

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.250300

## 混合串联直流输电换流阀拓扑结构及控制策略

王敬龙<sup>1</sup>, 尹纯亚<sup>1</sup>, 李笑竹<sup>1</sup>, 梁晨光<sup>2</sup>, 张天庆<sup>3</sup>

(1. 新疆大学电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830017; 2. 国网经济技术研究院有限公司, 北京 102211;

3. 国网邯郸供电公司, 河北 邯郸 056000)

**摘要:** 针对交流系统故障易导致传统高压直流输电换相失败(commutation failure, CF)的问题, 提出基于半控与全控器件混合串联的可控电容换流阀拓扑及控制策略。首先, 构建了提升换相失败抵御能力的混合串联换流阀拓扑结构, 基于换相过程分析得出电容投入能够显著增加换相电压时间面积, 从而降低 CF 风险。其次, 揭示了电容容量、投入时机对换相性能的影响机制。结合全控器件的电压和电流应力特性, 确定了电容与可关断管的选型定容。然后, 设计了基于瞬时线电压幅值检测的自适应控制策略, 通过实时监测交流系统电压变化, 自适应调整全控器件的关断时序, 进一步提升了换相失败抑制效果。最后, 基于 PSCAD/EMTDC 搭建仿真模型, 验证了所提方案的有效性。结果表明该拓扑及控制策略能够在轻微到严重故障范围内有效抑制 CF。

**关键词:** 高压直流输电; 换相失败; 混合串联换流阀; 参数设计; 自适应控制策略

### Hybrid series HVDC converter valve topology and control strategy

WANG Jinglong<sup>1</sup>, YIN Chunya<sup>1</sup>, LI Xiaozhu<sup>1</sup>, LIANG Chenguang<sup>2</sup>, ZHANG Tianqing<sup>3</sup>

(1. College of Electrical Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830017, China; 2. State Grid Economic and Technological Research Institute Co., Ltd., Beijing 102211, China; 3. State Grid Handan Power Supply Company, Handan 056000, China)

**Abstract:** To address the issue of commutation failure (CF) in conventional HVDC transmission systems caused by AC system faults, this paper proposes a controllable capacitor converter valve topology and control strategy based on hybrid series connection of semi-controlled and fully-controlled devices. First, a hybrid series converter valve topology is developed to enhance the system's ability to withstand CF. Based on commutation process analysis, it shows that capacitor insertion can significantly increase the commutation voltage-time area, thereby reducing CF risk. Moreover, the mechanisms by which capacitor capacity and insertion timing affect commutation performance are revealed. Considering the voltage and current stress characteristics of fully-controlled devices, the sizing and selection of capacitors and turn-off devices are determined. Subsequently, an adaptive control strategy based on instantaneous line voltage magnitude detection is designed. By monitoring AC system voltage variations in real time and adaptively adjusting the turn-off timing of fully-controlled devices, the suppression of CF is further improved. Finally, a simulation model built in PSCAD/EMTDC verifies the effectiveness of the proposed scheme. The results demonstrate that the proposed topology and control strategy can effectively suppress CF across a wide range of fault severities from mild to severe.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52367013).

**Key words:** HVDC; commutation failure (CF); hybrid series converter valve; parameter design; adaptive control strategy

## 0 引言

随着我国“双碳”战略的推进, 新能源发电占比不断提升, 远距离、大容量的电力输送需求日益

增长<sup>[1-5]</sup>, 基于电网换相换流器的高压直流输电技术(line commutated converter based high voltage direct current, LCC-HVDC)因其技术成熟、经济性好, 已成为电力外送的重要手段<sup>[6-9]</sup>。然而 LCC-HVDC 系统在交流系统故障时极易发生换相失败, 导致直流功率瞬时中断, 进而引发暂态过电压、功角失稳等连锁反应, 严重威胁电力系统安全稳定运行<sup>[10-11]</sup>。

**基金项目:** 国家自然科学基金项目资助(52367013); 北京市自然科学基金重点研究专题资助(L242008)

因此,研究具备主动抵御换相失败能力的混合型换流阀拓扑结构,具有重要的工程价值与理论意义<sup>[12-15]</sup>。

为解决 LCC-HVDC 系统换相失败问题,国内外学者围绕交流电压调节、换相失败(commutation failure, CF)抑制控制和换流器拓扑设计 3 个方向展开了研究。

在交流系统电压调节方面<sup>[16]</sup>,文献[17]通过低压限流与静止无功补偿器自适应协同,利用深度确定性策略梯度算法动态优化参数组合,抑制多馈入直流系统后续换相失败。文献[18]提出基于故障严重程度检测的整流器控制优化方法,缓解直流近区故障引发的暂态电压失稳。文献[19]通过储能 STATCOM 协调有功/无功输出,结合双重故障检测,抑制换相失败并防止过电压。文献[20]通过阀侧并联 STATCOM 实现换相加速与无功优化。

在换相失败抑制控制方面,文献[21]通过提出基于数据-物理融合的方法,实现了直流系统后续换相失败的初步预测。文献[22]通过引入直流电流预测模型及抑制控制策略,实现了对换相失败的实时干预。文献[23]考虑顺序控制响应的改进预测方法,实现了对后续换相失败的更精准预判。文献[24]通过分阶段功率调整与电流限幅,实现了对后续换相失败的主动抑制。文献[25]通过将电压谐波对关断角的影响纳入控制系统以提升响应速度和控制精度,实现了对后续换相失败的有效抑制。但在交流系统电压跌落较深时,基于交流电压调节与换相失败控制的技术仍然无法规避换相失败风险。

在换流器拓扑改进方面,主要从基于晶闸管的换流器拓扑设计和基于全控器件的换流器拓扑设计展开研究<sup>[26]</sup>。文献[27]提出嵌入反并联晶闸管双向全桥模块的电容换相换流器,通过阀侧并联电容结构实现换相电压补偿,显著提升了关断裕度。文献[28-29]进一步从换流变压器阀侧结构出发,设计出兼具直流电流抑制功能的新型拓扑。文献[30]提出晶闸管模块化级联换流器,通过并联电容补偿换相电压、避雷器耗散故障能量,消除换相失败。但基于晶闸管的换流器的电容投入方式受限于半控器件特性与模块化设计,存在触发可靠性依赖、电容预充电维持复杂、动态响应延迟等固有缺陷。在基于全控器件的换流器拓扑方面,文献[31]引入全控器件与晶闸管相结合构成增强型电网换相换流器,在交流电压跌落时通过关断全控器件来实现快速投切子模块电容,以达到补偿换相电压抵御换相失败的目的。文献[32]在文献[31]的结构基础上,在换流器中集成了阻容子模块,故障发生时投切电容提供电压支撑的同时通过阻尼电阻来限制故障电流,避免

换相失败。上述拓扑都是通过桥式结构来实现抵御换相失败,但会导致设备体积偏大、建设成本高并限制了拓扑的灵活性并增加了控制的复杂性。文献[33]采用半控与全控器件相串联的结构达到了抵御换相失败的目的,但仅靠全控器件的缓冲电路抵御换相失败,存在抵御范围较小、器件损坏风险高的问题。因此半控与全控器件串联型拓扑结构需要进一步优化。

为此,本文提出了一种基于半控与全控器件混合串联的可控电容换流阀拓扑结构,分析了该拓扑在故障条件下抵御换相失败的机理,提出了换流阀关键元件参数设计方法及基于实时交流电压测量自适应调整器件关断时序的控制策略,并搭建了相应的仿真模型进行验证。

### 1 混合串联型换流阀

#### 1.1 拓扑结构

混合串联换流阀通过引入全控器件,实现了换相过程可控,可克服交流系统故障下换流阀无法关断的缺陷,从而实现换相失败的抑制。所提出的换流器拓扑结构将传统 LCC 阀臂与可控电容器子模块(controllable capacitor module, CCM)串联构成换流阀臂,如图 1 所示。图中:  $L_s$  为系统换相电感;  $I_d$  为直流电流;  $e_a$ 、 $e_b$ 、 $e_c$  分别为 a、b、c 三相交流电压。

