

文章编号:1006-9941(2026)01-0001-15

冲塞载荷下浇注炸药局域化变形流动-点火响应模拟

盛星宇,杨 昆,路一鸣,吴艳青,段卓平,黄风雷

(北京理工大学爆炸科学与安全防护全国重点实验室,北京 100081)

摘要: 针对浇注炸药冲塞安全性评价试验中装药变形与点火响应机制不清的问题,发展了浇注PBX炸药粘弹粘塑性变形-多热点竞争点火模型,考虑微裂纹摩擦,微孔洞塌缩、局部粘性剪切流动生热等多种热点机制,开展了冲塞撞击下浇注炸药宏观流动变-点火响应模拟,获取了不同落高、冲塞长度与冲塞形状下炸药装药压力、剪切流动与点火响应规律。结果表明:冲塞撞击下装药点火响应过程由压力与剪切应变率共同驱动,两者在高位重叠时,其所导致的局部粘性剪切流动为主导热点机制。相同冲塞直径下,较大的冲塞长径比会诱发冲塞上方装药产生更高压力与剪切流动,伴随更长的冲塞作用时间,形成较大的冲量,使得装药点火更易发生,点火临界高度降低。相较于平头冲塞,卵形头冲塞会显著降低装药的点火临界高度。研究结果可为穿刺式低速长脉冲机械刺激下浇注炸药点火响应及其微观机制解读、异物刺入下弹药跌落安全性评价及数值计算表征方法构建提供技术支撑。

关键词: 冲塞试验;浇注炸药;宏观模型;局域化流动-点火;数值模拟

中图分类号: TJ55;O385

文献标志码: A

DOI:10.11943/CJEM2025244

0 引言

武器弹药在其储存与运输过程中可能因吊装失误、意外坠落等事故而承受跌落刺激,引发装药意外点火、爆燃乃至爆炸,严重威胁武器生存力与人员财产安全。弹药战斗部跌落触地时其内部装药会受到低强度撞击、剪切及挤压等机械载荷刺激,研究此类复杂载荷下炸药装药宏观变形流动与点火响应机制,是支撑弹药跌落安全性评估与结构设计的重要基础。

针对炸药装药可能受到的复杂机械刺激(如撞击、剪切、挤压等两种以上的复合载荷等),研究学者发展了多种炸药安全性试验方法,包括Susan试验、Steven试验、落锤试验、Spigot试验等,以求通过试验手段模拟复杂载荷下炸药点火响应情况^[1-2]。Susan试验中将炸药柱装入铝壳弹丸内,以不同速度对靶板射击,模

拟研究炸药受到冲击挤压及摩擦载荷作用下点火情况^[3]。Steven试验用于模拟装药受到低速撞击时的场景,通过调整弹体速度、弹头形状可以研究撞击强度、应力状态改变对炸药点火的影响^[4]。近年来,国内学者针对复杂机械载荷作用下炸药点火响应问题开展了一系列试验研究^[5-9]。如中物院化材所申春迎^[5]与代晓淦^[6]等先后对PBX炸药进行了Spigot试验和模拟跌落试验,指出约束条件对炸药反应阈值有显著的影响。文玉史^[7]设计了撞击压缩和撞击剪切两种试验方法,对LLM-105配方机械点火机理进行解耦,实现其安全性评价。

2017年我国颁布了GJB8142-2017《钝感炸药安全性试验方法》^[10]用于钝感炸药安全性试验和鉴定,包括枪击试验、冲塞试验、滑道试验等主要部分。其中,冲塞试验中将镶有被试炸药的试验件从规定高度(不低于37 m)自由跌落至靶板上,试验件上的冲塞侵入试样后其受到冲击、剪切、摩擦等多种机械作用,进而可能发生反应。由于冲塞试验中药柱被外壳包覆,试验中难以捕捉到炸药反应过程中的细节变化,仅可根据高速录像、试验件残骸等试验结果,评定被试炸药是否满足冲塞试验安全性要求。为弥补冲塞试验测试与细节分析不足,亟需配套发展基于炸药冲塞标准试

收稿日期:2025-11-10;修回日期:2025-12-19

网络出版日期:2026-01-10

基金项目:国家自然科学基金(12202060),北京理工大学爆炸科学与安全防护全国重点实验室青年基金(QNKT25-12)

作者简介:盛星宇(2001-),男,硕士研究生,主要从事浇注PBX炸药点火响应研究。e-mail:2649463713@qq.com

通信联系人:杨昆(1993-),男,副研究员,硕士生导师,主要从事含能材料安全性研究。e-mail:yangkun@bit.edu.cn

引用本文:盛星宇,杨昆,路一鸣,等.冲塞载荷下浇注炸药局域化变形流动-点火响应模拟[J].含能材料,2026,34(1):1-15.

SHENG Xing-yu, YANG Kun, LU Yi-ming, et al. Simulation on Localized Deformation Flow and Ignition Response of Cast Explosives under Spigot Loading[J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao), 2026, 34(1):1-15.

验的数值模拟方法, 构建可描述复杂动态加载下炸药变形-点火响应过程的物理模型, 揭示冲塞载荷下炸药局部变形-点火的细观机制, 形成炸药冲塞试验安全性评价的数值计算表征方法。

针对复杂机械载荷作用下炸药力学与点火响应预测, 研究人员发展了多种理论模型和数值模拟方法以期对相关试验细节提供补充。理论模型方面, Dienes^[11]等提出并发展了各向异性统计裂纹模型 (Statistical CRACK Mechanics, SCRAM), 能够描述剪切裂纹表面摩擦生热、熔化、点火和燃烧等行为。Bennett^[12]等对 SCRAM 模型进行改进和简化, 通过引入广义 Maxwell 体发展出粘弹性统计裂纹模型 (Visco-SCRAM), 现已广泛应用于含能材料非冲击点火模拟研究中^[13-14]。林文洲^[15]分别建立了混合炸药摩擦和剪切点火模型, 较好地模拟了炸药在两种情况下的点火情况, 但两种机制尚未统一。马丹竹^[16]构建了基于塑性功率与塑性功的双点火判据, 并对压装 PBX 炸药 Susan 试验和 Spigot 试验点火响应进行预测。数值模拟方面, Huang 等^[17]基于开发的力学-热-化学耦合多物理场近场动力学 (PD) 框架, 揭示了撞击-剪切载荷下炸药主要损伤与点火特征。Xiao 等^[18]采用粘弹-粘塑性-损伤本构模型模拟了 RU-2D 炸药冲塞过程中损伤及点火响应。上述研究实现了撞击载荷下压装炸药损伤-点火响应过程模拟, 但当前撞击点火模型仅对单一热点点火机制进行建模, 尚未考虑统一模型框架下多热点机制描述。相对于冲击起爆较单一的孔洞塌缩热点机制, 撞击下热点形成机理更为复杂, 其点火响应往往是多热点机制共同作用的结果^[19], 且热点主导机制也会随载荷条件发生改变, 由此带来撞剪点火物理过程预测不完整、精度低等问题。

不同于压装类 PBX 炸药, 浇注 PBX 炸药内粘结剂含量较高, 表现出粘弹-粘塑性力学性能, 受力后可以产生较大的变形流动, 在撞击过程中能将一部分能量消耗和储存在粘结剂中, 使得配方中炸药颗粒所承受的外界作用力大大降低, 变形与点火响应过程与压装 PBX 炸药呈现出较大差异。Kraewinski^[20]和 Joshi^[21]等通过改进的 SHPB 装置测量了剪应力与 HTPB 基 PBX 的点火阈值之间关联, 得到了两种配方试样能量-能量沉积速率的点火阈值, 剪切图像清晰地显示了剪切力对炸药化学反应的影响。陈鹏^[22]等对完全约束加载和剪切流动加载下浇注 PBX 炸药点火性能进行研究, 发现炸药在发生剪切流动时更易发生点火反应。董理赢^[23-24]开展了高能固体推进剂剪切及挤

压-剪切试验, 发现剪切试验中, 低剪切速度难以点火; 挤压-剪切试验中, 由缝隙处延伸出断裂面将试样分为流动区和静止区, 两区分界形成滑移面, 定性验证了滑移面上的主导机制为粘性内摩擦。由上, 撞击载荷下浇注炸药剪切流动与点火表现出较强关联性, 但其背后热点形成与点火机制仍不明晰, 亟需理清宏细观演化的量化关联关系并构建浇注 PBX 粘性流变特性相关的点火模型。

由上, 本研究以意外跌落刺激下战斗部装药点火安全性评价为研究背景, 针对冲塞载荷下浇注炸药变形流动-点火响应机制不清问题, 发展了浇注 PBX 炸药粘弹粘塑性变形-多热点竞争点火模型, 实现了冲塞撞击下炸药宏细观流变-点火响应模拟, 研究获取不同落高、冲塞长度与形状下的装药压力、剪切流动与点火响应规律, 揭示了压力、剪切应变率与局部粘性剪切流热点温升的关联机制, 以期为穿刺式低速长脉冲载荷下炸药变形-点火响应过程及局部生热机制的解读、GJB8142.6-2017 中冲塞试验安全性评价的数值表征方法的构建、意外跌落下战斗部装药点火安全性的预测提供模型与模拟数据支撑。

1 浇注 PBX 粘弹塑性变形-多热点竞争模型

1.1 基于微缺陷演化机制的粘弹塑性本构建模

动态载荷下 PBX 炸药材料的宏观力学响应由考虑微裂纹与微孔洞演化效应的粘弹塑性损伤本构模型进行描述。模型主要构架依据总体应力应变分解理论, 分别构建材料偏应力-应变关系与体应力-应变关系, 将总体偏应变 (\mathbf{e}) 分解为粘弹性应变 (\mathbf{e}^v), 塑性应变 (\mathbf{e}^p), 以及由于微裂纹扩展所引起的微裂纹应变 (\mathbf{e}^c) 三部分, 分别描述 PBX 炸药内粘结剂基体材料所表现出的粘弹塑性变形, 以及由于晶内微裂纹扩展对材料力学行为的影响。

PBX 炸药粘弹性变形由广义 Maxwell 模型^[12]描述, 微裂纹张开/剪切扩展引起的裂纹应变由 SCRAM 模型描述^[11], 材料的偏量本构关系如式(1)所示:

$$\dot{\mathbf{s}} = 2GA \cdot (\dot{\mathbf{e}} - \dot{\mathbf{e}}^p) - B \cdot (\mathbf{s} + \mathbf{C}) \quad (1)$$

式中, \mathbf{s} 为应力偏量, MPa; G 为剪切模量, MPa; A 、 B 、 C 表示如式(2)所示。

$$A = \frac{1}{1 + (\bar{c}/a)^3}, B = \frac{\alpha^a (\bar{c}/a)^{2\dot{c}/a}}{1 + (\bar{c}/a)^3}, C = \frac{\sum_{n=1}^N \mathbf{s}^{(n)}/\tau^{(n)}}{3(\bar{c}/a)^{2\dot{c}/a}} \quad (2)$$

