第 50 卷 第 2 期：526-534　　高电压技术　　Vol.50, No.2: 526-534
2024 年 2 月 29 日　　High Voltage Engineering　　February 29, 2024
**DOI**: 10.13336/j.1003-6520.hve.20231679

# 低气压直流转换开关开断能力研究

孙珂珂[1,2]，卫亚博[1,3]，吴　翊[1]
（1. 西安交通大学电气工程学院，西安 710049；2. 平高集团有限公司，平顶山 467001；
3. 平顶山学院，平顶山 467000）

**摘　要**：直流转换开关被广泛应用于特高压直流输电工程，用于系统运行方式的切换。其多采用无源自激振荡的技术路线，具有结构简单、性能可靠等优点。该文以直流转换开关为研究对象，通过 $SF_6$ 气体低气压特性分析，结合直流转换开关开断过程灭弧室的气流场仿真分析结果，优化气流通道，设计出适用于低气压环境的大容量开断装置。采用了低频振荡电流法等效直流电源进行直流转换开关的电流转换能力验证，分别在不同电流、不同气体压力时进行电流转换试验。由试验结果可知，随着开断装置充气压力的降低，电流转换的能力下降率达到 10%～25%，且燃弧时间较长。通过仿真和试验研究，为低气压条件下直流转换开关的设计和电流转换能力评估奠定了基础。

**关键词**：低气压；直流转换开关；气流场；电流转换；低频振荡

## Research on the Breaking Ability of DC Conversion Switch Under Low Air Pressure

SUN Keke[1,2], WEI Yabo[1,3], WU Yi[1]
(1. School of Electrical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;
2. Pinggao Group Co., Ltd., Pingdingshan 467001, China; 3. Pingdingshan University, Pingdingshan 467000, China)

**Abstract**: Direct current (DC) transfer switch is widely used in high voltage direct current (HVDC) transmission projects, and used for switching the operation mode of HVDC transmission system. The technical route of passive self-excited oscillation is mostly adopted, which has the advantages of simple structure and reliable performance. Therefore, the DC transfer switch is taken as the research object, then, through the analysis of $SF_6$ gas low air pressure characteristics, and in combination with the simulation analysis results of the air flow field of the arc-extinguishing chamber during the switching process of the DC transfer switch, the air flow channel is optimized, and a large-capacity switching device suitable for low air pressure environment is designed. The equivalent DC power supply of low-frequency oscillation current method is used to verify the current conversion ability of the DC conversion switch. The current conversion test is conducted at different currents and different gas pressures. The test results show that, with the reduction of the charging pressure of the breaking device, the current conversion ability decreases by 10% to 25%, and the arcing time is longer. Through simulation and experimental research, the result lays a foundation for the design of DC transfer switch and the evaluation of current conversion capability under low air pressure conditions.

**Key words**: low air pressure; DC transfer switch; airflow field; current conversion; low frequency oscillation

## 0　引言

特高压直流输电工程送端多分布在高海拔、高寒等西北地区，例如锡盟−泰州±800 kV 特高压直流输电工程起于内蒙古锡盟换流站，要求最低温度为–42.4 ℃，陕北–武汉±800 kV 特高压直流输电工程送端陕北榆林换流站，极端低温为–40 ℃。

断路器作为交直流输电工程的重要保护设备，在各电压等级电站应用较多，内部绝缘介质以 $SF_6$ 气体为主，但是 $SF_6$ 气体的液化温度较高，限制了其在高寒地区的应用，如 0.1 MPa 和 0.6 MPa 时 $SF_6$ 气体的液化温度分别约为–64 ℃和–25 ℃[1-2]。在低温条件下，断路器内部 $SF_6$ 出现液化现象，灭弧室内气体压力降低，$SF_6$ 灭弧能力明显下降，造成断路器的开断能力不足，严重时导致断路器不能正常操作，影响电网安全运行[3-5]。

特高压直流输电系统运行方式切换使用直流转换开关。其多采用无源自激振荡的技术路线，具

**基金资助项目**：国家自然科学基金(52025074)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (52025074).

有结构简单、性能可靠等优点，被广泛应用于特高压直流输电工程中[6-9]。与柔性直流输电所用的混合型直流断路器和机械式直流断路器相比[10-13]，直流转换开关开断直流电流没有电力电子元件，主要利用电弧的不稳定性和负电阻特性与并联的 LC 回路产生谐振，使电弧电流产生过零点，迫使电流开断。为形成快速增幅的自激振荡电流，需要电弧有足够的能量给 LC 回路的电容器充电，以形成谐振电流，因此，要求直流转换开关具有相当高的电弧电压。为保证高弧压，国内外已有转换开关的开断装置，均采用 $SF_6$ 气体作为绝缘和灭弧介质。针对直流转换开关的电流转换特性和相关影响因素，国内外专家学者也进行了大量的研究，其中彭畅等人着重分析了直流转换开关电流转换的过程，以及恢复电压水平对转换过程的影响[14]。李兴文等人对其电流转换特性及影响因素展开研究，分析了不同电感参数值下电弧半径、温度、压力特性与电流转换特性的关系，并研究了 $SF_6$ 和空气介质中转换开关的电弧特性[15]。那虎等人对直流转换开关转换电流的电弧电流特性进行了理论研究及分析[16]。以上专家学者仅对直流转换开关电流转换特性进行研究，未考虑直流转换开关环境适应性问题，因此，为提升直流转换开关在低温环境下运行的可靠性与安全性，开展面向高寒地区的低气压直流电流开断能力的研究已迫在眉睫。

## 1　气体特性

$SF_6$ 气体具有优良的绝缘特性和物理稳定性，适合作为高压电器中的绝缘介质，已广泛应用于电力行业。根据 $SF_6$ 气体的状态曲线，该气体在各压力下的液化温度如表 1 所示。

