DOI：10.11858/gywlxb.20261147

考虑应变率效应的粉体本构模型在防暴弹爆炸释放研究中的应用*

迟卉[1]，陈俊杰[2]，李震烁[2]，江佳为[2]，孟勇[1]*，黄瑞源[2]
（1. 核生化灾害防护化学全国重点实验室，北京　102205；
2. 福州大学土木工程学院，福建 福州　350108）

摘要：防暴弹是非致命武器装备中的重要组成部分，其作用效能与内部刺激剂粉体的爆炸抛撒行为密切相关。为精准描述粉体介质在爆炸冲击下的力学响应特性，本文围绕粉体动态本构模型构建及其在爆炸释放仿真中的应用开展研究。首先，开展全尺寸防暴弹爆炸释放试验，获取粉体抛撒与云团形成的基本规律，为后续本构模型验证提供实验依据。其次，通过分离式霍普金森压杆（SHPB）装置对典型粉体材料进行不同应变率下的冲击压缩试验，获取应力-应变数据，并拟合建立适用于高应变率条件的粉体动态本构方程。随后，将该本构模型嵌入有限元仿真平台，建立包含粉体、空气、炸药及壳体材料的多介质数值模型，并结合爆炸释放试验进行对比验证，结果表明模拟所得云团扩散范围与壳体破裂形态与实验吻合良好。在此基础上，开展爆管厚度、壳体厚度及装药量等关键参数的影响分析，以压力、速度及密度作为指标，探讨各因素对爆炸释放特性的影响规律。研究结果表明，所构建的粉体本构模型能够有效表征粉体在爆炸载荷下的力学行为，参数化分析揭示了爆管厚度、壳体厚度与装药量对粉体抛撒效率具有显著影响。本研究可为防暴弹结构优化设计及作战效能评估提供理论依据与数据支撑。

关键词：防暴弹；动态本构模型；分离式霍普金森压杆(SHPB)；爆炸释放

中图分类号：O521.9; O347　　**文献标识码：**A

录用稿件，非最终出版稿

防暴弹作为反恐维稳、应急处突、安防警戒领域的核心非致命防暴弹药，凭借可控的毁伤效能、安全的作用机制，被广泛应用于驱散、阻隔、警戒等各类场景，其作用可靠性与力学响应精准性直接决定了实战使用效果与安全边界[1,2]。典型的防暴弹主要由壳体、装药、爆管、刺激剂粉体及引信组件等部分组成[3]，其中刺激剂粉体作为效能输出核心，装填于弹体内部空腔，依靠爆管起爆后产生的爆压驱动壳体破裂并抛撒粉体，形成刺激气溶胶以实现非致命效能。常用的刺激剂包括苯氯乙酮（CN）、邻氯苯亚甲基丙二腈（CS）、辣椒油树脂（OC）及合成辣椒素（PAVA）等[4,5]。

目前，针对爆炸释放过程的研究主要采用试验研究和数值模拟相结合的方法[6,7]。试验

*收稿日期：2026-08-19；修回日期：2026-11-16
基金项目：核生化灾害防护化学全国重点实验室基金（SKLNBC20250113）
第一作者：迟　卉（1988－），女，硕士研究生，主要从事污染物爆炸扩散研究. E-mail：510487527@qq.com
通讯作者：孟　勇（1990－），男，博士研究生，主要从事污染物扩散测试及模拟技术研究. E-mail：lgdx_yongmeng@aliyun.com

方法能够直观获得爆炸后烟云形态演化和扩散范围等宏观特征，但受测试条件和安全因素限制，难以全面揭示爆炸过程中流场、压力场以及颗粒运动等内部物理过程[8]。相比之下，数值模拟方法能够对爆炸释放过程中的多物理场耦合作用进行分析，并进一步研究不同结构参数和装药条件对烟云扩散特性的影响。然而，由于防暴弹内部粉体介质具有颗粒性，其在爆炸冲击载荷作用下表现出明显的动态压缩和高速运动特征[9,10]，粉体材料模型的合理选取会直接影响爆炸释放过程模拟结果的准确性[11,12]。因此，建立能够反映粉体动态响应特征的材料模型，是开展爆炸烟云数值模拟的重要基础。

针对粉体材料动态响应问题，已有研究主要集中于颗粒材料在冲击载荷作用下的力学行为描述[13]，并提出了多种适用于高应变率条件下的材料模型。其中，ZWT（Zhu-Wang-Tang）模型[14]能够较好地描述材料在高应变率加载条件下的非线性动态力学响应，已被应用于多种材料的冲击动力学分析。针对不同粉体材料的组成、粒径及力学特性差异，ZWT模型中的相关参数通常需要结合具体材料和加载条件进行确定[15,16]。对于防暴弹内部刺激剂粉体而言，其在爆炸冲击作用下经历极短时间内的高压压缩和快速膨胀过程，需要获得能够描述其动态响应特征的材料参数，以提高爆炸释放过程数值模拟的可靠性[17-19]。

针对上述现有研究存在的不足，本文按照爆炸释放特性研究、粉体本构模型构建、本构模型应用验证的思路开展系统性研究。首先，开展防暴弹爆炸释放试验，获取粉体抛撒与云团形成的基本规律，明确爆炸释放特性的基本特征；其次，针对爆炸释放过程中粉体高应变率动态力学响应这一关键问题，设计粉体材料 SHPB 试验，测试粉体在不同应变率下的应力-应变响应规律[20,21]，基于试验数据开展对修正 ZWT 本构模型的参数标定；然后，将该本构模型嵌入有限元仿真[22,23]，基于已开展的爆炸释放试验进行对比验证，说明本文模型在描述粉体动态力学行为方面的准确性；最后，基于验证后的本构模型开展系列爆炸释放数值仿真分析，系统研究爆管厚度、壳体厚度与装药量对初始云团形成的影响规律。本文研究可为防暴弹动态力学行为仿真、爆炸释放特性预测与结构精细化优化提供理论与数据支撑。

1 爆炸释放试验

1.1 试验设置

为研究防暴弹爆炸后粉体烟云的形成及扩散特征，开展了防暴弹爆炸释放试验。试验采用与实际防暴弹结构相同的试验弹体，刺激剂粉体粒径为 5 μm。弹体内部装填刺激剂粉体及 RDX 基混合炸药，起爆装置安装于弹体内部，用于引爆 RDX 装药并驱动粉体释放。刺激剂粉体粒径为 5 μm，弹体采用圆柱形结构，壳体壁厚为 2.5 mm，内径为 69 mm，内腔高度为 140 mm。试验装置及弹体结构如图 1 所示。

最新录用，非最终出版稿

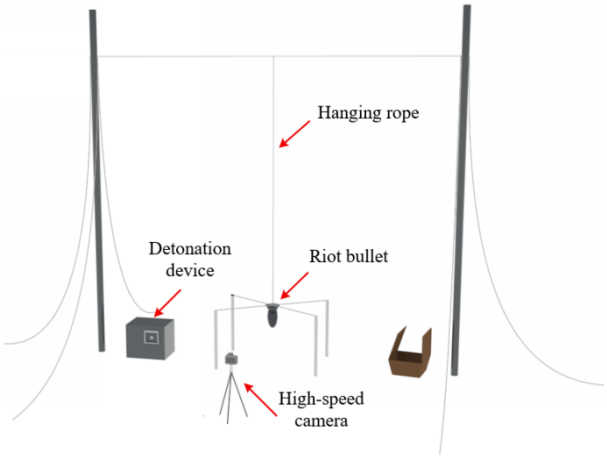


图 1. 刺激剂弹型爆炸释放试验布置

Fig. 1. Experimental setup for stimulant projectile explosion release test

全尺寸弹型爆炸释放试验在室外开阔场地进行。试验区域地势较为平坦，试验前对地面及周边杂物进行清理，以减小环境因素和地面反射波对云团形态观测的干扰。弹体通过顶部悬挂绳固定于预定位置，使其在起爆前保持稳定。高速摄像系统布置于安全距离外，用于记录壳体破裂、粉体初始抛撒及云团扩展过程。

1.2 测试结果

图 2 展示了不同时刻爆炸抛撒云团的形态演化过程及最大横向抛撒宽度的测量结果。实验采用高速摄影系统拍摄了 t = 1.26 ms ~7.56 ms 内的抛撒形态。结果表明，爆轰作用下的介质抛撒过程存在明显的阶段性，且各向扩展并不均匀，演化过程可分为三个阶段。

在 1.26 ms ~ 2.5 ms 内，高压爆轰产物与冲击波突破壳体束缚，驱动介质高速向外膨胀。1.26 ms 时，抛撒物呈紧凑的柱状，横向宽度为 580 mm；随着前沿激波和高压气体的继续推挤，介质向四周迅速扩展，至 2.52 ms 时横向宽度增至 1131 mm，形态由柱状向伞状转变。在 2.52 ms ~5.04 ms 内，爆轰能量释放趋缓，空气阻力作用显现，云团不同方向的扩张速度出现差异。此时侧向抛撒更加剧烈，两侧形成对称的翼状结构。在 3.78 ms 和 5.04 ms 时，云团横向尺寸分别达到 1757 mm 和 2092 mm，头部受空气阻力挤压逐渐趋于平坦。在 5.04 ms ~7.56 ms 内，爆轰产物压力已衰减至接近环境压力，空气阻力和湍流掺混成为驱动介质运动的主要因素。6.30 ms 时横向宽度达到 3056 mm，至 7.56 ms 时达到 3500 mm。此时云团前沿的剧烈膨胀基本结束，形成结构相对稳定的 T 型云团。

