



攻角对卵形头弹撞击铝合金薄板影响的数值研究

邓云飞, 袁家俊

引用本文:

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 Yunfei, YUAN Jiajun. 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.

当期更多内容>>

您可能感兴趣的其他文章:

[弹体边界效应对 2A12 薄靶抗撞击性能影响的数值模拟](#)

李剑峰, 邓云飞, 贾宝惠

DOI: 10.11858/gywlxb.2017.01.007

[分段杆弹侵彻效率的数值模拟](#)

胡静, 邓云飞, 孟凡柱, 姜颖

DOI: 10.11858/gywlxb.2015.06.002

[预加温条件下高强铝合金动态屈服及层裂行为的研究](#)

陈涛, 蒋招绣, 辛铭之, 申海艇, 王永刚

DOI: 10.11858/gywlxb.2015.05.001

[弹体侵彻混凝土开坑阶段阻力的计算](#)

薛建锋, 沈培辉, 王晓鸣

DOI: 10.11858/gywlxb.2016.06.010

[局部改性弹体低速贯穿金属靶板的破坏形式研究](#)

沈正祥, 李亚哲, 张宏亮, 杨辉, 王芳, 周克, 刘峰涛

DOI: 10.11858/gywlxb.2017.02.014

攻角对卵形头弹撞击铝合金薄板影响的数值研究^{*}

邓云飞, 袁家俊

(中国民航大学航空工程学院, 天津 300300)

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

关键词: 卵形头弹; 攻角; 弹道极限; 数值仿真

中图分类号: O385

文献标识码: A

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

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

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

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

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

E-mail: dengyunfeihit@gmail.com

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

1 弹靶材料参数

1.1 靶板材料参数

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

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

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

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

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

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

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

1.2 弹体材料参数

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

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

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

2 模型建立及验证

2.1 弹体几何外形

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

2.2 弹靶有限元模型

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

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

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

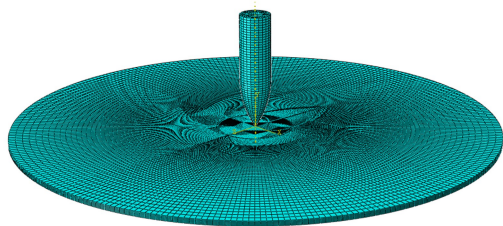


图 2 弹靶有限元模型

Fig. 2 Finite element model of projectile and target

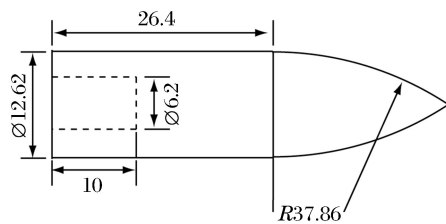


图 1 卵形头弹形状和几何尺寸(单位:mm)

