

我国高压物理领域

唯一专业期刊

高压物理学报

CHINESE JOURNAL OF HIGH
PRESSURE PHYSICS

侵彻与防护

2018

中国物理学会
高压物理专业委员会 主办

高压物理学报

GAOYA WULI XUEBAO

1987 年 9 月创刊

2018 年主题专刊

· 侵彻与防护 ·

目 次

弹丸高速斜侵入水流场显示的初步研究	周 杰,徐胜利,彭 杰
动能弹对混凝土靶侵彻深度的 PSO-SVM 预测	潘 强,张继春,肖清华,邹新宽,石洪超
大着速范围长杆弹侵彻深度变化及其影响因素的数值模拟	徐晨阳,张先锋,刘 闯,邓佳杰,郑应民
低侵彻性枪弹的入水研究	梁化鹏,薛建锋,沈培辉
长径比对侵彻阻力的影响	吴普磊,李鹏飞,杨 磊,赵向军,宋 浦
楔形装药对射流干扰的数值模拟	周 杰,王凤英,原诗瑶,吴 鹏
贫铀合金药型罩聚能破甲性能实验研究	龚柏林,李 明,初 哲,吴海军,柯 明
平头弹穿透接触式双层金属板的理论研究	任善良,文鹤鸣,周 琳
钽罩结构参数对 EFP 成型及侵彻性能的控制	郭腾飞,李伟兵,李文彬,洪晓文
水防护层对射流头部速度衰减作用研究	李彪彪,王 辉,袁宝慧
预应力对陶瓷抗侵彻性能影响规律的数值模拟	吴 雪,张先锋,丁 力,谈梦婷,包 阔,陈贝贝
弹体斜撞击单层金属薄靶的数值仿真	郭子涛,郭 钊,张 伟
攻角对卵形弹撞击铝合金薄板影响的数值研究	邓云飞,袁家俊
分段 PELE 弹体冲击多层靶板数值分析	周敬轅,丁亮亮,汤文辉,冉究文
基于 SPH 的分层钢板抗半球头弹侵彻的数值模拟	强洪夫,孙新亚,王 广,陈福振,石 超,黄拳章
孔结构金属装甲抗弹能力的数值模拟	秦庆华,崔天宁,施 前,金永喜,张建勋
基于贫铀合金药型罩的聚能弹破甲后效实验研究	龚柏林,初 哲,王长利,李 明,吴海军,柯 明
环形双锥罩聚能装药结构优化设计	刘宏杰,王伟力,苗 润,吴世永
辅助药型罩材料对线型聚能射流性能影响的数值仿真	孙建军,李如江,杨 玥,万清华,张 明,孙 森,李 杨
弹着点位置对 V 形反应装甲干扰射流的影响	吴 鹏,李如江,阮光光,周 杰,雷 伟,聂鹏松,石军磊,于金升,李 优,赵海平
运动状态下聚能战斗部侵彻披挂反应装甲靶板的数值模拟	吴 鹏,李如江,雷 伟,阮光光,聂鹏松,石军磊,于金升,周 杰
双层楔形飞板爆炸反应装甲干扰聚能射流的数值模拟	刘迎彬,石军磊,胡晓艳,孙 森,张 明,段晓畅
爆炸反应装甲防护包络的数值仿真	孙建军,李如江,万清华,张 明,杨 玥,孙 森
多三明治结构反应装甲干扰射流的数值模拟	万清华,李如江,杨 玥,孙建军,张 明,孙 森
双层楔形装药 ERA 干扰聚能射流的数值模拟	高永宏,张 明,刘迎彬,周 杰,石军磊,孙 森,孙建军,万清华
着靶点位置对双层楔形装药反应装甲干扰射流的影响	张 明,高永宏,杨 玥,孙建军,万清华,孙 森,张 伟
《高压物理学报》2018 年主题专刊名录	《高压物理学报》编辑部
2018 年“侵彻与防护”主题专刊论文引用信息	封 三



官方网站: www.gywlxb.cn
官方邮箱: gaoya@caep.cn
联系电话: 0816-2490042

弹丸高速斜侵彻入水流场显示的初步研究^{*}

周 杰, 徐胜利, 彭 杰

(清华大学航天航空学院, 北京 100084)

摘要:为认识弹丸高速斜侵彻入水的气/水界面变形破碎、入水空泡和水中冲击波传播, 利用可变发射角立式二级轻气炮发射高速弹丸, 结合高速激光阴影和纹影流场显示, 给出了高速弹丸斜侵彻入水流场的演化图像。结果表明: 当弹丸速度在 350 m/s 附近时, 弹丸尾部气流会越过弹丸头部产生冲击波, 因为时间短且水惯性大, 冲击波在气/水界面反射但不会影响弹丸姿态和气/水界面。弹丸斜侵彻在水中产生冲击波系, 气/水界面发生形变和破碎(“碎片云”), 水中产生冲击波系和空化气泡区, 难以识别气泡和“碎片云”的边界, 不同头部构型弹丸会影响气泡和“碎片云”体积大小以及水下弹道稳定性。弹丸速度为 1.8 km/s 时, 碎片云体积大于水下空泡体积, 但流场结构和 350 m/s 情形相似。采用立式二级轻气炮和流场显示系统, 为研究高速弹丸斜侵彻入水现象提供了新的途径。

关键词: 二级轻气炮; 高速入水; 气/水界面; 空泡; 冲击波

中图分类号: O353.4

文献标识码: A

弹丸高速入水经历跨介质(气、水物性参数突变)高度非定常动态冲击过程, 涉及气/水界面大变形甚至破碎、空化及多相流动、冲击载荷引起的流固耦合及结构大变形与破坏, 是固体力学和流体力学交叉的难题^[1-2]。水的剪切强度为零, 弹水侵彻过程中气/水界面极易发生大变形和破碎。此外, 弹体结构受冲击作用产生应力波和动态破坏, 弹载机电系统因承受高过载而失效, 尾部卷入空气或出现空化气泡的膨胀和溃灭, 水中产生冲击波和膨胀波系等, 力学现象复杂, 难以建立全过程计算分析模型, 因此, 获得入水全过程的流场演化图像, 有助于认识其唯象规律^[3-4]。

早期研究主要针对弹丸低速入水的空泡发展、入水弹道和阻力系数等^[5-7]。Cheong 等^[8-9]研究了不同长细比及加载条件下细长体受入水冲击载荷作用的动态屈服关系, 获得了入水冲击屈曲准则。Shi 等^[10]研究了不同角度、头型和长径比的细长体垂直入水现象, 流场高速摄影图像显示, 入水空化对水下弹道影响较大。Truscott 等^[11-12]利用粒子图像测速系统(Particle Image Velocimetry, PIV)测量了钢球入水空泡速度场, 研究了旋转球入水空泡的形态及流体动力变化特性, 得到了完全入水临界角和斜入水空泡变化过程。Grumstrup 等^[13]研究了入水空泡表面波纹现象, 结合声场变化, 分析了空泡壁振动及其内部特征。张伟等^[14]利用气体炮和高速摄影研究了平头、卵头和截卵形弹丸入水弹道稳定性, 建立了平头弹入水的空泡形状分析模型。利用二级轻气炮和高速摄影, Guo 等^[15]研究了初速度为 100~600 m/s 的小质量弹丸水平入水现象, 分析了入水速度、穿透深度和空泡半径等参数随时间变化关系, 给出了归一化后的弹丸速度和穿透深度的关系, 研究了 CRH(卵形曲线半径和弹丸直径比)对结果的影响, 并用商业软件 AUTODYN 进行了计算。Yao 等^[16]对细长体垂直入水进行了实验和理论研究, 给出了其射弹动力学特性以及中等速度对应的空泡演化, 尤其是空泡深闭合前的表面闭合; 基于

^{*} 收稿日期: 2017-01-11; 修回日期: 2017-04-06

基金项目: 中国博士后科学基金(2015M581081); 中国运载火箭技术研究院基金(CALT201601); 清华大学自主课题(20161080102)

作者简介: 周 杰(1986—), 男, 博士, 主要从事超声速弹丸入水现象研究. E-mail: Beijihu1986@163.com

通信作者: 徐胜利(1965—), 男, 博士, 教授, 主要从事水下爆炸研究. E-mail: slxu@mail. tsinghua. edu. cn

Rayleigh-Besant 问题的解,得到了描述空泡形状演化的理论模型,在细长体入水初始阶段可忽略重力影响,但该阶段后期需要考虑重力影响。空泡演化对弹道稳定性有非常重要的影响。Truscott 等^[17]综述了基于形成机理的空泡分类和入水主要参数,概述了卷入空气射弹(包括空泡形成条件、初始冲击、空泡分类及形状、非对称空泡和低速斜入水、空泡和射弹动力学模拟、冲击动力学模拟等)和超空泡射弹(包括超空泡形成条件、超空泡模拟和高速入水、射弹稳定性、入水弹道设计)等方面的研究进展。高、低速射弹入水空泡形成的物理机制不同,对于低速入水,卷入空气气泡是当毛细数大于临界值时形成的,非对称气泡性状是由几何非对称性、横向自旋或表面润湿性等因素产生的。入水雷诺数高时,采用势流理论可模拟气泡和射弹动力学特性,射弹形状和空化数决定自然空化气泡能否维持,空中飞行的大长径比超空泡射弹通过尾翼稳定并抑制自旋,水中航行射弹靠斜支撑在气/水界面实现稳定,高速入水弹道设计应考虑超空泡动力学。Truscott^[17]指出了需研究的问题:(1) 表面闭合气泡动力学实验和理论研究,即空泡形状、轨迹与 Froude 数、雷诺数及作用力的关系;(2) 水蒸气如何进入空泡并影响其演化;(3) 需发展在线高保真测量传感器,获得加速度、表面应力、弹水接触线位置和空泡压力等数据。利用流场显示和动态应变测量系统,黄彪等^[18]在水洞中研究了水中弹丸空化流场,获得了空泡断裂和脱落现象的变化过程及特征频率等。罗小鹏^[19]和左金东^[20]采用可变发射角立式二级轻气炮发射超声速弹丸,利用光反射测量弹丸出口速度,采用连续激光和脉冲火花纹影成像系统,研究了超声速弹丸近水面侵彻及其流场特征。

与采用落体方式的低速入水不同,弹丸高速入水需研制质量和速度在较大范围变化的发射系统,动态过程和高过载也使弹水侵彻冲击的弹载测量变得困难,因此,可从气/水界面附近的流场显示入手。和弹丸与固体的侵彻现象类似,弹水侵彻涉及多个物理力学机制,速度、尺度、气-汽-液三相流、临界饱和和压力、惯性力等变量会以不同无量纲参数形式表征,因此,弹入水侵彻难以得到简洁和普适的经验公式。本研究采用立式可变发射角二级轻气炮加速质量约 350 g、速度为 300~400 m/s 的弹丸,采用高速纹影和阴影流场显示代替常用的高速摄影,观察入水前、后近弹水流场变化,特别是水中冲击波系的产生和传播。

1 实验和测量方法

利用可变发射角立式二级轻气炮发射指定质量和速度的弹丸。通过改变膜片材料、厚度和刻槽深度,可改变弹丸速度。采用高速纹影和阴影方法显示流场,根据高速阴影照片判读弹丸入水前速度。初步研究了不同头部形状、尺寸及速度的弹丸的入水过程。

1.1 实验装置

图 1(a)为“L”构型立式二级轻气炮示意图。压缩管离地面 5 m、长 6 m、内径 125 mm,发射管内径 40 mm、长 6 m。压缩管和发射管夹持预置裂纹的铝膜。采用高压空气驱动压缩管内的重活塞(40 kg),集气腔和压缩管滑动连接,压缩管两端采用固定于支架的液压阻尼缸支撑,以消除活塞冲击法兰引起的压缩管轴向位移,发射管可沿压缩管轴线旋转并改变弹丸发射角(见图 1(b))。实验前,将弹托、弹丸和膜片依次装入发射管。采用空压机向储气罐充气至 1.1 MPa。实验时,打开气动阀,高压空气由储气罐进入充气腔。重活塞击发由尾部高压空气推动,充气腔内预先充入的高压空气由进气槽进入重活塞尾部后,推动重活塞在压缩管内做加速运动,将活塞上游空气压缩至高温高压状态。当膜片破裂后,被压缩的高温高压空气由集气腔进入预先抽真空的发射管,推动弹托向前加速运动。弹丸和弹托在弹托捕捉器处实现分离,弹丸随后进入实验舱。实验后拆下夹膜段,更换膜片、弹托和弹丸。通过将储气罐内的高压空气充入集气腔,将活塞压回充气腔初始位置。集气腔末端的阻尼缸有吸能缓冲作用,防止膜片提前破裂导致压缩终点剩余速度较大的活塞冲击支架并损坏设备。与火药燃气(火药炮)相比,该设备装拆和操作安全简便,实验周期短且无含硝基燃气腐蚀管道内壁。除摩擦力外,该设备轴向和径向均不受力,安全性较高。

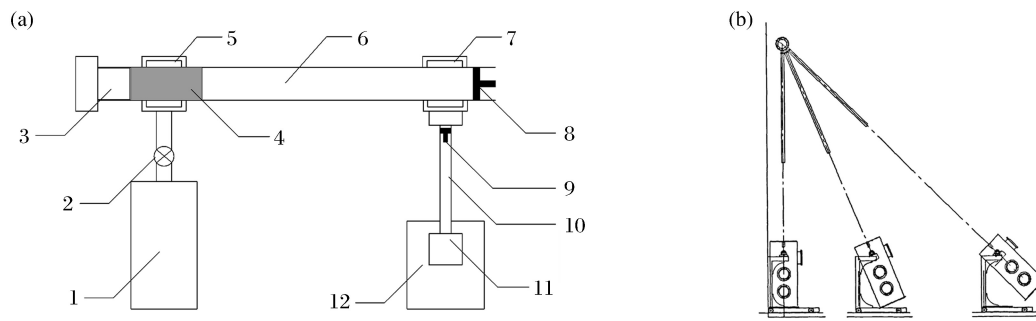


图 1 立式二级轻气炮结构(1. 高压储气罐;2. 气动球阀;3. 平衡活塞;4. 重活塞;5. 充气腔;6. 压缩管;7. 集气腔;8. 液压阻尼缸;9. 弹丸;10. 发射管;11. 弹托捕捉器;12. 实验舱)

Fig. 1 Schematic of vertical second-stage gas gun (1. High pressure gasholder;2. Pneumatic ball valve;3. Balance piston;4. Heavy piston;5. Inflation chamber;6. Compression tube;7. Gas-collecting chamber;8. Hydraulic damping cylinder;9. Projectile;10. Launching tube;11. Sabot catcher;12. Chamber)

弹托捕捉器是本实验系统的关键部件,目的是防止弹丸尾部气流影响入水过程。图 2 为弹托捕捉器示意图。紧凑型的弹托捕捉器和发射管连接,由真空接口、弹丸测速装置和侧向泄气孔等集成起来。在弹托分离过程中,弹托碎裂易造成尾部高压空气进入测速段,高压空气使 BOPP 膜片破裂并越过弹丸头部,导致弹丸入水前的气/水自由面失稳,影响弹丸和气/水自由面侵彻角度。弹托捕捉器的泄气孔非常重要,其直径要尽可能大,泄放气流应不影响测速段和气/水自由面,避免或减少高压空气从膜片破裂处溢出,以保证弹丸飞行姿态稳定。另外,增加发射管末端 BOPP 膜片厚度,或在测速段附近开设泄气孔,都可减少气流对弹丸入水前气/水界面的干扰。要说明的是:尽管采用了上述措施,在大质量和亚声速弹丸情况下,仍会有尾部高压空气越过弹丸头部,影响弹丸入水前的空气流场。

1.2 流场显示

采用高速激光阴影显示气/水界面附近流场。根据参考长度和高速阴影照片时间间隔给出弹丸速度。作为比较,还采用了激光通断法测量弹丸速度。图 3 为连续激光光源(型号 DSG-8,波长 532 nm,输出功率 0~8 W)阴影光路示意图。激光器光束能量呈高斯分布,经过匀化器(准直器和光纤)将激光能量均匀化处理,得到平顶(非高斯)能量分布的激光束,避免线激光扩束后能量沿光束截面分布不均匀。匀化后的光束经凸透扩束镜和凹球反射镜 I(焦距 2.5 m),产生近似平行光束,进入观察窗,并由凹球反射镜 II 将平行光束汇聚到带长焦镜头(焦距 80~200 mm)的高速 CCD 相机。CCD 相机可手动触发或由光电测速信号转化后的 TTL 电平外触发。需指出的是:平行光应垂直入射观察窗玻璃(K9 玻璃),以避免光折

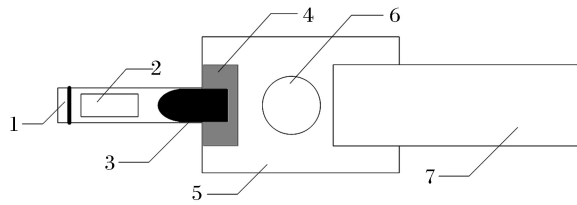


图 2 弹托捕捉器(1. BOPP 膜片;2. 泄气口;3. 弹丸;4. 弹托;5. 泄气腔;6. 泄气口;7. 发射管)

Fig. 2 Sabot catcher (1. BOPP film;2. Gas outlet;3. Projectile;4. Sabot;5. Venting chamber;6. Gas outlet;7. Launching tube)

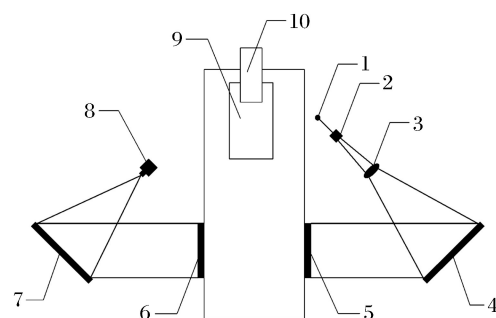


图 3 激光光源阴影光路(1. 激光;2. 匀化器;3. 扩束镜;4. 凹球反射镜 I;5. 观察窗;6. 凹球反射镜 II;7. 高速 CCD 相机;8. 弹托捕捉器;9. 发射管)

Fig. 3 Schematic of laser shadowgraph system (1. Laser;2. Homogenizer;3. Beam expander;4. Concave mirror I;5. Observation window;6. Concave mirror II;7. High-speed CCD camera;8. Sabot catcher;9. Launching tube)

射。在气炮运行过程中,置于导轨上、可前后运动的实验舱,其小幅振动会造成光束略微偏转。为避免弹托捕捉器侧向泄放高压气体及弹丸尾部气流冲击气/水界面(水雾)影响光学系统,实验舱外侧搭建开有透光孔的透明塑料帘围栏。

2 结果分析和讨论

研究 3 种头型的弹丸,即锥角分别 60°、90°的锥柱和截锥柱(见图 4),入水角度(弹丸轴线和水平方向夹角)呈 45°。铝膜预制裂纹采用“V”形刻槽,深度分别为 1.0 和 0.7 mm。驱动活塞的高压空气压力为 1.1 MPa,CCD 相机的拍摄速率为 6400 帧/秒,曝光时间为 2.0 μs,空间分辨率为 480×480 像素。实验工况及弹丸参数见表 1,其中: v_1 、 v_2 分别为弹丸入水前和入水后的速度, η 为入水前、后弹丸速度的衰减率。

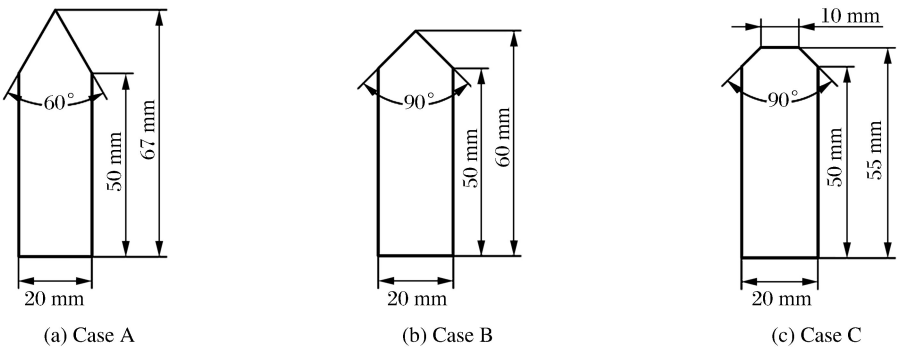


图 4 3 种弹丸结构
Fig. 4 Schematic of 3 kinds of projectiles

表 1 实验工况和弹丸参数
Table 1 Experimental conditions and projectile parameters

Exp. No.	Projectile type	Mass/g	$v_1/(m \cdot s^{-1})$	$v_2/(m \cdot s^{-1})$	$\eta/\%$
Case A	Cone-cylindrical, 60°	53.4	350.5	331.6	5.4
Case B	Cone-cylindrical, 90°	52.8	361.9	342.3	5.3
Case C	Truncated cone-cylinder	52.6	356.4	329.9	7.4

2.1 弹丸入水前流场图像

图 5 给出了 3 种弹丸入水前的阴影照片。阴影成像反映密度的二阶导数,气、水密度相差约 1000 倍,因此,气/水界面在图 5 中显示为较宽的黑色水平线。图 5(a)中,弹丸未进入观察窗,BOPP 膜片破裂后,尾部气流膨胀产生的冲击波已越过弹丸头部进入观察窗。这也间接表明,弹托捕捉器侧向泄气孔不能全部泄放弹丸尾部的高温高压气体。图 5(b)表明,激波比弹丸先到达气/水界面,且激波在气/水界面发生规则反射,反射点沿气/水界面向左传播,此时未观察到气/水界面受明显扰动或水中透射冲击波的传播。其原因是:(1) 和空气相比,水和弹丸密度大,惯性也大,因此,当激波在空气/水界面反射时,未观察到气/水界面受扰动或发生变形,气/水界面和固壁类似;(2) 空气和水的声阻抗相差大,水吸收的空气冲击波能量小,水中透射激波强度非常弱,阴影图像无法显示。对 Case B 和 Case C 两种情况,气/水界面的反射冲击波已和高速运动弹丸接触,而弹丸未出现翻转等现象,故可忽略空气冲击波对弹丸近水面侵彻和弹丸运动的影响。从图 5(b)和图 5(c)看出:Case B 和 Case C 中气/水界面的反射冲击波和弹丸相互作用;Case A、Case B 和 Case C 弹丸身部均出现正激波或 λ 激波,结合表 1 的弹丸速度值可判断,弹丸做跨声速飞行。要说明的是:此时弹丸飞行区域位于上游激波波后,当地气流声速已增大,不是未扰空气声速。相对于地面坐标系或空气,弹丸仍做超声速飞行。主要原因是:在 Case A 和

Case B 中,弹丸位于气/水界面入射冲击波后气流中,Case C 弹丸位于气/水界面反射冲击波后,当地气体声速不同,导致弹丸飞行 Mach 数也不相同。根据图 5(b)和图 5(c),观察窗直径为 175 mm,照片间隔时间为 $156.25\ \mu\text{s}$,3 种外形的弹丸在空气中的位移分别为 54.77、56.55 和 55.68 mm,估算得到弹丸入水前平均速度分别约为 350.5、361.9 和 356.4 m/s。

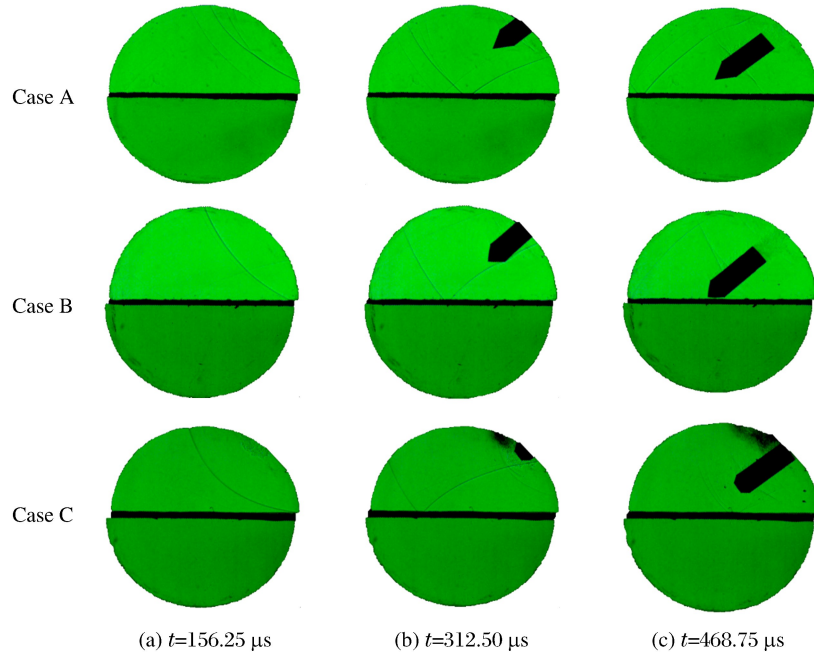


图 5 弹丸入水前流场高速阴影照片

Fig. 5 High-speed shadowgraphs of flow-field before projectile water entry

2.2 弹丸入水后流场图像

图 6 给出了弹丸入水后的流场阴影照片。刚入水时,弹丸高速侵彻水产生“半球形”冲击波系,但该“半球形”冲击波系并不同心,应该来自弹丸头部和身部多个部位与水的冲击。水中冲击波的传播表明此时水具有弱压缩性,弹丸承受相当大的冲击载荷。同时,弹丸侵彻气/水界面还在空气中产生冲击波,Case B 和 Case C 最为明显。原因是:弹丸冲击导致部分气/水界面破碎,形成“碎片云”(由空气和水滴或水块组成的水雾区,和固体冲击的破片云类似),“碎片云”和弹丸逆向高速飞散产生空气冲击波。Case C 中能看到冲向气/水界面的弹丸尾迹气流和 BOPP 膜或弹托碎片(图 6 中 Case C 右侧黑块)。图 6 中黑色区域为水中气泡和空中“碎片云”形成的气-水两相区。其中,水下气泡体积远大于弹丸体积,“碎片云”在弹丸轴线两侧分布不对称,位于弹丸空中轨迹与水面夹角较大(钝角)的一侧,气泡和“碎片云”的边界均呈不规则形状且无明显界限。这表明弹丸头部产生了自然空化区。空气中黑色区域为弹丸冲击气/水界面产生的“碎片云”射流。黑色区域对应的密度梯度较大,如气/水界面和气泡边界;同时,气泡、液块和液滴群的光散射或折射导致平行光束无法通过,对应的阴影照片也呈黑色区域。水声速大于空气声速,图 6(b)~图 6(d)中已看不到水冲击波,“半球形”冲击波强度随半径的增大而不断下降,弹丸在水中做亚声速航行。图 6 中的零星波系可能是水冲击波在实验舱内壁面反射产生的。随着时间的增加,图 6 中黑色区域面积继续增大,即弹丸空泡或空化区体积随时间增大,空气中的“碎片云”扩散范围也随时间增大,并明显偏向左侧,特别是截锥柱弹丸情形(Case C)。因为气炮发射管出口距离气/水界面较近,当时间较长时,弹丸下游的残余气体射流(弹丸尾流)会影响到空气中的黑色区域。弹丸在水下运动速度降低,空泡膨胀也相对缓慢。限于观察窗尺寸,不能观察到弹丸全部水下弹道。根据图 6(a)和图 6(b),观察窗内径为 175 mm,相邻照片时间间隔是 $156.25\ \mu\text{s}$,弹丸(含气泡)在水中位移分别为 51.81、53.64 和 51.40 mm,估算得到 3 种弹丸侵彻水后的平均速度分别为

331.6、342.3 和 329.9 m/s。和图 5 相比,较 3 种弹丸入水前的速度 350.5、361.9 和 356.4 m/s,入水后速度分别下降 5.4%、5.3% 和 7.4%。

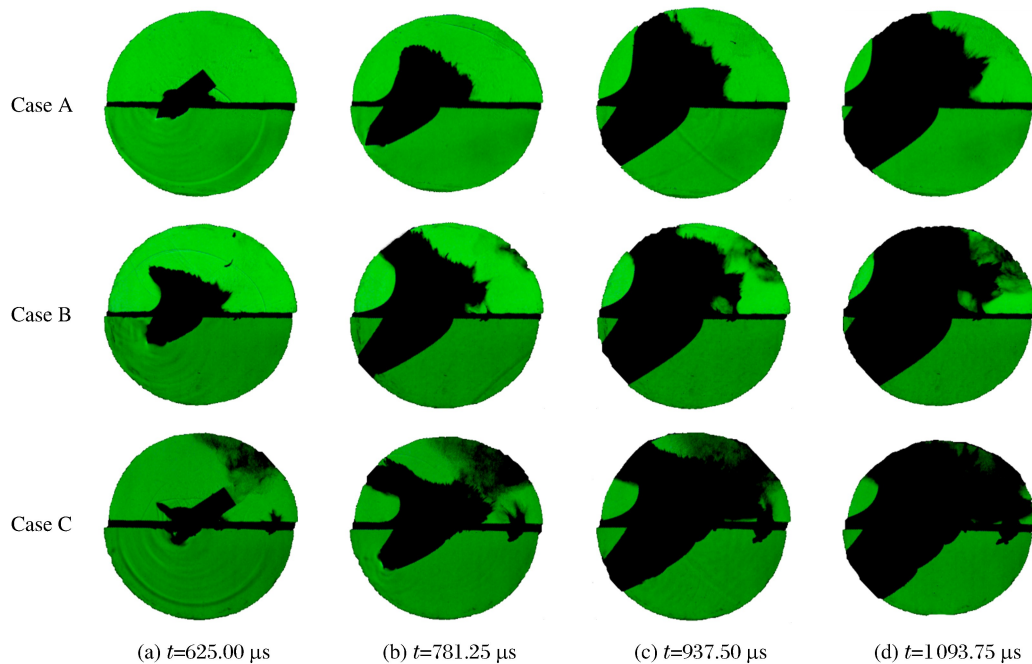


图 6 弹丸入水后流场阴影照片

Fig. 6 High-speed shadowgraphs of flow-field after projectile water entry

为了比较弹丸不同速度的影响,利用光电法(基于激光光束在弹丸表面发生光反射)测量弹丸速度,光电二极管(GT101)上升沿时间小于 $10 \mu\text{s}$,可保证千米每秒量级的速度测量精度。在阴影光路(见图 3)的凹球反射镜Ⅱ焦点处加上刀口,得到速度 1.8 km/s、质量 40 g 的铝弹丸入水前、后的纹影照片,如图 7 所示。图 7(a)清楚地显示了锥柱弹丸斜入水(45°)前在空气中的头激波和羽流激波。图 7(b)和图 7(c)给出了弹丸入水后的水冲击波系、弹丸头部和羽流冲击波在气/水界面上的反射激波系。弹丸冲击产生的水激波也为复杂的多道“半球形”冲击波系。空中的羽流激波系随后在气/水界面不断反射,但未引起气/水界面剧烈振荡。和图 6 类似,图 7 也在空气中产生单侧气/水界面“碎片云”和水下空化区光折射的黑色区域。由于弹丸尺寸和质量减小,因此,图 7“碎片云”飞散区域大于水下空化区,空中“碎片云”和水下空化区尺寸都明显减小,体现了弹丸的尺度效应导致的唯象差别。

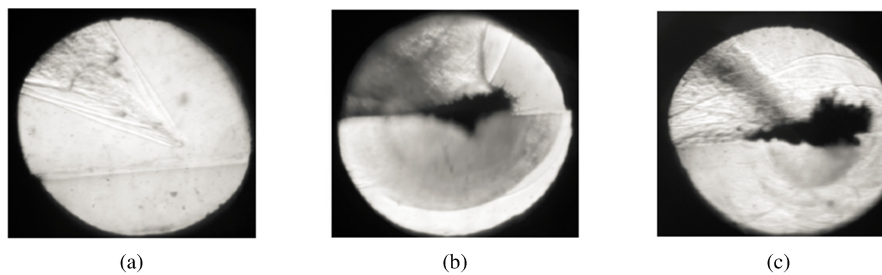


图 7 弹丸入水前、后的纹影照片

Fig. 7 Schlieren photographs before and after projectile water entry

3 结 论

(1) 立式可变发射角二级轻气炮发射弹丸的质量和速度变化范围较宽,适合研究高速到超高速弹

丸斜入水现象。采用纹影/阴影流场显示代替高速摄影,可以观察到流场激波结构。

(2) 对质量较大和速度较低的弹丸,破膜后弹丸尾迹的空气传播速度快于弹丸,在弹丸头部出现冲击波,并先于弹丸在气/水界面发生规则反射,但气/水界面未受明显扰动。弹丸入水后,产生“半球形”水冲击波系,气/水界面发生大变形和破碎,出现的“碎片云”位于弹丸入射轨迹和气/水界面交线夹角较大(钝角)一侧,水下出现空泡区,二者呈不规则形状且无明显界限。随着时间增加,二者体积不断增大,但增长速率变慢。

(3) 入水空泡头部形状和低速大质量弹丸头部构型有关,影响着空泡对称性和水下弹道稳定性。

(4) 小质量、超高速弹丸入水现象和低速、大质量弹丸类似,但水中空泡区域远小于气/水界面“碎片云”,尺度和速度效应的定量影响需做深入研究。

下一步将增加水箱体积和观察窗尺寸,结合片激光 Mie 散射,观察更大范围的入水弹道和气泡边界。

参考文献:

- [1] SCOLAN Y M, KOROBIKIN A A. Three-dimensional theory of water impact. Part 1. inverse Wagner problem [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2001, 440: 293-326.
- [2] KOROBIKIN A A, SCOLAN Y M. Three-dimensional theory of water impact. Part 2. linearized Wagner problem [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2006, 549: 343-373.
- [3] HOWISON S D, OCKENDON J R, OLIVER J M. Deep-and shallow-water slamming at small and zero deadrise angles [J]. *Journal of Engineering Mathematics*, 2002, 42(3/4): 373-388.
- [4] HOWISON S D, OCKENDON J R, WILSON S K. Incompressible water-entry problems at small deadrise angles [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1991, 222: 215-230.
- [5] CHARTERS A C. The aerodynamic performance of small spheres from subsonic to high supersonic velocities [J]. *Journal of the Aeronautical Sciences*, 1945, 12(4): 468-476.
- [6] MAY A, HOOVER W R. A study of the water-entry cavity: AD 611406 [R]. 1963.
- [7] MAY A. The cavity after vertical water entry: AD 679905 [R]. 1968.
- [8] CUI S, CHEONG H K, HAO H. Experimental study of dynamic post-buckling characteristics of columns under fluid-solid slamming [J]. *Engineering Structures*, 2000, 22(6): 647-656.
- [9] HAO H, CHEONG H K, CUI S. Analysis of imperfect column buckling under intermediate velocity impact [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2000, 37(38): 5297-5313.
- [10] SHI H H, TAKAMI T. Hydrodynamic behavior of an underwater moving body after water entry [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 2001, 17(1): 35-44.
- [11] TRUSCOTT T T, TECHET A H. A spin on cavity formation during water entry of hydrophobic and hydrophilic spheres [J]. *Physics of Fluids*, 2009, 21(12): 1-4.
- [12] TRUSCOTT T T. Cavity dynamics of water entry for spheres and ballistic projectiles [D]. Cambridge: Massachusetts Institute of Technology, 2009.
- [13] GRUMSTRUP T, KELLER B J, BELMONTE A. Cavity ripples observed during the impact of solid objects into liquid [J]. *Physical Review Letters*, 2007, 99(11): 1-41.
- [14] 张伟, 郭子涛, 肖新科, 等. 弹体高速入水特性实验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2011, 31(6): 579-584.
ZHANG W, GUO Z T, XIAO X K, et al. Experimental investigations on behaviors of projectile high-speed water entry [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2011, 31(6): 579-584.
- [15] GUO Z T, ZHANG W, XIAO X K, et al. An investigation into horizontal water entry behaviors of projectiles with different nose shapes [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 49(2): 43-60.
- [16] YAO E R, WANG H R, PAN L, et al. Vertical water-entry of bullet-shaped projectiles [J]. *Journal of Applied Mathematics and Physics*, 2014, 2: 323-334.
- [17] TRUSCOTT T T, EPPS B P, BELDEN J. Water entry of projectiles [J]. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 2014,

- 46:355-378.
- [18] 黄彪,王国玉,权晓波,等. 绕平头回转体非定常空化流体动力特性研究 [J]. 实验流体力学,2011,25(2):22-28.
HUANG B,WANG G Y,QUAN X B,et al. Study on the unsteady cavitating flow dynamic characteristics around a O-caliber ogive revolution body [J]. Journal of Experiments in Fluid Mechanics,2011,25(2):22-28.
- [19] 罗小鹏. 高速弹丸斜侵彻水现象的初步实验研究 [D]. 合肥:中国科学技术大学,2013.
LUO X P. Experimental studies on inclined impacting water of a hypervelocity projectile [D]. Hefei:University of Science and Technology of China,2013.
- [20] 左金东. 高超声速弹丸和水斜侵彻的初步实验研究 [D]. 合肥:中国科学技术大学,2008.

Water Entry Flow-Field Visualization of the Oblique Penetration of a High-Speed Projectile

ZHOU Jie,XU Shengli,PENG Jie

(School of Aerospace Engineering,Tsinghua University,Beijing 100084)

Abstract: To study the air/water interface deformation and breakup, the water bubble and the blast waves in water, we launched a high-speed projectile using a vertical second-stage gas gun, and visualized the flow-field close to the air/water interface using the laser shadow and schlieren photography. The images show that the high pressure air downstream the projectile overtakes the projectile at the speed of about 350 m/s and generates blast waves in the air. In the meantime, the blast waves and cavitation bubbles are also generated in the water. The air blast wave reflects on the air/water interface but cannot deform it due to water's large inertia at such a short time. The projectile traveling is not disturbed although the reflected blast wave interacts with it. The droplets cloud from the broken interface is produced after the projectile water entry. It is hard to distinguish the border between the bubbles and the droplets clouds. For projectiles with different head shapes, the bubbles are obtained in different shapes and sizes but the projectile trajectory is seldom disturbed. Similar flow-field characteristics can be identified for a projectile at the speed of 1.8 km/s but with different size and shape of clouds and bubbles. The results demonstrate that such a vertical two-stage gas gun can provide a way for experiments of projectile water entry.

Keywords: two-stage gas gun; high-speed water entry; air-water interface; cavitation bubbles; blast waves

动能弹对混凝土靶侵彻深度的 PSO-SVM 预测^{*}

潘 强¹, 张继春¹, 肖清华¹, 邹新宽², 石洪超^{1,3}

(1. 西南交通大学土木工程学院, 四川 成都 610031;

2. 自贡市城市建设投资开发集团有限公司, 四川 自贡 643000;

3. 成都工业学院建筑与环境工程系, 四川 成都 610039)

摘要: 目前混凝土毁伤效应中侵彻深度的预测对防护工程设计与建设有着重要的指导意义, 传统的预测方法存在样本需求量大、预测误差大等问题。根据支持向量机原理, 采用粒子群算法优化模型参数, 提出了预测动能弹侵彻深度的粒子群-支持向量机方法, 并编写了相应的计算程序, 通过援引实测数据验证预测的准确性。结果表明: 该方法对于小样本、非线性预测有较大优势, 相比于传统的灰色理论预测, 其预测相对误差较小(最大相对误差为 3.18%); 随着训练样本量增多, 最大相对误差逐渐减小, 且变化速率逐渐减缓, 但计算量增大。因此, 粒子群-支持向量机方法用于动能弹侵彻混凝土靶体的深度预测是合理可行的。

关键词: 粒子群优化; 支持向量机; 混凝土靶; 侵彻深度; 预测

中图分类号: O385; O24

文献标识码: A

军事工程中, 混凝土材料可以作为抵御武器破坏和恐怖爆炸的天然屏障, 因此关于动能弹对混凝土材料的侵彻效应的研究对于地下防护工程建设和武器战斗部设计有着重要的意义^[1]。动能弹对混凝土侵彻深度的计算和预测是防护工程的重要研究内容之一。目前, 国内外关于侵彻深度的研究越来越多, 已建立了多种确定侵彻深度的方法, 包括经验公式法、数值计算法和其他方法。经验公式法主要基于大量实测数据建立侵彻深度经验公式, 包括纯经验公式和半经验半理论公式, 种类不下 40 种^[2], 并且各公式千差万别, 有着各自的应用范围和条件, 应用较广的主要有 Young 公式、Bernard 公式、别列赞公式及 Forrestal 公式等^[3-6]。由于侵彻效应的机理不清楚, 且影响因素较多, 因此经验公式法的预测误差相对较大。数值计算法^[7-8]主要基于数值分析软件建立数值模型进行计算, 目前多采用有限元法、有限差分法、离散元法等, 其计算结果的准确性与数值模型参数选取是否合理密切相关, 通常需要根据实测数据多次计算、修正模型参数, 否则会导致计算结果不够准确。

近年来, 灰色理论、神经网络等方法被越来越多地应用于对混凝土靶体侵彻深度的预测^[9-11]。灰色理论针对含有不确定因素的系统, 通过累加、累减等方法生成新数据, 建立生成数据模型, 具有需求样本量较少、原理相对简单的优点, 但也存在明显的理论缺陷。虽然引入灰导数和背景值的概念简化了计算, 但由于不是采用对应于同一点的函数值和导数值去辨识微分方程中的参数, 导致了较大的预测误差^[12]; 此外, 解微分方程时将第一个原始数据作为其生成数据的预测值也会引起明显的系统误差^[13]。神经网络智能方法基于实测数据进行不断学习训练得到合适的模型参数, 进而建立预测模型, 往往需要大量训练样本, 实际中样本数量很难满足要求, 使得预测误差相对较大。

随着计算机技术的不断进步, 基于统计学习理论, 适合于小样本学习、可解决非线性及高维数等问题的支持向量机(Support Vector Machine, SVM)方法受到了国内外研究者的广泛关注, 并逐步应用于

^{*} 收稿日期: 2017-05-05; 修回日期: 2017-05-26

基金项目: 国家自然科学基金(50574076)

作者简介: 潘 强(1985—), 男, 博士研究生, 主要从事爆炸与冲击防护研究. E-mail: pqiang1985@163.com

通信作者: 张继春(1963—), 男, 博士, 教授, 主要从事工程爆破和爆炸防护研究. E-mail: jc Zhang2012@swjtu.edu.cn

模式识别和函数拟合^[14-16]。SVM 具有的优势可解决实际工程中侵彻问题的机理复杂、影响因素多、测试数据有限等问题。文献[17]率先提出了以弹头长径比作为主要影响因素之一预测混凝土靶体侵彻深度的 SVM 方法,使预测精度大为提高。已有的研究表明,弹头长径比并不是影响动能弹侵彻深度的主要因素,而动能弹长径比才是主要因素^[18];此外,文献[17]中选取的影响因素较多,需要的训练样本量也大,易产生“过拟合”现象,且模型参数未利用样本数据进行优化选取,其预测精度有待提高。本研究将粒子群优化算法(Particle Swarm Optimization, PSO)与 SVM 相结合(PSO-SVM),进行动能弹侵彻混凝土靶体深度的预测研究,并分析训练样本数量对预测相对误差的影响。

1 预测原理

1.1 SVM 方法

SVM 是一种基于统计学习理论的新型机器学习方法,由 Vapnik 等于 20 世纪 90 年代首次提出。与传统的机器学习理论相比,统计学习理论采用结构风险最小化原理,并考虑了经验风险和置信范围,其推广性能良好,着重于解决小样本(有限样本)、非线性、高维数和局部极小点等实际问题。SVM 主要应用于模式识别和回归分析,其核心是支持向量。回归分析的基本思想是:定义最优回归超平面,并寻找最优回归超平面的问题归结为求解一个二次凸规划问题,再根据最优化理论获得全局最优解;进而基于 Mercer 核展开定理,通过非线性映射,把样本空间映射到一个高维特征空间(即 Hilbert 空间),使在特征空间中可以应用线性学习机的方法解决样本空间中的高度非线性问题。简言之,即实现升维和线性化,该算法的基本形式可以参考文献[14-16]。

对于非线性回归,一般通过非线性映射 $\Psi(x)$ 把样本 x 映射到高维特征空间中,然后在高维特征空间中求解最优回归函数,这样高维特征空间中的线性回归就对应低维特征空间中的非线性回归。因此,采用适当的核函数 $K(x_i, x)$ 代替高维空间中的内积运算 $\Psi(x_i) \cdot \Psi(x)$ 即可实现非线性变换,但却没有增加计算的复杂度。

在高维特征空间中建立线性回归函数

$$f(x) = w \cdot \Psi(x) + b \quad (1)$$

拟合数据为 $\{x_i, y_i\}$ ($x_i \in \mathbf{R}^n, y_i \in \mathbf{R}; i=1, 2, \dots, k; k$ 为训练样本个数),考虑到允许拟合误差 ϵ 的情况,引入松弛因子 ξ_i 和 ξ_i^* ,则优化问题转化为

$$\min \Phi(w) = \frac{1}{2} \|w\|^2 + C \sum_{i=1}^k (\xi_i + \xi_i^*) \quad (2)$$

约束条件为

$$\begin{cases} y_i - w \cdot \Psi(x_i) - b \leq \epsilon + \xi_i \\ w \cdot \Psi(x_i) + b - y_i \leq \epsilon + \xi_i^* \\ \xi_i \geq 0, \quad \xi_i^* \geq 0, \quad C > 0 \end{cases} \quad (3)$$

式中: C 为惩罚因子,表示对超出误差 ϵ 样本的惩罚程度; ϵ 规定了回归函数的误差要求。

根据最优化理论,将上述优化问题转化为其对偶问题

$$\max W(\alpha, \alpha^*) = -\epsilon \sum_{i=1}^k (\alpha_i + \alpha_i^*) + \sum_{i=1}^k y_i (\alpha_i - \alpha_i^*) - \frac{1}{2} \sum_{i,j=1}^k (\alpha_i - \alpha_i^*) (\alpha_j - \alpha_j^*) K(x_i, x_j) \quad (4)$$

约束条件为

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^k (\alpha_i - \alpha_i^*) = 0 \\ 0 \leq \alpha_i \leq C, \quad 0 \leq \alpha_i^* \leq C \end{cases} \quad (5)$$

式中: α_i, α_i^* 为 Lagrange 乘子,通常系数 $(\alpha_i - \alpha_i^*)$ 只有一小部分不为零,其对应的样本为支持向量。

通过求解(4)式和(5)式可以得到最优解为 $\alpha = [\alpha_1, \alpha_2, \dots, \alpha_k], \alpha^* = [\alpha_1^*, \alpha_2^*, \dots, \alpha_k^*]$,进而可以求出 w 的最优值为

$$\mathbf{w}^* = \sum_{i=1}^k (\alpha_i - \alpha_i^*) \Psi(\mathbf{x}_i) \quad (6)$$

根据 Karush-Kuhn-Tucker 定理,偏置 b 的最优值为

$$b^* = \frac{1}{N_{\text{nsv}}} \left\{ \sum_{0 < \alpha_i < C} [y_i - \sum_{\mathbf{x}_j \in S} (\alpha_i - \alpha_i^*) K(\mathbf{x}_i, \mathbf{x}_j) - \epsilon] + \sum_{0 < \alpha_j^* < C} [y_j - \sum_{\mathbf{x}_i \in S} (\alpha_j - \alpha_j^*) K(\mathbf{x}_i, \mathbf{x}_j) + \epsilon] \right\} \quad (7)$$

式中: N_{nsv} 为支持向量个数, S 为支持向量的集合。由此可得回归函数为

$$f(\mathbf{x}) = \mathbf{w}^* \cdot \Psi(\mathbf{x}) + b^* = \sum_{i=1}^k (\alpha_i - \alpha_i^*) \Psi(\mathbf{x}_i) \Psi(\mathbf{x}) + b^* = \sum_{i=1}^k (\alpha_i - \alpha_i^*) K(\mathbf{x}_i, \mathbf{x}) + b^* \quad (8)$$

目前,为解决高维问题引入的核函数主要有以下几种常用类型:

$$(1) \text{ 多项式核函数} \quad K(\mathbf{x}_i, \mathbf{x}) = (\mathbf{x}_i \cdot \mathbf{x} + 1)^q \quad (q = 1, 2, \dots, n) \quad (9)$$

$$(2) \text{ 径向基核函数} \quad K(\mathbf{x}_i, \mathbf{x}) = \exp(-\gamma \|\mathbf{x}_i - \mathbf{x}\|^2) \quad (10)$$

$$(3) \text{ Sigmoid 函数} \quad K(\mathbf{x}_i, \mathbf{x}) = \tanh[\varphi(\mathbf{x}_i \cdot \mathbf{x}) + \theta] \quad (11)$$

1.2 PSO 算法

PSO 算法是 1995 年 Kennedy 和 Eberhart 受人工生命研究成果的启发,通过模拟鸟群觅食过程中的迁徙和群聚行为而提出的一种基于群体智能的全局随机搜索算法^[15]。

PSO 算法中,每个粒子都代表问题的一个潜在解,并对应一个由被优化函数决定的适应值,同时每个粒子还有一个由速度决定的飞翔方向和距离,速度随自身及其他粒子的移动经验进行动态调整,从而实现个体在可解空间中寻优。PSO 首先初始化为一群随机粒子(随机解),然后通过迭代寻找到最优解。在每一次迭代中,粒子通过跟踪个体极值(P_{best})和群体极值(G_{best})进行更新。

假设 D 维搜索空间中,由 n 个粒子组成的种群为 $\mathbf{X} = (\mathbf{X}_1, \mathbf{X}_2, \dots, \mathbf{X}_n)$,其中 D 维向量 \mathbf{X}_i 表示第 i 个粒子在 D 维搜索空间中的位置,也表示问题的一个潜在解,满足 $\mathbf{X}_i = (X_{i1}, X_{i2}, \dots, X_{iD})^T$ 。根据目标函数可以计算出每个粒子位置 \mathbf{X}_i 对应的适应度。第 i 个粒子的速度为 $\mathbf{V}_i = (V_{i1}, V_{i2}, \dots, V_{iD})^T$,其个体极值为 $\mathbf{P}_i = (P_{i1}, P_{i2}, \dots, P_{iD})^T$,种群的群体极值为 $\mathbf{P}_g = (P_{g1}, P_{g2}, \dots, P_{gD})^T$ 。

在每次迭代中,粒子通过个体极值和群体极值更新自身的速度和位置,即

$$\begin{aligned} V_{id}^{k+1} &= \omega V_{id}^k + c_1 r_1 (P_{id}^k - X_{id}^k) + c_2 r_2 (P_{gd}^k - X_{id}^k) \\ X_{id}^{k+1} &= X_{id}^k + V_{id}^{k+1} \end{aligned} \quad (12)$$

式中: $d = 1, 2, \dots, D$; $i = 1, 2, \dots, n$; k 为当前迭代次数; V_{id} 为粒子速度; X_{id} 为粒子当前位置; ω 为惯性权重; c_1, c_2 为加速度因子; r_1, r_2 为分布于 $(0, 1)$ 之间的随机数。

2 预测模型构建

2.1 影响因素确定

影响侵彻深度的因素较多,主要包括混凝土靶体参数、动能弹着靶条件、动能弹参数、实验系统参数。为了减小计算量,降低参数实验误差的影响,提高预测精度及效率,一般取同类型实验数据进行分析,以减少影响因素的数量(同类型实验中很多影响因素是不变的,可不考虑相同影响因素对系统特征行为的影响^[9])。本研究主要针对动能弹参数、实验系统参数、混凝土靶体尺寸参数及动能弹着靶方式相同条件下,而着靶速度和混凝土强度不同时侵彻深度的预测。

2.2 PSO-SVM 模型构建

首先对测试数据进行归一化处理,其次利用 PSO 算法快速地寻找全局最优参数,最后将优化参数赋予 SVM,不断训练及验证得到预测模型。预测模型 PSO-SVM 构建流程见图 1,具体建模步骤如下: (1) 选取不同混凝土强度及不同着靶速度下样本 n 个,从中选取 n_1 个样本作为训练样本,其余 n_2 个作为测试样本($n_1 + n_2 = n$),调用 scaleForSVM 函数对数据进行归一化处理; (2) 选择核函数类型,通常选取径向基核函数,同时采用 PSO 算法,调用 psosvmcgForRegress 函数,选择初始参数(种群数量、迭代

次数等)不断进行迭代计算,搜索最优的模型相关参数,即惩罚因子 C 及核函数中的核参数 γ ; (3) 通过优化后的参数调用 `svmtrain` 函数进行样本训练,获得支持向量、不为零的系数 $(\alpha_i - \alpha_i^*)$ 以及偏置常数 b 的数值,由此建立 PSO-SVM 预测模型,即建立侵彻深度与混凝土强度及着靶速度之间的非线性关系式; (4) 通过训练建立的 PSO-SVM 预测模型,调用 `svmpredict` 函数对测试样本(同时也对训练样本)进行预测,再调用反归一化函数进行结果对比,观测该模型是否满足精度要求,若达不到精度,可转到步骤 (2) 改变 PSO 的初始参数重新优化或改变核函数类型重新计算,直到满足精度要求为止; (5) 针对上述所建立满足精度要求的 PSO-SVM 预测模型,根据 `svmtrain` 函数返回的 `model` 提供的信息,应用 MATLAB 软件编写程序得到预测函数的非线性关系式,以对同类型或相似类型中其他条件下的侵彻深度进行预测。

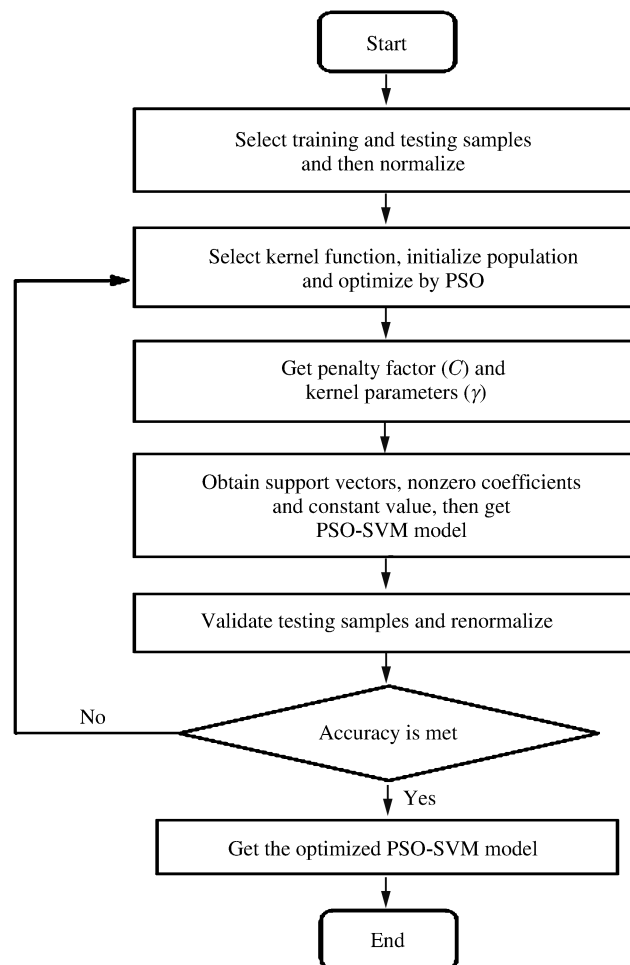


图 1 PSO-SVM 模型构建流程图

Fig. 1 Flow chart of PSO-SVM model building

3 实例验证

3.1 侵彻深度的构成

动能弹冲击混凝土靶体后,对靶体产生侵彻作用。动能弹对靶体的侵彻过程中,会对周围的混凝土产生径向压缩和切向拉伸等作用,使其产生径向裂隙;由于冲击面的存在,侵彻过程还伴随着斜向剪切作用,从而使混凝土形成不规则漏斗状破坏。实验中采用单轴抗压强度为 76.6 MPa 的素混凝土制成高度为 584 mm、直径为 600 mm 的圆柱体。采用材料为高强度钢、重约 250 g 的卵形弹头以 216 m/s 的着靶速度进行正冲击,其宏观破坏结果如图 2 所示^[19]。

由图 2 明显可以看出,混凝土靶体的侵彻深度一般由 2 部分构成,一部分为漏斗状成坑深度,另一部分为残孔深度。

3.2 PSO-SVM 预测实例验证

以下援引中国工程物理研究院的实测数据对 PSO-SVM 预测模型进行验证^[20]。为了与灰色模型(Grey Model,GM)预测结果^[9,18]对比分析,选取 1 号~7 号实测数据为训练样本(建模数据),8 号~14 号为测试样本(验证数据),应用 MATLAB 软件编制 PSO-SVM 程序进行训练与预测,选用径向基核函数优化出参数 $C=355.5$ 和 $\gamma=0.0077$,然后通过不断训练得到 4 个支持向量、4 个不为零的系数($\alpha_i-\alpha_i^*$)以及偏置常数 $b=-0.8865$,由此可建立预测函数非线性关系式。各样本的实测值及预测值如表 1 所示,其中 σ_c 为混凝土的抗压强度, v 为动能弹着靶速度, s 为实测侵彻深度, s_1 和 s_2 分别为采用 GM 和 PSO-SVM 方法预测的侵彻深度, δ_1 和 δ_2 为 GM 和 PSO-SVM 预测值相对于实测侵彻深度的相对误差。

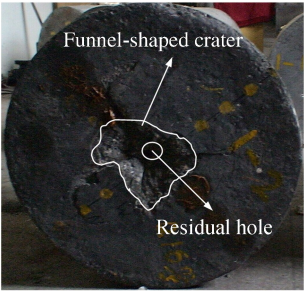


图 2 混凝土靶体侵彻的宏观破坏特征
Fig. 2 Macroscopic damage features of concrete target by penetration

表 1 侵彻深度预测结果对比
Table 1 Contrast table of predicted results of penetration depth

Samples	No.	σ_c/MPa	$v/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	s/m	s_1/m	$\delta_1/\%$	s_2/m	$\delta_2/\%$
Training samples	1	45	510	0.597	0.597	0	0.592	0.84
	2	23	510	0.834	0.742	11.03	0.839	-0.60
	3	45	612	0.716	0.816	-13.97	0.716	0
	4	23	612	1.001	1.089	-8.79	1.001	0
	5	45	680	0.795	0.791	0.50	0.799	-0.50
	6	23	680	1.113	1.129	-1.44	1.107	0.54
	7	45	748	0.875	0.856	2.17	0.880	-0.57
Testing samples	8	23	748	1.224	1.204	1.63	1.213	0.90
	9	45	850	0.994	0.971	2.31	1.001	-0.70
	10	23	850	1.391	1.320	5.10	1.368	1.65
	11	45	918	1.074	1.049	2.33	1.080	-0.56
	12	23	918	1.502	1.398	6.92	1.469	2.20
	13	45	1020	1.193	1.166	2.26	1.194	-0.08
	14	23	1020	1.669	1.514	9.29	1.616	3.18

为更加形象直观地对比 PSO-SVM 和 GM 两种预测方法的预测性能,将表 2 中混凝土侵彻深度的实测值、GM 预测值及 PSO-SVM 预测值绘制折线图,如图 3 所示。由表 1 和图 3 可知,对于测试样本而言,GM 预测的最大相对误差为 9.29%,PSO-SVM 预测的最大相对误差为 3.18%。由此可见,相对于 GM 预测,PSO-SVM 预测的准确性相对较高,可满足防护工程建设和设计的工程要求,同时对混凝土侵彻效应研究具有指导意义与参考价值。此外,采用 PSO 可以实现全局寻优,能够有效解决预测模型相关参数难以确定的问题,优化后的参数可满足预测精度的要求。

通过支持向量数目可以看出,训练样本中只有一部分为支持向量,其余的为非支持向量。预测函数由支持向量确定,与非支持向量无关,从而避免了“维数灾难”。SVM 针对小样本预测效果较好且具有较好的泛化能力,在实际工程中样本数量总是有限的甚至很少,因此,SVM 相对于传统预测方法具有独特的优势。

采用 PSO-SVM 方法进行两个主要影响因素 7 组训练样本的预测,其最大相对误差为 3.18%;文献[17]中进行 5 个影响因素 21 组训练样本的预测,其最大相对误差为 5.5%。因此,影响因素及训练样本的数量、内容均会对预测效果产生影响。

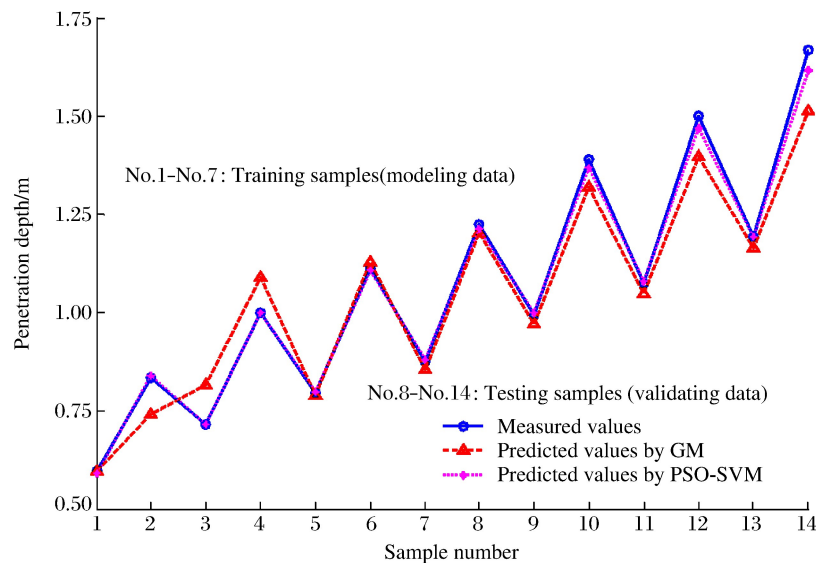


图 3 实验、GM 和 PSO-SVM 方法侵彻深度预测结果的比较

Fig. 3 Contrast of penetration depths predicted by experiment, GM and PSO-SVM method

现按照表 1 中的数据顺序选择不同的样本组合以分析训练样本数量对预测效果的影响,其结果列于表 2 中。从表 2 可以看出,随着训练样本数量增多,最大相对误差逐渐减小,且减小的幅度逐渐变缓直至并不明显,但计算量逐渐增大,因此,在满足精度控制要求时,选择合适的训练样本数量,可以提高效率及节省成本。训练样本数量的确定主要与影响因素的数量、预测精度控制要求等有关,目前还没有统一的标准,一般需要通过反复试算才可以确定。

表 2 不同训练样本数量下最大相对误差

Table 2 Maximum relative errors for different quantities of training samples

Training samples	Testing samples	Maximum relative error/%	Training samples	Testing samples	Maximum relative error/%
4 (No. 1-No. 4)	10 (No. 5-No. 14)	10.02	8 (No. 1-No. 8)	6 (No. 9-No. 14)	2.85
6 (No. 1-No. 6)	8 (No. 7-No. 14)	5.43	10 (No. 1-No. 10)	4 (No. 11-No. 14)	1.18
7 (No. 1-No. 7)	7 (No. 8-No. 14)	3.18			

PSO-SVM 预测模型适用于小样本情况,其预测效果与 PSO 初始参数、影响因素、训练样本及核函数选取等有关。此外,其建立的非线性关系式相对复杂,实际工程应用时需借助编程实现。

4 结 论

(1) 采用同类型实验条件下两个主要影响因素 7 组训练样本所建立的 PSO-SVM 预测模型,其预测的最大相对误差为 3.18%,可满足防护工程建设与设计的要求。PSO-SVM 算法应用于动能弹侵彻混凝土靶体的深度预测合理可行。

(2) PSO-SVM 预测的最大相对误差为 3.18%,GM 预测的最大相对误差为 9.29%,相比于 GM 预测,PSO-SVM 预测的相对误差较小,其预测性能明显优于 GM 预测,而且 PSO 全局寻优可以搜索出满足精度要求的最优参数值。对于 PSO-SVM 预测,选择合适的训练样本数量既可获得良好的预测效果,又可以提高预测效率及节省成本。

(3) SVM 方法的实际应用以小样本采集为先决条件,但是具有严密理论基础的 SVM 方法在解决

小样本、非线性、局部极小点以及高维数等实际问题中具有独特的优势,且具有较好的应用前景,是一种新型智能预测方法。

参考文献:

- [1] 沈俊,刘瑞朝,杨建超,等.弹体侵彻岩体效应试验与理论研究[J].岩石力学与工程学报,2008,27(5):946-950.
SHEN J,LIU R C,YANG J C,et al. Experimental and theoretical studies of projectiles penetrating rocks [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering,2008,27(5):946-950.
- [2] HEUZE F E. An overview of projectile penetration into geologic materials with emphasis on rock [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences,1991,27(1):39-45.
- [3] 尹放林,严少华,钱七虎,等.弹体侵彻深度计算公式对比研究[J].爆炸与冲击,2000,20(1):79-82.
YIN F L,YAN S H,QIAN Q H,et al. Contrast analysis of calculation of penetration depth of projectiles [J]. Explosion and Shock Waves,2000,20(1):79-82.
- [4] 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 Impacting Engineering,1996,18(5):465-476.
- [5] YOUNG C W. Penetration equations;SAND 97-2426 [R]. Albuquerque;Sandia National Laboratories,1997.
- [6] BERNARD R S. Empirical analysis of projectile penetration in rock;AD-A047989 [R]. 1977.
- [7] 陈利,张庆明.半穿甲战斗部的侵彻深度计算方法[J].北京理工大学学报,2002,22(4):162-165.
CHEN L,ZHANG Q M. Methods of calculation of the penetration depth for semi-armor-piercing [J]. Journal of Beijing Institute of Technology,2002,22(4):162-165.
- [8] 冷冰林,许金余,陈勇,等.弹丸在不同速率下斜侵彻混凝土的数值模拟[J].弹箭与制导学报,2008,28(3):123-126.
LENG B L,XU J Y,CHEN Y,et al. Numerical simulation of projection oblique penetration of concrete under different velocity [J]. Journal of Projectiles,Rockets, Missiles and Guidance,2008,28(3):123-126.
- [9] 陈星明,刘彤,肖正学.弹丸对混凝土靶体侵彻深度的灰色模拟与预测[J].高压物理学报,2014,28(2):221-226.
CHEN X M,LIU T,XIAO Z X. Gray simulation and prediction on projectiles penetration depth of concrete targets [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2014,28(2):221-226.
- [10] 王玉岚,李建光.弹体侵彻岩石深度的神经网络模型[J].电网与水力发电进展,2007,23(6):63-67.
WANG Y L,LI J G. Neural network model of penetration depth of projectiles into rock [J]. Advances of Power System and Hydroelectric Engineering,2007,23(6):63-67.
- [11] 刘艳,许金余.灰色系统理论在混凝土侵彻深度计算中的应用[J].空军工程大学学报,2006,7(4):92-94.
LIU Y,XU J Y. Application of gray theory to determination of depth calculation of projectiles penetration into concrete [J]. Journal of Air Force Engineering University,2006,7(4):92-94.
- [12] 熊岗,陈章潮.灰色预测模型的缺陷及改进方法[J].系统工程,1992,10(6):32-36.
XIONG G,CHEN Z C. The shortcoming of grey forecasting model and a modified method for it [J]. Systems Engineering,1992,10(6):32-36.
- [13] 张大海,江世芳,史开泉.灰色预测公式的理论缺陷及改进[J].系统工程理论与实践,2002(8):140-142.
ZHANG D H,JIANG S F,SHI K Q. Theoretical defect of grey prediction formula and its improvement [J]. Systems Engineering Theory and Practice,2002(8):140-142.
- [14] 赵洪波.岩土力学与工程中的支持向量机分析[M].北京:煤炭工业出版社,2008.
- [15] 史峰,王辉,郁磊,等. MATLAB 智能算法 30 个案例分析[M].北京:北京航空航天大学出版社,2011.
- [16] 王小川,史峰,郁磊,等. MATLAB 神经网络 43 个案例分析[M].北京:北京航空航天大学出版社,2013.
- [17] 张树霞,赵悍东,韩志高.基于 PSO-SVM 的侵彻效果预测方法[J].中北大学学报,2015,36(2):166-170.
ZHANG S X,ZHAO H D,HAN Z G. Method of penetrate result prediction based on PSO-SVM [J]. Journal of North University of China,2015,36(2):166-170.
- [18] 陈星明.灰色系统理论在动能弹侵彻混凝土靶体中的应用研究[D].绵阳:中国工程物理研究院,2012.
CHEN X M. Application study on penetration of projectile against concrete target about grey system theory [D].

- Mianyang:Chinese Academy of Engineering Physics,2012.
- [19] 吝曼卿,郭学彬,肖正学,等. 弹性波 CT 在混凝土靶体冲击损伤实验中的应用 [J]. 实验力学,2010,25(2):136-141.
LIN M Q, GUO X B, XIAO Z X, et al. Application of elastic wave CT to impacting damage experiment of concrete targets [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2010, 25(2): 136-141.
- [20] 曹菊珍,梁龙河,王政. 高速碰撞中弹靶动态本构关系和力学特性的数值研究 [R]. 绵阳:中国工程物理研究院, 2010.
CAO J Z, LIANG L H, WANG Z. Numerical study of dynamic constitutive and mechanical properties about high-speed collision [R]. Mianyang:Chinese Academy of Engineering Physics, 2010.

Prediction of Penetration Depth of Projectiles into Concrete Targets Based on PSO-SVM

PAN Qiang¹, ZHANG Jichun¹, XIAO Qinghua¹, ZOU Xinkuan², SHI Hongchao^{1,3}

(1. *Institute of Civil Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China;*

2. *Zigong City Construction Investment Development Group Co. Ltd., Zigong 643000, China*

3. *Department of Architectural and Environmental Engineering, Chengdu
Technological University, Chengdu 610039, China)*

Abstract: The prediction of the penetration depth of concrete in concrete damage effect is of great significance to the design and construction in protection engineering. However, the traditional methods for this prediction involve such problems as requiring a great supply of samples, or suffering from a large prediction error, and so on. In this work, following the theory of the support vector machine (SVM) and according to the parameters optimized through the particle swarm optimization (PSO), the PSO-SVM for predicting the penetration depth was proposed. The corresponding programs were written and the prediction was verified by the experiment data. The results show that the PSO-SVM method has a great advantage for small samples and non-linear prediction. In comparison with the traditional grey theory, the relative predicted errors through the PSO-SVM method are smaller (the maximum relative error being 3.18%). As the number of the samples increases, the maximum relative errors decrease and the changing rate slows down whereas, however, the amount of calculation becomes larger. Above all, it is feasible to apply PSO-SVM method to the prediction of penetration depth of projectiles into concrete targets.

Keywords: particle swarm optimization; support vector machine; concrete targets; penetration depth; prediction

大着速范围长杆弹侵彻深度变化及其影响因素的数值模拟^{*}

徐晨阳, 张先锋, 刘 闯, 邓佳杰, 郑应民

(南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094)

摘要: 高速/超高速侵彻问题一直是武器设计者和防护工程专家关注的焦点问题之一。随着撞击速度的提高, 弹体可能进入流体侵彻阶段, 侵彻深度不再随速度的增大单调上升。针对撞击速度增加侵彻深度可能出现增量逆转的现象, 开展了大着速范围长杆弹侵彻深度变化的数值模拟研究, 分析了弹体硬度、头部形状、弹体材料及靶体材料对侵彻转变点的影响。结果表明: 随着长杆弹冲击速度的提升, 侵彻深度先上升后下降; 同时, 弹体硬度提高, 到达侵彻转变点对应的撞击速度提高; 尖卵形头部弹体到达侵彻转变点的撞击速度比球形头部弹体高; 此外, 弹靶材料对侵彻深度转变也有较大的影响。

关键词: 超高速侵彻; 长杆弹; 侵彻深度; 转变点

中图分类号: O385

文献标识码: A

高速/超高速侵彻问题一直是武器设计者和防护工程专家关注的焦点问题之一。随着撞击速度的提高, 弹体可能产生变形甚至进入流体侵彻阶段, 侵彻深度 (Depth of Penetration, DOP) 随速度不再呈单一上升趋势。随着撞击速度的提高, 弹体对典型靶体的侵彻行为可以分为 3 个阶段, 即刚性侵彻阶段、变形侵彻阶段和侵蚀侵彻阶段。在变形侵彻阶段, 侵彻深度出现随侵彻速度增大而下降的现象, 极大地影响了侵彻毁伤效果, 因而得到研究者的广泛关注。针对大着速范围的侵彻问题, 国内外学者开展了深入的研究。Forrestal 等^[1-2]进行了 0.5~3.0 km/s 的卵形及球头钢弹侵彻铝靶的实验研究, 发现随着撞击速度的增加, 侵彻体由刚体向侵蚀弹体转变的现象, 且不同头部形状弹体的转变速度也存在差异。兰彬等^[3-5]和楼建锋等^[6-8]针对大着速范围侵彻问题进行了数值分析及理论研究, 给出了描述变形侵彻阶段的理论模型。陈小伟等^[9]对高速侵彻弹体的质量侵蚀现象进行分析, 并建立了工程模型, 可以对弹体侵蚀后的头形和质量侵蚀进行预测。张凤国等^[10]应用仿真程序 LZT-2D 分析了钨合金长杆弹 (Long Rod Projectile, LRP) 超高速侵彻混凝土靶作用过程, 认为增加长径比有利于侵彻。Rosenberg 等^[11]对 Forrestal 的实验进行数值仿真, 仿真结果与实验结果吻合较好, 但该仿真模型的推广和应用有一定局限性。王猛等^[12]对钨合金杆弹侵彻 45 钢靶的变形失效机制进行了数值分析。王政等^[13]利用 LS-DYNA 软件研究弹体侵彻岩石、混凝土的问题, 分析了不同撞击速度下的弹体响应及靶体抗侵彻能力。练兵等^[14]采用数值模拟方法对长杆弹高速侵彻混凝土问题进行了深入研究。

综上所述, 随着撞击速度的增大, 长杆弹侵彻典型靶体过程存在由刚性体侵彻向变形体甚至流体侵彻转变的过程, 侵彻深度增量也可能出现逆转。这一过程受撞击速度、角度等撞击条件以及弹体和靶体材料、结构等弹靶条件的综合影响。本研究针对大着速范围长杆弹侵彻典型靶体侵彻深度变化规律问

^{*} 收稿日期: 2017-06-15; 修回日期: 2017-06-25

基金项目: 中共中央组织部青年拔尖人才支持计划 (2014); 中央高校基本科研业务专项基金 (30917011104, 30916011305); 国家自然科学基金委员会与中国工程物理研究院联合基金 (U1730101)

作者简介: 徐晨阳 (1992—), 男, 硕士研究生, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: xcynjust@126.com

通信作者: 张先锋 (1978—), 男, 博士, 教授, 主要从事高效毁伤与防护研究. E-mail: lynx@njust.edu.cn

题,参考 Forrestal 等^[1]开展的大范围着速下的长杆弹侵彻实验,建立长杆弹侵彻典型靶体数值仿真模型。在验证数值仿真模型可靠性的基础上,分别对不同弹体硬度、弹体头部形状、靶体及弹体材料条件下长杆弹高速侵彻靶体的问题进行仿真计算,分析典型弹靶参数对侵彻深度变化的影响规律。

1 大着速范围长杆弹侵彻深度变化规律分析

综合国内外学者的相关工作发现,侵彻转变点的影响因素较为复杂。理论研究方面,许多学者提出侵彻转变点与弹体及靶体的动态强度有关。随着冲击速度的增大,弹体的侵彻形式会发生转变,当冲击速度到达某一值时,弹体由刚性侵彻转变为变形侵彻,此时的冲击速度称为第一转变速度,现阶段理论主要是通过引入头部形状 K_s 并结合弹体动态强度改变原有刚性侵彻模型中的弹体阻力,以解释侵彻深度的改变。楼建锋等^[7]给出了侵彻转变阶段长杆弹等效强度及靶体对弹体阻力,并建立了其与侵彻临界压力的关系,最终确定了第一转变速度,具体形式为

$$v_t = \sqrt{\frac{2[Y_p - (R_t - 3Y_t)/2]}{\rho_t}} \quad (1)$$

式中: v_t 为刚性-变形侵彻转变速度, Y_p 为弹体动态强度, Y_t 为靶体动态强度, R_t 为靶体阻力项, ρ_t 为靶体密度。随着冲击速度的增大,弹体由变形侵彻变为侵蚀侵彻,此时的冲击速度称为第二转变速度。对于第二转变速度,兰彬等^[4]针对球头弹体引入弹体侵彻方向分量,并与弹体强度相联系,通过数值方法求解出转变速度,具体形式为

$$F(v_R) = f(v_R)A_0 = Y_p A_0, \quad v_R = f^{-1}(Y_p) \quad (2)$$

式中: v_R 为变形-流体侵彻转变速度, A_0 为弹体横截面积。采用上述方法确定侵彻深度-速度曲线的两个转变速度,并在不同阶段采用刚性侵彻经验公式以及 A-W 流体侵彻模型^[15]即可得到大范围着速下球头长杆弹侵彻深度变化曲线,如图 1 所示,其中 v 为弹体速度, P 为侵彻深度, L_0 为弹体长度。

从上述结果可以看出,尽管工程模型能够描述侵彻深度的变化趋势,但缺乏对侵彻转变点的影响因素的分析。工程模型中侵彻转变点的分析是独立于侵彻深度计算的,且理论上仅从动态强度上对侵彻转变的影响因素进行分析。另外,由于技术手段和成本等原因,很难开展大着速范围的长杆弹侵彻实验研究。采用数值仿真手段开展大着速范围侵彻深度变化规律及影响因素研究可以弥补工程模型的不足。根据已有的研究工作,阻力与强度是影响侵彻转变点的重要因素,而动态强度与材料种类和硬度有关,弹体阻力与头部形状有关,因此本研究采用数值仿真方法分析弹体材料硬度、头部形状、弹体材料、靶体材料 4 个因素对侵彻转变点的影响。

2 数值仿真模型

2.1 几何模型及材料本构模型

数值模拟时主要参考 Forrestal 等^[1]开展的大着速范围下长杆弹侵彻实验研究,弹体为具有不同头部形状的长杆形弹。长杆弹弹体长为 L_0 , 直径为 d , 头部曲径比为 φ ; 圆柱形靶体厚度为 H , 直径为 D 。仿真模拟过程中,弹体为金属材料,采用 Johnson-Cook(J-C)模型进行模拟;靶板材料为金属材料、混凝土材料或岩石材料,金属材料采用 J-C 模型^[16]或 Steinberg 模型描述,混凝土材料采用 RHT 模型^[17]描述,岩石材料采用 JH-2 模型^[18]描述。

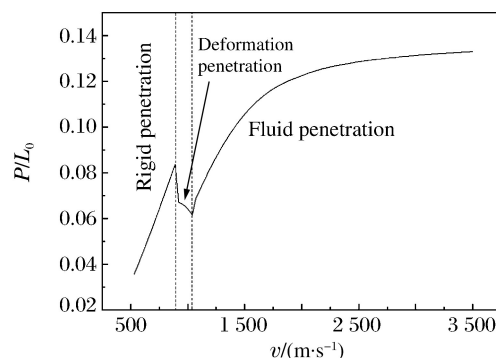


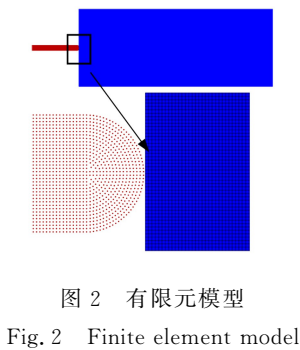
图1 长杆弹侵彻深度理论计算曲线

Fig. 1 Theoretical DOP results of LRP at elevated impact velocity

2.2 算法及有限元模型

在高速撞击下弹体将呈现拟流体特性,弹体材料将软化破碎并伴随塑性流动,传统的网格算法对于大变形下材料行为的描述效果不理想。光滑粒子法(Smooth Particle Hydrodynamics,SPH)是一种纯 Lagrange 无网格算法,其主要特点在于对质量的离散,不使用节点和单元,而代之以有确定质量、通过“核函数”相互作用的粒子。由于粒子本身便代表材料,不同材料的粒子自然地构成界面,不同材料粒子的相对运动形成所谓的“界面滑移”^[19]。因此,弹体采用 SPH 算法进行描述,而靶体则选用 Lagrange 算法描述。

如图 2 所示,为了确保计算精度和合理的运算时间,弹体 SPH 粒子直径为 0.2 mm;靶体采用渐变网格,在靠近靶体中心 20 mm 的区域内网格大小为 0.2 mm×0.2 mm,外侧部分网格逐步增大。



3 大着速范围侵彻深度转变影响因素

由实验结果可知,大着速范围侵彻转变点与头部形状、弹体硬度及弹靶材料等因素有关,因此本节采用数值仿真方法分析弹体硬度、弹体头部形状、弹体材料、靶体材料 4 个因素对侵彻转变点的影响。

3.1 典型长杆弹侵彻模型仿真分析

相对于给定速度范围的撞击过程仿真模拟,大着速范围的冲击侵彻问题涉及弹靶的低应变率到高应变率变形过程,对其作用过程进行数值仿真的难度更大。选取典型长杆弹侵彻模型,对其侵彻过程及侵彻深度的变化规律进行数值仿真分析。设弹体结构为球头长杆弹,长杆弹弹长为 71 mm,弹体直径为 7.1 mm;靶体采用直径为 120 mm,长度为 300 mm 的圆柱。弹体采用 J-C 本构模型,铝靶采用 Steinberg-Guinan 强度模型描述,具体弹靶参数如表 1 和表 2 所示,其中: A 为屈服强度, B 、 β 、 n 为应变硬化常数, C 为应变率常数, D_1 、 D_2 、 D_3 、 D_4 为损伤参数; G 为剪切模量, Y 为 Steinberg-Guinan 模型中的屈服强度, T 为温度, G_T 为 G 对 T 的一阶偏导数, G_p 、 Y_p 分别为 G 、 Y 对压力 p 的一阶偏导数。

表 1 弹体仿真模型主要参数
Table 1 Basic parameters of projectile

A/MPa	B/MPa	n	C	D_1	D_2	D_3	D_4
1 069	710.1	0.459	0.047	0.239	8.593	6.67	0.009

表 2 靶体仿真模型主要参数
Table 2 Basic parameters of target

G/MPa	Y/MPa	β	n	G_p	$G_T/(\text{MPa} \cdot \text{K}^{-1})$	Y_p	T/K
2 760	680	125	0.1	1.8	-17	0.018	1 220

图 3 给出了弹体着靶速度为 967 m/s 时侵彻过程的仿真结果。由图 3 可知,在变形侵彻阶段,弹体开坑后弹体头部材料达到屈服极限,开始出现变形;之后,尽管速度衰减,但由于弹体受力仍未下降到屈服极限以下,因此弹体继续变形;当某一时刻弹体受力小于材料屈服极限时,弹体不再变形,剩余阶段均可视为刚性侵彻。图 4 为侵彻深度与撞击速度变化关系。由图 4 可知,随着冲击速度的增大,侵彻深度呈先上升后下降而后再上升的变化趋势。实验得到的侵彻转变点为 932 和 1 037 m/s,数值仿真得到的侵彻转变点为 926 和 1 042 m/s,表明数值模拟计算结果与实验结果吻合较好。

综上所述,长杆弹以较高冲击速度侵彻时,侵彻过程中的弹体状态不是恒定的,由此导致了长杆弹在大范围冲击速度下出现了先上升后下降而后再上升的变化规律。

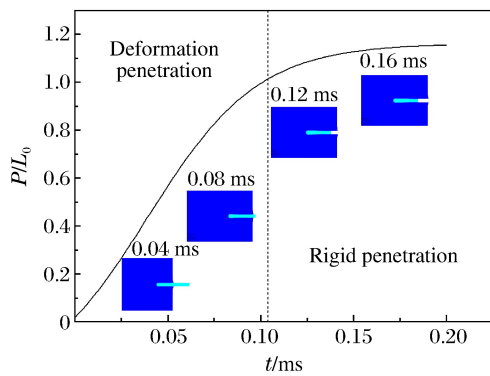


图 3 撞击速度为 967 m/s 时弹靶变形过程

Fig. 3 Simulation of normalized DOP and deformation at 967 m/s impact velocity

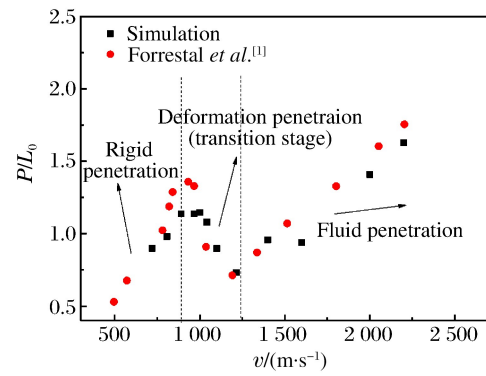


图 4 模拟侵深与实验数据对比

Fig. 4 Comparison between simulation normalized DOP and experimental data

3.2 弹体硬度对侵彻转变点的影响

弹体材料强度的影响因素较多,其中材料硬度是材料动态强度重要影响因素之一。本节针对不同弹体材料硬度对侵彻转变的影响规律进行仿真研究。弹体结构为球头长杆弹,长杆弹弹长为 71 mm,弹体直径为 7.1 mm;靶体采用直径为 120 mm、长度为 300 mm 的圆柱。弹体材料分别取洛氏硬度 (H_{RC}) 为 31、36、45、55 的 30CrMnSiNi2A 进行仿真研究,其中本构参数参考了李磊等^[20-21]关于不同硬度 30CrMnSiNi2A 本构参数的研究结果,具体参数取值如表 3 所示。

表 3 30CrMnSiNi2A 材料的 J-C 模型参数^[20]

Table 3 J-C Parameters of 30CrMnSiNi2A materials^[20]

H_{RC}	A/MPa	B/MPa	n	C	D_1	D_2	D_3	D_4
31	745	623.11	0.424	0.061	0.351	1.650	2.589	0.020
36	814	643.57	0.446	0.055	0.348	2.673	4.333	0.012
45	1 269	810.18	0.479	0.040	0.239	8.593	7.867	0.009
55	1 516	1 537.97	0.610	0.017	0.014	0.015	3.251	0.007

图 5 为数值模拟得到的大着速范围不同硬度长杆弹侵彻铝靶的侵彻深度变化曲线。由图 5 可知:当 H_{RC} 取值为 31 或 36 时,侵彻转变点比较接近, $H_{RC}=36$ 到达侵彻转变阶段时,侵彻转变点略高,撞击速度略大;当 $H_{RC}=45$ 时,弹体材料侵彻到达转变点时的侵彻冲击速度显著增大,且在两个转变速度时的侵彻深度显著提高;当 $H_{RC}=55$ 时,侵彻深度变化曲线并没有出现明显的转变点。当弹体速度大于 2 000 m/s 时,不同硬度条件下的侵彻深度逐渐趋于一致。

不同硬度下弹体的转变速度范围见表 4。

根据模拟结果可以得到如下结论。(1) 当弹体硬度值为 31、36、45 时,侵彻深度随弹体速度的增大呈先上升再下降而后再上升的变化趋势。这是由于侵彻初始阶段,弹体的受力较小,弹体变形较小,几乎无质量损失,可以看作刚性侵彻;当速度提升时,由于弹体头部开始变形,导致受到阻力增加,侵彻深度下降;而当冲击速度超过第二转变点后,侵彻形式变为流体侵彻,侵彻深度又随着冲击速度的增大而增大。(2) 在低速段,弹体硬度对侵彻深度影响较

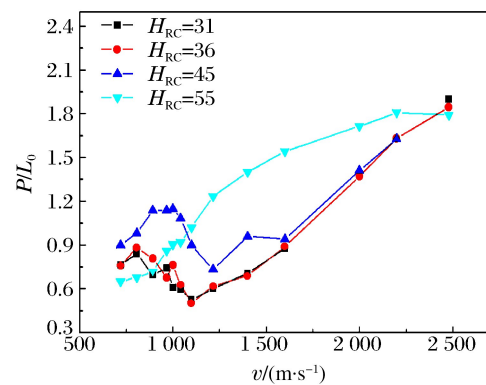


图 5 不同硬度弹体侵彻深度-速度曲线

Fig. 5 Normalized DOP versus impact velocity for projectile with different hardnesses

大;而在超高速侵彻过程中,硬度的影响逐渐降低,密度成为主要影响因素,因此随着速度的增大,弹体的侵彻深度逐步接近,当速度达到 2 500 m/s 时,各种硬度弹体的侵彻深度趋于一致。同时,当硬度值为 55 时,曲线未出现侵彻转变点,且此时弹体在低速段的侵彻深度明显低于其他 3 种情况,其原因可能是文献[22]在对高硬度($H_{RC}=55$)30CrMnSiNi2A 的 J-C 参数测定上有误差。(3) 弹体硬度对侵彻转变点有显著的影响。硬度是反映弹体动态强度的一个重要指标。一般来说,弹体硬度越高,其动态强度与屈服强度也越高。因此,随着硬度的提高,侵彻转变点后移,与理论分析相符。但是,当弹靶强度相差较大时,侵彻深度的下降不明显。

表 4 不同硬度条件下侵彻转变阶段的弹体速度范围
Table 4 Range of projectile velocity in the transition stage with different hardnesses

H_{RC}	Velocity range/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	H_{RC}	Velocity range/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	H_{RC}	Velocity range/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)
31	806-1 100	36	832-1100	45	967-1 216

3.3 弹体头部形状对侵彻转变点的影响

弹体侵彻过程中,弹靶间压力与弹体头部形状有一定的关系,曲径比 φ 较大(较尖)的弹头侵彻能力优于 φ 较小(较钝)的弹头^[20],因此,弹头形状对侵彻转变点有一定的影响。Forrestal 等^[2]的实验结果也表明弹体头部形状对侵彻转变有显著的影响。选用硬度值为 31 的 30CrMnSiNi2A 作为弹体材料,并分别取球形($\varphi=0.5$)及 $\varphi=2,3,4$ 的尖卵形长杆弹进行仿真模拟,具体参数如表 5 所示,其中: ρ 为密度, R 为弹体头部曲率, m 为弹体质量。靶体材料为铝合金,材料参数见表 2。弹体具有相同的直径和质量,以保证不同头部形状的长杆弹具有相同的初始动能。通过数值模拟获得不同头部形状条件下大着速范围长杆弹的侵彻深度曲线,如图 6 所示。

表 5 不同头部形状弹体参数
Table 5 Geometric size of rod with different nose

Head shape	R/mm	L_0/mm	d/mm	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	m/g
Ball	3.5	71.00	3.5	7.83	21
Ogive, $\varphi=2$	14.2	73.26	3.5	7.83	21
Ogive, $\varphi=3$	21.3	73.61	3.5	7.83	21
Ogive, $\varphi=4$	28.4	74.56	3.5	7.83	21

由图 6 可知,随着冲击速度的提高,不同头部形状的长杆弹对铝靶的侵彻深度均出现先上升后下降而后再上升的趋势,即存在侵彻深度转变阶段。球形与尖卵形头部弹体的侵彻深度及侵彻转变点显著不同。同一冲击速度条件下,尖卵形弹体的侵彻深度明显高于球形头部弹体,尖卵形弹体的转变冲击速度明显高于球形弹体。不同曲径比 φ 的尖卵形弹体之间侵彻转变点相差不大。

从仿真结果中可得如下结论。(1) 在刚性侵彻阶段与变形侵彻阶段,弹体头部形状对侵彻深度有显著影响,球形弹体与尖卵形弹体在相同速度下的侵彻深度不同,头部尖锐的弹体能够更多地将靶体材料推向侧面,减小弹靶间的压力,相对于较钝的弹头,减少了横向开坑动能的转化,提高了侵彻深度。在超高速情况下,由于侵蚀等原因,弹体头部形状对侵彻深度的影响非常小,密度成为影响侵彻深度最

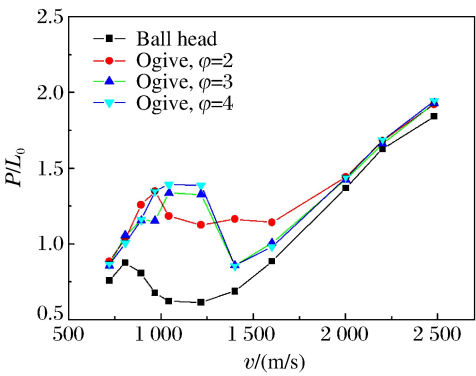


图 6 不同头部形状弹体侵彻深度-速度曲线
Fig. 6 Normalized DOP versus impact velocity for projectile with different nose shapes

重要的因素,因此同一冲击速度下,各种头部形状的弹体侵彻深度非常接近。(2)头部形状对侵彻转变点有影响。相同条件下,尖卵形头部弹体的侵彻转变速度较球形头部弹体高。这是由于在刚性侵彻阶段球形弹体比尖卵形弹体受到更高的靶体阻力,更容易使弹体材料屈服进入变形侵彻阶段,进入变形侵彻后,弹体头部形状的影响减弱,同时从变形侵彻到流体侵彻的转变主要受控于材料特性,因此不同头部形状的弹体第二个侵彻转变点较为相近。(3)不同曲径比 φ 的尖卵形弹体对侵彻转变点的影响不大,其原因主要是 φ 的系数变化较小,导致弹体头部形状区别不明显,弹体所受侵彻阻力差别不大。随着速度的增大,弹体材料特性的影响越来越明显,头部形状的影响逐渐降低,因此不同曲径比的弹体侵彻深度基本相同。

3.4 靶体材料对侵彻转变点的影响

在实际应用中,需要考虑长杆弹对不同靶体材料的侵彻问题。根据工程模型分析,靶体的动态强度是影响侵彻转变点的重要因素,尽管已经有许多学者进行了长杆弹侵彻不同靶体材料的研究^[22-25],但仍缺乏对侵彻转变点的规律性分析和讨论。为了对长杆弹侵彻不同靶体材料时侵彻深度的变化规律进行仿真分析,分别选用 Al6060T6、花岗岩、混凝土及装甲钢作为典型靶体材料。Al6061T6 的材料参数见表 1;混凝土采用 RHT 模型,参数见文献[26];装甲钢采用 Shock 状态方程和 von Mises 强度模型描述,参数见文献[27];花岗岩选用 JH-2 模型描述,并采用文献[28]中的参数。弹体采用硬度值为 31 的 30CrMnSiNi2A,参数如表 2 所示。长杆弹头部为球形,弹长为 71 mm,弹体直径为 7.1 mm。金属靶体直径为 120 mm,长度为 300 mm;地质类材料靶体直径为 240 mm,长度为 800 mm。数值仿真的具体结果如图 7 所示。

从仿真结果可以看出,靶体材料对高速弹体侵彻深度影响较为显著,且存在侵彻深度转变现象。

(1)靶体材料对侵彻转变点有显著影响,强度较低的靶体材料如铝合金和混凝土靶体,侵彻深度转变阶段下降较为明显,这是由于靶体侵彻阻力较小,使变形侵彻的速度区间增加,而强度更高的靶体材料如岩石等由于弹体很快从变形侵彻过渡到纯流体侵彻,因此侵彻转变阶段的下降就不明显。均质装甲钢强度很高,抗弹能力强,由于弹体强度远远小于靶体强度,在仿真中弹体以较低速度撞击靶体后立刻出现变形,全过程的侵彻都类似于流体侵彻,未出现侵彻转变阶段。(2)弹体高速侵彻金属材料靶体达到转变阶段时冲击速度较高。地质类材料与金属材料在侵彻转变时侵彻深度的变化明显不同,金属材料在转变阶段存在着较大的侵彻深度下降的趋势,而地质类材料(如花岗岩和混凝土)侵彻深度的下降不明显。其原因可能是金属的弹靶交界面在侵彻时由于高温导致弹体头部与靶体出现软化等现象,从而使弹体头部变形较大,因而有较为明显的侵彻深度下降现象;而地质类材料在受侵彻时出现破碎现象,有可能导致侵彻深度下降不明显。

3.5 弹体材料对侵彻转变点的影响

不同材料的动态强度和静态强度不同,在高速冲击下的力学行为也不同,因此弹体材料对大范围着速弹体的侵彻转变点也有显著的影响。目前对不同弹体材料时的侵彻转变点仍缺乏可靠的理论和实验研究。本节对大着速范围不同弹体材料的长杆弹侵彻转变问题进行数值仿真研究。弹体材料选用 30CrMnSiNi2A、铜及钨合金。长杆弹的头部形状为球形,弹长为 71 mm,直径为 7.1 mm;铝靶参数如表 2 所示,靶体直径为 120 mm,长度为 300 mm。30CrMnSiNi2A 和钨合金采用 J-C 模型描述,具体参数见表 6。具体仿真结果如图 8 所示。

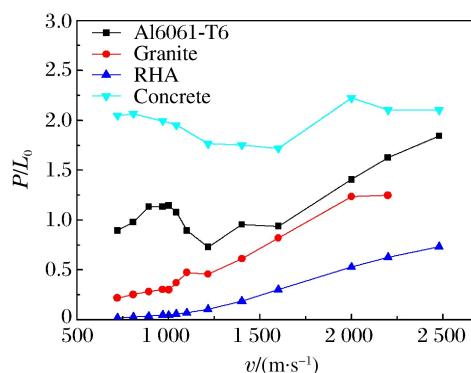


图7 不同靶体材料侵彻规律

Fig. 7 Normalized DOP versus impact velocity for target with different materials

表 6 弹体材料参数

Table 6 Parameters of projectile material

Material	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	A/MPa	B/MPa	n	C	D_1	D_2	D_3	D_4
30CrMnSiNi2A	7.83	745	623.11	0.424	0.061	0.351	1.650	2.589	0.020
Tungalloy	17.70	631	1 258.00	0.092	0.014	0	0.330	-1.500	0

由图 8 可知,对于不同的弹体材料,大着速范围弹体对靶体的侵彻深度也不同。随着冲击速度的增大,30CrMnSiNi2A 与钨合金弹体的侵彻深度均呈现先上升后下降而后再上升的变化趋势,且 30CrMnSiNi2A 的转变速度较钨合金更高;而铜弹体的侵彻深度仅呈单调上升趋势。另外,相同冲击速度下,钨合金弹体的侵彻深度最深,铜弹体的侵彻深度最浅。

针对弹体材料对侵彻深度转变影响的数值仿真结果可得如下结论。(1) 弹体材料对侵彻转变速度有显著影响;当弹体强度明显弱于靶体强度时,有可能会出现在刚开始侵彻时弹体头部就已经进入变形或者流体侵彻状态,从而随着撞击速度提高,侵彻深度不出现转变现象。(2) 相同形状弹体在同一冲击速度下,材料密度高的弹体可以获得更大的侵彻深度,但侵彻转变速度与密度相关性较小,而与弹体材料的动态强度关系更大,例如钨合金的密度较高,但其动态强度弱于一些热处理过的特种钢,因而钨合金的转变速度小于 30CrMnSiNi2A。

4 结 论

- (1) 建立了长杆弹侵彻半无限靶数值模型,计算结果显示,随着冲击速度的增大,弹体侵彻深度出现先上升后下降而后再上升的趋势,与文献[2]实验结果趋势相同。侵彻结束后的弹体情况随着侵彻冲击速度的增大呈现刚性-变形-侵蚀的趋势,与实验结果吻合较好,验证了数值计算方法的可靠性。
- (2) 通过数值仿真分析得到,弹体、靶体材料特性以及弹体头部曲径比对于侵彻转变点有明显影响。硬度更高的弹体侵彻转变点的冲击速度更高;动态强度大的材料有更高的侵彻转变速度;当弹靶材料强度相差较大时,不会出现侵彻转变现象;弹头曲径比越大(越尖锐),到达侵彻转变点的速度越高,且在同一冲击速度下侵彻深度也越大。
- (3) 在低速侵彻阶段,弹体头部形状、弹体/靶体材料等多种因素会影响侵彻深度;超高速侵彻时,密度成为影响侵彻深度的最主要因素,此时,无论何种弹体,只要密度相近,侵彻深度就基本相同。

参考文献:

[1] PIEKUTOWSKI A J, FORRESTAL M J, POORMON K L, et al. Penetration of 6061-T6511 aluminum targets by ogive-nose steel projectiles with striking velocities between 0.5 and 3.0 km/s [J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 23(1): 723-734.

[2] FORRESTAL M J, PIEKUTOWSKI A J. Penetration experiments with 6061-T6511 aluminum targets and spherical-nose steel projectiles at striking velocities between 0.5 and 3.0 km/s [J]. International Journal of Impact Engineering, 2000, 24(1): 57-67.

