第 50 卷 第 7 期：2760-2774 高电压技术 Vol.50, No.7: 2760-2774
2024 年 7 月 31 日 High Voltage Engineering July 31, 2024
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20231238

混合多馈入直流输电系统中 LCC 分层接入方式下后续换相失败抑制策略

束洪春[1,2]，邵宗学[1,3]，赵　伟[1,2]
（1. 省部共建智能电网故障检测与保护控制协同创新中心(昆明理工大学)，昆明 650051；
2. 昆明理工大学电力工程学院，昆明 650051；3. 昆明理工大学机电工程学院，昆明 650051）

摘　要：随着直流输电的发展，LCC-HVDC 与 VSC-HVDC 将不可避免的馈入同一区域电网，我国部分地区已经形成了混合多馈入直流输电系统，而受端 LCC 分层接入方式能够提高混合多馈入直流输电系统的电压支撑能力。受端分层接入方式下特高压直流输电工程在本层阀组发生换相失败时，由于层间耦合关系，可能引发非故障层阀组同时发生换相失败。提出基于 MMC 快速无功支援与 LCC 非故障层超前触发角补偿的协调控制策略，根据不同交流电压跌落程度，考虑受端 MMC 四象限运行能力向受端 LCC 非故障层提供无功支援，需要的无功支援量在 MMC 四象限运行范围内时，仅由 MMC 进行无功支援，利用公共耦合母线的电压跌落值确定 MMC 无功支援指令值。需要的无功支援量超过 MMC 四象限运行范围内时，MMC 无功支援指令值为四象限运行有功临界值时的无功最大值，同时启动 LCC 非故障层的超前触发角补偿控制。大量仿真测试表明所提协调控制策略对高低端逆变器同时发生换相失败的抑制效果明显。

关键词：混合多馈入；LCC 分层接入；MMC 无功支援；换相失败；协调控制

Subsequent Commutation Failure Suppression Strategy for Hybrid DC Multi-infeed Transmission System in LCC Hierarchical Connection Mode

SHU Hongchun[1,2], SHAO Zongxue[1,3], ZHAO Wei[1,2]
(1. State Key Laboratory of Collaborative Innovation Center for Smart Grid Fault Detection Protection and Control Jointly, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650051, China;
2. Faculty of Electric Power Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650051, China;
3. Faculty of Mechanical and Electrical Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650051, China)

Abstract：With the advancement of DC transmission, both LCC-HVDC and VSC-HVDC systems will inevitably integrate into the same regional grid. This integration has led to the formation of hybrid multi-infeed DC transmission systems in some areas of China. The layered access method for LCC at the receiving end can enhance the voltage support capability of these hybrid systems. However, in UHVDC transmission projects employing hierarchical connection modes at the receiving end, a commutation failure in the valve group of one layer may induce a commutation failure in the valve group of a non-faulted layer due to the coupling relationship between layers.To address this issue, a coordinated control strategy is proposed, which leverages MMC fast reactive power support and LCC non-fault layer over-trigger angle compensation. This strategy provides reactive power support to the LCC nonfault layer at the receiving end, depending on the levels of AC voltage drop. By considering the four-quadrant operation capability of the receiving-end MMC, reactive power support is supplied solely by the MMC when the required reactive power support falls within its four-quadrant operation range. The MMC reactive power support command value is determined by the voltage drop value of the common coupling bus. When the required reactive power support exceeds the MMC's four-quadrant operation range, the MMC reactive power support command value is set to the maximum reactive power value at the four-quadrant operation active

基金资助项目：国家自然科学基金(52037003)；云南省重大科技专项计划(202002AF080001)；中国工程院战略研究与咨询项目(2022YNZH6)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (52037003), Major Special Science and Technology Project of Yunnan Province (202002AF080001), Chinese Academy of Engineering Strategic Research and Consulting Program (2022YNZH6).

power threshold, and the over-trigger angle compensation control for the LCC non-fault layer is simultaneously activated. Extensive simulation tests demonstrate that the proposed coordinated control strategy effectively suppresses simultaneous commutation failures in both high and low-end inverters.

Key words：hybrid multi-infeed; LCC hierarchical connection mode; MMC reactive support; commutation failure; coordinated control

0　引言

由于传统高压直流输电对于远距离、大容量输电具有明显优势，传统直流 LCC 得到了迅速发展，然而 LCC 换流器采用的是基于晶闸管开关器件的换流技术，无法实现自换相，只能由交流系统提供换相电压支撑，当馈入系统为弱交流系统或交流系统发生故障时，易引发 LCC 连续换相失败，使得直流输送功率中断，造成送受端电网功率失衡[1]。LCC 无自关断能力这一固有缺陷降低了传统直流输电系统的可靠性[2-3]。基于 MMC 模块化多电平换流器的柔性直流输电技术作为最新一代直流输电技术，所采用开关器件为全控型开关器件，无需交流系统提供换相电压，可实现自换相，同时具有独立解耦控制有功功率和无功功率[4-5]。根据系统需要，MMC 既可以吸收无功功率，也可以发出无功功率，从根本上弥补了 LCC 存在易发生换相失败的缺陷[6-7]。随着直流输电的发展，LCC-HVDC 与 VSC-HVDC 将不可避免的馈入同一区域电网，我国部分地区已经形成了混合多馈入直流输电系统[8-10]。LCC 与 MMC 在直流输电上形成优势互补，两者组成混合多馈入直流输电系统成为目前研究热点[11-12]。例如，舟山五端直流工程，就有一条 LCC-HVDC 线路与另一条 MMC-HVDC 形成了混合并联双馈入输电系统[13]。罗平背靠背异步互联电网工程采用 LCC-HVDC 与 MMC-HVDC 并联运行方式将云南电网和南方主网解裂[14]。因此，研究 MCC 与 LCC 并联的混合直流输电系统无功支援协调控制策略具有一定的理论及工程意义。

混合多馈入直流输电系统中，多直流之间通过近距离的电磁耦合必然产生相互影响，交直流以及直流与直流之间的交互作用更加紧密，LCC 换相失败问题变得复杂多变，关于混合多馈入中 LCC 相互影响以及换相失败继发性抑制研究仍然不明确。文献[15]为解决混合多馈入直流中 LCC 换相失败的问题，提出特高压直流受端分层接入交流电网，即高端逆变器通过换流变压器接入受端 500 kV 交流电网，低端逆变器则通过换流变压器接入受端 1000 kV 交流电网。在混合多馈入直流输电系统中，受端 LCC 采用分层接入结构，可以提高受端换流母线电压的支撑能力[16]。现有锡泰、昭昭沂、扎青及吉泉等特高压直流输电工程均采用了受端 LCC 分层接入结构。

为了解决混合多馈入直流输电系统中受端 LCC 分层接入方式下的换相失败问题，文献[17]提出将非故障层的预防换相失败启动时间引至故障层以此提高故障层换相失败抑制能力。文献[15]提出基于逆变侧关断角的高低端换流器间的协同控制策略，但增大系统的无功需求。文献[18]提出一种分层接入下的功率协调控制策略。文献[19]设计了无功−电压下垂控制的 MMC 暂态调压控制策略，在 VSC 无功投退过程中，无功波动幅度仍然较大，在分层 LCC 中的控制效果有待验证。文献[20]提出 VSC 与 LCC 滤波器投切的无功协调控制以减少滤波器投切造成交流电压波动，但滤波器的投切响应时间为秒级，无法快速支援 LCC 的无功需求。文献[21]提出了一种混合多馈入直流系统中的暂态无功协调控制策略，此控制策略优于 VSC 采用定无功功率控制方式和定交流电压控制方式，但在分层 LCC 中的控制效果有待验证。

针对 LCC 分层接入结构下的换相失败问题，本文提出一种基于 MMC 快速无功支援与 LCC 非故障层超前触发角补偿的协调控制策略。首先介绍了 LCC 分层接入方式下混合双馈入直流输电系统模型及其基本控制策略。然后分析 LCC 分层接入方式下的换相失败恢复过程和推导受端 MMC 逆变侧在稳态与交流故障下的四象限运行范围。进而根据交流故障程度，提出 MMC 快速无功支援与 LCC 非故障层超前触发角补偿的协调控制策略。最后，在 PSCAD/EMTDC 中搭建混合多馈入仿真测试系统验证所提协调控制策略的有效性，大量仿真测试结果表明，所提协调控制策略显著提高了 LCC 分层接入方式下的换相失败抵御能力，且 MMC 仍可以维持一定输送功率。

1 LCC 分层接入方式下层间交流电压耦合关系与基本控制介绍

1.1 层间交流电压耦合关系

以锡泰特高压直流输分层接入 1000/500 kV 电网为工程背景[22]，含 MMC-HVDC 的特高压直流分层接入方式下受端交直流系统简化模型如图 1 所示。图中，LCC 采用了双极中性点接地方式，每极由高低端阀组串联构成。其中，低端阀组的交流侧接入 1000 kV 交流电网，高端阀组的交流侧接入 500 kV 交流电网。MMC 的逆变侧与高端阀组并联馈入 500 kV 交流电网。

图 1 中：$E_i\angle\phi_i$ 为交流系统等值电动势，$U_{aci}\angle\theta_i$ 为换流母线电压，$Z_i\angle\delta_i$ 为交流系统等值阻抗，Q_{Ci} 为交流滤波器和无功补偿设备的无功总容量，P_i 和 Q_i 分别为交流系统吸收的有功与无功功率，其中 i=1，2；U_{dH} 为 LCC-HVDC 的逆变侧正极直流电压，U_{dL} 为 LCC-HVDC 的逆变侧负极直流电压，U_{dM} 为 MMC-HVDC 的极间直流电压。I_{dL} 和 I_{dM} 分别为 LCC-HVDC 与 MMC-HVDC 的直流电流；P_{dn} 和 Q_{dn} 分别为直流系统传输的有功与无功功率，T$_n$ 表示为换流变压器，其中 n=1，2，…，5；$Z_{12}\angle\delta_{12}$ 为 500 kV 与 1000 kV 交流系统之间的联络阻抗，T$_C$ 表示为联络变压器，其变比和阻抗分别为 k、Z_{TC}，P_{LD}、Q_{LD} 分别为层间联络线上输送的有功和无功功率。B_{C1}、B_{C2} 分别为 1000 kV 和 500 kV 交流系统的滤波器与无功装置的等值电纳。

