

配用 CuCr 合金电极的真空介质开关电弧阳极热过程分析

刘晓明^{1*} 王宇凡¹ 陈海¹ 史红菲¹ 陈军平² 周焱²

(1. 省部共建电工装备可靠性与智能化国家重点实验室 河北工业大学电气工程学院 天津 300401;

2. 成都旭光电子股份有限公司 成都 610500)

Analysis of Anode Thermal Process of Vacuum Switch Arc with CuCr Alloy Electrode

LIU Xiaoming^{1*}, WANG Yufan¹, CHEN Hai¹, SHI Hongfei¹, CHEN Junping², ZHOU Qin²

(1. State Key Laboratory of Reliability and Intelligence of Electrical Equipment, School of Electrical Engineering, Hebei University of Technology, Tianjin 300401, China; 2. Chengdu Xuguang Electronics Co., Ltd, Chengdu 610500, China)

Abstract The main component of the vacuum switch arc is the metal vapor generated between the electrodes during the fault current breaking process, and the micro dynamic behavior of the vacuum arc directly affects the breaking ability of the switch. In this paper, the two-temperature magneto hydro dynamic(MHD) model of vacuum arc is established to study the anode thermal process of vacuum switch equipped with CuCr alloy contact electrode of different proportions under fault current interruption, and the distribution of anode surface temperature and melting pool range along the radial and axial direction is obtained. The simulation results indicate that the increase in the breaking fault current and Cu content in the electrode alloy will lead to the increase of energy flow density for the input anode. Under 200 A arc current, the surface temperature of the anode did not reach the melting point of CuCr alloy and did not melt; Under 6 kA arc current, the anode temperature reached the melting points of Cu and Cr successively, and the melting degree of the electrode weakened with the increase of Cr content in the alloy.

Keywords Vacuum interrupter, Vacuum arc, CuCr alloy contact material, Magneto hydro dynamic model

摘要 真空介质开关电弧的主要成分源于故障电流开断过程中触头电极在极间产生的金属蒸气,且真空电弧的微观动力学行为直接影响开关的开断能力。文章通过建立真空介质电弧双温磁流体动力学模型,研究配用不同配比 CuCr 合金触头电极材料的真空介质开关在故障电流开断下阳极热过程的变化情况,得到阳极触头表面温度和熔池范围沿径向和轴向的分布。仿真结果表明,开断故障电流的增大及电极合金材料中 Cu 含量的增大均会导致输入阳极的能量密度增大。在 200 A 电弧电流作用下,阳极表面温度未达到 CuCr 合金的熔点,未发生熔化;而在 6 kA 电弧电流作用下,阳极温度先后达到 Cu 和 Cr 的熔点,电极熔化程度随合金中 Cr 含量的增大而减弱。

关键词 真空灭弧室 真空电弧 CuCr 合金触头材料 磁流体动力学模型

中图分类号: TM561.2

文献标识码: A

doi: 10.13922/j.cnki.cjvst.202308015

真空断路器在开断故障电流的过程中,灭弧室中动静触头极间不可避免产生金属蒸气电弧,伴随电弧在毫秒级时间、毫米级空间能量的快速逸散,电极表面温度升高;当温度达到触头电极材料熔点时,触头表面一旦发生大面积烧蚀熔化^[1-2],可能导

致故障开断失败。真空介质开关电弧本质上是金属蒸气电弧^[3],源于故障开断过程燃弧期间触头电极材料的蒸发^[4-5]。真空介质开关故障开断过程中,极间电弧等离子体逸散动力学行为与触头电极材料组成密切相关。同时,阳极触头表面因电弧注入能

量而升温,进而导致熔化,所产生的熔池宽度与深度也与触头电极材料相关。因此,研究触头电极材料与对比对真空介质开关故障开断下阳极热过程的影响机理是提高开关开断能力的有效途径之一。

王立军等^[6-8]推导了二维双温磁流体模型,结合自由边界理论,分别对超音速流动的小电流和亚音速流动的大电流真空电弧进行建模仿真,比较了大电流和小电流故障开断下电子与离子温度分布情况,分析了电弧参数变化的具体原因,此外,还通过实验对仿真结果进行了验证。严天宇等^[9]建立了旋转触头模型,研究了触头电极旋转情况下阳极表面温升及触头烧蚀情况。Wang 等^[10]对不同能流密度输入下的阳极熔池进行了建模仿真。Huang 等^[11]对不同材料阳极触头电极输入相同的能流密度,得到了阳极温度及熔池发展情况的仿真结果。Suwa 等^[12]通过实验对 Cu、CuCr、AgWC 材料制备的触头电极的性能进行了比较。Inada 等^[13]利用激光波前传感器研究了不同 Cr 含量的 CuCr 触头电极极间真空电弧的电子密度和金属蒸气密度。Dong 等^[14]采用多巴胺自聚法制备了核壳结构,并采用电弧熔炼法制备了 Gr/CuCr25 复合材料,细化了 Cr 相,减少了 Cr 相的偏析,提高了 CuCr25 材料的电导率、硬度等综合性能。Guo^[15]和 Zhang^[16]等分别研究了 Cr 颗粒的形貌变化和不同制备方法对 CuCr30 材料的热导率、抗熔焊和耐烧蚀性能的影响。Liu 等^[17]研究了不同触头电极材料在不同气体环境、电压、电流的条件下的抗熔焊和耐烧蚀性能。刘凯等^[18]研究了 4 种不同工艺制备的触头材料之间的差异化对真空断路器开断性能的影响。刘思远等^[19]针对真空灭弧室温升问题,采用实验手段,测量得到 6 种常用触头材料的发射率,进而推算出材料表面温度并进行了对比。

基于上述分析,为探究合金电极材料对真空开关介质电弧阳极热过程的影响机理,本文以超音速真空介质电弧为对象,考虑触头电极材料与配比的影响,通过建立双温磁流体动力学模型,研究 CuCr 合金不同配比下阳极能流密度变化情况,并将其作为阳极热过程数值模拟的源相。通过引入不同触头电极材料的相变潜热、蒸发散热因素,对熔化过程中固液混合区域按照合金元素熔点及比例进行设置,研究阳极热过程变化。技术路线如图 1 所示。

1 阳极热过程源相计算

1.1 真空介质电弧物理模型

前期研究表明,开断故障电流较小时,阴极表面局部区域存在阴极斑点;当故障电流为几千安时,真空电弧等离子体将处于超音速流动态;当故障电流在几十千安时,等离子体流动由超音速转变为亚音速。针对超音速态真空介质电弧,根据所开断的故障电流,可将其分为超音速小电流(电弧电流 100~500 A)和超音速大电流(电弧电流为几千安)。基于上述分析,本文以 9 mm 的极间等离子体区域为研究对象,选取 200 A 和 6 kA 两类代表性电弧电流作用情况进行仿真分析。如图 2 所示,真空介质电弧主要包括阴极区、极间等离子体区和阳极区。当开断故障电流较小时,极间等离子体主要由阴极斑点提供,阳极尚不活跃,可视为带电粒子的接收器。

建立真空电弧物理模型,进行如下假设:

- (1)极间等离子体完全电离,只包括电子和离子两种带电粒子,不考虑中性粒子影响。
- (2)离子和电子分别处于局部热力学平衡态。
- (3)求解区域满足准电中性条件,即 $n_e = Z_i n_i$, 其中 Z_i 为离子的电荷量, n_i 和 n_e 分别表示离子和电子的数密度。
- (4)将电弧等离子体视为金属蒸气流。
- (5)电子和离子视为理想气体,满足理想气体状态方程,即 $p_i = n_i k T_i$ 、 $p_e = n_e k T_e$, 其中 p_i 和 p_e 分别表示离子和电子压力, k 为玻尔兹曼常数, T_i 和 T_e 分别表示离子和电子温度。

