

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.240062

# 送端系统故障下考虑有功无功交互影响的暂态过电压 机理及控制策略

史映萍, 尹纯亚, 李凤婷, 韩璐, 刘江山, 张雨乐

(新疆大学电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830017)

**摘要:** 送端系统故障下整流器有功无功交互耦合会导致暂态过电压。针对此问题, 首先, 明确了直流功率、整流器无功消耗量的主导因素, 深入剖析了送端故障引发的换相失败(commutation failure, CF)后整流器无功消耗量、直流功率的耦合规律, 得出直流电流上升阶段二者呈负相关, 直流电流下降阶段二者呈正相关的结论。其次, 分析了故障恢复期间暂态电压幅值的影响因素, 阐明了不同故障严重程度下考虑有功无功交互耦合的暂态过电压机理。然后, 建立了送端系统有功不平衡量、整流器无功消耗量与直流电流的数学关系。基于无功功率与母线电压的数学关系以及有功无功交互耦合规律, 提出一种考虑有功支撑的暂态过电压控制策略。最后, 基于PSCAD/EMTDC的仿真结果验证了理论分析的正确性以及所提控制策略的有效性。

**关键词:** 送端交流系统; 有功功率; 暂态电压幅值; 故障严重程度; 控制策略

## Transient overvoltage mechanism and control strategy considering active and reactive interaction when there is a fault in the sending end AC system

SHI Yingping, YIN Chunya, LI Fengting, HAN Lu, LIU Jiangshan, ZHANG Yule  
(College of Electrical Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830017, China)

**Abstract:** There is a transient overvoltage problem caused by the active and reactive power interaction coupling of the rectifier when a fault occurs in the sending end AC system. First, the main influencing factors for DC power and reactive power consumed by the rectifier are clarified, and the coupling relationship between reactive power consumption and DC power of the rectifier after commutation failure (CF) caused by a sending end AC system fault is analyzed. It is concluded that the relationship between reactive power and DC power is negatively correlated during the rising stage of DC current, and the relationship is positively correlated during the falling stage. Secondly, the influencing factors of the transient voltage amplitude during the fault recovery period are analyzed, and the transient overvoltage mechanism considering the interaction coupling of active and reactive power under different fault severity is clarified. Then, the mathematical relationship among the unbalanced active power of the sending end system, the reactive power consumed by the rectifier and the DC current is established. Based on the mathematical relationship between the reactive power and the bus voltage, and considering the interaction coupling relationship between active and reactive power, a transient overvoltage control strategy considering the active power support is proposed. Finally, the simulation results based on PSCAD/EMTDC verify the accuracy of the theoretical analysis and the effectiveness of the proposed control strategy.

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

**Key words:** sending end AC system; active power; transient voltage amplitude; fault severity; control strategy

## 0 引言

高压直流输电因其输送距离远、输送容量大的

优点得到广泛应用。送端交流系统故障可能导致逆变侧发生换相失败(commutation failure, CF)<sup>[1]</sup>, 而换相失败恢复期间将导致送端系统产生暂态过电压<sup>[2-4]</sup>, 由此造成新能源机组脱网<sup>[5-6]</sup>, 最终使得整个系统崩溃。因此研究换相失败后送端系统暂态过

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(5236070148)

