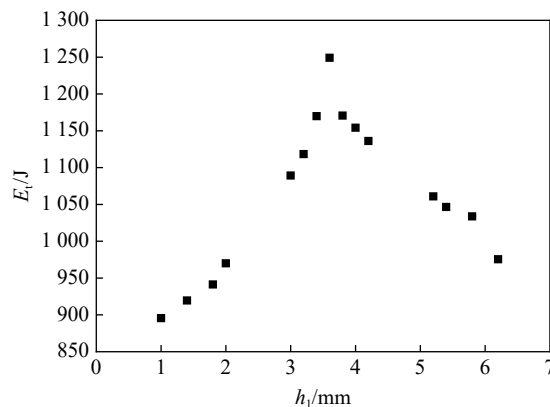


图 11 不同排列方式的总耗能

Fig. 11 Total energy consumption in different arrangements

3 结 论

通过钨合金破片对双层靶板的侵彻试验以及理论分析, 得出以下结论。

(1) 靶板总厚度为 7.2 mm 时, (3.6 + 3.6) mm 靶板的极限穿透速度最高, (5.4 + 1.8) mm 靶板次之, (1.8 + 5.4) mm 靶板最低。侵彻单层 7.2 mm 靶板的弹道极限与 (5.4 + 1.8) mm 叠合靶板基本相同。

(2) 不同排列方式下靶板的破坏模式不同, 单层靶为冲塞破坏, 双层靶的前靶板均发生冲塞破坏, 后靶板由于厚度不同, 破坏形式不同, 后靶板较薄时发生扩孔破坏, 后靶板较厚时发生冲塞破坏。

(3) (3.6 + 3.6) mm 靶板的排列是本研究条件下的最优组合, 并且厚靶板在前而薄靶板在后时的抗弹性能优于相反情况排列靶板的抗弹性能。

参考文献:

- [1] 蒋志刚, 曾首义, 周建平. 刚性尖头弹侵彻贯穿金属薄靶板耗能分析 [J]. 兵工学报, 2004, 25(6): 777-781.
JIANG Z G, ZENG S Y, ZHOU J P. Analysis on energy dissipation of thin metallic plates struck by rigid sharp-nosed projectiles [J]. Acta Armamentarii, 2004, 25(6): 777-781.
- [2] 宋殿义, 蒋志刚, 曾首义. 刚性尖头弹垂直撞击金属靶板耗能分析 [J]. 弹道学报, 2005, 17(2): 28-32.
SONG D Y, JIANG Z G, ZENG S Y. Analysis on energy absorption of metallic targets struck by rigid sharp-nosed projectiles [J]. Journal of Ballistics, 2005, 17(2): 28-32.
- [3] 贾光辉, 张国伟, 裴思行. 钨球侵彻薄靶板的实验研究 [J]. 兵工学报, 1998, 19(2): 185-188.
JIA G H, ZHANG G W, PEI S X. Experiment study on tungsten spheres penetrate thin target [J]. Acta Armamentarii, 1998, 19(2): 185-188.
- [4] 陈小伟, 张方举, 梁斌, 等. A3 钢钝头弹撞击 45 钢板破坏模式的试验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2006, 26(3): 199-207.
CHEN X W, ZHANG F J, LIANG B, et al. Three modes of penetration mechanics of A3 steel cylindrical projectiles impact onto 45 steel plates [J]. Explosion and Shock waves, 2006, 26(3): 199-207.
- [5] LIANG C C, YANG M F, WU P W, et al. Resistant performance of perforation of multi-layered targets using an estimation procedure with marine application [J]. Ocean Engineering, 2005, 32(3/4): 441-468.
- [6] 任善良, 文鹤鸣, 周琳. 平头弹穿透接触式双层金属板的理论研究 [J]. 高压物理学报, 2018, 32(3): 035103.
REN S L, WEN H M, ZHOU L. Theoretical study of the perforation of double-layered metal targets without spacing struck by flat-ended projectiles [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(3): 035103.
- [7] 肖毅华, 董晃晃, 周建民. 平头弹正侵彻单层和多层钢靶的 SPH 模拟和解析分析 [J]. 振动与冲击, 2018, 37(19): 166-173, 210.
XIAO Y H, DONG H H, ZHOU J M. SPH simulation and analytical analysis for blunt projectiles normally penetrating into mono-layer and multi-layer steel targets [J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(19): 166-173, 210.

- [8] CORRAN R S J, SHADBOLT P J, RUIZ C. Impact loading of plates: an experimental investigation [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1983, 1(1): 3–22.
- [9] 邓云飞, 张伟, 曹宗胜, 等. 叠层顺序对双层 A3 钢薄板抗侵彻性能的影响 [J]. *爆炸与冲击*, 2013, 33(3): 263–268.
DENG Y F, ZHANG W, CAO Z S, et al. Influences of layer order on ballistic resistance of double-layered thin A3 steel plates [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2013, 33(3): 263–268.
- [10] GUPTA N K, IQBAL M A, SEKHON G S. Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on the deformation behavior of layered plates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 35(1): 37–60.
- [11] DEY S, BORVIK T, TENG X, et al. On the ballistic resistance of double-layered steel plates: an experimental and numerical investigation [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2007, 44(20): 6701–6723.
- [12] 郑超, 朱秀荣, 辛海鹰, 等. 厚度和层间界面对 Ti6Al4V 钛合金抗弹性能的影响 [J]. *稀有金属材料与工程*, 2019, 48(1): 242–248.
ZHENG C, ZHU X R, XIN H Y, et al. Effects of target thickness and macroscopic interface on the ballistic performance of Ti6Al4V titanium alloy [J]. *Rare Metal Materials and Engineering*, 2019, 48(1): 242–248.
- [13] 赵国志. 穿甲工程力学 [M]. 北京: 兵器工业出版社, 1992: 64–65.
ZHAO G Z. Penetration engineering mechanics [M]. Beijing: Ordnance Industry Press, 1992: 64–65.
- [14] 郭伟国, 李玉龙, 索涛. 应力波基础简明教程 [M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2007: 7–8.
GUO W G, LI Y L, SUO T. Concise course on stress wave [M]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University Press, 2007: 7–8.
- [15] 马晓青, 韩峰. 高速碰撞动力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1998: 240–244.
MA X Q, HAN F. High speed collision dynamics [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1998: 240–244.
- [16] 周楠, 王金相, 谢君, 等. 球形弹丸作用下钢/铝爆炸复合靶的抗侵彻性能计算与分析 [J]. *高压物理学报*, 2013, 27(6): 839–846.
ZHOU N, WANG J X, XIE J, et al. Calculation and analysis for the anti-penetration performance of explosively welded steel/aluminum plates target by the penetration of spherical projectile [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2013, 27(6): 839–846.
- [17] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]//Proceeding of the 7th International Symposium on Ballistics. The Hague, Netherlands, 1983: 541–547.
- [18] COWPER G R, SYMONDS P S. Strain-hardening and strain-rate effects in the impact loading of cantilever beams [R]. Providence: Brown University, 1957.
- [19] 余同希, 薛璞. 工程塑性力学 [M]. 北京: 高等教育出版社, 2010: 233–236.
YU T X, XUE P. Plasticity in engineering [M]. Beijing: Higher Education Press, 2010: 233–236.
- [20] 丁发兴, 余志武, 温海林. 高温后 Q235 钢材力学性能试验研究 [J]. *建筑材料学报*, 2006, 9(2): 245–249.
DING F X, YU Z W, WEN H L. Experimental research on mechanical properties of Q235 steel after high temperature treatment [J]. *Journal of Building Materials*, 2006, 9(2): 245–249.
- [21] 张修路, 罗雾, 郭志成, 等. 高压下钨弹性和热力学性质的第一性原理研究 [J]. *原子与分子物理学报*, 2015, 32(3): 512–518.
ZHANG X L, LUO F, GUO Z C, et al. Ab initio calculation of elastic and thermodynamic properties of W under high pressure [J]. *Journal of Atomic and Molecular Physics*, 2015, 32(3): 512–518.
- [22] 陈俊岭, 舒文雅, 李金威. Q235 钢材在不同应变率下力学性能的试验研究 [J]. *同济大学学报 (自然科学版)*, 2016, 44(7): 1071–1075.
CHEN J L, SHU W Y, LI J W. Experimental study on dynamic mechanical property of Q235 steel at different strain rates [J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2016, 44(7): 1071–1075.
- [23] 王若林. 钢结构原理 [M]. 南京: 东南大学出版社, 2016: 37–38.
WANG R L. Principles of steel structure [M]. Nanjing: Southeast University Press, 2016: 37–38.

