

文章编号:1006-9941(2024)11-1174-08

## 基于慢烤实验的混合炸药热传导系数计算方法

许礼吉,白志玲,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:** 热传导系数作为炸药的重要热力学参数,显著影响炸药装药的点火响应特性。在未开展炸药热传导系数测定实验的情况下,为了快速有效确定一种新型炸药热传导系数,针对典型圆柱段装药结构,建立了轴对称热传导理论模型,获得混合炸药热传导方程的稳态解析解,提出了基于慢烤实验数据的混合炸药热传导系数计算方法。确定了新型不敏感炸药 GOL-1(HMX/Al/AP/Binder)的热传导系数,典型烤燃条件下小尺寸装药结构点火响应数值模拟计算结果显示:不同加热速率下装药中心温升曲线计算结果与实验结果均吻合较好,点火时刻装药中心位置温度和点火时间的计算结果与实验偏差最大为 2.27% 和 1.12%,表明 GOL-1 炸药热传导系数的有效性及数值模拟方法的可行性。建立的热传导计算方法揭示了慢烤装药温度-时间曲线中包含的炸药导热特性及规律,相比体积加权方法和串/并联导热模型方法更适用于计算混合炸药热传导系数,在缺少新型炸药热传导系数测定实验数据的情况下,不失为一种有效的确定方法,为弹药热安全性设计与评估提供了炸药基础参数,推动安全弹药数字化设计与量化评估发展。

**关键词:** 混合炸药;热传导系数;热传导方程解析解;慢速烤燃;数值模拟

中图分类号: TJ55;O175

文献标志码: A

DOI:10.11943/CJEM2024072

### 0 引言

在弹药的制造、储存、运输、使用和服役等全寿命过程中,意外热刺激会引发弹药发生点火、燃烧直至爆炸等不可控的高烈度反应事故<sup>[1-2]</sup>,导致武器装备受损甚至造成人员伤亡等灾难性后果,因此有必要评估炸药的热安全性。

炸药热传导系数显著影响装药在意外热刺激下的温升进程和空间温度分布,进而影响装药中的点火响应及其后续的反应演化过程,最终影响装药反应烈度,因此热传导系数是表征炸药热刺激响应特性的一个重要参数<sup>[3-8]</sup>。获得混合炸药的热传导系数通常分为以下 4 大类方法:(1)实验测量方法。通过激光闪射

法<sup>[9]</sup>、微热量热法<sup>[10]</sup>、护热平板法<sup>[11]</sup>等实验方法测量混合炸药热传导系数,实验方法的精度很高,但是由于炸药的热安全性的限制,实验测试的温度范围(通常 $\leq 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ )<sup>[9-12]</sup>一般较低于炸药装药的点火温度(高于 $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ )。(2)体积/质量分数加权方法。在已知炸药配方和配比情况下,根据从文献中查找的混合炸药各组分的热传导系数,通过简单的体积分数加权或者质量分数加权方法可求得混合炸药的总的热传导系数<sup>[5,13]</sup>,但是由于金属的热传导系数( $\sim 10^2\text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ )比炸药品体( $\sim 10^{-1}\text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ )高 3 个数量级,导致使用此方法计算得到的含金属混合炸药热传导系数远远超出实际值。(3)数值模拟方法。通过蒙特卡洛方法<sup>[14]</sup>等建立包含理想微观结构或通过 CT 三维图像<sup>[15]</sup>处理得到包含真实结构的有限元模型,进行导热数值模拟,预测炸药的热传导系数,该方法同样需要已知混合炸药各组分的热传导系数。(4)导热物理模型。利用复合材料导热物理模型,如串联模型、并联模型和逾渗模型等<sup>[9,16]</sup>,求解混合炸药的热传导系数,该方法对合金等材料热传导系数预测精度较高,但对含孔隙缺陷、微观结构复杂、均匀性差的混合炸药材料精度不高<sup>[16]</sup>。同时,在炸药配方、配比未知的情况下,体积/质

收稿日期:2024-03-01;修回日期:2024-04-07

网络出版日期:2024-05-31

基金项目:国家自然科学基金(12002044)

作者简介:许礼吉(1996-),男,博士研究生,主要从事爆炸与冲击动力学研究。e-mail:3120195185@bit.edu.cn

通信联系人:白志玲(1989-),女,特别副研究员,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

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:许礼吉,白志玲,段卓平,等.基于慢烤实验的混合炸药热传导系数计算方法[J].含能材料,2024,32(11):1174-1181.

XU Li-ji, BAI Zhi-ling, DUAN Zhuo-ping, et al. Calculation Method of Thermal Conductivity of Explosives Based on Slow Cook-off Experiment[J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao), 2024, 32(11):1174-1181.

