

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.250482

# 基于混合式限流装置提升 ISOP-DAB 直流系统 暂态性能关键技术研究

苏森杨<sup>1</sup>, 李滨涛<sup>2</sup>, 郑宗华<sup>1</sup>, 郑峰<sup>1</sup>, 梁宁<sup>3</sup>

(1. 福州大学电气工程与自动化学院, 福建 福州 350108; 2. 烟台海颐软件股份有限公司, 山东 烟台 264006;  
3. 昆明理工大学电力工程学院, 云南 昆明 650500)

**摘要:** 为解决双有源桥短路工况下线路阻抗低、电流峰值大、恢复时间长等问题, 提出了一种基于耦合电感与高频斩波回路融合的混合式新型限流装置。首先, 推导计及新型限流装置的直流系统故障暂态数学模型及限流原理, 分析了电阻、电感、变压器变比等关键参数对限流效果的影响。其次, 结合电压微分判据实现故障快速检测, 并通过对双有源桥出口电压的连续检测, 实现永久/瞬时性故障类型的判别, 配合直流断路器精准开断。最后, 在输入串联输出并联-双有源桥(input series output parallel-dual active bridge, ISOP-DAB)直流系统中针对瞬时/永久性故障与单极/极间短路故障进行仿真实验。实验结果表明: 相较于传统限流装置, 所提方案可将短路电流峰值降低85%以上, 故障隔离时间缩短超40%, 在故障电流抑制与系统恢复加速方面表现出优越性能。

**关键词:** 双有源桥; 故障特性; 新型故障限流器; 故障限流和隔离

## Key technologies for improving the transient performance of ISOP-DAB DC systems based on hybrid current-limiting devices

SU Senyang<sup>1</sup>, LI Bintao<sup>2</sup>, ZHENG Zonghua<sup>1</sup>, ZHENG Feng<sup>1</sup>, LIANG Ning<sup>3</sup>

(1. School of Electrical Engineering and Automation, Fuzhou University, Fuzhou 350108, China;  
2. Yantai Haiyi Software Company Limited, Yantai 264006, China; 3. Faculty of Electric Power Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650500, China)

**Abstract:** To address the challenges of low line impedance, excessive current peaks, and long recovery time under short-circuit conditions in dual active bridge (DAB) converters, this paper proposes a novel hybrid current-limiting device integrating coupled inductors a high-frequency chopper circuit. First, a transient mathematical model of the DC system incorporating the proposed current-limiting device is derived, and the current-limiting principle is explained. The impacts of critical parameters such as resistance, inductance, and transformer turns ratio on the current-limiting performance are systematically analyzed. Subsequently, a voltage derivative criterion is developed for rapid fault detection, while permanent/transient fault discrimination is achieved through continuous monitoring of the DAB output voltage, enabling coordinated operation with DC circuit breakers for precise interruption. Finally, comprehensive simulations are conducted on an input series output parallel-dual active bridge (ISOP-DAB) DC system under transient and permanent faults as well as pole-to-pole/pole-to-ground short-circuit faults. The simulation results demonstrate that, compared with conventional current limiters, the proposed solution reduces the short-circuit current peak by over 85% and shortens the fault isolation time by more than 40%, exhibiting superior performance in fault current suppression and system recovery acceleration.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52167010).

**Key words:** dual active bridge; fault characteristics; novel fault current limiter; fault current limiting and isolation

## 0 引言

在直流配电网系统中, 双有源桥(dual active

bridge, DAB)变换器因其高效的功率传输能力和良好的电力质量而得到了广泛应用<sup>[1-3]</sup>。相较于其他常用的电力拓扑, DAB具有以下优点: 电气隔离、电能双向传输、高效率等<sup>[4-8]</sup>。然而, 随着电力需求的增长和可再生能源的并入, 广泛应用 DAB 的直

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(52167010)

流配电网面临着日益严峻的限流挑战。过载和短路等情况极易导致设备损坏和系统不稳定，因此，针对 DAB 研究切实有效的限流保护措施显得尤为重要<sup>[9]</sup>。

目前国内外许多学者展开了对 DAB 故障过程和限流措施的深入研究，但提出的限流措施还存在着较大的局限性，未能充分满足直流配电网的实际运行需求。如文献[10]采用了时域分析法，考虑最严重过流情况下的运行模态，分析了 DAB 在不同短路故障情况下的暂态过程，并指出了不同短路过程中故障电流最大值的情况，但该研究仅推导出选用不同的电感值对故障最大电流有一定的限制作用，并未提出具体的故障穿越方法。文献[11]提出一种主动故障电流限制方法，通过改进电力电子变压器的拓扑结构，结合控制策略，在 DAB 发生短路时切除输出侧的支撑电容，以达到限制短路电流的目的。但该方法存在控制策略较为复杂和实际应用中支撑电容难以切除的问题，且未考虑故障结束后如何恢复支撑电容的电压。文献[12]基于短路时电容放电导致短路电流上升的特性，设计了一种改进型 DAB 拓扑，在中压侧增加故障阻断半桥，在低压侧增加故障限流模块，通过阻断和限流控制达到中低压侧双极短路故障穿越的目的，但该改进拓扑增加的电力电子器件较多，导致成本高、体积大，并且故障后电压的恢复速度较慢。文献[13]针对直流配电网的短路电流特性，提出了一种主动式电流限流策略，该策略通过判断短路电流的故障极性来分析故障方向，并以此为依据干预低压直流配电网的故障发展过程，但该控制策略较为复杂，且该方案主要适用于直流配电工程中 DAB 应用较多的辐射性结构，对其他拓扑结构的适用性较弱。文献[14]针对双有源桥变换器的拓扑结构，通过在变压器副边串联电感，在故障期间改变开关频率和移相比等方法，有效降低了短路期间 DAB 的输出端电流，但是没有考虑拓扑变化之后可能影响到双有源桥变换器的中压侧电压，仅仅通过仿真波形验证理论结果，且该限流控制策略复杂，存在一定延迟。文献[15]设计了一种新型可调谐电感故障限流器，该装置由压控可调电感器、驱动电路及控制器构成，其中驱动电路用于向可调电感器的磁芯提供外部控制电压。当发生短路故障时，通过调节驱动电路施加在可调电感器上的外部控制电压，可使其电感值迅速增至最大值，从而快速抑制故障电流，然而该方案中电感器的磁芯结构复杂，工程实现难度较高。文献[16]提出了一种瞬态分量能量消耗型故障限流

器。通过调整能量消耗回路的电阻和电容来改变时间常数和限流系数，从而使故障电流在短时间内衰减，但运用饱和铁芯进行限流成本太高。综上所述，限制直流配电网短路电流的关键在于限制 DAB 故障侧电容短路时的瞬间放电。现有的故障穿越和隔离方法存在控制策略复杂、成本高等缺点，不适用于直流配电网短路故障的一般场景，并且没有考虑短路故障结束后 DAB 故障侧电压如何快速恢复正常，无法满足直流配电网的实际运行需求。

基于此，本文提出了一种更为经济、有效的混合式新型限流装置(hybrid novel current limiter, HNCL)拓扑。当 DAB 出口侧线路发生短路故障时，其出口电压微分值较正常工况显著提高，缓冲回路立即产生感应电动势限制短路电流进一步上升，然后迅速启动 HNCL，通过对 DAB 出口电压的连续检测，实现故障类型(永久/瞬时性)的判别，若为永久性故障则开断断路器，实现 DAB 在短路情况下的瞬时故障穿越和隔离，有效避免 DAB 的闭锁，缩短 DAB 短路故障后的恢复时间。

### 1 HNCL 拓扑结构与工作过程

#### 1.1 配电网及 HNCL 拓扑结构

本文提出的低压直流配电网如附录 A 图 A1 所示，输入整流级由电压源型换流器(voltage source converter, VSC)组成，方便实现输入电压的灵活控制，同时具有抑制谐波的功能；中间隔离级由 DAB 变换器组成，方便控制功率的双向流动和能量的高效转换，并且可通过变压器实现电气隔离、在较高的开关频率下稳定运行<sup>[17-18]</sup>；输出级由 HNCL、直流断路器和直流负荷组成，HNCL 串联在 DAB 出口侧(故障多发一侧)，其后串接直流断路器。

HNCL 拓扑结构如图 1 所示，由主限流支路、正常运行支路和短路电流缓冲支路构成。主限流支路由超快速机械开关(ultra-fast disconnecter, UFD)、

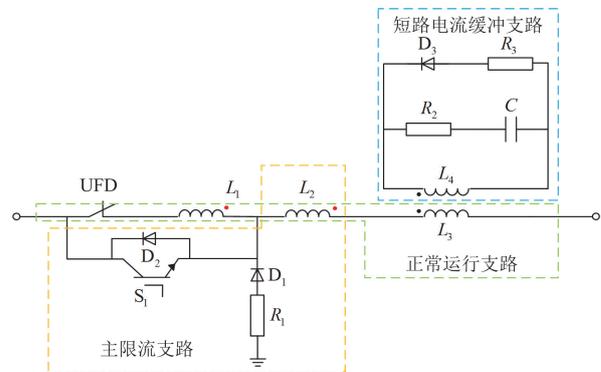


图 1 混合式新型限流装置的拓扑结构

Fig. 1 Topological structure of the HNCL

绝缘栅双极型晶体管(insulated gate bipolar transistor, IGBT)、耗能电阻  $R_1$ 、续流二极管  $D_1$  以及耦合电感  $L_1$  和  $L_2$  组成。

短路电流缓冲支路(short-circuit current buffer branch, SCBB)的两侧支路由原边电感  $L_3$  和副边电感  $L_4$  所在支路构成, 副边电感所在支路包含限流回路和耗能回路, 限流回路由限流电阻  $R_2$  和限流电容  $C$  构成, 耗能回路由耗能电阻  $R_3$  和二极管  $D_3$  构成。