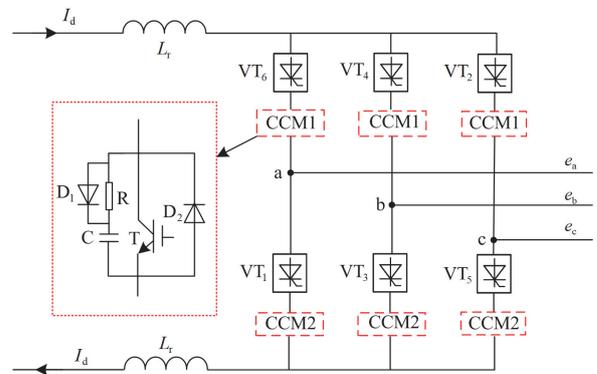


图 1 基于 CCM 的混合串联换流器拓扑结构

Fig. 1 Topology of CCM-based hybrid series-connected converter

图 1 中,晶闸管串联构成传统 LCC 阀臂中的  $VT_1 - VT_6$ ; CCM 子模块则由可关断器件 T、反并联二极管( $D_1$ 、 $D_2$ )、阻尼电阻 R 和高压电容器 C 通过串并联方式组合构成,可关断器件选用 IGBT。在故障工况下,通过控制 IGBT 的通断状态可实现电容 C 在换相过程中的灵活投切,能够为系统提供辅助换相电压,有效加速换相过程,从而提高系统换相的可靠性。

### 1.2 工作模式

图 1 中的 CCM 子模块能够在系统故障时动态调整运行状态, 根据换流器的不同运行状态, 混合串联换流阀有对应 3 种工作模式, 如图 2 所示。图中: 模式 1 中的蓝色虚线表示阀臂电流  $i_v(t)$  逐渐上升; 模式 2、模式 3 中的红色虚线表示阀臂电流  $i_v(t)$  逐渐下降; 各模式中的红色实线表示电流被阻断。

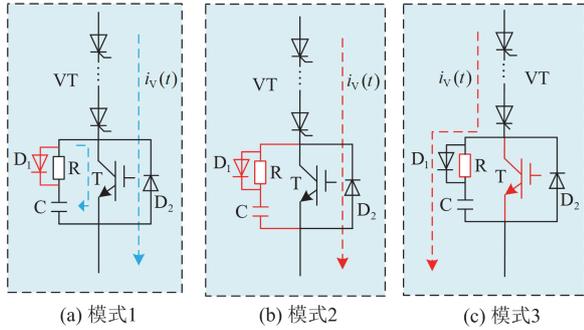


图 2 混合串联换流阀的工作模式

Fig. 2 Operation mode of hybrid series converter valve

1) 晶闸管 VT 与 IGBT 同时触发导通, 阀臂电流  $i_v(t)$  逐渐增大, 电容 C 储存的能量经电阻 R、IGBT 释放进而加速阀臂电流  $i_v(t)$  流通, 最终达到额定值。此时子模块工作在模式 1。

2) 故障未发生时, 当换流器阀臂中的晶闸管 VT 即将关断时, IGBT 保持导通, 阀臂电流  $i_v$  在交流系统作用下逐渐降低至零。此时子模块工作在模式 2。

3) 故障发生时, 当换流器阀臂中的晶闸管 VT 即将关断时, IGBT 主动关断, 阀臂电流  $i_v(t)$  被迫流经电阻 R 及电容 C。电阻 R 上产生的压降使二极管  $D_1$  阳极电压升高, 当该压降超过  $D_1$  的正向导通电压时,  $D_1$  导通并将电阻 R 旁路, 阀臂电流  $i_v(t)$  加速衰减。此时子模块工作在模式 3。

### 1.3 工作原理

对于 LCC-HVDC 系统, 故障时交流电压跌落导致换相电压时间面积减小。当实际换相电压时间面积小于完成换相所需的临界值时, 系统发生换相失败<sup>[34]</sup>。基于 CCM 的混合串联换流器从提供额外换相电压时间面积出发, 结合其工作模式, 其工作原理如图 3 所示。图中: 当触发延迟角为  $\alpha$  时启动换相, 待关断阀电流  $i_v(t)$  开始衰减。当电流降至预设关断阈值  $i_{ref}$  ( $t_1$  时刻), IGBT 主动关断。此时, 换相电压由  $u_{line}(t)$  变为  $u_{line}(t) + u_{CP}(t)$ ,  $u_{CP}(t)$  为 CCM 中的电容电压, 换相电压时间面积随之增加为  $S + S_{CP}$ ,  $S_{CP}$  为电容提供的换相电压时间面积, 待关断阀电流于  $t_2$  时刻降至零; 仅依赖换相电压  $u_{line}(t)$  的

自然换相, 待关断阀电流  $i_v(t)$  于  $t_3$  时刻归零。

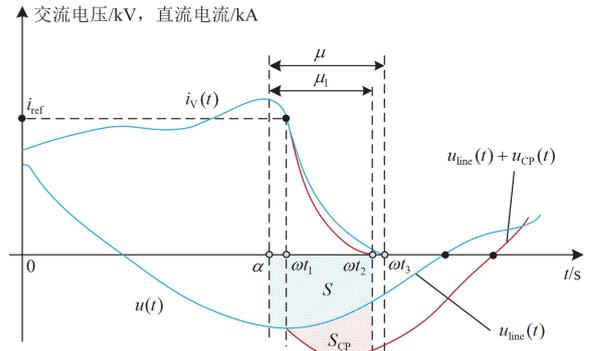


图 3 基于 CCM 的混合串联换流器工作原理

Fig. 3 Operating principle of CCM-based hybrid series converter

由图 3 可知, 当系统发生故障时, 通过控制 IGBT 适时关断灵活投切电容 C, 为系统提供额外的换相电压时间面积、加快换相过程, 增强系统逆变侧抵御换相失败的能力。

## 2 混合串联换流器抑制换相失败机理及影响因素分析

### 2.1 换相机理

在逆变侧发生交流故障时, 待关断阀臂的 CCM 模块由模式 2(IGBT 导通)切换至模式 3(IGBT 主动关断), 同时待导通阀臂的 CCM 模块进入模式 1(电容放电加速导通)。以阀  $VT_1$  向阀  $VT_3$  换相为例, 换相等效电路如图 4 所示。

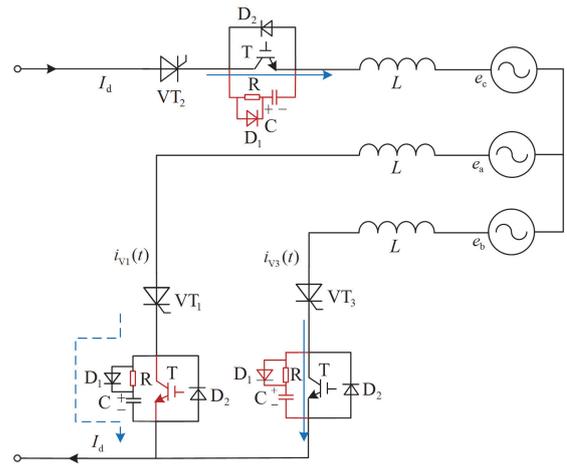


图 4 基于 CCM 的混合串联换流器换相等效电路

Fig. 4 Commutation equivalent circuit of CCM-based hybrid series converter

如图 4 所示, 整个换相过程可划分为以下两个阶段。

1) 第一阶段: 常规换相阶段(0,  $t_1$ )

在换相开始的初始阶段, 待关断阀臂  $VT_1$  的电流  $i_{V1}(t)$  尚未达到预设的关断阈值  $i_{ref}$ , 其内部的 IGBT 保持导通状态(模式 2)。此时, 换相过程与传统 LCC 系统类似, 主要依靠交流系统的线电压来实现。根据基尔霍夫电压定律, 可列出回路方程如式(1)所示。

$$L \frac{di_{V3}(t)}{dt} - L \frac{di_{V1}(t)}{dt} = \sqrt{2}U \sin(\omega t + \alpha) \quad (1)$$