1.2 双温磁流体动力学模型

故障电流开断过程中,金属蒸气真空介质电弧充满极间区域,真空介质电弧可视为存在于准圆柱区域,真空介质电弧满足如下控制方程组:

(1)质量守恒方程

$$\frac{\partial n_i u_r}{\partial r} + \frac{\partial n_i u_z}{\partial z} + \frac{n_i u_r}{r} = 0 \quad (1)$$

式中:下标 r 为沿径向方向;下标 z 为沿轴向方向; u 为离子速度; u_r 为离子的径向速度; u_z 为离子的轴向速度。

(2)动量守恒方程

由于电子质量远小于离子,相对于离子的动量来说,近似忽略电子动量。因此,真空介质电弧动量方程可视为满足离子动量方程:

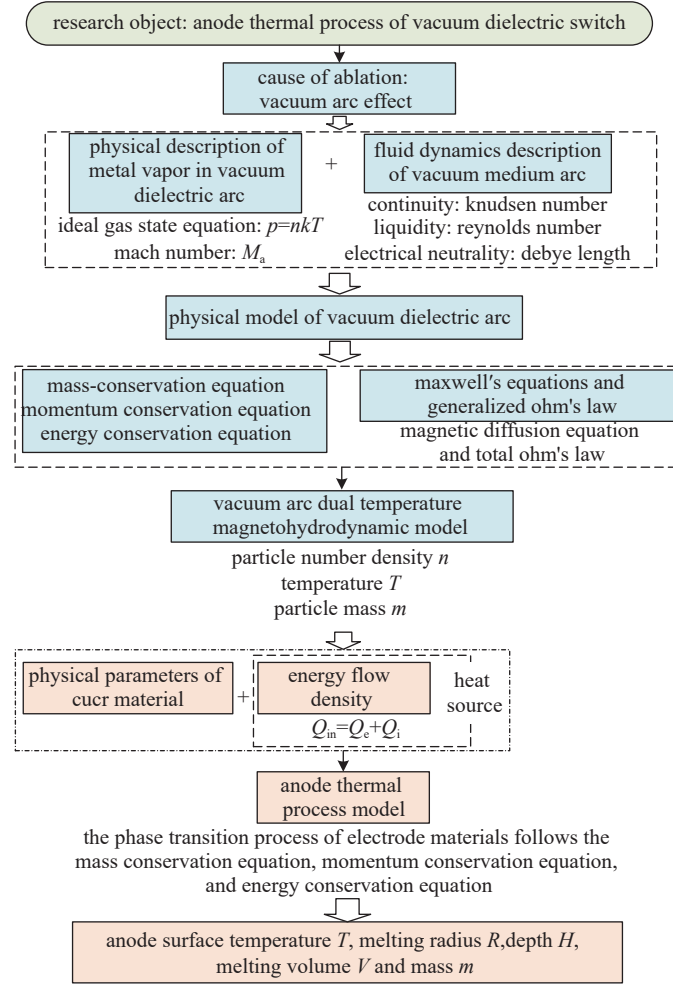


图1 真空介质开关电弧阳极热过程分析技术路线

Fig. 1 Scheme for analyzing the anode thermal process of vacuum arc

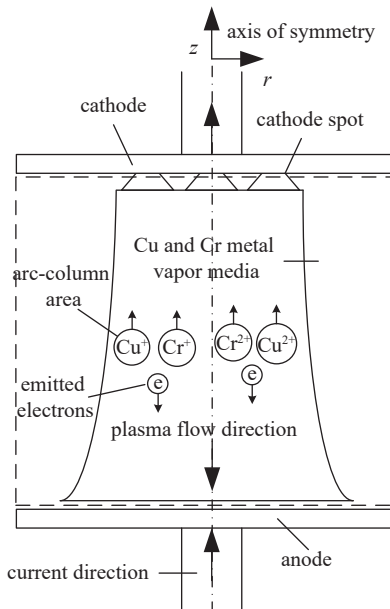


图2 真空介质电弧物理模型

Fig. 2 Physical model of vacuum arc

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u u) = -\nabla p_i - \nabla(n_e k T_e) + J \times B + \nabla \cdot \bar{\tau}_i \quad (2)$$

式中: ρ 为离子质量密度; $\bar{\tau}_i$ 为离子粘性应力张量。

(3) 能量守恒方程

① 离子能量守恒方程

$$\nabla \cdot (u(m_i n_i C_{pi} T_i + p_i)) = \nabla \cdot (\lambda_i \nabla T_i) + \nabla \cdot (\bar{\tau}_i \cdot u) + \frac{3m_e}{m_i} n_e \bar{v}_{ei} k (T_e - T_i) + u \left(\frac{n_e e}{\sigma} \vec{j} + \beta n_e k \nabla T_e \right) \quad (3)$$

② 电子能量守恒方程

$$\nabla \cdot (v(m_e n_e C_{pe} T_e + p_e)) = \nabla \cdot (\lambda_e \nabla T_e) + \nabla \cdot \left(\beta j \frac{k \nabla T_e}{e} \right) - \frac{3m_e}{m_i} n_e \bar{v}_{ei} k (T_e - T_i) + \frac{j^2}{\sigma} + \beta \frac{k}{e} j \nabla T_e \quad (4)$$

式中: v 为电子速度; m_i 和 m_e 分别为离子质量和电子质量; C_{pi} 和 C_{pe} 分别为离子和电子等压比热; λ_i 和 λ_e 分别为离子和电子热导率; $\bar{v}_{ei}$ 为电子-离子平均

碰撞频率; β 为常数 $5/2$; σ 为等离子体电导率; j 为电流密度矢量。

(4) 磁扩散方程

$$-\nabla \left(\frac{1}{\mu_0 \sigma} \nabla B_\theta \right) = \frac{\partial v_\theta B_z}{\partial z} - \frac{\partial v_z B_\theta}{\partial z} - \frac{\partial v_r B_z}{\partial r} + \frac{1}{\mu_0 \sigma^2} \left(\frac{\partial B_\theta}{\partial z} \frac{\partial \sigma}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial r B_\theta}{\partial r} \frac{\partial \sigma}{\partial r} \right) + \frac{1}{\mu_0 \sigma^2} \left(j_z \frac{\partial \sigma}{\partial r} - j_r \frac{\partial \sigma}{\partial z} \right) \quad (5)$$

式中: B 为磁场强度; μ_0 为真空磁导率; 下标 θ 为环向方向。

不同方向的电流密度分量为:

$$\begin{cases} j_r = -\frac{1}{\mu_0} \frac{\partial B_\theta}{\partial z} \\ j_z = \frac{1}{\mu_0} \left(\frac{\partial B_\theta}{\partial r} + \frac{B_\theta}{r} \right) \\ j_\theta = \beta_e (j_r - n_e e u_r) \end{cases} \quad (6)$$

式中: β_e 为电子霍尔系数。

1.3 边界条件

(1) 阴极边界条件设置

设置阴极入口边界条件, 主要有压力 P_{in} 以及马赫数 M_a :

$$P_{in} = \rho_{iin} R_i (T_{iin} + Z_i T_{cin}) \quad (7)$$

$$M_a = \frac{u_{zin}}{c_{in}} \quad (8)$$

$$c_{in} = \sqrt{\frac{\gamma k T_{iin}}{m_i}} \quad (9)$$

式中: γ 为绝热系数, 取定值 $5/3$; $R_i = \frac{k}{m_i}$ 。入口电子温度取 1.5 eV , 离子温度取 0.3 eV , 入口流体速度 u_{zin} 取 $1.1 \times 10^4 \text{ m/s}$; c_{in} 为流体声速; 离子平均电荷量 Z_i 为 $1.85^{[20]}$; 入口离子质量密度 ρ_{iin} 为:

$$\rho_{iin} = \frac{\chi j_0}{u_{zin}} \quad (10)$$

式中: χ 为材料阴极侵蚀率; $j_0 = \frac{I}{\pi r_0^2}$ 为入口纵向电流密度; $r_0 = \sqrt{\frac{f_i I}{\pi Z_i e n_0 u_{zin}}}$ 为阴极斑点团的半径, f_i 为离子电流比, 通常取 0.1 。

