高 压 物 理 学 报

GAOYA WULI XUEBAO

1987 年 9 月创刊

2019 年主题专刊

·侵彻与防护·

目　　次

纤维编织材料超高速撞击特性实验研究 …… 苗常青,徐铧东,靳广焓,孙甜甜,祖振南

聚脲涂层复合结构抗侵彻机理实验研究 …… 高　照,李永清,侯海量,李　茂,朱　锡

低侵彻枪弹在明胶内的弹道特性 …… 梁化鹏,沈培辉,刘铁磊

碳化硼陶瓷复合靶板抗侵彻性能实验研究…… 任文科,高光发,朴春华,张　扬,徐同昆,赵　斌

高速弹体对钢筋混凝土靶的侵彻/贯穿效应实验研究……

…… 戴湘晖,周　刚,沈子楷,李鹏杰,初　哲,王可慧,段　建,胡玉涛,杨　慧

不同硬度钢质破片侵彻 Q235A 钢板试验研究 …… 杜　宁,张先锋,熊　玮,丁　力,王季鹏,刘　闯

立方体弹高速侵彻防护液舱剩余特性的数值模拟…… 张元豪,程忠庆,侯海量,朱　锡

破片模拟弹侵彻船用钢靶板的计算模型 …… 高　照,侯海量,李永清

混凝土薄板侵彻贯穿问题的 SPH 数值模拟 …… 强洪夫,孙新亚,王　广,陈福振

球形弹丸超高速撞击靶板时背表面材料破碎的数值模拟分析 ……

…… 郝伟江,龙仁荣,张庆明,陈　利,龚自正

材料参数拟合方法对弹靶侵彻仿真的影响…… 伍星星,刘建湖,张伦平,赵延杰,孟利平,陈江涛

锥头弹体攻角贯穿薄钢靶数值模拟 …… 潘　鑫,王　浩,武海军,皮爱国,李金柱

旋转对卵形弹侵彻钢板影响的 FEM-SPH 耦合模拟 …… 肖毅华,吴和成,朱爱华,董晃晃,平学成

SPH 方法在宽速域岩石侵彻问题中的应用 …… 强洪夫,张国星,王　广,黄拳章

铝铜药型罩射流与侵彻数值模拟…… 刘志跃,翟俊昭

球形破片侵彻多层板弹道极限的量纲分析…… 王　雪,智小琦,徐锦波,范兴华

铝弹丸超高速撞击防护结构的研究进展 ……

…… 林健宇,罗斌强,徐名扬,宋卫东,柏劲松,裴晓阳,于继东,李　平

杆式钨合金弹超高速撞击薄靶的能量损耗 …… 孙欢腾,李名锐,周　刚,马　坤,舒孝鸿

《高压物理学报》2019 年主题专刊名录 ……《高压物理学报》编辑部

官方网站：www. gywlxb. cn

官方邮箱：gaoya@caep. cn

联系电话：0816-2490042

《高压物理学报》2019 年主题专刊名录

- 高压物性实验研究
- 高压物性的计算与模拟
- 高压合成新材料
- 高压地球科学
- 高压实验技术
- 高压下材料动态响应的计算与模拟
- 高压下材料动态响应实验研究
- 脆性材料的动态响应
- 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——气相爆炸

★ 获取地址：http://www.gywlxb.cn/topics

DOI: 10.11858/gywlxb.20180654

纤维编织材料超高速撞击特性实验研究

苗常青,徐铧东,靳广焓,孙甜甜,祖振南

(哈尔滨工业大学特种环境复合材料技术国家重点实验室,黑龙江 哈尔滨 150001)

摘要: 与铝合金等材料相比,纤维编织材料具有质量轻、可柔性折叠等优点,可应用于柔性充气展开防护结构,进而构建多屏、大间距防护结构,提升防护效率。考虑不同性能纤维编织材料对多屏防护结构防护性能的影响,通过实验研究了不同材料制成的多屏防护结构对空间碎片的防护性能,防护屏材料包括玄武岩纤维编织材料、芳纶纤维编织材料及铝板。在超高速弹丸撞击载荷作用下,与多屏铝板防护结构相比,多屏纤维编织材料防护结构具有更高的防碎片撞击效果;对多屏纤维编织材料防护结构来说,前两屏采用玄武岩纤维编织材料,后两屏采用芳纶纤维编织材料时,防护效果更好,说明多屏防护结构的前置防护屏采用软化温度较高的无机纤维编织材料时,可能会更好地破碎弹丸,从而提高防护结构的碎片撞击防护性能。

关键词: 纤维编织材料;超高速撞击;空间碎片;多屏防护结构

中图分类号: O347; V423 **文献标识码:** A

随着航天发射任务的增加,空间环境日益恶化,空间碎片正严重威胁着航天器的在轨安全运行[1-3]。在航天器舱壁配置空间碎片超高速撞击防护结构,可以有效抵挡毫米级空间碎片的撞击,其防护构型多采用 Whipple 双屏防护结构或基于 Whipple 的多屏防护结构[4-6]。研究表明:防护结构的防护效果与防护屏数量及屏间距大小呈正比[7-10],然而随着防护屏数的增多和屏间距的增大,结构发射体积将呈倍数增长,在当前有限的空间运载能力下,现有的防护构型难以构建多屏、大间距的防护结构。为了减小防护结构的发射体积,同时保证良好的防护效果,苗常青等[11-12] 提出能够有效克服发射体积限制,并可构建多屏、大间距的柔性充气展开防护结构。充气展开防护结构由多屏柔性防护屏构成,防护屏之间通过充气展开支撑管进行连接,入轨后可充气展开成多屏、大间距的空间碎片防护结构,从而提高防护效果。弹丸与防护屏发生超高速撞击时,撞击区域会产生高温、高压、高应变率现象[13-14],对防护屏材料性能的要求比较严格。防护屏材料不仅需要较好的力学性能,而且在高温下具有良好的物理、化学稳定性。综合考虑充气展开防护结构的柔性以及对防护屏材料的性能要求,高强度、高模量、可柔性折叠的纤维编织材料是该结构防护材料的首选。

Kevlar、Nextel、Basalt 等高性能纤维编织材料,因其质轻并具有良好的力学性能,逐渐被应用到防护结构设计中,并进行了大量超高速撞击实验。Christiansen 等[15] 通过测试,评估了 Nextel 和 Kevlar 纤维编织材料防护屏的穿孔特性,建立了弹道极限方程;Rudolph 等[16] 研究了不同柔性纤维编织材料对铝弹丸的破碎能力,并与金属网及铝板材料进行对比;管公顺等[17-18] 对填充纤维编织材料在不同弹丸材料、不同环境温度下进行了超高速撞击实验研究;其他一些代表性研究可参考苗常青等[19]、哈跃等[20] 的研究报道。尽管许多研究者进行了纤维编织材料超高速撞击实验研究,但是并未对不同纤维编织材料构成的多屏防护结构进行撞击实验,也没有探究造成不同纤维编织材料防护性能差异的原因。

* **收稿日期:** 2018-10-15; **修回日期:** 2018-11-12

作者简介: 苗常青(1972—),男,博士,教授,主要从事柔性复合材料与充气结构研究.
E-mail: miaocqhit@163.com

本研究针对充气展开防护结构，设计以玄武岩和芳纶纤维编织材料为防护屏的柔性多屏防护结构，进行空间碎片防护性能实验研究。通过二级轻气炮对不同纤维编织材料构成的多屏防护结构进行铝弹丸超高速撞击实验，并将实验结果与铝板多屏防护结构进行对比，探讨不同材料防护屏的排布顺序对多屏防护结构超高速撞击防护性能的影响，分析不同性能纤维编织材料对多屏防护结构防护性能的影响。

1　超高速撞击实验方案

本研究所采用的防护材料为玄武岩和芳纶纤维平纹编织材料，其纤维性能参数如表 1 所示。

表 1　玄武岩和芳纶纤维材料力学性能参数

Table 1　Material properties of basalt and aramid fibers

Material	Modulus/GPa	Strength/GPa	Elongation rate/%	Critical temperature/°C
Basalt fiber	93.1–110	3.8–4.8	3.1	>1050（Softening）
Aramid fiber	⩾125	4.5–5.5	2.5–3.5	>530（Decomposition）

本实验以 1 mm 厚 5A06[21]（原 LF6，GB/T 3190—1996）铝合金舱壁面密度（2640 g/m^2）为基准，通过编织布叠层铺置，使单层防护屏和舱壁具有相近的面密度。试件尺寸均为 200 mm×200 mm，单屏的芳纶、玄武岩纤维编织材料防护屏分别由 7 层面密度约为 400 g/m^2 的平纹编织芳纶纤维布、8 层面密度约为 350 g/m^2 的平纹编织玄武岩纤维布组成，如图 1 所示。

图 1　玄武岩纤维编织材料防护屏

Fig. 1　Scheme of basalt fabric shield

分别用 AF（Aramid Fabrics）代表芳纶纤维编织材料防护屏、BF（Basalt Fabrics）代表玄武岩纤维编织材料防护屏、Al 代表铝合金防护屏。防护屏间距均为 50 mm，5 组多屏防护结构排布顺序如图 2 所示。

采用二级轻气炮发射弹丸，弹丸撞击靶板前的速度由激光和电磁测速系统直接测量。将防护屏固定在试件支架上（见图 3），然后将支架固定在二级轻气炮的靶舱内部。直径为 3.97 mm 的球形弹丸选用 2017-T4[21]（美标 2017/A92017）铝合金材料，质量为 0.0914 g，撞击速度 v 为 (3.9±0.1) km/s。

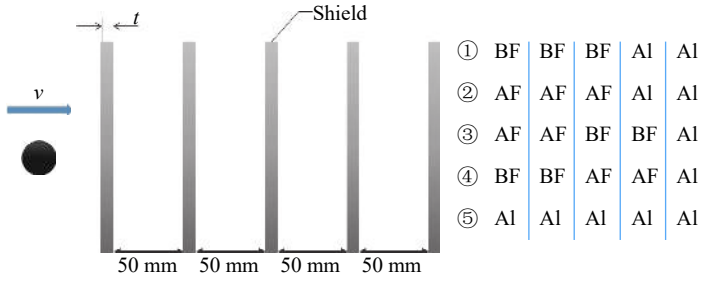


图 2　多屏防护结构示意

Fig. 2　Schematic of multilayer structure shields

图 3　多屏防护结构装配图

Fig. 3　Assembly drawing of multilayer structure

2　实验结果与讨论

分别对 5 组（见图 2）多屏防护结构进行超高速撞击实验。撞击损伤实验结果通过第 2 屏最大损伤

半径 R、弹丸穿孔屏数 n、第 4 屏损伤程度(如弹坑直径 d、纤维束断裂数 n_f)表征。损伤半径的描述如下: 对于纤维编织材料, 损伤半径取距穿孔中心最远处纤维束断裂点至穿孔中心的距离; 而对于铝合金板, 选取距离穿孔直径最远直观可见撞击坑至穿孔中心的距离。将实验工况如弹丸速度及多屏防护结构实验结果的表征情况进行对比, 如表 2 所示。

表 2　多屏防护结构超高速撞击实验结果对比

Table 2　Results of hypervelocity impact tests for multilayer shields

Exp. No.	Structure	v/(km·s^{-1})	R/mm	n	Damage of the 4th shield
1	BF×3+Al×2	3.80	55	3	Crater×4 (d=0.5–1.0 mm)
2	AF×3+Al×2	3.83	50	2	No damage
3	AF×2+BF×2+Al	3.92	51	3	Crater×1 (d=1 mm), bundle fracture×2
4	BF×2+AF×2+Al	3.84	56	2	No damage
5	Al×5	3.36	47	3	Small bulge×2

2.1　实验 1 与实验 2 撞击实验结果对比与讨论

图 4 是实验 1 玄武岩纤维编织材料防护结构在弹丸以 3.80 km/s 的速度撞击后的损伤情况。可见, 前 3 屏已被弹丸穿透, 第 4 屏舱壁有 4 个明显可见的撞击坑, 直径介于 0.5～1.0 mm 之间; 第 1 屏弹丸穿孔直径约为 8 mm, 断口形貌不规则; 第 2 屏正面水平(纬纱)穿孔直径为 15 mm, 竖直(经纱)穿孔直径为 13 mm, 纤维束断裂区域大致呈不规则圆形, 发生纤维束断裂和纤维布翘起, 与弹丸碎片接触部位的纤维发生断裂脱落, 第 2 屏损伤形貌由孔口向四周呈放射状, 最大损伤半径约为 55 mm; 第 3 屏正面水平(纬纱)穿孔直径为 8 mm, 竖直(经纱)穿孔直径为 4 mm, 损伤区域呈现 30 mm×40 mm 的浅层纤维束断裂区, 发生了纤维断裂、脱落和穿孔现象, 第 3 屏并没有有效地拦截全部弹丸碎片, 以致碎片撞击后板形成细小的点状弹坑。

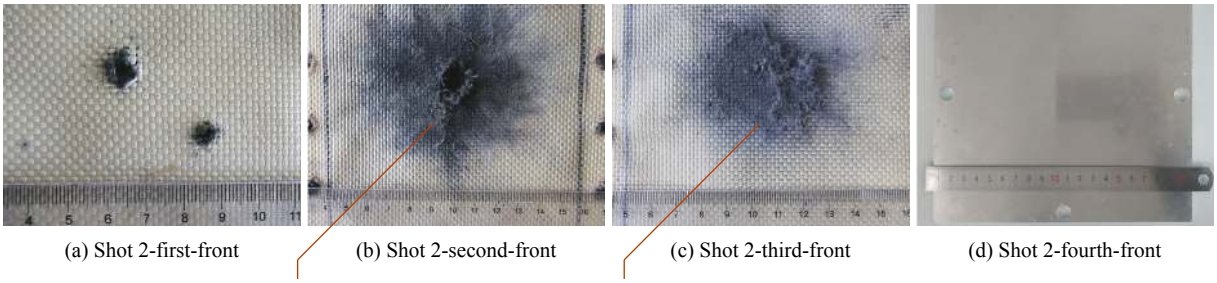
(a) Shot 1-first-front　(b) Shot 1-second-front　(c) Shot 1-third-front　(d) Shot 1-fourth-front

图 4　实验 1 撞击实验结果

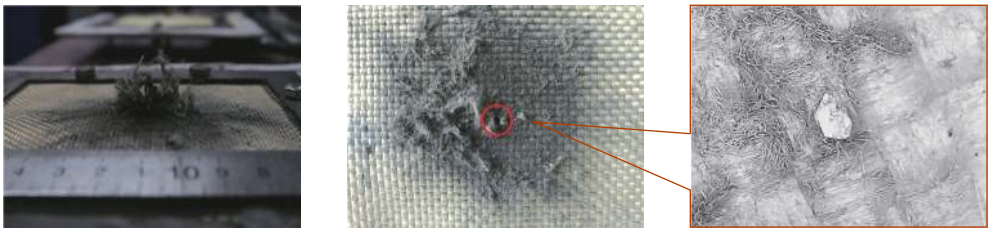
Fig. 4　Experiment results of Shot 1

图 5 显示了弹丸撞击速度为 3.83 km/s 时芳纶纤维编织材料防护结构的损伤形貌。弹丸击穿了前两屏, 第 3 屏表面有一个直径为 1 mm、深度 2 mm 的撞击坑, 第 4 屏铝板完整。第 1 屏弹丸穿孔直径约为 5 mm, 小于实验 1 中第 1 屏穿孔直径, 穿孔形貌较整齐, 呈圆形。第 2 屏正面穿孔直径为 11 mm, 中心穿孔区纤维束发生断裂, 穿孔区域相比于四周靶板区域, 撞击中心附近隆起, 坡度较缓, 中心形状呈截顶圆锥体, 如图 5(e)所示; 在边缘损伤区域内, 防护屏表面发生纤维丝断裂, 纤维丝出现原纤化现象。第 3 屏撞击中心区出现一个深度约 2 mm 的撞击坑, 如图 5(f)所示, 但防护屏未被击穿, 在该屏表面发现残留的弹丸碎片, 如图 5(g)所示。

在实验 1 中第 2 屏和第 3 屏 BF 表面纤维束断裂区面积大于实验 2 中的第 2 屏和第 3 屏 AF, 说明弹丸在击穿 BF 后明显碎化分解, 撞击动能显著分散, 对后屏造成了更大的撞击损伤面积; 实验 1 中在防护屏表面没有发现块状弹丸碎片, 且第 4 屏铝板撞击坑非常细小, 尺寸均小于 1 mm, 而在实验 2 第 3 屏中发现了 1/2 纤维束宽度的弹丸碎片, 说明玄武岩纤维编织材料能够将弹丸有效破碎成细小的碎片, 其对弹丸的破碎效果优于芳纶纤维编织材料。



(a) Shot 2-first-front　(b) Shot 2-second-front　(c) Shot 2-third-front　(d) Shot 2-fourth-front



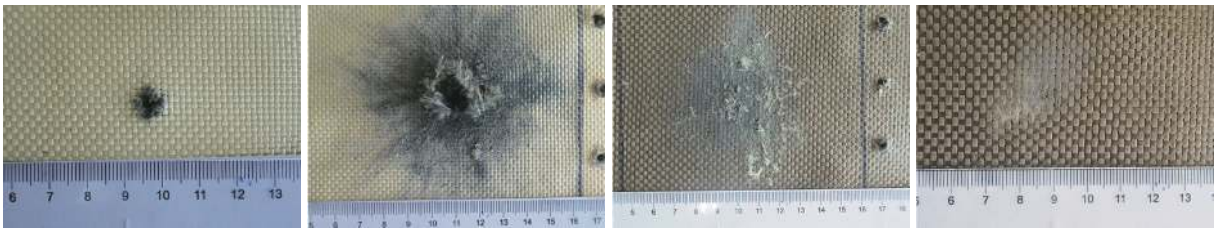
(e) Perforation topography　(f) The crater　(g) Projectile debris

图 5　实验 2 撞击实验结果

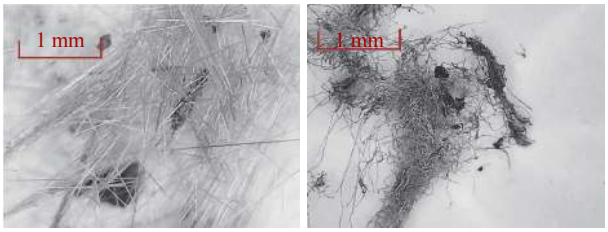
Fig. 5　Experiment results of Shot 2

2.2　实验 3 与实验 4 撞击实验结果对比与讨论

图 6 显示了实验 3 撞击后的损伤形貌。弹丸入射速度为 3.92 km/s, 弹丸击穿前 3 屏, 其中: 第 1 屏穿孔直径约为 5 mm; 第 2 屏穿孔直径约为 10 mm; 第 3 屏穿孔直径约为 2 mm, 表面粘有黄色短纤维丝, 损伤区域集中在弹丸入射路径区域, 未出现大范围损伤, 但仍发生了穿孔现象; 第 4 屏表面有断裂的玄武岩纤维和一个直径 1 mm 的撞击坑, 如图 6(d)所示。



(a) Shot 3-first-front　(b) Shot 3-second-front　(c) Shot 3-third-front　(d) Shot 3-fourth-front



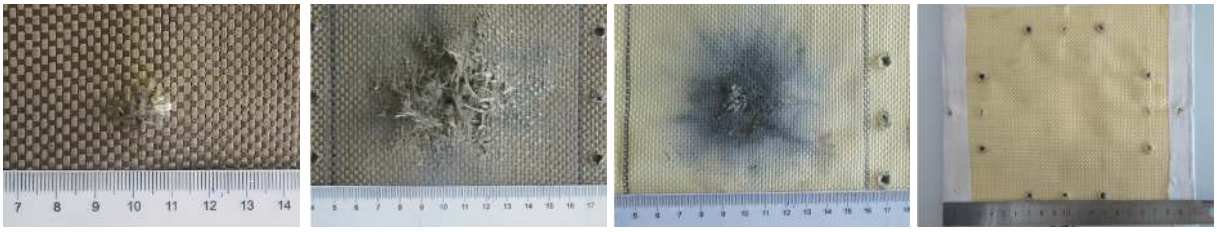
(e) Basalt fiber　(f) Aramid fiber

图 6　实验 3 撞击实验结果

Fig. 6　Experiment results of Shot 3

对比实验 2 和实验 3(前两屏均为 AF)发现, 实验 3 中弹丸碎片在穿透第 2 屏 AF 后仍能穿透第 3 屏 BF, 而实验 2 中第 3 屏 AF 未被穿透, 说明 AF 吸收和拦截细小碎片的效果优于 BF。

图 7 显示了实验 4 撞击后结果。弹丸撞击速度为 3.84 km/s, 弹丸击穿前两屏, 其中: 第 1 屏穿孔直径约为 7 mm; 第 2 屏正面水平(纬纱)穿孔直径为 16 mm, 竖直(经纱)穿孔直径为 14 mm; 第 3 屏发生纤维束断裂, 出现一个直径为 3 mm 的撞击坑; 第 4 屏完整无损。



(a) Shot 4-first-front　(b) Shot 4-second-front　(c) Shot 4-third-front　(d) Shot 4-fourth-front

图 7　实验 4 撞击实验结果

Fig. 7　Experimental results of Shot 4

弹丸在穿透前两屏 BF 后破碎成弹丸碎片，使第 3 屏 AF 形成一个圆形的损伤区域，并在撞击中心区域出现纤维束断裂现象。对比实验 1 和实验 4(前两屏均为 BF)发现，实验 4 中第 3 屏 AF 没有发生穿孔现象，撞击中心有一个半径为 2 mm、深度为 2 mm 的撞击坑，而实验 1 中第 3 屏 BF 出现穿孔现象，再次说明 AF 具有良好的吸收和拦截细小碎片的效果。

弹丸与防护屏的超高速撞击是典型的绝热过程，作用时间极短，撞击过程中产生大量热量来不及扩散，在撞击局部产生高温。已有研究[22-24]表明，撞击中心处温升高达 3000 ℃。玄武岩纤维具有较高的断裂强度和弹性模量，且耐热性能好，软化温度可达到 1050 ℃，化学物理稳定性好，在软化温度以下能够保持稳定的力学性能。如图 6(e)所示，撞击断裂后的玄武岩纤维仍呈直杆状，并未发生弯折，且纤维束断裂截面趋于规整，说明玄武岩纤维在与高速碎片发生撞击时易发生脆性断裂，随后形成粉末状或极短的纤维，使弹丸碎片破碎的同时不会产生新的二次碎片。

由纤维材料的性能参数(见表 1)可知：芳纶纤维同样具有高强度、高模量，以及与玄武岩纤维相似的断裂伸长率，这 3 种性能参数的差异不明显；但两种纤维材料的热学性能差异很大，芳纶纤维具有较低的玻璃化转变温度 T_g，并且当温度达到其分解温度 530 ℃ 以上时，纤维失去承载能力。观察图 6(f)发现，芳纶纤维在撞击断裂后呈现卷曲状态，推测在力和热载荷的共同作用下，纤维内部链段发生取向行为，取向后的材料呈现各向异性，其冲击强度和断裂伸长率在取向方向上显著增加，并且随着取向度的增大而增加。当作用在纤维轴向的拉伸应力大于轴向强度时，纤维发生韧性拉伸断裂和原纤化现象，芳纶纤维的这种失效模式能够吸收弹丸碎片的动能，同时增强对弹丸碎片的拦截作用。

2.3　多屏防护结构的防护性能比较

如图 8 所示，弹丸穿透了多屏铝板防护结构的前 3 屏，第 4 屏正面出现表面划痕。从表 2 可以看出，弹丸撞击铝板多屏防护结构时，其发射速度较其他实验组低，可以预测当弹丸发射速度提高到 3.8～4.0 km/s 范围时，对第 4 屏的损伤会进一步加大，铝板多屏防护结构的防护效果低于纤维编织材料多屏防护结构。由实验结果可知：玄武岩纤维编织防护屏对弹丸的破碎效果优于芳纶纤维，而芳纶纤维编织材料防护屏对弹丸碎片的动能吸收和拦截作用较好。综合不同纤维编织材料的防护优势以及空间碎片防护结构的防护机理，即前置防护屏破碎弹丸并分散其撞击动能，后置防护屏拦截碎片并吸收碎片动能，如选取实验 4 的防护屏构型，即玄武岩纤维编织材料防护屏前置，芳纶纤维编织材料防护屏后置，可以取得较好的防护效果。

(a) Shot 5-first-front　(b) Shot 5-second-front　(c) Shot 5-third-front　(d) Shot 5-fourth-front　(e) Shot 5-fifth-front

图 8　铝板多屏防护结构撞击实验结果

Fig. 8　Experimental results of Al multilayer structure shields

3　结　论

纤维编织材料具有质量轻、可柔性折叠等优点，可应用在柔性充气展开防护结构中，易于构建多屏、大间距的防护结构，提高空间碎片撞击防护效果。本研究考虑了不同性能纤维编织材料对多屏防护结构防护性能的影响，通过实验研究了由不同材料制成的多屏防护结构对空间碎片冲击的防护性能，得到以下结论：(1)在超高速弹丸撞击防护性能方面，与铝板多屏防护结构相比，纤维编织材料多屏防护结构具有较高的碎片撞击防护效果；(2)对纤维编织材料多屏防护结构而言，前两屏为玄武岩纤维编织材料防护屏，后两屏为芳纶纤维编织材料防护屏时，防护性能更好；(3)多屏防护结构中的前置防护屏采用软化(分解)温度较高的无机纤维编织材料防护屏，可能会更好地破碎弹丸，从而提高防护结构的碎片撞击防护性能；(4)芳纶纤维在力和热载荷的共同作用下发生取向行为，多发生韧性断裂和原纤化现象，能够有效拦截弹丸碎片，并吸收碎片动能。受实验条件限制，每组实验只进行了一次，若进一步验证软化温度是纤维编织材料防护性能的重要影响因素，仍需要进行更多的实验工作。

参考文献：

[1] CHRISTIANSEN E L. Meteoroid/debris shielding [M]. Houston: National Aeronautics and Space Administration, 2003.

[2] 郑世贵, 闫军. 空间碎片防护需求与防护材料进展 [J]. 国际太空, 2014(6): 49–53.
ZHENG S G, YAN J. Progress in space debris protection requirements and protective materials [J]. Space International, 2014(6): 49–53.

[3] 韩增尧, 庞宝君. 空间碎片防护研究最新进展 [J]. 航天器环境工程, 2012, 29(4): 369–378.
HAN Z Y, PANG B J. Review of recent development of space debris protection research [J]. Spacecraft Environment Engineering, 2012, 29(4): 369–378.

[4] CHRISTIANSEN E L, NAGY K, LEAR D M, et al. Space station MMOD shielding [J]. Acta Astronautica, 2009, 65(7/8): 921–929.

[5] WEN X, HUANG J, LI Y, et al. Preliminary study on shielding performance of wood stuffed shield [J]. International Journal of Impact Engineering, 2016, 91: 94–101.

[6] SCHONBERG W P, WILLIAMSEN J E. Calculating hole size and crack length in multi-wall systems following an orbital debris impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 109: 335–341.

[7] RYAN S, CHRISTIANSEN E L. Hypervelocity impact testing of advanced materials and structures for micrometeoroid and orbital debris shielding [J]. Acta Astronautica, 2013, 83: 216–231.

[8] VERMA P N, DHOTE K D. Characterising primary fragment in debris cloud formed by hypervelocity impact of spherical stainless steel projectile on thin steel plate [J]. International Journal of Impact Engineering, 2018, 120: 118–125.

[9] CHANGQING M, BO L. Experimental study on the behavior of a new multilayer shield against hypervelocity debris impact [J]. Polymers & Polymer Composites, 2014, 22(2): 99.

[10] KE F, HUANG J, WEN X, et al. Test study on the performance of shielding configuration with stuffed layer under hypervelocity impact [J]. Acta Astronautica, 2016, 127: 553–560.

[11] 苗常青, 谭惠丰, 曹昱, 等. 在轨充气展开并刚化的抗空间碎片和微流星体的防护系统: CN101353087 [P]. 2009-01-28.
MIAO C Q, TAN H F, CAO Y, et al. A protective system against space debris and micrometeoroids that is inflated and rigid in orbit: CN101353087 [P]. 2009-01-28.

[12] 苗常青, 曹昱, 王友善, 等. 多层空腔式充气展开防护机构: CN101367440 [P]. 2009-02-18.
MIAO C Q, CAO Y, WANG Y S, et al. Multi-layer cavity type inflation expansion protection structure: CN101367440 [P]. 2009-02-18.

[13] 马晓青, 韩峰. 高速碰撞动力学 [M]. 北京:国防工业出版社, 1998.

[14] 张庆明, 黄风雷. 超高速碰撞动力学引论 [M]. 北京: 科学出版社, 2000.

[15] CHRISTIANSEN E L, KERR J H, DE LA FUENTE H M, et al. Flexible and deployable meteoroid/debris shielding for spacecraft [J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 23(1): 125–136.

[16] RUDOLPH M, SCHÄFER F, DESTEFANIS R, et al. Fragmentation of hypervelocity aluminum projectiles on fabrics [J]. Acta

Astronautica, 2012, 76: 42–50.
[17] 管公顺, 蒲东东, 哈跃, 等. 不同环境温度下铝球弹丸高速撞击编织物防护屏试验研究 [J]. 机械工程学报, 2015, 51(3): 66–72.
GUAN G S, PU D D, HA Y, et al. Experimental investigation of woven bumper shield impacted by a high-velocity aluminum sphere at different ambient temperature [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2015, 51(3): 66–72.
[18] 管公顺, 李航杰, 刘家赫, 等. 非金属弹丸高速撞击编织物填充式结构的损伤 [J]. 材料研究学报, 2016, 30(5): 329–335.
GUAN G S, LI H J, LIU J H, et al. Investigation into damage of woven stuffed shield impacted by high-velocity nonmetallic projectile [J]. Chinese Journal of Materials Research, 2016, 30(5): 329–335.
[19] 苗常青, 杜明俊, 黄磊, 等. 空间碎片柔性防护结构超高速撞击试验研究 [J]. 载人航天, 2017, 23(2): 173–176.
MIAO C Q, DU M J, HUANG L, et al. Experimental research on hypervelocity impact characteristics of flexible anti-debris multi-shields structure [J]. Manned Spaceflight, 2017, 23(2): 173–176.
[20] 哈跃, 刘志勇, 管公顺, 等. 玄武岩纤维布超高速撞击损伤分析 [J]. 高压物理学报, 2012, 26(5): 557–563.
HA Y, LIU Z Y, GUAN G S, et al. Damage investigation of hypervelocity impact on woven fabric of basalt fiber [J]. Chinese Journai of High Pressure Physics, 2012, 26(5): 557–563.
[21] 林慧国. 中外铝合金牌号对照速查手册 [M]. 北京:机械工业出版社, 2007.
[22] 唐恩凌, 徐名扬, 张庆明, 等. 超高速撞击厚靶过程的能量分配研究 [J]. 固体力学学报, 2016, 37(2): 152–160.
TANG E L, XU M Y, ZHANG Q M, et al. Study on partitioning of energy in hypervelocity impact on thick target [J]. Chinese Journal of Solid Mechanics, 2016, 37(2): 152–160.
[23] 张品亮, 龚自正, 曹燕, 等. 超高速撞击下 47Zr45Ti5Al3V 合金的宏观与微观响应行为 [J]. 高压物理学报, 2017, 31(3): 231–238.
ZHANG P L, GONG Z Z, CAO Y, et al. Macro- and micro-damage behaviors of 47Zr45Ti5Al3V alloy in hypervelocity impact [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2017, 31(3): 231–238.
[24] 经福谦. 实验物态方程导引 [M]. 北京: 科学出版社, 1999.

Experimental Study of Hypervelocity Impact Characteristics for Fiber Fabric Materials

MIAO Changqing, XU Huadong, JIN Guanghan, SUN Tiantian, ZU Zhennan

(*National Key Laboratory of Science and Technology on Advanced Composites in Special Environments*, *Harbin Institute of Technology*, *Harbin* 150001, *China*)

Abstract: Compared with aluminum alloy and other materials, fiber fabric materials have the advantages of light weight, flexible folding, etc. The fiber fabric material can be applied to the flexible inflatable protection structure deployment, thereby constructing a multilayer, large-spacing protection structure is necessary to improve the protection efficiency. Considering the protective performance of multilayer shields for different fiber fabric materials, the protective performance of multilayer shields with different materials on space debris impact was studied experimentally. The protective shields materials include basalt fiber fabric material, aramid fiber fabric material and aluminum plate. Compared with the multilayer aluminum plate shields, the multilayer fiber fabric material shields have higher anti-fragment impact effects under the impact of hypervelocity projectile. For the multilayer fiber fabric material shields, the protection effects is improved when the initial two shields are basalt fiber fabric material. The results show that the front parts of the multilayer shields adopting inorganic material with high softening point temperature may improve the break of projectile, thereby improve the impact protection performance for the protective structure.

Keywords: fiber fabric material; hypervelocity impact; space debris; multilayer shields

DOI: 10.11858/gywlxb.20180619

聚脲涂层复合结构抗侵彻机理实验研究

高 照,李永清,侯海量,李 茂,朱 锡

(海军工程大学舰船与海洋学院,湖北 武汉 430033)

摘要: 为研究聚脲涂层复合靶板的抗侵彻性能,利用球形弹丸开展了相近面密度下的钢质靶板与喷涂聚脲涂层复合结构的弹道冲击实验,得到了钢靶与采用不同涂覆方式制备的聚脲涂层复合结构的抗侵彻性能,分析了失效模式和吸能机理。结果表明:冲击过程中,前聚脲涂层能有效缓冲弹体与钢靶之间的撞击载荷,使钢靶产生预变形,降低弹体的相对侵彻速度,延缓钢靶绝热剪切破坏的发生,提高复合结构的弹道极限;后聚脲涂层可与钢靶协调变形,形成冲塞质量块吸能,吸收弹体动能,在弹速较高时有较好的吸能能力。

关键词: 聚脲涂层复合结构;侵彻机理;弹道极限;吸能

中图分类号: O385; O347.1 **文献标识码:** A

随着半穿甲导弹等毁伤武器的广泛应用,抵御战斗部近炸产生的冲击波、高速破片等多种载荷的联合作用已成为舰船防护结构的重要研究方向。舰船防护结构朝着强韧化、轻量化、多功能化、高效化方向发展,传统的均质钢装甲越来越多地被多层复合结构所代替,各种高性能复合材料被广泛应用于防护领域。聚脲具有成本低、质量轻、耐火、耐磨、吸收冲击能等优点,吸引了国内外学者的广泛关注[1-3],成为防护领域的研究焦点。将聚脲材料喷涂于钢结构上,形成聚脲涂层复合结构,以提高结构在冲击载荷下的动态断裂抗力和能量吸收能力,这是聚脲在防护领域的主要应用形式和目的[4]。实验表明[5-7],聚脲弹性体材料呈现很强的应变率相关性,低应变率下表现为类橡胶行为,高应变率下转变为类玻璃行为,该转变与不同应变率下的玻璃化转变温度(T_g)一致。随着应变率的增加,聚脲材料的强度和刚度增加,同时破坏应变减小。聚脲材料的耗能机制主要有两种解释:一种是聚脲材料具有较好的黏弹性,另一种是压力和应变诱导的从橡胶态到玻璃态的转变。甘云丹等[8]通过数值模拟方法,研究了弹性体涂覆钢板在不同水下爆炸载荷作用下的抗爆能力,发现涂覆聚脲弹性体的钢板的抗爆能力提高约 20%。宋彬等[9]应用有限元软件分析了有无聚脲夹层的抗爆罐的抗爆能力,结果表明,聚脲弹性体夹层结构的抗爆性能优于无夹层结构,且冲击波在聚脲弹性体传播过程中有较大幅度的衰减。

半穿甲导弹侵彻舰船舷侧时,战斗部爆炸会产生冲击波和高速破片,对于重要舱室的防护不仅需要舱壁防护结构抵御冲击波的影响,同时也需要抵抗破片的穿甲。然而,国内外对于聚脲复合防护结构的研究主要集中在抗爆性能,抗侵彻性能研究较少。为此,本工作针对不同喷涂方式和喷涂厚度的聚脲涂层复合装甲结构模型,对其在高速弹丸冲击下的抗侵彻性能开展试验研究,分析靶板破坏模式和破坏机理,以期为聚脲涂层复合结构设计提供参考。

1 弹道侵彻实验

实验在火药推进的滑膛弹道枪系统上进行,滑膛枪的口径为 14.5 mm,弹体的初始速度由装药量决定。为保证发射所必需的密封性、速度要求以及弹体的运动轨迹,弹体采用三瓣式铝合金弹托包覆,破

* **收稿日期:** 2018-08-22; **修回日期:** 2018-09-10

基金项目: 国家自然科学基金(51479204, 51679246)

作者简介: 高 照(1993—),女,硕士,主要从事船舶结构力学研究. E-mail: gaozhao8686@163.com

通信作者: 李永清(1976—),男,博士,副教授,硕士生导师,主要从事船舶结构力学研究.
E-mail: liyongqing@126.com

片出膛后通过弹托回收器分离弹托。利用激光测速系统测量弹体的初始速度 v_i 和剩余速度 v_r。

实验采用直径为 10 mm 的球形弹，弹体材料为 304 不锈钢。靶板材料为 Q235 钢，分别设计单一钢板（S）以及钢板一侧喷涂聚脲弹性层 (PU) 的复合靶板，靶板尺寸为 400 mm × 400 mm × 4 mm，工况设计见图 1 和表 1，其中 ρ_t 为靶板面密度。弹体和靶板的力学参数见表 2，其中 ρ 为密度，E 为弹性模量，v 为泊松比，σ_y 为屈服应力，σ_b 为抗拉强度，δ_s 为拉伸率。

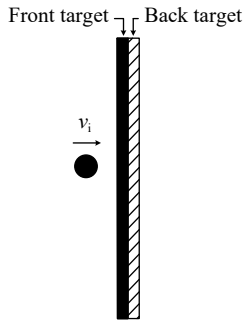


图 1　靶板结构

Fig. 1　Structure of the target

表 1　复合靶板结构

Table 1　Composite target structure

Case	Front target	Back target	ρ_t/(kg·m^{-2})
1	4.0 mm steel		31.2
2	4.9 mm steel		39.0
3	4 mm steel	4 mm polyurea	35.28
4	4 mm polyurea	4 mm steel	35.28
5	4 mm steel	8 mm polyurea	39.36
6	8 mm polyurea	4 mm steel	39.36

表 2　材料参数

Table 2　Material parameters

Material	E/GPa	ρ/(kg·m^{-3})	v	σ_y/MPa	σ_b/MPa	δ_s/%
304 steel	220	7930	0.3	280		
Q235 steel	210	7850	0.3	235	400–490	22
Polyurea	0.23	1020	0.4	14		162

2　实验结果

共进行 38 发有效实验，获得了 6 种工况下弹体的初始速度和剩余速度，如表 3 所示。

3　实验现象及分析

3.1　变形破坏模式分析

弹体以初速 v_i 撞击复合结构靶板，弹体与靶板内部均产生压缩波。弹体内部的压缩波由头部向弹体尾部传播，靶板内部的压缩波由迎弹面向背弹面传播。由于弹体和钢质靶板中弹性压缩波速度约为 5 km/s，聚脲材料中压缩波速度约为 0.5 km/s，前聚脲涂层和后聚脲涂层呈现明显不同的抗弹特性，导致弹体和靶板不同的破坏模式。

如图 2(a) 所示，工况 1 中，弹体撞击单一钢板，弹体发生墩粗变形，产生塞块，弹靶接触区产生局部高温，导致弹体与靶板粘在一起。工况 5 中，见图 2(b)，聚脲涂层喷涂于钢靶板后表面，由于聚脲涂层相对于靶板的支撑力较小，因此此时的弹体变形与弹体侵彻单一钢板相似。而在工况 6 中，聚脲涂层涂覆于钢靶板前侧，聚脲作为弹性体，对弹体侵彻靶板起缓冲作用，由于初始弹速大于聚脲涂层中的压缩波速，压缩波强度在聚脲涂层中较小，因此弹体墩粗变形量明显小于单纯的钢靶以及涂覆于背弹面的聚脲复合结构，见图 2(c)。当压缩波传至聚脲/钢界面时，弹速在一定程度上减小，降低了弹靶相对速度，由于聚脲涂层的变形区域较大，增加了弹靶接触面积，从而使弹体冲击靶板时靶板的变形较小。

弹体侵彻下，靶板失效的主要模式有穿孔破坏和整体结构变形，失效模式与弹体速度、靶板厚度和靶板材料性能相关。单一钢板的失效模式主要有花瓣开裂、绝热剪切、剪切冲塞、延性扩孔等 [10–11]，球形弹垂直侵彻单一钢靶板的典型毁伤形貌如图 3 所示。

表 3　弹体侵彻实验结果

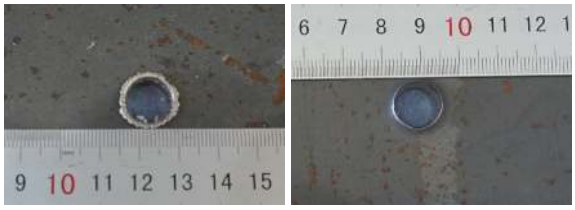
Table 3　Experimental results of ballistic experiments

Case	Target	v_i/(m·s^{-1})	v_r/(m·s^{-1})	Case	Target	v_i/(m·s^{-1})	v_r/(m·s^{-1})
1	4.0 mm S	657.132	287.697	4	4 mm PU+4 mm S	674.603	291.320
		726.341	325.858			684.105	300.965
		805.802	380.740			727.896	331.513
2	4.9 mm S	561.149	58.816			829.876	386.320
		633.029	123.925	5	4 mm S+8 mm PU	514.000	0
		636.623	126.146			528.032	0
		693.878	191.269			559.303	45.332
		750.718	224.830			588.337	134.878
		801.509	256.178			607.577	140.267
		803.743	254.149			608.664	143.430
3	4 mm S+4 mm PU	511.355	0			688.817	218.776
		516.010	0			713.386	202.670
		562.262	148.966			790.514	275.192
		629.513	213.340			825.644	298.980
		674.469	235.001	6	8 mm PU+4 mm S	564.503	0
		767.494	292.222			625.805	186.506
		809.331	357.143			657.005	239.808
		860.977	370.330			756.396	317.757
4	4 mm PU+4 mm S	561.327	146.199			776.610	332.811

Note: Steel and polyurea are represented by S and PU respectively.

图 2　弹体变形破坏形貌

Fig. 2　Deformation and failure morphology of projectiles



(a) Front surface of the target　(b) Back surface of the target

图 3　钢板的典型破坏模式(工况 1, v_i=726.341 m/s)

Fig. 3　Typical failure modes of steel target (Case 1, v_i=726.341 m/s)

弹体侵彻单一钢板过程中,弹体接触靶板时,弹体与靶板均产生塑性波并发生塑性变形,接触区的钢板材料受到弹体的挤压而向外翻转,形成明显的唇边。弹体对钢靶板的撞击使钢靶板的弹靶接触区与相邻区域产生较大的速度差,弹靶接触区与相邻区域发生相对运动,使弹靶接触面边缘产生剪切变形。随着侵彻的深入,弹体和被剪切区域构成封闭区域,塑性功转化的热量无法及时耗散,产生局部高温,弹靶接触区边界产生热软化效应,发生绝热剪切破坏,如图 3(b)所示。在绝热剪切过程中,弹体与靶板产生的局部高温使得塞块和弹体黏在一起,见图 2(a)。弹体在撞击钢靶的过程中发生墩粗变形,类似钝头弹侵彻中厚靶,发生绝热剪切破坏。

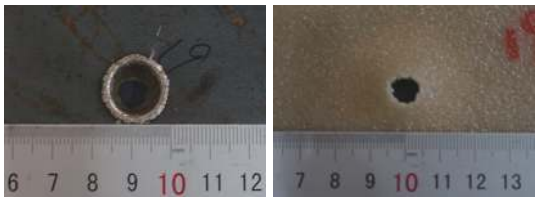
聚脲涂层涂覆于钢靶背弹面时,由于聚脲的刚度较小,不足以对前面板的变形产生较大的约束,因此迎弹面钢板的破坏模式与球头弹侵彻纯钢板的破坏模式相似,形成明显的唇边,同时发生绝热剪切破坏。绝热剪切封闭区的高温会灼烧部分聚脲涂层。弹体未贯穿钢靶板时,聚脲涂层随钢靶一起产生局部塑性变形,如图 4(b)所示;弹体贯穿钢靶板时,弹体与塞块一起侵彻聚脲涂层,由于聚脲涂层具有良好的弹性和柔韧性,会产生大变形,而钢板变形较小,使得聚脲涂层与钢板之间发生拉伸撕裂破坏,

此时弹靶接触界面受到剪切力和拉伸力；随着弹体侵彻进入聚脲涂层，弹靶接触面边界处产生弹性应变，在弹体挤过聚脲涂层后，聚脲涂层回弹，形成小于弹体直径的弹孔。由图 5(a)可以看出，聚脲涂层的弹孔小于钢板处的弹孔，弹孔呈倒锥形；从图 5(b)可以看出，弹孔处凸起，有法向变形，撕裂范围为直径为 40.5 mm 的圆形区域。

(a) Front surface of the target　(b) Back surface of the target

图 4　靶板的典型破坏模式(工况 3, v_i=516.01 m/s)

Fig. 4　Typical failure modes of target (Case 3, v_i=516.01 m/s)

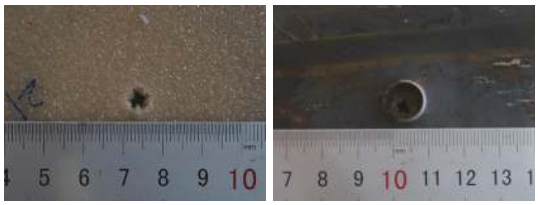


(a) Front surface of the target　(b) Back surface of the target

图 5　靶板的典型破坏模式(工况 3, v_i= 809.331 m/s)

Fig. 5　Typical failure modes of target (Case 3, v_i= 809.331 m/s)

聚脲涂层涂覆于钢靶迎弹面时，由于惯性效应，靶板与弹体之间产生很大的压缩应力。在高应变率下，聚脲涂层的刚度可以增加 10～20 倍[12]，呈玻璃态。因此在弹体撞击靶板时，弹靶接触区的聚脲涂层呈玻璃态，弹靶接触区以外的聚脲涂层仍呈橡胶态。玻璃态聚脲中应力波波速比常态聚脲涂层中的应力波波速增加 3～5 倍。由于弹体速度大于橡胶态聚脲的应力波波速，在弹性波还未传播到背弹面时，弹体已经穿透靶板，因此反射的拉伸波未能短时间内传播到弹靶接触区，使得该区域产生封闭的高应变率区，弹体与弹靶接触区一起挤压聚脲涂层，运动至钢板。钢板抑制了聚脲涂层的纵向变形，聚脲涂层相当于弹体侵彻靶板的缓冲层，在一定程度上降低了弹体速度。当弹体侵彻速度较大时，弹靶接触区附近的聚脲涂层因加压向外翻，产生与钢靶之间的撕裂破坏。弹体贯穿聚脲涂层后，聚脲涂层发生回弹。弹体贯穿聚脲后速度减小，弹体挤压钢板，塑性应力波减小，钢靶开坑阶段不明显，钢板仍发生绝热剪切破坏，如图 6(b)所示。



(a) Front surface of the target　(b) Back surface of the target

图 6　靶板的典型破坏模式(工况 4, v_i=688.817 m/s)

Fig. 6　Typical failure modes of target (Case 4, v_i= 688.817 m/s)

3.2　抗侵彻能力分析

弹道极限是衡量特定冲击环境下靶板抗冲击能力的重要指标。弹道极限越大，靶板的抗侵彻能力越强。根据 Recht-Ipson 公式[13]，采用最小二乘法，对实验测得的初始速度-剩余速度进行拟合，如图 7 所示，得到球形弹侵彻靶板的弹道极限(仅适用于初速度大于弹道极限的情况)，表达式为

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

式中：v_{bl}为弹道极限速度；a 和 p 为拟合参数，$a = m_p/(m_p + m_{pl})$，m_p 和 m_{pl} 分别为子弹和冲塞块的质量。

由于球形弹侵彻靶板会产生冲塞块，因此$a < 1$。根据实验结果，可以拟合出球头弹侵彻聚脲涂层复合靶板的弹道极限及模型参数，见表 4。

从图 7 和表 4 可以看出：工况 6 的弹道极限最大，接下来依次是工况 5、工况 4、工况 2、工况 3 和工况 1，说明近似面密度下聚脲涂层复合靶板的弹道极限大于纯钢板的弹道极限；工况 6 与工况 5 相比，弹道极限提升 1.27%，工况 4 与工况 3 相比，弹道极限提升 7.61%，说明相同聚脲喷涂厚度条件下在钢板前面喷涂聚脲时的靶板弹道极限大于在钢板后面喷涂聚脲。

由图 7(c)和图 7(d)可知，聚脲涂层为迎弹面和背弹面时，初始速度-剩余速度曲线存在交点，可以认为：弹速在弹道极限附近情况下，聚脲涂层为迎弹面时靶板的抗冲击能力高于聚脲涂层为背弹面时；而在高速情况下，聚脲涂层为背弹面时靶板的抗弹能力较好。这是由于在弹速较低时，聚脲涂层涂覆于钢靶迎弹面时，聚脲涂层增加的刚度较小，传递给钢靶的应力波弱，对钢板未产生影响；而高速时，聚

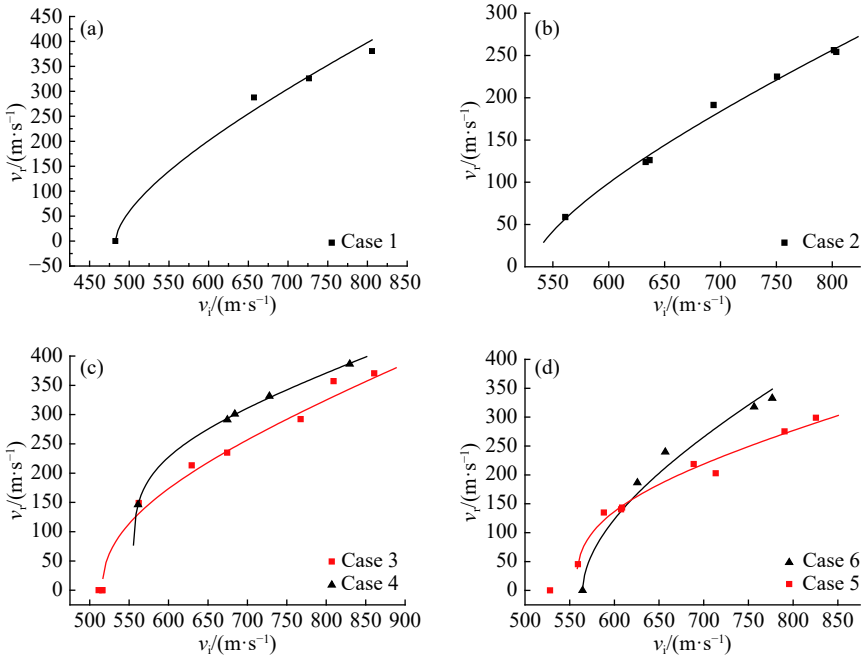


图 7　弹体侵彻靶板的初始速度-剩余速度曲线

Fig. 7　Residual velocity vs. initial velocity of projectile penetrating target

表 4　靶板弹道极限及模型参数

Table 4　Ballistic limits and model constants of targets

Case	a	p	v_{bl}/(m·s^{-1})	Case	a	p	v_{bl}/(m·s^{-1})
1	0.7168	1.6053	482.46	4	0.4821	4.8354	555.29
2	0.5329	1.5135	530.58	5	0.4012	2.9034	557.34
3	0.4966	2.2811	516.01	6	0.7006	1.8298	564.44

脲涂层的应变率大, 刚度增加较大, 传播给钢靶的应力波增强, 使得靶板预变形, 促进靶板的破坏; 在超高应变率下, 聚脲涂层的弹性层作用明显减弱, 聚脲对钢板抗弹性能的增强作用较弱。聚脲涂层涂覆于钢靶板背弹面时, 在侵彻速度较小时, 钢靶板传播给聚脲涂层的弹性应力波弱, 聚脲呈现橡胶态, 以变形吸能为主; 而弹速较高时, 聚脲涂层的刚度增加, 产生聚脲冲塞块, 弹体动能转化为冲塞块动能和变形能。聚脲涂层复合结构与单一钢靶相比, 相同面密度下聚脲复合靶板的弹道极限大于单一钢靶的弹道极限, 这是由于聚脲涂层可以延缓颈缩, 提高弹道效应。

4　结　论

(1)球形弹侵彻钢板-聚脲复合结构靶板时, 聚脲涂层处的弹孔孔径均明显小于弹体直径, 呈倒锥形, 钢板与聚脲材料界面出现撕裂分层现象, 并且聚脲涂层为迎弹面时, 钢板弹孔处形成唇边。

(2)球形弹侵彻迎弹面有聚脲涂层的复合靶板时, 前涂层可作为弹性层, 对弹体撞击钢板起缓冲作用, 弹体墩粗变形小于纯钢靶以及背弹面有聚脲涂层时靶板的变形。由于聚脲涂层对钢板的支撑力较小, 因此弹体在侵彻纯钢靶时的变形与聚脲涂层涂覆于钢靶后侧时相似。

(3)弹体冲击过程中, 前涂层能有效缓冲弹体与钢靶之间的撞击载荷, 使钢靶产生预变形, 降低弹体的相对侵彻速度, 延缓钢靶绝热剪切破坏的发生; 后涂层可与钢靶协调变形, 形成冲塞质量块吸能。聚脲涂层位于迎弹面时复合结构的弹道极限高于聚脲涂层位于背弹面时复合结构的弹道极限, 弹速大于弹道极限时前涂层的吸能能力小于后涂层。

参考文献：

[1] SHIM J, MOHR D. Using split Hopkinson pressure bars to perform large strain compression tests on polyurea at low, intermediate and high strain rates [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(9): 1116–1127.

[2] SHIM J, MOHR D. Rate dependent finite strain constitutive model of polyurea [J]. International Journal of Plasticity, 2011, 27(6): 868–886.

[3] 黄微波.喷涂聚脲弹性体技术 [M].北京: 化学工业出版社, 2005.

[4] ROLAND C M, FRAGIADAKIS D, GAMACHE R M. Elastomer–steel laminate armor [J]. Composite Structures, 2010, 92(5): 1059–1064.

[5] YI J, BOYCE M C, LEE G F, et al. Large deformation rate-dependent stress–strain behavior of polyurea and polyurethanes [J]. Polymer, 2006, 47(1): 319–329.

[6] SARVA S S, DESCHANEL S, BOYCE M C, et al. Stress–strain behavior of a polyurea and a polyurethane from low to high strain rates [J]. Polymer, 2007, 48(8): 2208–2213.

[7] PATHAK J A, TWIGG J N, NUGENT K E, et al. Structure evolution in a polyurea segmented block copolymer because of mechanical deformation [J]. Macromolecules, 2008, 41(20): 7543–7548.

[8] 甘云丹, 宋力, 杨黎明. 弹性体涂覆钢板抗冲击性能的数值模拟 [J]. 兵工学报, 2009, 30(2): 15–18.
GAN Y D, SONG L, YANG L M. Numerical simulation for anti-blast performances of steel plate coated with elastomer [J]. Acta Armamentarii, 2009, 30(2): 15–18.

[9] 宋彬, 黄正祥, 翟文, 等. 聚脲弹性体夹芯防爆罐抗爆性能研究 [J]. 振动与冲击, 2016, 35(7): 138–144.
SONG B, HUANG Z X, ZHAI W, et al. Anti-detonation properties of explosion-proof pots made of sandwich structures with polyurea elastomer [J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(7): 138–144.

[10] 侯海量, 朱锡, 谷美邦, 等. 破片模拟弹侵彻钢板的有限元分析 [J]. 海军工程大学学报, 2006, 18(3): 78–83.
HOU H L, ZHU X, GU M B, et al. Investigation on penetration of steel plate by fragment simulated projectile using finite element method [J]. Journal of Naval University of Engineering, 2006, 18(3): 78–83.

[11] 邓云飞, 张伟, 孟凡柱, 等. Q235 钢单层板对平头刚性弹抗穿甲特性研究 [J]. 振动与冲击, 2015, 43(2): 74–78.
DENG Y F, ZHANG W, MENG F Z, et al. Ballistic resistance of Q235 steel monolithic plates impacted by rigid blunt-nosed projectiles [J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 43(2): 74–78.

[12] AMIRKHIZI A V, ISAACS J, MCGEE J, et al. An experimentally-based viscoelastic constitutive model for polyurea, including pressure and temperature effects [J]. Philosophical Magazine, 2006, 86(36): 5847–5866.

[13] RECHT R F, IPSON T W. Ballistic perforation dynamics [J]. Journal of Applied Mechanics, 1963, 30(3): 384–390.

Penetration Mechanism of Polyurea Coating Composite Structure

GAO Zhao, LI Yongqing, HOU Hailiang, LI Mao, ZHU Xi

（*College of Naval Architecture and Ocean Engineering*, *Naval University of Engineering*, *Wuhan* 430033, *China*）

Abstract: For exploring the perforation mechanism of the polyurea coating composite structure, the ballistic tests in which the target was made of steel plate coated with elastomer were carried out. During the experiment, the damage modes of projectiles and targets were obtained and employed for further analysis. The pre-polyurea coating can effectively buffer the impact load between the spherical projectile and the steel target, so that the steel target is pre-deformed, the relative penetration velocity is reduced, resulting in further improving the ballistic limit of composite structure. The post-polyurea coating can deform coordinately with the steel plate and form a plug mass to absorb the kinetic energy of projectile. The results also show that the steel target with post-polyurea coating could achieve better energy absorbing at higher projectile velocity.

Keywords: polyurea coating composite structure; penetration mechanism; ballistic limit; energy absorbing

DOI: 10.11858/gywlxb.20170635

低侵彻枪弹在明胶内的弹道特性

梁化鹏[1,2], 沈培辉[2], 刘铁磊[2]

(1. 西安现代控制技术研究所, 陕西 西安 710065;
2. 南京理工大学智能弹药技术国防重点实验室, 江苏 南京 210094)

摘要: 为提高子弹的低侵彻性, 设计了一种新弹型——开花弹。开展开花弹以不同速度侵彻明胶块的实验, 研究弹体头部的变形情况, 并利用侵彻深度验证了弹丸的低侵彻性能。研究结果表明: 开花弹在撞击明胶块的过程中, 其头部开裂程度与枪弹的撞击速度有关, 且速度越高, 弹头变形越大; 弹头开裂成"花瓣状"可增大侵彻阻力, 有效降低子弹的侵彻深度; 开花弹在不同速度区间内均未穿透明胶块, 证明该弹具有良好的低侵彻性能; 提出了开花弹的运动模型, 该模型可以较好地描述开花弹在明胶内的运动过程。

关键词: 开花弹; 低侵彻; 明胶; 撞击速度

中图分类号: O385; TJ410.2 **文献标识码:** A

目前, 越来越多的犯罪事件发生在人流量较大的场所, 为了在第一时间制止犯罪分子, 同时防止误伤周围的群众, 需要一些停止作用大、制止能力强、侵彻力低的武器装备。而我国目前主要的警用武器装备均存在枪弹的穿透力大, 导致停止作用不足的缺点[1-2]。近几年国内学者对多种枪弹的弹道学特性进行了大量研究。王富耻等[3]研究了 3 种不同弹型的截卵形空心侵彻弹的侵彻效应, 结果表明: 当侵彻速度较低时, 弹体具有良好的结构完整性; 侵彻速度较高时, 弹体头部发生断裂破坏, 并伴有绝热剪切损伤。刘坤等[4]针对 SS109 5.56 mm、M74 5.45 mm 和 87 式 5.8 mm 枪弹进行了杀伤性能评估, 使用明胶代替人体肌肉组织进行侵彻实验, 结果表明国产 5.8 mm 枪弹的杀伤性能最优。温垚珂等[5]使用有限元软件对步枪弹侵彻明胶的过程进行了数值模拟, 分析了弹头在明胶中的受力、明胶内部等效应力分布及入射攻角对明胶创伤效应的影响。然而目前国内对枪弹低侵彻性能方面的研究还较少。

弹丸撞击软介质时受到的侵彻阻力主要与弹丸速度、弹丸与介质的有效接触面积及介质特性有关。基于该理论, 本研究在传统 5.8 mm 制式弹结构基础上, 设计一种空心开花型低侵彻弹。该弹击中目标后, 弹头开裂变形, 从而改变弹丸与介质的有效接触面积, 使开花弹在低速侵彻下的有效接触面积小, 侵彻阻力小, 在高速侵彻下的有效接触面积大, 侵彻阻力大, 最终达到开花弹在低速和高速侵彻条件下的侵彻深度始终控制在一定范围内的效果[6-7]。通过开展开花弹侵彻明胶块的实验研究, 得到不同入射速度下子弹的侵彻深度, 从而直观地验证子弹的低侵彻特性。

1 弹丸的低侵彻性

弹丸的侵彻阻力主要与弹丸速度、弹头形状和介质特性有关。弹体侵彻软介质时, 弹头与介质的有效接触面积越大, 弹体受到的侵彻阻力越大。

因此, 弹丸的侵彻阻力可表示为[8]

$$ma = F = \frac{1}{2}\rho S c_1 v^2 + c_2 S v + S\sigma_{\mathrm{Y}} \tag{1}$$

* 收稿日期: 2018-03-20; 修回日期: 2018-03-30
作者简介: 梁化鹏(1992—), 男, 硕士, 主要从事终点效应研究. E-mail: 815532008@qq.com
通信作者: 沈培辉(1958—), 男, 硕士, 教授, 主要从事终点效应与目标毁伤研究.
E-mail: sphjy8@mail.njust.edu.cn

式中：ρ、m、F、S、v、a、σ_{Y} 分别表示介质密度、弹丸质量、阻力、弹丸与介质的有效接触面积、速度、加速度和介质的剪切屈服强度，c_1、c_2 为常数。

从 (1) 式可以看出，弹体受到的阻力主要与弹丸速度 v 以及弹体与介质的有效接触面积S有关。在弹丸速度 v 一定时，弹体与介质的有效接触面积越大，弹丸受到的阻力 F 越大。

传统的制式弹撞击目标介质后，在侵彻阻力作用下，弹体变形较小，弹形保持良好，存速能力强，弹丸会直接穿透介质。本研究通过改进传统制式弹结构，设计了一种新型的低侵彻弹，所利用的低侵彻机理是采用紫铜为全弹材料。紫铜偏软，塑性好，通过在弹丸头部开设凹槽，使弹丸在撞击目标介质后其头部沿凹槽处发生开裂，形成花瓣状的二次弹头，从而增大了弹丸与目标介质的有效接触面积（约 1.5～2.0 倍），因此开花弹在介质中运动时受到的侵彻阻力远大于传统制式弹，进而达到降低侵彻性能的目的。

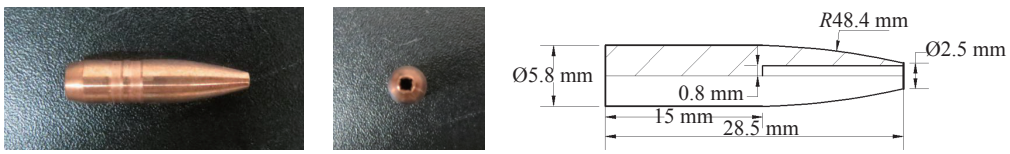
2　实验设计

明胶材料具有与生物组织（例如肌肉）相似的力学性能，在反映子弹与组织的能量传递方面具有直观、易测等优点，近年来国内外在研究枪弹对人体的毁伤特性和鉴定其威力特性等方面均采用明胶作为人体肌肉组织的替代物。大量实验表明，4 ℃ 下质量分数为 10% 的明胶材料的密度及黏弹性与人体肌肉组织较为接近，实验后的弹道轨迹以及弹头变形情况与生物软组织吻合良好。因此，本实验采用配比为 1∶3∶6 的明胶、冷水和热水制备明胶块，并放入 4 ℃ 恒温箱中备用。为研究开花弹的低侵彻特性，以 40 cm长的明胶块作为实验标准，未穿透则证明子弹具有良好的低侵彻特性。选用的明胶模具尺寸为 20 cm×20 cm×40 cm，以 5.8 mm 弹道枪作为发射平台进行弹体侵彻明胶块实验，实验现场布置如图 1 所示。采用 XX 火药作为发射药，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子弹撞击明胶块的速度。

图 1　实验现场示意图

Fig. 1　Schematic of experimental setup

实验中开花弹的直径为 5.8 mm，长径比为 5，质量为 5.2 g，弹丸头部开有矩形槽，边长为 1.6 mm，如图 2 所示。



(a) Full view　(b) Local magnification　(c) Bullet structure diagram

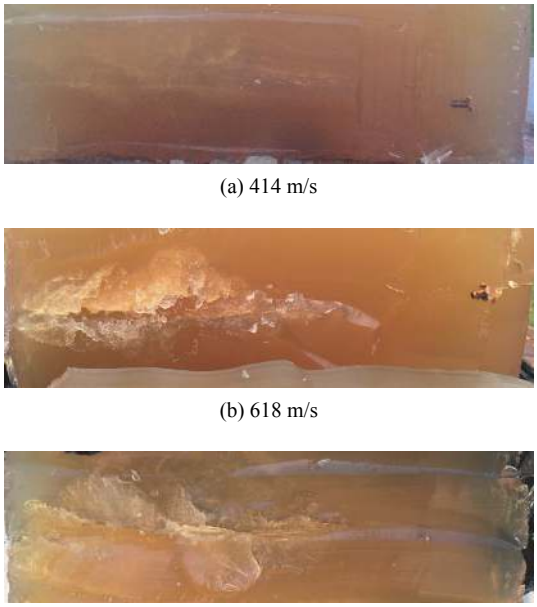
图 2　实验用开花弹

Fig. 2　Shrapnel of experiment

为了验证开花弹无论以何种速度击中目标，都能达到制止作用而不会产生贯穿，通过改变装药量，分别进行了开花弹在低速（414 m/s）、中速（618 m/s）和高速（825 m/s）下侵彻明胶块的实验研究，以模拟子弹在不同距离击中目标的结果。

3　实验结果与分析

实验结果见图 3, 开花弹在低速、中速和高速撞击条件下均未穿透明胶块。开花弹以 414 m/s 的速度撞击明胶时, 明胶未被穿透, 剩余弹体长度为 17.0 mm, 弹丸的侵彻深度为 353 mm; 开花弹以 618 m/s 撞击明胶时, 明胶未被穿透, 剩余弹体长度为 12.7 mm, 弹丸的侵彻深度为 366 mm; 开花弹以 825 m/s 的速度撞击明胶时, 明胶未被穿透, 剩余弹体长度为 11.2 mm, 弹丸侵彻深度为 341 mm。从实验结果中可以看出, 开花弹在不同速度区间内均具有良好的低侵彻性能。



(a) 414 m/s

(b) 618 m/s

(c) 825 m/s

图 3　侵彻明胶实验结果

Fig. 3　Experimental results of penetration in gelatin

收集到的开花弹弹丸残体如图 4 所示, 弹丸残体的最大直径见表 1。从图 4 中可以看出, 弹丸头部的变形程度与子弹撞击速度有关。开花弹以 414 m/s 较低速度撞击明胶块时, 弹丸头部部分开裂, 矩形槽沿径向略微膨胀, 弹丸头部最大横截面处直径为 10.2 mm, 约为弹体直径的 1.7 倍; 以 618 m/s撞击时, 弹丸头部开裂成 4 瓣并伴有外翻现象, 但头部凹槽没有开裂完全, 仍有清晰的孔洞, 此时弹丸头部最大横截面处直径为 13.5 mm, 是弹体直径的 2.3 倍; 以 825 m/s 撞击时, 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为 16.2 mm, 达到弹体直径的 2.7 倍。实验结果表明: 开花弹在低速入射时, 初速低, 弹头变形小, 子弹运动过程中受到的侵彻阻力相对较小; 在高速入射时, 初速高, 弹头变形大, 子弹运动过程中受到很大的侵彻阻力, 从而达到子弹在高速入射时的侵彻深度接近低速下的侵彻深度, 即实现子弹的低侵彻特性。

表 1　不同入射速度下弹丸的头部变形

Table 1　Head deformation of projectile at different speeds

Velocity/(m·s^{-1})	Maximum cross sectional diameter/mm	Magnification	Penetration depth/mm
414	10.2	1.7	353
618	13.5	2.3	366
825	16.2	2.7	341

(a) 414 m/s　(b) 618 m/s　(c) 825 m/s

图 4　弹丸残体

Fig. 4　Projectile residue

4　理论分析

弹丸撞击明胶时, 弹丸与介质发生能量传递, 明胶介质改变原来的静止状态, 内部发生运动, 此时

为克服介质的惯性将产生惯性阻力；明胶属于黏弹性介质，弹丸在明胶介质内运动时将受到来自介质的黏性剪切力，即黏性阻力；同时，明胶介质还具有一定的自身抗力。因此，弹丸撞击明胶介质的阻力模型可表示为[9]

$$m\frac{\mathrm{d}v}{\mathrm{d}t}=F=\frac{1}{2}\rho S c_1 v^2+c_2 S v+S\sigma_{\mathrm{Y}} \tag{2}$$

式中：等号右边 3 项分别为惯性抗力、黏性抗力和明胶抗力；c_1、c_2 分别为惯性阻力系数和黏性阻力系数。

令$k_1=(1/2)\rho c_1$，$k_2=c_2$，得到

$$m\,\mathrm{d}v=\left(k_1 S v^2+k_2 S v+S\sigma_{\mathrm{Y}}\right)\mathrm{d}t \tag{3}$$

对 (3) 式进行积分，得到弹丸在明胶介质中运动的距离x与时间 t 的关系

$$x=\frac{2m\ln\left\{\cos\left[\left(\sqrt{\frac{-k_2^2S^2+2k_1S^2\sigma_{\mathrm{Y}}}{m}}\right)t-\frac{1}{2}C_2\sqrt{-k_2^2S^2+2k_1S^2}\right]\right\}-k_2St}{2k_1S}+C_1 \tag{4}$$

将初始条件$x(0)=0$，$x'(0)=v_0$代入 (4) 式中，得到

$$x=\frac{-k_2St-2m\ln\left(\dfrac{\sqrt{k_2^2S/k_1-4\sigma_{\mathrm{Y}}}}{2\sqrt{\sigma_{\mathrm{Y}}+k_2v_0+k_1v_0}}\right)+2m\ln\left\{\cos\left[\dfrac{\sqrt{k_2^2-4k_1\sigma_{\mathrm{Y}}}}{2m}St-\arccos\left(\dfrac{\sqrt{k_2^2S/k_1-4\sigma_{\mathrm{Y}}}}{2\sqrt{\sigma_{\mathrm{Y}}+k_2v_0+k_1v_0^2}}\right)\right]\right\}}{2k_1S} \tag{5}$$

由于惯性阻力系数c_1和黏性阻力系数c_2可视为与弹丸直径无关的系数，因此，采用文献 [4] 的实验参数：明胶介质的剪切屈服强度σ_{Y}=0.02 MPa，密度ρ=1.06 g/cm^3，c_1=0.24，c_2=3316。

根据实验结果，开花弹低速、中速和高速撞击明胶块后得到的子弹最大横截面直径分别为 10.2、13.5 和 16.2 mm；由于子弹撞击明胶后的头部变形过程很短，因此近似认为变形是瞬态的，将子弹变形后的最大横截面积视为弹丸与介质的有效接触面积，代入(5)式中，得到弹丸的位移-时间曲线，如图 5 所示。

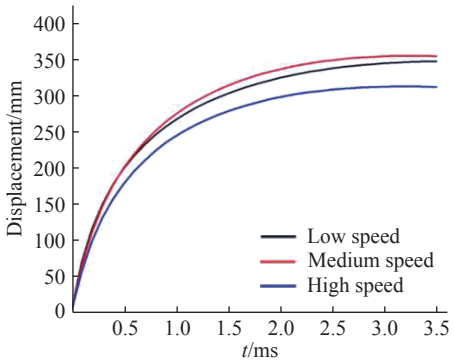


图 5　位移-时间曲线

Fig. 5　Displacement-time curves

理论结果和实验结果的对比如表 2 所示。从表 2 中可以看出，弹丸速度为 618 m/s 时理论和实验侵彻深度均为最大值，825 m/s 时均为最小值，理论结果和实验结果的变化趋势完全相同。对比两组侵彻深度数据可以发现，理论结果都比实验结果偏小。这是因为在理论计算中忽略了弹头的变形过程，只考虑了弹丸稳定侵彻阶段时的状态，即假设子弹以开裂后的状态在明胶中运动，因此理论值会小于实验值。此外，理论与实验结果的误差较小，说明该模型可以较好地描述弹丸在明胶中的运动过程。

表 2　理论结果和实验结果

Table 2　Theoretical results and experimental results

Incident velocity/(m·s^{-1})	Maximum cross sectional diameter/mm	Penetration depth/mm	
		Theoretical value	Experimental value
414	10.2	346	353
618	13.5	354	366
825	16.2	308	341

5 结　论

通过开展开花弹以不同速度侵彻明胶块的实验研究，直观地验证了开花弹的低侵彻性能，得到如下主要结论。

(1)弹丸头部开槽后，在侵彻过程中弹头发生形变，增大了弹丸与介质之间的有效接触面积，增大侵彻阻力，从而有效提升了弹丸的低侵彻性能。低速侵彻下，开花弹的弹形保持良好，弹丸头部变形小，最大横截面直径为弹体直径的 1.7 倍；中速侵彻下，弹丸头部变形程度有所增大，最大横截面直径为弹体直径的 2.3 倍；高速侵彻下，弹丸受到的侵彻阻力很大，弹头变形后最大横截面直径达到弹体直径的 2.7 倍。

(2)开花弹在不同速度区间内均未穿透明胶块，低速(414 m/s)下其侵彻深度为 353 mm，中速(618 m/s)下侵彻深度为 366 mm，高速(825 m/s)下侵彻深度为 341 mm。

(3)提出了开花弹在明胶中运动的理论模型，得到了弹丸位移与时间的关系，将理论结果和实验结果进行对比，证明了该模型能较好地描述开花弹侵彻明胶的运动过程。

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): 12–15.
YIN S. A study on china's antiterrorism legal mechanism [J]. Contemporary Law Review, 2008, 22(3): 12–15.

[2] 袁国柱. 对第二代小口径枪弹的初步分析 [J]. 现代武器, 1986(8): 5–8.
YUAN G Z. A preliminary analysis of the second generation small caliber bullet [J]. Modern Weapons, 1986(8): 5–8.

[3] 王富耻, 王琳, 李树奎, 等. 空心侵彻弹侵彻金属靶板的细观损伤行为研究 [J]. 兵工学报, 2004, 25(3): 359–362.
WANG F C, WANG L, LI S K, et al. Study on meso damage behavior of hollow penetrator penetrated into metal target plate [J]. Acta Armamentarii, 2004, 25(3): 359–362.

[4] 刘坤, 吴志林, 徐万和, 等. 3 种小口径步枪弹的致伤效应 [J]. 爆炸与冲击, 2014, 34(5): 608–614.
LIU K, WU Z L, XU W H, et al. The injury effect of 3 small caliber rifle projectiles [J]. Explosion and Shock Waves, 2014, 34(5): 608–614.

[5] 温垚珂, 徐诚, 陈爱军, 等. 步枪弹侵彻明胶靶标的数值模拟 [J]. 兵工学报, 2013, 34(1): 14–19.
WEN Y K, XU C, CHEN A J, et al. Numerical simulation of rifle penetration into gelatin target [J]. Acta Armamentarii, 2013, 34(1): 14–19.

[6] 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.

[7] 梁化鹏, 沈培辉, 刘铁磊. 可变形小口径枪弹侵彻肥皂试验 [J]. 兵器装备工程学报, 2018, 39(2): 83–84.
LIANG H P, SHEN P H, LIU T L. Experiment on penetration of small caliber deformable bullet on the soap [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2018, 39(2): 83–84.

[8] 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.
LIU Y Q, WANG Z G, MA Y Y. Wound ballistics [M]. Bei Jing: People's Military Medical Publishing House, 1991: 76-77.

[9] 莫根林, 吴志林, 冯杰, 等. 步枪弹侵彻明胶的表面受力模型 [J]. 兵工学报, 2014, 35(2): 164–169.
MO G L, WU Z L, FENG J, et al. The force model of the surface of the rifle projectile penetrating the gelatin [J]. Acta Armamentarii, 2014, 35(2): 164–169.

Ballistic Characteristics of Low Penetration Bullet in Gelatin

LIANG Huapeng[1,2], SHEN Peihui[2], LIU Tielei[2]

（1. *Xi'an Institute of Modern Control Technology*, *Xi'an* 710065, *China*;
2. *National Key Laboratory of Fundamental Science on Smart Ammunition Technology*,
Nanjing University of Science & Technology, Nanjing 210094, *China*）

Abstract: In order to improve the bullet destruction, the design of the new type of bullet—shrapnel，which is based on the standard small bore bullet is proposed. The experiment of gelatin penetrated by shrapnel is performed to study the deformation of projectile's head at different speed range and through the penetration depth of the projectile. The low penetration performance of the projectile is verified in this study. The results show that the degree of deformation of the projectile's head is related to the speed, the higher the speed, the greater the warhead deformation. Warhead cracking into the "petal" can effectively reduce the bullet velocity, and increase the penetration resistance. The shrapnel does not perforate the gelatin at all the testing speeds, which proved that the projectile has good low penetration performance. A motion model of shrapnel is proposed, and the model can describe the dynamic process of shrapnel better.

Keywords: shrapnel；low penetration；gelatin；impact speed

DOI: 10.11858/gywlxb.20180657

碳化硼陶瓷复合靶板抗侵彻性能实验研究

任文科[1], 高光发[1], 朴春华[2], 张 扬[2], 徐同昆[2], 赵 斌[3]

(1. 南京理工大学, 江苏 南京 210094;
2. 黑龙江北方工具有限公司, 黑龙江 牡丹江 157013;
3. 中国兵器工业第五二研究所烟台分所, 山东 烟台 264001)

摘要: 为研究碳化硼陶瓷的抗侵彻性能, 开展了⌀12.7 mm 钢球侵彻碳化硼陶瓷及复合靶板、12.7 mm 长杆弹侵彻超高分子量聚乙烯纤维(UHMWPE)约束碳化硼陶瓷复合靶板实验, 讨论了碳化硼陶瓷的破坏模式, 研究了约束方式对碳化硼陶瓷抗侵彻性能的影响。结果表明: 在钛合金/UHMWPE 背板约束作用下, 弹丸与陶瓷的相互作用时间更长, 产生更细的陶瓷粉末, 大尺寸碎片含量减少, 吸收的能量更多, 陶瓷的抗侵彻性能进一步提高; 背板在弹体和陶瓷锥的共同冲击下, 造成钛合金的花瓣形卷边破坏, UHMWPE 层合板伴随着较大范围的层间分层, 形成"X"形隆起现象; 采用纤维约束陶瓷, 使碳化硼陶瓷板在子弹侵彻时能够保持完整, 增强了对弹体的磨蚀作用, 提高了抗弹性能, 具有一定的抗多次打击能力。通过分析碳化硼陶瓷复合装甲的抗侵彻机理, 为今后复合装甲的优化设计提供了参考依据。

关键词: 碳化硼陶瓷; 侵彻; 陶瓷复合靶板; 超高分子量聚乙烯纤维; 三维约束

中图分类号: O385 **文献标识码:** A

陶瓷材料的广泛应用使装甲防护能力得到了进一步提升, 适合作为装甲材料的陶瓷应该具有高硬度、高强度、低密度的特点[1−4]。与氧化铝陶瓷、碳化硅陶瓷等相比, 碳化硼陶瓷的硬度最高, 密度最低, 具有更优异的抗侵彻性能和更高的吸能效率[5−6]。武装直升机防弹装甲要求能够抵御 12.7 mm 穿燃弹的攻击, 并且对防护装甲的面密度要求非常严格, 因此碳化硼陶瓷是理想的轻型装甲防护材料。

目前我国对碳化硼陶瓷装甲的抗侵彻性能研究较少。本研究采用⌀12.7 mm 钢球和 12.7 mm 长杆弹对碳化硼陶瓷及碳化硼复合装甲进行侵彻实验, 设计不同的碳化硼靶板结构, 分析碳化硼陶瓷复合靶板的抗侵彻机理, 为今后碳化硼复合装甲设计提供基础。

1 实 验

1.1 ⌀12.7 mm 钢球侵彻碳化硼陶瓷及复合靶板实验

实验发射装置为⌀25 mm 轨道炮。实验用弹为⌀12.7 mm 钢球(见图 1), 撞击安放在靶架上的碳化硼陶瓷靶板, 钢球材料为 GCr15 轴承钢, 质量 8.3 g。采用高速摄影技术测量弹丸入射速度及靶后速度, 在炮口与靶架之间放置一个标尺, 通过高速摄影技术获得弹丸飞过标尺的时间, 以此求得弹丸速度(见图 2)。

为研究碳化硼陶瓷的抗侵彻性能, 设计 3 种靶板(见图 3): (1)碳化硼陶瓷靶板, 陶瓷尺寸为 100 mm×100 mm, 厚度为 10 mm; (2)钛合金/超高分子量聚乙烯纤维(UHMWPE)复合靶板, 其结构为 2 mm 钛合金/5 mm UHMWPE/2 mm 钛合金/5 mm UHMWPE; (3)碳化硼/钛合金/UHMWPE/钛合金复合靶板, 面板采用碳化硼陶瓷, 尺寸为 100 mm×100 mm×10 mm, 靶板结构为 10 mm 碳化硼/2 mm 钛合金/5 mm UHMWPE/2 mm 钛合金。

* 收稿日期: 2018-10-15; 修回日期: 2019-01-07
基金项目: 国家自然科学基金(11472008, 11772160, 11202206); 江苏省研究生科研与实践创新计划项目(KYCX18_0463)
作者简介: 任文科(1992—), 男, 博士研究生, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: wenkeren@live.com
通信作者: 高光发(1980—), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: gfgao@ustc.edu.cn

(a) Geometric diagram　(b) Picture of testing sample

图 1　实验弹体

Fig. 1　Experimental projectile

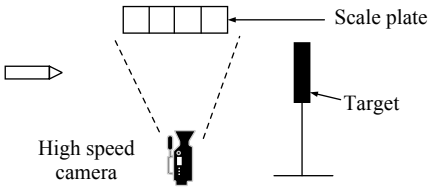


图 2　高速摄影测量系统

Fig. 2　High speed photography system

(a) B_4C ceramics target

(b) B_4C/titanium alloy/UHMWPE composite target

(c) Titanium alloy/UHMWPE composite target

图 3　3 种碳化硼陶瓷靶板

Fig. 3　Three kinds of B_4C ceramics targets

弹头和靶板材料的性能参数见表 1。其中，ρ、E 分别为材料密度和弹性模量。

表 1　弹头及靶板材料的性能参数

Table 1　Mechanical properties of projectiles and targets

Material	ρ/(g·cm^{-3})	E/GPa	Poisson's ratio	Tensile strength/MPa	Yield strength/MPa
GCr15 steel	7.83	217	0.3	861.3	518.4
TC_4	4.45	114	0.3	1000±50	
UHMWPE fibers	0.97	124		3340	
Material	ρ/(g·cm^{-3})	E/GPa	Compressive strength/GPa	Fracture toughness/(MPa·m$^{1/2}$)	Vickers hardness/GPa
B_4C	2.51	450	1.96	2.6 ± 0.15	24.5±1.0

1.2　∅ 12.7 mm 长杆弹侵彻 UHMWPE 约束碳化硼陶瓷复合靶板实验

采用 UHMWPE 对六边形碳化硼陶瓷进行三维约束，设计两种约束方式：(1)纤维先侧边缠绕，然后对边缠绕，如图 4(b)所示；(2)先对边缠绕，然后侧边缠绕，如图 4(c)所示。背板为铝合金与 45 钢板，厚度均为 20 mm，盖板为 2 mm 碳纤维层合板，目的是防止陶瓷飞溅。采用自行设计的 25 mm 穿甲弹(见图 5)，按照 12.7 mm 穿燃弹设计，弹芯直径 10 mm、长度 54 mm，质量约 25 g，材料为 45 钢。

(a) B_4C ceramics　(b) Fiber constrained plan 1　(c) Fiber constrained plan 2

图 4　陶瓷试件与约束方案

Fig. 4　B_4C ceramics and two different designs of constrains

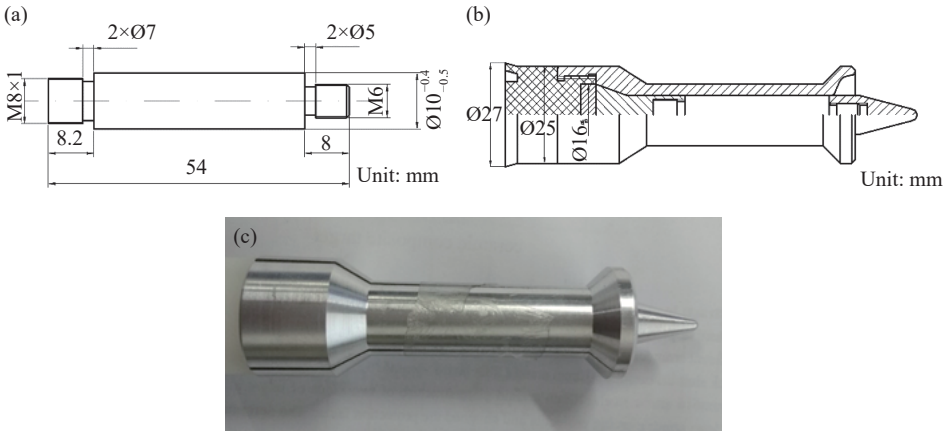


图 5　12.7 mm 长杆弹

Fig. 5　12.7 mm long-rod projectile

碳化硼陶瓷为六边形, 外径 10 mm, 厚度7 mm, 由中国兵器工业第 52 所提供。弹丸速度通过如图 6 所示装置进行测量, 两个测速靶(铝箔)距离 2 m, 弹丸通过每组测速靶时会产生一个电信号, 根据两个电信号的时间间隔可求得弹丸速度。

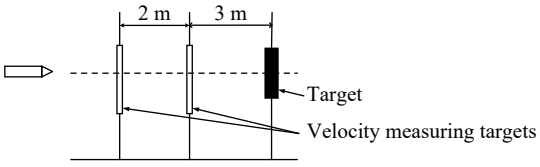


图 6　弹丸测速装置

Fig. 6　Projectile speed measuring instruments

2　实验结果与分析

2.1　∅12.7 mm 钢球侵彻碳化硼陶瓷及复合靶板实验结果与分析

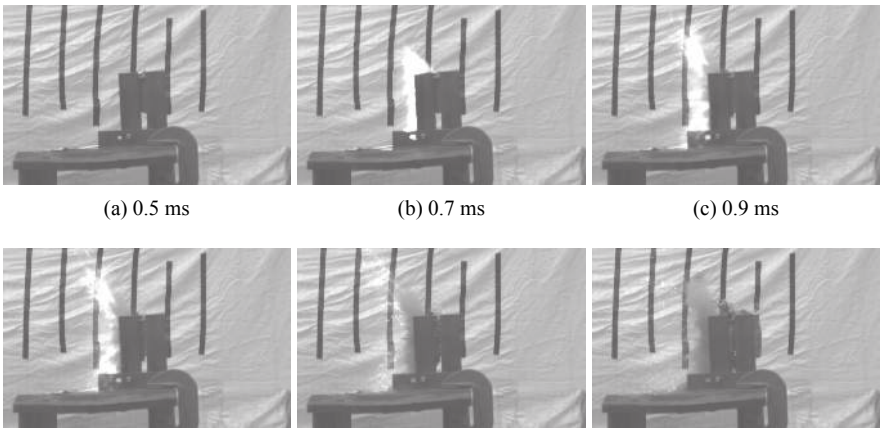
进行了 12 发实验, 靶板结构及主要实验结果见表 2, 侵彻过程中碳化硼陶瓷完全粉碎。图 7、图 8 分别是弹体侵彻碳化硼/钛合金/UHMWPE 复合靶板、碳化硼陶瓷过程的高速摄影图像。高速摄影图像表明: 弹体的碰靶姿态控制较好, 均为正撞击; 弹体撞击碳化硼陶瓷后向靶后喷射大量陶瓷碎片, 靶后

表 2　靶板结构和实验结果(∅12.7 mm 钢球)

Table 2　Targets construction and experimental results (∅12.7 mm projectile)

Target No.	Target structure	Area density/ ($kg·m^{-2}$)	Thickness/ mm	Mass/ g	Initial velocity/($m·s^{-1}$)	Residual velocity/($m·s^{-1}$)	Damage
A1	B_4C/TC_4/UHMWPE/TC_4	47.6	18.54	8.36	1194.2		Unpenetrated
A2	B_4C/TC_4/UHMWPE/TC_4	47.9	18.55	8.36	1044.5		Unpenetrated
A3	B_4C/TC_4/UHMWPE/TC_4	47.2	18.63	8.36	947.4		Unpenetrated
A4	B_4C/TC_4/UHMWPE/TC_4	47.6	18.82	8.36	890.0		Unpenetrated
B1	TC_4/UHMWPE	31.5	17.91	8.36	1284.8	805.3	Penetrated
B2	TC_4/UHMWPE	32.6	17.84	8.36	1061.8	716.7	Penetrated
B3	TC_4/UHMWPE	30.7	17.91	8.36	958.1	574.5	Penetrated
B4	TC_4/UHMWPE	32.7	17.85	8.36	940.5	478.3	Penetrated
C1	B_4C ceramics	32.0	10.06	8.36	1244.0	840.0	Penetrated
C2	B_4C ceramics	32.0	10.06	8.36	1136.6	520.2	Penetrated
C3	B_4C ceramics	32.0	10.05	8.36	1050.0	507.7	Penetrated
C4	B_4C ceramics	31.9	10.03	8.36	1139.6	570.0	Penetrated

陶瓷碎片云的最大速度与弹体剩余速度相当。在加入钛合金/UHMWPE 复合板之后，抗侵彻性能明显提升，碳化硼复合靶板成功抗住了⌀12.7 mm 钢球的侵彻。

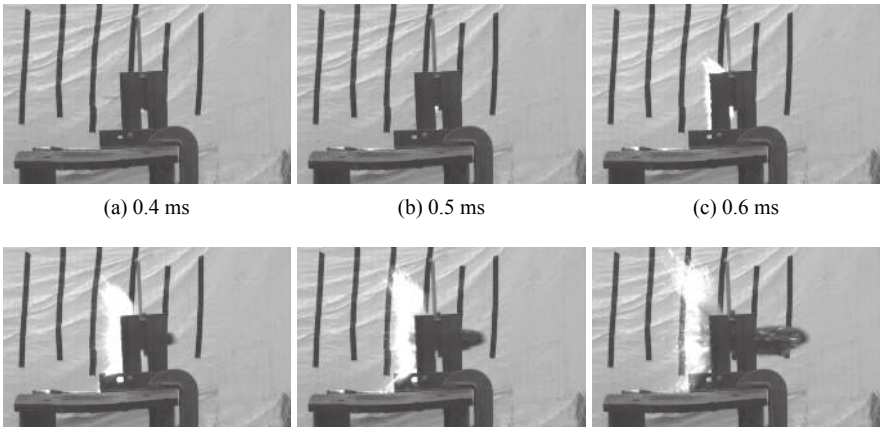


(a) 0.5 ms　(b) 0.7 ms　(c) 0.9 ms

(d) 1.1 ms　(e) 1.5 ms　(f) 2.5 ms

图 7　钢球撞击碳化硼/钛合金/UHMWPE 复合靶板过程 (2×10^4 fps)

Fig. 7　Penetration process of steel ball to B_4C/titanium alloy/UHMWPE composite target (2×10^4 frames/s)



(a) 0.4 ms　(b) 0.5 ms　(c) 0.6 ms

(d) 0.7 ms　(e) 0.8 ms　(f) 1.0 ms

图 8　钢球撞击碳化硼陶瓷靶板过程 (2×10^4 幅/秒)

Fig. 8　Penetration process of steel ball to B_4C ceramics (2×10^4 frames/s)

对比分析碳化硼靶板与碳化硼/钛合金/UHMWPE 复合靶板，收集陶瓷碎片进行下一步分析。不同约束条件下产生的典型碎片如图 9 所示，其中图 9(b)为实验产生的最大陶瓷碎片。图 9(a)和图 9(b)

(a) Various sizes of B_4C ceramics fragments　(b) Large fragments of B_4C ceramics

图 9　侵彻实验产生的碳化硼陶瓷碎片

Fig. 9　Fragments of B_4C ceramics in penetration experiments

中, 右边为弹丸侵彻碳化硼陶瓷板留下的碎片, 左边是加入钛合金/UHMWPE 背板之后的陶瓷碎片。可以看出, 在背板约束作用下陶瓷粉碎得更彻底, 较小的碎片含量增加, 大碎片的尺寸减小, 因此陶瓷吸收的能量更多, 陶瓷的抗侵彻性能进一步提高。此外, 由于背板的作用, 弹丸与陶瓷的相互作用时间更长, 在高速摄像图像中, 从弹丸触碰陶瓷直到侵彻结束弹丸远离陶瓷靶板的时间为弹丸与陶瓷的相互作用时间。图 7 中弹丸与陶瓷的相互作用时间只有 0.5 ms 左右, 而图 8 中弹丸与陶瓷的相互作用时间超过了 2 ms, 更长的相互作用时间会产生更细的陶瓷粉末。

图 10 为剩余速度与入射速度的关系曲线。相同面密度条件下, 纯碳化硼陶瓷与钛合金/UHMWPE 复合靶板均未能有效阻挡⌀12.7 mm 钢球的侵彻, 随着弹丸速度的提升, 靶后剩余速度均不断提高。

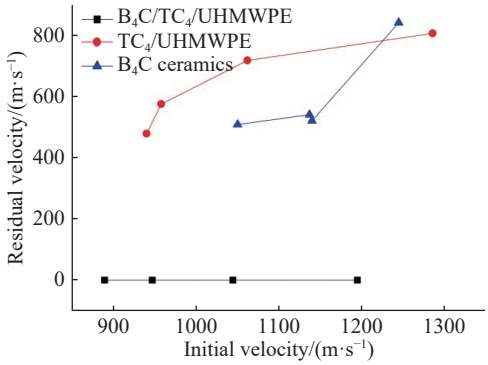
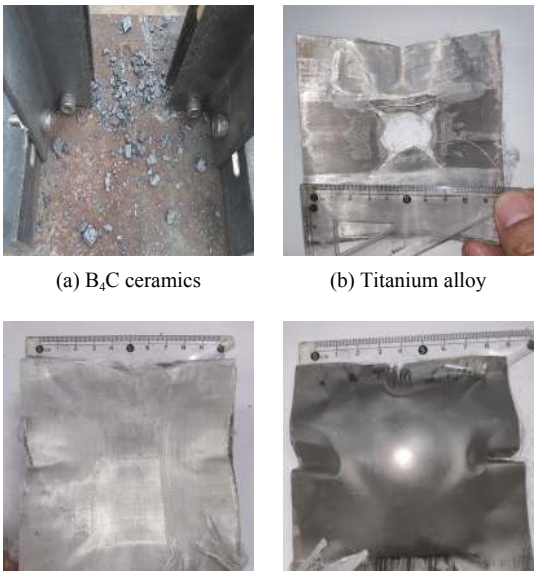


图 10　剩余速度与入射速度的关系

Fig. 10　Relationship between residual velocity and initial velocity

图 11 是钢球侵彻碳化硼/钛合金/UHMWPE 复合靶板的破坏形貌。可以看出, 陶瓷完全粉碎, 当钢球开始撞击碳化硼陶瓷的时候, 在反射拉伸波作用下, 陶瓷的微裂纹发生扩展, 形成宏观裂纹从而发生失效[7]。撞击后压缩波传播到钛合金/UHMWPE 背板后面, 背板即开始运动。陶瓷锥在弹体的侵彻和推动下作用于背板, 背板获得一定初速度。在弹体和陶瓷锥的共同冲击作用下, 钛合金/UHMWPE 背板弯曲隆起, 由于钢球的撞击速度较大, 钛合金隆起部分进一步受到钢球和陶瓷锥的共同推动, 造成钛合金的花瓣形卷边破坏[8−9](见图 11(b))。UHMWPE 层合板伴随着较大范围的层间分层, 纤维方向的拉伸变形延伸至靶板边界处, 纤维向以弹丸为中心的十字范围收缩, 从而形成“X”形隆起现象(见图 11(c))。

图 12 显示了钢球侵彻钛合金/UHMWPE 复合靶板的破坏形貌。可见, UHMWPE 的主要破坏模式为剪切破坏, 并伴随着层间分层破坏。



(a) B_4C ceramics　(b) Titanium alloy　(c) UHMWPE and titanium alloy

图 11　碳化硼/钛合金/UHMWPE 复合靶板破坏形貌

Fig. 11　Damage view of B_4C/titanium alloy/UHMWPE composite target

(a) Front view　(b) Back view

图 12　钛合金/UHMWPE 复合靶板破坏形貌

Fig. 12　Damage morphology of titanium alloy/UHMWPE composites plate

2.2　12.7 mm 长杆弹侵彻 UHMWPE 约束碳化硼陶瓷复合靶板实验结果分析

共进行 6 发实验, 1～4 号实验采用铝板为背板, 5、6 号实验采用钢板为背板。靶板结构及主要实验结果见表 3。其中: 1 号实验弹丸垂直着靶, 弹着点位于靶板正中心, 陶瓷完全粉碎; 2 号实验弹丸斜

表 3　靶板结构和实验结果(12.7 mm 长杆弹)

Table 3　Targets construction and experimental results (12.7 mm long-rod projectile)

Target No.	Target structure	Projectile mass/g	Projectile velocity/(m·s^{-1})	Damage
1	B_4C/20 mm aluminum plate	24.90	618.1	Unpenetrated
2	Fiber constrained plan 1/20 mm aluminum plate	24.85	643.5	Penetrated
3	Fiber constrained plan 2/20 mm aluminum plate	24.99	630.2	Penetrated
4	Fiber constrained plan 1/20 mm aluminum plate	24.96	658.2	Penetrated
5	B_4C/20 mm steel place	24.97	641.4	Unpenetrated
6	Fiber constrained plan 1/20 mm steel place	24.96	622.8	Unpenetrated

着靶,陶瓷并没有全部碎掉,完整性较好,靶板弹坑与法线方向夹角大约为 60°;3 号、4 号实验弹丸斜着靶,靶板弹坑与法线方向夹角大约为 60°;5 号、6 号实验弹丸垂直着靶,陶瓷完全粉碎。

1 号、5 号实验均采用未约束的碳化硼陶瓷,侵彻过程中碳化硼陶瓷完全粉碎,铝板和钢板均未穿透。1 号实验中回收到剩余弹丸,如图 13 所示,可见弹头墩粗,变形磨损严重,表面粗糙不平,有烧蚀的痕迹,由原长 52 mm 变为 32 mm,杆弹有轻微弯曲,这是由于碳化硼陶瓷非常硬,弹丸在侵彻过程中遭到碳化硼陶瓷的磨蚀作用;此外图 13 中弹丸红圈部分有明显的剪切破坏。1 号实验中铝板弹坑深度为 5 mm,5 号实验中钢板弹坑深度为 2.5 mm。

(a) Before experiment　　(b) After experiment

图 13　实验前、后弹丸对比

Fig. 13　Pictures of projectiles before and after experiment

2～4 号实验中,由于弹丸速度较低,弹道稳定性不好,导致弹丸斜着靶,没有打到陶瓷中心,由于纤维的约束作用,陶瓷并没有完全碎掉,但是铝板均被穿透。6 号实验垂直着靶,弹着点位于靶板正中心,弹着点附近陶瓷破损严重,但是陶瓷的完整性较好,钢板上弹坑很浅,深度只有 0.6 mm,而 5 号实验中钢板弹坑深度达 2.5 mm(见图 14),因此在纤维约束作用下陶瓷具有更好的抗弹性能。

(a) Exp. No.5　　(b) Exp. No.6

图 14　弹坑深度

Fig. 14　Depth of craters

图 15 为纤维约束陶瓷破坏形貌。在未约束的条件下,碳化硼陶瓷直接全部破碎,而采用纤维约束的陶瓷在弹丸侵彻后完整性较好,并没有完全碎掉,具有一定的抗多次打击能力。从图 15(d)可以看出,碳化硼陶瓷具有从碰撞点向外发散的径向裂纹和向外扩展的锥形裂纹(Hertzian 锥形裂纹),陶瓷碎粒沿环向近似均匀分布,距离碰撞中心越远,陶瓷碎粒尺寸越大[10–12]。

使用纤维对陶瓷进行三维约束,使陶瓷板能够在子弹侵彻时保持完整,粉碎的陶瓷碎片只能沿弹体侵彻形成的狭小通道反向运动,从而增强了对弹体的磨蚀作用,有利于提高抗弹性能;此外,由于纤维的约束作用,还可以有效防止碎裂陶瓷的飞溅,减少二次伤害。

(a) Exp. No.2　(b) Exp. No.3　(c) Exp. No.4

(d) Exp. No.6

图 15　纤维约束 B_4C 陶瓷破坏形貌

Fig. 15　Damage morphology of fiber constrained B_4C ceramics

3　结　论

开展了⌀12.7 mm 钢球侵彻碳化硼陶瓷及复合靶板、12.7 mm 长杆弹侵彻 UHMWPE 约束碳化硼陶瓷复合靶板实验，分析了在弹丸中/高速冲击作用下碳化硼陶瓷复合靶板的抗侵彻过程，得到了以下主要结论。

(1)在钛合金/UHMWPE 背板约束作用下，弹丸与陶瓷的相互作用时间更长，产生更细的陶瓷粉末，大尺寸碎片含量减少，吸收的能量更多，陶瓷的抗侵彻性能进一步提高。

(2)背板在弹体和陶瓷锥的共同冲击下，造成钛合金的花瓣形卷边破坏，UHMWPE 层合板伴随着较大范围的层间分层，形成“X”形隆起现象。

(3)采用纤维约束陶瓷，使碳化硼陶瓷板能够在子弹侵彻时保持完整，粉碎的陶瓷碎片只能沿弹体侵彻形成的狭小通道反向运动，从而增强了对弹体的磨蚀作用，有利于提高抗弹性能，具有一定的抗多次打击能力；纤维的约束作用还可以有效防止碎裂陶瓷的飞溅，减少二次伤害。

参考文献:

[1] SAVIO S G, RAMANJANEYULU K, MADHU V, et al. An experimental study on ballistic performance of boron carbide tiles [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(7): 535–541.

