

壳体烧蚀后开孔对燃烧传热与炸药点火影响的 CFD-FEM 模拟研究*

张金璇¹, 郑松林², 喻寅²

(1. 中国工程物理研究院流体物理研究所, 四川 绵阳 621999;
2. 国家工程物理交叉科学研究中心, 四川 绵阳 621999)

摘要: 快速烤燃评估一直是弹药安全性研究的重要议题, 但在以往的模拟研究中通常不考虑外层壳体烧蚀等因素对弹药点火行为的影响。为此, 建立了考虑外层壳体烧蚀开孔后火焰侵入—壳体受热—炸药点火的计算流体力学(CFD)-有限元(FEM)二维计算模型, 研究了非均匀火焰温度场作用下的炸药点火行为。结果表明, 点火位置受高温气体内残余燃料与内外壳体间空气反应所影响。当间隙容积较小时, 可供反应的空气总量有限时, 炸药在烧蚀孔的前沿处点火; 当间隙容积较大时, 可供反应的空气总量充足, 炸药点火位置不再随烧蚀孔大小变化, 稳定在烧蚀孔正中间。点火时间主要由烧蚀处进入的气体温度控制, 因此, 当壳体烧蚀位置固定时, 烧蚀孔大小与壳体间隙对炸药点火时间无明显影响。研究结果可为事故应急响应、弹药安全性评估及其改进提供参考。

关键词: 弹药火烧; 壳体烧蚀; 炸药点火; CFD-FEM 模拟

弹药的发展历史伴随着大量意外事故带来的人员伤亡与财物损失^[1,2]。在众多事故场景中, 火灾事件是一种常见情景, 弹药在快速烤燃条件下可能会发生燃烧、爆燃, 甚至爆炸等不同烈度的反应, 带来严重的安全隐患^[3-5]。在弹药火烧安全性评估中, 点火时间、弹药点火位置是关键参数, 其中点火时间可用于指导应急响应窗口, 弹药点火位置则对炸药反应烈度有显著影响。真实火灾中的高温环境可能导致弹药外壳软化变形甚至发生烧穿现象, 而壳体烧蚀将改变火焰传播路径, 进而改变壳体间隙内温度场, 最终影响弹药点火时间及其位置, 因此明确壳体烧蚀下的炸药快速烤燃特性具有重要意义。

火烧装药点火模拟作为预测含能材料热响应行为的关键手段, 其准确性高度依赖于热载荷描述的真实性与湍流燃烧特性捕捉的精准度。现有研究通常采用局部测点或理想条件下的火焰温度-时间曲线作为加载条件, 然后结合求解炸药的热传导和热分解方程获得炸药的点火时间和点火位置^[6-9]。该方式适合计算弹体均匀受热条件下的热载演化与点火时间规律, 然而计算中忽略了真实火灾环境下火焰分布并非均匀, 可能为点火时间带来一定的不确定度, 影响点火时间、点火位置的预测可信度。

针对真实火灾场景中热载荷空间分布不均匀的特点, 已有研究采用计算流体力学方法 (Computational Fluid Dynamics, CFD) 获取不同火灾条件下装药的热边界条件。在 CFD 模拟常采用标准 k- ϵ 湍流模型对油池火焰燃烧装药的点火行为进行研究, Wang 等人^[10]采用 k- ϵ 模型描述火焰湍流过程, 对 ROL-1 进行了快速烤燃模拟, 结果表明该炸药具有良好的热安定性。Yu 等人^[11] 采用 k- ϵ 模型模拟了湍流火焰对推进剂爆炸行为的影响, 研究表明,

*收稿日期: 2026-04-10; 修回日期: 2026-05-16

基金项目: 挑战专题 (TZ2025001); 中国工程物理研究院院长基金 (YZJJZQ2023003)

作者简介: 张金璇 (2000-), 男, 硕士研究生, 主要从事炸药安全性研究. E-mail: 75634277@qq.com

通讯作者: 喻寅 (1986-), 男, 博士, 副研究员, 主要从事炸药安全性研究. E-mail:

yuyuan86@126.com

高温下点火发生在底部边角, 低温下则移至推进剂中部。然而 $k-\varepsilon$ 湍流模型基于雷诺时均, 从火焰温度云图可以看出, 该模型未能较好地体现湍流火焰中的真实涡旋结构。近年来, 大涡模拟 (Large Eddy Simulation, LES) 因其能有效捕捉湍流中的瞬态涡旋结构, 常应用于高精度的湍流火焰模拟。肖游等人^[12]采用 LES 模拟航空煤油燃烧, 进而研究了炸药在池火作用下的快速烤燃特性, 结果表明辐射热通量在传热中占主导作用, 且油池尺寸越大, 炸药点火时间越短。梁明阳等人^[13]采用 LES 模拟池火燃烧, 探究了缺陷对炸药烤燃特性的影响, 研究发现, 缺陷会加剧炸药点火后响应的剧烈程度, 但对点火时间无明显影响。

然而, 上述基于 CFD 模拟获取火焰载荷的研究大多以完整的装药外壳结构为对象, 尚未考虑在强热流持续作用下, 装药外壳 (如熔点较低的铝合金外壳) 可能发生的烧蚀、烧穿或破裂现象^[14]。例如, 广才和王伟在金属板材防火实验中发现, 铝合金板出现了明显烧穿现象^[15]。当壳体未发生烧蚀时, 火焰首先对外层壳体加热, 而后外层壳体再将热量逐级向内传导。已有研究表明, 当结构的外壳出现破损后, 火焰将直接通过缺口侵入, 导致外部高温气体通过对流与辐射的方式直接加热内部结构^[16-18], 与壳体未发生烧蚀时的传热方式存在显著差异, 从而极大地改变装药的受热模式。

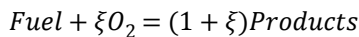
针对上述问题, 本文采用 CFD 与有限元计算 (Finite Element Method, FEM) 相结合的数值分析方法^[19-21], 通过预设壳体发生烧蚀后的烧蚀孔大小及壳体间隙宽度, 采用计算流体力学方法获取烧蚀条件下的火焰温度场, 并将火焰热载荷传递作为有限元计算的边界条件, 从而研究了壳体烧蚀后的炸药点火行为, 以期为事故应急响应、弹药安全性评估及其改进提供支撑。

1 数值模型与验证

1.1 炸药火烧点火模型

为模拟火焰演化与炸药受热点火过程, 本文首先利用 OpenFOAM 软件构建基于大涡模拟 (LES) 的 CFD 模型, 模拟湍流火焰温度场^[22]; 在此基础上, 预置外壳烧蚀孔, 以模拟火焰流体通过缺口对内部装药结构的直接加热; 随后, 精确计算火焰流场对装药结构的非均匀热辐射与热对流载荷, 并将此瞬态热流传递至 FEM 模型; 最后, FEM 计算装药内部的热传导与热分解反应, 从而精确捕获在火焰流场及外壳破损条件下的装药点火时间与点火位置特征。

在燃料化学反应的模拟上, 考虑到燃烧条件为非预混燃烧, 且燃烧反应时间相较于炸药点火时间极短, 因而选择无限快反应模型描述燃料燃烧。将燃烧反应简化为每千克燃料与 ξ 千克氧气反应生成 $(1+\xi)$ 千克产物的形式, 如式 (1) 所示:



(1)

无限快反应模型的表达式如式 (2) 所示:

$$\dot{w}_i = \rho_i \min \left(Y_F, \frac{Y_{O_2}}{\xi} \right) \quad (2)$$

式中, \dot{w}_i 表示组分 i 的反应源项, 对于燃料与氧气而言为该组分的消耗速率, 对于产物而言为生成速率, 单位: $kg/(m^3 \cdot s)$; ρ_i 表示组分 i 的密度, 单位: kg/m^3 ; \min 运算符表示取最小值; Y_F 表示燃料的质量分数, Y_{O_2} 表示氧气的质量分数。

