

专题——装备电磁环境耦合机理和效应研究

桥丝火工品电极塞在直流激励下的 热仿真与计算

陈恒帅¹, 朱德湛¹, 赵凤奇¹, 全婷¹, 朱艳丽^{1*}, 姚洪志²

(1.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;
2.陕西应用物理化学研究所 瞬态化学效应与控制全国重点实验室, 西安 710061)

摘要: **目的** 获得桥丝火工品电极塞在直流激励下的温升特点, 并基于集总参数法, 拟合计算桥丝温升。**方法** 使用 COMSOL 软件仿真计算电极塞的直流加热过程, 得到电极塞的温升和温度分布。对仿真温升进行拟合, 得到集总参数方程中的桥丝热响应参数。改变激励电流, 计算桥丝温升, 并与仿真结果比较。**结果** 在 50 mA 电流下, 桥丝温度呈现由中部向两端降低的趋势, 10 ms 后, 桥丝的平均温升稳定在 160 K。桥丝以外区域温度远低于桥丝温度, 接近环境温度。对仿真桥丝平均温升拟合得到桥丝热容和热损耗系数分别为 1.7967×10^{-7} J/K 和 9.2960×10^{-5} W/K, 热时间常数为 1.9328 ms。在 70 mA 电流下, 计算得到的桥丝温升稳定在 314 K, 并与仿真结果接近。在 50 mA 电流下, 实际焊点模型的桥丝平均温升较简化焊点模型降低了约 26 K, 热时间常数降低约 0.06 ms。**结论** 拟合得到了桥丝集总参数方程中的热响应参数, 验证了集总参数法在计算桥丝平均温升的适用性。由于脚线温度与环境接近, 桥丝热耗散功率基本正比于桥丝温升, 与集总参数方程中的热耗散项相符。由于实际焊点模型的桥丝长度增加, 导致热容和热损耗系数均增大, 而热容增加倍率略大于热损耗系数。

关键词: 桥丝式电火工品; 电极塞; 集总参数法; 热仿真; 温升; 热响应参数

中图分类号: TJ450 文献标志码: A 文章编号: 1672-9242(2024)11-0001-09

DOI: 10.7643/issn.1672-9242.2024.11.001

Thermal Simulation and Calculation of Bridgewire Electro-explosive Device Electrode Plug under DC Excitation

CHEN Hengshuai¹, ZHU Dezhan¹, ZHAO Fengqi¹, QUAN Ting¹, ZHU Yanli^{1*}, YAO Hongzhi²

(1. State Key Laboratory of Explosion Science and Safety Protection, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China; 2. State Key Laboratory of Transient Chemical Effects and Control, Shaanxi Applied Physics and Chemistry Research Institute, Xi'an 710061, China)

ABSTRACT: The work aims to study the temperature rise characteristics of the bridgewire electro-explosive device electrode plug under DC excitation and calculate the temperature rise of the bridgewire based on the lumped parameter method. The

收稿日期: 2024-09-13; 修订日期: 2024-10-09

Received: 2024-09-13; Revised: 2024-10-09

基金项目: 重庆市自然科学基金 (CSTB2023NSCQ-MSX0662); 国家自然科学基金 (52374298)

Fund: Natural Science Foundation of Chongqing (CSTB2023NSCQ-MSX0662); National Natural Science Foundation of China (52374298)

引文格式: 陈恒帅, 朱德湛, 赵凤奇, 等. 桥丝火工品电极塞在直流激励下的热仿真与计算[J]. 装备环境工程, 2024, 21(11): 1-9.

CHEN Hengshuai, ZHU Dezhan, ZHAO Fengqi, et al. Thermal Simulation and Calculation of Bridgewire Electro-explosive Device Electrode Plug under DC Excitation[J]. Equipment Environmental Engineering, 2024, 21(11): 1-9.

*通信作者 (Corresponding author)

COMSOL software was adopted to simulate and calculate the DC heating process of the electrode plug. The temperature rise and distribution of the electrode plug were obtained. The thermal response parameters of the bridgewire in the lumped parameter equation were obtained by fitting the simulated temperature rise. The temperature rise of the bridgewire under another excitation current was obtained by the formula and compared with the simulation result. Under 50 mA current, the temperature of the bridgewire showed a decreasing trend from the middle to both ends. The average temperature rise of the bridgewire was stable at 160 K after 10 ms. The temperature outside the bridgewire was much lower than that of the bridgewire and close to the ambient temperature. By fitting the simulated average temperature rise of the bridgewire, the heat capacity and heat loss factor of the bridgewire were determined to be 1.7967×10^{-7} J/K and 9.2960×10^{-5} W/K, respectively, resulting in a thermal time constant of 1.9328 ms. Under 70 mA current, the temperature rise of the bridgewire calculated by the formula was stable at 314 K and close to the simulated results. Under 50 mA current, the average temperature rise of the bridgewire in the actual solder joint model decreased by about 26 K compared to the simplified solder joint model. The thermal time constant was reduced by about 0.06 ms. The thermal response parameters of the bridgewire in the lumped parameter equation are fitted. The applicability of the lumped parameter method in calculating the average temperature rise of bridgewire is verified. Since the temperature of the pin wires is close to the ambient temperature, the thermal loss power of the bridgewire is basically proportional to the temperature rise of the bridgewire, which is consistent with the heat loss term in the lumped parameter equation. The actual solder joint model has an increase in heat capacity and heat loss factor due to the increase of bridgewire length. The increase rate of heat capacity is slightly greater than that of heat loss factor.

