第 49 卷 第 5 期：2111-2120 高电压技术 Vol.49, No.5: 2111-2120
2023 年 5 月 31 日 High Voltage Engineering May 31, 2023
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20220583

旋弧式 SF_6/N_2 混合气体触发间隙开关电弧仿真与实验研究

王永兴[1]，曲学彬[1]，王　雯[2]，李志兵[2]，黄　印[2]，董恩源[1]
（1. 大连理工大学电气工程学院，大连 116024；2. 中国电力科学研究院有限公司，北京 100192）

摘　要：江苏—白鹤滩±800 kV 特高压混合直流输电工程中，采用触发间隙开关作为 400 kV 母线消能装置开关。开关主电极采用了带有螺旋槽结构的平板型横磁旋弧电极。文中使用了三维 MHD 电弧模型对触发间隙开关主电极的旋弧特性进行了研究，仿真获得了不同电极结构对电极控弧性能的影响。仿真结果显示电弧在横向磁场的作用下，整体沿电极边界进行高速旋转，降低了电弧对主电极的烧蚀程度。电弧转速随着电极旋弧瓣数的增加而增加，随着极板直径的增加而减小。通过与通流实验中拍摄的主电极旋弧过程进行对比，综合仿真和实验的结果，确定了工程应用的电极结构具体参数。

关键词：MHD 模型；SF_6/N_2 混合气体；触发间隙；电弧旋转；横磁

Simulation and Experimental Research on Rotating Arc of Triggering Gap Switch in SF_6/N_2 Mixed Gas

WANG Yongxing[1], QU Xuebin[1], WANG Wen[2], LI Zhibing[2], HUANG Yin[2], DONG Enyuan[1]
(1. School of Electrical Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;
2. China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China)

Abstract: In the Jiangsu-Baihetan ±800 kV UHV hybrid DC transmission project, the trigger gap switch is used as the switch of the 400 kV busbar energy dissipation device. The main electrode of the switch adopts a flat plate transverse magnetic arc electrode with a helical slot structure. In this paper, the three-dimensional MHD arc model is applied to study the arcing characteristics of the main electrode in the trigger gap switch. The effects of different electrode structures on the arc control performance are obtained by simulation. The simulation results show that the arc rotates at high speed along the electrode boundary under the action of the transverse magnetic field, which reduces the degree of ablation of the main electrode by the arc. The arc rotation speed increases with the increase of the number of helical slots and decreases with the increase of the diameter of the electrode. The rotating arc process of the main electrode is photographed by the DC current experiment, and it is compared with the simulation results, thereby the electrode structure parameters for engineering applications are determined.

Key words: MHD model; SF_6/N_2 mixed gas; trigger gap; rotary arc; horizontal magnetism

0　引言

在国家电网公司建设的白鹤滩—江苏±800 kV 混合直流输电工程中，当受端交流系统出现故障时，400 kV 母线上会产生很大功率盈余，导致过电压，严重威胁电压源换流器(voltage source converter，VSC)阀组的安全，必须在柔直母线上加装可控自恢复泄能装置进行泄能。泄能装置中的快速控制开关需兼顾合闸速度快、结构简单、成本低等优点，传统机械开关的关合时间无法满足要求，电力电子开关结构复杂成本高，因此选择关合速度快，结构简单可靠的等离子体喷射触发型间隙开关[1]。SF_6 气体具有优异的绝缘性能、灭弧性能等特性，但其带来的温室效应问题也不容忽视。SF_6/N_2 混合气体替代 SF_6 是一种简便有效的环保化措施，已开始逐步应用于气体绝缘金属封闭开关设备等气体绝缘电力设备中。同时，SF_6 的强电负性对触发用喷射等离子体产生强抑制作用，需要大幅提升触发能量才能提

基金资助项目：国家电网公司总部科技项目(配电网用灵活控制特快速开关的基础问题研究) (5400-202055451A-0-0-00)。
Project supported by Science and Technology Project of SGCC (Research on Fast Vacuum Circuit Breaker Action Dispersion and Its Control Method) (5400-202055451A-0-0-00).

高触发导通的可靠性，SF_6/N_2 混合气体综合了 N_2 易触发和 SF_6 通流能力强的特点[2-3]，使得间隙开关可在较低的触发能量下实现较强的等离子体喷射，因此选择 SF_6/N_2 混合气体作为触发间隙开关用气体绝缘介质。触发间隙开关的主要工作是在导通后承担短时通流任务，因此用于触发间隙开关的主电极结构必须有良好的抗烧蚀能力，避免电极在大电流燃弧中电极形态发生改变。同时，主电极必须具有良好的控弧能力，减少电弧对电极连接部件以及外侧绝缘筒壁的烧蚀，从而提高触发间隙开关的短时通流能力。为实现上述目标，本文对触发间隙开关通流过程中的旋转电弧特性展开研究，优化设计电极结构。

对于触发间隙开关主电极结构的设计，借鉴了真空断路器研制过程中提出的螺旋槽横磁电极结构，使电弧在横向磁场的作用下沿电极边界高速旋转，减轻对电极的烧蚀，提高电极电寿命。

针对旋弧电极结构，1995 年 Kumar C 和 Pramanik A 首次提出了横向磁场控制下的旋转电弧装置，电弧在洛伦兹力的驱动下沿环形电极运动，减轻电极表面的烧蚀，提升开关的寿命 [4]。华中科技大学何孟兵等人通过对旋转电弧间隙开关进行研究，发现电极表面烧蚀痕迹随放电电流峰值的增加而严重[5]。沈阳工业大学曹云东等人通过对电极旋转运动过程中直流空气电弧的动态分析，发现加大阴、阳极弧根的相对位置偏差利于电弧熄灭。电弧的转速越大，对电极的烧蚀程度越轻[6]。西安交通大学雷博森等人对弧形缝隙螺旋槽式电极结构进行了研究，发现螺旋槽横磁电极具有较大的载流能力，并且横磁电极可以降低弧区由于烧蚀产生的金属蒸汽密度[7]，更容易开断电流且绝缘介质恢复速度更快。李兴文等人建立了气吹灭弧室的二维电弧模型，研究了空气电弧整个发展和气吹灭弧的复杂过程[8]。修士新等人对“卍”字型触头进行研究，分析了不同开槽数和杯指倾斜角对电弧所受的磁吹力的影响，同时发现了弧柱在运动到触头槽隙时更倾向于沿槽隙运动而非跨槽[9-10]。大连理工大学邹积岩团队建立了新型嵌合式真空断路器电极模型，在 10 kA 直流条件下探究了不同电极结构参数对嵌合式电极磁场调控的特点[11-13]。沈阳工业大学李静等人通过研究二维直流空气电弧的触头模型，发现弧压上升速度降低不利于电弧开断[14]。平高集团祁海洋等人对盘状旋弧触头在小电流下进行了电弧动态仿真，研究发现电弧在磁场产生的洛伦兹力的作用下高速旋转，提高了灭弧室的开断能力[15]。李博等人通过研究改进型直流真空断路器的介质恢复特性发现，优化触头直径以及触头开距可在一定程度上提升介质恢复能力[16]。E. Dullni 和 E. Schade 等人研究发现，Radial Magnetic Fields (RMF)断路器通过磁场来移动电弧，并通过平衡移动弧柱中的表面加热和动量增益过程，得到了电弧速度和电弧电压的表达式[17]。

