第 52 卷 第 6 期：2643-2652 高电压技术 Vol.52, No.6: 2643-2652
2026 年 6 月 30 日 High Voltage Engineering June 30, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20250722

基于耦合电感的限流型混合式高压直流断路器拓扑

章宝歌[1]，王　源[2]，田　浩[3]，李少宁[1]，马　荔[1]
（1. 兰州交通大学自动化与电气工程学院，兰州 730070;
2. 中国石油天然气股份有限公司兰州石化分公司，兰州 730060;
3. 中国铁路西安局集团有限公司西安供电段，西安 710000）

摘　要：高压直流断路器作为保障直流电网安全稳定运行的核心设备，针对其工作性能与经济性优化的关键问题，提出了一种基于耦合电感的限流型混合式高压直流断路器拓扑方案。通过优化拓扑结构设计，将耦合电感一次侧配置为限流支路以抑制故障电流上升速率，同时利用其电磁耦合效应加速故障电流的切断过程；拓扑引入旁路支路，通过主动分流故障侧能量，有效缓解避雷器的能量耗散压力；通过耦合电感与晶闸管的复合控制架构，实现限流支路的控制和避雷器的投切，有效降低了系统对绝缘栅极晶闸管的依赖。同时，所提拓扑不需要额外的预充电装置，这些结构设计提升了断路器的工作性能，展现了一定的经济性。以 500 kV 四端直流电网为应用背景，对断路器关键参数进行优化设计，在 PSCAD/EMTDC 软件平台建立仿真模型，验证了所提直流断路器的工作性能，并与现有典型直流断路器方案进行了对比分析。

关键词：直流输电；直流断路器；耦合电感；限流；耗能

Topology of Current-limiting Hybrid High-voltage DC Circuit Breaker Based on Coupled Inductors

ZHANG Baoge[1], WANG Yuan[2], TIAN Hao[3], LI Shaoning[1], MA Li[1]
(1. School of Automation & Electrical Engineering, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China;
2. PetroChina Company LanZhou Petrochemical Company, Lanzhou 730060, China;
3. Xi'an Power Supply Section of China Railway Xi'an Bureau Group Co., Ltd., Xi'an 710000, China)

Abstract: High-voltage direct current (HVDC) circuit breaker is a key device for ensuring the safe and stable operation of DC power grids. In order to enhance the operational performance and economic viability of the circuit breaker, a topology scheme for a current-limiting hybrid high-voltage direct current (HVDC) circuit breaker based on coupled inductor is proposed. By employing a rational topology design, the primary side of the fully coupled inductor is used as a current-limiting branch to suppress the rise of fault current. The coupling effect of the coupled inductor is utilized to accelerate the interruption of fault current; in the structure, a bypass branch is introduced to absorb the energy generated on the fault side, which reduces the energy dissipation pressure on the arrester. By employing a combination of coupled inductors and thyristors, the control of the current-limiting branch and the operation of the surge arrester are achieved, thereby reducing the dependence on IGBT. Additionally, the proposed topology does not require an additional pre-charging device, and these structural designs may improve the operation performance of the circuit breaker,and are favour for increasing a certain economic advantage to the circuit breaker. Taking the 500 kV four-terminal DC power grid as the application background, we design the internal key parameters, and establish a simulation model in the PSCAD/EMTDC software to verify the performance of the proposed DC circuit breaker. Finally, the operational performance of the proposed DC circuit breaker is analyzed and compared with existing DC circuit breaker solutions.

Key words: DC transmission; DC circuit breaker; coupled inductor; current limiting; energy dissipation

基金资助项目：国家自然科学基金(61741508)；甘肃省自然科学基金(23JRRA872)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China(61741508), Natural Science Foundation of Gansu Province(23JRRA872).

0 引言

随着全球对可再生能源的重视和大力发展，风能、太阳能等新能源并网需求日益增长[1]。柔性直流电网因其高效、稳定的电力传输与整合能力，成为实现新能源并网的关键技术之一[2]。由于直流输电系统低阻抗、低惯量的特点，发生短路故障时短路电流在数毫秒内就会到达额定电流的数十倍[3-4]，而直流电流无自然过零点，高压直流断路器需能在故障发生后迅速切断故障电流，以保护电力系统能够稳定运行[5-6]。因此，开展高压直流断路器研究对提升柔性直流输电系统可靠性具有重要意义。

目前高压直流断路器可划分为机械式高压直流断路器[7-8]、固态式高压直流断路器[9]以及混合式高压直流断路器[10-11]，其中混合式高压直流断路器结合了机械式断路器的通态载流能力和固态式断路器的动态开断能力，满足目前断路器发展对开断速度快、通态损耗小、可控性强的要求。2012 年，ABB 公司成功研制出了世界上第一台混合式高压直流断路器[12]，2016 年全球首个应用 200 kV 直流断路器的示范工程在我国舟山投入运行[13]，2019 年，500 kV 张北柔性直流电网顺利通过验收，并在 2022 年北京冬奥会期间实现了全绿色能源供电[14]。

在直流系统中，当直流侧发生故障时，故障限流器(faults current limiter, FCL)可以有效抑制直流线路上的故障电流峰值和上升速度，这样下游断路器只需分断较小的故障电流。文献[15]提出超导技术的限流器，但由于超导技术的不成熟与成本问题，在实际中难以得到应用。文献[16]采用平波电抗器来抑制短路电流，为防止对正常运行的电路造成干扰，其取值不宜过大，且对直流系统短路电流的抑制有限。文献[17]提出了一种限流型直流断路器，故障时限流电感投入运行，可以很好地抑制急剧上升的短路电流，但需要用到大量绝缘栅双极晶体管(insulated gate bipolar transistor, IGBT)模块，使得断路器成本较高，且 IGBT 串并联会造成均流均压问题[18]。文献[19]提出的基于电容换流的限流式直流断路器依靠电容储能和电感限流的方式来提高线路短路情况下的开断能力，但电容换流单元需要靠 IGBT 控制。文献[20]提出的电容换流型直流断路器在主支路上采用直流电容串联二极管阀组的结构，大大降低了主支路的成本，但不能有效限流，故障电流峰值较高。文献[21]基于电流注入技术构建了新型混合式直流断路器方案，利用晶闸管实现对振荡支路的控制，但需要精确控制振荡支路的电容和电感发生谐振，对振荡回路的可靠性提出了挑战。

近年来基于耦合电感的直流断路器方案成为具有较高应用前景的新型混合式直流断路器方案，文献[22]提出耦合负压型混合式直流断路器方案，利用耦合电感产生一个负压加在转移支路，提高了断路器的换流能力，但依旧需要大量的 IGBT，在开断直流电流后，需要吸收直流系统中储存的大量能量。文献[23]提出的基于耦合负压的改进型直流断路器方案进一步提高了断路器的分断能力，但避雷器的吸能负担重。文献[24]通过耦合电感实现限流，改进了断路器开断的时间，但所需避雷器的数量较多，结构冗余。

