

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.240226

考虑多馈入系统无功电压特性的同时换相失败评估方法

张雨乐, 尹纯亚, 李凤婷, 韩璐, 刘江山, 史映萍

(新疆大学电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830017)

摘要: 针对目前基于多馈入相互作用因子(multi-infeed interaction factor, MIIF)同时换相失败评估准确度不足的问题, 首先阐明了多馈入高压直流系统中交流系统故障后暂态无功功率的作用机理, 揭示了无功功率和电压之间复杂的相互作用对 MIIF 的显著影响。其次, 提出了一种考虑到无功功率和电压相互作用的改进 MIIF 因子, 用于衡量多馈入直流系统之间的相互作用, 分别计算了交直流系统间无功功率不平衡引起的电压降和直流换流站间无功功率传输引起的电压变化。然后, 基于最小关断角定理, 综合考虑了暂态无功功率和电压特性的影响, 提出了临界同时换相失败因子(critical simultaneous commutation failure factor, CSCFF)及其计算表达式。通过比较 MIIF 和 CSCFF, 提出了一种同时换相失败评估方法, 在评估同时换相失败时具有更高的准确性。最后, 利用 PSCAD/EMTDC 平台构建了双馈入和三馈入高压直流仿真模型, 验证了所提方法在不同故障类型、耦合阻抗和故障严重程度下的有效性和适用性。

关键词: 多馈入直流系统; 无功功率; 多馈入交互作用因子; 换相失败评估方法

A simultaneous commutation failure assessment method considering reactive power and voltage characteristics in multi-infeed HVDC systems

ZHANG Yule, YIN Chunya, LI Fengting, HAN Lu, LIU Jiangshan, SHI Yingping

(College of Electrical Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830017, China)

Abstract: There is an existing problem in that assessment of simultaneous commutation failure (CF) risk is of inadequate accuracy based on the multi-infeed interaction factor (MIIF). Thus, first, the propagation mechanism of transient reactive power after an AC system fault in a multi-infeed HVDC (MIDC) system is clarified, and the complex interactions between reactive power and voltage that have a noticeable effect on MIIF are revealed. Secondly, an improved MIIF factor considering reactive power and voltage interactions is proposed to measure the interaction between MIDC systems. The voltage drops due to reactive power imbalance between AC and DC systems and the voltage variation due to reactive power transfer between DC converter stations are calculated. Then, based on the minimum extinction angle theorem and comprehensively considering the influence of transient reactive power and voltage characteristics, a critical simultaneous commutation failure factor (CSCFF) and its calculation expression are proposed. By comparing MIIF with CSCFF, a simultaneous commutation failure assessment method is proposed, which has higher accuracy in assessing the simultaneous commutation failure. Finally, double-infeed and three-infeed HVDC simulation models are constructed using the PSCAD/EMTDC platform. These verify the validity and applicability of the proposed method with different fault types, coupling impedances and fault severities.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 5236070148).

Key words: multi-infeed direct current system; reactive power; multi-infeed interaction factor; commutation failure assessment method

0 引言

基于电网换相换流器的高压直流输电(line

commutated converter-based high voltage direct current, LCC-HVDC)由于在远距离、大容量输电方面有显著优势, 在中国已得到广泛应用^[1]。在中国已有超过 35 个高压直流输电项目得到广泛应用。多个 LCC-HVDC 系统密集接入同一受端电网, 形成了多馈入高压直流输电系统^[2], 截至 2021 年底,

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(5236070148); 新疆维吾尔自治区青年科学基金项目资助(2022D01C85)

已有 7 个超高压直流工程接入华东电网, 包括 1 个 ± 1100 kV 换流站和 6 个 ± 800 kV 换流站, 总输电容量达 57 600 MW。

然而, 交流系统短路故障作为最常见的故障, 可同时引起多条换流母线电压下降, 容易导致多个 LCC-HVDC 系统同时发生换相失败^[3-4], 大量有功功率和无功功率将冲击受端交流系统, 严重威胁电网的安全稳定运行^[5]。据统计, 2011 年至 2018 年, 华东电网有 4、3 和 2 个高压直流系统发生同时换相失败次数分别为 9、9 和 48^[6]。

为解决这一问题, 许多学者开展了大量研究, 对换流站之间的电压相互作用进行了定量评估。CIGRE B4.41 工作组提出了多馈入相互作用系数(multi-infeed interaction factor, MIIF), 用于评估逆变器交流母线之间的电压相互作用^[7-8]。在此基础上, 许多专家学者提出了多种 MIIF 计算方法来定量评估换流站之间的相互作用关系, 这些方法可分为三类: (1) 基于仿真的方法; (2) 节点阻抗法; (3) 潮流雅可比矩阵法。

对于基于仿真的方法, 文献[9]研究了 MIIF 对多馈入系统中同时换相失败和本地换相失败的影响, 并提供了适当的 MIIF 参考值以降低换相失败发生概率。然而, 基于仿真的方法需要对不同系统进行精确建模, 计算量大且耗时长, 并缺乏明确的物理意义。

对于潮流雅可比矩阵法, 文献[10]基于混合多馈入系统模型提出了多馈入电压相互作用因子 MIIF 的计算方法, 可有效评估 LCC-HVDC 和柔性直流输电(voltage source converter-high voltage direct current, VSC-HVDC)之间的电压相互作用。此外, 文献[11]还利用获得的 MIIF 将多馈入系统等同于虚拟单馈入系统。文献[12]基于简化的潮流雅可比矩阵推导出了 MIIF, 用于电压相互作用的综合分析。文献[13]根据雅可比矩阵得到无功电压灵敏度确定预防换相失败增益系数。文献[14-15]研究了 MIIF 的影响因素和静态电压稳定性。潮流雅可比矩阵的方法可评估系统的静态电压稳定性, 对于交流系统故障场景, 其应用受到限制。

对于节点阻抗法, 文献[16-17]根据节点阻抗矩阵推导出了 MIIF, 它可以评估逆变器交流母线和受端交流母线之间的电压相互作用。基于节点阻抗法: 文献[18]通过调节关键线路阻抗抑制多馈入系统发生换相失败; 文献[19]基于直流附加等值运行导纳矩阵修正节点阻抗矩阵, 计算混合多馈入的 MIIF; 文献[20-21]将交流母线和线路故障点视为广义节点, 提出适用于交流不同故障位置的电压交互影响因子判别换相失败, 能对风险区域进行快速识别;

文献[22]用节点阻抗法评估了考虑谐波阻抗的直流线路, 从而评估柔性直流系统的高频风险; 文献[23]用交直流系统的电压耦合因子对多馈入系统进行耦合评估, 在线预警换相失败。基于节点阻抗矩阵的 MIIF 计算方法能在一定程度上反映换流母线之间的相互作用关系, 但以上文献没有考虑交直流系统之间的无功电压影响, 结果相对保守。

然而, 交流系统发生故障后, 换流母线上的瞬态电压跌落会导致逆变器消耗的无功功率发生变化^[24], 一方面无功功率不平衡会进一步影响瞬态电压, 另一方面逆变站间存在无功功率传输, 以上因素都会对 MIIF 产生影响。在同时换相失败评估方面, 现有文献仅限于考虑交流系统节点之间的影响, 并未充分考虑无功功率和电压动态特性的影响, 这将导致对同时换相失败结果的评估不准确。

针对上述问题, 本文提出了一种考虑无功功率和电压特性的 MIIF 离线计算方法, 评估多馈入系统是否发生同时换相失败。首先, 分析交流系统故障后多馈入系统暂态无功传播机理, 得出多馈入系统无功电压相互作用机理; 其次, 考虑直流控制、直流功率和交流系统强度的影响, 计算交直流系统间无功功率不平衡引起的电压降和直流换流站间无功功率传输引起的电压变化, 提出改进 MIIF 表达式; 然后, 通过比较 MIIF 与临界同时换相失败因子(critical simultaneous commutation failure factor, CSCFF), 提出一种考虑暂态无功功率和电压特性的同时换相失败评估方法; 最后基于 PSCAD/EMTDC 仿真验证了评估方法的有效性。

1 多馈入高压直流系统故障期间的暂态无功功率-电压特性

典型单馈入高压直流系统结构如图 1 所示。

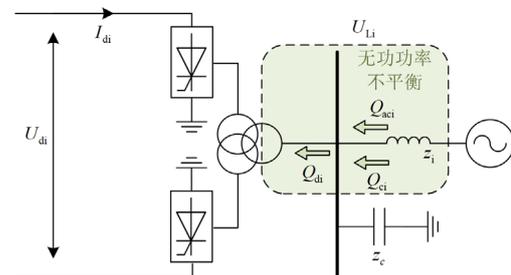


图 1 单馈入高压直流系统示意图

Fig. 1 Schematic diagram of single-infeed HVDC system

图 1 中: Q_{di} 为逆变侧换流站消耗的无功功率; Q_{aci} 为逆变侧交直流间的无功交互量; Q_{ci} 为各无功补偿设备为逆变侧系统供应的无功补偿量; z_i 为逆

变侧交流系统的等值阻抗； U_{Li} 为逆变侧交流系统的换流母线电压； U_{di} 与 I_{di} 分别为逆变侧直流系统的直流电压与直流电流； z_c 为无功设备等效阻抗。

对于单馈入 LCC-HVDC 系统，当受端交流系统发生故障时，会导致 U_{Li} 下降，并导致 Q_{ci} 不足。同时， Q_{di} 也会随着 I_{di} 和 U_{Li} 的变化而变化，从而导致受端交流系统出现较大的无功功率不平衡 ΔQ_i ， ΔQ_i 可表示^[25]为

$$\Delta Q_i = Q_{di} - Q_{aci} - Q_{ci} \quad (1)$$

其中

$$Q_{ci} = Q_{cN} U_{Li,p.u.}^2 \quad (2)$$

式中： Q_{cN} 为逆变站无功补偿装置额定无功功率； $U_{Li,p.u.}$ 为换流母线电压标幺值，文中所有 p.u. 下标均表示标幺值。

ΔQ_i 和电压变化量 $\Delta U_{iQ,p.u.}$ 正相关，可表示^[26]为

$$\Delta U_{iQ,p.u.} = \frac{\Delta Q_i}{S_{ci}} \quad (3)$$

式中， S_{ci} 为逆变侧交流系统短路容量。

多馈入 LCC-HVDC 系统示意图如图 2 所示，图中：下标 1、 p 、 q 表示第 1、 p 、 q 回直流以及该直流所连交流系统所对应的参数； Q_{di1} 、 Q_{dip} 、 Q_{diq} 为逆变侧换流站消耗的无功功率； Q_{aci1} 、 Q_{acip} 、 Q_{aciq} 为逆变侧交直流之间的无功交互量； Q_{ci1} 、 Q_{cip} 、 Q_{ciq} 为各无功设备向逆变侧系统供应的无功补偿量； Q_{1p} 、 Q_{qp} 、 Q_{1q} 为逆变侧耦合阻抗上传输的无功功率； z_{1p} 、 z_{1q} 、 z_{qp} 为耦合阻抗； z_1 、 z_p 、 z_q 为逆变侧交流系统的等值阻抗； z_{c1} 、 z_{cp} 、 z_{cq} 为无功补偿装置的等值阻抗； U_{aci1} 、 U_{acip} 、 U_{aciq} 为逆变侧交流线路的系统电压； U_{L11} 、 U_{L1p} 、 U_{L1q} 为逆变侧换流母线电压； U_{di1} 、 U_{dip} 、 U_{diq} 与 I_{di1} 、 I_{dip} 、 I_{diq} 分别为逆变侧直流系统的直流电压与直流电流。

对于多馈入 LCC-HVDC 系统，除了三相接地故障引起的电压降 ΔU_{if} 和交直流系统间无功功率波动引起的电压变化 ΔU_{iQ} 外，还包括在 z_{qp} 上传输无功功率 Q_{pq} 引起的电压变化 ΔU_{1p} 。当交流系统 1 发生故障导致 U_{L11} 下降时，由于换流母线 1 和换流母线 p 之间存在 z_{1p} ， $U_{L1p} > U_{L11}$ ，因此无功功率将从 U_{L1p} 传输到 U_{L11} ，这对 U_{L11} 和 U_{L1p} 产生很大影响。这一现象导致逆变器换流母线 p 上的电压降变大，并为逆变器换流母线 1 提供电压支持，使其电压降变小。