上述研究主要在真空或空气条件下展开，但真空的通流能力与空气的绝缘强度均无法满足本项目触发间隙的需求。本文采用基于磁流体动力学的三维电弧模型，针对 SF_6/N_2 混合气体触发间隙开关的旋弧特性开展研究，仿真确定混合气体电弧下不同电极结构的旋弧特性。然后搭建触发间隙通流实验平台，开展通流实验，在实验过程中采用高速摄影仪对电弧形态进行拍摄。最后将仿真计算与通流实验结果进行对比，确定了工程用电极结构。

1 基于磁流体动力学的三维电弧模型

1.1 数学模型

气体电弧是一个集气流场、热场、电磁场之间相互耦合，同时以传导、对流、辐射等能量传递方式进行动量、能量、质量交换的复杂物理过程[18-21]。影响电弧状态的因素很多，为提高计算效率，简化设置如下：

1）电弧等离子体满足局部热力学平衡条件。

2）气体的物性参数均为气压和温度的函数。

3）电弧等离子体看做连续介质，运用 N-S 方程组表示电弧特性。

4）电弧的发展运动过程中不考虑电极、连接部件等的烧蚀产生的金属蒸汽对电弧造成的影响。

基于上述 4 项设置，使用 N-S 控制方程描述电弧三大守恒方程，使用麦克斯韦方程组描述电磁场变化规律，所建立的电弧模型包括以下方程。

流体力学控制方程：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho \boldsymbol{V})=0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \boldsymbol{V})+\nabla\cdot(\rho \boldsymbol{V}\boldsymbol{V})=\nabla\cdot(\eta\nabla \boldsymbol{V})-\nabla p+S \tag{2}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho T)+\nabla\cdot(\rho \boldsymbol{V}T)=\nabla\cdot(\lambda\nabla T)+S_h \tag{3}$$

$$\rho=f(p,T) \tag{4}$$

式(1)为质量守恒方程，式(2)为动量守恒方程，式(3)为能量守恒方程，式(4)为气体状态方程。其中

式(2)中 S 为动量守恒方程源项，式(3)中 S_h 为能量守恒方程源项，各表达式如下：

$$S=\boldsymbol{J}\times\boldsymbol{B} \tag{5}$$

$$S_h=\sigma E^2-q_{rad} \tag{6}$$

电磁场方程为：

$$\nabla\cdot(\sigma\nabla\phi)=0 \tag{7}$$

$$\boldsymbol{E}=-\nabla\phi \tag{8}$$

$$\boldsymbol{J}=\sigma\boldsymbol{E} \tag{9}$$

$$\nabla^2\boldsymbol{A}=-\mu J \tag{10}$$

$$\boldsymbol{B}=\nabla\times\boldsymbol{A} \tag{11}$$

上述公式中应用到的变量含义如表 1 所示。

由于电流等级较高，通流产生的欧姆热使得电弧温度较高，辐射散热 q_{rad} 成为电弧能量耗散的主要方式，本文采用 P1 辐射模型计算电弧辐射[22]。根据安培定律，电流流经旋弧瓣时产生磁场 $\boldsymbol{B}$，弧柱在其径向分量 $\boldsymbol{B}_r$ 的作用下受到了垂直于弧柱本身的横向洛伦兹力。在洛伦兹力的驱动下，弧柱围绕电极边缘旋转，计算式为式(7)—式(11)所示。

1.2　参数设置

仿真研究采用的螺旋槽横磁电极的结构如图 1 所示，螺旋槽宽度为 1 mm，极板中央存在直径为 48 mm 的中央平台区，旋弧瓣平面与水平面存在 1.6°夹角，电极开距为 25 mm。

将 SolidWorks 中设计的几何模型导入 ICEM 中进行网格剖分。本文中电极结构的网格剖分采用对电极弧形边界适应度高、生成速度快的非结构体自适应网格。基于相关设置，电弧敏感区域如电极边界部分的网格相对密集，网格单元尺寸相对较小，而电弧非敏感区域直至计算域边界的网格单元尺寸将逐渐增大，以避免由于使用单一网格单元尺寸造成网格数量过大，导致计算效率大幅降低。

为保证仿真的准确度和效率，对计算域的尺寸进行了敏感度研究，计算域设置如图 2 所示。

当计算域半径过小，仿真电弧弧柱在旋转过程中会触碰到计算域边界，电弧旋转受阻，影响仿真结果。当计算域半径过大，计算域内各物理场分布不受影响，但整体网格数较大，仿真效率降低。通过对计算域尺寸的敏感度研究，最终确定计算域的高为 170 mm，半径为 175 mm。

为了求解 1.1 节中列举的方程组，需要气体的相关物性参数，本文采用的物性参数来自气体放电等离子体基础数据库[23]。计算域内绝缘介质为初始气压 0.35 MPa 的 30%SF_6/70%N_2。

间隙触发腔喷口位于下极板中央，通过对间隙触发过程进行拍摄，发现触发后初始弧柱呈柱状连通上下极板[24]，故在仿真模型中上下极板中间选择一个柱形区域作为初始弧柱，如图 3 所示。在大电流条件下，电弧中央温度可达 20 000 K，并沿径向线性递减[25]。

表 1　变量单位表

Table 1　Unit table of variables

变量	符号	单位	变量	符号	单位
密度	ρ	kg/m³	时间	t	s
速度	V	m/s	粘性系数	η	kg/(m·s)
电流密度	J	A/m²	磁感应强度	B	T
热导率	λ	W/(m·K)	压强	p	Pa
温度	T	K	辐射	q_{rad}	W/m²
电导率	σ	S/m	电场强度	E	V/m
电位	φ	V	磁矢势	A	Wb/m
磁导率	μ	H/m			