电压机理及控制策略对提高交直流系统稳定运行具有重要意义。

关于暂态过电压机理：直流系统发生换相失败后的直流电流减小阶段，整流器无功消耗量减小，导致大量盈余无功冲击送端交流电网，引发暂态过电压<sup>[7-9]</sup>。文献[10]针对混合级联直流送端系统，指出故障后直流电压与直流电流变化的不协调是导致暂态过电压的主要原因。文献[11]对送端换流母线电压进行定量计算，得出交流系统强度、直流稳态传输功率是影响暂态电压幅值的主要因素。文献[12]基于暂态电压幅值计算公式分析了不同故障类型以及不同地点的暂态电压特性。文献[13]阐明了风电场低电压穿越期间有功无功输出特性对系统暂态电压幅值的影响机理。文献[14]基于短路比和无功补偿的暂态电压幅值计算方法，指明系统强度越低、无功盈余越大，暂态过电压越严重。文献[15]分析了常规机组、调相机对暂态过电压的影响，得出随着调相机及常规机组数量增加，在同样的无功冲击下，暂态电压幅值变化量减小的结论。文献[16]研究了风电场动态特性对风电并网点电压的影响机理，得出风电并网点电压跌落程度较小时，风电场功率响应特性助增并网点电压的结论。综上所述，现有研究指出换相失败引发的暂态过电压主要影响因素为换流站无功特性、交流系统强度以及风电场运行特性，但送端交流系统故障引发换相失败时送端母线电压尚未恢复稳态值，且受到故障严重程度的影响，此外直流功率与整流器无功消耗量强耦合，因此需要进一步明确考虑有功、无功交互影响下的故障严重程度对换相失败发生后送端系统暂态电压幅值特性的影响机理。

关于暂态电压幅值控制策略：目前主要通过增设无功补偿装置、风电场运行策略优化和直流控制策略改进抑制暂态过电压。增设无功补偿装置方面，主要从优化调相机配置策略<sup>[17-18]</sup>或加装动态无功补偿装置<sup>[19]</sup>对系统进行动态补偿来抑制暂态过电压。风电场运行策略优化方面，主要从风电机组控制策略改进<sup>[20-21]</sup>以及控制参数<sup>[22]</sup>优化来实现暂态电压幅值抑制。直流控制策略改进方面，文献[23]通过改进低压限流控制(voltage dependent current order limiter, VDCOL)曲线抑制换相失败恢复期间直流电流下降幅度以抑制暂态过电压。文献[24]以送端母线处无功平衡为目标改进直流电流指令值抑制暂态过电压；文献[25-26]从控制整流器无功功率出发改进直流电流整定值，分别支撑、抑制送端系统暂态电压幅值；文献[27]基于送端母线电压跌落程度改进逆变侧超前触发角以避免换相失败的发生，从而

抑制暂态过电压；文献[28]基于直流和风电控制参数对送端暂态电压幅值的影响机理提出抑制暂态过电压的直流和风电控制参数协调优化方法。综上所述，现有暂态电压幅值控制策略未考虑直流功率的支撑，支撑直流功率将进一步影响送端系统的无功平衡，因此有必要明确换相失败及恢复期间直流功率与整流器无功消耗量的交互耦合规律，提出考虑有功支撑的暂态过电压控制策略。

为此，本文首先明确换相失败后整流器无功消耗量、直流功率的耦合规律；其次，分析考虑有功无功交互影响下的故障严重程度对暂态电压幅值的影响机理；然后，提出一种考虑有功支撑的暂态过电压控制策略；最后，基于 PSCAD/EMTDC 仿真平台搭建仿真模型对机理分析及控制策略进行验证。

## 1 送端交流系统故障恢复对直流系统的影响机理

典型两端交直流混联系统结构如图 1 所示<sup>[23]</sup>。

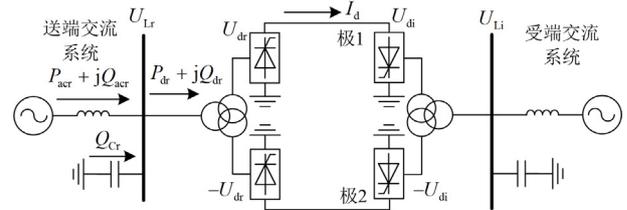


图 1 典型两端交直流混联系统结构图

Fig. 1 Typical structural diagram of AC/DC hybrid system with sending end and receiving end

图 1 中： $P_{acr}$  与  $Q_{acr}$  分别为送端交流系统馈入换流母线的有功与无功功率； $Q_{Cr}$  为送端交流滤波器与无功补偿装置提供的无功功率； $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  分别为直流输送有功功率与整流器消耗的无功功率； $U_{Lr}$  与  $U_{Li}$  分别为送端与受端换流母线电压； $U_{dr}$  与  $U_{di}$  分别为整流侧与逆变侧直流电压； $I_d$  为直流电流。