KEY WORDS: bridgewire electro-explosive device; electrode plug; lumped parameter method; thermal simulation; temperature rise; thermal response parameter

桥丝火工品是一种典型的电火工品,具有瞬发性好、发火可靠、生产使用方便、成本低等优点,在军事和民用领域得到广泛使用^[1-2]。桥丝火工品工作依靠外界电流加热内部桥丝,桥丝周围点火药达到点火温度后发生爆燃,进而激发后续装药,完成特定功能^[3]。随着科技的发展,武器装备面临的电磁环境变得更为恶劣。雷达、通讯、广播、电子对抗等射频源以及定向能武器产生的电磁波,在特定状态下,会被桥丝火工品的连接线耦合,感应电流沿着线路进入火工品内部,加热桥丝,导致桥丝火工品提前发火或失效^[4-5]。桥丝火工品的电热发火方式和结构特点导致其更容易受电磁干扰影响。为应对电磁辐射对电火工品的威胁,一些标准如 MIL-STD-464C^[4]和 GJB 151-B^[6]给出了评估电火工品电磁安全性的方法。例如发射电磁波辐照样品,测量火工品的电磁响应。由于直接测量感应电流、电压或功率受频率限制,通常不超过 1 GHz。因此,目前通常采用光纤测温方法测量桥丝的温度^[7]。测量时,移除火工品药剂,将传感器探头与裸露桥丝保持良好热接触。由于高频感应电流作用下的桥丝温度响应与恒流注入一致^[8],根据试验得到的电流与温度关系,反推出桥丝的感应电流^[9]。尽管通过试验能够得到桥丝的感应电流,实际的温度却难以精确测得,因为温度传感器的响应时间通常大于裸露桥丝的热时间常数^[10-11]。

为准确测量桥丝在电加热下的温度,一些学者通过测量通电状态的桥丝电阻,根据电阻和温度关系,间接得到桥丝温升^[12-13]。基于这个原理,Kankane

等^[14]设计了用于火工品设计和非破坏性检测的电起爆器热分析系统,通过测量电阻,间接算得桥丝温升,再利用温升数据,得到电起爆器的热特性参数如热损耗系数、热容和热时间常数。桥丝的电热响应也可通过仿真和计算得到。Shi 等^[1]采用 ANSYS-Workbench 软件,利用电热耦合方法,建立了无药剂的电点火头组件,计算了不同直流下的桥丝温度,并采用红外热成像方法测量了桥丝温度。结果表明,试验和仿真结果一致性较好,但只分析了稳态温度,没对温升过程进行分析。Rosenthal^[15]采用集总参数法,提出了计算电加热桥丝温度的传热方程,并给出了桥丝温升的表达式。桥丝集总传热方程还被用于分析脉冲电流激励下火工品发火过程^[16],研究桥丝在不同信号特征电磁波下的热响应等^[17]。使用集总参数法,必须获得桥丝的热响应参数,即等效热容和热损耗系数。通过测温试验可获得桥丝温升方程的集总参数^[7,14,18-19],如吕旭旭等^[7]通过对恒流激励下的桥丝温升曲线进行拟合,得到了集总参数,通过求解传递函数,实现了恒流、连续波、脉冲波等波形电流激励下的温升理论计算。Pantoja 等^[19]采用 ANSYS 仿真了电起爆器温度,通过最小二乘拟合得到桥丝集总传热方程的参数,并与采用其他方法仿真得到参数进行了比较,但没具体介绍方法和验证参数准确性。

综上所述,为获得桥丝火工品的桥丝温度,普遍采用传感器测温法或通过测电阻间接测温法测量,或者通过集总参数法计算,以及采用仿真软件计算,目前缺乏计算与仿真的具体介绍,集总参数模型适用性

的验证也较少。此外,应用集总参数法时,需确定桥丝热响应参数,即等效热容和热损耗系数。目前主要通过试验测得,缺少详细介绍和具体的验证。针对以上研究不足,本文仿真计算了某型桥丝火工品电极塞的电热过程,基于温升数据,拟合得到桥丝集总传热模型中的热响应参数。基于拟合的集总传热方程,计算了其他电流下的桥丝温升,并得到仿真验证。还分析了集总传热模型适用于计算桥丝温升的原因。此外,还研究了桥丝焊点对桥丝温升的影响。

1 焊桥电极塞电热仿真模型

直流加热焊桥电极塞时,只考虑直流电激励和热传递 2 个物理过程。采用 COMSOL 多物理场仿真软件进行仿真,该软件具有界面简洁、定义模型灵活和后处理功能丰富等优点。

1.1 控制方程

直流激励电极塞时,电流流经桥丝,产生焦耳热损耗,导致桥丝温度升高,因此在软件中选择焦耳热多物理场建模。焦耳热物理场添加了电流和固体传热 2 个物理场,电流物理场中的焦耳热损耗作为固体传热物理场中的热源。忽视材料的电磁属性随温度的变化,因而电流物理场只向固体传热物理场单向耦合。

1.1.1 电流物理场控制方程

电流物理场用于计算模型中的电场、电流和电势分布,由于加载电流为直流,因此忽略电感效应。以标量电势作为因变量,基于欧姆定律计算电流守恒方程,控制方程由偏微分形式的麦克斯韦方程组构成。由于研究随时间变化的电热效应,因此控制方程均采用瞬态形式。电流守恒公式为:

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = Q_{j,v} \quad (1)$$

式中: ∇ 为哈密顿算子; $Q_{j,v}$ 为外部电流源; \mathbf{J} 为总电流密度。

在静止坐标系中,根据点形式的欧姆定律, \mathbf{J} 表示为:

$$\mathbf{J} = \mathbf{J}_i + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} + \mathbf{J}_e \quad (2)$$

