

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.240522

柔性直流电网双端量自适应限流控制策略研究

秦小华¹, 侯俊杰¹, 樊艳芳¹, 宋国兵^{1,2}, 孙瑶¹, 吴小芳³

(1. 新疆大学电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830046; 2. 西安交通大学电气工程学院, 陕西 西安 711049;
3. 国网新疆电力有限公司电力科学研究院, 新疆 乌鲁木齐 830011)

摘要: 柔性直流电网中模块化多电平换流器(modular multilevel converters, MMC)限流控制策略能有效降低对线路保护速动性的要求以及直流断路器(DC circuit breakers, DCCB)的开断容量, 但易造成非故障端功率传输中断, 扩大故障影响范围。为进一步提高其选择性, 提出了一种双端量自适应限流控制策略。首先, 根据限流控制的选择性原则及目的确定 MMC 自适应限流控制策略的启动范围。其次, 根据限流启动范围内、外线路两端的初始电流行波极性确定故障区域, 实现自适应限流控制策略的选择性启动, 并根据故障后线路电压的跌落程度自适应地重构直流阻抗, 抑制故障电流。最后, 形成自适应限流控制、故障区域识别与故障隔离三者紧密融合的整体方案。仿真结果表明, 所提自适应限流控制策略在降低 DCCB 技术需求的同时具有良好的选择性, 并对故障类型、过渡电阻和噪声均有一定的适应性。

关键词: 柔性直流电网; 限流策略; 自适应; 双端; 故障识别

Research on two-terminal adaptive current limiting control strategy for flexible HVDC grids

QIN Xiaohua¹, HOU Junjie¹, FAN Yanfang¹, SONG Guobing^{1,2}, SUN Yao¹, WU Xiaofang³

(1. School of Electrical Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830046, China; 2. School of Electrical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 711049, China; 3. Electric Power Research Institute of State Grid Xinjiang Electric Power Co., Ltd., Urumqi 830011, China)

Abstract: The current limiting control strategy for modular multilevel converters (MMC) in flexible HVDC power grids can effectively reduce the requirements for line protection speed and the breaking capacity of DC circuit breakers (DCCB). However, it may cause power transmission interruption at the non-fault terminals, thus expanding the fault impact area. To further improve its selectivity, a two-terminal adaptive current limiting control (ACLCL) strategy is proposed. First, the starting range of the ACLCL for MMC based on the selectivity principle and purpose of current limiting control is determined. Then, based on the initial current traveling wave polarity at both ends of the line within and outside the current limiting starting range, the fault area is identified, allowing the selective activation of the ACLCL strategy. Additionally, the DC impedance is adaptively reconstructed based on the degree of voltage drop in the line after fault to suppress the fault current. Finally, an integrated scheme is formed by closing combining ACLCL, fault area identification, and fault isolation. Simulation results show that the proposed ACLCL strategy has good selectivity, reduces DCCB technical requirements, and exhibits certain degree of adaptability to fault types, fault resistance, and noise.

This work is supported by the National Key Research and Development Program of China (No. 2021YFB1507000).

Key words: flexible HVDC power grid; current limiting strategy; adaptability; two-terminal; fault identification

0 引言

随着化石燃料的逐渐枯竭, 各国开始调整能源

基金项目: 国家重点研发计划项目资助(2021YFB1507000); 国家自然科学基金项目资助(52442705); 新疆维吾尔自治区自然科学基金项目资助(2022D01C662); “天池英才”引进计划项目资助; 新疆维吾尔自治区研究生科研创新项目资助(XJ2024G045)

结构, 大规模发展可再生能源^[1]。柔性直流输电在远离电网的大规模风、光能源的集中并网技术上具有显著优势, 也是未来电网技术发展的趋势^[2-3]。然而直流系统阻尼小、惯量低等特征会使得故障后电流上升速度快、峰值高^[4]。因此, 有必要快速并有选择性地隔离故障以保证直流电网的可靠运行。目前, 高压直流电网多采用直流断路器(DC circuit breaker, DCCB)隔离直流侧故障^[5-6]。然而, DCCB的开断能力与造价成正比。对于无故障自清除能力

的换流器而言对 DCCB 的技术需求就更高,在实际工程中 DCCB 的成本是换流阀总成本的 $2/3$ ^[7],若能通过限流措施抑制故障电流可有效降低 DCCB 的成本并为故障识别争取时间^[8-9]。

根据限流机理的差异性,直流故障的限流方案可分为设备层面和控制层面两类^[7]。在设备层面通过在系统中增加故障限流器^[10]、改变直流断路器和换流器的拓扑结构实现故障电流的抑制^[11-12]。上述限流方案虽能有效限制故障电流,但限流设备常按照最严重故障进行配置,成本较高,且未考虑与故障严重程度匹配,可能会导致故障电流过抑制,增加保护拒动的风险^[13]。因此,文献[14]通过在控制层面改变模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)控制实现与故障严重程度相匹配的自适应限流控制策略,主要可分为改进外环电压控制和改善桥臂电压控制两类技术方案。改进外环电压控制方案是根据故障后直流电流、电压等测量电量变化特性,自适应地调制外环电压参考值指令实现故障限流,如文献[15]根据故障后直流电流的变化特性改变外环参考值,将阻抗特征映射至控制中实现故障限流;文献[16]令直流电压指令值自适应地跟踪直流线路的最低电压,提高了 MMC 的故障限流能力。改善桥臂电压控制方案是利用调制比、直流电流、电压等典型故障特征量,根据故障情况对调制模块中桥臂电压的参考值进行自适应地修正实现故障限流,如文献[17-19]根据故障后电压、电流的变化情况实时调整桥臂电压参考值实现自适应故障限流。

目前基于改进 MMC 控制实现的自适应限流控制策略研究多关注故障电流的抑制效果,忽视了设置启动条件的合理性,其中启动判据主要用于检测电流变化率和电压跌落,但由于设定启动阈值不明确、灵敏度较高或未考虑噪声等影响因素,导致自适应限流控制策略无法满足选择性要求,对系统造成不利影响。如文献[17]限流启动判据阈值设定不明确;文献[7,19]中限流启动阈值设置过于灵敏,这会使得故障后故障影响范围扩大,导致非故障端功率传输中断^[13],因此其选择性还有待进一步提高。且限流控制策略与故障识别的配合主要侧重于通过优化限流控制策略为故障识别创造有利条件。如文献[20-21]分析了限流控制策略对故障行波的影响,并提出了相应的保护原理。然而,故障识别的思想也可以为限流控制提供有利的信息,解决目前限流控制启动判据存在的问题。文献[15, 22-23]均是根据直流线路的电气量构建限流控制策略,若能有效地利用线路电气量信息确定故障区域,可使得限流策

略的选择性得到提升。

针对上述问题,本文首先划分了自适应限流控制策略启动范围,分析了 MMC 限流启动范围内、外线路两端初始电流行波的极性特征,在此基础上构成自适应限流控制策略的双端量启动判据,提高其选择性;在限流启动后,根据直流线路电压的跌落程度重构直流阻抗的高频成分,自适应地抑制故障电流,并与 DCCB 相配合隔离故障;最后在基于半桥型 MMC 的四端直流电网中验证了所提自适应限流控制策略的选择性、限流能力以及对故障类型、过渡电阻和噪声的适应性。

1 双端量自适应限流控制策略的实现思路

柔性直流电网故障限流控制需满足的基本原则为选择性、速动性、经济性和快速恢复性^[24]。目前基于改进 MMC 控制策略实现故障电流抑制方法的选择性较差,需进一步提升;考虑到限流控制策略的主要作用是降低 DCCB 的开断电流,因此,对 MMC 限流控制的启动范围说明如下。

为满足限流控制的选择性要求,当线路故障时,仅故障线路两端的 MMC 启动限流控制。当母线故障时,与故障母线相连的 MMC 进入闭锁状态,相邻 MMC 启动限流控制,降低需要动作的 DCCB 的开断电流。以 MMC1 为例,其限流控制启动范围如图 1 中的区域 A 所示。

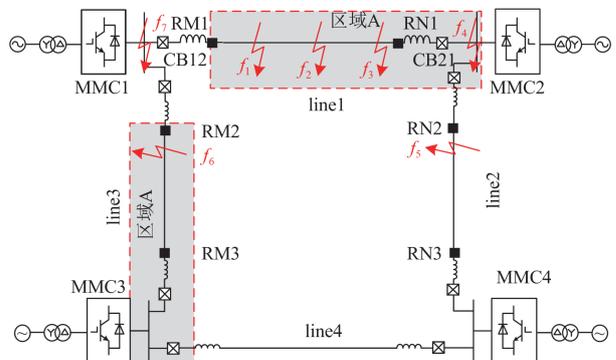


图 1 MMC1 限流控制的启动范围

Fig. 1 Startup range of current limiting control for MMC1

仅当故障位于 MMC 限流启动范围内时启动限流控制可满足选择性原则和减小 DCCB 开断电流的目的,因此需根据故障区域来决定是否启动限流控制。由上述分析可知通过合理利用线路电气量识别故障区域可为限流控制提供启动依据,但考虑到 MMC 附加限流控制策略后系统的直流边界效应会减弱,利用线路单端电气量可快速识别故障区域保证其快速性,但无法满足选择性要求。因此,为提

高限流控制的选择性, 本文首先利用线路双端量识别故障区域作为自适应限流控制策略的启动依据。

其次, 以半桥型 MMC 为研究对象, 故障过程中根据线路电压自适应地构成系数 K_M , 通过将桥臂电压参考值乘以 K_M 实现对故障电流的抑制^[19], K_M 的取值范围为 $[0.2, 1]$ ^[7], 自适应限流控制策略原理如图 2 所示。MMC 的基本控制为双闭环矢量控制与环流抑制控制(circulating current suppression control, CCSC)。