式中, \bar{c} 为微裂纹平均尺寸, cm; a 为微裂纹初始特征

尺寸, cm, $a^{-3}=6G\beta$; $\mathbf{s}^{(n)}$ 为广义粘弹性体元中第 n 个 Maxwell 粘弹性单元中的偏应力, MPa; $\tau^{(n)}$ 为松弛时间, s; α^e 和 β 分别为拉压状态标志和裂纹密度的相关参数, 其表达式如式(3)所示。

$$\alpha^e = \begin{cases} 3, P \geq 0 \\ 5 - \nu, P < 0 \end{cases}, \beta = \frac{64\pi(1-\nu)N_0}{15(2-\nu)G} \quad (3)$$

式中, p 为压力, MPa; N_0 为初始裂纹密度, 个/cm³; ν 为泊松比。

为描述材料内微孔洞演化所发生不可逆损伤对于炸药体积变形的影响, 采用孔隙率相关状态方程^[25],

$$\rho(\rho, e, f) = (1-f) \left[\frac{\rho_s c_0^2 \eta_s}{(1-s\eta_s)^2} \left(1s - \frac{\Gamma_s \eta_s}{2} \right) + \Gamma_s \rho_s e_s \right] \quad (4)$$

式中, f 为孔隙率; ρ 为孔隙材料密度, g·cm⁻³; e 为比内能, J·kg⁻¹; 密实材料对应的 $\rho_s = \rho/(1-f)$, $e_s = e$, $\eta_s = 1 - \rho_{s0}/\rho_s = -\varepsilon_v$, Γ_s 为 Grüneisen 系数; c_0, s 为材料参数。

含孔隙 PBX 材料的塑性变形采用经典 Gurson 模型描述^[25], 模型中材料屈服面与 von-Mises 等效应力 σ_e 和压力 p 相关, 采用径向回归法使计算偏应力回归到屈服平面上, 实现应力更新, 如式(5):

$$F(\sigma_e, p, f) = \left(\frac{\sigma_e}{Y_M} \right)^2 + 2f \cosh \left(-\frac{3p}{2Y_M} \right) - f^2 - 1 = 0 \quad (5)$$

考虑动态加载下材料硬化效应与应变率效应, 密实材料 ($f=0$) 的屈服强度 Y_M 可表示为式(6):

$$Y_M = \left(\sigma_0 + h(\bar{\varepsilon}_M^p)^n \right) \left[1.0 + C \cdot \ln(1 + \dot{\varepsilon}^*) \right] \quad (6)$$

式中, σ_0 为 $\dot{\varepsilon}_0 = 10 \text{ s}^{-1}$ 加载下材料的屈服应力, MPa; $\bar{\varepsilon}_M^p$ 为等效塑性应变; $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$ 为等效应变率, s⁻¹; h 为硬化模量, MPa; n 与 C 为材料参数。

微裂纹扩展方程可表示如式(7):

$$\dot{c} = \dot{c}_{\max} \left\langle 1 - \frac{2\bar{\gamma}}{g_{\text{dom}}(\sigma, \vec{n}, \bar{c})} \right\rangle \quad (7)$$

式中, \dot{c}_{\max} 为裂纹最大扩展速度, cm·s⁻¹; $\bar{\gamma}$ 为比表面能, J·m⁻²; $g_{\text{dom}}(\sigma, \vec{n}, \bar{c})$ 为主裂纹(裂纹平均尺寸 \bar{c} , 法向 \vec{n})对应的能量释放率。

分别考虑孔洞塌缩与扭曲引起的孔隙率减小(\dot{f}_{vc})与增加(\dot{f}_{vd})两种变形机制, 孔隙率演化方程可表示为如式(8):

$$\dot{f} = (1-f)\dot{\varepsilon}_v^p + fk_w \left(1 - \left(\frac{27J_3}{2\sigma_e^3} \right)^2 \right) \frac{s_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}^p}{\sigma_e} \quad (8)$$

式中, $\dot{\varepsilon}_v^p = \dot{\varepsilon}_{kk}^p/3$ 为塑性体积应变率, s⁻¹; k_w 为剪切相关

材料参数; 式中 J_3 为应力张量的第三不变量。

1.2 考虑多热点竞争机制的 PBX 炸药点火模型

冲塞撞击载荷下 PBX 炸药会受到撞击、剪切、挤压等多种形式刺激, 形成复杂的应力状态, 同时其内部会出现应力波反复传播、反射和叠加作用, 相应的热点形成机理及点火过程也更为复杂。PBX 炸药点火过程会受多种细观局域化过程影响, 如微裂纹摩擦生热, 微孔洞塌缩生热、局部粘性剪切流动生热等, 现有单一热点机制尚无法充分对撞击载荷下炸药复杂的点火过程进行模拟, 因此需构建可考虑多种热点竞争机制的 PBX 炸药点火模型。

1.2.1 微裂纹摩擦热点模型

采用一维热传导方程^[25]来描述剪切裂纹表面及其周围区域的摩擦生热、熔化、点火与传热等热力学过程如式(9):

$$\rho c_v \dot{T}_{hs} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T_{hs}}{\partial x} \right) + \rho Q_i Z e^{-E/RT_m} + f_m \mu_v \dot{\varepsilon}^2 \quad (9)$$

式中, x 为沿微裂纹法向的坐标轴, 等式右端的三项分别表示热传导项、化学反应释放的热量、以及熔化区域 ($T_{hs} \geq T_m$) 液相粘性流动生热; T_{hs} 表示微裂纹热点温度, K; c_v 为定容比热, J·(kg·K)⁻¹; k 为热传导系数, W·(m·K)⁻¹; Q_i 为单位质量化学反应放热, J·kg⁻¹; Z 和 E 为 Arrhenius 反应速率方程参数, f_m ($0 \leq f_m \leq 1$) 为熔化百分比, μ_v 为熔化区域粘性系数, $\dot{\varepsilon} = f_m v_c / l$ 为熔化区域剪切应变率, s⁻¹; v_c 为微裂纹滑动速度, cm·s⁻¹; l 为熔化区域宽度, cm。

1.2.2 微孔洞塌缩热点模型

微孔洞周围材料温度 (T_{vo}) 分布情况由一维球形热传导方程式(10)进行描述:

$$\rho c_v \dot{T}_{vo} = k \left[\frac{\partial^2 T_{vo}}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T_{vo}}{\partial r} \right] + \dot{w}_{vp}^* + \rho Q_i Z e^{-E/RT_{vo}} \quad (10)$$

细观尺度下微孔洞周围材料单位体积粘塑性功生成速率可表示如式(11):

$$\dot{w}_{vp}^*(r) = s_{ij}^* \dot{\varepsilon}_{ij}^* = \frac{-2Y_M \dot{\varepsilon}_v^p}{r^3} \frac{1-f_0}{1-f_{vc}} b_0^3 + \frac{4\eta(\dot{\varepsilon}_v^p)^2}{r^6} \left(\frac{1-f_0}{1-f_{vc}} \right)^2 b_0^6 \quad (11)$$

式中, 右边两项分别表示基体材料的塑性效应与粘性效应所产生的功率, f_{vc} 为孔洞压缩变化对应的孔隙率。

1.2.3 粘性剪切流热点模型

粘性剪切流热点温升 T_{vs} 可由一维热传导方程表示, 如式(12):

$$\rho c_v \dot{T}_{vs} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T_{vs}}{\partial x} \right) + (1 - f_m) \tau (\dot{\gamma}_{vss} + \dot{\gamma}_{vp}) + f_m \tau \dot{\gamma}_{vsl} + \rho Q_r Z e^{-E/RT_{vs}} \quad (12)$$

式中,右端的四项分别表示热传导项、固相粘塑性生热、熔化区域液相粘性流动生热、以及化学反应释放的热量;其中细观局部剪切区域总体剪切应变率可分为弹性 $\dot{\gamma}_e$ 、粘性 $\dot{\gamma}_{vss}$ 、粘塑性应变率 $\dot{\gamma}_{vp}$, s^{-1} ; f_m 为熔化百分比。

材料局部剪切生热区域附近的剪切应变率可表示如式(13):

$$\dot{\gamma}_{meso} = \begin{cases} \dot{\gamma}_{local} = \frac{v}{l_b} = \frac{l_m}{l_b} \dot{\gamma}_{matrix}, & 0 \leq x \leq l_b \\ \dot{\gamma}_{matrix} = \frac{\dot{\epsilon}_1 - \dot{\epsilon}_3}{2} = \frac{v}{l_m}, & l_b < x \leq l_m \end{cases} \quad (13)$$

式中, x 为垂直于局部剪切中心线的坐标轴, l_b 与 l_m 分别表示局部剪切区域与基体均匀变形区域宽度,cm; v 为区域剪切速度, $cm \cdot s^{-1}$; $\dot{\gamma}_{local}$ 为局部剪切应变率, s^{-1} ; $\dot{\gamma}_{matrix}$ 为基体剪切应变率, s^{-1} ,可由宏观应变场计算得到。

弹性与粘性剪切应变率分别计算如式(14):

$$\dot{\gamma}_e = \frac{\dot{\tau}}{G}, \quad \dot{\gamma}_{vss} = \frac{\tau}{A_{vss}} \quad (14)$$

式中, G 为剪切模量,MPa; A_{vss} 为材料粘度,MPa·s。

塑性剪切应变率可根据 overstress 粘塑性模型^[25]进行定义(参数 S_p, q),如式(15):

$$\dot{\gamma}_{vp} = S_p \left(\frac{\tau - \tau_y}{\tau_0} \right)^q \quad (15)$$

细观剪切生热区域的屈服剪应力具有应变率与温度相关性,如式(16):

$$\tau_y = \tau_0 \left(1 + C \ln(1 + \dot{\gamma}^*) \right) \left(\frac{T_m - T_{vs}}{T_m - T_0} \right) \quad (16)$$

式中, τ_0 为初始屈服应力,MPa; $\dot{\gamma}^*$ 为等效应变率, s^{-1} ; C 为应变率系数,考虑局部粘性生热提高材料温升而诱发材料局部软化效应; T_{vs} 为局部粘性生热温度,K; T_m 为熔点,K; T_0 为室温,K。

当局部温度大于材料熔点时,材料发生固液相变,熔化后液相材料的粘性剪切应变率可由式(17)计算,

$$\dot{\gamma}_{vsl} = \frac{\tau}{A_{vsl}} \quad (17)$$

式中, A_{vsl} 为液相粘度,MPa·s。

2 冲塞撞击下浇注炸药流变-点火响应模拟

2.1 计算模型

依据 GJB8142.6-2017《钝感炸药安全性试验方法_第6部分:冲塞试验》中典型炸药冲塞载荷试验方案开展试验,试验时将装药试件(图2)起吊至不低于37 m的高度,待试验件姿态稳定后释放,自由落体后撞击靶板,冲塞冲入装药,通过观察装药反应类型考察炸药安全性(试验跌落装置如图1)。

研究基于上述标准中试验条件及各部件工装尺寸构建数值仿真算例,各部件及装配方式如图3所示,从上至下依次为基体、底板、炸药试样、冲塞和刚性地面。基于Abaqus软件构建冲塞跌落试验的计算模型,采用2 mm的三维拉格朗日六面体单元对基体、底板进行网格划分,冲塞网格尺寸为1 mm。

