

文章编号:1006-9941(2023)10-1004-09

热刺激约束 DNAN 基不敏感熔铸炸药装药点火后反应演化调控模型

白志玲,段卓平,李 治,许礼吉,张连生,黄风雷

(北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室,北京 100081)

摘要: 针对热刺激下熔铸炸药点火时基体炸药已处于熔融液化状态,反应产生的高温气体以气泡云形式在液态炸药中扩展和反应的物理特性,考虑燃烧气泡云尺度分布和激活发展机制,建立了熔铸炸药点火后燃烧气泡云反应演化调控模型,可较好地反映炸药本征燃烧速率、壳体约束强度、装药结构尺寸、预留空气隙体积、泄压孔面积等对装药反应演化过程和终态反应度的影响规律,并通过与实验结果对比验证了模型的适应性。结果表明:随着壳体约束强度和装药尺寸增加,装药自增强燃烧速度增长越快,装药反应烈度增大;通过泄压孔结构冲开阈值和泄压孔面积的匹配设计,实现装药反应烈度控制,在本研究装药条件下,泄压孔面积占壳体总面积达 8.6% 时可控制装药反应烈度为燃烧,为装药热安全性设计和烈度评估提供理论依据。

关键词: 熔铸炸药;非冲击点火;自持增强燃烧;燃烧气泡云反应演化模型;泄压结构;反应烈度

中图分类号: TJ55;O354

文献标志码: A

DOI:10.11943/CJEM2023160

0 引言

针对弹药遭遇的火灾或长期暴露在高温环境等意外热刺激,装药一旦发生点火,往往引发点火、燃烧、爆燃甚至转为爆轰等高烈度事故反应,严重时将导致武器装备及作战平台遭受严重的损毁而丧失战斗力,甚至造成大量的人员伤亡等灾难性后果。非冲击点火热事故反应演化过程非常复杂,受外界刺激条件、壳体结构约束强度、炸药本征燃烧特征等多种因素影响,属于典型的多物理、多因素和多过程关联的反应行为,一直是炸药安全性研究领域的瓶颈,制约了当前弹药安全性设计与评估的发展^[1-2]。

典型高聚物粘结炸药(PBXs)约束装药反应演化行为受高温产物气体自增强燃烧、裂纹扩展、燃烧表面积迅速增加等动态过程主导和调控^[3-15],其中裂纹扩展导致燃烧表面积增加,引起炸药装药体系的反应烈

度剧增是研究炸药点火后反应增长机制的关键^[16-17],目前燃烧裂纹反应演化行为的数值模拟研究仍处于定性研究阶段,在理论建模方面,目前初步建立了一维燃烧裂纹增压模型^[18-20]和三维受约束炸药装药燃烧裂纹网络模型^[21-22],可较好地描述受约束脆性装药点火后反应演化行为。

近年来发展的 2,4-二硝基苯甲醚(DNAN)基不敏感熔铸炸药因具有能量密度高、感度低、耐热性能好、易于装填等优势,在不敏感弹药装药中得到广泛应用,慢烤等高温条件下熔铸炸药基体发生熔融、相变等,产物气体在液态组分中易形成高温燃烧气泡,演化过程涉及气-固/液耦合、流-固耦合作用等问题,其反应演化行为与上述 PBX 炸药动态燃烧裂纹扩展演化过程存在显著差异,约束炸药装药燃烧裂纹网络模型^[21-22]不适用于描述熔融液态炸药点火后反应演化行为,严重制约了熔铸炸药装药应用及弹药热安全性设计。为此,本研究发展建立燃烧气泡云反应演化模型,得到缓释泄压结构、空气隙、壳体厚度和装药结构尺寸等因素对熔铸炸药装药在烤燃等高温条件下的反应演化的影响规律,并结合反应演化实验,验证模型适应性,以期对弹药热安全性设计和量化评估提供理论依据。

收稿日期:2023-08-08;修回日期:2023-09-21

网络出版日期:2023-10-11

基金项目:国家自然科学基金(12002044)

作者简介:白志玲(1989-),女,副研究员,硕士生导师,主要从事爆炸与冲击动力学研究。e-mail:zhilingbai@bit.edu.cn

通信联系人:段卓平(1965-),男,研究员,博士生导师,主要从事爆炸与冲击动力学研究。e-mail:duanzp@bit.edu.cn

引用本文:白志玲,段卓平,李治,等.热刺激约束 DNAN 基不敏感熔铸炸药装药点火后反应演化调控模型[J].含能材料,2023,31(10):1004-1012.

BAI Zhi-ling, DUAN Zhuo-ping, LI Zhi, et al. Regulation Model for Reaction Evolution of Confined DNAN-based Cast Explosives after Ignition Under Thermal Stimulation[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2023, 31(10):1004-1012.

1 燃烧气泡云反应演化调控模型

1.1 模型建立

为提高模型的可读性,建模之前梳理了该调控模型的整体逻辑框架如图 1 所示,装药发生点火后内部压力升高,引发装药本征燃烧速率加快和燃烧表面积增大,继而装药反应速率加快,进一步促使装药内部压力快速增长,导致装药反应更加剧烈,反应演化过程整体呈自增强燃烧特征。如果壳体约束较强且无薄弱环节,装药反应演化后期压力急剧升高将导致壳体破裂解体失效,即发生高烈度反应。降低装药反应烈度的方法通常是在壳体上开设泄压孔等缓释结构,通过泄压孔开启阈值和泄压孔面积匹配设计,快速释放产物气体,有效降低装药内部压力,实现装药反应烈度的量

