

DOI:10.13296/j.1001-1609.hva.2020.10.014

不同因素对真空开关阳极烧蚀影响的仿真研究

卫涛¹, 张啸², 李家港², 王立军²

(1. 国网陕西省电力公司安康供电公司, 陕西 安康 725000; 2. 西安交通大学 电力设备电气绝缘国家重点实验室, 西安 710049)

摘要: 在大电流真空电弧开断过程中, 阳极烧蚀对真空开关的电寿命有重要影响, 为了延长触头电寿命, 有必要对阳极烧蚀现象进行研究, 而建模仿真技术是当前真空电弧研究的一种重要手段。在电弧仿真模型的基础上, 建立真空电弧阳极烧蚀模型, 计算单次开断对阳极触头的烧蚀, 从而得到开断过程中各个因素对阳极触头烧蚀的影响。模型由熔化凝固模块, 熔池磁流体动力学(MHD)模块, 体积分数法(VOF方法)模块等组成。通过该模型可以得到不同工况下真空开关阳极触头在燃弧过程中的形变及温度分布。仿真结果表明: 开断电流越大, 燃弧时间越长, 单次开断所造成的阳极烧蚀越严重。开断电流的直流分量越大, 单次开断所造成的阳极烧蚀越严重, 触头的电寿命越短。

关键词: 真空电弧; 阳极烧蚀; 仿真计算; 电寿命

Simulation Study About the Influence of Different Factors on Anode Erosion in Vacuum Switch

WEI Tao¹, ZHANG Xiao², LI Jiagang², WANG Lijun²

(1. Ankang Power Supply Company, State Grid Shaanxi Electric Power Company, Shannxi Ankang 725000, China; 2. State Key Laboratory of Electrical Insulation and Power Equipment, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: During the breaking of the high-current vacuum arc, anode erosion has an important effect on the electrical endurance of vacuum switch. In order to extend the electrical endurance of vacuum interrupters, it is necessary to research the phenomenon of anode erosion. The modeling and simulation technology are important means for current vacuum arc research. Based on the model for vacuum arc simulation, an anode erosion model is established to calculate the erosion of the anode contact in a single interruption, obtaining the influence of various factors on the erosion of the anode contact. The model consists of a melting solidification model, a magneto hydro dynamical (MHD) model for molten pool, and the volume of fraction method (VOF). With this model, the deformation and temperature distribution of the anode contact under different operating conditions can be obtained. The simulation results show that when the breaking current is larger, the arcing time is longer, the anode erosion caused by a single interruption will be more serious. When the direct current components of breaking current is larger, the anode erosion caused by a single interruption will be more serious and electrical endurance of contact will be shorter.

Key words: vacuum arc; anode erosion; simulation; electrical endurance

0 引言

电弧是气体或蒸汽中的一种自持的放电现象^[1-2], 通常以等离子体的形式存在。在电路开断

过程中, 电弧为电路中能量的泄放提供了场所, 从而降低了线路开断时产生的过电压; 但同时也延迟了电路的开断、加剧了触头烧蚀。因此, 研究开关电弧的目的不在于利用其稳定燃烧为生产服务, 而

收稿日期: 2020-03-25; 修回日期: 2020-05-10

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51877164, U1630135, 51911530113)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China(51877164, U1630135, 51911530113).

在于尽快地熄灭电弧,减小电弧对电极的烧蚀^[3-4]。

常见的开关电弧类型有空气电弧、SF₆电弧和真空电弧等,这些类型的电弧广泛存在于电力系统的各类开关电器中。其中,真空电弧广泛应用于真空断路器中,真空开关因其具有体积小、重量轻、寿命长、无污染、适于频繁操作、维修周期长且没有爆炸危险等独特的优点,得到了越来越广泛的应用。目前,中国中压电力系统中基本上都采用真空开关作为控制、保护电器,并且随着真空电弧理论及真空断路器技术的发展和进步,真空开关正在向更高电压、更大电流的方向发展。

通常情况下,真空电弧被划分为阴极斑点区域、弧柱等离子体区域和阳极区域。燃弧过程中,三个区域之间相互影响。阴极斑点是阴极表面上不断快速运动的亮斑,它一方面发射电子以维持阴极表面处电流的连续性,另一方面向极间区域提供阴极材料的金属蒸汽并使其电离为等离子体以维持极间导电介质的连续性。当电弧电流不是很大且施加一定的磁场控制技术时,阳极仍处于不活跃状态,此时阴极斑点是极间等离子体、金属蒸汽和液滴的主要来源^[5]。弧柱等离子体区域是指介于阴极斑点区域和阳极鞘层之间的电弧放电区域,其主要作用是传导电弧电流。当电弧电流较小时,阳极并不活跃,弧柱等离子体区域主要包括阴极斑点处发射的等离子体、金属蒸汽和液滴。随着电流增大,阳极逐渐活跃,阳极侧发射的等离子体、金属蒸汽和液滴成为极间等离子体的一个新的来源^[6-9]。弧柱等离子体注入阳极的能流密度及分布是阳极活动的最主要原因。因此,分析弧柱等离子体的研究现状有利于认识和理解阳极活动的产生机理。

当电弧电流不大且施加了相应的磁场控制技术时,真空电弧的阳极通常处于不活跃状态,它只是被动接受来自弧柱等离子体区域的各种粒子。但是当电弧电流大于某一临界值后,阳极开始变得活跃,阳极表面会发生熔化和蒸发,产生的金属蒸汽在与极间等离子体相互碰撞的过程中发生电离,使得阳极侧也成为极间等离子体的一个来源。当阴极侧和阳极侧均向极间发射等离子体时,弧柱等离子体内部的物理过程变得更加复杂^[10]。而在阳极表面上,熔化后的阳极金属在弧柱等离子体压力的作用下会离开阳极触头中心区域,形成飞溅的金属液滴以及阳极弧坑,在开断大电流后的阳极触头表面,可以看到明显的烧蚀痕迹和弧坑残留^[11-12]。真空开关阳极触头的烧蚀会随着开断次数的增加不