为了保证 $SF_6$ 气体在寒冷地区不发生液化，目前主要采取的方法有 3 种：一是在断路器上使用加热装置，二是降低断路器内 $SF_6$ 气体的工作气压，三是将 $SF_6$ 气体更换为液化温度更低的混合气体。对于敞开式产品，加热装置安装困难，且成本高，装配复杂，很容易产生局部过热或者加热效果不明显的现象；而降低断路器内 $SF_6$ 气体压力会使断路器的绝缘性能和灭弧能力降低；若更换为混合气体则不便于运维及检测。因此，考虑转换开关结构的特点及现场运维的便捷性，综合 3 种方法的优缺点，采用降低气体压力的方式来应对低温问题。针对–30~–40 ℃的应用环境，重点研究 0.33、0.4，0.52 MPa 气压时的直流开断能力。

## 2　直流转换开关开断性能研究

### 2.1　开断原理分析

直流转换开关的等效电路如图 1 所示，根据分析可求得临界回路电阻 $R_c$ 和临界电弧时间常数 $\theta_c$。

$$\theta_c = \frac{C}{2}\delta(\sqrt{1+4q_\theta}+1) \tag{1}$$

$$R_c = \frac{1}{2}(\sqrt{p_R^2+4q_R}+p_R) \tag{2}$$

$$\delta = r_0(1-\beta)-R(1+\beta) \tag{3}$$

$$q_\theta = \frac{(1+\beta)Z^2}{(R+r_0)\delta} \tag{4}$$

$$p_R = \frac{\omega\theta_b Z+2\beta r_0}{1+\beta}+\frac{Z(1+\beta)}{\omega\theta_b} \tag{5}$$

$$q_R = \frac{r_0 Z(1-\beta)}{\omega\theta_b}+\frac{r_0^2(1-\beta)-r_0\omega\theta_b Z}{1+\beta} \tag{6}$$

其中：$C$ 为回路电容；$R$ 为回路电阻；$Z$ 为回路阻抗；$r_0$ 为电弧电阻；$\omega$ 为振荡频率；$\theta_b$ 为电弧时间常数；$\beta$ 为常数，在 0~1 之间变化。

当 $0<\theta_b<\theta_c$ 或 $0<R<R_c$，电弧电流会出现递增的自激振荡现象。从以上公式分析可知，提高临界电弧时间常数 $\theta_c$ 必须降低自激振荡频率 $\omega$，提高电弧电阻 $r_0$，减小转移回路电阻 $R$[17-19]。

在满足自激振荡临界条件的情况下，为增大自激振荡，必须减小转移回路电感 $L$ 和转移回路电阻 $R$。特别是当开断电流增大时，$r_0$ 变小，减小转移回

表 1　$SF_6$ 气体在各个压力下的液化温度

Table 1　Liquefaction temperature of $SF_6$ gas at various pressures

| 气体压力/MPa | 液化温度/℃ |
|---|---|
| 0.6 | –27.5 |
| 0.5 | –32.5 |
| 0.4 | –38 |
| 0.35 | –41 |
| 0.3 | –44.4 |

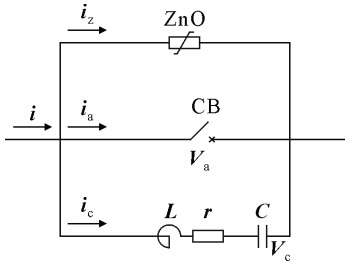



图 1　转换开关等效电路

Fig.1　Equivalent circuit of transfer switch

路电阻更为重要。减小 $\omega\theta_b$，则必须增大转移回路电容 $C$，但增大转移回路电容 $C$ 受经济因素的限制。此外，要提高电弧电阻 $r_0$，也就是提高电弧电压，可采用增加断口串联数量、加强气吹效果等设计方法。由于 $r_0$ 随开断电流增大而减小，因此开断电流增大时，电流就不容易开断。

### 2.2 电弧电压分析

开断装置对转换电流的影响，主要是受灭弧室内部结构影响。灭弧室开距大，可以有效拉长电弧长度，形成高弧压；同时气流通道顺畅，可以加速电弧复合，提高电弧电压，从而加速与谐振回路的振荡过程，形成快速增幅自激振荡电流。

对于线性电路，电阻值不变，通过电阻的电流越大，电阻两端的电压越高，并与电流成线性伏安关系。而电弧的情况却不同，当电弧中电流增大时，电弧温度升高，热游离急剧增加，当电弧电流增大到一定数值时，热游离已成为游离的主要因素[20-21]，因此只要在电弧两端保持一定的电弧电压，就能使电弧稳定地燃烧。电弧电压是一个基本不变的数值，与电流大小无关，而电弧电阻将随电流的增加而减小。

影响电弧电压的主要因素有[22-24]：

1）电弧长度 $l$(cm)：一般情况下，电弧电压与长度成正比。

根据以往对电弧电压的研究，较长的电弧在玻璃管内 1 个大气压下稳定燃烧时，其静态伏安特性可用下列数值方程表达。

对于铁电极：

$$U_a = 62 + (11.4 + \frac{32.6}{I_a})l \tag{7}$$

对于铜电极：

$$U_a = 62 + (12.8 + \frac{35.5}{I_a})l \tag{8}$$

对于碳电极：

$$U_a = 80 + (12 + \frac{33.3}{I_a})l \tag{9}$$

其中：$U_a$ 为电弧电压(V)，$I_a$ 为电弧电流(A)。

从以上公式可以看出，电弧电压与长度成正比，并且与电极材料也有很大关系。

2）梯度：冷却情况对电弧电压有很大影响，外界对电弧的冷却效果越好，电弧的导电性能越难维持。在电流不变的前提下，冷却之后增加电弧电压，增加电弧消耗的功率，才能继续保持电弧通道具有足够的复合。

流动气体中的电弧电压高于静止气体中的电弧电压，在不同情况下，弧柱电压梯度 $E$ 大致数据如下：

静止空气中：

$$E = 15 \ \ \text{V/cm} \tag{10}$$

流动空气中：

$$E = 100 \ \ \text{V/cm} \tag{11}$$

3）压力：弧隙压力越大，电弧电压越高。

电流和电弧间隙长度不变时，电弧在其中燃烧的气体压力的升高使电弧电压按下列数值方程关系增加

$$U_a = M \ln P + N \tag{12}$$

式中：$M$ 和 $N$ 为常数；$U_a$ 为电弧电压(V)；$P$ 为气体压力(单位为 0.1 MPa)

