

基于 Johnson-Cook 本构模型的高强度装甲钢动态力学性能参数标定及验证

张杜江^{1,2}, 赵振宇^{1,2}, 贺良³, 任建伟^{1,2}, 强鹭升^{1,2}, 周贻来^{1,2}

(1. 南京航空航天大学 机械结构力学及控制国家重点实验室, 江苏 南京 210016;

2. 南京航空航天大学 多功能轻量化材料与结构工业和信息化部重点实验室, 江苏 南京 210016;

3. 内蒙古第一机械集团有限公司 特种车辆及其传动系统智能制造国家重点实验室, 内蒙古 包头 014030)

摘要: 具有高屈服强度的某装甲钢广泛应用于我国装甲车辆。为准确模拟该装甲钢的动态力学行为, 开展基于 Johnson-Cook (J-C) 本构模型的动态本构参数标定及验证。采用万能材料试验机对该装甲钢进行不同温度下的准静态拉伸试验, 同时采用分离式霍普金森压杆开展不同应变率下的压缩性能测试。基于实验数据和 J-C 本构模型, 拟合得到该装甲钢的本构参数。基于轻气炮开展泡沫铝弹丸冲击均质梁的实验研究, 分别采用 J-C 本构模型和理想弹塑性模型进行有限元仿真计算, 并将冲击实验与数值结果进行对比分析。结果表明: 该装甲钢具有应变率强化效应, 且温度软化效应显著; 采用 J-C 本构模型仿真的均质梁峰值挠度与试验结果的相对误差为 1.7% ~ 6.1%, 残余挠度相对误差为 0.6% ~ 7.6%。

关键词: 高强度装甲钢; Johnson-Cook 本构模型; 动态力学性能; 泡沫铝弹丸; 冲击实验

中图分类号: O347.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-1093(2022)08-1966-11

DOI: 10.12382/bgxb.2021.0409

Calibration and Verification of Dynamic Mechanical Properties of High-strength Armored Steel Based on Johnson-Cook Constitutive Model

ZHANG Dujiang^{1,2}, ZHAO Zhenyu^{1,2}, HE Liang³, REN Jianwei^{1,2}, QIANG Lusheng^{1,2}, ZHOU Yilai^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Mechanics and Control of Mechanical Structures, Nanjing University of

Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, Jiangsu, China;

2. MIIT Key Laboratory of Multifunctional Lightweight Materials and Structures (MLMS),

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, Jiangsu, China;

3. State Key Laboratory of Smart Manufacturing for Special Vehicles and Transmission System,

Inner Mongolia First Machinery Group Co., Baotou 014030, Inner Mongolia, China)

Abstract: A specific type of armored steel with high yield strength has been widely used in China to improve the protection performance of armored vehicles. To numerically simulate the dynamic properties of the material, the material's dynamic constitutive parameters based on the Johnson-Cook constitutive model are calibrated and verified through experiments. First, quasi-static mechanical properties of the armor steel are systematically measured using a universal material testing machine under temperatures ranging from room temperature to 550 °C. The compression properties of the material are further measured

收稿日期: 2021-06-22

基金项目: 国家自然科学基金项目(11972185, 12002156)

作者简介: 张杜江(1995—), 男, 博士研究生。E-mail: djzhang@nuaa.edu.cn

通信作者: 赵振宇(1986—), 男, 副研究员, 博士, 硕士生导师。E-mail: zhenyu_zhao@nuaa.edu.cn

at various strain rates using a separated Hopkinson pressure bar system. Second, based on the Johnson-Cook constitutive model, the measured dynamic properties of the armor steel are fitted to obtain the material's constitutive parameters. Finally a monolithic beam made of the armor steel is impacted by a aluminum foam projectile launched from a light-gas gun, and the test results are compared with finite element simulation results obtained using the constitutive parameters and the ideal elastic-plastic constitutive model. The results show that the armor steel demonstrates strong strain rate strengthening effect and thermal softening effect. The relative error between the peak deflection values of the monolithic beam obtained from J-C constitutive model simulation and experimental study is 1.7% - 6.1% and that for residual deflection is 0.6% - 7.6%.

Keywords: high-strength armor steel; Johnson-Cook constitutive model; dynamic mechanical properties; aluminum foam projectile; impact test

0 引言

简易爆炸装置(IED)和地雷等爆炸物产生的爆炸冲击载荷严重威胁车辆乘员的生命安全^[1-5],优化车体结构设计和选择先进装甲防护材料是提升车辆防护性能的主要措施^[6-9],而车底防护结构的构型设计一旦确定,材料选择成为另一研究重点。在集中、均布等外部载荷作用下, Jones^[10]理论分析了理想刚塑性均质梁/板的动态响应,给出了其无量纲挠度与无量纲冲量之间的关系。从无量纲冲量的表达式中可以看出,选择屈服强度高的材料可降低无量纲冲量,从而降低均质板无量纲挠度,提升抗爆性能。随着我国军用装备的快速发展,对装甲钢的综合性能提出了更高的要求,某装甲钢具有较高的屈服强度(大于 1 400 MPa),为我国装甲车辆的防护结构设计提供了新的材料选择。

通常,采用大量试验对防护结构的构型或者材料选择进行验证,试验成本较大,研发周期也较长,而采用数值仿真技术先期进行分析和优化设计,可节约试验成本与时间。对防护结构的动态响应过程进行数值分析,首先需要确定结构所使用材料的本构模型及相关材料参数。其中,由于 Johnson-Cook 本构模型^[11](以下简称 J-C 本构)考虑了金属材料的硬化效应、应变率效应和温度效应,并得到了充分的实验验证,在国内外实现了广泛应用^[12]。胡昌明等^[13]利用温度为 25 ~ 300 °C 和应变率为 $10^{-4} \sim 10^3 \text{ s}^{-1}$ 的拉伸应力-应变曲线,通过拟合获得了 45 号钢的 J-C 本构参数;郭子涛等^[14]研究了 Q235 钢在常温至 900 °C 的准静态和动态压缩及拉伸力学性能,修正了 J-C 本构模型中的温度软化项,并利用 Taylor 撞击实验和数值仿真验证了其动态本构关系;Senthil 等^[15]通过 12.7 mm 和 7.62 mm 穿甲

燃烧弹侵彻 20 mm 厚的 7075 铝合金板,验证了获得的 7075 铝合金 J-C 本构参数;高玉龙等^[12]通过温度为 -50 ~ 300 °C 的单轴拉伸试验、应变率为 $10^{-4} \sim 10^3 \text{ s}^{-1}$ 的单轴拉伸和压缩试验,使用试验和仿真相结合的方法,进行了 0° 剪切、45° 剪切、单轴拉伸、单缺口拉伸和双缺口拉伸试验,得到了 6008 铝合金 J-C 本构的硬化及损伤断裂参数。基于实验测量,6008 铝合金^[12]、7075 铝合金^[15]、工业纯铁^[11]、304 不锈钢^[16]、45 号钢^[13]、Weldox 900E^[17]、Armox 500T^[18]、钛合金^[19]等典型金属材料的 J-C 本构参数如表 1 所示。此外,由于大型商业有限元软件(如 Abaqus、LS-DYNA 等)均内置了 J-C 本构,该本构已广泛应用于防爆结构设计、汽车耐撞性检验、飞机防鸟撞设计等领域^[12, 20]。