其中

$$I_d = i_{V3}(t) + i_{V1}(t) \quad (2)$$

式中:  $L$  为系统换相等值电感;  $i_{V3}(t)$  为将要开通阀臂  $VT_3$  上流过的电流;  $i_{V1}(t)$  为将要关断阀臂  $VT_1$  上流过的电流;  $U$  为系统逆变侧换相电压有效值;  $\omega$  为系统角频率。

2) 第二阶段: 电容辅助换相阶段( $t_1, \mu/\omega$ ),  $\mu$  为换相角。

当  $t = t_1$  时, 待关断阀臂的电流  $i_{V1}(t)$  衰减至预设值  $i_{ref}$ , IGBT 主动关断, 阀臂电流路径被迫切换, 流经电容  $C$ , CCM 模块进入模式 3。此时, 电容器两端的电压作为额外的换相电动势叠加到换相回路中, 极大地增强了总换相电压, 可列写回路方程如式(3)所示。

$$L \frac{di_{V3}(t)}{dt} - L \frac{di_{V1}(t)}{dt} = \sqrt{2}U \sin(\omega t + \alpha) + u_{CP}(t) \quad (3)$$

结合式(1)与式(3)可得

$$\frac{(I_{dz} - S_{CP}/L)X}{\sqrt{2}U} + \cos(\alpha + \mu) = \cos \alpha \quad (4)$$

其中

$$\int_{t_1}^{\mu/\omega} u_{CP}(t) dt = S_{CP} \quad (5)$$

式中:  $I_{dz} = I_d(\alpha) + I_d(\alpha + \mu)$  为换相前后直流电流之和;  $I_d(\alpha + \mu)$  为换相结束时的直流电流;  $X = \omega L$  为系统的换相等值电抗。

设  $\gamma$  为关断角,  $\beta$  为超前触发角, 由于  $\alpha + \beta = \pi$ ,  $\gamma + \mu = \beta$ , 对式(4)整理可得

$$\gamma = \arccos\left(\frac{X}{\sqrt{2}U}(I_{dz} - S_{CP}/L) - \cos \alpha\right) \quad (6)$$

根据式(6)可知, 传统 LCC 系统存在如下关系。

$$\gamma_{LCC} = \arccos\left(\frac{X}{\sqrt{2}U}I_{dz} - \cos \alpha\right) \quad (7)$$

式中:  $\gamma_{LCC}$  为传统 LCC 系统的关断角。

结合式(6)和式(7)可得

$$\cos \gamma_{LCC} - \cos \gamma = \frac{\omega S_{CP}}{\sqrt{2}U} \quad (8)$$

由式(8)可知, 关断角小于  $90^\circ$ , 因此,  $\gamma > \gamma_{LCC}$ , 表明基于 CCM 的混合串联换流器可通过增大关断裕度, 有效提升换相失败抑制能力。

## 2.2 换相能力影响因素分析

根据式(8)定义增加的裕度  $\Delta\gamma$  为

$$\Delta\gamma = \cos \gamma_{LCC} - \cos \gamma \quad (9)$$

由式(8)可知,  $\Delta\gamma$  与  $\omega S_{CP}/\sqrt{2}U$  成正相关。其中, 系统角频率  $\omega$  和电压  $U$  主要由系统运行状态决定, 不可主动调节。因此, 增大  $S_{CP}$  是提升换相裕度(即增强换相能力)的直接手段。

由式(5)可知,  $t_1$  是  $S_{CP}$  积分的起始点, 决定了电容的介入时机和作用时长。过早关断可能导致不必要的损耗和器件应力, 而过晚关断则可能导致关断角裕度不足。 $t_1$  通常由预设关断电流阈值  $i_{ref}$  决定。 $u_{CP}(t)$  是  $S_{CP}$  的被积函数, 其幅值直接决定了换相性能的强弱。

## 3 电容和开关器件设计

根据前文分析可知, 基于 CCM 的混合串联换流器拓扑的换相性能与电容有关。因此, 为进一步提升其抵御换相失败的能力, 需对电容进行分析与优化设计。

## 3.1 电容设计

式(5)中电容电压  $u_{CP}(t)$  可表示为

$$u_{CP}(t) = \frac{1}{C} \int i_{CP}(t) dt \quad (10)$$

式中:  $C$  为可控电容模块电容;  $i_{CP}(t)$  为电容电流。

由 2.1 节分析可知, 关断过程中电容的参与过程可分为两个阶段。在第一阶段( $t_1, t_2$ )内电容电流  $i_{CP}(t)$  为( $t_2$  为 IGBT 电流为零的时间)

$$i_{CP}(t) = i_{close}(t) - i_{IGBT}(t) \quad (11)$$

式中:  $i_{close}(t)$  为待关断阀臂电流;  $i_{IGBT}(t)$  为流过 IGBT 的电流。

第二阶段( $t_2, \mu/\omega$ )内电容电流  $i_{CP}(t)$  为

$$i_{CP}(t) = i_{close}(t) \quad (12)$$

将式(11)和式(12)代入式(10), 可得

$$\frac{\int_{t_1}^{\mu/\omega} i_{close}(t) dt}{C} - \frac{\int_{t_1}^{t_2} i_{IGBT}(t) dt}{C} = u_{CP}(t) \Big|_{t_1}^{\mu/\omega} \quad (13)$$

由于 IGBT 关断时间为微秒级, 且器件特性受外部影响较小, 致使内部电流以变化率  $m$  线性下降<sup>[35]</sup>。在积分区间内,  $i_{close}(t)$  和  $i_{CP}(t)$  分别近似线性变化, 与水平线围成的区域近似三角形。将换相前后的初始条件  $i_{close}(t_1) = i_{ref}$ 、 $i_{close}(\mu/\omega) = 0$ 、 $u_{CP}(t_1) = 0$  代入式(13)可得

$$\begin{cases} \frac{i_{\text{ref}}}{2C}(\mu/\omega - t_1) - S_{\text{IGBT}} = u_{\text{CP}}(\mu/\omega) \\ S_{\text{IGBT}} = \frac{i_{\text{ref}}^2}{2m} \end{cases} \quad (14)$$

式中:  $S_{\text{IGBT}}$  为 IGBT 主动关断后, 在  $i_{\text{IGBT}}(t)$  衰减至零阶段内电流曲线对时间的积分。

将式(14)代入式(5)可得

$$S_{\text{CP}} \approx \frac{i_{\text{ref}}}{4C}(\mu/\omega - t_1)^2 - \frac{S_{\text{IGBT}}}{2}(\mu/\omega - t_1) \quad (15)$$

由式(14)、式(15)可知: 预关断电流  $i_{\text{ref}}$  确定后, 在换相时间  $\mu/\omega$  相同的情况下, 较小的电容值可达到更高的端电压, 能够提供更大的换相电压时间面积  $S_{\text{CP}}$ , 从而有助于增大关断裕度。然而, 电容值过小则可能引发电容端过电压问题。较大的电容值虽有助于维持较低的端电压水平, 但其所能提供的换相电压时间面积  $S_{\text{CP}}$  相对有限, 可能导致关断裕度不足。因此, 综合考虑稳压能力与抵御换相失败能力两方面因素, 合理选择电容容值是实现高效可靠换相的关键设计环节。

在交流母线单相接地故障情况下(故障接地电感为 0.6 H; 故障时间为 1.5 s), 各电容值下的阀臂电流衰减特性和电容端电压变化情况分别如图 5 和图 6 所示。

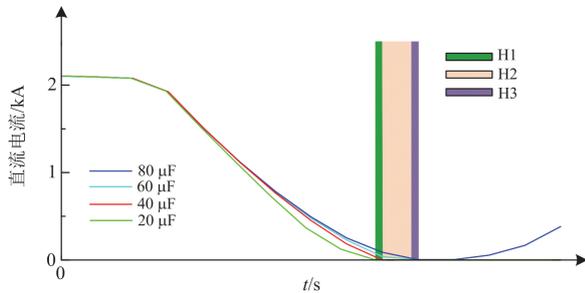


图 5 不同电容值下的阀臂电流变化曲线

Fig. 5 Variation curve of valve arm current under different capacitance values

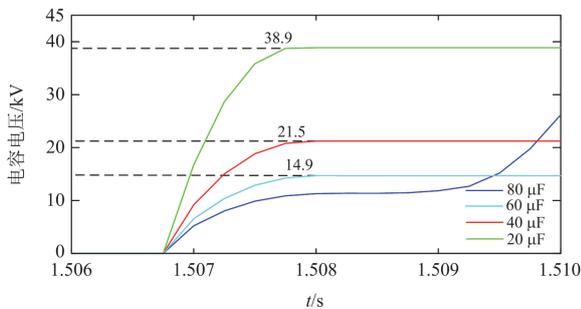


图 6 不同电容值下的电压变化曲线

Fig. 6 Voltage variation curve at different capacitance values

图 5 中图形 H1、H2、H3 的宽度分别对应于电容值为 20  $\mu\text{F}$  与 40  $\mu\text{F}$ 、40  $\mu\text{F}$  与 60  $\mu\text{F}$ 、60  $\mu\text{F}$  与 80  $\mu\text{F}$  时, 电流衰减至零所需时间的差值。