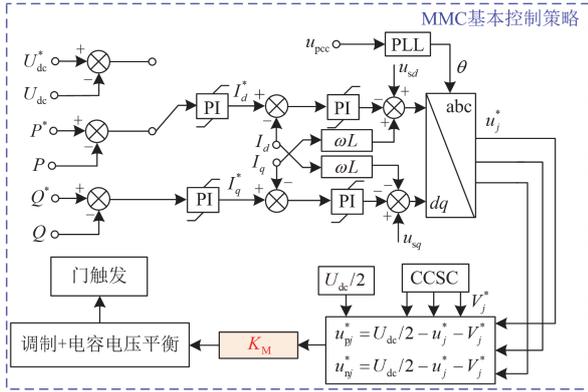


图 2 自适应限流控制策略原理图

Fig. 2 Schematic diagram of adaptive current limiting control strategy

图 2 中: U_{dc} 和 U_{dc}^* 分别为直电压和直流电压参考值; P 和 P^* 分别为有功功率和有功功率参考值; Q 和 Q^* 分别为无功功率和无功功率参考值; I_d 和 I_d^* 分别为 d 轴电流内环系统实测值和参考值; I_q 和 I_q^* 分别为 q 轴电流内环系统实测值和参考值; u_{sd} 和 u_{sq} 分别为 d 、 q 轴电压; u_{pv}^* 和 u_{nq}^* 分别为 MMC 上、下桥臂参考电压; u_j^* 为交流输出电压参考值; 下标 j 分别表示 a、b、c 相; V_j^* 为环流抑制控制得出的调制电压。 K_M 如式(1)所示。

$$K_M = \left(1 - \frac{U_{dcn} - \min(U_{line})}{U_{dcn}} \right) G(s) \quad t_s < t < t_b \quad (1)$$

式中: U_{line} 为直流线路电压; U_{dcn} 为直流额定电压; $G(s)$ 为限流环节中的函数, 其目的是为了改变 MMC 直流阻抗的高频成分; t_s 为自适应限流控制策略启动时间; t_b 为故障隔离时间。本文所提出的自适应限流控制策略时序图如图 3 所示。

故障发生后 MMC 进行自适应限流控制策略的启动判定, 符合启动判据后进行有选择性地抑制故障电流, 避免扩大故障影响范围, 当故障清除后

MMC 退出限流控制, 恢复正常运行控制模式。

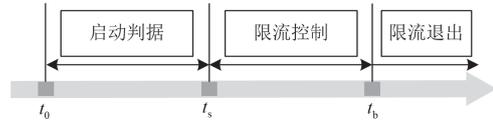


图 3 自适应限流控制策略时序图

Fig. 3 Sequence diagram of adaptive current limiting control strategy

2 双端量自适应限流控制策略设计

2.1 自适应限流控制策略双端量启动判据

已知 MMC 限流启动范围, 在此基础上充分利用线路两端的电气量可满足自适应限流控制策略选择性要求, 线路电气量的测量方式如图 4 所示^[23]。

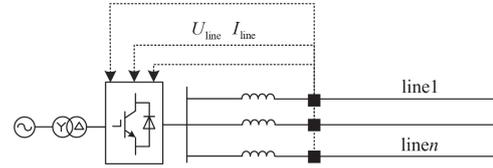


图 4 线路电压、电流测量方式

Fig. 4 Measurement methods for line voltage and current

图 4 中: U_{line} 、 I_{line} 分别为直流线路保护安装处测得的电压、电流; $line_n$ 为直流线路。

2.1.1 限流启动范围内初始电流行波极性分析

以 MMC1 为例, 在限流启动范围的故障位置可分为线路故障和母线故障, 对其展开如下分析。

1) 线路故障

输电线路故障后正、负极线路之间会存在耦合, 可通过式(2)消除其耦合的影响。

$$\begin{bmatrix} F_0 \\ F_1 \end{bmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2}} \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ 1 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_p \\ F_n \end{bmatrix} \quad (2)$$

式中: F 为电压或电流; 下标 1 和 0 分别表示线模分量和零模分量; 下标 p 和 n 分别表示正、负极。由于线模分量色散程度小, 较为稳定, 因此本文以线模分量展开分析。以单极接地故障为例, 当限流启动范围内的线路故障时, 其彼得逊等效电路如图 5 所示。

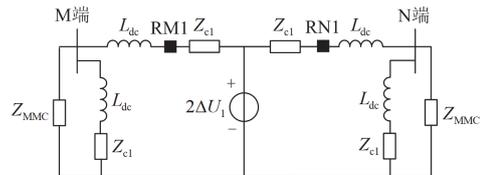


图 5 线路区内故障时的彼得逊等效电路

Fig. 5 Peterson equivalent circuit during an internal fault of the line

图 5 中: ΔU_1 为向线路两端传输的线模电压行波; L_{dc} 为限流电抗器; Z_{c1} 为线路线模阻抗; Z_{MMC} 为 MMC 等效阻抗。当输电线路发生故障时, 故障行波从故障点向线路两端传播并发生折、反射。故障电压行波折射系数 α_u 、反射系数 β_u 如式(3)所示^[25]。

$$\begin{cases} \alpha_u(s) = \frac{2(sL_{dc} + Z_{c1})//Z_{MMC}}{(sL_{dc} + Z_{c1})//Z_{MMC} + (sL_{dc} + Z_{c1})} \\ \beta_u(s) = \frac{(sL_{dc} + Z_{c1})//Z_{MMC} - (sL_{dc} + Z_{c1})}{(sL_{dc} + Z_{c1})//Z_{MMC} + (sL_{dc} + Z_{c1})} \end{cases} \quad (3)$$

式中, s 为复频域变量。

故障电流行波反射系数 β_i 大小与 β_u 相同, 但符号相反; 其次, 根据行波折、反射系数关系可知, 故障电流行波折射系数 $\alpha_i = 1 + \beta_i$ ^[25]。

当线路发生故障时, 电流行波的折、反射过程如图 6 所示。

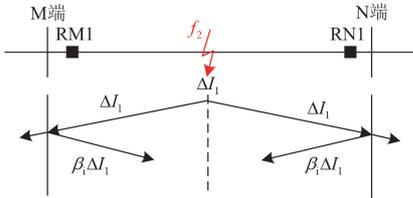


图 6 线路区内故障电流行波折反射过程图

Fig. 6 Process diagram of fault current traveling wave refraction and reflection during an internal fault of the line

图 6 中, ΔI_1 为故障点的电流行波, 其表达式为

$$\Delta I_1 = \frac{-\sqrt{2}U_f}{Z_{c1} + Z_{c0} + 4R_f} < 0 \quad (4)$$

式中: R_f 为过渡电阻; Z_{c0} 为线路零模阻抗; U_f 为系统正常运行时故障点的电压。RM1 处测得的初始电流行波频域表达式为

$$\Delta I_{RM1}(s) = (\beta_1 - 1)\Delta I_1 = \left(\frac{(sL_{dc} + Z_{c1}) - (sL_{dc} + Z_{c1})//Z_{MMC}}{(sL_{dc} + Z_{c1})//Z_{MMC} + (sL_{dc} + Z_{c1})} - 1 \right) \frac{\Delta I_1}{s} \quad (5)$$

MMC 等效电阻远小于线路阻抗可忽略不计^[26], 即将 $Z_{MMC} = sL_{eq} + 1/sC_{eq}$ 代入式(5)可得

$$\Delta I_{RM1}(s) = \frac{\Delta I_1}{s} \frac{\left[(2L_{eq}L_{dc}s^3 - 2L_{eq}Z_{c1}s^2 - (2L_{dc}/C_{eq})s - (2Z_{c1}/C_{eq})) \right]}{\left[(L_{dc}^2 + 2L_{eq}L_{dc})s^3 + (2L_{dc}Z_{c1} + 2L_{eq}Z_{c1})s^2 + (2L_{dc}/C_{eq} + Z_{c1}^2)s + (2Z_{c1}/C_{eq}) \right]} \quad (6)$$

式中, L_{eq} 、 C_{eq} 分别为 Z_{MMC} 的等效电感、等效电容。

与低频分量相比, 故障点处行波的高频分量振

幅相对较小, 并且高频分量沿线传播过程中衰减明显。因此, 到达输电线路的故障行波主要包括中低频分量, 则在直流输电线路故障行波分析中如式(7)形式可一阶劳斯近似为式(8)^[27]。

$$H(s) = \frac{b_1s^{n-1} + b_2s^{n-2} + \dots + b_n}{a_0s^n + a_1s^{n-1} + \dots + a_n} \quad (7)$$

$$H(s) = \frac{1}{s} \left(\frac{b_n/a_{n-1}}{s + a_n/a_{n-1}} \right) \quad (8)$$

则式(6)可近似处理为式(9)。

$$\Delta I_{RM1}(s) = -\frac{\Delta I_1}{s} \left(\frac{2Z_{c1}/(Z_{c1}^2C_{eq} + 2L_{dc})}{s + 2Z_{c1}/(Z_{c1}^2C_{eq} + 2L_{dc})} \right) \quad (9)$$

进行拉普拉斯逆变换可得其时域表达式为

$$\Delta I_{RM1}(t) = -\Delta I_1(1 - e^{-(2Z_{c1}/(Z_{c1}^2C_{eq} + 2L_{dc}))t}) > 0 \quad (10)$$

N 端 RN1 处的初始电流行波 ΔI_{RN1} 推导过程与 M 端 RM1 处相同, 其时域表达式与式(10)一致。 ΔI_{RM1} 和 ΔI_{RN1} 时域波形如图 7 所示。

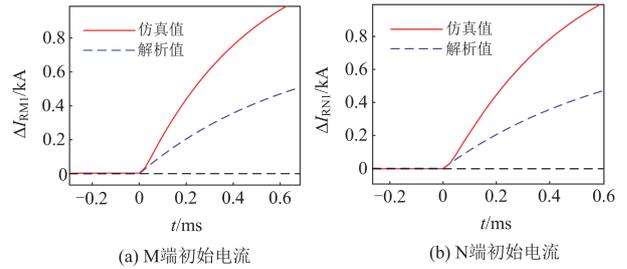


图 7 M 端、N 端初始电流行波

Fig. 7 Initial current traveling wave of M-end and N-end

由图 7 可知, 当线路区内故障时线路两端初始电流行波幅值均大于 0, 由于近似处理其解析值与仿真值存在一定差异, 但极性特征与仿真值一致。

2) 母线故障

当母线故障后, 与之相连的 MMC 会立即进入闭锁状态并向相邻 MMC 发送闭锁信号, 当相邻 MMC 收到闭锁信号后判定为相邻母线发生故障。

2.1.2 限流启动范围外初始电流行波极性分析

当限流启动范围外发生单极接地故障时, 电流行波的折、反射过程如图 8 所示。

由图 8 可知, RN1 处测得的初始电流行波频域表达式为

$$\Delta I_{RN1}(s) = \alpha_1 \frac{\Delta I_1}{s} = \left(\frac{(sL_{dc} + Z_{c1}) - (sL_{dc} + Z_{c1})//Z_{MMC}}{(sL_{dc} + Z_{c1})//Z_{MMC} + (sL_{dc} + Z_{c1})} + 1 \right) \frac{\Delta I_1}{s} \quad (11)$$