Energy Consumption of Composite Double-Layer Targets against Spherical Fragment Penetration

XU Rui¹, ZHI Xiaoqi¹, FAN Xinghua²

(1. *College of Mechatronics Engineering, North University of China, Taiyuan, 030051, Shanxi, China;*

2. Jinxi Industries Group Co., LTD., Taiyuan, 030051, Shanxi, China)

Abstract: In order to study the factors affecting the anti-elastic energy of the composite double-layer targets, a tungsten alloy spherical fragment with a diameter of 9.5 mm and a mass of 8.05 g was used to penetrate the single layer and the superimposed double Q235 targets with different combinations, which were kept 7.2 mm in total thickness. The experimental results show that the ballistic limit of (3.6 + 3.6) mm targets is the highest, followed by (5.4 + 1.8) mm targets, and (1.8 + 5.4) mm targets, which is the lowest. The ballistic limit of the penetration monolayer 7.2 mm target is basically the same as that of the (5.4 + 1.8) mm superimposed target. It is also found that the failure and energy consumption modes of superimposed targets vary with different arrangements. When both the two layers of the targets produce slug failure, the compression and sag energy dissipations together affect the elastic energy of the targets. However, when the current target is punch failure and the rear target reaming failure, only the sag energy dissipation is the main factor affecting its elastic energy. According to the energy consumption calculation of multiple combination targets, the arrangement of (3.6 + 3.6) mm turns to be the optimal combination under the conditions of this study. The results are of great reference value to the design of protective device.

Keywords: penetration; double-layered targets; energy consumption; critical penetration velocity

EFP 水下成型影响因素的数值模拟

孙远翔¹, 胡皓亮¹, 张之凡²

(1. 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081;

2. 大连理工大学船舶工程学院, 辽宁 大连 116024)

摘要: 由于密度、压力等物理量存在差异, 爆炸成型弹丸 (EFP) 在空气和水中的成型过程差别较大。为了优化水下 EFP 的设计方案, 利用 AUTODYN 有限元软件开展仿真研究, 详细讨论了装药、药型罩及弹前空气域 3 部分共 7 个变量对 EFP 水下成型过程的影响, 最终得出适合水下 EFP 装药的设计参数。根据仿真结果, 总质量为 1 kg 的 EFP 装药优化后的设计参数: 炸药长径比为 1.5, 炸药种类选择爆速较高的 HMX, 药型罩材料为紫铜, 切向锥角 α 为 145° , 壁厚 δ 为 2 mm, 弹前空气域长度为 3 倍装药半径, 起爆半径 r 为 0.4 倍装药半径。该方案对优化 EFP 速度、长径比及动能等有较好的效果。

关键词: 爆炸成型弹丸; 水下爆炸; 数值模拟; 优化设计

中图分类号: O389

文献标识码: A

在炸药爆轰驱动下, 较大开合角 (一般为 $120^\circ \sim 160^\circ$) 的锥形、球缺形等结构的药型罩发生翻转闭合, 进而形成密实的高速弹丸, 该弹丸称为爆炸成型弹丸 (Explosively formed projectiles, EFP)。相比传统聚能射流, EFP 具有头部质量集中、速度梯度小、开口半径大、炸高不敏感等优势, 能够有效完成战场环境下的破甲穿甲任务。因此, 深入研究 EFP 的成型、运动及侵彻过程, 对于提高武器战斗部毁伤性能具有重要的指导意义。在这一军事需求的牵引下, 国内外学者从多个角度对 EFP 展开研究。Ahmed 等^[1] 通过数值模拟与实验结合的方式进行研究, 采用 FXR 技术捕捉弹丸成型及侵彻的完整图像, 并基于 Autodyn 软件对实验工况开展模拟, 研究结果表明: 8701 型不敏感炸药驱动形成的 EFP 与高聚物黏结 (PBX) 炸药运动速度基本相同, 且具有更高的可靠性及稳定性。曹兵^[2] 基于脉冲 X 射线摄影技术, 捕捉了 EFP 在不同介质中的成型、运动及侵彻过程, 对比研究了 EFP 战斗部在空气和水中对舰船模拟靶板的毁伤效果, 推导得出了弹道压缩波超压公式。实验结果表明: 在水介质中, EFP 对靶板的破口半径约为弹丸直径的 20 倍, 显著高于空气中的 1.85 倍。杨莉等^[3] 综合利用脉冲 X 射线高速摄影技术以及电探针测试技术开展了 EFP 水下侵彻实验, 测得变壁厚球缺罩在侵彻含水复合装甲过程中的速度曲线, 分析了不同前靶厚度对 EFP 速度衰减的影响规律。Markovic 等^[4] 通过仿真和实验相结合的方式, 对比分析了装药壳体对 EFP 成型形态和运动速度的影响, 研究发现: 带壳装药形成的 EFP 速度提升了 17.5%, 动能提升了 55.8%, 且尾翼无折叠现象。杨伟苓等^[5] 将 VESF 起爆系统应用于 MEFP 装药中, 在炸药内部获得了理想的平面波波形, 仿真结果显示, VESF 起爆系统生成的弹丸速度为 2 023 m/s, 比单点起爆速度高出 18.7%, 且炸药量仅需单点起爆的 74.5%。王雅君等^[6] 利用 LS-DYNA 有限元软件对 EFP 水下运动特性进行了仿真研究, 详细讨论了弹丸尾裙长度、实心部厚度、药型罩密度、入水初速度等不同参数的 EFP 侵彻水介质过程中的速度及质量衰减情况。林加剑等^[7] 针对 EFP 有效装药结构

* 收稿日期: 2020-05-13; 修回日期: 2020-06-03

基金项目: 国家自然科学基金青年科学基金 (11802025); 爆炸科学与技术国家重点实验室自主研究课题 (YBKT17-08)