基于上述分析，本文提出了基于耦合电感的限流型混合式高压直流断路器拓扑(current-limiting hybrid HVDC circuit breaker topology based on coupled inductors, CLCI-DCCB)，所提方案虽然增加了定制耦合电感的复杂性和成本，但该设计在成本和性能之间寻求平衡，旨在提高系统的经济性和可靠性。利用耦合电感电路替代 IGBT 支路控制故障电流的开断，通过采用经济型、高功率容量的晶闸管技术，实现了低成本、高容量且快速响应的直流故障电流切断能力，在一定程度上降低了器件对 IGBT 电力电子器件的依赖；通过耦合电感的一次侧为限流电感来抑制故障电流，利用直流电网系统自身完成断路器电容的预充电；借助旁路支路消耗故障电流，有效缓解了避雷器的能耗压力，降低了对避雷器的性能要求，具有一定的经济性。

1 拓扑结构和工作原理

1.1 拓扑结构

所提基于耦合电感的限流型高压直流断路器(CLCI-DCCB)拓扑如图 1 所示。拓扑分为 3 个部分——通流部分、限流分断部分、旁路部分，采用全桥结构，实现了双向开断。拓扑结构具备限流与分断模式、限流与重合闸模式以及不限流分断模式，针对不同故障类型进行有针对性的灵活分断。

(1)通流部分：由超快速机械开关(ultrafast mechanical switch, UFMS)、负载转移开关(load commutation switch, LCS)组成。

(2)限流分断部分：由 1 个机械开关 S、6 组晶

闸管 T_1—T_6、1 组续流二极管 D_5、换流电容 C_1、辅助电容 C_2、耦合电感 L(包括 11′端口的一次绕组 L_1 和 22′端口的二次绕组 L_2)、泄能电阻 R_1、限流电阻 R_2 组成。限流分断部分抑制故障电流的上升、分断以及对能量进行泄放。断路器通过 C_1 实现 T_3 的自然开断和 L_1 的自然投入，通过 C_2 和二次绕组 L_2 控制限流电感 L_1 的切断与避雷器的投入运行。

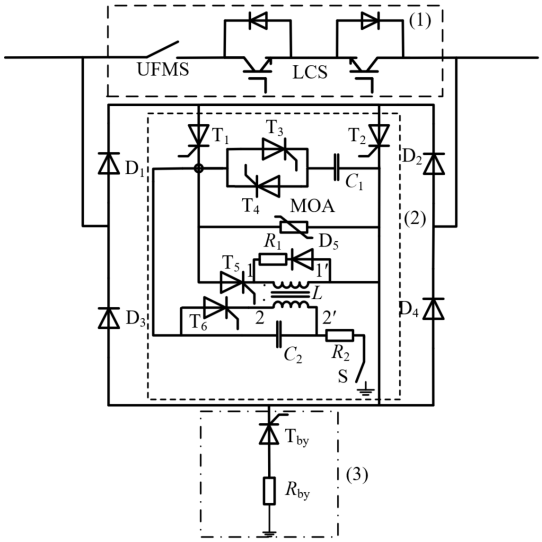


图 1　CLCI-DCCB 拓扑结构

Fig.1　Topology of CLCI-DCCB

(3)旁路部分：由泄能电阻 R_{by} 和晶闸管组 T_{by} 组成。旁路部分的作用是减少金属氧化物避雷器(metal oxide arrester, MOA)吸收的故障侧能量，降低 MOA 的耗能压力。

1.2　限流与分断模式

所提直流断路器工作过程可分为正常稳态运行、故障电流限流和故障电流分断共 3 个阶段，详细工作过程原理如图 2 所示。

(1)预充电阶段(t_0<t<t_1)

直流电网系统稳态运行时，电流全部流过通流部分，此时对电路进行预充电，为断路器后续的开断做准备。电流路径如图 2(a)所示，其中限流电阻 R_2 限制充电电流。当 C_1、C_2 完成充电后，流过晶闸管 T_2、T_4 的电流变为 0，T_2、T_4 处于开断状态。

(2)故障电流限流阶段(t_1<t<t_5)

t_1 时刻，控保装置检测到电网系统产生过电流，开断通流部分的 LCS，同时 UFMS 启动分闸操作。导通晶闸管组 T_2，电流路径如图 2(b)所示，保证了 UFMS 可以在零电流零电压下开断。设 t_1 时刻流过电路的故障电流为 I_1，即 $i_{dc}(t_1)=I_1$，i_{dc} 的计算式为：

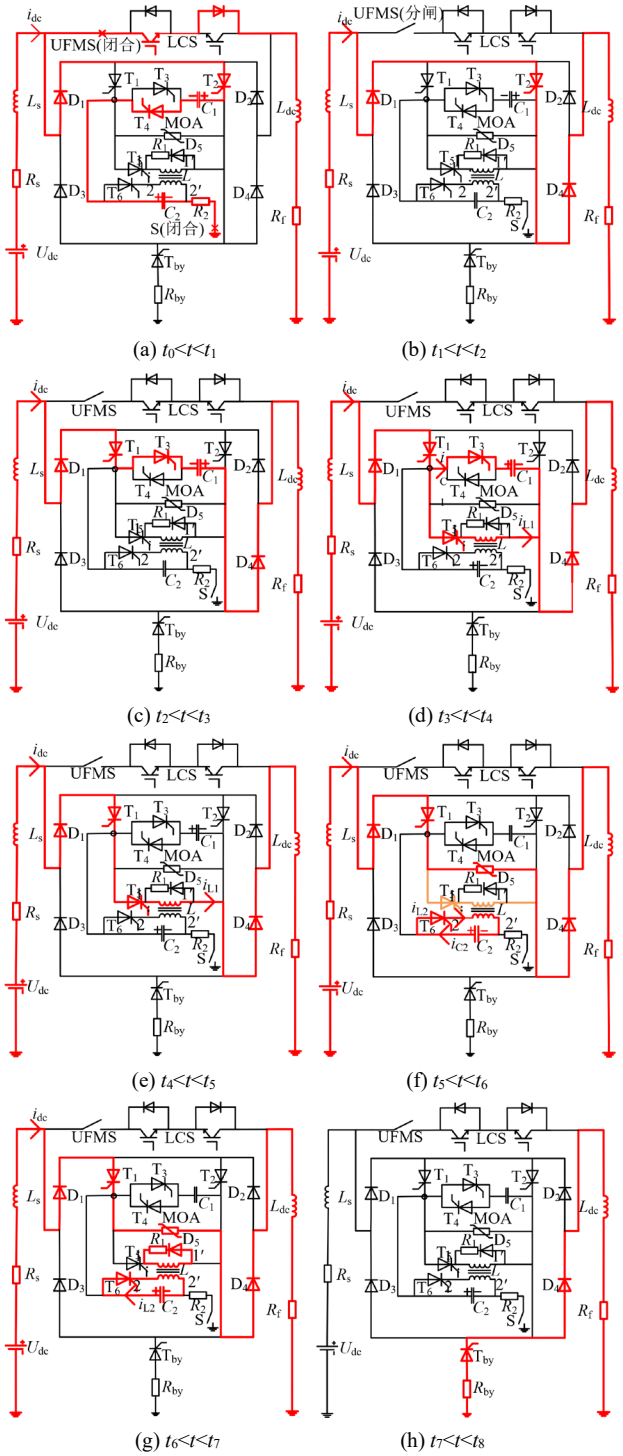


图 2　CLCI-DCCB 的故障电流转移路径图

Fig.2　Fault current transfer path of CLCI-DCCB

$$i_{dc}=\frac{U_{dc}}{R_0}(I_1-e^{-(t-t_1)/\tau}) \tag{1}$$

式中：$\tau=L_0/R_0$；$L_0=L_s+L_{dc}$；$R_0=R_s+R_f$；L_s 为直流侧等效电感；L_{dc} 为平波电抗器感抗；R_s 为直流侧等效电阻；R_f 为线路电阻。