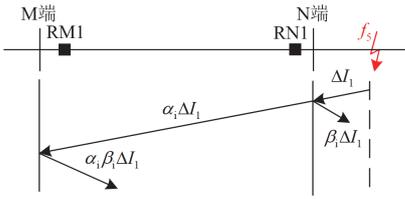


图 8 限流启动范围外故障电流行波折反射过程图

Fig. 8 Process diagram of fault current traveling wave refraction and reflection outside current limiting starting range

原理同上, 根据一阶劳斯近似可得

$$\Delta I_{RN1}(s) = \frac{\Delta I_1}{s} \left(\frac{2Z_{cl} / (Z_{cl}^2 C_{eq} + 2L_{dc})}{s + (2Z_{cl} / Z_{cl}^2 C_{eq} + 2L_{dc})} \right) \quad (12)$$

进行拉普拉斯逆变换可得其时域表达式为

$$\Delta I_{RN1}(t) = \Delta I_1 \left(1 - e^{-(2Z_{cl} / (Z_{cl}^2 C_{eq} + 2L_{dc}))t} \right) < 0 \quad (13)$$

同理, 由图 8 可知 M 端 RM1 处测得的初始电流行波频域表达式为

$$\Delta I_{RM1}(s) = \alpha_i \beta_i \frac{\Delta I_1}{s} = \frac{\Delta I_1 [(2sL_{dc} + 2Z_{cl})(sL_{dc} + Z_{cl}) - (sL_{dc} + Z_{cl}) // Z_{MMC}]}{s [(sL_{dc} + Z_{cl}) // Z_{MMC} + (sL_{dc} + Z_{cl})]^2} \quad (14)$$

根据一阶劳斯近似可得

$$\Delta I_{RM1}(s) = \frac{\Delta I_1}{s} \left(\frac{-4Z_{cl}^2 / (4Z_{cl}^2 L_{dc} + 8L_{dc} Z_{cl})}{s + 3Z_{cl}^2 / (4Z_{cl}^2 L_{dc} + 8L_{dc} Z_{cl})} \right) \quad (15)$$

进行拉普拉斯逆变换可得其时域表达式为

$$\Delta I_{RM1}(t) = -\frac{4}{3} \Delta I_1 \left(1 - e^{-(3Z_{cl}^2 / (4Z_{cl}^2 L_{dc} + 8L_{dc} Z_{cl}))t} \right) > 0 \quad (16)$$

根据式(13)和式(16)可得, 故障位于限流启动范围外时线路两端的初始电流行波波形如图 9 所示。

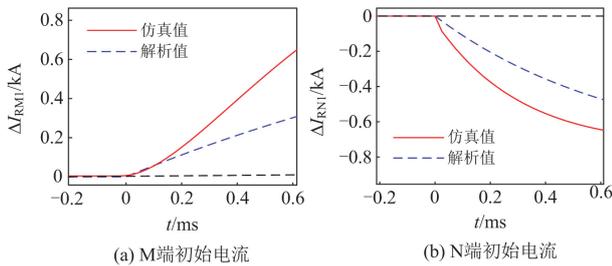


图 9 M 端和 N 端初始电流行波

Fig. 9 Initial current traveling wave of M-end and N-end

由图 9 可知, 当故障位于限流启动范围外时线路两端初始电流行波极性相反。

综上, 对于线路测点而言, 当发生正向故障时本端测点的初始电流行波极性为正; 当发生反向故障时本端测点的初始电流行波极性为负。因此, 利

用线路两端的初始电流行波极性特征可为自适应限流控制提供启动判据。为增强初始电流行波的极性特征, 对线路两端初始电流行波进行积分运算分别为 E_{RM1} 和 E_{RN1} , 如式(17)所示。

$$\begin{cases} E_{RM1} = \sum_{n=1}^N \int_{t_{k-1}}^{t_k} \Delta I_{RM1}(n) dt > 0 \text{ 正向故障} \\ E_{RN1} = \sum_{n=1}^N \int_{t_{k-1}}^{t_k} \Delta I_{RN1}(n) dt > 0 \text{ 正向故障} \end{cases} \quad (17)$$

式中: N 表示时间窗内采样点总数; n 为采样点。利用符号函数表示其极性特征, 则启动判据为

$$\text{sgn}(E_{RM1}) \times \text{sgn}(E_{RN1}) > 0 \quad (18)$$

当故障后 MMC 根据与其相连的线路测点信息判断初始电流行波极性, 向对端发送逻辑信号, 根据故障区域启动自适应限流控制。此外, 为防止正、负极间耦合导致与非故障线路相连的 MMC 误启动限流控制, 设置如式(19)所示的选极判据。

$$\begin{cases} M > M_{set} & \text{正极接地故障} \\ M_{set}^{-1} \leq M \leq M_{set} & \text{极间故障} \\ M < M_{set}^{-1} & \text{负极接地故障} \end{cases} \quad (19)$$

$$M = \left(\sum_{n=1}^N |\Delta i_p(n)| \right) / \left(\sum_{n=1}^N |\Delta i_n(n)| \right) \quad (20)$$

式中: M 为选极因子; M_{set} 为选极整定值, 本文取 1.5; Δi_p 、 Δi_n 分别为线路测点的正、负极电流故障分量。

综上, 若 MMC 根据线路测点信息满足式(18)与式(19)时启动自适应限流控制; 若接收到相邻 MMC 的闭锁信号时还需启动自适应限流控制。该限流控制启动判据基于线路两端初始电流行波极性特征, 理论上不受直流边界元件的影响。

2.2 自适应限流控制策略

当系统直流侧发生故障后, 故障回路等效图如图 10 所示。图 10 中, L_{arm} 、 R_{arm} 分别表示 MMC 桥臂的电感、电阻; C_{SM} 为子模块电容; N_{SM} 为 MMC 子模块数量; $L_{eq1} = 2L_{arm}/3 + L_{dc}$ 、 $R_{eq1} = 2R_{arm}/3 + R_f$ 、 $C_{eq1} = 6C_{SM}/N_{SM}$ 分别为直流侧故障等效电路中的等效电感、电阻和电容。

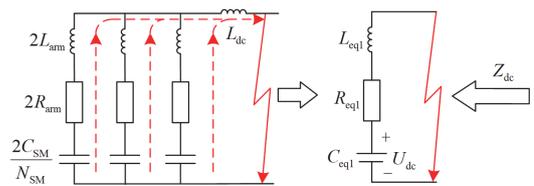


图 10 直流侧故障等效电路图

Fig. 10 Equivalent circuit diagram on the DC side fault

限流控制作用后直流阻抗 Z_{dc} 可等效为

$$Z_{dc} = sL_{eq1} + R_{eq1} + K_M / (sC_{eq1}) \quad (21)$$

式(21)可改写为式(22)。

$$Z_{dc1} = (sL_{eq1} + R_{eq1}) / K_M + 1 / (sC_{eq1}) \quad (22)$$

由式(21)和式(22)可知, 限流控制策略作用后改变了直流阻抗, 即改变了直流阻抗的高频部分。时域信号初始阶段主要受其高频部分的影响^[28], 因此, 增大直流阻抗的高频成分可限制故障电流^[29]。本文在 K_M 中引入函数 $G(s) = G_1 / (1 + T_a s)$ 来增大直流阻抗的高频成分, 其中 G_1 为函数增益, T_a 为时间常数。当 K_M 中加入 $G(s)$ 函数后, 直流阻抗 $Z_{dc1} = (sL_{eq1} + R_{eq1}) / K_M (G(s) + 1) / (sC_{eq1})$, 如图 11 所示。

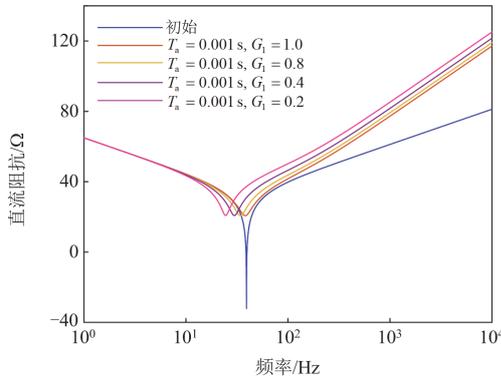


图 11 直流阻抗
Fig. 11 DC impedance

由图 11 可知, 在 K_M 中增加函数 $G(s)$ 后能改变直流阻抗的高频部分, 且 G_1 与高频阻抗幅值呈现负相关特性, 基于此特性可设计根据故障严重程度自适应改变直流阻抗高频特性的自适应限流控制策略, 则 K_M 如式(23)所示。

$$K_M = \left(1 - \frac{U_{dcn} - \min(|U_{line}|)}{U_{dcn}} \right) G(s) \quad t_s < t < t_b \quad (23)$$

直流故障发生后, 线路电压随之跌落, 函数增益减小, 直流阻抗高频幅值随之增加, 抑制故障电流, 则自适应限流控制框图如图 12 所示。

2.3 自适应限流控制策略参数分析

根据式(23)可知, K_M 与参数 T_a 、 G_1 直接相关, 为分析参数与故障限流能力的关系, 在系统中进行仿真验证。

根据函数 $G(s)$ 可知, 时间常数 T_a 决定着 K_M 对输入量的响应速度, 可将故障初期电压跌落趋势近似简化为单位阶跃函数 $-u(t)$, 根据 K_M 对输入量的响应速度及限流控制的作用时间确定 T_a 的取值范围, 在此范围下对两个参数进行研究。在单位阶跃