由此可见，电弧电压随气体压力增大而增加。反之，气体压力减小，电弧电压会降低，会影响电流开断能力。

### 2.3 大容量开断装置研究

由直流转换开关开断的工作原理可知，回路的自激振荡过程是由触头打开过程中不断变化的电弧特性所决定的。电弧随触头运动逐渐被拉长，同时活塞压缩压气缸内的气体，在灭弧室喷口上游区域逐渐形成高气压区，最终在触头抽出喷口喉部时形成剧烈的吹弧气流。为提高直流转换开关的开断能力，对灭弧室结构进行气流场仿真分析，优化气流通道，为开断提供强烈的气吹。开断装置灭弧室结构如图 2 所示。

利用动态网格技术，建立能够描述 $SF_6$ 断路器触头和活塞运动过程的动态网格模型，模拟直流转换开关开断装置的分闸过程，以满足动态仿真计算的要求，触头在刚分位置时的网格图如图 3 所示。

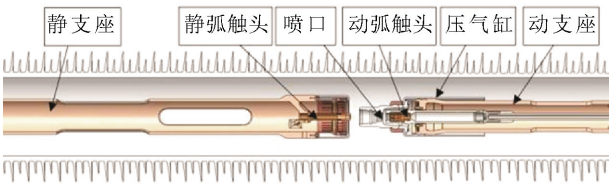



图 2 开断装置灭弧室结构原理图

Fig.2 Structural schematic diagram of arc extinguishing chamber of breaking device

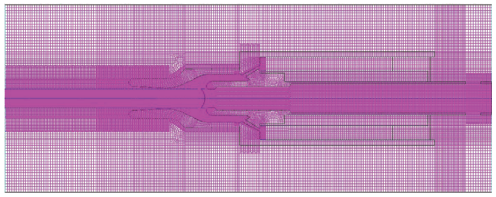


图 3 触头在刚分位置时的网格图

Fig.3 Grid diagram of the contact in the just opened position

通过前期数据分析，喷口喉部直径会影响环隙流通面积，进而影响灭弧室内气体聚集，最终影响灭弧室的内压力。当断路器开断直流电流时，分闸末期仍需具有较强烈的、持续的气吹，使得弧后介质强度在短时间内得以恢复。断路器分闸速度的变化决定了灭弧室内压力的变化，故适当提高断路器的分闸速度有利于大电流的开断，而过高的分闸速度，同样也会对断路器产生较大的刚性冲击，影响其本身的机械寿命。根据前期试验数据，直流转换开关平均开断速度在 7 ~12 m/s 之间，因此，开断装置分闸速度初定为 9 m/s，灭弧室喷口喉部尺寸设计如表 2 所示。

选取 3 种方案进行气流场仿真分析，对压气缸侧壁、喷口上游、喷口喉部和喷口下游 4 个重要部位进行压力监测，并对气流通道、喷口上游、喷口喉部和喷口下游 4 个位置进行速度监测，其中压力变化曲线如图 4 所示，气流速度变化曲线如图 5 所示，马赫数分布如图 6 所示。

由图 4 监测点的压力变化可以看出，喷口喉部减小后，压气缸内、喷口上游、喷口喉部的压力均升高。在喷口下游，分闸前期压力较高，分闸后期压力较低，这是由于喷口喉部的堵塞效应造成的。

由图 5 可知，喷口喉部减小以后，气流通道、喷口上游监测点的速度均下降，但是喷口喉部和喷口下游的流速有明显升高。

由图 6 可知，喷口喉部减小后，分闸后期喷口内的超音速流区域明显增大。通过对灭弧室内部压力、速度变化曲线和马赫区分布对比可知，选择方案 1 时，灭弧室喷口喉部压力和速度均较大，便于产生强烈的吹弧效应，形成较高的弧压，有利于电弧电流的自激振荡，更容易满足直流转换开关开断需求。

## 3　试验电路设计及仿真

依据 GB/T 25309—2010《高压直流转换开关》和 DL/T 2227—2021《±800 kV 及以上特高压直流

表 2　灭弧室喷口喉部尺寸优化参数表

Table 2　Optimization parameters of nozzle throat size of arc extinguishing chamber

| 序号 | 压气缸直径/mm | 喷口喉部直径/mm | 分闸速度/(m·s$^{-1}$) |
|---|---|---|---|
| 方案 1 | 140 | 36 | 9 |
| 方案 2 | 140 | 40 | 9 |
| 方案 3 | 140 | 44 | 9 |