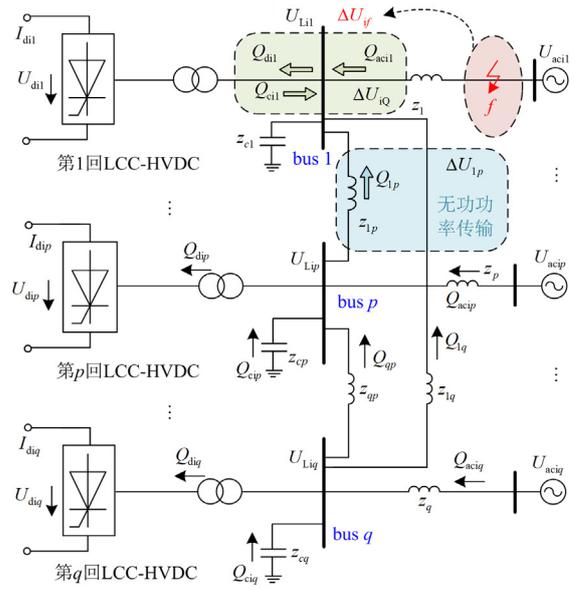


图 2 多馈入高压直流系统示意图

Fig. 2 Schematic diagram of multi-infeed HVDC system

综上所述，多馈入中的无功电压特性指的是交流系统发生故障后，换流母线 1 上的暂态电压跌落会导致逆变器消耗的无功功率发生变化，结合图 2 可以看出，一方面交直流间的无功功率不平衡会进一步影响暂态电压产生 ΔU_{iQ} ，另一方面电压波动导致逆变站间存在无功功率传输 Q_{1p} ，以上因素都会对 MIIF 产生影响。

2 MIIF 的解析计算

MIIF 的定义：当换流母线 p 的交流母线上连接了一个三相电抗器，导致母线 p 发生 1% 的电压降时，换流母线 q 上的电压降表示为 ΔU_{Liq} ，则 MIIF 可表示^[8]为

$$M_{\text{IIF}qp} = \frac{\Delta U_{Liq}}{1\%U_{L1pN}} \quad (4)$$

然而，MIIF 需要大量仿真，无法反映多馈入交流系统结构变化的影响，也不考虑交流故障后暂态无功电压特性。因此，改进 MIIF 计算方法对于提高预先评估发生同时换相失败准确度有着重要意义。

对于多馈入直流系统，假设交流故障导致逆变器 p 换相失败，并在逆变器母线 p 上造成电压降为 ΔU_{L1p} ，逆变器母线 q 上的电压降为 ΔU_{L1q} 。那么，母线 q 、 p 上的电压变化由 3 部分组成：(1) 不计及无功功率影响下故障阻抗导致的电压跌落 ΔU_{gf} 、 ΔU_{pf} ；(2) 交直流间的无功功率不平衡量导致的电压变化量 ΔU_{qiQ} 、 ΔU_{piQ} ；(3) 两条换流母线间的无

功率不平衡引起的电压变化量 ΔU_{qp} 。因此, 改进的 MIIF 可表示为

$$M_{\text{MIIF}} = \frac{\Delta U_{\text{Li}q}}{\Delta U_{\text{Lip}}} = \frac{\Delta U_{qf} + \Delta U_{qiQ} + \Delta U_{qp}}{\Delta U_{pf} + \Delta U_{piQ} - \Delta U_{qp}} \quad (5)$$

2.1 由交流系统故障引起的电压跌落 ΔU_{qf} 、 ΔU_{pf}

根据式(4), 换流母线 p 的压降可等同于在换流母线 p 处投入三相对称电抗器 Z_f , 相当于在原有电力网络 Z 中增加一个新节点 f , Z_f 为新增的支路阻抗, 流入 f 节点的电流变为 i_f , 如图 3 所示。把母线看作一个节点, 此时节点电压也表示母线电压。

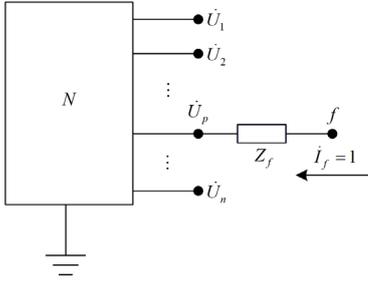


图 3 新增故障节点 f 的电力网络

Fig. 3 Addition of a fault node f in the power network

如图 3 所示, 节点电压矩阵 U 可表示为

$$U = ZI \quad (6)$$

式中, Z 、 I 分别为节点阻抗矩阵和节点注入电流矩阵, 如式(7)所示。

$$Z = \begin{bmatrix} Z_{11} & \cdots & Z_{1q} & \cdots & Z_{1p} & \cdots & Z_{1n} \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ Z_{q1} & \cdots & Z_{qq} & \cdots & Z_{qp} & \cdots & Z_{qn} \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ Z_{p1} & \cdots & Z_{pq} & \cdots & Z_{pp} & \cdots & Z_{pn} \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ Z_{n1} & \cdots & Z_{nq} & \cdots & Z_{np} & \cdots & Z_{nn} \end{bmatrix}, I = \begin{bmatrix} i_1 \\ \vdots \\ i_q \\ \vdots \\ i_p \\ \vdots \\ i_n \end{bmatrix} \quad (7)$$

式中: 非对角线元素 Z_{qp} 为节点 q 与节点 p 间的互阻抗; 对角线元素 Z_{qq} 、 Z_{pp} 为节点 q 、 p 的自阻抗; i_q 、 i_p 为节点 q 、 p 的注入电流。根据式(6)与式(7)可得原电力网络中节点 p 与节点 q 的电压为

$$\begin{cases} \dot{U}_p = Z_{p1}i_1 + \cdots + Z_{pp}i_p + \cdots + Z_{pn}i_n \\ \dot{U}_q = Z_{q1}i_1 + \cdots + Z_{qq}i_q + \cdots + Z_{qn}i_n \end{cases} \quad (8)$$

原有的电力网络有 n 个节点, 形成了 n 阶阻抗矩阵, 当在该网络节点 q 追加树枝 Z_f 以后, 网络中

出现了一个新节点 f , 相应阻抗矩阵的阶数应该变成 $n+1$, 根据阻抗矩阵的物理意义, 可以在节点 1 注入单位电流, 而让其余节点开路, 在这种情况下, 可以明显看出节点 1、2、 \cdots 、 n 与存在支路 Z_f 无关, 接入节点 f 后阻抗矩阵中的元素可表示为

$$Z'_{11} = Z_{11}, Z'_{21} = Z_{21}, Z'_{31} = Z_{31}, \cdots, Z'_{n1} = Z_{n1} \quad (9)$$

在节点 f 注入单位电流, 而让其余节点开路。在这种情况下, 其他节点的电压和在节点 p 注入单位电流而让其他节点开路时的情况完全一样, 因此, 有

$$Z'_{1f} = Z_{1p}, Z'_{2f} = Z_{2p}, Z'_{3f} = Z_{3p}, \cdots, Z'_{nf} = Z_{np} \quad (10)$$

节点 f 上的电压 \dot{U}_f 可推导为

$$\dot{U}_f = \dot{U}_p + Z_f \times 1 \quad (11)$$

根据阻抗矩阵的物理意义, 节点 f 的自阻抗为

$$Z'_{ff} = Z_{pp} + Z_f \quad (12)$$

新的阻抗矩阵 Z' 和电流矩阵 I' 可以分别表示为

$$Z' = \begin{bmatrix} Z_{11} & \cdots & Z_{1q} & \cdots & Z_{1p} & \cdots & Z_{1p} \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ Z_{q1} & \cdots & Z_{qq} & \cdots & Z_{qp} & \cdots & Z_{qp} \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ Z_{p1} & \cdots & Z_{pq} & \cdots & Z_{pp} & \cdots & Z_{pp} \\ \vdots & & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ Z_{n1} & \cdots & Z_{nq} & \cdots & Z_{np} & \cdots & Z_{np} \\ Z_{p1} & \cdots & Z_{pq} & \cdots & Z_{pp} & \cdots & Z_{pp} + Z_f \end{bmatrix}, I' = \begin{bmatrix} i_1 \\ \vdots \\ i_q \\ \vdots \\ i_p \\ \vdots \\ i_n \\ i_f \end{bmatrix} \quad (13)$$

式中, i_f 、 i_q 分别为节点 f 、 q 的注入电流。

根据式(6)和式(13), 节点 q 与节点 p 的电压为

$$\begin{cases} \dot{U}'_q = Z_{q1}i_1 + \cdots + Z_{qq}i_q + \cdots + Z_{qn}i_n + Z_{qp}i_f \\ \dot{U}'_p = Z_{p1}i_1 + \cdots + Z_{pp}i_p + \cdots + Z_{pn}i_n + Z_{pp}i_f \end{cases} \quad (14)$$

因此, 根据式(8)和式(14)可得由故障阻抗 Z_f 引起的 U_p 和 U_q 变化之比, 可以表示为

$$\frac{\Delta \dot{U}'_{qf}}{\Delta \dot{U}'_{pf}} = \frac{Z_{qp}i_f}{Z_{pp}i_f} = \left| \frac{Z_{qp}}{Z_{pp}} \right| \quad (15)$$

从式(15)可以看出, $\Delta \dot{U}'_{qf}$ 、 $\Delta \dot{U}'_{pf}$ 只与自阻抗 Z_{pp} 以及互阻抗 Z_{qp} 有关。 $\Delta \dot{U}'_{qf}$ 和 $\Delta \dot{U}'_{pf}$ 是由故障阻抗 Z_f 引起的变化。为便于分析, 本文以双馈入高压直流系统为例, 分析交流系统故障后两换流母线上的电压降, 如图 4 所示。三馈入系统的模型示意图见附录 A 图 A1, 阻抗矩阵推导见附录 A 式(A1)一式(A4)。

根据图 4, 可求得节点导纳矩阵 Y 为

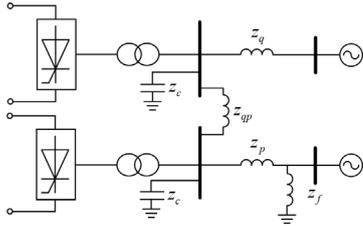


图 4 双馈入高压直流等效模型示意图
Fig. 4 Schematic diagram of the dual-infeed HVDC equivalent model

$$Y = \begin{bmatrix} \frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} & -\frac{1}{z_{qp}} & 0 \\ -\frac{1}{z_{qp}} & \frac{1}{z_p} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} & -\frac{1}{z_p} \\ 0 & -\frac{1}{z_p} & \frac{1}{z_f} + \frac{1}{z_p} \end{bmatrix} \quad (16)$$

节点阻抗矩阵可以写为

$$Z = Y^{-1} = \frac{\text{adj}(Y)}{|Y|} \quad (17)$$

式中, $\text{adj}(Y)$ 是导纳矩阵 Y 的邻接矩阵。导纳矩阵的逆矩阵 Y^{-1} 如附录A式(A5)所示。

根据阻抗矩阵 Z , 式(15)可写为

$$\frac{\Delta \dot{U}_{qf}}{\Delta \dot{U}_{pf}} = \frac{|Z_{qp}|}{|Z_{pp}|} = \frac{z_q z_c}{z_{qp} z_c + z_q z_c + z_q z_{qp}} \quad (18)$$

式(18)中的 ΔU_{qf} 、 ΔU_{pf} 是由故障阻抗 Z_f 引起的变化, 可以看出 ΔU_{pf} 和故障的严重程度有关, 并且在一定程度上可以体现出 LCC-HVDC 间的耦合程度, 不计及交直流间、换流站间无功电压的影响, 仅由阻抗矩阵得出此结果。

2.2 交直流间的无功功率不平衡量导致的电压变化量 ΔU_{qiQ} 、 ΔU_{piQ}

当交流系统发生故障时, 根据式(1), ΔQ_p 和 ΔQ_q 可表示为

$$\begin{cases} \Delta Q_p = Q_{dip} - Q_{acip} - Q_{cip} \\ \Delta Q_q = Q_{diq} - Q_{aciq} - Q_{ciq} \end{cases} \quad (19)$$

U_{di} 可以表示为

$$U_{di} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} m T_i U_{Li} \cos \beta_1 + \frac{3}{\pi} m X_{ci} I_{di} \quad (20)$$

式中: m 为逆变器 6 脉动换流器个数; T_i 为换流变换比; X_{ci} 为换相电抗; β_1 为超前触发角。

逆变侧直流空载电压 U_{di0} 可以表示为

$$U_{di0} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} m T_i U_{Li} \quad (21)$$

Q_{diq} 和 Q_{dip} 如式(22)所示。

$$\begin{cases} Q_{dip} = I_{dip} \sqrt{U_{dip0}^2 - U_{dip}^2} \\ Q_{diq} = I_{diq} \sqrt{U_{diq0}^2 - U_{diq}^2} \end{cases} \quad (22)$$