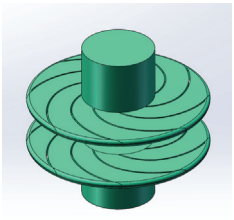


图 1　螺旋槽横磁电极示意图

Fig.1　Schematic diagram of helical slot transverse magnetic electrode

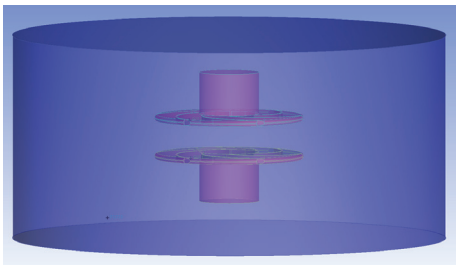


图 2　计算域示意图

Fig.2　Schematic diagram of computational domain

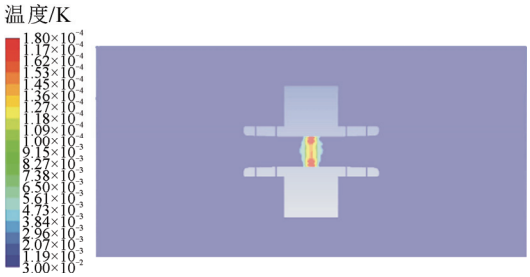


图 3　初始弧柱

Fig.3　Initial arc column

2 不同电极条件下电弧特性仿真

2.1 不同旋弧瓣数下燃弧状态

4 瓣电极下仿真电弧存在长时间停滞，转动缓慢的现象，在 30 ms 的燃弧过程中，仿真电弧旋转 2.5 圈，平均每圈旋弧时间为 12 ms。电弧全程均未得到有效控制，在计算域内随意扩散，并布满整个计算域边界，对绝缘套筒内壁、电极、导杆等部件造成严重烧蚀。

6 瓣电极下，在 30 ms 的燃弧过程中，电弧旋转 7.45 圈，平均每圈旋弧时间为 4.03 ms。仿真电弧在空间中呈现不规则 C 字型。当仿真进行到 18 ms 后，电弧失去控制，在空间中任意扩散，同时伴随大量热气体扩散到计算域边界，对绝缘套筒内壁造成烧蚀，电极对电弧的约束能力较低。

8 瓣电极下，在 30 ms 的燃弧过程中，仿真电弧旋转 15 圈，平均每圈旋弧时间为 2 ms。在转速方面，8 瓣电极下的电弧无明显停滞，转速相比 6 瓣电极明显提高。在形态方面，前 18 ms 内，电弧呈短柱状在极板间高速旋转，24 ms 后，电弧运动到极板边界，在空间中呈 C 字型，虽然存在部分热气体扩散到计算域边界，但弧柱主体仍保持在极板边缘，电极对电弧的控制能力得到提升。

2.2 不同旋弧瓣数下仿真结果分析

从仿真结果中发现，电极的控弧能力与电弧转速随电极结构调整的变化趋势相同。电弧由洛伦兹力驱动绕电极边界高速旋转，磁感应强度大小直接影响洛伦兹力大小，而电弧转速高低为洛伦兹力大小的直接体现。因此选择 3 个典型电流值，对 3 种结构下的磁感应强度分布与速度场进行对比，如图 7、图 8 所示，图中从左至右分别为 120 mm/4 瓣、6 瓣、8 瓣电极。

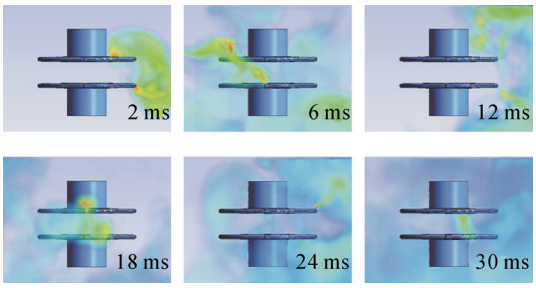


图 4 120 mm/4 瓣电极下仿真电弧图像

Fig.4 Simulated arc images driven by the 4-helical-slot-based electrode with a diameter of 120 mm

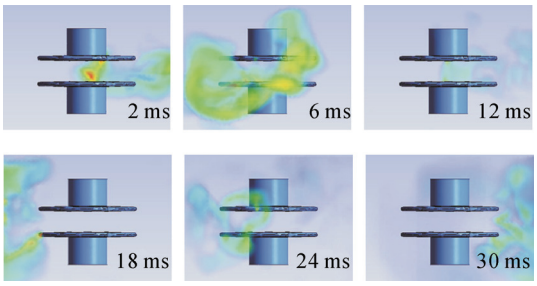


图 5 120 mm/6 瓣电极下仿真电弧图像

Fig.5 Simulated arc images driven by the 6-helical-slot-based electrode with a diameter of 120 mm

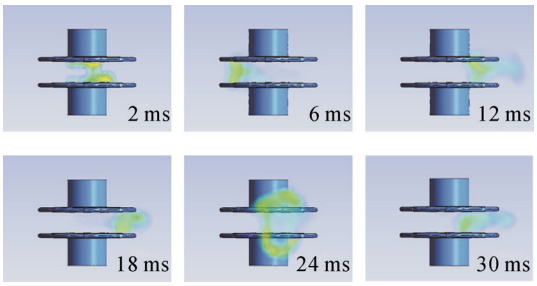


图 6 120 mm/8 瓣电极下仿真电弧图像

Fig.6 Simulated arc images driven by the 8-helical-slot-based electrode with a diameter of 120 mm

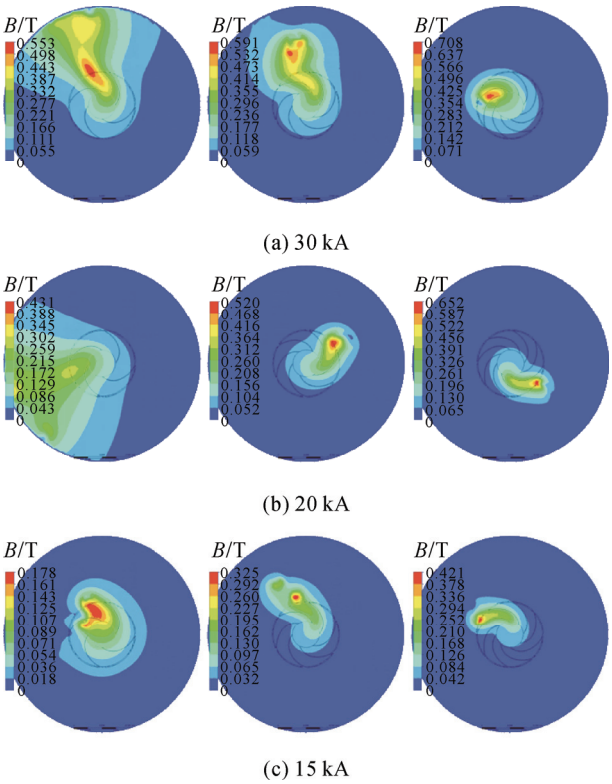


图 7 不同瓣数电极相同电流值下磁感应强度对比图

Fig.7 Comparison of magnetic induction intensity at the same current value for electrodes with different helical slot

