

高压物理学报

弹丸高速侵彻下AZ31B镁合金响应的数值模拟研究

周涛 刘益军 王子豪 杨开华

Numerical Study on Response of AZ31B Magnesium Alloy Subjected to High-Velocity Projectile Perforation

ZHOU Tao, LIU Yijun, WANG Zihao, YANG Kaihua

引用本文:

周涛, 刘益军, 王子豪, 等. 弹丸高速侵彻下AZ31B镁合金响应的数值模拟研究[J]. 高压物理学报, 2025, 39(4):044201. DOI: 10.11858/gywlb.20240868

ZHOU Tao, LIU Yijun, WANG Zihao, et al. Numerical Study on Response of AZ31B Magnesium Alloy Subjected to High-Velocity Projectile Perforation[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2025, 39(4):044201. DOI: 10.11858/gywlb.20240868

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.11858/gywlb.20240868>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

相场模拟研究AZ31B镁合金的动态再结晶

Insight into Dynamic Recrystallization of AZ31B Magnesium Alloys by Phase-Field Simulations

高压物理学报. 2024, 38(3): 030105 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20230780>

弹丸几何形状对石墨烯动态力学响应的影响

Effect of Projectile Geometry on Dynamic Mechanical Response of Graphene

高压物理学报. 2022, 36(6): 064204 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20220552>

G50钢与G31钢动态力学性能的对比试验研究

Comparative Experimental Study on Dynamic Mechanical Properties of G50 Steel and G31 Steel

高压物理学报. 2021, 35(1): 014103 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20200569>

弹体侵彻混凝土的优化模型及可视化仿真研究

Optimization Model and Visualization Simulation of Projectile Penetration into Concrete

高压物理学报. 2025, 39(2): 025103 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20240811>

高温高应变率下钛合金Ti6Al4V的动态力学行为及本构关系

Dynamic Behavior and Constitutive Relationship of Titanium Alloy Ti6Al4V under High Temperature and High Strain Rate

高压物理学报. 2024, 38(1): 014101 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20230743>

冲击加载下多晶铝的晶体塑性有限元模拟

Crystal Plasticity Finite Element Simulation of Polycrystal Aluminum under Shock Loading

高压物理学报. 2022, 36(6): 064203 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20220605>

弹丸高速侵彻下 AZ31B 镁合金 响应的数值模拟研究

周 涛¹, 刘益军¹, 王子豪², 杨开华¹

(1. 贵州大学土木工程学院, 贵州 贵阳 550025;

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

摘要: 镁合金在汽车、航空航天、电子工业等领域的应用日益广泛。为了准确描述 AZ31B 镁合金在高速冲击荷载作用下的响应, 建立了金属动态本构模型, 并编译成 VUMAT 用户子程序。采用万能试验机进行了光滑圆棒的准静态拉伸和异形剪切试验, 基于 ABAQUS/EXPLICIT 建立了有限元模型, 通过数值模拟校准了 AZ31B 镁合金的强度模型和失效准则的相关参数。通过对比数值模拟结果与 0.5-cal FSP 子弹及 20 mm FSP 子弹冲击 AZ31B 镁合金靶板试验结果, 验证了模型的精确性和适用性, 分析了弹头形状和靶板厚度对弹丸高速侵彻 AZ31B 镁合金的影响。研究发现: 当前模型能较好地预测靶板的弹道极限和穿孔破坏形貌; 不同形状弹丸冲击下 AZ31B 镁合金靶板的失效机制不同, 平头弹对应的弹道极限最大, 锥形弹对应的弹道极限最小; 靶板厚度会影响失效模式, 厚靶以剪切破坏为主, 而薄靶以弯曲变形和花瓣形撕裂破坏为主。

关键词: AZ31B 镁合金; 动态本构模型; 弹丸侵彻; 破坏模式

中图分类号: O385; O521.9

文献标志码: A

随着社会经济的快速发展和人们对环保、节能的重视, 轻量化材料的研究和应用受到了广泛关注^[1-3]。镁合金因其高比强度、高比刚度、优异的阻尼性能、良好的生物相容性、高储氢量和高的理论比容, 在航空航天、汽车、3C(计算机、通信和消费类电子)、生物医学和能源等领域都有广阔的应用前景^[4-7]。其中, AZ31B 是一种常见的镁合金, 主要由镁、铝和锌组成, 质量分数分别为 94%、3% 和 1%, 密度约为 1.8 g/cm³, 约为钢密度的 1/4、铝密度的 2/3, 但其比强度高于铝合金和钢, 比刚度与铝合金及钢接近, 适用于多种应用领域。近年来, 随着计算机技术的进步和有限元理论的发展, 数值仿真技术在工业设计和生产中得到了广泛应用。相较于试验研究, 数值仿真技术能在节约成本的同时提供更多的数据。然而, 仿真结果的可靠性取决于采用的材料本构模型的准确性。准确的模型能够帮助预测镁合金在动态冲击荷载下的力学行为, 节约试验成本, 支撑镁合金的进一步应用。因此, 建立准确的本构模型和提升仿真精度对镁合金产业发展至关重要^[8]。

近年来, 诸多学者对 AZ31B 镁合金开展了研究。Feng 等^[9]研究了 AZ31B 镁合金在高应变率下的拉伸变形行为, 发现 AZ31B 镁合金在高应变率下的拉伸强度和断裂应变较准静态下有较大提升, 此外, 绝热温升可增强材料的可塑性。Ulacia 等^[10]进行了 AZ31B 镁合金板在不同应变率下的拉伸测试,

* 收稿日期: 2024-08-08; 修回日期: 2024-08-27

基金项目: 贵州大学引进人才科研项目(贵大人基合字[2022]34号); 贵州大学基础研究项目(贵大基础[2023]42号); 贵州大学省级本科教学内容和课程体系改革项目(2023008); 贵州省基础研究(自然科学)项目(黔科合基础-zk[2025]面上684)

作者简介: 周 涛(2000—), 男, 硕士研究生, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: 18209824929@163.com

通信作者: 刘益军(1995—), 男, 博士, 副教授, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: liuyj@gzu.edu.cn

王子豪(1994—), 男, 博士, 博士后, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: hwangzi@ustc.edu.cn

探讨了应变率和温度的影响, 研究表明, AZ31B 镁合金的硬化行为随着应变速率的增加而增强, 流变应力随着温度的升高而降低。Zhang 等^[11]研究了 AZ31B 镁合金板材在 1.6~4.4 km/s 超高速撞击(应变速率约为 10^6 s^{-1})下的组织演化和变形行为, 结果表明, 靶板的惯性和强度是影响弹坑变形的主要因素, 在超高速撞击过程中, 动态再结晶、孪生和开裂为主要变形机制。Pärnänen 等^[12]开展了 1.5 mm 厚的 AZ31B-H24 纤维金属层压板的落锤冲击试验, 研究了金属层对纤维金属层压板冲击性能的影响, 结果表明, 与等厚度的 2024-T3 铝合金相比, AZ31B-H24 镁合金在较低的冲击能量下便开裂, 且破坏范围更大。Zhang 等^[13]使用分离式霍普金森压杆(split Hopkinson pressure bar, SHPB)开展了 AZ31 镁合金轧制板试件在不同温度、不同应变速率下的动态压缩试验, 并对 Johnson-Cook(J-C)本构模型中的温度项进行了修正, 但未开展高速侵彻模拟研究。Wang 等^[14]通过数字图像相关(digital image correlation, DIC)方法测量了 AZ31 镁合金的断裂应变, 将应力状态和轧制方向作为断裂轨迹的参数, 并在 Modified Mohr Coulomb(MMC)断裂准则中添加了一个与温度相关的参数, 但是该工作只对简单拉伸和剪切状态下的工况进行了模拟, 缺乏实际应用中复杂受力下的相关验证。Ezhi1 等^[15]采用 J-C 模型改进后的 Cowper Symonds 方程对 0.30-cal APM2 子弹撞击下不同厚度的 AZ31B 镁合金靶板的响应进行了数值模拟, 但该模型预测的残余速度的误差较大。

随着工程技术的不断发展, 人们对材料的抗冲击性能要求不断提高。在高速侵彻过程中, 材料局部会产生大变形、高温、高压、高应变率。目前, 针对镁合金的抗侵彻数值模拟研究相对较少, 常用的 J-C 本构模型虽然可以较准确地描述中低应变率和中低温度下 Mises 材料的力学行为, 但是对高应变率和高温条件下材料力学行为的预测较差^[16]。

为了准确描述 AZ31B 镁合金在高速冲击荷载下的响应, 本研究将建立金属动态本构模型, 并编译成 VUMAT 用户子程序, 基于 ABAQUS/EXPLICIT 建立有限元模型, 结合光滑圆棒的准静态拉伸和异形剪切试验结果, 校准 AZ31B 镁合金的强度模型和失效准则参数, 对比 0.5-cal 和 20 mm FSP 子弹冲击 AZ31B 镁合金靶板试验数据, 验证模型的适用性和有效性, 在此基础上, 分析弹头形状和靶板厚度对弹丸高速侵彻 AZ31B 镁合金的影响。

