

DOI:10.13296/j.1001-1609.hva.2026.06.005

## ±800 kV 直流高速开关(HSS)小直流电流开断特性研究

张长虹<sup>1</sup>, 吕金壮<sup>1</sup>, 陈兵<sup>1</sup>, 钟建英<sup>2</sup>, 魏建巍<sup>2</sup>, 黎卫国<sup>1</sup>, 孙英杰<sup>2</sup>,  
杨旭<sup>1</sup>, 李明洋<sup>1</sup>, 李一帆<sup>3</sup>, 房博一<sup>1</sup>, 黄瑜珑<sup>3</sup>, 许高明<sup>1</sup>, 高炳灿<sup>4</sup>

(1. 中国南方电网有限责任公司超高压输电公司, 广州 510663; 2. 平高集团有限公司, 河南 平顶山 467000; 3. 清华大学电机工程与应用电子技术系, 北京 100084; 4. 河南平高电气股份有限公司, 河南 平顶山 467000)

**摘要:** 直流高速开关HSS是混合多端高压直流输电系统中第三站在线投退和故障隔离的关键设备,需要具备开断小直流电流的能力。文中基于电路方程和能量转换原理分析了HSS开断电流的工作原理,提出了一种HSS开断小电流的等效试验方法,搭建了HSS开断小电流的试验电路。针对HSS产品样机,进行了不同条件下HSS开断电流的试验,研究了开断的电流、恢复电压、灭弧室动触头的分闸速度、灭弧室的充气压力、喷口喉部直径的变化对HSS直流开断性能的影响。试验结果表明,电流幅值和分闸速度对HSS开断电流性能有明显的影响,恢复电压、灭弧室充气压力和喷口喉部直径的小幅变化对HSS开断电流的影响较小。通过建模和计算验证了试验数据的有效性。文中的研究结果为直流高速开关HSS的设计提供了依据。

**关键词:** 直流高速开关; 混合多端高压直流输电系统; 直流电流开断特性; 直流电弧电压; 样机试验

### Study on Small Direct Current Interruption Characteristics of ±800 kV High Speed Switch(HSS)

ZHANG Changhong<sup>1</sup>, LYU Jinzhuang<sup>1</sup>, CHEN Bing<sup>1</sup>, ZHONG Jianying<sup>2</sup>, WEI Jianwei<sup>2</sup>,  
LI Weiguo<sup>1</sup>, SUN Yingjie<sup>2</sup>, YANG Xu<sup>1</sup>, LI Mingyang<sup>1</sup>, LI Yifan<sup>3</sup>, FANG Boyi<sup>1</sup>,  
HUANG Yulong<sup>3</sup>, XU Gaoming<sup>1</sup>, GAO Bingcan<sup>4</sup>

(1. China Southern Power Grid Co., Ltd. EHV Transmission Company, Guangzhou 510663, China; 2. Pinggao Group Co., Ltd., Henan Pingdingshan 467000, China; 3. Department of Electrical Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China; 4. Henan Pinggao Electric Co., Ltd., Henan Pingdingshan 467000, China)

**Abstract:** High-speed DC switch(HSS) is the key equipment for the online onnection/disconnection and fault isolation of the third station in the hybrid multi-terminal HVDC transmission system, and needs to have the capability to interrupt small DC current. In this paper the operating principle of current interruption by the HSS is analyzed based on circuit equation and the principle of energy conversion. An equivalent test method for the HSS to interrupt small current is proposed, and a test circuit for the HSS for small current interruption is set up. As for the HSS prototype, the current interruption test of the HSS under different conditions is carried out, and the influence of the variation of the interrupted current, recovery voltage, opening speed of the moving contact of the interrupter, gas filling pressure of interrupter and the diameter of the nozzle throat on the DC interruption performance of the HSS is studied. The test results show that the current amplitude and the opening speed have a significant impact on the current interruption performance of the HSS, while the slight variation of recovery voltage, gas filling pressure of interrupter and throat diameter of nozzle have little influence on current interruption of the HSS. The effectiveness of the test data is verified by modeling and calculation. The study results in this paper has provided a basis for the design of DC high-speed switch HSS.

**Key words:** DC high speed switch; hybrid multi-terminal UHVDC system; DC current interruption characteristics; DC arc voltage; prototype test

收稿日期:2025-12-01; 修回日期:2026-02-10

## 0 引言

随着中国西电东送与清洁能源应用步伐的加快,远距离输电线路的电压等级与输送容量亦在不断提高。与交流输电相比,直流输电具有明显的优势,包括受距离限制小、损耗低,且不需要考虑同步发电机功角稳定性问题<sup>[1-3]</sup>。同时,输送距离越长,经济性越好,这与中国远距离大容量输送电力的需求相契合。基于电压源型换流器(voltage source converter, VSC)的柔性直流输电,不依赖电网换相、功率控制灵活、交流电压谐波少,并可提供动态无功功率支撑,有利于提高多直流馈入受端电网的安全稳定运行。基于电网换相换流器(line commutated converter, LCC)的常规直流输电系统造价低、运行损耗小,但依赖于受端电网运行,有发生换相失败的隐患,尤其在常规直流多馈入的受端系统中风险更为突出<sup>[3-9]</sup>。

特高压多端混合直流输电系统,送端采用常规直流、受端采用柔性直流的混合直流方案,可以利用柔性直流控制的灵活性和快速性,来改善多常规直流和受端电网的运行特性,并综合利用了常规直流低损耗、低造价、继电保护装置相对简单的优点,是一种经济有效的优化方案<sup>[5-8]</sup>。多端直流输电系统由3个或3个以上的换流站及连接换流站的高压直流输电线路组成,能够实现多个电源和负荷区域的输电。与传统的两端直流输电系统相比,特高压多端混合直流输电系统具有传输损耗低、潮流控制灵活、输电容量大、运行方式更灵活、易于拓展等优点<sup>[7-12]</sup>。各换流站之间功率可灵活分配,具备在线投退、故障后各站之间功率可转移的能力,能够充分发挥直流输电的经济性和灵活性<sup>[8]</sup>。

特高压混合三端直流输电典型系统基本结构见图1,由一个常规 $\pm 800$  kV换流站(简称LCC站)、两个 $\pm 800$  kV柔直换流站(简称VSC<sub>1</sub>站、VSC<sub>2</sub>站)构成<sup>[7-10]</sup>。LCC与VSC<sub>1</sub>站之间的线路1、VSC<sub>1</sub>站与VSC<sub>2</sub>之间的线路2通过VSC<sub>1</sub>站内的汇流母线连接。

直流高速开关(high speed switch, HSS)是多端直流输电系统中的关键设备,主要用于直流系统的第三站在线投退及直流线路故障高速隔离,可提高整个直流系统的可靠性和可用率<sup>[10]</sup>。

在国内外,目前对于几百V的低压直流气体开关、750 V和1 500 V等级的地铁直流断路器和带有人工过零装置的高压直流断路器已有深入研究和成熟的试验方法<sup>[13-15]</sup>。 $\pm 800$  kV直流高速开关HSS

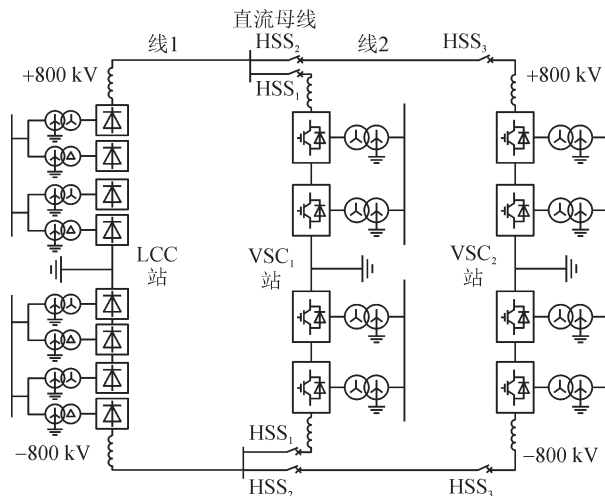


图1 特高压混合三端直流输电典型系统结构图

Fig. 1 Structures of multi-terminal hybrid UHVDC system

安装在 $\pm 800$  kV的直流线路上,在中国已有工程应用。HSS没有安装人工电流过零装置,有开断直流电流的要求。调研已有国内外的文献资料表明,目前对于HSS的直流开断原理和试验方法缺乏深入的研究,对于HSS的开断电流特性和直流线路参数的关系等关键问题没有资料参考。为了满足800 kV等级HSS国产化产品研发和现场运行维护的需求,文中针对HSS开断直流电流的原理和试验方法进行了研究。