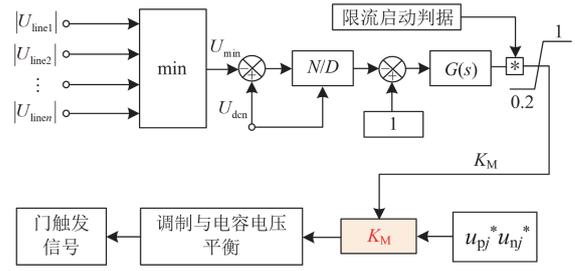


图 12 自适应限流控制框图

Fig. 12 Block diagram of adaptive current limiting control

函数输入下的 K_M 如式(24)所示。

$$K_M(s) = -\frac{G_1}{s(1 + T_a s)} \quad (24)$$

对式(24)进行拉普拉斯逆变换可得其时域表达式为

$$K_M(t) = -G_1(1 - e^{-t/T_a}) \quad (25)$$

由于目前仅考虑 K_M 输出的响应速度, 且它只与 T_a 有关, 可令式(25)中 $G_1 = 1$, 此时 K_M 为一阶系统的阶跃响应, K_M 输出如图 13 所示。

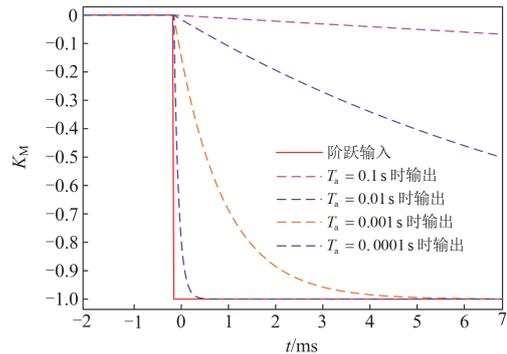


图 13 $-u(t)$ 输入下 K_M 的变化情况

Fig. 13 Variation of K_M with the input of $-u(t)$

由式(25)和图 13 可知, T_a 决定着 K_M 对输入量的响应速度, 并根据式(25)和一阶系统阶跃响应的定义可知, 当时间 $t = 4T_a$ 时其输出达到稳定状态。考虑到故障限流的根本目的为降低 DCCB 的技术需求, 其作用时间约为故障后的 7 ms(故障检测时间 3 ms, DCCB 开断时间 4 ms)内, 因此 K_M 至少要在 7 ms 内快速响应并达到稳定值, 即 $4T_a < 7 \text{ ms}$, T_a 取值不大于 0.002 s。

根据上述 T_a 的取值范围, 初步选择其值为 0.001 s 时对 G_1 取值进行研究, 当 G_1 取不同值时, 故障电流的变化情况如图 14 所示。

由图 14 可知, 当 T_a 为定值时, 随着 G_1 的减小限流效果随之增强, 当 G_1 小于 0.9 后故障电流不再

发生明显变化。 G_1 减小相当于进一步减小了故障电压的反馈值, 函数增益随之减小, 加强了故障电流抑制效果。然而, G_1 过小会导致 K_M 对故障电压的反馈偏低, 限流控制适应性减弱, 因此, G_1 宜选取为 0.9。

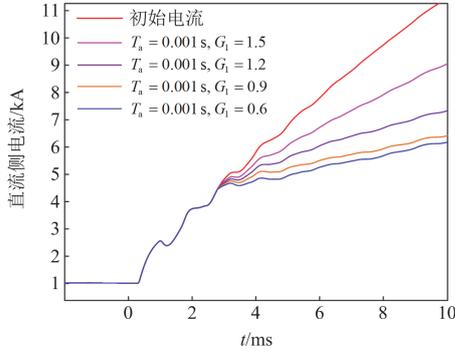


图 14 G_1 对自适应限流控制效果的影响

Fig. 14 Influence of G_1 on the effectiveness of adaptive current limiting control

当 G_1 为定值 0.9 时, T_a 与故障电流的变化情况如图 15 所示。

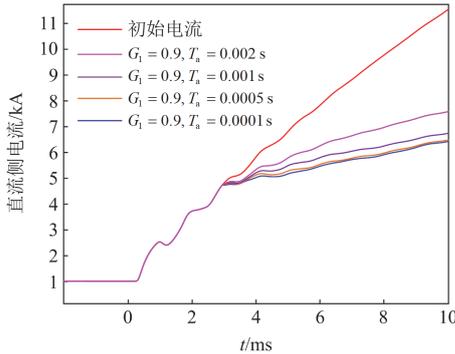


图 15 T_a 对自适应限流控制效果的影响

Fig. 15 Influence of T_a on the effectiveness of adaptive current limiting control

由图 15 可知, 当 G_1 为定值时, 随着 T_a 的减小, 其对故障电流的抑制随之增强。当 T_a 减小至 0.0005 s 后其限流效果不再发生明显变化。随着 T_a 的减小传递函数 $G(s)$ 对故障电压的响应速度也随之增加, 加快了对故障电压的跟踪速度, 故障电流抑制效果随之增强。然而, 响应速度过快会使得 K_M 波动较大, 因此, T_a 不宜过小, T_a 宜选取为 0.0005 s。

3 自适应限流控制策略性能特性分析

3.1 直流侧电流分析

考虑到电容器放电时间短且电压变化不大,

U_{dc} 可视为恒压源^[22], 根据图 10 和基尔霍夫电压定律可得

$$L_{eq1} \frac{di_{dc}}{dt} + R_{eq1} i_{dc} = U_{dc} \quad (26)$$

故障发生时间为 t_0 , 故障前电流为 I_{dc} , 则限流前直流侧的故障电流如式(27)所示。

$$i_{dc} = \left(I_{dc} - \frac{U_{dc}}{R_{eq1}} \right) e^{-\frac{R_{eq1}(t-t_0)}{L_{eq1}}} + \frac{U_{dc}}{R_{eq1}} \quad (27)$$

限流控制后, 电压变为原来的 K_M 倍, 如式(28)所示。

$$U'_{dc} = K_M U_{dc} \quad (28)$$

当响应速度满足时, 函数增益为影响 K_M 的主要因素, 因此, 在性能分析中只近似考虑 K_M 的增益部分。自适应限流控制启动时间为 t_s , 根据式(26)式(28)可得直流侧故障电流如式(29)所示。

$$i'_{dc} = \left(i_{dc}(t_s) - \frac{G_1 \min(|U_{line}|)}{R_{eq1}} \right) e^{-\frac{R_{eq1}(t-t_s)}{L_{eq1}}} + \frac{G_1 \min(|U_{line}|)}{R_{eq1}} \quad (29)$$

设故障时刻 $t_0 = 0$, 自适应限流控制启动时刻 $t_s = 3$ ms, 根据式(27)和式(29)可得其限流后直流侧电流波形如图 16 所示。

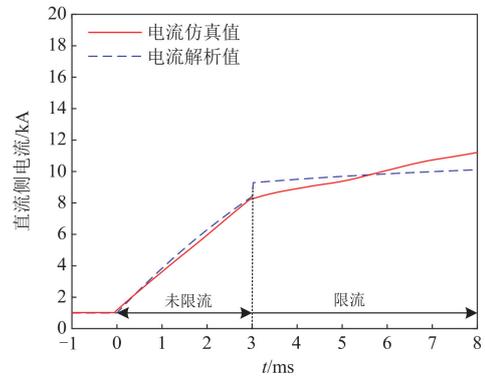


图 16 限流前、后直流侧故障电流

Fig. 16 DC side fault current before and after current limiting

由图 16 可知, 自适应限流控制策略与故障电流映射关系基本符合式(29)。此外, 从图 16 中可知, 自适应限流控制策略启动后可有效抑制故障电流。

3.2 交流侧电流及桥臂电流分析

故障后 MMC 交流侧等效电路如图 17 所示。图中: u_{sj} 和 u_j 分别为电网电压和 MMC 交流输出电压; L_s 和 R_s 为交流系统的电感和电阻。 u_{sj} 和 u_j 可表示为式(30)。

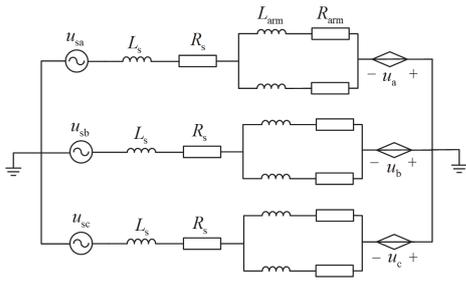


图 17 交流侧等效电路图

Fig. 17 Equivalent circuit diagram on the AC side

$$\begin{cases} u_{sj} = U_{sj} \cos(\omega t + \theta_j) \\ u_j = \frac{1}{2}(u_{pj}^* - u_{nj}^*) = U_j \cos(\omega t + \psi_j) \end{cases} \quad (30)$$

式中： U_{sj} 和 U_j 分别为 u_{sj} 和 u_j 的幅值； θ_j 和 ψ_j 分别为 u_{sj} 和 u_j 的相角。限流后 u_{sj} 和 u_j 为

$$\begin{cases} u_{sj} = U_{sj} \cos(\omega t + \theta_j) \\ u_j = \frac{1}{2} K_M (u_{pj}^* - u_{nj}^*) = K_M U_j \cos(\omega t + \psi_j) \end{cases} \quad (31)$$

则故障状态下的稳态交流电流如式(32)所示。

$$i_j^+ = I_j^+ \cos(\omega t + \varphi_j) \quad (32)$$

$$\begin{cases} I_j^+ = \sqrt{\frac{U_{sj}^2 + K_M^2 U_j^2 + 2K_M U_j U_{sj} \sin(\theta_j + \psi_j)}{R_{eq2}^2 + (\omega L_{eq2})^2}} \\ \varphi_j = \tan^{-1} \left(\frac{U_{sj} \sin \theta_j + K_M U_j \sin \psi_j}{U_{sj} \cos \theta_j + K_M U_j \cos \psi_j} \right) - \tan^{-1} \left(\frac{\omega L_{eq2}}{R_{eq2}} \right) \end{cases} \quad (33)$$

式中， $R_{eq2} = R_s + R_{arm} / 2$ 、 $L_{eq2} = L_s + L_{arm} / 2$ 分别为 MMC 短路后交流电路的等效电阻和等效电感。故障发生时间为 t_0 ，则交流故障电流表达式如式(34)所示。

$$i_j = i_j^+ + [i_j^-(t_0) - i_j^+(t_0)] e^{-\frac{t-t_0}{\tau_{ac}}} \quad (34)$$