在火焰热辐射的计算上, 假设壳体表面为漫射灰体, 即壳体的辐射吸收率与方向、波长无关, 选择 fvDOM (finite volume discrete ordinates model) 对辐射能量传递进行模拟, 该方法将辐射传递方程在空间上离散为有限方向, 并对每个方向求解类似对流形式的方程, 适用于火焰燃烧下的热辐射计算。本研究中将辐射传递方向离散为 16 个, 辐射传递方程如式

(3) 所示:

$$s_m \cdot \nabla I_m(x,y) = k(x,y)[I_b(x,y) - I_m(x,y)] \quad (3)$$

式中, s_m 是一个方向向量, 代表 16 个离散方向中的一个, 该方向向量的长度为 1; $I_m(x,y)$ 表示 (x,y) 处、沿 s_m 方向上的辐射强度, 单位为 $W/(m^2 \cdot sr)$, sr 表示单位立体角; $k(x,y)$ 表示 (x,y) 处的气体辐射吸收系数, 单位为 m^{-1} ; $I_b(x,y)$ 表示 (x,y) 处的黑体辐射强度, 单位为 $W/(m^2 \cdot sr)$ 。

在对火焰的湍流流动模拟上, 采用 LES 进行模拟。该模拟方法对于尺寸足够较大的涡旋结构, 采用直接数值模拟方式进行求解; 对于小尺寸涡旋则通过亚格子模型进行简化, 大尺寸与小尺寸间的判断通过滤波宽度进行, 本研究中滤波宽度与网格边长相等。滤波后的 N-S 方程如式 (4) 所示^[23]:

$$\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{U}_i \cdot \bar{U}_j)}{\partial x_j} = \rho g_{\downarrow} - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j} [\mu (\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} - \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i}) + \tau_{ij,SGS}] \quad (4)$$

式中, 上横线表示滤波过滤; U 表示速度, 单位为 m/s ; t 表示时间, 单位为 s ; ρ 表示气体密度, 单位为 kg/m^3 ; g 为重力加速度, 单位为 m/s^2 ; μ 为动力黏度, 单位为 $Pa \cdot s$; $\tau_{ij,SGS}$ 为亚格子涡粘应力, 单位为 Pa 。获取火焰流动状态后, 再依据理想气体状态方程求解气体温度。上述模型的计算均可在 OpenFOAM 的火焰模拟求解器 FireFoam 中完成^[24]。

完成 CFD 部分的计算后, 需将内层壳体外表面的瞬态火焰温度场作为热边界条件传递至 FEM 模型。为此, 在内层壳体外表面沿周向等间距布置一系列虚拟探针, 每个探针在每个时间步长 (输出间隔为 1 秒) 记录该点的火焰温度值。由于 CFD 与 FEM 的网格空间离散方式不同, 需将离散探针点上的温度数据构造为适用于 FEM 边界的连续插值函数。本文采用线性插值方法: 在时间维度上, 对相邻时间得到的温度进行线性插值; 在空间维度上, 基于探针所在角度位置, 通过线性插值得到壳体表面任意角度处的火焰温度值。根据上述插值函数, 可在 FEM 求解过程中的每一时刻为内层壳体任意边界单元赋以对应的温度边界条件。

在有限元模拟部分, 含炸药结构的炸药热点火过程所需热量由壳体受火焰热辐射与热对流影响后向内部炸药热传导提供, 整个传热过程可由式 (5) 描述^[25]:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \lambda \nabla T + q_{cov} + q_{rad} + S \quad (5)$$

式中 ρ 为材料密度, 单位为 kg/m^3 ; C_p 为材料定压比热容, 单位为 $J/(kg \cdot K)$; T 为材料温度, 单位为 K ; λ 为材料导热率, 单位为 $W/(m \cdot K)$; q_{cov} 为对流热通量, q_{rad} 为辐射热通量, S 为炸药热分解产生的热源项。

从式 (5) 可以看出, 为在 FEM 模拟中求解整个弹体结构的温度场, 需明确 q_{cov} 与 q_{rad} 的具体大小, 而对于非边界区域, 上述两项恒等于零, 因此只需在考虑边界处获取 q_{cov} 与 q_{rad} 。针对壳内包覆炸药的点火模拟, 即为获取内层壳体外表面上的 q_{cov} 与 q_{rad} 的大小。 q_{cov} 与 q_{rad} 的计算方法如式 (6)、式 (7) 所示:

$$q_{cov} = h_{cov}(T_f - T_s) \quad (6)$$

$$q_{rad} = \sigma \varepsilon_s (T_f^4 - T_s^4)$$

(7)

式中 h_{cov} 为对流换热系数, 取常数 $56 W/(m^2 \cdot K)$ ^[26]; T_f 为火焰温度, 由插值函数提供, 单位为 K ; T_s 为壳体边界上的温度, 单位为 K ; σ 为 Stefan-Boltzmann 常量, 取 $5.67 \times 10^{-8} W/(m^2 \cdot K^4)$; ε_s 表示壳体表面的辐射吸收率。

对于炸药热分解产生的热源项 S , 则采用 Arrhenius 化学反应模型^[27], 具体形式如式 (8) 所示:

$$S = \rho_c Q_c Z \exp[-E_c/(RT)] \quad (8)$$

式中 ρ_c 为炸药密度, 单位为 kg/m^3 ; Q_c 为炸药分解热, 单位为 J/kg ; Z 为指前因子, 单位为 s^{-1} ; E_c 为炸药热分解反应活化能, 单位为 J/mol ; R 为普适气体常数, 取 $8.314\text{J}/(\text{mol}\cdot\text{K})$; T 为炸药温度, 单位为 K 。

1.2 炸药点火模型验证

为验证上述炸药点火模型的可靠性与预测精度, 本文选取梁明阳等人^[13]的实验工况作为对比验证对象, 以其实测的火烧条件下炸药点火时间作为基准。本研究在计算时将整个火烧计算沿弹体径向简化为二维结构。热传播深度是表征热能在固体材料中在给定时间内所传播的特征距离, 是判断温度梯度分布范围的依据之一。热传播深度 α 的计算式^[28]如下:

$$\alpha = \sqrt{\frac{\lambda_s t}{\rho_s C_{ps}}} \quad (9)$$

式中 λ_s 表示壳体的导热率, 取文中 $43\text{W}\cdot(\text{m}\cdot\text{K})^{-1}$; t 表示整个传热过程的时间, 取文中点火时间 132s ; ρ_s 表示壳体密度, 取文中 $7850\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$; C_{ps} 表示壳体比热, 取文中 $480\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot\text{K})^{-1}$ 。由此计算得出的热传播深度 α 仅为 0.039m , 而弹体的轴向长度为 0.3775m , 轴向长度约为热传播深度的 9.7 倍。这意味着在轴向方向上, 热量难以在点火时间内传递至弹体两端, 热影响区域主要集中在局部范围内。因此, 在不失计算精度的前提下, 可以采用径向切片的方式将三维弹体简化为二维轴对称结构, 用直径 267mm 的圆盘模型替代完整弹体结构, 从而显著降低网格数量与计算资源消耗。

从实验条件来看, 该工况为大空间自然对流条件下的池火燃烧, 弹体下表面距油面高度为 0.4m 。相对于油池边长 2m 而言, 弹体高度是一个较小的量, 仅为池边长度的 $1/5$ 。在这种几何构型下, 火焰首先在弹体底部与油面之间的狭窄间隙内生成并发展, 该间隙内的流动与传热过程受到上下两个水平界面的强烈约束, 因而具有显著的平面流动特征。此外, 弹体位于油池的中心位置, 因此在贴近油面区域内, 弹体对火焰的阻挡及绕流作用在径向截面上表现最为突出, 在沿弹体轴向的流动变化相对较弱。结合上述热传播深度 0.039m 与弹体轴向长度 0.3775m 的对比结果, 可以合理地将整个火烧计算沿弹体径向简化为二维结构, 从而在保证物理本质不变的条件下大幅提升计算效率。