如图 5 所示, 电容值与阀臂电流衰减速度呈负相关, 当电容值增大时, 阀臂电流衰减速度将降低。在电容值为 80  $\mu\text{F}$  时, 电流衰减速度过低导致电流过零后系统发生倒换相, 电流从零变正, 换相失败。

如图 6 所示, 随着电容值的逐渐增大, 电容端电压也迅速减少, 但当电容值为 80  $\mu\text{F}$  时系统发生换相失败。当电容值逐渐减少时, 电容端电压也急速上升, 当电容在 40~60  $\mu\text{F}$  变化时, 并不会对端电压产生较大影响。为此, 综合考虑抵御换相能力和器件成本, 选定电容值为 40  $\mu\text{F}$ 。

### 3.2 可关断管设计

结合 2.1 节 CCM 模块的 3 种模式, IGBT 的电气应力参数如表 1 所示。

表 1 可关断管电气应力参数

Table 1 Electrical stress parameters of disconnectable tube		
模式	可关断管电压	可关断管电流
1	0	$I_d$
2	0	$i_{\text{sc}}$
3	$u_{\text{CP}}$	$i_{\text{sc}} - i_{\text{CP}}$

注:  $i_{\text{sc}}$  为两相短路电流。

由表 1 可知 IGBT 的电压大小与电容电压相同。基于系统的可靠性与安全裕度, 选取全控器件最大耐压为 30 kV; 其次通态电流大于等于直流电流的 150%。因此选用英飞凌 FZ3600R17HP4\_B2 型 IGBT 器件可满足设计要求。

## 4 自适应控制策略设计

基于 CCM 的混合串联换流器通过提供额外换相电压时间面积来提升系统抵御 CF 能力, 而额外换相电压时间面积与 IGBT 的主动关断时刻(即预关断电流值的大小)有关。然而换相过程本质上是一个动态过程, 受交流系统阻抗、故障程度、直流电流大小等多种因素影响。因此, 理想的预关断电流值应根据系统运行状态的变化进行自适应调整。

本文将预关断电流设置与故障识别算法相结合, 通过检测其故障严重程度, 动态修正预关断电流阈值, 从而实现不同工况下的自适应关断控制。

逆变侧交流系统交流电压瞬时值可表示为

$$\begin{cases} u_a = \sqrt{2}U_a \cos(\omega t) \\ u_b = \sqrt{2}U_b \cos\left(\omega t + \frac{2}{3}\pi\right) \\ u_c = \sqrt{2}U_c \cos\left(\omega t - \frac{2}{3}\pi\right) \end{cases} \quad (16)$$

式中:  $u_a$ 、 $u_b$ 、 $u_c$  分别为三相电压瞬时值;  $U_a$ 、 $U_b$ 、 $U_c$  分别为三相电压有效值。

对式(16)积分可得

$$\begin{cases} \int u_a dt = \frac{\sqrt{2}U_a \sin(\omega t)}{\omega} \\ \int u_b dt = \frac{\sqrt{2}U_b \sin\left(\omega t + \frac{2}{3}\pi\right)}{\omega} \\ \int u_c dt = \frac{\sqrt{2}U_c \sin\left(\omega t - \frac{2}{3}\pi\right)}{\omega} \end{cases} \quad (17)$$

根据  $U^2 \sin^2(\omega t) + U^2 \cos^2(\omega t) = U^2$ , 将式(16)和式(17)平方相加, 整理可得交流系统中交流电压的幅值为

$$\begin{cases} U_a = \sqrt{\frac{u_a^2 + (\omega \int u_a dt)^2}{2}} \\ U_b = \sqrt{\frac{u_b^2 + (\omega \int u_b dt)^2}{2}} \\ U_c = \sqrt{\frac{u_c^2 + (\omega \int u_c dt)^2}{2}} \end{cases} \quad (18)$$

基于瞬时电压, 利用式(18)可实现对交流系统电压幅值的实时快速检测。文献[33]的研究证实电流变化率与电压上升率存在强耦合特性, 而交流电压幅值决定电流变化率。基于此, 定义基于瞬时线电压幅值  $U_{LV}$  的比例调节预关断电流  $i_{ref}$ , 如式(19)所示。

$$i_{ref} = i_{off} + k \left(1 - \frac{U_{LV}}{U_{LN}}\right) \quad (19)$$

式中:  $i_{off}$  为基础值;  $k$  为待定系数;  $U_{LV}$  为线电压幅值;  $U_{LN}$  为线电压额定值。

由式(19)可知, 通过基础电流补偿, 可实现随线电压偏差变化的预关断电流线性调节。然而, 采用单一的线性关系难以充分适应系统在全电压范围内(尤其是大幅偏离额定电压时)的动态特性和控制要求。不同电压区间的系统响应特性与控制需求存在显著差异。因此, 为更精确地匹配各电压区间的控制目标, 将电压范围进行分段处理, 建立预关断电流与线电压幅值之间的分段函数关系, 如式(20)所示。

$$i_{ref} = \begin{cases} i_{off} + q \left(\frac{U_{LN}}{U_{LV}} - 1\right) & U_{LV} < U_q \\ i_{off} & U_q \leq U_{LV} \leq U_p \\ i_{off} - p \left(\frac{U_{LN}}{U_{LV}} - 1\right) & U_{LV} > U_p \end{cases} \quad (20)$$

式中:  $p$ 、 $q$  为待定系数, 通过系统仿真确定最佳值;  $U_q$ 、 $U_p$  为电压区间阈值。

由式(20)可知, 根据线电压  $U_{LV}$  所处的不同区间, 对预关断电流值  $i_{ref}$  进行差异化调整, 使系统能够适应不同电压区间的响应特性和控制需求。

为实现自适应控制, 需要建立相应的动态调节机制。为此, 提出了自适应控制策略, 其控制框图如图 7 所示。

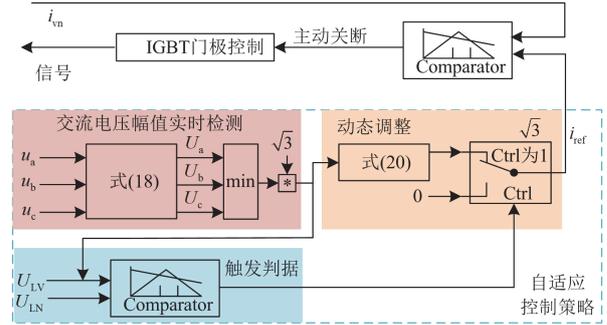


图 7 自适应控制策略

Fig. 7 Adaptive control strategies

根据式(18)获取交流电压幅值  $U_{LV}$ , 并将其与额定值  $U_{LN}$  进行比较, 当满足触发条件  $U_{LV} < U_{LN}$  时, 则控制信号 Ctrl 变为 1, 触发动态调整机制。随后, 依据式(20)生成预关断电流  $i_{ref}$ , 将此预关断电流  $i_{ref}$  与阀电流  $i_{vn}$  进行对比, 若满足  $i_{vn} < i_{ref}$ , 则生成 IGBT 驱动信号。

图 7 中自适应控制策略通过实时监测交流电压幅值可自适应选择最优关断点: 在高电流变化率工况下降低预关断电流阈值, 从而减少器件承受的电压应力及开关损耗; 当检测到低电流变化率时则提前触发关断动作, 通过主动调整关断时间保障系统安全裕度, 在最小化过电压风险的同时, 确保换相过程具备充足的阻断恢复时间。