断累积,触头表面的形变越来越严重,触头中心区域越来越薄,这对真空电弧的成功开断是不利的,即随着开断次数的增加,阳极形变的不断累积,真空开关的开断能力是不断下降的。真空开关触头烧蚀,尤其是阳极触头的烧蚀,是影响真空开关寿命的一个不可忽略的因素^[13-20]。

数十年来,研究者对真空电弧阳极现象的认识不断深入,将阳极放电模式分为多种形态,先后进行了针对阳极表面温度,阳极熔化和熔池旋转运动,阳极斑点温度和阳极射流等参数和现象的大量实验工作,并在实验的基础上针对阳极斑点的形成机理提出了多种解释,如极间等离子体控制理论,阳极控制理论,弧柱等离子体与阳极相互作用理论等。同时,针对真空电弧阳极活动的建模与仿真研究也取得了长足发展,从简单的一维热模型到考虑熔化,蒸发,热损的一维复杂模型,再到多物理场耦合的二维物理模型^[21-23],模型越来越复杂的同时也能更准确地预测电极的工作状况,更深入的揭示真空电弧阳极过程的内部机理^[24-25]。

文中针对大电流条件下真空电弧的阳极热活动和熔池运动进行了建模仿真,建立了真空电弧中CuCr合金阳极烧蚀的二维瞬态仿真模型,模型考虑了真空电弧放电过程对阳极过程,尤其是阳极烧蚀的影响,模型将流体力学与热力学相互耦合,重点考虑了放电电流,燃弧时间,电流波形等因素对阳极烧蚀的影响。

1 模型概述

1.1 物理模型

在大电流真空电弧开断过程中,通常选择在电流过零点时进行开断,起弧后电弧电流较小,阴极特性主导电弧发展,阳极在短时间内仅作为接收器存在。从阴极发出的金属液滴,金属蒸汽,离子流等成分在开断间隙中混合,形成极间等离子体流,即弧柱等离子体区域,等离子体流轰击阳极表面,向阳极表面不断输送动能和热能,使阳极温度不断升高,并伴随越来越强的蒸发现象,阳极对电弧的影响也越来越大。当阳极温度超过阳极材料熔点时,阳极金属熔化,熔池开始形成,见图1。随后熔池中的液态金属在等离子体压力作用下流动,阳极触头出现形变。在这个过程中,由于等离子体流形成的压力,阳极熔池中的液态金属可能会以喷溅液滴颗粒的形式离开阳极表面进入弧柱区域,并在阳极中心区域留下阳极弧坑。

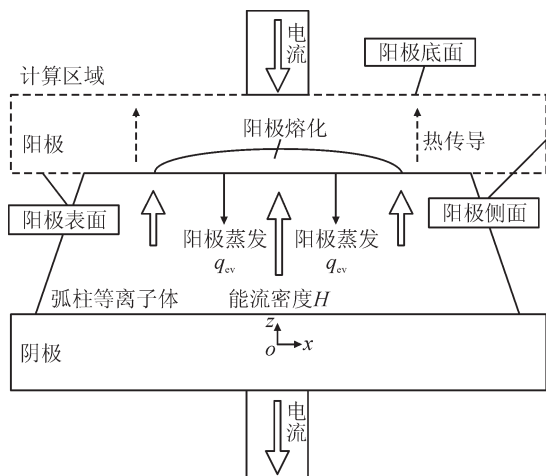


图1 真空电弧阳极融化蒸发物理模型

Fig. 1 Physical model of anode melting and evaporation in vacuum arc

模型考虑了开断不同电流时,作用于阳极表面的能流密度和压力对阳极弧坑和阳极烧蚀的影响,模型仿真计算了开断过程中阳极的温度变化和形变过程,并通过控制变量法研究了不同开断电流、燃弧时间(工频正弦电流)和考虑电弧电流畸变(不同含量的直流分量和谐波分量)下阳极触头的烧蚀情况。

1.2 数学模型

真空电弧阳极触头烧蚀的数学模型主要包括3个部分:熔化凝固模型、熔池 MHD 模型以及 VOF (volume of fluid) 方法^[26-30]。熔化凝固模型主要求解阳极温度和熔池的形成,熔池 MHD 模型和 VOF 方法一起主要求解阳极形变。因阳极热传导、形变和熔池旋转等一些过程都与时间有关,并且在平板电极上通常不涉及非对称过程,以上模型都为二维瞬态旋转轴对称模型。

1.2.1 熔化凝固模型

熔化凝固模型可以基于“焓—多孔性”(enthalpy-porosity)技术方法。在这种方法中,焓值是主要的求解变量,物质的固态和液态通过一个液态分数的参数来表征。这种方法的优点是精度较高,可以采用固定网格来求解熔化凝固问题。焓值方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H_m) + \nabla(\rho u H_m) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) \quad (1)$$

式(1)中: ρ 为阳极材料密度, kg/m^3 ; u 为流体速度, m/s ; λ 为阳极材料热导率, W/m/K 。式(1)中3项从左起依次为焓值随时间的变化项、对流项和传导项。

1.2.2 熔池 MHD 模型

熔池 MHD 模型基于流体力学方程组,包括质量

守恒方程和动量守恒方程为

$$\nabla(\rho u) = 0 \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u) + \nabla(\rho u u) = -\nabla p_{\text{anode}} + \nabla \bar{\tau} \quad (3)$$

式(2)中: p_{anode} 为弧柱作用于阳极表面的压力, Pa , 通常在 10^4 Pa 数量级,在文中的仿真中; p_{anode} 由三维电弧仿真得到,其数值随开断电流的增大而增大,当开断电流的有效值从 20 kA 增大至 35 kA 时; p_{anode} 的峰值从 $2.3 \times 10^4 \text{ Pa}$ 增大至 $4 \times 10^4 \text{ Pa}$; $\bar{\tau}$ 为粘性应力张量, N 。

1.2.3 VOF 方法

VOF(volume of fluid)方法可以求解流体区域中存在多种不相容流体的情况,属于多相流范畴。整个流体区域满足一组流体方程,但是每个单元每种流体所占比例由该种流体的体积分数连续性方程求得。以纯铜阳极为例,对于阳极区域材料有

