

DOI: 10.12158/j.2096-3203.2026.01.009

# 基于主从能量控制的 MMC-MTDC 盈余功率消纳策略

王骆<sup>1</sup>, 王宁<sup>1</sup>, 张倩茅<sup>1</sup>, 秦梁栋<sup>1</sup>, 张建坡<sup>2</sup>, 吴云锐<sup>2</sup>

(1. 国网河北省电力有限公司经济技术研究院, 河北 石家庄 050022;

2. 华北电力大学电力工程系, 河北 保定 071003)

**摘要:**在受端交流侧发生故障时, 现有依赖耗能装置的基于模块化多电平换流器的多端柔性直流(modular multilevel converter based multi-terminal direct current, MMC-MTDC)输电系统, 其盈余功率处理方案存在经济性差和能量浪费等问题。为充分发挥 MMC-MTDC 系统自有盈余功率消纳能力, 减少对耗能装置的依赖, 文中提出一种基于主从能量控制的多站极间交互消纳策略。首先, 建立相应的 MMC-MTDC 控制模型, 并对其通过能量控制实现盈余功率消纳的可行性进行分析。随后, 引入 MMC 三维度模型, 实现换流站各极能量解耦控制, 并通过构建的 MMC-MTDC 系统简化模型, 对各类型换流站开展主动能量控制设计。在此基础上, 类比主从控制思想, 构建适用于不同受端站极交流故障及两类盈余功率情况的主从能量时序控制逻辑, 以实现各站极之间的能量裕度协调利用。最后, 在 PSCAD/EMTDC 平台搭建 MMC-MTDC 系统仿真模型进行实验验证。仿真结果表明, 所提控制策略能够在不依赖耗能装置的前提下, 有效协调多站极之间的能量控制, 适应多种盈余功率故障情况, 成功实现故障穿越。

**关键词:**交流故障; 盈余功率; 基于模块化多电平换流器的多端柔性直流(MMC-MTDC); 能量控制; 主从协调; 时序逻辑设计

中图分类号: TM73

文献标志码: A

文章编号: 2096-3203(2026)01-0093-13

## 0 引言

截至 2024 年 9 月底, 全国可再生能源装机容量达 17.3 亿 kW, 同比增长 25%, 约占全国总装机容量的 54.7%<sup>[1-5]</sup>。当前我国用电负荷中心多集中于东部沿海地区, 而超过 80% 的新能源资源分布在西部和北部地区, 导致用电需求和能源供给在空间上呈逆向分布。受限于新能源就地消纳能力弱的特点, 弃风、弃光现象<sup>[6-7]</sup>频发。基于模块化多电平换流器的多端柔性直流(modular multilevel converter based multi-terminal direct current, MMC-MTDC)输电技术凭借其灵活的运行特性, 能够实现多点并网与协调, 对新能源送出及消纳具有极强适应力, 尤其在构建大容量新能源送出方面具有独特优势<sup>[8-14]</sup>。已有研究表明, 新能源接入的 MMC-MTDC 系统中交直流侧存在强耦合作用。当受端交流系统发生故障时, 新能源注入电网的功率无法在短时间内得到有效控制, 导致系统产生大量盈余功率, 直流电压快速上升, 使换流站存在过压、过流风险, 威胁电网安全稳定运行<sup>[15-16]</sup>。

目前工程中通常采用耗能装置应对盈余功率问题, 具体可分为交流耗能装置和直流耗能装置<sup>[17-19]</sup>。其中, 交流耗能装置布置于送受端系统交流侧, 检测到盈余故障时进行分组投切来实现出力的有效

消纳<sup>[20]</sup>。直流耗能装置布置于换流站直流侧出口, 根据拓扑类型可分为集中式、分布式和级联式<sup>[21-22]</sup>。集中式拓扑最为简单, 但动态特性差且谐波问题明显; 分布式和级联式拓扑能提高功率消纳精度, 但存在造价高昂等经济性问题<sup>[23-25]</sup>。基于耗能装置的消纳方案将故障过程中的盈余能量以热能的形式耗散, 不仅存在一定的能量浪费, 无法实现能量的最大化利用, 同时, 还需要配套水冷系统等设备, 也将导致建设维护成本和占地面积进一步增加, 经济性较差<sup>[26-27]</sup>。

实际上, MMC 本身具备一定的能量储存裕度, 利用其主动地对盈余功率进行回收、存储和释放, 能够减少耗能装置的投入, 从而有效避免能量浪费<sup>[28]</sup>。但受限于传统  $dq$  坐标系下直流电压控制和半桥子模块(half bridge sub-module, HBSM)电容电压的耦合作用, MMC 作为储能元件的能力并未得到有效开发。针对该问题, 文献<sup>[29]</sup>引入直流调制比, 实现 MMC 的三维度解耦控制, 使换流站具备独立的能量控制能力。文献<sup>[30]</sup>进一步提出四自由度的 MMC 控制模型, 为构建新型电力系统提供有力支撑。文献<sup>[31]</sup>提出一种用于新能源双端 MMC 直流输电系统的主动能量控制方案, 并通过定时控制算法有效延长剩余功率的吸收时间。文献<sup>[32]</sup>研究了基于预设曲线的能量回收方案及直流

收稿日期: 2025-05-25; 修回日期: 2025-08-09

耗能装置协调控制策略,可有效消纳双端 MMC 系统的盈余能量。文献[33]基于  $U_{dc}$ - $E$  和  $U_{ac}$ - $E$  预设曲线( $U_{dc}$ 、 $U_{ac}$  分别为换流站端直流电压、交流侧交流电压,  $E$  为换流站能量), 得到适用于海上风电 MTDC 系统的协调控制策略, 但该策略仅涉及新能源端 MMC 能量控制, 未充分利用换流站的盈余能量消纳能力。

综上所述, 文献[31-33]的能量控制盈余消纳方案主要面向双端系统, 针对 MMC-MTDC 系统控制方案的研究较少且缺乏多站极之间的有效协调机制, 导致系统能量裕度未得到充分利用。此外, 当系统扩展为多端结构后, 在典型协调控制框架下, 不同类型控制模式的站极交流侧故障时具有不同的消纳特性, 需要考虑各站极之间的能量控制配合。

针对上述问题, 文中以新能源 MMC-MTDC 外送系统为研究对象。首先, 介绍系统结构和控制模式, 给出模型的主要参数, 并研究 MMC-MTDC 在系统能量控制中实现盈余功率消纳的可行性。其次, 根据三维度解耦控制原理, 对各类换流站进行能量控制设计。为进一步实现多站极能量控制有效协同及最大化利用系统能量裕度, 文中基于主从控制思想, 提出一种多站极交互的盈余消纳协调控制策略, 将所有站极纳入协调控制范围, 以应对受端交流故障带来的盈余功率问题, 并制定时序控制方案和设计指标。最后, 基于 PSCAD/EMTDC 仿真平台验证所提控制策略的可行性和有效性。

## 1 MMC-MTDC 主动能量控制能力分析

### 1.1 新能源 MMC-MTDC 外送系统结构

文中所采用的 MMC-MTDC 外送系统结构如图 1 所示。系统主要仿真参数和直流线路参数如表 1 和表 2 所示。所有 MMC 均采用 HBSM 拓扑, 其中 MMC1、MMC3 为新能源送端站极, MMC2、MMC4 为新能源受端站极, 直流系统采用并联结构。

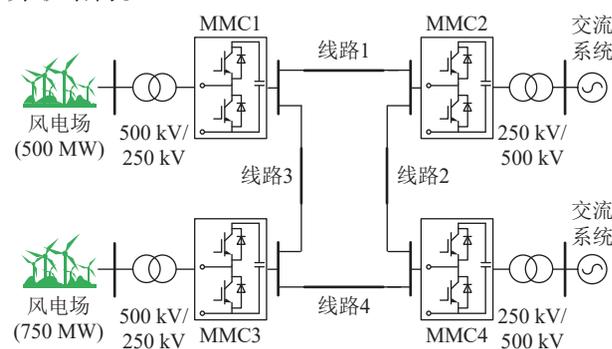


图 1 四端 MMC-MTDC 仿真系统

Fig.1 Four-terminal MMC-MTDC simulation system

表 1 仿真模型主要参数

Table 1 Main parameters of the simulation model

参数	MMC1	MMC2	MMC3	MMC4
额定容量/(MV·A)	500	500	750	750
额定直流电压/kV		500		
桥臂HBSM个数		233		
HBSM额定电压/kV		2.15		
HBSM电容/ $\mu$ F		7 000		
交流系统额定电压/kV		500		
联结变压器变比		500 kV/250 kV		
变压器等效电抗/m $\Omega$		67.6		

表 2 直流线路参数

Table 2 DC line parameters

直流电缆	长度/km	等效电阻/ $\Omega$	等效电容/ $\mu$ F
线路1	227	6.81	52.21
线路2	126	3.78	28.98
线路3	66	1.98	15.18
线路4	219	6.57	50.37

在 MMC-MTDC 站极协调控制方面, MMC1 与 MMC3 采用定  $U/f$  站控制, 其余站极工作于主从控制模式。MMC2 为定直流电压主站, MMC4 为定有功功率从站。各控制模式框图如图 2 所示, 其中  $u_s$ 、 $u_1$  分别为并网点、换流站出口交流电压;  $P$ 、 $Q$  分别为并网点流入换流站有功和无功功率;  $i_s$  为各换流站交流侧电流;  $\omega$  为额定角频率; PI 为比例积分控制器;  $L=L_s+L_{am}/2$ ,  $L_s$  为交流侧等效电感,  $L_{am}$  为桥臂电感。下标 ref 表示参考值,  $dq$  表示  $dq$  轴分量, abc 表示三相。

