第 49 卷 第 6 期：2432-2441 高电压技术 Vol.49, No.6: 2432-2441
2023 年 6 月 30 日 High Voltage Engineering June 30, 2023
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20221823

550 kV 快速断路器气流场仿真与开断性能

宋 宇[1]，林 莘[1]，周 涛[2]，王 峰[2]，徐建源[1]，邹焕成[1]
（1. 沈阳工业大学电气工程学院，沈阳 110870；2. 山东泰开高压开关有限公司，泰安 271000）

摘 要：快速断路器能够显著缩短开断时间，提高系统暂态稳定性，保证电力系统的安全稳定运行。为此提出快速断路器灭弧室结构设计方案，建立磁流体动力学(magnetohydrodynamics，MHD)电弧数学模型，计算不同燃弧时间的快速断路器开断过程气室压强、喷口气流速度和电弧温度变化趋势，对比分析气压特性、电弧电导、弧后电流等关键开断参量，综合评估快速断路器开断性能，确定样机设计方案。研究结果表明：分闸速度 11.7 m/s、超程 33 mm、充气压强 0.65 MPa 的灭弧室设计方案，具备 7 ms 短燃弧、11.5 ms 中燃弧和 16 ms 长燃弧开断能力。样机顺利通过了 T100(a)开断试验，短燃弧时间为 7.4 ms、中燃弧时间为 10.8 ms、长燃弧时间为 16.1 ms，验证了仿真计算的有效性。该 550 kV 快速断路器成功将开断时间缩减至 25 ms 以内，对提高电网稳定性、可靠性具有重大意义。

关键词：快速断路器；灭弧室；电弧温度；气流特性；开断性能

Simulation of Airflow Field and Breaking Capacity of 550 kV Fast Circuit Breaker

SONG Yu[1], LIN Xin[1], ZHOU Tao[2], WANG Feng[2], XU Jianyuan[1], ZOU Huancheng[1]
(1. School of Electric Engineering, Shenyang University of Technology, Shenyang 110870, China;
2. Shandong Taikai High Voltage Switchgear Co., Ltd., Tai'an 271000, China)

Abstract: The high voltage and large capacity fast circuit breaker can significantly shorten the breaking time, improve the transient stability of the system, and ensure the safe and stable operation of the power system. Therefore, we proposed a design idea and overall scheme of fast circuit breaker. Based on the magnetohydrodynamics theory, a multi-physics arc mathematical model suitable for fast circuit breaker was established. Multi-field coupling simulation calculation was carried out for the breaking process of the circuit breaker under different arcing time. The gas pressure, velocity and arc temperature inside the compression chamber and the nozzle were calculated, and the pressure characteristics, arc conductance and post-arc current were compared and analyzed. The breaking capacity of fast circuit breaker was evaluated and the prototype design scheme was proposed. The research results show that the design scheme of the arc chamber with the opening velocity of 11.7 m/s, the overtravel of 33 mm, and the inflation pressure of 0.65 MPa has a breaking capacity of 7 ms, 11.5 ms and 16 ms arcing time. The T100(a) breaking test of the prototype is carried out, and the short, medium and long arcing time are 7.4 ms, 10.8 ms, and 16.1 ms, respectively, verifying the effectiveness of the simulation calculation. The breaking time of the 550 kV fast circuit breaker is reduced to less than 25 ms, which is of great significance for improving the stability and reliability of the power grid.

Key words: fast circuit breaker; arc chamber; arc temperature; airflow characteristics; breaking capacity

0 引言

随着国民经济的迅速增长，我国电网规模不断扩大，系统短路电流水平逐年升高，过大的短路电流会对电力系统的安全稳定运行以及电气设备产生危害，已成为电力系统安全运行的瓶颈[1-3]。为避免较大短路电流带来的一系列危害，必须将短路电流水平限制在安全裕度以内[4]。

目前主要应用的短路电流限制措施包括：1）增大阻抗：固定限流电抗、高阻抗变压器等；2）运行方式调整：线路出串或停运、母线分列运行、限制开机等[5]。这些措施在限制短路电流的同时，也带来了供电可靠性下降、系统损耗增加、潮流分布不均等问题。应用故障电流限制器(fault current limiter，FCL)原理上可较好地兼顾系统正常运行和限制短路电流，能避免上述常规措施带来的问题，但受故障限流器技术经济性限制，商业化规模应用

基金资助项目：国家自然科学基金(51637006)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (51637006).

步伐缓慢，特别是在高电压等级应用相对较少[6-8]。

有学者提出了一种基于快速开断技术的短路电流柔性抑制策略[9-10]，其技术原理为：在某一条支路发生短路故障后，快速断路器先于常规断路器分闸前将故障点与部分汇集支路隔离，切除其余支路的短路电流，从而抑制故障点短路电流水平，降至常规断路器遮断容量内，再由常规断路器完成短路电流的开断。这种短路电流柔性抑制技术提高了切除故障电流的可靠性，降低了对电网的冲击，对电网进一步发展意义重大。

快速断路器是实现短路电流柔性抑制的核心设备，现阶段，快速开断技术主要基于电力电子设备、快速机械开关等实现。电力电子设备响应时间短，但受限于开断容量、通流能力以及造价，多用于中低压产品。交流快速开关方案多采用真空灭弧室开断单元串并联而成，产品结构复杂、可靠性低、成本高，最高电压等级为 363 kV[11-13]。SF_6 断路器方面，目前也只有平高集团有限公司设计出世界首台 252 kV 快速 SF_6 断路器，其产品在浙江天一变完成单相人工短路接地试验，设备开断时间从原来的 50 ms 缩短至 20.1 ms，线路短路电流下降明显，短路电流抑制系数为 36.7%，有效降低了短路电流水平[9]。而 252 kV 以上快速 SF_6 断路器技术尚属国际空白，因此仍需继续深入研究快速开断技术在高电压等级产品中的应用。

为满足短路电流抑制要求，550 kV 快速断路器额定短路电流全开断时间应缩减至 25 ms 以内，断口数量、断路器分闸速度、触头行程、喷口尺寸等关键参数都将进行重新设计。结构变化将导致灭弧室吹弧压强、气流速度、密度以及气流与电弧间能量交换强度等相关特性发生极大改变。这种变化之后断路器能否满足大电流、短燃弧开断要求，开断后是否会发生重燃，这些问题将成为设计的关键。而研发 550 kV 快速断路器在国际上尚属首次，没有设计经验可以借鉴，因此，在产品设计研发之初，有必要开展断路器开断过程多物理场仿真计算分析，为产品设计奠定坚实的理论基础[14-16]。