当发生故障时, U_{Li} 和 U_{di} 下降, I_{di} 上升, 根据式(22), 直流系统从受端交流系统吸收大量 Q_{di} 。

受端交流电网发生故障以后, I_{di} 突增和 U_{Li} 下降都会导致关断角 γ 的跌落, 导致逆变器 p 发生换相失败。VDCOL 控制策略的运行特性如图 5 所示。根据图 5, 直流电流指令值 I_{dref} 可以表示为

$$I_{dref} = \begin{cases} I_{max} & U_{di} > U_{max} \\ kU_{di} + b & U_{min} \leq U_{di} \leq U_{max} \\ I_{min} & U_{di} < U_{min} \end{cases} \quad (23)$$

式中: I_{max} 与 I_{min} 分别为 I_{dref} 的上下限; U_{max} 与 U_{min} 分别为 U_{di} 的上下限; k 和 b 为系数。

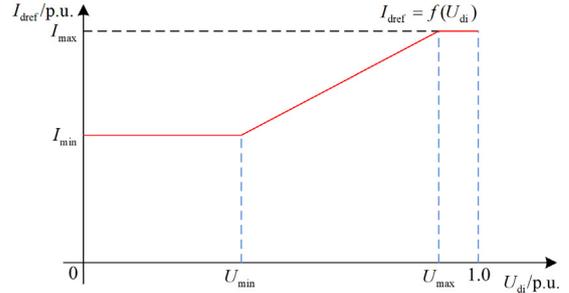


图 5 低压限流控制曲线

Fig. 5 Low-voltage current-limit control curve

交流故障发生后, VDCOL 检测到 U_{dip} 下降并启动 VDCOL 控制, 通常在 10 ms 内完成。这种快速反应使得 I_{dip} 的变化紧随 I_{dref} 的变化, 因此在计算 Q_{dip} 时, 假定 I_{dip} 等于 VDCOL 的 I_{dref} 。将式(20)代入式(23), 可得 I_{di} 为

$$I_{di} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} m T_i k I_{diN} \cos \beta_1 U_{Li} + \frac{b U_{diN} I_{diN}}{U_{diN} - \frac{3}{\pi} m X_{ci} k I_{diN}} \quad (24)$$

式中: I_{diN} 为额定直流电流; U_{diN} 为逆变器侧额定直流电压。

将式(20)、式(21)、式(24)代入式(22), 可得 Q_{dip} 为

$$Q_{dip} = I_{dip} \sqrt{U_{dip0}^2 - U_{dip}^2} = \left| A U_{Lip,p.u.} + B \right| \sqrt{C U_{Lip,p.u.}^2 + D U_{Lip,p.u.} + E} \quad (25)$$

式(25)中的 A 、 B 、 C 、 D 、 E 的具体表达式见附录 A 式(A6), 将 Q_{dip} 和 I_{dip} 、 U_{dip} 解耦, 将 I_{dip} 、 U_{dip} 对 Q_{dip} 的影响归算到 U_{Lip} 上, 除了直流系统的额定参数, Q_{dip} 只与 U_{Lip} 有关。

发生故障后, LCC-HVDC 系统 q 的 I_{diq} 增加并不明显, 由于 PI 控制器, I_{diq} 的变化有一定的滞后。第 p 回 LCC-HVDC 与第 q 回 LCC-HVDC 之间有一定的距离, 耦合阻抗阻碍了电流的变化, 因此可以认为 I_{diq} 在故障后短时间内为额定值。将式(20)、式(21)代入式(22), 可以得到 Q_{diq} 为

$$Q_{diq} = I_{diq} \sqrt{U_{diq0}^2 - U_{diq}^2} = FI_{diq} \sqrt{U_{Liq}^2 - GU_{Liq} - H} \quad (26)$$

式(26)中的 F 、 G 、 H 的具体表达式见附录 A 式(A6), 由于定关断角控制输入值选取的是上一周期中逆变站阀组的最小关断角, γ 离散更新并且与参考值比较后经过 PI 环节, 定关断角输出的 β 在短时间内不会发生大的变化, 可认为故障后的短时间内 β 不变。

此时母线电压 $U_{Li(1),p.u.}$ 可表示为

$$U_{Li(1),p.u.} = 1 - \Delta U_{Li(1),p.u.} = 1 - \Delta U_{if,p.u.} - \Delta U_{iQ,p.u.} \quad (27)$$

式中: $\Delta U_{if,p.u.}$ 是故障阻抗引起的电压变化标么值(不受无功功率影响); $\Delta U_{iQ,p.u.}$ 是交直流间无功功率不平衡引起的电压变化标么值。

将式(2)、式(19)、式(25)和式(26)代入式(3), 可得 U_{Lip} 和 U_{Liq} 为

$$\begin{cases} U_{Lip(1),p.u.}^4 (a1) + U_{Lip(1),p.u.}^3 (a2) + U_{Lip(1),p.u.}^2 (a3) + \\ U_{Lip(1),p.u.} (a4) + a5 = 0 \\ U_{Liq(1),p.u.}^4 (b1) + U_{Liq(1),p.u.}^3 (b2) + U_{Liq(1),p.u.}^2 (b3) + \\ U_{Liq(1),p.u.} (b4) + b5 = 0 \end{cases} \quad (28)$$

式(28)中的 $a1 - a5$ 、 $b1 - b5$ 的具体表达式见附录 A 式(A7)。式中, $U_{Lip(1),p.u.}$ 和 $U_{Liq(1),p.u.}$ 考虑了接入故障阻抗和交直流系统间无功功率作用的影响, 是一个计算过程量, $\Delta U_{piQ,p.u.}$ 和 $\Delta U_{qiQ,p.u.}$ 可表示为

$$\begin{cases} \Delta U_{piQ,p.u.} = 1 - \Delta U_{pf,p.u.} - U_{Lip(1),p.u.} \\ \Delta U_{qiQ,p.u.} = 1 - \Delta U_{gf,p.u.} - U_{Liq(1),p.u.} \end{cases} \quad (29)$$

基于 CIGRE 高压直流基准模型参数, 根据式(29), 不同 $\Delta U_{gf,p.u.}$ 和 S_{ciq} 时的 $\Delta U_{qiQ,p.u.}$ 如图 6 所示。

根据图 6 可以看出, 无功不平衡量造成的 $\Delta U_{qiQ,p.u.}$ 与 S_{ciq} 呈负相关, 当 S_{ciq} 较大时, 即受端交流系统较强时, $\Delta U_{qiQ,p.u.}$ 较小, 当短路容量 S_{ciq} 较小即受端交流系统强度较弱时, $\Delta U_{qiQ,p.u.}$ 较大, 换相

失败风险程度越高, 且受端交流系统越强, U_{Liq} 对 S_{ciq} 的灵敏度越小; 故障越严重, 无功不平衡量造成的 $\Delta U_{qiQ,p.u.}$ 越大。

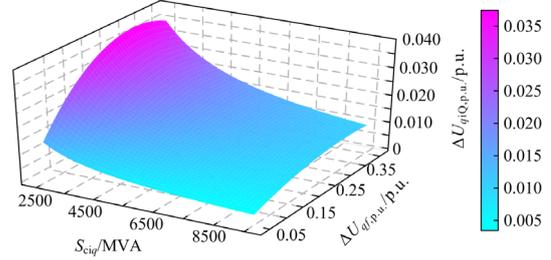


图 6 $\Delta U_{qiQ,p.u.}$ 和 S_{ciq} 、 $\Delta U_{gf,p.u.}$ 的关系

Fig. 6 Relationship between $\Delta U_{qiQ,p.u.}$ and S_{ciq} and $\Delta U_{gf,p.u.}$.

2.3 两换流母线间的无功传输导致的电压变化量 ΔU_{qp}

由式(29)可以得到两换流母线间的电压不平衡量 $U_{Liq(1)} - U_{Lip(1)}$ 为

$$\begin{aligned} U_{Liq(1)} - U_{Lip(1)} &= U_{Liq(1),p.u.} U_{LiqN} - U_{Lip(1),p.u.} U_{LipN} = \\ & (1 - \Delta U_{gf,p.u.} - \Delta U_{qiQ,p.u.}) U_{LiqN} - \\ & (1 - \Delta U_{pf,p.u.} - \Delta U_{piQ,p.u.}) U_{LipN} \end{aligned} \quad (30)$$

式中, U_{LipN} 和 U_{LiqN} 分别为逆变侧换流母线 p 、 q 的额定电压。

耦合阻抗上传输的无功 ΔQ_{qp} 可以表示为

$$\Delta Q_{qp} = \frac{(U_{Liq(1)} - U_{Lip(1)}) U_{Lip(1)}}{z_{qp}} \quad (31)$$

ΔU_{qp} 可以表示为

$$\Delta U_{qp} = \frac{\Delta Q_{qp}}{S_{ci}} U_{LiN} \quad (32)$$

从式(31)和式(32)可以看出, 电压差 $U_{Liq(1)} - U_{Lip(1)}$ 越大, z_{qp} 越小, ΔQ_{qp} 就越大, S_{ciq} 越小, ΔU_{qp} 就越大。

将式(18)、式(29)和式(32)中的计算结果(ΔU_{gf} 、 ΔU_{pf} 、 ΔU_{piQ} 、 ΔU_{qiQ} 和 ΔU_{qp})代入式(5), 即可得到改进的 MIF 表达式。式(5)不仅考虑了故障电感本身引发的电压跌落量、还考虑了交直流系统之间的无功功率不平衡以及直流系统之间的无功功率传输, 更加准确地量化了逆变侧母线间的电压交互影响, 且物理意义更加清晰明确。

3 多馈入直流系统同时换相失败评估方法

当逆变器的关断角小于其最小关断角 γ_{min} 时, 则可视换相失败。本文认为 γ_{min} 为 7.2° 。

γ 可以表示^[26]为

$$\gamma = \arccos \left[\frac{\sqrt{2}I_{di} X_{ci}}{T_i U_{Li}} + \cos(\beta_i - \theta) \right] \quad (33)$$

式中, θ 是不对称故障导致的偏移角。当 A 相发生故障时, θ 可以表示为

$$\theta = \arctan \left(\frac{\Delta U_A^*}{2\sqrt{3} - \sqrt{3}\Delta U_A^*} \right) \quad (34)$$

式中, ΔU_A^* 为 A 相电压变化率。

当受端交流系统发生故障时, 故障直流电流 I'_{di} 可表示为

$$I'_{di} = (T_i U_{Li} / \sqrt{2} X_{ci}) [\cos \gamma' - \cos(\beta_i - \theta)] \quad (35)$$

式中, γ' 为故障后逆变侧换流器的关断角。

假设受端交流系统 q 在故障发生前处于额定状态, 则由于 PI 控制器的作用, 定关断角控制提供的 β 不会立即发生变化。因此, 故障前后 U_{Liq} 的变化可表示为

$$\frac{U_{Liq}}{U_{LiqN}} = \frac{I'_{diq}}{I_{diqN}} \frac{(\cos \gamma - \cos \beta_i)}{[\cos \gamma' - \cos(\beta_i - \theta)]} \quad (36)$$

由于故障发生受端交流系统, 故障瞬间到换相失败前这段时间内, 整流侧传输到逆变侧的直流功率短时间不会变化, 由此可得

$$U_{diq} I'_{diq} = U_{diqN} I_{diqN} \quad (37)$$

则故障后 U_{diq} 可表示为

$$U_{diq} = \frac{3\sqrt{2}mT_i U_{Liq}}{\pi} [\cos(\beta_i - \theta) + \cos \gamma'] \quad (38)$$

结合式(36)一式(38)可得故障后 U_{Liq} 为

$$U_{Liq} = U_{LiqN} \sqrt{\frac{(\cos^2 \gamma - \cos^2 \beta_i)}{[\cos^2 \gamma' - \cos^2(\beta_i - \theta)]}} \quad (39)$$

发生故障后, 第 p 回直流的电压跌落为 ΔU_{Lip} 时, 第 q 回直流的 U_{Liq} 可表示为

$$U_{Liq} = U_{LiqN} - \Delta U_{Liq} = U_{LiqN} - M_{IFqp} \Delta U_{Lip} \quad (40)$$

当 $\gamma' = \gamma_{\min}$ 时, 结合式(39)和式(40)可以得到临界多馈入同时换相失败因子(critical simultaneous commutation fault factor, CSCFF)。

$$C_{SCFFqp} = \frac{U_{LiqN} - U_{LiqN} \sqrt{\frac{(\cos^2 \gamma - \cos^2 \beta_i)}{[\cos^2 \gamma_{\min} - \cos^2(\beta_i - \theta)]}}}{\Delta U_{Lip}} \quad (41)$$

