

文章编号: 1006-9941(2014)05-0617-07

火灾环境下含炸药结构传热问题的数值模拟

吴松, 李明海, 张中礼

(中国工程物理研究院总体工程研究所, 四川 绵阳 621999)

摘要: 为了解火灾环境下含炸药结构的热响应行为, 针对其涉及的主要传热学问题, 建立了池火灾火焰温升数值模型, 碳/酚醛烧蚀层高温热解吸热数值模型, 空气夹层复合传热数值模型, 以及炸药受热分解放热数值模型。用所建数值模型, 计算并获得了含炸药结构在不同温升条件下(恒定值 1073 K、1273 K 及本研究所提的火焰实测温升曲线)、不同火焰辐射率(0.1~0.9)和不同空气夹层间壳体表面辐射率(0.1~0.9)下的温度响应和热点火延滞时间。结果表明: 火烧 30 min 情况下, 火焰温度为 1273 K 时, 内部炸药在 28.92 min 已经发生热点火现象。火焰温度为 1073 K 和实测温升曲线时, 内部炸药最高温度分别为 448 K 和 535 K。火焰辐射率从 0.9 降低到 0.1 时, 内部炸药最高温度由 535.4 K 降低到 344.6 K, 热点火延滞时间由 1917 s 增加到 3520 s。空气夹层间壳体表面辐射率由 0.9 降低到 0.1 时, 内部炸药最高温度由 535.4 K 降低到 329.0 K, 热点火延滞时间由 1917 s 增加到 3739 s。

关键词: 传热学; 火灾环境; 含炸药结构; 热响应数值模拟; 热点火延滞时间

中图分类号: TJ55; TB487

文献标志码: A

DOI: 10.3969/j.issn.1006-9941.2014.05.008

1 引言

含炸药结构在贮存、运输、勤务和使用的过程中可能会遇到易燃物起火, 电器短路, 人为纵火等意外火灾环境^[1]。在火焰的高温作用下, 一方面结构的总体或局部将产生热变形, 使其承载能力下降, 并可能导致某些关键部位失效; 另一方面, 含炸药结构的核心部件——炸药受热会发生分解反应并释放能量, 同时还会和周围环境发生热量传递, 在外界高温环境的持续作用及炸药放热的共同影响下, 炸药温度逐渐升高, 热分解加剧, 当达到一定温度时, 炸药将发生热点火现象。在不同的外界约束及热边界条件下热点火可能导致炸药发生燃烧、爆燃、爆炸、甚至爆轰现象^[2]。

近年来为研究含炸药结构在异常热环境下的热响应行为, 国内外学者设计了不同温升速率的烤燃 (Cook-off) 实验, 以研究含炸药结构在相应条件下, 内部炸药的温度变化、热点火延滞时间、热点火位置、力学性能以及后续的反应行为, 并对相关现象进行了数值模拟, 取得了一定成果^[3-7]。但是由于火灾环境下传热问题的复杂性, 很多研究尚未体现真实火灾场景

下内部炸药的热响应行为, 而受资金、安全、环保等因素的影响, 开展大量的火烧实验显得非常困难。此外, 由于火烧实验条件苛刻, 受气候和环境影响较大, 难以获得一致的结果。所以数值模拟研究火烧环境下含炸药结构的热响应行为成为行之有效的方法。

本研究从火灾环境下影响含炸药结构内部炸药温升的几个传热学问题入手, 建立相应的数值模型, 分析该环境下影响内部炸药热响应的主要因素, 利用有限元计算方法计算并分析火烧一定时间时, 火焰温度、火焰辐射率、空气夹层间壳体辐射率等因素对内部炸药最高温度和热点火延滞时间的影响, 为异常火灾环境下含炸药结构的热响应行为数值模拟和热安全研究提供参考。

2 物理模型

含炸药结构一般是由不同类型的材料及众多部件通过不同的方式连接组合而成的系统, 本研究所指的含炸药结构为轴对称的外、中、内三层结构(如图 1 所示): 外层结构为碳/酚醛烧蚀层和钛合金; 内层结构为密实炸药, 其壳体为高强度不锈钢; 中间为空气夹层。各层材料和尺寸见表 1。