本文建立 550 kV 快速断路器的多物理场耦合电弧数学模型，通过气流场仿真计算，掌握灭弧室开断过程中压力、温度、气体流速等关键参数对开断能力的影响，不断完善仿真方法，提高仿真结果准确性，并结合 Mayr 电弧模型，定量评估断路器开断性能。理论研究成果指导灭弧室结构优化设计，组织样机进行 550 kV/63 kA 的 T100(a)摸底试验，最终通过试验验证，为 550 kV 快速断路器整机设计提供核心技术支撑，降低了产品研发风险。

1　技术路线

断路器全开断时序如图 1 所示，全开断时间=分闸时间(机构启动时间+触头机械分离时间)+长燃弧时间，其中长燃弧时间为短燃弧时间+燃弧区间，断路器的燃弧区间是标准规定的固有参数，不能缩短[17]。因此，制约断路器全开断时间的因素主要包括机构启动时间、触头机械分离时间与短燃弧时间，开展快速断路器设计研发，需要从缩短分闸时间与提升极短燃弧开断能力两个方向开展研究，预期设计目标与优化改进方案如表 1 所示。具体设计思路如下所述。

1）快速开断用操动机构关键技术研究，缩短机构启动时间，提升分闸速度，减小断路器分闸时间。通过前期快速操动机构关键技术研究，引入具备高速响应的斥力驱动技术替代原有电磁阀，机构适当加大操作功，并通过合理的缓冲设计，实现“高

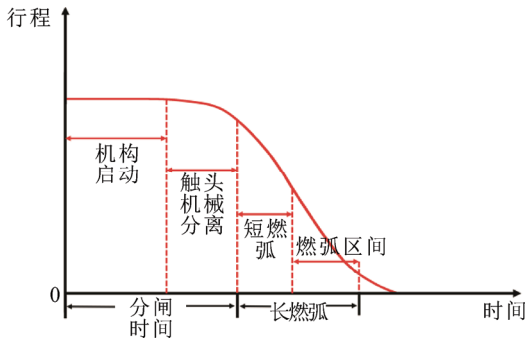


图 1　断路器全开断时序图

Fig.1　Full breaking timing diagram of circuit breaker

表 1　设计方案与常规 550 kV 断路器参数对比

Table 1　Parameters of design scheme and conventional 550 kV circuit breaker

参数	数值	
	常规 550 kV 断路器	550 kV 快速断路器
行程/mm	200.0	200
超程/mm	58.0	33
开距/mm	142.0	167
机构启动时间/ms	8.7	4
触头机械分离时间/ms	8.8	4~5
短燃弧时间/ms	9.3	7
长燃弧时间/ms	19.4	16
全开断时间/ms	36.9	24~25

速运动”与“平稳减速”的统一。研制的新型快速动作大功率液压弹簧操动机构，成功将机构启动时间从 8.7 ms 降至 4 ms，并对操动机构样机进行机械特性试验，测得设计方案机械特性如图 2 所示，断路器行程为 200 mm，分闸速度为 11.7 m/s。

2）快速开断灭弧室关键技术研究，解决短燃弧开断难题，压缩燃弧时间。基于常规 550 kV 断路器产品，针对快速断路器短燃弧开断要求进行灭弧室结构改进。其中，一方面为实现表 1 中触头机械分离时间 4~5 ms 的设计目标，配合已测得的速度特性曲线，对触头超程进行调整，最后确定触头超程为 33 mm，可将触头机械分离时间从 8.8 ms 减小至 4.4 ms，结合机构启动时间，将断路器分闸时间从 17.5 ms 减小至 8.4 ms。另一方面，适当缩短大喷口喉部长度，保证熄弧时刻大喷口完全打开，提供足够的吹弧气流，可提升断路器极短燃弧开断能力。

进行断路器操动机构及灭弧室结构改进后，面临 3 个影响断路器开断性能和可靠性的主要问题：

1）断路器分闸速度为 11.7 m/s，高速下断路器内部传动系统瞬时最大加速度在 5000 m/s² 以上，与传动开关相比，具有高速、强冲击的特点，对传动系统零部件结构设计和强度提出了更加苛刻的要求。因此需开展大冲击载荷下高强度、轻型材料零部件制造工艺及性能提升研究，对断路器结构进行优化设计。前期进行了高速运动下断路器传动系统的冲击动力学仿真计算，分析了传动系统关键零部件的受力以及整机传动特性，通过优化零部件结构，选择强度高的材料，在降低传动系统零部件质量的同时提升传动系统的机械可靠性，样机满足了 5000 次机械寿命要求。

2）触头从超程运动至机械分离为压气室预压缩阶段，设计方案中触头超程与机械分离时间分别减小了 25 mm 与 4.4 ms，触头刚分时刻提前，压气室预压缩量是否足够，刚分时刻能否建立起足够大的吹弧起始压强，将直接影响燃弧过程的吹弧能力。因此，对比分析常规产品与设计方案在触头刚分时刻及整个燃弧过程的压气室气压特性尤为重要。

3）快速断路器燃弧时间缩短了 2~3 ms，熄弧时刻触头开距减小，为增加熄弧开距、提升弧后介质恢复特性，将该 550 kV 快速断路器断口数量增加至三断口。灭弧室结构改进与燃弧时间减小都将影响到吹弧气流速度、温度以及气流与电弧能量作用过程等相关特性，本文对比分析不同燃弧时间开断过程的气流特性，并对弧后热开断性能进行计算分析，综合评估设计方案的开断性能。

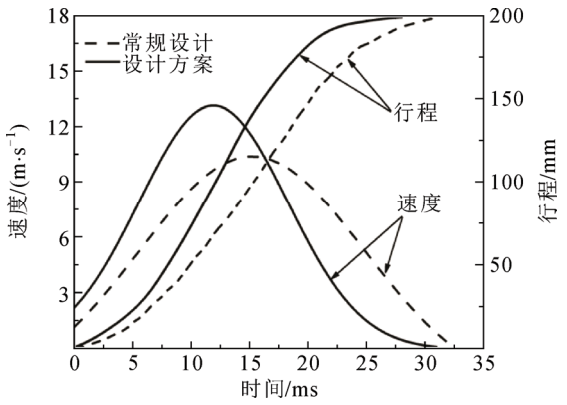


图 2 设计方案与常规断路器机械特性对比曲线

Fig.2 Mechanical characteristic curve of conventional and design scheme

综上所述，本文重点分析快速断路器新型灭弧室结构开断性能。在进行断路器开断过程多物理场仿真分析时，将设计的三断口结构 550 kV 快速断路器按照各断口均匀分压的理想情况考虑，建立单断口灭弧室简化计算模型如图 3 所示，结构尺寸与上文提及设计方案一致，主要由压气室、动静弧触头、大小喷口等关键零部件组成，灭弧室为轴对称结构。且考虑到等离子体电弧也具有轴对称特点，所以在建模时采用二维轴对称建模。

