引用格式：苟方杰，王忠飞，邱东，等.具备低幅值振荡电流和重合检测功能的晶闸管型混合式直流断路器[J].电力科学与技术学报,2025,40(6):164-174.
Citation: GOU Fangjie, WANG Zhongfei, QIU Dong, et al. Thyristor-based hybrid DC circuit breaker with low-amplitude oscillation current and reclosing detection function[J]. Journal of Electric Power Science and Technology,2025,40(6):164-174.

具备低幅值振荡电流和重合检测功能的晶闸管型混合式直流断路器

苟方杰[1]，王忠飞[1]，邱　东[1]，张　江[1]，苏宏伟[2]，何文钦[2]，谭庄熙[3]
（1.国网甘肃省电力公司兰州供电公司，甘肃 兰州 730050；2.湖北安源安全环保科技有限公司，湖北 武汉 430040；
3.湖南科技大学信息与电气工程学院，湖南 湘潭 411201）

摘　要：晶闸管型混合式直流断路器通过直流系统对电容进行预充电，并采用LC振荡辅助故障电流换流和开断，但其存在振荡电流幅值大、不具备重合检测功能等问题，导致其在瞬时故障率高的架空线柔性直流电网中的推广与应用受限。为此，提出一种具备低幅值振荡电流和重合检测功能的晶闸管型混合式直流断路器，采用电容分压预充电和电容能量传递方式，在不增加额外成本和控制复杂度的前提下，降低振荡电流幅值，增加重合检测功能。首先，分析现有方案产生高幅值振荡电流的原因，提出电容分压预充电和电容能量传递方案。其次，详细阐述所提方案的拓扑结构，分析其直流开断与重合检测运行原理。再次，开展参数影响分析，确定电容、电感参数选取范围。最后，通过仿真案例与对比分析，证明所提方案的有效性与技术经济性。该文可为推动中国架空线柔性直流电网发展提供借鉴。

关　键　词：柔性直流电网；混合式直流断路器；晶闸管；电容能量传递；重合检测
DOI：10.19781/j.issn.1673-9140.2025.06.016　　**中图分类号**：TM561　　**文章编号**：1673-9140(2025)06-0164-11

Thyristor-based hybrid DC circuit breaker with low-amplitude oscillation current and reclosing detection function

GOU Fangjie[1], WANG Zhongfei[1], QIU Dong[1], ZHANG Jiang[1],
SHU Hongwei[2], HE Wenqin[2], TAN Zhuangxi[3]
(1. Lanzhou Power Supply Company, State Grid Gansu Electric Power Co., Ltd., Lanzhou 730050, China; 2. Hubei Anyuan Safety & Environmental Protection Technology Co., Ltd., Wuhan 430040, China; 3. School of Information and Electrical Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China)

Abstract: The thyristor-based hybrid DC circuit breaker (THDCB) pre-charges the capacitor through the DC system and adopts LC oscillation to assist fault current commutation and interruption. However, the existing schemes have problems such as a large amplitude of oscillation current and the lack of a reclosing detection function, which limits their application in overhead-line flexible DC grids with high instantaneous fault rates. To address this issue, a THDCB with low-amplitude oscillation current and a reclosing detection function is proposed. A capacitor voltage-divider pre-charging method and a capacitor energy transfer method are adopted to reduce the oscillation current amplitude and to provide the reclosing detection function without increasing additional cost and control complexity. First, the reasons for the high-amplitude oscillation current generated by existing schemes are analyzed, and the capacitor voltage-divider pre-charging and capacitor energy transfer scheme is proposed. Second, the topology of the proposed THDCB is presented, and its operating principles of DC current interruption and reclosing detection are analyzed. Then, parameter influence

收稿日期：2025-04-23；**修回日期**：2025-05-22
基金项目：湖南省自然科学基金(S2022JJQNJJ1293)
通信作者：谭庄熙(1990—)，男，博士，副教授，主要从事电力系统运行控制技术等方面的研究；E-mail: aower3131@126.com

analysis is carried out, and the selection ranges of capacitance and inductance parameters are determined. Finally, simulation cases and comparative analysis are conducted to verify the effectiveness and techno-economic performance of the proposed scheme. This paper may provide a reference for promoting the development of overhead-line flexible DC grids in China.

Key words: flexible DC grid; hybrid DC circuit breaker; thyristor; capacitive energy transfer; reclosing detection

柔性直流电网在风电、光伏等新能源的并网、输送与消纳等方面具有显著优势，是助力中国能源电力绿色低碳转型、推动新型电力系统构建的关键技术之一[1-3]。但直流系统阻尼低，直流侧短路故障电流上升速度快、峰值大，导致快速开断难度大[4-6]。此外，采用架空线输电方式提高了柔性直流电网的瞬时性故障概率，系统的安全可靠运行面临严峻挑战[7-9]。

利用直流断路器进行故障电流开断和故障后重合闸是目前柔性直流电网工程中经常采取的故障处理方案。现阶段，业界公认的直流断路器方案主要分为固态式、机械式和混合式3类[10-12]。其中，固态式直流断路器采用电力电子器件导通和关断故障电流。受器件通态损耗限制，固态式直流断路器主要用于低压直流系统中[13]。机械式直流断路器采用机械开关导通故障电流，通过自然振荡或者强迫振荡进行故障电流转移，是目前中高压直流系统中应用较多的方案[14]。混合式直流断路器采用机械开关导通正常负载电流，通过电力电子器件关断故障电流，其兼具机械式直流断路器和固态式直流断路器的优点，在目前的高压直流系统中得到了较为广泛的应用[15]。ABB公司于2012年研制出了80 kV的基于全控器件的混合式直流断路器样机，并于2020年将其提升至320 kV的水平[16]。随着中国河北省张家口市的张北柔性直流电网工程的成功，中国自主研制的500 kV全控型混合式直流断路器也在多项工程中得到了应用[17-18]。然而，这些混合式直流断路器均采用了大量的绝缘栅双极型晶体管（insulated gate bipolar transistor，IGBT），导致整机造价十分昂贵，其规模化应用受限[19-21]。