在电极开距的中间高度截取平面，观察该平面上的磁感应强度分布，从图 7 中可知，随着旋弧瓣数的增加，电极产生的横磁逐渐增大，导致电流相同时电弧受到的洛伦兹力增大。而洛伦兹力的增大不但提高了电弧的转速，同时抑制了电弧在空间中随意扩散的趋势。此外，在相同电极结构下，随着电流的降低，横磁大小随之降低，电弧受到的洛伦兹力降低到一定程度后开始扩散，同时导致电弧的转速 v 也随电流的降低而降低，如图 8 所示。

在 120 mm 直径电极下，随着旋弧瓣数的提高，电弧的速度变化如表 2 所示。

通过计算电弧在 30 ms 内旋转总路程获得电弧的平均速度，并将不同瓣数下仿真电弧形态以及电弧速度进行对比，当旋弧瓣数从 4 瓣增大到 6 瓣时，由于电弧受到洛伦兹力增大，电弧从扩散状态变成绕电极边缘低速旋转状态，转速提高 3 倍，热气体扩散程度下降，电极控弧能力得到提升。当旋弧瓣数从 6 瓣增大到 8 瓣时，电弧受力继续增大，电弧从低速旋转状态变成高速旋转状态，转速提高 2 倍，热气体扩散程度明显降低，电极的控弧能力得到提升，但仍然存在 C 字型电弧。

2.3　不同极板直径下燃弧状态

通过对比分析不同电极旋弧瓣数对电极控弧能力的影响，发现在 120 mm 直径下提高电极旋弧瓣数后电极的控弧效果并未达到预期目标。因此在计算域尺寸不变的前提下，通过减小极板直径，增大热气体扩散到套筒内壁的距离以减轻烧蚀。在 6 瓣旋弧瓣条件下将直径调整为 110 和 90 mm，仿真对比不同直径电极的控弧效果。

110 mm/6 瓣电极下的仿真结果如图 9 所示。在 30 ms 的燃弧过程中，仿真电弧旋转 15.5 圈，平均每圈旋弧时间为 1.94 ms。相比于 120 mm 直径电极，电弧转速得到进一步提高。在形态方面，仿真电弧全程呈短柱状并在极板间高速旋转，相比于 120 mm/6 瓣电极，电弧形态稳定时间更长。24 ms 后，少量热气体扩散到计算域边界，但并未出现 120 mm 直径电极下的 C 字型电弧，电极的控弧能力得到显著提升。

90 mm/6 瓣电极下的仿真结果如图 10 所示。在仿真全程的 30 ms 内，仿真电弧共旋转 16 圈，平均每圈旋弧时间为 1.88 ms。在转速方面，90 mm 电极下电弧转速略高于 110 mm 电极。在电弧形态方面，虽然 90 mm 电极下仿真中期电弧呈短柱状高速旋转，但稳定时间短于 110 mm 电极，同时仿真初期和末期的电弧扩散程度均高于 110 mm 电极。

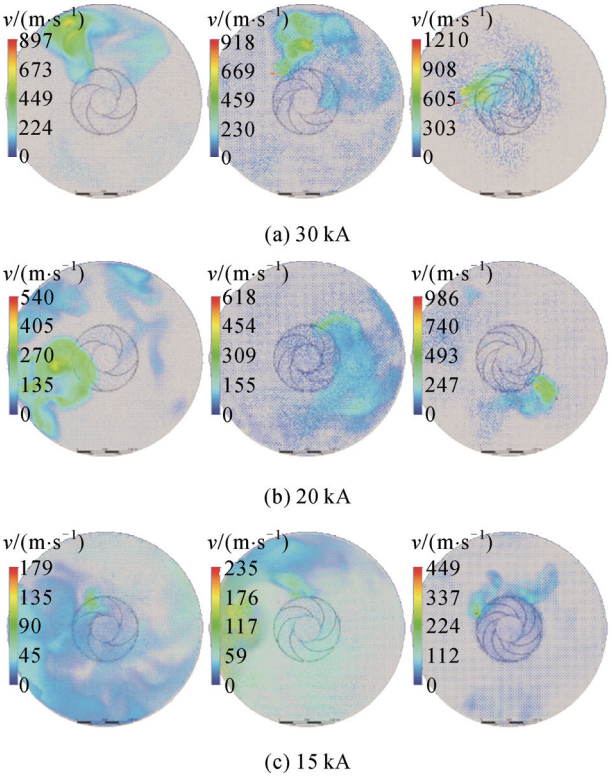


图 8　不同瓣数电极相同电流值下速度对比图

Fig.8　Comparison of speed at the same current value for electrodes with different helical slot

表 2　不同瓣数下电弧速度表

Table 2　Table of arc speed under different helical slots

旋弧瓣数	4	6	8
转速/(m·s⁻¹)	31.4	93.6	188.4

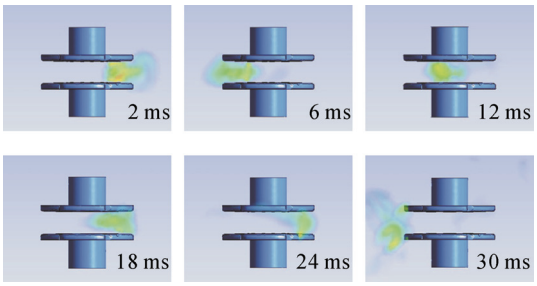


图 9　110 mm/6 瓣电极下仿真电弧图像

Fig.9　Simulated arc images driven by the 6-helical-slot-based electrode with a diameter of 110mm

2.4　不同极板直径下仿真结果分析

在相同电流值下对不同极板直径电极的仿真结果进行对比，如图 11 和图 12 所示，从左至右分别为 120、110、90 mm/6 瓣电极。

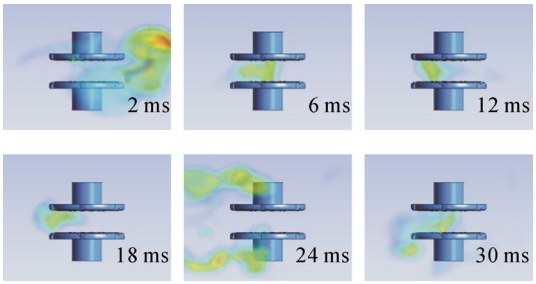


图 10 90 mm/6 瓣电极下仿真电弧图像

Fig.10 Simulated arc images driven by the 6-helical-slot-based electrode with a diameter of 90 mm