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_c \rho) + \nabla(\alpha_c \rho u) = m_{\text{ac}} - m_{\text{ca}} \quad (4)$$

式(4)中: α_c 为阳极材料(铜)体积分数; m_{ac} 为弧柱等离子体转化为阳极材料 Cu 的密度转化率; m_{ca} 为阳极材料 Cu 转化为弧柱等离子体的密度转化率。该式为阳极 Cu 材料的体积分数连续性方程,当求得某个网格 α_c 等于 1 时,表示该网格充满阳极 Cu 材料;当某个网格 α_c 等于 0 时,表示该网格没有阳极 Cu 材料,而是充满弧柱等离子体;当某个网格 α_c 介于 0 和 1 之间时,表示该网格既有阳极 Cu 材料又有弧柱等离子体,一般这种情况出现在阳极和弧柱等离子体的交界面处。

1.2.4 边界条件

主要考虑各个方程在阳极表面处的边界条件。

动量方程在阳极表面的边界条件为 p_{anode} , 阴极等离子体射流作用于阳极表面的等离子体压力, Pa 。

能量方程在阳极表面的边界条件为

$$k \frac{\partial T}{\partial r} = q_{\text{anode}} - q_{\text{ev}} \quad (5)$$

式(5)中: q_{anode} 为弧柱作用于阳极表面的能流密度, W/m^2 ; 通常在 10^9 W/m^2 数量级,在文中的仿真中, q_{anode} 由三维电弧仿真得到,其数值随开断电流的增大而增大,当开断电流的有效值从 20 kA 增大至 35 kA 时, q_{anode} 的峰值从 $0.8 \times 10^9 \text{ W/m}^2$ 增大至 $1.4 \times 10^9 \text{ W/m}^2$; q_{ev} 为阳极表面中性原子蒸发带走的能流密度, W/m^2 ,其表达式为

$$q_{\text{ev}} = q_1 F_{\text{ev}} = q_1 \frac{1}{4} \frac{P}{kT} \sqrt{\frac{8kT}{\pi m}} \quad (6)$$

式(6)中: q_1 为单个阳极材料金属的蒸发潜热, J ;

P 为阳极金属材料的饱和蒸气压, Pa; m 为阳极金属材料的原子质量, kg; k 为玻尔兹曼常量, J。

1.2.5 参数设置

文中采用 CuCr50 合金做为阳极材料, 并将 CuCr50 合金处理为纯金属, 其物性参数, 如密度, 比热, 热导率, 粘性等, 都按照各组分的物性参数按其组分质量所占比例进行线性组合, 唯一例外的参数是材料的熔点, CuCr 合金的熔点视为与 Cr 熔点相同, 即合金熔点等于组分中熔点较高的那一种, 只有所有组分都熔化后, 合金才能流动。

因此, 在文中的仿真计算中, 借助仿真软件自带的熔化凝固模型, 只需要针对阳极材料设置对应的粘性系数和表面张力系数即可添加粘性应力张量 $\bar{\tau}$, 同时为了简化计算, 可以将固态的阳极视为粘性极大的液态材料, 且不论阳极材料处于固态还是液态, 均视为不可压缩流, 因此, CuCr50 合金阳极的粘性系数 ν 设置为 $\text{Pa} \times \text{s}$

$$\begin{cases} \nu = 1000 & T \leq 2133 \text{ K} \\ \nu = 0.5 \times \left(3.009 \times 10^{-4} \times e^{\frac{30500}{8.314 \times T}} + 5.7 \times 10^{-4} \times e^{\frac{32000}{8.314 \times T}} \right) & T > 2133 \text{ K} \end{cases} \quad (7)$$

铜铬合金与真空电弧之间的表面张力系数 γ 设置为 (N/m)

$$\gamma = 0.5 \times [1.285 - 0.13 \times 10^{-3} \times (T - 1355) + 1.7 - 0.32 \times 10^{-3} \times (T - 2133)] \quad (8)$$

式(7)、(8)中: 1355 K 为铜的熔点; 2133 K 为铬的熔点; T 为阳极表面温度, K。

模型需要确定等离子体弧柱作用于阳极表面的能流密度分布, 压力分布和电流密度分布, 包括三者的空间分布和时间分布。借助文献中的三维电弧仿真模型^[31-35], 可以得到与峰值时刻对应的弧柱仿真结果, 等离子体弧柱作用于阳极表面的能流密度, 压力和电流密度在该时刻的空间分布均可在弧柱仿真结果中提取。三者的时间分布设为相同, 采用开断电流的时间函数。

文中考虑触头直径为 58 mm, 考虑电弧占据面积约为触头面积的大约 50%, 因此有效电弧直径和触头直径考虑为 $D=41$ mm, 阳极触头片厚度为 $d=4$ mm, 电弧对阳极触头的烧蚀量通常不会超出这一厚度。

2 仿真结果

2.1 阳极温升熔化过程

阳极温升熔化过程, 见图 2。图 2 展示了阳极温升熔化的过程, 开断电流有效值 35 kA (峰值约 49.5 kA), 工频 50 Hz, 以电流过零点为 0 时刻, 1 ms 时刻开断,

