不依赖全控型电力电子器件的振荡换流式直流断路器拓扑结构及开断特性

陈子薇[1,2]，吴益飞[1,2]，吴翊[1,2]，肖宇[1,2]，纽春萍[1,2]，荣命哲[1,2]
（1. 西安交通大学电工材料电气绝缘全国重点实验室，710049，西安；
2. 西安交通大学电气工程学院，710049，西安）

摘要：针对传统机械式直流断路器在小电流开断中易出现断口重燃、开断时间较长，以及现有振荡式拓扑对全控型电力电子器件依赖较强的问题，提出了一种由真空开关、转移支路、振荡源模块和耗能支路组成的振荡换流式直流断路器。建立忽略回路损耗条件下的激励电流解析模型，将振荡源在真空断口中产生的激励电流表示为两个不同特征频率正弦分量之差，并研究电容、电感参数对特征频率及人工过零能力的影响。实验结果表明：在激励电压和转移支路电感一定时，两正弦分量频率越接近，断路器开断能力越强；增大电容和电感参数可降低振荡频率，其中增大转移支路电感和振荡源模块电感还可有效减小两正弦分量的频率差。搭建试验回路，实现了 17 kA 故障电流的正反向开断，验证了所提拓扑结构产生人工过零点和实现双向开断的可行性。该方案采用晶闸管和二极管构成振荡源模块，减少了对全控型电力电子器件的依赖，可为机械式直流断路器的经济型设计提供新的技术方案。

关键词：直流断路器；振荡换流；真空开关；双向开断；人工过零
中图分类号：TM561.2 **文献标志码**：A
DOI：10.7652/xjtuxb202611002 **文章编号**：0253-987X(2026)11-00014-09

Topology and Interruption Characteristics of an Oscillatory-Commutation Direct Current Circuit Breaker Without Independent of Fully Controllable Power Electronic Devices

CHEN Ziwei[1,2], WU Yifei[1,2], WU Yi[1,2], XIAO Yu[1,2], NIU Chunping[1,2], RONG Mingzhe[1,2]
(1. State Key Laboratory of Electrical Insulation and Power Equipment, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;
2. School of Electrical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: To address the issues of contact-gap reignition and prolonged interruption time-duration during low-current interruption in conventional mechanical direct current(DC)circuit breakers, as well as the strong dependence of existing oscillatory topologies on fully controllable power electronic devices, an oscillatory-commutation DC circuit breaker consisting of a main current branch, a commutation branch, an oscillation-source module, and an energy-dissipation branch is proposed. An analytical model of the excitation current is established under the assumption that circuit losses are negligible. The excitation current generated by the oscillation source in the vacuum interrupter is expressed as the difference between two sinusoidal components with distinct characteristic

收稿日期：2026-05-13。 作者简介：陈子薇(1999—)，男，博士生；吴益飞(通信作者)，男，教授，博士生导师。 基金项目：国家自然科学基金资助项目(52377158，U2241260，52521003)。
网络出版时间：2026-07-31 网络出版地址：https://link.cnki.net/urlid/61.1069.t.20260731.1411.006

frequencies. Based on this representation, the effects of capacitance and inductance parameters on the characteristic frequencies and artificial current-zero capability are investigated. The results show that, under constant excitation voltage and commutation-branch inductance, a smaller frequency difference between the two sinusoidal components leads to stronger interruption capability. Increasing the capacitance and inductance parameters reduces the oscillation frequencies, while increasing the commutation-branch inductance and the oscillation-source-module inductance can further decrease the frequency difference between the two sinusoidal components. An experimental circuit was constructed, and the bidirectional interruption of a 17 kA fault current was successfully achieved, verifying the feasibility of the proposed topology for generating artificial current zeros and realizing bidirectional interruption. The proposed oscillation-source module employs only thyristors and diodes, thereby reducing the dependence on fully controllable power electronic devices and offering a new technical solution to the cost-effective design of mechanical DC circuit breakers.

Keywords: direct current circuit breaker; oscillatory commutation; vacuum interrupter; bidirectional interruption; artificial current zero

随着全球能源危机的日益加剧及“双碳”目标的推进，光伏、风电等间歇性新能源的规模化并网成为能源结构转型的核心路径[1]。相较于传统交流电网，直流电网在新能源消纳、长距离输电、电网互联等方面展现出显著的优势，无需考虑相位同步问题，输电损耗更低、功率密度更高，且能有效适配分布式能源的分散性特征，因此近年来在柔性直流输电、微电网等领域获得了快速发展与广泛应用[2-4]。

与交流电网相比，直流电网的固有特性给故障保护带来了严峻挑战[5]。直流系统等效阻抗极小，故障发生时短路电流上升速率极快，且直流电流不存在自然过零点，导致故障电流的快速开断成为制约直流电网安全稳定运行的关键技术瓶颈。

作为直流电网故障保护的核心设备，直流断路器承担着快速切断故障电流、隔离故障区域、保障非故障部分正常运行的重要使命，其性能直接决定了直流电网的安全可靠性与供电连续性，因此近年来受到学术界与工业界的广泛关注[6]。目前，已有的直流断路器按照拓扑结构与工作原理可分为 3 类，分别是机械式直流断路器、混合式直流断路器及纯固态直流断路器[7-8]。