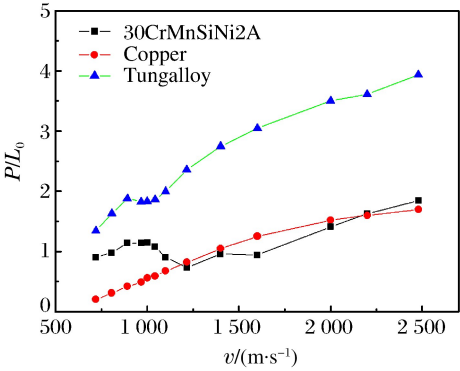


图 8 不同材料弹体的侵彻规律

Fig. 8 Normalized DOP versus impact velocity for projectiles with different materials

- [3] WEN H M, LAN B. Analytical models for the penetration of semi-infinite targets by rigid, deformable and erosive long rods [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 2010, 26(4): 573-583.
- [4] LAN B, WEN H M. Alekseevskii-Tate revisited: an extension to the modified hydrodynamic theory of long rod penetration [J]. *Science China Technological Sciences*, 2010, 53(5): 1364-1373.
- [5] 兰彬, 文鹤鸣. 半球形弹头钢长杆弹侵彻半无限铝合金靶的数值模拟 [J]. *工程力学*, 2009, 26(10): 183-190.
LAN B, WEN H M. Numerical simulation of the penetration of a spherical-nosed 4340 steel long rod into semi-infinite 6061-T6511 aluminum targets [J]. *Engineering Mechanics*, 2009, 26(10): 183-190.
- [6] 楼建锋, 王政, 洪滔, 等. 钨合金杆侵彻半无限厚铝合金靶的数值研究 [J]. *高压物理学报*, 2009, 23(1): 65-70.
LOU J F, WANG Z, HONG T, et al. Numerical study on penetration of semi-infinite aluminum-alloy targets by tungsten-alloy rod [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2009, 23(1): 65-70.
- [7] 楼建锋, 何长江, 朱建士, 等. 长杆侵彻中材料参数对侵彻性能的影响 [J]. *计算物理*, 2009, 26(4): 559-563.
LOU J F, HE C J, ZHU J S, et al. Ballistic performance of long rods: material properties [J]. *Chinese Journal of Computational Physics*, 2009, 26(4): 559-563.
- [8] 楼建锋, 洪滔, 王政, 等. 钨合金杆材料属性与侵彻性能的关系 [J]. *计算力学学报*, 2009, 26(3): 433-436.
LOU J F, HONG T, WANG Z, et al. Relations between material parameters of tungsten-alloy rod and its ballistic performance [J]. *Chinese Journal of Computational Mechanics*, 2009, 26(3): 433-436.
- [9] 陈小伟, 杨世全, 何丽灵. 动能侵彻弹体的质量侵蚀模型分析 [J]. *力学学报*, 2009, 41(5): 739-747.
CHEN X W, YANG S Q, HE L L. Modeling on mass abrasion of kinetic energy penetrator [J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2009, 41(5): 739-747.
- [10] 张凤国, 李维新, 洪涛, 等. 超高速钨合金长杆弹对混凝土侵彻及损伤破坏的数值分析 [J]. *弹道学报*, 2008, 20(3): 64-67.
ZHANG F G, LI W X, HONG T, et al. Numerical simulation for damage and penetration of concrete driven by long-rod projectile of tungsten alloy under super-high speed [J]. *Journal of Ballistics*, 2008, 20(3): 64-67.
- [11] ROSENBERG Z, DEKEL E. Numerical study of the transition from rigid to eroding-rod penetration [J]. *Journal de Physique IV*, 2003, 110(9): 681-686.
- [12] 王猛, 黄德斌, 曲家惠, 等. 钨合金杆式弹侵彻 45~# 钢变形失效行为的数值分析 [J]. *塑性工程学报*, 2012, 19(2): 102-106.
WANG M, HUANG D B, QU J H, et al. Simulation on the deformation and fracture of long-rod projectile of tungsten alloy penetrating into 45~# steel [J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2012, 19(2): 102-106.
- [13] 王政, 楼建锋, 勇珩, 等. 岩石、混凝土和土抗侵彻能力数值计算与分析 [J]. *高压物理学报*, 2010, 24(3): 175-180.
WANG Z, LOU J F, YONG H, et al. Numerical computation and analysis on anti-penetration capability of rock, concrete and soil [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2010, 24(3): 175-180.
- [14] 练兵, 蒋建伟, 门建兵, 等. 高速长杆弹对混凝土靶侵彻规律的仿真分析 [J]. *高压物理学报*, 2010, 24(5): 377-382.
LIAN B, JIANG J W, MEN J B, et al. Simulation analysis on law of penetration of long-rod projectiles with high speed into concrete [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2010, 24(5): 377-382.
- [15] WALKER J D, ANDERSON C E. A time-dependent model for long-rod penetration [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1995, 16(1): 19-48.
- [16] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]//*Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*. The Hague, 1983, 21: 541-547.
- [17] RIEDEL W, THOMA K, HIERMAIER S, et al. Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500 numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes [C]//*Proceedings of the 9th International Symposium on the Effects of Munitions with Structures*. Berlin, 1999.
- [18] JOHNSON G R, HOLMQUIST T J. Response of boron carbide subjected to large strains, high strain rates, and high pressures [J]. *Journal of Applied Physics*, 1999, 85(12): 8060-8073.
- [19] 兰彬. 长杆弹侵彻半无限靶的数值模拟和理论研究 [D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2008.
- [20] 李磊, 张先锋, 吴雪, 等. 不同硬度 30CrMnSiNi2A 钢的动态本构与损伤参数 [J]. *高压物理学报*, 2016, 31(3): 239-248.
LI L, ZHANG X F, WU X, et al. Dynamic constitutive and damage parameters of 30CrMnSiNi2A steel with different

- hardnesses [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2016, 31(3): 239-248.
- [21] 李磊. 不同硬度 30CrMnSiNi2A 钢动态本构与损伤参数研究 [D]. 南京:南京理工大学, 2017.
- [22] STEINBERG D. Equation of state and strength properties of selected materials [M]. Livermore, CA: Lawrence Livermore National Laboratory, 1996.
- [23] 陈小伟. 穿甲/侵彻问题的若干工程研究进展 [J]. 力学进展, 2009, 39(3): 316-351.
- CHEN X W. Advances in the penetration/perforation of rigid projectiles [J]. Advances in Mechanics, 2009, 39(3): 316-351.
- [24] 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.
- [25] 沈俊, 徐翔云, 何翔, 等. 弹体高速侵彻岩石效应试验研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(增刊 2): 4207-4212.
- SHEN J, XU X Y, HE X, et al. Experimental study of effect of rock targets penetrated by high-velocity projectiles [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(Suppl 2): 4207-4212.
- [26] MATUSKA D A. HULL users' manual; AFATL-TR-84-59 [R]. Florida: Air Force Armament Laboratory, 1984.
- [27] RIEDEL W, THOMA K, HIERMAIER S, et al. Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500 numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes [C]//Proceedings of the 9th International Symposium on the Effects of Munitions with Structures, Berlin, 1999.
- [28] AI H A, AHRENS T J. Simulation of dynamic response of granite: a numerical approach of shock-induced damage beneath impact craters [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 33(1): 1-10.

Depth of Penetration and Its Influence Factors of Long Rod Projectile Impacting on Semi Infinite Target with Elevated Velocity

XU Chenyang, ZHANG Xianfeng, LIU Chuang, DENG Jiajie, ZHENG Yingmin

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

Abstract: Hypervelocity penetration is an important issue for a weapon designer and protection engineering experts. With the increase of the impact velocity, a projectile may transition into a fluid penetration phase, and its depth of penetration (DOP) no longer rises monotonously with the velocity. Numerical simulation of the penetration processes of a long rod projectile at an elevated impact velocity was performed to analyze the variation and influencing factors of the transition point. Influences of the hardness, nose shape, material of the projectile and the target on the transition point of DOP were simulated. The simulation results show that, with the increase of the impact velocity, the DOP increases at first and then decreases at a certain velocity (called the transition velocity). The velocity of the transition point improves with the increase of the projectile's hardness. The Ogive-headed projectile has a higher transition point than the spherical-headed projectile. Moreover, the projectile/target material also has significant effects on the transition point.

Keywords: hypervelocity penetration; long rod projectile; depth of penetration; transition point

低侵彻性枪弹的入水研究*

梁化鹏¹, 薛建锋², 沈培辉¹

(1. 南京理工大学智能弹药技术国防重点学科实验室, 江苏 南京 210094;

2. 航空工业洪都 660 所, 江西 南昌 330024)

摘要: 为提高子弹的低侵彻性, 研究了一种空心开花型低侵彻弹。通过进行空心开花型低侵彻弹侵彻水介质的实验, 研究了弹体头部在不同速度下的变形情况; 利用 LS-DYNA 软件对开花弹入水过程进行数值模拟, 得到子弹在不同入射速度下的速度衰减曲线和位移曲线。研究表明: 开花弹入水过程中的头部开裂程度与速度有关, 速度越高, 弹头变形越大; 弹头开裂成“花瓣状”可以有效降低子弹速度, 增大侵彻阻力; 开花弹高速侵彻下的位移小于低速下的位移, 说明开花弹具有良好的低侵彻特性。

关键词: 开花弹; 低侵彻; 水介质; 变形

中图分类号: O353.4; TJ410.2

文献标识码: A

目前, 国内武装贩毒、劫持人质、抢劫银行等严重武装犯罪以及恐怖活动均不断出现。为应对这些危险的武装犯罪事件, 需要一些停止作用大、侵彻力低的武器装备, 以求能形成较高的制止犯罪能力。而我国目前主要的警用武器装备均存在枪弹的穿透力太大, 导致停止作用不足的缺点。国外警方在遇到这种紧急情况时都会使用特制的低侵彻手枪弹头^[1]。Kneubuehl 等^[2]在试验中发现, 将美国 M193 步枪弹的撞击速度提升到 750 m/s 以上时, 弹体在软介质中会破碎, 从而达到低侵彻的效果。美国温彻斯特公司生产的“黑爪”弹, 其弹体为纯黑色, 射入目标后被甲会均匀地向后翻开成 6 瓣, 就像 6 个带有倒钩的爪子, 弹头直径最终可膨胀至口径的两倍左右。近几年国内学者也注意到了低侵彻枪弹的研究意义。李晓杰等^[3]对国产 5.8 mm 口径手枪弹头进行改进, 提出了新式的软尖弹和空尖弹, 并与标准弹对比, 使用 ANSYS/LS-DYNA 进行弹丸入水的数值仿真, 得到 3 种弹型的速度、位移曲线, 以及子弹入水产生的瞬时空腔, 结果表明, 空尖弹具有良好的低侵彻性能。金永喜等^[4]提出了子弹在软目标介质内的翻滚模型, 证明弹丸翻滚时产生的离心力能使子弹在撞击目标过程中头部发生破碎, 从而使其侵彻深度得到明显的降低, 并通过与制式枪弹的实验对比进行了论证。尽管近几年我国开始对低侵彻枪弹进行相关研究, 但都仅局限在仿真或者理论的基础上, 相关的实验验证少之又少, 因此, 本工作通过实验与仿真相结合, 对低侵彻枪弹做进一步的研究。

根据创伤弹道学^[5], 子弹在撞击目标介质过程中, 弹头的翻转、变形、破碎都能使弹头的能量更快地向介质传递。本工作研究一种空心开花型低侵彻弹。该弹击中目标后弹体头部会向外开裂, 利用子弹头部在侵彻过程中产生的大变形, 实现子弹的高能量传递性, 使开花弹在低速侵彻下初速低、子弹头部变形小、侵彻阻力低, 而在高速侵彻下初速高、子弹头部变形大、侵彻阻力高, 最终达到开花弹在低速和高速侵彻条件下, 侵彻深度始终控制在某一范围之内内的目标。因此, 该空心开花型低侵彻弹无论近距离还是远距离击中目标, 都不会将其射穿, 具备良好的低侵彻性能。在应对紧急情况时, 只会制止犯罪人员而不会穿透目标误伤群众。

* 收稿日期: 2017-02-21; 修回日期: 2017-03-28

作者简介: 梁化鹏(1992—), 男, 硕士研究生, 主要从事终点效应研究. E-mail: 815532008@qq.com

通信作者: 沈培辉(1958—), 男, 教授, 主要从事终点效应与目标毁伤研究. E-mail: sphjy8@mail.njust.edu.cn

1 弹丸入水实验

1.1 实验设计

鉴于生物组织的复杂性,采用水介质模拟生物组织。因为大多数生物组织含水80%左右,其密度与水相近,而且水具有均匀、透明、便于直接观察的特点。以5.8 mm口径弹道枪作为发射平台进行弹体侵彻水介质实验,实验现场布置如图1所示,通过装药量控制弹体着靶速度,用锡箔靶和双通道测试仪测量速度。

实验中空心开花型低侵彻弹的直径为5.8 mm,长径比为5,质量为5.6 g,弹丸头部开有矩形槽,边长为2 mm,凹槽边界上沿轴向设有预开槽,如图2所示。



图1 实验现场

Fig. 1 Experiment set-up

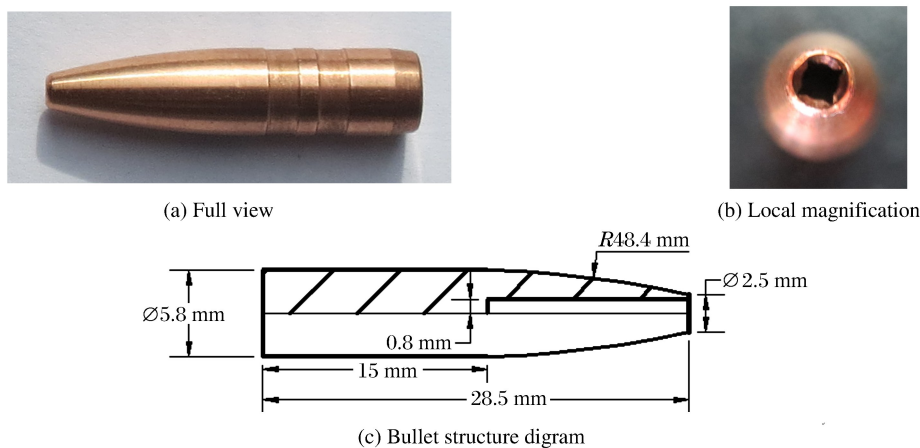


图2 实验用开花弹

Fig. 2 Shrapnel of experiment

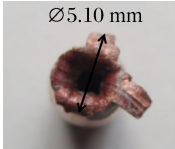
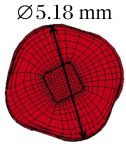


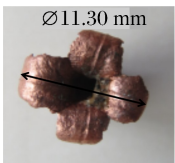
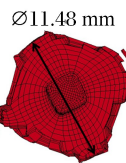
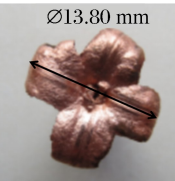
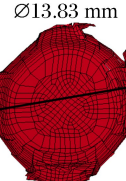
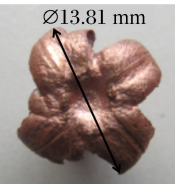
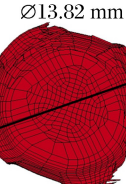
1.2 实验结果及分析

通过改变子弹的装药量,得到开花弹在撞击速度为408、501、610、702、814 m/s下弹丸头部的变形情况,实验结果如表1所示。从表1中可以看出,开花弹入射水箱后,弹体头部发生不同程度的变形。这是由于开花弹在侵彻靶体过程中会受到较大的侵彻阻力,产生沿弹体轴向的剪切力,弹丸头部发生变形,由于弹头开有矩形凹槽,在矩形槽的轴向边界处会产生相应的拉应力,拉应力使凹槽不断向外膨胀,达到弹体材料的抗拉强度后,弹头沿矩形槽边界断裂,开裂成4瓣,断裂的部分在水的阻力作用下向后翻转,最后呈“花瓣状”。

对比表1可知,弹丸头部的变形程度与子弹撞击速度有关。在408 m/s较低速度下入水时,弹丸头部部分开裂,矩形槽沿径向略微膨胀。子弹以501~610 m/s速度入水时,弹丸头部开裂成4瓣并伴有外翻现象,但头部凹槽未开裂完全,仍有清晰的孔洞,此时弹丸头部最大横截面处直径为弹体直径的2倍。子弹以702~814 m/s速度入水时,弹头沿矩形槽轴向边界完全开裂成“花瓣状”,且凹槽完全消

失,此时弹丸头部最大横截面处直径达到弹体直径的 2.4 倍。因此,开花弹在低速入射时,初速低,侵彻阻力较小,弹头变形小;在高速入射时,初速高,侵彻阻力大,弹头变形大。

表 1 实验结果和仿真结果对比
Table 1 Comparison of experiment and simulation results

Experiment		Simulation	
Velocity/(m · s ⁻¹)	Results	Velocity/(m · s ⁻¹)	Results
408		400	
501		500	
610		600	
702		700	
814		800	

2 数值模拟的有限元建模及算法

弹头入水的模型如图 3 所示。弹头在空气中,空气和水的边界采用无反射边界,空气和水的接触面采用共节点方式。

弹头由紫铜构成,保证了弹体材料的一致性。在算法的选择上:铜选用 Lagrange 算法,空气和水选用欧拉算法,弹头和水之间采用耦合算法^[6]。在材料模型的选择上:空气和水采用 LS-DYNA 提供的 MAT_NULL 流体模型;紫铜选用 Johnson-Cook 材料模型,这种本构方程考虑了高速下的应变率效应和温度效应,适用于高速下的流固耦合。在状态方程的选择上:紫铜、空气和水都采用 Grüneisen 状态方程^[5-7]。

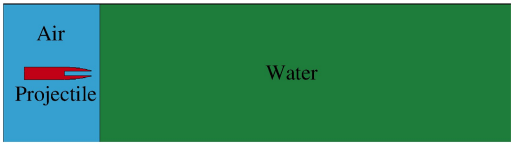


图 3 弹头入水的有限元模型
Fig. 3 Finite element model of projectile penetrating into water

3 仿真结果比较

3.1 不同速度入水的头部变形比较

使用 LS-DYNA 软件可以较理想地模拟开花弹的入水过程,图 4 为开花弹撞击水介质时弹头的变形过程。从图 4 中可以看出,开花弹撞击水介质后,弹头在侵彻阻力作用下发生变形,并沿着矩形槽发生开裂,最后以花瓣状弹头继续运动。

通过模拟开花弹的入水过程,得到开花弹以不同速度撞击水介质后稳定侵彻阶段的弹体变形图,并与实验结果进行对比,如表 1 所示。可以看出,仿真结果与实验中弹体变形情况基本吻合。开花弹在较低速撞击下,弹头轻微变形,矩形槽口向外扩张,但未达到开裂的程度,



图 4 弹头入水的变形过程
Fig. 4 Deformation process of projectile
penetrating into water

这是因为此时开花弹受到的侵彻阻力过小,弹头矩形槽轴向边界产生的拉应力未达到弹体材料的抗拉强度,无法使弹头开裂。开花弹以 600 m/s 速度撞击水靶时,弹头受到的拉应力达到一定强度,使头部沿槽口开裂,但从表 1 中可以看出,此时弹丸头部未完全开裂,这是由于子弹的撞击速度仍然不足,达不到子弹需要的侵彻阻力。进一步提高开花弹的侵彻速度,在 700 m/s 速度撞击下,侵彻阻力较大,弹头完全开裂成 4 瓣,矩形槽消失。

表 2 是开花弹在不同入射速度下弹丸头部最大直径的实验数据和仿真数据的对比,其中: D_{\max} 为弹丸头部最大直径, \bar{D}_{\max} 是其平均值。可以看出,实验结果和仿真结果基本吻合。开花弹速度低于 500 m/s 时,弹丸头部变形较小;速度为 500 m/s 时,弹丸头部最大直径为弹体直径的 1.2 倍;子弹速度为 600 m/s 时,弹头变形较大,弹丸头部最大直径为弹体直径的 2 倍;子弹速度达到 700 m/s 时,开花弹弹头开裂完全,变形达到极限,弹丸头部最大直径为弹体直径的 2.4 倍。弹头变形程度与实验结果一致,说明数值仿真可以较理想地模拟开花弹的入水过程。

表 2 不同速度入水的弹丸头部变形比较

Table 2 Comparison of deformation of projectiles entering water at different velocities

Experiment			Simulation	
Velocity/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	D_{\max}/mm	\bar{D}_{\max}/mm	Velocity/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	D_{\max}/mm
408	5.10,5.08	5.090	400	5.18
501	6.71,6.79	6.750	500	6.82
610	11.30,11.23	11.265	600	11.48
702	13.82,13.80	13.810	700	13.83
814	13.81,13.81	13.810	800	13.82

3.2 不同速度入水的速度衰减比较

图 5 为开花弹在不同速度下撞击水介质的速度衰减曲线,开花弹从空气中射入水后,速度开始降低。从图 5 中可以看出,子弹的入射速度越高,速度衰减越明显。在 400 和 500 m/s 速度下,子弹速度衰减得比较缓慢,说明低速条件下开花弹头部未发生开裂,变形较小,子弹受到的侵彻阻力低,1 ms 后子弹速度分别为 182.13 和 143.58 m/s;600 m/s 速度下,子弹速度衰减的速率有所提高,此时开花弹头部已开裂,但仍未变形完全,1 ms 后子弹速度为 106.36 m/s;700 和 800 m/s 侵彻速度下,开花弹速度衰减十分明显,说明弹体头部完全开裂成“花瓣状”,与水的接触面增大,侵彻阻力高,1 ms 后子弹速度分别降低到 87.74 和 75.78 m/s。可以看出,开花弹的入射速度越高,1 ms 后子弹的速度反而越低。这是因为开花弹低速入射时,弹头开裂程度小,侵彻过程中弹体最大横截面积小,与水的接触面小,受到的侵

彻阻力低,因此速度衰减得较缓慢;随着入射速度的提高,弹头变形增大,与水的接触面增大,开花弹受到的侵彻阻力较大,导致速度衰减得更快。说明开花弹弹头开裂变形对提高子弹的侵彻阻力、降低子弹的速度起很大作用。

3.3 不同速度入水的位移比较

图 6 为开花弹在不同速度下撞击水介质的位移曲线。从图 6 中可以看出:开花弹以 400 m/s 入射时,1 ms 内在水中的位移是 22.13 cm;以 500 m/s 入射时位移有所增加,达到 23.55 cm。这是因为子弹的初速增大,动能变大,而开花弹以 500 m/s 速度撞击水介质时弹体头部变形很小,矩形槽口发生略微扩张,达不到增大与水的接触面,进而增大侵彻阻力的目的,所以在水中的侵彻深度有所增加。开花弹以 600、700 和 800 m/s 速度撞击水介质时,1 ms 内在水中的位移分别为 20.36、20.55 和 19.95 cm,高速撞击下子弹在水中的位移明显低于低速撞击下的位移,这是因为开花弹在较高速度下撞击水介质时,弹头发生开裂变形,呈花瓣状,弹体的最大横截面积提高 1~2 倍,增大了子弹撞击过程中与水的接触面积,极大地提高了子弹在水中受到的侵彻阻力,降低子弹的运动速度,使子弹在高速入射条件下的位移比低速入射时更低。不同速度入射下 1 ms 后子弹的位移都在 20~24 cm 范围内,由此可以说明开花弹具有良好的低侵彻特性。

4 结 论

对开花型低侵彻弹进行了不同速度侵彻水介质的实验研究,结果表明:开花弹以 500 m/s 以下低速撞击时,弹丸头部变形较小,弹形保持良好,稳定侵彻阶段弹头最大直径为弹体直径的 1.0~1.2 倍;以 501~610 m/s 中速撞击时,弹头发生开裂,但未变形完全,弹头最大直径达到弹体直径的 2 倍,受到的侵彻阻力较大;以 702~814 m/s 高速撞击时,弹头完全开裂,呈花瓣状,弹头最大直径达到弹体直径的 2.4 倍,受到的侵彻阻力最大。利用 LS-DYNA 软件模拟开花弹在不同速度下的入水过程,仿真结果与实验结果基本一致,说明数值仿真可以较理想地模拟开花弹的入水过程;得到了子弹的速度衰减曲线和位移曲线,表明开花弹弹头开裂变形对提高子弹的侵彻阻力、降低子弹速度起很大作用,证明开花弹具有良好的低侵彻特性。

参考文献:

- [1] 尹生. 中国反恐法制的现状、问题和对策研究 [J]. 当代法学, 2008, 22(3): 12.
YIN S. A study on the China's anti-terrorism legal mechanism [J]. Contemporary Law Review, 2008, 22(3): 12.
- [2] KNEUBUEHL B P, COUPLAND R. Wound ballistics: basics and applications [M]. Berlin: Springer Medizin GmbH, 2008: 128.

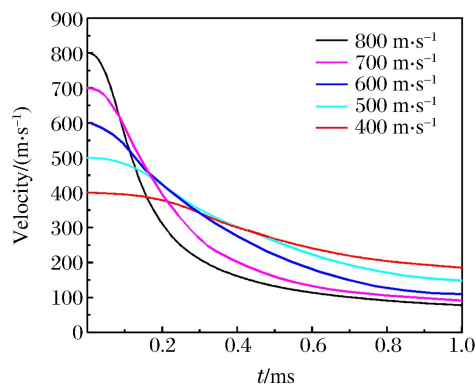


图 5 速度衰减曲线

Fig. 5 Velocity attenuation curve

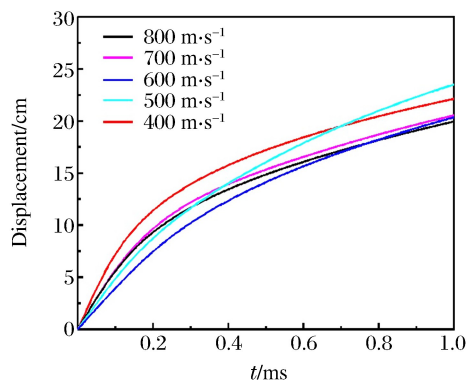


图 6 位移衰减曲线

Fig. 6 Displacement attenuation curve

- [3] 李晓杰,姜力,闫鸿浩,等.低侵彻手枪弹入水侵彻性能数值模拟研究[J].爆炸与冲击,2007,27(4):319-324.
LI X J,JIANG L,YAN H H,et al. Numerical simulation on low in breaking handgun projectile drilling through the water [J]. Explosion and Shock Waves,2007,27(4):319-324.
- [4] 金永喜,陈波,张敬敏,等.低侵彻步枪弹翻滚破碎机理研究[J].兵工学报,2013,34(10):1222-1226.
JIN Y X,CHEN B,ZHANG J M,et al. Research on rolling and fragmentation mechanism of non-penetrating rifle bullets [J]. Acta Armamentarii,2013,34(10):1222-1226.
- [5] 刘荫秋,王正国,马玉媛.创伤弹道学[M].北京:人民军医出版社,1991:76-77.
- [6] 张雄,陆明万,王建军.任意拉格朗日-欧拉描述法研究进展[J].计算力学学报,1997,14(1):91-102.
ZHANG X,LU M W,WANG J J. Research progress in arbitrary Lagrangian-Eulerian method [J]. Chinese Journal of Computational Mechanics,1997,14(1):91-102.
- [7] YOO Y H,YANG D Y. Finite element modeling of the high-velocity impact forging process by the explicit time integration method [J]. Journal of Materials Technology,1997,63:718-723.

Research on the Low-Penetrating Bullets Entering Water

LIANG Huapeng¹,XUE Jianfeng²,SHEN Peihui¹

(1. Ministerial Key Laboratory of ZNDY, Nanjing University of Science & Technology,
Nanjing 210094, China;

2. 660 Design Institute of Hongdu Aviation Industry Group, AVIC, Nanchang 330024, China)

Abstract: In order to reduce the bullet destruction, the design of shrapnel, a new type of bullet based on the standard small bore bullet, is proposed. We performed the experiment of water penetration of the shrapnel to study the deformation of the projectile head at different speeds, and conducted the corresponding numerical simulation using LS-DYNA and obtained the projectile's velocity attenuation and displacement curve. The results show that the degree of deformation of the projectile's head is related to its speed, the higher the speed, the greater the warhead deformation. The warhead cracking into "petals" can effectively reduce the bullet velocity, and raise the penetration resistance. The displacement in high speed penetration is less than that in low speed penetration, which indicates that the shrapnel has a good low-penetrating characteristic.

Keywords: shrapnel; low-penetration; water medium; deformation

长径比对侵彻阻力的影响^{*}

吴普磊, 李鹏飞, 杨 磊, 赵向军, 宋 浦

(西安近代化学研究所, 陕西 西安 710065)

摘要: 基于经典空腔膨胀理论、Forrestal 阻力修正模型和加速度阻力模型研究了战斗部侵彻强度靶过程中长径比对于侵彻阻力的影响, 通过对不同长径比条件下战斗部侵彻余速的计算, 分析了长径比对阻力项系数的影响, 讨论了 3 种理论的适用范围。结果表明: 当战斗部长径比小于 3 时, 加速度阻力项系数变化对侵彻过程影响较大; 当长径比大于 5 时, 3 个模型的计算结果趋于一致, 均适用于工程计算。

关键词: 弹药工程; 侵彻; 长径比; 阻力项系数

中图分类号: O385

文献标识码: A

现代战争对侵彻战斗部性能提出了更高的技术要求。目前提高战斗部侵彻能力的技术途径主要有增大战斗部质量、提高战斗部速度及优化弹体长径比等。在实际应用中, 由于受到武器发射平台条件的限制, 提高战斗部质量和速度有较大难度, 因此优化弹体长径比成为重要技术途径。

徐建波等^[1]利用轻气炮系统开展了长径比在 10~15 范围内的长杆射弹侵彻混凝土的研究, 明确了空腔膨胀理论和美国陆军《抗常规武器设计规范》中侵彻混凝土经验公式的适用范围。高光发等^[2]针对长杆弹对半无限靶的垂直侵彻行为, 利用经验公式和数值软件研究了长径比对侵彻深度的影响规律和机制。万文乾等^[3]利用有限元软件 LS-DYNA 对长径比分别为 1.5、2.5、4.0、5.0 的 4 种弹体侵彻钢筋混凝土靶板进行了分析。从已经公开的文献来看, 现有的研究工作大多针对长径比对侵彻剩余速度和侵彻深度的影响, 有关长径比对侵彻过程中阻力和过载影响的研究则较少。有鉴于此, 本工作利用经典空腔膨胀理论^[4-7]、Forrestal 阻力修正模型^[8-12]和加速度阻力模型^[13]对不同长径比条件下战斗部侵彻钢筋混凝土靶进行系统研究, 对比不同模型计算得到的战斗部的侵彻剩余速度, 并分析长径比对阻力项系数的影响, 以期能为工程设计提供理论参考。

1 侵彻阻力的计算模型

战斗部侵彻强度靶是一个十分复杂的动力学过程, 一般研究通过测量剩余速度或侵彻深度来反推侵彻阻力。本工作基于 3 种理论模型, 通过 MATLAB 编程计算不同长径比时的靶后剩余速度, 并利用加速度阻力模型计算侵彻过程中的阻力变化, 分析长径比对侵彻阻力的影响。

1.1 经典空腔膨胀理论

经典空腔膨胀理论中空腔表面的法向压力表达式为

$$p(t) = p_s + \rho_p(B_1 r_a \ddot{r}_a + B_2 \dot{r}_a^2) \quad (1)$$

$$B_1 = 1 - \alpha \delta^{-2/3} \quad (2)$$

式中: p_s 为静压力; r_a 为空腔半径; \dot{r}_a 为空腔膨胀速度; \ddot{r}_a 为空腔膨胀加速度; B_1 和 B_2 为与空腔界面加速度和速度有关的系数; $\alpha = 1 - \rho_c / \rho_p$, $\delta = 1 - e^{-3\beta} \rho_c / \rho_p$, $\beta = (Y - 2E_p \epsilon_p / 3) / [2(E_c - E_p)]$, Y 为线性强度

^{*} 收稿日期: 2017-08-15; 修回日期: 2017-11-06

基金项目: 装备预研基金

作者简介: 吴普磊(1992—), 男, 硕士研究生, 主要从事战斗部设计及终点效应研究. E-mail: 505336201@qq.com

通信作者: 宋 浦(1973—), 男, 博士, 研究员, 主要从事战斗部毁伤技术研究. E-mail: songpu73@163.com

塑化域的初始应力, E_e 和 E_p 分别为混凝土弹性和塑性强化模量, ϵ_p 为瞬时锁定应变, 且 $\epsilon_p = \ln(\rho_p/\rho_e)$, ρ_e 和 ρ_p 分别为混凝土的弹性锁变密度和塑性锁变密度。从(1)式中可以看出: 阻力由静阻力和动阻力组成, 动阻力又包含了加速度阻力项 $\rho_p B_1 r_a \ddot{r}_a$ 和速度阻力项 $\rho_p B_2 \dot{r}_a^2$ 。

1.2 Forrestal 阻力修正模型

Forrestal 等^[8]在经典空腔膨胀理论的基础上提出了尖卵形弹头的半解析计算模型, 认为刚性弹侵彻混凝土靶的破坏包括一个锥形弹坑区和一个隧道区。Li 等^[9]和陈小伟等^[10-12]在 Forrestal 工作的基础上将该模型应用范围推广至任意头部形状弹, 得到了作用于弹体头部的轴向总阻力

$$F = \begin{cases} cx & x/d < k \\ \pi d^2 (Sf_c + N^* \rho \dot{x}^2)/4 & x/d \geq k \end{cases} \quad (3)$$

式中: c 为常数, x 为弹体侵彻深度, d 为弹径, kd 为锥形弹坑的深度, ρ 为混凝土靶的密度, \dot{x} 为刚性弹体的瞬时速度, f_c 为混凝土无约束抗压强度, S 为与 f_c 相关的无量纲经验常数, N^* 为弹头形状因子。

1.3 加速度阻力模型

战斗部侵彻强度靶过程中, 加速度变化会导致总阻力增大, 因此, 忽略加速度项的影响也会使计算误差增大。郭锦炎等^[13]在 Forrestal 等研究的基础上考虑加速度项, 得到加速度阻力模型

$$F = \begin{cases} cx & x/d < k \\ \pi d^2 (Sf_c + B_1 d \ddot{x}/2 + N^* \rho \dot{x}^2)/4 & x/d \geq k \end{cases} \quad (4)$$

1.4 模型对比分析

空腔膨胀理论求解简便, 但由于诸多假设和简化, 导致其计算精度不高; 工程上为了获得更高的精度, 一般采用实验测量参数修正理论模型, 然而, 这样不仅大幅增加了研究成本, 而且所得参数仅适用于特定工况。Forrestal 阻力修正模型是基于大量实验数据归纳、梳理而得到的, 该模型对静力项进行了修正, 但忽略了加速度对阻力的贡献, 导致描述加速度变化较大或过载较高的侵彻过程时计算精度较低。加速度阻力模型是在 Forrestal 阻力修正模型的基础上引入加速度阻力项, 该项对于加速度的变化比较敏感, 能够提升计算精度。

2 计算结果及分析

2.1 计算工况

设战斗部质量为 310.5 kg, 速度为 280 m/s; C40 钢筋混凝土靶的厚度为 1.2 m。建模后, 利用 MATLAB 编程计算得到不同长径比(φ)条件下 3 种理论给出的靶后剩余速度(v_r), 如图 1 所示。可以看出: 当长径比为 2~5 时, 靶后余速均随长径比的增大而迅速增大; 当长径比大于 5 时, 曲线的斜率减小, 增大长径比对侵彻余速变化的影响较小^[3]。基于此, 以加速度阻力模型所得靶后余速为基准, 计算得到 Forrestal 修正模型和空腔膨胀理论相对于该模型的偏差, 如图 2 所示。

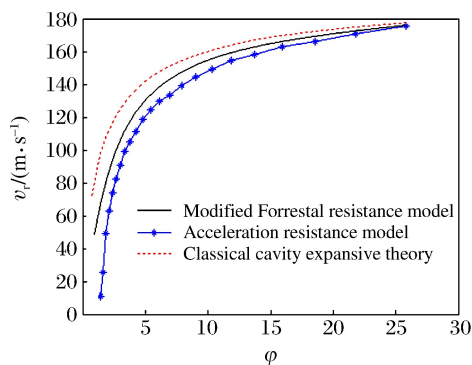


图1 靶后余速计算结果

Fig. 1 Calculation results of residual velocity

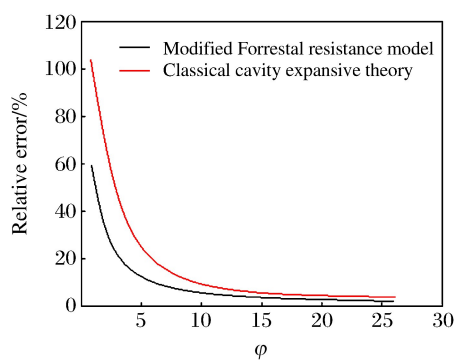


图2 计算结果差异对比

Fig. 2 Comparison of calculated results

由图 2 可见,随着长径比的增大,Forrestal 阻力修正模型和经典空腔膨胀理论相对于加速度阻力模型的差异均呈递减趋势。当 $\varphi < 3$ 时,3 个模型差异较大;当 $\varphi > 5$ 时,其结果趋于一致。

实验结果显示,当 $\varphi = 3$ 时,弹体在穿出靶体后剩余速度为 82 m/s。经典空腔膨胀理论、Forrestal 修正模型和加速度阻力模型计算结果相对于实验结果的偏差分别为 68%、26%和 4%,由此可知,加速度阻力模型具有更好的计算精度。各理论模型得到的阻力存在差异,导致靶后余速计算结果不同,因此靶后余速的变化反映了长径比对阻力的影响;当长径比较小时,其变化对阻力影响较大;随着长径比的不断增大,其对阻力的影响逐渐减弱。

基于以上结果,利用加速度阻力模型计算了几种典型长径比条件下战斗部侵彻 1.2 m 厚混凝土靶时的阻力变化过程,如图 3 所示。由图 3 可见:侵彻阻力随着时间的增大先陡然增大,随后缓慢减小。当长径比从 1 增加至 16 时,作用于弹体的最大侵彻阻力降低了约 60%,降低效果显著。这是由于增大长径比相当于减小了弹体的直径,降低了战斗部与靶体的阻力接触面积,从而减小了侵彻阻力。

2.2 结果分析

由(1)式积分可得作用于弹体头部的轴向总阻力,结合牛顿第二定律得到侵彻过程的动力学方程

$$M\ddot{r}_a = \pi r_{a0}^2 [p_s + \rho_p (B_1 r_{a0} \ddot{r}_a + B_2 \dot{r}_a^2)] \tag{5}$$

式中: r_{a0} 为弹体半径, M 为弹体质量。对(5)式左右两边均除以质量 M ,得到加速度项为 $\pi B_1 r_{a0}^3 \rho_p \ddot{r}_a / M$ 。为了表征加速度阻力对总阻力的贡献,根据文献[4,7],定义加速度项系数 C_{rt} 为

$$C_{rt} = \pi \rho_p B_1 r_{a0}^3 / M \tag{6}$$

由(2)式可知: B_1 为无量纲系数,由于侵彻过程中 ρ_e 、 ρ_p 变化均较小,因此工程计算中可取 B_1 为常数。通过 2.1 节中的实验工况计算得到加速度项系数 C_{rt} 与长径比 φ 的关系,如表 1 所示。可以看出:随着长径比的增大, C_{rt} 逐渐减小;并且当长径比较小时, C_{rt} 的衰减速度更快。由此可见,长径比的增大减小了加速度阻力项对阻力的贡献,从而减小了侵彻阻力。结合表 1 和图 2 可知,当长径比小于 3 时,忽略加速度阻力项的影响会对侵彻余速的计算造成较大误差。

表 1 长径比与加速度项系数的关系

Table 1 Relationship between aspect ratio and acceleration term coefficient

φ	C_{rt}	φ	C_{rt}	φ	C_{rt}	φ	C_{rt}	φ	C_{rt}	φ	C_{rt}	φ	C_{rt}
1	0.482	3	0.161	5	0.092	9	0.054	12	0.042	15	0.031	20	0.024

3 结 论

- (1) 基于经典空腔膨胀理论、Forrestal 阻力修正模型和加速度阻力模型定量研究了长径比对侵彻阻力的影响,发现加速度阻力模型具有较好的计算精度。
- (2) 当战斗部长径比小于 3 时,加速度阻力项系数随长径比的增大迅速减小,必须考虑其影响;当长径比大于 5 时,3 种理论的计算结果趋于一致,均适用于工程计算。

参考文献:

[1] 徐建波,林俊德,唐润棣,等.长杆射弹侵彻混凝土实验研究[J].爆炸与冲击,2002,22(4):174-178.

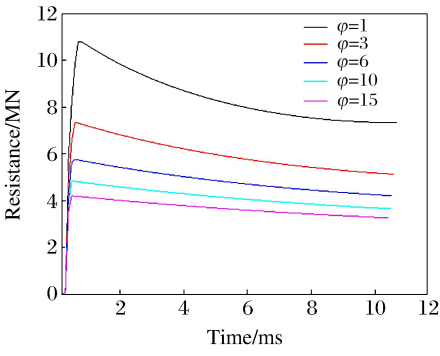


图 3 不同长径比下侵彻阻力时间变化曲线

Fig.3 Penetration resistance-time curve with different aspect ratios

- XU J B, LIN J D, TANG R D, et al. The penetration of steel bar projectiles into concrete targets [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2002, 22(4): 174-178.
- [2] 高光发, 李永池, 刘文平, 等. 等动能长杆弹侵彻行为的研究及优化设计 [J]. *弹箭与制导学报*, 2013, 33(4): 79-82.
GAO G F, LI Y C, LIU W P, et al. The study on penetration of constant kinetic energy long-rod penetrator and optimal design [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2013, 33(4): 79-82.
- [3] 万文乾, 龙源, 岳小兵, 等. 弹体长径比影响钢筋混凝土侵彻规律的数值研究 [J]. *弹箭与制导学报*, 2005, 25(2): 53-55.
WAN W Q, LONG Y, YUE X B, et al. Research on projectiles ratio of length to diameter influencing penetration of steel reinforced concrete by numerical simulation [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2005, 25(2): 53-55.
- [4] BERNARD R, HANAGUD S. Large deformation, deep penetration theory for a compressible strain hardening target material [J]. *AIAA Journal*, 1971, 9(5): 905-911.
- [5] ROSENBERG Z, DEKEL E. The penetration of rigid long rods [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(4): 551-564.
- [6] GOODIER J N. On the mechanics of indentation and cratering in the solid targets of strain hardening metal by impact of hard and soft spheres [C]//*Proceedings of the 7th Symposium on Hypervelocity Impact (III)*. New York: AIAA, 1965: 215-259.
- [7] 王儒策, 赵国志. 弹丸终点效应 [M]. 北京: 北京理工大学出版社, 1990: 19-36.
WANG R C, ZHAO G Z. Projectile terminal effect [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 1990: 19-36.
- [8] FORRESTAL M J, FREW D J, HANCKAK S J, et al. Penetration of ground and concrete target with ogive nose projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1996, 18(5): 465-476.
- [9] LI Q M, CHEN X W. Dimensionless formula for penetration depth of concrete target impacted by a non-deformable projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2003, 28(1): 93-116.
- [10] 陈小伟. 穿甲/侵彻问题的若干工程研究进展 [J]. *力学进展*, 2009, 39(3): 316-351.
CHEN X W. Advances in the penetration/perforation of rigid projectiles [J]. *Advances in Mechanics*, 2009, 39(3): 316-351.
- [11] 陈小伟. 动能深侵彻弹的力学设计(I): 侵彻/穿甲理论和弹体壁厚分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2005, 25(6): 499-505.
CHEN X W. Mechanics of structural design of EPW(I): the penetration/perforation theory and the analysis on the cartridge of projectile [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2005, 25(6): 499-505.
- [12] 陈小伟, 李维, 宋成. 细长尖头刚性弹对于金属靶的斜侵彻/穿甲分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2005, 25(5): 393-399.
CHEN X W, LI W, SONG C. Oblique penetration/perforation of metallic plates by rigid projectiles with slender bodies and sharp noses [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2005, 25(5): 393-399.
- [13] 郭锦炎, 阮文俊, 王浩, 等. 助推弹体对混凝土目标侵彻过程的计算方法研究 [J]. *兵工学报*, 2012, 33(9): 1076-1080.
GUO J Y, RUAN W J, WANG H, et al. Study on the calculation method of penetration process of projectile with booster into concrete targets [J]. *Acta Armamentarii*, 2012, 33(9): 1076-1080.

Influence of Aspect Ratio on the Penetration Resistance

WU Pulei, LI Pengfei, YANG Lei, ZHAO Xiangjun, SONG Pu

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

Abstract: In this paper, the influence of the aspect ratio on the penetration resistance in the target penetration process of the warhead was studied based on the classical cavity expansion theory, the modified Forrestal resistance model and the acceleration resistance model. The influence of the aspect ratio on the resistance term coefficient was analyzed and the range of applicability of the three theories was discussed by calculating the penetration residual velocities of the warhead with different aspect ratios. The results show that the variation of the acceleration resistance term coefficient has a significant influence on the penetration process when the aspect ratio is below 3; when the aspect ratio is above 5, the results of the three models tend to converge, and they are all applicable to engineering calculation.

Keywords: ammunition engineering; penetration; aspect ratio; resistance term coefficient

楔形装药对射流干扰的数值模拟^{*}

周 杰, 王凤英, 原诗瑶, 吴 鹏

(中北大学环境与安全工程学院, 山西 太原 030051)

摘要: 利用 ANSYS/LS-DYNA 模拟了楔形装药和平板装药对射流的干扰过程, 分析了不同楔形角度和装药量对射流的头部速度以及偏转角、杆体速度等数据的影响, 并与平板装药的模拟结果对比。结果表明: 楔形装甲对射流头部的干扰作用与平板装药相同, 但对射流杆体的干扰不同。楔形平板的运动是由板平动和转动组成的二维运动; 当楔形角度为正时, 楔形装药对射流切割效果较平板装药好, 可使射流头部偏转增大, 速度减缓, 杆体速度减缓, 且这种效果随着楔形角度的增加而增加; 此外, 楔形角度确定后, 随着楔形装药量的提高, 侵彻位置向楔形上端偏移, 接触靶板时间滞后, 杆体断裂时间提前, 板旋转减弱。

关键词: 楔形装药; 平板装药; 爆炸装甲; ANSYS/LS-DYNA

中图分类号: O389; TJ411

文献标识码: A

反应装甲广泛应用于主战坦克、自行火炮和装甲车^[1], 其基本结构是“三明治”式平板装药, 即由两块平行金属板和夹在其中的钝感炸药组成。当聚能射流侵彻反应装甲时, 夹层内的炸药爆炸, 驱动飞板沿着各自法线方向做加速运动, 运动的飞板与射流持续作用, 使射流受到严重干扰, 从而降低射流对装甲金属板的侵彻能力。为了使射流侵彻路径发生偏转、降低甚至丧失侵彻能力, 国内外学者已经进行了大量研究工作。Held^[2-3]实验研究了不同口径的聚能装药在不同的法线角下侵彻 3 种不同结构的反应装甲, 并总结了减小射流侵彻的 3 种办法: 增加动态板厚度、增强运动飞板和射流的相互作用使射流偏转、引入爆轰波使射流拉伸并利用爆轰产物干扰射流。沈晓军等^[4]将两平板装药平行搁置组成双层反应装甲, 并对射流侵彻下薄板的飞散进行了工程计算。黄正祥等^[5]应用数值计算程序模拟了双层反应装甲在聚能射流作用下的爆炸过程。姬龙等^[6]对 V 型爆炸反应装甲的飞板运动规律进行了理论计算和实验验证。毛东方等^[7]对 V 型反应装甲干扰射流进行了数值模拟。Hazell 等^[8]利用聚能射流侵彻由脆性材料组成的 3 层平板装药。李如江等^[9]利用 LS-DYNA 3D 软件研究了包覆板材料为陶瓷时反应装甲的防护性能, 并实验验证了模拟结果。

以上研究中反应装甲均为平板装药组合或叠加, 其射流干扰效果较好。但是, 随着聚能射流能量的不断提高及串联战斗部级数的增加, 单纯平板装药的组合或叠加已不能满足装甲防护的需求, 因此, 有必要在传统爆炸装甲结构基础上提出新型装药结构, 以更好地干扰射流。本研究对平板装药结构进行调整, 设计小角度的楔形装药, 对楔形装药干扰射流进行理论分析, 并利用 LS-DYNA 建立数值计算模型, 分析不同楔形角度和装药量条件下楔形装药对射流干扰效果的影响。

1 仿真模型建立

1.1 楔形装药干扰射流过程

楔形装药的基本结构与平板装药相似, 通过调节爆炸装甲两平行板间距离, 使其上、下两端距离不

^{*} 收稿日期: 2017-04-17; 修回日期: 2017-05-08

基金项目: 国家自然科学基金(11572292)

作者简介: 周 杰(1992—), 男, 硕士研究生, 主要从事武器系统防护研究. E-mail: 450426673@qq.com

同(即两板间有一个小的夹角)而呈现为“楔形”,规定楔形开口向上时夹角为正,向下为负。楔形装药与平板装药结构对比如图1所示,其中 θ 为楔形角度, a 和 b 分别为爆炸装甲平板下端和上端间距。

实验研究表明^[10],聚能射流穿过爆炸式反应装甲的过程通常分为3个阶段:第1阶段,射流头部先后穿透面板、炸药;第2阶段,炸药被高温高压的射流引爆,推动面板高速运动,从而不断地与射流产生碰撞;第3阶段,炸药的爆轰作用裹挟着各种爆炸产物运动,开始影响射流。朱定波等^[11]对爆炸装甲干扰射流的机理进行了研究,提出射流受爆炸装甲干扰过程可分为断续干扰阶段和持续干扰阶段。高速射流撞击爆炸装甲时受到断续干扰,在面板上开孔,此过程主要导致射流的断裂;低速射流贯穿反应装甲时,受到板的持续干扰作用,最终导致射流偏离原轴线。

当射流贯穿平板装药后会引爆夹层装药,驱动飞板对射流杆体部分进行切割。由于平板装药法线两侧装药对称,夹层装药爆轰后将推动平板沿法线方向做加速运动^[12]。楔形装药对射流的干扰与平板装药类似,但是,由于楔形装药对称面法线两侧装药量不对称,为更好地理解楔形装药对射流的干扰,分析楔形角度及装药量对射流干扰的影响,需要借助 LS-DYNA 进行数值模拟。

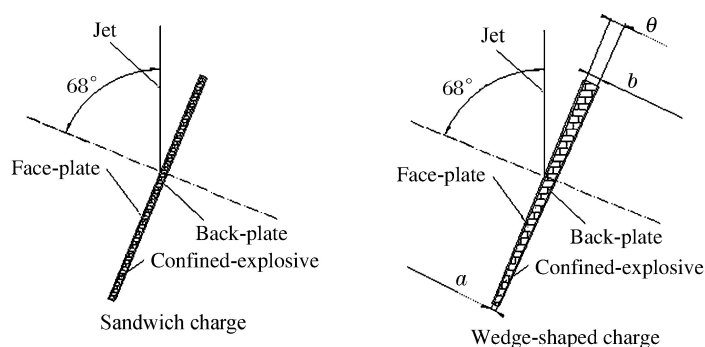


图1 楔形装药与传统平板装药

Fig. 1 Wedge-shaped charge and sandwich charge

1.2 楔形装药干扰射流数值模拟

1.2.1 数值模型

聚能装药爆炸、药型罩压垮、射流形成及延展、射流开坑及侵彻等过程均是多物质相互作用的大变形运动,处理 LS-DYNA 建立的模型时,采用 Lagrange 方法难以准确模拟,而使用 Euler 网格又存在界面处理困难等问题,所以对于聚能炸药与药型罩采用 ALE 算法^[13]。建立模型时,在射流通道上加入覆盖整个射流的空气网格。反应装甲的面板、背板及其中间的炸药层采用 Lagrange 算法,药型罩、空气与靶板之间采用流固耦合,面板、背板与中间炸药采用滑移接触控制。

由于结构对称,采用 1/2 结构模型,在模型对称面施加对称约束条件,边界点上施加边界条件。法线角设置为 68° ,聚能装药口径为 80 mm,药型罩使用圆弧顶型,炸高 200 mm。夹层装药采用以 HMX 为主体的钝感炸药。爆炸装甲面板和背板的厚度均为 2 mm,长度均为 240 mm。后效靶板距离爆炸装甲 360 mm。通过两面板之间的上、下端距离差产生小楔形角度,以模拟不同楔形角度下装药对射流的影响。楔形装药设定数据见表1,其中 m 为装药质量。另外,为讨论方便,以下将 $a=2$ mm、 $b=6$ mm的楔形装药简记为楔形装药(2×6)。数值计算模型如图2所示。

表1 楔形装药设定数据

Table 1 Experiment data of wedge-shaped charge

No.	Charge type	a/mm	b/mm	$\theta/(\circ)$	m/g	No.	Charge type	a/mm	b/mm	$\theta/(\circ)$	m/g
1	Sandwich	4	4	0	164.16	5	Wedge-shaped	6	2	-1.0	164.14
2	Wedge-shaped	3	5	0.5	164.16	6	Wedge-shaped	2	4	0.5	123.12
3	Wedge-shaped	5	3	-0.5	164.16	7	Wedge-shaped	4	6	0.5	205.20
4	Wedge-shaped	2	6	1.0	164.16						

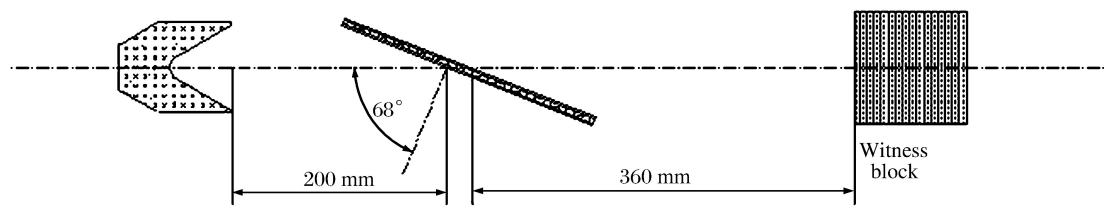


图 2 数值模拟基本模型

Fig. 2 Elementary model of numerical simulation

1.2.2 材料参数

药形罩和靶板(同面板)均采用 Johnson-Cook 模型和 Grüneisen 状态方程描述,主要参数如表 2 所示,其中 ρ 为密度, E 为弹性模量, γ_0 为泊松比, A 、 B 、 C 、 n 和 m 是模型参数。主装药采用 JWL 状态方程,其参数见表 3,其中 ρ_e 为主装药密度, A_{JWL} 、 B_{JWL} 、 R_1 、 R_2 和 ω 为材料特性参数, D 为炸药爆速。夹层装药采用点火与增长状态方程和弹塑性模型共同描述,参数见表 4,其中 p_{CJ} 为 C-J 爆轰压力, ρ_0 为炸药密度; I 为控制点火热点数量参数; G_1 和 G_2 分别为控制点火后热点早期的反应增长速度 and 高压下的反应速度,与炸药颗粒接触状态有关; a 为临界压缩度; b 、 c 为反应速度最大位置的相关参数; d 、 g 为热点成长形状有关参数; y 和 z 为燃烧反应的非层流特性有关的参数,取值范围一般为 0.8~2.0; $\lambda_{G2,min}$ 为反应度极小值。

表 2 材料基本参数

Table 2 Material parameters

Material	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	E/GPa	γ_0	A/MPa	B/MPa	C	n	m
Cu	8.96	47.8	0.90	292	300	0.025	0.310	1.09
Steel	7.85	77.0	1.35	362	180	0.087	0.568	1.00

表 3 主装药材料基本参数

Table 3 Parameters of main explosive

$\rho_e/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	A_{JWL}/MPa	B_{JWL}/MPa	R_1	R_2	ω	$D/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$
1.72	3.74×10^5	3300	4.5	0.95	0.3	8930

表 4 夹层装药材料基本参数

Table 4 Parameters of confined explosive

p_{CJ}/GPa	$\rho_0/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	$I/\mu\text{s}^{-1}$	$G_1/(\mu\text{s} \cdot \text{GPa}^{-1})$	a	c	y
27	1.717	4.4×10^{11}	310	0	0.667	1.0
$D/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$	$G_2/(\mu\text{s} \cdot \text{GPa}^{-1})$	b	d	z	g	$\lambda_{G2,min}$
6.93	4.0×10^4	0.667	0.111	2.0	1.0	0

2 结果与分析

通过数值模拟软件模拟了不同楔形角度和装药量下(具体参数取值见表 1)楔形装药对射流的干扰过程,得出了射流头部接触靶板的位置(L_p ,以靶板右侧边界作为参考)、射流头部接触后效靶板时刻(t_c)、杵体断裂时刻(t_b)及楔形装药两板最终夹角(θ_f)等数据,如表 5 所示。

2.1 楔形装药飞板运动的状态

图 3(a)和图 3(b)分别为楔形装药(2×6)和平板装药干扰射流的物理过程。图 4 为两种装药干扰射流过程中板间夹角和射流整体径向速度(v_x)的变化情况。由图 3 可知,射流与反应装甲相互作用过

程如下:42 μs 时,射流开始接触爆炸装甲;在约 63 μs 完全引爆钝感炸药,之后两板开始运动;约 150 μs 运动板对射流的干扰结束。该过程中射流头部逐渐穿过爆炸装甲,引爆接触点夹层装药,爆轰由接触点向四周扩散,在爆轰传递的作用下,两板中间膨胀并向外扩散,引发板的变形,最终钝感炸药达到完全爆轰,两板变形结束并获得一定速度。运动的两板切割射流,减缓了射流轴向速度,提高了径向速度,从而分散射流能量,这两种作用相互叠加,最终起到保护装甲车辆的作用。对比楔形装药和平板装药对射流头部的干扰过程可知,两种装甲在初始阶段干扰射流的方式相同。

表 5 不同工况下射流侵彻后效靶板数据
Table 5 Penetration data under different work conditions

No.	$t_c/\mu\text{s}$	$t_b/\mu\text{s}$	L_p/mm	$\theta_f/(^{\circ})$	No.	$t_c/\mu\text{s}$	$t_b/\mu\text{s}$	L_p/mm	$\theta_f/(^{\circ})$
1	140	208	20.0	0.66	5	149	225	11.4	41.44
2	138	196	25.5	25.68	6	133	220	30.2	20.85
3	147	192	18.0	22.12	7	157	192	14.1	14.98
4	138	223	28.8	41.66					

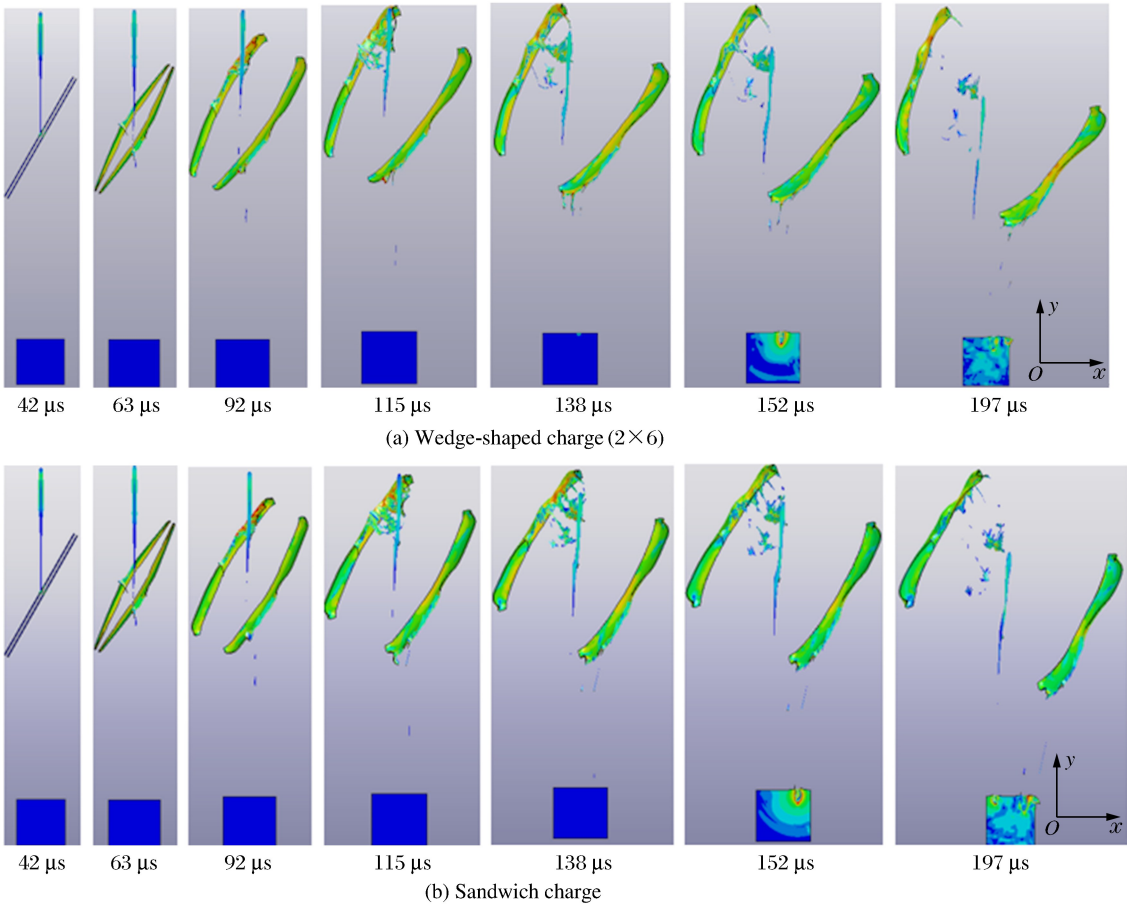


图 3 楔形装药(2×6)与平板装药干扰射流过程

Fig. 3 Jet disturbing processes of wedge-shaped charge(2×6) and sandwich charge

当炸药推动板运动之后,两种装药的运动情况完全不同。由图 4(a)可知,约 60 μs 后,楔形装药两板之间的夹角随着时间的增加而增大,而平板装药两板间角度几乎没有变化。由此可知,楔形装药具有角速度 ω ,使板在运动过程中围绕速度较小端旋转。由图 4(b)可知,射流整体的径向速度(v_r)也高于平板装药,故板的转动也使射流整体在运动过程中获得了更大的径向速度,更容易径向断裂,图 3(a)中 197 μs 时刻射流的断裂也验证了这一点。这是由于在平板法线两侧,楔形装药不对称,使惰性炸药爆轰

产物除了推动平板沿法线方向运动之外,也会因装药量不同而导致平板上、下两端速度的不同,围绕面板速度较小端旋转。板的运动是由平动与转动组成的二维运动,而两板的总运动可看作绕两板延长线交点为圆心,以角速度 ω 旋转。楔形装药对射流头部的干扰与平板装药相同;但是,在对低速射流的连续性干扰阶段,由于楔形装药两板间夹角随着时间的增加近似线性增大,即平板以恒定角速度 ω 转动,表现为由平动与转动组成的二维运动,并以此切割射流,故其干扰作用与平板装药有所差异。

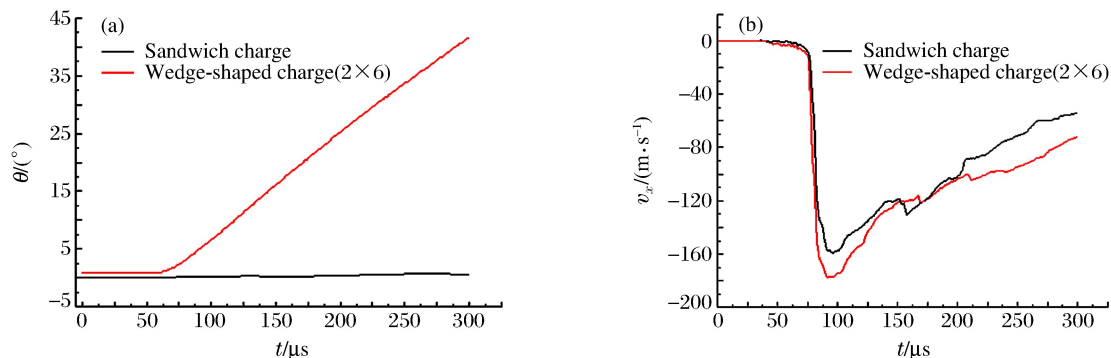


图 4 干扰射流过程中平板间夹角(a)及射流径向速度(b)的变化曲线

Fig. 4 Angle between two flying-plates (a) and jet velocity in x -axis (b) in the jet disturbing process

2.2 不同楔形角度下楔形装药对射流的干扰

图 5 给出了不同楔形角度下射流头部接触靶板的位置、射流头部接触后效靶板的时间及杆体断裂时间的变化曲线。由图 5(a)可知:当楔形朝上时,随着楔形角度的增加,射流头部接触靶板的位置向中心线偏移,且随着角度的增加,偏移量逐渐增大;当楔形朝下时,也存在同样的趋势。这是因为射流头部与板的接触是断续接触,当射流贯穿爆炸装甲后,在接触点引发炸药局部爆炸。在该爆炸点,射流与夹层装药的相互作用可看作射流与楔形微元的相互作用,楔形微元的形状与楔形装药形状相似,周围小微元爆轰的叠加最终导致射流头部的位置偏移和轴向速度的变化。射流轴向速度减小,导致其接触后效靶板的时间延长,如图 5(b)所示。

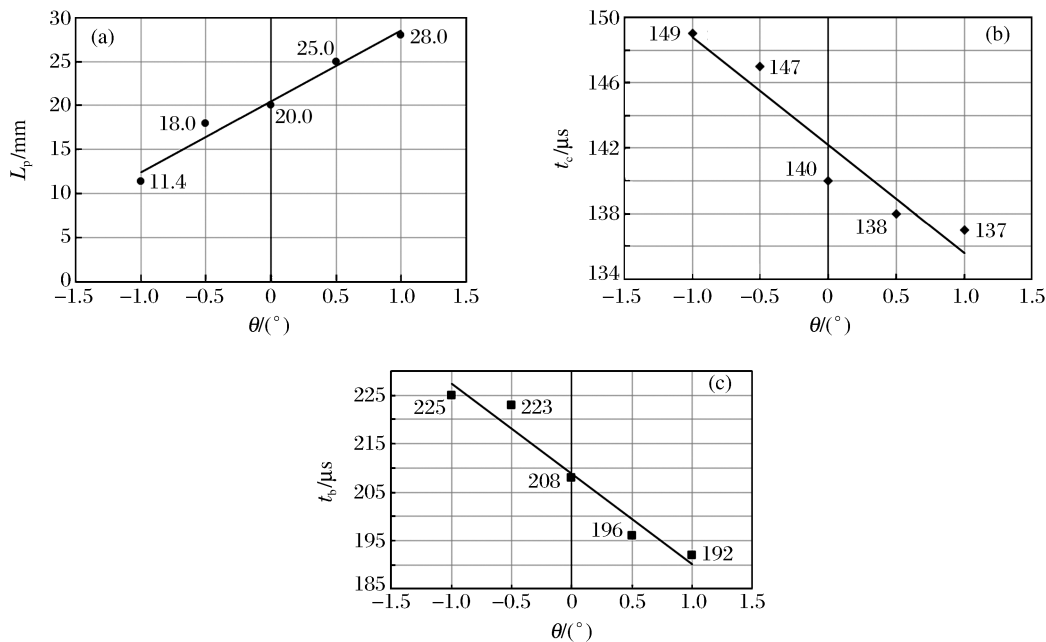


图 5 不同楔形角度下楔形装药对射流的干扰

Fig. 5 Jet disturbing effects of wedge-shaped charge with different wedge angles

楔形装药对射流杆体部分也存在影响。图6给出了杆体在断裂瞬间的形状和速度。由图6可知,当楔形朝下时,射流被拉成细长的形状,且杆体断裂时间也延迟;而当楔形朝上时,射流形状与平板装药相近,但断裂位置处射流直径明显较平板装药大。造成这种现象的原因是楔形装药在其平板法线两侧装药不对称,随着角度的增加,这种不对称加强,导致飞板两端的速度差变大,即在由平动与转动组成的二维运动中,转动加剧,使杆体部分与射流接触分为两部分。相比于平板装药,当楔形角度为正时,板绕下端做二维运动,径向切割效果增强,射流断裂提前;当楔形角度为负时,板绕上端做二维运动,径向切割效果减弱,射流断裂延后。在接触后效靶板前,射流继续运动,最终分裂为若干段。

观察不同楔形角度下楔形装甲对射流的干扰并分析数据可知:当楔形朝上时,楔形装药使射流头部偏转位置更大,并能够减小其头部速度,延缓头部射流接触后效靶板的时间,对杆体部分产生更好的切割效果,使杆体部分直径较小,更容易分裂成小段,从而减小射流对装甲的破坏。

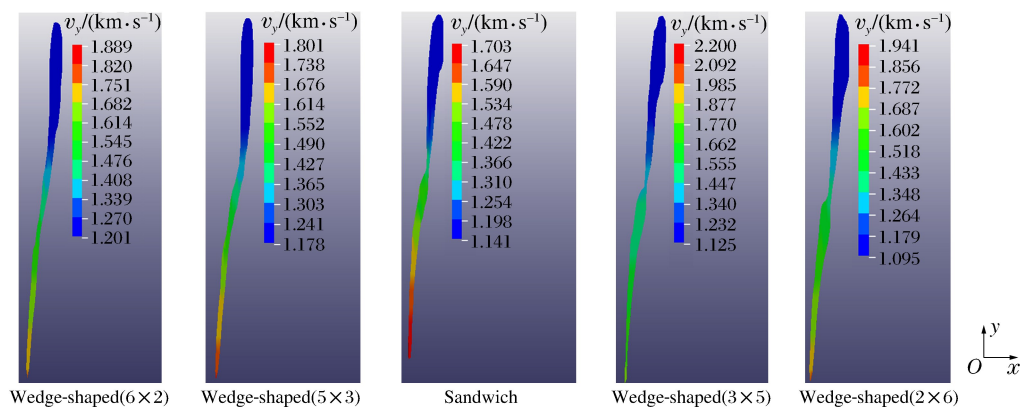


图6 射流断裂瞬间的速度图像

Fig. 6 Velocity images in y-axis at the moment of jet breakup

2.3 不同装药量下楔形装药对射流的干扰

图7给出了不同装药量下射流头部接触靶板的位置、射流头部接触后效靶板的时间、杆体断裂时间及两板最终夹角的变化曲线。

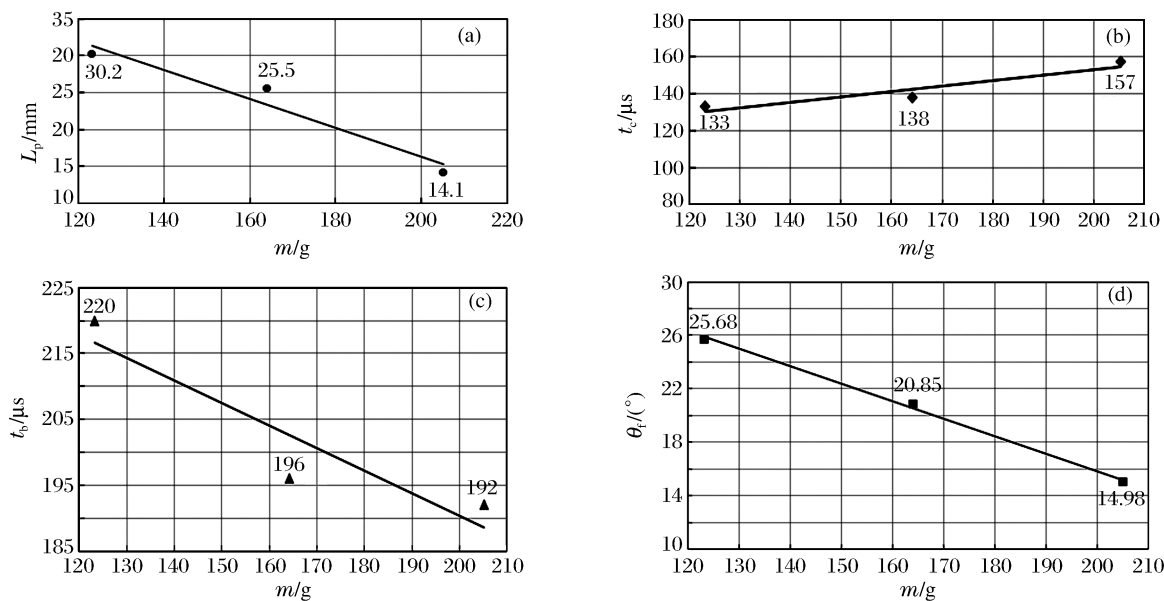


图7 楔形装药随装药量变化的曲线

Fig. 7 Jet disturbing effects of wedge-shaped charge with different charge mass

由图 7 可知:当楔形角度相同时,随着装药量的增加,侵彻位置向楔形上端位置偏移,射流头部接触靶板时间滞后,杆体断裂时间提前。这是由于随着装药量的增加,爆轰产物和飞板的运动速度均增加,与射流相互作用增加,碰撞更激烈。由图 7(d)可知,两板的最终角度随着夹层炸药药量的增加而减小,楔形效应减小。当楔形角度一定时,装药量增加,夹层装药在平板法线两侧差异减小,导致炸药爆轰能量差距减小,两板运动的速度差异减小,因此两板间最终角度变小。由此可见,楔形角度一定时,两板的旋转运动会随着装药量的增加而变弱。

3 结 论

通过对射流侵彻楔形装药装甲过程的数值模拟,可以初步得到以下结论:

(1) 楔形装药钝感炸药爆轰后驱动平板运动干扰射流,平板的运动是其平动和转动的二维运动,可看作绕两板延长线交点以角速度 ω 旋转;

(2) 当楔形角度为正时,楔形对射流切割效果较平板装药好,可以使射流头部偏转增大,并使杆体速度减缓,这种效果随着楔形角度的增加而增加;

(3) 楔形角度确定后,随着楔形装药量的提高,射流头部接触位置向楔形上端位置偏移,射流头部接触靶板时间滞后,杆体断裂时间提前,两板旋转变弱,最终夹角减小。

综上所述,楔形装药可以对射流干扰,但单层楔形装药的干扰有限。为了增加干扰能力,可以将其与平板装药混合使用,或叠加多层楔形装甲,组合成各种结构,如“V”型、“Z”型、“W”型、平行等结构。

参考文献:

- [1] 叶春辉. 爆炸反应装甲的爆炸过程对射流的干扰分析 [J]. 机械管理开发, 2012, 27(6): 27-28.
YE C H. Analysis of the interference on jet by the explosion of explosive reactive armor [J]. Mechanical Management and Development, 2012, 27(6): 27-28.
- [2] HELD M. Stopping power of explosive reactive armours against different shaped charge diameters or at different angles [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2001, 26(2): 97-104.
- [3] HELD M. Dynamic plate thickness of ERA sandwiches against shaped charge jets [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2004, 29(4): 244-246.
- [4] 沈晓军, 马晓青. 双层反应装甲爆炸后薄板飞散速度工程计算 [J]. 北京理工大学学报, 1994, 14(4): 341-346.
SHEN X J, MA X Q. Theoretical calculation of explosive driven metallic plates for two layered sandwiches [J]. Journal of Beijing Institute of Technology, 1994, 14(4): 341-346.
- [5] 黄正祥, 李刚, 陈惠武. 双层反应装甲作用场参数数值模拟与实验研究 [J]. 弹道学报, 2005, 17(4): 40-43.
HUANG Z X, LI G, CHEN H W. Numerical simulation and experimental study on double explosive reactive armor [J]. Journal of Ballistics, 2005, 17(4): 40-43.
- [6] 姬龙, 黄正祥, 顾晓辉. 双层楔形爆炸反应装甲飞板的运动规律 [J]. 爆炸与冲击, 2013, 33(4): 387-393.
JI L, HUANG Z X, GU X H. Motion features of flying plates of double-layer wedged explosive reactive armor [J]. Explosion and Shock Waves, 2013, 33(4): 387-393.
- [7] 毛东方, 李向东, 宋柳丽. V 型夹层炸药对射流干扰的数值模拟 [J]. 爆炸与冲击, 2008, 28(1): 86-91.
MAO D F, LI X D, SONG L L. Numerical simulation of disturbance by sandwich explosive on jet [J]. Explosion and Shock Waves, 2008, 28(1): 86-91.
- [8] HAZELL P J, TREVOR L, CHRIS S. The defeat of shaped charge jets by explosively driven ceramic and glass plates [J]. International Journal of Applied Ceramic Technology, 2012, 9(2): 382-392.
- [9] 李如江, 韩宏伟, 孙素杰, 等. 包覆板材料为陶瓷时平板装药的防护性能 [J]. 爆炸与冲击, 2014, 34(1): 47-51.
LI R J, HAN H W, SUN S J, et al. Ballistic resistance capabilities of explosive reactive armors encapsulated by ceramic layers [J]. Explosion and Shock Waves, 2014, 34(1): 47-51.

- [10] 徐龙堂,张兵志,曹贺全.以爆抗爆:爆炸式反应装甲 [J].兵器知识,2011(9):53-55.
- [11] 朱定波,李景云,李德君.爆炸装甲对破甲射流干扰机理的研究 [J].兵工学报,1991,12(1):46-53.
ZHU D B,LI J Y,LI D J. Disturbance on an armor-piercing jet caused by an explosive armor [J]. Acta Armamentarii, 1991,12(1):46-53.
- [12] 曾凡君,李健,梁秀清,等.反应装甲爆轰阶段对射流干扰机理的研究 [J].北京理工大学学报,1994,14(3):286-291.
ZENG F J,LI J,LIANG X Q,et al. A further study of the disturbance mechanism on jets caused by reactive armors [J]. Journal of Beijing Institute of Technology,1994,14(3):286-291.
- [13] 甄金朋,刘天生.平板装药驱动飞板运动规律分析 [J].兵器装备工程学报,2010,31(2):17-19.

Numerical Simulation of Interference Effect of Wedge-Shaped Charge on Jet

ZHOU Jie, WANG Fengying, YUAN Shiyao, WU Peng

(School of Environmental and Safety Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, China)

Abstract: The process of wedge-shaped charge's interference effect and that of sandwich charge's on the jet were numerically simulated using ANSYS/LS-DYNA software. The influence of the wedge angle and that of the charge mass on the velocity and the declination angle of the jet head, the velocity of the slug were analyzed and discussed. Comparison of the obtained results with those of the sandwich charge shows that the interference effects of the wedge-shape charge and the sandwich charge on the jet head are very much alike but their interference effects on the jet slug are different. The movement of the wedge shaped flying-plates can be seen as a 2D composite motion of translation and rotation. When the wedge angle is positive, the cutting jet effect of the wedge-shaped charge is better than that of the sandwich charge. In this case, the deflection of the jet head increases, the velocity of the jet slug decreases, and the effect is enhanced with the increase of the wedge angle. Moreover, as the charge mass increases under the condition that the angle remains unchanged, the contact position of the jet head gradually shifts to the front of the target, the contact time delays, the breakup time of the jet slug arrives earlier, and the rotation of the plates slows down.

Keywords: wedge-shaped charge; sandwich charge; explosive reactive armor (ERA); ANSYS/LS-DYNA

贫铀合金药型罩聚能破甲性能实验研究^{*}

龚柏林, 李明, 初哲, 吴海军, 柯明

(西北核技术研究所, 陕西 西安 710024)

摘要: 为分析贫铀合金药型罩的破甲性能, 以某种结构的紫铜药型罩为比较对象, 采取数值仿真的方法设计了贫铀合金药型罩结构, 并分别以紫铜和铀铍合金为药型罩材料开展了静爆破甲效应实验, 对比了两种材料药型罩形成的射流对 45 钢棒的侵彻能力。研究表明, 在主药柱质量相当的情况下, 贫铀合金药型罩形成的射流最高侵深较紫铜材料的平均侵深提高约 33.4%。

关键词: 贫铀合金; 药型罩; 破甲

中图分类号: TJ410.3

文献标识码: A

在反装甲技术领域, 提高药型罩形成射流的侵彻性能是最主要的研究内容。根据聚能理论, 要形成更理想质量的射流, 要求药型罩材料具备高密度、高动态断裂延伸率等特性。目前, 药型罩的材料主要分为纯金属和多相复合材料两类。受制备技术的限制, 多相复合材料药型罩形成的射流易发生离散, 导致侵彻性能下降。因此, 美、英、法等国更多地研究了纯金属及合金药型罩, 如钼、钽、钨、贫铀合金等^[1]。

贫铀的密度是铅的 1.7 倍, 但纯贫铀的硬度和强度都不高。为了提高强度并保持韧性, 必须添加其他金属成分, 如钼、钛、钒、锆、铌等, 制成贫铀合金。贫铀合金具有高密度、高延性、高韧性等优异的力学性能, 而且机械加工性能良好, 是一种较适合作为聚能破甲弹药型罩的材料^[2]。国内外在贫铀合金药型罩方面的研究报道相对很少。2000 年以后未发现国外的相关报道, 国内也主要为概念描述性质的综述, 鲜有实质性的研究工作报道。其中, 王铁福等^[3-4]通过贫铀药型罩静态破甲实验, 研究了贫铀合金中的碳含量、热处理工艺对射流质量及侵彻性能的影响。宋顺成等^[5]基于 SPH 方法, 对贫铀合金射弹的成型过程进行了数值仿真, 并给出了贫铀合金的 Johnson-Cook 材料模型。

本研究以某种成熟的紫铜药型罩结构为比较对象, 采取数值仿真的方法设计了贫铀合金药型罩结构, 并开展了相应的静破甲实验, 对比了两种材料药型罩形成的射流对 45 钢棒的侵彻能力, 分析了贫铀合金的破甲性能。

1 弹体结构及贫铀合金药型罩结构设计

弹体主要由壳体、主药柱、传爆药柱和药型罩等组成, 其结构如图 1 所示。其中, 主药柱为 8701 炸药, 质量为 28.6 g。药型罩为顶部开口的锥形结构, 口部外沿直径 30.9 mm。紫铜材料药型罩为某成熟的结构, 高 27.2 mm, 顶部开口外径 8 mm, 内锥角 48°。贫铀合金药型罩为铀铍合金材料, 为了与紫铜材料的情况进行对比, 贫铀合金药型罩分为两种结构, 第一种结构与紫铜材料一致。考虑到贫铀合金材料的特殊性, 另一种结构需进行针对性的优化设计。

采用数值仿真的方法确定贫铀合金药型罩的结构。主要思路是通过对比紫铜药型罩和贫铀合金药型罩的成型过程和对钢靶的侵彻过程进行数值仿真, 根据射流的成型质量和侵彻深度确定药型罩的结构参数。

^{*} 收稿日期: 2017-09-26; 修回日期: 2017-10-17

基金项目: 国家自然科学基金青年基金(11202169)

作者简介: 龚柏林(1982—), 男, 博士, 助理研究员, 主要从事常规战斗部和高效毁伤技术研究, E-mail: gongbolin@nint.ac.cn

数值仿真采用大型有限元计算软件 LS-DYNA。考虑到聚能弹体结构的对称性,并且这种对称性不会在药型罩的成型作用过程中发生改变,因此数值计算时,有限元计算模型只取原模型的 1/4,并通过约束对称面上的节点满足对称性边界条件。有限元模型如图 2 所示,其中,主药柱、药型罩和空气被剖分为欧拉网格,壳体和端盖被剖分为拉格朗日网格,并置入欧拉网格中。采用 ALE 算法处理拉格朗日网格和欧拉网格之间的相互作用。在空气所占欧拉区域的边界施加压力外流边界条件,以模拟无限欧拉场,避免压力在边界上的反射。计算模型和材料参数取自文献[5-7]。

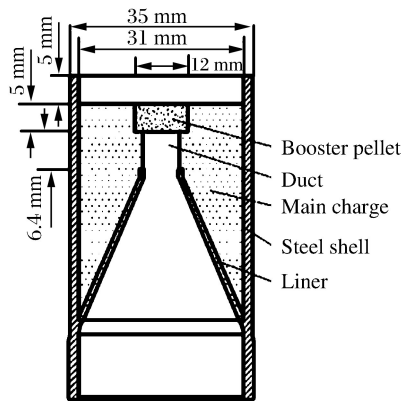


图 1 实验弹体结构示意图

Fig.1 Schematic configuration of experimental warhead

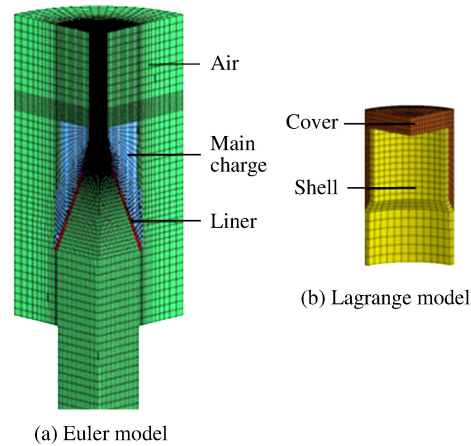


图 2 有限元模型

Fig.2 Finite element model

以射流基本形成且速度趋于稳定的时刻作为典型时刻(紫铜材料在 $15 \mu\text{s}$ 左右,贫铀合金材料为 $20 \mu\text{s}$ 左右),数值仿真得到的药型罩速度分布如图 3 所示。

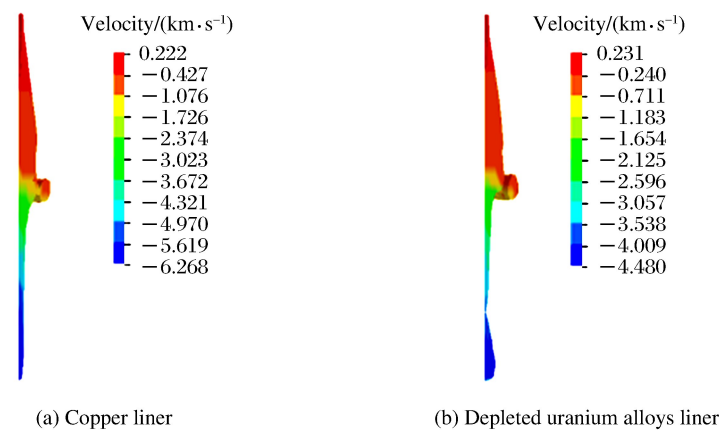


图 3 典型时刻药型罩速度分布数值仿真结果

Fig.3 Simulation results of velocity distribution of liner

从以上数值仿真结果可以看出,在典型时刻,紫铜材料药型罩头部速度达到 6.268 km/s ,贫铀合金材料头部速度则为 4.480 km/s 。而且,由于贫铀合金材料的密度及力学性能与紫铜差异较大,贫铀合金药型罩形成的射流在 $20 \mu\text{s}$ 时刻发生了头部颈缩、断裂,成型质量较差。因此,原结构不再适用于贫铀合金材料,药型罩结构需进行针对性的设计。

在原结构的基础之上,对不同锥角(锥角增加和减少 2° 、 4° 、 6° 、 8° 和 10°)、壁厚(厚度增加和减少 0.2 、 0.4 和 0.6 mm)结构的情况进行了数值仿真分析。结果表明,当药型罩锥角增加 4° (整体内锥角为 52°)、壁厚减小 0.2 mm 时,成型的射流质量相对较好。减壁厚的主要目的是针对贫铀合金材料的高密

度特性,通过减小壁厚来减轻药型罩的质量,进而适当提高射流的速度;增锥角的主要目的是调整射流整体的分布,以提高射流成型的稳定性。此时射流的头部速度达到 4.571 km/s 。相同时刻的贫铀合金药型罩速度分布数值仿真结果如图 4 所示。

为了直观对比射流的侵彻能力,对原紫铜药型罩和不同结构的贫铀合金药型罩的成型及对钢靶的侵彻过程进行了数值仿真。仿真模型中炸高为 50 mm ,钢靶为直径 45 mm 、高 200 mm 的 45 钢棒。 $200 \mu\text{s}$ 时刻射流作用已停滞,选取该时刻为典型时刻,对 3 种药型罩情况下钢靶的侵彻深度进行了对比,包括原紫铜药型罩、相同结构贫铀合金药型罩和锥角增加 4° 同时壁厚减小 0.2 mm 的贫铀合金药型罩,如图 5 所示。

钢靶的侵彻深度与前述的射流成型质量是相关联的。原紫铜药型罩形成的射流对钢靶的侵彻深度为 116.7 mm ,而相同结构的贫铀合金药型罩对应的侵彻深度仅为 88.5 mm 。经过针对性的优化后,贫铀合金药型罩对应的侵深能超过原成熟的紫铜药型罩,达到 131.4 mm 。数值仿真结果表明,经过优化设计的贫铀合金药型罩,能够实现较高质量的射流成型,也具有较强的侵彻能力,有必要通过侵彻实验进行进一步验证。

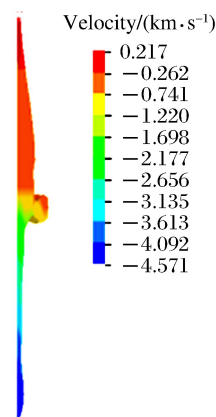


图 4 优化结构后药型罩速度分布数值仿真结果

Fig. 4 Velocity distribution of depleted uranium alloys liner with redesigned structure

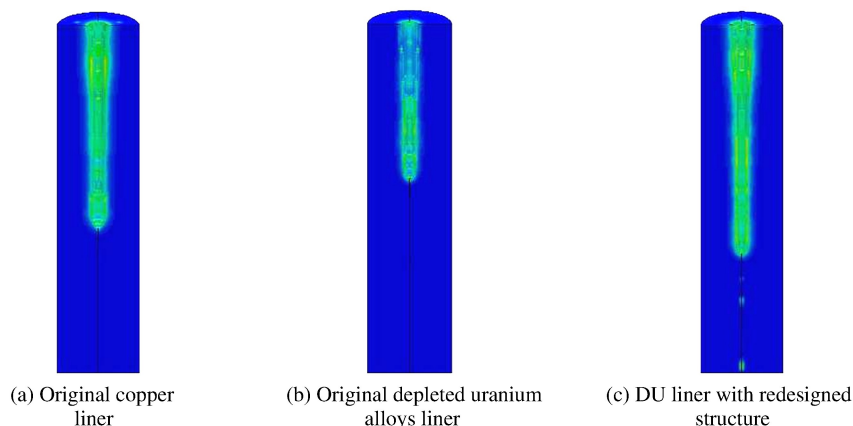


图 5 $200 \mu\text{s}$ 时刻钢靶等效塑性应变

Fig. 5 Plastic strain of steel target at $200 \mu\text{s}$

2 侵彻实验

2.1 实验布局

经优化设计后的弹体结构中,药型罩高 25.2 mm ,顶部开口外径 7.4 mm ,外锥角 54° 。原结构弹体中主药柱质量为 28.6 g ,药型罩结构经优化设计后的弹体中主药柱质量为 29.9 g 。弹体垂直向下布置,炸高为 50 mm ,采用相同高度的支撑钢筒实现。靶板为直径 45 mm 、高 200 mm 的 45 钢棒。弹、靶对接后采用方框结构支架支撑,整体布局如图 6 所示。在距爆心 10 m 附近的掩体内架设高速相机,对弹体静爆过程进行拍摄。高速相机与弹靶布局如图 7 所示。

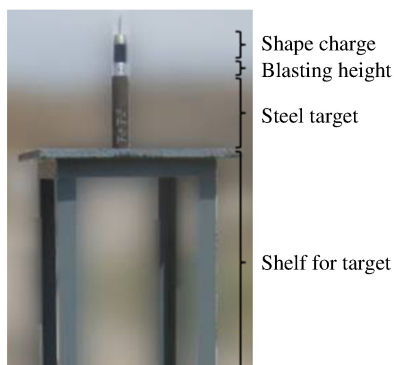


图6 弹靶布局

Fig. 6 Layout of warhead and target



图7 实验整体布局示意图

Fig. 7 Schematic configuration of penetrating experiment

2.2 实验结果及分析

采用紫铜药型罩和贫铀合金药型罩的弹体起爆后 3 ms 时刻的高速录像截图如图 8 所示。实验结果如表 1 所示。



(a) Copper liner



(b) Depleted uranium alloys liner

图8 起爆后 3 ms 时刻弹体静爆过程高速录像

Fig. 8 High-speed video of explosion progress at 3 ms

从高速录像可以明显看出,由于贫铀的着火点很低,500 °C 时就能在空气中着火并剧烈地燃烧,贫铀合金药型罩作用于钢棒时,贫铀合金颗粒剧烈燃烧,形成较多燃烧颗粒向外高速飞散。燃烧颗粒的飞散范围超过了高速相机的视场,宽度不小于 2 850 mm。而紫铜材料没有这种现象,可见的燃烧颗粒覆盖范围宽度为 1 230 mm,属于常规爆炸的正常现象。

实验中出现了贫铀合金射流侵深有较大离散性的情况。这是由于在实验弹体的准备过程中,贫铀合金药型罩和主药柱是先分开独立制作,再进行装配的,由此导致了装配精度控制不好的情况。而紫铜药型罩弹体是采用传统的带药型罩压药,实验结果一致性较好。虽然实验中的侵深结果存在离散性,但不同类型的实验侵深平均值仍可以反映不同类型药型罩的优劣,而同一类型实验中的最高侵深虽然没有很好的重复性和一致性,但仍可以说明其可达到的侵彻能力。

从平均侵深来看,原始贫铀药型罩结构形成的射流侵深最小,紫铜药型罩其次,优化后的贫铀药型罩结构最大。这充分说明,相同结构的贫铀合金药型罩对钢棒的侵彻能力不及紫铜材料。这是由于该结构是针对紫铜材料进行设计和优化的,而贫铀材料的密度、强度和延展性与紫铜相差较大,贫铀合金药型罩形成的射流速度较低且易发生断裂,成型质量不理想,这与数值仿真的结果是吻合的。优化后的贫铀合金药型罩结构的平均侵深明显优于紫铜材料,平均侵深提高约 18%。这是由于在原结构的基础

上,针对贫铀合金的材料特性,进行了减壁厚、增锥角的优化。从数值仿真和实验结果可以看出,虽然贫铀合金的密度较紫铜材料高,导致成型的射流速度较紫铜低,但只要科学地进行药型罩结构的优化设计,充分发挥贫铀合金材料的高延展性,仍然可以提高成型射流的侵彻动能,进而提高最终侵彻深度。

从同一类型实验的最高侵深来看,在主药柱质量相当的情况下,经过优化设计的贫铀合金射流的最高侵深较紫铜材料的平均侵深提高约 33.4%,约为药型罩口部直径的 5.4 倍。

表 1 侵深实验结果
Table 1 Results of penetrating depth

No.	Type of liner	Penetrate depth/mm	Mean penetrate depth/mm	Penetrate depth from simulation results/mm
1	Original cooper liner	121	124.4	116.7
2	Original cooper liner	132		
3	Original cooper liner	131		
4	Original cooper liner	125		
5	Original cooper liner	113		
6	Original DU liner	126	109.8	88.5
7	Original DU liner	134		
8	Original DU liner	118		
9	Original DU liner	113		
10	Original DU liner	118		
11	Original DU liner	50		
12	DU liner with redesigned structure	114	146.7	131.4
13	DU liner with redesigned structure	157		
14	DU liner with redesigned structure	113		
15	DU liner with redesigned structure	165		
16	DU liner with redesigned structure	166		
17	DU liner with redesigned structure	165		

两种材料药型罩形成的射流对钢棒表面开坑的直径相当,均约为 10 mm,如图 9 所示(左为紫铜,右为贫铀合金)。通过对回收的钢棒进行 CT 扫描发现,两种材料对钢棒的开孔形状类似,开孔的进口较小(直径约为 4 mm),随之出现鼓肚(直径为 11.0~11.8 mm),最后孔径逐渐变小。CT 扫描结果如图 10 所示(上为贫铀合金,下为紫铜)。将其与数值仿真所得钢棒的侵彻开孔情况进行比较可知,二者的开孔特性和深度均比较一致。



图 9 回收钢棒

Fig. 9 Steel target after experiment

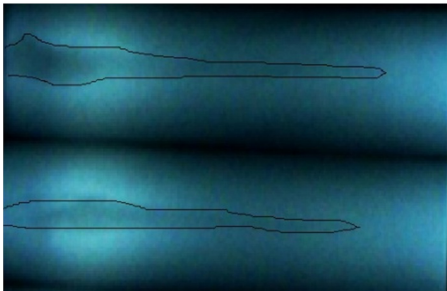


图 10 回收钢棒 CT 图片

Fig. 10 CT result of steel target after experiment

3 结 论

以经过充分结构优化的紫铜药型罩作为比较对象,通过静态破甲侵彻实验,可以得出以下结论:
(1) 虽然实验中贫铀合金射流的侵深有较大的离散性,但其最高侵深仍可以代表贫铀合金射流的侵彻能力,在主药柱质量相当的情况下,贫铀合金药型罩形成的射流最高侵深较紫铜材料的平均侵深提

高约33.4%,这说明可以充分利用贫铀合金材料的高密度和高延性特征,并基于合理的结构设计,能够形成较理想的射流,进一步提高破甲侵深;

(2) 两种材料形成的射流对钢棒的侵彻开孔形式及形状类似;

(3) 贫铀合金药型罩作用于钢棒时,贫铀合金颗粒剧烈燃烧,能形成较多燃烧颗粒向外高速飞散,燃烧颗粒的飞散范围远大于紫铜材料。

研究结果可以为聚能战斗部设计提供参考。

参考文献:

- [1] 胡忠武,李中奎,张廷杰,等.药型罩材料的发展[J].稀有金属材料与工程,2004,33(10):1009-1012.
HU Z W, LI Z K, ZHANG T J, et al. Advanced progress in materials for shaped charge and explosively formed penetrator liners [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2004, 33(10): 1009-1012.
- [2] 葛鹏. 贫铀材料的工业应用 [J]. 稀有金属快报, 2004, 23(2): 36-37.
GE P. Industrial application of depleted uranium [J]. Rare Metals Letters, 2004, 23(2): 36-37.
- [3] 王铁福,阮文俊. 贫铀中的碳含量对其聚能射流性能的影响 [J]. 科学通报, 1997, 42(7): 764-766.
WANG T F, RUAN W J. The effects of carbon content of depleted uranium on the performance of shaped charge jets [J]. Chinese Science Bulletin, 1997, 42(7): 764-766.
- [4] 王铁福,阮文俊,朱鹤荣,等. 贫铀药型罩及其聚能射流 [J]. 爆炸与冲击, 1995, 15(2): 180-184.
WANG T F, RUAN W J, ZHU H R, et al. Depleted uranium liner and shaped charge jets [J]. Explosion and Shock Waves, 1995, 15(2): 180-184.
- [5] SONG S C, GAO P, CAI H N. Numerical simulation for formed projectile of depleted uranium alloy [J]. Applied Mechanics and Mechanics, 2003, 24(9): 1075-1080.
- [6] 龚柏林,王可慧,初哲,等. EFP战斗部破片场复合技术研究 [J]. 弹道学报, 2015, 27(1): 76-79.
GONG B L, WANG K H, CHU Z, et al. Research on forming technology of composite fragments field of EFP [J]. Journal of Ballistics, 2015, 27(1): 76-79.
- [7] 龚柏林,初哲,王可慧,等. 多模式毁伤元成形的数值仿真和实验研究 [J]. 弹箭与制导学报, 2016, 36(5): 45-47.
GONG B L, CHU Z, WANG K H, et al. Numerical simulation and experimental research on forming of multimode penetrators [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2016, 36(5): 45-47.

Penetration Performance of Depleted Uranium Alloys Liner

GONG Bailin, LI Ming, CHU Zhe, WU Haijun, KE Ming

(North West Institute of Nuclear Technology, Xi'an 710024, China)

Abstract: In the present study, we redesigned the structure of a depleted uranium alloys liner to analyze its penetration performance using numerical simulation results on the basis of a copper liner, and compared the penetration capability of two liners, made of copper and uranium-niobium alloys respectively by penetration experiments. The results show that, with almost the same quality of the main charge, the maximum penetration depth of the depleted uranium liner was 33.4% bigger than that of the copper liner.