\mathbf{J}_i 为感应电流,可表示为:

$$\mathbf{J}_i = \sigma \mathbf{E} \quad (3)$$

式中: σ 为电导率; \mathbf{E} 为电场强度; \mathbf{D} 为电位移。

\mathbf{D} 可表示为:

$$\mathbf{D} = \varepsilon_r \varepsilon_0 \mathbf{E} \quad (4)$$

式中: ε_0 和 ε_r 分别为真空介电常数和电介质的相对介电常数, \mathbf{J}_e 是外部产生的电流密度。

电势 V 与 \mathbf{E} 的关系为:

$$\mathbf{E} = -\nabla \cdot V \quad (5)$$

实际上,尽管采用瞬态研究,由于加载恒定电流,而且材料电磁参数不随温度变化,因而本研究中的电

流物理场是稳态的。此外,公式(1)中 $Q_{j,v}$ 也为 0,因此公式(1)和(2)分别化简为:

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = 0 \quad (6)$$

$$\mathbf{J} = \mathbf{J}_i = \sigma \mathbf{E} = -\sigma \nabla \cdot V \quad (7)$$

1.1.2 固体传热物理场控制方程

固体传热物理场用于模拟传导传热、对流传热和辐射传热,固体域中定义的传热方程为傅里叶定律的微分形式:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (-\lambda \nabla T) = Q \quad (8)$$

式中: ρ 、 c_p 和 λ 分别为固体的密度、比热容和热导率; T 为固体温度, Q 为热功率密度。电流物理场的焦耳热损耗密度为公式(8)中的 Q ,实现电流物理场向固体传热物理场的单向耦合。

1.2 几何模型与网格划分

以某型桥丝火工品电极塞作为研究对象。为获得电极塞的几何尺寸以建立仿真模型,采用光学显微镜观察结构,并测量其几何尺寸。电极塞顶视图如图 1a 所示,脚线端面与电极塞端面共面,两条脚线之间焊接有一条桥丝。图 1b 为侧视图,桥丝侧面与脚线焊接固定,焊接面积大于桥丝横截面,桥丝以拱桥形跨接于两条脚线。为建模方便,对桥丝与脚线焊点简化处理,使桥丝截面直接与脚线端面连接,接触面积略大于桥丝横截面。电极塞实物如图 1c 所示,仿真几何模型如图 1d 所示。桥丝直径为 10 μm ,脚线直径为 0.3 mm,脚线间距为 0.78 mm,电极壳内外直径分别为 2.85、3.45 mm。

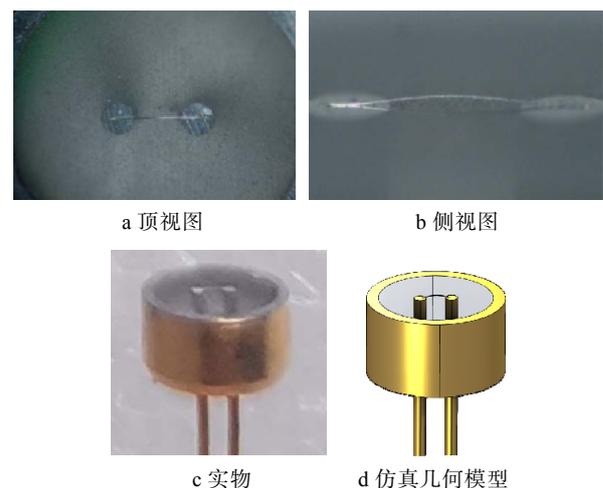


图 1 电极塞实物和仿真几何模型

Fig.1 Geometric model of electrode plug: a) top view; b) side view; c) physical picture; d) simulated geometric model

1.3 材料设置

脚线和电极壳材料为表面有镀层的可伐合金,建模时,忽视表面镀层。可伐合金是一种铁镍钴合金,

热膨胀系数和硼硅酸玻璃的类似,二者匹配膨胀密封很好。电极塞堵头材料为玻璃,选为 COMSOL 中的玻璃材料。桥丝材料为软态铂钨合金,钨的质量分数低于 10%,如典型的 PtW8 和 PtW9.5,才具有实用价值,即具有较高的拉伸强度、较大的电阻率、较低的电阻温度系数和优异的抗氧化性等。由于铂钨合金中的钨含量随桥丝批次而微小波动,故将 PtW8 合金材料视为桥丝材料。由于 Pt 为 PtW8 合金的主要成分,因此以 COMSOL 中 Pt 的导热系数和比热容代替。电极塞部件材料热和电性质见表 1^[20-22]。

表 1 电极塞部件材料的热和电性质
Tab.1 Thermal and electrical properties of electrode plug components

部件	材料	密度 $\rho/$ ($\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$)	导热系数 $\lambda/$ ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	比热容 $c_p/$ ($\text{J}\cdot\text{g}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	电导率 $\sigma/$ ($\text{S}\cdot\text{m}^{-1}$)
桥丝	铂钨合金	21.34	71.6	0.133 0	1.47×10^6
电极壳和脚线	可伐合金	8.360	17.3	0.460 5	2.04×10^6
电极塞堵头	玻璃	2.203	1.38	0.703 0	1.00×10^{-14}

1.4 物理场设置

电流物理场的域为桥丝和两条脚线。为模拟电源对电极塞的电激励,一条脚线端面设为接地边界,即电势设为 0;另一条脚线端面设为电流类型的终端边界,即流过该边界的电流为设置电流值。传热物理场的域为整个电极塞。电极塞初始温度设为 293.15 K。电极塞暴露在空气中,与空气发生自然对流传热,将电极塞的所有外表面均设为对流热通量边界,对流热通量为:

$$q_0 = h(T_{\text{amb}} - T) \quad (9)$$

式中: h 为自然对流传热系数; T_{amb} 为环境温度,设为 293.15 K 的室温。

在空气中, h 范围是 $5\sim 25 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ ^[23]。在 50 mA 电流激励下,取 h 的上下限分别仿真,计算的桥丝平均温度在稳定时相差仅约为 0.9 K,表明对流传热影响较小。因此,本文取 h 为 $5 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ ^[24]。仿真时发现,桥丝是温度最高的区域,其余位置与室温接近。温度高于环境的物体还以辐射电磁波方式散热,因此将桥丝表面设为辐射边界,辐射热通量为:

$$q = \varepsilon\sigma_{\text{SB}}(T_{\text{amb}}^4 - T^4) \quad (10)$$

式中: ε 为表面发射率,桥丝表面发射率设为 0.1^[25]; σ_{SB} 为斯特藩-玻尔兹曼常数。

1.5 网格划分

网格划分是将偏微分计算的对象离散化,以进行有限元计算。将脚线截短到与电极壳等高,以减小计

算量。网格划分序列类型为物理场控制网络。网格单元尺寸越小,计算精度越高,计算时间也越长。网格尺寸小到一定程度,计算结果开始收敛。仿真结果表明,网格单元大小设为细化及以上时,仿真结果基本收敛。为平衡计算精度和计算时间,网格单元大小设为细化,电极塞网格模型如图 2 所示。

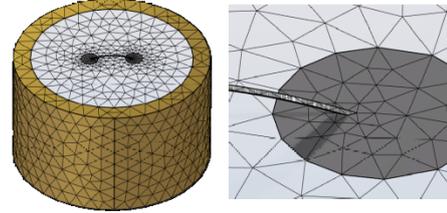


图 2 电极塞网格模型
Fig.2 Mesh model of electrode plug

2 结果及分析

为获得在直流激励下电极塞随时间变化的温度结果,采用瞬态研究。计算时间范围为 0~10 ms,数据输出时间步长为 0.002 ms,相对容差由物理场控制,仿真计算时软件根据相对容差会自动调整时间步长。

2.1 电极塞电势

由于未考虑温度对材料电参数的影响,因此恒流激励时,电极塞的电势分布不随时间变化。电极塞在 50 mA 激励下的脚线和桥丝电势分布如图 3 所示,两条脚线上的电势基本相等,因为脚线电阻较小,在恒流激励下的压降很小。由放大图可知,桥丝上存在较大的电势差,因为桥丝电阻基本等于电流激励边界和接地边界之间的总电阻。

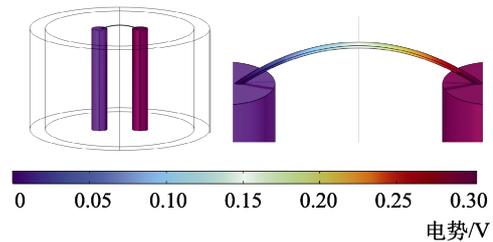


图 3 50 mA 激励下电极塞电势分布
Fig.3 Potential distribution of electrode plug under 50 mA excitation

分别在脚线激励平面、桥丝两端设置了电势探针,探针电势分别为 0.302 52、0.301 83、 $7.134 5\times 10^{-4} \text{ V}$ 。桥丝两端电势差基本等于电流终端和接地之间的电势差。由电极塞两端电势差计算的电极塞总电阻为 $6.050 4 \Omega$,位于电极塞正常电阻区间内,表明模型的几何尺寸和材料参数符合实际。由桥丝两端电势差计算的桥丝电阻为 $6.022 3 \Omega$ 。由电阻计算公式计算桥丝电阻:

$$R = \frac{1}{\sigma} \frac{l}{\pi r^2} \quad (11)$$

式中: l 为桥丝长度, 取值为桥丝模型的侧面线长 0.703 23 mm; r 为桥丝半径, $r=5 \mu\text{m}$ 。由式 (11) 算得桥丝电阻 R 为 6.088 6 Ω , 与仿真电阻接近。

2.2 电极塞温度

为直观分析电极塞的温度变化, 绘制 50 mA 激励下电极塞在 10 ms 时的温度分布图 (图 4)。由于桥丝的功率较小, 电极塞大部分区域的温度基本处于室温状态。放大桥丝位置, 发现温度在桥丝中间最高, 沿着两端逐渐降低, 在脚线位置, 基本降为室温。原因是桥丝主要通过与脚线热传导散热, 距离热传导界面越远, 散热越慢, 温度也越高。

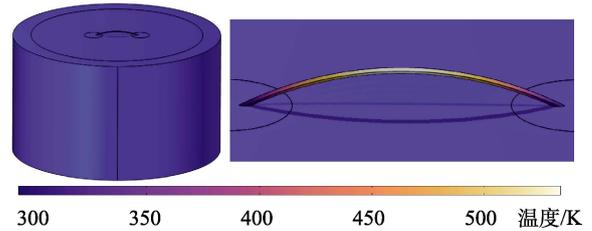


图 4 50 mA 激励下电极塞在 10 ms 时温度分布
Fig.4 Temperature distribution of electrode plug under 50 mA excitation at 10 ms

不同时刻桥丝的温度分布如图 5 所示。从图 5 可知, 桥丝温度在计算时间内都大于脚线和玻璃堵头温度。桥丝温度均呈中间高、两边低分布。随着时间增加, 桥丝温度变化幅度降低。

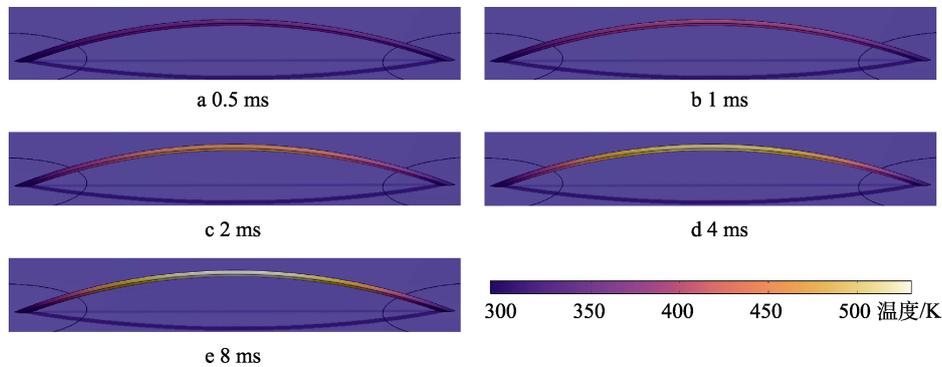


图 5 50 mA 激励下不同时刻桥丝温度分布
Fig.5 Temperature distribution of bridgewire under 50 mA excitation at different time