2 电弧模型

随着计算机性能与商业仿真软件的迅速发展，基于磁流体动力学理论(magnetohydrodynamics，MHD)的开关电弧仿真技术日渐成熟，凭借其计算周期短、成本低等优势已成为新型断路器设计研发的重要手段。本文假设电弧等离子体处于局部热力学平衡状态和可压缩状态，气吹为湍流流动，耦合流体力学守恒方程、电流连续性方程以及湍流和辐射模型，建立多物理场耦合电弧数学模型，用统一的 Navier-Stokes 方程[18-19]描述气体流动，表示为

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho\phi V)-\nabla\cdot(\Gamma_{\phi}\nabla\phi)=S_{\phi} \tag{1}$$

式中：ρ 为气体密度；V 为流体速度；ϕ 为求解量；Γ_{ϕ} 为扩散系数；S_{ϕ} 为源项。电流密度和电场强度由电流连续性方程计算，即

$$\nabla\cdot(\sigma\nabla\varphi)=0 \tag{2}$$

如表 2 所示，w、v 为气流轴向和径向速度，h 为焓值；μ 为层流黏性，μ_t 为湍流黏性，k 为导热系

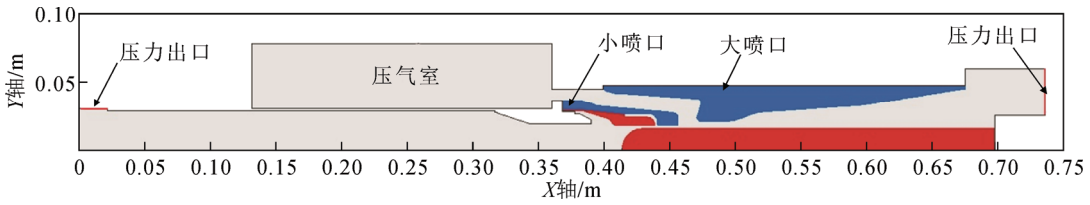


图 3　550 kV 快速断路器灭弧室简化计算模型

Fig.3　Simplified calculation model of 550 kV fast circuit breaker arc chamber

表 2　控制方程中定义 ϕ、Γ_ϕ 和 S_ϕ

Table 2　Expression of ϕ, Γ_ϕ and S_ϕ in fluid control equations

方程	ϕ	Γ_ϕ	S_ϕ
质量	1	0	0
轴向动量	w	$\mu+\mu_t$	S_w
径向动量	v	$\mu+\mu_t$	S_v
能量	h	$k+k_t/C_p$	S_h

数，k_t 为湍流增强导热系数，C_p 为定压比热容值；S_w 为轴向动量源项，S_v 为径向动量源项，S_h 为能量源项；σ 为电弧等离子体电导率，φ 为电势。

仿真计算时采用文[20]中提出的半经验辐射传输模型，该模型假设最大温度 T_m 在轴线上的单调径向温度分布。辐射区定义为从轴向到 $0.83T_m$ 等温线的区域，该区域净辐射损失根据净辐射系数(net emission coefficient，NEC)计算，NEC 是关于压强、温度和电弧半径的函数。辐射吸收区定义为 $0.83T_m$ 等温线到 4000 K 等温线的区域，辐射区净辐射损失的 50%被吸收区吸收，低于 4000 K 的区域不辐射也不吸收。

快速断路器气流场仿真与此前同类计算相比，存在两个难题：1）分闸速度提升较大，单位时间内触头行程远大于传统断路器，动网格质量控制难；2）灭弧室内气体压强、气流特性瞬时变化更加剧烈，尤其在电流零区，对灭弧室计算模型的网格尺寸、计算步长非常敏感。因此，本文在进行仿真计算时，一方面，将燃弧区域剖分为 0.1 mm×0.1 mm 结构化网格，确保网格精度能够满足计算要求；另一方面，不再使用单一“定时间步长”的计算方式，采用 UDF(user defined function)自编程对动网格进行“定行程+定时间步长”控制，在大电流燃弧阶段每 1 个时间步长内触头运动 0.1 mm(1 个网格尺寸)，在电流零区(电流<50 A)，时间步长设置为 0.1 μs，确保能够计算电流过零阶段的电弧温度、灭弧室气压与气流特性的瞬时变化。

550 kV 快速断路器灭弧室设计方案初始压强为 0.65 MPa，初始温度为 300 K，额定短路电流为 63 kA。本文对 4、5、6、7 ms 短燃弧、11.5 ms 中燃弧以及 16 ms 长燃弧工况进行计算，对比分析设计方案是否具有 7 ms 甚至是低于 7 ms 的短燃弧，以及 11.5 ms 中燃弧和 16 ms 长燃弧的全工况开断能力，在图 3 所示动弧触头下游设置电流通量边界条件，静弧触头设置为零电势。

3　计算结果分析

3.1　气压特性

断路器开断过程中压气室压强的建立，是影响气吹效果、电弧熄灭的关键因素，文章对常规设计和设计方案在不同燃弧工况下气室压强进行重点分析。常规产品触头刚分时刻灭弧室压强分布如图 4 所示，压气室压强为 0.70 MPa。设计方案在不同燃弧时间开断过程的压气室压强变化曲线如图 5 所示，触头刚分时刻压气室压强可达 0.72 MPa，可以说明：虽然触头机械分离时间缩减至 4.4 ms，但分闸速度的提升保证了设计方案压气室在预压缩阶段快速压缩，压气室甚至可建立起优于常规设计的初始吹弧压强。从图 5 可以看出：因为 550 kV 快速断路器采用压气式灭弧结构，且喷口喉部长度缩短，电弧堵塞效应可忽略不计，电弧能量对气室影响很小，压气室压强建立来自于气体压缩。因此，随着燃弧时间增加，压气室压强增大。16 ms 熄弧时刻，大喷口已完全打开，压气室气体泄放量增大，压气室压强从最大值 1.5 MPa 下降至 1.42 MPa。

图 6 为不同燃弧时间开断时电流过零时刻灭弧室压强分布云图，灭弧室内压强最大值出现在压气室内，不同燃弧时间对应的最大压强分别为0.89、0.94、1.00、1.08、1.39、1.42 MPa，喷口上下游压强差分别为 0.01、0.014、0.091、0.165、0.327 和 0.356 MPa。7、11.5 和 16 ms 燃弧过程中压气室建立的吹弧压强明显高于其他燃弧工况的，在电流过零时刻喷口上下游

