

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.241137

新能源基地经 LCC-HVDC 送出系统动态交互机制及 暂态过电压风险评估

黄劭睿¹, 刘昕宇¹, 高熠莹², 胡殿刚³, 马喜平⁴, 辛焕海¹

(1. 浙江大学电气工程学院, 浙江 杭州 310027; 2. 中国电力科学研究院, 北京 100192; 3. 国网甘肃省电力公司, 甘肃 兰州 730050; 4. 国网甘肃省电力公司电力科学研究院, 甘肃 兰州 730070)

摘要: 针对新能源经 LCC-HVDC 外送系统直流换相失败下的送端系统暂态过电压问题, 提出了一种送端系统暂态过电压风险评估方法。首先, 分析了换相失败下新能源和直流系统间的动态交互作用机制, 研究了该交互作用下送端系统电压幅值的暂态变化规律。其次, 提出了计及直流线路动态、多控制环节耦合作用的暂态过电压评估方法。之后, 提出了量化送端系统暂态过电压安全边界的临界短路比, 实现了暂态过电压风险评估, 并分析了交直流系统耦合作用对暂态过电压评估的影响。最后, 通过在 PSCAD 内搭建的新能源经 LCC-HVDC 外送系统仿真模型, 验证了暂态过电压风险评估方法的准确性与有效性。

关键词: LCC-HVDC; 换相失败; 动态交互机制; 暂态过电压; 电网强度

Dynamic interaction mechanism and transient overvoltage risk assessment of renewable energy base connected via LCC-HVDC transmission system

HUANG Jierui¹, LIU Xinyu¹, GAO Yiyang², HU Diangang³, MA Xiping⁴, XIN Huanhai¹

(1. College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China; 2. China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China; 3. State Grid Gansu Electric Power Company, Lanzhou 730050, China; 4. State Grid Gansu Electric Power Research Institution, Lanzhou 730070, China)

Abstract: Aiming at the transient overvoltage at the sending end system caused by commutation failure in LCC-HVDC transmission systems for renewable energy integration, a risk assessment method for transient overvoltage at the sending end is proposed. First, the dynamic interaction mechanism between the renewable energy and DC transmission system under commutation failure is analyzed, and the transient voltage amplitude variation characteristics at the sending end under such interaction are studied. Then, a transient overvoltage assessment method considering the coupling effect of DC line dynamics and multi-control links is proposed. Furthermore, a critical short circuit ratio is introduced to quantify the transient overvoltage safety margin at the sending end, enabling the risk assessment of the transient overvoltage and analyzing the influence of the coupling effect of the AC-DC system on the transient overvoltage assessment. Finally, using a PSCAD simulation model of a renewable energy transmission system using LCC-HVDC, the accuracy and effectiveness of the transient overvoltage risk assessment method are verified.

This work is supported by the Science and Technology Project of the Headquarters of State Grid Corporation of China (No. 5100-202355810A-3-8-KJ).

Key words: LCC-HVDC; commutation failure; dynamic interaction mechanism; transient overvoltage; grid strength

0 引言

我国正加快构建以新能源为主体的新型电力系

统, 规划或已建成了多个大型新能源基地^[1]。新能源基地一般与负荷中心的距离较远, 常采用大容量高压直流输电技术实现电能的远距离输送。基于电网换相换流器的高压直流输电技术(line commutated converter based HVDC, LCC-HVDC)具有容量大、技术成熟等优势^[2-3], 已在我国多个大型输电工程上得

基金项目: 国家电网公司总部科技项目资助 (5100-202355810A-3-8-KJ)

到应用^[4-5]。

当 LCC-HVDC 系统在内外部扰动下发生换相失败故障时, 将导致送端系统电压产生波动, 甚至引发严重的暂态过电压问题^[6-7]。现有研究对直流换相失败下的暂态过电压问题进行了深入的分析与探讨。文献[8-9]推导了基于无功功率的送端电压幅值表达式, 并通过数据拟合方法获取故障下变流器所吸收的最小无功功率, 进而求得暂态过电压的最大值。文献[10]通过拟合直流电流的表达式, 实现了换相失败下直流电气量的解析, 并基于潮流方程推导了送端系统电压幅值的时域解析式。文献[11]基于直流系统准稳态方程, 推导了在换相失败下暂态过电压峰值的计算式。然而, 上述方法均是基于准稳态模型对暂态过电压进行量化, 难以将各电气量的暂态变化特性考虑在内, 其可能造成暂态过电压的评估结果不够准确。文献[12]基于直流线路的暂态电路模型及直流系统控制环节, 推导得到了换相失败下直流电流的解析式。文献[13]将换相失败下送端系统电压幅值的暂态变化过程近似分为 5 个阶段, 并结合仿真波形分析了直流控制系统相关参数对暂态电压幅值、直流电流等电气量变化的影响机理。上述研究为更加准确地量化送端系统的暂态过电压提供了理论参考。

当直流系统换相失败引发送端系统电压幅值大幅波动时, 新能源机组控制策略将相应切换, 且与直流整流侧在电气、控制层面存在耦合, 其可能对过电压起到助增作用^[9,14]。因此, 在量化送端系统过电压时, 应将新能源的影响考虑在内。文献[13]将新能源机组建模为恒定功率源, 忽视了新能源控制切换所带来的影响。文献[8]将新能源低电压穿越特性对并网点电压影响考虑在内, 通过迭代方法计算了过电压, 然而其未能将新能源与直流系统间存在的动态交互作用考虑在内, 对该交互作用下的送端系统暂态电压波动机理未进行深入分析。现有研究尚未提出考虑新能源影响及交直流交互耦合作用下的暂态电压幅值计算方法, 缺乏有效量化送端系统暂态过电压风险的评估指标。

针对以上问题, 本文聚焦大规模新能源基地经 LCC-HVDC 送出系统场景下直流换相失败引发的暂态过电压问题, 首先分析了换相失败下新能源和直流系统间的动态交互作用机制, 研究了该交互机制下送端系统电压幅值的暂态变化规律。之后, 本文提出了计及直流线路动态、多控制环节耦合的暂态过电压评估方法。紧接着, 本文从电网强度的视角, 提出了送端系统过电压安全裕度的量化指标, 实现了暂态过电压的风险评估, 并在刻画交直流系

统交互耦合强度的基础上, 分析了该耦合作用对过电压的影响。最后, 本文通过 PSCAD/EMTDC 电磁暂态仿真实验验证了新能源与直流系统之间动态交互作用有关分析及过电压评估方法的有效性。

1 换相失败下送端系统暂态过程分析

1.1 送端系统建模

如图 1 所示, 在新能源基地经直流送出场景中, 送端系统主要由新能源机组、等值交流系统与直流系统 3 部分组成。LCC-HVDC 直流系统换流站内一般还配备兼作无功补偿的滤波器。图 1 中: U_p 、 θ_p 分别为送端系统公共耦合点(point of common coupling, PCC)的电压幅值与相位; P_v 、 Q_v 分别为新能源发出的有功与无功功率; P_{dc} 、 Q_{dc} 分别为整流器吸收的有功功率和无功功率; I_d 为直流电流; U_{dr} 为送端整流侧直流电压; E 、 X_s 分别为等值交流系统内电势及电抗; P_s 、 Q_s 分别为注入等值交流系统的有功、无功功率; Q_c 为滤波器发出的无功功率。

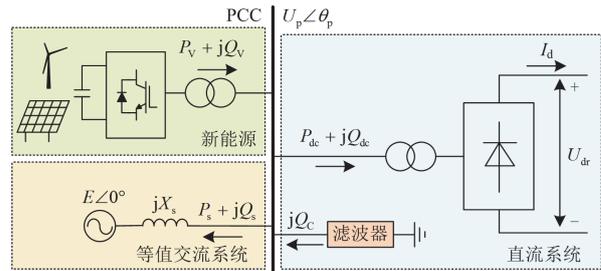


图 1 送端系统等效模型

Fig. 1 Equivalent model of sending-end system

LCC-HVDC 典型控制方式如图 2 所示。图 2 中: I_{dr} 、 I_{di} 分别为在整流侧、逆变侧直流电流; α_r 、 β_r 分别为整流器触发角及超前触发角; α_i 为逆变器触发角; U_{di} 、 U_{dm} 分别为受端直流电压及其滤波后的电压信号; γ_i 、 γ_{min} 分别为逆变器关断角及其最小值。由图 2 可知, 直流整流侧采用定电流控制(constant current controller, CCC), 而逆变侧则采用定关断角控制(constant extinction angle controller, CEAC)及后备定电流控制, 两种控制经由电流偏差控制实现切换。低压限流控制器(voltage-dependent current order limiter, VDCOL)根据 U_{dm} 的大小输出相应的电流参考指令值 I_{ref} , I_{dmax} 、 I_{dmin} 分别为 I_{ref} 的上、下限值; U_{high} 、 U_{low} 分别为触发 VDCOL 控制动作的直流电压门槛上、下限。

新能源机组经电压源型变流器(voltage source converter, VSC)接入送端交流系统, 设新能源运行

于定有功、无功功率模式, 定功率控制模式(constant power control, CPC)下的 VSC 控制结构如图 3 所示。图 3 中: L_r 、 C_f 分别为滤波电感及电容; u_{abc} 、 i_{abc} 分别为并网点电压及输出电流瞬时值; U_{Vd} 、 U_{Vq} 、 I_{Vd} 、 I_{Vq} 分别为新能源并网点电压、输出电流以 θ_p 为基准下的同步旋转坐标系下 dq 轴分量; I_{Vdref} 、 I_{Vqref} 分别为电流指令值在旋转坐标系下 dq 轴分量; P_{ref} 、 Q_{ref} 分别为有功、无功功率指令值; ω_0 为额定角频率。