作者简介: 孙远翔 (1967—), 男, 博士, 副教授, 主要从事爆轰理论研究. E-mail: sunyuanxiang002@126.com

通信作者: 张之凡 (1990—), 女, 博士, 副教授, 主要从事水下聚能装药研究. E-mail: zzf84952823@126.com

进行了理论分析,推导了平板运动的相对速度公式,并据此提出了一种能够节省 26.5% 药量的新型 EFP 装药结构。郭腾飞等^[8]利用正交设计方法研究了钽质药型罩各结构参数对 EFP 性能的控制规律,分析了药型罩锥角、壁厚、圆弧半径对 EFP 成型形态的影响,并提出了一组钽质药型罩的最佳设计参数。鲁忠宝等^[9]选取不同炸药品种及起爆方式的战斗部装药,开展了水下爆炸全方位威力场参数测试,得到不同结构战斗部水中爆炸的能量输出规律及其对舰船目标的毁伤效果。此外,还有一些学者从侵彻着角^[10]、小口径 EFP^[11]、弹丸尾翼^[12]等方面进行了探索。然而,目前的研究主要集中于空气中的 EFP 运动侵彻过程,水下 EFP 成型方面的成果相对欠缺。

为此,本研究以 1 kg 装药 EFP 为分析对象,基于 AUTODYN 有限元仿真软件,系统探究装药、药型罩、弹前空气罩等核心部分对水下环境 EFP 成型的影响规律,进而得出一组适用于水中 EFP 的优化设计参数,为水下常规武器的战斗部设计提供一定的仿真参考。

1 仿真建模及计算设置

1.1 仿真建模

仿真模型由水域、EFP 装药及弹前空腔 3 个部分组成,其总体 1/2 模型如图 1 所示。其中,弹前空腔设置为空气域,对应实弹头部位置的空气部分,空腔长度记为 L_{cavity} 。EFP 装药由炸药和药型罩组成,具体结构如图 2 所示。炸药总质量为 1 kg,整体呈圆柱形,通过装药半径 R 、长径比 L/D 两个参量描述;药型罩呈球缺形,罩壁厚度记为 δ ,药型罩两端边缘处切线的夹角记为 α ;炸药采用多点起爆方式,起爆半径为 r ; O 为药柱底面圆心, O_1 、 O_2 为起爆点,关于 O 点对称。原始模型参数见表 1。

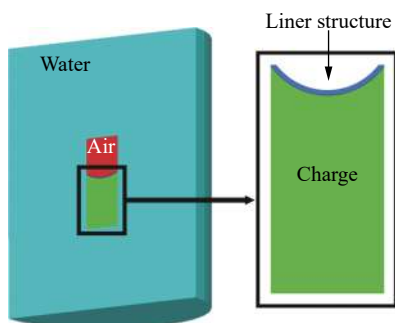


图 1 总体 1/2 模型
Fig. 1 Overall 1/2 model

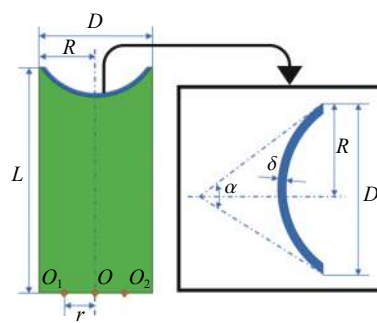


图 2 EFP 装药结构
Fig. 2 EFP charge structure

表 1 原始模型参数

Table 1 Original model parameters

Type	Material	L/D	$\alpha/(^\circ)$	δ/mm	L_{cavity}/R	r/R
TNT	Copper	0.5	120	2	2	0

1.2 状态方程

由于仿真研究涉及水下爆炸、EFP 成型等高瞬态、大变形过程,模型网格可能出现畸变,导致计算终止。因此,仿真模型采用任意拉格朗日-欧拉算法(Arbitrary lagrangian eulerian, ALE)进行计算。ALE 算法的核心思想:每隔一定的时间步长,便根据物质区域的流动边界情况对计算网格进行重分重构,进而避免出现严重的网格变形。仿真模型共涉及 4 类材料:空气、水、炸药及金属药型罩。

空气采用 Ideal Gas 方程

$$p_{\text{air}} = (\gamma - 1)\rho_{\text{air}}e_{\text{air}} \quad (1)$$

式中: p_{air} 为空气压力, ρ_{air} 为空气密度, 绝热常数 $\gamma = 1.4$, 比内能 $e_{\text{air}} = 2.068 \times 10^5 \text{ J/kg}$ 。

水采用 Polynomial 方程

$$p_w = \begin{cases} A_1\mu + A_2\mu^2 + A_3\mu^3 + (B_0 + B_1\mu)p_{w0}e_w & \mu > 0 \\ T_1\mu + T_2\mu^2 + B_0p_{w0}e_w & \mu < 0 \end{cases} \quad (2)$$

式中: p_w 为水的压力; $\mu = \rho_w / \rho_{w0} - 1$, ρ_w 、 ρ_{w0} 分别为水的密度和初始密度; A_1 、 A_2 、 A_3 、 B_0 、 B_1 、 T_1 、 T_2 为物质常数; p_{w0} 为水的初始压力; e_w 为水的比内能。水的 Polynomial 方程主要参数见表 2, 表中材料参数均来源于 AUTODYN 材料库^[13]。

表 2 Polynomial 方程的主要参数

Table 2 Main parameters of Polynomial equation

A_1/GPa	A_2/GPa	A_3/GPa	B_0	B_1	T_1/GPa	T_2/GPa
2.20	9.54	14.57	0.28	0.28	2.20	0

炸药采用 JWL 方程

$$p_e = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 \bar{V}} \right) e^{-R_1 \bar{V}} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 \bar{V}} \right) e^{-R_2 \bar{V}} + \frac{\omega E}{\bar{V}} \quad (3)$$

式中: $\bar{V} = \rho_{b0} / \rho_b$, ρ_b 、 ρ_{b0} 为爆轰产物的密度及初始密度; E 为单位体积炸药的內能; A 、 B 、 R_1 、 R_2 、 ω 为物质常数, 数值根据具体实验确定; e 为欧拉数; p_e 为炸药爆压。不同炸药种类的 JWL 方程主要参数见表 3, 表中材料参数均来源于 AUTODYN 材料库^[13], D_{CJ} 为炸药爆速, p_{CJ} 为爆轰压力。

表 3 JWL 方程主要参数

Table 3 Main parameters of Polynomial equation

Type	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	$\rho/\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	$D_{CJ}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$E/(\text{GJ} \cdot \text{m}^{-3})$	p_{CJ}/GPa
TNT	373.77	3.75	4.15	0.90	0.35	1630	6930	6.0	21.0
B	524.23	7.68	4.20	1.10	0.34	1717	7980	8.5	29.5
PBX	581.45	6.80	4.10	1.00	0.35	1787	8390	9.0	34.0
H6	758.07	8.51	4.90	1.10	0.20	1760	7470	10.3	24.0
HMX	778.28	7.07	4.20	1.00	0.30	1891	9110	10.5	42.0

金属药型罩采用 Johnson-Cook 方程

$$Y = (A + B\varepsilon_p^n) (1 + C \ln \dot{\varepsilon}_p^*) (1 - T_H^m) \quad (4)$$

式中: Y 为等效应力, A 为初始屈服应力, B 为硬化常数, ε_p^* 为塑性应变率, n 为硬化指数, C 为应变率常数, m 为热软化指数, T_H 为无量纲化温度。不同种类金属材料的 Johnson-Cook 方程的主要参数见表 4, 表中材料参数均来源于 AUTODYN 材料库^[13]。