### 1.2 MMC-MTDC 能量控制可行性

HBSM 电容的存在使得 MMC 换流站具备一定的能量储存裕度, 当盈余功率故障发生时, 可将 MMC 换流站作为临时的储能设备, 对盈余功率进行消纳, 并在故障结束后进行盈余功率的释放。相较于耗能装置, 基于 MMC 换流站的盈余能量控制方案能够在一定程度上减少盈余功率的浪费和耗能设备的投资, 具有广泛的应用前景和经济价值。

考虑单个 MMC 换流站的储能能力, 额定情况下电容储能  $E_{MMC0}$  为:

$$E_{MMC0} = \frac{1}{2} C_0 U_{c0}^2 6N \quad (1)$$

式中:  $C_0$  为 HBSM 电容;  $U_{c0}$  为 HBSM 电容额定电压;  $N$  为单桥臂 HBSM 个数。

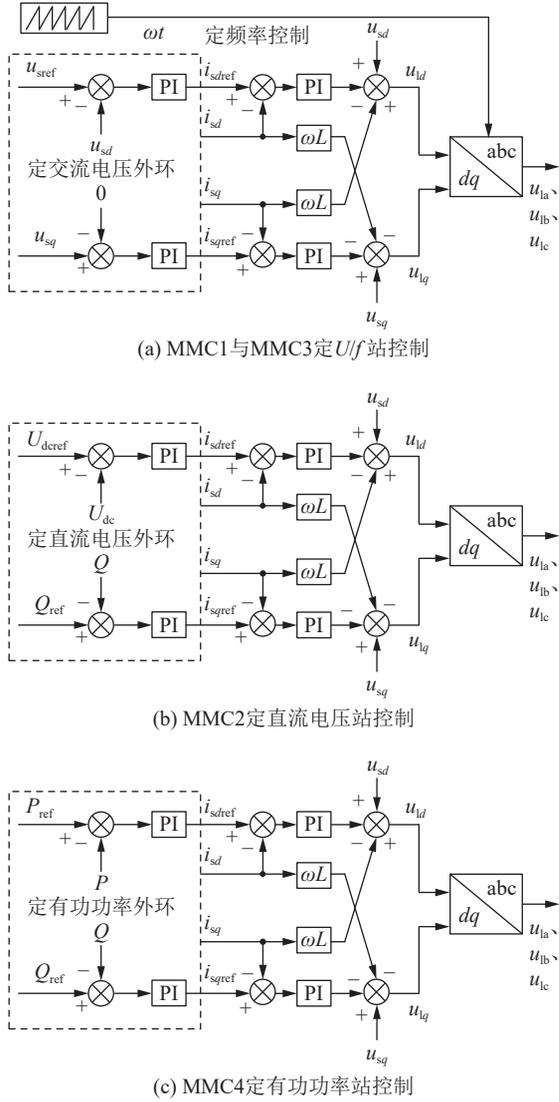


图2 MMC-MTDC 站极控制模型

Fig.2 MMC-MTDC station pole control modeling

MMC 的储能裕度  $\Delta E_{\text{MMC}}$  可表示为:

$$\Delta E_{\text{MMC}} = \frac{1}{2} C_0 (U_{\text{Cmax}}^2 - U_{\text{C0}}^2) 6N = \left( \frac{U_{\text{Cmax}}^2}{U_{\text{C0}}^2} - 1 \right) E_{\text{MMC0}} \quad (2)$$

式中:  $U_{\text{Cmax}}$  为 HBSM 电容电压的最大允许值。

参考文献[31]给出的电容电压选型标准,在考虑过电压保护阈值的基础上,设置  $U_{\text{Cmax}} = 1.5U_{\text{C0}}$ 。式(2)可进一步表示为:

$$\Delta E_{\text{MMC}} = \left( \frac{U_{\text{Cmax}}^2}{U_{\text{C0}}^2} - 1 \right) E_{\text{MMC0}} = 1.25E_{\text{MMC0}} \quad (3)$$

则盈余功率下单个 MMC 的能量吸收可持续时间,即故障盈余功率下站极可消纳的工作时间  $\Delta t_{\text{MMC}}$  为:

$$\Delta t_{\text{MMC}} = \frac{\Delta E_{\text{MMC}}}{P_{\text{sur}}} = \frac{1.25E_{\text{MMC0}}}{P_{\text{sur}}} \quad (4)$$

式中:  $P_{\text{sur}}$  为直流电网的故障盈余功率。

以故障前换流站传输功率为基准值,文献[32]

给出了 MMC-HVDC 系统在受端各类金属性交流故障下的盈余功率解析表达式(标么值):

$$P_{\text{sur}} = \begin{cases} 0.2 - 0.4 \cos(2\omega t) & f^{(1)} \text{故障} \\ 0.4 + 0.6 \cos(2\omega t) & f^{(2)} \text{故障} \\ 0.6 + 0.4 \cos(2\omega t) & f^{(1,1)} \text{故障} \\ 1 & f^{(3)} \text{故障} \end{cases} \quad (5)$$

式中:  $f^{(1)}$  为单相故障;  $f^{(2)}$  为两相故障;  $f^{(1,1)}$  为两相接地故障;  $f^{(3)}$  为三相故障。

可以看出,三相故障是最严重的盈余功率故障类型。当发生金属性短路接地时,换流站将完全丧失功率传输能力,产生的盈余功率等于故障前流入换流站的额定功率。因此,文中主要针对三相故障展开研究,进一步考虑系统在交流故障时的过流限制。定义过流倍数为  $\lambda$ ,换流站故障前的额定运行功率为  $P_{\text{s0}}$ ,三相故障时电压为额定电压的  $k$  倍,则此时的盈余功率为:

$$P_{\text{sur}} = (1 - k\lambda)P_{\text{s0}} \quad (6)$$

MMC-MTDC 系统包含多个 MMC,结合式(4)、式(6),在综合考虑受端换流站故障程度和其所承担的功率分配数量后,可将 MMC-MTDC 系统盈余功率吸收的可持续时间定义为能量控制时间阈值,表达式为:

$$\Delta t_{\text{MMC}} = \frac{N_{\text{MMC}} \Delta E_{\text{MMC}}}{P_{\text{sur}}} = \frac{1.25N_{\text{MMC}} E_{\text{MMC0}}}{P_{\text{s0}}(1 - k\lambda)} \quad (7)$$

式中:  $\Delta t_{\text{MMC}}$  为能量控制时间阈值;  $N_{\text{MMC}}$  为 MMC-MTDC 系统换流站个数。

以图1所示四端 MMC-MTDC 系统的 MMC2 发生三相故障为例,故障前 MMC2 的交换功率为 500 MW,代入式(7),可得其能量控制时间阈值  $N_{\text{MMC}}$ 、 $k$  之间关系,如图3所示。

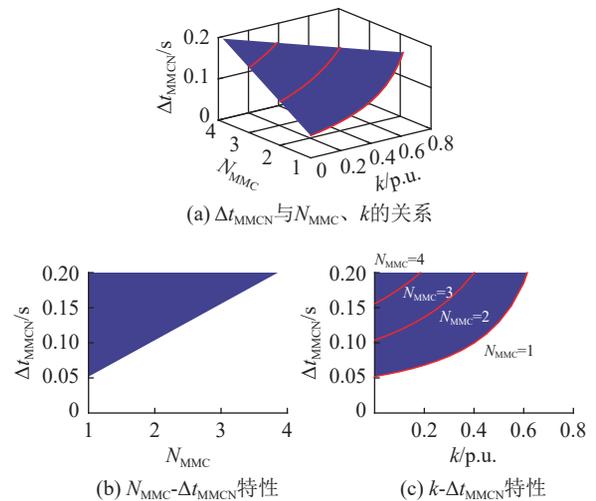


图3 能量控制时间阈值影响分析

Fig.3 Analysis of energy control time threshold impact

由图3可知,单个 MMC 在最严重盈余功率情

况下, MMC 的能量控制时间阈值仅为 56.35 ms, 而四端 MMC-MTDC 系统为 225.4 ms, 大于新能源机组的切机动作时间 160 ms<sup>[33]</sup>。考虑盈余功率类型, 若为短时间盈余功率问题, 能量控制能够单独实现故障穿越; 而对于长时间或者永久性故障, 能量控制虽无法完全消纳全部盈余功率, 也能够为新能源机组的保护动作争取到足够的时间裕度, 从而配合新能源机组切机完成盈余故障穿越。因此, MMC-MTDC 的主动能量控制方案具备很好的可行性和适用性。

### 1.3 MMC 能量控制的可实现性分析

在满足物理设备应力约束的前提下, MMC 能量控制还需要考虑实际工程中换流阀等器件的现有设计条件。MMC 电容电压选型须综合考虑实际系统电压等级及现有绝缘栅双极型晶体管(insulated gate bipolar transistor, IGBT)技术参数, 而 IGBT 的硬件条件可通过制约 HBSM 电容选型, 进一步影响 HBSM 能量控制。当前 4.5 kV/3 kA 等级的 IGBT 技术已相对成熟。为保证故障下换流阀能够可靠闭锁, 通常将其最大可靠闭锁电流设为额定值的 2 倍<sup>[34]</sup>。文中 MMC 研究模型均在此标准下进行器件选型, 因此在实际工程上具备一定的可实现性。