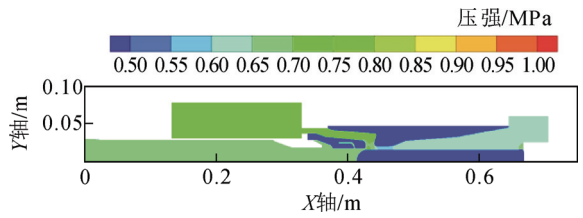


图 4 常规产品触头刚分时刻灭弧室压强分布云图

Fig.4 Pressure distribution contour of conventional arc chamber at the time of arc contacts just separated

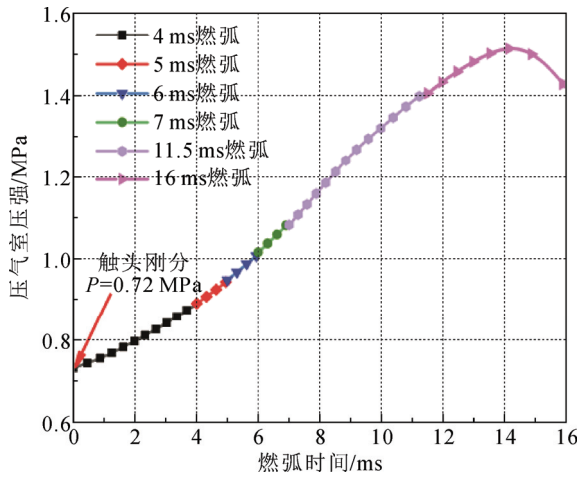


图 5 不同燃弧时间开断过程中压气室压强变化曲线

Fig.5 Pressure curve of the compression chamber in the breaking process with different arcing time

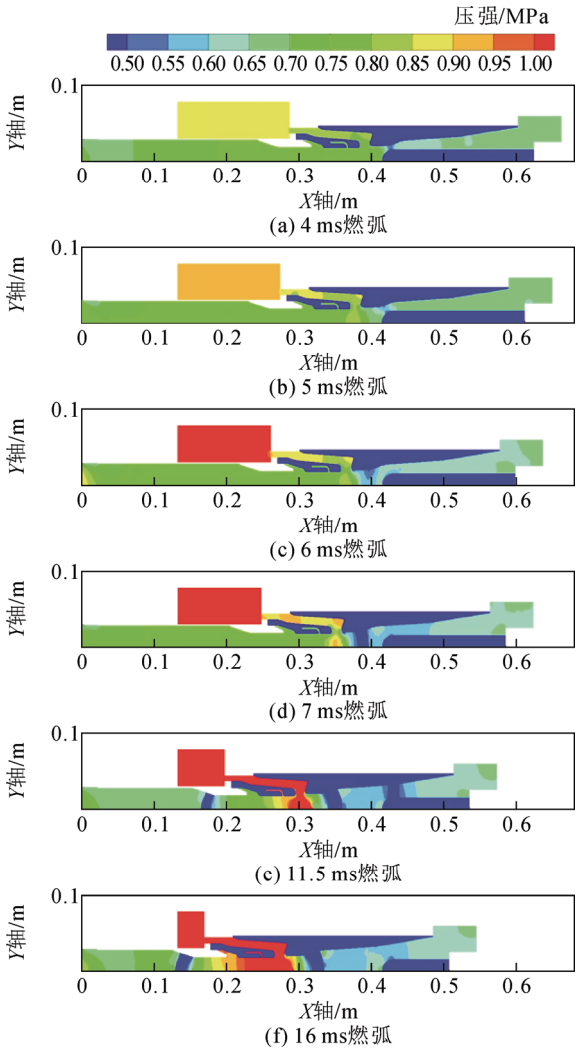


图 6 不同燃弧时间开断时电流过零时刻压强分布云图

Fig.6 Pressure distribution contour of the arc chamber in the breaking process with different arcing time

能够形成大于 0.016 MPa 的压强差，喷口内吹弧速度更大，有利于电弧熄灭与弧后介质绝缘强度恢复。

3.2 温度特性

电流零区电弧电导变化是判断断路器热开断能力的重要指标，而电弧等离子体电导率是温度和压强的函数，因此有必要对电流零区温度特性进行分析。不同燃弧时间下，电流过零时刻的灭弧室温度分布如图 7 所示。4、5 ms 熄弧时刻，压气室无法提供足够的吹弧压强，电弧轴向扩展速度很小，大量高温气体仍存在于动弧触头喉部，只有少量气体被吹向大喷口下游。而 6、7 ms 熄弧时刻，吹弧效果要优于 4、5 ms 工况的，大量高温气体被吹向空心弧触头和大喷口的下游，电弧半径收缩。11.5 和 16 ms 熄弧时刻，强烈气吹带走大量高温气体，电弧半径在喷口上游处强烈收缩，但长时间燃弧导致静弧触头端部仍聚集大量等离子体。

从温度分布云图可以看出，电弧半径在压气室出口处即喷口上游温度下降最快，电弧半径收缩更为剧烈，因此提取电流过零时刻喷口上游电弧温度径向分布如图 8 所示。在 4~6 ms 燃弧时间内，电弧温度主要受吹弧气压的影响，燃弧时间越长，吹弧气压更大；6 ms 熄弧时刻电弧温度最低。在 7~16 ms 燃弧时间内，吹弧气压不能完全决定电弧温度的变化，因为燃弧时间越长，电弧燃烧更剧烈，高温气体聚集在静弧触头端部，导致 16 ms 熄弧时刻弧芯温度更高。总体来说，7~16 ms 熄弧时刻电弧弧芯温度低于 4~6 ms 熄弧时刻的，综合前文气压特性分析，7 ms 燃弧时间成为不同燃弧工况中气压与电弧温度变化的分界点，燃弧时间>7 ms，断路器气吹效果与电流零区熄弧特性好于 4~6 ms 的开断工况。