表 4 Johnson-Cook 方程的主要参数

Table 4 Main parameters of Johnson-Cook equation

Material	A/MPa	B/MPa	n	C	m
Steel	792	510	0.26	0.014	1.03
Copper	90	292	0.31	0.025	1.09
Tungsten alloy	1506	177	0.12	0.016	1.00
Tantalum	142	164	0.31	0.057	0.88

1.3 计算域及网格设置

在数值模拟中, 计算区域及网格密度的设置对仿真结果具有较大影响。具体建模时, 应在保证结果准确性的前提下, 合理规划计算域并设定适当的网格数量, 尽可能地提升计算效率。基于该目的, 通

过试算不同计算域、不同网格尺寸的模型,探索兼顾计算精度与计算效率的最佳设定组合。为了便于后期分析,先固定网格尺寸,试算不同计算域的工况,得到合理计算域后,再改变网格密度进行计算。表 5 整理了全部计算工况,其中工况 3 和工况 11 的计算域及网格尺寸相同,仿真设定时长不同。

表 5 试算工况

Table 5 Conditions of trial calculation

Case No.	Computational domain/(mm × mm)	Grid size/(mm × mm)	Grid quantity	Case No.	Computational domain/(mm × mm)	Grid size/(mm × mm)	Grid quantity
1	1 000 × 400	0.5 × 0.5	1 600 000	8	600 × 240	0.2 × 0.2	3 600 000
2	800 × 320	0.5 × 0.5	1 024 000	9	600 × 240	0.3 × 0.3	1 600 000
3	600 × 240	0.5 × 0.5	576 000	10	600 × 240	0.4 × 0.4	900 000
4	500 × 200	0.5 × 0.5	400 000	11	600 × 240	0.5 × 0.5	576 000
5	400 × 160	0.5 × 0.5	256 000	12	600 × 240	0.6 × 0.6	400 000
6	300 × 120	0.5 × 0.5	144 000	13	600 × 240	0.7 × 0.7	293 878
7	200 × 80	0.5 × 0.5	64 000	14	600 × 240	0.8 × 0.8	225 000

定义单位计算量用时 t^*

$$t^* = \frac{t_{\text{total}}}{N t_{\text{set}}} \quad (5)$$

式中: t_{total} 为仿真实际总用时; N 为网格总量; t_{set} 为仿真设定时长,是指装药起爆到 EFP 运动至边界处的仿真时长。图 3(a)、图 3(b)分别列出了试算工况 1~工况 7 和工况 8~工况 14 的单位计算量用时情况。当网格尺寸一定时,计算域大小会对计算效率产生一定的影响:首先,随着计算域的扩大,由于网格尺寸固定,使得网格总量 N 上升;其次,计算域扩大意味着 EFP 运动至边界需要经过更长的距离,导致 t_{set} 增加,仿真实际用时 t_{total} 则随着计算量的变化而波动。图 3(a)表明,网格尺寸一定,随着计算域的减小, t^* 振荡后趋于 8.5 min 左右。虽然工况 1 对应的 t^* 值最小,但过大的计算量导致总体耗时太长;而工况 5~工况 7 的计算域过小,导致 EFP 完全成型前即到达模型边界。因此,在工况 2~工况 4 中选择 t^* 值最小的工况 3 的计算域较为合适。图 3(b)表明,计算域大小确定, t^* 随着网格尺寸的增加而下降,并逐渐趋于 6 min 左右。在工况 8~工况 14 中,选择工况 10 的网格尺寸能够兼顾计算精度与效率。

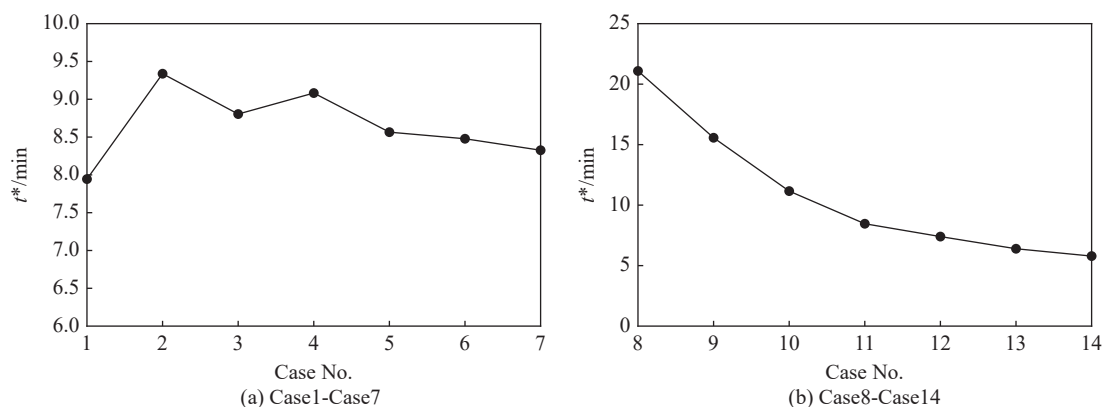


图 3 不同工况单位计算量用时

Fig. 3 Unit calculation time for different conditions

2 仿真结果及分析

为了探索各变量对水中 EFP 成型过程的影响规律,采用单变量的方式进行优化,在每小节的优化过程中,只分析一个变量的影响而固定其他参量的取值。各变量具体取值情况见表 6(Δ代表取值间隔)。

表 6 变量取值情况
Table 6 Summary of variable values

L/D	Type	Material	$\alpha/(^{\circ})$	δ/mm	L_{cavity}/R	r/R
0.5–3($\Delta = 0.5$)	TNT	Copper	120	2	2	0
1.5	TNT/B/H6/HMX	Copper	120	2	2	0
1.5	HMX	Steel/Copper/Tantalum/Tungsten	145	2	2	0
1.5	HMX	Copper	120–160($\Delta = 5$)	2	2	0
1.5	HMX	Copper	145	2–6($\Delta = 0.5$)	2	0
1.5	HMX	Copper	145	2–6	1–4($\Delta = 0.5$)	0
1.5	HMX	Copper	145	2–6	2	0–0.8($\Delta = 0.2$)

2.1 装药影响分析

2.1.1 长径比

长径比 L/D 会影响爆轰波在装药内部的传播, 进而导致 EFP 在成型过程中的差异。分别选取 L/D 为 0.5、1.0、1.5、2.0、2.5、3.0 共 6 种工况进行仿真。图 4 为不同长径比装药对应 EFP 的速度曲线, 图 5 为 L/D 与 EFP 最大速度之间的关系曲线。图 4 表明, 随着装药长径比的增加, 爆轰波传播时间延长, EFP 获得速度的时刻也依次延迟。开始运动后, 由于存在弹前空腔, 运动阻力较小, EFP 的速度在约 $5 \mu\text{s}$ 内迅速提升至最大速度的 85%~90%, 随后平缓增长。当 EFP 到达空腔尽头进入水中时, 速度出现突变, 随后持续迅速下降。当 $L/D \geq 1.5$ 时, EFP 速度曲线在衰减段趋于一致。根据图 5 曲线可知: EFP 的最大速度随着 L/D 的增加呈先上升后下降的趋势; 在 $L/D = 1.5$ 时取得极大值, 此时 $v_{\text{max}} = 2\,162 \text{ m/s}$ 。