## 5 仿真实验与分析

### 5.1 仿真案例

为验证基于半控与全控器件混合串联的可控电容换流器及控制策略对换相失败的抑制效果, 在 PSCAD/EMTDC 中搭建如下 3 个案例。

案例 1: CIGRE 标准测试模型。

案例 2: 文献[33]所提系统模型。

案例 3: CIGRE 模型中的逆变站采用基于 CCM 的混合串联换流器。其中, 表 2 是案例 3 的系统模型参数。

表 2 案例 3 系统参数

Table 2 System parameters of Case 3

参数	整流站	逆变站
直流电流/kA	2	2
直流电压/kV	505	495
交流母线电压/kV	345	230
变压器变比/kV	345/213.5	230/209
变压器漏抗/p.u.	0.18	0.18
电容/ $\mu\text{F}$	—	40

## 5.2 系统运行特性分析

### 5.2.1 稳态运行特性

在稳态运行条件下, 逆变侧交流母线电压、直流电压、直流电流及阀臂电流波形如图 8 所示。仿真结果表明, 与传统 LCC 换流器相比, 所提出的拓扑在稳态运行时波形特性基本一致。

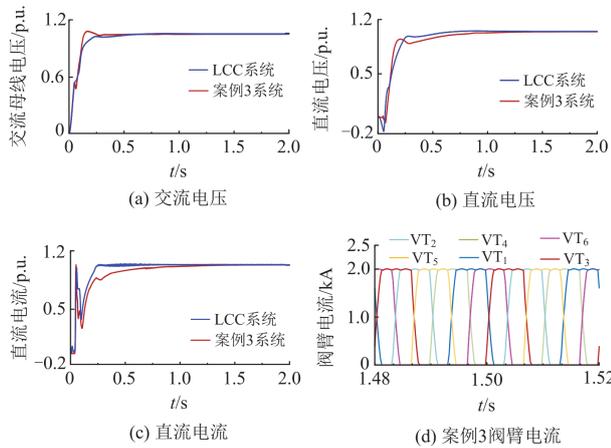


图 8 稳态下系统运行特性

Fig. 8 System operational characteristics under steady state

### 5.2.2 暂态运行特性

在逆变侧交流母线处设置单相经电感接地故障。故障开始时间为 1.5 s, 故障切除时间为 1.55 s, 故障电感分别为 0.7 H(轻微故障)和 0.3 H(严重故障)。

轻微故障下 3 个案例逆变侧系统运行特性仿真结果如图 9 所示。

由图 9 所示, 轻微故障工况下, 案例 1 发生严重换相失败( $\gamma = 0^\circ$ ), 导致直流电压骤降至零, 直流电流激增至 2.4 p.u., 系统恢复缓慢。案例 2 虽成功换相( $\gamma \approx 11^\circ$ ), 但交流母线电压与直流电压分别跌落至 0.9 p.u.和 0.865 p.u., 直流电流最高达 1.2 p.u., 故障清除后恢复时间与案例 3 接近。案例 3 在故障期间交流母线电压始终维持在 0.94 p.u.以上, 直流电压稳定在 0.9 p.u.附近, 直流电流波动极小(约 1 p.u.), 关断角  $\gamma$  稳定保持在  $14.5^\circ$ (换相成功), 系统特性高度稳定, 在故障清除后仅需 0.12 s 即恢复正

常运行, 有效提升了系统的动态恢复性能。

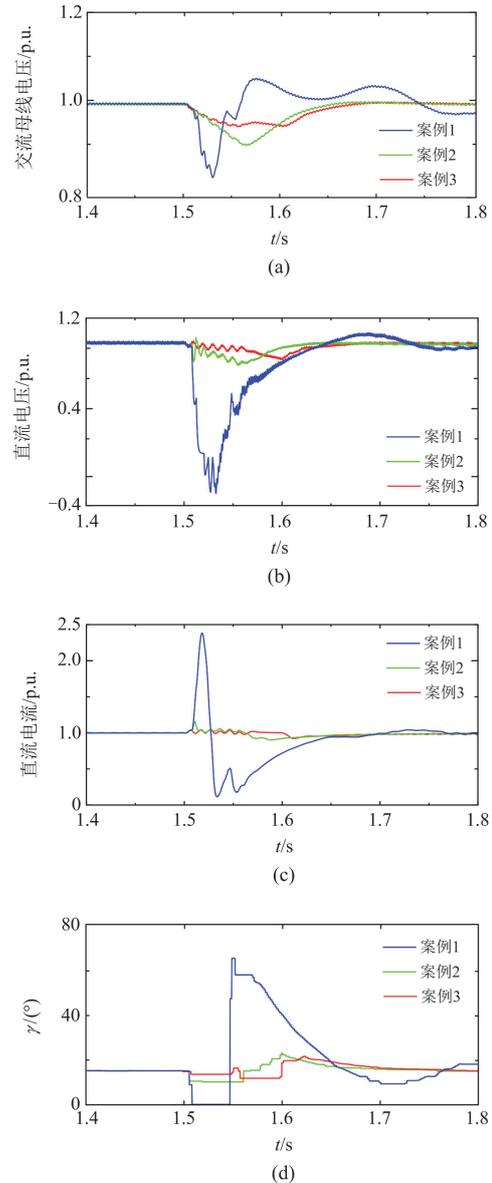
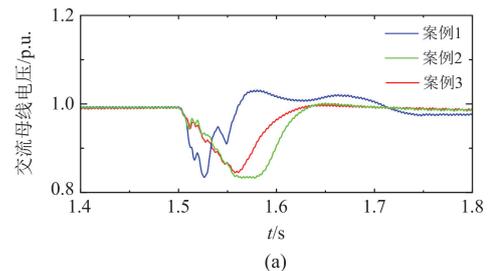


图 9 暂态下系统运行特性对比图(0.7 H)

Fig. 9 Comparison of system operational characteristics under transient state (0.7 H)

严重故障下 3 个案例逆变侧系统运行特性如图 10 所示。



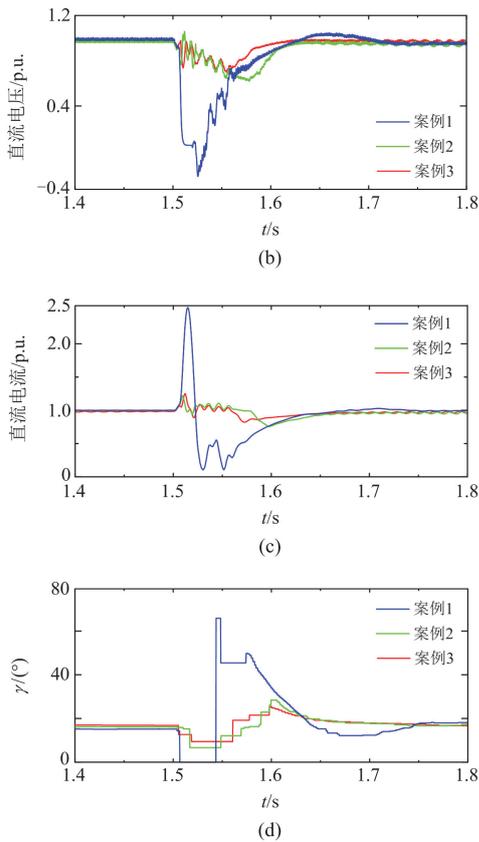


图 10 暂态下系统运行特性对比图(0.3 H)

Fig. 10 Comparison of system operational characteristics under transient state (0.3 H)