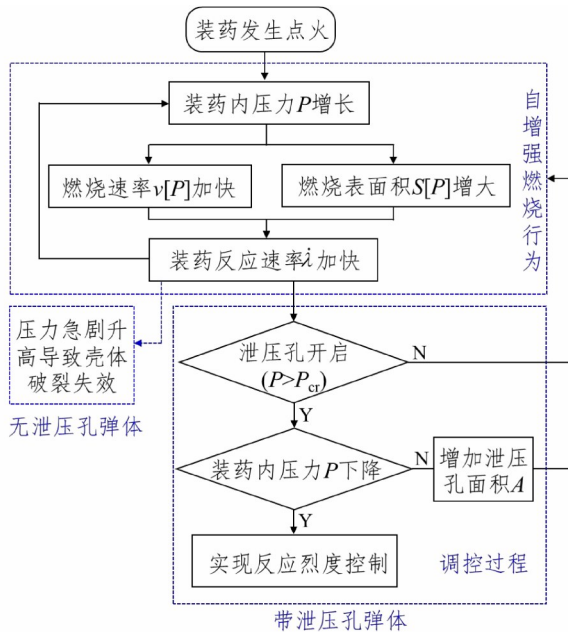


图 1 受约束炸药装药点火后反演化调控过程
Fig.1 Regulation process of confined explosives after ignition

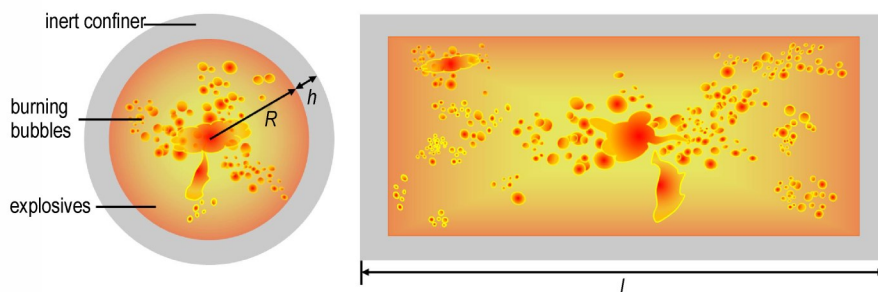


图 2 强约束熔铸炸药装药燃烧气泡云反应演化模型
Fig.2 Reaction evolution model of burning-bubble clouds for highly-confined cast explosives

化调控。值得说明的是,此调控建模的逻辑框架是普适的,适应不同装药类型反应演化调控过程,但针对不同装药类型,其点火后燃烧反应演化机制不同,需建立相应的反应演化模型。

建立强约束熔铸炸药装药点火后燃烧气泡云反应演化模型,如图 2 所示,熔铸炸药通常在高温或火烧等烤燃条件下发生基体炸药融化和一定强度的点火响应,随后产物气体在熔融态基体炸药中扩散形成气泡,考虑炸药声速与燃烧反应驱动气泡增生、成长和汇聚演化过程是同一量级,为简化计算,假设局部压力扰动瞬间分布整个炸药装药体系,同时被球形、柱形或其他形状的惰性壳体约束,达到动态平衡状态^[21]。同时,假设点火时除燃烧气泡云区域外约束装药温度分布均匀,且不考虑壳体与装药之间的热交换。

点火后,产物气体进入熔融态炸药基体内随机形成高温气泡,假设装药内可以产生的高温燃烧气泡(潜在燃烧气泡)的数量随尺寸变化满足简单的指数分布特征:

$$g[r] = \frac{N_m}{r_m} \exp\left(-\frac{r}{r_m}\right) \quad (1)$$

式中, $g[r]$ 表示尺寸为 r 的潜在球形燃烧气泡的数量, N_m 、 r_m 分别为潜在球形燃烧气泡的总数量和平均尺寸,cm。激活态燃烧气泡源生成速率与炸药局部能量沉积率 \dot{E}_r 有关,激活态燃烧气泡源生成速率采用式(2)表达:

$$\dot{G}[r] = \frac{\dot{E}_r}{E_r^0} g[r] \left[1 - \xi \frac{4\pi \int_0^\infty Gr^2 dr}{A_m} \right] \quad (2)$$

式中, G 为尺寸为 r 的球形燃烧气泡源的数量, E_r^0 为归一化常数(k),采用参数 ξ 控制激活态燃烧气泡成长, ξ 是与炸药热力学特性相关的参数, A_m 为潜在燃烧气泡全部激发为激活态燃烧气泡的燃烧面积:

$$A_m = \int_0^{\infty} 4\pi r^2 g[r] dr = 8\pi N_m r_m^2 \quad (3)$$

炸药燃烧反应局部能量沉积率和总能量满足:

$$\dot{E}_r = \rho_{e0} v Q \int_0^{\infty} 4\pi r^2 g[r] dr \quad (4)$$

$$E_r^0 = \rho_{e0} Q \int_0^{\infty} \frac{4\pi r^3}{3} g[r] dr \quad (5)$$

式中, ρ_{e0} 为炸药初始密度, $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$; Q 为燃烧热, $\text{kJ}\cdot\text{g}^{-1}$; v 为气体-炸药界面退化燃烧速率。基于层流燃烧机制, 燃烧速率 v 满足^[23]:

$$v = \frac{\alpha p^\beta}{(T - T_0)^\omega} \quad (6)$$

式中, p 和 T 为装药内部实时压力 (MPa) 和产物气体温度 (K), T_0 为点火时装药温度 (K), 燃烧相关参数 α ($\text{cm}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{MPa}^{-\beta}\cdot\text{K}^\omega$)、压力相关指数 β 和温度相关指数 ω 由高温条件密闭腔室内炸药燃烧-压力关系测量实验确定。

装药点火后高温产物气体驱动气泡增生, 同时引燃气体-炸药界面, 燃烧表面积增大使得气泡内压力进一步升高, 促使产物气体快速产生并驱动气泡成长, 燃烧反应主要以多点层流燃烧机制为主, 随后与相邻燃烧气泡连通形成较大燃烧气泡, 随着反应的进行, 压力快速升高, 进一步促使燃烧反应速率加快, 燃烧气泡汇聚形成气泡云状, 燃烧表面积增长和燃烧反应速率加快等共同作用促使压力急剧攀升, 呈自增强燃烧反应演化特征, 在壳体约束作用下, 燃烧气泡分布可达到饱和状态。

燃烧反应初期, 激活态燃烧气泡数量较少, 可忽略由于气泡汇聚导致的燃烧表面积减少的影响, 燃烧气泡源表面积为

$$S[t] = \int_0^{\infty} 4\pi r^2 G[r] dr = \frac{A_m}{\xi} \left[1 - \alpha_m \exp\left(-\xi \frac{\alpha p^\beta}{r_m (T - T_0)^\omega}\right) \right] \quad (7)$$