为查看桥丝不同位置的具体温度, 在桥丝中部、1/4 和靠近脚线位置的表面设置了域点温度探针, 在脚线端面靠近桥丝位置也设置了域点温度探针, 还设置了桥丝域探针, 监测桥丝的平均温度。50 mA 激励下探针的温度如图 6 所示。在任意时刻, 桥丝中部、1/4、靠近脚线位置和脚线端面位置的温度依次降低, 表明随着探针远离桥丝中部, 温度逐渐降低, 这是由于桥丝热量主要通过与脚线的热传导耗散。桥丝平均温度与桥丝 1/4 位置温度接近, 表明桥丝终端和中部之间的温度与距离具有一定线性关系。脚线端面靠近桥丝位置的温升较小, 因为桥丝热功率较小, 传导进入脚线的热功率也小, 而脚线的体积较大, 导致脚线热容远大于桥丝, 因而脚线温升较小。温度在计算时间末期变化很小, 基本达到热平衡状态。

2.3 基于集总参数法的桥丝温度计算

桥丝在空气或药剂中的温升计算一般采用集总参数法, 集总参数法假设桥丝内各点温度相等, 桥丝被简化为零维的非稳态导热体。当周围环境温度不变时, 桥丝边界的热损耗功率正比于温升, 此条件下, 桥丝的能量守恒方程为^[15,26]:

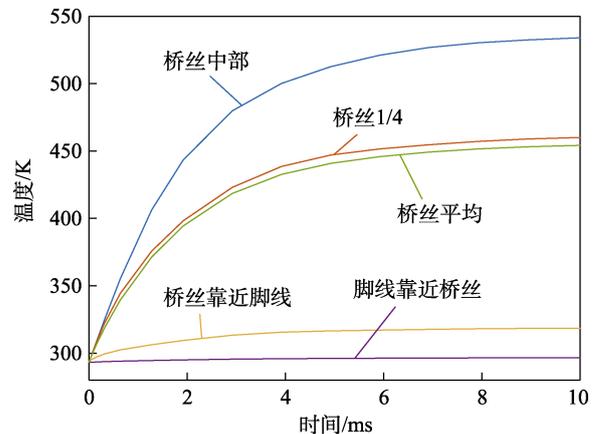


图 6 50 mA 激励下探针温度
Fig.6 Temperature of probes under 50 mA excitation

$$C \frac{d\theta}{dt} = -\gamma\theta + P(t) \quad (12)$$

式中: C 为桥丝热容; θ 为桥丝温升, 即桥丝 t 时刻的温度与初始温度 (桥丝初始温度一般与周围环境温度相同) 的差值; γ 为桥丝热损耗系数, 表征桥丝向外界散热的能力; $P(t)$ 为桥丝热功率。从零时刻起, 以恒定功率 P_0 激励桥丝, 求解式 (12), 得到桥丝平均温升为:

$$\theta(t) = \frac{P_0}{\gamma} (1 - e^{-t/\tau}) \tag{13}$$

式中： τ 为热时间常数， $\tau = C/\gamma$ 。在50 mA激励下，对桥丝的功率密度进行体积分，得到桥丝热功率 P_0 为14.979 mW。采用式(13)对仿真的桥丝温升数据拟合，得到桥丝热响应参数 C 和 γ 分别为 1.7967×10^{-7} J/K和 9.2960×10^{-5} W/K。拟合确定性系数 R^2 为0.9999，拟合效果很好。桥丝热时间常数 τ 的计算结果为1.9328 ms。仿真温升数据和拟合曲线如图7所示，仿真温度点基本都在拟合曲线上。桥丝平均温升随着时间增加而增加，最终保持稳定。在10 ms时，温升稳定在约160 K。

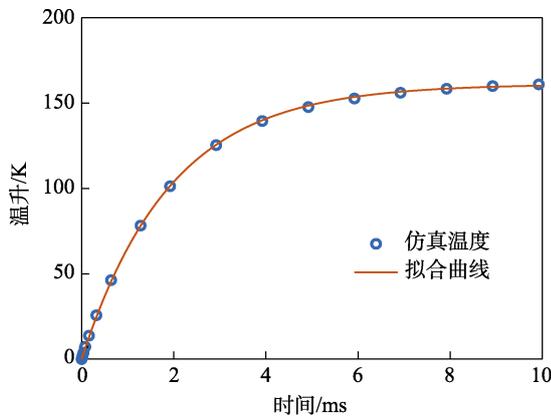


图7 50 mA激励下仿真桥丝平均温升点和拟合曲线
Fig.7 Simulated average temperature rise points of bridgewire and their fitted curve under 50 mA excitation

接着分析集总参数法适用于求解桥丝温升的原因。由图4可知，桥丝以外部分的温度均与初始室温接近。桥丝热损耗包括与脚线的热传导、与空气的对流和热辐射。通过边界积分探针，计算了传导、对流和辐射的功率，发现传导功率远大于其他2种功率。热传导功率如图8所示，热传导功率基本随时间增加而增加，10 ms时为14.668 mW，接近桥丝14.979 mW的产热功率。由此可见，热平衡后，桥丝热量基本通