对火灾环境下含炸药结构的传热问题研究而言, 火焰的高温热载荷从容器外壁传递到内部炸药需要经历多个连接界面及空气夹层, 涉及辐射、导热和对流三

收稿日期: 2013-11-19; 修回日期: 2014-03-24

基金项目: 中国工程物理研究院总体工程研究所创新基金(13cxj07)

作者简介: 吴松(1986-), 男, 硕士研究生, 主要从事热分析及武器系统热安全研究。e-mail: wusong@zju.edu.cn

种传热方式。对图 1 所示含炸药结构进行初步热分析可知,影响内部炸药温度响应的主要传热学问题有:①高温火焰的辐射和对流传热;②碳/酚醛烧蚀层的高温热解吸热效应;③空气夹层的复合传热;④内部炸药受热分解放热效应。

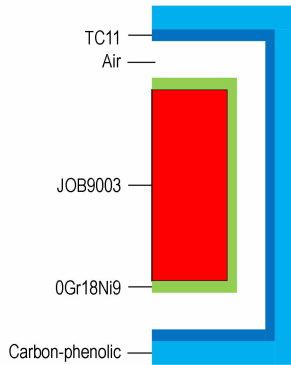


图 1 含炸药结构物理模型

Fig. 1 Physical model of structure with explosive

表 1 各层材料尺寸/厚度

Table 1 Material size/thickness of the model

material	JOB-9003	0Gr18Ni9	Air	TC11	Carbon-phenolic
size(thickness) /mm	$\phi 100 \times 200$	5	35	10	30

3 数值模型

3.1 池火火焰传热及温升模型

高温火焰的温升模型是影响传入容器外壁热量大小的主要因素,这将进一步影响内部炸药的温升历程和热点火延滞时间。火焰对含炸药结构容器外壁的加热主要体现在高温火焰的辐射和对流上,对其外壁进行热分析(见图 2)可知,传入容器外壁的热量可表示为^[8]:

$$q = q_{\text{rad}} + q_{\text{conv}} = \sigma A F (\varepsilon_f T_f^4 - \varepsilon_s T_s^4) + h_f A (T_f - T_s) \quad (1)$$

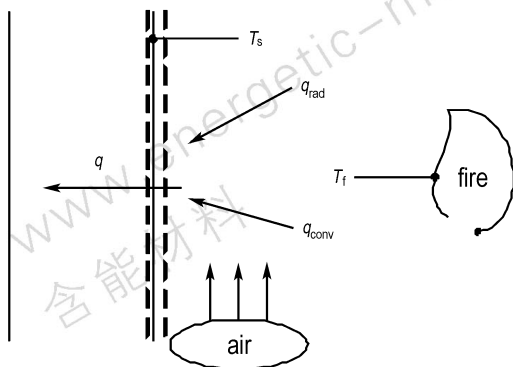


图 2 容器外壁传热示意图

Fig. 2 Heat transfer of the case's outer wall

式中, q 为传入的总热量, W ; q_{rad} 为辐射传热量, W ; q_{conv} 为对流传热量, W ; σ 为斯蒂芬-波尔兹曼常数, $5.67 \times 10^{-8} \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$; A 为传热面积, m^2 ; F 为视角系数,1; $\varepsilon_f, \varepsilon_s$ 分别为火焰和容器壁面的辐射率; T_f, T_s 分别为火焰和容器壁面的温度, K ; h_f 为对流换热系数, $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 。由式(1)可知影响传入含炸药结构容器外壁热量的主要因素有:火焰温度 T_f 、火焰辐射率 ε_f 、容器外壁辐射率 ε_s 、结构外壁对流换热系数 h_f 。

火焰温度 T_f 的确定:国内外很多学者均对池火灾的温升模型进行了研究^[9-11]。针对碳氢燃料,美国 Sandia 国家实验室采用恒定值 1073 K 或 1273 K 来描述火焰温升模型^[12],这些模型在一定程度上不能准确描述火焰发生、发展过程中的真实温升-时间历程。本研究通过实验测试并拟合得到的池火火焰温升模型如下^[13]:

$$T_f = 1206.27 - \frac{1206.27 - T_0}{1 + e^{\frac{t-36.465}{4.4254}}} \quad (2)$$