式中, α_m 为与炸药特性相关参数。值得说明的是, 为了获得如(7)式所示的解析表达式, 求解(2)式时采用如下假设^[24]:

$$\frac{d}{dt} \int G r^2 dr = \int \dot{G} r^2 dr \quad (8)$$

随着反应的进行, 燃烧气泡成长并汇聚, 将损失部分燃烧表面积, 炸药燃烧反应速率有所减缓, 考虑引入燃耗因子 $(1-\lambda)^n$, 炸药反应速率表达式为:

$$\dot{\lambda} = \frac{S[t]}{V_{e0}} \frac{\alpha p^\beta}{(T - T_0)^\omega} (1 - \lambda)^n \quad (9)$$

燃烧气泡演化体积受炸药退化燃烧反应和产物气体压力升高使得炸药被压缩以及壳体膨胀产生空间等共同作用, 有

$$V_b = V_{b0} + V_{bv} + V_{bp} \quad (10)$$

式中, V_{b0} 为装药点火时刻燃烧气泡初始体积, cm^3 ; V_{bv} 为气体-炸药界面退化燃烧产生的体积部分, cm^3 ; V_{bp} 表示在壳体约束作用下产物气体压力压缩炸药并驱动壳体膨胀后产生体积部分, cm^3 。于是, 有

$$V_{bv} = \int S[t] v dt \quad (11)$$

进一步考虑装药燃烧反应演化行为与壳体约束的耦合作用过程。考虑装药多为密实炸药, 忽略炸药内部初始孔洞、裂纹等缺陷体积占比, 点火时炸药体系总体积 V (cm^3) 包括炸药体积 V_e (cm^3) 和燃烧气泡体积 V_b , 值得说明的是, 燃烧气泡体积 V_b 中产物气体压力压缩炸药并驱动壳体膨胀产生的体积部分是由系统力学变形产生的体积 V_{bp} , 系统力学变形过程中忽略固体炸药燃烧形成的空腔体积, 即

$$V = V_e + V_{bp} \quad (12)$$

初始时刻 $t=0$, 壳体内压力 $p_0=0$, 炸药体系的体积为

$$V_0 = V_{e0} \quad (13)$$

随后的燃烧反应演化过程中, 压力升高, 有

$$\frac{V - V_0}{V_0} = \frac{V_e - V_{e0}}{V_{e0}} + \frac{V_{bp}}{V_{e0}} \quad (14)$$

其中, 壳体内部空间体积相对变化即整个炸药体系系统的体应变为 $(V - V_0)/V_0 = \varepsilon_v$, 假设满足 $p = I \varepsilon_v$, I 为广义等效刚度 GPa; 采用理想弹塑性本构模型描述壳体材料, 针对不同形状壳体如圆环、圆筒和球壳等, 壳体弹塑性变形过程中广义等效刚度 I 的表达式, 详见文献[22]。此外, 炸药的体应变为 $(V_e - V_{e0})/V_{e0} = \varepsilon_{ve}$, 于是 $V_e/V_{e0} = 1 + \varepsilon_{ve}$, 满足 $p = -B \varepsilon_{ve}$, B 为熔化炸药体积模量, GPa。

定义系统的广义刚度为 C , 满足

$$\frac{1}{C} = \frac{1}{I} + \frac{1}{B} \quad (15)$$

于是, 有

$$V_{bp} = \frac{p V_{e0}}{C} \quad (16)$$

假设产物为理想气体混合物, 有

$$p = \rho_g R_g T = \frac{m_g R_g T}{V_b} \quad (17)$$

式中, ρ_g 表示产物气体的密度, $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$; R_g 为产物气体

的普适气体常数, $\text{cm}^3 \cdot \text{MPa} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; 产物气体质量增加速率为

$$\dot{m}_g = \rho_{e0} S [t] v (1 - \lambda)^n = \frac{\rho_{e0} S [t] \alpha p^\beta}{(T - T_0)^\omega} (1 - \lambda)^n \quad (18)$$

进一步地, 为降低装药反应烈度, 通常在约束壳体上增加泄压孔结构, 当壳体内压力达到一定值 p_{cr} (MPa) 时, 泄压孔塞将被冲开, 从而达到泄压效果。泄压孔结构打开后, 根据高压气体泄漏小孔模型^[25-26], 产物质量的流失速率 ($\text{g} \cdot \text{s}^{-1}$) 为:

$$\dot{m}_{out} = C_0 A p \sqrt{\frac{\gamma M_g}{R_g T} \left(\frac{2}{\gamma + 1} \right)^{\frac{\gamma + 1}{\gamma - 1}}} \quad (19)$$

式中, C_0 为孔流系数, A 为泄压孔结构面积, cm^2 ; γ 和 M_g 分别为理想气体的绝热指数和摩尔质量, $\text{g} \cdot \text{mol}^{-1}$ 。

于是, 系统内产物质量的总增加速率为

$$\dot{m}_p = \dot{m}_g - \dot{m}_{out} \quad (20)$$

此外, 泄压孔结构打开后, 约束壳体的刚度会降低, 需考虑弱化因子 κ , 满足 $I_p = \kappa I$, 其中 I_p 表示泄压孔打开状态的壳体刚度。对于柱形壳体, 有

$$\kappa = 1 - \frac{A}{2\pi R(R + L)} \quad (21)$$

对于球形壳体, 有

$$\kappa = 1 - \frac{A}{4\pi R^2} \quad (22)$$

式中, L 表示柱形壳体内长度, cm ; R 表示柱形/球形壳体内半径, cm 。为保证开孔后的壳体仍具有较高的强度, 壳体上往往开设较少的泄压孔结构, 同时为了显著降低约束装药的反应烈度, 泄压孔塞通常在较低的压力下即被冲开。