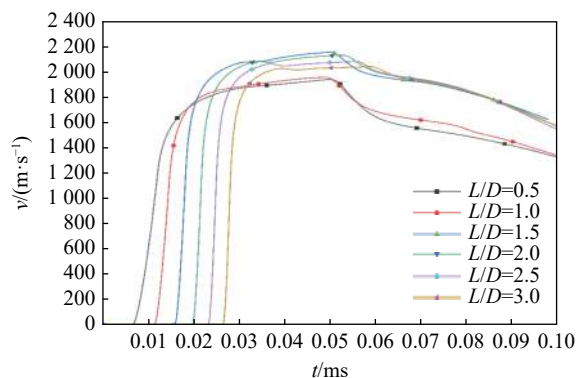


图 4 不同装药长径比 EFP 的速度时间曲线

Fig. 4 t - v curves of EFP with different L/D charges

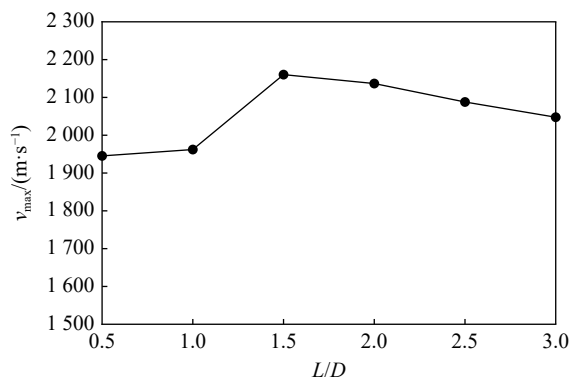


图 5 长径比与 EFP 最大速度的关系

Fig. 5 Variation of L/D with v_{max} of EFP

2.1.2 炸药种类

不同类型装药由于其爆轰性能差异, 在爆轰驱动下的弹丸成型情况也不同。选取 TNT、B 炸药、PBX、H6、HMX 共 5 种典型装药进行仿真。图 6 为不同种类装药对应的 EFP 速度(v)曲线, 图 7 为装药种类与 EFP 最大速度(v_{max})的关系曲线。计算结果表明, 炸药对 EFP 的驱动性能排列依次为: HMX > PBX > B 炸药 > H6 > TNT。综合图 6、图 7 及表 2 可知, 随着装药爆速的提升, EFP 开始运动的时刻越早, 获得的最大速度也越高。因此, 装药对 EFP 的驱动性能主要受爆速影响。若将战斗部装药由 TNT 更换为 HMX, 则装药爆速提升 31.5%, 对应的 EFP 最大速度提升 29.7%。

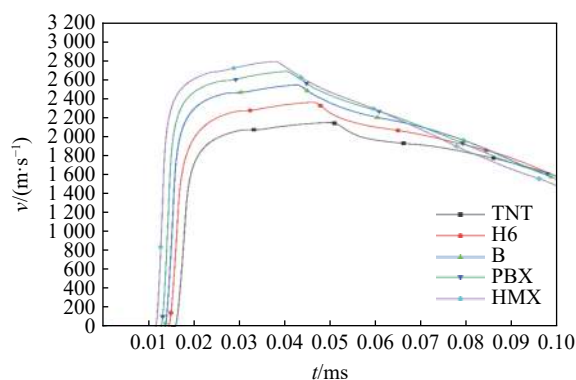


图6 不同类型装药 EFP 的速度-时间曲线

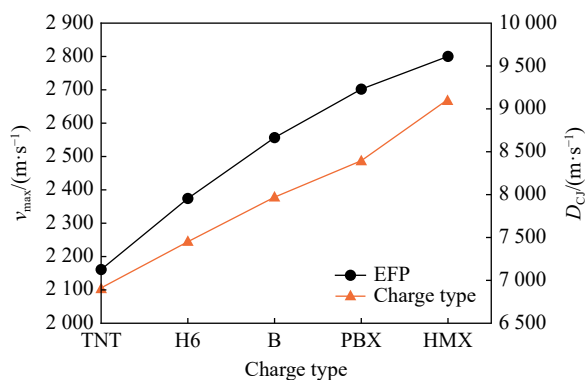
Fig. 6 v - t curves of EFP with different charge types

图7 装药种类与 EFP 最大速度的关系

Fig. 7 Variation of $v_{\max}$ of EFP with charge types

2.2 药型罩影响分析

2.2.1 药型罩材料

选取紫铜、钢、钽及钨合金 4 种典型药型罩材料进行仿真。图 8 为不同药型罩材料对应的 EFP 速度曲线, 图 9 为材料种类与 EFP 最大速度关系曲线。计算结果表明: 铁质 EFP 的最大速度分别高出紫铜、钽、钨合金 EFP 7.4%、63.3% 和 65.3%, 但其速度衰减也最快。钽、钨合金两种材质 EFP 对应的速度曲线非常接近: 点火后约 $24 \mu\text{s}$, EFP 加速至最大速度, 而后呈缓慢衰减趋势, $76 \mu\text{s}$ 内速度衰减幅度约为 19.4%; 紫铜 EFP 最大速度为 2805.6 m/s , 与铁质 EFP 接近, 但衰减速度远低于后者; $100 \mu\text{s}$ 时, 紫铜 EFP 剩余速度分别高出铁、钽、钨合金 585.6 、 58.2 、 31.9 m/s 。综合图 9 材料密度数据可知: 密度越大, EFP 在水中的最大速度越低, 但速度衰减也越缓慢。综合以上分析, 选择紫铜作为水中 EFP 的药型罩材料比较合适。

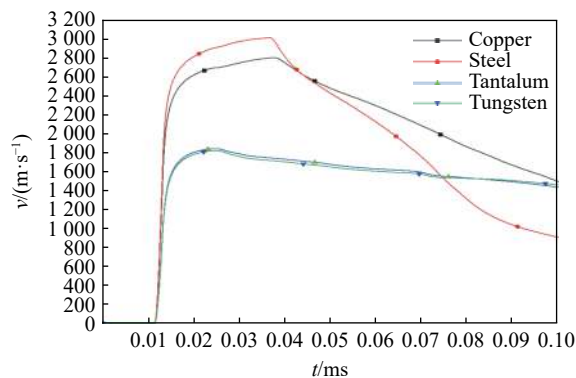


图8 不同药型罩材料 EFP 的速度-时间曲线

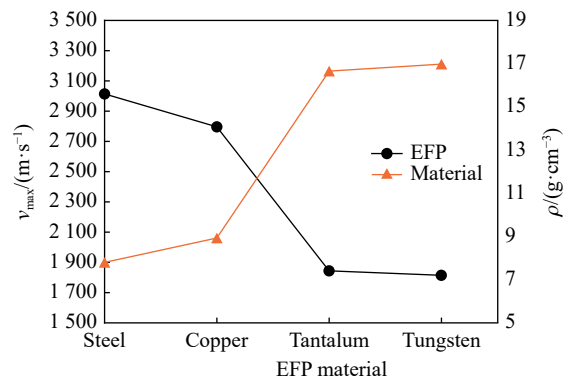
Fig. 8 v - t curves of EFP with different liner material