混合式直流断路器与纯固态直流断路器依赖大量电力电子器件构建开断回路，例如绝缘栅双极型晶体管（IGBT）、集成门极换流晶闸管（IGCT）等。王顺亮等在 2025 年提出一种双向固态断路器，利用晶闸管和预充电电容实现故障电流的开断，且具有重合闸的能力[9]；周中正等提出一种磁耦合双向 Z 源固态断路器[10]；2012 年 11 月 ABB 公司研制出基于 IGBT 器件直接串联的混合式直流断路器[11-12]；Wu 等提出了耦合负压式直流断路器，通过磁耦合模块产生的负压实现电流快速转移，优化主电流支路的辅助固态开关[13-16]。固态断路器和混合式断路器虽能实现故障电流的快速开断，但器件成本高昂、损耗较大，限制了其大规模工程应用[17]。

相较而言，机械式直流断路器以其结构简单、制造成本低廉、运行损耗小、长期工作稳定可靠且控制逻辑简便等优势，在中低压直流电网及部分高压直流场景中始终占据着极其重要的地位[18-19]。机械式直流断路器拓扑结构如图 1 所示。MOV 为金属氧化物压敏电阻，VB 为真空开关，T 为晶闸管。

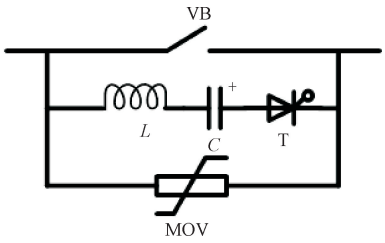


图 1　机械式直流断路器拓扑结构

Fig. 1 Mechanical DC circuit breaker topology

传统机械式直流断路器在实际运行中仍存在明显的技术短板。由于其转移电容为预充电电容，在开断小电流时，转移电容在电流过零后会残留极高的反向电压，并施加在真空断口两端，极易发生断口击穿、电弧重燃现象，导致开断失败；同时，转移电容的反向电压使得系统电流需要较长时间才能下降，无法满足直流电网对电流快速切除的要求。

为了克服传统机械式直流断路器的短板，振荡式直流断路器成为一种可行的技术方案。通过在断路器的通流支路或者转移支路中串联一个可控的电压激励源，引发通流支路和转移支路之间发生振荡，并最终在真空断口中产生电流过零点，完成电流的开断。由于振荡式直流断路器转移电容较小，且没有预充电电压，可有效解决小电流开断时间长，断口易击穿的问题。

2018 年，SCi Break AB 公司 Ängquist 等提出一种振荡式直流断路器，其电压激励源由预充电电容与电力电子器件构成，串联接入转移支路[20-21]。2021 年，Qi 等提出了另一种电压激励源方案，由真空开关、全控电力电子器件与可变电阻并联而成，串联于通流支路中[22-23]。这两种方式由于使用了全控型电力电子器件，大幅增加了直流断路器的成本，且控制较为复杂，阻碍了直流断路器的推广。2020 年，Xiao 等提出了通过在真空灭弧室外施加横向磁场的方式引起真空电弧电压振荡，从而引起电流振荡完成故障电流开断的技术方案[24]，但该方案中真空电弧电压随机性强、可控性差，开断容量十分有限。

本文提出一种新型振荡换流的机械式直流断路器，该断路器与其他振荡式直流断路器一样，有效解决了机械式直流断路器开断小电流时易发生断口击穿、开断时间过长的技术痛点，同时没有使用全控型电力电子器件、成本低廉、拓扑结构简单、控制便捷、具有较强的故障电流开断能力。本文详细介绍了该新型机械式直流断路器的开断原理，深入分析了关键参数对其开断性能的影响规律，并搭建了实验回路开展验证试验，证实了该断路器具备可靠的电流开断能力。

1 振荡换流式直流断路器拓扑及原理

1.1 振荡换流式直流断路器拓扑

新型振荡换流式直流断路器拓扑如图 2 所示。整体可分为通流支路、转移支路、振荡源模块和能量耗散支路 4 个部分。通流支路由真空开关 VB 构成，系统正常运行时承担额定电流传输任务，故障开断完成后，承受快速上升的暂态恢复过电压；转移支路由转移电容 C_1 和转移支路电感 L_1 构成，在真空断口电流过零后，由转移支路承载故障电流；振荡源模块由振荡源电容 C_2、振荡源电感 L_2 和晶闸管、二极管组成，这是断路器完成振荡开断的核心部件；能量耗散支路由 MOV 组成，将系统中残余的能量完全耗散掉。