## 1.2 限流过程与原理分析

HNCL 的分阶段限流过程如图 2 所示。当故障发生时, HNCL 能够在整个短路过程中分阶段限制短路电流。

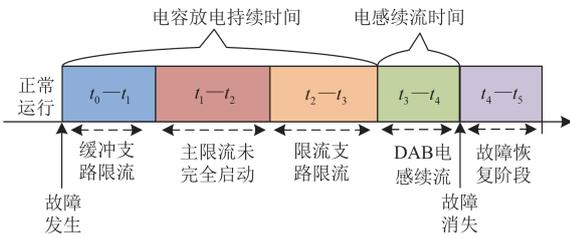


图 2 HNCL 分阶段限流过程

Fig. 2 Current limiting process of HNCL

### 1.2.1 故障限流缓冲阶段

假设 DAB 在  $t = t_0$  时刻发生极间短路故障, 输出侧支撑电容迅速放电导致流过 HNCL 的电流  $i_{dc}$  骤升, 由于 UFD 存在  $3 \mu\text{s}$  左右的分闸时间<sup>[19]</sup>, 因此 UFD 无法瞬间关断, 短路电流缓冲电路在故障发生的瞬间接入, 电流流向等效图如图 3 所示。

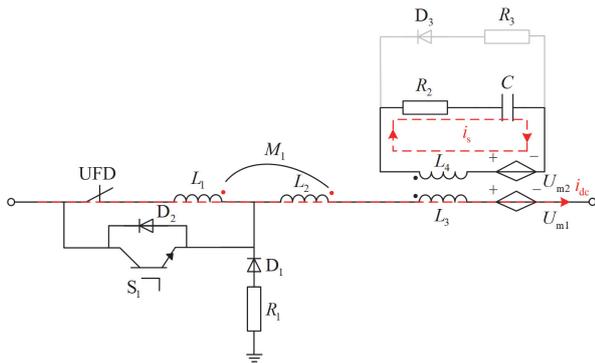


图 3 故障缓冲期间电流流向等效图

Fig. 3 Equivalent diagram of current flow during fault buffering period

此时因原边  $L_3$  上短路电流的迅速上升导致在副边支路上产生感应电动势  $U_{m2}$ , 感应电动势  $U_{m2}$  在由  $R_2$  和  $C$  构成的缓冲支路中产生感应电流  $i_s$ , 该感应电流  $i_s$  同样在原边产生感应电动势  $U_{m1}$ , 由于

副边形成的感应电动势极性为左正右负, 二极管不导通, 仅在缓冲支路形成电流回路。

如图 4 所示, DAB 低压直流侧发生极间短路故障时, 在电容放电阶段, 根据电容放电时电路结构分析, 出口电容  $C_{DAB}$  与电感、短路电阻  $R_k$  和缓冲电路的感应电动势构成二阶谐振电路, 所得谐振方程为

$$L_g C_{DAB} \frac{d^2 v_{dc}}{dt^2} + R_k C_{DAB} \frac{dv_{dc}}{dt} + V_{dc} - U_{m1} = 0 \quad (1)$$

式中:  $L_g = L_1 + L_2 + L_3 + L_{line}$ ;  $R_k$  为短路期间电路的过渡电阻;  $v_{dc}$  为电容电压;  $V_{dc}$  为额定状况下的电容电压; 在短路故障期间, 耦合电感的感应电动势值  $U_{m1}$  基本不变, 为简要计算, 将  $U_{m1} \approx K_1 M_2$ ,  $K_1$  为固定系数,  $M_2$  为  $L_3$ 、 $L_4$  互感。结合上述条件可以将电容电压  $v_{dc}$  表示为

$$v_{dc}(t) = (V_{dc} - U_{m1}) \frac{\omega_0}{\omega_d} e^{-\alpha t} \cos(\omega_d t - \theta) \quad (2)$$

式中:  $\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{L_g C_{DAB}}}$ ;  $\alpha = \frac{R_k}{2L_g}$ ;  $\omega_d = \sqrt{\omega_0^2 - \alpha^2}$ ;

$\theta = \arctan(\alpha/\omega_d)$ 。根据以上对于电容电压的推导, 可以得到该阶段短路电流的表达式为

$$i_{dc}(t) = \frac{V_{dc} - U_{m1}}{\omega_d L_g} e^{-\alpha t} \sin(\omega_d t) \quad (3)$$

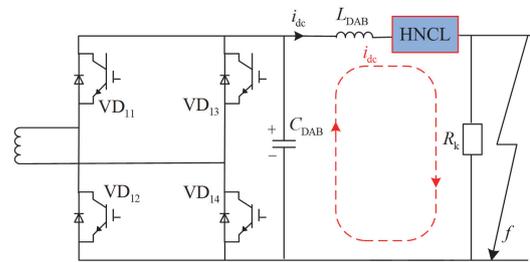


图 4 故障瞬间电容放电示意图

Fig. 4 Capacitor discharge schematic diagram at fault instant

此时在短路电流缓冲支路的作用下, 电容电压受到耦合电感器感应电动势  $U_{m2}$  的有效抑制, 使得故障前期短路电流峰值和出口电容的放电效率大大降低。

### 1.2.2 主限流预启动阶段

在  $t_1$  时刻限流装置检测到短路故障, 限流措施启动, 触发超快速机械开关 UFD 断开,  $S_1$  闭合, 由于电力电子开关的动作时间在  $2 \sim 5 \mu\text{s}$  之间, 而 UFD 的动作时间为  $3 \text{ms}$  左右<sup>[20]</sup>, 因此在该阶段 UFD 和  $S_1$  所在的支路会同时导通, 此时电流的流向如图 5 所示。

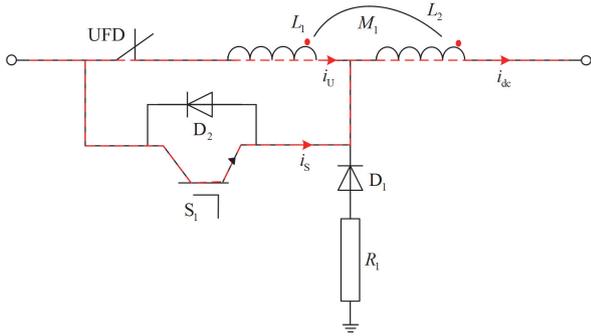


图5 电流转移阶段电流流向等效图

Fig. 5 Current flow diagram during the current transfer stage

该预启动阶段，故障电流缓冲回路持续作用，根据基尔霍夫电压电流定律对回路列写方程可得

$$\begin{cases} i_{dc} = i_U + i_S \\ U_{L1} \approx 0 \end{cases} \quad (4)$$

其中  $U_{L1}$  为电感  $L_1$  上的电压，根据耦合电感之间的电压关系，可进一步推导得出

$$\begin{cases} \frac{di_U}{dt} \approx -\frac{M_1}{L_1} \frac{di_{dc}}{dt} \\ \frac{di_S}{dt} \approx \left(1 + \frac{M_1}{L_1}\right) \frac{di_{dc}}{dt} \\ U_L = L_2 \frac{di_{dc}}{dt} + M_1 \frac{di_U}{dt} = \left(L_2 - \frac{M_1^2}{L_1}\right) \frac{di_{dc}}{dt} \end{cases} \quad (5)$$

式中： $i_U$  为流过电感  $L_1$  的电流； $i_S$  为流过电力电子开关  $S_1$  的电流； $i_{dc}$  为主回路上的短路电流； $M_1$  为  $L_1$ 、 $L_2$  互感； $U_L$  为  $L_1$ 、 $L_2$  耦合电抗器的电压。根据公式推导可知，该阶段电抗器等效电感  $L_r =$

$L_2 - \frac{M_1^2}{L_1}$ ，则可以推导出该阶段的短路电流公式为

$$I_{dc1} = \frac{V_{dc} - U_{ml}}{\omega_d L_r} e^{-\alpha t_1} \sin(\omega_d t_1) \quad (6)$$

$$i_{dc}(t) = \frac{V_{dc} - U_{ml}}{\omega_d L'_g} e^{-\alpha(t-t_1)} \sin(\omega_d(t-t_1)) + I_{dc1} \quad (7)$$

式中： $L'_g = 2L_2 - \frac{M_1^2}{L_1} + L_3 + L_{DAB}$ ；UFD 存在  $t_1 = 3 \mu s$

左右的分闸时间， $t \sim t_1$  表示主限流装置产生作用的时间； $I_{dc1}$  表示在缓冲限流装置作用  $3 \mu s$  后的短路电流大小。根据短路电流公式可以看出，在预启动阶段，短路电流达到最大值，在进入主限流阶段中降低至 DAB 设置的安全值后，使得缓冲回路恢复正常运行状态，电容  $C$  上的能量通过耗散回路上的  $R_3$  和  $R_2$  释放。

### 1.2.3 主限流阶段

短路过程在  $t_2$  之后进入新的阶段，此时故障侧 UFD 彻底关断，短路电流流过电力电子开关  $S_1$  后，经过耦合电感  $L_2$  流入缓冲回路，在这一阶段 HNCL 通过控制  $S_1$  在主限流阶段  $t_2 \sim t_3$  之间进行斩波来限制短路电流峰值，该阶段电流流向如图 6 所示。

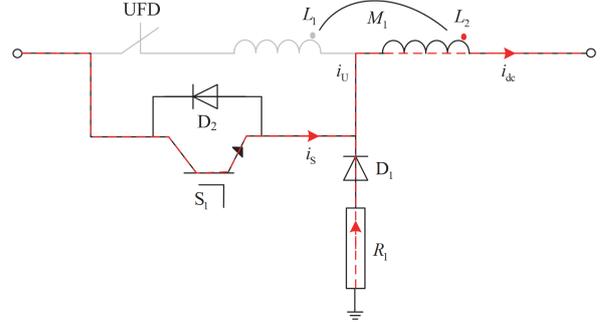


图6 主限流阶段电流流向等效图

Fig. 6 Current flow diagram in the main current limiting stage

由于 HNCL 的存在，短路故障发生之后，DAB 不会闭锁，考虑到  $S_1$  的斩波作用，主限流阶段有两种状态。

状态 I： $S_1$  导通，支撑电容通过  $S_1$ 、耦合电容  $L_2$  以及缓冲回路向故障侧释放能量，该状态下短路电流增大。

状态 II： $S_1$  断开，在靠近 DAB 一侧，DAB 向支撑电容充电，在靠近故障一侧，短路电流通过耗散电阻  $R_1$ 、续流二极管  $D_1$ 、耦合电感  $L_2$  和缓冲回路流向故障侧，该状态下短路电流减小。