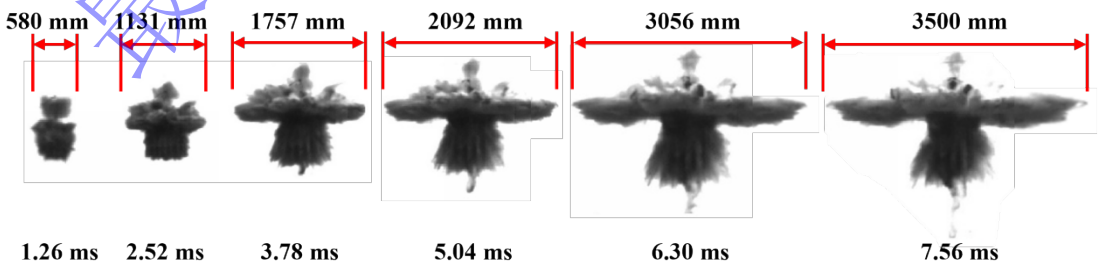


图 2. 爆炸释放云团

Fig. 2. Explosion-induced cloud release

最新录用，非最终出版稿

2 粉体本构模型

粉体材料的动态压缩响应受加载速率影响。为描述不同应变率下粉体应力-应变关系的变化，并考虑到粉末冲击压缩过程变形特征，本文采用修正 ZWT 模型得到新的宏观本构方程如式（1）所示。

$$\sigma = E_0\left(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}_0\theta_0}\right)^{n-1}\exp\left(-\left(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}_0\theta_0}\right)^{n}\right)+\sum_{i=1}^{k}E_i\left(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}_0\theta_i}\right)^{n_i-1}\exp\left(-\left(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}_0\theta_i}\right)^{n_i}\right) \tag{1}$$

式中 σ 为等效应力，ε 为等效应变，$\dot{\varepsilon}$ 为对应的应变率。右边第一项描述峰值应力对应的区间，E_0，θ_0 和 n 为材料参数。一般情况：n=2，递增硬化阶段 n>2。等式右边第二项描述粉末冲击压缩过程中痂层的形成对应力应变关系曲线的影响，k 为痂层个数，E_i，θ_i 和 n_i 为材料参数，一般情况：n_i=2，递增硬化阶段 n_i >2。

2.1 SHPB 试验

2.1.1 试件设计

SHPB 试验所用粉体试件为圆柱体，尺寸为 Φ4 mm × 2 mm，粉体试件与爆炸释放试验中的粉体材料密度保持一致，通过专用模具将粉体压制成型，确保试件两端面平整且平行，长度与直径误差控制在 0.02 mm 以内，以保证应力波在试件内传播时满足一维应力假定及应力均匀性要求。

2.1.2 试验装置

试验时，将粉体试件置于入射杆与透射杆之间，并使试件轴线与杆件轴线保持一致[24-27]。粉体试件为直径 4mm，高度为 2mm 的圆柱体。所获得的入射波、反射波与透射波数据经二波法处理后，可得到试验所需的关键参数[28-31]。SHPB 装置如图 3 和图 4 所示。

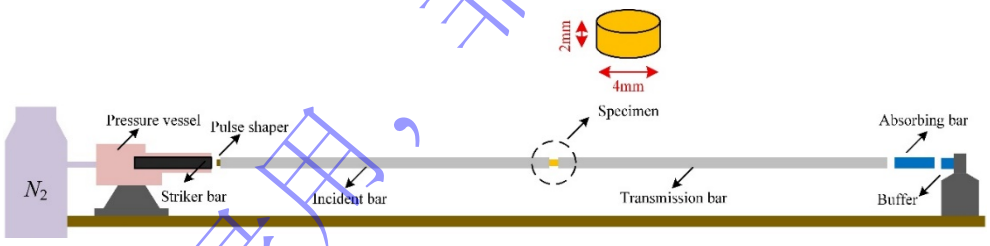


图 3. SHPB 装置示意图

Fig. 3. Schematic diagram of the SHPB apparatus



图 4. SHPB 装置现场布置图

Fig. 4. Field layout of the SHPB apparatus

最新录用，非最终出版稿

2.1.3 测试结果

经过数据处理后，首先对 SHPB 试验过程进行了应力平衡分析，如图 5 所示。由入射波、反射波和透射波计算得到的试件两端应力在主要加载阶段能够较好地保持平衡，表明粉体试件在加载过程中能够达到较为稳定的动态应力平衡状态。

经过数据处理后得到粉体在不同应变率条件下的应力-应变曲线，如图 6 所示。结果表明，在本文测试的 8000～10000 s^{-1}应变率范围内，标准粉体试件的动态压缩响应具有较明显的应变率相关性。随着应变率提高，应力-应变曲线整体上移，曲线初始阶段斜率及对应的最大应力均有所增加。当应变率由 8000 s^{-1}增至 9000 s^{-1}时，最大应力由 10 MPa 增至 22 MPa；应变率进一步增至 10000 s^{-1}时，最大应力为 50.5 MPa。上述结果说明，在当前试件制备条件和测试范围内，应变率变化对粉体压缩承载响应具有较大影响。在曲线形态上，应变率为 8000 s-1 和 9000 s-1 时，在应变小于 0.15 时即达到极限应力并进入平台段，变形随后终止；应变率为 10000 s-1 时，曲线初始段斜率更陡，并在应变达 0.20～0.24 范围内维持高应力平台，无软化或断裂迹象，表明高应变率大幅提高了粉体的承载极限与变形能力。

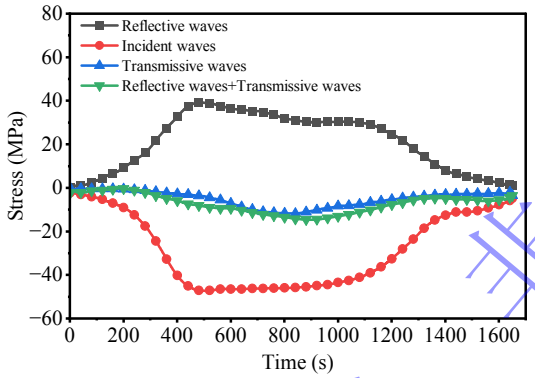


图 5. 应力平衡曲线

Fig. 5. stress balance curve

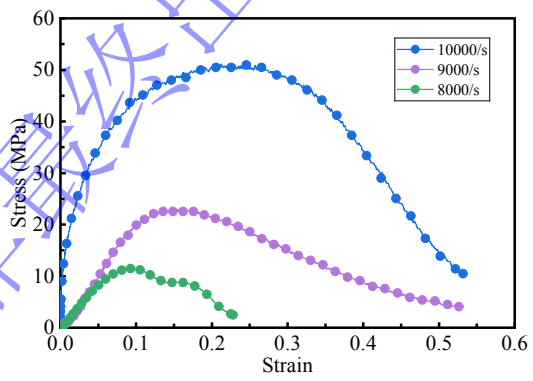
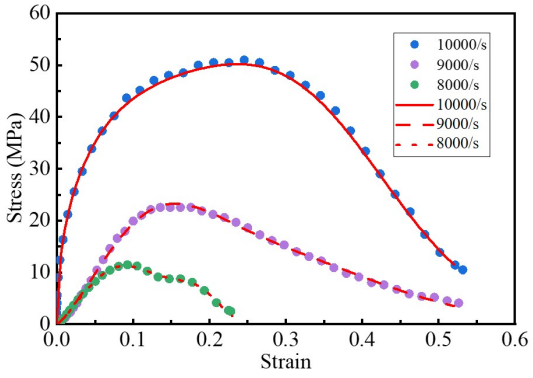


图 6. 粉体应力-应变曲线

Fig. 6. Stress-strain curves of powder material

2.2 本构方程

图 7 给出了式（1）对不同应变率下应力-应变曲线的拟合结果。在本文试验应变范围内，拟合曲线能够较好反映各组试验曲线的总体变化趋势，说明所采用的修正 ZWT 模型可用于表征标准粉体在相应应变率下的动态压缩响应。含应变率相关的修正 ZWT 本构方程如式（4）所示。各应变率下的模型拟合参数如表 1 所示。



最终录用，非最终出版稿

图 7. 粉体应力-应变曲线拟合

Fig. 7. Fitting of powder stress-strain curves

$$\sigma = E_0(\dot{\varepsilon})(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}\theta_0(\dot{\varepsilon})})^{n(\dot{\varepsilon})-1}\bullet\exp(-(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}\theta_0(\dot{\varepsilon})})^{n(\dot{\varepsilon})}) + E_1(\dot{\varepsilon})(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}\theta_1(\dot{\varepsilon})})^{n_1(\dot{\varepsilon})-1}\bullet\exp(-(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}\theta_1(\dot{\varepsilon})})^{n_1(\dot{\varepsilon})}) \quad (4)$$

表 1. 粉体应力-应变拟合参数

Table 1. Fitting parameters for powder stress-strain curves

Strain rate	E_0	θ_0	n	E_1	θ_1	n_1
10000 s^{-1}	77.92	2.44E-5	1.458	68.83	3.61E-5	3.141
9000 s^{-1}	29.64	1.78E-5	2.296	35.65	3.57E-5	2.225
8000 s^{-1}	26.54	1.39E-5	2.242	14.04	2.35E-5	6.237

由表 1 可知，拟合参数 E_0，θ_0，n，E_1，θ_1 和 n_1 随应变率变化。为将应变率影响引入压缩模型，本文采用一次线性函数对标准粉参数和应变率的关系进行拟合，结果如图 8 所示，并据此得到粉体应变率修正后的本构模型。拟合参数如表 2 所示。