量分数加权方法、数值模拟方法和导热物理模型法均无法使用。

此外,慢速烤燃实验用来评估典型热刺激炸药装药热反应特性和热安全性,弹药热安全性设计阶段通常开展小尺寸装药结构慢速烤燃实验用来确定和验证热刺激装药点火响应模型如多组分多步自热反应模型参数适应性。通过进一步分析慢烤实验数据如装药温升-时间曲线,可获得炸药热传导特性。大量研究表明,炸药热传导系数随温度范围不同而变化<sup>[9]</sup>,慢烤数值模拟工作中通常取平均热传导系数值来计算慢烤点火响应全过程,因此可假设炸药热传导系数为常数<sup>[7]</sup>。

为此,本研究针对典型圆柱段装药结构,在假设炸药热传导系数为常数的前提下,研究建立轴对称热传导理论模型,采用叠加原理、非齐次方程齐次化方法和变量分离法,获得混合炸药轴对称热传导方程的稳态解析解,提出基于慢烤实验数据的混合炸药热传导系数计算方法,以期在不开展如上述(1)所列热传导系数测定实验的情况下,通过本方法可获得混合炸药装药热传导系数。进一步地,通过两发典型小尺寸烤燃弹慢烤实验结果验证计算方法的合理性和可靠性,并与体积加权方法和串、并联导热模型方法进行了对比,初步验证该方法的精度和适应性。

### 1 混合炸药热传导系数理论计算方法

慢速烤燃实验多使用圆柱体装药,壳体径向外壁面均匀加热,考虑圆柱体装药内热传导方程初边值问题,如图1所示,以圆柱体中心点为原点,建立柱坐标系 $(r, z)$ 。整体初始温度为 $T_0$ ;金属壳体传热速率快,壳体温度趋于均匀,因此圆柱体外表面设置均匀温升条件,且温升速率为定值 $K$ 。忽略体积源项,二维轴对称热传导方程及初边值条件<sup>[17-18]</sup>为:

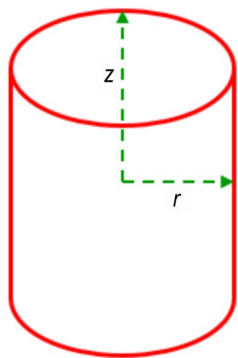


图1 慢烤实验圆柱体装药示意图

Fig.1 Diagram of cylinder charge in slow cook-off experiments

$$\begin{cases} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \\ \text{BC1: } T(r \rightarrow 0) \Rightarrow \text{finite} \\ \text{BC2: } T(z \rightarrow 0) \Rightarrow \text{finite} \\ \text{BC3: } T(r|_{r=R}, z, t) = T_0 + Kt \\ \text{BC4: } T(r, z|_{z=\pm L}, t) = T_0 + Kt \\ \text{IC: } T(r, z, t = 0) = T_0 \end{cases} \quad (1)$$

式中, $r, z$ 为柱坐标位置, $m$ ;  $R$ 为圆柱体半径, $m$ ;  $L$ 为圆柱体半高, $m$ ;  $\alpha$ 为热扩散系数, $m^2 \cdot s^{-1}$ ,且 $\alpha = \lambda / \rho C$ ;  $\lambda$ 为导热系数, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ ;  $\rho$ 为密度, $kg \cdot m^{-3}$ ;  $C$ 为比热容, $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$ ;  $T$ 为温度, $K$ ;  $T_0$ 为初始温度, $K$ ;  $t$ 为时间, $s$ ;  $K$ 为外边界温升速率, $K \cdot s^{-1}$ 。 $\lambda, \rho, C$ 均假定为定值,故热扩散系数 $\alpha$ 也为常数。方程组(1)式中,齐次偏微分方程叠加了非齐次边界条件,含有非齐次边界条件的齐次偏微分方程无法直接求解,需先将非齐次边界条件转化为齐次边界条件,再根据叠加原理、非齐次方程齐次化方法和变量分离法将偏微分方程分解转化为瞬态偏微分方程和常微分方程之和,即:

$$T(r, z, t) = T_0 + Kt + S(r) + L(r)Z(z) + A(r, z, t) \quad (2)$$

式中, $S, L, A$ 均为温度, $K$ 。则(1)式分解为:

$$\begin{cases} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial A}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 A}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial A}{\partial t} \\ \text{BC1: } A(r \rightarrow 0) \Rightarrow \text{finite} \\ \text{BC2: } A(z \rightarrow 0) \Rightarrow \text{finite} \\ \text{BC3: } A(r|_{r=R}, z, t) = 0 \\ \text{BC4: } A(r, z|_{z=\pm L}, t) = 0 \\ \text{IC: } A(r, z, t|_{t=0}) = -[S(r) + L(r)Z(z)] \end{cases} \quad (3)$$

$$\begin{cases} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial S}{\partial r} \right) = \frac{K}{\alpha} \\ \text{BC1: } S(r \rightarrow 0) \Rightarrow \text{finite} \\ \text{BC2: } S(r|_{r=R}) = 0 \end{cases} \quad (4)$$

$$\begin{cases} L''(r) + \frac{1}{r} L'(r) + k^2 L(r) = 0 \\ \text{BC1: } L(r \rightarrow 0) \Rightarrow \text{finite} \\ \text{BC2: } L(r|_{r=R}) = 0 \end{cases} \quad (5)$$

和

$$\begin{cases} Z''(z) - k^2 Z(z) = 0 \\ \text{BC1: } Z(z \rightarrow 0) \Rightarrow \text{finite} \end{cases} \quad (6)$$

由 Sturm-Liouville 定理<sup>[14]</sup>,式(5)、式(6)中固有值 $+k^2 \geq 0$ 。解出式(4)、式(5)和式(6),并联立式(2),得

到式(1)的解析解为:

$$\begin{aligned} T(r, z, t) &= T_0 + Kt + S(r) + L(r)Z(z) + A(r, z, t) \\ &= T_0 + Kt - \frac{K}{4\alpha}(R^2 - r^2) + \\ &\quad \sum_{m=1}^{\infty} C_m J_0(k_m r) (e^{k_m z} + e^{-k_m z}) + A(r, z, t) \end{aligned} \quad (7)$$