取  $S_1$  的一个开关周期进行短路电流分析，设开关周期内 DAB 侧的电压和电流初始值分别为  $U_{dc}$  和  $I_{dc}$ ，短路过程中 DAB 的移相角不变，将 DAB 侧的输出电流等效为一个固定值为  $i_{DAB}$  的电流源，如图 7 所示。

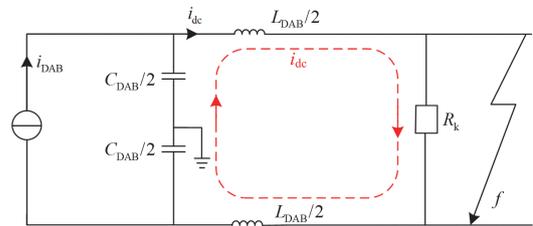


图7 状态 I 电流流向等效图

Fig. 7 Current flow equivalent diagram at state I

当开关  $S_1$  导通时，对回路列写 KCL、KVL 方程如式(8)。

$$L_{DAB} C_{DAB} \frac{d^2 u_{dc}}{dt^2} + R_k C_{DAB} \frac{du_{dc}}{dt} + u_{dc} = L_{dc} \frac{di_{DAB}}{dt} + R_k i_{DAB} \quad (8)$$

式中:  $u_{dc}$  为 DAB 输出侧的电压。

对式(8)进行求解, 结合式(7)推导可得状态 I 短路电流为

$$i_{dc}(t) = \frac{u_{dc}}{\omega_d L_{DAB}} e^{-\alpha t} \sin(\omega_d t) \quad (9)$$

当开关  $S_1$  断开时, 短路电流通过电感续流, 经过续流支路形成回路, 电路等效图如图 8 所示。

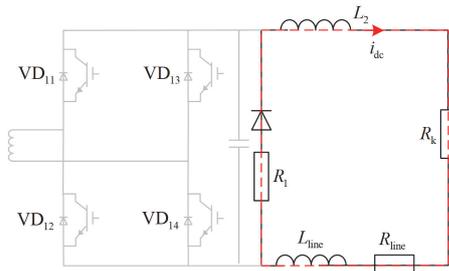


图 8 状态 II 电流流向等效图

Fig. 8 Current flow equivalent diagram at state II

此时对回路各元件列写 KVL 方程, 如式(10)所示。

$$(L_2 + L_{line}) \frac{di_{dc}}{dt} + (R_1 + R_{line} + R_k) i_{dc} = 0 \quad (10)$$

式中:  $L_{line}$ 、 $R_{line}$  分别为线路电感和电阻。

求解式(10), 得到该阶段的短路电流为

$$i_{dc}(t) = I_{dcl} e^{-\frac{R_1 + R_{line} + R_k}{L_2 + L_{line}} t} \quad (11)$$

式中:  $I_{dcl}$  为状态 I 结束时刻的短路电流终值。

结合式(9)和式(11)可知, 这两个阶段 DAB 出口处短路电流表达式为

$$i_{dc}(t) = \begin{cases} \frac{u_{dc}}{\omega_d L_{DAB}} e^{-\alpha t} \sin(\omega_d t), & t \leq t_1 \\ I_{dcl} e^{-\frac{R_1 + R_{line} + R_k}{L_2 + L_{line}} (t - t_1)}, & t_1 < t \leq t_1 + t_{II} \end{cases} \quad (12)$$

$t_1$ 、 $t_{II}$  分别表示主限流启动后在两个状态的作用时间, 在主限流阶段重复进行 I、II 两个状态, 直到短路电流下降到预设值, 同时系统判断该故障是否为永久性故障, 若为永久性故障, 则  $S_1$  断开, 系统向断路器发送关断信号, 若为瞬时性故障, 则停止斩波, 控制  $S_1$  导通, 恢复系统正常运行。

由式(3)和式(12)可知, 在缓冲支路和主限流支路的作用下, DAB 短路故障的电容放电阶段和电感续流阶段均得到有效抑制, 显著降低了短路电流峰

值并缩短其持续时间, 从而避免了故障初期对直流回路器件的损害。

#### 1.2.4 故障判别与系统恢复阶段

在  $t_3$  时刻故障消失, 负载重新接入, HNCL 未收到恢复信号, HNCL 仍停留在主限流阶段, 此时电流流向如图 9 所示。

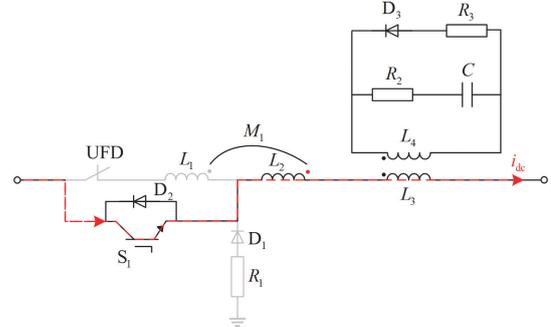


图 9 恢复阶段电流流向等效图

Fig. 9 Current flow equivalent diagram during recovery stage

此时开关管  $S_1$  仍在进行斩波控制短路电流阶段, 由于极间短路故障期间 DAB 极间电压几乎不变, 此时负载接入后系统阻抗变大, 因此短路电流在负载接入后迅速下降。短路电流缓冲支路在故障电流迅速下降后, 由耦合电感在原边侧产生相反的感应电动势, 阻止短路电流进一步下降,  $S_1$  仍处于持续开关斩波状态; 在 HNCL 收到故障消失信号之后, 控制 UFD 闭合, 缓冲支路感应电压减小, 使得电流大小逐渐恢复至额定工作值, 在电流转移至正常运行支路之后, 断开  $S_1$ , 系统恢复正常运行状态, 减少了系统在故障状态下的恢复时间, 提高了系统运行的可靠性。

## 2 考虑故障过程的 HNCL 参数设计

分析故障过程中短路电流的影响因素, 包括短路电流缓冲支路的耦合电抗器原副侧电感值和正常运行支路的耦合电抗器原副侧电感值、限流电阻  $R_1$ 、变压器变比  $n$  等参数。

### 2.1 互感 $M_2$ 和 $R_2$ 、 $C$ 对短路电流的影响

耦合电抗器作用于系统从故障发生到恢复的整个过程, 其电感值  $L_3$ 、 $L_4$  的选取不仅影响故障瞬间对急剧上升的短路电流的抑制效果, 也关系到故障消除后系统的恢复时间。

根据故障限流缓冲阶段的分析可知, 原边产生的等效电压  $U_{m1}$  的值与  $L_3$ 、 $L_4$  的互感  $M_2$  有关, 分别取互感  $M_2$  的值为 10、50、100、200 H, 得到不同互感值下短路电流从上升到恢复的过程趋势图如

图 10 所示, 实际应用中取耦合系数  $k$  尽量接近 1, 此处取  $k = 0.99$ 。

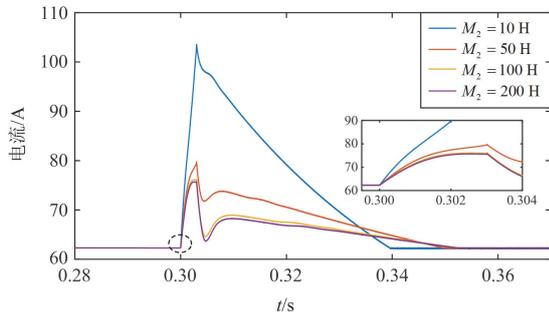


图 10 不同互感值  $M_2$  对短路电流峰值的影响  
Fig. 10 Influence of different  $M_2$  values on short-circuit current peak

由图 10 可知, 互感  $M_2$  的取值越大, 故障发生时短路电流缓冲支路对短路电流的抑制效果越显著, 短路电流峰值也越低。当  $M_2 = 100$  H 时, 其对短路电流的抑制作用已接近饱和, 此时限流器可在故障发生后 0.03 s 内将短路电流峰值限制在 80 A 以下。

在故障消除后的系统恢复阶段, 当  $M_2$  增至 100 H 后, 因  $R_2$  负载重新接入而引起的电流骤降幅度随之减小。此时, 在主限流措施启动之前, 仅依靠缓冲回路即可将短路电流限制在 50 A 以内。

令缓冲电阻  $R_2$  从 5  $\Omega$  到 50  $\Omega$ 、缓冲电容从 20  $\mu\text{F}$  到 200  $\mu\text{F}$  变化, 同时  $M_2 = 100$  H 保持不变, 得到短路电流的峰值受缓冲电阻  $R_2$  和缓冲电容  $C$  的影响情况, 如图 11 所示。通过对比不同  $R_2$  和  $C$  取值下短路电流峰值可知, 缓冲电阻越大、缓冲电容越小, 故障电流的峰值越小, 且相比于缓冲电容  $C$ , 缓冲电阻  $R_2$  对短路电流峰值影响更大。

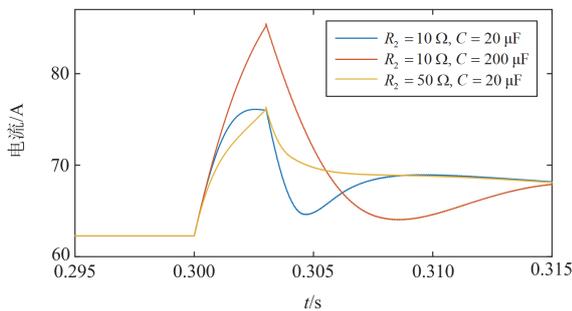


图 11 不同电阻和电容值对短路电流峰值的影响  
Fig. 11 Influence of different  $R_2$  and  $C$  values on short-circuit current peak