图9 药型罩材料与 EFP 最大速度的关系

Fig. 9 Variation of $v_{\max}$ of EFP with liner material

2.2.2 切向锥角

如图 2 所示, 当装药半径 R 确定时, 切向锥角 α 决定了药型罩的圆弧半径。由于水的巨大阻力, 不同锥角的药型罩在成型后形状差异较大。因此, 在选择合适的 α 值时, 不仅要考虑 EFP 的运动速度, 还要结合 EFP 成型形状进行综合分析。EFP 药型罩结构 α 值的区间通常为 $120^\circ \sim 160^\circ$, 在该区间内等分选取 9 组 α 值工况进行仿真。图 10 为不同锥角对应的 EFP 速度曲线, 图 11 为锥角 α 与 EFP 最大速度关系曲线。计算结果表明, 随着锥角 α 增大, EFP 能够达到的最大速度不断提高, 但峰值过后的衰减幅度也不断扩大。以 $\alpha = 120^\circ$ 和 $\alpha = 160^\circ$ 为例, 后者最大速度高出前者 17.2%, $100 \mu\text{s}$ 时速度衰减幅度高出前者 19.5%。因此, 仅从速度方面考虑, α 值较大的药型罩更有利于提升 EFP 在水中的毁伤性能。

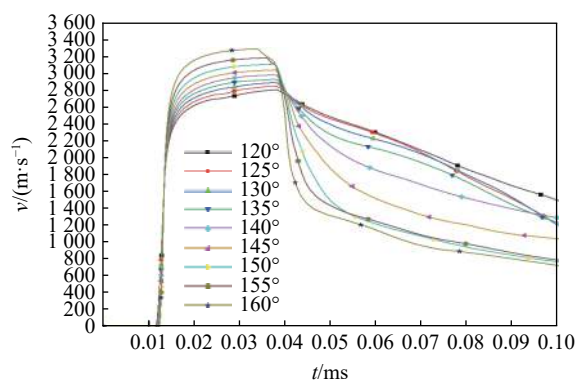
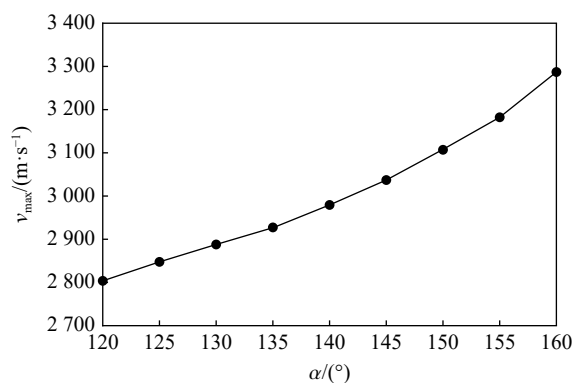
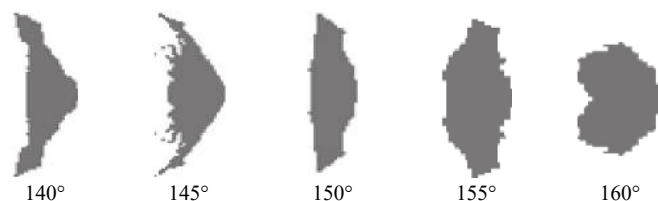
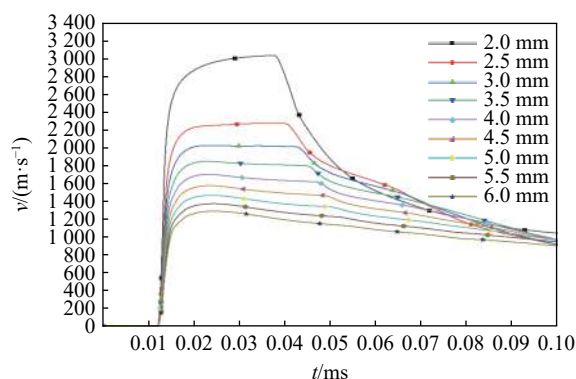
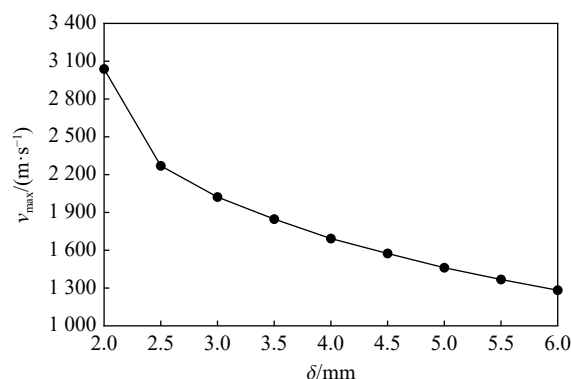
图 10 不同 α 值 EFP 的速度-时间曲线Fig. 10 v - t curves of EFP with different α values图 11 α 值与 EFP 最大速度的关系Fig. 11 Variation of α values with $v_{\max}$ of EFP

图 12 为 α 值在 $140^\circ \sim 160^\circ$ 区间时, EFP 在水中稳定成型后的形状。由图 12 可以清楚看出, 随着 α 值的增大, 弹丸形状呈“蜷缩化”趋势, 越来越接近于球状。当 $\alpha \geq 150^\circ$ 时, EFP 头部扁平化, 导致速度方向的受力面过大, 非常不利于在水中的运动及侵彻, 这也解释了图 10 中 α 值越大则速度衰减幅度越大的现象。综合以上分析, α 值取 145° 能够较好地兼顾 EFP 的速度与形状, 实现性能的优化。

图 12 不同 α 值对应的 EFP 形状Fig. 12 EFP shapes corresponding to different α values

2.2.3 壁厚

在 $2 \sim 6$ mm 区间内每隔 0.5 mm 选取一组壁厚 δ 值, 对这 9 种工况展开仿真。图 13 为不同壁厚对应的速度曲线, 图 14 为壁厚 δ 与 EFP 最大速度关系曲线。计算结果表明, 不同 δ 值对应的 EFP 在速度方面具有较大差异, 总体规律表现为: 随着厚度 δ 的增加, EFP 的最大速度不断降低, 但速度衰减幅度也相应减小。根据图 14 可以看出, 在 δ 值增加的初始阶段, $v_{\max}$ 迅速下降, 说明此阶段 δ 值对 EFP 速度具有较强的影响力。当 $\delta > 3.0$ mm 时, $v_{\max}$ 衰减幅度趋于平缓。 $\delta = 2.0$ mm 与 $\delta = 3.0$ mm 两种工况相比, 最大速度差值为 1009.5 m/s, 前者高出后者 49.7%; 而 $\delta = 5.5$ mm 与 $\delta = 6.0$ mm 两种工况相比, 最大速度差值为 83.1 m/s, 前者仅高出后者 6.4%。因此, 选择 $\delta = 2.0$ mm 作为药型罩壁厚较为合适。

图 13 不同 δ 值 EFP 的速度-时间曲线Fig. 13 v - t curves of EFP with different δ values图 14 δ 值与 EFP 最大速度的关系Fig. 14 Variation of δ values with $v_{\max}$ of EFP

2.3 空气域长度影响分析

空气域为 EFP 的加速运动过程提供了空间条件,若空气域过短,则 EFP 无法充分成型提速;反之,则会造成武器内部空间的浪费。因此,选择合适的空气域长度对 EFP 的优化设计具有重要意义。在空气域长度 $R \sim 4R$ 范围内等份选取 7 组工况进行仿真(此处空气域长度通过 L_{cavity}/R 刻画,即装药半径倍数)。图 15 为不同空气域长度对应的 EFP 速度曲线,图 16 为空气域长度与 EFP 最大速度的关系曲线。计算结果表明:不同 L_{cavity}/R 值的工况,速度曲线在前 0.025 ms 内的变化趋势相同;当 EFP 进入水中后,速度开始急剧下降,衰减规律也近似。随着空气域长度的增加,EFP 速度衰减的时间点不断推迟,其能够达到的最大速度也有所提升。由图 16 可知,当 $L_{\text{cavity}}/R < 3$ 时,随着空气域长度变大,EFP 最大速度不断增加,但增幅减缓;当 $L_{\text{cavity}}/R \geq 3$ 后,EFP 最大速度趋于稳定,此时空气域长度不再是限制速度提升的因素。因此,选取空气域长度为 3 倍的装药半径比较合适。