3.3 气流特性

喷口内气流速度与电弧冷却效率密切相关，对断路器弧后介质绝缘强度恢复速度的作用明显。图 9 为不同燃弧时间开断时电流过零时刻轴向速度的

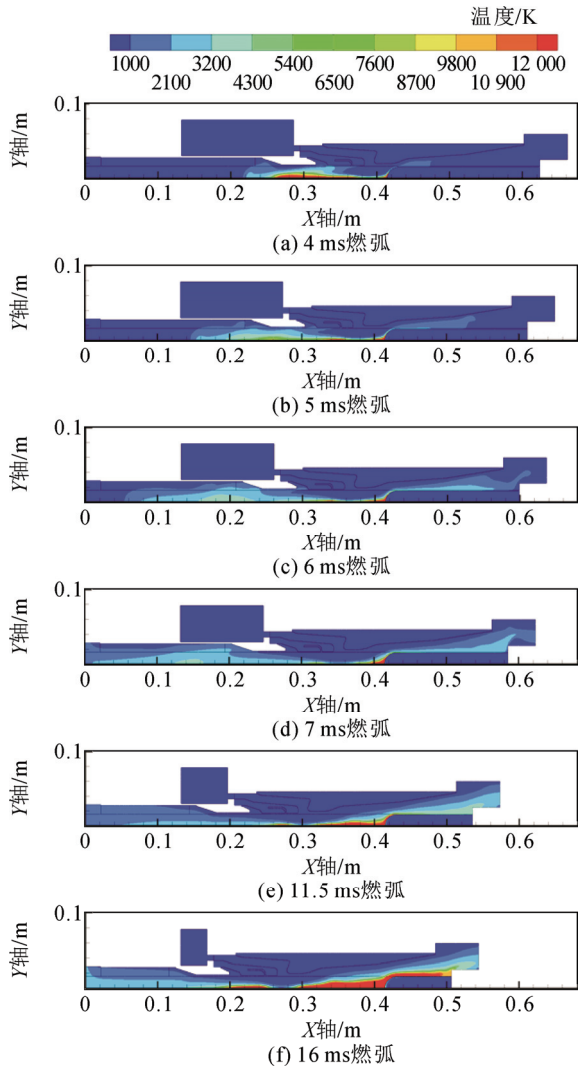


图 7　不同燃弧时间开断时电流过零时刻温度分布云图

Fig.7　Temperature distribution contour of the arc chamber in the breaking process with different arcing time

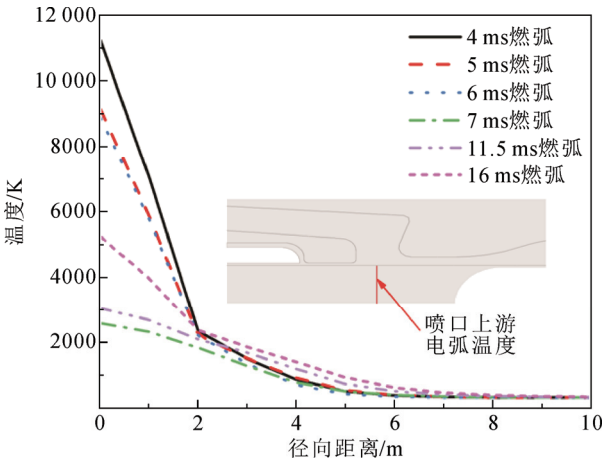


图 8　电流过零时刻开断时喷口上游径向温度分布

Fig.8　Radial temperature distribution of nozzle upstream at the current zero

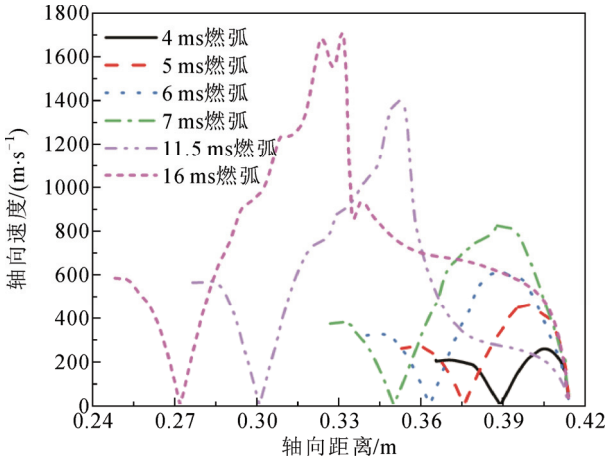


图 9　不同燃弧时间开断时电流过零时刻轴向速度大小

Fig.9　Axial velocity along the axial at the current zero with different arcing time

轴向分布曲线，图中曲线左端为动弧触头端部，曲线右端为静弧触头端部。从图中可以看出，轴向速度分布存在速度零点，这是因为在喷口上游即压气室出口位置存在 1 个气体滞止区，气流分别吹向动弧触头和大喷口下游。16 ms 燃弧工况在动弧触头与大喷口喉部气流速度最大可达 1700 m/s，由前文温度特性分析可知，在静弧触头端部聚集了大量等离子体，导致静弧触头端部气流速度骤降。随着燃弧时间增加气体流速增大，6 ms 熄弧时刻的轴向气流速度最大值为 600 m/s，小于 7 ms 熄弧时刻的 800 m/s。

文献[21]研究发现，单一气流速度或密度分布并不能全面反映气体熄弧与弧后介质恢复特性。因此，提出“虚拟质量流量”的概念，定义为局部密度与气流速度的乘积，被认为是表征电弧冷却效率、断路器热开断性能的重要指标。图 10、11 分别为不同燃弧时间开断时电流过零时刻轴向质量流量密度沿轴向与径向分布，7~16 ms 熄弧时刻的质量流量密度更大。对径向质量流量密度进行积分[22]，求得总质量流量如图 12 所示，不同燃弧工况在电流过零时刻喷口喉部质量流量分别为 1.86、2.71、3.28、3.84、4.99 和 6.11 kg/s。以质量流量此为判断依据，7~16 ms 燃弧工况下电弧冷却效率更高，熄弧性能优于其他短燃弧工况的，这与前文气压与温度特性计算结果一致。

3.4　热开断性能

Smeets 等人通过大量产品试验，进行了约 1000 次电流零区测量，提出电流过零前 200 ns 的电弧电

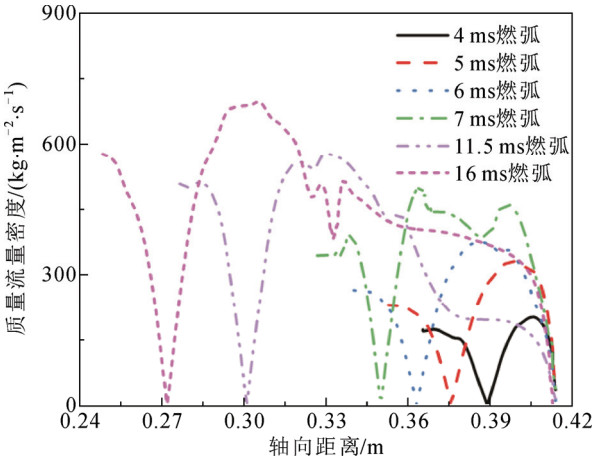


图 10 电流过零时刻轴向质量流量密度

Fig.10 Axial mass flux density along the axial at the current zero with different arcing time