### 2.2 变比 $n$ 和 $R_1$ 对短路电流的影响

在考虑耦合电抗器  $L_1$ 、 $L_2$  对短路电流的影响

时, 不仅需要考虑  $L_1$ 、 $L_2$  两侧变比对短路电流向主电路转移速度的影响, 也要考虑限流电感  $L_2$  以及限流电阻  $R_1$  的限流作用。因此设定变比  $n = L_1 / L_2$  从 1 到 30 变化, 观察随着变比的改变, 流过 UFD 的电流大小随时间的变化情况如图 12 所示, 同样取互感系数  $k = 0.99$ 。

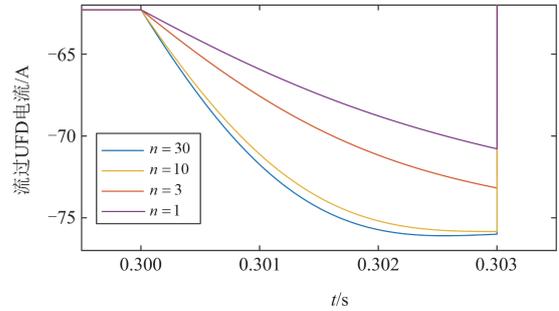


图 12 变比对 UFD 转移电流速度的影响  
Fig. 12 Influence of transformation ratio on the transfer current of the UFD

由图 12 可知, 随着变比  $n$  的增加, UFD 上电流下降的趋势加快, 意味着电流由正常运行支路转移至故障限流支路的速度就越快, 限流器的效率就越高, 且在变比达到 10 左右时, 转移速度达到最大值附近, 继续增加变比所提升的电流转移速度的收益不高。

在主限流阶段, 限流电感  $L_2$  和限流电阻  $R_1$  组成限流支路, 考虑  $L_2$  和  $R_1$  的值会对短路电流的下降速度和幅值削减产生影响, 将  $L_2$  的值设为 1~5 mH, 将  $R_1$  的值设为 1~5  $\Omega$ , 得到不同  $R_1$  和  $L_2$  的值对短路电流峰值和下降速度的影响情况如图 13 所示。由图 13 可知, 随着  $L_2$  的减小和  $R_1$  的增加, 短路电流的变化量  $\Delta i$  增大, 短路电流的下降速度加快, 短路电流的峰值也减小, 限流回路的限流效果更强, 并且相比于  $R_1$ ,  $L_2$  的减小对短路电流下降速度的影响更大; 相比于  $L_2$ ,  $R_1$  对短路电流峰值的影响更大。

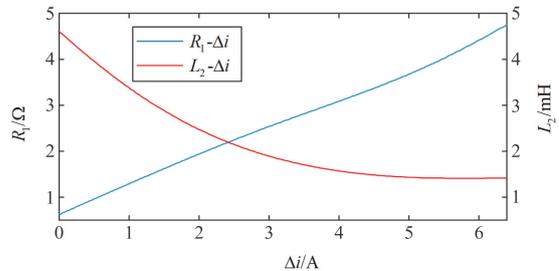


图 13 不同  $R_1$ 、 $L_2$  对电流变化的影响  
Fig. 13 Influence of different  $R_1$  and  $L_2$  on current changes

### 3 ISOP-DAB 与 HNCL 的协同控制策略

#### 3.1 ISOP-DAB 控制策略

DAB 根据输出方式可以分为输入串联输出并联型双有源桥(input-series output-parallel dual active bridge, ISOP-DAB)和输入串联输出串联型双有源桥(input-series output-series dual active bridge, ISOS-DAB), 串联输出可以使输出端承受更大的电压, 并联输出可以使输出端承受更大的电流<sup>[21-23]</sup>。

为了满足 10 kV 电网的运行场景和需求, 本文使用的结构为 ISOP-DAB, 所采用的控制方法为单移相控制, 即控制变压器两侧 IGBT 的驱动信号均为占空比为 50% 的方波, 互为对角的 IGBT 同时导通和关断, 通过调节 H 桥原副边的移相角来控制功率能量的流动<sup>[24-27]</sup>。

具体控制拓扑图如附录 A 图 A2 所示。图中:  $U_{dc\_in}$  表示直流电网输入 ISOP-DAB 的总电压;  $U_{dc\_in\_i}$  表示第  $i$  个 DAB 模块的输入电压;  $s_1-s_8$  表示开关管 IGBT 的控制信号。通过推导可得到移相角与输出电压之间的关系为

$$d_{in\_i} = x_{out} - x_{in\_i}, i \leq N-1 \quad (13)$$

$$d_{in\_N} = x_{out} + x_{in\_N} \quad (14)$$

$$x_{in\_N} = \sum_{i=1}^{N-1} x_{in\_i} \quad (15)$$

式中:  $d_{in\_i}$  为第  $i$  个 DAB 模块控制输入的移相角信号;  $x_{in\_i}$  为第  $i$  个 DAB 模块输入电压的移相比增量;  $d_{in\_N}$  为第  $N$  个 DAB 模块控制输入的移相角信号;  $x_{in\_N}$  为第  $N$  个 DAB 模块输入电压的移相比增量;  $x_{out}$  为整个 ISOP-DAB 输出电压通过内环控制得到的移相比增量;  $N$  为参与构成 ISOP-DAB 的单一模块的数量。

#### 3.2 HNCL 与断路器协同控制策略

在主限流阶段, HNCL 通过控制电力电子开关进行斩波, 从而将短路电流控制在额定电流值附近。在短路电流稳定之后, 对短路的故障类型进行判断: 当判定结果为瞬时性故障时, 断路器不需要进行额外的动作, 直接进入故障恢复阶段; 当判定结果为永久性故障时, 则经过缓冲阶段和斩波限流后短路电流值稳定在额定值附近, 此时可以控制直流断路器将其关断, 从而实现了对故障的安全隔离。限流器协同控制流程图如图 14 所示, 判别故障及设置主限流支路斩波的具体策略图如附录 A 图 A3 所示。

当检测到电压微分值大于故障判据时, 控制非

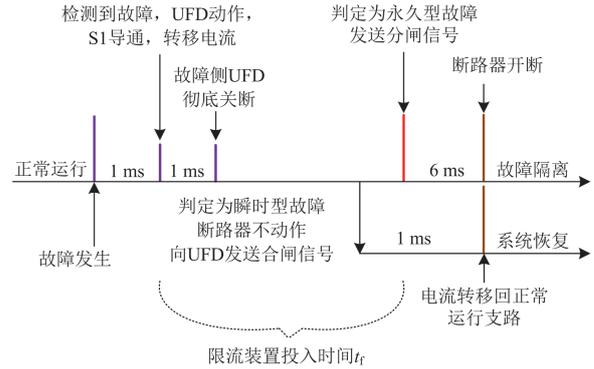


图 14 HNCL 与断路器协同控制流程图

Fig. 14 Collaborative control flowchart of HNCL and circuit breaker

故障侧限流器维持正常工作, 同时关断故障侧的 UFD, 将故障电流转移至主限流支路, 并控制开关  $S_1$  进行斩波, 使故障电流稳定在额定值附近。在限流器投入一段时间  $t_f$  后, 对 DAB 出口侧电压进行连续监测以判定短路故障类型(瞬时性/永久性)。若故障在设定时间  $t_a$  内消失, 则判定为瞬时性故障, 系统进入恢复阶段, 此时控制 UFD 重新导通, 将电流转移回正常运行回路。

通过电压微分判据无法判别系统发生了单极短路故障还是极间短路故障, 故引入欠压判据对短路类型进行进一步判断, 若直流系统瞬时电压值  $u_N$  满足  $u_N \leq 0.9U_{dcN}$ ,  $U_{dcN}$  为系统正常工作时的电压, 且此时电流微分值大于预设值(系统正常运行时电流最大微分值的 1.5 倍), 则判断此时系统发生了极间短路故障; 若电压值满足判据式(16)时, 则判断系统发生了单极接地故障。

$$\begin{cases} u_N^+ \leq 0.9U_{dcN}^+ \\ u_N^- \leq 0.9U_{dcN}^- \end{cases} \quad (16)$$

式中:  $u_N^+$ 、 $u_N^-$  分别表示系统正、负极电压瞬时值;  $U_{dcN}^+$  和  $U_{dcN}^-$  分别表示系统正常运行时正、负极电压额定值。

### 4 仿真验证

本文为验证上述理论研究, 基于 MATLAB/Simulink 平台搭建了 750 V 直流电网下的 ISOP-DAB 仿真模型。该模型中, DAB 输出侧接入 750 V 直流电网, 在经 HNCL 和直流断路器后为负载供电。如附录 A 图 A4 所示, 在  $f_1$  和  $f_2$  处分别发生单极接地短路故障和极间短路故障, 通过比较接入 HNCL 前后输出电流和电压的波形, 验证本文所提混合式新型限流器的合理性和有效性。仿真模型的具体参数如表 1 所示。

表 1 直流电网参数

Table 1 Parameters of DC power grid

参数	数值
输入侧直流电压 $U_s/kV$	10
输出侧直流电压 $U_{dc}/V$	750
隔离变压器频率 $f/kHz$	10
DAB 出口侧电容 $C_{DAB}/\mu F$	2500
线路电阻 $R_{line}/\Omega$	0.03
线路电感 $L_{line}/H$	0.03
限流启动时间/ms	1
断路器作用时间/ms	5

#### 4.1 单极接地短路故障

##### 4.1.1 瞬时性故障

在  $t = 0.3$  s 时,  $f_1$  处发生瞬时性正极接地短路故障; 故障发生 0.003 s 后, HNCL 主动限流措施启动, 在  $t = 0.4$  s 时故障消失。从附录 A 图 A5 中可以看出, 在系统正常工作时, 正极电压为  $0.5 U_{dc}$  (375 V), 负极电压为  $-0.5 U_{dc}$  (-375 V)。在正极接地故障发生后, 正极对地电压骤降至 0 V 附近, 而负极对地电压则因系统电压极性失衡, 承受的电压升至接近极间额定电压值  $-U_{dc}$  (-750 V), 严重威胁电力电子设备的绝缘耐受强度。

