

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.230199

换相失败引发送端混合级联直流系统换流母线 暂态电压波动机理及抑制策略

刘江山¹, 李凤婷¹, 尹纯亚¹, 苏常胜^{1,2}, 韩璐¹, 宋伟³

(1. 新疆大学电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830047; 2. 国网新疆电力有限公司, 新疆 乌鲁木齐 830036;
3. 新疆维吾尔自治区特种设备检验研究院, 新疆 乌鲁木齐 830000)

摘要: 与电网换相高压直流输电(line commutated converter HVDC, LCC-HVDC)相比, 送端混合级联直流系统具有灵活性高、弱网适应性强等优势, 但其换相失败后交流系统暂态电压波动机理尚不明晰。为此, 首先建立了暂态电压与系统强度、功率不平衡量之间的定量关系。考虑有功、无功不平衡量对暂态电压的影响, 推导了暂态电压变化率表达式。明确了换相失败及其恢复期间换流母线暂态电压特性。其次, 为抑制换流母线暂态过电压, 推导了LCC直流电流指令值与模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)无功指令值表达式, 提出了基于多换流器的协同抑制策略。最后, 基于PSCAD/EMTDC仿真平台搭建仿真模型, 验证了机理分析的正确性及抑制策略的有效性。

关键词: 混合级联型直流系统; 换相失败; 暂态电压; 无功功率; 有功功率

Mechanism of and suppression strategy for transient voltage fluctuation in the commutator bus of a hybrid cascaded DC system caused by commutation failure

LIU Jiangshan¹, LI Fengting¹, YIN Chunya¹, SU Changsheng^{1,2}, HAN Lu¹, SONG Wei³

(1. College of Electrical Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830047, China; 2. State Grid Xinjiang Electric Power Co., Ltd., Urumqi 830036, China; 3. Xinjiang Special Equipment Inspection and Research Institute, Urumqi 830000, China)

Abstract: Compared with a line commutated converter HVDC (LCC-HVDC), a hybrid cascade DC system at the sending end has advantages such as high flexibility and strong adaptability to weak networks. However, the mechanism of transient voltage fluctuations in the AC system after commutation failure is still unclear. To this end, a quantitative relationship between transient voltage and system strength, as well as power imbalance, is established. The influence of active and reactive power imbalance on transient voltage is considered, and the expression for transient voltage change rate is derived. The transient voltage characteristics of the commutator bus during commutation failure and recovery are clarified. Secondly, in order to suppress transient overvoltage of the converter bus, the expressions of LCC DC current command value and modular multilevel converter (MMC) reactive power command value are derived, and a collaborative suppression strategy based on multiple inverters is proposed. Finally, a simulation model is built based on the PSCAD/EMTDC simulation platform to verify the correctness of the mechanism analysis and the effectiveness of the suppression strategy.

This work is supported by the National Key Research and Development Program of China (No. 2021YFB1507001).

Key words: hybrid cascade HVDC system; commutation failure; transient overvoltage; reactive power; active power

0 引言

高压直流输电在大容量电能传输中发挥着重要

的作用^[1-3]。目前投运的高压直流输电多以电网换相高压直流输电(line commutated converter, LCC-HVDC)为主, 但LCC-HVDC换相失败会导致送端交流系统出现严重的暂态过电压问题^[4-5]。随着以新能源为主体的新型电力系统建设的提出, 送端交流系统强

基金项目: 国家重点研发计划项目资助(2021YFB1507001)

度将逐渐降低, 暂态电压造成的新能源脱网问题突出^[6]。混合级联型直流系统兼具 LCC 与模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)的优点^[7-8], 其弱网适应性与主动支撑能力能够契合未来超高占比新能源送出系统, 因此, 送端采用混合级联型直流系统具有较好的发展前景^[9]。

针对 LCC-HVDC 暂态电压问题的研究, 文献[10-11]建立了换相失败及其恢复期间送端交流系统暂态无功特性微分方程, 分析了暂态无功特性。文献[12-13]指出系统强度、直流传输功率等是影响暂态过电压的主要因素。文献[14-15]研究了暂态过电压的解析计算模型。

针对混合级联直流系统的研究, 文献[16-17]提出了混合级联型直流系统的拓扑结构, 论证了其在灵活运行、系统支撑及故障穿越等方面的优势。文献[18-19]研究了高比例新能源经送端混合级联型直流外送方案, 研究其运行特性及协调控制方案。文献[20]从拓扑结构、运行特性、控制策略角度, 进一步分析了送端混合级联结构的适用场景。混合级联型直流系统拓扑结构、控制策略以及电气量的耦合特性等均与 LCC-HVDC 存在较大差异, 考虑不同种类换流器间、交直流系统间交互影响的暂态电压机理尚不明晰。

针对暂态电压抑制策略的研究, 多以通过增设电气设备^[21-22]、多无功补偿设备协同控制^[23]抑制暂态过电压。文献[24-25]提出通过优化直流控制与风机控制的方式降低风电机组脱网风险; 文献[26]提出 MMC 直流电压自适应控制策略, 提升送端混合级联直流系统重载下的无功调节能力。上述策略存在成本增加、策略单一等问题, 未充分挖掘混合级联型直流系统对交流系统电压的支撑能力。

为此, 本文首先建立暂态电压模型, 分析暂态电压的主要影响因素。建立功率不平衡量与暂态电压变化率的表达式, 结合混合级联型直流系统控制响应特性, 分阶段研究换相失败及其恢复过程中的暂态电压特性。其次, 以换流母线电压不越限为目标, 提出基于 MMC 与 LCC 协同控制的暂态电压抑制策略。最后, 基于 PSCAD/EMTDC 仿真平台搭建仿真模型, 验证分析机理的正确性及抑制策略的有效性。

1 送端混合级联型直流输电系统结构及控制

1.1 送端混合级联型直流输电系统拓扑结构

本文研究的送端混合级联型直流系统主要由送端交流系统、模块化多电平换流器、电网换相换流器、交流滤波器和无功补偿装置、直流滤波器等设

备组成。送端混合级联直流系统拓扑结构如图 1 所示, 整流侧低压端为 n 组 MMC_{m1} ($m=1,2,\dots,n$) 并联, 高压端为 1 组 12 脉动 LCC_r ; 逆变侧采用双 12 脉动 LCC_i 。

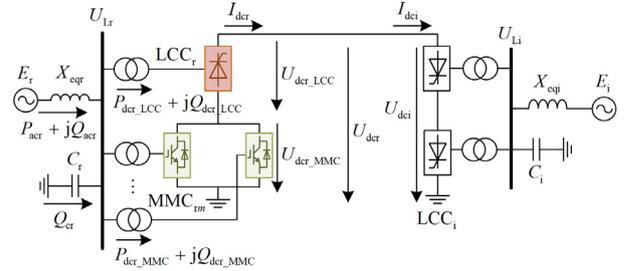


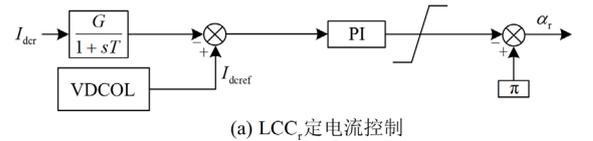
图 1 送端混合级联型高压直流输电系统

Fig. 1 Hybrid cascaded HVDC transmission system at the sending end

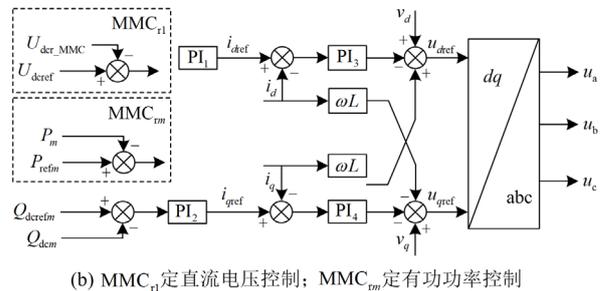
图 1 中: E_r 、 E_i 分别为送端、受端交流系统等值电势; C_r 、 C_i 分别为整流站和逆变站内交流滤波器与无功功率补偿装置的等值电容; U_{Lr} 、 U_{Li} 分别为整流侧、逆变侧换流母线电压; X_{eqr} 、 X_{eqi} 分别为送端、受端交流系统等值电抗; U_{dcr_LCC} 和 U_{dcr_MMC} 分别为整流侧 LCC 和 MMC 的直流电压; U_{dci} 为逆变侧直流电压; U_{dcr} 为整流侧总直流电压; I_{dcr} 和 I_{dci} 分别为整流侧和逆变侧直流电流。