同时, 世界首套 6.5 kV/3 kA 的 IGBT 柔性直流换流阀也已成功研制。可以预见, 未来更高参数 IGBT、更大容量柔直换流阀器件的实现必将削弱硬件设备对 MMC 子模块电容选型的限制<sup>[35]</sup>, 为 MMC 能量控制策略的实施提供更有利的技术支持。

## 2 MMC-MTDC 能量控制模型设计

### 2.1 MMC 三维度控制模型

MMC 三维度控制模型如图 4 所示, 其中  $m_d$ 、 $m_q$  分别为  $d$ 、 $q$  轴参考电压的调制比;  $I_{dc}$ 、 $I_{dref}$  分别为换流站直流电流实际值和参考值;  $u_{pj}(j=a,b,c)$  为上桥臂参考电压;  $u_{nj}$  为下桥臂参考电压;  $m_j$ 、 $m_{2j}$  分别为交流调制比和环流抑制调制比;  $U_{Cavg}$  为 HBSM 平均电容电压;  $M_{dc}$  为直流调制比; Round 为取整函数。在图 2 中的常规二维度控制下, 换流站上、下桥臂的参考电压表达式为:

$$\begin{cases} u_{pj} = \frac{U_{dref}}{2}(1 - m_j - m_{2j}) \\ u_{nj} = \frac{U_{dref}}{2}(1 + m_j - m_{2j}) \end{cases} \quad (8)$$

忽略幅值较小的  $m_{2j}$  后, 在最近电平调制和均压排序算法下, 单相投入的 HBSM 个数  $N_s$  可表示为:

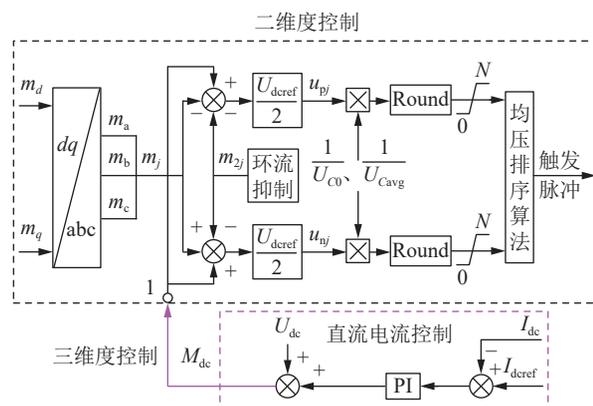


图 4 三维度控制模型

Fig.4 Three-dimensional control model

$$N_s = N_{pj} + N_{nj} = \text{Round}\left(\frac{U_{dref}}{U_{CO}}\right) = N \quad (9)$$

式中:  $N_{pj}$ 、 $N_{nj}$  分别为上、下桥臂 HBSM 投入个数。

设 MMC 端实测直流电压为  $U_{dc}$ , 由式(9)可知:

$$U_{dc} = N_s U_{Cavg} = N U_{Cavg} \quad (10)$$

式中:  $U_{Cavg}$  为单相 HBSM 电容电压平均值。

式(10)揭示了二维度控制下直流电压和 HBSM 电压之间的耦合关系, 该耦合使得 MMC 无法实现能量(以  $U_{Cavg}$  表征)和直流电压的独立调节。为此, 引入图 4 中的直流调制比  $M_{dc}$ , 在三维度控制下, 换流站上、下桥臂的参考电压可表示为:

$$\begin{cases} u_{pj} = \frac{U_{dref}}{2}(M_{dc} - m_j - m_{2j}) \\ u_{nj} = \frac{U_{dref}}{2}(M_{dc} + m_j - m_{2j}) \end{cases} \quad (11)$$

忽略幅值较小的  $m_{2j}$  后, 以 MMC 所有 HBSM 平均电容电压  $U_{Cavg}$  作为调制基准值, 在最近电平调制和均压排序算法下, 单相投入的 HBSM 个数可表示为:

$$N_s = N_{pj} + N_{nj} = \text{Round}\left(\frac{M_{dc} U_{dref}}{U_{Cavg}}\right) \quad (12)$$

经环流抑制控制, 各相投入 HBSM 个数均相同, 可近似认为  $U_{Cavg} = U_{Cavgj}$ , 由式(10)和式(12)得:

$$U_{dc} = M_{dc} \frac{U_{Cavgj} U_{dref}}{U_{Cavg}} = M_{dc} U_{dref} \quad (13)$$

综上所述, 式(8)~式(12)所描述的二维度至三维度解耦控制关系如图 5 所示。由图 5 及式(13)可见, 三维度控制实现了  $U_{dc}$  和  $U_{Cavg}$  的解耦。在此基础上, 通过调节  $m_d$ 、 $m_q$  及  $M_{dc}$  可实现换流站能量与其他有功类变量( $U_{dc}$ 、 $P$ )的独立控制, 从而为 MMC-MTDC 系统的主动能量控制方案设计提供模型基础。

### 2.2 MMC-MTDC 主动能量控制设计

基于图 1 的 MMC-MTDC 仿真模型和图 4 的三维度控制原理, 对各类型 MMC 换流站进行能量

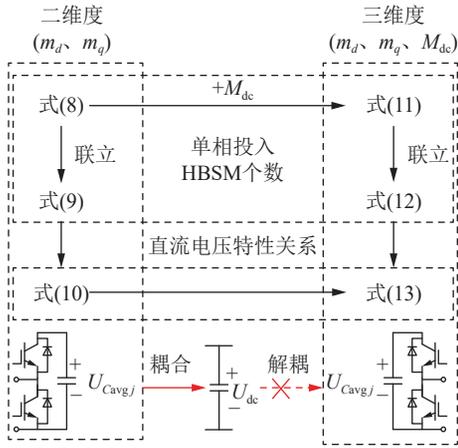


图 5 从二维度至三维度解耦控制关系

Fig.5 Relationship between two-dimensional and three-dimensional decoupled control

控制模式研究。简化后的 MMC-MTDC 系统交流等效电路如图 6 所示,  $P_{dc}$ 、 $P_{ac}$  分别为 MMC 直流输入功率和交流输入功率;  $I_{dcs}$ 、 $C_{dc}$  分别为直流系统及线路等效电流源和等效电容。

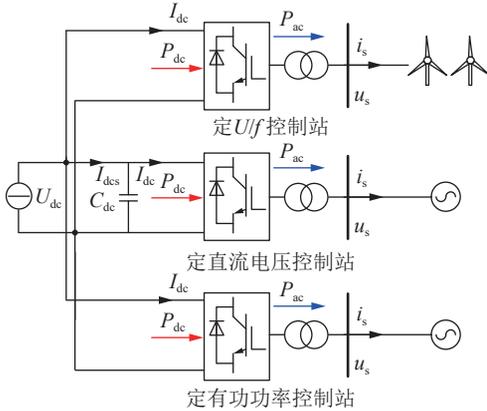


图 6 MMC-MTDC 系统交直流等效电路

Fig.6 AC/DC equivalent circuit of MMC-MTDC system

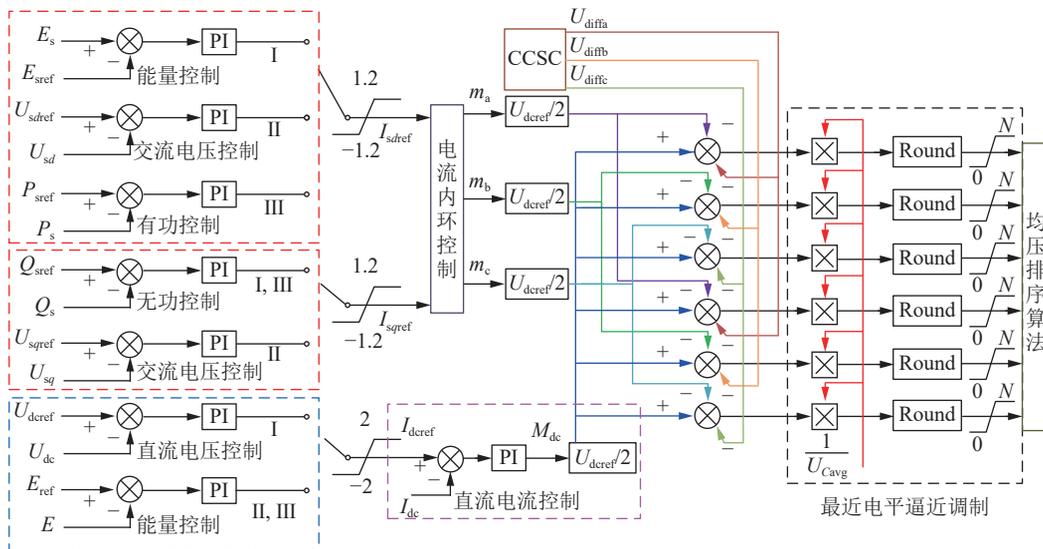


图 7 MMC-MTDC 主动能量控制框图

Fig.7 Block diagram of MMC-MTDC active energy control

MMC-MTDC 系统的主动能量控制框图如图 7 所示, CCSC 为环流抑制控制;  $U_{diffa}$ 、 $U_{diffb}$ 、 $U_{diffc}$  分别为 a、b、c 三相的差模电压;  $E_s$  为能量实际值;  $E_{ref}$  为换流站能量参考值;  $U_{sdref}$ 、 $U_{sd}$ 、 $U_{sqref}$ 、 $U_{sq}$  分别为该站交流侧电压  $d$ 、 $q$  轴分量的参考值和实际值;  $I_{sdref}$ 、 $I_{sqref}$  分别为该站交流侧电流  $d$ 、 $q$  轴分量的参考值;  $E_{sref}$  为该站换流站能量参考值;  $Q_{sref}$ 、 $Q_s$  分别为该站无功功率的参考值和实际值;  $P_{sref}$ 、 $P_s$  分别为该站有功功率的参考值和实际值。主动能量控制针对不同控制目标的换流站, 选取不同的控制模式协调配合, 定  $U/f$  站采用控制模式 II, 定直流电压站采用模式 I, 定有功功率站采用控制模式 III。