式中,  $C_m$  为傅里叶系数,  $C_m = \frac{\int_0^R \frac{K}{4\alpha}(R^2 - r^2) r J_0(k_m r) dr}{(e^{k_m L} + e^{-k_m L}) \int_0^R r J_0^2(k_m r) dr}$ ;

$J_0(k_m r)$  为 0 阶第一类贝塞尔函数;  $k_m$  为 0 阶第一类贝塞尔方程  $J_0(kR) = 0$  的第  $m$  个特征值, 为已知的一系列常数。  $L$  趋于无穷大时,  $C_m$  趋于 0。

式(7)由 4 部分组成: 空间常数  $T_0$ , 时间线性相关温度增量  $Kt$ , 空间变化、时间不变温度场  $S(r) + L(r)Z(z)$ , 以及时间衰减函数  $A(r, z, t)$ <sup>[3]</sup>。经过一定时间的传热后, 式(7)中瞬态项  $A(r, z, t)$  趋于 0, 只保留前 3 部分, 从而在圆柱体内产生以时间线性相关温度增量  $Kt$  均匀升高的空间温度场, 以下将此称为稳态传热。达到稳态传热后, 圆柱体中任意两点的温差可以通过式(8)求出:

$$\begin{aligned} \Delta T_{2D} &= T_1(r_1, z_1, t) - T_2(r_2, z_2, t) = \frac{K}{4\alpha}(r_1^2 - r_2^2) + \\ &\quad \sum_{m=1}^{\infty} C_m [J_0(k_m r_1) (e^{k_m z_1} + e^{-k_m z_1}) - J_0(k_m r_2) (e^{k_m z_2} + e^{-k_m z_2})] \end{aligned} \quad (8)$$

根据式(8)可知, 如果慢烤药柱内任意两点的温度已知, 则可以求出炸药的热传导系数, 此式即为本研究提出的计算混合炸药热传导系数的方法。由式(7)可知, 圆柱体高度  $L$  趋于无穷大时, 式(8)中等式右边第二项趋于 0, 圆柱体上下表面边界条件由匀速温升条件转变为绝热条件, 二维轴对称热传导方程退化为一维热传导方程, 式(8)简化为:

$$\Delta T_{1D} = T_1(r_1, t) - T_2(r_2, t) = \frac{K}{4\alpha}(r_1^2 - r_2^2) \quad (9)$$

慢烤实验中多测量装药中心横截面上点的温度, 以典型小尺寸烤燃弹<sup>[5]</sup>为例, 其内部装药尺寸为  $\Phi 50 \text{ mm} \times 88 \text{ mm}$ , 使用式(8)和式(9)分别计算装药中心(0, 0)及其横截面边缘(R, 0)两点间温差, 得  $\Delta T_{2D} / \Delta T_{1D} = 0.9651$ , 因此在这种装药尺寸下, 装药高度对炸药边缘-中心温差的偏差在 5% 以内, 可忽略不计。值得注意的是, 装药高度越小, 其对炸药边缘-中心温差的影响越大, 因此装药高度对温差的影响大小应根据式(8)和式(9)计算评估。

典型小尺寸烤燃弹<sup>[5]</sup>慢烤实验中测温热电偶位于炸药中心(0, 0)以及壳体外壁面( $R_0, 0$ ), 无法直接使用式(9)计算两点温差。药柱和壳体中的稳态传热与建立的轴对称热传导理论模型相同。考虑壳体厚度对药柱内部传热的影响, 当烤燃弹中药柱和壳体达到稳态传热状态后, 壳体外壁-药柱中心温差等于炸药边缘-中心温差与壳体外壁面-内壁面温差之和, 得到:

$$\begin{aligned} \Delta T &= T_1(R_0, 0, t) - T_2(0, 0, t) \\ &= \frac{K\rho_{\text{HEs}} C_{\text{HEs}}}{4\lambda_{\text{HEs}}} R^2 + \frac{K\rho_{\text{steel}} C_{\text{steel}}}{4\lambda_{\text{steel}}} (R_0^2 - R^2) \end{aligned} \quad (10)$$

式中,  $R_0$  为烤燃弹壳体外半径,  $m; R$  为烤燃弹壳体内部半径,  $m$ 。壳体与炸药柱径向间无间隙,  $R$  也为药柱外半径。式(10)中  $\Delta T$  由慢烤实验获得的炸药中心以及壳体外壁面热电偶测量数据确定; 烤燃弹壳体材料为钢, 其物性参数可查阅文献[6]获得; 混合炸药比热容  $C$  和密度  $\rho$  可通过实验测得, 或根据各组分比热容和密度使用质量分数加权方法计算。因此, 式(10)中唯一的未知数为炸药热传导系数  $\lambda_{\text{HEs}}$ , 可简单求解。应说明的是, 式(10)成立的前提是, 由慢烤实验数据得到的壳体外壁和炸药中心两点的温差必须趋于定值, 否则方法失效。采用慢烤实验数据计算炸药热传导系数应考虑加热速率等实验条件。同样要说明的是, 慢烤实验用于评估炸药在热刺激下的热安全性, 并非为了计算装药的热传导系数而实施, 本研究是在已有的慢速烤燃实验数据上进行的分析。