结合式(5), 当受端交流系统发生故障导致逆变器 p 发生换相失败, 且 $M_{IFqp} \geq C_{SCFFqp}$ 时, 逆变器 q 将同时发生换相失败。根据上述分析可知, 当发生故障导致 U_{Liq} 下降、 γ 下降、故障越严重时, U_{Liq} 的

下降幅度会变大, 从而导致 CSCFF 变小, 多馈入系统发生同时换相失败风险更高。

本文具体方法步骤如下:

1) 根据式(18)计算出不同严重程度故障下导致的换流母线的电压跌落;

2) 根据式(28)、式(29)计算交直流系统无功不平衡导致的电压跌落;

3) 根据式(32)计算换流母线间无功传输导致的电压波动, 根据式(5)得出改进的 MIIF;

4) 基于最小关断角定理, 根据式(39)计算临界母线电压跌落值, 该值对应的就是临界同时换相失败因子;

5) 当两换流站的 $M_{IF} \geq C_{SCFF}$ 时, 可以评估为发生同时换相失败, 反之评估为不发生换相失败。

$M_{IF} - C_{SCFF}$ 的差值可以看作换相安全裕度。

综上所述, 交流系统故障导致多馈入直流系统同时换相失败评估流程如图 7 所示。

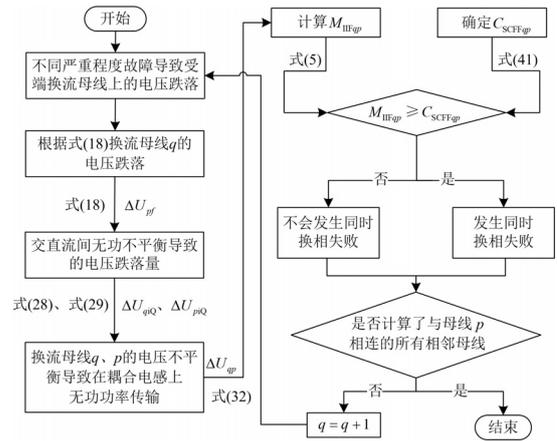


图 7 同时换相失败的评估流程

Fig. 7 Assessment process for simultaneous commutation failure

4 仿真分析

4.1 模型参数

为了验证所提方法的准确性, 基于 PSCAD 中的 CIGRE 高压直流基准模型建立了双馈入高压直流系统仿真模型, 如图 8 所示, 模型参数如见表 1 所示。

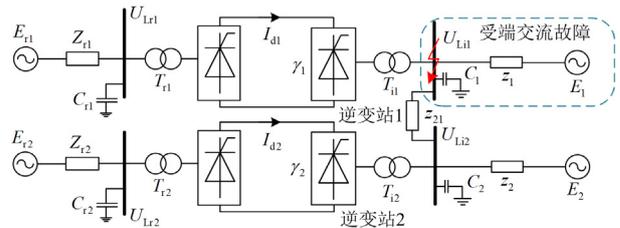


图 8 双馈入系统仿真模型

Fig. 8 Double-infeed HVDC system simulation model

表 1 基于 CIGRE 高压直流系统仿真模型参数
Table 1 Simulation model parameter based on the CIGRE HVDC

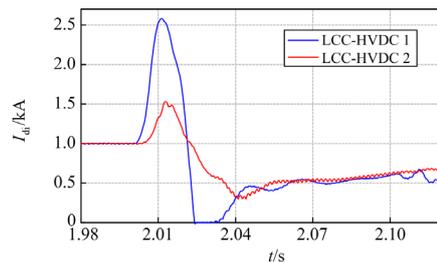
参数	数值	参数	数值	参数	数值
U_{dN}/kV	500	I_{dN}/kA	2	m	2
T_i	0.9097	$\gamma_{min}/(^{\circ})$	7.2	$\gamma/(^{\circ})$	15
X_{ci}/Ω	13.3152	U_{LiN}/kV	230	S_{ci}/MVA	250
$\beta/(^{\circ})$	38.069	$Q_{aciN}/Mvar$	-78	$Q_{ciN}/Mvar$	615

4.2 同时换相失败仿真分析

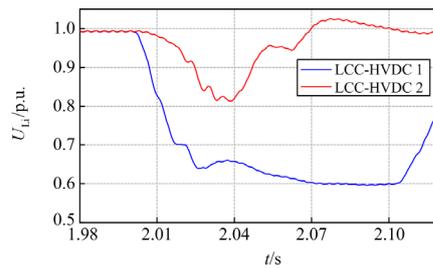
不同大小的故障接地电感可等效于故障发生在不同位置, 可以通过改变接地故障电感模拟不同故

障严重程度。当三相接地故障发生在 2.001 s, 故障持续时间为 0.1 s, 仿真结果如图 9 和图 10 所示。

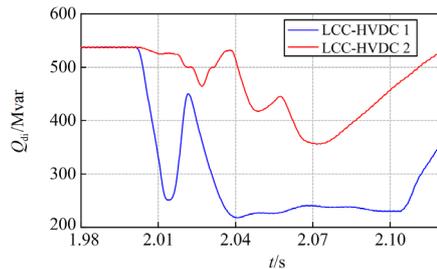
从图 9(a)、图 9(g)和图 10(a)、图 10(g)可以看出, 从发生交流系统故障到发生换相失败期间, 第二回 LCC-HVDC 的 I_{di} 变化略微滞后于第一回, 且变化幅度较小, 第二回 LCC-HVDC 的 P_{di} 下降幅度较小, 这些都与前面的假设相吻合。从图 9(a)、图 9(f)和图 10(a)、图 10(f)可以看出, 两个直流系统的 I_{di} 变化基本一致, 而 U_{Li} 跌落程度不同, 基于此可以得出 U_{Li} 是影响多馈入系统发生同时换相失败的



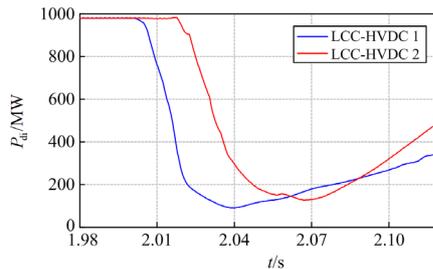
(a)



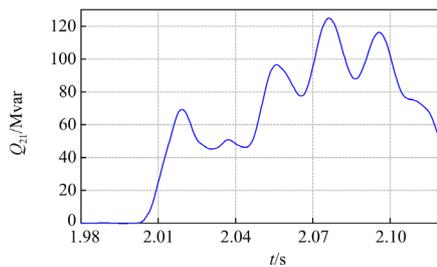
(f)



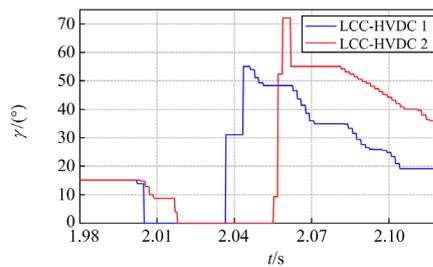
(b)



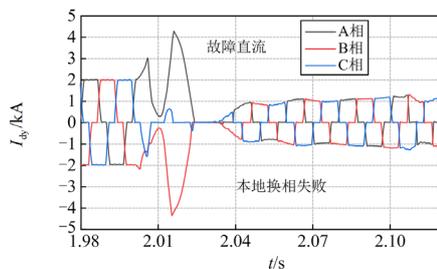
(g)



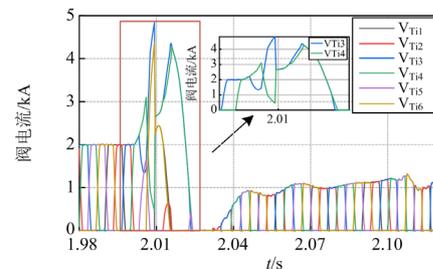
(c)



(h)



(d)



(e)

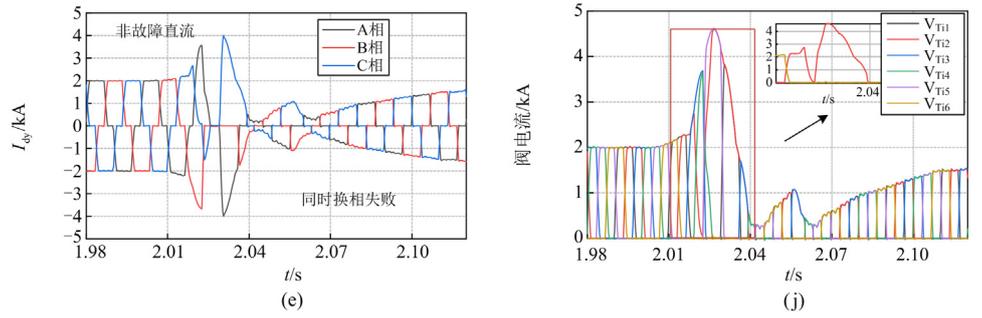
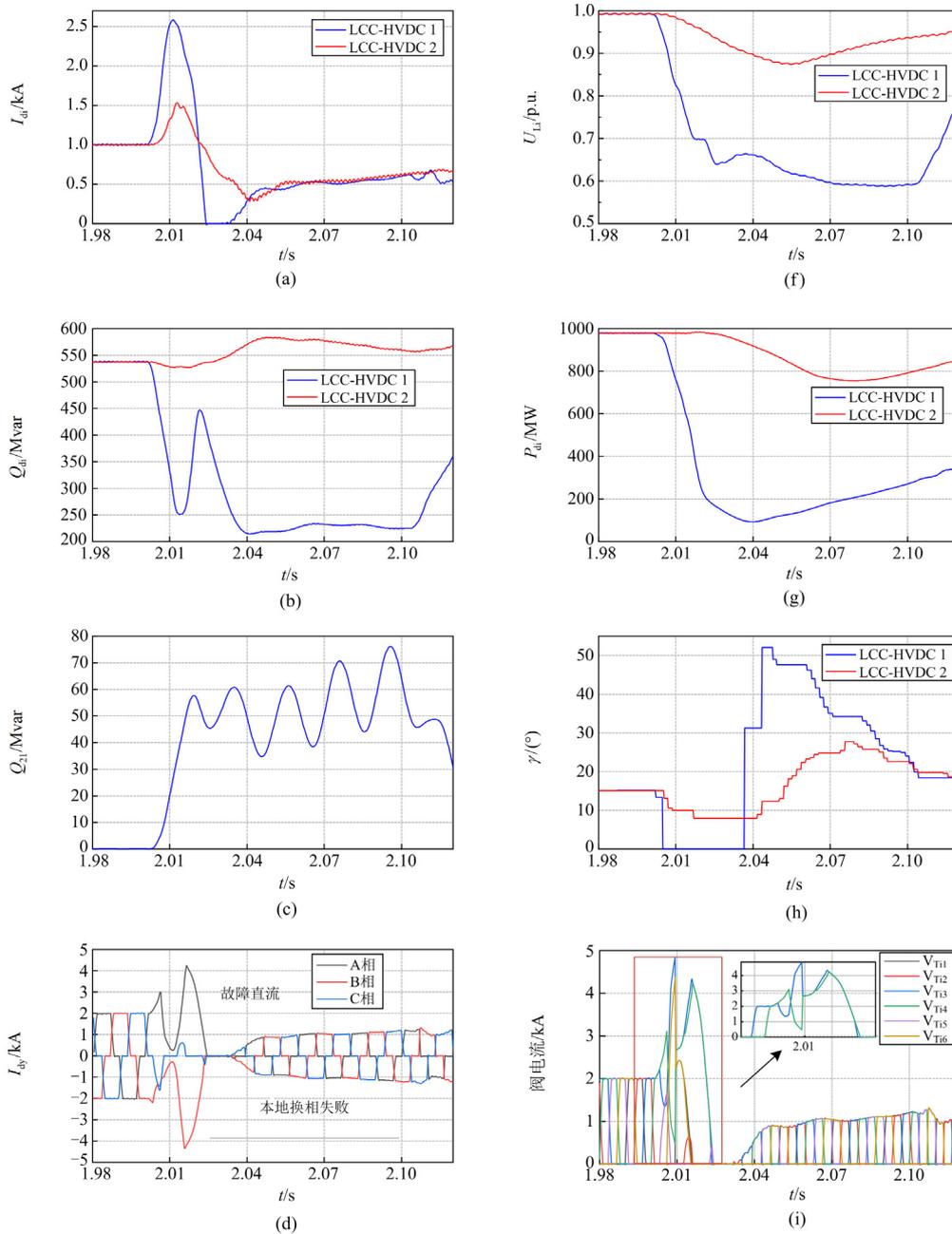
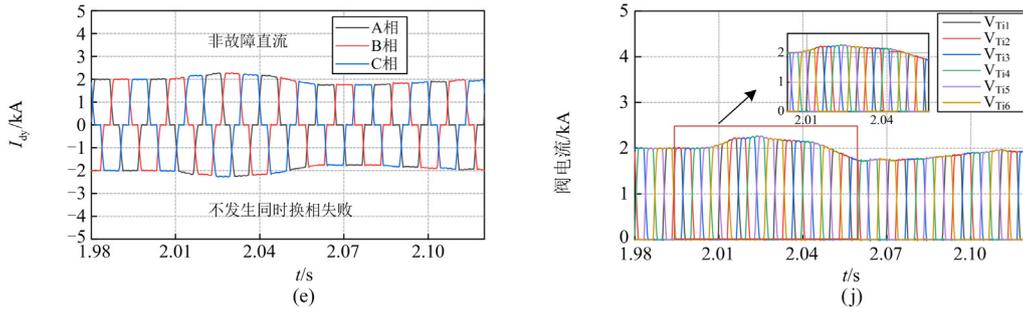