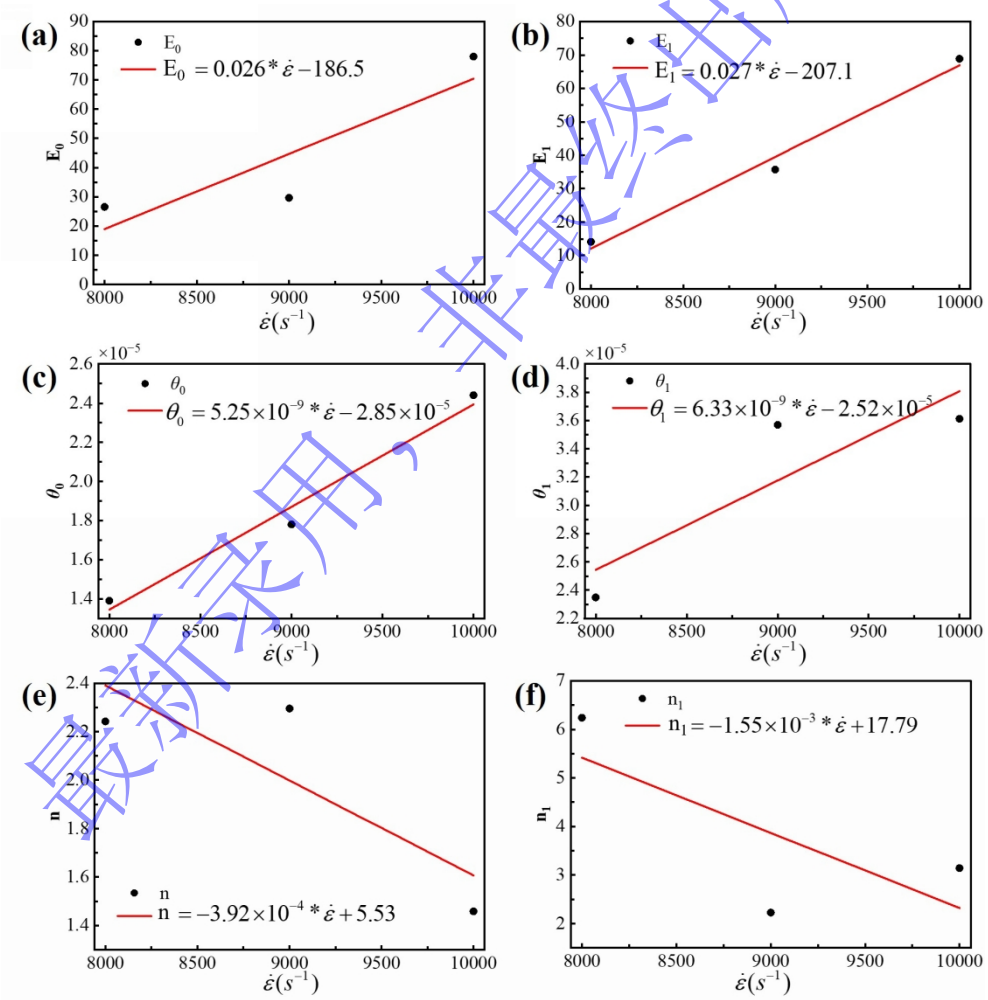


图 8. 粉体参数随应变率的分布: (a) 粉体参数 E_0, (b) 粉体参数 E_1，(c) 粉体参数 θ_0，(d) 粉体参数 θ_1，(e) 粉体参数 n，(f) 粉体参数 n_1

Fig. 8. Distribution of powder parameters with strain rate: (a) powder parameter E_0, (b) powder parameter E_1, (c) powder parameter θ_0, (d) powder parameter θ_1, (e) powder parameter n, (f)

录用稿件，非最终出版稿

powder parameter n_1

表 2. 粉体材料本构参数表

Table 2. Constitutive parameters of powder material.

Material parameter	Related to the strain rate function
$\mathbf{E_0}$	$E_0 = 0.026 * \dot{\varepsilon} - 186.5$
$\boldsymbol{\theta_0}$	$\theta_0 = 5.25\times10^{-9} * \dot{\varepsilon} - 2.85\times10^{-5}$
$\mathbf{n}$	$n = -3.92\times10^{-4} * \dot{\varepsilon} + 5.53$
$\mathbf{E_1}$	$E_1 = 0.027 * \dot{\varepsilon} - 207.1$
$\boldsymbol{\theta_1}$	$\theta_1 = 6.33\times10^{-9} * \dot{\varepsilon} - 2.52\times10^{-5}$
$\mathbf{n_1}$	$n_1 = -1.55\times10^{-3} * \dot{\varepsilon} + 17.79$

3 刺激剂弹型爆炸释放数值模拟

3.1 有限元模型

根据全尺寸弹型爆炸释放试验的结构尺寸建立有限元模型，并将本文得到的粉体动态压缩关系用于粉体材料响应计算。考虑模型的几何和载荷对称性，采用四分之一模型以降低计算规模，模型对称面施加对称边界条件，限制对称面法向位移及相应转动自由度，以保证模型的对称性。弹体壳体和爆管均采用 2A12 铝合金，结构部分采用拉格朗日壳单元离散；空气、标准粉体和 RDX 基混合炸药设置于欧拉域中，并通过材料体积分数和预定义场确定其初始空间位置。RDX 采用中心点起爆方式，起爆点位于 RDX 装药几何中心。有限元模型如图 9 所示。

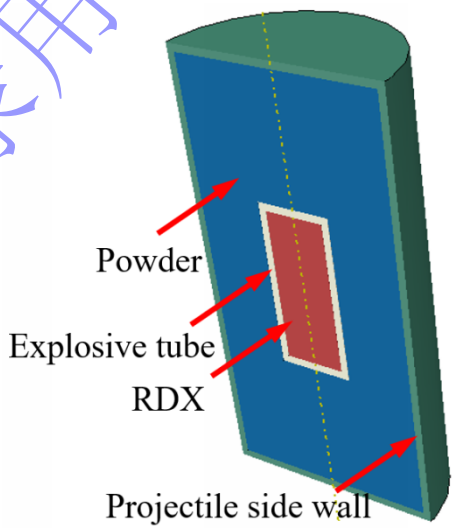


图 9. 有限元模型

Fig. 9. Finite element model

欧拉计算域覆盖防暴弹及爆炸烟云的主要运动区域，并在远离弹体的边界采用无反射边界条件，以减小压力波在计算域边界处反射对爆炸释放过程的影响。对粉体、空气和

最新录用，非最终出版稿

RDX 划分欧拉网格，板划分拉格朗日网格。整体网格采用中心局部加密的方式，以 RDX 为中心点。欧拉网格类型采用 EC3D8R。外壳网格类型采用 S4R。如图 10 所示。

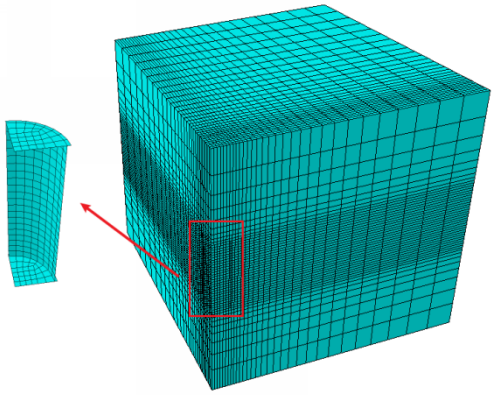


图 10. 网格划分

Fig. 10. Mesh generation

3.2 材料模型

（1）Mie-Grüneisen 状态方程

Mie-Grüneisen 状态方程的常见形式见下式：

$$p=\Gamma_0\rho_0E_m+\frac{\rho_0c_0^2\eta}{(1-s\eta)^2}\left(1-\frac{\Gamma_0\eta}{2}\right) \tag{5}$$

式中：ρ_0 为初始密度；c_0 为介质中的声速；Γ_0 为物质常数；s 为 Us-Up 方程中的常数。

本研究中粉的参考密度 ρ_0 取值为 1400kg·m^{-3}，粉的声速取值 400m·s^{-1}，常数 s 和 Γ_0 均取值为 0。

粉体 A 在一定温度下以一定速率分解生成产物 B（不考虑逆向反应）。

$$\mathrm{A}\rightarrow\mathrm{B} \tag{6}$$

反应速率表述为

$$\frac{dC_A}{dt}=-kC_A \tag{7}$$

式中：C_A 为物质 A 的摩尔浓度，单位 mol·mL^{-1}，k 为粉体热分解速率常数，单位 s^{-1}。

$$k=10^{22}\exp(-16000/T) \tag{8}$$

式中：T 为实时温度。

式（8）两边同时乘以物质的摩尔质量，反应速率表达式采用密度表述为

$$\frac{MdC_A}{dt}=-kMC_A\rightarrow\frac{d\rho}{dt}=-k\rho \tag{9}$$

式中：M 为物质的摩尔质量，ρ 为实时密度。

因此，可得到实时密度与上一时刻密度的比值，且该比值最小为 0：

$$\frac{\rho-d\rho}{\rho}=1-10^{22}\exp\left(-16000/T\right)dt \tag{10}$$

（2）空气状态方程

空气采用理想气体状态方程，理想气体的状态方程如下:

最新录用，非最终出版稿

$$p + p_A = \rho R\left(\theta - \theta_Z\right) \tag{11}$$

式中：p_A 为环境压力，θ 为当前温度，θ_z 为绝对 0 度所对应的温度，R 为气体常数。在本研究的数值计算中空气的环境压力为 101300 Pa ，空气密度为 1.225 kg·m^{-3}，气体常数 R 为 287 J·kg^{-1}·K^{-1}，除此之外，还需要定义空气的比热为 717.4 J·kg^{-1}·K^{-1}，并在 ABAQUS 模型树中设置绝对零度对应的开式温度为 0 K。

（3）炸药状态方程

炸药爆轰产物状态方程是描述炸药爆轰 CJ 状态之后的爆轰产物系统各物理量之间的关系式，是炸药起爆和爆轰反应流计算不可缺少的重要方程。目前，已有多种发展比较成熟的爆轰产物状态方程形式。由于 JWL 状态方程可以精确地计算炸药爆轰驱动金属板、壳的加速过程，被广泛应用于工程计算中。JWL 状态方程的函数形式如下：

$$P = A\left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right)e^{-R_1 V} + B\left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right)e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \tag{12}$$