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

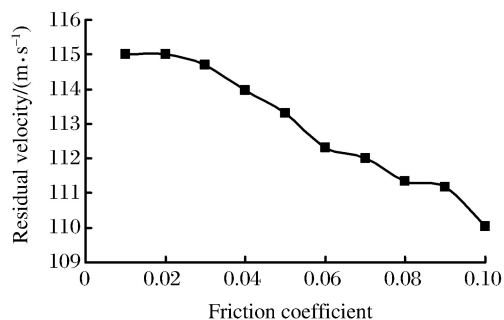


图 3 摩擦系数和弹体剩余速度关系

Fig. 3 Residual velocity of projectile vs. friction coefficient

2.3 有效性验证

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

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

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

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

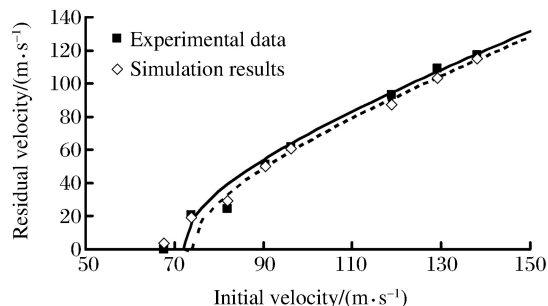


图 4 实验数据和仿真结果对比

Fig. 4 Comparison of experimental data and simulation results

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

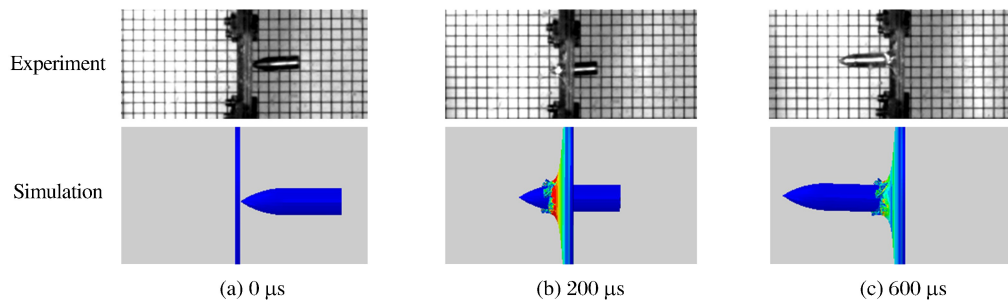


图5 卵形弹对靶板撞击过程

Fig. 5 Process of ogival-nosed projectile impacting target

3 数值仿真结果与分析

3.1 撞击过程

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

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

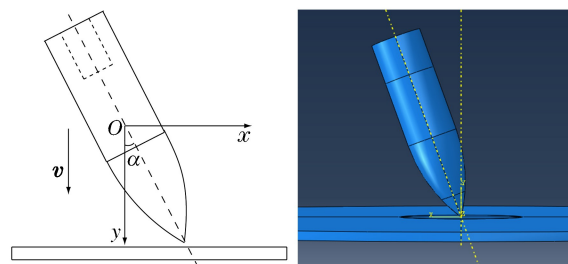


图6 弹靶撞击图

Fig. 6 Illustration of projectile impacting target

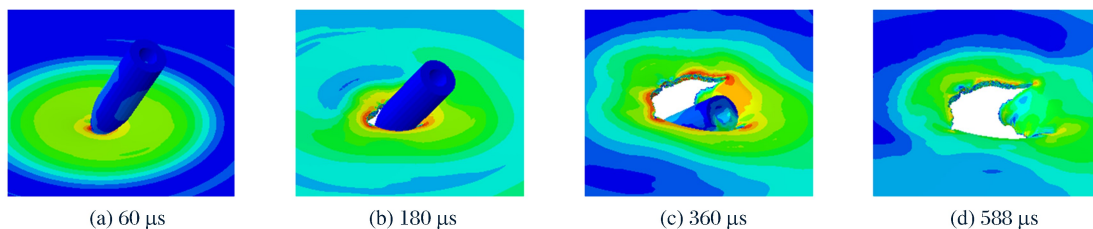


图7 $\alpha=30^\circ$ 时的撞击过程

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

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

3.2 攻角影响

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