式中： $i_j^-(t_0)$ 为直流故障前的交流电流； $\tau_{ac} = L_{eq2} / R_{eq2}$ 为交流电路的时间常数。根据桥臂电流、交流电流和直流电流关系可得故障发生后 MMC 上、下桥臂电流的稳态表达式，如式(35)所示。

$$\begin{cases} i_{pj}^+ = \frac{i_{dc}}{3} + \frac{i_j^+}{2} = \frac{i_{dc}}{3} + \frac{I_j^+}{2} \cos(\omega t + \varphi_j) \\ i_{nj}^+ = \frac{i_{dc}}{3} - \frac{i_j^+}{2} = \frac{i_{dc}}{3} - \frac{I_j^+}{2} \cos(\omega t + \varphi_j) \end{cases} \quad (35)$$

则 MMC 各相上、下桥臂电流如式(36)所示。

$$\begin{cases} i_{pj} = i_{pj}^+ + [i_{pj}^-(t_0) - i_{pj}^+(t_0)] e^{-\frac{t-t_0}{\tau_{ac}}} \\ i_{nj} = i_{nj}^+ + [i_{nj}^-(t_0) - i_{nj}^+(t_0)] e^{-\frac{t-t_0}{\tau_{ac}}} \end{cases} \quad (36)$$

由式(32)、式(33)可知，交流侧电流与 MMC 交流电压直接相关，当限流后桥臂电压降低可能导致交流侧过流与换流器闭锁，需对其进行一定的抑制^[19]。从 MMC 控制的角度而言，交流侧电流增大是由故障后 d 轴电流内环控制快速调节导致的。因此，故障发生后在 d 轴电流内环控制前加入低通滤波器可抑制交流侧电流和 MMC 桥臂电流^[29]，控制框图如图 18 所示。

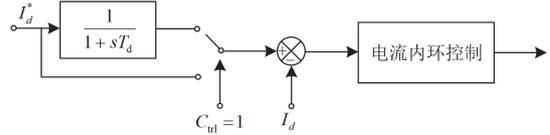


图 18 交流侧电流抑制框图

Fig. 18 Block diagram of AC side current suppression

图 18 中， T_d 为低通滤波器的时间常数。当 MMC 根据本端线路测点信息判断为正向故障时切换 d 轴电流内环控制，避免换流器闭锁的同时可为双端量自适应限流启动判据争取时间。当线路首端发生故障后 MMC 桥臂电流的最大值如图 19 所示。

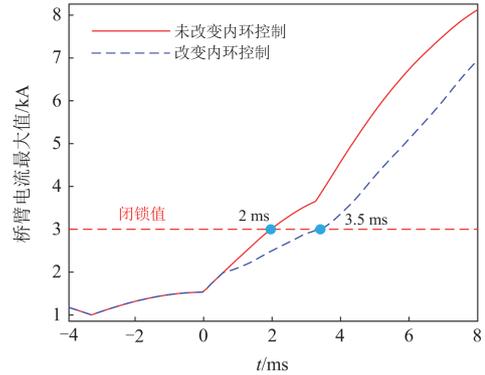


图 19 MMC 桥臂电流最大值

Fig. 19 Maximum value of MMC bridge arm current

由图 19 可知，故障后通过切换 d 轴电流内环控制可一定程度上抑制桥臂电流，延长 MMC 闭锁时间。

4 相关问题讨论

4.1 相关时间窗的选择

4.1.1 时间窗长

由上述内容可知，本文利用初始电流行波极性特性作为限流启动判据，因此，要保证时间窗仅包含第一个电流反行波和第一个电流前行波，记行波第一次到达时间为 t_1 ，第二次到达时间为 t_2 。考虑到自适应限流控制应尽早启动，且初始电流行波极性特征明显，无需过长的时间窗，则时间窗选择如式(37)所示，选极判据时间窗与之相同。

$$T_1 = \begin{cases} 0.5 \text{ ms} & t_2 \geq 0.5 + t_1 \\ t_2 - t_1 & t_2 < 0.5 + t_1 \end{cases} \quad (37)$$

4.1.2 自适应限流控制启动时间分析

已知计算初始电流行波极性时间窗为 0.5 ms, 在实际工程中通常采用专用光纤通道进行通信, 信号的传输速度约为 4.9 $\mu\text{s}/\text{km}$ 。本文所研究的系统线路最长为 200 km, 对应的通信时间为 1.96 ms, 考虑一定时间裕度限流控制启动时间最慢不超过 3 ms。

自适应限流控制策略应在故障电流达到电力电子器件安全上限值和 DCCB 能开断的电流峰值前启动, 抑制故障电流并配合 DCCB 隔离故障。ABB 设计的绝缘栅双极型晶体管 5SNA3000K452300 可超过额定电流的两倍并持续 1 ms^[30]。通常情况下, 在发生故障后电力电子设备达到安全上限的时间约为 3 ms。由于切换内环控制可抑制桥臂电流, 此时间会被延长, 考虑一定时间裕度, 电力电子设备达到安全上限的时间为故障后 3.5 ms, 记为 t_3 。参考电压为 $\pm 500 \text{ kV}$ 直流系统的 DCCB 可中断 15 kA 的直流故障电流^[30], 根据式(27)可知故障电流达到 15 kA 的时间约为 5~6 ms, 记为 t_4 。考虑一定时间裕度在故障后 3 ms 内自适应限流控制策略可启动, 时间上可满足要求。自适应限流控制策略时序图如图 20 所示。

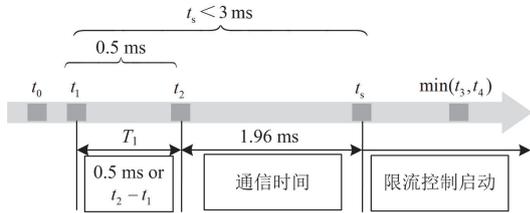


图 20 自适应限流控制策略时序图

Fig. 20 Sequence diagram of adaptive current limiting control strategy

4.2 自适应限流控制策略流程图

本文提出的自适应限流控制策略流程图如图 21 所示。以 RM1 和 RN1 为例进行说明, 当故障发生后检测到直流电流大于 1.1 倍的额定直流电流或直流电压小于 0.9 倍的额定直流电压, 则 MMC 进入自适应限流控制策略的启动判定。根据式(17)和式(19)计算并判断是否为正向故障和故障极, 若是则切换 d 轴电流内环控制, 防止 MMC 桥臂过流而导致闭锁, 同时为双端量启动判据争取时间。根据式(18)确定故障区域后 MMC 启动自适应限流控制策略限制故障电流, 避免扩大故障影响范围, 并与 DCCB 配合, 有选择性地隔离故障。最后通过判断直流电流是否小于 0.5 倍的额定直流电流实现自适

应限流控制策略的退出, 故障清除后 MMC 恢复正常运行控制模式。

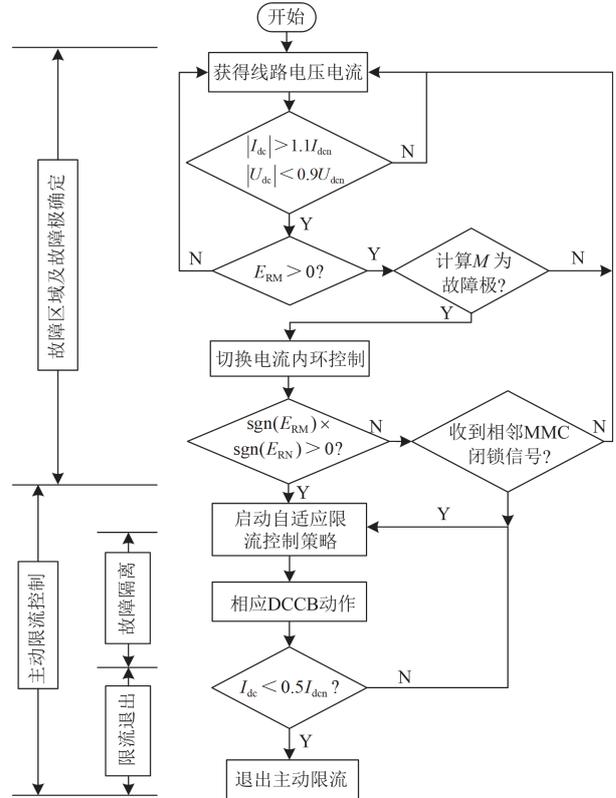


图 21 自适应限流控制策略流程图

Fig. 21 Flow chart of adaptive current limiting control strategy

5 仿真实验

在 PSCAD 中搭建如图 1 所示的真双极 $\pm 500 \text{ kV}$ 四端柔性直流电网对限流控制策略进行仿真实验。柔直系统具体参数如表 1 所示。

表 1 系统仿真参数

Table 1 System simulation parameters

参数	数值
MMC 额定容量(MMC1—MMC4)/MV	1500
MMC 子模块数量(MMC1—MMC4)/个	200
MMC 子模块电容(MMC1—MMC4)/ μF	3000
MMC 桥臂电感(MMC1—MMC4)/mH	50
MMC 桥臂电阻(MMC1—MMC4)/ Ω	40
线路长度(line1—line4)/km	200
限流电抗器/mH	150
Z_{cl}/Ω	410
$Z_{cl'}/\Omega$	480
G_1	0.9
T_a/s	0.0005
T_d/s	5

系统中 MMC4 为直流电压站,其余 MMC 为功率站。MMC 采用半桥子模块拓扑,传输线采用频率相关模型,采样频率设置为 40 kHz,仿真时长为 1.5 s,故障发生时间为 1 s,持续时间为 0.5 s。

5.1 自适应限流控制策略效果验证

5.1.1 自适应限流控制策略启动验证

以测点 RM1 和 RN1 为例,验证 MMC1 在不同位置发生金属性故障时能正确启动自适应限流控制。图 1 中 f_1 、 f_2 和 f_3 分别位于线路 Line1 的 20 km、100 km 和 180 km 处。在如图 1 所示的 f_2 、 f_5 和 f_6 处设置金属性正极接地故障,为保证获得初始电流波形的完整性,保留第一个行波到达时间前 0.1 ms 与后 0.5 ms 的数据进行运算,则 E_{RM1} 和 E_{RN1} 的计算结果如图 22 所示。