## 1 HSS的作用及开断电流原理

### 1.1 直流高速开关HSS的主要作用

图1所示的特高压混合三端直流输电系统中安装的直流高速开关HSS的主要作用如下<sup>[16-18]</sup>:

1)若直流系统运行于三端模式,当第三站需要进行检修或直流线路发生故障,对应换流站闭锁,电流降到阈值以下后,HSS分闸操作退出第三站,直流系统转为两端模式运行。

2)若直流系统运行于两端模式,当需要将已退出的换流站重新投入运行,通过合上HSS投入该换流站,直流系统转为三端模式。

3)当直流线路发生永久故障或需检修时,对应换流站闭锁,待到直流线路剩余直流电荷降到一定值后,通过断开HSS实现直流线路的故障隔离。

正常情况下,HSS有4种运行工况,分别是稳定闭合、断开暂态过程、稳定断开、闭合暂态过程<sup>[12]</sup>:

1)稳定闭合,当换流站处于投入运行状态,对应的直流高速并联开关应处于稳定闭合状态。

2)断开暂态过程,直流系统运行于三端模式,在一端换流站需要检修或发生故障(单极或双极)等情

况下,需断开该换流站对应的直流高速并联开关(单极或双极),与控制保护配合。这一过程中,为避免直流高速开关端间电压过高,要求高速开关与隔离开关和地刀联锁动作<sup>[18]</sup>。

3)稳定断开,当换流站处于退出运行状态,对应的高速开关应处于稳定断开状态。

4)闭合暂态过程,直流系统运行于两端模式,若将已退出的换流站(单极或双极)重新投入运行,需闭合该换流站对应的直流高速并联开关(单极或双极)。

除了正常运行工况,HSS还存在一些特殊的运行工况。为了应对这些特殊情况,需要设置额外的保护措施以确保开关正常工作。考虑到强电磁干扰、操作机构异常等因素,HSS在合闸运行状态下存在偷跳风险。在第三站投退过程中,可能出现HSS及线路隔离刀闸拒动的情况<sup>[6]</sup>。这些异常工况对HSS的稳定运行产生了威胁,因此需要特别研究HSS在特殊工况下的工作性能。

## 1.2 直流高速开关 HSS 的主要技术指标

HSS的重要技术指标包括如下<sup>[10,14-15,19]</sup>:

1)直流小电流开断技术指标。800 kV的HSS不安装产生人工电流零点的震荡回路,没有电流过零点,需要HSS直接开断直流电流,技术要求在恢复电压1 kV的条件下具有开断35 A的直流电流。

2)长时多次燃弧耐受技术指标。800 kV的HSS在合闸投入直流系统运行状态下可能出现误分闸(偷跳 unexpected tripping)风险,需要灭弧室具备长时间耐受额定电流电弧的烧蚀能力,灭弧室不能发生爆裂或密封失效。技术要求能满足耐受直流4 kA、燃弧时间400 ms的5次烧蚀。

3)端间直流耐压绝缘技术指标。800 kV的HSS端间直流耐压为1 224 kV(1 h,湿式),由于800 kV的HSS一般是由两个断口组成,需要良好的断口均压设计。

## 1.3 直流高速开关 HSS 开断电流的工作原理

HSS没有安装产生人工电流零点的装置,开断直流电流的机理是利用动静触头间的电弧吸收和耗尽线路上的能量,使得线路的电流衰减到零,实现小电流开断和隔离线路<sup>[20-24]</sup>。

设输出端直流站输出电压为 $U$ ,线路等效电阻为 $R$ ,线路等效电感为 $L$ ,线路上的电流为 $i$ 。开断直流电流时,HSS断口间的电弧电压为 $u_a$ ,电路方程为

$$U = Ri + L \frac{di}{dt} + u_a \quad (1)$$

式(1)是一阶电路微分方程,为了定性分析HSS开断电流的特性,这里把电弧电压 $u_a$ 看成一个不变

化的常数,以简化微分方程解析。在此简化条件下,计算电流的表达式为

$$i(t) = \frac{U - u_a}{R} + \frac{u_a}{R} e^{-\frac{R}{L}t} \quad (2)$$

从式(2)中可以看出,当 $t=0$ 时, $i(0) = \frac{U}{R}$ ,是HSS分闸操作开始前的理论稳态电流值。当 $t=\infty$ 时, $i(\infty) = \frac{U - u_a}{R}$ ,可以看出:

1)当电弧电压 $u_a$ 小于电源电压 $U$ 条件下,电流永远大于零,HSS不能实现熄灭电弧开断电流。

2)当电弧电压 $u_a$ 大于电源电压 $U$ 条件下,理论上电流的稳态值小于零,电流的变化趋势是一个从正向电流向负向电流的变化过程。在实际情况中,由于HSS的工作特性,当电流达到零点时HSS就实现了熄灭电弧开断电流的目的,不会出现反向电流的情况。

在实际的HSS开断电流过程中,随着开距的增大电弧电压也增大,电弧电压是一个变化波动的数值,但只要电弧电压保持大于电源电压,电弧电流就随时间不断减小,直到电弧成功熄灭。直流电弧熄灭后,会在灭弧室断口间迅速产生一个瞬态恢复电压,开关能否成功开断的关键取决于弧后介质强度恢复特性与触头间瞬态恢复电压的竞争。800 kV等级的HSS有很高的耐压能力,在线路电压降低到1 kV的情况下,HSS开断直流小电流一般不会发生熄弧后重击穿。

基于能量的转化进行分析,HSS开断直流电流的工作原理可以总结为:

1)HSS开断直流电流过程中,灭弧室中的电弧吸收能量 $A_{ab}$ ,线路上的电阻也吸收能量 $A_r$ ,换流站电源输出能量 $A_s$ ,开断电流前线路上存储的能量为 $A_{s0}$ 。

2)电流开断过程中,当HSS灭弧室电弧吸收能量加上线路电阻吸收能量的功率大于电源输出能量的功率时,线路中的电流逐渐降低。当 $A_{ab} + A_r > A_s + A_{s0}$ 时,线路的电流降低到零,实现了电流开断。

3)当HSS灭弧室电弧吸收能量的功率加上线路电阻吸收的能量功率不大于电源输出能量的功率时,线路中的电流不会降低,无法实现电流开断。

4)HSS开断的线路长度越长,需要电弧吸收的能量越大,HSS开断电流的燃弧时间就越长。HSS成功开断小直流的判据是:技术规范要求的开断时间(HSS接收到分闸指令到电流到零熄弧) $\leq 50$  ms,灭弧室的电流减小为零,不发生电弧重燃。

## 2 HSS开断电流的等效电路

### 2.1 与HSS开断电流相关的设备

文中以昆柳龙三端混合直流工程分析HSS的运行工况。昆柳龙工程共3个换流站,分别为昆北站、柳北站和龙门站。直流的送端昆北站为LCC站,受端柳州站和龙门站均为VSC站,VSC站的换流阀均采用全/半桥混合子模块。昆北换流站的换流阀单阀由两个组件串联而成,柳北、龙门换流站的换流器单桥臂由半桥功率子模块和全桥功率子模块串联构成,总体电路结构见图1。