2.2.1 定  $U/f$  站能量控制

以 MMC1、MMC3 为代表的定  $U/f$  站接入新能源无源网络时, 其  $dq$  控制回路外环须采用图 2(a) 中的交流电压控制来维持并网点电压,  $P_{ac}$  可视为恒定值。由图 6 可列出定  $U/f$  站的交直流功率关系式为:

$$\frac{dE}{dt} = P_{dc} - P_{ac} \quad (14)$$

$$P_{dc} = U_{dc} I_{dc} \quad (15)$$

结合式 (14)、式 (15) 可得:

$$\frac{1}{U_{dc}} \times \frac{dE}{dt} + \frac{P_{ac}}{U_{dc}} = I_{dc} \quad (16)$$

根据式 (16) 设计 MMC1、MMC3 的三维度控制能量外环, 电流表示为:

$$I_{dcref} = k_p (E_{ref} - E) + k_i \int (E_{ref} - E) dt \quad (17)$$

式中:  $k_p$ 、 $k_i$  分别为 PI 外环的比例系数、积分系数。

根据式 (17) 及图 4, 最终得到定  $U/f$  站的能量控制框图, 如图 7 中的控制模式 II 所示。

### 2.2.2 定直流电压站能量控制

以 MMC2 为代表的定直流电压站接入交流电网时,其交直流功率关系式同式(14)。为维持系统功率平衡,  $P_{dc}$  可视为恒定值,  $P_{ac}$  可表示为:

$$P_{ac} = U_{sd} I_{sd} \quad (18)$$

将式(18)代入式(14)可得:

$$\frac{P_{dc}}{U_{sd}} - \frac{1}{U_{sd}} \times \frac{dE}{dt} = I_{sd} \quad (19)$$

综上所述,在式(19)基础上,MMC2 的三维度控制能量外环可表示为:

$$I_{sdref} = k_p(E_{ref} - E) + k_i \int (E_{ref} - E) dt \quad (20)$$

同时,MMC2 作为协调控制主站,还应具备直流电压控制能力。在  $dq$  外环用于能量控制的前提下,可利用直流电流控制实现对直流电压的间接调控。由图 6 可列出直流电压和直流电流关系式为:

$$I_{dcs} - C_{dc} \frac{dU_{dc}}{dt} = I_{dc} \quad (21)$$

据此可得 MMC2 的直流电压控制外环电流为:

$$I_{dcref} = k_p(U_{dcref} - U_{dc}) + k_i \int (U_{dcref} - U_{dc}) dt \quad (22)$$

由式(20)、式(22)及图 4,最终得到定  $U/f$  站的能量控制框图,如图 7 中的控制模式 I 所示。

### 2.2.3 定有功功率站能量控制

以 MMC4 为代表的定有功功率站接入交流电网时,其  $dq$  控制回路外环如图 2(c)所示,交直流功率关系式同式(14)。对于三维度能量控制外环分析与定  $U/f$  站相同,得到能量控制框图,如图 7 中控制模式 III 所示。

通过定  $U/f$  站、定直流电压站和定有功功率站 3 类换流站的三维度控制模式协调配合,MMC-MTDC 系统具备了对盈余能量的主动控制能力。在此基础上进一步构建受端交流故障下各换流站之间的能量消纳时序配合逻辑,并对能量参考值和直流电压等参数进行规范化设计,可以辅助 MMC-MTDC 系统实现盈余功率故障穿越。

## 3 MMC-MTDC 主从能量交互消纳策略

在第 2 章理论分析及文献[31-32]所提出的点对点能量控制模型基础上,为实现多站极三维度能量控制同典型协调控制策略之间的协调作用,文中提出一种主从能量交互消纳策略。其主要设计思想类比主从控制架构,设定某一换流站极作为能量控制主站,其余换流站极作为能量从站。当受端发生功率盈余故障时,系统实时更新各换流站能量参考值,从而实现消纳盈余功率的目的。针对图 1 所示 MMC-MTDC 系统,为在一定程度上减少故障

影响范围,防止盈余能量对正常运行的换流站造成不必要的干扰,并避免在正常运行下的典型协调控制模式和盈余消纳时的主从能量控制模式之间频繁切换,文中以 MMC2 作为能量控制主站,其余换流站为能量从站展开研究,所有参数均采用标么值表示。结合 1.2 节关于盈余功率程度影响的分析,分别考虑盈余功率程度和故障极类型对主从能量交互消纳控制逻辑的影响,主从能量交互消纳策略的时序控制原理如图 8 所示。其中  $P_{max}$  为最大容量,换流站能量  $E$  和有功功率  $P$  的下标 1、2、3、4 分别对应系统中换流站 MMC1、MMC2、MMC3、MMC4。图 8 中  $t_1$  为故障发生时刻;  $t_2$  为故障结束时刻;  $t_3$  为主站盈余功率释放时刻;  $t_4$  为主站能量释放完毕时刻;  $t_{1-1}$  为从站开始盈余吸收时刻;  $t_5$  为从站能量释放完毕时刻。

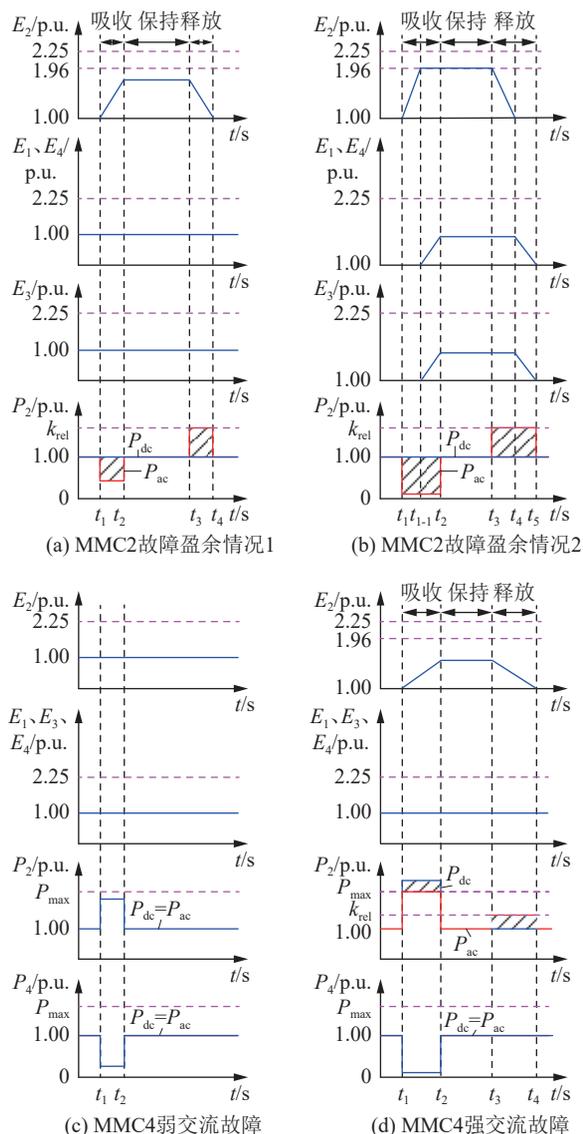


图 8 主从能量交互消纳策略的时序控制原理  
Fig.8 Timing control principle of the master-slave energy interaction and absorption strategy

### 3.1 MMC2 受端交流故障的主从控制逻辑

MMC2 受端交流故障的主从控制逻辑如图 8(a)、(b)所示。将整个控制过程分为 3 个阶段: 盈余吸收、盈余保持、盈余释放。根据盈余功率的大小与时长, 分为以下两类情形: 情况 1, 短时间或小容量盈余功率, 此时主站可实现盈余功率消纳, 在从站动作之前, 故障已切除, 因此从站不参与盈余吸收; 情况 2, 长时间或大容量盈余功率, 主站无法独立承担消纳任务, 需要在故障切除前从站共同参与盈余消纳。针对上述两类情形, 分别说明其时序动作特性。

情况 1 的时序动作特性如图 8(a)所示。

(1) 在  $t < t_1$  时, MMC-MTDC 系统处于额定工作状态, 各换流站的能量指令均为 1.00 p.u.