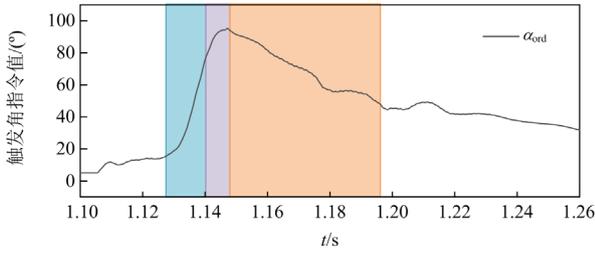
送端交流系统故障恢复初期， $U_{Lr}$  迅速恢复，一方面， $U_{dr}$  迅速增大，导致  $I_d$  迅速增大；另一方面，随着  $U_{Lr}$  的恢复，将会触发电流偏差控制，导致关断角指令值增大，使得逆变侧功率因数降低，并进一步导致逆变侧无功消耗量增大，逆变侧换流母线电压降低<sup>[1,29]</sup>。当关断角  $\gamma$  小于最小关断角  $\gamma_{min}$  时，逆变侧发生换相失败。逆变侧关断角  $\gamma$  可表示为式(1)<sup>[14]</sup>。

$$\gamma = \arccos\left(\frac{\sqrt{2}I_d}{T_1 U_{Li}} X_{ci} + \cos\beta\right) \quad (1)$$

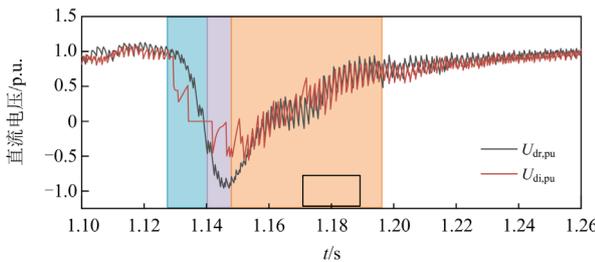
式中:  $T_i$  为逆变侧换流变压器变比;  $X_{ci}$  为逆变侧换相电抗;  $\beta$  为超前触发角。

根据式(1)可知,  $I_d$  的增大以及  $U_{Li}$  的下降将导致  $\gamma$  减小, 逆变侧存在换相失败的风险。

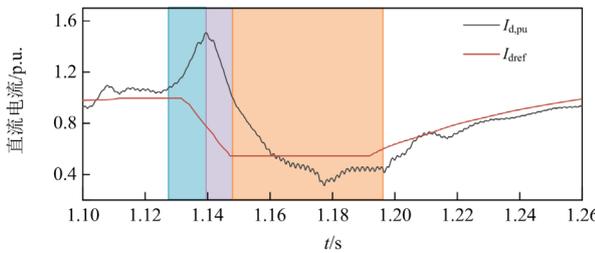
为研究换相失败及恢复期间各电气量的变化过程, 基于 CIGRE 标准模型在整流侧设置三相接地故障, 故障开始时间为 1 s, 故障切除时间为 1.1 s。以接地电感为 0.7 H 为例, 换相失败及恢复期间直流电气量仿真波形如图 2 所示。



(a) 换相失败及恢复期间整流侧触发角仿真波形



(b) 换相失败及恢复期间直流电压仿真波形



(c) 换相失败及恢复期间直流电流仿真波形

图 2 换相失败及恢复期间直流电气量仿真波形

Fig. 2 Simulated waveforms of DC electrical quantities during commutation failure and recovery period

图 2 中:  $\alpha_{ord}$  为整流侧触发角指令值;  $U_{dr,pu}$  与  $U_{di,pu}$  分别为整流侧与逆变侧直流电压标幺值;  $I_{d,pu}$  为直流电流标幺值;  $I_{dref}$  为直流电流指令值。本节以该波形为例, 分析换相失败及恢复期间直流电气量变化趋势。

换相失败后,  $U_{di}$  迅速降低,  $U_{dr}$  不会立即变化, 则  $(U_{dr} - U_{di})$  增大,  $I_d$  迅速上升, 当  $I_d > I_{dref}$  时,