1.2 送端混合级联型直流输电系统基本控制策略

送端混合级联型直流输电系统的基本控制策略如图 2 所示。



(a) LCC_r 定电流控制



(b) MMC_{m1} 定直流电压控制; MMC_{rm} 定有功功率控制

图 2 送端混合级联型直流输电系统的基本控制策略

Fig. 2 Basic control strategy for sending end hybrid cascaded HVDC transmission system

整流侧 LCC_r 采用定电流控制, 图 2 中: I_{dcref} 为整流侧直流电流指令值; α_r 为触发角。MMC 采用

电流矢量控制, MMC_{r1}的有功外环采用定直流电压控制, 与 LCC_r 共同承担整流侧直流电压, 其余 MMC 的有功外环均采用定有功功率控制, 保证有功功率在各 MMC 之间的平均分配, MMC 的无功外环均采用定无功功率控制。逆变侧采用传统的双十二脉动换流器换流, 采用定关断角控制, 附加定电流控制。

2 换相失败导致送端换流母线暂态电压特性分析

系统正常运行时, 送端交直流系统间的功率保持平衡, 有功及无功功率可表示为

$$\begin{cases} P_{\text{acr}} = P_{\text{dcr}} = P_{\text{dcr_LCC}} + P_{\text{dcr_MMC}} \\ Q_{\text{acr}} + Q_{\text{Cr}} = Q_{\text{dcr}} = Q_{\text{dcr_LCC}} + Q_{\text{dcr_MMC}} \end{cases} \quad (1)$$

式中: P_{acr} 、 Q_{acr} 分别为交流系统注入换流母线的有功与无功功率; P_{dcr} 、 Q_{dcr} 分别为整流侧传输总有功功率与消耗总无功功率; $P_{\text{dcr_LCC}}$ 、 $P_{\text{dcr_MMC}}$ 分别为整流侧 LCC 与 MMC 传输的有功功率; Q_{Cr} 为整流侧交流滤波器和无功补偿装置提供的无功功率; $Q_{\text{dcr_MMC}}$ 、 $Q_{\text{dcr_LCC}}$ 分别为整流侧 LCC 与 MMC 消耗的无功功率。

式(1)中, $P_{\text{dcr_LCC}}$ 和 $Q_{\text{dcr_LCC}}$ 可表示为

$$\begin{cases} P_{\text{dcr_LCC}} = U_{\text{dcr_LCC}} I_{\text{dcr}} \\ Q_{\text{dcr_LCC}} = P_{\text{dcr_LCC}} \tan \varphi_r = I_{\text{dcr}} \sqrt{U_{\text{dcr0_LCC}}^2 - U_{\text{dcr_LCC}}^2} \end{cases} \quad (2)$$

式中: φ_r 为整流器功率因数角; $U_{\text{dcr0_LCC}}$ 为 LCC 整流器直流空载电压。

LCC 正常运行时, 需要消耗大量的无功功率, 约为传输有功功率的 40%~60%。MMC 具有较强的电压支撑能力, 无须额外消耗无功功率。

MMC 组传输的有功功率可表示为

$$P_{\text{dcr_MMC}} = \sum_{m=1}^n P_{\text{MMC}m} = U_{\text{dcr_MMC}} I_{\text{dcr}} \quad (3)$$

式中, $P_{\text{MMC}m}$ 表示各 MMC 传输的有功功率。

换相失败后混合级联型直流系统的送端系统等效电路如图 3 所示。

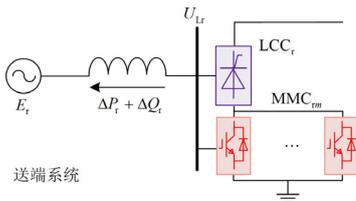


图 3 送端系统等效电路

Fig. 3 Equivalent circuit of sending end system

图 3 中: ΔP_r 、 ΔQ_r 分别为馈入交直流系统的有功功率不平衡量与无功功率不平衡量; U_{Lr} 为整流侧换流母线电压。系统正常运行时, ΔP_r 与 ΔQ_r 为 0, 交直流系统间功率保持平衡。逆变侧发生换相失败, 送端交、直流系统间功率平衡被打破, ΔP_r 与 ΔQ_r 不等于 0, 可表示为

$$\begin{cases} \Delta P_r = P_{\text{acrN}} - P_{\text{dcr_LCC}} - P_{\text{dcr_MMC}} \\ \Delta Q_r = Q_{\text{acrN}} + Q_{\text{Cr}} - (Q_{\text{dcr_LCC}} + Q_{\text{dcr_MMC}}) \end{cases} \quad (4)$$

式中, P_{acrN} 、 Q_{acrN} 分别为交流系统注入换流母线的额定有功与无功功率。

由式(4)可知, 故障后直流系统输送有功的能力是影响 ΔP_r 的主要因素, $Q_{\text{dcr_LCC}}$ 与 Q_{Cr} 是影响 ΔQ_r 的主要因素。 Q_{Cr} 可表示为

$$\begin{cases} Q_{\text{Cr}} = C_r U_{Lr}^2 \\ Q_{\text{CrN}} = C_r U_{LrN}^2 \end{cases} \quad (5)$$

式中: Q_{CrN} 为交流滤波器和无功补偿装置额定无功功率; U_{LrN} 为整流侧换流母线电压额定值。

将式(5)代入式(4), 可得

$$\Delta Q_r = Q_{\text{acrN}} + Q_{\text{CrN}} U_{Lr,pu}^2 - (Q_{\text{dcr_LCC}} + Q_{\text{dcr_MMC}}) \quad (6)$$

式中, $U_{Lr,pu}$ 为整流侧换流母线电压标么值。

由式(5)和式(6)可知, Q_{CrN} 同样会影响 ΔQ_r 的大小。由于 MMC 不需要加装额外的无功补偿装置, 因此, Q_{CrN} 只取决于 LCC 额定功率。定义 MMC 的额定电压 $U_{\text{dcrN_MMC}}$ 与整流侧额定直流电压 U_{dcrN} 的比值为电压占比 k , 可表示为

$$k = \frac{U_{\text{dcrN_MMC}}}{U_{\text{dcrN}}} = \frac{P_{\text{dcrN_MMC}}}{P_{\text{dcrN}}} \quad (7)$$

式中: $P_{\text{dcrN_MMC}}$ 为 MMC 额定有功功率; P_{dcrN} 为整流侧总额定有功功率。

由式(7)可知, k 越大, MMC 的额定有功功率越大, 则 LCC 的额定有功功率 $P_{\text{dcrN_LCC}}$ 越小, 系统所需无功补偿容量越少, 即 Q_{CrN} 越小。

换相失败后, ΔP_r 与 ΔQ_r 影响下 U_{Lr} 的计算公式^[11]为

$$\begin{cases} U_{Lr} = \sqrt{(U_{LrN} + U_{Lr,\Delta})^2 + (U_{Lr,\delta})^2} \\ \Delta U_{Lr} = \frac{\Delta Q_r X_{\text{eqr}}}{U_{LrN}} \\ \delta U_{Lr} = \frac{\Delta P_r X_{\text{eqr}}}{U_{LrN}} \end{cases} \quad (8)$$