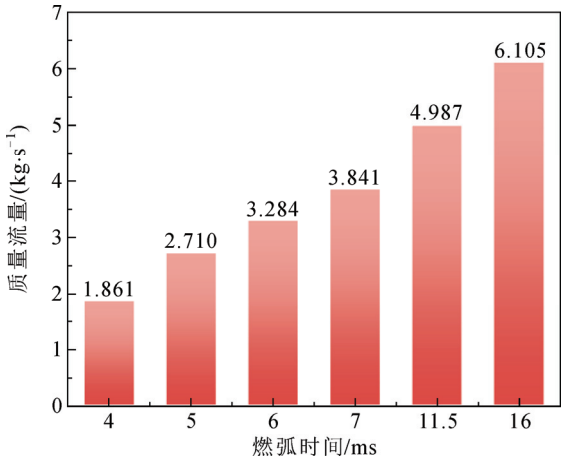


图 12 不同燃弧时间开断时电流过零时刻喷口喉部总质量流量

Fig.12 Total mass flux in the nozzle throat at the current zero with different arcing time

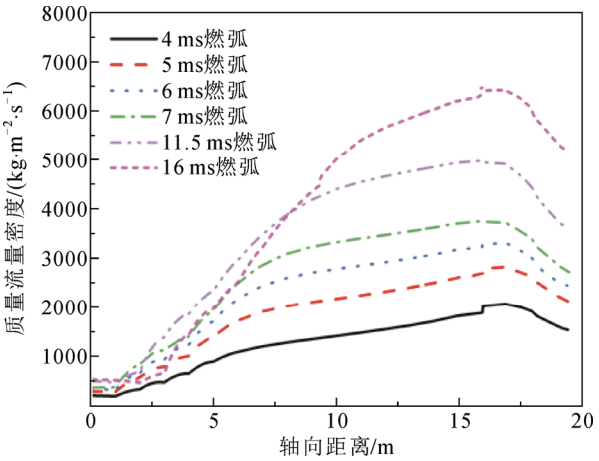


图 11 不同燃弧时间开断时电流过零时刻喷口喉部径向质量流量密度

Fig.11 Radial mass flux density along the radial in the nozzle throat at the current zero with different arcing time

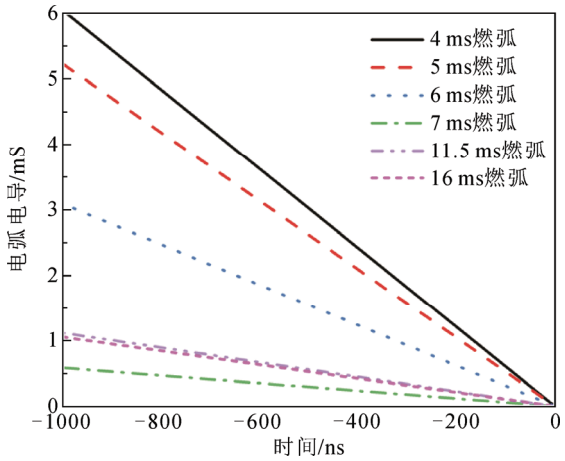


图 13 不同燃弧时间开断时电流零区电弧电导变化曲线

Fig.13 Arc conductance at the current zero with different arcing time

导值作为断路器热开断性能的一个判断指标[23]。本文对不同燃弧时间开断时电弧电导进行对比，如图 13 所示。不同燃弧时间在电流过零前 200 ns 的电弧电导分别为 1.20、1.05、0.36、0.12、0.24 和 0.21 mS。其中 11.5 ms 与 16 ms 燃弧熄弧开距更大，气吹效果更明显，但长时间的燃弧过程导致在熄弧时刻静弧触头喉部的气体温度高于其他工况，因此 11.5 和 16 ms 燃弧零区电导基本一致，但都大于 7 ms 燃弧工况的值。

当电弧电流接近电流零点时，电弧输入能量急剧下降，并且触头之间的电弧电导也迅速下降。在弧后阶段，瞬态恢复电压(transient recovery voltage，TRV)加在触头上，触头间隙可能仍保持在导体状态，TRV 下会产生少量电流。当输入能量超过耗散能量时，就会发生所谓的热击穿，电弧重燃，开断失败[15]。本文基于磁流体动力学理论进行灭弧室不同燃弧时间开断时多物理场耦合仿真计算，获得电弧电压、电弧电导等参数，结合 Mayr 电弧数学模型对断路器热开断性能进行评估[24]。通过式(3)、(4)求得电弧时间常数 θ 与电弧功率耗散系数 P，即：

$$\theta = \frac{g_1 i_2^2 - g_2 i_1^2}{i_1^2 \dfrac{\mathrm{d}g_2}{\mathrm{d}t} - i_2^2 \dfrac{\mathrm{d}g_1}{\mathrm{d}t}} \tag{3}$$

$$P=\frac{i_2^2\frac{\mathrm{d}g_1}{\mathrm{d}t}-i_1^2\frac{\mathrm{d}g_2}{\mathrm{d}t}}{g_2\frac{\mathrm{d}g_1}{\mathrm{d}t}-g_1\frac{\mathrm{d}g_2}{\mathrm{d}t}} \tag{4}$$

式中：i_1、g_1 和 i_2、g_2 分别为电流过零前相邻时间步上的电流和电导值。计算得到电流零点处的 θ 和 P，如图 14 所示。结果表明：7 ms 燃弧工况电弧时间常数最小，电弧功率耗散系数最大，11.5、16 ms 燃弧工况电弧时间常数与电弧功率耗散系数相近。为了定性地评价断路器的开断能力，基于电弧零区 θ 和 P 的计算数据，搭建仿真电路，利用 Mayr 模型计算不同瞬态恢复电压上升率(rate of rise of TRV，RRRV)下的弧后电流，依据弧后电流幅值与持续时间定量判断快速断路器在不同燃弧工况下的热开断性能。根据国标 GB 1984—2014《高压交流断路器》规定[17]，550 kV 断路器 T100(a)试验方式 RRRV 为 2.0 kV/μs，计算了 RRRV 在 2.0、1.0 kV/μs 下的弧后电流，如图 15 所示。