燃弧 9 ms, 在 10 ms 电流过零时熄弧成功, 故 10 ms 后注入阳极的能流密度和作用于阳极表面的压力均为 0。

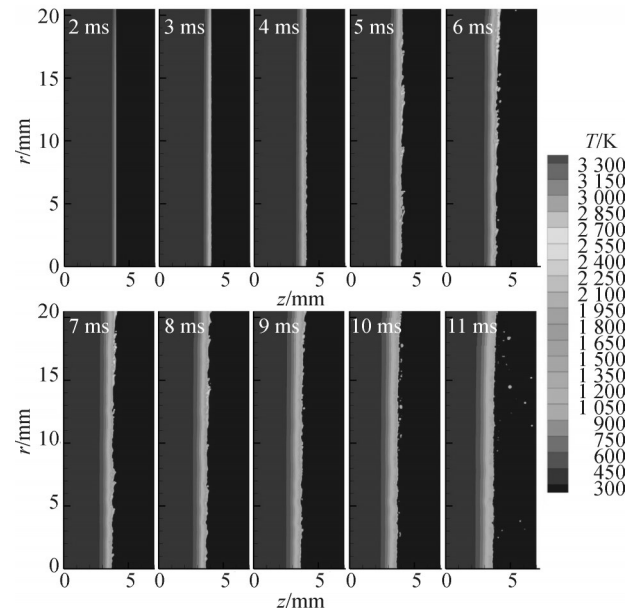


图 2 阳极温升熔化过程

Fig. 2 Process of anode temperature rising and melting

可以看出, 直至 3 ms 时刻, 尽管已经燃弧 2 ms, 但由于注入阳极的能量较少, 阳极表面温升不大, 没有形变发生, 4 ms 时, 阳极表面开始熔化, 有轻微的形变出现。5 ms 时, 电流达到峰值, 注入阳极的能流密度和作用于阳极表面的压力也都达到峰值, 阳极形变明显。在这之后, 注入阳极的能流密度逐渐下降, 但阳极温度仍处于上升状态, 阳极的熔化和形变仍在不断积累。8 ms 时, 阳极温度达到峰值, 随后阳极温度逐渐下降。从燃弧开始到熄弧成功, 阳极表面的形变不断增加, 阳极烧蚀也不断累积。在整个燃弧过程中, 由于等离子体作用在阳极表面的压力, 阳极融化后形成的金属液滴都分布在阳极表面附近, 在电弧熄灭后, 作用于阳极表面的压力迅速消失, 金属液滴向间隙大幅运动。

10 ms 后, 电弧熄灭, 注入阳极的能流密度和作用于阳极表面的压力同时归零, 阳极金属的形变也随之停止, 即阳极金属在熄弧后的惯性运动对阳极弧坑的影响是很小的, 对比图 2 中 10 ms 和 11 ms 阳极表面形貌, 几乎没有变化。因此整个燃弧过程中阳极触头的质量损失可以在 10 ms 时刻的仿真结果中得到。在文中采用的模型中, 通过 VOF 方法区分不同时刻的阳极材料和电弧区域, 在 10 ms 时刻的仿真结果中将与网格中心坐标一一对应的 VOF 值 (即该网格的 VOF 值) 全部导出, 假设网格中心坐标

(x, y) 处的VOF值为 $\alpha_c(x, y)$ 。在阳极触头区域, α_c 为1, 在弧柱区域(包括弧坑区域), α_c 为0, 在阳极表面, α_c 的值可能在0到1之间。文中的研究对象是平板电极的上阳极烧蚀, 因此模型是旋转对称的, 通过对各个坐标点的VOF值进行旋转积分, 即可得到此时剩余的阳极触头体积, 由于数值计算导致的离散化, 旋转积分可以通过累加来实现为

$$V = \sum \pi \left(\frac{y}{0.5h} \right) h^3 \times \alpha_c(x, y) \quad (9)$$

式(9)中: y 为网格的纵坐标; h 为网格边长(5×10^{-5} m); 在初始阳极体积固定的情况下 ($V_0 = \pi \frac{D^2}{4} d$); 截止该时刻阳极触头的质量损失为

$$g = (V_0 - V) \times \rho \quad (10)$$

计算结果显示, 截止10 ms时刻(即熄弧时刻), 阳极质量损失约2.11 g。

2.2 放电电流的影响

开断电流的大小直接决定注入阳极的能流密度和作用于阳极表面的压力大小, 不同电弧电流下触头的烧蚀情况见图3。在0 ms时刻施加不同幅值的工频(50 Hz)正弦电弧电流, 并使触头在3 ms时刻触头开始打开, 电弧开始燃烧, 燃弧时间为7 ms, 在10 ms时刻电弧电流过零, 电弧熄灭。图中显示的电流值为开断电流的有效值, 为了对比仿真结果观测放电电流对阳极烧蚀过程的影响, 电流从20 kA开始等间距增大, 直至35 kA。图中阳极形貌及温度分布对应的时刻为10 ms, 即电弧熄灭时刻, 此时作用于阳极表面的能流密度和压力均已下降至0, 阳极形貌不会再有明显的变化, 因此在该时刻统计阳极在经过开断过程后的形变和质量损失。温度的比色卡针对整个仿真过程, 比色卡中温度的上限超出图示时刻阳极温度的上限, 是因为在10 ms时刻阳极的整体温度已经处于下降阶段。