[2] 孙川. B_4C 基复相陶瓷材料的制备、性能研究及抗弹能力测试 [D]. 北京: 北京理工大学, 2015: 17–45.
SUN C. Preparation, properties and ballistic performance test of B_4C matrix composite ceramic [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2015: 17–45.

[3] 苏罗川, 宜晨虹, 刘文杰, 等. 轻质抗侵彻材料及结构研究现状 [J]. 兵器装备工程学报, 2018, 39(1): 157–167.
SU L C, YI C H, LIU W J, et al. Development of lightweight ballistic armor materials and structures [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2018, 39(1): 157–167.

[4] 马丽. TiB_2 基复相陶瓷制备及抗侵彻性能研究 [D]. 济南: 山东大学, 2018: 15–36.

[5] 任彦. 抗弹陶瓷在复合装甲中的应用 [J]. 新材料产业, 2016(1): 17–20.

[6] 曾毅, 赵宝荣. 装甲防护材料技术 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2014: 75–110.
[7] 钱伟长. 穿甲力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1984: 6–18.
[8] ROSENBERG Z, DEKEL E. 终点弹道学 [M]. 钟方平, 译. 北京: 国防工业出版社, 2014: 193–235.
[9] MADHU V, RAMANJANEYULU K, BALAKRISHNA B, et al. An experimental study of penetration resistance of ceramic amour subjected to projectile impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2005, 32(1): 337–350.
[10] 孙娟, 黄小忠, 杜作娟, 等. 约束机制对陶瓷复合靶抗弹性能的影响 [J]. 中南大学学报(自然科学版), 2011, 42(11): 3331–3335.
SUN J, HUANG X Z, DU Z J, et al. Effect of confinement mechanism on performance of ceramic composite targets [J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2011, 42(11): 3331–3335.
[11] 宜晨虹, 胡美娥, 谷岩. 93 钨破片高速侵彻陶瓷/铝合金复合结构实验研究 [J]. 兵器材料科学与工程, 2013, 36(3): 17–19.
YI C H, HU M E, GU Y. High velocity penetration of ceramic/aluminum composite structure by 93 tungsten fragment [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2013, 36(3): 17–19.
[12] 罗通. 纤维约束陶瓷复合靶板的制备及抗弹性能研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2015: 12–55.
LUO T. Study on preparation process and anti-ballistic properties of ceramic composite targets confined by fiber [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2015: 12–55.

Experimental Study of Ballistic Performance for Boron Carbide Ceramic Composite Targets

REN Wenke[1], GAO Guangfa[1], PIAO Chunhua[2], ZHANG Yang[2], XU Tongkun[2], ZHAO Bin[3]

(1. *Nanjing University of Science and Technology*, *Nanjing* 210094, *China*;
2. *Heilongjiang North Tool Co.*, *Ltd*, *Mudanjiang* 157013, *China*;
3. *No.52 Institute of China*, *North Industries Group Yantai Branch*, *Yantai* 264001, *China*)

Abstract: In order to investigate the ballistic performance of boron carbide ceramics, we carried out experiments of a ∅12.7 mm steel ball penetrating the boron carbide ceramic and composite target, and a 12.7 mm long-rod projectile penetrating the boron carbide ceramic composite target constrained by the ultrahigh molecular weight polyethylene (UHMWPE) fibers. In the experiments, the failure mode of boron carbide ceramics was discussed, and the influence of the constraint mode of ballistic performance on boron carbide ceramics was studied. The results show that under the constraint of titanium alloy/UHMWPE backing plate, the interaction time between projectile and ceramic is longer, which could create finer ceramic powder and decrease the size of fragments. Hence, as the carbide ceramics absorb more energy, it could achieve better ballistic performance. As the result of the combination of the projectile and the ceramic cone, the titanium alloy back plate was damaged, forming the petal shape. And the UHMWPE laminate is accompanied by a large-scale interlayer delamination, forming an "X"-shaped bulging phenomenon. The fiber-constrained ceramics enable the boron carbide ceramic plate to remain intact when the bullet penetrates, enhance the abrasive effect on the projectile, improve the elastic resistance, and have a certain resistance against multiple impacts. Besides, the anti-penetration mechanism of boron carbide ceramic composite armor has also been analyzed, and we hope this paper can help with the optimization design of composite armor in the future.

Keywords: boron carbide ceramic; penetration; ceramic composite target; ultra high molecular weight polyethylene fiber; three-dimensional constraint

DOI: 10.11858/gywlxb.20180672

高速弹体对钢筋混凝土靶的侵彻/贯穿效应实验研究

戴湘晖,周 刚,沈子楷,李鹏杰,初 哲,王可慧,段 建,胡玉涛,杨 慧

(西北核技术研究所强动载与效应实验室,陕西 西安 710024)

摘要: 为了研究高速弹体对钢筋混凝土靶的侵彻/贯穿效应,以 100 mm 口径滑膛炮作为发射平台,驱动 10 kg 级卵形弹体以 820～1195 m/s 速度撞击强度为 31.0～43.6 MPa 的钢筋混凝土靶,获得了弹体侵彻/贯穿钢筋混凝土靶的终点弹道实验数据,并对弹体的侵彻/贯穿深度、靶板侧面自由面效应、弹体的变形进行了详细分析。结果表明:弹体的侵彻/贯穿深度为 2.2～2.8 m,部分经验公式预估的侵彻/贯穿深度与实验结果吻合较好;当靶面相对尺寸较小且弹速较高时,靶板侧面自由面效应比较明显;当弹速达到 1195 m/s 时,弹体开始由刚体向半流体转变。

关键词: 高速;弹体;钢筋混凝土;侵彻;贯穿;自由面效应

中图分类号: O385 **文献标识码:** A

钢筋混凝土结构广泛应用于各类国防与民用土木工程(如指挥所、机库、核电站、大坝、桥梁、港口等),这些具有重要战略价值的目标一直是弹体设计及防护工程领域的研究重点。随着高速飞行器的发展,弹体末端速度不断提高,高速弹体对钢筋混凝土的侵彻问题逐渐成为研究热点,相关研究可为弹体设计及防护工程提供技术支持。

弹体对钢筋混凝土的侵彻/贯穿效应是评价弹体毁伤能力的重要指标。学者们通过实验和理论方法,开展了深入细致的研究工作,并推导出一系列非常有用的计算侵深的经验及半经验公式。Petry 最早于 1910 年提出了侵深的经验公式,而后对其进行修正,该公式是最早的普遍应用的计算公式[1];美国圣地亚国家实验室 Young 等[2–5] 在 3000 多次实验的基础上,通过统计分析获得预估钻地弹侵彻深度的经验公式,并不断进行修正,得到了侵彻土、岩石、混凝土统一的经验公式,该经验公式广泛应用于工程实际中,可信度较高;美国圣地亚国家实验室 Forrestal 等[6–10] 先后开展了几次比较系统的尖卵形弹体侵彻实验,速度介于 277～1225 m/s 之间,并基于空腔膨胀模型推导出侵深的半经验公式,相关实验及理论模型被广泛应用;Chen 等[11–13] 基于 Forrestal 理论和无量纲分析,提出了两个无量纲参数(侵彻函数 I 和弹体几何函数 N),进一步简化了侵深的经验公式;何翔等[14–15] 基于 20 余个侵彻经验公式,在量纲分析的基础上,给出了岩石侵深经验公式;此外,学者们还相继提出 BRL 公式[1, 16–17]、ACE 公式[16, 18]、NDRC 公式[16, 19]、别列赞公式[20–21]、Kar 公式[16, 22]、Ammann-Whitney 公式[16]、Whiffen 公式[16, 23],并在工程实际中得到广泛应用,Kennedy[1]、Li 等[16]、Fang 等[20]、武海军等[21] 对这些经验公式进行了综述和评价。同时,学者们还对小尺寸弹体高速侵彻混凝土靶进行了实验及机理方面的研究[24–34],得到了一系列有用的结论。

尽管研究人员对小尺寸弹体高速侵彻混凝土靶开展了大量的实验和理论研究工作,但是大尺寸弹体侵彻/贯穿钢筋混凝土靶的实验数据很少见诸公开报道,而这些实验数据对于理论模型及经验公式的验证具有很好的参考作用。为了对前人工作进行补充,本研究开展了 10 kg 级弹体高速侵彻/贯穿钢筋混凝土靶实验,以获得终点弹道实验数据,并对弹体的侵彻/贯穿深度、靶板侧面自由面效应、弹体的变形等因素进行详细分析。

* **收稿日期:** 2018-10-29; **修回日期:** 2018-12-21

作者简介: 戴湘晖(1986—),男,博士研究生,工程师,主要从事冲击动力学研究. E-mail: daixianghui@nint.ac.cn

通信作者: 周 刚(1964—),男,博士,研究员,主要从事爆炸与冲击动力学研究. E-mail: gzhou@nint.ac.cn

1　实验方案

1.1　实验弹体设计

弹体为卵形头部、圆柱弹身结构，由壳体、内部装填物和尾盖组成，如图 1 所示，其中 d 为弹体直径，L 为长度。壳体和尾盖材料均为 30CrMnSiNi2MoVE 高强钢，内部装填物为石蜡与石英砂的混合物。

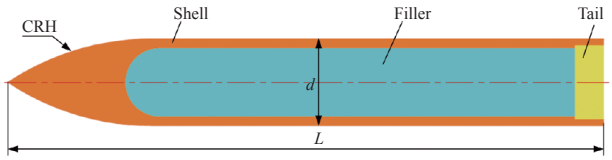


图 1　弹体结构示意图

Fig. 1　Schematic of the projectile composition

设计并加工了 4 种不同尺寸的弹体，1#、2#弹体参数相同。4 种弹体的 CRH（头部弧形曲径比）分别为 3.0、3.0、4.0 和 4.5，弹体直径 d 为 67.0～74.5 mm，长度为 436.4～477.3 mm，弹体质量 m 为 8.0～11.09 kg，如表 1 所示。

表 1　弹体参数

Table 1　Parameters of the projectiles

Projectile No.	CRH	d/mm	L/mm	m/kg
1#, 2#	3.0	67.0	450.0	8.00
3#	3.0	72.7	477.3	10.72
4#	4.0	74.5	436.4	9.96
5#	4.5	66.7	460.0	11.09

壳体力学性能参数通过检测随炉热处理试件获得。为了准确获得壳体的力学性能，对于每批次弹体，采用 3 组标准试件分别绑在壳体的不同位置，与壳体随炉进行热处理，试件的检测结果真实地反映了壳体的力学性能。按 GB/T 228–2010《金属材料室温拉伸试验方法》规定，在 MTS810 材料实验机上进行拉伸试验，检测试件的强度和延伸率；按 GB/T 229–2007《金属夏比缺口冲击试验方法》规定，在摆锤式电子测力冲击试验机上进行冲击试验，检测试件的冲击吸收功。表 2 为随炉试件力学性能检测结果，$R_{p0.2}$ 代表屈服强度，R_m 为抗拉强度，Z 为延伸率，A_s 为断面收缩率，A_{ku2} 为冲击功，表 2 中数据为每批次 3 组随炉试件检测结果的平均值。在这 5 发弹体中，1#、2#弹体为同一批次，3#、4#弹体为同一批次。由表 2 可见，壳体的抗拉强度为 1626.3～1719.8 MPa，冲击功为 68.7～73.7 J。

表 2　随炉试件力学性能检测结果

Table 2　Mechanical properties of heat-treated specimens

Projectile No.	$R_{p0.2}$/MPa	R_m/MPa	Z/%	A_s/%	A_{ku2}/J
1#, 2#	1322.2	1719.8	13.9	52.8	73.7
3#, 4#	1291.3	1626.3	12.2	53.3	71.6
5#	1269.0	1636.5	11.5	48.5	68.7

1.2　实验方案设计

实验采用 100 mm 口径滑膛炮次口径发射，整个实验系统包括发射装置、测速装置、高速相机和回收装置，实验布局如图 2 所示。滑膛炮、铜丝网靶、靶板中心基本位于同一水平线上，炮口距靶面的距离为 8 m；靶板放置在回收舱中，以确保实验安全；靶板后方布置 0.5 m 厚的木材堆，木材堆后布置 1 m 厚的素混凝土靶，以保证在弹体穿透靶板的情况下对其进行软回收。弹体由 100 mm 口径滑膛炮发射，依次撞击铜丝网靶和钢筋混凝土靶；通过调整发射药的质量来控制弹体撞靶速度；采用高速相机记录

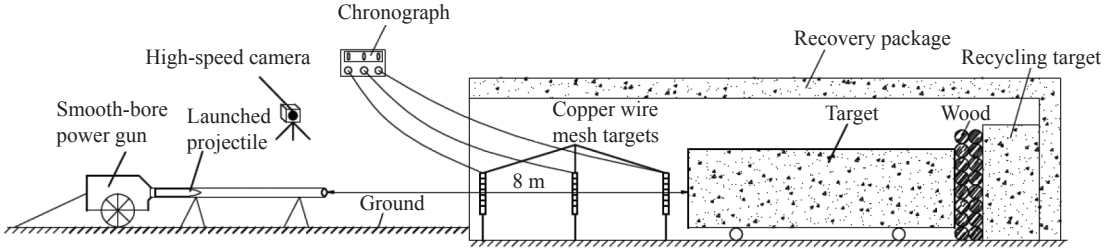


图 2　实验现场布局示意

Fig. 2　Layout of projectile penetration experiment

弹体飞行和撞靶过程, 计时仪记录弹体撞击铜丝网靶的瞬态时间。通过铜丝网靶间距及弹体撞击铜丝网靶的时间差获取弹体的撞靶速度; 采用高速相机获取弹体撞靶前的姿态, 并辅助判读弹体的撞靶速度。

发射弹体由适配器和弹体组成, 适配器分为弹托、底板和闭气环 3 部分, 如图 3 所示。弹托和闭气环采用高强尼龙材料, 底板采用超硬铝材料。弹托的最大外径为 100 mm, 通过刻槽减少“消极”重量; 闭气环前端为⌀100 mm的圆柱形, 厚度为 70 mm, 尾部带有 8.7°锥角, 质量为 0.6 kg; 底板尺寸为⌀100 mm×20 mm, 质量为 0.4 kg。弹托为三瓣结构, 装配时采用强力胶将三瓣粘接成整体, 在炮管中对弹体起支撑作用; 底板用于助推弹体; 闭气环起密闭并传递火药高压的作用。

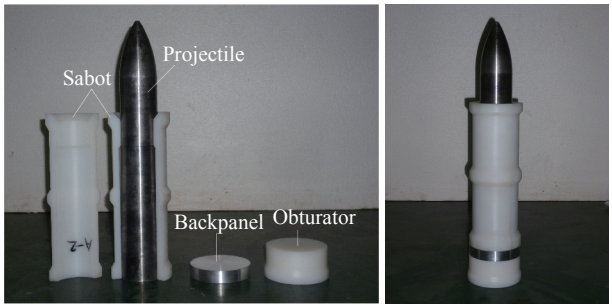


图 3　发射弹体

Fig. 3　Launching projectile

1.3　实验靶板设计

实验前, 采用经验公式对弹体的侵彻能力进行预估, 根据预估结果开展靶板设计。1#～4#靶为方形钢筋混凝土(Reinforced Concrete, RC)靶, 5#靶为圆柱形钢筋混凝土靶, 如图 4 所示。

(a) 1# target　(b) 2# target　(c) 3# target　(d) 4# target　(e) 5# target

图 4　实验用钢筋混凝土靶板

Fig. 4　Layout of RC targets

表 3 列出了 5 块钢筋混凝土靶的具体参数, 其中: f_c 为混凝土无围压抗压强度, r_c 为钢筋的体积配筋率, d_1 为钢筋直径, α为靶板的倾角, η为靶面相对尺寸(靶面边长或直径与弹径之比)。靶板的实测强度为 31.0～43.6 MPa; 钢筋网格尺寸为 100 mm×100 mm, 最中间网格的中心与靶面中心重合, 4#靶的体积配筋率为 0.3%, 其余靶均为 0.6%; 1#靶和 2#靶分别由 2.3 m 厚和 0.5 m 厚的靶板叠加而成; 3#靶和 4#靶的倾角为 20°, 厚度 2.4 m 指靶板中心水平线长度; 靶面相对尺寸为 20.1～33.0。浇注前制作模板, 并在模板内编织好钢筋网格, 在实验前 28 d 进行混凝土浇注并自然养护, 按照国家标准 GB/T 50081–2002《普通混凝土力学性能试验方法》设计检测试件, 并在实验前 1 d 对试件进行性能检测, 获得靶板的实际抗压强度。

表 3　钢筋混凝土靶参数

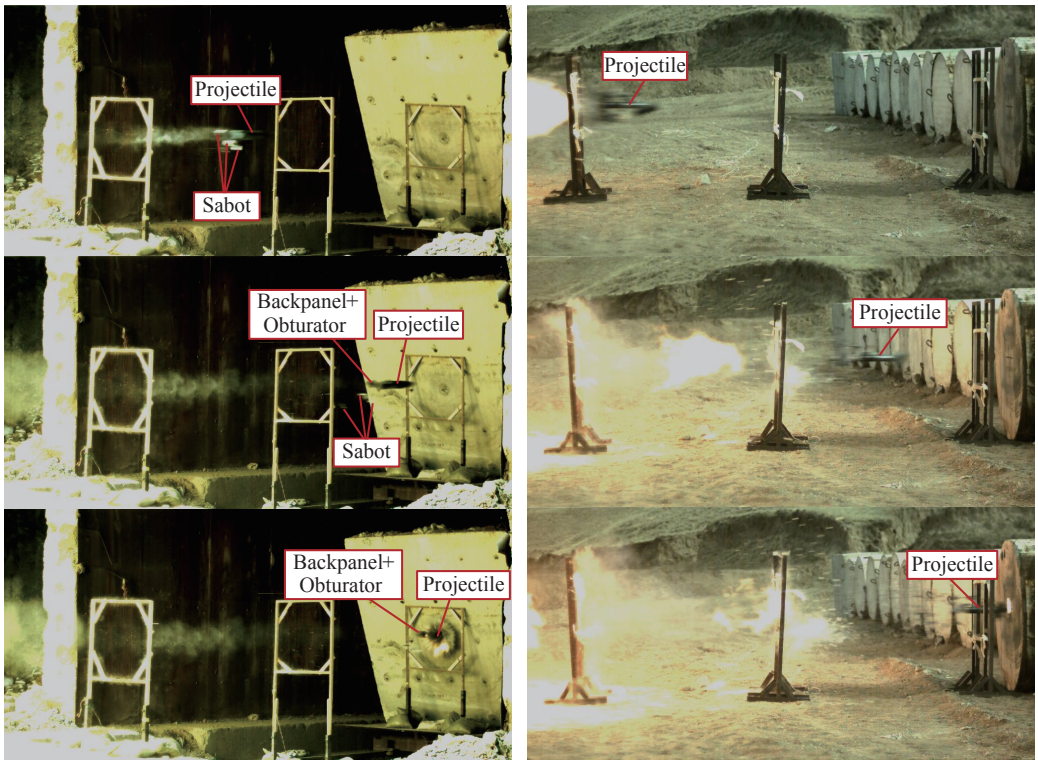
Table 3　Parameters of RC targets

No.	f_c/MPa		r_c/%	Size of target	Size of rebar grid/(mm×mm)	d_1/mm	α/(°)	η
	Designed	Measured						
1#	40	43.6	0.6	1.4 m×1.4 m×2.8 m (2.3 m+0.5 m)	100×100	10	0	20.1
2#	40	43.6	0.6	1.4 m×1.4 m×2.8 m (2.3 m+0.5 m)	100×100	10	0	20.1
3#	40	39.2	0.6	2.4 m×2.4 m×2.4 m	100×100	12	20	33.0
4#	30	32.3	0.3	2.4 m×2.4 m×2.4 m	100×100	12	20	32.2
5#	30	31.0	0.6	⌀1.5 m×3.5 m	100×100	10	0	22.5

2　实验结果与分析

2.1　适配器气动分离情况

高速相机拍摄频率为 4000 帧每秒，记录下了弹体撞靶前的飞行过程。本研究给出了 3#、5#弹体撞靶前的高速录像，如图 5 所示，弹体在撞靶之前的姿态较正，攻角可以忽略。



(a) 3# projectile　　(b) 5# projectile

图 5　弹体撞靶前高速录像

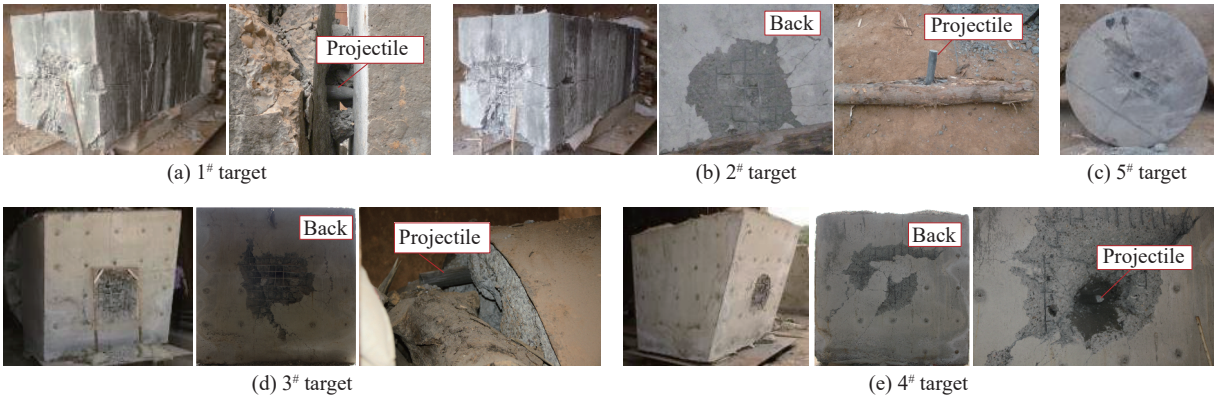
Fig. 5　Typical photographs before projectiles impacting from high-speed camera

由于弹托、底板和闭气环的外径比弹体直径大，且质量相对弹体较轻，空气阻力导致的减速度大于弹体，只要炮口到靶面的距离合适，在弹体撞靶之前，适配器在空气阻力作用下会剥离弹体。如图 5(a) 所示，弹托在第 1、2 层网靶之间开始剥离，底板+闭气环在轴向与弹体拉开了一定距离；撞靶前，底板+闭气环沿轴向基本脱离弹体，且在径向发生了一定的错位(可能由随机的非对称力导致)，弹托已完全剥离；当弹体完全进入混凝土靶时，底板+闭气环距靶面还有一定距离，即使底板+闭气环在弹体撞靶减速过程中追上，并作为附加质量(约 1 kg)跟随弹体一起侵彻，影响区域也仅在开坑区，这是因为当底板+闭气环进入隧道区后，由于其外径大于弹洞直径(和弹体直径相当)，会与钢筋混凝土发生撞击后急剧减速并迅速脱离弹体，试验后在弹洞中发现底板+闭气环的残骸。图 5(b) 中，弹体在到达第 1 层网靶(距炮口约 4 m)前就已实现和适配器的分离。基于以上分析，可以认为适配器实现了气动分离，对侵彻/贯穿深度的影响基本可以忽略。

2.2　弹体对钢筋混凝土靶的侵彻/贯穿深度

图 6 为弹体对钢筋混凝土靶的侵彻/贯穿情况。1#弹体贯穿 2.3 m 厚的靶板后，弹头扎在第 2 块 0.5 m 厚的靶板上，深度约 0.14 m；2#弹体贯穿 2.8 m(2.3 m+0.5 m)厚的靶板后，扎在回收木材堆中；3#弹体贯穿靶板后，弹头扎在素混凝土回收靶中，深度约 0.04 m；4#弹体刚好贯穿靶板，将背面混凝土崩落层扒开后，弹头露出；5#弹体未穿透靶板，停留在靶板中，最终通过破靶将其取出。测量靶板弹洞发现：1#、2#、

5#靶板的前后弹洞基本位于同一水平线上; 3#、4#靶板前后弹洞中心连线与水平线的夹角分别为 5.6°和 3.9°, 说明弹道的偏转并不十分明显, 20°的倾角对高速弹体侵彻姿态的影响几乎可以忽略。



(a) 1# target　(b) 2# target　(c) 5# target

(d) 3# target　(e) 4# target

图 6　弹体对钢筋混凝土靶的侵彻/贯穿情况

Fig. 6　Post-test photographs of projectiles penetration/perforation into RC targets

实验结果如表 4 所示。按照 Li 等[16] 对弹体侵彻效应的定义, 1#～4#弹体的侵彻效应类型为极限贯穿, 5#弹体的侵彻效应类型为半无限侵彻。

表 4　侵彻/贯穿深度实验结果

Table 4　Experimental results of penetration/perforation depth

Projectile No.	Velocity/(m·s^{-1})	Depth/m	Type of penetration
1#	1019	2.44	Limit perforation
2#	1195	2.80	Limit perforation
3#	1020	2.44	Limit perforation
4#	840	2.20	Limit perforation
5#	820	2.30	Semi-infinite penetration

2.3　靶板自由面效应影响

从图 6 可以看出: 1#～5#靶板的正面均形成了锥形漏斗坑, 并沿靶面产生了大量径向裂纹, 从弹着点向外延伸至靶板侧面, 靶面破坏区域为弹径的 10～12 倍; 1#～4#靶板背面有大面积混凝土崩落。对于 1#、2#靶板, 有多条较宽的裂纹辐射至侧面, 侧面裂纹在宽度和深度上都较为明显; 3#、4#、5#靶板正面的裂纹数量较少, 且宽度较窄, 侧面仅发现少量的微裂纹。

Warren 等[35]、孔祥振等[36] 认为, 如果靶面尺寸不够大, 弹体侵彻过程中靶板侧面将产生明显的裂纹, 此时不能将侧面看作半无限边界, 弹体阻力需乘以一个衰减系数, 该衰减系数与靶板强度、空腔膨胀速度等因素相关, 且得出了自由面效应影响距离随着空腔膨胀速度增大而增大的结论。根据他们的观点, 结合对本实验靶板侧面裂纹的分析进行判断: 1#、2#靶板侧面的自由面效应明显, 3#、4#、5#靶板侧面的自由面效应较为微弱。

分析 1#、2#、3#靶板的破坏情况可以得出: 在靶板强度约 40 MPa、弹速超过 1 km/s 的初始条件下, 靶面相对尺寸为 20.1 时自由面效应明显, 靶面相对尺寸达到 33.0 时自由面效应基本可以忽略。通过分析 4#、5#靶板的破坏情况可以得出, 在靶板强度约 30 MPa、弹速约 800 m/s 的初始条件下, 靶面相对尺寸为 22.5 时自由面效应基本可以忽略。对比 1#、2#、5#靶板的破坏情况可以得到, 弹速越高, 需要更大的靶面相对尺寸来消除自由面效应的影响, 与孔祥振等[36] 的结论一致。考虑到靶板侧面对弹体阻力的自由面衰减效应, 1#、2#弹体的贯穿深度实验值将高于理想情况(半无限侧面靶板)。

2.4　回收弹体变形

回收弹体如图 7 所示。5 发弹体结构基本保持完整，2#弹体的侵蚀较为严重，且头部墩粗变钝明显，其他弹体表面只有轻微的侵蚀和擦伤。分析认为，在弹体高速撞击钢筋混凝土靶的过程中，弹靶界面形成了高温高压区域，弹体表面金属呈半流体状态，在冲击压力、高温软化和摩擦力的综合作用下，弹体表面被侵蚀，头部墩粗，而且速度越高，侵蚀和墩粗现象越明显。本实验中，1195 m/s 速度可认为是弹体由刚体向半流体转变的一个拐点。另外，当弹体未穿透靶板时，由于弹体表面处于高温软化状态，冷却过程中部分混凝土颗粒会粘在弹体表面，如 4#、5#弹体表面的白色颗粒状物质。

(a) 1# projectile　(b) 2# projectile　(c) 3# projectile　(d) 4# projectile　(e) 5# projectile

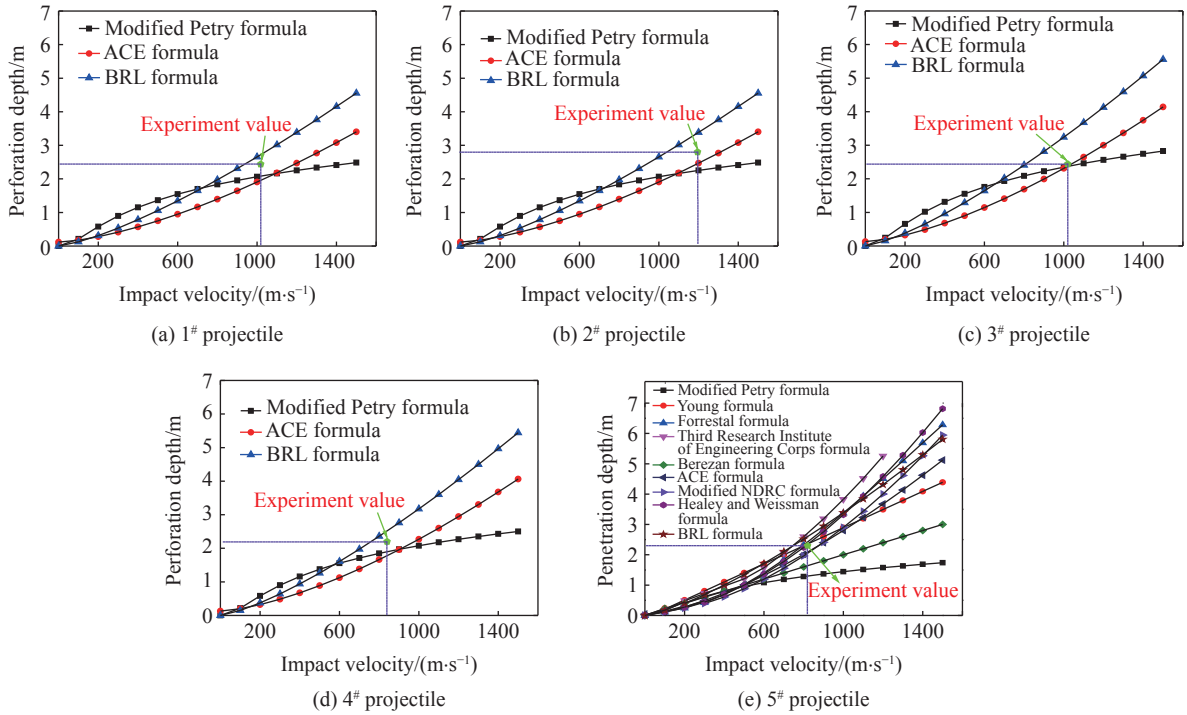
图 7　回收弹体

Fig. 7　Recovered projectiles

2.5　弹体侵彻/贯穿深度

通过研究文献中 20 多个侵深经验公式的适用范围，选取修正的 Petry 公式、ACE 公式和 BRL 公式计算极限贯穿深度，并增加 Young 公式、Forrestal 公式、工程兵三所公式、别列赞公式、修正的 NDRC 公式和 Healey and Weissman 公式进行半无限侵深计算。

图 8 显示了侵彻/贯穿深度与侵彻速度的关系。对于极限贯穿深度，BRL 公式计算值较实验值略高，修正的 Petry 公式和 ACE 公式的计算值较实验值略低，计算值与实验值的相对偏差为 10%～20%；考虑自由面效应的影响，1#、2#弹体的贯穿深度实验值更接近 Petry 公式和 ACE 公式的计算值。对于半无限侵深，Young 公式、Forrestal 公式、Healey and Weissman 公式的计算精度较高，与实验值的相对偏差分别为 2.6%、5.2% 和 1.7%；而修正的 Petry 公式、别列赞公式与实验值的相对偏差较大，达到 43.5% 和



(a) 1# projectile　(b) 2# projectile　(c) 3# projectile

(d) 4# projectile　(e) 5# projectile

图 8　侵彻/贯穿深度与速度关系

Fig. 8　Penetration/perforation depth versus impact velocity

26.7%, 分析认为, 这是由于这两个公式未考虑混凝土强度和钢筋配筋率所致。

本研究选用的经验公式都将弹体视为刚体, 未考虑弹体表面侵蚀对侵彻/贯穿深度的影响。由于 1195 m/s 为弹体由刚体向半流体转变的拐点, 当弹体速度低于 1195 m/s 时, 半流体特征不明显, 采用经验公式计算的 2#弹体贯穿深度与实验值的偏差基本处于可接受范围之内; 当弹体速度超过 1195 m/s、表面发生明显侵蚀的情况下, 以上经验公式均不适合计算侵彻/贯穿深度。以上分析结果可用于指导工程实际中高速弹体对钢筋混凝土侵彻/贯穿深度的预估。

3　结　论

采用 100 mm 口径滑膛炮开展了高速弹体侵彻/贯穿钢筋混凝土靶实验, 得到了终点弹道实验数据, 并对弹体的侵彻/贯穿深度、靶板侧面自由面效应、弹体的变形等进行详细分析, 得出如下主要结论。

(1) 高速弹体对钢筋混凝土靶的侵彻/贯穿深度为 2.2～2.8 m, 由于自由面效应的影响, 1#、2#弹体的贯穿深度高于理想情况; BRL 公式、修正的 Petry 公式、ACE 公式计算的极限贯穿值与实验值的相对偏差基本在 10%～20% 范围之内; Young 公式、Forrestal 公式和 Healey and Weissman 公式计算的半无限侵深值与实验值较为吻合。

(2) 在靶板强度约 40 MPa、弹速超过 1 km/s 的初始条件下, 靶面相对尺寸为 33.0 时, 靶板侧面自由面效应基本可以忽略; 在靶板强度约 30 MPa、弹速约 0.8 km/s 的初始条件下, 靶面相对尺寸为 22.5 时, 靶板侧面自由面效应也可以忽略; 弹速越高, 靶板侧面自由面效应越明显。

(3) 弹速在 820～1020 m/s 范围内时, 弹体表面有轻微的侵蚀和擦伤, 结构变形很小, 弹体可视为刚体; 当弹速达到 1195 m/s 时, 弹体表面侵蚀和头部墩粗变钝现象较为明显, 开始由刚体向半流体转变。

感谢西北核技术研究所唐仕英研究员给予指导性意见, 同时感谢西北核技术研究所侵彻力学项目组古仁红、李明、吴海军、王长利、柯明在实验过程中提供帮助!

参考文献:

[1] KENNEDY R P. A review of procedures for the analysis and design of concrete structures to resist missile impact effects [J]. Nuclear Engineering and Design, 1976, 37(2): 183–203.

[2] YOUNG C W. The development of empirical equation for predicting depth of an earth penetrating projectile: SC-DR-67-60 [R]. Albuquerque, NM, US: Sandia National Laboratories, 1967.

[3] YOUNG C W. Depth prediction for earth-penetrating projectiles [J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1969, 95(3): 803–818.

[4] YOUNG C W. Equations for predicting earth penetration by projectiles: an update: SAND88-0013 [R]. Albuquerque, NM, US: Sandia National Laboratories, 1988.

[5] YOUNG C W. Penetration equations: SAND97-2426 [R]. Albuquerque, NM, US: Sandia National Laboratories, 1997.

[6] HANCHAK S J, FORRESTAL M J, YOUNG E R, et al. Perforation of concrete slabs with 48 MPa (7 ksi) and 140 MPa (20 ksi) unconfined compressive strengths [J]. International Journal of Impact Engineering, 1992, 12(1): 1–7.

[7] FORRESTAL M J, ALTMAN B S, CARGILE J D, et al. An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 1994, 15(4): 395–405.

[8] FORRESTAL M J, FREW D J, HANCHAK S J, et al. Penetration of grout and concrete targets with ogive-nose steel projectiles [J]. International Journal of Impact Engineering, 1996, 18(5): 465–476.

[9] FORRESTAL M J, TZOU D Y. A spherical cavity-expansion penetration model for concrete targets [J]. International Journal of Solids and Structures, 1997, 34(31/32): 4127–4146.

[10] FORRESTAL M J, FREW D J, HICKERSON J P, et al. Penetration of concrete targets with deceleration-time measurements [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(5): 479–497.

[11] CHEN X W, LI Q M. Deep penetration of a non-deformable projectile with different geometrical characteristics [J].

International Journal of Impact Engineering, 2002, 27(6): 619–637.
[12] LI Q M, CHEN X W. Dimensionless formulae for penetration depth of concrete target impacted by a non-deformable projectile [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(1): 93–116.
[13] CHEN X W, FAN S C, LI Q M. Oblique and normal penetration/perforation of concrete target by rigid projectiles [J]. International Journal of Impact Engineering, 2004, 30(6): 617–637.
[14] 金栋梁, 何翔, 刘瑞朝, 等. 岩石侵彻深度经验公式 [C]//第五届全国工程结构安全防护学术会议. 南京: 中国力学学会爆炸力学专业委员会, 2005.
[15] 何翔, 刘瑞朝, 吴飚, 等. 现场岩体侵彻实验研究及侵彻深度经验公式的提出 [C]//第四届深部岩体力学与工程灾害控制学术研讨会. 北京: 中国岩石力学与工程学会软岩工程与深部灾害控制分会, 2009.
[16] LI Q M, REID S R, WEN H M, et al. Local impact effects of hard missiles on concrete targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 2005, 32(1): 224–284.
[17] BETH R A. Penetration of projectiles in concrete [R]. Washington DC: PPAB Interim Report, 1941.
[18] ACE. Fundamentals of protective structures [R]. Army Corps of Engineers, Office of the Chief of Engineers, 1946.
[19] NDRC. Effects of impact and explosion. Summary technical report of division 2 [R]. Washington DC: National Defense Research Committee, 1946.
[20] FANG Q, WU H. Concrete structures under projectile impact [M]. Singapore: Springer, 2017.
[21] 武海军, 张爽, 黄风雷. 钢筋混凝土靶的侵彻与贯穿研究进展 [J]. 兵工学报, 2018, 39(1): 182–208.
WU H J, ZHANG S, HUANG F L. Research progress in penetration/perforation into reinforced concrete targets [J]. Acta Armamentarii, 2018, 39(1): 182–208.
[22] KAR A K. Local effects of tornado-generated missiles [J]. Journal of the Structural Division, 1978, 104(5): 809–816.
[23] WHIFFEN P. UK Road Research Laboratory Note No [M]. MOS/311, 1943.
[24] NELSON R W. Low-yield earth-penetrating nuclear weapons [J]. Science and Global Security, 2002, 10(1): 1–20.
[25] DAVIS R N, NEELY A M, JONES S E. Mass loss and blunting during high-speed penetration [J]. Proceeding of the Institution of Mechanical Engineers: Part C, 2004, 218(9): 1053–1062.
[26] MU Z C, ZHANG W. An investigation on mass loss of ogival projectiles penetrating concrete targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(8/9): 770–778.
[27] 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.
[28] 王可慧. 高速弹体侵彻混凝土靶研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2011.
WANG K H. Study of high velocity projectile penetrating concrete target [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2011.
[29] 赵南, 王可慧, 李明, 等. 薄壁弹体高速侵彻钢筋混凝土实验研究 [J]. 实验力学, 2017, 32(4): 573–579.
ZHAO N, WANG K H, LI M, et al. Experimental study of high speed penetration of thin-wall projectile in steel reinforced concrete [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2017, 32(4): 573–579.
[30] 武海军, 黄风雷, 王一楠, 等. 高速侵彻混凝土弹体头部侵蚀终点效应实验研究 [J]. 兵工学报, 2012, 23(1): 48–55.
WU H J, HUANG F L, WANG Y N, et al. Experimental investigation on projectile nose eroding effect of high-velocity penetration into concrete [J]. Acta Armamentarii, 2012, 23(1): 48–55.
[31] 王一楠. 动能弹体高速侵彻混凝土机理研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2010.
WANG Y N. The mechanism of high-speed kinetic energy projectile penetration into concrete [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2010.
[32] 肖玲, 梁仕发. 超高速穿甲弹对钢筋混凝土靶板的毁伤作用研究综述 [C]//第六届全国工程结构安全防护学术会议. 洛阳: 中国力学学会爆炸力学专业委员会, 2007.
[33] 宋梅利, 王晓鸣, 赵希芳, 等. 弹体高速侵彻混凝土靶侵彻效应影响因素分析 [J]. 南京理工大学学报, 2014, 38(3): 390–395.
SONG M L, WANG X M, ZHAO X F, et al. Influencing factors of penetration efficiency for projectiles' high-speed penetration into concrete targets [J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology, 2014, 38(3): 390–395.
[34] 宋梅利, 李文彬, 王晓鸣, 等. 弹体高速侵彻效率的实验和量纲分析 [J]. 爆炸与冲击, 2016, 36(6): 752–758.
SONG M L, LI W B, WANG X M, et al. Experiments and dimensional analysis of high-speed projectile penetration efficiency

[J]. Explosion and Shock Waves, 2016, 36(6): 752–758.

[35] WARREN T L, HANCHAK S J, POORMON K L. Penetration of limestone targets by ogive-nosed VAR 4340 steel projectiles at oblique angles: experiments and simulations [J]. International Journal of Impact Engineering, 2004, 30: 1307–1331.

[36] 孔祥振, 方秦, 吴昊. 考虑靶体自由表面和开裂区影响的可变形弹体斜侵彻脆性材料的终点弹道分析 [J]. 兵工学报, 2014, 35(6): 814–821.

KONG X Z, FANG Q, WU H. Terminal ballistics study of deformable projectile penetrating brittle material targets for free-surface and crack region effects [J]. Acta Armamentarii, 2014, 35(6): 814–821.

Experimental Study of High-Speed Projectile Penetration/Perforation into Reinforced Concrete Targets

DAI Xianghui, ZHOU Gang, SHEN Zikai, LI Pengjie, CHU Zhe,
WANG Kehui, DUAN Jian, HU Yutao, YANG Hui

(*Laboratory of Intense Dynamic Loading and Effect*, *Northwest Institute of Nuclear Technology*, *Xi'an* 710024, *China*)

Abstract: The penetration/perforation effects of high-speed ogive-nosed projectiles on reinforced concrete (RC) targets were experimentally investigated. The projectiles with a mass of approximately 10 kg were launched by a 100 mm power gun to striking velocities between 820 and 1195 m/s and impacted on the RC targets with the unconfined cylinder compressive strength from 31.0 MPa to 43.6 MPa. The end-point trajectory data of projectiles penetrating/perforating into RC targets are obtained. The penetration/perforation depths and deformations of high-speed projectiles, free surface effects of RC targets were analyzed. The results show that the penetration/perforation depths of high-speed projectiles ranges from 2.2 m to 2.8 m. The predicted penetration/perforation depths by some empirical formulas were in good agreement with the experimental data. Furthermore, those targets with smaller relative surface size and the projectile with higher velocity, the free surface effects were more significant. In addition, the projectile behaves from rigid to semi-fluid mechanism when the striking velocity reaches to 1195 m/s.

Keywords: high-speed; projectile; reinforced concrete; penetration; perforation; free surface effects

DOI: 10.11858/gywlxb.20180631

不同硬度钢质破片侵彻 Q235A 钢板试验研究

杜 宁,张先锋,熊 玮,丁 力,王季鹏,刘 闯

(南京理工大学机械工程学院,江苏 南京 210094)

摘要: 为研究不同硬度钢质破片的静动态力学性能及侵彻能力,通过准静态及动态力学性能试验确定了不同硬度 D60 钢的力学性能参数。采用弹道枪发射破片并撞击钢板的试验方法,获得了不同着速破片对有限厚 Q235A 钢板的侵彻过程参数,分析了材料力学性能与破坏模式的相关性。结合量纲分析法,得到不同硬度钢质破片侵彻 Q235A 钢板的弹道极限速度经验关系式。结果表明:破片的质量损失程度随着破片硬度的增加而降低,剩余破片的长度随着硬度的增加而减少,破片的侵彻能力随着硬度的增加而增加,HRC36 破片贯穿钢板后剩余速度相对 HRC20 破片大幅度提高。所确定的弹道极限速度经验关系式预测值与试验结果吻合较好。

关键词: 撞击动力学;低碳钢;硬度;弹道极限速度

中图分类号: O385 **文献标识码:** A

近年来,破片力学性能及其高速侵彻行为受到工程界的广泛关注,影响破片侵彻过程的因素很多,其中弹靶材料性能对侵彻及防护能力有着重要的影响,不同的弹靶材料关系存在着不同穿甲现象。对于金属材料,改变其力学性能的方法通常有合金化、热处理等。材料经过热处理后,组分和密度基本不变,但静动态力学性能发生较大改变[1]。破片的热处理硬度是衡量破片材料性能的重要参数之一,不同硬度的破片的侵彻性能不同。Demir 等[2] 和 Dikshit 等[3] 研究了破片对不同硬度钢板的侵彻情况以及钢板的破坏模式,发现钢板的抗弹性能随硬度的增加而增强。吴广等[4] 开展了 3 种不同硬度 30CrMnSiNi2A 弹丸低速冲击船用钢板试验研究,弹材硬度在 HRC41~47 范围内,着靶速度在 272~268 m/s 范围内,发现弹丸的侵彻能力随着材料硬度的提高而提高。陈小伟等[5] 开展了不同质量 A3 钢钝头弹侵彻 45 钢板的试验研究,观察到破片出现泰勒侵彻、向日葵型花瓣帽形失效及钢板冲塞穿甲 3 种破坏模式。徐豫新等[6−7] 对钨球正侵彻低碳钢板的极限穿透厚度进行研究,得到正侵彻下的弹道极限速度和极限贯穿厚度范围。同时开展了超强度平头圆柱形弹体对低碳合金钢板的高速撞击实验,得到 3 种钢板的失效机制与其力学性能密切相关。上述研究表明:钢板的破坏机制与破片硬度、结构等具有相关性。目前,研究人员已经通过试验、仿真获得不同材料、结构破片侵彻不同材料钢板的失效模式,并建立了相应的分析模型。但对于不同硬度钢质破片高速侵彻有限厚钢板的侵彻性能研究报道较少。此外,相关的实验研究[8−9] 多为不同形状预制破片的弹道枪侵彻试验,较少涉及不同硬度钢质破片的侵彻能力。

在破片侵彻金属钢板的过程中,在钢板的外观形式上会出现若干种变形和断裂形式,如冲塞、延性扩孔、蝶形凹陷、背部层裂[10]。本研究选取典型 D60 炮弹钢材料,对热处理后不同硬度 D60 钢进行准静态及动态压缩试验,确定材料的力学性能参数。通过侵彻弹道试验方法获得不同着速破片对有限厚 Q235A 钢板的侵彻过程参数,包括破片的撞击速度及剩余速度、开坑直径等,进而分析材料的力学

* **收稿日期:** 2018-09-10; **修回日期:** 2019-01-09

基金项目: 国家自然科学基金 (11772159); 高性能陶瓷和超微结构国家重点实验室开放基金 (SKL201602SIC)

作者简介: 杜 宁(1990—),男,博士研究生,主要从事高效毁伤与其防护技术. E-mail: duning521519@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技术. E-mail: lynx@njust.edu.cn

性能与破坏模式的相关性。结合量纲分析方法建立弹道极限速度经验关系，为相关破片侵彻性能研究提供参考。

1　不同硬度 D60 钢材料静动态力学性能参数测试

D60 钢是一种性能优越的碳素钢材料，由于有良好的切削加工、热冲性能及较好的破片性能，在各类炮弹、火箭弹破片中得到广泛应用。典型目标靶一般等效为 Q235A 钢板，并且 Q235A 钢具有优良的力学性能以及价格低廉等优点。本研究选取 D60 钢作为破片材料，先经 850 ℃ 淬火，然后在 650、580 及 500 ℃ 下进行回火处理，得到 3 种不同热处理硬度破片，其硬度测试结果如表 1 所示。Q235A 作为靶板材料，其主要化学组分如表 2 所示。通过材料准静态压缩和分离式霍普金森压杆试验，研究了不同硬度 D60 钢的静动态力学行为。图 1 和图 2 为 3 种不同硬度 D60 钢的准静态拉伸、压缩和动态压缩性能测试结果，由此得到不同硬度 D60 钢的准静态和动态力学性能数据，如表 3 所示。根据图 2(a) 不同硬度 D60 钢的准静态拉伸测试曲线，取塑性延伸率为 0.2% 时的应力为拉伸屈服强度$\sigma_{\rm p}$，$\sigma_{\rm pb}$为抗拉强度，$\sigma_{\rm sd}$为动态压缩屈服强度，$\sigma_{\rm sc}$为准静态压缩屈服强度，δ为延伸率，$\varepsilon_{\rm f}$为最大等效失效塑性应变，η_0为应力三轴度，R 为试件缺口半径。材料的最大等效失效塑性应变不仅与应变率有关，还与应力状态有关，应力状态用应力三轴度表征，是一个反映材料内某点三轴应力程度的无量纲参数[11]。

表 1　D60 钢材料硬度测试结果

Table 1　Hardness measurement result of D60

Material	Hardness/HRC			Average hardness/HRC
	Test 1	Test 2	Test 3	
D60	19.5	21	20	20
	31	33	31	32
	37	36	35	36

表 2　D60 钢与 Q235 钢的主要化学组成

Table 2　Main chemical compositions of D60 and Q235 steel

(%)

Material	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu
D60	0.57–0.65	0.5–0.8	0.17–0.4	≤0.04	≤0.04	≤0.3	≤0.3	≤0.2
Q235	0.14–0.22	0.3–0.65	≤0.3	≤0.045	≤0.05			

表 3　3 种不同硬度 D60 钢的力学性能

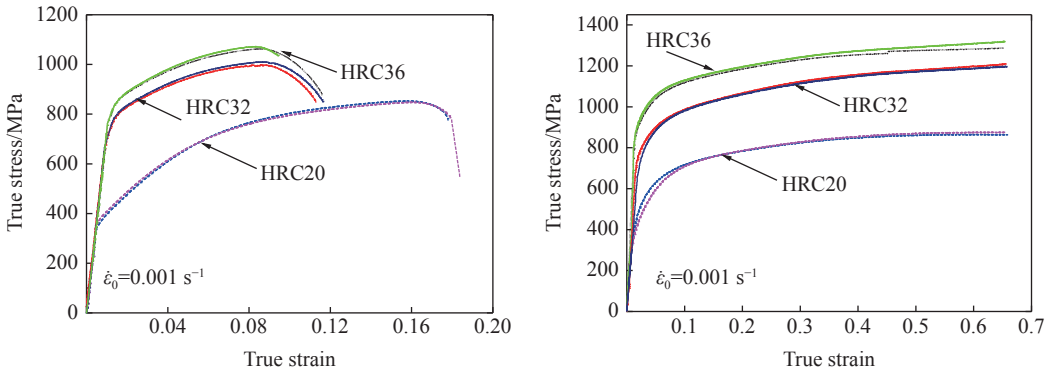
Table 3　Mechanical properties of three different hardness of D60 steel

Material	HRC	Quasi-static tensile and compression					Dynamic compression
		$\sigma_{\rm p}$/MPa	$\sigma_{\rm pb}$/MPa	E/GPa	δ/%	$\sigma_{\rm sc}$/MPa	$\sigma_{\rm sd}$/MPa
D60	20	343	847	67.7	18.6	414	1024 (5610–6061 $\rm s^{-1}$)
	32	664	997	68.3	11.8	723	1198 (4500–6040 $\rm s^{-1}$)
	36	831	1070	73.8	11.0	864	1263 (5350–5960 $\rm s^{-1}$)

Material	HRC	Quasi-static notched tensile and quasi-static tensile						
		Stress triaxiality η_0			Maximum equivalent failure plastic strain $\varepsilon_{\rm f}$			
		R=3 mm	R=6 mm	R=9 mm	R=3 mm	R=6 mm	R=9 mm	Quasi-static tensile
D60	20	0.6683	0.7554	0.8628	0.8442	0.6235	0.5327	1.2655
	32	0.5448	0.7037	0.7063	0.8472	0.6217	0.5349	1.0628
	36	0.3882	0.4138	0.4558	0.8447	0.6223	0.5340	0.7804

由表 3 可知，随着硬度的增加，屈服强度、断面收缩率、准静态压缩屈服强度、动态压缩屈服强度均增加，但延伸率、试件的最大等效失效塑性应变减小，塑性变形能力减弱。在相同缺口半径条件下，

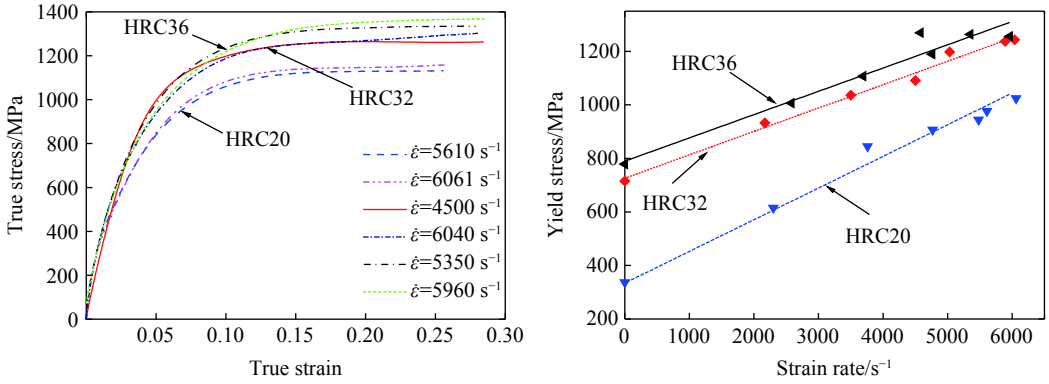
随着硬度的增加, 应力三轴度逐渐减小, 材料的塑性减小, 脆性增加。在同一硬度下, 随着缺口半径的增加, ε_f减小, 且无缺口试件的ε_f大于有缺口试件的ε_f。



(a) Quasi-static tensile test results　　(b) Quasi-static compression test results

图 1　3 种不同硬度 D60 钢的静态拉伸和压缩测试曲线

Fig. 1　Quasi-static tensile and compression test curves for three different hardness of D60 steel



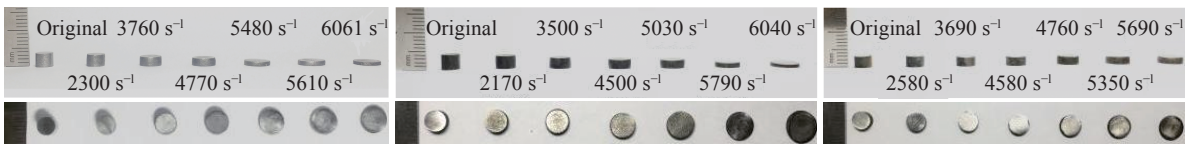
(a) Dynamic compression　　(b) Yield stress at various strain rates

图 2　3 种不同硬度 D60 钢的动态压缩测试曲线

Fig. 2　Dynamic compression test curves of D60 steel with different hardness

由图 1 和图 2 可知, 硬度为 HRC36 时 D60 钢的拉伸和压缩强度均最高。随着硬度的增加, 屈服强度随之增加, 材料的屈服强度存在显著的应变率强化效应, 动态压缩下 3 种不同硬度 D60 钢均表现出明显的应变率增强效应, 如图 2(b) 所示。其中: 硬度为 HRC20 的 D60 钢最为明显, 在 6061 s^{-1} 应变率下的屈服强度为 1024 MPa, 是其准静态压缩屈服强度的 2.47 倍; 硬度为 HRC32 的 D60 钢次之, 在 6040 s^{-1} 应变率下的动态压缩强度为准静态压缩强度的 1.66 倍; 硬度为 HRC36 的 D60 钢最不明显, 在 5960 s^{-1} 应变率下的动态压缩强度为准静态压缩强度的 1.45 倍。

在动态压缩过程中, 3 种不同硬度 D60 钢具有良好的塑性, 仅发生均匀墩粗变形, 如图 3(a)、图 3(b) 和图 3(c) 所示。



(a) HRC20　　(b) HRC32　　(c) HRC36

图 3　分离式霍普金森压杆测试前后的试样对比

Fig. 3　Photographs of specimens before and after split Hopkinson pressure bar test

2　不同硬度 D60 钢破片侵彻性能试验

2.1　侵彻试验方案

侵彻试验布局见图 4，包括弹道枪、破片测速系统、靶板、高速摄影、残余破片回收装置等。将 D60 钢加工成尺寸为⌀10 mm× 10 mm (长径比 L/D=1) 的圆柱形破片，并进行热处理。破片与前述静动态试验材料同批次，并采用同炉热处理工艺，以保证不同批次材料的硬度一致。采用⌀14.5 mm 滑膛弹道枪作为发射装置，通过调整发射药量控制破片着靶速度。不同硬度破片用尼龙弹托固定，待弹托飞离枪口后，弹托与破片分离，破片撞击速度及贯穿钢板后剩余速度分别由靶前和靶后的两组铝箔靶和测时仪测得。在弹道侧面布设高速相机观察破片撞击过程，拍摄频率为 10 000 fps，分辨率 1280 × 256。

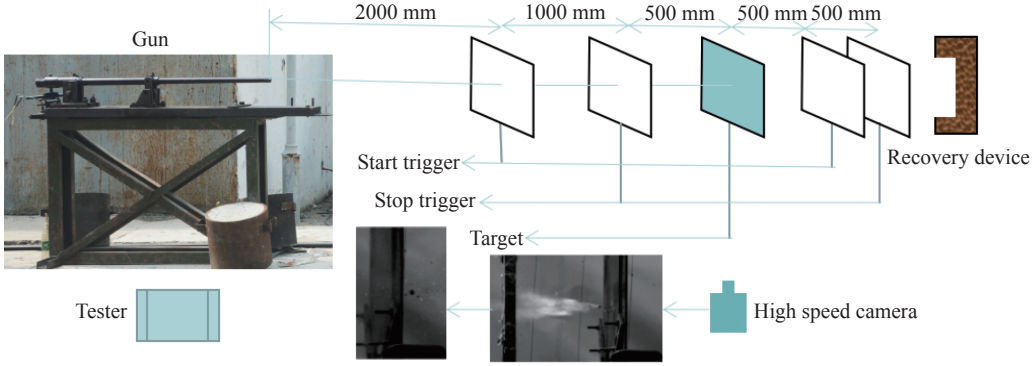


图 4　破片侵彻试验布局图

Fig. 4　Layout of fragment penetration test

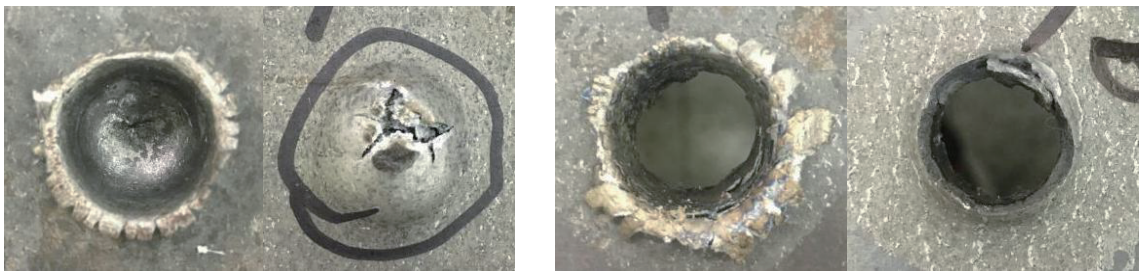
采用极限比吸收能表征钢板的抗破片侵彻性能[7]，钢板的极限比吸收能可通过下式计算

$$I_{\mathrm{SEA}}=0.5mv_{50}^{2}/(\rho d) \tag{1}$$

式中：I_{SEA} 为钢板的极限比吸收能，m 为破片质量，ρ为钢板的密度，d 为钢板厚度；弹道极限速度是衡量钢板在一定撞击条件下抗弹性能的重要指标，指破片侵入钢板的最高速度和完全穿透钢板的最低速度的平均值，破片侵彻钢板的弹道极限速度可用 v_{50} 来表征。

2.2　不同硬度 D60 钢破片的侵彻性能分析

观察并回收残余破片，测量靶板上开坑尺寸，分析不同硬度破片的侵彻性能，不同硬度破片侵彻钢板的典型破坏形貌如图 5、图 6 和图 7 所示。



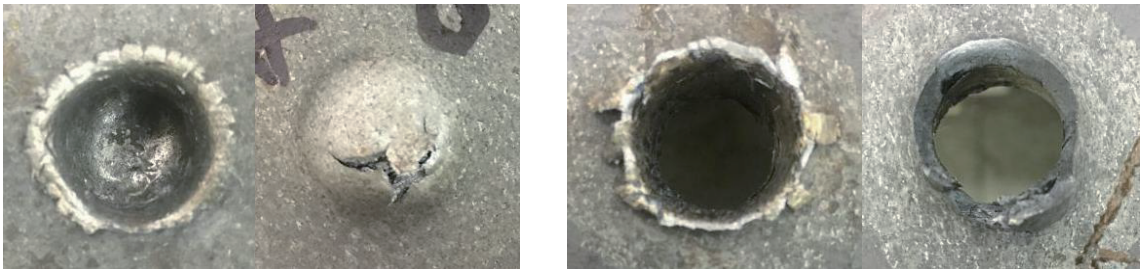
(a) v=988.3 m/s　　(b) v=1286.6 m/s

图 5　HRC20 破片侵彻 Q235A 钢板后典型破坏形貌

Fig. 5　Typical failure morphology of Q235A steel plate after penetration by fragments with HRC20

由于 Q235A 钢板具有强度低、韧性高的特点，从钢板入口处可以发现明显的扩孔和翻边现象，侵彻孔道准直，如图 5、图 6、图 7 所示。图中破片没有穿透靶板，钢板入口及背面有较大的凸起变形，表

明在破片侵彻过程中钢板发生较明显的塑性变形, 消耗破片的能量。同时, 对回收到的破片 (见图 8) 进行观察发现, 其表面有明显的蓝脆及氧化现象。说明侵彻过程中破片变形及应变率较大, 塑性变形转换为材料的温升; 破片侵彻后期, 材料在较高的应变率下发生了严重的塑性变形, 塑性功产生较高的热量。从图 5(a)、图 6(a)、图 7(a) 还可看出, HRC20、HRC32 破片速度约为 963.1 m/s, 未能穿透靶板, 在钢板上形成一定长度的侵彻孔道, HRC36 破片在速度为 987.1 m/s 时已完全贯穿钢板。



(a) v=963.1 m/s　　(b) v=1296.0 m/s

图 6　HRC32 破片侵彻 Q235A 钢板后典型破坏形貌

Fig. 6　Typical failure morphology of Q235A steel plate after penetration by fragments with HRC32

(a) v=987.1 m/s　　(b) v=1285.0 m/s

图 7　HRC36 破片侵彻 Q235A 钢板后典型破坏形貌

Fig. 7　Typical failure morphology of Q235A steel plate after penetration by fragments with HRC36

图 8 为不同硬度破片侵彻后回收残体照片及尺寸示意图, 对应于图 9 破片剩余长度。可以看出, 剩余破片的长度 (l) 随着硬度的增加而减小, 破片的质量损失程度随着破片硬度的增加而降低。在相

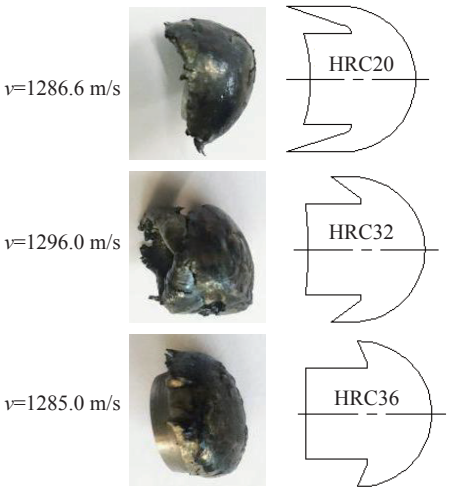


图 8　不同硬度破片破坏示意图

Fig. 8　Schematic diagram of fracture failure of fragments

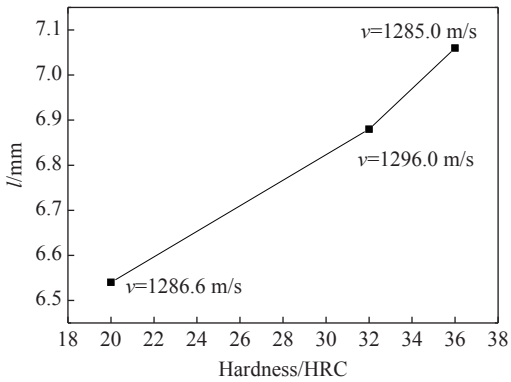


图 9　破片剩余长度与破片硬度关系

Fig. 9　Relationship between residual length and hardness of fragments

同厚度靶板破坏形式条件下，高硬度破片侵彻钢板过程中由于其强度高，破片质量损失更小。

2.3　破片剩余速度

3 种不同硬度破片侵彻 Q235A 钢板的靶前后速度试验结果如表 4 所示，其中 v_0、v_r 为破片侵彻钢板撞击速度和剩余速度，同时给出了不同硬度破片侵彻下钢板的极限比吸收能的计算结果。

表 4　3 种不同硬度破片侵彻 Q235A 钢板的试验结果

Table 4　Test results of fragments with three different hardness penetrating into Q235A steel plate

Hardness	d/mm	m/g	v_0/(m·s^{-1})	Penetrativity	v_r/(m·s^{-1})	v_{50}/(m·s^{-1})	I_{SEA}/(J·m^2·kg^{-1})
HRC20	9.92	6.11	988.3	Blind hole	0	1089	46.57
		6.10	1089.2	Throughout	24.6		
		6.11	1230.0	Throughout	168		
		6.10	1270.7	Throughout	221		
		6.10	1286.6	Throughout	223.5		
		6.10	1319.0	Throughout	280		
		6.10	1414.6	Throughout	379		
HRC32	9.92	6.10	892.5	Blind hole	0	1086	42.72
		6.10	963.1	Blind hole	0		
		6.10	1086.2	Throughout	66		
		6.10	1252.0	Throughout	261		
		6.10	1296.0	Throughout	295		
		6.11	1335.0	Throughout	353		
		6.11	1368.0	Throughout	382		
		6.11	1376.0	Throughout	389		
HRC36	9.92	6.10	892.5	Blind hole	0	987	38.25
		6.09	987.1	Throughout	19.6		
		6.09	1048.8	Throughout	77.6		
		6.11	1240.5	Throughout	309.6		
		6.09	1285.0	Throughout	399.5		
		6.09	1346.1	Throughout	424		
		6.10	1376.6	Throughout	440.9		

由表 4 可知，HRC20 破片侵彻钢板的弹道极限速度和极限比吸收能最高，HRC32 次之，HRC36 最低。此外，钢板对 3 种不同硬度破片侵彻的吸能效应不同，HRC36 破片侵彻钢板时，弹道极限速度相对降低 10.3%，极限比吸收能相对降低 21.8%。硬度为 HRC36 的破片的弹道极限速度比 HRC20、HRC32 低，并且 HRC36 破片贯穿钢板后剩余速度较高，相对 HRC20 破片大幅度提高。以上分析表明，随着硬度的增加，破片的侵彻性能明显增加。

图 10 给出了不同硬度破片侵彻 Q235A 钢板时撞击速度与剩余速度的关系曲线。由图中可以看出，当破片速度低于弹道极限速度时，不能贯穿钢板，对应于图中水平段 (剩余速度为零)。随着破片材料硬度的增加，贯穿钢板

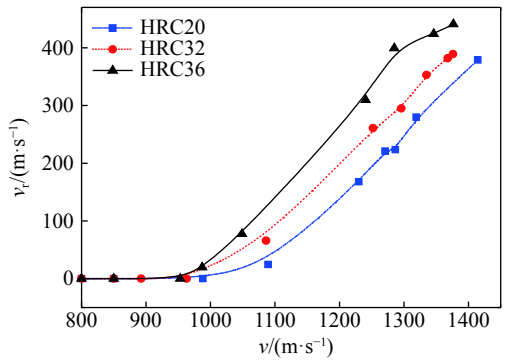


图 10　破片着靶速度与剩余速度的关系

Fig. 10　Relationship between residual velocity and initial velocity

后剩余速度大幅度提高。不同硬度破片的着靶速度与开坑直径的关系如图 11 所示。随着着靶速度的增大, 钢板开坑直径增加; 随着硬度的增加, 开坑直径减小, HRC36 破片的开坑直径相对 HRC20 减小 5.5%。

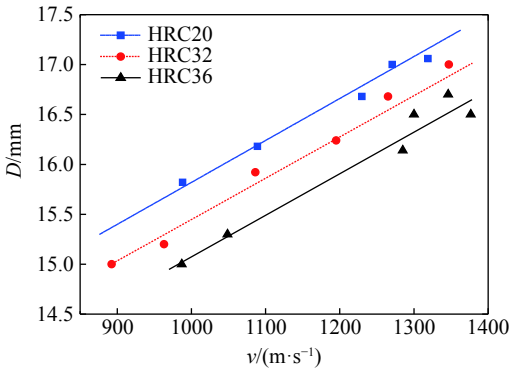


图 11　破片着靶速度与开坑直径关系

Fig. 11　Relationship between the diameter of the crater and the initial velocity

3　不同硬度破片对钢板极限穿透速度的无量纲分析

在不同硬度破片侵彻钢板的力学问题中, 利用量纲分析法可以得到极限穿透速度的经验公式, 其预测值与试验结果吻合较好。根据量纲分析定理可得[12–13]

$$\frac{v_{50}}{\sqrt{\sigma_{\mathrm{p}}/\rho_{\mathrm{p}}}}=f\left(\frac{h_{\mathrm{t}}}{d_{\mathrm{p}}},\frac{\sigma_{\mathrm{t}}}{\sigma_{\mathrm{p}}}\right) \tag{2}$$

基于量纲分析, 发现破片侵彻 Q235A 钢板的弹道极限速度应遵从几何相似律, 即不同硬度破片侵彻钢板的无量纲弹道极限速度与钢板厚度、破片初始直径和拉伸屈服强度有关, 从而得到破片对钢板侵彻弹道极限速度的物理方程式

$$v_{50}=k(h_{\mathrm{t}}/d_{\mathrm{p}})^{\alpha}(\sigma_{\mathrm{t}}/\sigma_{\mathrm{p}})^{\beta} \tag{3}$$

式中: k、α、β为待定常数, h_{t} 为钢板厚度, d_{p} 为破片直径, σ_{t}为钢板拉伸屈服强度, σ_{p}为破片拉伸屈服强度。

由此得到破片垂直侵彻 Q235A 钢板的弹道极限速度工程经验关系式

$$v_{50}=1117(h_{\mathrm{t}}/d_{\mathrm{p}})^{-0.1}(\sigma_{\mathrm{t}}/\sigma_{\mathrm{p}})^{0.099\,49} \tag{4}$$

由文献 [14] 可知, 硬度 H 与屈服强度之间的关系可用指数形式表示

$$\sigma_{\mathrm{p}}=\exp(0.0554H+4.7286) \tag{5}$$

则 (5) 式可写为

$$v_{50}=1117(h_{\mathrm{t}}/d_{\mathrm{p}})^{-0.1}[\sigma_{\mathrm{t}}/\exp(0.0554H+4.7286)]^{0.099\,49} \tag{6}$$

由于 (6) 式是在量纲分析的基础上根据试验结果拟合得到的, 受试验条件的约束限制, 因此它适用于不同硬度柱形破片对钢板的侵彻。徐豫新等[8] 开展了 35CrMnSiA 柱形破片侵彻不同材料钢板弹道极限速度试验研究, 破片的屈服强度为 1387 MPa, 钢板的屈服强度分别为 1211、665、274 MPa。本研究所确定的弹道极限速度经验计算结果与文献 [7] 给出的试验值的对比如表 5 所示。

表 5　弹道极限速度试验值与计算值对比[7]

Table 5　Comparison between test results and calculated results of ballistic limit velocity[7]

Fragmented material	d_0/mm	Target material	h_{b}/mm	Ballistic limit velocity v_{50}/(m·s^{-1})		Error/%
				Test[8]	Calculated	
35CrMnSiA	11.2	AS steel	15.0	1070	1083.27	1.2
	12.8	AS steel	15.0	1084	1085.55	0.1
	12.8	SS steel	14.5	1018	1050.00	0.2
	11.2	Q235A steel	15.9	917	929.82	1.3

从表 5 中数据可以看出, 弹道极限速度计算值与实际试验值的相对误差在 2% 以内, 满足工程应用要求。

4　结　论

针对 3 种不同硬度的 D60 钢试件进行了准静态拉伸、准静态压缩、动态压缩试验，以及不同硬度破片高速侵彻 Q235A 钢板的弹道试验，获得以下结论。

(1) 破片对韧性钢板的破坏形式主要表现为延性扩孔，在开坑底部有破片材料，说明破片质量损失发生在侵彻过程中。HRC36 破片贯穿钢板后的剩余速度相对 HRC20 大幅度提高。随着硬度的增加，开坑直径减小。

(2) 在靶板厚度相同的条件下，破片的侵彻能力随着破片硬度的增加而增加，剩余破片的长度随着硬度的增加而减少，破片的质量损失程度随着硬度的增加而降低。钢板在破片的侵彻下发生剪切冲塞失效，钢板发生剪切冲塞破坏以吸收破片的侵彻动能。

(3) 结合量纲分析法和相似理论得到不同硬度破片侵彻 Q235A 钢板的弹道极限速度经验关系式，结果与试验值吻合较好，可为破片侵彻钢板作用分析及相关设计提供参考。

参考文献：

[1] 金山, 汤铁钢, 孙学林, 等. 不同热处理条件下 45 钢柱壳的动态性能 [J]. 爆炸与冲击, 2006, 26(5): 423–428.
JIN S, TANG T G, SUN X L, et al. Dynamic characteristics of 45 steel cylinder shell by different heat treatment conditions [J]. Explosion and Shock Waves, 2006, 26(5): 423–428.

[2] DEMIR T, ÜBEYLI M, YILDIRIM R O. Effect of hardness on the ballistic impact behavior of high-strength steels against 7.62-mm armor piercing projectiles [J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2009, 18(2): 145–153.

[3] DIKSHIT S N, KUTUMBARAO V V, SUNDARARAJAN G. The influence of plate hardness on the ballistic penetration of thick steel plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 1995, 16(2): 293–320.

[4] 吴广, 冯顺山, 董永香, 等. 不同硬度弹丸对中厚钢板作用的试验研究 [J]. 兵工学报, 2010, 31(1): 260–263.
WU G, FENG S S, DONG Y X, et al. Experimental study on penetration effects of projectiles with different hardnesses on target [J]. Acta Armamentarii, 2010, 31(1): 260–263.

[5] 陈小伟, 张方举, 梁斌, 等. A3 钢钝头弹侵彻 45 钢板破坏模式的试验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2006, 26(3): 199–207.
CHEN X W, ZHANG F J, LIANG B, et al. Three modes of penetration mechanics of A3 steel cylindrical projectiles impact onto 45 steel plates [J]. Explosion and Shock Waves, 2006, 26(3): 199–207.

[6] 徐豫新, 任杰, 王树山. 钨球正侵彻下低碳钢板的极限贯穿厚度研究 [J]. 北京理工大学学报, 2017, 37(6): 551–556.
XU Y X, REN J, WANG S S. Research on perforation limit thickness of low carbon steel plates impacted normally by tungsten spheres [J]. Transaction of Beijing Institute of Technology, 2017, 37(6): 551–556.

[7] 任杰, 徐豫新, 王树山. 超高强度平头圆柱形弹体对低碳合金钢板的高速撞击实验 [J]. 爆炸与冲击, 2017, 37(4): 629–636.
REN J, XU Y X, WANG S S. High velocity impact of low-carbon alloy steel plates by ultra-high strength blunt projectiles [J]. Explosion and Shock Waves, 2017, 37(4): 629–636.

[8] 赵丽俊, 焦志刚, 李晓婕, 等. 预制破片侵彻均质装甲钢的极限穿透速度 [J]. 爆炸与冲击, 2018, 38(1): 183–190.
ZHAO L J, JIAO Z G, LI X J, et al. Critical penetration velocity of prefabricated fragment in penetrating homogeneous armor steel plate [J]. Explosion and Shock Waves, 2018, 38(1): 183–190.

[9] 周楠, 王金相, 张亚宁, 等. 球形破片侵彻下钢/铝复合钢板的失效模式与吸能机理 [J]. 爆炸与冲击, 2018, 38(1): 66–75.
ZHOU N, WANG J X, ZHANG Y N, et al. Failure mode and energy absorption mechanism of steel/aluminum composite plates impacted by spherical fragment [J]. Explosion and Shock Waves, 2018, 38(1): 66–75.

[10] BACKMAN M E, GOLDSMITH W. The mechanics of penetration of projectiles into targets [J]. International Journal of Engineering Science, 1978, 16(1): 1–99.

[11] 陈继恩. 基于应力三轴度的材料失效研究 [D]. 武汉: 华中科技大学, 2009: 23–34.
CHEN J E. Research of material failure basic on stress triaxiality [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology of China, 2009: 23–34.

[12] 谈庆明. 量纲分析 [M]. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 2005: 9–18.

TAN Q M. Dimensional analysis [M]. Hefei: University of Science and Technology of China Press, 2005: 9–18.

[13] 毛亮, 王华, 姜春兰, 等. 钨合金球形破片侵彻陶瓷/DFRP 复合靶的弹道极限速度 [J]. 振动与冲击, 2015, 34(13): 1–5.
MAO L, WANG H, JIANG C L, et al. Ballistic limit velocity of tungsten alloy spherical fragment penetrating ceramic/DFRP composite target plates [J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 34(13): 1–5.

[14] BANERJEE B. The mechanical threshold stress model for various tempers of AISI 4340 steel [J]. International Journal of Solids and Structures, 2005, 44(3): 834–859.

Experimental Study on the Penetration of Steel Fragments with Different Hardness into Q235A Steel Plate

DU Ning, ZHANG Xianfeng, XIONG Wei, DING Li, WANG Jipeng, LIU Chuang

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

Abstract: Quasi-static tensile/compression and SHPB (split Hopkinson pressure bar) compression tests were conducted in order to study the mechanical properties of steel fragments with different hardness. Furthermore, the fragments were launched by a ballistic gun at different velocities into a Q235A steel plate with finite thickness. The correlation between the mechanical properties and the failure mode of fragments was analyzed based on the ballistic test results. Combined with the dimensional analysis method, the empirical relationship of the ballistic limit velocity of the steel fragments with different hardness penetrating into the Q235A steel plate was obtained. The results show that the mass loss of the fragments decreases with the increase of the hardness of the fragments, while the residual length of the fragments decreases with the increase of the hardness. The penetration ability of fragments increases with the increase of the hardness. The residual velocity of the fragments with HRC36 was relatively higher than that with HRC20 after penetration. The predicted values of the determined empirical relationships agree well with the experimental results.