式中, T_f 为火焰温度, K ; T_0 为环境温度, K ; t 为时间, s 。

火焰辐射率 ε_f 的确定:火焰辐射率的大小主要由其燃烧产生的烟气决定,可由式(3)计算^[14]:

$$\varepsilon_f = 1 - e^{-k\rho L} \quad (3)$$

式中, p 为烟气总压力, Pa ; L 为平均射线行程, m ; k 为气体辐射减弱系数, $\text{Pa}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ 。

容器外壁辐射率 ε_s 的确定:容器外壁被燃料燃烧熏黑,取其辐射率为恒定值 $\varepsilon_s = 0.9$ 。

对流换热系数 h_f 的确定:由于火焰流场运动的复杂性,目前尚无准确的关联式计算火焰对含炸药结构容器外壁的对流换热系数,本研究采用 Sandia 国家实验室火烧实验所测得的数值 $56 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 作为含炸药结构和火焰流场之间的对流换热系数^[12]。

3.2 碳/酚醛烧蚀层高温热解数值模型

含炸药结构的外层为碳/酚醛烧蚀层,碳/酚醛是一种烧蚀型热防护材料。在火灾环境下,随着火烧时间的推移,外部碳/酚醛烧蚀层温度逐渐升高,在火焰的高温作用下,碳/酚醛会发生热解吸热效应。有限元分析中通过计算随温度变化的焓来考虑其吸热效应。焓值的变化 ΔH 可描述为密度、比热以及温度的函数,并存在(4)式关系^[15]:

$$\Delta H = \int \rho C(T) dT \quad (4)$$

式中, ΔH 为焓值, $\text{J} \cdot \text{m}^{-3}$; ρ 为密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; $C(T)$ 为随温度变化的比热, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 。相变问题热分析的平衡矩阵方程为^[15]:

$$[C(T)]\{\dot{T}\} + [K(T)]\{T\} = [Q(T)] \quad (5)$$

碳/酚醛随温度变化的比热、热导率等均通过实验测得。在有限元分析中,由式(4)计算所得的随温度变化的焓值,将以节点热流率的方式加入到式(5)中。

3.3 空气夹层复合传热数值模型

含炸药结构的中间层为空气夹层,其传热包括导热、对流和辐射三种方式。其中,空气夹层间壳体两壁的辐射和空气对流占主导作用。在有限元热分析中,处理两壁之间的辐射传热时需要引入中间节点,以中间节点建立表面效应单元分别向两壁进行辐射传热,表面辐射率由实际情况决定。壳体两壁与空气夹层之间的对流属于大空间自然对流,常压下大空间自然对流准则方程为^[16]:

$$Nu = C Ra^n \quad (6)$$

式中, Nu 为努赛尔数; Ra 为瑞利数,是格拉晓夫数和普朗特数的乘积 ($Ra = Gr \cdot Pr$); C 为系数,取决于加热状态; n 为指数,取决于流动状态。为了便于计算,将式(6)中所涉及的物性参数归结到一起,得到的对流换热系数 α 可以简化为:

$$\alpha = A \left(\frac{\Delta T}{L} \right)^n \quad (7)$$

A 和 n 为取决于壁面几何形状、边界条件和流动状态的参数,本文取 $A = 1.32$, $n = 1/4$, ΔT 为两壁面温差, L 为定型尺寸,本研究涉及的模型可按下式修正其定型尺寸^[17]:

$$\frac{1}{L} = \frac{1}{L_{\text{水平}}} + \frac{1}{L_{\text{竖直}}} \quad (8)$$

$L_{\text{水平}}$ 为结构水平尺寸, m ; $L_{\text{竖直}}$ 为结构竖直尺寸, m 。按照式(7)和(8)分别计算了当温差为 $0 \sim 300 \text{ K}$ 时的对流换热系数,取其算术平均值 $\alpha = 10.45 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 为本研究空气夹层的对流换热系数。

3.4 炸药热分解放热数值模型

炸药受热时会发生热分解,并放出大量的热。当系统产生的热量大于向外界释放的能量时,炸药温度升高,这将进一步加剧炸药的热分解。由此可见炸药的热分解是一个自加速过程,随着热量的不断积累,炸药温度急剧上升,直至点火。(9)式可表征炸药这一特征行为的热传导^[18]:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + S \quad (9)$$

式中, ρ 为炸药密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; C 为炸药比热容, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; T 为炸药温度, K ; λ 为导热系数, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; S 为源项, $\text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$, 即炸药热分解