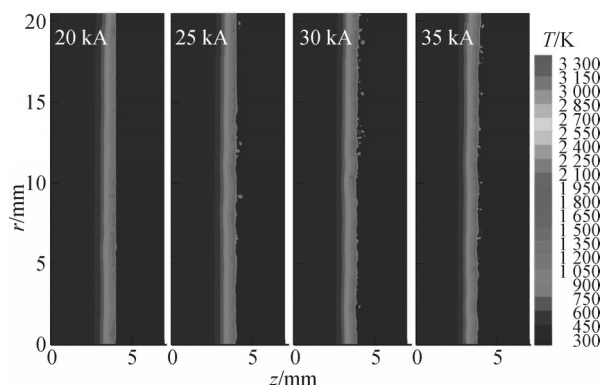


图3 电弧电流对触头烧蚀的影响

Fig. 3 Effect of arc current on contact ablation

对图3中的阳极形态进行旋转积分就可以得到熄弧时刻的阳极体积, 由此可以计算出开断不同大小的电流时, 单次燃弧过程中阳极的质量损失, 其结果见图4。

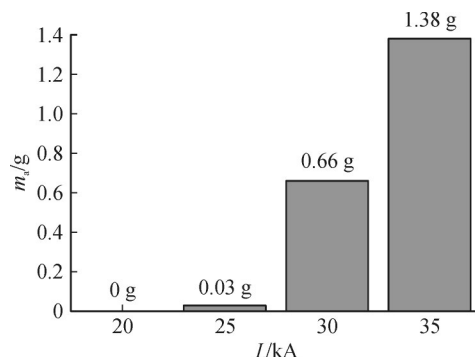


图4 不同电流下阳极单次燃弧的质量损失

Fig. 4 Anode mass loss after single arc burning under different arc currents

由图4可见, 当电流较小(2 kA, 有效值, 下同)时, 单次开断电弧烧蚀所造成的触头质量损失几乎为零, 开断25 kA电流时阳极表面有轻微形变出现, 单次燃弧所造成的质量损失约0.0 g, 当开断电弧电流有效值从30 kA增大到35 kA时, 单次开断电弧烧蚀所造成的触头质量损失从0.66 g增大到1.38 g。这是因为随着开断电流的增大, 注入阳极的能流密度和电流密度都会增大, 作用于阳极表面的压力也将同步增加, 更多的能量在相同的时间内注入阳极, 导致更多的阳极金属熔化, 并在更强的弧柱压力作用下离开触头中心区域, 形成更大的阳极弧坑, 以及更严重的阳极烧蚀。

即使开断电流较小的情况下(有效值20 kA), 阳极中心区域的温度也可以达到3 000 K以上, 开断较大电流时, 阳极中心温度能达到3 500 K左右, 因此大电流回路的开断过程中阳极金属的熔化几乎是不可避免的, 然而在较小电流条件下并没有出现明显的阳极弧坑和阳极烧蚀, 说明此时作用于阳极表面的压力较小, 不足以将熔化金属挤出中心区域, 从而形成明显的阳极弧坑。

综上所述, 随着电弧电流的增加, 单次开断所造成的阳极电弧烧蚀越来越严重, 阳极触头质量损失越来越大, 这势必使阳极触头的电寿命更短。

2.3 燃弧时间的影响

保持电弧电流有效值为35 kA, 不同燃弧时间下电弧对阳极触头的烧蚀情况见图5。图5中阳极形貌及温度分布对应的时刻为10 ms。在0 ms时刻施加不同幅值的工频正弦电弧电流, 10 ms时电流过零, 电弧熄灭。通过控制开断时刻来控制电弧的

燃弧时间。图 4 中, 以 9 ms 为例, 燃弧 9 ms 对应 1 ms 时刻触头开断, 电弧开始形成, 经过 9 ms 的燃弧后, 在 10 ms 时刻电流过零, 电弧熄灭, 仿真停止。

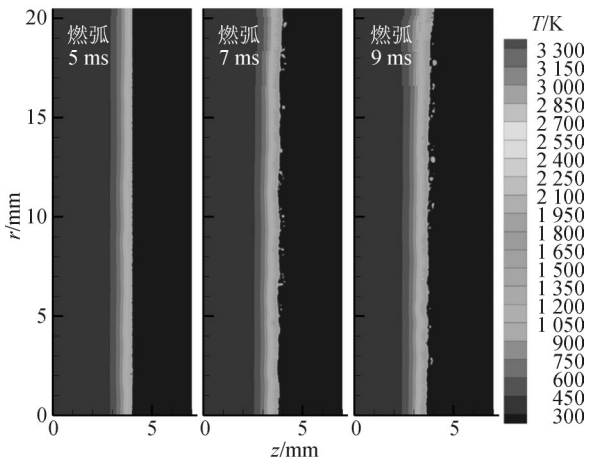


图 5 燃弧时间对触头烧蚀的影响

Fig. 5 Effect of arc time on contact ablation

对图 5 中的阳极形态进行旋转积分就可以得到熄弧时刻的阳极体积, 由此可以计算出不同燃弧时间时, 单次燃弧过程中阳极的质量损失, 其结果见图 6。

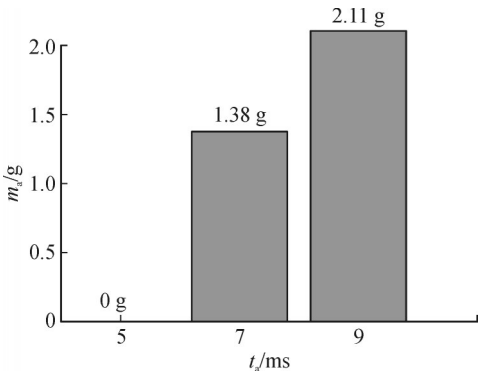


图 6 不同燃弧时间下阳极单次燃弧的质量损失

Fig. 6 Anode mass loss after single arc burning under different arc time

从图 4 和图 6 中可以看出, 当燃弧时间为 5 ms 时, 单次开断燃弧所造成的触头质量损失很小, 阳极触头几乎没有形变; 当燃弧时间从 7 ms 增加到 9 ms 时, 触头质量损失从 1.38 g 增加到 2.11 g。这是因为作用于阳极触头表面各参量采用与开断电流一致的时间函数(即正弦函数), 当开断时刻较晚(5 ms 时刻开断), 则燃弧时间较短(5 ms), 尽管各参数的峰值一致, 但由于作用时间短, 注入阳极的总能量较少, 所以阳极金属的熔化量较少, 而且在压力较大的时刻阳极金属刚刚开始熔化, 总的熔化量较少, 无法形成较大的阳极弧坑, 随着注入能量的积累, 熔化金属越来越多, 然而作用于阳极表面的压力也越来越小, 所以燃弧时间较短(5 ms)的条件下始终无法形

成明显的弧坑。

由此可见, 随着燃弧时间增加, 触头表面被加热的时间也越长, 当压力较大时阳极金属的熔化量增加, 更多金属被压出阳极中心区域, 单次开断所造成的电弧烧蚀更严重, 触头质量损失更大。需要注意的是, 上述仿真及讨论是建立在电弧在第 1 个电流零点成功熄灭的基础上, 然而随着开断时间的延后, 燃弧时间变短, 电弧能量需要在更短的时间里被消耗, 这意味着电弧在第一个电流过零点开断成功的可能性下降。如果电弧在第 1 个电流过零点开断失败, 当电流重新反向增大时, 电弧也将重新剧烈燃烧, 此时触头的阴阳极互换, 新的阳极触头将经历完整的电流半波, 然后再第 2 个电流过零点尝试熄弧, 这一过程将对触头造成更加严重的烧蚀, 甚至会使电弧在短时间内无法熄灭, 导致更加严重的后果, 因此目前的大电流开断, 通常都选择在电流过零点时进行开断。