在 HNCL 限流装置作用过后, 缓冲回路在正极处为出口侧电容提供缓冲电压, 同时主限流支路迅速转移电流并对短路电流进行斩波, 从而抑制电容放电, 降低短路电流峰值并稳定极间电压幅值。如附录 A 图 A6 所示, 负极电压从 -375 V 略微增大到 -385 V, 正极电压从 375 V 略微减小到 365 V, 此时正负极承受电压趋于均衡。经 HNCL 限流后, 单极接地短路电流峰值由 575.3 A 降至 77.5 A, 短路电流上升至峰值的时间由 33.5 ms 缩短至 2 ms, 且在故障消失后的恢复过程中, 短路电流也被控制在安全范围之内。

##### 4.1.2 永久性故障

如附录 A 图 A7 和图 A8 所示, 设置  $t = 0.3$  s 时在  $f_1$  处发生永久性正极接地短路故障, 故障发生后经 HNCL 限流后, 在 150 ms 后断路器开断电流。

在限流器的作用下, 正负极电压和故障侧电压变化范围在  $\pm 5$  V 之间, 电压变化率  $\Delta U_B \approx 0.26\%$ 。在故障被断路器开断后, 正负极电压波动  $\Delta U_1 \approx \Delta U_2 < 65$  V,  $\Delta U_1$ 、 $\Delta U_2$  分别表示正、负极电压在限流器作用下的变化量, 二者均维持在正常运行时的波动范围内。经限流器限流, 短路电流从峰值 575.3 A 降至 72.5 A, 短路电流波动持续时间从

150 ms 缩短至 3.5 ms。断路器作用后, 故障侧电流降为 0。在限流器和断路器的协同作用下, 单极接地故障工况下的短路电流冲击得到有效缓解。

#### 4.2 极间短路故障

##### 4.2.1 瞬时性故障

在直流系统的故障类型中, 相比于单极接地短路故障, 极间短路故障的持续时间更长, 故障期间的短路电流峰值更高、上升速度更快, 可在极短时间内达到峰值, 容易击穿 DAB 中的电力电子开关。此外, 故障切除后系统恢复时间较长, 严重危害电力系统的稳定运行。

设置 0.3 s 时  $f_2$  处发生瞬时性极间短路故障, 0.4 s 时故障消失。附录 A 图 A10 分别展示了无措施、HNCL 限流装置作用和理论计算 3 种情况下的短路电流仿真波形。

在限流器 HNCL 的作用下, 输出电压不再发生骤降, 维持在 750 V 附近。整个瞬时性故障期间电压波动范围极小, 相比于无限流装置的情况, 极大地提升了系统的稳定性。

如附录 A 图 A10 所示, 在  $t = 0.3$  s 发生极间短路故障后, 若无任何限流措施, 与单极接地短路故障不同, 短路电流在 30 ms 之内骤升至 600 A, 然后缓慢跌落, 这与短路故障发生时出口侧电容先放电随后电感续流的现象相符, 也与前文短路电流分析一致。在缓冲限流装置和主限流模块共同作用的情况下, 短路电流峰值由无限制的 600 A 被抑制到 76.9 A, 且在限流器作用后的 2 ms 内短路电流即降至 70 A 以下, 处于 DAB 正常工作时能承受的电压范围之内, 限流效果显著。在故障消失后, 系统进入恢复阶段, 在 HNCL 限流装置参与的情况下, 缓冲回路提供的反向感应电动势缓解了电压的骤降, 短路电流在 2 ms 内恢复到 66.5 A 的正常供电电流水平。相比之下, 无限流装置情况下系统的恢复时间为 59 ms, 因此 HNCL 限流装置使系统的恢复时间显著缩短。

通过附录 A 图 A10、图 A11 的仿真结果分析可知: 未加装任何限流装置时, 在故障发生后出口侧电容急剧放电, 在 32.1 ms 内释放全部电能, 短路电流达到峰值 599.7 A 后通过电感对短路回路进行续流。因为线路阻抗小, 故在续流阶段短路电流下降速度缓慢, 在不加以干涉的情况下可以持续 3~4 s, 在此期间短路电流值维持在 200 A 以上, 容易对线路造成巨大危害。在加装 HNCL 后, 短路电流峰值被限制在系统可承受最大电流之内, 降低了 86.7%, 且故障后系统恢复时间缩短了 91.7%。因此在 HNCL 作用下, 极间短路故障对 DAB 造成的损失及其内部电力电子器件的损坏均得到有效减小。

#### 4.2.2 永久性故障

设置  $t = 0.3$  s 时在  $f_2$  处发生永久性极间短路故障。如附录 A 图 A12 和图 A13 所示, 在 HNCL 限流器作用下, 输出电压被稳定在 750 V 左右, 短路电流在断路器动作前被限制在额定电流附近, 在断路器动作后迅速归为 0, 在故障切除后系统恢复运行。

#### 4.3 10 kV 电压等级仿真验证

为验证在不同电压等级下所提限流装置 HNCL 的暂态特性, 在电压等级为 10 kV 的 ISOP-DAB 直流系统仿真平台上进行测试, 其参数如附录 B 表 B1 所示, 以此验证在发生永久性极间短路故障时限流装置 HNCL 的有效性。

设置  $t = 0.3$  s 时系统发生永久性极间短路故障, 6 ms 后断路器切除故障。由附录 A 图 A15 可知: 在限流器配合断路器开断的情况下, 电压波动由最大值 260 V 降低至 54 V, 且波动时间远小于断路器直接开断的情况; 同时, 在限流装置配合下, 短路电流峰值从断路器直接开断时的 2092 A 降低至 225 A, 且相比于断路器直接开断的情况下, 限流装置配合下的断路器隔离故障需要的时间更短, 故障隔离时间从 3.5 ms 缩短至 0.5 ms。且更小的短路电流有助于更好地配合直流断路器的耗能支路开断电流, 从而进一步降低短路故障对直流系统的危害。

#### 4.4 与不同限流器限流效果对比

为验证本文所提限流方案的优越性, 以对直流系统危害性更大的永久性极间短路故障为背景, 搭建了用于对比的仿真平台。设置故障检测时间均为 1 ms, 并在无断路器动作情况下对比以下 4 种限流方案: 1) 无任何限流装置; 2) 本文所提 HNCL 限流器; 3) 文献[28]中所提限流方案一(SI-SFCL); 4) 文献[29]中所提限流方案二(柔性限流器 NFCLD)。

由附录 A 图 A16 可知, 设置  $t = 0.3$  s 时发生永久性极间短路故障, 无限流装置情况下电流峰值约为 600 A, 且持续时间较长。在本文设计的 HNCL 限流器作用下, 短路电流峰值被限制在约 76.9 A, 故障导致的电流波动时间约为 17 ms。文献[28]所提的限流器 SI-SFCL 通过铁心饱和型限流器和限流电阻实现复合阻感限流, 且通过吸能电阻快速恢复; 在该限流器的作用下, 短路电流在整个故障过程中缓慢上升, 且最终被限制在 190 A 附近。文献[29]中的柔性限流器 NFCLD 在限流状态下控制限流电感端电压, 并通过受控电流源向限流电感输送能量来实现限流, 在 NFCLD 的作用下, 短路电流的峰值被限制在约 91.2 A, 故障导致的电流波动时间约为 2 ms。相较于未加装限流器的情况, HNCL、方案一(SI-SFCL)、方案二(NFCLD)作用下短路电流的峰值分别降低了 87.2%、70%、84.8%, 且本文设计

的 HNCL 限流器不仅能在更短的时间内将电流限制在安全范围内, 其电流波动的时间相较于方案一、方案二也分别减少了 96.25%、25%, 更有利于配合断路器进行开断。

同时, 为验证本文所设计方案的故障隔离效果, 将该方案与其他隔离措施在永久性极间短路故障情况下进行对比, 所预设的方案包括: 1) 本文所设计的 HNCL 配合直流断路器; 2) 直接用 HDCCB 进行开断; 3) 通过文献[28]中限流器与 HDCCB 配合进行开断; 4) 通过文献[29]中限流器与 HDCCB 配合进行开断。故障检测时间为 1 ms, HDCCB 开断时间为 30 ms。

如附录 A 图 A17 可知, 方案一—方案四的开断电流分别为 66.5 A、214.7 A、101.1 A、83.2 A, 这表明在抑制短路电流方面, 方案一对短路电流峰值的削弱能力更强, 为直流断路器提供了可靠的运行环境。方案一—方案四的故障隔离时间分别为 0.1 ms、0.25 ms、0.22 ms、0.18 ms, 相比于直接通过 HDCCB 开断的方案二, 方案一、方案三、方案四的故障隔离时间分别减少了 60%、12%、28%, 系统恢复速度更快, 且相较于另外 3 个方案, 方案一加入了瞬时/永久性故障判别, 通过主动延长判别故障的持续时间, 防止了断路器重合闸对系统的二次损伤。

#### 4.5 经济性讨论

以永久性极间短路故障为例, 分别对文献[28]所提限流器配合 HDCCB 隔离方案、文献[29]中限流器配合 HDCCB 隔离方案和 ABB 混合式直流断路器、以及本文所提的故障隔离方案进行经济性分析。本文限流器成本主要集中在用于斩波的 IGBT 开关管和两个耦合电抗器; 文献[28]限流器成本主要集中在转移支路的晶闸管、通流支路的 IGBT 以及换向支路的二极管; 文献[29]中限流器成本主要来源于 IGBT 和限流电感。通过仿真分析, 得到所需器件的电压和电流最大值, 从而计算出器件成本。

由附录 B 图 B1、图 B2 可知, 本文所提出的限流方案中 IGBT 承受的最大电压为 414 V, 承受的最大电流为 66.5 A; 所提耦合电感承受的最大电流为 223 A。通过查阅市场价格及参考文献的相关资料, 采用 600 V/280 A IGBT, 单价 210 元左右 (IXXN200N60B3-ND Infineon Technologies |IGBT 模块|DigiKey), 耦合电感 10 mH, 单价 4.3 元左右 (LPS2618MT103 Stackpole Electronics Inc |电感器|DigiKey), 参考文献[30]可得本文限流装置所需配件及成本如附录 B 表 B2 所示。

