

文章编号:1006-9941(2025)10-1155-10

炸药造型粉双向动态压制过程的数值模拟

骆 劲,汤林静,焦旭英,李逸凡,贾宪振

(西安近代化学研究所, 陕西 西安 710065)

摘 要: 为了研究炸药造型粉在双向压制成型过程中的变形行为、药柱的压力和密度分布规律,运用 ANSYS APDL 参数化设计语言建立了一个考虑造型粉粒径分布的随机填充模型,并基于连续介质力学的有限元方法,仿真计算了造型粉双向动态压制成型的过程。结果表明:该模型对造型粉双向压制过程模拟效果良好,各比压下试验和仿真结果最大误差仅为 2.044%。双向压制的致密度高于单向压制,且低压区提升更显著。药柱轴向压力、密度分布为两端大、中间小,径向分布为两侧小、中间大;径向压力差值 ≤ 6 MPa,轴向 66% 差值 > 6 MPa(最大 26.8 MPa),可见径向密度分布影响较小。压制中造型粉主要沿轴向变形,造型粉转动且由规则形状变为不规则,与冲头和模具接触部分平整,造型粉间基本无空隙。

关键词: 造型粉;随机填充;双向压制;压力分布;数值模拟

中图分类号: TJ55;O64

文献标志码: A

DOI: 10.11943/CJEM2025164

0 引言

造型粉双向压制成型是炸药装药成型中至关重要的工艺,其成型质量对炸药元件的质量及爆轰性能有着直接的关键影响。与单向压制工艺存在显著差异,双向压药是冲头从模具两端同时施加压力而使造型粉成型的过程,这种独特的设计能够有效减少药柱在压制过程中的密度不均匀性,避免单向压制导致的密度分布不均问题。因此,深入探究造型粉双向动态压制成型过程的内在机制,对于提升炸药元件的性能稳定性有着重要的研究意义。

在研究方法方面,针对造型粉压制成型过程的探究,经历了从单一实验表征到实验与数值模拟相结合的发展历程。早期,研究人员主要借助实验以及表征手段来开展相关研究^[1-4]。这些实验研究通过对压制过程中的各项参数进行测量和分析,为初步了解造型粉压制成型的规律提供了基础数据,但受限于现有研

究框架,其成果仍停留在现象观察层面,暂无法对成型质量进行有效的预判与评估。

近年来,随着粉末压制成型数字化的发展,数值模拟方法逐渐融入到造型粉压制成型的研究中,形成了实验表征与数值模拟相结合的研究模式。刘群等^[5]将炸药颗粒视为直径相同、排列规律的球形颗粒,分析了压制过程炸药颗粒的变形和温度变化。该研究虽简化了颗粒模型,但忽略了颗粒实际存在的粒径差异和不规则排列。张涛等^[6]运用有限元软件 MSC.Marc,基于更新拉格朗日方法的热-力耦合法对聚合物粘结炸药(PBX)粉末温压成型过程进行了数值模拟,不过未设计双向压制场景。曹兴等^[7]将炸药粉末视为连续体,运用 MSC.Marc 建立了粉末压制模型,分析了炸药粉末的相对密度演化规律,该模型未能体现双向压制过程的特性及相互作用。

国际上的相关研究也取得了一定进展。HU 等^[8]采用原位扫描试验获得造型粉三维形貌信息,建立了基于离散元法的炸药颗粒模型,分析了压制过程颗粒的结构演变,但该方法存在对颗粒变形考虑不足^[9-11],且无法体现双向压制过程中的颗粒变形过程。Khoei 等^[12-13]在 2006 年提出了一种基于扩展有限元法(X-FEM)的考虑摩擦接触的粉末压实的塑性计算方法,在 2012 年对粉末压制工艺基于简单的接触算法提

收稿日期: 2025-07-22; 修回日期: 2025-08-13

网络出版日期: 2025-09-28

作者简介: 骆劲(2000-),男,硕士研究生,主要从事装药工艺仿真研究。e-mail: 15793592612@163.com

通信联系人: 贾宪振(1982-),男,研究员,主要从事混合炸药性能评估研究。e-mail: jiaxz1027@163.com

引用本文: 骆劲,汤林静,焦旭英,等. 炸药造型粉双向动态压制过程的数值模拟[J]. 含能材料, 2025, 33(10):1155-1164.

LUO Jin, TANG Lin-jing, JIAO Xu-ying, et al. Numerical Simulation of the Bidirectional Dynamic Compression Process of Explosive Powder[J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao), 2025, 33(10):1155-1164.

出,以评估动态粉末模压中最终密度的分布,但其接触算法的简单化可能影响成型密度评估的准确性,且研究场景仍以单向压制为主。Yeager等^[14]建立了PBX炸药压缩过程中的原位成像损伤模型,研究了不同黏结剂刚度对粘结剂流动和界面脱粘的影响规律,但未涉及粒径分布和随机填充特性对密度分布的影响,更未延伸至双向压制场景的分析。

综合可见,现有研究在双向压制场景的针对性研究上仍存在明显空白:普遍聚焦单向压制工艺,对双向压制这一关键工艺研究近乎空白;且缺乏对双向动态压制过程中“压力传递-造型粉接触-密度分布”关联机制的深入解析。

针对现有不足,本研究以JH-15造型粉为对象,开发炸药造型粉双向动态压制新模型,综合考量造型粉粒径分布与接触作用,构建具随机填充特性的有限元模型。结合ANSYS APDL参数化设计与LS-DYNA软件,实现造型粉的双向动态压制过程仿真,可精准计算成型密度、压力分布及造型粉变形。验证模型合理性,为预估双向压制药柱密度及分布提供理论基础,支撑工艺参数预测,助力提升炸药造型粉双向压制工艺数字化水平。

1 造型粉双向压制成型有限元模型建立

1.1 建模方法

考虑到实际造型粉粒径范围(0.1~2 mm)与成型药柱尺寸(几十毫米到上百毫米)存在显著尺度差异,若直接构建三维随机填充模型,大量的网格会导致计算资源过度消耗。结合模具-冲头的结构特性,将其简化为二维平面应变问题。在保证计算精度的同时,大幅度提升模拟效率,基于ANSYS APDL建模平台,建立约束条件如下:

1) 几何简化:三维类球形造型粉在二维平面中采用圆形表征;

2) 材料特性:将造型粉视为弹塑性材料,其中主体组分RDX晶体呈弹性响应,粘结剂属于粘性材料,发挥粘结作用,蜡质组分主导塑性变形行为。

3) 力学约束:压制过程中造型粉不发生破碎现象。

4) 无重力约束:压制过程中,造型粉会随着冲头的移动首先发生移动与转动,从而发生接触行为,由于重力仅能加速重排过程,且其作用力远远小于冲头压力,这里可不考虑重力作用引起的自由堆积。

根据实际造型粉的粒径分布特征($D_{50}=0.45$ mm, 粒径随机分布于0.1~2 mm),造型粉在指定的范围内随机填充,填充范围为20 mm × 40 mm平面域。运用ANSYS APDL进行随机填充,建模过程严格遵循:

- 1) 非重叠准则:确保造型粉空间分布的合理性;
- 2) 密度控制:填充度(松装密度/理论密度)达到0.46时终止填充;
- 3) 网格优化:均采用四边形结构化网格提升计算收敛性。

得到具有随机分布特点的造型粉填充模型,如图1所示。

根据随机堆积模型,建立造型粉单向模压计算模型,如图2所示。模型由冲头、模具和JH-15炸药造型粉组成,其中冲头向下运动,冲头和模具均为钢质材料。

根据图1所示的随机堆积模型和图2的单向压制模型,并结合上下两冲头和模具,最终建立如图3所示的双向压制模型。

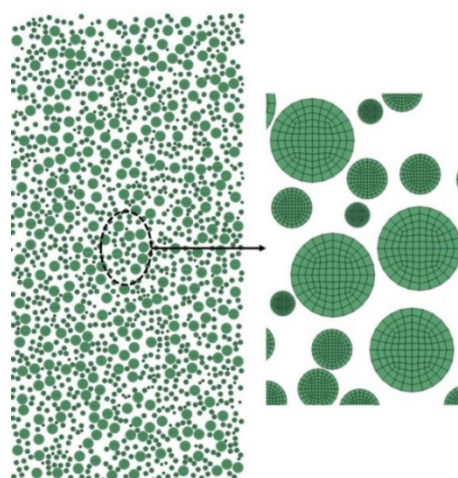


图1 随机堆积模型

Fig.1 Random stacking model

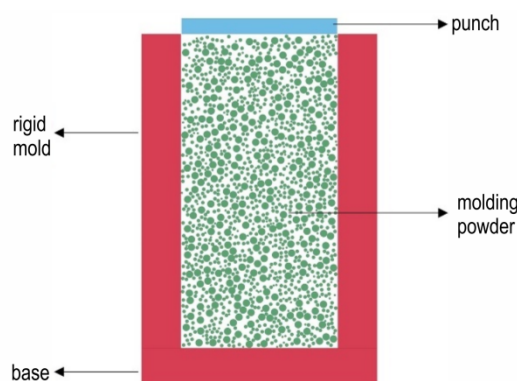


图2 单向压制模型示意图

Fig.2 Sketch map of single-direction compression model

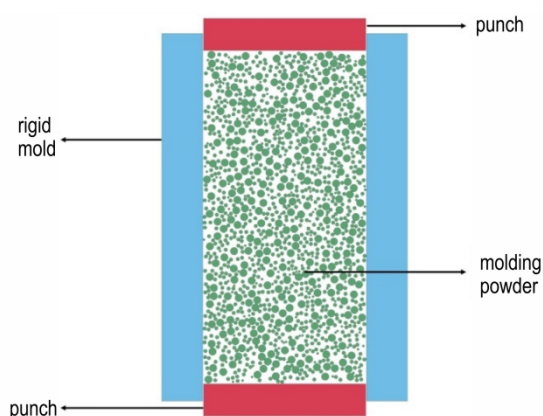


图3 双向压制模型示意图

Fig.3 Sketch map of bidirection compression model

1.2 仿真参数

本研究不考虑压制过程中的热力学变化,只探究造型粉的弹塑性变形过程。造型粉和冲头、模具的作用是在高应变率下的动态响应,采用结合各向同性硬化和随动硬化特性的PLASTIC_KINEMATIC^[15]本构模型,其动态屈服应力可表示为:

$$\sigma_y = \left(\sigma_0 + \beta E_p \varepsilon_p^{\text{eff}} \right) \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \right] \quad (1)$$

式中, σ_y 是动态屈服应力, MPa; σ_0 是初始屈服应力, MPa; $\dot{\varepsilon}$ 是应变率, s^{-1} ; $\varepsilon_p^{\text{eff}}$ 是有效塑性应变; β 是硬化参数(控制各向同性硬化和随动硬化的比例); E_p 是塑性硬化模量, MPa; C 和 P 是应变率参数(若不考虑应变率效应,仿真软件输入参数时默认为0)。

在本研究的数值模拟中,针对造型粉在双向动态压制成型过程的应力应变关系,采用了线性体积模量进行描述。未采用状态方程的原因在于,状态方程更适用于高压极端条件下(通常压力远高于300 MPa)材料的热力学行为描述,而本研究中的压力范围尚未达到需要考虑状态方程中热力学耦合作用的程度。

冲头和模具均为钢质材料,造型粉的材料参数(弹性模量、泊松比和屈服强度)通过静态拉伸法测得,其主要材料参数如表1所示。

表1 主要材料参数^[15]Table 1 Main material parameters^[15]

parameters	density / $\text{Kg} \cdot \text{m}^{-3}$	Young's modulus / GPa	Poisson's ratio	yield stress / MPa
molding powder	1771	10	0.3	5
steel	7800	210	0.3	500

在造型粉双向动态压制模拟中,系统包含三类接触界面:上下冲头-造型粉、造型粉-造型粉和造型粉-模具。为抑制网格畸变并降低沙漏效应,采用罚函数接触算法^[15],以处理造型粉接触时的穿透问题。