设低、高端换流母线为节点 1、2，考虑滤波器和无功补偿装置，从受端交流系统看进去，可得等值电路如图 2 所示[22]。

由图 2 可列写节点 1、2 的阻抗矩阵为：

$$\boldsymbol{Z}=\begin{bmatrix}\dfrac{A_{11}}{a_1} & \dfrac{kZ_1Z_2}{a_1}\\ \dfrac{kZ_1Z_2}{a_1} & \dfrac{A_{22}}{a_1}\end{bmatrix} \tag{1}$$

其中：

$$\begin{cases}A_{11}=Z_1(Z_{12}+k^2Z_2+k^2Z_{TC}+\mathrm{j}B_{c2}Z_2Z_{12}+\mathrm{j}k^2Z_2Z_{TC}B_{c2})\\ A_{22}=Z_2(Z_1+Z_{12}+k^2Z_{TC}+k^2Z_2+\mathrm{j}B_{c1}Z_1Z_{12}+\mathrm{j}k^2Z_1Z_{TC}B_{c1})\\ a_1=Z_1+Z_{12}-B_{c1}B_{c2}Z_1Z_2Z_{12}+\mathrm{j}(B_{c2}Z_1Z_2+B_{c1}Z_1Z_{12}+B_{c2}Z_2Z_{12})+\\ k^2(Z_2+Z_{TC}-B_{c1}B_{c2}Z_1Z_2Z_{TC}+\mathrm{j}(B_{c1}Z_1Z_2+B_{c2}Z_2Z_{TC}+B_{c1}Z_1Z_{TC}))\end{cases} \tag{2}$$

受端 1000 kV 交流系统 1 的等效阻抗为：

$$Z_{eq1}=\left|\frac{A_{11}}{a_1}\right|+\left|\frac{kZ_1Z_2}{a_1}\right|\frac{P_{dN2}}{P_{dN1}} \tag{3}$$

式中：P_{dN2}，P_{dN1} 分别是 500 kV 和 1000 kV 层传输的功率。

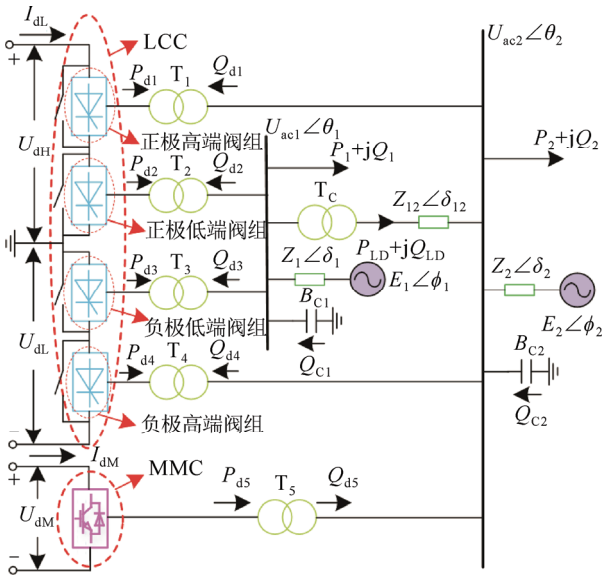


图 1 分层接入方式的混合双馈入直流系统拓扑

Fig.1 Model of hybrid double-fed DC system under hierarchical connection mode

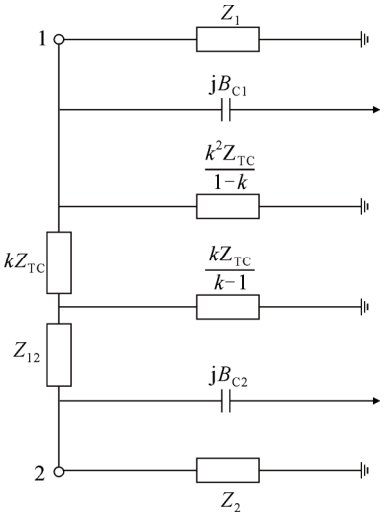


图 2 逆变侧节点网络等效模型

Fig.2 Node network equivalence model of inverter side

受端 500 kV 交流系统 2 的等效阻抗为：

$$Z_{eq2}=\left|\frac{A_{22}}{a_1}\right|+\left|\frac{kZ_1Z_2}{a_1}\right|\frac{P_{dN2}}{P_{dN1}} \tag{4}$$

受端交流系统 1 和 2 之间的等效联络阻抗为：

$$Z_{eq12}=Z_{eq21}=\frac{kZ_1Z_2}{a_1} \tag{5}$$

根据层间耦合关系，当 LCC 低端阀组 1000 kV 换流母线电压降低ΔU_1 时，LCC 高端阀组 500 kV 换流母线相应电压降ΔU_2 为：

$$\Delta U_2=\Delta U_1\left|\frac{Z_{eq2}}{Z_{eq12}+Z_{eq2}}\right| \tag{6}$$

1.2　LCC 分层接入方式下的基本控制策略

在 LCC 逆变侧采用分层接入方式下的高压直流输电系统中，LCC 整流侧配置了带最小触发角限制的定电流控制，若整流侧触发角降低至最小值时，采用定最小触发角控制；LCC 逆变侧高低端换流器分别配置了定熄弧角和定电流控制，定电流控制中还配置了低压限流环节(voltage dependent current order limiter, VDCOL)，通过电流偏差控制(current error control, CEC)可实现定电流控制与定熄弧角控制之间的平滑切换，整体控制框图如图 3 所示。图中，γ_j、I_{dj} 与 U_{dj} 分别为实际的熄弧角、直流电流和直流电压；γ_{jref}、I_{djref} 分别为熄弧角指令值和直流电流指令值；α_{rec} 为整流侧的触发角指令，β_j^{inv} 为 LCC 逆变侧超前触发角指令，其中 j=1，2。1 表示 LCC 逆变侧低端换流器，2 表示 LCC 逆变侧高端换流器。LCC 逆变侧高低端换流器中间设置了直流电压测点，高低端换流器分别独立控制，这样更有利于 LCC 逆变侧高低端换流器的稳定运行。

2　LCC 换相失败恢复过程与 MMC 四象限运行范围分析

2.1　LCC 分层接入方式下的换相失败恢复过程

2.1.1　高低端逆变器换相过程相互影响分析

由于 LCC 换流器的晶闸管开关器件无自关断能力，需要交流系统为其提供换相电压支撑，当交流系统所提供反向电压无法满足晶闸管关断条件时，LCC 将发生换相失败。换相失败本质上是实际熄弧角小于最小值，导致本来需要关断的晶闸管又重新导通，一般最小熄弧角约为 7°。

LCC 换相过程中，基于基尔霍夫电压分析可得[23]：

$$S_{sup}=\int_{\pi-\beta}^{\pi-\gamma}\sqrt{2}U_{ac}\sin\omega t\mathrm{d}\omega t=\sqrt{2}U_{ac}(\cos\gamma-\cos\beta) \tag{7}$$

$$S_{need}=2\omega L_rI_{dL} \tag{8}$$

式中：S_{sup} 为换相面积提供量；S_{need} 为换相面积需求量；L_r 为换相电感；ω 为交流系统频率。

当熄弧角取最小值时，可得临界换相面积提供量为：

$$S_{supmax}=\sqrt{2}U_{ac}(\cos\gamma_{min}-\cos\beta) \tag{9}$$

基于换相面积需求量与提供量之差作为判断换相失败依据，当 $S_{supmax}-S_{need}<0$，发生换相失败。根据式(8)可知，因为高低端换流器处于串联状态，直流电流回路相同，所以高低端换流器的换相需求面积相等，结合式(7)和式(8)可得高低端换流器熄弧角为：

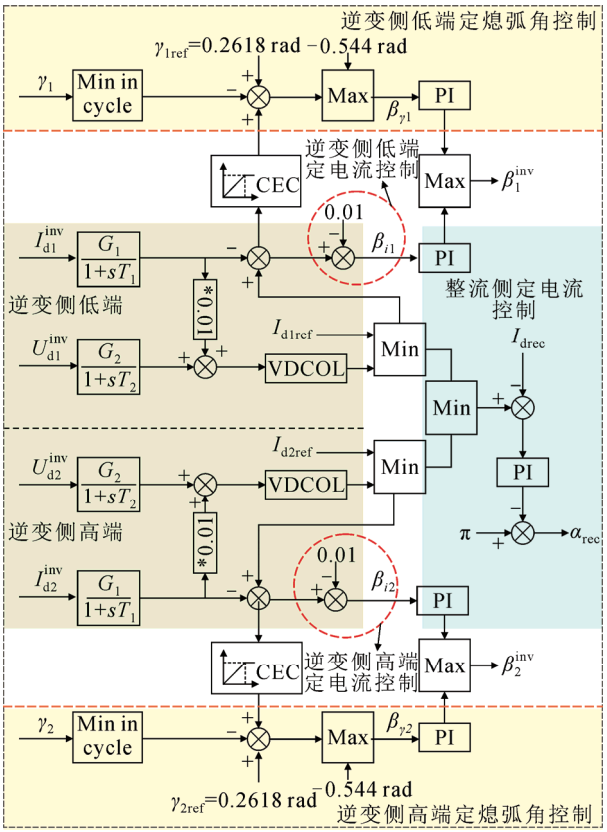


图 3　LCC-HVDC 分层接入系统控制策略

Fig.3　Control strategy of LCC-HVDC system under HCM

$$\begin{cases}\gamma_1=\arccos\left(\dfrac{\sqrt{2}k_1\omega L_rI_{dL}}{U_{ac1}}+\cos\beta_1\right)\\ \gamma_2=\arccos\left(\dfrac{\sqrt{2}k_2\omega L_rI_{dL}}{U_{ac2}}+\cos\beta_2\right)\end{cases} \tag{10}$$

其中：β_1=β_2，U_{ac1}=2U_{ac2}, k_1=2k_2，k_2 和 k_1 分别为高低端换流变压器变比。β_1 和 β_2 为是高低端换流器超前触发角。

逆变侧高低端直流电压[23]表示为：

$$\begin{cases}U_{d1}=\dfrac{3\sqrt{2}N}{\pi}\dfrac{U_{ac1}}{k_1}\cos\gamma_1-\dfrac{3}{\pi}\omega NL_rI_{dL}\\ U_{d2}=\dfrac{3\sqrt{2}N}{\pi}\dfrac{U_{ac2}}{k_2}\cos\gamma_2-\dfrac{3}{\pi}\omega NL_rI_{dL}\end{cases} \tag{11}$$