假设真空介质电弧满足 k - ε 湍动超音速方程, 湍流动能 k 为流体动能的 1% ; 湍流耗散率 ε 为:

$$\varepsilon = \frac{c_\mu \rho_{iin} k^2}{\mu_t} \quad (11)$$

式中, 湍流粘性系数 μ_t 取 1000 , 经验常数 c_μ 为 0.09 。

阴极表面磁场边界通过安培环路定理得到:

$$B_\theta = \frac{\mu_0 I_0 r}{2\pi r_0^2} \quad (12)$$

(2) 侧面边界条件设置

流体场中为无滑移壁面, 并且认为侧面属于热绝缘状态, 湍流部分按无流量进行处理:

$$\begin{cases} \vec{n} \cdot \nabla \varphi = 0 \\ \varphi = k, \varepsilon \end{cases} \quad (13)$$

(3) 阳极边界条件设置

阳极边界设置对流体场无影响, 电子温度为:

$$-\lambda_e \frac{\partial T_e}{\partial z} = -0.5 n_e v_z k T_e - n_e v_z e \varphi_{sh} \quad (14)$$

式中: φ_{sh} 为阳极鞘层电势降:

$$\varphi_{sh} = \frac{k T_e}{e} \ln \frac{j_z}{j_{th}} \quad (15)$$

式中: $j_z = -en_e v_z$ 为电子纵向电流密度; $j_{th} = -\frac{1}{4} en_e \sqrt{\frac{8kT_e}{\pi m_e}}$ 为等离子体杂散电子电流密度。

阳极磁场满足:

$$\frac{\partial B_\theta}{\partial z} = -\mu_0 \sigma \left(-v_z B_\theta - \frac{1}{n_e e} j_\theta B_z + \frac{1}{n_e e} \frac{\partial p_e}{\partial r} + \frac{3}{2} \frac{k}{e} \frac{\partial T_e}{\partial r} + \frac{\partial \varphi_{sh}}{\partial r} \right) \quad (16)$$

2 阳极热过程模型

2.1 物理模型

以直径为 50 mm , 厚度为 4 mm 的触头系统为研究对象, 建立真空介质电弧阳极热过程物理模型如图 3 所示。真空断路器触头系统主要包括触头片、触头杯座及导电杆, 但实际情况下, 断路器在几毫秒以内完成开断, 为此, 忽略杯座及导电杆热量损耗。

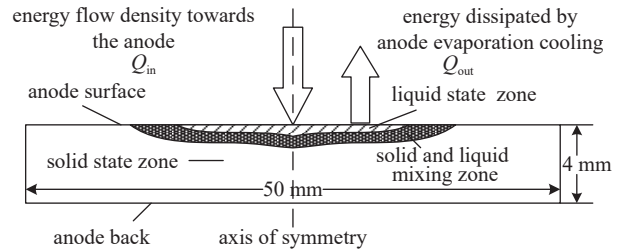


图3 阳极热过程物理模型

Fig. 3 Physical model of anode thermal process

由于阳极熔化和蒸发是动态变化过程, 燃弧过程中电弧等离子体从阴极流向阳极, 热流经电弧注入阳极表面, 造成阳极局部熔化^[21]。建模时假设:

(1) 与注入阳极表面的能量和由于金属蒸发损

失的热量相比,热辐射的能量损失要小得多,忽略因辐射造成的能量损失。

(2)忽略熔化时液滴飞溅及金属蒸发所造成的质量损失。

(3)忽略阳极触头由于发生相变产生的形变。

2.2 数学模型

触头电极材料相变过程满足如下方程组:

(1)质量守恒方程

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (17)$$

式中: ρ 为金属质量密度; $\mathbf{v}$ 为运动速度矢量。

(2)动量守恒方程

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p - \frac{2}{3} \nabla \cdot (\mu \nabla \cdot \mathbf{v}) \quad (18)$$

式中: p 为蒸气压力; μ 为粘性系数。

(3)能量守恒方程

$$\frac{\partial (\rho H)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} H) = \nabla \cdot (k \nabla T) + S \quad (19)$$

式中: H 为材料的焓; k 为材料的热导率; T 为温度; S 为热源。

2.3 边界条件

(1)阳极表面边界条件

电弧能量从极间等离子体区域注入阳极表面,其能量交换主要包括:电弧等离子体中电子、离子能量的输入 $Q_{in}^{[22]}$,以及由于触头表面金属蒸气损失的能量 Q_{out} :

$$Q_{in} = Q_e + Q_i = n_e v_z (2kT_e + \varphi_w) + n_i u_z \left(\frac{1}{2} m_i u_z^2 - e Z_i \varphi_{sh} + \sum f_z \varphi_z - Z_i \varphi_z - Z_i \varphi_w + \varphi_v \right) \quad (20)$$

$$Q_{out} = q \frac{p}{\sqrt{2\pi k m T}} \quad (21)$$

式中: φ_z 、 φ_w 、 φ_v 分别为阳极材料的电离能、功函数、蒸发能; Z_i 为离子电荷数; f_z 为其百分数; q 为单个原子蒸发需要的能量; p 为饱和蒸气压。

同时,能流密度随时间变化与电弧电流变化密切相关,假设能流密度随时间按正弦变化^[23]。

(2)阳极背面边界条件

由于电弧烧蚀而在触头表面产生的熔池深度与触头片厚度相比可忽略不计,仿真设置电弧持续时间为 10 ms,忽略阳极背面的能量交换,视为绝热:

$$\vec{n} \cdot (\lambda \nabla T) = 0 \quad (22)$$

(3)阳极边缘边界条件

由于电弧能量注入阳极表面的位置为中心区域,且持续时间短,阳极边缘处温度视为恒定,设置为绝热。

3 CuCr 合金材料物性参数

在燃弧过程中,能量经电弧注入阳极表面,当阳极表面温度达到阳极材料熔点时,阳极发生相变,由固态转变为液态,形成熔池。熔池包括固态区、固液混合区和液态区。伴随阳极过程的发展,注入阳极能量随之增加,阳极表面温度不断升高,使得熔池区域在轴向和径向上扩大。

由于 Cr 相在 Cu 基体中的固溶度很低, CuCr 电极材料可认为是两相假合金,即 Cu 基体与 Cr 相是通过嵌入方式混合而成,保持了 Cu 和 Cr 各自的良好特性。Cr 相与 Cu 基体的界面对 CuCr 合金物性参数的影响忽略不计。由于难以通过直接手段获取 CuCr 合金物性参数,按两种元素质量分数合理估算合金的参数。

假设, CuCr 合金物性参数满足叠加定理^[24]:

$$w = Cut \times w_1 + (1 - Cut) \times w_2 \quad (23)$$

式中: w 、 w_1 、 w_2 为 CuCr 合金及其组成元素 Cu 和 Cr 的物性参数; Cut 为 Cu 在合金中的质量百分数。

由于 Cu 与 Cr 熔点不同, Cu 和 Cr 在阳极表面温度上升过程中会先后发生相变。假设:当温度超过 Cu 熔点(1355 K),但低于 Cr 熔点(2133 K)时,合金处于固(Cr)液(Cu)混合态,固液混合比例与合金中 Cu 和 Cr 元素比例相同,对应的参数由式(23)求得,沸点采用与熔点相同的处理方法。

根据式(23)和文献[11]可知相关金属及合金的物性参数如表1所示。

为研究合金材料变化,图4给出了 CuCr 合金热导率和比热随温度及材料中 Cr 含量的变化;合金热导率随着 Cr 含量增加和温度的上升而减小,比热则随着 Cr 含量增加和温度的上升而增加。