式中：P 为爆轰压力，V 为比容，$V = \rho/\rho_0$ ，ρ 为密度，ρ_0 为初始密度，E_0 为能量密度，即单位体积内能，A、B、R_1、R_2、ω 为与炸药爆轰性能相关的参数，是数值模型中需要待定的参数。

表 3. RDX 基混合炸药状态方程及参数

Table 3. Equation of state and parameters for RDX explosive

Density ρ (kg/m^3)	Detonation velocity c_0 (m/s)	A(GPa)	B(GPa)	R_1	R_2	ω	Explosion energy density E_0/J
1667	8122	612.5	14.0	4.5	1.4	0.25	5.521×10^6

（4）爆管及壳体材料参数

爆管和壳体均为弹塑性材料，采用 Johnson-Cook (JC) 本构描述，JC 本构形式如下：

$$\sigma_{eq} = \left(A + B\varepsilon_{eq}^{n}\right)\left(1 + C\ln\dot{\varepsilon}_{eq}^{*}\right)\left(1 - T^{*}\right) \tag{13}$$

式中：A、B、n、C、m 为材料参数，σ_{eq} 为等效应力，ε_{eq} 为等效塑性应变，$\dot{\varepsilon}_{eq}^{*} = \dot{\varepsilon}_{eq}/\dot{\varepsilon}_0$ 为无量纲化等效塑性应变率，$\dot{\varepsilon}_{eq}$ 为参考应变率，$\dot{\varepsilon}_0$ 为试验中的应变率，

$T^{*} = (T - T_r)/(T_m - T_r)$ 为无量纲化温度，式中 T 为参考温度，这里取 293K，T_m 为材料的熔点温度，T_r 为试验温度。方程右边 3 项代表塑性应变、应变率和温度对应力的影响。爆管和壳体的本构参数见表 4 和表 5.

爆管和壳体在冲击波作用下易发生断裂，在数值模拟中一般采用等效塑性应变判断是否断裂，判断准则由 Johnson-Cook 断裂准则描述，其基于累积损伤准则考虑应力三轴度、应变率、温度的影响，且不考虑三者之间的耦合，这样易于标定参数，大量的工程应用证明这种方法是有效的。JC 断裂准则形式如下：

$$\varepsilon_{eq} = \left[D_1 + D_2\exp\left(D_3\sigma^{*}\right)\right]\left(1 + D_4\ln\varepsilon^{*}\right)\left(1 + D_5 T^{*}\right) \tag{14}$$

式中：D_1、D_2、D_3 为应力三轴度影响参数，D_4 为应变率敏感系数，D_5 为温度敏感系数，

最新录用，非最终出版稿

$\sigma^* = \sigma_m / \sigma_{eq}$ 为应力三轴度，$\sigma_m = (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})/3$ 为静水压力，σ_{eq} 为等效塑性应力。

单元损伤演化定义为：

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_{eq}}{\varepsilon_t} \tag{15}$$

式中：D 为损伤变量；$\Delta \varepsilon_{eq}$ 为等效塑性应变增量。单元损伤变量初始值为 0，当达到 1 时，即认为材料失效。

表 4. C45 钢（Johnson-Cook 本构）

Table 4. C45 steel (Johnson-Cook constitutive model)

Density ρ（kg/m^3）	Elasticity modulus E(GPa)	Poisson's ratio	A(GPa)	B(GPa)	n
7800	200	0.33	0.546	0.487	0.25
m	Tm(K)	Tr(K)	C	ε_0	Failure strain
1.22	1450	293	0.015	1	0.06

表 5. 2A12 铝合金（Johnson-Cook 本构）

Table 5. 2A12 aluminum alloy (Johnson-Cook constitutive model)

Density ρ（kg·m^{-3}）	Elasticity modulus E(GPa)	Poisson's ratio	A(GPa)	B(GPa)	n
2700	70	0.33	0.432	0.942	0.83
m	Tm(K)	Tr(K)	C	ε_0	Failure strain
0.58	580	293	0.016	0.0001	0.3

（5）粉体体本构模型

本研究已通过粉体的 SHPB 试验，得到了标准粉体考虑应变率修正后的 ZWT 本构方程如下：

$$\sigma = E_0(\dot{\varepsilon})(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}\theta_0(\dot{\varepsilon})})^{n(\dot{\varepsilon})-1} \bullet \exp(-(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}\theta_0(\dot{\varepsilon})})^{n(\dot{\varepsilon})}) + E_1(\dot{\varepsilon})(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}\theta_1(\dot{\varepsilon})})^{n_1(\dot{\varepsilon})-1} \bullet \exp(-(\frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}\theta_1(\dot{\varepsilon})})^{n_1(\dot{\varepsilon})}) \tag{16}$$

式中：σ 为等效应力，ε 为等效应变，$\dot{\varepsilon}$ 为对应的应变率。E_0，θ_0，n，E_i，θ_i 和 n_i 为材料参数。参数确定值见表 2。

3.3 有限元结果验证

为确保数值模拟的可靠性，将模拟获得的爆炸初始云团扩散范围及形态与爆炸抛撒试验结果进行了对比验证。图 11 展示了不同时刻（t=1.26 ms ~ 7.56 ms）试验观测到的烟雾云团与模拟计算得到的压力场分布及扩散尺寸对比。从图中可以看出，模拟计算得到的云团横向扩散范围与试验测量数据在各时间节点均表现出高度吻合：在初始阶段 t=1.26 ms 时，试验与模拟的扩散宽度分别为 580 mm 与 763 mm。在 t=3.78 ms 时，二者分别为 1757 mm 与 1780 mm，相对误差仅为 1.3%。至充分扩散阶段 t=7.56 ms 时，扩散范围分别达到 3500 mm 与 3362 mm。此外，数值模拟不仅准确展现了云团主体的横向扩展规律，还复现了顶

录用稿件，非最终出版稿

部与侧向颗粒在剪切作用下形成的类似羽翼状的喷溅形态，验证了本数值模型在预测粉体爆炸释放动力学行为的准确性。

在此基础上，进一步分析爆炸释放过程中压力场的演化特征。由图 11 中不同时刻压力云图可知，随着时间的推移，压力场主要集中于爆炸作用区域及颗粒前沿，并随传播距离增加迅速衰减，局部区域压力梯度明显，反映了爆炸产物驱动颗粒向外输运的力学过程。

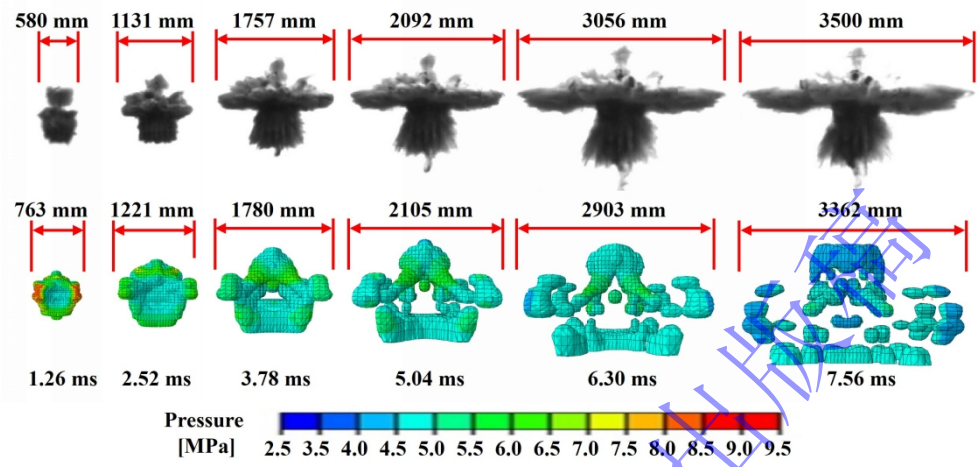


图 11. 压力云图

Fig. 11. Pressure contour

3.4 爆炸释放特性分析

为进一步探究防暴弹爆炸释放过程中刺激剂粉体的动态响应特性及其关键影响因素，本研究在已验证数值模型的基础上，开展系列参数分析。考虑到弹体爆炸释放效能受爆管起爆传爆能力、壳体束强度及装药填充比例等因素的影响，有必要系统研究上述参数对壳体内压演化、粉体抛撒速度及装药密度变化等释放特性指标的规律。为此，分别改变爆管厚度（1 mm、2 mm、3 mm、4 mm）、壳体厚度（2 mm、3 mm、4 mm、5 mm）和装剂量（30%、50%、70%、100%），开展参数化数值分析，工况设置见表 6。

表 6. 参数化数值分析工况表

Table 6. Parameterized numerical analysis working condition table

Number	Conditions	Tube thickness W (mm)	Shell thickness H (mm)	Charge mass M (%)	Peak pressure (MPa)	velocity (m/s)	Diameter (m)
1	W1-H3-M100%	1	3	100	12.2	2010	4.0
2	W2-H3-M100%	2	3	100	9.0	1900	3.6
3	W3-H3-M100%	3	3	100	4.1	1460	3.5
4	W4-H3-M100%	4	3	100	4.0	1340	3.5
5	W2-H2-M100%	2	2	100	9.1	2080	5.0

最终录用，非最终出版稿

6	W2-H4-M100%	2	4	100	8.1	1210	2.8
7	W2-H5-M100%	2	5	100	7.9	950	2.2
8	W2-H3-M70%	2	3	70	8.3	1140	3.0
9	W2-H3-M50%	2	3	50	8.0	400	1.5
10	W2-H3-M30%	2	3	30	4.2	180	0.5

3.4.1 爆管厚度对初始云团形成的影响

图 12～图 15 给出了不同爆管厚度条件下初始云团的压力、速度和密度分布。随着爆管厚度由 1 mm 增加至 4 mm，初始云团的空间扩散尺度总体呈减小趋势，云团直径分别为 4.0、3.6、3.5 和 3.5 m，表明爆管厚度增加后，粉体爆炸产物的有效扩散范围受到一定限制。但从云图形态可以看出，不同厚度条件下云团的形成机制并非简单表现为整体尺度同步收缩，而是伴随着颗粒运动方向、局部聚集特征及速度场结构的变化。