图 9 故障电感 L_f 为 0.1 H、耦合电感 L_{21} 为 0.7 H 时的仿真结果

Fig. 9 Simulation results of fault inductance $L_f = 0.1$ H and coupling inductance $L_{21} = 0.7$ H



图 10 故障电感 L_f 为 0.1 H、耦合电感 L_{21} 为 0.9 H 时的仿真结果Fig. 10 Simulation results of fault inductance $L_f = 0.1$ H and coupling inductance $L_{21} = 0.9$ H

主要因素。从图 9(c)、图 10(c)可以看出, 耦合电感 $L_{21} = 0.7$ H 中传输的 Q_{21} 比耦合电感 $L_{21} = 0.9$ H 大, 第二条换流母线 U_{L1} 下降幅度更大。图 9、图 10(d)和图 10(e)中 A 相的交流电流由 V_{T11} 与 V_{T14} 阀电流的矢量和决定, B 相的交流电流由 V_{T13} 与 V_{T16} 阀电流的矢量和决定, C 相的交流电流由 V_{T12} 与 V_{T15} 阀电流的矢量和决定。图 9(i)显示 LCC-HVDC1 的阀 V_{T13} 本应该在 2.004 s 时关断, 但由于故障导致阀 V_{T13} 被误导通, 导致 V_{T13} 至 V_{T15} 发生换相失败, 同样通过 V_{T14} 的阀电流没有降至零, 导致 V_{T14} 持续导通, V_{T14} 至 V_{T16} 也发生换相失败。图 9(j)显示 LCC-HVDC2 的阀 V_{T12} 本应该在 2.018 s 时关断, 阀电流没有降为零且持续保持较高值, V_{T12} 本应关断被迫重新导通, 发生了换相失败。同样在 $L_{21} = 0.9$ H 的情况下, 图 10(i)显示 LCC-HVDC1 的阀 V_{T13} 在 2.004 s 时未关断, 通过阀 V_{T14} 的电流也未能降为零, 可以看出 V_{T13} 向 V_{T15} 的换相不成功、 V_{T14} 向 V_{T16} 的换相不成功, 图 10(j)显示 LCC-HVDC2 的阀电流微微上升, 但没有出现阀电流持续导通的现象, 没有发生换相失败。图 9(h)中 LCC-HVDC1 发生交流故障后, 发生换相失败的时间为 2.005 s, LCC-HVDC2 发生同时换相失败的时间为 2.018 s, 换相失败时间差为 13 ms, 虽然不是严格的换相失败, 但鉴于在两个换流站发生换相失败时间有重叠的部分, 可以视作发生同时换相失败。本文所指的同时换相失败从原因上看, 是同一交流系统故障导致的多直流系统发生的换相失败, 从时间上看, 是指个两换流站发生首次换相失败的时间存在重合区间, 区别于故障直流发生后换相失败导致的邻近直流发生的后续换相失败。

当耦合电感 $L_{21} = 0.7$ H 时, $M_{\text{IFF}21}$ 和 $C_{\text{SCFF}21}$ 的计算值分别为 0.1911、0.1772, 可见 $M_{\text{IFF}21} > C_{\text{SCFF}21}$, 表明发生同时换相失败。对于 $L_{21} = 0.9$ H 的情况, 可计算出 $M_{\text{IFF}21}$ 和 $C_{\text{SCFF}21}$ 分别为 0.1527、0.1755, 可

见 $M_{\text{IFF}21} < C_{\text{SCFF}21}$, 表明只有第一回 LCC-HVDC 发生换相失败, 没有发生同时换相失败。仿真结果与前文的分析结论相吻合, 验证了本文所提改进 MIIF 方法的正确性和基于 CSCFF 换相失败评估方法的有效性。

4.3 验证不同故障类型和耦合阻抗下的同时换相失败评估

基于图 8 的双馈入仿真模型设置了不同接地故障和耦合电感, 故障发生在 4.001 s, 持续时间为 0.1 s。

4.3.1 三相金属接地故障下的同时换相失败评估

如表 2 所示, 当 $Z_{21} = 439.82j \Omega$ 时, 该方法计算出的 $M_{\text{IFF}21}$ 、 $C_{\text{SCFF}21}$ 分别为 0.075 50、0.073 01, 可见 $M_{\text{IFF}21} > C_{\text{SCFF}21}$, 表明发生同时换相失败。仿真验证与结果一致。相比之下, 文献[16]中的等值阻抗法计算出的结果为 0.04603, 无法判别发生同时换相失败。本文方法计算得到的其临界耦合电感与仿真得出的临界耦合电感分别为 1.46 H 和 1.44 H, 两者相差 0.02 H, 误差为 1.39%。

表 2 当发生三相金属接地故障时同时换相失败的评估

Table 2 Assessment of simultaneous commutation failure when a three-phase metallic ground fault occurs

S_{42}/MVA	Z_{21}/Ω	等值 阻抗法	$M_{\text{IFF}21}$	$C_{\text{SCFF}21}$	是否发生 换相失败
2500	314.16j	0.063 32	0.1015	0.073 01	是
2500	345.58j	0.057 89	0.093 39	0.073 01	是
2500	376.99j	0.053 31	0.086 53	0.073 01	是
2500	408.41j	0.049 41	0.080 62	0.073 01	是
2500	439.82j	0.046 03	0.075 50	0.073 01	是
2500	471.24j	0.043 10	0.071 00	0.073 01	否
2500	502.65j	0.040 51	0.067 03	0.073 01	否
2500	534.07j	0.038 21	0.063 50	0.073 01	否
2500	565.49j	0.036 16	0.060 33	0.073 01	否
2500	598.90j	0.034 21	0.057 31	0.073 01	否

4.3.2 电感性故障下的同时换相失败评估

如表 3 所示, 当 $Z_{21} = 219.91j \Omega$ 时, 该方法计算出的 M_{IIF21} 、 C_{SCFF21} 分别为 0.1911、0.1772, 可见 $M_{IIF21} > C_{SCFF21}$, 表明发生同时换相失败, 仿真验证与结果一致。而等值阻抗法计算结果为 0.088 14, 无法判别是否同时发生换相失败。当 $Z_{21} = 62.83j \Omega$ 时, 等值阻抗法、 C_{SCFF21} 的计算结果分别为 0.2539、0.1928, 表明同时发生换相失败。本文方法计算与仿真得出的临界耦合电感分别为 0.77 H 和 0.75 H, 相差 0.02 H, 误差为 2.67%。

表 3 当发生三相接地故障 $L = 0.1$ H 时同时换相失败的评估

Table 3 Assessment of simultaneous commutation failure during a three-phase ground fault with $L = 0.1$ H

S_{c12}/MVA	Z_{21}/Ω	等值 阻抗法	M_{IIF21}	C_{SCFF21}	是否发生换相 失败
2500	31.42j	0.4062	0.8616	0.2068	是
2500	62.83j	0.2539	0.5411	0.1928	是
2500	94.25j	0.1845	0.3944	0.1863	是
2500	125.67j	0.1449	0.3107	0.1826	是
2500	157.07j	0.1193	0.2568	0.1802	是
2500	188.50j	0.1014	0.2189	0.1785	是
2500	219.91j	0.088 14	0.1911	0.1772	是
2500	251.33j	0.077 95	0.1696	0.1763	否
2500	282.74j	0.069 88	0.1527	0.1755	否
2500	314.16j	0.063 32	0.1389	0.1749	否

如表 4 所示, 当 $Z_{21} = 125.67j \Omega$ 时, 该方法计算出的 M_{IIF21} 、 C_{SCFF21} 分别为 0.3403、0.2900, 可见 $M_{IIF21} > C_{SCFF21}$, 表明同时发生换相失败, 仿真验证与结果一致。而等值阻抗法计算结果为 0.1449, 无法判别是否发生同时换相失败。当 $Z_{21} = 31.42j \Omega$ 时, 等值阻抗法、 C_{SCFF21} 计算结果分别为 0.4062、0.3415, 表明发生同时换相失败。本文方法计算与仿真得出的临界耦合电感分别为 0.49 H 和 0.48 H, 相差 0.01 H, 误差为 2.08%。

表 4 当发生三相接地故障 $L = 0.2$ H 时同时换相失败的评估

Table 4 Assessment of simultaneous commutation failure during a three-phase ground fault with $L = 0.2$ H

S_{c12}/MVA	Z_{21}/Ω	等值 阻抗法	M_{IIF21}	C_{SCFF21}	是否发生 换相失败
2500	31.42j	0.4062	0.9825	0.3415	是
2500	62.83j	0.2539	0.6028	0.3115	是
2500	94.25j	0.1845	0.4345	0.2978	是
2500	125.67j	0.1449	0.3403	0.2900	是
2500	157.07j	0.1193	0.2803	0.2850	否
2500	188.50j	0.1014	0.2386	0.2816	否
2500	219.91j	0.088 14	0.2081	0.2790	否
2500	251.33j	0.077 95	0.1847	0.2770	否
2500	282.74j	0.069 88	0.1663	0.2755	否
2500	314.16j	0.063 32	0.1514	0.2742	否

如表 5 所示, 当 $Z_{21} = 94.25j \Omega$ 时, 该方法计算出的 M_{IIF21} 、 C_{SCFF21} 分别为 0.4529、0.4049, 可见 $M_{IIF21} > C_{SCFF21}$, 表明发生同时换相失败, 仿真验证与结果一致。而等值阻抗法计算结果为 0.1845, 无法判别是否同时发生换相失败。当 $Z_{21} = 125.67j \Omega$ 时, 该方法计算出的 M_{IIF21} 、 C_{SCFF21} 分别为 0.3540、0.3926, 可以看出 $M_{IIF21} < C_{SCFF21}$, 表明没有发生同时换相失败。本文方法计算与仿真得出临界耦合电感分别为 0.35 H 和 0.39 H, 相差 0.04 H, 误差为 10.26%。

表 5 当发生三相接地故障 $L = 0.3$ H 时同时换相失败的评估

Table 5 Assessment of simultaneous commutation failure during a three-phase ground fault with $L = 0.3$ H

S_{c12}/MVA	Z_{21}/Ω	等值 阻抗法	M_{IIF21}	C_{SCFF21}	是否发生 换相失败
2500	31.42j	0.4062	1.0433	0.4723	是
2500	62.83j	0.2539	0.6315	0.4254	是
2500	94.25j	0.1845	0.4529	0.4049	是
2500	125.67j	0.1449	0.3540	0.3926	否
2500	157.07j	0.1193	0.2913	0.3851	否
2500	188.50j	0.1014	0.2481	0.3799	否
2500	219.91j	0.088 14	0.2165	0.3760	否
2500	251.33j	0.077 95	0.1924	0.3732	否
2500	282.74j	0.069 88	0.1734	0.3709	否
2500	314.16j	0.063 32	0.1580	0.3690	否

4.3.3 电阻性故障下的同时换相失败评估

如表 6 所示, 当 $Z_{21} = 219.91j \Omega$ 时, 该方法计算出的 M_{IIF21} 、 C_{SCFF21} 分别为 0.1921、0.1816, 可见 $M_{IIF21} > C_{SCFF21}$, 表明发生同时换相失败, 仿真验证与结果一致。而等值阻抗法计算结果为 0.088 14, 无法判别是否发生同时换相失败。当 $Z_{21} = 62.83j \Omega$ 时, 等效阻抗法、 C_{SCFF21} 计算结果分别为 0.2539、