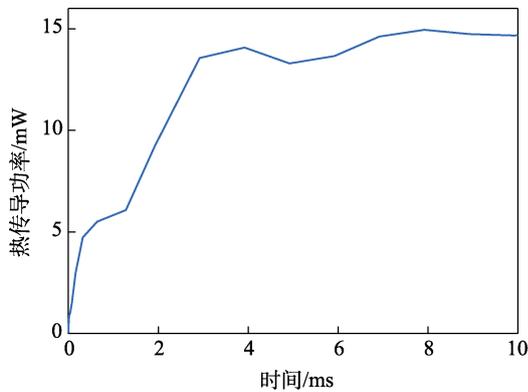


图8 50 mA激励下桥丝与脚线的热传导功率
Fig.8 Thermal conduction power between bridgewire and pin wires under 50 mA excitation

过脚线传导耗散。脚线与桥丝均为导热好的金属，而且脚线体积远大于桥丝，导致在计算时间内，脚线温度基本不变。传导和对流的热功率均正比于桥丝边界的温差，从而可用式(12)中的热损耗项表示，使得集总参数法适用于求解桥丝平均温度。然而，式(13)拟合得到的热损耗系数并非实际的热损耗系数，因为式(12)中的温升是桥丝平均温升。根据图6可知，桥丝平均温升大于桥丝与脚线接触面之间的温度差，导致拟合得到的热损耗系数偏小。

2.4 桥丝温度计算结果验证

基于获得的桥丝热响应参数 C 和 γ ，即可根据桥丝温升式(13)计算出不同电流下的桥丝温升。为验证基于仿真温度拟合得到的热响应参数的准确性，增加电极塞激励电流到70 mA，仿真计算桥丝平均温升。通过体积分桥丝的功率密度，得到桥丝功率 P_0 为29.359 mW， C 和 γ 均采用2.3节拟合值，代入式(13)，求解桥丝平均温升。仿真和公式计算的桥丝平均温升如图9所示，仿真的温度点基本都在公式计算曲线上，验证了拟合参数在计算其他电流激励下桥丝平均温升的适用性。在10 ms时，桥丝温升稳定在约314 K。

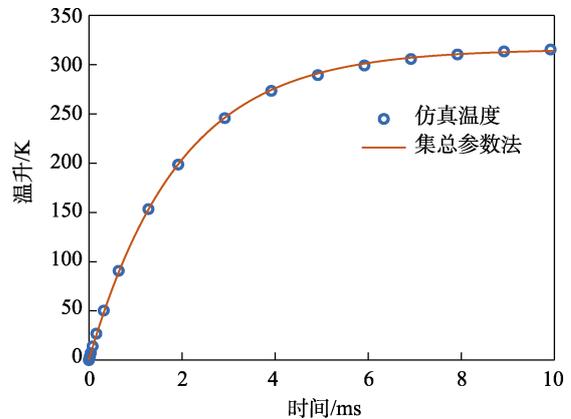


图9 70 mA激励下仿真和计算的桥丝平均温升
Fig.9 Simulated and calculated average temperature rise of bridgewire under 70 mA excitation

2.5 桥丝与脚线焊点影响研究

通过观察图1b桥丝与脚线的焊接区域可以看出，桥丝侧面与脚线焊接固定，焊接面积大于桥丝横截面，这显著提高了桥丝与脚线的焊接强度。以上的仿真模型简化了焊接细节，导致桥丝与脚线接触面积约为桥丝横截面。以上仿真结果表明，桥丝的热损耗主要是由桥丝与脚线之间的热传导效应引起的。为研究实际焊点对桥丝温升的影响，建立了更符合实际焊点的仿真模型，桥丝与脚线焊接区域的图像和仿真几何模型如图10所示。

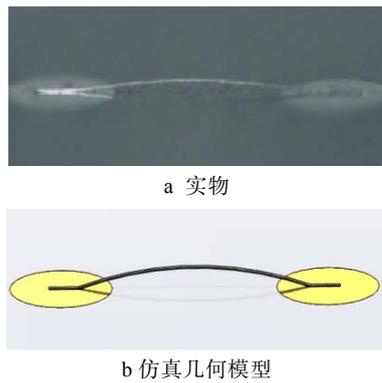


图 10 桥丝与脚线焊接区域的实物图像和仿真几何模型
Fig.10 Physical picture and simulated geometric model of welding area between bridgewire and pin wires: a) physical picture; b) simulated geometric model

仿真方法与前文一致。由于实际焊点模型的热平衡时间增加, 因此增加计算时间到 15 ms, 时间步长仍然为 0.002 ms。由桥丝两端电势差计算得到的桥丝电阻为 5.982 9 Ω, 略小于简化焊点模型的 6.022 3 Ω, 推测原因是桥丝与脚线的接触面积增大。在 50 mA 电流激励下, 实际焊点和简化焊点模型的桥丝平均温升如图 11 所示。与简化焊点模型相比, 实际焊点模型的桥丝平均温升稳定时降低约 26 K。

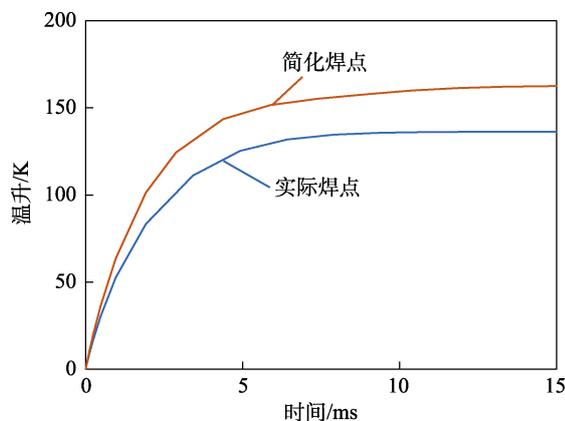


图 11 50 mA 激励下简化焊点模型与实际焊点模型的桥丝平均温升

Fig.11 Simulated average temperature rise of bridgewire of simplified solder joint model and actual solder joint model under 50mA excitation