为了减小偏差, 整流侧定电流控制器动作, 增大  $\alpha_{ord}$  以减小  $U_{dr}$ , 则  $I_{dref}$  将会减小, 使得  $I_d$  与  $I_{dref}$  的差值继续增大, 因此将继续控制  $\alpha_{ord}$  增大降低  $U_{dr}$ , 最终使得  $(U_{dr} - U_{di})$  值减小,  $I_d$  也减小。综上可知在换相失败期间,  $I_d$  先增大后减小,  $U_{dr}$  处于减小趋势。

换相失败恢复过程中, 逆变侧已恢复换相, 则  $U_{di}$  会上升, 由于整流侧定电流控制器存在 PI 控制器,  $U_{dr}$  不会立即变化, 所以  $(U_{dr} - U_{di})$  值减小, 使得  $I_d$  迅速降低, 当  $I_d < I_{dref}$  时, 整流侧定电流控制器动作, 通过减小  $\alpha_{ord}$  以升高  $U_{dr}$ , 则  $(U_{dr} - U_{di})$  增大, 从而导致  $I_d$  会先减小后升高。综上可知, 换相失败恢复期间,  $I_d$  先减小后增大,  $U_{dr}$  处于增大趋势。

根据上述分析, 可将上述过程划分为 4 个阶段进行分析: I. 直流电流  $I_d$  上升, 直流电压  $U_{dr}$  下降阶段; II. 直流电流  $I_d$  下降, 直流电压  $U_{dr}$  下降阶段; III. 直流电流  $I_d$  下降, 直流电压  $U_{dr}$  上升阶段; IV. 直流电流  $I_d$  上升, 直流电压  $U_{dr}$  上升阶段。

## 2 换相失败及恢复期间送端系统暂态过电压机理分析

整流器无功消耗量  $Q_{dr}$  与整流侧换流母线电压标幺值  $U_{Lr,pu}$  的关系可表示为<sup>[26]</sup>

$$U_{Lr,pu} = \frac{S_{cr}}{2Q_{CrN}} - \sqrt{\left(\frac{S_{cr}}{2Q_{CrN}}\right)^2 + \frac{Q_{dr} - S_{cr} - Q_{acrN}}{Q_{CrN}}} \quad (2)$$

式中:  $S_{cr}$  为送端系统短路容量;  $Q_{CrN}$  为送端交流滤波器与无功补偿装置提供的无功功率额定值;  $Q_{acrN}$  为稳态时送端交流系统馈入换流母线的无功功率。

根据式(2)可以看出,  $Q_{dr}$  与  $U_{Lr,pu}$  负相关。但直流输送功率  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  强耦合, 因此有必要进一步明确换相失败及恢复期间  $P_{dr}$  的变化规律。

整流器无功消耗量  $Q_{dr}$  可表示为式(3)<sup>[26]</sup>。

$$Q_{dr} = I_d \sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}^2} \quad (3)$$

式中,  $U_{dr0}$  为整流侧空载直流电压, 可表示为式(4)<sup>[26]</sup>。

$$U_{dr0} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} NT_i U_{Lr,pu} U_{LrN} \quad (4)$$

式中:  $N$  为 6 脉动换流器的个数;  $T_i$  为整流侧换流变压器变比;  $U_{LrN}$  为送端母线电压额定值。

对式(3)进行变换, 则  $P_{dr}$  可表示为

$$P_{dr} = \sqrt{I_d^2 U_{dr0}^2 - Q_{dr}^2} \quad (5)$$

由式(3)一式(5)可看出,  $Q_{dr}$ 、 $P_{dr}$  将受到直流电气量的影响, 为进一步明确换相失败及恢复期间各阶段  $Q_{dr}$ 、 $P_{dr}$  的变化趋势, 需明确其主导因素。