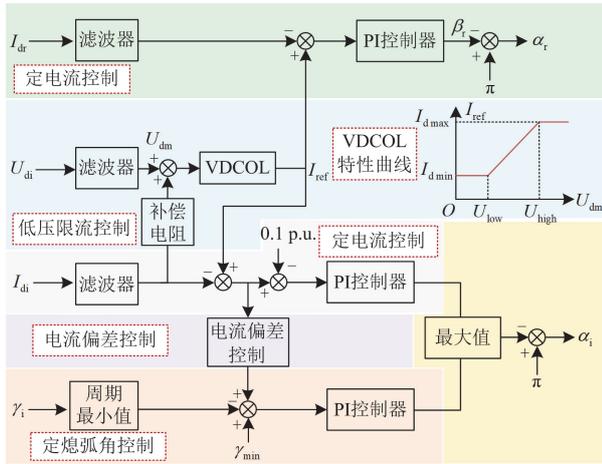


图 2 LCC-HVDC 典型控制结构

Fig. 2 Typical control structures of LCC-HVDC

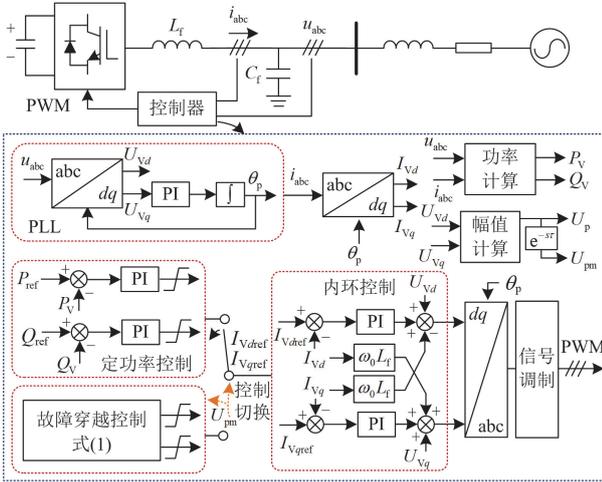


图 3 VSC 控制结构

Fig. 3 Control structures of VSC

由于新能源内环控制响应时间可达毫秒级, 因此可认为新能源电流能跟随指令值变化^[15]。同时, 根据相关并网导则^[16], 新能源应具备一定的故障穿越(fault-ride through, FRT)能力。当并网点电压上升或跌落发生越限时, 新能源机组将进入 FRT 控制,

并切换至相应的电流指令值^[14-15], 进行无功的快速响应。然而, 受电压检测、判断等环节的影响, 新能源的无功控制切换存在一定滞后^[15], 因此在防止器件过流且故障下 q 轴电流优先的基础上, 新能源机组输出电流特性如式(1)所示。

$$\begin{cases} I_{Vd} = \min \left\{ \frac{P_{ref}}{U_p}, \sqrt{I_{max}^2 - I_{Vq}^2} \right\} \\ I_{Vq} = \begin{cases} k_L(0.9 - U_{pm}) + I_{Vq0}, & U_{pm} < U_{pL} \\ I_{Vq0}, & U_{pL} \leq U_{pm} < U_{pH} \\ k_H(1.1 - U_{pm}) + I_{Vq0}, & U_{pH} \leq U_{pm} \end{cases} \end{cases} \quad (1)$$

式中: I_{max} 为变流器最大电流; k_H 、 k_L 分别为高、低穿无功电流比例系数; U_{pm} 为考虑无功控制切换延时的 PCC 电压幅值, 即 $U_{pm} = U_p(t - \tau)$, τ 为控制切换滞后时间; U_{pH} 、 U_{pL} 分别为触发高、低电压故障穿越模式的电压阈值; I_{Vq0} 为新能源故障前无功电流。

1.2 换相失败下暂态电压过程分析

通常, 电压幅值与无功功率强耦合, 因此送端系统电压幅值主要与流入等值交流系统的无功功率 Q_s 有关。由图 1 可知, 送端系统中存在如式(2)所示的无功功率平衡关系。

$$Q_s = Q_c + Q_v - Q_{dc} \quad (2)$$

送端系统电压幅值变化量 ΔU_p 与流入等值交流系统的无功变化量 ΔQ_s 间满足式(3)所示关系^[17]。

$$\Delta U_p \approx \frac{\Delta Q_s X_s}{E} \quad (3)$$

当直流系统发生换相失败故障后, 将导致直流电流、触发角等电气量发生大幅变化, 引发直流系统吸收的无功功率产生波动, 导致交流电压幅值变化。同时, 考虑到新能源无功控制将响应并网点电压幅值变化, 且控制切换存在滞后, 其滞后的无功特性可能将加剧并网点电压幅值波动。

图 4 展示了逆变器发生换相失败后, 交直流系统内部分电气量仿真波形。换相失败故障具体表现为逆变侧关断角小于满足器件换流所需的最小关断角。因此, 关断角变化过程能形象地表征换相失败期间直流系统响应特性。考虑到新能源无功控制特性也将对电气量响应产生影响, 因此可基于关断角变化过程及新能源控制模式, 对换相失败故障所引发的电气量变化过程进行分阶段分析。

阶段 I: 阀组发生换相失败故障($\gamma_i = 0$), U_{di} 降低为 0。如图 4(c)所示, 由于 VDCOL 启动存在延时^[18], I_{ref} 保持不变, 因此控制器不能及时响应电流变化, I_d 将快速上升。考虑到整流器吸收的无功

功率与 I_d 呈正相关关系^[19], Q_{dc} 将增加。同时, 由于新能源机组无功控制切换延时一般为 20~40 ms^[15], 机组输出的无功功率将保持不变, U_p 将随 ΔQ_s 减小而逐渐减小。然而, 考虑到滤波器电容存在电压幅值钳位作用, 并网点电压幅值在阶段 I 的变化并不明显。

阶段 II: 如图 4(a)所示, 逆变器阀组恢复正常换相, γ_i 由 0 迅速抬升。由于 CEAC 控制内关断角检测环节存在 20 ms 左右延时^[20], 控制器难以有效响应关断角变化, γ_i 将在抬升后在某值附近变化。同时, 由于新能源机组电压检测存在延时, 其检测的电压幅值尚未能触发新能源进入低穿, 新能源仍将维持定功率模式。进一步可知, 如图 4(c)和图 4(h)所示, 在该阶段 VDCOL 启动延时已结束, 开始响应 U_{di} 变化并促使 I_{ref} 降低直至饱和, I_d 在 CCC 控制作用下逐渐回落, 整流器吸收无功(Q_{dc})也随之减小。同时, 由于滤波器电容电压钳位作用的减弱, U_p 将在短暂地快速跌落后开始上升。

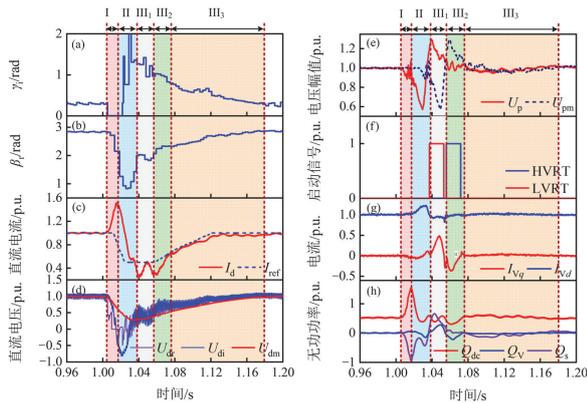


图 4 换相失败下交直流系统电气量波形

Fig. 4 Electrical waveform of AC/DC system under commutation failure

阶段 III: 逆变侧控制响应 γ_i 变化, γ_i 将受控下降至额定值。由直流系统准稳态公式可知, U_{di} 、 U_{dm} 将随着 γ_i 降低而逐渐上升, 并促使 I_{ref} 回升。 I_d 也将在控制器作用下随之上升, Q_{dc} 开始升高。与此同时, 由于新能源无功控制响应延时与 CEAC 关断角检测延时接近, 新能源将在阶段 III 进入低电压故障穿越模式, 其无功特性也将发生改变。因此, 可根据新能源所采用的无功控制方式, 将该阶段进一步细分为 3 个子阶段。

1) 阶段 III₁: 如图 4(e)~图 4(h)所示, 机组切换为低电压穿越控制 (low voltage ride through, LVRT), 向系统内注入大量无功功率导致 ΔQ_s 进一步上升, 电压幅值快速上升。

2) 阶段 III₂: 由于阶段 III₁ U_p 迅速上升, 并可能达到触发电机高穿电压阈值 U_{pH} , 新能源机组在低穿结束后将迅速切换至高穿模式 (high voltage ride through, HVRT), 从送端系统中吸收无功功率, 导致 ΔQ_s 减小, U_p 降低。