表 1 典型金属材料的 J-C 本构模型参数

Table 1 The Johnson-Cook constitutive model parameters of typical metallic materials

材料	A/MPa	B/MPa	n	C	m
6008 铝合金 ^[12]	150	101	0.19	0.007 9	1.06
7075 铝合金 ^[15]	448	476	0.395	0.001 2	1.29
工业纯铁 ^[11]	175	380	0.32	0.06	0.55
304 不锈钢 ^[16]	310	1 000	0.65	0.034	1.05
45 号钢 ^[13]	496	434	0.307	0.008 4	0.804
Weldox 900E ^[17]	992	364	0.568	0.008 7	1.131
Armox 500T ^[18]	1 372	835	0.246 7	0.061 7	0.84
钛合金 ^[19]	997.9	653.1	0.45	0.019 8	0.7

注: A 为参考应变率下的屈服强度, B 为应变硬化系数, n 为应变硬化指数, C 为应变率硬化系数, m 为热软化系数。

针对我国某装甲钢材料抗冲击力学性能及 J-C 本构模型参数的研究,目前未见公开报道。为准确模拟该装甲钢在爆炸载荷下的响应过程,获得其动

态本构关系参数是必要的;一般而言,由于装甲车的防护结构设计应确保防护结构在炸药爆炸后不破裂,研究不涉及 J-C 本构模型的断裂参数。

本文在常温和高温环境下开展某装甲钢的准静态拉伸试验研究,同时在常温环境下,采用分离式霍普金森压杆测试系统开展不同应变率下的动态压缩试验研究。基于 J-C 本构模型并结合材料实验结果数据,拟合得到该装甲钢的 J-C 本构模型参数;再次,采用轻气炮和泡沫铝弹丸对该装甲钢均质梁开展冲击试验研究。分别采用 J-C 本构模型和理想弹塑性模型进行有限元仿真计算,并将数值结果与冲击试验进行对比分析。

1 本构模型

Johnson 和 Cook 等基于材料各向同性假设,考虑材料的硬化效应、应变率效应和温度效应的影响,提出了著名的 J-C 本构模型。J-C 本构模型将应力-应变关系^[11]表示为

$$\sigma_{eq} = (A + B(\varepsilon_e^{pl})^n) (1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 - T^{*m}) \quad (1)$$

$$\dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\varepsilon}_e^{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \quad (2)$$

$$T^* = \frac{T - T_{tr}}{T_M - T_{tr}} \quad (3)$$

式中: σ_{eq} 为等效应力; ε_e^{pl} 为等效塑性应变; $\dot{\varepsilon}_e^{pl}$ 为等效塑性应变率; $\dot{\varepsilon}^*$ 为无量纲应变率; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; T^* 为无量纲温度; T 为材料当前温度; T_{tr} 为室温; T_M 为金属熔化温度; A 为材料屈服强度; B 为应变硬化系数; C 为应变率常数; n 为应变硬化指数; m 为热软化系数。

分别开展常温、高温条件下的准静态拉伸试验以及分离式霍普金森压杆试验研究,然后基于试验数据拟合获得某装甲钢的 J-C 本构模型参数,具体步骤如下:

1) 常温条件下,开展准静态拉伸试验,根据获得的真实应力-应变数据可得屈服强度 A 。随后,考虑应变硬化系数 B 和应变硬化指数 n ,忽略应变率和温度的影响,此时(1)式可简化为

$$\sigma_{eq} = A + B(\varepsilon_e^{pl})^n \quad (4)$$

基于(4)式,对真实应力-应变曲线塑性段进行数据拟合,可得应变硬化系数 B 和应变硬化指数 n 。

2) 进一步开展高温条件下的准静态拉伸试验。考虑温度对屈服应力影响时,无量纲应变率 $\dot{\varepsilon}^*$ 为 1,则应力和无量纲温度的关系简化为

$$\sigma_{eq} = [A + B(\varepsilon_e^{pl})^n] (1 - T^{*m}) \quad (5)$$

基于(5)式,对不同温度下获得的真实应力-应变曲线,取多个相同塑性应变值的点进行拟合,得到多个热软化系数 m ,然后取平均值。

3) 考虑应变率对屈服应力影响时,无量纲温度为 0,则应力和无量纲应变率的关系简化为

$$\sigma_{eq} = [A + B(\varepsilon_e^{pl})^n] (1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*) \quad (6)$$

基于(6)式,对于不同应变率下获得的真实应力-应变曲线,取多个相同塑性应变值的点进行拟合,得到多个应变率硬化系数 C ,然后取平均值。

2 材料性能测试

2.1 常温下准静态性能试验

根据国家标准 GB/T 228.1—2010 金属材料拉伸试验第一部分室温试验方法,设计某装甲钢的拉伸试验样件,如图 1 所示。试验样件处于弹性拉伸阶段时,拉伸速率取为 0.216 mm/min,此时应变率为 $1 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$;材料进入塑性拉伸阶段后,拉伸速率取为 3 mm/min。图 2 给出室温为 20 °C 时 3 次重复试验后得到的真实应力-应变曲线。由图 2 可见,某装甲钢在室温条件下没有明显的屈服点。因此,选择试验样件产生 0.2% 塑性应变时的真实应力作为屈服强度,将 3 次试验得到的屈服应力进行平均,得到该装甲钢的屈服应力为 1 458 MPa。同时,对图 2 中真实应力-应变曲线的弹性阶段进行线性拟合,得到装甲钢的弹性模量为 220 GPa。

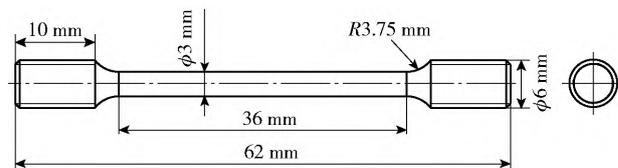


图 1 拉伸试验样件尺寸

Fig. 1 Dimensions of tensile specimens

2.2 高温下准静态性能试验

在温度为 180 °C、260 °C、370 °C 和 550 °C 条件下,对图 1 的试样进行 3 次准静态拉伸试验。图 3 给出了室温和高温条件下的真实应力-应变曲线,图 4 所示为屈服强度随温度变化曲线图。由图 3 和图 4 可见:从室温 20 °C 变为 180 °C 时,屈服强度下降相对缓慢,温度为 180 °C 时,流动应力没有出现通常认为的下降,而是流变应力大于室温时的流变应力,Wang 等^[21]在 2015 年首次将这一现象命名为“第三型应变时效”,这是由运动位错与扩散的溶质原子的相互作用引起的^[22]。位错在障碍前等待时,溶质原子向位错扩散,在位错周围形成溶质原子气