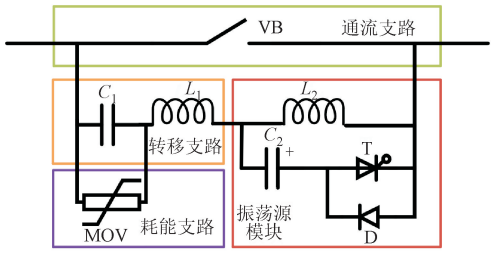
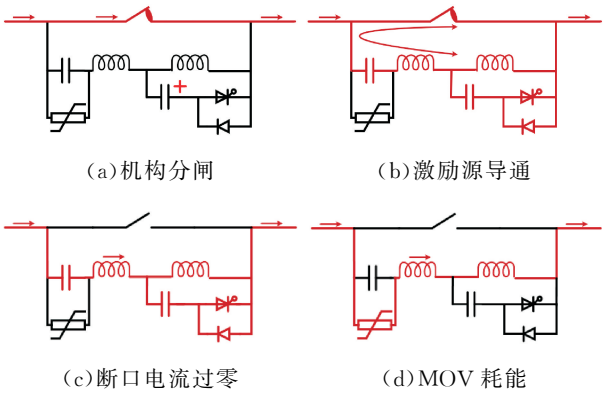


图 2 振荡换流式直流断路器拓扑结构

Fig. 2 Oscillating commutation DC circuit breaker topology

振荡换流式直流断路器的开断过程如图 3 所示，红色箭头为电流方向。



(a)机构分闸 (b)激励源导通

(c)断口电流过零 (d)MOV 耗能

图 3 振荡换流式直流断路器开断过程

Fig. 3 Interruption process of the oscillating commutation DC circuit breaker

直流系统发生短路故障时，向直流断路器发出分断命令，而后真空断口 VB 拉开，此刻故障电流仍然在通流支路中流过，该阶段为机构分闸，如图 3(a)所示。

经过一定的燃弧时间，真空断口达到足够开距，足以承受电流过零后两端快速上升的暂态恢复过电压，此时导通振荡源模块的晶闸管 T，引发通流支路、转移支路和振荡源模块的振荡，该阶段为激励源导通，如图 3(b)所示。

当振荡电流幅值超过故障电流，在通流支路中创造了人为过零点，真空断口电弧熄灭，故障电流全部流经转移支路中，转移电容 C_1 两端电压逐渐升高，该阶段为断口电流过零，如图 3(c)所示。

当转移电容 C_1 两端电压超过 MOV 的导通电压，MOV 导通，故障电流全部流过 MOV，当系统剩余能量耗尽，系统电流下降为 0，开断过程完成，该阶段为 MOV 耗能，如图 3(d)所示。

从识别到故障电流发出分断命令，至导通振荡源模块的晶闸管所需时间，完全依赖于真空机械开

关的性能。只要触头开距满足弧后介质恢复需求，即可以导通振荡源模块[25-28]。

振荡换流式直流断路器中没有使用全控型电力电子器件，只使用了少量的晶闸管和二极管，继承了机械式直流断路器成本低、结构简单的优点。同时，预充电电容并不在换流支路上，因此大幅减少了小电流的开断时间。

1.2　开断原理

直流断路器开断电流的关键，是在真空开关创造过零点。流过真空开关的电流，是由系统电流和预充电电容 C_2 引起的激励电流叠加而成，且两者可看作相互独立。由于系统电流由电网工况决定，不受断路器控制，在此只讨论由 C_2 引起的激励电流。

将整个断路器拓扑可简化为如图 4 所示，其中，流过真空断口的电流 $I(t)$，即为所求的激励电流。

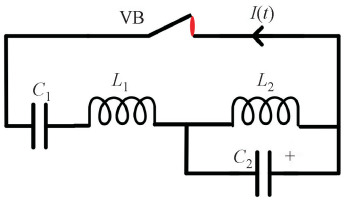


图 4　预充电电容引起的激励电流时域模型

Fig. 4　Time-domain model of excitation current induced by pre-charged capacitor

燃弧的真空断口可以看作一根导线，将全部模型转为 s 域，即可得到激励电流的 s 域模型，如图 5 所示。其中电流 $I(s)$即为所求激励电流。

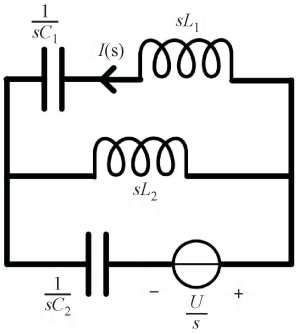


图 5　预充电电容引起的激励电流 s 域模型

Fig. 5　s-domain model of excitation current caused by pre-charged capacitor

基于基尔霍夫电路定律，流过真空断口的电流为

$$I(s)=[sL_2/(s(L_1+L_2)+1/(sC_1))]\cdot(U/s)/\{[(sL_1+1/(sC_1))sL_2]/[s(L_1+L_2)+1/(sC_1))]+1/(sC_2)\}=(Us^2/L_1)/[s^4+(C_1L_1+C_1L_2+C_2L_2)s^2/(C_1C_2L_1L_2)+1/(C_1C_2L_1L_2)] \tag{1}$$

其中分母满足

$$\Delta=[(C_1L_1+C_1L_2+C_2L_2)/(C_1C_2L_1L_2)]^2-4/(C_1C_2L_1L_2)=[(C_1L_1-C_2L_2)^2+(C_1L_2)^2+2C_1^2L_1L_2+2C_1C_2L_2^2]/(C_1C_2L_1L_2)^2>0 \tag{2}$$