(2) 在  $t = t_1$  时, 盈余故障发生。系统检测到故障后, 主站开始调节 MMC2 能量控制参考值  $E_{2ref}$  以跟踪实际值  $E_2$ 。同时主站的直流电压控制外环根据  $E_2$  实时抬升直流电压参考值  $U_{dcref}$ , 使其满足式(23)。

$$U_{dcref} = \frac{U_{dmax} - 1}{E_{al} - 1}(E_2 - 1) + 1 \quad (23)$$

式中:  $E_{al}$  为能量预警阈值;  $U_{dmax}$  为直流电压预设最大值。

由式(23)可知, 当  $E_2$  上升至  $E_{al}$  时,  $U_{dcref}$  正好达到  $U_{dmax}$  并保持不变, 从而保证直流电压在可控的安全裕度范围内。根据 1.2 节的分析,  $E_{max}$  可达 2.25 p.u., 即 HBSM 电容电压 1.5 倍的裕度。基于此将  $E_{al}$  设置为 1.4 倍额定电容电压所对应的能量值, 即  $E_{al}=1.96$  p.u.。

(3) 在  $t = t_2$  时, 故障被切除。此时主站能量值尚未达到  $E_{al}$  阈值, 因此整个  $t_1 < t < t_2$  期间, 从站未参与盈余吸收。主站随即进入盈余保持阶段, 考虑到故障清除后系统恢复稳定所需的时间裕度, 该保持阶段持续时间设置为 200 ms。

(4) 在  $t = t_3$  时, 主站进入盈余释放阶段,  $E_{2ref}$  开始以固定斜率  $k_{rel}$  下降, 并在  $t_4$  时下降至 1.00 p.u., 整个过程中  $U_{dcref}$  仍满足式(23)。释放的能量由主站进行消纳, 因此需要在其输送功率  $P_2$  的基础上, 考虑最大允许输出功率  $P_{2max}$ , 以避免过流风险, 即  $k_{rel}$  应满足:

$$\frac{dE_2}{dt} = k_{rel} \leq P_{2max} - P_2 \quad (24)$$

(5) 在  $t = t_4$  时, 能量释放完毕, 系统恢复稳定运行。

情况 2 的时序动作特性如图 8(b)所示。

(1) 在  $t < t_1$  时, MMC-MTDC 系统处于额定工

作状态, 各换流站的能量指令均为 1.00 p.u.。

(2) 在  $t = t_1$  时, 盈余故障发生。系统检测到故障后, 主站开始调节能量控制参考值  $E_{2ref}$  以跟踪实际值  $E_2$ , 同时根据式(23)抬升  $U_{dcref}$ 。

(3) 在  $t = t_{1-1}$  时, 主站能量达到预警值  $E_{al}$ , 同时直流电压也升至  $U_{dmax}$ 。为避免主站因过度充电而超过安全能量限值, 系统启动从站参与盈余功率吸收。

根据式(23)可知,  $U_{dcref}$  上升速率与  $E_2$  上升速率呈正比。因此, 可通过测量直流电压变化率得到系统的盈余功率, 并据此整定各从站的能量参考值  $E_{zref}(z=1,3,4)$ , 1、3、4 分别对应换流站 MMC1、MMC3、MMC4。考虑到从站协同消纳, 盈余功率按均分原则分配。采用平均斜率法并结合式(23), 可得此时各从站能量参考值的上升斜率  $k_{rise}$  为:

$$k_{rise} = \frac{1}{N_{MMC} - 1} \left( \frac{U_{dcr2} - U_{dcr1}}{t_{dcr2} - t_{dcr1}} \times \frac{E_{al} - 1}{U_{dmax} - 1} \right) \quad (25)$$

式中:  $U_{dcr2}$ 、 $U_{dcr1}$  为预设电压阈值, 在考虑系统正常运行时最大运行电压为 1.01 p.u.的前提下<sup>[36]</sup>, 兼顾防误动裕度和延时裕度, 分别取 1.08 p.u.和 1.02 p.u.;  $t_{dcr2}$ 、 $t_{dcr1}$  为电压上升达到 2 个阈值的时刻。

(4) 在  $t = t_2$  时, 故障切除, 此时所有换流站均进入盈余保持阶段, 主站仍维持 200 ms 的时间裕度, 各从站则以其在  $t_2$  时的能量值  $E_z$  作为保持阶段的能量参考值  $E_{zref}$ 。

(5) 在  $t = t_3$  时, 主站进入盈余释放阶段, 其控制逻辑同情况 1。

(6) 在  $t = t_4$  时, 主站能量释放完毕, 当从站检测到直流电压恢复至额定值时, 开始进入盈余释放阶段, 参考式(24)、式(25)的设计方法, 从站的能量释放斜率  $k'_{rel}$  为:

$$k'_{rel} = \frac{1}{N_{MMC} - 1} k_{rel} \quad (26)$$

(7) 在  $t = t_5$  时, 系统能量释放完毕, 系统恢复稳定运行状态。

### 3.2 MMC4 受端交流故障的主从控制逻辑

MMC4 受端交流故障的主从控制逻辑如图 8(c)、(d)所示。与 MMC2 故障情形不同, 当 MMC4 发生故障时, 受主从协调控制策略的影响, 不平衡功率将由 MMC2 进行转代。同样考虑两类盈余功率情况: 弱交流故障, 盈余功率较小, 可由 MMC2 完全转代, 且其工作容量未超出最大容量  $P_{max}$ ; 强交流故障, 盈余功率超出 MMC2 的最大容量裕度, 此时需要启动主从能量协同控制机制, 以吸收盈余功率。针对两种情况, 进一步说明其动作时序特性。

弱交流故障时序动作特性如图 8(c)所示。

(1) 在  $t = t_1$  时, MMC4 发生交流故障。由于故障程度较低, 所产生的不平衡功率完全由 MMC2 进行转代, 且 MMC2 运行容量未达到最大功率  $P_{max}$ , 整个  $t_1 < t < t_2$  过程中, 各站极的能量均维持在参考值。

(2) 在  $t = t_2$  时, 故障结束, 系统恢复稳定运行。

强交流故障时序动作特性如图 8(d) 所示(以 3.1 节中情况 1 为消纳示例)。

(1) 在  $t = t_1$  时, MMC4 发生严重交流故障。主站 MMC2 检测到直流侧功率  $P_{dc} > P_{max}$ , 开始调节能量参考值, 整个盈余消纳过程同 3.1 节所述一致, 此处不再赘述。

(2) 在  $t = t_2$  时, 故障结束, 系统进入能量保持阶段。

(3) 在  $t = t_3$  时, 主站进入盈余释放阶段。

(4) 在  $t = t_4$  时, 能量释放完毕, 系统恢复稳定运行。

## 4 仿真分析

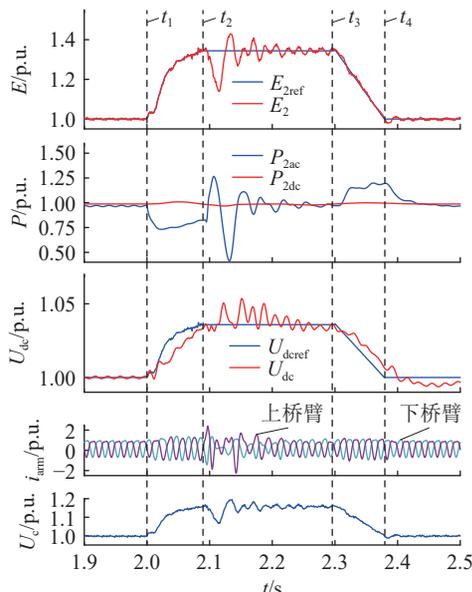
为验证所提出的 MMC-MTDC 主从能量交互消纳策略可行性, 在 PSCAD/EMTDC 中搭建四端 MMC-MTDC 仿真模型, 如图 1 所示。系统的主要仿真参数如表 1、表 2 所示。初始稳态时 MMC1 上网功率为 500 MW, MMC3 为 750 MW, MMC2 为 -500 MW, MMC4 为 -750 MW。为便于分析, 设定  $U_{dmax} = 1.1$  p.u.,  $k_{rel} = 0.2$ ,  $P_{2max} = 750$  MW。

### 4.1 MMC2 交流故障下的盈余功率消纳分析

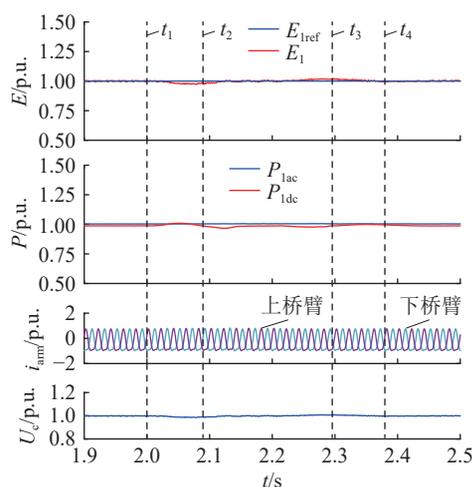
#### 4.1.1 小容量或短时间盈余功率作用分析

仿真条件设置如下:  $t_1 = 2.0$  s 时 MMC2 交流侧发生三相短路故障, 交流故障电压跌落至 0.6 p.u., 故障持续时间为 90 ms。以 MMC1 为例说明能量从站的响应特性。仿真结果如图 9 所示, 其中  $i_{arm}$  为单相桥臂电流,  $U_c$  为 HBSM 平均电压,  $P_{ac}$ 、 $P_{dc}$  的下标 1、2、3、4 分别对应换流站 MMC1、MMC2、MMC3、MMC4。

由图 9(a) 可以看出,  $t_2$  时刻故障被切除时,  $E_{2ref}$  为 1.34 p.u., 整个  $t_1 - t_2$  时段内  $E_2$  和  $U_{dc}$  能够跟随参考值变化, 交直流侧约有 0.25 p.u. 的不平衡功率被换流站消纳。 $t_2 - t_3$  为长达 200 ms 的盈余保持过程,  $E_{2ref}$  保持在 1.34 p.u., 直流电压参考值为 1.04 p.u.。整个保持过程 MMC2 换流站能量波动最大达 1.40 p.u.。此时 MMC2 恢复正常功率运行状态, 桥臂最大电流达 1.9 p.u., 而 HBSM 电压稳定在约 1.15 p.u.。 $t_3$  时刻 MMC2 进入盈余释放过程, 按预先设定的 1.2 倍  $P_{2ac}$  进行能量释放, 最终在  $t_4 =$