基于上述简化, 计算模型如图1所示, 计算域设置为边长为 10m 的正方形二维区域, 以消除边界效应对火焰发展的影响。燃料采用化学式为 $\text{C}_{12}\text{H}_{23}$ 的液态烃类, 1kg 燃料将消耗 3.4kg 氧气, 油池边长为 2m , 弹体距油面高度为 0.4m , 外壳直径 267mm , 壁厚 3.25mm , 均与文中实验保持一致。壁内包裹炸药, 炸药的具体成分配比为: 18% 的RDX(环三亚甲基三硝胺)、 27% 的铝粉(Al)、 43% 的AP(高氯酸铵)以及 12% 的黏结剂。壳体及炸药的材料参数、炸药热分解反应参数与梁明阳文中给出的参数相同, 如表1和表2所示。在构造火焰温度插值函数时, 因提取数据的输出步长为一秒, 相较于整个点火过程可达百秒的时间而言是一个较小量, 已具备较高精度, 因而在每个数据间的插值方式采用线性插值的方式构造函数。后续所有计算均采用表中列出的参数进行, 以确保与实验工况的一致性。

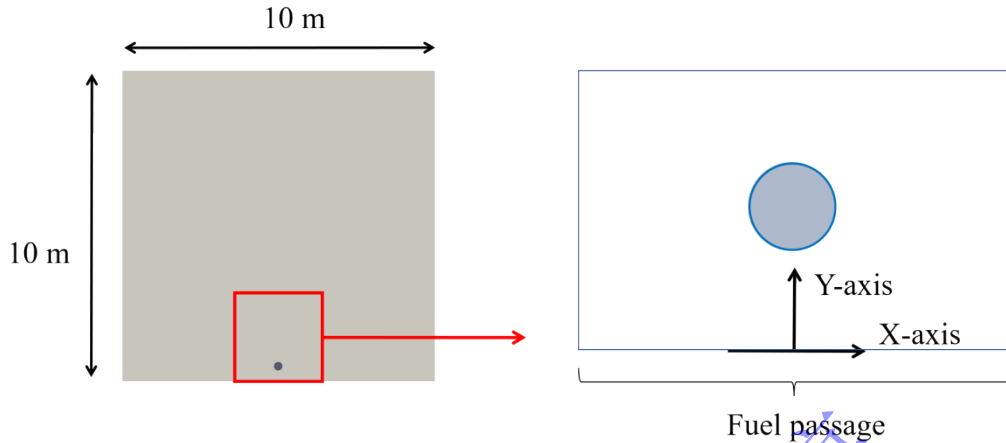


图 1 计算模型示意图

Figure 1 Schematic diagram of the computational model

表 1 壳体与炸药的材料参数^[13]

Table 1 Material parameters of the shell and the explosive^[13]

Material	ρ_0 $kg \cdot m^{-3}$	λ $W \cdot (m \cdot K)^{-1}$	C_p $J \cdot (kg \cdot K)^{-1}$
Shell	7850	43	480
Charge	1809	0.49	1012

表 2 炸药的化学反应参数^[13]

Table 2 Chemical reaction parameters of explosives^[13]

Reactant	Q_c $MJ \cdot kg^{-1}$	Z $10^{14} \cdot s^{-1}$	E_c $MJ \cdot mol^{-1}$
Charge	2.293	2.03	0.11582

从图 2 (a)可以看出,采用基于大涡模拟 (LES) 的计算流体力学方法能够较好地捕捉湍流火焰中复杂的涡旋耗散结构。采用 CFD-FEM 耦合方法模拟计算得到的炸药点火时间为 136.81 s,点火位置位于炸药正上方区域,与梁明阳等人在实验中实测的点火时间 132 s 相比,绝对误差为 4.81 s,相对误差约为 3.64%。考虑到实验中存在测量误差、材料参数不确定性以及 CFD 中湍流模型的近似性,该偏差在可接受范围内,表明所建立的数值模型能够较为可靠地预测火烧条件下炸药的点火响应。上述验证仅针对无烧蚀开孔工况,但本文以预设静态烧蚀孔的方式模拟壳体烧蚀,未引入动态烧蚀过程。在此前提下,烧蚀仅改变壳体的几何形状,而本文所采用的数值方法不依赖于特定孔尺寸或间隙宽度。因此,可以认为后续关于不同开孔大小与间隙宽度的计算结果具有可靠性。

为了进一步探究火焰温度的空间不均匀性对炸药点火行为的影响,本研究设计了一组对比算例:将布置在内层壳体外表面一系列测点提取的火焰温度进行算术平均,从而构造出一个空间上均匀的火焰温度场,在其余计算条件保持不变的前提下,使用该均匀温度场重新进行炸药点火模拟。图 2 (b)中展示了图 2 (c)中测点 1 及测点 2 的位置,测点 1 位于装药结构顶部,测点 2 位于装药结构底部。图 2 (c)中展示了两个测点的气体温度随时间的变化曲线以及各测点平均之后的火焰温度。计算结果表明,在此均匀温度场驱动下,炸药的点火时间延长至 153.89 s,与实验值 132 s 相比滞后了约 21.89 s,相对偏差达到 16.6%,两种火焰温度条件下的炸药温升历程如图 2 (d)。这一显著差异清晰地表明:火焰温度的空间

不均匀性对炸药的点火进程具有重要影响。在实际火烧过程中，局部高温区域会加速局部热分解反应，从而显著缩短整体点火时间。若采用空间平均温度进行简化计算，会丢失这种局部热集中效应，导致点火时间被过度高估。因此，在含能材料的热安全性评估中，应充分考虑火焰温度场的非均匀分布特征，而非简单地使用平均温度进行近似。

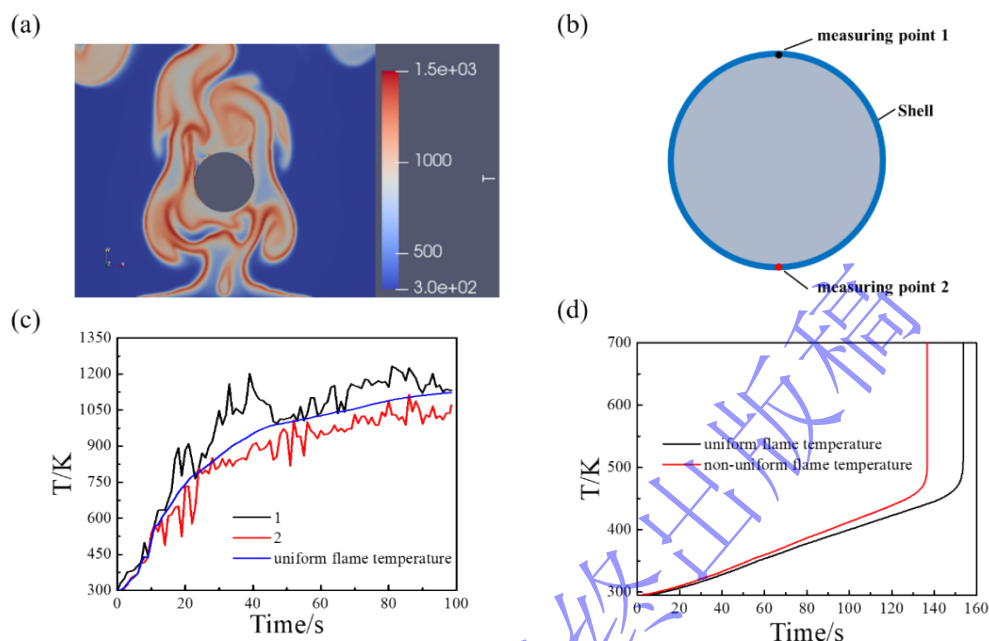


图2 (a) 火焰温度云图; (b) 测点位置示意图;

(c) 测点温度及平均温度曲线; (d) 不同火焰温度下的炸药温升历程

Figure 2 (a) Flame temperature contour; (b) Schematic diagram of measurement point locations;

(c) Temperature at measurement points and average temperature curves;

(d) Temperature rise history of explosive under different flame temperatures.