1 试 验

1.1 试验材料

本研究采用轧制 AZ31B 镁合金, 具体成分见表 1。该材料适用范围广、性能稳定, 具有很强的代表性, 且合金元素含量较少, 可以很好地反映金属 Mg 的本质, 合金元素对变形机制的影响也较小^[17]。

表 1 AZ31B 镁合金板的化学成分及其质量分数
Table 1 Chemical compositions and mass fraction of the AZ31B magnesium alloy sheet %

Al	Zn	Mn	Fe	Cu	Si	Ni	Ca	Mg
3.01	0.97	0.3	1.8×10^{-4}	6×10^{-4}	3×10^{-3}	2×10^{-5}	1×10^{-6}	95.7

1.2 试验设备及试样尺寸

为了确定本构模型中 AZ31B 镁合金的材料硬化参数及失效参数, 进行了 AZ31B 镁合金准静态拉伸试验和异形剪切试验。试验在 WDW-100 微控电子万能试验机(图 1)上进行, 参照的国家标准为 GB/T 228.1—2021《金属材料拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法》。

设 AZ31B 镁合金板的轧制方向为 x 方向, 横截面的方向为 y 方向, 厚度方向为 z 方向。如图 2 所示, 将 xy 面定义为轧制面, xz 面定义为纵截面, yz 面定义为横截面。试验中所有加载方向均沿着垂直于镁合金材料横截面的方向进行, 即图 2 中 x 方向。准静态拉伸试样和异形剪切试样的照片及尺寸如图 3 和图 4 所示。



图 1 微控电子万能试验机

Fig. 1 Micro control electronic universal testing machine

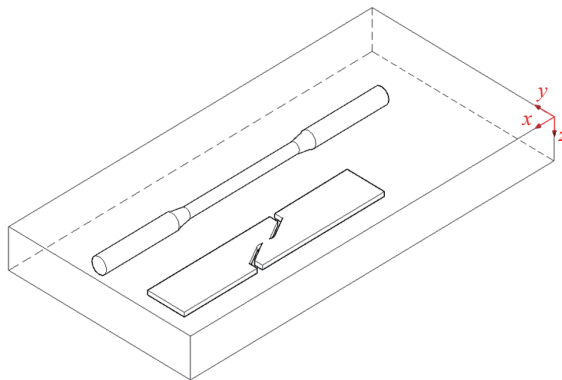


图 2 取样示意图

Fig. 2 Schematic diagram of sampling



图 3 准静态拉伸试样的照片和尺寸(单位: mm)

Fig. 3 Photograph and dimensional diagram of the quasi-static tensile specimen (Unit: mm)

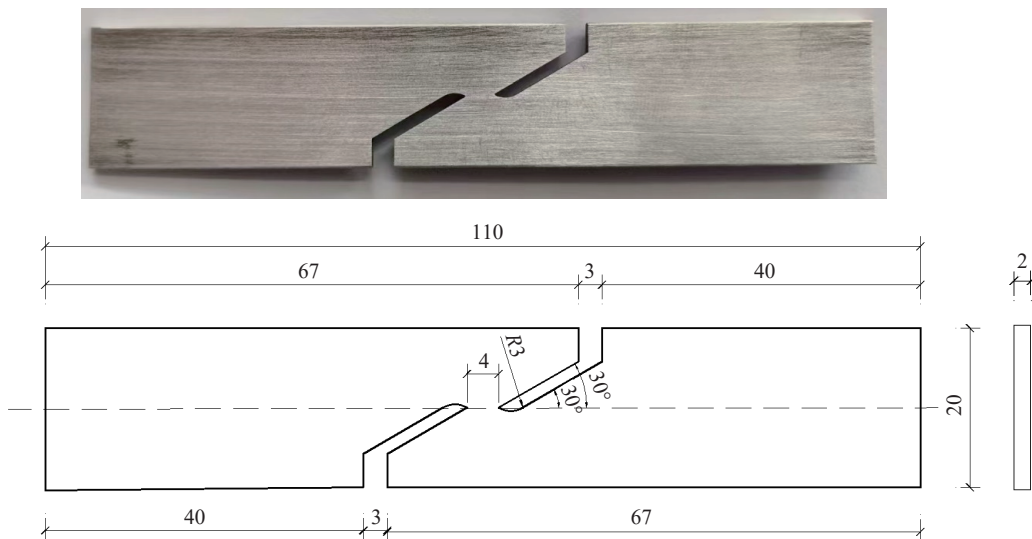


图 4 准静态异形剪切试样的照片和尺寸(单位: mm)

Fig. 4 Photograph and dimensional diagram of the quasi-static irregular shear specimen (Unit: mm)

2 本构模型

2.1 强度模型

研究人员对 AZ31B 镁合金开展了一系列动态试验研究^[18-28], 结果表明, AZ31B 镁合金具有明显的应变率效应, 并且温度对 AZ31B 镁合金的屈服强度、极限抗拉强度和延性等力学性能有显著影响。综

合以上研究结果, 本研究提出可以反映 AZ31B 镁合金在大变形、高温、高应变率下的强度模型, 表达式如下

$$\sigma_{eq}(\varepsilon, \xi, \dot{\varepsilon}, T) = A_t [(1 + B_t \varepsilon)^{n_t} + D - 1] \left[1 - (1 - \gamma_p) \sqrt{1 - \xi^2} \right] (1 - T^{*m_1})^{m_2} \quad (1)$$

式中: σ_{eq} 为等效应力; ε 为等效塑性应变; ξ 为 Lode 角参数; $\dot{\varepsilon}$ 为应变率; T 为当前温度; $A_t [(1 + B_t \varepsilon)^{n_t} + D - 1]$ 描述了材料的准静态拉伸行为和应变率的影响, A_t 、 B_t 、 n_t 为拟合参数, 可通过最小二乘法拟合室温、准静态条件下的真实应力-真实应变关系得到, D 为塑性应变为零时的动态增长因子; $1 - (1 - \gamma_p) \sqrt{1 - \xi^2}$ 描述了材料的准静态剪切行为和 Lode 角参数对材料强度的影响, γ_p 为剪切强度与拉伸强度之比; $(1 - T^{*m_1})^{m_2}$ 描述了温度的影响, T^* 为无量纲温度, m_1 、 m_2 为通过高温材料试验确定的材料参数。

D 可由某一具体塑性应变 (ε_x) 时的动态增长因子 (D_x) 得到, 即

$$D = (1 + B_t \varepsilon_x)^{n_t} (D_x - 1) + 1 \quad (2)$$

D_x 可以通过以下函数形式对材料动态试验数据拟合得到, 即

$$D_x = \left[\frac{\arctan\left(\lg \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} - W_x\right) - \arctan\left(\lg \frac{\dot{\varepsilon}_{quasi}}{\dot{\varepsilon}_0} - W_x\right)}{B_y} + 1 \right] \left\{ (W_y - 1) \tanh\left[\left(\lg \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} - W_x\right) S\right] + W_y \right\} \quad (3)$$

式中: W_x 、 B_y 、 W_y 、 S 为通过材料动态试验确定的材料参数; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率, 通常 $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$, $\dot{\varepsilon}_{quasi}$ 为准静态下的应变率, 通常小于 10^{-3} s^{-1} 。

γ_p 的具体形式为

$$\gamma_p = \frac{A_s + B_s \varepsilon_x^{n_s}}{A_t + B_t \varepsilon_x^{n_t}} \quad (4)$$

式中: A_s 、 B_s 、 n_s 为剪切参数, A_t 、 B_t 、 n_t 为拉伸参数。Lode 角参数 ξ 的定义为

$$\xi = \frac{27}{2} \frac{J_3}{\bar{\sigma}^3} = \frac{3\sqrt{3}J_3}{2J_2^{3/2}} \quad (5)$$

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (6)$$

$$J_3 = (\sigma_1 - \sigma_m)(\sigma_2 - \sigma_m)(\sigma_3 - \sigma_m) \quad (7)$$

式中: $\bar{\sigma}$ 为等效应力, J_2 、 J_3 为偏应力张量的第二和第三不变量, $\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ 为平均应力, σ_1 、 σ_2 、 σ_3 为主应力。

T^* 表示为

$$T^* = \frac{T - T_a}{T_m - T_a} \quad (8)$$

式中: T_a 为环境温度, 一般取室温 293 K; T_m 为参考温度, 一般取熔点。

2.2 失效准则

失效准则参考周琳等^[29]的工作, 考虑了应力三轴度 η 、Lode 角参数 ξ 、应变率 $\dot{\varepsilon}$ 和温度 T 的影响, 具体形式为

$$\varepsilon_f(\eta, \xi, \dot{\varepsilon}, T) = 3^{-1.5\eta} \left[C_1 - (C_1 - C_2)(1 - \xi^2)^{1/2} \right] \left(1 + C_3 \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{quasi}} \right) (1 + C_4 T^*) \quad (9)$$

式中: ε_f 为断裂应变, C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 为材料参数。应力三轴度 η 的定义为

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{I_1}{3\sqrt{3}J_2^{1/2}} \quad (10)$$

式中: $I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$, 表示应力张量的第一不变量。

在冲击问题的研究过程中,局部区域往往出现塑性功转化为热量的现象。通常,将温度的增量 ΔT 表示为

$$\Delta T = \int_0^\varepsilon \chi \frac{\sigma_{eq} d\varepsilon}{\rho c_p} \quad (11)$$