3) 阶段 III₃: 新能源机组恢复至定功率控制模式, U_p 持续回落至正常值。

基于上述分析可知, 换相失败下新能源、直流系统间存在明显的交互作用, 交互作用如图 5 所示。一方面, 换相失败故障导致送端整流器功率 (Q_{dc}) 发生异常变化, 引发等值交流系统无功失衡, 造成送端系统电压波动, 促使新能源机组无功控制发生切换。另一方面, 不同无功控制模式下的新能源机组对外呈现出不同的无功特性, 且在控制延时影响下该特性相对于实际电压存在滞后, 送端系统电压波动幅度将进一步增大。同时, 交流电压的大幅波动也将通过变流器的交直流耦合特性对直流侧电气量 (U_{dr} 、 I_d 等) 的动态变化产生影响。

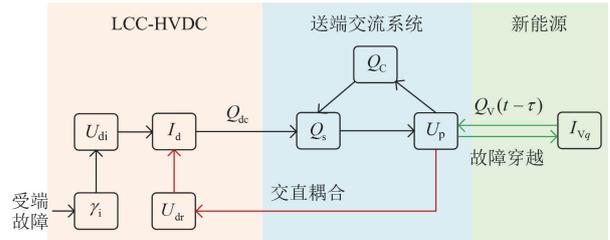


图 5 换相失败下新能源与 LCC-HVDC 交互作用示意图

Fig. 5 Schematic diagram of interaction between renewable energy and LCC-HVDC under commutation failure

2 换相失败下送端系统暂态电压评估方法

整流器的功率因数角可近似等效为其触发角^[9], 设系统基准容量为直流额定容量, 因此流入整流器的交流电流 \dot{I}_{LCC} 可表示为

$$\dot{I}_{LCC} = I_{LCC} e^{j[-(\pi-\beta_r)+\theta_p]} = (I_{LCCd} - jI_{LCCq}) e^{j\theta_p} \quad (4)$$

式中: I_{LCC} 为电流幅值, $I_{LCC} = 4\sqrt{3}k_T I_{dN} / (\pi\sqrt{2}I_{NB}) = \sigma I_d$, σ 为交、直流电流幅值比值, k_T 为换流变压器变比, I_{dN} 为额定直流电流, I_{NB} 为基准电流; I_{LCCd} 、 I_{LCCq} 分别为 \dot{I}_{LCC} 以 θ_p 为基准的同步旋转坐标系下 dq 轴分量, 其可分别表示为 $I_{LCCd} = -\sigma I_d \cos(\beta_r)$ 、 $I_{LCCq} = \sigma I_d \sin(\beta_r)$ 。

考虑到锁相环动态影响下新能源无功电流可能失准^[21], 导致机组盈余无功减少, 对过电压的助增作用减弱。为使评估结果更可靠, 建模时忽略锁相环动态的影响。因此, 新能源输出电流 \dot{I}_v 为

$$\dot{I}_V = S_V(I_{Vd} - jI_{Vq})e^{j\theta_p} \quad (5)$$

式中: S_V 为标幺后新能源容量。

基于上述分析, 绘制如图 6 所示的送端系统等效电路, 图 6 中 X_C 为滤波器等值容抗。进一步, 对图 6 列写节点电压方程如附录 A 式(A1)所示。考虑到无功功率与电压幅值强耦合^[17], 因此在推导中合理忽略有功电流的影响, 此时可推导 U_p 的表达式如式(6)所示, 推导过程详见附录 A。

$$U_p = \frac{X_s X_C}{X_C - X_s} \left(S_V I_{Vq} - \sigma I_d \sin(\beta_r) + \frac{E}{X_s} \right) = \frac{K_L I_d \sin(\beta_r) + K_R}{K_L I_d \sin(\beta_r) + K_R} \quad (6)$$

式中: K_L 、 K_R 分别包含了与直流、新能源机组有关的参数, 可表征直流、新能源对送端电压幅值 U_p 的影响, 其分别满足 $K_L = -\sigma X_s X_C / (X_C - X_s)$ 、 $K_R = X_s X_C (S_V I_{Vq} + E/X_s) / (X_C - X_s)$ 。

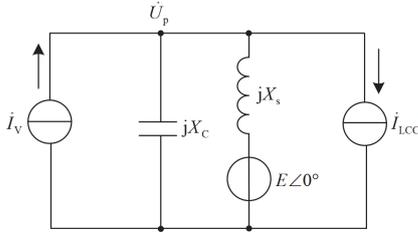


图 6 送端系统等效电路模型

Fig. 6 Equivalent circuit model of sending-end AC system

由式(6)可知, 实现送端电压幅值的评估仍需要求得 I_d 及 β_r 的表达式。下面将根据前文所划分阶段进一步计算 I_d 、 β_r , 具体过程如下所述。

由于直流送、受端的电气量存在耦合, 闭环计算复杂度高, 现有方法大多采用直接拟合直流电流、母线电压等电气量以实现解析^[9,13]。然而, 由前文分析可知, 引发上述电气量波动的根源在于 γ_i 的动态响应, γ_i 是表征换相失败期间直流系统控制作用下系统动态响应特性的关键状态变量。目前, 已有部分学者着眼于关断角动态轨迹, 对直流系统的换相失败预测^[22]、风险评估^[23]等方面进行了初步探索。因此, 本文将对关断角轨迹进行刻画。

然而, 关断角的动态轨迹在不同控制参数及故障工况影响下存在差异^[23], 基于某种特定工况得到的刻画结果可能难以适用于多变复杂工况下暂态过电压的评估。由第 1 节分析可知, 整流器吸收的无功功率与 I_d 成正比, 且送端系统过电压主要是由直流整流器无功波动造成, I_d 越小 Q_{dc} 也越小, 送端过电压可能也越严重。已有研究表明, γ_i 与 I_d 间成负相关^[24], 因此 γ_i 的抬升值越大, I_d 的跌落水平

也越低, 过电压问题也愈严重。实际工程中一般规定了逆变侧超前触发角 β_i 的上限值(约 $60^\circ \sim 70^\circ$)^[25]。由于 $\gamma_i = \beta_i - \mu$ 、 $\gamma_i < \beta_i$, 其中 μ 为换相角, 且本文主要关注过电压的风险, 因此为使得过电压风险评估结果在各种工况下均具备可靠性, 可取 γ_i 最大值为 β_i 最大值, 以使得过电压评估结果更偏保守。

结合上述分析, 将 γ_i 近似线性刻画为如图 7 所示曲线, 拟合表达式如式(7)所示。

$$\gamma_i = \begin{cases} 0 & t \in T_1 \\ \gamma_{\max} & t \in T_2 \\ k_\gamma t + \gamma_{\max} & t \in T_3 \end{cases} \quad (7)$$

式中: γ_{\max} 为 γ_i 的最大值, 可取 $\gamma_{\max} = 70^\circ$; k_γ 为 γ_i 的下降斜率, 其可通过多次测量取最大值而获得保守值; T_j 为各阶段持续时间, $j=1,2,3$, 其中 T_1 为换相失败持续时间, T_2 为 CEAC 检测延时, 设当 γ_i 恢复至额定值 γ_N 时, 可认为直流系统从故障中完全恢复, 因此有 $T_3 = (\gamma_N - \gamma_{\max})/k_\gamma$ 。

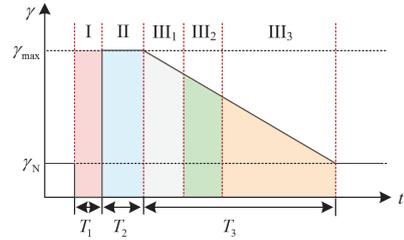


图 7 换相失败下关断角轨迹近似刻画示意图

Fig. 7 Schematic diagram of extinction angle trajectory approximate depict under commutation failure

1) 阶段 I

由 LCC-HVDC 准稳态公式^[25]可简单推得

$$I_d = \frac{U_{\text{drk}} - U_{\text{di}}}{R_1 + NX_r} = \frac{U_{\text{drk}} - U_{\text{di}}}{R_{\text{eq}}} \quad (8)$$

式中: U_{drk} 为送端整流侧空载直流电压, 其满足 $U_{\text{drk}} = -(3N\sqrt{2}k_r U_p \cos(\beta_r))/\pi$; R_1 为直流线路电阻; N 为六脉动变流器组数; X_r 为整流器换相等值电抗; R_{eq} 为等效电阻, 其满足 $R_{\text{eq}} = R_1 + NX_r$ 。

由于直流输电线路较长, 线路电感(含平波电抗器)值大, 其动态特性会对直流电流暂态变化过程产生影响, 因此引入 L_{eq} 表征线路动态影响, 将式(8)改写为式(9)所示的复频域下增量形式。

$$\Delta I_d(s) = \frac{\Delta U_{\text{drk}}(s) - \Delta U_{\text{di}}(s)}{R_{\text{eq}} + sL_{\text{eq}}} \quad (9)$$

式中: $\Delta I_d(s)$ 、 $\Delta U_{\text{drk}}(s)$ 、 $\Delta U_{\text{di}}(s)$ 分别为 I_d 、 U_{drk} 、

U_{di} 复频域下的变化量; L_{eq} 为线路等效电感; s 为拉普拉斯算子。

由前文分析可知, 此时有 $U_p \approx U_{pN}$, U_{pN} 为额定交流电压幅值。同时, 由于 β_r 一般在 $70^\circ \sim 160^\circ$ 区间内变化, 因此可采用线性化的方法, 将式(9)进一步简化为

$$\Delta I_d(s) = \frac{-\frac{3N\sqrt{2}k_T}{\pi} U_{pN} k_{w1} \Delta \beta_r(s) - \Delta U_{di}(s)}{R_{eq} + sL_{eq}} \quad (10)$$