当爆管厚度为 1 mm 时，爆炸作用后的颗粒具有较强的空间扩散能力。压力场中爆炸压力峰值为 12.2 MPa，高压区沿颗粒运动方向形成较明显的传播区域；速度场显示颗粒最大运动速度为 2010 m/s，颗粒沿径向向外扩散较为充分，整体呈现较明显的多方向运动特征。密度场中颗粒分布范围较大，中心区域与外围区域之间具有较好的连续性，形成较为完整的初始扩散云团。此时云团直径为 4.0 m，表明较薄爆管条件下，爆炸能量能够较充分地转化为颗粒的外向运动。如图 12 所示。

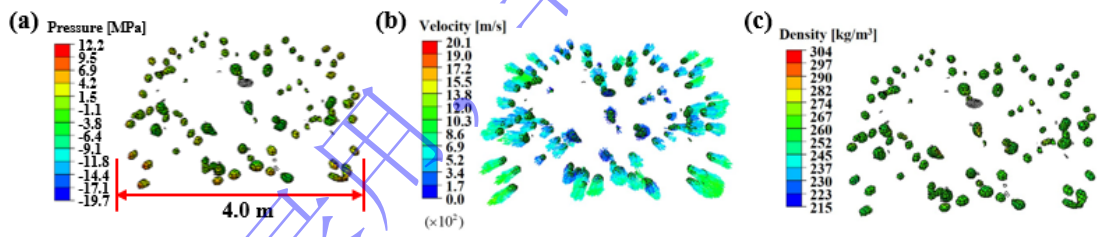


图 12. W1-H3-M100%工况模拟结果 (爆管厚度 1 mm, 壳体厚度 3 mm, 装剂量 100%): (a) 压力云图, (b) 速度云图, (c) 密度云图

Fig. 12. Simulation results under working condition W1-H3-M100% (burst tube thicknesses 1 mm, shell thicknesses 3 mm, loading dose 100%): (a) pressure contour, (b) velocity contour, (c) density contour

当爆管厚度增加至 2 mm 时，压力场、速度场和密度场均表现出明显的结构调整。爆炸压力主要集中于颗粒前沿及近场区域，峰值为 9.0 MPa；速度场中颗粒最大速度为 1900 m/s，中心区域速度较高，并逐渐向外围衰减。密度云图呈现较明显的环状分布，颗粒在中心区域附近形成一定程度的稀疏区，而外围颗粒分布相对集中。与 1 mm 工况相比，云团直径降低至 3.6 m，说明爆管厚度增加后，颗粒向远场扩散的能力有所削弱，但整体云团仍保持较好的空间完整性。如图 13 所示。

最新录用，非最终出版稿

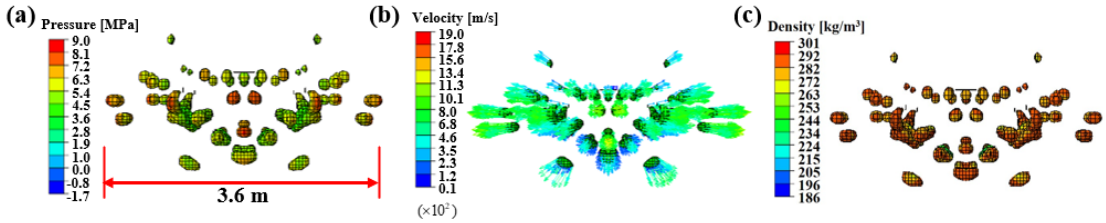


图 13. W2-H3-M100%工况模拟结果 (爆管厚度 2 mm, 壳体厚度 3 mm, 装剂量 100%): (a) 压力云图, (b) 速度云图, (c) 密度云图

Fig. 13. Simulation results under working condition W2-H3-M100% (burst tube thicknesses 2 mm, shell thicknesses 3 mm, loading dose 100%): (a) pressure contour, (b) velocity contour, (c) density contour

当爆管厚度进一步增加至 3 mm 时，云团扩散形态发生较明显的变化。压力场中的高压区域主要局限于爆炸作用区域附近，压力峰值为 4.1 MPa，远离作用区域后快速衰减。速度场中颗粒最大速度 1460 m/s，且高速区域范围明显缩小，颗粒整体运动趋于缓和；密度场则表现出更加明显的中心聚集和外围稀疏特征，云团的空间连续性进一步降低。此时云团直径为 3.5 m，较 2 mm 工况仅略有下降，说明爆管厚度达到一定程度后，对整体云团尺度的影响开始减弱。如图 14 所示。

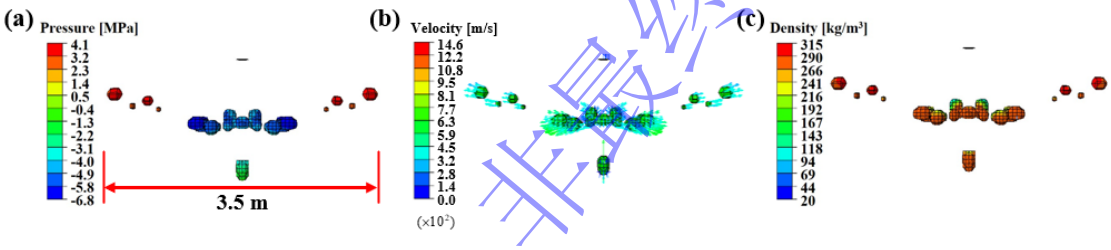


图 14. W3-H3-M100%工况模拟结果 (爆管厚度 3 mm, 壳体厚度 3 mm, 装剂量 100%): (a) 压力云图, (b) 速度云图, (c) 密度云图

Fig. 14. Simulation results under working condition W3-H3-M100% (burst tube thicknesses 3 mm, shell thicknesses 3 mm, loading dose 100%): (a) pressure contour, (b) velocity contour, (c) density contour

当爆管厚度增加至 4 mm 时，压力场进一步表现出明显的局部化特征，爆炸压力峰值为 4.0 MPa，高压区主要集中于颗粒及其近场区域，远场压力迅速衰减。速度场中局部颗粒最大速度可达到 1340 m/s，但高速区域高度集中，并未形成大范围连续的高速扩散区；密度场同样显示颗粒主要集中于中心及近场区域，外围颗粒数量明显减少。由此可见，虽然该工况存在较高的局部速度峰值，但云团直径仍为 3.5 m，说明局部颗粒高速运动并未转化为整体云团扩散范围的同步增加。如图 15 所示。

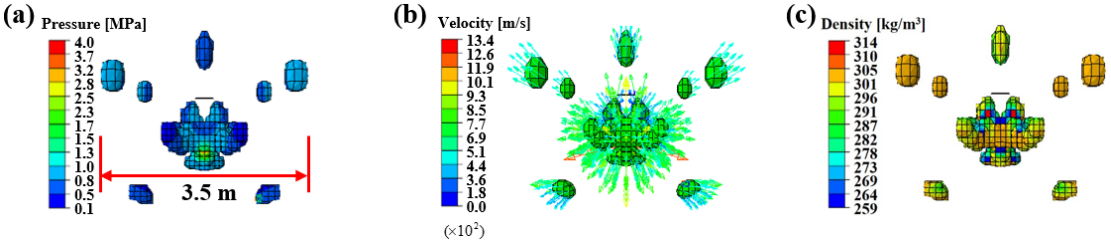


图 15. W4-H3-M100%工况模拟结果 (爆管厚度 4 mm, 壳体厚度 3 mm, 装剂量 100%): (a) 压力云图, (b) 速度云图, (c) 密度云图

录用稿件，非最终出版稿

Fig. 15. Simulation results under working condition W4-H3-M100% (burst tube thicknesses 4 mm, shell thicknesses 3 mm, loading dose 100%): (a) pressure contour, (b) velocity contour, (c) density contour

图 16 给出了不同爆管厚度下云团直径的对比。可以发现随着爆管厚度由 1 mm 增加至 4 mm，云团直径由 4.0 m 降低至 3.5 m，总体呈下降趋势，其中 1～2 mm 阶段下降较为明显，而 2～4 mm 阶段变化趋于平缓。这表明爆管厚度对初始云团空间尺度的影响具有明显的阶段性。较薄爆管条件下，结构束较弱，爆炸能量能够较充分地驱动粉体向外围扩散；随着爆管厚度增加，结构束增强，部分能量更多地用于爆管破坏及近场颗粒运动，使远场颗粒输运受到限制。当厚度达到 3 mm 以上后，云团直径基本稳定在 3.5 m 左右，说明继续增加爆管厚度对整体扩散尺度的影响有限。

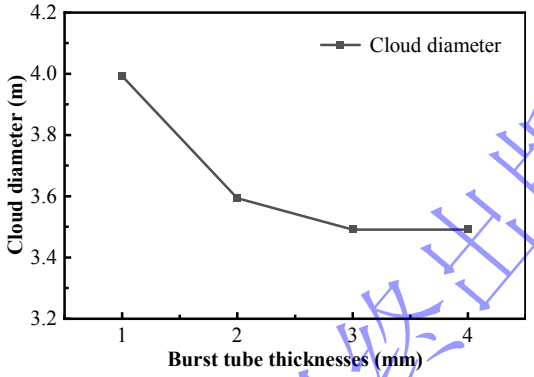


图 16. 不同爆管厚度下云团直径

Fig. 16. Cloud diameter under different burst tube thicknesses

3.4.2 壳体厚度对初始云团形成的影响

图 17～图 19 展示了不同壳体厚度下初始云团的形成过程。与爆管厚度相比，壳体厚度对云团空间扩散尺度的影响更加显著。随着壳体厚度由 2 mm 增加至 5 mm，云团直径由 5.0 m 依次降低至 3.6 m、2.8 m 和 2.2 m，呈持续下降趋势，说明壳体对爆炸产物的束作用是控制初始云团扩散范围的重要因素。