图5为不同材料饱和蒸气压随温度的变化,饱和蒸气压在两种元素的熔点处有明显跃变,这是采用叠加法求合金材料物理性质时出现不连续现象的结果;当温度在 2133 K 以下时, Cu 最容易蒸发,当温度超过 2133 K 时, Cr 最容易蒸发。仿真所设定物性参数与实际情况下材料特性变化相符,因此采用上述方法可用于分析 CuCr 合金热力学特性。

表 1 CuCr 金属不同合金配比下物性参数

Tab. 1 Physical properties parameters of CuCr metal under different alloy ratios

类别	m_i/kg	热导率 $\lambda/\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	比热 $C_p/\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	熔化潜热/ $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$	饱和蒸汽压 P/Pa	蒸发原子通量 $F_{\text{ev}}/\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$	蒸发能 $q_{\text{ev}}/\text{J}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$
Cu	1.06×10^{-25}	固: $410-0.03467\times T-1.81994\times 10^{-5}\times T^2$ 液: $135.3+0.01947\times T$	固: $354+0.0916\times T$ 液: 490.6	2.034×10^5	固: $133.33\times 10^{-17870/T+10.63-1.6\times 10^{-4}\times T}\times T^{-0.236}$ 液: $133.33\times 10^{-17650/T+13.39}\times T^{-1.25}$	$3.294\times 10^{23}\times P/T^{1/2}$	$5.1\times 10^{-19}\times F_{\text{ev}}$
Cr	8.64×10^{-26}	固: $100.6-0.033\times T$ 液: 25.1	固: $470.2+0.19\times T-7.1\times 10^6\times T^{-2}$ 液: 756.8	4.02×10^5	固: $133.33\times 10^{-20680/T+14.56}\times T^{-1.31}$ 液: $133.33\times 10^{-17850/T+13.52}\times T^{-1.215}$	$3.654\times 10^{23}\times P/T^{1/2}$	$5.69\times 10^{-19}\times F_{\text{ev}}$
CuCr25	1.011×10^{-25}			$0.75\times 2.034\times 10^5+$ $0.25\times 4.02\times 10^5$			
CuCr50	9.62×10^{-26}	$Cut\times \lambda_{\text{Cu}}+$ $(1-Cut)\times \lambda_{\text{Cr}}$	$Cut\times C_{p\text{Cu}}+$ $(1-Cut)\times C_{p\text{Cr}}$	$0.5\times 2.034\times 10^5+$ $0.50\times 4.02\times 10^5$	$Cut\times P_{\text{Cu}}+$ $(1-Cut)\times P_{\text{Cr}}$	$Cut\times F_{\text{evCu}}+$ $(1-Cut)\times F_{\text{evCr}}$	$Cut\times q_{\text{evCu}}+$ $(1-Cut)\times q_{\text{evCr}}$
CuCr75	9.13×10^{-26}			$0.25\times 2.034\times 10^5+$ $0.75\times 4.02\times 10^5$			

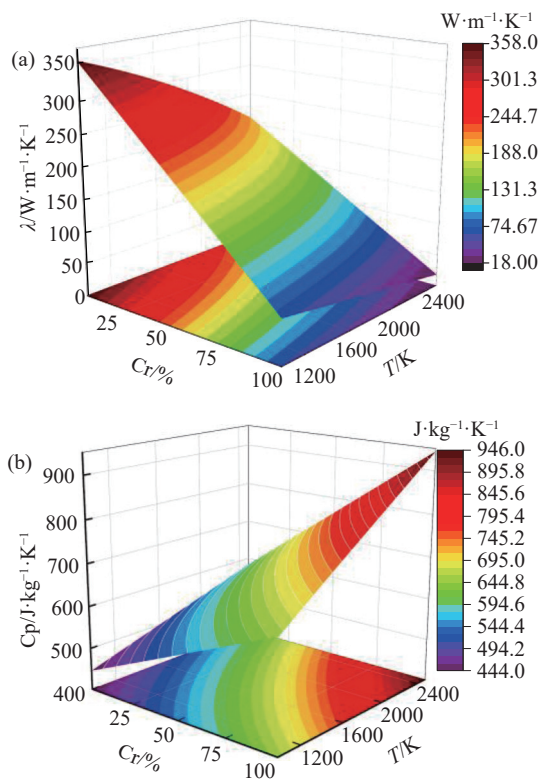
图4 热导率和比热变化情况。(a)热导率 λ 随合金中Cr含量及温度的变化,(b)比热 C_p 随合金中Cr含量及温度变化

Fig. 4 Variation of thermal conductivity and specific heat. (a) Thermal conductivity changes in Cr content and temperature, (b) the specific heat varies with the Cr content and temperature

4 仿真分析

对真空介质电弧等离子体进行仿真分析, 得到

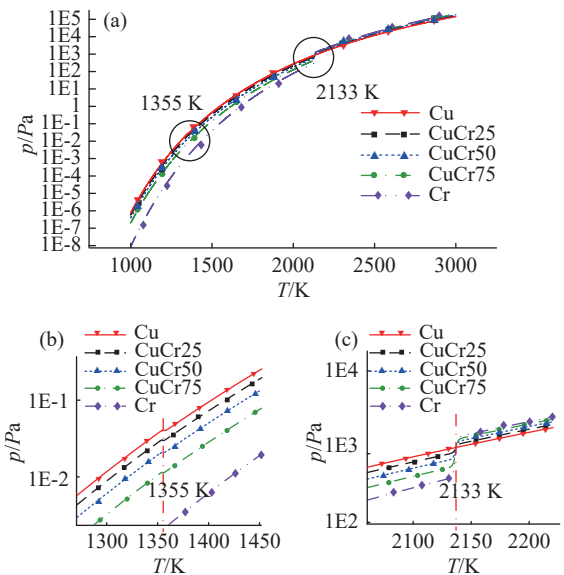


图5 饱和蒸汽压变化。(a)不同材料饱和蒸汽压随温度变化,(b) 1355 K 附近局部放大图,(c) 2133 K 附近局部放大图

Fig. 5 Variation of saturated vapor pressure. (a) Saturated vapor pressure of different materials varying with temperature, (b) partial magnification near 1355 K, (c) partial magnification near 2133 K

能流密度, 并将其作为金属蒸气粒子流分析的加载条件, 进而研究阳极表面的热过程变化情况。仿真时, 选取 200 A 和 6 kA 电弧电流作用下和 Cu、CuCr25、CuCr50、CuCr75 四种触电极材料比对分析。

4.1 200 A 电弧电流作用下

4.1.1 铜电极材料阳极能流密度

如图 6 所示为采用铜电极材料时真空电弧等

离子体数密度分布, 阴极附近等离子体数密度大于阳极附近等离子体数密度, 最大值为 $8.27 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$ 。图7为真空电弧温度分布, 对于双温真空电弧, 其温度分布包含电子温度和离子温度, 二者均从阴极侧到阳极侧逐渐上升, 最大温度出现在阳极侧, 电子温度最大值为 1.72 eV , 离子温度最大值为 0.94 eV 。

由式(20)并结合上述结果可得采用铜电极材

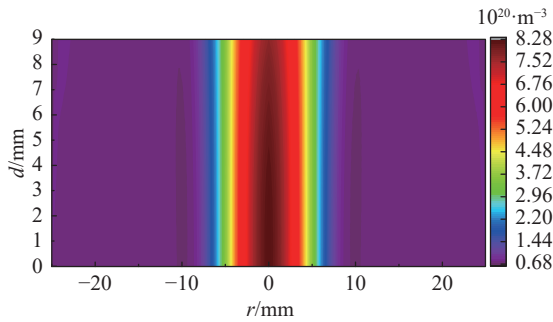


图6 200 A 电弧电流作用下真空电弧等离子体数密度(配 Cu 电极)