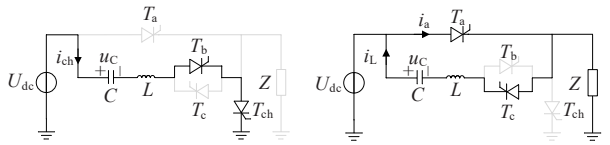
为降低混合式直流断路器的成本，许多研究提出了晶闸管型混合式直流断路器，将构造转移支路的大量IGBT替换为晶闸管，并增加预充电电容，通过激发预充电电容和电感之间的LC振荡实现故障电流换流和开断。该方案成本低廉、控制简单。文献[22]提出了一种基于电流注入的晶闸管型混合式直流断路器，其拓扑结构简单、控制简便、经济性好。文献[23]通过引入可控振荡模块，提出了基于可控振荡和电流注入的晶闸管型混合式直流断路器，该混合式直流断路器可利用可控振荡，产生负压和注入反向电流，辅助实现故障电流的快速换流和双向开断。文献[22-23]所提方案中的预充电电容在直流开断过程中均须进行一次LC振荡，以达到改变预充电电容电压极性的目的，进而利用反压关断晶闸管实现故障电流开断。但预充电电容的初始电压为直流系统额定电压。在振荡换向过程中，其会产生高幅值的振荡电流，极大增加了器件电流应力。文献[24-25]分别引入晶闸管全桥与晶闸管-二极管混合全桥，提出了新型的晶闸管型混合式直流断路器，这类混合式直流断路器直接利用预充电电容的反压关断晶闸管，避免了高幅值振荡电流的产生。但文献[22-25]中的晶闸管型混合式直流断路器均不具备重合检测功能。若在永久性故障下将其直接重合，会对换流阀造成二次冲击，提高装备损坏风险。文献[26]提出了一种具备重合检测功能的混合式直流断路器，设计了两组同参数的预充电电容，利用电容反压直接关断对应的晶闸管。该断流器在不产生高幅值振荡电流的前提下，实现了故障电流的双向开断。但该方案须提前判断故障电流方向，在一定程度上增加了控制复杂度，其较多的晶闸管也使整体费用颇高。

针对这些问题，本文提出一种具备低幅值振荡电流和重合检测功能的晶闸管型混合式直流断路器（thyristor-based hybrid dc circuit breaker with low oscillation current amplitude and reclosing detection function，THDCB）。该THDCB采用电容分压预充电和电容能量传递方式，在不增加额外成本和控制复杂度的前提下，降低振荡电流幅值，并具备重合检测功能。首先，分析现有方案产生高幅值振荡电流的原因，提出电容分压预充电和电容能量传递方法。其次，分析所提混合式直流断流器的拓扑结构和工作原理。再次，进行参数影响分析，确定电容、电感参数选取范围。最后，通过仿真案例与对比分析，验证该混合式直流断路器的有效性与经济性。

1 低幅值振荡电流实现方法

1.1 高幅值振荡电流产生原因分析

高幅值振荡电流的晶闸管型混合式直流断路器的运行等效过程如图1所示。在图1中，U_{dc}为直流系统额定电压，Z为负载，C为预充电电容，L为电感，u_C为电容C电压，i_L为电感电流，i_{CH}为电容充电电流，i_a为晶闸管转移支路T_a上的电流，T_b、T_c和T_{ch}均为晶闸管控制阀。



(a)预充电阶段 (b)振荡换向阶段

图1 高幅值振荡电流的晶闸管型混合式直流断路器的运行等效过程

Figure 1 Equivalent operating process of thyristor-based hybrid DC circuit breaker with high-amplitude oscillation current

图1(a)为预充电阶段，在该阶段结束后，u_C等于系统额定电压U_{dc}，其极性为左正右负。晶闸管型混合式直流断路器普遍须利用电容反压来关断晶闸管，以实现故障电流转移。由于电容C的电压为左正右负，无法直接关断晶闸管转移支路T_a，须提前进行一次振荡换向，该过程如图1(b)所示。

该阶段的具体过程为：导通晶闸管T_c，预充电电容C经晶闸管转移支路T_a与电感L进行LC振荡。t时刻的瞬时电容电压$u_C(t)$与t时刻的瞬时电感电流$i_L(t)$应满足

$$\begin{cases} L\dfrac{\mathrm{d}i_L(t)}{\mathrm{d}t}=u_C(t) \\ i_L(t)=-C\dfrac{\mathrm{d}u_C(t)}{\mathrm{d}t} \end{cases} \tag{1}$$

$u_C(t)$与$i_L(t)$的在$t=0$时刻的初始值$u_C(0)$、$i_L(0)$满足

$$\begin{cases} i_L(0)=0 \\ u_C(0)=U_{dc} \end{cases} \tag{2}$$

联立式(1)、(2)，可得瞬时电容电压$u_C(t)$与瞬时电感电流$i_L(t)$的表达式，即

$$\begin{cases} i_L(t)=U_{dc}\sqrt{\dfrac{C}{L}}\sin\left(\dfrac{1}{\sqrt{LC}}t\right) \\ u_C(t)=U_{dc}\cos\left(\dfrac{1}{\sqrt{LC}}t\right) \end{cases} \tag{3}$$

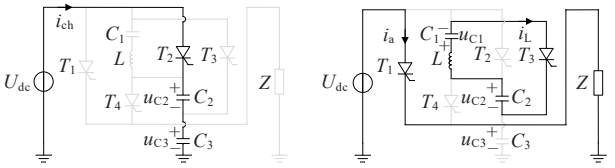
由于晶闸管的单向导电性，振荡换向过程仅持续半个振荡周期，最大的振荡电流幅值I_L为

$$I_L=U_{dc}\sqrt{\frac{C}{L}} \tag{4}$$

由式(4)可知，振荡换向过程中的电流幅值与直流系统额定电压U_{dc}直接相关，该振荡电流与晶闸管转移支路T_a上的电流i_a叠加后，会极大地增加晶闸管转移支路T_a的电流应力。

1.2 电容分压预充电与电容能量传递基本原理

由式(4)还可知，振荡电流幅值很高的原因在于预充电电容的初始电压为直流系统额定电压，且振荡电流还与故障电流在同一条路径上进行了叠加，极大地增加了晶闸管器件的电流应力。因此，本文提出一种电容分压预充电与电容能量传递方案，以实现降低振荡电流幅值和器件电流应力的目的，低幅值振荡电流产生过程示意图如图2所示。在图2中，L为电感，u_{C1}为换流电容C_1的电压，u_{C2}、u_{C3}分别为预充电容C_2和C_3的电压，C_2和C_3在容值上满足$C_2>C_3$，T_1为晶闸管转移支路，T_2、T_3、T_4均为晶闸管阀。



(a)电容分压预充电阶段 (b)电容能量传递阶段

图2 低幅值振荡电流产生过程示意图

Figure 2 Generation process of low-amplitude oscillation current

电容分压预充电阶段如图2(a)所示。在该阶段，晶闸管T_2处于导通状态，直流系统给预充电电容C_2和C_3充电。根据电容串联分压原理，C_2和C_3的预充电压应满足

$$\begin{cases} U_{C2}=\dfrac{C_3}{C_2+C_3}U_{dc} \\ U_{C3}=\dfrac{C_2}{C_2+C_3}U_{dc} \end{cases} \tag{5}$$

由于在容值上$C_2>C_3$，故有$U_{C2}<U_{C3}$。

电容能量传递阶段如图2(b)所示。在该阶段，晶闸管T_3处于导通状态，电容C_1、C_2和电感L构成LC振荡回路。根据电路原理，该回路等效电容为$C_{eq}=C_1C_2/(C_1+C_2)$。本文设计电容C_1和电容C_2的容值相等，则等效电容$C_{eq}=C_1/2=C_2/2$。对振荡回