由图 10 可知, 在严重故障工况下, 案例 1 发生换相失败( $\gamma \approx 0^\circ$ ), 导致逆变侧交流母线电压骤降至最低 0.83 p.u., 直流电压瞬间归零, 同时直流电流激增至 2.5 p.u.附近, 系统在故障结束后约 0.27 s 恢复。案例 2 发生换相失败( $\gamma \approx 6.7^\circ$ ), 故障后交流母线电压最低达 0.83 p.u., 直流电压最低 0.62 p.u., 直流电流短暂升至 1.2 p.u.后快速下降到最低 0.77 p.u., 电压、电流于最低点附近滞留约 0.04 s。案例 3 成功换相( $\gamma \approx 10^\circ$ ), 交流母线电压最低降至 0.85 p.u., 直流电压最低 0.71 p.u., 直流电流升至 1.2 p.u.后降至最低 0.85 p.u., 系统故障结束后迅速恢复(约 0.1 s)。结果表明, 案例 3 通过有效维持换相裕度, 在故障期间提升了系统关键参数(电压、电流)的稳定性, 增强了系统应对扰动的可靠性。

### 5.2.3 换相失败抑制效果对比

为进一步验证所提拓扑及控制策略的抑制效果, 在逆变侧换流母线处设置不同程度的感性接地故障(0~1 H), 故障发生时刻为 1.500~1.509 s(覆盖半个周期 0.01 s), 故障持续时间为 50 ms, 仿真统计结果如图 11 和图 12 所示。

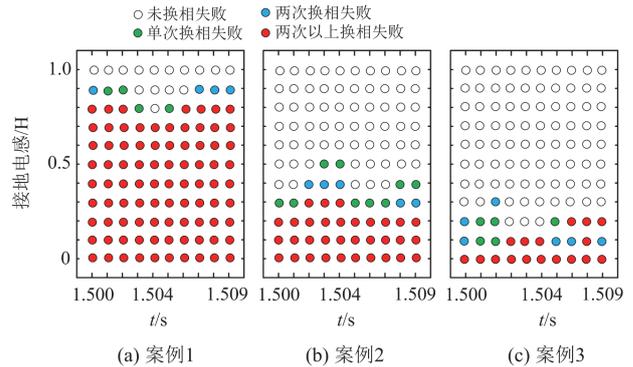


图 11 3 种案例在单相接地故障下换相失败统计图

Fig. 11 Statistics of phase transfer failures under single-phase ground fault for three types of cases

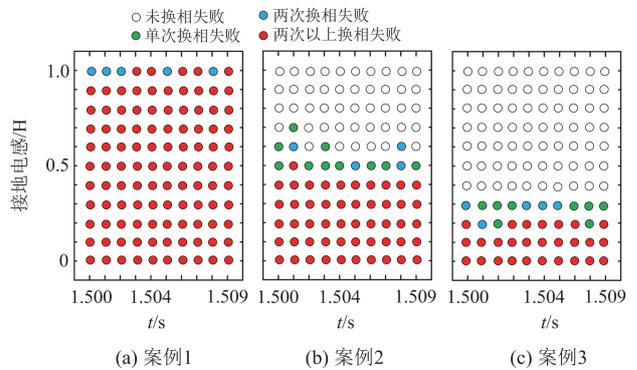


图 12 3 种案例在三相接地故障下换相失败统计图

Fig. 12 Statistics of switching failures in three-phase ground faults for three cases

由图 11 可知, 单相接地故障下, 案例 1 在轻微故障(0.9 H)即发生换相失败, 严重故障( $\leq 0.4$  H)时系统急剧恶化; 案例 2 在轻微故障下抵御能力良好, 但严重故障( $\leq 0.4$  H)时二次及以上 CF 次数陡增; 案例 3 在轻微至严重故障下均展现较强的抵御 CF 能力, 仅在极严重故障(0.1 H)时由单次发展为多次换相失败。

由图 12 可知, 三相接地故障下, 案例 1 在 1 H 时已发生换相失败( $\geq 2$  次); 案例 2 在 0.7 H 起开始发生换相失败, 0.4 H 时严重恶化; 案例 3 在轻微故障下效果显著, 0.3 H 起开始出现单/双次换相失败, 0.2 H 时恶化( $\geq 2$  次)。

综上所述, 基于 CCM 的混合串联换流器及控制策略能够有效提升系统抵御 CF 的能力, 并使系统在故障清除后快速回归稳定运行, 显著缩短了电压波动持续时间, 改善了系统的动态性能。

### 5.3 电容电压及开关器件的电气应力分析

为验证电容及开关器件参数设计的正确性, 在

严重故障下通过仿真分析在其故障期间的电气特性。严重故障下案例 3 电容电压波形及开关器件电气应力如图 13 和图 14 所示。

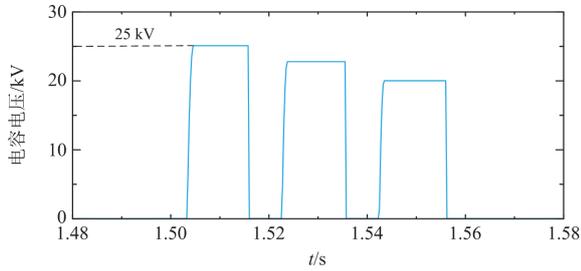
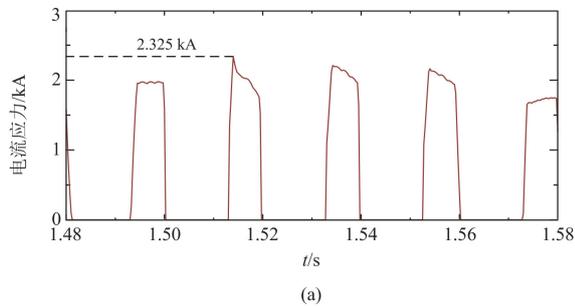
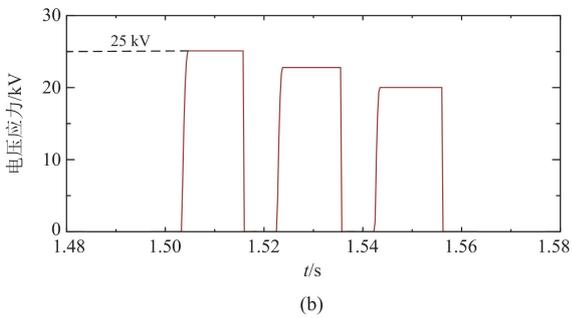


图 13 电容电压波形图

Fig. 13 Capacitance voltage waveforms



(a)



(b)

图 14 开关器件电气应力图

Fig. 14 Electrical stress diagram of a switching device

图 13 表明, CCM 子模块中的电容电压应力最大为 25 kV。由图 14 可知, 案例 3 的开关器件电压应力最大值为 25 kV, 电流应力最大值为 2.325 kA, 满足设计要求, 保证了开关器件可以运行在正常工

作范围内。

#### 5.4 经济技术性对比评估

目前 LCC 拓扑结构改进主要分为增强型电网换流器(enhanced line commutated converter, ELCC)<sup>[31]</sup>、电容换相换流器(capacitor commutated converter, CCC)<sup>[36-37]</sup>和可控电网换相换流器(controllable line commutated converter, CLCC)<sup>[38-39]</sup>。为更好地让工程选择合适的直流输电技术方案, 将本文拓扑与 LCC 及现有 LCC 拓扑改进方案从经济性、抵御 CF 能力(可靠性)、控制灵活性(可控性)、拓扑结构复杂度(简洁性)及场景适用范围 5 个方面进行对比分析, 结果如图 15 所示, 其经济技术对比总结如表 3 所示。

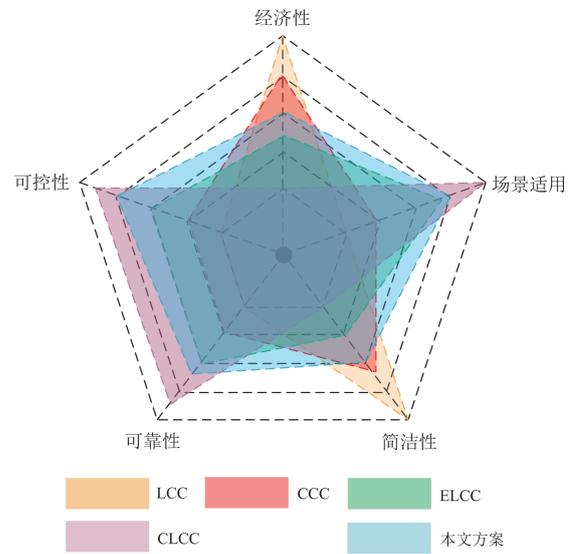


图 15 5 种方案对比图

Fig. 15 Comparison chart of five schemes

根据图 15、表 3 可知, 与传统的 LCC 和其他改进型换流器相比, 本文拓扑在 LCC 技术的基础上, 通过引入有限数量的全控型器件, 在经济性上优于某些纯全控型或更复杂的混合型拓扑, 同时弥补了 LCC 换相失败的固有缺陷, 显著提高了换流器的可控性和故障抵御能力。在新能源比例日益增长的情况下, 为其在高压直流输电系统中的应用提供了新的可能性。