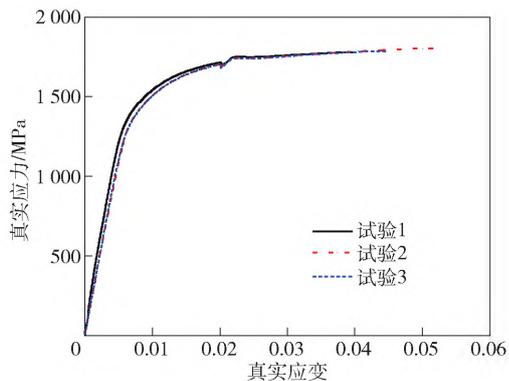


图 2 室温(20 °C)条件下真实应力-应变曲线
Fig. 2 True stress versus true strain curve at room temperature (20 °C)

团对运动位错“钉扎”阻碍了位错的运动,在宏观上表现为金属流动应力增大^[22]。温度大于 180 °C 时,该装甲钢的屈服强度明显降低,且呈线性下降,如图 4 所示。

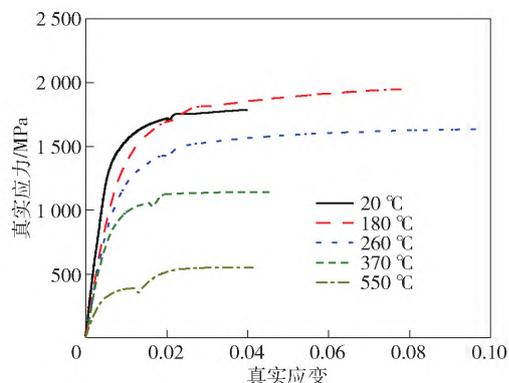


图 3 不同温度下真实应力-应变曲线
Fig. 3 True stress versus true strain curve at different temperatures

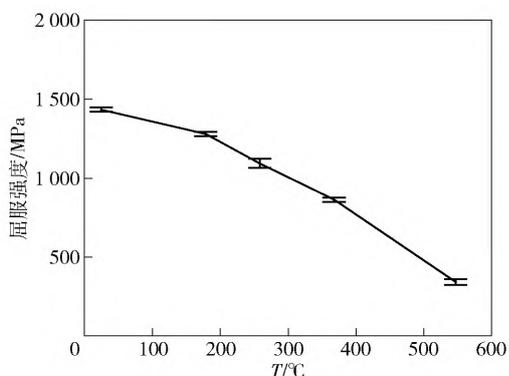


图 4 屈服强度随温度变化曲线
Fig. 4 Yield stress versus temperature

2.3 动态性能测试

根据国家军用标准 GJB 8799—2015 金属材料

动态压缩试验方法,采用尺寸为 $\phi 6 \text{ mm} \times 5 \text{ mm}$ 的圆柱形样件,开展不同应变率下的分离式霍普金森压杆冲击试验,如图 5 所示。



图 5 分离式霍普金森压杆试验样件
Fig. 5 Specimens for Split-Hipkinson pressure bar tests

图 6 给出了 6 种不同应变率下的动态压缩应力-应变曲线,可见该装甲钢的动态屈服强度大于其准静态屈服强度,且随着无量纲应变率的增加而增大。

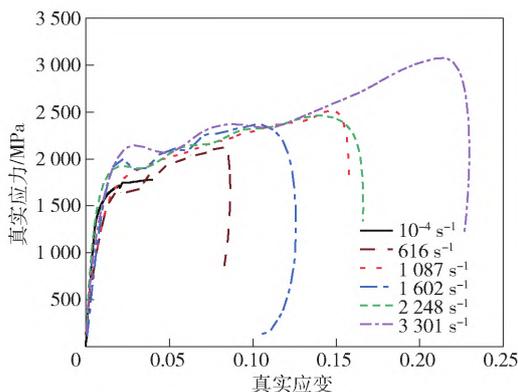


图 6 不同应变率下真实应力-应变曲线图
Fig. 6 True stress versus strain curves at different strain rates

3 参数拟合

采用(4)式对准静态真实应力-应变曲线的塑性阶段进行拟合,如图 7 所示,拟合结果与试验数据吻合较好,由此得应变硬化系数 B 为 1 408 MPa,应变硬化指数 n 为 0.405。

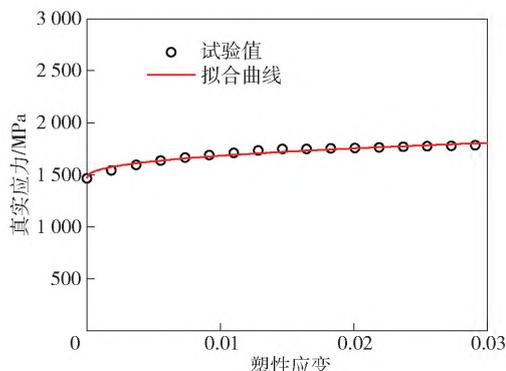


图 7 真实应力随塑性应变变化曲线
Fig. 7 True stress versus plastic strain

根据(5)式,对塑性应变为 0、0.005、0.010、0.015、0.020、0.025 和 0.030 时的应力和无量纲温

度进行拟合,得到热软化参数 m 分别为 0.558、0.632、0.672、0.714、0.705、0.697、0.689,平均后为 0.667。图 8 给出了塑性应变为 0 和 0.030 时,应力随无量纲温度变化曲线。

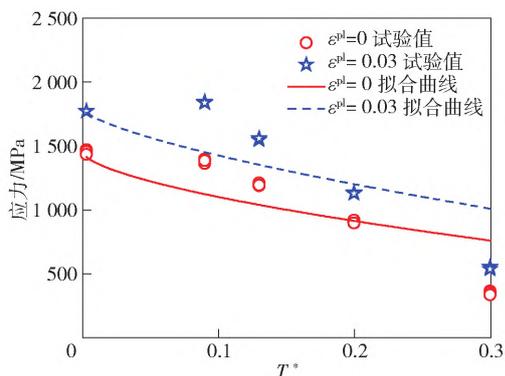


图 8 应力随无量纲温度变化趋势

Fig. 8 Stress versus dimensionless temperature

根据(6)式,对塑性应变为 0、0.005、0.010、0.015、0.020、0.025 和 0.030 时的应力和无量纲应变率进行拟合,得到热软化参数 C 分别为 0.014 0、0.007 2、0.006 1、0.005 6、0.005 4、0.005 4、0.005 5,平均后为 0.007。图 9 给出了塑性应变为 0 和 0.030 时,应力随对数应变率变化曲线。