式中：N 为单极 12 脉动换流阀组数。

由于 500 kV 换流母线发故障与 1000 kV 换流母线发生故障时的换相过程分析基本一致，这里以 1000 kV 换流母线发生故障为例，即 1000 kV 换流母线定义为故障层，500 kV 换流母线定义为非故障层，结合式(10)，高低端换流器的熄弧角为：

$$\begin{cases}\gamma_1'=\arccos\left(\dfrac{\sqrt{2}k_1\omega L_rI_{dL}}{U'_{ac1}}+\cos\beta_1\right)-\Delta\varphi\\ \gamma_2'=\arccos\left(\dfrac{\sqrt{2}k_1\omega L_rI_{dL}}{U'_{ac2}}+\cos\beta_1\right)-\Delta\varphi\end{cases} \tag{12}$$

式中：

$$\begin{cases} U'_{ac1}=U_{ac1}-\Delta U_1 \\ U'_{ac2}=U_{ac1}-\Delta U_1\left|\dfrac{Z_{eq2}}{Z_{eq12}+Z_{eq2}}\right| \end{cases} \tag{13}$$

式中：$\Delta\varphi$为换相电压过零点偏移量，当$\Delta\varphi=0$时，表示发生三相对称故障；当$\Delta\varphi\neq0$时，表示发生三相不对称故障。

结合式(11)和式(12)，可得 1000 kV 换流母线发生故障后的高低端换流器直流电压分量为：

$$\begin{cases} U'_{d1}=\dfrac{3\sqrt{2}N}{\pi}\cdot\dfrac{U'_{ac1}}{k_1}(\cos\beta_1-\cos\Delta\varphi)+\dfrac{6B-3}{\pi}\omega NL_rI_{dL} \\ U'_{d2}=\dfrac{6\sqrt{2}N}{\pi}\cdot\dfrac{U'_{ac2}}{k_1}(\cos\beta_1-\cos\Delta\varphi)+\dfrac{6B-3}{\pi}\omega NL_rI_{dL} \end{cases} \tag{14}$$

根据式(12)、式(13)和式(14)可得不等式关系如下所示。

$$\begin{cases} \gamma'_2>\gamma'_1 \\ U'_{d2}>U'_{d1} \end{cases},Z_{eq12}>Z_{eq2} \tag{15}$$

$$\begin{cases} \gamma'_2<\gamma'_1 \\ U'_{d2}<U'_{d1} \end{cases},Z_{eq12}<Z_{eq2} \tag{16}$$

由式(15)和式(16)可知，当 1000 kV 换流母线发生故障时，高低端换流器熄弧角和直流电压的大小关系主要取决于非故障层等效阻抗与层间联络等效阻抗之间的大小关系。为验证上述理论的正确性，基于 PSCAD/EMTDC 仿真软件中的 CIGRE 标准测试模型，搭建了分层方式下的 LCC-HVDC 测试模型，在 1000 kV 换流母线处设置三相对称感性接地故障，接地电感为 10 H，故障发生时刻为 2.5 s，故障持续时间为 0.1 s。当非故障层等效阻抗和层间联络等效阻抗之间的大小关系分别为 $Z_{eq12}=2Z_{eq2}$ ($Z_{eq12}>Z_{eq2}$)和 $Z_{eq12}=0.2Z_{eq2}$($Z_{eq12}<Z_{eq2}$)时，高低端换流器熄弧角和直流电压的仿真波形见图 4 和图 5。

由图 4 可知，当流 $Z_{eq12}>Z_{eq2}$ 时，高端换流器的熄弧角与直流电压均大于低端换流器，此时低端换流器更容易发生换相失败；由图 5 可知，当流 $Z_{eq12}<Z_{eq2}$ 时，高端换流器的熄弧角与直流电压均小于低端换流器，此时高端换流器更容易发生换相失败。

2.1.2 LCC 分层接入方式下的动态运行曲线与故障恢复过程

基于 CIGRE HVDC 标准测试模型改进的 LCC 分层接入方式下的动态运行曲线如图 6 所示，图中 U_d 与 I_d 分别表示直流电压与直流电流的标幺值，点 A 为高低端换流器正常运行时的额定运行点，这里

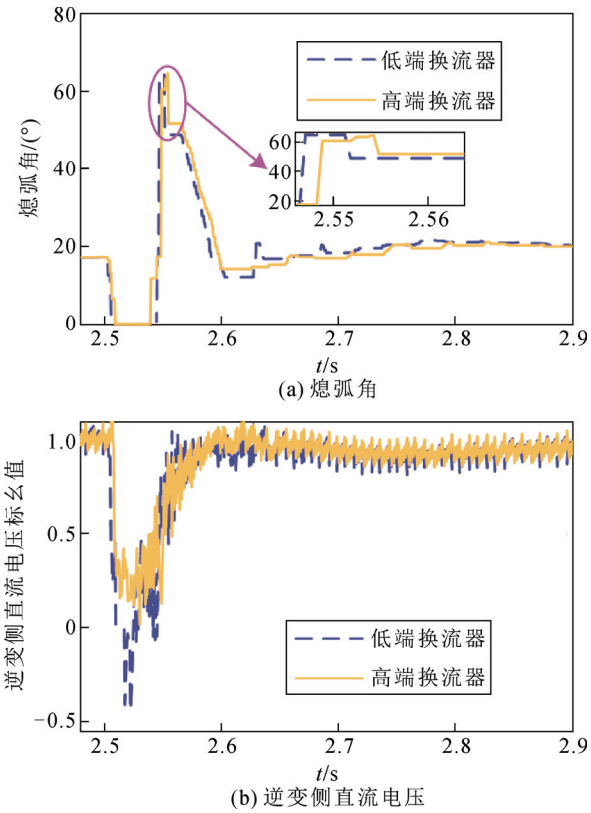


图 4 $Z_{eq12}=2Z_{eq2}$ 时 1000 kV 换流母线三相接地故障系统运行特性

Fig.4 Operation performance in three-phase fault of 1000 kV bus under $Z_{eq12}=2Z_{eq2}$

假设 $Z_{eq12}>Z_{eq2}$，$Z_{eq12}<Z_{eq2}$ 的分析与 $Z_{eq12}>Z_{eq2}$ 的分析基本一致，不再赘述。

从换流母线发生故障开始，LCC 直流系统后续换相失败发生过程共分为 3 个阶段。图 6 中，B_H、C_H、D_H、F_H 为不同阶段下高端换流器的动态运行点，而 B_L、C_L、D_L、F_L 为不同阶段下低端换流器的动态运行点。

阶段 1(A—B_H，A—B_L)：当低端换流母线发生故障时，高低端换流母线之间存在电气耦合关系，高低端换流器的换相电压均出现不同程度跌落，同时伴随着直流电压下降和直流电流上升，此时低压限流环节未启动，由式(12)可知，高低端换流器的熄弧角迅速下降，由式(15)可知，低端换流器的熄弧角和直流电压分量下降幅度均大于高端换流器，当两者熄弧角低于最小值时，首次换相失败发生，高低端换流器的运行点大幅偏移至 B_H、B_L。此时，实际运行点 B_H 与 B_L 离目标运行点 B_{H_target} 与 B_{L_target} 较远，逆变侧直流电流实际值与其定电流控制的指令值之差增大，CEC 控制启动，逆变侧由定熄弧角

控制切换至定电流控制。在逆变侧定电流控制的作用下，实际运行点 B_H 与 B_L 开始向目标运行点 B_{H_target} 与 B_{L_target} 方向移动。

阶段 2(B_H—C_H，B_L—C_L)：首次换相失败结束后，整流侧触发角增大来限制直流电流和低压限流环节共同作用下，直流电流迅速减小，高低端换流器的实际运行点移动至 C_H、C_L。由于直流电流大幅度减小，使得逆变侧熄弧角回升，换流器开始正常换相，高低端换流器直流电压分量开始上升，实际运行点 C_H 和 C_L 将在逆变侧定电流控制作用下向目标运行点 C_{H_target} 与 C_{L_target} 方向移动，随着高低端换流器直流电压分量的继续上升，致使 C_{H_target} 与 C_{L_target} 点将在逆变侧低压限流曲线上移动。

阶段 3(D_H—F_H，D_L—F_L)：实际运行点 C_H 和 C_L 在控制系统作用下继续追踪目标运行点 C_{H_target} 与 C_{L_target}，直至在点 D_H 与 D_L 相遇，此时实际运行点与目标运行点重合，随着逆变侧直流电流实际值与其定电流控制的指令值之差减小，CEC 控制再次启动，高低端换流器由定电流控制重新切换至定熄弧角控制，点 D_H 和 D_L 移动汇集至 F 点。

阶段 1 和阶段 2 中，低压限流控制特性决定了直流电压和电流恢复速度，当直流恢复速度较快时，后续换相失败风险大。阶段 3 中，后续换相失败风险主要取决于 CEC 的控制特性。从无功功率角度分析，在阶段 2 和阶段 3 中，随着直流电压和直流电流的相继增大，高低端换流器所需的无功功率也随之增大，当系统提供的无功功率不足时，将增大后续换相失败发生的可能性。

根据式(12)可知，根据故障情况，对非故障层超前触发角进行补偿提高临界换相面积提供量，进而抑制非故障层发生换相失败。

2.2　MMC-HVDC 逆变侧运行范围分析

2.2.1　MMC 逆变侧运行范围约束条件

MMC-HVDC 稳态运行时，整流侧采用定无功功率和定直流电压控制，逆变侧采用定有功功率和定无功功率控制。

MMC 逆变侧等效电路如图 7 所示：U_s 为受端交流系统等值电势；U_{pcc} 为换流母线电压；U_v 为阀侧交流电压；Z_{sys} 为交流系统阻抗；X_L 为桥臂电抗；X_T 为换流变漏抗；I_{ac} 为交流电流。