Keywords: impact dynamics; low carbon steel; hardness; ballistic limit velocity

DOI: 10.11858/gywlxb.20180576

立方体弹高速侵彻防护液舱剩余特性的数值模拟

张元豪[1,2], 程忠庆[2], 侯海量[1], 朱 锡[1]

(1. 海军工程大学舰船与海洋学院, 湖北 武汉 430033;
2. 海军勤务学院, 天津 300450)

摘要: 针对高速破片侵彻液舱后的剩余特性问题, 利用有限元分析软件 ANSYS/LS-DYNA 开展了数值模拟研究, 对比分析破片侵彻垂直和倾斜液舱后速度的衰减规律以及侵彻深度的变化规律, 探讨了舰艇中液舱的较优斜置角度。结果表明: 液舱壁面倾斜角的存在有利于降低破片入水的瞬时速度; 破片入水瞬时速度越大, 在水中运动时速度衰减越快; 在冲击及空泡阶段, 破片侵彻深度迅速增加, 且破片入水瞬时速度越大, 侵彻深度增加越明显, 该阶段侵彻深度仅相当于破片最终静止时侵深的 10% 左右。根据弹体速度衰减速率及侵彻深度的增加速率, 认为倾斜 60°的液舱能够达到较好的防护效果。

关键词: 侵彻深度; 防护液舱; 剩余特性; 有限元

中图分类号: O344.7 **文献标识码:** A

水中兵器(如鱼雷、水雷等)对水面舰艇造成了极大的威胁。为了提高舰船的生命力, 一般在底部和舷侧设置防护液舱结构, 以吸收爆炸产生的高速破片和船体自身结构碎片的穿甲动能。针对高速弹体侵彻液舱结构的破损问题, 学者们开展了大量研究工作。例如: McMillen 等[1-2]通过实验分析了弹体入水冲击波传播规律; Townsend 等[3]和 Disimile 等[4]对高速破片侵彻薄壁水箱后以及钢质和铝质球形弹丸穿透背水薄铝板后在水中引起的水锤效应进行了试验研究; Deletombe 等[5]开展了弹体打击下液舱响应的试验研究, 分析了空泡溃灭和超空化现象的形成过程。针对防护液舱抗高速破片侵彻问题, 研究者们也开展了相应的研究[6-9]。沈晓乐等[10]认为, 破片初速较高时, 侵彻液舱深度反而下降; 李典等[11]利用有限元分析软件研究了高速弹体侵彻蓄液结构的冲击载荷特性。

从研究现状上看, 目前有关破片侵彻液舱研究大多针对垂直背水薄板。然而, 为提高舰艇抵御破片侵彻能力, 可通过布置倾斜液舱结构达到衰减破片初始动能的目的。为此, 本研究利用有限元分析软件 ANSYS/LS-DYNA, 分析高速破片侵彻液舱后的剩余特性, 对比分析破片侵彻垂直和倾斜液舱后速度的衰减规律以及侵彻深度的变化规律, 以期为提升液舱的防护能力提供参考。

1 有限元模拟

利用有限元软件 ANSYS/LS-DYNA, 对高速立方体弹侵彻防护液舱结构的过程进行数值模拟。弹体、钢板和箱体采用 8 节点 Solid 164 三维实体单元模拟; 为减小计算量, 模型截取 1/2(见图 1), 截面采用对称边界。在撞击区域采用加密网格处理, 远离撞击区域网格逐步向四周稀疏过渡。液舱中的液体采用水介质, 水域和空气域选用 8 节点实体单元, 用单点 Euler/ALE 多物质单元算法。为实现水介质的流动, 将空气域和水域的网格共节点(见图 2)。通过欧拉-拉格朗日罚函数耦合算法, 实现结构与流体(弹体与水、钢板与水)的耦合。数值模型采用 cm-g-μs 单位制, 具体模型尺寸与文献[12]中的试验参数相同。

* 收稿日期: 2018-06-08; 修回日期: 2018-07-17
基金项目: 国家自然科学基金(51679246)
作者简介: 张元豪(1992—), 男, 博士研究生, 主要从事舰船防护研究. E-mail: 158241904@qq.com
通信作者: 程忠庆 (1964—), 男, 教授, 主要从事材料性能研究. E-mail: bace@tom.com

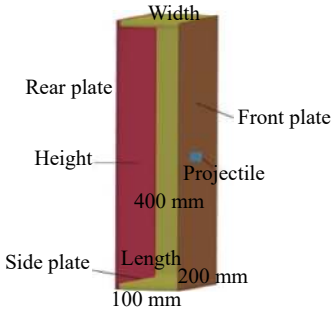


图 1　1/2 液舱结构的有限元模型

Fig. 1　Finite element model for half liquid cabin

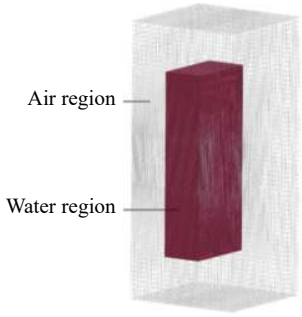


图 2　水域和空气域网格

Fig. 2　Mesh of water and air

破片选用方体弹，采用 Johnson-Cook 本构模型描述。该模型考虑了应变率强化、绝热升温引起的软化效应，能反映材料在高应变率、高温条件下的性质变化，表达式为

$$\sigma_{\mathrm{y}}=(A+B\varepsilon^{\mathrm{p}n})\left[1+c\ln\frac{\varepsilon^{\mathrm{p}}}{\varepsilon_0}\right]\left[1-\left(\frac{T-T_0}{T_{\mathrm{m}}-T_0}\right)^m\right] \tag{1}$$

式中：σ_{y} 为钢板材料的动态屈服强度；A 为静态屈服强度，取 235 MPa；B 为应变硬化模量，取 300 MPa；n 为应变硬化指数，取 0.26；c 为应变率系数，取 0.014；m 为热软化指数，取 1.03；ε^{p} 为等效塑性应变；ε_0 为参考塑性应变率，一般取 1 s^{-1}；T_{m} 为材料的熔点，取 1 793 K；T_0 为参考温度，取室温 300 K。

$$\varepsilon_{\mathrm{f}}=\left[D_1+D_2\exp\left(D_3\frac{\sigma_{\mathrm{h}}}{\sigma_{\mathrm{eff}}}\right)\right]\left(1+D_4\frac{\varepsilon^{\mathrm{p}}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\left[1+D_5\left(\frac{T-T_0}{T_{\mathrm{m}}-T_0}\right)\right] \tag{2}$$

式中：D_1～D_5 为材料常数，取 D_1=0.4；σ_{eff} 为 Mises 等效应力；σ_{h} 为材料在三向应力状态下的静水压力；当破坏参数$D=\sum\frac{\Delta\varepsilon^{\mathrm{p}}}{\varepsilon^{\mathrm{f}}}=1$时，材料发生失效。

液舱结构采用双线性弹塑性本构模型，材料的应变率效应由 Cowper-Symonds 模型描述，动态屈服强度 σ_{d} 为

$$\sigma_{\mathrm{d}}=\left(\sigma_0+\frac{EE_{\mathrm{h}}}{E-E_{\mathrm{h}}}\varepsilon_{\mathrm{p}}\right)\left[1+\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{D}\right)^{1/n}\right] \tag{3}$$

式中：σ_0为静态屈服强度，E_{h} 为应变硬化模量，ε_{p} 为有效塑性应变，$\dot{\varepsilon}$为有效应变率；D、n 为材料参数；材料失效模型采用最大塑性应变失效。弹体和液舱结构的材料参数与文献[11]一致。

水采用 Grüneisen 状态方程描述

$$p=\frac{\rho_0C^2\mu\left[1+\left(1-\frac{\gamma_0}{2}\right)\mu-\frac{a}{2}\mu^2\right]}{\left[1-(S_1-1)\mu-S_2\frac{\mu^2}{\mu+1}-S_3\frac{\mu^3}{(\mu+1)^2}\right]^2}+(\gamma_0+a\mu)E \tag{4}$$

式中：ρ_0为密度，C 为 $v_{0\mathrm{s}}$-$v_{0\mathrm{p}}$ 曲线的斜率（声速），γ_0为 Grüneisen 参数，a 为γ_0和$\mu=\frac{\rho}{\rho_0}-1$的一阶体积修正量，$S_1$、$S_2$、$S_3$ 为曲线的拟合参数。

假设空气介质为无黏性的理想气体，则空气状态方程为

$$p=(\gamma-1)\rho_0e \tag{5}$$

式中：γ 为绝热指数，e 为内能。

水和空气的材料参数参考文献[11]。

2　数值计算结果与分析

2.1　数值计算结果验证

在文献[12]所示试验中，边长为 7.5 mm 的立方体弹以 1 105.0 及 1 231.2 m/s 的初始速度（v_0）垂直侵

彻背水钢板, 以 1 058.1 及 1 290.3 m/s 的初始速度、30°的入射角(θ)侵彻相同背水钢板,钢板厚度 5 mm。对各实验工况进行数值模拟, 得到弹体入水瞬时速度 v_w, 如表 1 所示。由表 1 可知, 采用第 1 节所示仿真材料模型得到的弹体入水瞬时速度与试验结果的相对偏差在 5% 以内。

表 1　数值模型与试验工况

Table 1　Numerical models and experimental condition

Case	θ/(°)	v_0/(m·s^{-1})	v_w/(m·s^{-1})		Deviation/%
			Experiment[12]	Simulation	
1	0	1 105.0	286.0	278	–3.0
2	0	1 231.2	462.7	456	–1.4
3	30	1 058.1	202.9	200	–1.4
4	30	1 290.3	385.9	384	–0.5

图 3 和图 4 分别给出了工况 1 中弹体侵彻距离 P 随时间 t 变化曲线以及破片在水中运动位移 x 的时程曲线[12]。对比弹体入水瞬时速度和侵彻深度的仿真和试验结果可知, 本模型较为合理。

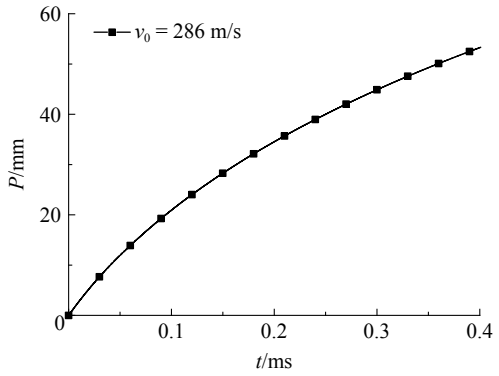


图 3　工况 1 中侵彻距离-时间曲线模拟结果

Fig. 3　Simulated penetration distance vs. time for Case 1

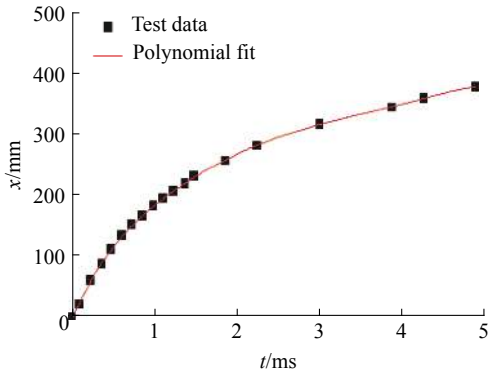


图 4　工况 1 中破片在水中的运动位移时程曲线

Fig. 4　Displacement-time history of fragment for Case 1

2.2　速度随时间的变化规律

弹体入水过程由冲击阶段、拖曳阶段和空泡阶段组成, 各个阶段中弹体所受阻力有所不同, 因此速度衰减得不均匀。由数值模拟得到弹体入水后速度随时间变化曲线, 如图 5 所示。立方体弹入水后 0.2 ms 以内, 速度衰减得较快; 速度降低到 100～200 m/s 后, 速度衰减逐渐放缓; 速度降低到 100 m/s 以下时, 速度变化很小。

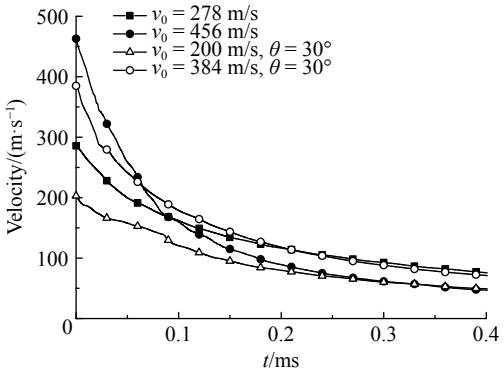


图 5　速度随时间的变化曲线

Fig. 5　Variation of penetration distance with time

从图 5 可以看出: 虽然工况 4 中立方体弹的初速高于工况 2, 但是立方体弹的入水瞬时速度(384 m/s)却低于工况 2(456 m/s), 这是因为弹体以 30°的入射角侵彻背水钢板时, 相当于增加钢板厚度, 局部惯性质量增大, 弹体侵彻钢板所需能量增加, 弹体入水瞬时动能减小; 工况 2 中立方体弹的初速高于工况 1, 其入水瞬时速度(456 m/s)也高于工况 1(278 m/s), 然而当弹体入水 0.2 ms 后, 弹体速度却低于工况 1, 这是由于工况 2 中立方体弹的初速较高, 弹体侵彻钢板损耗动能较大, 弹体侵蚀和墩粗情况较严重, 导致弹体质量较工况 1 中弹体

小，质量越小，弹体速度衰减得越快[10]。进一步观察图 5 发现，对于速度衰减速率，工况 2>工况 4>工况 1>工况 3，由此可得，破片入水瞬时速度越大，在水中运动时速度衰减得越快。

2.3　侵彻深度随时间的变化

弹体在水中的侵彻距离 (P) 是指弹体通过消耗自身动能克服水阻力所能达到的距离。图 6 给出了数值模拟得到的各工况下侵彻距离随时间变化曲线。

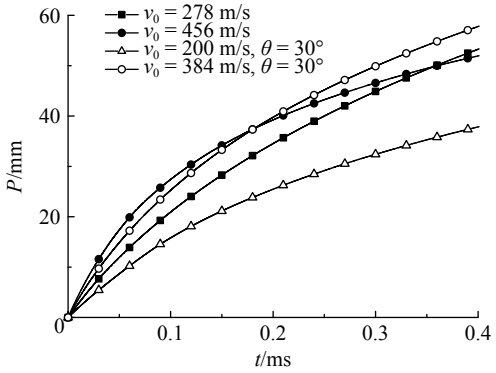


图 6　侵彻距离随时间的变化曲线

Fig. 6　Curve of the penetration distance with time

从图 6 可以看出：弹体侵彻距离的增加趋势呈抛物线型；进入液舱初期，侵彻距离随时间迅速增加，后期增速逐渐放缓。进一步分析发现：弹体入水 0.2 ms 内，弹体侵彻距离的增加速率为工况 2>工况 4>工况 1>工况 3，该阶段为冲击及空泡阶段，弹体侵彻距离迅速增加，且弹体入水瞬时速度越大，侵彻距离增加得越明显；入水 0.4 ms 时，工况 1 和工况 2 中弹体侵彻距离分别为 53.3 和 52.0 mm，这是由于工况 1 中弹体侵彻钢板后的质量大于工况 2，而弹体质量越大，其侵彻深度越大，侵彻能力越强[10]。

2.4　不同阶段侵深分析

破片入水后，其运动所消耗的能量在不同阶段各不相同。在冲击阶段和空泡阶段，水的惯性力使破片速度迅速衰减，此阶段为高速侵彻阶段；而在拖曳阶段，水的黏性作用是破片速度降低的主要原因。由图 5 和图 6 可得，当破片速度降低到 100 m/s 时，工况 1～工况 4 中弹体侵彻距离 $P_{100\ \mathrm{m/s}}$ 分别为 41.2、37.1、20.0 和 45.4 mm，而高速摄影拍摄的各试验工况下破片最终侵彻深度 P_{final} 分别为 375.1、305.0、234.2 和 333.4 mm[12]。

表 2 给出了各工况下弹体在速度为 100 m/s 时的侵彻距离 $P_{100\ \mathrm{m/s}}$ 以及最终侵彻深度 P_{final}。从表 2 可以看出：破片速度降低到 100 m/s 时，侵彻距离为 20～50 mm；破片最终侵彻深度在 200～400 mm 之间，因此破片在高速侵彻过程中在液舱中的位移相对于速度完全衰减的比例仅占 10% 左右。

表 2　弹体初速与侵彻深度的关系

Table 2　Initial velocity vs. penetration depth

Case	θ/(°)	v_0/(m·s^{-1})	$P_{100\ \mathrm{m/s}}$/mm	P_{final}/mm	($P_{100\ \mathrm{m/s}}$/P_{final})/%
1	0	1 105.0	41.2	375.1	11.0
2	0	1 231.2	37.1	305.0	12.2
3	30	1 058.1	20.0	234.2	8.5
4	30	1 290.3	45.4	333.4	13.6

2.5　不同液舱倾斜角度对弹体剩余特性的影响规律

导弹战斗部爆炸产生的高速破片速度为 1 200～2 000 m/s，其对船体结构的冲击属于中高速冲击问题。为了探究液舱倾斜角度对弹体剩余特性的影响，采用前述仿真材料模型，设弹体以 1 200 m/s 的初始速度，0°、5°、10°、15°、20°、25°、30°、35°的入射角侵彻背水钢板，得到不同侵彻角度与弹体入水瞬时速度及侵彻深度的关系，如表 3 所示。

观察表 3 可知：弹体以 1 200 m/s 的初速及一定入射角侵彻背水钢板时，入水瞬时速度 v_{w} 随入射角 θ 的增大而减小；当入射角 θ 达到 40°时，钢板受弹体撞击形成凹槽，弹体跳飞，未能击穿钢板。由于弹体侵彻深度受弹体入水时质量和入水瞬时速度的影响，$P_{100\ \mathrm{m/s}}$ 并未随入射角的变化发生规律性变化，当入射角达到 30°时，弹体侵彻深度明显减小。

表 3　侵彻角度与弹体入水瞬时速度及侵彻深度的关系

Table 3　Penetration angle vs. instantaneous velocity and penetration depth

Case	θ/(°)	v_w/(m·s^{-1})	$P_{100\ m/s}$/mm	Case	θ/(°)	v_w/(m·s^{-1})	$P_{100\ m/s}$/mm
5	0	447	56.0	10	25	352	49.3
6	5	436	58.9	11	30	325	31.6
7	10	421	54.3	12	35	295	18.5
8	15	407	55.9	13	40	0	0
9	20	377	47.8				

通过数值模拟得到弹体入水后速度随时间变化曲线，如图 7 所示。在入水后 0.2 ms 内，立方体弹的速度衰减较快，入射角为 0°～30°时，速度降低到 100～200 m/s，入射角为 35°时，速度降低到 100 m/s 以下，随后弹体速度衰减逐渐放缓。另外，随着弹体入射角的增大，弹体入水瞬时速度减小，这是由于入射角的增大相当于增加钢板厚度，入射角越大，局部惯性质量越大，弹体侵彻钢板所需能量越多，入水瞬时动能减少。进一步观察图 7 得到：当弹体入射角为 0°～25°时，速度衰减速率相差不大；当入射角为 30°～40°时，速度衰减速率随入射角的增大而增大。这是由于入射角达到 30°之后，弹体侵蚀和墩粗现象较严重，导致弹体质量进一步减小。

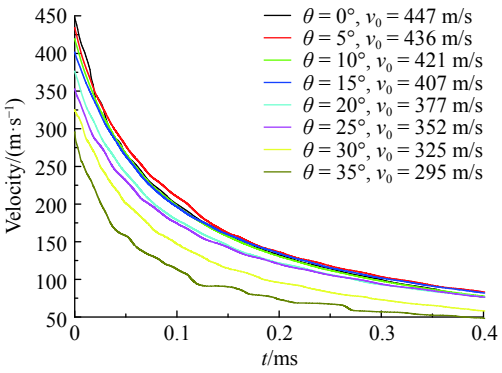


图 7　速度随时间的变化曲线

Fig. 7　Variation of velocity with time

图 8 给出了数值模拟得到的各工况中侵彻距离 P 随时间的变化曲线。从图 8 可以看出，弹体进入液舱的初期，侵彻距离随时间迅速增加，后期增速逐渐放缓。在弹体入水 0.2 ms 内，弹体侵彻距离的增加速率随入射角的增大而减小；当入射角超过 30°时，弹体侵彻距离的增加速率明显减小。

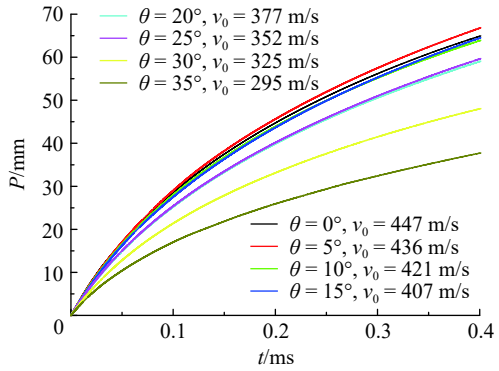


图 8　侵彻距离随时间的变化曲线

Fig. 8　Variation of penetration distance with time

综上所述，当立方体弹体以 30°～40°的入射角侵彻背水钢板时，速度衰减速率较大，且侵彻距离的增加速率较小。考虑到舰艇中液舱的布置，认为倾斜 60°的液舱能够达到较好的防护效果。

3　结　论

利用有限元软件 ANSYS/LS-DYNA 模拟研究了高速破片侵彻液舱后的剩余特性，对比分析了破片侵彻垂直和倾斜液舱后速度的衰减规律以及侵彻深度的变化规律，得到如下主要结论：

(1)液舱壁面倾斜角的存在有利于降低破片入水瞬时速度；

(2)破片的入水瞬时速度越大，在水中运动时速度衰减得越快；

(3)在冲击及空泡阶段，破片侵彻深度迅速增加，破片入水瞬时速度越大，侵彻深度增加越明显，且该阶段侵彻深度仅相当于破片最终侵深的 10% 左右；

(4)当弹体以 30°～40°的入射角侵彻背水钢板时,速度衰减速率较大,且侵彻深度的增加速率较小。考虑到舰艇中液舱的布置,认为倾斜 60°的液舱能够达到较好的防护效果。

本研究所得结论可为舰船中防护液舱结构的合理布局(包括液舱壁面是否倾斜、液舱深度、倾斜角度)提供参考,下一步将通过试验继续探究破片入射角及初速对舰船液舱结构抗弹性能的影响。

参考文献:

[1] MCMILLEN J H. Shock wave pressures in water produced by impact of small spheres [J]. Physical Review, 1945, 68(9/10): 198–209.

[2] MCMILLEN J H, HARVEY E N. A spark shadowgraphic study of body waves in water [J]. Journal of Applied Physics, 1946, 17(7): 541–555.

[3] TOWNSEND D, PARK N, DEVALL P M. Failure of fluid dilled structures due to high velocity fragment impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 29: 723–733.

[4] DISIMILE P J, SWANSON L A, TOY N. The hydrodynamic ram pressure generated by spherical projectiles [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(6): 821–829.

[5] DELETOMBE E, FABIS J, DUPAS J, et al. Experimental analysis of 7.62 mm hydrodynamic ram in containers [J]. Journal of Fluids and Structures, 2013, 37: 1–21.

[6] 唐廷, 朱锡, 侯海量, 等. 高速破片在防雷舱结构中引起的冲击荷载的理论研究 [J]. 振动与冲击, 2013, 32(6): 132–136, 148.
TANG T, ZHU X, HOU H L, et al. Shock loading induced by high speed fragment in cabin near shipboard [J]. Journal of Vibration and Shock, 2013, 32(6): 132–136, 148.

[7] 孔祥韶, 吴卫国, 刘芳, 等. 舰船舷侧防护液舱对爆炸破片的防御作用研究 [J]. 船舶力学, 2014, 18(8): 996–1004.
KONG X S, WU W G, LIU F, et al. Research on protective effect of guarding fluid cabin under attacking by explosion fragments [J]. Journal of Ship Mechanics, 2014, 18(8): 996–1004.

[8] 沈晓乐, 朱锡, 侯海量, 等. 高速破片入水镦粗变形及侵彻特性有限元分析 [J]. 舰船科学技术, 2012, 34(7): 25–29.
SHEN X L, ZHU X, HOU H L, et al. Finite element analysis of underwater high velocity fragment mushrooming and penetration properties [J]. Ship Science and Technology, 2012, 34(7): 25–29.

[9] 张振华, 朱锡, 黄玉盈, 等. 水面舰艇舷侧防雷舱结构水下抗爆防护机理研究 [J]. 船舶力学, 2006, 10(1): 113–119.
ZHANG Z H, ZHU X, HUANG Y Y, et al. Theoretical research on the defendence of cabin near shipboard of surface warship subjected to underwater contact explosion [J]. Journal of Ship Mechanics, 2006, 10(1): 113–119.

[10] 沈晓乐, 朱锡, 侯海量, 等. 高速破片侵彻防护液舱试验研究 [J]. 中国舰船研究, 2011, 6(3): 12–15.
SHEN X L, ZHU X, HOU H L, et al. Experimental study on penetration properties of high velocity fragment into safety liquid cabin [J]. Chinese Journal of Ship Research, 2011, 6(3): 12–15.

[11] 李典, 朱锡, 侯海量, 等. 高速杆式弹体侵彻下蓄液结构载荷特性的有限元分析 [J]. 爆炸与冲击, 2016, 36(1): 1–8.
LI D, ZHU X, HOU H L, et al. Finite element analysis of load characteristic of liquid-filled structure subjected to high velocity long-rod projectile penetration [J]. Explosion and Shock Waves, 2016, 36(1): 1–8.

[12] 张元豪, 陈长海, 侯海量, 等. 高速破片侵彻防护液舱后的水中运动特性试验研究 [J]. 兵器材料科学与工程, 2016, 39(5): 44–48.
ZHANG Y H, CHEN C H, HOU H L, et al. Experimental study on kinetic characteristic of high velocity fragments in water after penetration of protecting liquid cabin [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2016, 39(5): 44–48.

Numerical Simulation of Residual Characteristics of Protecting Liquid Cabin Penetrated by High Velocity Cube Fragments

ZHANG Yuanhao[1,2], CHENG Zhongqing[2], HOU Hailiang[1], ZHU Xi[1]

（1. *College of Naval Architecture and Ocean Engineering*, *Naval University of Engineering*, *Wuhan* 430033, *China*;
2. *Naval College of Service*, *Tianjin* 300450, *China*）

Abstract: In this study we investigated the residual characteristics of the high velocity fragments penetrating the protective liquid cabin using finite element analysis by ANSYS/LS-DYNA, found out about the variation of the penetration depth and the velocity of the fragment after the fragments' penetration into the vertical and inclined liquid cabins, and discussed the optimal inclination angle of the liquid tank in a ship. The results indicated that the presence of the inclination feature of the liquid cabin helps to reduce the instantaneous velocity of the fragments entering the water, and the velocity dropped faster in water with the increase of the instantaneous velocity of the fragments. In the stage of impact and cavitation, the penetration depth of the fragments rose immediately, and the larger the instantaneous velocity, the faster the increase of the penetration depth. The penetration depth in the two phases was about 10% of the final penetration. Judging by the rate of the decrease of the projectile's velocity and that of increase of the fragments' penetration depth, we conclude that the tank with a tilt of 60° can achieve better protection.

Keywords: penetration depth; protecting liquid cabin; residual characteristics; finite element

DOI: 10.11858/gywlxb.20180614

破片模拟弹侵彻船用钢靶板的计算模型

高 照, 侯海量, 李永清

(海军工程大学舰船与海洋学院, 湖北 武汉 430033)

摘要: 为研究破片模拟弹侵彻钢板的过程, 将模拟弹冲击钢装甲的侵彻过程分为初始接触、弹体侵入、剪切冲塞和穿甲破坏 4 个阶段进行理论分析。当靶板剩余厚度的剪切冲塞抗力小于延性扩孔抗力时, 靶板的破坏模式完全转变为剪切冲塞; 剪切塞块速度与剩余弹体速度相同时, 推导出破片模拟弹侵彻钢靶板的能量转化及剩余速度公式, 与实验及有限元分析结果吻合较好。研究结果对于破片侵彻钢靶板威力设计具有一定实用价值。

关键词: 侵彻; 破片模拟弹; 冲击; 剩余速度

中图分类号: O344.7 **文献标识码:** A

弹靶撞击下金属装甲的侵彻破坏模式已有广泛研究[1-3], 常见的破坏模式有延性扩孔、花瓣型、冲塞型、碟型等, 同时建立了许多分析模型和经验公式[4], 如: Taylor[5] 基于能量分析方法得到的锥头弹冲击较厚薄板 ($h_0/d_p>1$, h_0、d_p 分别为靶板初始厚度及弹径) 对称延性扩孔分析模型, Thomson[6] 提出的靶板厚度小于弹径时薄板常出现的非对称延性扩孔破坏 (碟型破坏模式) 的塑性变形功, Awerbuch 和 Bondner 提出的 A-B 模型[7], 基于剪切冲塞破坏的德·马尔经验公式[5] 等。此外, Woodward[8] 考虑到弯曲变形, 以及当靶板厚度大于 0.9 倍弹径时存在对称延性扩孔模式等因素的影响, 对 Thomson 理论进行了修正; 他还利用 Taylor 延性扩孔方程研究了破坏模式由延性扩孔到绝热剪切的变化[9]。

这些分析模型和经验公式大多针对板厚大于弹径的薄板或中厚靶, 对于板厚小于弹径的薄板冲击分析模型则主要针对受低速尖头弹冲击时的花瓣开裂穿甲[10]。有实验[11] 表明, 破片模拟弹弹道冲击下, 薄金属靶板破口正面为延性扩孔破坏, 背面则为剪切冲塞破坏, 与通常的剪切冲塞和延性扩孔破坏不同, 且破片模拟弹同时具有尖头弹和平头弹的侵彻特性。本研究着重探讨薄金属靶板在侵彻下的能量转化及剩余速度, 并将分析结果与实验测试结果进行比较。

1 基本假设

通过分析破片模拟弹的侵彻过程, 将破片模拟弹冲击钢装甲的侵彻过程分为 4 个阶段: 初始接触阶段、弹体侵入阶段、剪切冲塞阶段和穿甲破坏阶段。同时, 对侵彻过程作如下假设:

(1) 高速破片形成之前, 大多都经历了变形硬化阶段, 在此忽略弹体的墩粗和弹性变形能, 假设弹体为理想刚塑性材料;

(2) 假设弹体的初始速度足以侵彻靶板以及使自身产生侵蚀, 侵彻过程中弹靶作用界面的速度呈线性变化;

(3) (根据 Dikshit 等[12] 对薄板与厚板塑性流动约束条件的假设) 假设靶板背面反射的拉伸波与弹靶作用界面相遇前, 侵彻条件为平面应变侵彻, 相遇后, 侵彻条件为平面应力侵彻;

* **收稿日期:** 2018-08-09; **修回日期:** 2018-08-23

基金项目: 国家自然科学基金(51479204, 51679246)

作者简介: 高 照(1993—), 女, 硕士, 主要从事船舶结构力学研究. E-mail: gaozhao8686@163.com

通信作者: 侯海量(1977—), 男, 博士, 副教授, 硕士生导师, 主要从事船舶结构力学研究. E-mail: hou9611104@163.com

(4) 假设当靶板剩余厚度的剪切冲塞抗力小于延性扩孔抗力时，靶板的破坏模式完全转变为剪切冲塞；

(5) 假设剪切塞块与剩余弹体速度相同，忽略剪切冲塞过程中以及剪切塞块形成后，弹体对塞块的侵彻及弹体的侵蚀。

2　分析模型

2.1　初始接触阶段

在初始接触阶段中，弹体的侵彻不受靶板背表面的影响，相当于对半无限靶的侵彻。采用 Tate-Alekseevskii[13-14] 方程描述弹体的响应

$$Y_{\mathrm{p}}+\frac{1}{2}\rho_{\mathrm{p}}(v-u)^2=R_{\mathrm{t}}+\frac{1}{2}\rho_{\mathrm{t}}(u-w)^2 \tag{1}$$

式中：Y_{p} 为弹体材料的动态屈服强度，ρ_{p}、ρ_{t} 分别为弹体和靶板的密度，v 为弹速，u 为侵彻速度，w 为靶板背面速度，R_{t} 为靶板的侵彻阻力。

弹靶初始碰撞时刻，靶板背面速度 w_0=0，弹靶作用界面速度

$$u_0=\frac{1}{1-\mu^2}\left(v_0-\mu\sqrt{v_0^2+\Lambda}\right) \tag{2}$$

式中：$\Lambda=2(R_{\mathrm{t}}-Y_{\mathrm{p}})(1-\mu^2)/\rho_{\mathrm{t}}$，$\mu=\sqrt{\rho_{\mathrm{t}}/\rho_{\mathrm{p}}}$；$v_0$ 为初始弹速。

平面应变侵彻条件下，取靶板侵彻阻力 R_{t} 为靶板材料在一维应变压缩条件下轴向应力的初始屈服极限 (即 Hugoniot 弹性极限)

$$R_{\mathrm{t}}=\frac{1-\nu}{1-2\nu}Y_{\mathrm{t}} \tag{3}$$

式中：ν 和 Y_{t} 分别为靶板材料的泊松比和动态屈服强度。由于弹靶初始碰撞时刻，材料应变率约为 10^3~10^4 s^{-1}，当弹、靶材料相同时，即 Y_{t}=Y_{p}，取值为 (1.75~1.85)σ_{s} (σ_{s} 是材料的静态屈服强度)，可得弹靶作用界面的初始速度 u_0

$$u_0=\frac{1}{2}v_0-\frac{\nu Y_{\mathrm{p}}}{\rho v_0(1-2\nu)} \tag{4}$$

2.2　弹体侵入阶段

初始接触阶段过后，在弹体和靶板中均产生一个压缩应力波，同时弹靶作用界面继续向前运动。压缩应力波传播到靶板背面时，反射形成拉伸应力波，靶板背面开始运动，弹体侵彻过程开始受到靶板背表面的影响。根据靶板背表面对侵彻过程的影响，又可将弹体侵入阶段分为平面应变侵彻阶段和平面应力侵彻阶段。

2.2.1　平面应变侵彻阶段

靶板背表面开始运动前 ($t\leqslant t_1=h_0/C_{\mathrm{L}}$，$C_{\mathrm{L}}$ 为一维应变弹性纵波波速)，弹体的侵彻不受靶板背表面的影响。由于弹体减速是由弹靶作用界面作用于弹体上、沿长度方向的力引起的(弹体能够承受的最大压力为 Y_{p})，因此，t 时刻弹体长度由初始长度 l_0 变为 l 时，弹体加速度为

$$\frac{\mathrm{d}v}{\mathrm{d}t}=-\frac{1}{M_{\mathrm{p}}}A_{\mathrm{p}}Y_{\mathrm{p}} \tag{5}$$

式中：ρ，A_{p} 为弹体的横截面积。弹体被侵蚀的速度为

$$\frac{\mathrm{d}l}{\mathrm{d}t}=-(v-u_0) \tag{6}$$

根据 (5) 式、(6) 式迭代求解，可得 t=t_1 时弹体的侵蚀长度 Δl_1 和剩余速度 v_{r1}。

2.2.2　平面应力侵彻阶段

随着弹体侵入深度的增加，当靶板的侵彻阻抗大于靶板剩余厚度剪切冲塞抗力时，靶板产生剪切冲塞破坏。对于圆柱形弹体，靶板的剪切冲塞临界剩余厚度 h_{cr} 为

$$h_{\mathrm{cr}}=\frac{A_{\mathrm{p}}R_{\mathrm{t}}}{\pi d_{\mathrm{p}}\tau_{\mathrm{t}}}=\frac{\sqrt{3}}{4}d_{\mathrm{p}} \tag{7}$$

式中: τ_{t} 为靶板材料的动态剪切强度。

因此, 当平面应变侵彻阶段后靶板的剩余厚度小于 h_{cr} 时, 则不存在平面应力侵彻阶段, 而直接进入剪切冲塞阶段, 剪切塞块厚度

$$h_{\mathrm{plug}}=h_0-P_{\mathrm{s1}} \tag{8}$$

$$P_{\mathrm{s1}}=t_1u_0 \tag{9}$$

式中: P_{s1} 为平面应变侵彻过程中靶板实际侵蚀厚度。

当平面应变侵彻阶段后靶板的剩余厚度大于 h_{cr} 时, 随着靶板背面开始运动, 弹体侵彻开始受到靶板背表面的影响, 进入平面应力侵彻阶段。该阶段初期, 靶板背面反射拉伸波与弹靶作用界面相遇前, u 恒等于 u_0, 之后随靶板背面运动速度的增大呈线性增加。不考虑由于应力波的传播引起的速度波动, 靶板背面速度 w 在这一阶段初始时刻突然跃升, 随后近似线性增大, 根据一维应力波理论, 压缩波到达靶板背面时刻, 靶板质点速度为 u_0, 有限元分析结果表明, 由于周围靶板材料的约束作用, w 的跃升值小于 u_0, 且随靶板厚度的增加而减小; 初始压缩应力波传播到弹体尾端后, 弹体尾端速度 v 开始减小, 不考虑由于应力波的传播引起的质点速度波动, v 近似线性减小。因此, 可认为平面应力侵彻阶段靶板的侵彻速度及弹体的侵蚀速度均呈线性变化。

弹体尾端加速度及侵蚀速度分别为

$$\frac{\mathrm{d}v}{\mathrm{d}t}=-\frac{1}{M_{\mathrm{p}}}A_{\mathrm{p}}Y_{\mathrm{p}},\quad \frac{\mathrm{d}l}{\mathrm{d}t}=-(v-u) \tag{10}$$

靶板背面加速度及侵彻速度分别为

$$\frac{\mathrm{d}w}{\mathrm{d}t}=-\frac{1}{M_{\mathrm{t}}}A_{\mathrm{t}}R_{\mathrm{t}},\quad \frac{\mathrm{d}h}{\mathrm{d}t}=-(u-w) \tag{11}$$

式中: $M_{\mathrm{t}}=\rho_{\mathrm{t}}A_{\mathrm{t}}h$, h 为靶板当前厚度。根据 (10) 式、(11) 式迭代求解, 可得当靶板剩余厚度 h_{r}=h_{cr} 时弹体的侵蚀长度 Δl_2 和剩余速度 v_{r2}, 以及弹体侵蚀及靶板侵彻塑性变形功。

2.3　剪切冲塞阶段

当靶板剩余厚度 $h_{\mathrm{r}}\leqslant h_{\mathrm{cr}}$ 时, 弹体侵彻进入剪切冲塞阶段。为使剩余弹体与即将形成塞块的靶板材料获得相同速度而损失的动能为

$$\Delta E_{\mathrm{k}}=\frac{1}{2}M_{\mathrm{pr}}v_{\mathrm{r2}}^2-\frac{M_{\mathrm{pr}}^2v_{\mathrm{r2}}^2}{2(M_{\mathrm{pr}}+m_{\mathrm{plug}})} \tag{12}$$

$$M_{\mathrm{pr}}=\rho_{\mathrm{p}}A_{\mathrm{p}}(l_0-\Delta l_1-\Delta l_2) \tag{13}$$

式中: M_{pr} 为剩余弹体的质量, m_{plug} 为塞块的质量。

与弹体接触部分的靶板材料相对其他部分产生剪切滑移运动, 假设剪切滑移等于靶板剩余厚度时, 剪切冲塞过程完成。弹体的动能损失等于剪切塑性功

$$W_{\mathrm{plug}}=\int_0^{h_{\mathrm{r}}}2\pi r_{\mathrm{p}}h\tau_{\mathrm{p}}\mathrm{d}x=\pi r_{\mathrm{p}}h_{\mathrm{r}}^2\tau_{\mathrm{t}} \tag{14}$$

2.4　穿甲破坏阶段

剪切塞块形成后, 靶板即发生穿甲破坏, 剩余弹体和靶板剪切塞块的动能等于弹体初始动能与侵彻过程中总塑性变形功之差

$$\frac{1}{2}(M_{\mathrm{pr}}+M_{\mathrm{plug}})v_{\mathrm{r}}^2=\frac{1}{2}M_{\mathrm{pr}}v_{\mathrm{r2}}^2-(\Delta E_{\mathrm{k}}+W_{\mathrm{plug}}) \tag{15}$$

3　实验验证

文献 [11] 对破片模拟弹侵彻钢板进行了实验及仿真研究, 采用火药推进 14.8 mm 口径滑膛弹道枪

发射系统为发射装置，为验证本公式的准确性，对文献中的工况进行计算。破片模拟弹的几何尺寸如图 1 所示，弹体直径 D=14.9 mm，高度 c=20.449 mm，弹体质量 26 g，材料为 945 钢；靶板采用 400 mm×400 mm 的 945 钢均质靶板，材料的主要性能如表 1 所示。

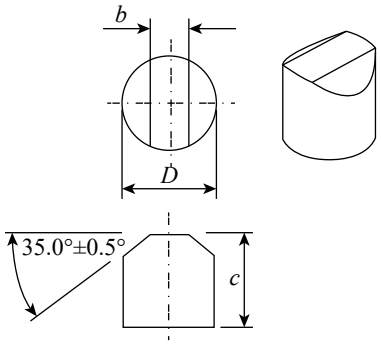


图 1　弹体尺寸

Fig. 1　Projectile parameter

靶板厚度 h、弹体入射速度 v_0、出靶速度 v_r、主要实验及仿真结果见表 2。实验结果表明，靶板厚度越大，靶板正面花瓣变形越大，剪切变形越小。在破片模拟弹冲击的初始阶段，钢板破口的正面变形模式既有剪切破坏，又有延性扩孔破坏；随着弹体侵入深度的增大，弹头侵蚀程度变大，钢板产生剪切冲塞破坏。运用第 2 节的公式计算板厚 h 分别为 4、6、8 mm 时不同弹体入射速度下的弹体剩余速度（弹体材料的动态屈服强度 Y_p=954 MPa），所得理论值也列于表 2，其中：ε_{r1} 是理论计算值与实验值的相对偏差，ε_{r2} 是理论值与模拟值的相对偏差。

表 1　945 钢的材料参数

Table 1　Material parameters of steel 945

E/GPa	ρ/(kg·m^{-3})	ν	σ_s/MPa	σ_b/MPa	δ_s/%
205	7 770	0.32	≥440	550–685	≥20

表 2　理论值与实验值及有限元模拟值结果对比

Table 2　Comparison of theoretical values with experimental values and finite element simulation results

Material	ρ_{a0}/(kg·m^{-3})	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	E_a/(MJ·kg^{-1})
Material	ρ_{a0}/(kg·m^{-3})	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	E_a/(MJ·kg^{-1})
0.25	0.26	0.27		0.28		0.29		0.30	0.31
0.25	0.26	0.27		0.28		0.29		0.30	0.31
0.25	0.26	0.27		0.28		0.29		0.30	0.31
1	2	3	4	5	6	7	8		9
1	2	3	4	5	6	7	8		9
99	99	99							
99	99	99							

由表 2 可知，破片模拟弹侵彻过程中弹靶作用界面的速度与侵彻速度近似呈线性关系。靶板厚度越小，剩余速度的实验值与计算值越接近；靶板厚度越大，其偏差也越大。这是由于弹道试验具有一定离散性，且与实验存在的误差、材料动态参数取值以及弹丸侵彻姿态等因素有关。靶板厚度较大时，靶板侵彻初期与薄板相似，但在弹体侵入阶段，靶板塑性流动的约束条件由一维应变压缩条件逐渐转变为一维应力压缩条件，使侵彻规律变得复杂。同时随着靶板厚度的增加，弹体侵彻靶板时，靶板的破坏模式会发生变化，其吸能方式也发生改变。在实验中，弹体侵彻靶板产生剪切塞块，塞块的速度略大于破片的剩余速度，由于计算中塞块的动能偏小，导致破片剩余速度的计算值偏大。随着靶板厚度的增加，塞块质量增大，计算误差也相应增大。

4　结　论

建立了破片高速侵彻金属薄板过程的理论分析模型，将侵彻过程分成初始接触、弹体侵入、剪切冲塞、穿甲破坏 4 个阶段，推导出破片高速侵彻薄板的剩余速度及能量转化公式，并与实验、有限元仿真结果进行了对比。计算过程中所涉及的实测参数较少，可近似计算破片模拟弹侵彻钢装甲下的剩余速度及能量，对钢装甲的设计具有一定实用价值。但是由于实验数据具有局限性，且假设剪切塞块速度与剩余弹体速度相同等因素，随着靶板厚度的增加，公式计算值还需要进一步修正。

参考文献:

[1] 侯海量, 朱锡, 李伟, 等. 低速大质量球头弹冲击下薄板穿甲破坏机理数值分析 [J]. 振动与冲击, 2008, 27(1): 40–45.
HOU H L, ZHU X, LI W, et al. Numerical analysis of perforation mechanism for a thin plate subjected to impact by hemispherical-nosed projectiles with low velocity [J]. Journal of Vibration and Shock, 2008, 27(1): 40–45.

[2] DEAN J, DUNLEAVY C S, BROWN P M, et al. Energy absorption during projectile perforation of thin steel plates and the kinetic energy of ejected fragments [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(10): 1250–1258.

[3] 侯海量, 朱锡, 李伟, 等. 低速大质量球头弹冲击下薄板塑性动力响应分析 [J]. 海军工程大学学报, 2010, 22(5): 56–61.
HOU H L, ZHU X, LI W, et al. Dynamic plastic response of thin plate subjected to impact of spherical-nosed projectiles with low velocity [J]. Journal of Naval University of Engineering, 2010, 22(5): 56–61.

[4] 熊冉, 高欣宝, 许兴春, 等. 破片侵彻金属薄板后的剩余速度研究 [J]. 爆破, 2013, 30(4): 41–44.
XIONG R, GAO X B, XU X C, et al. Research on residual velocity of fragment after penetrating metallic sheet [J]. Blasting, 2013, 30(4): 41–44.

[5] TAYLOR G I. The formation and enlargement of circular hole in a thin plastic sheet [J]. Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, 1948, 1(1): 103–124.

[6] THOMSON W T. An approximate theory of armor penetration [J]. Journal of Applied Physics, 1955, 26(1): 80–82.

[7] 赵国志. 穿甲工程力学 [M]. 北京: 兵器工业出版社, 1992: 52-57.
ZHAO G Z. Engineering mechanics on armor piercing [M]. Beijing: Armament Industry Press, 1992: 52-57.

[8] WOODWARD R L. The penetration of metal targets which fail by adiabatic shear plugging [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1978, 20(9): 599–607.

[9] 侯海量, 朱锡, 梅志远, 等. 高速破片对半无限厚钢靶的侵彻试验研究 [J]. 兵器材料科学与工程, 2006, 29(1): 39–42.
HOU H L, ZHU X, MEI Z Y, et al. Experimental study on penetration of semi- infinite steel targets under the impact of high speed fragments [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2006, 29(1): 39–42.

[10] 侯海量, 朱锡, 谷美邦, 等. 破片模拟弹侵彻钢板的有限元分析 [J]. 海军工程大学学报, 2006, 18(3): 78–83.
HOU H L, ZHU X, GU M B, et al. Investigation on penetration of steel plate by fragment simulated projectile using finite element method [J]. Journal of Naval University of Engineering, 2006, 18(3): 78–83.

[11] 蒋志刚, 曾首义, 周建平. 刚性尖头弹侵彻贯穿金属薄靶板耗能分析 [J]. 兵工学报, 2004, 25(6): 777–781.
JIANG Z G, ZENG S Y, ZHOU J P. An analytical model for penetration into finite thickness metallic target struck by rigid sharp-nosed projectiles [J]. Acta Armamentarii, 2004, 25(6): 777–781.

[12] DIKSHIT S N, KUTUMBARAO V V, SUNDARARAJAN G. The influence of plate hardness on the ballistic penetration ofthick steel plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 1995,16(2):293-320.

[13] TATE A. A theory for the deceleration of long rods after impact [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1967, 15(6): 287–399.

[14] TATE A. Further results in the theory of long rods penetration [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1969, 17(3): 141–150.

Numerical Calculation on Penetration of Ship Steel Plate by Fragment Simulated Projectile

GAO Zhao, HOU Hailiang, LI Yongqing

(*College of Naval Architecture and Ocean Engineering*, *Naval University of Engineering*, *Wuhan* 430033, *China*)

Abstract: To investigate the penetration of steel plates by fragment simulated projectiles (FSP), we carried out a theoretical analysis of the steel plate's penetration process, dividing it into 4 stages, sequentially of initial contact, penetration, plugging and perforation and successfully obtaining the formula that calculate the penetration remaining velocity and energy transformation. The calculation result is in good agreement with the results from experiment and finite element observation. The formula is applicable to practical steel plate design.

Keywords: penetration; fragment simulated projectiles; shock; remaining velocity

DOI: 10.11858/gywlxb.20180634

混凝土薄板侵彻贯穿问题的 SPH 数值模拟

强洪夫, 孙新亚, 王 广, 陈福振

(火箭军工程大学导弹工程学院, 陕西 西安 710025)

摘要: 随着混凝土结构强度的不断提高, 越来越多的防护工事选择混凝土作为主要建筑材料。在光滑粒子流体动力学方法的基础上, 提出了 TCK-HJC 复合本构模型, 对锥形弹刚性侵彻过程中混凝土薄板的变形损伤进行数值模拟, 采用拟流体模型处理失效的混凝土碎片, 分析了不同侵彻角 (0°, 60°) 下锥形弹侵彻混凝土薄板的变形过程, 得到了薄板的压力分布以及失效混凝土碎片的飞散角度, 并与实验进行对比。结果表明, 数值模拟方法是合理的, 为进一步研究脆性材料的力学性能奠定了技术基础。

关键词: 混凝土; TCK-HJC 复合本构模型; 光滑粒子流体动力学方法; 脆性材料

中图分类号: O385 **文献标识码:** A

相比塑性材料, 脆性材料(如陶瓷、岩石、玻璃、混凝土等)具有密度低、压缩强度高、弹性模量大、硬度大的优点, 能很好地抵抗爆炸冲击等强载荷作用, 被广泛应用于坦克、坚深建筑、防弹车等防护结构中, 因此有必要对脆性材料在碰撞冲击作用下的防护性能/力学行为进行研究[1−3]。混凝土作为典型的脆性材料, 对于研究脆性材料的力学行为具有很好的代表性。国内外对侵彻贯穿问题做了大量研究[3−10]。Backman 等[3] 总结了 20 世纪 70 年代前侵彻穿甲领域的重要发展, 陈小伟[8]、Li 等[7] 则将近几十年来混凝土侵彻贯穿问题的研究进展进行了总结归纳, 对侵彻穿甲领域中的开拓性实验和奠基性理论做了详尽的介绍。总结当前国内外关于侵彻问题的最新研究[9−18] 可知, 对于混凝土侵彻问题, 按研究方法可分为理论、实验和数值模拟 3 方面: 理论研究[9−13] 大多基于空腔膨胀理论, 虽然能够解释侵彻的相关机理, 但是推导过程非常繁琐, 需作相应的假设和简化, 并且仍使用相对简单的本构关系, 准确性较差[11]; 实验研究[14−17] 更侧重于宏观物理现象研究和经验公式推导, 受实验条件的限制, 无法精确捕捉压力、应力、应变等物理量在侵彻过程中的详细信息; 数值模拟则大多基于网格法[18−22], 受传统网格法自身的限制(如网格扭曲变形、计算精度较低), 数值模拟结果与实际现象相差较大(如失效碎粒的飞溅、混凝土靶板的变形等), 且混凝土材料多选用单一应力状态下的本构方程, 对其在脆性拉伸和塑性压缩下的综合失效模式考虑不多, 虽然武海军等[23] 提出了考虑拉/压两种不同载荷作用的本构方程, 但将拉-压交界面的复杂物理过程简单看作拉压应力的转化, 使拉压交界面处计算结果的准确度不高。

光滑粒子流体动力学(Smoothed Particle Hydrodynamics, SPH)方法作为一种无网格粒子方法, 虽然相比常规网格法的计算效率较低, 但是因其在计算过程中可避免网格重分及算法耦合, 非常适合冲击作用下混凝土结构力学行为研究。Swegle 等[24]、Libersky 等[25] 首先将 SPH 应用到高速冲击领域; 随后 Monaghan[26] 在压力项中引入人工黏度, 解决了模拟冲击波问题时的非物理振荡问题; 之后, Johnson 等[27]、强洪夫等[28−29] 成功利用 SPH 方法对冲击问题进行了数值模拟。以上研究大多针对具体的工程问题, 在混凝土力学行为方面却未深入探究。

本研究在强洪夫等[28] 提出的完全变光滑长度 SPH 方法的基础上, 提出采用 TCK-HJC 复合本构模

* 收稿日期: 2018-09-14; 修回日期: 2018-09-24

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, 主要从事爆炸冲击研究. E-mail: 1430167246@qq.com

型处理混凝土在冲击作用下的变形损伤问题，利用拟流体模型[30]对失效混凝土碎片进行处理，对锥形弹侵彻混凝土薄板过程进行数值模拟，并通过两种不同的工况，研究混凝土薄板侵彻贯穿时各物理量的变化，期望为材料动态力学行为研究提供方法参考。

1　SPH 离散方程组

1.1　控制方程的 SPH 离散

在 SPH 算法中，混凝土侵彻问题可以当作具有材料强度的流体动力学问题解决。为避免界面计算不稳定，计算时连续性方程采用 Frank Ott 提出的修正方程[28]，即

$$\frac{\mathrm{d}\rho_i}{\mathrm{d}t}=\sum_j m_j v_{ij}\nabla_i W_{ij} \tag{1}$$

式中：ρ_i、m_i、v_i 分别表示粒子 i 处的密度、质量和速度；$W_{ij}=W(x_i-x_j,h)$为核函数，选用三次样条核函数，$\nabla_i W_{ij}$为核函数对粒子 i 的空间导数，h 为光滑长度，决定了 SPH 粒子的支持域和影响域，本研究中初始光滑长度选择 1.5 倍的粒子间距；$v_{ij}=v_i-v_j$。

锥形弹以中高速侵彻混凝土过程中，外力相对于内部驱动力可忽略不计，即不考虑重力的影响。因此，动量方程和能量方程的 SPH 离散形式可写成

$$\frac{\mathrm{d}\boldsymbol{v}_i}{\mathrm{d}t}=-\sum_j m_j\left(\frac{\sigma_i+\sigma_j}{\rho_i\rho_j}\right)\nabla_i W_{ij} \tag{2}$$

$$\frac{\mathrm{d}e_i}{\mathrm{d}t}=\frac{\sigma_i+\sigma_j}{\rho_i+\rho_j}\frac{\mathrm{d}\rho_i}{\mathrm{d}t} \tag{3}$$

$$\frac{\mathrm{d}\boldsymbol{x}_i}{\mathrm{d}t}=\boldsymbol{v}_i \tag{4}$$

式中：σ_i、σ_j分别表示粒子 i 和粒子 j 处的应力；$\boldsymbol{v}_i$、e_i、$\boldsymbol{x}_i$分别表示粒子 i 的速度、能量和位移矢量。

1.2　完全变光滑长度

锥形弹侵彻混凝土薄板过程属于大变形、大扭曲等高度非均匀的动力学极端情形，采用 SPH 方法计算时容易出现密度和光滑长度剧烈变化问题[27, 30]。早期 SPH 方法采用恒定一致的光滑长度或全局一致的变光滑长度，然而这种一致的光滑长度对密度的差异性不敏感，且计算精度低，因此，为处理和解决密度和光滑长度变化剧烈问题，本研究引入强洪夫等[28]提出的完全变光滑长度，并将其引入到控制方程中

$$\frac{\mathrm{d}\rho_i}{\mathrm{d}t}=m_i\sum_j\left[v_{ij}\nabla_i W_{ij}+\frac{1}{2}\left(\frac{\mathrm{d}h_i}{\mathrm{d}t}+\frac{\mathrm{d}h_j}{\mathrm{d}t}\right)\frac{\partial W_{ij}}{\partial h}\right] \tag{5}$$

$$\frac{\mathrm{d}\boldsymbol{v}_i}{\mathrm{d}t}=-\sum_j\left(m_j\frac{f_i\sigma_i+f_j\sigma_j}{\rho_i\rho_j}\nabla_i W_{ij}\right) \tag{6}$$

式中：$f_i=\left(1+\dfrac{h_i}{d\rho_i}\sum_j m_j\dfrac{\partial W_{ij}}{\partial h_i}\right)^{-1}$为修正系数，$d$ 为空间维数。光滑长度 h 为空间和时间的函数，可表示为

$$\frac{\mathrm{d}h_i}{\mathrm{d}t}=-\frac{1}{d}\frac{h_i}{\rho_i}\frac{\mathrm{d}\rho_i}{\mathrm{d}t} \tag{7}$$

计算过程中，为有效解决微分耦合难以显式求解的问题，采用迭代法[26]求解密度方程和光滑长度。

1.3　人工黏度

为了消除计算过程中数值不稳定造成的非物理性穿透，且将冲击面内的动能以热能的形式耗散掉，本研究引入 Monaghan[26]型人工黏度Π_{ij}

$$\frac{\mathrm{d}\boldsymbol{v}_i}{\mathrm{d}t}=-\sum_j m_j\left(\frac{f_i\sigma_i+f_j\sigma_j}{\rho_i\rho_j}+\Pi_{ij}\right)\nabla_i W_{ij} \tag{8}$$

$$\frac{\mathrm{d}e_i}{\mathrm{d}t}=\left(\frac{\sigma_i+\sigma_j}{\rho_i+\rho_j}+\Pi_{ij}\right)\frac{\mathrm{d}\rho_i}{\mathrm{d}t} \tag{9}$$

$$\Pi_{ij}=\begin{cases}(-\alpha\bar{c}_{ij}\mu_{ij}+\beta\mu_{ij}^2)/\bar{\rho}_{ij} & \boldsymbol{v}_{ij}\cdot\boldsymbol{r}_{ij}<0\\ 0 & \boldsymbol{v}_{ij}\cdot\boldsymbol{r}_{ij}\geqslant 0\end{cases} \tag{10}$$

式中: $\mu_{ij}=h_{ij}\boldsymbol{v}_{ij}\cdot\boldsymbol{x}_{ij}/\left|\boldsymbol{x}_{ij}\right|^2+\eta^2$, $\bar{c}_{ij}=(c_i+c_j)/2$, $\bar{\rho}_{ij}=(\rho_i+\rho_j)/2$, $h_{ij}=(h_i+h_j)/2$, c 为声速, $\eta=0.1h_{ij}$, 以防止粒子相互靠近时出现数值发散; α和β为常数, 取值与应用的问题有关, 本计算中$\alpha=2,\beta=1$。

1.4　刚体的动力学方程

钨合金锥形弹以 1000 m/s 的速度侵彻混凝土薄板过程中, 锥形弹的变形很小, 可以按刚体处理。刚体的运动状态由动量和动量矩方程决定, 如图 1 所示, 以弹靶碰撞点为原点(O 点), 垂直于靶面为 z 轴, 建立空间坐标系, 则刚性弹在该坐标系中的质心运动方程可表示为

$$m\frac{\mathrm{d}\boldsymbol{v}_\mathrm{c}}{\mathrm{d}t}=\sum_b \boldsymbol{f}_b \tag{11}$$

$$J_\mathrm{c}\frac{\mathrm{d}\omega}{\mathrm{d}t}=\sum_b(\boldsymbol{r}_b-\boldsymbol{R})\times\boldsymbol{f}_b \tag{12}$$

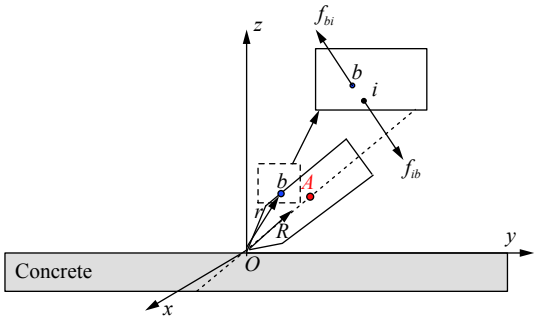


图 1　刚性弹的运动模型

Fig. 1　Motion model of a rigid projectile

式中: m 为刚体的总质量, $\boldsymbol{v}_\mathrm{c}$ 为刚体质心(A 点)的速度, 下标 b 表示刚体的表面粒子, $\boldsymbol{f}_b$ 为作用在粒子 b 上的表面力, J_c 为刚体对通过质心且与运动平面垂直的轴的转动惯量, $\boldsymbol{r}_b$ 为粒子 b 的位置矢量, $\boldsymbol{R}$ 为转动轴的位置矢量, $\boldsymbol{\omega}$为角速度, 刚体表面粒子速度 $\boldsymbol{v}_b$ 和 $\boldsymbol{f}_b$ 可写为

$$\boldsymbol{v}_b=\boldsymbol{v}_\mathrm{c}+\boldsymbol{\omega}\cdot(\boldsymbol{r}_b-\boldsymbol{R}) \tag{13}$$

$$\boldsymbol{f}_b=\sum_i \boldsymbol{f}_{bi}=\frac{1}{\Delta t}\sum_i m_i\Delta\boldsymbol{v}_i \tag{14}$$

1.5　失效粒子的拟流体模型

虽然侵彻作用后处于失效状态的混凝土碎片属于离散颗粒相求解问题, 但是混凝土碎片组成的系统呈现出类似于连续性流体的宏观力学性质。为了有效模拟和捕捉失效混凝土碎片在侵彻载荷作用下的运动轨迹和宏观物理现象, 引入陈福振等[30]提出的拟流体的 SPH(SDPH)方法, 将失效的混凝土碎粒视为拟流体。

类比气体动力学中的热力学温度, 引入拟温度表征失效混凝土碎片的速度脉动, 具体的颗粒相连续性方程、动量方程、拟温度方程分别为

$$\begin{cases}\dfrac{\partial}{\partial t}\rho_\mathrm{p}+\nabla(\rho_\mathrm{p}\boldsymbol{v}_\mathrm{p})=0\\ \dfrac{\partial}{\partial t}\rho_\mathrm{p}\boldsymbol{v}_\mathrm{p}+\nabla(\rho_\mathrm{p}\boldsymbol{v}_\mathrm{p}\boldsymbol{v}_\mathrm{p})=-\nabla p-\nabla p_\mathrm{p}+\nabla\boldsymbol{\tau}_\mathrm{p}+\boldsymbol{R}_\mathrm{pg}\\ \dfrac{3}{2}\left[\dfrac{\partial}{\partial t}\rho_\mathrm{p}T_\mathrm{p}+\nabla(\rho_\mathrm{p}\boldsymbol{v}_\mathrm{p}T_\mathrm{p})\right]=(-p_\mathrm{p}\boldsymbol{I}+\boldsymbol{\tau}_\mathrm{p}):\nabla\boldsymbol{v}_\mathrm{p}+\nabla(k_{T_\mathrm{p}}\nabla T_\mathrm{p})-\gamma T_\mathrm{p}+\phi_\mathrm{gp}\end{cases} \tag{15}$$

式中: ρ_p、$\boldsymbol{v}_\mathrm{p}$ 分别为颗粒相的密度和速度; ∇p为连续项压力梯度; ∇p_p为离散相压力梯度; $\boldsymbol{\tau}_\mathrm{p}$为颗粒相黏性应力张量; $\boldsymbol{R}_\mathrm{pg}$ 为相间相互作用力; T_p 为颗粒相拟温度; $\boldsymbol{I}$ 为单位矩阵; $(-p_\mathrm{p}\boldsymbol{I}+\boldsymbol{\tau}_\mathrm{p}):\nabla\boldsymbol{v}_\mathrm{p}$为颗粒相应力产生的能量, $k_{T\mathrm{p}}$ 为能量耗散系数; γT_p为颗粒间碰撞产生的能量耗散相; ϕ_gp为连续相与颗粒相之间的能量交换, 各参数的具体计算方法见文献 [31]。

1.6　时间积分

为了保证数值积分的精确性和稳定性，需选择合适的时间步长。Monaghan[26] 给出了分别考虑黏性耗散和外力作用的时间步长

$$\Delta t_{\mathrm{cv}} \leqslant \min\left[\frac{h_i}{c_i + 0.6(\alpha c_i + \beta \max \phi_{ij})}\right] \tag{16}$$

$$\Delta t_{\mathrm{f}} \leqslant \min(h_i / f_i)^{1/2} \tag{17}$$

式中：f 为作用在单位质量上力的大小，最终取两式中最小值作为最终的时间步长，并通过 Leap-frog[32] 进行时间积分。

2　混凝土的本构模型及状态方程

在外部载荷作用下混凝土材料发生失效破坏的原因既包括脆性拉伸断裂又包括塑性压缩失效[16]。目前，关于混凝土材料的损伤型本构模型，大多只考虑单一应力状态（拉伸或压缩）下混凝土结构的失效破坏模式。梁斌[11]、金乾坤[33] 在现有本构方程的基础上，通过综合不同模型的优缺点，建立了适用于混凝土材料的新型动态损伤模型。该模型虽然解决了拉压两种载荷下混凝土的动态响应问题，但是对拉压交界面处的复杂物理过程未做具体处理，计算精度不高。为此，本研究通过综合 TCK（拉伸）和 HJC（压缩）两种不同本构方程的优缺点，对二者进行优势互补，得到一种能够在拉压交界面处有效结合拉压动态损伤和裂纹演变的 TCK-HJC 复合本构模型。该模型依据体积应变将单元所受的应力状态分为拉伸状态和压缩状态，并划分为 3 个作用区（见图 2）：当压力 p 始终大于零时，该区域为压缩区；当压力始终小于零时，该区域为拉伸区；当压力时正时负时，该区域为过渡区。状态方程选用 HJC 状态方程，当塑性体积应变小于零时选择弹性状态方程。当压力大于零时，材料单元处于压缩状态，反之处于拉伸状态（见图 3）。

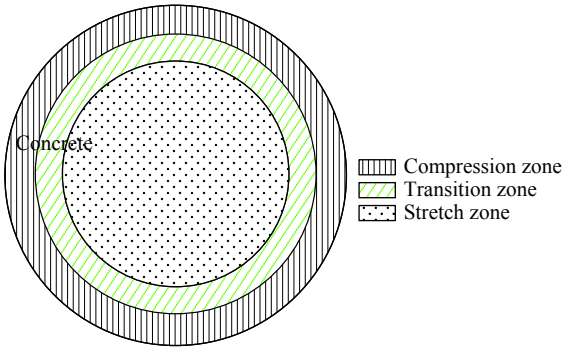


图 2　混凝土薄板失效区域划分

Fig. 2　Failure area division of concrete target

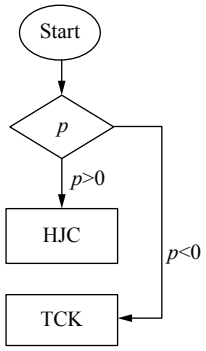


图 3　TCK-HJC 本构模型计算流程图

Fig. 3　Computation flow chart of TCK-HJC model

（1）压缩区

压缩载荷作用下，混凝土材料的强度模型和损伤函数为

$$\sigma^* = [A(1-D) + Bp^{*N}](1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*) \tag{18}$$

$$D = \sum \frac{\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}} + \Delta\mu_{\mathrm{p}}}{\varepsilon_{\mathrm{p}}^{\mathrm{f}} + \mu_{\mathrm{p}}^{\mathrm{f}}} \tag{19}$$

式中：A、B、N、C 为材料常数；D 为损伤因子；$p^* = p/f_{\mathrm{c}}'$ 为归一化压力，p 为真实压力，f_{c}' 为准静态单轴抗压强度；$\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$ 为等效应变率，$\dot{\varepsilon}$ 为应变率，$\dot{\varepsilon}_0 = 1.0\ \mathrm{s}^{-1}$ 为参考应变率；$\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}$ 和 $\Delta\mu_{\mathrm{p}}$ 分别为等效塑性应变和塑性体积应变，$\varepsilon_{\mathrm{p}}^{\mathrm{f}} + \mu_{\mathrm{p}}^{\mathrm{f}}$ 为损伤塑性应变。

(2)拉伸区

拉伸载荷作用下, 混凝土结构的应力-应变关系表示为

$$p = 3K(1-D)\theta \tag{20}$$

$$S_{ij} = 2G(1-D)e_{ij} \tag{21}$$

式中: p 为体积拉压力, K 为未损伤材料的体积模量, D 为拉伸状态下的损伤因子, θ为体积应变, S_{ij} 为偏应力, G 为未损伤材料的剪切模量, e_{ij} 为偏应变。损伤状态变量 D 可通过裂纹密度 C_{d} 的函数求得

$$D = \frac{16}{9}\frac{1-\bar{\nu}^2}{1-2\bar{\nu}}C_{\mathrm{d}} \tag{22}$$

式中: $\bar{\nu}$为材料强度降低后的泊松比, C_{d} 为裂纹密度。各参数计算方法详见文献 [33]。

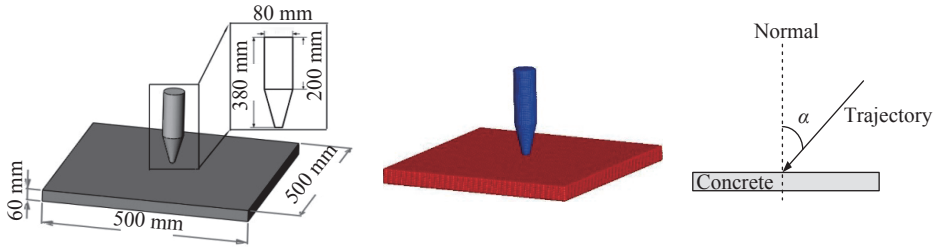
(3)过渡区

目前关于过渡区并没有成熟的本构方程, 为了衔接准确, 确保数值结果的准确性, 在计算过程中, 过渡区的失效阈值设置为 0.8。

3　锥形弹侵彻混凝土薄板的数值模拟

3.1　数值模型

锥形弹侵彻混凝土薄板的数值模型如图 4 所示。锥形弹位于混凝土薄板中心正上方, 距离混凝土薄板 10 mm, 直径为 80 mm, 长度为 380 mm, 锥形头部长度为 180 mm。混凝土薄板为长方体, 尺寸为 500 mm×500 mm×60 mm, 采用自由面边界条件。粒子间距为 5 mm, 锥形弹离散为 32 960 个粒子, 混凝土薄板离散为 256 000 个粒子。



(a) Geometric model　　(b) Particle distribution　　(c) Penetration angle

图 4　锥形弹侵彻混凝土薄板的数值模型

Fig. 4　Numerical model of conical projectile penetrating concrete slab

算例中, 锥形弹选择高强度钨合金材料, 密度为 7800 kg/m^3, 初始速度为 1 km/s, 按刚体处理; 混凝土薄板的状态方程和本构方程的材料参数[11, 33] 如表 1 所示, 表中: D_1、D_2为常数; p_{c} 和μ_{c}分别为单轴强度抗压试验中得到的压碎压力和压碎体积应变; p_{l} 为压实压力; K_1、K_2、K_3 为混凝土材料常数; K_{IC}为材料的断裂韧性。

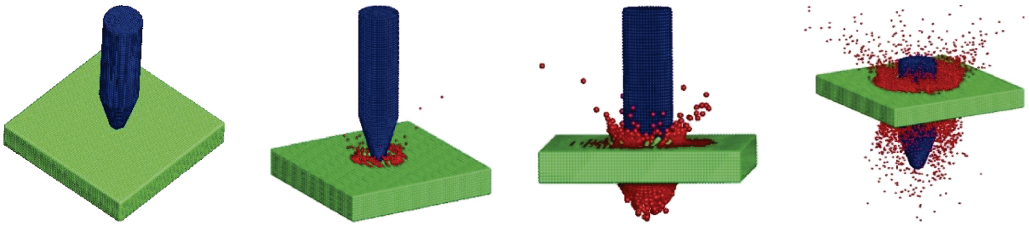
表 1　混凝土的状态方程和本构方程参数

Table 1　Parameters of equation-of-state equation and constitutive equation of concrete

G/GPa	ρ/(kg·m^{-3})	A	B	N	$\dot{\varepsilon}_0$/s^{-1}	C	f_{c}'/MPa	$S_{\max}$
14.8	2450	0.79	1.6	0.61	1.0	0.007	48	7.0
p_{l}/MPa	p_{c}/MPa	ε_{f}	μ_{c}	D_1	D_2	μ_1	T/MPa	K_1/GPa
800	16.0	0.01	0.001	0.04	1.0	0.1	5	85
K_2/GPa	K_3/GPa	ν	β	K/(10^{26} m^{-3})	m	K_{IC}/(MPa·m$^{1/2}$)		
–171	208	0.27	0.5	1.1452	6	2.758		

3.2　锥形弹正侵彻混凝土薄板算例

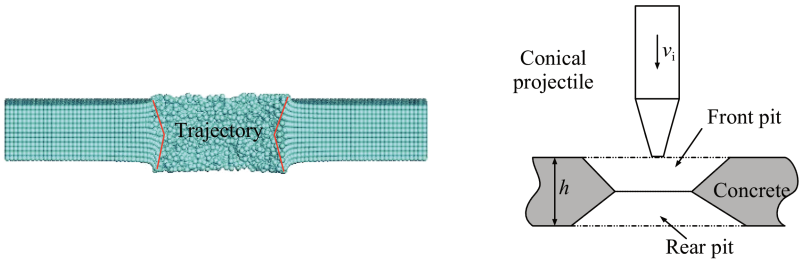
锥形弹正侵彻($\alpha=0°$)混凝土薄板过程可分为开坑和侵彻贯穿两个阶段，如图 5 所示。26.45 μs 时，混凝土薄板开坑，产生漏斗状失效坑道，大量失效混凝土碎片向外飞溅；39.65 μs时，薄板背面出现向外凸起的鼓包；74.84 μs时，薄板背面鼓包薄弱处出现裂口，失效混凝土碎片以碎片云方式向前抛射；随后，侵彻产生的碎片挤在弹体周围，使侵彻孔洞不断增大。侵彻贯穿后，混凝土薄板的孔洞如图 6(a)所示，与陈小伟[8]提出的三阶段力学模型(见图 6(b))吻合较好。



(a) 0 μs　(b) 26.45 μs　(c) 39.65 μs　(d) 303.59 μs

图 5　锥形弹正侵彻混凝土薄板过程

Fig. 5　Process diagram of conical projectile penetrating concrete slab

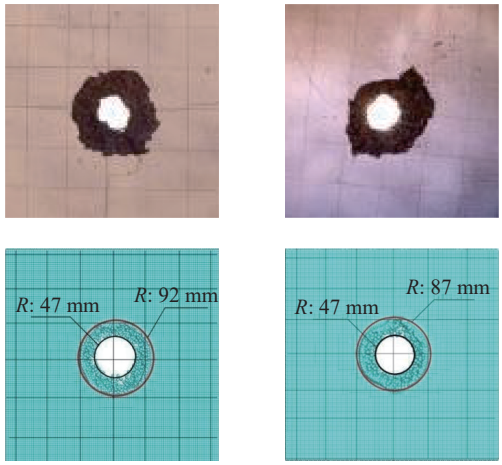


(a) Concrete sheet holes　(b) Three-stage mechanical model

图 6　数值模拟与力学模型的对比

Fig. 6　Comparison between numerical simulation and mechanical model

数值模拟和董军等[20]通过实验得到的混凝土薄板正反面破坏结果对比见图 7。可见，数值模拟与实验结果吻合较好。薄板背面孔洞口略大于正面孔洞口，且孔洞口直径约为弹体直径的 2.3 倍，薄板内部孔洞最小直径为 94 mm，是弹体直径的 117%，与钱伟长在《穿甲力学》中的理论计算值相近，验证了模型的准确性。



(a) Back surface of sheet metal　(b) Front surface of sheet metal

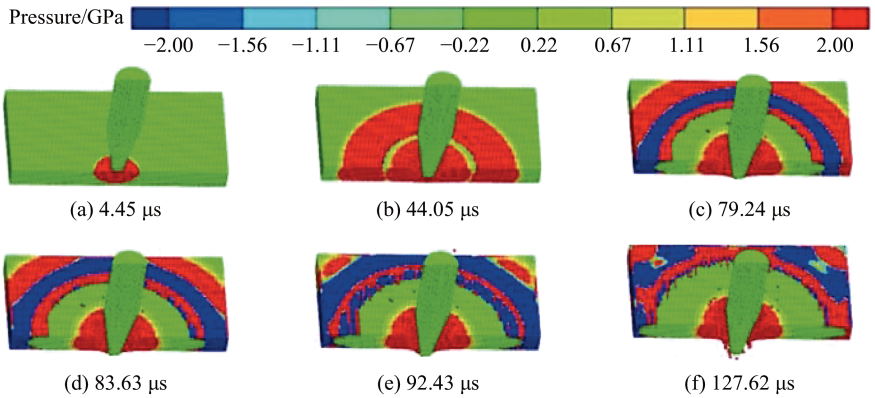
图 7　混凝土薄板贯穿孔洞的实验和数值模拟结果对比

Fig. 7　Comparison of experimental results and numerical simulation of hole penetrations in concrete sheet

锥形弹侵彻混凝土薄板过程中，混凝土薄板上的压力分布如图 8 所示，从图 8 中可以得到：侵彻时，首先在弹靶接触面上产生强压缩波，并向靶内传播；5 μs 后，压缩波到达薄板背面，产生卸载波，且压缩波和卸载波在背面干涉，当二者叠加后的综合拉伸应力和作用时间达到毁伤水平时，薄板背面局部出现崩落；70 μs 后，压缩波到达其余 4 个自由表面，并从自由表面向内反射形成卸载波，压缩波与拉伸波叠加，靶内产生裂纹。

3.3　锥形弹斜侵彻混凝土靶板算例

应力波斜入射自由表面时，在自由表面反射膨胀波和剪切波。图 9 和图 10 分别给出了锥形弹斜

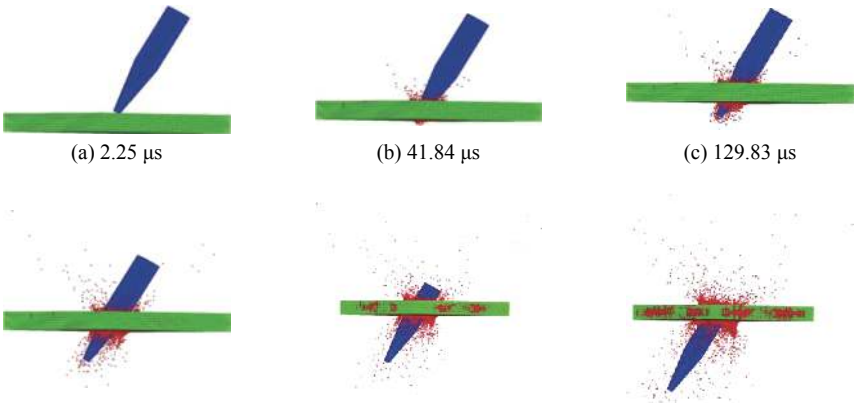


(a) 4.45 μs　(b) 44.05 μs　(c) 79.24 μs

(d) 83.63 μs　(e) 92.43 μs　(f) 127.62 μs

图 8　正侵彻过程中混凝土薄板表面压力分布

Fig. 8　Pressure distribution of concrete during positive penetration

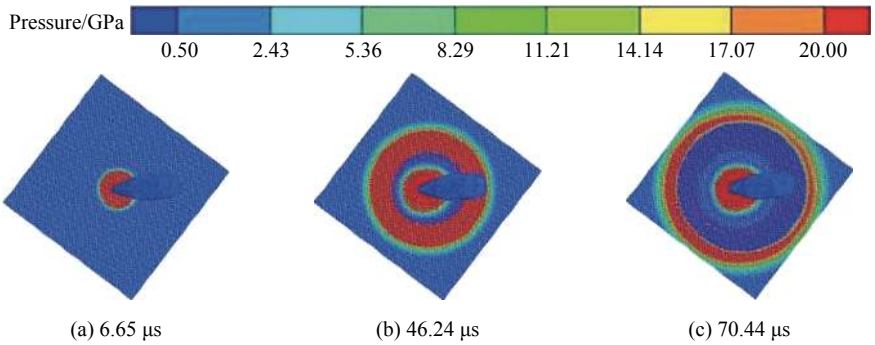


(a) 2.25 μs　(b) 41.84 μs　(c) 129.83 μs

(d) 193.61 μs　(e) 314.58 μs　(f) 413.55 μs

图 9　锥形弹斜侵彻混凝土薄板过程图

Fig. 9　Process diagram of conical projectile obliquely penetrating concrete slab



(a) 6.65 μs　(b) 46.24 μs　(c) 70.44 μs

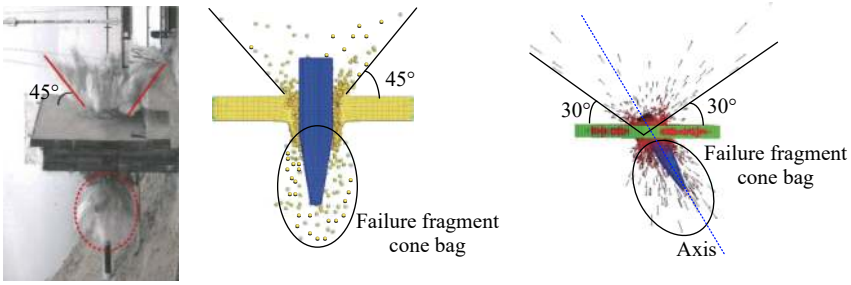
(d) 79.24 μs　(e) 132.02 μs　(f) 189.21 μs

图 10　斜侵彻过程中混凝土薄板表面压力分布

Fig. 10　Surface pressure distribution of concrete during oblique penetration

侵彻(a=60°)混凝土薄板过程图像和混凝土薄板的压力分布。由图 9 和图 10 可知:锥形弹斜侵彻混凝土薄板时,侵彻产生的冲击压缩波倾斜入射到弹靶接触面,并从接触面向外反射膨胀波和剪切波;在膨胀波和剪切波的共同作用下,靶板接触面的局部区域粒子失效,并沿着反射波方向向外飞溅;同时,压缩波也从接触点向四周传播,当到达薄板自由壁面时,向内反射卸载波,该过程反复进行,直到波强逐渐减至零为止。这与文献 [9] 中关于混凝土斜侵彻理论相符。

图 11 给出了两种不同侵彻角度下失效混凝土碎片的飞散情况与实验结果[34] 的对比。可见,正侵彻过程中,失效混凝土碎片呈"漏斗状"向外飞溅,且与混凝土薄板法线方向的最大飞散角度为 45°,混凝土薄板背面的混凝土失效碎片向外飞散,呈现出椭球状的碎片"锥形袋";斜侵彻过程中,失效粒子飞散的区域为 120°,且沿着弹体轴线方向出现椭球状的碎片"锥形袋"。模拟结果与实验结果吻合较好,验证了拟流体模型在处理失效混凝土碎片的可行性。



(a) Experiment　(b) Simulation, α = 0°　(c) Simulation, α = 60 °

图 11　失效混凝土碎片的飞散情况对比

Fig. 11　SPH simulation results after conical projectile penetrating concrete slab

4　结　论

采用 SPH 方法,对锥形弹侵彻混凝土薄板过程进行数值模拟,研究了侵彻过程中混凝土薄板压力分布以及失效混凝土碎片的飞散情况。结果表明:(1)利用 TCK-HJC 复合本构模型能够处理混凝土在冲击作用下的变形损伤问题;(2)引入拟流体模型的 SPH 方法能够有效模拟失效混凝土碎片的飞溅和分布情况;(3)正侵彻和斜侵彻过程中,混凝土薄板背面呈现出椭球状碎片"锥形袋",且正侵彻混凝土碎片的飞散角度小于斜侵彻时的飞散角度。以上研究可为预测锥形弹的侵彻性能以及混凝土结构优化设计提供参考。

参考文献:

[1] HOLMQUIST T J, TEMPLETON D W, BISHNOI K D. Constitutive modeling of aluminum nitride for large strain, high-strain rate, and high-pressure applications [J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 25(3): 211–231.

[2] 孙炜海, 鞠桂玲, 杨班权. 平头弹丸侵彻 B_4C 陶瓷/金属复合靶板的数值模拟 [J]. 装甲兵工程学院学报, 2014, 28(2): 45–48.
SUN W H, JU G L, YANG B Q. Numerical simulation on penetration of B_4C ceramic/metal composite targets struck by flat-ended projectiles [J]. Journal of Academy of Armored Force Engineering, 2014, 28(2): 45–48.

[3] BACKMAN M E, GOLDSMITH W. The mechanics of penetration of projectiles into targets [J]. International Journal of Engineering Science, 1978, 16(1): 1–99.

[4] 钱伟长. 穿甲力学 [M].北京: 高等教育出版社, 1984.
QIAN W C. Penetration mechanics [M]. Beijing: High Education Press, 1984.

[5] CORBETT G G, REID S R, JOHNSON W. Impact loading of plates and shells by free-flying projectiles: a review [J]. International Journal of Impact Engineering, 1996, 18(2): 141–230.

[6] FORRESTAL M J, FREW D J, HANCHAK S J, et al. Penetration of grout and concrete targets with ogive-nose steel projectiles [J]. International Journal of Impact Engineering, 1996, 18(5): 465–476.

[7] LI Q M, REID S R, WEN H M, et al. Local impact effects of hard missiles on concrete targets [J]. International Journal of impact engineering, 2005, 32(1): 224–284.

[8] 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.

[9] LI Q M, CHEN X W. Dimensionless formulae for penetration depth of concrete target impacted by a non-deformable projectile [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(1): 93–116.

[10] GEBBEKEN N, GREULICH S, PIETZSCH A. Hugoniot properties for concrete determined by full-scale detonation experiments and flyer-plate-impact tests [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 32(12): 2017–2031.

[11] 梁斌. 动能攻坚战斗部对混凝土靶侵爆效应研究 [D].绵阳:中国工程物理研究院, 2009.
LIANG B. Research on invading explosion effect of concrete target by kinetic energy [D]. Mianyang: China Academy of Engineering Physics, 2009.

[12] 黄民荣.刚性弹体对混凝土靶的侵彻与贯穿机理研究 [D].南京:南京理工大学, 2011.
HUANG M R. Penetration and perforation mechanism of rigid projectile into the concrete target [D]. Nanjing: Nanjing University of Science & Technology, 2011.

[13] 邓佳杰, 张先锋, 葛贤坤, 等. 基于局部相互作用理论的侵彻弹头部形状优化及仿真 [J]. 爆炸与冲击, 2017, 37(4): 611–620.
DENG J F, ZHANG X F, GE X K, et al. Nose-shape optimization and simulation of projectiles penetrating into concrete target based on local interaction theory [J]. Explosion and Shock Waves, 2017, 37(4): 611–620.

[14] FORRESTAL M J, FREW D J, HICKERSON J P, et al. Penetration of concrete targets with deceleration-time measurements [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(5): 479–497.

[15] 王成, 王万军, 宁建国. 聚能装药对混凝土靶板的侵彻研究 [J]. 力学学报, 2015, 47(4): 672–684.
WANG C, WANG W J, NING J G. Investigation on shaped charge penetrating into concrete targets [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2015, 47(4): 672–684.

[16] 薛建锋, 沈培辉, 王晓鸣. 弹体斜侵彻混凝土靶的实验研究及其数值模拟 [J]. 爆炸与冲击, 2017, 37(3): 536–543.
XUE J F, SHEN P H, WANG X M. Experimental study and numerical simulation of projectile obliquely penetrating into concrete target [J]. Explosion and Shock Waves, 2017, 37(3): 536–543.

[17] KONG X Z, WU H, FANG Q, et al. Projectile penetration into mortar targets with a broad range of steiking velocities: test and analyses [J]. International of Journal of Impact Engineering, 2017, 106: 18–29.

[18] GUPTA N K, AITMAN B S, CARGILE J D, et al. Normalimpact of ogive nosed projectiles on thin plates [J]. International of Journal of Impact Engineering, 2001, 25(7): 641–660.

[19] WARREN T L, FOSSUM A F, FREW D J. Penetration into low-strength (23 MPa) concrete: target characterization andsimulations [J]. International of Journal of Impact Engineering, 2004, 30(5): 477–503.

[20] 董军, 邓国强, 杨科之, 等. 弹丸对混凝土薄板的冲击破坏效应 [J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(4): 713–720.
DONG J, DENG G Q, YANG K Z, et al. Damage effect of thin concrete slabs subjected to projectile impact [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(4): 713–720.

[21] 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, et al. Numerical simulation on penetration of concrete target by shaped charge jet with SPH method [J]. Explosion and Shock Waves, 2016, 36(4): 516–524.

[22] 张馨予, 吴艳青, 黄风雷. PBX 装药弹体侵彻混凝土薄板的数值模拟 [J]. 含能材料, 2018, 26(1): 101–108.
ZHANG X Y, WU Y Q, HUANG F L. Numerical simulation on the dynamic damage of PBX charges filled in projectiles during penetrating thin concrete targets [J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2018, 26(1): 101–108.

[23] 武海军, 黄风雷, 付跃升, 等. 钢筋混凝土中爆炸破坏效应数值模拟分析 [J]. 北京理工大学学报, 2007, 27(3): 200–204.
WU H J, HUANG F L, FU Y S, et al. Numerical simulation of reinforced concrete breakage under internal blast loading [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2007, 27(3): 200–204.

[24] SWEGLE J W, ATTAWAY S W. On the feasibility of using smoothed particle hydrodynamics for underwater explosion calculations [J]. Computational Mechanics, 1995, 17(3): 151–168.

[25] LIBERSKY L D, PETSCHEK A G, CARNEY T C, et al. High strain Lagrangian hydrodynamics: a three-dimensional SPH code for dynamic material response [J]. Journal of Computational Physics, 1993, 109(1): 67–75.

[26] MONAGHAN J J. Smoothed particle hydrodynamics [J]. Annual Review of Astronomy and Astrophysics, 1992, 30(1):

543–574.

[27] JOHNSON G R, COOK W. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]// Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics. The Hague, 1983: 541–547.

[28] QIANG H, WANG K, GAO W. Numerical simulation of shaped charge jet using multi-phase SPH method [J]. Transactions of Tianjin University, 2008, 14(1): 495–499.

[29] 强洪夫, 孙新亚, 陈福振, 等. 钻地弹侵爆多层混凝土建筑物的 SPH 数值模拟 [J/OL]. 爆炸与冲击 (2018–06–02) [2018–09–14].http://kns.cnki.net/kcms/detail/51.1148.O3.20180531.1019.034.html.

QIANG H F, SUN X Y, CHEN F Z, et al. Numerical simulation of earth penetrating weapon penetration and explosion multi-layer concrete structures with SPH method [J]. Explosion and Shock Waves (2018–06–02) [2018–09–14]. http://kns.cnki.net/kcms/detail/51.1148.O3.20180531.1019.034.html.

[30] 陈福振, 强洪夫, 高巍然. 气粒两相流传热问题的光滑离散颗粒流体动力学方法数值模拟 [J]. 物理学报, 2014, 63(23): 230206.

CHEN F Z, QIANG H F, GAO W R. Numerical simulation of heat transfer in gas-particle two-phase flow with smoothed discrete particle hydro dynamics [J]. Acta Physica Sinica, 2014, 63(23): 230206.

[31] 强洪夫, 高巍然. 完全变光滑长度 SPH 法及其实现 [J]. 计算物理, 2008, 25(5): 569–575.

QIANG H F, GAO W R. SPH method with fully variable smoothing lengths and implementation [J]. Chinese Journal of Computational Physics, 2008, 25(5): 569–575.

[32] 强洪夫.光滑例子流体动力学方法及应用 [M]. 北京: 科学出版社, 2017: 246–287.

[33] 金乾坤. 混凝土动态损伤与失效模型 [J]. 兵工学报, 2006, 27(1): 10–14.

JIN Q K. Dynamic damage and failure model for concrete materials [J]. Acta Armamentarii, 2006, 27(1): 10–14.

Numerical Simulation of Penetration in Concrete Sheet Based on SPH Method

QIANG Hongfu, SUN Xinya, WANG Guang, CHEN Fuzhen

(*Missile Engineering College*, *Rocket Force University of Engineering*, *Xi'an* 710025, *China*)

Abstract: As the continuous improvement of the strength of concrete structure, more and more protective fortifications have chosen concrete as the main building material. On the basis of the smooth particle hydrodynamics method, the TCK-HJC composite constitutive model is proposed to simulate the deformation damage of the concrete target during the penetration process of the rigid conical projectile, and the pseudo-fluid model is used to describe the failed concrete fragments. The deformation process of the conical projectile penetrating into the concrete target under different penetration angles (0°, 60°) were analyzed, and the pressure on the surface of the target was also obtained. The scattering angles of the broken concrete fragments were obtained, and the comparison with experiment shows the simulation result is robust and accurate, which lays a technical foundation for further simulation of the mechanical properties of brittle materials.