式中: $U_{Lr,\Delta}$ 为暂态过电压纵分量; $U_{Lr,\delta}$ 为暂态过电压横分量; X_{eqr} 为送端交流系统等值阻抗。

$$\begin{cases} X_{\text{eqr}} = \frac{U_{\text{LrN}}^2}{S_{\text{cr}}} \\ R_{\text{SCR}} = \frac{S_{\text{cr}}}{P_{\text{dcN}}} \end{cases} \quad (9)$$

式中: S_{cr} 为送端交流系统短路容量; R_{SCR} 为系统短路比; P_{dcN} 为直流额定传输有功功率。

将式(9)代入式(8)中并整理可得 $U_{\text{Lr,pu}}$ 为

$$U_{\text{Lr,pu}} = \sqrt{\left(1 + \frac{\Delta Q_r}{R_{\text{SCR}} P_{\text{dcN}}}\right)^2 + \left(\frac{\Delta P_r}{R_{\text{SCR}} P_{\text{dcN}}}\right)^2} \quad (10)$$

由式(10)可得, R_{SCR} 与换流母线电压负相关, R_{SCR} 越大, 系统越强, 受直流系统功率冲击的影响越小, 换流母线电压波动越弱。

对式(10)求偏导可得

$$\begin{aligned} \frac{dU_{\text{Lr,pu}}}{dt} &= \frac{\frac{\Delta Q_r}{(R_{\text{SCR}} P_{\text{dcN}})^2} + \frac{1}{R_{\text{SCR}} P_{\text{dcN}}}}{\sqrt{\left(1 + \frac{\Delta Q_r}{R_{\text{SCR}} P_{\text{dcN}}}\right)^2 + \left(\frac{\Delta P_r}{R_{\text{SCR}} P_{\text{dcN}}}\right)^2}} \cdot \frac{d\Delta Q_r}{dt} + \\ &\quad \frac{\frac{\Delta P_r}{(R_{\text{SCR}} P_{\text{dcN}})^2}}{\sqrt{\left(1 + \frac{\Delta Q_r}{R_{\text{SCR}} P_{\text{dcN}}}\right)^2 + \left(\frac{\Delta P_r}{R_{\text{SCR}} P_{\text{dcN}}}\right)^2}} \cdot \frac{d\Delta P_r}{dt} \end{aligned} \quad (11)$$

由式(11)可得, ΔP_r 、 ΔQ_r 及 $d\Delta P_r/dt$ 、 $d\Delta Q_r/dt$ 是影响 U_{Lr} 波动程度的主要因素。

为进一步研究故障后 U_{Lr} 的变化特性, 须分析故障后 P_{der} 与 Q_{der} 的变化特性。由式(2)和式(3)可知, P_{der} 、 Q_{der} 受故障后整流侧直流电流与直流电压的影响, I_{der} 与 U_{der} 可表示为

$$\begin{cases} I_{\text{der}} = \frac{U_{\text{der_LCC}} + U_{\text{der_MMC}} - U_{\text{dci}}}{R_{\text{dc}}} = \sum_{m=1}^n I_{\text{der_MMC}m} \\ U_{\text{der}} = U_{\text{der_LCC}} + U_{\text{der_MMC}} \end{cases} \quad (12)$$

式中, R_{dc} 为直流线路等值电阻。

基于如图4所示的CIGRE标准系统稳态运行曲线, 将换相失败后及其恢复过程分为3个阶段: 换相失败阶段、系统恢复正常换相阶段以及逆变侧交流系统故障清除阶段。

阶段 1: 逆变侧发生换相失败故障, U_{dci} 将下降为0, $(U_{\text{der}} - U_{\text{dci}})$ 变大, 由式(12)可知, I_{der} 增加, 系统运行点由A变化至B。由于故障后采用定直流电压控制的MMC不闭锁正常运行, 故障后 $U_{\text{der_MMC}}$ 维持在额定值附近, 但会受 I_{der} 增大的影响小幅度下降。

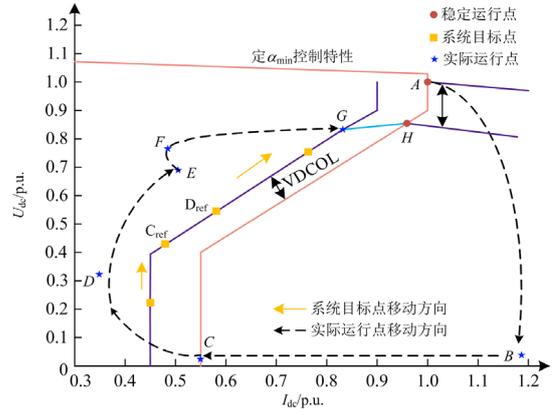


图4 CIGRE标准系统稳态运行曲线

Fig. 4 Steady state operation curve of CIGRE standard system

整流侧 LCC 定电流控制器增加 α_r 使 $U_{\text{der_LCC}}$ 迅速减小至 $-U_{\text{der_MMC}}$, $(U_{\text{der}} - U_{\text{dci}})$ 减小, I_{der} 降低。系统运行点由B变化至C。由上述分析可得, 整流侧 MMC 额定直流电压 $U_{\text{derN_MMC}}$ 与整流侧 LCC 额定直流电压 $U_{\text{derN_LCC}}$ 是影响阶段1过程中 I_{der} 变化的主要影响因素。

由式(7)可知, k 越小, $U_{\text{derN_LCC}}$ 越大, 故障后 $U_{\text{der_LCC}}$ 可调节范围越大, U_{der} 越易降为0, 阶段1中的 $(U_{\text{der}} - U_{\text{dci}})$ 最大值越小, I_{der} 上升的幅度越小。

对式(2)求导可得

$$\begin{cases} \frac{dQ_{\text{der_LCC}}}{dt} = \frac{dI_{\text{der}}}{dt} \sqrt{U_{\text{der0_LCC}}^2 - U_{\text{der_LCC}}^2} - I_{\text{der}} \frac{U_{\text{der_LCC}}}{\sqrt{U_{\text{der0_LCC}}^2 - U_{\text{der_LCC}}^2}} \frac{dU_{\text{der_LCC}}}{dt} \\ \frac{dP_{\text{der}}}{dt} = U_{\text{der}} \frac{dI_{\text{der}}}{dt} + I_{\text{der}} \frac{dU_{\text{der}}}{dt} \end{cases} \quad (13)$$

换相失败后, U_{dci} 快速降低至0, 逆变侧有功功率传输受阻, P_{dci} 下降至0, 导致送端交流系统存在大量有功盈余, $d\Delta P_r/dt > 0$ 。 I_{der} 先增后减, $U_{\text{der_LCC}}$ 一直减小, 先为负后为正, 由此可进一步划分为:

(1) 由于 $dI_{\text{der}}/dt > 0$, $dU_{\text{der_LCC}}/dt < 0$, $U_{\text{der_LCC}} > 0$, 由式(13)可知, $d\Delta Q_{\text{der_LCC}}/dt > 0$;

(2) 由于 $dI_{\text{der}}/dt < 0$, $dU_{\text{der_LCC}}/dt < 0$, $U_{\text{der_LCC}} > 0$, 由式(13)可知, $d\Delta Q_{\text{der_LCC}}/dt > 0$;

(3) 由于 $dI_{\text{der}}/dt < 0$, $dU_{\text{der_LCC}}/dt < 0$, $U_{\text{der_LCC}} < 0$, 由式(13)可知, $d\Delta Q_{\text{der_LCC}}/dt < 0$ 。

在过程(1)和(2)中, 整流器吸收大量的无功功率, 导致送端交流系统无功缺额, $d\Delta Q_r/dt < 0$, 由

式(11)可知, $d\Delta U_{Lr}/dt < 0$, U_{Lr} 下降, 但 ΔP_r 会缓解 U_{Lr} 的下降程度, 因此, U_{Lr} 的变化程度由 ΔP_r 与 ΔQ_r 共同决定。