且式(1)的分母中有

$$(C_1L_1+C_1L_2+C_2L_2)/(C_1C_2L_1L_2)>0 \tag{3}$$

$$1/(C_1C_2L_1L_2)>0 \tag{4}$$

也就是说，分母存在两个不同的负值零点，即

$$I(s)=[(U/L_1)s^2]/[(s^2+a)(s^2+b)]=[U/(L_1(b-a))][b(s^2+a)-a(s^2+b)]/[(s^2+a)(s^2+b)]=[U/(L_1(b-a))]\cdot[b/(s^2+b)-a/(s^2+a)] \tag{5}$$

式中：$a>0$，$b>0$，$a\neq b$。令

$$a=\omega_1^2;\ b=\omega_2^2(\omega_1\neq\omega_2) \tag{6}$$

则式(5)可以变换为

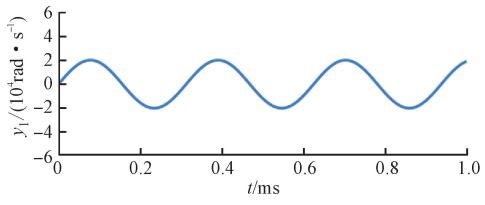
$$I(s)=[U/(L_1(\omega_2^2-\omega_1^2))]\cdot\{\omega_2[\omega_2/(s^2+\omega_2^2)]-\omega_1[\omega_1/(s^2+\omega_1^2)]\} \tag{7}$$

其时域表达式为

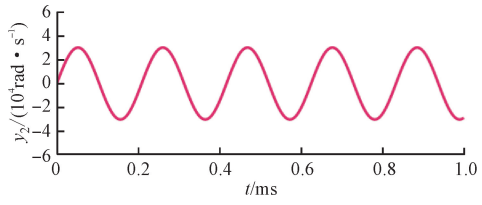
$$I(t)=[U/(L_1(\omega_2^2-\omega_1^2))]\cdot[\omega_2\sin(\omega_2t)-\omega_1\sin(\omega_1t)] \tag{8}$$

由式(8)可知，预充电电容放电，使流过断口的电流为两个频率不一样，且幅值和频率成正比的正弦分量之差。两个频率不同且幅值和频率成正比的正弦分量之差的波形图如图 6 所示。由图 6 可以看出，两个频率不一样，幅值和频率成正比的正弦分量之差，会在前 2、3 个振荡周期内产生波峰和波谷，若开断电流小于波峰和波谷的绝对值，则可使流过真空断口的电流为 0，创造人为过零点，由此完成故障电流的开断。

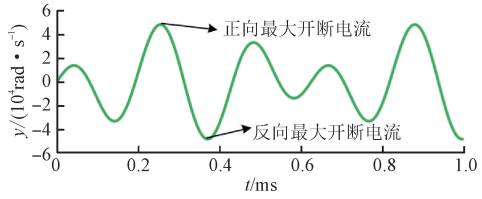
由于振荡源模块引起的激励电流正向和反向并不完全对称，因此本断路器在正向开断故障电流和反向开断故障电流时的波形并不完全一致。其正向开断波形和反向开断波形如图 7 所示，正向开断故障电流时，流过真空断口的电流会先下降，而后上升，再下降至 0，而反向开断故障电流时，流过真空断口的电流，将先上升，而后下降至 0。



(a) $y_1=\omega_1\sin(\omega_1t)$



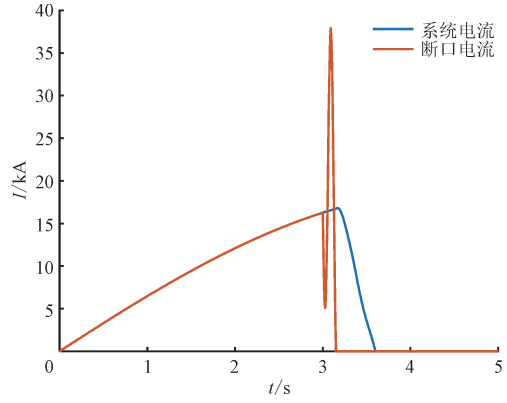
(b) $y_2 = \omega_2 \sin(\omega_2 t)$



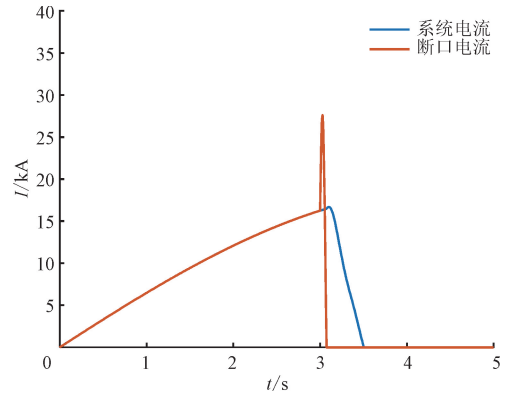
(c) $y = y_2 - y_1$

图 6 两个频率不同且幅值和频率成正比的正弦分量之差的波形图

Fig. 6 Waveform of the difference of two sinusoids with different frequencies and amplitude-frequency proportionality