联立上述方程, 得到考虑泄压结构影响的炸药装药点火后压力随时间 t 变化的表达式为

$$t = \begin{cases} \int_{p_{ic}}^p \frac{CV_b + \xi V_{e0}}{(\dot{m}_g R_g T_g - \xi S v) C} d\xi, & p_{ic} \leq p \leq p_{cr} \\ \int_{p_{cr}}^p \frac{CV_b + \xi V_{e0}}{[(\dot{m}_g - \dot{m}_{out}) R_g T_g - \xi S v] C} d\xi, & p \geq p_{cr} \end{cases} \quad (23)$$

式中, p_{ic} 为装药点火压力, MPa。此外, 实际炸药装药中不可避免存在一些基体缝隙和结构间隙, 而且工程上为了延长点火诱导时间, 壳体端盖与炸药装药之间往往预置空气域, 可进一步考虑增加预置空气体积 V_a 的影响, 更新(12)~(17)式, 获得考虑空气域和泄压结构影响的炸药装药点火后压力随时间 t 变化的表达式

$$t = \begin{cases} \int_{p_{ic}}^p \frac{C(V_a + V_b) + \xi(V_a + V_{e0})}{(\dot{m}_g R_g T_g - \xi S v) C} d\xi, & p_{ic} \leq p \leq p_{cr} \\ \int_{p_{cr}}^p \frac{C(V_a + V_b) + \xi(V_a + V_{e0})}{[(\dot{m}_g - \dot{m}_{out}) R_g T_g - \xi S v] C} d\xi, & p \geq p_{cr} \end{cases} \quad (24)$$

壳体破碎时, 装药反应度为

$$\lambda_b = \int_{t_{ic}}^{t_b} \frac{S[t] v}{V_{e0}} (1 - \lambda)^n dt \quad (25)$$

进一步, 初步采用能量释放总量和能量最大释放速率的乘积表示系统反应烈度^[27]:

$$F_{vio} = \frac{E}{E_{det}} \cdot \frac{\dot{E}_{max}}{\dot{E}_{det}} = \frac{\lambda Q}{E_{det}} \cdot \frac{\rho_{e0} V_{e0} \dot{\lambda}_{max} Q}{\dot{E}_{det}} \quad (26)$$

式中, E 为装药反应释放的能量总量, kJ ; \dot{E}_{max} 为能量的时间导数的峰值(功率峰值); E_d, \dot{E}_d 分别为装药爆热和爆轰功率, $E_d = H_d, H_d$ 为炸药爆热, $\text{kJ} \cdot \text{g}^{-1}$; $\dot{E}_d = H_d \rho_{e0} D \cdot n \pi R^2$, D 为炸药爆速, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; $n=1$ 表示圆柱形装药, $n=4$ 表示球形装药; Q 为燃烧热, $\text{kJ} \cdot \text{g}^{-1}$; $\dot{\lambda}_{max}$ 为装药反应速率峰值。联立上述方程, 即可获得装药点火后燃烧反应演化直至壳体破坏过程压力随时间变化过程, 采用 Matlab 自编译计算程序实现数值计算。

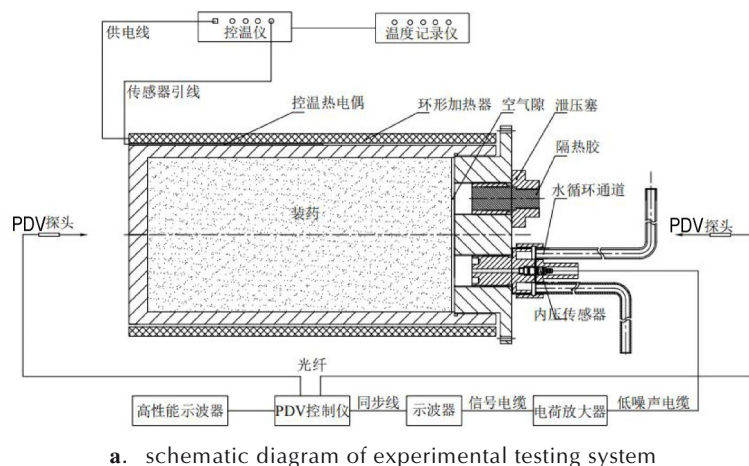
典型装药结构强度通常有限, 且往往存在连接薄弱环节, 数百兆帕、数百微秒甚至毫秒特征时间的内部压力, 足以造成壳体在连接薄弱环节处破裂, 亦或在结构和惯性约束下经历快速增长至吉帕水平的后期压力, 驱动壳体破碎解体。为简化计算, 忽略惯性效应, 假设壳体破碎解体过程瞬间完成(解体前内部压力达到 p_b), 此时可获得炸药装药的反应度。

壳体变形直至破坏解体的过程比较复杂, 合理地描述其响应行为尤其是确定壳体破坏时刻, 是准确估算炸药装药总反应量的关键。本研究采用理想弹塑性本构模型和最大应变失效判据^[22](暂取失效应变 $[\varepsilon] = 5\%$) 描述壳体变形直至破坏过程。

1.2 模型验证

1.2.1 反应演化及泄压效应实验

为确定反应演化调控模型参数并验证模型适应性, 建立热刺激典型 DNAN 基不敏感熔铸装药 (DNAN/HMX/Al) 点火及反应增长演化测试系统, 如图 3 所示, 采用环形加热器以 $1.0 \text{ K} \cdot \text{min}^{-1}$ 升温速率进行烤燃直至实验弹反应结束, 在加热器和弹体外壁之间放置 2 支 K 型快响应热电偶实时测量温度-时间曲



b. experimental setup

a. schematic diagram of experimental testing system

图3 热刺激熔铸炸药装药点火及反应演化实验及测试系统

Fig.3 Test system for ignition and reaction evolution of cast explosives under thermal stimulation

线;在弹体底部位置布设2通道光子多普勒测速(PDV)探头测量壳体膨胀运动速度-时间曲线;弹体端盖上安装1支PCB119B型耐高温压力传感器测量弹内装药反应演化过程中压力-时间曲线,值得说明的是,为保证压力传感器在高温环境下的长时程测量,增设水冷循环装置,有效降低压力传感器及组件温度。