在确定 MMC 逆变换流器运行范围时，根据 MMC 自身运行特性约束和交流系统约束，从而计算出满足约束条件下 MMC 功率运行点。

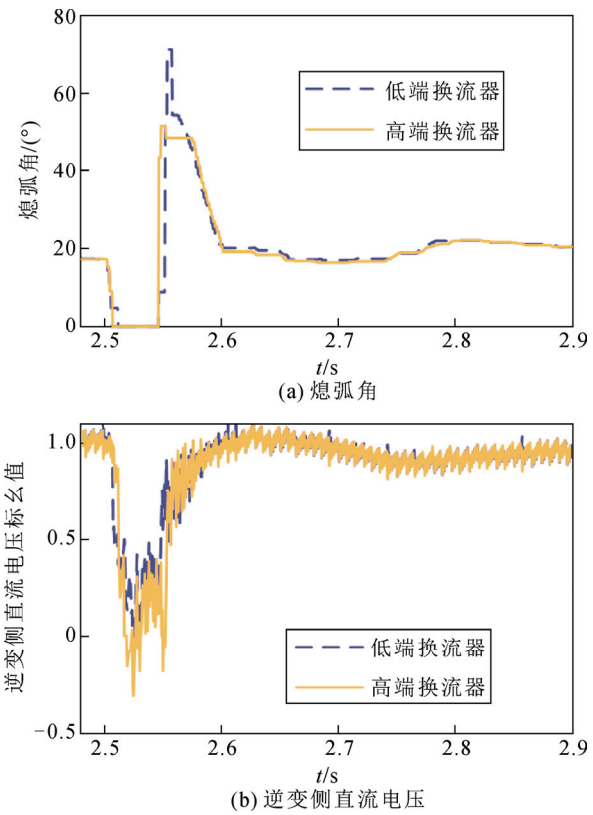


图 5　Z_{eq12}=0.2Z_{eq2} 时 1000 kV 换流母线三相接地故障系统运行特性

Fig.5　Operation performance in three-phase fault of 1000 kV bus under Z_{eq12}=0.2Z_{eq2}

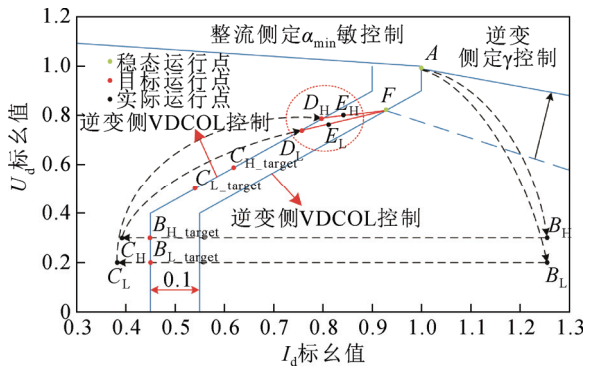


图 6　LCC-HVDC 分层模型动态运行曲线

Fig.6　Steady-state curve of LCC-HVDC hierarchical model

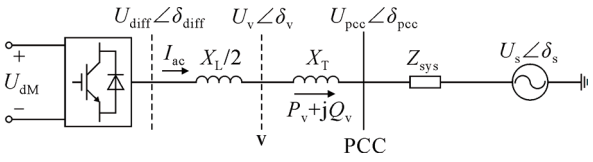


图 7　MMC-HVDC 接入系统等效电路

Fig.7　Equivalent circuit of MMC-HVDC connecting to a power system

1）电压稳定性约束。以换流母线电压为参考向量，令 δ_{pcc}=0，可列写 v 点电压方程为：

$$\boldsymbol{U}_{pcc}+\boldsymbol{I}_{ac}(\mathrm{j}X_T)=U_{vd}+\mathrm{j}U_{vq} \tag{17}$$

其中交流电流可表示为：

$$\boldsymbol{I}_{ac}=\frac{P_v-\mathrm{j}Q_v}{U_{vd}-\mathrm{j}U_{vq}} \tag{18}$$

联立式(17)和式(18)，可解得 v 点电压有功分量与无功分量为：

$$\begin{cases}U_{vd}^2+U_{vq}^2-X_TQ_v-U_{pcc}U_{vd}=0\\ U_{vq}=P_vX_T/U_{pcc}\end{cases} \tag{19}$$

式中：U_{vd}、U_{vq} 有实数解，满足约束条件为：

$$U_{pcc}^2-4\left(\left(\frac{P_vX_T}{U_{pcc}}\right)^2-Q_vX_T\right)\geq 0 \tag{20}$$

式中：U_{vd}、U_{vq} 分别为 v 点电压的 dq 轴分量；P_v、Q_v 分别是向 v 点注入的有功功率与无功功率。

2）交流电流约束。设交流电流额定值为 I_{vn}，该约束表示为：

$$\mathrm{abs}(\boldsymbol{I}_{ac})\leq I_{vn} \tag{21}$$

3）MMC 调制比约束。考虑 MMC 过调制所带来谐波畸变率上升问题，因此调制比约束为：

$$\begin{cases}0\leq m\leq 1\\ m=\dfrac{U_{diffm}}{U_{dc}/2}=\dfrac{\sqrt{2}U_{diff}}{U_{dc}/2}\end{cases} \tag{22}$$

式中：U_{diffm} 为 diff 点基波相电压幅值。$\boldsymbol{U}_{diff}$ 可表示为：

$$\boldsymbol{U}_{diff}=U_{pcc}+\mathrm{j}(X_T+X_L/2)\boldsymbol{I}_{ac} \tag{23}$$

4）MMC 容量约束。MMC 容量约束条件可表示为：

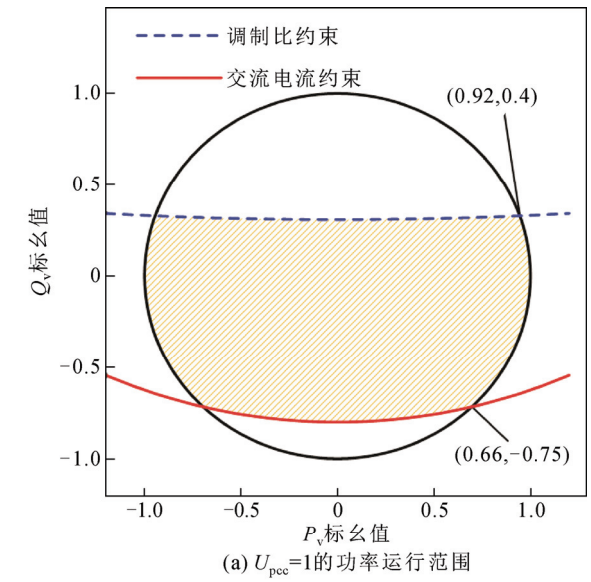
$$P_v^2+Q_v^2\leq S_{vn}^2 \tag{24}$$

式中：S_{vn} 是 MMC 的额定容量。

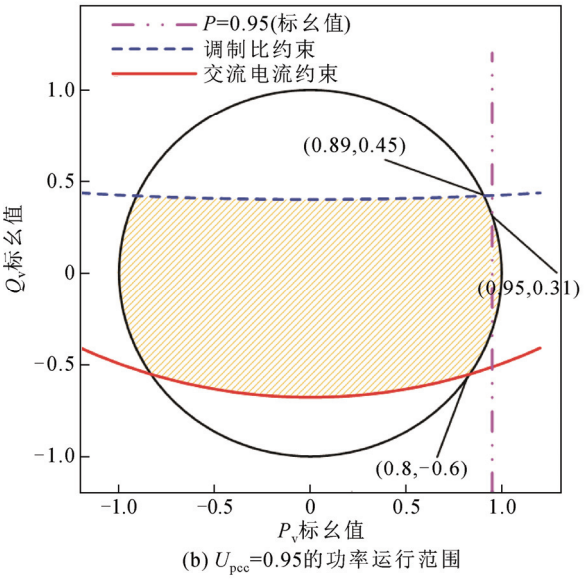
2.2.2 MMC 逆变侧的动态功率运行范围分析

以式(11)、式(21)、式(22)和式(24)为约束条件，可得换流母线电压不同取值时的 MMC 逆变侧功率运行范围如图 8 所示。

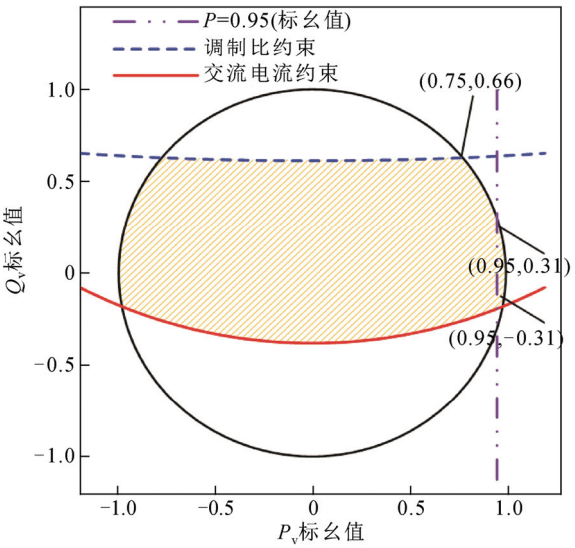
由图 8 可知，MMC 发出的无功功率上限主要受调制比约束，同时交流电流约束也限制了 MMC 从受端系统中吸收的无功功率。当换流母线电压降低时，调制比约束和交流电流约束曲线将会上移，因此 MMC 可向受端系统提供的无功功率将会增加。因此在混合多馈入直流输电系统中，发生交流故障时，通过 MMC 向 LCC 提供无功支援是一种较好的选择。考虑到 MMC 维持输送有功能力的要求，MMC 可支援的无功最大值，保证 MMC 输送有功标幺值不低于 0.95 为前提。



(a) U_{pcc}=1的功率运行范围



(b) U_{pcc}=0.95的功率运行范围



(c) U_{pcc}=0.85的功率运行范围

图 8 MMC 运行范围随换流母线电压变化趋势

Fig.8 Variation trend of MMC operation range with the commutating voltage

3　MMC与LCC高低端换流器的协调控制策略

当 1000 kV 低端换流母线发生故障时，为了减小高低端换流器同时发生后续换相失败风险，提出 MMC 与 LCC 高低端换流器的协调控制策略。当 LCC 所需要的无功功率在 MMC 功率运行范围内时，优先考虑使用 MMC 进行无功支撑，提高 LCC 临界换相面积提供量，从而达到抑制 LCC 高低端换流器发生换相失败；当 LCC 所需要的无功功率超出 MMC 可支援无功最大值时，由 MMC 无功控制与 LCC 非故障层超前触发角补偿控制协调抑制 LCC 高低端换流器发生换相失败。

3.1　基于定关断面积的 MMC 动态无功指令

LCC 高低端逆变侧稳态无功消耗需求量[24]为：

$$\begin{cases} Q_1 = I_{\mathrm{dN}}\sqrt{U_{\mathrm{O1}}^2 - U_{\mathrm{d1}}^2} \\ Q_2 = I_{\mathrm{dN}}\sqrt{U_{\mathrm{O2}}^2 - U_{\mathrm{d2}}^2} \end{cases} \tag{25}$$