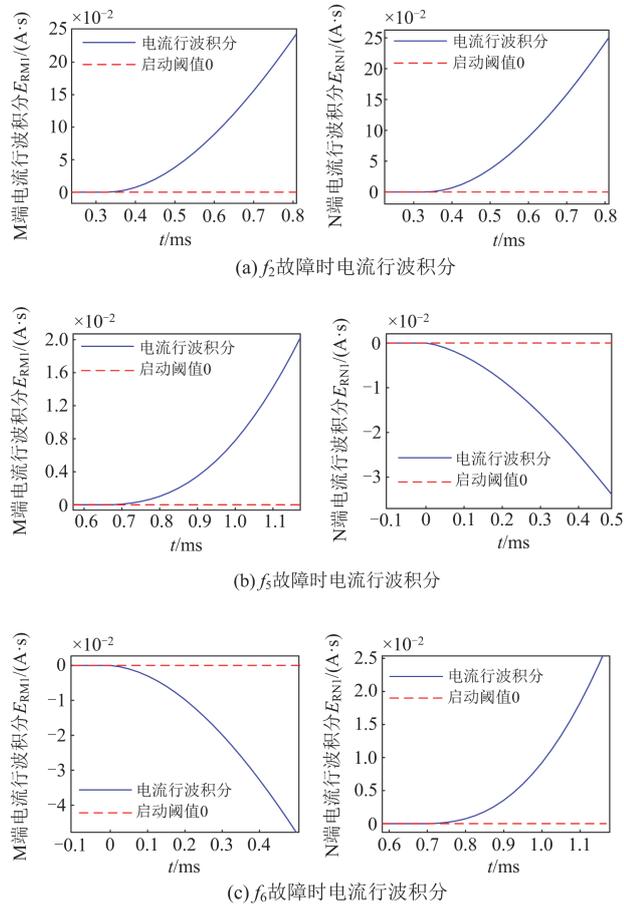


图 22 不同故障位置初始电流行波积分计算

Fig. 22 Calculation of initial current traveling wave integration in different fault locations

由图 22 可知,仅当故障位于线路内时,两端测得的初始电流行波的积分大于 0,满足式(18),与上述分析一致。因此,就测点 RM1、RN1 信息而言, f_2 故障时 MMC1 启动限流控制; f_5 和 f_6 故障时

MMC1 不启动限流控制。在此需说明 f_6 故障,仅根据测点 RM1、RN1 信息来说 MMC1 判定为不启动限流控制,但其最终限流控制的启动结果也与测点 RM2 和 RM3 相关。由于系统呈现对称性,若根据测点 RM1、RN1 信息判断无误,则其余测点结果相同,在此不再重复验证。因此,本节讨论的 MMC1 是否启动自适应限流控制仅对于测点 RM1、RN1 信息而言。

当不同故障位置发生不同故障类型的金属性故障时, E_{RM1} 和 E_{RN1} 的计算结果及自适应限流控制策略启动结果汇总至表 2。

表 2 不同故障条件下自适应限流控制策略启动结果

Table 2 Starting results of adaptive current limiting control strategy in different fault conditions

故障位置	故障类型	$E_{RM1}/(A \cdot s)$	$E_{RN1}/(A \cdot s)$	M	MMC1 限流
f_1	正极	1.2×10^{-2}	27.0×10^{-2}	9.81	是
	极间	2.8×10^{-2}	53.3×10^{-2}	0.93	是
f_2	正极	25.8×10^{-2}	26.4×10^{-2}	15.55	是
	极间	65.1×10^{-2}	52.4×10^{-2}	0.99	是
f_3	正极	27.0×10^{-2}	1.1×10^{-2}	36.30	是
	极间	65.5×10^{-2}	2.3×10^{-2}	0.92	是
f_4	正极	11.8×10^{-2}	-20.4×10^{-2}	15.3	—
	极间	25.2×10^{-2}	-44.2×10^{-2}	0.86	—
f_5	正极	2.0×10^{-2}	-3.5×10^{-2}	3.58	否
	极间	11.2×10^{-2}	-20.1×10^{-2}	0.93	否
f_6	正极	-4.8×10^{-2}	2.7×10^{-2}	8.51	否
	极间	-11.0×10^{-2}	4.9×10^{-2}	1.09	否

由表 2 可知,本文所提自适应限流控制策略在不同的金属性故障条件下均能正确启动。在此需说明 f_4 母线故障,母线故障后线路两端初始行波极性与限流启动范围外相同,此时 MMC 是否启动限流控制取决于是否收到对端 MMC 闭锁信号,收到闭锁信号后启动自适应限流控制。

5.1.2 自适应限流控制策略故障电流抑制效果验证

在线路中点 f_2 设置金属性故障并与文献[15,22]提出的限流控制策略进行比较。为了能够更直观地观察故障电流的变化趋势,假设故障期间直流断路器保持闭合状态,则 RM1 处测得的直流侧电流如图 23 所示。

对故障后 7 ms(故障检测时间 3 ms, DCCB 开断时间 4 ms)内故障电流的变化情况分析如下:由图 23(a)可知,文献[15]所提出的限流控制策略存在控制延迟,短时内对直流侧电流的抑制效果不明显,其相较于限流前电流幅值下降了 3.5%。文献[22]提出的限流控制相较于限流前故障电流幅值下降了 32.35%,有良好的故障电流抑制效果,但此限流策

略会扩大故障影响范围。相比之下, 本文提出的自适应限流控制策略在保证选择性的前提下, 其故障电流相较于限流前电流下降了 31.87%, 其限流效果与文献[22]基本一致。由图 23(b)可知, 双极金属性故障下其故障电流抑制效果与单极故障相似, 本文不再赘述。此外, 由图 23 可知本文所提自适应限流控制策略能适应不同故障类型。

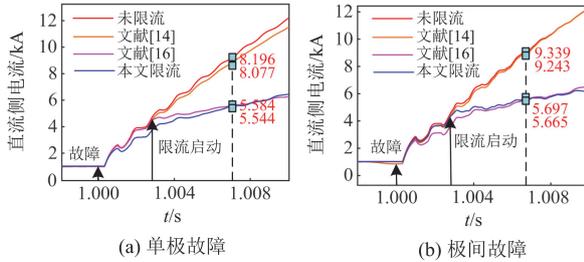


图 23 不同限流方法下的直流侧电流

Fig. 23 DC side current with different current limiting methods

5.1.3 直流断路器技术需求验证

为验证自适应限流控制策略能降低 DCCB 的技术需求, 在线路近端 f_1 处设置正极金属性接地故障, DCCB 采用混合式拓扑, 则 CB12 开断电流和避雷器吸能如图 24 所示。

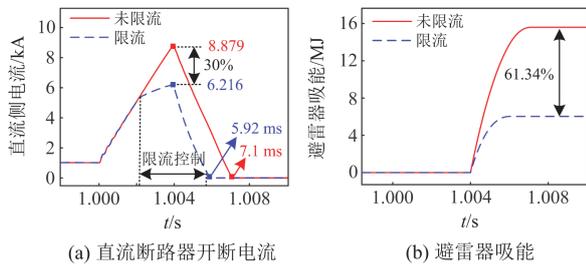


图 24 直流断路器开断电流及避雷器吸能

Fig. 24 Breaking current of DCCB and energy absorption of lightning arrester

由图 24(a)可知, 相较于限流前 DCCB 开断的故障电流峰值下降了 30%, 故障隔离时间减少了 1.18 ms。由图 24(b)可知, 相较于未限流前避雷器吸能降低了 61.34%。综上, MMC 自适应限流控制策略可有效降低对 DCCB 的技术需求。

5.2 自适应限流控制策略在不同工况下适应性验证

5.2.1 自适应限流控制策略对过渡电阻的适应性

为验证自适应限流控制策略对过渡电阻的适应性, 在线路中点 f_2 处设置正极分别经 $100\ \Omega$ 、 $200\ \Omega$ 和 $300\ \Omega$ 过渡电阻发生接地故障, 其 E_{RMI} 和 E_{RNI} 的计算结果如图 25 所示, 将不同故障位置经不同过渡电阻下的 E_{RMI} 和 E_{RNI} 的计算结果及限流启动结果

汇总至表 3。

由图 25 和表 3 可知, 过渡电阻仅会改变 E_{RMI} 和 E_{RNI} 的计算幅值, 并未影响其极性特征, 在过渡电阻为 $300\ \Omega$ 的故障工况下仍能准确识别故障区域并启动限流。

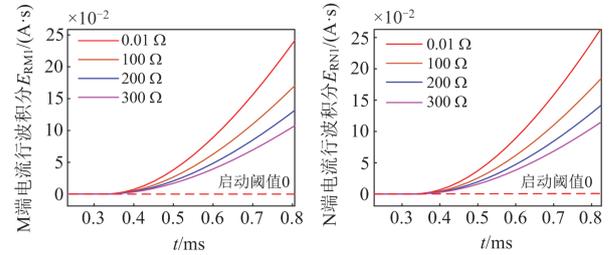
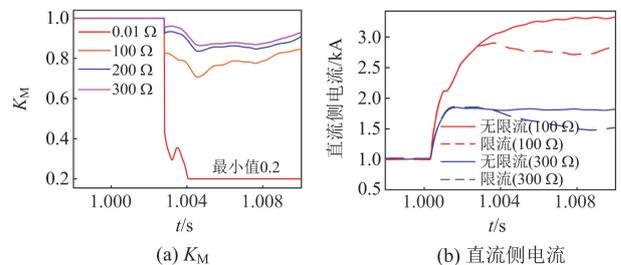
图 25 不同过渡电阻下的 E_{RMI} 和 E_{RNI} 计算值Fig. 25 Calculation of E_{RMI} and E_{RNI} with different fault resistances

表 3 不同过渡电阻下自适应限流控制策略启动结果

Table 3 Starting results of adaptive current limiting control strategy with different fault resistances

故障位置	过渡电阻/ Ω	$E_{\text{RMI}}/(\text{A}\cdot\text{s})$	$E_{\text{RNI}}/(\text{A}\cdot\text{s})$	M	MMC1 限流
f_1	100	0.8×10^{-2}	20.1×10^{-2}	9.17	是
	200	0.7×10^{-2}	16.0×10^{-2}	8.63	是
	300	0.5×10^{-2}	13.3×10^{-2}	8.07	是
f_2	100	18.2×10^{-2}	18.4×10^{-2}	16.3	是
	200	14.1×10^{-2}	14.2×10^{-2}	16.9	是
	300	11.5×10^{-2}	11.5×10^{-2}	17.7	是
f_3	100	14.4×10^{-2}	0.8×10^{-2}	21.7	是
	200	10.3×10^{-2}	0.5×10^{-2}	15.3	是
	300	7.7×10^{-2}	0.4×10^{-2}	13.4	是