t_2 时刻，通过内置的位置传感器确认 UFMS 动触头已达到安全开距(快速机械开关开距时间一般

约为 2 ms)后，给晶闸管 T_1、T_3 触发信号，换流电容 C_1 投入工作，C_1 预充电电压为右正左负，T_2 承受电容 C_1 反向预充电电压而开断，电容 C_1 进行放电，电流路径如图 2(c)所示。设 t_2 时刻故障电流为 I_2，C_1 两端初始电压为 U_{C10}，u_{C1} 为电容 C_1 两端的电压，由回路方程可得：

$$\begin{cases} u_{C1}=(U_{C10}-U_{dc})\cos(\omega_0(t-t_2))+\\ \qquad \dfrac{I_2}{C_1\omega_0}\sin(\omega_0(t-t_2))+U_{dc}\\ i_{dc}=(U_{dc}-U_{C10})C_1\omega_0\sin(\omega_0(t-t_2))+\\ \qquad I_2\cos(\omega_0(t-t_2)) \end{cases} \tag{2}$$

式中：$\omega_0=1/\sqrt{L_0C_1}$。

t_3 时刻，换流电容 C_1 放电结束，故障电流开始对 C_1 反向充电，此时触发晶闸管组 T_5 导通，T_5 因承受 C_1 上的正向电压导通，限流电感 L_1 投入工作以抑制故障电流的迅速升高，电流路径如图 2(d)所示。此过程中，C_1 起到双重作用，C_1 不仅可以在换流时可靠开断晶闸管组 T_2，而且 C_1 并联在限流电感 L_1 两端可以防止 L_1 投入时其两端产生过电压。设 t_3 时刻故障电流为 I_3，U_{C11} 为此时 C_1 在 t_3 时刻的电压值，i_{L1} 为流过一次绕组的电流，则根据回路方程可得：

$$\begin{cases} i_{L1}=-\dfrac{\sqrt{H_1^2+H_2^2}}{L_1\omega_1}\cos(\omega_1(t-t_3)+\varphi_1)-\\ \qquad \dfrac{H_1-U_{C11}}{L_1}(t-t_3)+\dfrac{H_2}{L_1\omega_1}\\ u_{C1}=\sqrt{H_1^2+H_2^2}\sin(\omega_1(t-t_3)+\varphi_1)-H_1+U_{C11}\\ i_{dc}=(C_1\omega_1-\dfrac{1}{L_1\omega_1})\sqrt{H_1^2+H_2^2}\cos(\omega_1(t-t_3)+\varphi_1)-\\ \qquad \dfrac{H_1-U_{C11}}{L_1}(t-t_3)+\dfrac{H_2}{L_1\omega_1} \end{cases} \tag{3}$$

式中：$\omega_1=\sqrt{(1+L_0/L_1)/(L_0C_1)}$；$H_2=I_3/(\omega_1C_1)$；$H_1=-U_{dc}/(1+(L_0/L_1))+U_{C11}$；$\varphi_1=\arctan(H_1/H_2)$。

随着故障电流对换流电容持续充电，其端电压不断增大，流过 C_1 的电流越来越小，t_4 时刻流过 C_1 上的电流为 0，此时 C_1 上的电压充至系统电压，电容 C_1 从系统中退出，T_3 零电流开断，随着电容 C_1 的退出，限流电感 L_1 完全投入运行，故障电流完全流过 L_1 即 $i_{L1}=i_{dc}$，电流路径如图 2(e)所示。设 t_4 时刻的故障电流为 I_4，结合 KVL 和 KCL 可得：

$$i_{dc}=i_{L1}=I_3e^{-(t-t_4)/\tau_0}+\frac{U_{dc}}{R_0}(1-e^{-(t-t_4)/\tau_0}) \tag{4}$$

式中：$\tau_0=(L_0+L_1)/R_0$。

(3)分断过程($t_5<t<t_7$)

t_5 时刻，触发晶闸管 T_6 导通，辅助电容 C_2 通过 L_2 放电，由于电感耦合作用，L_2 在 L_1 产生的感应电压使 L_1 端电压迅速升高至避雷器 MOA 的工作电压，MOA 投入吸能，电流路径如图 2(f)所示。由于 MOA 放电存在非线性，因此进行简化分析，其两端电压近似表示为 U_{MOA}，设辅助电容 C_2 两端初始电压为 U_{C20}，t_5 时刻故障电流为 I_5，电容 C_2 的端电压为 u_{C2}，流过二次绕组的电流为 i_{L2}。根据回路方程可得：

$$\begin{cases} u_{C2}=H_4\cos(\omega_2(t-t_5))+H_3M\\ i_{dc}=\dfrac{U_{dc}-U_{MOA}}{L_0}(t-t_5)+I_5\\ i_{L2}=i_{C2}=H_4\omega_2C_2\sin(\omega_2(t-t_5))\\ i_{L1}=-\dfrac{H_4\omega_2C_2M}{L_1}\sin(\omega_2(t-t_5))+H_3(t-t_5)+I_5 \end{cases} \tag{5}$$

式中：$\omega_2=\sqrt{L_1/\left(C_2(L_1L_2-M^2)\right)}$；$H_3=U_{MOA}/L_1$；$H_4=(U_{C20}L_1-U_{MOA}M)/L_1$；$M$ 为耦合电感互感系数。

t_6 时刻，由于 L_1 上的感应脉冲电流方向与电网故障电流方向相反，使流过 L_1 的支路电流过零，继保装置检测到晶闸管 T_5 电流过零时，给晶闸管组 T_{by} 触发信号，此时 T_5 电流过零开断，通过旁路支路消耗平波电抗器储存的能量；同时，随着辅助电容 C_2 的放电电流注入电感 L_2，L_2 中的电流达到峰值后开始减小。根据电感耦合作用使得 L_2 在 L_1 产生的感应电流发生反向，使得二极管 D_5 导通，此时耦合电感的能量通过电阻 R_1 进行耗散，电流路径如图 2(g)所示。