放出的热量,可采用 Arrhenius 零级反应表示^[19]:

$$S = \rho Q Z \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \quad (10)$$

式中, Q 为反应热, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$; Z 为指前因子, s^{-1} ; E 为活化能, $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$; R 为普适气体常数, $8.314 \text{ J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, JOB-9003 的相关参数见表 2。在有限元数值计算中,随温度变化的放热量(即源项 S)作为初始条件加入控制方程。

表 2 JOB-9003 的热物性参数^[13]

Table 2 Thermal physical property parameters of JOB9003

density / $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	pre-exponential factor / s^{-1}	reaction heat / $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$	activation energy / $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$
1845	4780	4.78×10^{15}	143.9×10^3

4 相关因素影响分析

4.1 计算模型及特征点的选取

利用有限元软件对图 1 所示的模型在火灾环境下所涉及到的传热学模型进行数值建模,计算并分析了含炸药结构在不同因素影响下,火烧一定时间时,内部炸药温度分布和热点火延滞时间。为方便比较不同因素影响下的计算结果,取如图 3 所示的内部炸药的几个特征点进行讨论。特征点 1、2、3 分别位于药柱 1/2 高度的内部、中间和边缘,特征点 4 位于药柱底部的中间。

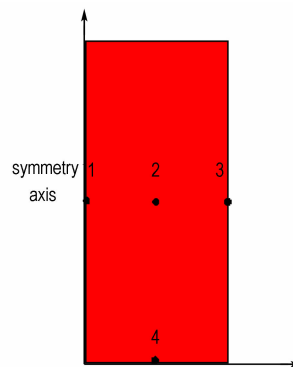


图 3 内部炸药特征点示意图

Fig. 3 Feature points of inner explosive

4.2 火焰温度影响分析

图 4 是火焰辐射率和空气夹层间壳体辐射率均为 0.9 时,火烧 30 min 情况下,在不同的火焰温升条件下(恒定值 1073 K 、恒定值 1273 K 及实测温升曲线),内部炸药的温度响应。由图 4 可见:三种温升条件下内部炸药的温度分布均为近似的椭圆形带状分布,且温度较高的区域都集中在上下端,原因是两端的炸药

同时接受来自水平方向和竖直方向上的热量。从图 4 中还可以得到: 火焰温度为恒定值 1073 K 时, 内部炸药最高温度仅为 448 K, 火焰温度为实测温升曲线时, 内部炸药最高温度为 535 K, 而火焰温度为恒定值 1273 K 时, 火烧至 28.92 min 时, 炸药已经发生热点火现象, 原因是火焰温度越高, 相同时间内传入内部的热量越多, 内部炸药的温升越快, 能达到的最高温度也越高。

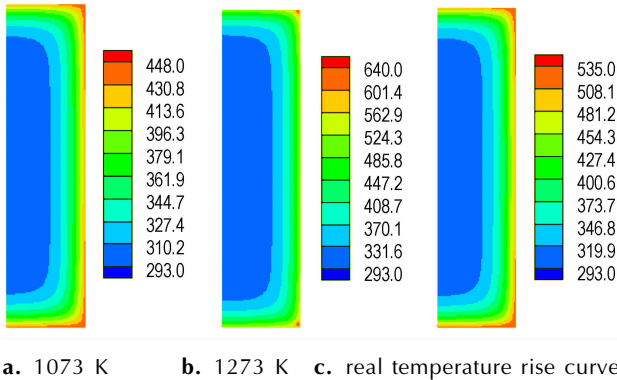


图 4 不同火焰温升条件下内部炸药温度分布

Fig. 4 Temperature distribution of inner explosive under different fire temperature rise conditions