Fig. 6 Number density of vacuum arc plasma under 200 A arc current (with Cu electrode)

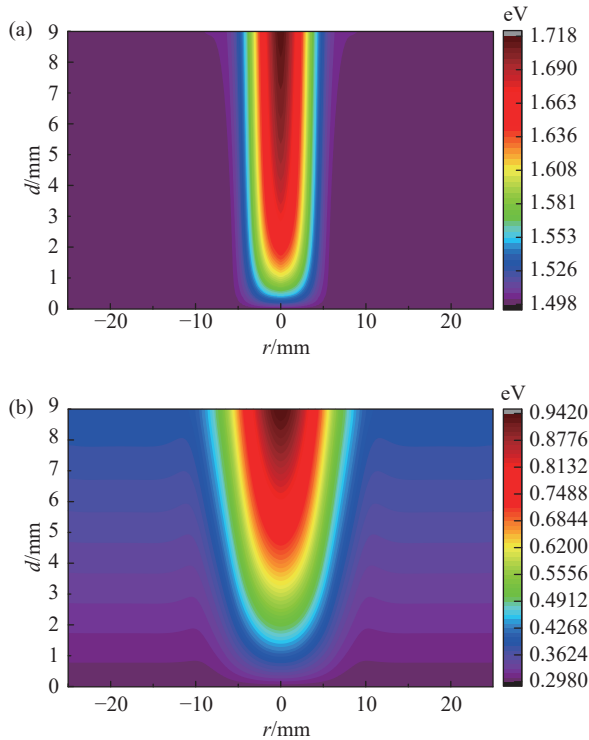


图7 200 A 电弧电流作用下真空电弧温度分布(配 Cu 电极)。(a)电子温度, (b)离子温度

Fig. 7 Temperature distribution of vacuum arc under 200 A arc current (with Cu electrode). (a) Electron temperature, (b) ion temperature

料时输入阳极的能流密度如图8所示。阳极能流密度最大值出现在电弧中心位置, Q_{in} 最大值 $2.048 \times 10^8 \text{ W/m}^2$, Q_e 最大值 $1.716 \times 10^8 \text{ W/m}^2$, Q_i 最大值 $3.197 \times 10^7 \text{ W/m}^2$, 能流密度主要由电子提供, 约占总能流密度 84%。

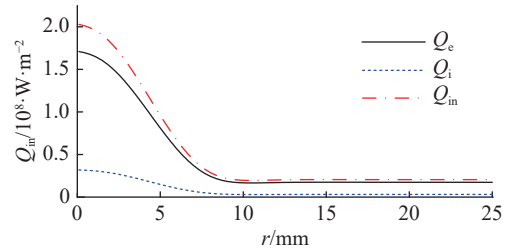


图8 200 A 电弧电流作用下阳极能流密度(配 Cu 电极)

Fig. 8 Anode energy flow density under 200 A arc current (with Cu electrode)

4.1.2 不同电极材料的阳极能流密度

对 CuCr25、CuCr50 和 CuCr75 合金电极与铜电极进行对比分析, 得到采用 4 种材料的 Q_{in} 自电弧中心到边界的分布, 如图9所示。阳极总能流密度 Q_{in} 为: $\text{Cu} > \text{CuCr25} > \text{CuCr50} > \text{CuCr75}$ 。

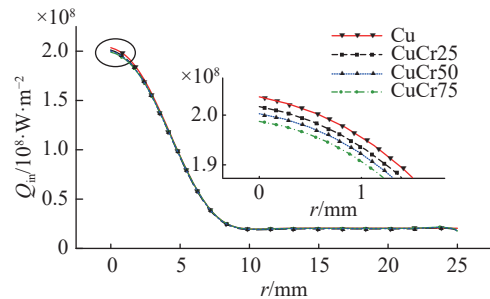


图9 200 A 电弧电流作用下不同电极材料阳极能流密度

Fig. 9 Anode energy flow density of different electrode materials under 200 A arc current

4.1.3 配不同电极材料下阳极表面温度变化情况

图10和图11给出了4种电极材料在能流密度作用下阳极最大温度随时间变化以及最大温度时刻阳极表面温度沿径向分布情况。

如图10所示, 阳极表面在 7.5 ms 附近达到最高温度, 4种电极材料触头中心处温度呈现 $\text{CuCr75} > \text{CuCr50} > \text{CuCr25} > \text{Cu}$ 的规律, 最大温度分别为 917.5 K 、 809 K 、 746.5 K 和 710 K 。

4.1.4 配不同电极材料的阳极熔化程度

Cu 熔点为 1355 K , Cr 熔点为 2133 K , 在 200 A 电弧电流作用下, 4种材料阳极表面温度均未达到 Cu 的熔点, 触头未发生熔化。

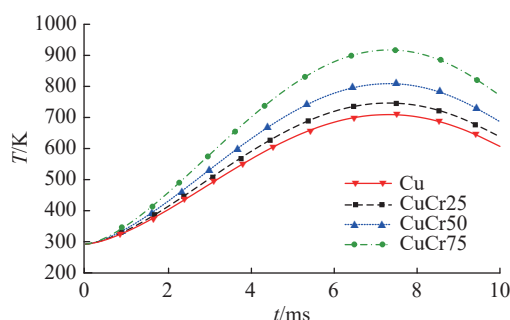


图10 200 A 电弧电流作用下阳极表面最大温度随时间变化
Fig. 10 Maximum temperature variation of anode surface under 200 A arc current

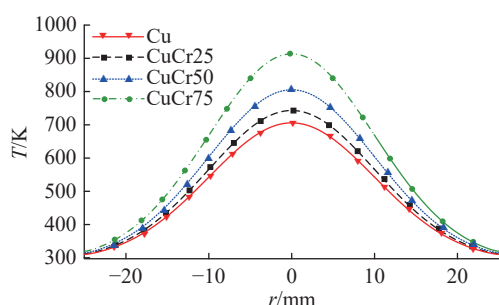


图11 200 A 电弧电流作用下不同电极材料阳极表面温度在 7.5 ms 时刻沿径向分布
Fig. 11 Radial distribution of anode surface temperature of different electrode materials under 200 A arc current at 7.5 ms

4.2 6 kA 电弧电流作用下

4.2.1 铜电极材料的阳极能流密度

图 12 为 6 kA 电弧电流情况下, 采用铜电极材料时真空电弧等离子体数密度分布。与图 6 对比可知, 电弧电流值从 200 A 升高到 6 kA 时, 真空电弧等离子体数密度最大值从 $8.27 \times 10^{20}/\text{m}^3$ 升至 $1.09 \times 10^{21}/\text{m}^3$ 。图 13 为真空电弧温度分布, 电子温度最大

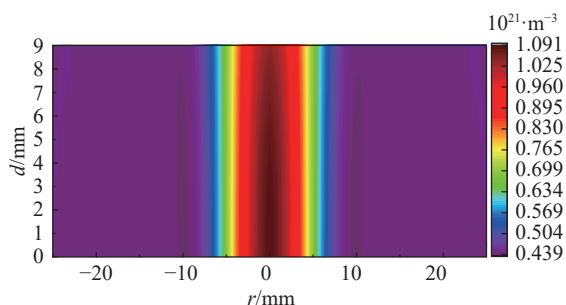


图12 6 kA 电弧电流作用下真空电弧等离子体数密度(配 Cu 电极)

Fig. 12 Number density of vacuum arc plasma under 6 kA arc current (with Cu electrode)

值达到 5.86 eV, 离子温度最大值达到 2.19 eV, 均高于 200 A 电弧电流时真空电弧的温度。

与 200 A 电弧电流作用下 Cu 电极阳极能流密度计算类似, 基于上述结果及式 (20), 6 kA 电弧电流作用下 Cu 电极阳极能流密度如图 14 所示。