式中: k_{w1} 为线性化斜率; $\Delta \beta_r(s)$ 为 β_r 在复频域下的变化量。

在复频域下, 整流侧定电流控制器控制律为

$$\Delta \beta_r(s) = G_{PI}(s) [\Delta I_{ref}(s) - \Delta I_d(s)] + \Delta \beta_0(s) \quad (11)$$

式中: $G_{PI}(s)$ 表示定电流控制器 PI 环节的传递函数, 其满足 $G_{PI}(s) = k_p + k_i/s$, k_p 、 k_i 分别为比例系数与积分系数; $\Delta I_{ref}(s)$ 为 I_{ref} 复频域下的变化量; $\Delta \beta_0(s)$ 为控制器初值, 如式(12)所示。

$$\Delta \beta_0(s) = \frac{k_i(I_{ref0n} - I_{d0n})}{s^2} \quad (12)$$

式中: I_{ref0n} 、 I_{d0n} 分别为 n 阶段 I_{ref} 、 I_d 的初始值。

换相失败故障下 U_{di} 快速降低为 0, 因此可视 $\Delta U_{di}(s) = -U_{dN}/s$, U_{dN} 为额定直流电压。同时, 由于 VDCOL 启动存在延时, 此时有 $\Delta I_{ref} = 0$ p.u.。联立式(10)一式(12), 即可求得阶段 I 的 I_d 、 β_r 变化量 $\Delta I_{d1}(s)$ 、 $\Delta \beta_{r1}(s)$, 如式(13)所示。

$$\begin{cases} \Delta I_{d1}(s) = \frac{U_{dN}}{s \left[R_{eq} + sL_{eq} - \frac{3N\sqrt{2}k_T G_{PI} k_{w1} U_{pN}}{\pi s} \right]} \\ \Delta \beta_{r1}(s) = G_{PI} \Delta I_{d1}(s) \end{cases} \quad (13)$$

2) 阶段 II

由于换相失败初始时刻 U_{di} 迅速跌落, VDCOL 响应 U_{di} 变化促使 I_{ref} 在阶段 II 快速降低, 因此 $\Delta I_{ref}(s)$ 可近似表示为

$$\Delta I_{ref}(s) = -\frac{I_{dmax} - I_{dmin}}{T_V s^2} \quad (14)$$

式中: T_V 为 I_{ref} 从 I_{dmax} 降至 I_{dmin} 所需的时间, 计算方法参见附录 A。

由准稳态下 U_{di} 表达式^[25]可知, U_{di} 在阶段 II 相较于阶段 I 的变化量 ΔU_{di} 为

$$\Delta U_{di} = U_{di0} \cos \gamma_{max} - N I_d X_i - 0 = U_{di0} \cos \gamma_{max} - N(I_{d02} + \Delta I_d) X_i \quad (15)$$

式中: U_{di0} 为逆变侧理想空载直流电压; X_i 为逆变侧换相等值电抗。

将式(15)改写为复频域下的形式为

$$\Delta U_{di}(s) = \Delta U'_{di}(s) - N X_i \Delta I_d(s) \quad (16)$$

式中, $\Delta U'_{di}(s) = (U_{di0} \cos \gamma_{max} - N I_{d02} X_i)/s$ 。

联立式(6)、式(9)、式(11)和式(16)可推导出

$$\begin{cases} \Delta I_{d2}(s) = \frac{H_2 [G_{PI} \Delta I_{ref}(s) + \Delta \beta_0(s)] - \Delta U'_{di}(s) + M_2 / s}{R_{eq} + sL_{eq} - G_2 + G_{PI} H_2 - N X_i} \\ \Delta \beta_{r2}(s) = G_{PI} \Delta I_{d2}(s) + \Delta \beta_0(s) \end{cases} \quad (17)$$

式中: M_2 、 H_2 、 G_2 为中间变量, 详见附录 A。

3) 阶段 III

由于 γ_i 一般在一定范围 ($20^\circ \sim 70^\circ$) 内变化, 同理对 ΔU_{di} 进行如式(18)所示的线性化处理。

$$\Delta U_{di}(s) \approx \Delta U'_{di}(s) = U_{di0} k_{w2} \Delta \gamma_i(s) = \frac{U_{di0} k_{w2} k_\gamma}{s^2} \quad (18)$$

式中: k_{w2} 为线性化斜率。

综合前文分析, $\Delta I_{ref}(s)$ 可表示为

$$\Delta I_{ref}(s) = \begin{cases} 0 & t \in T_{31} \\ \frac{U_{di0} k_{w2} k_\gamma (I_{dmax} - I_{dmin})}{s^2 (1 + sT_{de}) (U_{high} - U_{low})} & t \in T_{32}, T_{33} \end{cases} \quad (19)$$

式中: T_{3k} 为阶段 III 各子阶段持续时间, $k=1,2,3$; T_{de} 为滤波器时间常数。

同理, 阶段 III 内 I_d 、 β_r 的变化量计算如式(20)所示。

$$\begin{cases} \Delta I_{d3k}(s) = \frac{H_{3k} [G_{PI} \Delta I_{ref}(s) + \Delta \beta_0(s)] - \Delta U'_{di}(s) + M_{3k} / s}{R_{eq} + sL_{eq} - G_{3k} + G_{PI} H_{3k} - N X_i} \\ \Delta \beta_{r3k}(s) = G_{PI} \Delta I_{d3k}(s) + \Delta \beta_0(s) \end{cases} \quad (20)$$

式中: M_{3k} 、 H_{3k} 、 G_{3k} 为中间变量 ($k=1,2,3$), 其内含变量 K_L 、 K_R 。根据阶段 III 内新能源机组所采用的不同控制策略及输出的 I_{Vq} 值, K_R 将取不同的值, 其可分别记作 K_{RLVRT} 、 K_{RHVRT} 与 K_{RCPC} 。

对各阶段求得的 $\Delta I_d(s)$ 、 $\Delta \beta_r(s)$ 作拉式反变换, 获取 I_d 及 β_r 的时域表达式, 并将其代入式(6), 即可得到换相失败期间 U_p 的时域计算如式(21)所示。

$$U_p(t) = \frac{X_s X_C}{X_C - X_s} \left[S_V I_{Vq}(t) - \sigma I_d(t) \sin(\beta_r(t)) + \frac{E}{X_s} \right] \quad (21)$$

3 基于电网强度的送端暂态过电压分析

3.1 暂态过电压风险量化方法

3.1.1 量化指标及影响因素分析

在换相失败故障及恢复期间, 当送端系统电压升高越限时, 将导致新能源机组保护动作而被切除^[15], 对系统稳定运行构成危害。因此, 有必要对

换相失败下送端系统暂态过电压风险进行量化分析。

令 $\partial U_p / \partial t = 0$, 求得最大过电压时刻 t_0 , 将其代入式(21)可得送端系统的最大过电压幅值为: $U_{p\max} = U_p(t_0)$ 。短路比(short circuit ratio, SCR)可用于衡量交流电网的强度, 其为实际工程中常用的评估指标, 将其记为 λ_{SCR} 。现有研究指出, 随着短路比的提高, 系统过电压逐渐减小^[13]。因此, 通过揭示短路比与过电压间的定量关系, 可以将过电压风险约束转化为临界短路比约束, 从而为实际系统规划构建提供参考。

设在某电网强度下, $U_{p\max}$ 恰好达到不触发新能源机组过压保护动作的电压阈值, 则定义此时送端交流系统的短路比为过电压临界短路比(critical short circuit ratio of overvoltage, CSCROV)。结合前文分析可知, $U_{p\max}$ 可表示为与短路比有关的函数, 即 $U_{p\max} = f(\lambda_{\text{SCR}})$ 。然而, 由于难以获取 λ_{SCR} 关于 $U_{p\max}$ 的显式表达式, 过电压临界短路比 λ_{CSCROV} 可通过数值求解, 其满足式(22)所示关系。

$$\lambda_{\text{CSCROV}} = f^{-1}(U_{p\max}) \Big|_{U_{p\max}=U_{p\lim}} \quad (22)$$

式中: $f^{-1}(\cdot)$ 表示 λ_{SCR} 与 $U_{p\max}$ 间函数映射关系; $U_{p\lim}$ 表示触发新能源机组过压保护动作的电压阈值。

λ_{CSCROV} 表征了使送端系统过电压满足安全限额的短路比边界, 其与实际系统短路比的差值可衡量送端系统过电压的安全裕度, 从而量化过电压风险。因此, 过电压安全裕度 η 表达式为

$$\eta = \lambda_{\text{SCR}} - \lambda_{\text{CSCROV}} \quad (23)$$

当 $\eta > 0$ 时, 说明送端系统具有一定的过电压安全裕度, 不存在过电压风险。反之, 当 $\eta < 0$ 且 $|\eta|$ 越大时, 意味着送端系统过电压风险越高, 过电压问题也越严重。

由前文分析可知, 换相失败下过电压大小与新能源、直流系统有关。就直流系统而言, 其控制系统参数将影响直流系统在故障期间的电气量响应特性, 进而对过电压大小产生影响。由本文第 2 节可知, 送端系统过电压与直流系统整流侧吸收的无功功率紧密相关(即与直流电流 I_d 有关)。因此, 直流控制系统内对 I_d 动态产生直接影响的控制参数, 如定电流控制器 PI 参数(k_p 、 k_i)、VDCOL 参数(U_{low} 、 $I_{d\min}$)等将在很大程度上影响送端系统的过电压风险。同时, 在无功控制切换延时影响下的新能源盈余无功将助增暂态过电压的发生, 提高机组容量 S_V 与低穿无功电流比例系数 k_L 都将增大机组发出无功功率, 从而可能恶化送端系统的过电压问题。综