表 6 当发生三相接地故障 $R = 20 \Omega$ 时同时换相失败的评估

Table 6 Assessment of simultaneous commutation failure during a three-phase ground fault with $R = 20 \Omega$

S_{c12}/MVA	Z_{21}/Ω	等值 阻抗法	M_{IIF21}	C_{SCFF21}	是否发生 换相失败
2500	31.42j	0.4062	0.8693	0.2126	是
2500	62.83j	0.2539	0.5450	0.1980	是
2500	94.25j	0.1845	0.3970	0.1912	是
2500	125.67j	0.1449	0.3127	0.1873	是
2500	157.07j	0.1193	0.2582	0.1847	是
2500	188.50j	0.1014	0.2202	0.1830	是
2500	219.91j	0.088 14	0.1921	0.1816	是
2500	251.33j	0.077 95	0.1706	0.1806	否
2500	282.74j	0.069 88	0.1535	0.1798	否
2500	314.16j	0.063 32	0.1397	0.1792	否

0.1980, 表明发生同时换相失败。本文方法计算与仿真得出的临界耦合电感分别为 0.75 H 和 0.76 H, 相差 0.01H, 误差为 1.32%。

如表 7 所示, 当 $Z_{21} = 94.25j \Omega$ 时, 该方法计算出的 $M_{\text{IFF}21}$ 、 $C_{\text{SCFF}21}$ 分别为 0.4480、0.3696, 可见 $M_{\text{IFF}21} > C_{\text{SCFF}21}$ 表明, 发生同时换相失败, 仿真验证与结果一致。相比之下, 等值阻抗法计算结果为 0.1845, 无法判别同时发生换相失败。本文方法计算出的不会导致第二回 LCC-HVDC 发生同时换相失败, 其临界耦合电感为 0.39 H, PSCAD 仿真得出的临界耦合电感为 0.43 H, 两者相差 0.04 H, 误差为 9.30%。

表 7 当发生三相接地故障 $R = 40 \Omega$ 时同时换相失败的评估

Table 7 Assessment of simultaneous commutation failure during a three-phase ground fault with $R = 40 \Omega$

$S_{\text{G}2}/\text{MVA}$	Z_{21}/Ω	等值 阻抗法	$M_{\text{IFF}21}$	$C_{\text{SCFF}21}$	是否发生 换相失败
2500	31.42j	0.4062	1.0267	0.4294	是
2500	62.83j	0.2539	0.6238	0.3882	是
2500	94.25j	0.1845	0.4480	0.3696	是
2500	125.67j	0.1449	0.3504	0.3591	否
2500	157.07j	0.1193	0.2884	0.3525	否
2500	188.50j	0.1014	0.2455	0.3478	否
2500	219.91j	0.088 14	0.2142	0.3444	否
2500	251.33j	0.077 95	0.1903	0.3418	否
2500	282.74j	0.069 88	0.1714	0.3398	否
2500	314.16j	0.063 32	0.1561	0.3381	否

当 $M_{\text{IFF}21}$ 越高, 表明第二回 LCC-HVDC 系统受到的干扰越大, 发生同时换相失败的风险也越高。这也表明该换流站对第一回 LCC-HVDC 系统的电压支持能力更强。

4. 4 不同故障类型下三馈入系统模型验证

多馈入系统中短路比可以表示为

$$M_{\text{ISCR}i} = \frac{S_{\text{ci}}}{P_{\text{eqdi}}} = \frac{U_{\text{LIN}}}{|Z_{\text{eqii}}|P_{\text{diN}} + \sum_{j=1, j \neq i}^n |Z_{\text{eqji}}|P_{\text{djN}}} \quad (42)$$

式中: P_{eqdi} 为第 i 条直流输电线路的额定等效直流功率; P_{diN} 、 P_{djN} 分别为系统 i 、 j 的额定直流功率; Z_{eqii} 、 Z_{eqji} 分别为节点 i 的等效自阻抗和节点 i 、 j 的等效互阻抗。

将直流系统 1、2 的直流电压/直流传输功率设置为 500 kV/1000 MW, 直流系统 3 的参数设置为 400 kV/800 MW, 设置故障在 2 s 时直流系统 2 分别发生不同故障程度的单相故障和三相故障, 计算不同耦合阻抗, 不同 MISCR 下同时换相失败的评估结果如表 8、表 9 所示。

如表 8 所示: (1) 对比算例 1、2 和算例 8、10 可以看出, 增加故障直流的 MISCR(即增强其交流系统强度)能提高系统电压支撑强度, 受到故障的影响降低, 同时也降低了邻近直流的受扰程度, 所以直流系统 1 和 3 发生同时换相失败的风险降低; (2) 对比算例 3、4 和算例 6、7 可以看出, 增大 Z_{12} (即增加直流系统 1 和 2 之间的电气距离), $M_{\text{IFF}12}$ 减小, 直流系统 1 发生同时换相失败的风险降低, 由于 3 个系统的强度几乎一致且 $Z_{23} > Z_{31}$ (直流系统 3 和 1 间的电气距离更近), 系统 3 更容易受到系统 1 的影响, 所以增大 Z_{12} 后, 间接地减小了系统 3 和 2 之间的相互作用, 系统 3 发生同时换相失败风险减小; (3) 对比算例 4 和 5 可以得知, 增加非故障直流 1 的 MISCR 能够有效增加系统 1 的强度, 降低直流系统 1 所受的干扰程度, 进而减小 $M_{\text{IFF}12}$, 直流系统 1 发生同时换相失败的风险降低。

表 8 单相故障下三馈入直流系统的同时换相失败评估结果

Table 8 Assessment of simultaneous commutation failure of three-infeed HVDC under single-phase faults

故障阻 抗/ Ω	算例	Z_{12}/Ω	Z_{23}/Ω	Z_{31}/Ω	$M_{\text{ISCR}1}$	$M_{\text{ISCR}2}$	$M_{\text{ISCR}3}$	$M_{\text{IFF}12}$	$C_{\text{SCFF}12}$	是否 CF	$M_{\text{IFF}32}$	$C_{\text{SCFF}32}$	是否 CF
$Z_r = 31j$	1	171j	145j	100j	0.6603	0.6604	0.6650	0.3229	0.2377	是	0.3824	0.1757	是
	2	171j	145j	100j	0.6606	1.1698	0.6703	0.2873	0.4430	否	0.2654	0.4592	否
	3	207j	232j	100j	0.6602	0.6606	0.6649	0.2490	0.2885	否	0.2546	0.2793	否
	4	167j	232j	100j	0.6603	0.6606	0.6649	0.2929	0.2532	是	0.2695	0.2719	否
	5	167j	232j	100j	0.9005	0.6608	0.6726	0.2140	0.3355	否	0.2490	0.2978	否
$Z_r = 16j$	6	171j	378j	298j	0.6616	0.6617	0.6639	0.2713	0.1211	是	0.1752	0.2120	否
	7	283j	378j	298j	0.6616	0.6617	0.6639	0.1775	0.2039	否	0.1601	0.2167	否
	8	171j	204j	298j	0.6629	1.6842	0.6656	0.2913	0.3179	否	0.2854	0.3137	否
	9	171j	204j	94j	0.6617	0.6616	0.6639	0.2854	0.1178	是	0.2868	0.1157	是
	10	171j	204j	298j	0.6616	0.6616	0.6639	0.2899	0.1119	是	0.2878	0.1093	是

表 9 三相故障下三馈入直流系统的同时换相失败评估结果

Table 9 Assessment of simultaneous commutation failure of three-infeed HVDC under three-phase faults

故障阻抗/ Ω	算例	Z_{12}/Ω	Z_{23}/Ω	Z_{31}/Ω	M_{ISCR1}	M_{ISCR2}	M_{ISCR3}	M_{IIF12}	C_{SCFF12}	是否 CF	M_{IIF32}	C_{SCFF32}	是否 CF
$Z_r = 31j$	1	169j	169j	600j	0.6604	0.6635	0.8255	0.2572	0.1918	是	0.2385	0.1918	是
	2	169j	225j	600j	0.6606	0.6625	0.8272	0.2508	0.1890	是	0.1856	0.1890	否
	3	250j	225j	600j	0.6607	0.6623	0.8272	0.1796	0.1854	否	0.1789	0.1854	否
	4	169j	169j	600j	0.6582	0.6663	1.4730	0.2532	0.1930	是	0.1289	0.1930	否
	5	169j	169j	600j	1.1753	0.6661	1.4642	0.1343	0.1944	否	0.1273	0.1944	否
	6	169j	169j	600j	0.6624	1.1739	0.8301	0.1960	0.2755	否	0.1928	0.2755	否
$Z_r = 94j$	7	141j	141j	300j	0.6612	0.6646	0.8220	0.2309	0.4365	否	0.3331	0.4365	否
	8	90j	141j	300j	0.6605	0.6638	0.8227	0.5198	0.4594	是	0.3621	0.4594	否
	9	90j	110j	300j	0.6610	0.6665	0.8191	0.5412	0.4729	是	0.4478	0.4729	否
	10	90j	110j	300j	0.9018	0.6705	0.8179	0.4060	0.4837	否	0.4451	0.4837	否
	11	90j	110j	300j	0.6712	1.1477	0.8335	0.5089	0.6985	否	0.4169	0.6985	否
$Z_r = 157j$	12	60j	60j	100j	0.6673	0.6732	0.7984	0.9102	0.8678	是	0.8903	0.8678	是
	13	60j	79j	100j	0.6672	0.6697	0.8037	0.8351	0.8198	是	0.7131	0.8198	否
	14	60j	79j	300j	0.6609	0.6697	0.8138	0.8572	0.8187	是	0.6900	0.8187	否
	15	60j	60j	100j	0.6709	0.6836	1.0587	0.9163	0.9131	是	0.7308	0.9131	否

如表 9 所示: (1) 对比算例 1、2、3 可知, 随着换流站间的耦合阻抗增大, 即电气距离增加, 直流系统间的相互作用减小, 这导致非故障直流发生同时换相失败的风险减小, 即 Z_{12} 增大时, M_{IIF12} 减小, 但对 M_{IIF32} 的影响较小, Z_{23} 增大时, M_{IIF32} 减小, 但对 M_{IIF12} 的影响较小; (2) 对比算例 1、4 可以发现, 增加直流系统 3 的 M_{ISCR3} , 增加了自身交流系统的强度, 可以降低换流母线 3 受扰时的跌落程度, 即增加系统 3 交流系统的强度, 可以大幅减小自身发生同时换相失败的风险, 但是对于 M_{IIF12} 的影响较小; (3) 进一步对比算例 1 和 6 可知, 增大故障直流 2 的 M_{ISCR2} 可以减小直流系统 2 和 1、2 和 3 间的交互作用, 这是由于增加故障直流系统的强度, 可以减小故障直流换流母线电压的下降幅度, 同时也减小了非故障直流母线电压的下降幅度, 从而减小了发生同时换相失败的风险; (4) 对比算例 13、14 可知, 增大 Z_{13} , 会增加 M_{IIF12} , 减小 M_{IIF32} , 这是由于增大 Z_{13} 后, 减小了较强直流系统 3 对较弱系统 1 的支撑能力, 降低了换流母线 3 跌落程度, 直流系统 1 更容易受到故障直流的影响, 但对于发生同时换相失败的影响较小。

综上所述, 无论是增强故障直流交流系统的强度和直流系统间的电气距离, 还是增加非故障直流的交流系统强度, 都有助于减小直流系统发生同时换相失败的风险。

4.5 不同交流系统强度下临界同时换相失败耦合电感的验证

为了证明本文中 MIIF 分析计算的准确性和有效

性, 使用等值阻抗方法和本文所提方法对不同交流系统强度的双馈入直流输电系统进行了计算。第一回 LCC-HVDC 系统的交流短路容量保持不变, 而第二回 LCC-HVDC 系统的交流短路容量从 2500 MVA 到 9500 MVA 变化。由于第一个交流系统发生三相接地故障, 故障期间 ΔU_{Li} 等于 1。将该值代入式 (41), 计算出 C_{SCFF21} 为 0.073 01。

文献[16]所采用的方法是等值阻抗法, 在代入系统参数后, 计算出临界多馈入交互因数(CMIIF)为 0.1213。根据该方法, $M_{IIF21} \geq C_{MIIF21}$, 表明第二回 LCC-HVDC 系统发生换相失败。计算结果见图 11 和图 12。