2 烧蚀状态对燃烧传热与炸药点火的影响

2.1 壳体烧蚀弹体几何模型与计算参数

在后续计算中，计算域设置与图1所示一致，弹药在原有结构上增加一层外层壳体，外层壳体厚度为5 mm。为方便后续对相关物理量进行描述，按下列定义建立极坐标系：取炸药圆心处为原点，竖直向上方向为极轴，顺时针方向为极角增大方向，如图3所示。考虑到在快速烤燃条件下，炸药点火位置均位于炸药外层，因此仅用上述极坐标系的极角即可描述炸药点火位置，后文中也将以该极坐标系为基准，通过角度描述炸药点火位置。本文旨在探究壳体烧蚀对炸药点火的影响，因此在CFD模拟中对外层壳体预先进行开孔以模拟壳体烧蚀后的火焰温度场，因在验证计算中壳体温度最高点位于正上方，所以开孔位置选取也位于0°（即图3标识的Ablation Hole）；开孔大小由开孔角的角度描述，本文研究工况包含10°、20°、30°、40°、50°五种开孔大小，开孔角均关于极轴轴对称，如烧蚀孔10°即对应外层壳体在极角为-5°至5°间的区域缺失；间隙宽度（即图3中标识的Gap Width）包含5 mm、10 mm、20 mm三种情况。

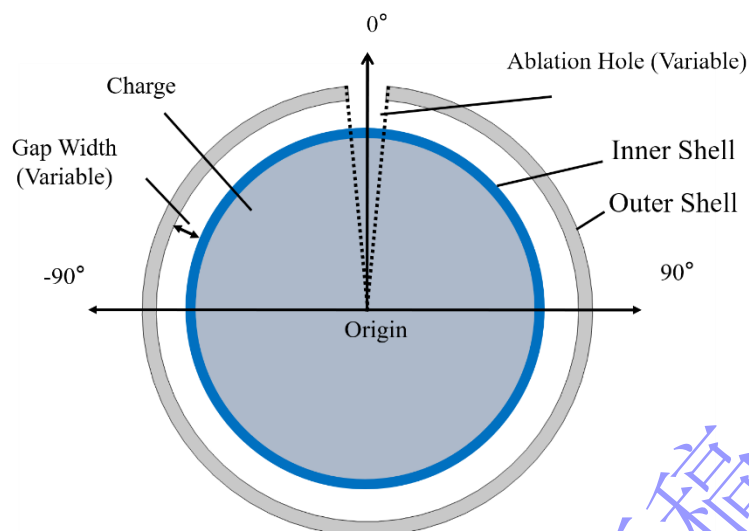


图3 多层壳体示意图

Figure 3 Multi-layer shell diagram.

2.2 炸药在火烧条件下的点火规律

如图 4 (a) 所示, 燃料在点火后外焰扫过壳体外表面; 图 4 (b) 展示了高温气体通过烧蚀孔进入壳体间隙, 并在孔隙内扩散, 为烧蚀孔下方内层壳体带来较高的温升速率, 温升速率超过 4 K/s 。随着火焰持续加热内层含炸药结构以及炸药自身分解放热, 炸药温度逐渐升高, 并在某一时刻出现失稳现象, 发生点火行为。图 4 (c) 中展示了烧蚀孔 10° 、间隙宽度 5 mm 时炸药最高温度历程, 从图中可以看到, 在火烧末期炸药最高温度在 500 K 发生陡增, 与梁明阳等人^[13]的研究中接近, 炸药温度失稳表明此时已经发生点火。图 4 (d) 中展示烧蚀 10° 、间隙宽度 5 mm 时点火时刻的炸药温度云图, 结果表明在快速升温的火烧工况下, 炸药高温区域主要分布在炸药表层, 并且炸药的点火行为呈现明显的局部点火特征, 符合炸药快速烤燃的特征。为便于定量比较不同工况下点火位置的迁移趋势, 后续将采用点火时刻炸药最高温度点表征点火位置。

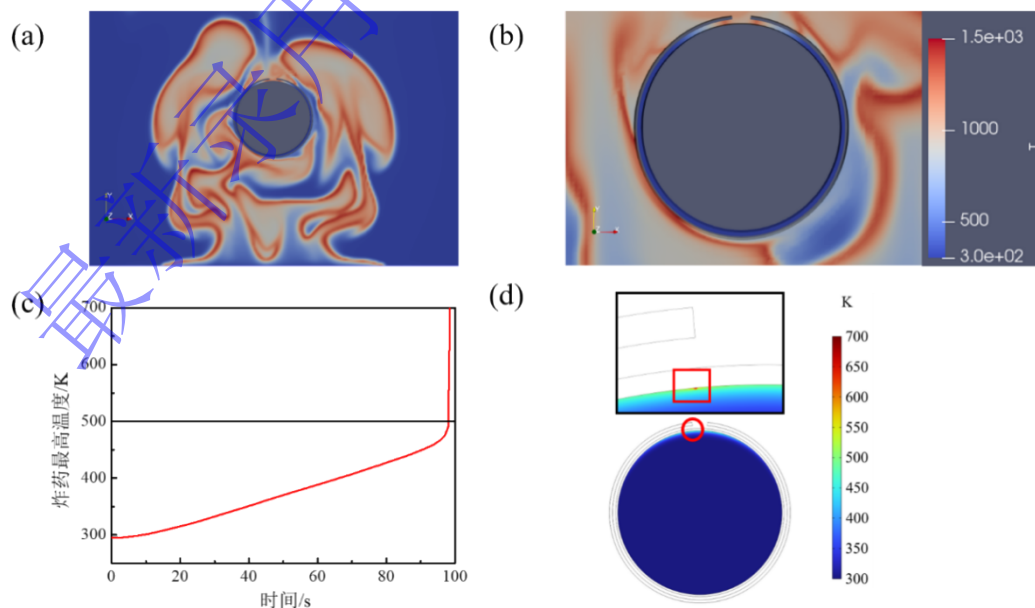


图4 炸药点火过程: (a) 火焰温度云图; (b) 火焰局部温度云图;
(c) 炸药最高温度历程; (d) 炸药温度云图

Figure 4 Ignition process of explosives: (a) Flame temperature contour; (b) local flame temperature contour; (c) maximum temperature profile of explosives; (d) explosives temperature contour.