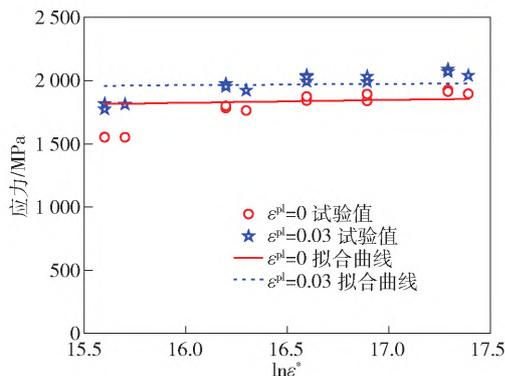


图 9 应力随对数应变率的变化趋势

Fig. 9 Stress versus log strain rate

综上所述,某装甲钢的 J-C 本构模型参数列入表 2。

表 2 某装甲钢 J-C 本构模型参数

Table 2 J-C constitutive model parameters of the armor steel

材料参数	A/MPa	B/MPa	n	C	m
数值	1 458	1 408	0.405	0.007	0.667

4 材料参数验证

4.1 试验装置与样件

一级轻气炮冲击试验装置主要由支撑底座、压

气室、炮筒、测试舱、回收舱及高速摄影机组成,如图 10 所示。由图 10 可见;在压气室中充入具有一定压力的氮气,高压气体释放后,泡沫铝弹丸受到高压气体作用,在炮管中加速并获得一定的初速度后冲击靶板(某装甲钢均质梁);采用线切割工艺从闭孔泡沫铝上切出直径为 58 mm,长度为 100 mm 的弹丸。图 11 所示为测试舱中工装夹具示意图,当泡沫铝弹丸运动到测试舱时,通过高速摄影机捕捉弹丸的运动过程和均质梁的响应过程。如图 12 所示,均质梁的长度 $2l = 370$ mm,宽度 $2w = 60$ mm,名义厚度 $h = 5$ mm (实测为 5.13 mm)。试验时,采用尼龙 66 扎带将均质板样件固定在夹具上。考虑到尼龙 66 的抗拉强度约为 71.5 MPa^[23],而扎带的横截面积较小,为 1.3 mm × 4.7 mm,经计算得到扎带断裂的临界载荷约为 0.43 kN。由于临界载荷较低,在仿真时忽略尼龙扎带的影响。试验结束后,通过高速摄影机拍摄到的照片测量样件的变形过程,并测量样件的残余挠度。

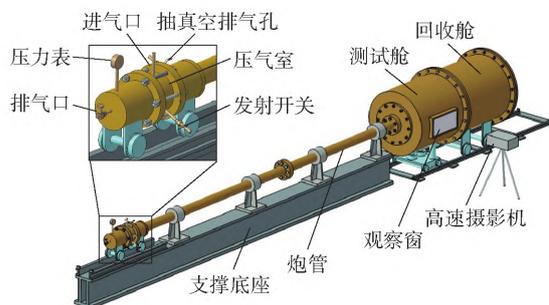


图 10 轻气炮冲击试验装置

Fig. 10 Schematic diagram of the impact test setup

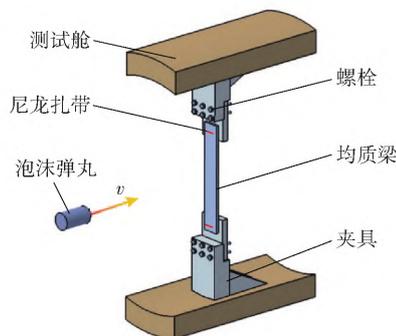


图 11 测试舱内的试样及工装夹具

Fig. 11 Schematic diagram of beam specimen fixed in the test cabin

为了在后续的仿真分析中模拟泡沫铝弹丸,开展了闭孔泡沫铝(密度 370 kg/m³)准静态单轴压缩试验,样件直径 20 mm、高度 50 mm,试验时的名义

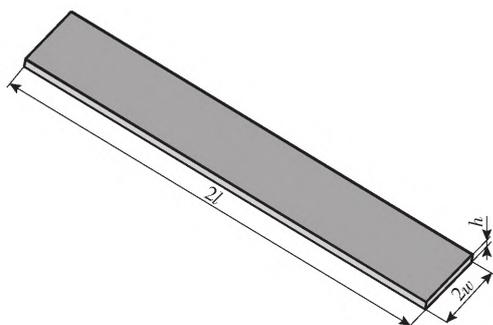


图 12 某装甲钢均质梁样品示意图

Fig. 12 Geometry and dimensions of the monolithic beam made of the studied armor steel

应变率为 $1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$; 图 13 给出了实测的工程应力-应变曲线。图 13 中 ε_D 为泡沫铝的名义致密应变 σ_p 为平台应力。

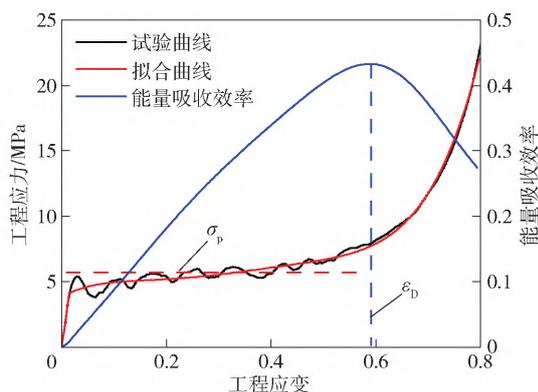


图 13 单轴压缩下闭孔泡沫铝工程应力和能量吸收率随工程应变变化曲线

Fig. 13 Uniaxial compressive engineering stress and energy absorption efficiency versus engineering strain curve of closed-cell aluminum foam

为确定 ε_D 定义能量效率参数 χ ^[24] 如下:

$$\chi(\varepsilon) = \frac{1}{\sigma(\varepsilon)} \int_0^\varepsilon \sigma(\varepsilon) d\varepsilon \quad (7)$$

$$\left. \frac{d\chi(\varepsilon)}{d\varepsilon} \right|_{\varepsilon = \varepsilon_D} = 0, \quad (8)$$

对图 13 的工程应力-应变曲线进行多项式拟合 根据 (7) 式和 (8) 式确定能量效率曲线, 可得 $\varepsilon_D = 0.59$ $\sigma_p = 5.7 \text{ MPa}$ 。

4.2 有限元模型

基于轻气炮冲击试验, 采用有限元软件 Abaqus 对泡沫铝弹丸冲击均质梁的过程进行数值模拟。图 14 给出的有限元模型包括泡沫铝弹丸、某装甲钢均质梁和固支的工装夹具。其中, 均质梁长度为 370 mm, 宽度为 60 mm, 厚度为 5.13 mm(试验样件的实际厚度)。为避免弹丸和均质梁之间在冲击初