Keywords: depleted uranium alloys; liner; armor penetrating

平头弹穿透接触式双层金属板的理论研究^{*}

任善良,文鹤鸣,周 琳

(中国科学技术大学中科院材料力学行为和设计重点实验室,安徽 合肥 230027)

摘要:在工程实践中,为提高靶板的抗弹性能通常用双层板代替单层板,对平头弹穿透等厚接触式双层金属板进行了理论研究。基于先前单层金属板的穿透理论和实验研究,提出了等厚接触式双层金属板穿透的新模型,利用靶板破坏的应变失效准则分别求出两层板发生的最大整体变形及消耗的能量,根据能量守恒求得双层板的弹道极限。模型预测结果与有限的实验数据吻合较好。当总厚度大于绝热剪切冲塞临界厚度值时,双层板的弹道极限明显高于单层板的弹道极限;小于该值时,双层板与单层板的弹道极限差别不大。

关键词:平头弹;双层金属板;理论模型;弹道极限

中图分类号:O385

文献标识码:A

研究金属靶板在弹丸冲击作用下的响应和破坏对军用武器和防护结构的设计和评估有重要的意义。单层金属靶板在刚性平头弹丸正撞击下的破坏模式可分为:带有整体变形的简单剪切破坏和局部化的绝热剪切冲塞破坏,从能量吸收的角度而言前者优于后者。在工程实践中,常用双层板结构代替单层板。对于单层金属板,很多学者做了相关的理论、实验和数值模拟研究。Wen 和 Jones^[1-2]对刚性平头弹丸低速正撞击下固支的软钢圆板和铝合金圆板的响应和破坏进行了系统的实验研究,并根据实验结果和理论分析提出了刚性平头弹丸正撞下金属靶板低速穿透的 Wen-Jones 模型。Børvik 等^[3]通过实验、理论分析和数值模拟研究了不同厚度固支 Weldox460E 圆板在平头弹撞击下的变形和穿透,通过初始速度和残余速度求出不同厚度靶板的弹道极限值。Chen 等^[4]利用刚塑性分析方法研究了平头弹撞击金属圆板的问题,考虑了结构的整体响应和局部剪切破坏。这些研究能够较好地描述和预测平头弹撞击下单层金属靶板的破坏模式和抗弹性能。

相比于单层板冲击失效响应方面的大量实验、数值和理论的研究文献,在公开发表的文章中仅有少量文章研究了多层板的抗弹性能。理论方面只提出了简单模型,大部分都是实验和数值模拟研究,且得出的结论也大相径庭。Radin 等^[5]做了很多平头弹穿透单层和多层 2024-0 铝板的实验,发现单层板的弹道极限均高于等厚度的多层板,同时用理论分析模型计算了弹丸的弹道极限,分析结果和实验一致。张伟等^[6]通过实验研究发现厚度较小时,同样厚度的单层钢板的弹道极限要高于等厚接触式双层板的弹道极限。Teng 等^[7]通过 ABAQUS/Explicit 研究了金属单层板和等厚双层板的抗弹性能,数值模拟结果表明:双层板弹道极限高于单层板 7%~25%。对平头弹而言,Dey 等^[8]实验得到的等厚接触式双层板的弹道极限约高于单层板弹道极限 47.2%,与实验结果相比,数值模拟结果(数值模拟结果约高 22.9%)大大低估了双层板的抗弹性能。

目前对接触式双层板在平头弹撞击下的抗弹性能和破坏模式尚未有统一的结论,仍需要进行大量的研究工作。我们对等厚接触式双层金属板在平头弹撞击下的穿透破坏进行了理论研究,基于先前单层金属板的穿透理论和实验观察提出一个等厚接触式双层金属板穿透的新模型,并与相关实验数据和其他理论模型进行比较和讨论。

^{*} 收稿日期:2017-12-21;修回日期:2018-01-08

作者简介:任善良(1991—),男,硕士,主要从事冲击动力学研究。E-mail:rs1@mail.ustc.edu.cn

通信作者:文鹤鸣(1965—),男,教授,主要从事冲击动力学研究。E-mail:hmwen@ustc.edu.cn

1 等厚接触式双层板穿透的理论模型

图1给出了单层板和等厚接触式双层板在平头弹撞击下的示意图。单层板厚度为 H ,双层板总厚为 H ,上、下板等厚度,各为 $H/2$,板的半径为 R ,平头弹弹径为 $d(d=2a)$ 。由于靶板间的相互作用,双层板的变形和破坏相较单层板要复杂很多。

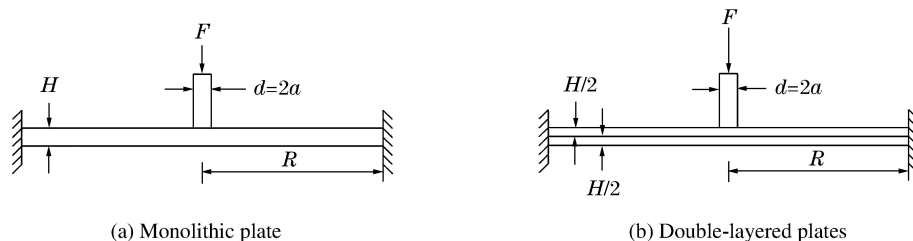


图1 平头弹加载固支金属圆板示意图

Fig. 1 Schematic of fully-clamped circular metal plates loaded by flat-ended projectile

1.1 第一层板的能量吸收

令 F 为平头弹作用在双层板上时所受的总作用力, F_1 为第一层板所受的作用力, F_2 为第二层板所受的作用力,则 $F=F_1+F_2$;第一层板的总体变形 W_{o1} ,第二层板的总体变形为 W_{o2} 。根据文献[1],有对第一层板:

$$F_1 = K_{1m} W_{o1} + F_{1c} \quad (1)$$

对第二层板:

$$F_2 = K_{2m} W_{o2} + F_{2c} \quad (2)$$

式中: K_{1m} 和 K_{2m} 分别为第一层和第二层板的薄膜刚度,且有 $K_{1m}=K_{2m}=K_m=2\pi N_0/\ln(R/a)$, N_0 为靶板单位长度的薄膜力,且有 $N_0=\sigma_y H/2$, σ_y 为靶板材料的屈服应力; F_{1c} 和 F_{2c} 为两层板的静态极限载荷,且有 $F_{1c}=F_{2c}=F_c=(4/\sqrt{3})\pi M_0 [1+(1+\sqrt{3})/2]/\ln(R/a)$, $M_0=\sigma_y (H/2)^2/4$ 为靶板单位长度的极限塑性弯矩。第一层板穿透破坏之前,第二层板紧贴第一层板,该过程第一层板和第二块板的整体变形基本相同,可以表示为

$$W_{o1} \approx W_{o2} = W_o \quad (3)$$

结合 $F=F_1+F_2$ 和方程(1)、方程(2),有

$$F = 2K_m W_o + 2F_c \quad (4)$$

对于固支金属圆板,等效应变 $\epsilon_e^{[9]}$ 可以表达为

$$\epsilon_e^2 = \frac{4}{3} (\epsilon_r^2 + \epsilon_\theta^2 + \epsilon_\theta^2) + \frac{1}{3} \gamma_{rz}^2 \quad (5)$$

式中: ϵ_r 、 ϵ_θ 、 γ_{rz} 分别为径向应变、周向应变和横向剪应变,对于厚度为 $H/2$ 的靶板,其值可表示为

$$\epsilon_r = \frac{W_o^2}{2a^2 \ln^2(a/R)} + \frac{W_o(H/2)}{2a^2 \ln(a/R)} \quad (6)$$

$$\epsilon_\theta = -\frac{W_o(H/2)}{2a^2 \ln(a/R)} \quad (7)$$

第一层板横向剪应变 $\gamma_{rz}^{[1]}$ 可以表示为

$$\gamma_{rz} = \Delta/e = (F/F_u)^{1/n} \gamma_c \quad (8)$$

式中: γ_c 为临界剪应变; Δ 为弹丸压入深度, Δ_c 为临界压入深度; e 为剪切带半宽度; F_u 为发生剪切冲塞破坏的临界剪切力, $F_u=\tau_u A_s$, $\tau_u=\sigma_u [0.41H/(2d)+0.42]$, $A_s=\pi dH/2$, σ_u 为极限拉伸应力。令(5)式中的等效应变 ϵ_e 等于拉伸破坏应变 ϵ_f ($\epsilon_e=\epsilon_f$),就可以从方程(5)~方程(8)求得第一层板穿透破坏时的最大整体变形 W_{o1f}

$$\epsilon_f^2 = \frac{16}{3} \left(\frac{H}{2d} \right)^4 \left[\frac{(2W_{of}/H)^4}{\ln^4(a/R)} + \frac{(2W_{of}/H)^3}{\ln^3(a/R)} + \frac{(2W_{of}/H)^2}{\ln^2(a/R)} \right] + \frac{1}{3} \left\{ \frac{2}{\lambda [0.41H/(2d) + 0.42]} \left\{ \frac{2W_{of}/d}{\ln(R/a)} + \frac{1}{\sqrt{3}} \left[1 + \frac{1+\sqrt{3}/2}{\ln(R/a)} \right] \frac{H}{2d} \right\} \right\}^{2/n} \gamma_c^2 \quad (9)$$

将由(9)式求得的不同总厚度 H 对应的第一层板的最大整体变形 W_{of} 代入方程(10)、方程(11)即可求得第一层板的整体变形耗能(E_{bm1})

$$E_{bm1} = \int_0^{W_{of}} F_1 dS = \int_0^{W_{of}} (K_m W_{of} + F_c) dW_{of} = \frac{K_m}{2} W_{of}^2 + F_c W_{of} \quad (10)$$

和局部剪切耗能(E_{s1})

$$E_{s1} = \int_0^{\Delta_c} F_s d\Delta = \frac{F_u \Delta_c}{n+1} \left(\frac{K_m W_{of} + F_c}{F_u} \right)^{(n+1)/n} \quad (11)$$

第一层板穿透破坏吸收的总能量 E_{p1} 为整体变形耗能 E_{bm1} 和局部剪切耗能 E_{s1} 之和,即 $E_{p1} = E_{bm1} + E_{s1}$ 。

1.2 第二层板的能量吸收

在贯穿第一层板后,平头弹前端附着第一层板的塞块撞击第二层板。图 2 给出了第二层板组合弹丸(平头弹+塞块)作用下破坏示意图。第一层板的塞块在平头弹和第二层板作用下边缘厚度变薄,剖面近似于四分之一圆,中间部分近似成平面。在组合弹丸(平头弹+塞块)作用下,第二层板的整体变形增大,因薄膜拉伸造成局部厚度变薄。

如图 2 所示,根据实验和数值模拟结果第一层板塞块的厚度约为初始厚度的 0.9 倍,即 $H_1 \approx 0.45H$ 。第二层板的初始厚度为 $H_0 = H/2$,发生破坏时破坏处的厚度为 H_2 ,由塑性变形体积不变可以有 $\pi r_0^2 H_0 = \pi r_2^2 H_2$,即 $r_2/r_0 = \sqrt{H_0/H_2}$,根据工程应变和真实应变的关系可得

第二层圆板在破坏处的径向真实应变,即 $\epsilon_{r1} = \ln \sqrt{H_0/H_2} = (-1/2) \ln(2H_2/H)$ 。

根据文献[9],将第二层板破坏处的径向应变近似表示为 $\epsilon_{r2} = \frac{W_{of}^2}{2r_1^2 \ln^2(r_1/R)} + \frac{W_{of} H}{4r_1^2 \ln(r_1/R)}$,其中 r_1 为破坏处距离弹丸中心的距离,根据本模型可得 $r_1 = a - H_1 + H_1 \sin(\pi/4)$,由 $\epsilon_{r1} = \epsilon_{r2}$ 可求得第二层板破坏时的最大整体变形 W_{of} 与总厚度 H 及第二层板破坏时最终厚度 H_2 之间的函数关系

$$-\frac{1}{2} \ln \left(\frac{2H_2}{H} \right) = \frac{W_{of}^2}{2r_1^2 \ln^2(r_1/R)} + \frac{W_{of} H}{4r_1^2 \ln(r_1/R)} \quad (12)$$

而厚度为 $H/2$ 的单层板在平头弹撞击下的最大整体变形 $W_{of}^{[8]}$ 可以表示为

$$\epsilon_f^2 = \frac{16}{3} \left(\frac{H}{2d} \right)^4 \left[\frac{(2W_{of}/H)^4}{\ln^4(a/R)} + \frac{(2W_{of}/H)^3}{\ln^3(a/R)} + \frac{(2W_{of}/H)^2}{\ln^2(a/R)} \right] + \frac{1}{3} \left\{ \frac{1}{\lambda [0.41H/(2d) + 0.42]} \left\{ \frac{2W_{of}/d}{\ln(R/a)} + \frac{1}{\sqrt{3}} \left[1 + \frac{1+\sqrt{3}/2}{\ln(R/a)} \right] \frac{H}{2d} \right\} \right\}^{2/n} \gamma_c^2 \quad (13)$$

对于不同厚度的双层板,靶板的厚度越小,第一层板的塞块厚度 H_1 越小, $r_1 = a - H_1 + H_1 \sin(\pi/4)$ 的值与平头弹半径 a 越接近。当靶板厚度趋于零时,有 $r_1|_{H \rightarrow 0} = a$,此时第二层板与平头弹穿透厚为 $H/2$ 单层板的速度场和整体变形场相同^[1],有 $\epsilon_{r2} = \epsilon_r$,即 $(W_{of} = W_{of})|_{H \rightarrow 0}$,文字表述为当靶板厚度趋于零时第二层板的整体变形和平头弹穿透厚度为 $H/2$ 的单层靶板的整体变形相同。由于公式较为复杂且包含隐式形式,求解较为复杂,用 Matlab 软件求解隐式方程组(12)式、(13)式,得到第二层板的最终厚度

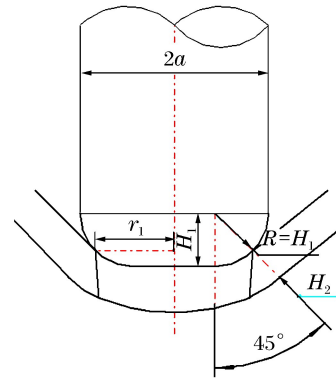


图 2 第二层板破坏示意图

Fig. 2 Schematic of second plate failure

H_2 以及(12)式、(13)式对应的函数关系,(12)式、(13)式的函数图像在 $H=0$ 处相交。将求得的 H_2 代入(12)式即可求得双层靶第二层靶板的最大整体变形 W_{o2f} 与总厚度 H 间的关系,进而可求得第二层板的总体变形耗能 E_{bm2}

$$E_{bm2} = \frac{K_m}{2} W_{o2f}^2 + F_c W_{o2f} \quad (14)$$

和局部拉伸耗能 E_{t2} 的近似值

$$E_{t2} = EV \approx \sigma_y \epsilon_{r_1} \pi r_1^2 H_2 \quad (15)$$

第二层板穿透的能量消耗 $E_{p2} = E_{bm2} + E_{t2}$, 则可以得到平头弹穿透双层板所消耗的总能量 E_p 为

$$E_p = E_{p1} + E_{p2} = E_{bm1} + E_{s1} + E_{bm2} + E_{t2} \quad (16)$$

1.3 应变率效应

以上得到的是准静态条件下的穿透能量,动态冲击下需要考虑材料的应变率效应。材料的应变率效应可以用 Cowper-Symonds 经验公式来描述,即

$$\sigma_d = \sigma_y [1 + (\dot{\epsilon}_m / D)^{1/q}] \quad (17)$$

式中: σ_d 为材料的动态屈服应力, D 和 q 为描述材料应变率的敏感性常数, $\dot{\epsilon}_m$ 为靶板的平均应变率。对双层靶而言,第一、二层板的平均应变率^[1]可分别写为

$$\dot{\epsilon}_{m1} = \frac{2W_{o1f} v_{bl}}{3\sqrt{2}Ra \ln^2(a/R)} \quad (18)$$

$$\dot{\epsilon}_{m2} = \frac{2W_{o2f} v_{bl}}{3\sqrt{2}Rr_1 \ln^2(r_1/R)} \quad (19)$$

式中: v_{bl} 为弹道极限。将能量公式中的静态屈服应力 σ_y 用动态屈服应力 σ_d 代替,可得到动态情况下平头弹穿透靶板所消耗的能量 E_p^d 。令 $E_p^d = Mv_{bl}^2/2$, 可以得到平头弹撞击下双层靶的弹道极限,即

$$v_{bl} = \sqrt{\frac{2E_p^d}{M}} \quad (20)$$

式中: M 为平头弹质量。

2 结果与讨论

将本研究的理论模型结果与文献中的相关实验结果进行比较和讨论。针对 Dey 等^[8]做的平头弹撞击等厚接触式双层 Weldom700E 钢板的实验,模型中的相关参数值见表1,根据本研究模型可以求得不同厚度的第一层板和第二层板的最大整体变形(见图3),并得到第二层板破坏处的最终厚度为 $H_2 \approx 0.41H$ 。从图3(a)可以看出,双层靶中的第一层板的总体变形随着总厚度的增加而减少,而第二层板正好相反,其总体变形随着厚度的增加而增加。图3(b)给出了单层板在平头弹作用下总体变形随厚度的变化情况,即其总体变形随着厚度的增加而逐步减少。

表1 Weldom700E 钢板相关参数值^[3,9,11]

Table 1 Parameters for Weldom700E steel plates^[3,9,11]

σ_y/MPa	σ_u/MPa	$\rho_t/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	n	γ_c	D/s^{-1}
859	877	7 850	0.12	1.4	4.6×10^7
d/mm	M/g	R/mm	a/mm	q	ϵ_f
20	197	250	10	7.33	1.05

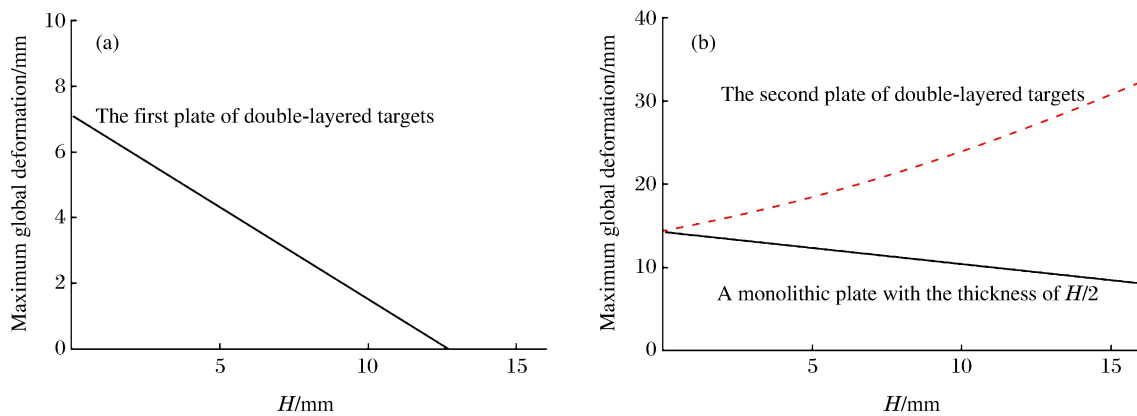


图 3 双层 Weldox700E 钢板的最大整体变形

Fig. 3 Maximum global deformation of double-layered plates of Weldox700E

图 4 给出了本研究双层板理论模型求得的等厚接触式双层 Weldox700E 钢板的弹道极限与 Dey 等的实验结果及单层板的 Wen-Jones 模型^[1]和绝热剪切模型^[10]的对比。从图 4 可以看出,本研究模型能较好地预测等厚接触式双层板的弹道极限值。且对于单层板,当发生局部化的绝热剪切破坏时,等厚接触式双层板的弹道极限要明显大于单层板的弹道极限;当发生带有整体变形的简单剪切破坏时,等厚接触式双层板和单层板的弹道极限几乎相同。

针对张伟等^[6]的平头弹撞击等厚接触式双层 Q235 钢板的实验,模型中的相关参数值见表 2,用同样的方法可以求得不同厚度的第一层板和第二层板的最大整体变形(见图 5),根据本研究理论可得第二层板破坏处的最终厚度为 $H_2 \approx 0.315H$ 。接触式双层 Q235 钢板中第一层板和第二层板的总体变形规律与接触式双层 Weldox700E 钢板类似,见图 5。

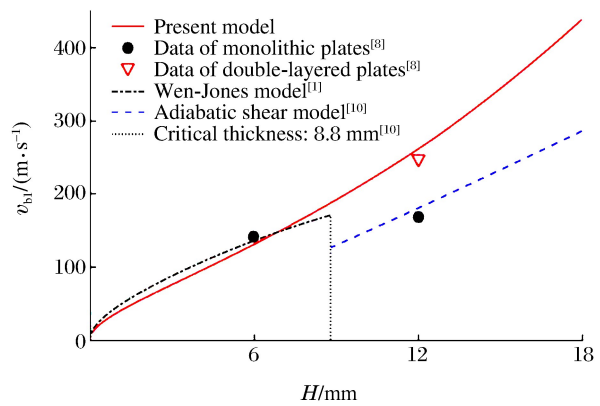


图 4 本研究理论模型与 Weldox700E 板实验数据和单层板模型比较

Fig. 4 Comparison of present model with experimental data for Weldox700E plates and theoretical models for monolithic plates

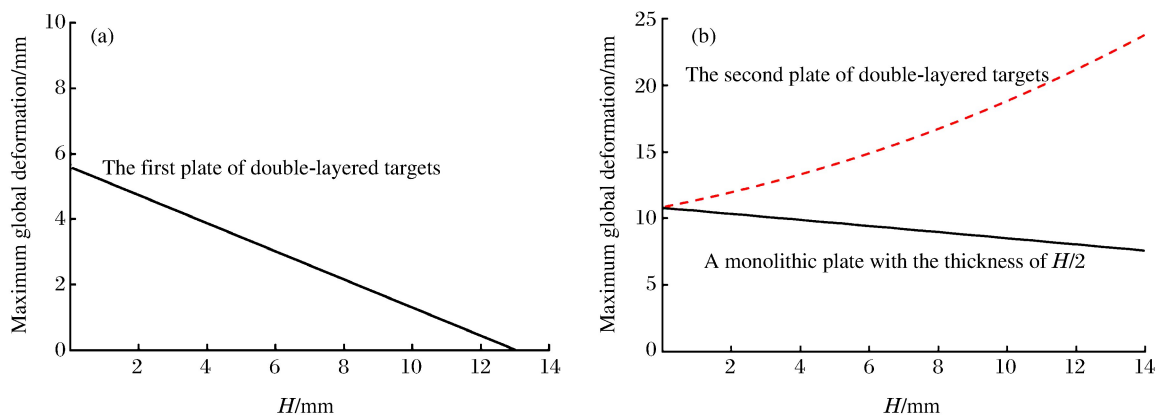


图 5 双层 Q235 钢板的最大整体变形

Fig. 5 Maximum global deformation of double-layered plates of Q235

表 2 Q235 钢板相关参数值^[6,9,12]
Table 2 Parameters for Q235 steel plates^[6,9,12]

σ_y/MPa	σ_u/MPa	$\rho_t/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	n	γ_c	D/s^{-1}
229	335	7 800	0.08	0.8	1 400
d/mm	M/g	R/mm	a/mm	q	ϵ_f
12.7	34.5	85	6.35	1.5	1.05

图 6 给出了用本研究能量模型求得的等厚接触式双层 Q235 钢板的弹道极限与张伟等的实验结果及单层板的 Wen-Jones 模型^[1]和绝热剪切模型^[10]的对比。从图 4 可以发现,本研究模型与张伟等的等厚接触式双层板的实验弹道极限值吻合得很好。且对于单层板,当发生带有整体变形的简单剪切破坏时,等厚接触式双层板和单层板的弹道极限几乎相同;当发生局部化的绝热剪切破坏时,等厚接触式双层板的弹道极限要明显大于单层板的弹道极限。

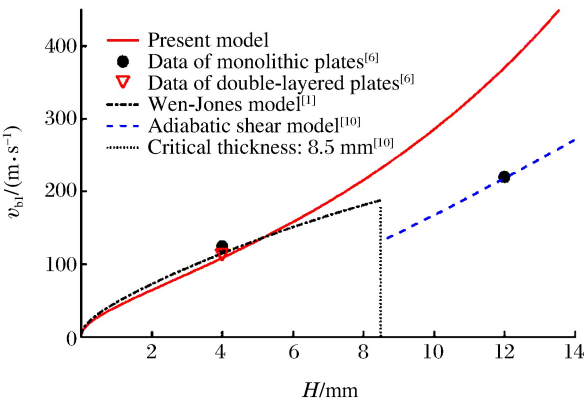


图 6 本研究理论模型与 Q235 钢板实验数据和单层板模型的比较
Fig. 6 Comparison of present model with experimental data for Q235 plates
and theoretical models for monolithic plates

3 结 论

通过分析等厚接触式双层板的破坏模式,基于 Wen-Jones 模型和应变失效准则得到了接触式双层板穿透的理论模型。结果表明:理论预测与有限的实验数据结果吻合得很好;当总厚度大于单层板绝热剪切冲塞临界厚度值时,双层板的弹道极限明显高于单层板的弹道极限;小于该值时,双层板的弹道极限与单层板的弹道极限差别不大。

参考文献:

[1] WEN H M, JONES N. Low-velocity perforation of punch-impact-loaded metal plates [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1996, 118(2): 181-187.
[2] WEN H M, JONES N. Structure under shock and impact II: semi-empirical equations for the perforation of plates struck by a mass [M]. London, UK: Thomas Telford, 1992: 369-380.
[3] BØRVIK T, HOPPERSTAD O S, LANGSETH M, et al. Effect of target thickness in blunt projectile penetration of Weldox460 E steel plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(4): 413-464.
[4] CHEN X W, LI Q M. Shear plugging and perforation of ductile circular plates struck by a blunt projectile [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(5): 513-536.

- [5] RADIN J, GOLDSMITH W. Normal projectile penetration and perforation of layered targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1988, 7(2): 229-259.
- [6] ZHANG W, DENG Y F, CAO Z S, et al. Experimental investigation on the ballistic performance of monolithic and layered metal plates subjected to impact by blunt rigid projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 49(2): 115-129.
- [7] TENG X Q, DEY S, BØRVIK T, et al. Protection performance of double-layered metal shields against projectile impact [J]. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 2007, 2(7): 1309-1330.
- [8] DEY S, BØRVIK T, TENG X Q. On the ballistic resistance of double-layered steel plates; an experimental and numerical investigation [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2007, 44(20): 6701-6723.
- [9] WANG G L, WEN H M. An extension of Wen-Jones model for thin metal plates struck transversely by flat-ended projectiles [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2014, 28(4): 473-482.
王桂岭, 文鹤鸣. 平头弹丸撞击下薄金属靶板 Wen-Jones 模型的进一步研究 [J]. *高压物理学报*, 2014, 28(4): 473-482.
- [10] WEN H M, SUN W H. Transition of plugging failure modes for ductile metal plates under impact by flat-nosed projectiles [J]. *Mechanics Based Design of Structures and Machines*, 2010, 38(1): 86-104.
- [11] DEY S, BØRVIK T, HOPPERSTAD O S, et al. The effect of target strength on the perforation of steel plates using three different projectile nose shapes [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2004, 30(8/9): 1005-1038.
- [12] 肖新科. 双层金属靶的抗侵彻性能和 Taylor 杆的变形与断裂 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010: 53-55.
XIAO X K. The ballistic resistance of double-layered metallic target and the deformation and fracture of Taylor rod [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010: 53-55.

Theoretical Study of the Perforation of Double-Layered Metal Targets without Spacing Struck by Flat-Ended Projectiles

REN Shanliang, WEN Heming, ZHOU Lin

(CAS Key Laboratory for Mechanical Behavior and Design of Materials, University
of Science and Technology of China, Hefei 230027, China)

Abstract: A monolithic metal plate is usually replaced with a double-layered metal target with the same thickness to improve the ballistic limit in practical engineering. This paper presents a theoretical study of the perforation of a double-layered metal target without spacing by a flat-nosed projectile. Based on the previous analytical work and experimental observations a new theoretical model was proposed to predict the perforation of the double-layered metal target in comparison with the test data available. It was found that the predictions made from the present model are in good agreement with the test data. It was also found that the ballistic limit for a double-layered metal target is considerably higher than that for a monolithic one when its thickness is larger than the critical thickness at which adiabatic shear plugging occurs; that the ballistic limits are more or less the same for both targets when the total thickness is below the critical value.

Keywords: flat-ended projectile; double-layered metallic target; theoretical model; ballistic limit

钽罩结构参数对 EFP 成型及侵彻性能的控制^{*}

郭腾飞, 李伟兵, 李文彬, 洪晓文

(南京理工大学智能弹药技术国防重点学科实验室, 江苏 南京 210094)

摘要: 针对钽材料在成型装药战斗部中的应用问题, 采用 LS-DYNA 仿真软件, 研究了弧锥结合形钽药型罩结构参数(药型罩锥角、药型罩壁厚和药型罩圆弧半径)对 EFP 成型及侵彻性能的影响。揭示了各结构参数对 EFP 成型性能的控制规律, 其中药型罩锥角控制 EFP 的轴向拉伸及径向收缩的能力, 药型罩壁厚控制 EFP 的头部速度及尾部断裂与外张情况, 药型罩圆弧半径控制 EFP 的头部形态及其绝对实心长度。获得了成型性能较佳的钽罩结构参数取值范围, 其中药型罩锥角为 $143^{\circ} \sim 147^{\circ}$, 药型罩壁厚、圆弧半径分别为 0.024~0.026 倍和 0.7~0.8 倍装药口径。各结构参数对 EFP 侵彻深度及侵彻孔径影响的主次顺序分别为: 药型罩圆弧半径、药型罩锥角、药型罩壁厚和药型罩锥角、药型罩壁厚、药型罩圆弧半径。确定了 EFP 成型及侵彻性能均较佳的钽罩结构参数组合: 药型罩锥角为 145° , 药型罩壁厚、圆弧半径分别为 0.025、0.70 倍装药口径。

关键词: EFP; 钽; 药型罩; 实心长度; 数值模拟

中图分类号: TJ410.3

文献标识码: A

钽作为药型罩材料在聚能战斗部中的应用是当前成型装药技术研究的热点问题之一, 其研究的核心内容是确定毁伤元成型较佳的药型罩结构参数, 实现聚能战斗部的高效毁伤。目前国外灵巧弹药中已成功应用了钽药型罩, 如美国的 SADARM 末敏弹、德国的 SMART 末敏弹和瑞典的 BONUS 灵巧炮弹等^[1]。针对钽的动力学性能及钽罩侵彻体的应用研究, Zerilli 等^[2]基于位错动力学建立了钽材料 Zerilli-Armstrong 本构模型; Bergh 等^[3]研究发现钽罩爆炸成型弹丸(Explosively Formed Projectile, EFP)的拉伸长度较传统紫铜罩明显提高, 并通过 X 射线试验验证了钽形成 EFP 毁伤元的可行性。在侵彻行为中, 影响侵彻效率最关键的因素为弹靶材料密度比。钽的高密度决定了钽罩 EFP 的高效毁伤能力, 弹道试验表明, Ta 的侵彻性能较 Cu 高 30%~35%^[4]。Weimann 等^[5]通过试验和数值模拟对比了钽、铁 EFP 的侵彻威力, 得出同质量下长径比为 3 的钽 EFP 毁伤能力可等效长径比为 6 的铁 EFP。Rondot^[6]对比研究了空腔钽 EFP、密实钽 EFP 及优化的铁 EFP 的终点效应, 结果表明, 相较于铁 EFP 的侵彻能力, 空腔及密实的钽 EFP 分别提高了 14.2% 和 34.9%。国内前期主要对钽及钽合金的本构关系开展了大量研究, 如张廷杰等^[7-8]研究了钽-钨合金在高压加载下的动态响应和塑性变形机制; 郭扬波等^[9]通过改进 Z-A 模型建立了一种可描述动态应变时效现象的本构模型。上述文献未涉及钽罩结构参数对毁伤元成型及侵彻影响的研究, 结合国内外目前对钽罩 EFP 战斗部的研究现状, 开展钽药型罩结构参数对 EFP 成型及侵彻的控制研究, 揭示各结构参数对 EFP 成型及侵彻的控制规律, 确定毁伤性能较佳的钽罩结构参数匹配方案很有必要, 以为钽罩 EFP 的靶后效应研究提供参考依据。

本研究选取钽作为药型罩材料, 采用 LS-DYNA 仿真软件研究弧锥结合形钽药型罩结构参数对 EFP 毁伤元成型及侵彻性能的影响规律, 确定了 EFP 毁伤元成型及侵彻性能均较佳的钽罩结构参数组合。

^{*} 收稿日期: 2017-10-30; 修回日期: 2017-11-16

基金项目: 江苏省普通高校研究生科研创新计划项目(KYCX17_0390); 江苏省“青蓝工程”项目

作者简介: 郭腾飞(1993—), 男, 硕士研究生, 主要从事聚能装药战斗部技术研究. E-mail: nustgtf@126.com

通信作者: 李伟兵(1982—), 男, 博士, 副研究员, 博士生导师, 主要从事弹丸的终点效应与目标毁伤技术研究.

E-mail: njustlwb@163.com

1 结构设计及方案选取

1.1 钽罩 EFP 战斗部结构设计

基于对弧锥结合形药型罩及船尾型装药结构的大量研究^[10-11],设计如图 1 所示的钽罩 EFP 战斗部结构,起爆方式为装药中心单点起爆。影响规律研究所涉及的结构参数有药型罩锥角 α 、药型罩壁厚 s 和药型罩圆弧半径 R ,装药及壳体结构参数(装药口径 D_k 、装药高度 H 、船尾倾角 β 和壳体厚度 t)设计如表 1 所示。

表 1 装药及壳体结构参数设计
Table 1 Design of charge and shell's structural parameters

D_k/mm	H/mm	$\beta/(\text{^\circ})$	t/mm
100	90	45	5

1.2 仿真模型及研究方案

本研究所建立的有限元三维仿真模型如图 2 所示。由于成型装药毁伤元的形成存在高应变率、高过载过程,因此仿真中采用 ALE 算法来计算涉及网格大变形、材料流动问题的聚能侵彻体形成过程,炸药、药型罩、空气采用欧拉算法,炸药、药型罩、空气和壳体间的相互作用采用流固耦合算法。药型罩和壳体材料分别选用钽和 45 钢,本构方程选用 Johnson-Cook 模型,状态方程为 Grüneisen 方程;主装药采用 JH-2 炸药,状态方程选取 JWL (Jones-Wilkins-Lee)方程。钽材料的 Johnson-Cook 本构方程关键参数见表 2^[12],炸药、空气和壳体的具体参数见表 3^[13],其中: C 、 S_1 、 S_2 、 S_3 、 γ_0 为材料特性参数, A 为材料准静态下屈服应力, B 为应变硬化系数, n 为应变硬化指数, m 为温度系数, D 为爆速, p_{CJ} 为 Chapman-Jouguet 压力。

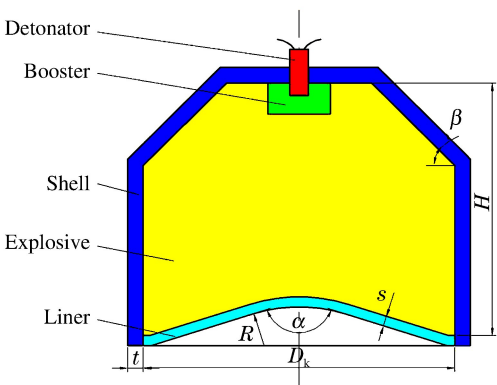


图 1 钽罩 EFP 战斗部结构图

Fig. 1 Diagram of tantalum liner EFP warhead

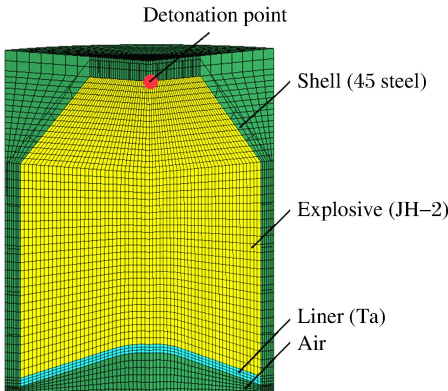


图 2 有限元模型

Fig. 2 Finite element model

为了获得钽药型罩结构参数对 EFP 毁伤元成型及侵彻的影响规律,采取保持其余参数值不变,研究单一参数变化的影响规律的方法。选取药型罩锥角 α 的变化范围为 $135^\circ\sim155^\circ$ (参量增量为 4°)、药型罩壁厚 s 的变化范围为 $2.0\sim3.0\text{ mm}$ (参量增量为 0.2 mm)、药型罩圆弧半径 R 的变化范围为 $40\sim85\text{ mm}$ (参量增量为 5 mm)。

表 2 钽材料 J-C 本构方程参数^[12]

Table 2 Parameters of J-C constitutive equation for tantalum^[12]

A/MPa	B/MPa	n	C	m
142	164	0.314 8	0.057	0.883 6

表 3 空气、壳体及炸药材料参数^[13]
Table 3 Parameters of air, shell and explosive^[13]

Air	C	γ_0	S_1	S_2	S_3	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$
	0.344	1.4	0	0	0	1.25
Shell (45 steel)	A/MPa	B/MPa	C	n	m	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$
	496	434	0.014	0.26	1.03	7.83
Explosive (JH-2)	$D/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$	p_{CJ}/GPa	A/GPa	B/GPa	G	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$
	8.425	29.66	854.5	2.05	—	1.845

1.3 EFP 成型性能指标

为了便于后续的研究,根据文献[14],在图 3 中给出了 EFP 成型性能指标的定义。其中: l 为绝对实心长度,是指 EFP 实心部总长; d 为绝对实心直径,是指 EFP 实心部最大直径; L_p 为 EFP 长度,是指 EFP 总长; D_p 为 EFP 直径,是指 EFP 最大直径;相对实心长度用 l/L_p 表示,相对实心直径用 d/D_p 表示。

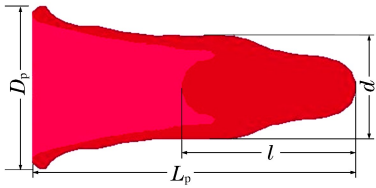


图 3 EFP 成型性能指标示意图
Fig. 3 Schematic diagram of molding performance indicator of EFP

2 钽罩结构参数对 EFP 性能的控制规律

2.1 成型性能的控制

2.1.1 药型罩锥角的影响

选取 $s=2.4\text{ mm}$ 、 $R=50\text{ mm}$,对药型罩锥角 α 的 6 个方案进行数值仿真,得出每个方案在 $200\text{ }\mu\text{s}$ 时刻 EFP 的头部速度 v_{tip} 及其成型形态,如图 4 所示。计算各方案下 EFP 毁伤元的成型性能指标,得出绝对实心长度 l 、绝对实心直径 d 、相对实心长度 l/L_p 、相对实心直径 d/D_p 随锥角的变化规律曲线,如图 5 所示。

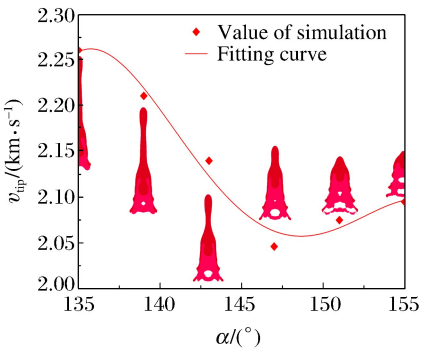


图 4 头部速度随药型罩锥角的变化
Fig. 4 Variation of v_{tip} along α

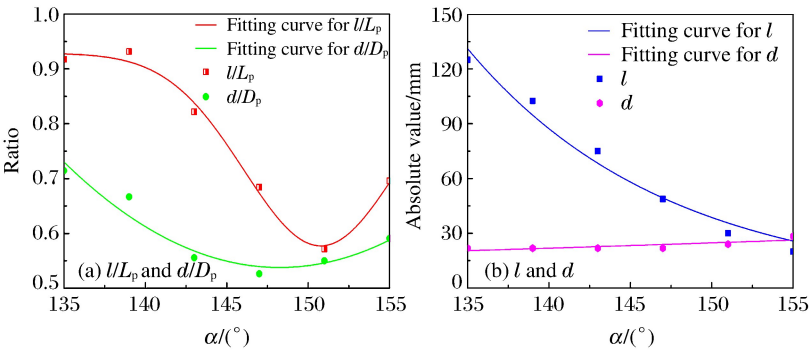


图 5 EFP 成型指标随药型罩锥角的变化曲线
Fig. 5 Variation of molding performance indicator of EFP along α

由图 4 可知:当药型罩锥角大于 143° 后,由于药型罩由压垮翻转作用逐渐转变为翻转变形,导致 EFP 的拉伸长度逐渐减小。在锥角为 147° 时,侵彻体头部速度变化趋势发生改变的原因也是由于药型罩成型模式转为翻转变形后,随着锥角的增加并接近于爆轰波对平板的作用机理,EFP 用于拉伸变形的能量减弱。

由图 5 可知:当药型罩锥角 α 由 135° 增加至 150° 时,随着药型罩压合作用的减弱,毁伤元整体的轴向拉伸及径向收缩能力减小,故其相对实心长度及直径逐渐降低;当药型罩锥角 α 大于 150° 时,药型罩成型模式转变为翻转变形,毁伤元整体的轴向拉伸及径向收缩能力大幅削弱,导致 EFP 长度及直径锐减,而绝对实心长度小幅下降,绝对实心直径基本不变,故其相对实心长度及直径略有增加。因此,药型

罩锥角主要通过控制药型罩的成型模式,进而控制毁伤元轴向拉伸及径向收缩的能力。

综合分析图4和图5:当药型罩锥角小于 143° 时,虽然侵彻体头部速度及相对实心长度、直径较大,但其头尾速度差过大,易拉断;当药型罩锥角大于 147° 时,毁伤元绝对实心长度过小,不利于侵彻。因此,综合考虑毁伤元的成型性能,选取钽药型罩锥角 α 为 $143^\circ\sim 147^\circ$ 。

2.1.2 药型罩壁厚的影响

选取 $\alpha=143^\circ$ 、 $R=50$ mm,对药型罩壁厚的6个方案进行数值仿真,得出各方案在 $200\ \mu\text{s}$ 时刻EFP的头部速度 v_{tip} 及其成型形态,如图6所示。计算各方案下EFP毁伤元的成型指标,得出绝对实心长度 l 、绝对实心直径 d 、相对实心长度 l/L_p 、相对实心直径 d/D_p 随壁厚的变化规律曲线,如图7所示。

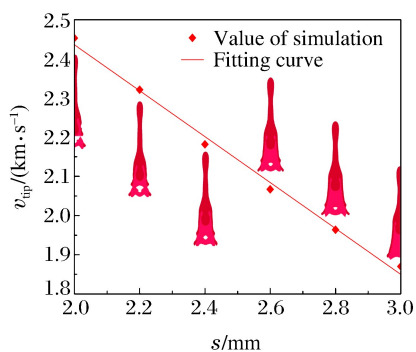


图6 头部速度随药型罩壁厚的变化

Fig. 6 Variation of v_{tip} along s

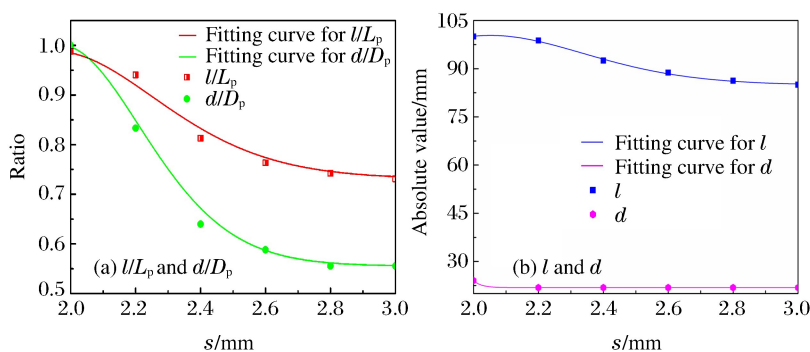


图7 EFP成型指标随药型罩壁厚的变化曲线

Fig. 7 Variation of molding performance indicator of EFP along s

由图6可知:随着药型罩壁厚的增加,EFP尾部的断裂现象逐渐减弱,且当药型罩壁厚 s 由2.0 mm增加至3.0 mm时,EFP的头部速度呈线性减小的变化趋势,且下降了23.8%。

分析图7:当药型罩壁厚 s 由2.0 mm增加至2.6 mm时,毁伤元尾部断裂现象不断减弱,尾部外张现象逐渐增强,导致EFP长度、直径逐渐增大,而绝对实心长度及直径小幅减小,故EFP相对实心长度、直径呈现快速下降的趋势;当药型罩壁厚 s 大于2.6 mm时,毁伤元尾部断裂现象微弱,尾部外张现象不再增强,实心部的轴向拉伸及径向收缩基本不变,故其相对实心长度、直径变化趋势趋于平缓。因此,药型罩壁厚主要控制EFP毁伤元的头部速度及其尾部的断裂与外张情况。

综合分析图6和图7:在保证EFP的相对实心长度、直径适中的情况下,考虑选取头部速度相对较大及尾部断裂质量相对较小的毁伤元为较佳毁伤元。形成较佳毁伤元的钽药型罩壁厚 s 的取值范围为: $0.024D_k\sim 0.026D_k$ 。

2.1.3 药型罩圆弧半径的影响

选取 $\alpha=143^\circ$ 、 $s=2.4$ mm,对药型罩圆弧半径的10个方案进行数值仿真,得出每个方案在 $200\ \mu\text{s}$ 时刻EFP的头部速度 v_{tip} 及其成型形态,如图8所示。计算各方案下EFP毁伤元的成型指标,得出相对实心长度 l/L_p 、相对实心直径 d/D_p 随圆弧半径的变化规律曲线,如图9所示。

观察图8可知:当药型罩圆弧半径大于75 mm后,由于药型罩的成型模式已转变为完全翻转型,故EFP毁伤元的头部射滴现象逐渐减弱至消失,毁伤元形貌变为整体较均匀的长杆形。当药型罩圆弧半径 R 由40 mm增加至85 mm时,EFP的头部速度呈线性减小的变化趋势,且下降了11.5%。

由图9可知:当药型罩圆弧半径 R 由40 mm增加至85 mm时,爆轰波对罩顶部压垮面积逐渐增大,使药型罩圆弧部分各微元获得的初始运动速度不断相近,拉伸时间逐渐缩短,进而导致EFP绝对实心长度大幅减小;在爆轰波对罩顶部压垮面积不断增大的同时,爆轰波对罩锥部的高压加载作用基本不变,使药型罩整体初始运动速度梯度逐渐下降,导致EFP总的拉伸长度有所减小。因此,圆弧半径 R 由40 mm增加至85 mm时,主要削弱了EFP实心部的轴向拉伸,且其绝对实心长度减小了72.8%。故,EFP相对实心长度随圆弧半径的增加呈现快速下降的变化趋势。当药型罩圆弧半径 R 大于50 mm

后,毁伤元径向收缩能力基本不变,故其相对实心直径变化趋势趋于平缓。因此,药型罩圆弧半径主要控制 EFP 的头部形态及其绝对实心长度。

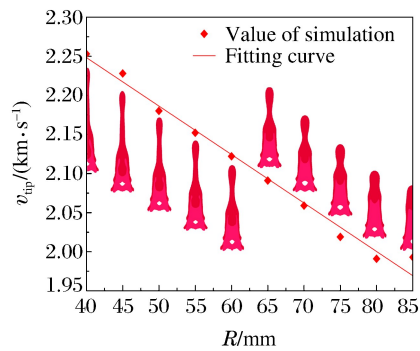


图 8 头部速度随药型罩圆弧半径的变化
Fig. 8 Variation of v_{tip} along R

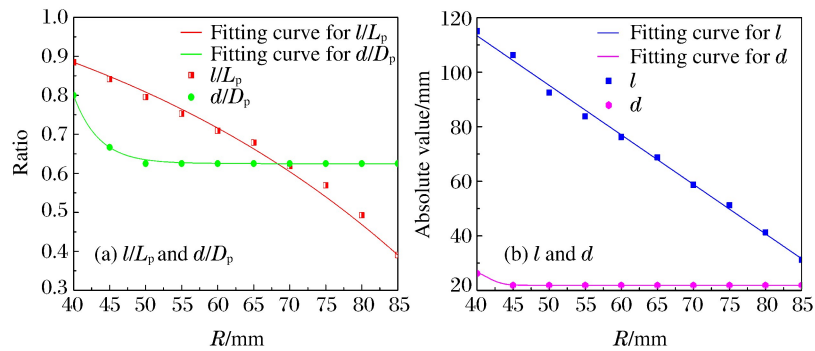


图 9 EFP 成型指标随药型罩圆弧半径的变化曲线
Fig. 9 Variation of molding performance indicator of EFP along R

综合分析图 8 和图 9:在保证 EFP 的头部速度适中的情况下,考虑选取成型形态相对较好及绝对实心长度相对较大的毁伤元为较佳毁伤元。形成较佳毁伤元的钽药型罩圆弧半径 R 的取值范围为 $0.7D_k\sim0.8D_k$ 。

2.2 侵彻性能的控制

基于上述钽罩结构参数对 EFP 成型性能的控制研究,针对毁伤元成型较佳的钽罩结构参数取值范围,对 EFP 侵彻钢板性能进行正交设计,靶板采用 45 钢,尺寸为 $160\text{ mm}\times160\text{ mm}$,厚度为 200 mm 。通过研究钽罩结构参数对 EFP 侵彻性能的控制规律,得出 EFP 成型及侵彻性能均较佳的钽罩结构参数组合方案。

2.2.1 正交设计方案

将钽药型罩结构参数(药型罩锥角 α 、药型罩壁厚 s 、药型罩圆弧半径 R)作为正交设计^[15]的 3 个因素,各因素选取 3 个水平,得到各因素水平方案见表 4。

2.2.2 计算结果及分析

正交设计就是从选优区全面水平组合中挑选出具有代表性的部分水平组合进行分析。针对表 4 中 3 因素 3 水平的情况,可利用正交表 L_9 (其中 L 表示正交表,9 表示表中安排的 9 种水平组合)进行计算分析。 L_9 保证了因素 α 的每个水平与因素 s 、 R 的每个水平各搭配一次,分布均衡、代表性强,能够较为全面地反映选优区的基本情况。 L_9 及 EFP 毁伤元侵彻性能指标(侵彻深度 P 、侵彻孔径 D)见表 5。

表 4 正交设计各因素水平表
Table 4 Orthogonal design at each level

Level	Factor		
	α	s	R
1	143	2.4	70
2	145	2.5	75
3	147	2.6	80

表 5 正交计算表($200\text{ }\mu\text{s}$)
Table 5 Orthogonal table ($200\text{ }\mu\text{s}$)

Project	Factor			Indicator of penetration performance	
	α	s	R	P/mm	D/mm
1	1	1	1	143.26	50.16
2	1	2	2	137.37	52.44
3	1	3	3	135.91	49.36
4	2	1	2	131.38	49.24
5	2	2	3	130.88	49.98
6	2	3	1	148.01	50.12
7	3	1	3	129.46	50.78
8	3	2	1	131.77	52.06
9	3	3	2	131.38	50.88

选取同一时刻的 EFP 侵彻性能指标进行比较,利用极差分析法^[16]对 9 次仿真结果进行分析,计算各列水平下的极差 S ,通过 S 的大小可得到各因素对各指标影响的主次顺序,极差分析结果见表 6,其中: $K_N(N=1,2,3)$ 表示正交表中各因素下 9 个方案中所有第 N 水平对应组合的侵彻性能指标之和。

表 6 极差分析表

Result of analysis	Indicator of P			Indicator of D		
	α	s	R	α	s	R
K_1	416.54	404.1	423.04	151.96	150.18	152.34
K_2	410.27	400.02	400.13	149.34	154.48	152.56
K_3	392.61	415.3	396.25	153.72	150.36	150.12
$K_1/3$	138.85	134.7	141.01	50.65	50.06	50.78
$K_2/3$	136.76	133.34	133.38	49.78	51.49	50.85
$K_3/3$	130.87	138.43	132.08	51.24	50.12	50.04
S	7.98	5.09	8.93	1.46	1.43	0.81

分析可得:药型罩圆弧半径 R 是影响钽罩 EFP 毁伤元侵彻深度的最主要因素,各结构参数对钽 EFP 侵彻深度影响的主次顺序分别为: R 、 α 、 s 。同样,采用极差分析法计算各因素对钽罩 EFP 毁伤元侵彻孔径的影响规律。结果表明,药型罩锥角 α 是影响钽罩 EFP 毁伤元侵彻孔径的最主要因素,各结构参数对钽 EFP 侵彻深度影响的主次顺序分别为: α 、 s 、 R 。

为了分析每个因素中各水平对两个侵彻性能指标的影响情况,现将各指标随因素水平变化的情况用图形表示,如图 10 所示。其中,A、B、C 分别代表药型罩锥角 α 、药型罩壁厚 s 、药型罩圆弧半径 R 等 3 个药型罩结构参数,1、2、3 分别代表各参数下 3 个水平,这样可以清楚地表明各因素对每个侵彻性能指标的影响规律和不同因素之间对同一指标的影响差异。

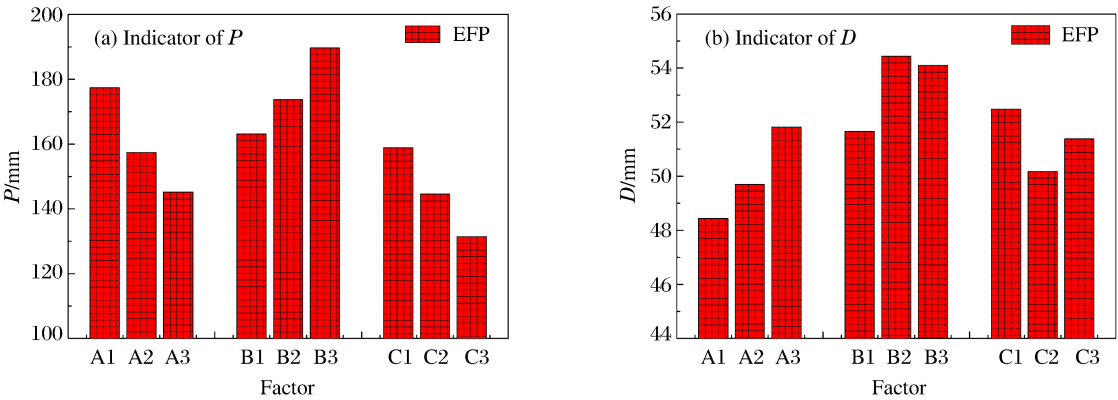



图 10 不同因素水平下的 EFP 侵彻性能指标

Fig. 10 Indicator of penetration performance from EFP along factors

由于药型罩锥角是影响评价指标最重要的因素,故优先确定锥角的取值。观察图 10 可知:药型罩锥角与侵彻深度指标具有负相关性,与侵彻孔径指标具有正相关性,因此综合考虑侵彻体对靶板的侵彻性能,选取药型罩锥角 α 为 145° ;药型罩壁厚过小会导致侵彻体尾部断裂现象严重、侵彻深度降低,因此选取药型罩壁厚 s 为 2.6 mm;药型罩圆弧半径与侵彻深度指标具有负相关性,而侵彻孔径在圆弧半径大于 70 mm 后小幅减小,因此选取药型罩圆弧半径 R 为 70 mm。但考虑到影响侵彻深度指标最重要的因素为头部速度、实心长度,而药型罩锥角及壁厚分别控制了侵彻体的轴向拉伸及头部速度,故两者不可同时选取较大值。综合分析各结构参数对两项侵彻性能指标的影响,选取药型罩锥角 α 为 145° 、药型罩壁厚 s 为 2.5 mm、药型罩圆弧半径 R 为 70 mm。故最终确定的参数组合方案为“A2B2C1”,由于

正交设计表中不存在此组合方案,因此按照优化后的方案重新进行数值计算,得出该方案下钽罩 EFP 毁伤元的成型及侵彻性能指标如表 7 所示。

表 7 优化方案下钽 EFP 的成型及侵彻性能参数

Table 7 Formation and penetration performance parameters of Ta EFP in optimization					
Formulation	Parameter of forming performance			Parameter of penetration performance	
picture	$v_{ip}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	l/L_p	d/D_p	P/D_k	D/D_k
	1 973	0. 55	0. 67	1. 46	0. 51

3 结 论

- 通过仿真研究钽药型罩结构参数对 EFP 成型及侵彻性能的控制,得到以下结论。
- (1) 揭示了钽药型罩结构参数对 EFP 成型性能的控制规律,其中,药型罩锥角控制 EFP 的轴向拉伸及径向收缩的能力,药型罩壁厚控制 EFP 的头部速度及尾部断裂与外张情况,药型罩圆弧半径控制 EFP 的头部形态及其绝对实心长度。
- (2) 获得了 EFP 成型性能较佳的钽罩结构参数取值范围,其中药型罩锥角为 $143^{\circ} \sim 147^{\circ}$,药型罩壁厚、圆弧半径分别为 $0.024D_k \sim 0.026D_k$ 和 $0.7D_k \sim 0.8D_k$ 。
- (3) 利用正交设计的方法得到了钽罩结构参数对 EFP 侵彻深度及侵彻孔径影响的主次顺序分别为 R, α, s 和 α, s, R ;确定了 EFP 成型及侵彻性能最佳的钽罩结构参数组合:药型罩锥角为 145° ,药型罩壁厚、圆弧半径分别为 $0.025D_k, 0.70D_k$ 。

参考文献:

[1] 彭海建,闫晓东,李德富. 钽在破甲弹药型罩中的应用 [J]. 稀有金属,2006,30(5):678-681.
PENG H J, YAN X D, LI D F. Application of tantalum as shaped charge liner material [J]. Chinese Journal of Rare Metals,2006,30(5):678-681.

[2] ZERILLI F J, ARMSTRONG R W. Description of tantalum deformation behavior by dislocation mechanics based constitutive relations [J]. Journal of Applied Physics,1990,68(4):1580-1591.

[3] BERGH M, HELTE A. Materials models for tantalum—a validation study for EFP application [C]//26th International Symposium on Ballistics. Miami, FL, 2011:93-103.

[4] 王兵. 爆炸成形弹用药型罩材料的研制动向 [J]. 国外兵器动态,1996(3):10.
WANG B. Developing trends of material in shaped charge liner for explosively formed projectile [J]. Foreign Weapon Trends,1996(3):10.

[5] WEIMANN K, BLACHE A. Terminal ballistics of EFPs with high L/D -ratio [C]//17th International Symposium on Ballistics. Midrand, South Africa, 1998:215-224.

[6] RONDOT F. Terminal ballistics of EFPs—a numerical comparative study between hollow and solid simulants [C]//19th International Symposium on Ballistics. Interlaken, Switzerland, 2001:1455-1461.

[7] 张廷杰,张德尧,丁旭. 高钨含量钽基合金力学性能的研究 [J]. 稀有金属材料与工程,1996,25(4):5-10.
ZHANG T J, ZHANG D Y, DING X. Study on mechanical properties of several tantalum alloys with higher tungsten content [J]. Rare Metal Materials and Engineering,1996,25(4):5-10.

[8] 张廷杰,张德尧,丁旭. 强冲击载荷下 Ta-W 合金的塑变特征 [J]. 稀有金属材料与工程,1997,26(2):12-17.
ZHANG T J, ZHANG D Y, DING X. Plastic deformation characteristic of Ta-W alloy at shock loading [J]. Rare Metal Materials and Engineering,1997,26(2):12-17.

[9] 郭扬波,唐志平,程经毅. 一种基于位错机制的动态应变时效模型 [J]. 固体力学学报,2002,23(3):249-256.
GUO Y B, TANG Z P, CHENG J Y. A dislocation-mechanics-based constitutive model for dynamic strain aging [J]. Acta Mechanica Solida Sinica,2002,23(3):249-256.

- [10] 李伟兵,李文彬,王晓鸣,等.药型罩结构参数对多模毁伤元形成的影响[J].弹道学报,2009,21(1):19-23.
LI W B, LI W B, WANG X M, et al. Effect of liner configuration parameter on formation of multimode penetrator [J]. Journal of Ballistics, 2009, 21(1): 19-23.
- [11] 李伟兵,樊菲,王晓鸣,等.杆式射流与射流转换的双模战斗部优化设计[J].兵工学报,2013,34(12):1500-1506.
LI W B, FAN F, WANG X M, et al. Optimal design of dual mode warhead for jetting penetrator and jet conversion [J]. Acta Armamentarii, 2013, 34(12): 1500-1506.
- [12] 樊雪飞.药型罩材料性能对双模毁伤元成型影响研究[D].南京:南京理工大学,2017:21-22.
FAN X F. Research on effect of dual-mode damage element formation from liner's material properties [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2017: 21-22.
- [13] LI W B, LI W B, WANG X M. The effect of annular multi-point initiation the formation and penetration of an explosively formed penetrator [J]. International Journal of Impact Engineering, 2010, 37(4): 414-424.
- [14] 刘建青,顾文彬,徐浩铭,等.多点起爆装药结构参数对尾翼 EFP 成型的影响[J].含能材料,2014,22(5):594-599.
LIU J Q, GU W B, XU H M, et al. Effects of multi-point initiation charge configuration parameters on EFP with fins formation [J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2014, 22(5): 594-599.
- [15] 正交设计试验法编写组.正交试验设计方法[M].上海:上海科学技术出版社,1979.
Composer Group on Design Method for Orthogonal Test. Design method for orthogonal test [M]. Shanghai: Shanghai Publishing House of Science and Technology, 1979.
- [16] 袁志发,周静芊.实验设计与分析[M].北京:高等教育出版社,2000.
YUAN Z F, ZHOU J Y. Design and analysis of experiment [M]. Beijing: Higher Education Press, 2000.

Controlling Effect of Tantalum Liner's Structural Parameters on EFP Formation and Penetration Performance

GUO Tengfei, LI Weibing, LI Wenbin, HONG Xiaowen

(ZNDY of Ministerial Key Laboratory, Nanjing University of Science
and Technology, Nanjing 210094, China)

Abstract: Aiming at the problems concerning the application of tantalum in a shaped charge warhead, we investigated the influences of the arc-cone tantalum liner's structural parameters (cone angle, wall thickness and radius of curvature) on the formation and penetration performance of EFP using the LS-DYNA finite element software, revealed how these various structural parameters affected the formation performance of EFP; the cone angle of the liner determines the capacity of the axial tension and the radial shrinkage of EFP, the head velocity and tail fracture and outward expansion of EFP are determined by the thickness of the liner, the head shape and the absolute solid length of EFP are determined by the radius of the curvature. The range of the structural parameters of the tantalum liner with better formation performance of EFP was obtained: the cone angle ranged from 143° to 147° , the thickness and radius of the curvature ranged from 0.024 to 0.026 and 0.7 to 0.8 times of the charge diameter. The order was found out in which various structural parameters exert their influence on the penetration depth and aperture of EFP: the radius of the curvature, the cone angle, the wall thickness and cone angle, the wall thickness, the radius of the curvature. The optimal combination of the structural parameters of the tantalum liner that would bring about a better formation and penetration performance of EFP was proposed: the cone angle is taken for 145° , the thickness and radius of the curvature are taken for 0.025 and 0.70 times that of the charge diameter.

Keywords: EFP; tantalum; liner; solid length; numerical simulation

水防护层对射流头部速度衰减作用研究^{*}

李彪彪, 王 辉, 袁宝慧

(西安近代化学研究所, 陕西 西安 710065)

摘要:采用闪光 X 射线摄影方法观测了射流侵彻水防护层间隔靶的过程, 分析得到了射流头部的速度变化规律及水介质中金属粒子、冲击波分布特征, 探讨了高温金属射流与水防护层的作用机理。结果表明:射流头部速度在侵彻水防护层间隔靶的过程中, 呈现出了突然降低的假象, 这是由于射流侵彻水防护层时, 冲击波后的高压(9~10 GPa)与高温导致射流头部存在明显的碎化现象。在射流进入水防护层初期, 射流头部的碎化最为严重, 致使射流头部快速消耗, 进而在脉冲 X 射线测量实验中出现射流头部速度突降的假象。

关键词:射流; 水防护层; 头部速度; 碎化; 闪光 X 射线摄影

中图分类号: TJ760.2; O389

文献标识码: A

射流穿甲是毁伤敌方舰船和潜艇的主要手段之一, 如何实现射流对此类目标的最大毁伤效果是国内外科研人员关注的焦点。在模拟实验中常采用水防护层间隔靶模拟舰船和潜艇的防护结构, 用于评价射流对敌方舰船和潜艇的毁伤效果, 因此, 深入研究射流对水防护层间隔靶结构的侵彻效应具有重要的意义。

针对射流侵彻间隔靶的问题, 一些学者从间隔靶材料及结构、炸高等对侵彻性能的影响方面开展了较多研究, 陈少辉等^[1]建立和完善了聚能装药射流侵彻间隔靶板的深度计算模型, 并运用数值方法模拟了聚能装药射流侵彻间隔靶的过程。李金铭等^[2]运用 ANSYS/LS-DYNA 软件对破甲战斗部毁伤间隔靶过程进行了模拟, 获得了破甲深度随间隔靶位置及材料的变化规律及最优炸高。朱绪强等^[3]结合实验与数值仿真, 研究了大炸高下破甲弹的侵彻性能, 获得了炸高对破甲深度的影响规律。但上述工作并未深入地研究射流自身的变化, 尤其是高温金属射流与间隔靶水防护层之间存在的复杂作用过程, 这极可能是射流对间隔靶侵彻效果的重要影响因素之一。由于射流与水的作用过程可能存在复杂的相变过程, 如水的汽化等, 一定程度上为数值仿真带来了难度, 因此, 这方面的研究或许更多地需要依赖对射流侵彻变化过程进行细致的实验观测。

鉴于射流头部速度是影响射流侵彻效应的重要物理量, 本研究拟利用脉冲 X 射线摄影方法获取射流侵彻水防护层间隔靶的过程, 分析射流头部的速度变化规律, 探讨高温金属射流与水防护层的作用机理, 为相关战斗部及舰船防护结构设计提供理论依据。

1 射流侵彻水夹层间隔靶实验

1.1 射流装药结构

装药结构主要包括主装药、药型罩和传爆药。药型罩材料为无氧铜, 主装药采用 JO-8 炸药压制成型。通过端部中心处的传爆药柱直接起爆主装药。实验装药结构的相关参数如表 1 所示, 其中 D 、 L 、 θ 、

^{*} 收稿日期: 2017-12-11; 修回日期: 2018-01-07

基金项目: 国防基础预研项目(00402020202)

作者简介: 李彪彪(1995—), 男, 硕士研究生, 主要从事爆炸毁伤研究. E-mail: 952510579@qq.com

通信作者: 袁宝慧(1959—), 男, 博士, 研究员, 主要从事爆炸物理及战斗部技术研究. E-mail: ybhybh59@sina.com

d 、 l 别表示装药直径、装药长度、药型罩锥角、传爆药柱直径和传爆药柱高度。

1.2 水夹层间隔靶结构

实验中采用的是“钢板-水-钢板”的结构,其中钢板均为 4 mm 厚,水防护层位于两钢板之间,其深度为 100 mm,水防护层的侧向外壁材料为 PVC。

1.3 实验方法

实验采用脉冲 X 射线摄影仪拍摄射流侵彻水防护层间隔靶的过程,射流炸高为 90 mm,实验装置及现场布局如图 1 所示,图 2 为脉冲 X 射线摄影布局示意图。

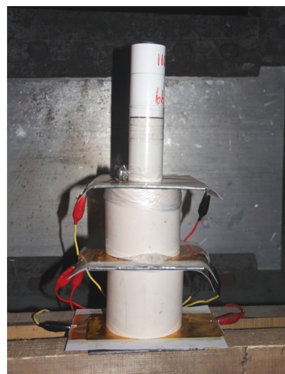
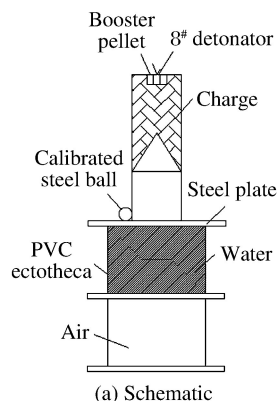


图1 实验装置图

Fig.1 Test device

在水防护层内及出水后的空气层中分别拍摄两幅 X 射线图片,通过预置的钢球获得图像放大比,即可确定出相应时刻射流头部实际到达的位置,并根据相邻图片中的距离差及时间间隔获得射流头部在不同介质中速度值。为了保证实验的精度,并没有采用便捷的数字成像板,而是采用精度更高的传统胶片,并严格控制显影、定影的时间等,使所获图像较为清晰,然后采用高精度比长仪对胶片中的信息进行直接量化判读。

本实验中预制钢球的直径为 20 mm,位于第一层靶板上方的空气中,紧靠控制射流炸高的 PVC 管外壁,并用胶带将其固定。利用 X 射线照片中的钢球投影的直径 d 即可得到实验放大倍数 $\beta = d/20$ 。

若两张 X 射线照片中的射流头部位移为 Δl ,则射流头部的实际位移为 $\Delta L = \Delta l / \beta$,结合所对应的时间间隔 Δt ,即可获得金属射流头部的平均速度为 $v = \Delta L / \Delta t$ 。

2 实验结果

实验获取的射流侵彻水防护层间隔靶的过程如图 3 所示,由图 3 可见,脉冲 X 射线摄影仪完整记录了射流头部刚入水、射流头部在水中传播、射流头部出水瞬间及射流头部完全进入空气 4 个过程。

采用 1.3 节中的处理方法,由计算可知,29.8~37.9 μs 时段,射流头部的平均速度 $v_1 = 5.389 \text{ km/s}$;在 47.7~52.9 μs 时段,射流头部的平均速度 $v_2 = 7.097 \text{ km/s}$,且实验中所采用聚能装药的射流初速为

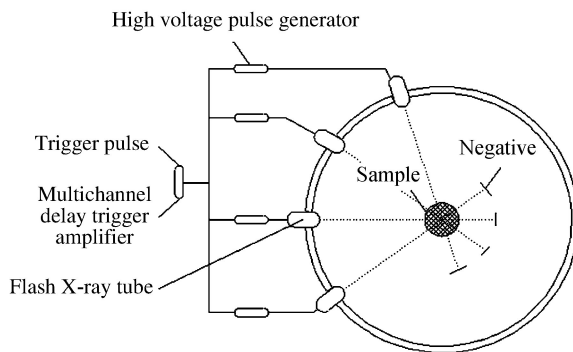


图2 脉冲 X 射线摄影布局示意图

Fig.2 Pulse X-ray photography

8.15 km/s。可见,射流头部在水域中的平均速度 v_1 小于射流头部再次进入空气后的平均速度 v_2 和射流头部入水前的速度,这意味着射流头部速度在水防护层出现了突降的现象,这显然是不合理的。鉴于射流传播过程中,其速度应该是不断衰减的,即 v_2 不可能大于 v_1 ,分析认为,这可能是由于金属射流与水介质、空气介质间的作用机理不同导致的。

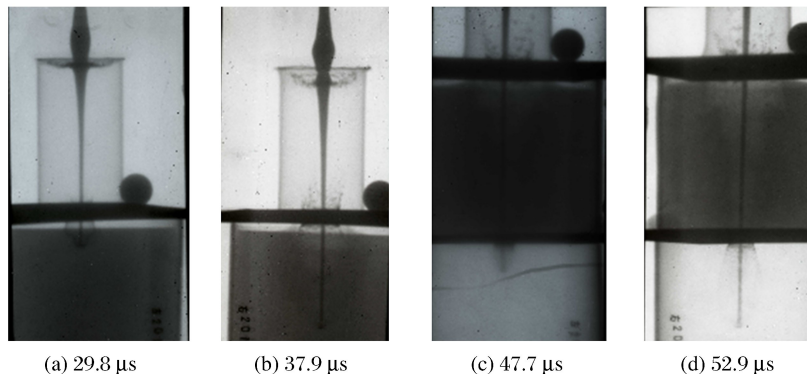


图 3 实验 X 射线照片

Fig. 3 X-ray photo of experiment

3 结果分析

为分析金属射流与水防护层的相关作用过程,将侵入水防护层后射流头部在两个不同时刻(即起爆后 29.8、37.9 μs)的状态进行局部放大,如图 4 所示。射流初始入水时,射流头部四周存在着明显的粒子云,且迹线明显,由于 X 射线照片的相对灰度值主要与物质的密度有关,即所拍摄物体的密度越大,其在 X 射线照片中的迹线越明显。从图 4(a)中可以看出,射流头部附近水域的迹线明显呈现两个部分,上半部分的半径相对偏大,这是由于射流穿过第一层靶板后,靶板背面飞散出金属粒子在空气中(第一层靶板与水防护层之间有一段空气间隙)的快速飞散所致,进去水防护层后仍有一小段范围影响,然后其速度迅速衰减;离射流头部较近的迹线,其半径较小,但其灰度与射流相近,表明该迹线不仅仅是水中冲击波沿射流径向的传播迹线,可能掺杂着金属粒子,且极可能为射流头部遇到巨大冲击后形成的径向粒子云^[4-5]。

图 4(b)显示了射流头部达到水防护层中部时的状态,此时射流周围水域的“模糊范围”更大,但色泽较浅,表明随着径向冲击波的传播,其金属粒子扩散;此外,该区域也明显分为两个部分,上半部分为靶板背面飞散的粒子扩散后所致,下半部分为水中冲击波沿射流径向的传播迹线。

图 4 中 1 为靶板背面所飞散出的粒子,2 为射流头部与水相互作用产生的粒子,3 也为靶板背面所飞散出的粒子,4 为水中冲击波的传播迹线。为了更为清晰地反映出射流周围影响区域,通过专用判读工具及图像的放大比对该区域的边界进行定量描述,如图 5 所示,其中坐标原点位于射流与第一层

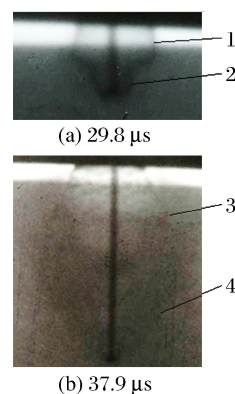


图 4 射流头部在水中的局部放大图

Fig. 4 Local enlargement of jet tip in water

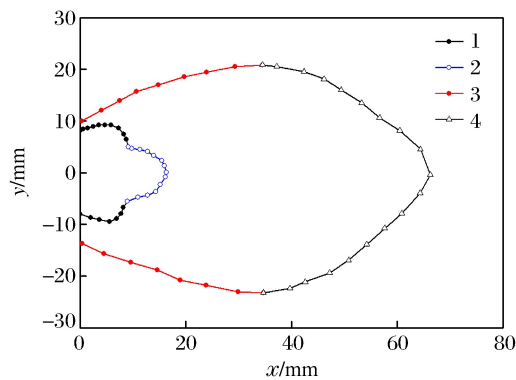


图 5 水防护层中射流四周粒子及冲击波分布图
Fig. 5 Distribution of particles and shock waves
in water protection layer

靶板交汇处,射流速度方向为 x 轴正方向, y 轴位于摄影平面内且垂直于 x 轴。

图5中曲线1和曲线2表示 $29.8\ \mu\text{s}$ 时刻射流四周的影响区域,曲线3和曲线4表示 $37.9\ \mu\text{s}$ 时刻射流四周影响区域。由曲线4可预测在射流穿出水域时冲击波并未传播到边界,可忽略边界约束对射流传播的影响。根据曲线4所示的冲击波传播过程及射流的速度,可估算出射流附近冲击波的传播速度及波后压力^[6]。由于该射流的初始速度约为 $8.15\ \text{km/s}$,而穿过水防护层后的平均速度为 $7.097\ \text{km/s}$,则可预估在水防护层中射流头部的真实速度为 $v_3 = 7.5\ \text{km/s}$ 。结合曲线4的斜率可计算出射流附近冲击波的径向传播速度为

$$u_s = v_3 \frac{\Delta y}{\Delta x} \approx 5\ \text{km/s} \quad (1)$$

根据冲击波的传播速度,可计算出射流头部穿出水域后冲击波传播的距离为

$$\Delta R = u_s \Delta t = 90\ \text{mm} \quad (2)$$

冲击波波后的粒子速度与冲击波的传播速度存在如下关系

$$u_s = c_0 + 25.306 \lg(1 + u_p/5.19) \quad (3)$$

式中: $c_0 = 1.483\ \text{km/s}$ 为水中的声速,由(3)式求得波后粒子速度为 $u_p = 1.957\ \text{km/s}$ 。

则冲击波波后的压力为

$$p_s = \rho_{w0} u_s u_p = 9.785\ \text{GPa} \quad (4)$$

将 47.7 、 $52.9\ \mu\text{s}$ 时刻射流穿出水防护层后的 X 射线照片局部放大,如图6所示。

图6中1和2均为靶板背面所飞散出的粒子。从图6中能够发现,射流再次进入空气后,射流头部四周的粒子密度小于 $29.8\ \mu\text{s}$ 时刻,且难以观察到明显的冲击波迹线。对图片进行数据判读后可得空气中射流四周的粒子分布图,如图7所示,坐标原点位于射流与第二层靶板交汇处,射流速度方向为 x 轴正方向, y 轴位于摄影平面内且垂直于 x 轴,曲线1和曲线2分别为 47.7 及 $52.9\ \mu\text{s}$ 时刻射流四周的粒子飞散迹线,对比两条曲线可以看出,粒子沿着射流方向的飞散距离较小,且逐渐变少,表明其大部分是从第二层钢板背面飞散出来的。

对比水中及空气中射流头部附近的粒子分布可以看出,射流穿水过程中,其头部存在明显碎化,且在射流刚开始穿水时刻射流的碎化较为明显。由图5的冲击波传播图,估算得到冲击波的波后压力为 $9.785\ \text{GPa}$,根据作用力与反作用力相等的性质,射流所受到的压力也约为 $9.785\ \text{GPa}$,在如此高的压力作用下,射流的损耗也将较大。而空气不能够碎化高温的金属射流,射流头部所受到的压力远小于水中射流头部所受到的压力,因而空气中射流的碎化可忽略,则 47.7 和 $52.9\ \mu\text{s}$ 观察到的射流头部为同一物体。而射流在水中由于存在碎化问题,使 $29.8\ \mu\text{s}$ 观察到的射流头部会快速消失, $37.9\ \mu\text{s}$ 所呈现的头部实际为后续部分,这导致根据实验直接计算出头部速度偏小,且射流进入水中穿行尚未穿出水层时,射流赋予了周围的水大量势能,射流穿出水层时,上述能量向破口聚焦喷涌而出,挤压射流使射流速度有所提高,进而呈现出了头部速度在水中发生突降的假象。

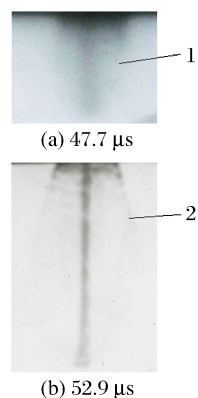


图6 射流头部在空气中的局部放大图

Fig. 6 Local enlargement of jet tip in air

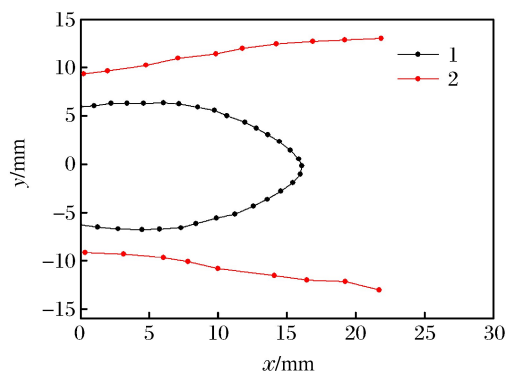


图7 空气中射流四周粒子分布图

Fig. 7 Distribution of particles in air

因此,在用于攻击舰船和潜艇的破甲战斗部设计中,可以通过调整破甲战斗部的药型罩来控制破甲过程中射流的形状,以期减少射流在水中的消耗与碎化,从而提高射流穿过间隔靶后再次到达空气中的速度,达到提高破甲战斗部威力的目标。

4 结 论

(1) 射流在侵彻水防护层间隔靶进而重新进入空气层的过程中,闪光 X 射线摄影法测得射流头部的速度由 5.379 km/s 增加到 7.097 km/s,呈现出了射流头部速度在水中突降的假象。

(2) 当射流侵彻水防护层间隔靶时,由于高压的作用使射流头部熔融金属发生碎化,射流头部快速消失,而空气层不会引起射流头部明显的碎化,这可能是导致 X 射线实验中射流头部在水中出现突降假象的主要原因。

参考文献:

- [1] 陈少辉,雷彬. 聚能射流对间隔靶板的侵彻深度模型及数值模拟研究 [J]. 兵器材料科学与工程,2011,34(1):35-37.
CHEN S H, LEI B. Depth model and numerical simulation research of shaped charge jet penetrating the disconnected target [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2011, 34(1): 35-37.
- [2] 李金铭,张国伟,马建. 间隔靶板对破甲战斗部威力影响的数值模拟 [J]. 弹箭与制导学报,2013,33(5):112-114.
LI J M, ZHANG G W, MA J. Numerical simulation of the effect of disconnected target on the power of armor-penetrating warhead [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2013, 33(5): 112-114.
- [3] 朱绪强,成一,李德才,等. 大炸高下破甲弹的侵彻性能研究 [J]. 爆破器材,2013,42(1):47-50.
ZHU X Q, CHENG Y, LI D C, et al. Penetration of shaped charge jets under large standoff distance [J]. Explosive Materials, 2013, 42(1): 47-50.
- [4] PIGUSO P, TRILLION G, MAGELLAN D. Material effect and steam explosion at high temperature ($T > 2300$ K) [J]. International Journal of Thermo Physics, 2005, 26(4): 1095-1114.
- [5] CONCILIO HANSSON R. An experimental study on the dynamics of a single droplet vapor explosion [D]. Stockholm, Sweden: Royal Institute of Technology (KTH), 2010: 20-26.
- [6] 沈飞,王辉,袁建飞,等. 含铝炸药水下滑移爆轰实验研究 [J]. 实验力学,2014,29(5):641-646.
SHEN F, WANG H, YUAN J F, et al. Experimental study of underwater sliding detonation of aluminized explosives [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2014, 29(5): 641-646.

Study on the Attenuation Effect of Water Protection Layer on the Velocity of Jet Tip

LI Biaobiao, WANG Hui, YUAN Baohui

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

Abstract: In the present work the process of the jet penetrating the interval target of a water protection layer was observed using flash X-ray photography, the variations of the jet tip velocity and the distribution characteristics of the metal particles and shock waves in water were obtained, and the phenomenon in the experiment were discussed in combination with the mechanism of water on the metal jet at high temperature. The result shows that the jet tip velocity would drop during the jet penetrating the water protection layer. This is mainly due to the fragmentation resulting from the high pressure (9-10 GPa) and high temperature after the shock wave of the jet. Besides, the fragmentation of the jet tip is the most serious in the early stages of the jet entering the water protecting layer, which results in a fast consumption of the jet tip and the false image of the jet tip's velocity drop in the test of the flash X-ray measurement.

Keywords: jet; water protection layer; tip velocity; fragmentation; flash X-ray photography

预应力对陶瓷抗侵彻性能影响规律的数值模拟^{*}

吴雪, 张先锋, 丁力, 谈梦婷, 包阔, 陈贝贝

(南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094)

摘要:为研究预应力陶瓷的抗侵彻性能, 利用 AUTODYN 仿真软件模拟了对 SiC 陶瓷施加预应力的过程, 并开展了长杆弹以不同速度侵彻预应力陶瓷的数值仿真研究, 确定了预应力陶瓷的抗侵彻性能。通过对比分析, 得到了不同载荷下陶瓷内部的应力分布状态, 以及陶瓷抗侵彻性能与预应力的关系。结果表明: 对陶瓷施加预应力可以有效提高其抗侵彻能力; 但随着加载预应力的进一步提高, 即当陶瓷中心部位预应力大于 112 MPa 时, 陶瓷的抗侵彻能力反而下降, 陶瓷加载的预应力与其抗侵彻性能之间存在最佳匹配关系。

关键词: 陶瓷装甲; 预应力陶瓷; 抗侵彻性能

中图分类号: O385

文献标识码: A

陶瓷是一种高硬度、低密度、高抗压性的脆性材料, 被越来越多地应用在武装直升机、坦克装甲车辆的防护等领域^[1]。利用陶瓷的高硬度、高强度特性, 迫使来袭的穿甲弹体破碎消耗能量, 大大降低其穿甲能力^[2], 因此陶瓷装甲具有较高的抗侵彻能力^[3]。与高强度特性相对, 陶瓷材料的致命弱点是其较低的抗拉特性, 因此在作为装甲材料使用时通常采用复合装甲结构。为进一步提高陶瓷的韧性和抗侵彻能力, 国内外学者开展了大量的研究工作, 其中施加预应力是提高陶瓷韧性、改善其抗侵彻能力的技术途径之一。预应力陶瓷是指利用物理方式(热膨胀等)使陶瓷内部产生预应力的一种陶瓷。国内外相关工作表明: 在受压情况下, 破碎的陶瓷材料仍具有明显的强度, 且随着压力的增加而提高。通过施加约束而使陶瓷内部存有预应力, 可以有效改善陶瓷材料低韧性的致命弱点^[4]。提高陶瓷的韧性有利于提高其抗侵彻性能。研究结果表明, 通过施加约束而使陶瓷内部存有预应力可显著提高其抗弹性能^[5]。

国内外学者对预应力陶瓷开展了大量的研究工作。Meyer 等^[6]研究了在钛合金钢环(预应力钢环)约束下, 陶瓷在被侵彻过程中裂纹的形成以及扩展过程。李平等^[7]采用侵彻深度试验研究了三维约束条件下氧化铝陶瓷复合靶板抗长杆弹侵彻的性能。井玉安等^[8]对六边形 Al_2O_3 约束陶瓷的抗弹性能进行了系统研究。Chi 等^[9]研究了在不同方向(径向、轴向等)施加预应力后陶瓷的抗侵彻性能。综上所述, 国内外学者针对预应力陶瓷的研究工作主要集中于对重约束厚陶瓷施加预应力, 研究预应力施加方式对陶瓷界面击溃效应的影响规律, 而缺乏对具有应用背景的预应力陶瓷抗侵彻剩余穿深(Depth of Penetration, DOP)的研究。

本工作针对现有研究的不足, 以有限厚陶瓷加载预应力对其抗侵彻规律的影响为目标, 主要从陶瓷加载应力程度、不同撞击速度下侵彻剩余穿深与陶瓷内部应力关系等方面开展研究, 从而得到预应力对陶瓷抗侵彻性能的影响规律。在现有关于预应力陶瓷可有效提高抗侵彻能力的研究结论的基础上, 利用 AUTODYN 有限元软件建立有限厚陶瓷预应力加载及抗侵彻性能仿真模型, 开展预应力施加以及长杆弹侵彻预应力陶瓷的数值仿真研究; 并在验证仿真方法可靠性的基础上, 分析预应力陶瓷的抗侵彻性能变化规律。

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

基金项目: 国家自然科学基金(11772159); 中组部青年拔尖人才支持计划(2014); 中央高校基本科研业务专项基金(30917011104, 30916011305)

作者简介: 吴雪(1991—), 女, 硕士研究生, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: wuxue0911@163.com

通信作者: 张先锋(1978—), 男, 博士, 教授, 主要从事高效毁伤与防护研究. E-mail: lynx@njjust.edu.cn

1 数值仿真模型

1.1 几何模型及数值仿真模型

根据仿真模型的对称性,利用 AUTODYN 软件建立陶瓷加载的二维模型。侵彻弹体为钨合金长杆弹,全弹长为 115 mm,弹体直径 8 mm。陶瓷为碳化硅(SiC),直径 100 mm,厚度为 20 mm。陶瓷外侧为钢环。图 1 为陶瓷施加预应力的数值模拟模型,图 2 为长杆弹侵彻预应力陶瓷模型。

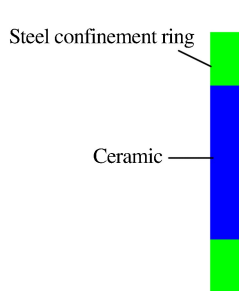


图 1 陶瓷预应力加载模型

Fig. 1 Applying pre-stress on ceramic

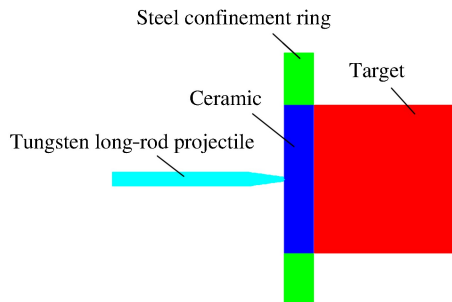


图 2 长杆弹侵彻预应力陶瓷模型

Fig. 2 Long-rod projectile penetrating ceramic

1.2 材料模型与参数

陶瓷是典型脆性材料,冲击破坏过程十分复杂,目前仅有少数模型可用于描述陶瓷材料的冲击破坏行为。本研究选用 Johnson-Holmquist(JH)模型,其中:JH-1 模型中材料完全损伤后即失效;JH-2 模型在 JH-1 模型基础上考虑了材料损伤逐渐积累的过程^[10-11],适用于描述陶瓷材料的冲击破坏过程。碳化硅陶瓷的 JH-2 参数来源于参考文献[10,12-14]。弹体材料为钨合金,约束钢环及后效靶材料为 4340 钢,均采用 Johnson-Cook(JC)本构和损伤模型^[15],参数取自文献[11,16-18]。

2 不同加载条件下陶瓷应力分布数值模拟

与冲击载荷下动态破坏的瞬态特性不同,陶瓷预应力的加载过程是一种准静态作用过程。对陶瓷施加预应力过程进行仿真模拟需要综合考虑软件、控制参数及模拟加载过程的真实性。参考 Chi 等^[9]的陶瓷预应力加载方法开展陶瓷预应力加载过程模拟。

2.1 陶瓷预应力加载过程

与传统的直接对陶瓷施加位移产生预应力的作用方式^[19]不同,本研究采用对陶瓷的钢约束环外侧施加位移的方式,使钢环产生变形从而间接迫使陶瓷产生预应力。为定量描述预应力幅值,利用钢环外侧的位移量(压缩比 δ)定义预应力加载程度。压缩比 δ 定义为钢约束环外侧位移量(Δd)与钢环外径(D)的比值。图 3 为预应力加载过程,具体如下^[9]:

(1) 建立陶瓷和钢约束环的 AUTODYN 仿真模型,陶瓷与钢约束环之间无相互作用,通过不同的压缩比 δ 控制陶瓷内部产生不同的预应力值;

(2) 给定钢约束环一个径向速度边界条件,钢约束环由此产生径向位移,内部产生应力,当陶瓷与钢约束环接触的地方开始产生位移时,陶瓷内部开始产生预应力;

(3) 当钢约束环的位移达到预先定义的位移量

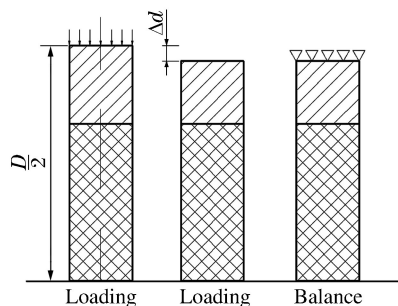


图 3 陶瓷预应力加载过程

Fig. 3 Pre-stress loading process of ceramic

时,陶瓷内部产生相应应力,此时去除钢约束环的边界条件,并固定钢约束外径形成位移约束;

(4) 陶瓷内部应力状态经过一个平衡过程后最终达到稳定,从而得到稳定平衡状态的预应力陶瓷。

2.2 加载过程陶瓷内部应力变化过程

利用 AUTODYN 仿真软件建模,采用 1.2 节文献中的材料参数,可以得到不同压缩比下陶瓷内部的应力(σ)分布。鉴于 AUTODYN 模型的对称性,取 1/2 模型的应力云图。图 4 所示为两个典型压缩比 0.002 0、0.003 2 下,加压及压力平衡过程中陶瓷内部的应力云图。

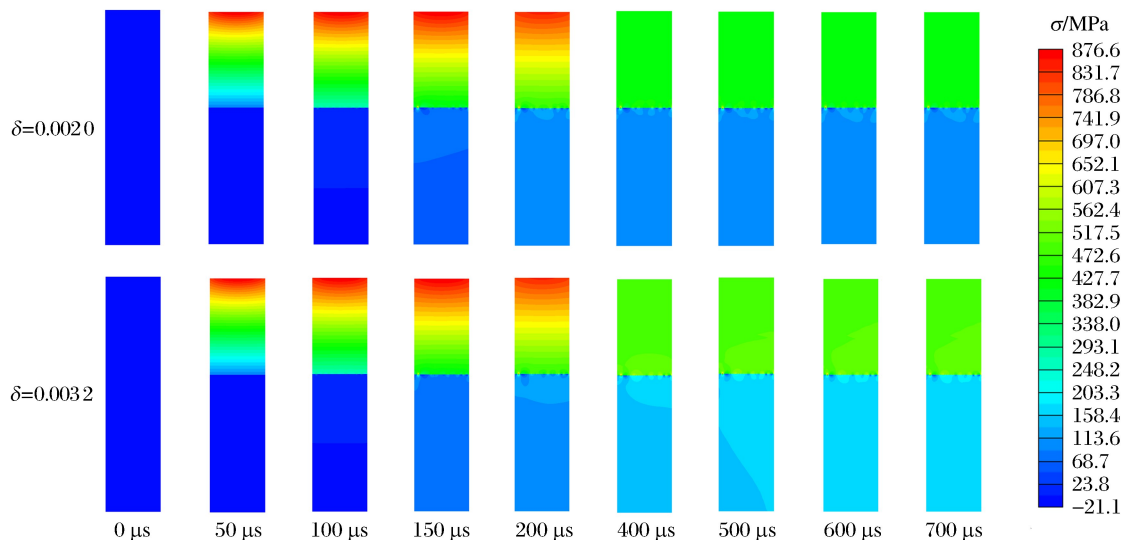


图 4 预应力加载过程中陶瓷内部应力云图

Fig. 4 Stress in ceramic during pre-stress process

从图 4 可以看出,随着压缩比的增加,平衡时间随之变长。开始加压时,钢约束环外径处的应力最大;随着时间的推移,陶瓷内部开始产生应力,直至内部压力达到平衡。图 5 为陶瓷中心点处的应力随时间 t 的变化曲线。

由图 5 可以看出:在对钢约束环施加边界条件初期,陶瓷并未产生位移,因此应力只在钢约束环内产生;当陶瓷产生位移后,陶瓷内部应力迅速上升;当达到定义的压缩比、对钢约束环施加位移约束后,陶瓷随之不再产生位移,因此陶瓷内部应力有一个短暂的平衡期;随着时间的推移,陶瓷自然膨胀,其内部应力再一次上升,直至达到最后的稳定状态。陶瓷内部产生的径向应力随着压缩比的不同而变化。由此可以确定,这种加载方式可以使陶瓷内部保持一个稳定的预应力,同时可以根据定义不同的压缩比而施加不同的预应力。综上所述,本研究使用的加载预应力方法可以得到不同数值的预应力陶瓷。

2.3 不同加载条件下陶瓷靶应力分布

由于是通过施加径向位移而使陶瓷内部产生径向预应力,故陶瓷内部各个位置点的应力值并不完全相同。为研究不同位置的应力状态,取 7 个高斯点 1[#]~7[#],如图 6 所示。依据 AUTODYN 模型的对称性,取 1/2 模型显示。

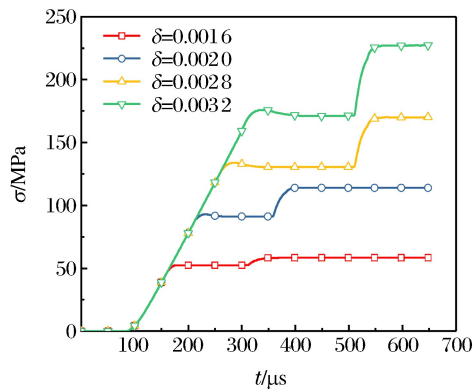


图 5 陶瓷中心点应力-时间曲线

Fig. 5 Stress-time curves of ceramic at the center point

图7为钢约束环位移达到定义的压缩比并对其进行位移约束后,陶瓷内部预应力平衡过程中7个高斯点处的应力分布曲线。

由图7可以看出,对于压缩比 $\delta \geq 0.0020$,陶瓷已经产生位移,其内部任何位置处均已有一个初始预应力值。对钢约束环施加约束条件后,陶瓷不再产生位移,其内部预应力有一个短暂的平衡过程。之后,陶瓷经历一段自然膨胀过程,内部应力再次上升,最终达到稳定平衡状态。从图7中可以看出,陶瓷内部不同位置处的应力有一定的差别。由于位移边界条件施加在钢约束环外,所以陶瓷表面(7#)应力上升最快,但最终各处的平衡应力值相差较小。在压缩比 $\delta = 0.0016$ 时,陶瓷表面应力小幅度增加后回落,之后逐渐趋于稳定,内部其他位置的应力以较小的幅度增加,然后达到稳定值。综合各个位置的应力趋势,最终陶瓷内部应力达到平衡。

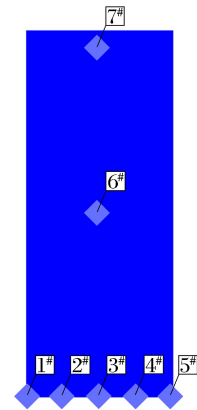


图6 高斯点分布

Fig. 6 Positions of Gaussian points

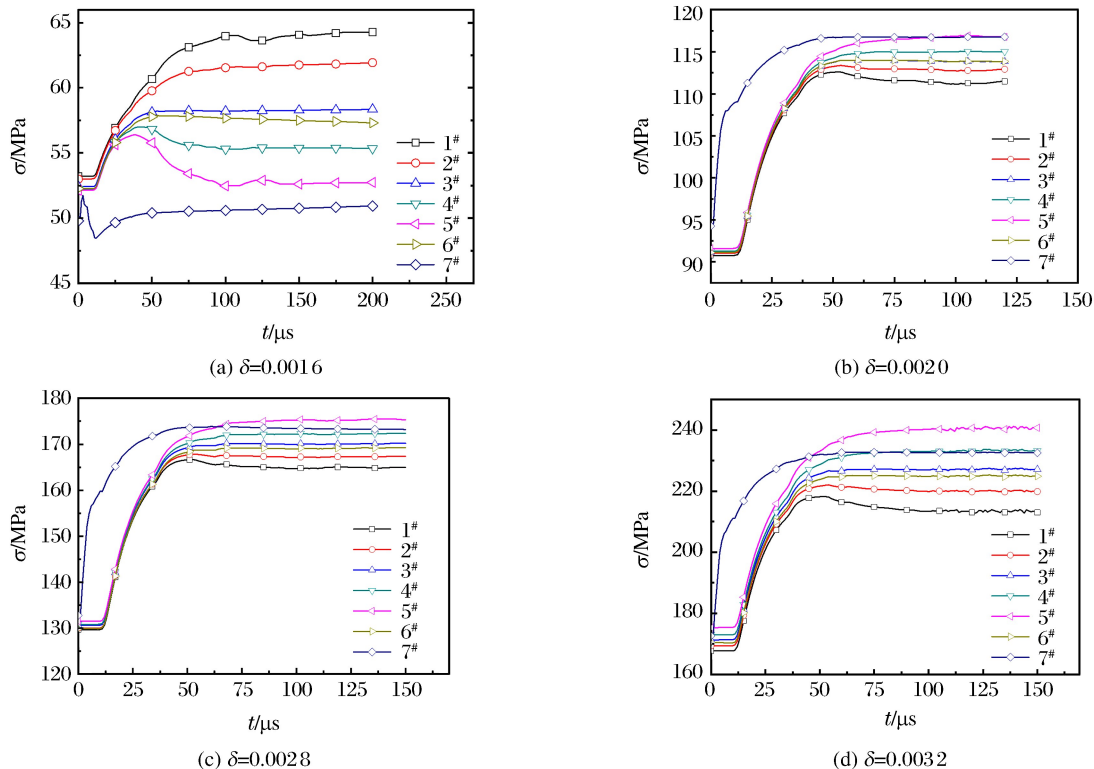


图7 陶瓷内部不同高斯点处应力分布

Fig. 7 Stress curves at different Gaussian points inside the ceramic

3 预应力陶瓷抗侵彻性能的数值模拟

在前述陶瓷内部产生稳定平衡的预应力后,建立长杆弹侵彻模型。赋予长杆弹不同速度 v ,对内部有不同预应力的陶瓷进行侵彻,得到剩余穿深(DOP)、侵彻速度与预应力之间的关系。