## 2 参数确定与方法验证

### 2.1 慢速烤燃实验

典型小尺寸烤燃弹<sup>[5]</sup>慢烤实验装置如图 2 所示, 壳体内部高为 100 mm, 外部高为 106 mm, 内径为 50 mm, 外径为 58 mm; 药柱高为 88 mm, 炸药上端与壳体端盖之间预留 12 mm 空气域; 测温热电偶位于炸药中心以及壳体外壁面。装药为新型不敏感浇注炸药 GOL-1<sup>[19]</sup> (44HMX/25Al/20AP/11Binder), 药柱与壳体径向之间无间隙, 温升速率设置为  $1.0 \text{ K} \cdot \text{min}^{-1}$  和  $1.5 \text{ K} \cdot \text{min}^{-1}$ , 在两种温升速率下各进行了一发实验。实验细节详见文献[19]。

### 2.2 炸药热传导系数的确定

将实验测得的壳体壁面温升曲线与药柱中心温升曲线相减, 得到壳体壁面-药柱中心温差曲线, 结果如图 3 所示。壳体壁面-中心温差在药柱经过初始阶段的非稳态温升后趋于定值(图 3 蓝色方框, 对应温度区

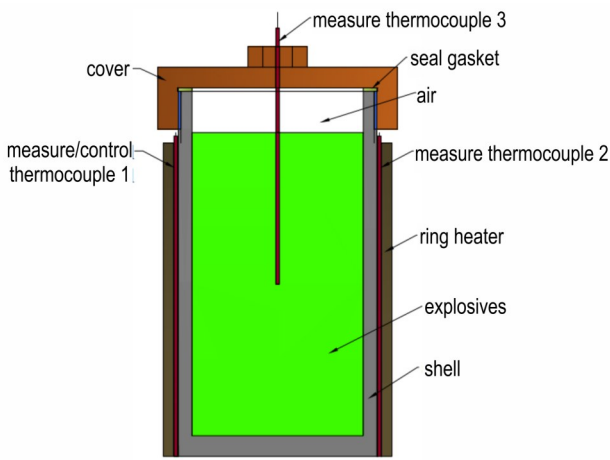


图2 小型烤燃弹实验装置简图  
Fig.2 Structural diagram of small-scale cook-off bomb setup

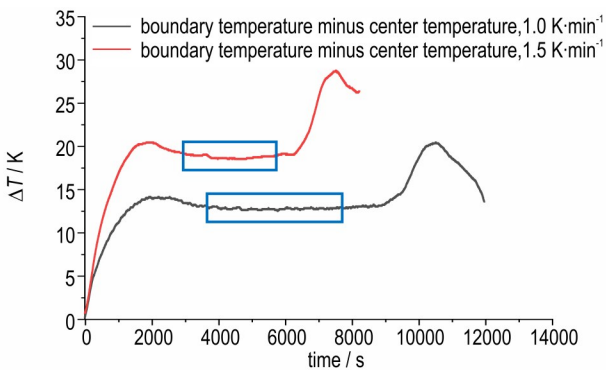


图3 GOL-1 炸药实验测得的壳体外壁面与药柱中心温差  
Fig.3 The measured temperature difference between the outer shell and charge center of GOL-1

间为 350~430 K), 对应于第 1 节中的理论模型中的稳态解, 因此, GOL-1 炸药在 350~430 K 温度范围内其热传导系数可看成是常数。提取图 3 中的定值, 1.0 K·min<sup>-1</sup> 和 1.5 K·min<sup>-1</sup> 温升速率下壳体壁面-药柱中心温差分别为 12.7 K 和 18.6 K, 两种加热速率下壳体壁面-药柱中心温差的比值 18.6/12.7=1.465。由式 (10) 可知, 壳体壁面-药柱中心温差与温升速率  $K$  成正比, 研究设置的两种温升速率比值 1.0/1.5=1.5, 因此这两种温升速率下壳体壁面-药柱中心温差的理论比值也为 1.5。可见, 这与实验结果 1.465 几乎相同, 考虑实际实验中的温升速率与设置值的误差, 说明本研究提出的使用圆柱体任意两点温差计算公式确定混合炸药热传导系数的方法的合理性。

混合炸药的比热容可根据各组分的比热容使用质量分数加权<sup>[5,19]</sup>的方法计算获得。表 1 列出了 GOL-1 炸药各组分以及壳体材料钢的物性参数。根据烤燃弹壳体的物性参数以及混合炸药的密度和比热容, 代入

式 (10), 计算得到 GOL-1 炸药在 1.0 K·min<sup>-1</sup> 和 1.5 K·min<sup>-1</sup> 温升速率下的热传导系数, 如表 2 所示。后文慢烤数值模拟使用热传导系数平均值。

表 1 GOL-1 炸药各组分和钢的物性参数

Table 1 Physical parameters of components of GOL-1 and Steel

material	$\rho / \text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	$C_v / \text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	$\lambda / \text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
HMX <sup>[5]</sup>	1850	1004.26	0.5358
Al <sup>[5]</sup>	2719	871	1.39
AP <sup>[19]</sup>	1950	1255	0.276
binder <sup>[19]</sup>	2020	1000.43	0.0527
steel <sup>[6]</sup>	8030	502.48	16.27

Note:  $\rho$  is charge density,  $C_v$  is specific heat capacity,  $\lambda$  is thermal conductivity.

表 2 GOL-1 炸药物性参数

Table 2 Physical parameters of GOL-1

material	$\rho / \text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	$C_v / \text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	heating rate / $\text{K} \cdot \text{min}^{-1}$	$\lambda / \text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	$\lambda_{\text{ave}} / \text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
GOL-1	1837	1020 <sup>[15]</sup>	1.0	0.382	0.385±0.03
			1.5	0.388	

Note:  $\lambda_{\text{ave}}$  is average thermal conductivity.