图 5 (a) 展示了不同烧蚀孔大小、不同间隙宽度下，炸药的点火时间变化情况，最左侧点火时间出现明显差异的点对应烧蚀孔 0° ，即外层壳体未发生烧蚀的情况，内外层壳体间隙为 5 mm 。壳体烧蚀造成点火时间出现差异的原因在于：在壳体发生烧蚀后，高温火焰气体可通过烧蚀孔直接进入壳体间隙，对内部装药结构形成局部强烈的对流与辐射加热，导致点火时间明显提前。针对 5 mm 间隙，在烧蚀孔从 10° 增大到 50° 的过程中，点火时间最小值为 98.4 s ，最大值为 105.75 s ，点火时间的波动为 7.442 s ，相对变化约为 7.03% ；对于 10 mm 与 20 mm 间隙，点火时间最小值为 106.49 s ，最大值为 110.99 s ，点火时间的波动为 4.5 s ，相对变化约为 4.1% 。在本文参数范围内，预设的烧蚀孔大小及间隙宽度对点火时间影响相对较小，从图 5 (a) 中亦可得出该结论。上述现象是由于在快速烤燃条件下炸药点火是局部行为，而在不同烧蚀孔大小及间隙宽度下，各工况点火位置处（按图 3 中的极坐标系、使用极角描述）的气体平均温度接近，如图 5 (c) 所示，因此烧蚀孔大小与间隙宽度对点火时间均无较大影响。图 5 (b) 为不同烧蚀孔大小、不同间隙宽度下，炸药的点火位置变化情况。从图中可以看出，当间隙宽度为 10 mm 及 20 mm 时，烧蚀孔大小对点火位置无较大影响；当间隙宽度缩窄至 5 mm 时，点火位置受烧蚀孔大小影响较大，且均位于烧蚀孔前沿处（烧蚀孔为 10° 时前沿对应极角 -5° 、 5° 附近区域），以下将对点火位置进行重点讨论。

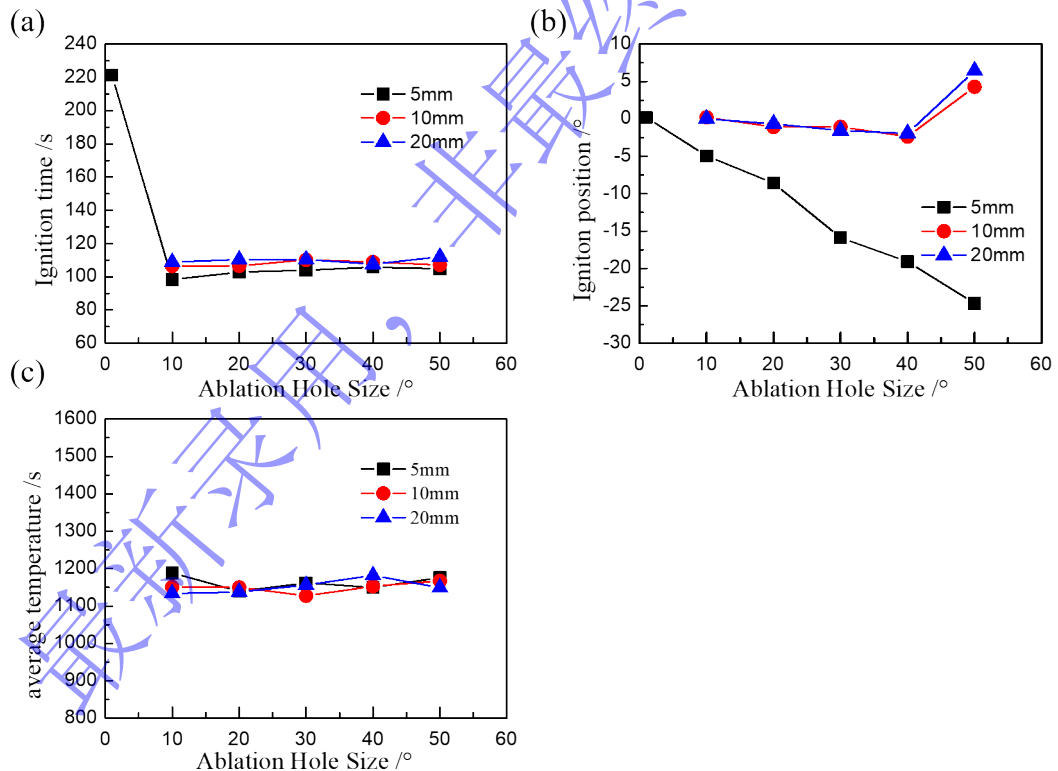


图 5 (a) 不同间隙宽度下点火时间随烧蚀孔角度变化曲线；(b) 不同间隙宽度下点火位置随烧蚀孔角度变化曲线；(c) 不同间隙宽度下点火位置处的火焰平均温度随烧蚀孔角度变化曲线

Figure 5 (a) Curves of ignition time with ablative orifice angle at different gap widths; (b) Curves of ignition position with ablative hole angle at different gap widths; (c) Variation of the average flame temperature at the ignition location with the ablation hole angle under different gap widths

2.3 5 mm 间隙宽度下不同烧蚀孔大小对炸药点火位置的影响

为探究间隙宽度为 5 mm 时，点火位置均位于烧蚀孔前沿处的原因，以下将选取烧蚀孔为 10° 和 50° 这两种点火位置差异最为显著的情况进行分析说明。图 6 为烧蚀孔 10°、间隙宽度 5 mm 下各物理量分布曲线，图中两条竖直黑线对应 -5° 和 5°，即烧蚀孔为 10° 时，烧蚀孔前沿对应的角度，因此竖直黑线内对应烧蚀孔正下方区域。从图 6 (a) 炸药温度分布曲线中可以看出，在火烧初期，烧蚀孔下方区域（按图 3 中定义的极坐标系，极角 -5° 至 5° 间的区域）内的炸药升温较快，但在后续时间内，高温区域逐渐向两端扩散，并在烧蚀孔前沿处发生点火，图中分布曲线最高点即为炸药点火位置。而从图 6 (b) 可得，内层壳体温度变化情况也呈现出烧蚀孔下方区域先出现温升，之后向烧蚀孔两端扩散的趋势，与炸药升温点火的趋势相吻合，而在点火前炸药温升主要来自壳体传热，炸药点火位置与壳体升温是相对应的。在该模拟计算过程中，在炸药点火前，内层壳体的温升来源于高温气体的对流传热与辐射传热。为此，后续将从壳体表面热量传递的角度对内层壳体温升进行进一步分析。图 6 (c) 为内层壳体外侧累积热量分布曲线，累积热量按式 (10) 定义：

$$Q_{cum} = \int_0^t q dt \quad (10)$$

式中 Q_{cum} 表示内层壳体外侧累积热量，单位为 J； t 表示时间，单位为 s； q 表示内法线方向上的总热通量，单位为 W。

从图 6(c) 中可以看出，内层壳体外侧上的累积热量传递存在极大值点，并且热量传递也呈现出烧蚀孔下方区域先出现较高累积热量，之后极大值点向烧蚀孔两端扩散的趋势，与前述结果相吻合。但由于壳体自身热导率较高，内层壳体温度和炸药温度没有如壳体外层累积热量一样出现明显的极大值点。从图 6 (d) 中可以看出，烧蚀孔下方氧气体积分数最先开始出现下降，并且随时间增长，无氧区域在向烧蚀孔两端蔓延。从图 6 (e) 可得，烧蚀孔正下方区域的二氧化碳体积分数率先升高；随着时间增加，高二氧化碳体积分数区域逐渐向烧蚀孔前沿扩散。二氧化碳作为燃烧反应产物，氧气作为反应物，其此消彼长的关系表明，间隙内的氧气与从烧蚀孔流入的残余燃料发生了燃烧反应。因此累积热量峰值将随着间隙内氧气的消耗向烧蚀孔两端移动，最终导致点火位置位于烧蚀孔前沿处。