图 5 是火烧 30 min 时, 三种温升条件下 4 个特征点的温升-时间历程。由图 5 可知, 在三种温升条件下, 特征点 1 的平均温升速率分别为 $0.054, 0.074, 0.073 \text{ K} \cdot \text{min}^{-1}$, 速率几乎为零, 原因是特征点 1 位于炸药中心, 且炸药的导热率很低, 通过导热传递到特征点 1 的热量就很少; 特征点 2 的平均温升速率分别为 $0.41, 0.61, 0.58 \text{ K} \cdot \text{min}^{-1}$; 特征点 3 的平均温升速率分别为 $4.62, 7.83, 7.15 \text{ K} \cdot \text{min}^{-1}$; 特征点 4 的平均温升速率分别为 $4.93, 8.45, 7.64 \text{ K} \cdot \text{min}^{-1}$ 。同一温升条件下, 不同特征点的温升速率差别很大, 这是因为靠近不锈钢约束的特征点, 吸收的热量多, 温升速率快, 而远离约束的点由于炸药的低导热率吸收的热量少, 温升速率慢; 不同温升条件下同一特征点的温升曲线也不一样, 其中的主要原因是火焰的温升条件不同, 同一时间传入内部炸药并被炸药吸收的热量不同, 因此温升速率不同。

表 3 是不同火焰温升条件下, 内部炸药热点火延滞时间。由表 3 可知, 火焰温度为恒定值 1273 K 时, 内部炸药热点火延滞时间最短, 而火焰温度为 1073 K 和实际温升曲线时, 热点火延滞时间分别增加了 10.5% 和 27.4%。由此可见, 火焰的温升条件, 不仅影响内部炸药的温升历程和温度分布, 也影响其热点火延滞时间的长短。

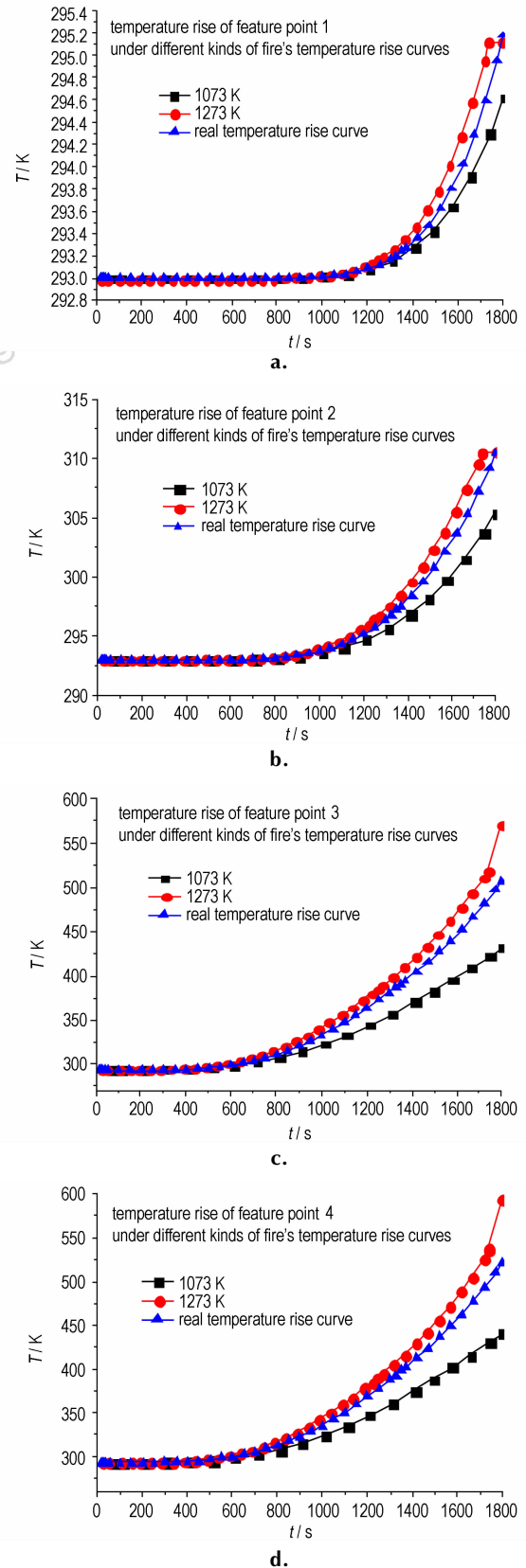


图 5 不同火焰温升条件下所取特征点温升时间历程

Fig. 5 Temperature rise-time history of feature points under different fire temperature rise conditions

表 3 不同温升条件下热点火延滞时间

Table 3 Thermal ignition delay time under different fire temperature rise conditions

temperature rise of fire	delay time of thermal ignition/s
1073 K	2211
1273 K	1735
real temperature rise	1917