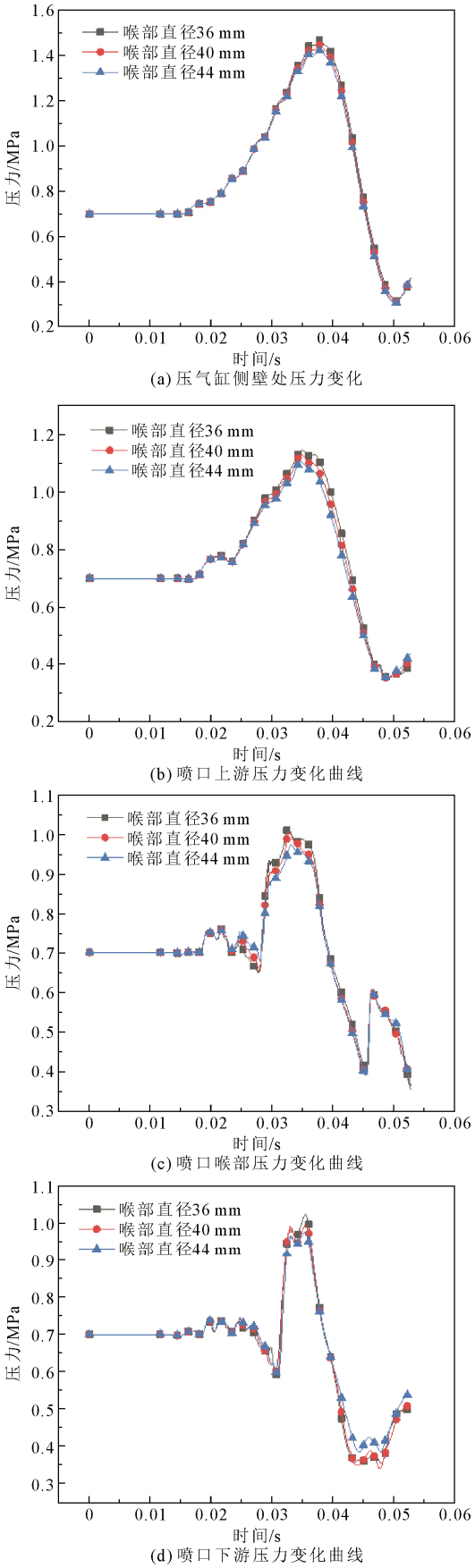
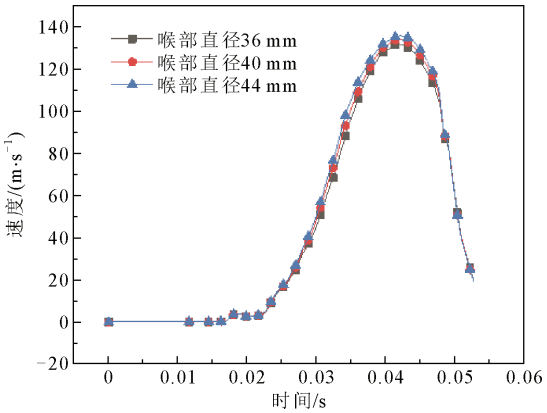
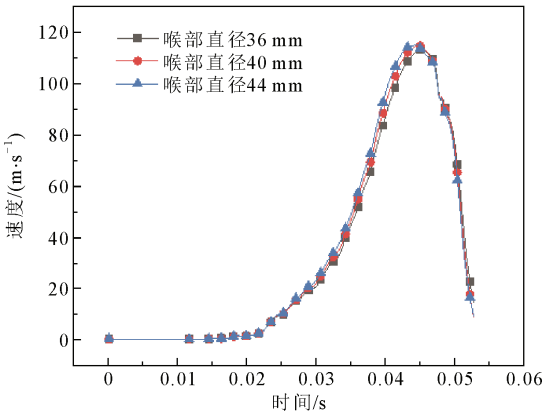



图 4　3 种灭弧室结构压力变化曲线图

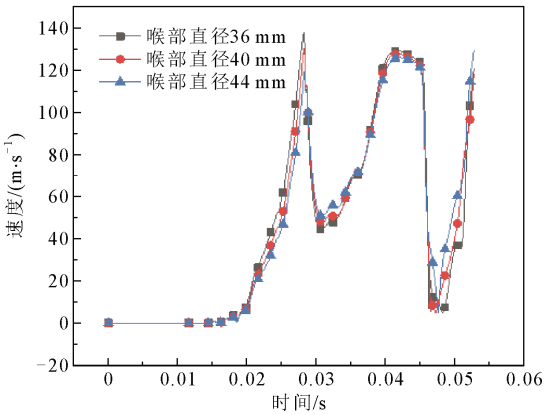
Fig.4　Pressure variation curve of three types of arc extinguishing chamber structures



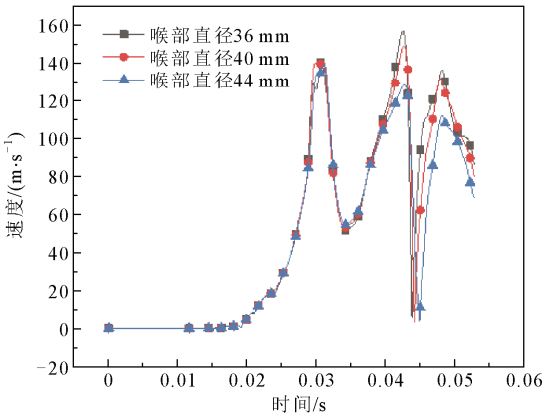
(a) 气流通道监测点速度变化曲线



(b) 喷口上游监测点速度变化曲线



(c) 喷口喉部监测点速度变化曲线



(d) 喷口下游监测点速度变化曲线

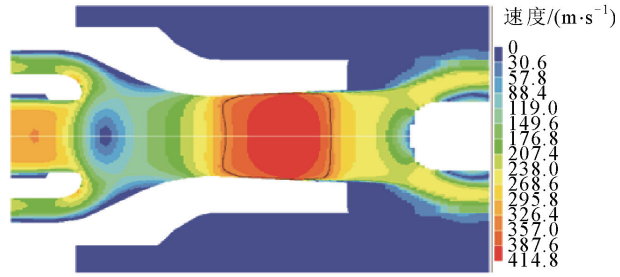
图 5 3 种灭弧室结构气流速度变化曲线

Fig.5 Air flow velocity change curve of three types of arc extinguishing chamber structures

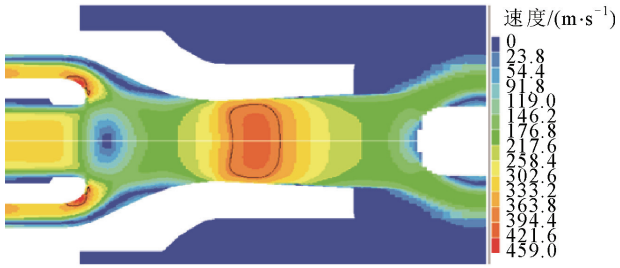
系统用高压直流转换开关选用导则》相关要求，采用低频交流电流等效直流电流进行高压直流转换开关的电流转换试验。

### 3.1 试验电路设计

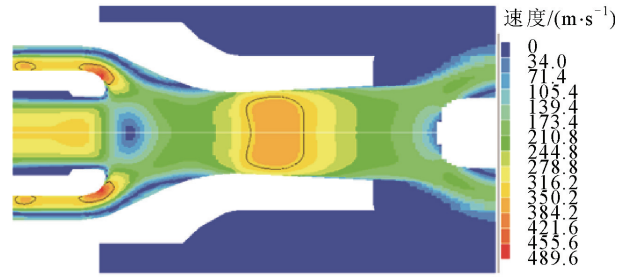
为了检验直流转换开关是否具备直流电流转换能力，试验回路必须能够等效实际的直流电源，满足验证要求。试验回路原理图如图 7 所示。