3.1 数值模拟方法验证

参考文献[20]的实验数据,进行长杆弹侵彻带有前置 SiC 陶瓷的 4340 钢靶数值模拟,对比实验和模拟的侵彻穿深。图8所示为数值模拟与实验数据的对比。

从图 8 可以看出,在无预应力条件下,不同速度的长杆弹对陶瓷及后效靶进行侵彻时,DOP 随着速度的增加而增加。根据拟合曲线可知,仿真计算所得 DOP 与实验数据的误差在合理范围内,表明所采用的仿真模型及方法是可靠的。

3.2 预应力陶瓷抗侵彻作用过程分析

在长杆弹侵彻过程中,陶瓷内部应力会逐渐变化。图 9 为 $v=1350\text{ m/s}$,典型压缩比为 0.0020、0.0032 时,侵彻过程中陶瓷内部各时间点的应力分布云图。根据 AUTODYN 仿真模型的对称性,取 1/2 模型显示。

由图 9 可以得出:(1) 在侵彻过程中,长杆弹与陶瓷接触的位置存在应力集中;(2) 当陶瓷内部有预应力时,侵彻过程中陶瓷内部各个位置的应力差会变小,此时陶瓷更不易破碎,即提高了陶瓷的抗侵彻性能;(3) 在压缩比为 0.0020 时,陶瓷内部的应力差最小,即陶瓷具有最佳抗侵彻性能;当压缩比增大时,陶瓷内部压力差也增大,抗侵彻性能反而降低。

通过应力对比分析可以得出,陶瓷抗侵彻性能并非随其内部预应力的增加而线性提高。陶瓷的抗侵彻性能和预应力之间有最佳对应关系。

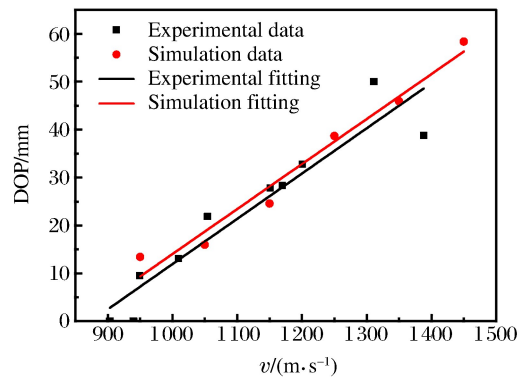


图 8 数值模拟与实验^[20]所得 DOP 对比

Fig. 8 Comparison of DOP between simulation and experimental results^[20]

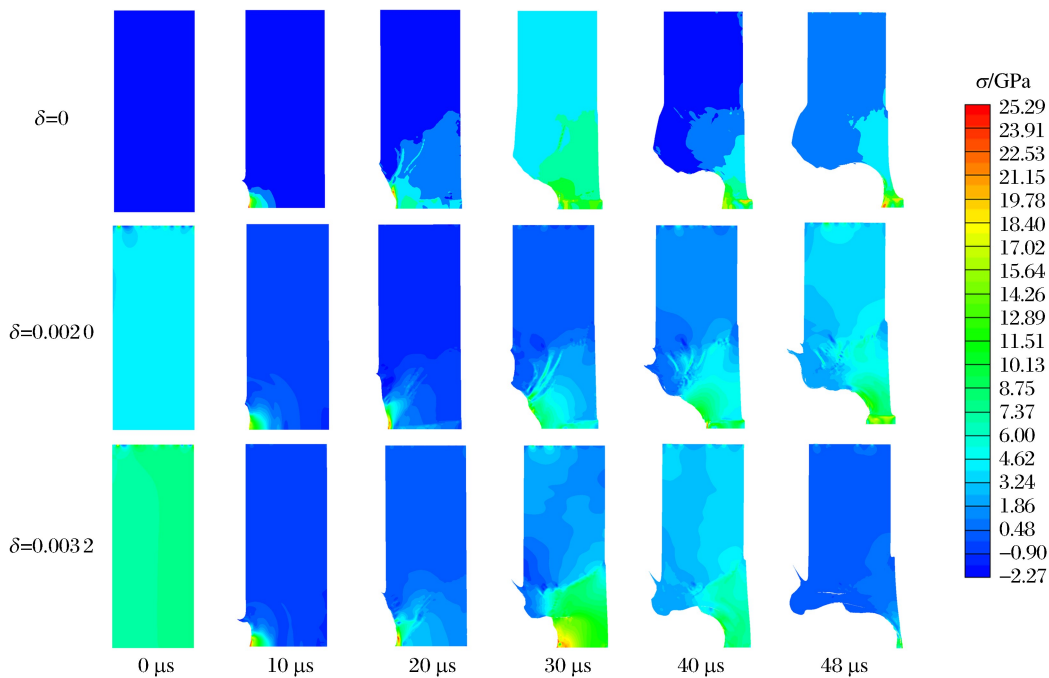


图 9 侵彻过程中陶瓷内部应力分布云图

Fig. 9 Stress cloud in ceramic during penetration process

3.3 长杆弹侵彻预应力陶瓷过程参数分析

取长杆弹与陶瓷刚接触的表面为坐标原点,图 10 为不同侵彻速度下长杆弹头部位置随时间变化的侵彻深度-时间曲线图。

由图 10 中可以看出:(1) 当压缩比 $\delta \leq 0.0020$ 时,陶瓷内部形成预应力后,长杆弹在 $v=950\text{ m/s}$ 情况下均不能穿透, $v > 950\text{ m/s}$ 情况下侵彻深度均小于无预应力陶瓷,表明陶瓷的抗侵彻能力有很大

幅度的提高;(2) 当压缩比 $\delta > 0.0020$, 即陶瓷内部预应力继续增大时, 陶瓷的抗侵彻能力反而下降; 长杆弹的速度增大, 侵彻深度增大;(3) 随着长杆弹速度的增加, 当 $v \geq 1350$ m/s 时, 侵彻深度并不随着压缩比的变化而发生明显变化, 即在高速侵彻情况下, 陶瓷内部的预应力对抗侵彻性能影响变小。

综上所述可以得出: 对陶瓷施加预应力可以有效提高其抗侵彻能力; 但当压缩比 $\delta = 0.0020$, 即陶瓷中心部位的预应力达到 112 MPa (见图 7) 时, 预应力再增加, 陶瓷的抗侵彻能力反而下降, 因此陶瓷预应力与抗侵彻性能之间存在最佳匹配关系。

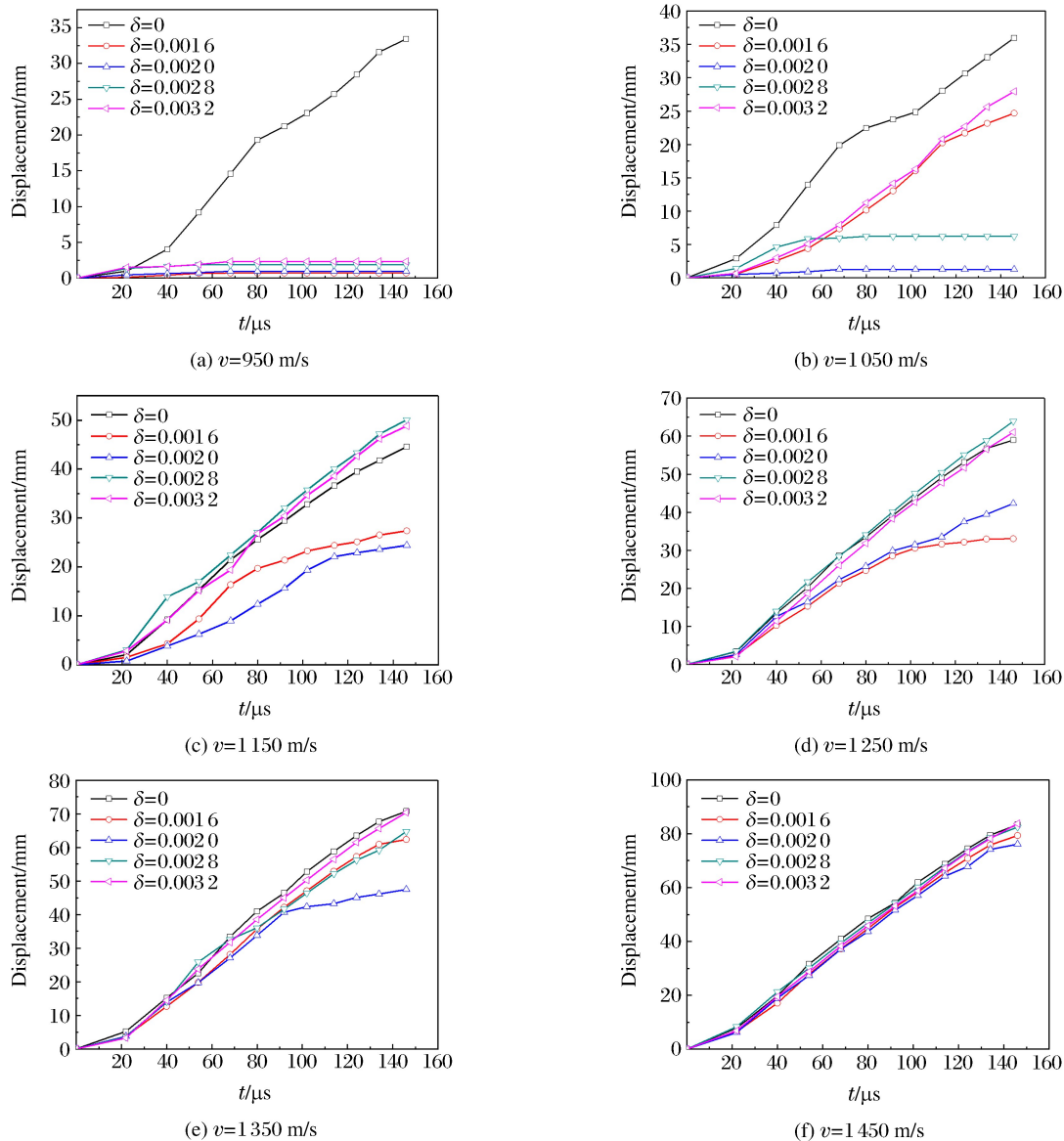


图 10 长杆弹头位移随时间变化曲线

Fig. 10 Displacement variations of log-rod projectile over time

3.4 不同预应力加载值对陶瓷靶抗侵彻性能的影响规律

压缩比分别为 0、0.0016、0.0020、0.0028、0.0032 时, 陶瓷内部产生不同大小的预应力。通过模拟长杆弹在不同速度下撞击陶瓷及其后的钢靶, 可以得到钢靶剩余穿深(DOP), 进而可分析得到预应力对陶瓷抗侵彻性能的影响。图 11 为不同速度、不同压缩比时的 DOP 变化图。

从图 11 可以看出: 压缩比 $\delta \leq 0.0020$ 时, DOP 随着预应力的增加而减小; 而压缩比 $\delta > 0.0020$ 时, DOP 反而增加。即: 当陶瓷中心部位预应力小于 112 MPa 时, DOP 随着预应力的增加而增加, 表明在

该范围内,预应力的增加可以提高陶瓷的抗侵彻性能;但当预应力超过该数值之后,陶瓷的抗侵彻性能反而降低。

4 结 论

利用 AUTODYN 数值模拟软件对预应力陶瓷的抗侵彻性能进行了仿真模拟研究,得出以下结论。

(1) 通过对约束钢环施加径向位移,设定不同的压缩比,可以对陶瓷施加不同的预应力。在陶瓷产生位移从而内部产生预应力时,其内部应力先大幅度增加,在对约束钢环进行约束后,陶瓷内部应力经历平衡过程达到稳定状态。

(2) 陶瓷预应力可以改变陶瓷内部应力状态,提高陶瓷的抗侵彻性能。

(3) 最佳抗侵彻性能与陶瓷内部预应力之间有最佳匹配关系。在陶瓷中心部位预应力小于 112 MPa,即压缩比 $\delta \leq 0.0020$ 时,陶瓷的抗侵彻性能随着预应力的增加而提高;当超过该预应力值时,陶瓷的抗侵彻性能随着预应力的提高反而降低。

(4) 当侵彻速度 $v > 1350$ m/s 时,预应力对陶瓷的抗侵彻性能影响降低,即高速侵彻时,预应力陶瓷的抗侵彻性能不再有显著提高。

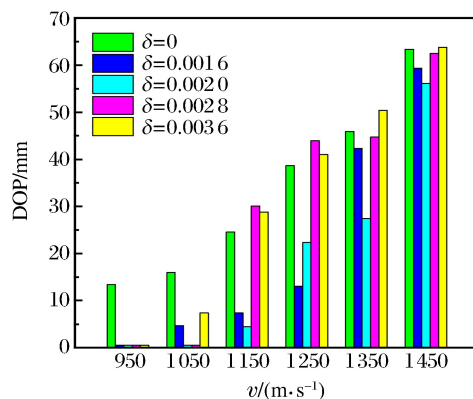


图 11 DOP 随速度、压缩比的变化

Fig. 11 DOP vs. impact velocity and compression ratio

参考文献:

- [1] 刘桂武,倪长也,金峰,等. 陶瓷/金属复合装甲抗弹约束效应述评 [J]. 西安交通大学学报,2011,45(3):7-15,24.
LIU G W, NI C Y, JIN F, et al. Review of anti-ballistic confinement effects of ceramic-metal composite armor [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2011, 45(3): 7-15, 24.
- [2] 高举贤,吴玉炎,白蓉裳,等. 陶瓷防弹性能的研究 [J]. 弹箭与制导学报,1986(2):7-17.
- [3] 王为民,傅正义,张金咏,等. 陶瓷材料抗超高速弹丸的侵彻过程研究 [C]//中国空间科学学会空间材料专业委员会 2012 学术交流会议论文(摘要)集,2012.
- [4] LASALVIA J C, MCCAULEY J W. Inelastic deformation mechanisms and damage in structural ceramics subjected to high-velocity impact [J]. International Journal of Applied Ceramic Technology, 2010, 7(5): 595-605.
- [5] SHERMAN D. Impact failure mechanisms in alumina tiles on finite thickness support and the effect of confinement [J]. International Journal of Impact Engineering, 2000, 24(3): 313-328.
- [6] MEYER H W, KLEPONIS D S. Modeling the high strain rate behavior of titanium undergoing ballistic impact and penetration [J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 26(1): 509-521.
- [7] 李平,李大红,宁建国,等. Al_2O_3 陶瓷复合靶抗长杆弹侵彻性能和机理实验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2003, 23(4): 289-294.
LI P, LI D H, NING J G, et al. Experimental study on the ballistic performance and mechanism of confined ceramic targets against long rod penetrators [J]. Explosion and Shock Waves, 2003, 23(4): 289-294.
- [8] 井玉安,果世驹,韩静涛. 钢/ Al_2O_3 陶瓷/钢轻型复合装甲板抗弹性能 [J]. 北京科技大学学报, 2007, 29(4): 402-407.
JING Y A, GUO S J, HAN J T. Ballistic property of steel/ceramic/steel composite armor [J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2007, 29(4): 402-407.
- [9] CHI R, SERJOUEI A, SRIDHAR I, et al. Pre-stress effect on confined ceramic armor ballistic performance [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 84: 159-170.
- [10] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R. Response of silicon carbide to high velocity impact [J]. Journal of Applied

- Physics, 2002, 91(9): 5858-5866.
- [11] 谈梦婷, 张先锋, 何勇, 等. 长杆弹撞击装甲陶瓷的界面击溃效应数值模拟 [J]. 兵工学报, 2016, 37(4): 627-634.
TAN M T, ZHANG X F, HE Y, et al. Numerical simulation on interface defeat of ceramic armor impacted by long-rod projectile [J]. Acta Armamentarii, 2016, 37(4): 627-634.
- [12] ZHU D, YAN S, LI B. Single-grit modeling and simulation of crack initiation and propagation in SiC grinding using maximum undeformed chip thickness [J]. Computational Materials Science, 2014, 92: 13-21.
- [13] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R. Characterization and evaluation of silicon carbide for high-velocity impact [J]. Journal of Applied Physics, 2005, 97(9): 093502.
- [14] CRONIN D S, BUI K, KAUFMANN C, et al. Implementation and validation of the Johnson-Holmquist ceramic material model in LS-DYNA [C]//Proceedings of 4th European LS-DYNA Users Conference. Ontario, Canada: University of Waterloo, 2003, 1: 47-60.
- [15] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]//Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, 1983, 21: 541-547.
- [16] LUNDBERG P, RENSTRÖM R, LUNDBERG B. Impact of conical tungsten projectiles on flat silicon carbide targets: transition from interface defeat to penetration [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 32(11): 1842-1856.
- [17] LEE J K. Analysis of multi-layered materials under high velocity impact using CTH [D]. Air Force Institute of Technology Wright-Patterson AFB OH, Graduate School of Engineering and Management, 2008.
- [18] 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.
- [19] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R. Modeling prestressed ceramic and its effect on ballistic performance [J]. International Journal of Impact Engineering, 2005, 31(2): 113-127.
- [20] SERJOUEI A, GOUR G, ZHANG X, et al. On improving ballistic limit of bi-layer ceramic/metal armor [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 105: 54-67.

Numerical Simulation of the Effect of Pre-stress on the Ballistic Performance of Ceramics

WU Xue, ZHANG Xianfeng, DING Li, TAN Mengting, BAO Kuo, CHEN Beibei

(School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science & Technology,
Nanjing 210094, China)

Abstract: In this work we studied the processes of applying pre-stress on SiC ceramics by using the finite element software AUTODYN. We established a model of long-rod projectile of different velocities penetrating ceramics with different pre-stress values to investigate the ballistic performance of the pre-stress ceramic, and obtained the stress distributions in the ceramic under different loading conditions through the comparison and analysis of the results, as well as the relation of different pre-stress and ballistic performance of the ceramic. The simulated results show that the appropriate pre-stress can improve the ballistic performance of ceramic, but the ballistic performance of ceramic is reduced when the pre-stress value is greater than 112 MPa, and that there exists a best matching relationship between the pre-stress value and the ballistic performance of the ceramics.

Keywords: ceramic armor; pre-stress ceramic; ballistic performance

弹体斜撞击单层金属薄靶的数值仿真^{*}

郭子涛¹, 郭 钊¹, 张 伟²

(1. 九江学院土木工程和城市建设学院, 江西 九江 332005;
2. 哈尔滨工业大学高速撞击动力学实验室, 黑龙江 哈尔滨 150080)

摘要:通过调用 ABAQUS 子程序引入修正的靶板 J-C 本构模型和修正的应力三轴度三分段式失效准则,开展了平头、卵形弹 $0^\circ \sim 60^\circ$ 斜撞击单层 Q235 钢薄靶的数值仿真计算,分析了弹体头部形状、撞击角度对靶板防护性能及失效模式的影响,同时对弹体击穿靶板后的角度偏转问题进行了分析,并提出了一个改进的角度偏转半理论模型。结果发现:平头弹在各个撞击角度下较卵形弹更容易击穿靶板;靶板的防护性能与弹体造成的靶板损伤及失效模式紧密相关,单层靶板在平头弹以同一角度分别低速和高速斜撞击后具有不同的失效模式,而在卵形弹斜撞击下失效模式相差不大;仿真与实验结果吻合较好。

关键词:失效准则;斜撞击;防护性能;失效模式;角度偏转;数值仿真

中图分类号: O347.3

文献标识码: A

高速弹体对金属靶的贯穿行为十分复杂,在弹体侵彻靶板过程中,靶板的毁伤失效特性与弹体头型有重要关系,同时靶板的失效模式又影响着靶板的防护能力。为了研究弹体头型对靶板弹道极限的影响,Børvik 等^[1-2]进行了平头、半球头及圆锥形头弹体对 12 mm 厚钢靶的侵彻实验及数值仿真,发现平头较半球头及圆锥形头弹体更容易击穿靶板,其原因归结于靶板失效模式的不同。Gupta 等^[3-4]利用平头、卵形、半球头弹进行了对 0.5~3.0 mm 铝板的撞击实验,结果表明卵形弹穿透靶板的弹道极限最小,平头弹次之,半球头弹的弹道极限最大。关于弹体头型对靶板弹道极限的影响,Zhou 等^[5]对以往文献进行了归纳总结。不过由于不同实验条件、靶板材料及厚度、弹体尺寸等因素的影响,对于不同头型弹体侵彻效能的各种实验和仿真研究结果并不能统一,甚至结论截然相反。

关于穿甲问题的研究,无论实验、理论分析还是数值模拟,依旧大多集中在正撞击上,国内外对于斜穿甲等非理想撞击的研究相对较少。Goldsmith^[6]对早期关于非理想弹靶撞击(包括斜撞击、攻角撞击、跳飞现象等)的研究做了相当详细的总结。斜穿甲研究中,大多针对金属薄靶在弹体斜撞击后的失效行为及防护特性。Zhou 等^[5]利用实验和数值仿真研究了平头、半球头弹体和撞击角度对单层及双层结构防护能力及靶板失效模式的影响。Iqbal 等^[7-10]针对弹体斜撞击不同靶板结构开展了一系列数值仿真研究,获得了斜撞击角度、头型及靶板结构等对靶板防护能力及失效模式的影响。Børvik 等^[11]进行了弹体以 $0^\circ \sim 60^\circ$ 斜角撞击 20 mm 厚铝板的斜穿甲实验和数值仿真,发现在斜角小于约 30° 时弹体穿过靶板的剩余速度几乎不受角度的影响,而在更大的斜角度下剩余速度才会受到影响。国内陈刚等^[12-14]对截锥形战斗部以 0° 、 45° 斜撞击单层或双层 45 钢板进行了实验及数值仿真研究,描述了靶板在弹体以不同角度和速度撞击后的失效模式,分析了弹体穿靶速度、角度等因素对战斗部斜穿靶性能的影响。黄涛等^[15]通过分析截锥形弹体斜穿甲的破坏过程,提出了一种新的花瓣型破坏模式。徐双喜等^[16]分析了锥头弹小斜角侵彻薄板的花瓣破坏模式,推导了弹体的剩余速度公式,理论结果与数值仿真结果吻合较好。

^{*} 收稿日期: 2018-01-09; 修回日期: 2018-01-28

基金项目: 国家自然科学基金(11072072); 江西省青年基金(20161BAB211001)

作者简介: 郭子涛(1979—),男,博士,讲师,主要从事冲击动力学研究. E-mail: guozitao@hotmail.com

通信作者: 张 伟(1964—),男,教授,博士生导师,主要从事冲击动力学研究. E-mail: zhangdawei64@hotmail.com

材料的断裂失效与多种因素有关并夹着复杂的物理机制,常见的有塑性应变断裂准则、最大剪应力/主应力断裂准则、基于塑性功的 C-L 断裂准则以及经验型 Johnson-Cook(J-C)断裂准则等。Bao 和 Wierzbicki^[17]在 J-C 模型基础上对低应力三轴度区间进行了修正,提出用分段函数表示的 B-W 断裂准则,引起了各国广泛关注。本工作通过 ABAQUS 子程序引入类似 B-W 失效模型的分段式断裂准则,以此开展平头、卵形弹 $0^\circ \sim 60^\circ$ 斜撞击单层薄 Q235 钢靶的数值仿真,主要研究弹体头部形状、撞击角度对靶板的防护性能的影响,并对靶板失效模式以及弹体击穿靶板前、后的角度偏转问题进行分析。

1 有限元模型

1.1 数值仿真设置

弹体分为平头弹和卵形弹,材料为高强度钢,质量均为 24.7 g,直径均为 12.66 mm,平头弹弹体长度为 25.4 mm,卵形弹头部曲率半径比(Caliber-Radius-Head, CRH)为 2,总长度为 33.5 mm。弹体形状如图 1 所示。弹体撞击速度范围为 50~200 m/s。靶板为 1 mm 厚的 Q235 钢板,弹体斜撞击角度 β 及击穿靶板后的角度偏转 δ 如图 2 所示, β 设置在 $0^\circ \sim 60^\circ$ 之间。

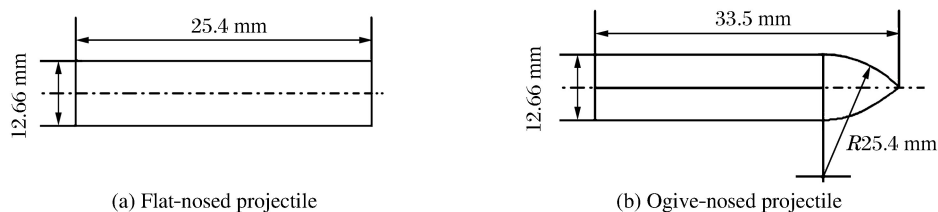


图 1 弹体形状示意

Fig. 1 Sketches of projectile shapes

利用 ABAQUS/EXPLICIT 建立了两种弹体斜撞击靶板的三维 1/2 有限元模型,如图 3 所示。为了兼顾计算效率和精度,靶板自撞击中心向外采用过渡网格,在弹体撞击周围区域其网格尺寸为 $0.125 \text{ mm} \times 0.125 \text{ mm} \times 0.20 \text{ mm}$ 。实验中弹体几乎不发生变形,故仿真中弹体的网格划分尺寸约为 $1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$ 。靶板中与弹体作用的中心区域的单元类型为三维八节点线性减缩积分单元 C3D8R,过渡区域为三维六节点线性减缩积分单元 C3D6R,远离弹靶作用的区域单元类型为 C3D8R。对于卵形弹,由于其对靶板的韧性扩孔作用,设动摩擦系数为 0.2。

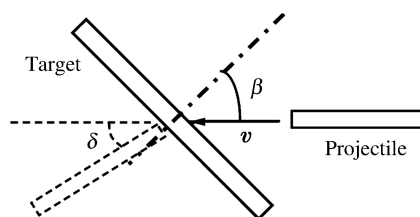


图 2 弹体斜撞击角度 β 定义

Fig. 2 Definition of oblique impact angle β



图 3 斜撞击数值仿真模型

Fig. 3 Numerical models for oblique impacts

1.2 材料本构及失效模型

由于弹体在穿甲过程中基本不发生变形,故采用双线性模型^[18]描述其本构关系,即

$$\sigma = \begin{cases} E\epsilon & \epsilon \leq \epsilon_0 \\ \sigma_0 + E_t(\epsilon - \epsilon_0) & \epsilon > \epsilon_0 \end{cases} \quad (1)$$

式中: E 、 E_t 分别为弹性模量和切线模量, σ_0 为屈服强度, ϵ 为真应变, ϵ_0 为屈服点处的应变。具体参数见表 1。

表 1 弹体的材料参数

Table 1 Material constants of projectile

Density/(kg · m ⁻³)	E/GPa	Possion's ratio	σ ₀ /MPa	E _t /GPa
7 850	204	0.33	1 900	15

前期研究中,已对 Q235 钢平板试件进行了常/高温、不同应变率及不同应力状态的力学性能试验,基于测试结果给出了修正的 J-C 本构关系和失效准则^[19-20],其本构模型采用以下形式

σ_{eq} = (A + Bε_{eq}ⁿ)(1 + Clnε̇*)(1 - m₁T*^{m₂}) (2)

靶板失效模型中除了对温度项进行修正外,其应力三轴度对断裂应变的影响采用类似 B-W 失效模型的分段函数表示,具体如下

ε_f = { D₀₁e^{D₀₂σ*}(1 + D₄lnε̇*)(1 + D₅T*^{D₆}) σ* < 0
(D₀₁ + D₀₃σ*)(1 + D₄lnε̇*)(1 + D₅T*^{D₆}) 0 ≤ σ* ≤ 1/3
(D₁ + D₂e^{D₃σ*})(1 + D₄lnε̇*)(1 + D₅T*^{D₆}) σ* > 1/3 (3)

式中:A、B、n、C、m₁、m₂ 都是与材料相关的常数;ε_{eq}为等效应变;ε̇*为无量纲等效塑性应变率,ε̇* = ε̇/ε̇₀,其中ε̇₀为参考应变率;无量纲温度 T* = (T - T_r)/(T_m - T_r),其中 T 为材料当前温度,T_r为参考温度,T_m为熔点;D₀₁~D₀₃及 D₁~D₆ 均为材料参数;σ*为应力三轴度,定义为 σ* = σ_m/σ_{eq},其中静水压力 σ_m = (σ₁₁ + σ₂₂ + σ₃₃)/3,σ_{eq}为等效应力。具体参数值见表 2,其中:c_p是定压比热容,χ是塑性功转热经验系数。

表 2 Q235 钢的本构模型及失效模型相关参数

Table 2 Material constants for Q235 steel

Density/(kg · m ⁻³)	E/GPa	Possion's ratio	T _r /K	T _m /K	A/MPa
7 800	200	0.33	293	1 795	293.8
B/MPa	n	C	m ₁	m ₂	c _p /(J · kg ⁻¹ · K ⁻¹)
230.2	0.578	0.065 2	1.762	1.278	469
χ	D ₁	D ₂	D ₃	D ₄	D ₅
0.9	0.472	18.73	-7.805	-0.019 3	13.017
D ₆	D ₀₁	D ₀₂	D ₀₃	ε̇ ₀ /s ⁻¹	
2.338	0.511	-6.80	4.047	2.1 × 10 ⁻³	

1.3 材料模型验证

为验证本研究采用的 Q235 钢本构及失效模型参数的正确性及适用性,对 Q235 弹体在高速 Taylor 撞击实验下得到的弹体花瓣型开裂现象进行了仿真,实验和仿真结果对比如图 4 所示,可看出所采用的修正的 Q235 材料本构及分段式失效模型能较好地对实验中弹体的花瓣型破坏现象进行预测。

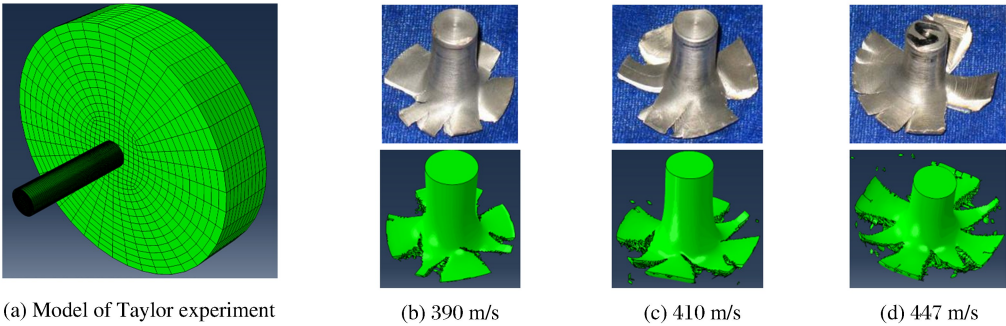


图 4 Q235 弹体的 Taylor 撞击实验结果与仿真结果对比

Fig. 4 Comparison of Q235 projectiles' fracture patterns in Taylor experiments and simulations

2 仿真结果分析

2.1 弹体斜撞击单层靶的弹道极限特性

实验和仿真获得的两种弹体斜撞击 1 mm 厚单层靶的典型贯穿过程分别如图 5 和图 6 所示。从图 5、图 6 中可以明显看出,平头弹撞击靶板后容易伴随着冲塞的产生,而卵形弹撞击后靶板一般表现为韧性扩孔的花瓣开裂失效。

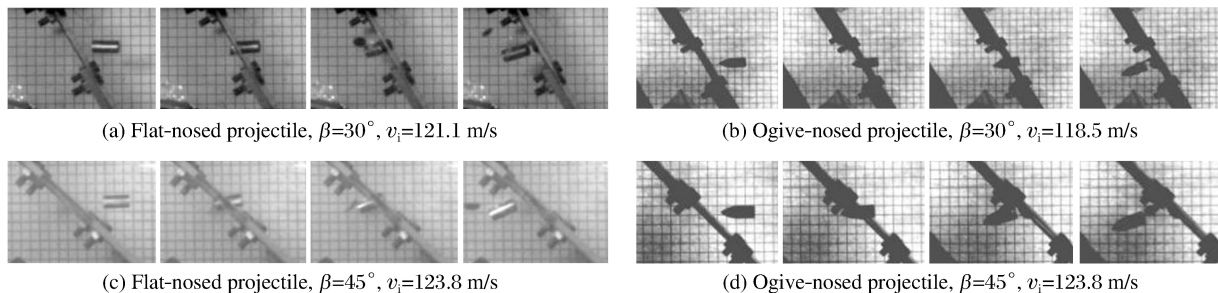


图 5 实验获得的两种弹体斜撞击 1 mm 厚单层靶的典型贯穿过程

Fig. 5 Typical oblique penetration processes of 1 mm-thick targets by two kinds of projectiles in experiments

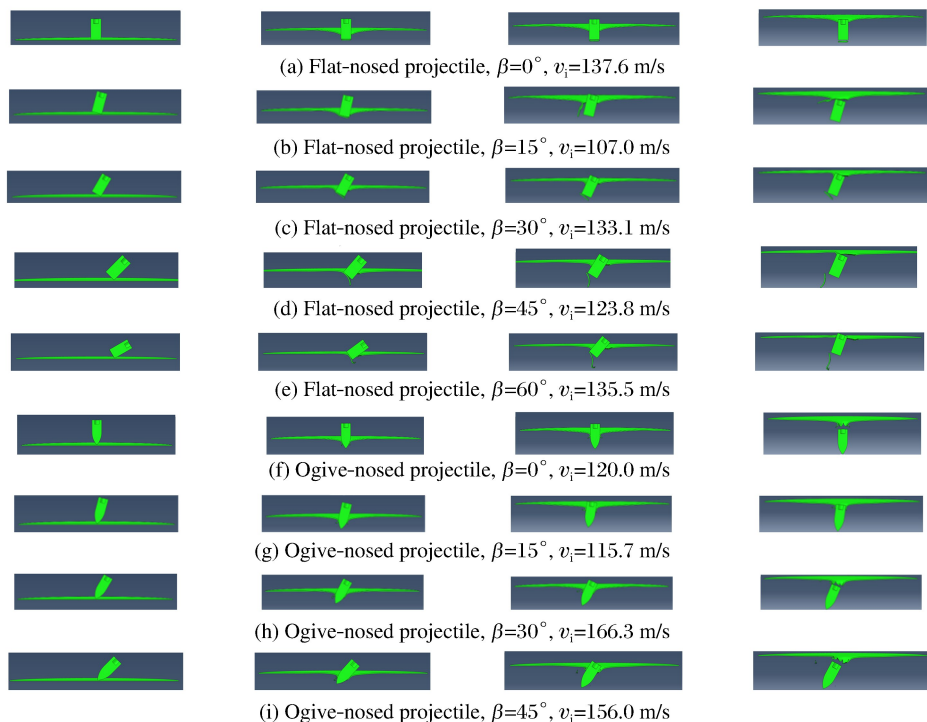


图 6 仿真获得的两种弹体斜撞击 1 mm 厚单层靶的典型贯穿过程

Fig. 6 Typical oblique penetration processes of 1 mm-thick targets by two kinds of projectiles in simulations

仿真得到平头弹和卵形弹斜撞击 1 mm 厚单层靶板的初始速度(v_i)-剩余速度(v_r)曲线如图 7 所示,同时将其与实验数据对比,并采用 Recht-Ipson 公式对图 7 中数据进行最小二乘法拟合,该公式为

$$v_r = a(v_i^p - v_{50}^p)^{\frac{1}{p}} \quad (4)$$

式中: v_{50} 表示弹道极限速度, a 和 p 为模型参数。通过拟合仿真获得的各撞击角度下两种弹体的初始速度-剩余速度数据,得到 v_{50} 、 a 和 p 的取值,如表 3 所示。由于在实验中卵形弹 60°斜撞击靶板时有明显的弹体滑弹现象,导致未击穿靶板,故未进行卵形弹 60°斜撞击靶板的数值仿真计算。

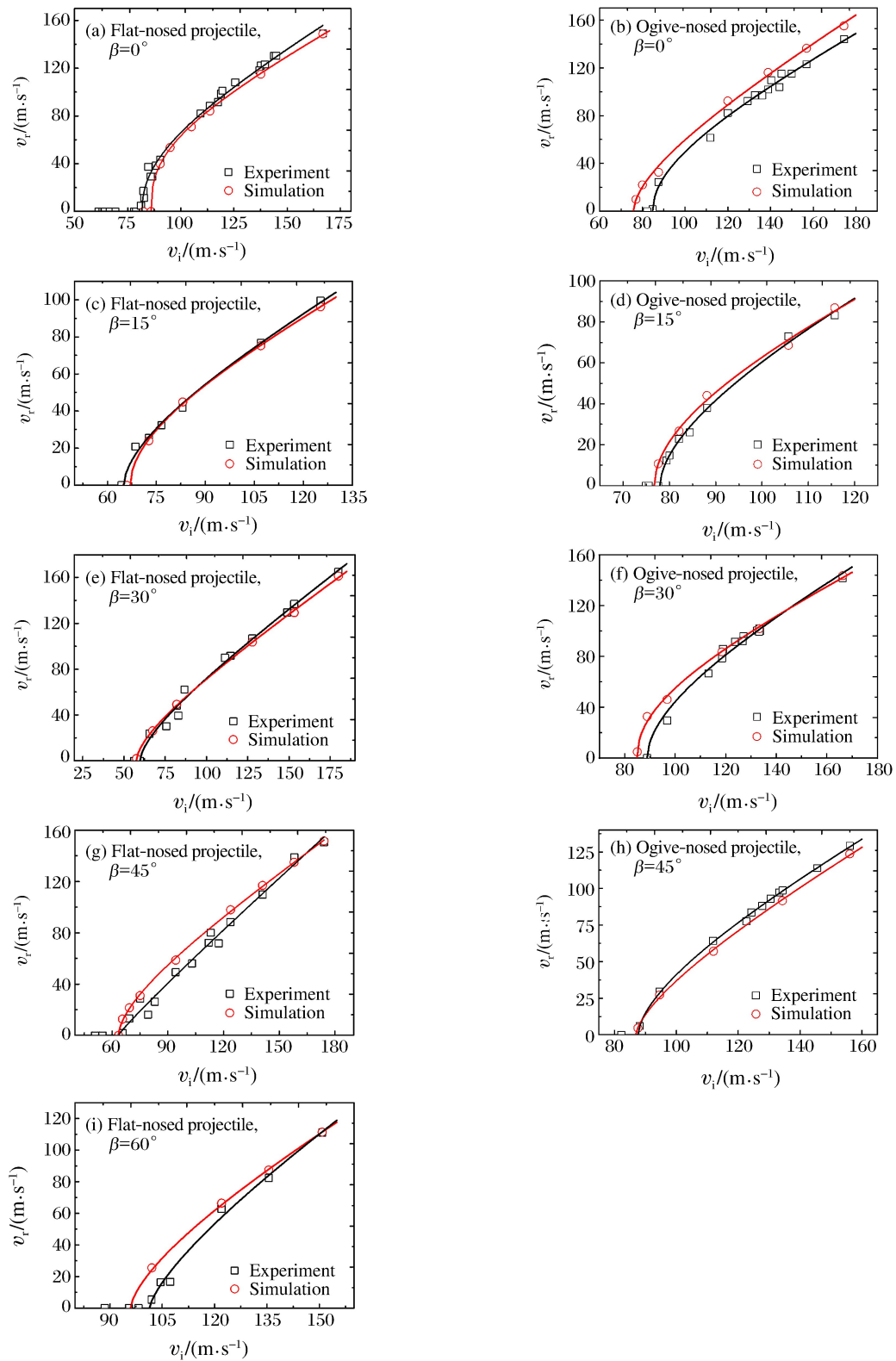


图 7 实验和仿真得到的两种头型弹体斜撞击单层 1 mm 厚 Q235 钢板的初始速度-剩余速度比较

Fig. 7 Comparison of initial velocity-residual velocity between experiments and simulations for 1 mm-thick single target obliquely impacted by two nose shape projectiles

表 3 平头弹和卵形弹斜撞击单层靶的弹道极限及相应模型参数

Table 3 Ballistic limits and other model constants for single target obliquely impacted by flat- and ogive-nosed projectiles

β	Flat-nosed projectile			Ogive-nosed projectile		
	a	p	$v_{50}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	a	p	$v_{50}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$
0°	0.95	2.68	86.10	1.06	1.69	75.76
15°	0.92	1.93	67.04	1.01	1.93	76.75
30°	0.99	1.61	57.44	0.97	2.16	84.90
45°	0.99	1.68	63.50	1.14	1.48	86.90
60°	1.18	1.51	95.91			

通过图 7 可见,各个撞击角度下仿真和实验结果对应较好。仿真确定的平头弹和卵形弹击穿靶板的弹道极限随撞击角度的变化如图 8 所示,与实验结果进行对比,二者吻合较好。平头弹斜撞击靶板的弹道极限随撞击角度的增加先减小后增大;而卵形弹撞击靶板的弹道极限随撞击角度的增加平缓变化,不同角度下数值相差不大;这种区别是由靶板在弹体斜撞击下失效模式的变化所决定的。图 9 对比了分别通过实验和仿真获得的平头弹和卵形弹以不同斜角度穿透靶板的弹道极限,可见除 0° 正撞击的结果稍有差异外,靶板在卵形弹撞击下的弹道极限都大于平头弹撞击下的弹道极限。

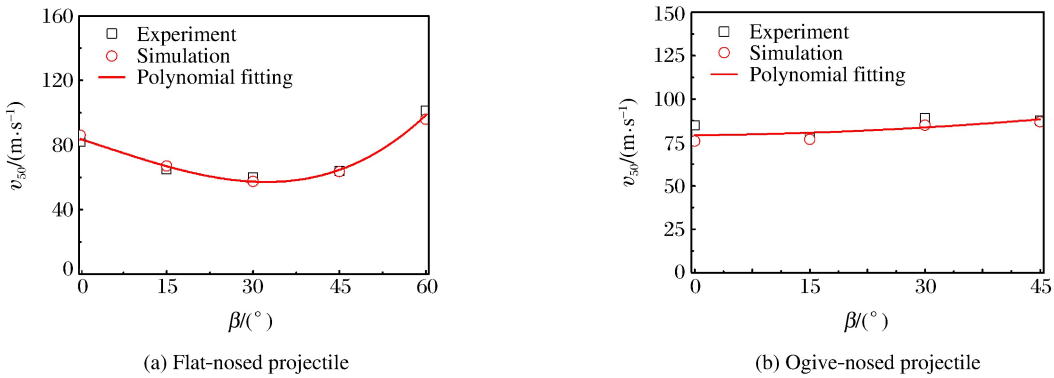


图 8 实验和仿真确定的弹体穿透靶板的弹道极限随弹体撞击角度的变化对比

Fig. 8 Comparison of ballistic limits vs. impact angle between experiments and simulations

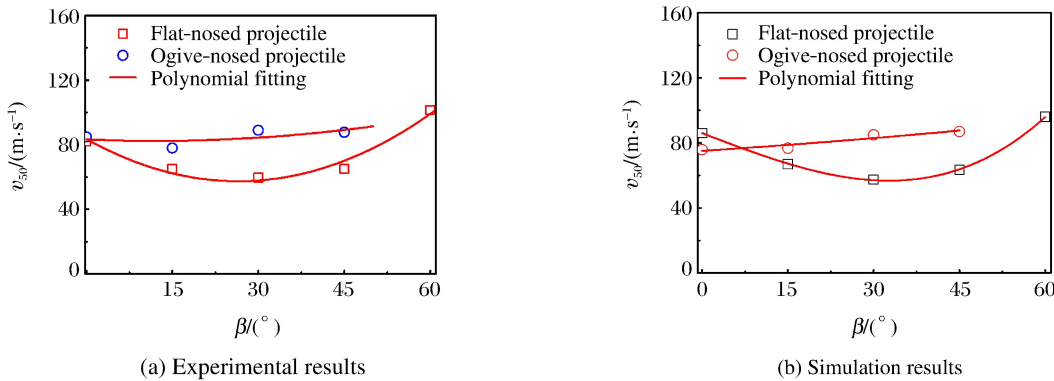


图 9 两种弹体在各个角度斜撞击靶板下的弹道极限的实验与仿真结果比较

Fig. 9 Comparison of ballistic limits obtained by simulations and experiments for two nose shape projectiles at different obliquity angles

2.2 单层薄靶在弹体斜撞击下的失效模式

仿真获得的靶板在两种头型弹体斜撞击下的失效形式如图 10 所示,与实验结果进行对比,二者吻合较好。实验中发现,平头弹以稍高于弹道极限的低速撞击靶板时,靶板在各个撞击角度下都容易产生撕裂和塑性铰外翻现象^[5],但通常不会有塞块脱离靶板;当弹体撞击速度远离弹道极限而变得很大时,除 15° 撞击外,其他撞击角度下靶体上的塑性铰大都来不及外翻,而被后面弹体剪切形成塞块并脱离靶板,同时靶体撕裂程度也比低速时明显减轻。仿真结果完全预测了这一现象。同一撞击角度下,平头弹分别以低速和高速撞击后单层薄靶的失效模式如图 11 所示。与此相对应地,卵形弹斜撞击后靶板的失效形式通常表现为非对称韧性扩孔及花瓣开裂失效,失效模式随着撞击角度的增加变化不大。

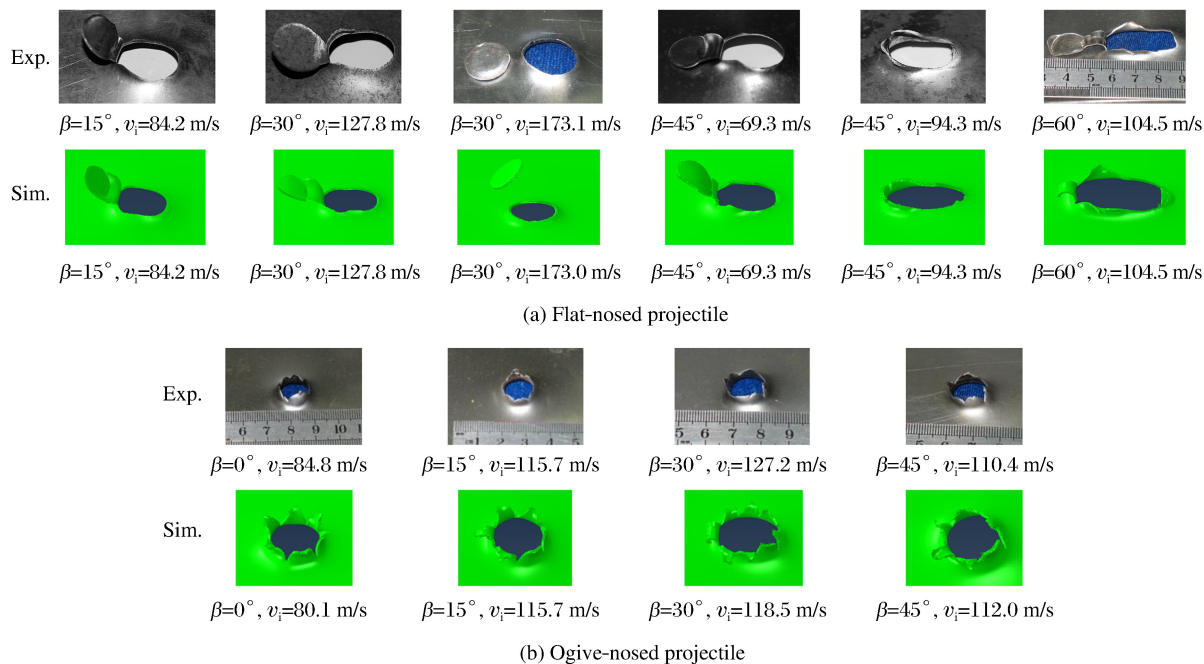


图 10 实验和仿真获得的单层靶板在两种头型弹体斜撞击下的失效形式对比

Fig. 10 Comparison of failure patterns of single target impacted by two nose shape projectiles between experiment and simulation

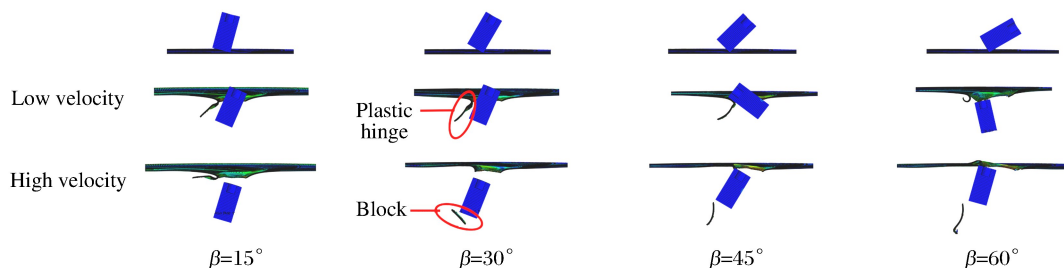


图 11 单层靶板在平头弹以低速和高速不同角度斜撞击后的失效形式

Fig. 11 Failure modes of single target impacted by flat-nosed projectiles at low and high velocities

弹体击穿靶板的弹道极限与靶板的穿孔失效模式紧密相关。薄靶在受到平头弹正撞击时,靶板局部以剪切失效为主,同时伴随大的整体结构的拉伸薄膜变形;随着斜撞击角度变大,靶板穿孔逐步由剪切失效转向以拉伸撕裂失效为主,靶板局部开始出现撕裂现象,同时整体结构的弯曲和薄膜变形减小,整体耗能也有所降低,因此靶板变得易被击穿,即弹道极限随撞击角度的增加而变小;但当斜撞击超过一定角度时,靶板穿孔面积随之变大,靶板上开始出现一个两边平行且细长的撕裂带并外翻形成所谓的

塑性铰^[5],此时整体耗能随着角度的增加而逐渐变大,因此该角度区域内的弹道极限是随着角度增加而增加的。薄靶在受到卵形弹斜撞击时,弹体推动靶板材料向前运动,在扩孔周围形成很高的径向和环向拉伸应力,当达到靶板材料的拉伸强度时即在四周产生裂纹,此时中间裂缝处于松弛环向应力状态并逐步向外扩展,形成背面的非对称花瓣型破坏。在卵形弹以 0° 和 15° 撞击单层薄靶时,靶板穿孔形态相差不大,因此靶板的弹道极限也应相差不大;当撞击角度大于 30° 时,靶板穿孔直径及塑性变形区域变大,靶板整体耗能增加,故弹道极限也随之增大。

2.3 弹体斜撞击单层靶的角度偏转特性

弹体高速斜撞击靶板时,由于接触不对称以及偏转力的作用,弹体将在穿甲过程中发生角度偏转。研究弹体击穿靶板前、后的角度变化规律,对于研究靶体的防护有着重要意义。

Recht 和 Ipsen^[21-22]利用扩展的正撞击理论和动量守恒思想研究了平头弹斜撞击薄板的角度偏转问题,得到了偏转角 δ 的近似表达式

$$\delta = \frac{1}{2} \arcsin [1 - (1 - \kappa)^{\frac{1}{2}} \sin 2\delta_{50}] \quad (5)$$

式中: $\kappa = (v_{50}/v_i)^2$, δ_{50} 表示弹道极限 v_{50} 所对应的弹体最大偏转角。显然(5)式中 δ 的最大取值为 $\pi/4$,但实验中观测到,弹道偏角在弹道极限附近时往往大于 $\pi/4$,甚至接近 $\pi/2$ 。基于此,郭子涛^[20]通过理论分析给出了一个修正的 R-I 半理论公式,即

$$\delta = \arctan \{ [1 - (1 - \kappa)^{\frac{1}{2}}] \tan \delta_{50} \} \quad (6)$$

式中: $0 < \kappa \leq 1$, $\tan \delta_{50} > 0$ 。因此有 $0 < \delta \leq \delta_{50} \leq \pi/2$,且 δ 在 $(0, \pi/2]$ 范围内为连续单调函数。

实验和仿真获得的卵形弹以 45° 斜撞击靶板前、后的角度偏转随撞击速度的变化如图12所示,可见二者吻合较好,验证了仿真的正确性。

图13给出了仿真获得的平头弹和卵形弹斜撞击靶板的角度偏转与无量纲初始速度 v_i/v_{50} 的关系,并利用(6)式进行了拟合,可见(6)式能很好地描述每个撞击角度下的角度偏转规律。

由图13可看出,当模型中 v_i/v_{50} 值一定时,角度偏转随着撞击角度的增加而增大。图14给出了平头弹和卵形弹的 $\tan \delta_{50}$ 值与撞击角度之间的关系,容易看出, $\tan \delta_{50}$ 与 $\tan \beta$ 存在以下线性关系

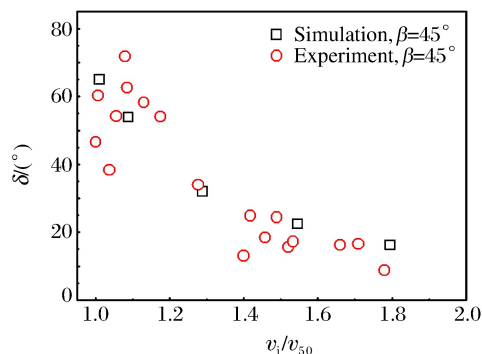
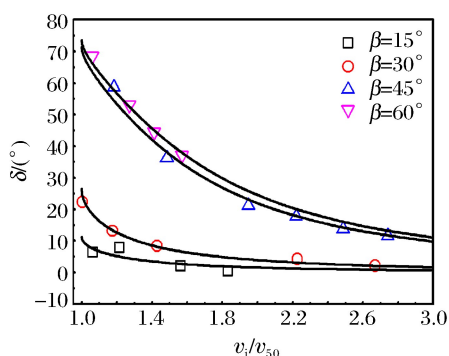
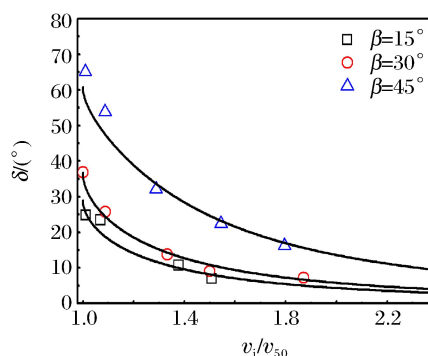


图12 实验和仿真获得的卵形弹以 45° 斜角度撞击靶板前、后偏转角随撞击速度的变化

Fig. 12 Experimental and simulated angular deflection vs. impact velocity for ogive-nosed projectiles impacting target at 45° oblique angle



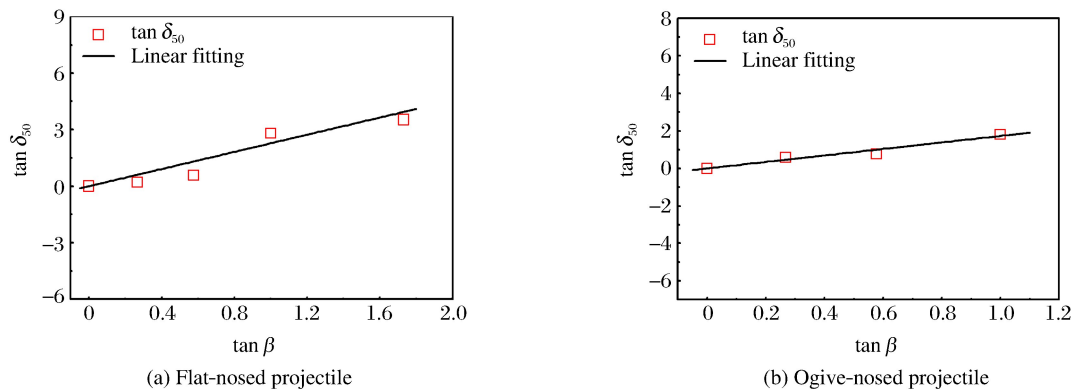
(a) Flat-nosed projectile



(b) Ogive-nosed projectile

图13 仿真得到的平头弹和卵形弹斜撞击1 mm厚单层靶的角度偏转随无量纲速度的变化

Fig. 13 Numerical variation of angular deflection with dimensionless velocity for flat- and ogive-nosed projectiles obliquely perforating single target with the thickness of 1 mm

图 14 模型中 $\tan \delta_{50}$ 值与弹体撞击角度之间的关系Fig. 14 Relations between the value of $\tan \delta_{50}$ and impact angle of projectiles

$$\tan \delta_{50} = \lambda \tan \beta \quad (7)$$

将(7)式代入(6)式,可获得弹体偏转角度 δ 与撞击角度 β 、撞击速度 v_i 之间的关系

$$\delta = \arctan\{\lambda[1 - (1 - \kappa)^{\frac{1}{2}}] \tan \beta\} \quad (8)$$

3 结 论

通过引入修正的靶板 J-C 本构模型和修正的应力三轴度三分段式失效准则,开展了平头、卵形弹以不同角度斜撞击 1 mm 厚单层 Q235 钢薄靶的数值仿真计算,考察了弹体头部形状、撞击角度对靶板防护性能及失效模式的影响,同时分析了弹体撞击前、后的角度偏转特性,得到如下主要结论。

(1) 平头弹斜撞击靶板的弹道极限随角度的增加先减小后增大;而卵形弹撞击靶板的弹道极限随角度的增加变化平缓,稍有增大。

(2) 除正撞击实验与仿真结果稍有差异外,平头弹在其他撞击角度下较卵形弹更容易击穿薄靶。靶板的防护性能与弹体造成的靶板损伤及失效模式紧密相关。单层靶板在平头弹以稍高于弹道极限的低速斜撞击后容易产生塑性铰外翻现象,而在平头弹以远离弹道极限的高速斜撞击后容易形成塞块并脱离靶板;靶板在卵形弹斜撞击下的失效模式则以局部斜形非对称花瓣开裂为主,且失效模式随着撞击角度的增加变化不大。

(3) 弹体击穿靶板后的角度偏转的仿真数据与理论吻合较好,弹道极限时的最大偏转角度正切值与弹体入射角度正切值呈正比关系。

(4) 仿真中采用的修正的 J-C 本构模型和应力三轴度三分段式失效准则能有效预测弹体的弹道极限和靶板破坏毁伤形式。

参考文献:

- [1] BØRVIK T, LANGSETH M, HOPPERSTAD O S, et al. Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses; Part I: experimental study [J]. International Journal of Impact Engineering, 2002, 27: 19-35.
- [2] BØRVIK T, HOPPERSTAD O S, BERSTAD T, et al. Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses; Part II: numerical simulations [J]. International Journal of Impact Engineering, 2002, 27: 37-64.
- [3] GUPTA N K, IQBAL M A, SEKHON G S. Experimental and numerical studies on the behavior of thin aluminum

- plates subjected to impact by blunt and hemispherical-nosed projectiles [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 32: 1921-1944.
- [4] GUPTA N K, IQBAL M A, SEKHON G S. Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on deformation behavior of aluminum plates [J]. International Journal of Solids and Structures, 2007, 44: 3411-3439.
- [5] ZHOU D W, STRONGE W J. Ballistic limit for oblique impact of thin sandwich panels and spaced plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 2008, 35: 1339-1354.
- [6] GOLDSMITH W. Non-ideal projectile impact on targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 22(2/3): 95-395.
- [7] IQBAL M A, GUPTA G, GUPTA N K. 3D numerical simulations of ductile targets subjected to oblique impact by sharp nosed projectiles [J]. International Journal of Solids and Structures, 2010, 47(2): 224-237.
- [8] IQBAL M A, CHAKRABARTI A, BENIWAL S, et al. 3D numerical simulations of sharp nosed projectile impact on ductile targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 2010, 37(2): 185-195.
- [9] IQBAL M A, SENTHIL K, MADHU V, et al. Oblique impact on single, layered and spaced mild steel targets by 7.62 AP projectile [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 110: 26-38.
- [10] GUPTA P K, IQBAL M A, MOHAMMAD Z, et al. Energy absorption in thin metallic targets subjected to oblique projectile impact: a numerical study [J]. Thin-Walled Structures, 2018[2018-01-09]. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2017.08.005>.
- [11] BØRVIK T, OLOVSSON L, DEY S, et al. Normal and oblique impact of small arms bullets on AA6082-T4 aluminium protective plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(7): 577-589.
- [12] 陈刚, 陈忠富, 张方举, 等. 截锥形弹体侵入薄靶板实验研究 [J]. 弹箭与制导学报, 2005, 25(4): 888-890.
CHEN G, CHEN Z F, ZHANG F J, et al. Experimental study on the penetration of thin plates by truncated conical projectiles [J]. Missiles and Guidance, 2005, 25(4): 888-890.
- [13] 陈刚, 陈忠富. 截锥形空心弹体侵入薄靶板的数值模拟 [J]. 弹箭与制导学报, 2008, 28(6): 99-102.
CHEN G, CHEN Z F. Numerical study on the penetration of thin plates by truncated hollow conical projectiles [J]. Missiles and Guidance, 2008, 28(6): 99-102.
- [14] 张青平, 陈刚, 屈明. 截锥型战斗部斜穿靶数值模拟研究 [J]. 含能材料, 2005, 13(4): 222-224.
ZHANG Q P, CHEN G, QU M. Numerical study on the oblique perforation of targets by truncated conical warhead [J]. Energetic Materials, 2005, 13(4): 222-224.
- [15] 黄涛, 吴卫国, 李晓彬, 等. 截锥形弹体斜穿甲花瓣型破坏模型 [J]. 振动与冲击, 2010, 29(2): 125-127.
HUANG T, WU W G, LI X B, et al. Oblique armor-piercing effect of a truncated cylindroconical projectile [J]. Journal of Vibration and Shock, 2010, 29(2): 125-127.
- [16] 徐双喜, 吴卫国, 李晓彬, 等. 锥头弹小斜角侵入薄板剩余速度理论分析 [J]. 弹道学报, 2010, 22(3): 58-62.
XU S X, WU W G, LI X B, et al. Theoretical analysis on residual velocity of conical projectile after penetrating thin plate at low oblique angle [J]. Journal of Ballistics, 2010, 22(3): 58-62.
- [17] BAO Y B, WIERZBICKI T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2004, 46(1): 81-98.
- [18] 肖新科. 双层金属靶的抗侵彻性能和 Taylor 杆的变形与断裂 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.
XIAO X K. The ballistic resistance of double-layered metallic target and deformation & fracture of Taylor rod [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010.
- [19] 郭子涛, 高斌, 郭钊, 等. 基于 J-C 模型的 Q235 钢的动态本构关系研究 [J]. 爆炸与冲击, 2018, 38(4): 804-810.
GUO Z T, GAO B, GUO Z, et al. Study on the J-C model based dynamic constitutive relation of Q235 steel [J]. Explosion and Shock Waves, 2018, 38(4): 804-810.
- [20] 郭子涛. 弹体入水特性及不同介质中金属靶的抗侵彻性能研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2012.
GUO Z T. Research on characteristics of projectile water entry and ballistic resistance of targets under different mediums [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2012.
- [21] RECHT R, IPSON T W. Ballistic perforation dynamics [J]. Journal of Applied Mechanics, 1963, 30(3): 384-390.

- [22] IPSON T W, RECHT R. Ballistic penetration resistance and its measurement [J]. *Experimental Mechanics*, 1975, 15(7): 249-257.

Numerical Study of the Oblique Perforation of Single Thin Metallic Plates

GUO Zitao, GUO Zhao, ZHANG Wei

(1. *Department of Civil Engineering, Jiujiang University, Jiujiang 332005, China;*
2. *Hypervelocity Impact Research Center, Harbin Institute of Technology,*
Harbin 150080, China)

Abstract: In this study, we conducted numerical simulations of the oblique perforation of single 1 mm-thick Q235 steel plates subjected to flat- and ogive-nosed projectiles at $0^\circ \sim 60^\circ$ by invoking the ABAQUS subroutine to introduce a modified J-C constitutive model and a modified three-section failure criterion of stress triaxiality, and examined the effects of the projectile nose shape and the obliquity on the ballistic resistance and failure modes of the targets. We also investigated the angle-deflection of the projectiles perforating targets and proposed a modified semi-theoretical model to describe the angle-deflection laws. The results show that the target perforation by flat-nosed projectiles is easier than that by ogive-nosed projectiles at each oblique angles; the ballistic resistance of targets is closely related to the target damages induced by projectile impact; the target has different failure modes as impacted by flat-nosed projectiles at low and high velocities in the same oblique angle respectively, while the failure modes of single target due to impact of ogive-nosed projectiles at different angles do not show much difference. The results of numerical simulation agree well with those of experiments.

Keywords: failure criterion; oblique impact; ballistic resistance; failure mode; angle deflection; numerical simulation

攻角对卵形头弹撞击铝合金薄板影响的数值研究^{*}

邓云飞, 袁家俊

(中国民航大学航空工程学院, 天津 300300)

摘要: 基于 Johnson-Cook 材料本构和失效准则, 利用 ABAQUS 有限元软件, 建立了卵形头弹正撞击 2 mm 厚的 2A12 铝合金薄板模型。在模型及参数验证的基础上, 研究了弹体攻角对弹靶撞击过程、弹体动能变化和靶板变形的影响, 其中攻角范围为 $0^\circ \sim 60^\circ$ 。结果表明: 靶板的动能在撞击过程中只有微弱增加, 靶板的塑性变形是主要的耗能方式; 弹体攻角的增加导致靶板的损伤面积先增大后保持不变, 弹孔形状从圆形过渡为“L”形; 弹体的剩余动能随弹体攻角的增加而降低, 并在攻角大于 45° 后保持不变; 靶板弹道极限随攻角的增加先增加后略有下降, 在 45° 时最大。

关键词: 卵形头弹; 攻角; 弹道极限; 数值仿真

中图分类号: O385

文献标识码: A

弹体撞击到表面异形体或强度不均匀材料会发生偏航, 呈一定攻角的弹体撞击靶板也会产生一定的偏转。刘瑞朝等^[1]研究了偏航结构层和阻力层构成的复合结构对弹体撞击的响应特性, 利用数值方法分析了攻角和偏航角对侵彻的影响, 发现初始攻角会增大偏航角, 使侵彻深度减小, 侵彻路径为曲线状。陈万祥等^[2]建立了弹体与异形体的塑性宏观本构模型, 推导了碰撞攻角和角速度的表达式, 发现弹体攻角和角速度随着异形体曲率半径的增大而增大, 攻角随弹体速度的增大而减小, 角速度随速度的增大而增大。何庆等^[3]分析了叶片形弹体的偏航角和撞击速度对弹靶变形、失效模式及能量耗散的影响, 数值仿真表明, 撞击角度增加会使靶板从绝热剪切破坏转变为撕裂破坏, 还会使其变形区域和弹道极限增大。Chen 等^[4]研究了偏航角对卵形头弹撞击表面不规则靶板的影响, 发现弹体侵彻深度随偏航角的增加而减小, 偏转轨迹随偏航角的增加变得明显。陈鸿等^[5]建立了带迎角的钨杆弹斜侵彻铝板的数值仿真模型, 并将迎角分解为俯仰角和偏航角, 仿真发现: 当俯仰角为 0° 且钨杆未折断时, 剩余质量几乎无变化; 俯仰角为 0° 时, 剩余质量随迎角的增加而线性减小。许善迎等^[6]利用 LS-DYNA 软件研究了复合材料弹靶偏航撞击的响应特性, 发现偏航角度的增加会使弹体剩余动能减小, 且钛合金弹体的弹道极限比复合材料弹体更小。

基于国内外研究现状发现, 弹体撞击靶板时的落角、碰撞角和着靶角等都对撞击过程存在影响, 且对大攻角下的撞击以及带攻角的卵形头弹撞击平板结构的研究比较少见。本工作利用 ABAQUS 有限元软件, 建立带攻角的卵形头弹撞击 2A12 铝合金靶板模型(靶板厚度为 2 mm, 攻角为 $0^\circ \sim 60^\circ$), 研究弹体以 138.12 m/s 速度撞击靶板时, 弹体攻角对靶板的抗撞击性能及失效形式的影响。

^{*} 收稿日期: 2017-06-26; 修回日期: 2017-07-04

基金项目: 国家自然科学基金青年基金项目(11702317); 中央高校基本科研业务费项目(3122016C001)

作者简介: 邓云飞(1982—), 男, 博士, 讲师, 主要从事冲击动力学及材料力学性能测试研究。

E-mail: dengyunfeihit@gmail.com

通信作者: 袁家俊(1992—), 男, 硕士, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: 1071716402@qq.com

1 弹靶材料参数

1.1 靶板材料参数

采用 2A12 铝合金作为靶板材料,热处理状态为 T4,材料本构和失效准则采用修正后的 Johnson-Cook(J-C)模型^[7]

$$\sigma_{eq} = \begin{cases} A + A_1 \left[1 - \exp\left(\frac{-\epsilon_{eq}}{t_1}\right) \right] & \epsilon_{eq} < \epsilon_u - \frac{A}{E} \\ \sigma_u \left[w \left(1 + \epsilon_{eq} - \epsilon_u + \frac{A}{E} \right) + (1 - w) \left(\frac{\epsilon_{eq}}{\epsilon_u} \right)^{\epsilon_u} \right] & \epsilon_{eq} \geq \epsilon_u - \frac{A}{E} \end{cases} \quad (1)$$

$$\epsilon_f = (D_1 + D_2 e^{D_3 \sigma^*})(1 + D_4 \ln \epsilon_{eq}^*) [1 + D_5 (1 - e^{D_6 T^*})] \quad (2)$$

式中: A 为材料在参考应变率和参考温度下的屈服强度, E 为弹性模量, σ_{eq} 和 ϵ_{eq} 分别是等效应力和等效塑性应变, σ_u 和 ϵ_u 为颈缩时的真实应力和真实应变, A_1 、 t_1 为材料参数, w 为介于 0~1 之间的权值, ϵ_f 为断裂应变, D_1 、 D_2 、 D_3 为应力三轴度相关参数, D_4 为应变率影响参数, D_5 、 D_6 为温度影响系数, σ^* 为应力三轴度, ϵ_{eq}^* 为无量纲应变率, T^* 为无量纲温度。

(1)式是在缩颈处分段处理的 J-C 本构模型,(2)式是将 J-C 失效准则原始模型中的温度项修正为指数形式。相关材料参数如表 1 所示,其中: c_p 是材料的定压比热容, T_r 和 T_m 分别是参考温度和熔点, m 是温度软化系数, χ 是塑性功转热系数, C 是应变率敏感系数, $\dot{\epsilon}_0$ 是参考应变率, W_{cr} 是塑性功。

表 1 2A12-T4 材料参数^[7]
Table 1 Material parameters of 2A12-T4^[7]

Density/ (kg·m ⁻³)	Poisson's ratio	<i>E</i> /GPa	<i>c_p</i> / (J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	<i>T_r</i> /K	<i>T_m</i> /K	<i>m</i>	χ
2 770	0. 33	71. 7	921	293	863	1. 426	0. 9
<i>A</i> /MPa	σ_u /MPa	ϵ_u	<i>A₁</i> /MPa	<i>t₁</i>	<i>w</i>	<i>C</i>	$\dot{\epsilon}_0$ /s ⁻¹
400	635	0. 125 5	288	0. 071 3	0	0. 001	1. 11×10 ⁻³
<i>D₁</i>	<i>D₂</i>	<i>D₃</i>	<i>D₄</i>	<i>D₅</i>	<i>D₆</i>	<i>W_{cr}</i> /MPa	
0. 116	0. 211	-2. 172	0. 012	-0. 012 56	13. 04	150	

1.2 弹体材料参数

弹体材料是经特殊热处理的高强度 38CrSi 合金钢,洛氏硬度(H_{RC})约为 53,采用双线性硬化模型进行描述,其性能参数和文献[8]的弹体保持一致,如表 2 所示,其中: σ_0 和 E_t 分别是材料的屈服强度和切线模量。由于弹体强度远大于靶板,在撞击过程中被视作刚体。

表 2 38CrSi 材料参数^[8]
Table 2 Material parameters of 38CrSi^[8]

Density/(kg·m ⁻³)	Poisson's ratio	<i>E</i> /GPa	σ_0 /GPa	<i>E_t</i> /GPa
7 850	0. 33	204	1. 9	15

2 模型建立及验证

2.1 弹体几何外形

采用卵形头弹作为弹体,其形状和几何尺寸如图 1 所示,其中弹头半径与弹身直径的比值为 3。为保持弹体运动姿态良好,使弹体重心前移,在弹身中后部挖去一个长 10 mm、直径 6. 2 mm 的孔洞。

2.2 弹靶有限元模型

文献[9]提供了建立刚性弹撞击变形靶有限元模型的方法,利用 ABAQUS 有限元软件,建立卵形

头弹正撞击 2 mm 厚 2A12-T4 铝合金靶板的全尺寸模型,如图 2 所示。数值仿真采用 kinematic contact 算法,其中弹体外表面设为主表面,靶板接触区域设为基于节点的从表面。将靶板简化为一直径 200 mm、厚 2 mm 的圆板,四周采用约束固定,即位移为零。弹靶采用三维实体单元(8 节点六面体线性减缩积分单元),并设置单元侵蚀(即塑性应变达到 5 就删除单元),避免网格畸变太大使计算终止。网格划分方面:由于弹体强度很大,几乎不变形,故采用均匀网格,尺寸为 $1\text{ mm} \times 1\text{ mm} \times 1\text{ mm}$;靶板采用自适应网格划分^[10],对撞击中心区域(半径为 15 mm)加密,网格尺寸为 $0.2\text{ mm} \times 0.2\text{ mm} \times 0.2\text{ mm}$,离中心越远,网格越稀疏。

弹靶之间的滑动摩擦系数对弹体侵彻能力和弹体剩余速度存在影响,以 138.12 m/s 的速度正撞击为例,探究剩余速度与滑动摩擦系数的关系,如图 3 所示。可以发现,弹体剩余速度随弹靶滑动摩擦系数的增加而振荡降低,且系数较大时,剩余速度下降速率更快,结合文献[11]实验测得的弹体剩余速度,将摩擦系数设为 0.05 时仿真与实验结果最接近。

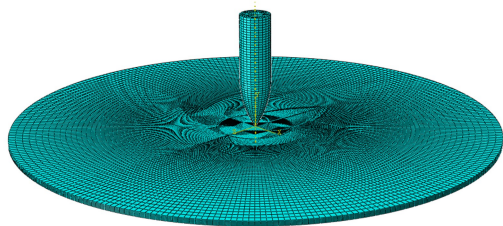


图 2 弹靶有限元模型

Fig. 2 Finite element model of projectile and target

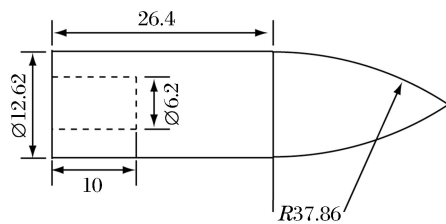


图 1 卵形头弹形状和几何尺寸(单位:mm)

Fig. 1 Shape and geometry of ogival-nosed projectile (unit: mm)

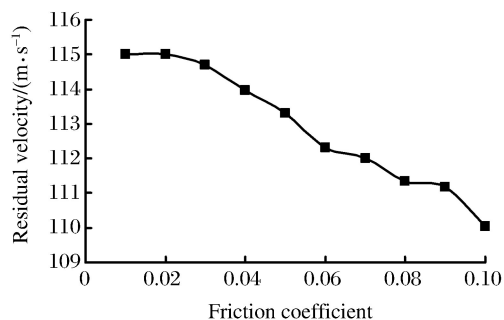


图 3 摩擦系数和弹体剩余速度关系

Fig. 3 Residual velocity of projectile vs. friction coefficient

2.3 有效性验证

为了验证仿真模型及其参数的有效性,参照文献[11]的实验数据建立仿真模型。图 4 是根据实验数据和仿真结果得到的初始速度-剩余速度曲线。可以看出,当弹体初速较低时,仿真结果与实验数据存在一定的误差,且误差随着初始速度的增加而弱化。利用Recht-Ipson 公式拟合弹体初始速度-剩余速度关系,得到弹道极限

$$v_r = a(v_i^p - v_{bl}^p)^{1/p} \quad (3)$$

式中: v_i 、 v_r 和 v_{bl} 分别是弹体初始速度、剩余速度和弹道极限, a 和 p 为待定常数。利用(3)式得到仿真弹道极限为 74 m/s,比实验结果 72 m/s 偏大。这可能由于仿真模型靶板四周为完全固定,而实验靶板通过螺栓固定,在弹体撞击时会发生振动,从而对结果造成一定影响。

图 5 是卵形头弹以 118.83 m/s 的速度正撞击铝合金靶板的实验过程^[11]和仿真过程对比,可以看

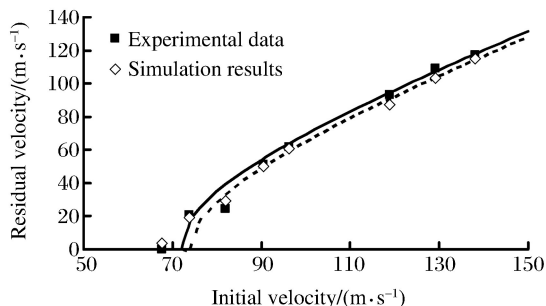


图 4 实验数据和仿真结果对比

Fig. 4 Comparison of experimental data and simulation results

出数值仿真很好地模拟了弹靶撞击过程。弹体保持姿态良好且整体完整,靶板局部变形较大,主要失效形式为花瓣开裂。

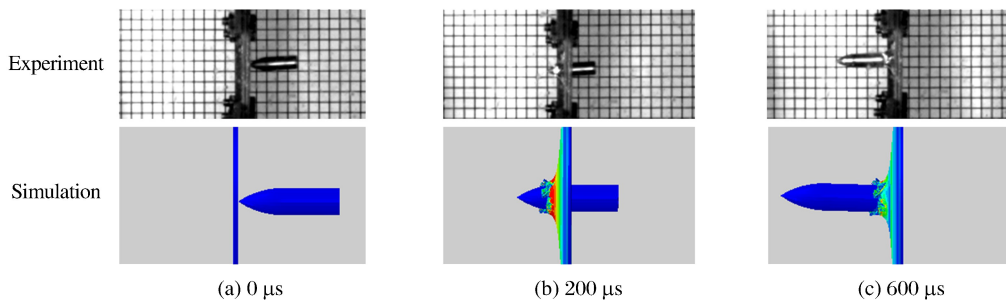


图5 卵形弹对靶板撞击过程

Fig. 5 Process of ogival-nosed projectile impacting target

3 数值仿真结果与分析

3.1 撞击过程

弹体攻角指弹体速度方向与弹体轴线的夹角^[12],用 α 表示,如图6所示,正撞击时 $\alpha=0^\circ$ 。为得到不同攻角的弹体撞击靶板模型,只需将图2中的弹体沿靶板直径旋转一定角度,即攻角 α 。

以 $\alpha=30^\circ$ 时的弹靶撞击为例,分析卵形头弹的侵彻过程和靶板破坏规律,如图7所示,可以看出弹靶撞击过程耗时很短(毫秒级)。弹体在撞击过程中弹尾朝靶板平面偏转,这是由于弹体头部先接触靶板,运动受到阻碍,弹体尾部由于惯性继续向下运动,产生一偏转力矩,导致弹体发生偏转。如图7(a)所示,在 $60\mu\text{s}$ 时,靶板上表面在弹头撞击下产生凹坑,且凹坑深度和范围随撞击时间的增加而增大;当撞击力大于靶板强度极限时,在撞击点产生微裂纹,并随弹体挤压扩展至开裂,形成扩孔,靶板背面形成微小花瓣,如图7(b)所示;弹靶接触面随着弹体侵彻而扩大,弹孔也随之增大,靶板与弹体先接触的区域受力越大,破坏程度越大,如图7(c)所示;图7(d)显示了撞击结束后靶板的损伤特征,可见扩孔边缘不规则,弹尖撞击位置破损更严重,弹尾撞击位置更尖锐。

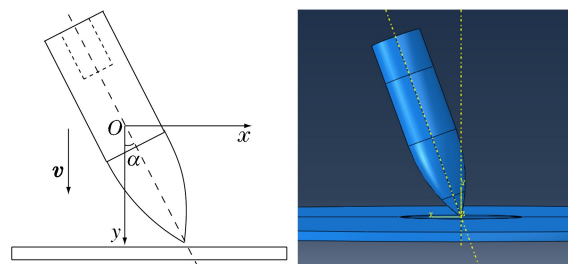


图6 弹靶撞击图

Fig. 6 Illustration of projectile impacting target

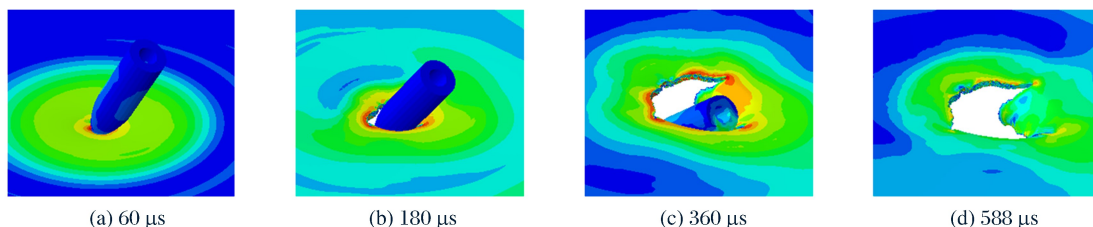


图7 $\alpha=30^\circ$ 时的撞击过程

Fig. 7 Process of projectile impacting target at $\alpha=30^\circ$

图8是弹体和靶板以及整个系统的动能随撞击时间的变化曲线。可以看出:系统动能随冲击时间的增加而逐渐降低,且在撞击结束后保持不变;靶板动能只微弱增加,增加量远小于弹体动能减小量,说明靶板获得的动能并不是弹体耗能的主要途径;靶板塑性功随撞击时间的增加先增加后保持不变,且增加量和弹体动能减小量近似相等,说明靶板塑性变形是主要的耗能形式。

3.2 攻角影响

图 9 是不同攻角的卵形头弹撞击铝合金靶板的仿真过程,弹体的撞击速度为 138.12 m/s,方向为沿靶板法线朝下。可以看出:随着弹体攻角的增加,靶板损伤面积增大,当攻角大于 45° 后,弹孔破坏面积增加不大;弹孔在弹体轴向的长度和宽度也随攻角的增加而增加,弹孔形状从圆形过渡为“L”形,其主要原因是带攻角的弹体撞击靶板时会产生一定的自旋,在旋转方向的靶板受力更大,延性扩孔和弹体自旋导致靶板沿径向开裂。攻角为 $0^\circ \sim 15^\circ$ 时,靶板背面有花瓣块飞离,且其体积随攻角的增加而增大,此时花瓣数目较多且尺寸较小;攻角为 $20^\circ \sim 30^\circ$ 时,弹体背面因弹尾挤压有花瓣向后卷曲,弹体两侧各有一尺寸较大的花瓣,但弯曲较小;攻角为 $35^\circ \sim 60^\circ$ 时,弹尾处花瓣消失,只有弹体两侧各有一梯形花瓣,且靠近弹头处更长,主要原因是攻角增大导致弹靶接触形式从点撞击过渡为线撞击,从而增大了弹靶接触面积。

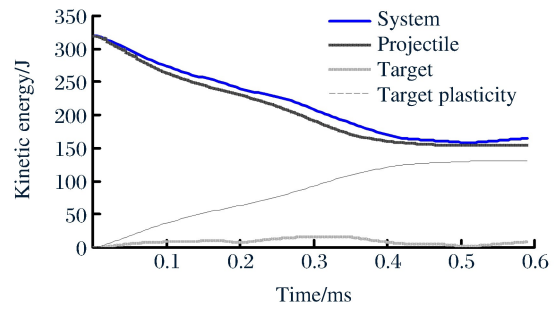


图 8 弹靶动能变化时间历程

Fig. 8 Kinetic energy of projectile and target vs. time

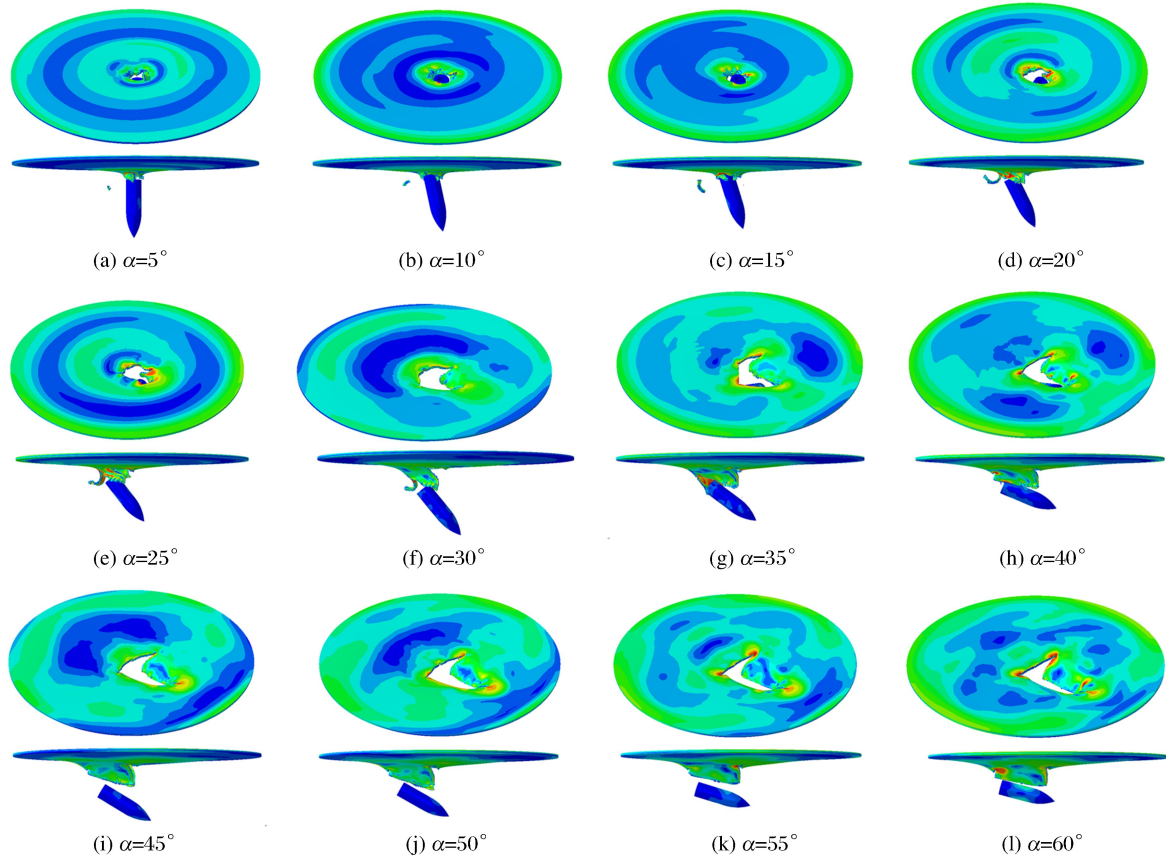


图 9 不同攻角下弹体撞击仿真图像

Fig. 9 Simulation images of projectile impacting target with different attack angles

图 10 是弹体剩余动能随攻角的变化关系。可以看出,弹体的剩余动能随攻角的增加近似呈直线下降,在攻角大于 45° 后趋于稳定。小攻角下,弹体与靶板的接触面积增加幅度较大,导致弹体消耗的动能较多,剩余速度变化率较大。攻角大于 45° 后,弹靶接触面积变化不大,导致弹体速度变化不大,剩余动能近似不变。

陈小伟等^[13]研究了卵形头弹撞击金属靶板的攻角效应,提出了在攻角和倾斜角下的弹道极限(v_{bl})表达公式。本研究不考虑倾斜角的影响,将公式简化为

$$v_{bl}^2 = v_i^2 - \exp\left(\frac{\pi \rho H B N_2 D^2 \sec \alpha}{2M}\right) \frac{v_i^2}{\cos^2 \alpha} \quad (4)$$

式中: ρ 和 H 分别是靶板密度和厚度; D 和 M 分别是弹体直径和质量; N_2 是弹体的几何函数,其中卵形头弹为0.11^[13]; B 为靶板的量纲一材料常数,应变率相关的可压缩铝合金材料取0.983^[14]。正撞击($\alpha=0^\circ$)下,将 $\rho=2770 \text{ kg/m}^3$ 、 $H=2 \text{ mm}$ 、 $D=12.62 \text{ mm}$ 和 $M=33.6184 \text{ g}$ 代入(4)式,得 $v_{bl}=76 \text{ m/s}$,比实验得到的 72 m/s 和仿真得到的 74 m/s 分别大5.56%和2.70%,故认为计算结果在误差范围内。

图11是通过(4)式得到的不同攻角下的弹道极限变化曲线。可以看出,弹道极限随着弹体攻角的增加先增加后略有下降,在 45° 时达到最大,这主要是弹靶接触面积变化导致的。靶板的抗撞击能力与弹体着靶姿态有关,抵抗弹体大攻角撞击的能力更强,而带攻角的弹体侵彻能力较弱。

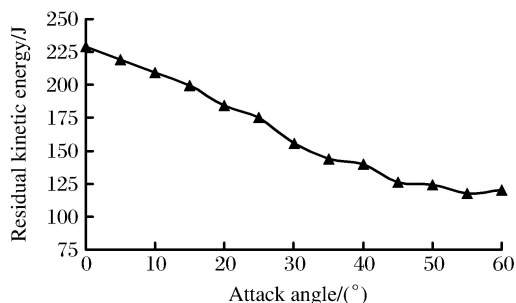


图10 不同攻角下弹体的剩余动能

Fig. 10 Residual kinetic energy of projectiles with different attack angles

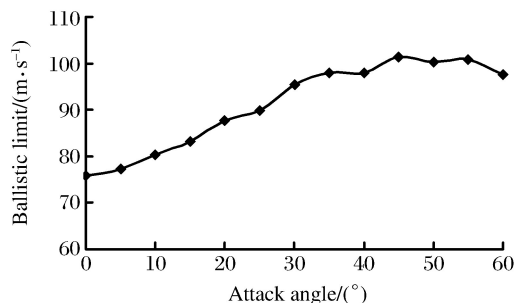


图11 弹道极限和攻角关系

Fig. 11 Relationship of ballistic limit and attack angle

4 结 论

通过数值仿真,研究了 138.12 m/s 撞击速度下弹体攻角对弹靶撞击过程、靶板失效形式及弹体动能变化的影响,得到以下结论:(1)弹靶撞击过程时间很短,弹体在撞击时弹尾会朝靶板平面偏转;(2)靶板动能能在撞击过程中只微弱增加,靶板塑性变形是主要的耗能方式;(3)随着弹体攻角的增加,靶板损伤面积先增大后保持不变,弹孔形状从圆形过渡为“L”形;(4)弹体剩余动能随弹体攻角的增加先降低,然后在攻角大于 45° 后保持不变;(5)靶板弹道极限随弹体攻角的增加先增加后略有下降,在攻角为 45° 时最大。

参考文献:

- [1] 刘瑞朝,何满潮,任辉启,等.射弹侵彻中的攻角效应[J].北京理工大学学报,2003,23(1):26-29.
LIU R C, HE M C, REN H Q, et al. Effect of attack angle on a projectile's penetration [J]. Transaction of Beijing Institute of Technology, 2003, 23(1): 26-29.
- [2] 陈万祥,郭志昆,钱七虎.基于接触理论的弹体偏航机理[J].解放军理工大学学报(自然科学版),2006,7(5):458-466.
CHEN W X, GUO Z K, QIAN Q H. Yawing mechanism of projectiles based on contact theory [J]. Journal of PLA University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2006, 7(5): 458-466.
- [3] 何庆,宣海军,廖连芳,等.薄靶板受叶片形弹体撞击的数值仿真研究[J].工程力学,2010,27(4):234-239.
HE Q, XUAN H J, LIAO L F, et al. Numerical simulation of a thin plate impacted by blade projectile [J]. Engineering Mechanics, 2010, 27(4): 234-239.
- [4] CHEN W X, GUO Z K, QIAN Q H, et al. Penetration depth for yaw-inducing bursting layer impacted by projectile [J]. Journal of Central South University, 2012, 19(6): 1002-1009.
- [5] 陈鸿,周智炫,黄洁.带迎角钨杆斜侵彻铝板数值仿真研究[J].实验流体力学,2014,28(2):85-89.

- CHEN H, ZHOU Z X, HUANG J. Numerical simulation study on tungsten rod oblique penetrating aluminum plate with attack angle [J]. *Journal of Experiments in Fluid Mechanics*, 2014, 28(2): 85-89.
- [6] 许善迎, 关玉璞, 刘璐璐, 等. 编织复合材料弹体和靶板偏航撞击响应分析 [J]. *南京航空航天大学学报*, 2017, 49(1): 67-75.
- XU S Y, GUAN Y P, LIU L L, et al. Impact response of triaxial braided composite impacted by composite projectile with yaw angle [J]. *Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics*, 2017, 49(1): 67-75.
- [7] 张伟, 魏刚, 肖新科. 2A12 铝合金本构关系和失效模型 [J]. *兵工学报*, 2013, 34(3): 276-282.
- ZHANG W, WEI G, XIAO X K. Constitutive relation and fracture criterion of 2A12 aluminum alloy [J]. *Acta Armamentarii*, 2013, 34(3): 276-282.
- [8] DEY S, BØRVIK T, TENG X, et al. On the ballistic resistance of double-layered steel plates: an experimental and numerical investigation [J]. *International Journal of Solids & Structures*, 2007, 44(20): 6701-6723.
- [9] IQBAL M A, GUPTA G, GUPTA N K. 3D numerical simulations of ductile targets subjected to oblique impact by sharp nosed projectiles [J]. *International Journal of Solids & Structures*, 2010, 47(2): 224-237.
- [10] 李剑峰, 邓云飞, 贾宝惠. 弹体边界效应对 2A12 薄靶抗撞击性能影响的数值模拟 [J]. *高压物理学报*, 2017, 31(1): 42-50.
- LI J F, DENG Y F, JIA B H. Numerical simulation of influence of projectiles' boundary effect on ballistic resistance property of 2A12 aluminum alloy targets [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2017, 31(1): 42-50.
- [11] 郝鹏, 卿光辉, 李建峰, 等. 2A12 铝合金薄板对卵形头弹抗撞击性能研究 [J]. *振动与冲击*, 2016, 35(17): 19-25.
- HAO P, QING G H, LI J F, et al. Ballistic resistance of 2A12 thin plates against ogival-nosed projectiles impact [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2016, 35(17): 19-25.
- [12] 路志超, 董永香, 葛超, 等. 刚性弹丸对中厚靶斜侵彻弹道特性研究 [C]//全国强动载效应及防护学术会议暨 2014 年复杂介质/结构的动力学行为创新研究群体学术研讨会. 北京, 2014.
- LU Z C, DONG Y X, GE C, et al. Ballistic characteristics on penetrating medium-thick targets with rigid projectile [C]//National Symposium on Dynamic Load and Protection and Dynamic Symposium on Dynamic Mechanics of Complex Media/Structure in 2014. Beijing, 2014.
- [13] 陈小伟, 李维, 宋成. 细长尖头刚性弹对金属靶板的斜侵彻/穿甲分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2005, 25(5): 393-399.
- CHEN X W, LI W, SONG C. Oblique penetration/perforation of metallic plates by rigid projectiles with slender bodies and sharp noses [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2005, 25(5): 393-399.
- [14] WARREN T L, FORRESTAL M J. Effects of strain hardening and strain-rate sensitivity on the penetration of aluminum targets with spherical-nosed rods [J]. *International Journal of Solids & Structures*, 1998, 35(35): 3737-3753.

Numerical Research of Influence of Attack Angle on Thin Aluminum Alloy Plate Impacted by Ogival-Nosed Projectile

DENG Yunfei, YUAN Jiajun

(College of Aeronautical Engineering, Civil Aviation University of China, Tianjin 300300, China)

Abstract: Based on the Johnson-Cook material constitutive and failure criteria, we established the models of 2A12 thin aluminum alloy plates with a thickness of 2 mm impacted by ogival-nosed projectiles using the finite element software ABAQUS, and studied the influence of the attack angles (0° – 60°) on the projectiles' impacting processes, energy change and the deformation of targets on the basis of the verification of the models and parameters. The results show that the kinetic energy of the targets slightly increase during the impact process, and the plastic deformation is the main form of energy dissipation; the increase of the attack angle causes the broken area of the target to increase at first and then remain unchanged, and the shape of the hole transits from circular to "L"-shaped; the residual kinetic energy of the projectiles decreases with the increase of the attack angle and remains stable after the attack angle reaches 45° ; the ballistic limits of the targets increase first and then decrease slightly with the attack angle, reaching the maximum when the angle was 45° .