高压直流输电系统经整流器输出的直流电流总有纹波存在,这种纹波会影响输电设备的稳定性,因此在换流站出口装有平波电抗器,与直流滤波器一起组成直流侧的滤波电路<sup>[25]</sup>。昆北换流站每极直流极母线和中性线上分别装设1组 $2 \times 75$  mH干式平波电抗器,每极直流极母线和中性线上分别装设1组 $L_1$ 、 $L_2$ 、 $L_3$ 直流滤波器电抗器,中性线串联1组100 Hz阻塞滤波器。龙门换流站每极直流极母线分别装设1组75 mH直流电抗器,每个换流阀桥臂上分别装设1台桥臂电抗器,共装设6台 $\pm 800$  kV桥臂电抗器、12台 $\pm 400$  kV桥臂电抗器和6台120 kV桥臂电抗器(40 mH)。柳北换流站每极直流极母线分别装设1组100 mH直流电抗器,每个换流阀桥臂上分别装设1台桥臂电抗器,共装设6台 $\pm 800$  kV桥臂电抗器、12台 $\pm 400$  kV桥臂电抗器和6台120 kV桥臂电抗器(55 mH)。在HSS开断电流过程中,这些电抗器合成一个等效电感,需要HSS灭弧室通过电弧吸收这个等效电感存储的能量。龙门站至昆北站线路长达1489 km左右,等效为一个较大电感值。

直流输电线路的计算方法,目前的研究方法可分为以下几类:①文[26]采用的方法是先测量线路两端的电压电流功率,根据基尔霍夫定律建立电路方程,采用常微分方程进行求解。②文[27]则是建立双极性直流输电系统模型,求解微分方程,在线路末端处于对地开路 and 短路两种不同边界条件下,采用两相电源系统测量线路阻抗参数,进而推导出分布参数。但此方法必须进行工程实验。③文[28]通过计算出线路传输系统的传递函数,来得到传输系统的特征频率和输电线路分布参数之间的关系,再对直流输电系统线路末端电压进行频谱分析,计算出线路的电晕损耗,从而得到高压直流输电线路的分布参数。

直流输电线路的模型建立也有不同的方法,主

要包括<sup>[29]</sup>: $\pi$ 型模型、Bergeron模型和频率特性模型。这些研究方法和建模主要是针对系统的动态特性进行研究,由于高频信号的存在需要对系统进行精确的建模和确定分布参数。对于HSS开断电流的工作过程,由于从HSS开始分闸到电流实现开断需要较长的时间,电流的变化较慢,文中在建立HSS电流开断试验电路时把直流输电线路等效成一个电感和一个电阻的串联。

### 2.2 HSS开断电流的等效试验电路

根据 $\pm 800$  kV特高压混合多端直流系统中HSS的安装位置和运行工况<sup>[17-18,30-31]</sup>,文中设计了一种高速开关HSS开断小直流等效试验电路,见图2。

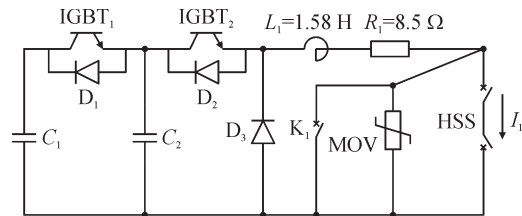


图2 高速开关HSS开断小直流试验电路

Fig. 2 HSS interrupting small DC test circuit

HSS是试验样机, $C_1$ 和 $C_2$ 为电容器组,IGBT<sub>1</sub>和IGBT<sub>2</sub>为大功率电力电子开关器件IGBT组件, $D_1$ 、 $D_2$ 、 $D_3$ 为二极管组件。 $L_1=1.58$  H,等效系统线路上的电抗器的电感, $R_1=8.5$   $\Omega$ ,等效线路上的电阻。MOV为避雷器,试验过程中,在通过HSS试验样机的电流较小的情况下,有出现电流截流现象,截流的电流数值是随机的,试验电路安装避雷器MOV是抑制过电压以保护试验设备。 $I_1$ 为试验电流,通过霍尔型电流传感器测量。 $K_1$ 是一台高压机械断路器,在每次试验过程中的规定时刻合闸,以防止HSS开断电流失败导致的长时间燃弧损坏HSS试验样机和保证试验安全。

### 2.3 HSS开断电流的试验过程

1)在试验样机HSS开断电流前,HSS处于合闸状态,通过IGBT<sub>2</sub>组件的导通和关断控制,电容器 $C_2$ 向电抗器和试验样机HSS回路放电。在HSS试验样机动静触头分离之前,需要保持通过HSS样机的电流 $I_1$ 为设计的试验电流范围内,而且保持电容器 $C_2$ 的电压值维持在设计的数值范围内,以等效HSS的开断电流的现场运行工况。当电流超过设定最大值 $I_{\max}$ ,IGBT组件关断, $I_1$ 通过二极管组件 $D_3$ 续流,由于试验电路上有等效电阻,续流期间电流 $I_1$ 会减小。当 $I_1$ 小于设计数值 $I_{\min}$ 时,控制单元使得IGBT组件再次导通,电容器 $C_2$ 再次向电路输送能量, $I_1$ 又上升。通过设计 $I_{\max}$ 和 $I_{\min}$ 的数值,以维持 $I_1$ 在试验电

流值范围内。

2) 电容器  $C_2$  作为试验电流  $I_1$  的电源, 在放电过程中  $C_2$  电压会下降。通过电容器  $C_1$  对  $C_2$  进行充电, 在 IGBT<sub>1</sub> 组件的导通和关断控制下, 保持  $C_2$  的电压  $U_{c2}$  维持在设计的数值范围内, 维持电容器  $C_2$  的电压的工作原理和维持试验电流  $I_1$  的工作原理一样。

3) 在试验样机 HSS 分闸操作达到动静触头分离后, 触头间产生电弧。由于电弧吸收能量, 当 HSS 灭弧室的电弧电压  $U_a$  小于  $U_{c2}$  时, 试验电流  $I_1$  通过 IGBT<sub>2</sub> 的控制保持恒定。

4) 分闸过程中, 由于动静触头间的开距不断增加, 通过灭弧室结构特性和分闸速度的控制, 电弧电压也不断增加。当出现  $U_a$  大于  $U_{c2}$  的情况后, 会发生试验电流  $I_1$  减小, IGBT<sub>2</sub> 组件一直保持导通,  $C_2$  向试验回路持续放电。如果 HSS 能一直保持  $U_a$  大于  $U_{c2}$ , 试验电流  $I_1$  最终会减小到零。

5) 试验电流减小到零后, 如果 HSS 样机灭弧室绝缘恢复速度快于断口的恢复电压升高速度, 断口间电弧不会重燃, 实现了 HSS 开断直流电流。由于 HSS 在开断电流操作时相关换流站处于闭锁状态, 输出的线路电压低, 在如此低的恢复电压条件下, 对于 800 kV 的 HSS 不会出现重击穿问题。在本试验电路中, 由于 IGBT<sub>1</sub> 组件对电容器  $C_2$  进行恒压控制, 在 HSS 试验样机开断电流后, 断口间的恢复电压就是由  $C_2$  输出的电压。

#### 2.4 HSS 开断电流的试验设备

图 3 所示试验样机的灭弧室是依据应用于  $\pm 800$  kV 特高压混合多端直流系统 HSS 的同样尺寸及技术参数设计的, 为了试验过程中安装接线方便, 在文中的试验中, 降低了试验样机的高度。试验样机开断电流的能力和实际产品一样, 保证了试验测试结果的有效性。