(a) 喉部直径为36 mm



(b) 喉部直径为40 mm



(c) 喉部直径为44 mm

图 6 分闸到底时灭弧室内马赫数的分布图

Fig.6 Distribution of Mach number in arc extinguishing chamber when opening to the bottom

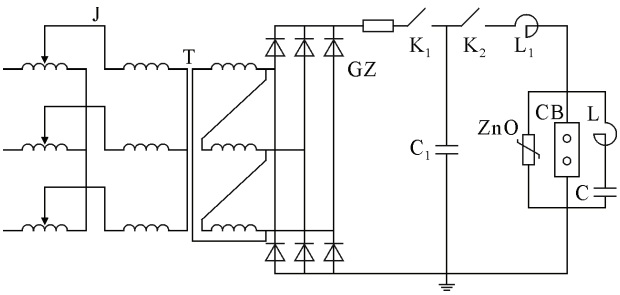


图 7 开断试验回路示意图

Fig.7 Schematic diagram of disconnection test circuit

开断试验是在清华大学的国家级重点实验室进行，表 3 为试验回路主要电气元件。

该回路主要原理是采用低频交流电流模拟直流电流，具体过程是：交流电经过调压器 J 调压、变压器 T 升压、硅堆 GZ 整流，向储能电容 $C_1$ 充电至 $V_s$，这时 $K_1$ 属于闭合状态。储能电容器 $C_1$ 充电完成后，开关 $K_1$ 断开，开关 $K_2$ 闭合，给 $SF_6$ 断路器 CB 通电。由于储能电容 $C_1$ 和储能电感 $L_1$ 形成了转移电路，会使整个回路里产生振荡电流。

当 $K_1$ 分闸、$K_2$ 合闸、CB 合闸时，电容器组 $C_1$、电抗器 $L_1$ 和回路等效电阻 R 构成 RLC 串联的二阶振荡电路，通过求解可以得回路试验电流 $i_1$：

$$i_1(t)=\frac{U_0}{\omega L}\mathrm{e}^{-\delta t}\sin(\omega t) \tag{13}$$

其中，$U_0$ 为电容初始电压通过选择合适的参数，使得振荡电流的频率在 4 Hz 左右，可以近似等效为一个直流电源。

$$\omega=\frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{1}{LC}-(\frac{R}{2L})^2}\approx 25.53 \tag{14}$$

$$f=\frac{\omega}{2\pi}=4.06 \tag{15}$$

$$\delta=\frac{R}{2L}=\frac{191.2\times10^{-3}}{2\times18.2\times10^{-3}} \tag{16}$$

其中，$f$ 为振荡电流的频率(Hz)。回路电流方面，取电流第一个周波的峰值，即 $t$=60 ms 时有：

$$i_1(60\ \mathrm{ms})=1.55U_0 \tag{17}$$

充电电压为 3800 V，则：

$$i_1(60\ \mathrm{ms})=1.55\times3800=5890\ \mathrm{A} \tag{18}$$

### 3.2　试验电路仿真

在 PSCAD 中搭建仿真回路进行仿真，模型如图 8 所示，其中试验回路储能电容值为 80 mF，线路电阻为 0.215 mΩ，电感为 20 mH。仿真分析试验回路电流、转换电流等参数结果如图 9 所示。由波形可知，试验回路转换电流可以达到 5100 A，满足试验要求，开断此电流时，转换开关的避雷器需要吸收的能量为 275 kJ，考虑到试验回路耐压水平为 25 kV，故选用残压为 20 kV 的避雷器。

由前文分析可知，试验电流频率为 4.06 Hz 的交流电流，由于频率小、周期长，可以通过试验控制台来精确控制开断装置分闸的时刻，使其在触头分离时刻和开断时刻的电流值不小于 5100 A。由于波形周期长而电流转换时间短，在开断过程中，电流变化不大，可以等效于在直流情况下的开断。

表 3　试验回路电气元件

Table 3　Electrical components of the test circuit

| 电源装置 | 断路器电路元件 |
|---|---|
| J—调压器 | ZnO—金属氧化物避雷器 |
| T—变压器 | CB—$SF_6$ 断路器 |
| GZ—整流装置 | *L*—转移回路电感 |
| $C_1$—储能电容 | *C*—转移回路电容 |
| $L_1$—储能电感 | $K_1$, $K_2$—电源回路开关 |

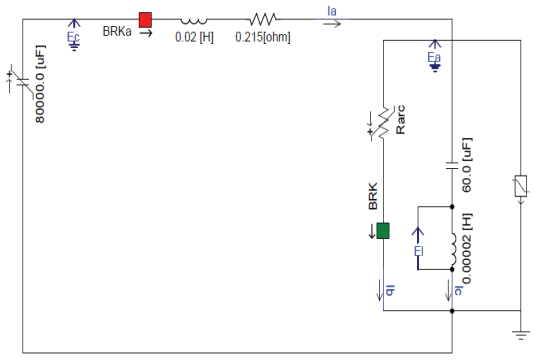



图 8　仿真回路图

Fig.8　Simulation circuit diagram

## 4　试验研究

### 4.1　试验方案设计

为全面研究低气压对电流转换能力的影响，通过改变振荡回路配置参数，测试小电流(1000 A)和大电流(3500 A)时不同气体压力时的开断能力。开断装置均采用单断口，试验方案如表 4 和表 5 所示。