Keywords: ogival-nosed projectile; attack angle; ballistic limit; numerical simulation

分段 PELE 弹体冲击多层靶板数值分析^{*}

周敬轅, 丁亮亮, 汤文辉, 冉宪文

(国防科技大学文理学院, 湖南 长沙 410073)

摘要: 为了实现侵彻体对多层靶板的高效毁伤, 采用数值模拟方法研究了分段式横向效应增强体(PELE)对4层金属靶的侵彻效应, 获得了弹体侵彻速度和靶板厚度对弹体终点效应的影响。结果表明, 分段 PELE 弹侵彻4层靶的靶后效果优于普通 PELE 弹。与金属杆相比, 分段 PELE 弹侵彻多层靶后的弹孔直径更大。弹丸贯穿各层靶板后壳体的径向速度峰值随着靶板厚度的增加而增大, 而壳体破碎长度并不随之线性变化。提高弹丸侵彻速度时, 弹丸穿过第1层靶板后壳体破碎长度的变化趋势与径向速度峰值的变化相似, 穿过第2层和第3层靶板后壳体破碎长度和径向速度峰值在侵彻速度为1.4 km/s时达到极大值, 随后下降, 而穿过第4层靶板后壳体破碎长度和径向速度峰值随着初速度的增加而增大。

关键词: 横向效应增强体(PELE); 分段弹体; 多层靶板; 侵彻

中图分类号: O389; TJ41

文献标识码: A

为应对日益复杂的战场环境, 需要不断创新毁伤模式。横向效应增强体(Penetrator with Enhanced Lateral Effect, PELE)是一种新型侵彻弹, 最早由法德圣路易斯研究所于1996年提出^[1]。PELE 弹的典型结构特点是采用密度不同的外壳和内芯, 无需引信和装药, 其中: 外壳一般为高密度材料, 如合金钢、钨合金; 弹芯为低密度材料, 如铝、尼龙、聚乙烯等。弹丸侵彻目标时, 由于低密度弹芯的侵彻能力弱, 弹芯被压缩产生径向膨胀, 弹体内部压力迅速上升; 弹丸穿过目标后, 内外压力差使壳体断裂, 形成破片。由此可见, PELE 弹兼具穿甲和破片杀伤效果, 具有结构简单、低成本、弹体使用安全等优点, 可出色地完成高效毁伤^[2-3]。

传统侵彻弹的毁伤机理和作用特点研究已经相当成熟^[4], 而 PELE 弹不同于一般的侵彻弹, 需要在靶后形成有效破片, 其弹体结构的侵彻规律也有自己的特点, 因此学者们开展了大量的研究工作。张谋等^[5]通过数值仿真技术分析 PELE 弹内芯与横向效应的关联; 朱建生等^[6]对 PELE 弹的破碎机理和弹体结构进行了理论分析; 杜忠华等^[7]通过理论分析与数值仿真, 认为 PELE 弹撞击金属薄板时, 壳体的横向速度随着弹丸着靶速度和装填材料声阻抗的增大而增大。

在现代战场上, 随着目标防护性能的增强, 单一功能的弹丸很难达到理想的破坏效果, 这就要求进攻模式多元化。为此, 本研究提出分段式 PELE 弹的概念, 期望通过分段式 PELE 弹体结构增强毁伤能力, 尤其是应对多层目标。然而, 分段式 PELE 弹的穿靶过程受多种因素影响, 本研究采用数值模拟方法重点探讨弹体的侵彻速度和靶板厚度对其终点效应的影响规律, 以实现分段式 PELE 弹应对不同目标时发挥出最强的优势性能。

1 数值方法与模型

利用非线性动力学软件 LS-DYNA 进行数值模拟。弹体采用两段 PELE 结构, 用螺纹连接, 其结构

^{*} 收稿日期: 2018-02-04; 修回日期: 2018-03-27

作者简介: 周敬轅(1994—), 男, 硕士研究生, 主要从事材料力学动态性能研究. E-mail: zhoujingyuan12@163.com

通信作者: 汤文辉(1964—), 男, 博士, 教授, 主要从事高压物理与工程力学研究. E-mail: wenhuitang@163.com

如图 1 所示,有限元模型见图 2。第 1 段和第 2 段弹体的长度分别为 32 和 40 mm,外径 10 mm,弹芯尺寸为 $\varnothing 6\text{ mm}\times 30\text{ mm}$ 。靶板为 4 层,每层靶的材料和厚度均相同,设靠近弹丸一侧为第 1 层。弹壳均采用钨合金,内芯材料为铝,弹尾采用钨合金。弹体材料参数列于表 1,其中 ρ_0 为密度, E 为弹性模量, G 为剪切模量, ν 为泊松比。

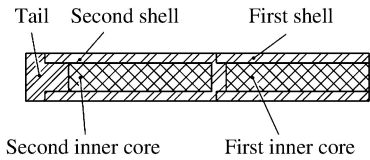


图 1 弹体结构
Fig. 1 Projectile structure

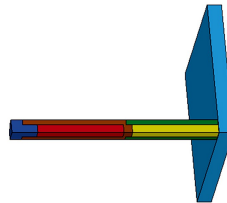


图 2 有限元模型
Fig. 2 Finite element model

表 1 材料参数
Table 1 Material parameters

Material	$\rho_0/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	E/GPa	G/GPa	ν	Constitutive model
Tungsten alloy	17.67	354	138	0.28	Johnson-Cook
Aluminum	2.70	69		0.33	Plastic_Kinematic
921 steel	7.85	210	78	0.30	Johnson-Cook

为了提高计算效率,采用 1/4 模型模拟,约束对称面的位移和转动,设置为轴对称状态。靶板周围边界采用固定约束,限制所有方向的运动。网格尺寸为 0.1~0.5 mm,弹体经过区域网格加密,其他区域采用渐变网格。网格单元均采用 SOLID164 单元,为八节点六面体^[8]。靶板和壳体均采用 Johnson-Cook 模型和 Grüneisen 状态方程描述,弹芯采用 Plastic_Kinematic 模型描述。同时添加 Add_Erosion,以控制材料的失效。弹体内部采用 Contact_Automatic_Surface_To_Surface 接触算法,弹体与靶板之间采用 Contact_Eroding_Surface_To_Surface 接触算法。

2 模拟结果与分析

2.1 分段 PELE 弹与一般 PELE 弹对比

设计一个尺寸与分段 PELE 弹一致的普通 PELE 弹进行模拟,入射速度为 1.4 km/s,单层靶板厚度为 8 mm。两类弹体的轴向速度(v_a)变化曲线如图 3 所示。可见:穿过第 1 层靶时,两种弹的轴向速度变化基本一致;180 μs 左右两类弹体穿过第 2 层靶,轴向速度产生分离;此后,普通 PELE 弹的轴向速度降幅明显大于分段 PELE 弹。两类弹穿过 4 层靶板后,弹壳未破碎长度 L_r 如表 2 所示。结果显示,分段 PELE 弹主要在第 1 层与第 2 层靶板之间以及第 3 层与第 4 层靶板之间形成破片。在侵彻多层靶板过程中,由于分段 PELE 弹在弹芯之间设置壳体间隔保护,能够在一定程度上限制每次

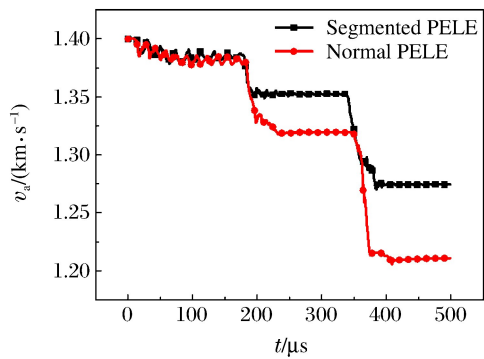


图 3 弹体轴向速度-时间曲线
Fig. 3 Axial velocity-time curve for projectile

穿靶后弹体的破碎长度,保留其后续侵彻和产生破片的能力,因此分段 PELE 弹在侵彻多层靶过程中的破片分配更合理。相比之下,普通结构的 PELE 弹在穿过前两层靶板后,弹体基本全部破碎,难以对后续目标产生有效毁伤。对比表明:分段 PELE 弹相较普通 PELE 弹,具有更强的侵彻能力。

表 2 弹壳未破裂长度

Table 2 Length of unbroken PELE shell after penetration

Projectile type	L_r/mm			
	1st layer	2nd layer	3rd layer	4th layer
Segmented PELE	39.75	22.82	5.12	0
Normal PELE	31.49	8.71	0	0

2.2 靶板厚度对分段 PELE 弹终点效应的影响

一般来说,PELE 弹主要打击较薄的防护壳体及其后方的目标,而靶板厚度对弹丸的终点效应有重要影响^[9]。设弹丸的初始侵彻速度为 1.4 km/s,改变单层靶板厚度 H (4、5、6 和 8 mm),进行数值模拟。不同 H 下,弹丸穿过各层靶板后壳体径向速度峰值 v_r 以及壳体破裂长度 L 如图 4 所示。

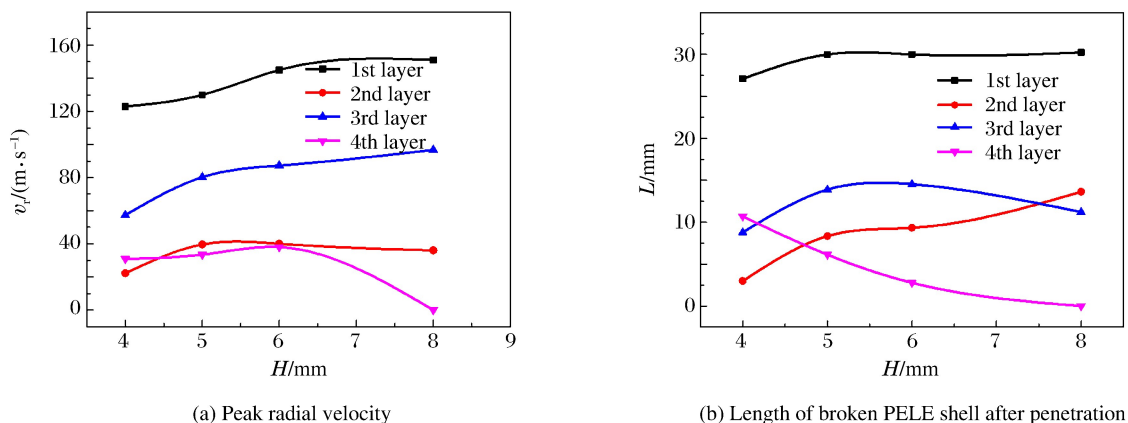


图 4 不同靶板厚度条件下壳体的径向速度峰值和破裂长度

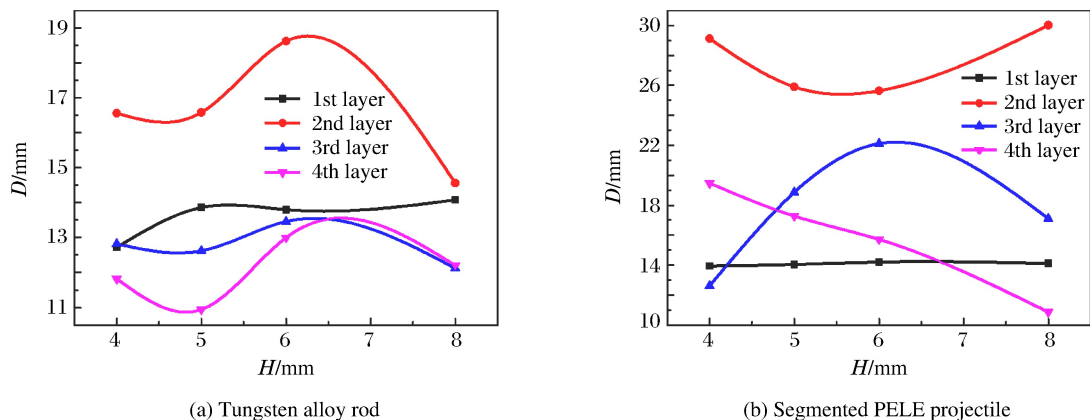
Fig. 4 Peak radial velocity and crushing length of shell under different thicknesses of target plate

如图 4(a)所示,随着 H 的增加,分段 PELE 弹穿过各层靶板后壳体的径向速度峰值呈现增加趋势;只有当靶板厚度 H 为 8 mm 时,弹丸在侵彻第 4 层靶板过程中完全被侵蚀消耗,无破片产生,速度为零。在 H 不同的条件下,弹丸穿过多层靶板后壳体径向速度峰值基本逐层递减,但穿过第 2 层靶时例外,其壳体径向速度峰值最低。由图 4(b)可知,弹丸穿过第 1 层靶板后第 1 段弹体几乎完全破碎,表明该阶段产生的破片最多。故而弹体侵彻第 2 层靶板时,由于破片提前对靶板进行破坏,导致穿靶后弹壳的径向速度峰值相对其他 3 次较低。

H 对弹壳破碎的影响主要体现在后 3 层靶板的侵彻过程中。增加 H 会使弹丸在穿过第 2 层靶板后的破碎长度 L 增加;穿过第 3 层靶板后, L 多数情况大于穿过第 2 层靶后,且此时 L 先随 H 的增加而增加,当 $H=8$ mm 时,因前两次穿靶时 L 较大,导致第 3 次穿靶后 L 反而减少;穿过第 4 层靶后, L 随着 H 的增加而逐渐变小。由此可见,当 H 处于 5~6 mm 区间时,弹丸穿透各层靶后 L 的分配比较均匀合理。

虽然增加 H 可使穿靶后壳体的径向速度峰值更大,但也会使弹体在前几次穿靶过程中壳体破碎过多,不利于后续侵彻和毁伤目标。总体而言, H 在 5~6 mm 时,本弹体结构每次穿靶后的壳体径向速度峰值较高,破碎长度均匀,效果最好。

设计一个与分段 PELE 弹相同尺寸的钨合金杆,以相同的速度侵彻多层靶板。得到两种弹体侵彻不同厚度靶板后的弹孔直径(D),如图 5 所示。从图 5(b)中可以看到,分段 PELE 弹侵彻不同厚度靶板时,在第 2 层靶上的弹孔最大。随着 H 的增加,分段 PELE 弹在每层靶板上的开孔规律并不一致:对于第 1 层靶, D 随着 H 的增加略微增大;第 2 层靶中, H 在 5~6 mm 时 D 有极小值;第 3 层靶板中,靶板厚度为 6 mm 时 D 达到极大值;而第 4 层靶板中, D 随着 H 的增加而减小。



(a) Tungsten alloy rod

(b) Segmented PELE projectile

图5 两种弹体侵彻不同厚度靶板的弹孔直径

Fig. 5 Layer thickness effect on diameter of crater on multi-layer targets

图6中 e 表示分段PELE弹与钨合金杆侵彻靶板后弹孔直径的相对偏差, $e>0$ 表示分段PELE弹的弹孔直径更大。数据显示:第1层靶板中的 e 值均较低, $H=4$ mm时达到最大值,但此时分段PELE弹的 D 相对钨合金杆仅有8.67%的提升;对于不同厚度的靶板,分段PELE弹侵彻第2层靶板的 D 值均远大于钨合金杆,即使对于 e 最低的6 mm厚靶板, D 也增加27.68%,而 $H=8$ mm时, D 的增幅达到54.1%;第3层靶板的 e 值在 $H=6$ mm时取极大值;第4层靶板的 e 值随着 H 的增加而减小。

综合来看,当 H 为5~6 mm时,分段PELE弹侵彻各层靶板时的弹孔均大于钨合金杆,即就相对开孔能力而言,本研究中的分段PELE弹适应的最佳靶板厚度依然是5~6 mm。

2.3 侵彻速度对分段PELE弹终点效应的影响

根据以上分析结果,选定靶板厚度为5 mm,改变弹丸初始速度 v_0 (0.8、1.1、1.4和1.7 km/s),进行数值模拟,所得 v_r 和 L 随 v_0 的变化曲线如图7所示。

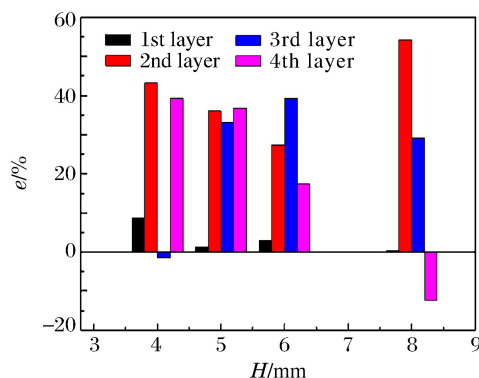
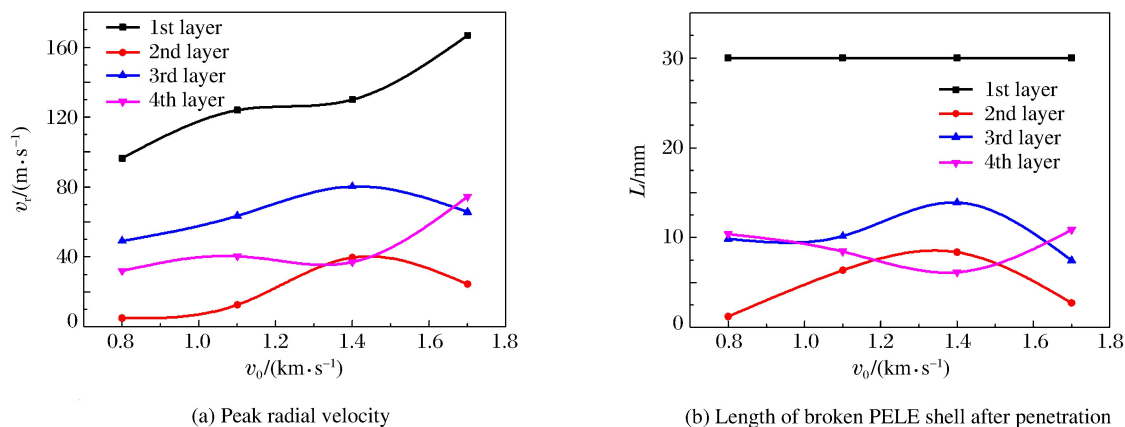


图6 钨合金杆和分段PELE杆在多层靶中造成的开孔大小差异

Fig. 6 Relative difference in diameters of craters caused by tungsten alloy rod and segmented PELE penetration



(a) Peak radial velocity

(b) Length of broken PELE shell after penetration

图7 不同侵彻速度下壳体的径向速度峰值和破裂长度

Fig. 7 Peak radial velocity (a) and length of broken PELE shell (b) after different velocity penetration

图 7(a) 显示,弹丸以不同的 v_0 侵彻靶板时,穿过第 1 层和第 4 层靶板后,壳体径向速度峰值随着 v_0 的增加而增大;而穿过第 2 层靶板后,壳体径向速度峰值相对较低;穿过第 2 层和第 3 层靶板后,壳体径向速度峰值在 $v_0 = 1.4 \text{ km/s}$ 时出现极大值,在 $v_0 = 1.7 \text{ km/s}$ 时反而降低。从图 7(b) 中也可以看到,当 v_0 达到 1.7 km/s 时,弹丸穿过第 2 层和第 3 层靶板后壳体破裂很少,此时弹丸的横向效应不显著。这表明在一定的靶板厚度条件下,分段 PELE 弹的 v_0 过高反而不利于其在侵彻多层薄靶后产生适量破片。

当 $H = 5 \text{ mm}$ 、 v_0 在 $0.8 \sim 1.7 \text{ km/s}$ 范围内时:弹丸穿过第 1 层靶板后前段弹体完全破裂, L 均为 30 mm ,体现分段 PELE 弹可在一定程度上控制破碎范围;之后的几层靶板侵彻过程中,随着侵彻速度的变化, L 与 v_r 的变化趋势一致,径向速度峰值越高,破碎长度越长。综合考虑后认为弹丸以 1.4 km/s 的初始速度侵彻最佳。

3 结 论

(1) 相对普通 PELE 弹,分段 PELE 弹侵彻多层靶板时,壳体破裂产生的破片分布更合理,侵彻能力更强。

(2) 分段 PELE 弹在侵彻多层金属薄靶后,各层靶的弹孔直径普遍大于相同金属杆侵彻形成的弹孔直径,特别是第 2 层靶板,其弹孔直径增大超过 26% ;分段 PELE 弹在侵彻不同厚度靶板时,均在第 2 层靶上的弹孔直径最大。

(3) 随着靶板厚度的增加,弹丸贯穿各层靶板后的壳体径向速度峰值一同增加,弹丸侵彻第 2 层至第 4 层靶时壳体随靶板厚度的增加而产生更多破碎。随着弹丸初速度的增加,弹丸在穿过第 2 层和第 3 层靶板后壳体径向速度峰值和破碎长度均在初始速度为 1.4 km/s 时达到极大值。一定范围内改变靶板厚度和弹丸初始速度,弹丸贯穿第 2 层靶后的壳体径向速度峰值最低,而穿过第 1 层靶板后的弹体破碎长度基本保持不变。

(4) 此分段 PELE 弹在单层靶板厚度接近一半弹丸口径、初始速度在 1.4 km/s 附近时有较好的终点效应。

参考文献:

- [1] PAULUS G, SCHIRM V. Impact behaviour of PELE projectiles perforating thin target plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 33: 566-579.
- [2] PAULUS G, CHANTERET P Y, WOLLMANN E. PELE: a new penetrator-concept for the generation of lateral effects [C]//21st International Symposium on Ballistics. Adelaide, Australia: IBC, 2004: 104-110.
- [3] KESBERG G, SCHIRM V, KERK S. PELE-the future ammunition concept [C]//21st International Symposium on Ballistics. Adelaide, Australia: IBC, 2004: 1134-1144.
- [4] 钱伟长. 穿甲力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1984.
- [5] 张谋, 蒋建伟, 门建兵, 等. 钨合金壳体 PELE 的侵彻膨胀效应数值模拟 [J]. 弹箭与制导学报, 2009, 29(2): 110-113.
ZHANG M, JIANG J W, MEN J B, et al. Numerical simulation of lateral effect of tungsten shell PELE [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2009, 29(2): 110-113.
- [6] 朱建生, 张敬修. 横向效应增强型侵彻体作用机理研究进展 [J]. 兵器材料科学与工程, 2014(4): 116-120.
ZHU J S, ZHANG J X. Review on functional mechanism of penetrator with enhanced lateral effect [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2014(4): 116-120.
- [7] 杜忠华, 宋丽丽. 横向效应增强型侵彻体撞击金属薄靶理论模型 [J]. 南京理工大学学报, 2011, 35(6): 822-826.
DU Z H, SONG L L. Theoretical model of penetrator with enhanced lateral effect impacting thin metal target [J].

- Journal of Nanjing University of Science and Technology, 2011, 35(6): 822-826.
- [8] YE X J, DU Z H, HU C H, et al. Simulation studies on the influence of impact velocity on the PELE penetrated and broken reinforced concrete [J]. Advanced Materials Research, 2013, 690: 3108-3111.
- [9] 叶小军, 杜忠华, 姚方堂. 钢筋混凝土靶厚度影响 PELE 侵彻效果的数值分析 [J]. 含能材料, 2014(5): 612-616.
- YE X J, DU Z H, YAO F T. Numerical simulation on influence of reinforced concrete thickness on PELE penetration [J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2014(5): 612-616.

Numerical Analysis of Segmented PELE Penetrating Multi-layer Target

ZHOU Jingyuan, DING Liangliang, TANG Wenhui, RAN Xianwen

(College of Liberal Arts and Sciences, National University of Defense Technology,
Changsha 410073, China)

Abstract: To achieve efficient damage, we simulated the penetration of segmented penetrator with enhanced lateral effect (PELE) on the 4-layer metal target and analyzed the influence of projectile velocity and layer thickness on the terminal effect. The results showed that the segmented PELE projectile performed better penetration than the normal PELE projectile and the diameter of crater produced by segmented PELE projectile was larger than that produced by its rod counterpart. When the projectile passed through the targets, the peak radial velocity of PELE shell increases with the increasing target layer thickness while the length of broken shell did not change with it. The peak radial velocity and length of broken shell was found to increase with increasing segmented PELE projectile velocity after penetrating the first layer and reach a maximum when the projectile velocity was 1.4 km/s after penetrating the second and third layer. After penetrating the fourth layer, the peak radial velocity and the length of broken shell increased with increasing projectile velocity.

Keywords: penetrator with enhanced lateral effect; segmented projectile; multi-layer target; penetration

基于 SPH 的分层钢板抗半球头弹 侵彻的数值模拟^{*}

强洪夫, 孙新亚, 王 广, 陈福振, 石 超, 黄拳章

(火箭军工程大学, 陕西 西安 710025)

摘要: 随着高强度、高抗冲击特性钢结构在防护装甲、武器库防护门等军事领域得到广泛应用, 钢结构的抗冲击性能成为研究的重点和热点。采用光滑粒子流体动力学方法 (Smoothed Particle Hydrodynamics, SPH) 对半球头弹撞击多层钢板的过程进行了数值模拟, 并与实验对比, 分析了半球头弹撞击后钢板的失效形式, 得到了撞击点处钢板盘式隆起、蝶形破坏等过程, 得到了钢板的 von Mises 应力分布以及半球头弹的剩余速度, 验证了 SPH 方法在模拟钢板侵彻变形问题上的有效性。通过数值模拟, 研究了钢体层数、钢体厚度对其抗侵彻特性的影响, 研究表明: 3 mm 时单层钢板比多层钢板的防护能力强, 9 mm 时多层钢板比单层钢板的防护能力强, 12 mm 时多层钢板和单层钢板的防护能力相当。

关键词: 金属靶板; 靶体结构; 侵彻; SPH

中图分类号: O385

文献标识码: A

现代战争中, 高强度、耐冲击的钢结构是目前坦克装甲、武器库等的主要防护装置。随着高精度、高能量武器的使用, 钢结构在防护过程中可能遭受到高速冲击作用, 为评估和提高钢结构防护装置的抗打击能力, 有必要对冲击载荷作用下钢结构的力学响应过程进行研究, 总结其破坏规律, 从而提高其耐冲击性。

自 20 世纪 40 年代 Taylor^[1] 开展了金属弹体撞击金属靶板实验后, 国内外就不同结构弹体侵彻金属靶板问题进行了大量的实验研究、数值仿真和理论分析工作^[2-10]。Strong^[2] 通过弹体撞击金属靶板, 分析了弹体变形对靶板失效和弹道极限速度的影响。Dey^[3] 对不同形状弹头侵彻不同强度钢板的过程进行实验和数值模拟。实验研究虽能得出具体的实验值, 但耗费严重、危险系数大、难度高。因此数值模拟成为研究此类问题的主要方法和手段^[4-7], 但传统网格法在计算中出现了网格畸变、失效细节描述不清楚等问题。光滑粒子流体动力学方法 (Smoothed Particle Hydrodynamics, SPH) 作为一种纯 Lagrange 的无网格粒子方法, 在数值模拟固体介质的断裂和破碎过程时, 能精确捕捉界面变化、材料破坏等, 因此非常适合该类问题的求解^[8-10]。强洪夫等^[8] 通过 SPH 方法对聚能射流侵彻混凝土靶板的过程进行模拟仿真, 较好地描述了侵彻过程中弹速变化、碎片飞溅等细节问题。但是, 关于 SPH 方法模拟侵彻钢板过程中靶板盘式隆起、冲塞挤压成形、碎片自由飞溅等复杂过程的研究国内外鲜有报道。

利用 SPH 方法对半球形弹头侵彻钢板的过程进行数值模拟, 并与实验对比, 验证 SPH 算法在模拟钢板侵彻变形问题上的有效性; 分析钢板失效变形模式机理, 并得到各层钢板 von Mises 应力分布情况。进一步通过大量有效的数值模拟探讨钢板板层数和钢板厚度对抗侵彻特性的影响。

^{*} 收稿日期: 2017-10-22; 修回日期: 2017-11-13

基金项目: 国家自然科学基金 (51276192); 国家重点基础研究发展计划 (973 计划) 基金项目 (61338)

作者简介: 强洪夫 (1963—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事结构强度、固体发动机等方面的研究。

E-mail: Qiang@263.net

通信作者: 孙新亚 (1993—), 男, 硕士研究生, 主要从事爆炸冲击等方面的研究. E-mail: 1430167246@qq.com

1 模型与算法

1.1 控制方程和状态方程

1.1.1 控制方程

中低速半球形弹头(弹头端头为半球形)撞击钢板的过程可以当作具有材料强度的流体动力学问题解决,Lagrange 框架下的控制方程组表述为

$$\frac{d\rho}{dt} = -\rho \nabla \cdot \mathbf{v} \quad (1)$$

$$\frac{d\mathbf{v}}{dt} = \frac{1}{\rho} [-\nabla p + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}] + \mathbf{g} \quad (2)$$

$$\frac{de}{dt} = -\frac{p}{\rho} \nabla \cdot \mathbf{v} + \tau \nabla \cdot \mathbf{v} \quad (3)$$

$$\frac{d\mathbf{x}}{dt} = \mathbf{v} \quad (4)$$

式中: d/dt 表示物质导数, ρ 、 \mathbf{v} 、 p 分别为密度、速度、压强, $\boldsymbol{\tau}$ 为偏应力张量, \mathbf{g} 为单位质量体积力。

1.1.2 状态方程

为计算撞击过程中的各向同性压力 p ,引入 Mie-Grüneisen 状态方程

$$p(\rho, e) = \left(1 - \frac{1}{2}\Gamma\eta\right)p_H(\rho) + \Gamma\rho e, \quad \eta = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 \quad (5)$$

$$p_H = \begin{cases} a_0\eta + b_0\eta^2 + c_0\eta^3 & \eta > 0 \\ a_0\eta & \eta < 0 \end{cases} \quad (6)$$

式中: $a_0 = \rho_0 C_s^2$, $b_0 = a_0[1 + 2(S_s - 1)]$, $c_0 = a_0[2(S_s - 1) + 3(S_s - 1)^2]$ 。 Γ 为 Grüneisen 参量, $\Gamma = 2.0$; $C_s = 5328$ m/s, 为冲击速度与粒子速度的线性相关常量; $S_s = 1.338$, 为斜率^[8,11]。

1.2 本构方程

半球形弹头以中低速(小于 1.3 km/s)碰撞金属靶板时,弹体几乎无变形产生,弹道近似为直线,弹体的质量消耗可以不计,这时侵彻过程可以看作刚性侵彻,弹体可以看作刚性弹^[12],其运动方程由牛顿第二定律的质点方程确定。

靶板本构方程采用 Johnson-Cook^[8]本构模型,其流动应力可表示为

$$\sigma_{eq} = [A + Br^n][1 + C \ln \dot{\epsilon}^*][1 - T^{*m}] \quad (7)$$

式中: $T^* = (T - T_0)/(T_m - T_0)$, T_0 是室温, T_m 是材料熔点; A 、 B 、 C 、 n 和 m 是材料常数, r 是累积损伤塑性应变; $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$, $\dot{\epsilon}$ 是累积塑性应变, $\dot{\epsilon}_0$ 是自定义参考应变率。

为了表征分层钢板之间的粘结锚固作用,引入 Nilson^[13]粘结滑移关系式,其粘结应力表达式为

$$\sigma_e = 9.78 \times 10^2 s - 5.72 \times 10^4 s^2 + 8.35 \times 10^5 s^3 \quad (8)$$

式中: $s = \sqrt{\delta\alpha^2 + \delta\beta^2 + \delta\gamma^2}$, $\delta\alpha$ 、 $\delta\beta$ 、 $\delta\gamma$ 分别表示 α 、 β 、 γ 3 个方向上的相对位移。

1.3 SPH 算法基本理论

SPH 算法是模拟流体流动的一种拉格朗日型粒子方法,通过使用一系列任意分布的粒子来求解具有各种边界条件的积分方程或偏微分方程。SPH 方法通常通过核函数插值实现场变量或场变量梯度的插值,通过粒子近似实现对核函数估计积分表达式的粒子离散^[11]。

1.3.1 人工黏度

为了能利用流体动力学方法解决冲击问题,Monaghan^[14]提出了人工黏度模型

$$\Pi_{ij} = \begin{cases} \frac{-\alpha_1 \bar{c}_{ij} \mu_{ij} + \beta_1 \mu_{ij}^2}{\rho_{ij}} & \mathbf{v}_{ij} \cdot \mathbf{r}_{ij} < 0 \\ 0 & \mathbf{v}_{ij} \cdot \mathbf{r}_{ij} \geq 0 \end{cases} \quad (9)$$

$$\mu_{ij} = \frac{h_{ij} \mathbf{v}_{ij} \cdot \mathbf{r}_{ij}}{|\mathbf{r}_{ij}|^2 + \eta^2}, \bar{c}_{ij} = \frac{1}{2} (c_i + c_j), \bar{\rho}_{ij} = \frac{1}{2} (\rho_i + \rho_j),$$

$$h_{ij} = \frac{1}{2} (h_i + h_j), v_{ij} = v_i - v_j, x_{ij} = x_i - x_j$$

式中: h 为光滑长度, c 为粒子声速, α_1 和 β_1 为常数, 取值与应用的问题有关, α_1 相关的项是体积黏度, β_1 相关的项是用于在高马赫数时用于防止粒子的相互穿透。

1.3.2 控制方程的 SPH 离散

中低速半球形弹头撞击金属薄板过程属于 SPH 方法在具有材料强度的冲击动力学方面的应用。为了解决冲击域内求解结果的非物理振荡, 且将冲击面内的动能以热能的形式耗散, 引入人工黏性^[10], SPH 离散的控制方程可写作

$$\begin{cases} \frac{d\rho_i}{dt} = \sum_{j=1}^N m_j \mathbf{v}_{ij} \cdot \nabla_i W_{ij} \\ \frac{dv_i^a}{dt} = \sum_{j=1}^N m_j \left(\frac{\sigma_i^{a\beta}}{\rho_i^2} + \frac{\sigma_j^{a\beta}}{\rho_j^2} + \Pi_{ij} \right) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} \\ \frac{de_i}{dt} = \sum_{j=1}^N m_j \left(\frac{p_i}{\rho_i^2} + \frac{p_j}{\rho_j^2} + \Pi_{ij} \right) v_{ij} \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^a} + \frac{1}{\rho_i^2} S_i^{a\beta} \bar{\epsilon}_i^{a\beta} \\ \frac{dx_i}{dt} = v_i \end{cases} \quad (10)$$

式中: 应力张量 $\sigma^{a\beta} = -p\delta^{a\beta} + S^{a\beta}$, 应变率张量 $\dot{\epsilon}^{a\beta} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v^a}{\partial x^\beta} + \frac{\partial v^\beta}{\partial x^a} \right)$, 应力偏量 $S^{a\beta} = S^{a\beta} Y_{JC} / J_2$ 。 N 为求解区域内粒子总数; $X_i, X_j (X: v, m, p, \rho)$ 分别表示 i 粒子和 j 粒子的量; W 是光滑函数, 一般选用三次样条函数; α, β 表示空间坐标轴方向。

2 数值模拟

邓云飞等^[6]使用空气炮发射装置, 在一级气炮上, 用半球头弹分别撞击厚度为 6 mm 的单层靶和 3 层 2 mm 厚度钢板叠加的 3 层靶, 靶板材料采用 Q235 钢。弹体材料为特殊热处理的 38CrSi 合金钢, 其名义质量(产品上标定的质量)为 34.5 g, 直径为 12.3 mm。本研究设计的算例条件与该实验实施条件相同, 将靶板的厚度的计算范围由 6 mm 扩大到 3~12 mm。基于易分网格的原则, 数值模拟中弹体直径取为 12 mm, 弹体的质量取 35 g。半球形弹体几何模型见图 1。

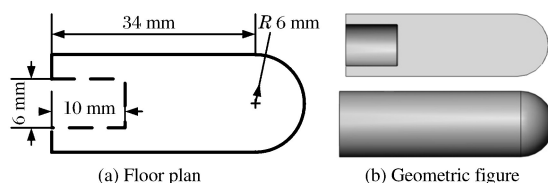


图 1 半球形弹体几何模型图

Fig. 1 Geometric model of hemispherical-nosed projectile

2.1 半球头弹体侵彻钢板数值模型

算例中, 弹体速度中等, 是典型的中速弹体侵彻钢板问题, 弹体及钢板的几何模型如图 2 所示, 图中黄、红、绿分别代表第 1、第 2 和第 3 层钢板。由于弹体的尺寸远远小于钢板尺寸, 可以认为钢板是无限大。在这种情况下, 钢板和弹体都是轴对称图形, 为了简化计算, 将实验中原来的方形钢板简化为直径为 120 mm 的圆板, 钢板由厚度值为 2 mm 的 3 个等厚板无间隙粘结锚固而成。具体的粒子配置如图 2 所示, 粒子间距为 1 mm, 其中弹体粒子数为 4 060, 钢板粒子数为 37 040。

2.2 半球头弹体侵彻钢板数值模拟

侵彻过程中弹体变形非常小, 计算中弹体按刚体处理, 弹体密度为 7.98 g/cm³, 弹体初始速度为 434.93 m/s。钢板材料为 Q235 钢材料, 钢板密度值为 7.8 g/cm³, 使用 Johnson-Cook (J-C) 本构模型, 具体材料参数见表 1。钢板的层与层之间通过 Nilson 粘结滑移关系式施加粘结应力。

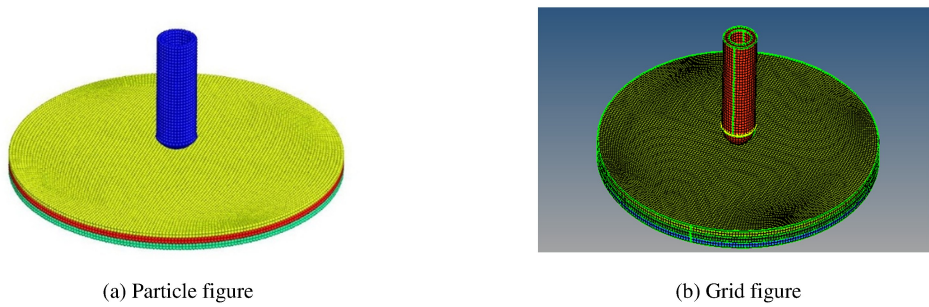


图 2 数值模拟模型图
Fig. 2 Numerical simulation model

表 1 Johnson-Cook 本构模型参数
Table 1 Johnson-Cook constitutive model parameters

$A/$ MPa	$B/$ MPa	n	C	m	$T_m/$ K	$\dot{\rho}_0/$ s^{-1}	$c_V/$ $(J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1})$	$T_0/$ K	r
300	426	0.34	0.015	1.0	775	1.0	875	300	0.1

数值模拟中,光滑长度取 1.5 倍粒子间距,时间积分采用蛙跳格式,时间步长通过 Monaghan^[11] 提出的时间步长公式求得。

下面主要以初速度为 434.93 m/s 的长杆弹为例,对整个侵彻过程进行详细分析。图 3 表示半球形弹头侵彻 3 层钢的数值模拟过程。(a) 弹体撞击钢板瞬间,材料界面和弹靶自由表面还未反射稀疏波,弹靶接触点附近产生高压并向钢板四周传播应力波;(b) 开坑阶段,弹体向前运动,钢板在应力波的作用下开坑,钢板背面产生盘式隆起,弹坑也不断向四周延扩;(c) 侵彻贯穿阶段,钢板背表面隆起部位开裂,产生冲塞,弹顶穿出钢板背面,冲塞随着弹体运动;(d) 贯穿脱离阶段,弹体完全穿过钢板,钢板背面盘式隆起,并产生蝶式变形失效,冲塞随弹体继续运动。

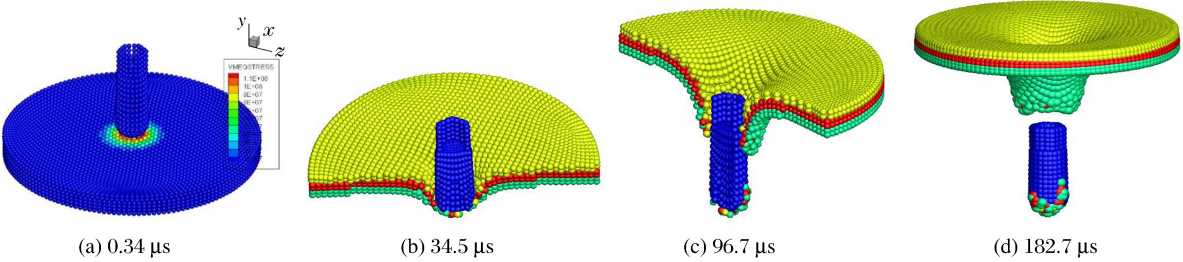


图 3 半球形弹头侵彻 3 层金属靶板数值模拟
Fig. 3 Numerical simulation of 3-layer plates impacted by hemispherical-nosed projectile

图 4 给出了采用实验和 SPH 方法数值模拟过程中每层钢板失效变形的对比,图 5 表示的是钢板中 von Mises 应力的分布情况。由图 4 可以看出,第 1 层钢板的失效模式主要是盘式隆起,类似于延性孔洞的扩展,弹孔周围的材料在应力波的作用下,不断向四周扩张,最终发生花瓣形卷边破坏,产生冲塞;第 2 层和第 3 层薄板的失效模式主要是蝶形变形,弹孔周围的材料沿着撞击方向向前扩张,形成显著的盘式隆起,顶部发生花瓣开裂。由图 5 可以看出,在盘式隆起的部位 von Mises 应力最大,第 2 层靶板盘式隆起部位的 von Mises 应力比其他两层钢板的大;第 1 层钢板边缘区域产生 4 条裂纹,第 2、第 3 层钢板没有出现裂纹,相比,第 3 层的 von Mises 应力较小。

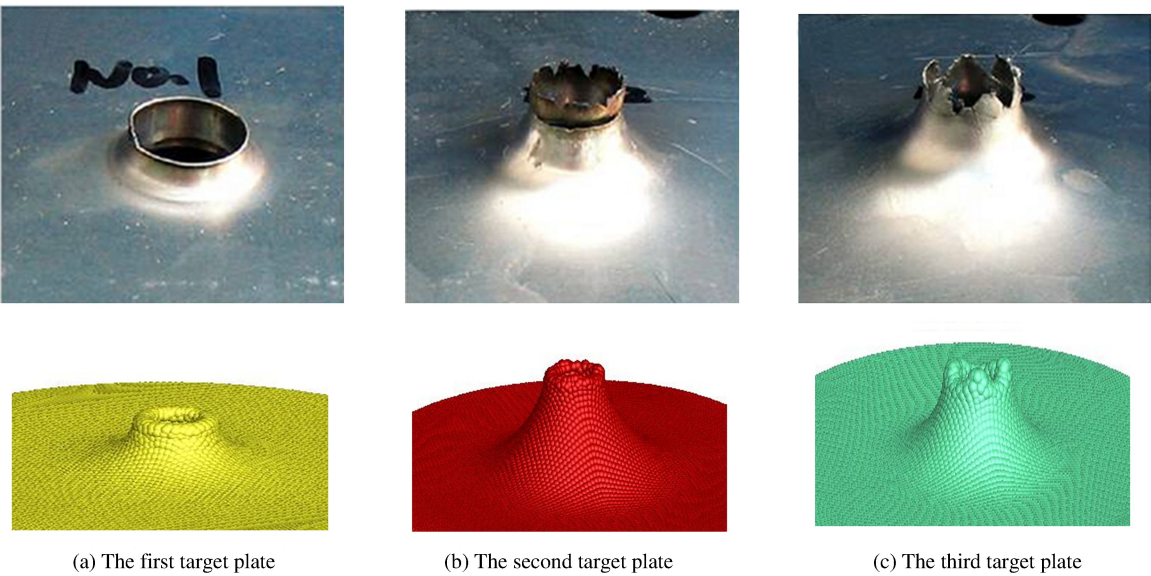


图 4 半球形弹头撞击靶板实验和数值模拟对比

Fig. 4 Experiment and numerical simulation of plates impacted by hemispherical-nosed projectile

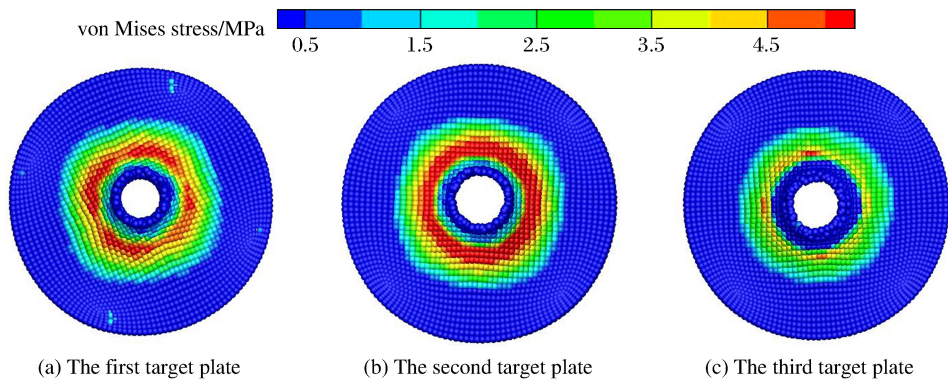


图 5 半球形弹头贯穿金属靶板后金属靶板中 von Mises 应力的分布

Fig. 5 von Mises stress distribution in metal target after hemispherical-nosed projectile penetration

图 6 给出了半球形弹头撞击 6 mm 单层钢板实验和数值模拟对比,可以看出,单层钢板的主要失效模式是剪切作用引起的盘式隆起。通过对比验证发现,数值模拟得到的结果符合钢板的侵彻物理规律,与实验结果吻合较好。



图 6 半球形弹头撞击 6 mm 单层靶板实验和数值模拟对比

Fig. 6 Experiment and numerical simulation of 6 mm plates impacted by hemispherical-nosed projectile

半球形弹头撞击多层钢板的算例中,弹体剩余速度实验值为 337.66 m/s,数值模拟中弹体的剩余速度为 361.3 m/s。数值仿真与实验剩余速度的相对误差为 6.54%,产生误差的原因主要是实验中提供的名义质量与实际质量之间存在误差、半球形弹头试验件的尺寸存在测量误差、实验中存在空气阻力等因素的影响,验证了 SPH 数值模拟半球头弹体侵彻钢板过程中的有效性。同时数值计算得到,等厚 6 mm 的单层钢板工况条件下,弹体的剩余速度数值计算值为 367.24 m/s,该值大于多层钢板的值,说明多层钢板的防护能力高于单层钢板的防护能力。

3 半球头弹体侵彻不同层数钢板对比研究

为了进一步探讨靶板结构和钢板厚度对抗侵彻特性的影响规律,采用 SPH 方法对其他 6 种工况(见表 2)的钢板进行数值仿真,计算结果见图 7。

表 2 6 种不同工况的金属靶板尺寸表
Table 2 Six different conditions of metal target board sizes

Example	Number of layers	Total thickness/mm	Body velocity/(m · s ⁻¹)
1	1	3	500
2	3	3	500
3	1	9	500
4	3	9	500
5	1	12	500
6	3	12	500

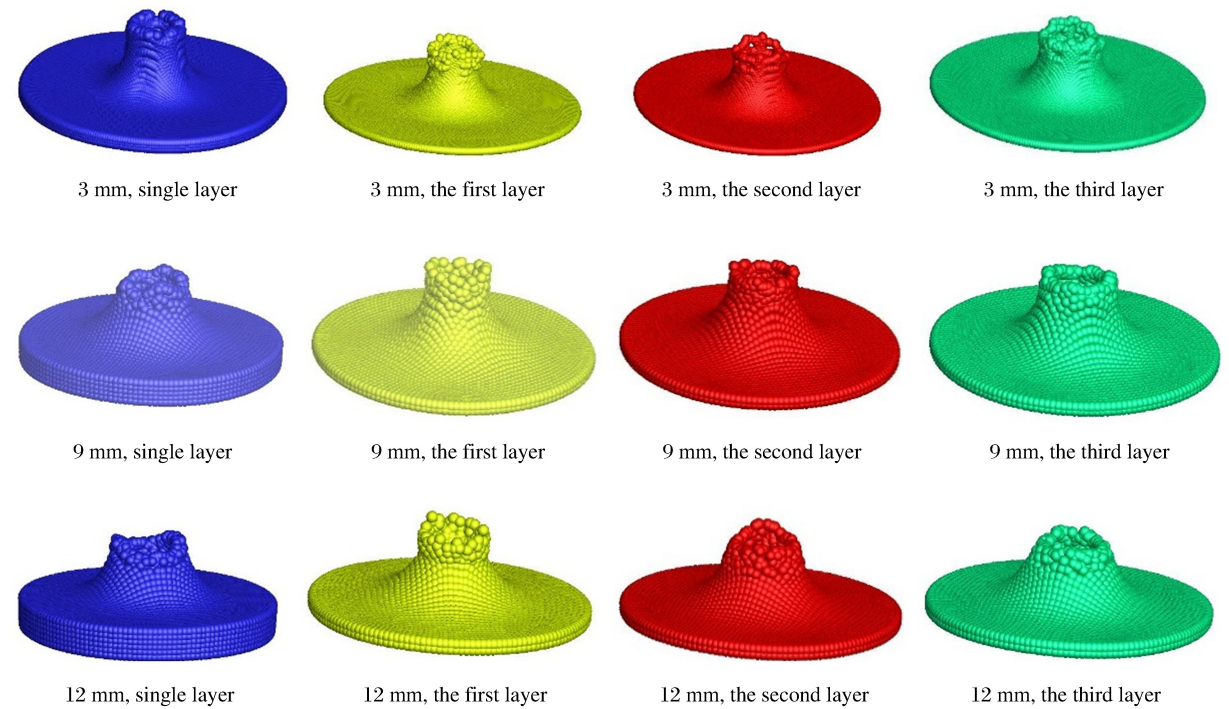


图 7 6 种工况下金属靶板被半球形弹头侵彻贯穿后的损伤
Fig. 7 Damage in other 6 different target plates after impacted by hemispherical-nosed projectile

图 8、图 9 和图 10 分别为半球形弹头侵彻 3、9 和 12 mm 厚的 3 层钢板和等厚单层钢板过程中,弹体速度的变化情况。

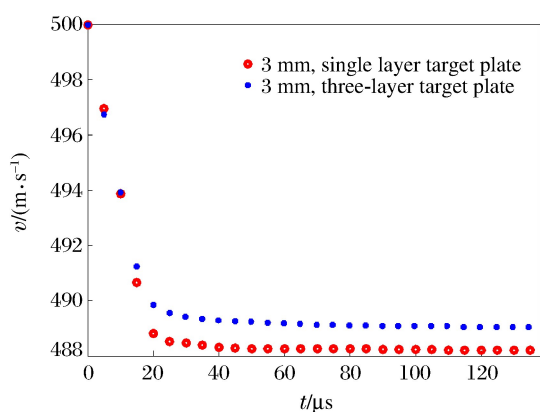


图 8 靶板厚度为 3 mm 时弹体速度变化趋势

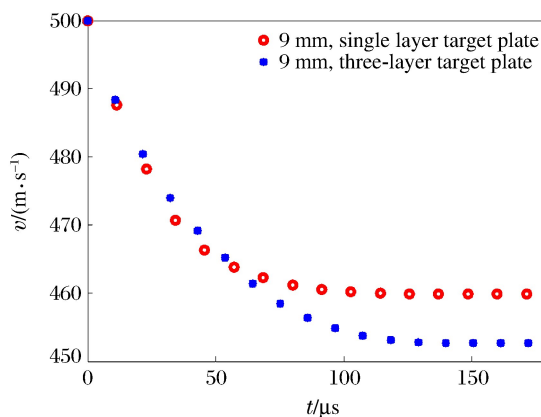
Fig. 8 Missile velocity variation trend
for 3 mm target plate

图 9 靶板厚度为 9 mm 时弹体速度变化趋势

Fig. 9 Missile velocity variation trend
for 9 mm target plate

从图中可以看出:钢板厚度为 3 mm 时,单层钢板的剩余速度值比多层钢板的剩余速度值小;钢板厚度为 9 mm 时,单层钢板的剩余速度值比多层钢板的剩余速度值大;钢板厚度为 12 mm 时,单层钢板的剩余速度值比多层钢板的剩余速度值略大,由图 7 可知该厚度情况下,单层和多层钢板的失效模式相同。基于剩余速度越小,防护效果越好的判断标准^[1],可知:当钢板的总厚度比较小时,单层钢板比多层钢板的防护能力强;当钢板超过一定的厚度值后,多层钢板比单层钢板的防护能力强;当钢板的厚度比较大时,多层钢板和单层钢板的防护能力几乎相同。

钢板的抗侵彻能力主要取决于钢板结构强度、钢板的失效模式等^[6]。钢板厚度较小时,分层使钢板的结构强度减弱^[6],因此分层会降低其抗侵彻特

性;钢板厚度增大时,分层对钢板结构强度影响较小,但分层界面上冲击波的反射使多层和单层钢板的失效模式发生改变,因此分层会提高其抗侵彻特性;当钢板的厚度增大到一定程度后,由于厚度增大冲击波的反射作用减小,因此多层和单层的失效模式基本保持不变^[15]。

4 结 论

采用 SPH 方法对半球头杆弹撞击钢板的过程进行数值模拟,研究了钢板层数和钢板厚度对抗侵彻特性的影响规律,分析了多层钢板和单层靶板的失效模式和防护能力。

(1) 通过比较实验数据与 SPH 方法数值模拟获得的结果,数值仿真与实验所得的剩余速度的相对误差为 6.54%,发现两者之间存在很好的一致性,验证了本研究 SPH 方法在模拟弹体冲击钢板问题上的有效性。

(2) 采用 SPH 方法数值模拟半球头弹体侵彻钢板的过程,得出与实验相一致的结论,即钢板的主要失效模式是剪切引起的盘式隆起,而多层钢板失效模式主要是整体的蝶形变形和局部的盘式隆起,同时也发现第 2 层的 von Mises 应力最大,第 3 层的 von Mises 应力最小。

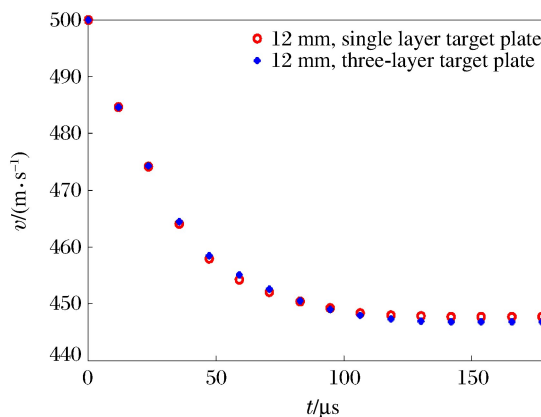


图 10 靶板厚度为 12 mm 时弹体速度变化趋势

Fig. 10 Missile velocity variation trend
for 12 mm target plate

(3) 通过对比其他6种工况下剩余速度值,发现单层3 mm钢板的防护效果比3层1 mm厚度叠加而成的多层钢板的防护效果好,而3层等厚钢板叠加而成的9 mm和12 mm的多层钢板的防护效果比等厚的单层钢板的防护效果好,研究结果能够为防护结构的设计提供参考依据。

参考文献:

- [1] TAYLOR G. The use of flat-ended projectiles for determining dynamic yield stress [J]. *Mathematical and Physical Sciences, Series A*, 1948, 194: 289-299.
- [2] LIU D Q, Stronge W J. Basic limit of metal plates struck by blunt deformable missiles; experiments [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2000, 37: 1403-1423.
- [3] DEY S. The effect of target strength on the perforation of steel plates using three different projectile nose shapes [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2004, 30(8/9): 1005-1038.
- [4] DEY S, BØRVIK 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.
- [5] BØRVIK T, LANGSETH M, HOPPERSTAD O S, et al. Ballistic penetration of steel plates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1999, 22(9/10): 855-886.
- [6] 邓云飞, 孟凡柱, 李剑峰, 等. Q235 钢板对半球形头弹抗侵彻特性 [J]. *爆炸与冲击*, 2015, 35(3): 386-392.
DENG Y F, MENG F Z, LI J F, et al. The ballistic performance of Q235 metal plates subjected to impact by hemispherically-nosed projectiles [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 35(3): 386-392.
- [7] 许宏发, 齐亮亮, 江森, 等. 弹体侵彻钢管注浆遮弹层的数值模拟 [J]. *防护工程*, 2017, 39(2): 38-44.
XU H F, QI L L, JIANG M, et al. Numerical simulation of projectile penetrating shelter covered by steel pipe grouting bursting layer [J]. *Projective Engineering*, 2017, 39(2): 38-44.
- [8] 强洪夫, 范树佳, 陈福振, 等. 基于 SPH 方法的聚能射流侵彻混凝土靶板数值模拟 [J]. *爆炸与冲击*, 2016, 36(4): 516-524.
QIANG H F, FAN S J, CHEN F Z. Numerical simulation on penetration of concrete target by shaped charge jet with SPH method [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2016, 36(4): 516-524.
- [9] 王金涛, 余文力, 王涛, 等. SPH 算法在长杆弹侵彻多层间隔靶中的应用 [J]. *爆炸与冲击*, 2011, 31(5): 533-539.
WANG J T, YU W L, WANG T, et al. Smoothed particle hydrodynamics algorithm applied in numerical simulation of layered metal targets impacted by long-rod projectile [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2011, 31(5): 533-539.
- [10] ZHANG Z C, QIANG H F. A hybrid particle-finite element method for impact dynamics [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2011, 29(1): 78-32.
- [11] 强洪夫. 光滑粒子流体动力学方法及应用 [M]. 北京: 科学出版社, 2017.
- [12] 王娟. 长杆弹侵彻有限直径金属厚靶的理论与数值分析 [D]. 西安: 长安大学, 2015.
WANG J. Theoretical and numerical study of long rod penetration into metallic thick targets finite radial extent [D]. Xi'an: Chang'an University, 2015.
- [13] NILSON A H. Bond stress-slip relationships in reinforced concrete [R]. Ithaca, New York: Cornell University, 1971.
- [14] MONAGHAN J J. Smoothed particle hydrodynamics [J]. *Annual Review of Astronomical and Astrophysics*, 1992(30): 543-574.
- [15] CHEN X W, LI Q M. Shear plugging and perforation of ductile circular plates struck by a blunt projectile [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2003, 28(5): 513-536.

Numerical Simulation of Anti-Penetration of Laminated Steel Plate by Hemispherical-Nosed Projectile Using SPH

QIANG Hongfu, SUN Xinya, WANG Guang, CHEN Fuzhen,
SHI Chao, HUANG Quanzhang

(Rocket Army Engineering University, Xi'an 710025, China)

Abstract: With the wide application of high strength and high impact-resistant steel structures in armor protection of armor, arsenal protective doors and other military facilities, the impact-resistant properties of steel structures become a major focus and hot spot in defense research. In this paper, we simulated the process of hemispherical-nosed projectile penetration through a multilayer steel plate using smooth particle hydrodynamics, compared its results with those from experiment, and analyzed the failure form of the steel plate after being penetrated by hemispherical-nosed projectile, thereby obtaining the von Mises stress distribution and the residual velocity for the hemispherical-nosed projectile and verifying the effectiveness of SPH in the study of the steel plate penetration by a hemispherical-nosed projectile. We investigated the influence of the number of target plates and the thickness of the steel body on the target's penetration-resistant performance using numerical simulation. The results show that the protective strength of the single-layer steel plate is stronger than that of the multi-layer steel plate with a 3 mm thickness; that when the thickness is 9 mm, the multi-layer steel plate has a better protective capability than the single-layer steel plate; and that when the thickness is 12 mm, the multi-layer steel plate and the single-layer steel plate have similar protective strength.

Keywords: metal target plate; target structure; penetration; SPH

孔结构金属装甲抗弹能力的数值模拟^{*}

秦庆华^{1,2}, 崔天宁¹, 施 前¹, 金永喜², 张建勋¹

(1. 西安交通大学航天航空学院机械结构强度与振动国家重点实验室,

陕西省航天结构振动控制工程实验室, 陕西 西安 710049;

2. 中国兵器工业第208研究所瞬态冲击技术重点实验室, 北京 102202)

摘要:采用数值模拟方法研究了高速弹体冲击下孔结构金属装甲的抗弹能力,系统讨论了弹体冲击速度、入射角、弹着点、孔径、孔间距等因素对抗弹能力的影响。结果表明,在弹道极限速度附近,随着弹体冲击速度的增加,弹着点效应逐渐变得不明显;弹体垂直入射不对称弹着点时会出现明显偏转,而倾斜入射时即使在对称弹着点上也会出现明显的偏转现象;当弹体入射角度大于45°时,弹体剩余速度和侵彻深度出现较明显的下降,当入射角度大于65°时,出现弹跳现象。

关键词:孔结构金属装甲;高速冲击;侵彻;贯穿;弹道极限

中图分类号: O347;O385

文献标识码: A

在军用装甲车辆中,防护装甲是保护装甲车辆免受爆炸冲击、弹道冲击等破坏的重要部件。针对装甲车辆机动性、载重能力以及经济性等要求,轻型高效防护装甲是目前国内外研究的重要领域。孔结构装甲板因具有轻质、高抗弹能力等优点,正受到越来越多的关注。有关孔结构装甲的研究最早可追溯到1986年,Ben-moshe等^[1]通过在普通均质钢板上有规则地加工出一定数量的圆形孔洞,制成一种新型装甲板,该新型装甲的质量更轻,同时还可以实现对入射弹体的侵蚀和偏转。Chocron等^[2]进行了 $\varnothing 7.62$ mm穿甲弹分别侵彻RHA钢板和6061铝合金板边缘的弹道冲击试验、理论分析和数值模拟,研究表明,弹体侵彻靶板边缘时,受到强烈的不对称力,导致弹体侵蚀和断裂。Balos等^[3]研究了两种不同材料的孔结构装甲板的抗弹能力,并考虑了靶板的安装方式和几何特性,发现合理优化靶板几何尺寸和安装方式可以提高抗弹能力。Mishra等^[4]实验研究了带有不同形状和尺寸孔洞的孔结构装甲板的抗弹能力,发现孔洞形状对靶板破坏面积和基板侵彻深度的影响不大,孔径与弹径接近时,靶板的抗弹能力最高。Radisavljevic等^[5]得出了相似的结论:在弹体与靶板孔洞重合程度相同的情况下,弹径与孔径相近时弹体受到的不对称力最大。Kilic等^[6]进行了 $\varnothing 7.62$ mm穿甲弹侵彻高强度孔结构装甲钢板的实验和有限元数值模拟,发现了3种典型失效模式。胡丽萍等^[7]使用残余穿深法对两种不同结构的孔结构装甲板进行了弹道侵彻实验,发现弹体侵彻靶板不同位置时,靶板的抗弹能力差别极大。肖红亮等^[8]研究了倾角效应对孔结构装甲板的影响,认为弹体以较大倾角入射时,孔结构装甲板的抗弹能力较好。李换芝^[9]考虑了弹体倾角和弹体旋转对孔结构装甲抗弹能力的影响,进行了相关有限元模拟,发现大倾角与弹体旋转均能导致弹体发生较为严重的偏航和失稳。王建波等^[10]对孔结构装甲板抗 $\varnothing 14.5$ mm穿甲燃烧弹侵彻进行了有限元数值模拟,发现孔洞中心处的防护能力最弱,孔洞边缘和三孔之间部分的防护能力最强。

^{*} 收稿日期: 2018-03-28; 修回日期: 2018-04-12

基金项目: 国家自然科学基金(11572234, 11502189, 11372235); 瞬态冲击技术重点实验室基金(614260601010117); 陕西省自然科学基金基础研究计划(2017JM1020)

作者简介: 秦庆华(1976—),男,博士,副教授,主要从事冲击动力学研究. E-mail: qhqin@mail.xjtu.edu.cn

通信作者: 张建勋(1984—),男,副教授,主要从事冲击动力学研究. E-mail: jianxunzhang@mail.xjtu.edu.cn

与实体装甲板相比,高速弹体在侵彻孔结构装甲板的过程中,弹体与靶板之间的相互作用更加复杂,同时受到冲击速度、入射角、弹着点以及孔洞尺寸等因素的共同影响,然而目前已有的相关报道尚未见对这些影响因素进行较为全面的研究。本研究采用数值模拟方法,建立钨制弹芯和高强钢板的有限元模型,研究高速弹体冲击下孔结构金属装甲的抗弹能力,综合讨论弹体冲击速度、入射角、弹着点、孔径、孔间距等因素对抗弹能力的影响,主要考虑弹体剩余速度、偏转角度、侵彻深度等衡量指标。

1 数值模型

1.1 材料本构模型

为描述金属材料在高速冲击下的应变率效应,利用商业有限元分析软件 LS-DYNA (Version 971) 建立弹体与孔结构金属靶板的数值模型。钨制弹体和高强钢 (Secure 500 HHS) 靶板均采用 SOLID164 六面体单元进行划分,采用 Johnson-Cook 本构模型和损伤模型 (Material Type 15) 以及 Grüneisen 状态方程模拟弹体和靶板的变形与失效。

Johnson-Cook 模型^[11]表示如下

$$\sigma = (A + B\epsilon^n)(1 + C\ln\dot{\epsilon}_e^*) (1 - T^{*m}) \quad (1)$$

式中: σ 为当前应变率和温度下的等效应力; A 为屈服应力; B 、 n 为应变硬化系数; ϵ 为等效塑性应变; C 为应变率敏感系数; $\dot{\epsilon}_e^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ 为无量纲应变率,其中 $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率; m 为温度敏感性系数; T^* 为无量纲温度, $T^* = (T - T_0)/(T_m - T_0)$,其中 T_0 为室温, T_m 为材料熔化温度。

Johnson-Cook 损伤模型如下

$$\epsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] (1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}_e^*) (1 + D_5 T^*) \quad (2)$$

$$\sigma^* = p/\sigma = -\eta \quad (3)$$

式中: ϵ_f 为失效应变, $D_1 \sim D_5$ 为失效系数, η 为应力三轴度, p 为静水压。

弹体材料选用钨合金^[12],靶板材料选用 Secure 500 高强度装甲钢^[6],具体材料参数见表1,其中 ρ 为密度, G 为剪切模量, c_p 为定压比热容, c 为声速, $S_1 \sim S_3$ 为冲击波波速-粒子速度曲线的斜率系数, γ_0 为 Grüneisen 系数。

表1 钨合金和 Secure 500 高强钢的模型参数^[6,12]

Table 1 Material model parameters for tungsten alloy and Secure 500 high hardness steel (HHS)^[6,12]

Material	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	G/GPa	A/MPa	B/MPa	n	C	m
Tungsten alloy	17.70	160	631	1258	0.092	0.014	0.94
Secure 500 HHS	7.85	80	1200	1580	0.175	0.004	1.00
Material	$c_p/(\text{J} \cdot \text{g}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	T_m/K	T_0/K	$\dot{\epsilon}_0/\text{s}^{-1}$	D_1	D_2	D_3
Tungsten alloy	0.134	1723	293	1.0	0.0	0.04	0.63
Secure 500 HHS	0.450	1800	300	0.0001	0.1	0.4	-1.3
Material	$c/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	D_4	D_5	S_1	S_2	S_3	γ_0
Tungsten alloy	4029	0.0	0.0	1.237	0.0	0.0	1.54
Secure 500 HHS	4570	0.05	0.0	1.730	0.0	0.0	1.67

1.2 结构模型

本有限元模型中靶板由四边固支的孔结构装甲板及其后方的后效板组成,如图1所示。弹体的入射速度 v_i 在 100~1000 m/s 范围,入射角在 $0^\circ \sim 75^\circ$ 区间。弹体贯穿孔结构装甲板之后,弹体与靶板的碎片被后效板阻挡回收。

弹体直径 $D=10.8 \text{ mm}$,总长 $L=52 \text{ mm}$ ($L/D=4.81$),质量为 64 g。孔结构装甲板为 $300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$ 的钢板,其中交错排布着众多圆形孔洞,孔径 d 为 5.4~10.8 mm,孔间距 s 为 10.5~22.5 mm,基板尺寸为 $300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ 。考虑到实际工程应用中弹体冲击位置的随机性及

数值计算效率,选定如图 2 所示的 5 个典型弹着点,研究不同冲击位置靶板的抗弹能力。

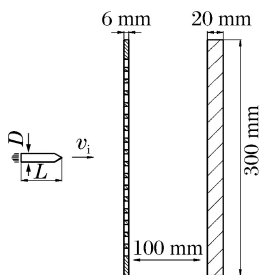


图 1 弹体冲击孔结构装甲板示意图

Fig. 1 Perforated plate impacted by projectile

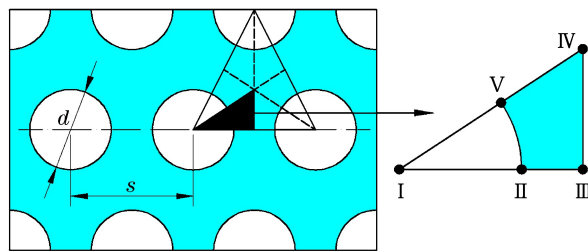


图 2 孔结构尺寸及 5 个典型弹着点

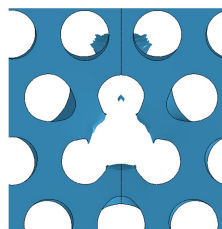
Fig. 2 Hole size and 5 typical hitting positions

1.3 模型验证

为验证计算模型的有效性,使用本模型对文献[6]的弹道冲击实验进行数值模拟,如图 3 所示。对比弹体侵彻孔结构装甲板后靶板失效模式的实验结果和有限元计算结果发现,数值模拟得到的靶板失效模式与实验结果基本吻合,验证了计算模型的有效性。



(a) Experimental target^[6]



(b) Numerical target

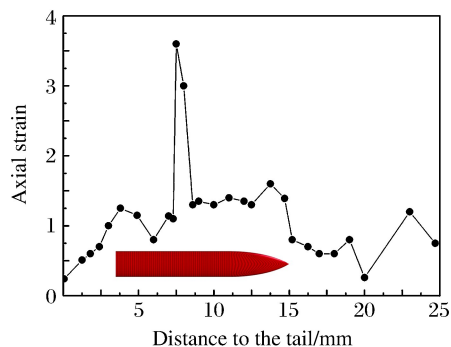
图 3 弹体侵彻孔结构装甲板后靶板的失效模式

Fig. 3 Failure modes of perforated plates after penetration

此外计算结果表明,最大轴向应变出现在靠近弹体尾端 1/3 处,该计算结果与文献[2]报道的长度为 25 mm 的弹芯侵彻金属装甲板边缘时出现的折断且断裂位置靠近弹体尾端 1/3 处的实验现象吻合,如图 4 所示。



(a) Fractured projectile^[2]



(b) Strain distribution of projectile

图 4 计算结果与实验结果^[6]对比

Fig. 4 Comparison of numerical simulations and experimental results^[6]

2 结果与讨论

2.1 弹着点效应

为研究不同弹着点对孔结构装甲板抗弹能力的影响,以弹体入射速度 $v_i = 800 \text{ m/s}$ 为例,对 5 个典型弹着点工况进行数值模拟,得到弹体冲击不同弹着点的速度时程曲线,如图 5 所示,其中 t_{tot} 为总计算

时间。从图5可以看出,弹体的速度变化很明显地分为3个阶段:弹体刚接触孔结构装甲板时,速度突降;随着侵彻继续进行,由于接触面积变小,使得速度下降趋势变缓;最后弹体以恒定速度射出。虽然弹体冲击不同弹着点的速度变化趋势相似,但是不同弹着点对应的速度变化规律却存在差异。弹体冲击弹着点Ⅳ时,其与靶板的接触面积最大,对应的弹体速度一直保持在较低水平;而对于弹着点Ⅰ,尽管弹体与靶板的接触面积最小,但在侵彻开始阶段速度下降不明显,最终弹体出射后的剩余速度同样也保持着较低水平;最高的剩余速度出现在接触面积较大的弹着点Ⅲ。这说明对于孔结构装甲板而言,不同弹着点的抗弹能力不能简单地通过弹体与靶板之间的接触面积判断。

图6给出了弹体初始速度 v_i (100~1000 m/s)与弹体剩余速度 v_r 的关系。当 $v_i=100$ m/s时,所有弹着点对应的弹体剩余速度均为零,此时弹体未穿透靶板,说明孔结构装甲板的弹道极限速度在100~300 m/s之间;随着 v_i 的增大,不同弹着点对应的剩余速度略有不同,但总体呈上升趋势;当 v_i 处于弹道极限速度附近时,不同弹着点对应的剩余速度的差异相对较大;当 v_i 继续增加直至远高于弹道极限速度时,因弹着点不同而引起的剩余速度差异不断减小,最终趋近于零,说明在靶板弹道极限速度附近,弹着点效应较为明显。对于300和500 m/s两种工况,弹着点Ⅳ和弹着点Ⅰ分别对应最低和最高剩余速度,其他弹着点则相差不大。

图7给出了弹体在基板上的侵彻深度 P 随 v_i 的变化规律。 $v_i=100$ m/s时,由于弹体未穿透孔结构装甲板,因此没有与基板接触;随着 v_i 的增加,不同弹着点对应的侵彻深度都逐渐增加; $v_i=800$ m/s时,三孔之间部位(弹着点Ⅳ)对应的侵彻深度最小,两孔之间部位(弹着点Ⅲ)和孔洞中心部位(弹着点Ⅰ)次之,孔洞边缘部位(弹着点Ⅱ、Ⅴ)对应的侵彻深度较大。

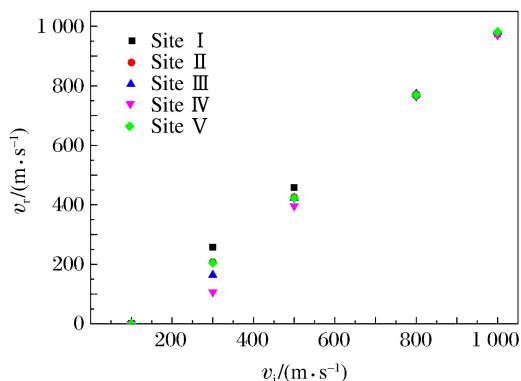


图6 不同弹着点对应的剩余速度随入射速度的变化

Fig. 6 Residual velocity vs. impact velocity of projectiles at different hitting positions

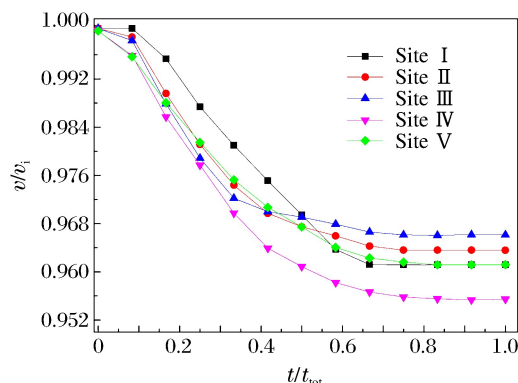


图5 不同弹着点的弹体速度时程曲线

Fig. 5 Velocity-time curves of projectiles at different hitting positions

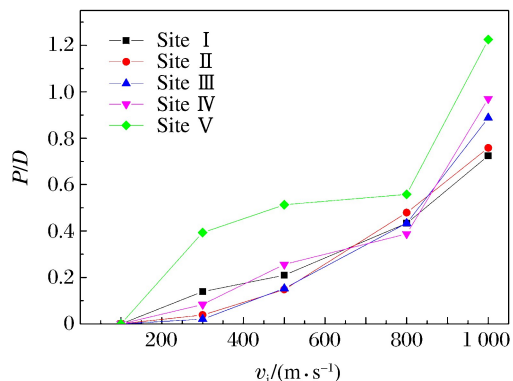


图7 不同弹着点对应的侵彻深度随入射速度的变化

Fig. 7 Penetration depth vs. impact velocity of projectiles at different hitting positions

进一步研究发现,对于非对称弹着点Ⅱ和Ⅴ,孔的边缘效应导致弹体运动轨迹发生较明显的偏转。由于侵彻之后的弹体发生了明显变形,故本研究参照文献[13]的方法,通过测量弹体头部和尾部坐标确定弹体的偏转角度 α ,结果见图8。 $v_i=100$ m/s时,弹体未能穿透孔结构装甲板,在弹体回弹过程中弹道发生了较大偏转;而弹体贯穿孔结构装甲板时,弹道偏转角度最高可达 9° ,有效地降低了弹体的后续侵彻能力。

2.2 孔径及孔间距的影响

以孔间距与孔径的比值(s/d)作为研究对象,分别取为 1.25、1.50、2.00 和 2.50,如表 2 所示,对具有 8 种不同孔结构尺寸的装甲板进行弹道冲击数值模拟。

图 9 给出了弹体以 800 m/s 垂直入射时不同弹着点对应的弹体速度时程曲线。可以看出,不同弹着点对应的弹体速度变化规律相似,即随着 s/d 的增加,剩余速度不断下降。这是由于随着 s/d 的增加,弹靶接触面积增大,靶板对弹体的阻碍作用增加。需要注意的是,过大的 s/d 会显著增加靶板质量,其轻量化优势将会下降。

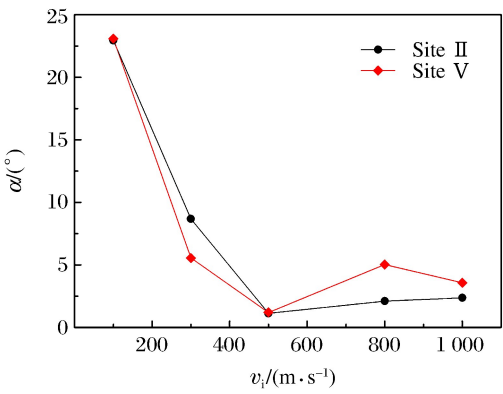


图 8 弹体在侵彻弹着点 II 和 V 处的偏转角度
Fig. 8 Yaw angles of projectiles at hitting positions II and V

表 2 不同孔洞尺寸的孔结构装甲板
Table 2 Perforated plates with different hole sizes

Target	Hole size			Target	Hole size		
	d/mm	s/mm	s/d		d/mm	s/mm	s/d
s/d1.25-1	10.80	13.50	1.25	s/d2.00-1	6.75	13.50	2.00
s/d1.25-2	9.00	11.25	1.25	s/d2.00-2	9.00	18.00	2.00
s/d1.50-1	9.00	13.50	1.50	s/d2.50-1	5.40	13.50	2.50
s/d1.50-2	7.00	10.50	1.50	s/d2.50-2	9.00	22.50	2.50

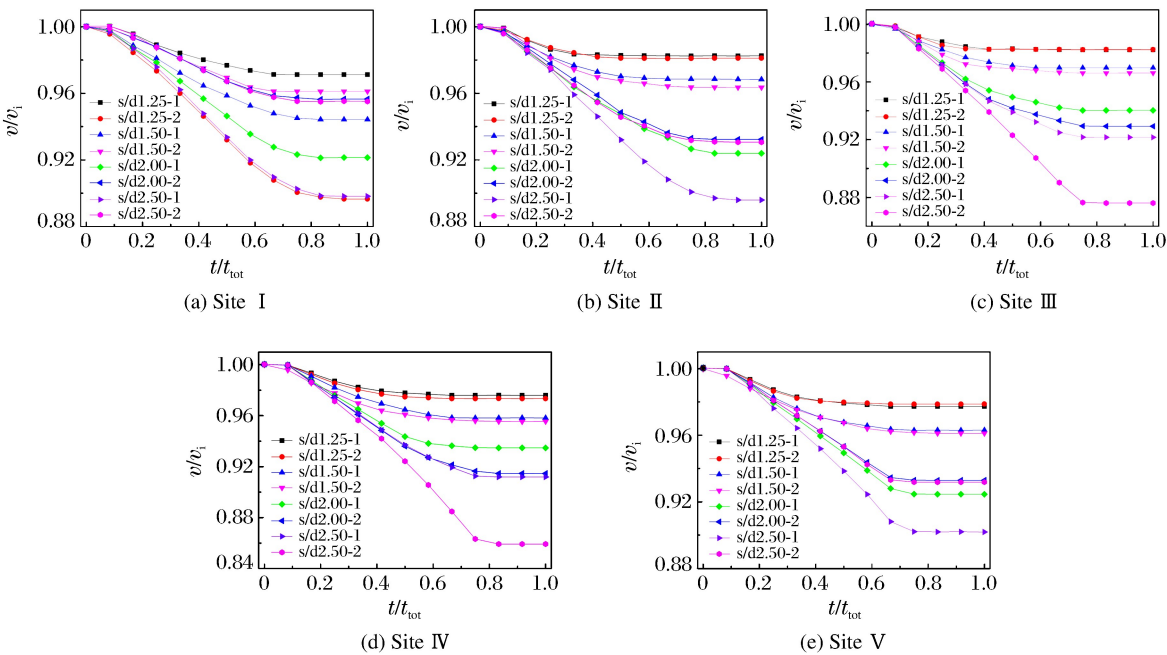


图 9 不同孔洞尺寸及弹着点条件下弹体的速度时程曲线

Fig. 9 Velocity-time curves of projectiles under different hole sizes and hitting positions conditions

图 10 给出了弹体对不同基板的侵彻深度随孔尺寸的变化规律。图 10(a)显示保持孔径不变、 s/d 不断增大时侵彻深度的变化情况。对于弹着点 III 和 IV,随着 s/d 的增加,侵彻深度不断降低,在 $s/d=2.50$ 时取得最小值;对于弹着点 I、II 和 V,侵彻深度则出现上下波动,总体上在 $s/d=2.00$ 时取最小值。图 10(b)显示保持孔间距不变、 s/d 不断增大时侵彻深度的变化情况,可以发现基板侵彻深度随

s/d 的变化规律与图 10(a) 类似。

图 11 给出了孔径或孔间距保持不变时, 弹体冲击不对称弹着点 II 和 V 时的偏转情况。可见, 在 $s/d=1.50$ 时, 弹体偏转角度的最大值可达 5° 左右, 说明较大或较小的 s/d 均不利于弹体偏转, 经过进一步合理优化可实现较佳的弹体偏转。

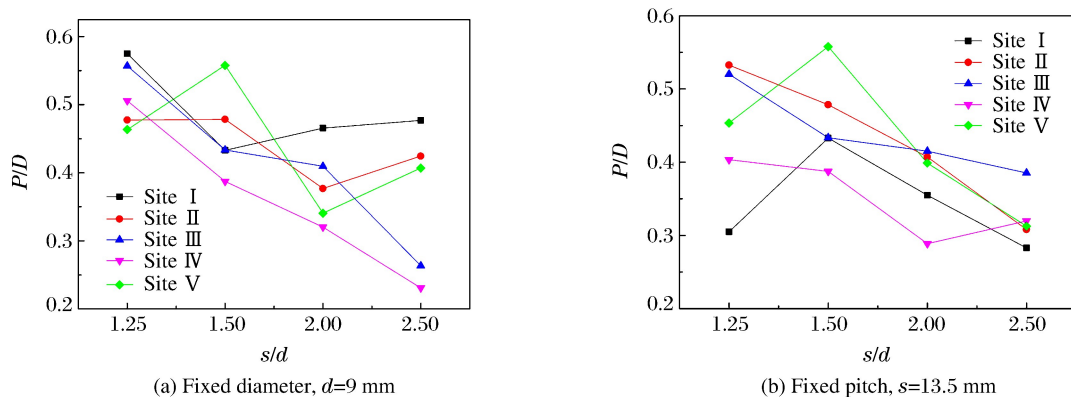


图 10 弹体在不同孔洞尺寸基板上的侵彻深度

Fig. 10 Penetration depth of basic plates with different hole sizes

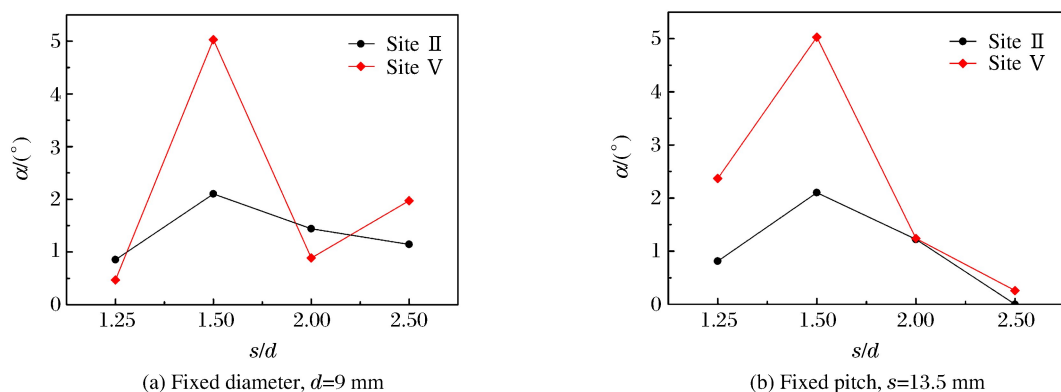


图 11 不同尺寸配置下弹体的偏转角度

Fig. 11 Yaw angles of projectiles under different hole sizes conditions

2.3 倾角效应

为研究弹体入射角度 θ 对孔结构装甲板抗弹能力的影响, 选择 $v_i=800$ m/s、 θ 为 $0^\circ\sim 75^\circ$ 的工况进行数值模拟。

图 12(a) 显示弹体速度随 θ 的变化规律。随着 θ 的增加, 弹体速度降幅也不断增加。 $\theta < 45^\circ$ 时, 各弹着点对应的速度降幅呈缓慢上升趋势; $\theta > 45^\circ$ 时, 上升趋势加快, 不同弹着点之间的差异也更明显。弹着点 IV 对应的速度降幅全程保持着最低水平 (即弹体剩余速度最大), 与垂直入射时的情况不同。

图 12(b) 给出了弹体偏转角度 α 随 θ 的变化规律。当 $\theta < 45^\circ$ 时, 弹体偏转角度整体上呈现缓慢上升趋势, 不同弹着点之间的差异较小; 当 $\theta > 45^\circ$ 时, 弹体偏转角度出现剧烈波动, 最高可达 30° , 不同弹着点之间的差异明显变大, 说明 $\theta > 45^\circ$ 时弹着点效应对弹体偏转角度的影响较大。

基板侵彻深度 P 随 θ 的变化规律则有所不同, 如图 12(c) 所示, 不同弹着点对应的侵彻深度均保持着不断下降趋势。当 $\theta < 45^\circ$ 时, 弹着点 IV 对应的侵彻深度最小, 弹着点 III 和弹着点 I 次之, 弹着点 II、弹着点 V 对应的侵彻深度最大, 与垂直入射模拟结果相同。当 $\theta > 45^\circ$ 时, 侵彻深度显著降低, 并且不同弹着点之间的侵彻深度差异明显减小。说明对侵彻深度而言, 弹着点效应在 $\theta < 45^\circ$ 时更为有效。 $\theta > 65^\circ$ 时, 出现跳弹现象, 弹体没有击中基板。

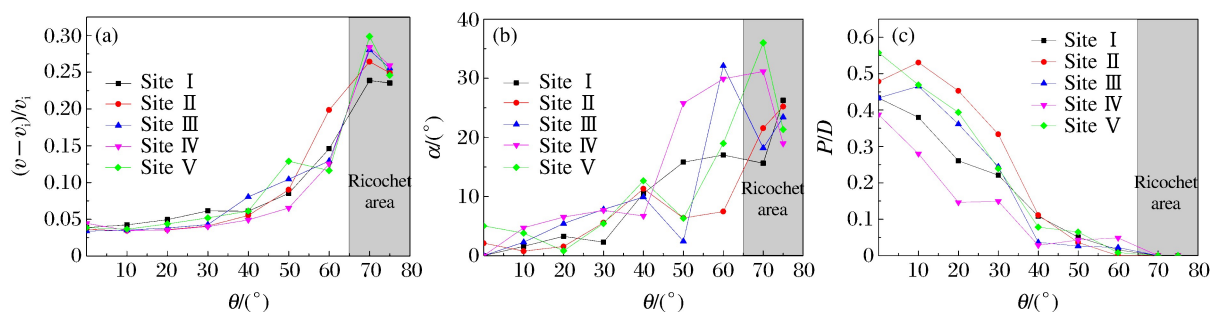
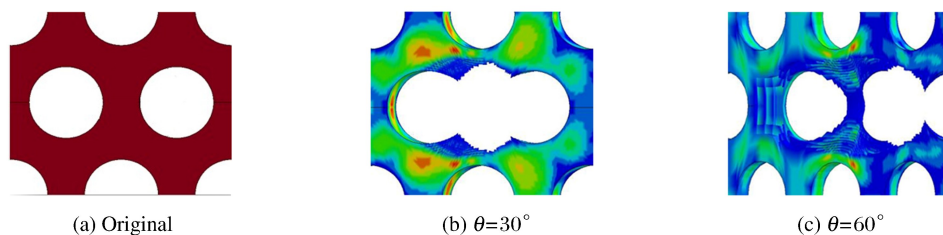
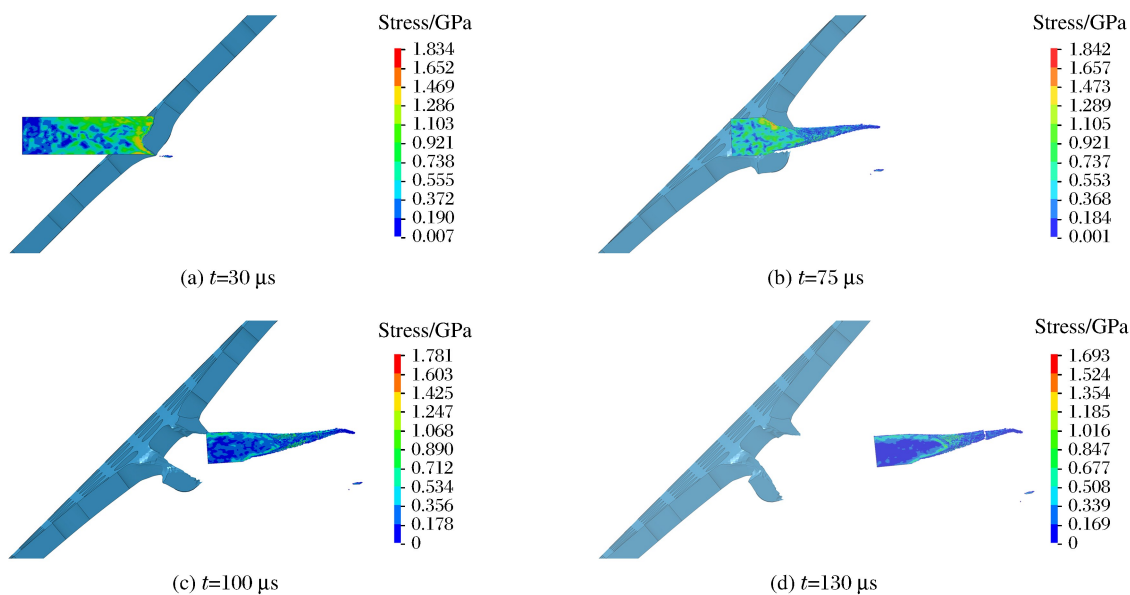


图 12 孔结构装甲板抗弹能力随入射角的变化

Fig. 12 Changes of ballistic resistance of perforated plates with different impact angles

进一步研究发现,弹体在基板上的侵彻深度由剩余速度 v_r 和入射角度 θ 共同决定,并且 θ 的影响较大。例如,弹体冲击弹着点 IV 时,尽管弹体的 v_r 较高,但因其 θ 很大,所以对基板的侵彻深度较小。

图 13 为弹体以 30° 和 60° 入射角侵彻孔结构装甲板弹着点 II 后的失效模式。弹体以 30° 入射时,孔结构装甲板的破坏面积覆盖了 2 个孔洞;以 60° 入射时,则增加到 3 个孔洞。说明 θ 越大,孔结构装甲板的破坏面积越大。当 θ 达到一定程度时,会发生跳弹现象,无法对孔结构装甲板形成完全贯穿的穿孔。此外,弹体以较大角度入射时,会发生较严重的侵蚀破坏。如图 14 所示,弹体以 45° 入射角侵彻孔结构装甲板时,发生较显著的侵蚀破坏,弹体头部发生折断。

图 13 弹体以 30° 和 60° 侵彻孔结构装甲板后的失效模式Fig. 13 Failure modes of targets penetrated by projectile with impact angles of 30° and 60° 图 14 弹体以 45° 侵彻弹着点 V 的失效模式Fig. 14 Failure modes of target penetrated by projectile at hitting position V with impact angles of 45°

3 结 论

针对孔结构装甲板弹道侵彻破坏行为进行了有限元数值模拟研究,讨论了弹体入射速度、弹着点、入射角以及孔洞尺寸对抗弹能力的影响,得到以下主要结论。

(1) 弹体垂直入射时,弹着点效应在入射速度接近弹道极限速度时最明显;三孔之间和两孔之间部位的抗弹能力最强,对应较低的剩余速度和侵彻深度;孔边缘对应较高的剩余速度和侵彻深度,但是弹体冲击孔边缘(弹着点Ⅱ、Ⅴ)时,会发生明显偏转,降低了弹体正射到靶板后防护目标的几率。

(2) 在一定范围内,孔间距与孔径的比值(s/d)越大,弹体剩余速度和后效板侵彻深度越低; $s/d=1.50$ 时,弹体偏转效果最好。综合考虑孔结构尺寸设计和质量优化设计,可以得到符合具体工程要求的孔结构装甲板。

(3) 弹体斜入射时,随着入射角的增加,弹体偏转角度逐渐升高,侵彻深度逐渐下降,同时靶板的破坏面积不断增加,弹体侵蚀程度不断加深,说明倾角越大,靶板的抗弹能力越强。入射角小于 45° 时,各弹着点的抗弹能力与垂直入射情况相同;入射角大于 45° 时,不同弹着点对应的侵彻深度差距不大,弹着点效应对弹体剩余速度和偏转角度的影响较大;入射角超过 65° 后,会出现跳弹现象,弹体无法贯穿靶板。

参考文献:

- [1] BEN-MOSHE D, TARSI Y, ROSENBERG G. An armor assembly for armored vehicles; EP 0209221 [P]. 1986.
- [2] CHOCRON S, ANDERSON C E JR, GROSCH D J, et al. Impact of the 7.62 mm APM2 projectile against the edge of a metallic target [J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 25(5): 423-437.
- [3] BALOS S, GRABULOV V, SIDJANIN L, et al. Geometry, mechanical properties and mounting of perforated plates for ballistic application [J]. Materials & Design, 2010, 31(6): 2916-2924.
- [4] MISHRA B, RAMAKRISHNA B, JENA P K, et al. Experimental studies on the effect of size and shape of holes on damage and microstructure of high hardness armour steel plates under ballistic impact [J]. Materials & Design, 2013, 43: 17-24.
- [5] RADISAVLJEVIC I, BALOS S, NIKACEVIC M, et al. Optimization of geometrical characteristics of perforated plates [J]. Materials & Design, 2013, 49: 81-89.
- [6] KILIC N, BEDIR S, ERDIK A, et al. Ballistic behavior of high hardness perforated armor plates against 7.62 mm armor piercing projectile [J]. Materials & Design, 2014, 63: 427-438.
- [7] 胡丽萍, 王智慧, 满红, 等. 孔结构间隙复合装甲位置效应研究 [J]. 兵器材料科学与工程, 2010, 33(1): 89-90.
HU L P, WANG Z H, MAN H, et al. Study on the spot effect of spaced composite armor with multi-holes [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2010, 33(1): 89-90.
- [8] 肖红亮, 李晓源, 时捷, 等. 倾角效应对高强度钢板抗弹性能的影响 [J]. 兵器材料科学与工程, 2011, 34(6): 36-40.
XIAO H L, LI X Y, SHI J, et al. Influence of obliquity effect on the ballistic performance of high strength steel plate [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2011, 34(6): 36-40.
- [9] 李换芝. 倾角穿孔装甲对 14.5 mm 穿燃弹防护性能的影响 [J]. 科技创新与生产力, 2016(2): 90-91.
LI H Z. Influence of oblique perforated armor on the protective performance of the 14.5 mm armor-piercing incendiary [J]. Technology Innovation and Productivity, 2016(2): 90-91.
- [10] 王建波, 闫慧敏, 范秉源, 等. 弹着点对多孔钢板抗弹性能影响的数值模拟 [J]. 兵器材料科学与工程, 2011, 33(6): 73-75.
WANG J B, YAN H M, FAN B Y, et al. Numerical simulation analysis about the influence of the hitting position on the ballistic performance of the multi-hole steel plate [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2011, 33(6): 73-75.

- [11] BØRVIK T, HOPPERSTAD O S, BERSTAD T, et al. A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration [J]. *European Journal of Mechanics-A/Solids*, 2001, 20(5): 685-712.
- [12] LIDÉN E, MOUSAVI S, HELTE A, et al. Deformation and fracture of a long-rod projectile induced by an oblique moving plate: numerical simulations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 40: 35-45.
- [13] WARREN T L, POORMON K L. Penetration of 6061-T6511 aluminum targets by ogive-nosed VAR 4340 steel projectiles at oblique angles: experiments and simulations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, 25(10): 993-1022.

Numerical Study on Ballistic Resistance of Metal Perforated Armor to Projectile Impact

QIN Qinghua^{1,2}, CUI Tianning¹, SHI Qian¹, JIN Yongxi², ZHANG Jianxun¹

(1. *State Key Laboratory for Strength and Vibration of Mechanical Structures*,
Shaanxi Engineering Laboratory for Vibration Control of Aerospace Structures,
School of Aerospace, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. *Science and Technology on Transient Impact Laboratory, No. 208 Research Institute of
China Ordnance Industries, Beijing 102202, China*)

Abstract: In this paper, we numerically studied the ballistic resistance of the metal perforated armor to the high-velocity projectile, and analyzed in detail the effects of various factors on its ballistic resistance, including the impact velocity, the oblique angle, the hitting location and the size of holes. The results showed that the effect of hitting position decreases with the increase of the impact velocity near the ballistic limit. Both the normal impact at the asymmetric hitting position and the oblique impact at the symmetric hitting position result in the projectile yaw. The residual velocity of the projectile and the penetration depth decrease dramatically as the oblique angle is larger than 45° , and furthermore, the ricochet appears as the oblique angle is larger than 65° .