(a) MMC2 仿真结果



(b) MMC1 仿真结果

图 9 小容量或短时间盈余功率仿真分析

Fig.9 Simulation analysis of small capacity or short time surplus power

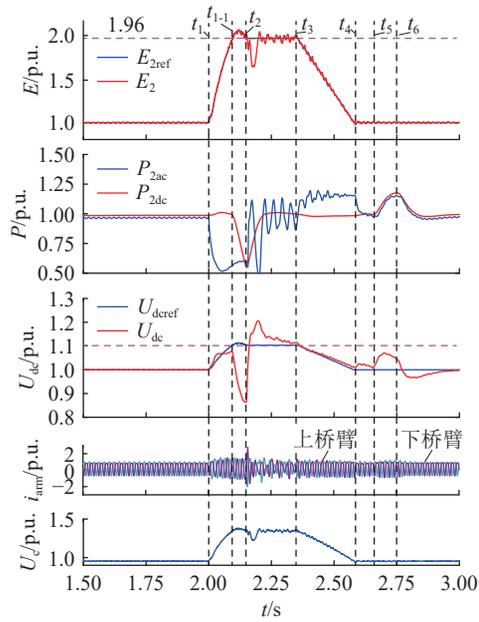
2.38 s 时恢复稳定运行状态。

由于 MMC2 的能量未达到 1.96 p.u. 的预警阈值, 从站不参与能量调节。如图 9(b) 所示, 在整个盈余故障过程中, 从站的能量、功率、桥臂电流和 HBSM 电压均保持稳定。

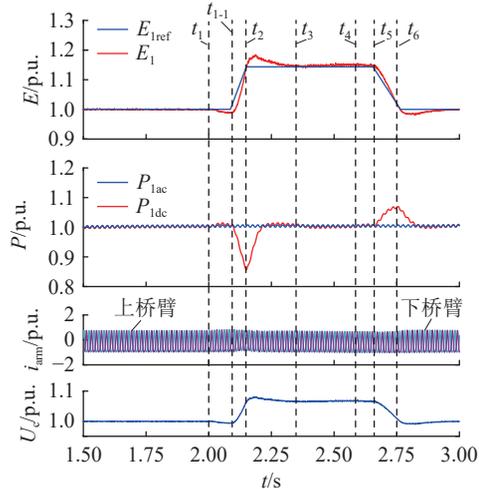
#### 4.1.2 大容量或长时间盈余功率作用分析

仿真设置如下:  $t_1 = 2.0$  s 时 MMC2 交流侧发生三相短路故障, 交流故障电压跌落至 0.4 p.u., 故障持续时间为 150 ms。以 MMC1 为例说明能量从站的响应特性。仿真结果如图 10 所示,  $t_5$  为从站盈余功率开始释放;  $t_6$  为从站盈余功率释放完毕。

由图 10(a) 可以看出,  $t_{1-1}$  时刻  $E_{2ref}$  达到 1.96 p.u.,  $t_2$  时刻故障被切除, 整个  $t_1 - t_{1-1}$  过程中换流站  $P_{2ac}$  和  $P_{2dc}$  不平衡功率约为 0.5 p.u., 由 MMC2 完成消纳, 直流电压基本能够跟踪参考值。 $t_2 - t_3$  为盈余



(a) MMC2仿真结果



(b) MMC1仿真结果

图 10 大容量或长时间盈余功率仿真分析

Fig.10 Simulation analysis of large capacity or long time surplus power

保持阶段,  $E_{2ref}$  保持在 1.96 p.u., 直流电压参考值为 1.1 p.u., 桥臂最大电流达 1.2 p.u., HBSM 电压稳定在 1.34 p.u.。  $t_3$  时刻 MMC2 进入盈余释放过程, 按预先设定的 1.2 倍  $P_{2ac}$  进行能量释放。在  $t_4=2.58$  s 时 MMC2 能量参考值恢复稳定,  $t_6$  时刻直流电压恢复稳定。

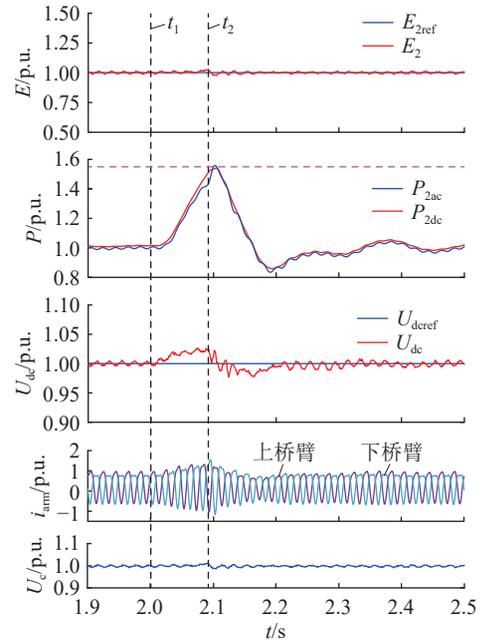
$t_{1-1}$  时刻 MMC2 能量达到 1.96 p.u. 的预警阈值, 从站开始参与能量调节, 如图 10(b) 所示。  $t_{1-1}-t_2$  整个盈余吸收过程中从站能量和 HBSM 电压按预设曲线上升, MMC1 直流交换功率出现约 0.15 p.u. 的波动。  $t_2-t_3$  的盈余保持过程中, 从站能量基本稳定在 1.14 p.u., 桥臂电流维持额定状态, HBSM 平均电压约为 1.07 p.u.。  $t_3$  时刻从站开始按预定释放曲线进行盈余能量释放,  $t_6=2.75$  s 时从站能量释放完

毕, 系统随后逐步恢复稳定运行。

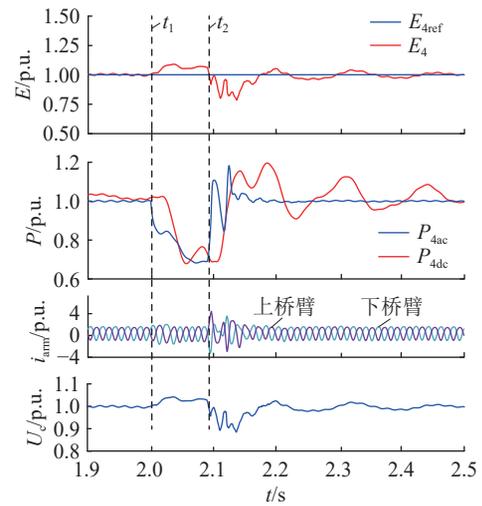
## 4.2 MMC4 交流故障下的盈余功率消纳分析

### 4.2.1 弱交流故障仿真分析

仿真设置如下:  $t_1=2.0$  s 时 MMC4 交流侧发生三相短路故障, 交流故障电压跌落至 0.6 p.u., 故障持续时间为 90 ms。以 MMC2 为例说明能量从站的响应特性。仿真结果如图 11 所示。



(a) MMC2仿真结果



(b) MMC4仿真结果

图 11 弱交流故障仿真分析

Fig.11 Simulation analysis of weak AC-side fault

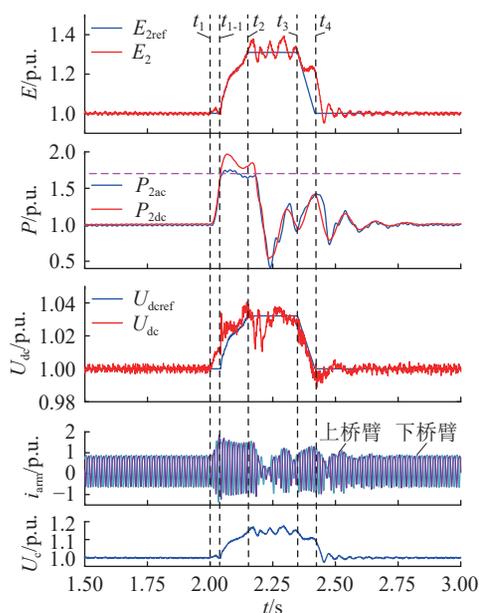
由图 11(a) 可以看出, 整个  $t_1-t_2$  故障过程中 MMC2 承担的最大工作容量约 700 MW, 小于  $P_{2max}$ , 因此  $E_{2ref}$  与  $E_2$  均维持在额定值。受功率波动影响, 直流电压最大偏差为 0.02 p.u., 桥臂电流和 HBSM 电压基本不变。

图 11(b) 为 MMC4 站极的电气量波动情况。

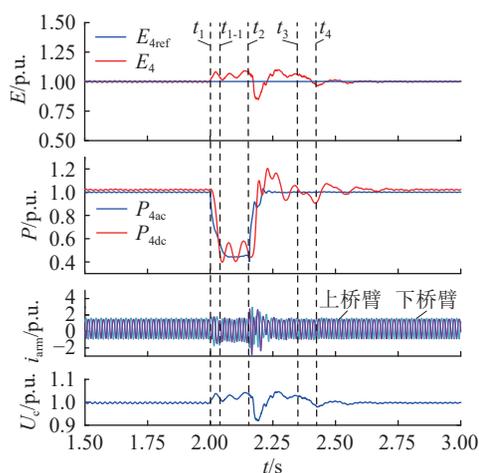
在整个故障过程中,  $E_4$  最大约为 1.07 p.u., 而桥臂电流和 HBSM 电压仍基本维持稳定。  $t_2$  时刻故障结束, 系统开始恢复稳态运行。