2.4 电流波形(直流分量)的影响

在实际开断过程中, 开断电流的时间函数势必与 50 Hz 的标准正弦函数有所偏差, 这一方面源于电流中夹杂的谐波电流, 另一方面源于开断时的直流分量, 二者几乎都是不可避免的。不同工况下的实际开断电流有很大区别, 而国标 GB 1984—2014^[36]中规定了在大半波、系统回路时间常数为 45 ms 时不同分闸时间对应的电流峰值和电流半波持续时间, 见表 1。

表 1 大半波、系统回路时间常数为 45 ms 时, 不同分闸时间对应的电流峰值和电流半波持续时间

Table 1 Large half wave and the system loop time constant is 45 ms, the current peak values and times of half wave corresponding to different opening times

分闸时间/ms	电流峰值/p.u.	电流半波持续时间/ms
$33.0 < t \leq 53.5$	1.21	11.50
$12.5 < t \leq 33.0$	1.33	12.50
$0.0 < t \leq 12.5$	1.51	13.50

由表 1 中数据可知, 直流分量造成电弧电流波形畸变, 为简化起见, 将畸变后的电弧电流函数仍处理为正弦函数, 而电流幅值和频率做出相应调整。理论分析可知, 开断电流中的直流分量越大, 电弧电流的畸变越严重(峰值越高, 周期越长), 即表 1 中所示的 3 种工况, 从左至右直流分量逐渐上升, 与标准正弦的差异越来越大。标准 50 Hz 正弦曲线和改动后的时间函数曲线见图 7。

由图 7 可以看出, 随着直流分量的增大, 在电弧可以在第一个过零点开断的前提下, 燃弧时间从标

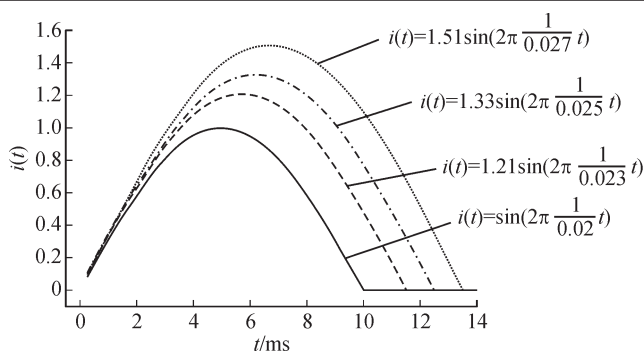


图7 标准50 Hz时间函数与改动后的时间函数

Fig. 7 Standard 50 Hz time function and modified time functions

准正弦的10 ms逐渐上升至11.5、12.5、13.5 ms,峰值上升至标准正弦的1.21、1.33、1.51倍。即随着直流分量的增大,燃弧时间在增加,开断电流的峰值也在增大。

不同直流分量和谐波分量下电弧对阳极触头的烧蚀情况见图8。图8中阳极形貌及温度分布对应的时刻为各自工况的熄弧时刻,电弧均在电流过零点时开始燃烧,图中所示时间既是各自工况的半周期时间,也是燃弧时间,3组结果与标准正弦及表1中的3种工况相对应,开断电流有效值为25 kA。

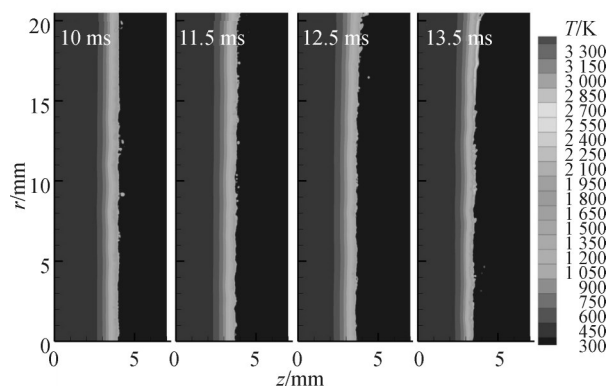


图8 开断电流中混入不同程度的直流分量和谐波对触头烧蚀的影响

Fig. 8 Effect of DC components and harmonics on contact ablation

对图8中的阳极形态进行旋转积分就可以得到熄弧时刻的阳极体积,由此可以计算出开断电流中混入不同程度的直流分量和谐波时,单次燃弧过程中阳极的质量损失,其结果见图9。

由图8、9可以看到,随着直流分量的增大,单次开断对阳极触头的烧蚀也越来越严重,开断标准正弦的该电流时,阳极触头虽然有一定的形变,但几乎没有质量损失,当加入谐波和直流分量后,阳极形变加剧,质量损失增大,随着谐波和直流分量的增加,单次开断后阳极的质量损失从1.43 g,到1.76 g,再到2.53 g。

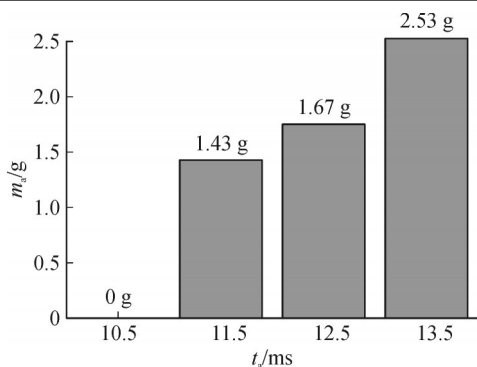


图9 开断电流混入不同程度直流分量和谐波时阳极单次燃弧的质量损失

Fig. 9 Anode mass loss after single arc burning under different DC components and harmonics