合上述分析可得, 送端系统的过电压风险将受各设备控制、运行参数的影响, 因此各影响因素与过电压安全裕度 η 间的关系可简单描述为

$$\eta = F(p_1, p_2, \dots, p_i) \quad (24)$$

式中: $F(\cdot)$ 为 η 与各影响因素间的函数关系; p_i 为影响因素。

然而, 结合式(23)及前文分析可知, η 仅能通过数值求解, 因此难以直接获取 η 关于 p_i 的解析表达式, 并通过求取 η 关于 p_i 的灵敏度来分析各因素对 η 的影响。考虑到当 $U_{p\max}$ 受参数影响而增大时, 与过电压限值($U_{p\lim}$)相对应的系统 λ_{CSCROV} 也将相应提高, 因此可通过计算 $U_{p\max}$ 关于 p_i 的灵敏度以间接反映各因素对系统过电压风险的影响, 基于附录 C 表 C1、表 C2 中参数的计算结果如表 1 所示。由表 1 可知, $U_{p\max}$ 关于 k_p 、 $I_{d\min}$ 的灵敏度为负值, 说明提高其大小将有助于抑制暂态过电压, 并增大系统过电压安全裕度; 而对于 k_i 、 U_{low} 、 S_V 、 k_L 而言, 相应地减小参数值将有助于提高 η 。

表 1 η 与各影响因素间的相关性

Table 1 Correlation between η and influencing factors

影响因素	LCC-HVDC			新能源		
	k_p	k_i	U_{low}	$I_{d\min}$	S_V	k_L
$\partial U_{p\max} / \partial p_i$	-0.267	0.002 91	1.68	-1.04	0.491	0.178
与 η 相关性	+	-	-	+	-	-

3.1.2 过电压风险评估流程

根据前文内容, 换相失败下送端系统过电压风险评估流程如图 8 所示, 具体步骤如下所述。

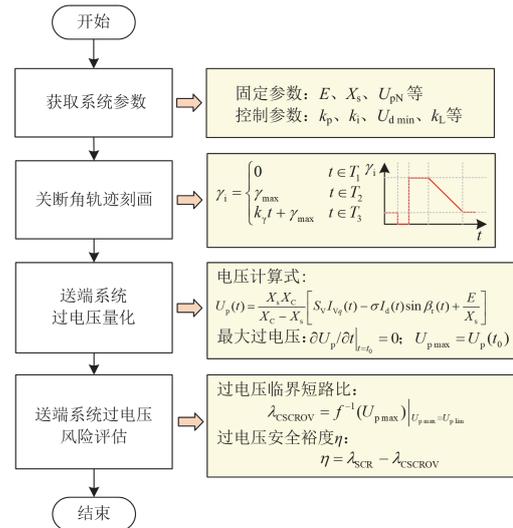


图 8 送端系统过电压风险评估流程图

Fig. 8 Flow chart of overvoltage risk assessment for the sending-end system

1) 获取送端系统内各设备的固定参数及控制参数, 并对关断角轨迹进行近似刻画;

2) 利用本文第2节中电压评估方法求取送端系统电压幅值 U_p 表达式及 U_{pmax} ;

3) 利用式(22)和式(23)分别计算送端系统的 λ_{CSCROV} 、过电压安全裕度 η , 评估出送端系统的暂态过电压风险。

3.2 交直流系统耦合强度表征方法

由本文第1节分析可知, 换相失败下送端系统电压幅值的波动涉及交直流系统间交互耦合作用, 这增加了电压变化规律分析及过电压量化时的复杂性。通过进一步探究交直流系统耦合特性与送端系统过电压间的内在联系, 将有助于更好地对换相失败下的暂态过电压进行分析与评估。

送端系统电压幅值波动将通过变流器的交直流耦合特性对直流侧电压产生影响, 从而改变直流系统内 I_d 、 U_{dr} 等电气量的故障响应形态。因此, 交直流系统间的交互耦合作用可从送端整流侧直流电压这一层面进行量化。

由于本文更关注过电压期间(阶段 III₁)交直流系统间的交互耦合作用, 因此本文选取该区间内交直流系统交互影响下的最大空载直流电压变化量进行量化分析。

由变流器基本理论可知, 整流器超前触发角一般大于 0° 且实际中变流器内控制对触发角存在限幅^[25], 结合空载直流电压表达式可知, 为使得量化结果更加可靠, 本文取 $\beta_{rmin} = 0^\circ$ 作为评估时超前触发角的典型值。此时, 将过电压期间空载直流电压的最大相对变化量定义为交直流系统耦合强度 ζ , 其表达式如式(25)所示。

$$\zeta = \left| \frac{-\frac{3N\sqrt{2}k_T}{\pi}(U_{pmax} - U_{pN})\cos(\beta_{rmin})}{U_{drkN}} \right| \times 100\% = \left| \frac{-\frac{3N\sqrt{2}k_T}{\pi}[f(\lambda_{SCR}) - U_{pN}]\cos(\beta_{rmin})}{U_{drkN}} \right| \times 100\% \quad (25)$$

式中: U_{drkN} 为整流器正常运行时的空载直流电压, 满足 $U_{drkN} = -(3N\sqrt{2}k_T U_{pN} \cos(\beta_{rN}))/\pi$, β_{rN} 为超前触发角额定值。

ζ 表征了交互过程中送端系统电压对直流电压的影响, 并且由前文分析不难得知, 随着 λ_{SCR} 的增大, U_{pmax} 降低, ζ 随之减小。设当 ζ 小于某一临界值 ζ_c 时, 送端系统交流电压对直流电压的影响可忽略不计。此时, 定义 $\zeta = \zeta_c$ 时的送端系统短路比为解耦短路比 λ_{DSCR} , 其可通过式(26)求解。

$$\lambda_{DSCR} = f^{-1} \left[\frac{\pi \zeta_c U_{drkN}}{-3N\sqrt{2}k_T \cos(\beta_{rmin})} + U_{pN} \right] \Big|_{\zeta = \zeta_c} \quad (26)$$

当 $\lambda_{SCR} > \lambda_{DSCR}$ 时, 考虑到交流系统对直流系统的影响很小, 两者间交互耦合程度低, 交直流耦合关系可实现解耦。同时在该判据下, 前文电压量化方法中对直流系统电气量(I_d 、 β_r)进行计算时可不考虑送端系统电压幅值波动的影响, 即 $U_{drk} = -(3N\sqrt{2}k_T U_{pN} \cos(\beta_r))/\pi$, 暂态过电压量化评估工作也将得以简化。

由附录 B 证明过程可知, 在典型参数下有 $\lambda_{CSCROV} < \lambda_{DSCR}$ 。因此, 送端系统短路比与过电压风险、交直流耦合特性间关系如图9所示。



图9 λ_{SCR} 与过电压风险、交直流耦合特性间关系示意图
Fig. 9 Schematic diagrams of the relationship between λ_{SCR} , overvoltage risk, and AC/DC coupling characteristics

具体关系如下所述。

- 1) 当 $\lambda_{SCR} \leq \lambda_{CSCROV}$ 时, 送端系统存在过电压风险, 且交直流系统耦合程度高。在量化系统过电压风险时, 需要考虑交直流系统耦合作用的影响。
- 2) 当 $\lambda_{CSCROV} < \lambda_{SCR} < \lambda_{DSCR}$ 时, 送端系统无过电压风险, 但交直流系统耦合程度较高。
- 3) 当 $\lambda_{SCR} \geq \lambda_{DSCR}$ 时, 送端系统过电压安全裕度进一步增大, 交直流系统耦合强度减弱, 可以将其进行解耦, 忽略交互作用所带来的影响。

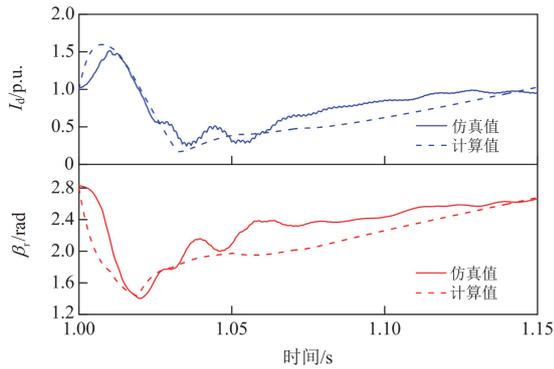
4 算例分析

为验证前文分析及所提方法的有效性, 本文基于 PSCAD/EMTDC 搭建了如附录 C 图 C1 所示的新能源基地经 LCC-HVDC 送出系统仿真模型, 仿真系统参数如附录 C 表 C1、表 C2 所示。设置受端换流母线在 1.0 s 发生三相经 0.3 H 电感接地故障, 故障持续时间为 0.1 s。

4.1 有效性验证

基于本文第2节方法对关断角轨迹进行近似刻画后, 计算得到直流电流(I_d)、整流侧超前触发角(β_r)与仿真值对比, 如图10所示。可以看出, 通过计算近似求解得到的 I_d 、 β_r 与仿真波形基本接近, 能够较好地表征两者的动态特性。

为更好地对前文所述的暂态过电压风险量化方法的有效性进行验证, 本文在送端系统短路比为

图 10 I_d 、 β_r 计算结果与仿真结果对比图Fig. 10 Comparison diagrams between the calculated and simulated results of I_d and β_r