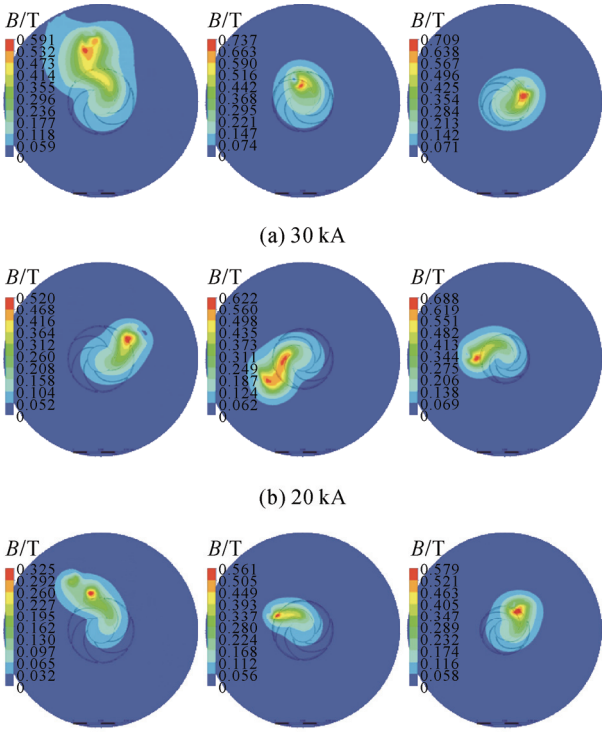


图 11 不同直径电极相同电流值下磁感应强度对比图

Fig.11 Comparison of magnetic induction intensity at the same current value for electrodes with different helical slot

采用相同方法截取平面，观察其磁感应强度分布，从图 11 中可以看到，在不同电流等级下，随着电极直径的降低，电极产生的横磁逐渐增大。同样的，在同一极板直径下，电极产生的横磁随电流的降低而降低。电弧的速度变化如表 3 所示。

将不同直径下仿真电弧形态以及电弧速度进行对比，当电极直径从 120 mm 降低到 110 mm 时，电弧从低速旋转状态变成高速旋转状态，其转速提高 2 倍，热气体扩散程度大幅下降，电弧主体全程呈短柱状绕电极边缘旋转，仿真电弧形态稳定性与

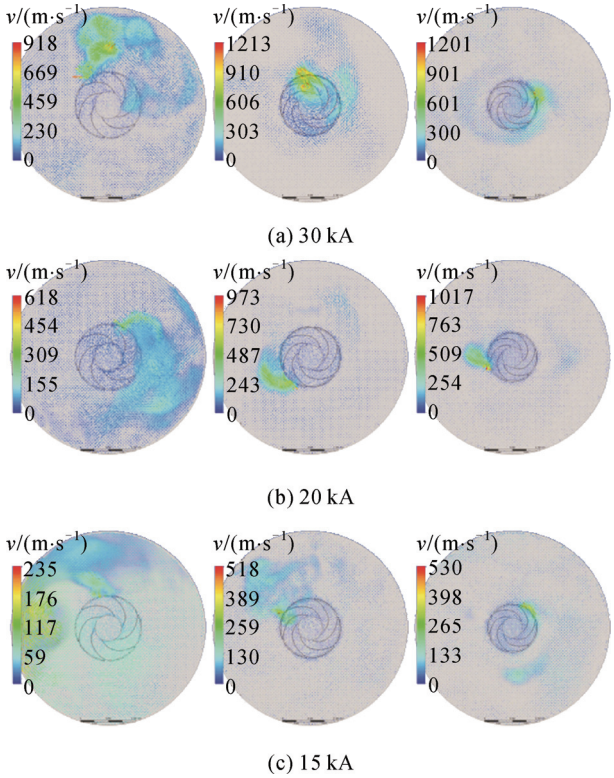


图 12 不同直径电极相同电流值下速度对比图

Fig.12 Comparison of speed at the same current value for electrodes with different helical slot

表 3 不同直径下电弧速度表

Table 3 Table of arc speed under different diameters

直径/mm	120	110	90
转速/(m·s⁻¹)	93.6	194.7	201

电极控弧能力均得到提升。当电极直径从 110 mm 降低到 90 mm 时，电弧速度持平，但电弧在仿真开始出现大范围扩散，并在 24 ms 时拉长至计算域边界，电弧形态不稳。因此综合考虑电弧转速及形态变化，110 mm/6 瓣电极的控弧性能最好。

3 通流实验

3.1 通流实验回路

为了验证电极旋弧仿真的结果，搭建了触发间隙开关的通流实验平台开展旋弧实验。实验回路如图 13 所示，其中电抗器为 0.78 mH，储能电容器组容值为 1.015 mF，电阻分压器测量储能电容器组充电电压，电流线圈测量放电电流。

直流电压源由交流变压器和整流硅堆组成，用来给储能电容器组充电，储能电容充电电压为 DC

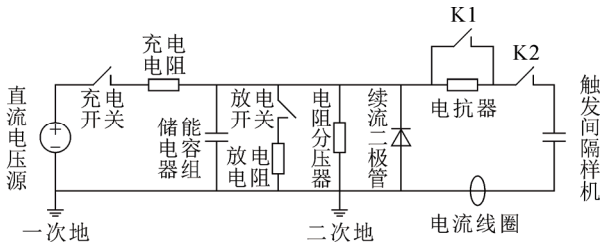


图 13　直流通流实验回路

Fig.13　DC current test loop

30 kV。通流实验时，在储能电容器组充电完成后，断开充电开关并闭合开关 K2。触发命令发出后，间隙导通，电容器组通过电抗器放电。由于电容器组两端反并联了续流二极管，电容器组的能量全部转移至电抗器后，电抗器通过二级管续流，产生衰减直流电。当通流进行到 30 ms 时，闭合开关 K1 将回路电流转移，触发间隙电流骤降至 0 后逐渐熄弧。

3.2　通流实验平台

根据通流实验回路搭建通流实验平台如图 14 所示，除组成通流回路的设备之外，还包括触发源及高速摄像机，触发源完成间隙样机的触发控制，高速摄像机以 0.667 ms 的间隔拍摄电弧形态。