图 3 HSS 试验样机

Fig. 3 HSS test prototype

试验电路和数据测量设备见图 4, 包括高压直流充电电源、试验电容器、电抗器、IGBT 组件、二极

管组件、控制单元、电流电压传感器、数据测量记录设备等。

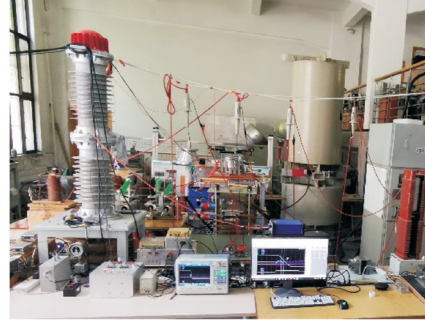


图 4 试验及数据测量设备

Fig. 4 Test and data measuring equipment

### 3 HSS 试验样机开断电流试验

#### 3.1 不同电流的开断试验

在试验样机分闸速度为 7.5 m/s、恢复电压  $U_{c2}$  为 1 kV 条件下, 开断电流分别为 35、100、200、300 A, 测试样机开断电流的能力, 试验结果见图 5、表 1。

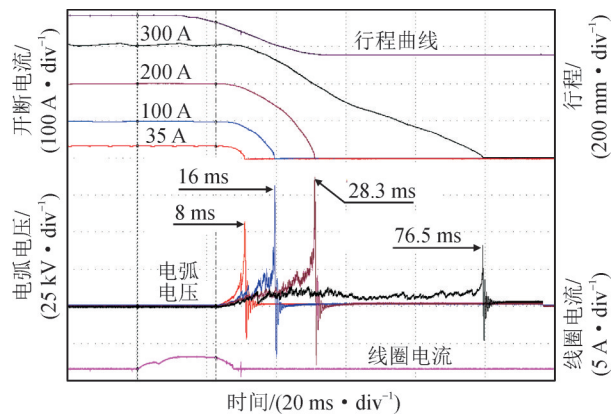


图 5 HSS 开断 35、100、300 A 电流试验波形

Fig. 5 Waveform of HSS breaking 35 A, 100 A and 300 A current test

表 1 不同电流开断的燃弧时间比较

Table 1 Comparison of arcing time with different breaking current

试验电流 $I_1/A$	燃弧时间 $t_a/ms$	$U_{c2}/kV$	$P/MPa$	$v_{HSS}/(m \cdot s^{-1})$
35	8.0	1.0	0.52	7.5
100	16.0	1.0	0.52	7.5
200	28.3	1.6	0.52	7.5
300	76.5	3.5	0.52	7.5

如图 5、表 1 所示, 开断 35 A 时燃弧时间为 8.0 ms, 开断 100 A 时燃弧时间为 16.0 ms, 开断 200 A 时燃弧时间为 28.3 ms, 开断 300 A 时燃弧时间为 76.5 ms。可以看出, 随着开断电流的增加, 燃弧时间呈现明显增长趋势。在 1 kV 恢复电压下开断 200 A 电流的燃弧时间为 28.3 ms, 满足 HSS 开断电流燃弧时间技

术参数要求。当电流为300 A时,燃弧时间为76.5 ms,超过了HSS开断电流燃弧时间小于50 ms的技术要求。此外,当试验电流为35 A和100 A时,电容器 $C_2$ 的电压 $U_{c2}$ 为1 kV;试验电流为200、300 A时,电容器 $C_2$ 的电压 $U_{c2}$ 分别为1.6、3.5 kV。

表1中, $I_1$ 是试验的直流电流, $t_a$ 是开断过程的燃弧时间, $U_{c2}$ 是断口的恢复电压稳态幅值, $P$ 是试验样机灭弧室预充SF<sub>6</sub>气体的压力, $v_{HSS}$ 是动触头的分闸速度。

### 3.2 不同恢复电压的开断电流试验

试验样机分闸速度为7.5 m/s时,通过控制试验电路电容器的试验电压, $U_{c2}$ 分别为1、2、3、4 kV的条件下,进行开断直流100 A的试验,测试HSS断口恢复电压对开断能力的影响,试验结果见图6、表2。

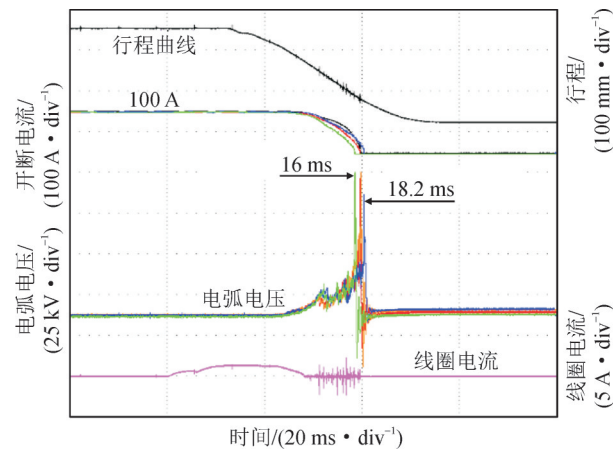


图6 恢复电压为1、2、3、4 kV开断电流波形

Fig. 6 Breaking current waveform under recovery voltage of 1 kV, 2 kV, 3 kV and 4 kV

表2 不同恢复电压开断的燃弧时间比较

Table 2 Comparison of arcing time with different recovery voltage

试验电流 $I_1/A$	燃弧时间 $t_a/ms$	$U_{c2}/kV$	$P/MPa$	$v_{HSS}/(m \cdot s^{-1})$
100	16.0	1.0	0.52	7.5
100	16.8	2.0	0.52	7.5
100	18.1	3.0	0.52	7.5
100	18.2	4.0	0.52	7.5

如图6、表2所示,恢复电压为1 kV开断100 A燃弧时间为16.0 ms,恢复电压为2 kV开断100 A燃弧时间为16.8 ms,恢复电压为3 kV开断100 A燃弧时间为18.1 ms,恢复电压为4 kV开断100 A燃弧时间为18.2 ms。随着恢复电压的提高,燃弧时间只有微小增加,说明恢复电压增加对电流开断影响不大。

### 3.3 不同分闸速度的开断性能试验

设置HSS试验样机的闭锁充气压力0.52 MPa,进行不同分闸速度下开断电流的试验,研究分闸速度对开断性能的影响。

在分闸速度为7.5、6.5、5.5 m/s的条件下,分别

进行了 $U_{c2}$ 为1 kV开断电流35 A和 $U_{c2}$ 为2 kV开断电流100 A试验,试验结果见图7、8和表3。从图7、8和表3可以看出:①恢复电压为1 kV时开断35 A电流的燃弧时间分别为为8.0、8.3、9.9 ms。②恢复电压为2 kV的条件时开断100 A电流的燃弧时间分别为16.8、19.5、24.9 ms。试验结果表明,随着分闸速度的降低,燃弧时间有较大的增加。