由式(7)分析可知, k 与 $P_{\text{derN_LCC}}$ 、 $Q_{\text{derN_LCC}}$ 负相关, k 越大, 故障后 ΔQ_r 越小, 故障后 U_{Lr} 跌落越轻。相比于传统的 LCC-HVDC, 混合级联直流系统避免了由于电压跌落造成低压穿越能力不足的新能源机组脱网, 在一定程度上缓解了新能源机组低压穿越对暂态过电压的助增作用。

在过程(3)中, Q_{der} 大大减小, 但交流滤波器无法及时切除, 送端交流系统逐渐出现大量的无功盈余, $d\Delta Q_r/dt > 0$, 由式(11)可知, $d\Delta U_{Lr}/dt > 0$, U_{Lr} 开始上升。

阶段 2: 系统恢复正常换相后, U_{dci} 快速增加, $U_{\text{der_MMC}}$ 保持不变, 整流侧定电流控制器无法立即调节 $U_{\text{der_LCC}}$, U_{der} 将滞后变化, I_{der} 快速降低, 系统运行点由 C 变化至 D 。随着整流侧 LCC 定电流控制器减小 α_r , $U_{\text{der_LCC}}$ 增大, I_{der} 上升, 系统运行点由 D 变化至 E 。

在此阶段, 整流侧功率传输几乎为 0, ΔP_r 达到峰值, 约等于整流侧传输总有功。 ΔP_r 取决于逆变侧故障后的功率传输能力, 受整流器结构影响较小, 因此, 无论是 LCC-HVDC 还是混合级联型直流系统, ΔP_r 均相等。

由式(10)可知, 当 $\Delta P_r = \Delta P_{r,\text{max}}$ 时, 影响暂态电压最大值的主要因素为 ΔQ_r 。阶段 2 中, $dI_{\text{der}}/dt < 0$, $dU_{\text{der_LCC}}/dt < 0$, $U_{\text{der_LCC}} < 0$, 由式(13)可知, $d\Delta Q_{\text{der_LCC}}/dt < 0$ 导致 $d\Delta Q_r/dt > 0$, 同时 ΔP_r 达到最大值, 由式(11)可知, $d\Delta U_{Lr}/dt > 0$, U_{Lr} 上升至峰值。相同容量下混合级联型直流系统比传统直流的 Q_{CrN} 较小, 则故障后 ΔQ_r 也较小, U_{Lr} 的峰值在一定程度上减小。

当 I_{der} 上升, 即 $dI_{\text{der}}/dt > 0$ 时, 由式(13)可知, $d\Delta Q_{\text{der_LCC}}/dt > 0$, 导致 $d\Delta Q_r/dt < 0$, 同时, ΔP_r 由于逆变侧传输功率恢复而下降, 由式(11)可知, $d\Delta U_{Lr}/dt < 0$, U_{Lr} 降低。

阶段 3: 此阶段 I_{der} 与 $U_{\text{der_LCC}}$ 的变化趋势与阶段 2 类似。逆变侧交流系统故障清除后, U_{Lr} 迅速恢复至额定值, U_{dci} 也随之快速增加, 导致 I_{der} 再次下降, 系统运行点由 E 变化至 F 。随即整流侧 LCC 定电流控制器减小 α_r , $U_{\text{der_LCC}}$ 增大至额定值, I_{der} 上升, 系统运行点由 F 变化至 G 。

在此阶段, $dI_{\text{der}}/dt < 0$, $dU_{\text{der_LCC}}/dt < 0$, $U_{\text{der_LCC}} < 0$, 由式(13)可知, $d\Delta Q_{\text{der_LCC}}/dt < 0$, 则 $d\Delta Q_r/dt > 0$ 。同时系统恢复正常传输功率, ΔP_r 减少至 0, 由式(11)可知, $d\Delta U_{Lr}/dt > 0$, U_{Lr} 上升。由于 $U_{\text{der_LCC}} < 0$ 的时间较短, 该过程 U_{Lr} 升高的幅度较小。当 $U_{\text{der_LCC}} > 0$ 后, $d\Delta Q_{\text{der_LCC}}/dt > 0$, 则 $d\Delta Q_r/dt < 0$, U_{Lr} 恢复额定值。

由上述分析可知, 在换相失败初期换流母线电压不会出现大幅度跌落, 在逆变器恢复正常换相后, 由于有功、无功盈余均达到最大, 出现暂态电压的最大值。

3 基于多换流器协同的暂态过电压抑制策略

由第 2 节分析可知, 尽管送端混合级联型直流系统能在一定程度上缓解换相失败引起的换流母线电压波动幅度, 降低因暂态低电压引起的新能源机组脱网风险, 但在送端系统强度较弱、故障较严重、LCC 电压占比较高等情况下, 送端换流母线仍面临暂态过电压的问题。MMC 具有无功调节能力, 可有功无功解耦控制, 同时发挥 MMC 与 LCC 的无功支撑与调节能力, 减轻换相失败后暂态过电压程度, 进一步规避新能源脱网风险。

无功功率调节量计算方法见附录 A, 由附录 A 式 (A9) 可得, 整流侧 MMC 调节的无功功率为

$$\Delta Q_{\text{MMC}} = \frac{\Delta Q_{r,t}}{n} = \frac{1}{n} (Q_{\text{der_LCC,min}} - Q_{\text{der_LCC}}) \quad (14)$$

式中: ΔQ_{MMC} 为各 MMC 无功功率调节量; $\Delta Q_{r,t}$ 为无功功率调节总量; $Q_{\text{der_LCC,min}}$ 为整流器消耗的最小无功功率。

由于 MMC 换流器对无功的调节能力会受到换流器容量、调制比、交流侧额定电流等因素限制, 因此, 协调 LCC 定电流控制器进一步对无功功率进行调节, 直流电流指令值的调节量可表示为

$$\Delta I_{\text{dcref}} = \frac{\Delta Q_{r,t}}{\sqrt{U_{\text{der0_LCC}}^2 - U_{\text{der_LCC}}^2}} = \frac{Q_{\text{der_LCC,min}} - Q_{\text{der_LCC}}}{\sqrt{U_{\text{der0_LCC}}^2 - U_{\text{der_LCC}}^2}} \quad (15)$$

根据式(14)与式(15), 提出基于多换流器协同的暂态过电压抑制策略, 控制框图如图 5 所示, 流程图如图 6 所示, 按图 6 所示的流程投入协调控制, 实现暂态电压抑制。

此策略充分发挥 MMC 及 LCC 的无功支撑与调节能力, 进一步抑制暂态过电压, 充分发掘混合级联型直流系统应用于送端的优势, 为提升送端大规

模新能源接入下暂态电压承载能力提供方案。

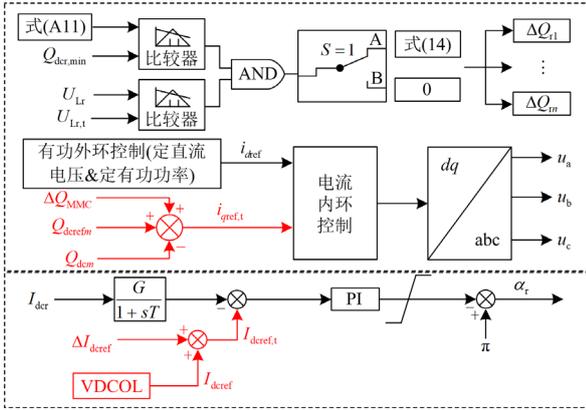


图 5 基于多换流器协同的暂态过电压抑制策略框图

Fig. 5 Block diagram of transient overvoltage suppression strategy based on multi converter cooperation