式中: ρ 为靶板密度, c_p 为材料的比定压热容, χ 为塑性功转化为热量的系数。

考虑到冲击波的传播,通常采用 Grüneisen 状态方程来描述,该方程的形式为

$$p = \rho C_0^2 \frac{\mu}{(1 - S_1 \mu)^2} \left(1 - \frac{\Gamma_0 \mu}{2} \right) + \Gamma_0 \rho E_m \quad (12)$$

式中: p 为静水压力; C_0 、 S_1 、 Γ_0 为材料参数; E_m 为材料的比内能; $\mu = 1 - V/V_0$, V 、 V_0 分别为当前比容和初始比容。

3 有限元模型的建立

3.1 本构模型参数的确定

3.1.1 强度模型的准静态拉剪参数校准

拉伸试验中,材料达到极限抗拉强度时会出现颈缩失稳,试件截面的应力不再均匀分布,如单轴拉伸时轴线处的单元处于三向拉伸应力状态,真实应力的理论计算需要进行 Bridgman 修正^[30],真实应变需通过最小截面面积获得,然而,由于理论模型假设的局限性,修正后的结果仍有误差。因此,需要通过数值模拟进一步修正,以获得精确的应力-应变关系和断裂应变。

为了评估 AZ31B 镁合金有限元模型的网格依赖性,基于光滑圆棒试验构建有限元模型。图 5 给出了在不同网格尺寸(0.15、0.20 和 0.25 mm)下准静态拉伸数值模拟得到的断裂位移。由图 5 可知,3 种网格尺寸的计算结果已经趋于稳定,表明模型已经达到收敛。鉴于此,在权衡计算效率与计算精度的基础上,选择 0.20 mm×0.20 mm×0.20 mm 作为有限元模型的网格尺寸。

图 6 和图 7 分别显示了 AZ31B 镁合金光滑圆棒和异形剪切样品的准静态拉伸有限元模型。考虑到光滑圆棒试件的对称性,建立 1/4 模型,并设置对称边界条件。异形剪切试件采用全模型计算。2 种试件均一端固定,另一端拉伸,直至试件断裂,试件中间的主要力学响应区域采用细网格(0.20 mm×0.20 mm×0.20 mm),其余区域逐渐过渡到较粗的网格(0.40 mm×0.40 mm×0.40 mm)。

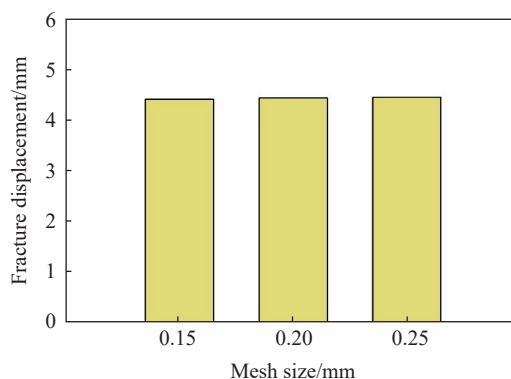


图 5 准静态拉伸下不同网格尺寸对应的断裂位移

Fig. 5 Variation of fracture displacement with element size under quasi-static tension loading



图 6 光滑圆棒试样准静态拉伸的有限元模型

Fig. 6 Finite element model for smooth round bar specimen under quasi-static tensile loading

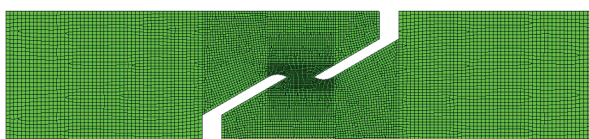


图 7 异形剪切试样准静态拉伸的有限元模型

Fig. 7 Finite element model for irregular shear specimen under quasi-static tensile loading

数值模拟标定的强度模型参数 A_1 、 B_1 、 n_1 、 A_s 、 B_s 、 n_s 分别为 170 MPa、56 740、0.058、70 MPa、255、0.358, 失效准则参数 C_1 、 C_2 分别为 0.40、0.32。

图 8 为准静态工况下光滑圆棒试样和剪切试样的数值模拟结果与试验荷载-位移曲线的对比。由图 8 可知, 当前模型能够较好地预测 AZ31B 镁合金在不同应力状态下的响应。

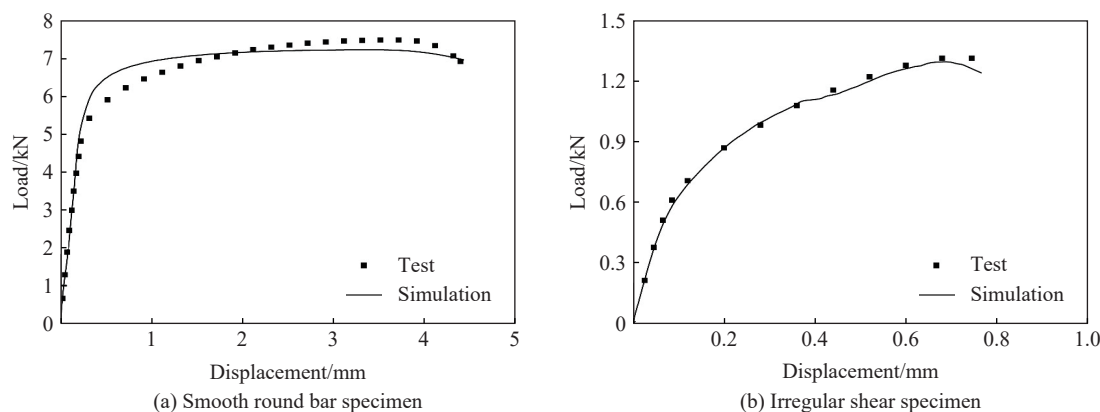


图 8 准静态工况下数值模拟与试验的荷载-位移曲线对比
Fig. 8 Comparison of load-displacement curves obtained from numerical simulations and test data under quasi-static conditions

由图 8(a) 可知: 在弹性阶段, 光滑圆棒的数值模拟结果与试验数据高度一致; 而在材料强化阶段, 两者吻合度略有下降, 最大相对偏差为 8.5%; 在材料颈缩阶段吻合较好, 最大相对偏差为 3.7%。试验观察发现: 在加载初期, 试件发生均匀变形, 截面上应力分布均匀; 当荷载达到最大值(即试件的抗拉强度)时, 截面出现颈缩, 随后失效破坏。

从图 8(b) 可以看出, 剪切试样的数值模拟结果与试验数据的吻合度较高, 最大相对偏差不超过 3%。在加载初期, 材料变形均匀, 荷载随时间均匀增加; 当材料达到线弹性剪切强度后, 进入强化阶段, 荷载呈现非线性变化; 当加载到极限荷载时, 材料出现局部变形, 发生不均匀的塑性变形, 伴随着剪切失稳, 随后断裂。

3.1.2 应变率效应

研究表明, 在 AZ31B 镁合金的塑性变形过程中, 滑移和孪生机制扮演着重要角色^[18-22]。在描述动态增强因子时, 本模型采用非线性函数(见式(3)), 并且综合考虑了塑性应变对动态增强因子的影响(见式(2))。计算中, 所用材料参数 W_x 、 B_y 、 W_y 、 S 、 $\dot{\epsilon}_{\text{quasi}}$ 和塑性应变 ϵ_x 分别为 3.657、4.671、1.064、0.2013、0.001 s⁻¹、0.08。图 9 给出了模型预测的室温下 AZ31B 镁合金的动态增强因子 D 随无量纲应变率 $\lg(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)$ 的变化关系。当 $\lg(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0) < 2$ 时, AZ31B 镁合金的应变率敏感性较低, D 呈线性缓慢增长; 当 $2 \leq \lg(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0) \leq 6$ 时, AZ31B 镁合金表现出显著的应变率增强效应, D 随 $\lg(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)$ 的增加而快速上升; 当无量纲应变率 $\lg(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0) > 6$ 时, D 再次呈线性缓慢增长。

3.1.3 温度效应

在描述温度对材料强度的软化效应方面, 本研究的本构模型采用以无量纲温度为变量的指数函数

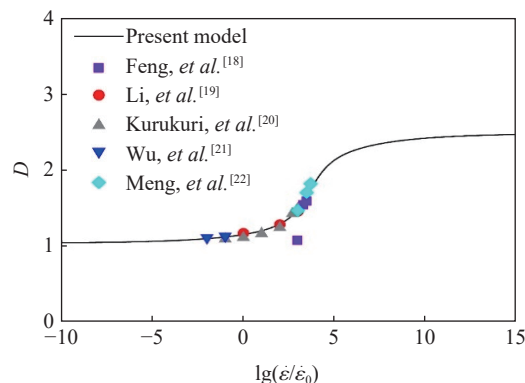


图 9 本模型预测的 D 与应变率的关系
Fig. 9 Relationship between D and strain rate predicted by the present model

形式, 见式 (1)。计算过程中使用的材料参数 m_1 、 m_2 分别为 1.476、4.384。图 10 给出了模型预测的 AZ31B 镁合金在准静态条件下的高温强度与室温强度比 σ_0^T/σ_0^{RM} 随无量纲温度 T^* 的变化趋势。可以看出: AZ31B 镁合金的强度高度依赖温度; 进入塑性变形阶段后, 随着温度升高, AZ31B 镁合金的流动应力明显降低。