其中,造型粉与冲头和模具发生接触时,因为接触面与目标面的选择在这个体系中是任意的,可采用LS-DYNA接触类型中完全对称的面面接触;造型粉之间的接触,需要考虑造型粉之间的自接触情形,采用LS-DYNA接触类型中的单面接触。其面面接触中的摩擦系数设置为0.5;单面接触的摩擦系数设为0.4。

根据系统各组件的运动特征设置约束,模具为固定约束面,模具:XY双向约束,上下冲头为加压力: X方向约束,保留Y方向运动;造型粉:造型粉在模具中运动且与冲头、模具发生接触,自由接触无约束。

加载曲线基于试验数据确定:当药柱密度(ρ_M)达到 $1.720 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$ 时所对应的高度($H_M = 18.5 \text{ mm}$)定义冲头的位移载荷,其冲头的运动为匀速运动($0.5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$)。

2 模型验证

2.1 单向模压压力-密度曲线验证分析

2.1.1 仿真结果分析

根据初始密度和压制前后药柱的高度,可以计算出成型药柱的密度,由压制前后质量守恒式:

$$\rho_0 \frac{\pi D^2}{4} H_0 = \rho_1 \frac{\pi D^2}{4} H_1 \quad (2)$$

得到压制后的密度关系式:

$$\rho_1 = \frac{\rho_0 H_0}{H_1} \quad (3)$$

式中, $\rho_0 H_0$ 已知, D 为药柱直径, cm, H_1 为压制后的药柱高度, cm, 可由冲头的位移数据得到,进一步可以由上式计算出压制过程中的药柱密度变化。为得到动态压制过程中的冲头压力变化,可选取靠近冲头等间隔的点作为取样点(3个取样点的间距为8 mm),如图4所示。

药柱各个点所对应的压力变化并不相同,靠近冲头的部分压力较大,选取图4得到三个点的平均压力作为x轴,装药密度为y轴,绘制出造型粉单向压制下的压力-密度曲线图,如图5所示。可以看出,药柱密度在低压力段(0~100 MPa)时药柱密度呈快速增长趋势,当压力超过100 MPa后,随着压力增大,密度增长速率减缓,整体呈现“先快后缓”的变化特征。

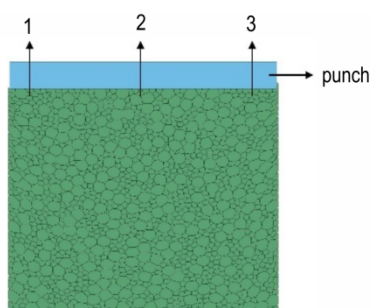


图4 一次取样点

Fig.4 First sampling points

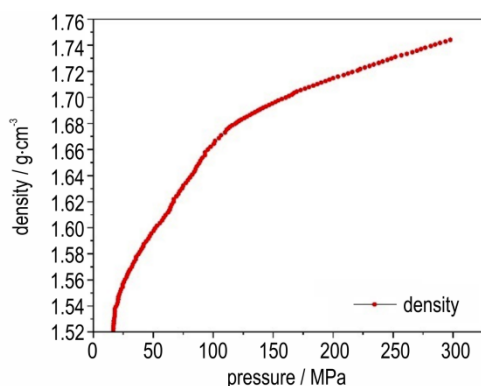


图5 单向压制模拟的压力-密度曲线

Fig.5 Pressure-density curve of single-direction compression simulation

2.1.2 压力-密度曲线测定试验

在常温下进行压制, 设置压机比压为 50, 100, 150, 200, 250, 300 MPa, 在上述比压条件下压制直径为 $\varphi 20$ mm, 装药质量为 10 g 的药柱。每种比压条件下保证同批 3 个有效试样并测量试样密度。

将每个比压下制备的试样的 3 发有效密度取平均值, 记为 $\bar{\rho}_i$:

$$\bar{\rho}_i = \frac{\bar{\rho}_{i1} + \bar{\rho}_{i2} + \bar{\rho}_{i3}}{3} \quad (4)$$

式中, $\bar{\rho}_i$ 在第 i 种比压下的平均密度, $\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$ 。

测得各比压条件下的装药密度如图 6 所示。

处理模拟结果所得的压力-密度曲线, 可得 JH-15 炸药造型粉在试验和模拟条件下各压力所对应的密度值, 如图 7 所示。其各比压下所对应密度值的相对误差如表 2 所示。

由图 7 和表 2 可以看出, 在造型粉动态压制过程中, 当压力增大时, 造型粉会发生应变硬化现象^[16-17]以及局部剪切破坏^[18], 此类现象越明显, 密度变化就会越缓慢, 这里的模型并没有考虑到这一点, 因此压力增大时密度的模拟值较试验值增长较大, 误差也随之增大。该模型对于造型粉压制过程的压力-密度曲线模拟效果

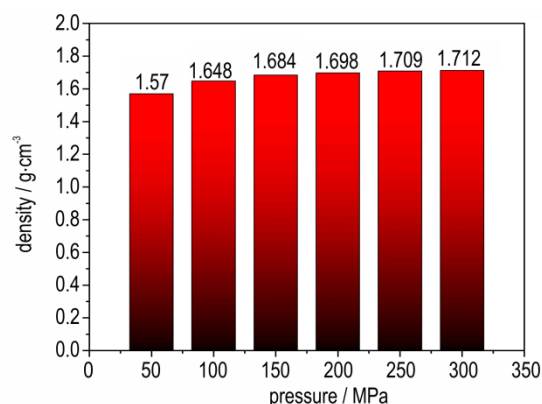


图6 各比压对应的装药密度

Fig.6 Charge density corresponding to each pressure

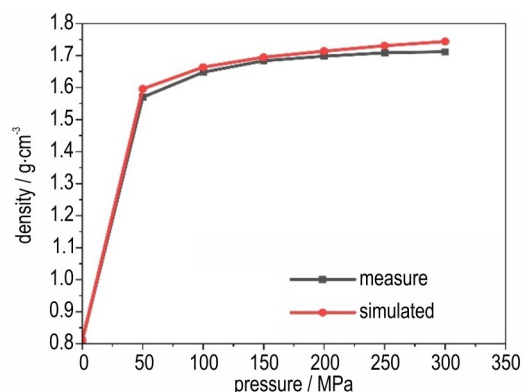


图7 试验和模拟条件下各压力所对应的密度值

Fig.7 Density values corresponding to each pressure under experimental and simulated conditions