在壳体厚度为 2 mm 时，壳体约束相对较弱，爆炸作用形成的颗粒能够较充分地向外围运动。压力场在作用区域及颗粒前沿形成较宽的高压带，最大压力为 9.1 MPa；速度场具有较大的空间覆盖范围，颗粒沿径向向外输运较为明显，最大速度为 2080 m/s。密度场显示颗粒分布较为连续，中心区域与外围之间具有较好的过渡，形成相对完整的扩散云团。如图 17 所示。

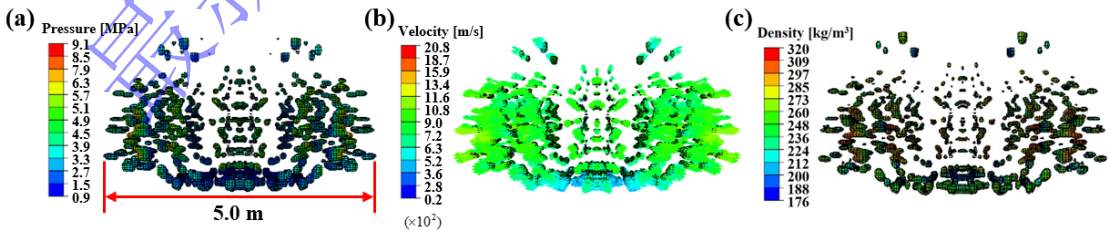


图 17. W2-H2-M100%工况模拟结果 (爆管厚度 2 mm, 壳体厚度 2 mm, 装剂量 100%): (a) 压力云图, (b) 速度云图, (c) 密度云图

Fig. 17. Simulation results under working condition W2-H2-M100% (burst tube thicknesses 2 mm, shell thicknesses 2 mm, loading dose 100%): (a) pressure contour, (b) velocity contour, (c) density contour

录用稿件，非最终出版稿

当壳体厚度增加至 4 mm 后，云团结构发生明显变化。压力峰值为 8.1 MPa，但高压区主要局限于壳体内部及其邻近区域，向外传播的压力迅速衰减。与此同时，速度场出现较明显的集中化特征，局部颗粒最大速度可达到 1210 m/s，但高速区范围较小，颗粒总的扩散范围反而明显收缩。密度云图中中心区域的颗粒聚集更加突出，外围颗粒数量减少，表明较厚壳体使爆炸能量更多地消耗于壳体破碎及近场颗粒运动，削弱了能量向远场的有效传递。如图 18 所示。

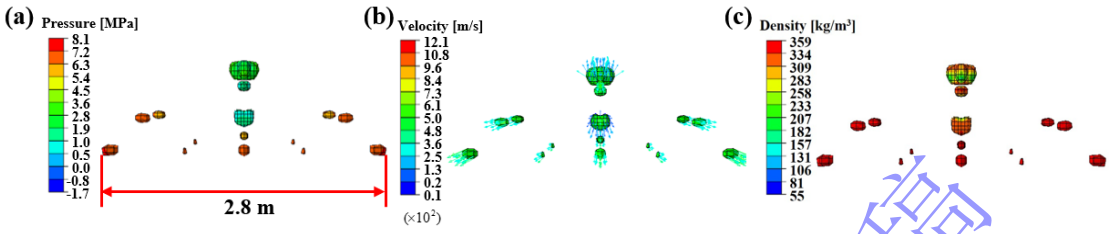


图 18. W2-H4-M100%工况模拟结果 (爆管厚度 2 mm, 壳体厚度 4 mm, 装剂量 100%): (a) 压力云图, (b) 速度云图, (c) 密度云图

Fig. 18. Simulation results under working condition W2-H4-M100% (burst tube thicknesses 2 mm, shell thicknesses 4 mm, loading dose 100%): (a) pressure contour, (b) velocity contour, (c) density contour

当壳体厚度进一步增加至 5 mm 时，云团扩散受到明显的限制。虽然局部颗粒最大速度仍可达到 950 m/s，但压力场已经高度局部化，仅在少数区域形成明显高压点；速度场主要集中于中心及近场区域，远场几乎不存在有效扩散。密度场表现为中心高密度聚集与外围少量离散颗粒，云团完整性明显降低。由此可见，该工况下能量未有效转化为大范围颗粒输运，体现出局部高速，而整体受限特征。如图 19 所示。

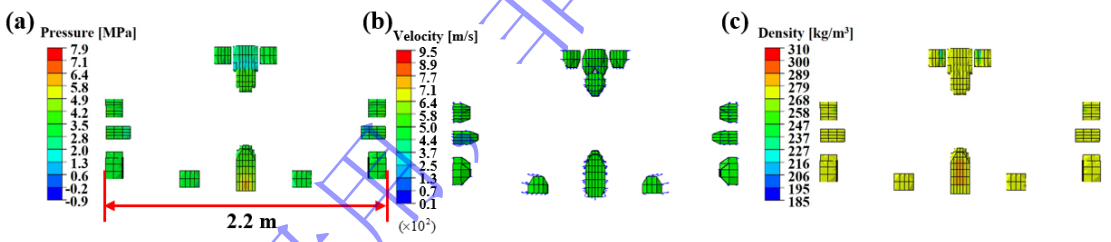


图 19. W2-H5-M100%工况模拟结果 (爆管厚度 2 mm, 壳体厚度 5 mm, 装剂量 100%): (a) 压力云图, (b) 速度云图, (c) 密度云图

Fig. 19. Simulation results under working condition W2-H5-M100% (burst tube thicknesses 2 mm, shell thicknesses 5 mm, loading dose 100%): (a) pressure contour, (b) velocity contour, (c) density contour

图 20 给出了不同壳体厚度下云团直径，壳体厚度增加显著强化了对爆炸产物的束和阻滞作用，使颗粒运动逐渐由大范围扩散转变为近场聚集。与爆管厚度相比，壳体厚度对云团直径的影响更为明显，壳体厚度从 2 mm 增加至 5 mm 时，云团直径从 5.0 m 降低至 2.2 m，说明壳体结构是影响初始云团空间扩展的重要因素。

录用稿件，非最终出版稿

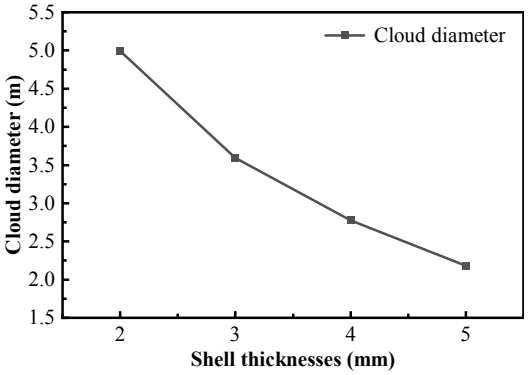


图 20. 不同壳体厚度下云团直径

Fig. 20. Cloud diameter under different shell thicknesses

3.4.3 装剂量对初始云团形成的影响

图 21～图 24 给出了装药量分别为 70%、50%和 30%时的初始云团特征。与前述两类结构参数不同，装药量主要通过改变爆炸过程中可释放能量及参与运动的粉体质量，直接控制初始云团的形成强度和扩散规模。

当装药量为 70%时，爆炸作用能够形成较为完整的初始云团。压力场的峰值为 8.3 MPa，高压区域覆盖范围较大，并在多个方向形成明显的压力传播通道。速度场表现出较好的径向扩散特征，颗粒最大速度为 1140 m/s；密度场则呈现较完整的外围扩散结构，中心高密度区域与外部颗粒之间具有较连续的过渡，说明该工况下爆炸能量能够较充分地驱动粉体向外围运动。如图 21 所示。

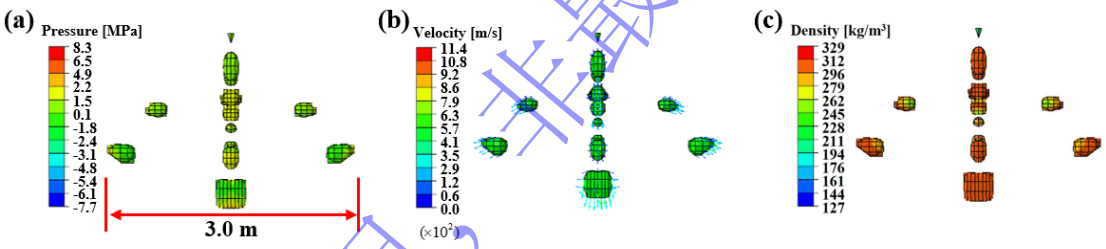


图 21. W2-H3-M70%工况模拟结果 (爆管厚度 2 mm, 壳体厚度 3 mm, 装剂量 70%): (a) 压力云图, (b) 速度云图, (c) 密度云图

Fig. 21. Simulation results under working condition W2-H3-M70% (burst tube thicknesses 2 mm, shell thicknesses 3 mm, loading dose 70%): (a) pressure contour, (b) velocity contour, (c) density contour

当装药量降低至 50%时，爆炸作用明显减弱。压力峰值下降至 8.0 MPa，高压区域收缩，远场压力传播能力降低。速度场中的最大颗粒速度为 400 m/s，高速区域面积明显减小，颗粒运动逐渐集中于近场。与此同时，密度场的外围颗粒数量减少，云团由相对连续的扩散结构转变为局部聚集与离散颗粒共存的形态，表明剩余能量已不足以维持大范围的持续输运。如图 22 所示。