其中：

$$\begin{cases} U_{\mathrm{O1}} = \dfrac{3\sqrt{2}}{\pi}\dfrac{NU_{\mathrm{ac1}}}{k_1} \\ U_{\mathrm{O2}} = \dfrac{3\sqrt{2}}{\pi}\dfrac{NU_{\mathrm{ac2}}}{k_2} \end{cases} \tag{26}$$

式中：I_{dN}为LCC逆变侧的额定电流；U_{O1}为低端逆变侧直流空载电压；U_{O2}为高端逆变侧直流空载电压。

LCC 低端换流母线发生交流故障时，无功补偿器所发出的无功功率为：

$$\begin{cases} Q_{\mathrm{C1}} = B_{\mathrm{c1}}U_{\mathrm{ac1}}'^2 \\ Q_{\mathrm{C2}} = B_{\mathrm{c2}}U_{\mathrm{ac2}}'^2 \end{cases} \tag{27}$$

在换流器熄弧期间，关断面积 S_γ为[23]：

$$S_\gamma = \int_{\pi-\gamma}^{\pi}(\sqrt{2}U_{\mathrm{ac}}\sin\omega t\mathrm{d}(\omega t) = \sqrt{2}U_{\mathrm{ac}}(1-\cos\gamma) \tag{28}$$

考虑不对称故障影响，为了提供充足换相裕度，令换相电压跌落后的关断面积等于额定工况下的关断面积，可得：

$$\sqrt{2}U_{\mathrm{ac}}(\cos\Delta\varphi - \cos\gamma_{\mathrm{ref}}) = \sqrt{2}U_{\mathrm{acN}}(1-\cos\gamma_{\mathrm{N}}) \tag{29}$$

式中：U_{acN}是交流额定电压；γ_{N}为额定熄弧角；γ_{ref}为暂态过程中的熄弧角目标值。

根据式(29)可得：

$$\gamma_{\mathrm{ref}} = \arccos(\cos\Delta\varphi - \frac{1-\cos\gamma_{\mathrm{N}}}{U_{\mathrm{ac}}/U_{\mathrm{acN}}}) \tag{30}$$

结合式(14)、式(25)、式(27)及式(30)，可得 MMC 的无功功率指令：

$$\Delta Q_{\mathrm{ref}} = Q_2 - B_{\mathrm{C2}}U_{\mathrm{ac2}}'^2 \tag{31}$$

3.2　基于定换相面积的超前触发角补偿指令

根据图 6 分析可知，在阶段 2 和阶段 3 中，高低端换流器所需要的无功功率增加，MMC 可支援的无功功率低于高低端换流器所需要的无功功率时，若仅依靠 MMC 进行无功支援，则仍有可能继续发生换相失败。基于增大非故障层换相提供面积量来抑制 LCC 后续换相失败，由式(8)和式(9)可得：

$$2\omega L_{\mathrm{r}}I_{\mathrm{dL}} = \sqrt{2}U_{\mathrm{ac}}(\cos\gamma_{\min} - \cos\beta) \tag{32}$$

将 LCC 逆变侧的额定电流 I_{dN}、经过 MMC 无功支援后的换流母线电压 U''_{ac1} 代入式(32)，可以得到满足额定换相需求面积的超前触发角指令：

$$\beta_{\mathrm{ref2}} = \arccos(\cos\gamma_{\min} - \frac{\sqrt{2}\omega L_{\mathrm{r}}I_{\mathrm{dN}}}{U''_{\mathrm{ac1}}}) \tag{33}$$

将式(32)做拉普拉斯变换，可得：

$$\beta_{\mathrm{ref2}}(s) = \arccos(\cos\gamma_{\min} - \frac{\sqrt{2}\omega L_{\mathrm{r}}I_{\mathrm{dN}}}{U''_{\mathrm{ac1}}})/s \tag{34}$$

在 LCC 高端换流器定熄弧角控制中，经电流偏差 CEC 补偿关断角指令值后，关断角指令值 γ_{set}与过去一周期的关断角最小值 γ_2 的偏差，如式(35)所示：

$$\Delta\gamma = \gamma_{\mathrm{set}} - \gamma_2 + k_{\mathrm{CEC}}\Delta I_{\mathrm{d}} \tag{35}$$

式中：k_{CEC}=0.2973，为电流偏差折算至熄弧角的比例系数，γ_{set}=17°，为系统额定工况下的熄弧角。

将式(35)经过拉普拉斯变换后与比例-积分控制器 PI 传递函数相乘，可得：

$$\beta_{\gamma_\mathrm{ref}}(s) = (k_{\mathrm{p}_\gamma} + \frac{k_{\mathrm{i}_\gamma}}{s})(\frac{\gamma_{\mathrm{set}} - \gamma_2 + k_{\mathrm{CEC}}\Delta I_{\mathrm{d}}}{s}) \tag{36}$$

式中：$\beta_{\gamma_\mathrm{ref}}$ 是电流偏差启动后的超前触发角补偿指令；k_{p_γ}、k_{i_γ}为定熄弧角 PI 参数。对式(36)进行拉普拉斯反变换后得到 $\beta_{\gamma_\mathrm{ref}}$的时域表达式：

$$\beta_{\gamma_\mathrm{ref}}(t) = k_{\mathrm{p}_\gamma}(\gamma_{\mathrm{set}} - \gamma_2 + k_{\mathrm{CEC}}\Delta I_{\mathrm{d}}) + k_{i_\gamma}(\gamma_{\mathrm{set}} - \gamma_2 + k_{\mathrm{CEC}}\Delta I_{\mathrm{d}})t \tag{37}$$

结合式(34)和式(36)可得超前触发角补偿量为：

$$\Delta\beta_{\mathrm{ref2}} = \beta_{\mathrm{ref2}} - \beta_{\gamma_\mathrm{ref}} = (\int_0^{\infty}\frac{(U''_{\mathrm{ac1}} - U_{\mathrm{ac1N}})}{U_{\mathrm{ac1N}}}\mathrm{e}^{-st}\mathrm{d}t)(k_{\mathrm{p}_\mathrm{U}} + \frac{k_{\mathrm{i}_\mathrm{U}}}{s}) \tag{38}$$

式中：U_{ac1N} 为低端换流母线额定电压；$k_{\mathrm{p}_\mathrm{U}}$、$k_{\mathrm{i}_\mathrm{U}}$为超前触发角补偿的 PI 参数。

3.3　协调控制策略实现方法

所提MMC与LCC高低端换流器的协调控制策略如图 9 所示，各控制模块分析如下：

1）MMC 动态无功支援控制模块。基于定关断面积的无功指令计算，由式(31)计算得出 MMC 所需支援的无功功率指令，通过使能环节决定无功支援控制的投切，交流发生故障后，经过 2 ms 的延时，MMC 接收无功支援指令。

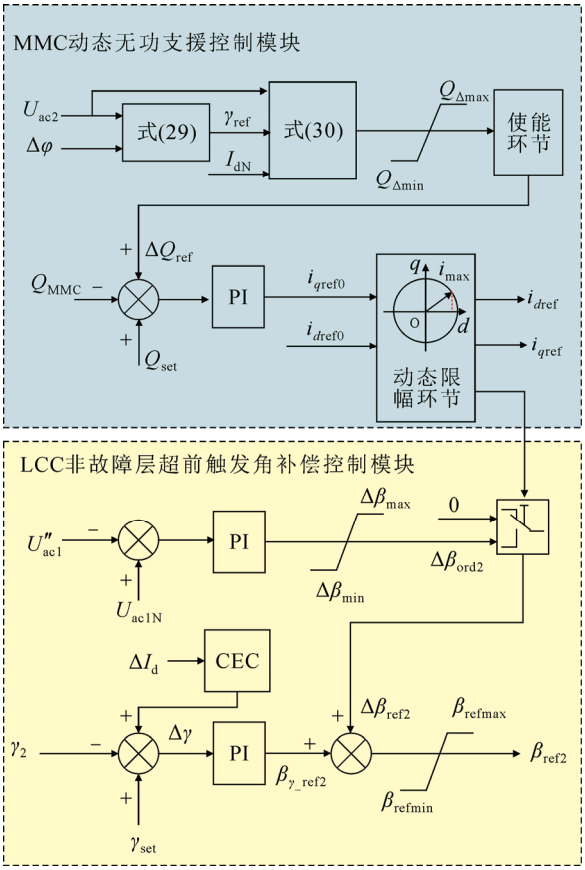


图 9 协同控制策略框图

Fig.9 Diagram of cooperative control strategy

2）LCC 非故障层超前触发角补偿控制模块。LCC 高端阀组接收来自 MMC 动态限幅环节发出的启动指令，通过式(38)获取超前触发角补偿指令 $\Delta\beta_{ref2}$，作为高端定熄弧角控制的超前触发角补偿量。

此外，交流故障检测方法采用 CFPREV 单相故障检测和 CFPREV 三相故障检测，具体实施步骤参考文献[25]，这里不再赘述。

所提协同控制策略实现流程如图 10 所示。

由图 10 所示可知，实时测量高低端换流母线电压，预先计算出 MMC 的无功功率补偿指令，当检测到交流故障发生，MMC 优先进行无功支援。当 MMC 输送有功标幺值低于 0.95 时，动态限幅环节发出启动指令，基于定换相面积求出超前触发角补偿指令，增大高端逆变器的换相提供面积，从而抑制后续换相失败发生。

4 仿真验证

为了验证所提协调控制策略抵御 LCC 高低端换流器发生换相失败的效果，基于 PSCAD/EMTDC 仿真软件搭建如图 1 所示 LCC 分层接入方式下的混合双馈入直流输电系统模型，详细参数见附录 A 中表 A1 和表 A2 所示。

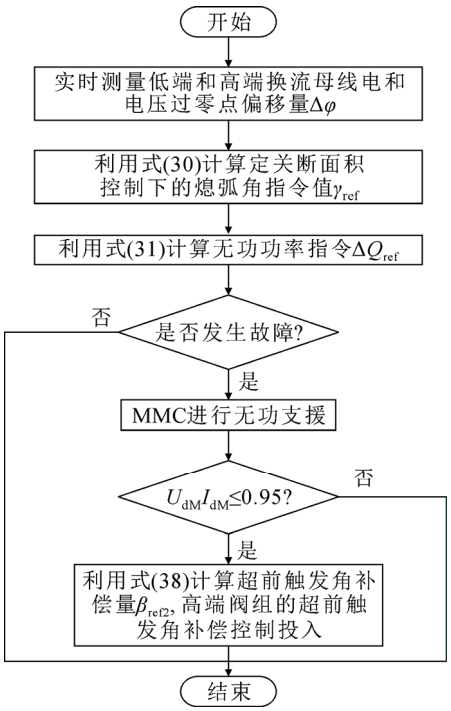


图 10 MMC 与分层 LCC 的协同控制策略实现流程

Fig.10 Realization flow chart of MMC-HVDC and hierarchical LCC-HVDC cooperative control strategy