表2 各比压对应密度的相对误差

Table 2 Relative error of density corresponding to each pressure

pressure / MPa	50	100	150	200	250	300
error / %	1.656	0.971	0.653	0.942	1.287	2.044

良好, 各比压下试验和模拟条件下的密度值最大相对误差仅为 2.044%; 在 150 MPa 时误差最小, 仅为 0.534%, 推测误差的原因可能是未考虑造型粉破碎现象。

2.2 单向模压下压力分布验证分析

选取靠近冲头和靠近底座的部分, 具体分析整个药柱的压力分布情况, 上下选取等间隔的 3 个点作为取样点 (3 个取样点的间距为 8 mm), 如图 8 所示。

以冲头的位移作为 X 轴, 图 8 中各取样点压力分布如图 9 所示。

由图 9 分析发现, 靠近冲头端的压力分布为: 两边压力大于中心部压力, 且两边压力分布情况基本类似。药柱成型依赖于造型粉在压力作用下的位移和变形; 压力越高, 造型粉之间的空隙被压缩得更充分, 单位体

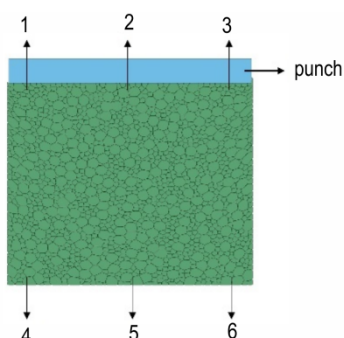


图8 二次取样点

Fig.8 Secondary sampling points

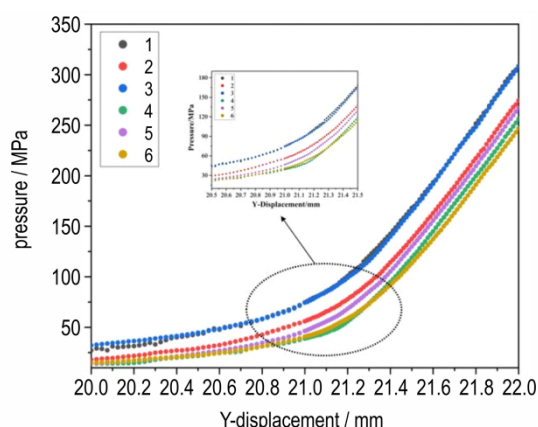


图9 靠近冲头与底座部分压力分布

Fig.9 Pressure distribution near the punch and base

积内的造型粉质量自然越高。这就可以得到结论:靠近冲头端药柱的密度分布为:边部密度大于中心部密度。这是由于冲头受力向下运动时,轴心处造型粉向下运动所受阻力较小;而边部造型粉由于与模壁发生摩擦,向下运动时所受阻力较大,即边部造型粉所受压力较大,所以边部密度大于中心密度。

靠近底座端的压力分布为:中心部压力大于两边压力,且两边压力分布情况基本类似,这就可以得到结论:靠近底座端药柱的密度分布为:中心部密度大于边部密度。原因是中心部造型粉向下的运动到底座处受到底座的反压,而边部力在传递过程中,因克服摩擦力而逐渐消耗,并随距离的增加而降低,中心位置的造型粉承受的压力较边部炸药相对要大,所以在底座中心部位药柱的密度大于边部密度。该结论与文献[3,19]结果吻合。