路进行分析，则有

$$\begin{cases} L\dfrac{\mathrm{d}i_{\mathrm{L}}(t)}{\mathrm{d}t}=u_{\mathrm{Ceq}}(t) \\ i_{\mathrm{L}}(t)=-C_{\mathrm{eq}}\dfrac{\mathrm{d}u_{\mathrm{Ceq}}(t)}{\mathrm{d}t} \end{cases} \tag{6}$$

式中，$u_{\mathrm{Ceq}}(t)$为t时刻的等效电容电压。

$u_{\mathrm{Ceq}}(t)$、$i_{\mathrm{L}}(t)$、$u_{C1}(t)$、$u_{C2}(t)$在$t=0$时刻的初始值$u_{\mathrm{Ceq}}(0)$、$i_{\mathrm{L}}(0)$、$u_{C1}(0)$与$u_{C2}(0)$须满足

$$\begin{cases} i_{\mathrm{L}}(0)=0 \\ u_{\mathrm{Ceq}}(0)=u_{C1}(0)+u_{C2}(0)=u_{C2} \end{cases} \tag{7}$$

对式(6)进行求解，得到振荡电流和等效电容电压的解析式，即

$$\begin{cases} i_{\mathrm{L}}(t)=U_{C2}\sqrt{\dfrac{C_{\mathrm{eq}}}{L}}\sin\left(\dfrac{1}{\sqrt{LC_{\mathrm{eq}}}}t\right) \\ u_{\mathrm{Ceq}}(t)=U_{C2}\cos\left(\dfrac{1}{\sqrt{LC_{\mathrm{eq}}}}t\right) \end{cases} \tag{8}$$

由式(8)可知，电容能量传递阶段的最大振荡电流幅值$i_{\mathrm{L}}(t)$为

$$i_{\mathrm{L}}(t)=U_{C2}\sqrt{\frac{C_{\mathrm{eq}}}{L}} \tag{9}$$

与式(4)所示的振荡电流幅值相比，由于预充电电容的电压初始值$U_{C2}<<U_{\mathrm{dc}}$，采用电容分压预充电与电容能量传递方式可以大幅降低振荡电流幅值，且振荡电流回路与晶闸管转移支路$\mathrm{T_a}$相互独立，不会增加晶闸管器件的电流应力。

此外，可得到电容能量传递阶段结束后的t时刻的换流电容C_1瞬时电压$u_{C1}(t)$和预充电电容C_2的瞬时电压$u_{C2}(t)$，即

$$\begin{cases} u_{C1}(t)=\dfrac{U_{C2}C_{\mathrm{eq}}}{C_1}\left(1-\cos\left(\dfrac{1}{\sqrt{LC_{\mathrm{eq}}}}t\right)\right) \\ u_{C2}(t)=U_{C2}-\dfrac{U_{C2}C_{\mathrm{eq}}}{C_2}\left(1-\cos\left(\dfrac{1}{\sqrt{LC_{\mathrm{eq}}}}t\right)\right) \end{cases} \tag{10}$$

由于$C_1=C_2$，故式(10)可写作

$$\begin{cases} u_{C1}(t)=\dfrac{U_{C2}}{2}\left(1-\cos\left(\dfrac{1}{\sqrt{LC_{\mathrm{eq}}}}t\right)\right) \\ u_{C2}(t)=\dfrac{U_{C2}}{2}\left(1+\cos\left(\dfrac{1}{\sqrt{LC_{\mathrm{eq}}}}t\right)\right) \end{cases} \tag{11}$$

由于晶闸管的单向导电性，电容能量传递阶段只能持续半个振荡周期。振荡结束时的换流电容C_1的电压$u_{C1}(T_{\mathrm{oc}})$和预充电电容C_2电压$u_{C2}(T_{\mathrm{oc}})$分别为

$$\begin{cases} u_{C1}(T_{\mathrm{oc}})=U_{C2} \\ u_{C2}(T_{\mathrm{oc}})=0 \\ T_{\mathrm{oc}}=\pi\sqrt{LC_{\mathrm{eq}}} \end{cases} \tag{12}$$

由式(12)可知，在电容能量传递阶段结束时，预充电容C_2的电压由U_{C2}变为了0 V，换流电容C_1的电压由0 V变为了U_{C2}，其极性为上负下正。此时，电容之间能量的传递就完成了。

综上所述，本文所提的电容分压预充电和电容能量传递方法可以通过大幅降低参与LC振荡的预充电电容电压初始值，极大地降低振荡电流幅值，且通过电容能量传递的方式将振荡回路与晶闸管转移支路完全独立，可进一步降低器件的电流应力。

2　拓扑结构

晶闸管型混合式直流断路器拓扑如图3所示。

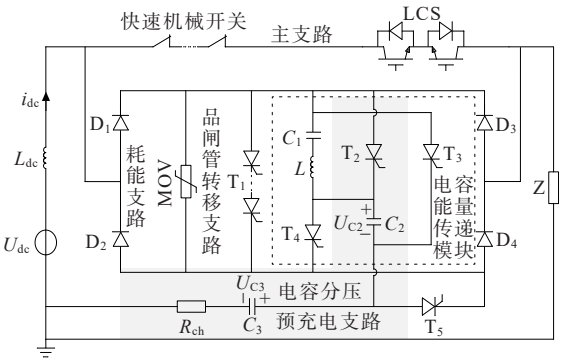


图3　该晶闸管型混合式直流断路器拓扑

Figure 3　Topology of proposed THDCB

从图3中可以看出，该结构主要由主支路、晶闸管转移支路、耗能支路、电容分压预充电支路和电容能量传递模块等5部分组成。其中，可导通正常负载电流的主支路由快速机械开关和负载换流开关(load commutation switch，LCS)组成。可暂时承载故障电流的晶闸管转移支路由晶闸管阀$\mathrm{T_1}$组成。可耗散系统电感中存储的能量的耗能支路由金属氧化物可变电阻(metal oxide variable resistance，MOV)组成。可实现电容分压预充电的电容分压预充电支路由晶闸管阀$\mathrm{T_2}$、电容C_2、电容C_3和限流电阻R_{ch}组成。可在换流电容C_1上产生反压的电容能量传递模块由换流电容C_1、电感L、电容C_2和晶闸管阀$\mathrm{T_3}$组成。晶闸管阀$\mathrm{T_4}$为利用换流电容C_1反压关断晶闸管转移支路$\mathrm{T_1}$的控制开关，晶闸管阀$\mathrm{T_5}$

为利用预充电电容 C_3 进行重合检测的控制开关。固定电流方向的二极管全桥 D_1～D_4 可实现双向开断功能。该结构还包含了简化的直流系统。其中，U_{dc} 为直流系统电压，L_{dc} 为等效电感，Z 为直流负载，i_{dc} 为直流负载电流，U_{C2}、U_{C3} 分别为电容 C_2、C_3 的电压。