(a)正向开断波形



(b)反向开断波形

图 7 本文拓扑结构下的正向开断波形和反向开断波形

Fig. 7 Forward and reverse breaking waveforms under the proposed topology

2 关键参数分析

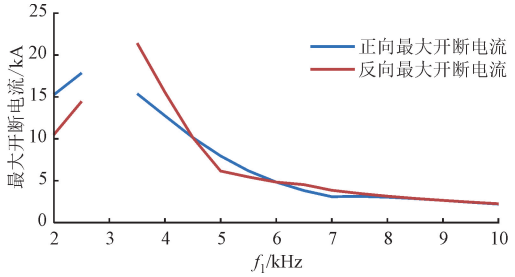
2.1 两个正弦分量频率的影响

由式(7)可知,在保持预充电电压 U 和 L_1 不变的情况下,两个正弦分量频率对开断结果起着决定性作用。

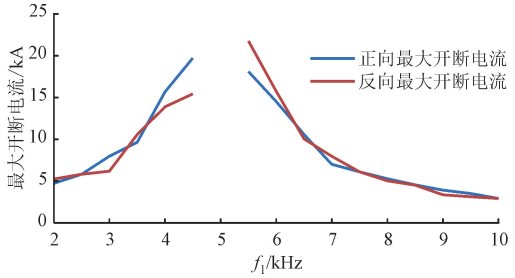
将式(7)中的两个角频率转换为频率,即

$$\begin{cases}\omega_1 = 2\pi f_1 \\ \omega_2 = 2\pi f_2\end{cases} \tag{9}$$

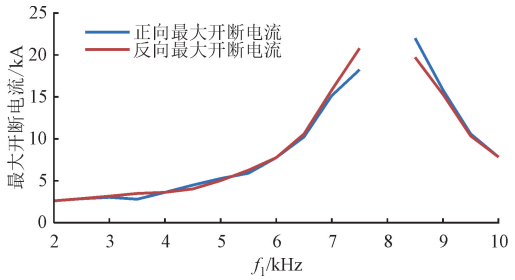
同时选择 $U = 1\ 000$ V,$L_1 = 10\ \mu$H,即定义 $U/L_1 = 10^8$,选择 f_2 分别为 3、5、8 kHz,选择 f_1 的范围为 2~10 kHz,同时由式(2)可知,f_1 和 f_2 永不相等。考虑到实际中回路电阻的影响,计算 $I(t)$ 在前 0.5 ms 内的最大值和最小值的绝对值,最大值为正向最大开断电流,最小值的绝对值为反向最大开断电流。两个正弦分量的频率对开断能力的影响如图 8 所示,可以看到,无论 f_1 和 f_2 如何取值,当 f_1 和 f_2 的频率越接近,该断路器的开断能力越强,虽然正向最大开断电流和反向最大开断电流并不完全一致,但是两者十分接近,且变化趋势完全一致。



(a) $f_2 = 3$ kHz



(b) $f_2 = 5$ kHz



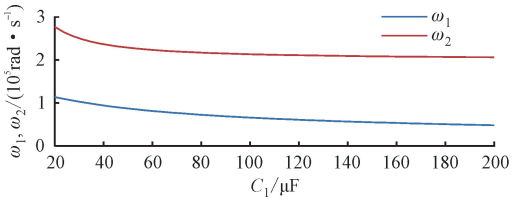
(c) $f_2 = 8$ kHz

图 8 两个正弦分量的频率对开断能力的影响

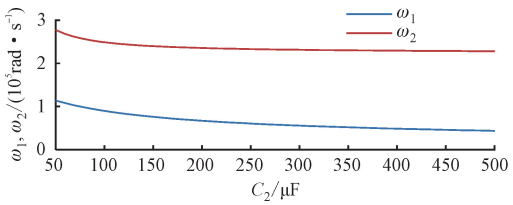
Fig. 8 Influence of frequencies of two sinusoidal components on interruption capability

2.2　回路电容电感的影响

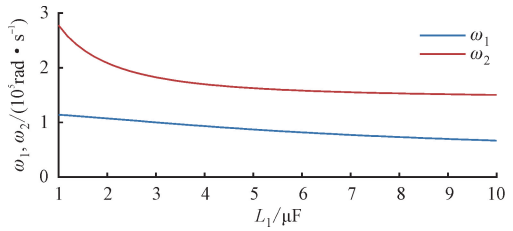
在整个拓扑回路中，对两个正弦分量频率影响最大的参数必然是 C_1、C_2、L_1、L_2，为此，本文对 C_1、C_2、L_1、L_2 的影响单独进行了分析。从工程实际出发，选择 C_1 的初始参数为 20 μF，C_2 的初始参数为 50 μF，L_1 和 L_2 为回路铜排杂散电感，其值通常为几微亨，初始参数选择为 1 μH。每次只变动一个参数，由式(1)～(6)计算两个正弦分量的角频率，其结果如图 9 所示。