由附录 B 图 B3、图 B4 可知, HDCCB 承受的最大电压为 2313 V, 最大电流为 600 A 左右; 文献

[28]中 IGBT 承受的最大电压为 493 V, 最大电流为 95 A; 文献[29]中 IGBT 承受的最大电压为 472 V, 最大电流为 93 A, 由此可计算出本文提及的各方案所需成本。

如附录 B 表 B3 所示各方案成本归算结果所示, 相对于价格高昂的 ABB 混合式直流断路器, 文献 [28]所提限流装置的成本约为 ABB 的 86.4%; 文献 [29]所提限流装置的成本约为 ABB 的 80.1%; 相比之下, 本文所提限流装置成本约为 ABB 的 38.5%, 且基于控制策略使得断路器避免二次重合闸对系统造成的损害, 也使得本文方案经济性更强。

### 5 结论

针对 DAB 直流侧短路故障会对线路上电力电子器件造成损坏, 本文提出了一种针对 DAB 短路故障、配合直流断路器进行故障隔离的混合式新型限流器 HNCL, 得到结论如下所述。

1) 本文提出了一种新型的混合式故障限流器, 在系统正常工作时不对系统产生任何影响, 仅在短路故障发生时, 对短路电流有效限流并及时进行故障隔离。

2) HNCL 可对故障电流进行有效抑制, 在发生永久性极间短路故障时, 相比于故障限流措施 SI-SFCL、NFCLD, HNCL 的故障电流峰值分别降低了 16.1%、59.5%, 电流波动时间分别减少了 96.25%、25%, 在与直流断路器的配合下故障隔离时间分别减少了 54.5%、44.4%。

3) 根据 HNCL 对短路故障的瞬时/永久性判别, 在瞬时性故障发生时可以自主进入故障恢复阶段,

在永久性故障发生后, 通过主动延长故障持续时间从而避免了断路器重合闸所导致 DAB 的二次损伤。

### 附录 A

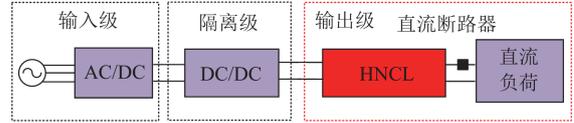


图 A1 低压直流配电网结构

Fig. A1 Structure of low-voltage DC distribution network

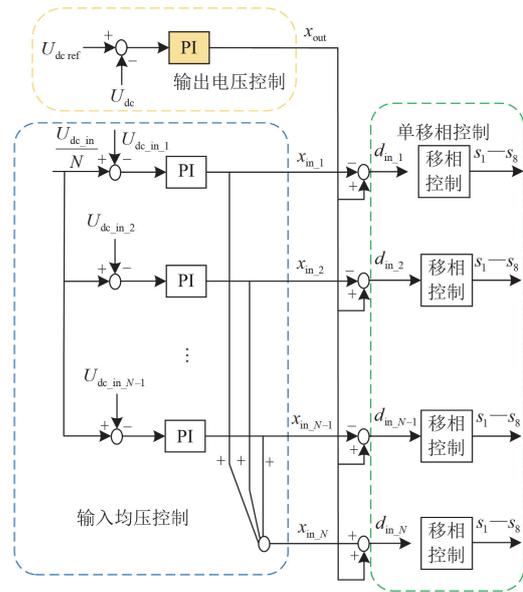


图 A2 ISOP-DAB 的控制策略

Fig. A2 ISOP-DAB control strategy

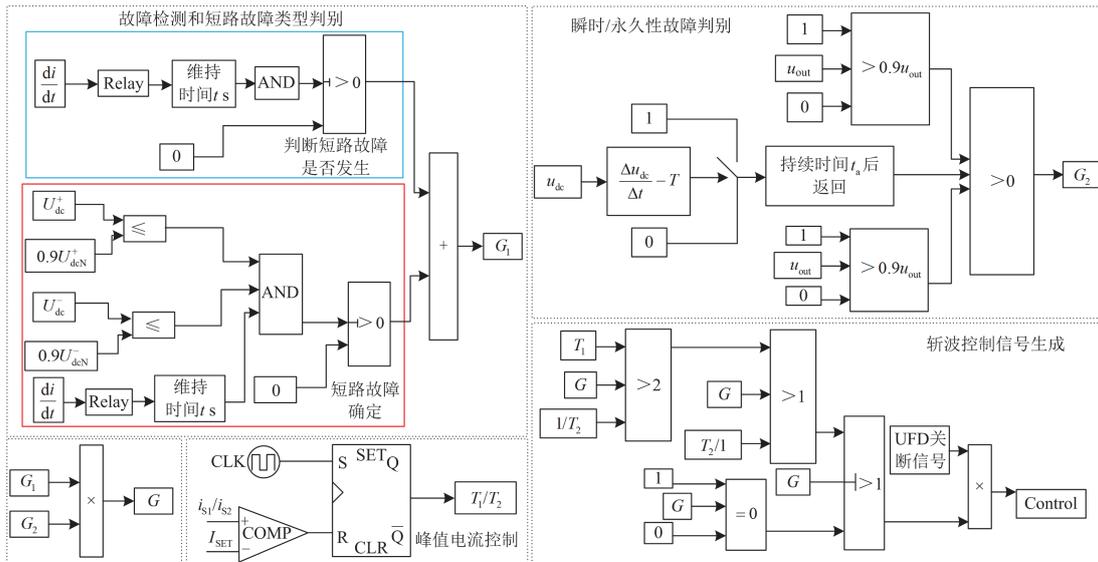


图 A3 限流器控制策略

Fig. A3 Current limiter control strategy

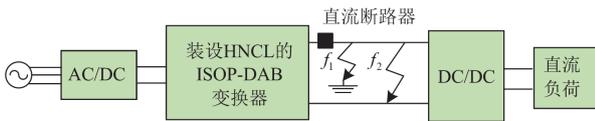
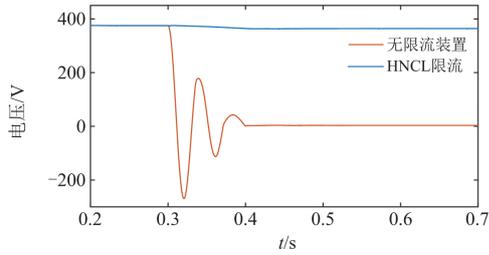
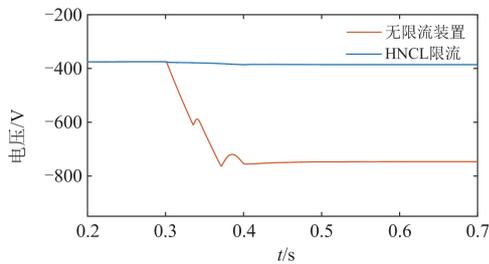


图 A4 直流电网故障发生位置图

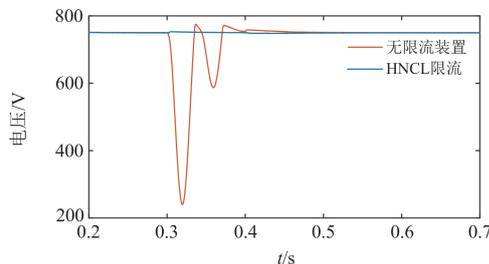
Fig. A4 Location map of DC grid faults



(a) 正极电压



(b) 负极电压



(c) 故障侧电压

图 A5 瞬时性正极接地短路故障时各极电压仿真结果图

Fig. A5 Simulation result diagram of the voltage at each pole of the instantaneous positive ground short circuit

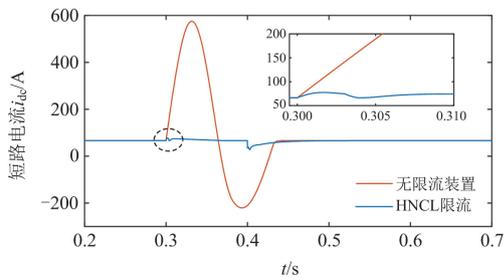
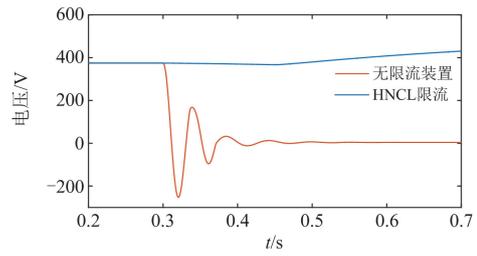
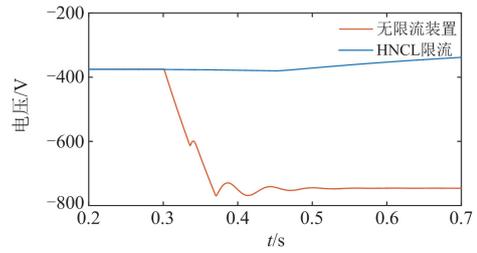


图 A6 瞬时性正极接地短路故障侧电流仿真结果图

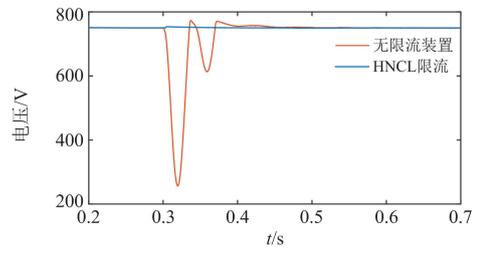
Fig. A6 Simulation result diagram of instantaneous positive pole ground short circuit fault side current



(a) 正极电压



(b) 负极电压



(c) 故障侧电压

图 A7 永久性正极接地短路故障时各极电压仿真结果图

Fig. A7 Simulation result diagram of the voltage of each pole in a permanent positive grounding short circuit

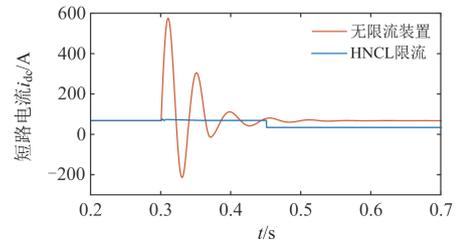


图 A8 永久性正极接地短路故障侧电流仿真结果图

Fig. A8 Simulation results of permanent positive pole grounding short-circuit fault side current