Keywords: concrete; TCK-HJC composite constitutive model; smoothed particle hydrodynamics method; brittle materials

DOI: 10.11858/gywlxb.20180651

球形弹丸超高速撞击靶板时背表面材料破碎的数值模拟分析

郝伟江[1], 龙仁荣[1], 张庆明[1], 陈 利[1], 龚自正[2]

(1. 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081;
2. 北京卫星环境工程研究所, 北京 100094)

摘要: 选取合适的材料状态方程和强度模型, 通过数值模拟分析超高速撞击下弹丸材料的破碎行为。弹丸的破碎主要有两种: 稀疏波引起的层裂和材料在高压作用下的碎裂。由于层裂影响和高压影响下弹丸的破碎方式不同, 导致两种情况下材料产生的碎片形状和大小不同。分析球形弹丸在撞击靶板过程中压力脉冲的传播及衰减形式发现: 在弹丸和靶板尺寸相同的情况下, 弹丸中压力脉冲的脉宽基本保持不变, 而峰值压力随着撞击速度的增加而增加; 在撞击速度相同的情况下, 弹丸中压力脉冲的峰值压力基本不变, 而压力脉冲的脉宽随着靶板厚度的增加而增加。弹丸中传播的压力脉冲与后期弹丸背表面的层裂相关, 其峰值及变化速率直接影响背表面层裂厚度, 其脉宽直接影响背表面沿弹丸径向的层裂深度。得到层裂厚度以及层裂破碎方式的影响区域, 对研究后期碎片云分布有重要参考价值。

关键词: 层裂; 压力脉冲; 超高速撞击; 破碎方式; 分布

中图分类号: O383 **文献标识码:** A

随着航天活动的日益增多, 空间碎片数量急剧增加, 航天器防护问题显得尤为重要, 空间碎片主要分布在人类使用最频繁、距地球表面 2000 km 的低地球轨道, 这些空间碎片的运行速度是第一宇宙速度, 如果与航天器发生撞击, 其平均撞击速度可达 10 km/s, 对航天器安全和航天员生命造成巨大威胁[1]。由于这些潜在威胁的影响, 人们不得不关注航天器的防护问题。1947 年 Whipple 提出的双层板防护结构是应用最广泛的防护结构, 其基本原理是空间碎片撞击第一层防护板之后, 破碎成大量高速运动的粒子, 这些粒子作用于航天器舱壁, 将点载荷转化为面载荷, 减小了航天器舱壁的损伤。碎片云的形成与弹靶材料的破碎行为息息相关, 然而研究材料的破碎过程, 首先要从弹靶材料中应力波的传播入手。国内外学者对撞击产生碎片云的分布已有大量的研究成果, 但是对于球形弹丸超高速撞击靶板时弹丸材料破碎行为的研究相对较少。哈尔滨工业大学迟润强等[2]将破碎的弹丸材料分为主体部分和后剥落部分, 主体部分即为高压影响区域, 后剥落部分可以看作层裂区域。弹丸的破碎行为直接影响弹丸形成碎片云在空间的分布规律, 有很重要的研究意义。

本研究利用 AUTODYN 软件进行数值模拟。由于在超高速(尤其是几千米每秒的侵彻速度)下, 如果采用 Lagrange 方法进行模拟很容易引起网格畸变, Euler 方法也有类似的问题, 因此采用光滑粒子流体动力学(Smoothed Particle Hydrodynamics, SPH)方法。SPH 方法是一种无网格方法, 可以有效地避免极度大变形时网格扭曲造成的精度破坏等问题, 非常适合求解高速碰撞等动态大变形问题[3]。卞梁等[4]

* **收稿日期:** 2018-10-15; **修回日期:** 2018-11-08
基金项目: 国家自然科学基金 (11521062)
作者简介: 郝伟江(1991—), 男, 硕士, 主要从事材料与结构冲击动力学研究. E-mail: godlovehwj@163.com
通信作者: 龙仁荣(1982—), 男, 博士, 副教授, 主要从事材料与结构冲击动力学研究.
E-mail: longrenrong@bit.edu.cn

采用 SPH 方法对平板碰撞过程中波的传播和反射等现象进行了数值模拟，通过与解析解的对比，证实了 SPH 方法能够很好地模拟应力波的传播规律。本研究通过将 SPH 粒子数量设置为相对较大的数值，模拟得到压力脉冲在弹丸材料中较为细致的传播过程，以及弹丸背表面和侧表面层裂片的厚度，从而细致地描述弹丸材料的破碎过程，通过与层裂理论相结合，获得弹丸材料的破碎过程随碰撞初始条件的变化规律。

1　数值模拟参数选择及模型合理性验证

数值模拟采用 AUTODYN 中的 SPH 方法，球形弹丸和靶板材料选择硬铝合金 Al2024-T351，采用 Johnson-Cook 本构模型[5-6]，屈服应力 Y 的表达式为

$$Y=(A+B\varepsilon_{\mathrm{P}}^{n})(1+C\ln\dot{\varepsilon}_{\mathrm{P}}^{*})(1-T_{\mathrm{H}}^{m}) \tag{1}$$

式中：A、B、C、n 和 m 为 5 种材料常数；ε_{P} 为有效塑性应变；$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{P}}^{*}$为归一化有效塑性应变率，其中参考应变率$\dot{\varepsilon}_0$=1 s^{-1}；$T_{\mathrm{H}}=(T-T_{\mathrm{room}})/(T_{\mathrm{melt}}-T_{\mathrm{room}})$，其中 T_{room} 代表室温，T_{melt} 代表材料熔点。具体参数见表 1。

表 1　Al2024-T351 材料的 Johnson-Cook 本构模型参数

Table 1　Johnson-Cook model parameters for Al2024-T351

A/MPa	B/MPa	C	m	n	T_{room}/K	T_{melt}/K
265	426	0.015	1	0.34	300	775

状态方程采用 Mie-Grüneisen 状态方程，表达式为

$$p=p_{\mathrm{H}}+\Gamma\rho(e-e_{\mathrm{H}}) \tag{2}$$

式中：p 和 e 分别为静水压力和比内能；$\Gamma\rho=\Gamma_0\rho_0=C$（$C$ 为常数），Γ 和 ρ 分别为 Grüneisen 参数和密度，Γ_0 和 ρ_0 为初始 Grüneisen 参数和初始密度。Mie-Grüneisen 状态方程的 Shock 形式定义如下

$$\begin{cases} p_{\mathrm{H}}=\dfrac{\rho_0C_0^2\mu(1+\mu)}{[1-(S-1)\mu]^2} \\ e_{\mathrm{H}}=\dfrac{p_{\mathrm{H}}}{2\rho_0}\left(\dfrac{\mu}{1+\mu}\right) \\ \mu=\rho/\rho_0-1 \end{cases} \tag{3}$$

式中：p_{H} 和 e_{H} 分别为 Hugoniot 曲线上静水压力和比内能的参考值；S 表示冲击波速度 U 和波后质点速度 u_{P} 之间线性关系的斜率，通常 $U=C_0+Su_{\mathrm{P}}$，C_0 为体积声速。具体参数见表 2。

表 2　Al2024-T351 材料的 Mie-Grüneisen 状态方程参数

Table 2　Mie-Grüneisen state equation parameters for Al2024-T351

ρ_0/(g·cm^{-3})	C_0/(m·s^{-1})	S	Γ_0
2.785	5328	1.338	2

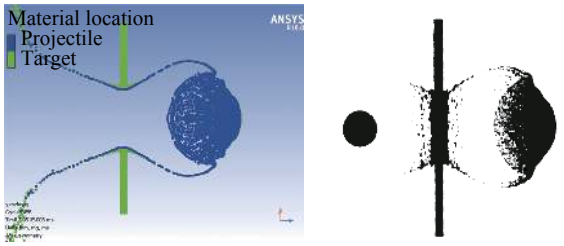
由于材料的抗拉能力有限，导致球形弹丸背表面出现层裂现象，本研究采用应力失效判据，即：材料承受的拉应力大于失效应力值时，粒子失效。采用 Grady-Spall 失效模型，该模型定义的失效应力是随着材料密度、体积声速以及屈服应力变化的，失效应力 σ_{s} 的表达式如下（其中铝合金材料的 ε_{c} 取 0.15）

$$\sigma_{\mathrm{s}}=\sqrt{2\rho C_0^2Y\varepsilon_{\mathrm{c}}} \tag{4}$$

数值模拟中，弹靶都采用对称建模方式。本研究的弹丸尺寸相对靶板较小，建立的靶板模型尺寸远远大于弹丸模型尺寸，因此采用无反射边界条件，不考虑靶板直径的影响。为了得到应力波的传播过程，弹丸和靶板的 SPH 粒子尺寸均设置为 0.01 mm。

Piekutowski[7] 开展了一系列超高速撞击实验，采用 X 射线照相技术拍摄到一组清晰的碎片云形态图像，本研究选择其中一种工况进行数值模拟的合理性验证。弹丸直径 12.70 mm，靶板厚度 2.03 mm，

弹丸初始撞击速度 6.38 km/s, 选取与实验一致的弹丸和靶板材料, 用硬铝合金撞击硬铝合金。从拍摄图像(见图 1)可以看到, 前端是一个碎片云密集区域, 后边基本可以看作一个球壳结构。图 1(a)是通过 AUTODYN 中的 SPH 方法得到的碎片云形态, 与实验拍摄的碎片云形态吻合较好, 证明了数值模拟方法的可靠性。此外在形成碎片云的过程中, 材料的拉伸破坏和弹丸背表面的层裂对碎片云形态有非常直接的影响, 如果层裂过程与实际过程不符, 则数值模拟得到的碎片云与实验必定会有差异, 而事实证明两者吻合度很高, 侧面说明 SPH 方法对于层裂现象的数值模拟也是可靠的。从 SPH 方法的角度来讲, 它以核函数近似为基础, 将连续介质离散为一系列具有质量的粒子, 通过核函数将方程离散, 由于本研究设置的 SPH 粒子尺寸非常小, 计算时邻域搜索半径也相对很小, 因此提高了数值模拟结果的准确性, 即对于裂纹扩展以及弹丸背表面层裂的仿真也是可靠的。



(a) Numerical simulation results　　(b) Experimental results

图 1　数值模拟和实验结果对比

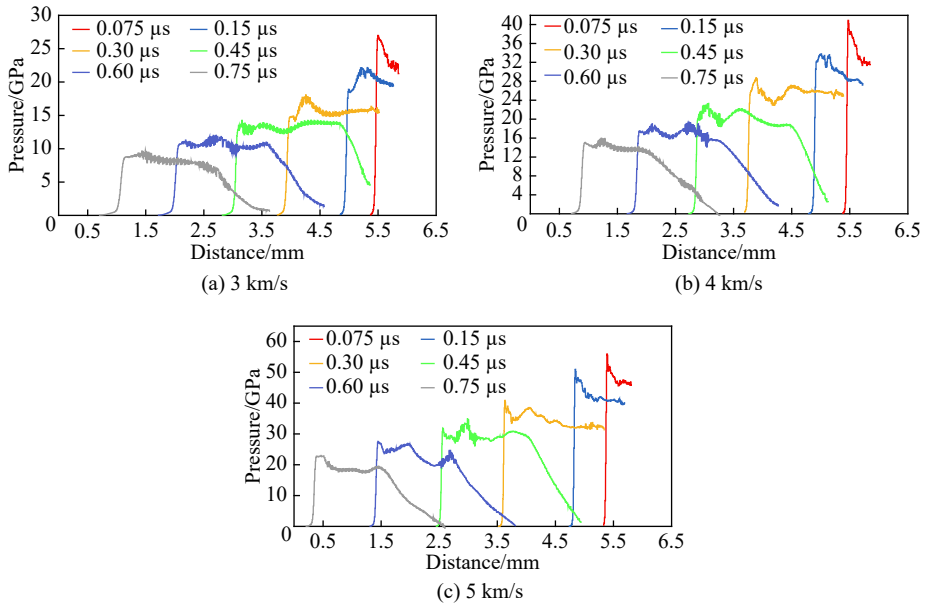
Fig. 1　Comparison of numerical simulation and experimental results

2　弹丸材料中应力波传播规律

球形弹丸超高速撞击靶板形成碎片云的整个过程主要与两个初始条件有关: 弹丸的初始速度以及靶板厚度与弹丸直径的比例。球形弹丸的破碎过程也随初始条件的变化而改变。通过建立不同初始条件的模型, 以数值模拟结果为参考, 结合应力波传播理论, 得到两个初始条件对弹丸中应力波传播的影响规律。

2.1　相同工况下不同时间弹丸中压力曲线分析

设计 3 种数值模拟工况, 球形弹丸直径和靶板厚度保持不变(弹丸直径 6 mm, 靶板厚度 1.5 mm), 弹丸初始速度分别为 3、4、5 km/s, 对碰撞后不同时间弹丸中传播的压力脉冲进行分析。碰撞开始后不同时间压力曲线如图 2 所示。横坐标以弹丸远离靶板自由面为基准(零点), 可以清晰地看到压力脉冲由碰撞端向背表面传播的过程。



(a) 3 km/s　　(b) 4 km/s

(c) 5 km/s

图 2　撞击后不同时间压力曲线变化

Fig. 2　Pressure curves at different time after impact

从图 2 可以看出，碰撞开始后弹丸中压力脉冲逐渐变宽，一定时间后，脉冲宽度保持不变，但从开始碰撞到应力波传播至弹丸背表面的整个过程中，压力脉冲的峰值压力逐渐降低。弹丸速度为 3 km/s 时，碰撞开始时峰值压力达到 26.9 GPa，传播到接近背表面时峰值压力为 8.4 GPa；弹丸速度为 4 km/s 时，碰撞开始时峰值压力达到 40.0 GPa，传播到接近背表面时峰值压力为 13.5 GPa；弹丸速度为 5 km/s 时，碰撞开始时峰值压力达到 55.9 GPa，传播到接近背表面时峰值压力为 22.8 GPa。这主要是靶板反射稀疏波和侧方稀疏波双重作用的结果。提取每一时刻的峰值压力，绘制峰值压力-时间曲线，如图 3 所示。

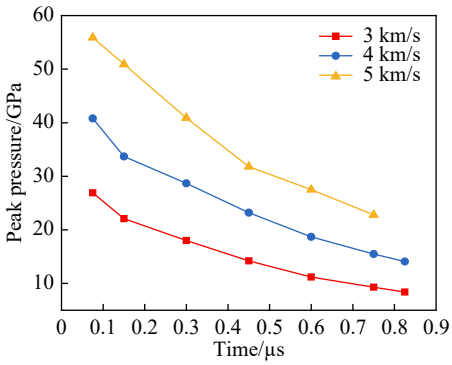


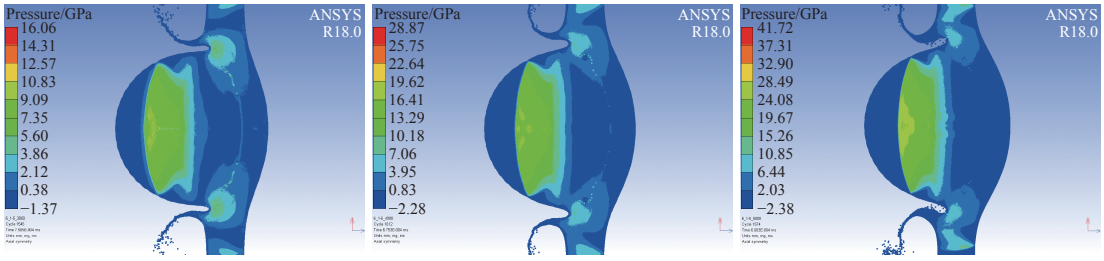
图 3　弹丸内部峰值压力随时间衰减曲线

Fig. 3　Internal peak pressure of projectile decays with time

从图 3 中的数据可以看出，弹丸中峰值压力的衰减接近于线性衰减，且衰减速率随着弹丸初始速度的提高有增大的趋势。

2.2　不同弹丸初速下压力曲线分析

设计 3 种数值模拟工况，弹丸直径 6 mm，靶板厚度 1.5 mm，弹丸初始速度分别为 3、4、5 km/s。弹丸压力云图如图 4 所示。



(a) 3 km/s　　(b) 4 km/s　　(c) 5 km/s

图 4　不同速度弹丸的内部压力云图

Fig. 4　Internal pressure nephogram of projectile with different speeds

图 5 为碰撞相同时间（0.6 μs）时，3 种工况下弹丸材料中的压力脉冲曲线。弹丸初始速度为 3、4、5 km/s 时，弹丸中的压力脉宽均为 3 mm 左右，可以看出，不同弹丸初始速度下，弹丸中压力脉冲的宽度基本保持不变。但是在碰撞后的同一时刻，弹丸中的峰值压力有很大的不同，且随着撞击速度的增大而呈现递增趋势。通过脉冲曲线可以看出，压力脉冲大致可以分为两个阶段，第一阶段的斜率较小，第二阶段的斜率较大[8]，这样的脉冲形式将会对之后弹丸背表面的层裂情况产生影响。

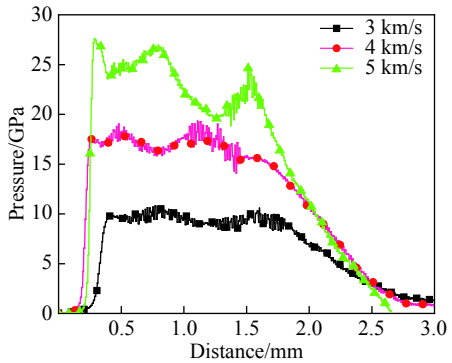


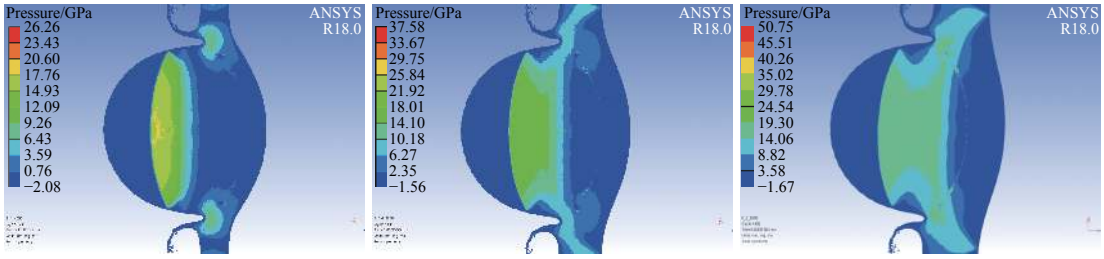
图 5　不同速度弹丸的压力脉冲曲线

Fig. 5　Pressure pulse curve of projectile with different speeds

2.3　不同靶板厚度下压力曲线分析

模拟 3 种工况，保持弹丸直径和弹丸初始速度不变（弹丸直径 6 mm，弹丸初始速度 4 km/s），靶板厚度分别为 1.0、1.5、2.0 mm。压力云图如图 6 所示。

图 7 为碰撞相同时间（0.6 μs）时，3 种工况下弹丸材料中的压力脉冲曲线。靶板厚度为 1.0、1.5、2.0 mm 时，弹丸中传播的压力脉冲宽度分别为 2、3 和 4 mm。由此可以很直观地看出，弹丸中传播的压



(a) 1.0 mm　　(b) 1.5 mm　　(c) 2.0 mm

图 6　不同靶板厚度下弹丸内压力云图

Fig. 6　Pressure nephogram of projectile with different target thicknesses

力脉冲的宽度随靶板厚度的增加而变宽。由压力脉冲曲线可以得到, 虽然脉冲宽度随着靶板厚度的增加而增加, 但是峰值压力的强度基本保持不变, 也就是说, 靶板厚度的增加主要影响弹丸中传播压力脉冲的宽度, 对峰值压力的影响不大。

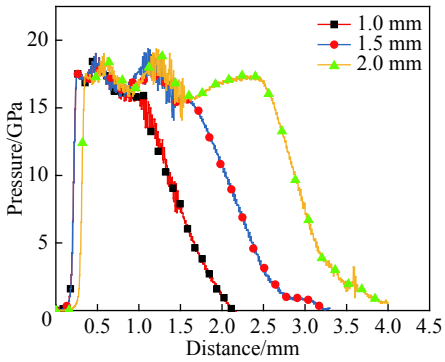


图 7　不同靶板厚度下弹丸内部压力脉冲曲线

Fig. 7　Internal pressure pulse curve of projectile with different target thicknesses

3　压力脉冲与弹丸破碎的关系

弹丸中压力脉冲形状直接影响弹丸背表面的破碎行为。在弹丸和靶板尺寸相同的情况下, 弹丸初始撞击速度直接影响弹丸中传播压力脉冲的峰值压力, 而脉冲的宽度基本不变, 即: 弹丸速度越高, 压力脉冲的衰减速度越快。如果把脉冲看作线性衰减, 则层裂片厚度 δ 满足

$$\delta = \frac{\lambda}{2} \cdot \frac{\sigma_c}{\sigma_m} \tag{5}$$

式中: λ 为脉冲宽度, σ_c 为弹丸材料动态断裂应力, σ_m 为脉冲压力峰值[9]。

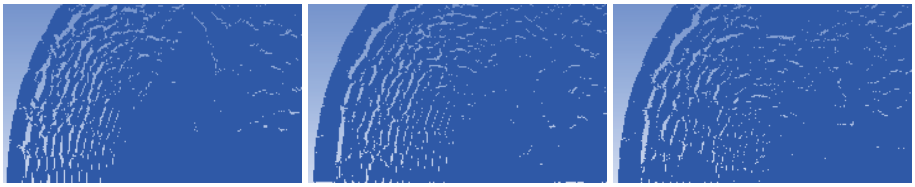
由(5)式可以看出, 脉冲峰值越大, 层裂厚度越小。此外, 弹丸中压力脉冲主要分为两个阶段, 第一阶段衰减速率小, 第二阶段衰减速率大, 因此决定了弹丸背表面的初始层裂片厚度会大于此计算值, 后期层裂厚度小于此计算值。图 8 为弹丸速度分别为 3、4、5 km/s 时弹丸背表面层裂图, 与理论分析一致。弹丸速度为 3 km/s 时, 第一层层裂厚度为 0.4 mm, 之后层裂厚度趋于稳定, 为 0.07 mm; 弹丸速度为 4 km/s 时, 第一层层裂厚度为 0.25 mm, 之后层裂厚度趋于稳定, 为 0.07 mm; 弹丸速度为 5 km/s 时, 第一层层裂厚度为 0.20 mm, 之后层裂厚度趋于稳定, 为 0.06 mm[10]。

(a) 3 km/s　　(b) 4 km/s　　(c) 5 km/s

图 8　不同速度工况下弹丸背表面层裂情况(弹丸局部)

Fig. 8　Spallation of sphere's back surface under different speed conditions (one part of the projectile)

图 9 是弹丸尺寸 6 mm、初始速度 4 km/s 工况下, 靶板厚度分别为 1.0、1.5、2.0 mm 时弹丸背表面的层裂图。靶板厚度为 1.0 mm 时, 第一层层裂厚度为 0.21 mm, 之后的稳定层裂厚度为 0.065 mm; 靶板厚度为 1.5 mm 时, 第一层层裂厚度为 0.25 mm, 之后的稳定层裂厚度为 0.070 mm; 靶板厚度为 2.0 mm



(a) 1.0 mm　　(b) 1.5 mm　　(c) 2.0 mm

图 9　不同靶板厚度下弹丸背表面层裂(弹丸局部)

Fig. 9　Spallation of sphere's back surface with different target thicknesses (one part of the projectile)

时,第一层层裂厚度为 0.26 mm,之后的稳定层裂厚度为 0.065 mm。弹丸初始速度相同的情况下,靶板背表面的层裂片厚度基本相同。

靶板越厚,弹丸中压力脉冲的宽度越大,直接影响弹丸背表面在弹丸撞击轴线方向上的层裂深度。靶板厚度为 1.0、1.5、2.0 mm 时,弹丸背表面层裂沿弹丸撞击轴向的深度分别为 1.0、1.3 和 1.7 mm,即:在弹丸尺寸和弹丸初始速度相同的情况下,靶板厚度越大,弹丸背表面层裂深度越大。

4　结　论

(1)采用 AUTODYN 中的 SPH 方法,对球形弹丸超高速撞击靶板进行数值模拟,结果表明:在弹丸和靶板尺寸不变的情况下,球形弹丸的撞击速度直接影响弹丸中压力脉冲的峰值压力,且撞击速度越高,峰值压力越大;在弹丸尺寸和弹丸初始速度不变的情况下,靶板厚度影响弹丸中传播压力脉冲的宽度,且靶板厚度越大,压力脉冲越宽。

(2)弹丸超高速撞击靶板过程中,弹丸中的峰值压力衰减速率随着撞击速度的增加而变快。

(3)弹丸中传播的压力脉冲形状影响弹丸背表面的层裂:压力脉冲的峰值压力越大,压力的衰减速率越快,则弹丸背表面的层裂厚度越小;压力脉冲的峰值压力越小,衰减速率越慢,则弹丸背表面层裂厚度越大。且弹丸中传播的压力脉冲越宽,弹丸背表面沿弹丸撞击轴线方向上的层裂深度越大。

参考文献:

[1] 龚自正, 徐坤博, 牟永强, 等. 空间碎片环境现状与主动移除技术 [J]. 航天器环境工程, 2014(2): 129–135.
GONG Z Z, XU K B, MOU Y Q, et al. Current status and active removal technology of space debris environment [J]. Spacecraft Environmental Engineering, 2014(2): 129–135.

[2] 迟润强, 庞宝君, 何茂坚, 等. 球形弹丸超高速正撞击薄板破碎状态实验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2009, 29(3): 231–236.
CHI R Q, PANG B J, HE M J, et al. Experimental study on the state of ultra-high speed positive impact thin plate of spherical projectile [J]. Explosion and Shock Waves, 2009, 29(3): 231–236.

[3] 徐金中, 汤文辉, 徐志宏. 超高速碰撞碎片云特征的 SPH 方法数值分析 [J]. 高压物理学报, 2008, 22(4): 377–383.
XU J Z, TANG W H, XU Z H. Numerical analysis of SPH method for ultra-high speed collision debris cloud [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2008, 22(4): 377–383.

[4] 卞梁, 王肖钧, 肖卫国, 等. 应力波和层裂计算中的光滑粒子法 [J]. 中国科学技术大学学报, 2007, 37(7): 706–710, 723.
BIAN L, WANG X J, XIAO W G, et al. Smooth particle method in stress wave and spallation calculation [J]. Journal of University of Science and Technology of China, 2007, 37(7): 706–710, 723.

[5] 迟润强. 弹丸超高速撞击薄板碎片云建模研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.
CHI R Q. Research on debris cloud modeling of projectile ultra-high speed impacting sheet [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010.

[6] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for materials subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]//Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics. The Hague, Netherlands, 1983.

[7] PIEKUTOWSKI A J. Formation and description of debris clouds produced by hypervelocity impact: NASA8-38856 [R]. 1996: 169–175.

［8］ GRADY D E, KIPP M E. Impact failure and fragmentation properties of metals: SAND98-0387 UC-704 [R]. 1998: 33–34.

［9］ 王礼立. 应力波基础 [M]. 2 版. 北京: 国防工业出版社, 2005: 60–64

WANG L L. Stress wave foundation [M]. 2nd Ed. Beijing: National Defense Industry Press, 2005: 60–64.

［10］ PIEKUTOWSKI A J. Fragmentation-initiation threshold for spheres impacting at hypervelocity [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 29: 563–566.

Numerical Simulation Analysis of Back Fragmentation of Sphere by Hypervelocity Impact

HAO Weijiang[1], LONG Renrong[1], ZHANG Qingming[1], CHEN Li[1], GONG Zizheng[2]

（1. *State Key Laboratory of Explosion Science and Technology*, *Beijing Institute of Technology*, *Beijing* 100081, *China*;
2. *Beijing Institute of Spacecraft Environment Engineering*, *Beijing* 100094, *China*）

Abstract: The appropriate material state equations and strength models were chosen. Through the numerical simulation results, the fragmentation behavior of the projectile material is analyzed. The fragmentation of the projectile mainly consists of spallation caused by release waves and fragmentation of the material under high pressure. Due to the influence of the spallation and the fragmentation method of the projectile under the influence of high pressure, It also causes the shape and size of the fragments produced by the material in two cases. This paper analyzes the propagation and attenuation of pressure pulses in a projectile during the impact of a spherical projectile on a target plate. It was found that the pulse width of the pressure pulse in the projectile remained substantially unchanged when the size of the projectile and the target were the same, and the peak pressure increased as the impact velocity increased. At the same impact velocity, the peak pressure of the pressure pulse propagating in the projectile is substantially constant, and the pulse width of the pressure pulse increases as the thickness of the target increases. The pressure pulse propagated in the projectile is related to the spallation of the back surface of the projectile. The peak value and rate of change of the pressure pulse directly affect the thickness of the back surface layer. The width of the pressure pulse directly affects the depth of the lamination of the back surface along the radial direction of the projectile. The affected area of the fracture-cracking method and the thickness of the spar are obtained, which have important reference value for the distribution of fragments in the debris cloud in the later stage.

Keywords: spall; pressure pulse; hypervelocity impact; breaking mode; distribution

DOI: 10.11858/gywlxb.20180661

材料参数拟合方法对弹靶侵彻仿真的影响

伍星星，刘建湖，张伦平，赵延杰，孟利平，陈江涛

（中国船舶科学研究中心，江苏 无锡 214082）

摘要：弹靶侵彻仿真中材料参数对计算结果有着至关重要的影响。为寻求一套适用于弹靶侵彻仿真计算的材料参数拟合方法，借助前期开展的靶板材料动态力学性能试验、靶板材料断裂试验，通过不同拟合方法依次得到不同的 JC 本构模型及失效模型参数，依据试验建立有限元计算模型，将数值计算结果与试验结果进行对比。结果表明：（1）对于同一材料的力学性能试验，采用不同的拟合方法可得到不同的 JC 本构、JC 失效参数，二者会对弹靶仿真结果造成一定影响；（2）在不考虑温度软化项的前提下，采用高应变率作为参考应变率进行拟合能更加准确地表征材料在高应变率下的应力-应变关系，更加适用于弹靶侵彻强瞬态、高应变率作用过程仿真；（3）对于同一 JC 本构模型，采用平均应力三轴度拟合的 JC 失效模型较采用初始应力三轴度拟合的 JC 失效模型所得战斗部剩余速度计算结果偏小，仅采用拉伸试件结果拟合的 JC 失效模型较采用扭转、拉伸试件结果拟合的 JC 失效模型所得战斗部剩余速度计算结果偏小。

关键词：材料参数；参数拟合；JC 本构模型；JC 失效模型；应力三轴度；侵彻

中图分类号：O385 **文献标识码：**A

目前数值仿真已成为弹靶穿甲领域研究的一种重要手段，数值仿真的计算精度主要取决于精确的算法、材料表征参数。目前，由材料表征参数所带来的误差远大于算法带来的误差[1−2]，合理的材料表征参数是开展弹靶侵彻毁伤评估的重要输入。Johnson 等[3] 提出的 JC 本构模型综合考虑了材料应变强度效应、应变率效应、温度软化效应，JC 失效模型综合考虑了应力三轴度、应变率、温度效应对失效参数的影响，目前已在商业软件中得到广泛应用。Børvik 等[4] 借助 JC 材料模型对圆柱形平头弹体的穿甲过程进行了仿真分析，Gupta 等[5] 借助 JC 模型研究了弹体头部不同形状对穿甲性能以及靶板毁伤破坏模式的影响。JC 本构模型和 JC 失效模型参数需通过开展系列材料性能试验获取：国外 Børvik、Wierzbicki 课题组[6−9] 通过开展系列 Hopkinson 压杆试验、缺口试件拉伸试验、压缩试验、扭转试验等拟合得到 Weldox460E、6061-T6、2024-T351 等金属材料的 JC 材料参数；陈刚[10] 通过开展力学性能试验研究了不同温度、不同应变率下 45 钢的动态应力-应变关系以及失效应变与应力三轴度、温度、应变率的关系，通过参数拟合得到 45 钢的 JC 本构及失效模型参数，并开展 Taylor 试验及数值仿真验证了所得参数的准确性；姚熊亮等[11] 研究了舰用 917 钢的动态力学行为与应变、应变率的关系，并给出了基于 JC 强度模型拟合的参数；李营[12] 开展了 Q235 钢的动态力学性能试验和损伤特性试验，并进行了参数拟合。目前开展材料力学性能试验的技术已趋于成熟，但如何利用试验数据进行 JC 本构模型及 JC 失效模型参数的高效、恰当拟合却鲜有研究。

本研究以前期开展的 Q345B 钢材料力学性能试验、战斗部侵彻 Q345B 钢靶试验为依据，采用不同拟合方法得到 JC 本构模型及 JC 失效模型参数，通过将数值仿真计算结果与试验结果进行对比，确定更加恰当的参数拟合方法。

* **收稿日期：**2018-10-16；**修回日期：**2019-01-17

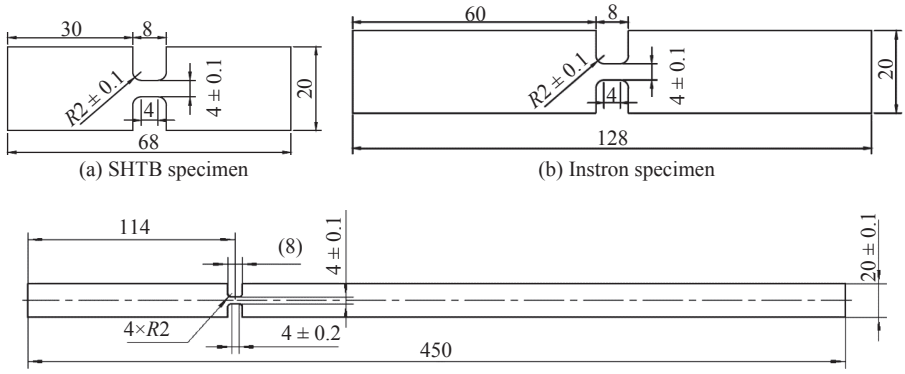
基金项目：国家安全重大基础研究计划（613305）；国防基础科研计划（JCKY2017207B054）

作者简介：伍星星（1989—），男，工程师，主要从事舰船抗爆抗冲击研究. E-mail: xingxingwupy@163.com

1　材料 JC 强度模型拟合

1.1　静态及动态拉伸试验

材料中低应变率试验主要采用 MTS 材料试验机和 Instron VHS 高速材料试验机，当应变率为 0.002 s^{-1} 时采用 MTS 材料试验机，当应变率为 10 s^{-1} 和 100 s^{-1} 时采用 Instron VHS 高速材料试验机；材料高应变率试验（1000～3000 s^{-1}）采用分离式 Hopkinson 拉杆（Split Hopkinson Tensile Bar, SHTB）。为了消除由试件尺寸所带来的不同应变率的影响，所有试件的标距段均采用相同尺寸，两端夹持段的长度依试验机夹持要求不同而有所不同，试件均为板状，厚 4 mm。各试验机试件形状及尺寸如图 1 所示。试验得到的不同应变率下材料的应力-应变曲线如图 2 所示。



(a) SHTB specimen　(b) Instron specimen

(c) MTS specimen

图 1　不同试验机的试件（单位：mm）

Fig. 1　Different specimen size (Unit: mm)

1.2　JC 强度模型参数拟合

JC 强度模型表达式为

$$\overline{\sigma} = (A + B\varepsilon^{n})\left(1 + C\ln\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\left[1 - \left(\frac{T - T_{\mathrm{r}}}{T_{\mathrm{m}} - T_{\mathrm{r}}}\right)^{m}\right] \quad (1)$$

式中：$\overline{\sigma}$ 为材料流动应力，A 为静态屈服应力（MPa），B 为硬化参数（MPa），n 为硬化指数，C 为应变率参数，$\dot{\varepsilon}$ 为塑性应变率，$\dot{\varepsilon}_0$ 为参考塑性应变率，T 为温度，T_{r} 为室温，T_{m} 为熔点，m 为温度软化指数。由于未开展温度对材料力学性能影响试验，暂不考虑参数 m 的影响。

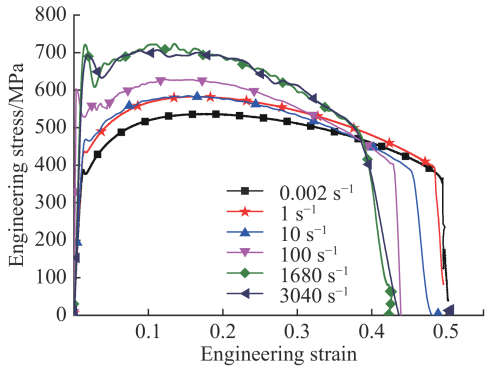


图 2　不同应变率下 Q345B 钢的应力-应变曲线

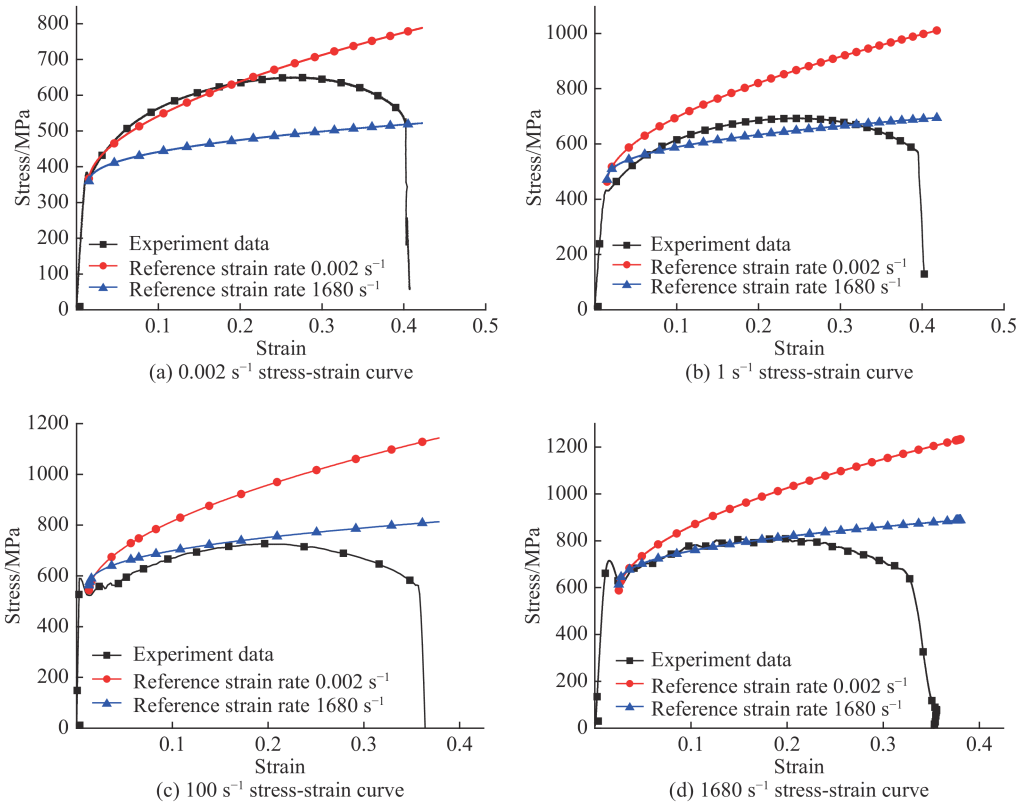
Fig. 2　Stress-strain curves of Q345B steel under different strain rates

在 JC 强度模型参数拟合过程中：参数 A、B、n 一般根据准静态或者 1 s^{-1} 等低应变率工况下的屈服强度、应变强化曲线进行拟合；本构模型第 2 项为应变率强化项，参数 C 依据不同应变率下材料屈服强度关系进行拟合。由于 JC 强度模型为“积”形式，应变率的强化项（第 2 项）不仅提高了材料的屈服强度，同时也对材料应变强化部分进行了放大，因此拟合得到的材料在高应变率下的应力-应变曲线较实际偏大，且材料应变率效应越明显，偏差越大。采用高应变率作为参考应变率可较好解决该问题，此时 A、B、n 需要依据高应变率下的屈服强度、应变强化曲线进行确定，参数 C 仍需要不同应变率下材料屈服强度关系进行拟合。图 3 所示是不同参考应变率拟合下 Q345B 在不同应变率下的应力-应变曲线与试验数据的对比，当参考应变率为 0.002 s^{-1} 时，拟合得到的 JC 强度模型为

$$\overline{\sigma} = (360 + 700\varepsilon^{0.547})\left(1 + 0.046\ln\frac{\dot{\varepsilon}}{0.002}\right) \quad (2)$$

当参考应变率为 1680 s^{-1} 时, 拟合得到的 JC 强度模型为

$$\overline{\sigma} = (610 + 425\varepsilon^{0.547})\left(1 + 0.031 \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{1680}\right) \tag{3}$$



(a) 0.002 s^{-1} stress-strain curve　(b) 1 s^{-1} stress-strain curve

(c) 100 s^{-1} stress-strain curve　(d) 1680 s^{-1} stress-strain curve

图 3　不同参考应变率拟合下 Q345B 钢的应力-应变曲线对比

Fig. 3　Fitting curves of Q345B steel by different reference strain rates

综合对比可发现: 当以低应变率(0.002 s^{-1})作为参考应变率时, 拟合得到的应力-应变曲线较试验曲线偏高, 且随着应变率的增大, 偏差呈放大趋势; 而以高应变率(1680 s^{-1})作为参考应变率时, 拟合得到的应力-应变曲线在 0.002 s^{-1} 应变率下与试验数据的偏差最大, 但随着应变率的增加, 偏差越来越小; 在 100 s^{-1} 和 1680 s^{-1} 时与试验数据基本一致。图 4 是不同参考应变率拟合下 Q345B 钢的能量吸收密度曲线对比, 横坐标表示材料失效应变, 纵坐标表示材料在该失效应变下的能量吸收密度。可见, 随着失效应变的逐渐增大, 不同参考应变率拟合下 Q345B 钢能量吸收密度的偏差逐渐增大; 当失效应变为 1.0 时, 采用低应变率拟合得到的能量吸收密度可达高应变率拟合得到的 1.5 倍。

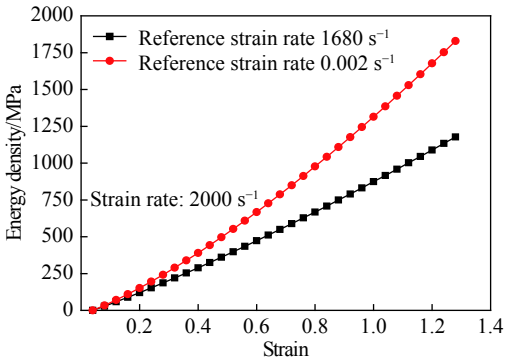


图 4　不同参考应变率拟合下 Q345B 钢能量吸收密度曲线对比

Fig. 4　Energy density curves comparisons of Q345B steel under different reference strain rates

由于战斗部穿甲过程中弹靶基本处于高应变率状态, 用于仿真计算的本构参数重点要正确表征材料在高应变率下的应力-应变关系, 因此采用高应变率作为参考应变率更加适用于弹靶侵彻仿真计算。

2　材料 JC 失效参数拟合

2.1　材料断裂试验

考虑到应力三轴度对材料失效应变影响最为明显，重点开展了不同应力三轴度试件的断裂性能试验，主要包括压缩试件、扭转试件、圆棒试件、缺口圆棒试件，如图 5 所示。试验根据国标关于金属材料室温试验（拉伸、扭转和压缩）方法的规定进行，拉伸、压缩试件采用 WDW-100DIII 微机控制电子万能试验机，扭转试件采用 NDW-500III 微机控制电子扭转试验机，每组均进行 5 次重复试验，以保证试验数据的有效性。

图 5　不同应力三轴度试件

Fig. 5　Specimen of different stress triaxiality

根据塑性体积不变性，光滑圆棒和带缺口拉伸试件的真实断裂应变可按下式计算

$$\varepsilon_{\mathrm{f}} = 2\ln\frac{d_0}{d} \tag{4}$$

式中：d_0 是试件最小截面的原始直径，d 是试件的断口直径。

圆柱压缩试件的真实断裂应变按下式计算

$$\varepsilon_{\mathrm{f}} = \ln\frac{h_0}{h} \tag{5}$$

式中：h_0 是试件原始高度，h 是试件压缩后的实际高度。

扭转试件断裂应变可按下式计算

$$\varepsilon_{\mathrm{t}} = \frac{1}{\sqrt{3}}\ln(\sec H + \tan H) \tag{6}$$

式中：H 为试件表面的切应变（扭转角度），有

$$\tan H = \frac{\theta R}{l} \tag{7}$$

式中：θ为试验机旋转角度；R 为试验段直径，单位 mm；l 为试验段标距，单位 mm。

试验后不同试件断裂应变取值如表 1 所示，压缩试件由于未断裂，因此失效断裂应变难以确定。

2.2　JC 失效参数拟合

JC 失效模型表达式为

$$\overline{\sigma} = [D_1 + D_2\exp(D_3\eta)]\left(1 + D_4\ln\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\left(1 + D_5\frac{T - T_{\mathrm{r}}}{T_{\mathrm{m}} - T_{\mathrm{r}}}\right) \tag{8}$$

式中：D_1～D_5 为材料参数，$\eta = -p/\sigma_{\mathrm{eff}}$为应力三轴度，$p$ 为静水压力，σ_{eff}为等效应力。由于应变率、温度效应对失效应变的试验尚未开展，且考虑到应力三轴度对材料失效应变的影响最为明显，因此本研究重点关注材料参数 D_1、D_2、D_3 的拟合。

伍星星等[13]、Børvik 等[14]、陈继恩[15] 指出，压缩试件、拉伸试件在压载过程中其应力三轴度不断发生变化。在进行 JC 失效参数拟合时，陈刚[10] 直接采用试件的初始应力三轴度对 45 钢的 JC 失效参数进行拟合，并用于其后弹体正入射、斜入射穿甲仿真评估；孟利平[16] 建议采用平均应力三轴度进行拟合。

表 1　不同试件类型失效应变取值

Table 1　Failure strain of different specimens

Specimen	Stress triaxiality		Failure strain ε_f
	Initial stress triaxiality	Average stress triaxiality	
Compression	–0.333		
Torsion	0.000	0.0006	1.340
Smooth	0.333	0.562	1.273
R=18 mm	0.413	0.663	1.140
R=8 mm	0.505	0.752	1.045
R=6 mm	0.556	0.805	0.990
R=2 mm	0.893	1.085	0.791

试件初始应力三轴度可通过下式计算

$$\eta_0 = \frac{1}{3} + \ln\left(1 + \frac{a_0}{2R_0}\right) \tag{9}$$

式中: a_0为试件最小半径, R_0为试件缺口半径。

试件平均应力三轴度可通过下式计算

$$\eta_{avg} = \frac{1}{\varepsilon_f}\int_0^{\varepsilon_f} \eta(\varepsilon_{eq})\mathrm{d}\varepsilon_{eq} \tag{10}$$

式中: $\eta(\varepsilon_{eq})$为断裂时刻之前变化的应力三轴度, ε_f为断裂应变。

试件断裂之前的平均应力三轴度需通过开展有限元计算获取, 具体过程参见文献 [16], 不同试件的初始应力三轴度和平均应力三轴度计算结果如表 1 所示。

图 6 是采用不同拟合方法获取的 JC 失效模型对比, 其中: JC-F-1 是采用初始应力三轴度拟合的结果, JC-F-2 是采用平均应力三轴度拟合的结果。

谢凡等[17] 仅依据靶板材料拉伸试件(圆棒试件、缺口圆棒试件)试验结果进行 JC 失效模型拟合, 并将拟合参数应用于锤头撞击靶板试验仿真预报, 通过对比靶板毁伤模式及锤头撞击力发现, 仿真结果与试验结果吻合较好。基于此, 本研究再对仅含 Q345B 钢靶板材料的拉伸试件(圆棒试件、缺口圆棒试件)进行拟合(不考虑扭转试件试验结果), 图 7 为该工况下的拟合结果, 其中: JC-F-3 表示依据初始应力三轴度拟合得到的结果, JC-F-4 表示依据平均应力三轴度拟合得到的结果。

各工况下拟合下参数 D_1、D_2、D_3 取值如表 2 所示。

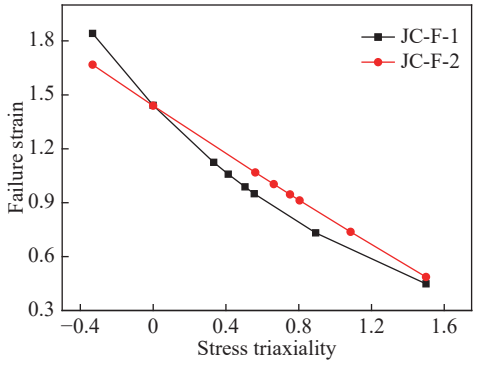


图 6　不同拟合方法得到的 Q345B 钢 JC 失效模型曲线对比

Fig. 6　Comparison of JC failure model curves for Q345B steel under different fitting methods

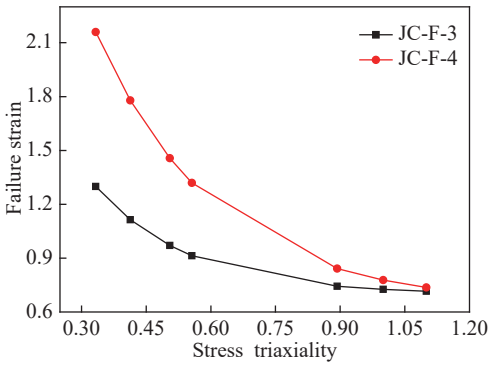


图 7　Q345B 钢 JC 失效参数拟合曲线对比(仅考虑拉伸试件试验结果)

Fig. 7　Comparison of JC failure model curves for Q345B steel under different fitting methods (only considering tensile specimen)

表 2　JC 失效模型参数拟合结果

Table 2　JC failure model constants

Model	Stress triaxiality	D_1	D_2	D_3	Remarks
JC-F-1	Initial	–0.0910	1.5326	–0.6963	See Fig. 6
JC-F-2	Average	–6.3470	7.7860	–0.0870	See Fig. 6
JC-F-3	Initial	0.6977	2.7811	–4.5976	See Fig. 7
JC-F-4	Average	0.6415	5.0578	–3.6146	See Fig. 7

3　拟合参数对弹靶穿甲仿真计算影响分析

仿真计算依据本课题前期开展的弹体穿甲 Q345B 钢靶板试验，包括大质量尖头弹体穿甲 8 mm、15 mm 厚 Q345B 钢金属板、钝头弹体穿甲 15 mm 厚 Q345B 钢金属板，战斗部壳体材料为高强度、高硬度 30CrMnSi，炸药和引信材料采用 PPS 塑料替代。尖头战斗部弹径 92 mm，弹长 276 mm，壳体质量 3.21 kg，填充物质量 1.45 kg，总质量 4.66 kg；钝头战斗部弹径 92 mm，弹长 242 mm，壳体质量 2.86 kg，填充物质量 1.66 kg，总质量 4.52 kg。Q345B 钢靶板尺寸为 1000 mm×1000 mm，四周边界通过 M24 螺栓与工装架连接，螺栓间距为 150 mm，靶板实际有效面积为 700 mm×700 mm。详细情况参见文献 [18]。

图 8 是尖头战斗部、钝头战斗部穿甲金属板的有限元模型，模型尺寸与试验模型一致，弹靶之间采用面面侵蚀设置，内部装药采用弹性塑性模型，根据质量计算结果取密度为 1400 kg/m^3。碰撞区域靶板的网格尺寸为 2 mm，战斗部壳体和装药的网格尺寸为 2 mm。单元的网格尺寸对失效应变的选取具有很大的影响，一般而言，网格尺寸越大，失效应变越小[16]。依据文献 [13] 的研究结果，当弹径范围内划分 50 个单元左右时，失效应变需减为一半，即 D_1、D_2 分别乘以系数 0.5。计算过程中壳体材料参数保持一致，炸药弹性模量取为 60 GPa，屈服强度为 30 MPa，失效应变为 0.6。

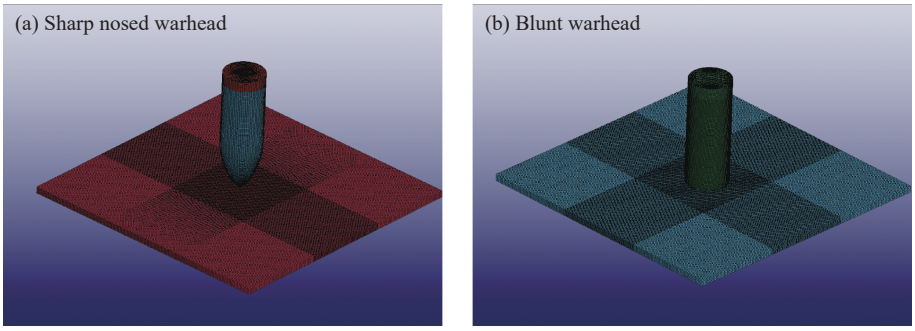


图 8　战斗部穿甲有限元计算模型

Fig. 8　Finite element model of warhead penetrating metal targets

表 3、表 4、表 5 依次是尖头战斗部穿甲 8 mm 和 15 mm 厚 Q345B 钢靶板、钝头战斗部穿甲 15 mm 厚 Q345B 钢靶板后剩余速度试验值与仿真计算值对比，可见：对于同一失效模型，采用高应变率作为参考应变率拟合的 JC 参数比采用低应变率作为参考应变率拟合的 JC 参数所得战斗部剩余速度偏大，这主要是由于采用低应变率作为参考应变率进行拟合时，对材料高应变率下的应力-应变曲线进行了放大，导致战斗部剩余速度计算偏小；对于同一 JC 本构模型，采用平均应力三轴度拟合的 JC 失效模型较采用初始应力三轴度拟合的 JC 失效模型所得战斗部剩余速度计算结果偏小，仅采用拉伸试件结果拟合的 JC 失效模型较采用扭转、拉伸试件结果拟合的 JC 失效模型所得战斗部剩余速度计算结果偏小。

对于尖头战斗部穿甲 8 mm 厚 Q345B 钢靶板，仿真计算结果中战斗部穿出靶板后的最小速度为 174 m/s，最大速度为 184 m/s，最大偏差为 5.7%；对于尖头战斗部穿甲 15 mm 厚 Q345B 钢靶板，仿真计算结果中战斗部穿出靶板后最小速度为 181 m/s，最大速度为 212 m/s，最大偏差为 17.1%；对于钝头战斗部穿甲 15 mm 厚 Q345B 钢靶板，仿真计算结果中战斗部穿出靶板后的最小速度为零，最大速度为 174 m/s。

表 3　尖头战斗部穿甲 8 mm 厚 Q345B 钢金属板仿真计算结果与试验结果对比

Table 3　Comparison between experimental results and simulation results for sharp nosed warhead penetrating 8 mm thick Q345B steel targets

Material model		Impact velocity/(m·s^{-1})	Residual velocity/(m·s^{-1})	
Strength model	Failure model		Experiment	Simulation
Low reference strain rate	JC-F-1	208	185	180
Low reference strain rate	JC-F-2	208	185	177
High reference strain rate	JC-F-1	208	185	184
High reference strain rate	JC-F-2	208	185	183
Low reference strain rate	JC-F-3	208	185	180
Low reference strain rate	JC-F-4	208	185	174
High reference strain rate	JC-F-3	208	185	182
High reference strain rate	JC-F-4	208	185	178

表 4　尖头战斗部穿甲 15 mm 厚 Q345B 钢金属板仿真计算结果与试验结果对比

Table 4　Comparison between experimental results and simulation results for sharp nosed warhead penetrating 15 mm thick Q345B steel targets

Material model		Impact velocity/(m·s^{-1})	Residual velocity/(m·s^{-1})	
Strength model	Failure model		Experiment	Simulation
Low reference strain rate	JC-F-1	273	216	204
Low reference strain rate	JC-F-2	273	216	202
High reference strain rate	JC-F-1	273	216	212
High reference strain rate	JC-F-2	273	216	212
Low reference strain rate	JC-F-3	273	216	194
Low reference strain rate	JC-F-4	273	216	181
High reference strain rate	JC-F-3	273	216	201
High reference strain rate	JC-F-4	273	216	194

表 5　钝头战斗部穿甲 15 mm 厚 Q345B 钢金属板仿真计算结果与试验结果对比

Table 5　Comparison between experimental results and simulation results for blunt warhead penetrating 15 mm thick Q345B steel targets

Material model		Impact velocity/(m·s^{-1})	Residual velocity/(m·s^{-1})	
Strength model	Failure model		Experiment	Simulation
Low reference strain rate	JC-F-1	273	163	75
Low reference strain rate	JC-F-2	273	163	50
High reference strain rate	JC-F-1	273	163	174
High reference strain rate	JC-F-2	273	163	172
Low reference strain rate	JC-F-3	273	163	55
Low reference strain rate	JC-F-4	273	163	0
High reference strain rate	JC-F-3	273	163	171
High reference strain rate	JC-F-4	273	163	156

对于尖头战斗部穿甲 8 mm、15 mm 厚 Q345B 钢靶板, 由不同 JC 本构参数拟合方法所带来的战斗部剩余速度计算偏差与 JC 失效参数拟合方法基本相当; 对于钝头战斗部穿甲 15 mm 厚 Q345B 钢靶板, 不同 JC 本构参数拟合方法对战斗部剩余速度的影响明显高于 JC 失效参数拟合方法。

总体来看，对于同一材料力学性能试验结果，采用不同参数拟合方法获取的 JC 本构及 JC 失效参数会对战斗部侵彻靶板的数值仿真结果造成一定影响。根据本研究的计算结果，采用高应变率作为参考应变率拟合得到的 JC 本构参数，和采用扭转、拉伸试件试验结果共同拟合的 JC 失效参数更适用于大质量弹体穿甲仿真计算，其中 JC 失效参数的拟合既可采用初始应力三轴度，也可采用平均应力三轴度。

4　结　论

以前期开展的 Q345B 钢靶板材料动态力学性能试验、材料断裂试验为依据，通过采用不同拟合方法分别得到了不同的 JC 本构模型及 JC 失效模型参数，将数值计算结果与弹体穿甲试验进行对比，得出如下结论。

（1）由于 JC 本构模型为“积”形式，采用低应变率作为参考应变率进行拟合时，拟合曲线在高应变率下的应力-应变曲线较试验值偏差较大，采用高应变率作为参考应变率进行拟合能更加准确地表征材料在高应变率下的应力-应变关系，更加适用于弹靶侵彻强瞬态、高应变率作用过程仿真。

（2）材料在高应变率下的应力-应变曲线实际包含了应变率效应、温度软化效应耦合作用的效果，采用高应变率拟合得到的 JC 本构参数在不考虑温度软化项的前提下能得到较好的计算精度，可用于后续弹体穿甲工程评估。

（3）对于同一 JC 本构模型，采用平均应力三轴度拟合的 JC 失效模型较采用初始应力三轴度拟合的 JC 失效模型所得战斗部剩余速度计算结果偏小，仅采用拉伸试件结果拟合的 JC 失效模型较采用扭转、拉伸试件结果拟合的 JC 失效模型所得战斗部剩余速度计算结果偏小。

（4）对于同一材料力学性能试验结果，采用不同的参数拟合方法获得的 JC 本构、JC 失效参数会对战斗部侵彻靶板的数值仿真结果造成一定的影响，对于战斗部穿甲数值仿真计算，应采用高应变率作为参考应变率拟合得到的 JC 本构参数和采用扭转、拉伸试件试验结果共同拟合的 JC 失效参数，其中 JC 失效参数的拟合既可采用初始应力三轴度，也可采用平均应力三轴度。

参考文献：

[1] SCHEFFER D R, ZUKA J A. Practical aspects of numerical simulation of dynamic events material interfaces [J]. International Journal of Impact Engineering, 2000, 24(8): 821–842.

[2] ZUKA J A. Practical aspects of numerical simulations of dynamic events: effects of meshing [J]. International Journal of Impact Engineering, 2000, 24(9): 925–945.

[3] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strains rates and high temperature [C]//Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics. Netherland, 1983.

[4] 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 Solids, 2001, 20(5): 685–712.

[5] GUPTA N K, IQBAL M A. Experiment and numerical studies on the behavior of thin aluminum plates subjected to impact by blunt and hemispherical-nosed projectile [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 32(12): 1921–1944.

[6] BØRVIK T, HOPPERSTAD O S. Numerical simulation of plugging failure in ballistic penetration [J]. International Journal of Solids and Structures, 2001, 38(25): 6241–6264.

[7] BAO Y B, WIERZBICKI T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2004, 46(12): 81–98.

[8] GILIOLI A, WIERZBICKI T. Predicting ballistic impact failure of aluminium 6061-T6 with the rate-independent Bao-Wierzbicki fracture model [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 76(15): 207–220.

[9] TENG X, WIERZBICKI T. Evaluation of six fracture models in high velocity perforation [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2016, 73(12): 1653–1678.

[10] 陈刚. 半穿甲战斗部弹体穿甲效应数值模拟和实验研究 [D]. 绵阳: 中国工程物理研究院, 2006.
CHEN G. Numerical and experimental investigation on penetration effects of semi-armor-piercing warhead [D]. Mianyang: China Academy of Engineering Physics, 2006.

[11] 姚熊亮, 徐小刚. 船用 917 钢抗冲击性能试验 [J]. 中国造船, 2004, 45(4): 35–41.
YAO X L, XU X G. The experiment research of steel 917 under impact load [J]. Ship Building of China, 2004, 45(4): 35–41.
[12] 李营. 液舱防爆炸破片侵彻作用机理研究 [D]. 武汉: 武汉理工大学, 2014.
LI Y. Study of anti-blast fragment penetration mechanism in liquid tank [D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2014.
[13] 伍星星, 孟利平, 刘建湖, 等. 大质量战斗部穿甲数值仿真对材料断裂极限参数确定分析 [C]//第十五届战斗部与毁伤会议集. 北京, 2017.
WU X X, MENG L P, LIU J H, et al. Parameter determination analysis of material fracture limit by numerical simulation armor piercing in mass warhead [C]//The 15th Warhead Damage Conference. Beijing, 2017.
[14] BØRVIK T, HOPPERSTAD O S. On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behavior of a structural steel. Part II. numerical study [J]. European Journal of Mechanics A-Solids, 2003, 22(1): 15–32.
[15] 陈继恩. 基于应力三轴度的材料失效研究 [D]. 武汉: 华中科技大学, 2012.
CHEN J E. Research of material failure basic on stress triaxiality [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2012.
[16] 孟利平. 应变率和应力三轴度对船用钢变形和断裂的影响研究 [D]. 无锡: 中国船舶科学研究中心, 2016.
MENG L P. Study on the influence of strain rate and stress triaxiality on deformation and fracture of marine steel [D]. Wuxi: China Ship Science Research Center, 2016.
[17] 谢凡, 张涛, 陈继恩, 等. 应力三轴度的有限元计算修正 [J]. 爆炸与冲击, 2012, 32(1): 8–14.
XIE F, ZHANG T, CHEN J E, et al. Updating of the stress triaxiality by finite element analysis [J]. Explosion and Shock Waves, 2012, 32(1): 8–14.
[18] 伍星星, 张伦平, 刘建湖, 等. 不同类型战斗部穿甲不同金属板试验与理论分析 [C]//第十五届战斗部与毁伤会议集. 北京, 2017.
WU X X, ZHANG L P, LIU J H, et al. Experimental and theory analysis on different nosed warhead penetrating different thickness metal [C]//The 15th Warhead Damage Conference. Beijing, 2017.

Influence of Different Material Constants Fitting Method on Predicting Warhead Impacting Metal Targets

WU Xingxing, LIU Jianhu, ZHANG Lunping, ZHAO Yanjie, MENG Liping, CHEN Jiangtao

(*China Ship Scientific Research Center*, *Wuxi* 214082, *China*)

Abstract: Material constants played a significant role in the numerical prediction of warhead impacting metal targets, in order to obtain a set of valuable material constants fitting methods, JC strength model and JC failure model constants were acquired by different fitting method based on material mechanical properties and failure experiments. Simulation results were compared with experiment outcome in which different nose warhead penetrated different thickness metal plates, and it indicated: (1) simulation results could be distinct using JC strength model and JC failure mode constants from different fitting methods for the same material mechanical property tests; (2) JC strength model constants fitting by stress-strain curves using high reference strain rate were suitable for the numerical predicting warhead penetrating metal plates; (3) JC failure model constants fitting by initial stress triaxiality or average stress triaxiality had few influence on calculation results. This research could provide assistance for the material constants fitting method in numerical simulation.

Keywords: material constants; constants fitting; JC strength model; JC failure model; stress triaxiality; penetration

DOI: 10.11858/gywlxb.20180691

锥头弹体攻角贯穿薄钢靶数值模拟

潘 鑫,王 浩,武海军,皮爱国,李金柱

(北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室,北京 100081)

摘要: 为了研究攻角对锥头弹体贯穿薄钢靶破坏模式和弹体偏转的影响,利用 ANSYS/LS-DYNA 有限元软件建立了锥头弹体以 2°～10°攻角贯穿薄钢靶的模型。先验证了模型及参数的可靠性,在此基础上进行了锥头弹体在不同攻角和初始速度条件下的贯穿数值模拟。结合靶板的破坏与弹体的偏转过程提出了一种四阶段分析模型,并系统地研究了攻角对弹道和弹体偏转角变化规律的影响。结果表明:攻角贯穿薄钢靶失效模式为非对称花瓣形破坏;攻角越大,初始速度越小(大于弹道极限速度),弹道偏转越明显;弹体偏转角变化规律与初始速度范围相关,当初始速度高于 1.4 倍弹道极限时,弹体偏转角呈现先增大后减小的变化趋势;弹体出靶时刻的角速度随攻角的增大而增大,随着初始速度的增加先反向增大后减小。

关键词: 锥头弹体;攻角;贯穿;姿态偏转;有限元模拟

中图分类号: O385 **文献标识码:** A

刚性弹体冲击贯穿金属靶板一直是军用武器装备研发、车辆和舰船防护结构设计与评估关注的重点。弹靶碰撞过程涉及复杂的动力学响应,其结果受到冲击速度、靶板材料、弹头形状、弹靶几何尺寸、着靶姿态等影响。Backman[1]、Corbett[2]、Zukas[3]、Anderson[4]、钱伟长[5] 等综述了穿甲力学两个多世纪以来的研究成果。相关研究工作大多关注理想条件下弹体垂直侵彻贯穿靶板,然而在实际中受目标结构的多样性、靶板的运动、振动或气动扰动等因素的影响,弹体着靶时普遍存在攻角或倾角。此时,弹体会受到非对称力作用,从而发生弹体转动、弹道偏转、靶板破坏形式变化等现象。Goldsmith[6] 总结了非理想条件下弹体侵彻贯穿靶板的研究成果,分析了攻角在平头弹贯穿薄靶过程中对弹道极限速度及偏转角的影响。Deng 等[7] 对平头弹体贯穿薄铝靶开展了实验和数值模拟研究。徐双喜等[8] 对锥头弹小斜角侵彻薄板开展了理论分析和数值模拟工作,分析了锥头弹小斜角穿甲对靶板的破坏模式,得出了各模式的能量耗散和剩余速度的计算式。熊飞等[9] 对卵头、锥头和平头弹非零着角和攻角侵彻薄钢板进行了数值模拟,认为小角度的攻角有利于提高弹体的侵彻性能,且小角度的负攻角对修正弹体偏转存在一定的积极作用。董三强等[10] 对截卵头弹丸攻角侵彻舰船目标的数值模拟结果表明,攻角对弹体侵彻性能有显著影响。侯旷怡等[11] 研究了着靶姿态对半穿甲战斗部穿甲过程的影响,指出相同攻角对弹体穿甲能力的影响比相同着角更大。邓云飞等[12] 对卵形头弹体攻角撞击铝合金薄板开展了数值研究,发现随着攻角的增加,靶板弹道极限先增加后略有下降,弹体的剩余动能降低,同时弹孔从圆形过渡为“L”形。

目前,对于锥头弹体攻角贯穿薄靶运动过程的规律分析还存在一定的不足。本研究利用非线性动力学有限元软件 ANSYS/LS-DYNA 对锥头弹体攻角贯穿薄钢靶进行数值模拟。根据文献 [13] 建立计算模型,通过与实验结果进行对比验证模型的可靠性;在此基础上,开展锥头弹体攻角(2°～10°)贯穿薄

* **收稿日期:** 2018-11-18; **修回日期:** 2019-01-08

基金项目: 国防基础科研项目(2016209A003, 2016602B003)

作者简介: 潘 鑫(1994—),男,硕士研究生,主要从事材料与结构冲击动力学研究. E-mail: panxin_mm@foxmail.com

通信作者: 武海军(1974—),男,博士,教授,主要从事爆炸与冲击动力学研究. E-mail: wuhj@bit.edu.cn

钢靶的有限元计算，通过分析模拟结果，系统地讨论攻角及初始速度对弹道极限、弹体质心运动、弹体偏转角度和出靶时刻弹体角速度的影响。

1　有限元模型及验证

1.1　弹靶有限元模型和材料参数的选取

参考文献 [13] 中的实验条件，取弹体直径为 13 mm，长度为 33.95 mm，头部半锥角为 36°。靶板边长为 100 mm，厚度为 1 mm。弹体的着靶姿态如图 1 所示，G 为弹体质心。靶板法向沿 Z 轴正方向，弹轴方向沿 Z'正方向。速度方向与弹轴的夹角为攻角α，速度方向与靶板法向的夹角为倾角β，弹轴与靶板法向夹角为偏转角φ。设初始时刻的倾角β=0°，初始攻角和偏转角均为正值，故零时刻的偏转角φ在数值上等于攻角α。图 1 中标识的方向定义为攻角α、偏转角φ和倾角β的正方向，且存在如下关系

$$\alpha=\beta+\varphi \tag{1}$$

数值模拟使用非线性动力学分析软件 ANSYS/LS-DYNA，采用拉格朗日算法，单元类型为 8 节点 Solid164 单元，应用单点积分和沙漏控制。单位制选用 cm-g-μs，接触算法采用面面侵蚀接触算法，弹靶间的摩擦系数为 0.2。采用全尺寸模型计算，在靶板边界施加固定约束边界条件。弹靶网格尺寸参考文献 [13] 中的设计，加密区网格尺寸取为 0.02 cm。弹靶有限元模型如图 2 所示。

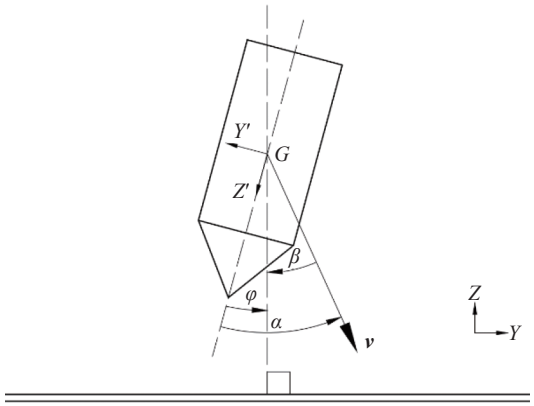


图 1　弹体着靶姿态

Fig. 1　Projectile body attitude

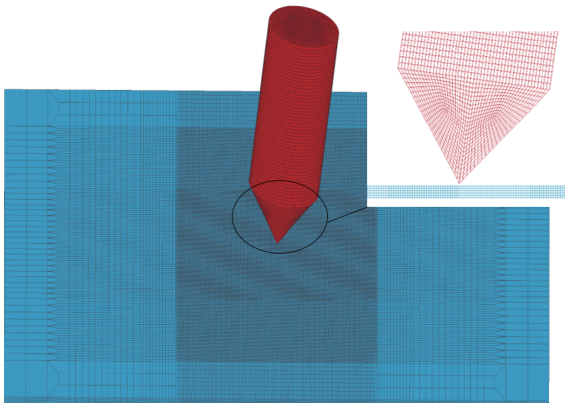


图 2　弹靶有限元模型

Fig. 2　Finite element model of the target and projectile

假设弹体在贯穿过程中的变形忽略不计，弹体材料采用刚体模型，材料为钢材。靶板强度及失效均采用 Johnson-Cook 模型，本构模型表达式为

$$\sigma=(A+B\varepsilon^{n})(1+C\ln\dot{\varepsilon}^{*})(1-T^{*m}) \tag{2}$$

式中：A、B、C、m、n 分别为静态屈服强度、硬化系数、应变率系数、温度软化指数、硬化指数；参考塑性应变率$\dot{\varepsilon}^{*}=\dot{\varepsilon}_{\mathrm{p}}/\dot{\varepsilon}_{0}$，其中$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{p}}$为等效塑性应变率，$\dot{\varepsilon}_{0}$为参考应变率，通常取$\dot{\varepsilon}_{0}$=1 s^{-1}；相对温度$T^{*}=(T-T_{\mathrm{r}})/(T_{\mathrm{melt}}-T_{\mathrm{r}})$，其中 T_{r} 为室温，T_{melt} 为熔点。

失效模型利用累积损伤来表征材料的破坏，瞬态断裂等效应变ε_{f}的表达式为

$$\varepsilon_{\mathrm{f}}=[D_1+D_2\exp(D_3\sigma^{*})](1+D_4\ln\dot{\varepsilon}^{*})(1+D_5T^{*}) \tag{3}$$

式中：D_1～D_5 为材料参数；应力状态参数σ^{*}=p/σ_{eff}，其中 p 为压力，σ_{eff}为等效应力。

状态方程采用 Grüneisen 方程，表达式为

$$p=\frac{\rho_0C_0\mu\left[1+\left(1-\frac{\gamma_0}{2}\right)\mu-\frac{a}{2}\mu^{2}\right]}{\left[1-(S_1-1)\mu-S_2\frac{\mu^{2}}{\mu+1}-S_3\frac{\mu^{3}}{(\mu+1)^{2}}\right]^{2}}+(\gamma_0+a\mu)E \tag{4}$$

式中：p 为压缩材料的压力；E 为材料的内能；C_0 为曲线 v_{s}-v_{p}（冲击波速-波后质点速度）的截距；S_1 为 v_{s}-v_{p}

曲线的斜率; γ_0为 Grüneisen 系数; a为关于γ_0的一阶体积修正系数; μ 为体积压缩比, $\mu=\rho/\rho_0-1$, ρ为当前密度, ρ_0为初始密度。以上模型参数的取值参考文献 [13], 具体见表 1。

表 1　靶板材料模型参数[13]

Table 1　Material parameters for steel target[13]

A/MPa	B/MPa	n	c	$\dot{\varepsilon}_0/\mathrm{s}^{-1}$	T_r/K	T_{melt}/K
154	464	0.37	0.02	0.0001	300	1600
m	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	χ
0.7	1.2	0	0	0	0	0.9
$\rho/(\mathrm{g\cdot cm^{-3}})$	$C_0/(\mathrm{m\cdot s^{-1}})$	S_1	γ_0	a	$c_p/(\mathrm{J\cdot kg^{-1}\cdot K^{-1}})$	
7.80	4578	1.33	1.67	0.47	470	

1.2　模型验证

表 2 给出了由实验[13] 和数值模拟得到的锥形弹体正撞击靶板的初始速度和剩余速度, 使用 Recht 等[14] 提出的公式拟合速度数据

$$v_r=\begin{cases}0 & 0\leqslant v_i\leqslant v_{bl}\\ a(v_i^{\,q}-v_{bl}^{\,q})^{1/q} & v_i\geqslant v_{bl}\end{cases} \tag{5}$$

式中: v_r 为弹体剩余速度, v_i 为弹体初始速度, v_{bl} 为弹道极限速度, q 为数据拟合参数; 对于靶板为花瓣形破坏, 取 a=1。通过最小二乘法拟合得到参数 q 和弹道极限, 如表 3 所示。

图 3 给出了由实验和数值模拟得到的弹道极限曲线。由表 3 和图 3 可知, 数值模拟预测的弹道极限与实验值的相对偏差仅为 0.99%。为验证本研究弹靶有限元模型的网格敏感性, 定义参数 n 为靶板厚度方向划分网格的份数, 加密区网格单元另外两个方向的长度与厚度方向长度保持一致。弹体以初速度 180.37 m/s 正侵彻 n=2, 3, 5, 8, 10 的靶板, 剩余速度结果如图 4 所示。可以看出, 取网格加密

表 2　弹体正撞击靶板的初始与剩余速度

Table 2　Initial and residual velocities of the projectile impacting target vertically

$v_i/(\mathrm{m\cdot s^{-1}})$	$v_r/(\mathrm{m\cdot s^{-1}})$	
	Experiment results[13]	Simulation results
72.32	0.43	6.81
80.40	37.09	42.28
100.84	67.13	75.84
121.22	92.37	101.26
141.67	118.10	124.77
180.37	156.24	160.99

表 3　模型参数及弹道极限

Table 3　Model parameters and ballistic limits

Method	a	q	$v_{bl}/(\mathrm{m\cdot s^{-1}})$
Experiment	1.00	1.95	72.85
Numerical simulation	1.00	2.20	72.13

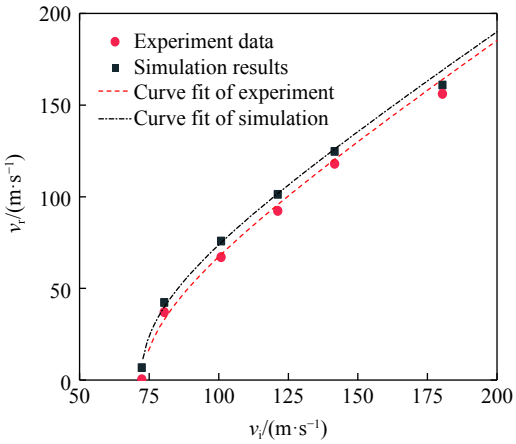


图 3　弹道极限曲线

Fig. 3　Ballistic limit curve

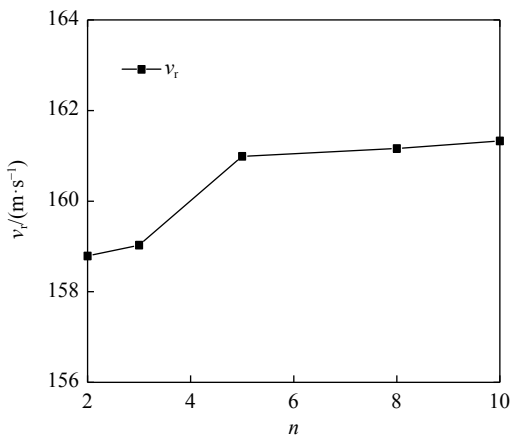
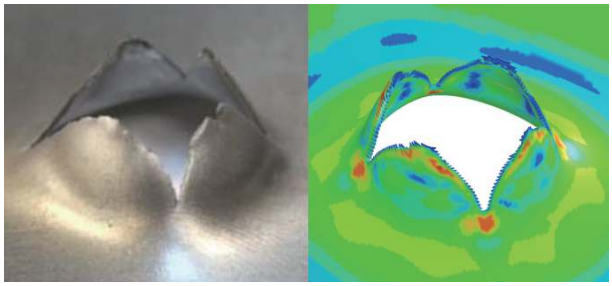


图 4　网格敏感性分析结果

Fig. 4　Results of mesh sensitivity analysis

区单元尺寸为 0.02 cm 时，不仅可以保证模型的计算精度，还可以节约计算时间。

图 5 描绘了当初速为 141.67 m/s 时弹体贯穿靶板后由实验和数值模拟得到的靶板破坏失效形貌。通过对比数值模拟和实验得到的弹道极限及靶板破坏特征，证明了本研究中数值模拟算法、模型、参数的可靠性，可以进一步用于弹体贯穿薄钢靶的数值模拟研究。



(a) Experiment[13]　　(b) Simulation

图 5　靶板的花瓣形破坏

Fig. 5　Petalling failure of the target

2　数值模拟结果分析

2.1　靶板破坏过程及特征分析

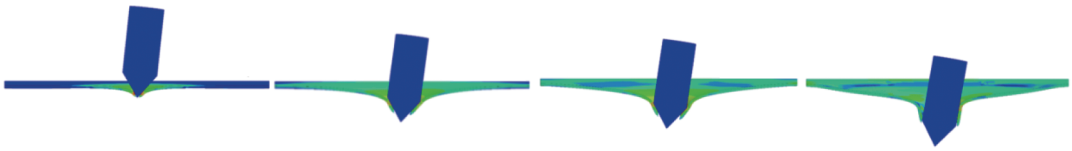
通过模拟不同攻角（2°～10°）和不同速度下锥头弹体贯穿薄钢靶发现，引入攻角后，弹体因受到非对称力作用，在弹靶作用过程中不仅弹体的姿态发生了偏转，同时也影响了对靶板的破坏形式。图 6 给出了由数值模拟得到的锥头弹体攻角（α=6°）贯穿靶板的典型过程，根据弹体的运动和靶板的破坏过程可分为如下 4 个阶段：

（Ⅰ）弹头初始侵入靶板，靶板中心凹陷形成穿孔，靶背撕裂破坏由弹头位置沿径向扩展，弹体的偏转角较小；

（Ⅱ）弹头逐渐与靶面贴合，弹体受到非对称力作用明显，弹体发生明显偏转；

（Ⅲ）一侧花瓣与弹头贴合，另一侧花瓣绕弹肩位置翻转，弹体继续偏转；

（Ⅳ）弹身挤压一侧花瓣，花瓣沿原来的撕裂方向继续扩展，弹体也因受到约束作用向反方向偏转，直至完全穿过靶板。

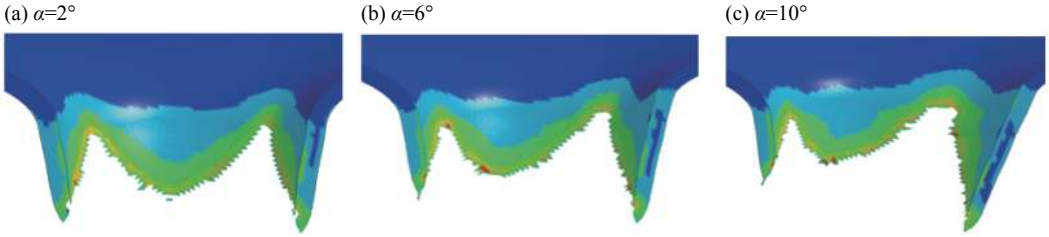


(a) t=60 μs　　(b) t=200 μs　　(c) t=260 μs　　(d) t=400 μs

图 6　弹体攻角贯穿靶板典型过程（α=6°）

Fig. 6　Typical perforation process of the projectile with yaw angle (α=6°)

图 7 给出了弹体以不同攻角贯穿靶板后靶板的破坏形貌。可以看出，靶板破坏均呈花瓣形，且随着攻角的增大，弹体在贯穿的第Ⅳ阶段持续挤压花瓣，造成单侧花瓣高度增大。



(a) α=2°　　(b) α=6°　　(c) α=10°

图 7　不同攻角下靶板的破坏形貌

Fig. 7　Damage morphology of the target at different yaw angles

将数值模拟得到的不同攻角下的初始速度和剩余速度数据按照 Recht 公式[14] 拟合，得到不同攻角下的弹道极限速度，如图 8 和图 9 所示。可以看出，攻角对弹道极限速度的影响很小，10°攻角时的剩余速度与正侵彻相比仅提高了 6.12%。这表明本研究中非对称花瓣变形、破坏的耗散能量与正侵彻条件下耗散能量相当，其影响并不显著。

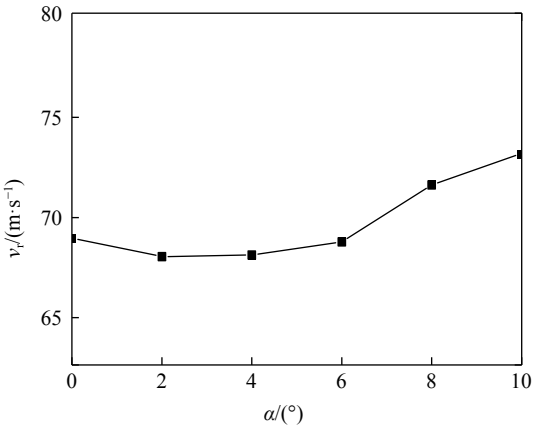


图 8　不同攻角下的弹道极限速度

Fig. 8　Ballistic limit velocity at different yaw angles

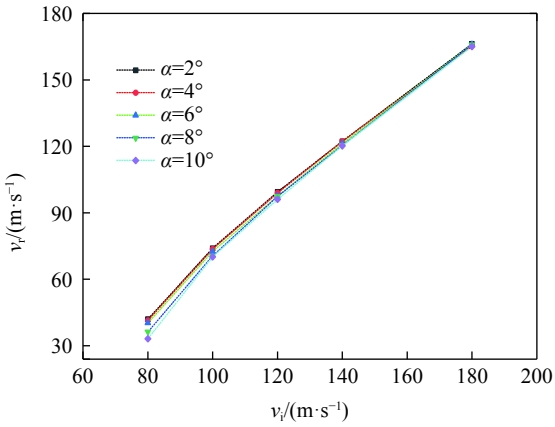


图 9　不同攻角下的剩余速度曲线

Fig. 9　Resultant velocity of different yaw angles

2.2　弹体偏转分析

图 10 给出了两种攻角(α=2°、10°)在不同初始速度下弹体偏转角的变化历程,图 11 给出了不同攻角在两种初始速度(v_i=80.40 m/s、180.37 m/s)下弹体偏转角的变化历程。对比可得偏转角具有以下变化规律: 当初始速度接近弹道极限速度时,偏转角呈现先快速增加后缓慢增加的变化趋势; 初始攻角越

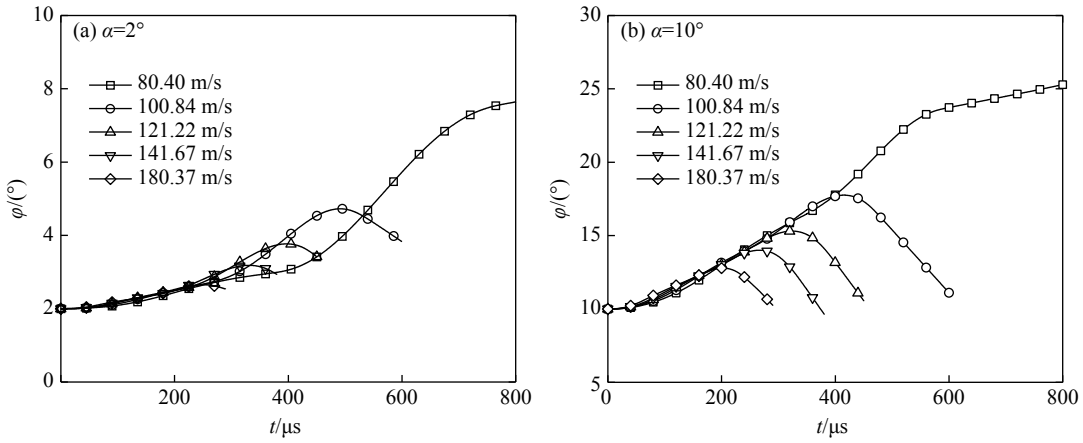


图 10　2°和 10°攻角下不同初始速度弹体的偏转角变化历程

Fig. 10　Deflection angle histories of the projectile at different initial velocities and yaw angels of 2° and 10°

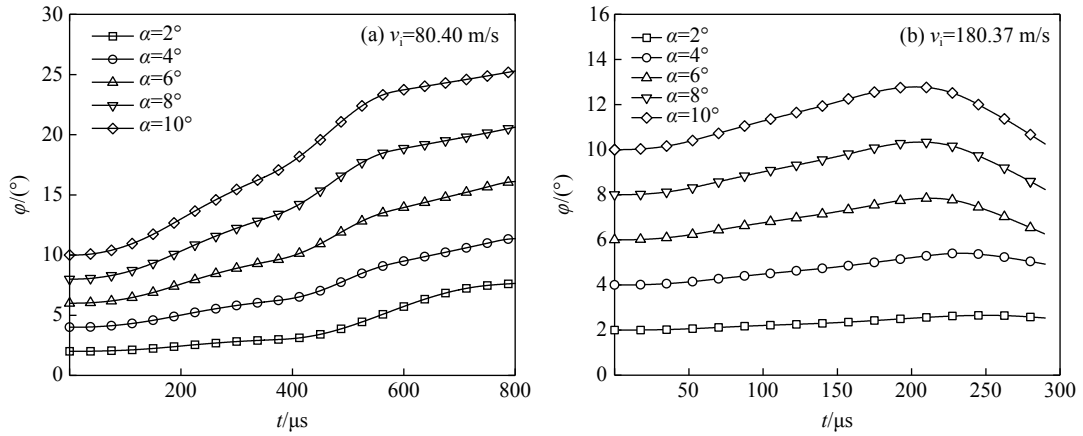


图 11　不同攻角、速度为 80.40 m/s 和 180.37 m/s 时弹体偏转角变化历程

Fig. 11　Deflection angle histories of the projectile at different yaw angels and initial velocities of 80.40 m/s and 180.37 m/s

大，弹体出靶时偏转角越大；当初始撞击速度较高（大于 1.4 倍弹道极限速度）时，偏转角呈先增加后减小的变化趋势。

分析弹体的贯穿过程可知，弹体的偏转角在第 Ⅰ 阶段增加较少，主要在第 Ⅱ 、第 Ⅲ 阶段增加。对于较高的冲击速度，弹体的偏转角在第 Ⅳ 阶段初期出现峰值，而后逐渐减小；对于较低的冲击速度，弹体的偏转角在进入第 Ⅳ 阶段后仍然缓慢增加。结合弹靶相互作用过程，分析原因如下：假设弹体仅在 YZ 平面内转动（模型在几何上关于 YZ 平面对称），由刚体运动学可知

$$J\ddot{\varphi} = \sum Fd \tag{6}$$

式中：J 为弹体绕质心的转动惯量，$\ddot{\varphi}$ 为弹体的角加速度，$\sum Fd$ 为合力矩。

图 12 描绘了弹体攻角贯穿靶板第 Ⅲ 阶段过程。可以看出，在第 Ⅲ 阶段弹体推动花瓣翻转过程中，其在 YZ 平面内受到力 $\boldsymbol{F}_1$、$\boldsymbol{F}_2$ 的作用，此时 $\boldsymbol{F}_1$ 产生的力矩占主导作用，使偏转角继续增大。第 Ⅱ 阶段弹体的受力和运动分析与第 Ⅲ 阶段类似，但是由于两个阶段弹体所受的合力矩方向不同，因此会出现短暂的负角加速度。由于第 Ⅱ 阶段作用时间短，弹体的角速度 ω 依然保持正值，故偏转角表现为持续增加。进入第 Ⅳ 阶段后，如图 13 所示，弹体挤压单侧花瓣变形而受到由力 $\boldsymbol{F}_3$ 产生的弯矩作用，其方向与第 Ⅲ 阶段力矩方向相反，因此弹体角速度会减小甚至反向增加。

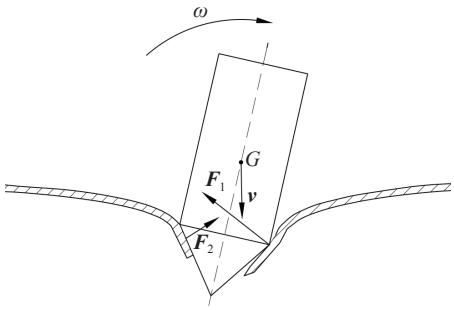


图 12　贯穿过程的第 Ⅲ 阶段示意图

Fig. 12　Perforation process of the 3rd phase diagram

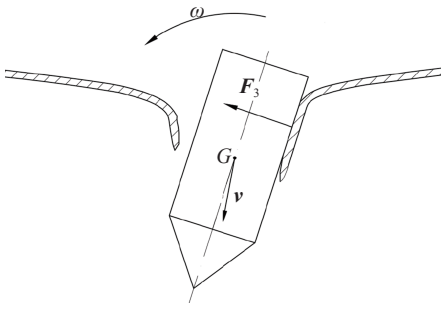


图 13　贯穿过程的第 Ⅳ 阶段示意图

Fig. 13　Perforation process of the 4th phase diagram

为了更深入地分析不同阶段弯矩对弹体姿态偏转的影响，图 14 给出了弹体攻角为 10°、弹体初速度分别为 80.40 m/s 和 180.37 m/s 时穿甲的角速度变化历程。可以看出，角速度的变化历程直接体现了弹体偏转的 4 个阶段，其中弹体在第 Ⅰ 、第 Ⅲ 阶段和第 Ⅱ 阶段的角加速度方向相反。第 Ⅳ 阶段是弹体出靶过程，此时弹头已经过靶，由于受到反向弯矩的作用，弹体的角速度开始减小。当弹体的初始速度为 80.40 m/s 时，由于剩余速度较小，弹靶作用力和弯矩作用减弱，虽然使角速度降低但仍为正值，所以

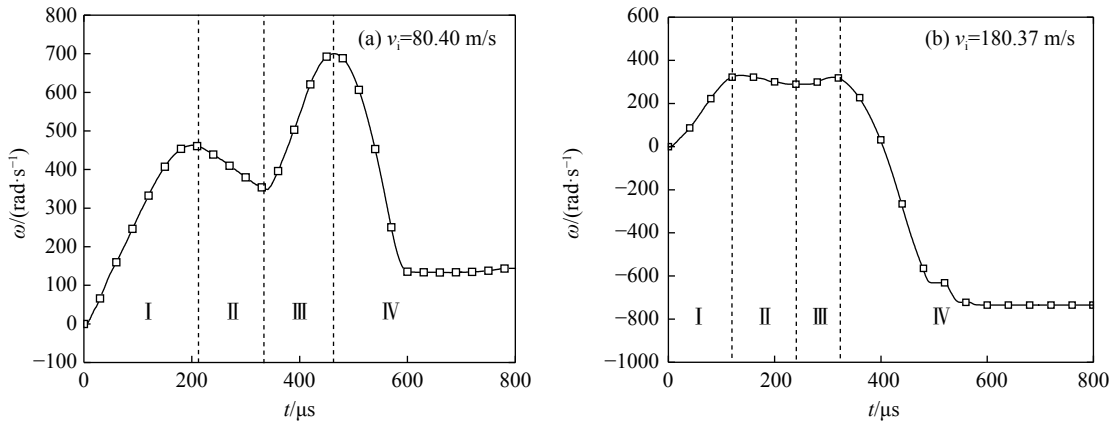


图 14　10°攻角下不同初始速度下弹体角速度变化历程

Fig. 14　Angular velocity histories of the projectile at 10° yaw angel and different initial velocities

偏转角会以较缓的速度继续增加; 而初始速度较高(180.37 m/s)时, 角速度有明显的负值变化过程, 随着时间的积累, 使弹体向反方向偏转, 导致偏转角减小。

图 15 给出了不同攻角下弹体出靶时刻角速度随初始速度的变化曲线。相同初始速度下, 弹体出靶角速度随着攻角的增大而增大, 表明攻角越大, 弹体受到的非对称作用越显著。同一攻角下, 随着初始速度的增加, 弹体出靶角速度先负向增大后减小; 这是由于随着初始速度的增加, 弹靶相互作用力产生的弯矩增加, 但是弹体贯穿靶板的时间减少, 最终角速度的变化是力矩及其作用时间联合作用的结果。

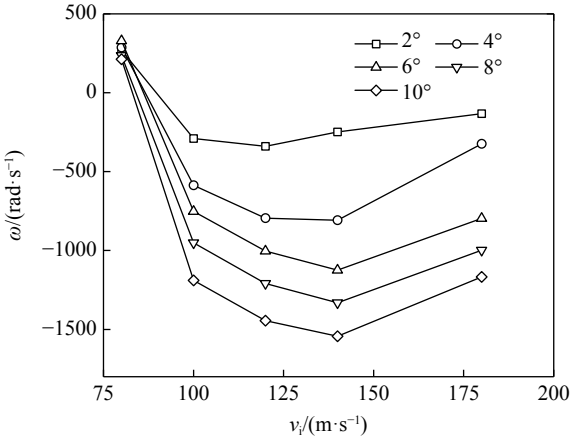


图 15　不同初始速度下弹体出靶时刻角速度

Fig. 15　Angular velocity of the projectile at different initial velocities after through target

2.3　弹体质心运动分析

图 16 给出了不同初始速度和两种攻角(α=2°, 10°)下的弹体质心偏转轨迹, 图 17 给出了两种初始速度(v_i=80.40 m/s, 180.37 m/s)和不同攻角下的弹体质心偏转轨迹, Z 轴沿靶板法向。由图 16 和图 17 可知: 随着攻角的增大, 弹体沿初始时刻靶板上表面所在平面与模型对称面的交线方向(以下简称 Y 轴方

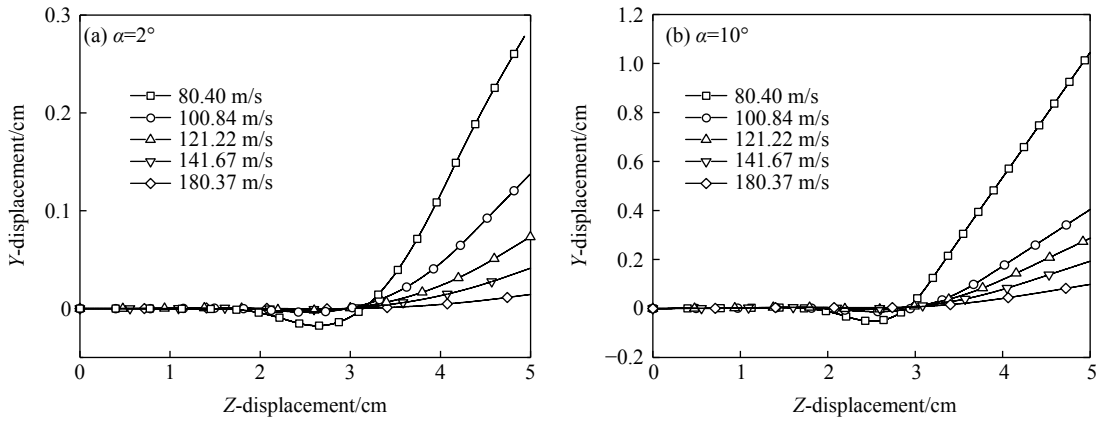


图 16　2°和 10°攻角下不同初始速度弹体的质心偏转轨迹

Fig. 16　Projectile centroid trajectory at different initial velocities and yaw angels of 2° and 10°

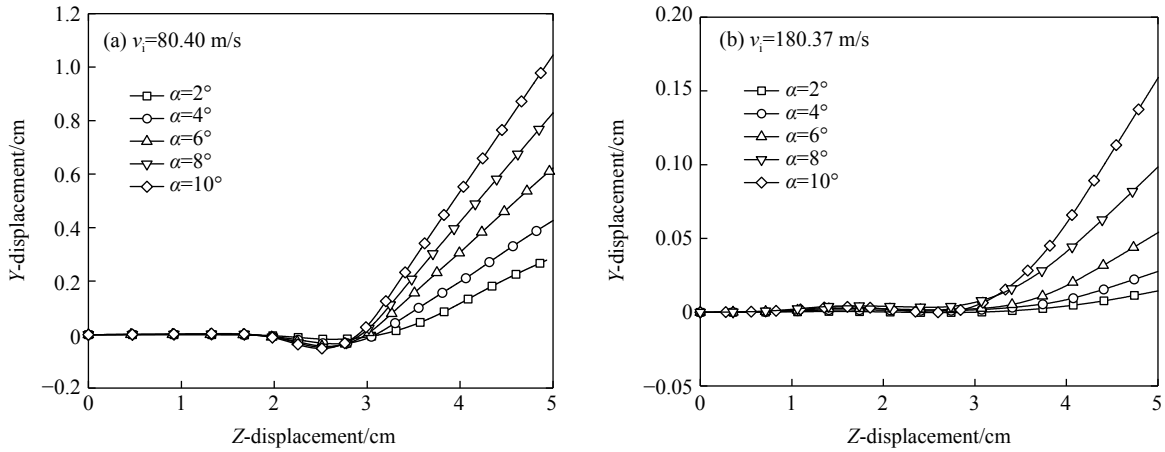


图 17　不同攻角下初始速度为 80.40 m/s 和 180.37 m/s 时弹体的质心偏转轨迹

Fig. 17　Projectile centroid trajectory at different yaw angels and initial velocities of 80.40 m/s and 180.37 m/s

向)的位移越大;随着初速的增加,弹体出靶时刻 Y 轴方向上的位移逐渐减少。当弹体初始速度较低(80.40 m/s)时,质心 Y 轴方向上的位移出现明显的由负转正的变化,这是由于初始速度越小,Y 轴方向作用力产生的偏转弯矩作用时间越长,弹体偏转越明显。

3　结　论

为了研究攻角对锥头弹体贯穿薄靶的影响,利用非线性动力学分析软件 ANSYS/LS-DYNA 建立了有限元计算模型。先验证了有限元分析模型的可靠性,在此基础上开展了锥头弹体攻角贯穿薄钢靶的数值模拟研究,得到以下结论。

(1)弹体在攻角贯穿靶板过程中受到非对称力作用发生弹道偏转,但对出靶速度无显著影响,10°攻角时的弹道极限仅比正侵彻高 6.12%。

(2)攻角越大,初始速度越小(大于弹道极限速度),弹道偏转越明显。

(3)当初始速度接近弹道极限速度时,偏转角呈现先快速增加后缓慢增加的变化趋势;当初始撞击速度较高时(大于 1.4 倍弹道极限速度),偏转角呈先增加后减小的变化趋势。

(4)弹体出靶时角速度随攻角的增大而增大,随着初始速度的增加先反向增大后减小。

参考文献:

[1] BACKMAN M E, GOLDSMITH W. The mechanics of penetration of projectiles into targets [J]. International Journal of Engineering Science, 1978, 16(1): 1–99.