表 3 LCC 换流器拓扑对比

Table 3 Comparison of LCC converter topologies

技术	特点	经济性	可靠性	可控性	简洁性	场景适用
LCC	成本低、技术成熟, 依赖电网换相易发生 CF	最高	最低	最低	最高	最差
CCC	降低了 CF 概率, 但电容会引发过电压	较高	较低	较低	较高	少量
ELCC	能有效防止 CF, 但阀体架构和控制复杂, 成本较高	较低	中等	中等	较低	较广泛
CLCC	可强迫换相, 彻底抵御 CF, 但拓扑和控制非常复杂, 成本高	最低	最高	最高	最低	最广泛
本文拓扑	显著提高抵御 CF 能力, 拓扑结构及控制简单, 成本适中	中等	较高	较高	中等	较广泛

## 6 结论

针对高压直流输电系统 CF 问题, 本文研究了一种混合串联阀拓扑结构并提出相应的动态控制策略。所得结论如下。

1) 通过串联集成全控型器件与晶闸管, 并基于全控器件开关状态设计电容投切电路, 实现了换流阀内电容的实时可控接出。利用全控器件的主动开通与关断能力, 在交流系统发生故障期间, 动态调节并补充换相电压时间面积, 有效提升换流阀的关断裕度, 从而克服传统晶闸管换流阀在换相电压不足时易引发换相失败的固有缺陷。

2) 所提自适应动态关断时序控制策略, 通过实时感知交流系统故障状态, 动态优化全控型器件的关断时序。使混合阀在各类交流扰动(交流电压从轻度到深度跌落及不对称故障)下, 均能维持最优电容投切与换相裕度, 增强了换流阀在极端或非典型故障下的稳定换相能力, 从而系统性提升 HVDC 的稳定性与可靠性。

本文所提出的混合换流阀拓扑结构及其控制策略虽然提高了系统抵御 CF 的能力, 但尚未达到完全消除 CF 的理想目标。因此, 进一步深入挖掘该拓扑结构的潜力、优化关键参数设计是未来研究的重点方向。

### 参考文献

[1] 周孝信, 赵强, 张玉琼, 等. “双碳”目标下我国能源电力系统发展趋势分析: 绿电替代与绿氢替代[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(17): 6707-6721.  
ZHOU Xiaoxin, ZHAO Qiang, ZHANG Yuqiong, et al. Analysis of the development trend of China's energy and power system under the dual carbon target: green electricity substitution and green hydrogen substitution[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(17): 6707-6721.

[2] 李惠玲. 新型电力系统背景下西部送端直流电网及系统运行特性[J]. 中国电力, 2023, 56(8): 166-174.  
LI Huiling. Sending-terminal DC power grid in Western China and its operation characteristics in the context of new power system[J]. Electric Power, 2023, 56(8): 166-174.

[3] 时伟光, 成小胜, 郝成龙, 等. 特高压直流换流变压器分接头自动再同步控制策略[J]. 高压电器, 2024, 60(5): 108-116.  
SHI Weiguang, CHENG Xiaosheng, HAO Chenglong, et al. Automatic re-synchronization control strategy of UHVDC converter transformer taps[J]. High Voltage Apparatus, 2024, 60(5): 108-116.

[4] 宋延涛, 范雪峰, 吴庆范, 等. 基于 MMC 的海上风电

柔性直流送出控制策略研究[J]. 高压电器, 2023, 59(12): 63-74.  
SONG Yantao, FAN Xuefeng, WU Qingfan, et al. Research on flexible DC output control strategy for offshore wind power based on MMC[J]. High Voltage Apparatus, 2023, 59(12): 63-74.

[5] 白牧可, 刘洁, 钱志研, 等. 交直流复杂配电网故障恢复重构的双层多目标优化策略[J]. 智慧电力, 2024, 52(12): 80-87.  
BAI Muke, LIU Jie, QIAN Zhiyan, et al. Bi-level multi-objective optimization strategy for fault recovery and reconstruction of AC/DC complex distribution networks[J]. Smart Power, 2024, 52(12): 80-87.

[6] 周孝信, 陈树勇, 鲁宗相, 等. 能源转型中我国新一代电力系统的技术特征[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(7): 1893-1904.  
ZHOU Xiaoxin, CHEN Shuyong, LU Zongxiang, et al. Technology features of the new generation power system in China[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(7): 1893-1904.

[7] 方正, 汤瑞阳, 何青青, 等. 含频率控制的高比例风电经 LCC-HVDC 外送系统的机电稳定性分析[J]. 智慧电力, 2023, 51(12): 45-52.  
FANG Zheng, TANG Ruiyang, HE Qingqing, et al. Electromechanical stability analysis of sending system through LCC-HVDC with high proportion of frequency controlled wind power[J]. Smart Power, 2023, 51(12): 45-52.

[8] 张建坡, 史茂华, 卢亚军, 等. 换相失败下直流控制参数对送端暂态电压影响机理分析[J]. 智慧电力, 2024, 52(3): 71-79.  
ZHANG Jianpo, SHI Maohua, LU Yajun, et al. Influence mechanism analysis of DC control parameters on transient voltage of sending system under commutation failure condition[J]. Smart Power, 2024, 52(3): 71-79.

[9] 赵晓君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2011.

[10] 张建坡, 柴欣茹, 辛光明, 等. 换相失败场景下构网型风机对送端暂态过电压影响因素分析及抑制策略研究[J]. 智慧电力, 2024, 52(9): 1-8, 17.  
ZHANG Jianpo, CHAI Xinru, XIN Guangming, et al. Influencing factors of GFM-PMSG on sending-end transient overvoltage under commutation failure & its suppression strategies[J]. Smart Power, 2024, 52(9): 1-8, 17.

[11] 李会新, 陈祥文, 金明亮, 等. 常规直流逆变站交流送出线路距离保护适应性分析与对策[J]. 中国电力, 2024, 57(2): 115-126.  
LI Huixin, CHEN Xiangwen, JIN Mingliang, et al. Adaptability analysis and countermeasures for distance