### 2.1 整流器无功消耗量、直流功率主导因素分析

利用式(3)分别对  $I_d$  和  $U_{dr}$  进行灵敏性分析。

$$\begin{cases} \frac{\partial Q_{dr}}{\partial I_d} \frac{I_d}{Q_{dr}} = \sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}^2} \frac{I_d}{Q_{dr}} \\ \frac{\partial Q_{dr}}{\partial U_{dr}} \frac{U_{dr}}{Q_{dr}} = -I_d \frac{U_{dr}}{\sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}^2}} \frac{U_{dr}}{Q_{dr}} \end{cases} \quad (6)$$

对式(6)两个式子求比值可得

$$\frac{\frac{\partial Q_{dr}}{\partial I_d} \frac{I_d}{Q_{dr}}}{\left| \frac{\partial Q_{dr}}{\partial U_{dr}} \frac{U_{dr}}{Q_{dr}} \right|} = \frac{U_{dr0}^2 - U_{dr}^2}{U_{dr}^2} \quad (7)$$

由式(7)可知, 当直流电流为主导因素时, 令式(7)大于 1, 应满足式(8)。

$$\left| U_{dr} \right| < \frac{U_{dr0}}{\sqrt{2}} \quad (8)$$

基于标准模型参数,  $Q_{CrN} = 540 \text{ Mvar}$ ,  $U_{LrN} = 345 \text{ kV}$ ,  $Q_{acrN} = 0$ ,  $N = 2$ ,  $T_r = 0.6173$ ,  $S_{cr} = 2500 \text{ MVA}$ 。当送端母线电压恢复至稳态值时, 根据式(4)、式(8)可得

$$\left| U_{dr,pu} \right| < 0.8132 \text{ p.u.} \quad (9)$$

利用式(5)对  $I_d$  和  $Q_{dr}$  进行灵敏性分析。

$$\begin{cases} \frac{\partial P_{dr}}{\partial I_d} \frac{I_d}{P_{dr}} = \frac{U_{dr0}^2 I_d^2}{P_{dr} \sqrt{I_d^2 U_{dr0}^2 - Q_{dr}^2}} \\ \frac{\partial P_{dr}}{\partial Q_{dr}} \frac{Q_{dr}}{P_{dr}} = \frac{-Q_{dr}^2}{P_{dr} \sqrt{I_d^2 U_{dr0}^2 - Q_{dr}^2}} \end{cases} \quad (10)$$

对式(10)两个式子求比值可得

$$\frac{\frac{\partial P_{dr}}{\partial I_d} \frac{I_d}{P_{dr}}}{\left| \frac{\partial P_{dr}}{\partial Q_{dr}} \frac{Q_{dr}}{P_{dr}} \right|} = \frac{U_{dr0}^2}{U_{dr}^2 - U_{dr}^2} \quad (11)$$

由式(10)、式(11)可以看出,  $I_d$  与  $P_{dr}$  正相关,  $Q_{dr}$  与  $P_{dr}$  负相关, 且式(11)恒大于 1, 显然可以看出  $I_d$  对  $P_{dr}$  的影响大于  $Q_{dr}$  对  $P_{dr}$  的影响。

### 2.2 整流器无功消耗量、直流功率耦合规律

第 1 节已将换相失败及恢复期间划分为 4 个阶段。为确定各阶段  $Q_{dr}$  与  $P_{dr}$  的变化规律, 分别令式(3)、式(5)对时间  $t$  求导, 如式(12)和式(13)所示。

$$\frac{dQ_{dr}}{Q_{dr} dt} = \frac{\partial Q_{dr}}{\partial I_d} \frac{I_d}{Q_{dr}} \frac{dI_d}{I_d dt} + \frac{\partial Q_{dr}}{\partial U_{dr}} \frac{U_{dr}}{Q_{dr}} \frac{dU_{dr}}{U_{dr} dt} \quad (12)$$

$$\frac{dP_{dr}}{P_{dr} dt} = \frac{\partial P_{dr}}{\partial I_d} \frac{I_d}{P_{dr}} \frac{dI_d}{I_d dt} + \frac{\partial P_{dr}}{\partial Q_{dr}} \frac{Q_{dr}}{P_{dr}} \frac{dQ_{dr}}{Q_{dr} dt} \quad (13)$$