2.3 双向压制药柱压力均匀性分析

根据双向压制条件下成型药柱的不同高度,选取对应压制状态,具体分析整个药柱的压力分布情况,如图10。

由图10可以看出,随着造型粉双向动态压制的进行,压力的传递从上下冲头两端向中间传递,且呈递减的趋势。随着双向压制的进行,压力越大,这种分布的

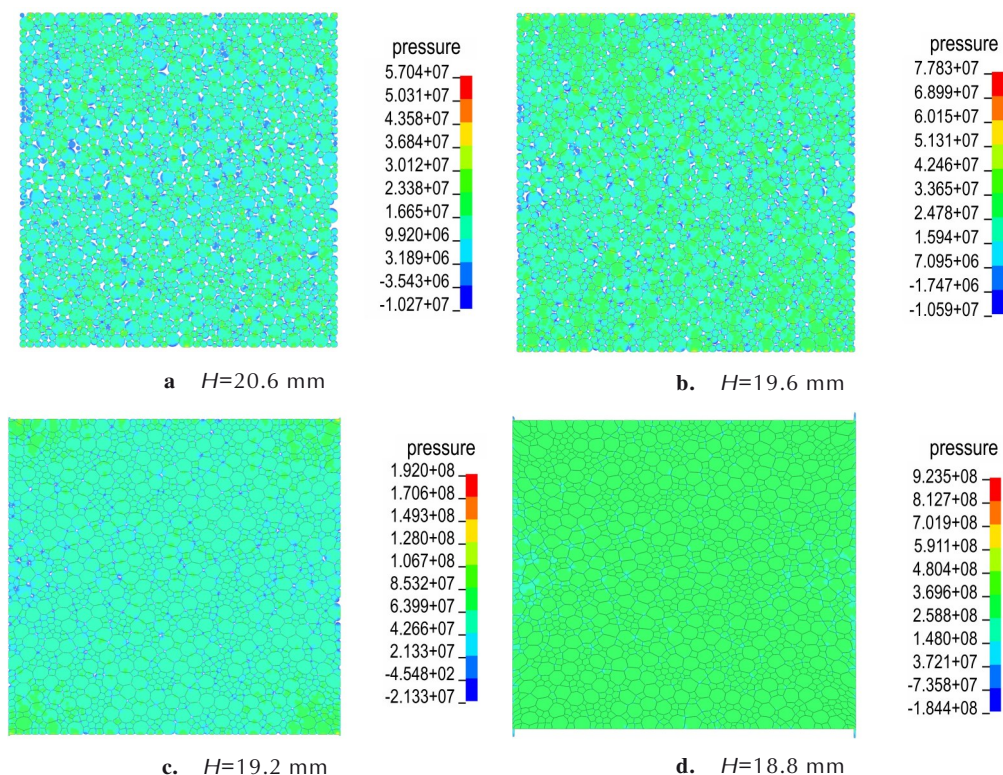


图10 双向压制过程药柱压力变化

Fig.10 Pressure changes of the grain during bidirectional compression process

均匀性变好,这也就说明提高压力可以改善药柱的密度分布均匀性。但是从图10a~c可以发现,在压制压力较小时,粒径较小和粒径较大的造型粉之间压力较其他接触小,分布也较不均匀,尤其是造型粉与模具两端接触的区域压力分布均匀性较差,这也解释了边部摩擦力是引起药柱内压力分布不均匀的原因之一。由图10d可以发现,在压力达到一定值后,压力分布不再变化,压力分布均匀性达到最佳状态,但侧壁部分仍然有较小的压力分布。

为得到双向动态压制过程中的压力变化,可选取靠近上下冲头各三个等间隔的点作为取样点(上下3个取样点的间距为8 mm),如图11所示。

以两冲头的位移综合为x轴,压力值为y轴,具体分析靠近冲头部分药柱的密度分布情况,如图12所示。

由图12分析发现,靠近上下冲头端的压力分布情况基本一致,两边部压力大于中心部压力,且靠近上下冲头端药柱两边的压力大小接近,中心部的压力大小接近。这就可以得到结论:对于药柱的轴向密度分布,

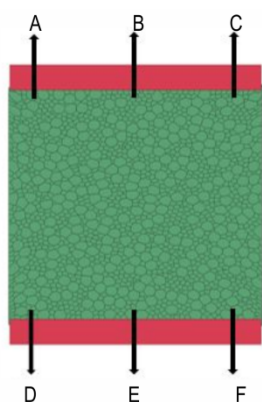


图11 三次取样点

Fig.11 Third sampling points

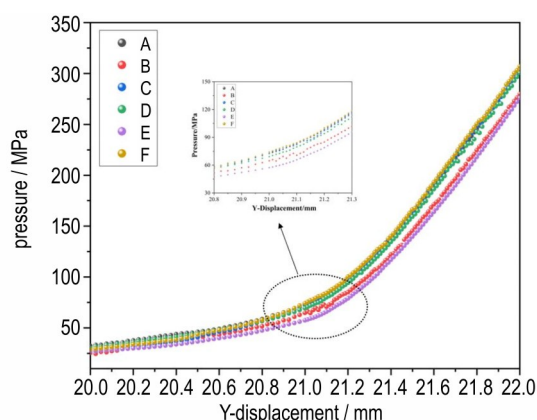


图12 靠近上下冲头部分的压力分布

Fig.12 Pressure distribution near parts of the upper and lower punches

靠近冲头两端面的部分密度大且大小接近,这是由于上下冲头运动时,轴心处造型粉运动所受阻力较小,而侧边部分造型粉与模壁发生摩擦,受到的阻力相对较大。

基于上述建模过程、单向模压模型验证和单向与双向压制成型压力、密度分布规律的分析过程,其结果表明,本研究方法建立的数值模拟方法在造型粉双向动态压制过程的仿真中具有显著的有效性和可靠性。具体而言,该方法通过以下关键要素系统整合实现了对双向压制过程的准确表征:

1) 几何建模方面:采用多粒径随机填充算法构建的造型粉模型,真实反映了JH-15炸药的粒径分布特征;

2) 本构关系方面:基于弹塑性理论的材料模型合理描述了炸药晶体-粘合剂-蜡复合体系的力学响应;

3) 接触算法方面:造型粉之间的自接触、模具及冲头与造型粉的面面接触中罚函数法的应用有效解决了压制过程中复杂的多体接触问题;

4) 边界条件方面:通过运动约束和载荷曲线的精确设置,准确还原了动态压制过程。

验证结果显示,模拟得到的压力-密度曲线与实验数据吻合良好(误差<3%),且压力密度分布情况符合成型药柱的规律,其结果均表明该模型对于造型粉双向压制成型过程模拟效果良好。

3 结果与讨论

3.1 双向压制不同压力对应下的成型密度分析

由公式(2)~(3)可得,只需知道成型高度即可计算出药柱成型密度,可由冲头位移得到成型高度。为得到双向动态压制过程中的压力变化,可选取靠近上下冲头各三个等间隔的点作为取样点,如图11所示。

选取图11靠近上下冲头6个点的平均压力作为x轴,以上下冲头位移计算得到的药柱成型密度为y轴,绘制出炸药压力-密度曲线图,如图13所示。

双向压制造型粉的压制曲线如图13,可分为3个区域。在第Ⅰ区域中(致密化以填充为主),密度随压力的增加而急速增加。这一区域造型粉的致密化主要是以填充为主,造型粉在外力的作用下很容易充填到原始造型粉之间的空隙中去。在第Ⅱ区域内(致密化以造型粉塑性变形为主),密度随压力增加较慢。这主要是因为在这一区域之前的填充已经结束,造型粉通过发生塑性变形的方式充填到造型粉之间的空隙中,显然造型粉变形所需要的外力比重排流动所需的力

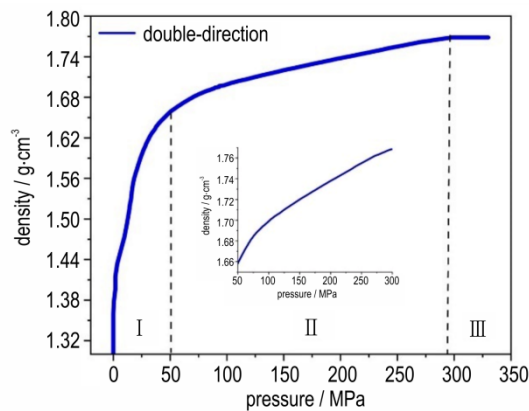


图 13 双向压制药柱的压力-密度曲线

Fig.13 Pressure-density curve of bidirection compression grain

大。在第Ⅲ区域,密度随压力增加愈来愈慢,这是因为在造型粉变形的同时会引起造型粉的加工硬化,使得造型粉加工硬化后更难以变形,唯一的方式是造型粉破裂消除进一步的空隙。