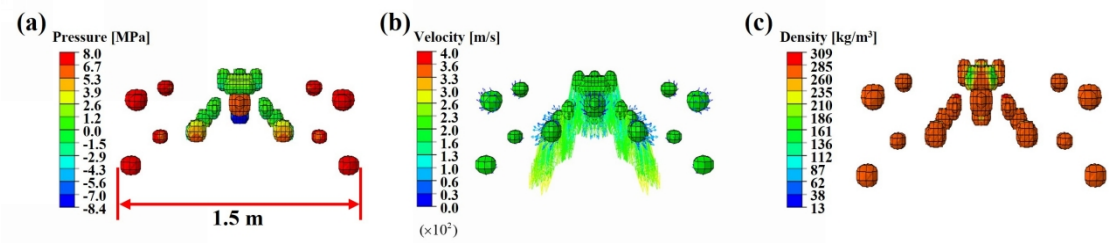


图 22. W2-H3-M50%工况模拟结果 (爆管厚度 2 mm, 壳体厚度 3 mm, 装剂量 50%):

最新录用，非最终出版稿

(a) 压力云图, (b) 速度云图, (c) 密度云图

Fig. 22. Simulation results under working condition W2-H3-M50% (burst tube thicknesses 2 mm, shell thicknesses 3 mm, loading dose 50%): (a) pressure contour, (b) velocity contour, (c) density contour

当装药量进一步降低至 30%时，云团形成受到明显抑制。爆炸压力峰值仅 4.2 MPa，压力场主要局限于中心附近，未形成明显的远场传播区域；最大颗粒速度为 180 m/s，速度场覆盖范围较小，外围颗粒运动十分有限。密度场则表现为中心区域颗粒聚集、外围少量离散颗粒分布，尚未形成稳定且连续的扩散云团。因此，该工况下爆炸能量主要用于驱动近场颗粒运动，难以形成有效的远场扩散。如图 23 所示。

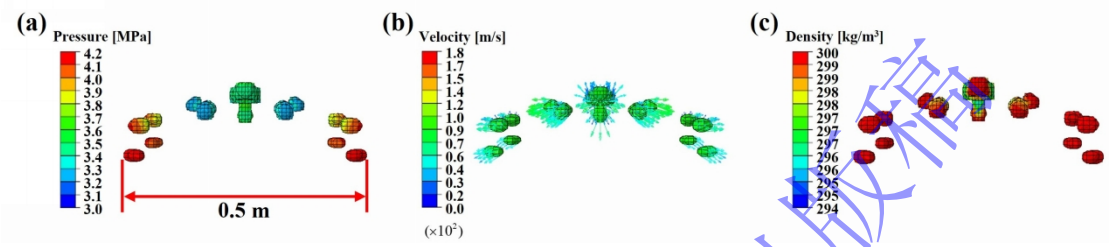


图 23. W2-H3-M30%工况模拟结果 (爆管厚度 2 mm, 壳体厚度 3 mm, 装剂量 30%): (a) 压力云图, (b) 速度云图, (c) 密度云图

Fig. 23. Simulation results under working condition W2-H3-M30% (burst tube thicknesses 2 mm, shell thicknesses 3 mm, loading dose 30%): (a) pressure contour, (b) velocity contour, (c) density contour

图 24 给出了不同装剂量下云团直径变化，装药量降低会同时削弱压力传播、颗粒运动速度和空间扩散能力，并使云团逐渐由连续扩散型向局部聚集型转变。尤其当装药量由 50%进一步降低至 30%时，云团直径由 1.5 m 骤降至 0.5 m，表明在低装药条件下，系统存在较明显的扩散能力衰减。相比之下，提高装药量能够显著扩大初始云团形成范围，是增强粉体爆炸后颗粒空间扩散能力的主要因素。

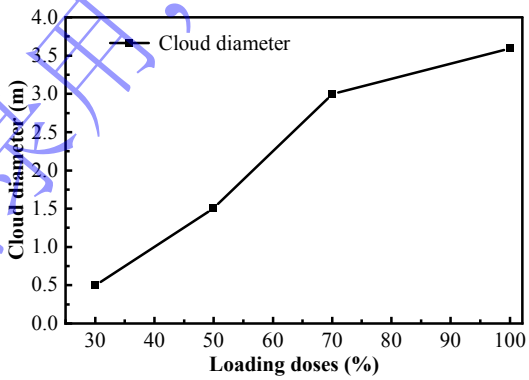


图 24. 不同装剂量下云团直径

Fig. 24. Cloud diameter under different loading doses

4 结　论

本文通过爆炸释放试验与 SHPB 试验，获取了粉体爆炸近场压力及颗粒扩散特征和动态力学响应数据，据此建立了能够描述粉体在爆炸冲击下变形与破碎行为的本构方程，并构建了相应的有限元模型。通过数值模拟分析了爆管厚度、壳体厚度和装药量对初始云团压力场、速度场及密度分布的影响规律。主要结论如下：

（1）防暴弹爆炸释放试验表明，在爆轰作用下，粉体烟云呈现出明显的阶段性演化特

最新录用，非最终出版稿

征，云团形态由初始柱状逐渐发展为伞状，最终形成较为稳定的 T 型云团。试验过程中，烟云横向扩散宽度持续增加，至 7.56 ms 时达到 3500 mm。粉体 SHPB 试验表明，其动态压缩力学性能具有显著的应变率效应，所建立的粉体本构模型能够较好地描述其高应变率动态响应，为后续爆炸释放过程的数值模拟提供了材料模型基础。

（2）所建立的防暴弹爆炸释放有限元模型能够较好地再现粉体烟云的形成及扩散过程。数值模拟得到的烟云形态和扩散趋势与试验结果基本一致；7.56 ms 时，试验和模拟得到的烟云横向扩散宽度分别为 3500 mm 和 3362 mm，表明该数值模型能够较好地描述防暴弹爆炸后的粉体扩散过程。

（3）爆管厚度对粉体烟云扩散具有一定的抑制作用。随着爆管厚度由 1 mm 增加至 4 mm，云团直径由 4.0 m 逐渐减小至 3.5 m。其中，1~2 mm 阶段变化较为明显，而 2~4 mm 阶段变化趋于平缓。这说明爆管厚度增加后，爆炸能量向粉体远场输运的能力受到一定限制；但当爆管厚度增加到一定程度后，其对整体云团扩散范围的影响逐渐减弱。

（4）壳体厚度对粉体烟云扩散范围的影响较为显著。随着壳体厚度由 2 mm 增加至 5 mm，云团直径由 5.0 m 依次减小至 3.6 m、2.8 m 和 2.2 m，表明壳体厚度增加能够明显限制粉体向外围扩散。随着壳体厚度增加，粉体运动逐渐表现出近场聚集和局部化特征，整体有效扩散范围明显减小。

（5）装剂量对粉体烟云的形成规模和扩散范围具有明显影响。装剂量由 30%增加至 50%和 100%时，云团直径分别由 0.5 m 增加至 1.5 m 和 3.6 m，表明增加装剂量能够提高爆炸后粉体的整体扩散能力。在低装剂量条件下，粉体运动主要集中于近场区域，形成的云团范围较小且完整性较低；随着装剂量增加，烟云的空间扩散范围明显扩大。

参考文献

[1] 何晞文, 赵启凡, 夏和生, 等. 复合助流剂调控动态聚氨酯弹性体粉末流动及其选择性激光烧结 3D 打印[J]. 高分子通报, 2026, 39(6): 887-899.
HE X W, ZHAO Q F, XIA H S, et al. Regulation of dynamic polyurethane elastomer powder flowability by composite flow aids and its selective laser sintering 3D printing[J]. Polymer Bulletin, 2026, 39(6): 887-899.

[2] 王辛桐, 汪送. 防暴动能弹终点效应测试靶标研究进展[J]. 测试技术学报, 2022, 36(6): 468-478, 485.
WANG X T, WANG S. Review on targets of anti-riot kinetic energy projectiles blunt ballistic impact[J]. Journal of Test and Measurement Technology, 2022, 36(6): 468-478, 485.

[3] 李廷, 梁婷, 李江存, 等. 基于分装结构的 CS 刺激剂爆炸分散过程研究[J]. 含能材料, 2020, 28(3): 255-260.
LI T, LIANG T, LI J C, et al. Explosion dispersion process of CS irritant agent based on divided structure[J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2020, 28(3): 255-260.

[4] 关树梅, 石磊, 马晓蕾, 等. 控暴剂—辣椒油树脂刺激剂的损伤影响及治疗研究进展[J]. 武警医学, 2025, 36(3): 255-258.
GUAN S M, SHI L, MA X L, et al. Research progress on injury effects and treatment of the riot control agent oleoresin capsicum[J]. Medical Journal of the Chinese People's Armed Police Forces, 2025, 36(3): 255-258.

最新录用，非最终出版稿

[5] 王玄玉, 诸雪征, 王黎娜. 苯氯乙酮焚烧销毁机理及作业参数优化[J]. 应用化学, 2012, (8): 933-937.
WANG X Y, ZHU X Z, WANG L N. Incineration destruction mechanism and operating parameter optimization of chloroacetophenone[J]. Chinese Journal of Applied Chemistry, 2012, 29(8): 933-937.

[6] 郭三学. 小型无人机机载防暴弹设计与研究[J].火工品,2018, (4):12-14.
GUO S X. Design and research of an airborne riot control projectile for small unmanned aerial vehicles[J]. Initiators & Pyrotechnics, 2018, (4): 12-14.

[7] 郭三学. 某型 48 mm 眩晕手榴弹终点效应分析[J].兵器装备工程学报, 2019, 40(10): 67-70.
GUO S X. Terminal effect analysis of a certain 48 mm stun grenade[J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2019, 40(10): 67-70.

[8] 蒲利森, 李绪强, 徐鹏, 等. 柔性防暴弹致伤威力评估技术研究[J]. 兵工学报, 2016, 37(2): 253-259.
PU L S, LI X Q, XU P, et al. Research on injury power evaluation technology of flexible riot control projectiles[J]. Acta Armamentarii, 2016, 37(2): 253-259.