### 2.3 炸药热传导系数的模拟验证

参考文献[5]的方法及图 2 慢烤实验装置, 研究建立了炸药慢烤三维计算模型。研究依据文献[5,19]对 GOL-1 炸药慢烤实验进行了模拟。由于慢烤装置为轴对称结构, 为减少计算量, 建立 1/4 计算模型, 网格类型为六面体, 网格尺寸为 1 mm。炸药自热反应模型采用多步多组分化学反应动力学模型<sup>[5]</sup>, 其中 AP 组分热分解过程采用单步反应动力学模型<sup>[19]</sup>描述, HMX 组分热分解过程采用包含  $\beta\text{-HMX} \rightarrow \delta\text{-HMX}$  相变过程的四步反应动力学模型<sup>[5]</sup>描述。自热反应源项以用户自定义函数形式导入 Fluent 软件进行数值计算。

模拟使用的炸药物性参数如表 2 所示。在 1.0 K·min<sup>-1</sup> 和 1.5 K·min<sup>-1</sup> 温升速率下, GOL-1 炸药的中心的温度-时间曲线的模拟结果和实验结果如图 4 所示。由图 4 可以看出, 炸药中心温度曲线在 435~450 K 温度范围内出现了下凹的温度平台, 对应 HMX 发生固态相变吸热过程。在 HMX 相变之前, 两种温升速率下实验与数值模拟得到的中心位置温升曲线均几乎重合, 实验与模拟的最大偏差分别为 1.5 K 和 2.3 K。两种温升速率下点火时刻装药中心位置温度和点火时间的计算结果和实验结果如表 3 所示, 点火时刻装药中心位置温度最大偏差为 2.27%, 点火时

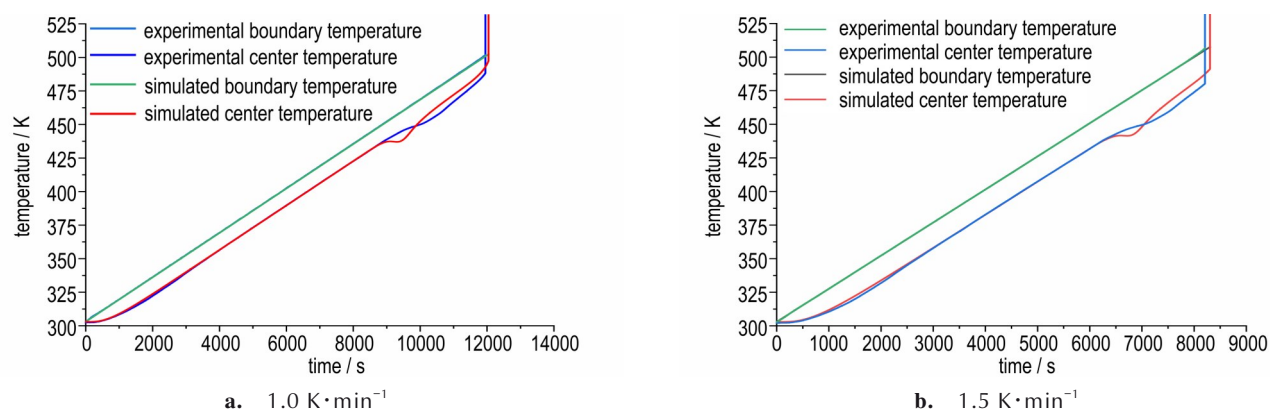


图4 实验和计算 GOL-1 炸药中心位置的温度-时间曲线

Fig.4 Experimental and calculated temperature-time curves of GOL-1 in the charge center

表3 点火时中心温度与点火时间实验与模拟结果对比

Table 3 Comparison of experimental and simulated results of Ignition temperature at the charge center and ignition time

material	heating rate / K·min <sup>-1</sup>	ignition time / s		deviation / %	ignition temperature / K		deviation / %
		experiment	calculation		experiment	calculation	
GOL-1	1.0	11950	12043	0.78	488.2	497.6	1.97
	1.5	8208	8305	1.12	480.2	491.1	2.27

间的最大偏差为 1.12%, 点火时刻中心位置温度和点火时间也都基本吻合, 在 1.0 K·min<sup>-1</sup> 和 1.5 K·min<sup>-1</sup> 温升速率下, 点火时刻中心位置温度的实验与模拟偏差分别为 1.97% 和 2.27%, 点火时间的实验与模拟偏差分别为 0.78% 和 1.12%, 说明了本方法确定计算的混合炸药热传导系数的准确性和反应动力学参数的合理性。HMX 相变后实验与数值模拟中心位置温升曲线差异较大, HMX 相变动力学参数的标定将在后续工作中开展。

#### 2.4 确定混合炸药热传导系数方法的对比

为了进一步验证本方法的合理性, 将本方法与多相并联导热模型和多相串联导热模型计算的混合炸药热传导系数进行对比。在已知炸药配方和配比情况下, 根据炸药各组分的热传导系数, 使用体积分数加权或者质量分数加权方法以及导热物理模型可以求得混合炸药的整体热传导系数<sup>[5,9,16]</sup>。GOL-1 炸药含 4 个不同组分, 各组分的物性参数如表 1 所示。常用的导热物理模型中, 多相并联导热模型和多相串联导热模型的计算公式<sup>[15]</sup>分别为:

$$\lambda = \lambda_1 \phi_1 + \lambda_2 \phi_2 + \dots + \lambda_i (1 - \phi_1 - \phi_2 - \phi_{i-1}) \quad (11)$$

$$\lambda = \frac{1}{\phi_1/\lambda_1 + \phi_2/\lambda_2 + \dots + \lambda_i (1 - \phi_1 - \phi_2 - \phi_{i-1})} \quad (12)$$