3.3　不同电极结构下电弧特性实验研究

通过对上述不同结构电极进行仿真后发现，120 mm/8 瓣、110 mm/6 瓣电极的控弧性能较好，其余电极的控弧效果较差，为减轻电弧对绝缘套筒内壁及连接部件的烧蚀，对控弧性能较好的两种电极进行通流实验。

3.3.1　120 mm/8 瓣电极

通流实验中测得峰值为 30.4 kA 的衰减直流，波形如图 15 所示，间隙在 0 ms 触通，电流在 2.7 ms 达到峰值，30 ms 时由于回路电流转移，间隙电流骤降至 0。

实验拍摄的电弧形态如图 16 所示。从图像中可以看出，燃弧过程中电弧基本呈短柱状，在电极边缘逆时针高速旋转，但后期仍存在一定程度上的拉长并扩散到罐体观察窗的观察范围外，与仿真电弧形态变化趋势保持一致。同时，对拍摄电弧的转速进行计算，在整个燃弧时间内，电弧旋转 16 圈，平均每圈的旋弧时间为 1.88 ms，与仿真电弧相比，实验电弧多旋转 1 圈，平均旋弧时间相比仿真电弧少 6%，实验电弧的转速略高于仿真电弧。

在网格剖分的过程中，由于旋弧瓣边缘存在窄缝，剖分时导致窄缝周围网格单元非常小，使电极网格过密，大幅降低计算效率，因此对窄缝部分进行了简化，消除窄缝的同时对旋弧瓣尖锐部分进行了圆角处理。旋弧瓣边缘简化如图 17 所示。

对旋弧瓣边缘结构进行优化后，旋弧瓣边缘的

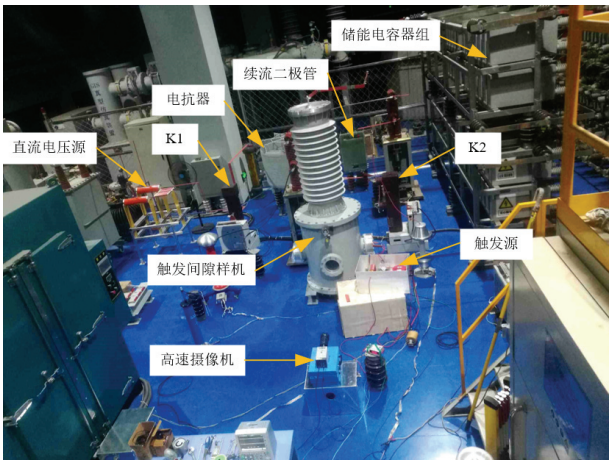


图 14　触发间隙通流实验平台

Fig.14　Trigger gap through-flow test platform

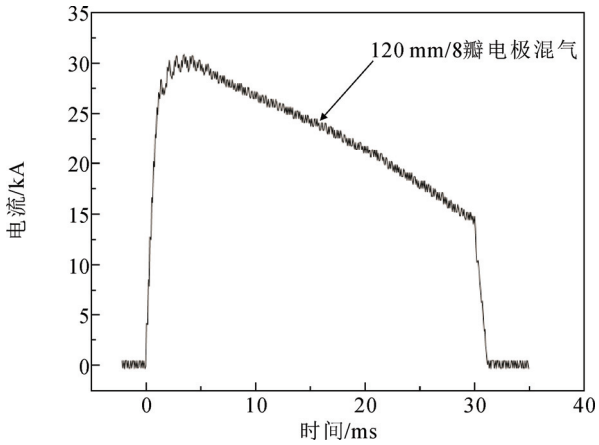


图 15　120 mm/8 瓣电极下电流波形

Fig.15　Current waveform of the 8-helical-slot-based electrode with a diameter of 120 mm

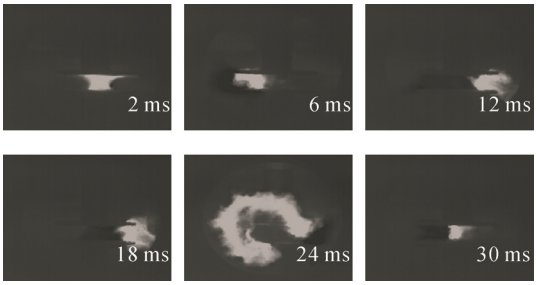


图 16　120 mm/8 瓣电极下电弧实验图像

Fig.16　Arc test images driven by the 8-helical-slot-based electrode with a diameter of 120 mm

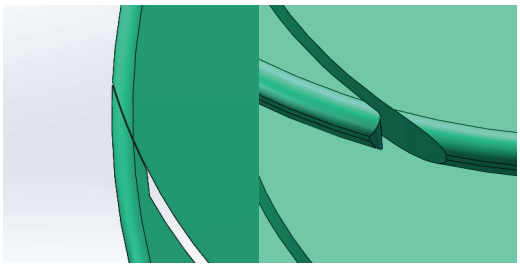


图 17 电极旋弧瓣边缘简化示意图

Fig.17 Simplified schematic diagram of the helical slot edge of the electrode

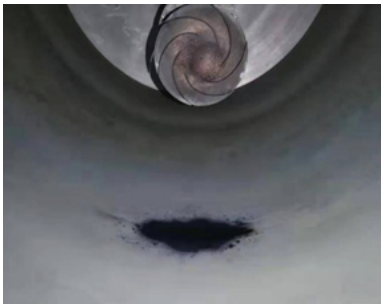


图 18 120 mm/8 瓣电极下套筒内壁烧蚀图

Fig.18 Ablation diagram of the inner wall of the sleeve of 8-helical-slot-based electrode with a diameter of 120 mm

槽隙增大。当电流值高于 18 kA 时，电弧在电极所夹内部空间运动，仿真电弧高速旋转时直接跨越旋弧槽，与实验电弧路径相同。当电流下降到 18 kA 后，电极产生的横磁减小，电弧开始向电极外部扩散。当电弧弧根运动到极板边缘后，由于极板边缘槽隙明显增大，仿真电弧并没有直接越过槽隙，而是在槽隙内短暂停留[10]。实验电弧则直接越过 0.1 mm 细缝正常旋转。因此仿真电弧从 25 ms 开始逐渐落后于实验拍摄电弧。通过对比仿真过程中电弧形态的变化趋势及通流拍摄获得的电弧形态，发现二者变化趋势基本相同。

在 120 mm/8 瓣电极条件下的通流实验完成后将间隙样机解体，发现绝缘套筒内壁有明显烧蚀痕迹，如图 18 所示。

从实验电弧与仿真电弧的转速对比、电弧形态变化趋势以及绝缘筒壁的烧蚀情况来看，实验电弧初步的验证了仿真模型的可靠性。

3.3.2 110 mm/6 瓣电极

将主电极换成 110 mm/6 瓣电极后进行通流实验，测量获得图 19 所示的峰值为 33 kA 的衰减直流。间隙在 0 ms 触通，电流在 2 ms 达到峰值，30 ms 时由于回路电流转移，间隙电流值骤降至 0。拍摄的电弧形态如图 20 所示。