当 f_2 处分别经 $100\ \Omega$ 、 $200\ \Omega$ 和 $300\ \Omega$ 过渡电阻发生单极接地故障时, 限流系数 K_M 如图 26(a)所示, 并以 f_2 处经 $100\ \Omega$ 和 $300\ \Omega$ 过渡电阻发生单极接地故障为例, 其限流前后直流侧电流如图 26(b)所示。

图 26 不同过渡电阻下的 K_M 值和直流侧电流Fig. 26 K_M value and DC side current with different fault resistances

由图 26 可知,随着过渡电阻的增加 K_M 值会随之增大,对故障电流的抑制效果也随之减弱。在高阻故障下不会大幅度减弱故障电流特征,避免对故障识别造成过多的不利影响,对过渡电阻表现出一定的适应性。

5.2.2 自适应限流控制策略对噪声的适应性

为验证自适应限流控制策略对噪声的适应性,在线路中点 f_2 处设置极间故障并在采样数据中添加 50 dB、40 dB 和 30 dB 的高斯白噪声, E_{RMI} 和 E_{RNI} 的计算结果如图 27 所示。

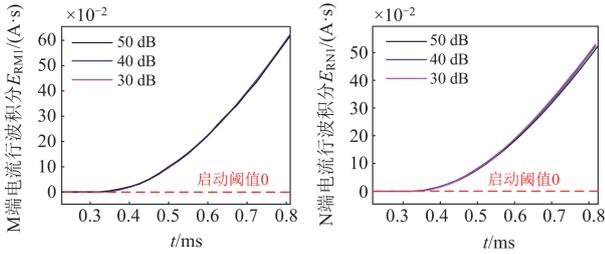


图 27 不同信噪比下的 E_{RMI} 和 E_{RNI} 计算

Fig. 27 Calculation of E_{RMI} and E_{RNI} with different signal-to-noise ratios

由图 27 可知,噪声仅会对 E_{RMI} 和 E_{RNI} 的计算结果有轻微的影响,但其极性并未发生改变。将不同故障位置的采样数据添加高斯白噪声后, E_{RMI} 和 E_{RNI} 的计算结果及限流启动的结果汇总至表 4。

表 4 不同信噪比噪声下自适应限流控制策略启动结果

Table 4 Starting results of adaptive current limiting control strategy with different signal-to-noise ratio noise

故障位置	信噪比/dB	$E_{RMI}/(A \cdot s)$	$E_{RNI}/(A \cdot s)$	M	MMC1 限流
f_2	50	65.3×10^{-2}	52.3×10^{-2}	0.98	是
	40	65.2×10^{-2}	52.6×10^{-2}	0.99	是
	30	64.9×10^{-2}	53.2×10^{-2}	1.0	是
f_5	50	11.0×10^{-2}	-20.1×10^{-2}	0.86	否
	40	11.2×10^{-2}	-20.0×10^{-2}	0.88	否
	30	10.5×10^{-2}	-20.1×10^{-2}	0.87	否
f_6	50	-11.1×10^{-2}	4.9×10^{-2}	1.03	否
	40	-11.0×10^{-2}	4.9×10^{-2}	1.04	否
	30	-11.1×10^{-2}	4.9×10^{-2}	1.02	否

由表 4 可知,30 dB 的噪声会影响 E_{RMI} 和 E_{RNI} 的计算幅值,但不影响其判别结果,限流控制仍能正确启动。

以线路中点 f_2 处发生极间故障为例,在采样数据中添加 50 dB、40 dB 和 30 dB 的高斯白噪声,在此条件下限流系数 K_M 及故障电流抑制效果如图 28 所示。

由图 28 可知,噪声对 K_M 值和故障电流抑制效果的影响较小,在 30 dB 的噪声下仍能有效地抑制故障电流。

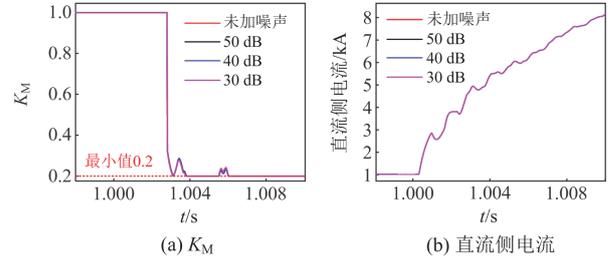


图 28 不同信噪比下的 K_M 值和直流侧电流

Fig. 28 K_M value and DC side current with different fault signal-to-noise ratios

5.3 交流侧电流

在线路近端 f_1 处设置正极金属性接地故障,其交流侧电流如图 29 所示。

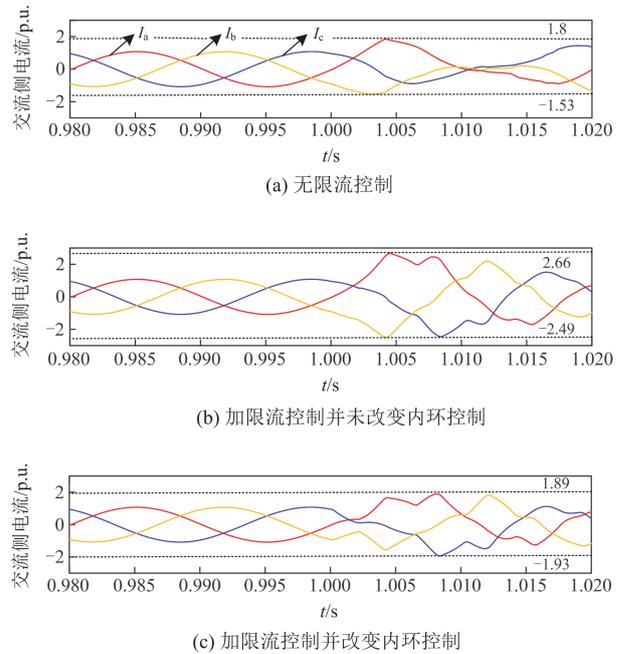


图 29 f_1 单极接地故障交流侧电流

Fig. 29 AC side current after a pole-to-ground fault in f_1

由图 29 可知,无限流控制时交流侧电流为 $[-1.53, 1.8]$ p.u.,限流后交流侧电流增大至 $[-2.49, 2.66]$ p.u.,由此可知限流控制会影响交流侧电流,与上述分析相同。当切换 d 轴电流内环控制后其交流侧电流被限制为 $[-1.93, 1.89]$ p.u.,在一定程度上减小了对交流侧电流的影响。

5.4 MMC 桥臂电流

故障条件与 5.3 节相同,在此故障条件下桥臂电流的最大值如图 30 所示。

由图 30 可知, 切换电流内环控制后可抑制 MMC 桥臂电流, 使其在故障期间均小于闭锁值, 保障了电力电子器件的安全, 同时也可降低对线路保护的速动性要求。

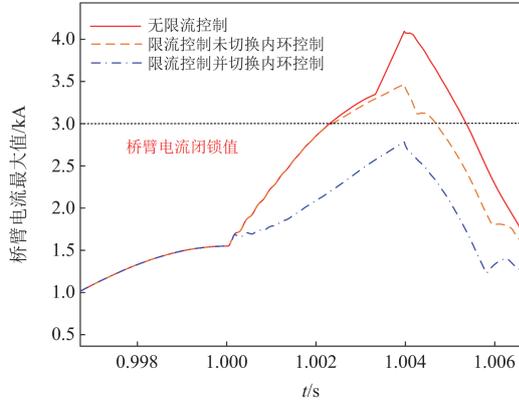


图 30 f_1 单极接地故障时 MMC 桥臂电流

Fig. 30 MMC bridge arm current during a pole-to-ground fault in f_1

5.5 MMC 直流母线电压

在 line3 线路中点设置正极金属性接地故障, 故障前后直流母线电压的动态变化如图 31 所示。

由图 31 可知, 故障后故障线路两端 MMC 启动

自适应限流控制使得 MMC 电压下降, 从而抑制故障电流。故障清除后各 MMC 会出现过电压现象, 最高为 1.2 p.u., 限流后会增加直流母线的波动范围, 但在可接受的运行范围。

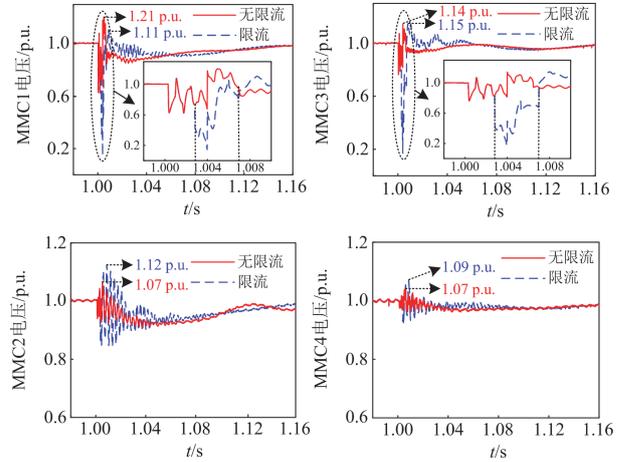


图 31 故障前后直流母线电压

Fig. 31 DC bus voltage before and after a fault

5.6 与现有限流控制策略的对比

将本文所提自适应限流控制策略与现有限流控制策略进行对比, 如表 5 所示。

表 5 与现有限流控制策略对比

Table 5 Comparison with existing current limiting control strategies

限流控制策略	直流侧故障电流控制原理	电气量来源	有选择性识别故障	启动阈值仿真整定	考虑过渡电阻	考虑噪声
文献[7]	基于 MMC 桥臂电流调整子模块投入数量	MMC 桥臂	否	是	是	否
文献[19]	基于电流调整 MMC 桥臂电压	母线	否	是	否	否
文献[22]	基于电流、电压调整子模块投入数量	线路	否	是	否	否
文献[30]	基于电流调整 MMC 桥臂电压	母线	否	是	否	否
本文	基于电压调整 MMC 桥臂电压	线路	是	否	是	是