结果表明：1）当 RRRV 为 2.0 kV/μs 时，4~16 ms 燃弧开断弧后重燃，开断失败；2）当 RRRV 为 1.0 kV/μs 时，7、11.5 与 16 ms 燃弧工况开断成功。基于计算结果，可以判断单断口结构无法满足 7~16 ms 燃弧开断要求；双断口结构能够完成 7~16 ms 燃弧开断，短燃弧时间<7 ms，断路器设计方案不具备开断能力。虽然双断口结构已经能保证该 550 kV 快速断路器成功开断 7~16 ms 燃弧工况，但为了保证断路器开断可靠性，在进行断路器样机试制时，最终确定采用三断口结构，并配置并联电容均衡各断口电压分布。样机成功通过 T100(a)短路开断试验[17]，试验参数如表 3 所示，其中短燃弧 7.4 ms、中燃弧 10.8 ms、长燃弧 16.1 ms 成功开断，短燃弧 6.7 ms 电弧重燃，开断失败。在试验过程中断路器承受的TRV上升率最大值为7.4 ms燃弧工况的2.53 kV/μs，每个断口平均能够承受 TRV 上升率为 0.84 kV/μs，这与本文计算结果相符，验证了仿真方法的有效性。

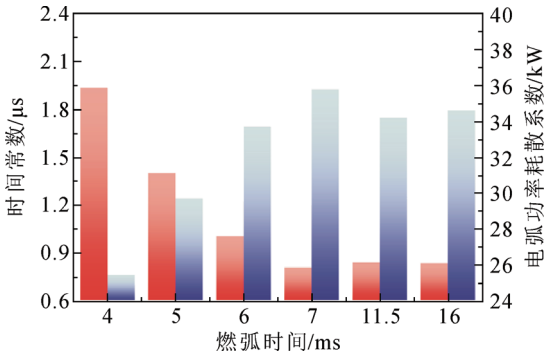


图 14　不同燃弧时间开断时时间常数与功率耗散系数

Fig.14　Time constant power and loss coefficient at the current zero with different arcing time

4　结论

1）本文提出分闸速度 11.7 m/s、行程 200 mm、超程 33 mm 的 550 kV 快速断路器灭弧室结构，触

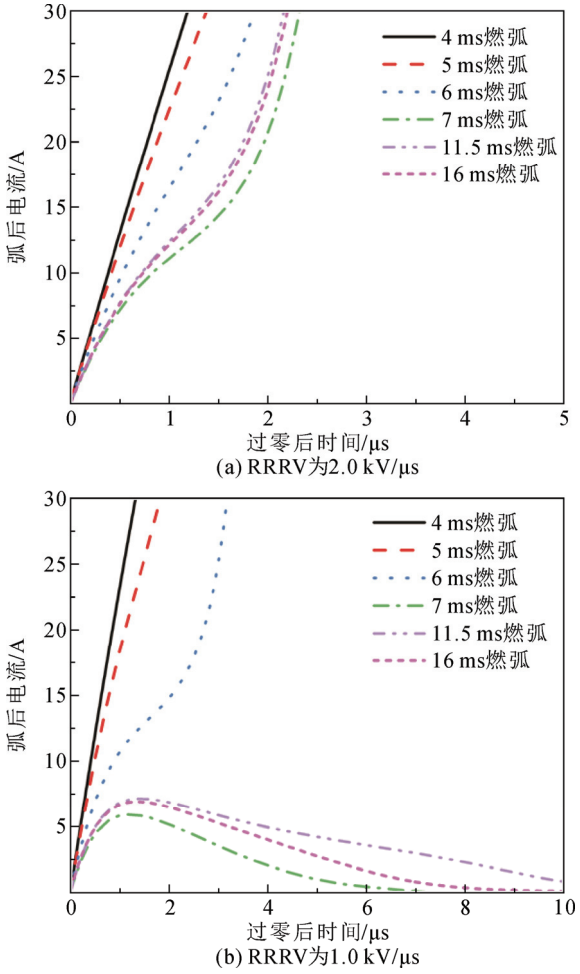


图 15　不同瞬态恢复电压上升率条件下弧后电流变化

Fig.15　Variation of the post-arc current for different values of RRRV with different arcing time

表 3　550 kV 快速断路器 T100(a)试验参数

Table 3　T100(a) test parameters of 550 kV fast circuit breaker

分闸时间/ms	燃弧时间/ms	开断时间/ms	TRV 上升率/(kV·μs^{-1})	开断情况
8.4	6.7	15.1		复燃
8.4	7.4	15.8	2.53	开断
8.4	10.8	19.2	1.99	开断
8.4	16.1	24.5	2.01	开断

头刚分时刻压气室压强达到 0.72 MPa，高于常规 550 kV 断路器的 0.70 MPa。设计方案可以保证压气室快速压缩，建立起满足吹弧要求的初始压强。

2）燃弧时间>7 ms，熄弧时刻喷口压强差>0.165 MPa，气吹速度大于 830 m/s，质量流量>3.84 kg/s，吹弧效果与电弧冷却效率明显优于 4~6 ms 燃弧工况的。当 RRRV 为 1 kV/μs 时，断路器成功开断 7~16 ms 燃弧工况，燃弧时间<7 ms，断路器开断能力不足，弧后电弧重燃，开断失败。

3）基于仿真计算结果，研制的三断口 550 kV 快速断路器样机顺利通过了 T100(a)短路试验验证，分闸时间为 8.4 ms，短燃弧时间为 7.4 ms，中燃弧时间为 10.8 ms，长燃弧时间为 16.1 ms，全开断时间为 24.5 ms，试验结果与仿真结果基本一致，完全达到设计目标。研究成果对柔性抑制短路电流、保障电力系统安全稳定运行、提升线路输送容量具有重大意义。

参考文献 References

[1] 刘振亚. 中国特高压交流输电技术创新[J]. 电网技术，2013，37(3)：1-8.
LIU Zhenya. Innovation of UHVAC transmission technology in China[J]. Power System Technology, 2013, 37(3): 1-8.

[2] 林 莘. 现代高压电器技术[M]. 2 版. 北京：机械工业出版社，2011：246-248.
LIN Xin. The modern high voltage electrical technology[M]. 2nd ed. Beijing, China: China Machine Press, 2011: 246-248.

[3] 盛戈皞，钱 勇，罗林根，等. 面向新型电力系统的电力设备运行维护关键技术及其应用展望[J]. 高电压技术，2021，47(9)：3072-3084.
SHENG Gehao, QIAN Yong, LUO Lingen, et al. Key technologies and application prospects for operation and maintenance of power equipment in new type power system[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(9): 3072-3084.

[4] 刘 凯，陈红坤，林 军，等. 故障限流器在电力系统中应用研究现状[J]. 电力系统保护与控制，2010，38(7)：147-151.
LIU Kai, CHEN Hongkun, LIN Jun, et al. Study situation of applications of fault current limiter in power system[J]. Power System Protection and Control, 2010, 38(7): 147-151.