通过观察电弧图像可以发现，实验电弧全程呈短柱状绕电极边缘旋转。相比于 120 mm/8 瓣电极，110 mm/6 瓣电极下电弧形态更加稳定，无 C 字型电弧。在 30 ms 的燃弧过程中，电弧旋转 16 圈，平均每圈的旋弧时间为 1.88 ms。与仿真电弧相比，实验电弧多旋转 0.5 圈，平均旋弧时间相比仿真电弧少 3.09%，实验电弧转速同样略高于仿真电弧。

将实验电弧与仿真电弧的位置对比后发现，仿真电弧仅在 30 ms 时位置落后于实验电弧。通过观察 110 mm/6 瓣电极的电流波形发现，电流在 28 ms

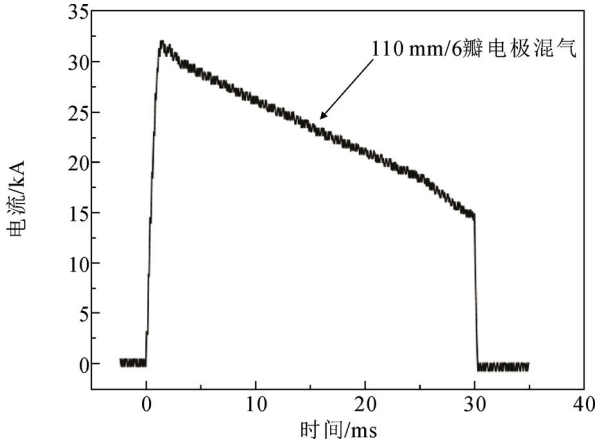


图 19 110 mm/6 瓣电极下电流波形

Fig.19 Current waveform of the 6-helical-slot-based electrode with a diameter of 110 mm

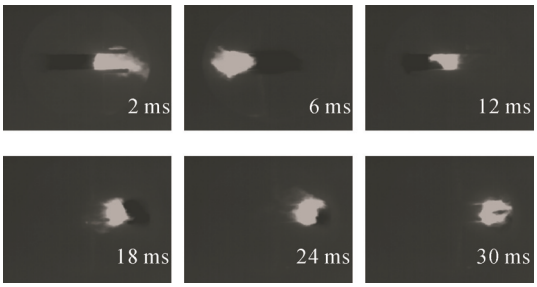


图 20 110 mm/6 瓣电极下电弧实验图像

Fig.20 Arc test images driven by the 6-helical-slot-based electrode with a diameter of 110 mm

时下降到 18 kA，弧根开始向极板边缘运动，到电流转移前，电弧仅在电极边缘旋转 2 ms，低于 120 mm/8 瓣电极的 5 ms。因此 110 mm/6 瓣电极下的仿真电弧与实验电弧的平均旋弧时间的误差更低。

将通流后的间隙样机解体后发现，绝缘套筒内壁无明显烧蚀痕迹，如图 21 所示。通过对电极的改进，提升了电极的控弧能力。

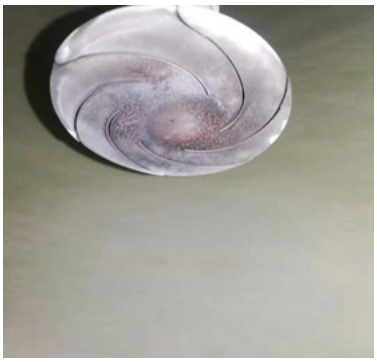


图 21　110 mm/6 瓣电极混气条件下电极烧蚀

Fig.21　Ablation diagram of the inner wall of the sleeve of 6-helical-slot-based electrode with a diameter of 110 mm

4　结论

1）电极控弧能力随旋弧瓣数的增大而提高。在 120 mm 直径电极下，增大旋弧瓣数后，电弧从 12 ms/圈的扩散状态提升到 2 ms/圈的高速旋转状态，电弧扩散程度下降，有利于提升间隙通流寿命。

2）电极控弧能力随极板直径降低先提高后降低。在 6 瓣电极下，随着极板直径的降低，仿真电弧从 4.03 ms/圈的低速旋转状态提升到 1.88 ms/圈的高速旋转状态，但直径过小会导致电极控弧能力不稳，需谨慎选择。

3）将实验电弧的转速、形态与仿真电弧进行对比，二者的形态变化运动趋势基本一致，综合控弧特性并对比通流实验后绝缘套筒内壁的烧蚀情况，选取 110 mm/6 瓣电极用于触发开关工程样机。

参考文献　References

[1] 朱　浩，李志兵，李晓昂，等. 等离子体喷射触发型 SF_6 间隙开关触发寿命试验研究[J]. 电网技术，2021，45(8)：3298-3304.
ZHU Hao, LI Zhibing, LI Xiaoang, et al. Experimental study on trigger life of SF_6 gap switch triggered by plasma jet[J]. Power System Technology, 2021, 45(8): 3298-3304.

[2] 毛光辉，高理迎，张　民，等. SF_6/N_2 混合气体雷电冲击放电特性及协同效应研究[J]. 高电压技术，2022，48(2)：674-680.
MAO Guanghui, GAO Liying, ZHANG Min, et al. Analysis on discharge characteristics and synergistic effect of SF_6/N_2 mixed gas under lightning impulse[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(2): 674-680.

[3] 屠幼萍，袁之康，罗　兵，等. 0.4～0.8 MPa 气压下二元混合气体 SF_6/N_2 和 SF_6/CO_2 露点温度计算[J]. 高电压技术，2015，41(5)：1446-1450.
TU Youping, YUAN Zhikang, LUO Bing, et al. Calculation on dew temperatures of binary gas mixtures SF_6/N_2 and SF_6/CO_2 under 0.4~0.8 MPa gas pressures[J]. High Voltage Engineering, 2015, 41(5): 1446-1450.

[4] KUMAR C P, PRAMANIK A. Analytical estimation of magnetic field and arc velocities in a Walkie Edgar spark gap device[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1995, 31(1): 837-843.

[5] 何孟兵，李　劲，姚宗干. 旋转电弧间隙开关的电极烧蚀[J]. 高电压技术，2002，28(S1)：30-31，34.
HE Mengbing, LI Jin, YAO Zonggan. Electrode erosion of rotary arc gap-switches[J]. High Voltage Engineering, 2002, 28(S1): 30-31, 34.