[2] CORBETT G G, REID S R, JOHNSON W. Impact loading of plates and shells by free-flying projectiles: a review [J]. International Journal of Impact Engineering, 1996, 18(2): 141–230.

[3] ZUKAS J A. Impact dynamics [M].New York:Wiley,1982.

[4] ANDERSON C E JR, BODNER S R. Ballistic impact: the status of analytical and numerical modeling [J]. International Journal of Impact Engineering, 1988, 7(1): 9–35.

[5] 钱伟长. 穿甲力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1984.
QIAN W C. Mechanics of perforation [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1984.

[6] GOLDSMITH W. Non-ideal projectile impact on targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 22(2/3): 95–395.

[7] DENG Y F, LI J F, JIA B H, et al. Numerical study of failure modes and crack propagation in 2A12 aluminum target against blunt-nosed projectile at low yaw angle [J]. Strength of Materials, 2016, 48(6): 834–849.

[8] 徐双喜, 吴卫国, 李晓彬, 等. 锥头弹小斜角侵彻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.

[9] 熊飞, 石全, 张成, 等. 不同头部形状半穿甲战斗部侵彻薄钢板数值模拟 [J]. 弹箭与制导学报, 2015(1): 55–58.
XIONG F, SHI Q, ZHANG C, et al. Numerical simulation on the semi-armor-piercing warhead with different nose shapes penetrating thin steel target [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missile and Guidance, 2015(1): 55–58.

[10] 董三强, 蔡星会, 王国亮, 等. 攻角对半穿甲战斗部侵彻航母双层靶板的效应研究 [J]. 舰船科学技术, 2017(21): 37–41.
DONG S Q, CAI X H, WANG G L, et al. Numerical simulation research on effect of warhead penetrating double-layer aircraft carrier targets [J]. Ship Science and Technology, 2017(21): 37–41.

[11] 侯旷怡, 李可达, 张新伟. 着靶姿态对半穿甲战斗部穿甲过程的影响 [J]. 兵器装备工程学报, 2017(4): 65–68.
HOU K Y, LI K D, ZHANG X W. Influence of hitting attitude in armor-piercing process [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2017(4): 65–68.

[12] 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.

［13］KPENYIGBA K M, JANKOWIAK T, RUSINEK A, et al. Influence of projectile shape on dynamic behavior of steel sheet subjected to impact and perforation [J]. Thin-Walled Structures, 2013, 65: 93–104.

［14］RECHT R F, IPSON T W. Ballistic perforation dynamics [J]. Journal of Applied Mechanics, 1963, 30(3): 384.

Numerical Simulation of Thin Steel Target Perforated by Conical-Nosed Projectile with Yaw Angle

PAN Xin, WANG Hao, WU Haijun, PI Aiguo, LI Jinzhu

（*State Key Laboratory of Explosion Science and Technology*, *Beijing Institute of Technology*, *Beijing* 100081, *China*）

Abstract: Numerical simulations are conducted for perforation of conical projectile impacting on thin steel target with various yaw angles to investigate the influence of yaw angle. The finite element models of conical projectile impacting on thin steel target with yaw angle varying from 2° to 10° are established with the non-linear finite element code ANSYS/LS-DYNA. After the reliability of numerical simulations is verified, numerical simulations of conical projectile impacting on thin steel target with different yaw angles and initial velocities are carried out. A four-step model to analyze the process of projectile's deflection is addressed by comparing the process of target's failure and projectile's deflection. At last, we discuss the projectile's trajectory angel deflection and angular velocity through the validated numerical analysis. The results show that the failure of asymmetric petalling occurs when a thin plate is impacted by conical-nosed projectile with yaw angle. With the increase of the yaw angle and the decrease of initial velocity, the deflection of the trajectory will be more obvious; the deflection change of projectile relates to the initial velocity; the deflection angle shows a trend of increasing first and subsequently decreasing when the initial impact velocity is relatively high (greater than about 1.4 times the ballistic limit). When the projectile moves out of target, the angular velocity rises with the increase of the yaw angle, but it increases reversely and then reduces with the increase of initial velocity.

Keywords: conical-nosed projectiles; yaw angle; perforation; attitude deflection; finite element simulation

DOI: 10.11858/gywlxb.20180675

旋转对卵形弹侵彻钢板影响的 FEM-SPH 耦合模拟

肖毅华[1], 吴和成[1], 朱爱华[1], 董晁晁[2], 平学成[3]

(1. 华东交通大学机电与车辆工程学院, 江西 南昌 330013;
2. 杭叉集团股份有限公司, 浙江 杭州 310000;
3. 天津科技大学机械工程学院, 天津 300457)

摘要: 建立了卵形弹侵彻钢板的 FEM-SPH 耦合计算模型, 研究了弹靶间摩擦系数对弹体剩余速度计算结果的影响, 根据实验结果确定了合理的摩擦系数, 使耦合计算模型能准确地预测弹体剩余速度和靶板弹道极限。以该模型为基础, 在两种不同着靶速度下, 研究了弹体的旋转对其正侵彻和以不同入射角斜侵彻钢板时剩余速度和弹道偏转的影响。正侵彻下: 旋转对弹体剩余速度的影响大, 而对弹道偏转的影响很小; 随着转速的增加, 剩余速度增大, 弹体侵彻能力提高。斜侵彻下: 旋转对弹体的剩余速度和弹道偏转都有明显影响, 但弹体转速的增大并不总使其侵彻能力提高, 与入射角和着靶速度有关; 同时旋转使弹体沿入射面外发生偏转, 其偏转方向与弹体的旋转方向相关。

关键词: 旋转; 侵彻; 剩余速度; 弹道偏转

中图分类号: O385 **文献标识码:** A

钢板在各类防护结构中具有广泛的应用, 常用于构造轻型装甲车、坦克等军用车辆的基体装甲或复合装甲。目前虽有很多研究分析了弹体侵彻钢板过程, 但较少考虑弹体旋转对侵彻过程的影响。实际中, 许多弹体是高速旋转的, 依靠陀螺效应保持在空中飞行的稳定性, 弹体的旋转速度可高达十万以上转每分钟。因此, 研究旋转对弹体侵彻过程的影响具有重要的实际意义。国内一些研究者开展了相关的研究。李晓杰等[1]模拟了高速旋转弹侵彻运动金属薄板, 研究了弹体转速和薄板运动速度对弹体最终速度和翻转角度以及弹道偏移的影响。李勇等[2]采用 LS-DYNA 对旋转弹侵彻钢板进行了模拟, 研究了转速对垂直侵彻和斜侵彻下弹体速度、加速度以及弹体质量损失的影响。赵海龙和王华[3]通过数值模拟研究了旋转战斗部侵彻多层间隔靶过程, 分析了旋转速度等因素对战斗部剩余速度、弹道偏移角等的影响。庞春旭等[4]采用试验和数值模拟研究了旋转刻槽弹侵彻铝靶过程, 发现旋转能有效地提高弹体的侵深。庞春旭等[5]还研究了旋转刻槽弹对混凝土靶的侵彻。潘绪超等[6]通过试验研究了旋转助推钻地弹侵彻混凝土靶, 建立了侵彻速度与弹体转速及火箭发动机推力间的关系。赵子龙等[7]建立了考虑旋转效应的长杆弹侵彻土壤介质的动力学方程, 通过数值求解得到了撞击力和侵入位移。在国外, 一些研究者[8−9]也报道了钢、陶瓷等靶板在弹体侵彻下的性能, 但公开文献中很少见关于弹体旋转影响的详细研究。现有的研究大部分考虑正侵彻条件下弹体旋转的影响, 对不同入射角斜侵彻情况下弹体旋转的影响仍缺乏系统的研究。同时, 现有研究主要采用试验方法和有限元方法(Finite Element Method, FEM)模拟。试验方法的成本非常高, 单一的试验平台通常只能对应特定的转速。而 FEM 在侵彻模拟方面存在一定困难, 精度不高。

* 收稿日期: 2018-11-07; 修回日期: 2018-11-28

基金项目: 国家自然科学基金地区基金(11862005); 江西省青年科学基金(20181BAB211012); 天津市高校“中青年骨干创新人才”培养计划(津教委人函 [2017]23 号)

作者简介: 肖毅华(1984—), 男, 博士, 副教授. 主要从事防护材料/结构设计与分析、机械结构强度与破坏研究. E-mail: xiaoyihua@ecjtu.edu.cn

本研究考虑卵形弹侵彻 12 mm 厚 Weldox 460 E 钢板，讨论弹体旋转对其侵彻过程的影响。采用 FEM-SPH 耦合模拟技术，利用光滑粒子流体动力学（Smoothed Particle Hydrodynamics, SPH）模拟靶板大变形和破坏的优势，同时方便处理弹靶间的接触界面。先根据无旋转弹体侵彻钢板的实验数据确定合理的摩擦系数，对 FEM-SPH 耦合模型进行验证。然后考虑弹体具有不同转速的情况，通过数值模拟研究旋转和不旋转弹体以不同着靶速度正、斜侵彻钢板过程，分析旋转对弹体剩余速度和弹道偏转角的影响。

1　卵形弹侵彻钢板的 FEM-SPH 耦合计算模型

基于 LS-DYNA 建立了如图 1 所示的卵形钢弹侵彻钢板的 FEM-SPH 耦合计算模型。弹体的直径为 20 mm，总长度为 95 mm，CRH（Caliber Radius Head）为 3，总质量为 0.197 kg，材料为 Arne 工具钢。钢板的厚度为 12 mm，周边被夹持，中心留有直径 500 mm 的圆形自由变形区，材料为 Weldox 460 E 钢。上述模型设置与 Dey 等[10] 开展的侵彻实验相同，其实验结果为模型验证提供参考。由于弹体强度远高于靶板强度，实验发现弹体在侵彻过程中变形很小。因此，采用 FEM 将弹体离散，而采用 SPH 粒子将钢板离散，从而有效地模拟钢板在弹体冲击下的大变形和破坏。为了约束钢板的周边，其边缘部分的上、下方都布置了额外的固定粒子。这些粒子与靶板粒子的材料性能相同，参与靶板粒子的 SPH 近似计算，同时对其各方向的位移施加约束，实现对靶板的夹持。弹体与钢板间的接触通过*CONTACT_NODES_TO_SURFACES 定义。钢板和弹体的材料模型分别采用*MAT_MODIFIED_JOHNSON_COOK 和*MAT_PLASTIC_KINEMATIC 模型。弹体和钢板材料的本构参数采用 Børvik 等[11] 的研究结果，具体的材料参数见表 1 和表 2。

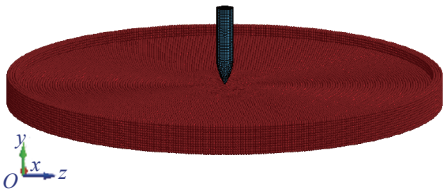


图 1　FEM-SPH 耦合计算模型

Fig. 1　Coupled FEM-SPH model

表 1　钢板的材料参数[11]

Table 1　Material parameters for steel plate[11]

Mass density/ ($\mathrm{kg\cdot m^{-3}}$)	Young's modulus/GPa	Poisson's ratio	Taylor-Quinney coefficient χ	Specific heat C_p/($\mathrm{J\cdot kg^{-1}\cdot K^{-1}}$)	Thermal expansion coefficient α/$\mathrm{K^{-1}}$	Damage coupling parameter β
7850	210	0.33	0.9	452	1.2×10^{-5}	0
Johnson-Cook (JC) strength model parameters						
A/MPa	B/MPa	n	C	$\dot{\varepsilon}_0$/$\mathrm{s^{-1}}$	m	T_r/K
499	382	0.458	0.0079	5×10^{-4}	0.893	293
JC strength model parameters		JC damage model parameters				
T_m/K	T_0/K	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
1800	293	0.636	1.936	–2.969	–0.014	1.014
JC damage model parameters		Voce hardening parameters				Critical temperature parameter T_c/K
D_c	p_d	Q_1	C_1	Q_2	C_2	
1	0	0	0	0	0	1800

表 2　弹体材料参数[11]

Table 2　Material parameters for projectile[11]

Mass density/($\mathrm{kg\cdot m^{-3}}$)	Young's modulus/GPa	Poisson's ratio	Yield stress σ_y/MPa	Tangent modulus E_{TAN}/GPa
7850	204	0.33	1900	15

2　摩擦系数的确定

摩擦是侵彻过程中的不确定性因素。目前, 关于弹靶间摩擦作用的研究还不够透彻, 通常假设摩擦作用很小, 甚至忽略摩擦[12]。Børvik 等[13] 指出: 对于平头弹侵彻钢板, 摩擦可忽略不计; 而对于锥形弹和半球形弹, 则需要考虑摩擦。这主要由于平头弹侵彻导致靶板发生冲塞失效, 弹体头部与靶板间的相对滑移较小; 而尖形弹体侵彻主要导致靶板发生塑性扩孔失效, 弹体头部在侵彻过程中向周围挤压靶板材料, 弹靶间相对滑移较大。

为了得到合理的摩擦系数, 先在较大的区间 [0, 0.1] 内对摩擦系数进行敏感性分析, 然后通过局部加密取样点对摩擦系数取值进行优化。在敏感性分析中, 取 0、0.025、0.050、0.075 和 0.100 共 5 种不同摩擦系数。针对每个摩擦系数, 计算弹体着靶速度为 298.2、324.6、346.6 和 365.0 m/s 共 4 种工况。定义任意摩擦系数下弹体剩余速度的计算结果与实验结果[10] 的总体相对误差为

$$r_v = \sum_{i=1}^{4} (v_{ir}^{\mathrm{c}} - v_{ir}^{\mathrm{e}})^2 \Big/ (v_{ir}^{\mathrm{e}})^2 \tag{1}$$

式中: v_{ir}^{c}和v_{ir}^{e}分别表示第i种着靶速度下计算和实验得到的剩余速度。弹体的剩余速度取其穿透靶板后的刚体速度, 其分量大小等于弹体总动量除以弹体总质量, 通过在 LS-PrePost 中后处理时选取 Resultant Rigid Body Velocity 得到。图 2(a) 给出了不同摩擦系数下的剩余速度总体相对误差。可见, 总体相对误差随摩擦系数变化明显, 说明剩余速度计算结果对摩擦系数敏感, 摩擦作用不可忽略。摩擦系数为 0.05 时, 剩余速度的总体相对误差最小, 该值与 Børvik 等[13] 所采用的一致。考虑到在前述摩擦系数范围内相对误差变化较大, 为了进一步优化摩擦系数取值, 在 0.05 的邻域范围 [0.04, 0.07] 区间内加密摩擦系数取样, 每隔 0.005 进行取样。图 2(b) 给出了在这些摩擦系数下计算得到的剩余速度总体相对误差。当摩擦系数为 0.055 时, 总体相对误差最小。表 3 给出了该摩擦系数下计算的剩余速度和弹道极限。其中, 弹道极限由剩余速度结果按以下解析模型拟合得到。

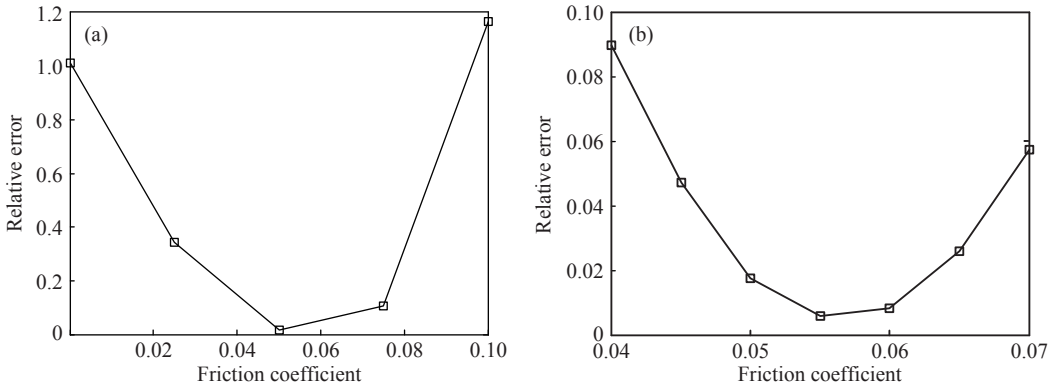


图 2　不同摩擦系数下的剩余速度总体相对误差

Fig. 2　Overall relative error of residual velocity for different friction coefficients

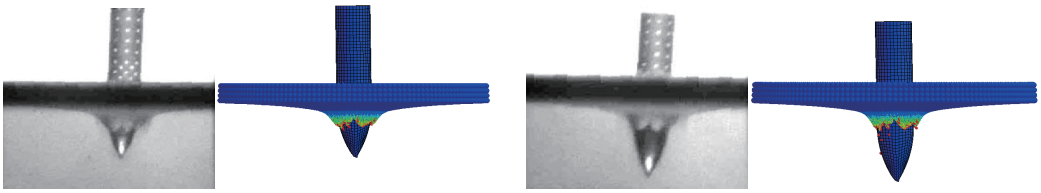
表 3　剩余速度和弹道极限的数值模拟结果与实验结果对比

Table 3　Comparison of residual velocity and ballistic limit obtained by numerical simulation and experiment

Method	Residual velocity/(m·s^{-1})				Ballistic limit/(m·s^{-1})
	v_{i} = 298.2 m·s^{-1}	v_{i} = 324.6 m·s^{-1}	v_{i} = 346.6 m·s^{-1}	v_{i} = 365.0 m·s^{-1}	
Experiment[10]	91.2	160.3	193.3	239.9	295.9
Simulation	95.3	158.7	197.6	226.2	284.0
Relative error/%	4.5	1.0	2.2	5.7	4.0

$$v_{\mathrm{r}} = a\left(v_{\mathrm{i}}^{p} - v_{\mathrm{bl}}^{p}\right)^{1/p} \tag{2}$$

式中：v_{i}为着靶速度，v_{r}为剩余速度；a、p和v_{bl}为模型常数，通过拟合得到，v_{bl}即为弹道极限。由表 3 可见，剩余速度的最大相对误差为 5.7%，弹道极限的相对误差为 4.0%，计算模型能很好地预测剩余速度和弹道极限。图 3 给出了着靶速度为 298.2 m/s 时两个典型时刻的弹靶变形情况。模拟结果与实验中的高速摄像结果[10]也符合得较好。因此，在后续研究中，摩擦系数采用 0.055。



(a) 228 μs　　(b) 328 μs

图 3　数值模拟和实验[10]获得的弹靶变形情况对比

Fig. 3　Comparison of deformations of projectile and target obtained by numerical simulation and experiment[10]

3　旋转对正侵彻和斜侵彻过程的影响

以第 2 节所述模型为基础，通过在模型中给弹体设定不同的转速，分析弹体正侵彻和斜侵彻钢板时其转速对剩余速度和弹道偏转的影响。

3.1　旋转对正侵彻的影响

针对弹体正侵彻钢板，考虑弹体转速为 0、1×10^5、2×10^5、3×10^5、4×10^5 和 5×10^5 r/min 6 种情况，分析着靶速度为 298.2 和 365.0 m/s 时转速对弹体侵彻钢板过程的影响。图 4 给出了不同着靶速度下弹体剩余速度随转速的变化曲线。可见，旋转对弹体的剩余速度有较大影响。弹体的剩余速度随转速的增大而增大。着靶速度为 298.2 m/s的剩余速度曲线斜率大于着靶速度为 365.0 m/s的曲线斜率，说明着靶速度较小时转速对弹体的剩余速度影响较大。图 5 和图 6 分别给出了着靶速度为 298.2 m/s 和 365.0 m/s 时不同转速下弹体侵彻钢板的变形图。可见，对于正侵彻，由于弹体受力较均衡、受到的偏转力矩很小，因此在不同旋转速度下弹道都没有发生明显的偏转。

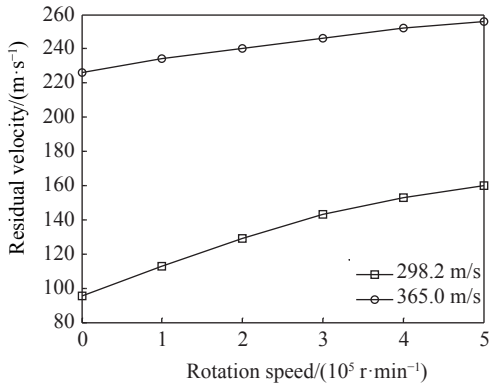


图 4　剩余速度随转速的变化曲线

Fig. 4　Residual velocity-rotation speed curves

图 7 为靶板中 1 个观察粒子在 xz 平面内的运动轨迹。该粒子在靶板上表面，距弹体轴线约 3.4 mm。可见，粒子在弹体对靶板的挤压作用下沿径向运动。当弹体头部全部侵入靶板时，粒子被挤到弹体边缘（离弹体轴线约 10 mm）处，粒子停止径向运动，主要随弹体沿侵彻方向（y 方向）运动。对比弹体旋转和不旋转的情况可见，在弹体旋转的情况下，由于弹靶间的摩擦力作用，粒子沿径向运动的同时有明显的沿弹体表面切向的运动。上述结果说明在旋转弹侵彻作用下靶板材料不仅因挤压而发生径向流动，而且受剪切作用沿弹体切向流动，这使靶板材料更容易破坏、失去承载能力，因而弹体的轴向阻力变小，剩余速度变大。

图 8 给出了着靶速度为 298.2 和 365.0 m/s 时侵彻过程中弹体转速的变化曲线。弹体转速取为弹尾圆周上 4 个均布粒子绕弹轴线的转速的平均值。可见：弹体的初始转速越高，侵彻过程中弹体转速下降得越明显，说明越多的弹体转动动能转化为靶板的内能和动能；相同转速情况下，弹体的着靶速度较高时，侵彻过程中弹体转速的下降要小些。

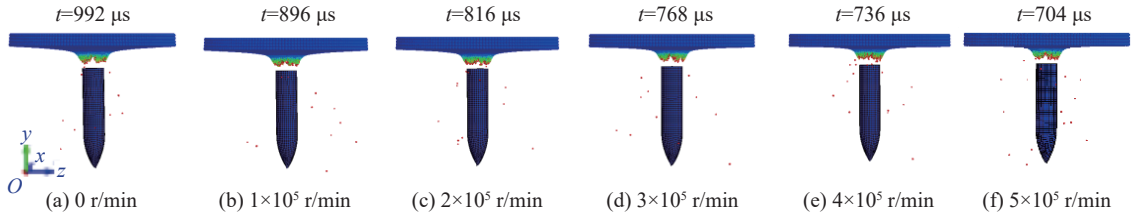


图 5　着靶速度为 298.2 m/s 时不同转速下弹体侵彻钢板过程中的变形

Fig. 5　Penetration deformations of steel plate with different rotation speeds of projectile at an incident velocity of 298.2 m/s

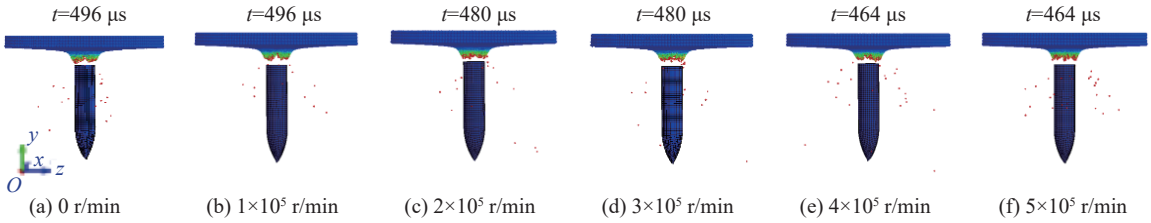


图 6　着靶速度为 365.0 m/s 时不同转速下弹体侵彻钢板过程中的变形

Fig. 6　Penetration deformations of steel plate with different rotation speeds of projectile at an incident velocity of 365.0 m/s

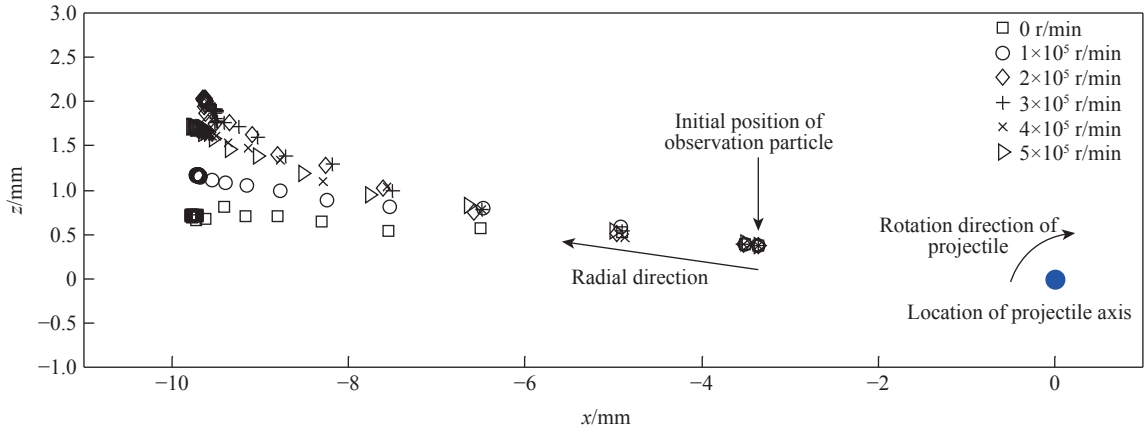


图 7　靶板中观测粒子在 *xz* 平面内的运动轨迹(着靶速度 298.2 m/s)

Fig. 7　Trajectories in *xz* plane of the observed particles in the target (Incident velocity: 298.2 m/s)

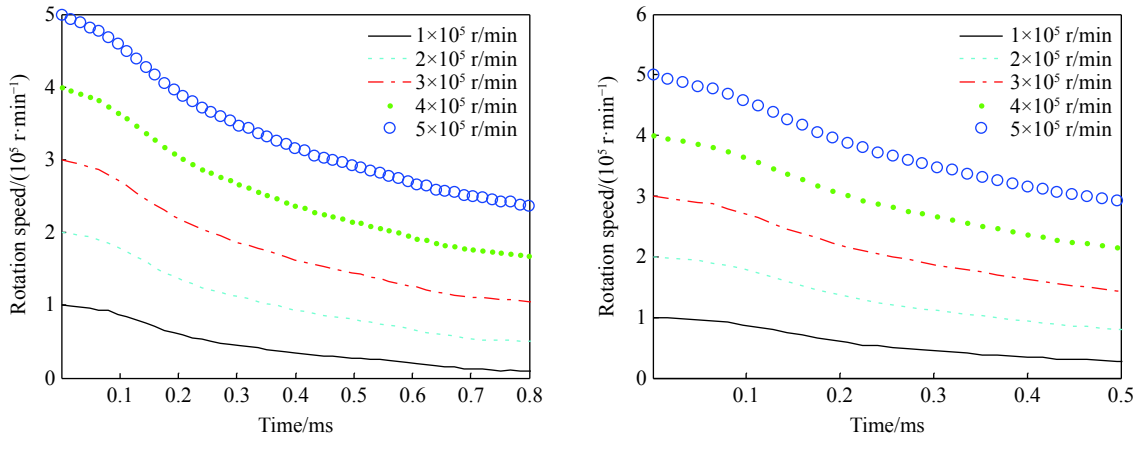


图 8　转速随时间的变化曲线

Fig. 8　Curves of rotation speed time history

3.2　旋转对斜侵彻的影响

针对弹体斜侵彻钢板，考虑弹体入射角为 15°、30°和 45° 3 种情况，并仍取前述两种弹体着靶速度和 6 种不同转速，对各工况进行了数值模拟。图 9(a) 给出了着靶速度为 298.2 m/s 时弹体剩余速度随转速的变化：当入射角度为 45°、转速为零时，弹体不能穿透钢板，剩余速度记为零；其余工况下弹体都能穿透钢板。由图 9(a) 可见，弹体剩余速度随转速增加而单调上升，说明在该着靶速度下弹体旋转始终使其侵彻能力加强。图 9(b) 给出了着靶速度为 365.0 m/s 时弹体剩余速度随转速的变化：所有工况下弹体都能穿透钢板；当入射角相对较小 (15°和 30°) 时，弹体剩余速度随转速增加而单调上升；但当入射角增大到 45°时，弹体剩余速度在转速为 4×10^5 r/min 时达到最大，之后随弹体转速增加反而出现下降。图 10 给出了入射角 45°、转速 5×10^5 r/min 时侵彻过程中典型时刻的变形图。在该工况下，弹体产生了明显的垂直于轴线方向的横向弯曲，导致弹体在穿透靶板过程中与侵彻通道周边靶板材料的接触碰撞增加，受到的阻力增大，因而该工况下的剩余速度反而低于低转速情况下的剩余速度。上述结果表明弹体转速的增高并不总使其侵彻能力加强，而与着靶速度和入射角间有一定的匹配关系。

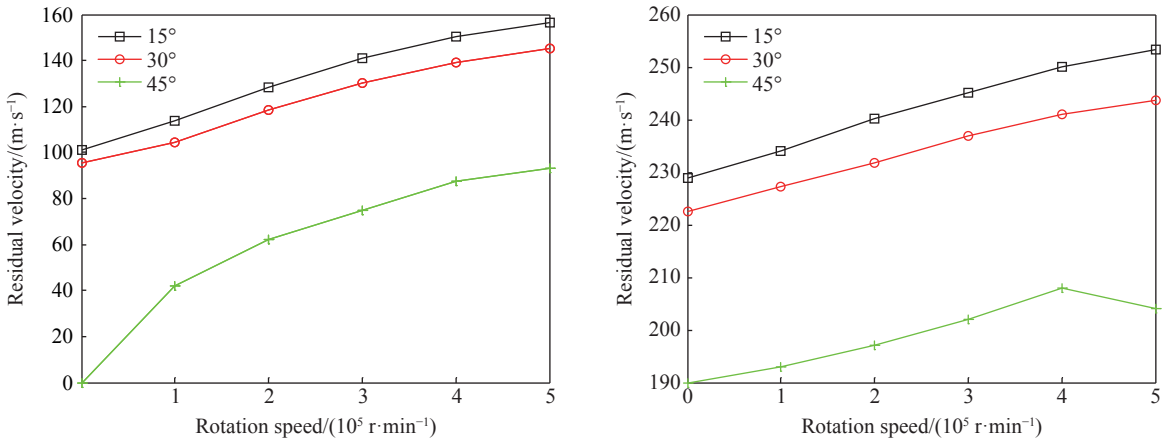


图 9　不同着靶速度时剩余速度随转速的变化曲线

Fig. 9　Residual velocity-rotation speed curves for different incident velocities

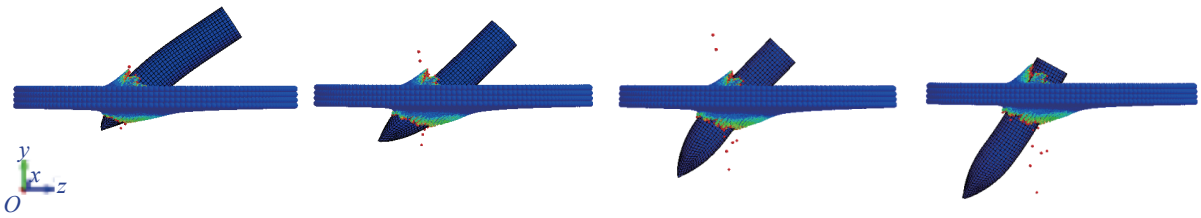


图 10　着靶速度 365.0 m/s、入射角 45°和转速 5×10^5 r/min 时的变形

Fig. 10　Deformations for incident velocity 365.0 m/s, incident angle 45° and rotation speed 5×10^5 r/min

弹体在斜侵彻过程中受力非对称，发生明显的弹道偏转。为描述侵彻过程中某时刻弹体偏转的程度，取图 11 所示弹身首末两端中心点连线向量P_2P_1的方向变化进行度量。P_2P_1(即弹体轴线)在初始时刻位于 yz 平面(入射面)内，其相对于 y 轴负向的夹角θ即为弹体入射角。在侵彻过程中，P_2P_1偏转到$P_2'P_1'$，相对于初始时刻产生图 11 所示的 yz 面内的偏转角$\Delta\alpha_1$和沿 yz 面外的偏转角$\Delta\alpha_2$。图示情况下$\Delta\alpha_1$和$\Delta\alpha_2$为正值，反之为负。为叙述方便，同时定义图 11 所示的弹体转向为正，反之为负。

图 12 给出了着靶速度为 298.2 m/s 时弹体偏转角$\Delta\alpha_1$的变化曲线。可见，在 yz 面内的弹体偏转角$\Delta\alpha_1$都呈先增大再减小、减小到零后接着反向增大的趋势。最初偏转角增大的过程为弹体头部侵入过程，此时与弹体头部上方作用的靶板材料少，而与其下方作用的靶板材料多，受力不平衡，受到偏转力

矩, 因而发生正向偏转。当弹体尖端开始穿出靶板背面时, 与弹体头部上方作用的靶板材料多, 与其下方作用的靶板材料少, 所受偏转力矩方向与侵入时恰好相反, 因而弹体沿相反方向转动, 偏转角$\Delta\alpha_1$反向增大。在弹体尖端穿出靶板背面到整个弹体头部穿出靶板背面的过程中, 各工况下的偏转角$\Delta\alpha_1$都近似线性地增大。在弹体头部全部穿出靶板背面后, 弹身与靶板中形成的侵彻通道周边的材料发生摩擦和碰撞作用, 各工况下偏转角$\Delta\alpha_1$的变化出现很大的差异。由图 12(a)～图 12(c) 可见, 随着入射角的增大, 侵入过程中弹体在 *yz* 面内产生的偏转量也增大。在相同入射角下, 随着转速的增加, 弹体在 *yz* 面内正向偏转过程中的偏转量略有增大, 而在反向偏转过程中(弹体头部全部穿出之前)的偏转量有减小趋势。当入射角较大(如 30°和 45°)、转速高(5×10^5 r/min)时, 弹体容易出现类似图 10 所示的较明显的横向弯曲, 因而弹体偏转角$\Delta\alpha_1$以及后述的偏转角$\Delta\alpha_2$都出现了波浪形变化。

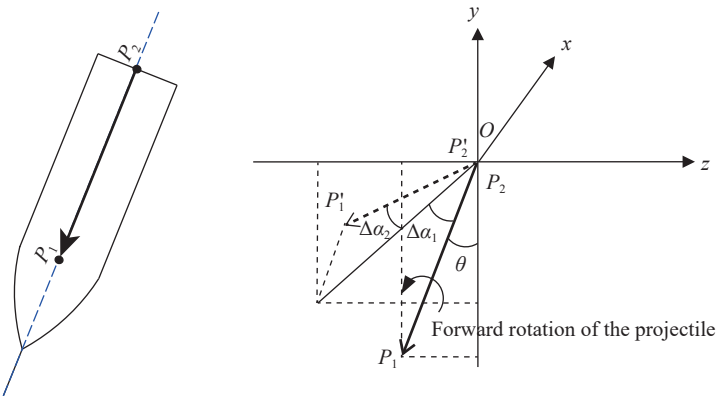
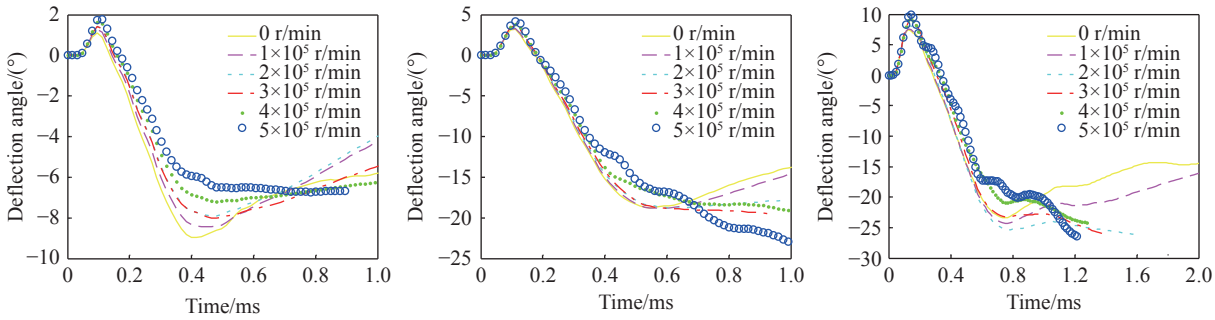


图 11　侵彻过程中任意时刻的弹体偏转角示意图

Fig. 11　Schematic for deflection angles of projectile at an arbitrary time of penetration process



(a) Incident angle of 15°　(b) Incident angle of 30°　(c) Incident angle of 45°

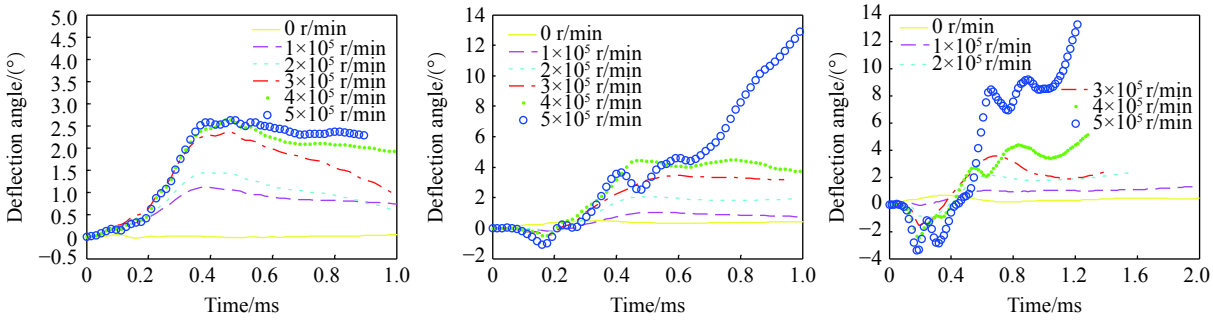
图 12　着靶速度 298.2 m/s 时弹体偏转角$\Delta\alpha_1$的变化曲线

Fig. 12　Changes of projectile deflection angle $\Delta\alpha_1$ for incident velocity of 298.2 m/s

图 13 给出了着靶速度为 298.2 m/s 时弹体偏转角$\Delta\alpha_2$的变化曲线。当转速为零时, 弹体基本不产生沿 *yz* 面外的偏转。当弹体存在转动时, 会出现一定的沿 *yz* 面外的偏转。在入射角较小(15°)时, 随着转速的增加, 沿 *yz* 面外的偏转量呈增大趋势。当入射角增大到 30°时, 沿 *yz* 面外的偏转量先随转速的增加呈增大趋势, 而当转速较高时, 弹体出现明显的横向弯曲, 弹体沿面外的偏转量呈现出波浪形变化。入射角为 45°时的情况与入射角为 30°时的情况类似, 但在较高转速下弹体沿面外的偏转量的波动更加剧烈。当弹体正向转动时, 弹体沿 *yz* 面外的偏转角最终都为正, 弹体头部相对尾部往 *x* 轴正向偏转。

图 14 和图 15 分别给出了着靶速度为 365.0 m/s 时弹体偏转角$\Delta\alpha_1$和$\Delta\alpha_2$的变化曲线。弹体的偏转角变化规律基本与着靶速度为 298.2 m/s 时相同。

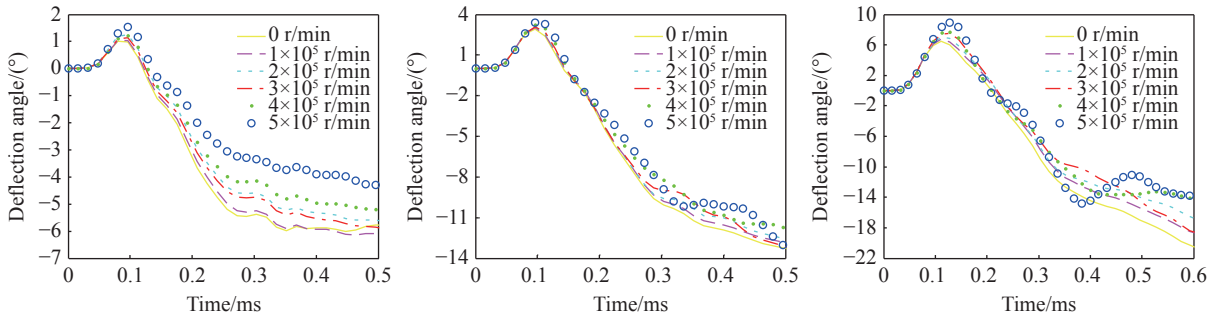
为了研究旋转方向对弹体沿面外偏转的影响, 在相同入射角和着靶速度的情况下, 设定弹体转速分别为 5×10^5 和-5×10^5 r/min 两种工况进行计算。图 16 给出两种情况下相同时刻的弹体姿态。可见,



(a) Incident angle of 15°　(b) Incident angle of 30°　(c) Incident angle of 45°

图 13　着靶速度 298.2 m/s 时弹体偏转角$\Delta\alpha_2$的变化曲线

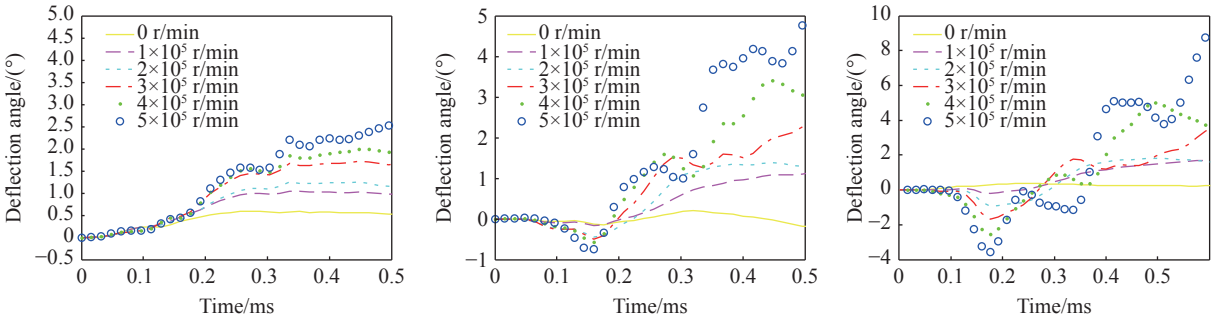
Fig. 13　Changes of projectile deflection angle $\Delta\alpha_2$ for incident velocity of 298.2 m/s



(a) Incident angle of 15°　(b) Incident angle of 30°　(c) Incident angle of 45°

图 14　着靶速度 365.0 m/s 时弹体偏转角$\Delta\alpha_1$的变化曲线

Fig. 14　Changes of projectile deflection angle $\Delta\alpha_1$ for incident velocity of 365.0 m/s



(a) Incident angle of 15°　(b) Incident angle of 30°　(c) Incident angle of 45°

图 15　着靶速度为 365.0 m/s 时弹体偏转角$\Delta\alpha_2$的变化曲线

Fig. 15　Changes of projectile deflection angle $\Delta\alpha_2$ for incident velocity of 365.0 m/s

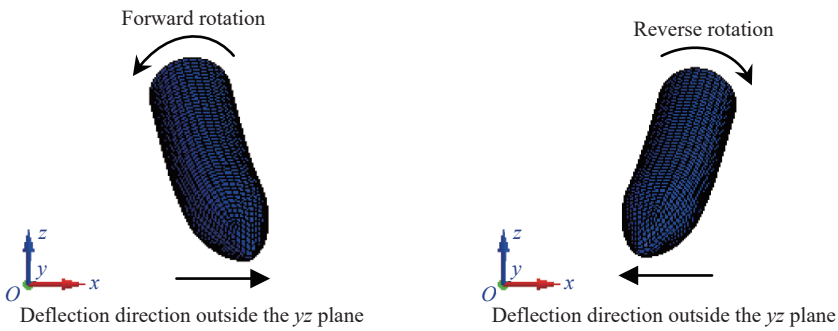
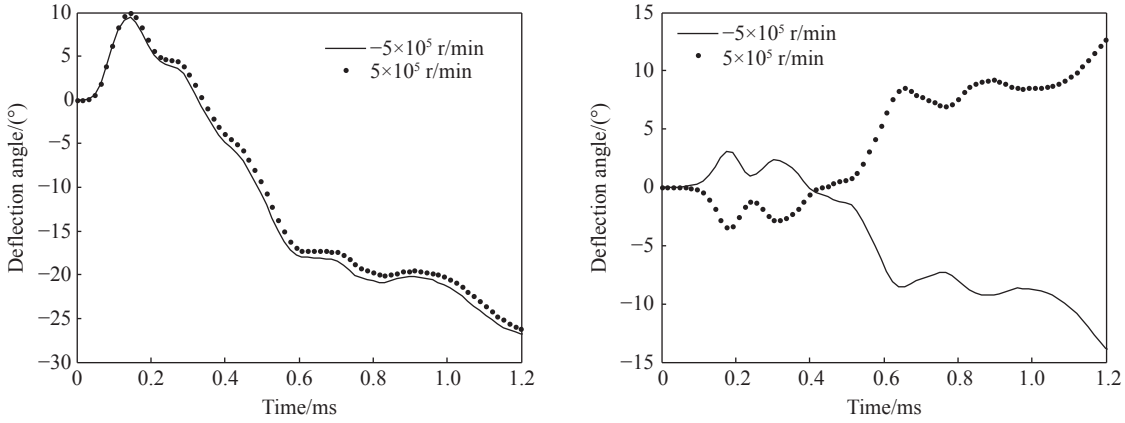


图 16　弹体沿相反方向旋转时弹体姿态的对比

Fig. 16　Comparison of projectile attitudes for projectile rotating in opposite directions

弹体旋转方向反向时，弹体沿 yz 面外的偏转方向相应地也反向。图 17 对比了这两种工况下偏转角 $\Delta\alpha_1$和$\Delta\alpha_2$的变化曲线。可见，在 yz 面内的偏转角$\Delta\alpha_1$的变化大致一样；沿 yz 面外的偏转角$\Delta\alpha_2$的大小相近，但方向恰好相反。这种面外偏转方向变化的主要原因是：弹体在旋入靶板和旋出靶板时两侧所受的载荷不同，因而沿 yz 面外出现偏转；而当弹体旋向改变时，旋入侧和旋出侧正好相反，因而面外偏转方向变得相反。



(a) Deflection angle $\Delta\alpha_1$　　(b) Deflection angle $\Delta\alpha_2$

图 17　弹体沿相反方向旋转时弹体偏转角的对比

Fig. 17　Comparison of projectile deflection angles for projectile rotating in opposite directions

4　结　论

对卵形弹正侵彻钢板的 FEM-SPH 耦合模型的摩擦系数进行了优化，优化后的模型准确地预测了弹体的剩余速度。基于该模型，引入弹体旋转，开展了旋转卵形弹正侵彻和斜侵彻钢板的数值模拟，分析了旋转对弹体剩余速度和弹道偏转的影响，得到如下主要结论。

(1)对于正侵彻，旋转对弹体的剩余速度影响较大，随着转速的增大，弹体的剩余速度增大，侵彻能力增强，但旋转不会引起明显的弹道偏转。

(2)对于斜侵彻，旋转对弹体的剩余速度有明显的影响，但旋转并不总使弹体的剩余速度增加、侵彻能力增强。当侵彻速度较低、入射角较小时，弹体剩余速度随转速增加而单调增加；当侵彻速度较高、入射角较大时，弹体在高转速下容易出现横向弯曲，弹体剩余速度可能出现随转速增加反而减小的情况。

(3)对于斜侵彻，旋转对弹道偏转也有较明显的影响。旋转会引起弹体沿入射面外发生偏转，偏转程度随转速增加变得更剧烈；而且，当入射角较大、转速较高时，弹体会出现横向弯曲，沿入射面外偏转量呈现波浪形变化，并且弹体沿入射面外的偏转方向取决于弹体的转向。

参考文献:

[1] 李晓杰, 姜力, 赵铮, 等. 高速旋转弹头侵彻运动金属薄板的数值模拟 [J]. 爆炸与冲击, 2008, 28(1): 57–61.
LI X J, JIANG L, ZHAO Z, et al. Numerical study on penetration of a high-speed-rotating bullet into the moving sheet-metal plate [J]. Explosion and Shock Waves, 2008, 28(1): 57–61.

[2] 李勇, 于海龙, 芮筱亭. 旋转弹侵彻钢板的数值模拟 [J]. 火力与指挥控制, 2014(12): 31–35.
LI Y, YU H L, RUI X T. Numerical study on penetration of rotating projectile into steel plate [J]. Fire Control & Command Control, 2014(12): 31–35.

[3] 赵海龙, 王华. 旋转战斗部侵彻多层间隔靶的终点弹道的数值模拟 [J]. 中北大学学报 (自然科学版), 2017, 38(3): 295–301.
ZHAO H L, WANG H. Numerical simulation of terminal ballistic of rotating warhead penetrating into multi-layer spaced target [J]. Journal of North University of China (Natural Science Edition), 2017, 38(3): 295–301.

[4] 庞春旭, 何勇, 沈晓军, 等. 刻槽弹体旋转侵彻铝靶试验与数值模拟 [J]. 弹道学报, 2015, 27(1): 70–75.

PANG C X, HE Y, SHEN X J, et al. Experimental investigation and numerical simulation on grooved projectile rotationally penetrating into aluminum target [J]. Journal of Ballistics, 2015, 27(1): 70–75.

[5] 庞春旭, 何勇, 沈晓军, 等. 刻槽弹体旋转侵彻混凝土效应试验研究 [J]. 兵工学报, 2015, 36(1): 46–52.
PANG C X, HE Y, SHEN X J, et al. Experimental investigation on penetration of grooved projectiles into concrete targets [J]. Acta Armamentarii, 2015, 36(1): 46–52.

[6] 潘绪超, 何勇, 何源, 等. 旋转助推钻地弹侵彻混凝土靶试验研究 [J]. 固体火箭技术, 2011, 34(2): 146–149.
PAN X C, HE Y, HE Y, et al. Experimental study of penetrating concrete target with a spin-boosted earth penetrating weapon [J]. Journal of Solid Rocket Technology, 2011, 34(2): 146–149.

[7] 赵子龙, 张瑾瑾, 黄晓琼. 长杆弹侵彻半无限厚土的旋转效应分析 [J]. 振动与冲击, 2010, 29(4): 9–11.
ZHAO Z L, ZHANG J J, HUANG X Q. Revolution effect analysis of a long rod penetrating into soil [J]. Journal of Vibration & Shock, 2010, 29(4): 9–11.

[8] GUPTA N K, MADHU V. Normal and oblique impact of a kinetic energy projectile on mild steel plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 1992, 12(3): 333–343.

[9] MADHU V, RAMANJANEYULU K, BHAT T B, et al. An experimental study of penetration resistance of ceramic armour subjected to projectile impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2005, 32(1): 337–350.

[10] 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): 1005–1038.

[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] ROSENBERG Z, DEKEL E. 终点弹道学 [M]. 钟方平, 译. 北京: 国防工业出版社, 2014: 85–86.

[13] 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(1): 37–64.

Effect of Rotation on Penetration of Steel Plate by Ogival Projectile Using Coupled FEM-SPH Simulation

XIAO Yihua[1], WU Hecheng[1], ZHU Aihua[1], DONG Huanghuang[2], PING Xuecheng[3]

(1. *School of Mechatronics and Vehicle Engineering*, *East China Jiaotong University*, *Nanchang* 330013, *China*;
2. *Hangcha Group Co.*, *Ltd*, *Hangzhou* 310000, *China*;
3. *College of Mechanical Engineering*, *Tianjin University of Science and Technology*, *Tianjin* 300457, *China*)

Abstract: A coupled FEM-SPH model for an ogival-nosed projectile penetrating into a steel plate was established. The influence of friction coefficient between projectile and plate on residual velocity estimation for projectile was analyzed. Based on the experimental data, a suitable friction coefficient was determined such that the model can accurately predict residual velocities of projectile and ballistic limit of target. Based on the model, effects of projectile rotation on its residual velocity and ballistic deflection were studied for normal and oblique penetration with two different incident velocities and different incident angles. For normal penetration, rotation has a significant influence on residual velocity of projectile while few effects on ballistic deflection. The residual velocity and penetration capability of projectile increase with the growth of rotation speed. For oblique penetration, rotation has obvious effects on both residual velocity and ballistic deflection of projectile. The penetration capability of projectile does not monotonically increase with the growth of rotation speed and is dependent on incident angle and velocity. Deflections out of incident plane are induced by projectile rotation, and the deflection direction is related to the rotation direction of projectile.

Keywords: rotation; penetration; residual velocity; ballistic deflection

DOI: 10.11858/gywlxb.20180621

SPH 方法在宽速域岩石侵彻问题中的应用

强洪夫, 张国星, 王 广, 黄拳章

(火箭军工程大学, 陕西 西安 710025)

摘要: 采用光滑粒子流体动力学(SPH)方法对花岗岩靶板受碰撞侵彻的大应变、高应变率变形问题进行了数值模拟。为了描述弹目材料的非线性变形及破坏特性, 对花岗岩靶板引入了 Holmquist-Johnson-Cook(HJC)本构模型及损伤模型, 对弹体引入含损伤的 Johnson-Cook(J-C)本构方程和 Grüneisen 状态方程, 靶板与弹体均离散成拉格朗日粒子。通过自编程序仿真计算 0～4 m/s 的着靶速度下花岗岩靶板的三维侵彻过程, 对比分析了钢珠在不同弹体条件下的侵彻结果, 在固体侵彻、半流体侵彻和流体侵彻的区域内拟合了侵彻深度随着靶速度的变化曲线。数值计算结果显示, 侵彻深度随着靶速度的增加在固体侵彻区间($v_0 < 1421$ m/s)呈现递增趋势, 在半流体侵彻区间($1421\ \text{m/s} \leqslant v_0 \leqslant 1700$ m/s)呈现递减趋势, 在流体侵彻区间($v_0 > 1700$ m/s)呈现递增趋势并逐渐趋于平滑, 达到峰值。

关键词: 弹体; 侵彻; 花岗岩; 光滑粒子流体动力学方法

中图分类号: O313.4 **文献标识码:** A

长期以来, 碰撞侵彻问题的研究主要集中在低速和中高速领域[1], 但近些年高速和超高速侵彻研究得到了越来越广泛的关注[2], 特别是超高速动能武器的出现, 如“上帝之杖”天基武器[3]、“破浪骑士”高速动能钻地武器等, 其对地打击速度均能达到 3000 m/s, 甚至更高。随着着靶速度的不断提高, 实验研究的成本和难度也在不断增加, 因而国内外对高速和超高速侵彻的实验研究较少, 相关研究主要集中在理论研究和数值仿真上。其中, 对于理论研究而言, 侵彻理论需要随着着靶速度的提高进行修正。王明洋等[4]将侵彻理论研究区间随着靶速度的不同划分为固体侵彻区间和(半)流体侵彻区间, 但该理论运用于仿真计算时, 需要根据着靶速度的变化采用不同的侵彻理论, 仿真计算较为复杂, 所以如何运用统一的方法成了解决仿真计算宽速度域碰撞问题的重点之一。基于流体动力学方程的 SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) 方法已经在高速和超高速碰撞领域得到了广泛的运用[5], 本研究将弹目材料的本构方程和状态方程有效地引入算法中, 使该方法能够适用于具有材料强度的低速和中高速的固体侵彻问题, 由此便可用统一的 SPH 方法解决宽速域碰撞侵彻的仿真问题。

对此, 本研究以流体动力学方程为基础的 SPH 新方法拓展运用到低速碰撞领域, 以四川地区花岗岩为对象开展不同着靶速度下碰撞侵彻问题研究, 并与试验法和 Lagrange 网格法的开坑结果进行对比, 同时在低速、中高速、高速和超高速的着靶速度区间对钢珠作为非刚体的侵彻过程进行仿真分析, 给出开坑深度随着着靶速度的变化规律。

1 适用于侵彻碰撞问题的 SPH 新方法

相比较于成功应用于计算流体动力学问题的 SPH 方法, 适用于碰撞侵彻问题的 SPH 新方法也基

* **收稿日期:** 2018-08-27; **修回日期:** 2018-09-10

基金项目: 国家自然科学基金(51276192)

作者简介: 强洪夫(1963—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事材料与结构失效行为与高性能数值模拟研究. E-mail: qiang@263.net

通信作者: 张国星(1994—), 男, 硕士研究生, 主要从事计算力学研究. E-mail: 1428071753@qq.com

于流体动力学基本方程，其基本方程 Navier-Stokes（N-S）方程的质量守恒方程、动量守恒方程、能量守恒方程和运动方程在固体介质中表达式为

$$\begin{cases}\dfrac{\mathrm{d}\rho}{\mathrm{d}t}=-\rho\dfrac{\partial v^{\alpha}}{\partial x^{\alpha}}\\ \dfrac{\mathrm{d}v^{\alpha}}{\mathrm{d}t}=\dfrac{1}{\rho}\dfrac{\partial\sigma^{\alpha\beta}}{\partial x^{\beta}}\\ \dfrac{\mathrm{d}e}{\mathrm{d}t}=\dfrac{\sigma^{\alpha\beta}}{\rho}\dfrac{\partial v^{\alpha}}{\partial x^{\beta}}\\ \dfrac{\mathrm{d}x^{\alpha}}{\mathrm{d}t}=v^{\alpha}\end{cases}\tag{1}$$

式中：ρ为密度，v^{α}为速度分量，e为单位质量的内能，$\sigma^{\alpha\beta}$为总应力张量分量，空间坐标x^{α}和时间t为独立变量。（1）式中的重复上标符合 Einstein 求和约定。

适用于碰撞侵彻问题的 SPH 新方法需要将弹目材料的本构方程和状态方程引入其中，使得 SPH 算法能够描述材料强度[6−9]。为此，自编了 SPH 侵彻仿真程序，其中：对金属材料引入 Johnson-Cook（J-C）本构模型[10] 和 Grüneisen 状态方程[11]；对岩石靶板材料引入了考虑压缩强度的压力相关性、应变率效应和损伤软化效应的 HJC 本构模型和状态方程[12]；同时为了消除由于数值不稳定造成的粒子间的非物理穿透，引入了 Monaghan 型[7] 的人工黏性；并且为了防止在一些特殊情况下产生过热现象，引入了 Monaghan 导出的适用于 SPH 方法的人工热流项[7]，以减小内能等物理量的计算误差。

综上，在考虑人工黏性和人工热量的影响下，流体动力学基本方程（Navier-Stokes 方程）的质量守恒方程、动量守恒方程、能量守恒方程和运动方程的 SPH 离散表达式为

$$\begin{cases}\dfrac{\mathrm{d}\rho_i}{\mathrm{d}t}=\displaystyle\sum_{j=1}^{N}m_j\left(v_i^{\alpha}-v_j^{\alpha}\right)\frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^{\alpha}}\\ \dfrac{\mathrm{d}v_i^{\alpha}}{\mathrm{d}t}=\displaystyle\sum_{j=1}^{N}m_j\left(\frac{\sigma_i^{\alpha\beta}}{\rho_i^2}+\frac{\sigma_j^{\alpha\beta}}{\rho_j^2}+\Pi_{ij}\right)\frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^{\beta}}\\ \dfrac{\mathrm{d}e_i}{\mathrm{d}t}=\dfrac{1}{2}\displaystyle\sum_{j=1}^{N}m_j\left(\frac{p_i}{\rho_i^2}+\frac{p_j}{\rho_j^2}+\Pi_{ij}\right)\left(v_i^{\alpha}-v_j^{\alpha}\right)\frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^{\alpha}}+\frac{1}{\rho_i}S_i^{\alpha\beta}\bar{\dot{\varepsilon}}_i^{\alpha\beta}+H_i\\ \dfrac{\mathrm{d}x_i}{\mathrm{d}t}=v_i\end{cases}\tag{2}$$

式中：$\bar{\dot{\varepsilon}}_i^{\alpha\beta}=\dot{\varepsilon}^{\alpha\beta}-\delta^{\alpha\beta}\dot{\varepsilon}^{\gamma\gamma}/3$，$p$为压强，$\boldsymbol{g}$为单位质量体积力，$\boldsymbol{\tau}$为偏应力张量。

2　对低速和中高速侵彻问题的数值模拟

弹体侵彻岩石时，主要以速度区分侵彻类型，即分为低速（0～500 m/s）、中高速（500～1300 m/s）、高速（1300～3000 m/s）和超高速（大于 3000 m/s）[13] 侵彻。在低速和中高速领域以固体侵彻类型为主，弹体的初始动能主要消耗在侵彻过程中侵彻阻抗的消耗做功，其中当弹体初速度$v_0\leqslant 800$ m/s时弹体几乎不发生形变和质量磨蚀，可以假设为刚体处理[14]，不考虑形变变化，则靶板目标的体积压缩呈线性变化。

如果将弹体假设为刚体处理，则弹体垂直侵彻的运动方程和初始条件为

$$M_0a=-F,\quad h|_{t=0}=0,\quad v|_{t=0}=v_0\tag{3}$$

式中：M_0为弹体初始质量，F 为弹体阻抗，h为侵彻深度。

将侵彻深度和侵彻阻抗无量纲化，即

$$\bar{h}=\frac{h}{D},\quad \bar{F}=\frac{F}{\pi D^2\tau_{\mathrm{s}}}\tag{4}$$

式中：$\bar{h}$为无量纲侵彻深度，$\bar{F}$为无量纲侵彻阻抗，D为弹体直径，τ_{s}为靶板材料的动态强度。对（4）式积分处理得

$$\frac{\frac{1}{2}M_0v_0^2}{\tau_sD^3}=I=\int_0^{\bar{h}}\bar{F}\mathrm{d}\bar{h} \tag{5}$$

式中: I为冲击因子。由(5)式可知, 弹体侵彻深度是冲击不变量因子的函数。对于低速和中高速的刚体弹体碰撞问题, 国内外经验公式[15]均体现了侵彻深度与侵彻速度的线性关系。

本研究将 SPH 方法拓展运用于弹体作为刚体的低速和中高速碰撞, 仿真计算了 Kuang 等[1]的实验算例。该算例采用9.5 mm直径的钢珠撞击四川地区的花岗岩(声速$c\approx1030$ m/s)。图 1 为三维 SPH 粒子图。在计算仿真中, 花岗岩靶板和钢珠的材料参数[1]如表 1、表 2 和表 3 所示。对于花岗岩靶板的材料参数, 根据 Young[15]提出的经验公式, 靶板目标的可侵彻性参数$S=12(f_c'Q)^{-0.3}$, 其中Q表征材料受节理、裂隙、裂缝和层面影响的大小。对于本研究算例, 花岗岩靶板的尺寸相较于钢珠足够大, 同时在仿真计算中认为花岗岩靶板层在受侵彻前不含损伤, 因而该花岗岩材料属于 Young 定义材料Q级别中的“Massive”级和“Rock Quality Very Good/Excellent”级, 取 Q=0.9。通过公式计算得到$S=2.9$, 与 Young 给出的岩石S取 2.5~3.5 相符合, 据此, 本研究所采用的花岗岩的材料参数是科学适用的。

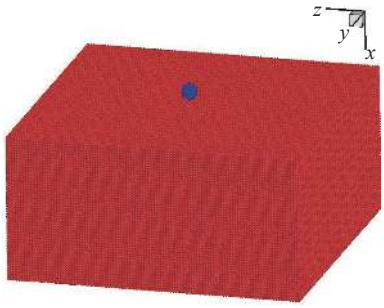


图 1　三维 SPH 粒子

Fig. 1　Three-dimensional SPH particle

表 1　花岗岩靶板的 HJC 强度模型参数

Table 1　Strength model parameters for the granite

G/GPa	ρ/(kg·m^{-3})	A/MPa	B/MPa	N	$\dot{\varepsilon}_0/s^{-1}$	C	f_c'/MPa	S_{max}	D_1	D_2	ε_f
14.19	2800	950	1600	0.79	1.0	0.008	126.5	70	0.034	1.0	0.01

表 2　花岗岩靶板的 HJC 状态方程参数

Table 2　Equation of state parameters for the granite

p_c/MPa	μ_c	p_l/MPa	μ_l	T/MPa	K_1/GPa	K_2/GPa	K_3/GPa
42.2	0.003	279	0.02	8.786	85	−171	208

表 3　钢珠的材料参数

Table 3　Strength model parameters for the projectile

G/GPa	ρ/(kg·m^{-3})	σ_y/GPa	B/GPa	N	C_1/(m·s^{-1})	C	T_{melt}/K	S_1	γ_0	M
81.8	7800	0.235	0.3	1.03	3574	0.26	1600	1.92	1.69	0.014

参照对比算例, 以 97、109、171、175、202、251、269 m/s的着靶速度进行 SPH 数值模拟, 仿真成坑深度结果见表 4。将 SPH 数值模拟结果与文献 [1] 中基于 LS-DYNA 仿真软件的 Lagrange网格法结果和实验结果进行对比。从侵彻深度随着着靶速度的变化曲线来看(见图 2), SPH方法的模拟结果更加接近实验值。

从成坑形状来看: 图 3 中 SPH 方法模拟的成坑形状为长条椭圆形, 成坑是通过弹体碰撞

表 4　SPH 数值模拟的侵彻深度结果

Table 4　Depth of pit formed by numerical simulation of SPH

v_0/(m·s^{-1})	h/mm	v_0/(m·s^{-1})	h/mm
97	3.01	202	4.20
109	3.29	251	4.72
171	3.96	269	4.91
175	3.97		

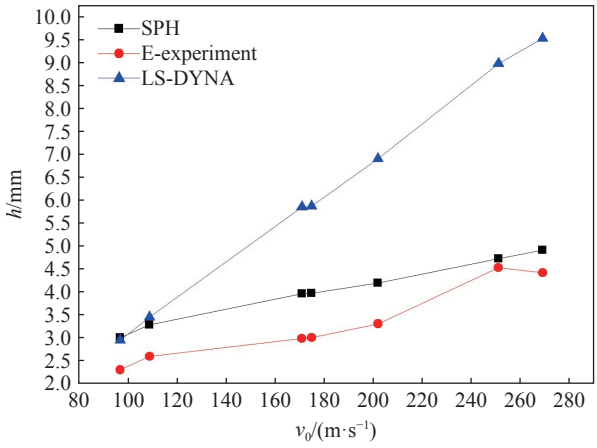


图 2　侵彻速度与侵彻深度的关系

Fig. 2　Penetration depth vs. penetration velocity

挤压靶板形成的，在该速度区间未造成粒子失效即破碎；图 4 中 Lagrange 网格法的成坑形状为近似圆形，成坑是通过靶板网格受弹体网格碰撞后失效消失形成的；图 5 中实验结果的成坑形状为长条近似椭圆形，成坑是由碰撞挤压形成的，未造成靶板材料的破坏。对比发现，SPH 数值模拟结果在成坑形状上更加接近实验结果；Lagrange 网格法的结果存在网格消除，即存在质量不守恒的问题，相比较而言，SPH 方法只存在粒子位移，不存在粒子消除，所以可以保证质量守恒。综上，基于流体动力学方程的 SPH 方法适用于弹体假设为刚体的固体侵彻类型，并较 Lagrange 网格法更加有效。

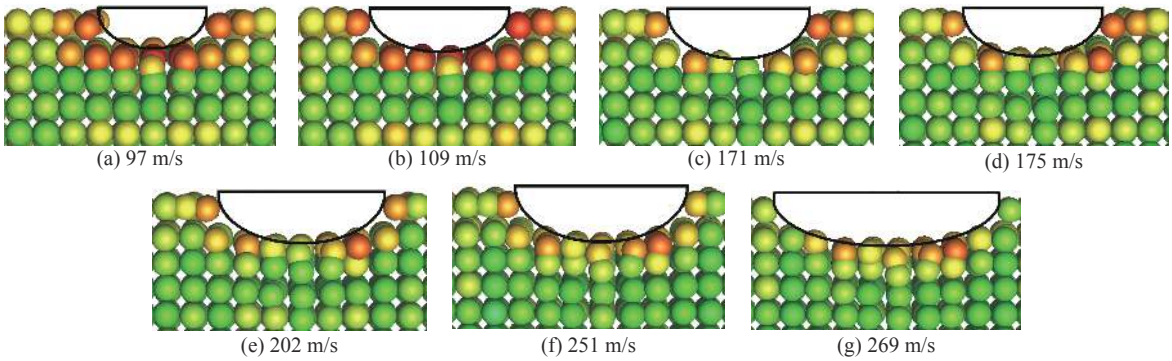


图 3　不同速度下 SPH 数值模拟的成坑结果

Fig. 3　Results of the pit at diferent penetration velocities by SPH

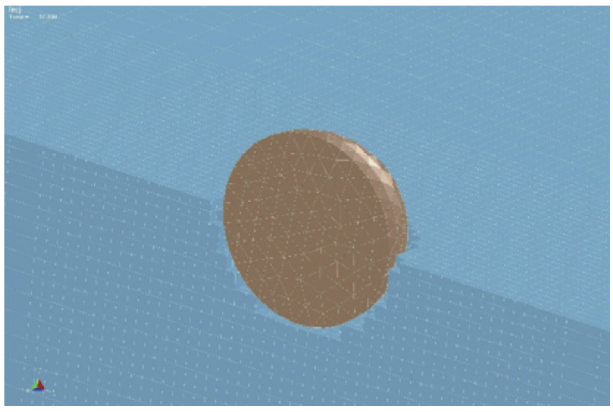


图 4　LS-DYNA 软件模拟成坑结果[1]

Fig. 4　Result of the pit by LS-DYNA[1]

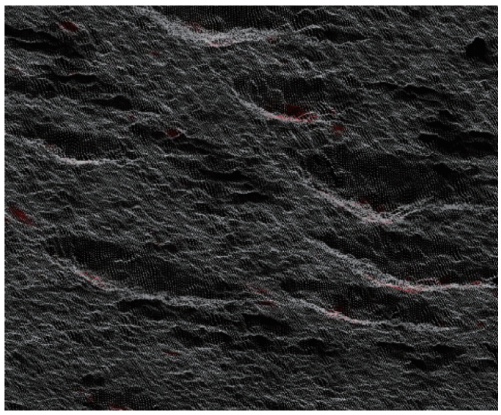


图 5　花岗岩受撞击成坑的实验结果[1]

Fig. 5　Experimental mesoscopic results of granite impacted pits[1]

根据文献可知，侵彻速度$v_0 \leqslant 800$ m/s时，弹体均可假设为刚体，所以针对上述实验算例，将着靶速度提升为 300、350、400、450、500、600、700、800 m/s，拟合出着靶速度v_0在 0～800 m/s 范围内的侵彻深度随着靶速度的变化曲线，如图 6 所示。

根据王明洋等[4]的固体侵彻理论中侵彻深度随着着靶速度的变化关系（见图 7），该数值关系符合 Young 的经验公式。当马赫数$Ma < 1.4$时，因不考虑弹体侵蚀和形变，所以射流长度L保持不变，则侵彻深度随着着靶速度呈正比例的线性关系，其中，$h/L = \lambda$，h为侵彻深度，L为射流长度。在弹丸碰撞花岗

岩靶板的问题中, 根据固体侵彻理论[4], $v_0 < 1421$ m/s(即$Ma < 1.38$)时符合线性递增关系。图 6 中, 弹体在 0～800 m/s 的速度范围内, 即马赫数 Ma 在 0～0.78 之间, 侵彻深度与侵彻速度基本呈线性递增关系, 与固体侵彻理论[4] 相符合。

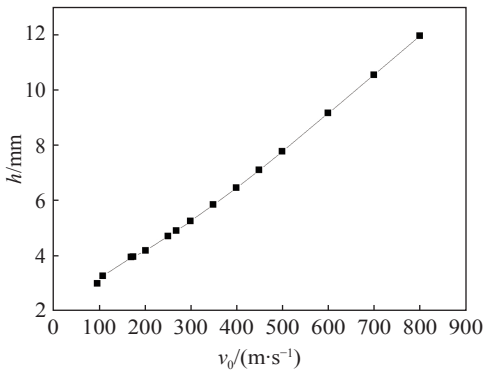


图 6　侵彻深度随着着靶速度的变化曲线

Fig. 6　Penetration depth vs. penetration velocity

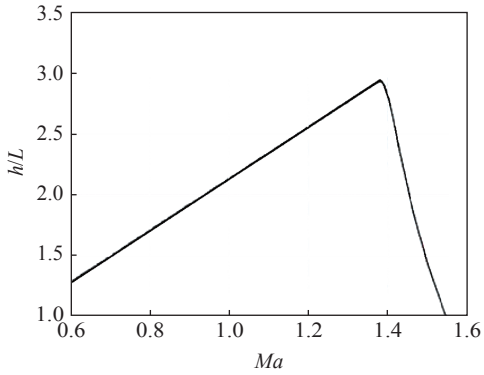
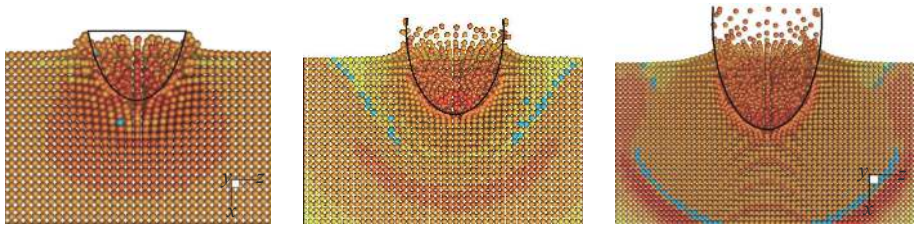


图 7　侵彻深度与侵彻马赫数的关系曲线[4]

Fig. 7　Penetration depth vs. Mach number Ma[4]

3　SPH 新方法在宽速域内的运用

当$v_0 > 800$ m/s时, 弹体不可作为刚体处理。其中, 当800 m/s $< v_0 <$ 1300 m/s时, 弹体侵彻仍属于中高速侵彻范畴, 仍能采用 SPH 新方法对侵彻过程进行仿真计算; 当$v_0 > 1300$ m/s时, 弹体侵彻为高速和超高速侵彻, 属于(半)流体侵彻范畴。因自编程序基于采用流体动力学方程的 SPH 方法, 该方法已经较为成熟地运用于处于流体侵彻领域的高速和超高速碰撞领域[5]。前面对于直径为9.5 mm的钢珠在弹体可以假设为刚体的条件下撞击岩石靶板的问题进行了讨论, 为探究在 0～4000 m/s 宽速度域内侵彻深度随着靶速度的变化关系, 本研究继续对着靶速度为 800～4000 m/s 的侵彻过程进行仿真, 得到了不同速度条件下花岗岩靶板的成坑过程。因为在该速度域内弹体不作为刚体处理, 需要考虑形变和粒子的失效(即质量损失), 所以对钢材料弹体引入含损伤 J-C 本构模型(J-C Damage 本构)和 Grüneisen 状态方程。其中, 1300、2000 和 3000 m/s 的着靶速度下的最终成坑结果如图 8 所示, 靶板开坑过程和压力变化过程如图 9 所示。



(a) 1300 m/s　(b) 2000 m/s　(c) 3000 m/s

图 8　不同侵彻速度下岩石靶板成坑结果

Fig. 8　Size of the pit at different penetration velocities

图 9 给出了 3 种侵彻速度下不同时刻靶板材料应力波传播的情况。根据应力波传播速度的基本理论, 在理想情况下, 应力波速公式为

$$V_\sigma = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \tag{6}$$

式中: E为材料的杨氏模量, ρ为应力波传输介质的密度。对此根据仿真对象的材料参数, 计算得到理论上的应力波波速为3630 m/s; 仿真计算中 3 种不同侵彻速度下应力波波速均为3712 m/s, 波速不受侵彻速度的影响, 与理论波速值较为一致。

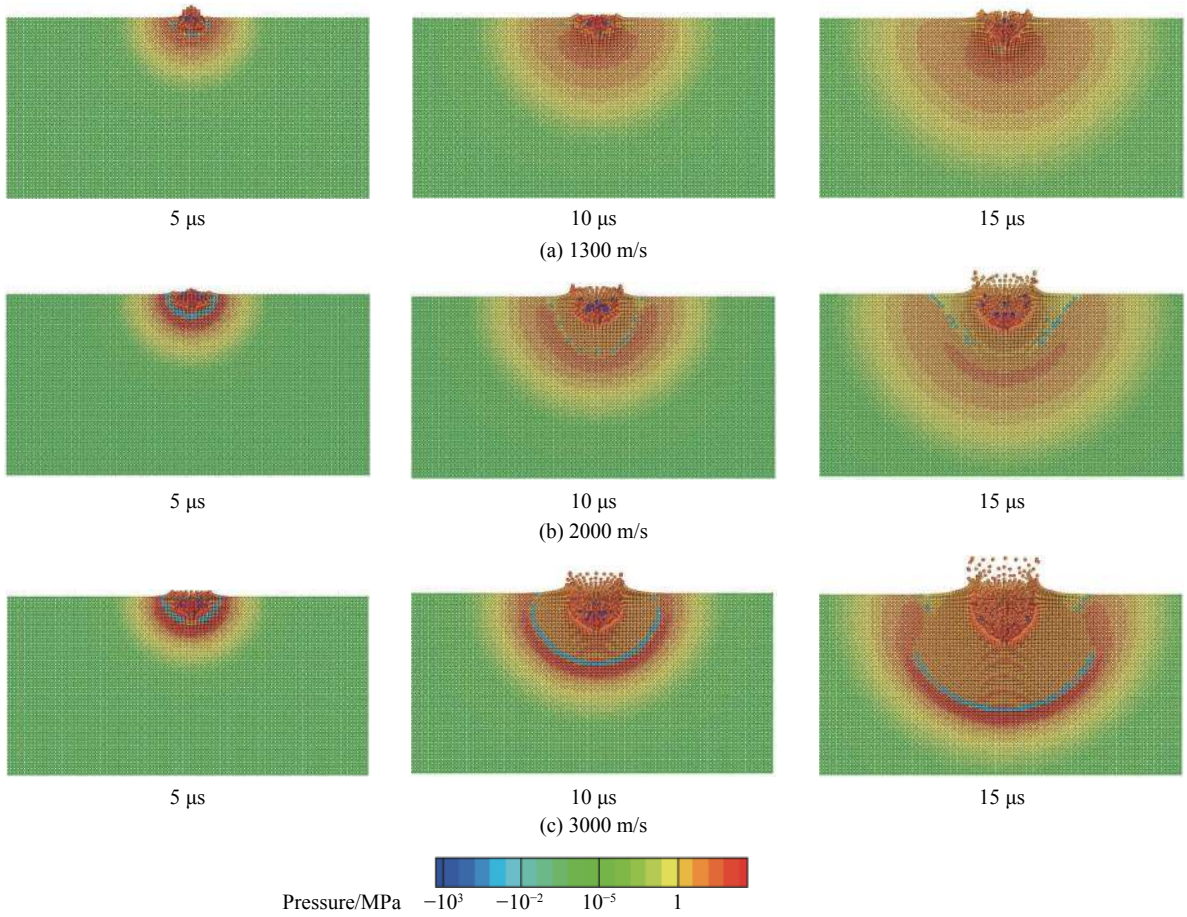


图 9　侵彻过程中弹目的压力变化图

Fig. 9　Pressure change of the penetrating process

图 10 为仿真拟合的 0～4000 m/s 速度区间内侵彻深度随着靶速度的变化曲线图。在 $0 \leqslant v_0 \leqslant 800$ m/s（Ma 为 0～0.78）的范围内，侵彻类型是假设弹体为刚体的固体侵彻类型，在该区间内侵彻深度随着靶速度的增大线性递增；但当 $v_0 = 1000$ m/s 时，侵彻深度 $h = 10.74$ mm，明显小于 $v_0 = 800$ m/s时的侵彻深度，考虑到前后钢珠的弹体条件不一样，可能会对结果存在影响，因而本研究在 0～800 m/s 的着靶速度范围内将弹体也考虑为非刚体进行仿真计算。同时从图 10 中还可以观察到，在 800～2000 m/s 的速度范围内，关系曲线没有明显的规律，因而本研究在该区域继续取多个速度点进行仿真计算，以考察侵彻深度随着靶速度的变化关系，仿真结果如图 11、图 12 和图 13 所示。

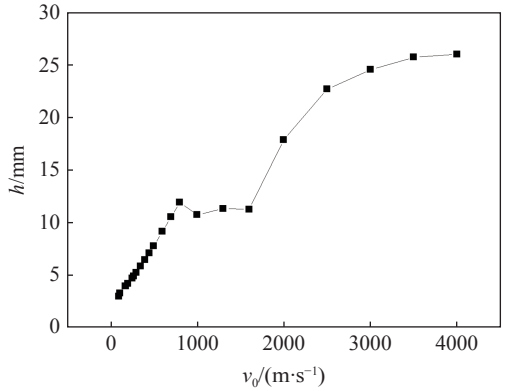


图 10　0～4000 m/s 速度范围内弹体分段作为刚体和非刚体的侵彻深度随着靶速度的变化

Fig. 10　Value of the penetration depth and the penetration velocity from 0 to 4000 m/s

从图 11 中可以观察到，当考虑钢珠形变后，侵彻深度均小于相同着靶速度下刚体弹体的侵彻深度，两者的差值随着着靶速度的增加而增加，仿真结果显示弹体在 0～800 m/s 的着靶速度范围内存在变形，形变量随着着靶速度的增加而增加。图 12 为在 0～4000 m/s 的范围内均考虑弹体形变后，拟合的侵彻深度与着靶速度的数值关系曲线，在 800～2000 m/s 的速度范围内以 100 m/s 的速度间隔取速度

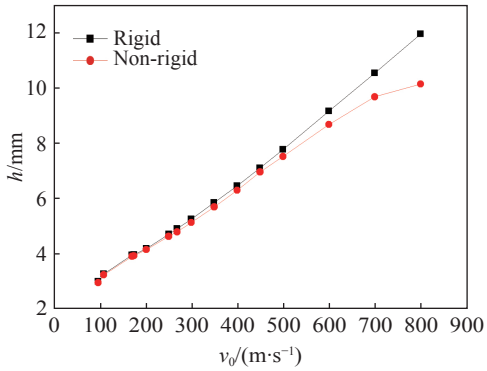


图 11　0～800 m/s 的初速度范围内刚体弹和非刚体弹体的侵彻深度随着靶速度的变化

Fig. 11　Penetration depth vs. penetration velocity from 0 to 800 m/s

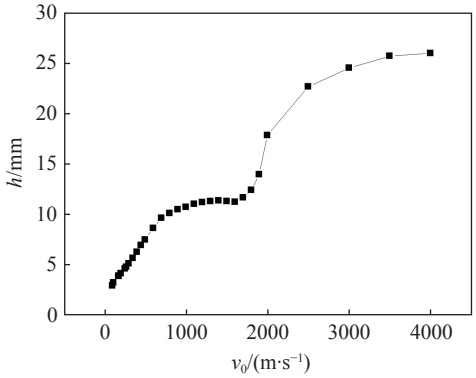


图 12　0～4000 m/s 的初速度范围内非刚体弹侵彻深度随着靶速度的变化关系

Fig. 12　Penetration depth vs. penetration velocity from 0 to 4000 m/s

点进行仿真计算。其中，当 800 m/s < v_0 < 1421 m/s 时，侵彻仍处固体侵彻的区间，侵彻深度随着靶速度的增加逐渐递增，但侵彻类型已经由中高速侵彻向高速侵彻转变，递增的幅度明显变小；当1421 m/s ⩽ v_0 ⩽ 1700 m/s时，侵彻处于半流体侵彻区域，是固体侵彻向流体侵彻转化的区域，随着侵彻速度的增加，弹体形变趋势增大，阻力增大幅度变大，因而在该区域内侵彻深度随着着靶速度的增加而递减，如图 13 所示；当v_0 > 1700 m/s时，侵彻近区介质动应力处于流体状态，属于流体侵彻的范畴，在该区域内弹体的形变时间很短，弹体的形变对侵彻深度的影响较小，出现了侵彻深度随着靶速度的增加呈现非线性递增的趋势，递增趋势变缓，随着着靶速度增加，开坑深度趋近于峰值。

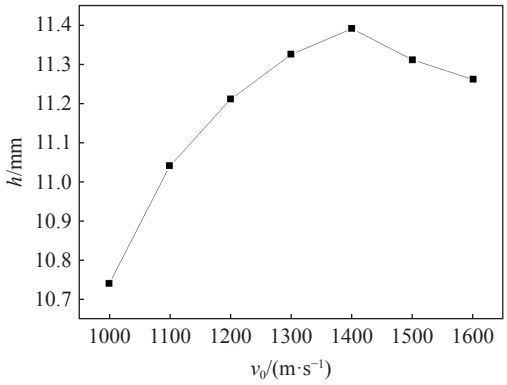


图 13　1000～1600 m/s 的着靶速度范围内非刚体弹侵彻深度随着靶速度的变化

Fig. 13　Penetration depth vs. penetration velocity from 1000 to 1600 m/s

4　结　论

针对不同着靶速度范围内的碰撞侵彻过程进行了讨论和分析，主要从探索侵彻深度随着着靶速度的变化规律出发，将基于流体动力学基本方程的 SPH 数值模拟方法运用于低速、中高速、高速和超高速的碰撞侵彻领域，并在 0～4000 m/s 的速度范围内，拟合出了侵彻深度与着靶速度的数值关系曲线，结合数值模拟结果，总结如下。

(1) 基于流体动力学基本方程的 SPH 方法适用于假设弹体为刚体的固体侵彻类型。仿真结果显示，在 0～800 m/s 的着靶速度范围内，刚体弹丸的侵彻深度随着靶速度呈线性递增的趋势，成坑结果相比于 Lagrange 网格法的模拟结果更加贴近实验结果。但在该区域内，考虑弹体形变时，侵彻深度略小于刚体弹结果，两者的差值随着靶速度的增加而增加。

(2) 对于非刚体钢珠侵彻中国四川地区花岗岩的问题，在着靶速度为 0～4000 m/s 的区间内，钢珠的侵彻经历了固体侵彻和(半)流体侵彻，其中：在v_0 < 1421 m/s范围内，随着靶速度v_0的增加，侵彻深度h不断增大，但弹体形变的加大导致侵彻深度h的增长幅度降低；在1421 m/s ⩽ v_0 ⩽ 1700 m/s范围内，侵彻处于固体侵彻向流体侵彻的过渡区，在该区域随着着靶速度的增加，侵彻深度h有明显的下降；在

$v_0 > 1700$ m/s范围内，侵彻处于完全的流体侵彻，侵彻深度随侵彻速度非线性递增；当$v_0 > 3000$ m/s时，递增趋势变缓，随着着靶速度增加，侵彻深度趋近于峰值。

参考文献：

[1] KUANG Y C, LIN W, XU X F, et al. Study on the fragmentation of granite due to the impact of single particle and double particles [J]. Petroleum, 2016, 2(3): 267–272.