### 4.2　小电流试验

电容器组为 24 μF 时，分别进行 0.33、0.4、0.52 MPa 的电流转换试验，转换电流和燃弧时间如图 10 所示。

由图 10 对比分析可知：

1）试验回路储能电容充电电压低于 1400 V 时，0.4 MPa 转换电流 1089~1784 A，燃弧时间为 15~20.1 ms，0.52 MPa 转换电流 935~1688 A，燃弧时间为 9.3~15.2 ms，该阶段，0.4 MPa 的最大转换电流值虽然比 0.52 MPa 的最大转换电流值高 5%，但是对应的燃弧时间相差 32%；当试验回路储能电容充电电压大于 1400 V 时，0.4 MPa 没有成功开断，0.52 MPa 转换电流 1474~2233 A，燃弧时间为 15.4~19.7 ms。综上，最大转换电流幅值方面，0.52 MPa 比 0.4 MPa 高 25.6%，试验回路电容器的充电电压提高至 1900 V，即增大试验电流值，0.52 MPa 仍能稳定转换电流，由此可知 0.52 MP 的转换能力优于 0.4 MPa。

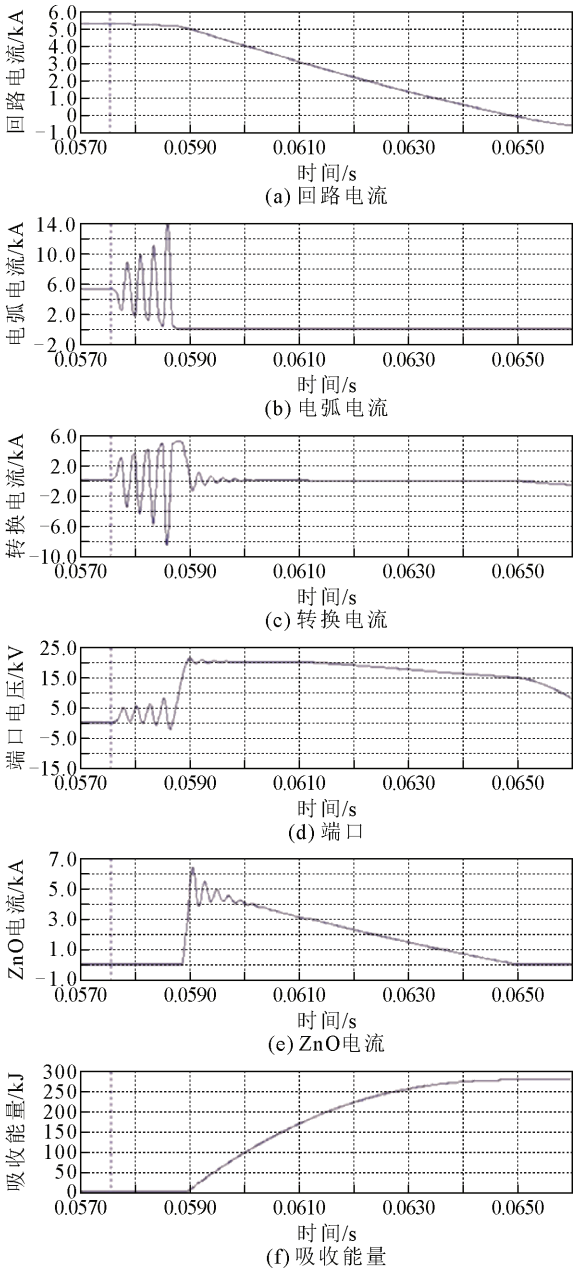



图 9 低频振荡回路计算波形

Fig.9 Calculation waveform of low-frequency oscillation circuit

2）0.33 MPa 时转换电流 837~1760 A，燃弧时间为 16.5~22.5 ms，0.4 MPa 时转换电流 1089~1784 A，燃弧时间为 15~20.1 ms，0.33 MPa 与 0.4 MPa 相比，最大转换电流幅值方面较为接近，燃弧时间方面相差 10~12%；综上，0.33 MPa 燃弧时间较长，但仍具备一定的电流转换能力。

对比 0.33、0.4、0.52 MPa 的测试结果可知，随着 $SF_6$ 气体压力的降低，造成气体密度的减小，不利于气吹的冷却效应和电弧电压的建立，进而影响电流转换能力。

表 4 小电流试验方案

Table 4 Low current test plan

| 序号 | 气压/MPa | 电感值/μH | 电容值/μF | 液化温度/℃ |
|---|---|---|---|---|
| 方案 1 | 0.33($SF_6$) | 25 | 24 | –40 |
| 方案 2 | 0.4($SF_6$) | 25 | 24 | –35 |
| 方案 3 | 0.52($SF_6$) | 25 | 24 | –30 |

表 5 大电流试验方案

Table 5 High current test plan

| 序号 | 气压/MPa | 电感值/μH | 电容值/μF | 液化温度/℃ |
|---|---|---|---|---|
| 方案 1 | 0.4($SF_6$) | 25 | 60 | –35 |
| 方案 2 | 0.52($SF_6$) | 25 | 60 | –30 |

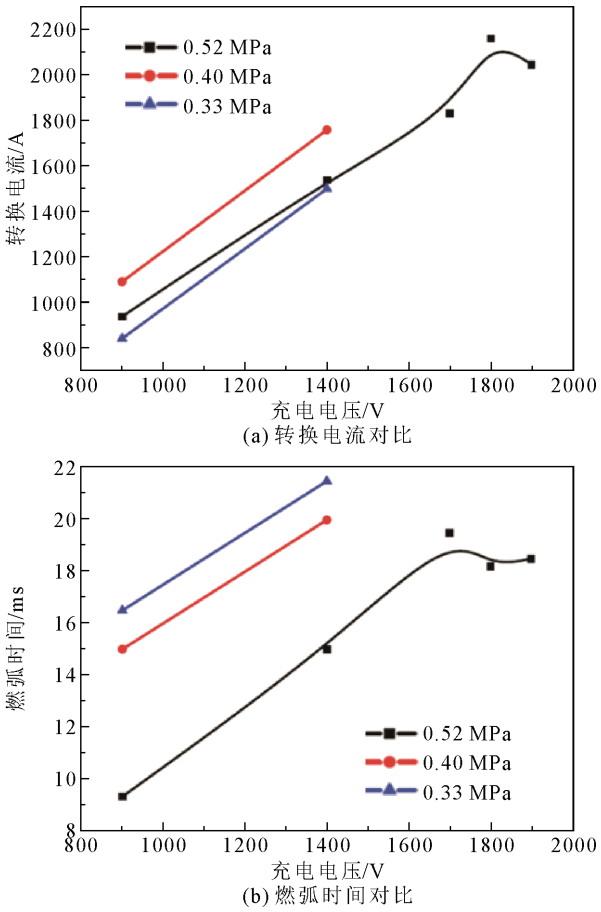
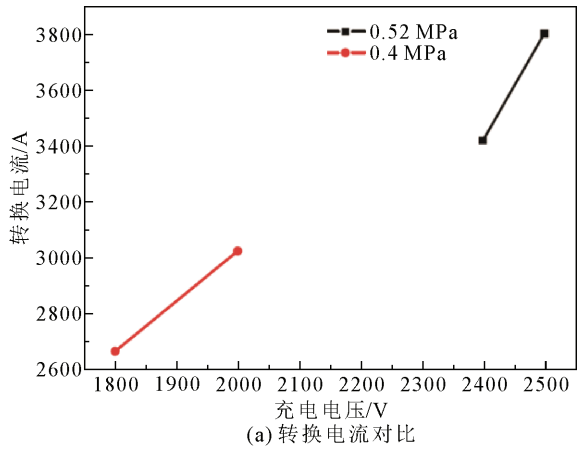