### 4.2.2 强交流故障仿真分析

仿真设置如下:  $t_1=2.0$  s 时 MMC4 交流侧发生三相短路故障, 交流故障电压跌落至 0.4 p.u., 持续时间为 150 ms。以 MMC2 为例说明能量从站的响应特性。仿真结果如图 12 所示。



(a) MMC2 仿真结果



(b) MMC4 仿真结果

图 12 强交流故障仿真分析

Fig.12 Simulation analysis of strong AC-side fault

由图 12(a)可知,  $t_{1-1}=2.04$  s 时 MMC2 检测到  $P_{dc}$  大于 750 MW, 开始调节  $E_{2ref}$ , 整个  $t_1-t_2$  故障过程中最大桥臂电流为 1.5 p.u.。在  $t_2-t_3$  盈余保持期间, 最大直流电压约 1.036 p.u.,  $E_2$  保持为 1.35 p.u., HBSM 电压为 1.15 p.u.。  $t_3=2.35$  s 时 MMC2 进入盈余释放阶段。  $t_4=2.40$  s 时盈余释放完毕, 系统开始恢复稳定运行。

图 12(b)为 MMC4 站极的电气量波动情况。整个  $t_1-t_4$  过程中, 其能量  $E_4$ 、桥臂电流、HBSM 电压基本不变, 表明此次能量消纳释放由 MMC2 独立完成。

## 5 结论

针对新能源接入的 MMC-MTDC 系统因受端交流故障导致的盈余功率问题, 文中在 MMC-MTDC 能量控制可行性分析的基础上, 为实现 MMC-MTDC 系统多换流站能量控制的有效协调及能量裕度充分利用, 构建了各换流站三维度能量控制模型。在此基础上, 参考主从控制模式提出一种多换流站交互消纳策略, 并设计相应的时序控制逻辑。该策略无需额外配置耗能装置, 一定程度上减少了故障影响范围, 避免正常运行控制模式和主从能量控制模式频繁切换, 可应对多种盈余功率情况。最后在 PSCAD/EMTDC 中搭建仿真模型, 验证策略的可行性和有效性, 主要结论如下:

(1) MMC-MTDC 系统对盈余功率的吸收持续时间与换流站数和故障程度密切相关, 表明其具有巨大的主动能量控制开发潜力, 从而在一定程度上缓解送端新能源场站降功率运行压力。

(2) 主从能量交互消纳策略能够实现多换流站之间有效配合, 适用于多种受端系统交流盈余故障情况, 充分利用各换流站的能量裕度, 具有一定经济价值和工程适用前景。

文中所提盈余消纳策略未对极端故障下主从能量控制无法满足控制需求时的消纳协调方案进一步分析说明, 后续可开展新能源机组同主从能量消纳策略或耗能装置同主从能量消纳策略之间的协调控制研究。

## 致谢

本文得到国网河北省电力有限公司科技项目“考虑受端电网承载力的直流输电容量规划技术研究”(SGTYHT/23-JS-001)资助, 谨此致谢!

## 参考文献:

[1] 衣韵潼, 周倜然. 我国清洁能源建设景气指数回升向好[N]. 中国电力报, 2025-02-13(1).  
 YI Yuntong, ZHOU Tiran. China's clean energy construction boom index picks up [N]. China Electricity News, 2025-02-13(1).  
 [2] 和萍, 刘鑫, 宫智杰, 等. 高比例可再生能源电力系统源荷联合调峰分层优化运行[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(18): 112-122.  
 HE Ping, LIU Xin, GONG Zhijie, et al. Hierarchical optimization operation model for joint peak-load regulation of source-load-storage in a high proportion of renewable energy power system[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(18):

- 112-122.
- [3] 张汉艺, 郭顺达, 李刚, 等. 电力市场下高比例可再生能源消纳配额分配方法[J]. 可再生能源, 2024, 42(12): 1642-1652.  
ZHANG Hanyi, GUO Shunda, LI Gang, et al. Method for allocating high-proportion renewable energy consumption quotas in the electricity market[J]. Renewable Energy Resources, 2024, 42(12): 1642-1652.
- [4] 杨胜, 樊艳芳, 侯俊杰, 等. 可再生能源 ALK-PEM 联合制氢系统多时间尺度优化运行策略[J]. 电力系统保护与控制, 2025, 53(3): 68-80.  
YANG Sheng, FAN Yanfang, HOU Junjie, et al. Multi-time scale optimization strategy of a renewable energy ALK-PEM combined hydrogen production system[J]. Power System Protection and Control, 2025, 53(3): 68-80.
- [5] 王建波, 秋泽楷, 张小庆, 等. 考虑可再生能源出力不确定性与碳排放成本的台区运行优化策略研究[J]. 可再生能源, 2024, 42(3): 407-419.  
WANG Jianbo, QIU Zekai, ZHANG Xiaoqing, et al. Research on optimization strategies for the operation of multiple transformer districts considering the uncertainty of distributed renewable energy output and carbon emission costs[J]. Renewable Energy Resources, 2024, 42(3): 407-419.
- [6] 饶宏, 周月宾, 李巍巍, 等. 柔性直流输电技术的工程应用和发展展望[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(1): 1-11.  
RAO Hong, ZHOU Yuebin, LI Weiwei, et al. Engineering application and development prospect of VSC-HVDC transmission technology[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(1): 1-11.
- [7] LI D D, YE X Y, YANG F, et al. Frequency compensation of VSC-HVDC combined with inertia simulation: a passivity-based control approach[J]. Electric Power Systems Research, 2024, 229: 110160.
- [8] 刘昊宇, 刘崇茹, 董浩云. 含风电场的 MMC-MTDC 系统通用频率响应模型[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(5): 123-133.  
LIU Haoyu, LIU Chongru, DONG Haoyun. General frequency response model of MMC-MTDC system integrated with wind farms[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(5): 123-133.
- [9] YANG Q F, CHEN Y, LIN Y J, et al. PI consensus-based integrated distributed control of MMC-MTDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2023, 38(3): 2333-2347.
- [10] LIU Y P, HU J Y, SHI J P, et al. Adaptive integrated control strategy for MMC-MTDC transmission system considering dynamic frequency response and power sharing[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2023, 147: 108858.
- [11] 聂永辉, 张德伟, 高磊, 等. MMC 型柔性直流输电系统中的中高频振荡无源阻尼抑制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(16): 141-149.  
NIE Yonghui, ZHANG Dewei, GAO Lei, et al. Passive damping suppression strategy for medium and high frequency oscillations in MMC type flexible DC transmission systems[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(16): 141-149.
- [12] 李晓萍, 袁至, 王维庆, 等. 考虑可再生能源接入的多端 MMC 交直流混合系统协调控制[J]. 可再生能源, 2024, 42(5): 675-684.  
LI Xiaoping, YUAN Zhi, WANG Weiqing, et al. Coordinated control of multi-terminal MMC AC/DC hybrid system considering renewable energy access[J]. Renewable Energy Resources, 2024, 42(5): 675-684.
- [13] 骆国铭, 黄小耘, 范心明. 考虑可再生能源特性的实时电力调度优化研究[J]. 电力科学与技术学报, 2025, 40(3): 163-173.  
LUO Guoming, HUANG Xiaoyun, FAN Xinming. Research on real-time power scheduling optimization considering renewable energy characteristics[J]. Journal of Electric Power Science and Technology, 2025, 40(3): 163-173.
- [14] 胡宏, 许凌, 张梦瑶, 等. 海上风电柔性直流送出系统控制耦合作用及差动保护适应性分析[J]. 电力建设, 2025, 46(3): 166-176.  
HU Hong, XU Ling, ZHANG Mengyao, et al. Study of control coupling effect and differential protection adaptability of offshore wind farm with MMC-HVDC transmission system[J]. Electric Power Construction, 2025, 46(3): 166-176.
- [15] 李国庆, 徐亚男, 江守其, 等. 海上风电经柔性直流联网系统受端交流故障穿越协调控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(7): 111-119.  
LI Guoqing, XU Yanan, JIANG Shouqi, et al. Coordinated control strategy for receiving-end AC fault ride-through of an MMC-HVDC connecting offshore wind power[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(7): 111-119.
- [16] HE Z, ZHANG X, QI L, et al. A novel fault ride through equivalent test method for submodule with integrated energy dissipation equipment[C]//18th International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2022). Online Conference, China. London: IET, 2022: 1188-1192.
- [17] 付艳, 周晓风, 戴国安, 等. 海上风电直流耗能装置和保护配合策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(15): 178-186.  
FU Yan, ZHOU Xiaofeng, DAI Guoan, et al. Research on coordination strategy for an offshore wind power DC chopper device and protection[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(15): 178-186.
- [18] SUN X P, CHEN J Q, LOU Y T, et al. An operating characteristic analysis of flexible concentrated DC chopper[J]. IET Conference Proceedings, 2025, 2024(6): 774-780.
- [19] 曹帅, 刘东, 赵成功. 适用于风电经柔性直流并网系统的柔性耗能装置及控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(23): 51-62.  
CAO Shuai, LIU Dong, ZHAO Chengcong. A flexible energy dissipation device with control strategy for an HVDC wind power integration system[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(23): 51-62.
- [20] WU S H, ZHANG X Y, ZHANG B, et al. An active snubber circuit for high-capacity DC chopper to achieve soft-switching operation for offshore wind VSC-HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2024, 39(1): 30-35.