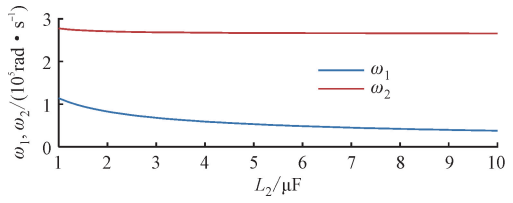
(a)C_1 对谐振角频率的影响



(b)C_2 对谐振角频率的影响



(c)L_1 对谐振角频率的影响



(d)L_2 对谐振角频率的影响

图 9　回路中电容电感参数对正弦分量频率的影响

Fig. 9　Influence of capacitance and inductance parameters on the frequency of sinusoidal components

从图 9 中可以看出，C_1、C_2、L_1 和 L_2 对两个角频率的影响规律并不完全相同。其中，C_1 和 C_2 对 ω_1 与 ω_2 差值的影响较小，随着 C_1 和 C_2 的增大，两个角频率均有所下降，但二者之间的差值仅略有增大。随着转移支路电感 L_1 逐渐增加至 3 μH，ω_2 明显下降，而 ω_1 下降相对缓慢，使得两个角频率之间的差值迅速减小；当 L_1 继续增大时，ω_1 和 ω_2 的变化趋势基本一致，二者差值也趋于稳定。相比之下，振荡源模块电感 L_2 的增加会显著增大 ω_1 与 ω_2 之间的差值。此外，随着 C_1、C_2、L_1 和 L_2 的增大，两个角频率均呈下降趋势，即振荡电流的振荡频率降低。较低的振荡频率有利于真空断口熄弧后的介质恢复，从而提高开断过程的可靠性。因此，在参数设计过程中，应综合考虑开断电流能力、真空灭弧室介质恢复特性、电容和电感的体积与成本，以及不同电压等级下振荡回路铜排长度等因素，在满足性能要求的基础上合理选择电容和电感参数。

3　实验验证

为了验证本方案的可行性，搭建了如图 10 和图 11 所示的试验回路，包括电流源、断路器和测量控制模块。各个模块参数如表 1 所示。

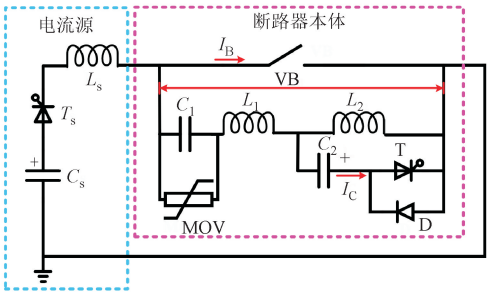


图 10　实验回路拓扑结构

Fig. 10　Topology of the experimental circuit

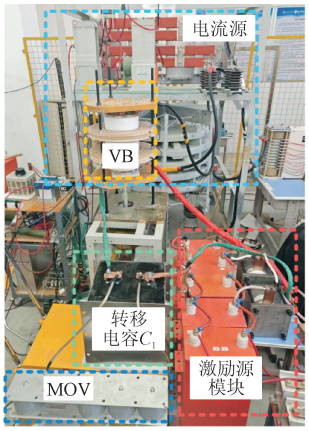


图 11　验证实验现场

Fig. 11　Photograph of the experimental setup

表 1 验证实验设备型号或参数

Table 1 Experimental parameters

模块	参数或元件	型号或数值
电流源	C_S/mF	20
	L_S/mH	0.5
	T_S	8×(KKc 3500-45)
断路器	C_1/μF	100
	C_2/μF	500
	L_1/μH	2.5
	L_2/μH	1
	T	MKPC 120-065
	D	ZPD 5500-65
	MOV 直流 1 mA 下参考动作电压/kV	7
	20 kA 标称放电电流残压/kV	10.5

正向开断波形如图 12 所示，0 时刻，电流源的晶闸管 T_S 触发，同时向真空断口 VB 分闸信号，真空断口产生真空电弧，同时流过真空断口的电流逐渐升高，在 4 ms 时刻，流过真空断口的电流达到 17 kA，且真空断口的开距足以承受电流过零后的恢复过电压，此刻断路器振荡源模块的晶闸管 T 导通，引发真空断口的电流振荡并产生过零点，而后振荡源模块的剩余电量自己耗散完毕，真空断口两端电压快速上升至避雷器导通，开断完成。