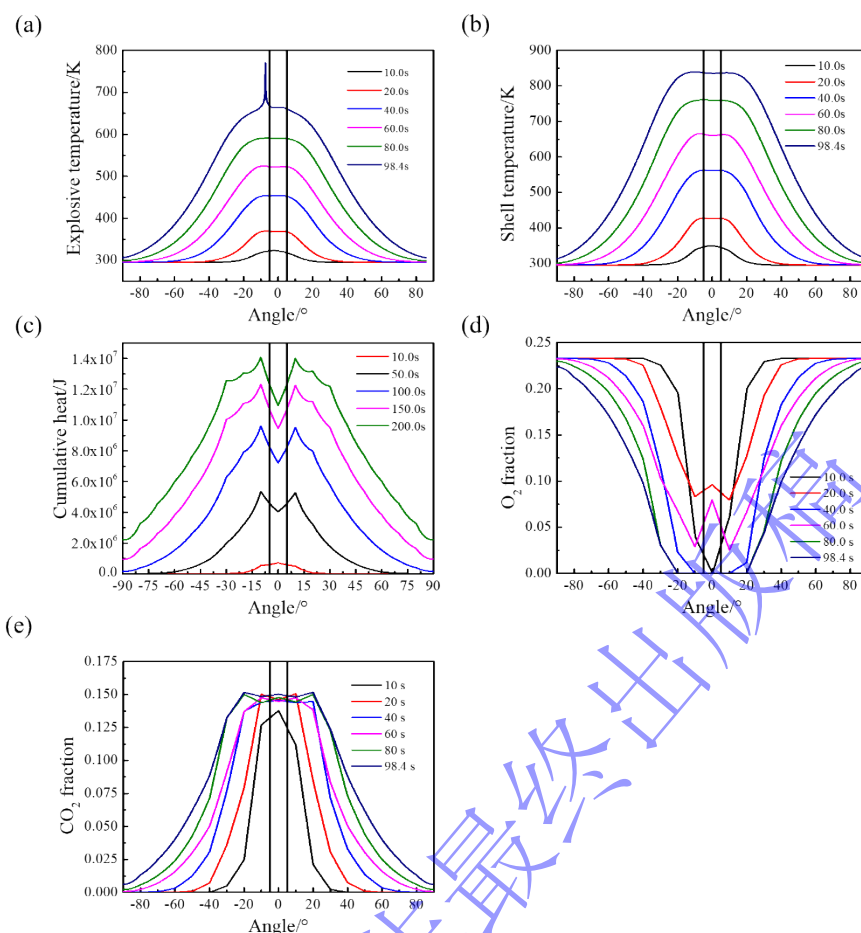


图6 烧蚀孔 10° 间隙宽度 5 mm 下各物理量分布曲线:

(a)炸药外层温度分布曲线; (b)壳体外侧温度分布曲线; (c)壳体外侧累积热量分布曲线;
(d)壳体外侧氧气体积分数分布曲线; (e)壳体外侧二氧化碳体积分数分布曲线

Figure 6 Line charts of physical quantities under the conditions of a 10° ablation orifice and a 5 mm gap width: (a) Line chart of the outer layer temperature of the explosive; (b) line chart of the outer shell temperature; (c) line chart of heat accumulation on the outer shell; (d) line chart of the oxygen volume fraction on the outer shell; (e) line chart of the carbon dioxide volume fraction on the outer shell.

为进一步说明累积热量峰值的变化规律, 图7展示了烧蚀孔 10° 、间隙宽度 5 mm 下不同时刻火焰温度云图以及氧气与二氧化碳体积分数云图。从该云图中也可以看出, 10 s 时高温气体在间隙内的分布主要集中在烧蚀孔下方区域, 烧蚀孔两端的氧气也还未被消耗, 与图6(c)、图6(d)中 10 s 时的数据相吻合; 在后续的火烧过程中, 伴随着间隙内氧气的消耗, 高温气体向烧蚀孔两端移动, 累积热量的极大值点也随之发生移动。

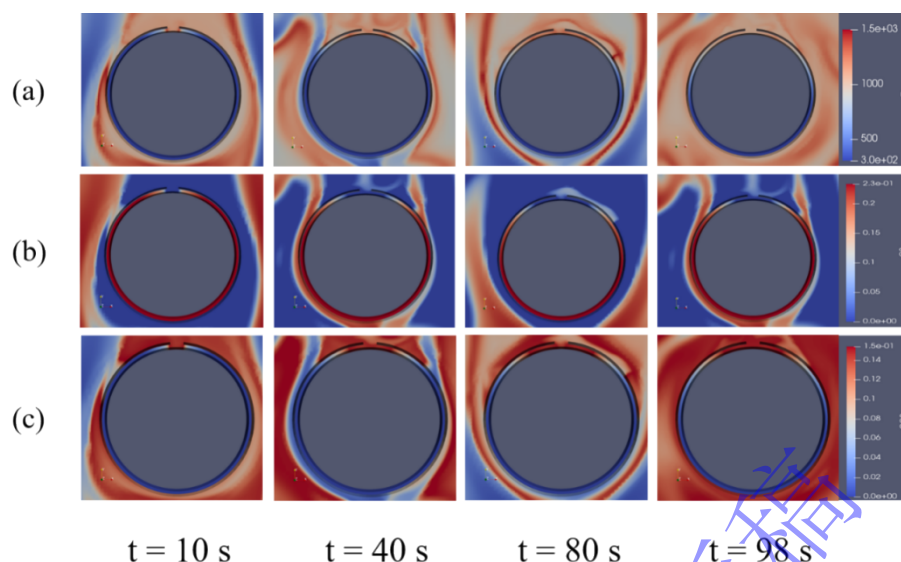


图 7 (a) 烧蚀孔 10° 、间隙宽度 5 mm 下火焰温度云图;
(b) 烧蚀孔 10° 、间隙宽度 5 mm 下氧气体积分数云图;
(c) 烧蚀孔 10° 、间隙宽度 5 mm 下二氧化碳体积分数云图

Figure 7 (a) Flame temperature contour with a 10° ablation orifice and 5 mm gap width;
(b) Oxygen volume fraction contour with a 10° ablation orifice and 5 mm gap width;
(c) Carbon dioxide volume fraction contour with a 10° ablation orifice and 5 mm gap width.

从图 8 (a)中可以看出,对于不同烧蚀孔,当烧蚀孔增大时,间隙内将涌入更多的高温气体对内部含炸药结构进行加热。除在更大区域内的结构有一定温升外,烧蚀孔大小为 50° 时其累积热量分布曲线也在烧蚀孔与 10° 情况类似,也在烧蚀孔两端出现了极大值。对比各个不同时刻的累积热量情况,也能发现内层壳体外层累积热量变化的情况也呈现出烧蚀孔下方区域最先开始累积热量,之后累积热量极大值向烧蚀孔两端移动的规律,如图 8 (b)所示,图中两条竖直黑线对应 -25° 、 25° ,即烧蚀孔为 50° 时,烧蚀孔前沿对应的角度。相似的热量传递规律导致即使烧蚀孔增大,点火位置仍然位于烧蚀孔前沿处。

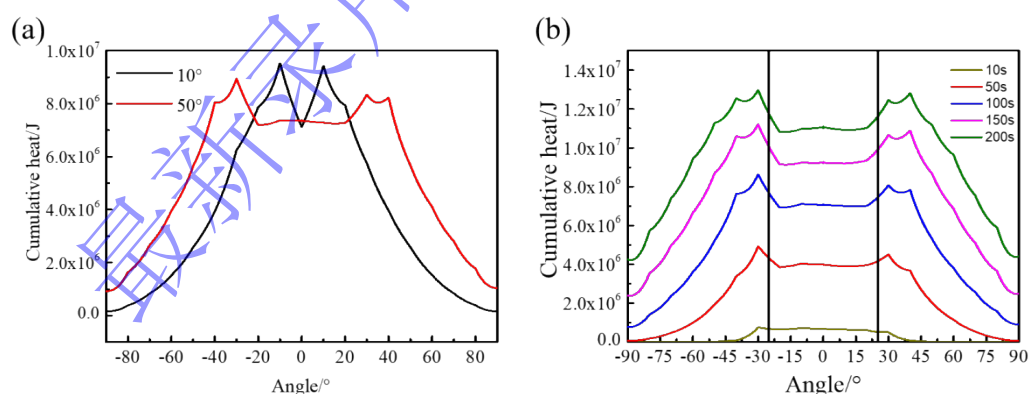


图 8 (a) 不同烧蚀孔角度下点火时刻炸药外层温度分布曲线; (b) 烧蚀孔 50° 、间隙宽度 5 mm 下内层壳体外侧累积热量分布曲线

Figure 8 (a) Line charts of the explosive outer layer temperature at the ignition moment under different ablation orifice angles; (b) line chart of heat accumulation on the outer side of the inner shell with a 50° ablation orifice and 5 mm gap width.