始即出现网格穿透, 建模时在弹丸和均质梁之间设置厚度为 0.1 mm 的间隙。为避免在后续计算过程中出现网格穿透, 在有限元模型中设置通用接触; 均质梁和完全固定的工装夹具之间的摩擦系数取为 0.3。采用 Crushable Foam 本构模拟泡沫铝: 根据单轴压缩下闭孔泡沫铝工程应力-应变变化曲线中的弹性阶段进行线性拟合, 拟合得到的斜率为泡沫铝弹性模量 E , 大小为 210 MPa; 由于泡沫铝的塑性泊松比为 0^[25], 体积应变 $\gamma = eh_0A_0 / (h_0A_0) = e$, 其中 e 为准静态压缩工程应变 h_0 为泡沫铝的初始高度, A_0 为泡沫铝的初始横截面积, 因此准静态压缩工程应变与体积应变是相等的, 本构中的应力-体积应变关系由图 13 中数据给出。Deshpande 等^[26] 通过霍普金森压杆试验得到了泡沫铝在不同应变率下的应力应变曲线, 结果表明泡沫铝对应变率的变化不敏感, 高华等^[27] 研究了多次冲击下泡沫铝的动态压缩力学性能。在 Radford 等^[28]、Wang 等^[29]、Yu 等^[30] 研究泡沫弹丸冲击三明治梁的过程中, 用准静态应力-应变曲线和 Crushable Foam 本构模型描述泡沫铝的动态冲击行为。因此, 在仿真分析时忽略了泡沫铝的应变率效应, 并使用 Crushable Foam 本构模拟泡沫铝。

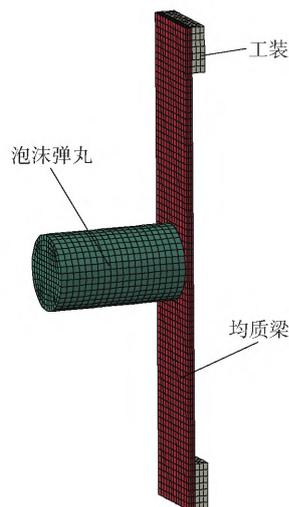


图 14 泡沫弹丸冲击某装甲钢均质梁有限元模型

Fig. 14 Finite element model of the monolithic armor steel beam subjected to foam projectile impact

为得到有限元模拟的最优网格尺寸, 首先进行网格无关性分析。采用 C3D8R 实体网格划分均质梁和泡沫铝弹丸, 均质梁在厚度方向分为 3 层网格, 每层厚 1.71 mm, 在面内方向, 网格尺寸大小依次取 2 mm、3 mm、4 mm、5 mm、6 mm、7 mm、8 mm; 对泡沫铝弹丸的网格做相应划分。图 15 给出了泡沫铝弹

丸冲量 $I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$ 时均质梁无量纲中点峰值挠度和无量纲残余挠度随网格尺寸的变化趋势,其中,无量纲中点峰值挠度等于中点峰值挠度除以梁长度的一半,无量纲残余挠度等于残余挠度除以梁长度的一半;其他冲量下的变化趋势类似,故不重复给出。当网格尺寸为 2 mm 时,无量纲中点峰值挠度和无量纲残余挠度趋于稳定,并且与试验值相接近。因此,选择尺寸为 2 mm 的网格进行后续分析。此外,为比较不同本构模型对均质梁动态力学响应的影响,分别采用 J-C 本构模型和理想弹塑性本构模型对某装甲钢进行了仿真模拟。

4.3 结果与讨论

表 3 给出了 3 次重复实验条件下泡沫铝弹丸冲击均质梁的试验与仿真结果对比。由表 3 可见:中点峰值挠度和残余挠度的试验和仿真结果吻合较好,相对误差全部小于 10% ;随着弹丸冲量的增加,峰值挠度和残余挠度都有所增加,但试验后的泡沫

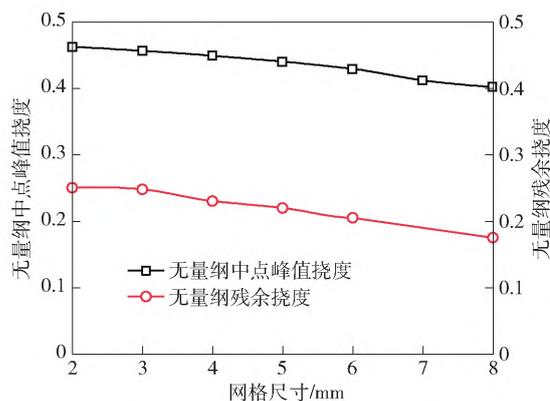


图 15 均质梁无量纲中点峰值挠度和无量纲残余挠度随网格尺寸变化趋势 ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

Fig. 15 Midpoint peak displacement and residual deflection of the monolithic beam versus mesh size ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

铝名义应变基本不变。表 3 结果表明,获得的某装甲钢 J-C 本构参数是可靠的。

表 3 泡沫铝弹丸冲击均质梁的试验与仿真结果对比

Table 3 Comparison between experimental and FE simulation results of the monolithic beam subjected to foam projectile impact

试验序号	试样厚度/mm	泡沫铝弹丸质量/g	压气室压力/MPa	泡沫铝弹丸速度/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	冲量/($\text{kPa}\cdot\text{s}$)	中点峰值挠度/mm			残余挠度/mm			泡沫铝弹丸应变		
						试验值	仿真值	相对误差/%	试验值	仿真值	相对误差/%	试验值	仿真值	相对误差/%
1	5.13	98.9	1	215.0	8.0	86.7	85.2	1.7	43.0	46.3	7.6	0.58	0.50	13.4
2	5.13	98.2	1	222.0	8.3	95.7	89.8	6.1	52.1	52.4	0.6	0.58	0.52	10.3
3	5.14	98.3	1	217.1	8.1		85.7		48.9	48.3	1.2	0.56	0.51	8.9

图 16 给出了冲量为 $8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$ 的弹丸冲击作用下均质梁的变形过程。由图 16 可见:弹丸高速撞击均质梁的前 2 ms ,泡沫铝剧烈压缩,均质梁获得速度并与弹丸一起向右运动; $t = 3.9 \text{ ms}$ 时,弹丸与均质梁中点运动到最大挠度处,二者此时的中点速度均为 0 m/s ,均质梁中存储的弹性能最大; $t > 3.9 \text{ ms}$ 期间,均质梁中存储的弹性能释放后转化为均质梁和弹丸的动能,二者获得向左的速度,开始反向运动(即回弹)。图 17 给出了试验结束后泡沫铝弹丸的最终形貌。表 3 对比了泡沫铝弹丸名义应变的试验和仿真结果,相对误差在 10% 左右。根据图 16 的高速摄影照片,可对均质梁的动态响应过程做出定性分析。下文结合有限元计算结果进一步分析。

冲量为 $8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$ 条件下,图 18 对比了无量纲中点挠度试验和仿真结果随时间变化的曲线,图 19 给出了相应的无量纲挠度随时间变化曲线。图 18 表明无量纲中点挠度的试验结果和基于 J-C 本构模型的仿真结果总体吻合较好:前 1.5 ms 时,试验和