[2] TOBIAS H, FRANK S, KLAUS T, et al. Hypervelocity impacts on dry and wet sandstone: observations of ejecta dynamics and crater growth [J]. Meteoritics & Planetary Science, 2013, 48(1): 23–32.

[3] 李争, 刘元雪, 胡明, 等. “上帝之杖”天基动能武器毁伤效应评估 [J]. 振动与冲击, 2016, 35(18): 159–180.
LI Z, LIU Y X, HU M, et al. Damage effect evaluation of god stick space-based kinetic energy weapons [J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(18): 159–180.

[4] 王明洋, 邱艳宇, 李杰, 等. 超高速长杆弹对岩石侵彻、地冲击效应理论与实验研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(3): 564–572.
WANG M Y, QIU Y Y, LI J, et al. Theoretical and experimental study on rock penetration and ground impact effects of hypervelocity long rod projectiles [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(3): 564–572.

[5] 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, et al. Numerical simulation on penetration of concrete target by shaped charge jet with SPH method [J]. Explosion and Shock Waves, 2016, 36(4): 516–524.

[6] LUCY L B. A numerical approach to the testing of the fission hypothesis [J]. Astronomical Journal, 1977, 8(12): 1013–1024.

[7] MONAGHAN J J. Smoothed particle hydrodynamics [J]. Annual Review of Astronomy and Astrophysics, 1992, 30: 543–574.

[8] LIU G R, LIU M B. 光滑粒子流体动力学——一种无网格粒子法 [M]. 韩旭, 杨刚, 强洪夫, 译. 长沙: 湖南大学出版社, 2005.
LIU G R, LIU M B. Smoothed particle hydrodynamics: a meshfree particle method [M]. Translated by HAN X, YANG G, QIANG H F. Changsha: Hunan University Press, 2005.

[9] 强洪夫. 光滑粒子流体动力学新方法及应用 [M]. 第 2 版. 北京: 科学出版社, 2017: 258–262.
QIANG H F. The new method and application of smoothed particle hydrodynamics [M]. 2nd ed. Beijing: Science Press, 2017: 258–262.

[10] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]//7th International Symposium on Ballistics. The Hague, Netherlands, 1983.

[11] 肖云凯, 方秦, 吴昊, 等. Johnson-Cook 本构模型参数敏感度分析 [J]. 应用数学和力学, 2015, 36(Suppl): 21–28.
XIAO Y K, FANG Q, WU H, et al. Analysis of parameter sensitivity for the Johnson-Cook constitutive model [J]. Applied Mathematics and Mechanics, 2015, 36(Suppl): 21–28.

[12] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R, COOK W H. A computational constitutive model for concrete subjective to large strain, high strain rates, and high pressure [C]//14th International Symposium on Ballistics. Québec, Canada, 1993: 591–600.

[13] 李争, 刘元雪, 谭仪忠, 等. 钨合金动能弹超高速侵彻钢靶的破坏特性 [J]. 后勤工程学院学报, 2016, 32(1): 7–12.
LI Z, LIU Y X, TAN Y Z, et al. Damage property of tungsten alloy kinetic energy projectile hypervelocity penetrating into steal target [J]. Journal of Logistical Engineering University, 2016, 32(1): 7–12.

[14] 何翔, 徐翔云, 孙桂娟, 等. 弹体高速侵彻混凝土的效应实验 [J]. 爆炸与冲击, 2010, 30(1): 1–6.
HE X, XU X Y, SUN G J, et al. Experimental investigation on projectiles’ high-velocity penetration into concrete targets [J]. Explosion and Shock Waves, 2010, 30(1): 1–6.

[15] YOUNG C W. Penetration equation: SAND 97-2426 [R]. Albuquerque, NM: Sandia National Laboratories, 1997.

Application of SPH Method for Problem of Rock Penetration within the Wide-Ranged Velocity

QIANG Hongfu, ZHANG Guoxing, WANG Guang, HUANG Quanzhang

（*Rocket Force University of Engineering*, *Xi'an* 710025, *China*）

Abstract: The smoothed particle hydrodynamics (SPH) method is used to simulate the deformation of penetration of granite at large strain and high strain rates. In order to describe the nonlinear deformation and failure characteristics of the projectile and target, the Holmquist-Johnson-Cook (HJC) constitutive model, damage model, Johnson-Cook (J-C) constitutive model and Grüneisen equation of state for granite are introduced, in which the projectile and the fortifications are discretized into Lagrangian particles. In simulation of three-dimensional penetration process of granite targets by self-made program at the speed from 0 m/s to 4000 m/s, we compare and analyzes the penetration results of steel balls under different projectile conditions. The curve of the penetration depth with the penetration velocity is fitted in solid penetration, semi-fluid penetration and fluid invasion. The numerical results show that the penetration depth increases with the increase of the penetration velocity in the solid penetration interval ($v_0 < 1421$ m/s). A decreasing trend is shown in the semi-fluid penetration interval ($1421\ \text{m/s} \leqslant v_0 \leqslant 1700\ \text{m/s}$), while an increasing trend is shown in the fluid penetration interval ($1421\ \text{m/s} < v_0 < 1700\ \text{m/s}$) and gradually tended to reach the peak.

Keywords: projectile; penetration; granite; smoothed particle hydrodynamics method

DOI: 10.11858/gywlxb.20190728

铝铜药型罩射流与侵彻数值模拟

刘志跃，翟俊昭

（北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室，北京 100081）

摘要：为提高射流侵彻性能，根据聚能射流装置的射流形成特点，设计了爆炸复合铝铜金属体作为药型罩的聚能射流装置。此装置依据已有的锥角为 42°的聚能装药紫铜药型罩改进而来。利用 LS-DYNA 软件中的 MMALE 多物质算法，对此装置的射流形成、侵彻金属靶体全过程进行数值模拟。在保持装药量不变的情况下，计算了当铝铜药型罩锥角分别为 36°、38°、40°和 42°时的射流形成及侵彻过程。结果表明：射流头部速度随着铝铜药型罩锥角的减小而增大；且锥角为 38°时射流穿深最大。相比单纯金属铜药型罩情况，射流头部速度提高了 13.2%，侵彻深度提高了 14.5%。

关键词：聚能射流；侵彻；铜铝复合药型罩；LS-DYNA

中图分类号：O385; E932.4 **文献标识码：**A

聚能射流装置（中空炸药体内加薄壁金属件药型罩）引爆后，由爆轰产物压垮药型罩所形成的金属射流具有强大的穿透和毁伤能力[1]。此原理在军事上用于研发反装甲武器的破甲弹，在民用方面可应用于石油天然气开采中油气井套管打孔用射孔弹[2–5]。因此，如何提高聚能射流的侵彻性能成为一个重要的研究课题。

聚能射流装置主要由炸药和药型罩两部分构成，其中：炸药装药在性能提高和使用方面一直没有较大进展，而改进药型罩则成为可能提高射流性能的趋势。Dil"Din 等[6] 曾用机械法压制铝铜复合罩，进行射流侵彻性能实验，但复合罩的性能测试结果却只有纯铜罩的 60%。Larocca 等[7] 的实验结果表明，与普通机械轧制罩相比，爆炸复合工艺制成的双层药型罩形成的射流稳定性大幅提高。臧涛成等[8] 采用爆炸复合铝铜药型罩制成射孔弹，实验发现射流头部速度较纯铜药型罩提高了 10%，但射流侵彻性能相差不大。郑宇等[9] 通过 AUTODYN 软件对双层铝铜药型罩聚能射流装置进行了仿真研究，发现当铝铜罩的厚度比为 1 时侵彻性能最好，对靶体的平均侵深相较于纯铜药型罩提高了 23.8%。乔金超等[10] 通过 LS-DYNA 对大锥角线型成型装药不同金属双层药型罩射流的形成进行仿真计算，发现在装药结构不变的情况下，双层罩外层材料采用铝时侵彻性能较纯铜罩提高了 16.6%。然而，目前通过数值模拟进行双层药型罩设计时，将单层药型罩变为双层药型罩后，药型罩微元压垮速度的变化均未考虑。

为此，本研究在一种传统纯铜药型罩聚能射流装置设计的基础上，提出了使用爆炸复合铝铜板作为药型罩材料，根据压垮速度情况，对药型罩锥角进行重新设计。通过 LS-DYNA 多物质 ALE(MMALE) 算法[11]，对铝铜厚度比为 1 且药型罩具有不同锥角情况，进行射流形成、侵彻过程的数值模拟。

1 计算模型和方法

1.1 计算模型

图 1 为传统聚能射流装置模型，由铝制壳体、Octol（HMX 和 TNT 炸药的质量比为 78∶22）炸药和紫铜药型罩 3 部分组成，具体几何参数如表 1 所示[12]。图 2 是铝铜复合体药型罩聚能射流装置模型。

* 收稿日期：2019-02-26；修回日期：2019-03-15

基金项目：北京理工大学爆炸与科学技术国家重点实验室面上项目（YBKT12-06）

作者简介：翟俊昭（1994—），男，硕士研究生，主要从事爆炸安全研究.E-mail: toshiakichia@gmail.com

通信作者：刘志跃（1965—），男，博士，副教授，主要从事冲击与爆炸安全研究. E-mail: zyliu@bit.edu.cn

复合铝铜药型罩结构分为两层，靠近炸药一侧为铝层，另一侧为铜层，图中①为顶部区域标记。铝铜厚度比定为 1，除药型罩变为双层外，其他几何参数均与经典装置一致。与经典聚能射流装置相比，复合药型罩由于其整体密度小，同等药量下的压垮速度增高，因此通过减小锥角从而使射流微元更多地向轴向汇聚。目前，将铝铜药型罩锥角依次设定为 36°、38°、40°、42°共 4 种情况，比较复合药型罩与经典 42°锥角纯铜药型罩的射流性能差异。

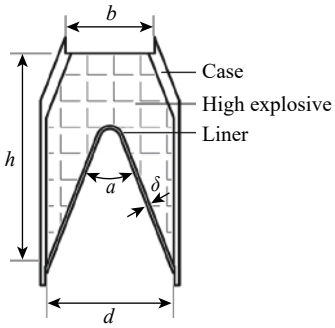


图 1　经典聚能射流装置

Fig. 1　Prototype shaped charge device

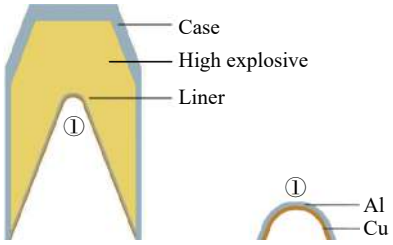


图 2　铝铜复合体药型罩聚能射流装置

Fig. 2　Shaped charge with aluminum-copper welded liner

表 1　模型几何参数

Table 1　Geometrical parameters in shaped charge configuration

δ/cm	h/cm	d/cm	α/(°)	b/cm
0.21	15.24	8.38	42	5.86

Note: δ, h, d, α, b are liner thickness, height of charge, diameter, apex angle, and top diameter, respectively.

1.2　计算设定

图 3 给出了聚能射流装置及靶体的完整分布模型截面图，其中靶体横截面直径为 15.24 cm，高度为 62.87 cm，射流装置与靶体的间距为 16.76 cm。由于装置结构和加载载荷具有几何对称性，在实际计算过程中，取轴线上下半部截面其一计算即可。在边界施加固定约束边界条件。

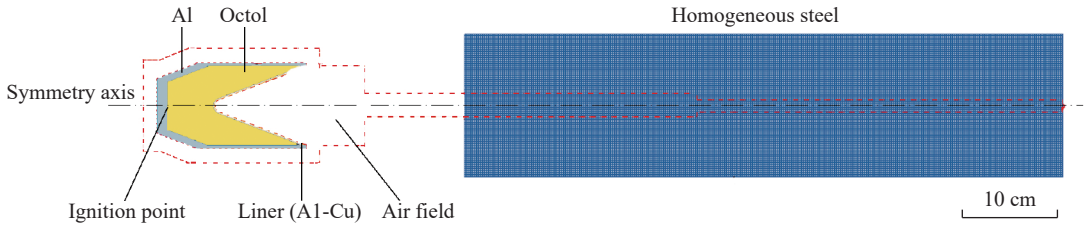


图 3　射流装置及靶体布置有限元计算设定

Fig. 3　Computational diagrams of shape charge and target arrangement

外壳、炸药和药型罩以及空气域采用尺寸为 0.05 cm 的网格划分，其中对于局部不规则几何部分，网格尺寸自适应调整。靶体的网格尺寸取 0.1 cm，均采用非渐变网格以提高计算的稳定性。图 3 中红色虚线所示为空气域，主要考虑物质流动需要几何空间而增加。靶体物质采用拉格朗日算法，聚能射流装置及空气域部分采用多物质 ALE 算法，金属射流和靶体之间为流固耦合接触。起爆点设在装药对称轴顶点，爆轰传播计算采用 Programmed Burn 模式。

1.3　状态方程及材料模型

炸药爆轰产物采用 Jones-Wilkins-Lee（JWL）状态方程[13] 描述。Octol 炸药的 CJ 爆轰性能参数[14] 和 JWL 状态方程参数[14] 列于表 2。射流装置中的金属材料采用 Grüneisen 状态方程[15] 描述，相关的物性参数[16] 列于表 3。金属材料强度模型采用 Steinberg 模型，相关参数列于表 4[17]。考虑到侵彻过程中的

变形特征, 对靶体材料采用运动硬化弹塑性模型[18]模拟, 关联参数列在表 5[19]。计算中, 当靶体单元中即时等效应变超过材料本身等效失效应变时, 删除此单元, 空间由空气填充处理。

表 2　Octol 炸药爆轰性能及 JWL 参数[14]

Table 2　Detonation properties and JWL parameters of octol explosive[14]

ρ_0/(g·cm^{-3})	D/(km·s^{-1})	p_{CJ}/GPa	E_0/(J·m^{-3})	ω
1.821	8.48	34.2	9.6	0.38
A/GPa	B/GPa	C/GPa	R_1	R_2
748.6	13.38	1.167	4.50	1.20

Note: ω, A, B, C, R_1 and R_2 are JWL EOS parameters; ρ_0, D, p_{CJ} and E_0 are density, detonation velocity, CJ presure, and explosive energy per volume, respectively.

表 3　铝和铜的 Grüneisen 状态方程参数[16]

Table 3　Parameters in Grüneisen equation of state of aluminum and copper[16]

Material	ρ_0/(g·cm^{-3})	C_0/(km·s^{-1})	S	Γ	T_{room}/K	c_v/(J·kg^{-1}·K^{-1})
Aluminum	2.78	5.39	1.339	1.97	300	884
Copper	8.93	3.94	1.489	2.02	300	383

Note: S is constant; C_0, Γ, T_{room}, c_v are sound velocity, Grüneisen coefficient, room temperature, and specific heat capacity at constant volume, respectively.

表 4　铝和铜材料的 Steinberg 强度模型参数[17]

Table 4　Parameters in Steinberg strength model of aluminum and copper[17]

Material	ρ_0/(g·cm^{-3})	G_0/GPa	Y_0/GPa	β	n	$(-G'_r/G_0)\times10^3$/K^{-1}
Aluminum	2.78	27.6	0.29	125	0.10	0.62
Copper	8.93	47.7	0.12	36	0.45	0.38

Note: β and n are constants; G_0, Y_0 and are shear modulus, yield strength, and G'_r shear modulus per time derivative,respectively.

表 5　钢靶弹塑性随动硬化模型参数[19]

Table 5　Target material parameters in elastic-plastic-kinematic strength model[19]

Material	ρ_0/(g·cm^{-3})	E_p/GPa	μ	Y/GPa	C_e	P_e/s^{-1}	ε_{eff}
Steel	7.83	2.07	0.3	0.011 1	6 500	4	0.7

Note: P_e, C_e and ε_{eff} are constants; E_p, μ and Y are platic modulus, Poisson's ratio and yield strength, respectively.

2　数值模拟结果和分析

2.1　纯铜药型罩的射流形成及侵彻

在进行改进型聚能射流装置计算前, 开展了 42°锥角纯铜药型罩聚能射流装置的射流形成和侵彻的计算, 结果见表 6。图 4 给出了射流的形成过程, 图 5 给出了侵彻过程的变化。装药起爆后 7 μs 时, 药型罩被压垮, 开始形成射流; 30 μs 后射流头部速度开始趋于稳定, 此时头部速度可达到 8.23 km/s, 与

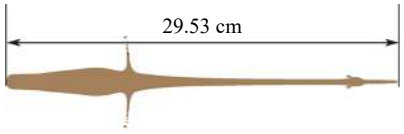


图 4　纯铜药型罩在 50 μs 时的射流形态

Fig. 4　Jet configuration from conical shaped charge with single copper liner at 50 μs instant

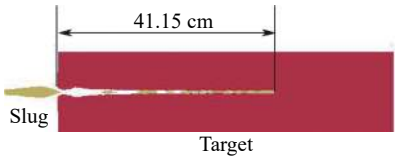


图 5　纯铜药型罩射流侵彻深度

Fig. 5　Penetration into steet target by jet from conical copper liner shaped charge

文献 [12] 中给出的实验值 8.30 km/s 基本吻合。同时计算获得的射流对靶体的总侵彻深度为 41.15 cm，而文献 [12] 中的实验侵彻深度在 38.56～40.23 cm范围内变化，计算值稍大于实验值。

表 6　纯铜药型罩射流侵彻计算和实验结果对比

Table 6　Comparison on computational and experimental results of jet and penetration by charge with single copper liner

Jet head velocity/(km·s^{-1})		Penetration depth/cm	
Experiment	This calculation	Experiment	This calculation
8.30	8.23	38.58–40.23	41.15

2.2　不同锥角铝铜药型罩射流头部侵彻速度

对于铝铜药型罩，在锥角分别为 36°、38°、40°、42°的条件下，开展射流形成过程计算，得到不同锥角下射流头部速度。图 6 给出了相应射流头部侵彻速度-时间变化曲线，同时给出 42°纯铜药型罩射流头部的侵彻速度变化。可以看出，4 种不同锥角的铝铜药型罩均比传统 42°纯铜药型罩头部速度高，且头部速度随着药型罩锥角的减小而增大。其中，36°铝铜药型罩射流头部侵彻速度最高，达到 9.74 km/s，相比纯铜药型罩提高了 18.3%；而 38°铝铜药型罩射流头部侵彻速度为 9.31 km/s，相比纯铜药型罩提高了 13.2%。

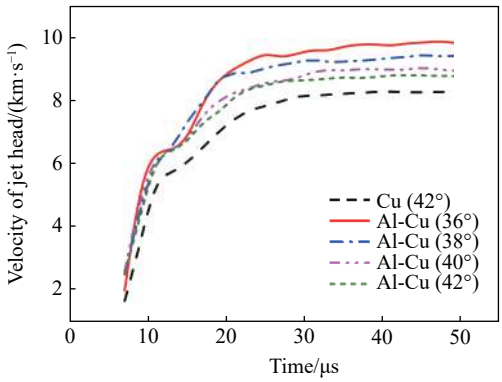


图 6　不同锥角铝铜药型罩射流头部速度-时间变化

Fig. 6　Variation of jet tip velocity versus time from shaped charge set-up with different liner apex angles

2.3　不同锥角铝铜药型罩射流侵彻深度

不同锥角铝铜药型罩射流对靶体侵彻过程的计算表明：在保持锥角 42°不变时，直接将纯铜药型罩换为铝铜复合罩后，其射流侵彻深度反而下降；而当改变成小锥角时，侵彻深度将会提高，结果在表 7 中给出。这说明药型罩材质的改变导致压垮速度和压垮角改变，原有纯铜药型罩的锥角并不能使铝铜药型罩射流达到更好的侵彻效果。虽然在 2.2 节中得到 36°药型罩射流具有最大头部速度，但是在侵彻深度方面的表现并不是最好；而锥角为 38°时的铝铜药型罩具有最好的射流侵彻性能，侵彻深度可达 47.10 cm，相比纯铜药型罩提高了 14.5%。图 7 给出了计算得到的 38°锥角铝铜药型罩射流侵彻靶体的过程。

表 7　不同锥角铝铜药型罩与纯铜药型罩射流计算结果对比

Table 7　Computational results on penetration by aluminum-copper liner with various apex angels

Material	α/(°)	Penetration depth/cm
Cu	42°	41.15
Al-Cu	42°	40.01
	40°	44.23
	38°	47.01
	36°	44.02

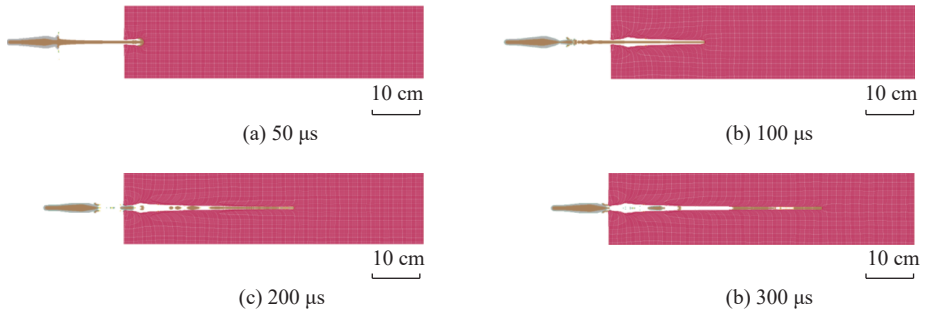


图 7　锥角为 38°时铝铜药型罩射流侵彻过程的计算结果

Fig. 7　Penetration phases at shown time intervals by jets from 38° apex angle charge with aluminum-copper welded liner

图 8 是不同锥角药型罩射流侵彻靶体时的侵彻深度-时间变化曲线。图 8 中同时给出了 42°锥角纯铜药型罩的侵彻深度变化趋势。通过 2.2 节分析可知，36°锥角铝铜药型罩射流头部的侵彻速度最高，但随着时间推移，侵彻深度增加速度逐渐放缓，相比 38°锥角的侵彻情况，最终的侵彻深度有所降低，说明侵彻过程不是单纯由射流头部速度决定，同时也与射流中后部速度以及射流尺寸有关。整体比较可发现，铝铜药型罩在锥角为 38°时的最终侵彻深度最大。通过数值模拟研究，得到最佳的锥角顶角设计值，为今后的实验设计提供有益的技术参数。

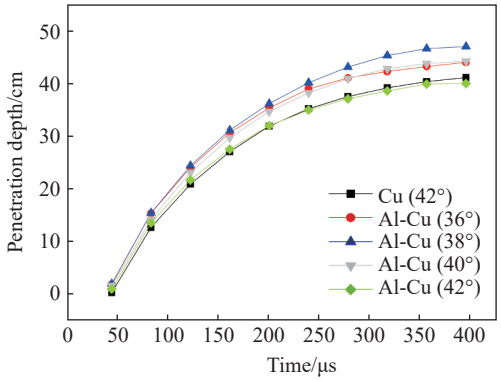


图 8　不同锥角铝铜药型罩射流侵彻深度-时间变化

Fig. 8　Variation of jet penetration depth versus time by charge devices with different liner apex angles

2.4　射流速度分布及动能

考虑射流在侵彻靶体前的速度和动能分布，将铝铜复合药型罩与单纯铜药型罩的射流情况进行对比。取 38°锥角铝铜复合药型罩聚能装置作为代表进行数据归纳。图 9 给出了计算单纯铜药型罩时的射流分布图像。图 10 则是计算得到的 38°锥角铝铜药型罩产生的射流形貌。通过形貌对比可以明显看到，侵靶前在射流的前半部分，相比于纯铜药型罩情况，38°锥角铝铜药型罩具有较高的射流速度。

图 9　纯铜药型罩射流侵彻靶板前的速度分布

Fig. 9　Jet velocity contour from charge with single copper liner

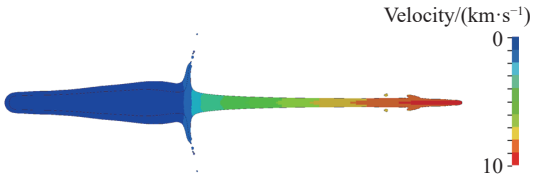


图 10　锥角 38°铝铜药型罩射流侵彻靶板前的速度分布

Fig. 10　Jet velocity contour from charge with aluminum copper welded liner under 38° apex angle

同时，通过分析射流有效侵彻段动能获得侵靶穿深大小的推测依据。根据动能将整个射流分成若干射流段，然后进行动能累加。射流后部杵体的速度一般在 1.0 km/s 以下且体积大，基本不会对最终穿深产生影响。在若干 n 段中的射流分割中，设射流段半径为射流分段半径r，长度为l，射流密度为铜材料密度 ρ_{Cu}，射流段的平均速度为 v_{a}，射流分段动能为 E_{vi}，整体射流的有效侵彻动能为 E_v，则有

$$\begin{aligned} v_{\mathrm{a}} &= \frac{v_{\min}+v_{\max}}{2} \\ E_{vi} &= \frac{\pi r^2 l \rho_{\mathrm{Cu}} v_{\mathrm{a}}^2}{2} \\ E_v &= \sum_{i=1}^{n} E_{vi} \end{aligned} \tag{1}$$

上述两种射流情况的分段数据如表 8 和表 9 所示。可以看出，锥角 38°铝铜药型罩射流的有效侵彻动能较纯铜药型罩射流高 9% 左右。

2.5　计算方法分析讨论

分析铝铜复合药型罩情况发现，铝铜之间的结合强度不同会导致射流结果发生不同程度的变化。理论上采用 Lagrange 模式计算能较好地解决此问题。Lagrange 方法在计算剧烈大变形、高速流体运动时很容易产生网格畸变，导致后期计算结果不准确甚至计算出错，但初期变形阶段仍可以实施

表 8　锥角 38°铝铜药型罩射流各分段速度分布及总动能

Table 8　Jet velocity values at different locations along its elongation and total jet kinetic energy from the charge with aluminum copper welded liner at 38° apex angle

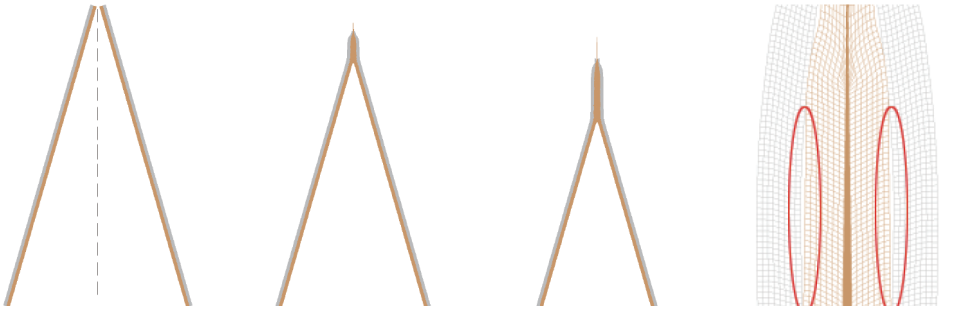
Portion i	Velocity/(km·s^{-1})	v_a/(km·s^{-1})	r/cm	l/cm	E_{vi}/kJ	E_v/kJ
1	2.0–3.0	2.5	0.54	0.45	11.50	454.71
2	3.0–7.0	5.0	0.28	6.09	167.43	454.71
3	7.0–8.0	7.5	0.23	2.29	95.58	454.71
4	8.0–9.6	8.8	0.17	5.74	180.19	454.71

表 9　单层铜药型罩射流各分段速度分布及总动能

Table 9　Jet velocity values at different locations along jet elongation and total jet kinetic energy from the charge with single copper liner

Portion i	Velocity/(km·s^{-1})	v_a/(km·s^{-1})	r/cm	l/cm	E_{vi}/kJ	E_v/kJ
1	2.0–3.0	2.5	0.58	1.21	35.68	414.13
2	3.0–7.0	5.0	0.28	8.83	242.76	414.13
3	7.0–8.0	7.5	0.21	3.40	118.30	414.13
4	7.0–8.3	7.7	0.11	1.75	17.38	414.13

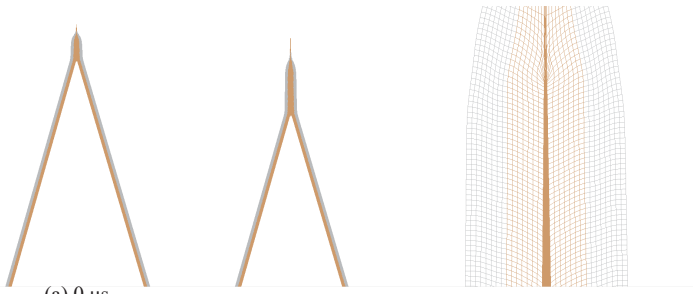
Lagrange 计算。为此，针对铝铜有结合和无结合两种方式的平板对称斜碰进行计算，以显示两者差异，计算初始图如图 11(a) 所示。取平板整体运动速度为 3.5 m/s，接近聚能射流药型罩碰撞速度，两板沿中垂线对称放置成 42°夹角。图 11 和图 12 分别为两种复合板斜碰撞的计算形貌。从计算结果可以看出：铝铜板没有结合强度时，碰撞后分离现象明显，铝铜间缝隙扩大，如图 11(d) 所示；而具有良好结合强度



(a) 0 μs　(b) 3 μs　(c) 6 μs　(d) Enlargement of collision area at 6 μs

图 11　无结合强度铝铜复合板斜碰撞计算形貌

Fig. 11　Computational results of the oblique collision by plates of aluminum copper without bonding



(a) 0 μs　(b) 6 μs　(c) Enlargement of collision area at 6 μs

图 12　结合良好的铝铜复合板斜碰撞计算形貌

Fig. 12　Computational results of the oblique collision by plates of aluminum copper with strong bonding

的板材在碰撞后仍能够保持原有的结合，如图 12(c) 所示。可以推断，无结合强度的铝铜药型罩会对射流的稳定性造成很大影响。

另一方面，具有良好结合强度的铝铜复合药型罩聚能装置的计算中，爆炸复合界面的结合强度是通过多物质欧拉法计算中混合网格处理实现的。在多物质欧拉法计算中，混合网格中的应力是通过各组分的物质量占有率，将各物质相应的应力取出，进行加权平均得到网格统一应力[18]。若多物质处于压缩状态，无论物质界面是否有结合强度都可以用这种处理方法。但对处于拉伸应力状态下的多物质网格，若界面没有结合强度，则上述处理方法明显同实际情况不符，因为没有结合强度的界面网格不能承受拉伸应力，因此在程序中若不进行特殊处理，则默认为具有某种结合强度处理。而在已有的双层金属射流和爆炸成形弹丸的计算中，关于此论点并没有具体指出。当然，对于此问题，准确实施界面强度的计算还有待于今后的进一步改进。

3　结　论

在经典聚能射流装置的基础上，提出改进型双层铝铜药型罩聚能射流装置以及改进思路，采用 LS-DYNA 软件进行改进型装置射流与侵彻能力的模拟计算。首先对同等药量加速单层铜板和双层铝铜板情况进行计算，给出了铝铜药型罩提高药型罩压垮速度的依据，进而通过数值方法研究几种不同锥角情形下铝铜药型罩射流和侵彻行为，得到以下结论：

(1) 在装药量不变的情况下，铝铜药型罩射流头部速度随着药型罩锥角的减小而增大；

(2) 当保持铝铜厚度比为 1 时，38°锥角铝铜药型罩的射流和侵彻性能最好，当锥角大于或小于 38°时，侵彻性能均会下降。

参考文献：

[1] 谭多望, 孙承纬. 成型装药研究新进展 [J]. 爆炸与冲击, 2008, 28(1): 50–51.
TAN D W, SUN C W. Progress in studies on shaped charge [J]. Explosion and Shock Waves, 2008, 28(1): 50–51.

[2] 戴兰宏. 工程科学前沿的拓荒者——郑哲敏 [J]. 力学进展, 2013, 43(3): 265–294.
DAI L H. A pioneer in the frontier of engineering science—Zhe-Min Zheng [J]. Advances in Mechanics, 2013, 43(3): 265–294.

[3] 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.

[4] 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.

[5] 潘文强, 付代轩, 赖康华, 等. 含能射孔弹双层药型罩穿孔性能研究 [J]. 爆破器材, 2017, 46(2): 31.
PAN W Q, FU D X, LAI K H, et al. Study on penetration performance of Bi-layer liner in energetic penetrating charge [J]. Explosive Materials, 2017, 46(2): 31.

[6] DIL''DIN Y M, KOLMAKOV A I, LADOV L V, et al. Effect of the width of the diffusion zone in multilayer lining of shaped charges on the shaping effect [J]. Combustion, Explosion and Shock Waves, 1980, 16(6): 660–663.

[7] LAROCCA E W, STRIKE R. Method of making a bimetallic shaped charge liner: 4807795 [P]. 1989-02-28.

[8] 臧涛成, 胡焕性, 邵琦. 破甲弹复合罩性能研究 [J]. 火炸药学报, 1998(4): 44–47.
ZANG T C, HU H X, SHAO Q. The performance study of shaped charge liner [J]. Chinese Journal of Explosives & Propellants, 1998(4): 44–47.

[9] 郑宇, 王晓鸣, 李文彬, 等. 双层药型罩侵彻半无限靶板的数值仿真研究 [J]. 南京理工大学学报(自然科学版), 2008, 32(3): 313–317.
ZHENG Y, WANG X M, LI W B, et al. Numerical simulation on double-layered shaped charge liner penetration into semi-infinite target [J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology, 2008, 32(3): 313–317.

［10］乔金超, 吴越, 贾磊朋. 双层线型药型罩侵彻靶体的数值分析 [J]. 兵工自动化, 2017, 36(9): 27–30.
QIAO J C, WU Y, JIA L P. Numerical analysis of double-layer composite linear liner penetrate target [J]. Ordnance Industry Automation, 2017, 36(9): 27–30.
［11］LS-DYNA Manual R.9448 [CP]. Livermore Software Technology Corporation, 2018.
［12］DIPERSIO R, SIMON J, MERENDINO A B. Penetration of shaped-charge jets into metallic targets [R]. Maryland: Ballistics Research Laboratory, 1965.
［13］LEE E L, HORNIG H C, KURY J W. Adiabatic expansion of high explosive detonation products: UCRL-50422 [R]. Livermore: Lawrence Livermore National Laboratory Report, 1968.
［14］DOBRATZ B M, CRAWFORD P C. LLNL explosive handbook [M]. California: U.S. Government Printing Office, 1987: 8–22.
［15］MEYERS M A. Dynamic behavior of materials [M]. John Wiley & Sons, 1994: 124.
［16］KATAYAMA M. Numerical and experimental study on the shaped charge for space debris assessment [J]. Acta Astronautica, 2001, 48(5): 363–372.
［17］STEINBERG D J, COCHRAN S G, GUINAN M W. A constitutive model for metals applicable at high-strain rate [J]. Journal of Applied Physics, 1980, 51(3): 1498–1504.
［18］KRIEG R D, KEY S W. Implementation of a time dependable plasticity theory into structural computer programs, constitutive of equations in viscoplasticity: computational and engineering aspects [M]. New York: American Society of Mechanical Engineers, 1976: 125–137.
［19］时党勇, 李裕春, 张胜民. 基于 ANSYS/LS-DYNA 8.1 进行显示动力分析 [M]. 2 版. 北京: 清华大学出版社, 2005: 313–326.
SHI D Y, LI Y C, ZHANG S M. Explicit dynamic analysis based on ANSYS/LS-DYNA 8.1 [M]. 2nd ed. Beijing: Tsinghua University Press, 2005: 313–326.

Numerical Simulation on the Performance of Shaped Charge with Explosively Welded Aluminum Copper Liner

LIU Zhiyue, ZHAI Junzhao

（*School of Mechatronic Engineering*, *Beijing Institute of Technology*, *Beijing* 100081, *China*）

Abstract: According to the character of jet formation in shaped charge device, a new type of charge assembly, with metallic liner of aluminum-copper bond fabricated by explosively welding technique, has been proposed in order to acquire the improvement on penetration capability from such charge. The device is modified from the available conical shaped charge with single copper liner material and 42° conical apex angle. Multi-material arbitrary Lagrangian-Eulerian (MMALE) method in LS-DYNA software package is employed as the numerical simulation tool to fulfill the calculations for the whole processes involving jet formation and ensuing penetration into target. Charges with apex angles varying from 36°, 38°, 40°, and 42° respectively have been calculated for comparison. The results show that the head velocity of the jet increases with the decreasing value of apex angle. Furthermore, 38° apex angle charge reaches maximum penetration depth. Compared to shaped charge with single copper liner, such design of the charge presents 13.2% improvement in jet head velocity and 14.5% rising in penetration depth.

Keywords: shaped charge; penetration; welded aluminum copper liner; LS-DYNA

DOI: 10.11858/gywlxb.20190757

球形破片侵彻多层板弹道极限的量纲分析

王 雪[1], 智小琦[1], 徐锦波[2], 范兴华[2]

(1. 中北大学机电工程学院, 山西 太原 030051;
2. 晋西工业集团, 山西 太原 030027)

摘要: 为了研究 Q235 钢多层板的抗侵彻性能, 进行了直径为 9.45 mm 的钨合金球形破片侵彻 7.2 mm 和 (3.6+3.6)mm 厚 Q235 钢双层板试验, 获得了相应的弹道极限。在此基础上, 建立数值仿真模型, 研究了钨合金球侵彻接触式等厚 3 层、4 层、5 层、6 层板的弹道极限。通过量纲分析方法, 分析了分层数对靶板弹道极限的影响。结果表明: 对于球形破片, 总厚度为 7.2 mm 的等厚双层板的抗侵彻性能高于单层板; 当分层数大于 2 时, 接触式多层等厚靶板的弹道极限随着层数的增加而减小, 即分层数越多, 靶板的抗侵彻性能越低, 通过量纲分析方法得到了靶板分层数与破片弹道极限的关系。研究结果可为未来装甲防护设计提供一定的参考。

关键词: 球形破片; 弹道极限; 多层板; 量纲分析

中图分类号: TJ410.3 **文献标识码:** A

在现代高科技战场中, 武器装备的不断发展对装甲防护提出了更高的要求[1]。装甲防护技术从单层开始向多层发展, 因此, 对于防护材料的分层设计研究成为十分重要的课题, 国内外已有一些关于多层金属板抗侵彻性能的研究报道。例如: Iqbal 等[2] 利用 ABAQUS/EXPLICIT 建立了锥头弹体和靶板的三维模型, 发现了单层板的抗侵彻性能高于接触式双层板; Durmus 等[3] 利用标准卵形头子弹对单层和接触式双层钢板进行了撞击试验, 发现单层板比双层板的抗侵彻性能好; Gupta 等[4] 利用平头、半球形和卵形弹对单层和双层薄铝板进行了撞击试验, 发现单层板和双层板的抗侵彻性能接近, 靶体对卵形头弹的弹道极限最低, 其次是平头弹和半球形弹; 邓云飞等[5] 利用卵形头杆弹正撞击单层板和等厚接触式 3 层板的试验, 探讨了靶板结构对其抗侵彻特性的影响; 任善良等[6] 基于单层金属板的穿透理论和试验研究, 提出了平头弹侵彻等厚接触式双层金属板的穿透模型, 模型预测结果与试验数据吻合较好; 邓云飞等[7] 利用卵形头、平头及半球形头杆弹正撞击等厚接触式双层板试验, 发现叠层顺序对双层靶体抗侵彻性能的影响与弹体头部形状相关。

综合上述研究结果可以发现, 目前对于多层板的抗侵彻性能研究, 侵彻体大多采用弹丸, 靶板最多分 3 层, 研究结果依据靶体结构、分层方法及侵彻体形状而各异。然而对于飞机、轻型装甲车辆, 毁伤破片是主要的毁伤元, 因此, 研究破片对于多层板的侵彻以及靶板的分层情况对抗侵彻性能的影响具有重要的意义。

本研究选用钨合金球形破片, 对 Q235 钢单层板和接触式等厚双层板进行冲击试验研究, 以获得两种防护结构的弹道极限。在此基础上, 建立数值仿真模型, 开展接触式等厚 3 层、4 层、5 层和 6 层 Q235 钢板的数值仿真, 通过量纲分析方法, 得到分层数与弹道极限之间的关系, 以期为未来装甲防护设计提供参考。

* **收稿日期:** 2019-04-10; **修回日期:** 2019-05-05

作者简介: 王 雪(1994—), 女, 硕士研究生, 主要从事弹药工程与毁伤技术研究.
E-mail: 271976366@qq.com

通信作者: 智小琦(1963—), 女, 博士, 教授, 主要从事武器毁伤与装药技术研究.
E-mail: zxq4060@sina.com

1　弹道极限试验

1.1　试验装置

使用口径为 12.7 mm 的弹道枪发射破片，破片速度由装药量以及弹托与子弹药筒配合的紧密程度控制。采用通断靶测速法，利用 NGL202-Z 型六通道测速仪的测速装置进行靶前速度与靶后速度的测试。选用直径为 9.45 mm、质量为 8.05 g 的钨合金球形破片，对 7.2 mm 和 (3.6+3.6) mm 厚 Q235 钢板进行冲击试验。试验原理如图 1 所示，图 2 为弹托、破片及小药筒照片。

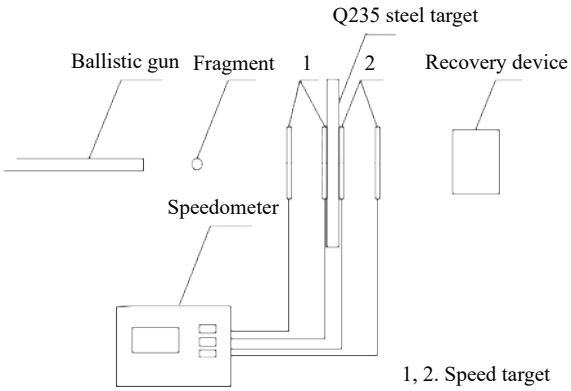


图 1　试验原理图

Fig. 1　Experimental schematic

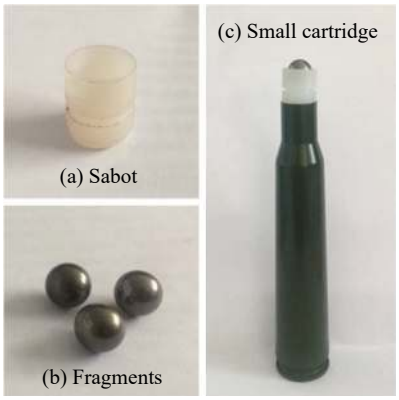


图 2　弹托、破片及小药筒

Fig. 2　Sabot, fragments and small cartridge

1.2　试验结果及分析

钨合金球侵彻 7.2 mm 和 (3.6+3.6) mm 厚 Q235 钢板的试验结果见表 1。

表 1　破片侵彻试验结果

Table 1　Experimental results of fragment penetrating plate

Target type	Initial velocity/(m·s^{-1})	Residual velocity/(m·s^{-1})	Phenomenon
Single layer plate 7.2 mm	494.3		Embedment
	598.8	248.6	Penetration
	662.0	350.2	Penetration
	718.5	413.3	Penetration
	726.4	423.0	Penetration
	734.1	454.3	Penetration
	766.1	479.2	Penetration
	787.3	504.9	Penetration
	837.0	558.9	Penetration
Double layer plate (3.6+3.6) mm	455.3		Embedment
	532.7		Embedment
	604.0	194.2	Penetration
	619.0	224.4	Penetration
	631.4	246.1	Penetration
	652.5	281.8	Penetration
	738.0	400.7	Penetration
	819.0	493.2	Penetration

通过比较弹道极限来评估靶板的抗侵彻性能。利用能量守恒和动量定理的 R-I 公式[8], 获得弹靶系统的弹道极限, 具体表达式为

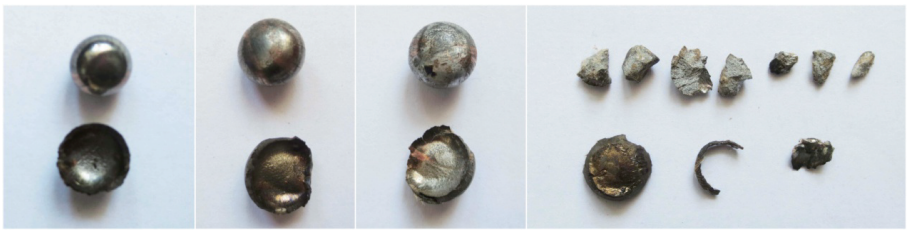
$$v_1=\begin{cases}0 & 0\leqslant v_0\leqslant v_{50}\\ \alpha\left(v_0^p-v_{50}^p\right)^{\frac{1}{p}} & v_0>v_{50}\end{cases} \tag{1}$$

式中: v_0为初始速度(m/s); v_1为残余速度(m/s); v_{50}为弹道极限(m/s); $\alpha=m_{\rm p}/(m_{\rm p}+m_{\rm pl})$, $m_{\rm p}$和$m_{\rm pl}$分别为子弹质量和冲塞质量; α和 p 可通过对试验数据进行最小二乘法拟合得到。

根据冲击试验结果(见表 1), 通过(1)式拟合得到球形破片侵彻 7.2 mm 厚 Q235 钢单层板的弹道极限为 523.7 m/s, 侵彻 (3.6+3.6) mm 厚 Q235 钢多层板的弹道极限为 555.6 m/s。在总厚度相等的情况下, 对于钨合金球, 接触式等厚双层板的抗侵彻性能高于单层板。

1.3　失效模式分析

图 3 为单层板冲击试验后破片与冲塞状态。可以看出, 以 598.8 m/s 的速度撞击靶板时, 破片只有轻微的变形; 随着侵彻速度的增加, 破片的变形增大; 当侵彻速度为 837.0 m/s 时, 破片发生碎裂。



(a) v_0 = 598.8 m/s　(b) v_0 = 653.5 m/s　(c) v_0 = 787.3 m/s　(d) v_0 = 837.0 m/s

图 3　单层板冲击试验后破片与冲塞状态

Fig. 3　Fragmentation and plug after single layer impacting experiment

钨合金球侵彻单层板的过程中, 当初始速度小于穿透速度时, 单层板的主要失效模式是隆起和盘形凹陷。在撞击过程中, 破片挤压靶板, 靶板产生与破片形状相同的隆起变形。受撞击的靶板部分, 由于靶板弯曲而造成较小的盘形凹陷变形[9], 如图 4(a)所示。当初始速度大于穿透速度时, 单层板的主要失效模式是绝热剪切冲塞破坏。在撞击过程中, 破片挤压靶板, 靶板表面因塑性变形向外翻起, 出现翻唇现象[10]。当破片侵入靶板时, 靶板发生较大的应变。当这种应变超过靶板的许可应变时, 靶板在该处发生断裂。由于撞击过程进展很快, 局部断裂产生的热不能及时散出, 使这部分材料急速升温, 从而降低该处的抗剪强度, 发生绝热剪切现象。当绝热剪切延伸到靶板背面时, 塞块脱离靶板, 完成冲塞, 结束侵彻, 冲塞与破片以相同的速度向前运动。试验后单层板的状态如图 4 所示。

钨合金球侵彻双层板的过程中, 当初始速度小于穿透速度时, 双层板与单层板的主要失效模式相同, 即隆起和盘形凹陷。在撞击过程中, 破片挤压第 1 层板, 第 1 层板受挤压产生向下的压力, 挤压第 2 层板, 两层板同时产生与破片形状相同的隆起变形。受撞击的靶板部分, 由于靶板弯曲而造成较小的盘形凹陷变形, 如图 5(a)所示。当初始速度大于穿透速度时, 双层板中第 1 层板的失效模式与单层板相似。撞击过程中, 破片挤压靶板, 靶板发生应变。由于撞击过程进展很快, 发生绝热剪切, 形成

(a) v_0 = 494.3 m/s　(b) v_0 = 598.8 m/s

图 4　试验后的单层板状态

Fig. 4　Single-layer plate after experiment

(a) v_0 = 455.3 m/s　(b) v_0 = 619.0 m/s

图 5　试验后的双层板状态

Fig. 5　Double-layer plate after the test

冲塞，冲塞与破片以相同的速度向前运动。由于受破片和冲塞的共同作用，第 2 层板被压缩变薄，出现隆起破坏，并形成一个塞块。试验后双层板的状态如图 5 所示。

为了进一步研究多层板的抗侵彻性能，对钨合金球侵彻接触式等厚 3 层、4 层、5 层、6 层板进行数值模拟，并通过量纲分析方法，分析分层数对靶板弹道极限的影响。

2　数值模拟及分析

2.1　仿真模型建立

根据试验内容，建立数值仿真所需的有限元模型。根据模型的对称性，为减少计算时间，简化运算，建立破片及靶板的 1/4 有限元模型。为提高计算精确度，采用六面体单元进行网格划分，靶板和破片直接作用区域进行网格局部加密。在对称边界施加对称约束，靶板边界处施加非反射边界，定义破片与靶板的接触算法为面面侵蚀算法，靶板与靶板间的接触算法为自由接触算法。有限元模型如图 6 所示。

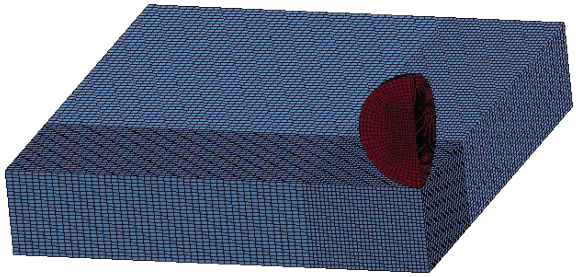


图 6　有限元模型

Fig. 6　Finite element model

2.2　破片与靶板材料模型的确定

由于钨合金具有明显的应变率特征[11]，选用 PLASTIC_KINEMATIC 材料模型，其参数如表 2 所示，ETAN 表示切线模量，BETA 表示硬化参数，SRC、SRP 表示应变率参数，FS 表示失效应变。

表 2　钨合金球的材料模型参数

Table 2　Material model parameters of tungsten alloy ball

Density/(g·cm^{-3})	Young modulus/GPa	Poisson's ratio	Yield stress /MPa	ETAN/MPa
18.2	357	0.303	1 506	762
BETA	SRC	SRP	FS	VP
1	3.9	6	1.2	0

破片侵彻靶板属于高速冲击问题，冲击过程伴随着高应变率、高温、高压和冲击波的传播，使用 Johnson-Cook 本构模型进行描述。对于涉及冲击波的行为，可以用 Grüneisen 状态方程表征[12]。参考文献 [13] 的相关参数，根据实际试验进行微调，主要参数如表 3 所示。

表 3　Q235 钢靶板的材料模型参数

Table 3　Material model parameters of Q235 steel plate

Density/(g·cm^{-3})	G/GPa	A/MPa	B/MPa	c	m	n
7.8	77.3	300	347	0.1	0.55	0.08
T_m/K	T_r/K	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
1 795	300	0.3	0.9	2.8	0	0

2.3　基于试验的数值仿真

利用上述仿真模型进行钨合金球侵彻 7.2 mm 厚 Q235 钢单层板和 (3.6+3.6) mm 厚双层板的数值模拟，结果列于表 4。将数值模拟与试验结果进行对比，如图 7 所示。

从表 4 可以看出，在试验速度的间隔范围内，数值模拟得到的速度与试验数据吻合较好，最大相对误差在 5% 以内。通过数值模拟得到钨合金球侵彻 7.2 mm 厚 Q235 钢单层板和 (3.6+3.6) mm 厚 Q235 钢多层板的弹道极限分别为 520.3 m/s 和 552.7 m/s，与试验弹道极限的相对误差分别为 0.65% 和

0.52%。破片侵彻靶板从即将穿透靶板到完全穿透靶板的速度是弹道极限范围。因此, 对试验得到的弹道极限附近速度进行仿真, 预估其弹道极限范围, 仿真结果如图 8 所示。从图 8(a)可以看出, 钨合金球侵彻单层板的弹道极限范围为 520～524 m/s。从图 8(b)可以看出, 钨合金球侵彻双层板的弹道极限范围为 552～557 m/s。因此, 仿真结果与试验结果吻合。

表 4　破片侵彻靶板的仿真结果

Table 4　Simulation results of fragmentation penetrating the plate

Target type	Initial velocity/(m·s^{-1})	Residual velocity/(m·s^{-1})		Relative error/%	Phenomenon
		Simulation	Experiment		
Single-layer plate 7.2 mm	494.3				Embedment
	598.8	243.8	248.6	1.93	Penetration
	662.0	340.3	350.2	2.83	Penetration
	718.5	408.9	413.3	1.06	Penetration
	726.4	410.7	423.0	2.91	Penetration
	734.1	435.8	454.3	4.07	Penetration
	766.1	467.3	479.2	2.48	Penetration
	787.3	487.8	504.9	3.39	Penetration
	837.0	541.5	558.9	3.11	Penetration
Double-layer plate (3.6+3.6) mm	532.7				Embedment
	604.0	189.5	194.2	2.42	Penetration
	619.0	217.4	224.4	3.12	Penetration
	631.4	237.4	246.1	3.54	Penetration
	652.5	270.5	281.8	4.01	Penetration
	738.0	383.2	400.7	4.37	Penetration
	819.0	470.7	493.2	4.56	Penetration

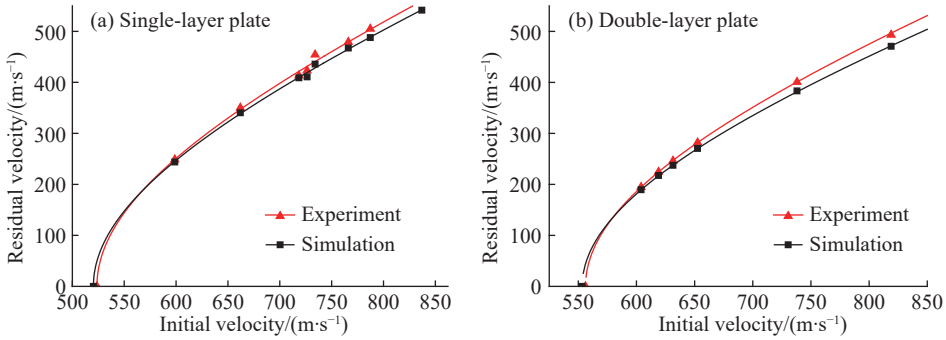
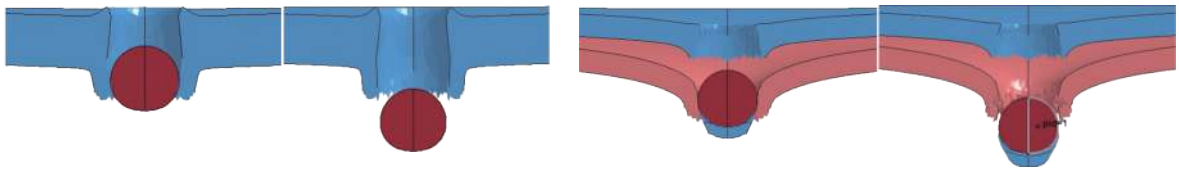


图 7　数值模拟和试验得到的残余速度的比较

Fig. 7　Comparison of residual velocity obtained by numerical simulation and experiment



v_0 = 520 m/s　v_1 = 0 m/s　v_0 = 524 m/s　v_1 = 6.25 m/s　　v_0 = 552 m/s　v_1 = 0 m/s　v_0 = 557 m/s　v_1 = 7.76 m/s

(a) Single-layer plate　　(b) Double-layer plate

图 8　仿真结果

Fig. 8　Simulation results

2.4　钨合金球侵彻多层靶的数值模拟

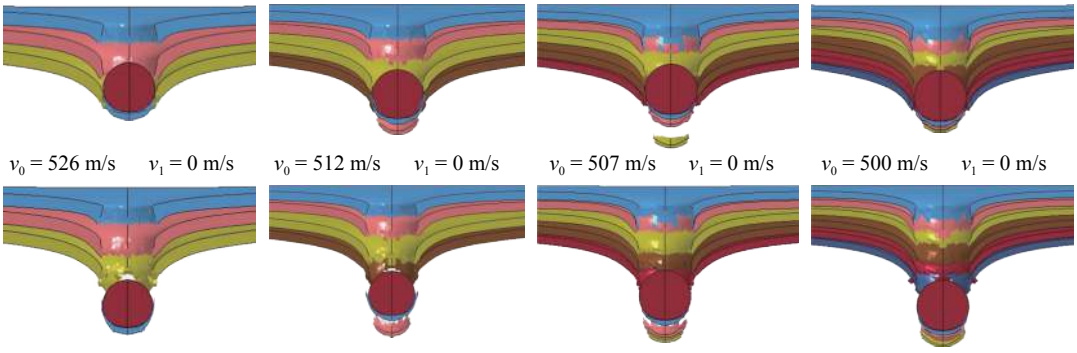
根据数值模拟结果(见表 5),通过(1)式拟合得到钨合金球侵彻接触式等厚 3 层、4 层、5 层、6 层板的弹道极限,分别为 527.9、512.7、507.2、500.7 m/s。

表 5　破片侵彻靶板的仿真结果

Table 5　Simulation results of fragmentation penetrating the plate

Target type	Initial velocity/(m·s^{-1})	Residual velocity/(m·s^{-1})	Phenomenon
Three-layer plate (2.4+2.4+2.4) mm	550	115	Penetration
	600	228	Penetration
	630	267	Penetration
	680	342	Penetration
	700	360	Penetration
	750	417	Penetration
Four-layer plate (1.8+1.8+1.8+1.8) mm	520	64	Penetration
	550	157	Penetration
	600	250	Penetration
	650	318	Penetration
	700	381	Penetration
	750	434	Penetration
Five-layer plate (1.44+1.44+1.44+1.44+1.44) mm	550	168	Penetration
	600	258	Penetration
	650	325	Penetration
	700	389	Penetration
	750	441	Penetration
Six-layer plate (1.2+1.2+1.2+1.2+1.2+1.2) mm	550	184	Penetration
	600	265	Penetration
	650	332	Penetration
	700	394	Penetration
	750	450	Penetration

对拟合得到的弹道极限附近速度进行仿真,仿真结果如图 9 所示。钨合金球侵彻接触式等厚 3 层、4 层、5 层、6 层板的弹道极限范围分别为 526～531、512～515、507～511 和 500～504 m/s。在



(a) Three-layer plate　(b) Four-layer plate　(c) Five-layer plate　(d) Six-layer plate

图 9　多层板的数值模拟结果

Fig. 9　Numerical simulation of multi-layer plate

图 10 中给出不同分层数等厚接触式多层板的数值拟合曲线。从图 10 中可以看出，分层数越多，弹道极限越小，靶板的抗侵彻性能越差。此外，侵彻速度越大，分层数对靶板抗侵彻性能的影响越小。

为了实现对不同分层的多层板弹道极限的预估，通过量纲分析，定量地研究分层数对多层板弹道极限的影响，获得分层数与弹道极限之间的关系，以期为未来装甲防护设计提供参考。

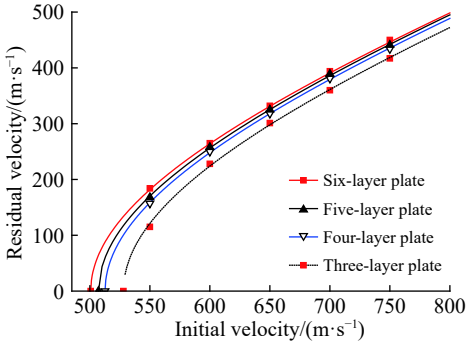


图 10　多层板残余速度的数值模拟

Fig. 10　Numerical residual velocity of multi-layer plate

3　分层数对弹道极限的影响

3.1　分层数对弹道极限的影响的量纲分析

破片垂直侵彻多层叠合板过程中，影响其弹道极限的因素包括破片和靶板两方面，相关因素主要有：(1)破片参数，即密度ρ_{p}、杨氏模量E_{p}、屈服极限σ_{sp}、直径d_{p}、质量m_{p}；(2)靶板参数，即密度ρ_{t}、杨氏模量E_{t}、屈服极限σ_{st}、抗剪强度$\sigma_{\mathrm{\tau t}}$、抗拉强度σ_{ft}、靶板层数 n、每层靶板的厚度 H。下标“p”表示弹，下标“t”表示靶板。

弹道极限v_{50}与影响因素之间的函数关系为

$$v_{50}=f(\rho_{\mathrm{p}},E_{\mathrm{p}},\sigma_{\mathrm{sp}},d_{\mathrm{p}},m_{\mathrm{p}},\rho_{\mathrm{t}},E_{\mathrm{t}},\sigma_{\mathrm{st}},\sigma_{\mathrm{\tau t}},\sigma_{\mathrm{ft}},n,H) \tag{2}$$

取d_{p}、ρ_{t}、σ_{st}作为量纲独立变量，根据柏金汉定理[14]得

$$\prod=\frac{v_{50}\sqrt{\rho_{\mathrm{t}}}}{\sqrt{\sigma_{\mathrm{st}}}},\prod_1=\frac{\rho_{\mathrm{p}}}{\rho_{\mathrm{t}}},\prod_2=\frac{E_{\mathrm{p}}}{\sigma_{\mathrm{st}}},\prod_3=\frac{\sigma_{\mathrm{sp}}}{\sigma_{\mathrm{st}}},\prod_4=\frac{m_{\mathrm{p}}}{d_{\mathrm{p}}^3\rho_{\mathrm{t}}},\prod_5=\frac{E_{\mathrm{t}}}{\sigma_{\mathrm{st}}},\prod_6=\frac{\sigma_{\mathrm{\tau t}}}{\sigma_{\mathrm{st}}},$$
$$\prod_7=\frac{\sigma_{\mathrm{ft}}}{\sigma_{\mathrm{st}}},\prod_8=n,\prod_9=\frac{H}{d_{\mathrm{p}}}$$

(2)式可改写成

$$\frac{v_{50}\sqrt{\rho_{\mathrm{t}}}}{\sqrt{\sigma_{\mathrm{st}}}}=f\left(\frac{\rho_{\mathrm{p}}}{\rho_{\mathrm{t}}},\frac{E_{\mathrm{p}}}{\sigma_{\mathrm{st}}},\frac{\sigma_{\mathrm{sp}}}{\sigma_{\mathrm{st}}},\frac{m_{\mathrm{p}}}{d_{\mathrm{p}}^3\rho_{\mathrm{t}}},\frac{E_{\mathrm{t}}}{\sigma_{\mathrm{st}}},\frac{\sigma_{\mathrm{\tau t}}}{\sigma_{\mathrm{st}}},\frac{\sigma_{\mathrm{ft}}}{\sigma_{\mathrm{st}}},n,\frac{H}{d_{\mathrm{p}}}\right) \tag{3}$$

弹体结构、材料和靶板的材料不变，则$\frac{\rho_{\mathrm{p}}}{\rho_{\mathrm{t}}}$、$\frac{E_{\mathrm{p}}}{\sigma_{\mathrm{st}}}$、$\frac{\sigma_{\mathrm{sp}}}{\sigma_{\mathrm{st}}}$、$\frac{m_{\mathrm{p}}}{d_{\mathrm{p}}^3\rho_{\mathrm{t}}}$、$\frac{E_{\mathrm{t}}}{\sigma_{\mathrm{st}}}$、$\frac{\sigma_{\mathrm{\tau t}}}{\sigma_{\mathrm{st}}}$、$\frac{\sigma_{\mathrm{ft}}}{\sigma_{\mathrm{st}}}$均为常数，则(3)式可简化为

$$\frac{v_{50}\sqrt{\rho_{\mathrm{t}}}}{\sqrt{\sigma_{\mathrm{st}}}}=f\left(n,\frac{H}{d_{\mathrm{p}}}\right) \tag{4}$$

利用钨合金球侵彻等厚接触式多层板的 5 组数据，得到(4)式中所需的数据，见表 6。

表 6　相关物理量与无量纲量

Table 6　Related physical quantities and dimensionless quantities

H/m	v_{50}/(m·s^{-1})	n	$\frac{H}{d_{\mathrm{p}}}$	$\frac{v_{50}\sqrt{\rho_{\mathrm{t}}}}{\sqrt{\sigma_{\mathrm{st}}}}$
0.002 40	527.9	3	0.254 0	0.003 041
0.001 80	512.7	4	0.190 5	0.002 954
0.001 44	507.2	5	0.152 4	0.002 922
0.001 20	500.7	6	0.127 0	0.002 885

将表 6 中的数据代入(4)式进行回归，得出弹道极限与靶板分层数目的无量纲关系式

$$\frac{v_{50}\sqrt{\rho_{\mathrm{t}}}}{\sqrt{\sigma_{\mathrm{st}}}}=0.002\,75+\frac{0.000\,218}{n^2}+\frac{0.001\,05H}{d_{\mathrm{p}}} \tag{5}$$

当使用与模型相同的破片结构、材料及靶板材料时，由(5)式可得到不同厚度靶板、大于 2 层的不同分层数所对应的弹道极限，进而预估不同分层情况靶板的抗侵彻能力，也可对给定弹道极限与层数，确定与模型材料相同的靶板厚度，为装甲防护设计提供参考。

3.2　基于无量纲关系式的验证计算

(1)将钨合金球侵彻双层板试验所得到的结果带入无量纲关系式((5)式),计算得出的弹道极限为 556.2 m/s,与试验所得的弹道极限 555.6 m/s 相比,相对误差为 0.112%,可看出(5)式的计算结果与试验吻合较好。

(2)为了更好地验证关系式((5)式)的可靠性,进行⌀9.45 mm 钨合金球侵彻 7.2 mm 厚 Q235 钢接触式等厚 8 层板的仿真,结果列于表 7。通过拟合,确定其弹道极限为 496 m/s。由(5)式计算获得的对应的弹道极限为 495.3 m/s,与仿真结果进行对比,相对误差为 0.141%。因此,无量纲关系(5)式具有一定的可靠性。

表 7　破片侵彻靶板的仿真结果

Table 7　Simulation results of fragment penetrating the plate

Target type	Initial velocity /(m·s^{-1})	Residual velocity/(m·s^{-1})	Phenomenon
Eight-layer plate (0.9+0.9+0.9+0.9+0.9+0.9+0.9+0.9) mm	550	196	Penetration
	600	284	Penetration
	650	356	Penetration
	700	410	Penetration
	750	472	Penetration

4　结　论

(1)直径为 9.45 mm、质量为 8.05 g 的钨合金球侵彻 7.2 mm 厚 Q235 钢单层板的弹道极限为 523.7 m/s,侵彻 (3.6+3.6) mm 厚 Q235 钢叠合板的弹道极限为 555.6 m/s。在靶板总厚度不变的情况下,接触式等厚双层板抗钨合金球破片的侵彻性能高于单层板。

(2)靶板的失效模式与靶板厚度、靶板性能及破片侵彻速度有关。对于确定的靶板而言,破片的侵彻速度以弹道极限为分水岭,即无论对于单层板还是接触式双层板,破片侵彻速度小于弹道极限时靶板的失效模式与侵彻速度大于弹道极限时是不同的,且当破片的侵彻速度大于弹道极限时,双层靶的第 1 层和第 2 层的失效模式也不同。

(3)对于确定厚度的靶板,当等厚靶的分层数大于 2 层,随着分层数的增加,靶板的抗侵彻性能降低。用量纲分析方法得到的靶板分层数与破片弹道极限的关系,可对相关研究提供预估计算,也可为装甲防护设计提供参考。

参考文献:

[1] 赵旭东, 高兴勇, 刘国庆. 装甲防护材料抗侵彻性能研究现状 [J]. 包装工程, 2017, 38(11): 117–122.
ZHAO X D, GAO X Y, LIU G Q. Research status of anti-penetration performance of armor protective materials [J]. Packaging Engineering, 2017, 38(11): 117–122.

[2] IQBAL M A, CHAKRABARTI A, BENIWALA S, et al. 3D numerical simulations of sharp nosed projectile impact on the ductile plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 2010, 37(2): 185–195.

[3] DURMUS A, GUDEN M, GULCIMEN B, et al. Experimental investigations on the ballistic impact performances of cold rolled sheet metals [J]. Materials and Design, 2011, 32(2): 1356–1366.

[4] GUPTA N K, IQBAL M A, SEKHON G S. Effect of projectile nose shape, impact velocity and plate thickness on deformation behavior of aluminum plates [J]. International Journal of Solids and Structures, 2007, 22(10): 3411–3439.

[5] 邓云飞, 李剑峰, 孟凡柱. Q235 钢单层及接触式多层板对卵形头弹抗侵彻特性 [J]. 机械工程学报, 2015, 51(17): 66–71.
DENG Y F, LI J F, MENG F Z. Q235 anti-penetration characteristics of steel single-layer and contact-type multilayer boards against oval heads [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2015, 51(17): 66–71.

［6］任善良, 文鹤鸣, 周琳. 平头弹穿透接触式双层金属板的理论研究 [J]. 高压物理学报, 2018, 32(3): 1–7.
REN S L, WEN H M, ZHOU L. Theoretical study on penetrating contact double-layer metal plate [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(3): 1–7.
［7］邓云飞, 张伟, 曹宗胜. 叠层顺序对双层 A3 钢薄板抗侵彻性能的影响 [J]. 爆炸与冲击, 2013, 33(3): 263–268.
DENG Y F, ZHANG W, CAO Z S. Effect of lamination sequence on the anti-penetration performance of double-layer A3 steel sheet [J]. Explosion and Shock Waves, 2013, 33(3): 263–268.
［8］RECH R F, IPSON T W. Ballistic perforation dynamics [J]. Journal of Applied Mechanics, 1963, 30(3): 384–390.
［9］钱伟长.穿甲力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1984: 170–208.
QIAN W C.Piercing mechanics [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1984: 170–208.
［10］马晓青. 冲击动力学 [M]. 北京: 北京理工大学出版社, 1992: 307–342.
MA X Q. Impact dynamics [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 1992: 307–342.
［11］马红磊, 胡更开, 李树奎. 97 钨合金力学性能研究 [J]. 兵器材料学与工程, 2005, 26(9): 39–41.
MA H L, HU G K, LI S K. Study on mechanical properties of 97 tungsten alloy [J]. Weapon Materials Science and Engineering, 2005, 26(9): 39–41.
［12］周捷, 智小琦, 徐锦波. 小尺寸破片对单兵防护装备的侵彻研究 [J]. 爆炸与冲击, 2019, 39(2): 81–87.
ZHOU J, ZHI X Q, XU J B. Research on the penetration of small size fragments on individual protective equipment [J]. Explosion and Shock Waves, 2019, 39(2): 81–87.
［13］陈刚, 陈小伟, 陈忠富. A3 钢钝头弹撞击 45 钢板破坏模式的数值分析 [J]. 爆炸与冲击, 2007, 27(5): 390–397.
CHEN G, CHEN X W, CHEN Z F. Numerical analysis of failure mode of 45 steel plate impacted by A3 steel blunt head [J]. Explosion and Shock Waves, 2007, 27(5): 390–397.
［14］СЕДОВ Л И. 力学中的相似方法与量纲理论 [M]. 沈青, 倪锄非, 李维新, 译. 北京: 科学出版社, 1982.
СЕДОВ Л И. Similar methods and dimensional theory in mechanics [M]. Translated by SHEN Q, NI C F, LI W X. Beijing: Science Press, 1982.

Dimensional Analysis of Ballistic Limit of Spherical Fragments Penetrating Multi-Layer Plate

WANG Xue[1], ZHI Xiaoqi[1], XU Jinbo[2], FAN Xinghua[2]

（1. *College of Mechatronic Engineering*, *North University of China*, *Taiyuan* 030051, *China*;
2. *Shanxi West Group*, *Taiyuan* 030027, *China*）

Abstract: In order to study the anti-penetration performance of Q235 steel multi-layer plate, we carried out a ∅9.45 mm spherical fragment of tungsten alloy to penetrate the 7.2 mm and (3.6+3.6) mm Q235 steel double-layer plates, and obtained the corresponding ballistic limits. On this basis, we established a numerical simulation model to study the ballistic limits of the laminated contact plates with three, four, five, and six layers of equal thickness penetrated by the tungsten ball. Through the dimensional method, we analyzed the effect of the number of layers on the ballistic limit of the target. The results show that for spherical fragments, the anti-penetration performance of the double-layer plate with a total thickness of 7.2 mm is higher than that of the single-layer plate; when the number of layers is greater than 2, the ballistic limit of the multi-layer target decreases with the increase of the number of layers. The relationship between the number of layers of the target and the ballistic limit of the fragment is obtained by the dimensional method. The results can provide a guidance for the design of armor protection in the future.

Keywords: spherical fragment; ballistic limit; multi-layer plate; dimensional analysis

DOI: 10.11858/gywlxb.20190774

铝弹丸超高速撞击防护结构的研究进展

林健宇[1], 罗斌强[1], 徐名扬[2], 宋卫东[2], 柏劲松[1], 裴晓阳[1], 于继东[1], 李 平[1]

(1. 中国工程物理研究院流体物理研究所, 四川 绵阳 621999;
2. 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081)

摘要: 以空间碎片防护为背景, 回顾了超高速铝弹丸正撞击单层和双层铝合金防护结构的研究进展, 讨论了目前针对超高速撞击的弹丸发射技术和数值模拟方法(如 Euler 方法、无网格方法等)的优缺点。数值模拟不仅建立在离散方法上, 还需要提供准确的材料本构模型和状态方程。介绍了常用材料模型(包括 Johnson-Cook、Steinberg-Guinan 模型)和状态方程(包括 Tillotson、ANEOS、SESAME、GRAY 三相状态方程)。基于实验和数值模拟, 目前对 7 km/s 以下的超高速撞击物理过程已经认识得比较清楚。对单层板, 重点讨论了板的穿孔特征和孔径模型; 对双层板, 除了前板的穿孔外, 还讨论了碎片云的分布特征、材料相变、碎片云的相态分布、弹丸形状的影响、碎片云的散布模型以及碎片云对后板造成的破坏特征。最后介绍了工程防护中较为重要的防护结构的弹道极限方程。单层板和双层板的弹道极限方程研究近年来取得了较大进展。本文回顾了国内外常用的弹道极限方程以及近年来新提出的理论模型和基于人工神经网络的模型等。

关键词: 碎片云; 高速撞击; 弹道极限方程

中图分类号: O347; V423 **文献标识码:** A

超高速撞击是指撞击产生的冲击压力远大于弹丸和靶的强度的撞击过程[1–2]。在研究超高速碰撞问题的初期, 人们在研究超高速碰撞对飞行器的破坏时关注的重点是超高速碰撞产生的力学毁伤效应。Whipple[3] 提出了一种双层板结构用于防护太空垃圾对航天器的超高速碰撞, Whipple 防护屏至今仍然在航天器中得到广泛使用, 一些有关超高速碰撞结构响应的工程模型也不断被提出和发展[4–5]。本文重点关注人造航天器防护领域中的超高速撞击问题。空间碎片和微流星体均会对人造航天器造成损坏。空间碎片的最大速度可以超过 14 km/s, 平均速度约 10.3 km/s, 而微流星体速度介于 11～72 km/s 之间[6]。对于厘米级的空间碎片, 航天器一般采取主动规避的方法, 而对于毫米级的碎片只能采取防护措施[7]。防护结构中最简单的是单层防护结构和双层防护结构(即 Whipple 防护结构)。虽然航天器现大量采用多层防护结构, 且材料除铝合金外还有新型陶瓷和复合材料, 但单层板和双层板依然被使用和大量研究, 其相关研究可以揭示空间碎片防护中的基本现象和物理机理, 为更复杂的防护结构研究提供借鉴。

国外对超高速碰撞的研究起步较早, 在理论、数值模拟和实验方面都开展了大量工作。超高速碰撞过程较为复杂, 因此理论必须做大量简化。如 Schonberg[8] 将复杂的超高速碰撞模型简化为一维问题, 从一维冲击波理论的角度对碎片云特征参数进行了研究。该模型形式简单, 且容易得到所需的碎片云特征参数, 因而具有很好的易用性, 是目前应用最广的理论模型; 但其也存在模型过于简化, 所得参数精度低等问题。Fahrenthold 等[9] 基于 Grady-Kipp 碎片理论, 从能量守恒、熵增理论出发, 提出了超

* **收稿日期:** 2019-05-13; **修回日期:** 2019-05-21
基金项目: 国家自然科学基金青年科学基金(11702272); 国家自然科学基金(11532012)
作者简介: 林健宇(1987—), 男, 博士, 助理研究员, 主要从事多介质力学计算研究. E-mail: linjiany@mail.ustc.edu.cn
通信作者: 宋卫东(1975—), 男, 博士, 教授, 主要从事材料与结构冲击动力学研究. E-mail: swdgh@bit.edu.cn

高速碰撞的热力学连续损伤和断裂模型。Fahrenthold 模型经过严格的理论推导得到特征碎片尺寸和塑性断裂表面积等参数，其结果可信，但是由于理论体系较为复杂，且应用范围狭小，因此未能得到推广应用。此外，Corvvonato 等[10] 和 Cohen[11] 也对超高速碰撞碎片云提出了各自的理论模型。Maiden 等[12] 运用波传播理论对超高速弹体正撞击薄板时的破碎过程进行了定性描述，认为弹靶材料的破碎是由于稀疏波导致材料中某一位置处的净拉伸应力超过材料的动态断裂强度而引起的。目前，理论方法仅能得到某些特定物理量的大致估计值，不能全面求解超高速碰撞问题所涉及的诸多参数，无法就超高速碰撞问题给出一个合理且方便应用的解。

超高速碰撞的实验研究为理解超高速碰撞提供了大量的数据。Piekutowski[13] 采用实验方法对不同材料、弹丸形状、碰撞倾角、撞击速度以及弹径靶厚比值的超高速碰撞问题作了深入研究。他依据拍摄所得碎片云的图片对其内部结构作了细致的分析，结果表明碎片尺寸越大，破坏能力越强，且圆盘形弹丸和柱状弹丸的破坏能力明显强于球形弹丸。Piekutowski[14] 还对铝球超高速撞击铝靶产生的孔洞作了研究。Bashurov 等[15] 对钢球超高速正碰撞和 45°斜碰撞钢或铝合金单层靶板的实验研究表明，随着碰撞速度的增加，碰撞碎片的数量明显增加，而碎片尺寸则明显减小。Cour-Palais[16] 通过分析锌、镉和铝 3 种材料的弹丸超高速碰撞实验，研究了超高速碰撞的弹丸形状效应，结果表明：碎片云的局部或全部发生了熔化和汽化；柱状弹丸更容易造成防护屏的破坏，而多层防护屏和填充式防护结构能起到很好的防护效果。Lyer 等[17] 研究了直径为 2.35 mm 的 2017-T4 铝球以 7 km/s 的速度撞击 Ti-6Al-4V 防护屏，结果表明弹坑底部损伤方式包括微裂纹、剪切带、大晶粒变形和再结晶作用。

相对于超高速碰撞对结构的影响，其电磁效应的研究进行得较少，尚处于探索阶段，并且相关研究主要以实验为主。超高速碰撞引起电磁效应的研究大体可分成两类：对超高速碰撞过程中产生的等离子体的研究、对超高速碰撞中产生的闪光现象的研究。对超高速碰撞产生等离子体的研究，国外很早就开展了，最早由 Friichtenicht 和 Slattery[18] 报道。他们认为产生的等离子体电量正比于入射能量，且与速度有关，提出一种与速度相关的函数来表示超高速碰撞产生等离子体的电量，即

$$\frac{Q_{\mathrm{e}}}{M_{\mathrm{pro}}} = K_1 v_{\mathrm{imp}}^2 f(v_{\mathrm{imp}}) \tag{1}$$

式中：M_{pro} 为弹丸的质量，K_1 为常数，v_{imp} 为弹丸速度，$f(v_{\mathrm{imp}})$是速度相关的函数。后来很多人针对超高速碰撞等离子体进行了更深入的研究，均以实验室观察现象为主[19−21]，其研究目的是通过检测等离子体的方法原位检测宇宙尘埃颗粒[22−25]。随后人们开始关注碰撞所产生的等离子体的特性和参数，Crawford 和 Schultz[26] 通过实验拟合得到一个经验公式，用于计算一定质量和速度的弹丸碰撞靶板之后蒸气云中所带电荷的总量和形成的磁场大小

$$Q_{\mathrm{e}} = 9\times10^{-9} M_{\mathrm{pro}}^{0.9\pm0.15} v_{\mathrm{imp}}^{2.75\pm0.4}\ \mathrm{C} \tag{2}$$

$$B_{\mathrm{mag}} = 9\times10^{-20} \frac{M_{\mathrm{pro}} v_{\mathrm{imp}}^{3.6\pm0.1}}{x_{\mathrm{dis}}^2}\ \mathrm{T} \tag{3}$$

式中：x_{dis} 为测量距离。对于电离机制的研究，在很早之前就有相关工作，很多人通过实验与数值模拟及理论研究相对比的方法试图找出碰撞电离机制并实现理论预测和数值仿真分析。Ratcliff 等[27] 在质谱仪上做了一系列尘埃粒子超高速碰撞特定材质靶板产生等离子体的实验。在一些实验中他们得到了不同速度下不同类型离子的密度，同时将分子动力学和流体代码结合进行数值模拟，假设所有等离子体都处于蒸气中，并且电离的发生是由于蒸气原子自由碰撞引起的，以随机的弹性碰撞过程中转移的能量为依据给出超高速碰撞产生离子数的理论和数值模拟结果。Ratcliff 等[28] 在另外一些实验里分析了更高速度的碰撞，70 nm 的碳化硼微粒以 94 km/s 的速度超高速碰撞掺银铝靶板。这组实验也在质谱仪上进行，利用质谱仪区分收集到的离子的数量和种类，结合追踪到的靶板碰撞后喷射的体积和微粒体积，得到某一种元素的蒸气体积，再考虑到元素的电离能和汽化热，综合得到了微粒入射动能在喷射物和等离子体中的分配：在这个碰撞速度下，入射微粒动能的 4% 分配到产生的等离子体和蒸气云

中。质谱仪无法捕捉蒸气云的含量,但是 Ratcliff 认为如果假设产生的等离子体处于热平衡状态,应用 Saha 方程得到的电离度基本为 100%,于是就算等离子体未处于热平衡状态,喷射物中存在的中性蒸气含量也是稀少的,可以近似认为全部动能的 4% 都用来使喷射物电离。但是这种能量分配与入射速度有关,对于较低速度入射情况[29],如当入射速度约为 6 km/s 时,这部分能量要小于 1%。

我国近年来越来越多的科研人员对超高速碰撞问题开展了广泛研究。中国空气动力研究与发展中心超高速研究所的柳森等[30]在超高速碰撞靶上建立了激光阴影照相系统,研究了超高速碰撞过程中所产生碎片云的特性,获得了撞击速度为 6 km/s 时清晰的碎片云图像,也对球形弹丸超高速撞击 Whipple 屏进行了实验研究,得到撞击速度、碰撞倾角、靶孔直径、后墙损伤情况等,实验结果表明,在实验所达到的范围内,弹丸撞击速度越高,Whipple 屏的防护效果越好[31]。马兆侠、黄洁等[32]通过超高速撞击实验,获得了铝球撞击铝板反溅粒子云团在 250～340 nm 波段的辐射特征光谱,结合所得超高速撞击反溅粒子云团温度经验公式推导出基态原子数与撞击参数之间的关系。兰胜威等[33]开展了水冰的超高速撞击成坑实验,获得了水冰撞击坑特征随撞击参数的变化规律。哈尔滨工业大学空间碎片高速撞击研究中心的庞宝君等[34]通过实验和数值模拟方法研究了 Whipple 防护结构和丝网防护屏的超高速撞击特性,获得了铝合金 Whipple 防护结构在 0.5～5.5 km/s 撞击速度区间内的撞击极限曲线,丝网防护屏的防护特性体现在有效地切割、粉碎弹丸,但不能有效地扩散碎片云,碎片云动量分布较为集中。北京卫星环境工程研究所的龚自正等[35]开展了二级轻气炮超高速撞击地面模拟试验技术、典型防护结构防护性能的超高速撞击试验验证,以及载人航天器外露材料超高速撞击特性等方面的研究。冉宪文等[36]选用不同的 Mie-Grüneisen 参数表达形式,从理论上计算得到了超高速碰撞条件下铝弹撞击铝靶使其发生冲击熔化和卸载熔化所对应的临界速度,并且指出有必要研究适合于超高速碰撞条件下的物态方程和所涉及的物性参数。裴晓阳等[37]重点围绕多介质数值计算方法和固-液-气多相完全物态方程构建开展研究工作,给出了不同速度下碎片云的相分布特点和演化趋势。李宝宝[38]研究了超高速碰撞中相变效应产生的影响,在自编光滑粒子流体动力学(Smooth Particle Hydrodynamics, SPH)程序中引入 GRAY 三相物态方程,对超高速碰撞问题进行数值模拟研究,并与常用的 Tillotson 物态方程进行对比分析,探讨了 Whipple 防护结构的防护性能问题,分析表明材料的相变效应和热软化效应对于防护结构的防护性能影响较大。北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验的张庆明、唐恩凌等[39–42]构建了扫描 Langmuir 探针等离子体特征参量诊断的实验系统,自行设计螺旋形线圈建立磁场测量系统,用二级轻气炮加载技术进行超高速碰撞实验,测量了实验中空间某个位置处产生等离子体电导率、电子温度和密度以及电磁场等特征参量,证实超高速碰撞产生的磁场对通信电路产生了明显的干扰。宋卫东、栗建桥等[43–46]采用理论分析和数值模拟方法,建立热电离物理模型,给出了热平衡等离子体电离度及等离子体电导率与温度的关系,并利用 SPH 方法模拟了超高速碰撞产生等离子体的总电荷量,修正了传统的经验公式。

本文重点关注铝球正撞铝合金单层板和双层板防护结构的问题。在空间碎片的防护问题中,由于航天器发射的有效载荷的限制,防护板厚不可能太大,故涉及的板厚一般属于薄板或中厚板。弹丸撞击薄板可能会形成碎片云,而弹丸撞击中厚板可能会形成层裂[47],本文主要讨论薄板的情况,涉及的弹丸速度一般大于 1 km/s。超高速撞击过程涉及很多物理和力学问题,受篇幅限制,不可能涵盖所有方面。首先,回顾用于超高速碰撞的弹丸发射方法、数值模拟方法和模型;其次,重点讨论空间碎片防护结构研究领域较为关注的几个问题,包含防护板的穿孔、碎片云的演化、靶板的破坏和相变等;最后介绍基于实验和数值模拟的超高速弹道极限方程。由于空间碎片防护问题的研究超过半个世纪,产生了大量的文献,本文不求包含所有文献结果,只涉及该方向的主要和最新研究结果。

1　超高速撞击的弹丸发射实验技术

从 20 世纪 50 年代左右起,对超高速撞击开展了大量的实验研究,为超高速撞击的机理认识和工程建模提供了大量数据。目前用于弹丸/飞片超高速发射的主要技术手段有二级/三级轻气炮、金属箔

电爆炸(电炮)、磁驱动装置、激光驱动装置等。表 1 列出了一些发射速度大于 8 km/s、发射质量为克/亚克级的典型实验加载方式及相关参数。

表 1　实验加载方式和典型克/亚克级发射参数

Table 1　Experimental methods and typical parameters for projectile with mass in gram or sub-gram

Methods	Year	Material	Velocity/(km·s^{-1})	Shape	Mass/g	Comments and sources
Three-stage light gas gun	1993	Al	9.52	Flyer plate	0.78	Sandia National Laboratories[48]
	2017	Al	10.1	Flyer plate	0.22	Institute of Fluid Physics[49]
Magnetically driven device	2011	Al	45	Flyer plate	0.79	*Z* accelerator, Sandia National Laboratories[50]
	2014	Al	8.7	Flyer plate	0.12	CQ-4, Institute of Fluid Physics[51]
	2014	Al	11.5	Flyer plate	0.15	PTS, Institute of Fluid Physics[52]
Electric gun	2019	Mylar	10	Flyer plate	0.30	Institute of Fluid Physics
ISCL (Inhibited Shaped Charge Launcher)	1995	Al	11.16	Cylinder	1.02	Southwest Research Institute[53]