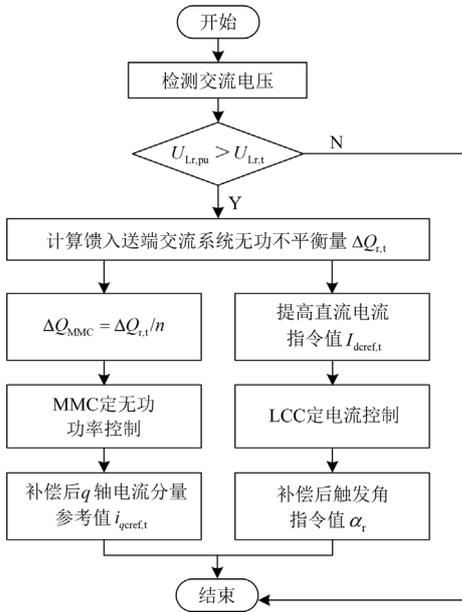


图 6 基于多换流器协同的暂态过电压抑制策略流程图

Fig. 6 Flow chart of transient overvoltage suppression strategy based on multi converter cooperation

4 算例分析

4.1 送端换流母线暂态电压特性仿真验证

基于 PSCAD/EMTDC 搭建仿真模型, 整流侧采用 3 个 MMC 阀组并联与 1 个 12 脉动 LCC 串联的结构, 逆变侧采用双 12 脉动 LCC 的结构。送端混合级联型直流输电系统部分参数见表 1 所示。

为验证不同情况下混合级联系统的暂态电压特性, 设置 3 组算例如表 2 所示。

在以上 3 个算例中, 系统均在 3 s 时发生故障, 故障持续时间均为 0.1 s, 故障电阻均为 80 Ω, 仿真

结果如图 7—图 9 所示。

表 1 混合级联直流部分参数

Table 1 Parameters of hybrid HVDC

系统参数	数值
额定容量/MW	4000
直流电压/kV	800
直流电流/kA	5
整流侧 LCC 系统换流变变比/(kV/kV)	525/175
整流侧 MMC 系统换流变变比/(kV/kV)	525/220
关断角额定值/(°)	17
LCC 直流电流/kA	5
3 个 MMC 直流电流/kA	1.667
每相桥臂子模块个数	200
子模块电容电压/kV	2

表 2 暂态电压仿真算例

Table 2 Transient voltage simulation example

算例	送端 R_{SCR}	受端 R_{SCR}	U_{der_LCC}/kV	U_{der_MMC}/kV
1	3		400	400
2	5	3.5		
3	3		450	350

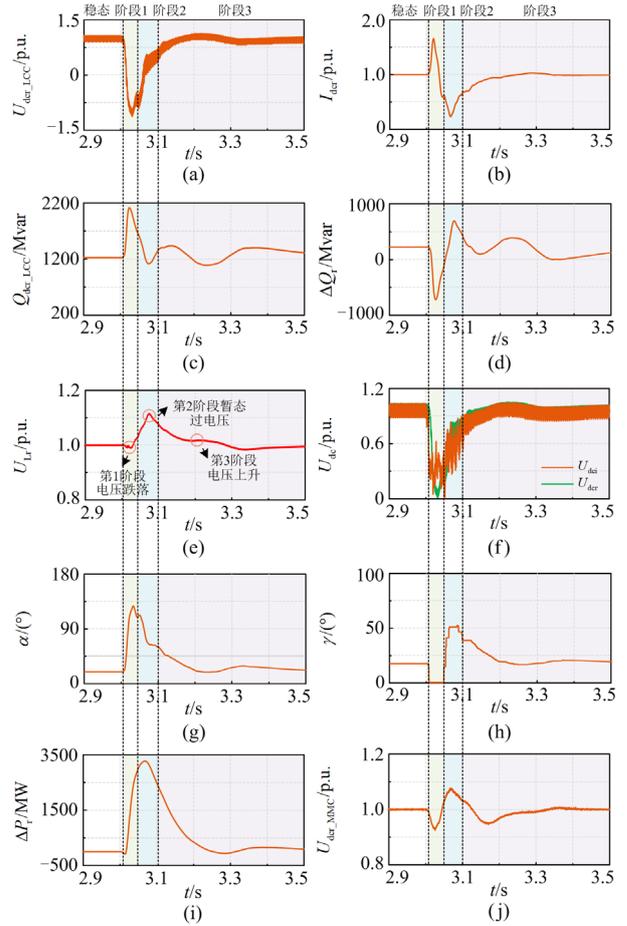


图 7 单相接地故障仿真结果

Fig. 7 Single-phase ground fault simulation results

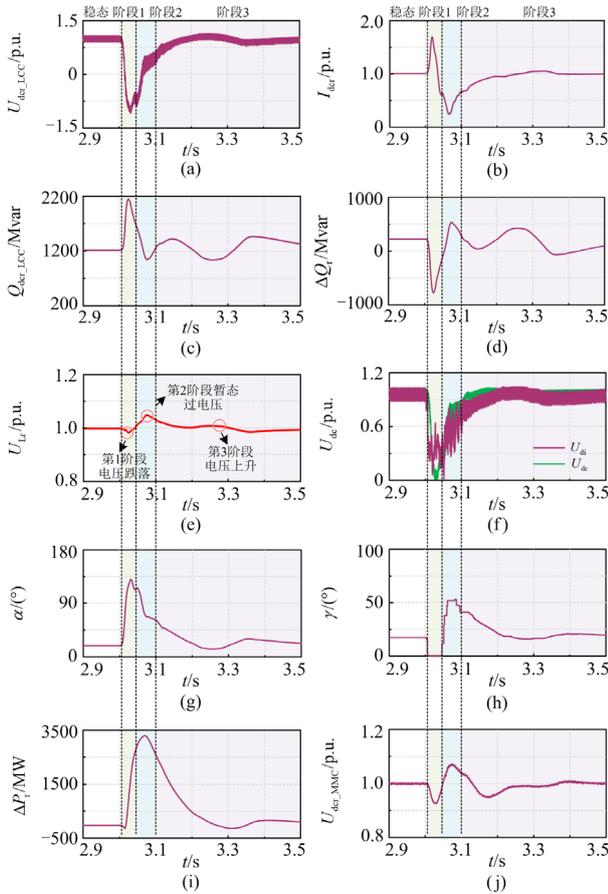


图 8 $R_{SCR} = 5$ 时仿真结果

Fig. 8 Simulation results when $R_{SCR} = 5$

将图 7 划分为换相失败后的故障暂态过程 3 个阶段。在第 1 阶段， U_{dci} 与 U_{dcr} 跌落， I_{dcr} 先上升后下降，大量盈余有功馈入送端交流系统，整流器吸收大量无功功率，导致大量无功缺额，暂态电压小幅度跌落；第 2 阶段， U_{dci} 与 U_{dcr} 逐渐恢复， I_{dcr} 先下降后上升，馈入送端交流系统的有功盈余进一步增加，整流器消耗无功减小，大量盈余无功馈入送端交流系统，出现暂态电压最大值；第 3 阶段与第 2 阶段电气量变化趋势类似，暂态电压出现小幅度上升。仿真结果与第 2 节理论分析一致，与传统 LCC-HVDC 换相失败后换流母线电压首先出现大幅度跌落不同，送端混合级联型直流输电系统送端换流母线电压的跌落程度十分轻微。

将图 8 划分为换相失败后的故障暂态过程 3 个阶段，各阶段电气量的暂态变化特性与第 2 节分析一致，且 U_{dci} 、 U_{dcr} 、 I_{dcr} 的变化特性受系统短路比影响较小。但换流母线暂态电压峰值受系统短路比影响较大，对比图 7 与图 8 可知，短路比较大(送端交流系统 $R_{SCR} = 5$)的系统，电压波动程度明显下

降，相比于短路比较小(送端交流系统 $R_{SCR} = 3$)的系统，暂态电压峰值下降了 6%，由此可见， R_{SCR} 与暂态过电压峰值呈反比， R_{SCR} 越大，系统保持稳定的能力越强。