3.1.4 失效准则

图 11 给出了不同 Lode 角参数下 AZ31B 镁合金的断裂应变随应力三轴度的变化关系, 其中: 实线代表轴对称应力状态, 此时 $\xi = 1$; 点划线代表平面应变状态, 此时 $\xi = 0$; 虚线代表平面应力状态, 此时 $\xi = -27\eta(\eta^2 - 1/3)/2$ 。图 12 为断裂应变与应力三轴度、Lode 角的三维空间图, 其中: 黑色实线代表轴对称应力状态, 此时 $\xi = \pm 1$; 蓝色实线代表平面应变状态, 此时 $\xi = 0$; 红色实线代表平面应力状态, 此时 $\xi = -27\eta(\eta^2 - 1/3)/2$ 。失效准则中采用的材料参数 C_1 、 C_2 是通过 3.1.1 节中准静态光滑圆棒拉伸试验和剪切试验并结合数值模拟确定的, 分别为 0.40 和 0.32。Jia 等^[31] 通过试验确定的参数 C_3 、 C_4 在 $T < 573$ K 时为 0.020 和 -1.803, 在 $T \geq 573$ K 时为 -0.113 和 2.544。

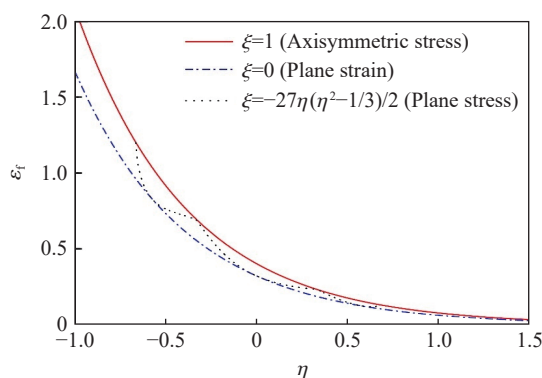


图 11 本模型预测的 AZ31B 镁合金的断裂应变与应力三轴度的关系

Fig. 11 Relationship between fracture strain and stress triaxiality for AZ31B magnesium alloy predicted by the present model

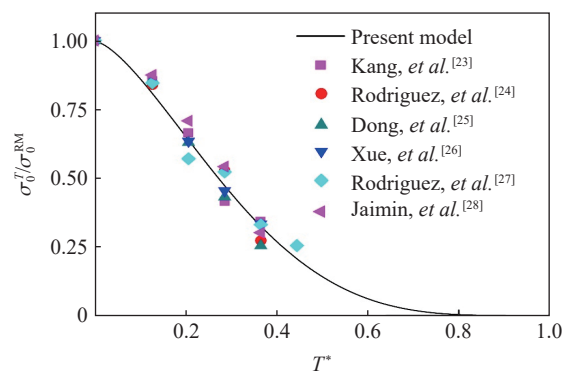


图 10 本模型预测的 σ_0^T/σ_0^{RM} 与 T^* 的关系

Fig. 10 Relationship between σ_0^T/σ_0^{RM} and T^* predicted by the present model

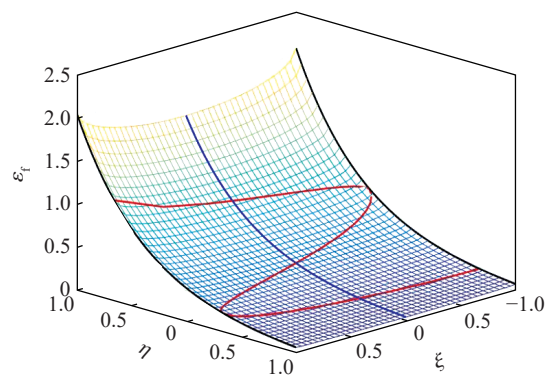


图 12 本模型预测的 AZ31B 镁合金的断裂应变与应力三轴度、Lode 角参数的三维空间图

Fig. 12 Three-dimensional spatial diagram of fracture strain, stress triaxiality, and Lode angle for AZ31B magnesium alloy predicted by the present model

3.2 弹丸高速侵彻有限元模型

3.2.1 0.5-cal FSP 子弹撞击 AZ31B 镁合金靶板

基于 Jones 等^[32] 的 0.5-cal FSP 子弹撞击 AZ31B 镁合金靶板试验建立有限元模型, 如图 13 所示, 其中: 靶板厚度为 25 mm; 0.5-cal FSP 子弹的直径为 12.70 mm, 质量为 13.4 g。考虑到子弹和靶板的对称性, 选取靶板的 1/4 进行建模。在撞击区域附近 (25 mm×25 mm×25 mm) 采用细尺寸网格 (单元尺寸为 0.20 mm×0.20 mm×0.20 mm), 其余区域逐渐过渡到较粗的网格 (单元尺寸为 0.80 mm×0.80 mm×0.80 mm)。在模拟弹丸与靶板的接触时, 采用 Surface-to-Surface 接触算法, 弹体与靶板之间的摩擦力忽略不计。忽略弹丸在冲击过程中的形变, 将其视为刚体。

3.2.2 20 mm 子弹撞击 AZ31B 镁合金靶板

基于 Jones 等^[32] 的 20 mm 口径 FSP 子弹撞击 AZ31B 镁合金靶板试验, 建立有限元模型, 如图 14 所示, 其中: 靶板厚度为 38.784 mm; 弹丸的直径为 20 mm, 质量为 53.8 g。同样建立 1/4 模型进行分析。在

撞击区域附近(40.000 mm×40.000 mm×38.784 mm)采用细尺寸网格(单元尺寸为0.20 mm×0.20 mm×0.20 mm),其他区域逐渐过渡到较粗的网格(单元尺寸为0.80 mm×0.80 mm×0.80 mm)。采用 Surface-to-Surface 接触算法模拟子弹与靶板之间的相互作用,忽略摩擦力的影响。此外,忽略弹丸在冲击过程中的形变,将其视为刚体。

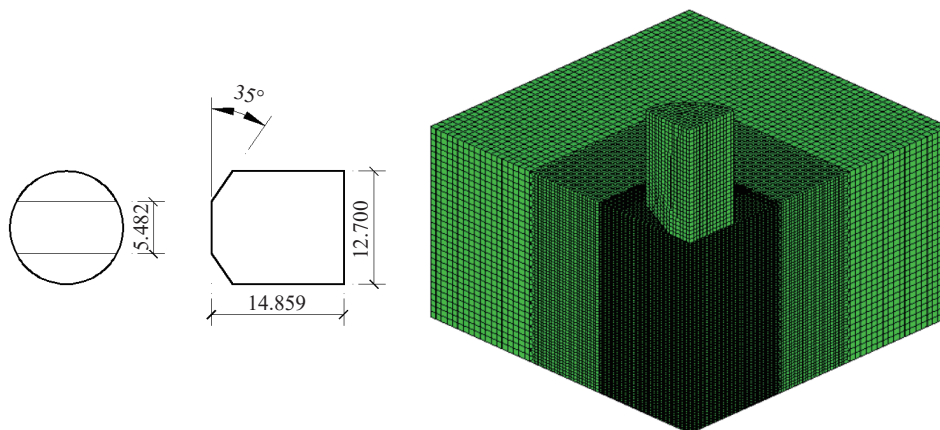


图 13 0.5-cal FSP 子弹撞击 AZ31B 镁合金靶板有限元模型(单位: mm)

Fig. 13 Finite element model for AZ31B magnesium alloy plate subjected to impact of 0.5-cal FSP bullet (Unit: mm)

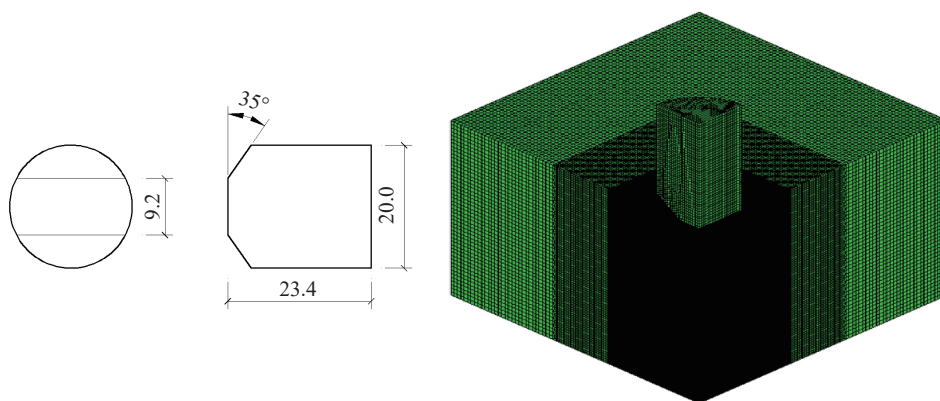


图 14 20 mm FSP 子弹撞击 AZ31B 镁合金靶板有限元模型(单位: mm)

Fig. 14 Finite element model for AZ31B magnesium alloy plate subjected to impact of 20 mm FSP bullet (Unit: mm)