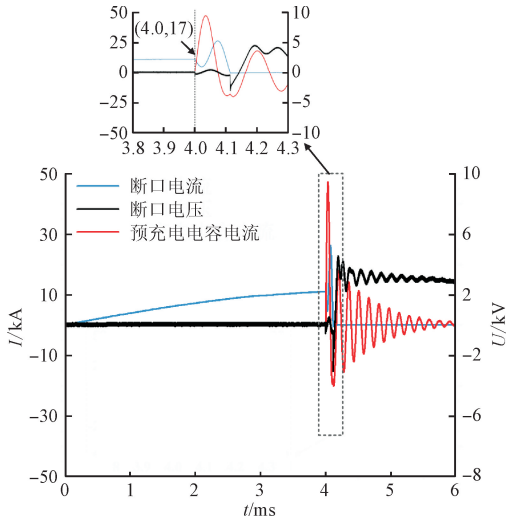


图 12 正向 17 kA 开断波形

Fig. 12 Waveform of 17 kA forward interruption

在所有参数不变的情况下，仅将断路器与电流源连接的导线交换位置，重复正向开断过程，即完成了反向开断，反向开断 17 kA 的波形图如图 13 所示。

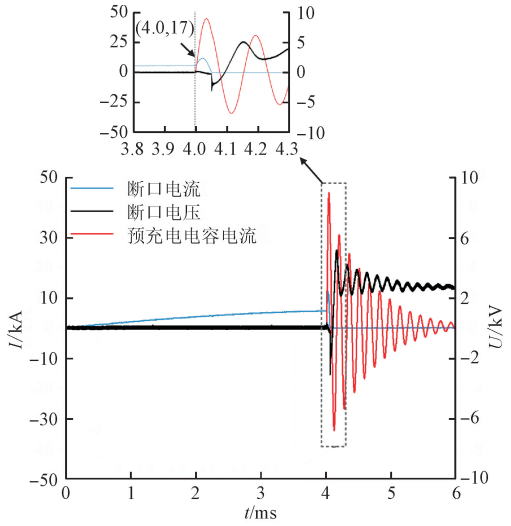


图 13 反向 17 kA 开断波形

Fig. 13 Waveform of 17 kA reverse interruption

需要强调的是，本验证实验受限于真空开关性能的限制，在发出分闸信号 4 ms 后才触发振荡源模块，但实际上导通振荡源模块的时间完全与真空开关性能相关，若选择性能更优异的真空开关，振荡源模块导通时间可以大幅提前，缩短断路器整体开断故障电流的时间。

4 结 论

本文提出了一种新型振荡换流式直流断路器，对整个断路器的开断原理和特性进行了分析，并搭建实验回路进行了验证，结论如下。

(1)新型振荡换流式直流断路器由通流支路、转移支路、振荡源模块、耗能支路 4 个部分组成。

(2)振荡换流式直流断路器中，预充电电容引起的激励，可以看作两个角频率不同的正弦分量之差。

(3)两个正弦分量的角频率越接近，断路器开断能力越强；断路器中，增大 C_1、C_2、L_1 和 L_2 均可降低振荡频率，有利于真空电弧弧后介质恢复；其中 L_1 和 L_2 对两个特征角频率差值的影响较为明显。因此，振荡回路参数应结合开断能力、绝缘恢复需求及工程实现条件进行综合优化设计。

(4)搭建了实验回路，完成了正反向 17 kA 的开断试验，验证了振荡换流式直流断路器的可行性。

参考文献：

[1] 王永华，元博，赵黎，等. 含高比例可再生能源的电力系统多目标启发式低碳经济调度 [J]. 可再生能源，2026，44(3)：384-394.

Wang Yonghua，Yuan Bo，Zhao Li，et al. Multi-ob-

jective heuristic low-carbon economic dispatch in power systems with high proportions of renewable energy [J]. Renewable Energy Resources, 2026, 44(3): 384-394.

[2] 范征，韩丛达，周静，等."双碳"目标下未来电网形态发展模式及演变路径初探 [J]. 新型电力系统，2024，2(3)：272-281.
Fan Zheng, Han Congda, Zhou Jing, et al. Exploring the development model and evolution path of future power grid forms under the dual carbon target [J]. New Type Power Systems, 2024, 2(3): 272-281.

[3] 陈百明，陈岗. 大规模海上风电中柔性直流输电技术应用研究 [J]. 电力设备管理，2026(1)：74-76.
Chen Baiming, Chen Gang. Research on the application of flexible DC transmission technology in large-scale offshore wind power [J]. Electric Power Equipment Management, 2026(1): 74-76.

[4] 徐志文，迟舒扬，徐家，等. 碳达峰碳中和背景下直流降碳应用研究 [J]. 质量与认证，2025(增刊 1)：105-107.
Xu Zhiwen, Chi Shuyang, Xu Jia, et al. Research on DC carbon reduction application under the background of carbon peaking and carbon neutrality [J]. China Quality Certification, 2025(S1): 105-107.

[5] 马秀达，姜崇学，卢宇，等. 多端柔性直流系统的线路故障处理方案综述及工程实践 [J]. 电网技术，2026，50(3)：1362-1372.
Ma Xiuda, Jiang Chongxue, Lu Yu, et al. DC line fault handling solutions and engineering practice for VSC-MTDC system [J]. Power System Technology, 2026, 50(3): 1362-1372.

[6] Guo Qixin, Zhang Jingye, Chi Teng. Review of DC circuit breaker technology [C]//2022 IEEE Sustainable Power and Energy Conference (iSPEC). Piscataway, NJ, USA: IEEE, 2022: 1-5.

[7] 范兴明，李涛，张鑫. 中高压直流断路器的研究与应用 [J]. 高电压技术，2024，50(6)：2537-2553.
Fan Xingming, Li Tao, Zhang Xin. Research and application of medium voltage and high voltage DC circuit breaker [J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(6): 2537-2553.