式中,  $\phi_i$ 、 $\lambda_i$  分别为混合炸药第  $i$  相组分的体积分数和热传导系数。从式(11)可知, 多相并联导热模型与体

积分数加权方法相同。

将表 1 中的参数代入式(11)、式(12)计算得到 GOL-1 炸药的热传导系数分别为 0.594 W·m<sup>-1</sup>·K<sup>-2</sup> 和 0.271 W·m<sup>-1</sup>·K<sup>-2</sup>, 而本研究建立的理论方法计算的 GOL-1 炸药的热传导系数为 0.385 W·m<sup>-1</sup>·K<sup>-2</sup>。使用这 3 种方法得到的 GOL-1 炸药热传导系数进行数值模拟, 得到炸药中心位置的温升曲线, 如图 5 所示。由图 5 可以看出, 使用多相并联模型和多相串联模型计算得到的 GOL-1 炸药热传导系数进行数值模拟得到的中心位置温升曲线与实验结果差异很大, 而使用本研究方法获得的模拟中心位置温升曲线与实验结果几乎重合, 表明本研究方法适用性更好。

进一步分析式(11)、式(12)发现, 当各组分含量相同时, 混合炸药中热传导系数最大的项对多相并联导热模型计算公式影响最大, 而热传导系数最小的项对多相串联导热模型计算公式影响最大。含金属组分的混合炸药中, 金属的热传导系数(10<sup>0</sup>~10<sup>2</sup> W·m<sup>-1</sup>·K<sup>-1</sup>)比炸药品体(10<sup>-1</sup> W·m<sup>-1</sup>·K<sup>-1</sup>)高 1~3 个数量级, 粘结剂的热传导系数小于炸药品体。同时, 混合炸药具有复杂的微观结构和不均匀性, 简单的多相并联导热模型和多相串联导热模型无法准确描述其传热行为。因此, 对于组分热传导系数差几个数量级、微观结构复杂的混合炸药, 如 GOL-1 炸药, 体积分数加权方法(并联导热模型)和串联导热模型不适用。

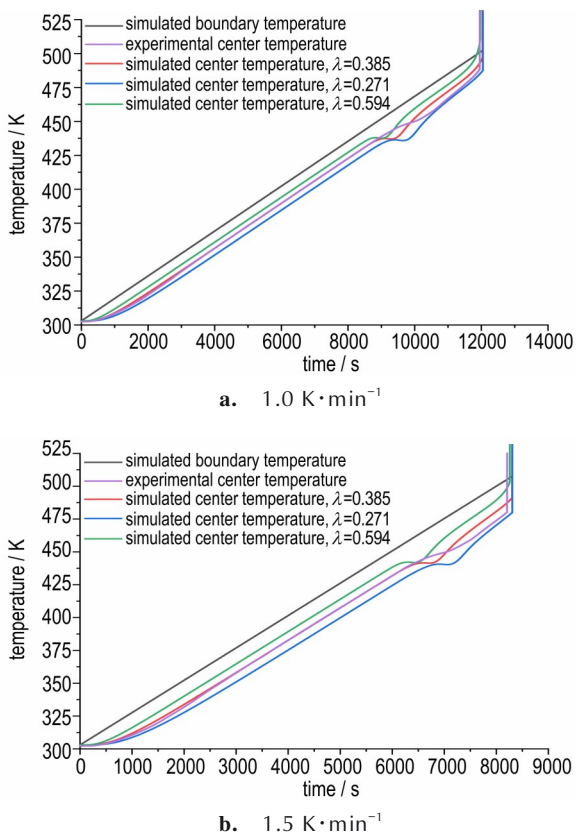


图5 不同热传导系数条件下GOL-1炸药中心位置的温度-时间曲线

Fig.5 Temperature-time curves of GOL-1 in the charge center under different Thermal conductivity

### 3 讨论

第1节中假设了混合炸药物性参数中热传导系数 $\lambda$ 为常数,而在实际加热情况下混合炸药的热传导系数 $\lambda$ 会发生较大变化<sup>[9]</sup>。 $\lambda$ 变化引起热扩散系数 $\alpha$ 变化,导致热传导偏微分方程(1)式没有稳态传热解析解。文献[9]中某HMX基PBX炸药的实测热传导系数随温度升高近似线性降低,斜率 $d\lambda/dT = -0.0007 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-2}$ 。假设GOL-1炸药在慢烤温度范围273~505 K内,其热传导系数随温度变化也符合线性关系,且斜率相同,同时此温度范围内炸药的平​​均热传导系数为表2中的 $\lambda_{ave}$ ,此时热传导系数 $\lambda$ 取值为 $\lambda = 0.463 - 0.0007(T - 273) \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ 。保持2.1节中慢烤计算模型以及表2中GOL-1炸药的其他物性参数不变,使用这个随温度变化的热传导系数进行数值模拟,结果如图6所示。

由图6可以看出,在 $1.0 \text{ K}\cdot\text{min}^{-1}$ 和 $1.5 \text{ K}\cdot\text{min}^{-1}$ 温升速率下,变热传导系数情况下装药中心位置温升曲