4 结果与讨论

4.1 单单元验证

为了进一步检验子程序能否真实反映理论模型,构建了一个单单元模型,数值模拟准静态加载条件下的拉伸和剪切行为,检验其能否复现 AZ31B 镁合金在试验中标定的真实应力-真实应变关系。计算所用的材料参数见表 2,其中: ρ_0 为 AZ31B 镁合金的密度, E 为弹性模量, ν 为泊松比。

图 15 给出了模型预测的 AZ31B 镁合金材料在拉伸模式和剪切模式下的真实应力-真实应变曲线与理论结果的对比。可见,模型预测结果与理论结果一致,用户子程序能够正确执行。

4.2 0.5-cal FSP 子弹撞击 AZ31B 镁合金靶板

弹道极限是衡量靶板抗弹性能的关键指标之一。通常情况下,采用 Recht 等^[35]提出的 R-I 公式拟合弹体初始撞击速度与残余速度之间的关系,以确定弹道极限。该公式的具体表达式为

$$v_r = a(v_i^p - v_{bl}^p)^{1/p} \quad (13)$$

式中: v_i 为子弹的初始速度, v_r 为子弹的残余速度, v_{bl} 为弹道极限, a 和 P 为待定常数。 v_{bl} 通过最小二乘法拟合子弹残余速度与初始速度间的关系来确定。

表 2 AZ31B 镁合金的材料参数
Table 2 Material parameters for AZ31B magnesium alloy

$\rho_0/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E/GPa	ν	T_m/K	T_a/K	χ	$c_p/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$
1780 ^[18]	45 ^[18]	0.34 ^[18]	923	293	0.9	1020 ^[33]
$C_0/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	S_1	Γ_0	C_1	C_2	C_3	C_4
4516 ^[34]	1.256 ^[34]	1.43 ^[34]	0.40	0.32	0.020 (-0.113) ^[31]	-1.803 (2.544) ^[31]
A_t/MPa	B_t	n_t	A_s/MPa	B_s	n_s	W_x
170	56 740	0.058	70	255	0.358	3.657
B_y	W_y	S	$\dot{\epsilon}_{\text{quasi}}/\text{s}^{-1}$	ϵ_x	m_1	m_2
4.617	1.064	0.201 3	0.001	0.08	1.476	4.384

Note: The values in parentheses are the failure parameters when the temperature is greater than or equal to 573 K.

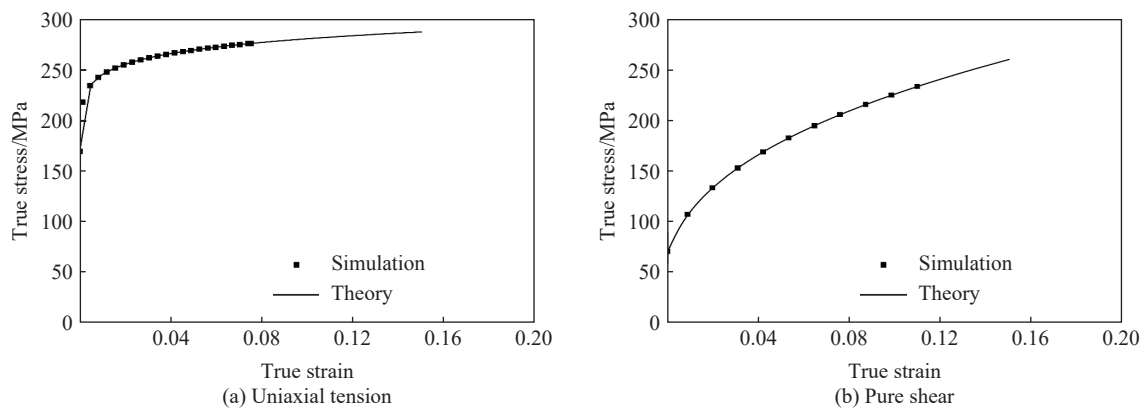


图 15 单元元应力-应变曲线的理论与计算结果比较

Fig. 15 Comparison between theoretical and calculated stress-strain curves for one element

数值模拟 0.5-cal FSP 子弹以不同初始速度冲击 25 mm 厚的 AZ31B 镁合金靶板的过程, 可以得到对应的残余速度, 拟合式 (13) 得到弹道极限。图 16 给出了数值模拟预测的弹道极限与试验数据之间的比较。由图 16 可知, 本构模型预测的弹道极限与试验数据基本吻合。表 3 给出了采用本构模型对 0.5-cal FSP 子弹撞击 25 mm 厚 AZ31B 镁合金靶板情况预测的弹道极限以及试验数据。模型预测的弹道极限为 523 m/s, 试验测定的弹道极限为 507 m/s, 两者之间的相对偏差仅为 3.2%。

图 17 为数值模拟预测的 0.5-cal FSP 子弹撞击 AZ31B 镁合金靶板的破坏模式与试验结果^[32]的对比。试验中 0.5-cal FSP 子弹以 639 m/s 的速度撞击 25 mm 厚的 AZ31B 镁合金靶板, 靶板在此过程中主要以绝热剪切破坏为主, 可以看出, 数值模拟预测的破坏形貌与试验结果吻合较好。同时还可以看出, 靶板正面的弹孔边缘产生了“唇”状凸起, 靶板背面被贯穿后, 弹坑周边出现了微小的凸起。

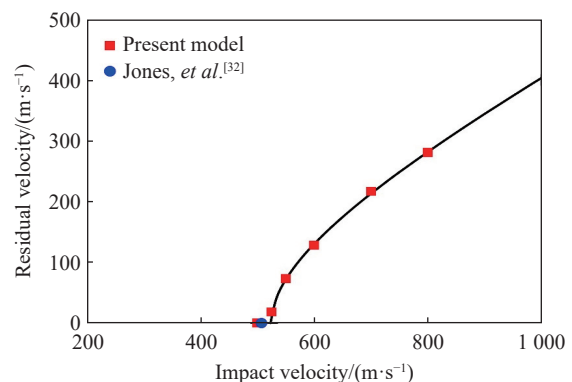


图 16 数值模拟预测的 0.5-cal FSP 子弹撞击 25 mm 厚 AZ31B 镁合金靶板的残余速度与试验数据的比较

Fig. 16 Comparison of numerically predicted residual velocity with the test data for 25 mm thick AZ31B magnesium alloy plate struck by 0.5-cal FSP bullet

表 3 模型预测的弹道极限和试验数据的比较(0.5-cal FSP)

Table 3 Comparison between the ballistic limits predicted by the present model and obtained by test data (0.5-cal FSP)

a	P	$v_{bl}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	
		Present model	Test data
0.4924	1.839	523	507

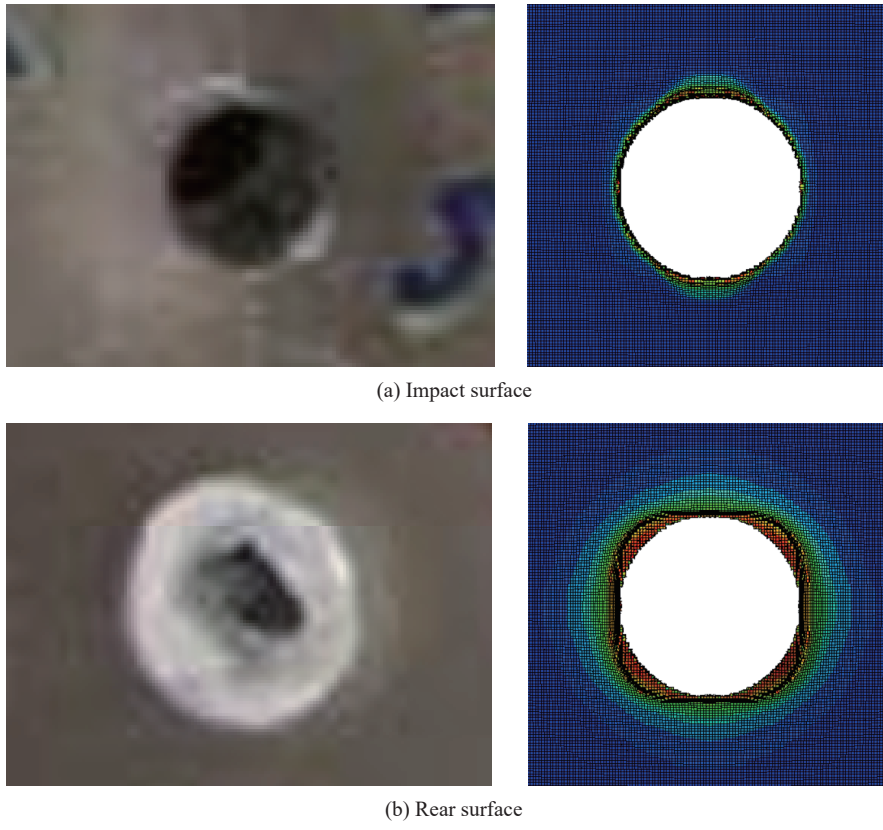


图 17 模拟得到的 0.5-cal FSP 子弹撞击 25 mm 厚 AZ31B 镁合金靶板时靶板破坏模式与试验结果^[32] 的对比

Fig. 17 Comparison of numerically predicted failure pattern with the test result^[32] for 25 mm thick AZ31B magnesium alloy plate struck by 0.5-cal FSP bullet