4.3 火焰辐射率影响分析

由式(3)可知,火焰的辐射率与烟气的平均射线行程有关,取烟气的平均射线行程为 0.1 ~ 2 m,则火焰辐射率在 0.1 ~ 0.9 范围内。

表 4 是火焰温度为实测温升曲线,空气夹层间壳体辐射率为 0.9 时,火烧 30 min 情况下,不同火焰辐射率和与之对应的内部炸药最高温度。由表 4 可知,火焰辐射率对内部炸药的最高温度影响很大,这是因为高温火焰的辐射传热量占整个传热量的绝大部分,所以火焰辐射率越大,通过辐射传入容器外壁的热量就越多,内部炸药的温升就越快,其最高温度就越高。

表 5 是火焰温度为实测温升曲线,空气夹层间壳

表 4 火烧 30 min 时不同火焰辐射率下内部炸药最高温度

Table 4 The highest temperature of inner explosive at different fire emissivity in 30 min fire cases

fire emissivity	temperature/K
0.9	535.4
0.8	525.8
0.7	513.7
0.6	499.9
0.5	483.3
0.4	461.5
0.3	435.3
0.2	397.0
0.1	344.6

表 5 不同火焰辐射率下内部炸药的热点火延滞时间

Table 5 The thermal ignition delay time of inner explosive under different fire emissivity

fire emissivity	thermal ignition delay time/s
0.9	1917
0.8	1943
0.7	1978
0.6	2025
0.5	2091
0.4	2196
0.3	2368
0.2	2690
0.1	3520

体辐射率为 0.9 时不同火焰辐射率和与之对应的热点火延滞时间。由表 5 可知,随着火焰辐射率的降低,内部炸药热点火延滞时间逐渐增大,且增加的幅度越来越大。火焰辐射率从 0.9 降低到 0.1,热点火延滞时间增加了 1603 s,增幅达 83.6%。这是因为火焰辐射率降低,传入容器外壁的热量减小,炸药吸收的热量更少,所以其热点火延滞时间增加。

4.4 空气夹层间壳体辐射率影响分析

表 6 是火焰辐射率为 0.9、火焰温度为实测温升曲线时,火烧 30 min 情况下,不同空气夹层壳体间表面辐射率和与之对应的内部炸药最高温度。由表 6 可知,随着空气夹层间壳体辐射率的减小,内部炸药的最高温度逐渐降低。这是因为在高温环境下辐射传热占整个空气夹层复合传热的大部分,所以空气夹层间壳体表面辐射率减小,传入内部炸药的热量受到“堵截”,内部炸药温升就越慢,温度也更低。辐射率从 0.9 降低到 0.1,内部炸药最高温度降低了 206.4 K,降幅达 38.6%。从热控设计的角度出发,可以通过降低空气夹层间壳体表面辐射率的办法来减小空气夹层间的换热量以达到降低内部炸药温度的目的。

表 6 火烧 30 min 时不同壳体辐射率下内部炸药最高温度

Table 6 The highest temperature of inner explosive under different shell emissivity in 30 min fire cases

shell emissivity	highest temperature of explosive/K
0.9	535.4
0.8	513.4
0.7	492.7
0.6	471.0
0.5	446.8
0.4	420.6
0.3	392.4
0.2	362.0
0.1	329.0

表 7 是火焰辐射率为 0.9、火焰温度为实测温升曲线时,不同空气夹层间壳体辐射率和与之对应的内部炸药的热点火延滞时间。由表 7 可知,随着空气夹层间壳体表面辐射率降低,内部炸药的热点火延滞时间逐渐增大。这是因为在高温环境下辐射传热占整个空气夹层复合传热的比例很高,所以空气夹层间壳体表面辐射率越低,两表面之间的换热量越少,传入内部炸药的热量越低,炸药热分解的速率减慢,热点火延滞时间越长。辐射率从 0.9 降低到 0.1,热点火延滞时间增加了 1822 s,增幅达 95%。从含炸药结构的热安

全性角度出发,空气夹层壳体间辐射率越低,在高温环境下发生事故的概率越低,热安全性越好。

表7 不同壳体辐射率下内部炸药热点火延滞时间

Table 7 The thermal ignition delay time of inner explosive under different shell emissivity

shell emissivity	thermal ignition delay time/s
0.9	1917
0.8	1975
0.7	2044
0.6	2126
0.5	2231
0.4	2375
0.3	2580
0.2	2928
0.1	3739