考虑到PBX炸药在冲塞作用下会产生大变形流动,使用三维欧拉六边形单元对其进行网格划分,为验证网格无关性,针对37 m落高工况以不同网格尺寸划

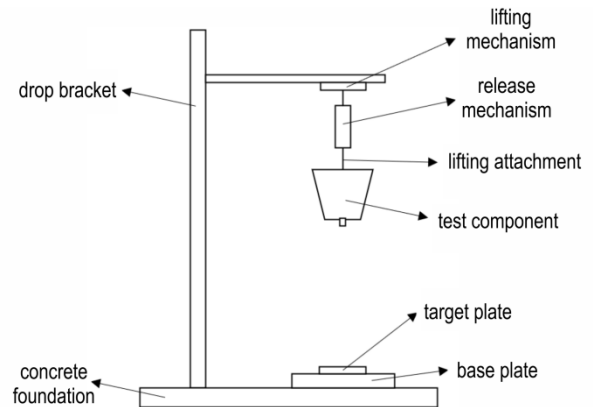


图1 冲塞试验跌落装置图

Fig.1 Device diagram of spigot test

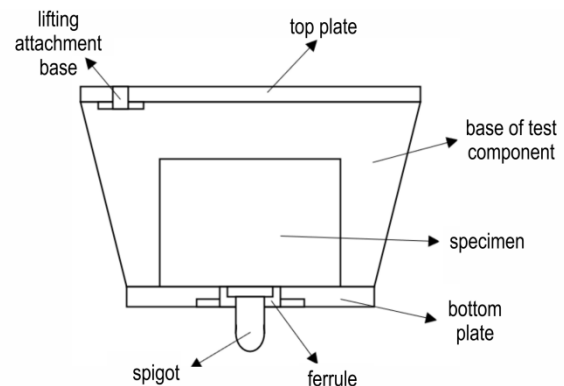


图2 冲塞试验中试验件示意图

Fig.2 Schematic diagram of the test specimen in the spigot test

分欧拉域(2.5, 2, 1 mm), 单元数量分别对应于60480、121400和960225。图4为冲塞上端装药位置的的压力时程曲线, 当网格从2.5 mm缩小到2 mm时, 峰值压力与1mm时的相对误差从16.5%降低到了4.7%, 综合考虑计算精度与计算时长, 选择2 mm网格划分欧拉域, 并使用Abaqus-CEL(耦合欧拉和拉格朗日)算法进行仿真模拟, 单位制为cm-g-s。对整体施加重力载荷, 采用四分之一模型, 对yz和yx平面上的质点分别在x和z轴方向上施加约束。

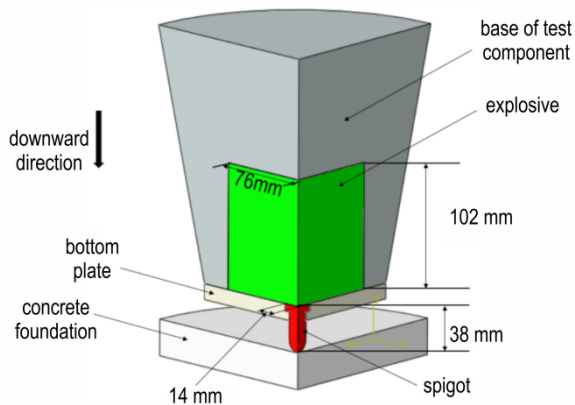


图3 浇注PBX炸药冲塞剪切试验数值模拟几何模型示意图
Fig.3 Schematic of the geometric model of the cast PBX charge under spigot test

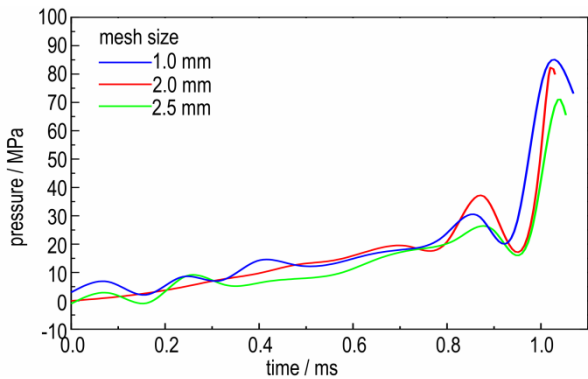


图4 不同网格尺寸下冲塞头部装药位置的的压力曲线
Fig.4 Pressure histories at typical location in PBX charge for different mesh sizes

针对不同工况设置不同的计算时长、计算步长和初始速度, 具体如表1所示。冲塞形状如图5所示。

2.2 材料模型参数

针对典型热塑性浇注PBX炸药(HMX 53%, Al 35%, PMX-3 12%)^[26], 炸药材料采用发展的粘弹粘塑性变形-多热点竞争点火模型, 参考文献[27]中典型SHPB动态应力-应变曲线以及撞击点火试验数据, 调整确定模型中关键参数(S_p 和 q), 相关材料参数表2所示。

表1 冲塞试验计算工况

Table 1 Calculated configuration for spigot test

drop height	calculated time / ms	initial velocity / $m \cdot s^{-1}$
Flat-head spigot(38 mm)		
37 m	1.5	26.93
50 m	1.5	31.30
60 m	1.5	34.29
Extended flat-head spigot(63 mm)		
50 m	2	31.30
Oval-head spigot(63 mm)		
37 m	1.5	26.93

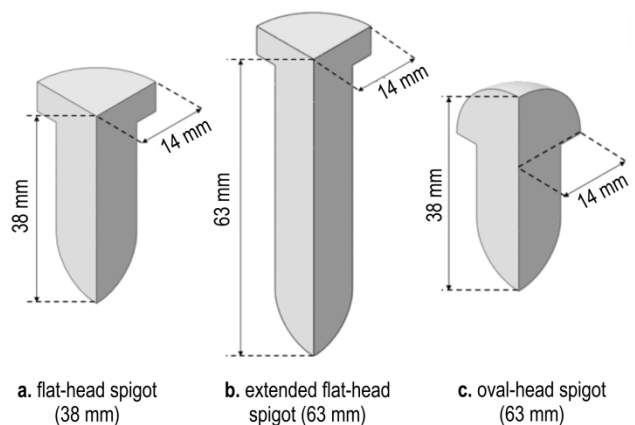


图5 三种冲塞形状尺寸示意图

Fig.5 Schematic diagrams of three different spigot shapes and dimensions

表2 典型浇注PBX炸药材料参数

Table 2 Material parameters of a typical cast PBX

model parameter	value	model parameter	value
$\rho_0 / g \cdot cm^{-3}$	1.78	s	0.2
G / MPa	3.62	Γ	0.2
ν	0.3	$c_v / J \cdot g^{-1} \cdot K^{-1}$	1.0
$G^{(1)} \sim G^{(5)}$	0.85, 1.0, 0.6,	$K / W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$	0.406
/ MPa	0.37, 0.8	T_m / K	519.0
$1/\tau^{(1)} \sim 1/\tau^{(5)}$	0, 3.32 $\times 10^3$, 3.32 $\times 10^4$,	$Q_i / J \cdot kg^{-1}$	2.09 $\times 10^6$
/ s^{-1}	3.32 $\times 10^5$, 2.00 $\times 10^6$	$E / J \cdot mol^{-1}$	2.25 $\times 10^5$
σ_0 / MPa	0.1	Z / s^{-1}	5.0 $\times 10^{19}$
h / GPa	2.1	$L / J \cdot kg^{-1}$	2.08 $\times 10^5$
C	0.6	$A_{vss} / Pa \cdot s$	1.0 $\times 10^4$
$\bar{c}_0 / \mu m$	10	$A_{vsl} / Pa \cdot s$	10.0
a / cm	0.5	S_p / s^{-1}	2.0 $\times 10^2$
μ	0.5	q	2.0
$\bar{\gamma} / J \cdot m^{-2}$	26.5	τ_0 / MPa	0.1
f_0	0.01	$l_m / \mu m$	50.0
k_w	0.2	$l_b / \mu m$	2.0
$c_0 / km \cdot s^{-1}$	1.2	ϑ	0.9

基体、底板和冲塞采用 Q235 钢材料,密度为 $7.85 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$,杨氏模量为 206 GPa,泊松比为 0.31,采用 Johnson-Cook 模型来描述其力学行为,其具体参数如下表所示:

表 3 Q235 的 Johnson-Cook 模型参数^[28]

Table 3 Johnson-Cook model parameters of Q235

A / MPa	B / MPa	n	m	T_m / K
235	46	0.36	0.757	1793

3 结果与分析

3.1 落高对炸药装药宏观变形流动-点火影响

基于 GJB 8146.6-2017《钝感炸药安全性试验方法_第 6 部分:冲塞试验》规定,37 m 为炸药装药冲塞试验的最小起吊高度,为对比分析下落高度对冲塞过程中力学和点火情况的影响,进一步对 50 m 和 60 m 两种落高工况进行数值模拟,对应触地速度分别为 $26.93, 31.30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 和 $34.29 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。

(1) 炸药装药压力分布与演化

图 6 为 37 m 落高下的压力云图分布与演化情况。37 m 落高下,当带壳装药跌落至地面时,冲塞撞击进入炸药装药,装药受到来自底部冲塞的撞击压力和周围壳体的围压作用,形成三向压缩应力状态,在冲塞挤压的初始时刻 0.04 ms 装药内部形成内传压缩波(图 6a),其后 0.13 ms 出现稀疏波(图 6b),压缩波到达壳体后发生反射与入射波形发生叠加。随着冲塞持续冲入,由于应力集中效应,冲塞上方区域会随着挤压状态变化而依次呈现圆柱形与圆锥形的中压区。带壳装药与地面撞击发生前($\sim 0.96 \text{ ms}$)炸药所受压力可达约

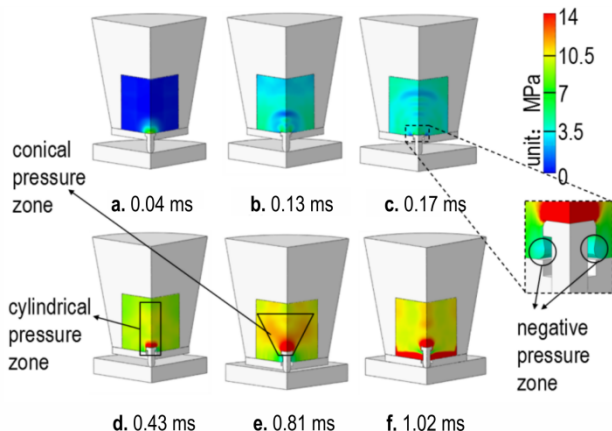


图 6 37 m 落高下不同时刻的压力云图

Fig.6 The evolution of pressure contours for 37 m drop height

30 MPa。当装药试件于 0.96 ms 撞击地面基底后,炸药与冲塞接触边缘位置会形成高压区($\sim 72.5 \text{ MPa}$)。在冲塞过程中,由于浇注炸药流动变形特性,冲塞周围缝隙处会炸药出现自由面(图 6c),压缩波传到此区域时会发生反射形成稀疏波,从而在该部位处形成一个负压区。