Keywords: metallic perforated armor; high-velocity impact; penetration; perforation; ballistic limit

基于贫铀合金药型罩的聚能弹 破甲后效实验研究^{*}

龚柏林, 初哲, 王长利, 李明, 吴海军, 柯明

(西北核技术研究所, 陕西 西安 710024)

摘要:为研究贫铀合金应用于聚能药型罩的破甲后效特性, 基于贫铀-铌合金药型罩, 开展了聚能弹破甲后效实验。实验结果表明, 贫铀合金药型罩形成的射流在穿透钢棒后, 能形成一个高温、高速且具有一定发散能力的燃烧颗粒束, 具有较强的纵火能力。贫铀合金药型罩形成的射流在穿透密闭装甲目标后, 目标内部压力无明显变化, 正对射流方向位置在0.2 s内产生了约15℃的温升, 最终靶箱整体温度升高2.5℃。

关键词: 贫铀合金; 破甲; 纵火能力; 后效

中图分类号: O383.3

文献标识码: A

纯贫铀可与钼、钛、钒、锆、铌等多种金属相结合、改性, 制成各种合金材料。大多数贫铀合金材料均具有高密度、高硬度、高强度、高延性、高韧性等特征, 从力学参数方面来看, 贫铀合金是一种较钨合金更理想的穿甲弹体材料^[1]。更重要的是, 贫铀合金的着火点很低, 500℃时就能在空气中着火并剧烈地燃烧, 在2000℃时能持续燃烧。当贫铀合金制成的穿甲弹穿透装甲车辆等硬目标后, 贫铀合金会碎成粉末并与空气接触后剧烈燃烧, 杀伤内部乘员, 破坏内部设备。因此, 贫铀材料在穿甲方面具有明显优势。同样, 在破甲领域也可以充分发挥贫铀合金材料的优势。由于贫铀合金的高密度和高延性特征, 是继铜、钨、钼和钽等破甲药型罩材料之后, 另一种较理想的材料。经科学设计后, 贫铀合金药型罩能成型为理想的射流, 具有更强的侵彻能力。当贫铀合金药型罩形成的射流侵入装甲目标后, 更能充分发挥贫铀材料的纵火性能, 贯穿后的射流将变成剧烈燃烧的高速颗粒群, 具有明显的毁伤后效^[2-5]。

基于贫铀-铌合金药型罩, 开展了聚能破甲后效实验, 分析了该材料药型罩形成的射流在破甲后的纵火能力, 研究了破甲后的侵彻体在密闭靶箱内造成的温度和压力响应的特性。

1 实验概况

1.1 实验弹体

实验用聚能弹体主要由壳体、主药柱、传爆药柱和药型罩等组成, 其结构如图1所示。其中, 主药柱为8701炸药(94.5RDX/3DNT/2PVAc/0.5SA, 密度1.7 g/cm³), 质量为28.6 g。药型罩为铀铌合金材料, 采取顶部开口的锥形结构, 高27.2 mm, 口部外沿直径30.9 mm, 顶部开口外径8 mm, 外锥角49.2°。为了便于对比, 同时也开展了相同结构的紫铜材料药型罩弹体破甲后纵火效应实验。

1.2 实验布局

聚能破甲后效实验包括两种类型, 一种是考核纵火能力的破甲后纵火效应实验, 另一种是观察密闭空间内温度压力响应的破甲后温度压力测试实验。

^{*} 收稿日期: 2018-04-17; 修回日期: 2018-06-25

基金项目: 国家自然科学基金青年基金(11202169)

作者简介: 龚柏林(1982—), 男, 博士, 助理研究员, 主要从事常规战斗部和高效毁伤技术研究。

E-mail: gongbolin@nint.ac.cn

1.2.1 破甲后纵火效应实验

弹体垂直向下布置,炸高为 50 mm,采用相同高度的支撑钢筒实现。靶板为直径 45 mm、高 85 mm 的 45 钢棒。弹、靶对接后采用方框结构的支架支撑。为便于射流贯穿钢棒后直接通过并作用于后效物,支架上顶板中心设置一个直径为 35 mm 的圆形开孔,开孔中心与弹靶轴线对齐。为了考核贫铀合金射流的纵火效果,支架下底板上预置了棉布、线缆等效应物。实验布局如图 2 所示。在距爆心 10 m 附近的掩体内架设高速相机,对弹体静爆过程进行拍摄。

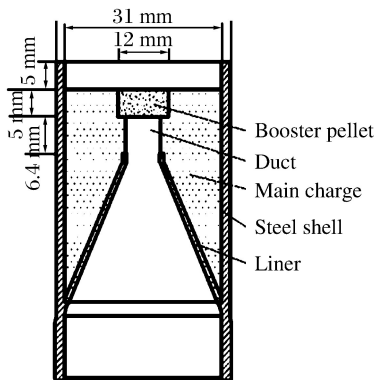


图 1 实验弹体结构示意图

Fig. 1 Schematic configuration of experimental warhead

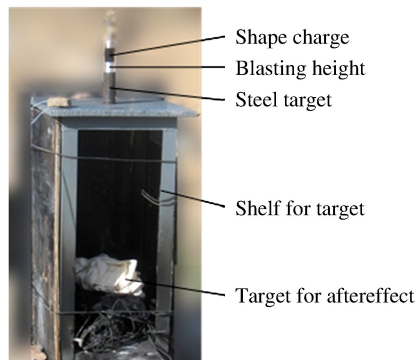


图 2 纵火效应实验弹靶布局

Fig. 2 Layout of warhead and target in incendiary experiment

1.2.2 破甲后温度压力测试实验

靶板为直径 45 mm、高 96 mm 的 45 钢棒。采用与纵火效应实验相同的弹体,弹体紧贴钢棒水平放置,炸高为 50 mm。钢棒下方设置一个厚 20 mm 的垫板,垫板上预制了一个直径为 35 mm 的孔,便于穿透钢棒的射流后效物直接通过进入后效靶箱。后效靶箱为一个钢质的密闭靶箱,采用厚度为 5 mm 的 45 钢板焊接而成,外形尺寸为 2.5 m×1.8 m×1.4 m。实验布局如图 3 所示。

为了定性获得贫铀合金射流穿透钢棒后在靶箱内的效应,同时为测试系统搭建提供依据,在正式测试实验之前开展了一发摸底实验。实验时,将靶箱的一个侧面打开并引爆聚能弹体,通过高速相机对整个实验过程进行拍摄,以记录和观察贫铀合金射流的整个作用过程特性。

测试实验中,通过在靶箱不同的位置布置压力传感器和温度传感器,实现 3 路压力测试和 3 路温度测试,建立了密闭靶箱内温度和压力测量系统。该测量系统由热电偶、压力传感器、电偶放大器、电荷放大器以及示波器等组成,如图 4 所示。其中, p_1 、 p_2 、 p_3 分别代表 3 个压力传感器的位置, T_1 、 T_2 、 T_3 分别代表 3 个温度传感器的位置。以聚能弹与靶箱接触点作为坐标系原点,各个测点的位置分别为: p_1 , T_1 (700,700,0); p_2 , T_2 (1250,700,900); p_3 , T_3 (2500,500,0)。传感器通过绝缘胶木座固定在舱壁上,敏感面与舱体内壁面平齐。测量系统调试完毕后,在正式实验前,采用敲击和火烤的方式,对系统的触发以及系统可靠性进行调试。实验过程中,采用自触发方式进行触发。

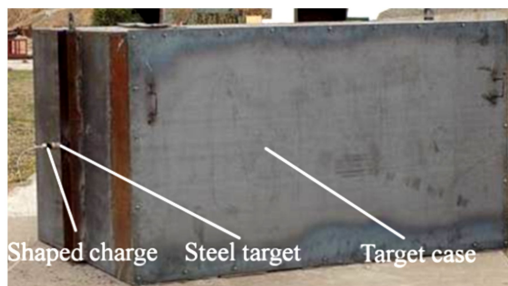


图 3 温度压力测试实验弹靶布局

Fig. 3 Experimental layout of warhead and target for temperature and pressure measurement

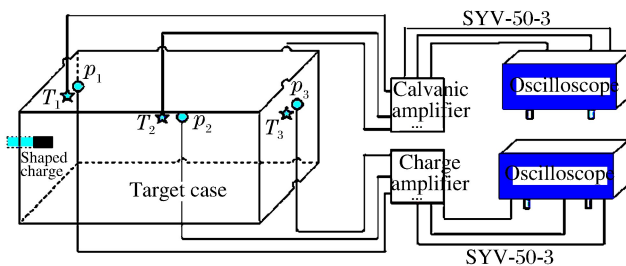


图 4 测量系统原理图

Fig. 4 Schematic of pressure and temperature measurement system

2 实验结果及分析

2.1 破甲后纵火效应实验

图 5 为紫铜材料和贫铀合金材料药型罩纵火效应实验高速录像。从高速录像上可以清楚地看出,与紫铜药型罩相比,贫铀材料药型罩形成的射流在穿透靶板后,向前急速喷出,形成了一个高温、高速且具有一定发散能力的颗粒束。由于贫铀的着火点很低,500 °C 时就能在空气中着火并剧烈地燃烧,该颗粒束保持燃烧状态并作用于后效物,将后效物有效点燃。而紫铜材料药型罩射流仅能形成一个相对集中的颗粒束,不具备引燃能力。

而且,在贫铀射流侵彻钢棒的过程中,当射流作用于钢棒时,贫铀合金颗粒剧烈燃烧,在钢棒周围形成较多燃烧颗粒向外高速飞散。燃烧颗粒的飞散范围宽度不小于 2 850 mm(超出了高速相机的视场范围)。而紫铜材料没有这种现象,可见的燃烧颗粒覆盖范围宽度为 1 230 mm,属于常规爆炸的正常现象。

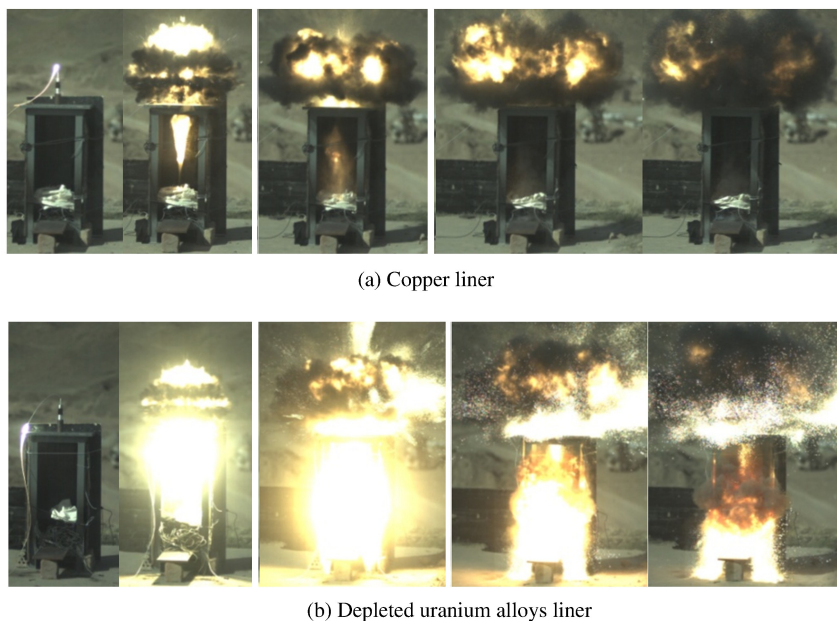


图 5 纵火效应实验高速录像

Fig. 5 High-speed video of incendiary experiment

2.2 破甲后温度压力测试实验

起爆后 2.5 ms 时刻,采用贫铀合金药型罩的聚能弹作用于密闭靶箱的高速录像如图 6 所示。在靶箱内部,与图 5 中贫铀合金药型罩的现象类似,贫铀材料药型罩形成的射流在穿透钢棒后,从靶箱入口高速喷出一个燃烧颗粒束,经与靶箱底板碰撞后,高速飞行且剧烈燃烧的贫铀合金颗粒几乎能充满整个靶箱。对于靶箱外部,在贫铀射流侵彻钢棒的过程中,也形成了一个由燃烧颗粒组成的高速发散的火球。

实验获得的 3 路压力信号如图 7 所示。从测试结果上可以看出,各测点并没有明显的压力信号。因为正常的压力信号有一个先上升、后下降的过程,而该信号中看不出这个过程。而且,由于 3 个测点

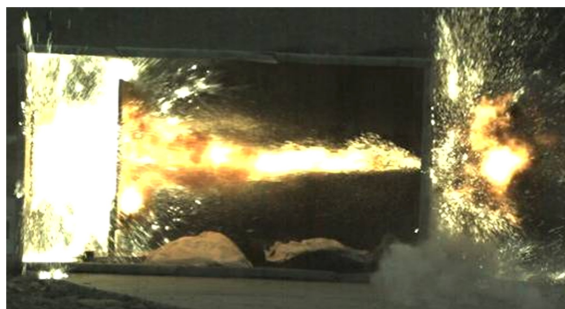


图 6 起爆后 2.5 ms 时刻贫铀合金聚能弹作用于密闭靶箱的高速录像

Fig. 6 High-speed video of aftereffect testing experiment for explosion of DU liner in a closed container at 2.5 ms

位于不同距离处,压力信号的变化应有不同的起跳时间,但测得的3路信号变化趋势以及起跳基本时间一致。从图7可以看出,信号中夹杂了较为复杂的高频成分。与高速录像的结果结合进行分析可知,贫铀合金射流产生的高速颗粒在靶箱内部空间燃烧以及与金属靶箱发生碰撞,产生了一定的电磁干扰,这是测量信号中夹杂了很多高频分量的主要原因。压力测试结果表明,贫铀合金射流穿透钢棒后,仅有少量的射流和钢棒碎粒进入靶箱,爆轰产物被完全隔离在靶箱外部,靶箱内部无明显压力变化。

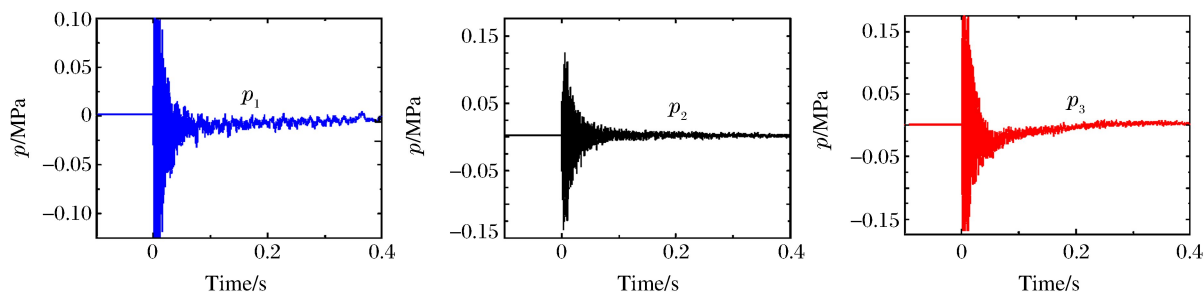


图7 压力测试结果

Fig. 7 Testing results of pressure

实验获得的3路温度信号如图8所示。实验过程中,环境温度约为 17.8°C , T_1 在 0.1 s 处产生了约 4°C 的温升, T_2 在 1.5 s 时开始产生温升,稳定温升约为 3°C 。由于更接近于射流直接作用的状态, T_3 在 0.2 s 内产生了约 15°C 的温升。经过约 5 s 后,各个测点的温度趋于一致,箱体内温度达到平衡态 20.3°C 。本次实验温度数据记录时间较长(共 17 s),到 5 s 后,温度已经基本无明显变化。从温度测量的结果来看,对于正对射流侵彻中轴线上的测点(T_3),由于有射流直接作用在其附近,所以有较高且较快的温升。而另外两个测点的温升则是由于射流穿过后,贫铀颗粒燃烧造成的靶箱内部温升,是个稳态的效果。

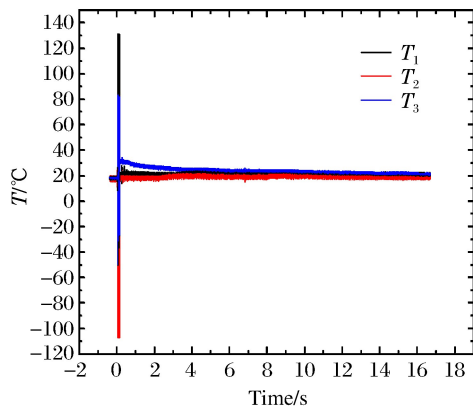


图8 温度测试结果

Fig. 8 Testing results of temperature

贫铀合金颗粒的高速碰撞和燃烧,在测量空间内产生了较强的电磁干扰,这与常规金属材料药型罩的现象不同,具体原因和定量的分析,需进一步实验验证。

3 结 论

通过贫铀合金药型罩破甲后效实验,可以得出如下结论:

- (1) 贫铀合金药型罩形成的射流在穿透钢棒后,能形成一个高温、高速且具有一定发散能力的燃烧颗粒束,相对于紫铜射流,具有更强的纵火能力;
- (2) 贫铀射流作用于目标的过程中,在目标外围,也能形成一个由高速发散的燃烧颗粒组成的火球,燃烧颗粒覆盖范围明显大于常规爆炸范围;
- (3) 贫铀合金药型罩形成的射流在穿透装甲目标后,目标内部压力无明显变化,正对射流方向位置在 0.2 s 内产生了约 15°C 的温升,最终靶箱整体温度升高 2.5°C 。

研究结果可以为聚能战斗部设计提供参考。

参考文献:

- [1] 段建,周刚,田春雨,等.半穿甲弹设计及穿甲试验研究[J].实验力学,2011,26(4):383-390.
DUAN J,ZHOU G,TIAN C Y,et al. Design and penetration performance of a semi-armor-piercing penetrator [J]. Journal of Experimental Mechanics,2011,26(4):383-390.
- [2] 高晓军,徐宏,郭志俊,等.爆炸成形弹药型罩材料的现状和趋势[J].兵器材料科学与工程,2007,30(2):85-88.
GAO X J,XU H,GUO Z J,et al. Development of material in shaped charge liner for EFP [J]. Ordnance Material Science and Engineering,2007,30(2):85-88.
- [3] 粟永萍,余争平,湖川闽,等.贫铀弹现场试验生物效应研究[C]//第4届全国生物医学体视学学术会议.大连,2000:76-77.
SU Y P,YU Z P,HU C M,et al. Research on biologic effect of depleted uranium warhead [C]//Biomedicine Stereology of the 4th National Conference Proceedings. Dalian,2000:76-77.
- [4] 黄广炎,冯顺山,李顺平,等.贫铀合金在冲击条件下的燃烧效应研究[C]//第10届全国冲击动力学学术会议.太原,2011:98.
HUANG G Y,FENG S S,LI S P,et al. Research on burning effect of depleted uranium alloys under impact condition [C]//Impact Dynamics of the 10th National Conference Proceedings. Taiyuan,2011:98.
- [5] SONG S C,GAO P,CAI H N. Numerical simulation for formed projectile of depleted uranium alloy [J]. Applied Mechanics and Mechanics,2003,24(9):1075-1080.

Experimental Research on Armor Penetration Aftereffect Produced by Depleted Uranium Alloys Liner Shaped Charge

GONG Bailin, CHU Zhe, WANG Changli,
LI Ming, WU Haijun, KE Ming

(North West Institute of Nuclear Technology, Xi'an 710024, China)

Abstract: In order to investigate the armor penetration aftereffect of depleted uranium alloys liner, a series of aftereffect experiments are conducted using depleted uranium-Ni alloys liner. The results show that, a high-speed and high-temperature flaming grain bundle is formed after depleted uranium alloys jet penetrating the steel stick, and the fire ball has great incendiary power. Pressure of the inside space barely change after depleted uranium alloys jet penetrating the closed armor target, but the temperature of the location towards shaped charge jet has increased 15 °C in 0.2 s, and the whole temperature of the armor target has increased 2.5 °C eventually.

Keywords: depleted uranium alloys; armor penetration; incendiary power; aftereffect

环形双锥罩聚能装药结构优化设计^{*}

刘宏杰¹, 王伟力², 苗润¹, 吴世永³

(1. 海军航空大学岸防兵学院, 山东 烟台 264001;

2. 海军工程大学兵器工程学院, 湖北 武汉 432032;

3. 海军航空大学基础部, 山东 烟台 264001)

摘要:在环形聚能装药结构中,单锥罩结构形成的射流中间有堆积现象,断裂前射流拉伸长度有限,而双锥罩射流兼顾了上锥小锥角形成高头部速度,下锥大锥角增大射流有效质量的优点,形成的射流更加细长,头部速度高且不易断裂。基于环形切割聚能装药战斗部,综合考虑上锥角大小、上锥罩占药型罩高的比例、药型罩的高度以及药型罩壁厚对射流侵彻能力的影响,并基于灰关联理论对双锥罩环形聚能装药的优化提供依据,通过数值仿真,研究表明:上下锥角对射流成型影响最大,通过比较,当上锥罩为 34° 、上锥占罩高比例为40%、药型罩高度为70 mm、药型罩壁厚为5 mm时,形成的射流头部速度高,且在空气中能够稳定飞行。相比单锥罩结构,双锥罩射流细长,在空气中飞行时间长,对靶板的侵深大于单锥罩射流。

关键词:串联战斗部;环形双锥罩;正交设计;数值模拟

中图分类号: TJ410.3

文献标识码: A

双锥罩装药具有整个药型罩在破甲过程中都处于高效率状态的优点,被用于反坦克导弹战斗部,如美国的“海尔法”、“陶氏”以及我国的“红箭9”。双锥罩射流侵彻深度与射流的速度分布及射流状态有关^[1]。肖强强等^[2]设计出一种新结构药型罩,通过在主药型罩顶部增加一个小锥角罩,利用小锥角罩形成的高速射流破坏前舱结构,为主射流顺利通过前舱提供通道。李磊等^[3]研究了罩厚、小锥角、大锥角、小锥角与大锥角罩口直径比以及装药高度对双锥罩射流成型性能的影响。薛建伟等^[4]设计了单锥形结构药型罩和双锥形结构药型罩,采用数值仿真计算两种方案破甲战斗部的射流成型和侵彻能力,并进行对比分析。通过试验验证,双锥形药型罩破甲战斗部形成的杆式射流侵彻能力较单锥形药型罩提高了约15%。王远飞等^[5]设计出一种具有两级速度梯度射流的战斗部,前级射流主要用于穿透战斗部前的舱段,降低前舱对杆式射流的成型以及能量损耗,提高了射流穿深和破孔能力。

以上研究大多是基于杆式射流的优化设计,而对双锥罩环形射流的研究较少。本研究设计出一种双锥罩环形聚能装药结构,研究具有不同结构参数的双锥罩对环形射流成型性能的影响,采用灰色关联度理论处理正交试验数据,将多目标问题转化为单目标问题,最终获得最优化的双锥罩设计参数。

1 数值模拟方案及有限元模型

1.1 模型建立

为便于计算模型的建立,假设:(1)空气、炸药、药型罩和装药壳体均为连续介质;(2)整个爆炸过程为绝热过程。前级装药结构如图1所示,装药高度为120 mm,外径为520 mm。

计算模型具有结构对称和爆炸作用载荷对称的特性,为提高计算效率,建模时只建立1/4模型,通过施加对称边界条件保证计算的准确性。计算模型由炸药、空气、药型罩、壳体以及靶板组成,其中炸

^{*} 收稿日期:2018-04-19;修回日期:2018-05-30

作者简介:刘宏杰(1993—),男,硕士研究生,主要从事弹药设计与目标毁伤评估研究. E-mail:1300202650@qq.com

通信作者:王伟力(1962—),男,教授,博士生导师,主要从事战斗部毁伤效应研究. E-mail:wwl85673@163.com

药、空气和药型罩定义为 Euler 网格,靶板和壳体定义为 Lagrange 网格,选用多物质 ALE 方法^[6]模拟分析了不同结构形成射流的成型规律。模型采用八节点六面体网格,采用射流作用区域密、四周稀的网格划分方法。由于模型中各部分多是不规则体,要划分成便于计算的规则六面体单元不太容易,采用先将不规则部分切割成若干较为规则的小部分,再用映射的方法划分网格,达到较为理想的结果。起爆方式采用顶端环形起爆^[7-8]。

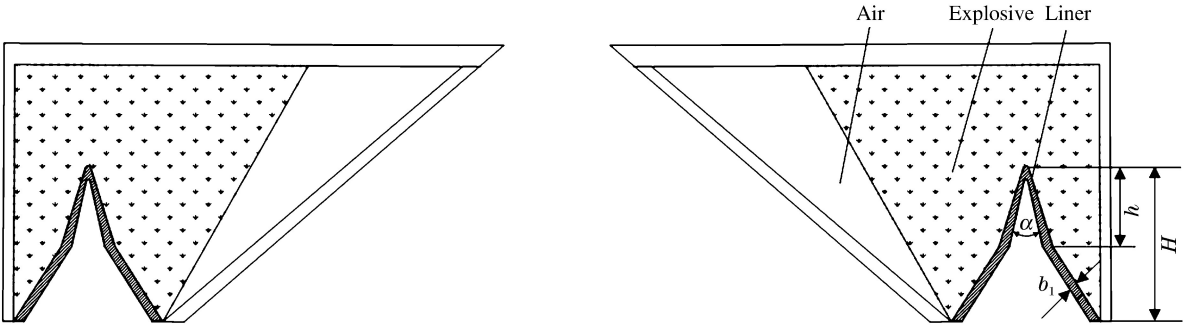


图 1 装药结构示意图
Fig.1 Schematic structure of shaped charge

1.2 材料模型与状态方程

炸药选用 B 炸药(RDX、TNT 比例为 6 : 4),采用 MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 模型和 EOS_JWL 状态方程^[9-12]

$$p=A\left(1-\frac{\omega}{R_1v}\right)\exp(-R_1v)+B\left(1-\frac{\omega}{R_2v}\right)\exp(-R_2v)+\frac{\omega e}{v}$$
 (1)

式中: p 为爆轰压力, e 为炸药比内能, v 为相对比容。具体参数见表 1。

表 1 B 炸药计算参数
Table 1 Material performance parameters of composition B

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$D/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	p_{CJ}/GPa	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	E_0/GPa	V_0
1.713	7 500	28.6	524.2	7.678	4.2	1.1	0.34	8.499	1.0

药型罩选用紫铜,采用 MAT_Steinberg 材料模型和 EOS_Grüneisen 状态方程^[13]

$$p=\frac{\rho_0C^2\mu\left[1+\left(1-\frac{\gamma_0}{2}\right)\mu-\frac{a}{2}\mu^2\right]}{\left[1-(S_1-1)\mu-S_2\frac{\mu^2}{\mu+1}-S_3\frac{\mu^3}{(\mu+1)^2}\right]^2}+(\gamma_0+a\mu)E$$
 (2)

式中: E 为单位体积内能; ρ_0 为材料初始密度; C 为 u_s 与 u_p 的交值点; S_1 、 S_2 和 S_3 是 u_s - u_p 曲线的斜率值; γ_0 为 Grüneisen 系数, a 为对 γ_0 的修正, $\mu=(1/V)-1$, V 为当前空气的相对体积。具体参数见表 2。

表 2 药型罩计算参数^[13]
Table 2 Material performance parameters of liner^[13]

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	G_0/GPa	σ_0/GPa	T_{m0}/K	$C/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	S_1	A	β	n	a
8.96	47.7	0.12	1 790	3 940	1.49	63.5	36	0.45	1.5

壳体选用高强度钢 30CrMnSiNi2A^[14],材料呈应变硬化规律,其中断裂参数采用 $D_1=0.25$, $D_2=D_3=D_4=D_5=0$ ^[15]。采用 MAT_Johnson-Cook 材料模型和 EOS_Grüneisen 状态方程,可以很好地描述金属材料在大变形、高应变率和高温条件下的本构行为。具体参数见表 3。钢板选用舰船所用某型钢,环形射流切割过程中钢靶材料应变率高,在这样高应变率情况下材料的力学性能与准静态情况有较大的差异。采用塑性随动模型 MAT_PLASTIC_KINEMATIC。具体参数见表 4。

表 3 30CrMnSiNi2A 计算参数

Table 3 Material performance parameters of 30CrMnSiNi2A

A/MPa	B/MPa	n	C	m	T _m /K	T ₀ /K	S ₁	γ ₀	α
1 280	420	0.30	0.03	1.00	1 793	294	1.49	2.17	0.46

对于多介质 ALE 算法而言,还需建立覆盖整个射流形成、炸药爆轰范围的空气网格,并在边界节点上施加压力流出边界条件,避免压力在边界上的反射。空气采用 MAT_Null 材料模型,状态方程为线性多项式

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

式中: $\mu=(\rho/\rho_0)-1$, C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 、 C_5 和 C_6 是通过试验确定的常数, E_0 为单位体积内能的初始值。对于空气: $C_0=C_1=C_2=C_3=C_6=0$ 。具体参数如表 5 所示。

表 4 钢板计算参数^[16]

Table 4 Material performance parameters of steel plate ^[16]			
$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	E/GPa	μ	σ_s/MPa
7.85	207	0.30	600

表 5 空气的计算参数

Table 5 Material performance parameters of air				
$\rho/(\text{mg}\cdot\text{cm}^{-3})$	C_4	C_5	$E_0/(\text{MJ}\cdot\text{m}^{-3})$	v_{rel}
1.293	0.4	0.4	0.25	1.0

2 双锥罩结构的优化设计

2.1 优化设计因子、水平的设计

药型罩及装药结构如图 1 所示,针对双锥罩上锥角 α ,壁厚 b_1 ,罩高 H 和上锥罩占罩高比例 h/H 4 个因子设计不同的仿真研究方案。各因子水平设计值见表 6。

根据常规实验方法,对表 6 中的 4 因子 3 水平,需要进行 81 次实验。实验次数多,需要耗费大量的时间、人力、物力和财力,而且不容易确定各因子对射流成型性能的影响。因此采用正交设计方法,利用有限元分析软件 LS-DYNA 设计出 9 个数值计算方案,有效减小了计算次数。并基于灰关联理论对小样本不确定性数据进行优化,得到影响射流性能的主要因素。

灰关联分析过程首先确定参考序列和比较序列,将双锥罩射流头部速度 V 、射流长度 L (射流头部距药型罩底部距离)取为参考序列,分别记作 y_1 和 y_2 ,将上锥角、壁厚、罩高和上锥罩占罩高比例分别记作 x_1 、 x_2 、 x_3 和 x_4 ,根据已有的仿真方案,确定比较序列的选择范围,利用正交设计方法得到影响因素表,如表 7 所示。

表 6 正交设计各因子水平值

Table 6 Orthogonal table

Level	$\alpha/(^{\circ})$	b_1/mm	H/mm	$h\cdot H^{-1}/\%$
1	30	3.8	60	30
2	36	4.6	70	50
3	44	5.4	80	70

表 7 正交表设计与计算结果

Table 7 Orthogonal design and calculation result

No.	$\alpha/(^{\circ})$	b_1/mm	H/mm	$h\cdot H^{-1}/\%$	$V/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	L/mm
1	30	3.8	60	30	2 807	25
2	30	4.6	70	50	2 469	70
3	30	5.4	80	70	2 488	70
4	36	3.8	70	70	2 297	45
5	36	4.6	80	30	2 804	70
6	36	5.4	60	50	2 871	90
7	44	3.8	80	30	2 834	40
8	44	4.6	60	70	2 470	55
9	44	5.4	70	50	2 508	70

2.2 灰色关联分析

从表7中无法总结出各因素对射流成型的影响,故需对表中数据进行无量纲化处理。将 V 和 L 取为参考序列,记作 Y_j ,将 α 、 b_1 、 H 、 h/H 4个因素取为比较序列,记作 X_i 。则比较序列 X_i 和参考序列 Y_j 表达式^[17]为

$$X_i = (x_i(1), x_i(2), \dots, x_i(k)) \quad i = 1, 2, 3, 4 \quad (4)$$

$$Y_j = (y_j(1), y_j(2), \dots, y_j(k)) \quad j = 1, 2 \quad (5)$$

式中: k 为样本数量,表示有9种不同的方案。由于各个序列中的数据单位不统一,在数值上相差较大。因此,为保证量化研究分析的准确性,需将参考序列与比较序列数据转化为同等数量级的无量纲数据(见表8),转化方式为

$$X'_i = \frac{X_i}{x_i(1)} = (x'_i(1), x'_i(2), \dots, x'_i(9)) \quad i = 1, 2, 3, 4 \quad (6)$$

$$Y'_j = \frac{Y_j}{y_j(1)} = (y'_j(1), y'_j(2), \dots, y'_j(9)) \quad j = 1, 2 \quad (7)$$

表8 无量纲化的参考序列与比较序列

Table 8 Dimensionless reference sequence and comparison sequence

No.	X'_1	X'_2	X'_3	X'_4	Y'_1	Y'_2
1	1	1	1	1	1	1
2	1	1.211	1.1667	1.6667	0.8796	2.8
3	1	1.421	1.3333	2.3333	0.8864	2.8
4	1.2	1	1.1667	2.3333	0.8183	1.8
5	1.2	1.211	1.3333	1	1.0003	2.8
6	1.2	1.421	1	1.6667	1.0228	3.6
7	1.467	1	1.3333	1	1.0096	1.6
8	1.467	1.211	1	2.3333	0.8799	2.2
9	1.467	1.421	1.1667	1.6667	0.8935	2.8

利用(8)式^[17]

$$\zeta_i^j(k) = \frac{\min_i \min_k |y_j(k) - x_i(k)| + \rho \max_i \max_k |y_j(k) - x_i(k)|}{|y_j(k) - x_i(k)| + \rho \max_i \max_k |y_j(k) - x_i(k)|} \quad i = 1, 2, 3, 4; j = 1, 2 \quad (8)$$

取 $\rho=0$,计算出各点的参考序列与比较序列的关联系数 $\zeta_i^j(k)$,然后将各点关联系数代入(9)式^[17]

$$\gamma_i^j(k) = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n \zeta_i^j(k) \quad k = 1, 2, \dots, 16; i = 1, 2, 3, 4; j = 1, 2 \quad (9)$$

得到了参考序列与比较序列的关联度矩阵,如表9所示。

表9 灰关联度矩阵

Table 9 Grey correlation matrix

Reference sequence	Comparison sequence			
	α	b_1	H	$h \cdot H^{-1}$
V_1	0.528	0.475	0.554	0.373
L	0.740	0.714	0.755	0.579

分析灰关联矩阵中数据,最具优势的比较序列为(0.554, 0.755),对射流头部速度的比较序列关联度大小排序是 $x_3 > x_1 > x_2 > x_4$,从计算结果可以判断:在一定范围内,环形上锥罩射流头部速度受药型罩高度和上锥角影响较大。对射流长度的比较序列关联度大小排序是 $x_3 > x_1 > x_2 > x_4$,可以判断影响射流长度的主要因素也是药型罩高度和上锥角大小。

根据文献[18-20],只有合理的结构设计,才能形成正常的环形射流。其中上锥角 α 取 $26^\circ \sim 52^\circ$ (每种方案增加 2°),壁厚 b_1 变化范围为 $3.4 \sim 6.2$ mm(每种方案增加 0.4 mm),药型罩高度 H 在 $60 \sim 85$ mm范围内(每种方案增加 5 mm),上锥罩占罩高比例 h/H 取 $30\% \sim 70\%$ (每种方案变化 5%),分别研究各参数对双锥罩环形射流成型的影响规律。

2.3 双锥罩上锥角的影响

上锥角对射流速度有很大影响,在一定范围内,射流速度随着上锥角的减小而增大,但上锥角过小射流稳定性差,容易发生断裂。分析上锥角的影响时,取壁厚 b_1 为 5 mm,药型罩高度为 70 mm,上锥罩占高比例为 50%,仿真每种不同上锥角方案射流的成型情况。图 2 中分别给出了炸药起爆后 $54\ \mu\text{s}$ 时射流头部速度和断裂前射流长度。

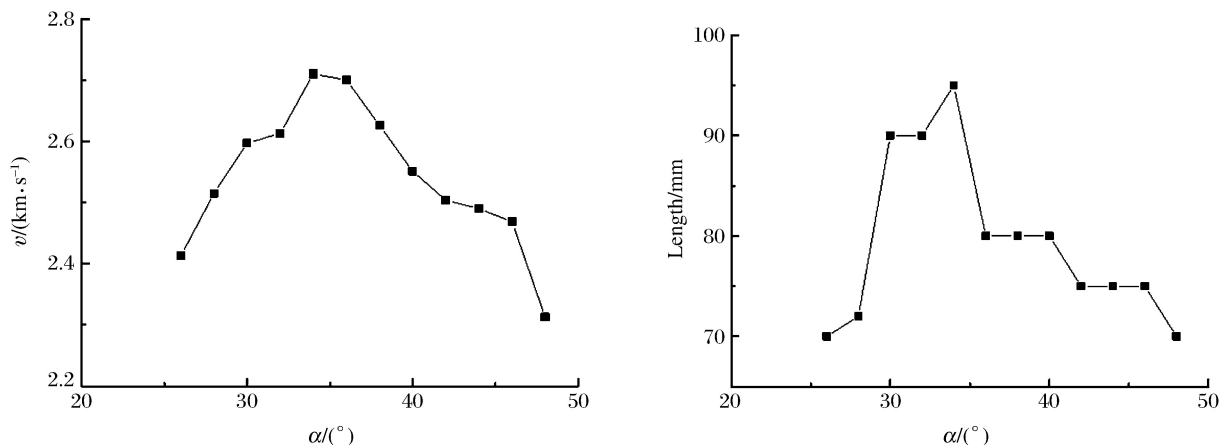


图 2 双锥罩射流成型参数随上锥角的变化曲线

Fig. 2 Variation of double cone liner jet parameters with the upper cone angle

从图 2 可以看出,射流头部速度随上锥角的增大先增大后减小,从射流长度随上锥角变化可以看出,上锥角过小导致射流不能充分拉伸而出现过早的断裂,不利于侵彻。考虑射流形态和变化规律,选择上锥角为 34° 。

2.4 双锥罩壁厚的影响

本研究中上下锥采用相同壁厚,保持其他结构参数不变,研究壁厚对射流成型的影响规律。上锥角为 34° ,药型罩高度为 70 mm,上锥罩占高比例为 50%,仿真双锥罩壁厚从 3.4~6.2 mm 变化时射流的成型情况。图 3 给出了炸药起爆后 $54\ \mu\text{s}$ 时射流头部速度随壁厚变化的曲线以及断裂前射流长度随壁厚的变化曲线。

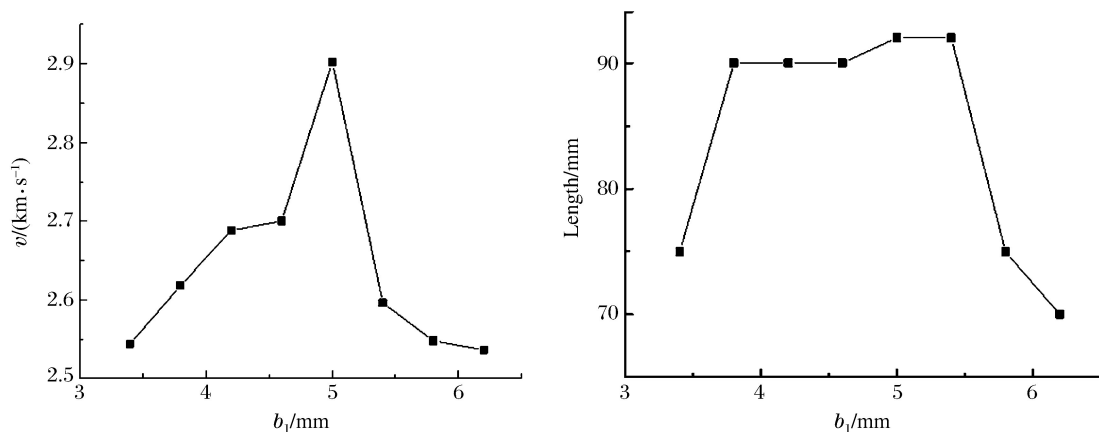


图 3 双锥罩射流成型参数随壁厚的变化曲线

Fig. 3 Variation of double cone liner jet parameters with the thickness of liner

图 3 反映了双锥罩射流头部速度以及射流长度随壁厚的变化趋势,药型罩壁太薄,形成的杵体就很小,不能形成正常的射流。随着药型罩壁厚的增加,单位质量的药型罩获得爆轰波能量逐渐减少,药型罩单元获得的压垮速度逐渐降低,因此射流头部速度逐渐减小,当壁厚从 5.0 mm 增加到 6.2 mm

时,射流头部速度降低了13.4%。随着壁厚的增加,参与有效射流的药型罩质量增加,射流拉伸时间变长,断裂前长度增加,壁厚大于一定值时,有效射流不再增加,射流容易发生断裂。综合考虑射流头部速度和长度,选择壁厚为5 mm。

2.5 双锥罩高度的影响

在药型罩上锥角、壁厚和上锥罩占罩高比例不变的条件下,计算药型罩高度在60~85 mm之间变化时射流成型情况。上锥角选择 34° ,药型罩壁厚为5 mm,上锥罩占高比例为50%。图4给出了炸药起爆后54 μs 时,药型罩高度对射流头部速度和断裂前射流长度的影响。

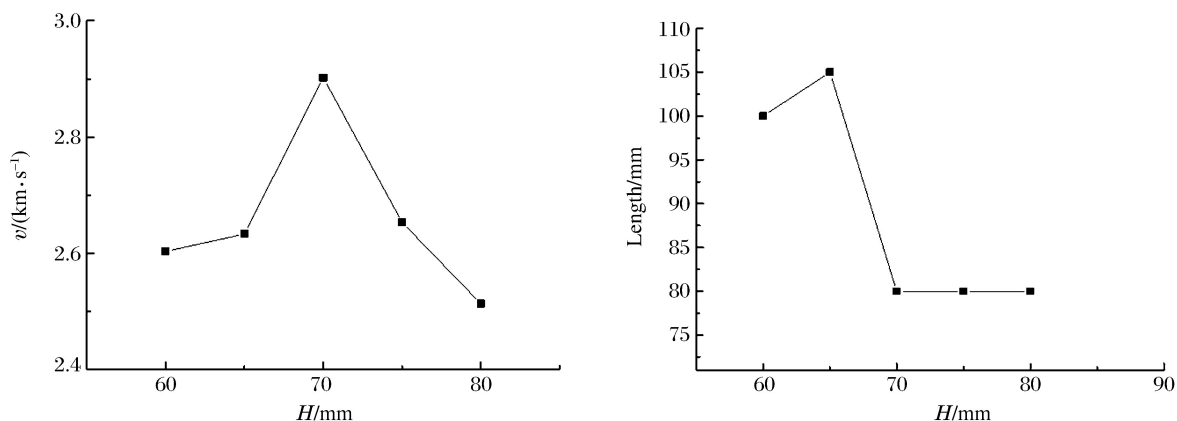


图4 双锥罩射流成型参数随药型罩高度的变化曲线

Fig. 4 Variation of double cone liner jet parameters with the height of the liner

从图4可以看出,射流头部速度随着药型罩高度的增加先增大后减小,罩高小,药型罩压垮后拉伸不完全,导致射流速度的降低,同时,药型罩高度较小时,药型罩微元上有效装药越多,增大了罩单元运动速度。随着药型罩高度的继续增大,形成射流不稳定,容易发生断裂。综合考虑选择药型罩高度为70 mm。

2.6 双锥罩上锥罩占罩高比例的影响

在药型罩上锥角、壁厚和药型罩高度不变的条件下,计算上锥罩占罩高比例在30%~70%之间变化时射流成型情况。上锥角选择 34° ,药型罩壁厚为5 mm,药型罩高度为70 mm。计算结果如图5所示。

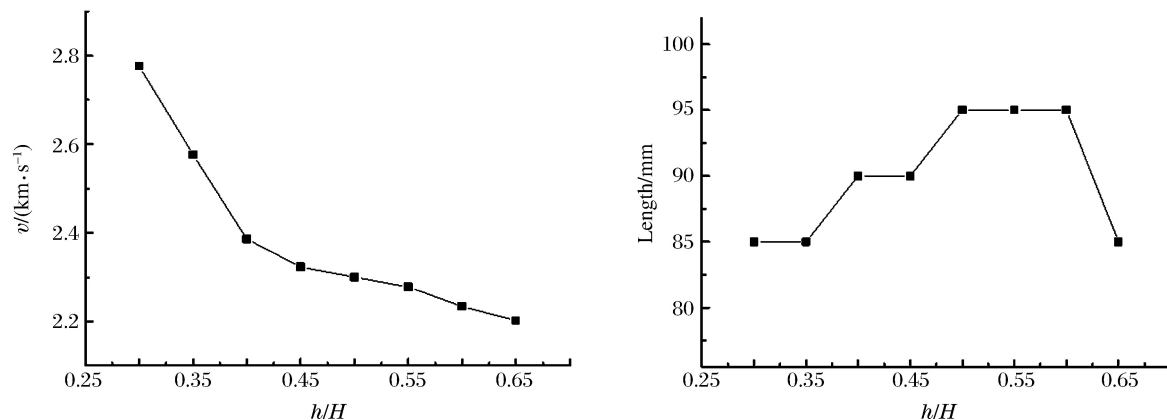


图5 双锥罩射流成型参数随上锥罩占罩高比例的变化曲线

Fig. 5 Variation of double cone liner jet parameters with the proportion of the upper cone cover

从计算结果可以看出,随着上锥罩占罩高比例的增加,射流头部速度降低。随着上锥罩占罩高比例的增加,射流长度先增大后减小。考虑到上锥罩占罩高比例对射流头部速度和长度的综合影响,选择比例为40%。

3 数值模拟结果与分析讨论

3.1 射流成型对比研究

经优化设计双锥罩结构尺寸为:双锥罩上锥角为 34° ,药型罩壁厚为 5 mm,双锥罩高度为 70 mm,上锥罩占罩高比例为 40%。与单锥罩结构进行对比,单锥罩药型罩底部开口大小、药型罩高度及壁厚与双锥罩结构一致,两种结构射流成型过程如图 6 和图 7 所示。

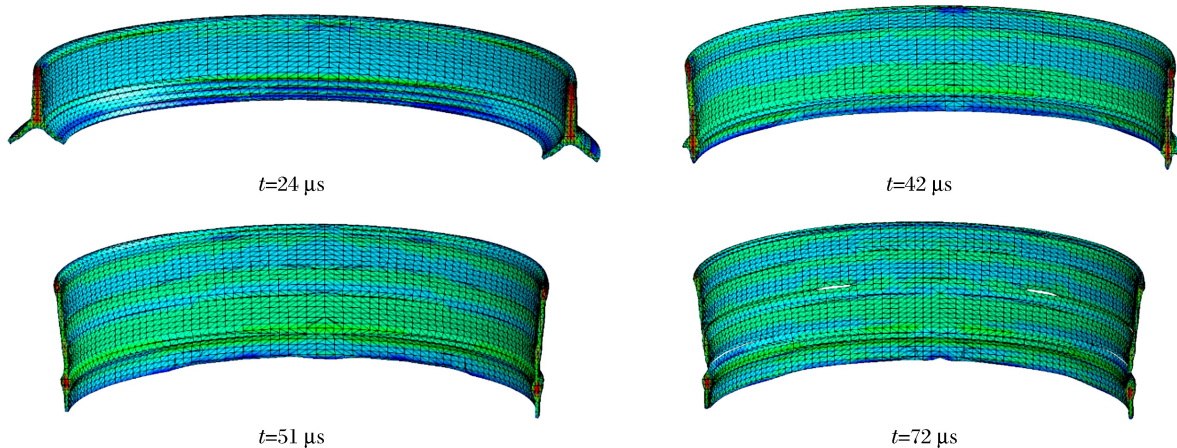


图 6 双锥罩射流成型图

Fig. 6 Forming of double cone liner jet

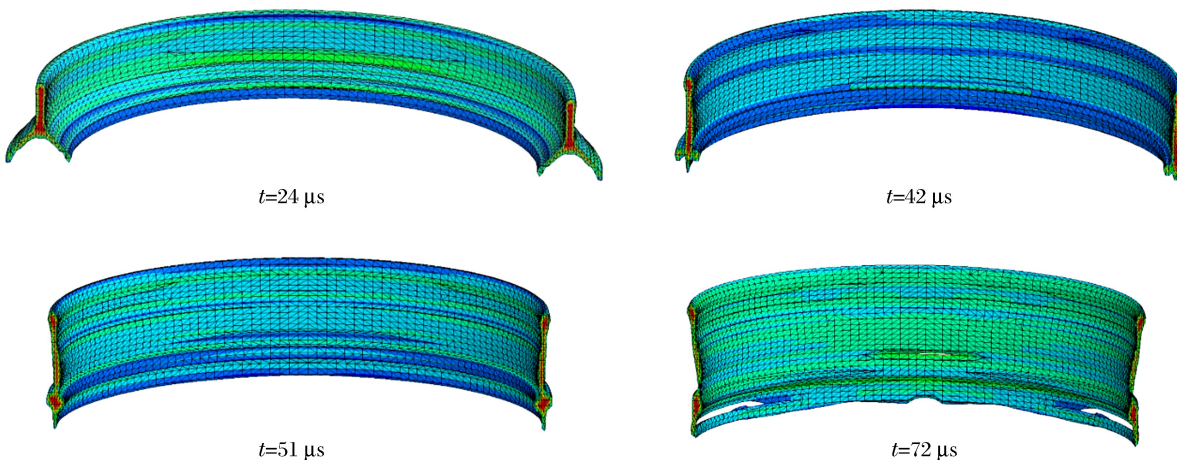


图 7 单锥罩射流成型图

Fig. 7 Forming of single cone liner jet

从图 6、图 7 中可以看出:在强爆轰压力下,上部小锥角罩迅速向轴线方向闭合,形成的射流质量均匀,单锥罩在爆轰波作用下,形成射流比较缓慢;在 $t=42 \mu\text{s}$ 时,单锥罩射流头部有明显的堆积现象,而双锥罩射流头部无明显堆积现象; $t=51 \mu\text{s}$ 时,双锥罩射流整体分布均匀,单锥罩射流中间有颈缩现象; $t=72 \mu\text{s}$ 时,两种射流均发生了断裂现象,但双锥罩射流断裂前长度为 90 mm,单锥罩射流断裂前长度为 75 mm。

3.2 侵彻靶板对比分析

经过试算,双锥罩有效炸高为 80 mm(药型罩底部距离靶板上表面的距离),单锥罩有效炸高为 70 mm。侵彻效果如图 8 所示,图 8(a)为双锥罩射流侵彻靶板结果图,图 8(b)为单锥罩射流侵彻靶板结果图。可以看出,双锥罩射流的侵深大于单锥罩,双锥罩最大侵深为 70 mm,较单锥罩射流侵深提高了 11%。

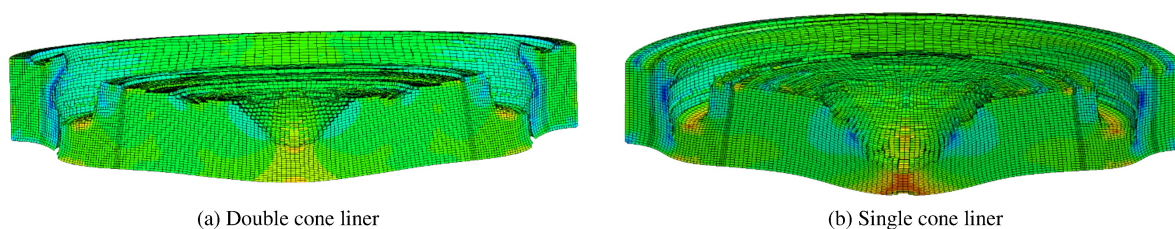


图8 两种射流侵彻靶板结果图

Fig. 8 Result diagrams of two kinds of jet penetrating target plate

4 结 论

(1) 经过灰关联分析法,得出结论:影响双锥罩射流成型性能最大的因素为药型罩高度和上锥角大小。

(2) 获得了双锥罩结构参数对射流头部速度以及射流长度的影响规律,结果表明射流头部速度和射流长度均随上锥角、药型罩壁厚、药型罩高度的增加先增大后减小,随着上锥罩占罩高比例的增大,射流头部速度逐渐降低,射流长度先增大后减小。最终优化结果为当上锥罩为 34° 、上锥占罩高比例为 40%、药型罩高度为 70 mm、药型罩壁厚为 5 mm 时,形成的射流头部速度高,在空气中能够稳定飞行。相比单锥罩结构,双锥罩射流细长,经过充分拉伸,在空气中飞行时间长,侵彻靶板的深度较单锥罩提高了 11%。

参考文献:

- [1] 陈闯,王晓鸣,李文彬,等. 双锥罩射流侵彻钢靶侵深计算模型 [J]. 兵工学报, 2014, 35(5): 604-612.
CHEN C, WANG X M, LI W B, et al. Penetration depth calculation model for biconical liner jet penetrating into steel target [J]. Acta Armamentarii, 2014, 35(5): 604-612.
- [2] 肖强强,黄正祥,祖旭东,等. 新结构药型罩射流对等效前舱的抗干扰研究 [J]. 弹道学报, 2012, 24(1): 47-51.
XIAO Q Q, HUANG Z X, ZU X D, et al. Research of anti-interference capability by shaped charge jet into equivalent forward section for new-type line [J]. Journal of Ballistics, 2012, 24(1): 47-51.
- [3] 李磊,马宏昊,沈兆武. 基于正交设计方法的双锥罩结构优化设计 [J]. 爆炸与冲击, 2013, 33(6): 567-573.
LI L, MA H H, SHEN Z W. Optimal design of biconical liner structure based on orthogonal design method [J]. Explosion and Shock Waves, 2013, 33(6): 567-573.
- [4] 薛建伟,纪春亮,李国兰,等. 破甲战斗部药型罩结构设计与试验研究 [C]//第 15 届全国战斗部与毁伤技术学术交流论文集. 北京, 2017: 416-419.
XUE J W, JI C L, LI G L, et al. Structure design and experimental study on the liner of the armor piercing warhead [C]//Proceedings of the Fifteenth National Academic Conference on Warhead and Damage Technology. Beijing, 2017: 416-419.
- [5] 王远飞,李国兰,纪春亮,等. 双锥罩聚能战斗部技术研究 [C]//第 15 届全国战斗部与毁伤技术学术交流论文集. 北京, 2017: 443-445.
WANG Y F, LI G L, JI C L, et al. Research on the dual cone liner warhead [C]//Proceedings of the Fifteenth National Academic Conference on Warhead and Damage Technology. Beijing, 2017: 443-445.
- [6] 傅磊. 鱼雷新型串联战斗部对舰艇典型舱段结构的毁伤效应研究 [D]. 烟台:海军航空工程学院, 2015: 50-53.
FU L. Damage effect of new tandem warhead- torpedo on typical cabin structure of naval ships [D]. Yantai: Naval Aeronautical Engineering Institute, 2015: 50-53.
- [7] 尚晓江. ANSYS/LS-DYNA 动力分析方法与工程实例 [M]. 北京:中国水利水电出版社, 2006: 140-143.
SHANG X J. ANSYS/LS-DYNA dynamic analysis method and engineering example [M]. Beijing: China Water Conservancy and Hydropower Press, 2006: 140-143.
- [8] 王成,付晓磊,宁建国. 起爆方式对聚能射流性能影响的数值分析 [J]. 北京理工大学学报, 2006, 26(5): 401-404.
WANG C, FU X L, NING J G. Numerical simulation of shaped charge jet formation under different ways of initiation [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2006, 26(5): 401-404.
- [9] 汪文革,杨世军,韩永要,等. 基于 ANSYS/LS-DYNA 的聚能射流侵彻装甲钢的有限元分析 [J]. 兵工自动化, 2008, 27(3): 39-41.
WANG W G, YANG S J, HAN Y Y, et al. Finite element analysis of shaped charge jet penetrating into target based on ANSYS/LS-DYNA [J]. Ordnance Industry Automation, 2008, 27(3): 39-41.

- [10] TOGAMI T C, BAKER W E, FORRESTAL M J. A split Hopkinson bar technique to evaluate the performance of accelerometers [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1995, 63(2): 353-356.
- [11] FRANZEN R R, SCHNEIDEWIND P N. Observation concerning the penetration mechanics of tubular hypervelocity penetration [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, 11(3): 289-303.
- [12] WASMUND T L. New model to evaluate weapon effects and platform vulnerability: AJEM [J]. *WSTIAC Newsletter*, 2001, 2(4): 1-11.
- [13] LEE W H, PAINTER J W. Material void-opening computation using particle method [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1999, 22(1): 1-22.
- [14] 蒋志刚, 曾首义, 周建平. 刚性尖头弹垂直撞击金属厚靶板极限速度分析 [J]. *固体力学学报*, 2004, 25(3): 360-364.
JIANG Z G, ZENG S Y, ZHOU J P. Analysis on ballistic limit of metallic targets struck by rigid sharp-nosed projectiles [J]. *Acta Mechanica Solida Sinica*, 2004, 25(3): 360-364.
- [15] LEE Y W, WIERZBICKI T. Fracture prediction of thin plates under localized impulsive loading (Part II): discing and petalling [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31(10): 1277-1308.
- [16] 李永胜. 反舰导弹串级战斗部前级环形切割器的优化设计 [D]. 烟台: 海军航空工程学院, 2011: 42-45.
LI Y S. Optimization design of the front annular cutter of the anti ship missile cascade warhead [D]. Yantai: Naval Aeronautical Engineering Institute, 2011: 42-45.
- [17] 刘思峰. 灰色系统理论及其应用 [M]. 第 5 版. 北京: 科学出版社, 2010: 45-48.
LIU S F. Grey system theory and application [M]. 5th Ed. Beijing: Science Press, 2010: 45-48.
- [18] 李永胜, 王伟力, 刘晓红, 等. 串联战斗部前级的环形切割器优化设计 [J]. *工程爆破*, 2011, 17(4): 1-4.
LI Y S, WANG W L, LIU X H, et al. Design optimization on annular cutter in the front of tandem warhead [J]. *Engineering Blasting*, 2011, 17(4): 1-4.
- [19] WANG C, YUN S R, HUANG F L, et al. Investigating jet appearance in different background lights with high-speed frame photography [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2002, 11(2): 113-116.
- [20] 王成, 恽寿榕, 黄风雷. W 型聚能装药射流形成及侵彻的实验和数值仿真研究 [J]. *兵工学报*, 2003, 24(4): 451-454.
WANG C, YUN S R, HUANG F L. An experimental study and numerical simulation on annular jet formation and penetration [J]. *Acta Armamentarii*, 2003, 24(4): 451-454.

Optimum Design of Annular Double Cone Shaped Charge Structure

LIU Hongjie¹, WANG Weili², MIAO Run¹, WU Shiyong³

(1. Coastal Defense College, Naval Aeronautical University, Yantai 264001, China;
2. Academy of Weapons Engineering, Naval Engineering University, Wuhan 432032, China;
3. Basic Department, Naval Aeronautical University, Yantai 264001, China)

Abstract: There is accumulation in the middle of the jets formed by the single cone liner in the annular shaped charge structure, and the length of the jet is limited before the fracture. The jet of the double cone liner takes both the high head speed formed by upper small angle cone liner and increscent effective mass of the jet formed by the lower cone liner. Therefore, the jet is more slender with high head speed and it is not easy to break. Based on the annular cutting shaped charge warhead, the influence of the upper cone size, the proportion of the upper cone cover, the mask height and the wall thickness of the liner on the penetration capability of jet is considered. It is concluded that the upper cone angle has the greatest influence on the jet molding. By comparison, when the top cone cover is 34° , the proportion of top cone is 40%, the height of the liner is 70 mm and the wall thickness of the liner is 5 mm, the jet head can fly steadily in the air with a high speed. Compared with the single cone liner structure, the jet formed by the double cone liner is long and slender, and has long flight time in the air, its penetration capability is greater than that of the single cone jet.

Keywords: tandem warhead; annular double cone liner; orthogonal design; numerical simulation

辅助药型罩材料对线型聚能射流性能影响的数值仿真^{*}

孙建军, 李如江, 杨 玥, 万清华, 张 明, 孙 森, 李 杨

(中北大学环境与安全工程学院, 山西 太原 030051)

摘要: 为了提升线型聚能射流的性能, 将截顶加辅助药型罩结构应用于线型聚能装药, 应用三维有限元分析软件(LS-DYNA)对以紫铜为主体药型罩, Al、Cu 和 W 作为辅助药型罩时形成的线型聚能射流进行了数值仿真, 并将其与传统的线型聚能射流进行了对比分析。结果表明: 截顶加辅助药型罩结构形成的射流性能更优, 并随辅助药型罩材料密度等的增大, 射流的延展性、速度及有效质量均有提高, 且均优于传统的楔形罩结构; W 作为辅助药型罩材料时形成的线型聚能射流, 速度较传统的楔形罩结构提高约 25.9%, 射流的有效长度增加约 145%。

关键词: 线型聚能装药; 辅助药型罩; 线型聚能射流; 数值仿真

中图分类号: O385

文献标识码: A

线型聚能装药(Linear Shaped Charge)属于聚能装药的一种形式, 其基本理论是建立在锥形聚能装药理论之上的^[1]。根据药型罩的形状可以分为楔形、圆弧形、椭圆弧形、半正方形等多种形式, 因其形成的“射流刀”具有高速、高效、操作方便、不受环境限制的特点, 广泛用于金属材料等的切割。但因线型聚能射流的延展性普遍较差, 容易断裂, 近年来相关领域的研究人员对线性聚能射流的性能优化进行了大量的研究工作, 主要集中于对药型罩结构的优化设计。王克波等^[2]通过数值模拟设计了一种三锥形外锥的药型罩, 该装药结构形成的线性聚能射流没有拉断现象; 武双章等^[3]对椭圆形药型罩结构影响线性射流成型的主要结构参数进行了正交优化, 并通过数值模拟获得了最佳参数组合方案; 徐景林等^[4]对带隔板的线性聚能装药的侵彻能力进行了正交优化设计, 并利用 LS-DYNA 分析了 5 个因素对射流性能的影响, 获得了最佳结构组合; Minin 等^[5]以理论结合试验的方法对超聚能装药结构进行了研究, 证明了超聚能射流的速度高, 且药型罩利用率很高; 关荣等^[6]利用 LS-DYNA 有限元程序对 6 组新型线型聚能装药结构进行了模拟计算, 分析了矩形辅助药型罩宽度和截顶间隙长度对线性射流性能的影响。然而, 系统研究截顶加辅助药型罩结构对线型聚能射流成型特性的文章尚不多见, 特别是对不同材料的辅助药型罩形成线型聚能射流的研究更是少有涉及。本研究将截顶加辅助药型罩结构应用于线型聚能装药, 并应用三维有限元分析软件(LS-DYNA)对其进行数值仿真, 旨在提升线型聚能射流的性能, 以达到最大的切割深度。

1 装药结构设计

1.1 3 种药型罩结构示意图

传统楔形药型罩、平顶药型罩和截顶加辅助药型罩结构剖面如图 1 所示(单位:mm)。其中传统楔形药型罩、平顶药型罩均为等壁厚, 厚度均为 2 mm, 药型罩材料为紫铜, 锥角为 70°, 装药宽度为

^{*} 收稿日期: 2018-04-23; 修回日期: 2018-06-05

基金项目: 国家自然科学基金(11572292)

作者简介: 孙建军(1990—), 男, 硕士研究生, 主要从事兵器安全技术研究. E-mail: 1427669391@qq.com

通信作者: 李如江(1978—), 男, 博士, 副教授, 主要从事装甲与反装甲技术研究. E-mail: liru7841@mail.ustc.edu.cn

40 mm,装药长度为60 mm,装药高度为48 mm,罩顶高分别为20、24 mm。截顶加辅助药型罩结构非等壁厚,其中矩形辅助药型罩宽10 mm,厚度为4 mm,其材料分别为W、Cu和Al,主体药型罩材料为紫铜,厚度为2 mm,锥角为 70° ;装药结构与楔形罩结构一致,装药宽度为40 mm,装药长度为60 mm,装药高度为48 mm,母线长24 mm。

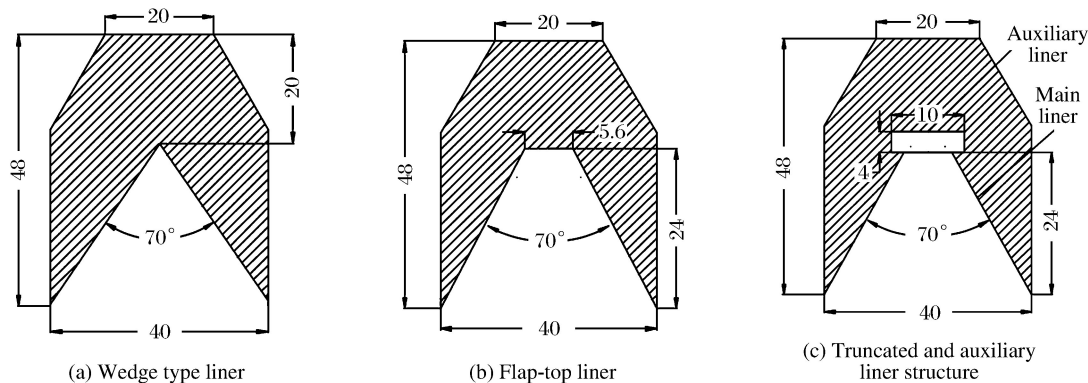


图1 3种线型聚能装药结构剖面图(单位:mm)

Fig. 1 Schematic presentation in cross-section of three types of linear shaped charge structures (Unit:mm)

1.2 各结构药型罩的参数选取依据

楔形药型罩因加工工艺简单、成本低等优势,广泛应用于线型聚能装药,但楔形罩结构形成的线型聚能射流延展性较差,短时间内即被拉伸断裂,不利于工程应用,因此对其药型罩结构的改进显得尤为重要。

本研究在楔形药型罩结构的基础上,将楔形罩顶部截掉(截顶高度为4.0 mm、截顶处宽度为5.6 mm),设计了截顶加辅助药型罩结构,并将其与相同截顶高度的平顶药型罩结构进行了对比分析,其中平顶药型罩为楔形罩截顶后加一宽度为5.6 mm、厚度为2.0 mm的矩形药型罩,药型罩为等壁厚。截顶加辅助药型罩结构是在楔形罩截顶后改加一宽度为10 mm、厚度为4 mm的矩形辅助药型罩,其材料分别为W、Cu和Al,药型罩非等壁厚。3种结构的药型罩除罩顶部分不同外,主体药型罩的材料、锥角、厚度、母线长均一致,同时3种装药结构的装药长度、宽度和高度均一致,平顶罩及截顶加辅助药型罩结构均是对楔形罩结构的改进。

2 数值仿真

2.1 数值计算模型

数值计算模型按照装药结构设计尺寸进行建模,依次为截顶加辅助药型罩结构、楔形罩结构和平顶药型罩结构,如图2所示。

2.2 材料参数及算法的选择

聚能装药爆炸、药型罩压垮、射流形成及延展过程是一种多物质相互作用的大变形运动,对于聚能装药与药型罩采用ALE算法^[7]。由于在欧拉算法中,网格固定不动,材料和能量在网格间流动,所以在建立模型时,在射流弹道上还需要加入空气^[8],并在空气边界处施加非反射边界条件,即透射条件,以消除边界效应,避免压力在边界上的反射。主体药型罩材料为紫铜,辅助药型罩材料为W、Cu和Al,均采用Johnson-Cook模型和Grüneisen状态方程共同描述,该模型可描述与材料应变、应变率和温度相关的强度变化。紫铜、钨和铝均为常用药型罩材料,其材料模型参数如表1所示。

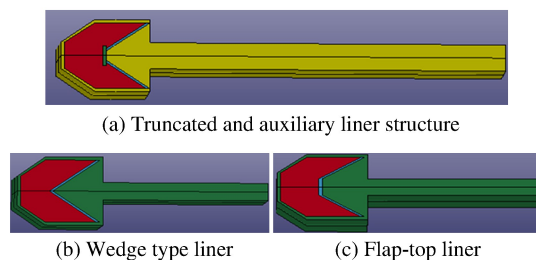


图2 数值计算模型

Fig. 2 Simulation model

表 1 W、Cu 和 Al 材料模型及其状态方程参数
Table 1 Material model and equation of state parameters of W,Cu,Al

Material	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	γ	$C_1/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	S_1	$S_2/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	E/GPa	Y/GPa
W	17.20	1.54	4 020	1.237	0	160.0	2.200
Cu	8.90	2.00	3 960	1.497	0	46.4	0.120
Al	2.78	0.26	610	1.000	0	64.1	0.089

以 HMX 为主体的聚能装药选用 High-Explosive-Burn 模型和 JWL 状态方程,该方程能精确地描述爆轰产物的体积、压力、能量等特性,炸药的材料参数见表 2。

表 2 主装药的材料参数^[8]
Table 2 Material parameters of main explosive^[8]

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	$A_{\text{JWL}}/\text{GPa}$	$B_{\text{JWL}}/\text{GPa}$	R_1	R_2	ω	$D/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$
1.72	374	3.300	4.5	0.95	0.3	8 930

2.3 数值仿真结果与分析

2.3.1 药型罩受力分析

图 3 是各结构药型罩受爆轰产物压力云图,可清晰地看出传统楔形罩、平顶罩和截顶加辅助药型罩结构在相同的起爆方式下主体药型罩的压垮模式及受力情况。

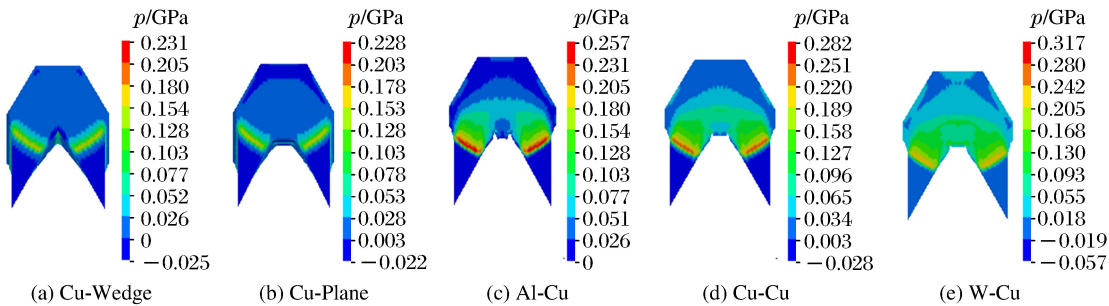


图 3 各结构药型罩受爆轰产物压力云图($t=5\ \mu\text{s}$)

Fig. 3 Pressure contour diagram of detonation product for each structural liner ($t=5\ \mu\text{s}$)

在高温高压的爆轰产物压力作用下,各结构药型罩迅速被压垮并向轴线处挤压汇聚,相比于传统的楔形罩及平顶罩结构,截顶加辅助药型罩结构在爆轰产物压力作用下,压垮模式发生改变。装药起爆以后,爆轰波首先作用于辅助药型罩,加大了爆轰产物与药型罩的作用面积,延长了作用时间,延缓了爆轰波能量的释放,可防止爆轰产物过早泄出。此外,辅助药型罩在爆轰波作用下首先变形,并传递给主体药型罩一个轴向作用力,使主体药型罩在轴线方向上受力增大,势必形成速度、能量更高的射流。同时,由于主体药型罩受力增大,罩壁微元的运动形式也发生了改变,压垮角度大于 180° ,主体药型罩大部分转化为射流,射流的有效质量增加,药型罩材料利用率增大。再者,辅助药型罩可将球面爆轰波转变为轴对称收敛的凹锥形爆轰波,使爆轰波相对于主体药型罩母线的入射角减小,凹锥形爆轰波在压垮主体药型罩时给主体药型罩一个更强更持久的冲击力,使射流在轴线处挤压碰撞,压力进一步升高形成高压区,有利于提高射流的整体速度。而对于不同材料的辅助药型罩,由压力云图可知主体药型罩受力也存在明显差异,取决于材料的密度等,辅助药型罩密度越大,主体药型罩受力越大越持久。

综上所述,主装药起爆后,作用于主体药型罩的爆轰产物压力来自两方面:一是与其直接接触的爆轰波,二是通过辅助药型罩间接传递给主体药型罩的爆轰产物压力。在以上两种压力作用下,主体药型罩受力增大,向轴线方向闭合的速度提高,势必形成速度、能量更高的射流。

2.3.2 射流形态分析

综合对比分析 3 种结构的线型聚能装药起爆后 16、30 和 42 μs 时刻射流的形态,并对射流的有效长度、延展性、速度、动能进行对比分析;当辅助药型罩材料分别为 W、Cu 和 Al 时,将形成的线型聚能射流与传统线型聚能射流进行对比分析,并对不同材料的辅助药型罩对线型聚能射流性能的影响进行对比分析。

图 4、图 5、图 6 分别为 3 种装药结构起爆后 16、30 和 42 μs 时刻射流形态。

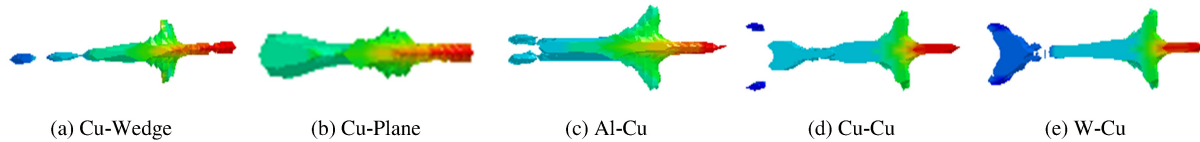


图 4 16 μs 时射流的形态

Fig. 4 Jet shape at 16 μs



图 5 30 μs 时射流的形态

Fig. 5 Jet shape at 30 μs

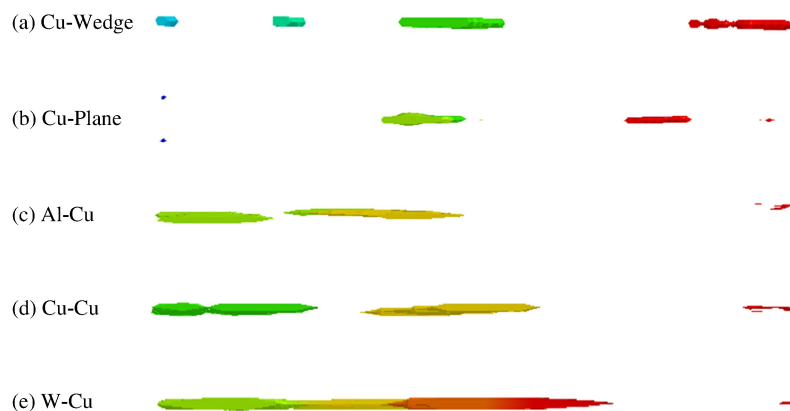


图 6 42 μs 时射流的形态

Fig. 6 Jet shape at 42 μs

从射流形态可以看出,传统的楔形罩及平顶罩结构形成的射流延展性较差,射流迅速被拉伸断裂为多段且断裂时间较早,从横断面看为点状射流,同时杆体部分较大。截顶加辅助药型罩结构形成的射流头部呈细锥形,延展性较好,杆体部分相对较少。辅助药型罩材料密度越大,射流性能越好,由于 W

的密度较大,形成射流的延展性最好,性能最优。

W 作为辅助药型罩时,辅助药型罩并未参与射流的形成,而是与射流尾部连接在一起,起爆 $16\ \mu\text{s}$ 后又完全分离,形成独立的杵体部分。Cu 作为辅助药型罩时,辅助药型罩大部分形成杵体部分。Al 作为辅助药型罩时,因 Al 的密度小于 Cu,在爆轰产物压力作用下,辅助药型罩首先被压垮变形并向轴线处闭合,大部分形成与主体射流不连接的头部射流,且速度较大,并在数微秒内迅速被拉伸断裂。

综上所述,添加辅助药型罩后,主要通过改变爆轰波对主体药型罩的作用方式,延缓爆轰波能量的释放,防止爆轰产物过早泄出。因此,与传统的楔形罩结构相比,截顶加辅助药型罩结构形成的线型聚能射流连续性较好,射流的有效长度显著增加,射流细长且杵体部分相对较少,且辅助药型罩材料密度越大,该特征越突出。

2.3.3 射流速度分析

射流速度对线型聚能装药的切割深度有直接的影响,利用 LS-DYNA 后处理软件 LSPOST 对比分析了各装药结构形成线型聚能射流的速度,如图 7 所示。

从图 7 可以看出,W 作为辅助药型罩时,射流的速度最大且速度梯度最小,射流的延展性最好。对于传统的线型聚能装药,射流因存在较大的速度梯度,迅速被拉伸断裂为数段且断裂间隙较大,延展性较差。射流的最大头部速度及首次断裂时间如表 3 所示。

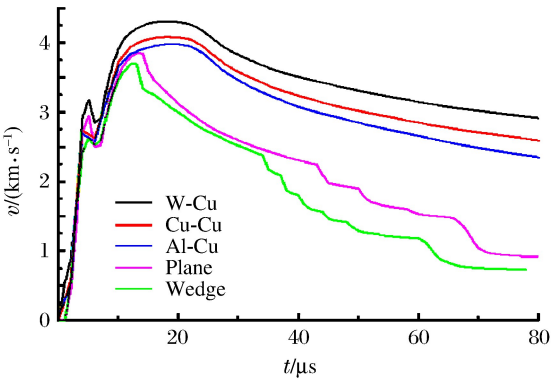


图 7 5 种药型罩结构形成射流的速度变化趋势
Fig. 7 Velocity trends of jet formation in five types of liner structures

从表 3 可以看出,辅助药型罩材料为钨时,线型聚能射流的头部速度最大,首次断裂时间最长,延展性最好,性能最优,速度较传统线型聚能装药提高约 25.9%,射流的有效长度提高约 145%。

2.3.4 射流能量分析

图 8 为 5 种药型罩结构形成射流的动能变化,其变化趋势与射流的速度变化基本一致。从图 8 可以看出,射流均在 $9\ \mu\text{s}$ 达到动能最大值,各装药结构形成射流的动能峰值差异不大,但楔形罩结构形成射流的动能变化幅度较大,降低最快。截顶加辅助药型罩结构形成射流的动能降低幅度较小,均平稳过渡。辅助药型罩材料为钨时,射流的动能较铜、铝的要高, $30\ \mu\text{s}$ 后,三者的动能下降速率均趋于平缓。

表 3 各结构药型罩形成线型聚能射流的参数
Table 3 Parameters of liner shaped charge jet formed by various structural liners

Liner type	$v/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$		$t/\mu\text{s}$
	Head	Tail	
W-Cu	4 439	1 130	44
Cu-Cu	4 173	924	36
Al-Cu	3 904	887	34
Plane	3 716	735	19
Wedge	3 525	612	17

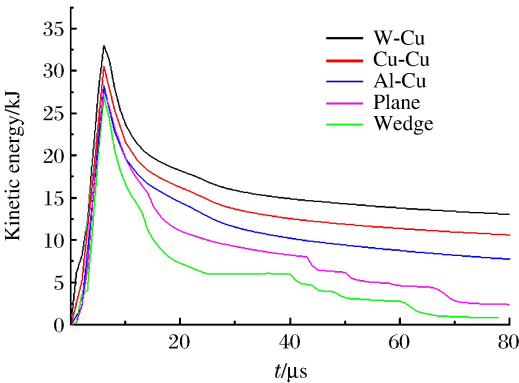


图 8 5 种药型罩结构形成射流的动能变化趋势
Fig. 8 Kinetic energy trend of jet formation in five types of liner structures

3 结 论

截顶加辅助药型罩结构对线型聚能射流性能的优化作用显著,特别是对射流的延展性有重大的改善,可初步得出以下结论:

(1) 辅助药型罩通过改变爆轰产物压力对主体药型罩的作用方式而改变线型聚能射流的性能,一方面延缓爆轰波能量的释放而防止爆轰产物过早泄出,另一方面为主体药型罩提供一个轴向作用力,从而增大压垮速度,提高射流的整体速度;

(2) 截顶加辅助药型罩结构形成的射流优于传统线型聚能射流,取决于辅助药型罩材料的密度等,辅助药型罩与主体药型罩之间应存在一定的密度差,且辅助药型罩的材料密度应大于主体药型罩,等于或小于主体药型罩材料密度对射流的性能提升效果并不明显,二者密度差越大形成的线型聚能射流延展性越好,W 作为辅助药型罩材料时形成的线型聚能射流,速度较传统的楔形罩结构提高约 25.9%,射流的有效长度提高约 145%;

(3) 新型药型罩结构的提出,为线型聚能射流的性能优化提供了一定的思路,但本研究仅考虑了有限的几种材料对线型聚能射流成型的影响,对多种不同的材料以及材料各参数进行全面系统的研究,将是今后的研究方向,有助于药型罩结构的改进。

参考文献:

- [1] 崔云航,李裕春,吴腾芳,等. 线型聚能装药数值模拟与优化设计 [J]. 爆破,2005,22(3):26-29
CUI Y H, LI Y C, WU T F, et al. Numerical simulation and optimization design of line shaped charge [J]. Blasting, 2005, 22(3): 26-29.
- [2] 王克波,郑宇. 线性聚能装药结构的数值仿真优化 [J]. 爆破,2012,29(2):99-103.
WANG K B, ZHENG Y. Numerical simulation and optimization of the liner shaped charging struction [J]. Blasting, 2012, 29(2): 99-103.
- [3] 武双章,顾文彬,李旭锋. 椭圆形罩线型聚能装药结构参数正交优化研究 [J]. 工程爆破,2013,19(3):1-5.
WU S Z, GU W B, LI X F. Study on the orthogonal optimization design of structrue parameters of the liner shaped charge with ovalcover [J]. Engineering Blasting, 2013, 19(3): 1-5.
- [4] 徐景林,顾文彬,武双章,等. 带隔板线性聚能装药侵彻能力的正交优化 [J]. 工程爆破,2016,22(1):77-81.
XU J L, GU W B, WU S Z, et al. Orthogonal optimization of penetration ability of linear shaped charge with wave-shaper [J]. Engineering Blasting, 2016, 22(1): 77-81.
- [5] MININ I V, MININ O V. Physics of hypercumulation: jet formation in shaped charge and ablatively-driven implosion of hollow cones [J]. International Letters of Chemistry, Physics and Astronomy, 2014, 22(3): 76-86.
- [6] 关荣,张树海,苟瑞君,等. 一种截顶线性聚能装药射流特性的数值模拟 [J]. 火炸药学报,2017,40(3):2-5.
GUAN R, ZHANG S H, GOU R J, et al. Numerical simulation on the jet characteristics of a truncated liner shaped charge [J]. Chinese Journal of Explosives & Propellants, 2017, 40(3): 2-5.
- [7] 刘宏伟,夏松林,赵靖. V形反应装甲与射流作用过程分析 [J]. 兵器材料科学与工程,2011,32(4):20-22.
LIU H W, XIA S L, ZHAO J. Interaction process between jet and V-shaped double ERA [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2011, 32(4): 20-22.
- [8] 武海军,陈利,王江波,等. 反应装甲对射流干扰的数值模拟研究 [J]. 北京理工大学学报,2006,26(7):565-568.
WU H J, CHEN L, WANG J B, et al. Numerical simulation on reactive armor disturbing jet [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2006, 26(7): 565-568.

Numerical Simulation of the Effect of Auxiliary Liner Material on the Performance of Linear Shaped Charge Jet

SUN Jianjun, LI Rujiang, YANG Yue, WAN Qinghua,
ZHANG Ming, SUN Miao, LI Yang

*(School of Environment and Safety Engineering, North University of China,
Taiyuan 030051, China)*

Abstract: To improve the performance of linear shaped charge jet, this study applies the truncated and auxiliary liner structure to the linear shaped charge. The three-dimensional finite element analysis software (LS-DYNA) was used to simulate the linear shaped charge jet formed with copper as the main liner and Al, Cu and W as auxiliary liner. At the same time, comparison between the formed linear shaped charge jet and the traditional jet is performed, indicating that the jet formed by the truncated and auxiliary liner structure has better performance. With the increase of the density and hardness of the auxiliary liner material, the jet's ductility, speed and effective mass are improved and all of them are superior to the traditional wedge cover structure. Compared with the conventional wedge cover structure, the speed and the effective length of the jet utilizing W as the auxiliary material increase about 25.9% and 145%, respectively.

Keywords: linear shaped charge; auxiliary liner; linear shaped charge jet; numerical simulation

弹着点位置对 V 形反应装甲干扰射流的影响^{*}

吴 鹏, 李如江, 阮光光, 周 杰, 雷 伟, 聂鹏松, 石军磊, 于金升, 李 优, 赵海平

(中北大学环境与安全工程学院, 山西 太原 030051)

摘要: 为了研究 V 形反应装甲中线上不同弹着点位置对射流干扰的影响, 利用三维有限元程序 (LS-DYNA) 对 V 形反应装甲靶板的射流侵彻过程进行模拟, 并通过实验进行对比分析。结果表明, 数值模拟结果与实验结果符合较好。弹着点不同时, V 形反应装甲靶板对射流的干扰效果有明显差别, 并且随着弹着点与底端距离的增大, 射流在后效靶板上的侵彻深度呈先减小后增大的趋势; 当弹着点距顶端 6.25 倍射流直径时, 射流在后效靶板上的侵彻深度最小, 该点的防护能力最优; 顶端的防护能力优于底端。

关键词: V 形反应装甲; 中线; 弹着点; 射流

中图分类号: O385

文献标识码: A

主装甲附加爆炸式反应装甲是目前典型的装甲防护手段。自 Held 提出运用反应装甲对抗聚能装药战斗部以来, 研究人员对其进行了大量研究^[1]。对于单层和双层平行反应装甲而言, 国内外已有很多相关报道^[2-6]。如今的反应装甲大多采用多个“三明治”基本单元 (两块金属板中间夹一层炸药) 按一定结构组合而成, 从而提高抗破甲性能。V 形反应装甲由两个呈“V”字形放置的平板装药 (面板+炸药+背板) 构成。当射流侵彻此种结构的反应装甲时, 将被连续干扰拦截, 对此人们进行了深入研究。例如: 刘宏伟等^[7]分析了 V 形反应装甲与射流的作用过程, 发现 V 形反应装甲因飞板数目增多而使射流出现 4 个弯曲段, 造成射流断裂、飞散、偏离轴线, 大大降低了破甲效应; 毛东方等^[8]通过改变入射角和 V 形角, 模拟了 V 形夹层炸药对射流的干扰, 分析了入射角和 V 形角对射流的影响; Li 等^[9]利用数值模拟方法研究了单一反应装甲和 V 形反应装甲对射流的干扰, 结果表明, 射流斜侵彻反应装甲的侵彻深度比垂直侵彻时降低很多, V 形结构优于单一结构, 且 V 形角的大小对侵彻深度的影响不大。然而, 到目前为止, 不同弹着点条件下 V 形反应装甲对射流的干扰作用尚未见系统研究。为此, 本研究运用三维有限元程序 (LS-DYNA), 模拟不同弹着点条件下射流对 V 形反应装甲的侵彻过程, 结合实验进行对比分析, 旨在探讨不同弹着点位置对射流干扰能力的影响以及造成这种影响的原因。

1 实 验

1.1 实验装置

实验装置如图 1 所示。精密装药战斗部中药型罩的直径为 80 mm, 厚度为 2 mm, 装药高度为 100 mm; 聚能射流头部直径约 3.2 mm。实验时, 聚能装药呈水平放置, 口部距反应装甲表面 240 mm, 反应装甲底端距后效靶板 50 mm, 后效靶板采用 50 mm 厚的均质装甲钢板。V 形反应装甲的面板、夹层炸药和背板厚度分别为 2、4 和 2 mm; 当 V 形角小于 14° 时, 射流侵彻能力随 V 形角的增大而下降, 因此 V 形角固定为 15°。当入射角在 20°~68° 之间时, 射流受干扰程度随入射角的增加而呈递增趋势, 为

^{*} 收稿日期: 2017-04-19; 修回日期: 2017-05-20

基金项目: 国家自然科学基金 (11572292)

作者简介: 吴 鹏 (1991—), 男, 硕士研究生, 主要从事破甲及武器防护研究. E-mail: 18234140962@163.com

通信作者: 李如江 (1978—), 男, 博士, 副教授, 主要从事高效毁伤与防护研究. E-mail: liru7841@mail.ustc.edu.cn

此固定射流与反应装甲法线的夹角为 68° 。为保证聚能装药与反应装甲的相对位置,将聚能装药底部垫上用于固定的泡沫板,使射流冲击位置位于反应装甲中线。

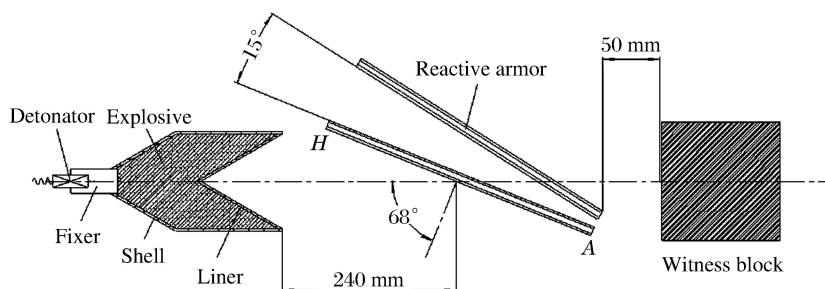


图1 实验装置示意

Fig. 1 Schematic diagram of experimental apparatus

1.2 弹着点选取

图2给出了在上层反应装甲中线上选取的9个弹着点,以A点(V形反应装甲底端)为原点建立平面坐标系,弹着点B、C、D、O、E、F、G、H与A点之间的距离分别为20、40、80、120、160、200、220和240 mm,研究不同弹着点下射流穿过V形反应装甲后对后效靶板的侵彻深度。鉴于实验用药量较大,综合考虑实验安全性和实验成本,选取部分弹着点(即图2中B、C、O、F、G)进行实验。

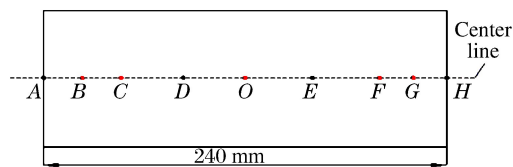


图2 上层反应装甲弹着点位置

Fig. 2 Impact point position in upper reactive armor

1.3 实验结果

图3为射流侵彻后效靶板的实验图像。对比图3可以明显看出不同弹着点处射流对靶板侵彻深度和侵彻孔径的差异。弹着点B、C、O、F、G处的侵彻深度分别为47.5、44.8、30.6、16.2和39.5 mm。C、O、F点与B点之间的距离分别为20、100和180 mm,相应的穿深降幅分别为5.7%、35.6%和65.9%。说明就本实验而言,处于V形反应装甲中线BF之间的弹着点越远离底端(A点),射流受到的干扰越大,其在前效靶板上的侵彻深度越小。然而,G点与B点间隔200 mm,但穿深降幅仅16.8%;G点相较于F点,穿深竟增加约143.8%;这是由于G点靠近反应装甲边缘,受到边界效应的影响。

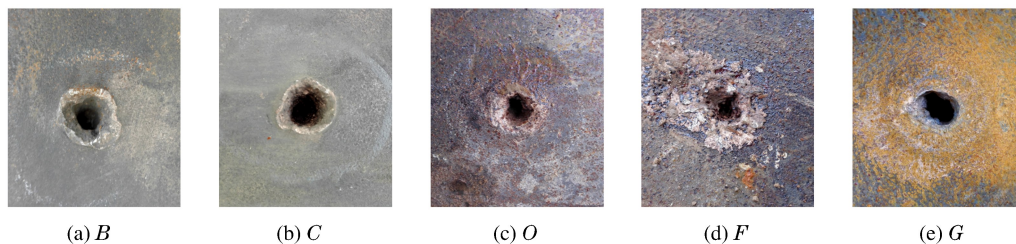


图3 射流侵彻实验回收的后效靶板照片

Fig. 3 Recovered witness targets penetrated by jet

2 数值模拟

2.1 算法和模型建立

射流与靶板的相互作用过程是一个高速碰撞过程,在此过程中会出现大变形和高应变率现象,若只运用LS-DYNA程序中的Lagrangian算法,很难模拟出射流的形成、拉伸和侵彻过程。为此建模时,材料模型采用ALE(Arbitrary Lagrange-Euler)算法,反应装甲采用Lagrangian算法,而空气和聚能装药

采用 Euler 算法,建模过程中施加对称约束和无反射边界条件。计算模型的尺寸完全按照实验情况进行设置。由于模型结构具有对称性,故采用 1/2 结构建模,如图 4 所示。

2.2 材料模型及参数

考虑到 Johnson-Cook 模型能够描述与材料应变、应变率和温度相关的强度变化,因此计算时紫铜药型罩以及反应装甲的面板、背板和后效靶板采用 Johnson-Cook 模型和 Grüneisen 状态方程描述。紫铜和 603 钢的主要参数见表 1^[10],其中 ρ 为密度, E_0 为弹性模量, μ 为泊松比, A_{J-C} 、 B_{J-C} 、 C_{J-C} 、 n 和 m 为 Johnson-Cook 模型参数。

主装药的 JH-2 聚能药柱采用 JWL 状态方程和高能材料燃烧模型描述,其主要参数见表 2,其中 A_{JWL} 、 B_{JWL} 、 R_1 、 R_2 和 ω 为炸药的特性参数, v 为爆速。

以 HMX 为主体的夹层炸药采用弹塑性模型(Elastic-Plastic-Hydro)以及点火与增长状态方程(Ignition-Growth-of-Reaction-in-He)描述,材料参数见表 3,其中: I 为控制点火的热点数参数; G_1 和 G_2 分别为控制点火后热点早期的反应增长速度和高压下的反应速度,与炸药颗粒的接触状态有关; a 为临界压缩度,用于限制点火界限,当压缩度小于 a 时,炸药不点火; b 、 c 为反应速度最大位置的相关参数; d 和 g 是与热点成长形状有关的参数; y 和 z 为燃烧反应的非层流特性参数,取值范围一般为 0.8~2.0; $\lambda_{ig,max}$ 、 $\lambda_{G1,max}$ 分别为点火和燃烧反应速度极大值; $\lambda_{G2,min}$ 为燃烧反应速度极小值; p_{CJ} 为 C-J 爆轰压力。

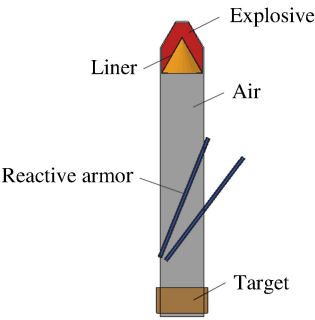


图 4 数值模型
Fig. 4 Simulation model

表 1 紫铜和 603 钢的材料参数
Table 1 Material parameters of copper and 603 steel

Material	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	E_0/GPa	μ	A_{J-C}/MPa	B_{J-C}/MPa	C_{J-C}	n	m
Copper	8.96	124	0.34	100	300	0.025	0.31	1.09
603 steel	7.80	210	0.22	792	180	0.016	0.12	1.00

表 2 主装药的材料参数
Table 2 Parameters of main explosive

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	A_{JWL}/GPa	B_{JWL}/GPa	R_1	R_2	ω	$v/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$
1.72	374	3.3	4.5	0.95	0.3	8.93

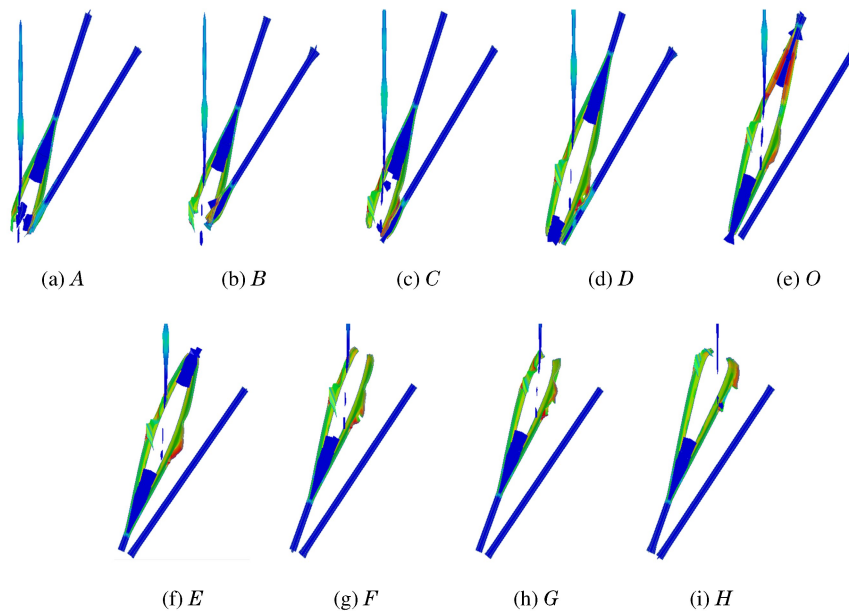
表 3 夹层炸药的材料参数
Table 3 Parameters of confined-explosive

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	p_{CJ}/GPa	$I/\mu\text{s}^{-1}$	$G_1/(\mu\text{s} \cdot \text{GPa}^{-1})$	$v/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$	a	b	c
1.72	27	4.4×10^{11}	310	6.93	0	0.667	0.667
$\lambda_{ig,max}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$\lambda_{G1,max}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$\lambda_{G2,max}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$G_2/(\mu\text{s} \cdot \text{GPa}^{-1})$	d	g	y	z
0.3	0.5	0	4.0×10^4	0.111	1.0	1.0	2.0

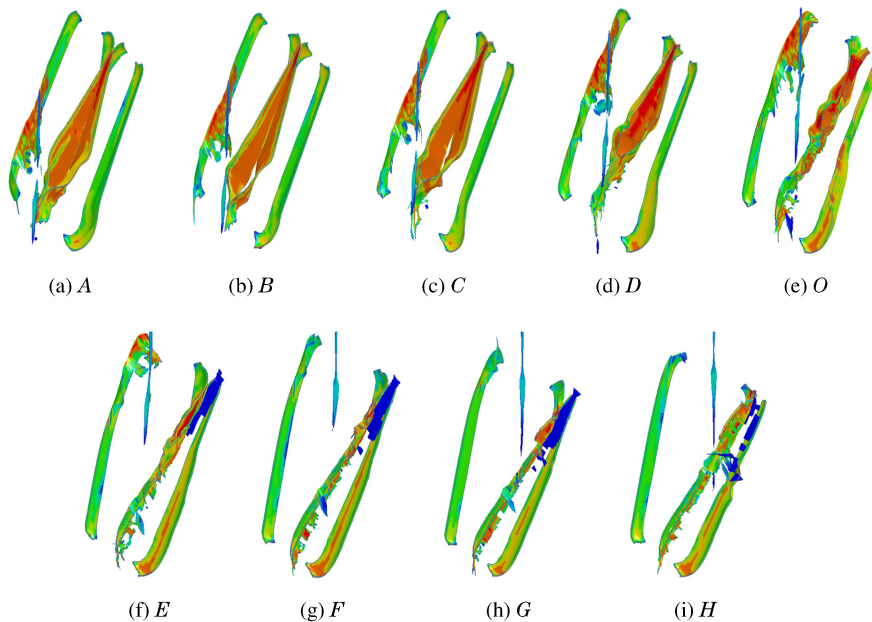
2.3 侵彻过程模拟

通过数值模拟得到了聚能装药射流的形成过程以及射流在 V 形反应装甲中线上不同弹着点处的侵彻过程,由此获得了射流形貌、射流速度和后效靶板侵彻深度。

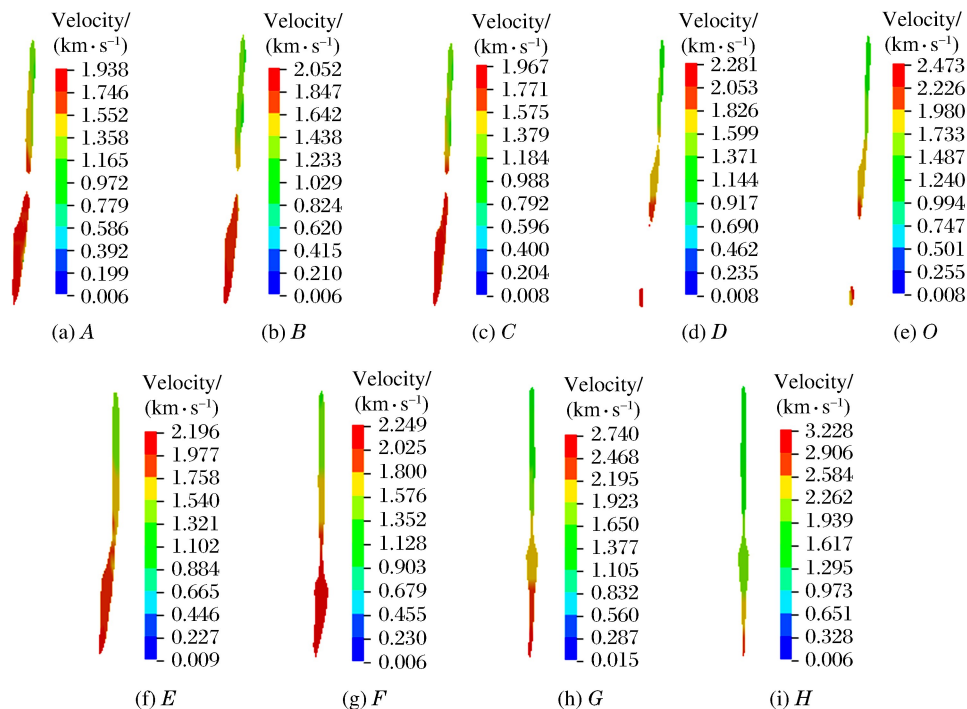
图 5 显示了 $t=92 \mu\text{s}$ 时不同弹着点条件下射流所受的干扰。可以看出: $t=92 \mu\text{s}$ 时,射流冲击上层反应装甲,在下层反应装甲未引爆前射流头部就已出现弯曲、偏移和断裂现象;在爆轰产物高压作用以及金属碎片的冲击作用下,被驱动的飞板与射流的运动方向不在同一直线上,飞板发生侧向运动而对射流产生切割作用。

图 5 上层反应装甲对射流的干扰($t=92\ \mu\text{s}$)Fig. 5 Disturbance of upper reactive armor to jet ($t=92\ \mu\text{s}$)

$t=140\ \mu\text{s}$ 时,下层反应装甲被引爆,射流中后部形态因不同弹着点处所受干扰程度不同而表现出差异,如图 6 所示。受上层反应装甲影响而断裂的头部射流受到下层反应装甲的进一步干扰,发生更大偏移,甚至部分射流被飞板阻拦消耗。由图 6 可知:当弹着点位于远离 V 形反应装甲底端的 O、E、F、G 和 H 处时,射流中后部并没有断裂;而弹着点位于距反应装甲底端较近的 A、B、C 和 D 处时,射流中后部出现断裂。图 7 显示了 $t=140\ \mu\text{s}$ 时射流中后部在各弹着点处的速度梯度,从中可以明显看到射流因受干扰程度不同而表现出速度差异。

图 6 下层反应装甲对射流的干扰($t=140\ \mu\text{s}$)Fig. 6 Disturbance of lower reactive armor to jet ($t=140\ \mu\text{s}$)

弹着点不同导致上层反应装甲面板与射流中后部相互作用的长度和时间不同。弹着点越靠近反应装甲底端,面板与射流中后部作用的长度越大,作用时间越长,对射流的切割效应越明显,射流中后部越

图 7 不同弹着点处射流中后部速度剖面 ($t = 140 \mu\text{s}$)Fig. 7 Velocity profiles of the middle and rear of the jet at different impact points ($t = 140 \mu\text{s}$)

容易发生断裂,对速度的干扰也越大;反之,若弹着点远离底端,则面板与射流中后部的作用长度变小,作用时间变短,对射流的切割效应不明显,不易造成射流中后部断裂,对速度的干扰也相对较小。

2.4 模拟结果

图 8 显示了弹着点不同时射流侵彻后效靶板的模拟结果。可见,侵彻深度存在明显差异,并且射流着靶时出现不同程度的偏移。表 4 列出了模拟得到的不同弹着点条件下射流对后效靶板的侵彻深度。由表 4 可知,随着弹着点与反应装甲底端(A 点)距离的增大,射流在后效靶板上的侵彻深度呈现先减小后增大的趋势;弹着点位于 F 点(距顶端 H 点约 6.25 倍射流直径)时,后效靶板的侵彻深度最小,即 F 点为最优点;弹着点位于底端(A 点)和顶端(H 点)时,后效靶板的侵彻深度分别比最优点(F 点)时的侵彻深度增加 185.7% 和 153.7%,即弹着点在顶端时的侵彻深度小于底端。考虑到后效靶板的侵彻深度与残余射流的着靶速度密不可分,据此可知:射流穿过 V 形反应装甲顶端及其附近区域(即 FH 区域,约 6.25 倍射流直径)时,着靶速度随弹着点与底端距离的增大而逐渐增大;而在其他区域(即 AF 区域),射流着靶速度随弹着点与反应装甲底端距离的增大而逐渐减小。

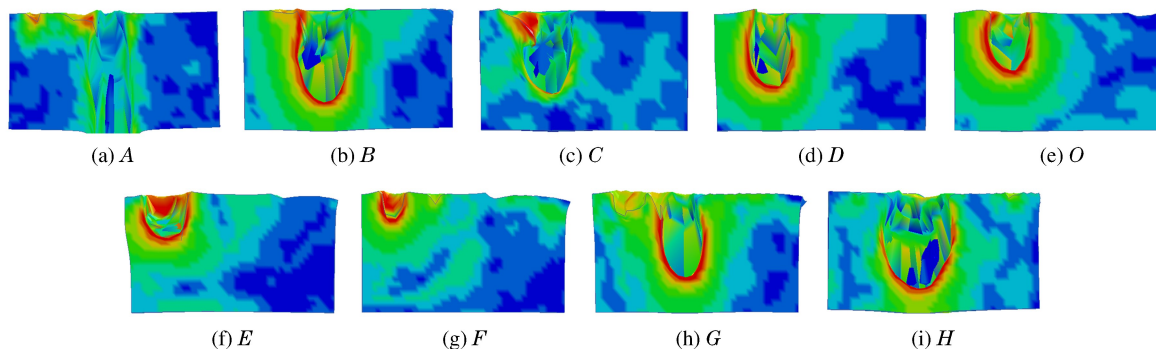


图 8 射流侵彻后效靶板的模拟结果

Fig. 8 Simulated witness targets penetrated by jet

表 4 弹着点不同时射流的侵彻深度

Table 4 Penetration depth of jet at different impact points

Impact point	Penetration depth/mm		Impact point	Penetration depth/mm		Impact point	Penetration depth/mm	
	Exp.	Sim.		Exp.	Sim.		Exp.	Sim.
A		50.0	D		38.1	F	16.2	17.5
B	47.5	44.0	O	30.6	32.4	G	39.5	35.6
C	44.8	40.4	E		25.3	H		44.4

3 结果对比与分析

对比侵彻深度的模拟计算结果与实验测量结果(如表 4 和图 9 所示)可以发现,两者相近,且最大相对偏差不大于 10%,说明数值模拟方法正确,可以较准确地反映 V 形反应装甲对射流的干扰过程,为防护结构设计提供一定的参考。

当弹着点靠近 V 形反应装甲中线两端(距两端约 6.25 倍射流直径范围内)时,射流引爆上层反应装甲边缘,受边界效应影响,射流所受干扰不明显,因而射流着靶时的偏移程度较小且速度较大,在后效靶板上的侵彻深度较大。当弹着点在 V 形反应装甲中线中间区域且靠近底端时,两夹层炸药距离

较近,射流将其引爆后,上层反应装甲背板与下层反应装甲面板在碰撞前与射流的作用时间较短,且两飞板受爆轰产物驱动后未完全加速便发生塑性碰撞而焊接成一个速度更小的整体,对射流几乎没有干扰作用;并且,弹着点越靠近底端,射流穿过上层反应装甲到达下层时的侵彻位置越靠近边缘,同样受边界效应的影响,下层反应装甲对射流的干扰作用十分有限,因而射流偏移程度较小且速度较大,在后效靶板上的侵彻深度较大。当弹着点在 V 形反应装甲中线中间区域且靠近顶端时,沿射流方向的两个反应装甲距离较大,被射流引爆后,上层反应装甲背板与下层反应装甲面板在碰撞前与射流的作用时间比弹着点靠近底端时长,且两飞板受爆轰产物驱动而有一定的加速时间,飞板速度较大,对射流的切割作用明显;此外,弹着点越靠近顶端,射流穿过上层反应装甲到达下层时,侵彻点越靠近下层反应装甲的中间位置,对射流的干扰效果越好,因而射流偏移程度较大,在后效靶板上的侵彻深度较小。

4 结 论

通过分析射流对 V 形反应装甲的侵彻过程,得出以下结论:

- (1) V 形反应装甲中线上的弹着点越靠近底端,上层反应装甲面板与射流的作用长度和作用时间越长,对射流的切割作用越明显,对射流速度的干扰越大,越容易造成射流中后部断裂;
- (2) 随着弹着点与底端距离的增大,射流在后效靶板上的侵彻深度呈先减小后增大的趋势;
- (3) 弹着点距顶端 6.25 倍射流直径时,射流在后效靶板上的侵彻深度最小,该点的防护能力最优;
- (4) 弹着点位于最优点与底端之间时,随着弹着点与底端距离的增加,射流在后效靶板上的偏移程度增大,侵彻深度减小,底端对应的侵彻深度相比于最优点增幅最大,为 185.7%;
- (5) 弹着点位于最优点与顶端之间时,射流在后效靶板上几乎没有发生偏移,且侵彻深度随弹着点与顶端距离的增加而逐渐减小,顶端对应的侵彻深度相比于最优点增幅最大,为 153.7%;
- (6) V 形反应装甲中线顶端的防护能力优于底端。

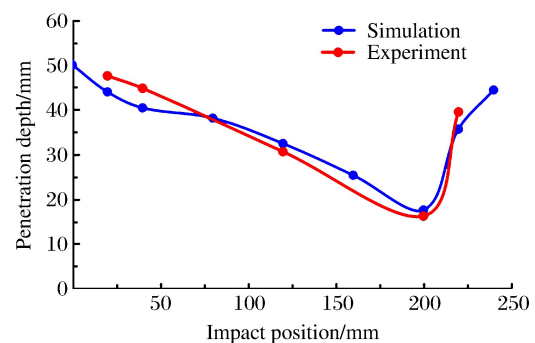


图 9 侵彻深度与弹着点位置的关系

Fig. 9 Penetration depth vs. impact point position

参考文献:

- [1] CHEN M L, YANG L D, SHEN X J, et al. The design of small-calibre tandem warhead against tank with reactive armour [C]//19th International Symposium of Ballistics. Interlaken, Switzerland, 2001: 691-695.
- [2] 柳魁, 弯天琪. 爆炸反应装甲对射流的干扰分析 [J]. 黑龙江科技信息, 2015(9): 33.
- [3] MAYSELESS M, EHRLICH Y, FALCOVITZ Y, et al. Interaction of shaped charge jets with reactive armor [J]. Proceedings of the 8th International Symposium on Ballistic. Orlando, Florida, 1984, 7: 15-20.
- [4] MAYSELESS M, MARMOR E, GOVECT N, et al. Interaction of a shaped charge jet with reactive or passive cassettes [C]//14th International Symposium on Ballistic. Quebec, Canada, 1993: 439-448.
- [5] 刘宏伟, 罗军洪, 谢卫红. 双层反应装甲干扰射流影响因素分析 [J]. 军械工程学院学报, 2014(6): 22-25.
- LIU H W, LUO J H, XIE W H. Analysis of the influence factors of the distraction process between jet and double ERA [J]. Journal of Ordnance Engineering College, 2014(6): 22-25.
- [6] 姬龙, 黄正祥, 顾晓辉. 双层爆炸反应装甲作用场分析与试验研究 [J]. 兵工学报, 2013, 34(5): 541-546.
- JI L, HUANG Z X, GU X H. Analysis and experimental study on the explosive field of double-layer explosive reactive armor [J]. Acta Armamentarii, 2013, 34(5): 541-546.
- [7] 刘宏伟, 夏松林, 赵靖. V 形反应装甲与射流作用过程分析 [J]. 兵器材料科学与工程, 2011, 34(4): 20-22.
- LIU H W, XIA S L, ZHAO J. Interaction process between jet and V-shaped double ERA [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2011, 34(4): 20-22.
- [8] 毛东方, 李向东, 宋柳丽. V 型夹层炸药对射流干扰的数值模拟 [J]. 爆炸与冲击, 2008, 28(1): 86-91.
- MAO D F, LI X D, SONG L L. Numerical simulation of disturbance by sandwich explosive on jet [J]. Explosion and Shock Waves, 2008, 28(1): 86-91.
- [9] LI X D, YANG Y S, LV S T. A numerical study on the disturbance of explosive reactive armors to jet penetration [J]. Defence Technology, 2014, 10(1): 66-75.
- [10] 武海军, 陈利, 王江波, 等. 反应装甲对射流干扰的数值模拟研究 [J]. 北京理工大学学报, 2006, 26(7): 565-568.
- WU H J, CHEN L, WANG J B, et al. Numerical simulation on reactive armor disturbing jet [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2006, 26(7): 565-568.