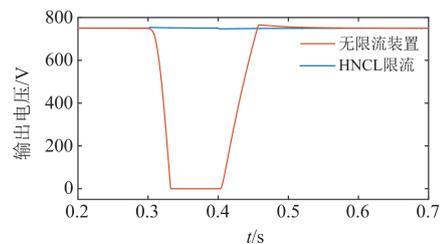


图 A9 瞬时性极间短路输出电压仿真结果对比

Fig. A9 Simulation results comparison of instantaneous inter-pole short-circuit output voltage

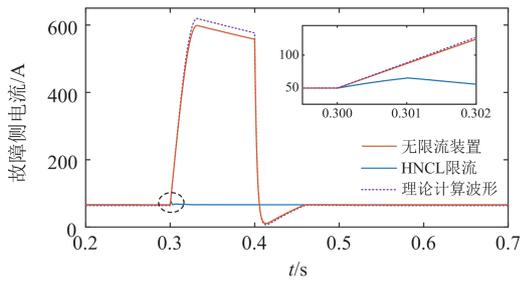


图 A10 瞬时性极间短路故障侧电流仿真结果图  
Fig. A10 Simulation results of inter-pole short-circuit fault side current

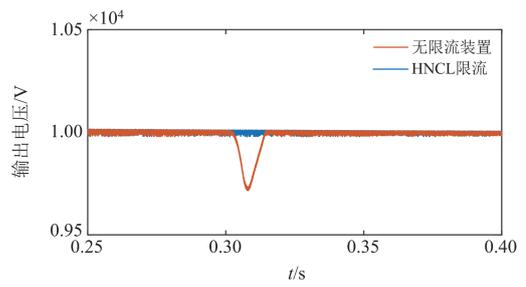


图 A14 10 kV 下 HNCL 配合断路器开断电压  
Fig. A14 Breaking voltage of the HNCL in conjunction with the circuit breaker at 10 kV

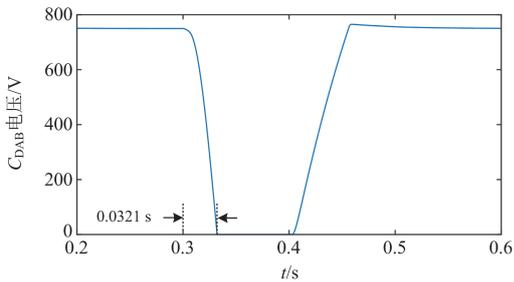


图 A11 极间短路时  $C_{DAB}$  电压  
Fig. A11 Voltage of  $C_{DAB}$  during inter-pole short circuit

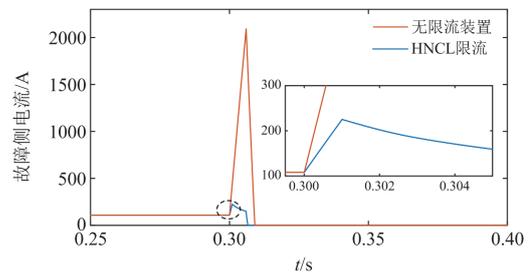


图 A15 10 kV 下 HNCL 配合断路器开断电流  
Fig. A15 Breaking current of the HNCL in conjunction with the circuit breaker at 10 kV

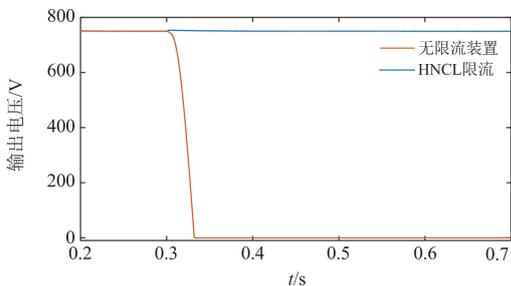


图 A12 永久性极间短路输出电压仿真结果对比  
Fig. A12 Simulation results comparison of permanent inter-pole short-circuit output voltage

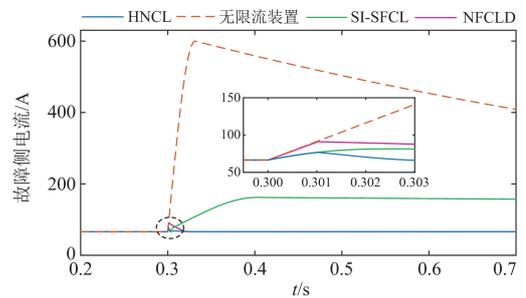


图 A16 不同限流方案限流效果对比  
Fig. A16 Comparison of current limiting effects of different schemes

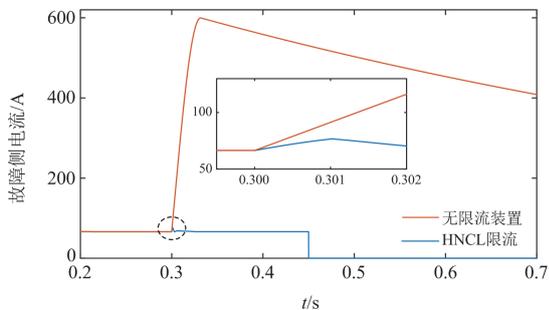


图 A13 永久性极间短路故障侧电流仿真结果对比  
Fig. A13 Simulation results comparison of permanent inter-pole short-circuit fault side current

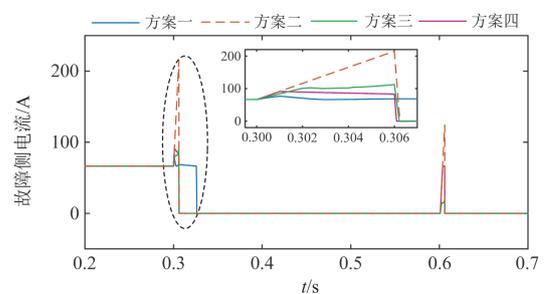


图 A17 不同隔离方案故障隔离效果图  
Fig. A17 Fault isolation effect diagrams of different isolation schemes

附录 B

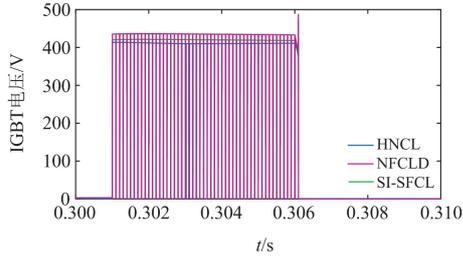


图 B1 不同限流方案 IGBT 承受电压

Fig. B1 Voltages that IGBTs withstand under different current-limiting schemes

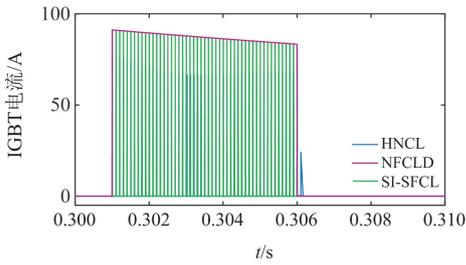


图 B2 不同限流方案 IGBT 承受电流

Fig. B2 Current that IGBTs withstand under different current-limiting schemes

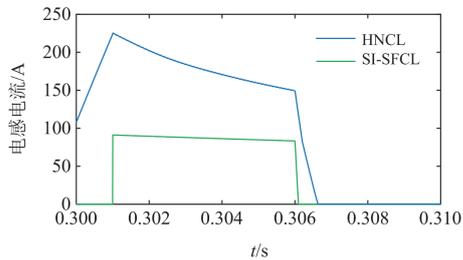


图 B3 不同限流方案电感电流

Fig. B3 Inductor current of different current-limiting schemes

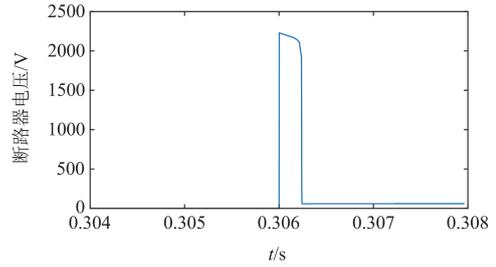


图 B4 断路器出口电压

Fig. B4 Outlet voltage of circuit breaker

表 B1 10 kV 直流电网参数

Table B1 Parameters of 10 kV DC power grid

参数	数值
输出侧直流电压 $U_{dc}/kV$	10
隔离变压器频率 $f/kHz$	10
DAB 出口侧电容 $C_{DAB}/\mu F$	6000
线路电阻 $R_{line}/\Omega$	0.02
线路电感 $L_{line}/H$	0.03
限流启动时间/ms	1
断路器作用时间/ms	5

表 B2 器件成本

Table B2 Device cost

器件	成本/p.u.
1 kV/600 A IGBT	1.00
10 mH 电感	0.03
1 kV/150 A 超快速开关	0.3
1 kV/650 A 晶闸管	0.12
28 $\mu F$ /1 kV 电容	0.12
1 kV/330 A 二极管	0.1

表 B3 不同方案对比

Table B3 Comparison of different schemes

拓扑结构	600 V/280 A IGBT	二极管	晶闸管	LCS	电感	电容	电源	是否需要重合闸	总成本/p.u.
ABB	串联数: 5 并联数: 2 成本: 25	0	0	IGBTs: 4 散热装置: 2 成本: 6	0	0	0	需要	31
文献[28]	串联数: 10 并联数: 1 成本: 20	数量: 4 成本: 0.4	数量: 11 成本: 1.32	IGBTs: 2 散热装置: 2 成本: 4	数量: 8 成本: 0.24	0	数量: 8 成本: 0.08	需要	26.08
文献[29]	串联数: 10 并联数: 1 成本: 20	0	数量: 2 成本: 0.24	IGBTs: 2 散热装置: 4 成本: 4	数量: 20 成本: 0.6	0	0	需要	24.84
本文所提方案	数量: 10 成本: 10	数量: 12 成本: 1.2	0	无	数量: 8 成本: 0.24	4 成本: 0.48	0	不需要	11.92