设电容 C_2 电压值在 t_6 时刻为 U_{C21}，t_6 时刻故障电流为 I_6。t_6 时刻电流值为 I_{L21}，由回路方程可得：

$$\begin{cases} i_{dc}=\dfrac{U_{dc}-U_{MOA}}{L_0}(t-t_6)+I_6\\ u_{C2}=-\sqrt{H_5^2+H_6^2}\sin(\omega_3(t-t_6)+\varphi_2)\\ i_{L2}=i_{C2}=\dfrac{\sqrt{H_5^2+H_6^2}}{L_2\omega_3}\cos(\omega_3(t-t_6)+\varphi_2) \end{cases} \tag{6}$$

式中：$\omega_3=1/\sqrt{L_2C_2}$；$\varphi_2=\arctan(H_5/H_6)$；$H_5=U_{C21}$；$H_6=-\omega_2L_2I_5$。

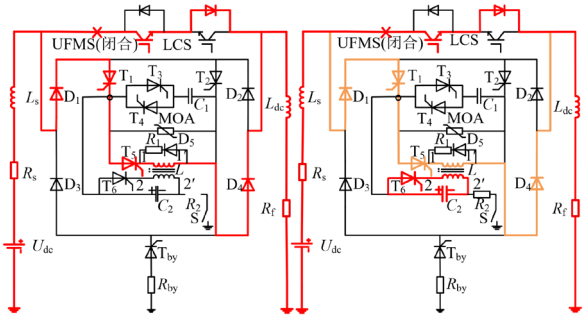
(4)泄能过程($t_7<t<t_8$)

t_7 时刻，流过避雷器的电流变为 0，故障分断过程结束，继续由旁路支路消耗故障侧的残余能量，电阻 R_1 继续消耗 L_1 上的能量。t_8 时刻，流过各支路

的电流全部变为 0，断路器分断工作结，电流路径如图 2(h)所示。

1.3　限流与重合闸模式

控保装置对故障进行检测时，发现故障已消除，此时要进行重合闸使断路器恢复到正常通流状态，该工作模式下，预充电过程和限流动作过程与 1.2 节限流与分断模式相同，即图 2(a)—2(e)。t_5 时刻进行重合闸操作，机械开关 UFMS 开始闭合操作，如图 3(a)所示。t_6 时刻 UFMS 完全闭合，给 LCS 与 T_6 触发信号，C_2 通过 L_2 放电，在 L_1 产生一个反向脉冲电流，使 L_1 所在支路电流过零开断，电流成功转移至通流支路，断路器完成重合闸操作，如图 3(b)所示。



(a) $t_5<t<t_6$　　(b) $t_6<t<t_7$

图 3　CLCI-DCCB 的限流重合闸示意图

Fig.3　Schematic diagram of current limiting reclosing of CLCI-DCCB

1.4　不限流分断模式

当发生的故障类型为大电阻接地时，故障电流较小，此时无需对故障电流进行限流，可直接分断。

该工作模式下，预充电阶段、换流阶段与 1.2 节限流分断模式相同，即图 2(a)—2(b)。t_2 时刻触发 T_1、T_3 使换流电容 C_1 投入工作。t_3 时刻换流电容 C_1 两端充电至避雷器启动电压，避雷器动作泄放能量，同时给 T_{by} 触发信号，使旁路支路投入工作，吸收故障侧的能量。t_4 时刻流过各支路的电流全部变为 0，断路器分断工作结束。

2　器件参数设计

合理的参数设计是实现整个断路器功能的关键。我国目前高压直流输电的电压等级普遍为 500 kV，本文在 500 kV 电压等级下对所提断路器关键元件参数进行研究分析，得到合理的参数值。为了保证断路器开断的可靠性，在参数设计时所选取的故障类型为断路器出口处发生金属性故障，对各元器件的响应速度及开断能力提出最高要求。为确保断路器在更温和的普通故障场景(如高阻故障)下仍具备足够裕度，需要采用此工况设计参数。

2.1　换流电容 C_1

根据式(2)，当换流电容 C_1 的端电压为 0 时，限流电感 L_1 开始投入，此时对应的时刻 t 满足：

$$-U_{dc}=(U_{C10}-U_{dc})\cos(\omega_0(t-t_2))+\frac{I_2}{C_1\omega_0}\sin(\omega_0(t-t_2)) \tag{7}$$

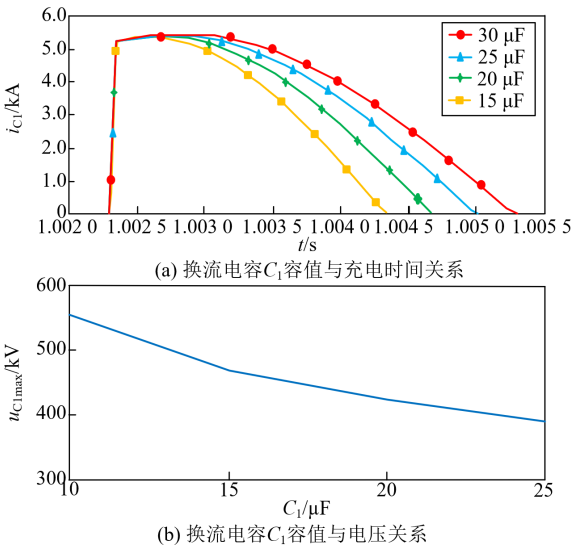
对于式(7)，在断路器预充电阶段，换流电容 C_1 的取值越大，从电网系统中吸收的能量越大，导致在进入限流阶段期间反向放电的时间也越长，进而推迟限流电感 L_1 的投入时刻。

根据式(2)，当换流电容 C_1 的电流为 0 时，限流电感 L_1 完全投入运行，此时对应的时刻 t 满足：

$$\frac{H_2}{L_1\omega_1}=(\frac{1}{L_1\omega_1}-C_1\omega_1)\sqrt{H_1^2+H_2^2}\cos(\omega_1(t-t_3)+\varphi_1)+\frac{H_1}{L_1}(t-t_3) \tag{8}$$

对于式(8)，在进入限流阶段后，换流电容 C_1 的取值越大，其正向充电的时间也越长，限流电感 L_1 完全投入运行所需要的时间也越长，使得故障电流迅速上升，导致断路器分断时间变长。

为直观地展现式(7)和式(8)，绘制换流电容 C_1 的容值与充电时间的关系，如图 4(a)所示，图 4(b)揭示了换流电容 C_1 与其承受的正向峰值电压的关联特性，u_{C1max} 为断路器工作过程 C_1 的峰值电压。由图 4 可知，当电容分别取 10、15、20、25 μF 时，



(a) 换流电容C_1容值与充电时间关系

(b) 换流电容C_1容值与电压关系

图 4　换流电容 C_1 容值对充电时间与电压等级的影响

Fig.4　Influence of the capacitance value of commutation capacitor C_1 on charging time and voltage level