由表 5 可知, 相较于现有限流控制策略, 本文所提自适应限流控制策略合理地设定了启动判据, 使其选择性得到了提升, 避免限流控制影响非故障端的功率传输和扩大故障范围影响。此外, 本文还考虑了过渡电阻和噪声对限流启动判据和限流效果的影响, 仿真结果表明所提策略对两者均有一定的适应性。

6 结论

本文首先根据柔性直流电网限流控制策略的选择性原则及目的确定了 MMC 限流控制启动范围, 在此基础上分析了 MMC 限流启动范围内、外线路两端的初始电流行波极性特征, 进而构成自适应限流控制策略的双端量启动判据; 其次, 根据直流线

路电压自适应重构直流阻抗, 抑制故障电流, 最后与 DCCB 配合切除故障。结论如下:

1) 本文根据线路两端初始电流行波极性确定故障区域并作为自适应限流控制策略的双端量启动判据, 具有良好的选择性、不受直流边界效应、过渡电阻和噪声的影响, 可避免 MMC 限流控制策略影响非故障端的功率传输和扩大故障影响范围。

2) 本文所提自适应限流控制策略根据直流线路电压自适应重构直流阻抗的高频成分, 并切换电流内环控制抑制 MMC 桥臂电流, 保证在故障期间 MMC 不闭锁, 可降低对线路保护的速动性要求; 自适应限流控制策略与 DCCB 配合可减小其开断电流峰值的 30%、降低避雷器吸能 61.34%, 有效降低了对 DCCB 的技术需求, 同时自适应限流控制策略

对过渡电阻和噪声也有较好的适应性。

参考文献

- [1] 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.
- [2] 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.
- [3] 周登钰, 张新燕, 赵理飞, 等. 含大规模风光功率汇集的多端柔性直流系统分析[J]. 太阳能学报, 2020, 41(2): 93-100.
ZHOU Dengyu, ZHANG Xinyan, ZHAO Lifei, et al. Analysis of multi-terminal flexible DC system with large scale power collection[J]. Acta Energetica Sinica, 2020, 41(2): 93-100.
- [4] 刘海金, 李斌, 温伟杰, 等. 柔性直流系统的线路保护关键技术与展望[J]. 电网技术, 2021, 45(9): 3463-3480.
LIU Haijin, LI Bin, WEN Weijie, et al. Review and prospect on transmission line protection in flexible DC system[J]. Power System Technology, 2021, 45(9): 3463-3480.
- [5] 唐欣, 黄晟, 潘一彬, 等. 直流故障下基于交流侧馈能的 MMC 换流站主动限流策略[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(9): 56-64.
TANG Xin, HUANG Sheng, PAN Yibin, et al. Active current limiting strategy of an MMC converter station based on AC side energy feedback under a DC fault[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(9): 56-64.
- [6] ERFAN T, HAMID R, SHAHRAM J, et al. Circuit breakers in HVDC systems: state-of-the-art review and future trends[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2023, 8(3): 1-16.
- [7] 李再男, 贾科, 刘鑫, 等. 半桥型 MMC 直流侧故障的两级主动限流控制[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(21): 8400-8411.
LI Zainan, JIA Ke, LIU Xin, et al. Two-stage active current-limiting control for half-bridge MMC DC-side faults[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(21): 8400-8411.
- [8] 刘宇昂, 戴志辉, 杨明玉, 等. 柔性直流电网故障电流复合抑制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(11): 93-101.
LIU Yu'ang, DAI Zhihui, YANG Mingyu, et al. Composite fault-current suppression strategy for flexible DC grids[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(11): 93-101.
- [9] 束洪春, 任敏, 田鑫萃, 等. 适用于半桥型 MMC 附加限流控制的直流线路纵联保护方案[J]. 电力自动化设备, 2023, 43(1): 150-158.
SHU Hongchu, REN Min, TIAN Xincui, et al. DC line pilot protection scheme suitable for half bridge MMC additional current limiting control[J]. Electric Power Automation Equipment, 2023, 43(1): 150-158.
- [10] 郑峰, 王威东, 刘宝谨, 等. 计及柔性限流装置与直流断路器协同动作的电弧抑制暂态特性研究[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(2): 59-69.
ZHENG Feng, WANG Weidong, LIU Baojin, et al. Research on transient characteristic of arc suppression considering the joint operation of a flexible current limiting device and a DC circuit breaker[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(2): 59-69.
- [11] 王江天, 王兴国, 马静, 等. 基于电容换流的限流式直流断路器[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(24): 180-186.
WANG Jiangtian, WANG Xingguo, MA Jing, et al. Current limiting and capacitor commutated hybrid DC circuit breaker[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(24): 180-186.
- [12] 王琛, 魏子文, 王毅, 等. 一种新型 MMC 并联双端口子模块及其三阶段故障电流阻断机理[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(1): 81-92.
WANG Chen, WEI Ziwen, WANG Yi, et al. A novel MMC parallel dual-port submodule and its three-stage fault current blocking mechanism[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(1): 81-92.
- [13] 王渝红, 杜婷, 廖建权, 等. 基于故障电流预测的柔性直流电网自适应限流策略[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(20): 134-142.
WANG Yuhong, DU Ting, LIAO Jianquan, et al. Adaptive current limiting strategy for flexible DC power grid based on fault current prediction[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(20): 134-142.
- [14] 陈磊, 何慧雯, 王磊, 等. 基于半桥型 MMC 的柔性直流电网故障限流方法综述[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(21): 175-186.
CHEN Lei, HE Huiwen, WANG Lei, et al. Review of the fault current limiting approaches for a flexible DC grid based on a half-bridge MMC[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(21): 175-186.
- [15] 张帆, 许建中, 苑宾, 等. 基于虚拟阻抗的 MMC 交、

- 直流侧故障过电流抑制方法[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(8): 2103-2113.
- ZHANG Fan, XU Jianzhong, YUAN Bin, et al. Over current suppression control for AC and DC faults of modular multilevel converters based on virtual impedance[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(8): 2103-2113.
- [16] 倪斌业, 向往, 周猛, 等. 柔性直流电网紧急限流控制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(11): 3527-3537.
- NI Binye, XIANG Wang, ZHOU Meng, et al. Research on the emergency current-limiting control in VSC-HVDC grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(11): 3527-3537.
- [17] 王振浩, 赵鑫雨, 王朝斌, 等. 基于 MMC 子模块两级主动控制的直流短路限流方法[J]. 高电压技术, 2023, 49(2): 691-701.
- WANG Zhenhao, ZHAO Xinyu, WANG Chaobin, et al. DC short circuit current-limiting method based on MMC submodule two-stage active control[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(2): 691-701.
- [18] 陈新岗, 张金京, 马志鹏, 等. 基于 MMC 的光伏直流升压并网系统故障分析及限流控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(22): 145-154.
- CHEN Xingang, ZHANG Jinjing, MA Zhipeng, et al. MMC-based fault analysis and current-limiting control strategy for a photovoltaic DC boost grid-connected system[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(22): 145-154.
- [19] GONG Zhen, ZHAO Sihan, WU Xiaojie, et al. A global fault current limiting strategy for the MMC-HVDC grid with a reduced DC reactor[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems 2022, 140.
- [20] YANG Saizhao, XIANG Wang, ZHOU Meng, et al. A single-end protection scheme for hybrid MMC HVDC grids considering the impacts of the active fault current-limiting control[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(4): 2001-2013.
- [21] CHEN Keao, HE Jinghan, LI Meng, et al. A similarity comparison based pilot protection scheme for VSC-HVDC grids considering fault current limiting strategy[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2023, 11(4): 1305-1315.
- [22] 倪斌业, 向往, 周猛, 等. 半桥 MMC 型柔性直流电网自适应限流控制研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(17): 5609-5620.
- NI Binye, XIANG Wang, ZHOU Meng, et al. Research on adaptive-current-limiting control of VSC-HVDC grid based on half-bridge MMC[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(17): 5609-5620.
- [23] NI Binye, XIANG Wang, ZHOU Meng, et al. An adaptive fault current limiting control for MMC and its application in DC grid[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(2): 920-931.
- [24] 赵成勇, 宋冰倩, 许建中. 柔性直流电网故障电流主动控制典型方案综述[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(5): 3-13.
- ZHAO Chengyong, SONG Bingqian, XU Jianzhong. Overview on typical schemes for active control of fault current in flexible DC grid[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(5): 3-13.
- [25] 高艳丰. 基于电流行波的输电线路雷击识别和故障定位方法研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2017.
- GAO Yanfeng. Study on method of lightning strike identification and fault location of transmission lines based on current traveling waves[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2017.
- [26] 张晨浩, 宋国兵, 李洋, 等. 基于故障电压行波传播项指数系数的柔性直流输电线路单端行波保护原理[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(24): 8424-8437.
- ZHANG Chenhao, SONG Guobing, LI Yang, et al. Principle of non-unit traveling wave protection for VSC-HVDC grids based on index of fault voltage traveling wave propagation term[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(24): 8424-8437.
- [27] 孙家荣. 高阶系统的降阶近似处理[J]. 火控技术, 1984(1): 6-13.
- [28] LI Yujun, LI Jiapeng, XIONG Liansong, et al. DC fault detection in meshed MTDC systems based on transient average value of current[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 67(3): 1932-1943.
- [29] JIANG Qin, YAN Tao, LI Baohong, et al. Joint limiting control strategy based on virtual impedance shaping for suppressing DC fault current and arm current in MMC-HVDC systems[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2023, 11(6): 2003-2014.
- [30] LI Chengyu, ZHAO Chengyong, XU Jianzhong, et al. A pole-to-pole short-circuit fault current calculation method for DC grids[J]. IEEE Transactions on Power Systems 2017, 32(6): 4943-4953.

收稿日期: 2024-04-29; 修回日期: 2024-08-25

作者简介:

秦小华(2001—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统保护与控制; E-mail: 2461749202@qq.com

侯俊杰(1993—), 男, 博士, 副教授, 研究方向为电力系统保护与控制; E-mail: 826686025@qq.com

樊艳芳(1971—), 女, 通信作者, 博士, 教授, 研究方向为电力系统保护与控制。E-mail: fyf3985@xju.edu.cn

(编辑 石晋美)