5 结论

建立了池火灾火焰温升数值模型,碳/酚醛烧蚀层高温热解吸热数值模型,空气夹层复合传热数值模型,炸药受热分解放热数值模型,计算分析了火焰温度、火焰辐射率、空气夹层间壳体辐射率对内部炸药最高温度和热点火延滞时间的影响。结果表明:

(1) 火烧 30 min 情况下,火焰温度为 1273 K 时,内部炸药在 28.92 min 已经发生热点火现象,而火焰温度为 1073 K 和实测温升曲线时,内部炸药最高温度分别为 448 K 和 535 K。

(2) 火焰辐射率从 0.9 降低到 0.1 时,内部炸药最高温度由 535.4 K 降低到 344.6 K,热点火延滞时间由 1917 s 增加到 3520 s。

(3) 壳体辐射率由 0.9 降低到 0.1 时,内部炸药最高温度由 535.4 K 降低到 329.0 K,热点火延滞时间由 1917 s 增加到 3739 s。

参考文献:

- [1] Kondrikov B N. Investigation of cook-off-type test methods [C] // Proceedings of international detonation symposium (11th) Colorado, 1998: 135-142.
- [2] Gary R. Parker, Peter Dickson, et al. DDT of hot, thermally damaged PBX 9501 in heavy confinement [C] // 14th International Detonation Symposium, Idaho, 2010.
- [3] 陈朗, 马欣, 黄毅民, 等. 炸药多点测温烤燃实验和数值模拟 [J]. 兵工学报, 2011, 32(10): 1230-1236.
- CHEN Lang, MA Xin, HUANG Yi-min, et al. Multi-point temperature measuring cook-off test and numerical simulation of explosive [J]. *Acta Armamentarii*, 2011, 32(10): 1230-1236.
- [4] 兰琼, 鲁建英, 张明, 等. PBX 药柱温升过程中的性能变化研究

[J]. 含能材料, 2008, 16(6): 693-697.

LAN Qiong, LU Jian-ying, ZHANG-ming, et al. Properties for PBX cylinder during temperature rising [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2008; 16(6): 693-697.

- [5] 牛余雷, 南海, 冯晓军, 等. RDX 基 PBX 装药烤燃试验与数值计算 [J]. 火炸药学报, 2011, 34(1): 32-37.
- NIU Yunan, NAN-Hai, FENG Xiao-jun, et al. Cook-off test and its numerical calculation of RDX-based PBX explosive [J]. *Chinese Journal of Explosives and Propellants*, 2011, 34(1): 32-37.
- [6] Albert. Nichols III, Rich Couch, Rose C McCallen, et al. Modeling thermally driven energetic response of high explosives [C] // Proceedings of International Detonation Symposium (11th), Colorado, 1998: 862-871.
- [7] Baer M R, Hobbs M L, Gross R J, et al. Cook-off of energetic material [C] // Proceedings of International Detonation Symposium (11th), Colorado, 1998: 852-861.
- [8] 杨世铭, 陶文铨. 传热学 [M]. 第四版. 北京: 高等教育出版社, 2006: 4-15.
- YANG Shi-ming TAO Wen-quan. Heat Transfer [M]. The fourth edition. Beijing: Higher Education Press, 2006: 4-15.
- [9] 邢志祥, 蒋军成. 池火灾中火焰对容器表面的热辐射计算 [J]. 石油化工设备, 2004, 33(5): 18-20.
- XING Zhi-xiang, JIANG Jun-cheng. The model of radiated heat flux from pool fire to the surface of tanks [J]. *Petro-chemical Equipment*, 2004, 33(5): 18-20.
- [10] 李慧, 蒋军成, 王若茵. 池火灾热辐射的数值研究 [J]. 中国安全科学学报, 2005, 15(10): 7-10.
- LI Hui, JIANG Jun-cheng, WANG Ruo-jun. Modeling and numerical study of pool fire heat radiation [J]. *China Safety Science Journal*, 2005, 15(10): 7-10.
- [11] 史光梅, 李明海, 张中礼, 等. 3 m 直径煤油池火灾火焰特性数值研究 [J]. 中国安全科学学报, 2010, 20(10): 31-36.
- SHI Guang-mei, LI Ming-hai, ZHANG Zhong-li, et al. Numerical research on flame characteristic of a three-meter diameter kerosene fire [J]. *China Safety Science Journal*, 2010, 20(10): 31-36.
- [12] Eulalia Planas-Chchi, Joaquim C. Modeling temperature evolution in equipment engulfed in a pool-fire [J]. *Fire Safety Journal*, 1998, 30(3): 251-268.
- [13] 李明海. 火灾环境下抗事故包装结构热-力耦合响应的数值模拟 [R]. GF-A-0090584, 2008.
- LI Ming-hai. Numerical Simulation of Accident-resistant Packaging Structure's Thermal-mechanical Coupling Response In Fire Conditions [R]. GF-A-0090584, 2008 (in Chinese)
- [14] 杨世铭. 传热学 [M]. 第二版. 北京: 高等教育出版社, 1987: 330-333.
- YANG Shi-ming. Heat Transfer [M]. The second edition. Beijing: Higher Education Press, 1987: 330-333.
- [15] 谢龙汉, 李翔, 张海. ANSYS FLOTTRAN 流体及热分析 [M]. 北京: 电子工业出版社, 2012: 285-286.
- XIE Long-han, LI Xiang, ZHANG Hai. Fluid and heat analysis in ANSYS FLOTTRAN [M]. Beijing: Publishing House of Electronics Industry, 2012: 285-286.
- [16] Incropera F P, DeWitt D P, Bergman T L, et al. Fundamentals of Heat and Mass Transfer [M]. The sixed edition. John and Wiley & sons, Inc: 2007: 349-350.
- [17] 罗群生, 史光梅, 李明海. 有限元分析中空气夹层传热处理方法及其验证 [J]. 包装工程, 2011, 32(23): 117-122.
- LUO Qun-sheng, SHI Guang-mei, LI Ming-hai. Air interlayer