[6] 周　旭，曹云东，付　思，等. 电极旋转运动过程中直流空气电弧的动态分析[J]. 电器与能效管理技术，2019(12)：20-26.
ZHOU Xu, CAO Yundong, FU Si, et al. Dynamic analysis of DC air arc during rotating motion of electrode[J]. Electrical & Energy Management Technology, 2019(12): 20-26.

[7] 雷博森，程　凯，孔春才，等. 真空灭弧室触头磁场结构研究进展[J]. 真空电子技术，2019(5)：1-6.
LEI Bosen, CHENG Kai, KONG Chuncai, et al. Progress of magnetic contacts in vacuum interrupter[J]. Vacuum Electronics, 2019(5): 1-6.

[8] 李兴文，吕启深，田　甜，等. 直流空气电弧作用下触头烧蚀特性[J]. 高电压技术，2020，46(6)：1970-1977.
LI Xingwen, LÜ Qishen, TIAN Tian, et al. Contact erosion characteristics under direct current air arc[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(6): 1970-1977.

[9] 修士新，庞先海，张　敏. 真空灭弧室横向磁场触头间磁吹力的计算分析[J]. 真空电子技术，2007(5)：19-22.
XIU Shixin, PANG Xianhai, ZHANG Min. Computation and analysis of magnetic blowout forces in transverse magnetic field contacts of vacuum interrupter[J]. Vacuum Electronics, 2007(5): 19-22.

[10] 段肖力，修士新，吴水锋，等. 真空开关横磁触头磁场仿真与电弧特性研究[J]. 高压电器，2017，53(3)：57-63.
DUAN Xiaoli, XIU Shixin, WU Shuifeng, et al. Characteristic of wan-type transverse magnetic field contacts of vacuum circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2017, 53(3): 57-63.

[11] YU X M, LIANG D S, QIN T T, et al. Simulation research of magnetic field for electrodes in DC vacuum circuit breaker[C]//IEEE 28th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum (ISDEIV). Greifswald, Germany: IEEE, 2018: 275-278.

[12] 于晓蔓. 直流真空开关电弧磁场调控及新型触头设计[D]. 大连：大连理工大学，2019.
YU Xiaoman. The magnetic control of vacuum arc and design of a new contact for DC vacuum circuit breaker[D]. Dalian, China: Dalian University of Technology, 2019.

[13] CAI M Z, ZHANG Z Y, ZOU J Y, et al. Research on composite magnetic field contact of dc vacuum circuit breaker and its arc behavior[C] // IEEE 5th International Conference on Electric Power Equipment-Switching Technology (ICEPE-ST). Kitakyushu, Japan: IEEE, 2019: 276-279.

[14] 李　静，关明旭，刘树鑫，等. 直流空气电弧作用下触头熔蚀过程及其对开断特性影响[J]. 高电压技术，2022，48(4)：1531-1541.
LI Jing, GUAN Mingxu, LIU Shuxin, et al. Process of contact erosion and influence on breaking characteristics under DC air arc[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(4): 1531-1541.

[15] 祁海洋，袁端磊，王海燕，等. 基于 MHD 理论的旋转电弧三维动态仿真及分析[J]. 高压电器，2019，55(2)：69-76.
QI Haiyang, YUAN Duanlei, WANG Haiyan, et al. 3D dynamic simulation and analysis of rotary arc based on MHD theory[J]. High Voltage Apparatus, 2019, 55(2): 69-76.

[16] 李　博，包涌泉，彭振东，等. 基于改进型直流真空断路器弧后暂态仿真及介质恢复特性分析[J]. 电工技术学报，2021，36(8)：1752-1760.
LI Bo, BAO Yongquan, PENG Zhendong, et al. Post-arc transient simulation and dielectric recovery analysis based on improved DC

vacuum circuit breaker[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2021, 36(8): 1752-1760.

[17] DULLNI E, SCHADE E, SHANG W K. Vacuum arcs driven by cross-magnetic fields (RMF)[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2003, 31(5): 902-908.

[18] 张 明，王永兴，田 宇，等. 气流场驱动下栅片中弧压提升特性的数值分析[J]. 电工技术学报，2019，34(13)：2752-2759.
ZHANG Ming, WANG Yongxing, TIAN Yu, et al. Numerical analysis of arc voltage increasing characteristics in plate driven by airflow field[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(13): 2752-2759.

[19] 李兴文，贾申利，张博雅. 气体开关电弧物性参数计算及特性仿真研究与应用[J]. 高电压技术，2020，46(3)：757-771.
LI Xingwen, JIA Shenli, ZHANG Boya. Research and application on physical farameters calculation and behavior simulation of gas switching arc[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(3): 757-771.

[20] YANG F, MA R G, WU Y, et al. Numerical study on arc plasma behavior during arc commutation process in direct current circuit breaker[J]. Plasma Science and Technology, 2012, 14(2): 167-171.

[21] RONG M Z, YANG F, WU Y, et al. Simulation of arc characteristics in miniature circuit breaker[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2010, 38(9): 2306-2311.

[22] SHMELEV D L, DELACHAUX T. Physical modeling and numerical simulation of constricted high-current vacuum arcs under the influence of a transverse magnetic field[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2009, 37(8): 1379-1385.

[23] Xi'an Jiaotong University. Gas Discharge Plasma Database[DB/OL]. Xi'an, China: Xi'an Jiaotong University, 2018[2021-10-21]. http://plasma-data. net/index.

[24] 董冰冰，郭志远，文 韬，等. 两级沿面触发型气体开关等离子体喷射过程与触发导通规律[J]. 高电压技术，2022，48(11)：4656-4666.
DONG Bingbing, GUO Zhiyuan, WEN Tao, et al. Development process of jet plasma of two-stage surface-triggered gas switch and its trigger conduction law[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(11): 4656-4666.

[25] 季严松，颜湘莲，王承玉，等. 电弧作用下 SF_6 气体分解产物的试验研究[J]. 高压电器，2013，49(6)：22-25.
JI Yansong, YAN Xianglian, WANG Chengyu, et al. Experimental study on SF_6 decomposition products under the stress of electrical arc[J]. High Voltage Apparatus, 2013, 49(6): 22-25.



王永兴
1973—，男，博士，副教授
研究方向为故障电弧智能检测、智能电器
E-mail: yxwang@dlut.edu.cn

WANG Yongxing
Ph.D.
Associate professor



董恩源(通信作者)
1973—，男，博士，教授，博导
研究方向为智能化高压电器
E-mail: dey@dlut.edu.cn

DONG Enyuan
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期 2022-04-26 修回日期 2022-09-13 编辑 曹昭君