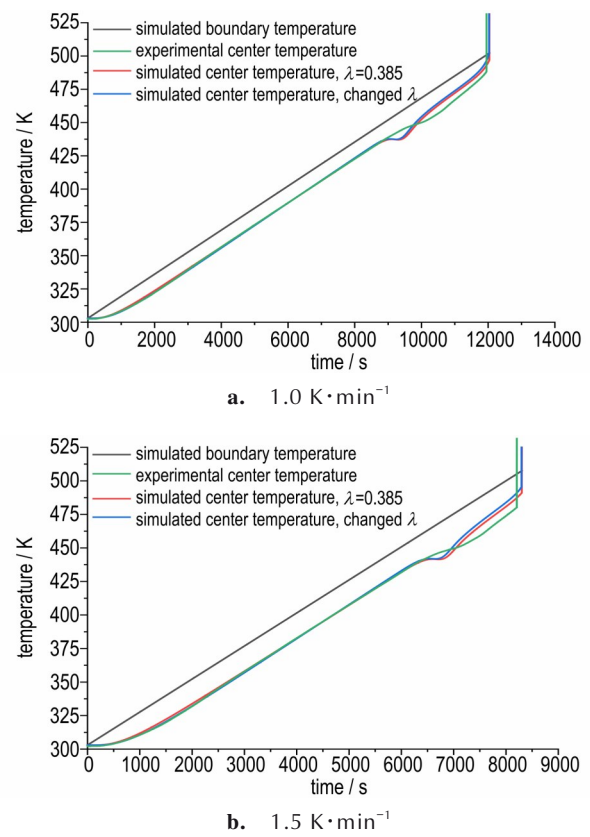


图6 不同模拟条件下烤燃弹中心位置的温度-时间曲线

Fig.6 Temperature-time curves in the charge center under different simulation conditions

线与热传导系数为常数时的几乎重合,与实验结果也几乎重合。因此在未知热传导系数及其随温度变化关系式情况下,本方法计算的混合炸药热传导系数可看成是炸药在点火前温度范围内的等效热传导系数,并且对于慢烤数值模拟具有良好的适用性,符合工程应用。

### 4 结论

研究提出了基于慢烤实验数据的混合炸药热传导系数计算方法,在未开展炸药热传导系数测定实验的情况下,能够快速有效确定新型炸药的热传导系数,为弹药热安全性设计与评估提供炸药基础参数,主要结论如下:

(1)采用本方法获得了新型不敏感炸药GOL-1炸药的热传导系数 $0.385 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-2}$ (温度范围为350~430 K),相较于炸药热传导系数测定实验通常适应的温度范围( $\leq 373 \text{ K}$ ),该方法丰富了高温范围的热传导系数数据。

(2)在研究的点火响应全过程温度范围内,GOL-1炸药热传导系数随温度变化特征( $\lambda = 0.463 - 0.0007(T - 273) \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ )或采用本方法确

定的等效热传导系数  $\lambda = 0.385 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ , 对装药升温规律影响不大, 因此慢烤数值模拟工作可将其热传导系数设定为常数。

(3) 相较于预测材料热传导系数的体积分数加权方法和并/串联导热模型方法, 本方法更适用于计算混合炸药的热传导系数, 在缺少新型炸药热传导系数测定实验数据的情况下, 不失为一种有效的确定方法。