选取炸药材料内关键位置处分析其压力时间变化,如图 7 所示,其中 E 点为在冲塞头所能到达的最深位置处,后续不同工况条件下所取点位与此一致。图 8a 为 37 m 工况各关键点位置的的压力时程曲线,其中 A 点在冲塞过程中会最先受到挤压,初期会呈现出比其余四点更高的压力($\sim 8 \text{ MPa}$)。此后,A 点处于负压区(图 6)附近,所受压力为负,表明其处于受拉状态,当带壳装药试验件撞上地面时,A 点位置最高可受约 76 MPa 的压力。随着冲塞冲入炸药材料,冲塞上方半球形压力区域的 B、E 两位置压力而逐渐增加,至撞击地面前 E 点压力可达约 29 MPa,大于 B 点位置($\sim 10 \text{ MPa}$),并且当试验件撞击地面后两点位置压力发生突跃(E 位置达到 70 MPa)。C、D 两点处于装药边缘,几乎未受冲塞作用,多数时间均处于一个较低水平的受压状态。图 8b 主要展示了 37, 50 m 和 60 m 工况下 A、B、E 三点的压力时程曲线,可知装药内部各点压力值会随着落高的增加而增加,峰值压力从 76 MPa(37 m)升至 92 MPa(50 m)再升至 102 MPa(60 m),到达峰值的时间也随落高增加而提前。

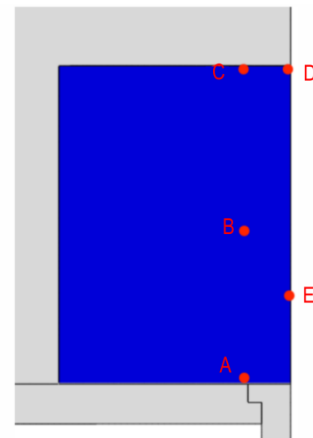
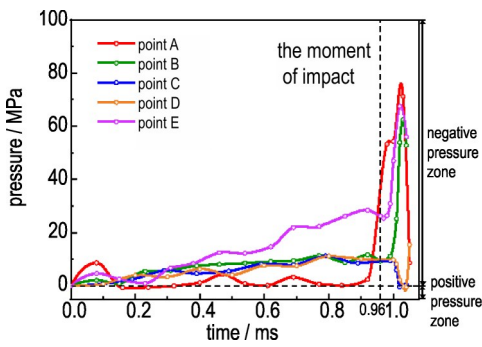


图 7 PBX 炸药内部关键点示意图

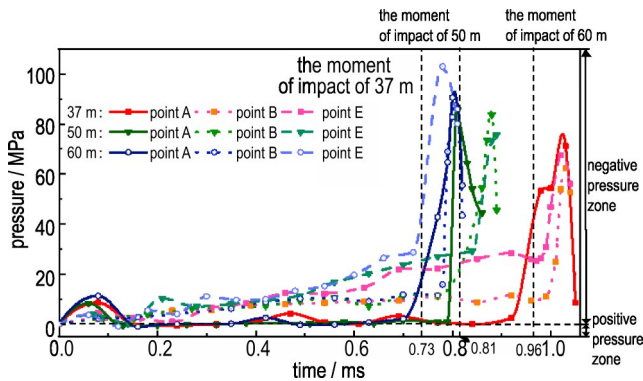
Fig.7 Schematic diagram of critical locations in PBX charge

(2) 炸药装药最大剪切应力和剪切应变率分布与演化

图 9 为 37 m 工况下冲塞过程中炸药装药内部最大剪切应力(图 9a)与最大剪切应变率(图 9b)分布与



a. pressure histories at different points in the charge for 37 m drop height



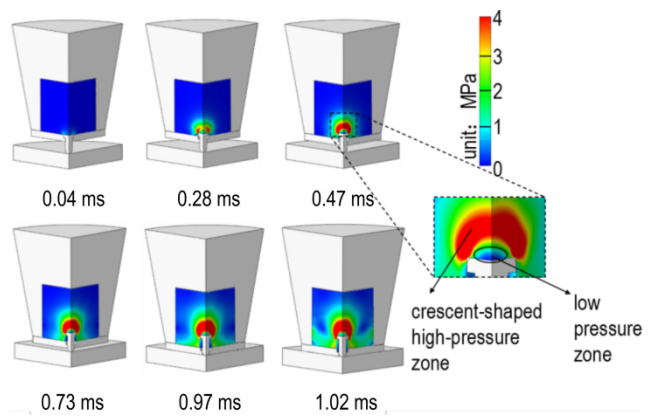
b. pressure histories at points A, B, and E for different drop heights

图8 不同工况条件下不同关键位置的压力时程曲线

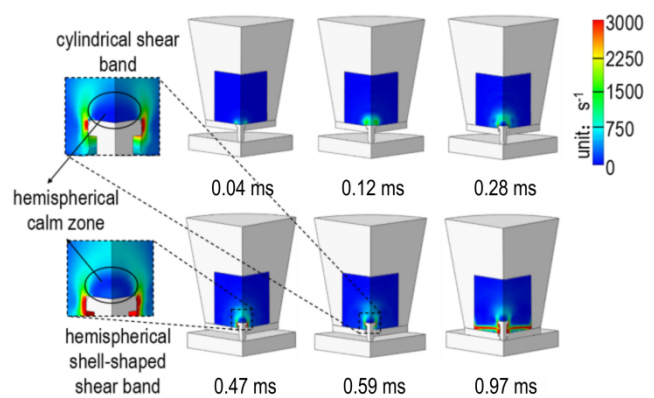
Fig.8 Pressure histories at different critical locations under different calculated conditions

演化情况。对于剪切应力冲塞挤压初始时刻0.04 ms, 剪切应力区域出现于冲塞头部与炸药接触面的最边缘, 随后迅速向冲塞上方半球区域扩展(0.28 ms), 并形成“月牙”形的剪切应力分布(0.47 ms), “月牙”两端处的剪切应力值最高, 在冲塞表面上方和“月牙”之间还存在着一个低剪切应力区域。在冲塞过程中, 剪切应力幅值与作用区域会不断增加与扩大。

对于最大剪切应变率, 其集中位置由冲塞边缘A点起始(图9b), 随后向上方延伸, 最后变为半球壳形, 在0.28 ms时达到峰值($\sim 1250 \text{ s}^{-1}$), 随后开始逐渐降低; 在半球壳内, 即冲塞上表面附近区域的剪切应变率几乎为零(0.47 ms, 0.59 ms)。在0.47 ms时, 球壳处应变率降低至约 600 s^{-1} , 而冲塞杆周围区域在不断上升, 在冲塞行程结束时(0.96 ms), 大部分区域为 2500 s^{-1} , 部分区域可达 4500 s^{-1} , 因此在中后期的最大剪切应变率呈圆柱壳形分布冲塞头部边缘(2200 s^{-1})。尽管在冲塞上方有着较高水平的剪切应力, 但由于周围未变形区域材料的约束, 浇注炸药在该区域难以发



a. maximum shear stress



b. maximum shear strain rate

图9 37 m工况下最大剪切应力与最大剪切应变率云图

Fig.9 Contour plots of maximum shear stress and maximum shear strain rate for 37 m drop height

生较高水平的剪切流动, 因此中后期的流动剪切区主要分布于冲塞周围的圆柱壳形区域(0.47 ms, 0.59 ms)。

上述浇注PBX炸药剪切应变率分布与前期压装PBX炸药冲塞仿真研究^[16,18]表现出显著差异性, 由于压装PBX呈现出更高的模量与脆性特性, 冲塞载荷下压装PBX炸药塑性/剪切应变与剪切应力分布保持一致, 主要集中在冲塞上方45°夹角区域, 而浇注PBX由于其流变特性, 剪切应变区域主要分布在冲塞周围, 这也成为后续诱发浇注与压装PBX炸药局部温升与点火特征差异的重要原因。

图10a为37 m装药不同位置处剪切应力时程曲线。由于撞击初始阶段的冲塞作用, 冲塞边缘与炸药材料接触点A会承受显著的剪切应力($\sim 2.7 \text{ MPa}$), 随后冲塞持续向内部移动, A点所受剪切应力逐渐减小, 0.2~0.5 ms阶段, 由于装药向缝隙中的流动而受到一定的剪切作用($\sim 0.8 \text{ MPa}$), A位置剪切应力出现小幅增长, 之后又再次降低, 装药试件于0.96 ms撞上基底

时, A位置剪切应力出现再次增大; 随后冲塞持续向内部移动, 高剪切应力区逐渐上移, 中部位置B点剪切应力逐渐增大; E点在整个冲塞过程中会先后经过“月牙”上表层、“月牙中心”和“月牙”下表层, 最终进入低应力区, 因此其所受剪切应力呈现出先升后降的趋势, 剪切应力峰值可达4.9 MPa; C、D两点由于位于装药顶部边缘而几乎不受剪切应力作用。图10b为三种工况下A、B、E三点的剪切应力时程曲线, 冲塞初期A点所受的剪切应力随着落高的增加而从2.7 MPa(37 m)上升至3.6 MPa(50 m)再升至4.1 MPa(60 m); E点穿过“月牙心”时所受的剪切应力峰值从4.9 MPa上升至5.3 MPa再升至5.7 MPa; B点全程剪切应力均随着落高增加而上升。

图10c展示了37 m落高下各关键点位置的最大剪切应变率时程曲线。A点在经历最初的冲塞挤压时出现了较高水平的剪切流动并在0.1 ms时刻出现峰

值(5000 s^{-1}), 随后迅速下降, 之后由于装药向缝隙中的流动而维持在较低水平($\sim 900 \text{ s}^{-1}$), 在0.9 ms时还出现了一个跃升, 0.96 ms时带壳装药与地面发生撞击, A点又跃升至一个极值; B、C、D三点的最大剪切应变率由于全程远离剪切流动区域而始终处于较低水平, 撞击地面基体时刻出现小幅增加; E点在冲塞过程中会穿过半球壳形剪切带, 因此其曲线在前期会出现峰值($\sim 900 \text{ s}^{-1}$)。随着落高的增加(图10d), 各点最大剪切应变率都有所增加, 其中A点在最初的冲塞剪切中形成的最大剪切应变率从 5000 s^{-1} (37 m)上升至 6200 s^{-1} (50 m)和 6700 s^{-1} (60 m); E点在穿过半球形剪切带时的最大剪切应变率也从 900 s^{-1} (37 m)先后升至 1100 s^{-1} (50 m)和 1300 s^{-1} (60 m)。