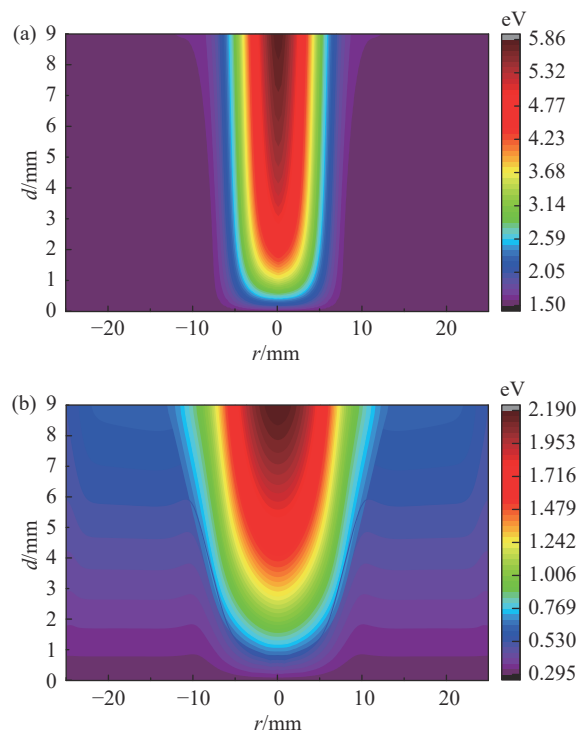


图13 6 kA 电弧电流作用下真空电弧温度分布(配 Cu 电极)。
(a)电子温度, (b)离子温度

Fig. 13 Temperature distribution of vacuum arc under 6 kA arc current (with Cu electrode). (a) Electron temperature, (b) ion temperature

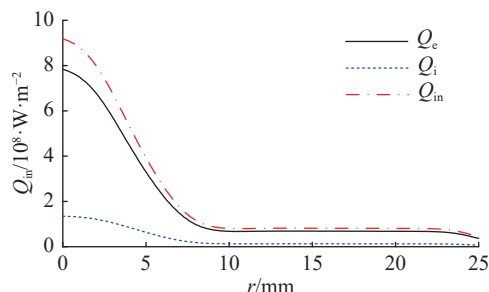


图14 6 kA 电弧电流作用下阳极能流密度(配 Cu 电极)

Fig. 14 Anode energy flow density under 6 kA arc current (with Cu electrode)

4.2.2 不同电极材料阳极能流密度

图 15 为 200 A 和 6 kA 电弧电流作用下不同触头电极材料电弧阳极能流密度对比。电弧电流增

大会导致阴极斑点数目增多,极间等离子体数密度增加,输入阳极的能流密度增大。

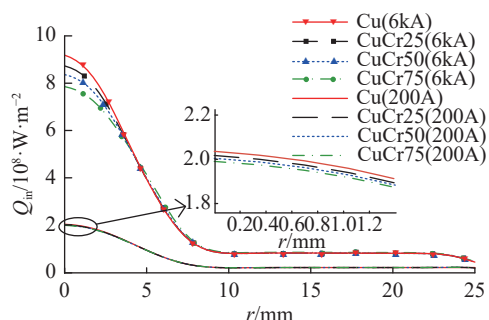


图15 不同电极材料在不同电弧电流作用下能流密度分布

Fig. 15 Energy flux density distribution of electrodes with different materials under different arc currents

4.2.3 不同电极材料的阳极表面温度

图16为6 kA 电弧电流下不同电极材料阳极表面最大温度随时间的变化,与小电流电弧相比,阳极表面最大温度升高,且由于能流密度增加,温度上升速度加快,提前到6.5 ms左右。对于CuCr合金,虽然输入Cu阳极能流密度最大,且Cu比热容小于Cr,但Cu密度和热导率都大于Cr,利于能量传导,因此Cu阳极表面温度最低,不同合金材料阳极表面温度随着合金中Cr含量增加而上升。

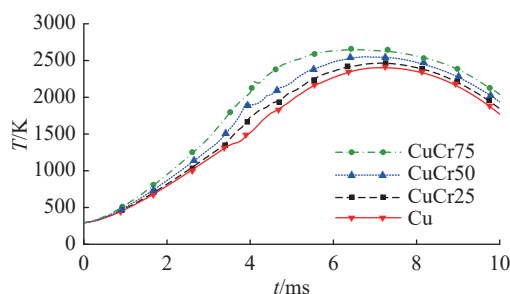


图16 6 kA 电弧电流作用下不同电极材料阳极表面最大温度随时间变化

Fig. 16 Variation of maximum temperature on anode surface with different materials under 6 kA arc current

图16中,由于热惯性,4种材料阳极表面温度达到最大值的时刻均滞后于电流峰值时刻5 ms。此外,由于能流密度随时间的变化受电弧电流影响,5 ms后,输入阳极表面能量逐渐减小,在6.5 ms后,温度开始下降。

图17和图18为最大温度时刻(6.5 ms)阳极表面温度沿径向和轴向分布。

4种合金电极材料阳极温度沿径向分布情况均

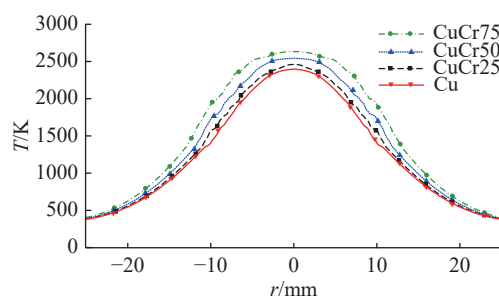


图17 6 kA 电弧电流作用下不同电极材料阳极表面温度在6.5 ms时刻沿径向分布

Fig. 17 Radial distribution of anode surface temperature of different materials under 6 kA arc current at 6.5 ms

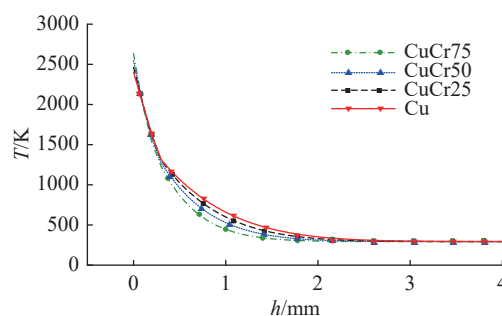


图18 6 kA 电弧电流作用下不同电极材料表面温度在6.5 ms时刻沿轴向分布

Fig. 18 Axial distribution of electrode surface temperature of different materials under 6 kA arc current at 6.5 ms

为从中心向边缘递减,合金中Cr含量越高,温度梯度越大;4种合金电极材料阳极最大温度规律为CuCr75>CuCr50>CuCr25>Cu,分别为2635 K、2545 K、2460 K和2400 K。

4.2.4 不同电极材料的蒸气通量

图19为阳极表面温度最大时刻(6.5 ms)时4种合金材料的蒸气通量沿径向分布。

由图19可知,4种材料阳极表面蒸气通量沿径

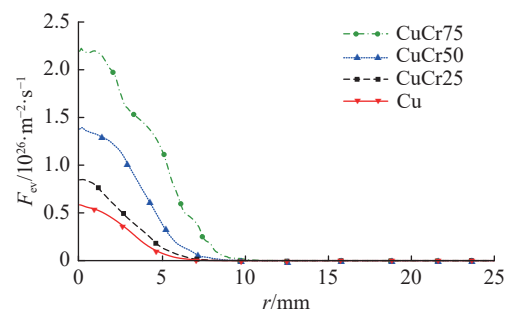


图19 6 kA 电弧电流作用下不同电极材料蒸气通量在6.5 ms时刻沿径向分布

Fig. 19 Radial distribution of vapor flux of different electrode materials under 6 kA arc current at 6.5 ms