综上所述,开断过程中的直流分量越大,电流峰值越高,燃弧时间越长,单次开断所造成的烧蚀越严重,阳极触头质量损失越大,触头的电寿命越短。

在仿真中,将熄弧时刻的阳极形态作为下一次仿真计算时阳极的初始形貌,即可得到多次开断对阳极烧蚀的影响,仿真结果显示多次烧蚀所造成质量损失的平均值基本等于第一次烧蚀的质量损失,即阳极形貌的轻微变化对烧蚀过程中的质量损失影响不大。

3 与其他研究者结果的对比

在文[37]中,研究者对CuCr30电极进行了开断实验,电极直径58 mm,开距10 mm,结果显示在开断有效值25 kA的电流后,阳极表面只有极轻微的烧蚀痕迹,在文中的仿真中,相同条件下的平板CuCr50电极在开断相同的电流后,质量损失约为0.03 g,在图3中几乎看不到明显的形变。同时研究者对纯铜触头进行了更多的研究工作,结果显示,在纯铜触头上,开断电流小于10 kA时阳极几乎没有形变,开断12.5 kA电流后有轻微烧蚀痕迹,开断15 kA电流后阳极有明显形变,开断17.5 kA电流后阳极严重烧蚀,尽管材料不同,但这一趋势与文中的结论是一致的。

文[38]中对大电流真空电弧CuCr阳极的表面温度和融化情况进行研究,开断电流有效值25 kA,燃弧时间11.5 ms,测得熄弧时阳极表面温度约2 000 K,与文仿真结果极为接近。在文[39]中的仿真中,注入阳极的能流密度峰值为 1.1×10^9 W/m²,与文中采用的参数极为接近,研究者认为纯铜阳极的烧蚀要比铜铬合金阳极严重的多,对比文中的仿真结果与文[32]中的实验结果,可以验证该结论。

4 结语

文中结合真空电弧弧柱区仿真工作建立了真空电弧阳极触头烧蚀模型,在该模型的基础上研究了开断电流、燃弧时间(开断时刻)和电弧电流畸变对单次开断过程中阳极触头烧蚀的影响。

仿真结果表明,随着电弧电流的增加,单次开断所造成的阳极烧蚀越严重,阳极触头质量损失越大,阳极触头的电寿命更短。在第1个电流过零点开断成功的情况下,燃弧时间越长(触头打开越早),单次开断所造成的阳极触头烧蚀越严重,但需要注意一旦在第1个电流过零点开断失败,电极将面临更加严重的烧蚀。直流分量是通过改变电弧电流幅值和燃弧周期来影响触头烧蚀的,直流分量越大,电流波形畸变越严重,则电弧电流幅值越大且燃弧时间越长,单次开断所造成的阳极触头烧蚀越严重,触头的电寿命越短。

参考文献:

- [1] 张冠生. 电器理论基础[M]. 北京: 机械工业出版社, 1989.
ZHANG Guansheng. Theoretical basis of electrical appliances[M]. Beijing: Machinery Industry Press, 1989.
- [2] 王其平. 电器电弧理论[M]. 北京: 机械工业出版社, 1991.
WANG Qiping. Electric arc theory[M]. Beijing: Machinery Industry Press, 1991.
- [3] 张节荣, 钱家骊, 王伯瀚. 高压电器原理和应用[M]. 北京: 清华大学出版社, 1989.
ZHANG Jierong, QIAN Jiali, WANG Bohan. Principles and applications of high-voltage electrical appliances[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 1989.
- [4] 王季梅. 真空开关理论及其应用[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 1986.
WANG Jimei. Vacuum switch theory and its application [M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 1986.
- [5] BOXMAN R L, MARTIN P J, SANDERS D M. Handbook of vacuum arc science and technology[M]. New Jersey: Noyes Publications, 1995.
- [6] BATRAKOV A, SCHNEIDER A, ROWE S, et al. Observation of an anode spot shell at the high-current vacuum arc [C]//24th International Symposium on Discharge and Electrical Insulation in Vacuum. Germany: Braunschweig, 2010: 351-354.
- [7] POPOV S A, SCHNEIDER A V, BATRAKOV A V, et al. Anode jet in a high-current vacuum arc[J]. Technical Physics, 2012, 57(7): 938-944.
- [8] WANG Lijun, QIAN Zhonghao, HUANG Xiaolong, et al. Three-dimensional time-dependent model and simulation of high-current vacuum arc in commercial axial magnetic fields vacuum interrupters[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2013, 41(8): 2015-2021.
- [9] DENG Jie, WANG Lijun, HUANG Xiaolong, et al. Modeling and simulation of high-current vacuum arcs subjected to transverse magnetic field[C]//The 3rd International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology. Busan, Korea: [s.n.], 2015: 122-126.
- [10] WANG Lijun, HUANG Xiaolong, JIA Shenli, et al. 3D Numerical simulation of high current vacuum arc in realistic magnetic fields considering anode evaporation[J]. Journal of Applied Physics, 2015, 117 (24): 243-301.
- [11] 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.
HUANG Xiaolong, WANG Lijun, JIA Shenli, et al. Simulation research of deflection phenomenon of vacuum arc and anode erosion under the combined action of axial magnetic field and external transverse magnetic field[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(6): 941-946.
- [12] JIA Shenli, YANG Dingge, WANG Lijun, et al. Investigation of the swirl flow on anode surface in high-current vacuum arcs[J]. Journal of Applied Physics, 2012, 111(4): 43301.
- [13] 黎斌. 断路器电寿命的折算、限值及其在线监测技术[J]. 高压电器, 2005, 41(6): 41.
LI Bin. Conversion, limit and on-line monitoring technology of electrical endurance for circuit breakers[J]. High Voltage Apparatus, 2005, 41(6): 41.
- [14] 刘志远, 耿英三, 王季梅. 高电压真空断路器的技术进展[J]. 电气时代, 2008(1): 80-84.
LIU Zhiyuan, GENG Yingsan, WANG Jimei. Introduction of high voltage vacuum circuit breaker technologies[J]. Electric Age, 2008(1): 80-84.
- [15] CHENG Bohu, FENG Botao, JING Gangyang, et al. An assessment method for electrical life of vacuum circuit breaker based on cloud model[C]//International Conference on High Voltage Engineering and Application. Poznan: [s.n.], 2014: 1-4.
- [16] 李宝伟, 倪传坤, 文明浩, 等. 基于关联变电站信息的断路器失灵保护技术研究[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(14): 173-178.
LI Baowei, NI Chuankun, WEN Minghao, et al. Research on breaker failure protection based on associated substation information[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(14): 173-178.
- [17] 李宝伟, 倪传坤, 文明浩, 等. 基于关联变电站信息的断路器失灵保护技术研究[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(14): 173-178.
LI Baowei, NI Chuankun, WEN Minghao, et al. Research on breaker failure protection based on associated substation information[J]. Power System Protection and Control, 2019,