2.5 的基础上, 进一步设置了两组不同的短路比实验条件($\lambda_{SCR} = 4, 6$)。令 $U_{p\lim} = 1.2 \text{ p.u.}$ 、 $\zeta_c = 10\%$, 计算可得 $\lambda_{CSCROV} = 3.90$ 、 $\lambda_{DSCR} = 5.95$ 。

利用本文第 2 节所提方法(图 11 中记为“方法 1”)对送端系统暂态过电压进行评估, 评估结果与仿真结果对比如图 11 所示。以 $\lambda_{SCR} = 2.5$ 为例, 如图 11(a)所示, 利用本文方法评估得到电压波形能够较好地反映换相失败下电压的暂态变化特性。与此同时, 送端系统最大过电压评估结果为 1.533 p.u. , 而仿真值则为 1.520 p.u. , 评估结果相较于仿真值偏保守, 相对误差为 0.9% 。上述对比结果验证了本文所提方法的有效性。

利用本文 3.1 节方法, 进一步对送端系统的过电压风险进行评估, 3 种短路比所对应的过电压安全裕度依次为 -1.4 、 0.1 、 2.1 。进一步结合图 11 可知, 当 $\lambda_{SCR} = 2.5 < \lambda_{CSCROV}$ 时送端系统将发生较为严重的过电压, 而在其余两组短路比条件下(即 $\lambda_{SCR} > \lambda_{CSCROV}$), 送端系统过电压幅值均低于 1.2 p.u. , 且系统的过电压安全裕度随短路比增大而逐渐提高。

为探究交直流系统耦合对过电压的影响, 验证系统短路比与交直流耦合特性、过电压风险间的关系, 本文基于上述 3 种短路比情况, 在忽略交直流系统耦合作用影响的基础上对送端系统电压进行同步评估(记为“方法 2”)。

由图 11 可看出, 随着 λ_{SCR} 的增大, 方法 2 评估的准确性不断提高, 且两种方法得到的过电压评估结果趋于一致。这是由于随着短路比的提高, 交流电压幅值波动幅度减小, 交直流系统耦合程度减弱, 其对暂态过电压评估的影响减小。当 $\lambda_{SCR} = 6.0 > \lambda_{DSCR}$ 时, 两种方法的最大过电压评估结果相对误差分别为 1.3% 、 1.6% , 评估的准确性均较高且基本无异。然而, 对于短路比为 2.5 的情况, 由于

$\lambda_{SCR} = 2.5 < \lambda_{CSCROV} < \lambda_{DSCR}$, 方法 2 过电压评估结果与仿真值的相对误差达到 3.9% , 其显著高于方法 1, 表明在该短路比条件下进行过电压量化时需要考虑交直流系统耦合作用的影响。上述结果验证了前文分析及所提指标的合理性与有效性。

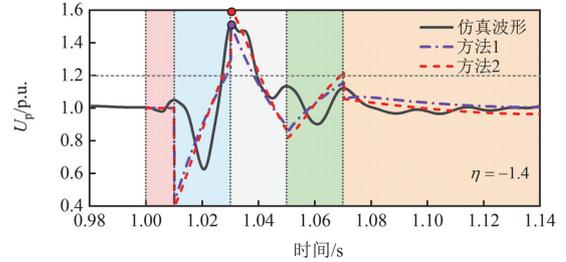
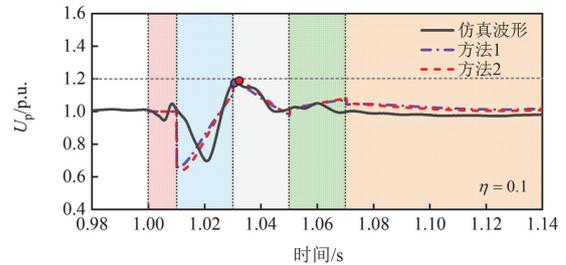
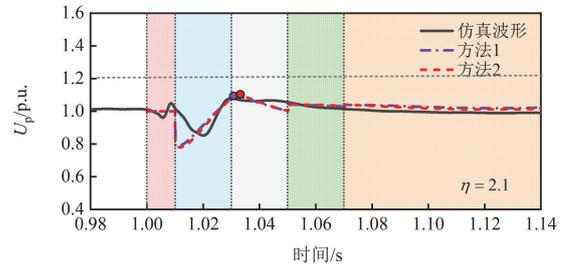
(a) $\lambda_{SCR} = 2.5$ (b) $\lambda_{SCR} = 4.0$ (c) $\lambda_{SCR} = 6.0$

图 11 暂态电压评估结果与仿真波形对比图

Fig. 11 Comparison diagrams of transient voltage estimation and simulation results

4.2 过电压安全裕度影响因素及规律分析

为进一步验证本文 3.1 节内直流系统控制参数、新能源容量等因素对过电压风险影响规律分析的准确性, 本文设置了多组参数进行仿真对比实验, 并求取了不同参数下送端系统过电压风险指标, 实验结果如图 12 所示, 其中 k_p 、 k_i 、 U_{low} 、 $I_{d\min}$ 、 k_L 、 S_V 的单位均为 p.u. 。

由图 12(a)可知, k_p 的增大将使得 I_d 随指令值变化的响应速度加快, 两者误差减小, I_d 最低点升高, 过电压水平因此降低, 送端系统过电压安全裕度

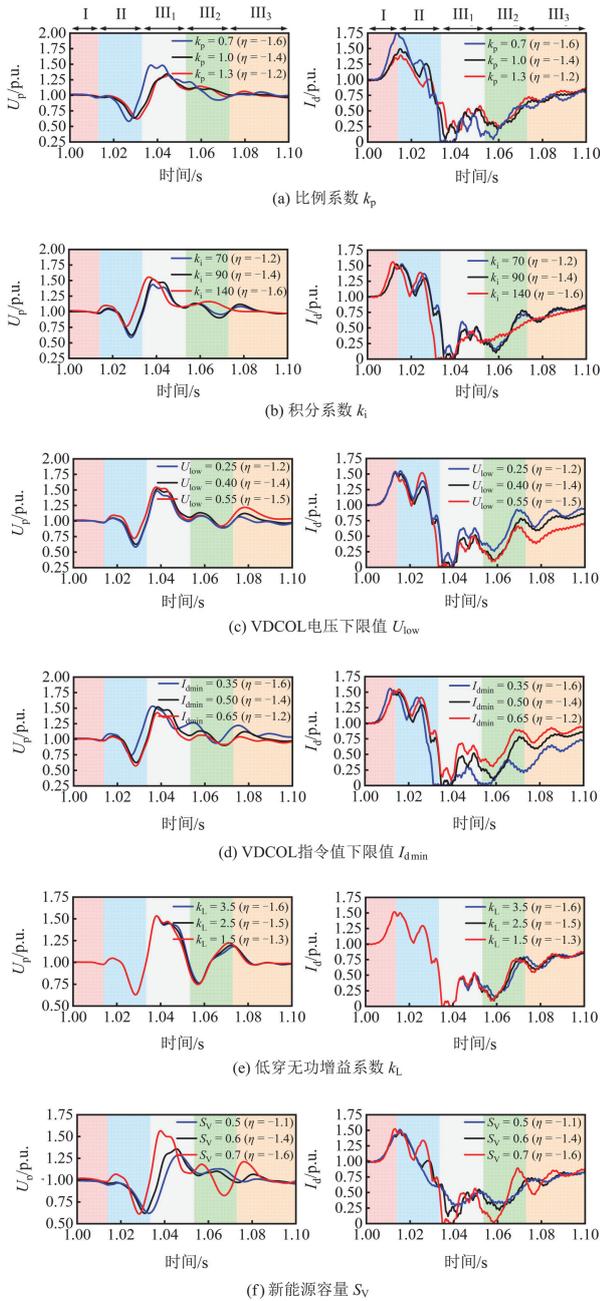


图 12 不同影响因素作用下暂态电压与直流电流仿真波形
Fig. 12 Simulation waveforms of transient voltage and DC current under different influencing factors

得到提升。而由图 12(b)可知, 减小 k_i 可以延缓电流控制器的响应时间, 使得 I_d 下降的速度变慢, 过电压将得到抑制, η 将增大。而对于 VDCOL 参数而言, 如图 12(c)和图 12(d)所示, 增大 $I_{d\min}$ 或减小 U_{low} 都将有助于抬升换相失败下的电流值, 从而降低送端系统过电压。不同的 k_L 、 S_V 将改变新能源注入送端系统的无功功率, 进而对送端系统电压幅

值产生影响。如图 12(e)和图 12(f)所示, 两者的减小都将有利于降低系统过电压风险。上述仿真结果验证了前文对过电压风险影响因素灵敏度分析的准确性。同时由图 12(e)和图 12(f)可知, k_L 、 S_V 并非是与直流电流控制相关的参量, 但 I_d 在交直流系统交互耦合作用下仍将呈现不同的响应形态, 由此也进一步论证了前文对新能源和直流系统间交互作用分析的有效性。

5 结语

本文针对含新能源基地经 LCC-HVDC 送出系统的暂态过电压问题进行了研究, 首先分析新能源和直流系统间的动态交互作用下送端电压暂态变化规律, 之后提出了一种直流换相失败下送端系统暂态过电压的量化方法, 最后从电网强度视角对送端系统过电压风险及交直流系统耦合程度进行了量化评估, 具体总结如下所述。