分别设计不含泄压孔、含泄压孔结构弹体,弹体外尺寸均为 $\Phi 152\text{ mm}\times 345\text{ mm}$,壁厚为14 mm,装药密度为 $1.84\text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$,端盖均有2个 $\Phi 40\text{ mm}$ 注药孔并采用钢制堵螺复合内嵌 $\Phi 20\text{ mm}$ 易熔材料聚醚醚酮封堵;其中含泄压孔结构弹体的弹身中部开设环向均布的4个 $\Phi 20\text{ mm}$ 泄压通孔,并采用易熔材料聚醚醚酮制堵螺封堵。

不含泄压孔结构弹体装药历经184.15 min发生点火响应,点火时刻壳体外壁温度为479.5 K ($206.5\text{ }^{\circ}\text{C}$),实验后回收的实验弹体如图4a所示,壳体内有少量装药燃烧残留物,端盖与壳体在螺纹连接处分离冲开,端盖飞出距离约30 m,回收的端盖及壳体结构均完好,初步判定反应烈度等级为爆燃。含泄压结构弹体装药历经183.78 min发生点火响应,点火时刻壳体外壁温度为 $201.7\text{ }^{\circ}\text{C}$,实验后回收的实验弹体如图4b所示,弹体侧壁2个泄压孔和端盖2个注药孔的聚醚醚酮堵螺被冲开(孔开启面积/壳体总面积=8.6%),端盖与壳体结构完好且未分离,壳体内有较多装药燃烧残留物,初步判定反应烈度等级为燃烧。由于壳体均未发生明显变形,PDV测速系统未测量到壳体膨胀运动速度-时间曲线。



a. test shell without venting hole



b. test shell with venting hole

图4 回收的实验弹体

Fig.4 Recovered test shell

1.2.2 模型适应性

采用建立的燃烧气泡云反应演化调控模型计算实验弹体装药反应演化过程,通过拟合不带泄压孔结构弹体装药反应演化过程压力-时间曲线,确定模型参数如表1所示。计算的不带泄压孔、带泄压孔结构弹体装药反应演化压力-时间曲线与实验结果对比如图5所示,均符合较好,初步验证了模型的合理性和适应性。

表1 计算用DNAN基熔铸炸药的热力学参数及壳体参数

Table 1 Thermodynamic parameters of DNAN-based cast explosives and physical parameters of shells

$\rho_{e0} / \text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$	$\alpha / \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{MPa}^{-\beta} \cdot \text{K}^{\omega}$	β	ω	$R_g / \text{cm}^3 \cdot \text{MPa} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	T / K	$M_g / \text{g} \cdot \text{mol}^{-1}$	p_{IG} / MPa
1.864	37.65	1.778	1.522	8.314472	4000.0	29.2 ^[28]	10
N_m	r_{m0} / cm	ξ	α_m	n	$H_{\text{det}} / \text{kJ} \cdot \text{g}^{-1}$	$D / \text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	$Q / \text{kJ} \cdot \text{g}^{-1}$
50	0.5	1.0	1.0	0.667	5.676 ^[30]	6292	9.887 ^[30]
h / cm	R_0 / cm	L / cm	E / GPa	μ	σ_y / MPa	B / GPa	
1.45	7.6	34.5	200.0	0.3	1600.0	5.1 ^[29]	

Note: 1) ρ_{e0} is charge density. 2) α is combustion correlation coefficient. 3) β is combustion index. 4) ω is temperature index. 5) R_g is avogadro constant. 6) T is gas product temperature. 7) M_g is molar mass. 8) p_{IG} is input pressure. 9) N_m is potential bubbles number. 10) r_{m0} is average radius of potential bubbles. 11) ξ is burning-bubble source rate correlation coefficient. 12) α_m is burning-bubble source rate correlation coefficient. 13) n is burnup factor index. 14) H_{det} is detonation heat. 15) D is detonation velocity. 16) Q is combustion heat. 17) h is casing thickness. 18) R_0 is outer radius of casing. 19) L is length of casing. 20) E is Young's modulus of steel. 21) μ is poisson's ration of steel. 22) σ_y is static yield strength of steel. 23) B is explosive bulk modulus.

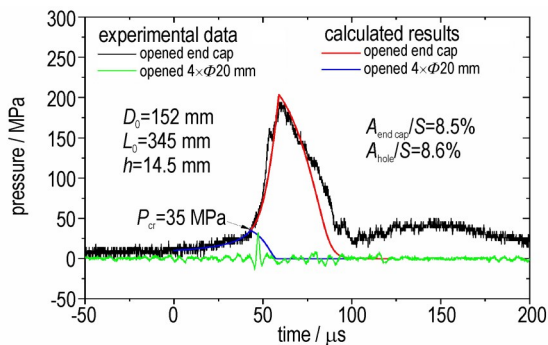


图5 装药反应演化过程中压力-时间历史的计算与实验结果对比

Fig.5 Comparison of the calculated and measured pressure-time histories of reaction evolution of charges

针对不带泄压孔结构弹体,实验结果(黑实线)显示装药反应后期压力达到190 MPa高压时端盖冲开,模型计算结果(红实线)为压力达到203 MPa时端盖冲开,误差为6.8%,其中端盖面积占壳体总面积为8.5%;在端盖被冲开前,模型计算的压力成长曲线与实验曲线均显示装药反应演化过程压力成长历史呈现典型的三阶段特征,即缓慢成长阶段、指数增长阶段和高速线性增长阶段。在缓慢成长阶段,火焰气体进入炸药基体形成高温潜在燃烧气泡并加热孕育激发为激活态燃烧气泡,随后燃烧气泡成长过程进行的退化本征燃烧速率较低,表现为较低压力下的平稳增长特性;在指数增长阶段,较高的压力驱动下,炸药本征退化燃烧速率加快与燃烧表面积急剧增加的耦合作用,导致指数增长型的自增强燃烧特性;在高速线性增长阶段,由于壳体约束作用下装药燃烧表面积饱和,高压维持了非常高的燃烧速率,压力成长呈现高速线性增长特性。