由计算可得,该模型下造型粉双向压制成型药柱在 300 MPa 左右达到最大密度值 $1.768 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$,进一步分析单向压制和双向压制不同比压下对应的密度值,绘制单向和双向压制的压力-密度曲线对比如图 14 和各比压对应密度的提升率如表 3。

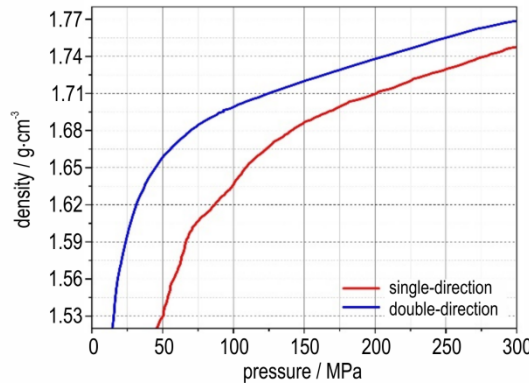


图 14 单向和双向压制的压力-密度曲线对比

Fig. 14 Comparison of pressure-density curves between single-direction and bidirection compression

表 3 各比压对应密度的提升率

Table 3 Density increase rate corresponding to each pressure

pressure / MPa	single-direction density	bidirection density	improve / %
50	1.596	1.658	3.885
100	1.664	1.698	2.043
150	1.695	1.719	1.416
200	1.714	1.737	1.342
250	1.731	1.754	1.329
300	1.747	1.768	1.202

由图 14 和表 3 分析可得,不同比压下,双向压制成型药柱的密度均高于单向压制,这是因为双向压制模具中的造型粉两端都与模壁具有相对运动,而单向压制是自受压处开始从上至下逐渐减小,所以双向压制具有比单向压制更高的粉末致密度。双向压制相较于单向压制在低压区密度提升的多,随着压力的增大,密度的提升逐渐减小,这就可以得到结论:双向压制相比于单向压制具有更高的粉末致密度,这种致密化提升度随着压力的增大有所减小。这是因为压制过程在低压时造型粉以填充和重排为主,随着压力的增大,造型粉以弹塑性变形为主。

3.2 双向压制径向和轴向压力分布分析

为进一步分析药柱的径向密度差和轴向密度差以及靠近冲头部分和药柱中间部分的压力分布,可选取靠近上冲头和正中间部分各三个等间隔的点作为取样点(上中 3 个取样点的间距为 8 mm),如图 15 所示。

以两冲头的位移综合为 x 轴,压力值为 y 轴,具体分析靠近冲头部分和正中间部分药柱的压力分布情况,如图 16 所示。

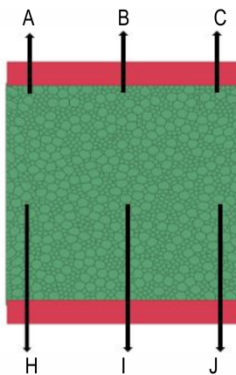


图 15 四次取样点

Fig.15 Fourth sampling points

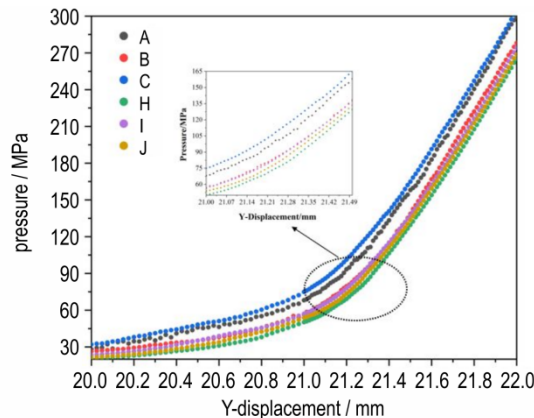


图 16 靠近上冲头和药柱中间部分的压力分布

Fig.16 Pressure distribution near parts of the upper punch and the middle of grain

由图 16 所示, 整个双向压制成型药柱压力分布为: 靠近上冲头两端压力最大且相近, 药柱中间部分三个位置的压力和靠近上冲头中间端压力相近, 且轴向压力分布为: 靠近上下冲头部分压力大于药柱中间部分, 径向压力分布为: 药柱中间部分的三个位置压力大小为: 两侧部分压力略小于中间部分且三个位置处压力大小相近。得到如下结论: 药柱中间部分密度分布为靠近模壁的两侧部分小于中间部分, 轴向的密度分布为靠近上下冲头部分密度大于药柱的中间部分; 径向压力平均差值均在 6.16 MPa 以下, 而三个位置轴向压力平均差值 66% 大于 6 MPa, 最大差值可达 26.8 MPa, 因此对于成型药柱径向密度分布一般不考虑。这可能是因为中心部位造型粉向下的运动受到下部分的反压, 而边部力在传递过程中, 因克服摩擦力而逐渐消耗, 并随距离的增加而减小。

3.3 双向压制过程造型粉的变形过程分析

为了观察造型粉的变形, 选取图 10a~d 中同一部位的造型粉, 如图 17 所示。

图 17 为造型粉随压力变化的形态变化过程。造型粉 1 和 3 在发生变形的同时还发生了转动、造型粉 2 和 4 基本没有发生转动。造型粉 1 和 3 变形较大, 这可