3 工作原理

该 THDCB 具备直流开断和重合检测功能，以图 3 中的功率流向为例，阐述其工作原理。

该晶闸管型混合式直流断路器运行过程如图 4 所示。

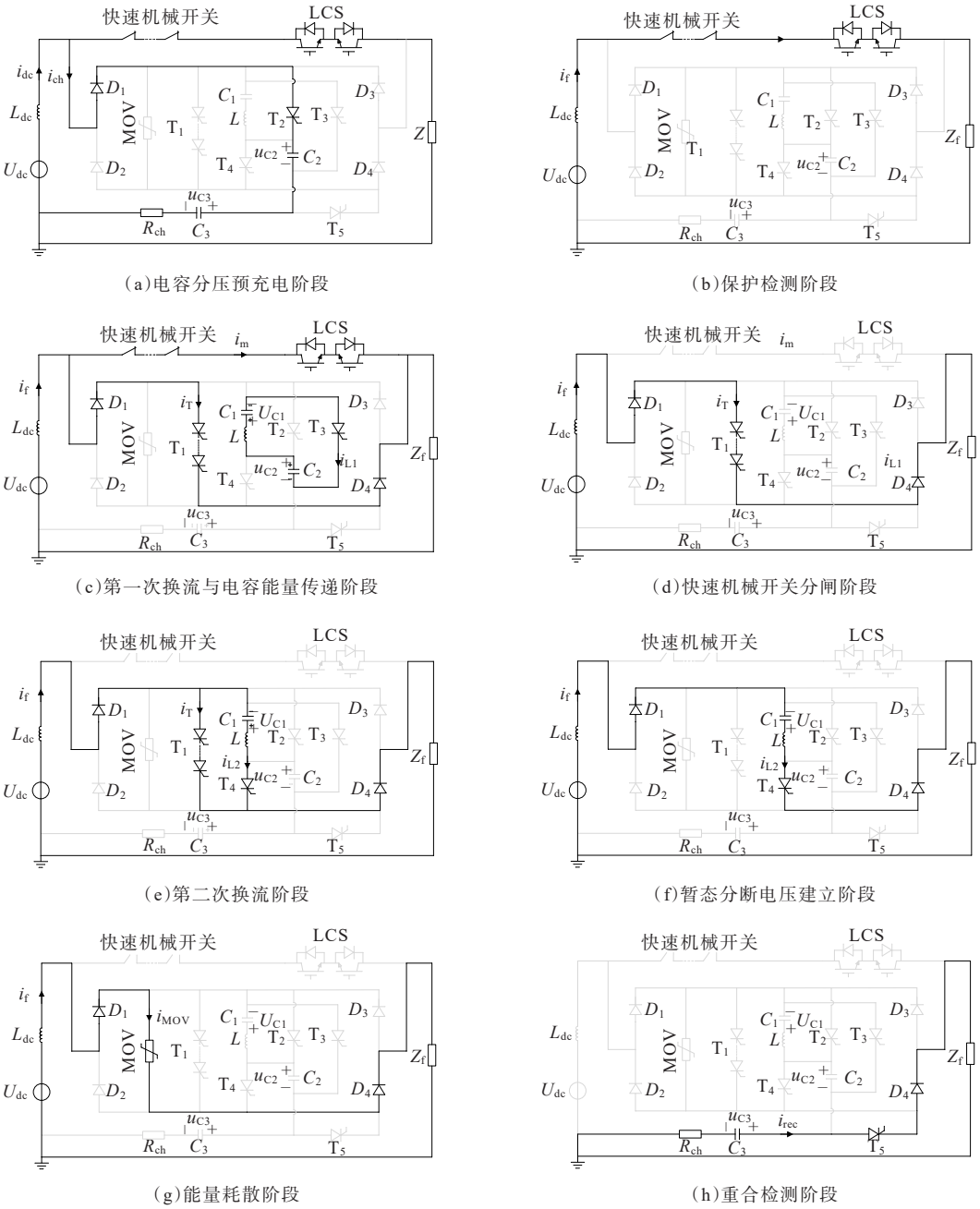


图 4 该晶闸管型混合式直流断路器运行过程

Figure 4 Operating process of proposed THDCB

3.1 电容分压预充电阶段

图 4(a)展示了所提 THDCB 在电容分压预充电阶段的运行状态。从图 4(a)中可以看出，此时，快速机械开关和 LCS 均处于导通状态，承载负载电流。晶闸管 T_2 导通，直流系统对电容 C_2 和 C_3 进行充电，电压极性为上正下负。在电容 C_2 和 C_3 的电压之和达到 U_{dc} 后，充电电流 i_{ch} 降为 0 A，晶闸管 T_2 自然关断，预充电过程结束。

3.2　保护检测阶段

直流系统发生短路故障后，故障电流开始快速上升，保护系统开始检测故障，保护检测阶段如图 4(b)所示。

3.3　第一次换流与电容能量传递阶段

第一次换流与电容能量传递阶段如图 4(c)所示。在接收到保护的动作指令后，所提 THDCB 立即闭锁 LCS，同时导通晶闸管转移支路 T_1，故障电流开始由主支路向晶闸管转移支路换流。与此同时，电容 C_2 和换流电容 C_1 之间开始进行能量传递。其具体过程为：导通晶闸管 T_3，电容 C_2 经电感 L 给换流电容 C_1 充电。由文 1.2 可知，电容能量传递结束后，电容 C_2 的电压变为 0 V，而换流电容 C_1 的电压变为电容 C_2 的预充电电压，其极性为上负下正。

3.4　快速机械开关分闸阶段

快速机械开关分闸阶段如图 4(d)所示。在故障电流全部换流至晶闸管转移支路 T_1 后，快速机械开关开始无弧分闸。

3.5　第二次换流阶段

第二次换流阶段如图 4(e)所示。在快速机械开关分闸到一定距离后，导通晶闸管 T_4，利用换流电容 C_1 上的负压将晶闸管转移支路 T_1 关断，所提 THDCB 进行第二次换流。

3.6　暂态分断电压建立阶段

暂态分断电压建立阶段如图 4(f)所示。在晶闸管转移支路 T_1 关断后，故障电流开始向换流电容 C_1 充电，迅速建立起暂态分断电压。

3.7　能量耗散阶段

能量耗散阶段如图 4(g)所示。在换流电容 C_1 建立的暂态分断电压达到 MOV 的导通阈值电压后，故障电流开始迅速向耗能支路转移，进行能量耗散和限制暂态分断电压。在 MOV 的残余电压作用下，故障电流开始逐渐衰减至 0 A。