1) 剖析了换相失败故障下直流整流站与新能源间的复杂交互机制, 发现直流换相失败故障期间多控制环节作用下吸收无功骤降、新能源无功控制滞后是导致送端无功盈余及产生过电压风险的主要原因。

2) 提出了计及直流线路动态、多控制环节耦合作用的暂态电压评估方法, 从电网强度视角给出了量化送端系统过电压安全边界的临界短路比, 并分析了直流系统及新能源控制、运行参数对送端暂态过电压风险的影响。

3) 分析了换相失败下送端交直流系统交互耦合作用, 给出了耦合强度指标及解耦短路比判据, 并发现对过电压进行分析与量化过程中一般需要计及交直流耦合交互作用的影响。

附录 A

1) 送端电压公式推导

对图 6 列写节点电压方程如下

$$\left(-\dot{I}_{\text{LCC}} + \dot{I}_V + \frac{E}{jX_s}\right) = \dot{U}_p \left(\frac{1}{jX_s} + \frac{1}{-jX_C}\right) \quad (\text{A1})$$

进一步推导可得

$$U_p = \frac{X_s X_C}{X_C - X_s} \left[S_V I_{Vq} - I_{\text{LCC}q} + \frac{E \cos(\theta_p)}{X_s} \right] \quad (\text{A2})$$

$$\theta_p = \arcsin \left[\frac{X_s (I_{\text{LCC}d} - I_{Vd} S_V)}{E} \right] \quad (\text{A3})$$

联立式(A2)和式(A3)可得

$$U_p = \frac{X_s X_c}{X_c - X_s} \left(S_V I_{Vq} - \sigma I_d \sin(\beta_r) + \frac{E \rho}{X_s} \right) \quad (A4)$$

式中: ρ 表示系统内有功功率对电压幅值的影响, 满足式(A5)所示关系。

$$\rho = \sqrt{1 - \left[\frac{X_s (I_{LCCd} - I_{Vd} S_V)}{E} \right]^2} = \sqrt{1 - \frac{(I_{LCCd} - I_{Vd} S_V)^2}{\lambda_{SCR}^2 E^2}} \quad (A5)$$

在实际场景中, 一般有 $E > 1$ 、 $S_V < 1$ 、 $I_{Vd} < 1$ 。为保证直流系统正常运行, 应满足 $\lambda_{SCR} > 2$; 同时在换相失败下, 直流传输有功功率接近于 0, 即 $I_{LCCd} \approx 0$; 综合上述条件, 取 $\lambda_{SCR} = 2$ 、 $I_{LCCd} = 0$ 、 $S_V = 0.6$ 、 $I_{Vd} = 1$ 、 $E = 1.02$, 计算得 $\rho = 0.96$ 。因此, 在典型参数下 ρ 接近 1, 表明有功功率对电压幅值的影响很小。为便于分析, 可取 $\rho = 1$, 此时式(A4)可进一步简化为

$$U_p \approx \frac{X_s X_c}{X_c - X_s} \left(S_V I_{Vq} - \sigma I_d \sin(\beta_r) + \frac{E}{X_s} \right) \quad (A6)$$

2) T_V 求解过程

VDCOL 根据 U_{dm} 的变化输出对应的 I_{ref} , 换相失败初始阶段的 $\Delta U_{dm}(s)$ 在复频域下可写为

$$\Delta U_{dm}(s) = \frac{1}{1 + sT_{de}} \Delta U_{di} = -\frac{U_{dN}}{s(1 + sT_{de})} \quad (A7)$$

将式(A7)作 Laplace 逆变换来求得时域表达式 $\Delta U_{dm}(t)$, 并令 $\Delta U_{dm}(t) = U_{low} - U_{high}$, 即可求出 T_V 。

$$T_V = -T_{de} \ln(U_{dN} - U_{high} + U_{low}) \quad (A8)$$

3) 阶段 II 推导

结合式(6), 送端空载直流电压表达式 U_{drk} 为

$$U_{drk} = -\frac{3N\sqrt{2}k_T}{\pi} U_p \cos(\beta_r) - \frac{3N\sqrt{2}k_T}{\pi} [K_{RCPC} + K_L I_d \sin(\beta_r)] \cos(\beta_r) \quad (A9)$$

经线性化处理, 式(A9)可进一步改写为

$$U_{drk} = -\frac{3N\sqrt{2}k_T}{\pi} \left[\frac{K_{RCPC} \cos(\beta_{r02}) + \Delta\beta_r}{2} + \frac{K_L}{2} (I_{d02} + \Delta I_d) \sin(2\beta_{r02} + 2\Delta\beta_r) \right] - \frac{3N\sqrt{2}k_T}{\pi} \left[K_{RCPC} \cos(\beta_{r02}) + 0.5K_L I_{d02} \sin(2\beta_{r02}) + (k_{w1} K_{RCPC} + 2K_L k_{w3} I_{d02}) \Delta\beta_r + 0.5K_L \sin(2\beta_{r02}) \Delta I_d + K_L k_{w3} \Delta I_d \Delta\beta_r \right] \quad (A10)$$

式中: β_{r02} 为阶段 II β_r 初始值; k_{w3} 为线性化系数。

由于式(A10)内 $K_L k_{w3} \Delta I_d \Delta\beta_r$ 项远小于其他项, 对计算影响较小, 将其忽略。此时有

$$\Delta U_{drk} = -\frac{3N\sqrt{2}k_T}{\pi} [K_{RCPC} \cos(\beta_{r02}) + 0.5K_L I_{d02} \sin(2\beta_{r02}) + (k_{w1} K_{RCPC} + 2K_L k_{w3} I_{d02}) \Delta\beta_r + 0.5K_L \sin(2\beta_{r02}) \Delta I_d - U_{pN} \cos(\beta_{r02})] \quad (A11)$$

将式(A11)转化为复频域下形式, 并代入正式式(9)可得电流增量表示式为

$$\Delta I_d(s) = \frac{-\frac{3N\sqrt{2}k_T}{\pi} \left[\begin{array}{l} K_{RCPC} \cos(\beta_{r02}) + \\ 0.5K_L I_{d02} \sin(2\beta_{r02}) - \end{array} \right] / s + U_{pN} \cos(\beta_{r02})}{(k_{w1} K_{RCPC} + 2K_L k_{w3} I_{d02}) \Delta\beta_r(s) + 0.5K_L \sin(2\beta_{r02}) \Delta I_d(s)} - \Delta U_{di}(s) \quad (A12)$$

$$\frac{M_2 / s + H_2 \Delta\beta_r(s) + G_2 \Delta I_d(s) - \Delta U_{di}(s)}{R_{eq} + sL_{eq}}$$

其中

$$\begin{cases} M_2 = -\frac{3N\sqrt{2}k_T}{\pi} \left(\frac{0.5K_L I_{d02} \sin(2\beta_{r02})}{K_{RCPC} \cos(\beta_{r02}) - U_{pN} \cos(\beta_{r02})} \right) \\ H_2 = -\frac{3N\sqrt{2}k_T}{\pi} (k_{w1} K_{RCPC} + 2K_L k_{w3} I_{d02}) \\ G_2 = -\frac{3N\sqrt{2}k_T}{2\pi} K_L \sin(2\beta_{r02}) \end{cases} \quad (A13)$$

同理, M_{3k} 、 H_{3k} 、 G_{3k} 可类比上述推导求得。

附录 B

λ_{CSCROV} 与 λ_{DSCR} 间大小关系验证。

取 $U_{p \lim} = 1.2 \text{ p.u.}$ [16]、 $\zeta_c = 10\%$, 令正式式(25)

中 $U_{p \max} = U_{p \lim}$, 计算当 $\lambda_{SCR} = \lambda_{CSCROV}$ 时交直流系统耦合强度指标。根据直流系统正常运行时的参量典型值, 令 $U_{pN} = 1.0 \text{ p.u.}$ 、 $\beta_{rN} = 160^\circ$, 计算可得此时耦合强度指标为

$$\zeta = \left| \frac{(1.2 - 1) \cos 0^\circ}{-\cos 160^\circ} \right| \times 100\% = 21.3\% > 10\% \quad (B1)$$

由于 $\zeta \propto 1/\lambda_{SCR}$, 因此有 $\lambda_{DSCR} > \lambda_{CSCROV}$ 。

附录 C

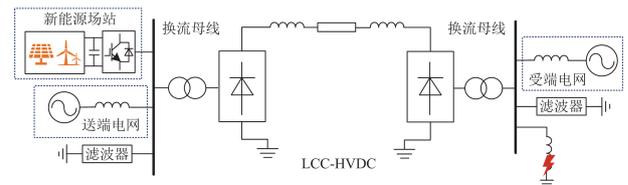


图 C1 新能源基地经 LCC-HVDC 送出系统仿真模型
Fig. C1 Simulation model of LCC-HVDC transmission system for renewable energy base