仿真曲线完全重合; $t > 1.5 \text{ ms}$ 时,有限元结果略低于试验结果,但变化趋势相同; $t = 3.9 \text{ ms}$ 时,试验和仿真结果同时到达峰值,随后出现下降(即均质梁反向运动,见图 16)。基于 J-C 本构的仿真结果与试验结果的相对误差为 1.7% ;相比较而言,基于理想弹塑性本构的计算结果与试验值得偏离较大,相对误差为 12.2% 。图 19 表明,冲击载荷下,均质梁的无量纲挠度先增后降,再升高、降低,呈现周期振动。取振动时的平衡位置作为残余挠度,则基于 J-C 本构模型的仿真结果与试验结果的相对误差为 7.6% ,而基于理想弹塑性本构模型的仿真与试验结果的相对误差为 46.4% 。相对于 J-C 本构模型,理想弹塑性本构模型无强化阶段,故采用该本构模型进行仿真的误差较大。

基于 J-C 本构模型进一步开展仿真计算,分析泡沫铝弹丸和均质梁系统中的能量转化。在泡沫铝弹丸冲量 $I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$ 冲击载荷下,图 20 给出了系统中的总能量、总应变能、总动能、黏性耗散能和摩

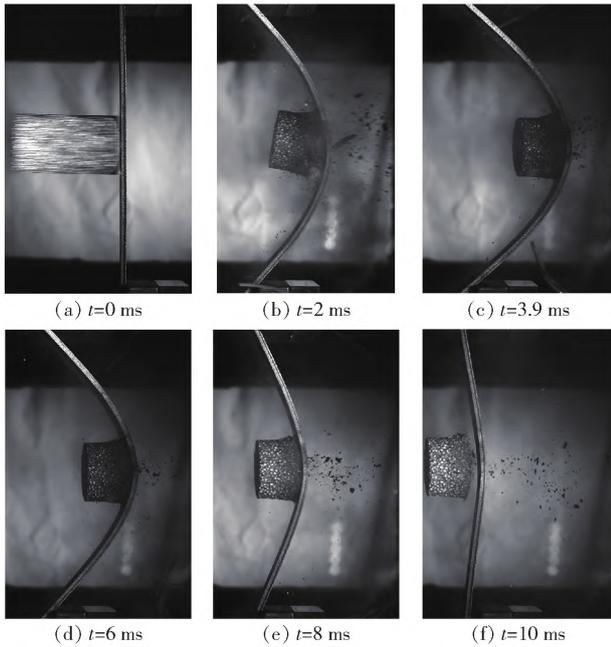


图 16 泡沫铝弹丸冲量 $I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$ 时均质梁动态变形过程
 Fig. 16 Dynamic deformation of the monolithic beam subjected to an impact impulse of $I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$



图 17 试验后的泡沫铝弹丸最终形貌
 Fig. 17 Final profiles of the aluminum foam projectiles after tests

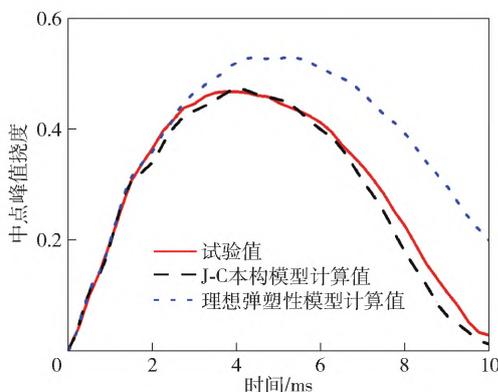


图 18 均质梁无量纲中点峰值挠度随时间变化曲线 ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)
 Fig. 18 Midpoint displacement of the monolithic beam versus time ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

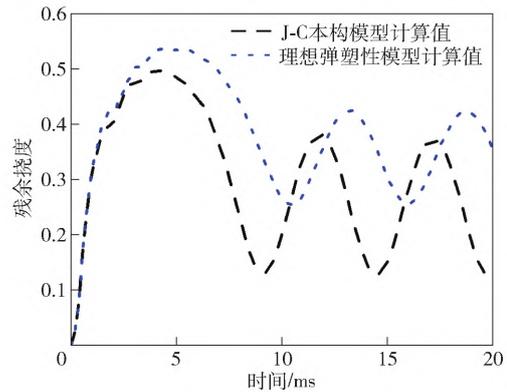


图 19 均质梁无量纲挠度随时间变化曲线 ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)
 Fig. 19 Deflection of the monolithic beam versus time ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

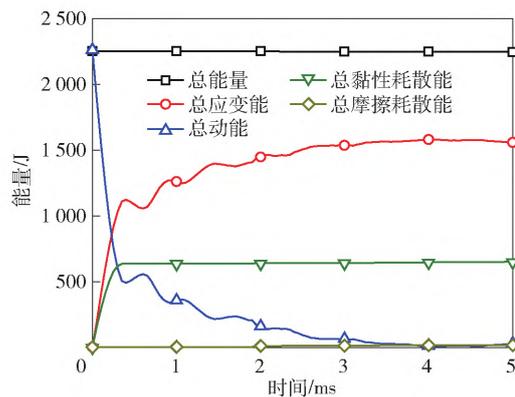


图 20 系统中总应变能、总动能、黏性耗散能和摩擦耗散能随时间变化的曲线 ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)
 Fig. 20 Total strain energy, kinetic energy, viscous dissipation energy and frictional dissipation energy in the system versus time ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

摩擦耗散能; 图 21 所示为不同能量占总能量的百分比随时间变化曲线; 图 22 给出了弹丸和均质梁的动能和塑性耗散能随时间变化曲线; 图 23 所示为弹丸和均质梁的动能和塑性耗散能占总能量的百分比随时间变化曲线; 图 24 展示了均质梁在泡沫铝弹丸冲击下的变形过程。由图 20 ~ 图 24 可见: $t = 0 \text{ ms}$ 时刻, 系统和弹丸的总动能最大, 其他能量为 0 J ; $0 < t < 0.4 \text{ ms}$ 弹丸的动能急剧下降, 均质梁的动能有所上升 (见图 22), 但系统的总动能急剧下降, 主要转化为弹丸和均质梁的应变能、弹丸的黏性耗散能 (见图 20), 变形模式上表现为泡沫铝的急剧压缩 (见图 24 (a) ~ 图 24 (c)); $t = 0.4 \text{ ms}$ 时刻, 泡沫铝压缩完毕, 黏性耗散能不再变化; $0.7 \text{ ms} < t < 3.9 \text{ ms}$, 均质梁的动能开始下降, 转化为均质梁的弹性能和塑性耗散能, 均质梁出现塑性变形 (见图 22); $t =$

3.9 ms 时刻,均质梁的动能最低,其中点挠度达到最大(见图 24(g)); $t > 3.9$ ms,均质梁中存储的弹性势能转化为弹丸和均质梁的动能,二者开始反向运动(见图 24(g)~图 24(i))。