Effect of Impact Point Position on V-Shaped Reactive Armor Disturbing Jet

WU Peng, LI Rujiang, RUAN Guangguang, ZHOU Jie, LEI Wei, NIE Pengsong,
SHI Junlei, YU Jinsheng, LI You, ZHAO Haiping

(School of Environmental and Safety Engineering, North University of China,
Taiyuan 030051, China)

Abstract: In this work we simulated the process of the jet penetrating into a target with a V-shaped reactive armor using the three dimensional finite element code (LS-DYNA), and performed the corresponding experiment to study the effect of the impact point position on the jet. The numerical simulation results are in good agreement with the experimental data. The results show that the disturbance degree of the jet was obviously different when the impact point was positioned differently. With the increase of the distance between the impact point and the bottom in the center line of the V-shaped reactive armor, the penetration depth of the jet in the witness target exhibits a tendency to decrease first and then increase. When the distance between the impact point and the top of the V-shaped reactive armor is 6.25 times that of the jet diameter, the penetration depth is minimum and the protective capability at this point is optimal. Moreover, the protective capability of the top is superior to that of the bottom.

Keywords: V-shaped reactive armor; center line; impact point; jet

运动状态下聚能战斗部侵彻披挂反应装甲靶板的数值模拟^{*}

吴 鹏, 李如江, 雷 伟, 阮光光, 聂鹏松, 石军磊, 于金升, 周 杰

(中北大学环境与安全工程学院, 山西 太原 030051)

摘要: 运用 LS-DYNA 有限元程序模拟了不同横向飞行速度(150、200、300、400、500 m/s)和侵彻角度(30°、45°、60°)情况下聚能战斗部对披挂反应装甲后效靶板的侵彻过程, 讨论了射流所受干扰情况及其对后效靶板的侵彻结果。研究表明: 当侵彻角度一定时, 射流对靶板表面的切割长度随速度的增大而增大, 且在侵彻角度为 30°时增大速率最快; 但射流侵彻深度随速度的增大而减小, 且在侵彻角度为 60°时减小速率最慢。当飞行速度一定时, 射流对靶板表面的切割长度和侵彻深度均随侵彻角度的增大而减小, 且表面切割长度降幅随速度的增大呈先增大后减小的趋势, 在速度为 300 m/s 时, 降幅最大, 为 59.6%; 而侵彻深度降幅随速度的增大呈先减小后增大的趋势, 在速度为 350 m/s 时, 降幅最小, 为 39.3%。最后通过理论方法分析了数值模拟结果, 论证了数值模拟方法的正确性。

关键词: 聚能战斗部; 动侵彻; 表面切割长度; 穿深; 数值模拟

中图分类号: O389; TJ41

文献标识码: A

采用小锥角药型罩的破甲弹射流速度可达 7~8 km/s, 而通常装甲车辆(如坦克)的运动速度一般不超过 60 km/h, 因此不考虑其带来的影响而近似认为目标是静止的。但对于飞行的带有聚能战斗部的火箭弹或导弹而言, 当其速度为 300~500 m/s 甚至更高时, 其占射流速度的比例为 3%~7% 或者更大, 在这种动态条件下的侵彻, 弹体速度带来的影响必然不可忽略。

针对动侵彻情况, 国内外学者进行了许多研究。Held^[1] 采用理论方法研究了横向移动的聚能装药对金属板的动态侵彻, 发现较高的射流头部速度对于提高侵彻性能至关重要; Yadav 等^[2] 从理论上分析运动靶板对射流侵彻影响的结果表明, 在射流和目标之间设置移动靶板比静止靶板更能有效减弱射流的侵彻; 荣芳等^[3] 利用实验研究了掠飞攻顶战斗部对靶板的“涂抹效应”, 结果表明飞行速度越大, 倾斜角度越大, “涂抹效应”越明显; 孙立志等^[4] 运用数值模拟方法研究了射流对带有横向运动防护板靶板的侵彻, 得出防护板抗射流侵彻能力随着防护板速度的增加而增强。爆炸反应装甲的广泛应用对反坦克弹药的发展提出了更高的要求, 而对于运动状态下聚能战斗部对披挂反应装甲靶板的侵彻问题, 国内外尚无相关的研究报道。

本研究运用 LS-DYNA 有限元程序模拟不同横向飞行速度和侵彻角度情况下聚能战斗部穿过反应装甲对后效靶板的动态侵彻过程, 分析运动状态下射流所受干扰情况, 总结射流对后效靶板的侵彻规律, 以期反坦克聚能火箭弹或导弹的设计提供参考。

^{*} 收稿日期: 2017-06-28; 修回日期: 2017-08-05

基金项目: 国家自然科学基金(11572292)

作者简介: 吴 鹏(1991—), 男, 硕士研究生, 主要从事破甲及武器防护研究. E-mail: 18234140962@163.com

通信作者: 李如江(1978—), 男, 博士, 副教授, 主要从事高效毁伤和防护技术研究。

E-mail: liru7841@mail.ustc.edu.cn

1 数值模拟方法

1.1 算法和模型建立

射流与反应装甲和靶板作用过程是一个高速碰撞过程,涉及到大变形和高应变率下的材料响应。聚能射流的形成、拉伸,反应装甲的爆炸及射流对靶板的侵彻均会造成网格较大的畸变。而采用 Euler 网格建模和 ALE 算法既可克服单元严重畸变引起的数值计算困难,又能实现流固耦合的动态分析。因此,主装药、药型罩和空气 3 种材料采用 Euler 网格建模并设置多物质 ALE 算法,反应装甲和靶板采用 Lagrange 网格建模。建模过程中施加对称约束和无反射边界条件,各材料之间使用耦合算法。

聚能战斗部药型罩直径为 80 mm,厚度为 1 mm,采用圆弧顶,装药高度为 100 mm;反应装甲的面板、夹层炸药和背板厚度分别为 3、6 和 3 mm;炸高为 200 mm;靶板尺寸为 140 mm×100 mm×40 mm;反应装甲下端距靶板 50 mm;由于模型结构对称,故采用 1/2 结构建模。

设聚能战斗部横向飞行速度(v)取值为 150、200、300、400、500 m/s,侵彻角度(α)取值为 30°、45°、60°,分别进行动态侵彻模拟计算。为了简化计算,将不设定聚能战斗部的速度,而相对地给反应装甲和靶板一定的运动速度。考虑到反应装甲和靶板的运动情况,将其中心偏离药型罩(见图 1),以确保在整个侵彻过程中,射流尽可能作用于反应装甲和靶板的中部而避免受到边界效应的影响。

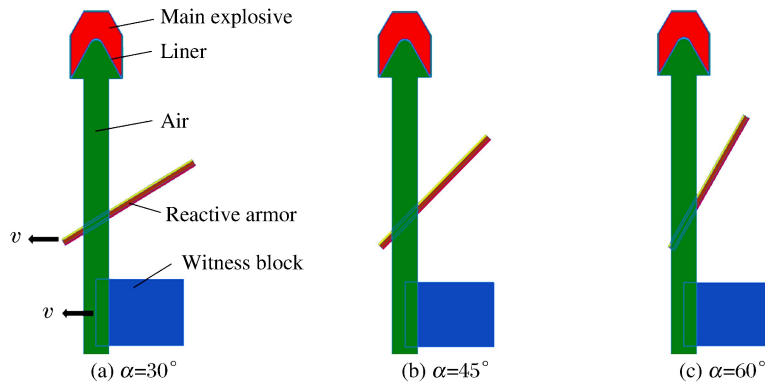


图 1 数值计算模型

Fig. 1 Numerical calculation model

动态侵彻过程涉及反应装甲和靶板的运动速度的设置。通过查阅 LS-DYNA K 文件手册可知,在 LS-DYNA 有限元程序输出的 K 文件末端通过关键字 INITIAL_VELOCITY_GENERATION 设定速度方向、大小等参数。图 2 中,4、5、6 分别代表反应装甲中面板、夹层炸药和背板在模型中对应的 part 编号,7 代表后效靶板的 part 编号;其后的数字 2 表示 part ID(1 是 part set ID,3 是 node set ID),这样前面写出的各 part 的编号才能有效定义;数字 2 后面的空白部分表示围绕旋转轴的角速度,本模型中并未涉及,故不设置;-0.03 表示运动速度,其中负号代表反应装甲及靶板的运动方向与坐标轴 x 正向相反,0.03 代表速度大小为 300 m/s(建模单位为 cm-g- μ s)。

```
*****
$
$ DATABASE OPTIONS
$
*****
*DATABASE_EXTENT_BINARY
0 0 3 1 0 0 0
0 0 4 0 0 0 0
*INITIAL_VELOCITY_GENERATION
4 2 -0.03
5 2 -0.03
6 2 -0.03
7 2 -0.03
*END
```

图 2 K 文件中运动速度的设置

Fig. 2 Setting the speed of movement in K file

1.2 材料模型及参数

紫铜药型罩与反应装甲的面板、背板和后效靶板均采用 Johnson-Cook 模型和 Grüneisen 状态方程描述,该模型能描述与材料应变、应变率和温度相关的强度变化。紫铜和 45 钢的主要参数见表 1,其中 ρ 为密度, E 为弹性模量, μ 为泊松比, A_{J-C} 、 B_{J-C} 、 C 、 n 和 m 为 Johnson-Cook 模型参数。

表 1 紫铜和 45 钢的材料参数^[5]

Table 1 Material parameters of copper and 45 steel^[5]

Material	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	E/GPa	$A_{\text{J-C}}/\text{MPa}$	$B_{\text{J-C}}/\text{MPa}$	μ	C	n	m
Copper	8.96	124	300	100	0.34	0.025	0.31	1.09
45 steel	7.83	200	792	510	0.34	0.014	0.26	1.09

主装药采用高爆燃烧材料模型和 JWL 状态方程来描述,炸药的材料特性参数见表 2,其中 A_{JWL} 、 B_{JWL} 、 R_1 、 R_2 和 ω 均为炸药的特性参数, D 为爆速。

表 2 主装药材料参数^[6]

Table 2 Material parameters of main explosive^[6]

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	$A_{\text{JWL}}/\text{GPa}$	$B_{\text{JWL}}/\text{GPa}$	$D/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$	R_1	R_2	ω
1.787	581.4	6.801	8.39	4.1	1.0	0.35

夹层炸药采用弹塑性模型和点火与增长状态方程共同描述,材料参数见表 3,其中 I 为控制点火的热点数参数; G_1 和 G_2 分别为控制点火后热点早期的反应增长速度和高压下的反应速度,与炸药颗粒的接触状态有关; a 为临界压缩度,用于限制点火界限,当压缩度小于 a 时炸药不点火; b 、 c 为反应速度最大位置的相关参数; d 、 g 为与热点成长形状有关的参数; y 和 z 为燃烧反应的非层流特性的有关参数,取值范围一般为 0.8~2.0; $\lambda_{\text{ig,max}}$ 、 $\lambda_{\text{G1,max}}$ 分别为点火和燃烧反应速度极大值; $\lambda_{\text{G2,min}}$ 为燃烧反应速度极小值; ρ 为炸药密度, p_{CJ} 为 CJ 爆轰压力。

表 3 夹层炸药材料参数^[7]

Table 3 Material parameters of confined explosive^[7]

p_{CJ}/GPa	$G_1/(\mu\text{s} \cdot \text{GPa}^{-1})$	$I/\mu\text{s}^{-1}$	$\lambda_{\text{ig,max}}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$\lambda_{\text{G2,max}}$	y	z	g
27	310	4.4×10^{11}	0.3	0	1.0	2.0	1.0
$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	$G_2/(\mu\text{s} \cdot \text{GPa}^{-1})$	$D/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$	$\lambda_{\text{G1,max}}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	a	b	c	d
1.72	4.0×10^4	6.93	0.5	0	0.667	0.667	0.111

2 模拟结果与分析

通过数值模拟得到了射流的形成以及射流对反应装甲和后效靶板的动侵彻过程,获得了射流的形貌、速度、对靶板表面的切割长度及侵彻深度等数据。

2.1 对反应装甲的侵彻

2.1.1 干扰射流结果

表 4 为聚能战斗部以不同飞行速度和角度侵彻反应装甲时,射流头部及中后部的断裂时间(分别记为 t_{head} 和 t_{mid}),由此拟合可得射流头部及中后部断裂时刻的变化曲线如图 3 和图 4 所示。

表 4 射流断裂时间

Table 4 Fracture time of each part of the jet

Velocity/ ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	$t_{\text{head}}/\mu\text{s}$			$t_{\text{mid}}/\mu\text{s}$		
	$\alpha=30^\circ$	$\alpha=45^\circ$	$\alpha=60^\circ$	$\alpha=30^\circ$	$\alpha=45^\circ$	$\alpha=60^\circ$
0	86	79	74	217	196	154
150	81	77	72	183	167	140
200	79	77	71	181	159	134
300	78	76	68	177	151	122
400	77	70	67	161	132	113
500	71	68	65	158	130	107

由图3和图4可知:当飞行速度 v 一定时,静侵彻($v=0$ m/s)和动侵彻时射流各部位的断裂时间均随着侵彻角度 α 的增大而减小(即提前),且动侵彻时比静侵彻时明显提前;当侵彻角度 α 一定时,侵彻过程中射流各部位断裂时间随着飞行速度 v 的增大而减小。

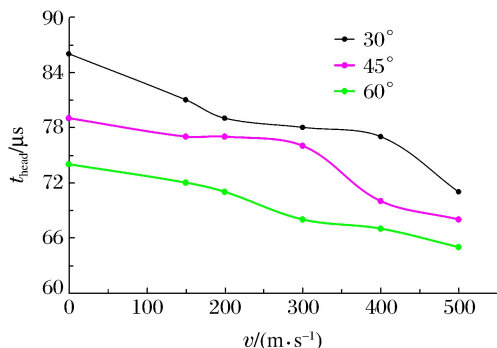


图3 射流头部断裂时刻曲线

Fig. 3 Fracture of the jet head

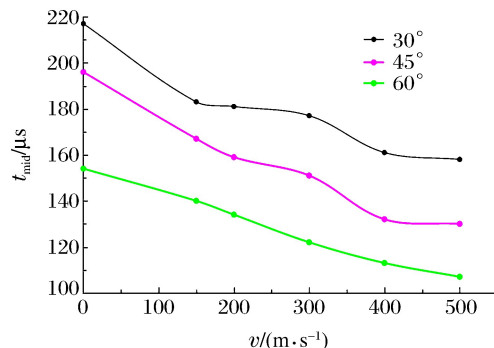


图4 射流中后部断裂时刻曲线

Fig. 4 Fracture of middle and rear of the jet

2.1.2 理论分析

图5为飞板干扰射流的理论计算模型,其中 r_j 为射流半径, v_p 为反应装甲面板(即飞板)的飞行速度, v_j 为射流速度, R_t 为飞板的动态强度。高速射流受飞板的干扰频率 f 为^[8]

$$f = \frac{B + v_p^2 \sin^2 \alpha}{\sqrt{A - B r_j^2} + \sqrt{A + v_p^2 r_j^2 \sin^2 \alpha}} \quad (1)$$

式中: $A = r_j^2 v_j^2 (1 + \sqrt{\rho_t / \rho_j})^{-1}$, $B = 2R_t / \rho_j$, 其中 ρ_t 和 ρ_j 分别为飞板和射流的密度。分析飞板干扰射流的过程可知:受爆轰产物高压作用而被驱动飞板沿反应装甲法线方向运动,其与射流运动方向不在同一直线上,因此飞板会产生侧向运动,对射流产生切割作用;同时,飞板相对射流还有一定的横向速度,随着飞行速度 v 的增大,飞板对射流的横向剪切力矩增大,射流受到的横向扰动作用增强。另一方面,由(1)式可知,保持其他参数不变时,干扰频率随着侵彻角度 α 的增大而增大。因此,射流各部位的断裂时间均随着聚能战斗部飞行速度(v)及射流侵彻角度(α)的增大而不断减小。

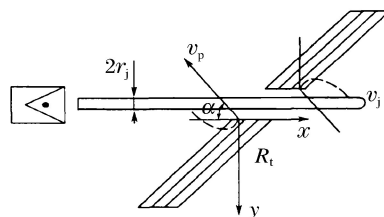


图5 飞板干扰射流计算模型

Fig. 5 Calculation model of flying plates disturbing jet

2.2 对后效靶板的侵彻

2.2.1 靶板侵彻结果

图6为射流穿过反应装甲后对后效靶板作用的结果,相比于静侵彻有很大的差异。动侵彻时,射流除对靶板产生径向侵彻效应外,还会由于其具有横向速度而对靶板产生切割作用。由图6可知,相比于静侵彻,动侵彻时射流对靶板的侵彻深度明显降低,但对靶板表面的切割破坏效应明显。

表5给出了不同速度的聚能战斗部以不同角度侵彻后效靶板时的最大穿深(P)和对靶板表面切割的长度(L),由此拟合可得动侵彻时靶板表面切割长度和侵彻深度的变化曲线,如图7和图8所示。由图7和图8可知:当飞行速度 v 一定时,射流对靶板表面的切割长度及侵彻深度均随侵彻角度 α 的增大而减小,且表面切割长度降幅(δ_L)随速度的增大呈先增大后减小的趋势(见图9),在速度为300 m/s时降幅最大,为59.6%;穿深降幅(δ_P)随速度的增大呈先减小后增大的趋势(见图10),在速度为350 m/s时降幅最小,为39.3%;当侵彻角度一定时,射流对靶板表面的切割长度随飞行速度的增大而增大,且30°时增大速率最快;侵彻深度随速度的增大而减小,且60°时减小速率最慢。

表 5 射流侵彻靶板的模拟结果
Table 5 Simulation results of jet penetrating target

Velocity/ (m·s ⁻¹)	L/mm			P/mm		
	$\alpha=30^\circ$	$\alpha=45^\circ$	$\alpha=60^\circ$	$\alpha=30^\circ$	$\alpha=45^\circ$	$\alpha=60^\circ$
150	35.5	25.5	24.5	100.0	91.8	51.1
200	47.4	33.7	25.0	89.5	84.5	50.7
300	71.0	46.2	28.7	83.6	80.6	50.4
400	82.0	47.5	40.0	81.3	74.7	49.2
500	99.5	49.3	48.6	77.2	68.2	44.9

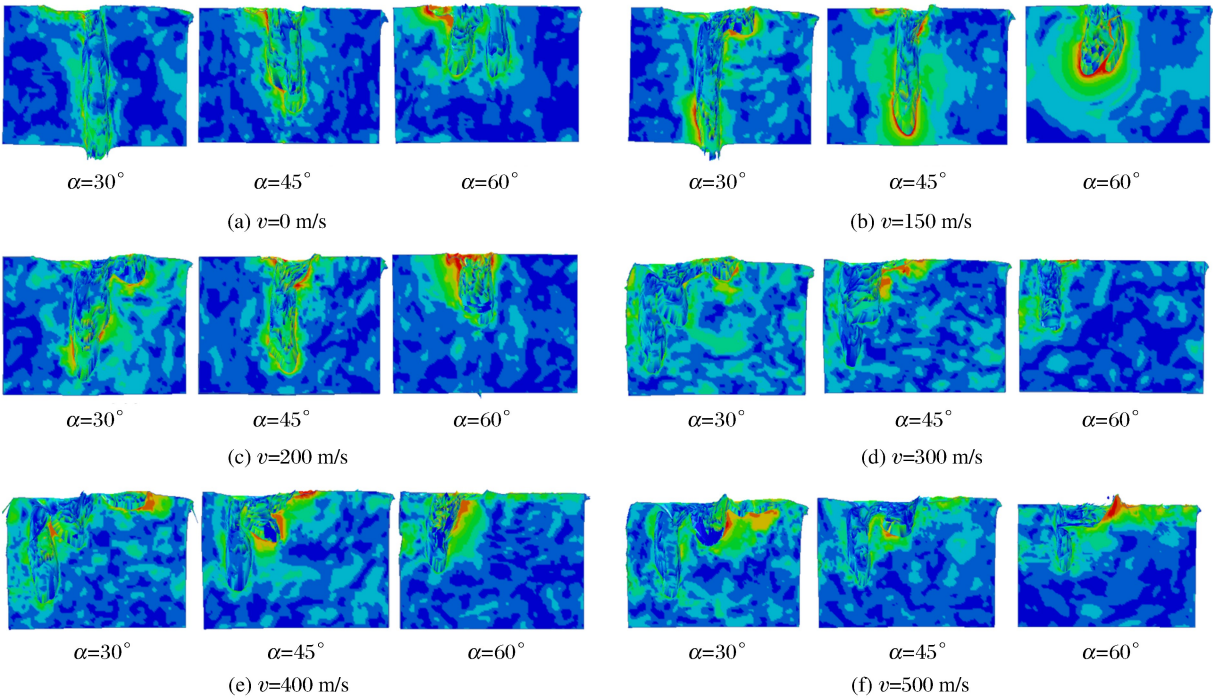


图 6 射流对后效靶板的压力云图
Fig. 6 Pressure nephograms of jet on witness target

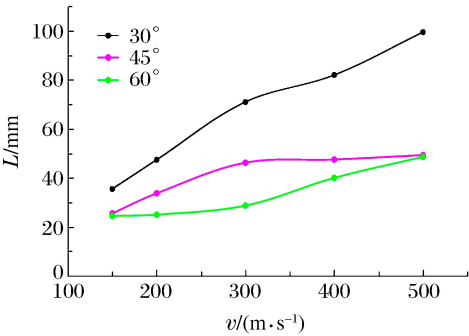


图 7 后效靶板表面切割长度随飞行速度的变化
Fig. 7 Variation of target surface's cutting length with the velocity

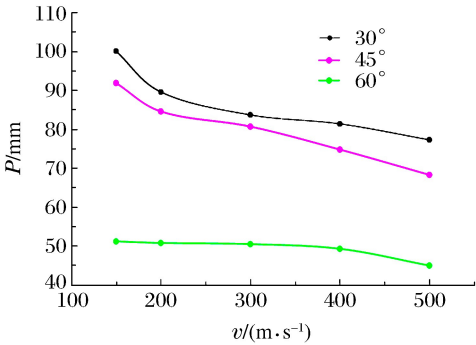


图 8 后效靶板侵彻深度随飞行速度的变化
Fig. 8 Variation of target's penetration depth with the velocity

2.2.2 理论分析

根据图 5 和文献[9]可知,穿过反应装甲后的残余射流横向速度 v_{jy} 的表达式为

$$v_{iy} = \frac{m_p v_p \sin \alpha}{m_j + m_p} \quad (2)$$

式中: m_j 和 m_p 分别为射流和靶板质量。动侵彻过程中, 射流相对靶板的横向速度为

$$v_t = v - v_{iy} \quad (3)$$

由(3)式可知: 当侵彻角度 α 一定时, 飞行速度 v 越大, 横向速度 v_t 越大, 即残余射流在靶板表面的切割长度越大; 而当飞行速度 v 一定时, 侵彻角度 α 越大, 横向速度 v_t 越小, 相应的残余射流在靶板表面的切割长度越小, 与图6和图7中所反映出的规律相吻合。

基于已有研究结果^[9]可知, 随着反应装甲倾角 α 的增大, 残余射流对后效靶板的侵彻深度不断减小。当 $\alpha > 45^\circ$ 时, 残余射流侵彻能力下降加快。另外, 射流对靶板的横向切割作用会导致射流能量的浪费和消耗, 随着飞行速度 v 的增大, 切割长度增大, 射流能量浪费增多, 侵彻能力进一步降低。

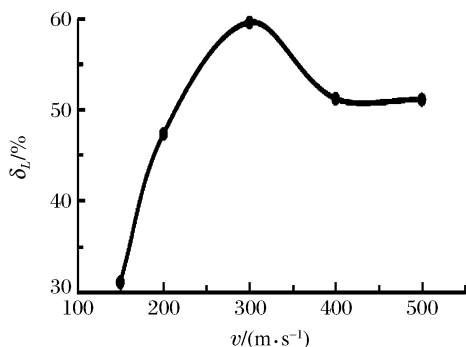


图9 表面切割长度降幅随飞行速度变化曲线

Fig. 9 Variation of surface's cutting length drop with the velocity

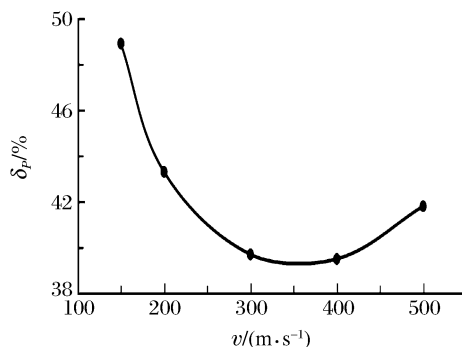


图10 穿深降幅随飞行速度变化曲线

Fig. 10 Variation of penetration depth drop with the velocity

3 结论

通过模拟聚能战斗部以不同飞行速度(150、200、300、400、500 m/s)和侵彻角度(30° 、 45° 和 60°)对披挂反应装甲靶板的动态侵彻过程, 可以得出以下结论。

(1) 随着聚能战斗部飞行速度及侵彻角度的增大, 射流头部以及中后部断裂时间均不断减小, 且聚能战斗部速度为 500 m/s、侵彻角度为 60° 时, 射流各部位断裂时间最早。

(2) 当侵彻角度一定时, 射流对靶板表面的切割长度随飞行速度的增大而增大, 且 30° 时增大速率最快; 但侵彻深度随着飞行速度的增大而减小, 且 60° 时减小速率最慢。

(3) 当飞行速度一定时, 射流对靶板表面的切割长度和侵彻深度均随着侵彻角度的增大而减小, 并且表面切割长度的降幅随飞行速度的增大先增大后减小, 在速度为 300 m/s 时降幅最大, 为 59.6%; 侵彻深度降幅随着飞行速度的增大先减小后增大, 在飞行速度为 350 m/s 时降幅最小, 为 39.3%。

(4) 当飞行速度为 150 m/s、侵彻角度为 60° 时, 射流对靶板表面的切割长度最小, 约为 0.31 倍装药直径; 当飞行速度为 500 m/s、侵彻角度为 60° 时, 侵彻深度最小, 约为 0.56 倍装药直径。

参考文献:

- [1] HELD M. Transverse shaped charges [C]//8th International Symposium on Ballistics, Orlando, Florida, 1984: 39-47.
- [2] YADAV H S, KAMAT P V. Effect of moving plate on jet penetration [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2010, 14(1): 12-18.
- [3] 荣芳, 戴斌. 掠飞攻顶“涂抹效应”试验研究 [C]//中国兵工学会火箭导弹分会第七次学术年会. 北京: 中国兵工学

- 会火箭导弹分会,1998:659-666.
- [4] 孙立志,李治源,吕庆敖. 横向运动板干扰聚能射流的数值模拟 [J]. 军械工程学院学报,2011,23(4):26-29.
SUN L Z, LI Z Y, LÜ Q A. Numerical simulation of shaped charge jet being disturbed by transversely moving plate [J]. Journal of Ordnance Engineering College, 2011, 23(4): 26-29.
- [5] 刘宏伟,赵国志,张伟,等. 射流侵彻运动薄板扩孔规律研究 [J]. 兵器材料科学与工程,2007,30(5):29-32.
LIU H W, ZHAO G Z, ZHANG W, et al. Study on the crating model of the shaped charge jet impacting moving thin plate [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2007, 30(5): 29-32.
- [6] 毛东方,李向东,宋柳丽. V 型夹层炸药对射流干扰的数值模拟 [J]. 爆炸与冲击,2008,28(1):86-91.
MAO D F, LI X D, SONG L L. Numerical simulation of disturbance by sandwich explosive on jet [J]. Explosion and Shock Waves, 2008, 28(1): 86-91.
- [7] 刘宏伟,夏松林,赵靖. V 形反应装甲与射流作用过程分析 [J]. 兵器材料科学与工程,2011(4):20-22.
LIU H W, XIA S L, ZHAO J. Interaction process between jet and V-shaped double ERA [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2011(4): 20-22.
- [8] 李如江,沈兆武. NATO 角和飞板速度对平板装药干扰射流频率的影响 [J]. 含能材料,2008,16(3):295-297.
LI R J, SHEN Z W. Effect of NATO angle and plate velocity on disturbance frequency of reactive armor against shaped charge jet [J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2008, 16(3): 295-297.
- [9] 顾红军,刘宏伟. 聚能射流及防护 [M]. 北京:国防工业出版社,2009.

Numerical Simulation of Shaped Warhead Penetrating the Target with Reactive Armor in Motion State

WU Peng, LI Rujiang, LEI Wei, RUAN Guangguang, NIE Pengsong,
SHI Junlei, YU Jinsheng, ZHOU Jie

(School of Environmental and Safety Engineering, North University of China,
Taiyuan 030051, China)

Abstract: The processes of shaped warheads penetration of post-impact targets with reaction armor at different flight speeds (150, 200, 300, 400, 500 m/s) and in different penetration angles (30° , 45° , 60°) were simulated using the LS-DYNA program, and the interference of the jet and the result of its penetration into the target plate were discussed. The results show that when the penetration angle is a constant, the cutting length of the target surface increases with the increase of the velocity and the rate of the increase is the fastest at 30° , but the penetration depth decreases and the rate of the decrease is the slowest at 60° . When the flight speed is a constant in the range of 150–500 m/s, both the cutting length of the target surface and the penetration depth decrease with the increase of the angle. The drop of the cutting length of the target surface tends to increase at first and then decrease with the increase of the velocity and the maximum decrease is 59.6% at 300 m/s, whereas the drop of the penetration depth tends to decrease at first and then increase with the increase of the velocity and the minimum decrease is 39.3% at 350 m/s. The theoretical analysis was carried out and the numerical simulation method was proved correct.

Keywords: shaped warheads; dynamic penetration; surface's cutting length; penetration depth; numerical simulation

双层楔形飞板爆炸反应装甲干扰 聚能射流的数值模拟*

刘迎彬, 石军磊, 胡晓艳, 孙 森, 张 明, 段晓畅

(中北大学化工与环境学院, 山西 太原 030051)

摘要:为得到干扰聚能射流能力更好的爆炸反应装甲,在经典爆炸反应装甲的基础上,设计了一种双层楔形飞板爆炸反应装甲。利用 ANSYS/LSDYNA-3D 仿真软件对 3 种不同方案进行了模拟计算,分别对各方案中飞板飞行形态、逃逸射流特性、射流的动能变化以及聚能射流对靶板的侵彻深度进行了分析。结果表明:夹层炸药引爆后,楔形飞板在向外飞出的同时具有一定的旋转特征,合理的摆放结构能够增大飞板与射流的作用面积;聚能射流在穿过反应装甲后,动能急剧下降,穿深能力降低,方案二聚能射流侵彻深度最浅,方案三次之,方案一最深,表明方案二具有良好的防护效果。对楔形飞板的研究丰富了爆炸反应装甲的结构设计,为反应装甲的进一步研究提供了理论参考。

关键词:楔形飞板;爆炸反应装甲;聚能射流;侵彻

中图分类号: O389; TJ55

文献标识码: A

爆炸反应装甲(Explosive Reactive Armor, ERA)自问世以来,在坦克和装甲车上得到了广泛应用,并且表现出很好的防护效果。基于 ERA 重量轻、体积小、防护效果佳等优点^[1-5],诸多学者从不同方面对 ERA 展开了大量研究。

目前,对单层爆炸反应装甲的研究主要包括含能材料对 ERA 防护性能的影响,多层反应装甲的研究主要集中于不同 ERA 结构对抗弹性能的影响。黄鹤等^[6]提出了爆炸反应装甲专用炸药新思路,并对 HNIW 和 HMX 炸药的部分性能进行了比较,结果表明,夹层炸药填充 HNIW 后防护效果明显优于 HMX 装药。毛东方等^[7]采用三维有限元程序 LS-DYNA 模拟了射流侵彻有 V 型夹层炸药靶板的过程,并与无 V 型夹层炸药的情况进行了对比分析,表明 V 型夹层炸药结构对射流具有良好的干扰作用,且干扰程度随入射角度的增大而呈递增趋势。刘宏伟等^[8]通过理论分析和数值模拟计算,得到了 V 形反应装甲与射流作用的基本物理过程。吴成等^[9]采用 Lagrange Autodyn-2D 程序和试验,对实际尺寸的一代爆炸反应装甲盒在起爆后各飞板的运动规律以及相互作用的特点进行了数值模拟,结果表明,上、下飞板和面板的速度一致,上飞板与面板碰撞后断裂。Paik 等^[10]利用数值模拟和实验相结合的方法研究了金属飞板对杆式侵彻体的干扰作用。Mayseless^[11]对 ERA 的结构参数进行了系统分析,进一步阐述了结构参数对 ERA 防护效果的影响。

本研究在之前对反应装甲研究的基础上,通过改变 ERA 飞板的形状,提出一种非平板装药 ERA。利用 ANSYS-LSDYNA 3D 模拟软件,对双层楔形板 ERA 的飞板运动规律以及干扰射流的特性进行数值计算,并改变组合结构,探讨不同结构对 ERA 防护性能的影响;同时,与没有 ERA 干扰情况下射流的侵彻深度进行对比,定性分析不同结构 ERA 的防护效果。

* 收稿日期: 2017-07-20; 修回日期: 2017-08-08

基金项目: 国家自然科学基金(11572292)

作者简介: 刘迎彬(1985—),男,博士,讲师,主要从事弹药毁伤防护与安全工程研究. E-mail: liuyb85@mail.ustc.edu.cn

通信作者: 石军磊(1991—),男,硕士研究生,主要从事聚能装药和装甲防护研究. E-mail: sh_junlei@163.com

1 计算模型

1.1 几何模型

模型主要由聚能战斗部、双层楔形飞板 ERA 和靶板组成,如图 1 所示。有限元模型如图 2 所示,其中添加了没有 ERA 的射流侵彻模型。战斗部包括主装药和药型罩,药型罩材料为铜,壁厚 0.1 cm,锥角 60°,罩口直径 7 cm;装药高度为 8 cm,起爆方式为中心点起爆。ERA 有两层,均由楔形面板、夹层炸药和楔形背板组成的“三明治”构成,长、宽分别为 10 cm 和 8 cm,炸药层厚度为 0.3 cm,基本尺寸如图 3 所示。聚能战斗部模型包括炸药、铜和空气,采用流固耦合算法,ERA 材料为钢板和夹层炸药,采用拉格朗日算法进行模拟仿真。设计 3 种模拟方案,每种方案炸高均为 15 cm,两层 ERA 之间的距离为 2.4 cm,模拟方案如图 4 所示。

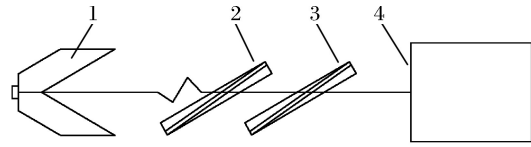


图 1 模型示意(1. 聚能战斗部;2. 第 1 层 ERA;
3. 第 2 层 ERA;4. 靶板)

Fig. 1 Schematic of model (1. Shaped charge warhead;
2. First layer of ERA;3. Second layer of ERA;4. Target)

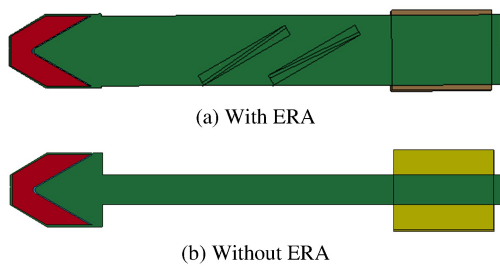


图 2 有限元模型

Fig. 2 Schematic of finite element models

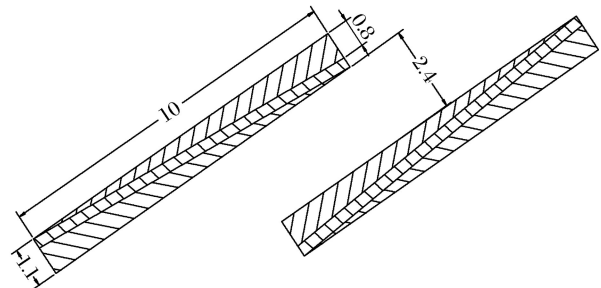


图 3 ERA 尺寸(单位:cm)

Fig. 3 ERA size (Unit:cm)

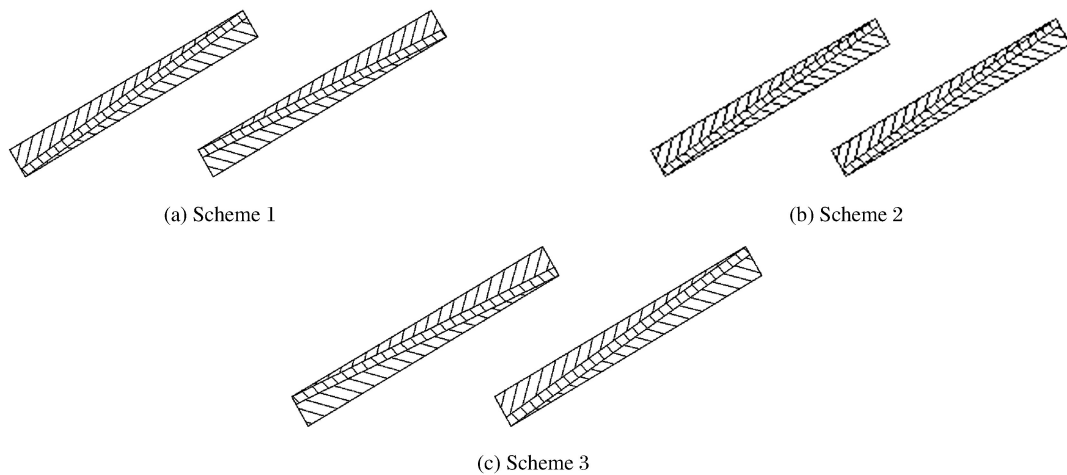


图 4 ERA 结构方案

Fig. 4 ERA structure schemes

以上 3 种方案采用不同组合方式,由于飞板两端质量不同,在爆轰压力作用下,飞板运动过程中将发生旋转。方案一和方案二的第 1 层 ERA 结构相同,旋转方向相同;而第 2 层 ERA 结构相反,旋转方向亦相反。方案二和方案三的第 1 层 ERA 结构相反,第 2 层结构相同,呈现不同的旋转方式,从而对射

流产生不同效果的干扰。夹层炸药引爆后,爆轰波沿法线方向作用于楔形飞板,由于飞板形状特性导致其质量不均匀,所以受到爆轰波的作用有所差异,质量小的一端飞出速度高于质量大的一端。

1.2 数值模型及材料参数

模型主要包括聚能战斗部主装药、药型罩、空气、双层楔形飞板 ERA(每层 3 种材料)以及靶板,共 10 个 Part,采用 g-cm-μs 单位制。由于模型具有对称性质,为了节省计算时间和减少工作量,利用 LS-DYNA 建立三维 1/2 模型,单元类型选择 3D-164 六面体结构。主装药炸药选用 B 炸药,采用高能炸药燃烧模型(HIGH_EXPLOSIVE_BURN)和 JWL 状态方程,该方程能精确地描述爆轰气体产物的体积、压力、能量等特性。材料铜和钢均采用 Johnson-Cook 模型和 Grüneisen 状态方程进行描述。夹层炸药材料参数参考文献[7],采用弹塑性模型(ELASTIC_PLASTIC_HYDRO)和点火增长状态方程(IGNITION_GROWTH_OF_REACTION_IN_HE)进行模拟,并添加失效模型,用于控制炸药作用机理。各材料具体参数如表 1~表 3 所示^[12-13],其中: ρ 代表材料密度, G 为材料剪切模量;表 1 中, p_{CJ} 为炸药的爆压, D 为炸药爆速, A_{JWL} 、 B_{JWL} 、 R_{JWL1} 、 R_{JWL2} 和 E_0 为 JWL 状态方程参数;表 2 中, A_{J-C} 、 B_{J-C} 是材料 J-C 模型参数, S_1 、 S_2 、 C 是 Grüneisen 状态方程参数, V_0 表示材料的初始相对体积;表 3 中, σ_Y 表示材料的屈服应力, c_R 、 c_P 分别表示反应物和产物的比热容,其余均为状态方程参数。

表 1 B 炸药材料模型及状态方程参数
Table 1 Parameters of material model and equation of state of explosive B

$\rho/$ (g · cm ⁻³)	$p_{CJ}/$ GPa	$D/$ (m · s ⁻¹)	$A_{JWL}/$ GPa	$B_{JWL}/$ GPa	R_{JWL1}	R_{JWL2}	E_0
1.717	29.5	7 980	524.2	7.678	4.2	1.1	0.085

表 2 铜、钢材料模型及状态方程参数
Table 2 Parameters of material model and equation of state of copper and steel

Material	$\rho/$ (g · cm ⁻³)	$G/$ GPa	$A_{J-C}/$ GPa	$B_{J-C}/$ GPa	S_1	S_2	$C/$ (m · s ⁻¹)	V_0
Copper	8.96	46	0.09	0.92	1.489	0	3 940	1
Steel	7.785	77.5	0.175	0.376	1.49	0	4 570	1

表 3 夹层炸药的材料模型及状态方程参数
Table 3 Parameters of material model and equation of state of sandwich explosive

$\rho/$ (g · cm ⁻³)	$G/$ GPa	$\sigma_Y/$ GPa	$A/$ GPa	$B/$ GPa	R_1	R_2	R_3
1.712	3.54	0.2	524.2	7.678	778.1	-5.031×10^{-2}	2.223×10^{-5}
R_5	R_6	$c_P/$ (J · kg ⁻¹ · K ⁻¹)	$c_R/$ (J · kg ⁻¹ · K ⁻¹)	GROW2	AR2	ES1	ES2
11.3	1.13	10^{-3}	2.487×10^{-3}	300	1	0.222	0.333

2 模拟结果与分析

分别对 3 种不同方案进行数值模拟,分析双层 ERA 在受到射流作用起爆后面板、背板的飞行状态,并探究飞板对射流的干扰作用;通过逃逸射流在靶板上的穿深对不同方案双层楔形飞板 ERA 的防护效果进行比较,得出防护效果最好的一种结构。

双层反应装甲作用过程比较复杂,涉及飞板运动变形和碰撞、炸药爆轰等力学问题。为更准确地探究飞板在夹层炸药引爆后的运动规律,做以下假设^[14]:(1) 夹层炸药为瞬时爆轰,飞板初始速度垂直于

飞板表面;(2)夹层炸药爆轰后,只考虑爆轰产物压力,飞板的加速度由爆轰产物压力提供;(3)飞板加速到最大速度后稳定飞行;(4)上、下两层 ERA 的飞板作用为完全塑性碰撞,且瞬时完成。

2.1 飞板运动特性分析

聚能战斗部形成的聚能射流头部速度一般不低于 6 km/s。射流接触 ERA 后,在射流前部冲击以及足够能量的作用下,ERA 夹层炸药被引爆,爆轰波驱动钢板沿炸药法线方向运动。由射流侵彻双层楔形 ERA 的模拟结果可知,在 40 μs 时,射流接触 ERA,此时速度为 6.2 km/s,如图 5 所示。

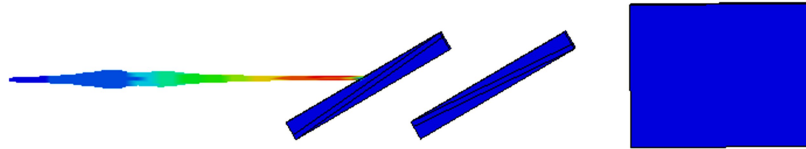


图 5 40 μs 时射流、ERA 形态

Fig. 5 Diagram of jet and ERA at 40 μs

图 6 为 3 种方案在聚能战斗部起爆后不同时刻 ERA 的变化形态。可以看出,各方案在 60 μs 之前,第 2 层反应装甲均未开始起爆。方案一和方案二中第 1 层反应装甲结构相同,被射流引爆后,楔形飞板在爆轰波作用下向外飞出的同时,沿逆时针方向有一定的旋转,两种方案飞板的飞行状态相似。方案三中,第 1 层反应装甲结构与前两种方案相反,飞板沿顺时针方向有一定的旋转,并且第 1 层背板已经接触第 2 层楔形反应装甲。

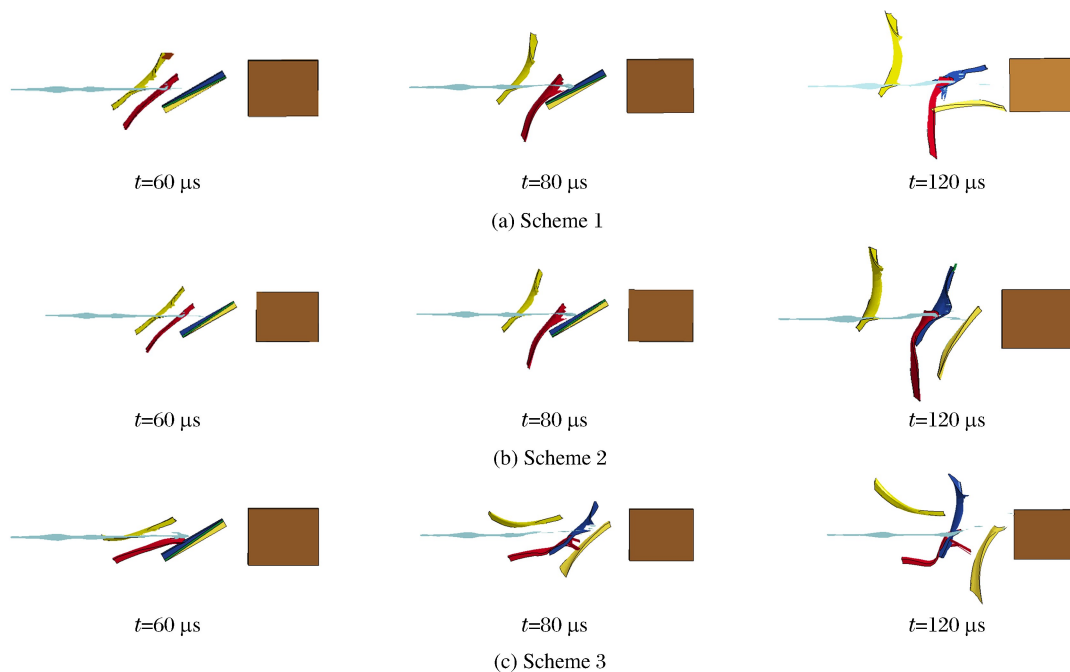


图 6 各方案不同时刻飞板的飞行形态

Fig. 6 Pattern diagram of flying-plate for each scheme at different times

80 μs 时,方案一和方案二中,第 2 层反应装甲仍然未被引爆,射流头部出现少量堆积现象,两种方案中第 1 层反应装甲的飞板飞行状态基本一致。方案三中,第 2 层反应装甲已经被引爆,并且其面板与第 1 层的背板相互作用,碰撞在一起,使飞板对射流作用的面积和厚度有所增加。

120 μs 时,方案一和方案二中,第 1、2 层反应装甲的上、下楔形飞板旋转方向均相反,第 1 层的背板与第 2 层的面板相互作用,碰撞到一起,使射流穿过的飞板厚度更大。方案一的第 2 层反应装甲背板对

射流失去作用,第 2 层的面板与第 1 层的背板碰撞在一起,并且第 1 层面板的厚端旋转后作用于射流的杵体部分。方案二中,第 1 层反应装甲面板厚端作用于射流杵体部分,第 1 层背板和第 2 层面板碰撞在一起共同干扰射流,射流穿过后被截断,方向发生偏离。方案三中,第 1 层背板和第 2 层面板碰撞后一段时间,变形比较严重,射流穿过飞板碰撞区后被打散,方向发生明显偏离。

综上所述,不同结构组合的双层楔形飞板 ERA 在引爆后,各飞板呈现不同的运动状态和作用方式,并且第 2 层 ERA 被引爆的时间不同。由于飞板两端质量不同,在受到爆轰波作用后向外飞出的速度不同,质量轻的一端高于质量重的一端,导致飞板产生一定的旋转。射流穿过 ERA 后,飞板沿法线方向飞出并旋转干扰射流,使射流断裂,运动方向发生较大偏移。

2.2 飞板对射流作用规律及射流变化方式

ERA 飞板的运动规律对射流的防护作用具有很大的影响。由图 6 射流形态可知:方案一和方案二在初始阶段对射流的作用相同,射流穿过第 1 层 ERA 后特性相似;方案三中,射流穿过第 1 层面板后,背板通过转动使射流沿背板内表面运动,射流消耗较大。第 2 层 ERA 成功引爆后:方案一中的射流穿过第 2 层面板时被截断,并且射流方向沿飞板旋转方向稍微偏离;方案三中,射流连续受到飞板厚端的作用,射流穿过第 1 层背板和第 2 层面板碰撞区后,方向明显向上偏离。120 μs 时:方案一的射流前部已经被打散,断裂比较严重;方案二射流被明显分成 3 段,并且方向变化明显;方案三中,射流穿过第 2 层 ERA 背板,但是在第 1 层 ERA 面板的作用下,射流前部和后部明显被分割,方向发生较大的偏离。

图 7 为各方案战斗部起爆后至 150 μs 期间,聚能射流通过双层楔形飞板 ERA 后的动能变化过程。由图 7 可知,50 μs 之前,各方案射流动能变化几乎相同。50 μs 之后一段时间,方案三射流受到第 1 层 ERA 作用的面积较大,动能下降较快。60~100 μs ,方案一和方案二射流的动能下降速率相对稳定,在接触第 2 层 ERA 前受到飞板作用相同,所以动能变化相同;方案三射流动能在 70 μs 之前下降较快,在第 1 层 ERA 背板作用后下降速率相对较慢。120 μs 时,方案二射流的动能最小,方案三最高。之后,在飞板旋转作用下,方案三射流动能以较快速率下降。

图 8 为不同时刻、不同方案射流的前导速度变化曲线,其变化趋势与射流动能变化趋势一致。在飞板的影响下,前导射流速度从开始的 6.2 km/s 降低到 1.5 km/s 左右。

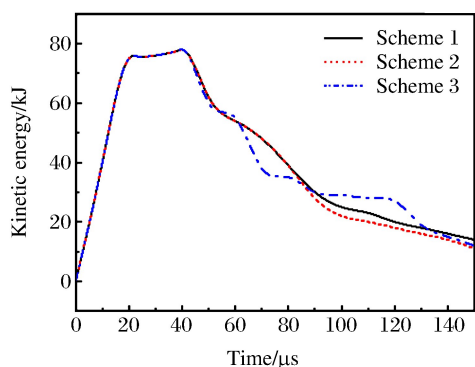


图 7 各方案射流动能变化

Fig. 7 Variation of kinetic energy of jet for different schemes

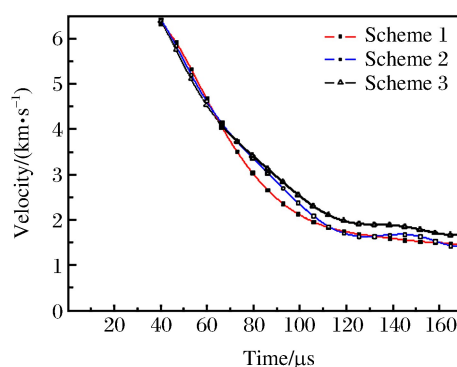


图 8 不同时刻各方案射流前导速度曲线

Fig. 8 Variation of jet velocity for different schemes at different times

2.3 残余射流形态及穿深

射流穿过双层楔形飞板 ERA 后,受到干扰,运动形态发生改变。图 9 为 3 种方案在 160、200、260 μs 时的逃逸射流形态图。

由图 9 可知,160 μs 时:方案一和方案二射流断裂比较严重,并且在穿过第 2 层 ERA 后,射流头部出现聚集现象,射流明显变粗;而方案三射流没有明显断裂,但是射流头部同样出现聚集现象。

200 μs 时:受到飞板旋转的作用,方案一和方案二射流的杆体部分方向发生严重偏移,逃逸射流出现弯曲和断裂;方案三中,逃逸射流已经接触到靶板,并且连续性相对完整。

260 μs 时:各方案射流都不同程度地对靶板进行了侵彻;方案一和方案二中射流前部已经完全进入靶板,在一定深度出现堆积现象;方案三中,逃逸射流能量较低,杆体部分还未完全穿过装甲,射流前部在靶板上开孔直径比较大。

图 10 为起爆 450 μs 后各方案射流对靶板侵彻深度的效果图,以无 ERA 干扰情况作为对照。

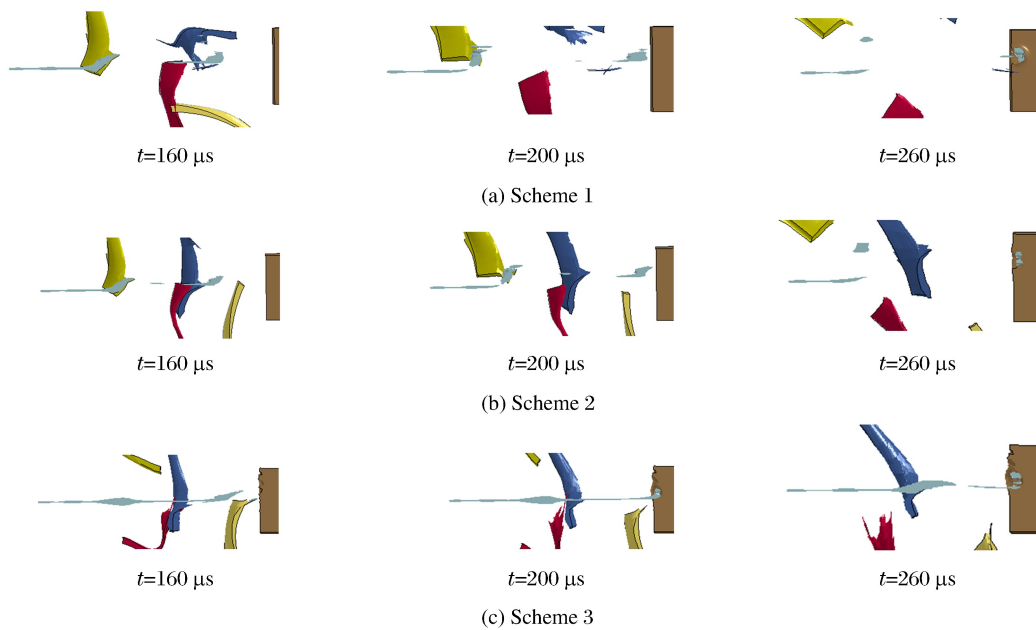


图 9 不同时刻各方案逃逸射流形态

Fig. 9 State of escaped jet for different schemes at different times

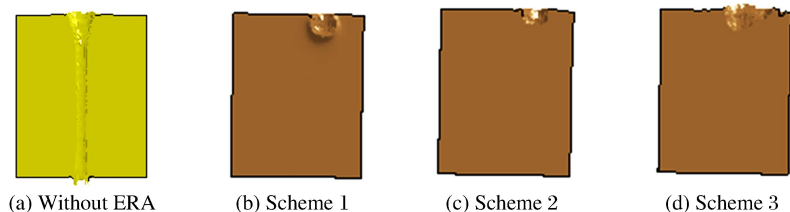


图 10 450 μs 靶板侵彻深度

Fig. 10 Depth of penetration of target at 450 μs

由图 10 可看出,在没有 ERA 干扰情况下,射流将 10 cm 靶板穿透。ERA 干扰射流后,各方案射流均偏离装药轴线方向,其中:方案一射流侵彻靶板最深;方案三次之,但是开孔直径较大,并且开口凸起明显;方案二侵彻深度最浅。

综上所述,双层楔形飞板 ERA 具有较好的防护效果。3 种设计方案中,方案二的装甲结构对射流防护效果最好。聚能射流在飞板旋转的作用下,其运动方向沿旋转方向会有一定的偏移,而合理的结构能够较大程度地消耗射流能量,使射流动能及速度下降,导致其侵彻能力下降,从而干扰射流,对靶板进行防护。

3 结 论

在典型平板装药“三明治”结构 ERA 的基础上,通过改变飞板的形状,设计了一种楔形飞板 ERA,

并设计 3 种方案进行数值模拟。通过分析模拟过程中飞板运动形态、逃逸射流特性以及侵彻靶板深度,得出以下结论。

(1) 双层楔形飞板 ERA 在被聚能射流引爆后,由于两端质量不同,受到的爆轰波作用存在差异,在飞出的同时具有一定的旋转速度,不同旋转方式对射流阻碍效果不同。

(2) 射流穿过 ERA 后,3 种方案的逃逸射流表现出不同的运动情况。方案一和方案二的逃逸射流断裂严重,射流头部出现聚集现象;方案三射流没有明显被截断,但是射流方向偏移并且动能变化明显,侵彻能力下降。

(3) 由于楔形飞板 ERA 的防护作用,射流对靶板的侵彻能力严重降低。方案二中射流侵彻深度最小,方案三次之,方案一中射流侵彻深度最大。

参考文献:

- [1] 王凤英. 装甲防护技术的发展 [J]. 测试技术学报, 2002, 16(2): 144-147.
WANG F Y. The development of armor fence [J]. Journal of Test and Measurement Technology, 2002, 16(2): 144-147.
- [2] 王凤英, 岳继伟, 王志远, 等. 多层变角度反应装甲对聚能射流的干扰作用 [J]. 高压物理学报, 2017, 31(5): 566-572.
WANG F Y, YUE J W, WANG Z Y, et al. Interference effect of multi-layered reactive armor with a variable angle on shaped charge jet [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2017, 31(5): 566-572.
- [3] 叶春辉, 刘天生. 影响爆炸反应装甲两飞板运动过程的因素分析 [J]. 科技信息, 2012(28): 117.
YE C H, LIU T S. Analysis of factors affecting explosive reactive armor moving process of two flying plates [J]. Science and Technology Information, 2012(28): 117.
- [4] 甄金朋, 刘天生, 张硕, 等. 爆炸反应装甲驱动飞板运动的数值模拟 [J]. 火炸药学报, 2010, 33(2): 78-81.
ZHEN J P, LIU T S, ZHANG S, et al. Numerical simulation of the flyer plate propelled by explosive reactive armor [J]. Chinese Journal of Explosive and Propellants, 2010, 33(2): 78-81.
- [5] 李歌, 王凤英, 刘天生. 爆炸反应装甲干扰穿甲弹的试验研究 [J]. 火炸药学报, 2010, 33(2): 50-52.
LI G, WANG F Y, LIU T S. Experimental study on explosive reactive armor disturbing penetrators [J]. Chinese Journal of Explosive and Propellants, 2010, 33(2): 50-52.
- [6] 黄鹤, 刘炜, 陈建申. 爆炸反应装甲含能材料的发展及探索 [J]. 兵工自动化, 2013, 32(1): 55-57.
HUANG H, LIU W, CHEN J S. Explosive reactive armor of energetic materials development and exploration [J]. Ordnance Industry Automation, 2013, 32(1): 55-57.
- [7] 毛东方, 李向东, 宋柳丽. V 型夹层炸药对射流干扰的数值模拟 [J]. 爆炸与冲击, 2008, 28(11): 86-91.
MAO D F, LI X D, SONG L L. Numerical simulation of disturbance by sandwich explosive on jet [J]. Explosion and Shock Waves, 2008, 28(11): 86-91.
- [8] 刘宏伟, 夏松林, 赵靖. V 形反应装甲与射流作用过程分析 [J]. 兵器材料科学与工程, 2011, 34(4): 20-22.
LIU H W, XIA S L, ZHAO J. Interaction process between jet and V-shaped double ERA [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2011, 34(4): 20-22.
- [9] 吴成, 蒋建伟, 冯顺山, 等. 爆炸反应装甲运动规律的数值仿真及研究 [J]. 兵工学报, 2002, 23(1): 35-38.
WU C, JIANG J W, FENG S S, et al. A study on the moving features of explosive reactive armor by numerical simulation and experiments [J]. Acta Armamentarii, 2002, 23(1): 35-38.
- [10] PAIK S H, KIM S J, YOO Y H, et al. Protection performance of dual flying oblique plates against a yawed long-rod penetrator [J]. International Journal of Impact Engineering, 2007, 34(8): 1413-1422.
- [11] MAYSELESS M. Effectiveness of explosive reactive armor [J]. Journal of Applied Mechanics, 2011, 78(5): 1-11.
- [12] 黄正祥. 聚能装药理论与实践 [M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2014: 376-387.
HUANG Z X. Theory and practice of shaped charge [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2014:

- 376-387.
- [13] 武海军,陈利,王江波,等. 反应装甲对射流干扰的数值模拟研究 [J]. 北京理工大学学报,2006,26(7):565-568,605.
- WU H J, CHEN L, WANG J B, et al. Numerical simulation on reactive armor disturbing jet [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2006, 26(7): 565-568, 605.
- [14] 姬龙,黄正祥,顾晓辉. 双层楔形爆炸反应装甲飞板的运动规律 [J]. 爆炸与冲击,2013,33(4):387-393.
- JI L, HUANG Z X, GU X H. Analysis and experimental study on the explosive field of double-layer explosive reactive armor [J]. Explosion and Shock Waves, 2013, 33(4): 387-393.

Numerical Simulation of Disturbance by Double-Layer Explosive Reactive Armor with Wedged Flying-Plate on Jet

LIU Yingbin, SHI Junlei, HU Xiaoyan, SUN Miao,
ZHANG Ming, DUAN Xiaochang

(School of Chemical Engineering and Environment, North University of China,
Taiyuan 030051, China)

Abstract: Based on the traditional explosive reactive armor (ERA), we designed a structure of double-layer ERA with wedged flying-plates, to achieve the best performance in jet disturbing. By using the simulation software ANSYS/LSDYNA-3D, we simulated 3 different schemes of ERA structures, and analyzed the flying states of flying-layers, the character of escaped jet, the kinetic energy of jet and the penetrating depth of target by jet separately. The results show that the flying-layer tended to rotate after the sandwich explosive were detonated, and a proper structure arrangement helped to enlarge the active area between the jet and the flying-layer. The kinetic energy of jet declined greatly after across the ERA, resulting in a lower penetrating depth. Of the 3 schemes, Scheme 2 has the smallest penetrating depth by jet into the target, the next is Scheme 3, while Scheme 1 has the maximum penetrating depth, indicating that the structure of Scheme 2 has the best protection effect. This study on the wedged double-layer ERA enriched the structure design of ERA, providing theoretical reference for its further research.

Keywords: wedged flying-layer; explosive reactive armor; shaped charge jet; penetration

爆炸反应装甲防护包络的数值仿真^{*}

孙建军, 李如江, 万清华, 张明, 杨玥, 孙淼

(中北大学环境与安全工程学院, 山西 太原 030051)

摘要: 为了得到爆炸反应装甲的防护包络(即爆炸反应装甲与射流的接触面上不同弹着点处的抗弹性能), 应用三维有限元分析软件 LS-DYNA, 对弹着点处于不同位置时反应装甲的抗弹性能进行数值仿真, 并开展对比实验。结果表明, 仿真结果与实验结果吻合较好。不同弹着点处的抗弹性能存在较大差异, 抗弹性能最优区并非反应装甲的对称中心或其附近区域, 而是距反应装甲底端 22.7 倍及 46.9 倍射流直径处; 反应装甲的有效抗弹区域约占 65.8%, 有效抗弹区内的抗弹性能较边界区提高约 37.5%, 反应装甲下部的防护效能较上部好。

关键词: 爆炸反应装甲; 弹着点; 防护包络; 抗弹性能

中图分类号: O385

文献标识码: A

爆炸反应装甲(Explosive Reactive Armor, ERA)最先由 M. Held 提出, 具有防护效益高、重量轻、成本低等优点, 广泛应用于现代装甲车辆防护。为了揭示 ERA 对射流的干扰机理, 研究人员通过各种手段, 进行了不同程度、不同层次的研究, 例如: Mayseless 等^[1]研究发现, ERA 通过夹在两金属板中钝感炸药层的爆炸, 驱动金属板沿法向飞散而对射流造成干扰, 导致射流偏移、断裂, 进而大幅降低射流对主装甲的侵彻威力; Held 等^[2-4]、Mayseless^[5]、Ismail 等^[6]对不同条件下 ERA 干扰射流的效能进行研究, 结果表明, 夹层炸药厚度、金属板的材料特性和厚度、射流入射角度等是影响 ERA 干扰射流的重要因素; 吴成等^[7]采用数值仿真研究了 ERA 起爆后各飞板的运动规律及相互作用特点; 甄金朋^[8]对平板装药的飞板运动规律进行了数值仿真研究。然而关于不同位置的弹着点对 ERA 抗弹性能的影响却未见系统报道。本研究拟采用数值仿真结合实验验证的方法, 分析不同位置的弹着点对 ERA 抗弹性能的影响, 以期得到 ERA 的防护包络。

1 实验

1.1 实验装置

图 1 为实验布局图。聚能装药直径为 80 mm, 高 100 mm, 紫铜药型罩壁厚 2 mm, 射流头部直径约 3.3 mm; 某型号反应装甲盒的尺寸为 230 mm × 150 mm × 250 mm, 面、背板均采用 603 装甲钢, 厚度均为 2 mm, 炸药层厚度为 4 mm; 法线角为 68°, 炸高为 200 mm; 后效靶为 60 mm 厚均质装甲钢。实验过程中, 固定 ERA, 其边界未做约束, 移

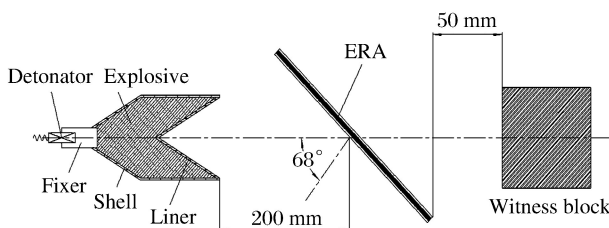


图 1 实验布局

Fig. 1 Experimental setup

* 收稿日期: 2018-03-10; 修回日期: 2018-04-08

基金项目: 国家自然科学基金(11572292)

作者简介: 孙建军(1990—), 男, 硕士研究生, 主要从事兵器安全技术研究. E-mail: 1427669391@qq.com

通信作者: 李如江(1978—), 男, 博士, 副教授, 主要从事装甲与反装甲技术研究. E-mail: liru7841@mail.ustc.edu.cn

动聚能装药,使射流着靶点位于 ERA 的不同位置。

1.2 弹着点选取

图2显示了实验和仿真中所选弹着点位置。根据 ERA 的对称性,选取 1/2 模型进行弹着点分析。以 O 点为中心建立平面坐标系,弹着点 $A_1 \sim A_4$ ($B_1 \sim B_4$) 距 O 点的距离分别为 20、40、60、80 mm, $A_5 \sim A_9$ ($B_5 \sim B_9$) 距 O 点的距离分别为 111、112、113、114、115 mm; 水平中轴线上 O_2 、 O_4 、 O_6 、 O_8 、 O_9 距 O 点的距离分别为 20、40、60、72、74 mm, O_1 、 O_3 、 O_5 、 O_7 距 O 点的距离分别为 10、30、50、70 mm; $C_1 \sim C_4$ ($D_1 \sim D_4$) 距 O_4 的距离分别为 40、80、111、114 mm; $E_1 \sim E_4$ ($F_1 \sim F_4$) 距 O_8 的距离分别是 40、80、111、114 mm; G_1 、 G_2 (H_1 、 H_2) 距 O_9 的距离分别为 40、80 mm; 考虑到实验成本及安全性问题,实验中选取 6 个弹着点进行抗弹性能分析,即 O 、 O_4 、 O_9 、 A_2 、 A_8 、 B_8 。

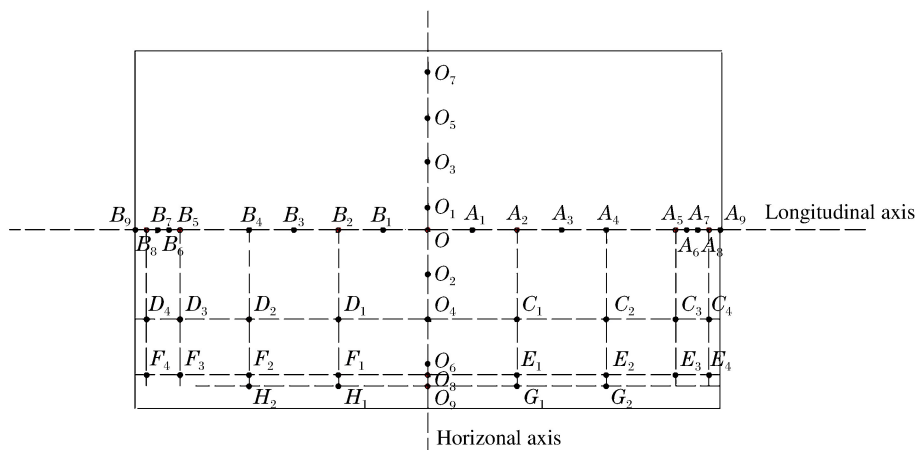


图2 弹着点示意

Fig. 2 Schematic of hit points

1.3 实验结果

图3为实验后回收的后效靶。根据靶板形貌,可以明显看出,射流在靶板的穿深、孔径、开坑数、开坑模式等均存在较大差异;弹着点 O 、 O_4 、 O_9 、 A_2 、 A_8 、 B_8 处的最大穿深分别为 37.8、34.5、60.0、27.8、58.4、55.1 mm。 O 、 O_4 、 O_9 均位于水平轴线, O 与 O_4 相距 40 mm, 开坑数分别为 3 和 5, 最大穿深的相对偏差约 8.7%, O_9 靠近反应装甲右侧边界, 仅有 1 个开坑, 穿深较大, 防护效果较差。 A_2 位于纵向中轴线上, 距 O 点 40 mm, 开坑数为 6, 并且有多处麻点, 穿深最小, 防护效能最优。 A_8 和 B_8 分别距顶端和底部边界 1 mm, 仅有 1 个开坑, 且穿深均较大, 防护效果较差。

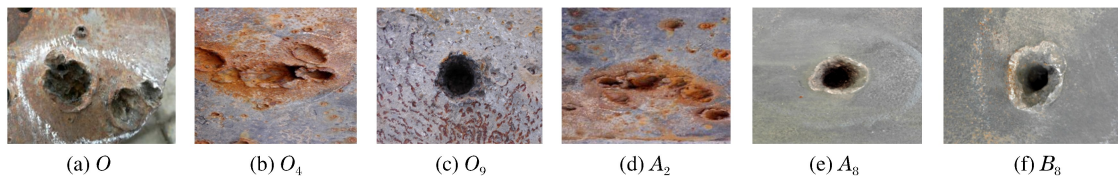


图3 实验结果

Fig. 3 Experimental results

2 数值仿真与分析

2.1 模型的建立

计算模型按照实验尺寸进行设计,为了客观反映 ERA 不同区域内弹着点对其防护性能的影响,采用全尺寸模型建模,截面如图4所示。

2.2 材料参数及算法选择

聚能装药爆炸、药型罩压垮、射流形成及延展、射流开坑及侵彻等过程是多物质相互作用的大变形过程,为此对于聚能装药和药型罩采用 ALE(Arbitrary Lagrange-Euler)算法^[9]。由于在欧拉算法中,网格固定不动,物质和能量在网格间流动,所以建模时在射流弹道上加入空气^[10],并对空气域施加非反射边界条件约束。ERA 的面、背板及中间的炸药层采用 Lagrange 算法。药型罩、空气与靶板之间采用流固耦合,ERA 夹层炸药被聚能射流引爆后发生大变形,在仿真过程中采用失效方程进行控制,将变形过大的炸药网格删除,使计算顺利进行。

射流、ERA 的面/背板及主靶板均采用 Johnson-Cook 模型和 Grüneisen 状态方程描述,该材料模型能较好地反映与材料应变、应变率和温度相关的强度变化。以 HMX 为主体的聚能装药及夹层炸药采用弹塑性模型 Elastic_Plastic_Hydro 以及点火增长模型描述。材料参数见表 1,其中 I 、 G_1 、 G_2 、 a 、 b 、 c 、 d 、 g 、 y 、 z 为反应速率方程参数, $\lambda_{ig,max}$ 和 $\lambda_{G1,max}$ 分别为点火和燃烧反应速度极大值, $\lambda_{G2,min}$ 为燃烧反应速度极小值, p_{CJ} 为 CJ 爆轰压力, D 为爆速。

表 1 主装药和夹层炸药材料参数
Table 1 Parameters of main charge and confined-explosive

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	p_{CJ}/GPa	I/s^{-1}	$G_1/(10^{-13} \text{ s} \cdot \text{Pa}^{-1})$	$D/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$	a	b	c
1.72	27	4.4×10^{17}	3.1	6.93	0	0.667	0.667
$\lambda_{ig,max}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$\lambda_{G1,max}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$\lambda_{G2,max}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	$G_2/(10^{-11} \text{ s} \cdot \text{Pa}^{-1})$	d	g	y	z
0.3	0.5	0	4.0	0.111	1.0	1.0	2.0

2.3 数值仿真结果与分析

2.3.1 数值计算方法验证

首先对弹着点 O 、 O_4 、 O_9 、 A_2 、 A_8 、 B_8 进行数值仿真,将仿真结果与实验结果进行对比,验证数值计算方法的准确性,如表 2 和图 5 所示,其中 P_{\max} 为最大穿深。对比结果显示,6 个弹着点处的仿真结果与实验结果符合较好,开坑数、开坑模式及孔径均相近,最大穿深的相对偏差不超过 10%,符合工程计算要求,说明数值计算方法较准确,可以进行其他弹着点处各工况的仿真计算。

表 2 仿真与实验结果对比
Table 2 Comparison between simulation and experimental results

Point	P_{\max}/mm	
	Exp.	Sim.
O	37.8	38.5
O_4	34.5	33.8
O_9	60.0	60.0
A_2	27.8	24.3
A_8	58.4	57.8
B_8	55.1	56.5

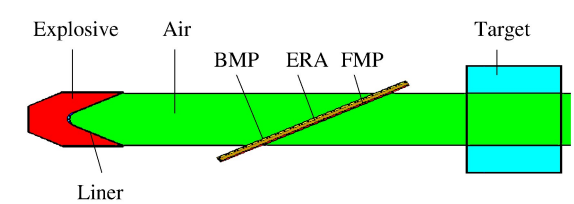


图 4 数值计算模型
Fig. 4 Simulation model

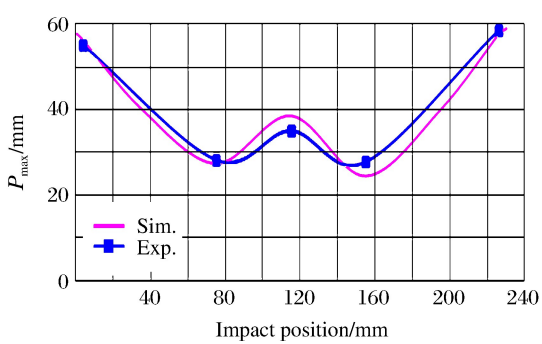


图 5 仿真与实验结果对比
Fig. 5 Comparison between simulation and experimental results

2.3.2 纵向中轴线不同弹着点处的抗弹性能分析

通过数值仿真,得到 ERA 纵向中轴线不同弹着点处的防护性能。以射流在后效靶的最大穿深作

为防护效能的判定依据,选取部分有代表性的弹着点处的侵彻过程及结果,如图6所示。

从图6可以看出: $t=89\mu\text{s}$ 时,射流冲击引爆 ERA,在爆轰产物驱动下,金属板侧向运动干扰射流,使射流出现不同程度的偏移、弯曲、断裂,造成射流着靶位置分散。从射流形态变化可知,其受干扰程度有明显差异:相比中心区域,弹着点在 ERA 顶端和底部边界区域时,射流的偏移和弯曲程度低,延展性较好,受干扰程度低;越靠近 ERA 底部边界,面板对射流中后段的干扰时间越长,面板的有效干扰面积越大;越靠近 ERA 顶端边界,背板对射流的干扰时间越长,背板的有效干扰面积越大。

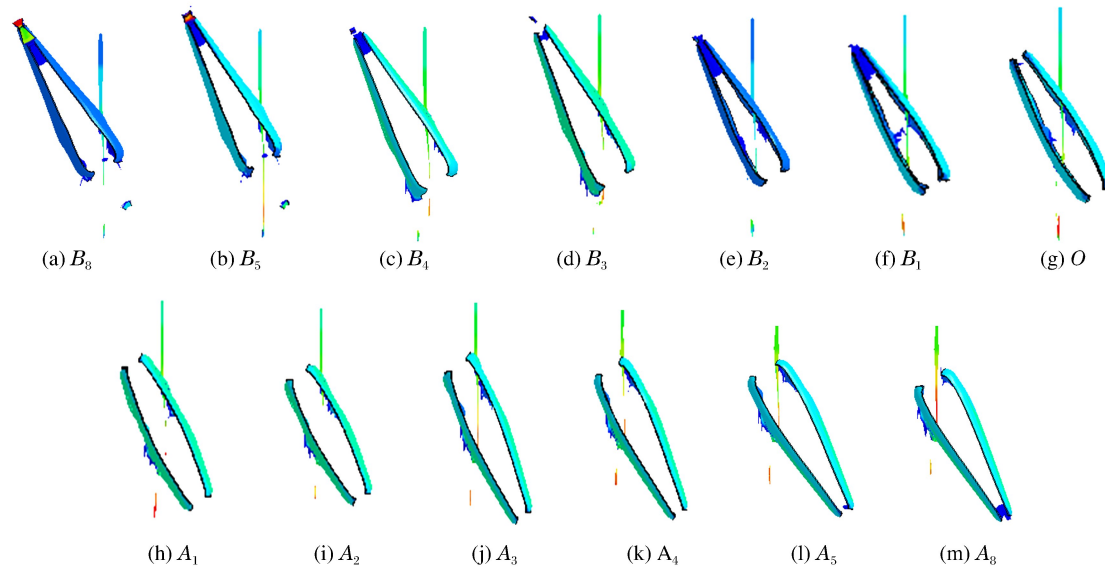


图6 纵向中轴线不同弹着点处反应装甲对射流的干扰($t=89\mu\text{s}$)

Fig. 6 Interference of ERA to jet at different impact points on longitudinal axis ($t=89\mu\text{s}$)

图7显示了纵向中轴线不同弹着点处的模拟结果,直观地反映了射流在后效靶穿深的差异:对于受干扰的射流,其着靶位置分散,在后效靶侵彻造成的开坑个数、深度、直径及模式等均有所不同;在 ERA 下部,随着弹着点与底端距离的增大,射流在靶板的开坑数增加,开坑区域直径增大,穿深降低,防护效能增强,之后穿深呈增大趋势,防护效能降低,至 O 点处防护效能降到该区域最差;在 ERA 上部,存在类似的变化规律,即随弹着点与 O 点距离的增大,防护效能先增强后降低,降幅明显。表3列出了 ERA 纵向中轴线不同弹着点处的最大穿深仿真结果。

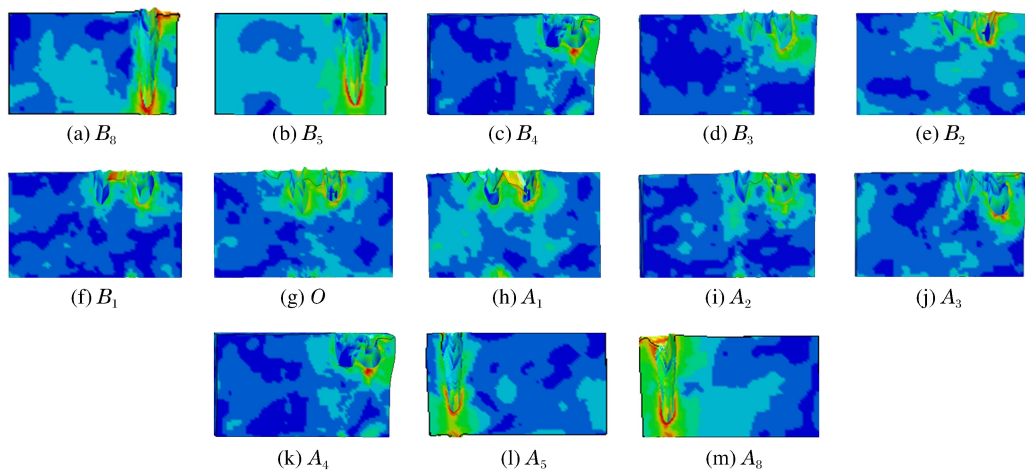


图7 纵向中轴线不同弹着点处射流在后效靶侵彻的模拟结果

Fig. 7 Simulated witness targets penetrated by jet at different impact points on longitudinal axis

表 3 不同弹着点处射流在后效靶的最大穿深

Table 3 Maximum penetration depth of witness targets penetrated by jet at different impact points

Area	Point	P_{\max}/mm	Area	Point	P_{\max}/mm	Area	Point	P_{\max}/mm
Longitudinal central axis	B_1	31.3	Longitudinal central axis	A_7	56.1	Non-central area	D_1	25.1
	B_2	27.2		A_8	57.8		D_2	43.4
	B_3	34.6		A_9	60.0		D_3	52.2
	B_4	42.1	Horizontal central axis	O_1	34.8		D_4	58.6
	B_5	46.4		O_2	33.1	Edge area	E_1	41.3
	B_6	51.8		O_3	35.6		E_2	45.1
	B_7	53.6		O_4	33.8		E_3	46.8
	B_8	56.5		O_5	34.0		E_4	57.2
	B_9	58.6		O_6	35.1		G_1	58.5
	O	38.5		O_7	36.2		G_2	60.0
	A_1	28.9		O_8	40.8		F_1	40.1
	A_2	24.3		O_9	60.0		F_2	43.5
	A_3	33.7	Non-central area	C_1	28.3		F_3	45.0
	A_4	40.3		C_2	43.1		F_4	55.8
	A_5	50.7		C_3	45.6		H_1	59.0
	A_6	55.0		C_4	56.0		H_2	60.0

在 ERA 纵向中轴线上的不同弹着点处,两块金属板共同作用于射流,但从射流在面/背板的开孔模式和开孔大小可知,两板的作用时间、有效干扰面积均不同,防护性能基本呈如下规律:随着弹着点位置与底端距离的增大,防护效能呈现增强($B_9 \sim B_2$)—降低($B_2 \sim O$)—再次增强($O \sim A_2$)—再次降低($A_2 \sim A_9$)的趋势;防护效能最优区并非 ERA 对称中心或其附近区域,而是距 ERA 底端 22.7 倍射流直径处(B_2)和 46.9 倍射流直径处(A_2)及其附近区域;面板对射流的干扰作用强于背板,ERA 下部的防护效能较上部好,变化规律如图 8 所示。

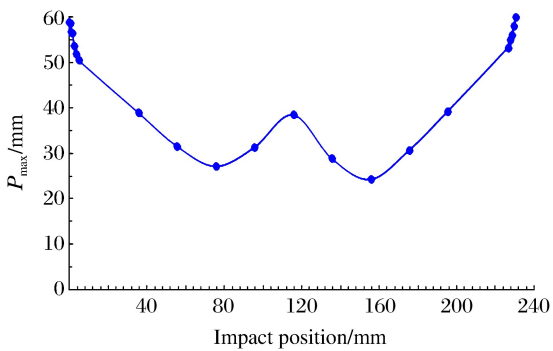


图 8 纵向抗弹性能变化

Fig. 8 Change of longitudinal anti-elastic performance

2.3.3 水平方向上不同弹着点处的抗弹性能分析

在 ERA 水平方向上选取弹着点进行抗弹性能分析,如图 9 所示。 $t = 89 \mu\text{s}$ 时,射流冲击引爆 ERA。从侵彻过程可知,ERA 水平方向不同弹着点对射流的干扰有差异但不明显,在同一水平线上面板和背板的干扰时间、总有效干扰面积相同;从射流形态变化可知,射流受干扰程度一致,致使射流的断裂和偏移程度基本相同;从颜色分布可知,速度变化也无明显差异;由此得出,在 ERA 的同一水平方向上,不同弹着点位置对 ERA 防护性能的影响并不大。

图 10 给出了同一水平方向上不同弹着点处的模拟结果。除边界区域外,射流着靶时出现基本一致的偏移、断裂,导致射流在靶板的开坑模式、深度、直径等均较相近,说明水平方向上不同弹着点位置对防护性能的影响并不大,防护性能基本一致。

表 3 列出了水平方向上不同弹着点处的最大穿深模拟结果。由表 3 可知,在水平方向上,除边缘区域外不同弹着点处 ERA 的防护性能变化不大,射流在后效靶的最大穿深相差在 3 mm 以内。从侵彻过程可知,从射流引爆炸药层开始至爆轰完毕的整个爆轰产物干扰过程仅持续几微秒,可忽略不计。因此,在其他参数固定的情况下,不同弹着点条件下 ERA 防护效能的主要干扰因素是加速运动的飞板,

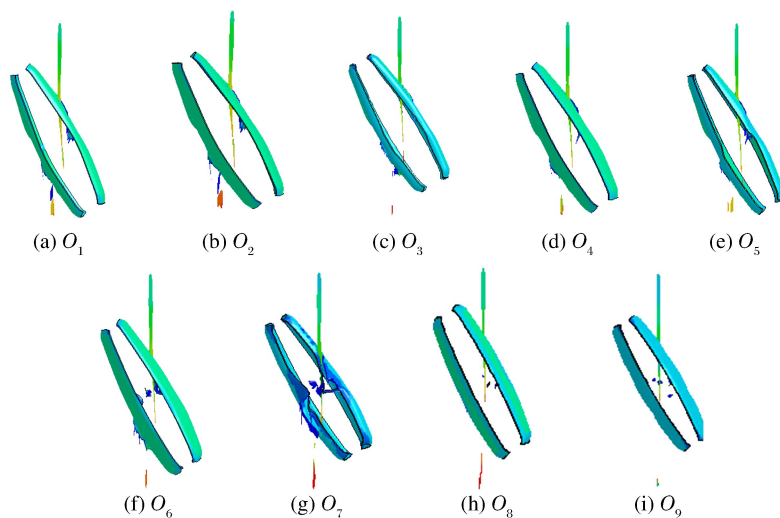
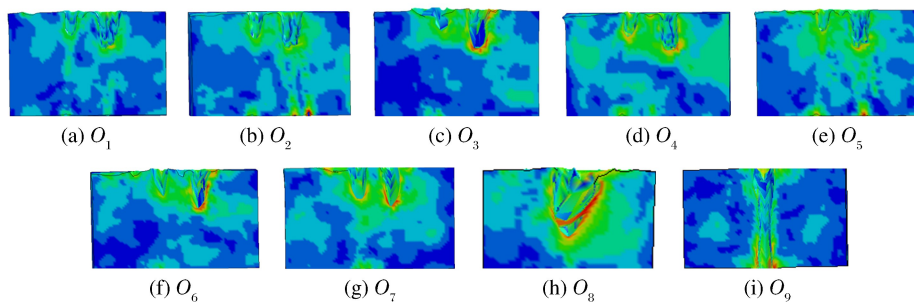
图9 水平方向不同弹着点处反应装甲对射流的干扰($t=89\ \mu\text{s}$)Fig. 9 Interference of ERA to jet at different impact points in horizontal direction ($t=89\ \mu\text{s}$)

图10 水平方向不同弹着点处射流时效靶侵彻的模拟结果

Fig. 10 Simulated witness targets penetrated by jet at different impact points in horizontal direction

而在同一水平方向上,与射流作用的两板的总有效面积相同,导致该区域的侵彻结果基本一致,防护性能无明显差异,其变化趋势如图11所示。

2.3.4 非中心区域的抗弹性能分析

在非中心区选取部分弹着点(包括 $C_1 \sim C_4$ 、 $D_1 \sim D_4$)进行抗弹性能分析,结果列于表3。将非中心区的抗弹性能与同一水平方向、纵向中轴线上的抗弹性能进行对比,如图12所示。可见,该区域的抗弹性能差异同样体现在纵向上,变化规律与纵向中轴线情况一致。

2.3.5 边界区域的抗弹性能分析

选取较多的弹着点($A_5 \sim A_9$ 、 $B_5 \sim B_9$ 、 C_3 、 C_4 、 D_3 、 D_4 、 $E_1 \sim E_4$ 、 $F_1 \sim F_4$ 、 G_1 、 G_2 、 H_1 、 H_2),分析ERA边界区域的抗弹性能,如表3所示。结果显示:在ERA顶端和底部边界区域,受边界效应的影响,抗弹性能较差;在左右两侧的边界区域,由于飞板发生变形,抗弹性能的变化幅度较大。

由仿真过程可知:弹着点在顶端及底部边界区域时,ERA被冲击引爆后,在爆轰产物压力驱动下,面板和背板单独作用于射流,防护效能明显降低,边缘效应的影响机理与面板及背板的速度紧密相关,

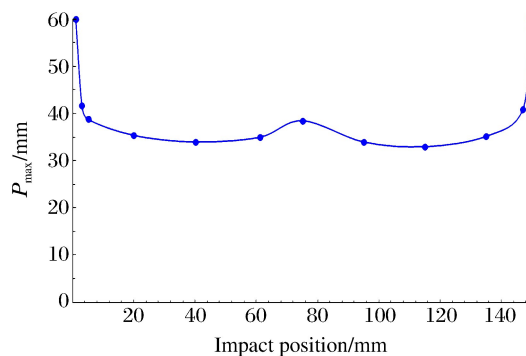


图11 水平方向抗弹性能变化

Fig. 11 Change of horizontal anti-elastic performance

而二者的速度又取决于炸药层的厚度;弹着点在底部边界区时,主要是面板对射流起干扰作用,而在顶部边界区时,主要是背板对射流起干扰作用。由仿真结果可知:弹着点在底部边界区时,逃逸射流在后效靶板的平均穿深较顶端边界区降低约 10.2%,防护效果较顶端边界区好;弹着点在顶端和底部边界区时,逃逸射流在后效靶板的平均穿深较最优区分别提高约 58.5%和 47.8%,即两个区域的防护效能降幅较大,但未发生跳跃式突变,如图 8 所示。

在 ERA 的左右两侧,防护效果均较差。由侵彻过程可知,在左右两侧边界区域,运动的金属板在爆轰产物作用下发生变形,观察左右两侧多组弹着点的模拟结果发现,金属板的变形模式基本一致,板的中心区域向外法线方向凸起,边界向中心靠拢,导致飞板逐渐脱离与射流的作用。由侵彻结果可知,越靠近边界区,防护效能越差,在距边界约 1.3 mm 处发生跳跃式突变,防护效能瞬间降低,见图 12。

综上所述,在 ERA 边界区域,受边界效应及飞板变形的影响,ERA 对射流的干扰作用降低,防护效能较差。鉴于边缘效应的影响,可适当增加两板的长度,考虑到板的宽度对防护效能的影响不大,可保持不变,由此使运动飞板与射流作用的有效面积增加,增强 ERA 的防护效能。

3 有效防护区分析

通过数值仿真和实验验证,结合靶板损伤评定标准^[11],确定了 ERA 的防护包络。基本上可将 ERA 分为 3 个区域,即中心区、偏心区、边界区,其中中心区的防护效果最好,偏心区次之,边界区的防护效果最差。偏心距(以 O 点为中心)小于 43 mm 时,纵向上的防护效果随偏心距的增大而增强,水平方向上的防护效果基本一致,将此区域定义为中心区,面积为 7 396 mm²,约占整个装甲盒的 22.6%;当纵向上的偏心距在 43~85 mm 范围内时,防护效果随偏心距的增大而逐渐降低,而水平方向上偏心距在 43~64 mm 范围内时防护效果变化不大,将此区域定义为偏心区,面积为 14 364 mm²,约占整个装甲盒的 43.2%;考虑边缘效应的影响,将距 ERA 顶端及底端不超过 30 mm、距左右两侧小于 11 mm 的范围定义为边界区,面积为 12 740 mm²,约占整个装甲盒的 34.2%。鉴于中心区和偏心区的防护效能相差不大,可将中心区与偏心区定义为 ERA 的有效防护区面积,约占整个装甲的 65.8%(见图 13)。

弹着点对 ERA 的抗弹性能有较大影响:弹着点处于有效防护区时,ERA 的抗弹性能较好;而弹着点处于边界区时,ERA 的抗弹性能较差,较有效防护区降低约 37.5%。

4 结 论

影响 ERA 抗弹性能的因素是多方面的,本研究重点讨论了弹着点对 ERA 抗弹性能的影响,考察爆轰场作用以及在爆轰产物压力驱动下运动的面/背板对射流的干扰作用。由数值仿真结果可知,爆轰产物的作用是瞬时的,可忽略不计,运动的面/背板是主要干扰因素。综合仿真和实验结果,得到以下结

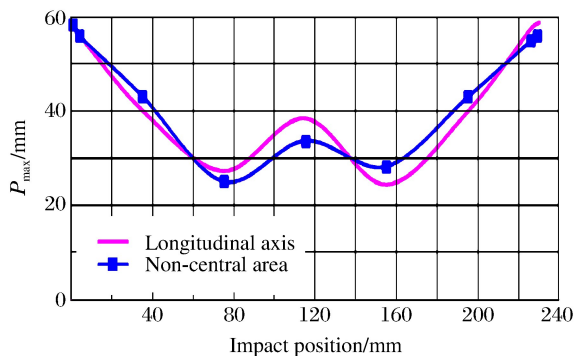


图 12 非中心区与纵向中轴线的抗弹性能对比
Fig. 12 Comparison of anti-elastic performance between non-central zone and longitudinal axis

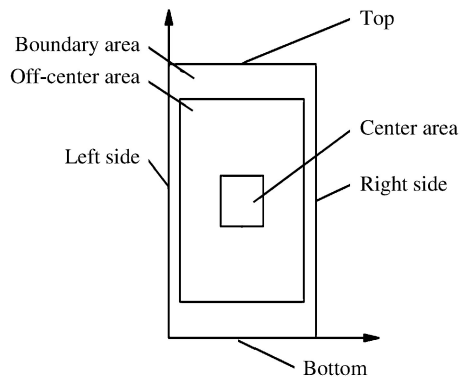


图 13 ERA 防护结构示意图
Fig. 13 Schematic of ERA protective structure

论:(1)弹着点对 ERA 防护性能的影响主要体现在纵向上;(2)确定了 ERA 的有效防护区和边界区以及各区的面积,获得了 ERA 的防护包络以及防护性能的变化趋势及规律;(3) ERA 防护效能最优区为距 ERA 底部 22.7 倍和 46.9 倍射流直径处,最优区的防护效能较顶端边界区提升约 130.1%,较底部边界区提升约 119.7%;(4) ERA 面板对射流的干扰作用强于背板,底部的防护性能较顶部好。

参考文献:

- [1] MAYSELESS M, EHRlich Y, FALCOVITZ Y, et al. Interaction of shaped charge jets with reactive armor [C]// Proceedings of the 8th International Symposium on Ballistics. Orlando, Florida, 1984, 7: 15-20.
- [2] HELD M, MAYSELESS M, ROTOTAEV E. Explosive reactive armor [C]// 17th International Symposium on Ballistic. Midrand, South Africa, 1998: 32-40.
- [3] HELD M. Momentum theory of explosive reactive armours [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2001, 26(2): 91-96.
- [4] HELD M. Stopping power of ERA sandwiches as a function of explosive layer thickness or plate velocities [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2006, 31(3): 234-238.
- [5] MAYSELESS M. Effectiveness of explosive reactive armor [J]. Journal of Applied Mechanics, 2011, 78(5): 051006.
- [6] ISMAIL M M, RAYAD A M, ALWANY H, et al. Optimization of performance of explosive reactive armors [C]// 21st International Symposium on Ballistics. Adelaide, Australia, 2004: 227-232.
- [7] 吴成, 蒋建伟, 冯顺山, 等. 爆炸反应装甲运动规律的数值仿真及研究 [J]. 兵工学报, 2002, 23(1): 35-38.
WU C, JIANG J W, FENG S S, et al. A study on the moving features of explosive reactive armor by numerical simulation and experiments [J]. Acta Armamentarii, 2002, 23(1): 35-38.
- [8] 甄金朋. 平板装药飞板运动规律的数值模拟及研究 [D]. 太原: 中北大学, 2010.
- [9] 刘宏伟, 夏松林, 赵靖. V 形反应装甲与射流作用过程分析 [D]. 兵器材料科学与工程, 2011(4): 20-22.
LIU H W, XIA S L, ZHAO J. Interaction process between jet and V-shaped double ERA [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2011(4): 20-22.
- [10] 武海军, 陈利, 王江波, 等. 反应装甲对射流干扰的数值模拟研究 [J]. 北京理工大学学报, 2006, 26(7): 565-568.
WU H J, CHEN L, WANG J B, et al. Numerical simulation on reactive armor disturbing jet [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2006, 26(7): 565-568.