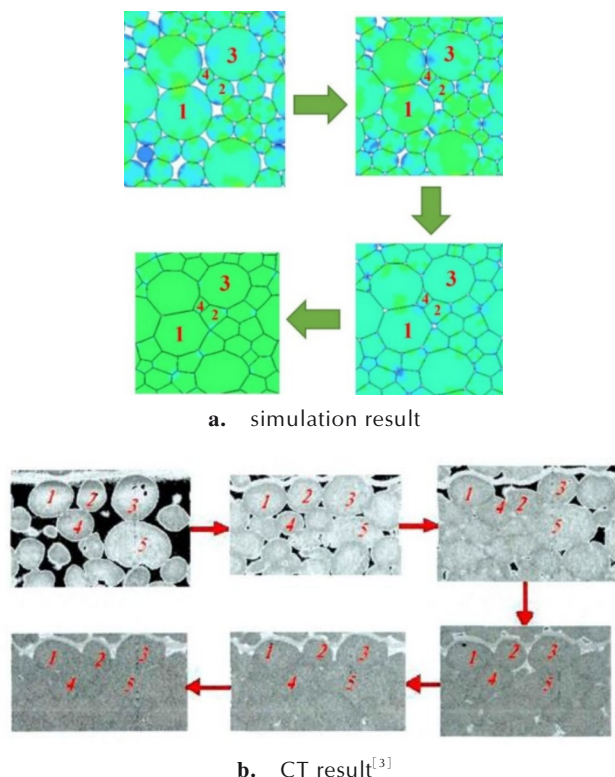


图 17 造型粉形态变化过程

Fig.17 Process of molding powder morphology change

能是因为其比表面积较小且相互接触比较松散, 即在较小的剪切作用下就可以产生位移, 且可以从图中看出, 较大造型粉由比较规则的圆形变得接近椭圆形, 较小的造型粉由于受到上下挤压变成不规则的造型粉。这与文献^[3]中的造型粉堆变化过程 CT 图像是吻合的。

为了观察成型药柱最终状态的造型粉变形状态, 提取图 11 中靠近上下冲头不同部位的造型粉形态, 如图 18 所示。

从图 18 可以看出, 造型粉受到上下冲头的压力作用, 其主要在轴向压制方向发生位移和变形; 造型粉与冲头和模具接触部分十分平整、光滑, 其中与模具接触的部分变形较大, 造型粉与造型粉之间基本没有空隙; 除此之外, 上下靠近冲头部分有凸出部分, 这是因为冲头与模具之间是有空隙的。图 18 中的造型粉形态变化与上述图 17 相同, 不同粒径大小的造型粉没有较大的变形。

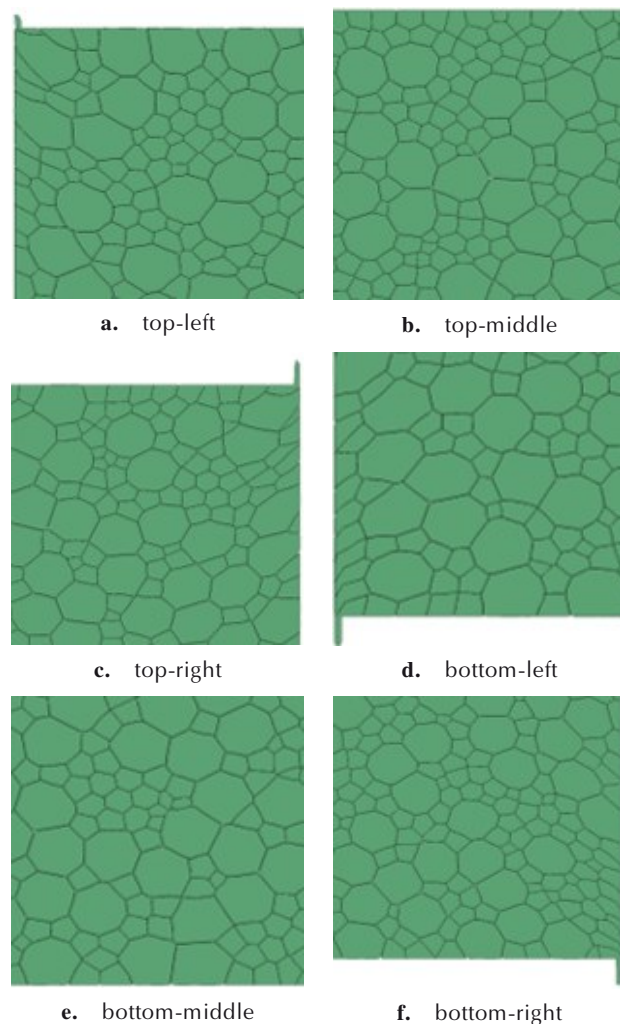


图 18 双向成型药柱的造型粉形态

Fig.18 Molding powder morphology of bidirection formed grain

4 结论

本研究运用 ANSYS APDL 参数化设计语言建立了一个考虑造型粉粒径分布的随机填充模型,并基于连续介质力学的有限元方法,仿真分析了造型粉双向动态压制成型过程中的变形行为和药柱的压力和密度分布规律。得到以下结论:

(1)该模型对造型粉双向压制过程模拟效果良好,各比压下试验和模拟条件下的密度值最大误差仅为 2.044%。双向压制相比于单向压制具有更高的粉末致密度,这种致密化提升度随着压力的增大有所减小。

(2)不同比压下,双向压制成型药柱的密度均高于单向压制。双向压制相较于单向在低压区密度提升的多,随着压力的增大,密度的提升逐渐减小,且这种致密化提升度随着压力的增大有所减小。

(3)药柱的轴向密度分布为靠近冲头两端面的部分密度大且大小接近,远离冲头的部分密度较小,药柱的径向密度分布为两侧密度小于中间部分且大小接近。径向压力平均差值均在 6 MPa 以下,而三个位置轴向压力平均差值 66% 大于 6 MPa,最大差值可达 26.8 MPa,因此对于成型药柱径向密度分布可忽略。

(4)压制过程中,其主要在轴向压制方向发生位移和变形,造型粉在发生转动的同时还会发生变形,主要由规则的形状变为不规则。造型粉与冲头和模具接触部分十分平整、光滑,造型粉与造型粉之间基本没有空隙。

参考文献:

- [1] H MAMALIS A G, VOTTEA I N, MANOLAKOS D E. Fabrication of metal/sheathed high-Tc superconducting composites by explosive compaction/cladding: Numerical simulation[J]. *Materials Science & Engineering B*, 2002.
- [2] 白亮飞, 田强, 屠小青, 等. 冷压成型压力对 HMX 基 PBX 微结构影响的 SANS 研究[J]. *含能材料*, 2019, 27(10): 853-860. BAI Liang-fei, TIAN Qiang, TU Xiao-qing, et al. SANS investigation on the effect of cold-pressed forming pressure on the microstructure of HMX-based PBX[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2019, 27(10): 853-860.
- [3] DAI Bin, LAN Lin-gang, ZHANG Wei-bin, et al. Study on the state of internal stress and strain of TATB-based polymer bonded explosive using strain markers and cone-beam computed tomography[J]. *Central European Journal of Energetic Materials*, 2017, 14(3): 688-707.
- [4] CHENG Z, WANG J. A particle-tracking method for experimental investigation of kinematics of sand particles under triaxial compression[J]. *Powder Technology*, 2018: 436-451.
- [5] 刘群, 陈朗, 鲁建英, 等. 炸药颗粒压制成型数值模拟[J]. *高压物理学报*, 2009, 23(6): 421-426. LIU Qun, CHEN Lang, LU Jian-ying, et al. Numerical simulation of pressing forming of explosive particles[J]. *Chinese Journal of high Pressure Physics*, 2009, 23(6): 421-426.
- [6] 张涛, 赵北君, 朱世富, 等. PBX 粉末成形的数值模拟研究[J]. *材料工程*, 2009(5): 68-72. ZHANG Tao, ZHAO Bei-jun, ZHU Shi-fu, et al. Numerical simulation of PBX powder forming[J]. *Journal of Materials Engineering*, 2009(5): 68-72.
- [7] 曹兴, 赵捍东, 曹红松, 等. 炸药粉末压制工艺参数对药柱质量的影响[J]. *火炸药学报*, 2021, 44(1): 72-77. CAO Xing, ZHAO Han-dong, CAO Hong-song, et al. Influence of process parameters of explosive powder pressing on the quality of grain[J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2021, 44(1): 72-77.
- [8] HU Gao-yang, ZHOU Bo, FU Ru, et al. Discrete element modeling of the compression molding of polymer crystal composite particles[J]. *Powder Technology*, 2021, 309: 112-125.
- [9] JERIER J F, HATHONG B, RICHEFEU V, et al. Study of cold powder compaction by using the discrete element method[J]. *Powder Technology*, 2011, 208(S2): 537.
- [10] WANG H B, LI J M, HU G Y, et al. Effect of binder coatings on the fracture behavior of polymer-crystal composite particles using the discrete element method[J]. *Coatings*, 2021, 11(9): 1075.
- [11] HATHONG B, JERIER J F, RICHEFEU V, et al. Contact impingement in packings of elastic-plastic spheres, application to powder compaction[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2012, 62(1): 32-43.
- [12] KHOEI A R, SHAMLOO A, AZAMI A R. Extended finite element method in plasticity forming of powder compaction with contact friction[J]. *International journal of solids and structures*, 2006, 43(18): 5421-5448.
- [13] KHOEI A R, BIABANAKI S O R, PARVANEH S M. Dynamic modeling of powder compaction processes via a simple contact algorithm[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2012, 64(1): 0020-7403.
- [14] YEAGER J D, MANNER V W, STULL J A, et al. Importance of microstructural features in mechanical response of cast-cured HMX formulations [J]. *American Institute Physics*, 2018, 1979: 070033.
- [15] HALLQUIST J O. LS-DYNA theory manual [Z]. Livermore: Livermore Software Technology Corporation, 2006.
- [16] WETLER R, OLIVER J, SAIN T, et al. On the contact domain method: A comparison of penalty and Lagrange multiplier implementations[J]. *Computer Methods in Applied Mechanics & Engineering*, 2012, 205(1): 68-82.
- [17] SEIFRIED R, SCHIEHLEN W, EBERHARD P. The role of the coefficient of restitution on impact problems in multibody dynamics[J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 2010, 1(K3): 1-28.
- [18] ZHOU B, HUANG R, WANG H, et al. DEM investigation of particle anti-rotation effects on the micromechanical response of granular materials [J]. *Granular Matter*, 2013, 15, 315-326.
- [19] 崔庆忠, 刘德润, 徐军培, 等. 高能炸药与装药设计第 2 版[M]. 北京: 国防工业出版社, 2019: 222-223. CUI Qing-zhong, LIU De-run, XU Jun-pei, XU Yang. *Explosives and Charging Design*[M]. Beijing: Nation Defense Industry Press, 2019: 222-223.

Numerical Simulation of the Bidirectional Dynamic Compression Process of Explosive Powder

LUO Jin, TANG Lin-jing, JIAO Xu-ying, LI Yi-fan, JIA Xian-zhen

(National Key Laboratory of Energetic Materials, Xi'an Modern Chemistry Research Institute, Xi'an 710065, PR China)

Abstract: To investigate the deformation behavior of explosive powder during bidirectional compression, as well as the pressure and density distribution laws of the explosive column, a random packing model considering the molding powder size distribution of the powder was established using ANSYS APDL parametric design language. Based on the finite element method of continuum mechanics, the dynamic bidirectional compression process of the powder was simulated and calculated. The results show that the model exhibits a good simulation effect on the bidirectional compression process of the powder, with the maximum error between the experimental and simulation results under various specific pressures being only 2.044%. The relative density of bidirectional compression is higher than that of unidirectional compression, and the improvement in the low-pressure region is more significant. The axial pressure and density distribution of the explosive column are characterized by being larger at both ends and smaller in the middle, while the radial distribution shows smaller values on both sides and larger in the middle. Since the radial pressure difference is ≤ 6 MPa, while 66% of the axial pressure differences exceed 6 MPa (with a maximum of 26.8 MPa), the radial density distribution can generally be neglected. During compression, the powder mainly undergoes deformation along the axial direction, with molding powder rotating and transforming from regular to irregular shapes. The parts in contact with the punches and mold are flat, and there are basically no gaps between molding powder.

Key words: molding powder; random packing; bidirection compression; pressure distribution; numerical simulation

CLC number: TJ55;O64

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2025164

(责编: 高毅)