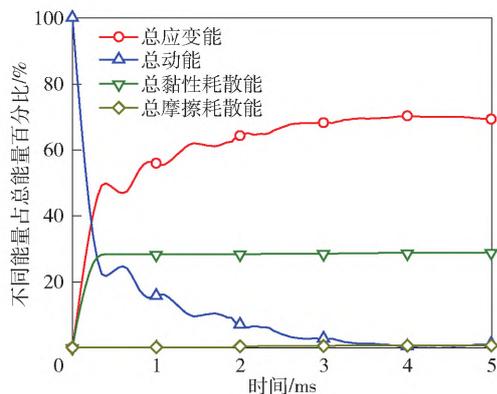


图 21 不同能量占总能量的百分比随时间变化曲线 ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

Fig. 21 Proportions of various energy versus time ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

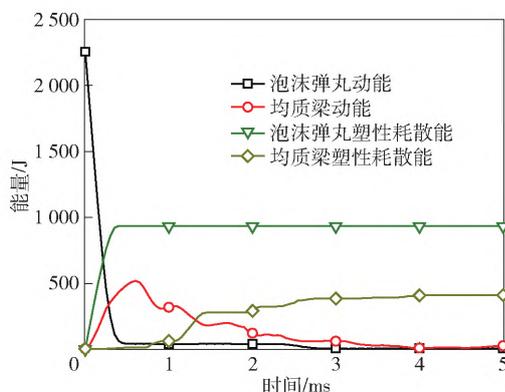


图 22 弹丸和均质梁的动能和塑性耗散能随时间变化曲线 ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

Fig. 22 Kinetic energy and plastic dissipation energy of foam projectile as well as monolithic beam versus time ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

图 21 表明: $0 \text{ ms} < t < 3.9 \text{ ms}$ 期间,系统的动能在系统总能量中的占比逐渐减低,应变能和黏性耗散能的占比则升高; $t > 3.9 \text{ ms}$ 期间,应变能中的弹性能和动能之间存在相互转化,梁和弹丸获得向左运动的速度; $t = 5 \text{ ms}$ 时,系统总应变能占比为 69.3%,黏性耗散能占比 29.1%,总动能占比 1.1%,摩擦耗散能的占比仅为 0.7%。图 23 表明 $t = 5 \text{ ms}$ 时,泡沫铝弹丸的塑性耗散能占比为 41.6%,加上其黏性耗散能占比 28.9%,弹丸的总耗散能为 70.5%,均质梁的塑性耗散能占比则为 18.2%。

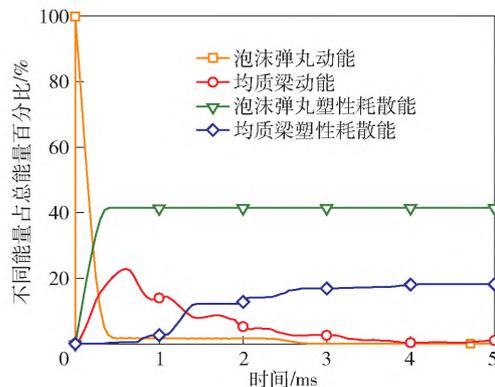


图 23 弹丸和均质梁的动能和塑性耗散能占总能量的百分比随时间变化曲线 ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

Fig. 23 Percentage of kinetic energy and plastic dissipation energy of foam projectile as well as monolithic beam versus time ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

5 结论

为准确模拟具有高屈服强度的某装甲钢的动态力学行为,本文基于 J-C 本构模型通过常温和高温环境下的准静态拉伸实验数据,以及常温环境下的动态压缩实验数据,拟合得到了 J-C 本构参数;随后采用轻气炮和泡沫铝弹丸对该装甲钢均质梁开展冲击试验研究,同时分别采用 J-C 本构模型和理想弹塑性本构模型进行有限元仿真计算,并对比分析了试验与数值仿真结果。结果表明:某装甲钢具有应变率强化效应,温度软化效应显著;采用 J-C 本构模型仿真的均质梁峰值挠度与试验结果的相对误差为 1.7%~6.1%,残余挠度相对误差为 0.6%~7.6%。

参考文献 (References)

- [1] BØRVIK T, OLOVSSON L, HANSEN A G, et al. A discrete particle approach to simulate the combined effect of blast and sand impact loading of steel plates [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2011, 59(5): 940-958.
- [2] PICKERING E G, CHUNG KIM YUEN S, NURICK G N, et al. The response of quadrangular plates to buried charges [J]. International Journal of Impact Engineering, 2012, 49: 103-114.
- [3] UTH T, WADLEY H N G, DESHPANDE V S. The effect of inclination and stand-off on the dynamic response of beams impacted by slugs of a granular material [J]. International Journal of Solids and Structures, 2015, 56-57: 154-174.
- [4] 孙晓旺,张进成,彭兵,等.军用车辆底部爆炸冲击下载员下肢保护装置设计与优化 [J]. 兵工学报, 2021, 42(12): 2555-64.

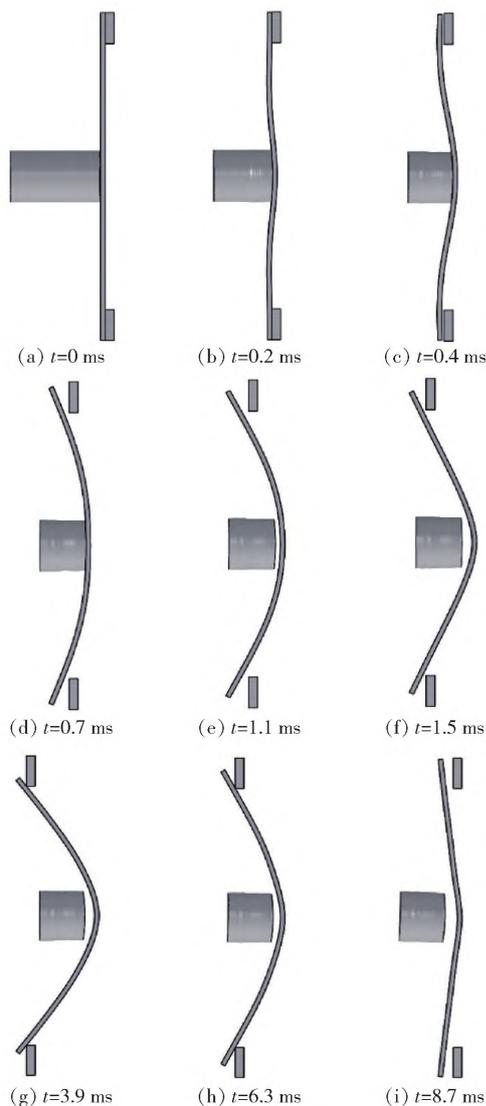


图 24 泡沫铝弹丸冲击下的均质梁变形过程
($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

Fig. 24 Numerically predicted deformation process of the monolithic beam subjected to foam projectile impact ($I = 8.0 \text{ kPa}\cdot\text{s}$)

SUN X W, ZHANG J C, PENG B, et al. Design and optimization of occupant lower limb protection device against explosion shock below military vehicle [J]. *Acta Armamentarii*, 2021, 42(12): 2555–64. (in Chinese)

- [5] 李明星, 张明, 陈四春, 等. 爆炸载荷冲击下假人下肢的材料参数识别和修正方法 [J]. *兵工学报*, 2021, 42(9): 1895–1901.