将图 9 划分为换相失败后的故障暂态过程 3 个阶段，各阶段电气量暂态变化特性与第 2 节分析一致。与算例 1 对比， I_{dcr} 的最大值下降 5%。整流器的最大无功消耗增加 14%，故障后馈入送端交流系统的最大无功不平衡量增加 15%。对比图 7(h)与图 9(h)可知，不同电压占比下馈入送端交流系统的有功不平衡量差异较小。对比图 7(e)与图 9(e)可知， k 越小，暂态电压波动幅度越大。

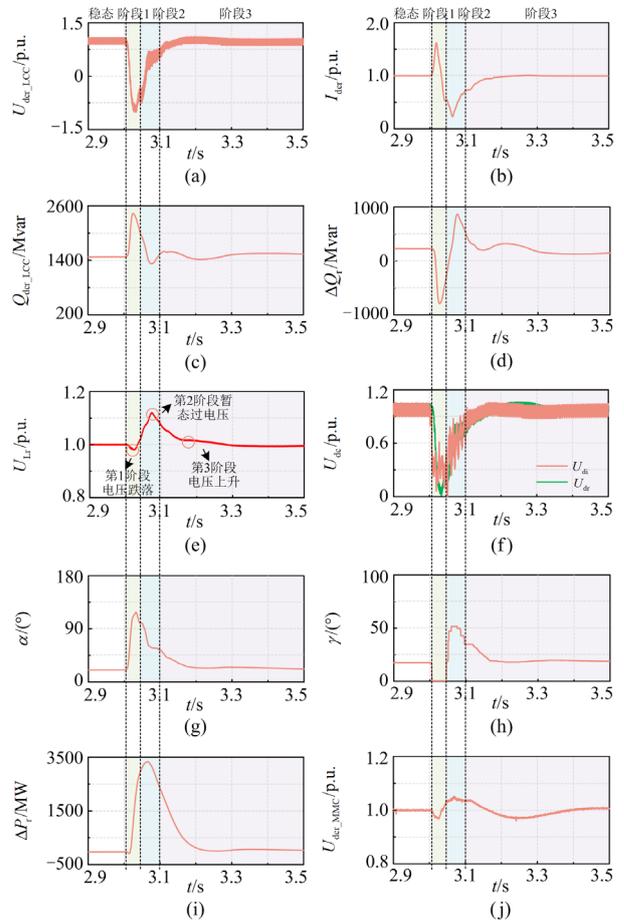


图 9 $k = 350 / 800$ 时仿真结果

Fig. 9 Simulation results of voltage ratios k is 350 / 800

仿真结果表明，不同情况下故障后划分的 3 个阶段的电气量变化特性均与第 2 节分析一致，不同系统短路比、电压占比均会在一定程度上影响暂态电压的波动情况。

4.2 LCC 与混合级联直流系统暂态电压特性对比

基于 CIGRE HVDC 标准测试系统，搭建了双

12 脉动 LCC 的仿真模型。采用 4.1 节中算例 1 和算例 2, 仿真结果如图 10 和图 11 所示。

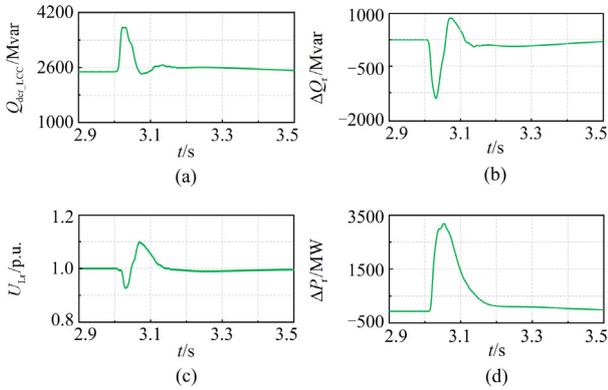


图 10 单相接地故障仿真结果

Fig.10 Single phase ground fault simulation results

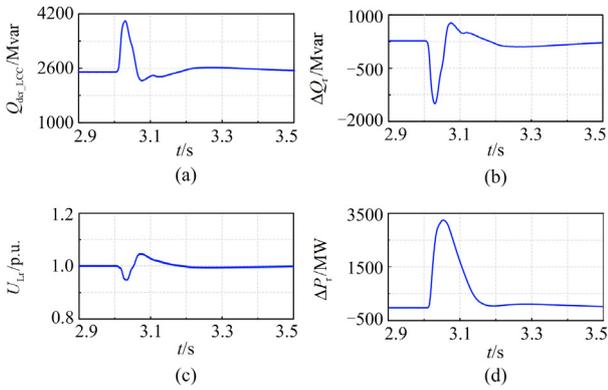


图 11 $R_{SCR} = 5$ 时仿真结果

Fig. 11 Simulation results when $R_{SCR} = 5$

由图 10 和图 11 可知, 系统稳定运行时, 传统 LCC-HVDC 整流器的无功消耗约为混合级联型直流系统的 2 倍。逆变侧发生换相失败故障后, 两种直流系统馈入送端交流系统的有功不平衡量接近, 但 LCC-HVDC 吸收的无功功率远大于混合级联型直流系统, 导致 LCC-HVDC 换流母线电压出现明显的跌落, 跌落程度远大于混合级联型直流系统。故障后 LCC-HVDC 电压幅值的极差更大, 对送端系统冲击更大。

LCC-HVDC 与混合级联型直流系统暂态电压特性仿真结果如表 3—表 5 所示。

表 3—表 5 中: ΔU 为送端换流母线暂态电压的极差; ΔQ 为馈入送端交流系统无功不平衡量的最大值; ΔP 为馈入送端交流系统有功不平衡量的最大值。

由表 3 可知, 送端混合级联直流输电系统所需无功补偿的容量相比 LCC-HVDC 降低了 42%, 故

障后混合级联型直流系统的 ΔQ 降低了 18.6%, 但两种直流的 ΔP 相差很小。送端混合级联直流输电系统送端换流母线电压波动幅度降低了 25%。

表 3 混合级联与传统直流暂态电压特性对比 ($R_{SCR} = 3$)

Table 3 Comparison of transient voltage characteristics between hybrid cascade and traditional DC ($R_{SCR} = 3$)

类型	Q_{CrN}/Mvar	$\Delta U/\text{p.u.}$	$\Delta Q/\text{Mvar}$	$\Delta P/\text{MW}$
LCC-HVDC	2485	0.172	857	3245.6
混合级联直流	1448	0.129	698.5	3281.5
降低率/%	42.0	25	18.6	1.1

表 4 混合级联与传统直流暂态电压特性对比 ($R_{SCR} = 5$)

Table 4 Hybrid cascade and traditional DC transient voltage characteristics ($R_{SCR} = 5$)

类型	Q_{CrN}/Mvar	$\Delta U/\text{p.u.}$	$\Delta Q/\text{Mvar}$	$\Delta P/\text{MW}$
LCC-HVDC	2485	0.101	756.4	3262.9
混合级联直流	1448	0.068	538.2	3283.9
降低率/%	42.0	32.7	28.8	0.6

表 5 不同电压占比混合级联直流系统暂态电压特性

Table 5 Transient voltage characteristics of hybrid cascaded DC systems with different voltage ratios

类型	Q_{CrN}/Mvar	$\Delta U/\text{p.u.}$	$\Delta Q/\text{Mvar}$	$\Delta P/\text{MW}$
$k = 400/800$	1448	0.129	698.5	3281
$k = 350/800$	1692	0.141	854.9	3309
降低率/%	14.4	8.5	18.3	0.8