向都是自触头中心向边缘递减, 分布不均匀, 这说明阳极表面中心的熔化和蒸发最剧烈。对于不同材料来说, 合金中 Cr 含量越高, 蒸气通量越大, CuCr75 在中心区域蒸气通量甚至为纯 Cu 的 4 倍, 由图 5 可知, 当温度在 2133 K 以下时, Cu 最易蒸发, 当温度超过 2133 K 时, Cr 最易蒸发, 因此合金中 Cr 含量越大, 阳极蒸发越严重, 而蒸气通量的增大会降低断路器开断能力^[25]。

对于真空电弧, 阳极表面的饱和蒸气压与温度成正相关, 因此当饱和蒸气压大于大气压时, 沸点也会超过材料常温常压下的值, 因此在仿真中未考虑沸点影响, 但考虑了蒸发所带走的能量。

4.2.5 不同电极材料的阳极熔化程度

在 6 kA 电弧电流作用下, 4 种合金材料阳极表面温度均达到了 Cu 与 Cr 的熔点, 因此阳极表面会发生不同程度的熔化。图 20 为阳极熔化半径 R 和熔化深度 H 随时间的变化情况。

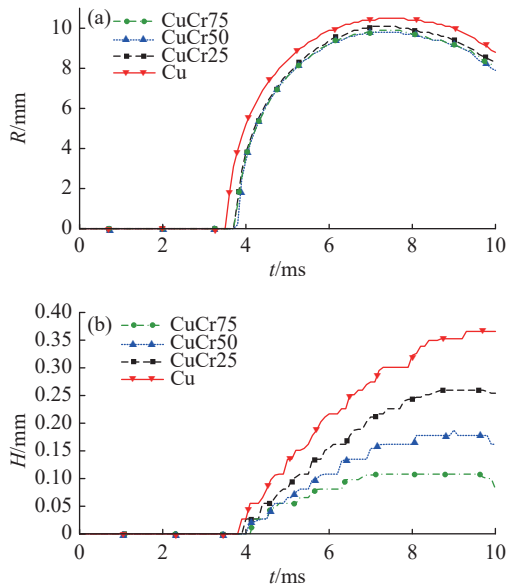


图20 6 kA 电弧电流作用下不同电极材料阳极熔化情况对比。(a)熔化半径 R (b)熔化深度 H 随时间变化

Fig. 20 Comparison of electrode melting of different materials under 6 kA arc current. (a) Melting radius R , (b) melting depth H over time

在 3.8 ms 附近, 温度达到 Cu 的熔点 (1355 K), 阳极触头开始发生熔化。不同电极材料的熔化半径、熔化深度及熔池深度增大的速度均随材料中 Cr 含量的增加而减小。

由图 20(b)可以看出, 在 3.8 ms 附近阳极触头开始熔化后, 不同合金材料熔化深度增大速率有明

显差异, 原因在于合金材料中 Cu 含量不同。由于 CuCr 合金是一种假合金, 两种元素熔化相互独立; 当温度上升至 Cu 熔点时, Cu 相开始熔化, 当温度继续上升到 Cr 熔点时, Cr 相也开始熔化, 但此时温度已经超过 Cu 熔点 (1355 K), 由于温差导致的相变驱动力相较于 Cr 更大, 因此 Cu 熔化速度大于 Cr, 由于不同材料中两种元素占比不同, Cu 占比越大, 则相应合金材料熔化速度越快, 导致熔池深度更大。

10 ms 时, 阳极触头表面熔化深度不足 0.4 mm, 在阳极触头内部温度迅速下降, 说明输入阳极能流无法渗透到阳极触头深处, 因此电弧等离子体主要对阳极表面加热。图 21 为 4 种合金材料阳极触头表面熔池在 10 ms 时的对比图。

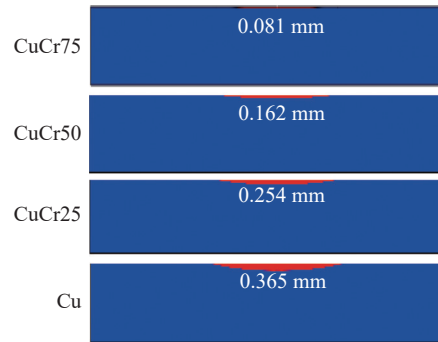


图21 6 kA 电弧电流作用下不同电极材料触头在 10 ms 时熔化深度 H

Fig. 21 Melting depth H of contacts of different electrode materials under 6 kA arc current at 10 ms

4.2.6 不同电极材料阳极烧蚀程度

以阳极表面熔化程度反映不同电极材料对阳极触头烧蚀影响。图 22 为阳极表面熔化体积与质量。4 种材料触头的烧蚀体积 V 与烧蚀质量 m 大小规律为 $\text{Cu} > \text{CuCr25} > \text{CuCr50} > \text{CuCr75}$, 烧蚀体积分别为 63.174 mm^3 、 53.117 mm^3 、 43.274 mm^3 和 30.125 mm^3 , 烧蚀质量分别为 0.496 g、0.405 g、0.319 g 和 0.212 g。

5 结论

考虑不同电极材料和电弧电流对输入阳极表面能流密度大小的影响, 以真空介质电弧等离子体仿真结果为热源, 以对应的合金材料为变量, 对阳极表面热过程进行研究, 得到不同电极材料阳极表面温度、熔池及烧蚀量的变化规律。结论如下:

(1) 电弧等离子体输入阳极表面的能流密度最大值出现在电弧中心位置, 且能流密度主要由电子提供, 输入不同电极材料阳极的能流密度变化规律

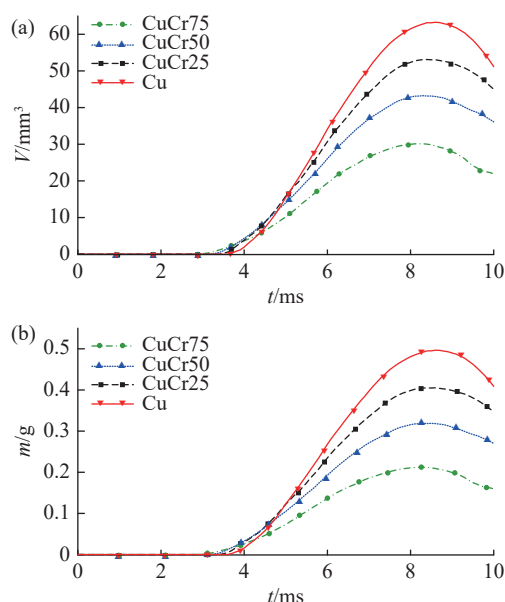


图22 6 kA 电弧电流作用下不同电极材料触头熔化随时间变化。(a)熔化体积,(b)熔化质量

Fig. 22 The melting of electrodes of different materials varies with time under 6 kA arc current. (a) Melting volume, (b) melting quality

为: $\text{Cu} > \text{CuCr25} > \text{CuCr50} > \text{CuCr75}$ 。

(2)组成合金的两种组元导热性和熔点存在差异,导热性能较好的 Cu 占比越大,阳极表面温度越低,不同触头材料阳极表面最大温度呈现的规律为: $\text{CuCr75} > \text{CuCr50} > \text{CuCr25} > \text{Cu}$ 。小电弧电流输入阳极表面的能流密度较小,阳极所受热作用不强,未发生熔化。大电弧电流作用下,电弧注入阳极表面的能流密度增大,使得阳极触头发生熔化,而熔化程度主要受材料本身特性的影响,且与输入阳极表面的能流密度有关。

(3)对于阳极表面发生的熔化现象,合金材料中 Cr 含量越高,熔化区域越小,耐烧蚀性能越好,但同时会导致阳极表面的温升和蒸气通量增大。

参考文献

[1] Tian Y B, Wang Z X, Ma H, et al. Thermodynamic simulation study on anode erosion process of high current vacuum arc[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2017, 37(04): 1021–1028 (田云博, 王振兴, 马慧, 等. 大电流真空电弧阳极熔蚀过程的热力学仿真研究 [J]. *中国电机工程学报*, 2017, 37(04): 1021–1028 (in chinese))