Numerical Simulation of Protective Envelope of Explosive Reaction Armor

SUN Jianjun, LI Rujiang, WAN Qinghua, ZHANG Ming, YANG Yue, SUN Miao

(School of Environment and Safety Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, China)

Abstract: In this work, the three-dimensional finite element analysis software LS-DYNA was used to numerically simulate the ballistic performance of explosive reactive armor at different impact points, and the comparative experiments were also carried out in order to obtain the protective envelope of the explosive reaction armor, i. e., the ballistic performance at different impact points on the contact surface between the explosive reaction armor and the jet. The results show that the simulation results agree well with the experimental data. Studies indicate that there is a large difference in the ballistic performance at different impact points. Instead of the responsive armor's symmetrical center and its vicinity, the area with better ballistic performance is located 22.7 and 46.9 times of the jet diameter away from the bottom of the explosive reaction armor. The effective ballistic performance area of the explosive reaction armor accounts for approximately 65.8%, and its ballistic performance increased by about 37.5% compared to that of the border area. Furthermore, the protective capability at the lower part of the reaction armor is better than that at the upper part.

Keywords: explosive reactive armor; impact point; protective envelope; anti-ballistic performance

多三明治结构反应装甲干扰射流的数值模拟^{*}

万清华, 李如江, 杨 玥, 孙建军, 张 明, 孙 森

(中北大学环境与安全工程学院, 山西 太原 030051)

摘要: 为了进一步提升反应装甲的防护能力, 设计了一种新型多三明治结构反应装甲, 并得出5种不同尺寸的反应装甲。第1种尺寸的反应装甲在传统反应装甲的中间部位加一层钢板, 第2至第5种尺寸的反应装甲在第1种尺寸的基础上进行设计, 但反应装甲总厚度均与传统反应装甲相同。采用 ANSYS-LSDYNA 软件进行数值模拟, 与传统结构反应装甲就射流断裂时刻、射流刚接触后效靶板时刻、射流失去干扰时刻以及最终对后效靶板的侵彻结果进行了对比。为了更加直观地反映新结构反应装甲对射流干扰的强度, 将5种反应装甲与传统双层反应装甲进行侵彻数据对比。模拟结果表明: A型反应装甲头部射流偏转距离最长; 新结构反应装甲对射流的干扰时间均比传统反应装甲长, 其中E型反应装甲对射流的干扰时间最长, A型反应装甲防护效果最好; 在与传统反应装甲厚度相同的情况下, D型反应装甲的防护效果最好。选用A型、D型和F型反应装甲来做验证实验, 结果表明数值模拟结果可靠。

关键词: 反应装甲; 多三明治结构; 干扰时间; 射流偏转距离; 防护效果

中图分类号: O385

文献标识码: A

20世纪60年代之前, 坦克采用的装甲防护手段是采用不同材料以及不同的结构设计。但是, 随着新的反坦克导弹的发明, 传统的防护手段已经很难满足需要, 因此, 对新的防护装甲的设计研究已经迫在眉睫。爆炸反应装甲(Explosive Reactive Armor, ERA)首先由 Held^[1]提出, 即两块钢板中间一夹层炸药的结构。当射流侵彻爆炸反应装甲后, 会引爆中间结构的炸药, 炸药爆炸产生的爆轰波会驱动上下钢板运动, 与射流产生相互作用, 进而降低射流速度并使射流弯曲和断裂, 从而起到很好的防护作用^[2]。武海军等^[3]对反应装甲对射流干扰进行了数值模拟, 并得出了反应装甲与射流相互作用时的数据。周杰等^[4]设计出一种楔形装药反应装甲, 得出其对射流头部的干扰作用与平板装药相同, 但对射流杆体的干扰不同, 且单层楔形装药对射流的干扰有限。李如江等^[5]分析了 NATO 角(射流轴线与反应装甲法线的夹角)大小以及飞板速度对干扰射流的影响, 并进行了实验研究, 结果表明, 干扰频率在 NATO 角为 $40^{\circ} \sim 60^{\circ}$ 时会急剧增加, 随着飞板速度的增加, 干扰频率会变大。

以传统反应装甲为基础, 设计出一种多三明治结构的反应装甲, 采用 ANSYS-LSDYNA 软件进行数值模拟, 对5种尺寸的多三明治结构反应装甲就射流干扰过程及射流对后效靶板的侵彻过程和结果进行分析, 并与传统反应装甲的单层结构及双层结构进行对比。

1 模拟计算

1.1 干扰射流过程分析

反应装甲中的3层钢板按从上到下的顺序依次称为第1层飞板、第2层飞板及第3层飞板, 反应装甲中的两层炸药按从上到下的顺序依次称为第1层炸药和第2层炸药。射流穿过多三明治结构反应装

^{*} 收稿日期: 2018-05-29; 修回日期: 2018-06-22

基金项目: 国家自然科学基金(11572292)

作者简介: 万清华(1993—), 男, 硕士研究生, 主要从事兵器安全技术研究. E-mail: 1099739156@qq.com

通信作者: 李如江(1978—), 男, 博士, 副教授, 主要从事装甲与反装甲技术研究. E-mail: liru7841@mail. ustc. edu. cn

甲的过程有以下几步:射流头部先后穿过第1层飞板和第1层炸药;第1层炸药被高温高压的射流引爆,爆轰由接触点向四周扩散,引发飞板变形,推动第1层飞板高速运动,从而不断与射流高速碰撞;同时射流继续侵彻第2层飞板和第2层炸药,引爆第2层炸药;第2层炸药被引爆后,第2层飞板会同时受到第1层炸药和第2层炸药的冲击,因此第2层飞板会产生大的扭曲变形,且第2层飞板位置在较长一段时间内会位于中心线附近,从而延长了第2层飞板与射流的碰撞时间;最终两层钝感炸药达到完全爆轰,第1层飞板和第3层飞板会沿着反应装甲的法线方向运动,炸药的爆轰产物裹挟着各种爆炸产物运动,干扰射流的侵彻。

当射流贯穿平板装药后会引爆夹层装药,驱动飞板对射流杆体部分进行切割。由于平板装药法线两侧装药对称,夹层装药爆轰后将推动平板沿法线方向做加速运动^[6]。运动的飞板切割射流,可减缓射流轴向速度,提高径向速度,进而分散射流的能量。炸药爆轰作用及飞板切割射流作用相互叠加,可有效提高封闭体及内容物的生存能力。

1.2 几何模型的建立

聚能装药的装药高度为100 mm,开口直径为80 mm,药型罩厚度为2 mm。药型罩结构为圆弧顶结构,炸高为240 mm。反应装甲的长度为240 mm,宽度为100 mm。后效靶板的长度为100 mm,宽度为80 mm,高度为100 mm。射流轴线与反应装甲法线的夹角为 68° ,反应装甲底部距离后效靶板50 mm。数值模拟结构如图1所示。

在传统反应装甲的基础上,设计出一种多三明治结构反应装甲。在炸药中间夹一层钢板,并改变钢板的厚度,将夹层炸药的爆炸分成两部分,可有效减小射流速度,减轻射流的冲击力。多三明治结构反应装甲及传统反应装甲结构如图2所示。

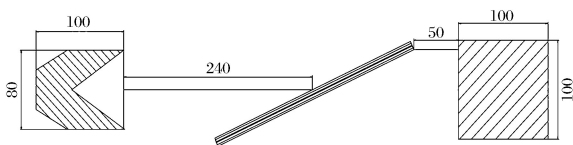


图1 数值模拟结构图(单位:mm)

Fig. 1 Schematic diagram of numerical model (Unit:mm)

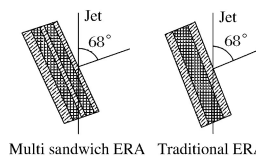


图2 多三明治结构及传统结构

Fig. 2 Multi sandwich and traditional structures

首先,设计出了一种反应装甲,高度比为钢板:炸药:钢板:炸药:钢板=2:2:1:2:2,计算所得防护能力较传统反应装甲有很大的提高,但反应装甲的总厚度相对于传统反应装甲增加了1 mm。为使总厚度与传统结构反应装甲相同,改变第1层飞板和第3层飞板的厚度,高度比为钢板:炸药:钢板:炸药:钢板=1.5:2:1:2:1.5,计算所得防护能力较传统反应装甲有一定提高,但提升不大。

反应装甲的最上层钢板最先接触到射流,此时射流速度很高,因此钢板都会被穿透,而最下层钢板最后接触到射流,此时速度已经有一定程度的降低,钢板厚度对射流的速度影响较最上层钢板的影响大,因此将第1层飞板、第2层飞板和第3层飞板的高度比固定在1:1:2,分别设计出3种不同尺寸的多三明治结构的反应装甲。

模拟的所有反应装甲模型数据如下,各个模型的比值均为高度比,单位为mm。

A型:钢板:炸药:钢板:炸药:钢板=2:2:1:2:2

B型:钢板:炸药:钢板:炸药:钢板=1.5:2:1:2:1.5

C型:钢板:炸药:钢板:炸药:钢板=1:2:1:2:2

D型:钢板:炸药:钢板:炸药:钢板=1:1:1:3:2

E型:钢板:炸药:钢板:炸药:钢板=1:3:1:1:2

F型(对比型):钢板:炸药:钢板=2:4:2

1.3 算法及模型建立

聚能射流与反应装甲以及后效靶板的相互作用是一个高速碰撞过程,涉及到大变形和高应变率下的材料响应。聚能射流的形成和拉伸、反应装甲的爆炸及射流对靶板的侵彻均会造成网格较大畸变。而采用 Euler 网格建模和 ALE(Arbitrary Lagrange-Euler)算法既可克服单元严重畸变引起的数值计算困难,又能实现流固耦合的动态分析^[7]。

基于上述分析,材料模型采用 ALE 算法,聚能装药和空气采用欧拉算法,反应装甲结构中的飞板和夹层炸药采用 Lagrange 算法,靶板、空气和药型罩之间采用流固耦合算法,飞板与夹层炸药采用滑移接触控制,建模过程中施加对称约束和非反射边界条件。由于模型具有对称性,故建模采用三维 1/2 模型,单位采用 cm-g- μ s。

1.4 材料参数

药型罩为紫铜材料,反应装甲的 3 层钢板及后效靶板的材料均为 603 钢。药型罩、反应装甲的 3 层钢板、后效靶板的材料模型采用 Johnson-Cook 模型,状态方程采用 Grüneisen 方程来描述。

紫铜和 603 钢的主要参数见表 1,其中 ρ 为密度, E_0 为弹性模量, μ 为泊松比, A 、 B 、 C 、 n 和 m 为 Johnson-Cook 模型参数。主装药的 JH-2 聚能药柱采用 JWL 状态方程和高能材料燃烧模型描述,其主要参数见表 2,其中 ω 、 A_{JWL} 、 B_{JWL} 、 R_1 和 R_2 为炸药的特性参数, D 为爆速。以 HMX 为主体的夹层炸药采用弹塑性模型(Elastic-Plastic-Hydro)和点火与增长状态方程(Ignition-Growth-of-Reaction-in-He)描述,材料参数见表 3,其中: ρ_0 为夹层炸药密度; p_{CJ} 为 C-J 爆轰压力; I 为控制点火的热点数参数; G_1 和 G_2 分别为控制点火后热点早期的反应增长速度和高压下的反应速度,与炸药颗粒的接触状态有关; a 为临界压缩度,用于限制点火界限,当压缩度小于 a 时,炸药不点火; b 、 c 为反应速度最大位置的相关参数; d 和 g 是与热点成长形状有关的参数; y 和 z 为燃烧反应的非层流特性参数,取值范围一般为 0.8~2.0; $\lambda_{\text{G2,min}}$ 为燃烧反应速度极小值^[8]。

表 1 紫铜、603 钢材料参数
Table 1 Material parameters of copper and 603 steel

Material	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	E_0/GPa	μ	A/MPa	B/MPa	C	n	m
Copper	8.96	124	0.34	292	300	0.025	0.310	1.09
603 steel	7.85	210	0.22	362	180	0.087	0.568	1.00

表 2 主装药参数
Table 2 Parameters of main explosive

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	$A_{\text{JWL}}/\text{GPa}$	$B_{\text{JWL}}/\text{GPa}$	R_1	R_2	ω	$D/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$
1.72	374	3.3	4.5	0.95	0.3	7.89

表 3 夹层装药参数
Table 3 Parameters of confined explosive

$\rho_0/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	p_{CJ}/GPa	I/Ms^{-1}	$G_1/(\text{fs} \cdot \text{Pa}^{-1})$	$G_2/(\text{as} \cdot \text{Pa}^{-1})$	$D/(\text{km} \cdot \text{s}^{-1})$	$\lambda_{\text{G2,min}}$
1.717	27	44	310	0.4	6.93	0
a	b	c	d	z	g	y
0	0.667	0.667	0.111	2.0	1.0	1.0

1.5 实验结果

聚能装药战斗部直径为 80 mm,装药高度为 100 mm。聚能装药结构的底部中心距反应装甲的距离为 240 mm,射流轴线与反应装甲法线的夹角为 68°,反应装甲底部距靶板距离为 50 mm。将聚能装药的下部垫上泡沫,以保证射流从反应装甲的中心穿过。

选用A型、D型和F型反应装甲来做验证实验,实验结果见图3。A型反应装甲实验侵彻深度为23 mm,模拟侵彻深度为22 mm;D型反应装甲实验侵彻深度为29 mm,模拟侵彻深度为28 mm;F型反应装甲实验侵彻深度为46 mm,模拟侵彻深度为45 mm。分析模拟及实验数据可得,实验结果与模拟结果的误差均在10%以内,说明数值模拟的方法正确,结果可靠,可以为射流防护研究提供一定的参考。

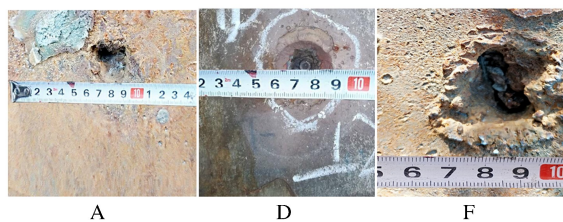


图3 实验结果

Fig. 3 Experimental results

2 模拟侵彻过程分析

2.1 射流断裂时刻分析

图4为射流断裂时刻图。“A-75”表示A型反应装甲干扰射流,使射流在75 μs 时刻开始断裂。A型、C型、D型、E型以及F型反应装甲在射流刚穿过第3层飞板开始断裂,射流穿过第3层飞板下部射流的速度与上部射流的速度差值会增大,因而射流出现了明显的断裂。而B型反应装甲射流在第2层飞板下部最早开始出现断裂。E型反应装甲干扰射流,使射流断裂的时刻最为靠前,71 μs 时就已经断裂,且所有新型结构反应装甲干扰射流,使射流的断裂时刻相较于传统结构反应装甲均提前。

头部射流在穿过第3层飞板时,射流的径向速度增大,射流均出现了一定程度的偏转。射流偏转一定角度后,射流断裂,射流又恢复竖直形态。

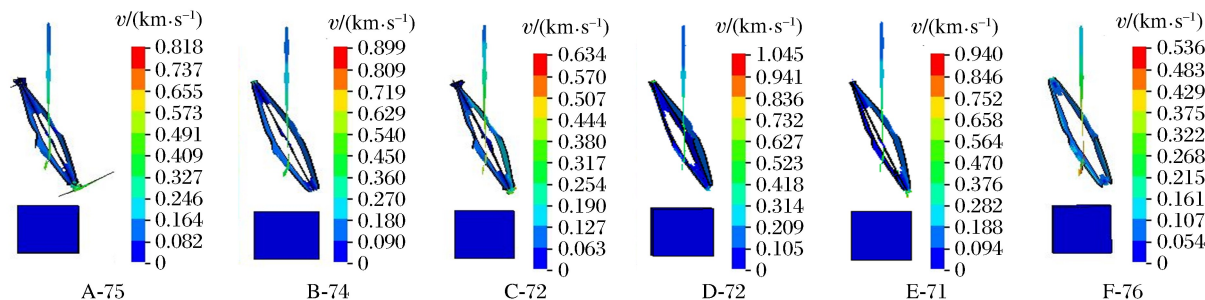


图4 射流断裂时刻图

Fig. 4 Jet break time

2.2 射流刚接触后效靶板时刻分析

图5为射流刚接触后效靶板时刻结果。“A-95”表示A型反应装甲干扰射流,射流在95 μs 时刻开始接触后效靶板。从图5可以看出,各个反应装甲被射流引爆后的形态各不相同。A型反应装甲开始接触后效靶板的时刻最晚,为95 μs ,且射流整体被分成了多段,其对射流的干扰作用使聚能射流在侵彻过程中拥有较大的径向速度,更容易产生径向断裂。B型反应装甲因第3层板的厚度最薄,头部射流穿过时,第3层板损毁最为严重,对射流的干扰效果不是很理想。C型反应装甲第1层飞板变形最为严重。D型反应装甲第2层炸药对射流的干扰情况较为严重,且刚接触后效靶板的那一部分射流已经明显出现了分段现象。传统结构反应装甲在射流头部刚接触后效靶板时,射流已经分成多段,反应装甲内部射流很少,被夹层炸药的爆炸冲击作用干扰得非常严重。

6种反应装甲干扰射流,使射流偏转的距离分别为16.0、8.9、6.0、12.0、6.2和10.6 mm。射流偏转距离为刚接触后效靶板的那一部分射流与中心轴线的距离。可以看出,A型反应装甲射流偏转距离最长,与传统反应装甲同厚度的情况下,D型反应装甲射流偏转距离最长。

新型反应装甲的设计思路就是炸药对反应装甲进行二次干扰且后接触射流的飞板越厚越有利于对

射流的防护,射流穿过第 1 层飞板时的射流速度大于射流穿过后两个飞板的速度,射流经过两次干扰之后,射流速度明显下降,理论上,第 3 层钢板厚度增加 1 mm 比第 1 层钢板厚度增加 1 mm 防护效果要好。

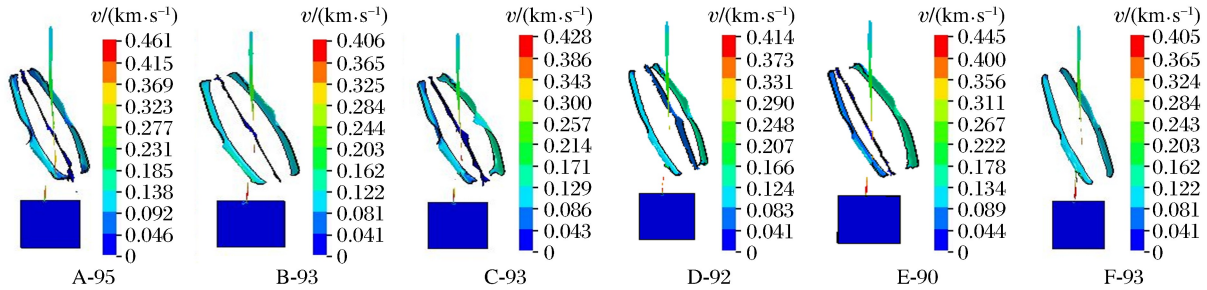


图 5 射流刚接触后效靶板时刻结果

Fig. 5 Result of jet starting to collide with the target

2.3 射流失去干扰时刻分析

图 6 为射流失去干扰时刻图。“A-346”表示 A 型反应装甲在 346 μs 时刻失去对射流的干扰。传统反应装甲因为在 174 μs 时刻炸药已经爆炸,且上下飞板已经远离射流,所以其已经基本失去了对射流的干扰能力。新型 5 层结构反应装甲相比传统的“三明治”结构的反应装甲具有明显的优势,其对射流干扰的时间要明显长于传统反应装甲。E 型反应装甲的干扰时间最长,在 348 μs 时刻才失去对射流的干扰,且上层炸药的厚度为 3 mm,第 1 层飞板的厚度只有 1 mm,所以第 1 层飞板飞行的距离很远且损毁较为严重。

随着多三明治结构反应装甲第 2 层飞板的运动,第 2 层飞板会延长对射流的干扰时间,进而可以达到增大射流防护效果的目的。

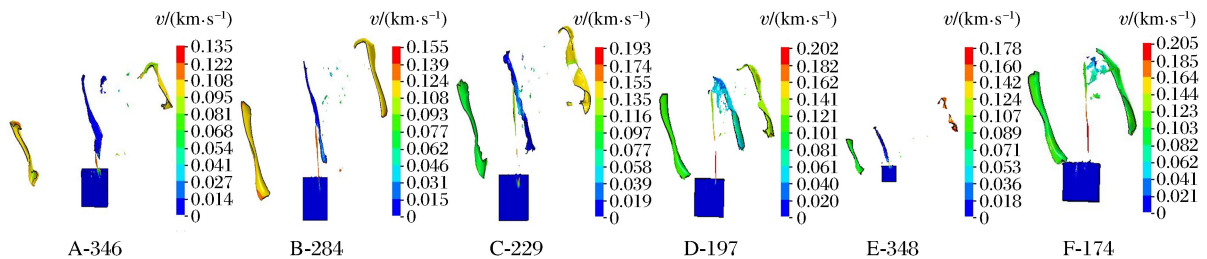


图 6 射流失去干扰时刻

Fig. 6 Jet losing interference

3 侵彻靶板模拟结果分析

表 4 列出了 5 种尺寸的多三明治结构反应装甲及传统反应装甲侵彻深度及最大侵彻直径的数据,射流对后效靶板的侵彻结果见图 7。结合图 7 和表 4 可知,A 型反应装甲的厚度比传统反应装甲仅增加 1 mm,但是侵彻深度却比传统反应装甲减少了 51.1%,防护效果优异。A 型反应装甲的防护性能最好,为 22 mm;D 型反应装甲次之,为 27.8 mm;E 型反应装甲虽然对射流断裂后部射流速度影响较大,但对于射流开始侵彻时的头部射流干扰力度不够强,因此射流断裂后的第 1 段射流对后效靶板的侵彻能力很强,已经达到了此种反应装甲对后效靶板侵彻深度的最大值。传统反应装甲无论对于最先打入后效靶板的那一段射流,还是对于射流断裂之后的后部的射流,其防护效果均是最差的。

表 4 射流对后效靶板侵彻结果数据

Table 4 Penetration data of jet to target

Category of ERA	Penetration depth/mm	Maximum penetration diameter/mm	Category of ERA	Penetration depth/mm	Maximum penetration diameter/mm
A	22.0	36.0	D	27.8	26.2
B	36.9	23.2	E	31.3	28.1
C	31.0	22.4	F	45.0	26.0

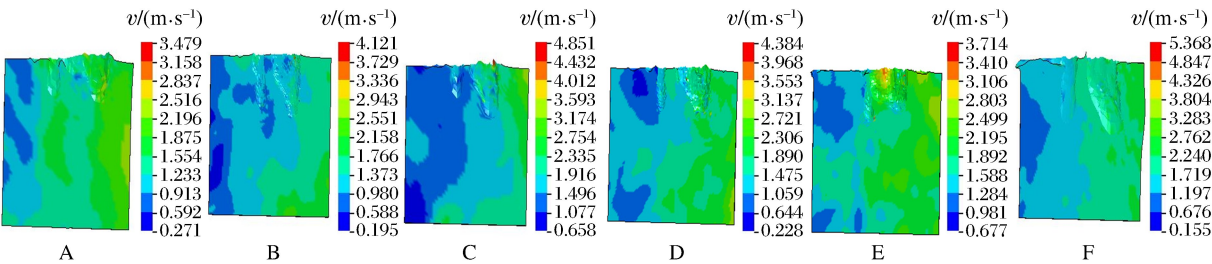


图 7 射流对后效靶板的侵彻结果
Fig. 7 Penetration results of jet to target

4 与传统双层反应装甲侵彻结果对比

将新型反应装甲对射流的干扰效果与传统反应装甲的双层结构进行对比。聚能装药结构模型及尺寸均相同,单个反应装甲结构尺寸与传统反应装甲相同,两个反应装甲相隔距离为 24 mm。炸高相同,为 240 mm,后效靶板尺寸也相同。射流轴线与反应装甲法线的夹角为 68°,第 2 个反应装甲底部距后效靶板距离为 50 mm。结构如图 8 所示。

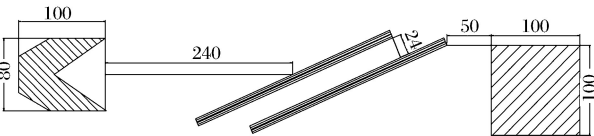


图 8 数值模拟结构图(单位:mm)
Fig. 8 Schematic diagram of numerical model (Unit:mm)

射流对靶板的侵彻结果见图 9。由图 9 可知,传统反应装甲的双层结构干扰射流,射流对后效靶板的侵彻深度为 13 mm。A 型反应装甲与传统反应装甲的双层结构对后效靶板的侵彻深度相差 9 mm,而相对于单层传统反应装甲侵彻深度却减少了 23 mm,防护性能优异。与传统反应装甲厚度相同的情况下,D 型反应装甲防护效能最为优异,其与传统反应装甲的双层结构对后效靶板的侵彻深度相差 15 mm,相对于单层传统反应装甲侵彻深度减少 17 mm。因此,可将 D 型反应装甲做成双层结构,与传统结构双层反应装甲进行对比,也可将本研究中的各种结构反应装甲组合来进行防护,达到最优防护效能。

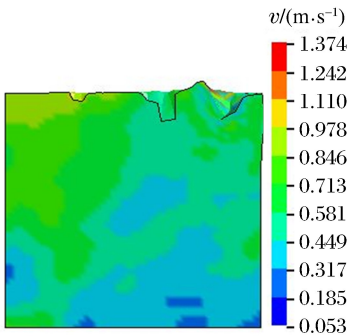


图 9 射流对靶板的侵彻结果
Fig. 9 Results of jet penetration into target

5 结 论

为了提高反应装甲的射流防护能力,设计了一种多三明治结构的新型反应装甲,得出了 5 种不同尺寸的反应装甲,采用 ANSYS-LSDYNA 软件进行数值模拟。将这 5 种不同尺寸的多三明治结构反应装甲与传统的三明治结构反应装甲进行对比,分别就射流断裂时刻、射流刚接触后效靶板时刻以及射流失

去干扰时刻 3 个时刻进行对比,且就后效靶板的侵彻结果进行数据对比,并与传统反应装甲的双层结构进行侵彻结果对比分析。

(1) 新型结构反应装甲干扰射流,使射流的断裂时刻均较传统反应装甲提前,干扰效果良好。

(2) A 型反应装甲干扰射流,使射流头部刚接触后效靶板时刻最晚,且 A 型结构反应装甲头部射流偏转距离最长,为 16 mm。

(3) 新型结构反应装甲对射流的干扰时间均比传统结构反应装甲长,其中 E 型反应装甲对射流的干扰时间最长,为 348 μs 。

(4) 与传统结构反应装甲厚度相同的情况下,D 型反应装甲的防护效果最好,即高度比为钢板:炸药:钢板=1:1:1:3:2 的尺寸条件下,对射流的干扰效果最好。

(5) A 型反应装甲射流防护效果最好,其比传统结构反应装甲厚度仅提高 1 mm,防护效能有很大的提升,侵彻深度比传统结构反应装甲减少了 51.1%。

参考文献:

- [1] HELD M. Explosive reactive armor:1581125 [P]. 1974.
- [2] LI X D, YANG Y S, LV S T. A numerical study on the disturbance of explosive reactive armors to jet penetration [J]. Defence Technology, 2014, 10(1): 66-75.
- [3] 武海军, 陈利, 王江波, 等. 反应装甲对射流干扰的数值模拟研究 [J]. 北京理工大学学报, 2006, 26(7): 565-568.
WU H J, CHEN L, WANG J B, et al. Numerical simulation on reactive armor disturbing jet [J]. Journal of Beijing Institute of Technology, 2006, 26(7): 565-568.
- [4] 周杰, 王凤英, 原诗瑶, 等. 楔形装药对射流干扰的数值模拟 [J]. 高压物理学报, 2018, 32(2): 135-142.
ZHOU J, WANG F Y, YUAN S Y, et al. Numerical simulation of interference effect of wedge-shaped charge on jet [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(2): 135-142.
- [5] 李如江, 沈兆武. NATO 角和飞板速度对平板装药干扰射流频率的影响 [J]. 含能材料, 2008, 16(3): 295-297.
LI R J, SHEN Z W. Effects of NATO angle and plate velocity on disturbance frequency of reactive armor against shaped charge jet [J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2008, 16(3): 295-297.
- [6] 曾凡君, 李健, 梁秀清, 等. 反应装甲爆轰阶段对射流干扰机理的研究 [J]. 北京理工大学学报: 自然科学版, 1994, 14(3): 286-291.
ZENG F J, LI J, LIANG X Q, et al. A further study of the disturbance mechanism on jets caused by reactive armors [J]. Journal of Beijing Institute of Technology: Natural Science Edition, 1994, 14(3): 286-291.
- [7] 甄金朋, 刘天生. 平板装药驱动飞板运动规律分析 [J]. 四川兵工学报, 2010, 31(2): 17-19.
ZHEN J P, LIU T S. Analysis of the motion law of shaped charge drive plates [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2010, 31(2): 17-19.
- [8] 吴鹏, 李如江, 阮光光, 等. 弹着点位置对 V 形反应装甲干扰射流的影响 [J]. 高压物理学报, 2018, 32(1): 157-163.
WU P, LI R J, RUAN G G, et al. Effects of impact point position on V-shaped reactive armor disturbing jet [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(1): 157-163.

Numerical Simulation of Interference Effect of Multi Sandwich Structure Reaction Armor to Jet

WAN Qinghua, LI Rujiang, YANG Yue, SUN Jianjun,
ZHANG Ming, SUN Miao

*(School of Environment and Safety Engineering, North University
of China, Taiyuan 030051, China)*

Abstract: To enhance the protective capabilities of reactive armor, five different sizes of reactive armor with multi sandwich structure were designed and obtained. The first size of reactive armor added a layer of steel to the middle of the traditional reactive armor, and the second to fifth sizes of reactive armor were designed based on the first one, but the total thickness of the reactive armor is the same as the traditional reactive armor. ANSYS-LSDYNA software was used for numerical simulation. Comparisons between the new reactive armor and the traditional reactive armor were performed, focusing on the moment of jet break, the moment when the jet just collides with the target, the moment when the jet loses interference, and the penetration result of the target. In order to highlight the strength of the interference capacity of the new structure reactive armor in a more direct manner, the six reactive armors were compared in terms of the penetration data with two-layer reactive armor. The simulation results show that the A-type reactive armor of head jet has the longest deflection distance; the interference time of the new structure reactive armor to the jet is longer than that of the traditional reactive armor, and the interference time of the E-type reactive armor to the jet is the longest; A-type reactive armor has the best protection performance; when the reactive armor has the same thickness with the traditional reactive armor, the D-type reactive armor has the best protection effect. The A-type, D-type, and F-type reactive armors were selected for verification experiments. The experimental results show that the numerical simulation results are reliable.

Keywords: reactive armor; multi sandwich structure; interference time; jet deflection distance; protective effect

双层楔形装药 ERA 干扰聚能射流的数值模拟^{*}

高永宏, 张明, 刘迎彬, 周杰, 石军磊, 孙森, 孙建军, 万清华

(中北大学环境与安全工程学院, 山西 太原 030051)

摘要:在现有双层平板装药结构爆炸反应装甲(ERA)的基础上,设计了4种双层楔形装药 ERA,利用模拟仿真软件 LS-DYNA 3D 对其干扰射流的能力进行评估,分别对侵彻过程中平板运动状态、射流头部的速度变化及偏转程度、杆体断裂情况、侵彻靶板的深度及分布等进行分析,以选出最优方案。对比发现:方案3聚能射流速度下降最快,侵彻深度最浅且分布均匀,拥有最好的防护性能;方案4次之;方案1较方案4差些;方案2最差。且方案3和方案4中出现类似于爆炸焊接原理形成的复合飞板层。合理使用楔形装药可以使射流切割更加均匀,增强坦克的防护性能,为以后在装药结构上的探索提供了理论依据。

关键词:楔形装药;爆炸反应装甲;聚能射流;LS-DYNA

中图分类号: O385

文献标识码: A

爆炸反应装甲(Explosive Reactive Armor, ERA)具有体积小、质量轻、成本低、防护性能好等诸多优点,从发明至今,已广泛生产并装备于各国装甲车辆、坦克中。双层平板装药的物理结构是将两平板装药平行放置,从而将单层装药的干扰效果叠加,更好地干扰射流的侵彻^[1]。在这种想法的延伸下,产生了诸多多层反应装甲。但该方法必然会增加装甲车辆的自身重量和体积,对车辆的机动性造成影响。为了避免这种情况,国内外专家学者进行了许多装甲结构设计和研究。刘宏伟^[2]采用理论与实验相结合的方法研究了飞板在运动过程中的变形特点,对反应装甲飞板与射流相互作用的物理过程及干扰机理进行了系统分析和研究。董旭意^[3]通过实验研究得到,平面夹层炸药爆炸后,运动的面板和背板对射流有严重的干扰和切割效应,使射流偏转、弯曲,着靶点分散,侵彻能力下降,加厚面板对射流有更好的干扰效果。周杰等^[4]利用 ANSYS/LS-DYNA 模拟了楔形装药和平板装药对射流的干扰过程,分析了不同楔形角度和装药量对射流头部速度及偏转角、杆体速度等的影响。Paik 等^[5]将 LS-DYNA 数值模拟和实验数据相结合,研究了金属面板对杆式侵彻体的持续干扰作用。Mayseless^[6]对爆炸反应装甲的结构参数进行了系统分析和研究,进一步阐述了结构参数对反应装甲防护性能的影响。

为了更好地对射流侵彻过程进行干扰,在现有双层平板装药 ERA 的基础上,设计并提出4种不同的双层楔形装药结构 ERA,利用 LS-DYNA 3D 对其进行数值模拟,分析平板运动状态、射流速度、靶板深度、侵彻分布等,以选出最优方案,为以后在装药结构方面的探索研究提供理论依据。

1 设计模型

1.1 楔形装药 ERA 结构与干扰射流机理

楔形装药 ERA 采用背板和面板中间密闭楔形夹层装药的结构模型,与传统 ERA 的区别在于夹层装药形状,传统 ERA 夹层炸药均为矩形装药。由文献^[4]可知,楔形装药 ERA 飞板的上、下端间距为 5 mm 和 3 mm 时防护性能最佳,故本研究也采用该规格。

^{*} 收稿日期: 2018-03-12; 修回日期: 2018-04-25

基金项目: 国家自然科学基金(11572292)

作者简介: 高永宏(1978—),女,博士,副教授,主要从事聚能装药的聚能效应及应用研究. E-mail: gyh54gyh@163.com

分析模型由聚能装药、楔形装药 ERA 和靶板 3 部分组成(见图 1)。战斗部中药型罩材料为铜,壁厚 1 mm,锥角 60°,药型罩口直径 70 mm,药高 80 mm,由中心点起爆。双层 ERA 由面板、双层楔形平板装药和背板组成的“三明治”装甲和传统“三明治”装甲组合而成;楔形装药 ERA 的飞板尺寸为 240 mm(长)×100 mm(宽)×2 mm(厚),夹层炸药两端的厚度分别为 3 mm 和 5 mm;传统 ERA 的飞板长、宽与楔形装药 ERA 一致,炸药层厚度均为 4 mm。聚能装药模型采用流固耦合算法,ERA 材料为钢板和夹层炸药,采用拉格朗日算法。设计 4 种楔形装药 ERA 组合方案(见图 2),炸药高度均为 200 mm,两组 ERA 之间距离为 24 mm。设夹层炸药上端厚度为 a ,下端厚度为 b ,设计数据列于表 1。

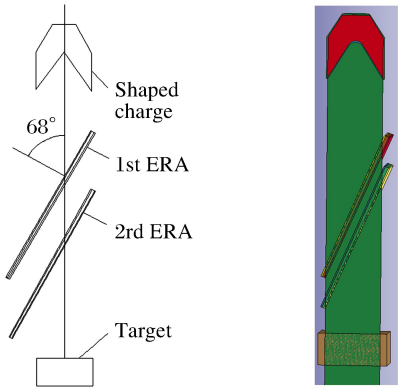


图 1 设计模型(左)及有限元模型(右)示意
Fig.1 Schematic of model (Left) and its finite element model (Right)

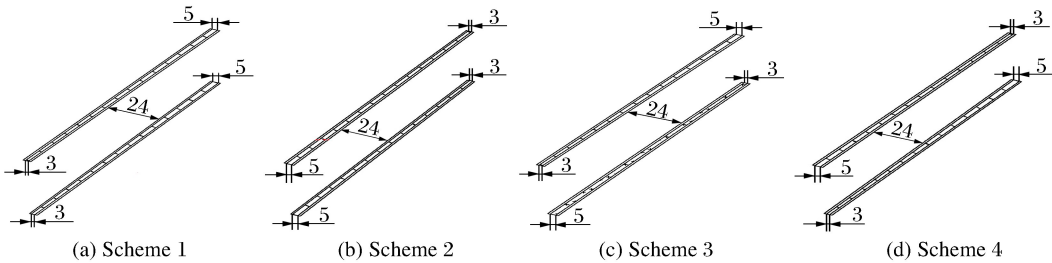


图 2 各方案 ERA 结构尺寸示意(mm)
Fig.2 ERA structure size diagram for each scheme (mm)

表 1 双层 ERA 设定数据
Table 1 Data setting of double-layer ERA

Scheme No.	Charge type	1st ERA		2nd ERA	
		a/mm	b/mm	a/mm	b/mm
1	Wedge-shaped	5	3	5	3
2	Wedge-shaped	3	5	3	5
3	Wedge-shaped	5	3	3	5
4	Wedge-shaped	3	5	5	3
5	Sandwich	4	4	4	4

方案 1~方案 4 中,由于采用楔形装药,在引爆后药量多的一端使对应的飞板端获得更大的速度,另一飞板端则速度较低,飞板在运动中会发生轻微偏转,对射流具有更持续的干扰作用。4 组方案中均采用相同结构的楔型装药 ERA,区别仅在于双层 ERA 的组合形式:方案 1 中第 1、第 2 层 ERA 方位相同,药量多的一端朝上;方案 2 中第 1、第 2 层 ERA 的整体方位与方案 1 相反,药量少的一端朝上;方案 3 中第 1 层 ERA 与方案 1 第 1 层方位相同,第 2 层 ERA 与方案 1 第 2 层方位相反;方案 4 中第 1 层 ERA 与方案 2 第 1 层方位相同,第 2 层 ERA 与方案 2 第 2 层方位相反。

1.2 数值模型

射流与反应装甲、靶板的作用过程是一个高速碰撞过程,涉及大变形和高应变率下的材料响应。聚能射流的形成、拉伸,反应装甲的爆炸以及射流对靶板的侵彻均会造成网格较大畸变。采用 Euler 网格建模和 ALE 算法既可克服单元严重畸变引起的数值计算困难,又能实现流固耦合的动态分析^[7]。因此材料模型采用 ALE 算法,聚能装药和空气采用欧拉算法,装甲上、下飞板(记作 A、B 板)和夹层炸药采用 Lagrange 算法,靶板、空气和药型罩之间采用流固耦合算法,飞板与夹层炸药采用滑移接触控制,建

模过程中施加对称约束和非反射边界条件。采用 LS-DYNA 建立三维 1/2 模型,单位制为 cm-g- μ s,网格划分尺寸为 1 mm,计算总时间为 400 μ s。

1.3 材料参数

药型罩、飞板、靶板均采用 Johnson-Cook 模型和 Grüneisen 状态方程进行描述。聚能装药采用 JWL 状态方程。夹层炸药采用弹塑性模型 (ELASTIC_PLASTIC_HYDRO) 和点火增长状态方程 (IGNITION_GROWTH_OF_REACTION_IN_HE) 共同描述。材料参数如表 2~表 4 所示^[8-9]。其中: ρ 代表材料密度, G 为材料剪切模量;表 2 中, A_{J-C} 、 B_{J-C} 是 Johnson-Cook 模型参数, S_1 、 S_2 、 C 是 Grüneisen 状态方程参数, V_0 是材料初始相对体积;表 3 中, p_{CJ} 为炸药爆压, D 为炸药爆速, A_{JWL} 、 B_{JWL} 、 $R_{JWL,1}$ 、 $R_{JWL,2}$ 和 E_0 为 JWL 状态方程参数;表 4 中, σ_Y 表示材料屈服应力, c_R 、 c_P 分别表示反应物和产物的比热容,其余均为状态方程参数。

表 2 铜、钢材料模型及状态方程参数

Table 2 Parameters of material model and equation of state for copper and steel

Material	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	G/GPa	A_{J-C}/GPa	B_{J-C}/GPa	S_1	S_2	$C/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	V_0
Copper	8.96	46	0.09	0.92	1.489	0	3 940	1
Steel	7.785	77.5	0.175	0.376	1.49	0	4 570	1

表 3 B 炸药材料模型及状态方程参数

Table 3 Parameters of material model and equation of state for explosive B

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	p_{CJ}/GPa	$D/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	A_{JWL}	B_{JWL}	$R_{JWL,1}$	$R_{JWL,2}$	E_0
1.717	29.5	7 980	524.2	7.678	4.2	1.1	0.085

表 4 夹层炸药 PBX9502 材料模型及状态方程参数

Table 4 Parameters of material model and equation of state for explosive PBX9502

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	G/GPa	$\sigma_{\text{Y}}/\text{GPa}$	A/GPa	B/GPa	R_1
1.712	3.54	0.2	524.2	7.678	778.1
R_2	R_3	R_5	R_6	$c_{\text{p}}/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	$c_{\text{R}}/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$
−0.05031	2.223×10^{-5}	11.3	1.13	10^{-3}	2.487×10^{-3}
GROW2	AR ₂	ES ₁	ES ₂	EN	
300	1	0.222	0.333	2.0	

2 数值模拟结果与分析

通过对 4 组方案干扰射流的过程进行模拟分析,研究了双层楔形装药 ERA 在干扰射流过程中其飞板对射流的干扰作用,观察各方案不同时刻飞板的运动状态轨迹,以及 ERA 响应后射流头部的速度变化和偏转程度、杆体的断裂情况、对靶板的侵彻深度及侵彻分布等,得到防护性能最佳的组合。

2.1 飞板和射流运行状态分析

聚能装药爆炸后产生高速射流,在一定条件下金属射流引爆夹层炸药,爆轰波驱动飞板沿法线方向飞散并与射流作用,飞散的面板截断射流或使射流发生偏移,导致射流飞散,从而大幅度降低射流对靶板的侵彻能力^[10]。

如图 3 所示,在 $t=60 \mu\text{s}$ 时,第 1 层 ERA 均起爆,第 2 层 ERA 均未开始起爆。整个过程中头部射流击穿装甲面板,引爆夹层炸药,爆轰由接触点向周围扩散,在爆轰波的传递作用下,飞板间膨胀并发生形变,最终夹层炸药完全释放能量,两板形变结束并获得一定的速度。对比传统双层 ERA 对射流头部的干扰过程可知,楔形装药 ERA 和传统装药 ERA 干扰射流的方式相同。

在 $t=90 \mu\text{s}$ 时,第 1、第 2 层 ERA 均已起爆,射流头部已经断裂,而且发生了不同程度的偏转,此时方案 3 射流头部的偏转度数最大。各方案第 2 层 ERA 的 A 板与第 1 层 ERA 的 B 板碰撞,形成复合飞板,且对射流作用的面积和厚度增加,由于各方案夹层炸药药量的差异,中间复合飞板的飞行状态有所差异。

在 $t=137\ \mu\text{s}$ 时,两层 ERA 夹层炸药均已完全释放能量,驱动飞板运动,射流头部已经完全断裂,杵体变细拉长继续向下运动,并受到复合飞板的持续干扰,方案 3 和方案 4 的复合飞板结合更加完整,飞板运动状态初步显现。

在 $t=186\ \mu\text{s}$ 时,杵体已经完全断裂,4 种方案与传统双层 ERA 的飞板运动状态有所差异。对比方案 1 与方案 2 中飞板的运行状态:方案 1 中第 1 层 A 板与装药轴线的夹角(锐角)大于方案 2 中第 1 层 A 板与装药轴线的夹角(锐角),方案 1 中第 1 层 B 板与装药轴线的夹角(锐角)小于方案 2 中第 1 层 B 板与装药轴线的夹角(锐角);方案 1 两飞板的形态为上楔型,方案 2 则为下楔型。对比方案 2 与方案 3 的飞板运动状态,方案 2 中第 1 层 A 板与装药轴线的夹角(锐角)大于方案 3 第 1 层 A 板与装药轴线的夹角(锐角),是由于方案 3 第 1 层 ERA 上端夹层炸药量大,被引爆后驱动飞板逆时针旋转所致。

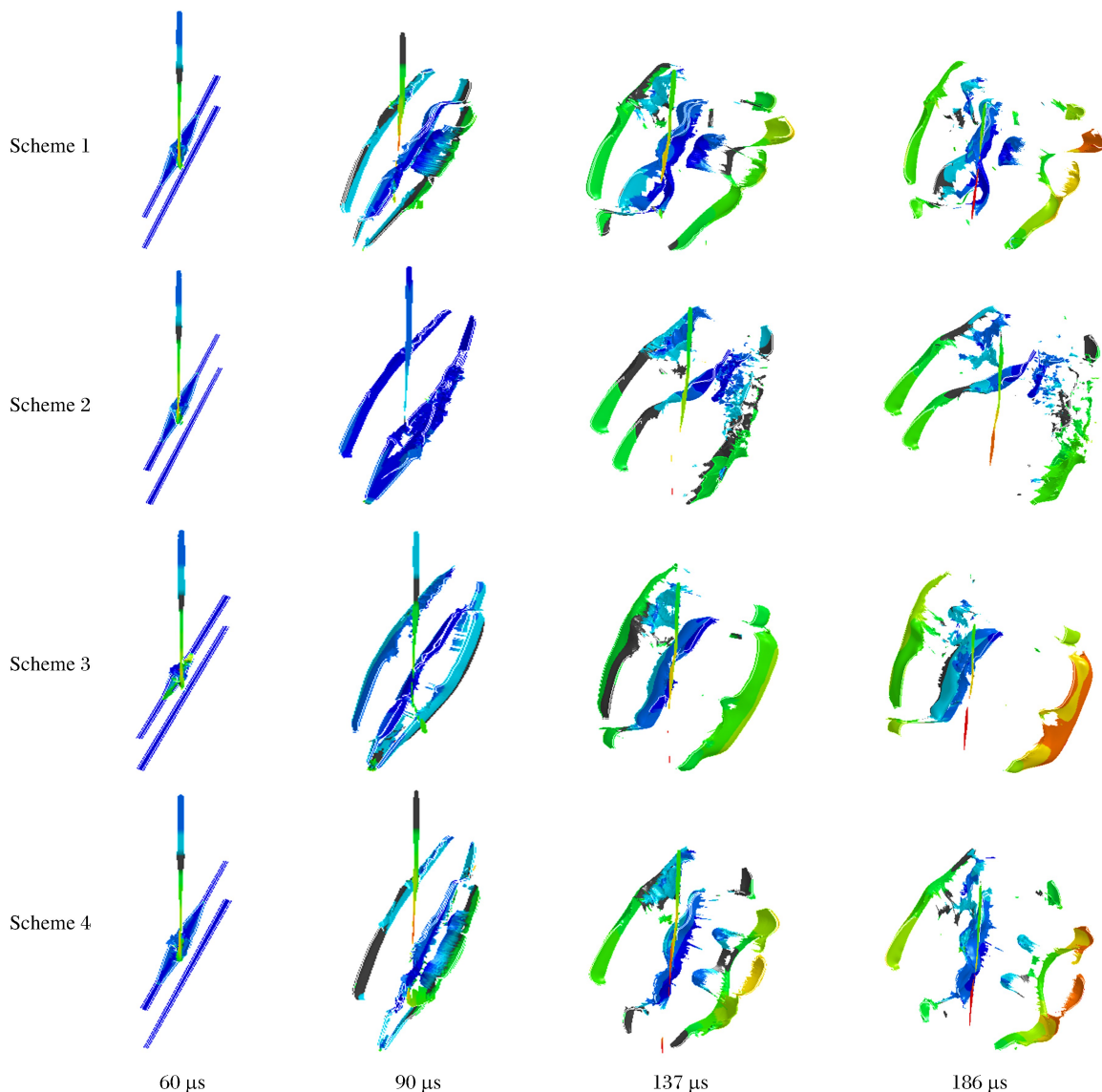


图 3 各方案不同时刻飞板和射流运行形态

Fig. 3 Pattern diagrams of flying-plate of each scheme at different times

综上所述,双层楔形装药 ERA 两端不同的夹层炸药量被射流引爆后产生不同的能量,装药量大的一端爆轰使对应飞板端运动速度更快,另一飞板端的运动速度相对较慢,所以飞板会围绕速度较小端旋转。方案 3、方案 4 中第 1 层 ERA 的背板与第 2 层 ERA 的面板碰撞形成复合飞板,运动的飞板切割射流,使射流轴向速度减慢,径向速度提高,分散了射流的能量,其干扰作用与传统装药 ERA 有所差异。

2.2 不同楔形装药组合对射流的干扰

由射流侵彻双层楔形装药 ERA 的模拟结果(见图 4)可知,在射流头部接触 ERA 的临界时刻,最高射流速度为 6.61 km/s。射流接触 ERA 后,在射流头部冲击以及足够能量的作用下,夹层炸药被引爆,反应装甲面板和背板在爆轰产物的作用下,沿各自法向做加速运动。

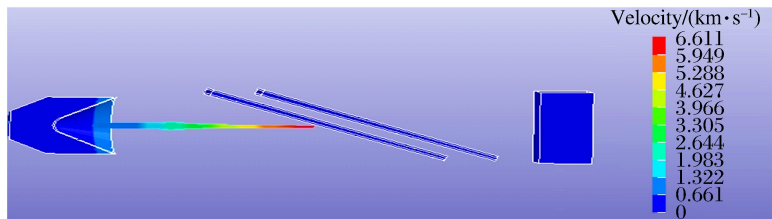


图 4 射流接触 ERA 临界时刻形态

Fig. 4 Pattern diagram of the critical moment of jet contacting ERA

图 5 给出了不同方案下射流头部断裂的临界时刻形态。对比可以看出:方案 1、方案 2、方案 4 与传统双层 ERA 射流的形态基本一致,均被拉成细长形状,射流头部均发生轻微偏转;方案 3 的射流头部偏转幅度最大,与装药轴线方向形成 13.8° 的夹角。由图 6(a)可知,经过反应装甲干扰后,射流速度(v)已经由 6.6 km/s 下降到了 3~4 km/s,方案 3 速度下降最快。杆体断裂时间(t_b)也是方案 3 最早,如图 6(b)所示。从偏转角度、射流降速和杆体断裂时间看,方案 3 效果最好,造成这种现象的原因是楔形装药在其平板法线两端的不对称。当夹层炸药被引爆后,药量多的一端爆炸驱动飞板的速度明显大于药量少的一端,使飞板发生旋转,导致射流入射角的改变,撞击产生的复合飞板层能够对射流进行有效切割,最优异的组合方式能更好地干扰射流,降低主射流的速度,并使射流头部发生偏转直至断裂。

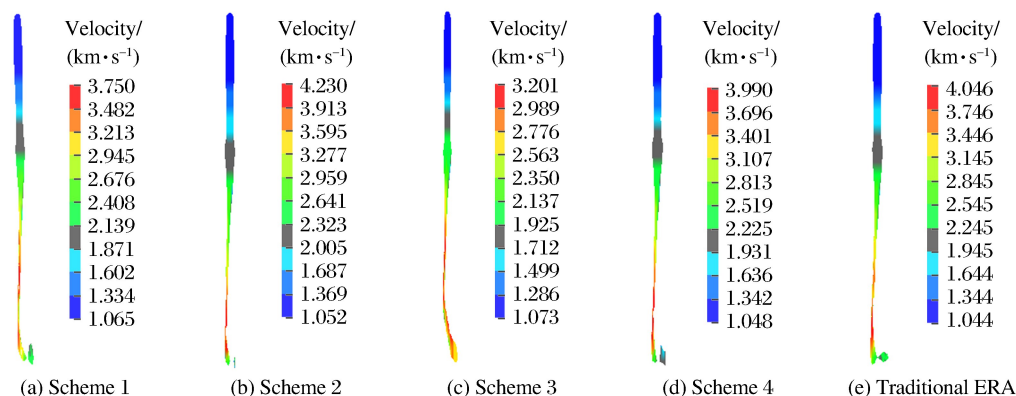


图 5 各方案射流头部断裂临界时刻形态图

Fig. 5 Critical moment patterns of jet head fracture in each scheme

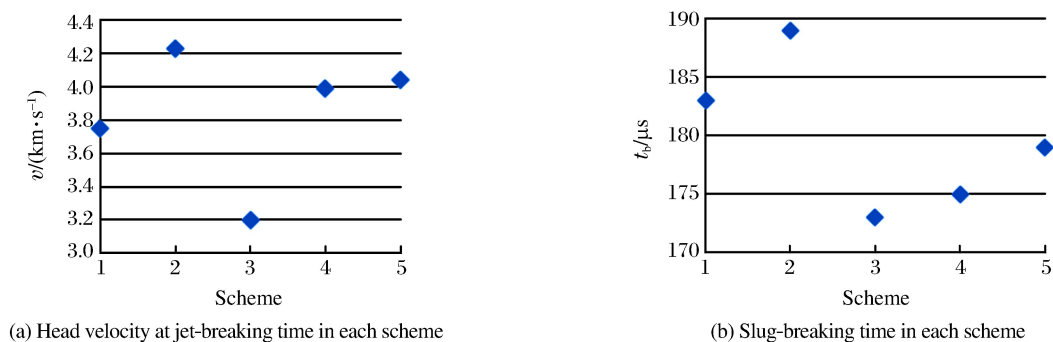


图 6 各方案楔形装药 ERA 对射流的干扰

Fig. 6 Interference of wedge-charge ERA on jet in each scheme

由图7可以看出,ERA干扰射流后,各方案射流均偏离装药轴线方向,杵体侵彻均分布在靶板左侧。图7(b)为射流头部接触靶板位置距靶板右侧的距离(L_p),可知方案3最短,是由于射流头部断裂时向右侧的大角度偏转造成的。由图7(c)可知,方案3射流侵彻靶板深度(L_d)最浅,方案4次之,方案1侵彻深度达到3.5 cm,方案2侵彻深度最深为4.23 cm。由图7可知,方案3侵彻分布均匀,开口凸起不明显。

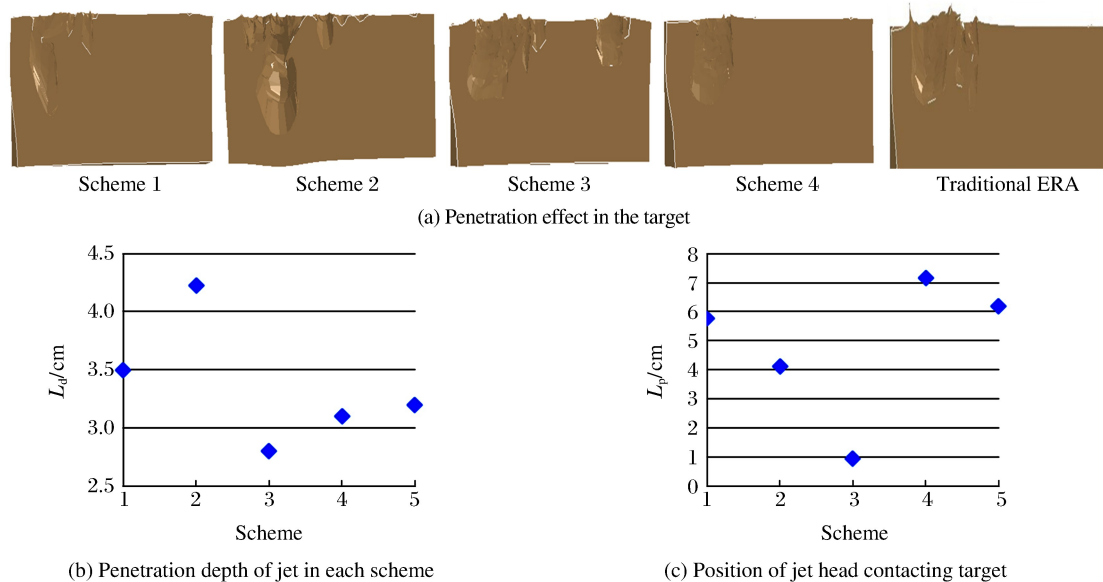


图7 300 μ s 时刻靶板侵彻深度和分布

Fig. 7 Penetration depth and distribution of 300 μ s target

综上所述,双层楔形装药 ERA 具有较好的防护效果。4 种设计方案中,方案3的装甲结构对射流防护性能最好。楔形夹层炸药被射流引爆后,促使飞板发生旋转,撞击产生的复合飞板层增加了对射流的干扰面积和厚度,使射流头部方向发生偏移,杵体断裂时间提前。合理的结构能够较大程度消耗射流能量,使射流速度下降、侵彻能力降低,从而干扰射流,可对靶板进行有效防护。

3 结 论

通过对数值模拟过程中飞板的运行状态、射流头部的速度变化及偏转程度、杵体断裂情况、侵彻靶板的深度和分布等进行分析,得出以下结论。

(1) 楔形夹层装药两端炸药量的差别导致爆炸后产生不同的能量,装药量大的一端爆炸后使对应飞板端运动速度加快,另一飞板端的运动速度相对较慢,飞板的运动是平动和转动的二维运动。

(2) 楔形夹层炸药被引爆后驱使飞板发生运动和偏转,撞击产生的复合飞板层增加了对射流的干扰面积及厚度,降低射流速度,并使射流头部发生偏转,更有效地干扰射流,其干扰作用与传统装药有差异。

(3) 双层楔形反应装甲能干扰聚能射流侵彻。方案3中的射流侵彻深度最小,方案4次之,方案1的侵彻深度比方案4大,方案2中射流侵彻深度最大。方案3中射流头部偏转度数最大,并且靶板上侵彻分布均匀,防护性能较其他方案更好。

双层楔形装药 ERA 能有效干扰射流,方案3、方案4中撞击产生的复合飞板形态完整,整个过程与爆炸焊接颇为相似。下一步研究的主要方向和重点是换两飞板材料以获取撞击后物理特性更佳的复合板。

参考文献:

- [1] 叶春辉. 爆炸反应装甲的爆炸过程对射流的干扰分析 [J]. 机械管理开发, 2012(6): 27-28.
YE C H. Analysis of the interference of explosive reaction armor on the jet [J]. Development of mechanical management, 2012(6): 27-28.

- [2] 刘宏伟. 爆炸反应装甲飞板变形及干扰射流模型 [D]. 南京:南京理工大学,2008:22-23.
LIU H W. Model of explosive reaction armored flyer plate deformation and jamming jet model [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2008:22-23.
- [3] 董旭意. 反应装甲对射流的干扰机理研究 [D]. 南京:南京理工大学,2008:30-31.
DONG X Y. Study on the interference mechanism of reactive armor to jet [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2008:30-31.
- [4] 周杰,王凤英,原诗瑶,等. 楔形装药对射流干扰的数值模拟 [J]. 高压物理学报,2018,32(2):025106.
ZHOU J, WANG F Y, YUAN S Y, et al. Numerical simulation of interference effect of wedge-shaped charge on jet [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(2):025106.
- [5] PAIK S H, KIM S J, YOO Y H, et al. Protection performance of dual flying oblique plates against a yawed long-rod penetrator [J]. International Journal of Impact Engineering, 2007, 34(8):1413-1422.
- [6] MAYSELESS M. Effectiveness of explosive reactive armor [J]. Journal of Applied Mechanics, 2011, 78(5):051006.
- [7] 吴鹏,李如江,雷伟,等. 运动状态下聚能战斗部侵彻披挂反应装甲靶板的数值模拟 [J]. 高压物理学报,2018, 32(2):025107.
WU P, LI R J, LEI W, et al. Numerical simulation of shaped warhead penetrating the target with reactive armor in motion state [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(2):025107.
- [8] 黄正祥. 聚能装药理论与实践 [M]. 北京:北京理工大学出版社,2014:376-387.
HUANG Z X. Theory and practice of shaped charge [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2014:376-387.
- [9] 武海军,陈利,王江波,等. 反应装甲对射流干扰的数值模拟研究 [J]. 北京理工大学学报,2006,26(7):565-568,605.
WU H J, CHEN L, WANG J B, et al. Numerical simulation of jet interference by reactive armor [J]. Journal of Beijing Institute of Technology, 2006, 26(7):565-568,605.
- [10] 柳魁,弯天琪. 爆炸反应装甲对射流的干扰分析 [J]. 黑龙江科技信息,2015(9):33.
LIU K, WAN T Q. Analysis of the interference of explosive reaction armor to the jet [J]. Heilongjiang Science and Technology Information, 2015(9):33.

Numerical Simulation of the Interference of Double-layer Wedge-Charge ERA on Shaped Jet

GAO Yonghong, ZHANG Ming, LIU Yingbing, ZHOU Jie,
SHI Junlei, SUN Miao, SUN Jiangjun, WAN Qinghua

(School of Environment and Safety Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, China)

Abstract: Based on the existing double-layer flat-charge explosive reactive armor (ERA), we designed 4 different structures of double-layered wedge-charge ERA, and employed the LSDYNA-3D software to evaluate their ability of interfering with the jet. We analyzed the motion state of flying-plates, the velocity and deflection of the jet head, the slug fracture, the depth of penetration, and the jet distribution in the target to select the optimal solution. The comparison shows that Scheme 3 has the fastest jet velocity reduction rate with the smallest and evenly distributed penetration depth. It can be seen that Scheme 3 has the best protection performance, followed by Scheme 4, Scheme 1 and Scheme 2 in sequence. In Scheme 3 and Scheme 4, a composite flying-plate layer similar to the explosion welding principle has been observed. Through the simulation study of the double-layer wedge-charge ERA, it is found that the reasonable use of the wedge-shaped charge can make the jet cutting more uniformly and enhance the protective performance of tanks, which provides a theoretical basis for future research on the charge structure.

Keywords: wedge-shaped charge; explosive reactive armor; shaped charge; LS-DYNA

着靶点位置对双层楔形装药反应装甲 干扰射流的影响^{*}

张明, 高永宏, 杨玥, 孙建军, 万清华, 孙森, 张伟

(中北大学环境与安全工程学院, 山西 太原 030051)

摘要: 为了研究双层楔形装药反应装甲中线上不同着靶点位置对射流干扰的影响, 利用模拟仿真软件 LSDYNA-3D 对其干扰射流的能力进行评估, 分别对侵彻过程中飞板的运动状态、杵体断裂情况和接触后效靶板的瞬时速度、侵彻靶板的深度和开坑等进行分析, 并通过试验进行对比分析。研究发现: 着靶点在双层楔形装药反应装甲中线顶端区域时, 受边界效应影响严重, 双层楔形装药反应装甲干扰射流作用不明显, 杵体在接触靶板前未断裂, 致使靶板被击穿; 着靶点在 160 mm 处时, 射流侵彻双层楔形装药反应装甲后, 杵体断裂时间最早, 且被切割成多段并发生明显位移, 杵体接触靶板瞬时速度最低, 在后效靶板上的侵彻深度最小, 抗侵彻效果优于传统双层平板装药。模拟计算与试验测量结果最大误差不超过 10%, 符合较好。

关键词: 楔形装药; 反应装甲; 聚能射流; 着靶点

中图分类号: O385

文献标识码: A

爆炸反应装甲对聚能射流的干扰能力受到诸多因素的影响, 着靶点位置作为重要的影响因素受到了研究人员越来越多的关注。国内外已有较多的关于传统结构爆炸反应装甲对射流干扰作用的研究^[1-5]。最新试验研究表明, 楔形装药爆炸反应装甲应对射流的侵彻有更好的防护性能, 其装药的特殊性, 促使运动中的金属飞板发生旋转和偏移, 切割射流效果明显优于传统结构爆炸反应装甲, 所以对双层楔形装药反应装甲着靶点的研究显得尤为重要。

以楔形装药反应装甲而言, 周杰等^[6]利用 LS-DYNA 模拟了楔形装药和平板装药对射流的干扰过程, 分析了不同楔形角度和装药量对射流的头部速度以及偏转角、杵体速度等数据的影响, 并与平板装药的模拟结果对比, 得出了楔形装药下端和上端的厚度为 3 和 5 mm 时防护性能最佳。高永宏等^[7]在周杰等^[6]单层楔形装药的基础上, 设计了 4 种不同结构的双层楔形夹层装药, 利用模拟仿真对其干扰射流的能力进行评估, 最终得出上层楔形装药下端和上端的厚度分别为 3 和 5 mm, 下层楔形装药下端和上端的厚度分别为 5 和 3 mm 时, 该种结构的双层楔形夹层装药反应装甲防护性能最佳, 故以周杰、高永宏等^[6-7]的研究作为理论依据, 在此基础上进行仿真模拟和试验研究。

本研究运用 LS-DYNA 软件模拟射流对双层楔形装药反应装甲中线上不同着靶点位置的侵彻过程, 并结合试验, 旨在分析不同着靶点位置对射流干扰能力的影响以及造成这种影响的原因, 为双层楔形装药反应装甲的研究提供理论依据。

1 试验

1.1 试验设计

图 1 为试验装置示意图。分析模型由聚能装药、楔形装药的反应装甲和靶板 3 部分组成, 战斗部中药型罩材料为铜, 壁厚 1 mm, 锥角 60°, 药型罩口直径为 70 mm, 药高为 80 mm, 由中心点起爆; 楔形装

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

基金项目: 国家自然科学基金(11572292)

作者简介: 张明(1990—), 男, 硕士研究生, 主要从事兵器安全技术研究. E-mail: 364738387@qq.com

通信作者: 高永宏(1978—), 女, 博士, 副教授, 主要从事装甲与反装甲技术研究. E-mail: gyh54gyh@163.com

药装甲的飞板长宽分别为 240 和 100 mm, 厚度为 2 mm, 夹层炸药两端的厚度分别为 3 和 5 mm, 传统装药装甲的飞板长宽和楔形装药装甲一致, 炸药层厚度均为 4 mm。聚能装药模型采用流固耦合算法, 爆炸反应装甲材料为钢板和夹层炸药, 采用拉格朗日算法进行仿真分析。射流侵彻反应装甲法向角为 68° , 炸药高度为 200 mm, 两组反应装甲之间距离为 24 mm, 且平行放置, 后效靶板的尺寸为 $100\text{ mm} \times 50\text{ mm} \times 50\text{ mm}$ 。

1.2 着靶点的选取

从上层反应装甲中线上共选取 7 个着靶点, 如图 2 所示。不改变其他参数, 只改变射流侵彻双层楔形装药反应装甲的位置, 研究不同着靶点对射流干扰的程度。以点 A (双层楔形装药反应装甲的底端) 为原点建立平面坐标系, 着靶点 B、C、O、D、E、F 与 A 点之间的距离分别为 40、80、120、160、200 和 240 mm。鉴于试验用药量较大, 出于安全和成本的考虑, 只选取中间 5 处着靶点 (B 点、C 点、O 点、D 点、E 点) 进行试验研究。

1.3 试验结果

射流侵彻后效靶板的最终试验结果如图 3 所示, 可以明显看出不同着靶点处射流对靶板侵彻深度和孔径的差异。表 1 列出了试验中侵彻深度和孔径的具体数值。

可以看出, 5 处着靶点间隔距离均为 40 mm, O 点相较于 C 点, 穿深降幅约为 3.18%; D 点相较于 O 点, 穿深降幅约为 46.35%。就本试验而言, 着靶点在中线 40~160 mm 处时, 双层楔形装药反应装甲干扰聚能射流的能力是一个稳步提升的过程, 虽然 B 点到 C 点的过程中, 射流侵彻深度加大, 由于相差非常微小, 试验可能受到现场环境和工艺的影响, 所以最终结论不受影响, 但 D 点与 E 点间隔距离为 40 mm, D 点射流穿深只有 14.7 mm, 而 E 点射流已经击穿靶板, 这是由于着靶点为 E 点时, 射流通过第 1 层反应装甲, 射流接触第 2 层反应装甲的位置靠近边缘位置而受边界效应的影响。

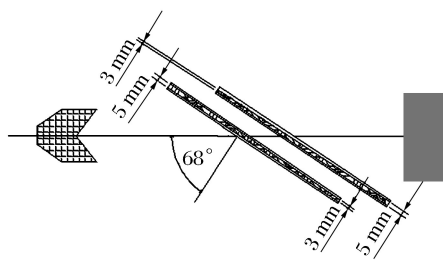


图 1 试验装置示意图

Fig. 1 Schematic diagram of experimental apparatus

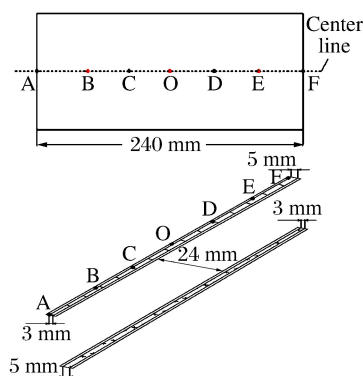


图 2 上层反应装甲着靶点示意图

Fig. 2 Schematic diagram of impact points on the upper reactive armor

表 1 不同着靶点处的试验结果
Table 1 Experimental results from different impact points

Impact point	Penetration depth/mm	Penetration size/(mm×mm)
B	28.0	16×20
C	28.3	17×18
O	27.4	19×33
D	14.7	17×20
E	Breakdown	16×26



图 3 试验结果

Fig. 3 Experimental results

2 数值模拟

2.1 算法和模型建立

图 4 为数值计算模型图。射流与反应装甲、靶板的作用过程是一个高速碰撞的过程,涉及到大变形和高应变率下的材料响应。材料模型采用 ALE 算法,聚能装药和空气采用欧拉算法,装甲上下飞板和夹层炸药采用 Lagrange 算法,靶板、空气和药型罩之间采用流固耦合算法,飞板与夹层炸药采用滑移接触控制^[8],建模过程中施加对称约束和非反射边界条件。模型采用 LS-DYNA 建立三维 1/2 模型,网格按 1 mm 每份划分,计算总时间为 450 μs。

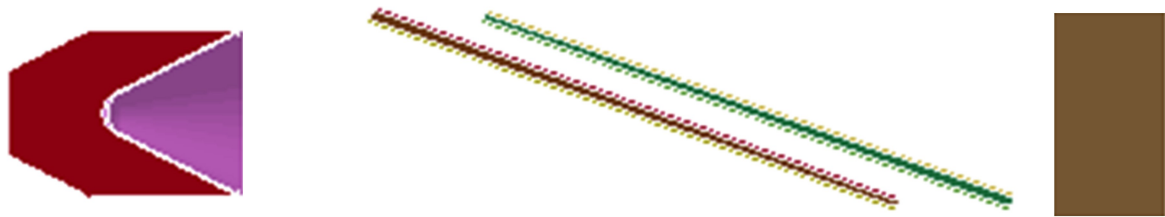


图 4 数值计算模型
Fig. 4 Simulation model

2.2 材料模型及参数

药型罩、飞板、靶板均采用 JOHNSON_COOK 模型和 Grüneisen 状态方程进行描述,参数如表 2 所示。聚能装药采用 JWL 状态方程,参数如表 3 所示。夹层炸药采用弹塑性模型(ELASTIC_PLASTIC_HYDRO)和点火增长状态方程(IGNITION_GROWTH_OF_REACTION_IN_HE)共同描述,参数如表 4 所示^[9-10]。

表 2 铜和钢材料模型及其状态方程参数

Table 2 Material model and equation of state parameters for copper and steel

Material	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	E/GPa	μ	A/MPa	B/MPa	C	n	m
Cu	8.93	138	0.35	90	292	0.250	0.31	1.09
Steel	7.80	210	0.22	350	300	0.014	0.26	1.03

表 3 8701 炸药材料模型及其状态方程参数

Table 3 Material model and equation of state parameters for explosive 8701

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	$D/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ξ
1.787	8390	581.4	6.801	4.1	1.0	0.35

表 4 夹层炸药 PBX 9502 材料模型及其状态方程参数

Table 4 Material model and equation of state parameters for explosive PBX 9502

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	G/GPa	R_1/GPa	R_2/GPa	a	b	XP_1	XP_2
1.712	3.54	778.1	-0.05	524.2	7.678	4.2	1.1

2.3 数值模拟结果与分析

通过数值模拟可以得到聚能射流形成和射流在双层楔形装药反应装甲中线上不同着靶点处的侵彻过程,获得了射流形貌、杆体速度和靶板侵彻深度和孔径等重要数据。

2.3.1 不同着靶点双层楔形装药反应装甲飞板和射流运行状态分析

聚能射流以着靶点 0、40、80、120、160、200 和 240 mm 对双层楔形装药反应装甲进行侵彻,从第 1 层单元夹层炸药被引爆后,选取几个不同时刻射流与飞板运动的模拟结果图,见图 5,并对飞板运动形态和射流状态进行分析。

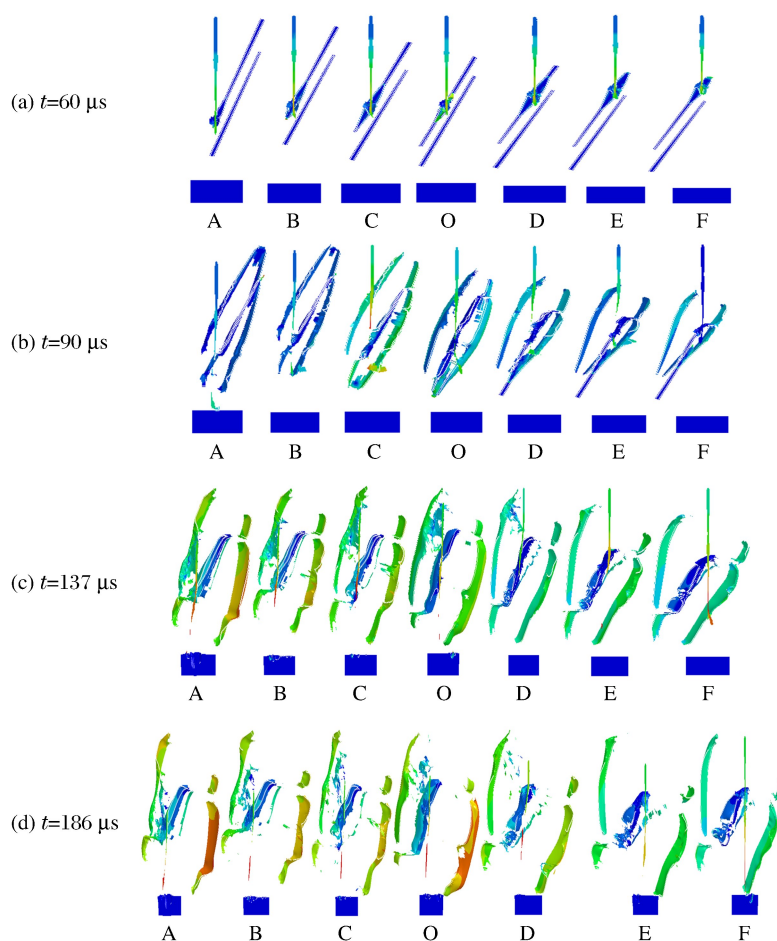


图5 不同时刻各方案飞板与射流作用形态图

Fig. 5 Morphologic diagram of flying plate and jet flow at different times

$t=60\ \mu\text{s}$ 时,第1层反应装甲均起爆,第2层反应装甲均未开始起爆。整个过程中头部射流击穿装甲面板,引爆夹层炸药,爆轰由接触点向周围扩散,在爆轰波传递作用下,飞板间膨胀并发生形变,最终夹层炸药完全释放能量,两板形变结束并获得一定的速度。

$t=90\ \mu\text{s}$ 时,除了着靶点为 D、E、F 方案第2层反应装甲未完全起爆外,其余方案第1层、第2层反应装甲均已完全起爆。除了着靶点为 F 方案头部射流未断裂,其他均发生断裂,并发生不同程度的偏转,着靶点为 O 方案头部射流在这一时刻偏转度数最大,着靶点为 A 方案的头部射流已经接触靶板,明显早于其他方案。着靶点为 A、B、C、O 方案第2层反应装甲的面板与第1层反应装甲的背板已经碰撞融合形成复合飞板,使飞板对射流作用的面积和厚度增加,由于着靶点药量的差异,中间复合飞板的飞行状态有所差异。

$t=137\ \mu\text{s}$ 时,反应装甲夹层炸药均已完全释放能量,驱动飞板运动,除着靶点为 F 方案头部射流未断裂外,其他方案均已完全断裂。着靶点为 A、B、C、O 方案头部射流均已接触靶板,杆体形态变细拉长,并继续向下运动且受到融合飞板的持续干扰,飞板运动轨迹形态初显。

$t=186\ \mu\text{s}$ 时,着靶点为 F 方案在头部射流未断裂的情况下接触靶板,着靶点为 E 方案杆体尚未断裂,其直径较粗且无明显偏移,其余方案头部射流和杆体均完全断裂,并有较大幅度的偏转,其中着靶点为 D 方案杆体经过反应装甲干扰后变化明显。

图6为不同着靶点时楔形装药对杆体的干扰,图6(a)为各方案杆体接触靶板瞬时速度,图6(b)为各方案杆体断裂时间。由图6可知,当着靶点为 200、240 mm 方案时,由于其受到边界效应的影响,杆

体在未断裂的状态下接触后效靶板,致使后效靶板被击穿,所以其模拟结果不作为主要对比数据。

当着靶点为 0~160 mm 方案时,杵体在接触后效靶板前均已断裂且速度相对较低,呈现先升高再降低的趋势;着靶点为 160 mm 方案时,杵体断裂时间最早且杵体接触后效靶板瞬时速度最低。

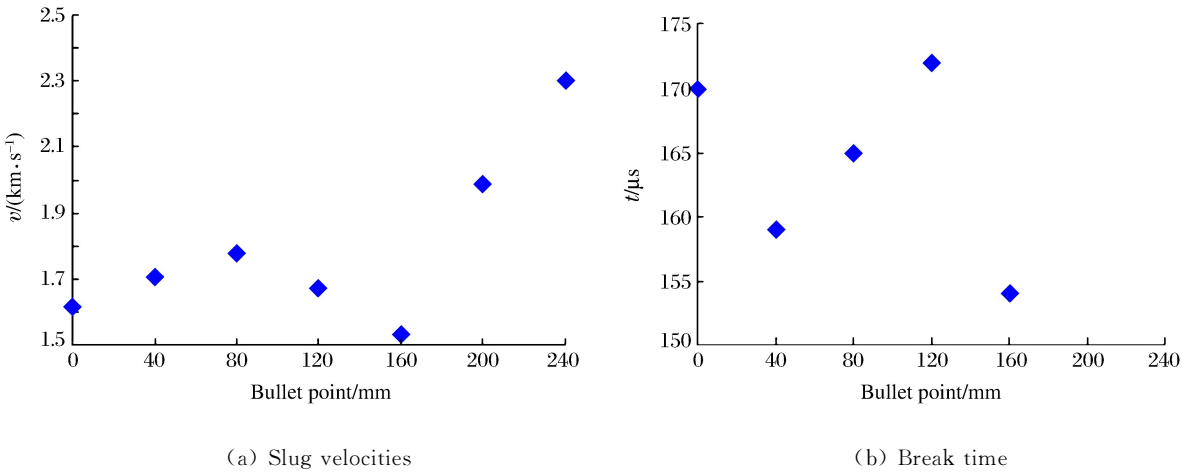


图 6 不同着靶点时楔形装药对杵体的干扰

Fig. 6 Interference of wedge-shaped charge on the slug at different impact points

2.3.2 不同着靶点时逃逸射流侵彻后效靶板结果分析

图 7 为不同着靶点时射流侵彻后效靶板结果。从图 7 可以看出,着靶点为 200、240 mm 方案时,后效靶板均被击穿,这是由于着靶点处在上层反应装甲的顶端,受到边界效应影响明显,射流引爆反应装甲后,产生的爆轰波和爆轰产物不足以对射流进行干扰,飞板对射流的切割几乎失效,以至于着靶点为 240 mm 方案射流接触到后效靶板时,头部射流还未断裂。着靶点为 0 mm 方案时,虽然也受到边界效应的影响,但射流并未击穿后效靶板,这是由于着靶点位于反应装甲的最底端,运动的金属飞板作用时间更长,并且楔形装药爆轰能使飞板发生大角度旋转,切割射流效果更好。不同着靶点处的射流侵彻结果见表 5。

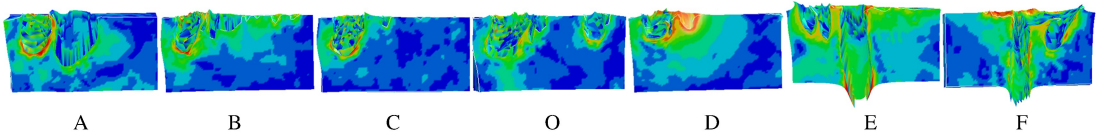


图 7 不同着靶点时射流侵彻后效靶板结果

Fig. 7 Results of the jet penetrating the target for different impact points

表 5 不同着靶点处的射流侵彻结果

Table 5 Simulation results on jet penetrating target for different impact points				
Point	Penetration depth/mm		Penetration size/(mm×mm)	
	Exp.	Sim.	Exp.	Sim.
A		32.4		24×27
B	28.0	25.5	16×20	18×19
C	28.3	28.4	17×18	19×21
O	27.4	28.4	19×33	23×31
D	14.7	18.5	17×20	16×18
E	Breakdown	Breakdown	16×26	19×25
F		Breakdown		28×41

由表5可知,从扩孔直径来看,试验与仿真模拟符合度较高,没有较大偏差。从侵彻深度来看,着靶点为160 mm方案射流侵彻深度最浅,着靶点为40 mm方案次之,着靶点为160 mm比40 mm方案的穿深降低了27.45%,比着靶点为0 mm方案穿深降低了42.9%。所以着靶点为160 mm时双层楔形装药反应装甲防护性能最优。

传统双层平板装药夹层炸药厚度为4 mm,其他参数均保持不变,在着靶点为160 mm处对其进行射流侵彻的模拟仿真研究。从图8侵彻结果可知,当着靶点为160 mm时,双层楔形装药防护效果优于传统双层平板装药。



图8 着靶点为160 mm时射流侵彻结果对比

Fig. 8 Comparison of jet penetration results for the impact point of 160 mm

3 结果对比与分析

3.1 结果对比

对比模拟计算结果与试验测量结果可以发现,两者相近,最大误差不超过10%,符合较好。图9是模拟侵彻深度与试验侵彻深度曲线图,两曲线拟合较好,说明数值模拟计算方法正确,可以较准确地演示双层楔形装药反应装甲对射流干扰作用的实际过程,为防护结构的设计提供一定的参考。

3.2 结果分析

着靶点在双层楔形装药反应装甲中线200、240 mm处时,聚能射流引爆反应装甲边缘,受到边界效应影响强烈,致使杵体在接触靶板前未断裂,后效靶板被击穿,射流受到反应装甲干扰效果不明显。着靶点为0 mm方案时,虽然也受到边界效应的影响,致使靶板开坑和穿深较大,但射流并未击穿后效靶板,这是由于着靶点位于反应装甲的最底端,运动的金属飞板作用时间更长,并且楔形装药爆轰能使飞板发生大角度旋转,切割射流效果更好。着靶点为120 mm方案时,射流经过反应装甲干扰后,杵体直径较粗,断裂时间较晚,接触后效靶板瞬时速度较高,致使其侵彻深度大于着靶点为160 mm方案。着靶点为160 mm时,此处第1层反应装甲的装药量明显多于其他方案,且不受边界效应的影响,夹层炸药被引爆后迅速爆轰,爆轰产物驱动飞板沿其法线方向高速运动,由于楔形装药的特殊性,致使飞板在运动中发生偏转,杵体被切割成多段并发生明显位移,直径和速度等方面均优于其他方案。

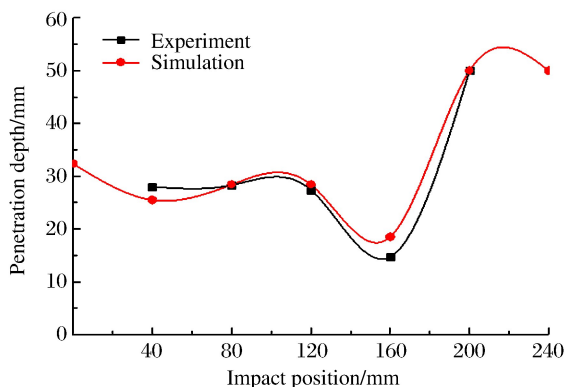


图9 侵彻深度曲线

Fig. 9 Penetration depth

4 结 论

通过聚能射流以不同着靶点侵彻双层楔形装药反应装甲过程的研究和分析,初步得到以下结论。

(1) 对比模拟计算结果与试验测量结果可以发现,两者数值相近,最大误差不超过 10%,符合较好,说明数值模拟计算方法可靠有效。

(2) 着靶点在双层楔形装药反应装甲顶端区域时,受边界效应影响严重,双层楔形装药反应装甲干扰作用不明显,杵体在接触靶板前仍未断裂,致使靶板被击穿;着靶点在底端区域时,同样受到边界效应的影响,但由于着靶点位于反应装甲的最底端,运动的金属飞板作用时间更长,并且楔形装药爆轰能使飞板发生大角度旋转,切割射流效果更好。

(3) 着靶点为 160 mm 方案时,杵体断裂时间最早,被切割段数较多且发生明显位移,杵体接触靶板瞬时速度最低,在后效靶板上的侵彻深度最小,抗侵彻效果优于传统双层平板装药。

参考文献:

- [1] 董旭意. 反应装甲对射流的干扰机理研究 [D]. 南京:南京理工大学,2008.
DONG X Y. Response mechanism of reactive armor to jet flow [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2008.
- [2] 姬龙. 反爆炸反应装甲理论与关键技术研究 [D]. 南京:南京理工大学,2013.
JI L. Theory and key technology of anti explosive reactive armor [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2013.
- [3] 柳魁, 弯天琪. 爆炸反应装甲对射流的干扰分析 [J]. 黑龙江科技信息, 2015(9): 33.
LIU K, WAN T Q. Interference analysis of explosive reactive armor against jet [J]. Heilongjiang Science and Technology Information, 2015(9): 33.
- [4] 刘宏伟. 爆炸反应装甲飞板变形及干扰射流模型 [D]. 南京:南京理工大学,2008.
LIU H W. Model of deformation and interference jet for explosive reaction armour flying plate [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2008.
- [5] 毛东方, 李向东, 任丹萍. 平面夹层炸药对射流干扰的数值模拟 [J]. 兵工学报, 2007, 28(11): 1306-1309.
MAO D F, LI X D, REN D P. Numerical simulation of jet interference of plane sandwich explosives [J]. Acta Armamentarii, 2007, 28(11): 1306-1309.
- [6] 周杰, 王凤英, 原诗瑶, 等. 楔形装药对射流干扰的数值模拟 [J]. 高压物理学报, 2018, 32(2): 135-142.
ZHOU J, WANG F Y, YUAN S Y, et al. Numerical simulation of jet interference by wedge charge [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(2): 135-142.
- [7] 高永宏, 张明, 刘迎彬, 等. 双层楔形装药 ERA 干扰聚能射流的数值模拟 [J]. 高压物理学报, 2018, 32(6): 065108.
GAO Y H, ZHANG M, LIU Y B, et al. Numerical simulation of the interference of double-layer wedge-charge ERA on shaped jet [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(6): 065108.
- [8] 吴鹏, 李如江, 雷伟, 等. 运动状态下聚能装药侵彻披挂反应装甲靶板的数值模拟 [J]. 高压物理学报, 2018, 32(2): 025107.
WU P, LI R J, LEI W, et al. Numerical simulation of shaped charge penetration into reactive armor targets in motion state [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(2): 025107.
- [9] 黄正祥. 聚能装药理论与实践 [M]. 北京:北京理工大学出版社, 2014: 376-387.
HUANG Z X. Theory and practice of shaped charge [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2014: 376-387.
- [10] 武海军, 陈利, 王江波, 等. 反应装甲对射流干扰的数值模拟研究 [J]. 北京理工大学学报, 2006, 26(7): 565-568.
WU H J, CHEN L, WANG J B, et al. Numerical simulation study on the response of reactive armor to jet interference [J]. Journal of Beijing Institute of Technology, 2006, 26(7): 565-568.

Effect of Impact Points on Interfering Jets in Reactive Armor of Double-Wedge Charges

ZHANG Ming, GAO Yonghong, YANG Yue, SUN Jiangjun,
WAN Qinghua, SUN Miao, ZHANG Wei

(School of Environment and Safety Engineering, North University
of China, Taiyuan 030051, China)

Abstract: In order to study the influence of impact points in the midline of a double-wedge charge reaction armor on jet interference, their abilities to interference jet are evaluated by the simulation software LSDYNA-3D. The important results such as the movement state of the flyer during the penetration process, the fracture condition of the slug, the instantaneous velocity of the target after exposure, the penetration depth of the target, and the opening pit were analyzed. The simulation results were compared with the experimental results as well. It was found that the impact of the boundary effect is significant when the target is in the top of the armored midline of the double-wedge charge. The impact of the double-wedge charge on the jet is less significant, the slug cannot break before reaching the target plate, leading to the breakdown of the target plate. For the impact point of 160 mm, the jet penetrates into the armor of the double wedge charge and the slug rupture time is earliest compared to the other impact points. Moreover, the slug is cut into multiple segments with significant displacement and the lowest instantaneous speed when colliding with the target plate, leading to the minimum penetration depth. Therefore the anti-penetration performance is superior to the traditional double-layer flat charge. The maximum error between the simulation results and the experimental measurement is less than 10% and therefore they agree with each other.

Keywords: wedge charge; reactive armor; shaped jet; impact points

撤稿声明

《高压物理学报》2018 年第 5 期刊载的《不同形状合金破片侵彻性能研究》(doi:10.11858/gywlxb.20180504)一文,因实验数据不恰当、可能引起争议,应作者(吴凡达,赵捍东,邵先锋,马姗姗,刘胜,张程建)要求,对其进行撤稿处理。同时向已引用本文的读者致歉!

Withdraw Announcement

The article entitled “Study on the Penetration Performance of Different Shaped DU Alloy” (doi:10.11858/gywlxb.20180504) published in *Chinese Journal of High Pressure Physics*, Vol. 32(5), 2018 is withdrawn.

The above manuscript has been required to withdraw by the authors (WU Fanda, ZHAO Handong, SHAO Xianfeng, MA Shanshan, LIU Sheng, ZHANG Chengjian), because the experimental data they used are found to be inappropriate. The authors are deeply sorry to the readers who have cited this article.



《高压物理学报》2018 年主题专刊名录

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

★ 获取地址：<http://www.gywlxb.cn/topics>

2018 年“侵彻与防护”主题专刊论文引用信息

- ☆ 周杰,徐胜利,彭杰. 弹丸高速斜侵彻入水流场显示的初步研究 [J]. 高压物理学报,2018,32(1):015102.
ZHOU J,XU S L,PENG J. Water entry flow-field visualization of the oblique penetration of a high-speed projectile [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(1):015102.
- ☆ 潘强,张继春,肖清华,等. 动能弹对混凝土靶侵彻深度的 PSO-SVM 预测 [J]. 高压物理学报,2018,32(2):025102.
PAN Q,ZHANG J C,XIAO Q H,et al. Prediction of penetration depth of projectiles into concrete targets based on PSO-SVM [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(2):025102.
- ☆ 徐晨阳,张先锋,刘闯,等. 大着速范围长杆弹侵彻深度变化及其影响因素的数值模拟 [J]. 高压物理学报,2018,32(2):025103.
XU C Y,ZHANG X F,LIU C,et al. Depth of penetration and its influence factors of long rod projectile impacting on semi infinite target with elevated velocity [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(2):025103.
- ☆ 梁化鹏,薛建锋,沈培辉. 低侵彻性枪弹的入水研究 [J]. 高压物理学报,2018,32(2):025104.
LIANG H P,XUE J F,SHEN P H. Research on the low-penetrating bullets entering water [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(2):025104.
- ☆ 吴普磊,李鹏飞,杨磊,等. 长径比对侵彻阻力的影响 [J]. 高压物理学报,2018,32(2):025105.
WU P L,LI P F,YANG L,et al. Influence of aspect ratio on the penetration resistance [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(2):025105.
- ☆ 周杰,王凤英,原诗瑶,等. 楔形装药对射流干扰的数值模拟 [J]. 高压物理学报,2018,32(2):025106.
ZHOU J,WANG F Y,YUAN S Y,et al. Numerical simulation of interference effect of wedge-shaped charge on jet [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(2):025106.
- ☆ 龚柏林,李明,初哲,等. 贫铀合金药型罩聚能破甲性能实验研究 [J]. 高压物理学报,2018,32(3):035102.
GONG B L,LI M,CHU Z,et al. Penetration performance of depleted uranium alloys liner [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(3):035102.
- ☆ 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.
- ☆ 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.
- ☆ 李彪彪,王辉,袁宝慧. 水防护层对射流头部速度衰减作用研究 [J]. 高压物理学报,2018,32(3):035105.
LI B B,WANG H,YUAN B H. Study on the attenuation effect of water protection layer on the velocity of jet tip [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(3):035105.

- ☆ 吴雪,张先锋,丁力,等. 预应力对陶瓷抗侵彻性能影响规律的数值模拟 [J]. 高压物理学报,2018,32(4):044101.
WU X,ZHANG X F,DING L,et al. Numerical simulation of the effect of pre-stress on the ballistic performance of ceramics [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(4):044101.
- ☆ 郭子涛,郭钊,张伟. 弹体斜撞击单层金属薄靶的数值仿真 [J]. 高压物理学报,2018,32(4):045101.
GUO Z,GUO Z,ZHANG W. Numerical study of the oblique perforation of single thin metallic plates [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(4):045101.
- ☆ 邓云飞,袁家俊. 攻角对卵形头弹撞击铝合金薄板影响的数值研究 [J]. 高压物理学报,2018,32(4):045102.
DENG Y F,YUAN J J. Numerical research of influence of attack angle on thin aluminum alloy plate impacted by ogival-nosed projectile [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(4):045102.
- ☆ 周敬轅,丁亮亮,汤文辉,等. 分段 PELE 弹体冲击多层靶板数值分析 [J]. 高压物理学报,2018,32(5):054101.
ZHOU J Y,DING L L,TANG W H,et al. Numerical analysis of segmented pele penetrating multi-layer target [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(5):054101.
- ☆ 强洪夫,孙新亚,王广,等. 基于 SPH 的分层钢板抗半球头弹侵彻的数值模拟 [J]. 高压物理学报,2018,32(5):055102.
QIANG H F,SUN X Y,WANG G,et al. Numerical simulation of anti-penetration of laminated steel plate by hemispherical-nosed projectile using SPH [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(5):055102.
- ☆ 秦庆华,崔天宁,施前,等. 孔结构金属装甲抗弹能力的数值模拟 [J]. 高压物理学报,2018,32(5):055105.
QIN Q H,CUI T N,SHI Q,et al. Numerical study on ballistic resistance of metal perforated armor to projectile impact [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(5):055105.
- ☆ 龚柏林,初哲,王长利,等. 基于贫铀合金药型罩的聚能弹破甲后效实验研究 [J]. 高压物理学报,2018,32(6):065104.
GONG B L,CHU Z,WANG C L,et al. Experimental research on armor penetration aftereffect produced by depleted uranium alloys liner shaped charge [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(6):065104.
- ☆ 刘宏杰,王伟力,苗润,等. 环形双锥罩聚能装药结构优化设计 [J]. 高压物理学报,2018,32(6):065105.
LIU Ho J,WANG W L,MIAO R,et al. Optimum design of annular double cone shaped charge structure [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(6):065105.
- ☆ 孙建军,李如江,杨玥,等. 辅助药型罩材料对线型聚能射流性能影响的数值仿真 [J]. 高压物理学报,2018,32(6):065106.
SUN J J,LI R J,YANG Y,et al. Numerical simulation of the effect of auxiliary liner material on the performance of linear shaped charge jet [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(6):065106.
- ☆ 吴鹏,李如江,阮光光,周杰,雷伟,聂鹏松,石军磊,于金升,李优,赵海平. 弹着点位置对 V 形反应装甲干扰射流的影响 [J]. 高压物理学报,2018,32(1):015105.
WU P,LI R J,RUAN G G,et al. Effect of impact point position on v-shaped reactive armor disturbing jet [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(1):015105.
- ☆ 吴鹏,李如江,雷伟,阮光光,聂鹏松,石军磊,于金升,周杰. 运动状态下聚能战斗部侵彻披挂反应装甲靶板的数值模拟 [J]. 高压物理学报,2018,32(2):025107.
WU P,LI R J,LEI W,et al. Numerical simulation of shaped warhead penetrating the target with reactive armor in motion state [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(2):025107.

☆ 刘迎彬,石军磊,胡晓艳,孙森,张明,段晓畅. 双层楔形飞板爆炸反应装甲干扰聚能射流的数值模拟 [J]. 高压物理学报, 2018,32(4):045105.

LIU Y B,SHI J L,HU X Y,et al. Numerical simulation of disturbance by double-layer explosive reactive armor with wedged flying-plate on jet [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(4):045105.

☆ 孙建军,李如江,万清华,张明,杨玥,孙森. 爆炸反应装甲防护包络的数值仿真 [J]. 高压物理学报,2018,32(5):055106.

SUN J J,LI R J,WAN Q H,et al. Numerical simulation of protective envelope of explosive reaction armor [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(5):055106.

☆ 万清华,李如江,杨玥,孙建军,张明,孙森. 多三明治结构反应装甲干扰射流的数值模拟 [J]. 高压物理学报,2018,32(6):065107.

WAN Q H,LI R J,YANG Y,et al. Numerical simulation of interference effect of multi sandwich structure reaction armor to jet [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(6):065107.

☆ 高永宏,张明,刘迎彬,周杰,石军磊,孙森,孙建军,万清华. 双层楔形装药 ERA 干扰聚能射流的数值模拟 [J]. 高压物理学报,2018,32(6):065108.

GAO Y H,ZHANG M,LIU Y,et al. Numerical simulation of the interference of double-layer wedge-charge ERA on shaped jet [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(6):065108.

☆ 张明,高永宏,杨玥,孙建军,万清华,孙森,张伟. 着靶点位置对双层楔形装药反应装甲干扰射流的影响 [J]. 高压物理学报,2018,32(6):065109.

ZHANG M,GAO Y H,YANG Y,et al. Effect of impact points on interfering jets in reactive armor of double-wedge charges [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(6):065109.

征 稿 简 则

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

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

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



官方网站：www.gywlxb.cn

官方邮箱：gaoya@caep.cn

联系电话：0816-2490042