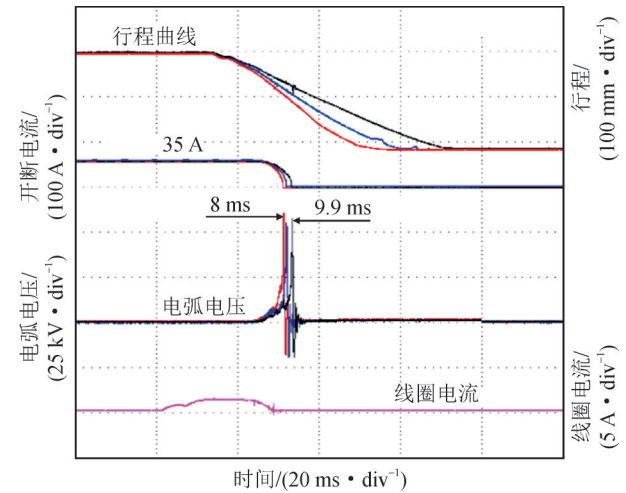


图7 不同分闸速度开断35 A电流试验波形

Fig. 7 Test waveform of breaking 35 A current at different opening speed

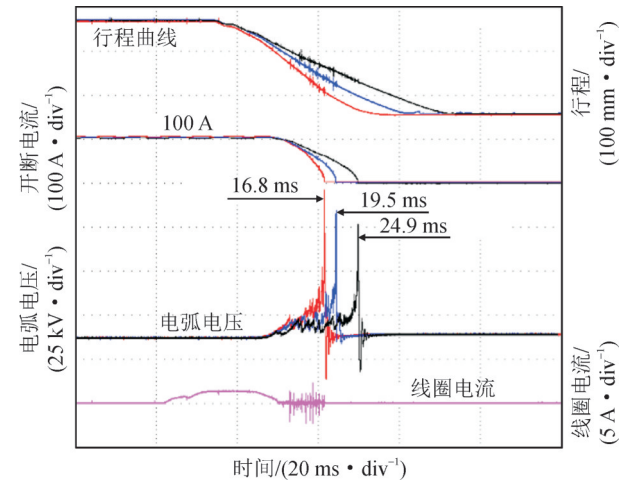


图8 不同分闸速度开断100 A电流试验波形

Fig. 8 Test waveform of breaking 100 A current at different opening speed

表3 不同分闸速度开断的燃弧时间比较

Table 3 Comparison of arcing time with different opening speed

试验电流 $I_1/A$	燃弧时间 $t_a/ms$	$U_{c2}/kV$	$P/MPa$	$v_{HSS}/(m \cdot s^{-1})$
35	9.9	1.0	0.52	5.5
	8.3	1.0	0.52	6.5
	8.0	1.0	0.52	7.5
100	24.9	2.0	0.52	5.5
	19.5	2.0	0.52	6.5
	16.8	2.0	0.52	7.5

### 3.4 不同充气压力开断性能试验

在分闸速度为 6.5 m/s 时,进行不同充气压力开断电流试验,研究充气压力对开断性能的影响。在充气压力分别为 0.52、0.43、0.33 MPa 条件下,分别进行了  $U_{c2}$  为 1 kV 开断电流 35 A 和  $U_{c2}$  为 2 kV 开断电流 100 A 试验,试验结果见图 9、10 和表 4。

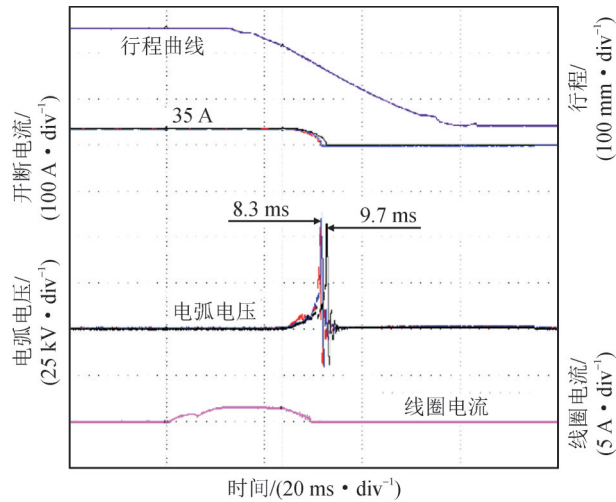


图 9 不同充气压力开断 35 A 电流试验波形

Fig. 9 Test waveform of breaking 35 A current at different charging pressure

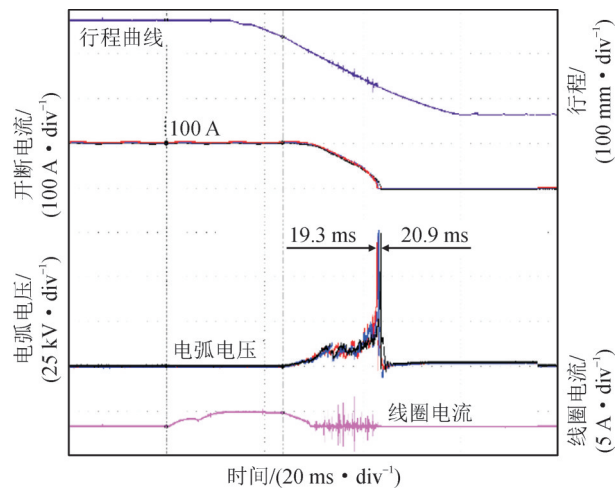


图 10 不同充气压力开断 100 A 电流试验波形

Fig. 10 Test waveform of breaking 100 A current at different charging pressure

表 4 不同充气压力开断的燃弧时间比较

Table 4 Comparison of arcing time with different charging pressure

试验电流 $I_1/A$	燃弧时间 $t_a/ms$	$U_i/kV$	$P/MPa$	$v_{HSS}/(m \cdot s^{-1})$
35	8.3	1.0	0.52	6.5
	8.7	1.0	0.43	6.5
	9.7	1.0	0.33	6.5
100	19.3	2.0	0.52	6.5
	20.3	2.0	0.43	6.5
	20.9	2.0	0.33	6.5

如图 9、10 和表 4 所示,在充气压力分别为 0.52、0.43、0.33 MPa 条件下:①恢复电压为 1 kV 时开断 35 A 电流的燃弧时间分别为为 8.3、8.7、9.7 ms。②恢复电压为 2 kV 的条件时开断 100 A 电流的燃弧时间分别为 19.3、20.3、20.9 ms。

试验结果表明,随着充气压力的降低,燃弧时间变化量很小,均满足 HSS 开断电流的技术要求。

### 3.5 不同喷口喉部直径的开断电流试验

在分闸速度为 6.5 m/s 和充气压力为 0.52 MPa 的条件下,进行不同喷口喉部直径开断直流电流的试验,研究喷口喉部直径对开断直流电流性能的影响。文中的试验中,喷口喉部直径分别为 41、43、45 mm,进行了  $U_{c2}$  为 1 kV 开断电流 35 A 和  $U_{c2}$  为 2 kV 开断电流 100 A 试验,试验结果见图 11、12 和表 5。

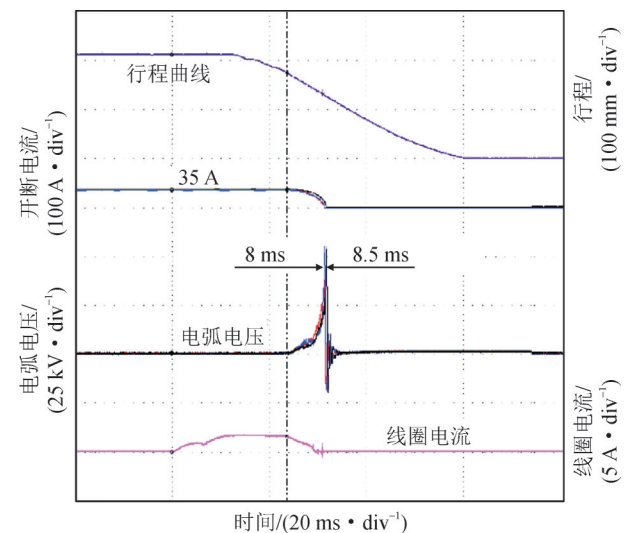


图 11 不同喷口喉部直径开断 35 A 电流试验波形

Fig. 11 Test waveform of breaking 35 A current at different nozzle throat diameters

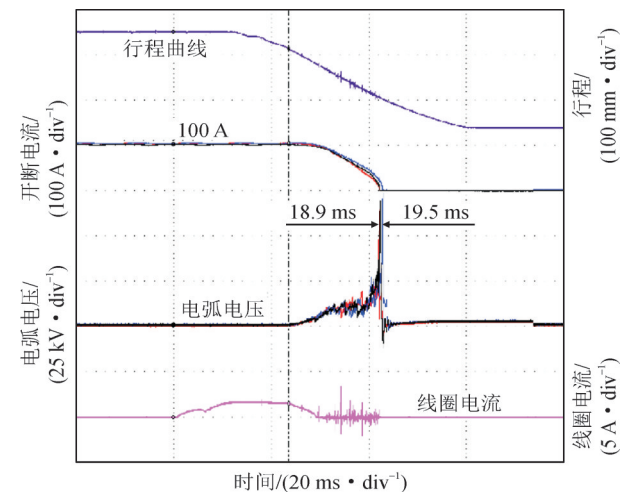


图 12 不同喷口喉部直径开断 100 A 电流试验波形

Fig. 12 Test waveform of breaking 100 A current at different nozzle throat diameters