4.3 20 mm FSP 子弹撞击 AZ31B 镁合金靶板

图 18 为数值模拟预测的 20 mm FSP 子弹撞击 38 mm 厚 AZ31B 镁合金靶板的弹道极限与试验数据的比较。可以看出,本构模型预测的弹道极限与试验结果基本吻合。模型预测的弹道极限为 498 m/s,试验得到的弹道极限为 477 m/s,两者之间的相对偏差仅为 4.4%,见表 4。

图 19 给出了数值模拟得到的 20 mm FSP 子弹以 472 m/s 的速度撞击 38 mm 厚 AZ31B 镁合金靶板时靶板的破坏形貌与试验结果的对比。试验结果显示,靶板正面的弹孔边缘产生“唇”状凸起,靶板背面出现明显鼓包,并伴随裂纹的形成。由图 19 可知,数值模拟预测的破坏形貌与试验观测现象的契合度较高。

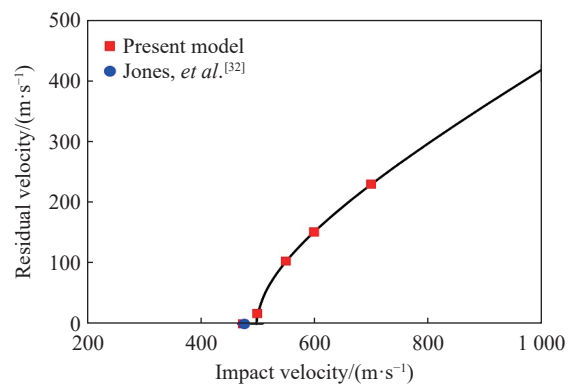


图 18 20 mm FSP 子弹撞击 38 mm 厚 AZ31B 镁合金靶板数值模拟预测的残余速度与试验数据的比较

Fig. 18 Comparison of numerically predicted residual velocity with the test data for 38 mm thick AZ31B magnesium alloy plate struck by 20 mm FSP bullet

表 4 模型预测的弹道极限与试验数据的比较(20 mm FSP)

Table 4 Comparison between the ballistic limits predicted by the present model and obtained by test data (20 mm FSP)

a	P	$v_{bl}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	
		Present model	Test data
0.5018	1.819	498	477

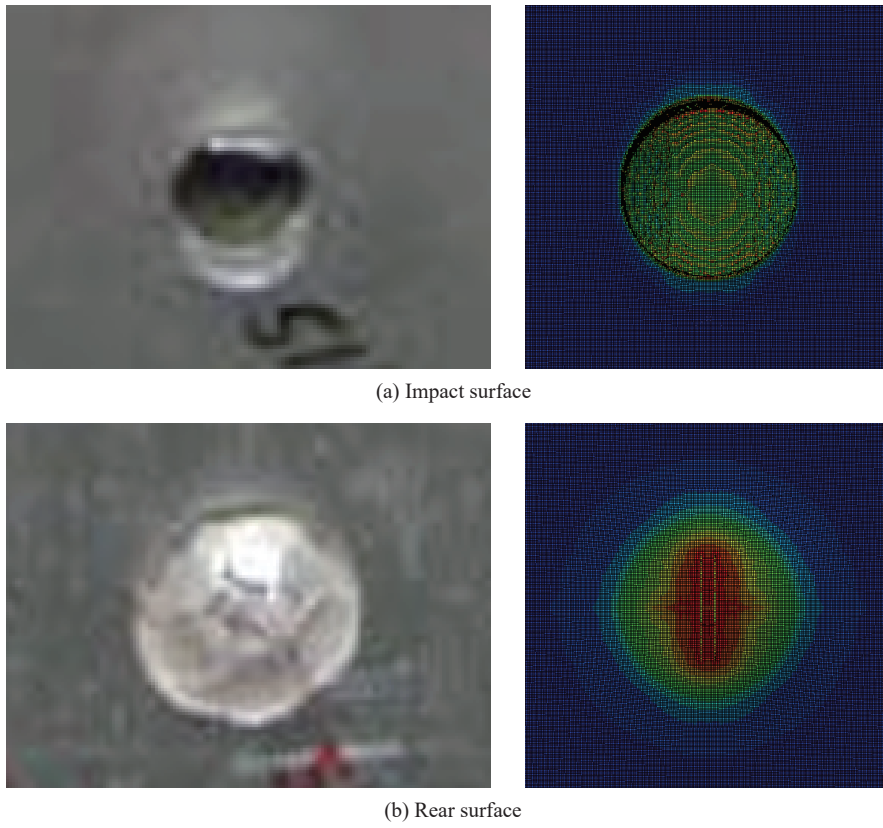


图 19 模拟得到的 20 mm FSP 子弹撞击 38 mm 厚 AZ31B 镁合金靶板的靶板破坏模式与试验结果^[32] 的对比

Fig. 19 Comparison of numerical predicted failure pattern with the test result^[32] for 38 mm thick AZ31B magnesium alloy plate struck by 20 mm FSP bullet

4.4 弹头形状的影响

不同类型的子弹会对弹丸的飞行特性和效果产生一定影响,因此,在弹道设计和分析过程中必须充分考虑这一因素。图 20 展示了 4 种不同形状的弹头,包括平头弹、半球头弹、卵形弹和锥形弹。这些弹头在试验研究、理论分析和数值模拟中经常被使用。需要指出的是,这些弹头拥有相同的直径、密度和质量,但是形状差异导致了它们在长度上存在轻微的差别。本研究选取的弹头直径为 12.70 mm,弹头质量为 13.4 g, AZ31B 镁合金靶板的厚度为 25 mm。直径为 12.70 mm、质量为 13.4 g 的 0.5-cal FSP 子弹对 25 mm 厚的 AZ31B 镁合金靶板的冲击情况^[32] 已在 4.2 节中进行了数值模拟验证。

图 21 给出了数值模拟预测的不同形状弹头在 639 m/s 速度下冲击靶板时横截面的破坏形貌。可见,不同形状弹头产生的破坏形貌不同:平头弹撞击靶板形成的冲塞体直径约为弹体直径,半球头弹造成的冲塞体直径约为弹体直径的 1/2,卵形弹和锥形弹在撞击点附近引起靶板大面积整体性变形,形成延性扩孔。4 种子弹的冲击模拟结果表明:平头弹冲击导致靶板发生剪切冲塞,弹体周边材料容易发生剪切失效,冲塞体厚度远小于靶板厚度,说明撞击初期为延性扩孔过程,直到弹体达到一定深度后失效机制才转变为剪切冲塞;半球头弹、卵形弹和锥形弹则通过推开靶板材料实现贯穿,靶板前后形成“唇”状边缘,但半球头弹在贯穿过程中会在弹体前方形成一个小冲塞体,“唇”状边缘特征并不显著。

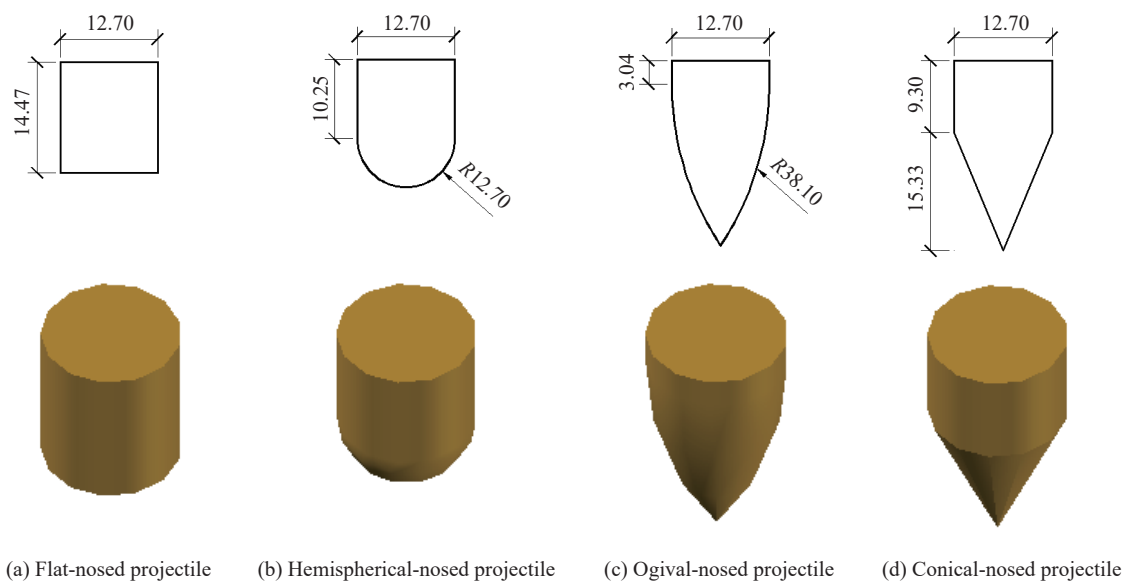


图 20 不同形状子弹示意图(单位: mm)

Fig. 20 Schematic diagram of bullets with different nose shapes (Unit: mm)