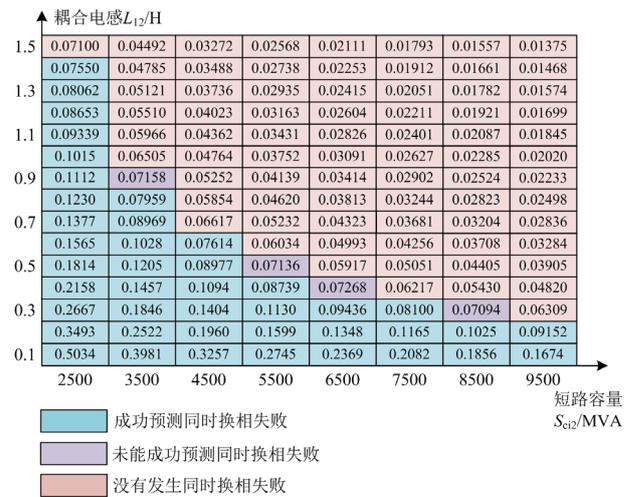


图 11 三相金属性故障下本文方法 MIIF 运算值

Fig. 11 MIIF calculation values using the proposed method under three-phase metallic fault

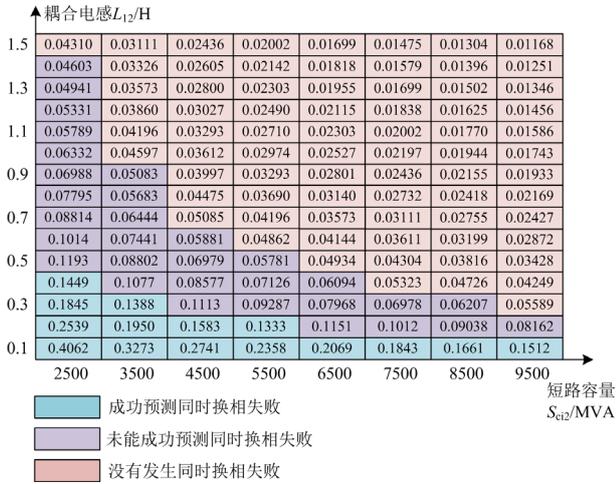


图 12 三相金属性故障下等值阻抗法 MIIF 运算值

Fig. 12 MIIF calculation results of equivalent impedance method for three-phase metallic fault

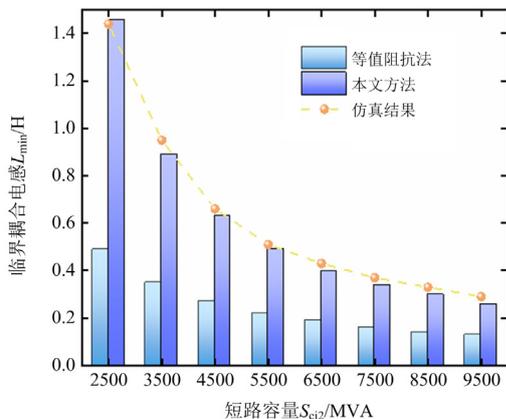
由图 11 和图 12 可以看出, 使用本文所提方法进行同时换相失败评估具有更高的准确度, 且可以计算临界耦合电感。

为了定量评估多馈入系统对同时换相失败的抵御能力, 本文定义了多馈入同时换相失败抵御因子 (multi-infeed simultaneous commutation failure resilience factor, MISCFR), 其表达式为

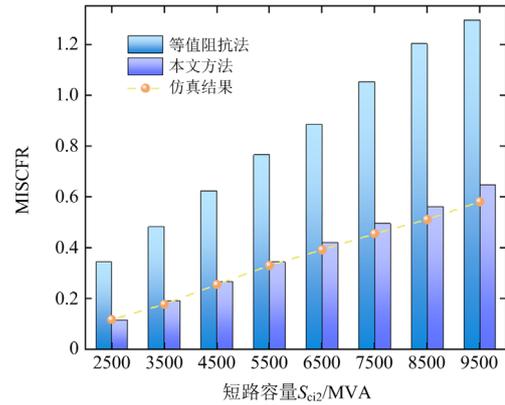
$$M_{\text{ISCFR}} = \frac{U_{\text{LIN}}^2}{\omega L_{\text{min}} P_{\text{dN}}} \quad (43)$$

式中: ω 为角频率; L_{min} 为当邻近交流系统发生三相金属性故障时不会引起同时换相失败的最小耦合电感; P_{dN} 为额定直流输电功率。

如图 13 所示, 设置 S_{ci2} 从 2500 MVA 到 9500 MVA 内变化, 当受端交流系统强度较弱时, 临界耦合电感较大, MISCFR 较小。反之, 当交流系统强度较强时, 电气距离对同时换相失败评估结果的影响较小, MISCFR 较大。在不同的 S_{ci2} 条件下,



(a) 临界耦合电感比较结果



(b) MISCFR 比较结果

图 13 不同短路容量下的临界耦合电感和 MISCFR

Fig. 13 Critical coupling inductance and the MISCFR under different short-circuit capacities

本文方法得出的临界耦合电感和 MISCFR 与仿真结果的相对误差分别在 1.39%~10.34% 和 1.37%~11.54% 之间。相比之下, 等值阻抗法得出的临界耦合电感和 MISCFR 的相对误差分别为 55.17%~65.97% 和 123.08%~193.88%, 表明本文方法更为准确。

5 结论

本文在等值阻抗法的基础上计及了交直流之间、直流换流站之间的无功交互对电压跌落量的影响, 考虑了交流系统强度和耦合阻抗对 MIIF 的影响, 提出多馈入电压交互作用因子来定量衡量受端换流母线间的电压相互作用关系, 所得结论如下。

1) 换流母线的电压变化量由 3 个部分组成: 故障阻抗接入造成的电压跌落; 交直流间无功不平衡造成的电压跌落; 直流换流站间的无功传输造成的电压变化量。

2) 对于同一故障, 耦合阻抗越小, M_{IFqp} 越大, 换流母线间的电压相互作用越强, 非故障直流 q 造成的电压跌落越大, 对故障直流 p 提供的电压支撑越大, 非故障直流发生同时换相失败风险越大。

3) 基于最小关断角定理提出临界多馈入同时换相失败因子 CSCFF, 当 $M_{\text{IFqp}} \geq C_{\text{SCFFqp}}$ 时, 第 q 条直流就会发生换相失败。

4) 基于双馈入和三馈入直流系统仿真验证了本文提出的指标对换相失败评估的有效性, 并计算出了临界换相失败耦合阻抗。对前期电力系统的规划运行减小多馈入直流系统同时换相失败风险有着指导意义。

由于本文所提方法是一个静态指标, 可以准确判别 20 ms (一个工频周期) 左右及以内的同时换相

失败，直流控制系统的不同投入时间会影响故障后系统电气量变化以及故障后谐波对交流电压产生一定影响，进而影响评估的准确性，但是考虑了电压和无功交互影响后可以达到较高的准确度，后续可

以基于实际工况中的系统控制响应以及对换相电压中的谐波分量进行实时监控分析，更加准确地评估同时换相失败。

附录 A

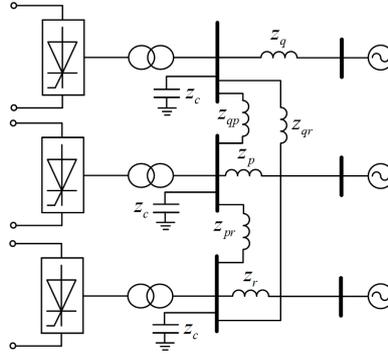


图 A1 三馈入高压直流等效模型示意图

Fig. A1 Schematic diagram of the three-infeed HVDC equivalent model

根据图 A1，三馈入系统的导纳矩阵可以写为

$$Y = \begin{bmatrix} \frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} & -\frac{1}{z_{qp}} & -\frac{1}{z_{qr}} \\ -\frac{1}{z_{qp}} & \frac{1}{z_p} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{pr}} & -\frac{1}{z_{pr}} \\ -\frac{1}{z_{qr}} & -\frac{1}{z_{pr}} & \frac{1}{z_r} + \frac{1}{z_{pr}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \end{bmatrix} \quad (A1)$$

$$Z = \frac{1}{|Y|} \begin{bmatrix} \left(\left(\frac{1}{z_p} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{pr}} \right) \cdot \left(\frac{1}{z_{qp}} \left(\frac{1}{z_r} + \frac{1}{z_{pr}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) + \frac{1}{z_{pr} z_{qp}} \right) \right) & \left(\frac{1}{z_{qr}} \left(\frac{1}{z_p} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{pr}} \right) \right) & \left(\frac{1}{z_{qr}} \left(\frac{1}{z_p} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{pr}} \right) \right) \\ \left(\frac{1}{z_r} + \frac{1}{z_{pr}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) - \left(\frac{1}{z_{pr}} \right)^2 & \left(\frac{1}{z_{pr} z_{qr}} \right) & \left(\frac{1}{z_{qr}} \left(\frac{1}{z_p} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{pr}} \right) \right) \\ \left(\frac{1}{z_{qp}} \left(\frac{1}{z_r} + \frac{1}{z_{pr}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) + \frac{1}{z_{pr} z_{qp}} \right) & \left(\left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) \cdot \left(\frac{1}{z_{qr}} \left(\frac{1}{z_p} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{pr}} \right) + \frac{1}{z_{pr} z_{qr}} \right) \right) & \left(\left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) \frac{1}{z_{pr}} + \frac{1}{z_{qr} z_{qp}} \right) \\ \left(\frac{1}{z_{pr} z_{qr}} \right) & \left(\left(\frac{1}{z_r} + \frac{1}{z_{pr}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) - \left(\frac{1}{z_{qr}} \right)^2 \right) & \left(\frac{1}{z_{qr} z_{qp}} \right) \\ \left(\frac{1}{z_{pr} z_{qp}} + \frac{1}{z_{pr} z_{qr}} \right) & \left(\left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) \frac{1}{z_{pr}} + \frac{1}{z_{qr} z_{qp}} \right) & \left(\left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) \cdot \left(\frac{1}{z_{qr}} \left(\frac{1}{z_p} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{pr}} \right) - \left(\frac{1}{z_{qp}} \right)^2 \right) \right) \end{bmatrix} \quad (A2)$$

则 q 、 p 和 r 、 p 的等值阻抗比分别为

$$\left| \frac{Z_{\text{eqqp}}}{Z_{\text{eqpp}}} \right| = \frac{\frac{1}{z_{qp}} \left(\frac{1}{z_r} + \frac{1}{z_{pr}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) + \frac{1}{z_{pr}} \frac{1}{z_{qr}}}{\left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) \left(\frac{1}{z_r} + \frac{1}{z_{pr}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) - \left(\frac{1}{z_{qr}} \right)^2} \quad (\text{A3})$$

$$\left| \frac{Z_{\text{eqrp}}}{Z_{\text{eqpp}}} \right| = \frac{\frac{1}{z_{pr}} \left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) + \frac{1}{z_{qp}} \frac{1}{z_{qr}}}{\left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) \left(\frac{1}{z_r} + \frac{1}{z_{pr}} + \frac{1}{z_c} + \frac{1}{z_{qr}} \right) - \left(\frac{1}{z_{qr}} \right)^2} \quad (\text{A4})$$

$$\left\{ \mathbf{Y}^{-1} = \frac{1}{|\mathbf{Y}|} \begin{bmatrix} \left(\frac{1}{z_p} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} \right) \left(\frac{1}{z_f} + \frac{1}{z_p} \right) - \left(\frac{1}{z_p} \right)^2 & \left(\frac{1}{z_{qp}} \right) \left(\frac{1}{z_f} + \frac{1}{z_p} \right) & -\frac{1}{z_p} \frac{1}{z_{qp}} \\ \left(\frac{1}{z_{qp}} \right) \left(\frac{1}{z_f} + \frac{1}{z_p} \right) & \left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} \right) \left(\frac{1}{z_f} + \frac{1}{z_p} \right) & -\left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} \right) \frac{1}{z_p} \\ -\frac{1}{z_p} \frac{1}{z_{qp}} & -\left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} \right) \frac{1}{z_p} & \left(\frac{1}{z_p} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} \right) \left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} \right) + \left(\frac{1}{z_{qp}} \right)^2 \end{bmatrix} \right. \\ \left. |\mathbf{Y}| = \left[\left(\frac{1}{z_p} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} \right) \left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} \right) \left(\frac{1}{z_f} + \frac{1}{z_p} \right) - \left(\frac{1}{z_{qp}} \right)^2 \left(\frac{1}{z_f} + \frac{1}{z_p} \right) - \left(\frac{1}{z_p} \right)^2 \left(\frac{1}{z_q} + \frac{1}{z_{qp}} + \frac{1}{z_c} \right) \right] \right. \quad (\text{A5})$$