[2] Zhou Z P, Liu Z Y, Wang Z X, et al. Simulation of vacuum arc copper chromium anode thermal process considering alloy evaporation[J]. *China Sciencepaper*, 2015, 10

(23): 2749–2754+2768 (周志鹏, 刘志远, 王振兴, 等. 考虑合金蒸发的真空电弧铜铬阳极热过程仿真 [J]. *中国科技论文*, 2015, 10(23): 2749–2754+2768(in chinese))

[3] Wu J W, Wang Y, Wang J M. Study on the leading role of vacuum arc cathode spot cluster[J]. *Journal of Huazhong University of Science and Technology*, 1997(07): 75–78 (武建文, 王毅, 王季梅. 真空电弧阴极斑点群集聚的主导作用研究 [J]. *华中科技大学学报*, 1997(07): 75–78(in chinese))

[4] Li J, Yu Q T, Cao Y D. Metal vapor arc front forming process and influencing factors[J]. *Journal of Shenyang University of Technology*, 2013, 35(05): 492–497 (李静, 于秋婷, 曹云东. 金属蒸气电弧弧前形成过程及影响因素 [J]. *沈阳工业大学学报*, 2013, 35(05): 492–497(in chinese))

[5] Fu S, Cao Y D, Li J, et al. Simulation of the formation process of vacuum metal vapor arc at the moment of contact separation[J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 2020, 35(13): 2922–2931 (付思, 曹云东, 李静等. 触头分离瞬间真空金属蒸气电弧形成过程的仿真 [J]. *电工技术学报*, 2020, 35(13): 2922–2931(in chinese))

[6] Wang L J, Jia S L, Shi Z Q, et al. Research on vacuum arc magnetohydrodynamic model and simulation[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2005(04): 115–120 (王立军, 贾申利, 史宗谦, 等. 真空电弧磁流体动力学模型与仿真研究 [J]. *中国电机工程学报*, 2005(04): 115–120(in chinese))

[7] Wang L J, Jia S L, Shi Z Q, et al. High current vacuum arc magnetohydrodynamic model and simulation[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2006(22): 174–180 (王立军, 贾申利, 史宗谦, 等. 大电流真空电弧磁流体动力学模型与仿真 [J]. *中国电机工程学报*, 2006(22): 174–180(in chinese))

[8] Wang L J, Jia S L, Shi Z Q, et al. Simulation analysis of the influence of opening distance on vacuum arc characteristics under different states[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2008(07): 154–160 (王立军, 贾申利, 史宗谦, 等. 开距对不同状态下真空电弧特性影响的仿真分析 [J]. *中国电机工程学报*, 2008(07): 154–160(in chinese))

[9] Yan T Y, Cao Y D, Fu S. The effect of vacuum arc on anode erosion under contact rotation[J]. *Electrical & Energy Management Technology*, 2021(602): 1–4+58 (严天宇, 曹云东, 付思. 触头旋转情况下真空电弧对阳极烧蚀的影响 [J]. *电器与能效管理技术*, 2021(602):

- 1-4+58(in chinese))
- [10] Wang L J, Jia S L, Yu L, et al. Modeling and simulation of anode melting pool flow under the action of high-current vacuum arc[J]. *Journal of Applied Physics*, 2010, 107(11): 137-43
- [11] Huang X L, Wang L J, Jia S L, et al. Numerical simulation of thermal characteristics of anodes by pure metal and CuCr alloy material in vacuum arc[J]. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2015, 43(8): 2283-2293
- [12] Suwa A, Kato K, Matsui Y, et al. Evaluation of DC interruption performance of VCB in various electrode materials[C]. 5th International Conference on Electric Power Equipment-Switching Technology, 2019, 179-182
- [13] Inada Y, Kikuchi R, Nagai H, et al. Influence of Cu-Cr electrode composition on two dimensional electron and metal vapor density distribution over vacuum arc[J]. *Journal of Physics D Applied Physics*, 2020, 53(30)
- [14] Dong Y F, Leng J, Ren B, et al. Enhance the properties of Cu-Cr alloy by constructing Gr@Cr core-shell structure[J]. *Materials Letters*, 2020, 286(4): 129238
- [15] Zhang X, Guo X, Song K, et al. Simulation and verification of thermal conductivity of Cu-Cr30 contact material based on morphological changes of Cr particles[J]. *Materials Today Communications*, 2021, 26: 102153
- [16] Zhang S S, Wang W, Li P, et al. Influences of different manufacture ways on the anti-welding ability of electrical contacts[C]. 29th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum (ISDEIV), 2021, 380-383
- [17] Liu W, Liao Y, Jiao L, et al. An experimental study on contact dynamic welding under different contact materials and surrounding atmospheres in HVDC[C]. 5th International Conference on Electric Power Equipment-Switching Technology (ICEPE-ST). 2019, 675-680
- [18] Liu K, Wang X J, Zhang S S, et al. Preparation method and application of CuCr contact material for vacuum interrupters[J]. *Vacuum Electronics*, 2019(342): 33-37 (刘凯, 王小军, 张石松, 等. 真空灭弧室用 CuCr 触头材料制备方法及其应用 [J]. *真空电子技术*, 2019(342): 33-37(in chinese))
- [19] Liu S Y, Wang Z X, Wang J H, et al. Study on emissivity of CuCr contact material for vacuum interrupter[J]. *Electrical Engineering Materials*, 2017(152): 3-7+11 (刘思远, 王振兴, 王建华, 等. 真空灭弧室 CuCr 触头材料发射率研究 [J]. *电工材料*, 2017(152): 3-7+11(in chinese))
- [20] Wang L J, Jia S L, Shi Z Q, et al. Numerical simulation of the influence of arc current and longitudinal magnetic field on the characteristics of low current vacuum arc[J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 2007(01): 54-61 (王立军, 贾申利, 史宗谦, 等. 电弧电流以及纵向磁场对小电流真空电弧特性影响的数值仿真 [J]. *电工技术学报*, 2007(01): 54-61(in chinese))
- [21] Huang X L, Wang L J, Jia S L, et al. Simulation Study on the Deviation of Vacuum Arc and Anode Burnout under the Joint Action of Longitudinal Magnetic Field and External Transverse Magnetic Field[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2014, 34(6): 941-946 (黄小龙, 王立军, 贾申利, 等. 纵向磁场和外部横向磁场共同作用下真空电弧偏移与阳极偏烧现象的仿真研究 [J]. *中国电机工程学报*, 2014, 34(6): 941-946(in chinese))
- [22] Boxman R L, Goldsmith S. Model of the anode region in a uniform multi - cathode - spot vacuum arc[J]. *Journal of Applied Physics*, 1983, 54(2): 592-602
- [23] Wang L J, Zhou X, Wang H. Anode activity in a high-current vacuum arc: Three-dimensional modeling and simulation[J]. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2012, 40(9): 2237-2246
- [24] Li Z B, Zhang G S, Qi Y. Research on the resistance to dynamic fusion welding of electrical contact materials and their different pairs[J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 1993(03): 61-64+2 (李震彪, 张冠生, 戚颖. 电触头材料及其不同配对时抗动熔焊能力的研究 [J]. *电工技术学报*, 1993(03): 61-64+2(in chinese))
- [25] Wang L J, Jia S L, Liu Y, et al. Simulation of vacuum arc anode thermal process under longitudinal magnetic field[J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 2011, 26(03): 65-73 (王立军, 贾申利, 刘宇, 等. 纵磁下真空电弧阳极热过程的仿真 [J]. *电工技术学报*, 2011, 26(03): 65-73(in chinese))