- protection of AC transmission lines connected LCC-HVDC inverter station[J]. *Electric Power*, 2024, 57(2): 115-126.
- [12] 韩璐, 尹纯亚, 戴晨, 等. 高比例新能源送端系统暂态电压运行风险分析[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(1): 23-34.  
HAN Lu, YIN Chunya, DAI Chen, et al. Transient voltage operational risk of a high-proportion new energy sending system[J]. *Power System Protection and Control*, 2024, 52(1): 23-34.
- [13] ZHOU Hongyu, YAO Wei, AI Xiaomeng, et al. Comprehensive review of commutation failure in HVDC transmission systems[J]. *Electric Power Systems Research*, 2022, 205.
- [14] 郑超, 李惠玲, 张鑫, 等. 特高压直流分层馈入系统大扰动层间耦合特性及稳定控制[J]. *中国电机工程学报*, 2019, 39(9): 2670-2681.  
ZHENG Chao, LI Huiling, ZHANG Xin, et al. Study on the dynamic coupling characteristics and stability control strategies for the hierarchical UHVDC and AC hybrid system[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2019, 39(9): 2670-2681.
- [15] 张雨乐, 尹纯亚, 李凤婷, 等. 考虑多馈入系统无功电压特性的同时换相失败评估方法[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(21): 170-187.  
ZHANG Yule, YIN Chunya, LI Fengting, et al. A simultaneous commutation failure assessment method considering reactive power and voltage characteristics in multi-infeed HVDC systems[J]. *Power System Protection and Control*, 2024, 52(21): 170-187.
- [16] 习工伟, 赵兵, 郑帅飞, 等. 新能源基地经特高压交流送出系统输电能力与提升措施[J]. *电力建设*, 2022, 43(7): 131-138.  
XI Gongwei, ZHAO Bing, ZHENG Shuaifei, et al. Transmission capacity and improvement measures of the UHVAC sending system from new energy base[J]. *Electric Power Construction*, 2022, 43(7): 131-138.
- [17] 向红, 冯忠楠, 曹善康, 等. 基于低压限流与静止无功补偿器自适应协同的换相失败抑制策略[J]. *电力系统及其自动化学报*, 2025, 37(5): 21-31.  
XIANG Hong, FENG Zhongnan, CAO Shankang, et al. Commutation failure suppression strategy based on adaptive coordination of voltage dependent current order limiter and static var generator[J]. *Proceedings of the CSU-EPSA*, 2025, 37(5): 21-31.
- [18] 秦艳辉, 尹纯亚, 段青熙, 等. 直流近区系统故障下的暂态电压特性分析及支撑策略研究[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(17): 169-177.  
QIN Yanhui, YIN Chunya, DUAN Qingxi, et al. Research on transient voltage characteristics and support strategy under a fault occurred in the near-zone of HVDC sending system[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(17): 169-177.
- [19] 吴娜, 赵成勇, 许建中. 储能型 STATCOM 的优化电压支撑控制策略[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(1): 145-155.  
WU Na, ZHAO Chengyong, XU Jianzhong. Optimized voltage support control strategy for energy storage STATCOM[J]. *Power System Protection and Control*, 2024, 52(1): 145-155.
- [20] 丁瑞, 邓雪凝, 赵成勇, 等. 改进换相过程的 SLCC 拓扑及控制策略[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(23): 86-94.  
DING Rui, DENG Xuening, ZHAO Chengyong, et al. SLCC topology and control strategy for an improved commutation process[J]. *Power System Protection and Control*, 2024, 52(23): 86-94.
- [21] 汤奕, 顾锐, 戴剑丰, 等. 基于数据-物理融合的直流系统后续换相失败预测方法[J]. *电力建设*, 2021, 42(5): 69-80.  
TANG Yi, GU Rui, DAI Jianfeng, et al. Subsequent commutation failure prediction of HVDC by integrating physical-driven and model-driven methods[J]. *Electric Power Construction*, 2021, 42(5): 69-80.
- [22] YIN Chunya, SU Changsheng. DC current prediction and suppression control strategies for inhibiting commutation failure in LCC-HVDC[J]. *Electric Power Systems Research*, 2023, 220.
- [23] OUYANG Jinxin, PAN Xinyu, YE Junjun, et al. An improved prediction method of subsequent commutation failure of an LCC-HVDC considering sequential control response[J]. *Protection and Control of Modern Power Systems*, 2023, 8(3): 1-11.
- [24] SU Changsheng, YIN Chunya, et al. A novel recovery strategy to suppress subsequent commutation failure in an LCC-based HVDC[J]. *Protection and Control of Modern Power Systems*, 2024, 9(1): 38-51.
- [25] 李宽, 黄强, 吕学宾, 等. 抑制高压直流系统后续换相失败的定关断角控制改进方法[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(6): 109-119.  
LI Kuan, HUANG Qiang, LÜ Xuebin, et al. Enhanced extinction angle control for subsequent commutation failure mitigation in HVDC systems[J]. *Power System Protection and Control*, 2024, 52(6): 109-119.
- [26] 许超群, 余占清, 董昱, 等. 防护直流换相失败的新型换流技术综述与展望[J]. *电网技术*, 2025, 49(4): 1500-1512.  
XU Chaqun, YU Zhancheng, DONG Yu, et al. Research

review and prospect on new commutation technology to prevent direct current commutation failure[J]. Power System Technology, 2025, 49(4): 1500-1512.

[27] GUO Chunyi, YANG Zhizhong, JIANG Bisong, et al. An evolved capacitor-commutated converter embedded with antiparallel thyristors based dual-directional full-bridge module[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(2): 928-937.

[28] 海正刚, 郭春义, 展瑞琦, 等. 兼具换相电压补偿和直流电流抑制能力的电网换相换流器拓扑[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(3): 147-155.  
HAI Zhenggang, GUO Chunyi, ZHAN Ruiqi, et al. Topology of line commutated converter with capability of commutation voltage compensation and DC current suppression[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(3): 147-155.

[29] 郭春义, 海正刚, 刘博, 等. 全桥晶闸管耗能子模块型 LCC 换流器及其协调控制[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(4): 1398-1409.  
GUO Chunyi, HAI Zhenggang, LIU Bo, et al. LCC converter adopting thyristor based energy dissipation full-bridge sub-module and its coordination control[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(4): 1398-1409.

[30] GUO Chunyi, ZHAO Chenwei. Novel thyristor-based module-cascaded converter to eliminate commutation failure for LCC-HVDC application[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2024, 39(6): 3492-3502.

[31] 赵成勇, 展瑞琦, 叶蕴霞, 等. 主动抵御换相失败的增强型电网换相换流器控制策略[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(19): 163-172.  
ZHAO Chengyong, ZHAN Ruiqi, YE Yunxia, et al. Control strategy of enhanced line commutated converter for active resistance to commutation failure[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(19): 163-172.

[32] 展瑞琦, 赵成勇, 海正刚, 等. 基于全控阻容模块的电网换相换流器方案设计及机理分析[J]. 电网技术, 2022, 46(2): 532-540.  
ZHAN Ruiqi, ZHAO Chengyong, HAI Zhenggang, et al. Scheme design and mechanism analysis of line commutation converter based on fully controlled resistance-capacitance module[J]. Power System Technology, 2022, 46(2): 532-540.

[33] 展瑞琦, 叶蕴霞, 夏嘉航, 等. 半控和全控器件串联的耦合关断模型及协调配合策略[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(10): 3949-3962.  
ZHAN Ruiqi, YE Yunxia, XIA Jiahang, et al. Coupled turn-off model and coordination strategy of semi-controlled and fully-controlled devices in series[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(10): 3949-3962.

[34] 朱仁龙, 周小平, 罗安, 等. 基于电压时间换相面积预测的换相失败抑制方法[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(3): 156-163.  
ZHU Renlong, ZHOU Xiaoping, LUO An, et al. Commutation failure mitigation method based on voltage-time commutation area prediction[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(3): 156-163.

[35] 王兆安, 刘进军. 电力电子技术[M]. 北京: 机械工业出版社, 2009.

[36] REEVE J, BARON JA, HANLEY G A. A technical assessment of artificial commutation of HVDC converters with series capacitors[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 2007, 29(10): 1830-1840.

[37] 高凯, 屈海涛, 任茂鑫, 等. 基于可控电压源的高压直流输电换相失败抑制技术[J]. 高压电器, 2023, 59(1): 49-57.  
GAO Kai, QU Haitao, REN Maixin, et al. Commutation failure suppression technology for HVDC transmission based on controlled voltage source[J]. High Voltage Apparatus, 2023, 59(1): 49-57.

[38] 高冲, 贺之渊, 杨俊, 等. 新型可控电网换相换流器拓扑及其控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(5): 1940-1949.  
GAO Chong, HE Zhiyuan, YANG Jun, et al. A novel controllable line commutated converter topology and control strategy[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(5): 1940-1949.

[39] 刘海洋, 孙天甲, 杜焯鑫, 等. 新型可控换相换流阀特征建模与短路特性[J]. 电网与清洁能源, 2024, 40(10): 76-83.  
LIU Haiyang, SUN Tianjia, DU Zhaoxin, et al. The characteristic modeling and short-circuit characteristics of the novel controllable line commutation valve[J]. Power System and Clean Energy, 2024, 40(10): 76-83.

收稿日期: 2025-03-23; 修回日期: 2025-07-30

作者简介:

王敬龙(2000—), 男, 硕士研究生, 研究方向为交直流系统稳定与控制; E-mail: 1756465548@qq.com

尹纯亚(1994—), 男, 通信作者, 博士, 副教授, 研究方向为交直流系统稳定与控制. E-mail: xjdxycy@xju.edu.cn

(编辑 周金梅)