2.4 不同间隙大小对炸药点火行为的影响

当间隙增大到 10 mm 及以上时, 炸药点火位置都位于烧蚀孔正中间, 后续对点火位置的分析将选取烧蚀孔 10°、间隙宽度 10 mm 这一工况作为代表。

图 9 (a) 为烧蚀孔 10°、间隙宽度 10 mm 下不同时刻炸药外层温度分布曲线, 与图 6 (a) 相比, 图 9 (a) 中炸药外层高温区域始终位于烧蚀孔下方区域, 以下将从壳体外层累积热量分析这一变化。图 9 (b) 为烧蚀孔 10°、间隙宽度 10 mm 下不同时刻壳体外侧累积热量分布曲线, 从图中可以看出, 虽然当间隙宽度为 10 mm 时, 并未出现明显的极大值点, 在点火时刻极大值与烧蚀孔下方平均累积热量值之比为 97.32%, 而相同烧蚀孔大小、5 mm 间隙的情况下, 该比值为 86.65%。因此, 对于 10°烧蚀孔、10 mm 间隙的工况, 虽然在火烧后期, 烧蚀孔两端处内层壳体外侧出现累积热量极大值点, 但由于传热过程受壳体热阻影响, 炸药高温区域始终位于烧蚀孔下方, 并最终在炸药正上方处发生点火。图 9 (c)、图 9 (d) 为不同时刻下的氧气体积分数对比, 两种工况的烧蚀孔大小均为 10°, 间隙宽度分别为 10 mm、5 mm。从图中可以看出, 增大间隙使得氧气消耗速率下降, 烧蚀孔下方的气体高温区域能维持更长时间, 最终在烧蚀孔下方位置点火, 间隙宽度增大至 20 mm 时这一现象更明显, 点火位置更倾向于出现在炸药正上方区域。

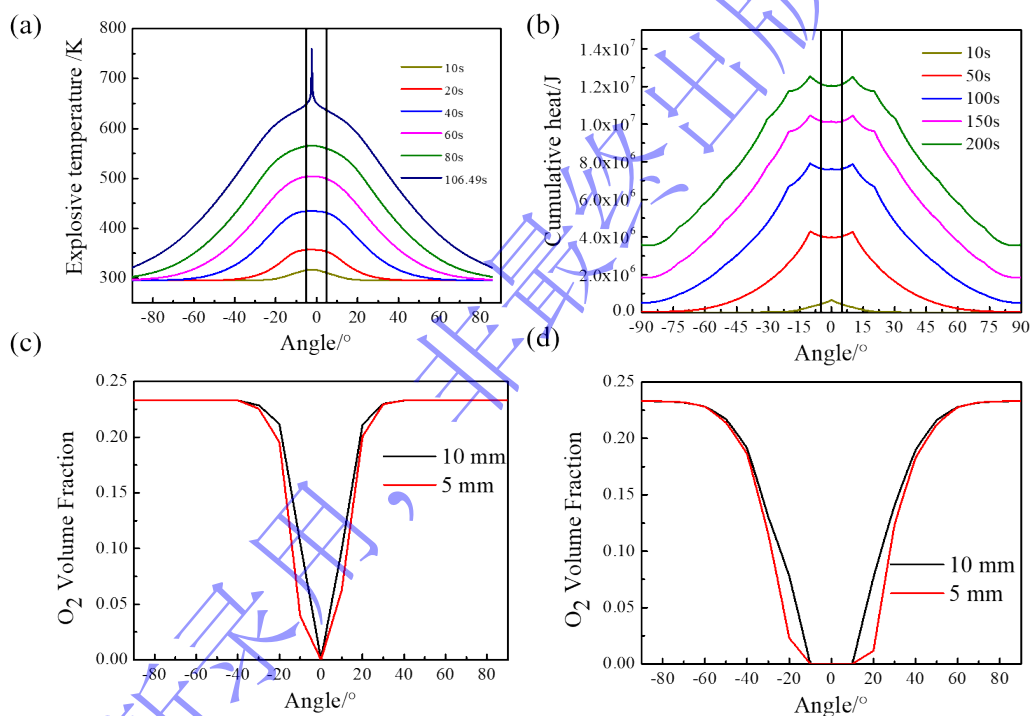


图 9 (a) 烧蚀孔 10°、间隙宽度 10 mm 下炸药外层温度分布曲线; (b) 烧蚀孔 10°、间隙宽度 10 mm 下壳体外侧累积热量分布曲线; (c) 10s 时不同间隙宽度下壳体外侧氧气体积分数分布曲线; (d) 40s 时不同间隙宽度下壳体外侧氧气体积分数分布曲线

Figure 9 (a) Line chart of the explosive outer layer temperature with a 10° ablation orifice and 10 mm gap width; (b) line chart of heat accumulation on the outer shell with a 10° ablation orifice and 10 mm gap width; (c) Line chart of the oxygen volume fraction on the outer shell at 10 s for different gap widths; (d) Line chart of the oxygen volume fraction on the outer shell at 40 s for different gap widths.

3 结 论

针对炸药火烧点火问题, 本文采用一种基于大涡模型的 CFD 与 FEM 相结合的数值分析方法, 通过预置外壳烧蚀缺口, 模拟火焰流体通过缺口对内部装药结构的直接加热, 最后计算装药内部的热传导与热分解反应, 从而获得装药点火时间与点火位置特征, 并得出

以下结论:

(1) 在火烧条件下, 炸药点火是局部行为, 使用空间均匀的火焰温度作为边界条件会导致计算的点火时间有较大误差; 针对预先设置的静态烧蚀孔, 当烧蚀孔位置固定时, 不同烧蚀孔大小及间隙宽度下点火位置处的气体平均温度接近, 因此在本文参数范围内烧蚀孔大小与壳体间隙对炸药点火时间的影响相对较小;

(2) 对于炸药点火位置, 当间隙较小时, 点火位置随烧蚀孔大小发生变化, 位于烧蚀孔前沿处; 当间隙较大时, 点火位置不随烧蚀孔大小变化, 始终位于烧蚀孔中心线下方。点火位置的改变受高温气体内残余燃料与壳体间空气的反应所影响, 该反应将改变壳体外侧累积热量的分布情况, 进而影响炸药点火位置。