设置以下 3 种不同的控制策略进行仿真对比：

控制方式Ⅰ：标准模型控制策略；

控制方式Ⅱ：文献[19]所提控制策略；

控制方式Ⅲ：本文所提协调控制策略。

此外，将 MMC 无功支援量在四象限运行范围内所对应的交流故障工况定义为轻微故障，MMC 无功支援量超过四象限运行范围所对应的交流故障工况定义为严重故障。

4.1 轻微故障时的系统暂态特性对比

设置 LCC 逆变侧 1000 kV 换流母线在 2.5 s 发生持续时间为 0.2 s 的三相感性接地故障，故障电感值设置为 10 H。本文针对的是后续换相失败抑制策略的研究，仿真故障持续时间不易过小，因此这里选择故障持续时间为 0.2 ms。故障发生时控制方式Ⅰ、控制方式Ⅱ下以及控制方式 III 的 LCC 逆变侧仿真波形如图 11 所示。

对比分析图 11(a)—图 11(j)中的电气波形可知，交流故障发生时，控制方式Ⅰ下 1000 kV 换流母线电压第一次跌落最小值为 0.77(标幺值)；控制方式Ⅱ和控制方式Ⅲ下 1000 kV 换流母线电压第一次跌落最小值基本一致，为 0.8(标幺值)。随着交流电压

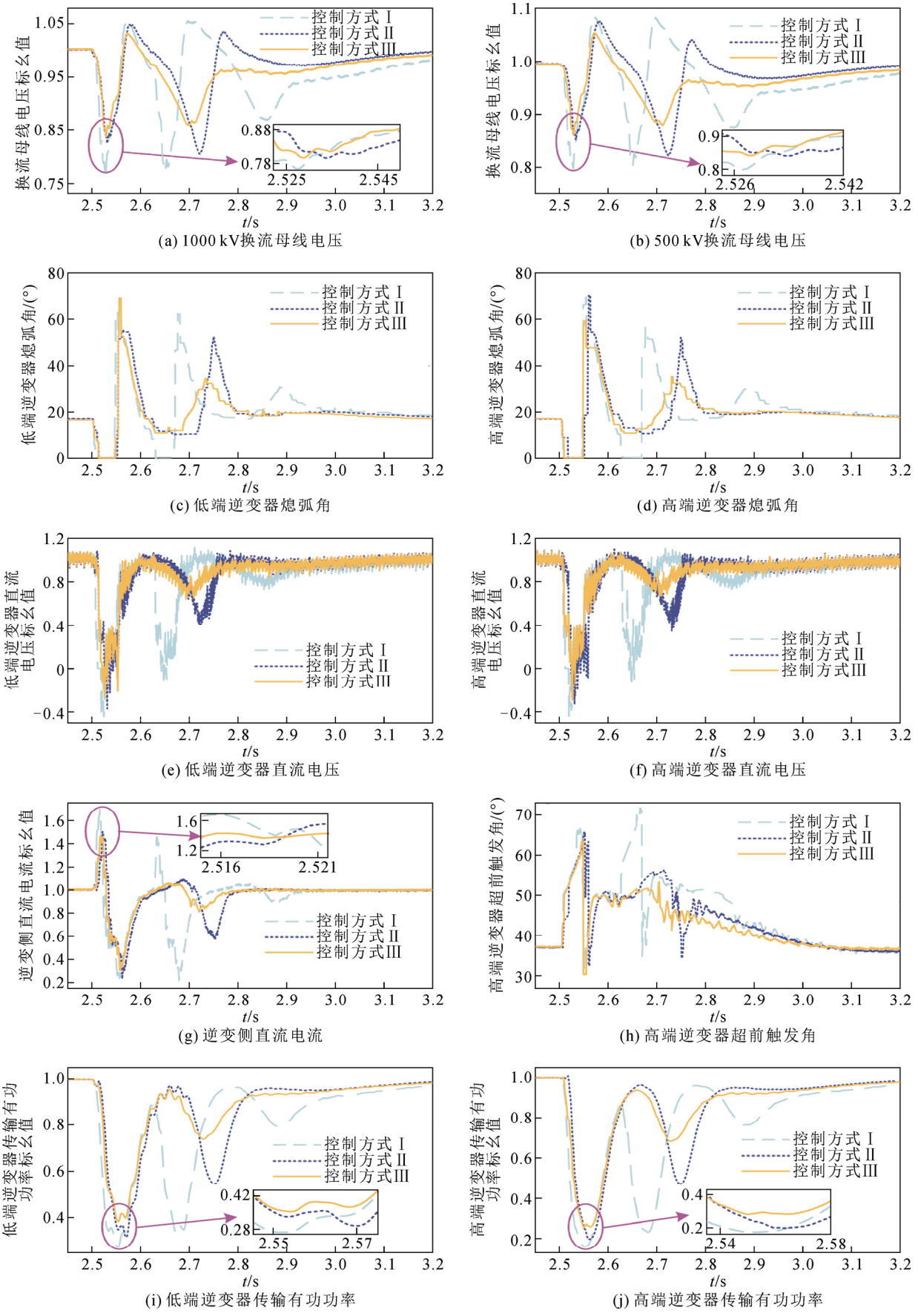


图 11　轻微故障下的 LCC 逆变侧运行特性

Fig.11　LCC inverter-side operating characteristics under slight failure

的逐渐恢复，控制方式Ⅲ下的交流电压恢复效果最好。对比分析 3 种控制方式下的高低端逆变器熄弧角第一次下降最小值均为零，控制方式Ⅰ下换相失败共发生 2 次，控制方式Ⅱ和控制方式Ⅲ下换相失败只发生 1 次，交流系统发生轻微故障时，控制方式Ⅱ和控制方式Ⅲ的换相失败抑制效果基本一致，控制方式Ⅰ的换相失败效果最差。3 种控制方式下，对于高低端逆变侧直流电压的恢复效果，控制方式Ⅲ最好，其次是控制方式Ⅱ，控制方式Ⅰ下的直流电压跌落幅度最大。2.5 s 交流故障发生后，直流电流迅速上升，经过 16 ms，低压限流起作用后，直流电流开始下降，对于直流电流首次下降后的回升过程中，在控制方式Ⅱ和Ⅲ下直流电流二次跌落幅度均小控制方式 Ⅰ，恢复过程中，控制方式Ⅲ的二次跌落幅度最小。3 种控制方式下的超前触发角恢复速度基本一致，但控制方式Ⅲ的恢复过程要平滑，控制方式Ⅰ的波动幅度最大，其次是控制方式Ⅱ。控制方式Ⅰ和Ⅱ的传输有功功率均小于控制方式Ⅲ，控制方式Ⅱ和Ⅲ的功率传输恢复速度基本一致，而控制方式Ⅰ恢复最慢。综合对比分析可知，轻微故障时，控制方式Ⅲ下的换相失败抑制效果与故障恢复能力明显优于控制方式Ⅰ和控制方式Ⅱ。

图 12 为轻微故障下无功补偿装置输出的无功功率波形，可以看出随着故障的恢复，无功补偿装置输出的无功功率随之波动，但控制方式Ⅲ下的波动幅度最小，其控制效果较好。

图 13 为轻微故障下 MMC 传输功率特性波形，故障恢复期间，控制方式Ⅲ下 MMC 传输的有功功率均大于控制方式Ⅱ和Ⅰ，这说明通过 MMC 进行有功支援不仅可以抑制分层 LCC 后续换相失败，同时还可以提高 MMC 自身的有功输送能力。控制方式Ⅱ下无功支援投退过程波动幅度大于控制方式Ⅲ。

4.2 严重故障时的系统暂态特性对比

同样设置 LCC 逆变侧 1000 kV 换流母线在 2.5 s 发生持续时间为 0.2 s 的三相感性接地故障，故障电感值设置为 2 H，可得故障发生时控制方式Ⅰ、控制方式Ⅱ及控制方式Ⅲ下的 LCC 逆变侧仿真波形如图 14 所示。

对比分析图 14(a)—图 14(j)中的各电气量波形可知，1000 kV 换流母线发生 2H 的三相感性接地故障时，控制方式Ⅰ下 1000 kV 换流母线电压和 500 kV 换流母线电压跌落幅度最大，其次是控制方式Ⅱ，控制方式Ⅲ跌落幅度最小。控制方式Ⅰ下的高

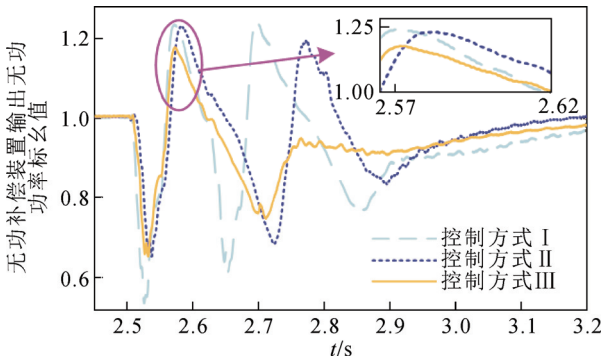
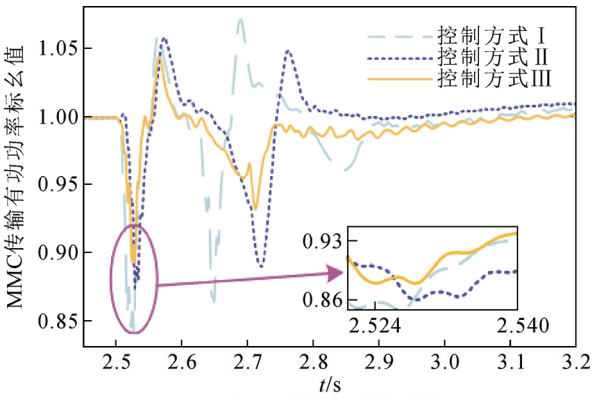
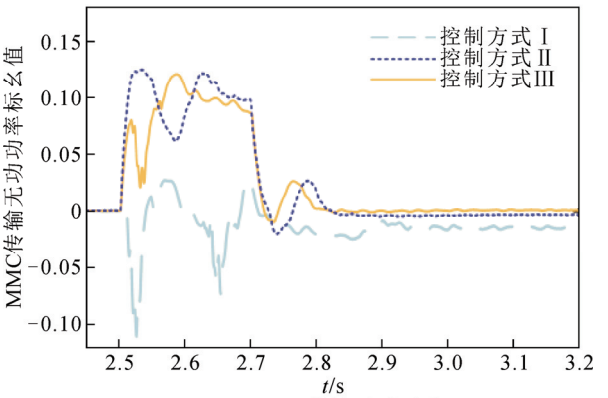