表 C1 仿真模型参数

Table C1 Simulation model parameters

类别	符号	参数	数值
LCC-HVDC	P_{dN}	额定容量	1000 MW
	U_{dN}	额定直流电压	500 kV
	I_{dN}	额定直流电流	2 kA
	α_{rN}	整流侧额定触发角	20°
	γ_{rN}	逆变侧额定关断角	18°
	R_l	线路电阻	5 Ω
	L_{eq}	线路电感	1.2 H
	Q_{CN}	无功补偿设备容量	531 Mvar
新能源机组	X_r, X_i	换流变等值电抗	0.15 p.u.
	P_{ref}	额定有功功率	600 MW
	Q_{ref}	额定无功功率	50 Mvar
	L_f	滤波电感	0.1 p.u.
	C_f	滤波电容	0.1 p.u.
	I_{max}	最大电流	1.2 p.u.
	I_{Vq0}	故障前无功电流	0.083 p.u.
交流系统	S_{base}	基准容量	1000 MVA
	U_{acN}	送、受端额定交流电压	230 kV
	E	送端等值系统内电势	235 kV
	E_i	受端等值系统内电势	230 kV
	λ_{SCRr}	送端等值系统短路比	2.5
	λ_{SCRi}	受端等值系统短路比	3.7
	R/X	阻感比	0.1
	f_0	额定频率	50 Hz

表 G2 仿真模型控制参数

Table C2 Control parameters of simulation model

类别	控制环节	参数	数值	
LCC-HVDC	整流侧 定电流控制	比例系数 k_p	1.0989 p.u.	
		积分系数 k_i	91.975 p.u.	
	定关断角控制	比例系数 k_{p_CEAC}	0.7506 p.u.	
		积分系数 k_{i_CEAC}	18.382 p.u.	
	电流偏差控制	上升斜率 k_{CEC}	2.793	
		最大上限 $\Delta\gamma_{CEC_max}$	0.2793	
	新能源机组	逆变侧 定电流控制	比例系数 k_{p_icc}	0.63 p.u.
			积分系数 k_{i_icc}	65.62 p.u.
		低压限流 控制器	电压上限值 U_{high}	0.8 p.u.
			电压下限值 U_{low}	0.4 p.u.
电流最大值 I_{dmax}			1 p.u.	
电流最小值 I_{dmin}			0.5 p.u.	
下垂控制	低穿比例系数 k_L	电压时间常数 T_{dc}	0.02 s	
		高穿比例系数 k_H	2.0 p.u.	
	控制延时 τ	低穿比例系数 k_L	2.0 p.u.	
		高穿比例系数 k_H	2.0 p.u.	
	锁相环	比例系数 k_{p_pll}	50 p.u.	
		积分系数 k_{i_pll}	400 p.u.	
电流内环控制	比例系数 k_{p_i}	10 p.u.		
	积分系数 k_{i_i}	100 p.u.		
功率外环控制	比例系数 k_{p_pq}	0.5 p.u.		
	积分系数 k_{i_pq}	10 p.u.		

参考文献

[1] 李响, 武海潮, 王文雪, 等. 考虑大规模新能源接入的电网性能评价指标体系[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(15): 178-187.
LI Xiang, WU Haichao, WANG Wenxue, et al. Performance evaluation index system of a power grid considering large-scale new energy[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(15): 178-187.

[2] OUYANG J, PAN X, YE J, et al. An improved prediction method of subsequent commutation failure of an LCC-HVDC considering sequential control response[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2023, 8(3): 1-11.

[3] 周于清, 李大虎, 姚伟, 等. 受端近区光伏电站对 LCC-HVDC 系统稳定性影响分析[J]. 中国电力, 2024, 57(3): 170-182.
ZHOU Yuqing, LI Dahu, YAO Wei, et al. Stability analysis of LCC-HVDC with PV station at the receiving end[J]. Electric Power, 2024, 57(3): 170-182.

[4] 吴庆范, 黄金海, 张爱玲, 等. 溪洛渡-浙江±800 kV 特高压直流输电工程直流保护系统实施策略及其仿真试验研究[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(1): 115-121.
WU Qingfan, HUANG Jinhai, ZHANG Ailing, et al. DC protection system implementation strategy and simulation test study of ±800 kV UHVDC power transmission project from Xiluodu to Zhejiang[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(1): 115-121.

[5] 罗汉武, 乐健, 毛涛, 等. 扎鲁特-青州±800 kV 特高压直流输电工程运行特性分析[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(1): 53-59.
LUO Hanwu, LE Jian, MAO Tao, et al. Analysis of operation characteristics of Zhaluote-Qingzhou ±800 kV UHVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(1): 53-59.

[6] 韩璐, 尹纯亚, 戴晨, 等. 高比例新能源送端系统暂态电压运行风险分析[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(1): 23-34.
HAN Lu, YIN Chunya, DAI Chen, et al. Transient voltage operational risk of a high-proportion new energy sending system[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(1): 23-34.

[7] 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.

[8] 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-EPSCA, 2020, 32(12): 62-68.
- [9] 李昂洋, 晁璞璞, 李卫星, 等. 风电经特高压直流送出系统的暂态过电压计算方法[J]. 电机与控制学报, 2021, 25(12): 11-18.
LI Boyang, CHAO Pupu, LI Weixing, et al. Transient overvoltage calculation method of wind power transmission system via UHVDC[J]. Electric Machines and Control, 2021, 25(12): 11-18.
- [10] JIN X, NIAN H. Overvoltage suppression strategy for sending AC grid with high penetration of wind power in the LCC-HVDC system under commutation failure[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(9): 10265-10277.
- [11] YIN C, LI F. 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.
- [12] 王彤, 孙奕, 裴林, 等. 考虑控制系统的 LCC-HVDC 直流电流暂态特性分析与交流短路电流近似解析方法[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(23): 8509-8523.
WANG Tong, SUN Yi, PEI Lin, et al. Analysis of DC current transient characteristics of LCC-HVDC considering control system and approximate analytical method of AC short-circuit current[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(23): 8509-8523.
- [13] XIE Q, ZHENG Z, WANG Y, et al. Analysis of transient voltage disturbances in LCC-HVDC sending systems caused by commutation failures[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2022, 37(5): 4370-4381.
- [14] 王熙纯, 刘纯, 林伟芳, 等. 风机故障穿越特性对大规模风电直流外送系统暂态过电压的影响及参数优化[J]. 电网技术, 2021, 45(12): 4612-4621.
WANG Xichun, LIU Chun, LIN Weifang, et al. Influence of wind turbine fault ride-through characteristics on transient overvoltage of large-scale wind power DC transmission systems and parameter optimization[J]. Power System Technology, 2021, 45(12): 4612-4621.
- [15] XIN H, LIU X, ZHENG D, et al. Risk assessment of post-fault temporary overvoltage using generalized short-circuit ratio[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2024, 39(1): 1837-1849.
- [16] 风电场接入电力系统技术规定 第 1 部分: 陆上风电: GB/T 19963.1—2021[S]. 北京: 中国标准出版社, 2021.
Technical specification for connecting wind farm to power system, part 1: on shore wind power: GB/T 19963.1—2021[S]. Beijing: Standards Press of China, 2021.
- [17] WANG T, PEI L, WANG J, 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.
- [18] 欧阳金鑫, 叶俊君, 张真, 等. 电网故障下多馈入直流输电系统相继换相失败机理与特性[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(20): 93-102.
OUYANG Jinxin, YE Junjun, ZHANG Zhen, et al. Mechanism and characteristics of successive commutation failure of multi-infeed HVDC transmission system under power grid fault[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(20): 93-102.
- [19] 汪娟娟, 郑睿娜, 傅闯, 等. 基于逆变站动态无功控制的后续换相失败抑制方法[J]. 电工技术学报, 2023, 38(17): 4672-4682.
WANG Juanjuan, ZHENG Ruina, FU Chuang, et al. A method based on constant reactive power control of inverter to suppress the subsequent commutation failure in HVDC system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(17): 4672-4682.
- [20] FARUQUE M O, ZHANG Y, DINAHAHI V. Detailed modeling of CIGRE HVDC benchmark system using PSCAD/EMTDC and PSB/SIMULINK[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2005, 21(1): 378-387.
- [21] 赵博元, 路晨, 陈磊, 等. 锁相环动态切换延迟导致的 VSC 暂态过电压的影响[J]. 电网技术, 2025, 49(1): 284-294.
ZHAO Boyuan, LU Chen, CHEN Lei, et al. Impact of phase-locked loop dynamics on transient over-voltage in VSC due to switching delays[J]. Power System Technology, 2025, 39(1): 284-294.
- [22] OUYANG J, ZHANG Z, LI M, et al. A predictive method of LCC-HVDC continuous commutation failure based on threshold commutation voltage under grid fault[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 36(1): 118-126.
- [23] 薛峰, 彭慧敏, 王玉, 等. 多馈入直流换相失败与同步电网交互影响机理研究评述[J]. 高电压技术, 2024, 50(7): 2747-2759.
XUE Feng, PENG Huimin, WANG Yu, et al. Review on the mechanism of the interaction between multi-infeed HVDC commutation failure and synchronous grid[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(7): 2747-2759.
- [24] 汪家铭, 徐谦, 戴攀, 等. 基于无功反馈控制的后续换相失败抑制方法[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(12): 101-108.
WANG Jiaming, XU Qian, DAI Pan, et al. Suppression method of subsequent commutation failure based on reactive power feedback control[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(12): 101-108.
- [25] 赵晓君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2011.

收稿日期: 2024-09-11; 修回日期: 2025-01-10

作者简介:

黄劭睿(2001—), 男, 硕士研究生, 研究方向为高比例新能源电力系统过电压分析; E-mail: jieruihuang@zju.edu.cn

刘昕宇(1998—), 男, 博士研究生, 研究方向为新能源电力系统暂态电压稳定; E-mail: liuxinyu_up@163.com

辛焕海(1981—), 男, 通信作者, 博士, 教授, 研究方向为高比例新能源电力系统稳定性分析和控制。E-mail: xinhh@zju.edu.cn

(编辑 张颖)