图 10 不同气压下转换小电流试验数据对比图

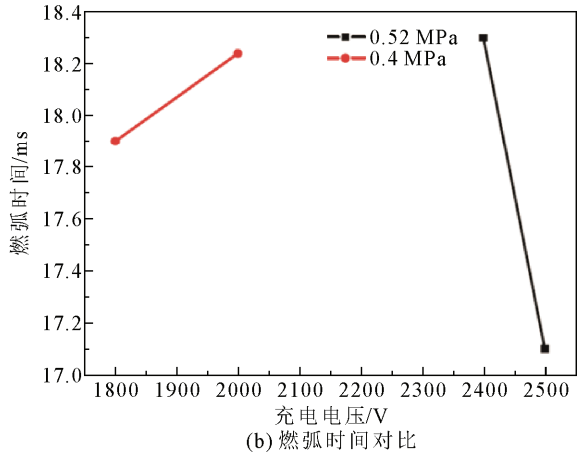
Fig.10 Comparison diagram of conversion small current test data under different air pressures

### 4.3 大电流试验

电容器组为 60 μF 时，分别进行 0.33、0.4、0.52 MPa 的电流转换试验，由于 0.33 MPa 时的开断能力成功率极低，不具备研究价值，故不再统计。0.4 MPa 和 0.52 MPa 的转换电流和燃弧时间如图 11 所示。



(a) 转换电流对比



(b) 燃弧时间对比

图 11　不同气压下转换大电流试验数据对比图

Fig.11　Comparison diagram of test data of large current conversion under different air pressures

由图 11 可知：

1）0.4 MPa 转换电流 2585~3023 A，燃弧时间为 17.9~18.3 ms，0.52 MPa 转换电流 3419~3803 A，燃弧时间为 17.1~18.3 ms，最大转换电流幅值方面，0.52 MPa 比 0.4 MPa 高 25.8%；随着电容值的增大，转换能力差异被进一步扩大。

2）0.52 MPa 时，试验回路电容器的充电电压提高至 2500 V 仍具备转换电流的能力，可以开断的电弧能量较大。

## 5　结论

通过空载气流场仿真选取最优方案进行试验，结合电流转换能力试验研究，得出如下结论：

1）相同气压和开断装置时，电容值从 24 μF 增加至 60 μF，转换电流值呈上升趋势，且燃弧时间有缩短，即相同开断装置和气体压力时，电容值增大，转换能力强；

2）相同容值和开断装置时，$SF_6$ 气体压力从 0.52 MPa 降低至 0.33 MPa，气体密度变小，电弧的复合时间变长，导致电流转换能力下降 10～25%，且燃弧时间增加，开断成功率随之降低，即相同开断装置和电容配置参数时，气体压力高，转换能力强。

## 参考文献　References

[1] 赵畹君. 高压直流输电工程技术[M]. 2 版. 北京：中国电力出版社，2011：71-79.
ZHAO Wanjun. High voltage direct current transmission enginerring technologies[M]. 2nd ed. Beijing, China: China Electric Power Press, 2011: 71-79.

[2] 周　浩. 特高压交直流输电[M]. 杭州：浙江大学出版社，2017：559-563.
ZHOU Hao. Ultra-high voltage AC/DC power transmission[M]. Hangzhou, China: Zhejiang University Press, 2017: 559-563.

[3] 刘振亚. 特高压交直流电网[M]. 北京：中国电力出版社，2013：382-384.
LIU Zhenya. Ultra-high voltage AC & DC grid[M]. Beijing, China: China Electric Power Press, 2013: 382-384.

[4] 刘振亚. 特高压直流输电技术研究成果专辑[M]. 北京：中国电力出版社，2009：221-234.
LIU Zhenya. Album of reserch achiements on UHVDC[M]. Beijing, China: China Electric Power Press, 2009: 221-234.

[5] 黎　斌. $SF_6$ 高压电器设计[M]. 5 版. 北京：机械工业出版社，2019.
LI Bin. $SF_6$ high voltage apparatus design[M]. 5th ed. Beijing, China: China Machine Press, 2019.

[6] 郑占锋，邹积岩，董恩源，等. 直流开断与直流断路器[J]. 高压电器，2006，42(6)：445-449.
ZHENG Zhanfeng, ZOU Jiyan, DONG Enyuan, et al. DC interruption and DC circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2006, 42(6): 445-449.

[7] 孙舒捷，邰能灵，薄志谦. 高压直流输电工程中的直流断路器设计及应用仿真[J]. 华东电力，2009，37(3)：412-417.
SUN Shujie, TAI Nengling, BO Zhiqian. Design and simulation of DC breakers for HVDC projects[J]. East China Electric Power, 2009, 37(3): 412-417.

[8] 郭彦勋，王要强，李海锋，等. 机械式直流断路器自适应重合闸策略[J]. 高电压技术，2022，48(5)：1961-1969.
GUO Yanxun, WANG Yaoqiang, LI Haifeng, et al. An adaptive re-closing strategy for mechanical DC circuit breaker[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(5): 1961-1969.