- heat exchange treatment method using finite element and its validation[J]. *Packing Engineering*, 2011,32(23): 117-122.
- [18] 代晓淦, 黄毅民, 吕子剑, 等. 不同升温速率热作用下 PBX-2 炸药响应规律[J]. 含能材料, 2010,18(3): 282-285.
- DAI Xiao-gan, HUANG Yi-min, Lü Zi-jian, et al. Reaction behavior for PBX-2 explosive at different heat rate[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials(Hanneng Cailiao)*, 2010,18(3): 282-285.
- [19] 金韶华, 松全才. 炸药理论[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2010: 69-70.
- JIN Shao-hua, SONG Quan-cai. *Explosive Theory*[M]. Xian: Northwestern Polytechnical University Press, 2010: 69-70.

Numerical Simulation of Heat Transfer Problems in Structure with Explosive under Fire

WU Song, LI Ming-hai, ZHANG Zhong-li

(Institute of System Engineering, CAEP, Mianyang 621999, China)

Abstract: To understand the thermal response behavior of the structure with explosive under fire circumstance, in view of some related main heat transfer problems, the numerical models of pool fire's temperature rise heat transfer, carbon/bakelite ablatant's high temperature endothermic decomposition, inner air layer's complex heat transfer and explosive's exothermic decomposition were established. The thermal response and thermal ignition delay time for the structure with explosive under the conditions of different temperature (constant value 1073 K, 1273 K, and measured temperature rise curve proposed in this work), different fire's emissivity (0.1-0.9) and different surface emissivity for the shell with different air gap (0.1-0.9) were calculated and obtained using the established numerical models. Results show that the thermal ignition phenomenon of the inner explosive occurs at 28.92 min when the fire's temperature is 1273 K in 30 min fire case. The highest temperature of inner explosive is 448 K and 535 K, respectively when the fire's temperature is 1073 K and real temperature rise curve. The highest temperature of the explosive decreases from 535.5 K to 344.6 K and the thermal ignition delay time increases from 1917 s to 3520 s when the fire's emissivity reduces from 0.9 to 0.1. The highest temperature of the explosive decreases from 535.5 K to 329.0 K and the thermal ignition delay time increases from 1917s to 3739s when the surface emissivity for the shell with air gap reduces from 0.9 to 0.1.

Key words: heat transfer; fire case; structure with explosive; numerical simulation of thermal response; thermal ignition delay time

CLC number: TJ55; TB487

Document code: A

DOI: 10.3969/j.issn.1006-9941.2014.05.008