其承受的电压峰值分别为 554、470、425、390 kV。C_1 容值越小，C_1 承受的最大电压越高，对电路元器件的绝缘耐压等级要求越苛刻。在高压应用场景下，随着电压等级的升高，电容器的成本呈现非线性急速上升。

换流电容 C_1 与辅助电容 C_2 构成预充电回路，其电压分布与电容值成反比，考虑到 C_2 与耦合电感二次侧绕组 L_2 组成放电回路，通过在一次绕组 L_1 产生反向脉冲电流，控制 L_1 所在电流支路开断，因此电容 C_2 预充电压不能过小，否则会导致二次侧绕组 L_2 不能在 L_1 两端产生足够的反向脉冲电流，致使 L_1 所在的支路开断。因此结合图 4(a)，综合考虑后取换流电容 C_1 容值为 20 μF，考虑裕度，选取耐压等级为 500 kV。

2.2 一次侧绕组 L_1

根据式(3)，当流过一次绕组 L_1 支路电流为 0 时，故障电流被开断，则有：

$$\Delta t = t_4 - t_3 = \frac{\pi/2 - \varphi_1}{\omega_1} \tag{9}$$

式中：Δt 为一次绕组 L_1 投入时间。

分析式(9)可知，一次绕组 L_1 作为限流电感以抑制故障电流升高，L_1 感抗越大，对故障电流抑制越明显，但 L_1 的取值变化会影响 L_1 完全投入抑制故障电流的时间。

根据上述分析，可得到 L_1 取值与其完全投入抑制故障电流时间的关系，如图 5 所示。由图 5 可知，随着 L_1 取值的增大，L_1 的投入时间也变长，导致断路器开断时间也越长；在选择 L_1 的取值时，还要兼顾满足系统的最大故障电流和瞬态条件的要求，根据故障电流和预期的电流变化率来选择合适的电感值(选择具有高饱和磁通密度的磁芯材料来提高耦合电感的磁饱和点)，从而在电感限流时不至于饱和。综合考虑，选取 L_1 为 100 mH。

2.3 辅助电容 C_2

辅助电容 C_2 与二次侧绕组 L_2 构成串联回路，通过电感耦合作用在一次绕组 L_1 上产生的感应电动势增大了一次绕组 L_1 端电压，可以实现控制避雷器的投入运行，在一次侧绕组 L_1 上产生的与故障电流方向相反的感应脉冲电流，控制 L_1 所在的支路电流过零开断 T_5。通过改变电容 C_2 的取值，分析脉冲电流和二次侧绕组承受的电压变化(如图 6 所示)，以此获得 C_2 的合理取值。

由图 6(a)可知，电容 C_2 的取值越高产生的脉冲电流越高，开断一次绕组 L_1 所在支路的可靠性越高；从图 6(b)可知，电容 C_2 的取值越高，二次侧绕组承受的电压幅值越大。考虑到设备绝缘，过高的电压会使绝缘成本上升，降低设备的经济性，因此 C_2 容值的选取不能过大，综合考虑，C_2 的容值取 7 μF。

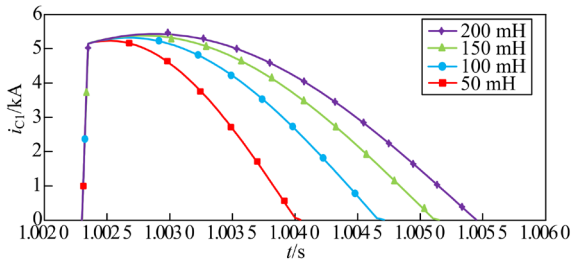


图 5 一次绕组 L_1 取值与投入时间关系

Fig.5 Relationship between value of primary winding L_1 and investment time

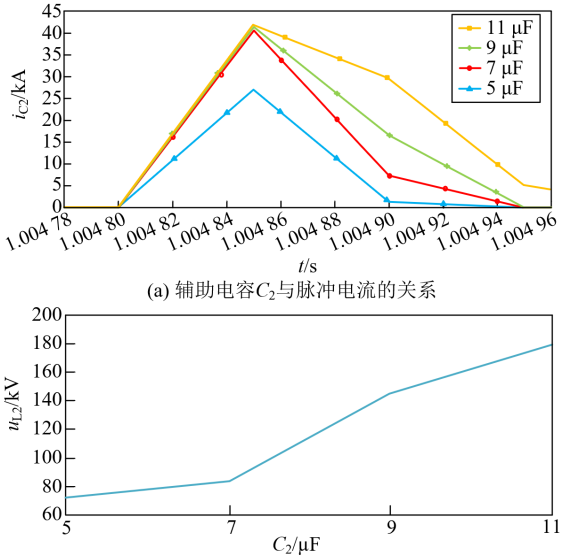


图 6 辅助电容 C_2 容值对脉冲电流与绕组电压的影响

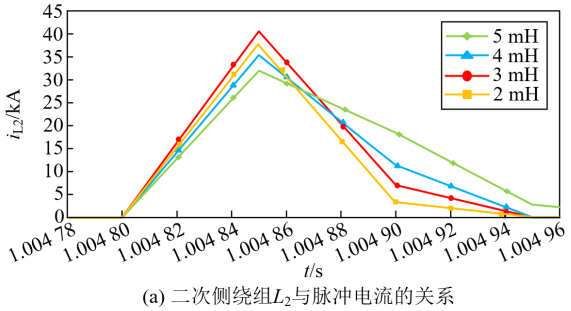
Fig.6 Influence of auxiliary capacitance C_2 on pulsed current and winding voltage

2.4 二次侧绕组 L_2

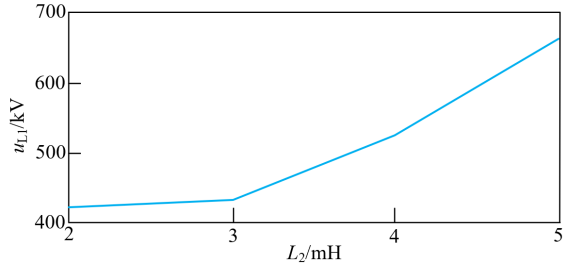
在耦合电感的设计中，耦合系数(k)的选取对断路器的开断性能具有重要影响。仿真结果表明，当耦合系数在 0.95~1 之间时，断路器均能可靠开断故障电流，为了使 CLCI-DCCB 具备更好的开断性能，耦合电感的设计采用高磁导率材料和紧密绕组工艺以实现接近 1 的耦合系数。二次侧绕组放电可在一次侧产生幅值最大的反向脉冲电流，从而更快速、可靠地开断故障支路，同时显著提升避雷器的投入速度，进一步缩短分断时间。

二次绕组 L_2 是一次侧绕组 L_1 所在支路 T_5 能否开断的重要器件。当晶闸管 T_6 导通时，电容 C_2 通过 L_2 放电，在 L_2 中产生一个脉冲电流，脉冲电流通过电感耦合作用在一次绕组 L_1 两侧产生一个与故障电流相反的电流，使得 L_1 所在支路的晶闸管 T_5 电流过零开断。同时二次耦合电感 L_2 也控制着避雷器的投入运行。