致谢 感谢国家工程物理交叉科学研究中心何正华副研究员与中国工程物理研究院流体物理研究所黄亚飞博士对本研究的指导。

参考文献

- [1] 田勇, 李敬明. 弹药安全的新发展——安全弹药刍议[J]. 含能材料, 2017, 25(02): 91-93.
Tian Y, Li J M. New Development of Munitions Safety——A Discussion on Safe Munitions[J]. Energetic Materials, 2017, 25(02): 91-93.
- [2] 戴湘晖, 王可慧, 沈子楷, 等. 侵彻弹体快速烤燃安全特性实验研究[J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(09): 3-11.
Dai X H, Wang K H, Shen Z K, et al. Experimental study on safety characteristics of fast cook-off for penetrating projectiles[J]. Explosion and Shock Waves, 2020, 40(09): 3-11.
- [3] WANG G, WANG Y, WEN Q. Thermal-mechanical analysis for confined HMX-based polymer-bonded explosives[J]. Journal of Thermal Stresses, 2019, 42(8): 1011-1034.
- [4] ZHU M, WANG SAO, HUANG H, et al. Numerical and experimental study on the response characteristics of warhead in the fast cook-off process[J]. Defence Technology, 2021, 17(4): 1444-1452.
- [5] 黄辉, 黄亨建, 王杰, 等. 安全弹药的发展思路与技术途径[J]. 含能材料, 2023, 31(10): 1079-1087.
Huang H, Huang H J, Wang J, et al. Development Ideas and Technical Approaches of Safe Munitions[J]. Energetic Materials, 2023, 31(10): 1079-1087.
- [6] GROSS M L, HEDMAN T D, MEREDITH K V. Considerations for fast cook-off simulations[J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2016, 41(6): 1036-1043.
- [7] ZHANG Y, MA Y, XU Z, et al. Thermal response characteristics of DNAN explosive in a real fire environment[J]. Case Studies in Thermal Engineering, 2024: 104865.
- [8] GROSS M L, MEREDITH K V, BECKSTEAD M W. Fast cook-off modeling of HMX [J]. Combustion and Flame, 2015, 162(9): 3307-3315.
- [9] 梁天水, 李亚培, 赵军. 非标准火灾下结构温度场分析方法[J]. 消防科学与技术, 2020, 39(01): 17-20.
Liang T S, Li Y P, Zhao J. Analysis method of structural temperature field under non-standard fire[J]. Fire Science and Technology, 2020, 39(01): 17-20.
- [10] WANG X, YOU S, LIU R, et al. Experiments and simulations on cookoff characteristics of a DNAN based cast explosive[J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2023, 48(5): e202200320.
- [11] YU J, LI J, ZHANG Q. Critical Condition of AP/HTPB Explosion Induced in Near Flame Area

- of Fire[J]. *Combustion Science and Technology*, 2024, 196(10): 1598-1614.
- [12] 肖游, 智小琦, 王琦. 基于 FDS 与 CFD 组合的快速烤燃数值模拟[J]. *火炸药学报*, 2022, 45(4): 536-543.
Xiao Y, Zhi X Q, Wang Q. Numerical simulation of fast cook-off based on combination of FDS and CFD[J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2022, 45(4): 536-543.
- [13] 梁明阳, 智小琦, 于永利, 等. 装药缺陷对浇注装药快烤响应特性的影响[J]. *高压物理学报*, 2025, 39(4): 045101.
Liang M Y, Zhi X Q, Yu Y L, et al. Effect of charge defects on fast cook-off response characteristics of cast explosive[J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2025, 39(4): 045101.
- [14] 陶彦辉, 张家雷, 张旭平. 气流与激光联合作用铝合金板热响应研究[J]. *激光技术*, 2024, 48(04): 603-607.
Tao Y H, Zhang J L, Zhang X P. Study on thermal response of aluminum alloy plate under combined action of airflow and laser[J]. *Laser Technology*, 2024, 48(04): 603-607.
- [15] 广才, 王伟. 防火试验中板材壁厚对烧穿时间的影响分析[D]. 天津: 中国民航大学, 2018: 30-32.
Guang C, Wang W. Analysis of the effect of plate wall thickness on burn-through time in fire test[D]. Tianjin: Civil Aviation University of China, 2018: 30-32.
- [16] FEENSTRA J A, HOFMEYER H, VAN HERPEN R A P, et al. Automated two-way coupling of CFD fire simulations to thermomechanical FE analyses at the overall structural level[J]. *Fire Safety Journal*, 2018, 96: 165-175.
- [17] FENG H, CONG B, ZHOU X. Experimental and numerical study on the thermo-mechanical behavior and failure mechanism of compressed PMMA components under localized fire conditions[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2026, 221: 110460.
- [18] NEGAHBAN E, BAGHERI A, AL-DUJAILI A, et al. Insulation failure of lightweight composite sandwich panels exposed to flame[J]. *Fire and Materials*, 2020, 44(7): 943-952.
- [19] ZHOU J, ZHOU X, CONG B, et al. Comparison of different CFD-FEM coupling methods in advanced structural fire analysis[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2023, 193: 108465.
- [20] PRIELER R, GERHARDTER H, LANDFAHRER M, et al. Development of a numerically efficient approach based on coupled CFD/FEM analysis for virtual fire resistance tests-Part B: Deformation process of a steel structure[J]. *Fire and Materials*, 2020, 44(5): 704-723.
- [21] TONDINI N, VASSART O, FRANSSEN J M. Development of an interface between CFD and FE software[C]// M. FONTANA, A. FRANGI, M. KNOBLOCH. 7th International Conference on Structures in Fire. Zurich: ETH Zurich, 2012:459-468.
- [22] NIE J, LIANG J, ZHANG H, et al. Evolution of structural damage of solid composite propellants under slow heating and effect on combustion characteristics[J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2023, 25: 5021-5037.
- [23] 刘沛清. 湍流模式理论[M]. 北京: 科学出版社, 2020:83-84.
Liu P Q. Turbulence Modeling Theory[M]. Beijing: Science Press, 2020: 83-84.
- [24] SALDI Z S, WEN J X. Modeling thermal response of polymer composite hydrogen cylinders subjected to external fires[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2017, 42(11): 7513-7520.
- [25] 陶文铨. 数值传热学 (第二版) [M]. 西安:西安交通大学出版社, 2001:6-7.

- Tao W Q. Numerical Heat Transfer (Second Edition)[M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2001: 6-7.
- [26] 张艳红, 胡宇鹏, 史光梅, 等. 火灾环境下火焰包覆厚度对 DNAN 炸药热响应特性影响的数值模拟研究[J]. 兵器装备工程学报, 2024, 45(10): 137-144.
Zhang Y H, Hu Y P, Shi G M, et al. Numerical simulation study on effect of flame coverage thickness on thermal response characteristics of DNAN explosive under fire environment[J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2024, 45(10): 137-144.
- [27] 蒋城露, 王昂, 赵锋, 等. 基于三维离散元方法探究奥克托今颗粒落锤撞击点火机理[J]. 物理学报, 2019, 68(22): 392-402.
Jiang C L, Wang A, Zhao F, et al. Exploring ignition mechanism of HMX particles under drop hammer impact based on three-dimensional discrete element method[J]. Acta Physica Sinica, 2019, 68(22): 392-402.
- [28] DRYSDALE D. An Introduction to Fire Dynamics[M]. 3rd ed. Wiley, 2011:79-80.

CFD-FEM Simulation on the Effect of Shell Perforation after Ablation on Combustion Heat Transfer and Explosive Ignition

ZHANG Jinxuan¹, ZHENG Songlin², YU Yin²

(1. Institute of Fluid Physics, China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621999,
Sichuan, China;

2. National Interdisciplinary Research Center of Engineering Physics,
Mianyang 621999, Sichuan, China)

Abstract: Fast cook-off assessment has always been a crucial topic in ammunition safety research. However, previous simulation studies typically lacking consideration of the influence of factors such as outer shell ablation on ammunition ignition behavior. This paper pre-sets different shell ablation hole sizes and gap widths, employing the computational fluid dynamics methodology to obtain the flame temperature field under ablation conditions. The flame thermal load is then transferred as a boundary condition for finite element method calculations, thereby investigating the ignition behavior of the explosive after shell ablation. Simulation results indicate that when the shell gap is 5 mm, the ignition position of the explosive varies with the size of the ablation hole, and is consistently located at the edge of the hole. When the shell gap reaches 10 mm or more, the ignition position does not change with the ablation hole size and is consistently located directly above the explosive. On the other hand, the size of the shell ablation hole and the shell gap have no significant effect on the ignition time of the explosive. Mechanism analysis suggests that the ignition position is influenced by the reaction between the residual fuel in the high-temperature gas and the air within the shell gap. This study can provide a theoretical reference for accident emergency response, ammunition safety assessment, and improvement.

Keywords: munition fire; shell ablation; explosive ignition; CFD-FEM simulation