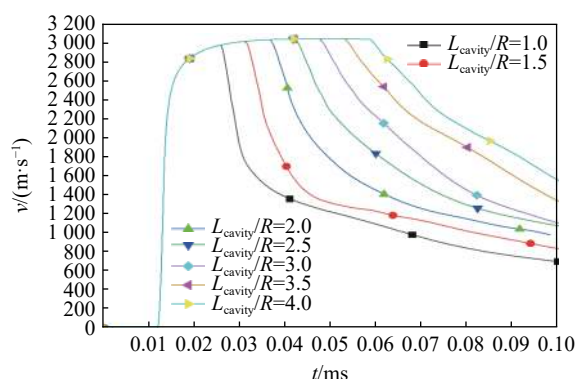


图 15 不同 L_{cavity}/R 值 EFP 的速度-时间曲线

Fig. 15 v - t curves of EFP with different L_{cavity}/R values

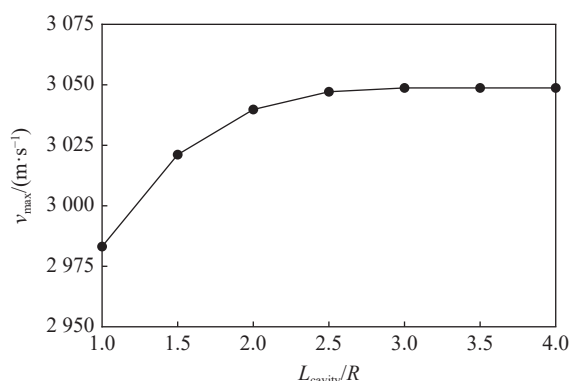


图 16 L_{cavity}/R 值与 EFP 最大速度的关系

Fig. 16 Variation of L_{cavity}/R values with v_{max} of EFP

2.4 起爆半径影响分析

多点起爆对 EFP 成型具有较大影响,合理设置起爆半径能够有效提升 EFP 性能。 r 在 $0 \sim 0.8R$ 范围内等份选取 5 组工况开展仿真研究($r = 0$ 时为单点中心起爆)。图 17 为不同起爆半径 r 对应的 EFP 速度曲线,图 18 为起爆半径 r 与 EFP 最大速度的关系曲线。由图 17 可知,起爆半径 r 对 EFP 速度的影响主要表现在加速阶段,在该阶段中,起爆半径 r 较大的曲线位于上方;而当 EFP 进入水中后,5 条速度曲线呈现相似的衰减规律。0.18 ms 时,不同 r 值的 EFP 速度均处于 600 m/s 附近。根据图 18 可得,随着起爆半径 r 的增加,EFP 的最大速度不断提升。因此,根据速度指标,应尽量选用较大的 r 值。

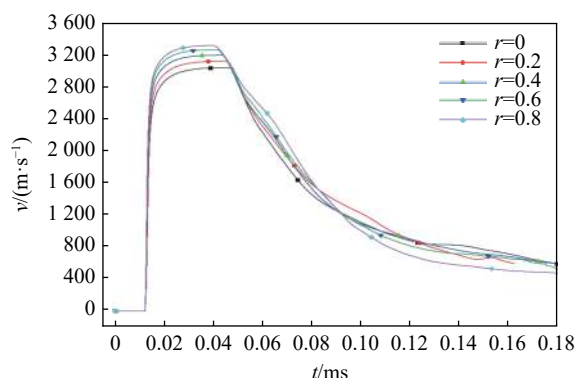


图 17 不同 r/R 值 EFP 的速度-时间曲线

Fig. 17 t - v curves of EFP with different r/R values

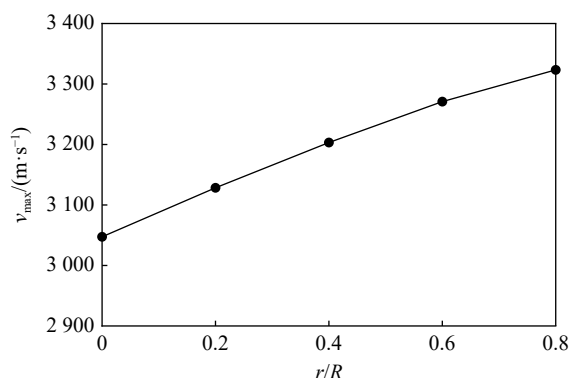


图 18 r/R 值与 EFP 最大速度的关系

Fig. 18 Variation of r/R values with v_{max} of EFP

图 19 展示了 r 为 $0.4R$ 、 $0.6R$ 、 $0.8R$ 时 EFP 的成型过程。同一组工况下,EFP 在前 $50 \mu\text{s}$ 内长径比不断增大,成型过程与空气中相似;到 $60 \mu\text{s}$ 时,EFP 受到水的阻力,开始出现坍塌现象,头部变得扁平。

对比不同 r 值的图像可以发现,随着 r 值的增加,EFP 头部逐渐出现撕裂,且在 $60\text{ }\mu\text{s}$ 时刻弹体出现断裂现象(见 $r=0.6R$ 和 $r=0.8R$ 图像),而 $r=0.4R$ 时则保持了较好的形态。综合以上分析, r 取 $0.4R$ 比较合适。

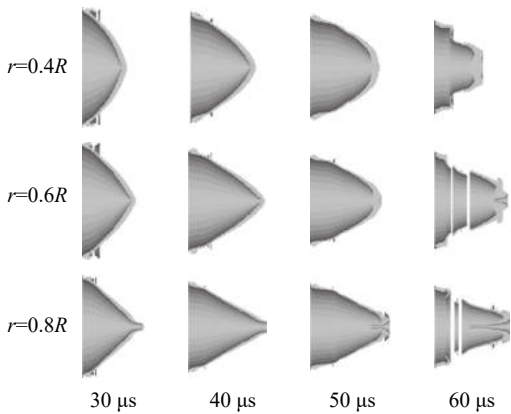


图 19 不同 r 值对应的 EFP 形状
Fig. 19 EFP shapes corresponding to different r values

2.5 优化后的仿真结果

经过以上仿真分析,得到了一组优化后的 EFP 设计参数,具体数据见表 7。

表 7 优化后的 EFP 参数
Table 7 Optimized EFP parameters

L/D	Type	Material	$\alpha/(^{\circ})$	δ/mm	L_{cavity}/R	r/R
1.5	HMX	Copper	145	2	3	0.4

表 8 展现了优化前后 EFP 的速度 v 、长径比 L/D 及动能 E_k 3 项指标的具体值,并与文献 [2] 中的实验数据进行对比。结果表明:优化前,药型罩在爆轰波和水的双重作用下,中心区域出现撕裂,整体形态不利于克服水的阻力,严重降低了运动速度,其最大速度仅为 $1\,947.7\text{ m/s}$,长径比为 0.39 ,动能为 $1.50 \times 10^5\text{ J}$;经过优化的药型罩能够形成稳定的锥状头部,有效克服了水中的阻力效应,最大速度可达 $3\,204.6\text{ m/s}$,长径比为 0.73 ,动能为 $3.64 \times 10^5\text{ J}$ 。相比优化前,速度提升了 64.5% ,长径比增加 0.87 ,动能提升 142.7% 。说明优化过程使 EFP 在速度、形态及能量方面均得到了一定的提升。