图 12 轻微故障下无功补偿装置输出的无功功率

Fig.12 Reactive power output of reactive power compensation device under minor fault



(a) MMC传输有功功率



(b) MMC传输无功功率

图 13 轻微故障下 MMC 传输功率特性

Fig.13 MMC transmission power characteristics under slight failure

低端逆变器发生了 3 次换相失败，控制方式Ⅱ下的高低端逆变器发生了 2 次换相失败，控制方式Ⅲ下的低端逆变器发生了 2 次换相失败，而控制方式Ⅲ下的高端逆变器只发生了 1 次换相失败。在 3 种控制方式中，控制方式Ⅲ下高低端逆变侧直流电压下降幅度均最小，控制方式Ⅲ下逆变侧直流电流波动幅度最小，且恢复过程相对平稳。同一时刻下控制

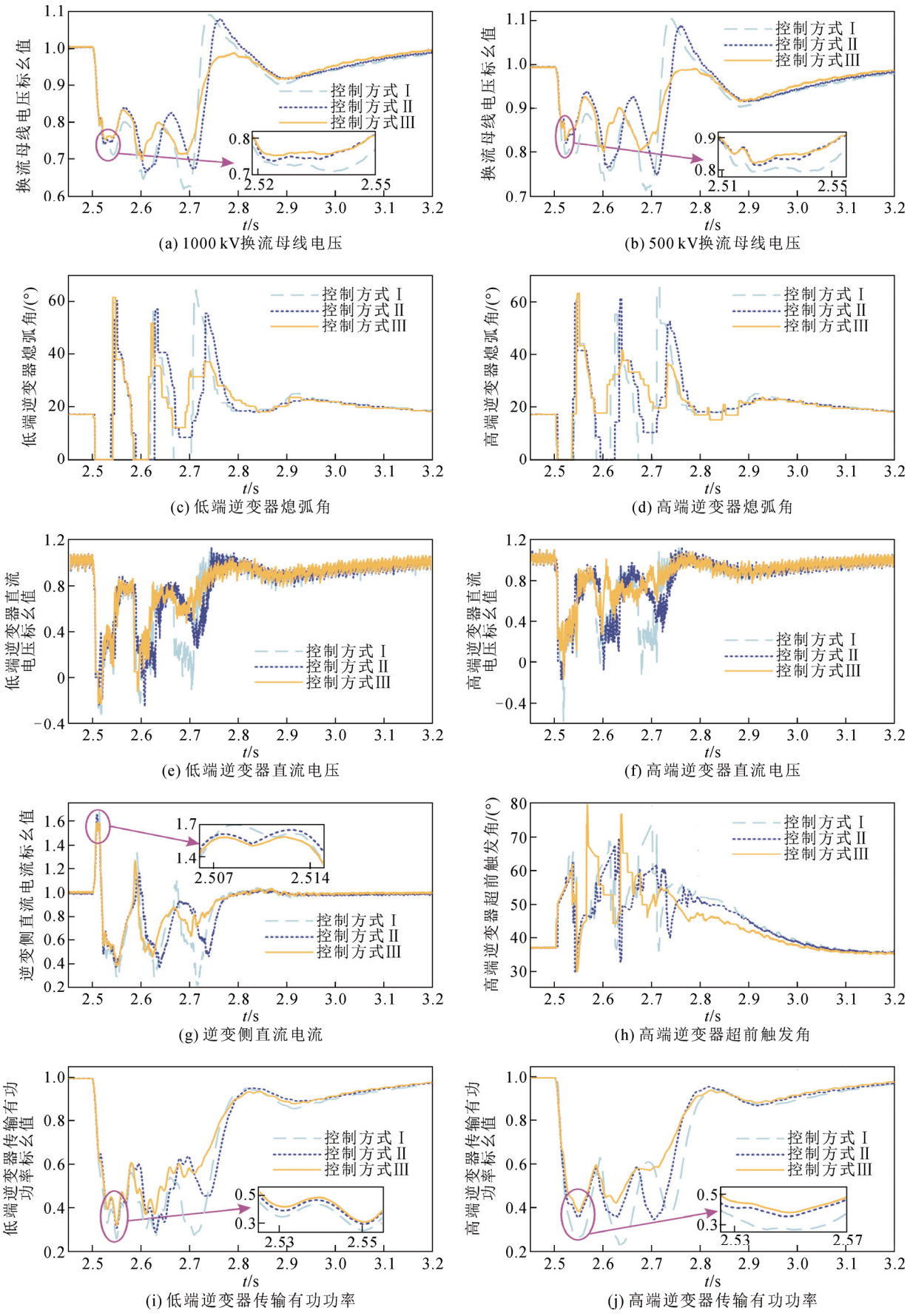


图 14　严重故障下 LCC 逆变侧运行特性

Fig.14　LCC inverter-side operating characteristics under serious failure

方式III的高端逆变器超前触发角均大于控制方式Ⅰ和Ⅱ，控制方式III对非故障层换相失败抑制效果明显。不管是高端逆变器，还是低端逆变器，控制方式III提高故障期间 LCC 输送有功的能力要强于控制方式Ⅰ和Ⅱ。综合对比分析可知，严重故障时，控制方式III下的换相失败抑制效果与故障恢复能力明显优于控制方式Ⅰ和控制方式Ⅱ，相比于轻微故障，换相失败抑制效果更明显。

图 15 为严重故障下无功补偿装置输出的无功功率波形，严重故障下无功补偿装置所提供的无功功率要低于轻微故障，随着故障的恢复，无功补偿装置输出的无功功率随之波动，但控制方式III下的波动幅度最小，其控制效果较好。

图 16 为严重故障下 MMC 传输功率特性波形，控制方式III下 MMC 传输的有功功率均大于控制方式Ⅰ和Ⅱ，在严重故障工况下，MMC 进行有功支援抑制分层 LCC 后续换相失败时，MMC 仍能保持 0.9(标幺值)以上有功输送能力。控制方式Ⅱ下无功支援投退过程波动幅度大于控制方式III。

5 结论

LCC 分层接入方式下的混合多馈入直流输电工程中，由于 LCC 层间耦合关系将导致高低端阀组同时发生换相失败，针对此问题，提出一种基于 MMC 快速无功支援与 LCC 非故障层超前触发角补偿的协调控制策略。

1）当 MMC 无功支援量在四象限运行范围内时，仅通过 MMC 就可以同时抑制 LCC 故障层与非故障层的后续换相失败发生，与标准模型控制方式和文献[19]所提控制方式相比，无论是高端阀组，还是低端阀组，仅由 MMC 进行无功支援时的换相失败抑制效果较明显，且 MMC 的有功输送能力也得到相应提升。

2）当 MMC 无功支援量超出四象限运行范围内时，通过 MMC 快速无功支援与 LCC 非故障层超前触发角补偿的协调控制进行换相失败抑制，与标准模型控制方式相比，高端阀组换相失败次数减少了 2 次，低端阀组换相失败次数减少 1 次；与文献[19]所提控制方式相比，高端阀组换相失败次数减少了 1 次，低端阀组换相失败次数同为 2 次，所提协同控制策略换相失败抑制效果较好，且 MMC 仍然可以保持 0.9(标幺值)以上的有功输送能力。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

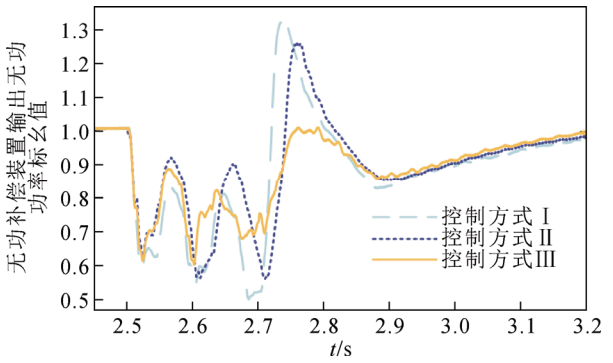
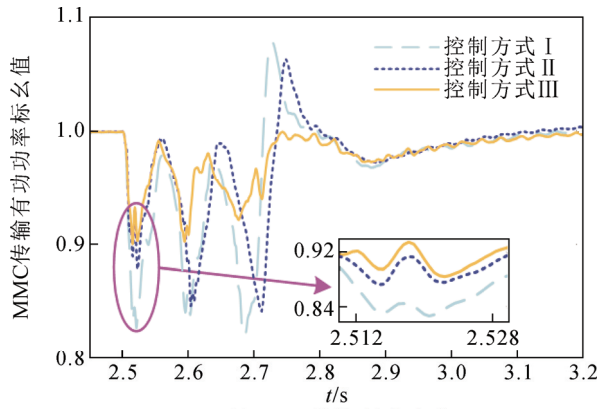
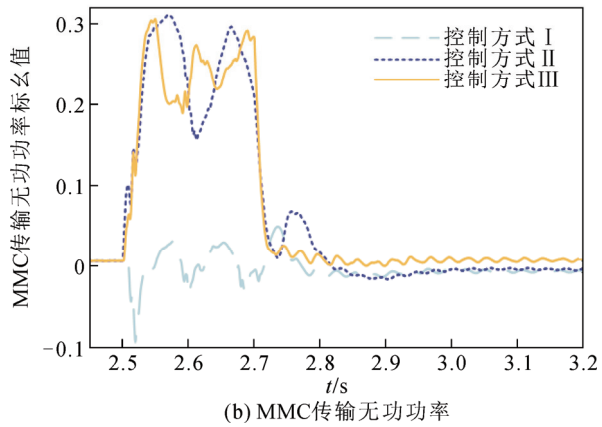


图 15 严重故障下无功补偿装置输出的无功功率

Fig.15 Reactive power output of reactive power compensation device under severe fault



(a) MMC传输有功功率



(b) MMC传输无功功率

图 16 严重故障下 MMC 传输功率特性

Fig.16 MMC transmission power characteristics under serious failure

参考文献 References

[1] 钟明明，夏成军，黎寿涛，等. 混合多馈入直流输电系统连续换相失败抑制策略[J]. 电力工程技术，2022，41(2)：20-28.
ZHONG Mingming, XIA Chengjun, LI Shoutao, et al. Continuous commutation failure suppression strategy in hybrid multi-infeed HVDC transmission system[J]. Electric Power Engineering Technology, 2022, 41(2): 20-28.