针对带泄压孔结构弹体,由实验结果(绿实线)知,泄压孔开启压力为32.2 MPa,与螺纹泄压孔开启强度

p_{cr} 设计值(35 MPa)误差为8.7%,在实验允许误差范围内;模型计算结果(蓝实线)为装药反应压力达到35 MPa时4个 $\Phi 20$ mm泄压孔被打开,其中泄压孔面积占壳体总面积为8.6%(与实验中泄压孔开启面积一致),压力快速下降,达到较好的泄压效果。

此外,值得指出的是,本研究模型默认壳体材料为弹体常用高强度钢,重点研究壳体材料强度如弹性模量、屈服强度和破坏强度等因素的影响,后续工作可深入研究壳体材料的影响。

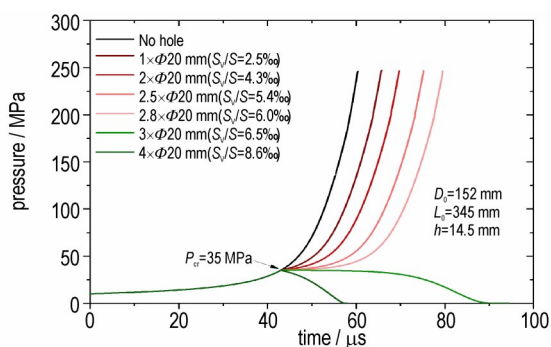
2 结果与讨论

2.1 泄压面积的影响

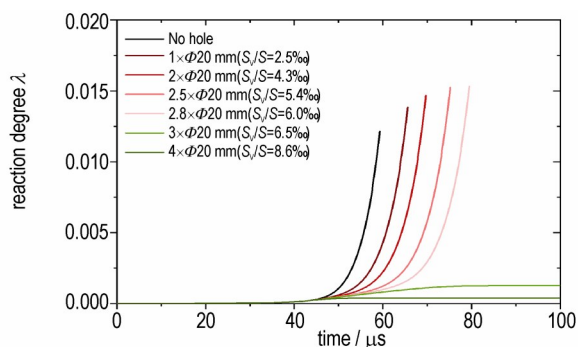
不同泄压孔面积对装药反应演化过程的影响计算结果如图6所示,当壳体内压力升高至 p_{cr} 时打开泄压孔,取 $p_{cr}=35$ MPa,结果显示:泄压孔面积 S_h 越大,泄压效果越明显,壳体内压力增长越缓慢;泄压孔面积达到一定值后,产物气体的流失速率大于其产生速率(泄压孔打开之前,系统内有产物气体积累),壳体内压力逐渐下降至零。因此,通过泄压孔结构冲开阈值 p_{cr} 和泄压孔面积 S_h 的匹配设计,实现产物气体的流失速率等于其产生速率,使得炸药装药保持稳定燃烧反应直至反应完全。值得说明的是,本研究计算的反应度最大值对应壳体破坏时刻而非装药反应完全终态。

2.2 空气隙的影响

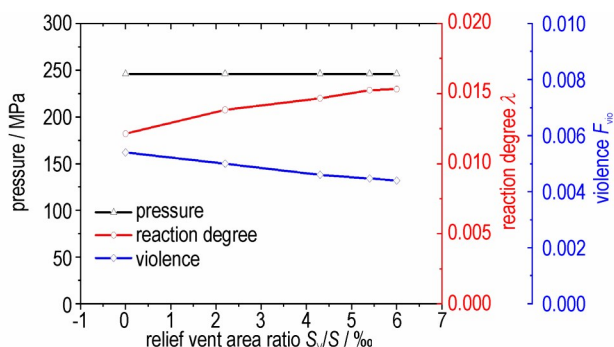
空气隙/域体积对装药反应演化过程影响的计算结果如图7所示,空气隙体积越大,点火后反应演化过程中诱导阶段越长,压力增长时间曲线均向后移。结果表明,空气隙体积越大,越有利于延缓剧烈反应,因为空气隙为高温产物气体流动提供了更充分的空间,低压阶段产物气体的长程流动在一定程度上延长了炸药表面



a. pressure-time curves



b. reaction degree-time curves



c. pressure, total reaction degree and reaction violence at the time of confinement breaking

图6 泄压孔面积对装药点火后反应成长过程的影响

Fig.6 Effects of the pressure relief venting area on the reaction evolution of charges

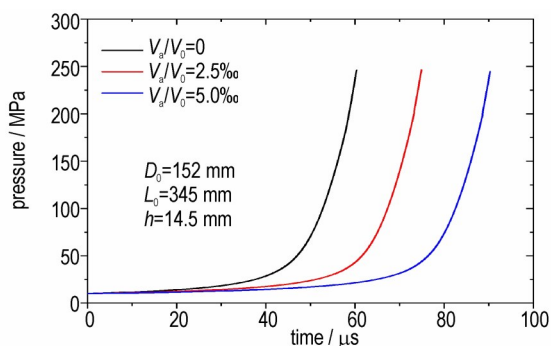


图7 空气隙对装药点火后反应成长过程的影响

Fig.7 Effects of the air gap on the reaction evolution of charges

燃烧时间, 高压阶段燃烧气泡与空气域快速连通, 实现产物气体快速迁移, 有利于降低装药反应烈度。

2.3 装药尺寸的影响

对于同一长径比($L/R_0=2.5691$)下, 不同缩比尺寸(取 $K=R_0/R_1=1.2358$)下装药反演化过程中压力-时间曲线计算结果如图8所示, 装药直径越大, 炸药点火后经历的早期高温产物气体流动和后续炸药表面燃烧增压气泡成长、汇聚过程的时间越长, 炸药前期反应越缓慢, 压力成长越缓慢, 壳体变形响应时间越长, 后期反应更剧烈, 装药反应烈度越大, 但壳体最终破坏时壳内压力和炸药装药反应度总量均一致。