3.8　重合检测阶段

重合检测阶段如图 4(h)所示。在故障隔离一段时间后，所提 THDCB 开始进行重合检测。其具体过程为：导通晶闸管 T_5，电容 C_3 开始放电，如果检测到较大的电流，则故障依然存在，直流断路器不进行重合闸；如果检测不到明显的冲击电流，则故障已经消失，继续进行后续的重合闸操作。

综上所述，本文所提 THDCB 通过设计电容分压预充电支路和电容能量传递模块，具备了直流开断和重合检测功能，降低了直流开断过程中的振荡电流幅值和器件电流应力。

4　参数设计

本节对所提 THDCB 的预充电电容 C_1、C_2 和 C_3 与电感 L 等进行参数影响分析与设计。

4.1　电容 C_1、C_2 和 C_3

由式(5)可知，电容 C_2 和 C_3 的容值决定这二者的预充电电压大小，且电容 C_2 的电压 U_{C2} 会对后续的振荡电流幅值造成直接影响。为降低振荡电流幅值，电容 C_2 的电压 U_{C2} 须远小于系统额定电压 U_{dc}。本文以额定电压为 500 kV 的中国河北省张家口市的张北柔性直流电网为例，对电容 C_2 和 C_3 的电容取值范围进行设计，电容 C_2 和 C_3 对电压 U_{C2} 的影响分析如图 5 所示。

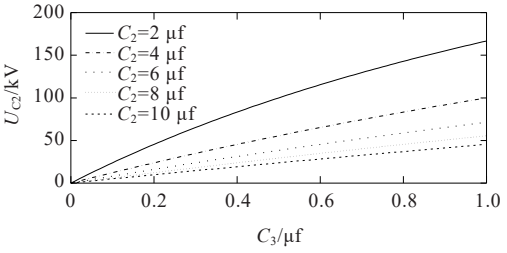


图 5　电容 C_2 和 C_3 对电压 U_{C2} 的影响分析

Figure 5　Influence analysis of C_2 and C_3 on voltage U_{C2}

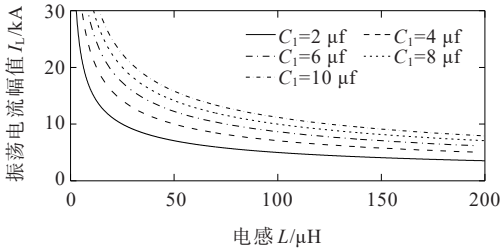
从图 5 中可以看出，当电容 C_2 的容值一定时，随着电容 C_3 的容值增大，预充电电压 U_{C2} 近似线性增大；当电容 C_3 的容值一定时，随着电容 C_2 的容值增大，其电压 U_{C2} 不断降低。因此，为降低电压 U_{C2} 的大小，电容 C_2 应选取容值较大的电容，电容 C_3 应选取容值较小的电容。从图 5 中还可以看出，当电容 C_2 的容值大于 4.0 μF 时，电容 C_3 的容值如果小于 1.0 μF，则电压 U_{C2} 可保持在 100 kV 以内；如果电容 C_3 的容值小于 0.4 μF，则电压 U_{C2} 可保持在 50 kV 以内，故电容 C_2 取值范围的下限可初步确定为 4.0 μF。但电容 C_2 取值范围的上限不宜过大，因为本文在参数设计上满足 $C_1=C_2$，随着 C_2 取值的增大，电容能量传递时的振荡电流幅值将增大，电容 C_1 的充放电时间将延长，最终导致故障电流开断时间增大，故电容 C_2 的取值上限可初步确定为 10.0 μF。对电容 C_3 而言，其取值范围的上限可以初步确定为 1.0 μF，考虑电容体积和成本等因素，其取值范围下限不宜过小，可初步确定为 0.4 μF。

综上所述，为了降低振荡电流幅值，电容 C_2 的取值范围可初步确定为 4.0～10.0 μF，电容 C_3 的取值范围可初步确定为 0.4～1.0 μF，此时的电压 U_{C2} 可

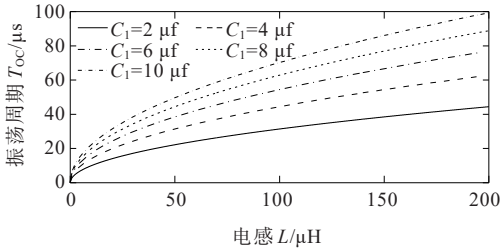
控制在50～100 kV范围内。且由于$C_1=C_2$,故电容C_1的取值范围也初步确定为4.0～10.0 μF。

4.2 电感 L

电感L的取值主要影响电容能量传递过程的振荡电流幅值和振荡周期。考虑器件电流应力和故障电流开断时间等约束,振荡电流幅值和振荡周期均须控制在一定范围内。由式(9)、(12)可知,振荡电流幅值I_L与电感L呈负相关,而振荡周期T_{oc}与电感L呈正相关。电感L对振荡电流幅值和振荡周期的影响分析如图6所示。图6给出了预充电电压U_{C2}取50 kV时,在不同电容C_1参数下,电感L对电容能量传递过程的振荡电流幅值和振荡周期的影响情况。



(a)振荡电流幅值



(b)振荡周期

图6 电感L对振荡电流幅值和振荡周期的影响分析

Figure 6 Influence of inductance L on oscillation current amplitude and oscillation period

从图6(a)中可以看出,当电容C_1在4.0～10.0 μF范围取值时,只要电感L取值大于100.0 μH,便能将振荡电流幅值限制在10 kA以内。从图6(b)中可以看出,只要电感L取值小于200.0 μH,便能将振荡周期限制在100 μs以内。因此,当电容C_1在4.0～10.0 μF取值时,电感L的取值可初步确定为100.0～200.0 μH。

5 仿真验证

5.1 仿真系统

在PSCAD/EMTDC仿真软件中,搭建如图7所示的四端柔性直流电网仿真模型,这4个换流站采用模块化多电平换流器(modular multilevel converter,MMC)。该四端柔性直流电网参数见表1。本文所提的THDCB安装在该直流输电线路两端,模型中电容C_1、C_2和C_3的取值分别为4.0 μF、4.0 μF和0.4 μF,电感L取值为100.0 μH。在该仿真中,分别在THDCB1和THDCB2中间的直流输电线路上设置不同类型的短路故障f,验证所提THDCB的直流开断、重合检测等功能的有效性。

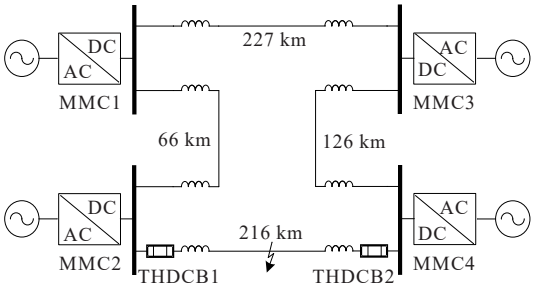


图7 四端柔性直流电网仿真系统

Figure 7 Four-terminal flexible DC grid simulation system

表1 四端柔性直流电网的参数

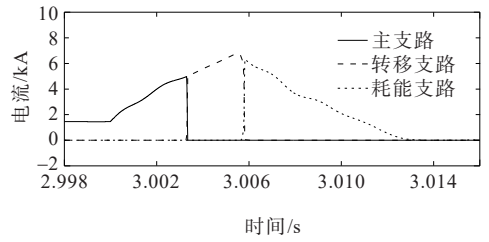
Table 1 Parameters of four-terminal flexible DC grid