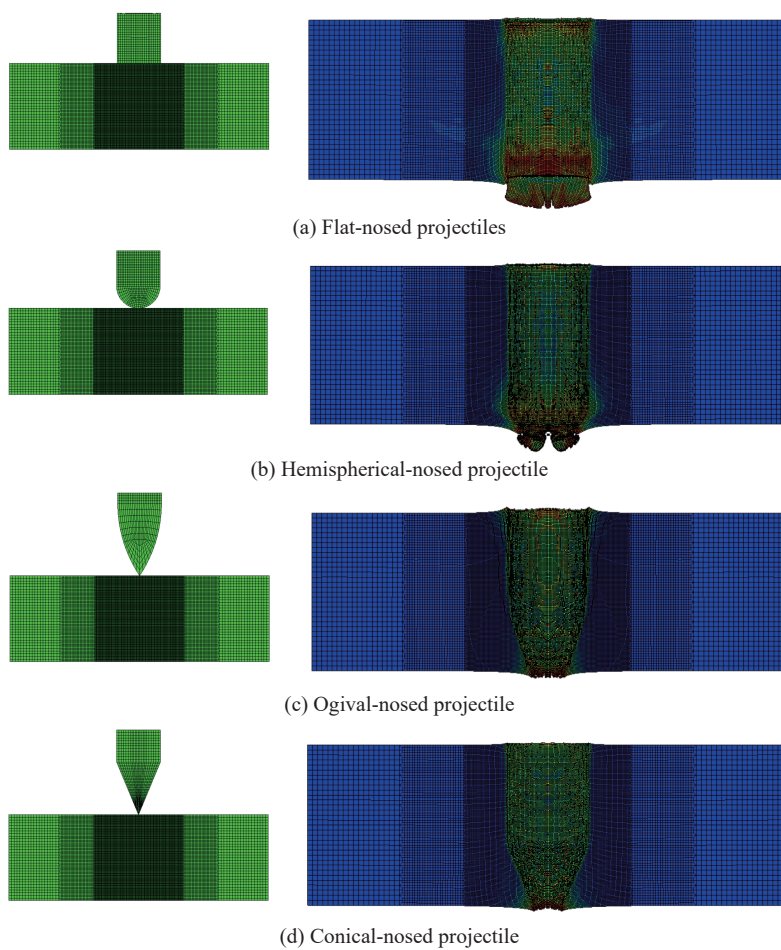


图 21 数值模拟预测的不同子弹撞击 25 mm 厚 AZ31B 镁合金靶板时靶板的破坏模式

Fig. 21 Numerical predictions of failure patterns for 25 mm thick AZ31B magnesium alloy plate subjected to impact of different nose shape bullets

表 5 列出了不同类型子弹冲击下弹道极限的数值模拟预测结果。平头弹对应的弹道极限最大 (560 m/s), 锥头弹对应的弹道极限最小 (414 m/s), 这种差异主要源于不同子弹冲击靶板时产生不同的失效机制。撞击初期, 材料的失效主要受延性扩孔影响, 子弹头部形状越尖锐, 受到的阻力越小, 弹道极限越低。平头弹和半球头弹在冲击响应后期会形成冲塞体, 冲塞体吸收部分弹体动能, 导致弹丸需要更多的动能才能穿透靶板。因此, 平头弹和半球头弹的弹道极限相对较高, 且平头弹的弹道极限最高。卵形弹和锥形弹的弹道极限几乎一致, 表明子弹头部形状细节对弹道极限的影响并不显著。

表 5 不同子弹冲击下的弹道极限
Table 5 Ballistic limits under different bullet impacts

Bullet	a	P	$v_{bl}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$
Flat-nosed projectile	0.541 7	1.550	560
Hemispherical-nosed projectile	0.614 9	2.200	467
Ogival-nosed projectile	0.859 1	2.390	422
Conical-nosed projectile	0.891 9	2.105	414

4.5 靶板厚度的影响

薄靶和厚靶在冲击荷载作用下的失效模式存在显著差异, 为此, 采用数值模拟进一步分析了厚度为 4 mm 的薄靶的抗冲击性能。图 22 给出了数值模拟预测的不同形状弹头冲击下靶板横截面的破坏形貌, 所有弹丸的撞击速度均为 150 m/s。

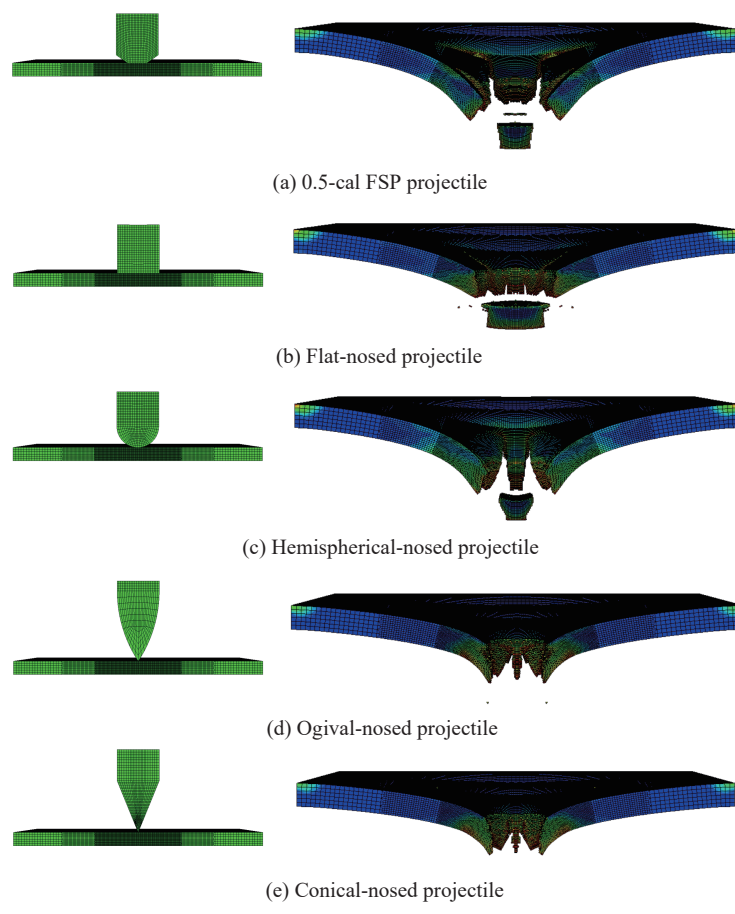


图 22 数值模拟预测的不同子弹撞击 4 mm 厚 AZ31B 镁合金靶板后靶板的破坏模式
Fig. 22 Numerical predictions of failure patterns for 4 mm thick AZ31B magnesium alloy plate subjected to impacts of different nose shape projectiles

由图 22 可知, 不同类型的子弹撞击 4 mm 厚薄靶时, 靶板产生较大弯曲变形, 贯穿区域出现了盘状的凹陷, 破坏形貌主要为花瓣状撕裂。由于靶板发生了弯曲变形, 这部分变形也会消耗弹体能量, 因此, 在研究中是不可忽略的。此外, 0.5-cal FSP 子弹、平头弹和半球头弹与前面研究的 25 mm 厚靶板一样, 均保留了剪切冲塞破坏的特征, 但由于存在靶板弯曲变形, 卵形弹和锥形弹的延性扩孔行为表现得不太明显。

5 结 论

本研究建立了金属动态本构模型, 并编译成 VUMAT 用户子程序, 采用万能试验机开展了 AZ31B 镁合金准静态光滑圆棒拉伸和异形剪切试验, 校准了 AZ31B 镁合金本构模型的相关参数, 研究了弹头形状、靶板厚度对弹丸高速侵彻 AZ31B 镁合金的影响, 得出以下结论:

(1) 基于准静态单轴拉伸和纯剪切试验及数值模拟校验结果表明, AZ31B 镁合金的拉伸和剪切力学行为不一致, 拉伸强度明显高于剪切强度;

(2) 模型能够较好地预测 AZ31B 靶板在不同弹丸(包括 0.5-cal FSP 子弹和 20 mm FSP 子弹)冲击下的弹道极限、穿孔破坏形貌(包括靶板冲击面的“唇”状凸起、背面贯穿后弹孔附近的微小凸起和背面未贯穿的鼓包);

(3) AZ31B 镁合金靶板在不同形状弹丸冲击下的失效机制不同, 通过模拟平头弹、半球头弹、卵形弹和锥形弹撞击 25 mm 厚 AZ31B 镁合金靶板, 发现平头弹对应的弹道极限最大, 锥形弹对应的弹道极限最小;

(4) 冲击荷载作用下, 薄靶与厚靶的失效模式存在显著差异, 薄靶(4 mm)以弯曲变形和花瓣形撕裂破坏为主, 厚靶(25 mm)以剪切破坏为主。

参考文献:

- [1] YANG Y, XIONG X M, CHEN J, et al. Research advances in magnesium and magnesium alloys worldwide in 2020 [J]. *Journal of Magnesium and Alloys*, 2021, 9(3): 705–747.
- [2] SONG J F, CHEN J, XIONG X M, et al. Research advances of magnesium and magnesium alloys worldwide in 2021 [J]. *Journal of Magnesium and Alloys*, 2022, 10(4): 863–898.
- [3] YANG Y, XIONG X M, CHEN J, et al. Research advances of magnesium and magnesium alloys worldwide in 2022 [J]. *Journal of Magnesium and Alloys*, 2023, 11(8): 2611–2654.
- [4] ZHU Y P, GUO X R, LEI Y J, et al. Hydrated eutectic electrolytes for high-performance Mg-ion batteries [J]. *Energy & Environmental Science*, 2022, 15(3): 1282–1292.
- [5] DIERINGA H, STJOHN D, PÉREZ PRADO M T, et al. Editorial: latest developments in the field of magnesium alloys and their applications [J]. *Frontiers in Materials*, 2021, 8: 726297.
- [6] BOBE K, WILLBOLD E, HAUPT M, et al. Biodegradable open-porous scaffolds made of sintered magnesium W4 and WZ21 short fibres show biocompatibility *in vitro* and in long-term *in vivo* evaluation [J]. *Acta Biomaterialia*, 2022, 148: 389–404.
- [7] MOHAMMADI ZERANKESHI M, ALIZADEH R, GERASHI E, et al. Effects of heat treatment on the corrosion behavior and mechanical properties of biodegradable Mg alloys [J]. *Journal of Magnesium and Alloys*, 2022, 10(7): 1737–1785.
- [8] 谢奇峻. AZ31B 镁合金冲击动力学行为的实验和本构模型研究 [D]. 成都: 西南交通大学, 2018: 1–2.
XIE Q J. Experimental and constitutive model study on impact dynamic mechanical behavior of AZ31B magnesium alloy [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2018: 1–2.
- [9] FENG F, HUANG S Y, MENG Z H, et al. Experimental study on tensile property of AZ31B magnesium alloy at different high strain rates and temperatures [J]. *Materials & Design*, 2014, 57: 10–20.
- [10] ULACIA I, SALISBURY C P, HURTADO I, et al. Tensile characterization and constitutive modeling of AZ31B magnesium alloy sheet over wide range of strain rates and temperatures [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2011, 211(5): 830–839.
- [11] ZHANG W G, LI K, CHI R Q, et al. Insights into microstructural evolution and deformation behaviors of a gradient textured

- AZ31B Mg alloy plate under hypervelocity impact [J]. *Journal of Materials Science & Technology*, 2021, 91: 40–57.
- [12] PÄRNÄNEN T, ALDERLIESTEN R, RANS C, et al. Applicability of AZ31B-H24 magnesium in fibre metal laminates: an experimental impact research [J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2012, 43(9): 1578–1586.
- [13] ZHANG F, LIU Z, WANG Y, et al. The modified temperature term on Johnson-Cook constitutive model of AZ31 magnesium alloy with {0002} texture [J]. *Journal of Magnesium and Alloys*, 2020, 8(1): 172–183.
- [14] WANG Q L, BERTOLINI R, BRUSCHI S, et al. Anisotropic fracture behavior of AZ31 magnesium alloy sheets as a function of the stress state and temperature [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2019, 163: 105146.
- [15] EZHIL VENDHAN B, HARIKRISHNA K L, LAKSHMINARAYANAN A K. Numerical simulation on effect of impact velocity and target thickness in magnesium alloy AZ31B [J]. *Applied Mechanics and Materials*, 2015, 787: 291–295.
- [16] 周琳. 金属材料新的动态本构模型 [D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2019: 35–36.
ZHOU L. A new dynamic constitutive model for metallic materials [D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2019: 35–36.
- [17] 潘鸿晨. AZ31B 镁合金板材宏-微观力学模型和韧性断裂准则研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2018: 31–32.
PAN H C. Study on Macro-Micro mechanical model and ductility fracture criterion of rolled AZ31B magnesium alloy [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2018: 31–32.
- [18] FENG F, HUANG S Y, MENG Z H, et al. A constitutive and fracture model for AZ31B magnesium alloy in the tensile state [J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2014, 594: 334–343.
- [19] LI Z G, WANG J J, YANG H F, et al. A modified Johnson-Cook constitutive model for characterizing the hardening behavior of typical magnesium alloys under tension at different strain rates: experiment and simulation [J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2020, 29(12): 8319–8330.
- [20] KURUKURI S, WORSWICK M J, GHAFARI TARI D, et al. Rate sensitivity and tension-compression asymmetry in AZ31B magnesium alloy sheet [J]. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 2014, 372(2015): 20130216.
- [21] 吴秀敏, 池成忠, 崔晓磊, 等. 应变速率与温度对 AZ31B 镁合金板材各向异性的影响 [J]. *轻合金加工技术*, 2020, 48(5): 23–28.
WU X M, CHI C Z, CUI X L, et al. Effect of strain rate and temperature on anisotropy of AZ31B magnesium alloy sheet [J]. *Light Alloy Fabrication Technology*, 2020, 48(5): 23–28.
- [22] MENG Z H, HUANG S Y, HU J H. Research on flow stress of magnesium alloy sheet under warm and high strain rate forming condition [J]. *Advanced Materials Research*, 2011, 189: 2522–2525.
- [23] KANG J E, YOON J Y, CHOI I K, et al. Development of jigs for planar measurement with DIC and determination of magnesium material properties using jigs [J]. *Design & Manufacturing*, 2021, 15(2): 23–29.
- [24] RODRIGUEZ A K, KRIDL G, AYOUB G, et al. Effects of the strain rate and temperature on the microstructural evolution of twin-rolled cast wrought AZ31B alloys sheets [J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2013, 22(10): 3115–3125.
- [25] DONG J R, ZHANG D F, DONG Y F, et al. Critical damage value of AZ31B magnesium alloy with different temperatures and strain rates [J]. *Rare Metals*, 2021, 40(1): 137–142.
- [26] XUE S, YANG T, LIU X D, et al. Strain rate and temperature effects on formability and microstructure of AZ31B magnesium alloy sheet [J]. *Metals*, 2022, 12(7): 1103.
- [27] RODRIGUEZ A K, AYOUB G A, MANSOOR B, et al. Effect of strain rate and temperature on fracture of magnesium alloy AZ31B [J]. *Acta Materialia*, 2016, 112: 194–208.
- [28] JAIMIN A, KOTKUNDE N, SADHUKHAN A, et al. Flow stress and work hardening behaviour of Mg-3Al-1Zn alloy [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering*, 2023, 237(3): 719–730.
- [29] 周琳, 文鹤鸣. 金属材料失效分析的新方法 [J]. *高压物理学报*, 2019, 33(1): 014103.
ZHOU L, WEN H M. A new approach for the failure of metallic materials [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(1): 014103.
- [30] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]//*Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistic*. The Hague, Netherlands, 1983.
- [31] JIA W T, WANG L J, MA L F, et al. Deformation failure behavior and fracture model of twin-roll casting AZ31 alloy under multiaxial stress state [J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2022, 17: 2047–2058.
- [32] JONES T L, DELORME R D. Development of a ballistic specification for magnesium alloy AZ31B: ARL-TR-4664 [R].

Aberdeen Proving Ground: Army Research Laboratory, 2008.

- [33] GSCHNEIDNER K A JR. Physical properties and interrelationships of metallic and semimetallic elements [J]. Solid State Physics, 1964, 16: 275–426.
- [34] 孙洪敏. AZ31/1060 磁脉冲焊接界面成形机制数值模拟与试验研究 [D]. 太原: 太原科技大学, 2021: 32.
SUN H M. Numerical simulation and experimental study on interface forming mechanism of AZ31/1060 magnetic pulse welding [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Science and Technology, 2021: 32.
- [35] RECHT R F, IPSON T W. Ballistic perforation dynamics [J]. Journal of Applied Mechanics, 1963, 30(3): 384–390.

Numerical Study on Response of AZ31B Magnesium Alloy Subjected to High-Velocity Projectile Perforation

ZHOU Tao¹, LIU Yijun¹, WANG Zihao², YANG Kaihua¹

(1. College of Civil Engineering, Guizhou University, Guiyang 550025, Guizhou, China;

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

Abstract: Magnesium alloys have been widely utilized in the automotive, aerospace, and electronics industries. In this paper, a dynamic constitutive model for metal was developed and integrated into a VUMAT user subroutine to precisely predict the behavior of AZ31B magnesium alloy subject to high-velocity impact. Quasi-static smooth round bar tensile test and irregular shear test were conducted using a universal testing machine. Finite element models were developed in ABAQUS/EXPLICIT to numerically simulate these tests and to calibrate the relevant parameters of the strength model and failure criteria for AZ31B magnesium alloy. To validate the accuracy and applicability of the present model, the numerical results for 0.5-cal FSP bullet and 20 mm FSP bullet impacting AZ31B magnesium alloy plates were compared with test observations. It is found: the ballistic limit and perforation failure pattern of the plate can be accurately predicted by the present model; the failure mechanism of AZ31B magnesium alloy plates is influenced by projectile nose shape, with the highest ballistic limit corresponding to flat-nosed projectile and the lowest corresponding to conical-nosed projectile; the failure patterns are dependent on plate thickness, i. e., shear failure occurs in thicker plate, while bending deformation and petal-like tearing failures are dominated in thinner plate.

Keywords: AZ31B magnesium alloy; dynamic constitutive model; projectile perforation; failure pattern