对比表 3 与表 4 可知, R_{SCR} 的改变不会影响系统 Q_{CrN} 和 ΔP 的大小。随着 R_{SCR} 的增大, LCC-HVDC 的 ΔQ 减少了 11.7%, 混合级联型直流 ΔQ 减少了 22.9%, 这是由于系统强度的增加, 暂态过电压的压升程度比较小, 则故障期间的 Q_{Cr} 也在一定程度上减小, 进而使故障期间 ΔQ 在一定程度上减小。随着系统 R_{SCR} 的增大, LCC-HVDC 与混合级联型直流的电压波动幅度均分别下降了 41.3% 和 47.3%, 混合级联型直流的暂态电压波动幅度仍小于 LCC-HVDC。

由表 5 可知, 随着 k 的增大, Q_{Cr} 减少了 14.4%, ΔQ 减少了 18.3%, 但 ΔP 不受 k 的影响, 换流母线的波动幅度下降了 8.5%。由此可见, k 越大换相失败后直流系统对送端交流系统的冲击越小。

相比于传统 LCC-HVDC, 换相失败对混合级联型直流系统的送端交流系统冲击更小, 引起的暂态电压波动幅度更小, 提升了大规模新能源外送的安全性及可靠性。

4.3 基于多换流器协同的暂态过电压抑制策略仿真验证

为验证本文所提基于多换流器协同的暂态过电

抑制策略的有效性, 在算例 1 中加入本文所提策略, 策略中 $U_{Lr,t} = 1.1 \text{ p.u.}$, 仿真结果如图 12 所示。

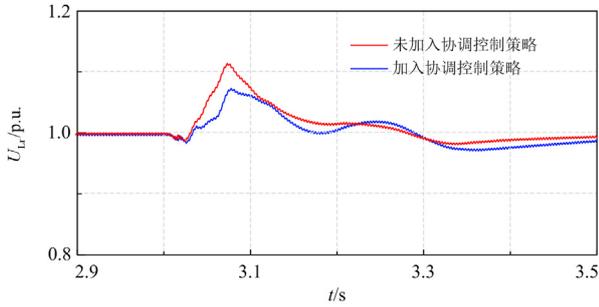


图 12 基于多换流器协同的暂态过电压抑制策略仿真结果
Fig. 12 Simulation results of transient overvoltage suppression strategy based on multi converter collaboration

由图 12 可知, 采用本文所提基于多换流器协同的暂态过电压抑制策略后, 换相失败后换流母线暂态过电压的峰值下降了 4%, 下降至 1.1 p.u. 以下。暂态过电压峰值进一步下降有利于减少暂态过电压引起的新能源机组脱网。送端采用混合级联型直流系统, 能够从减少暂态电压跌落和抬升程度两方面实现稳定故障期间换流母线的电压, 进而保证大规模新能源接入下的交直流混联系统安全稳定运行。

5 结论

本文针对混合级联型直流输电送端系统的暂态电压机理及抑制策略展开研究, 得出以下结论:

1) 故障后直流电流与直流电压变化不协调导致功率不平衡量快速变化, 是换流母线电压呈现“轻微跌落快速上升”的主导因素。

2) 混合级联型直流系统换流母线暂态低电压与暂态过电压的峰值相比 LCC-HVDC 大幅下降, 可在一定程度上降低新能源机组脱网风险。

3) 兼顾 MMC 及 LCC 的无功支撑与调节能力, 提出基于多换流器协同的暂态过电压抑制策略, 可进一步降低暂态过电压的峰值。

4) 本文研究从暂态电压机理及抑制策略的角度展开, 后续可进一步发挥混合级联型直流灵活可控的优势, 挖掘多类型换流器、储能及新能源机组协调控制的潜力, 提升弱送端系统暂态冲击的应对能力, 为高比例新能源安全稳定运行提供保证。

附录 A

由式(1)可得, 系统正常运行时, 整流侧交流与混合级联型整流器之间的无功关系可表示为

$$Q_{acr} + Q_{Cr} = Q_{dcr_LCC} + Q_{dcr_MMC} \quad (A1)$$

整流侧交流滤波器与无功补偿装置所提供的无功功率可表示为式(5)。

对式(5)进行整理可得

$$Q_{Cr} = Q_{CrN} U_{Lr,pu}^2 \quad (A2)$$

当逆变器发生换相失败故障时, 整流侧交直流系统间的无功平衡被打破, 馈入送端交流系统的无功不平衡量可表示为

$$\Delta Q_r = Q_{acrN} + Q_{Cr} - (Q_{dcr_LCC} + Q_{dcr_MMC}) \quad (A3)$$

将式(A2)代入式(A3)中, 可得馈入送端交流系统的无功不平衡量的表达式(式(6))。

送端换流母线暂态过电压标幺值为式(10)。将式(6)代入式(10)中, 可得

$$U_{Lr,pu} = \sqrt{\left(1 + \frac{Q_{acrN} + Q_{CrN} U_{Lr,pu}^2 - (Q_{dcr_LCC} + Q_{dcr_MMC})}{R_{SCR} P_{dcN}}\right)^2 + \left(\frac{\Delta P_r}{R_{SCR} P_{dcN}}\right)^2} \quad (A4)$$

整理式(A4)可得

$$U_{Lr,pu}^2 = \left(1 + \frac{Q_{acrN} + Q_{CrN} U_{Lr,pu}^2 - (Q_{dcr_LCC} + Q_{dcr_MMC})}{R_{SCR} P_{dcN}}\right)^2 + \left(\frac{\Delta P_r}{R_{SCR} P_{dcN}}\right)^2 \quad (A5)$$

忽略暂态过电压横分量的影响可得

$$U_{Lr,pu} = 1 + \frac{Q_{acrN} + Q_{CrN} U_{Lr,pu}^2 - (Q_{dcr_LCC} + Q_{dcr_MMC})}{R_{SCR} P_{dcN}} \quad (A6)$$

整理可得

$$Q_{dcr_LCC} = R_{SCR} P_{dcN} + Q_{acrN} + Q_{CrN} U_{Lr,pu}^2 - U_{Lr,pu} R_{SCR} P_{dcN} - Q_{dcr_MMC} \quad (A7)$$

为抑制换流母线暂态过电压, 不同母线电压等级对暂态过电压程度的要求不同, 因此, 令暂态过电压的上限为 $U_{Lr,t}$, 则整流器消耗的最小无功功率 Q_{dcr_LCCmin} 可表示为

$$Q_{dcr_LCCmin} = R_{SCR} P_{dcN} + Q_{acrN} + Q_{CrN} U_{Lr,t}^2 - U_{Lr,t} R_{SCR} P_{dcN} - Q_{dcr_MMC} \quad (A8)$$