#### 参考文献:

- [1] ASAY B W. Shock wave science and technology reference library, Vol. 5: non-shock initiation of explosives [M]. Heidelberg, BadenWürttemberg, 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): 4-17.  
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): 4-17.
- [3] 张坤, 智小琦, 肖游, 等. 二维慢烤模型点火位置及其温度的理论推演 [J]. 兵工学报, doi: 10.12382/bgxb.2023.0103.  
ZHANG Kun, ZHI Xiao-qi, XIAO You, et al. Theoretical deduction of ignition position and temperature of two-dimensional slow-cook model [J]. *Acta Armamentarii*, doi: 10.12382/bgxb.2023.0103.
- [4] ESSEL J T, NELSON A P, SMILOWITZ L B, et al. Investigating the effect of chemical ingredient modifications on the slow cook-off violence of ammonium perchlorate solid propellants on the laboratory scale [J]. *Journal of Energetic Materials*, 2020, 32(8): 127-141.
- [5] 吴浩, 段卓平, 白孟璟, 等. DNAN 基含铝炸药烤燃实验与数值模拟 [J]. 含能材料, 2021, 29(5): 414-521.  
WU Hao, DUAN Zhuo-ping, BAI Meng-jing, et al. Small-scale cook-off experiments and simulations of DNAN based aluminized explosives [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2021, 29(5): 414-521.
- [6] 陈朗, 李贝贝, 马欣. DNAN 炸药烤燃特性 [J]. 含能材料, 2016, 24(1): 27-32.  
CHEN Lang, LI Bei-bei, MA Xin. Research on the cook-off characteristics of DNAN explosive [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2016, 24(1): 27-32.
- [7] LAWLESS Z D, HOBBS M L, KANESHIGE M J. Thermal conductivity of energetic materials [J]. *Journal of Energetic Materials*, 2020, 38:2, 214-239.
- [8] 张海军, 聂建新, 王领, 等. 主控提前点火对复合推进剂慢速烤燃响应的影响 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(10): 3-13.  
ZHANG Hai-jun, NIE Jian-xin, WANG Ling, et al. Effect of pre-ignition on slow cook-off response characteristics of composite propellant [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(10): 3-13.
- [9] 韦兴文, 周筱雨, 王培, 等. 温度对 HMX 基 PBX 炸药热膨胀系数和热导率的影响 [J]. 火炸药学报, 2012, 35(3): 33-37.  
WEI Xing-wen, ZHOU Xiao-yu, WANG Pei, et al. Influence of temperature on thermal expansion coefficient and thermal conductivity of HMX based polymer bonded explosive [J]. *Chinese Journal of Explosives and Propellants*, 2012, 35(3): 33-37.
- [10] 陈学林, 楚士晋, 胡荣祖, 等. 微热量法测定导热系数的原理及其理论推导 [J]. 含能材料, 1993(01): 31-36.  
CHEN Xue-lin, XHU Shi-jin, HU Rong-zu, et al. Principle of thermal conductivity determination using microcalorimetry and its theoretical derivation [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 1993(01): 31-36.
- [11] 孔扬辉, 刘子如, 吴承云, 等. 火炸药及其相关物的热导率测定——小样品量的 DSC 测定法 [J]. 含能材料, 1998(03): 33-38.  
KONG Yang-hui, LIU Zi-ru, WU Cheng-yun, et al. Determination of thermal conductivity of propellants explosives and their related materials, a method of dsc for small samples [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 1998(03): 33-38.
- [12] LI X S, DU S H, JIN Q H, et al. The investigation of NTO/HMX-based plastic-bonded explosives and its safety performance [J]. *Defence Technology*, 2022, 18(1): 72-80.
- [13] 寇永锋, 陈朗, 马欣, 等. 黑索今基含铝炸药烤燃实验和数值模拟 [J]. 兵工学报, 2019, 40(5): 978-989.  
KOU Yong-feng, CHEN Lang, MA Xin, et al. Cook-off experimental and numerical simulation of RDX-based aluminized explosives [J]. *Acta Armamentarii*, 2019, 40(5): 978-989.
- [14] 钟慧荣, 朱清帅, 陆曼, 等. 高填充颗粒复合材料导热性能实验与数值模拟研究 [J]. 武汉理工大学学报, 2017, 39(11): 15-20.  
ZHONG Hui-rong, ZHU Qing-shuai, LU Man, et al. Experimental and numerical simulation of thermal conductivity of high filled particle composites [J]. *Journal of wuhan university of technology*, 2017, 39(11): 15-20.
- [15] 周明熙, 周昊, 马鹏楠, 等. 基于 CT 显微图像的烧结矿孔隙特征分析及有效热导率预测 [J]. 化工学报, 2018, 69(2): 633-641.  
ZHOU Ming-xi, ZHOU Hao, MA Peng-nan, et al. Characterization of pore structure and effective thermal conductivity of iron ore sinter using micro CT images [J]. *CIESC Journal*, 2018, 69(2): 633-641.
- [16] LIN C M, HE G S, LIU J H, et al. Construction and thermal properties of nano-structure polymer bonded explosives with graphene [J]. *RSC Advances*, 2015, 5(119): 98514-98521.
- [17] HAHN D W, M. Necati Özişik. Heat Conduction [M]. Third Edition. Hoboken, New Jersey, United States: John Wiley & Sons, Inc., 2012: 128-182.
- [18] 吴崇试. 数学物理方法 [M]. 第一版. 北京: 北京大学出版社, 2003: 405-452.  
WU Cong-shi. Mathematical Physics Method [M]. Beijing: Peking University Press, 2003: 405-452.
- [19] 刘润泽, 王昕捷, 刘瑞峰, 等. HMX 基含 AP 浇注炸药烤燃实验与数值模拟 [J]. 高压物理学报, 2022, 36(5): 173-182.  
LIU Run-ze, WANG Xin-jie, LIU Rui-feng, et al. Cook-off test and numerical simulation of HMX-based cast explosive containing AP [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2022, 36(5): 173-182.

## Calculation Method of Thermal Conductivity of Explosives Based on Slow Cook-off Experiment

XU Li-ji, BAI Zhi-ling, DUAN Zhuo-ping, HUANG Feng-lei

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

**Abstract:** As an important thermodynamic parameter of explosives, thermal conductivity significantly affects the ignition response characteristics of explosive charge. In order to quickly and effectively obtain the thermal conductivity of explosives without tests, an axisymmetric heat conduction theoretical model of typical cylindrical charge structure is established, and its steady-state analytical solution is derived. Also, a method for calculating the thermal conductivity of explosives is proposed based on the slow cook-off experimental data. The thermal conductivity of a new type of insensitive explosive, GOL-1 (HMX/Al/AP/Binder), is determined. The numerical simulation results of the ignition response of small-size charge structure under typical cook-off conditions shows that the calculated results of the charge center temperature-time curves at different heating rates are basically consistent with the experimental results, and the deviations of ignition temperature at charge center and ignition time between the calculated and experimental results are 2.27% and 1.12% at most, which indicates the effectiveness of the thermal conductivity of the GOL-1 and the feasibility of the numerical simulation method. The established calculation method reveals the thermal conductivity characteristics and rules based on the temperature-time curves of slow cook-off experiments, which is more suitable for calculating the thermal conductivity of explosives compared with volume-weighted method and string or parallel heat conduction model. In the absence of experimental data for determining the thermal conductivity of new explosives, this method is an effective determination method, providing a basic parameter for the design and evaluation of thermal safety of ammunition and promoting the development of digital design and quantitative evaluation of safe ammunition.

**Key words:** explosives; thermal conductivity; analytical solution of heat conduction equation; slow cook-off; numerical simulation

**CLC number:** TJ55; O175

**Document code:** A

**DOI:** 10.11943/CJEM2024072

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

(责编: 姜梅)