表5 不同喷口喉部直径开断的燃弧时间比较

Table 5 Comparison of arcing time with different nozzle throat diameter

试验电流 $I_t/A$	燃弧时间 $t_a/ms$	$U_i/kV$	$P/MPa$	$v_{HSS}/(m \cdot s^{-1})$	喉部直径 $D_0/mm$
35	8.0	1.0	0.52	6.5	41
	8.3	1.0	0.52	6.5	43
	8.5	1.0	0.52	6.5	45
100	18.9	2.0	0.52	6.5	41
	19.4	2.0	0.52	6.5	43
	19.5	2.0	0.52	6.5	45

从图 11、12 和表 5 可以看出,在喷口喉部直径分别为 41、43、45 mm 的条件下:恢复电压为 1 kV 时开断 35 A 电流的燃弧时间分别为为 8.0、8.3、8.5 ms。恢复电压为 2 kV 的条件时开断 100 A 电流的燃弧时间分别为 18.9、19.4、19.5 ms。

试验结果表明,喷口喉部直径的小幅增加和减小,对燃弧时间影响小,均都能满足 HSS 开断试验电流的要求。

## 4 HSS 直流小电流开断仿真

### 4.1 HSS 小电流开断过程仿真模型

文中使用 Mayr 模型来仿真 HSS 中小直流电流中断时的电弧特性,Mayr 模型设置电弧功率损耗是恒定的,适用于研究小电流水平下的电弧特性。Mayr 模型方程可以表示为<sup>[32-33]</sup>

$$\frac{1}{g} \cdot \frac{dg}{dt} = \frac{1}{\tau} \cdot \left( \frac{u \cdot i}{P_{loss}} - 1 \right) \quad (3)$$

式(3)中: $g$  为电弧电导; $\tau$  为电弧时间常数; $P_{loss}$  为电弧能量耗散功率; $u$  和  $i$  分别为电弧电压和电流。

灭弧室内部纵剖面示意图见图 13。仿真模型的初始条件和边界条件如下:①HSS 腔体中填充的灭弧介质为 SF<sub>6</sub>,充气压力分别为 0.4、0.52、0.6 MPa;②机构运动速度根据触头实际运动特性分段线性化,分别考虑 80%、90%、100%、110% 的额定开断速度;③灭弧室气流场初始径向速度和轴向速度为 0 m/s,初始温度为 300 K,初始气压与充气压力一致。

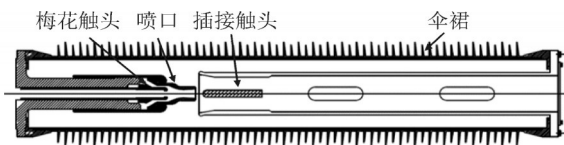


图 13 HSS 灭弧室内部纵剖面示意图

Fig. 13 Longitudinal section diagram of HSS arc extinguishing chamber

### 4.2 弧后电击穿特性

由于 HSS 工作在开断直流小电流的工况下,其弧后绝缘特性近似为冷态介质恢复特性。在获得 SF<sub>6</sub> 气体的临界击穿场强数据的基础上,根据磁流体仿真获得灭弧室内的压力和温度分布等的演变,得到临界击穿场强分布的变化,结合恢复电压作用下的实际场强分布预测弧隙介质恢复强度的变化,从而获得灭弧室内易于发生弧后电击穿的区域以及概率分布。

在 HSS 分闸后一侧直流电压稳定在 800 kV 另一侧电压下降至零的工况下,HSS 两端电压由零升至 800 kV,分闸后断口恢复电压见图 14。从图 14 可以看出,在 1 ms 至 60 ms 的时间内,HSS 断口的恢复电压以约 0.7 kV/ms 的速率上升。基于仿真模型,计算不同时刻 HSS 所能承受的临界击穿电压  $U_{cr}$ ,HSS 的介质恢复强度与恢复电压变化曲线见图 15。

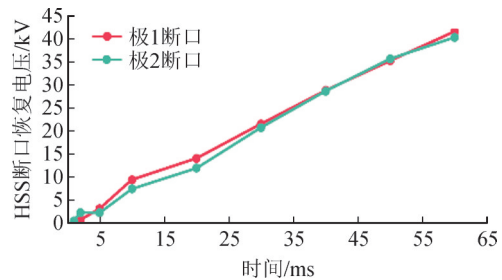


图 14 HSS 断口恢复电压特性

Fig. 14 Recovery voltage characteristics of HSS

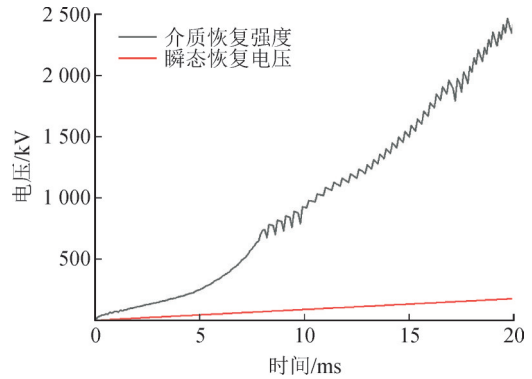


图 15 介质恢复强度与恢复电压曲线

Fig. 15 Curve of dielectric recovery strength and recovery voltage

从计算结果可以看出,弧隙间的介质恢复强度始终大于端口两端所施加的瞬态恢复电压,说明对于所研制的 HSS 试验样机,在恢复电压作用下,灭弧室内部不会发生电击穿。

### 4.3 不同充气压力介质恢复强度的仿真计算

充气压力分别为 0.6、0.52、0.4 MPa 的条件下,仿真计算得出的弧隙间介质恢复强度与瞬态恢复电压对比图见图 16。从图 16 可以看出,增加充气压

力介质恢复强度上升速度相应增加。计算结果表明,在计算的3个条件下都能满足开断电流的要求,和试验结果一致。

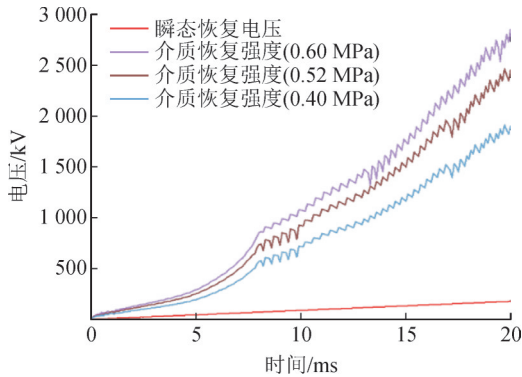


图 16 不同充气压力介质恢复强度计算

Fig. 16 Calculation of medium recovery strength under different inflation pressures

#### 4.4 不同分闸速度介质恢复强度的仿真计算

充气压力为 0.52 MPa、分闸速度分别为 80%、90%、100%、110%的额定分闸速度条件下,介质恢复强度与瞬态恢复电压对比图见图 17。计算结果表明,触头运动速度越大,HSS 弧隙间介质恢复强度上升速度相应增加越快,因而具有更好的开断性能,和试验结果一致。