L_2 取值与脉冲电流、一次侧绕组承受的电压变化关系如图 7 所示 u_{L1} 为绕组端电压。由图 7(a)可知，随着 L_2 取值不断增大，脉冲电流的数值先增大后减小，在 L_2 取 3 mH 时，脉冲电流取最大值；图 7(b)中 L_2 的取值选取越大，L_1 两侧的电压值越高，而电压升高会导致设备绝缘成本升高，综合考虑 L_2 取 3 mH。



(a) 二次侧绕组L_2与脉冲电流的关系



(b) 二次侧绕组L_2与一次绕组电压间的关系

图 7　二次绕组 L_2 的参数选取对脉冲电流与绕组电压的影响

Fig.7　Effect of parameter selection for secondary winding L_2 on pulse current and winding voltage

2.5　泄能电阻 R_{by} 参数选取

当避雷器投入吸能后，旁路部分投入泄能电阻 R_{by} 吸收故障侧能量，以减少 MOA 吸收的故障侧能量，降低 MOA 的耗能压力。综合考虑 R_{by} 对电流的衰减速度以及旁路部分电流峰值的影响，取 R_{by} 为 200 Ω。

3　仿真分析

3.1　仿真系统参数

本文在单端系统和四端系统进行了仿真，由于电流仿真结果整体变化趋势一致，且现代高压直流(high voltage direct current, HVDC)系统(如城市电网互联)通常采用多端结构(如四端系统)，因此本文主要对四端系统的仿真进行详细分析，在 PSCAD 软件中搭建如图 8 所示的四端直流电网模型，直流电网额定电压为 500 kV，仿真参数如表 1 所示。

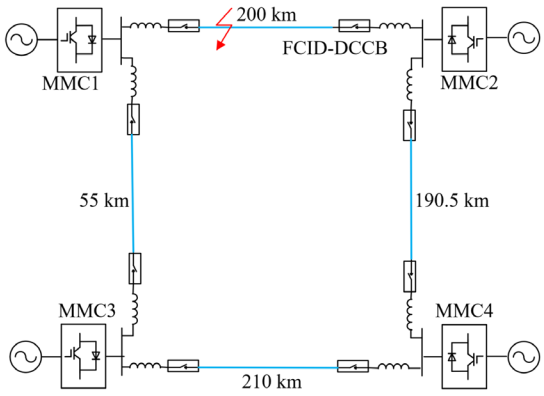


图 8　四端口直流系统仿真模型

Fig.8　Simulation model of four-port DC system

表 1　四端口直流系统仿真参数

Table 1　Simulation parameters of four-port DC system

直流系统参数类型	数值
换流器容量(MMC2—MMC4)/MW	1 500/3 000/−3 000
直流电压(MMC1)/kV	500
子模块电容(MMC1—MMC4)/μF	10 000/10 000/15 000/15 000
桥臂电感(MMC1—MMC4)/mH	100/100/50/50
电抗/mH	200

3.2　故障清除仿真

设 t=1.0 s 时，直流电网系统发生金属性短路故障，需要进行限流分断从而对故障进行切除。为了更好地展示断路器的工作状态，展示断路器工作过程中关键仿真结果图。断路器在工作过程中各支路电流波形图如图 9 所示。

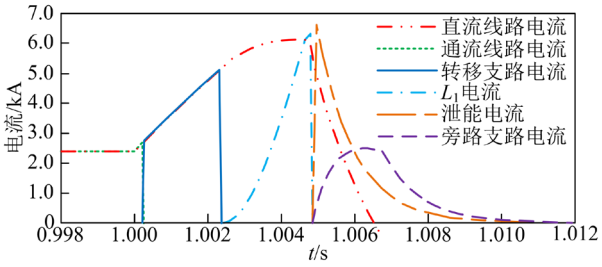


图 9　支路电流仿真波形图

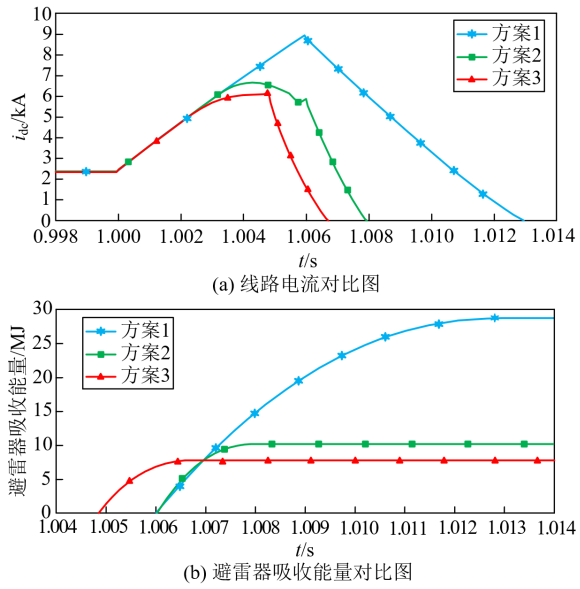
Fig.9　Diagram of branch current simulation waveform

根据图 9 可知，t=1.0 s 时，系统发生短路故障；t=1.000 2 s 时，故障电流转移至转移支路；t=1.002 2 s

时，电容 C_1 投入工作；t=1.002 3 s 时，晶闸管阀组 T_2 开断；t=1.002 35 s 时，L_1 投入运行；t=1.004 6 s 时，电容 C_1 充电至系统电压。t=1.004 8 s 时，C_2 通过 L_2 放电，t=1.004 9 s 时，旁路支路投入运行；t=1.006 7 s 时，非故障侧支路电流为 0，旁路支路继续耗散故障侧能量；t=1.010 s 时，旁路支路电流变为 0，晶闸管 T_{by} 开断，断路器分断工作结束。

4 总体性能对比

为了客观分析 CLCI-DCCB 的开断性能与经济性能，将 CLCI-DCCB 的开断性能与现有的其他 2 种方案进行对比。方案 1 为文献[25]中 ABB 公司提出的传统混合式高压直流断路器方案，方案 2 为文献[26]提出的一种具有限流功能的混合式高压直流断路器方案，方案 3 为本文所提出的基于耦合的混合式直流断路器，仿真结果如图 10 所示。由图 10 可得如下分析结果。



(a) 线路电流对比图

(b) 避雷器吸收能量对比图

图 10 方案对比图

Fig.10 Schemes comparison

(1) 开断性能

方案 1：由于该拓扑结构未配置限流装置，无法有效抑制故障电流的快速上升，故障电流快速达到峰值(约 8.8 kA)；此外，故障电流开断间较长，达到了约 13 ms；避雷器吸能达到了约 28.8 kJ，这对避雷器性能要求较高，避雷器能耗压力较大。