[8] Guo Qinglei, Yoon M, Park J, et al. Novel topology of DC circuit breaker and current interruption in HVDC networks [J]. IEEJ Transactions on Electrical and Electronic Engineering, 2017, 12(4): 465-473.

[9] 王顺亮，李明，辛清明，等. 具备快速重合闸能力的低损耗低成本双向固态式直流断路器 [J]. 电力系统保护与控制，2025，53(12)：128-138.
Wang Shunliang, Li Ming, Xin Qingming, et al. A low-cost bidirectional solid-state DC circuit breaker with low power loss and fast-reclosing capability [J]. Power System Protection and Control, 2025, 53(12): 128-138.

[10] 周中正，费玉清，王雨峰，等. 面向直流微网的磁耦合双向 Z 源固态断路器建模与设计 [J]. 电力系统自动化，2023，47(20)：143-153.
Zhou Zhongzheng, Fei Yuqing, Wang Yufeng, et al. Modeling and design of magnetically coupled bidirectional Z-source solid-state circuit breaker for DC microgrid [J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(20): 143-153.

[11] Shukla A, Demetriades G D. A survey on hybrid circuit-breaker topologies [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(2): 627-641.

[12] 汤广福，王高勇，贺之渊，等. 张北 500kV 直流电网关键技术与设备研究 [J]. 高电压技术，2018，44(7)：2097-2106.
Tang Guangfu, Wang Gaoyong, He Zhiyuan, et al. Research on key technology and equipment for Zhangbei 500 kV DC grid [J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(7): 2097-2106.

[13] Wu Yi, Hu Yang, Wu Yifei, et al. Investigation of an active current injection DC circuit breaker based on a magnetic induction current commutation module [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(4): 1809-1817.

[14] Wu Yifei, Wu Yi, Yang Fei, et al. A novel current injection DC circuit breaker integrating current commutation and energy dissipation [J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 8(3): 2861-2869.

[15] Yi Qiang, Yang Fei, Zhuang Weibin, et al. Transient current balancing of parallel IGCTs in 10 kV/10 kA hybrid DC circuit breaker [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2023, 70(10): 10055-10065.

[16] Xiao Yu, Wu Yifei, Wu Yi, et al. High-capacity MVDC interruption based on IGCT current sharing integrated with freewheeling [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2021, 68(11): 10982-10991.

[17] Ding Can, Li Kaiming, Yuan Zhao, et al. Overview of topology research on hybrid direct current circuit breakers [J]. Journal of Power Electronics, 2025, 25(2): 346-359.

[18] Zhang Hang, Lu Yaopeng, Cheng Linying, et al. Review of research on mechanical direct current circuit breakers [C]//2023 IEEE 4th China International Youth Conference on Electrical Engineering (CIYCEE).

Piscataway, NJ, USA: IEEE, 2023: 1-6.

[19] Kim B C, Chung Y H, Hwang H D, et al. Comparison of inverse current injecting HVDC circuit breaker [C]// 2015 3rd International Conference on Electric Power Equipment-Switching Technology (ICEPE-ST). Piscataway, NJ, USA: IEEE, 2015: 501-505.

[20] Ängquist L, Nee S, Modeer T, et al. Design and test of VSC assisted resonant current (VARC) DC circuit breaker [C]//15th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2019). Piscataway, NJ, USA: IEEE, 2019: 1-6.

[21] Ängquist L, Norrga S, Modeer T, et al. Fast HVDC breaker using reduced-rating power electronics [C]// 13th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2017). Piscataway, NJ, USA: IEEE, 2017: 1-6.

[22] Qi Lei, Chen Xilin, Qu Xinyuan, et al. A novel forced resonant mechanical DC circuit breaker by using auxiliary oscillation switch for zero-crossing [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(11): 12202-12206.

[23] Zhang Xiangyu, Chen Xilin, Qi Lei, et al. High-performance and economical forced resonant DC circuit breaker: topology, design, and development [J]. IEEE Industrial Electronics Magazine, 2023, 17(1): 46-54.

[24] Xiao Yu, Wu Yi, Wu Yifei, et al. A passive oscillation DC breaking scheme based on enhanced vacuum interrupter [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(6): 7344-7353.

[25] 程高. 机械式直流断路器操作过电压研究 [J]. 通讯世界, 2024, 31(11): 73-75.
Cheng Gao. Research on switching overvoltage of mechanical DC circuit breaker [J]. Telecom World, 2024, 31(11): 73-75.

[26] Xiao Yu, Wu Yi, Wu Yifei, et al. Study on the dielectric recovery strength of vacuum interrupter in MVDC circuit breaker [J]. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 2020, 69(9): 7158-7166.

[27] Wu Yifei, Dong Shaolun, Xiao Yu, et al. Research on dielectric recovery characteristic after large capacity DC interruption [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2022, 37(4): 3420-3423.

[28] Jiang Yuan, Wu Jianwen, Li Qing, et al. Influence of metal vapor on post-arc breakdown for intermediate frequency vacuum arc [J]. Vacuum, 2021, 193: 110551.

（编辑 武红江）