二级轻气炮由压缩级和发射级组成[54], 压缩级由火药或高压气体驱动活塞压缩二级轻质气体(氢气或者氦气), 发射级由轻质气体驱动弹丸运动, 其发射速度一般在 8 km/s 以下。虽然理论上二级轻气炮能达到 10 km/s 以上的发射速度[55], 例如 NASA 的 AMES 实验室发射 0.94 g 弹丸的速度高达 9.54 km/s[56−57], 但各实验室通常操作的速度均小于 8 km/s, 因为在更高的速度下高温高压气体会对设备管壁产生破坏[55]。

在二级轻气炮基础上改进的三级炮可以实现更高的发射速度。三级炮有各种形式, 例如在二级炮后接轨道炮[58]、使用二级轻气炮发射阻抗梯度飞片撞击次级飞片等, 本文中三级炮指的是后者。使用阻抗梯度飞片可以实现准等熵加载, 与直接冲击加载相比, 降低了熵增, 使冲击能量更多转化为飞片的动能, 从而实现更高速度的发射, 同时降低飞片的温升而使其不易熔化。美国 Sandia 国家实验室的 Chhabildas 等[59] 在三级炮管中将⌀10 mm×1.0 mm 的铝(0.21 g)和钛飞片(0.34 g)分别发射到 13.8 km/s 和 13.4 km/s 的高速, 并将⌀6 mm×0.56 mm 的钛飞片(0.068 g)驱动到 15.8 km/s 的高速。国内流体物理研究所采用密度梯度飞片, 不仅成功将铝、钛宏观金属飞片发射至 10～15 km/s, 而且将克级重金属钽飞片发射至 10 km/s 以上[49]。

金属箔电爆炸驱动高速飞片技术利用金属箔电爆炸产生的高压气体/等离子体膨胀驱动高速飞片。受限于金属箔的电爆炸过程, 其发射飞片为塑料等非导电材料。美国劳伦斯利弗莫尔国家实验室[60] 的 100 kV 电炮装置将 10 mm×10 mm×0.3 mm 的 Kapton 膜(约 43 mg)发射至 18 km/s, 而中国工程物理研究院流体物理研究所的 98 kJ 电炮装置可以将⌀10 mm×0.2 mm 的 Kapton 圆柱形飞片(约 19 mg)驱动至 11 km/s。

磁驱动超高速飞片是近十年发展起来的一种新的飞片驱动技术, 其原理是采用脉冲大电流产生的洛伦兹力发射金属飞片。美国 Sandia 国家实验室的 ZR 装置将初始尺寸为 38 mm×11 mm×0.9 mm 的铝飞片驱动至 45 km/s 的高速; 国内流体物理研究所也建立了磁驱动装置, 如 CQ-4、PTS(见表 1)。

激光驱动高速飞片技术适用于亚毫米量级尺寸的飞片发射, 其原理是通过激光烧蚀飞片后部镀的金属膜产生等离子体推动飞片高速发射。我国北京卫星环境工程研究所详细研究了激光驱动微型高速飞片的发射参数[61], 实现了 8.4 km/s 的⌀1 mm×0.007 mm 铝飞片发射, ⌀1 mm×0.003 mm 铝飞片达到 10.4 km/s 的最高速度。

虽然近年来实验发射技术取得了较大进展，但实验发射能力仍然有一定局限性，例如对弹丸形状和质量的限制：磁驱动和电炮往往只适用于飞片的发射；ISCL 技术适用于中空柱形弹丸；三级炮在超高速发射球形弹丸时，如何防止弹丸变形和破碎也是难点。由于当前发射能力的限制，对超高速研究常采用缩比结构，但由于率相关效应、非尺度化物性参数等因素的存在[62–63]，当采用缩比结构时，物理现象并不与全尺寸结构等价或简单地按比例缩放。为了研究全尺寸防护结构，在高速段（例如大于 7 km/s），基于中低速实验验证的数值模拟提供了另外一种研究手段。

2　超高速撞击的数值模拟方法和模型

2.1　数值方法

在超高速碰撞研究中，数值模拟因其花费少、具有可重复性而受到越来越多的关注。弹丸超高速撞击靶板属于典型的可压缩多介质问题，模拟此类问题的方法一般分为 Lagrange 方法、ALE 方法[64–67]、Euler 方法[68–70]、无网格方法[71–73] 等。由于在薄板超高速撞击过程中会产生物质破碎，如产生大面积的碎片云，基于传统有限元的 Lagrange 方法和 ALE 方法并不能很好地胜任，故本文主要介绍 Euler 方法和无网格方法。

2.1.1　Euler 方法

在 Euler 方法中，网格固定在空间位置处，不随时间变化。在物质发生变形时，网格不会发生畸变，故适合于大变形问题，特别是流体问题。基于守恒律的 Euler 方法已经成为流体研究领域的最主流方法，特别是随着 WENO[74]、DG[75] 等高精度算法的出现，Euler 方法在流体研究中得到了大规模应用。

在超高速撞击过程中，随着弹丸速度增加到一定程度后，弹丸和靶板发生熔化和汽化，此时 Euler 方法的优势将得到体现。但在这之前，物质的强度不可忽略，而 Euler 方法在计算物质导数时对流项的离散误差较大[76]。另外，在处理多物质问题时，数学上线性退化的物质界面会受到数值黏性的影响。因此，基于混合物思想（如按各物质体积分数加权计算网格变量）的界面处理方法（又作扩散界面法）会造成界面厚度随时间扩散，导致物质界面的解析度下降，特别是长距离、长时间的输运过程会造成较大的数值误差。最近几年，Euler 方法中物质界面扩散的问题受到了大量研究人员的重视。解决该问题基本有两条思路。一条思路是在全 Euler 框架下阻止数值扩散。如在多相流中反扩散[77]、人工压缩[78–79] 等方法对控制界面扩散取得了很好效果。但目前上述方法只在多相流中得到一些应用，在多介质连续介质问题中的应用有待开展。另外，如果摒弃扩散界面法而采用尖锐界面处理方法，例如基于 Level-Set 的 GFM（Ghost Fluid Method）[80]，那么可以完全克服混合物方法的界面扩散问题，但算法的守恒性不能得到满足，并且其算法和程序开发难度相应上升。另外一条思路是通过引入拉氏思想来处理对流项。例如美国有名的 CTH[81–82] 程序即采用“Lagragian+VOF（Volume of Fluid）+Remmap”（LVR）的方法，由于 Lagragian 步不存在数值扩散，而 Remmap 步可以通过 VOF 在单元内部重构的界面来进行变量从拉氏网格到欧拉网格的映射，从而克服数值扩散，类似的方法在我国北京应用物理与计算数学研究所的 MEPH 程序[83–84] 中得到应用。但需要注意的是，该类方法多基于分裂方法，即每个空间维度的处理均按一维处理。基于 LVR 的程序在处理率相关材料本构时，仍然面临较大误差。引入拉氏思想还包括后文中要提到的物质点法（Material Point Method, MPM）。跟 LVR 相比，物质点法不仅可以解决对流项的离散误差，更重要的是可以准确处理率相关本构方程。基于 Euler 方法的代表性的程序有 CTH、CSQIII[85] 等。虽然全 Euler 方法在计算高速撞击时具有一定缺陷，但仍然被国内外较多研究者采用。如 Hertel 等[86] 使用 CTH 程序在锌球超高速撞击锌薄靶的过程中考虑了材料相变，结果表明碎片云尺度以及碎片云动量的数值结果与实验结果相符。Povarnitsyn 等[87] 利用流体力学程序数值模拟了材料熔化、汽化等相变现象。

2.1.2　无网格方法

鉴于有限元方法（Finite Element Method, FEM）在模拟涉及材料剧烈变形、破碎等问题时存在一定的缺陷，从 20 世纪 90 年代开始国际计算力学界兴起了无网格方法的研究热潮。无网格方法将求解区

域的模型离散成若干个粒子，并借助这些离散点构造近似函数求解具有不同边界条件的偏微分方程或积分方程组，进而得到精确且稳定的数值解。无网格方法（Meshfree Method）种类很多，Chen 等[88] 的综述中至少提到超过 28 种无网格方法，常见的方法如 SPH[89]、RKPM[90]、MPM[91]、OTM[92] 等。无网格方法一般分为两大类：一类是基于偏微分方程（PDE）强形式的配置类方法（Collocation Methods），另一类是基于 PDE 的弱形式的 Galerkin 类方法。以下以 SPH 和 MPM 为例，简单介绍其基本思想。

SPH 作为无网格方法的典型代表，是无网格方法中发展最早的一种，是由 Lucy[93]、Gingold 和 Monaghan[89] 在 1977 年提出的一种无网格化拉格朗日算法，最先应用于求解三维空间的天体物理学问题。随后 Monaghan[94] 在 SPH 方法的研究与应用中进行了大量的工作，并将该方法广泛应用于固体力学和流体力学中。20 世纪 90 年代初，Libersky 等[95] 率先将材料强度引入 SPH 方法中，成功模拟了高速碰撞问题。随后国内外学者对 SPH 方法进行了大量的研究工作，使其理论不断得到发展与完善。跟拉氏有限元相比，SPH 更适合处理大变形问题，且更容易推广至小尺度/多尺度计算、非连续介质计算和多维计算[96]；缺点是效率和精度低，稳定性差[97]。SPH 的基本原理是通过核函数来近似场函数及其导数。例如，对于场函数 $f(\boldsymbol{x})$，核函数近似 $<f(\boldsymbol{x})>$ 为

$$< f(\boldsymbol{x}) >= \int_{\Omega} f(\boldsymbol{x}')W(\boldsymbol{x}-\boldsymbol{x}',h)\mathrm{d}x' \tag{4}$$

式中：Ω 为积分域，W 为核函数，h 为光滑长度。在 W 为偶函数的前提下，核函数近似可以达到二阶精度。对核函数近似在粒子上离散后，代入拉格朗日形式连续介质方程即可得到 SPH 的离散形式，但离散后达不到二阶精度（例如边界效应导致降阶）。近年来，学者们对该方法在核函数的选取、一致性、稳定性等方面进行了大量研究，相关工作可参见 Liu 的综述[96]。SPH 代表性的程序有 SOPHIA[98] 及商用程序 LS-DYNA-SPH、AUTODYN-SPH[99−100] 等。目前 SPH 方法已被广泛应用到天体物理学、爆炸力学、流体力学、冲击动力学等涉及大变形问题的领域且取得了巨大的成功，并被大量研究者应用到高速撞击领域[101−102]。Medina 等[103] 采用基于 SPH 算法的 MAGI 并行程序对冲击诱导的复合材料结构损伤进行了三维模拟。Hiermaier 等[104] 在 SPH 方法中引入 Tillotson 物态方程和 Johnson-Cook 本构模型，对铝球超高速碰撞不同材料的薄靶进行了数值模拟，各模型得到的孔洞直径、碎片云形状和碎片云速度等结果与实验结果很好地吻合。Groenenboom[105] 利用 PAM-SHOCK 中的 SPH 求解器对超高速碰撞问题进行了二维和三维数值模拟，给出了弹丸和靶板的密度和速度分布，比较了由不同物态方程得到的动能时程曲线，并研究了光滑长度和物态方程对计算结果的影响。Faraud 等[106] 采用 PAM-SHOCK 3D 和 AUTODYN 2D 中的 SPH 求解器模拟了碎片超高速碰撞多层防护结构，由两种软件给出的碎片云形状与实验图像吻合得较好。

MPM 方法起源于流体领域的 PIC（Particle in Cell）[107] 和 FLIP（Fluid Implicit Particle）方法[108]。在 PIC 方法中，控制方程被分裂为不含对流项的拉氏步计算，计算完成后通过物质点在网格间输运模拟对流项，PIC 方法中粒子本身只记录位置和质量。而在 FLIP 方法中，粒子本身还记录动量和能量。Sulsky 等[91] 在 1994 年将其核心思想推广至弹塑性固体的计算，物质点本身携带所有物质信息，通过弱形式建立动量方程的离散形式。在 MPM 中，背景网格上的量由物质点插值得到，并在背景网格上求解动量方程，通过背景网格返回的速度和加速度更新物质点的位置和速度。MPM 从欧拉方法继承而来，由于在背景网格进行辅助计算，通常只需要对 8 个（三维）节点求和，故计算量小于 SPH 等无网格方法[109]。另外该方法的时间步长取决于背景网格而不是粒子间距，故不会出现很小的时间步长。在 MPM 中即使不采用接触算法，也不会出现物质间的相互穿透。同有限元方法比，MPM 的积分建立在物质点上，而 FEM 的积分建立在高斯点上，故在精度上 MPM 低于 FEM，但 MPM 更适合计算大变形问题。MPM 在超高速撞击问题中得到了较多应用。黄鹏[110] 用 MPM 对铅弹丸撞击靶板的高速撞击过程开展了数值模拟研究，其质点数量达到了千万量级，碎片云形态同实验吻合较好（见后文对碎片云的讨论）。Liu 等[111] 通过物质点法模拟单个铝粒子和粒子群以不同速度和角度超高速碰撞铝靶板，分析了粒子流密度、碰撞角度和速度对弹坑形貌的影响，并提出粒子群超高速碰撞靶板形成弹坑的坑深经验公式。

从不采用网格这个角度看, 分子动力学模拟也可看作是对于小尺度计算的无网格方法。近年来在高速撞击的模拟方面, 采用分子动力学方法取得了一些进展。如 Zhang 等[112] 利用分子动力学方法对超高速碰撞条件下 Al_2O_3 的变形机制进行大规模并行计算, 原子数目达到 540×106 个。Samela 等[113] 通过分子动力学模拟发现, 具有 1000～10 000 个原子的金弹丸超高速撞击金靶板时, 靶板上会出现宏观碰撞中的成坑现象, 弹坑体积与宏观经验公式的计算结果基本一致。Anders 等[114] 利用分子动力学技术对纳米尺度的球形金弹丸撞击密实金靶和多孔金靶进行研究, 分析了弹丸动能对靶板损伤特性的影响。巨圆圆等[115] 采用分子动力学程序 LAMMPS 模拟弹丸以 10 km/s 的速度超高速撞击靶板, 获得了超高速碰撞靶板的物理过程及靶板损伤特性。Jaramillo-Botero 等[116] 利用大规模分子动力学数值模拟了材料的电离现象。

2.1.3　混合类方法

混合方法一般采用欧拉或者无网格方法与拉格朗日方法耦合, 欧拉或无网格方法对变形剧烈区域的模拟较好, 而拉格朗日方法对变形小的区域的模拟精度较高。例如可在撞击核心区域采用无网格方法, 在边缘区域采用拉氏有限元[97, 117]。又如 Groenenboom[105] 尝试 FEM-SPH 耦合建模方法, 减少了模型中的 SPH 粒子数。冯春等[118] 提出了一种自适应有限元, 根据材料变形程度自动选择有限元或粒子类算法。Johnson 等[119–120] 提出的混合方法在变形不剧烈时采用高精度的拉氏有限元计算, 在变形剧烈时从单元转化为适合破碎的 GPA(Generalized Particle Algorithm)方法[121]。Beissel 等[76] 将混合方法应用到弹丸高速(最高速度 6.47 km/s)正碰和斜碰靶板的问题中, 结合 JC 损伤模型, 得到了碎片云中相分布和损伤分布, 同实验吻合较好。

2.2　本构模型

在超高速数值模拟研究中多采用 Johnson-Cook(JC)模型[122–123] 和 Steinberg-Guinan(SG)模型[124]。由于两者被广泛应用, 故本文不再给出其具体形式。JC 模型由应变硬化、应变率硬化和热软化 3 项相乘组成, 但该模型不适用于超高应变率情况, 一般认为不超过 $10^5\ s^{-1}$。从 Selyutina 等[125] 的结果看, 对铝来说该应变率极限小于 $10^4\ s^{-1}$。在超高速碰撞模拟中, 最大应变率可以用下式进行估计[126]

$$\dot{\varepsilon}_{\max} = 0.3V_{\rm p}/D_{\rm p} \tag{5}$$

式中: $V_{\rm p}$ 为弹丸速度, $D_{\rm p}$ 为弹丸直径。在空间碎片防护问题中, 弹道极限对应的弹丸直径约为 1 mm 量级, 弹丸速度 10 km/s 量级, 故最大应变率估计为 $10^6\ s^{-1}$ 量级, 显然超过了 JC 模型的使用范围; 但是另一方面, 由于 JC 模型的广泛研究, 对应的材料库比较全, 因此也有大量工作采用该模型。SG 模型同样包含应变硬化项, 热软化项通过剪切模量随温度的变化引入; 后来加入的应变率效应(SGL 模型)[127] 使得该模型比 JC 模型更适合高应变率(如 $10^6\ s^{-1}$ 量级)情况, 然而 SGL 模型针对大量材料的应变率相关参数依然较为缺乏。在超高速撞击时, 固体会流体化, 本构模型的影响随撞击速度增加而减弱。哈尔滨工业大学的张伟等[128] 使用 AUTODYN 中的 SPH 模块对比了不同本构方程(JC、SG、流体模型)在 6.71 km/s 速度下的表现, 发现本构模型对碎片云的径向碰撞、颗粒大小影响不大。但是本研究组在测试中发现, 对于弹道极限, 防护板本构模型的影响较大。

2.3　状态方程

对于超高速碰撞问题的理论分析和数值模拟, 物质在高温高压下的状态方程研究是一个关键。在这方面, 国内外都进行了很多研究。McQueen 等[129] 对强冲击作用下材料发生的一级相变进行了比较详细的分析。Bjork 和 Olshaker[130] 论述了超高速碰撞作用下材料熔化和汽化的冲击波加热机制, 认为超高速碰撞下材料的熔化和汽化是由等熵卸载后保留在材料中的剩余比内能决定的, 如果剩余比内能高于材料的熔化比内能, 材料就熔化, 如果高于材料的气化比内能, 材料就气化[131]。Kraus 等[132] 利用激光加载冲击波, 研究了几百吉帕冲击作用下二氧化硅的熔化和汽化, 精确测量了二氧化硅的冲击温度。在超高速碰撞过程中熔化和汽化现象很重要。Hornung 和 Michel[133] 通过分光镜技术研究了金属受冲击波作用后蒸气种类总量, 并发现汽化度依赖于冲击波熵, 这点有可能决定压力大于 20 GPa 情况下的状态方程。Hornung等[134] 在相关方面开展了工作: 利用统计力学方法给出了冲击压缩汽化部分的

温度，并与理想气体状态方程所描述的温度相比较，发现理想气体状态方程得到的温度远远高于其结果；使用二维 Godunov 格式进行数值模拟，给出了飞片超高速碰撞平板产生膨胀蒸气云的电离度。Hornung[135] 还公布了一项理论成果，可以帮助深入理解超高速碰撞汽化和电离过程，他们使用 Godunov 方法模拟碰撞，碰撞速度为 80 km/s，状态方程采用 Thomas-Fermi（TF）模型，给出了从靶板上飞出物中气体和液体的总量，并计算出电离度。Povarnitsyn 等[136] 发现采用不包含材料相变的状态方程计算得到的碎片最大，采用考虑材料液化和汽化的热力学完全状态方程计算的相态分布较准确，其中考虑亚稳态相态情况的状态方程的计算结果最准确。

在已发表的弹丸速度低于 7 km/s 的数值模拟中，多采用 Mie-Grüneisen（MG）状态方程，但该方程的缺点是[137]：基于 Hugoniot 参考状态的 MG 状态方程不适用于极高压（例如压力高于 100 GPa 时与实验和 SESAME 数据库出现差异[138]），也不适用于气体和膨胀状态的液体；当解离和电离发生后，Grüneisen 系数不再仅仅是密度的函数。而对于超高速碰撞，能描写相变的状态方程对数值模拟极其重要。下面介绍的状态方程被广泛用于超高速撞击的模拟。

2.3.1　Tillotson 状态方程

Tillotson 状态方程由 Tillotson[139] 于 1962 年提出，它假设 Grüneisen 系数是密度和内能的函数。在低压缩区，Tillotson 状态方程恢复为 Hugoniot 关系；在高压缩区，渐近于 Thomas-Fermi（TF）模型，通过 TF 方程获得高温高压高密度气体的温度与内能关系是一种很有效的手段，其压力和温度的适用范围很大；在膨胀区，则趋近于低密度的理想气体模型。Tillotson 方程在能量低于升华能时，可以处理气-固混合区，但仍然不包含气-液、固-液和固-固共存模型[137]。在处理高压下的大变形及多相态共存问题时，用 Tillotson 状态方程非常方便，它不但能够描述材料在高压下的冲击压缩问题，而且对于材料的熔化和汽化也能够很好地描述[140]。在高速撞击应用方面，张伟等[128] 使用 AUTODYN 中的 SPH 模块对比了不同的状态方程（Tillotson、MG）在 12 km/s 速度撞击下薄板的表现，发现与 MG 方程相比，使用 Tillotson 状态方程时碎片云的径向膨胀更大，颗粒更小。

2.3.2　ANEOS 状态方程

ANEOS 状态方程是由 Sandia 国家实验室的 Thomson 等[141] 开发的解析形式的状态方程（后制为列表形式作为其他 Hydrocode 状态方程的输入），采用 Helmholtz 自由能 $F(T,\rho)$ 的形式，由冷能、热能和电离能量组成。金属冷能部分采用 Morse 势能曲线描述。热能部分采用连接 Deybe 固体模型和单原子理想气体的近似关系式[142−143]，Melosh 后来把该关系式推广至分子团[142]。ANEOS 状态方程能处理固、液、气及其混合物，但其只能利用对冷能的修改来处理单个固-固相变[144]，意味着相变的压力随温度的变化很小，违背真实情况[142]。另外，虽然原始形式的 ANEOS 状态方程对高压区域的 Hugoniot 曲线描述较好，但对气-液相变线的描述不够准确；后来 Littlefield[143] 建议调整冷能曲线中的参数以及改进热能部分的插值函数形式，从而更好地符合实验结果。

2.3.3　SESAME 状态方程

SESAME 状态数据库[145] 是由美国 Los Alamos 国家实验室的 Barnes 和 Kerley 于 1971 年开发的列表式状态方程数据库。SESAME 包含单质、化合物、金属、矿物、高分子材料、混合物和多孔材料等[146]，同 ANEOS 一样，也采用 Helmholtz 自由能 $F(T,\rho)$ 的形式，也包含压力 $P(T,\rho)$ 和内能 $E(T,\rho)$，某些物质包含汽化、熔化和剪切列表。SESAME 覆盖的密度范围为 10^{-6}～10^{4} g/cm^3，温度高至 10^{5} eV。SESAME 在不同的热力学区域使用不同的理论模型，并用热力学自洽的方式在不同热力学区域之间进行插值连接。将自由能分为 3 部分，即

$$F(\rho,T)=\phi_0(\rho)+F_{\rm ion}(\rho,T)+F_{\rm el}(\rho,T) \tag{6}$$

式中：$\phi_0(\rho)$ 为冷能贡献，$F_{\rm ion}(\rho,T)$ 为热离子贡献（包含离子零点能），$F_{\rm el}(\rho,T)$ 为热电子贡献。不同部分采用的理论有多种不同的形式，例如：对于 $F_{\rm el}(\rho,T)$ 采用有限温度 Thomas-Fermi-Dirac 理论及其他理论[146]；固体晶格振动部分包含 Einstein 模型、Debye 模型、Chart-D 模型等，熔化线通过 Lindemann 熔化定律确定；液体采用 Hard-Sphere 模型；气体分子振动采用谐振模型，转动采用刚性转子模型等。SESAME 也

包含其他方法, 如分子动力学模拟结果、经验性拟合公式等。在高速撞击应用方面, 流体物理研究所的唐蜜等[147]将 SESAME 库与 AUTODYN-SPH 结合, 研究了 15 km/s 铝弹丸撞击薄板的相态分布, 发现碎片云头部处于气态, 中心处于液态, 而尾部靠近靶板处为固态。美国 Sandia 国家实验室的 Chhabildas 等[148]利用 CTH 和 SESAME 数据库对比了用三级炮驱动的钛飞片以 6.5～11.2 km/s 速度撞击铝靶的实验, 碎片云后面的接收板的自由面速度模拟结果与实验吻合较好, 说明了 SESAME 数据库的准确性。

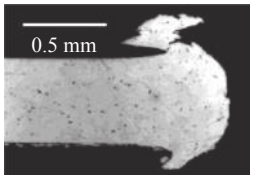
2.3.4　GRAY 三相状态方程

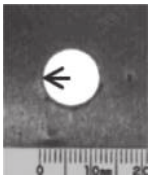
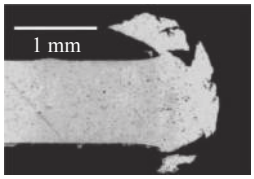
传统的 GRAY 三相状态方程由 Royce[149]于 1971 年提出, 该方程建立在 Grover[150]的液态状态方程以及 Young 和 Alder[151]的修正范德瓦尔斯方程的基础上, 固相采用 Grüneisen 状态方程, 在不同的相区进行衔接。原始的 GRAY 三相状态方程形式是非完全形式的状态方程, 流体物理研究所的于继东等[152]提出了完全形式的基于 Helmholtz 自由能的 GRAY 三相状态方程, 并给出了 Al 的相图。在高速撞击应用方面, 唐蜜[153]将其与一阶欧拉程序结合, 研究了 8～17 km/s 撞击速度下铝质球形弹丸和飞片撞击产生的碎片云相分布情况。

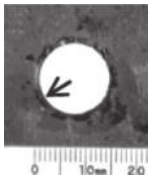
3　超高速撞击过程和弹道

3.1　前板的破坏

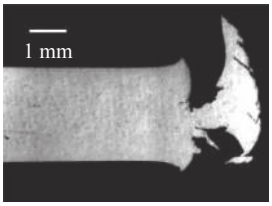
经过 Piekutowski 多年对铝质球形弹丸撞击薄板穿孔的系统研究[154–155], 已将速度极限提升至 9.9 km/s。图 1 给出了直径为 9.53 mm 的 Al-2017-T4 弹丸以 6.7 km/s 的速度撞击厚度为 t 的靶板(Al-6061-T6)的孔口形态。当弹丸速度高于 5 km/s 时, 在板两侧均出现“唇口”结构。穿孔特征受无量纲板厚 t/D 的影响极大, 当 t/D 逐渐增大时, 将依次发生以下现象: “唇口”结构增大并翻转, 产生孔洞和裂纹; 材料从板两侧分离, 楔状结构通过板中心的细网结构连接; 楔状结构从板分离。孔洞多呈现圆形, 但随速度增大而逐渐不规则, 其尺寸随着 t/D 或弹丸速度的增大而增大。该规律同样在 Mespoulet 等[156]的实验中被发现, 只不过 Mespoulet 的板厚更大, t/D 最大约为 1.3。

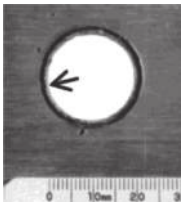
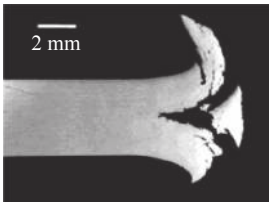


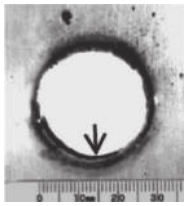





(a) t/D = 0.049, 6.62 km/s, Shot 4-1360　　(b) t/D = 0.102, 6.72 km/s, Shot 4-1283





(c) t/D = 0.234, 6.64 km/s, Shot 4-1352　　(d) t/D = 0.424, 6.68 km/s, Shot 4-1353

图 1　横截面图和孔洞形状[154](左侧横截面图的上方为撞击侧, 箭头为横截面图放大的位置)

Fig. 1　Cross-sections and the shape of the hole[154](Cross sections are shown with the impacted side toward the top of the page. Arrow in hole indicates where material in micrograph was obtained.)

对孔径的半经验性公式多为以下形式[157–159]

$$\frac{D_{\mathrm{H}}}{D_{\mathrm{p}}}=C_1\left(\frac{\rho_{\mathrm{p}}}{\rho_{\mathrm{t}}}\right)^{p_1}\left(\frac{V_{\mathrm{p}}}{c_{\mathrm{t}}}\right)^{p_2}\left(\frac{V_{\mathrm{p}}}{c_{\mathrm{p}}}\right)^{p_3}\left(\frac{t_{\mathrm{b}}}{D_{\mathrm{p}}}\right)^{p_4}\cos^{p_5}\theta+C_2 \tag{7}$$

式中: D_{H} 为孔径, D_{p} 为弹丸直径, ρ_{p} 为弹丸密度, ρ_{t} 为板密度, C_1、C_2、p_1～p_5 为拟合参数。例如, 对于 Hill[157]提出的模型, 有: C_1=3.309, C_2=0, p_1=0.022, p_2=0.298, p_3=0.033, p_4=0.359, p_5=0。通过遗传算法, Abbas 等[160]提出了以下改进形式的模型

$$\frac{D_{\mathrm{H}}}{D_{\mathrm{p}}}=3.35\left(\frac{\rho_{\mathrm{t}}}{\rho_{\mathrm{p}}}\right)^{0.08}\left(\frac{V_{\mathrm{p}}}{c_{\mathrm{t}}}\right)^{0.64}\left(\frac{V_{\mathrm{p}}}{c_{\mathrm{p}}}\right)^{0.033}\left(\frac{t_{\mathrm{b}}}{D_{\mathrm{p}}}\right)^{0.882}\cos^{-0.08}\theta-0.678\left(\frac{\rho_{\mathrm{t}}}{\rho_{\mathrm{p}}}\right)^{0.1}\left(\frac{V_{\mathrm{p}}}{c_{\mathrm{t}}}\right)^{1.1}\left(\frac{t_{\mathrm{b}}}{D_{\mathrm{p}}}\right)^{2.0}+1 \tag{8}$$

以上方程的各常系数通过遗传算法得到。虽然该模型的精度与 Hill 模型相当，但该模型满足一些渐进特性，例如当防护板厚度或密度趋于零时，孔直径趋于弹丸直径；而当弹丸速度趋于弹道极限时，孔径趋于零。这意味着该模型的适用范围更广。

Piekutowski 的实验为孔径的理论研究提供了基础数据。Rosenberg 等[161] 在 Euler 数值模拟的基础上，考虑到无限板厚的孔径关系，给出了半经验性的最终孔径表达式

$$\frac{D_{\mathrm{H}}}{D_{\mathrm{p}}}=Q-(Q-1)\mathrm{e}^{-\alpha t/D_{\mathrm{p}}},\quad Q=\sqrt{1+\frac{\rho_{\mathrm{t}}V^2}{2\sigma}\left(\sqrt{\frac{\rho_{\mathrm{t}}}{\rho_{\mathrm{p}}}}+1\right)^{-2}} \tag{9}$$

式中：Q 为无限板厚的无量纲孔径；t 为板厚；σ为板强度；α为基于数值模拟的经验性常数，这里取 1。该模型在板厚趋于无穷小时，孔径等于弹丸直径；而在板厚趋于无穷大时，孔径等于 Shinar 模型[162]。该表达式同 Piekutowski 的实验吻合度较好（见图 2）；但是对产生汽化的镉的撞击实验误差较大，因为该模型未进一步考虑汽化现象。

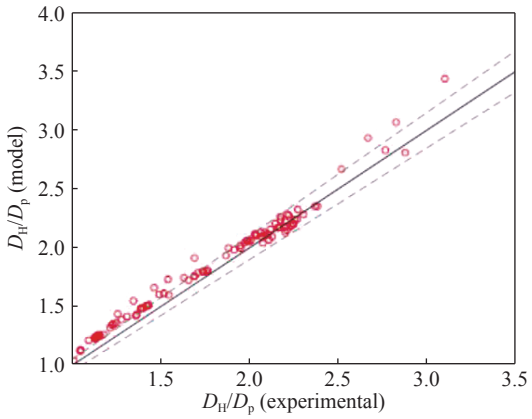


图 2　Rosenberg 公式[161] 与实验[154] 的对比（虚线斜率分别为 0.95 和 1.05）

Fig. 2　Comparison between Rosenberg's model[161] and experiments[154] (The slopes of dashed lines are separately 0.95 and 1.05.)

纯理论方面的模型有 Jolly 模型[163]。Jolly 在研究平板撞击侧表面时建立了稀疏波对冲击波卸载的一维理论，当卸载后的压力降到临界压力以下时，孔洞将不再继续扩张。通过特定实验，可以标定该临界压力。同实验的对比表明，该理论模型的预测精度对于 99% 的数据而言，误差可以达到 20% 以内（Jolly 提到较大的误差可能与实验本身的精度较差有关）。

3.2　碎片云特性

当弹丸穿过前薄板后，弹丸材料和防护板材料会形成碎片云，本节将介绍碎片云的分布特征、相态和散布模型。

3.2.1　碎片云的分布特征

当弹丸穿过薄板破碎后，会形成碎片云。图 3 中给出了速度 v=6.15 km/s 的 2017-T4 铝弹丸撞击 6061-T6 铝薄靶的碎片云分布，弹丸直径为 15.88 mm，靶板厚度为 0.772 mm。上半彩图为 Beissel 等[76] 采用有限元-无网格混合方法的计算结果，下半彩图为 Piekutowski[62] 的实验结果。实验结果显示：前板撞击侧存在喷溅碎片云；穿过靶板的碎片云主要分布在轴线附近，其具体结构可以分为“前部”、“中部”和“尾部”（加起来称为主体碎片云）；也存在向四周扩散的泡状碎片云。喷溅碎片云由靶板物质组成，泡状碎片云也主要由靶板物质组成，而“尾部”半圆状碎片层主要来自于弹丸后半部分的破碎。经过 Piekutowski[62]、迟润强等[164] 等的实验对照研究，在弹丸速度、弹丸直径和板厚度变化时，碎片云的变化规律已经比较清晰，但碎片云的组成和来源依然需要数值结果进行辅助确认。在主要结构上，数值模拟较好地反映了碎片云的组成和来源。轴线附近碎片云主要结构的模拟结果与实验有一定差别，主要反映在“前部”结构不如实验明显，该现象在采用一阶 Euler 方法[153]、SPH 方法[165] 模拟中也存在。产生该差异的原因可能与状态方程和网格解析度相关，因为按照 Piekutowski 的分析，该部分碎片云由靶板和弹丸物质组成，且在该速度下存在熔化现象。然而模拟中采用的 MG 状态方程不能很好地刻画相变。值得一提的是，基于 LS-DYNA SPH 模块的模拟[99] 却很好地捕捉了该结构。我们采用二阶 Euler 方

法结合 SESAME 状态方程的模拟结果见图 4, 结果表明前部的物质来源于弹丸, 而且位于弹丸前方的一层靶板物质与实验吻合较好。从图 3 的数值模拟结果看, “前部”、“中部”和“尾部”结构均为弹丸材料占主导。Beissel 简单地通过熔化温度判断“前部”结构的最前端存在熔化现象, 而基于 Johnson-Cook 的损伤破坏模型揭示了“中部”结构存在大块的碎片, 这两点均与实验一致, 表明数值模拟在模拟中速段时有较高的可信度。

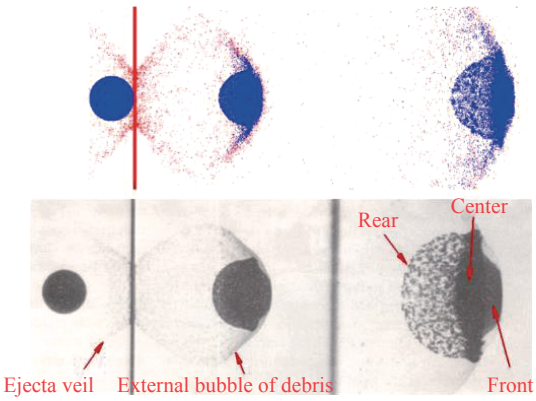


图 3　数值模拟[76] 和实验[62] 对比(v=6.15 km/s, 撞击时间分别是 8.1 μs、23.2 μs, 初始弹丸形状叠加在图中)

Fig. 3　Comparison of debris from calculation (top)[76] and experiment (bottom)[62] (v=6.15 km/s, time at 8.1 μs and 23.2 μs, the initial shape of the projectile is also shown in the left picture.)

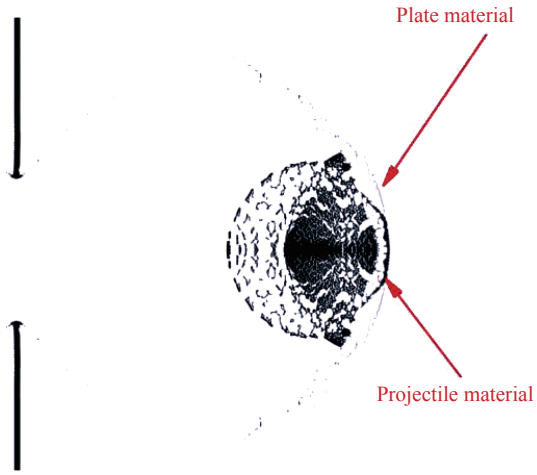


图 4　二阶 Euler 数值模拟和实验[62] 对比 (v=6.15 km/s, 撞击时间是 8.1 μs)

Fig. 4　Comparison of 2nd Eulerian simulation and experiment[62] (v=6.15 km/s, time at 8.1 μs)

板厚是影响碎片云分布的一个重要因素。板厚会影响冲击波在板背面的卸载时间, 从而影响弹丸中的冲击波强度和作用时间[164]。增加防护板的厚度时, 碎片云的变化如图 5 所示。可以看到: 随着板厚增加, 碎片云的粒子尺度逐渐减小, “尾部”扩展增大; 碎片云“中部”被压缩从而向径向扩展, 形态逐渐后弯; 而“前部”厚度减小, 逐渐变形为圆弧状, 并最终消失。值得一提的是, 图 5 中 t/D=0.163 时的碗状结构为三维图, 从 Piekutowski[62] 后续采用狭缝过滤碎片云得到的准二维平面图可以推断, 此时碎片云仍然属于双层结构, 即有“前部”的存在。

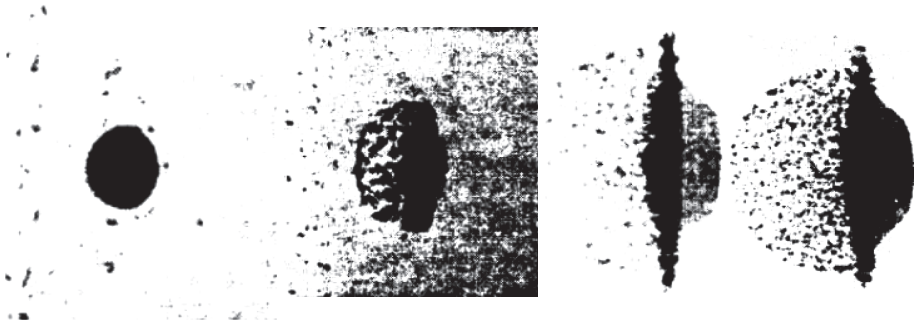
(a) t/D = 0.026, v = 6.70 km/s　(b) t/D = 0.049, v = 6.62 km/s　(c) t/D = 0.102, v = 6.72 km/s　(d) t/D = 0.163, v = 6.71 km/s　(e) t/D = 0.234, v = 6.64 km/s

图 5　不同厚度下碎片云的变化[166]

Fig. 5　Debris clouds of different thicknesses of the plate[166]

弹丸速度是影响碎片云分布的另一个重要因素。弹丸速度决定了冲击波的初始强度, 其压力大小直接决定是否发生冲击熔化或冲击汽化。碎片云随弹丸速度增加的变化见图 6。当弹丸速度增加时, 塑性变形区从弹丸前端逐渐扩展至后端; 随着弹丸速度进一步增大, 弹丸尾部因冲击波卸载产生破碎, 当速度超过 5.45 km/s 时, 形成“前部”, 逐渐形成“前部”、“中部”、“尾部”的典型形态; 当速度更大时, 碎片云的粒子尺度进一步减小。Piekutowski 等[63] 对更高速度区间(7～10 km/s)进行了研究, 其碎片云特征与在中速段发现的规律没有明显的不同, 如 9.19 km/s 时的碎片云仍然具有前部的双层结构。速度更高的实验尚未系统性地开展, 特别是针对全尺寸的 Whipple 结构, 这主要是由于实验发射弹丸能力的限制。对于更高速度铝弹丸撞击铝板可以采用低速镉弹丸撞击镉板替代, 镉具有低熔点和高密度, 可以

在二级炮上开展相应的实验。Schmidt 等[167] 的量纲分析表明，镉弹丸速度乘以 3.1 即可得到相应铝弹丸撞击铝板的等效结果；不过后来对比镉和铝在实验中的碎片云形态表明，该系数约为 2[168]。



(a) v = 3.77 km/s　(b) v = 4.71 km/s　(c) v = 6.62 km/s　(d) v = 7.38 km/s

图 6　碎片云随弹丸速度变化[166]（t/D=0.049）

Fig. 6　Debris clouds for different velocities of the projectile[166] (t/D=0.049)

3.2.2　碎片云的相态

当前，理论分析相态多基于从冲击波波后压力开始的等熵卸载过程。当然如果冲击压力足够高，冲击本身也会造成冲击熔化。各研究预测的铝的相变速度和（或）压力见表 2，可以看到对于卸载熔化的分析结果较为接近，但对于卸载汽化开始的压力和速度有一定差别。

表 2　铝平面对称碰撞时相变对应的速度和压力

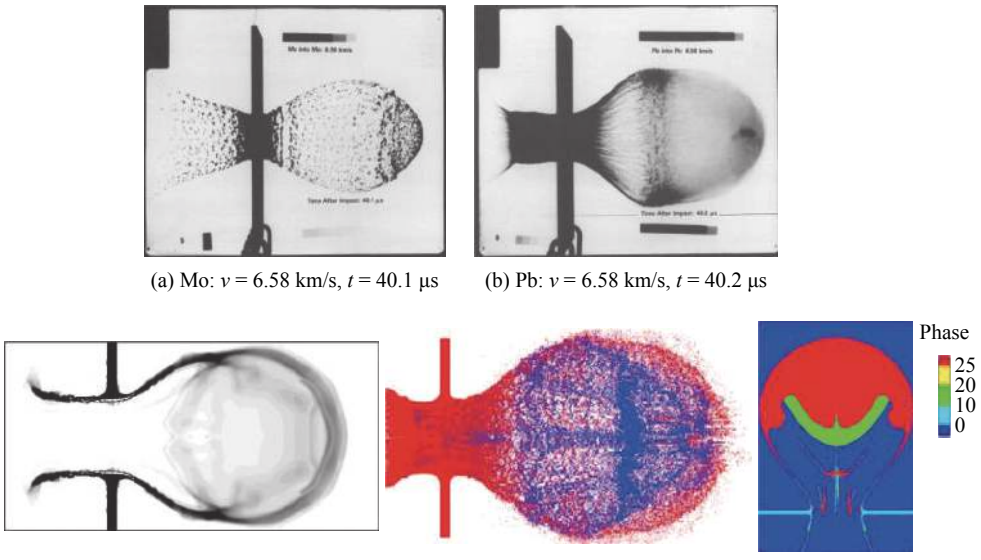
Table 2　The velocity of the Al projectile and the pressure from impacting

Source/Phase change	Incipient melting due to release	Complete melting due to release	Incipient vaporization due to release	Complete vaporization due to release
Hopkins *et al.*[169]	2.7 km/s, 65 GPa	3.38 km/s, 89 GPa		
Anderson *et al.*[170]	2.85 km/s, 71 GPa	3.45 km/s, 94 GPa	5.2 km/s, 174 GPa	
Bjork[171]			6.2 km/s, 225 GPa	2700 GPa
Shockey *et al.*[172]	2.6–3.6 km/s	3.3–4.6 km/s	5.5–7.5 km/s	12.5–16.5 km/s
Pierazzo *et al.*[173]	73 GPa	106 GPa	315 GPa	
Source/Phase change	Incipient melting due to shock	Complete melting due to shock		
Tang[153]	125 GPa	160 GPa		

很多程序本身即便采用多相完全状态方程，也并不提供相态的判断。根据程序的计算结果判断相态一般有两种方法[174]：一种称为压力法，即通过冲击波到达的最高压力判断，因为从该高压等熵卸载可能导致相变；另一种通过卸载后的温度判断，称为温度法。研究表明压力法不适用于相对低速碰撞（如 5 km/s），此时材料强度比较重要，卸载过程也非完全等熵卸载，故采用温度法较为合适。Povarnitsyn 等[175] 给出了 Al 在温度-密度空间内的完全相图，除了稳定相外，还包含亚稳相，也可以直接与其对比，从而进行相态的判断。

由于铝的汽化需要较高的撞击速度，如产生 30% 汽化时需要弹丸速度超过 10 km/s[166, 171]，故人们往往采用低熔点、低汽化温度的材料替代研究状态方程的影响，例如 Pb。Bjork[171] 对比了高熔点的 Mo（密度 10.2 g/cm^3）和低熔点的 Pb（密度 11.3 g/cm^3）弹丸以 6.58 km/s 速度分别撞击 Mo 和 Pb 靶板的实验结果，发现两者碎片云的组成完全不同，其结果见图 7（a）和图 7（b）。由于 Mo 和 Pb 的密度相近，几何参数和撞击速度一致，故其差异主要来自材料的状态方程。可以看到，对于 Mo 碎片云，碎片云由细小固体颗粒组成。虽然 Anderson 等[170] 的理论分析预测 Mo 在速度为 3.45 km/s 时就会完全熔化，但实

验中在 6.58 km/s 时仍然以固体颗粒为主; 原因是稀疏波的卸载作用导致大量材料未能冲击加载到足够高的压力。理论分析和实验的差异表明以上简单的理论分析具有较大的局限性。对于 Pb 的碎片云, 没有发现固体颗粒的特征, 碎片云前半部分呈弥散形态, 后半部分的飘带状流动结构暗示为液体状态。Anderson 认为该飘带状流动结构来自靶板孔洞颈部材料, 由于稀疏波卸载效应导致靶板材料不能达到很高的压力, 故呈液态。Povarnitsyn 等[136] 采用 3 种状态方程对该实验进行了模拟, 其中含亚稳态的状态方程的密度模拟见图 7(c), 可以看到不论是碎片云形态(如碎片云两侧的凹陷)还是密度对比度(碎片云前端密度小, 靠近靶板密度大), 实验中发现的特征基本都具备。唐蜜[153] 对铝弹丸以 17 km/s 速度撞击铝靶的欧拉数值模拟基本上反应了类似的相分布(见图 7(e)), 也印证了以上分析的正确性。



(a) Mo: v = 6.58 km/s, t = 40.1 μs　(b) Pb: v = 6.58 km/s, t = 40.2 μs

(c) Pb: v = 6.58 km/s, t = 30 μs　(d) Pb: v = 6.58 km/s, t = 30.6 μs　(e) Al: v = 17 km/s

图 7　(a)(b) Mo 和 Pb 弹丸高速撞击碎片云形态对比[169, 171]; (c) Pb 弹丸数值模拟密度云图[136]; (d) MPM 数值模拟结果[110]; (e) 铝弹丸的数值模拟相态分布[153](红色为气态, 绿色为液态, 淡蓝色为固态)

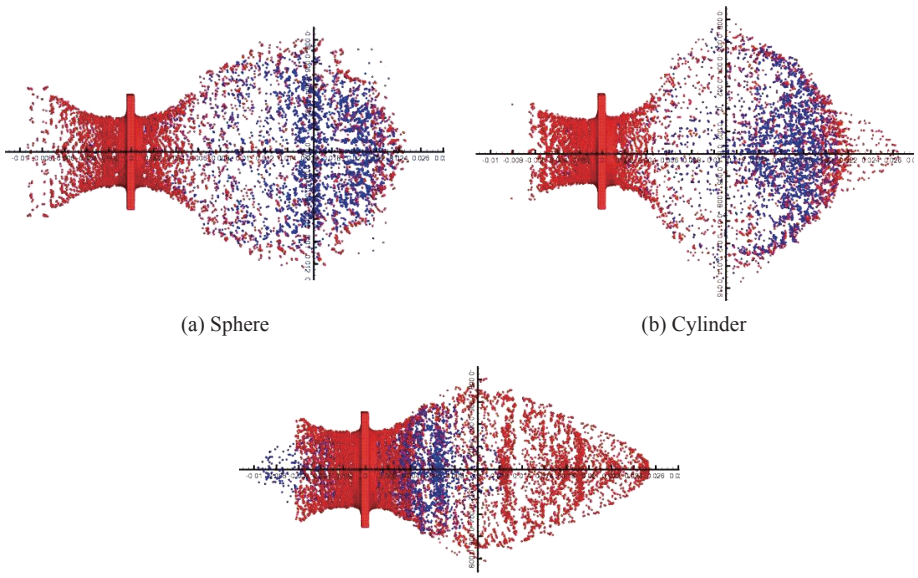
Fig. 7　(a)(b) Comparison of the debris clouds of Mo and Pb projectiles[169, 171]; (c) density clouds from the simulation of Pb projectile[136]; (d) results from MPM simulation; (e) phase clouds from the simulation of Al projectile[153](red for gases, green for liquids and cyan for solids)

3.2.3　弹丸形状对碎片云分布的影响

为了得到相同质量、不同形状的弹丸的毁伤能力, 宋卫东等采用 SPH 方法模拟了球形、圆柱形和圆盘形 3 种弹丸。图 8 中 3 种弹丸的质量大致相等, 碰撞速度均为 18 km/s, 碰撞角度为 90°, 靶板厚度为 0.5 mm, 球形、圆柱形、圆盘形弹丸的碰撞时刻分别为 1.46、1.41、1.46 μs, 得到的碎片云轴向长度和径向长度如表 3 所示。由碎片云分布及相应数据可以看出: 球形弹丸碰撞所形成碎片云的前端呈半球形分布; 圆盘形弹丸碰撞所形成碎片云的前端为圆盘形, 碎片云分布的轴向膨胀与其他两种弹丸差别不大, 但径向膨胀明显更小; 圆柱形弹丸所形成碎片云的前端有一锥状突起, 弹丸没有完全破碎, 弹丸尾部仍部分存在, 沿轴向的碎片云膨胀程度略大于其他两种弹丸, 但相差不大, 而径向碎片云膨胀程度最大。球形和圆柱形弹丸所形成的碎片云都集中在碎片云的前端, 圆盘形弹丸所形成的碎片却集中在中间部位, 且碎片云破碎情况较好, 碎片云内部由弹丸材料和靶板材料的碎片组成孔隙柱; 在超高速碰撞条件下, 圆柱形弹丸的破坏能力明显强于其他两种弹丸, 破坏能力最强。

3.2.4　超高速碰撞条件对等离子体产生的影响

宋卫东等[43, 46] 通过数值模拟研究了超高速碰撞产生等离子体的特征。采用三维 SPH 程序对铝柱体以 5、7、9、11、13 和 15 km/s 速度碰撞刚性壁进行数值模拟, 铝柱的直径和长度均为 1 mm, 其中 9 km/s 的碰撞结果如图 9 所示。4 个时刻共用同一个图例描述, 因此图 9 中红色区域的实际温度远高于 2400 K。图 10 给出了 6 种不同速度下模拟得到的总电荷随时间的变化。



(a) Sphere　　(b) Cylinder

(c) Disk

图 8　弹丸质量相同但形状不同的碎片云分布

Fig. 8　The distribution of debris cloud generated by hypervelocity impact of projectiles with the same mass and different shapes

表 3　弹丸质量相同、形状不同所得到碎片云的参数

Table 3　The parameters of debris cloud generated by hypervelocity impact of projectiles with the same mass and different shapes

Shape of projectile	Dimensions	Mass/g	Axial length/mm	Radical length/mm
Sphere	∅5.02 mm	0.180 89	44.5	40.5
Cylinder	∅5.02 mm×4.6 mm	0.182 61	46.5	44.0
Disk	∅5.02 mm×1.0 mm	0.181 06	45.5	32.2

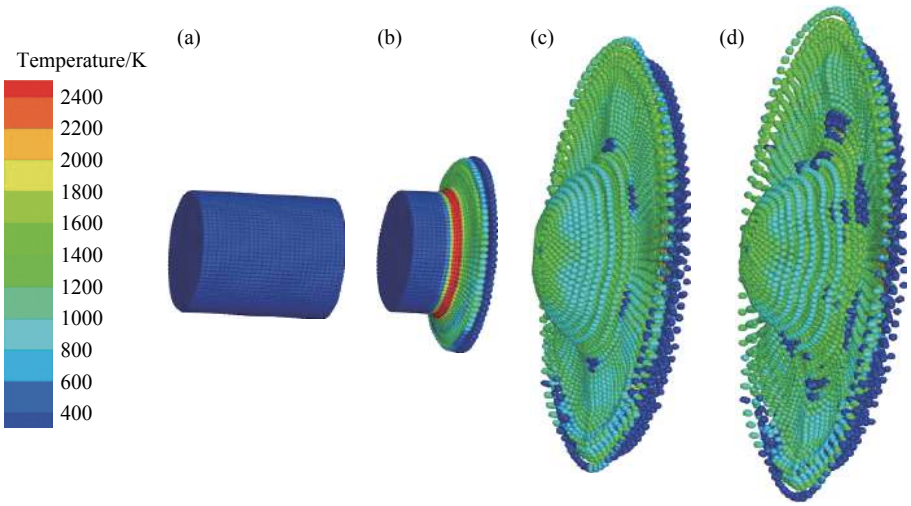


图 9　三维 SPH 模拟柱状弹丸撞击刚性壁的温度云图

Fig. 9　The temperature cloud diagram of the cylindrical projectile impacting rigid wall by 3D SPH simulation

通过 3D SPH 程序数值模拟了不同碰撞速度和不同碰撞角度下的超高速碰撞过程，获得了等离子体总电量随时间的变化。相同碰撞速度、不同碰撞角度下超高速碰撞产生的等离子体电量对比如图 11

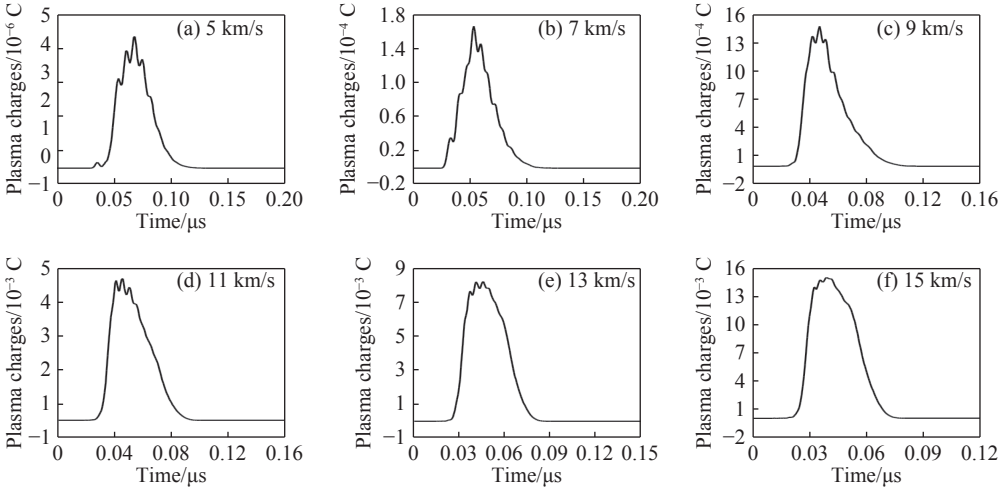


图 10　六种不同速度下三维模拟得到的电荷数随时间变化

Fig. 10　The charges change with time at six different impact velocities by 3D simulation

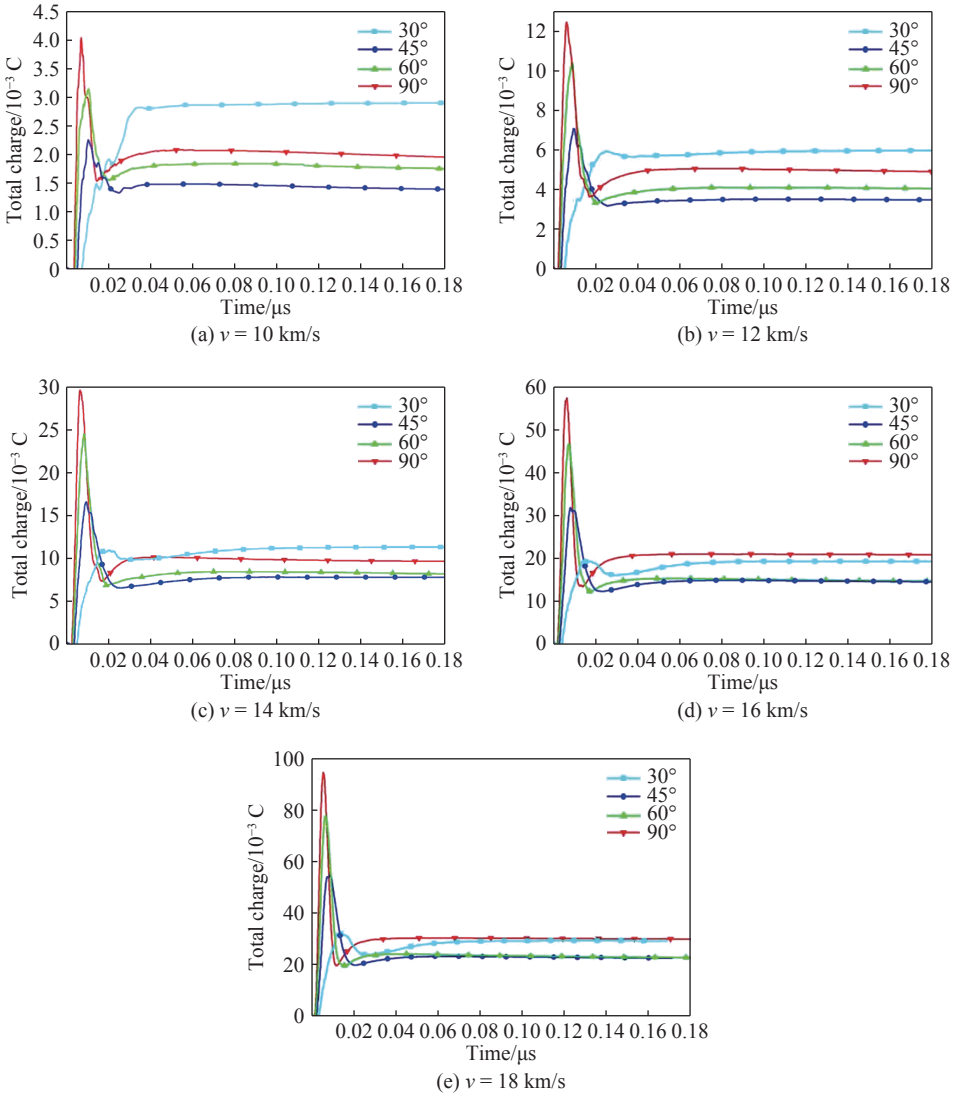


图 11　相同速度、不同角度碰撞产生的等离子体电量

Fig. 11　Plasma charges generated along different impacting angles under the same impact velocity

所示。在图 11 中，随着碰撞角度的变化，等离子体电量的峰值变化显著。对于较高速度的碰撞，随着碰撞角度减小，等离子体电量的峰值快速减小。

图 12 给出了碰撞速度分别为 9、12、15 和 18 km/s 时不同碰撞角度下产生等离子体引发的磁感应强度随时间变化的曲线[176]。从图 12 中得知，碰撞产生的磁感应强度在弹丸与靶板接触后极短的时间内达到峰值，而此时碎片云还未膨胀散开，因此在该时间段内产生的磁感应强度大小差异主要归因于碰撞角度，与观测点所处的空间位置关系不大。

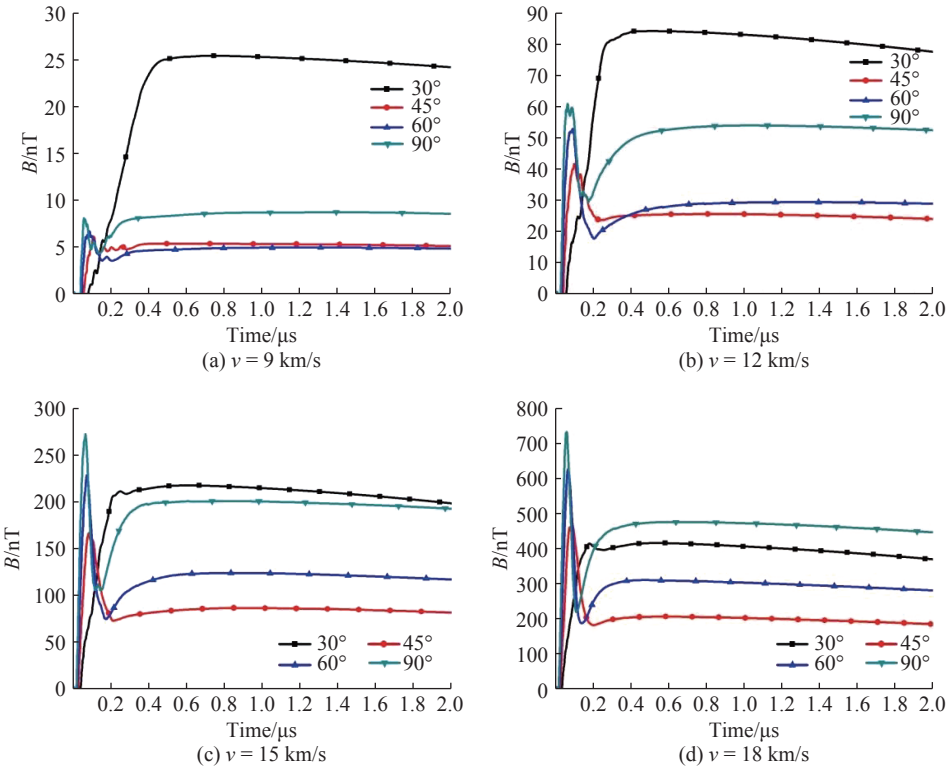


图 12　相同碰撞速度、不同撞击角度下产生等离子体引发的磁感应强度随时间变化曲线

Fig. 12　The time-depedent magnetic induction intensity generated by hypervelocity impacts at different impact angles under the same impact velocity

3.2.5　碎片云的散布理论分析

碎片云的散布直接同 Whipple 防护结构后板的破坏相关。我国许多科研人员总结了多种碎片云分布模型，例如：龙仁荣和张庆明[177] 回顾了 Swift(1982)[178](为方便起鉴，本文中模型命名均采用第一作者加年份的方式)、Piekutowski(1990)[179] 和 Bless(1991)[180]3 种模型，就其在球形弹丸撞击飞片不同工况下的表现与 SPH 数值模拟进行了对比；郑建东等[181] 回顾了 Nebolsine(1994)[182]、Schonberg(1997)[183]、Corvvonato(2001)[10]、Schäfer(2006)[126] 模型等。为尽量避免重复，以下重点回顾近几年来国内外文献中提出的模型。

迟润强[184] 通过实验和 SPH 模拟，对 5 km/s 以下铝弹丸正撞铝靶的碎片云分布情况进行了系统的建模工作。其基本思路是对碎片云的特征点速度和质量分布进行拟合，数据来源以数值模拟为主、实验为辅。以直线描述主碎片云、圆弧描述剥落碎片云、双纽线描述外泡碎片云、高斯曲线描述反溅碎片云，在假设碎片云自相似演化的基础上，通过质量、动量和能量守恒方程求解以上拟合式中未决定的系数。从该模型与数值模拟的对比来看，它很好地描述了碎片云分布(见图 13)。

在 SPH 模拟的基础上，Huang(2013)模型[5] 首先对碎片云前端的速度进行拟合，然后对碎片云的质量、速度和角度分布函数进行拟合，最后给出了各分布函数的限制关系。在此基础上，通过蒙特卡罗算法进行碎片云的模拟，得到碎片云的分布形态。该方法不仅可以用于正撞击，也可以用于斜撞击。其

得到的碎片云质量和数目同 SPH 数值模拟相比，误差在 10% 以内。

3.3　板的损伤和破坏特性

Whipple 结构的后板破坏特征与碎片云直接相关，由后板破坏特征可以反推碎片云的某些特性，而目前后板破坏特征研究主要通过实验。后板的破坏形式一般包括成坑、产生鼓包、层裂、剥落和穿孔[185]。

图 14(a)、图 14(b)给出了弹道区(v=2.58 km/s)和破碎区(v=4.35 km/s)后板的损伤形式，图中还显示了 Whipple 结构参数以及后板的正面照和背面照。可以看到，在低速弹道区，后板只出现了一个大孔，且孔背面周围有材料剥落。在中速破碎区，后板中心出现穿孔，在该穿孔周围存在一个中心弹坑区和环形弹坑区，同时两者之间还叠加了许多微小弹坑，板背面伴随有鼓包和剥落。迟润强[184]对比了碎片云与后板损伤情况，如图 14(c)所示，分析表明中心弹坑和环形弹坑区同主体碎片云相关，而两者之间的微型弹坑同剥落碎片云相关(即图 3 中的“尾部”碎片云)。

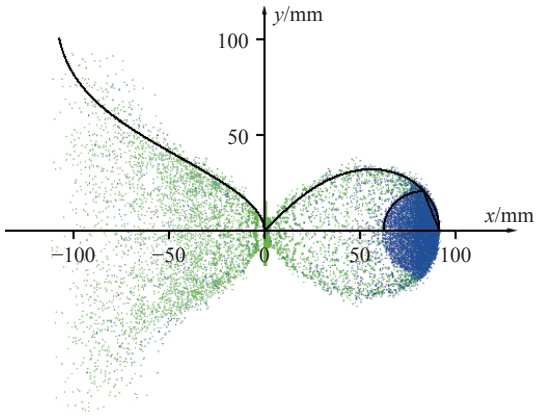


图 13　直径为 6.35 mm 的铝弹丸以 5 km/s 撞击 1 mm 厚铝板碎片云模型[184]与 SPH 模拟对比

Fig. 13　Comparison between the model and the simulation of SPH[184] (The diameter of the Al projectile is 6.35 mm, the velocity is 5 km/s and the thickness of the Al plate is 1 mm.)

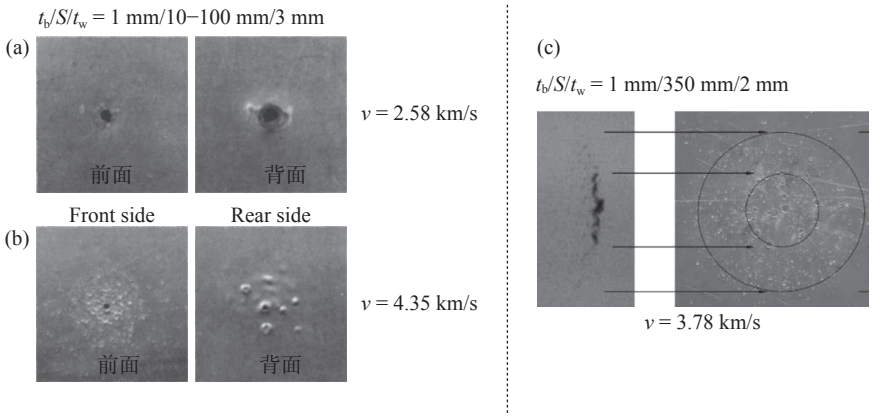


图 14　中低速后撞击板损伤破坏特征：(a)(b)取自文献 [185]；(c)取自文献 [184]

Fig. 14　The damage patterns impacted by low and medium velocity: (a)(b) are from Ref.[185] and (c) is from Ref.[184]

图 15 给出了使用 0.46 倍缩比的 Whipple 防护结构时，速度更高的铝弹丸碎片云撞击后板产生的损伤情况[186]，其特征与中低速情况有较大差异。例如 7.28 km/s 和 9.29 km/s 两种撞击速度下均出现放射状结构，Piekutowski 分析其为熔化的小铝液滴从中心往外运动导致的，该放射状特征已被其他研究者印证[187−188]。从 7.28 km/s 正面图片可以明显看到由弹丸碎片颗粒和防护板碎片构成的圆形界线，而 9.29 km/s 正面图片显示存在同心圆状纹理。通过显微镜发现在 9.29 km/s 结果中 a、b 区存在熔化的铝，而 c 区不存在。a 区结构表明碎片云多次正向撞击；b 区弹坑较少，熔化的弹丸、防护板、后板材料的径向外移造成了放射状结构；在 c 区可见防护板碎片造成的弹坑，并有熔化材料外移的踪迹。9.29 km/s 速度以下，熔化的材料会在后板表面凝固，形成倒胡须状结构，而更高速度下熔化材料来不及凝固。在 7.28 km/s 速度下的背面照可以看到，损伤特征为产生鼓包和裂纹，并产生环状层裂；而在 9.29 km/s 的背面照中出现了剥落和不完整的环状层裂结构。

Verma 和 Dhote[189]使用 AUTODYN 软件的 SPH 方法数值模拟了球形不锈钢弹丸超高速撞击薄钢板，二级轻气炮实验结果验证了数值模拟的有效性，提出了无量纲经验公式，估算出弹丸撞击靶板形成

的主要碎片的特征。数值模拟与实验结果的对比如图 16 所示，描述主碎片质量、速度和飞行角度的无量纲经验公式分别为

$$\frac{M_{\mathrm{r}}}{M}=C_1\left(\frac{T_{\mathrm{t}}}{D_{\mathrm{p}}}\right)^{P_1}\left(\frac{V}{c_{\mathrm{t}}}\right)^{P_2}\cos^{P_3}\theta+C_2 \tag{10}$$

$$\frac{V_{\mathrm{r}}}{V}=C_1\left(\frac{T_{\mathrm{t}}}{D_{\mathrm{p}}}\right)^{P_1}\left(\frac{V}{c_{\mathrm{t}}}\right)^{P_2}\cos^{P_3}\theta+C_2 \tag{11}$$

$$\frac{\theta_{\mathrm{r}}}{\theta}=C_1\left(\frac{T_{\mathrm{t}}}{D_{\mathrm{p}}}\right)^{P_1}\left(\frac{V}{c_{\mathrm{t}}}\right)^{P_2}\sin^{P_3}\theta+C_2 \tag{12}$$

式中：M 为质量，V 为速度，θ 为碎片和弹丸的飞行速度与靶板法线的夹角，D_{p} 为弹丸直径，c_{t} 为靶板材料声速，T_{t} 为靶板厚度，C_1、C_2、P_1～P_3 为参数。

3.4　弹道极限方程

弹道极限方程一般表述为弹丸造成最后一层防护板失效的临界弹丸直径与其他参数（弹丸和板参数）的关系。20 世纪 90 年代以前方程形式多为固定弹丸直径，给出临界板厚-弹丸速度的关系（Sizing Equation）；近年来则通常固定防护结构参数，以弹丸穿透的临界直径-弹丸速度图的形式给出弹道极限[190]。这两种形式一般可以相互转化，本文讨论后一种。弹道极限方程（Ballistic Limit Equation, BLE）一般同弹丸密度、速度、直径、强度和靶板厚度及强度等因素相关，已发表文献中各种形式的弹道极限方程不一定包含以上所有提到的参数，因为很多形式是通过实验拟合得到的，只在一定参数范围内适用。一般而言，弹道极限方程均基于铝球撞击铝板进行描述，因为空间碎片多为人造航天器产生，而人造航天器以铝合金材料为主。有关失效的定义也很多，例如后板发生剥落、发生光学穿孔、气体穿透、达到无法承受一定压力/压差的状态[187]等。本文采用 Christiansen[6] 的建议，在后文中如未加特别说明，则临界弹丸直径一般定义为后板发生剥落或穿孔所对应的弹丸直径。由于有关弹道极限的综述很多，例如袁俊刚[191]、闫军[192]、Hayashida[193] 等，因此本文只回顾一些基本方程，以及近年来最新提出的模型。考虑到国外的弹道极限方程发展较早，而我国起步较晚，故主要介绍国外的弹道极限方程研究进展。

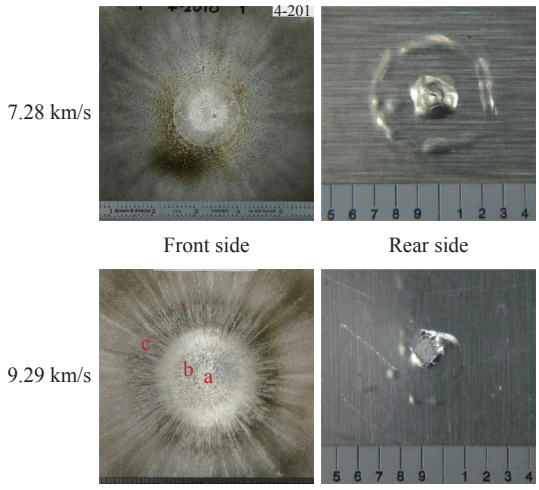


图 15　高速撞击后板损伤破坏特征[186]

Fig. 15　The damage patterns for high speed projectile[186]

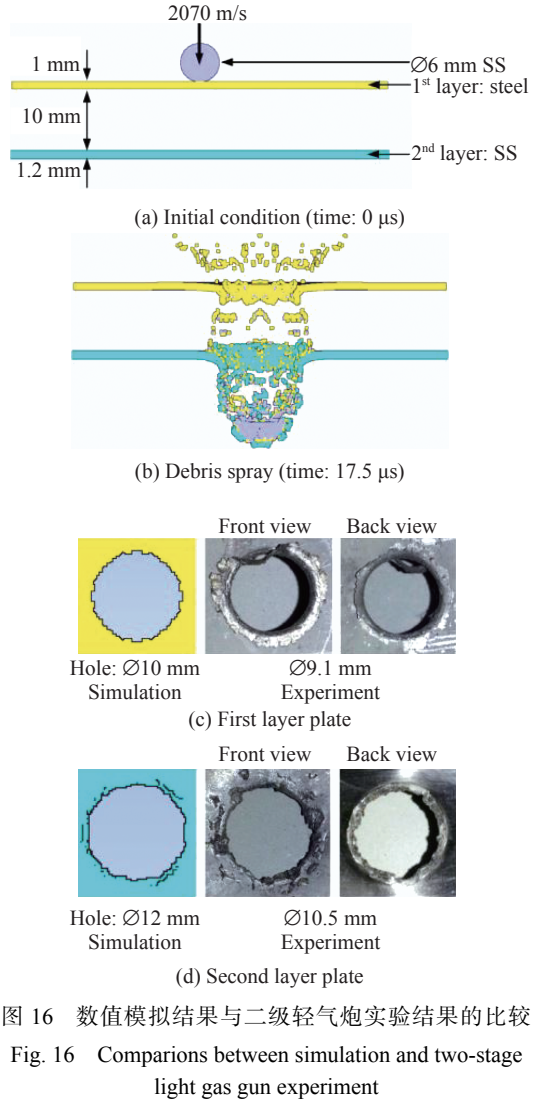


图 16　数值模拟结果与二级轻气炮实验结果的比较

Fig. 16　Comparions between simulation and two-stage light gas gun experiment

3.4.1　单层板弹道极限方程

单层板弹道极限方程一般与板厚 t_{w}、弹丸密度 ρ_{p}、弹丸正碰速度 V_{n}、靶板声速 C_{w} 等相关，文献中

给出的表达式也可能含靶板强度或 Brinell 硬度 H, 对于金属, 工程上可近似认为强度与 H 成正比[194–195]。

(1) Fish-Summers(1965)模型[187, 196–197]

Fish-Summers(1965)模型是基于弹丸速度低于 8.5 km/s 的实验的经验公式, 球形弹丸的临界直径 d_c 为

$$d_c = 2\left[\frac{K_2 t_w}{K_1 \rho_p^{0.519}\left(\frac{4\pi}{3}\right)^{0.352} V_n^{0.875}}\right]^{\frac{1}{1.056}} \tag{13}$$

式中: t_w 为板厚(cm); ρ_p为弹丸密度(g/cm^3); V_n 为弹丸正碰速度(km/s); K_1 为材料相关的拟合系数, 部分材料如铝合金和不锈钢见文献 [197], 对于铝 K_1=0.57。(13)式已经将原文献给出的临界板厚换算成弹丸临界直径的形式。这里“临界”的定义是靶板达到无法承受超过 10^5 Pa 压力差的状态, 否则会发生气体泄露[187]。实验表明该模型不适用于超薄板(如 0.01 mm 量级)[197]。根据 Coronado 等[198] 的建议当采用剥落判据时, K_2=0.7, 否则 K_2=1。

(2) Holsapple-Schmidt(1982)模型[199]

Holsapple-Schmidt(1982)模型形式为

$$d_c = 2.06 K t_w \left(\frac{\rho_p}{\rho_t}\right)^{-0.159}\left(\frac{2.68\sigma_t}{\rho_p V_n^2}\right)^{0.236} \tag{14}$$

式中: σ_t为拉伸破坏强度。当采用剥落判据时, K=0.7, 否则 K=1。

(3) JSC(Cour-Palais(1984))模型[200]

在 Appllo 计划中, 由美国 JSC 的 Cour-Palais 开发的经验性模型中, 在无限厚板的基础上, 通过引入系数修正来预测有限厚度板, 临界弹丸直径为

$$d_c = \left(\frac{H^{1/4} t_w}{5.24 K_1 \frac{\rho_p^{0.5}}{\rho_w^{0.167}} \frac{V_n^{0.67}}{E^{0.33}}}\right)^{1/1.056} \tag{15}$$

式中: E 为靶板杨氏模量(GPa)。在剥落为临界失效的判据下, K_1=3。

Rockwell 模型[201] 同 JSC 模型极为相似, 不过两者是独立开发的。Rockwell 模型形式为

$$d_c = \left(\frac{H^{1/4} t_w}{1.38 K_1 \frac{\rho_p^{0.5}}{\rho_w^{0.167}} V_n^{0.67}}\right)^{1/1.1} \tag{16}$$

(4) 修正的 JSC(Modified Cour-Palais(1991))模型[6, 202]

修正的 JSC 模型的临界弹丸直径为

$$d_c = \left[\frac{H^{1/4} t_w}{5.24 K_1 \left(\frac{\rho_p}{\rho_w}\right)^{K_2}\left(\frac{V_n}{C_w}\right)^{2/3}}\right]^{18/19} \tag{17}$$

当$\rho_p < 1.5\rho_t$时, K_2=0.5, 否则取 2/3; K_1 的取值依据临界条件的定义给出, 在本文的临界条件判断方式下 K_1=2.2, 其他条件下的取值见文献 [6]。修正 JSC 模型与 FS(1965)模型的主要区别在于 V_n 的指数。

(5) 模型的评估和我国模型的发展

各种形式的单层板弹道极限方程有一些相同的尺度关系, Lee 等[203] 通过简单的能量分析认为 $d_c \propto (1/V_n)^{2/3}$, $d_c \propto t_w$, 对比以上弹道方程的具体形式可以看出其有一定合理性。同时 Lee 进行了各种模

型与 SPH 模拟的对比，其结论与闫军等[192]获得的结论类似，且各个模型预测的趋势一致，即随着弹丸速度的增加，临界直径单调下降，Schmidt-Holsapple(1982)方程的预测值相对偏高，其他方程的预测值接近。同样 Hayashida 和 Robinson[201]对各模型计算结果与实验数据进行了对比，结果表明对于防护结构设计 Schmidt-Holsapple(1982)方程是最安全的，没有一个模型能完全准确地预测所有实验数据，因为这些模型都是根据自己的数据构造的经验性公式。

可见，针对我国航天器在用单层板建立相应的弹道极限方程具有重要意义。近年来我国学者主要依托数值计算构建单层板的弹道方程。哈尔滨工业大学的贾斌等[204]对我国在用 5 mm 厚单层板进行了数值模拟，并与 JSC 模型进行了对比，速度在 3 km/s 以内时数值模拟和实验得到的弹道极限的相对误差在 5% 以内，而在 1 km/s 时 JSC 模型的误差达 41%，为此他们根据自己的数据重新拟合了 JSC 模型参数，得到的形式为

$$d_{\mathrm{c}} = 0.6465 V_{\mathrm{n}}^{-0.7367} \tag{18}$$

另外北京航空航天大学的徐小刚等[205]采用 LS-DYNA 的 SPH 模块进行了单层板的弹道极限建模工作，通过改变密度和强度进行了参数研究，结合相似律的无量纲分析，通过线性回归方法得到“综合建模弹道方程”

$$d_{\mathrm{c}} = 0.245 t_{\mathrm{w}} \left(\frac{\sigma_{\mathrm{Y}}}{\rho_{\mathrm{w}} C_{\mathrm{w}}^2}\right)^{0.227} \left(\frac{\rho_{\mathrm{p}}}{\rho_{\mathrm{w}}}\right)^{-0.503} \left(\frac{V_{\mathrm{n}}}{C_{\mathrm{w}}}\right)^{-0.560} \tag{19}$$

式中：σ_{Y}为靶板屈服强度。与实验的对比表明，综合建模弹道方程优于 JSC 模型和修正的 JSC 模型。徐小刚等的工作给出了较为标准的建立单层板弹道极限方程的半理论方法。

将机器学习应用到基于数据的方程拟合过程也是当前的发展趋势。北京航空航天大学的张晓天等[206]提出了一种基于非线性不可分支持向量机(SVM)方法，利用已发表的实验数据对 SVM 进行训练，可以对单层板弹道极限方程进行求解。研究表明，SVM 方法的精度高于 JSC 模型。

3.4.2　双层板弹道极限方程

一般双层板弹道极限方程为三段式，即低速弹道区、中速破碎区、高速熔化区，完整的弹道极限方程应该包含所有速度区间，一般进行分段建模。双层防护结构与单层结构相比，主要对中高速段(高于 3 km/s)的防护性能有明显的提升[192]。值得一提的是，更多模型只针对高速段提出，即未进行分段。

(1) Christiansen(1993)模型[6]

Christiansen(1993)模型使用较为广泛，也称 NNO(New Non-Optimum)模型，其中 Non-Optimum 表示弹丸和防护板并未完全熔化或者汽化。当 $V_{\mathrm{n}} \leqslant 3$ km/s 时，弹丸保持未破碎状态，临界直径随弹丸速度的增加而增加

$$d_{\mathrm{c}} = \left(\frac{t_{\mathrm{w}} \sqrt{\sigma_{\mathrm{w}}/40} + t_{\mathrm{b}}}{0.6 \cos^{5/3}\theta \rho_{\mathrm{p}}^{0.5} V^{2/3}}\right)^{18/19} \tag{20}$$

式中：t_{b} 为防护板厚度(cm)，θ为撞击角度，V 为撞击速度。当正撞速度 $V_{\mathrm{n}}>3$ km/s 时，弹丸发生破碎，在 $3 \leqslant V_{\mathrm{n}} \leqslant 7$ km/s 速度区间

$$d_{\mathrm{c}} = \left(\frac{t_{\mathrm{w}} \sqrt{\sigma/40} + t_{\mathrm{b}}}{1.248 \sqrt{\rho_{\mathrm{p}}} \cos\theta}\right)^{18/19} \left(1.75 - \frac{V\cos\theta}{4}\right) + 1.071 t_{\mathrm{w}}^{2/3} \rho_{\mathrm{p}}^{-1/3} \rho_{\mathrm{b}}^{-1/9} S^{1/3} \left(\frac{\sigma}{70}\right)^{1/3} \left(\frac{V\cos\theta}{4} - 0.75\right) \tag{21}$$

式中：S 为板间距(cm)。该表达式为 $V_{\mathrm{n}}<3$ km/s 区间和 $V_{\mathrm{n}}>7$ km/s 区间的线性插值。

对于高速段，即 $V_{\mathrm{n}}>7$ km/s 区间，Christiansen 根据高速撞击实验数据对 Cour-Palais(1969)[207]方程进行修正，提出的临界直径为

$$d_{\mathrm{c}} = 3.918 t_{\mathrm{w}}^{2/3} \rho_{\mathrm{p}}^{-1/3} \rho_{\mathrm{b}}^{-1/9} (V\cos\theta)^{-2/3} S^{1/3} \left(\frac{\sigma}{70}\right)^{1/3} \tag{22}$$

(22)式与 Cour-Palais(1969)模型相比，Christiansen 发现其对失效实验的预测精度提高了 35%，但对非失效实验的预测精度降低。上述模型中高速段默认前板厚度足够大使得弹丸完全破坏[208]，与 t_{b} 无关。这

限制了该弹道极限方程的适用范围, 即只能应用于前板厚度比 0.20d_p～0.25d_p(弹丸直径)(S/d_p>30 时取 0.20, 否则取 0.25)大的情况。

Christiansen(1993)模型为后来许多模型提供了参考。张晓天等[206]从单层板弹道极限出发, 基于实验并参考 Christiansen(1993)模型构造了高速段弹道方程, 提高了对实验的预测精度。另外 Christiansen[209]在 2001 年对该三段式方程做了细微调整(Christiansen(2001)), 以适应更广泛的参数空间, 限于篇幅原因不再介绍其具体形式。

(2)Reimerdes(2006)模型[208]

Reimerdes 等[208]对 Christiansen 的三段式弹道方程做了修正。在低速段, Reimerdes 利用球形弹丸撞击有限厚度前板的临界板厚与半无限板的关系, 以及相同弹丸和撞击速度下 Whipple 防护结构与半无限板的贯穿深度一致的结论, 得到低速段的表达式为

$$d_c=\left(\frac{t_w/k+t_b}{0.796K_\infty\rho_p^{0.5}V_n^{2/3}}\right)^{18/19} \tag{23}$$

式中: 对于本文的临界判据 k=2.2, 对于铝质弹丸 K_∞=0.42。Christiansen(1993)模型中的低速段临界速度 V_{nL}(弹丸破碎)是固定值, 而该模型中 V_{nL} 是通过对实验的拟合得到的

$$V_{nL}=1.853+0.397\left(\frac{t_b}{d_p}\right)^{-0.565} \tag{24}$$

北京航空航天大学的贾光辉等[210]也尝试对临界速度界限进行修正, 他们利用遗传算法修正了 Christiansen(1993)模型的分区速度极限值和方程系数, 提高了该模型的预测精度。

Reimerdes 同样认为 V_n=7 km/s 是高速段的分界点, 为了改进 Christiansen(1993)模型中高速段弹丸临界直径与前板厚度无关的缺陷, Reimerdes 在 Christiansen(1993)模型中增加一个因子 $F_2^{*-2/3}$, 即

$$d_c=3.918F_2^{*-2/3}t_w^{2/3}\rho_p^{-1/3}\rho_b^{-1/9}(V\cos\theta)^{-2/3}S^{1/3}(\sigma/70)^{1/3} \tag{25}$$

其中

$$F_2^{*-2/3}=\begin{cases}1 & \dfrac{t_b}{d_p}\geqslant(t_b/d_p)_{crit}\\ r_{S/D}-10\dfrac{t_b}{d_p}(r_{S/D}-1)+25\left(\dfrac{t_b}{d_p}\right)^2(r_{S/D}-1) & \dfrac{t_b}{d_p}<(t_b/d_p)_{crit}\end{cases} \tag{26}$$

$(t_b-d_p)_{crit}$ 为最优前板厚度, 即使后板不失效且前后板总厚度最小时的前板厚度, Christiansen(1993)模型高速段前板厚度必须比该最优前板厚度大, 对铝质弹丸撞击 Whipple 防护结构, 该最优前板厚度约为 0.25。比率 $r_{S/D}$ 为弹丸速度 7 km/s 条件下, 无前板时需要的后板厚度与最优前板厚度下的后板厚度之比。因子 $F_2^{*-2/3}$ 能够保证在前板厚度趋于零时回归到单层板情况, 在趋于最优前板厚度时回到 Christiansen(1993)模型。在中速段($V_{nL}\leqslant V_n\leqslant$7 km/s), 同样采用直线连接低速段和高速段得到。Reimerdes 修正模型在 7 km/s 左右的弹道极限与实验对比优于 Christiansen(1993)模型, 而在低速段还需要更多实验验证。后来 Ryan 等[211]提出的 JSC(2011)模型在低速段采用 Christiansen(1993)模型的方法, 在高速段采用 Reimerdes(2006)模型的方法, JSC(2011)模型对后板失效的预测精度(80%)被证明比 Reimerdes(2006)模型高 5% 左右[212]。

(3)ANN(2013)模型[212]

到目前为止, 已发表了大量关于防护结构弹道曲线的实验结果, 较为公认的基于经验公式的预测精度在 70% 左右。为进一步提高预测精度, Ryan 等[212]利用文献中发表的大量数据进行了人工神经网络(ANN)训练。该神经网络包含输入层、隐藏层和输出层。输入层为影响结果的参数, 包含弹丸、防护板和靶板的热力学等参数(总共 57 个参数, 远远大于目前其他文献中发表的模型)。隐藏层采用 14 个人工神经单元, 输出层为 1 个布尔节点, 即靶板击穿或者不击穿。Ryan 发现对比 384 次后板失效的实验, ANN的预测精度超过 95%。ANN 的弹道极限优于 JSC 模型, 在开始熔化前, 又预测了另外的

拐点(见图 17)。虽然 Ryan 并没有给出解析的表达式,但原则上,可以通过 ANN 得到的加权系数得到最终的弹道极限方程。值得一提的是,虽然建立在大量实验数据上的 ANN 模型在有实验数据的速度范围内是目前所有模型中精度最高的,但是在超出有实验数据的速度范围后,由于缺乏数据来训练 ANN,故其给出的弹道极限曲线的可信度降低。另外,ANN 的求解方式掩盖了物理本质。此时,根据物理规律分析得到的纯理论模型或者基于经验的半理论模型的优势大于 ANN 模型。

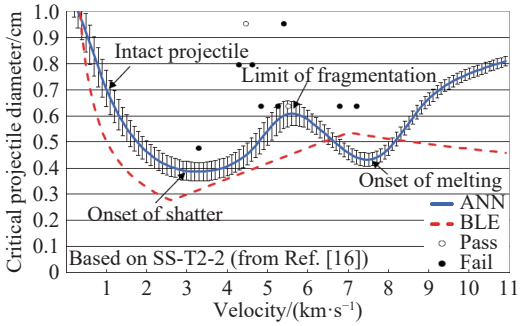


图 17　ANN 的弹道极限曲线与 JSC 模型(BLE)的比较

Fig. 17　Comparison between ANN model and JSC (BLE) ballistic model

(4) Miller(2015)模型[213]

基于实验的经验性模型的缺陷使其在外推至更高速度时可能不适用。Miller(2015)模型属于纯理论模型,相较于经验性模型,理论性模型可以更好地揭示内在力学机理,但往往与实验的对比差于经验性模型。Miller(2015)模型建立在前板一维冲击波理论、碎片云的扩展和后板的一维冲击波理论基础上,其临界直径为

$$d_{\mathrm{c}}=\frac{3}{2}\left[\frac{\bar{m}_{\mathrm{w}}}{\rho_{\mathrm{p}}}\frac{\hat{u}'\left(\sqrt{\rho_{\mathrm{b}}^{*}/\rho_{\mathrm{p}}}\right)+2\omega_{\mathrm{p}}S_{\mathrm{FP}}/d_{\mathrm{p}}}{1+\hat{R}_{\mathrm{w}}'-\hat{u}'}-\frac{\bar{m}_{\mathrm{b}}}{\rho_{\mathrm{p}}}\frac{\sqrt{\rho_{\mathrm{b}}^{*}/\rho_{\mathrm{p}}}+2\omega_{\mathrm{p}}S_{\mathrm{FP}}/d_{\mathrm{p}}}{\sqrt{\rho_{\mathrm{b}}^{*}/\rho_{\mathrm{p}}}+2\omega_{\mathrm{b}}S_{\mathrm{FP}}/d_{\mathrm{p}}}\right] \tag{27}$$

式中:$\bar{m}_{\mathrm{b}}$、$\bar{m}_{\mathrm{w}}$分别为前、后板面密度,ρ_{b}^{*}为前板冲击波压缩后的密度,ω_{p}、ω_{b}分别为弹丸和前板物质的扩展比,S_{FP}为碎片云飞散距离,$\hat{R}_{\mathrm{w}}'$为后板阻抗参数,$\hat{u}'$为碎片云撞击后板相关的速度参数,$\hat{R}_{\mathrm{w}}'$与$\hat{u}'$的表达式见文献 [213]。Miller(2015)模型同超过 1500 次的实验数据进行对比后,其预测失效(层裂)的精度为 90%,未失效的精度为 85%。

(5)模型的评估和我国模型的发展

国外基于人工智能的 ANN 模型和基于理论分析的 Miller(2015)模型均达到了较高的预测精度,而我国模型相对来说在精度上仍处于落后阶段,且主要是对三段式弹道方程的修正。袁俊刚等(2008)[214]给出了 Whipple 结构综合建模过程的详细步骤:分析相关参数;利用量纲理论得到无量纲变量;参考已有弹道方程的形式(多为幂次相关)给出弹道方程形式,其中含大量系数;利用实验和数值模拟提供的数据进行系数确认。该方法提供了从已有实验和数值模拟得到有无量纲理论支撑的弹道极限方程的路径,对比基于人工神经网络等暴力拟合方法,其物理意义更为明确。袁俊刚等建立的三段式类 Christiansen 方程比 Christiansen 方程的精度略有提高。另外,郑建东等[215]也对三段式方程进行了改进,与 1175 发实验数据的对比表明,其新的三段式方程精度达 78%,略高于 Christiansen(2001)方程的 72%。贾光辉等[216]在 Reimerdes(2006)方程前面增添因子,并与针对我国航天器防护结构进行的实验进行对比,对我国 107 发实验的预测率接近 90%。

4　超高速撞击的挑战和展望

本文首先回顾了空间碎片防护过程中实验发射方法、数值模拟方法及数值模拟中采用的本构模型及状态方程。然后针对铝弹丸正撞击单层板和双层板结构的防护问题,基于数值模拟和实验研究,在前板穿孔破坏、碎片云扩展、后板破坏和弹道极限方程方面的进展进行了介绍。总的来说 7 km/s 以下的实验研究较为充分,但对更高速度的球形弹丸的研究相对缺乏,主要受限于实验发射能力。目前的实验发射方式中很多方法只适用于飞片形式的弹丸,不适用于球形弹丸,从而限制了对球形弹丸超高速撞击靶板的研究。如何在实验发射设备上实现大质量(至少克级)的球形弹丸发射并保持弹丸的初始形状,仍然需要进一步研究。目前对更高速度的球形弹丸的实验研究主要采用缩比结构,但研究

结论不能简单地推广到全尺寸防护结构。不过实验为数值模拟程序提供了大量数据，至少可以对程序在中低速弹丸撞击靶板的工况进行验证。

超高速撞击过程涉及多介质、大变形、相变等复杂的物理过程，目前的数值模拟方法比较适用的是 Euler 方法和无网格方法。Euler 方法经过几十年的发展，国内外均建立了较为成熟的程序。对于 Euler 方法固有的界面扩散问题，已有大量的解决方法，但当求解率相关本构方程时其较大的计算误差目前还未看到有效的方法予以改善。以 SPH 为代表的无网格方法正迅速发展，它不存在 Euler 方法的缺陷，但在算法的精度、稳定性、健壮性、效率等方面仍然存在许多不足。无网格方法具有极大的应用前景，相信未来会成为超高速碰撞模拟的最主流方法。对于计算模拟而言，材料的本构方程和状态方程具有极其重要的地位。超高速碰撞涉及超高应变率，需要建立适用于高应变率的本构方程或针对前人提出的适用于高应变率的本构模型（如 SGL 模型）进行材料参数的确定，这需要大量细致的实验。在状态方程方面，目前国外已经建立较为齐全的多相状态方程库，如 SESAME，涵盖多种常用物质，但我国尚见系统的数据库发表。因此，建议我国相关单位系统地建立自己的状态方程数据库，并向其他科研单位开放。

弹丸撞击单层板和双层板的研究涉及多个方面的内容。从前板（或单层薄板）看，存在前板破坏特征和穿孔建模两个关注点。实验结果对穿孔特征已经揭示得较为清楚，可以为数值模拟提供很好的验证数据。而在孔洞建模方面，纯理论公式的误差仍然偏大，需要进一步改进。铝球弹丸正撞击单层薄板板后的碎片云在低速段和中速度段以下（约 7 km/s）的分布特征和破碎机理已经比较清晰，弹丸速度和板厚变化对碎片云的影响也已经揭示清楚。在更高速度下，虽然有零星的实验报道，但相关研究还不充分。另外，数值模拟可以对碎片云的相分布进行补充说明，但目前数值模拟并未对所有碎片云分布有精确的刻画。未来在碎片云相态的研究中数值模拟将会发挥重要作用。关于碎片云的散布模型，基于实验拟合的工程模型已经能够较好地刻画碎片云的散布，下阶段是加强理论模型对碎片云散布的预测精度，以从物理角度提升对碎片云散布的认识。碎片云的散布与 Whipple 防护结构后板的穿孔情况密切相关，而目前在中低速度段的实验已经将后板损伤破坏情况揭示得较为清楚，可以为数值模拟的验证提供较好的数据。

在弹道极限方程研究方面，对于铝球弹丸正碰情况，虽然国外弹道极限方程较为成熟，但仍然需要建立适用于我国实际使用结构的弹道极限方程。我国学者提出的弹道极限方程大多是对国外模型的修正。鉴于国外新涌现的基于人工神经网络模型取得了极大成功，建议采用 ANN 模型在具有大量实验数据的中低速段对我国在用防护结构建立相应的弹道极限方程，而在没有实验数据或实验数据极少的高速段，基于数值模拟和理论模型建立纯理论或半理论经验公式的弹道极限方程。当前，对于更复杂的防护结构、非球形弹丸和非正碰的研究不够充分，以上所有研究内容都可以向这些方面扩展。

参考文献：

[1] 张庆明, 黄风雷. 超高速碰撞动力学引论 [M]. 北京: 科学出版社, 2000: 1.
ZHANG Q M, HUANG F L. Introduction to dynamics of hypervelocity impact [M]. Beijing: Science Press, 2000: 1.