通过体积分得到桥丝热功率 P_0 为 14.876 mW, 采用式 (13) 对仿真的桥丝平均温升数据拟合, 得到桥丝热响应参数 C 和 γ 分别为 $2.168 5 \times 10^{-7}$ J/K 和 $1.088 3 \times 10^{-4}$ W/K。拟合确定性系数 R^2 为 0.999 9, 拟合效果也很好。桥丝热时间常数 τ 为 1.992 6 ms。与简化焊点模型相比, 实际焊点模型延长了桥丝长度以与脚线端面接触, 导致桥丝热容 C 增加。桥丝与脚线接触面积的增加也导致热损耗系数 γ 增加。 C 比 γ 的增加倍数稍大, 导致二者比值 τ 变大, 即达到热平衡时间增大。仿真的桥丝平均温升点和拟合曲线如图

12 所示, 仿真温度点基本都在拟合曲线上。桥丝与脚线的热传导功率如图 13 所示, 与图 8 相比, 由于热传导面积变大, 通过面积积分计算的热传导功率的波动性变小。热传导功率随时间增加逐渐增加, 达到热平衡时, 桥丝产热功率也大部分通过热传导方式耗散。

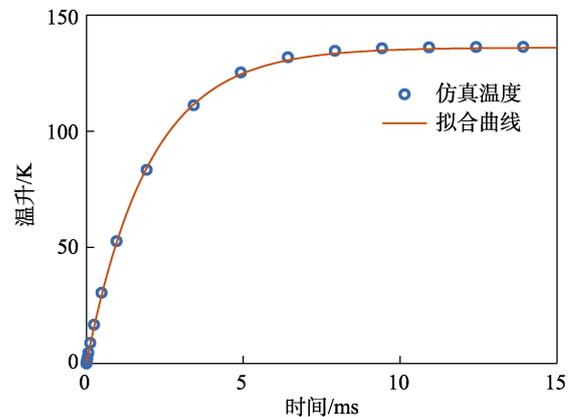


图 12 50 mA 激励下仿真桥丝平均温升点和拟合曲线
Fig.12 Simulated average temperature rise points of bridgewire and their fitted curve under 50 mA excitation

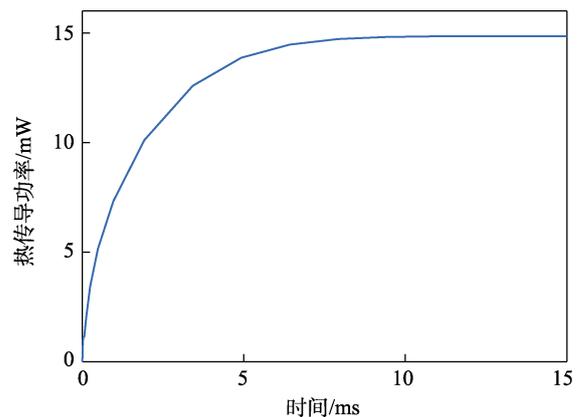


图 13 50 mA 激励下桥丝与脚线的热传导功率
Fig.13 Thermal conduction power between bridgewire and pin wires under 50 mA excitation

3 结论

1) 在 50 mA 电流激励下, 桥丝温度呈现由中部向两端降低趋势, 桥丝温升在 10 ms 时稳定在 160 K。热平衡后, 桥丝热量主要通过与脚线的热传导耗散。较小的桥丝功率和较大的电极塞热容导致桥丝以外温度基本接近室温。

2) 对仿真桥丝平均温升拟合, 得到桥丝的热容和热损耗系数分别为 $1.796 7 \times 10^{-7}$ J/K 和 $9.296 0 \times 10^{-4}$ W/K, 热时间常数为 1.932 8 ms, 拟合确定性系数为 0.999 9。较好的拟合效果是因为桥丝热传导为主要热耗散方式, 由于靠近桥丝脚线温度接近室温, 导致桥丝的热传导正比于桥丝温升, 符合集总参数方程中耗散项

的定义。

3) 利用拟合得到的集总参数方程, 计算了 70 mA 激励下的桥丝平均温升, 温升稳定在约 314 K。公式计算曲线与仿真温升点接近, 表明拟合的集总参数方程可用于计算不同电流激励下的桥丝温升。

4) 计算了 50 mA 激励下的实际焊点模型的桥丝平均温升, 桥丝长度的加长导致桥丝热容和热损耗系数均增大, 但热容增大倍数略大于热损耗系数增大倍数, 使得桥丝平均温升稳定值降低了约 26 K, 热时间常数增加约 0.06 ms。

参考文献:

- [1] SHI L, YANG A M, ZHANG Y C, et al. Study on the Temperature of the Bridge Wire in the Initiator Used in Nuclear Explosion Valve[J]. *American Journal of Analytical Chemistry*, 2016, 7(12): 908-917.
- [2] COOPER E F. Electro-Explosive Devices[J]. *IEEE Potentials*, 2000, 19(4): 19-22.
- [3] BAGINSKI T A, TALIAFERRO S L, FAHEY W D. Novel Electroexplosive Device Incorporating a Reactive Laminated Metallic Bridge[J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2001, 17(1): 184-189.
- [4] DUNKIN E L, DUGGAN T J, NOYCE R P. Hazards of Electromagnetic Radiation to Ordnance (HERO) Instrumentation Developments for High Intensity Radiated Field (HIRF) Testing of Aircraft[C]//2019 ESA Workshop on Aerospace EMC (Aerospace EMC). Budapest, Hungary. IEEE, 2019: 1-6.
- [5] 姚洪志, 赵团, 纪向飞, 等. 电火工品电磁兼容时域响应特性[J]. *火工品*, 2020(2): 25-28.
YAO H Z, ZHAO T, JI X F, et al. Electromagnetic Compatibility Time Domain Response Characteristics of EEDs[J]. *Initiators & Pyrotechnics*, 2020(2): 25-28.
- [6] 赵团, 张蕊, 姚洪志, 等. 射频电磁环境中火箭弹安全性评估[J]. *兵工学报*, 2020, 41(S2): 299-304.
ZHAO T, ZHANG R, YAO H Z, et al. Estimation on the Safety of Rocket Projectile in RF Electromagnetic Environment[J]. *Acta Armamentarii*, 2020, 41(S2): 299-304.
- [7] LYU X X, WEI G H, LU X F, et al. Feasibility and Error Analysis of Using Fiber Optic Temperature Measurement Device to Evaluate the Electromagnetic Safety of Hot Bridge Wire EEDs[J]. *Sensors*, 2022, 22(9): 3505.
- [8] 吕旭旭, 魏光辉, 杜雪, 等. 灼热桥丝式电火工品脉冲电流激励发火规律分析[J]. *含能材料*, 2023, 31(6): 589-597.
LYU X X, WEI G H, DU X, et al. Analysis on Ignition Law of Hot Bridge Wire Electro Explosive Device under Pulse Current Excitation[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2023, 31(6): 589-597.
- [9] GALUGA J, BRAY J R. Induced Currents on Electric Detonators for Improvised Explosive Device Pre-Detonation[C]// 2011 IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility. Long Beach, CA, USA. IEEE, 2011: 758-762.
- [10] LYU X X, WEI G H, DU X, et al. Numerical Simulation of the Ignition Law for a Hot Bridge Wire Electroexplosive Device[J]. *Measurement Science and Technology*, 2023, 34(3): 035014.
- [11] PANTOJA J J. Experimental Characterization of Electric Devices Susceptibility against High Power Electromagnetics[D]. The Colombia: Universidad de los Andes, 2013.
- [12] LEEUW M W, BAL E A, PRINSE W C. Parametric Analysis of the Reliability of Igniter Systems - PARIS[J]. *Review of Scientific Instruments*, 1992, 63(6): 3508-3515.
- [13] PRINSE W C, LEEUW M W. Analysis of the Functioning of Bridgewire Igniters Based on the Fitted Wire Model[J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1988, 13(4): 120-125.
- [14] KANKANE D K, RANADE S N, SOHONI R B, et al. Instrumentation System for Thermal Analysis of Electro-Explosive Devices[J]. *Defence Science Journal*, 1999, 49(1): 31-39.
- [15] ROSENTHAL L A. Thermal Response of Bridgewires Used in Electroexplosive Devices[J]. 1961, 32(9): 1033-1036.
- [16] FARIA P C C, IHA K, ROCCO J A F F. An Analysis of the Initiation Process of Electro-explosive Devices[J]. *Journal of Aerospace Technology and Management*, 2012, 4(1): 45-50.
- [17] YAO H Z, ZHAO T, JI X F, et al. Electromagnetic Compatibility Time Domain Response Characteristics of EEDs[J]. *Journal of Physics: Conference Series*, 2023, 2478(3): 032027.
- [18] ADAM J W, FRIDAY D S. Measurement Procedures for Electromagnetic Compatibility Assessment of Electroexplosive Devices[J]. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 1988, 30(4): 484-494.
- [19] PANTOJA J J, PEÑA N, MORA N, et al. On the Electromagnetic Susceptibility of Hot Wire-Based Electroexplosive Devices to RF Sources[J]. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 2013, 55(4): 754-763.
- [20] EFINEA Metals. Kovar® Typical Properties & Standards – ASTM F15[EB/OL]. (2021-04-08)[2024-07-10].<https://www.edfagan.com/controlled-expansion-alloys/kovar-astm-f-15-fer-ni-rod-bar-sheet-plate/kovar-properties/>.
- [21] AMETEK, Inc. DATA SHEET: Kovar®[EB/OL]. (2020-06-18)[2024-07-10].https://www.ametekinterconnect.com/-/media/ametec-ecp/v2/files/cw_datasheets_sds_cfsi/datasheets/kovar.pdf?la=en.
- [22] Goodfellow Cambridge Ltd. Platinum/Tungsten Alloy Spooled Wire (Pt92/W8)[EB/OL].[2024-07-10]. <https://www.goodfellow.com/global/platinum-tungsten-alloy-spooled-wire-pt92-w8-1000178368>

- [23] PAN Z, SINGH R P. Heating Surface Temperature and Contact-Heat Transfer Coefficient of a Clam-Shell Grill[J]. LWT-Food Science and Technology, 2002, 35(4): 348-354.
- [24] 陈康, 李锦, 李晓伟, 等. 水下大功率 LED 灯散热数值模拟和试验研究[J/OL]. 半导体光电, 2024, 45: 1-6. [2024-06-17]. <https://doi.org/10.16818/j.issn1001-5868.2024031804>
- CHEN K, LI J, LI X W, et al. Numerical and Experimental Research of Heat Dissipation for Underwater High-Power LED Light[J/OL]. Semiconductor Optoelectronics, 2024, 45: 1-6. [2024-06-17]. <https://doi.org/10.16818/j.issn1001-5868.2024031804>
- [25] OMEGA Engineering Inc. Table of Total Emissivity [EB/OL]. (nodate)[2024-09-10]. https://www.omegaengineering.cn/learning/pdf/TblofTtlEmiss_CH.pdf
- [26] ROSENTHAL L A. Electrothermal Measurements of Bridgewires Used in Electroexplosive Devices[J]. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 1963, 12(1): 17-21.