(3) 炸药装药不同区域热点温度分布与演化

图11展示了冲塞过程中炸药装药的三种热点的温度时程曲线和粘性剪切流热点熔化百分数曲线。

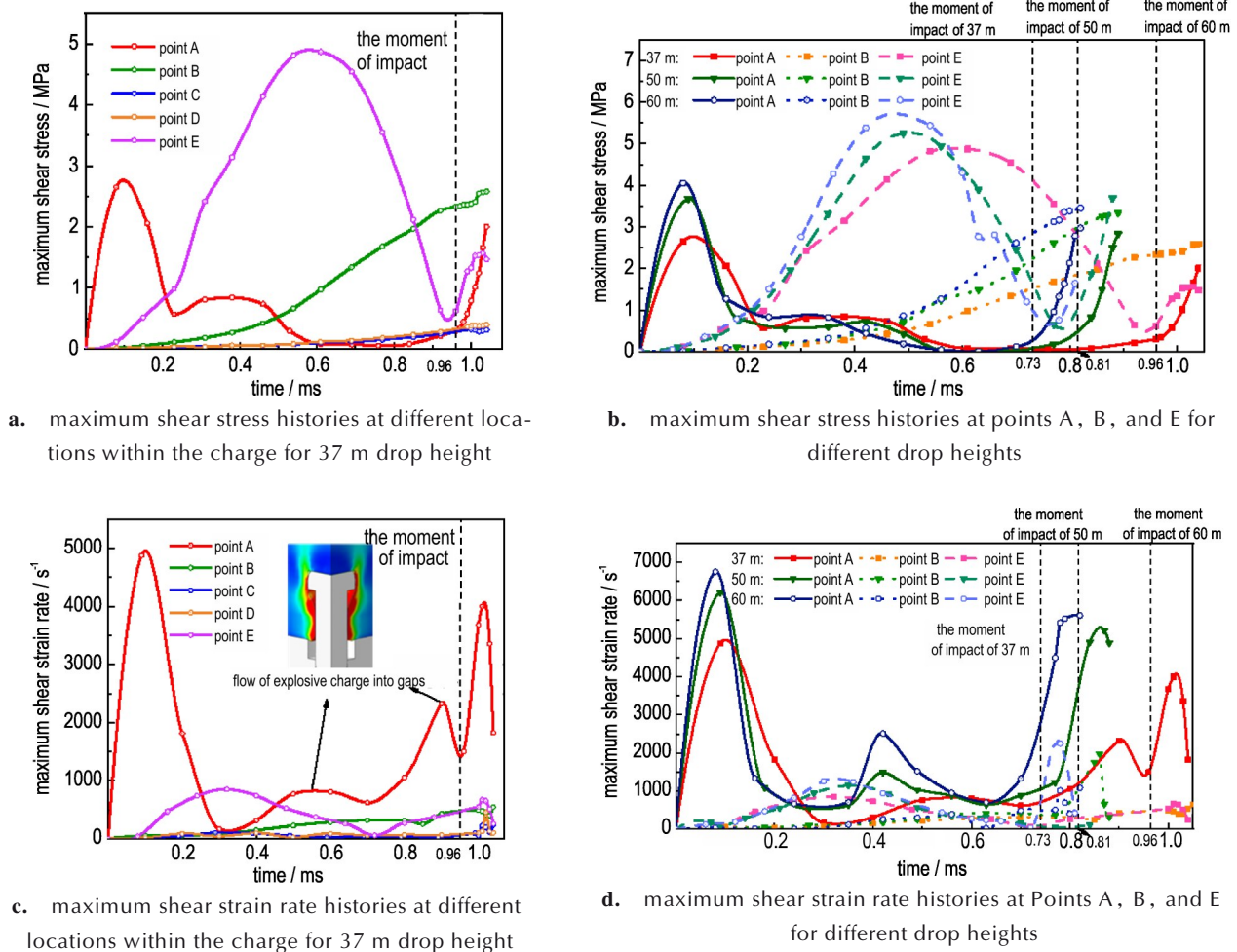


图10 不同工况下剪切应力和最大剪切应变率时程曲线

Fig.10 Histories of maximum shear stress and shear strain rate under different calculated conditions

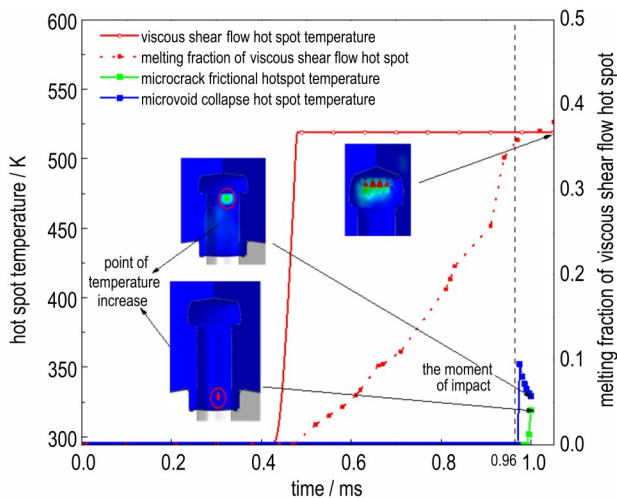


图 11 37 m 落高下三种热点温度和粘性剪切流热点熔化百分数时间曲线

Fig. 11 Histories for three hotspots temperature and melting fraction of viscous shear flow hotspot for 37 m drop height

0.38 ms 时, 冲塞边缘的装药由于同时受到较高水平的压力和剪切流动作用, 粘性剪切流热点温度先升高, 很快升温至炸药熔点 (519 K), 此后较长时间内由于熔化吸热, 保持在此温度。在冲塞持续作用下, 热量不断累积熔化百分数在不断上升, 且熔化区域不断扩大, 最后在 1.01 ms 冲塞行程结束时围绕冲塞头边缘形成较大的熔化区域; 微裂纹热点温度在前期未出现显著上升, 仅在试件撞击地面后轻微上升至 319 K; 微孔洞塌缩热点温度在前期亦未见明显升高, 撞击地面后小幅上升至峰值 352 K。上述分析表明, 冲塞过程中温升由粘性剪切流生热远高于其余两种热点, 为潜在的热点主导机制。

基于以上分析可知, 落高 37 m 时三种潜在热点机制均出现小幅温升, 但温升幅度与速率均未达到点火临界状态, 该仿真结果与浇注炸药冲塞试验结果图像吻合, 由冲塞试验样品回收图像分析 (图 12) 可知, 由于浇注 PBX 呈现出粘流变特性, 冲塞触地后完全冲入装药内部, 壳体由于撞击地面而发生部分扭曲变形, 但装药整体未发生显著点火响应过程。此外, 由上分析温升的主导机制是极高的剪切速率与压力引发的局部粘性流动, 而回弹阶段时药柱动能已大幅耗散, 加载速率与应力水平显著降低, 其对于热点温度能否达到临界起爆条件的贡献相对次要, 因此本研究主要聚焦于冲塞触地前, 即炸药试样经历最剧烈剪切作用并产生初始热点的核心过程。

图 13 展示了 50 m 和 60 m 工况下装药内部温度演化情况。50 m 落高下的热点升温情况与 37 m 工况

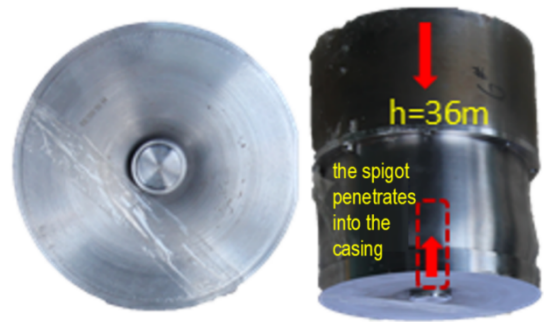


图 12 典型浇注炸药 36 m 落高下冲塞撞击试验样品回收图
Fig. 12 Test sample recovery image of typical cast explosive under spigot for 36m drop height

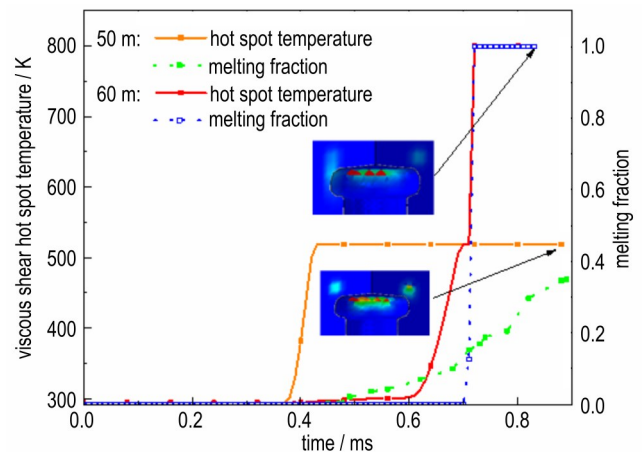


图 13 50 m 和 60 m 落高下粘性剪切流热点温度和熔化百分数曲线

Fig. 13 Histories of viscous shear flow hotspot temperature and melting fraction for the 50 m and 60 m drop heights

相似, 在冲塞行程结束时未发生点火反应。但由于冲塞速度增加, 粘性剪切流热点升温起始时刻和达到熔点时刻分别由 0.46 ms 和 0.49 ms 提前至 0.40 ms 和 0.43 ms。当落高升高至 60 m 时, 装药最终在 0.72 ms 时, 热点温升曲线发生失稳激增, 热点温度达到临界值 $T_{cr}=800$ K, 此时视为发生点火响应, 此后点火区域迅速扩大, 10 ms 内扩大到整个冲塞周围区域。由此可以确定炸药的临界点火高度在 50 m 和 60 m 之间。

图 14 展示了 60 m 工况下在 0.72 ms 时刻点各关键物理量 (压力 p 、剪切应力 τ 、最大剪切应变率 $\dot{\gamma}_{max}$ 和装药内部热点温升) 的云图。由四种参量的分布情况可知, 任何单一参量的作用都难以使装药发生明显温升, 温升是由压力和剪切流动共同作用的结果, 具体表现为热点温升和点火主要发生于压力和最大剪切应变率红色区域的重叠区; 此外由图 11 可知, 炸药材料会发生较大的剪切应变流入冲塞旁的缝隙中而未发生显著的脆性损伤与破坏。

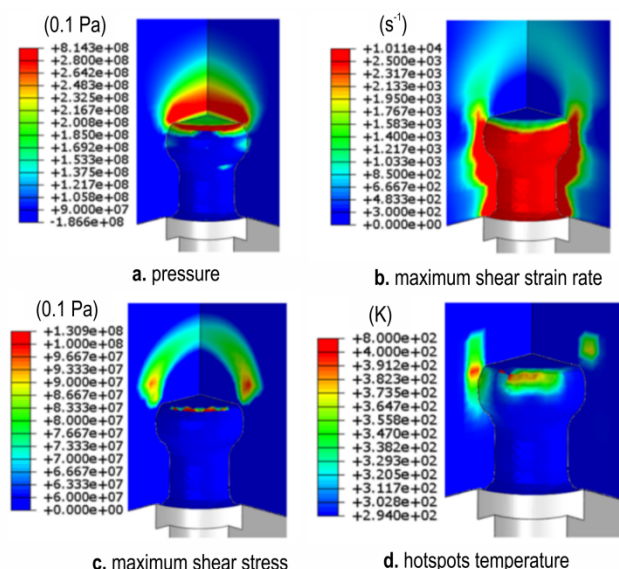


图 14 60 m 工况下点火时刻(0.72 ms)各关键物理量云图

Fig.14 Contour plots of critical physical variables at the ignition time (0.72 ms) for 60 m drop height