- 47(14):173-178
- [18] 李 伟,刘 博,肖凤良,等. 535 kV 混合式高压直流断路器电场计算与分析[J]. 广东电力,2019,32(12):58-65.
LI Wei, LIU Bo, XIAO Fengliang, et al. Electric field calculation and analysis of 535 kV Hybrid HVDC circuit breaker[J]. Guangdong Electric Power, 2019, 32(12):51-57.
- [19] 于兴林,李慧敏. 500 kV 主变压器高压侧断路器失灵联跳主变压器三侧断路器优化[J]. 广东电力,2019,32(11):157-164.
YU Xinglin, LI Huimin. Optimization on failure protection of high-voltage side breaker of 500 kV main transformer tripping on breakers at three sides[J]. Guangdong Electric Power, 2019, 32(11):157-164.
- [20] 吴思源,柯 飒,李婉卿,等.基于故障仿真分析的高压直流断路器测试要求的确定方法[J].智慧电力,2019,47(4):53-58.
WU Siyuan, KE Sa, LI Wanqing, et al. Method to determine experimental requirements of HVDC circuit breaker based on fault simulation analysis[J]. Smart Power, 2019, 47(4):53-58.
- [21] JANISZEWSKI J, IDZIAK P. The heating processes on anode surface in a high-current switching arc[C]//6th International Conference on Heat Transfer, Thermal Engineering and Environment.[S.l.]:[s.n.], 2008:215-219.
- [22] WATANABE K, SOMEI H, SATOH Y, et al. The calculation of anode surface temperature and melting depth at current zero in AC 50 Hz vacuum arc[C]//IEEE Power Energy Magazine, Japan:[s.n.], 1994: 227-231.
- [23] BEILIS II, NEMIROVSKY A, GOLDSMITH S, et al. Two-dimensional thermal model of a refractory anode in a vacuum arc[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2003, 31(5): 958-962.
- [24] WANG L J, JIA S L, LIU Y, 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): 113306.
- [25] TIAN Y B, WANG ZX, GENG YS, et al. Simulation of heat transfer and fluid flow in an anode melting pool under high-current vacuum arcs[C]//2nd International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology. Matsue, Japan: IEEE, 2013: 1-4.
- [26] HUANG X L, WANG L J, DENG J, et al. Modeling of the anode surface deformation in high-current vacuum arcs with AMF contacts[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2016, 49(7): 75202.
- [27] 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.
- [28] WANG Lijun, ZHANG Xiao, HUANG Xiaolong, et al. Simulation results of influence of constricted arc column on anode deformation and melting pool swirl in vacuum arcs[J]. Physics of Plasmas, 2017, 50(9): 95203.
- [29] ZHANG Xiao, WANG Lijun, JIA Shenli, et al. Modeling of cathode spot crater formation and development in vacuum arc[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2017, 50(45): 455203.
- [30] WANG Lijun, YANG Ze, JIANG Jing, et al. Modeling of vacuum arc behavior under anode spot and anode plume modes[J]. Applied Physics Letters, 2019(115):14101.
- [31] WANG L J, JIA S L, SHI Z Q, et al. High-current vacuum arc under axial magnetic field: Numerical simulation and comparisons with experiments[J]. Journal of Applied Physics, 2006, 100(11):113304.
- [32] WANG L J, JIA S L, SHI Z Q, et al. Numerical simulation of vacuum arc under different axial magnetic fields[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2005: 1034-1041.
- [33] WANG L J, JIA S L, ZHOU X, et al. Three-dimensional model and simulation of vacuum arcs under axial magnetic fields[J]. Physics of Plasmas, 2012, 19(1): 13507.
- [34] QIAN Z H, WANG L J, JIA S L, et al. 3-D simulation of plasma's rotation behavior in high current vacuum arcs under realistic spatial magnetic field profile[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2014, 42(10): 2708-2709.
- [35] QIAN Z H, WANG L J, JIA S L, et al. 3-D simulation of high-current vacuum arcs under combined effect of actual magnetic field and external transverse magnetic field[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2015, 43(8): 2275-2282.
- [36] 高压交流断路器:GB 1984—2014[S].1980.
High voltage AC circuit breaker:GB 1984—2014[S].1980.
- [37] 杨鼎革. 纵向磁场作用下大电流真空电弧阳极热活动即熔池运动研究[D]. 西安:西安交通大学,2012.
YANG Dingge. Research on anode thermal activity and motion of melting pool in high-current vacuum arc under axial magnetic field[D]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University, 2012.
- [38] NIWA Y, SATO J, YOKOKURA K, et al. The effect of contact material on temperature and melting of anode surface in the vacuum interrupter[C]//19th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum. Xi'an: [s.n.], 2000: 524-527.
- [39] SCHELLEKENS H, SCHULMAN M B. Contact temperature and erosion in high-current diffuse vacuum arcs on axial magnetic field contacts[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2001, 29(3): 452-461
- 卫 涛(1976—),男,高级工程师,主要从事变电一、二次设备检修及管理工作(E-mail:75829288@qq.com)。
- 王立军(1975—),男,教授,博士生导师,主要研究方向为开关电器电弧理论及其应用、新型开关设备仿真及测试技术和放电等离子体技术及其应用(E-mail:lijunwang@mail.xjtu.edu.cn)。