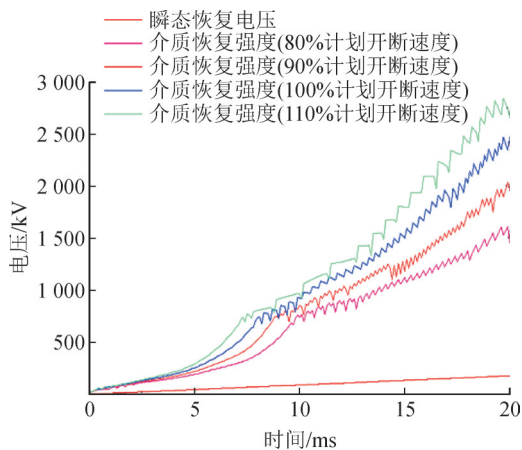


图 17 不同分闸速度介质恢复强度计算

Fig. 17 Calculation of medium recovery strength at different opening speeds

## 5 结语

文中根据 HSS 的应用工况,提出了一种 HSS 小电流开断的恒压恒流等效试验方法。基于大功率电力电子器件,搭建了 HSS 小电流开断的恒压恒流等效试验电路,输出的试验电流幅值可调,试验样机断口的恢复电压可调。进行了不同条件下 HSS 试验样机的小电流开断的试验,研究了在开断电流、恢复电压、灭弧室的分闸速度、充气压力、灭弧

室喷口喉部直径的变化对 HSS 直流电流开断性能的影响。

试验结果表明:文中提出的 HSS 直流小电流开断的试验方法和设计的试验电路能满足样机试验的要求。HSS 的灭弧室电弧电压特性是影响 HSS 开断电流的重要因素,电流幅值和分闸速度对开断性能有明显的影。开断电流的值越大,燃弧时间越长。分闸速度越大,燃弧时间越小。恢复电压、灭弧室充气压力和喷口喉部直径的小范围变化对开断性能影响较小。

通过建模和仿真计算,对比了不同充气压力和分闸速度下的介质恢复强度特性,验证了试验数据的有效性。

研究结果显示文中设计的 HSS 试验样机能满足开断 35 A/1 kV 的技术要求,最大开断电流达到 200 A。在试验过程中,开断电流在小于 5 A 的范围里有截流现象发生,具体截流数值有随机性。

## 参考文献:

- [1] 孙洁,何丽娟,贺兴安,等.区域互联多电压等级直流电网运行控制系统[J].电子设计工程,2024,32(6):113-117.  
SUN Jie, HE Lijuan, HE Xing'an, et al. Regional interconnection multi-voltage level DC power grid operation control system[J]. Electronic Design Engineering, 2024, 32(6):113-117.
- [2] KANGWA N M, VENUGOPAL C, DAVIDSON I E. A review of the performance of VSC-HVDC and MTDC systems[C]//IEEE PES Power Africa. Ghana:IEEE, 2017:267-273.
- [3] 陈名,徐敏,黎小林,等.高压直流断路器开断试验方法综述[J].高压电器,2018,54(7):37-43.  
CHEN Ming, XU Min, LI Xiaolin, et al. Review of HVDC circuit breaker breaking test method[J]. High Voltage Apparatus, 2018, 54(7):37-43.
- [4] 辛业春,刘奇,王拓,等.抑制 LCC-HVDC 后续换相失败的改进型电流偏差控制策略[J].电力建设,2024,45(3):97-106.  
XIN Yechun, LIU Qi, WANG Tuo, et al. An improved current deviation control strategy for suppressing subsequent commutation failure of LCC-HVDC[J]. Electric Power Construction, 2024, 45(3):97-106.
- [5] 刘健芸,吴广禄,王姗姗,等.非最小相位零点对弱联接条件下电压源型变流器并网系统稳定性影响机理分析[J].供用电,2025,42(1):24-33.  
LIU Jianyun, WU Guanglu, WANG Shanshan, et al. Impact mechanism analysis of system stability for non-minimum-phase zeros on VSC under weak coupling conditions[J]. Distribution & Utilization, 2025, 42(1):24-33.
- [6] 黄如海,邱德锋,鲁江,等.基于直流高速开关的换流站在线投退策略[J].电力自动化设备,2022,42(6):132-137.  
HUANG Ruhai, QIU Defeng, LU Jiang, et al. Online entry and exit control strategy for single converter station based on DC high speed

- switch[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(6): 132-137.
- [7] 陈争光,周泽昕,王兴国,等.混合多端直流输电系统线路保护方案研究[J].电网技术,2019,43(7):2617-2622.  
CHEN Zhengguang, ZHOU Zexin, WANG Xingguo, et al. Research on protection scheme of hybrid multi-terminal DC transmission lines[J]. Power System Technology, 2019, 43(7): 2617-2622.
- [8] CAO Runbin, LI Guiyuan, LI Yan, et al. Multi-terminal hybrid UHVDC line protection scheme[C]//8th Renewable Power Generation Conference(RPG 2019). China: IET, 2019: 1-6.
- [9] 陈继开,孙崇博,李阳,等.多端柔直换流站高频谐振及传播机理分析与抑制[J].电力建设,2024,45(2):26-36.  
CHEN Jikai, SUN Chongbo, LI Yang, et al. Analysis and suppression of high-frequency resonance and propagation mechanism in multiterminal flexible direct converter station[J]. Electric Power Construction, 2024, 45(2): 26-36.
- [10] YANG X, ZHANG C, LYU J, et al. Review on key technologies of DC high speed switch in a multi-terminal UHVDC system[C]//2021 Annual Meeting of CSEE Study Committee of HVDC and Power Electronics(HVDC 2021). China: IET, 2021: 2561.
- [11] 张晨浩,宋国兵,董新洲,等.混合多端直流输电线路快速保护及自适应重启方法实用化研究[J].中国电机工程学报,2021,41(11):3873-3884.  
ZHANG Chenhao, SONG Guobing, DONG Xinzhou, et al. Application research on fast line protection and adaptive restarting methods for multi-terminal hybrid LCC/MMC HVDC transmission lines[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(11): 3873-3884.
- [12] 郭铸,刘涛,黄伟煌,等.多端常规直流第三站在线投入与退出策略[J].南方电网技术,2022,16(2):14-20.  
GUO Zhu, LIU Tao, HUANG Weihuang, et al. Online entry and exit strategy of the third converter station in multi-terminal LCC-HVDC[J]. Southern Power System Technology, 2022, 16(2): 14-20.
- [13] 何俊佳.高压直流断路器关键技术研究[J].高电压技术,2019,45(8):2353-2361.  
HE Junjia. Research on key technologies of high voltage DC circuit breaker[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(8): 2353-2361.
- [14] 余占清,曾嵘,屈鲁,等.混合式直流断路器的发展现状与展望[J].高电压技术,2020,46(8):2617-2626.  
YU Zhanqing, ZENG Rong, QU Lu, et al. Development status and prospect of hybrid DC circuit breaker[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(8): 2617-2626.
- [15] 张翔宇,余占清,黄瑜珑,等.500 kV耦合负压换流型混合式直流断路器原理与研制[J].全球能源互联网,2018,1(4):413-422.  
ZHANG Xiangyu, YU Zhanqing, HUANG Yulong, et al. Principle and development of 500 kV hybrid DC circuit breaker based on coupled negative voltage commutation[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2018, 1(4): 413-422.
- [16] 董言乐,张天龙,鲁翔,等.高压直流输电系统多端化改造关键技术[J].南方电网技术,2022,16(2):97-102.  
DONG Yanle, ZHANG Tianlong, LU Xiang, et al. Key technology of multi-terminal upgrading and reconstruction of HVDC transmission system[J]. Southern Power System Technology, 2022, 16(2): 97-102.
- [17] 周登波,陆启凡,周勇,等.昆柳龙三端直流系统故障后断路器动作特性[J].南方电网技术,2022,16(2):34-40.  
ZHOU Dengbo, LU Qifan, ZHOU Yong, et al. Action characteristics of circuit breakers after the faults of Kunliulong three-terminal DC system[J]. Southern Power System Technology, 2022, 16(2): 34-40.
- [18] 傅聪,尚茂林,杨雪飞,等.昆柳龙混合直流工程的直流高速并联开关要求研究[J].电工技术,2022(5):189-193.  
FU Cong, SHANG Maolin, YANG Xuefei, et al. Study on DC high-speed parallel switch requirements of Kunliulong hybrid DC engineering[J]. Electric Engineering, 2022(5): 189-193.
- [19] 刘平,刘朴,姚斯立,等.柔直工程500 kV机械式直流断路器容量试验[J].高压电器,2019,55(12):221-226.  
LIU Ping, LIU Piao, YAO Sili, et al. Capacity test of 500 kV mechanical DC circuit breaker of flexible DC project[J]. High Voltage Apparatus, 2019, 55(12): 221-226.
- [20] 王蕾,孙孝峰,王宝诚,等.LCC-MMC混合高压直流输电系统直流线路故障保护方案研究[J].中国电机工程学报,2021,41(21):7339-7351.  
WANG Lei, SUN Xiaofeng, WANG Baocheng, et al. Research on protection scheme of DC line fault in LCC-MMC hybrid HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(21): 7339-7351.
- [21] 张祖安,黎小林,陈名,等.应用于南澳多端柔性直流工程中的高压直流断路器关键技术参数研究[J].电网技术,2017,41(8):2417-2422.  
ZHANG Zu'an, LI Xiaolin, CHEN Ming, et al. Research on critical technical parameters of HVDC circuit breakers applied in Nan'ao multi-terminal VSC-HVDC project[J]. Power System Technology, 2017, 41(8): 2417-2422.
- [22] 刘晨阳,王青龙,柴卫强,等.应用于张北四端柔直工程±535 kV混合式直流断路器样机研制及试验研究[J].高电压技术,2020,46(10):3638-3646.  
LIU Chenyang, WANG Qinglong, CHAI Weiqiang, et al. Development and experimental research of ±535 kV hybrid DC circuit breaker prototype applied in Zhangbei four-terminal VSC-HVDC project[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(10): 3638-3646.
- [23] 吴翊,荣命哲,钟建英,等.中高压直流开断技术[J].高电压技术,2018,44(2):337-346.  
WU Yi, RONG Mingzhe, ZHONG Jianying, et al. Medium and high voltage DC breaking technology[J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(2): 337-346.
- [24] 周万迪,郭亮,魏晓光,等.混合式直流断路器合成开断试验方法及等效研究[J].中国电机工程学报,2022,42(14):5233-5241.  
ZHOU Wandu, GUO Liang, WEI Xiaoguang, et al. Synthetic breaking test method and equivalence analysis of hybrid DC circuit breakers[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(14): 5233-5241.
- [25] 陈子聪.LCC-HVDC和VSC-HVDC输电系统的通用建模方法和运行特性分析[D].上海:上海交通大学,2014.  
CHEN Zicong. General modeling method and operation characteristics analysis of LCC-HVDC and VSC-HVDC transmission systems