上述分析结果将与前期研究学者提出的唯像点火判据相一致,如 Gruau 等^[27]提出当压力 p 与塑性剪切率 $\dot{\gamma}_p$ 的幅值与持续时间达到临界值时,认为炸药内部闭合裂纹的摩擦生热积累足够热量,进而诱发炸药点火响应;Reaugh^[29]提出的 HERMES 点火模型中以偏应力张量第二主应力 s_2 、偏应力第三不变量 J_3 、Mises 等效应力 Y 和等效塑性应变率 $\dot{\epsilon}_p$ 作为点火影响的关键参量。

3.2 冲塞长径比对装药点火影响

为探究冲塞长径比对装药点火响应影响规律,设计不同冲塞长度下数值模拟算例,冲塞整体长度设置为 63 mm,其他模型参数保持不变。考虑到原长度(38 mm)冲塞在 50 m 落高下处于临近点火状态,因此,本次分析选择相同 50 m 落高进行对比。

图 15~18 分别展示了冲塞过程中各关键物理量的云图分布与演化情况和装药内部各关键点的时程曲线,其中 E 点为冲塞头所能到达的最深位置处。结果表明,冲塞长度对冲塞过程前期(即原冲塞长度行程内,约 0.8 ms 前)影响较弱,但随着冲塞进一步向内侵入,情况会发生显著差异。

(1) 炸药装药压力分布与演化

由于冲塞长度的增加和装药侧向约束的影响,冲塞上方的装药会受到进一步的压缩,其头部上方装药所受的峰值压力会有较大提升,高压区范围也有所扩大(图 15c~d)。在原始(较短)冲塞工况中,整个冲塞过程历时较短,耗时 0.81 ms,试件触地时底部装药尚未来得及充分填充缝隙,因此 A 点附近仍存在自由界面,

而在 63 mm 冲塞长度工况下,试件触地时(1.62 ms)装药已完全填充缝隙,此时 A 点周围处于三向压缩应力状态(图 15b),该差异使得 63 mm 长度冲塞中 A 点触地后受到压力大幅提升至 121 MPa;E 点在触地前的最大压力上升至 40 MPa,触地后的压力也上升至 98 MPa;其余各点则变化不显著。

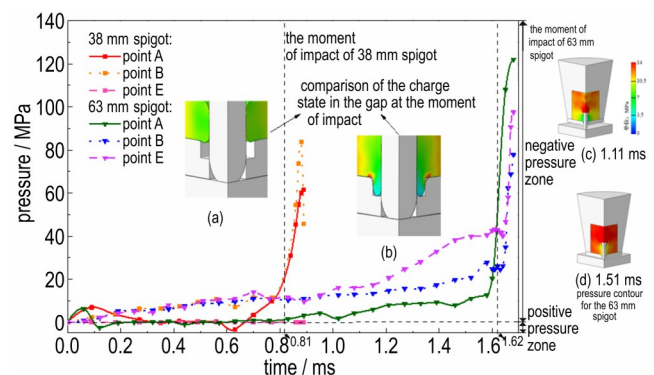


图 15 不同长径比冲塞 50 m 落高下 A、B、E 点压力时程曲线

Fig.15 Pressure histories at points A, B, and E for spigots with different aspect ratios for 50 m drop height

(2) 炸药装药最大剪切应力和最大剪切应变率分布与演化

与原工况相比,最大剪切应力分布区域有所扩大,63 mm 冲塞中 E 点穿过“月牙心”时所受的剪切应力增加到了 8.8 MPa(1.2 ms);B 点由于冲塞长度的变化,在后期更加靠近冲塞上方的高剪切应力区,因此其所受剪切应力增大到 12.5 MPa(1.51 ms),其余各点基本保持一致。

对于最大剪切应变率,随着冲塞作用的增强,流动剪切区域范围扩大,且剪切带始终维持“半球壳”形,而未如原工况那样演变为“圆柱壳”形;在冲塞的中后期(图 17a~b),杆身周围区域的剪切应变率呈现两端高、中间低的分布特征(图 17a)。63 mm 冲塞中 A 点因先后经历初始冲塞剪切和装药流入缝隙的过程,应变率出现两个峰值,分别达到了 5300 s^{-1} 和 1600 s^{-1} ,此后因其位于杆身中部,该点应变率持续处于较低水平($\sim 500 \text{ s}^{-1}$),直至撞击发生后出现跃升($\sim 4100 \text{ s}^{-1}$);B 点因为冲塞长度改变,在冲塞过程中逐渐靠近流动剪切带,其应变率持续上升,在撞击发生前上升至 1200 s^{-1} ,撞击发生后进一步上升至 4300 s^{-1} ;其余各位置基本持续处于较低的流动水平。

(3) 炸药装药粘性剪切流热点温度分布与演化

改变冲塞长径比后,装药前期的温升情况及升温起始位置比较相同,但各特征时刻(如升温起始时刻和

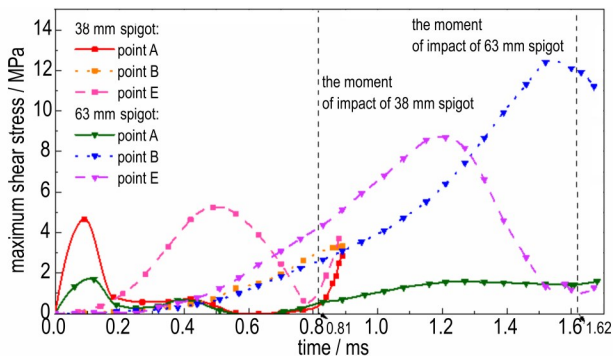


图 16 不同长径比冲塞 50 m 落高下 A、B、E 点最大剪切应力时程曲线

Fig.16 Maximum shear stress histories at points A, B, and E for spigots with different aspect ratios for 50 m drop height

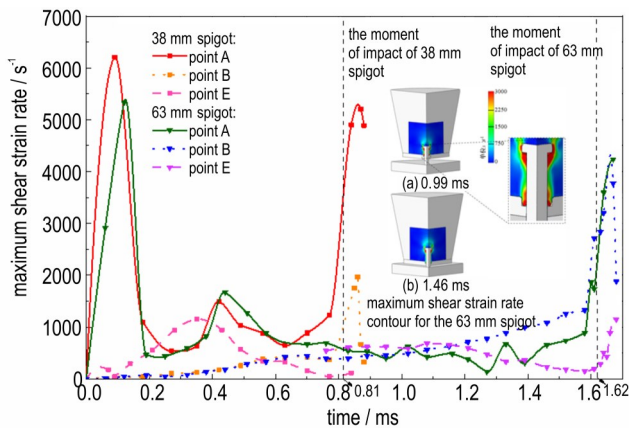


图 17 不同长径比冲塞 50 m 落高下 A、B、E 点最大剪切应变率时程曲线

Fig.17 Maximum shear strain rate histories at points A, B and E for spigots with different aspect ratios for 50 m drop height

升温至熔点(519 K)的时刻均延后了 0.02 ms。冲塞运动至原冲塞长度(38 mm)对应的深度后继续向内侵入,冲塞长度的增加导致其对上方装药的挤压作用增强,产生更高的压力与更强的剪切流动,同时更长的冲塞运动时间增加了其作用持续时间。上述因素的综合作用使装药获得了更多的能量,最终在 1.09 ms 时局部升温失稳,点火位置如图 18 所示,此时冲塞边缘部位也开始出现显著温升。随着冲塞持续运动,点火区域进一步扩展。图 19 展示了冲塞行程结束时刻(1.64 ms)的各关键物理量分布,可见热点温升区域位于高压区与强剪切流动区的耦合部分。

3.3 冲塞形状对装药点火响应影响

为探究冲塞过程中冲塞形状对装药点火响应影响规律,将原平头冲塞替换为卵形头部冲塞,落高设置为 37 m,触地速度仍为 $26.93 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。

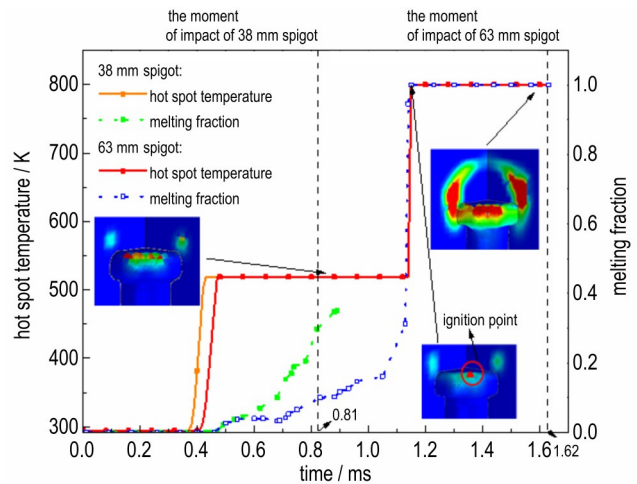


图 18 不同长径比冲塞 50 m 落高下粘性剪切流热点温度和熔化百分数曲线

Fig.18 Histories of viscous shear flow hotspot temperature and melting fraction for spigots with different aspect ratios for 50 m drop height

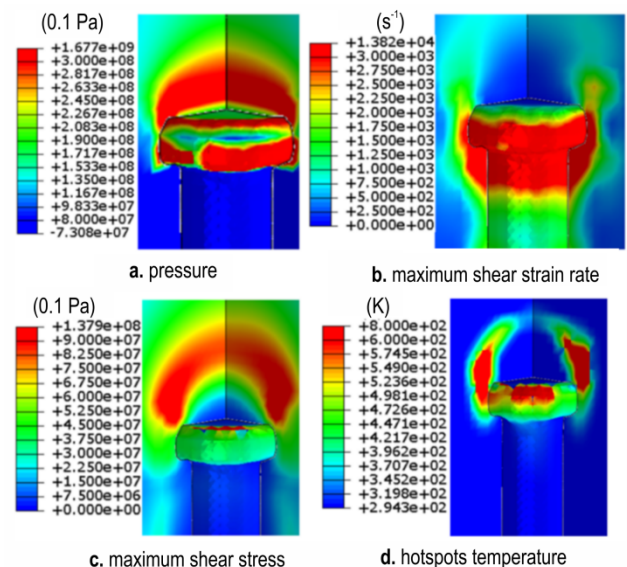


图 19 试验件触地时刻各关键物理量云图

Fig.19 Contours of critical physical variables at the touch-down time of specimen

(1) 炸药压力分布与演化

图 20 展示了卵形头部冲塞过程中的压力的分布与演化情况,与平头冲塞不同,卵形冲塞头部附近的高压区不再集中于其上方半球形区域,而是附着于冲塞头部表面,形成了“弹头形”的高压区域。图 21 为平头冲塞与卵形头冲塞内部装药中 A、B、E 三点的压力时程曲线,与平头冲塞相比,其撞击后的峰值压力从 76 MPa 升至 81 MPa,但在撞击前的峰值压力则从 30 MPa 下降至 22 MPa,同时峰值压力位置从 A 点转