[2] 曲广吉, 韩增尧. 空间碎片超高速撞击动力学建模与数值仿真技术 [J]. 中国空间科学技术, 2002(5): 26–30.
QU G J, HAN Z Y. Dynamical modeling and numerical simulation of hypervelocity space debris impact [J]. Chinese Space Science and Technology, 2002(5): 26–30.

[3] WHIPPLE F L. Meteorites and space travel [J]. Astronomical Journal, 1947, 1161: 131–147.

[4] WICKLEIN M, RYAN S, WHITE D M, et al. Hypervelocity impact on CFRP: testing, material modelling, and numerical simulation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2008, 35(12): 1861–1869.

[5] HUANG J, MA Z, REN L, et al. A new engineering model of debris cloud produced by hypervelocity impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2013, 56: 32–39.

[6] CHRISTIANSEN E L. Design and performance equations for advanced meteoroid and debris shields [J]. International Journal

of Impact Engineering, 1993, 14(1): 145–156.

[7] 龚自正, 杨继云, 张文兵, 等. 航天器空间碎片超高速撞击防护的若干问题 [J]. 航天器环境工程, 2007, 24(3): 125–130.
GONG Z Z, YANG J Y, ZHANG W B, et al. Spacecraft protection from the hypervelocity impact of space meteoroid and orbital debris [J]. Spacecraft Environment Engineering, 2007, 24(3): 125–130.

[8] SCHONBERG W P. Characterizing secondary debris impact ejecta [J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 26(1): 713–724.

[9] FAHRENTHOLD E P, HORBAN B A. An improved hybrid particle-element method for hypervelocity impact simulation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 26(1): 169–178.

[10] CORVVONATO E, DESTEFANIS R, FARAUD M. Integral model for the description of the debris cloud structure and impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 21: 115–128.

[11] COHEN L J. A debris cloud cratering model [J]. International Journal of Impact Engineering, 1995, 17(1/2/3): 229–240.

[12] MAIDEN C J, MCMILLAN A R. An investigation of the protection afforded a spacecraft by a thin shield [J]. AIAA Journal, 1964: 1992–1998.

[13] PIEKUTOWSKI A J. Fragmentation-initiation threshold for spheres impacting at hypervelocity [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 29: 563–574.

[14] PIEKUTOWSKI A J. Characteristics of debris clouds produced by hypervelocity impact of aluminum spheres with thin aluminum plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 1993, 14(1): 573–86.

[15] BASHUROV V V, BEBENIN G V, BELOV G V, et al. Experimental modeling and numerical simulation of high- and hypervelocity space debris impact to spacecraft shield protection [J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 20(1): 69–78.

[16] COUR-PALAIS B G. The shape effect of non-spherical projectiles in hypervelocity impacts [J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 26: 129–143.

[17] IYER K A, POORMON K L, DEACON R M, et al. Hypervelocity impact response of Ti-6Al-4V and commercially pure titanium [J]. Procedia Engineering, 2013, 58: 127–137.

[18] FRIICHTENICHT J F, SLATTERY J C. Ionization associated with hypervelocity impact: D-2091 [R]. USA: NASA, 1963.

[19] CRAWFORD D A, SCHULTZ P H. Laboratory observation of impact-generated magnetic fields [J]. Nature, 1988, 336(6194): 50–52.

[20] CRAWFORD D A, SCHULTZ P H. Laboratory investigation of impact-generated plasma [J]. Journal of Geophysical Research: Planets, 1991, 96: 18807–18817.

[21] CRAWFORD D A, SCHULTZ P H. The production and evolution of impact-generated magnetic fields [J]. International Journal of Impact Engineering, 1993, 14: 205–216.

[22] GRUN D E, KISSEL J. The ion-composition of the plasma produced by impacts of fast dust particles [J]. Planetary and Space Science, 1977, 25(2): 135–147.

[23] DIETZEL H, EICHORN G, FECHTIG H, et al. The HEOS2 and HELIOS micrometeoroid experiments [J]. Journal of Physics E: Scientific Instruments, 1973, 6(3): 209–217.

[24] GRÜN E, FECHTIG H, HANNER M S, et al. The Galileo dust detector [J]. Space Science Reviews, 1992, 60: 317–340.

[25] RATCLIFF P R, MC DONNELL J A M, FIRTH J G, et al. The cosmic dust analyser [J]. Journal of the British Interplanetary Society, 1992, 45: 355–358.

[26] CRAWFORD D A, SCHULTZ P H. Electromagnetic properties of impact-generated plasma, vapor and debris [J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 23: 169–180.

[27] RATCLIFF P R, REBER M, COLE M J, et al. Velocity thresholds for impact plasma production [J]. Advances in Space Research, 1997, 20(8): 1471–1476.

[28] RATCLIFF P R, ALLAHDADI F. Characteristics of the plasma from a 94 km/s micro-particle impact [J]. Advances in Space Research, 1996, 17(12): 87–91.

[29] GAULT D E, HEITOWOT E D. The partition of energy for hypervelocity impact craters formed in rocks [C]//Proceedings of the 6th Hypervelocity Impact Symposium, 1963, 2: 419.

[30] 柳森, 谢爱民, 黄洁, 等. 超高速碰撞碎片云的激光阴影照相技术 [J]. 实验流体力学, 2005, 19(2): 35–39.
LIU S, XIE A M, HUANG J, et al. Laser shadowgraph for the visualization of hypervelocity impact debris cloud [J]. Journal of Experimnets in Fluid Mechanics, 2005, 19(2): 35–39.

[31] 柳森, 李毅, 黄洁, 等. 用于验证数值仿真的 Whipple 屏超高速撞击试验结果 [J]. 宇航学报, 2005, 26(4): 505–508.
LIU S, LI Y, HUANG J, et al. Hypervelocity impact test results of Whipple shield for the validation of numerical simulation [J]. Journal of Astronautics, 2005, 26(4): 505–508.

[32] 马兆侠, 黄洁, 石安华, 等. 铝球超高速撞击铝板反溅碎片云团辐射特性研究 [J]. 实验流体力学, 2014, 28(2): 90–94.
MA Z X, HUANG J, SHI A H, et al. Study on radiation characteristics of ricochet debris cloud form aluminum plate subjected to hypervelocity impacts by aluminum projectile [J]. Journal of Experimnets in Fluid Mechanics, 2014, 28(2): 90–94.

[33] 兰胜威, 柳森, 覃金贵, 等. 不同密度弹丸对水冰的超高速撞击成坑实验 [J]. 宇航学报, 2018, 39(9): 1054–1059.
LAN S W, LIU S, QIN J G, et al. Hypervelocity impact cratering in water ice by projectiles with different densities [J]. Journal of Astronautics, 2018, 39(9): 1054–1059.

[34] 庞宝君, 林敏, 张凯, 等. 丝网防护屏碎片云特性数值模拟研究 [J]. 高压物理学报, 2013, 27(3): 391–397.
PANG B J, LIN M, ZHANG K, et al. Numerical simulation of debris cloud characteristics of the mesh shields [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2013, 27(3): 391–397.

[35] 龚自正, 杨继运, 代福, 等. CAST 空间碎片超高速撞击试验研究进展 [J]. 航天器环境工程, 2009, 26(4): 301–306.
GONG Z Z, YANG J Y, DAI F, et al. M/OD hypervelocity impact tests carried out in CAST [J]. Spacecraft Environment Engineering, 2009, 26(4): 301–306.

[36] 冉宪文, 张若棋, 徐志宏, 等. 超高速碰撞条件下铝靶熔化临界速度的理论估算及 Grüneisen 参数的影响 [C]//第四届全国空间碎片专题研讨会. 南京, 2007.

[37] 裴晓阳, 唐蜜, 钟敏, 等. 超高速撞击下碎片云相分布的数值模拟研究 [C]//第十四届全国物理力学学术会议缩编文集, 2016: 228.

[38] 李宝宝. 超高速碰撞下相变效应的数值模拟研究 [D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2010.
LI B B. The numerical simulation study on effect of phase transition in hypervelocity impacting [D]. Changsha: University of Defense Technology, 2010.

[39] TANG E L, WANG H L, XIA J, et al. Experimental study on plasma discharge induced by high-velocity impact solar array associated with projectile incidence angles [J]. International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics, 2016, 51(2): 107–117.

[40] 唐恩凌, 张庆明, 张健. 超高速碰撞 LY12 铝靶产生等离子体的特征参量测量 [J]. 弹箭与制导学报, 2008, 28(4): 110–112.
TANG E L, ZHANG Q M, ZHANG J. Characteristic parameter measurement of plasma generated during hypervelocity impact on LY12 Aluminum target [J]. Jounral of Projectiles, Rochets, Missiles and Guidance, 2008, 28(4): 110–112.

[41] 马月芬, 张庆明, 吴碧, 等. 超高速碰撞产生等离子体的电磁场测量方法 [J]. 北京理工大学学报, 2011, 31(9): 1118–1121.
MA Y F, ZHANG Q M, WU B, et al. Measurement method of electromagnetic fields of plasma produced by hypervelocity impact [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2011, 31(9): 1118–1121.

[42] 马月芬, 张庆明, 李一磊, 等. 超高速碰撞产生的电磁场对通信电路的干扰 [J]. 北京理工大学学报, 2011, 31(7): 859–862.
MA Y F, ZHANG Q M, LI Y L, et al. Interference on communication circuits due to electromagnetic fields generated by hypervelocity impact [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2011, 31(7): 859–862.

[43] SONG W D, LV Y T, LI J Q, et al. Influence of impact conditions on plasma generation during hypervelocity impact by aluminum projectile [J]. Physics of Plasmas, 2016, 23: 073506.

[44] 栗建桥, 宋卫东, 宁建国. 超高速撞击产生的等离子体特性研究 [J]. 高压物理学报, 2011, 27(4): 542–548.
LI J Q, SONG W D, NING J G. A study on characteristics of plasma generated by hypervelocity impact [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2011, 27(4): 542–548.

[45] 宁建国, 栗建桥, 宋卫东. 超高速碰撞产生等离子体的毁伤特性研究 [J]. 力学学报, 2014, 46(6): 853–861.
NING J G, LI J Q, SONG W D. Investigation of plasma damage properties generated by hypervelocity impact [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2014, 46(6): 853–861.

[46] SONG W, LÜ Y, WANG C, et al. Investigation on plasma generated during hypervelocity impact at different impact velocities and angles [J]. Physics of Plasmas, 2015, 22(12): 123519.

[47] 李怡勇, 沈怀荣, 李智. 超高速撞击动力学及航天器防护研究进展 [J]. 力学与实践, 2009, 31(2): 11–16.
LI Y Y, SHEN H R, LI Z. Advances in hypervelocity impact dynamics and spacecraft protection research [J]. Mechanics in Engineering, 2009, 31(2): 11–16.

[48] BOSLOUGH M B, ANG J A, CHHABLLDAS L C, et al. Hypervelocity testing of advanced shielding concepts for spacecraft against impacts to 10 km/s [J]. International Journal of Impact Engineering, 1993, 14: 95–106.

[49] 王翔, 王青松, 彭建祥, 等. 三级炮超高速发射技术在空间碎片防护研究中的初步应用 [J]. 高能量密度物理, 2017(4): 115–122.
WANG X, WANG Q S, PENG J X, et al. The application of three-stage gun in the study of space debris [J]. High Energy Density Physics, 2017(4): 115–122.

[50] LEMKE R W, KNUDSON M D, DAVIS J P. Magnetically driven hyper-velocity launch capability at the Sandia *Z* accelerator [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(6): 480–485.

[51] ZHANG X, WANG G, ZHAO J, et al. High velocity flyer plates launched by magnetic pressure on pulsed power generator CQ-4 and applied in shock Hugoniot experiments [J]. Review of Scientific Instruments, 2014, 85(5): 055110.

[52] 王贵林, 郭帅, 沈兆武, 等. 基于聚龙一号装置的超高速飞片发射实验研究进展 [J]. 物理学报, 2014, 63(19): 196201.
WANG G L, GUO S, SHEN Z W. Recent advances in hyper-velocity flyer launch experiments on PTS [J]. Acta Physica Sinica, 2014, 63(19): 196201.

[53] WALKER J D, GROSCH D J, MULLIN S A. A hypervelocity fragment launcher based on an inhibited shaped charge [J]. International Journal of Impact Engineering, 1993(14): 763–774.

[54] 杨继运. 二级轻气炮模拟空间碎片超高速碰撞试验技术 [J]. 航天器环境工程, 2006, 23(1): 16–22.
YANG J Y. Simulation of space debris hypervelocity impact using two stage light gas gun [J]. Spacecraft Environment Engineering, 2006, 23(1): 16–22.

[55] SEILER F, LGRA O. Hypervelocity lauchers [M]. Springer, 2016: 23–52.

[56] CANNING T N, SEIFF A, JAMES C S. Ballistic range technology [M]. North Atlantic Treaty Origanization, 1970: 9–54.

[57] EXOW B L, WICKERT M, THOMA K, et al. The extra-large light-gas gun of the Fraunhofer EMI: applications for impact cratering research [J]. Meteoritics & Planetary Science, 2013, 48(1): 3–7.

[58] 王金贵. 气体炮原理与技术 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2001: 198–202.
WANG J G. Principle and technology of gas gun [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2001: 198–202.

[59] CHHABILDAS L C, KMETYK, L N, REINHART W D, et al. Enhanced hypervelocity launcher-capabilities to 16 km/s [J]. International Journal of Impact Engineering, 1995, 17: 183–194.

[60] OSHER J E, HENRY G B, CHAU H, et al. Operating characteristics and modelling of the LLNL 100-kV electric gun [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 1989, 17(3): 392–402.

[61] 张文兵, 龚自正, 杨继运, 等. 用于模拟空间碎片超高速撞击的激光驱动飞片系统 [J]. 空间碎片研究, 2007, 7(1): 26–30.
ZHANG W B, GONG Z Z, YANG J Y, et al. The laser-driven flyer system for space debris hypervelocity impact simulations [J]. Space Debris Research, 2007, 7(1): 26–30.

[62] PIEKUTOWSKI A J. Effects of scale on debris cloud properties [J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 20: 639–50.

[63] PIEKUTOWSKI A J, POORMON K L. Effects of scale on the performance of Whipple shields for impact velocities ranging from 7 to 10 km/s [J]. Procedia Engineering, 2013, 58: 642–652.

[64] 贾祖朋, 张树道, 蔚喜军. 多介质流体动力学计算方法 [M]. 北京: 科学出版社, 2014: 1–25.
JIA Z P, ZHANG S D, WEI X J. Numerical methods for dynamics of multi-material [M]. Beijing: Science Press, 2014: 1–25.

[65] PEERY J S, CARROLL D E. Multi-material ALE methods in unstructured grids [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2000, 187(3/4): 591–619.

[66] WINGATE C A, STELLINGWERF R F, DAVIDSON R F, et al. Models of high velocity impact phenomena [J]. International Journal of Impact Engineering, 1993, 14: 819–830.

[67] FREY J D, JANICOT F, GARAUD X, et al. The validation of hydrocodes for orbital debris impact simulation [J]. International Journal of Impact Engineering, 1993, 14: 255–265.

[68] BURKETT M W, CLANCY S P, MAUDLIN P J, et al. Coupled plasticity and damage modeling and their applications in a three-dimensional Eulerian hydrocode [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 33: 126–132.

[69] HORNER J K. A comparison of ballistic limit with adaptive-mesh Eulerian hydrocode predictions of one- and two-plate aluminum shielding protection against millimeter-sized Fe-Ni space debris [J]. International Journal of Impact Engineering, 2008, 35(12): 1602–1605.

[70] TRUCANO T G, MC GLAUN J M. Hypervelocity impact calculations using CTH: case studies [J]. International Journal of Impact Engineering, 1990, 10: 601–613.

[71] GRIMALDI A, SOLLO A, GUIDA M, et al. Parametric study of a SPH high velocity impact analysis–a birdstrike windshield

application [J]. Composite Structures, 2013, 96: 616–630.

[72] MICHEL Y, CHEVALIER J M, DURIN C, et al. Hypervelocity impacts on thin brittle targets: experimental data and SPH simulations [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 33: 441–451.

[73] SHAW A, REID S R. Heuristic acceleration correction algorithm for use in SPH computations in impact mechanics [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2009, 198(49/50/51/52): 3962–3974.

[74] LIU X, OSHER S, CHAN T. Weighted essentially non-oscillatory schemes [J]. Journal of Computational Physics, 1994, 115(1): 200–212.

[75] COCKBURN B. Discontinuous Galerkin methods [J]. Zeitschrift fur Angewandte Mathematik und Mechanik, 2003, 83(11): 731–754.

[76] BEISSEL S R, GERLACH C A, JOHNSON G R. Hypervelocity impact computations with finite elements and meshfree particles [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 33: 80–90.

[77] KOKH S, LAGOUTIÈRE F. An anti-diffusive numerical scheme for the simulation of interfaces between compressible fluids by means of a five-equation model [J]. Journal of Computational Physics, 2010, 229(8): 2773–2809.

[78] SHUKLA R K. Nonlinear preconditioning for efficient and accurate interface capturing in simulation of multicomponent [J]. Journal of Computational Physics, 2014, 276: 508–540.

[79] XIAO F, LI S, CHEN C. Revisit to the THINC scheme: a simple algebraic VOF algorithm [J]. Journal of Computational Physics, 2011, 230(19): 7086–7092.

[80] SAMBASIVAN S K, UDAYKUMAR H S. A sharp interface method for high-speed multi-material flows: strong shocks and arbitrary material pairs [J]. International Journal of Computational Fluid Dynamics, 2011, 25(3): 139–162.

[81] KIPP M E, GRADY D E. High-pressure shock compression of solids II dynamic fracture and fragmentation [M]. Springer, 1996: 238.

[82] MCGLAUN J M, THOMPSON S L, ELRICK M G. CTH: A three-dimensional shock wave physics code [J]. International Journal of Impact Engineering, 1990, 10: 351–360.

[83] 王言金, 刘军. Whipple 防护结构超高速碰撞的欧拉数值模拟: GF-A 23030504 [R]. 北京: 北京应用物理与计算数学研究所, 2014.
WANG Y J, LIU J. Eulerian numerical study of hypervelocity impacts on Whipple shields: GF-A 23030504 [R]. Beijing: Institute of Applied Physics and Computational Mathematics, 2014.

[84] 梁仙红, 李征, 何长江, 等. 多介质流体力学两步欧拉方法的模型封闭性方法 [J]. 计算物理, 2010, 27(5): 658–664.
LIANG X H, LI Z, HE C J, et al. Closing relations in two-step Eulerian method for multifluid dynamics [J]. Chinese Journal of Computational Physics, 2010, 27(5): 658–664.

[85] THOMPSON S L, MCGLAUN J L. CSQIII-an Eulerian finite difference program for two-dimensional material response: user's manual: Sandia Report SAND87-2763 [R]. Albuquerque: Sandia National Laboratories, 1988.

[86] HERTEL E S, MCINTOSH R L, PATTERSON B C. A comparison of phase change phenomena in CTH experimental data [J]. International Journal of Impact Engineering, 1995, 17: 399–408.

[87] POVARNITSYN M E, KHISHCHENKO K V, LEVASHOV P R. Simulation of melting and vaporization of metals at hypervelocity impact [J]. Journal of Physics: Conference Series, 2008(98): 042025.

[88] CHEN J, MICHAEL H, CHI S. Meshfree methods: progress made after 20 years [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2017, 143(4): 04017001.

[89] GINGOLD R A, MONAGHAN J J. Smoothed particle hydrodynamics: theory and application to non-spherical stars [J]. Monthly Notices Royal Astronomy Society, 1977, 181(3): 375–389.

[90] GUAN P C, CHI S W, CHEN J S. Semi-Lagrangian reproducing kernel particle method for fragment-impact problems [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011(38): 1033–1047.

[91] SULSKY D, CHEN Z, SCHREYER. A particle method for history-dependent materials [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1994, 118: 179–196.

[92] LI B, HABBAL F, ORTIZ M. Optimal transportation meshfree approximation schemes for fluid and plastic flows [J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2010(83): 1541–1579.

[93] LUCY L B. A numerical approach to the testing of the fission hypothesis [J]. The Astronomical Journal, 1977, 82: 1013–1024.

[94] MONAGHAN J J. An introduction to SPH [J]. Computer Physics Communications, 1988, 48(1): 89–96.

[95] LIBERSKY L D, PETSCHEK A G. Smooth particle hydrodynamics with strength of materials [M]//Advances in the Free-

Lagrange Method Including Contributions on Adaptive Gridding and the Smooth Particle Hydrodynamics Method. Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1991: 248–257.

[96] LIU M B, LIU G R. Smoothed particle hydrodynamics (SPH): an overview and recent developments [J]. Archives of Computational Methods in Engineering, 2010, 17(1): 25–76.

[97] 乐莉, 闫军, 钟秋海. 超高速撞击仿真算法分析 [J]. 系统仿真学报, 2014, 16(9): 1941–1943.
YUE L, YAN J, ZHONG Q H. Simulations of debris impacts using three different algorithms [J]. Journal of System Simulation, 2014, 16(9): 1941–1943.

[98] HIERMAIER S, KONKE D, STILP A J, et al. Computational simulation of the hypervelocity impact of Al-spheres on thin plates of different materials [J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 20(1): 363–374.

[99] 王林, 胡秀章, 李永池, 等. 基于 LS-DYNA 的超高速撞击 SPH 数值模拟研究 [J]. 防护工程, 2010, 32(2): 32–38.
WANG L, HU X Z, LI Y C, et al. Numerical simulation of hypervelocity impact by smoothed particle hydrodynamics using LS-DYNA [J]. Protective Engineering, 2010, 32(2): 32–38.

[100] 徐英, 时家明, 林志丹. 撞击物形状和速度对高速撞击结果的影响 [J]. 弹箭与制导学报, 2010, 30(2): 106–110.
XU Y, SHI J M, LIN Z D. On the shape and velocity of impact bodies in hypervelocity impact [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2010, 30(2): 106–110.

[101] LIBERSKY L D, PETSCHEK A G, CARNEY T C, et al. High strain Lagrangian hydrodynamics: a threedimensional SPH code for dynamic material response [J]. Journal of Computational Physics, 1993, 109(1): 67–75.

[102] ZHOU C E, LIU G R, LOU K Y. Three-dimensional penetration simulation using smoothed particle hydrodynamics [J]. International Journal of Computational Methods, 2007, 4(4): 671–691.

[103] MEDINA D F, CHEN J K. Three-dimensional simulations of impact induced damage in composite structures using the parallelized SPH method [J]. Composites: Part A, 2000, 31(8): 853–860.

[104] HIERMAIER S, KÖNKE D, STILP A J, et al. Computaional simulation of the hypervelocity impact of Al-spheres on thin plates of different materials [J]. International Journal of Impact Engineeringn, 1997, 20(1): 363–374.

[105] GROENENBOOM P H L. Numerical simulation of 2D and 3D hypervelocity impact using the SPH option in PAM-SHOCK [J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 20: 309–323.

[106] FARAUD M, DESTEFANIS R, PALMIERI D, et al. SPH simulations of debris impacts using two different computer codes [J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 23: 249–260.

[107] HARLOW F H. The particle-in-cell computing method for fluid dynamics [J]. Methods for Computational Physics, 1964, 3: 319–343.

[108] BRACKBILL J U, RUPPEL H M. FLIP: a method for adaptively zoned, particle-in-cell calculations of fluid flows in two dimensions [J]. Journal of Computational Physics, 1986, 65: 314–343.

[109] 廉艳平, 张帆, 刘岩, 等. 物质点的理论和应用 [J]. 力学进展, 2013, 43(2): 237–264.
LIAN Y P, ZHANG F, LIU Y, et al. Material point method and its applications [J]. Advaced in Mechanics, 2013, 43(2): 237–264.

[110] 黄鹏. 金属及岩土冲击动力学问题的物质点法研究 [D]. 北京: 清华大学, 2010: 69–70.
HUANG P. Material point method for metal and soil impact dynamics problems [D]. Beijing: Tsinghua University, 2010: 69–70.

[111] LIU P, LIU Y, ZHANG X, et al. Investigation on high-velocity impact of micron particles using material point method [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 75: 241–254.

[112] ZHANG C, KALIA R K, NAKANO A, et al. Hypervelocity impact induced deformation modes in α-alumina [J]. Applied Physics Letters, 2007, 91: 071906.

[113] SAMELA J, KAI N. Atomistic simulation of the transition from atomistic to macroscopic cratering [J]. Physical Review Letters, 2008, 101(2): 027601.

[114] ANDERS C, BRINGA E M, URBASSEK H M. Crater production by energetic nanoparticle impact on Au nanofoams [J]. Applied Physics Letters, 2016, 108(11): 113108.

[115] 巨圆圆, 张庆明, 龚良飞, 等. 球形弹丸超高速撞击铝靶的分子动力学模拟 [J]. 航天器环境工程, 2018, 35(2): 153–157.
JU Y Y, ZHANG Q M, GONG L F, et al. Molecular dynamics simulation for hypervelocity impact of spherical projectile to aluminum target [J]. Spacecraft Environment Engineering, 2018, 35(2): 153–157.

[116] JARAMILLO-BOTERO A, AN Q, THEOFANIS P L, et al. Large-scale molecular simulations of hypervelocity impact of

materials [J]. Procedia Engineering, 2013, 58: 167–176.

[117] 李毅, 柳森. 航天器铝合金面板的超高速撞击数值模拟 [J]. 载人航天, 2004(6): 52–55.

[118] 冯春, 李世海, 刘晓宇. 一种基于颗粒接触的二维无网格方法及其在高速冲击模拟中的应用 [J]. 爆炸与冲击, 2014, 34(3): 292–299.
FENG C, LI S H, LIU X Y. A 2D particle contact-based meshfree method and its application to hypervelocity impact simulation [J]. Explosion and Shock Waves, 2014, 34(3): 292–299.

[119] JOHNSON G R, STRYK R A. Conversion of 3D distorted elements into meshless particles during dynamic deformation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(9): 947–966.

[120] JOHNSON G R, BEISSEL S R, GERLACH C A. Another approach to a hybrid particle-finite element algorithm for high-velocity impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(5): 397–405.

[121] JOHNSON G R, BEISSEL S R, STRYK R A. A generalized particle algorithm for high velocity impact computations [J]. Computational Mechanics, 2000, 25(2/3): 245–256.

[122] 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.

[123] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]//Seventh International Symposium on Ballistics. The Hague, Netherlands, 1983.

[124] STEINBERG D J, COCHRAN S G, GUINAN M W. A constitutive model for metals applicable at high-strain rate [J]. Journal of Applied Physics, 1980, 51(3): 1498–1504.

[125] SELYUTINA N S, PETROV Y V. Structural and temporal features of high-rate deformation of metals [J]. Doklady Physics, 2017, 62(2): 102–105.

[126] SCHÄFER F K. An engineering fragmentation model for the impact of spherical projectiles on thin metallic plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 33: 745–762.

[127] STEINBERG D J, LUND C M. A constitutive model for strain rates from 10^{-4} to 10^{6} s^{-1} [J]. Journal of Applied Physics, 1989, 65(4): 1528–1533.

[128] 张伟, 庞宝君, 贾斌, 等. 弹丸超高速撞击防护屏碎片云数值模拟 [J]. 高压物理学报, 2004, 18(1): 47–52.
ZHANG W, PANG B J, JIA B, et al. Numerical simulation of debris cloud produced by hypervelocity impact of projectile on bumper [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2004, 18(1): 47–52.

[129] MCQUEEN R G, MARSH S P, FRITZ J N. Ultrabasic rocks and the composition of the upper mantle [J]. Journal of Geophysical Research: Planets, 1967, 72: 4999.

[130] BJORK R L, OLSHAKER A E. The role of melting and vaporization in hypervelocity impact: RM-3490-PR [R]. USA: USA Air Force, 1965.

[131] TANG E L, ZHANG Q M, ZHANG J. Preliminary study on diagnostic techniques for transient plasma generated by hypervelocity impact [J]. Plasma Science and Technology, 2008, 10(6): 735–738.

[132] KRAUS R G, STEWART S T, SWIFT D C, et al. Shock vaporization of silica and the thermodynamics of planetary impact events [J]. Journal of Geophysical Research, 2012, 117(E9): 371–387.

[133] HORNUNG K, MICHEL K W. Equation-of-state data of solids from shock vaporization [J]. Journal of Chemical Physics, 1971, 56(5): 2072–2078.

[134] HORNUNG K, MALAMA Y G, THOMA K. Modeling of the very high velocity impact process with respect to *in-situ* ionization measurements [J]. Advances in Space Research, 1996, 17(12): 77–86.

[135] HORNUNG K. Impact vaporization and ionization of cosmic dust particles [J]. Astrophysics and Space Science, 2000, 274: 355–363.

[136] POVARNITSYN M E, KHISHCHENKO K V, LEVASHOV P R. Hypervelocity impact modeling with different equations of state [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 33: 625–633.

[137] BRUNDAGE A L. Implementation of Tillotson equation of state for hypervelocity impact of metals, geologic materials, and liquids [J]. Procedia Engineering, 2013, 58: 461–470.

[138] BERGH M, GARCIA V. A computational models for assessing high-velocity debris impact in space applications [J]. Shock Waves, 2017, 27(4): 675–684.

[139] TILLOTSON J H. Metallic equations of state for hypervelocity impact: General Atomic Report GA-3216 [R]. San Diego, CA: General Atomic, 1962.

[140] SCHONBERG W P. Characterizing material states in orbital debris impacts [J]. Proceedings of SPIE -The International Society for Optical Engineering, 1995, 2483: 31–39.

[141] THOMPSON S L, LAUSON H S. Improvements in the Chart D radiation-hydrodynamic CODE III: revised analytic equations of state: SC-RR-71-0714 [R]. Albuquerque, New Mexico: Sandia National Laboratories, 1972.

[142] MELOSH H J. A hydrocode equation of state for SiO_2 [J]. Meteoritics & Planetary Science, 2007, 42(12): 2079–2098.

[143] LITTLEFIELD D L. ANEOS extensions for modeling hypervelocity impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 20: 533–544.

[144] COLLINS G S, MELOSH H J. Improvments to ANEOS for multiple phase transitions [C]//45th Lunar and Planetary Science Conference, 2014: 2664.

[145] JOHNSON J D. The SESAME databse [C]// 12th Symposium on Thermophysical Properties Boulder. Colorado, 1994: LA-UR-9401451.

[146] LYON P, JOHNSON J D. SESAME: the Los Alamos national laboratory equation of state database: LA-UR-92-3407 [R]. USA: Los Alamos national laboratory, 1992.

[147] 唐蜜, 刘仓理, 李平, 等. 超高速撞击产生碎片云相分布数值模拟 [J]. 强激光与粒子束, 2012, 24(9): 2203–2206.
TANG M, LIU C L, LI P. Numerical simulation of phase distribution of debris cloud generated by hypervelocity impact [J]. High Power Laser and Particle Beams, 2012, 24(9): 2203–2206.

[148] CHHABILDAS L C, REINHART W D, THORNHILL T F, et al. Debris generation and propagation phenomenology from hypervelocity impacts on aluminum from 6 to 11 km/s [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 29: 185–202.

[149] ROYCE E B. A three-phase equation of state for metals: UCRL-51121 [R]. USA: Lawrence Livermore Lab, 1971.

[150] GROVER R. Liquid metal equation of state based on scaling [J]. Journal of Chemical Physics, 1971, 55(7): 3435–3441.

[151] YOUNG D A, ALDER B J. Critical point of metals from the van der Waals model [J]. Physics Review A, 1971, 3(1): 364–371.

[152] 于继东, 李平, 王文强, 等. 金属铝固液气完全物态方程研究 [J]. 物理学报, 2014, 63(11): 116401.
YU J D, LI P, WANG W Q, et al. A solid-liquid-gas three phase complete equation of state of aluminum [J]. Acta Physica Sinica, 2014, 63(11): 116401.

[153] 唐蜜. 基于欧拉方法的超高速撞击程序研制及碎片云相分布数值模拟 [D]. 绵阳: 中国工程物理研究院, 2015: 85–98.
TANG M. Development of hypervelocity impact codes based on Euler method and numerical study of the phase distribution in debris cloud [D]. Mianyang: China Academy of Engineering Physics, 2015: 85–98.

[154] PIEKUTOWSKI A J, POORMON K L. Holes formed in thin aluminum sheets by spheres with impact velocities from 2 to 10 km/s [J]. Procedia Engineering, 2015, 103: 482–489.

[155] PIEKUTOWSKI A J. Formation and description of debris clouds produced by hypervelocity impact: NASA-CR-201000 [R]. USA: NASA, 1995.

[156] MESPOULET J, HÉREIL P L, ABDULHAMID H, et al. Experimental study of hypervelocity impacts on space shields above 8 km/s [J]. Procedia Engineering, 2017, 204: 508–515.

[157] HILL S A. Determination of an empirical model for the prediction of penetration hole diameter in thin plates from hypervelocity impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2004, 30(3): 303–321.

[158] DE CHANT L J. A high velocity plate penetration hole diameter relationship based on late time stagnation point flow concepts [J]. Applied Mathematics and Computation, 2005, 170(1): 410–424.

[159] HOSSEINI M, ABBAS H. Growth of hole in thin plates under hypervelocity impact of spherical projectiles [J]. Thin-Walled Structures, 2006, 44(9): 1006–1016.

[160] ABBAS H, ALSAYED S H, ALMUSALLAM T H, et al. Characterization of hole-dameter in thin metallic plates perforate by spherical projectiles using genetic algorithms [J]. Archive of Applied Mechanics, 2011, 81(7): 907–924.

[161] ROSENBERG Z, KOSITSKI R. The hole diameter in metallic plates impacted by hypervelocity projectiles [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 102: 147–155.

[162] SHINAR G I, BARNEA N, RAVID M, et al. An analytical model for the cratering of metallic targets by hypervelocity long rods [C]// 15th International Symposium on Ballistics. Jerusalem, 1995: 59-66.

[163] JOLLY W H, SCHONBERG W P. Analytical prediction of hole diameter in thin plates due to hypervelocity impact of spherical projectiles [J]. Shock and Vibration, 1997, 4(5/6): 379–390.

[164] 迟润强, 庞宝君, 何茂坚, 等. 球形弹丸超高速正撞击薄板破碎状态实验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2009, 29(3): 231–236.

CHI R Q, PANG B J, HE M J, et al. Experimental investigation for deformation and fragmentation of spheres penetrating sheets at hypervelocity [J]. Explosion and Shock Waves, 2009, 29(3): 231–236.

[165] 汪庆桃, 吴克刚, 陈志阳. 圆柱形长杆超高速正碰撞薄板结构破碎效应 [J]. 振动与冲击, 2017, 36(5): 54–60.
WANG Q T, WU K G, CHEN Z Y. Fragmentation effect of a long cylindrical rod with a hypervelocity normally impacting a thin plate structure [J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(5): 54–60.

[166] PIEKUTOWSKI A J. Formation and description of debris cloud produced by hypervelocity impact: NASA-CR-201000 [R]. USA: NASA, 1995.

[167] SCHMIDT R M, HOUSEN K R, BJORKMAN M D, et al. Advanced all-metal orbital debris shield performance at 7 to 17 km/s [J]. International Journal of Impact Engineering, 1995, 17: 719–730.

[168] POORMON K L, PIEKUTOWSKI A J. Comparisions of cadmium and aluminum debris clouds [J]. International Journal of Impact Engineering, 1995, 17: 639–648.

[169] HOPKINS A K, LEE T W, SWIFT H F. Materials phase transformation effects upon performance of spaced bumper systems [J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 1970, 9(5): 342–345.

[170] ANDERSON C E JR, TRUCANO T G, MULLIN S A. Debris cloud dynamics [J]. International Journal of Impact Engineering, 1990, 9(1): 89–113.

[171] BJORK R L. The physics of hypervelocity lethality [J]. International Journal of Impact Engineering, 1987, 5: 129–154.

[172] SHOCKEY D A, CURRAN D R, OSHER J E, et al. Disintegration behavior of metal rods subjected to hypervelocity impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 1987, 5: 585–593.

[173] PIERAZZO E, VICKERY A M, MELOSH H J. A reevaluation of impact melt production [J]. Icarus, 1997, 127(2): 408–423.

[174] QUINTANA S N, CRAWFORD D A, SCHULTZ P H. Analysis of impact melt and vapor production in CTH for planetary applications [J]. Procedia Engineering, 2015, 103: 499–506.

[175] POVARNITSYN M E, KHISHCHENKO K V, LEVASHOV P R. Simulation of shock-induced fragmentation and vaporization in metals [J]. International Journal of Impact Engineering, 2008, 35(12): 1723–1727.

[176] 宋卫东, 吕旸涛, 栗建桥. 超高速碰撞产生等离子体的电磁特性研究 [C]// 第十四届全国物理力学学术会议缩编文集, 2016.

[177] 龙仁荣, 张庆明. 超高速弹丸碰撞薄板产生碎片云的运动模型分析 [J]. 北京理工大学学报, 2009, 29(3): 193–196.
LONG R R, ZHANG Q M. Dynamic model for debris clouds produced from impacts of hypervelocity projectiles with thin sheets [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2009, 29(3): 193–196.

[178] SWIFT H F. Impact dynamics [M]. New York: John Wiley & Sons, 1982.

[179] PIEKUTOWSKI A J. A simple dynamic model for the formation of debris clouds [J]. International Journal of Impact Engineering, 1990, 10(1): 453–471.

[180] BLESS S J. Bumper debris cloud structure estimated by shock calculations [J]. Journal de Physique III, 1991, 1(3): 903–908.

[181] 郑建东, 龚自正, 席爽, 等. 超高速撞击碎片云模型研究综述 [C]//第六届全国空间碎片学术交流会, 2011: 671–682.
ZHENG J D, GONG Z Z, XI S, et al. Review of debris cloud models produced by hypervelocity impact of space debris [C]// 6th Symposium on debris in space, 2011: 671–682.

[182] NEBOLSINE P E, GELB A, LEGNER H H, et al. Simple model for the debris velocity and distribution due to a catastrophic impact [C]// AIAA Space Programs and Technologies Conference and Exhibit. USA: AIAA, 1994

[183] SCHONBERG W P, WILLIAMSEN J E. Empirical hole size and crack length models for dual-wall systems under hypervelocity projectile impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 20(6): 711–722.

[184] 迟润强. 弹丸超高速撞击薄板碎片云建模研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010: 100–120.
CHI R Q. Research and modeling of debris cloud produced by hypervelocity impact of projectile with thin plate [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010: 100–120.

[185] 管公顺, 朱耀, 迟润强, 等. 铝双层板结构撞击损伤的板间距效应实验研究 [J]. 材料科学与工艺, 2008, 16(5): 692–695.
GUAN G S, ZHU Y, CHI R Q, et al. Experimental investigation of space effect on damage of aluminum dual-wall structure by hypervelocity impact [J]. Materials Science & Technology, 2008, 16(5): 692–695.

[186] PIEKUTOWSKI A J, POORMON K L, CHRISTIANSEN E L, et al. Performance of Whipple shields at impact velocities above 9 km/s [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(6): 95–503.

[187] COUR-PALAIS B G. Hypervelocity impact in metals, glass and composites [J]. International Journal of Impact Engineering, 1987, 5: 221–237.

[188] PIEKUTOWSKI A J. Debris clouds generated by hypervelocity impact of cylindrical projectiles with thin aluminum plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 1987, 5: 509–518.

[189] VERMA P N, DHOTE K D. Characterising primary fragment in debris cloud formed by hypervelocity impact of spherical stainless steel projectile on thin steel plate [J]. International Journal of Impact Engineering, 2018, 120: 118–125.

[190] SCHONBERG W P. Concise history of ballistic limit equations for multi-wall spacecraft shielding [J]. REACH-Reviews in Human Space Exploration, 2016(1): 46–54.

[191] 袁俊刚, 曲广吉, 闫军. 国外空间碎片防护结构弹道极限方程分析 [J]. 空间碎片, 2007, 7(7): 21–25.
YUAN J G, QU G J, YAN J. Analysis for development of ballistic limit equations of space debris shield configurations from other countries [J]. Space Debris Research, 2007, 7(7): 21–25.

[192] 闫军, 曲广吉, 郑世贵. 空间碎片超高速撞击弹道极限方程的研究评述 [J]. 航天器工程, 2005, 14(2): 42–46.
YAN J, QU G J, ZHENG S G. Comments on the ballistic limit equations of space debris with hypervelocity [J]. Spacecraft Engineering, 2005, 14(2): 42–46.

[193] HAYASHIDA K B, ROBINSON J H. Double-plate penetration equations: NASA/TM-2000-209907 [R]. USA: NASA Marshall Space Flight Cener, 2000.

[194] LI W. The relationship between Brinell hardness and strength of material [J]. Heavy Cast Forg, 1994, 65(3): 48–51.

[195] ZHANG X, JIA G, HUANG H. An approach for constituting double/multi wall BLE by single wall BLE of spacecraft shield [J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, 69: 114–121.

[196] FISH R H, SUMMERS J L. The effect of material properties on threshold penetration [C]// Proceedings of the Seventh Hypervelocity Impact Symposium. Tampa, 1965.

[197] FROST V C. Meteoroid damage assessment: NASA SP-8042 [R]. USA: NASA, 1970.

[198] CORONADO A R, GIBBINS M N, WRIGHT M A, et al. Space station integrated wall design and penetration damage control: NAS8-36426 [R]. USA: NASA, 1987.

[199] HOLSAPPLE K A, SCHMIDT R M. On the scaling of crater dimensions 2 impact process [J]. Journal of Geophysical Research, 1982, 87: 1849–1870.

[200] COUR-PALAIS B G. Hypervelocity impact investigations and meteoroid shielding experience related to Apollo and Skylab: NAS-S-82-05009 [R]. USA: NASA, 1984.

[201] HAYASHIDA K B, ROBINSON J H. Single wall penetration equations: NASA TM-103565 [R]. USA: NASA, 1991.

[202] CHRISTIANSEN E L. Shield sizing and response equations: NASA-SN3-91-42 [R]. USA: NASA, 1991.

[203] LEE M, CHO Y J. Characterization of the ballistic limit curve for hypervelocity impact of sphere onto single plate [J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2011, 25(9): 2457–2463.

[204] 贾斌, 盖芳芳, 马志涛, 等. 5A06 铝合金单层板超高速撞击弹道极限分析 [J]. 材料科学与工艺, 2007, 15(5): 636–639.
JIA B, GAI F F, MA Z T. Ballistic limit analysis of aluminum 5A06 single wall plate subjected to hypervelocity impact [J]. Materials Science & Technology, 2007, 15(5): 636–639.

[205] 徐小刚, 贾光辉, 黄海. 单层板超高速撞击弹道极限方程综合建模 [J]. 弹箭与制导学报, 2007, 15(5): 636–639.
XU X G, JIA G H, HUANG H. Integrated modeling of ballistic limit equations of single plate under hypervelocity impact [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, Materials Science & Technology, 2007, 15(5): 636–639.

[206] 张晓天, 谌颖, 贾光辉. 航天器单层板结构弹道极限的支持向量机预测模拟 [J]. 宇航学报, 2014, 35(3): 298–305.
ZHANG X T, CHEN Y, JIA G H. Support vector machine model for spacecraft single wall ballistic limit prediction [J]. Journal of Astronautics, 2014, 35(3): 298–305.

[207] COUR-PALAIS B G. Meteoroid protection by multi-wall structures [C]//AIAA Hypervelocity Impact Conference. Cincinnati, 1969: 69–372.

[208] REIMERDES H G, NLKE D, SCHÄFER F. Modified Cour-Palais/Christiansen damage equations for double-wall structures [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 33: 645–654.

[209] CHRISTIANSEN E L, KERR J H. Ballistic limit equations for spacecraft shielding [J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 26(1): 93–104.

[210] 贾光辉, 张平, 李轩, 等. 双层板弹道极限方程的速度区间修正方法 [J]. 空间碎片研究与应用, 2012, 12(4): 25–30.
JIA G H, ZHANG P, LI X, et al. Whipple ballistic limit equations optimization method via correcting the velocity region [J]. Space Debris Research and Application, 2012, 12(4): 25–30.

[211] RYAN S, CHRISTIANSEN E L. A ballistic limit analysis programme for shielding against micrometeroids and orbital debris

[J]. Acta Astronautica, 2011, 69(5/6): 245–257.

[212] RYAN S, THALER S. Artificial neural networks for characterizing Whipple shield performance [J]. International Journal of Impact Engineering, 2013, 56: 61–70.

[213] MILLER J E, BJORKMAN M D, CHRISTIANSEN E L, et al. Analytic ballistic performance model of Whipple shields [J]. Procedia Engineering, 2015, 103: 389–397.

[214] 袁俊刚, 曲广吉, 韩增尧, 等. 空间碎片防护结构弹道极限方程综合建模研究 [J]. 空间碎片研究, 2008, 8(2): 14–19.
YUAN J G, QU G J, HAN Z Y, et al. Modeling ballistic limit of M/OD Whipple shield [J]. Space Debris Research, 2008, 8(2): 14–19.

[215] 郑建东, 龚自正, 童靖宇, 等. 新型高精度 Whipple 防护结构弹道极限方程的精度对比 [J]. 空间碎片研究与应用, 2012, 12(1): 28–32.
ZHENG J D, GONG Z Z, TONG J Y. Accuracy comparison of a new type with high accuracy Whipple shield ballistic limit equations [J]. Space Debris Research and Application, 2012, 12(1): 28–32.

[216] 贾光辉, 欧阳智江, 蒋辉, 等. Whipple 防护结构弹道极限方程的多指标修正 [J]. 宇航学报, 2013, 34(12): 1651–1656.
JIA G H, OU Y Z Z, JIANG H, et al. Multiple indicator correction for Whipple shield ballistic limit equation [J]. Journal of Astronautics, 2013, 34(12): 1651–1656.

Progress of Aluminum Projectile Impacting on Plate with Hypervelocity

LIN Jianyu[1], LUO Binqiang[1], XU Mingyang[2], SONG Weidong[2], BAI Jingsong[1],
PEI Xiaoyang[1], YU Jidong[1], LI Ping[1]

(1. *Institute of Fluid Physics*, *CAEP*, *Mianyang* 621999, *China*;
2. *State Key Laboratory of Explosion Science and Technology*, *Beijing Institute of Technology*, *Beijing* 100081, *China*)

Abstract: This paper focuses on the protection of debris clouds in space and the progress of the studies of Al projectile impacting on single shield and Whipple shields are discussed. The advantages and drawbacks of the widely used experimental method for launching hypervelocity projectile and numerical methods for hypervelocity impact such as Euler methods and meshfree methods are introduced. The numerical simulation is usually based on the constitutive laws and the equation of states. In this paper we have reviewed the constitutive law including Johnson-Cook and Steinberg-Gruinan, while for the equation of states we include the Tillotson, ANEOS, SESAME, GRAY. The mechanics and physics for the hypervelocity impact below 7 km/s are now well understood based on the progresses made by the experiments and numerical simulations. Then, for the single shield we mainly focus on the perforation by the projectile and the models predicting the hole size. For the Whipple shield we have discussed the characteristics of the debris clouds evolution, the phase states of the materials, the models predicting the evolution of the debris clouds and damage features of the second wall of the Whipple structure induced by the debris clouds. Finally we discussed the ballistic limit equations which are very important to the protection in the engineering. Great progresses have been achieved for the ballistic equations for the single and double shields structures based on the experiments and numerical simulations. We have discussed the commonly used ones and the models which are newly developed recently including theoretical models and the models from artificial intelligence.

Keywords: debris clouds; hypervelocity impact; ballistic limit equation

DOI: 10.11858/gywlxb.20190732

杆式钨合金弹超高速撞击薄靶的能量损耗

孙欢腾[1,2,3], 李名锐[2], 周 刚[1,2], 马 坤[2], 舒孝鸿[1,2]

(1. 湘潭大学, 湖南 湘潭 411105;
2. 西北核技术研究所, 陕西 西安 710024;
3. 中南大学粉末冶金研究院, 湖南 长沙 410083)

摘要: 超高速撞击过程伴随着复杂的物理过程。为分析杆式圆柱形钨合金弹超高速撞击薄钢靶时的物理过程, 采用 AUTODYN/SPH 数值仿真计算方法获得了撞击过程模型及每个光滑粒子流体动力学信息, 并通过广度搜索破片识别程序识别每个破片所含粒子, 利用 MATLAB 编程对破片粒子数据信息进行统计分析, 获得弹靶撞击过程的变化特性、弹靶破片数量、相关能量随撞击时间的变化规律。通过分析发现: 随着弹体撞击速度的增加, 剩余弹体被严重侵蚀, 且弹体能量损耗增加, 弹体损失的能量主要转变为弹靶破片动能; 计算得到了撞击 20 μs时的能量损耗直方图, 同时分析了发生撞击时靶板的能量变化过程, 并简要描述了该过程。

关键词: 超高速撞击; 光滑粒子流体动力学方法; 弹靶破片; 能量耗散; 破片识别

中图分类号: O385 **文献标识码:** A

半个世纪以来, 人们对于超高速撞击的研究主要应用于反卫反导、航天器空间碎片防护、轻质装甲与反装甲设计、陨石坑以及动能武器等领域。西北核技术研究所、哈尔滨工业大学、北京理工大学、清华大学、中国科学技术大学、国防科学技术大学、北京航空航天大学、西北工业大学、中国科学院、中国工程物理研究院流体物理研究所、北京卫星环境工程研究所等众多研究单位陆续开展了超高速撞击问题的相关研究工作。我国在超高速撞击方面的研究多见于空间碎片对航天器的毁伤及其对空间防护结构的影响, 例如: 武强等[1] 进行了超高速撞击下含能材料防护板的载荷分析; 迟润强等[2] 进行了球形弹丸超高速撞击薄板的实验研究; 曲广吉等[3] 进行了空间碎片超高速撞击的动力学建模并进行了仿真模拟; 张伟等[4] 介绍了超高速加载技术, 并且通过 SPH(Smooth Particle Hydrodynamics)数值模拟方法研究了弹丸超高速撞击空间碎片防护屏时, 弹丸厚度和形状、撞击速度以及材料模型等对碎片云的影响; 童宗保等[5] 研究了弹丸以 2～3 km/s的速度撞击靶板时的主要侵彻效应, 对弹丸撞击后的变形、弹丸尺寸、弹孔形貌进行了测量, 并与低速撞击进行对比。Fa 等[6] 通过实验研究了防护结构对超高速撞击的影响; Shi 等[7] 采用 SPH 数值模拟结合破片搜索方法分析了破片特征及分布。关于超高速撞击能量的研究多集中于中低速撞击、厚靶撞击、吸能材料等, 如: 唐恩凌等[8] 研究了铝弹丸以 2.61 km/s 的速度撞击 2A12 铝厚靶板的能量分配, 发现铝厚靶板在受到撞击时会产生反向迸溅破片, 且有靶板成坑现象, 不同于超高速撞击薄靶板过程中出现的携带大量动能的弹靶破片, 说明其主要能量分配形式不同; Thomson[9] 考虑靶板的破坏模式, 改进了 Taylor 模型, 建立了薄板模型; Woodward[10] 考虑靶板的局部塑性弯曲耗能, 建立了靶板的简化模型; Wierzbicki[11] 利用能量原理建立了穿孔模型。超高速撞击条件下, Wang 等[12] 通过实验与数值模拟相结合的方法研究了碳纤维增强聚合物复合板在高速撞击下的能量吸收效率问题。在长杆弹超高速撞击薄板研究方面, 汪庆桃等[13–14] 对圆柱形长杆超高

* 收稿日期: 2019-03-04; 修回日期: 2019-03-24
基金项目: 国家自然科学基金(11772269, 11402213)
作者简介: 孙欢腾(1994—), 男, 博士研究生, 主要从事超高速撞击能量研究. E-mail: 780519755@qq.com
通信作者: 周 刚(1964—), 男, 研究员, 主要从事爆炸与冲击动力学研究. E-mail: gzhou@nint.ac.cn

速正碰撞薄板结构的破碎规律以及球形弹丸超高速碰撞破碎特性进行解读，给出了弹体破碎长度随弹靶材料特性、弹靶尺寸及初始撞击速度变化的关系式。

综上所述，我国对超高速撞击的研究多集中在空间碎片防护方面，其特点为撞击速度更高（7 km/s 以上），弹体材质以轻质材料居多。有关碰撞能量的研究则多针对中低速撞击下的弹道极限及对厚靶的撞击。超高速碰撞与低速碰撞、中速碰撞的区别在于其物理现象不同。低速碰撞时，所研究的问题属于结构动力学问题，局部侵彻与结构总体变形效应紧密地耦合在一起。中低速撞击时，从毁伤模式上看，大部分为剪切冲塞、靶板花瓣破坏、撕裂变形等形式破坏，弹体基本为刚性侵彻，所以撞击后形成的弹靶材料破片少，弹体损失的能量主要转化为塞块动能、靶板撕裂变形能、内能以及靶板的整体变形能等。关于长杆弹撞击薄板的研究报道较少，为此本研究以杆式圆柱形钨合金弹 2.5～4 km/s 速度撞击薄钢靶的数值仿真结果为基础，对撞击过程的能量损耗进行统计分析，研究结果对撞击机理研究具有重要的参考价值。由于杆式圆柱形钨合金弹超高速撞击薄钢靶具有复杂性和多样性等特点，通过实验手段研究超高速撞击能量的变化过程较为困难，数值仿真方法是分析超高速撞击能量变化过程的有效手段之一，考虑到数值仿真结果不可直接用于弹靶破片数及相关能量统计，因而需要进行数据结果的统计分析[5]。

本研究通过 AUTODYN/SPH 方法模拟杆式圆柱形钨合金弹体超高速撞击薄钢靶过程，将仿真得到的剩余弹体速度、长度与实验图像处理后的结果进行对比，以验证模型参数的合理性；然后利用该模型参数进行数值仿真实验，对仿真结果进行广度破片识别搜索，通过 MATLAB 统计分析，获得破片数量、剩余弹体以及靶板的相关能量。

1　数值仿真

1.1　模型参数

在数值仿真计算过程中，初始条件、边界条件及材料模型参数的设定对数值仿真结果具有重要影响，合适的参数可以使计算结果更接近实际情况；同时，利用合适的参数通过数值仿真得到规律性结论，可以进一步指导实验方案的制定[4]。本研究采用 AUTODYN/SPH 方法进行超高速撞击的数值仿真计算，弹体选用钨合金弹体，靶板选用 Q345 钢。选取速度初始条件作为模拟初始条件，靶板固定，弹靶材料的光滑粒子长度均取 0.1 mm，考虑到弹体的撞击速度为 2.5～4 km/s，可以忽略冲击相变的影响。弹靶均采用 Shock 状态方程，弹体采用 Steinberg-Guinan 强度模型，靶板采用 Johnson-Cook 强度模型，详细信息见文献 [15–16]。具体的模型参数见表 1、表 2 和表 3，弹体撞击圆柱形钢靶板的仿真模型如图 1 所示。表 1 中：S 为参数，C_0 为零压体积声速，Γ 为格临爱森因子，ρ_0 为初始密度。表 2 中：G_0 为初始剪切模量，Y_0 为初始屈服应力，T_m 为熔化温度，β 为硬化常数，n 为硬化指数，Y'_p 为应力关于压力的一阶偏导数，G'_p、G'_T 分别为剪切模量关于压力和温度的一阶偏导数。表 3 中：A 为初始屈服应力，B 为硬化常数，n 为硬化指数，C 为应变率常数，m 为温度软化指数，T_melt 为熔化温度，T_0 为室温，G 为剪切模量。

表 1　状态方程参数

Table 1　Parameters of equation of state

Material	S	$C_0/(\mathrm{m\cdot s^{-1}})$	Γ	$\rho_0/(\mathrm{kg\cdot m^{-3}})$
Tungsten alloy	1.23	4 040	1.67	17.6
Q345 Steel	1.49	4 569	2.17	7.83

表 2　钨合金的 Steinberg-Guinan 强度模型参数

Table 2　Steinberg-Guinan strength model parameters of tungsten alloy

G_0/GPa	Y_0/GPa	T_m/K	G'_p	$G'_T/(\mathrm{MPa\cdot K^{-1}})$	β	n	Y'_p
132	1.4	4 520	1.794	–40	1.3	0.1	0.019 027

1.2　模拟结果与实验结果对比

采用该模型参数进行与实验条件相同的数值仿真计算，撞击条件为：直径 2.92 mm、长 14.6 mm

表 3　Q345 钢的 Johnson-Cook 强度模型参数

Table 3　Johnson-Cook strength model parameters of Q345 steel

A/GPa	B/GPa	n	C	m	T_{melt}/K	T_0/K	G/GPa
0.374	0.795 7	0.454 5	0.015 86	0.885 6	1 759	300	80.47

的钨合金圆柱形弹体以 2.99 km/s 的速度撞击 1.5 mm 厚的 Q345 薄钢靶板。采用 1.5×10^5 帧每秒的高速摄影机拍摄的实验结果如图 2(a)所示，利用多幅图像识别剩余弹体，根据剩余弹体位置变化和时间间隔得到剩余弹体速度和剩余弹体长度；根据数值仿真结果，利用破片识别程序识别剩余弹体，并根据剩余弹体包含的粒子信息计算剩余弹体的平均速度和长度，模拟结果如图 2(b)所示。

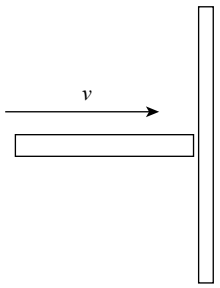
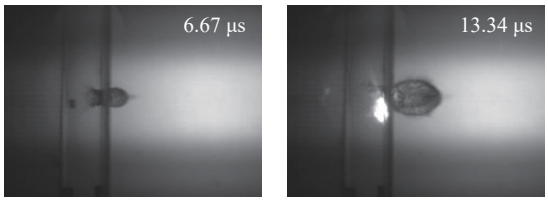
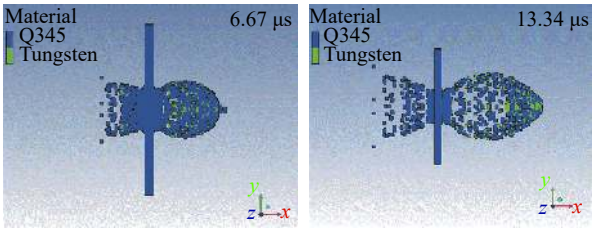


图 1　弹体撞击靶板示意图

Fig. 1　Diagrammatic sketch of projectile impact target plate



(a) Experiment result



(b) Simulation result

图 2　仿真结果与实验结果对比

Fig. 2　Comparison between simulation and experimental results

如表 4 所示，计算结果与实验结果符合较好，验证了模型选取的合理性。本研究将以此模型参数为基础，进行数值仿真计算。每个时间点的所有粒子点信息结果均可导出.dat 格式的数据文件，从而得到每个破片的粒子信息，再通过 MATLAB 对粒子信息进行广度破片识别搜索[7]。

将模拟空间划分成若干长度为 L_0 的方格，考虑材料的拉伸变形作用，L_0 取 1.1～1.3 倍光滑粒子长度 r_0。如果 L_0 取值太小，则在破片云未充分扩展时，程序将错误识别破片云内某个破片中粒子的归属，错误认为其属于同一破片，而实际上，当破片云充分扩展时，此粒子属于不同的破片；如果 L_0 取值过大，则会错误认为不同破片的粒子属于同一破片。具体判定条件：若结果中的两个粒子点距离小于 L_0，则认为两个粒子点属于同一破片，并且认为此两点连接在一起，因此识别两个粒子点是否属于同一破片的问题转化为判定两个粒子点的距离是否小于 L_0。具体判定操作：利用各方向尺寸略小于 L_0 的方格将数据分布区域网格化；然后选取随机点 A_i 作为识别起始点；访问未访问的本方格和相邻方格的未被访问点 B_1, B_2, B_3, ⋯, B_n；以 B_1, B_2, B_3, ⋯, B_n 中距离小于 L_0 的点分别作为起点；重复上述步骤，直到 A_i 的破片粒子全部被访问；如果能够一次找完所有点，则粒子点群属于同一个破片，否则找寻其他随机点 A_{i+1} 作为起始点；重复上述步骤，直至找完所有粒子点，统计分析后可得到弹、靶破片的数量以及相关的能量结果。为减少仿真过程的计算量，根据对称性，将弹体和靶板设置为半圆柱模型，以此进行弹体超高速撞击薄钢靶仿真计算。

表 4　实验与数值仿真结果

Table 4　Results of simulation and experiment

Method	Residual projectile's kinetic energy/(km·s^{-1})	Residual projectile's length/mm
Experiment	2.945	12.510
Simulation	2.952	11.823

破片识别程序识别的剩余弹体经过 MATLAB 重构后的结果见图 3。直径 2.6 mm、长度 20.8 mm 的钨合金弹体以速度 2.5 km/s 撞击 1.5 mm 厚钢靶时，不同时刻剩余弹体的形貌变化如图 3 所示。

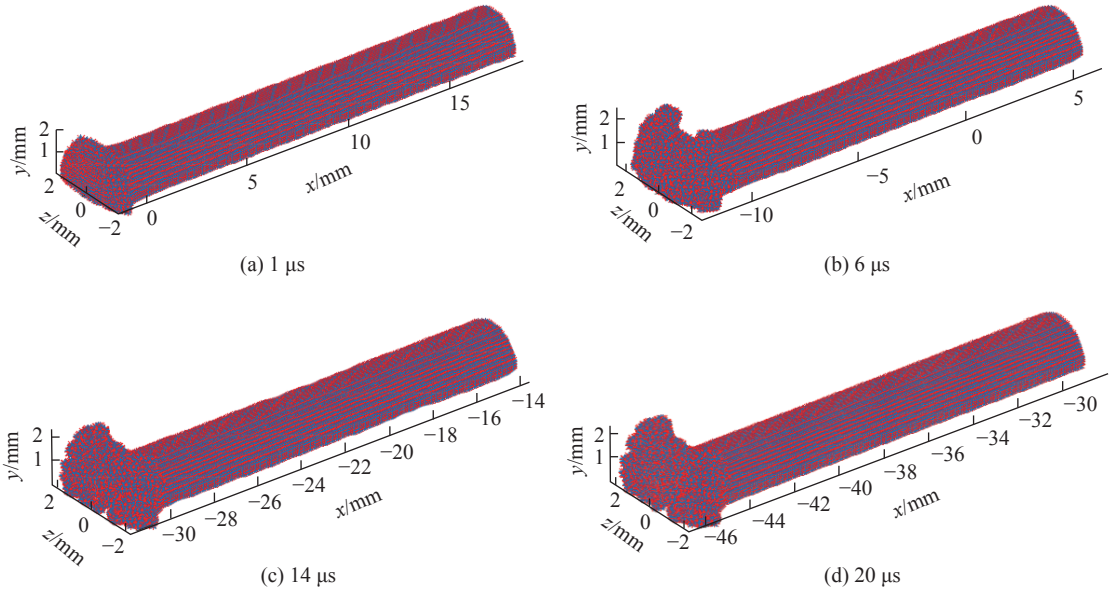


图 3　不同时刻弹体的侵蚀

Fig. 3　Erosion of projectile at different time

2　结果与分析

2.1　超高速弹靶撞击

与中低速度撞击不同，在超高速撞击过程中，由于撞击瞬间弹靶之间产生了冲击波，冲击波压力远大于材料强度，导致弹靶发生破裂，并且在反射稀疏波的作用下不断拉伸破碎，形成弹靶破片，破片数量对毁伤效果具有重要影响。

2.1.1　弹体破片数

直径 2.6 mm、长度为 20.8 mm 和 13.0 mm 的弹体分别以 2.5、3.0、3.5 和 4.0 km/s 的速度撞击 1.5 mm 厚钢靶板，其弹体破片数量 N_p 随时间的变化曲线见图 4。对比图 4(a) 和图 4(b) 可以看出，在撞击 12 μs左右时破片生成过程基本结束。固定靶板参数和弹靶撞击速度，当弹体长度不同时，撞击后产生的弹体破片数相差不大；随着撞击时间的增加，弹体破片数量不再上升后，由于弹体长度变化产生的破片数差异在 10% 以内，即在其他条件一定时，弹体长度超过某一长度后，其对超高速撞击产生破片数的影响较小。同时可以看出，随着撞击速度的增加，弹体破碎越来越严重，产生的破片数量增多。靶板的破片数与弹体破片数类似，这里不再赘述。

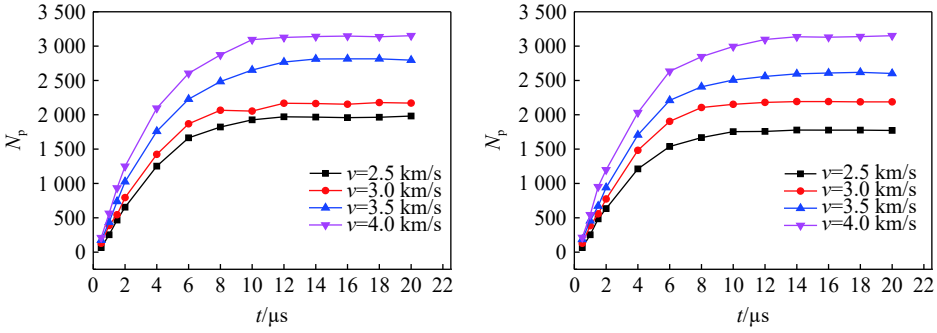


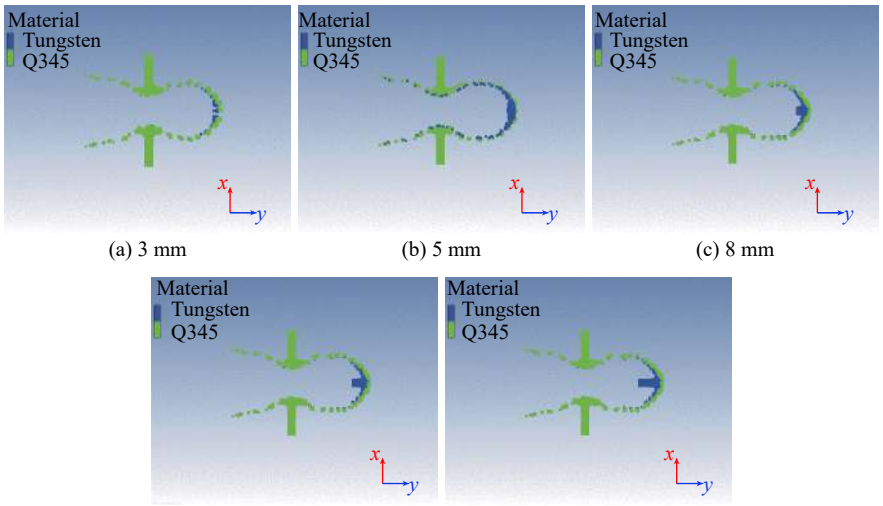
图 4　不同长度弹体以不同速度撞击时产生的弹体破片数量

Fig. 4　Fragments' number of projectile with different velocities and lengths

2.1.2　临界长度分析

计算了弹体长度 13 mm、直径 2.6 mm 的钨合金弹以 2.5 km/s 速度撞击厚度为 2.5 mm 的靶板，初始状态为弹体头部距离靶板 13.5 mm，撞击结果如图 5(e) 所示。

本文对临界长度的定义是从数值模拟结果为出发点，通过测量弹体穿靶后的侵蚀长度与光滑粒子的塑形变形区长度，两者之和可以认为是弹体的临界长度。本例中撞击完成后，弹体长度被侵蚀掉 3.88 mm，考虑到被侵蚀头部的塑性影响区长度为 4.75 mm，因此撞击时弹体的影响区长度为 8.63 mm。设计并计算弹体直径为 2.6 mm，长度分别为 3、5、8、10 和13 mm 的钨合金弹以 2.5 km/s 的速度撞击厚度为 2.5 mm 的靶板，计算结果如图 5 和图 6 所示。

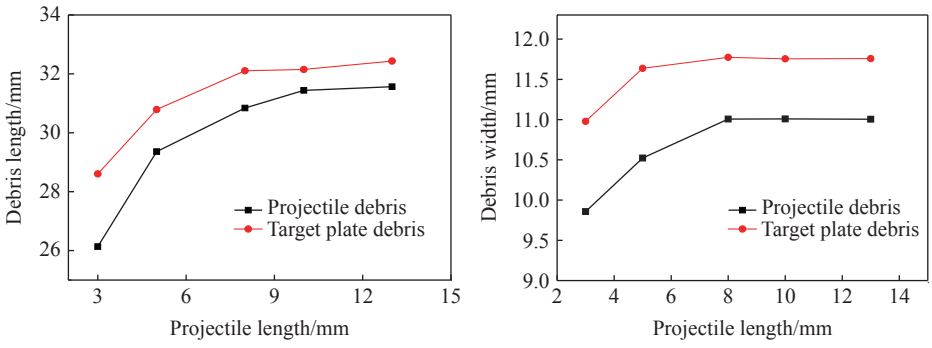


(a) 3 mm　(b) 5 mm　(c) 8 mm

(d) 10 mm　(e) 13 mm

图 5　不同长度弹体的撞击结果

Fig. 5　Impact results of projectiles with different lengths



(a) Debris length　(b) Debris width

图 6　不同长度的弹体撞击形成的破片云长度和宽度

Fig. 6　Debris length and width of projectiles with different lengths

分析计算结果发现：当弹体长度超过 8 mm 后，在相同撞击条件下（与 13 mm 弹体撞击时条件相同），弹体在相同时刻产生的破片云特征相似，所以基本确定其临界长度处于 8～10 mm 之间。

2.2　弹靶撞击过程的能量耗散分析

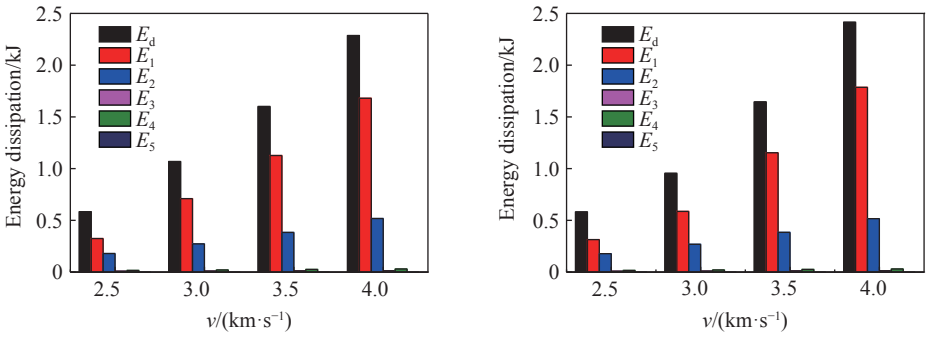
本研究所统计的能量信息均根据 AUTODYN 输出的 SPH 粒子信息进行统计计算整合分析得到。弹体撞击靶板过程的每一时刻都存在弹体初始动能向其他形式能量的转化。在撞击时弹体损失的初始能量转化为弹体破片动能、靶板破片动能、弹靶材料的塑性能、内能以及穿靶过程引起的靶板振动耗能、电磁闪光辐射等。研究能量的转化形式以及转化量为撞击过程的机理分析提供了重要依据。

$$E_{\mathrm{d}} = E_1 + E_2 + E_3 + E_4 + E_5 + E_6 \tag{1}$$

式中：E_{d} 为弹体总能损失，E_1 为弹体破片动能，E_2 为靶板破片动能，E_3 为弹靶总塑性能，E_4 为弹靶总内能，E_5 为靶板的振动能，E_6 为电磁辐射能。根据唐恩凌等[8]关于电磁辐射能的计算结果，电磁辐射能在耗能损失中占比极小，因此本研究的统计计算结果中不考虑撞击过程的电磁辐射能。

2.2.1　弹靶耗能分析

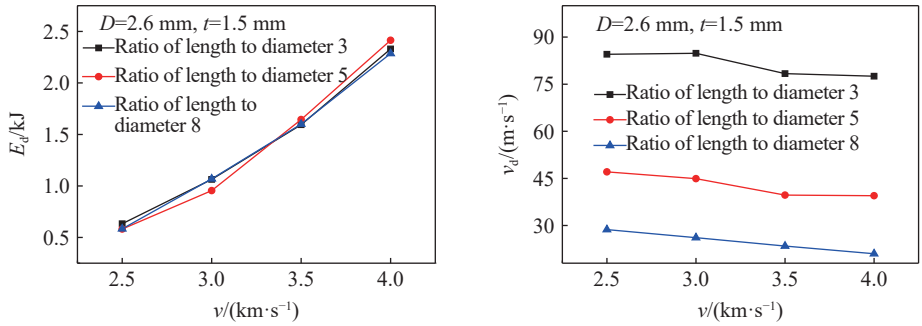
图 7 和图 8 显示了直径为 2.6 mm、长度为 20.8、13.0 和 7.8 mm 的弹体分别以 2.5、3.0、3.5、4.0 km/s 的速度撞击 1.5 mm 厚钢靶板在 20 μs时的能量耗散。图 8(b) 的纵坐标 v_{d} 为弹体的初始速度值与撞击后剩余的弹体速度值之差，即剩余弹体速度降低量。从图 8 可以明显看出，总能量损失 E_{d} 大部分转换为弹体的破片动能 E_1，其次是靶板的破片动能 E_2，并且弹靶破片动能占总能损失的 80% 以上，而其他形式能量所占比重较小。说明弹靶材料破碎形成空间破片是超高速撞击薄钢靶的主要耗能形式。当其他条件一定、弹体长度不同时，其能量耗散分布近似。



(a) D=2.6 mm, L=20.8 mm　　(b) D=2.6 mm, L=13.0 mm

图 7　能量耗散图

Fig. 7　Image of energy dissipation



(a) The dissipation of energy　　(b) The decline of projectile velocity

图 8　耗散的能量损失与剩余弹体速度降低量

Fig. 8　The dissipation of energy and the decline of projectile velocity

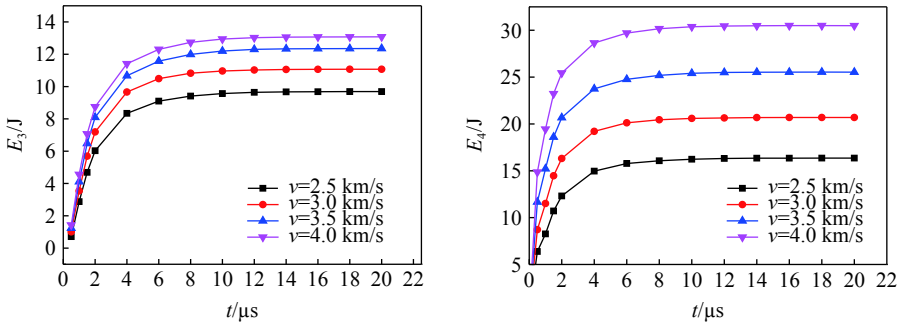
2.2.2　弹体总能量损失

由图 8(a) 看出，当弹体直径为 2.6 mm、板厚为 1.5 mm 时，随着撞击速度的提高，弹体在撞击过程的能量损失越发严重，结合图 7 分析可知，这是因为弹体头部与靶板材料撞击时，弹体头部破碎转化为弹体破片导致的；弹体长度为变量，且固定撞击速度和弹体直径，当弹体长度大于临界长度的弹体贯穿相同厚度薄钢靶所损耗的弹体动能可近似为恒定值。

由图 8(b) 可见，当弹体直径、撞击速度相同时，大长度弹体撞击薄钢靶后剩余弹体降速缓慢，主要由于能量耗散近似固定，大长度弹体的剩余弹体质量大，需要剩余弹体速度降低较小量从而达到近似固定能耗。

2.2.3　塑性功与内能

图 9 为直径 2.6mm、长度 20.8mm 的弹体分别以 2.5、3、3.5、4km/s 的速度撞击 1.5mm 钢靶板的不同时刻总塑形功和内能情况，可见能量耗散中塑性功 E_3 和内能 E_4 所占比例较少。在超高速撞击过程中，此部分能量集中在撞击表面接触处以及发生塑性变形的影响区，且作用区域较小，所以当此能量作用在弹靶材料影响区时，材料会发生状态改变。



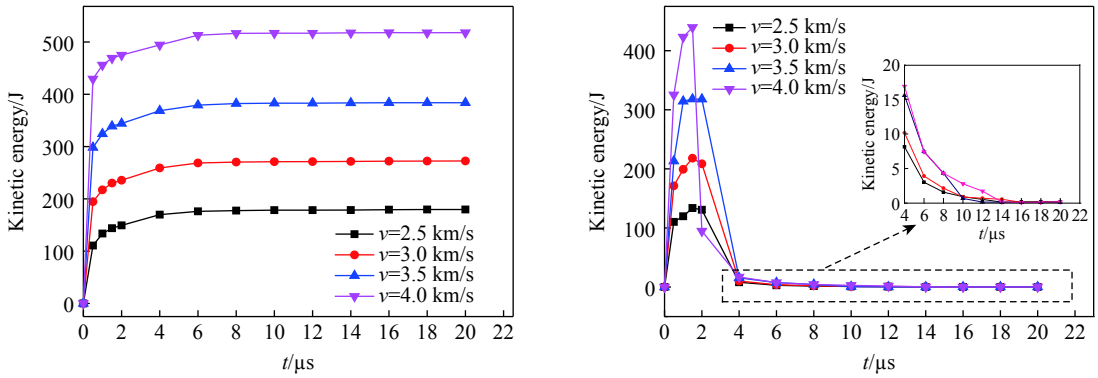
(a) The dissipation process of total plastic energy　　(b) The dissipation process of total internal energy

图 9　耗散的总塑性功与内能

Fig. 9　The dissipation of total plastic energy and internal energy

2.2.4　靶板穿孔及振动过程分析

图 10(a) 描述了靶板（包括剩余靶板和靶板破片）撞击过程的动能变化，以整个靶板的 SPH 粒子为研究对象，进行撞击过程靶板动能统计；图 10(b) 展示了剩余靶板的动能随时间变化曲线。靶板在 0～2 μs获得能量积累，此时靶板伴有破片反溅耗能、开坑塑性形变耗能以及内能等形式耗散，靶板动能积累远大于能量耗散；2～4 μs靶板产生大量破片，靶板积累的能量开始大量转化为靶板破片的动能等，由于此时剩余弹体速度与靶板破片速度存在差异，两者依然相互作用，所以存在靶板总动能继续累积的过程，但耗散转化过程远大于能量累积过程；4～12 μs弹体基本完全穿透靶板，剩余弹体与头部弹靶破片逐渐分离，但仍存在轻微的相互作用，因此靶板材料总动能依然略微增加。此时存在剩余靶板以振动形式耗散；12 μs以后，剩余弹体与靶板材料几乎无相互作用，靶板材料所获动能总量基本不变，剩余弹体能量耗散基本趋于稳定，撞击过程基本完成。



(a) Target's kinetic energy　　(b) Residual target's kinetic energy

图 10　靶板获能过程

Fig. 10　The gain energy of target plate

本研究还模拟了直径为 1.6 mm、长度为 13.0 mm 的钨合金弹以 2.5～4.0 km/s 的速度撞击厚度（h）为 0.5～1.5 mm 的钢靶板，结果如图 11 所示。

从图 11 可以看出，当钨合金弹体在相同条件下撞击不同厚度的靶板时，随着弹体撞击速度增加，

弹体初始动能与剩余弹体动能之间的差值变大，即能量损失量增加，验证了本研究结论的合理性。

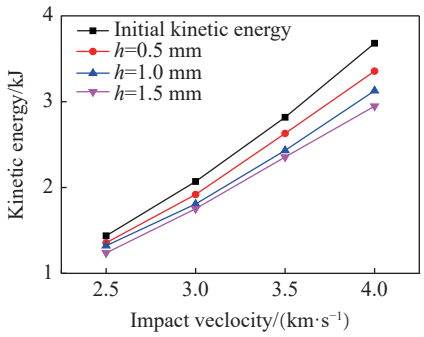


图 11　剩余弹体动能

Fig. 11　Kinetic energy of residual projectile

3　结　论

(1) 数值仿真破片识别所得到的剩余弹体速度和长度结果与实验图像处理得到的结果差别较小，验证了所选用数值仿真参数的合理性。

(2) 弹体超高速撞击薄钢靶时，弹体损失的能量中占比最多的为形成弹靶材料破片的动能，而弹靶塑性能、内能以及靶板振动能等形式损耗的能量占比较小。

(3) 在其他条件一定的情况下，超高速撞击中，随着撞击速度的增加，弹靶破碎产生的破片量增大，弹体能量损失越多；弹体长度越长，撞击后弹体剩余速度与初始速度相比，其降低值越小。

参考文献：

[1] 武强, 张庆明, 孙浩勇, 等. 超高速撞击下 PTFE/Al 含能材料薄板的载荷特性分析 [J]. 航天器环境工程, 2017, 34(1): 1–7.
WU Q, ZHANG Q M, SUN H Y, et al. The loading characteristics of PTFE/Al energetic materialsunder hypervelocity impact [J]. Spacecraft Environment Engineering, 2017, 34(1): 1–7.

[2] 迟润强, 庞宝君, 何茂坚. 球形弹丸超高速正撞击薄板破碎状态实验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2009, 29(3): 231–236.
CHI R Q, PANG B J, HE M J. Experimental investigation for deformation and fragmentation of spheres penetrating sheets at hypervelocity [J]. Explosion and Shock Waves, 2009, 29(3): 231–236.

[3] 曲广吉, 韩增尧. 空间碎片超高速撞击动力学建模与数值仿真技术 [J]. 中国空间科学技术, 2002(5): 26–30.
QU G J, HAN Z Y. Dynamical modeling and numerical simulation of hypervelocity space debris impact [J]. Chinese Space Science and Technology, 2002(5): 26–30.

[4] 张伟, 庞宝君, 贾斌, 等. 弹丸超高速撞击防护屏碎片云数值模拟 [J]. 高压物理学报, 2004, 18(1): 47–52.
ZHANG W, PANG B J, JIA B, et al. Numerical simulation of debris cloud produced by hypervelocity impact of projectile on bumper [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2004, 18(1): 47–52.

[5] 童宗保, 王金相, 彭楚才. 2～3km/s 初速下球形破片对金属薄靶的侵彻效应分析 [J]. 科学技术与工程, 2014, 14(33): 215–219.
TONG Z B, WANG J X, PENG C C. Analysis of the effect of the circle fragment penetration the tine metal target with the initial velocity between 2km/s and 3km/s [J]. Science Technology and Engineering, 2014, 14(33): 215–219.

[6] FA W K, JIE H. Test study on the performance of shielding configuration with stuffed layer under hypervelocity impact [J]. Acta Astronautica, 2016(127): 553–560.

[7] SHI C L, YI L. Research on the technique of identifying debris and obtaining characteristic parameters of large-scale 3D point set [J]. International Journal of Impact Engineering, 2013(56): 27–31.

[8] 唐恩凌, 徐名扬, 张庆明. 超高速撞击厚靶过程的能量分配研究 [J]. 固体力学学报, 2016, 37(2): 152–160.
TANG E L, XU M Y, ZHANG Q M. Study on partitioning of energy in hypervelocity impact on thick target [J]. Chinese Journal o f Solid Mechanics, 2016, 37(2): 152–160.

[9] Thomson W T. An approximate theory of armor penetration [J]. Journal of Applied Physics, 1955, 26: 80–82.

[10] WOODWARD R L. The penetration of metal targets by conical projectiles [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1978, 20: 349–359.

[11] WIERZBICKI T. Petalling of plates under explosive and impact loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 22: 935–954.

[12] WANG B, XIONG J. Energy absorption efficiency of carbon fiber reinforced polymer laminates under high velocity impact [J].

Materials and Design, 2013(50): 140–148.
[13] 汪庆桃, 吴克刚, 陈志阳. 圆柱形长杆超高速正碰撞薄板结构破碎效应 [J]. 振动与冲击, 2017, 36(5): 53–60.
WANG Q T, WU K G, CHEN Z Y. Fragmentation effect of a long cylindrical rod with a hypervelocity normally impacting a thin plate structure [J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(5): 53–60.
[14] 汪庆桃, 吴克刚, 李必红, 等. 球形弹丸超高速碰撞破碎特性 [J]. 振动与冲击, 2014, 33(22): 46–50.
WANG Q T, WU K G, LI B H, et al. Fragmentation properties of spherical projectiles impacting at hypervelocity [J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(22): 46–50.
[15] 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.
[16] 王芳, 李磊, 金俊. 空间碎片超高速碰撞的数值方法研究 [J]. 中国安全科学学报, 2006, 16(5): 26–30.
WANG F, LI L, JIN J. Study on numerical simulation of hypervelocity impact of debris in outer space [J]. China Safety Science Journal, 2006, 16(5): 26–30.

Energy Dissipation of Tungsten Alloys Cylindrical Rods Hypervelocity Impacting Thin Steel Target

SUN Huanteng[1,2,3], LI Mingrui[2], ZHOU Gang[1,2], MA Kun[2], SHU Xiaohong[1,2]

(1. *Xiangtan University*, *Xiangtan* 411105, *China*;
2. *Northwest Institute of Nuclear Technology*, *Xi'an* 710024, *China*;
3. *Powder Metallurgy Research Institute*, *Central South University*, *Changsha* 410083, *China*)

Abstract: The complex physical process is always accompanied with hypervelocity impact. In this paper, the physical process of rod-shaped cylindrical tungsten alloy bomb impact thin steel target has been studied. The impact process model and fluid dynamic information of every particle were obtained by means of AUTODYN/SPH method and the fragment particles were identified through range search and fragment identification program. Some information of the elastic target change process, the number of the target fragment, the change of the relative energy with the time during the impact were obtained by MATLAB. It is found that with the increase of impact speed, the residual body is eroded seriously, and the energy loss of missile body is increased, and the energy of the body loss is mainly converted into the kinetic energy of the bomb target. The energy loss histogram of the impact at the time of 20 μs and energy change process for the target plate impacted have been analyzed.

Keywords: hypervelocity impact; smooth particle hydrodynamics method; projectile and target fragments; energy dissipation; debris identification