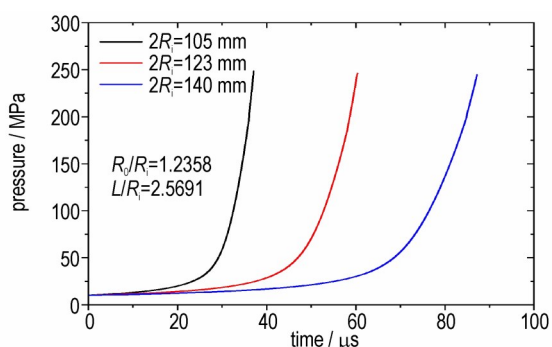


图8 装药结构尺寸对点火后反应成长过程的影响

Fig.8 Effects of the structure size on the reaction evolution of charges

2.4 壳体厚度的影响

本研究计算的装药条件下, 不同壳体厚度(几何约束强度)装药反应演化过程压力-时间曲线计算结果如图9所示, 壳体越厚, 几何约束越强, 壳体变形越小, 炸药点火后压力成长越快, 装药自增强燃烧速率增长越快, 炸药反应越剧烈, 燃烧表面积饱和态的壅塞燃烧持续时间越长, 壳体破坏时刻炸药装药反应量越多, 装药反应烈度等级将越高, 这也正是强约束高威力炸药的装药反应烈度控制难度大的原因。

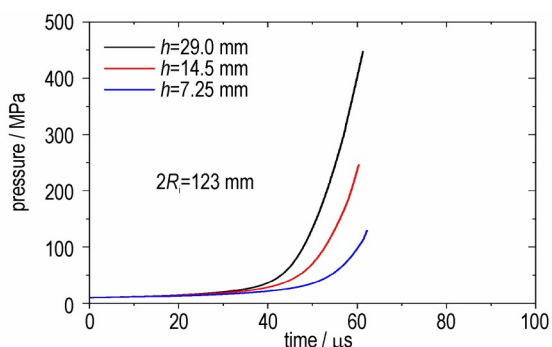


图9 壳体厚度h(等效几何强度)对点火后反应成长过程的影响

Fig.9 Effects of the shell thickness (equivalent geometric strength) on the reaction growth after ignition

3 结论

发展建立了热刺激熔铸炸药装药燃烧气泡云反应演化调控模型,反映炸药本征燃烧速率、约束强度、装药结构尺寸、泄压面积和预留空气隙体积等对高温条件下熔铸炸药装药非冲击点火反应演化行为和最终反应度的影响规律,初步实现装药反应烈度量化控制和缓释泄压结构量化设计,为装药热安全性设计和反应烈度量化评估提供理论基础,后续工作将继续完善反应烈度量化表征方法和量化评估方法。

参考文献:

- [1] ASAY B W. Shock wave science and technology reference library, Vol. 5: non-shock initiation of explosives[M]. Heidelberg, Baden-Württemberg, Germany: Springer, 2010: 245-401.
- [2] 胡海波, 傅华, 李涛, 等. 压装密实炸药装药非冲击点火反应传播与烈度演化实验研究进展[J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(1): 011401.
HU Hai-bo, FU Hua, LI Tao, et al. Progress in experimental studies on the evolution behaviors of non-shock initiation reaction in low porosity pressed explosive with confinement[J]. *Explosion And Shock Waves*, 2020, 40(1): 011401.
- [3] BERGHOUT H L, SON S F, HILL L G, et al. Flame spread through cracks of PBX 9501 (a composite octahydro-1, 3, 5, 7-tetranitro-1, 3, 5, 7-tetrazocine-based explosive)[J]. *Journal of Applied Physics*, 2006, 99(11): 114901.
- [4] BERGHOUT H L, SON S F, ASAY B W. Convective burning in gaps of PBX 9501[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2000, 28(1): 911-917.
- [5] 尚海林, 杨洁, 胡秋实, 等. 炸药裂缝中的对流燃烧现象实验研究[J]. 兵工学报, 2019, 40(1): 99-106.
SHANG Hai-lin, YANG Jie, HU Qiu-shi, et al. Experimental research on convective burning in explosive cracks[J]. *Acta Armamentarii*, 2019, 40(1): 99-106.
- [6] SHANG H L, YANG J, LI T, et al. Convective Burning in Confined Explosive Cracks of HMX-Based PBX under Non-Shock Initiation[C]//Proceeding of the 16th International Detonation Symposium, Hyatt Regency Chesapeake Bay, Cambridge, MD, 2018.
- [7] DICKSON P M, ASAY B W, HENSON B F, et al. Thermal cook-off response of confined PBX 9501 [C]//Proceedings of the Royal Society A, 2004, 460(2012): 3447-3455.
- [8] DICKSON P M, ASAY B W, HENSON B F, et al. Observation of the Behaviour of Confined PBX 9501 Following a Simulated Cookoff Ignition[C]//Proceedings of the 11th International Detonation Symposium. Snowmass, Colorado, US: Office of Naval Research, 1998.
- [9] SMILOWITZ L, HENSON B F, ROMERO J J, et al. Direct observation of the phenomenology of a solid thermal explosion using time-resolved proton radiography [J]. *Physical Review Letters*, 2008, 100(22): 248-251.
- [10] SMILOWITZ L, HENSON B F, ROMERO J J, et al. The evolution of solid density within a thermal explosion II. Dynamic proton radiography of cracking and solid consumption by burning [J]. *Journal of Applied Physics*, 2012, 111 (10): 103516.
- [11] HOLMES M D, PARKER G R, HEATWOLE E M, et al. Center-Ignited Spherical-Mass Explosion (CISME) [R], FY 2018 Report, LA-UR-18-29651, Los Alamos National Laboratory, 2018.
- [12] HOLMES M D, PARKER G R, BROILO R M, et al. Fracture Effects on Explosive Response (FEER) [R], FY2018 Report, LA-UR-18-29694, Los Alamos National Laboratory, 2018.
- [13] 李涛, 胡海波, 尚海林, 等. 强约束球形装药反应裂纹传播和反应烈度表征实验[J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(1): 01402.
LI Tao, HU Hai-bo, SHANG Hai-lin, et al. Propagation of reactive cracks and characterization of reaction violence in spherical charge under strong confinement[J]. *Explosion And Shock Waves*, 2020, 40(1): 011402.
- [14] LI T, GUO Y W, FU H, et al. Reaction Cracks and Pressurization of a Pressed HMX-based PBX under High Confinement [C]//49th International Annual Conference of ICT, 2018.
- [15] HU H B, GUO Y W, LI T, et al. Reactive Behavior of Explosive Billets in Deflagration Tube of Varied Confinements [C]//APS Topical Group on Shock Compression of Condensed Matter, St. Louis, Missouri, 2017.
- [16] 胡海波, 郭应文, 傅华, 等. 炸药事故反应烈度转化的主控机制[J]. 含能材料, 2016, 24(7): 622-624.
HU Hai-bo, GUO Ying-wen, FU Hua, et al. The dominant mechanisms of reaction violence transition in explosive accidents [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2016, 24(7): 622-624.
- [17] ANDREEVSKIHA L A, VAKHMISTROV S A, PRONIN D A, et al. Convective combustion in the slot of an explosive charge [J]. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 2015, 51 (6): 659-663.
- [18] JACKSON S I, HILL G. Runaway reaction due to gas-dynamic choking in solid explosive containing a single crack[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2009, 32(2): 2307-2313.
- [19] JACKSON S I, HILL G. Predicting Runaway Reaction in a Solid Explosive Containing a Single Crack [C]//Aps Topical Conference on Shock Compression of Condensed Matter, 2007.
- [20] 尚海林, 胡秋实, 李涛, 等. 炸药裂缝燃烧增压过程的一维理论[J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(1): 011403.
SHANG Hai-lin, HU Qiu-shi, LI Tao, et al. One-dimensional theory for pressurization process in explosive crack burning [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(1): 011403.
- [21] HILL L G. Burning crack networks and combustion bootstrapping in cookoff explosions [J]. *AIP Conference Proceedings*, 845, 531(2006).
- [22] 段卓平, 白志玲, 白孟璟, 等. 强约束固体炸药燃烧裂纹网络反应演化模型[J]. 兵工学报, 2021, 42(11): 2291-2299.
DUAN Zhuo-ping, BAI Zhi-ling, BAI Meng-jing, et al. Burning-crack networks model for combustion reaction growth of solid explosives with strong confinement[J]. *Acta Armamentarii*, 2021, 42(11): 2291-2299.
- [23] HOLY J A. Burn rates of TiH₂/KClO₄/Viton and output testing of NASA SKD26100098-301 pressure cartridges[R]. No. NAS 1.26: 188357, 1993.
- [24] COCHRAN S G. Statistical treatment of heterogeneous chemical reaction in shock-initiated explosives [R], UCID-18548, 1980.