[5] 韩 彬，陈维江，常乃超，等. 基于系统拓扑动态调整的短路电流限制方法研究[J]. 电网技术，2021，45(3)：1158-1166.
HAN Bin, CHEN Weijiang, CHANG Naichao, et al. Short-circuit current limitation based on dynamic adjustment of system topology[J]. Power System Technology, 2021, 45(3): 1158-1166.

[6] 郭 京. 基于快速开关的故障限流器及其节能应用研究[D]. 北京：华北电力大学，2017.
GUO Jing. Research on fault current limiter based on fast switching technology and its energy saving application[D]. Beijing, China: North China Electric Power University, 2017.

[7] 许 多. 基于快速开关的故障电流限制器研究[D]. 大连：大连理工大学，2021.
XU Duo. Research on fault current limiter based on fast switch[D]. Dalian, China: Dalian University of Technology, 2021.

[8] 喻劲松，荆 平，戴朝波，等. 华东 500 kV 电网串联谐振型故障电流限制器的保护配置[J]. 电网技术，2009，33(18)：191-197.
YU Jinsong, JING Ping, DAI Chaobo, et al. Protection configuration of series resonant type fault current limiter in eastern China 500 kV power grid[J]. Power System Technology, 2009, 33(18): 191-197.

[9] 杨 勇，张 弛，徐 华，等. 采用 220 kV 快速开关的柔性短路电流抑制技术与工程实践[J]. 浙江电力，2021，40(4)：82-88.
YANG Yong, ZHANG Chi, XU Hua, et al. Flexible short-circuit current suppression technology based on 220 kV fast switch and the engineering practice[J]. Zhejiang Electric Power, 2021, 40(4): 82-88.

[10] 黄永宁，马 莉，钱 勇，等. 基于大容量快速开关限制短路电流措施研究[J]. 宁夏电力，2019(3)：42-46，58.
HUANG Yongning, MA Li, QIAN Yong, et al. Research on limiting short-circuit current based on large capacity fast switching[J]. Ningxia Electric Power, 2019(3): 42-46, 58.

[11] 钟建英，陈 刚，谭盛武，等. 高压开关设备关键技术及发展趋势[J]. 高电压技术，2021，47(8)：2769-2782.
ZHONG Jianying, CHEN Gang, TAN Shengwu, et al. Key technology and development trend of high-voltage switchgear[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(8): 2769-2782.

[12] 黄永宁，余 晓，樊益平，等. 363 kV 多断口快速真空断路器电场仿真分析[J]. 高压电器，2019，55(10)：19-24，32.
HUANG Yongning, YU Xiao, FAN Yiping, et al. Electric field simulation of the 363 kV multi-break fast vacuum circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2019, 55(10): 19-24, 32.

[13] 程 显，赵海洋，葛国伟，等. 快速斥力机构线圈盘磁场优化设计[J]. 高电压技术，2020，46(8)：2643-2653.
CHENG Xian, ZHAO Haiyang, GE Guowei, et al. Optimum design of coil disc magnetic field of rapid repulsion mechanism[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(8): 2643-2653.

[14] 陈维江. “计算高电压工程学研究及其应用”专题主编寄语[J]. 高电压技术，2020，46(3)：737-738.
CHEN Weijiang. Editorial on the research and applications of computational high voltage engineering[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(3): 737-738.

[15] 李兴文. 高压 SF_6 断路器开断性能仿真方法研究综述[J]. 广东电力，2018，31(8)：27-36.
LI Xingwen. Research review on simulation method for interruption performance of high voltage SF_6 circuit breaker[J]. Guangdong Electric Power, 2018, 31(8): 27-36.

[16] 阮江军，张 宇，张宇娇，等. 电气设备电磁多物理场数值仿真研究与应用[J]. 高电压技术，2020，46(3)：737-756.
RUAN Jiangjun, ZHANG Yu, ZHANG Yujiao, et al. Numerical simulation research and applications of electromagnetic multiphysical field for electrical equipment[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(3): 737-756.

[17] 高压交流断路器：GB 1984—2014[S]. 北京：中国标准出版社，2015.
High voltage alternating current circuit breaker: GB 1984—2014[S]. Beijing, China: China Standard Press, 2015.

[18] 姜仁卓，何柏娜，颉雅迪，等. 双能式 SF_6 高压断路器灭弧室结构设计及熄弧特性仿真研究[J]. 高电压技术，2020，46(6)：2040-2048.
JIANG Renzhuo, HE Baina, XIE Yadi, et al. Structural design of arc extinguisher for dual-energy SF_6 high voltage circuit breaker and simulation research of its arc-extinguishing characteristics[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(6): 2040-2048.

[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, et al. Research and application on physical farameters calculation and behavior simulation of gas switching arc[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(3): 757-771.

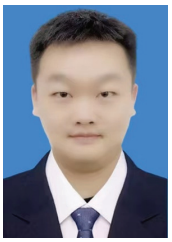
[20] PEI Y, ZHONG J, ZHANG J, et al. A comparative study of arc behaviour in an auto-expansion circuit breaker with different arc durations[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2014, 47(33): 335201.

[21] YE X, DHOTRE M T, MANTILLA J D, et al. CFD analysis of the thermal interruption process of gases with low environmental impact in high voltage circuit breakers[C]// 2015 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC). Seattle, USA: IEEE, 2015: 375-378.

[22] GUO Z, LIU S G, PU Y J, et al. Study of the arc interruption performance of CO_2 gas in high-voltage circuit breaker[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2019, 47(5): 2742-2751.

[23] SMEETS R P P, KERTESZ V, NISHIWAKI S, et al. Performance evaluation of high-voltage circuit breakers by means of current zero analysis[C]// IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exhibition. Yokohama, Japan: IEEE, 2002: 424-429.

[24] 唐　念，赵　虎，黎晓淀，等. CO_2 气体断路器弧后击穿特性计算分析[J]. 高电压技术，2020，46(3)：790-798.
TANG Nian, ZHAO Hu, LI Xiaodian, et al. Calculation and analysis of post-arc breakdown characteristics of CO_2 gas circuit breaker[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(3): 790-798.



宋　宇
1992—，男，博士生
主要研究方向为电器电弧理论、现代电气设备设计理论与技术、环保型高压开关设备关键技术
E-mail: sygysy0202@163.com

SONG Yu
Ph.D. candidate



林　莘(通信作者)
1961—，女，博士，教授，博导
主要研究方向为高压电工装备等离子体放电理论、高压电器及其智能化技术、环保型高压开关设备关键技术及应用
E-mail: sylinxin@163.com

LIN Xin
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期　2022-11-03　修回日期　2023-02-01　　编辑　曾文君