$$\left\{ \begin{aligned} A &= \left(\frac{3\sqrt{2}}{\pi} m T_i k I_{\text{dipN}} \cos \beta_i \right) U_{\text{LipN}} \\ B &= \frac{b U_{\text{dipN}} I_{\text{dipN}}}{U_{\text{dipN}} - \frac{3}{\pi} m X_{\text{ci}} k I_{\text{dipN}}} \\ C &= \left[\frac{18m^2 T_i^2}{\pi^2} - \left(\frac{18m^2 T_i^2}{\pi^2} + \frac{108m^3 T_i^2 X_{\text{ci}} k I_{\text{dipN}}}{\pi^3 U_{\text{dipN}} - 3\pi^2 m X_{\text{ci}} k I_{\text{dipN}}} + \left(\frac{9\sqrt{2} m^2 T_i k I_{\text{dipN}} X_{\text{ci}}}{\pi^2 U_{\text{dipN}} - 3\pi m X_{\text{ci}} k I_{\text{dipN}}} \right)^2 \right) \cos^2 \beta_i \right] U_{\text{LipN}}^2 \\ D &= - \left[\left(\frac{9\sqrt{2} m^2 T_i X_{\text{ci}} b U_{\text{dipN}} I_{\text{dipN}}}{\pi^2 U_{\text{dipN}} - 3\pi m X_{\text{ci}} k I_{\text{dipN}}} + \frac{27\sqrt{2} m^3 X_{\text{ci}}^2 T_i k I_{\text{dipN}}^2 b U_{\text{dipN}}}{\pi (\pi U_{\text{dipN}} - 3m X_{\text{ci}} k I_{\text{dipN}})^2} \right) 2 \cos \beta_i \right] U_{\text{LipN}} \\ E &= - \left(\frac{3mb U_{\text{dipN}} I_{\text{dipN}} X_{\text{ci}}}{\pi U_{\text{dipN}} - 3m X_{\text{ci}} k I_{\text{dipN}}} \right)^2 \\ F &= \frac{3\sqrt{2}}{\pi} m T_i \sin \beta_i \\ G &= \frac{\sqrt{2} X_{\text{ci}} I_{\text{dipN}} \cos \beta_i}{T_i \sin^2 \beta_i} \\ H &= \left(\frac{X_{\text{ci}} I_{\text{dipN}}}{\sqrt{2} T_i \sin \beta_i} \right)^2 \end{aligned} \right. \quad (\text{A6})$$

$$\begin{cases}
 a1 = Q_{cpN}^2 - A^2 C \\
 a2 = -2S_{cip} Q_{cpN} - 2ABC - A^2 D \\
 a3 = 2S_{cip} Q_{cpN} (1 - \Delta U_{pf,p.u.}) + S_{cip}^2 + 2Q_{cpN} Q_{acip} - A^2 E - 2ABD - B^2 C \\
 a4 = 2S_{cip} (S_{cip} \Delta U_{pf,p.u.} - S_{cip} - Q_{acip}) - 2ABE - B^2 D \\
 a5 = -B^2 E + (1 - \Delta U_{pf,p.u.})^2 S_{cip}^2 + Q_{acip}^2 + 2(1 - \Delta U_{pf,p.u.}) S_{cip} Q_{acip} \\
 b1 = Q_{cqN}^2 \\
 b2 = -2Q_{cqN} S_{ciq} \\
 b3 = 2(1 - \Delta U_{qf,p.u.}) Q_{cqN} S_{ciq} + S_{ciq}^2 + 2Q_{aciq} Q_{cqN} - F^2 I_{diqN}^2 U_{LiqN}^2 \\
 b4 = 2(\Delta U_{qf,p.u.} - 1) S_{ciq}^2 - 2S_{ciq} Q_{aciq} + F^2 I_{diqN}^2 G U_{LiqN} \\
 b5 = (\Delta U_{qf,p.u.} - 1)^2 S_{ciq}^2 + 2(1 - \Delta U_{qf,p.u.}) Q_{aciq} S_{ciq} + Q_{aciq}^2 + F^2 I_{diqN}^2 H
 \end{cases} \quad (A7)$$

参考文献

- [1] 张伟晨, 熊永新, 李程昊, 等. 基于改进 VDCOL 的多馈入直流系统连续换相失败抑制及协调恢复[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(13): 63-72.
ZHANG Weichen, XIONG Yongxin, LI Chenghao, et al. Continuous commutation failure suppression and coordinated recovery of multi-infeed DC system based on improved VDCOL[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(13): 63-72.
- [2] 艾洪宇, 王洪涛. 多直流馈入受端系统负荷恢复分布鲁棒优化[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(9): 24-33.
AI Hongyu, WANG Hongtao. Distributionally robust optimization of load recovery for a multi-infeed HVDC receiving end system[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(9): 24-33.
- [3] 林一峰, 王增平, 王彤, 等. 构建更加坚强电网安全“第一道防线”的探讨[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(16): 170-178.
LIN Yifeng, WANG Zengping, WANG Tong, et al. Discussion on building a stronger first line of defense for grid security[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(16): 170-178.
- [4] 李培平, 周泓宇, 姚伟, 等. 多馈入结构背景下的高压直流输电系统换相失败研究综述[J]. 电网技术, 2022, 46(3): 834-850.
LI Peiping, ZHOU Hongyu, YAO Wei, et al. Review of commutation failure on HVDC transmission system under background of multi-infeed structure[J]. Power System Technology, 2022, 46(3): 834-850.
- [5] 尹寒航, 周小平, 陈燕东, 等. 计及电网侧储能交互作用的 MIDC 后续换相失败机理分析及抑制策略[J]. 高电压技术, 2024, 50(7): 2820-2832.
YIN Hanhang, ZHOU Xiaoping, CHEN Yandong, et al. Subsequent commutation failure mechanism analysis and prevention of MIDC system considering interaction of grid side energy storage[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(7): 2820-2832.
- [6] 阮思焯, 徐凯, 刘丹, 等. 直流输电系统换相失败统计分析及抵御措施建议[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(18): 13-17, 34.
RUAN Siye, XU Kai, LIU Dan, et al. Statistical analysis and suggestions on resistance measures for commutation failures of HVDC transmission system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(18): 13-17, 34.
- [7] NAYAK R N, SASMAL R P, SEHGAL Y K, et al. AC/DC interactions in multi-infeed HVDC scheme: a case study[C] // 2006 IEEE Power India Conference, June 5, 2006, New Delhi, India: 25-28.
- [8] DAVIES B. Systems with multiple DC infeed[C] // CIGRE Working Group B4.41, CIGRE, December 1, 2008, Paris, France.
- [9] REHMAN B, LIU Chongru, LI Huan, et al. Analysis on local and concurrent commutation failure of multi-infeed HVDC considering inter-converter interaction[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2022, 10(4): 1050-1059.
- [10] XIAO H, LI Y. Multi-infeed voltage interaction factor: a unified measure of inter-inverter interactions in hybrid multi-infeed HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(04): 2040-2048.
- [11] XIAO H, ZHANG Y, DUAN X, et al. Evaluating strength of hybrid multi-infeed HVDC systems for planning studies using hybrid multi-infeed interactive effective short-circuit ratio[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(4): 2129-2144.
- [12] AIK D L H, ANDERSSON G. Analysis of voltage and power interactions in multi-infeed HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2013, 28(2): 816-824.
- [13] 郑晨一, 汤奕. 考虑多直流无功交互影响的换相失败预防协调控制方法[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(4): 102-110.
ZHENG Chenyi, TANG Yi. Coordinated control method for commutation failure prevention considering reactive power interaction among multiple HVDC systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(4): 102-110.

- [14] 肖俊, 李兴源. 多馈入和多端交直流系统相互作用因子及其影响因素分析[J]. 电网技术, 2014, 38(1): 1-7.
XIAO Jun, LI Xingyuan. Analysis on multi-infeed interaction factor of multi-infeed AC/DC system and multi-terminal AC/DC system and its influencing factor[J]. Power System Technology, 2014, 38(1): 1-7.
- [15] 李晖, 盖振宇, 蔡东阳, 等. 计及直流系统影响的交直流受端电网静态电压稳定分析[J]. 南方电网技术, 2021, 15(5): 12-19.
LI Hui, GAI Zhenyu, CAI Dongyang, et al. Static voltage stability analysis of AC/DC receiving-end power grid considering the influence of DC system[J]. Southern power system technology, 2021, 15(5): 12-19.
- [16] 邵瑶, 汤涌. 采用多馈入交互作用因子判断高压直流系统换相失败的方法[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(4): 108-114, 11.
SHAO Yao, TANG Yong. A commutation failure detection method for HVDC systems based on multi-infeed interaction factors[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(4): 108-114, 11.
- [17] 邵瑶, 汤涌. 一种快速评估多馈入直流系统换相失败风险的方法[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(12): 3429-3436, 3670.
SHAO Yao, TANG Yong. A fast assessment method for evaluating commutation failure risk of multi-infeed HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(12): 3429-3436, 3670.
- [18] 王晓辉, 白宇, 张彦涛, 等. 基于线路阻抗短时调节的多直流连锁换相失败抑制方法[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(2): 130-138.
WANG Xiaohui, BAI Yu, ZHANG Yantao, et al. Suppression method of cascading commutation failure in multi-infeed HVDC system based on temporary impedance regulation of transmission lines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(2): 130-138.
- [19] 李清, 王拓, 毛祖祺, 等. 计及直流控制特性的混合多馈入直流系统交互作用因子计算方法[J]. 电网技术, 2021, 45(8): 3125-3133.
LI Qing, WANG Tuo, MAO Chizu, et al. Multi-infeed interaction factor calculation of hybrid multi-infeed HVDC system considering DC control characteristics[J]. Power System Technology, 2021, 45(8): 3125-3133.
- [20] 肖浩, 李银红, 于芮琪, 等. 影响多馈入直流系统换相失败的电网薄弱区域快速识别方法[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(7): 1781-1789.
XIAO Hao, LI Yin hong, YU Ruiji, et al. A rapid identification method of weak areas in power grid based on commutation failure analysis in multi-infeed HVDC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(7): 1781-1789.
- [21] 李国庆, 王拓, 辛业春, 等. 多馈入直流受端电网换相失败风险区域快速识别方法[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(1): 140-153.
LI Guoqing, WANG Tuo, XIN Yechun, et al. A rapid identification method for commutation failure risk area in multi-infeed high voltage direct current receiving-end power grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(1): 140-153.
- [22] 李清, 张东辉, 陈名, 等. 多直流馈入输电系统中高压柔性直流高频风险评估计算方法[J]. 南方电网技术, 2023, 17(12): 1-9.
LI Qing, ZHANG Donghui, CHEN Ming, et al. Calculation method for high frequency risk assessment of VSC-HVDC in multi-infeed DC transmission system[J]. Southern Power System Technology, 2023, 17(12): 1-9.
- [23] 李大虎, 周泓宇, 姚伟, 等. 计及换相动态的直流换相失败在线预警方法[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(19): 32-41.
LI Dahu, ZHOU Hongyu, YAO Wei, et al. Online early warning method of HVDC commutation failure considering commutation dynamics[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(19): 32-41.
- [24] 贺之渊, 高冲, 丁骁, 等. 多馈入高压直流输电系统换相失败防御技术研究综述[J]. 高电压技术, 2024, 50(7): 2735-2746.
HE Zhiyuan, GAO Chong, DING Xiao, et al. A review of commutation failure prevention technology for multi-infeed HVDC transmission systems[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(7): 2735-2746.
- [25] 刘江山, 李凤婷, 尹纯亚, 等. 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[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(20): 36-46.
LIU Jiangshan, LI Fengting, YIN Chunya, et al. Mechanism of and suppression strategy for transient voltage fluctuation in the commutator bus of a hybrid cascaded DC system caused by commutation failure[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(20): 36-46.
- [26] 尹纯亚, 李凤婷, 陈伟伟, 等. 单极闭锁引起直流健全极换相失败分析[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(11): 114-119, 132.
YIN Chunya, LI Fengting, CHEN Weiwei, et al. Commutation failure risk analysis of sound pole caused by DC monopole blocking[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(11): 114-119, 132.

收稿日期: 2024-02-28; 修回日期: 2024-07-29

作者简介:

张雨乐(2001—), 女, 硕士研究生, 主要研究方向为交直流系统稳定与控制; E-mail: 107552204490@stu.xju.edu.cn

尹纯亚(1994—), 男, 通信作者, 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 姜新丽)