MMC标号	直流电压/kV	容量/MW	直流电感/mH	模块电容/μF	控制模式
1	500	1 500	50	7.5	PQ
2	500	3 000	100	15.0	PQ
3	500	1 500	50	15.0	U_{dc}/Q
4	500	3 000	100	7.5	PQ

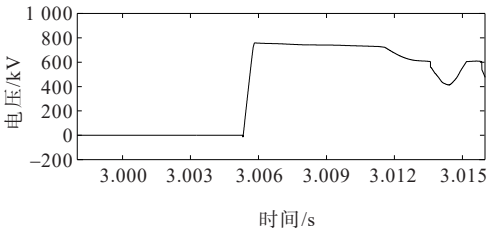
5.2 直流开断过程仿真分析

直流开断时刻的仿真波形如图8所示。

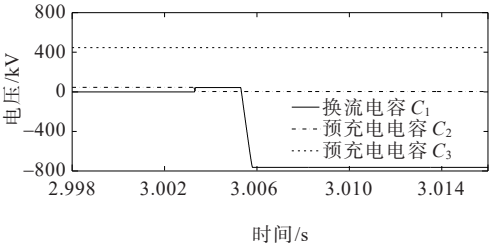
从图8中可以看出,t=3 s时刻,THDCB1和THDCB2之间的直流线路发生短路故障,流经THDCB1主支路的电流快速上升。此时的直流开、断整体波形如图8(a)所示。从图8(a)中可以看出,接收到保护动作指令后,THDCB1闭锁主支路的LCS开始进行第一次换流,使主支路电流快速下降,转移支路电流快速上升。之后的2 ms内,THDCB1执行快速机械开关分闸,在此期间的故障电流由晶闸管转移支路承载。快速机械开关到达额定开距后,THDCB1开始进行第二次换流,故障电流开始给换流电容C_1充电,迅速建立起暂态分断电压,暂态分断电压波形如图8(b)所示。当暂态分断电压达到MOV的启动电压阈值后,MOV触发导通,使流经转移支路的故障电流快速转移至耗能支路,并在MOV残余电压反向抑制下逐渐衰减至0 A。



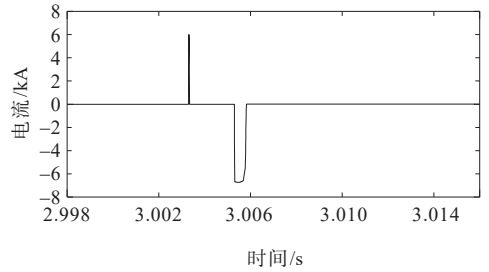
(a)直流开、断整体波形



(b)暂态分断电压波形



(c)电容电压波形



(d)电感电流波形

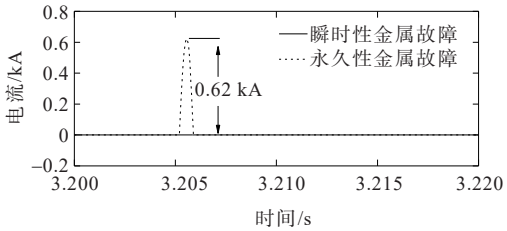
图 8　直流开断时刻的仿真波形

Figure 8　Simulation waveforms at DC opening and interruption instants

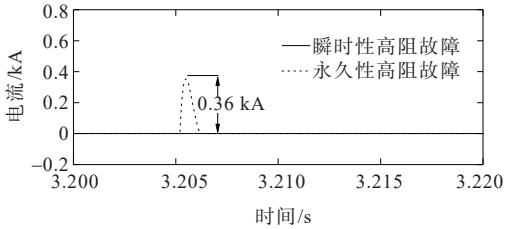
在直流开断过程中，THDCB1的电容电压波形和电感电流波形分别如图8(c)、8(d)所示。从图8(c)中可以看出，在表2的电容参数下，电容 C_2 的电压 U_{C2} 为 44.6 kV，所提 THDCB 有效降低了电容 C_2 在参与电容能量传递阶段的电压初始值。且在电容能量传递阶段结束后，换流电容 C_1 的电压由 0.0 V 变为了 44.6 kV，而电容 C_2 的电压由 44.6 kV 降为了 0.0 V，与前面理论分析结果一致。从图8(d)中可以看出，电容能量传递阶段的振荡电流幅值不到 6 kA，极大地降低了晶闸管器件的电流应力。

5.3　重合检测仿真分析

重合闸检测仿真波形如图9所示。从图9(a)中可以看出，当发生瞬时性金属故障时，检测到的电容 C_3 的放电电流几乎为 0 A；当发生永久性金属故障时，检测到的电容 C_3 的放电电流峰值为 0.62 kA。从图9(b)中可以看出，当发生瞬时性高阻故障时，检测到的电容 C_3 的放电电流几乎为 0 A；当发生永久性高阻故障时，检测到的电容 C_3 的放电电流峰值为 0.36 kA。由此可见，无论直流线路发生首端金属性短路故障还是末端高阻短路故障，所提 THDCB 均能有效区分故障类型，且不会引入过高幅值的放电电流。



(a)线路首端金属性故障



(b)线路末端高阻故障

图 9　重合闸检测仿真波形

Figure 9　Reclosing detection simulation waveforms

5.4　振荡电流对比分析

为证明本文所提 THDCB 能够有效降低振荡电流幅值，现将本文方案与文献[22]所提方案进行对比。比较时的仿真系统采用相同的参数，文献[22]所提方案的振荡电容取 4 μF，振荡电感取 100 μH。振荡电流对比仿真波形如图10所示。为呈现清晰直观，对振荡电流的参考方向进行了取反。

从图10(a)中可以看出，在相同参数下，文献[22]的振荡电流幅值将近 100 kA，这是因为其振荡电容的电压初始值为系统额定电压 500 kV。相比之下，本文 THDCB 的预充电电压仅为 44.6 kV，其振荡电流不到 6 kA，极大地降低了振荡电流幅值。从图10(b)中可以看出，文献[22]的晶闸管转移支路电流幅值将近 100 kA，极大地增大了晶闸管的电流应力，这是振荡电流回路包含晶闸管转移支路导致