- [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2014.
- [26] 邓军, 肖遥, 郝艳捧. 新型同塔双回高压直流输电线路分布参数测量方法及工程应用[J]. 电力自动化设备, 2016, 36(3): 154-158.  
DENG Jun, XIAO Yao, HAO Yanpeng. Measuring of distributed parameter and its application for dual-loop HVDC transmission lines on same tower[J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(3): 154-158.
- [27] 肖遥, 邓军, 夏谷林, 等. 高压直流输电线路分布参数测量新方法[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(20): 5375-5383.  
XIAO Yao, DENG Jun, XIA Gulin, et al. A novel distributed parameters measurement method of HVDC transmission line[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(20): 5375-5383.
- [28] 高海龙, 卿俊杰. 高压直流电力线路分布参数计算分析[J]. 电气技术, 2019, 20(9): 69-72.  
GAO Hailong, QING Junjie. Analysis on distributed parameter calculation of high voltage direct current transmission line[J]. Electrical Engineering, 2019, 20(9): 69-72.
- [29] 张凤鸽, 文明浩, 刘铁, 等. 特高压三端直流输电线路的动态物理模拟[J]. 高电压技术, 2020, 46(6): 2064-2071.  
ZHANG Fengge, WEN Minghao, LIU Tie, et al. Establishment of dynamic physical model of three-terminal UHV DC transmission line[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(6): 2064-2071.
- [30] 谢惠藩, 李桂源, 徐光虎, 等. 大容量特高压多端混合直流实际运行关键特性分析[J]. 南方电网技术, 2022, 16(2): 50-57.  
XIE Huifan, LI Guiyuan, XU Guanghu, et al. Analysis of key operation characteristics of high-capacity multi-terminal hybrid UHVDC[J]. Southern Power System Technology, 2022, 16(2): 50-57.
- [31] 王加磊, 黄剑湘, 赵世伟, 等. 昆柳龙直流工程大地回线—金属回线转换研究与分析[J]. 电工技术, 2021(11): 96-99.  
WANG Jialei, HUANG Jianxiang, ZHAO Shiwei, et al. Research and analysis of ground loop-metal loop conversion in Kunliulong DC project[J]. Electric Engineering, 2021(11): 96-99.
- [32] 吕金壮, 陈兵, 张长虹, 等. 特高压直流高速开关研发关键技术研究[J]. 南方电网技术, 2023, 17(5): 9-18.  
LYU Jinzhuang, CHEN Bing, ZHANG Changhong, et al. Research on key technology of ultra high voltage DC high speed switch[J]. Southern Power System Technology, 2023, 17(5): 9-18.
- [33] 李兴文, 朱凯, 郭泽, 等. SF<sub>6</sub>-CF<sub>4</sub>混合气体电弧开断特性的实验研究[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(11): 3315-3322.  
LI Xingwen, ZHU Kai, GUO Ze, et al. Experimental study on arc interruption characteristics of SF<sub>6</sub> and its mixtures with CF<sub>4</sub>[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(11): 3315-3322.

张长虹(1983—), 男, 教高, 研究方向为高压直流输电核心装备研发、高压开关设备智能化运维(E-mail: 183048839@qq.com)。

李明洋(1991—), 男, 高级工程师, 研究方向为高压交直流开关设备试验、运维与研发(通信作者)(E-mail: limydq@qq.com)。

(上接第 20 页)

- USA: IEEE, 2015: 7335221.
- [36] RAISZ D, THAI T T, MONTI A. Power control of virtual oscillator controlled inverters in grid-connected mode[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(6): 5916-5926.
- [37] SEO G S, COLOMBINO M, SUBOTIC I, et al. Dispatchable virtual oscillator control for decentralized inverter-dominated power systems: Analysis and experiments[C]//2019 IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC). USA: IEEE, 2019: 561-566.
- [38] AWAL M A, YU Hui, TU Hao, et al. Hierarchical control for virtual oscillator based grid-connected and islanded microgrids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(1): 988-1001.
- [39] TAYYEBI A, DÖRFLER F, KUPZOG F, et al. Grid-forming converters-inevitability, control strategies and challenges in future grid applications[C]//CIRED Workshop. Ljubljana: CIRED, 2018: 0236.
- [40] ZHANG Lidong, HARNEFORS L, NEE H P. Power-synchronization control of grid-connected voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2010, 25(2): 809-820.
- [41] BOTTRELL N, GREEN T C. Comparison of current-limiting strategies during fault ride-through of inverters to prevent latch-up and wind-up[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2014, 29(7): 3786-3797.
- [42] WANG Shike, LIU Zeng, LIU Jinjun, et al. Small-signal modeling and stability prediction of parallel droop-controlled inverters based on terminal characteristics of individual inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(1): 1045-1063.
- [43] SHUAI Zhikang, SHEN Chao, LIU Xuan, et al. Transient angle stability of virtual synchronous generators using Lyapunov's direct method[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2019, 10(4): 4648-4661.
- [44] 李建林, 徐少华, 惠东. 百 MW 级储能电站用 PCS 多机并联稳定性分析及其控制策略综述[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(15): 4034-4046.  
LI Jianlin, XU Shaohua, HUI Dong. A review of stability analysis and control strategy of multi-parallel PCS for hundred MW level energy storage power station[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(15): 4034-4046.
- 李振(1986—), 男, 博士, 高级工程师, 研究方向为综合能源系统优化、储能系统调试运行技术及在电源调频中的应用(通信作者)(E-mail: lizhen@sgecs.com.cn)。