## 参考文献

- [1] 康重庆, 杜尔顺, 郭鸿业, 等. 新型电力系统的六要素分析[J]. 电网技术, 2023, 47(5): 1741-1750.  
KANG Chongqing, DU Ershun, GUO Hongye, et al. Primary exploration of six essential factors in new power system[J]. Power System Technology, 2023, 47(5): 1741-1750.
- [2] 刘春喜, 王涛, 田迎澳. 双有源桥变换器的新型双重移相电流应力优化控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2025, 53(7): 88-98.  
LIU Chunxi, WANG Tao, TIAN Ying'ao. A novel dual-phase-shift current stress optimization control strategy for dual-active-bridge converters[J]. Power System Protection and Control, 2025, 53(7): 88-98.
- [3] 张灿, 吕世轩, 胡润泽, 等. 输入串联输出并联型双有源全桥 DC-DC 变换器模型预测控制方法[J]. 电力建设, 2024, 45(3): 87-96.  
ZHANG Can, LÜ Shixuan, HU Runze, et al. Research on model predictive control method for input-series output-parallel dual-active full-bridge DC-DC converter[J]. Electric Power Construction, 2024, 45(3): 87-96.
- [4] 李子欣, 高范强, 赵聪, 等. 电力电子变压器技术研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(5): 1274-1289.  
LI Zixin, GAO Fanqiang, ZHAO Cong, et al. Research review of power electronic transformer technologies[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(5): 1274-1289.
- [5] 赵争鸣, 冯高辉, 袁立强, 等. 电能路由器的发展及其关键技术[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(13): 3823-3834.  
ZHAO Zhengming, FENG Gaohui, YUAN Liqiang, et al. The development and key technologies of electric energy router[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(13): 3823-3834.
- [6] HE Dong, ZHOU Haohui, LAN Zheng, et al. Solid-state circuit breaker based on cascaded normally-on SiC JFETs for medium-voltage DC distribution networks[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2024, 9(2): 32-46.
- [7] 江浪, 窦真兰, 尹项根, 等. 基于电能路由器的新型配电系统接地故障柔性降压消弧[J]. 电力系统保护与控制, 2025, 53(19): 1-12.  
JIANG Lang, DOU Zhenlan, YIN Xianggen, et al. Flexible voltage arc suppression for single line-to-ground fault in distribution system with power router[J]. Power System Protection and Control, 2025, 53(19): 1-12.
- [8] 赵彪, 安峰, 宋强, 等. 双有源桥式直流变压器发展与应用[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(1): 288-298.  
ZHAO Biao, AN Feng, SONG Qiang, et al. Development and application of DC transformer based on dual-active-bridge[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(1): 288-298.
- [9] 周孝信, 鲁宗相, 刘应梅, 等. 中国未来电网的发展模式和关键技术[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(29): 4999-5008.  
ZHOU Xiaoxin, LU Zongxiang, LIU Yingmei, et al. Development models and key technologies of future grid in China[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(29): 4999-5008.
- [10] 陈杨帆, 张宇. 输出短路故障下的 DAB 暂态过流分析[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(2): 667-681.  
CHEN Yangfan, ZHANG Yu. Transient overcurrent analysis of dual active bridges under short circuits of loads[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(2): 667-681.
- [11] 卓超然, 张笑天, 张雄, 等. 支撑电容可分离的直流变压器短路故障电流限流控制方法[J]. 电工技术学报, 2022, 37(2): 424-432.  
ZHUO Chaoran, ZHANG Xiaotian, ZHANG Xiong, et al. Short-circuit fault current limiting control method of DC transformer with separable supporting capacitor[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2022, 37(2): 424-432.
- [12] 张中锋, 谢晔源, 杨晨, 等. 配网直流变压器双极短路故障穿越方法[J]. 电力工程技术, 2020, 39(4): 16-21, 41.  
ZHANG Zhongfeng, XIE Yeyuan, YANG Chen, et al. Bipolar short-circuit fault ride-through method of DC transformer[J]. Electric Power Engineering Technology, 2020, 39(4): 16-21, 41.
- [13] 韩杰祥, 张哲, 冉启胜, 等. 低压直流配电网主动限流控制及保护方案[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(9): 182-190.  
HAN Jiexiang, ZHANG Zhe, RAN Qisheng, et al. Active current-limiting control and protection scheme for low-voltage DC distribution network[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(9): 182-190.
- [14] 郑涛, 朴勇, 郭勇帆, 等. 直流变压器输出侧双极短路故障下的故障穿越方法[J]. 电网技术, 2022, 46(8): 3115-3122.  
ZHENG Tao, PIAO Yong, GUO Yongfan, et al. Fault ride-through of bipolar short-circuit fault on output side of DC transformer [J]. Power System Technology, 2022, 46(8): 3115-3122.
- [15] CUI J, JIA C, QU L, et al. A tunable-inductor-based fault current limiter[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2025, 61(3): 4992-5002.
- [16] YUAN J, LIU J, ZHOU H, et al. The research of novel saturated core fault current limiter considering the short-circuit current transient component[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2025, 61(2): 1970-1983.
- [17] SHI Xiaoying, XU Yinliang, SUN Hongbin. A biased min-consensus-based approach for optimal power transaction in multi-energy-router systems[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2020, 11(1): 217-228.
- [18] 杜云飞, 尹项根, 赖锦木, 等. 基于电能路由器的配

- 网稳定运行与故障恢复分层能量优化[J]. 电力自动化设备, 2022, 42(4): 154-164.
- DU Yunfei, YIN Xianggen, LAI Jinmu, et al. Hierarchical energy optimization based on electric energy router for distribution network in stable operation and fault recovery[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(4): 154-164.
- [19] 宋国兵, 王婷, 张保会, 等. 利用电力电子装置的探测式故障识别技术分析展望[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(20): 173-183.
- SONG Guobing, WANG Ting, ZHANG Baohui, et al. Analysis and prospect of detective fault identification technologies using power electronic device[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(20): 173-183.
- [20] CHEN Z Y, YU Z Q, ZHANG X Y, et al. Analysis and experiments for IGBT, IEGT and IGCT in hybrid DC circuit breaker[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2018, 65(4): 2883-2892.
- [21] 文武松, 赵争鸣, 袁立强, 等. 电能路由器中压交流端口多形态的多维解耦控制[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(2): 702-715.
- WEN Wusong, ZHAO Zhengming, YUAN Liqiang, et al. Decoupling control strategy for multi-function-form realization of medium-voltage AC port of electric energy router[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(2): 702-715.
- [22] 赵文广, 张兴, 李彦君, 等. 基于电压与功率前馈的电能路由器储能端口优化控制策略[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(9): 179-186.
- ZHAO Wenguang, ZHANG Xing, LI Yanjun, et al. Optimal control strategy for energy storage port of electric energy router based on voltage and power feedforward[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 44(9): 179-186.
- [23] 李振, 盛万兴, 段青, 等. 基于储能稳压的交直流混合电能路由器协调控制策略[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(2): 121-129.
- LI Zhen, SHENG Wanxing, DUAN Qing, et al. Coordinated control strategy of AC/DC hybrid power router based on voltage stabilization by energy storage[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(2): 121-129.
- [24] 马文忠, 郇宇阳, 王玉生, 等. 面向新能源接入的电能路由器模式切换协调控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(18): 52-61.
- MA Wenzhong, TAI Yuyang, WANG Yusheng, et al. Mode switching coordination control strategy of an electrical energy router for new energy access[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(18): 52-61.
- [25] 马智, 蔺红, 樊艳芳. 基于模型预测控制的输入并联输出串联双有源桥变换器均压控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(22): 12-21.
- MA Zhi, LIN Hong, FAN Yanfang. Model predictive control-based voltage equalization control strategy for an input-parallel output-series dual active bridge converter[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(22): 12-21.
- [26] 王祺, 张泽轲, 王春花. 考虑不同优化指标的双有源桥变换器全局优化控制[J]. 电力系统保护与控制, 2025, 53(5): 113-122.
- WANG Qi, ZHANG Zeke, WANG Chunhua. Global optimal control of a dual active bridge converter considering different optimization indices[J]. Power System Protection and Control, 2025, 53(5): 113-122.
- [27] 范恩泽, 赵鲁, 李耀华, 等. 一种输入串联输出并联双有源桥变换器输入电压自平衡结构[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(23): 141-150.
- FAN Enze, ZHAO Lu, LI Yaohua, et al. A structure with IVS self-balancing for an ISOP-DAB converter[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(23): 141-150.
- [28] 赵智忠, 南坤宁, 陈海, 等. 耦合电感二次限流的混合式直流断路器拓扑研究[J]. 电网技术, 2025, 49(8): 3443-3452.
- ZHAO Zhizhong, NAN Kunning, CHEN Hai, et al. Research on the topology of hybrid DC circuit breakers with coupled inductance secondary current limiting[J]. Power System Technology, 2025, 49(8): 3443-3452.
- [29] 郑峰, 王威东, 林燕贞, 等. 计及新型柔性限流器的直流系统故障暂态特性分析研究[J]. 太阳能学报, 2024, 45(10): 199-210.
- ZHENG Feng, WANG Weidong, LIN Yanzhen, et al. Analysis and research on fault transient characteristics of DC system considering new flexible current limiter[J]. Acta Energetica Solaris Sinica, 2019, 45(10): 199-210.
- [30] 贾冠龙, 于新超, 苑宇辰, 等. 一种具有预限流能力的柔性直流断路器[J]. 电网技术, 2023, 47(12): 5129-5142.
- JIA Guanlong, YU Xinchao, YUAN Yuchen, et al. Flexible DC circuit breaker with pre-limiting current capability[J]. Power System Technology, 2023, 47(12): 5129-5142.

收稿日期: 2025-05-09; 修回日期: 2025-10-09

作者简介:

苏森杨(2002—), 男, 硕士研究生, 研究方向为配电网保护与运行; E-mail: 1041388253@qq.com

李滨涛(1982—), 男, 副高级工程师, 研究方向为智能配用电、电力数据分析; E-mail: 13348524520@163.com

郑宗华(1984—), 男, 通信作者, 讲师, 硕士生导师, 研究方向为无线电能传输技术、微波/毫米波集成电路设计与应用。E-mail: zhengzh0706@fzu.edu.cn

(编辑 魏小丽)