[9] 裘　鹏，宣晓华，陆　翌，等. 舟山柔直工程混合式直流断路器短路试验方案设计及现场实践[J]. 高电压技术，2021，47(4)：1428-1435.
QIU Peng, XUAN Xiaohua, LU Yi, et al. Design and application of short circuit test scheme for hybrid DC circuit breakers in Zhoushan VSC-HVDC transmission project[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(4): 1428-1435.

[10] 李归霞，袁　召，陈立学，等. 基于电容换相的混合式直流断路器设计与仿真[J]. 高电压技术，2022，48(4)：1571-1581.
LI Guixia, YUAN Zhao, CHEN Lixue, et al. Design and simulation of hybrid DCCB based on capacitor commutation[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(4): 1571-1581.

[11] 李宏旭，项　彬，于书汀，等. 超导限流器与机械式直流断路器的

全电流开断配合方法[J]. 高电压技术，2022，48(11)：4497-4505.
LI Hongxu, XIANG Bin, YU Shuting, et al. Full-range currents interruption methods by coupling current injection DC circuit breakers with superconducting fault current limiters[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(11): 4497-4505.

[12] 饶　宏，黄伟煌，郭知非，等. 柔性直流输电技术在大电网中的应用与实践[J]. 高电压技术，2022，48(9)：3347-3355.
RAO Hong, HUANG Weihuang, GUO Zhifei, et al. Practical experience of VSC-HVDC transmission in large grid[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(9): 3347-3355.

[13] 张智辉，吴　翊，吴益飞，等. 直流断路器并联 IGCT 通断特性[J]. 高电压技术，2020，46(11)：3871-3878.
ZHANG Zhihui, WU Yi, WU Yifei, et al. On-off characteristic of parallelly connected IGCT in a DC circuit breaker[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(11): 3871-3878.

[14] 彭　畅，温家良，马国华，等. 特高压直流输电系统中直流转换开关的电流转换分析与仿真[J]. 中国电机工程学报，2011，31(36)：1-7.
PENG Chang, WEN Jialiang, MA Guohua, et al. Analysis and simulation on current commutation of the DC transfer switches in UHVDC transmission systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(36): 1-7.

[15] 李兴文，郭　泽，傅明利，等. 高压直流转换开关电流转换特性及其影响因素[J]. 高电压技术，2018，44(9)：2856-2864.
LI Xingwen, GUO Ze, FU Mingli, et al. Current commutation characteristics and its influential factors for high-voltage direct current transfer switches[J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(9): 2856-2864.

[16] 那　虎，丁正平，孙晋峰，等. 高压直流输电用无源型直流转换开关电弧电流特性研究[J]. 高压电器，2012，48(9)：67-71.
NA Hu, DING Zhengping, SUN Jinfeng, et al. Arc current characteristic of DC circuit breaker in HVDC transmission and distribution system[J]. High Voltage Apparatus, 2012, 48(9): 67-71.

[17] KAIROUANI N, PERRIN B, ROBIN-JOUAN P, et al. Numerical analysis of the SF6 dielectric recovery in high voltage circuit-breakers around current zero[C]//Proceedings of the 17th International Conference on Gas Discharges and Their Applications. Cardiff, UK: IEEE, 2008: 145-148.

[18] 张力超. 高压直流断路器自激振荡问题的研究[D]. 北京：清华大学，1991.
ZHANG Lichao. Investigation on the self-excited oscillation in HVDC circuit breaker[D]. Beijing, China: Tsinghua University, 1991.

[19] 刘晓明，曹云东，王尔智. 高压 $SF_6$ 断路器电弧与气流相互作用研究[J]. 中国电机工程学报，2005，25(7)：151-155.
LIU Xiaoming, CAO Yundong, WANG Erzhi. Study on arc-flow interaction for a high voltage $SF_6$ circuit breaker[J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(7): 151-155.

[20] 荣命哲，杨　茜，范春朵. 高压自能式 $SF_6$ 断路器电弧能量作用过程仿真[J]. 中国电机工程学报，2004，24(2)：92-97.
RONG Mingzhe, YANG Qian, FAN Chunduo. Simulation of the process of arc energy-effect in H. V. auto-expansion $SF_6$ circuit breaker[J]. Proceedings of the CSEE, 2004, 24(2): 92-97.

[21] 刘晓明，袁大勇，曹云东，等. $SF_6$ 断路器磁流体二维电弧模型化与仿真[J]. 沈阳工业大学学报，2009，31(3)：257-261.
LIU Xiaoming, YUAN Dayong, CAO Yundong, et al. 2D arc modeling and simulation of $SF_6$ circuit breaker based on magnetohydrodynamics[J]. Journal of Shenyang University of Technology, 2009, 31(3): 257-261.

[22] 王尔智，刘晓明，曹云东. 考虑湍流影响的高压 $SF_6$ 断路器喷口优化设计[J]. 电工技术学报，2009，24(6)：30-34.
WANG Erzhi, LIU Xiaoming, CAO Yundong. Optimization design for arc nozzle of high voltage $SF_6$ circuit breaker considering turbulent influence[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2009, 24(6): 30-34.

[23] 刘晓明，王尔智，曹云东. 高压 $SF_6$ 断路器电弧动态模型研究[J]. 中国电机工程学报，2004，24(2)：102-106.
LIU Xiaoming, WANG Erzhi, CAO Yundong. Study on dynamic arc model for high voltage $SF_6$ circuit breaker[J]. Proceedings of the CSEE, 2004, 24(2): 102-106.

[24] FANG M T C, ZHUANG Q, GUO X J. Current-zero behaviour of an $SF_6$ gas-blast arc. Ⅱ: turbulent flow[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 1994, 27(1): 74-83.



**孙珂珂**(通信作者)
1982—，男，博士生，高工
主要从事特高压直流和柔性直流开关方面的研究工作
E-mail: sunkeke2010@163.com

SUN Keke
Ph.D. candidate
Senior engineer
Corresponding author

收稿日期　2023-09-14　修回日期　2023-12-14　　编辑　冉沐晨