表 8 优化前后效果对比
Table 8 Effect comparison before and after optimization

Comparison	$v/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	L/D	E_k/J	EFP shape
Before optimization	1 947.7	0.39	1.50×10^5	
After optimization	3 204.6	0.73	3.64×10^5	
Previous achievements ^[2]	1 935.0	0.76		

3 结 论

基于 AUTODYN 有限元软件,对水下 EFP 聚能装药设计开展优化,重点针对装药及药型罩两处核心部件进行了仿真研究,分析了装药种类及长径比、药型罩材料、切向锥角、壁厚空气域长度、起爆半径等因素对 EFP 水下成型的影响。

(1)装药质量一定的情况下,EFP 最大速度随着长径比的增加呈先增后减的趋势,当 L/D 取 1.5 时,EFP 能够获得较高的运动速度;装药的爆速能够有效提升弹丸速度,在设计时可以通过选用 HMX 等高能炸药提升 EFP 性能。

(2)选取紫铜作为药型罩材料,EFP 能够获得较高的运动速度,且速度衰减幅度较小;切向锥角 α 越大,EFP 最大速度越高,当 $\alpha = 145^\circ$ 时,能够兼顾运动速度与弹丸形状;增加药型罩壁厚 δ ,会导致 EFP 最大速度下降,当 $\delta = 2\text{ mm}$ 时,EFP 速度显著提升;空气域长度选取 3 倍装药半径、起爆半径选取 0.4 倍装药半径比较合适。

(3)优化后的 EFP 最大速度、长径比及动能相比原设计均有显著提升,说明仿真优化手段在 EFP 设计方面能够起到一定的借鉴意义。

参考文献:

- [1] AHMED M, MALIK A Q, HUANG S A, et al. Penetration evaluation of explosively formed projectiles through air and water using insensitive munition: simulative and experimental studies [J]. *Engineering, Technology & Applied Science Research*, 2016, 6(1): 913–916.
- [2] 曹兵. EFP 战斗部水下作用特性研究 [J]. *火工品*, 2007(3): 1–5.
CAO B. Study on the performance of EFP warhead operating underwater [J]. *Initiators & Pyrotechnics*, 2007(3): 1–5.
- [3] 杨莉, 张庆明, 巨圆圆. 爆炸成型弹丸对含水复合装甲侵彻的实验研究 [J]. *北京理工大学学报*, 2009, 29(3): 197–200.
YANG L, ZHANG Q M, JU Y Y. Experimental study on the penetration of explosively formed projectile against water-partitioned armor [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2009, 29(3): 197–200.
- [4] MARKOVIC M, ELEK P, JARAMAZ S, et al. Numerical and analytical approach to the modeling of explosively formed projectiles [C]//Proceedings of the 6th International Scientific Conference on Defensive Technologies. Belgrade, Serbia, 2014: 1–6.
- [5] 杨伟苓, 姜春兰, 王在成, 等. 基于 VESF 起爆系统 MEFP 装药的数值与实验研究 [J]. *高压物理学报*, 2013, 27(5): 751–756.
YANG W L, JIANG C L, WANG Z C, et al. Experimental study and numerical simulation on MEFP based on VESF initiation [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2013, 27(5): 751–756.
- [6] 王雅君, 李伟兵, 李文彬, 等. 爆炸成型模拟弹丸水中飞行影响因素 [J]. *弹道学报*, 2018, 30(1): 87–92.
WANG Y J, LI W B, LI W B, et al. Factors influencing flight characteristics of simulated EFP in water [J]. *Journal of Ballistics*, 2018, 30(1): 87–92.
- [7] 林加剑, 贾虎. 爆炸成型弹丸有效装药结构理论分析及试验研究 [J]. *弹箭与制导学报*, 2015, 35(1): 59–62, 67.
LIN J J, JIA H. Theoretical analysis and experimental research on the effective shaped charge with EFP [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2015, 35(1): 59–62, 67.
- [8] 郭腾飞, 李伟兵, 李文彬, 等. 钽罩结构参数对 EFP 成型及侵彻性能的控制 [J]. *高压物理学报*, 2018, 32(3): 035104.
GUO T F, LI W B, LI W B, et al. Controlling effect of tantalum liner's structural parameters on EFP formation and penetration performance [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2018, 32(3): 035104.
- [9] 鲁忠宝, 黎勤, 哈海荣. 不同能量输出结构战斗部水下爆炸毁伤威力试验研究 [J]. *水下无人系统学报*, 2019, 27(1): 71–77.
LU Z B, LI Q, HA H R. Experimental study on underwater explosion damage power of warhead with different energy output configuration [J]. *Journal of Unmanned Undersea Systems*, 2019, 27(1): 71–77.
- [10] 樊菲, 李伟兵, 王晓鸣, 等. 爆炸成型弹丸战斗部不同侵彻角下的毁伤能力研究 [J]. *高压物理学报*, 2012, 26(2): 199–204.
FAN F, LI W B, WANG X M, et al. Research on the damaging ability of EFP warhead at different incidence angle [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2012, 26(2): 199–204.

- [11] 于川, 王伟, 陈浩, 等. 小口径药型罩爆炸成型弹丸设计与多层钢靶侵彻实验 [J]. *高压物理学报*, 2014, 28(1): 69–72.
YU C, WANG W, CHEN H, et al. Design of explosively formed projectile liner with small radius and experiment of penetrating multi-layer steel target [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2014, 28(1): 69–72.
- [12] 林加剑, 任辉启, 沈兆武. 尾翼型爆炸成型弹丸的数值模拟及实验研究 [J]. *高压物理学报*, 2009, 23(3): 215–222.
LIN J J, REN H Q, SHEN Z W. Numerical and experimental study on explosively formed projectile with fins [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2009, 23(3): 215–222.
- [13] Century Dynamics Inc. Interactive non-linear dynamic analysis software AUTODYNTM user manual [M]. Houston, USA: Century Dynamics Inc., 2003.

Simulation Study on Influential Factors of EFP Underwater Forming

SUN Yuanxiang¹, HU Haoliang¹, ZHANG Zhifan²

(1. State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China;

2. School of Naval Architecture & Ocean Engineering, Dalian University of Technology,

Dalian 116024, Liaoning, China)

Abstract: Due to the difference in physical quantities such as density and pressure, the forming process of explosive formed projectile(EFP) in air and water is quite different. In order to optimize the design scheme of underwater EFP, the simulation study was carried out using AUTODYN finite element software and the specific effects of the seven variables of the charge were discussed in detail. A set of design parameters suitable for underwater EFP charge is produced. According to the simulation results, the optimized design parameters of the EFP charge with a total mass of 1 kg are: the aspect ratio of the explosive is 1.5, the type of explosive is HMX with a higher detonation speed, the material of the liner structure is copper, and the tangential cone angle is 145°, the wall thickness δ is 2 mm, the length of the air field is 3 times the charge radius, and the initiation radius r is 0.4 times the charge radius. This scheme has a good effect on optimizing EFP speed, aspect ratio and kinetic energy.

Keywords: explosive formed projectiles; underwater explosion; numerical simulation; optimized design