的。相比之下，本文 THDCB 的电容能量传递回路与晶闸管转移支路相互独立，晶闸管转移支路电流幅值仅 6.6 kA，大幅降低了器件的电流应力。

综上所述，本文所提 THDCB 可有效开断直流故障电流，有效降低振荡电流幅值和器件的电流应力，在重合闸前能准确识别出不同的故障类型。

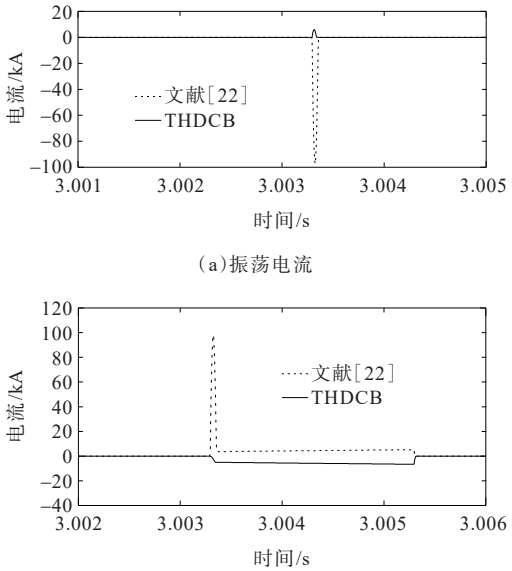


图 10 振荡电流对比仿真波形

Figure 10 Oscillation current comparison simulation waveforms

6 综合性能对比

6.1 技术性能比较

在技术性能方面，本文选取直流双向开断能力、直流开断可靠性、振荡电流幅值、重合检测功能、电流方向判定等作为评判指标。其中，直流开断可靠性的高低可通过单次直流开断过程中触发的晶闸管阀组数量来间接反映。

技术性能对比结果见表 2。由表 2 可知，文献[22]、[24]和[26]中的方案和本文所提 THDCB 均具备直流双向开断能力，均满足柔性直流电网对直流断路器的基本要求。在可靠性方面，在每次直流开断过程中，文献[22]、[24]和[26]中的方案和本文所提 THDCB 触发的晶闸管数量分别为 4、3、4、4 组，均具备较高的运行可靠性。在振荡电流幅值方面，文献[22]所提 THDCB 产生的振荡电流幅值较高，该方案增加了晶闸管器件的电流应力，而本文所提方案可显著降低振荡电流幅值。文献[24]和[26]所提 THDCB 无须进行预充电电容的电压振荡换向，所以不会产生振荡电流。在重合检测功能方面，仅文献[26]和本文所提 THDCB 具备重合检测功能，且其在架空线柔性直流电网中具备更强的适用性。在电流方向判定方面，文献[26]所提方案由于独特的拓扑和控制设计，须在直流开断前判断故障电流方向，这在一定程度上增加了控制复杂度。

表 2 技术性能对比结果

Table 2 Technical performance comparison results

指标	直流双向开断	直流开断可靠性	振荡电流幅值	重合检测功能	电流方向判定
文献[22]	√	4组	高	×	无
文献[24]	√	3组	—	×	无
文献[26]	√	4组	—	√	需要
本文 THDCB	√	4组	低	√	无

综上所述，相比于现有方案，本文所提 THDCB 可在无须判定故障电流方向的情况下实现直流双向开断，其可靠性高、振荡电流幅值低，具备重合检测功能，技术性能优越。

6.2 经济性能比较

在经济性能方面，本节选取方案所需电力电子器件数量及其产生的成本作为衡量指标。由于这些方案的主支路所用 IGBT 器件较少，成本主要集中在晶闸管和二极管上，故仅对这些方案所使用的晶闸管和二极管的数量进行统计对比。在进行对比时，器件分别选取技术相对成熟的 4.5 kV/5.0 kA 的晶闸管、4.5 kV/2.7 kA 的二极管，按照市场均价，设晶闸管和二极管的单价分别为 0.8 万元、0.4 万元。

每个晶闸管阀组和二极管阀组串联的器件数量 n 为

$$n=\frac{k_{\mathrm{rc}}\lambda U_{\mathrm{DC}}}{k_{\mathrm{mc}}U_{\mathrm{N}}} \tag{13}$$

式中，k_{rc} 为冗余系数，一般取其值为 8%；λ 为 MOV 的电压限制系数，一般取其值为 1.6；k_{mc} 为电力电子器件电压裕度系数，一般取其值为 0.8；U_{N} 为器件额定电压。

以额定电压为 500 kV、最大开断电流为 25 kA 的中国河北省的张北柔性直流电网工程为实例。根据式(13)，计算出其单个晶闸管阀组和二极管阀组所需的串联器件数量为 240。此外，电力电子器件可在短时间内耐受数倍于其额定电流的电流应力，故晶闸管阀组和二极管阀组的并联数量可取为 1。应指出的是，由于文献[22]所提方案会产生高幅值的振荡电流，位于其振荡电流回路的两个晶闸

管阀的并联数量须取为2。文献[22]、[24]、[26]及本文所提出方案使用的晶闸管阀组总数分别为4、5、8、5，其所需二极管阀组数量分别为4、4、0、4。文献[22]、[24]、[26]及本文所提出方案所需的晶闸管数量分别为1 440、1 200、1 920、1 200，二极管数量分别为960、960、0、960。各方案所需的器件总数以及成本汇总于表3。

由表3可知，与现有晶闸管型混合式直流断路器方案相比，本文所提方案可进一步降低成本，经济性能优越。

表3　经济性能对比结果

Table 3　Economic performance comparison results

指标	晶闸管	二极管	成本/万元
文献[22]	1 440	960	1 536
文献[24]	1 200	960	1 344
文献[26]	1 920	0	1 536
本文THDCB	1 200	960	1 344

7　结语

本文提出了一种具备低幅值振荡电流和重合检测功能的晶闸管型混合式直流断路器，分析其工作原理，进行参数的分析与设计，完成了有效性验证与综合性能对比，得到了以下结论：

1）所提电容分压预充电方法可通过降低参与电容能量传递阶段的预充电电容的电压初始值，将振荡电流幅值降低至未使用该方法的十分之一。

2）所提电容能量传递方法是一种新型的晶闸管型混合式直流断路器辅助换流方式，可使振荡回路与晶闸管转移支路相互独立，进一步降低器件的电流应力。

3）所提THDCB具备直流双向开断和重合检测功能，可靠性高，技术经济性优越，可为推动中国架空线柔性直流电网发展提供借鉴。

参考文献：

[1]　姚良忠，吴婧，王志冰，等．未来高压直流电网发展形态分析[J]. 中国电机工程学报，2014, 34(34): 6007-6020.
YAO Liangzhong, WU Jing, WANG Zhibing, et al. Pattern analysis of future HVDC grid development[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(34): 6007-6020.

[2]　冯铮，李慧，范新桥，等．含微分平坦控制的柔直输电系统稳定性分析[J]. 电力科学与技术学报，2024, 39(4): 42-52.
FENG Zheng, LI Hui, FAN Xinqiao, et al. Stability analysis of flexible direct current transmission system with differential flatness control[J]. Journal of Electric Power Science and Technology, 2024, 39(4): 42-52.