[9] 崔建廷, 王长禄, 王兆锋, 等. 改性 ABC 干粉的制备及抑爆性能分析[J].工程爆破, 2026, 32(3): 106-114.
CUI J T, WANG C L, WANG Z F, et al. Preparation of modified ABC dry powder and analysis of its explosion suppression performance[J]. Engineering Blasting, 2026, 32(3): 106-114.

[10] 孟祥豹,袁军,宋世泽民,等.金属粉体爆炸火焰发射光谱与爆炸压力耦合研究[J].安全与环境学报,2026,26(4):1266-1274.
MENG X B, YUAN J, SONG S Z M, et al. Coupling characteristics of flame emission spectra and explosion pressure of metal powders[J]. Journal of Safety and Environment, 2026, 26(4): 1266-1274.

[11] 尤萌萌,潘诗琰,申小平,等.粉末压制过程数值模拟的研究现状及展望[J].粉末冶金工业, 2017, 27(4):49-58.
YOU M M, PAN S Y, SHEN X P, et al. Current progress and prospect of numerical simulation in powder compaction[J]. Powder Metallurgy Industry, 2017, 27(4): 49-58.

[12] 张延泽, 肖凯涛, 宋伟伟, 等. 防暴弹室内爆炸释放试验及刺激剂浓度预测[J]. 爆破, 2021, 38(4): 163-172.
ZHANG Y Z, XIAO K T, SONG W W, et al. Indoor explosive dispersion test of riot control projectiles and prediction of irritant concentration[J]. Blasting, 2021, 38(4): 163-172.

[13] 王英霖, 张振岭, 陈雷, 等. 非致命防暴弹侵彻致伤效应数值模拟研究[J]. 兵器装备工程学报, 2023,(202): 142-147.
WANG Y L, ZHANG Z L, CHEN L, et al. Numerical simulation of penetration-induced injury effects of non-lethal riot control projectiles[J]. Journal of Ordnance Equipment

录用稿件，非最终出版稿

Engineering, 2023, 44(S2): 142-147.

[14] Gao G W, Tang E L, Yang G L, et al. Parameter determination and verification of ZWT viscoelastic dynamic constitutive model of Al/Ep/W material considering strain rate effect[J]. International Journal of Impact Engineering, 2024, 184: 104816.

[15] 江星, 汪送. 防暴动能弹致伤威力影响因素层次结构研究[J]. 弹箭与制导学报, 2020, 40(1): 59-64.
JIANG X, WANG S. Hierarchical structure of influencing factors for the injury power of anti-riot kinetic energy projectiles[J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2020, 40(1): 59-64.

[16] 李阳, 卜雄洙, 徐淼淼, 等. 大口径防暴弹弹带挤进过程仿真与分析[J]. 兵器装备工程学报, 2017, 38(1):59-62+68.
LI Y, BU X Z, XU M M, et al. Simulation and analysis of the rotating-band engraving process of a large-caliber anti-explosion projectile[J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2017, 38(1): 59-62, 68.

[17] 刘昊邦, 史宪铭, 华斌, 等. 基于 DoDAF 的弹药供应保障体系构建与效能评估[J]. 兵器装备工程学报, 2023,44(1):80-85+174.
LIU H B, SHI X M, HUA B, et al. Construction and effectiveness evaluation of ammunition supply support system based on DoDAF[J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2023, 44(1): 80-85, 174.

[18] 周辰祺, 徐亚栋, 邵帅超, 等.大口径火炮弹协调器定位精度可靠性分析[J].火炮发射与控制学报, 2016, 1-10.
ZHOU C Q, XU Y D, SHAO S C, et al. Reliability analysis of positioning accuracy of a large-caliber artillery shell coordinator[J/OL]. Journal of Gun Launch & Control: 1-10.

[19] 钱林方, 陈光宋, 陈军华, 等.火炮自动装填系统协调器定位精度可靠性分析[J].中国科学: 技术科学, 2023, 53(9): 1533-1544.
QIAN L F, CHEN G S, CHEN J H, et al. Analysis of positioning accuracy reliability of the coordinator in an artillery automatic loading system[J]. Scientia Sinica Technologica, 2023, 53(9): 1533-1544.

[20] Wang G, Jin Y P, Peng F F, et al. A mean stress-based method for processing data in SHPB tests[J]. International Journal of Mining Science and Technology, 2026, online.

[21] Li M, Cui J, Shi Y C, et al. Stress uniformity and dynamic mechanical properties of cubic concretes in SHPB tests[J]. Journal of Wuhan University of Technology-Mater, 2026, 41(1): 162-170.

[22] 熊宇, 王虎, 付志强, 等. 白杨木各向异性弹塑性本构模型及验证[J].包装工程, 2025, 46(21): 279-285.
XIONG Y, WANG H, FU Z Q, et al. Anisotropic elastoplastic constitutive model of poplar wood and its verification[J]. Packaging Engineering, 2025, 46(21): 279-285.

[23] 孙晓静, 付志强, 代兵,等.EPE 拉/压本构模型构建及其对仿真结果的影响[J].包装工程,

录用稿，非最终出版稿

2026, 47(1):161-168.
SUN X J, FU Z Q, DAI B, et al. Construction of EPE tension/compression constitutive model and its influence on simulation results[J]. Packaging Engineering, 2026, 47(1): 161-168.

[24] Guan Z H, Lai Z C, Qin J, et al. Mechanical properties of high-strength concrete (HSC) under projectile penetration[J]. Construction and Building Materials, 2024, 442: 137579.

[25] Guan Z H, Li Y, Lai Z C, et al. Size effect of concrete based on split Hopkinson pressure bar (SHPB) test[J]. Construction and Building Materials, 2024, 441: 137499.

[26] Huang R Y, Guan Z H, Qin J, et al. Strain rate effect of concrete based on split Hopkinson pressure bar (SHPB) test[J]. Journal of Building Engineering, 2024, 86: 108856.

[27] Wen Y B, Lai Z C, Ma J, et al. A dynamic constitutive model for high-density rigid polyurethane foam subjected to impact loading[J]. Construction and Building Materials, 2023, 387: 131642.

[28] 陈美多，黄婷婷，熊颖，等. 超低温冲击下钛合金局部化塑性失稳[J]. 爆炸与冲击，2026, 1-17.
Chen M D, Huang T T, Xiong Y, et al. Localized plastic instability of titanium alloy under cryogenic impact[J]. Explosion and Shock Waves, 2026, 1-17.

[29] 薛伟，田中旺，王晓霞，等. 基于 SHPB 试验的高应变率下单晶硅动态力学特性研究[J]. 兵器装备工程学报，2025, 46 (12): 118-123.
Xue W, Tian Z W, Wang X X, et al. Research on dynamic mechanical properties of monocrystalline silicon at high strain rates based on SHPB tests[J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2025, 46(12): 118-123.

[30] 杨荣周，王林兵，陈佩圆. SHPB 高低能冲击劈裂下钢纤维混凝土圆盘动态力学特征及损伤断裂机理[J]. 振动与冲击, 2025, 44 (20): 231-243+294.
Yang R Z, Wang L B, Chen P Y, et al. Dynamic mechanical characteristics and damage fracture mechanism of steel fiber concrete discs under SHPB high and low energy impact splitting[J]. Journal of Vibration and Shock, 2025, 44(20): 231-243.

[31] 平琦，徐一杰，李向阳. 裂隙砂岩动静组合 SHPB 力学性能试验研究[J]. 地下空间与工程学报，2025, 21 (04): 1194-1201.
Ping Q, Xu Y J, Li X Y, et al. Dynamic and static combined SHPB experimental study on the mechanical properties of fractured sandstone[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2025, 21(4): 1194-1201.

录用录用，非最终出版稿

Application of a Strain Rate Dependent Constitutive Model for Granular Materials to the Study of Blast-Induced Release of Riot Control Agents

CHI Hui[1], CHEN Junjie[2], LI Zhenshuo[2], JIANG jiawei[2], MENG Yong[1]*, HUANG Ruiyuan[2]

(1. State Key Laboratory of Chemistry for NBC Hazards Protection, Beijing 102205, China;
2. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350108, Fujian, China）

最新录用，非最终出版稿

Abstract: Anti-riot ammunition is an important component of non-lethal weapon systems, and its operational effectiveness is closely related to the explosive dispersal behavior of the internal irritant powder. To accurately describe the mechanical response characteristics of powder media under explosive impact, this paper focuses on the construction of a dynamic constitutive model for powder and its application in the simulation of explosive release. First, a full-scale explosive release test of anti-riot ammunition was conducted to obtain the basic laws of powder dispersal and cloud formation, providing experimental evidence for subsequent constitutive model validation. Second, impact compression tests on typical powder materials at different strain rates were carried out using a split Hopkinson pressure bar (SHPB) apparatus to obtain stress-strain data, and a dynamic constitutive equation suitable for high strain rate conditions was established through fitting. Subsequently, the constitutive model was embedded into a finite element simulation platform, and a multi-medium numerical model containing powder, air, explosive, and shell material was established. The model was validated against the explosive release test, and the results showed that the simulated cloud diffusion range and shell fracture morphology were in good agreement with the experimental results. On this basis, the effects of key parameters including the detonation tube thickness, shell thickness, and charge mass were analyzed. Using pressure, velocity, and density as indicators, the influence laws of these factors on the explosive release characteristics were investigated. The results indicate that the constructed powder constitutive model can effectively characterize the mechanical behavior of powder under explosive loading, and the parametric analysis reveals that the detonation tube thickness, shell thickness, and charge mass have significant effects on powder dispersal efficiency. This study can provide theoretical basis and data support for the structural optimization design and operational effectiveness evaluation of anti-riot ammunition.

Keywords: riot control projectile; dynamic constitutive model; split Hopkinson pressure bar (SHPB); explosive release