- [21] 文卫兵, 赵峥, 李明, 等. 海上风电柔性直流系统设计与工程应用[J]. *全球能源互联网*, 2023, 6(1): 1-9.  
WEN Weibing, ZHAO Zheng, LI Ming, et al. Design and engineering application of offshore wind power VSC-HVDC system[J]. *Journal of Global Energy Interconnection*, 2023, 6(1): 1-9.
- [22] 李云丰, 许杰锋, 许彬, 等. 面向低成本轻量化直流耗能装置的滞环控制策略[J]. *中国电机工程学报*, 2024, 44(19): 7751-7762.  
LI Yunfeng, XU Jiefeng, XU Bin, et al. Hysteresis control strategy for low-cost and light-weight DC energy dissipation devices[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2024, 44(19): 7751-7762.
- [23] WU S H, QI L, ZHANG X Y, et al. A novel low-cost DC chopper for offshore wind VSC-HVDC system by using thyristors instead of full-control devices[J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2024, 71(4): 3639-3649.
- [24] XU B, GAO C, ZHANG J, et al. A novel DC chopper topology for VSC-based offshore wind farm connection[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2020, 36(3): 3017-3027.
- [25] 田园园, 赵峥, 薛英林. 基于半桥子模块的混合式直流耗能装置正弦调制补偿策略[J]. *高电压技术*, 2023, 49(10): 4278-4286.  
TIAN Yuanyuan, ZHAO Zheng, XUE Yinglin. Sinusoidal modulation compensation strategy of hybrid DC chopper based on half-bridge submodules[J]. *High Voltage Engineering*, 2023, 49(10): 4278-4286.
- [26] 贾科, 董学正, 毕天姝, 等. 功率精准匹配的海上风电柔直并网系统电网侧故障穿越方法[J]. *中国电机工程学报*, 2023, 43(S1): 84-93.  
JIA Ke, DONG Xuezheng, BI Tianshu, et al. Power grid side fault ride-through method for offshore wind power flexible direct grid-connected system with accurate power matching[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2023, 43(S1): 84-93.
- [27] LI Y F, XU J F, XU B, et al. A power losses and thermal energy optimization method for hybrid DC chopper based on hysteresis control strategy[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2025, 40(1): 486-499.
- [28] 李兰芳, 李奇南, 王子莹. 基于子模块电容电压平均值的构网型 MMC 同步控制及惯量支撑方法[J]. *电力自动化设备*, 2025, 45(7): 138-147.  
LI Lanfang, LI Qinan, WANG Ziyang. Synchronous control and inertia support method for grid-forming modular multi-level converter based on average voltage of submodule capacitor[J]. *Electric Power Automation Equipment*, 2025, 45(7): 138-147.
- [29] 向往, 文劲宇, 张浩博, 等. 柔性直流输电系统三维度控制[J]. *电网技术*, 2023, 47(8): 3385-3397.  
XIANG Wang, WEN Jinyu, ZHANG Haobo, et al. Three-degree control of MMC based high voltage direct current transmission system[J]. *Power System Technology*, 2023, 47(8): 3385-3397.
- [30] 文劲宇, 张浩博, 向往, 等. 面向新型电力系统的柔性直流换流器统一控制架构[J]. *中国电机工程学报*, 2024, 44(18): 7068-7084.  
WEN Jinyu, ZHANG Haobo, XIANG Wang, et al. Unified high voltage direct current converter control dedicated for new power systems[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2024, 44(18): 7068-7084.
- [31] ZHOU H Y, YAO W, ZHOU M, et al. Active energy control for enhancing AC fault ride-through capability of MMC-HVDC connected with offshore wind farms[J]. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2022, 38(3): 2705-2718.
- [32] 张浩博, 向往, 文劲宇. 应对受端交流故障的海上风电柔直并网系统主动能量控制方法[J]. *中国电机工程学报*, 2023, 43(12): 4600-4614.  
ZHANG Haobo, XIANG Wang, WEN Jinyu. Active energy control of offshore wind power MMC-HVDC system to handle AC faults of receiving-end power grid[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2023, 43(12): 4600-4614.
- [33] 赵平, 贾浩森, 高亨孝, 等. 应对岸上故障的海上风电多端柔直系统协调控制策略[J]. *中国电力*, 2024, 57(8): 85-95.  
ZHAO Ping, JIA Haosen, GAO Hengxiao, et al. Coordinated control strategy of modular multi-level converter-based multi-terminal direct current system for onshore wind power faults[J]. *Electric Power*, 2024, 57(8): 85-95.
- [34] 郭铭群, 梅念, 李探, 等.  $\pm 500$  kV 张北柔性直流电网工程系统设计[J]. *电网技术*, 2021, 45(10): 4194-4204.  
GUO Mingqun, MEI Nian, LI Tan, et al. System design of  $\pm 500$  kV Zhangbei VSC-based DC grid project[J]. *Power System Technology*, 2021, 45(10): 4194-4204.
- [35] 郭贤珊, 厉璇, 王庆, 等. 特高压直流输电技术发展现状与思考[J]. *新型电力系统*, 2024(3): 237-250.  
GUO Xianshan, LI Xuan, WANG Qing, et al. Status and thoughts on the development of ultra high voltage direct current (UHVDC) transmission technology[J]. *New Type Power Systems*, 2024(3): 237-250.
- [36] 国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. 柔性直流输电系统成套设计规范: GB/T 35703—2017[S]. 北京: 中国标准出版社, 2017.  
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China, Standardization Administration of the People's Republic of China. Specification of system design for high-voltage direct current (HVDC) transmission using voltage sourced converters (VSC): GB/T 35703-2017[S]. Beijing: Standards Press of China, 2017.

作者简介:



王骆

王骆(1998), 女, 硕士, 工程师, 从事电力系统规划设计相关工作(E-mail: [cquwangluo@163.com](mailto:cquwangluo@163.com));

王宁(1989), 女, 博士, 工程师, 从事电力系统规划设计相关工作;

张倩茅(1984), 女, 硕士, 工程师, 从事电力系统规划设计相关工作。

## A surplus power absorption strategy in MMC-MTDC systems based on master-slave energy control

WANG Luo<sup>1</sup>, WANG Ning<sup>1</sup>, ZHANG Qianmao<sup>1</sup>, QIN Liangdong<sup>1</sup>, ZHANG Jianpo<sup>2</sup>, WU Yunrui<sup>2</sup>

(1. Economic Research Institute of State Grid Hebei Electric Power Co., Ltd., Shijiazhuang 050022, China;

2. Department of Electrical Engineering, North China Electric Power University, Baoding 071003, China)

**Abstract:** Modular multilevel converter based multi-terminal direct current (MMC-MTDC) systems rely on energy-dissipating devices to handle surplus power caused by AC-side faults at the receiving-end, which suffers from poor economic efficiency and significant energy waste. To fully exploit the inherent surplus power absorption capability of MMC-MTDC systems and reduce dependence on energy-dissipating devices. A master-slave energy coordination strategy is proposed for interactive power absorption among multiple converter stations. Firstly, an MMC-MTDC control model is established, and the feasibility of surplus power absorption through energy-based control is analyzed. Subsequently, a three-dimensional energy model of the MMC is introduced to achieve decoupled energy control for each pole of the converter stations. Based on a simplified MMC-MTDC system model, active energy control schemes are designed for different types of converter stations. Furthermore, inspired by the master-slave control concept, a timing-based energy coordination logic is developed to address various AC-side fault scenarios at different receiving-end stations and two categories of surplus power levels, thereby enabling coordinated utilization of available energy margins across multiple converter stations. Finally, a MMC-MTDC system is implemented in PSCAD/EMTDC for simulation validation. Results demonstrate that the proposed strategy effectively coordinates multiple converter stations energy control without requiring energy-dissipating devices. The strategy can adapt to diverse surplus power conditions and successfully achieve fault ride-through.

**Keywords:** AC-side fault; surplus power; modular multilevel converter based multi-terminal direct current (MMC-MTDC); energy control; master-slave coordination; timing-based control logic

(编辑 吴昊)

(上接第 25 页)

## A review on evaluation and improvement methods for commutation failure resistance ability in multi-infeed direct current system

XIN Yechun, HUANG Taoyu, WANG Tuo, HE Yupeng, GAN Xiaoluo, LI Guoqing

(Northeast Electric Power University (Key Laboratory of Modern Power System Simulation and Control & Renewable Energy Technology, Ministry of Education), Jilin 132012, China)

**Abstract:** The evaluation and improvement methods for commutation failure resistance ability in multi-infeed direct current (MIDC) system are of great significance for testing commutation failure characteristics, addressing assessment challenges, and applying commutation failure defense technology in power system planning and operation. Therefore, a systematic and scientific summary and generalization are conducted in this paper. Firstly, the fundamental definitions of MIDC system and commutation failure are presented, analyzes the impacts of various fault types on commutation failure, identifies key influencing factors, and summarizes existing commutation failure criteria. Secondly, the existing evaluation methods of commutation failure resistance ability are also reviewed. Then, the current improvement methods of commutation failure resistance ability in MIDC system are summarized from three aspects: reactive power compensation optimization, control and protection optimization, and converter topology improvement. Finally, the key issues that need to be focused on in the future mainly include: adopting a normalized effect evaluation method, conducting repeatable calibration on a simulation platform with standard significance, forming a systematic and comprehensive improvement method for the commutation failure resistance ability in MIDC system, and establishing a multi-level coordinated enhancement strategy encompassing converter station level, converter level and system level.

**Keywords:** high voltage direct current transmission; multi-infeed direct current (MIDC) system; commutation failure; resistance ability; evaluation method; defense technology

(编辑 吴昊)