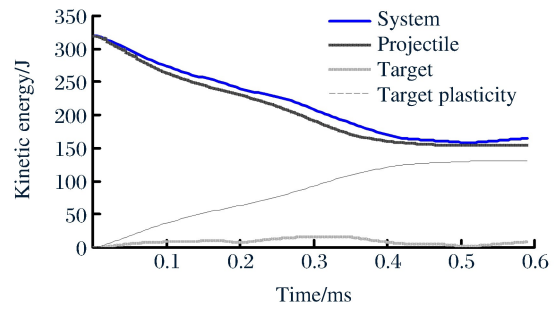


图 8 弹靶动能变化时间历程

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

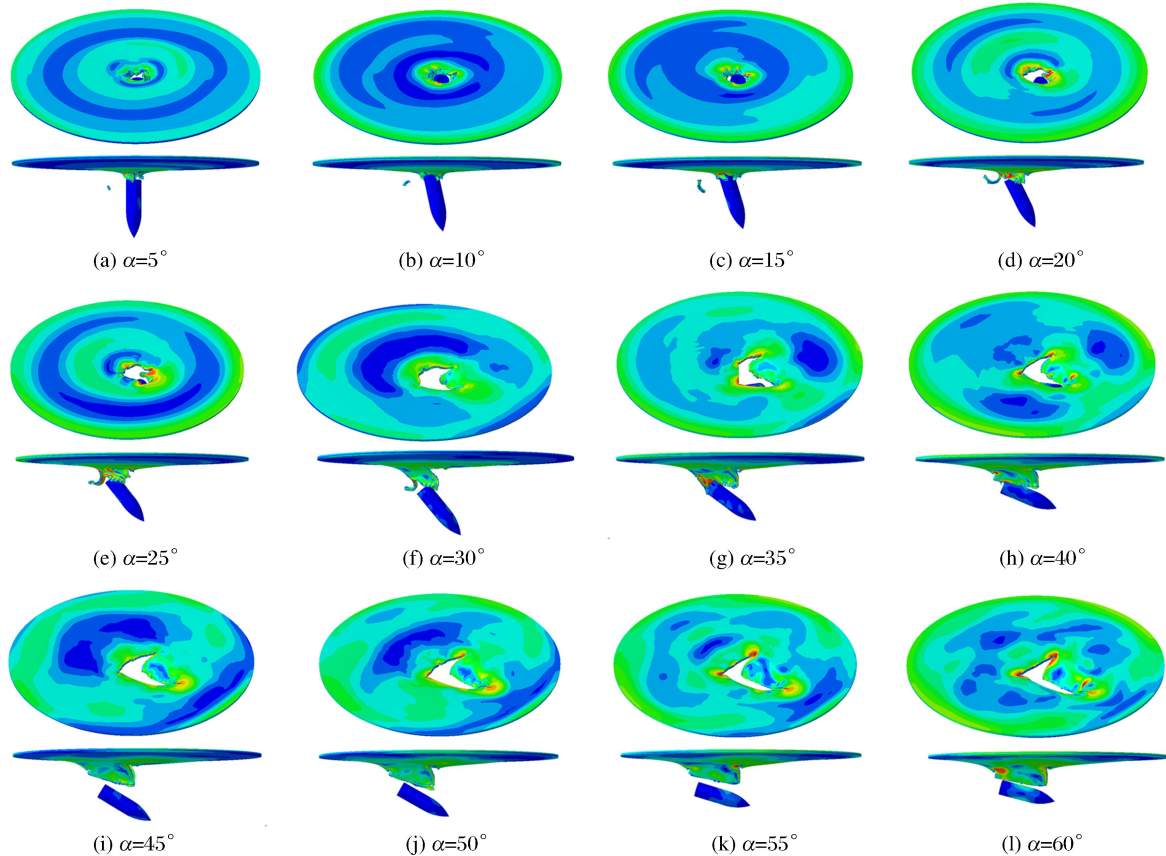


图 9 不同攻角下弹体撞击仿真图像

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

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

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

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

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

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

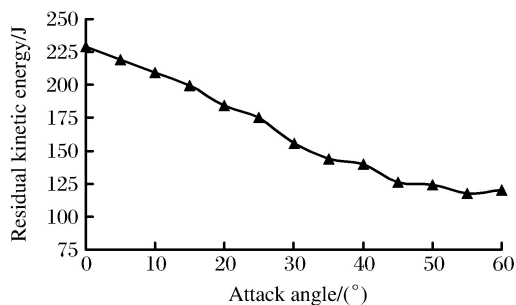


图10 不同攻角下弹体的剩余动能

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

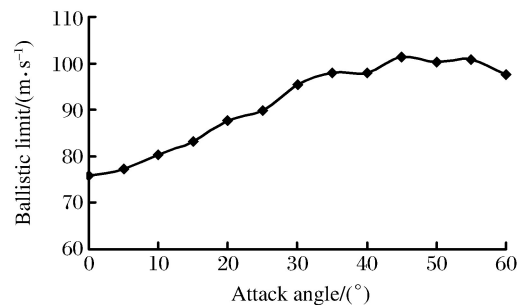


图11 弹道极限和攻角关系

Fig. 11 Relationship of ballistic limit and attack angle

4 结 论

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

参考文献:

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

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

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

DENG Yunfei, YUAN Jiajun

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

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

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