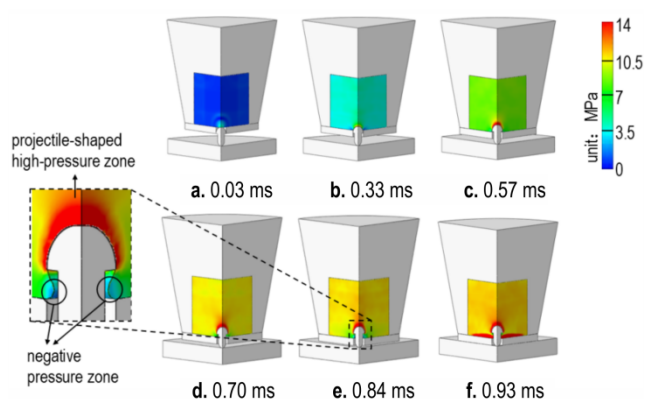


图 20 37 m 工况下卵形头冲塞压力云图

Fig. 20 Pressure contours for the oval-head spigot for 37 m drop height

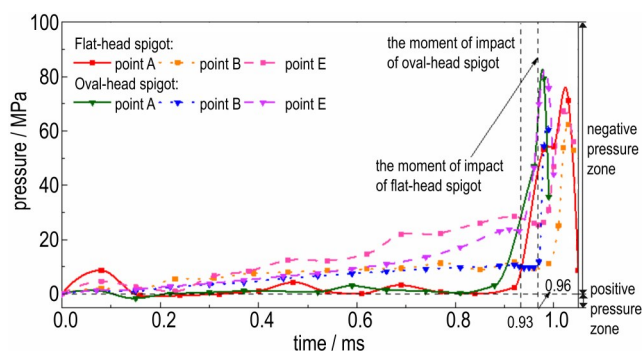


图 21 不同冲塞形状装药 A、B、E 处压力时程曲线

Fig. 21 Pressure histories at points A, B and E of the charge for different spigot shapes

移至 E 点。由此表明冲塞形状的改变显著影响了装药内部压力场分布。

(2) 炸药装药最大剪切应力和剪切应变率分布与演化

由图 22a, 最大剪切应力区域首先在冲塞尖端出现, 随后沿冲塞表面向下扩展, 同时高剪切应力区域向

外扩展, 剪切应力分布形态由“月牙”形转变为“弹头”形, 且低剪切应力区消失, 分布范围略有减小。由图 22b, 冲塞撞击的初始时刻(0.03 ms), 高剪切应变率区首先出现在冲塞头部尖端, 随后该区域向两端移动并逐渐消失, 此后高剪切应变率区主要沿冲塞表面向下发展延伸, 最终形成包覆整个冲塞的流动剪切区域, 该分布形态有别于平头冲塞中观察到的“拱门形”和“圆柱壳形”。

由图 23a, 相较平头冲塞, E 点剪切应力峰值由 4.9 MPa 升至 10.8 MPa; E 点曲线形态由拱形变为持续上升趋势, 其它各点在撞击发生前也均处于较低的剪切应力水平, 其中 A 点在撞击后出现了较高水平的剪切应力。由图 23b, 相较平头冲塞, 峰值从 5000 s^{-1} 升至 5500 s^{-1} , A 点在冲塞初期的应变率突跃消失, 中后期演化与平头冲塞类似, 由于装药向缝隙流动, 应变率维持在较低水平, 但仍高于平头冲塞对应值 ($\sim 1600 s^{-1}$), 撞击发生后迅速跃升至 5500 s^{-1} ; E 点的最大剪切应变率随其接近流动核心区而缓慢上升 ($\sim 1000 s^{-1}$), 并在撞击后出现跃升 ($\sim 2000 s^{-1}$); 其它各点由于远离高应变率区而始终处于较低的剪切应变率水平。

(3) 炸药装药粘性剪切流热点温度分布与演化

图 24 展示了平头冲塞和卵形头冲塞装药粘性剪切流温升情况, 与平头冲塞存在显著差异。0.47 ms 时开始出现升温, 0.04 ms 后该点温度升至炸药熔点, 0.58 ms 时该处即发生点火, 位置位于冲塞尖端附近, 随后点火区围绕冲塞尖端向外扩展。与平头冲塞相比, 卵形冲塞的温升起始时间由 0.44 ms 延迟至 0.47 ms, 但其出现温升到点火仅需 0.11 ms, 并且点火区域的扩展速度比平头冲塞更快。

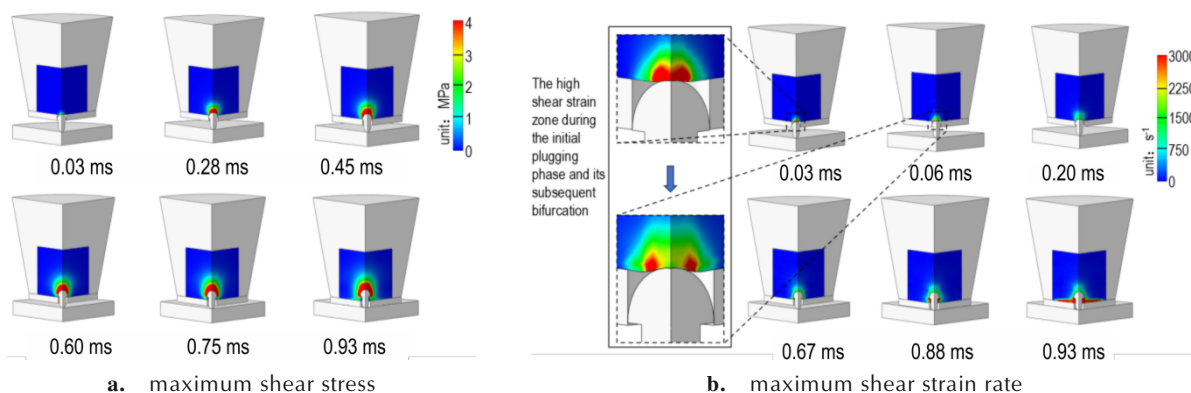


图 22 37 m 落下高卵形头冲塞最大剪切应力(a)和最大剪切应变率云图(b)

Fig. 22 Contour plots of maximum shear stress(a) and maximum shear strain rate(b) for the oval-head spigot with 37 m drop height.

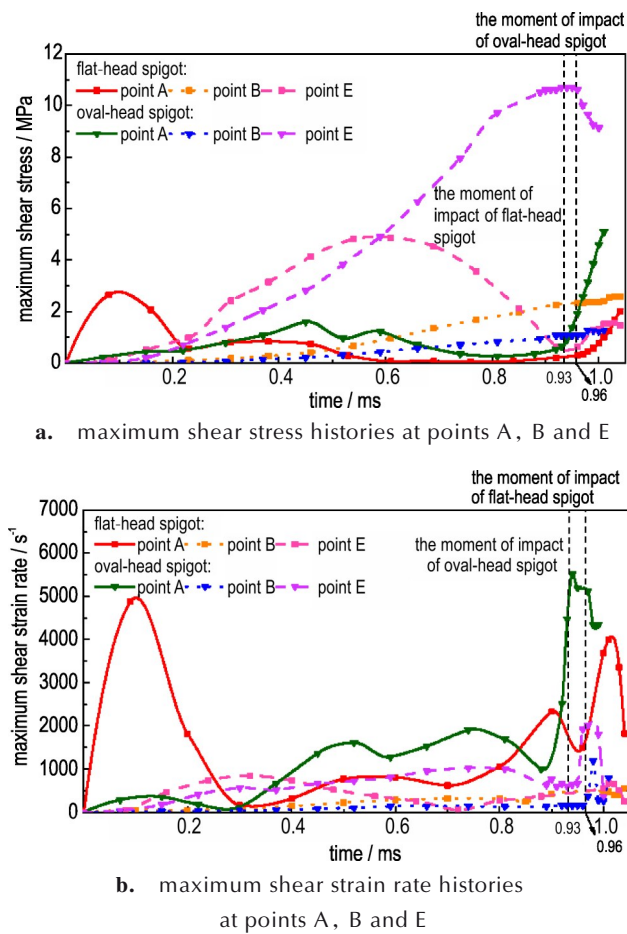


图 23 不同冲塞形状装药 A、B、E 处剪切应力(a)和最大剪切应变率时程曲线(b)

Fig.23 Histories of maximum shear stress(a) and maximum shear strain rate(b) at points A, B and E in the charge for different spigot shapes

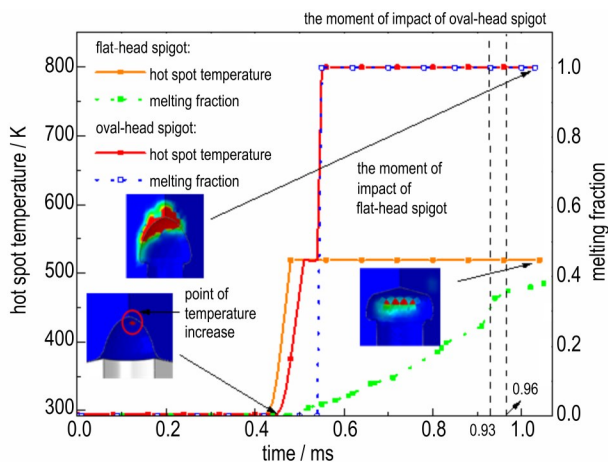


图 24 37 m 落高下卵形头冲塞粘性剪切流热点温度和融化百分数曲线

Fig.24 Histories of viscous shear flow hotspot temperature and melting fraction for the oval-head spigot with 37 m drop height

图 25 为点火时刻(0.58 ms)的各关键物理量的分布云图,与平头冲塞对比而言,卵形头冲塞中高压力区与高剪切应变率区与冲塞的接触面更大,几乎遍及冲塞整个前端表面,而平头冲塞中仅分布于冲塞边缘的环形区域,因此高压力与高剪切流动的重叠区域能更高效的与冲塞相互作用,并最终显著降低装药的点火阈值高度。

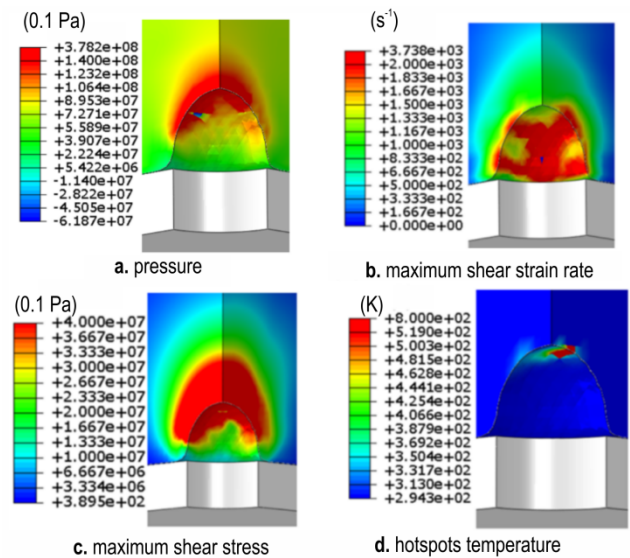


图 25 37 m 落高下卵形头冲塞点火时刻(0.58 ms)各关键物理量云图

Fig.25 Contours of critical physical parameters at the ignition time (0.58 ms) for the oval-head spigot with 37m drop height