- [25] FARINA I H. Critical length helps calculate compressible flow [J]. *Chemical Engineering*, 1997, 104(2): 219-222.
- [26] MONTIEL H, VILCHEZ J A, CASAL J, et al. Mathematical modelling of accidental gas releases [J]. *Journal of Hazardous Materials*, 1998, 59: 211-233.
- [27] BRADLEY H H, BOGGS T L. Convective burning in propellant defects: A literature review [R], Report No. CA. NWC-TP-6007, Naval Weapons Center, China Lake, 1978.
- [28] 胡荣祖, 赵凤起, 高红旭, 等. 用 C—H—N—O 炸药的 M 、 ρ 、 $\Delta_f H_m^\theta$ 、 C_p 、 T_{ig} 或 t_b 和爆轰产物的 $\Delta_f H_m^\theta$ 估算炸药的爆轰性能 [J]. *火炸药学报*, 2013, 36(2): 20-23.
HU Rong-zu, ZHAO Feng-qi, GAO Hong-xu, et al. Estimation of detonation performances of explosives using M 、 ρ 、 $\Delta_f H_m^\theta$ 、 C_p 、 T_{ig} or t_b of C—H—N—O explosives and $\Delta_f H_m^\theta$ of detonation products [J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2013, 36(2): 20-23.
- [29] 张文英, 邓晓雅, 陈思瑾, 等. PBX9501 热感度、热膨胀及力学性能的分子动力学模拟 [J]. *火炸药学报*, 2016, 39(3): 32-36.
ZHANG Wen-ying, DENG Xiao-ya, CHEN Si-jin, et al. Molecular dynamics simulation of thermal sensitivity, thermal expansion and mechanical properties of PBX9501 [J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2016, 39(3): 32-36.
- [30] BOBRATZ B M, CRAWFORD P C. LLNL Explosives handbook: properties of chemical explosives and explosives and explosive simulants: UCRL-52997 [R]. Livermore, CA, US: Lawrence Livermore National Laboratory, 1981.

Regulation Model for Reaction Evolution of Confined DNAN-based Cast Explosives after Ignition Under Thermal Stimulation

BAI Zhi-ling, DUAN Zhuo-ping, LI Zhi, XU Li-ji, ZHANG Lian-sheng, HUANG Feng-lei

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

Abstract: The matrix explosives in cast explosives are molten when being ignited under thermal stimulation, thus the hot gas released by reaction expands and reacts in liquid explosives in the physical form of bubble clouds. Considering the scale distribution and activated developing mechanism of burning-bubble clouds, a regulation model for the evolution of burning-bubble clouds after ignition of cast explosives is established. This model well reflected the dependence of reaction evolution and final reaction violence on intrinsic burning rate, shell confinement strength, charging structure size, reserved air-gap volume and pressure relief venting area. Furthermore, the flexibility of this model was verified by comparing the calculated results with the experimental data. Results show that with the increase of shell confinement strength and charge size, the self-sustaining enhanced combustion and reaction violence level increase. Moreover, with the combined design of pressure relief structure venting threshold and pressure relief venting area, the reaction violence of the charge is controlled. Under the charging condition in this paper, when the ratio of pressure relief venting area to shell surface area is up to 8.6%, the charge reaction violence level is controlled as burning. This work provides a theoretical basis for the thermal safety design and reaction violence evaluation of explosives.

Key words: cast explosive; non-shock ignition; self-sustaining enhanced combustion; evolution model of burning-bubble clouds; pressure relief structure; reaction violence

CLC number: TJ55; O354

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2023160

Grant support: National Natural Science Foundation of China (No. 12002044)

(责编: 姜梅)