[2] SHUAI Z K, SHEN C, LIU X, et al. Transient angle stability of virtual synchronous generators using Lyapunov's direct method[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2019, 10(4): 4648-4661.

[3] 贾俊川，张 健，仲悟之，等. 应对多回并列直流换相失败的送端系统安全稳定控制措施研究[J]. 中国电机工程学报，2017，37(21)：

6320-6327.
JIA Junchuan, ZHANG Jian, ZHONG Wuzhi, et al. Research on the security and stability control measures of the sending side system coping with multiple parallel-operation HVDCs simultaneous commutation failure[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(21): 6320-6327.
[4] MA J, WANG S X, QIU Y, et al. Angle stability analysis of power system with multiple operating conditions considering cascading failure[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(2): 873-882.
[5] 徐　政. 柔性直流输电系统[M]. 北京：机械工业出版社，2013.
XU Zheng. VSC-HVDC system[M]. Beijing, China: China Machine Press, 2013.
[6] CHENG H J, SHUAI Z K, SHEN C, et al. Transient angle stability of paralleled synchronous and virtual synchronous generators in islanded Microgrids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(8): 8751-8765.
[7] 艾　鹏. 交直流系统扰动后稳态频率预测与自动切负荷控制研究[D]. 成都：西南交通大学，2017.
AI Peng. Research on steady frequency prediction and automatic load shedding control in AC/DC hybrid transmission systems after disturbnces[D]. Chengdu, China: Southwest Jiaotong University, 2017.
[8] 陈　欢，王　振，杨治中，等. 并联混合直流输电系统中传统直流和柔性直流暂态无功协调控制策略研究[J]. 电网技术，2017，41(6)：1719-1725.
CHEN Huan, WANG Zhen, YANG Zhizhong, et al. Coordinated reactive power control approach for LCC-HVDC and VSC-HVDC in Hybrid Parallel HVDC System[J]. Power System Technology, 2017, 41(6): 1719-1725.
[9] 倪晓军，赵成勇，郭春义，等. 混合双馈入直流系统中 VSC-HVDC 对 LCC-HVDC 受端系统强度的影响[J]. 中国电机工程学报，2015，35(16)：4052-4061.
NI Xiaojun, ZHAO Chengyong, GUO Chunyi, et al. The effects of VSC-HVDC on the system strength of LCC-HVDC in Dual-infeed Hybrid HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(16): 4052-4061.
[10] 袁艺嘉，赵成勇，苑　宾，等. 弱交流电网条件下 VSC 无功类控制分析与优化[J]. 电网技术，2016，40(3)：696-703.
YUAN Yijia, ZHAO Chengyong, YUAN Bin, et al. Analysis and optimization of reactive power controllers of voltage source converters in Weak AC Grid[J]. Power System Technology, 2016, 40(3): 696-703.
[11] 李子瑞. 交直流并联系统功角特性优化与暂态稳定控制研究[D]. 北京：华北电力大学，2017.
LI Zirui. Power-angle characteristic optimization and transient stability control of AC/DC parallel system[D]. Beijing, China: North China Electric Power University, 2017.
[12] QI Q R, JIAO L W, LIU X M, et al. Multi-infeed AC/DC system dynamic performances and the study of control coordination[C]// Proceedings of International Conference on Power System Technology. Kunming, China: IEEE, 2002: 57-61.
[13] 王洪涛，施鹏程，胡辉祥. 天广直流附加稳定控制策略研究[J]. 电力自动化设备，2011，31(8)：90-93，98.
WANG Hongtao, SHI Pengcheng, HU Huixiang. Additional stability function for Tian-Guang HVDC project[J]. Electric Power Automation Equipment, 2011, 31(8): 90-93, 98.
[14] 周保荣，金小明，吴小辰，等. 特高压直流对交直流并联电网安全稳定影响[J]. 南方电网技术，2010，4(2)：31-34.
ZHOU Baorong, JIN Xiaoming, WU Xiaochen, et al. Influence of UHVDC system on the security and stability of AC/DC interconnected power grid[J]. Southern Power System Technology, 2010, 4(2): 31-34.
[15] 杨　硕，郭春义，王　庆，等. 分层接入特高压直流输电系统协调控制策略研究[J]. 中国电机工程学报，2019，39(15)：4356-4362.
YANG Shuo, GUO Chunyi, WANG Qing, et al. Coordinated control approach for UHVDC system under hierarchical connection mode[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(15): 4356-4362.
[16] 谢季平，张　文，杨　浩. 特高压直流分层接入下交直流系统中长期电压稳定协调控制[J]. 电力系统自动化，2020，44(6)：37-44.
XIE Jiping, ZHANG Wen, YANG Hao. Coordinated control for medium- and long-term voltage stability of AC/DC power systems with hierarchical connection mode of UHVDC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(6): 37-44.
[17] 王渝红，寇　然，宋瑞华，等. 基于多判据预测的特高压直流分层接入系统换相失败抑制策略[J]. 高电压技术，2021，47(4)：1304-1313.
WANG Yuhong, KOU Ran, SONG Ruihua, et al. Commutation failure suppression strategy based on multi-criteria prediction in UHVDC hierarchical connection system[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(4): 1304-1313.
[18] 郭　龙，刘崇茹，贠飞龙，等. ±1100 kV 直流系统分层接入方式下的功率协调控制[J]. 电力系统自动化，2015，39(11)：24-30.
GUO Long, LIU Chongru, YUN Feilong, et al. Power coordination control of ±1100 kV UHVDC system with hierarchical connection mode[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(11): 24-30.
[19] 毛炽祖，娄伟涛，李　清，等. 混合多馈入直流输电系统交流故障下 VSC 暂态调压控制策略[J]. 高电压技术，2021，47(8)：2905-2913.
MAO Chizu, LOU Weitao, LI Qing, et al. VSC transient voltage regulation control strategy under AC faults in hybrid multi-infeed DC transmission system[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(8): 2905-2913.
[20] WANG J L, LIU D C, LIAO Q F, et al. Transient stability analysis based on dimension reduction transform of rotor angles[C]// Proceedings of 2016 IEEE Power and Energy Society General Meeting (PESGM). Boston, USA: IEEE, 2016: 1-5.
[21] 李　佳，夏勇军，姚　伟，等. 采用 VSC-HVDC 改善 LCC-HVDC 直流侧暂态特性的无功协调控制[J]. 电网技术，2022，46(1)：101-110.
LI Jia, XIA Yongjun, YAO Wei, et al. Reactive power coordinated control for improving transient characteristics of DC side of LCC-HVDC using parallel VSC-HVDC[J]. Power System Technology, 2022, 46(1): 101-110.
[22] 汤　奕，陈　斌，王　琦，等. 特高压直流分层接入下混联系统无功电压耦合特性分析[J]. 电网技术，2016，40(4)：1005-1011.
TANG Yi, CHEN Bin, WANG Qi, et al. Analysis on reactive power and voltage coupling characteristics of hybrid system for UHVDC hierarchical connection to AC grid[J]. Power System Technology, 2016, 40(4): 1005-1011.
[23] 李生虎，李忆恺，陶帝文，等. UHVDC 分层接入方式下非故障层换相失败改进抑制措施研究[J]. 电网技术，2022，46(11)：4502-4511.
LI Shenghu, LI Yikai, TAO Diwen, et al. Improved suppression measure to commutation failure at non-fault layer of UHVDC under hierarchical connection mode[J]. Power System Technology, 2022, 46(11): 4502-4511.
[24] 屠竞哲，张　健，曾　兵，等. 直流换相失败及恢复过程暂态无功特性及控制参数影响[J]. 高电压技术，2017，43(7)：2131-2139.
TU Jingzhe, ZHANG Jian, ZENG Bing, et al. HVDC transient reactive power characteristics and impact of control system parameters during commutation failure and recovery[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(7): 2131-2139.
[25] 周泓宇，姚　伟，李程昊，等. 一种可降低首次换相失败风险的预测型低压限流控制[J]. 高电压技术，2022，48(8)：3179-3189.
ZHOU Hongyu, YAO Wei, LI Chenghao, et al. A predictive voltage dependent current order limiter with the ability to reduce the risk of first commutation failure of HVDC[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(8): 3179-3189.



束洪春
1961—，男，博士，教授，博导
研究方向为新型继电保护与故障测距、数字信号处理及其应用、电力系统 CTI 技术等
E-mail: kmshc@sina.com

SHU Hongchun
Ph.D., Professor



邵宗学(通信作者)
1994—，男，博士生
研究方向为柔性直流输电技术
E-mail: 2971537463@qq.com

SHAO Zongxue
Ph.D. candidate
Corresponding author

收稿日期　2023-07-10　修回日期　2023-10-13　　编辑　陈　蔓

附录 A

表 A1　分层接入方式下 LCC 的主要参数

Table A1　Main parameters of LCC-HVDC system under hierarchical connection mode

参数	数值
额定直流功率/MW	3000
额定直流电压/kV	±800
额定直流电流/kA	3
高端变压器 T_1、T_4 变比/kV	525/175
高端变压器 T_1、T_4 短路阻抗标幺值	0.18
低端变压器 T_2、T_3 变比/kV	1050/175
低端变压器 T_1、T_4 短路阻抗标幺值	0.18
高低端联络变压器 T_C 变比/kV	1050/525
高低端联络变压器 T_C 短路阻抗标幺值	0.18
高低端联络阻抗/Ω	23j+25
逆变侧 500 kV 交流系统短路比	2.4
逆变侧 1000 kV 交流系统短路比	2.5

表 A2　MMC 主要参数

Table A2　Main parameters of MMC-HVDC system

参数	数值
额定直流功率/MW	1000
额定直流电压/kV	±350
额定直流电流/kA	1.43
变压器 T_5 变比/kV	525/160
变压器 T_5 短路阻抗标幺值	0.05
MMC 子模块数/个	200
MMC 子模块电容/mF	4
MMC 桥臂电感/mH	25