[3]　王业，任旭超，杜云龙，等．基于改进CUSUM算法的混合级联直流输电系统低电压保护优化策略[J]. 电力科学与技术学报，2024, 39(3): 58-66.
WANG Ye, REN Xuchao, DU Yunlong, et al. Improved CUSUM algorithm for low voltage protection strategy of hybrid cascade HVDC transmission system[J]. Journal of Electric Power Science and Technology, 2024, 39(3): 58-66.

[4]　韩昆仑，刘书豪，代宇，等．一种基于边界特性的高压直流输电线路单端量保护方法[J]. 电力科学与技术学报，2023, 38(2): 75-83.
HAN Kunlun, LIU Shuhao, DAI Yu, et al. A single-terminal protection method for HVDC transmission line based on boundary characteristics[J]. Journal of Electric Power Science and Technology, 2023, 38(2): 75-83.

[5]　汤广福，王高勇，贺之渊，等．张北500 kV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.

[6]　李斌，何佳伟．柔性直流配电系统故障分析及限流方法[J]. 中国电机工程学报，2015, 35(12): 3026-3036.
LI Bin, HE Jiawei. DC fault analysis and current limiting technique for VSC-based DC distribution system [J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(12): 3026-3036.

[7]　汤广福，罗湘，魏晓光．多端直流输电与直流电网技术[J]. 中国电机工程学报，2013, 33(10): 8-17+24.
TANG Guangfu, LUO Xiang, WEI Xiaoguang. Multi-terminal HVDC and DC-grid technology[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(10): 8-17+24.

[8]　张峻榤，向往，饶宏，等．含直流断路器的架空柔性直流电网直流故障保护方案研究[J]. 中国电机工程学报，2018, 38(16): 4631-4645+4969.
ZHANG Junjie, XIANG Wang, RAO Hong, et al. Research on DC fault protection scheme of overhead MMC based DC grid with DC circuit breaker[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(16): 4631-4645+4969.

[9]　杨赛昭，向往，文劲宇．架空柔性直流电网线路故障保护综述[J]. 中国电机工程学报，2019, 39(22): 6600-6617.
YANG Saizhao, XIANG Wang, WEN Jinyu. Review of DC fault protection methods for the MMC based DC grid [J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(22): 6600-6617.

[10]　吴益飞，吴翊，庄伟斌，等．直流快速开断技术研究进展和展望[J]. 高电压技术，2024, 50(2): 467-477.
WU Yifei, WU Yi, ZHUANG Weibin, et al. Research progress and prospect of fast DC current interruption

technology[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(2): 467-477.

[11] 吴益飞, 肖宇, 杨飞, 等. 基于磁耦合电流转移的阻尼式直流开断技术[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(13): 168-176.
WU Yifei, XIAO Yu, YANG Fei, et al. Damping DC breaking technology based on magnetic induction current commutation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(13): 168-176.

[12] 何俊佳, 袁召, 赵文婷, 等. 直流断路器技术发展综述[J]. 南方电网技术, 2015, 9(2): 9-15.
HE Junjia, YUAN Zhao, ZHAO Wenting, et al. Review of DC circuit breaker technology development[J]. Southern Power System Technology, 2015, 9(2): 9-15.

[13] 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.

[14] 张祖安, 黎小林, 陈名, 等. 160 kV 超快速机械式高压直流断路器的研制[J]. 电网技术, 2018, 42(7): 2331-2338.
ZHANG Zu'an, LI Xiaolin, CHEN Ming, et al. Research and development of 160kV ultra-fast mechanical HVDC circuit breaker[J]. Power System Technology, 2018, 42(7): 2331-2338.

[15] 魏晓光, 杨兵建, 汤广福. 高压直流断路器技术发展与工程实践[J]. 电网技术, 2017, 41(10): 3180-3188.
WEI Xiaoguang, YANG Bingjian, TANG Guangfu. Technical development and engineering applications of HVDC circuit breaker[J]. Power System Technology, 2017, 41(10): 3180-3188.

[16] HÄFNER J, JACOBSON B. Proactive hybrid HVDC breakers : a key innovation for reliable HVDC grids [EB/OL]. (2011-09-28) [2025-03-01]. https://www.semanticscholar. org/paper/Proactive-Hybrid-HVDC-Breakers-A-key-Innovation-for-H% C3%A4fner-Jacobson/725e71b1ec078660d860b540ed3c91720dd14e5c.

[17] TANG Guangfu, ZHOU Wandi, HE Zhiyuan, et al. Development of 500 kV mod-ular cascaded hybrid HVDC breaker for DC grid applications[EB/OL].(2018-10-27) [2025-03-12]. https://www. e-cigre. org/publications/detail/a3-105-2018-development-of-500kv-modular-cascaded-hybrid-hvdc-breaker-for-dc-grid-applications.html.

[18] 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.

[19] 蓝童琨, 李银红, 段献忠. 基于晶闸管的电压钳位型混合直流断路器[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(20): 6159-6168+6197.
LAN Tongkun, LI Yinhong, DUAN Xianzhong. A novel voltage clamp type hybrid direct current circuit breaker based on thyristors[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(20): 6159-6168+6197.

[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): 1045-1053.
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): 1045-1053.

[21] 郭彦勋, 许壮, 王要强, 等. 适用于直流电网的晶闸管型直流断路器[J]. 高电压技术, 2023, 49(5): 2029-2037.
GUO Yanxun, XU Zhuang, WANG Yaoqiang, et al. A thyristor-based DC circuit breaker suitable for DC grid [J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(5): 2029-2037.

[22] 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): 4726-4736.
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): 4726-4736.

[23] 裴翔羽, 贾重霄, 周万迪, 等. 基于可控振荡的电流注入型混合式直流断路器[J]. 电工技术学报, 2025, 40(2): 625-639.
PEI Xiangyu, JIA Zhongxiao, ZHOU Wandi, et al. Controllable oscillation-based current injection hybrid DC circuit breaker[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2025, 40(2): 625-639.

[24] GUO Y X, WANG G, ZENG D H, et al. A thyristor full-bridge-based DC circuit breaker[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(1): 1111-1123.

[25] 范兴明, 李涛, 张鑫. 基于电容自然充电换相的混合式直流断路器设计与仿真[J]. 电工技术学报, 2024, 39(11): 3510-3521.
FAN Xingming, LI Tao, ZHANG Xin. Design and simulation of hybrid DC circuit breaker based on capacitor natural charging commutation[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(11): 3510-3521.

[26] 薛士敏, 陈萧, 刘白冰, 等. 一种基于晶闸管的新型混合式直流断路器[J]. 高电压技术, 2022, 48(11): 4568-4577.
XUE Shimin, CHEN Xiao, LIU Baibing, et al. A new hybrid DC circuit breaker based on thyristors[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(11): 4568-4577.