4 结论

研究构建了浇注 PBX 炸药粘弹塑性变形-多热点竞争点火模型,考虑微裂纹摩擦生热,微孔洞塌缩生热、局部粘性剪切流动生热等多种细观热点机制,实现了冲塞试验中典型浇注 PBX 炸药局域化变形流动-点火响应数值模拟,获取了不同落高、冲塞长径比和冲塞形状对其局域化流变及点火响应的规律,得出主要结论如下:

- 1) 典型浇注 PBX 炸药在冲塞试验中的热点温升主要由粘性剪切流热点机制主导,微裂纹摩擦生热、微孔洞塌缩生热两种热点机制的引发温升贡献较小。
- 2) 冲塞试验中装药点火响应过程主要由高压区域与高剪切应变率的共同作用驱动,点火位置出现在两者高位的空间重叠区域。同时,该重叠区域与冲塞表面的接触面积是关键影响因素,接触面积越大,越有利于局部能量积累和热点温度升高,从而越容易引发

点火。

3) 相同冲塞直径下,较大的冲塞长径比会诱发冲塞上方装药产生更高压力与剪切流动,伴随更长的冲塞作用时间,形成较大的冲量,使得装药点火更易发生,点火临界高度降低(落高 50 m 已发生点火)。

4) 冲塞形状对装药点火响应具有显著影响,相较于平头冲塞,卵形头冲塞会大大降低试验中装药的点火临界高度阈值(落高 37 m 已发生点火);同时点火位置也因冲塞形状而异,平头冲塞的点火位置主要位于其头部边缘区域,而卵形头冲塞的点火位置则主要集中于冲塞头部尖端附近。

参考文献:

- [1] ASAY B W. Shock wave science and technology reference library (Volume5): Non-Shock Initiation of Explosives [M]. Springer, Berlin, 2010.
- [2] FRANK W M, JACK V D, ALEXANDRA C B, et al. Chemical descriptors for a large-scale study on drop-weight impact sensitivity of high explosives[J]. *Journal of Chemical Information and Modeling*, 2023, 63: 753-769.
- [3] DOROUGH G D, GREEN L G, JAMES E J, et al. Ignition of explosives by low velocity impact[C]//Proceedings of the International Conference on Sensitivity and Hazards of Explosives, London, 1963.
- [4] CHIDESTER S K, GREEN L G, LEE C G. A frictional work predictive method for the initiation of solid high explosives from low pressure impacts[C]//10th International Detonation Symposium, Boston, MA, 1993, 785-792.
- [5] 申春迎, 向永, 代晓淦, 等. 高聚物黏结炸药的冲塞试验研究[J]. *火炸药学报*, 2010, 33(2): 29-32.
SHEN Chun-ying, XIANG Yong, DAI Xiao-gan, et al. Study on the Spigot tests of polymer bonded explosives[J]. *Journal of Explosives & Propellants*, 2010, 33(2): 29-32.
- [6] 代晓淦, 申春迎, 文玉史. 模拟跌落撞击下 PBX-2 炸药的响应[J]. *含能材料*, 2011, 19(2): 209-212.
DAI Xiao-gan, SHEN Chun-ying, WEN Yu-shi, et al. Reaction of PBX-2 explosive under simulated drop impact[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials(Hanneng Cailiao)*, 2011, 19(2): 209-212.
- [7] 文玉史. 典型 PBX 炸药动态压缩及剪切点火机理研究[C]//2018 年版中国工程物理研究院科技年报. 2018: 44-47.
WEN Yu-shi. Study on the Mechanisms of dynamic compression and shear-induced ignition of typical PBX explosives[C]//2018 Science and Technology Annual Report of China Academy of Engineering Physics. 2018: 44-47.
- [8] 胡秋实, 何杨, 仲苏洋, 等. 碎化炸药缝隙挤压点火模拟实验[J]. *爆炸与冲击*, 2025, 45(11): 121-130.
HU Qiu-shi, HE Yang, ZHONG Su-yang, et al. Simulation experiment of ignition response of fragmented explosive under gap extrusion loading[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2025, 45(11): 121-130.
- [9] CHEN P, ZHOU M, XU P L, et al. Loading pulse width and explosive density influence on the non-shock ignition criterion mechanism of polymer-bonded explosives[J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2025, 0: e12085.
- [10] GJB8142.6-2017. 钝感炸药安全性试验方法 第 6 部分: 冲塞试验[S]. 北京: 国家军用标准出版发行部, 2017.
GJB8142.6-2017. Test method of safety for insensitive high explosive--Part 6: Spigot test[S]. Beijing: National Military Standard Publishing and Distribution Department, 2017.
- [11] DIENES J K, ZUO Q H, KERSHNER J D. Impact initiation of explosives and propellants via statistical crack mechanics[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2006, 54(6): 1237-1275.
- [12] BENNETT J G, HABERMAN K S, JOHNSON J N, et al. A constitutive model for the non-shock ignition and mechanical response of high explosives[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1998, 46(12): 2303-2322.
- [13] XIAO Y, SUN Y, ZHEN Y, et al. Characterization, modeling and simulation of the impact damage for polymer bonded explosives[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 103: 149-158.
- [14] LIU M, HUANG X C, WU Y Q, et al. Numerical simulations of the damage evolution for plastic-bonded explosives subjected to complex stress states[J]. *Mechanics of Materials*, 2019, 139: 103179.
- [15] 林文洲. 炸药摩擦剪切非冲击点火和相关数值模拟研究[D]. 绵阳: 中国工程物理研究院, 2017.
LIN Wen-zhou. Study on friction-shear non-shock initiation and related numerical simulation of explosives[D]. Mianyang: China Academy of Engineering Physics, 2017.
- [16] 马丹竹. 低速撞击下炸药的安全性研究[D]. 北京: 北京理工大学, 2013.
MA Dan-zhu. Investigation of the safety for explosives under low velocity impact[D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2013.
- [17] HUANG Y F, CHEN P W. Numerical investigation of damage and ignition behaviors of PBX under punch loading[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2024, 298: 109903.
- [18] XIAO H, DUAN Z P, LIU W B, et al. Experimental and numerical study on safety of shelled high explosives during drop[J]. *Journal of Applied Physics*, 2025, 137: 225903.
- [19] LONG Y, CHEN J. Theoretical study of the void collapse and shear band formation mechanism for β -HMX[J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2023, 48: e202200326.
- [20] KRZEWINSKI B, BLAKE O, LIEB R, et al. Shear deformation and shear initiation of explosives and propellants[C]//Proceedings of the 12th International Detonation Symposium. 2002, 11-16.
- [21] JOSHI V S, RICHMOND C T. Characterization of Ignition Threshold of PBXN-110 Using Hybrid Drop Weight-Hopkinson Bar[C]//14th Detonation Symposium Proceedings. Office of Naval Research, 2010, 1254-1263.
- [22] 陈鹏, 屈可朋, 李亮亮, 等. PBX 炸药剪切流动点火性能的实验研究[J]. *火炸药学报*, 2020, 43(1): 69-73, 80.
CHEN Peng, QU Ke-peng, LI Liang-liang, et al. Experimental study on shear-flow ignition performance of PBX explosive[J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2020, 43(1): 69-73.
- [23] DONG L Y, WU Y Q, YANG K, et al. Two competitive ignition mechanism for dynamic extrusion-shear loaded high-energy propellant[J]. *Mechanics of Materials*, 2025,

- 208: 105419.
- [24] 董理赢. 机械撞击作用下高能固体推进剂点火机制及判据研究[D]. 北京: 北京理工大学, 2025.
DONG Li-ying. Study on ignition mechanism and criterion of high energy solid propellant under mechanical impact [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2025.
- [25] 杨昆. 高能炸药宏观细观力学损伤-点火-燃烧响应研究[D]. 北京: 北京理工大学, 2020.
YANG Kun. Mechanical Damage and Ignition-Burning Responses of High Explosives at the Macro-mesoscale [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2020.
- [26] 付璐, 黄风雷. 两种黏结体系HMX基温压炸药的爆炸释能特性[J]. 兵工学报, 2025, 46(S1): 57-63.
FU Lu, HUANG Feng-lei. Explosive energy release characteristics of two HMX-based thermobaric explosives with different bonder systems[J]. *Acta Armamentarii*, 2025, 46(S1): 57-63.
- [27] YANG K, DUAN H, WU Y, et al. Impact-induced deformation and ignition related to localized viscous shear flow heating for high-ductility composite energetic materials[J]. *Materials & Design*, 2022, 223: 111185.
- [28] 周峰, 李立国, 邢炳楠, 等. 护套强度对钨丝集束弹芯侵彻性能的影响[J]. 兵工学报, 2025, 46(7): 295-306.
ZHOU Feng, LI Li-guo, XING Bing-nan, et al. The influence of strength of jacket materials on the penetration performance of WF/Zr-MG rods[J]. *Acta Armamentarii*, 2025, 46(7): 295-306.
- [29] GRUAU C, PICART D, BELMAS R, et al. Ignition of a confined high explosive under low velocity impact[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(4): 537-550.

Simulation on Localized Deformation Flow and Ignition Response of Cast Explosives under Spigot Loading

SHENG Xing-yu, YANG Kun, LU Yi-ming, WU Yan-qing, DUAN Zhuo-ping, HUANG Feng-lei

(State Key Laboratory of Explosion Science and Safety Protection, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)

Abstract: Aiming at the unclear issues of charge deformation and ignition mechanisms in the spigot safety evaluation tests of cast explosives, a viscoelastic-viscoplastic deformation and multi-hotspot competitive ignition model for cast PBXs was developed. This model considers multiple hotspot mechanisms, including microcrack friction, microvoid collapse, and localized viscous shear flow heating. Simulations of macro-mesoscopic rheological-ignition response under spigot were conducted, obtaining the pressure, shear flow, and ignition response characteristics of explosive charges under different drop heights, spigot lengths, and spigot shapes. The results indicate that the ignition response process of the charge under spigot is driven by both pressure and shear strain rate. When these two factors overlap at high levels, the resulting localized viscous shear flow becomes the dominant hotspot mechanism. For the same spigot diameter, a larger aspect-ratio spigot induces higher pressure and shear flow in the charge above the spigot, coupled with a longer spigot action time and higher impulse, leading to an easier ignition with a reduced critical ignition height. Compared to a flat-head spigot, an oval-head spigot significantly reduces the critical ignition height of the charge. These findings provide technical support for interpreting the ignition response and mesoscopic mechanisms of cast explosives under low-speed long-pulse penetrating mechanical stimulation, as well as for constructing safety evaluation and numerical characterization methods for projectile drop with foreign object penetration.

Key words: Spigot experiment; cast explosive; macro-mesoscopic model; localized flow-ignition; numerical simulation

CLC number: TJ55; O385

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2025244

Grant support: National Natural Science Foundation of China (No. 12202060), Youth Foundation of the National Key Laboratory of Explosive Science and Safety Protection at Beijing Institute of Technology (No. QNKT25-12)

(责编: 姜梅)