LI M X, ZHANG M, CHEN S C, et al. Identification and correction method of material parameters of dummy's lower limbs subjected to impact of explosive load [J]. *Acta Armamentarii*, 2021, 42(9): 1895–1901. (in Chinese)

- [6] 赵振宇, 任建伟, 金峰, 等. V形防护结构研究综述 [J]. *应用力学学报*, 2020, 37(6): 2527–2534.

ZHAO Z Y, REN J W, JIN F, et al. Investigation process on V-

shape protective structures [J]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 2020, 37(6): 2527–2534. (in Chinese)

- [7] TRAJKOVSKI J, PERENDA J, KUNC R. Blast response of Light Armoured Vehicles (LAVs) with flat and V-hull floor [J]. *Thin-Walled Structures*, 2018, 131: 238–244.

- [8] KYNER A, DESHPANDE V, WADLEY H N G. Momentum transfer during the impact of granular matter with inclined sliding surfaces [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2017, 106: 283–312.

- [9] 程远胜, 谢杰克, 李哲, 等. 冲击波和破片群联合作用下高强聚乙烯/泡沫铝夹芯复合结构毁伤响应特性 [J]. *兵工学报*, 2021, 42(8): 1753–1762.

CHENG Y S, XIE J K, LI Z, et al. Damage response characteristics of UHMWPE/aluminum foam composite sandwich panel subjected to combined blast and fragment loadings [J]. *Acta Armamentarii*, 2021, 42(8): 1753–1762. (in Chinese)

- [10] JONES N. *Structural Impact* [M]. New York, NY, US: Cambridge University Press, 1989.

- [11] 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.

- [12] 高玉龙, 孙晓红. 高速列车用 6008 铝合金动态变形本构与损伤模型参数研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2021, 41(3): 118–129.

GAO Y L, SUN X H. Investigations on the parameters of dynamic deformation and damage models of high speed railway vehicle aluminum alloys [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2021, 41(3): 118–129. (in Chinese)

- [13] 胡昌明, 贺红亮, 胡时胜. 45 号钢的动态力学性能研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2003, 23(2): 188–192.

HU C M, HE H L, HU S S. A study on dynamic mechanical behaviors of 45 steel [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2003, 23(2): 188–192. (in Chinese)

- [14] 郭子涛, 高斌, 郭钊, 等. 基于 J-C 模型的 Q235 钢的动态本构关系 [J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(4): 804–810.

GUO Z T, GAO B, GUO Z, et al. Dynamic constitutive relation based on J-C model of Q235 steel [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(4): 804–810. (in Chinese)

- [15] SENTHIL K, IQBAL M A, CHANDEL P S, et al. Study of the constitutive behavior of 7075-T651 aluminum alloy [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 108: 171–190.

- [16] NAHSHON K, PONTIN M G, EVANS G A, et al. Dynamic shear rupture of steel plates [J]. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 2007, 2: 2049–2066.

- [17] 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: 1005–1038.

- [18] IQBAL M A, SENTHIL K, SHARMA P, et al. An investigation of the constitutive behavior of Armox 500T steel and armor piercing incendiary projectile material [J]. *International Journal*

- of Impact Engineering ,2016 ,96: 146 – 164.
- [19] SEO S , MIN O , YANG H. Constitutive equation for Ti-6Al-4V at high temperatures measured using the SHPB technique [J]. International Journal of Impact Engineering , 2005 , 31 (6) : 735 – 754.
- [20] 李明星,王显会,周云波,等. 基于神经网络的车辆抗冲击防护组件优化[J]. 爆炸与冲击, 2020 ,40(2) : 110 – 118.
LI M X , WANG X H , ZHOU Y B , et al. Research on optimization of vehicle anti-shock protection components based on neural network[J]. Explosion and Shock Waves ,2020 ,40(2) : 110 – 118. (in Chinese)
- [21] WANG J J , GUO W G , GAO X S , et al. The third-type of strain aging and the constitutive modeling of a Q235B steel over a wide range of temperatures and strain rates [J]. International Journal of Plasticity ,2015 ,65: 85 – 107.
- [22] 王建军,袁康博,张晓琼,等. 第三型应变时效的提出与研究进展[J]. 爆炸与冲击, 2021 ,41(5) : 051101.
WANG J J , YUAN K B , ZHANG X Q , et al. Proposition and research progress of the third-type strain aging [J]. Explosion and Shock Waves ,2021 ,41(5) : 051101. (in Chinese)
- [23] 徐翔民,张予东,李宾杰,等. 纳米 SiO₂ /尼龙 66 复合材料的力学性能和热性能 [J]. 复合材料学报, 2008 ,25(4) : 56 – 61.
XU X M , ZHANG Y D , LI B J , et al. Mechanical and thermal properties of nano-SiO₂ /PA66 composites [J]. Acta Materiae Compositae Sinica ,2008 ,25(4) : 56 – 61. (in Chinese)
- [24] MILTZ J , RAMON O. Energy absorption characteristics of polymeric foams used as cushioning materials [J]. Polymer Engineering and Science ,1990 ,30: 129 – 133.
- [25] RUBINO V , DESHPANDE V S , FLECK N A. The dynamic response of end-clamped sandwich beams with a Y-frame or corrugated core [J]. International Journal of Impact Engineering , 2008 ,35(8) : 829 – 844.
- [26] DESHPANDE V , FLECK N. High strain rate compressive behaviour of aluminium alloy foams [J]. International Journal of Impact Engineering ,2000: 277 – 298.
- [27] 高华,熊超,殷军辉. 多次冲击下泡沫铝动态压缩力学性能试验与本构模型研究[J]. 兵工学报, 2018 ,39(12) : 2410 – 2419.
GAO H , XIONG C , YIN J H. Experimental and constitutive model on dynamic compressive mechanical properties of aluminum foams under repeated impacts [J]. Acta Armamentarii , 2018 ,39(12) : 2410 – 2419. (in Chinese)
- [28] RADFORD D D , MCSHANE G J , DESHPANDE V S , et al. The response of clamped sandwich plates with metallic foam cores to simulated blast loading [J]. International Journal of Solids and Structures ,2006 ,43(7/8) : 2243 – 2259.
- [29] WANG X , YU R P , ZHANG Q C , et al. Dynamic response of clamped sandwich beams with fluid-filled corrugated cores [J]. International Journal of Impact Engineering ,2020 ,139: 103533.
- [30] YU R P , WANG X , ZHANG Q C , et al. Effects of sand filling on the dynamic response of corrugated core sandwich beams under foam projectile impact [J]. Composites Part B: Engineering , 2020 ,197: 108135.