则无功不平衡调节量可表示为

$$\Delta Q_{r,t} = Q_{dcr_LCCmin} - Q_{dcr_LCC} \quad (A9)$$

参考文献

- [1] 李海锋, 许灿雄, 梁远升, 等. 计及换流站控制响应的

- 多端混合直流线路后备保护设计[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(3): 155-163.
- LI Haifeng, XU Canxiong, LIANG Yuansheng, et al. Backup protection design for multi-terminal hybrid HVDC lines considering control response[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(3): 155-163.
- [2] 吴国旻, 戴汉扬, 宋新立, 等. 适用于复杂拓扑结构混合直流电网的实用机电暂态建模仿真方法[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(22): 170-180.
- WU Guoyang, DAI Hanyang, SONG Xinli, et al. A practical electromechanical transient simulation method for complicated topological hybrid HVDC grids[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(22): 170-180.
- [3] 高凯, 屈海涛, 任茂鑫, 等. 基于可控电压源的高压直流输电换相失败抑制技术[J]. 高压电器, 2023, 59(1): 49-57.
- GAO Kai, QU Haitao, REN Maoxin, et al. Commutation failure suppression technology for HVDC transmission based on controlled voltage source[J]. High Voltage Apparatus, 2023, 59(1): 49-57.
- [4] 牛宇昆, 文俊, 马立民, 等. 换相失败引起的送端电网暂态过电压抑制措施研究[J]. 智慧电力, 2021, 49(11): 59-65, 96.
- NIU Yukun, WEN Jun, MA Limin, et al. Transient overvoltage suppression measures for sending-end power grid caused by commutation failure[J]. Smart Power, 2021, 49(11): 59-65, 96.
- [5] 刘其辉, 董楚然, 吴勇, 等. 直流换相失败下双馈风电机组特性描述及暂态过电压抑制[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(8): 29-38.
- LIU Qihui, DONG Churan, WU Yong, et al. Characteristic description and transient overvoltage suppression of doubly-fed wind turbines with LCC-HVDC commutation failure[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(8): 29-38.
- [6] ZHOU Changping, WANG Zhen, JU Ping, et al. High-voltage ride through strategy for DFIG considering converter blocking of HVDC system[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2020, 8(3): 491-498.
- [7] LIANG Yingyu, REN Yi, YU Jinhua, et al. Current trajectory image-based protection algorithm for transmission lines connected to MMC-HVDC stations using CA-CNN[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2023, 8(1): 97-111.
- [8] 李峰, 张英敏, 刘天琪, 等. 混合级联型多落点直流输电系统交流系统故障协调控制策略[J]. 智慧电力, 2021, 49(7): 102-108.
- LI Feng, ZHANG Yingmin, LIU Tianqi, et al. Fault coordination control strategy of AC system in hybrid cascaded multi-terminal HVDC system[J]. Smart Power, 2021, 49(7): 102-108.
- [9] TONG Ying, LI Hao, ZHAO Chengyong, et al. Frequency control approach of sending-end power grid of hybrid cascaded HVDC system with active support of wind power[C] // 2022 IEEE 5th International Electrical and Energy Conference (CIEEC), May 27-29, 2022, Nanjing, China: 534-540.
- [10] 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.
- [11] 肖超, 韩伟, 李琼林, 等. 基于虚拟电阻的高压直流换相失败期间送端电网暂态过电压抑制方法[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(23): 122-129.
- XIAO Chao, HAN Wei, LI Qionglin, et al. A suppression method for overvoltage of a sending end grid caused by commutation failure based on virtual resistance[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(23): 122-129.
- [12] YIN Chunya, LI Fengting. Reactive power control strategy for inhibiting transient overvoltage caused by commutation failure[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(5): 4764-4777.
- [13] 孙家豪, 王笑雪, 李光辉, 等. 换相失败引起送端电网过电压的定量计算及影响因素[J]. 电力系统及其自动化学报, 2020, 32(12): 62-68.
- SUN Jiahao, WANG Xiaoxue, LI Guanghui, et al. Quantitative calculation and influencing factors of overvoltage of sending-side system caused by commutation failure[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2020, 32(12): 62-68.
- [14] 何国庆, 王伟胜, 刘纯, 等. 风电基地经特高压直流送出系统换相失败故障(一): 送端风电机组暂态无功电压建模[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(12): 4391-4405.
- HE Guoqing, WANG Weisheng, LIU Chun, et al. Commutation failure of UHVDC system for wind farm integration (part I): transient reactive power and voltage modeling of wind powers in sending terminal grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(12): 4391-4405.
- [15] YIN Chunya, LI Fengting. Analytical expression on transient overvoltage peak value of converter bus caused by DC faults[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(3): 2741-2744.
- [16] 郭春义, 赵成勇, 彭茂兰, 等. 一种具有直流故障穿越能力的混合直流输电系统[J]. 中国电机工程学报,

- 2015, 35(17): 4345-4352.
GUO Chunyi, ZHAO Chengyong, PENG Maolan, et al. A hybrid HVDC system with DC fault ride-through capability[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(17): 4345-4352.
- [17] 徐政, 王世佳, 李宁璨, 等. 适用于远距离大容量架空线路的LCC-MMC串联混合型直流输电系统[J]. 电网技术, 2016, 40(1): 55-63.
XU Zheng, WANG Shijia, LI Ningcan, et al. A LCC and MMC series hybrid HVDC topology suitable for bulk power overhead line transmission[J]. Power System Technology, 2016, 40(1): 55-63.
- [18] 徐政, 张哲任, 徐文哲. LCC-MMC串联混合型直流输电拓扑在大规模纯新能源发电基地送出中的应用研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2022, 43(3): 119-126.
XU Zheng, ZHANG Zheren, XU Wenzhe. Research on application of LCC-MMC series hybrid HVDC topology for large scale clean energy base integration[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2022, 43(3): 119-126.
- [19] 王诗超, 孙仕达, 郝为瀚, 等. 基于VSC与DRU的混合级联型海上风电直流外送系统控制与阻抗建模[J]. 电力建设, 2022, 43(4): 38-48.
WANG Shichao, SUN Shida, HAO Weihang, et al. Control and impedance modeling of offshore wind power hybrid cascaded DC transmission system based on of VSC and DRU[J]. Electric Power Construction, 2022, 43(4): 38-48.
- [20] 刘杉, 李修一. 面向高比例新能源外送的送端混合级联型特高压直流输电方案[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(增刊1): 108-120.
LIU Shan, LI Xiuyi. Scheme of sending end hybrid cascaded UHVDC for delivery of high-proportion renewable energy[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(S1): 108-120.
- [21] 王雅婷, 张一驰, 周勤勇, 等. 新一代大容量调相机在电网中的应用研究[J]. 电网技术, 2017, 41(1): 22-28.
WANG Yating, ZHANG Yichi, ZHOU Qinyong, et al. Study on application of new generation large capacity synchronous condenser in power grid[J]. Power System Technology, 2017, 41(1): 22-28.
- [22] 刘博, 郭春义, 赵成勇. 直流斩波器对抑制换相失败引发的弱送端电网暂态过电压的研究[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3578-3586.
LIU Bo, GUO Chunyi, ZHAO Chengyong. Research on DC chopper in suppressing transient overvoltage of weak sending terminal caused by commutation failure[J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3578-3586.
- [23] 朱丽萍, 刘文颖, 邵冲, 等. 基于调相机与SVC协调的抑制高压直流送端风机脱网的控制策略[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(6): 107-115.
ZHU Liping, LIU Wenyong, SHAO Chong, et al. Control strategy of suppressing wind turbine tripping based on coordination between synchronous condenser and SVC in sending-end network of HVDC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(6): 107-115.
- [24] WANG Tong, PEI Lin, WANG Jiaming, et al. Overvoltage suppression under commutation failure based on improved voltage-dependent current order limiter control strategy[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2022, 58(4): 4914-4922.
- [25] 李光辉, 王伟胜, 何国庆, 等. 风电基地经特高压直流送出系统换相失败故障(三): 送端风电机组暂态过电压抑制措施[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(14): 5079-5089.
LI Guanghui, WANG Weisheng, HE Guoqing, et al. Commutation failure of UHVDC system for wind farm integration(Part III): transient overvoltage suppression measures of wind powers in sending terminal grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(14): 5079-5089.
- [26] LI Hao, TONG Yi, ZHAO Chengyong, et al. Reactive power coordinated control strategy for hybrid cascaded systems with large-scale renewable power hierarchical access[C] // 2021 6th International Conference on Power and Renewable Energy (ICPRE), September 17-20, 2021, Shanghai, China: 33-40.

收稿日期: 2023-02-28; 修回日期: 2023-07-24

作者简介:

刘江山(1997—), 男, 博士研究生, 主要研究方向为混合直流系统稳定与控制; E-mail: xjdxljs@stu.xju.edu.cn

李凤婷(1965—), 女, 博士, 教授, 博士生导师, 主要研究方向为交直流混联系统稳定与控制; E-mail: xjlft2009@sina.com

尹纯亚(1994—), 男, 博士, 副教授, 主要研究方向为交直流系统稳定与控制。E-mail: 1399132297@qq.com

(编辑 周金梅)