方案 2：拓扑方案中配置了限流装置，使得故障电流的增长速度降低，其幅值下降至约 6.7 kA，断路时间缩短至约 8 ms；避雷器吸收的能量也减少至约 10.1 MJ，但拓扑方案依靠 IGBT 控制避雷器的投入，增加了断路器的成本与 IGBT 均流均压难度。

方案 3：拓扑方案中的限流支路结构显著改善了故障电流抑制性能，故障电流幅值下降至约 6.2 kA，分断时间也缩短至约 6.6 ms；拓扑方案中采用的旁路支路对故障侧的能量进行泄放，减少了避雷器吸收的能量，吸收能量减小至约 7.7 MJ，降低了对避雷器性能的要求；拓扑方案采用耦合电感控制限流支路的开断以及避雷器的投入运行，完全替代了 IGBT，降低了断路器的成本，具有一定经济性。

经计算，方案 3 故障电流峰值与方案 1 相比降幅约为 29.6%，与方案 2 相比降幅约为 8%；方案 3 避雷器吸收的能量与方案 1 相比降幅约为 72.9%，与方案 2 相比降幅约为 22.9%。综上，本文所提方案 3 的断路器开断性能具有优越性。

(2) 经济性

在经济性方面，通过仿真确定各支路电力电子器件所需的耐压值和通流能力。在不考虑裕度的情况下，对电力电子器件数量进行计算。

选取器件时，考虑 ABB 公司的器件型号，其中 IGBT 的型号选择 5SNA3000K452300，其额定电压为 4.5 kV，额定电流为 3 kA；晶闸管的型号选择 5STP45Y8500，其额定电压为 8.5 kV，额定电流为 4.5 kA；二极管型号选择 5SDD40H4000，其额定电压为 4.5 kV，额定电流为 3.8 kA。经过计算，得到 3 个方案的支路所需器件数量如表 2 所示。

表 2 3 种方案器件数量对比

Table 2 Comparison of the number of equipment in the three programmes

项目	IGBT 数量	晶闸管数量	二极管数量	耦合电感数量	电容数量
方案 1	1 424	0	0	0	0
方案 2	1 337	77	8	0	1
方案 3	10	937	10	1	2

在经济性方面，IGBT 的价格是晶闸管的 5 倍，是二极管的 10 倍；CLCI-DCCB 虽然减少了 IGBT 的使用，但是也增加了高压电容器成本。由于电容 C_1 和 C_2 的耐压均在 500 kV 及以上，属于专用高压电容，这种通常较为昂贵，且市场透明度较低(多为定制化产品)。预估价格区间为：500 kV 系统所用电容器单价在 50 万~70 万美元之间。因此估算增加的 2 个高压电容器成本在 100 万~140 万美元之间。

型号为 5SNA3000K452300 的 IGBT 售价约为 6 200 美元，相较于方案 1 与方案 2，其 IGBT 费用分别节约 880 万美元与 820 万美元。总体而言，高压电容器带来的成本增量远低于 IGBT，后者仍是系统成本的主导因素，因此本文所提拓扑具备一定的经济性。

在技术方面，由于 IGBT 串并联存在均流和均压问题，会导致部分先导通或先开断的 IGBT 损毁，且晶闸管的串并联技术成熟。公开报道显示，我国 500 kV 级高压电容器已基本实现国产化，其设计寿命不低于 30 年，1997 年，桂林电力电容器总厂成功研发 DAM30-3.0 型直流电容器，并应用于我国首条超高压直流输电工程——“葛洲坝—南桥”±500 kV 直流输变电工程，成功替代进口产品，实现了该领域关键设备的国产化突破，2016 年，桂容公司成功研发±1 100 kV 特高压直流电容器装置，并应用于“昌吉—古泉”±1 100 kV 特高压直流输电工程[27]。此外国产电容产品在张北直流电网工程中也得到规模化应用，历经 5 年实际运行检验，状态良好[28]，标志着其技术与可靠性已经成熟。本文所提拓扑在保证断路器的限流能力、分断速度和 MOA 低耗能的同时，充分采用价格低廉、技术成熟的晶闸管，大幅减少 IGBT 数量，且可利用直流电网系统实现断路器对电容预充电，而无需额外配置充电装置，具备一定的经济性。

5　结论

提出了基于耦合电感的限流型混合式高压直流断路器拓扑，可根据不同故障类型切换运行状态，实现异常工况下的自适应保护。该拓扑一方面可在直流电网系统正常稳态运行时，对换流电容和辅助电容进行预充电，不需要额外的预充电装置；另一方面利用耦合电感控制限流支路的金属性和避雷器的投入运行，替代了传统混合式断路器的 IGBT 部分，避免了 IGBT 串并联造成的均流均压问题。该拓扑通过优化结构设计，有效控制了断路器成本，具有一定经济性。

对提出的断路器拓扑方案进行了仿真对比分析，得到如下结论：

1）该拓扑采用耦合电感支路实现限流控制，相较于 ABB 传统混合式直流断路器方案，可将故障电流峰值降低约 29.6%，抑制效果明显。

2）通过换流电容实现耦合电感限流支路的快速投入，并利用电感耦合效应加速电流分断过程，缩短了断路器分断故障电流的时间，相较于 ABB 公司的传统混合式直流断路器其降幅可达约 48.5%。

3）通过引入旁路支路的分流作用，有效降低了避雷器的能耗需求，相较于 ABB 公司的传统混合式直流断路器，避雷器吸收能量降幅约为 72.9%，降低了避雷器的耗能压力。

参考文献　References

[1] 韩元，王超，朱愉洁，等. 煤电与新能源技术现状及协同发展路径[J]. 新型电力系统，2024，2(4)：386-405.
HAN Yuan, WANG Chao, ZHU Yujie, et al. Status and synergistic development path of coal-fired power generation and new energy technologies[J]. New Type Power Systems, 2024, 2(4): 386-405.

[2] 黄阳，陶永政，孔志达，等. 海上风电柔性低频输电系统的技术经济分析[J]. 电网技术，2024，48(12)：4865-4875.
HUANG Yang, TAO Yongzheng, KONG Zhida, et al. Techno-economic analysis of flexible low-frequency transmission system for offshore wind farm integration[J]. Power System Technology, 2024, 48(12): 4865-4875.

[3] 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.

[4] 刘卓锟，李健栋，张国华，等. 国内外直流输电系统可靠性综合评价及提升建议[J]. 电网技术，2025，49(1)：316-322.
LIU Zhuokun, LI Jiandong, ZHANG Guohua, et al. Comprehensive evaluation and improvement suggestion for the reliability of HVDC system domestic and foreign[J]. Power System Technology, 2025, 49(1): 316-322.

[5] 程显，余亚东，葛国伟，等. 混合式直流断路器状态感知技术与智慧框架体系探讨[J]. 电网技术，2024，48(7)：3033-3042.
CHENG Xian, YU Yadong, GE Guowei, et al. Hybrid DC circuit breaker states sensing technology and its intelligent framework system[J]. Power System Technology, 2024, 48(7): 3033-3042.

[6] 黄云峰，肖晃庆，黄莹，等. 具备故障限流和快速故障清除能力的多端口直流断路器拓扑与控制策略[J]. 高电压技术，2024，50(5)：2128-2145.
HUANG Yunfeng, XIAO Huangqing, HUANG Ying, et al. Topology and control strategies of a multiport DC circuit breaker integrating current-limiting and fast fault clearing capabilities[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(5): 2128-2145.

[7] PARK S Y, CHOI H S. Operation characteristics of mechanical DC circuit breaker combined with LC divergence oscillation circuit for high reliability of LVDC system[J]. Energies, 2021, 14(16): 5097.

[8] LI B, MAO Q Y, HE J W, et al. Adaptive reclosing strategy for the mechanical DC circuit breaker in VSC-HVDC grid[J]. Electric Power Systems Research, 2021, 192: 107008.

[9] PARK J M, BYUN H J, KIM S H, et al. DC Solid-state circuit breakers with two-winding coupled inductor for DC microgrid[J]. Energies, 2021, 14(14): 4129.

[10] 陈晓龙，冯永涛，周宁，等. 具备自适应重合闸能力的多端口混合式直流断路器[J]. 高电压技术，2024，50(6)：2601-2613.

CHEN Xiaolong, FENG Yongtao, ZHOU Ning, et al. Multi-port hybrid DC circuit breaker with adaptive reclosing capability[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(6): 2601-2613.

[11] 余占清，曾嵘，屈鲁，等. 混合式直流断路器的发展现状及展望[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.

[12] HÄFNER J, JACOBSON B. Proactive hybrid HVDC breakers—a key innovation for reliable HVDC grids[C]//The Electric Power System of the Future: Integrating Supergrids and Microgrids. Bologna, Italy: CIGRE, 2011: 1-9.

[13] 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 Weijiang, 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.

[14] 陈政宇，余占清，吕纲，等. 基于IGCT串联的10 kV直流混合断路器研究[J]. 中国电机工程学报，2016，36(2)：317-326，587.
CHEN Zhengyu, YU Zhanqing, LÜ Gang, et al. Researches on 10 kV DC hybrid circuit breaker based on IGCT series[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(2): 317-326, 587.

[15] LEON GARCIA W R, TIXADOR P, RAISON B, et al. Technical and economic analysis of the R-type SFCL for HVDC grids protection[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2017, 27(7): 1-9.

[16] 曹蕤，高文，李龙，等. 超导限流式直流断路器布局结构设计[J]. 高压电器，2017，53(1)：130-137.
CAO Rui, GAO Wen, LI Long, et al. Layout structure design suitable of DC circuit breaker based on superconducting current-limiting technology[J]. High Voltage Apparatus, 2017, 53(1): 130-137.

[17] 江道灼，张弛，郑欢，等. 一种限流式混合直流断路器方案[J]. 电力系统自动化，2014，38(4)：65-71.
JIANG Daozhuo, ZHANG Chi, ZHENG Huan, et al. A scheme for current-limiting hybrid DC circuit breaker[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(4): 65-71.

[18] 冷彤，王德全，廖敏夫，等. 直流微网混合式断路器IGBT串联均压特性[J]. 高电压技术，2020，46(11)：3879-3886.
LENG Tong, WANG Dequan, LIAO Minfu, et al. IGBT series voltage-sharing characteristics of hybrid circuit breaker in DC micro-grid[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(11): 3879-3886.

[19] 王江天，王兴国，马静，等. 基于电容换流的限流式直流断路器[J]. 电力系统保护与控制，2018，46(24)：180-186.
WANG Jiangtian, WANG Xingguo, MA Jing, et al. Current limiting and capacitor commutated hybrid DC circuit breaker[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(24): 180-186.

[20] 周猛，左文平，林卫星，等. 电容换流型直流断路器及其在直流电网的应用[J]. 中国电机工程学报，2017，37(4)：1045-1052.
ZHOU Meng, ZUO Wenping, LIN Weixing, et al. Capacitor commutated DC circuit breaker and its application in DC grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(4): 1045-1052.

[21] 万重山，裴翔羽，周万迪，等. 基于电流注入的新型混合式直流断路器[J]. 中国电机工程学报，2023，43(12)：4726-4735.
WAN Chongshan, PEI Xiangyu, ZHOU Wandi, et al. Novel hybrid DC circuit breaker based on current injection[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(12): 4726-4735.

[22] 张猛，赵杨，王国金，等. 535 kV耦合负压式直流断路器短路电流开断试验研究[J]. 高电压技术，2019，45(8)：2451-2458.
ZHANG Meng, ZHAO Yang, WANG Guojin, et al. Research on short-circuit current breaking test of 535 kV DC circuit breakers based on coupled negative voltage commutation[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(8): 2451-2458.

[23] WU Y F, RONG M Z, WU Y, et al. Damping HVDC circuit breaker with current commutation and limiting integrated[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 67(12): 10433-10441.

[24] 刘晓明，田俊，贾冠龙，等. 具有耦合电感的限流型混合直流断路器拓扑设计与分析[J]. 中国电机工程学报，2023，43(22)：8885-8896.
LIU Xiaoming, TIAN Jun, JIA Guanlong, et al. Topology design and analysis of current-limiting hybrid DC circuit breaker with coupling inductor[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(22): 8885-8896.

[25] CALLAVIK M, BLOMBERG A, HÄFNER J, et al. The hybrid HVDC breaker: an innovation breakthrough enabling reliable HVDC grids[R]. Paris, France: ABB Grid Systems, 2012.

[26] 王振浩，张力斌，成龙，等. 一种具备限流功能的混合式高压直流断路器[J]. 电网技术，2021，45(5)：2042-2049.
WANG Zhenhao, ZHANG Libin, CHENG Long, et al. Hybrid high voltage DC circuit breaker with current limiting function[J]. Power System Technology, 2021, 45(5): 2042-2049.

[27] 徐莹波. 电力电容器行业，桂容公司如何“C位出道”[N]. 桂林晚报，2025-03-26(01).
XU Yingbo. How Guirong took center stage in the power capacitor sector[N]. Guilin Evening News, 2025-03-26(01).

[28] 张火鸟，李慧. 张北柔性直流电网两座换流站年度检修，多项新技术保障稳定运行[N]. 澎湃新闻，2024-12-08.
ZHANG Huoniao, LI Hui. Annual maintenance of two converter stations in Zhangbei flexible DC grid completed, multiple new technologies ensure stable operation[N]. The Paper, 2024-12-08.



章宝歌
1980—，女，博士，教授
主要研究方向为电能质量控制管理、新能源电力电子技术
E-mail: bgzhang@m ail.lzjtu.cn

ZHANG Baoge
Ph.D., Professor



王　源(通信作者)
1996—，男，硕士
主要研究方向为高压直流断路器
E-mail: 1404243814@qq.com

WANG Yuan

收稿日期　2025-05-14　在线出版日期　2025-12-02　　编辑　程子丰