2.1 节已分析当送端母线电压为稳态值时的主导因素边界条件为: 边界条件电压  $U_{drb} = 0.8132 \text{ p.u.}$ , 而换相失败将导致送端系统产生暂态过电压, 则由式(8)可知, 边界条件电压  $U_{drb}$  与  $U_{dr0}$  的关系可表示为

$$\left| U_{drb} \right| = \frac{U_{dr0}}{\sqrt{2} U_{drN}} \quad (14)$$

式中,  $U_{drN}$  为整流侧直流电压额定值。

当取标准模型参数时, 由式(4)、式(14)可得  $U_{Lr,pu}$  对  $U_{drb}$  的影响如图 3 所示。

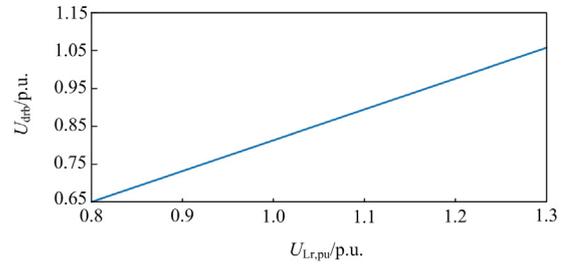


图 3  $U_{Lr,pu}$  对  $U_{drb}$  的影响

Fig. 3 Influence of  $U_{Lr,pu}$  on  $U_{drb}$

由图 3 可知, 随着  $U_{Lr,pu}$  的升高, 边界条件电压  $U_{drb}$  随之增大, 则直流电流占主导因素的范围随之增加。

阶段 I:  $dI_d/dt > 0$ ,  $dU_{dr}/dt < 0$ , 由式(6)、式(12)可知,  $dQ_{dr}/dt > 0$ , 则  $Q_{dr}$  呈增大趋势。对于  $P_{dr}$  来说, 虽然此阶段  $I_d$  呈上升趋势, 但  $P_{dr}$  不会大于直流额定功率  $P_{drN}$ ,  $P_{dr}$  变化趋势无法确定。将式(6)、式(10)、式(12)代入式(13)可得

$$\frac{dP_{dr}}{P_{dr} dt} = \frac{U_{dr}^2 I_d^2}{P_{dr} \sqrt{I_d^2 U_{dr0}^2 - Q_{dr}^2}} \frac{dI_d}{I_d dt} + \frac{U_{dr}^2 I_d^2}{P_{dr} \sqrt{I_d^2 U_{dr0}^2 - Q_{dr}^2}} \frac{dU_{dr}}{U_{dr} dt} \quad (15)$$

由式(15)可知, 在此阶段当  $dI_d/(I_d dt) = -dU_{dr}/(U_{dr} dt)$  时,  $dP_{dr}/(P_{dr} dt) = 0$ 。此阶段初期由于  $P_{dr}$  不会大于  $P_{drN}$ ,  $P_{dr}$  基本保持不变。后期随着  $U_{dr}$  的持续降低导致  $I_d$  上升至最大值, 显然  $dI_d/(I_d dt) < -dU_{dr}/(U_{dr} dt)$ ,  $P_{dr}$  的变化由  $U_{dr}$  的变化趋势确定, 而式(15)第 2 项为  $\frac{\partial P_{dr}}{\partial Q_{dr}} \frac{Q_{dr}}{P_{dr}} \frac{dQ_{dr}}{Q_{dr} dt}$  化简后的一部分, 因此此阶段  $P_{dr}$  的变化趋势由  $Q_{dr}$  决定。由式(10)、式(13)可知,  $dP_{dr}/dt < 0$ , 由上述分析可知此阶段  $P_{dr}$  和  $Q_{dr}$  负相关。

阶段 II:  $dI_d/dt < 0$ ,  $dU_{dr}/dt < 0$ , 对于  $P_{dr}$ ,  $P_{dr}$  的主导因素为  $I_d$ , 由式(10)、式(13)可知,  $dP_{dr}/dt < 0$ 。对于  $Q_{dr}$ , 当  $I_d$  增大为最大值时,  $U_{dr}$  减小至接近 0 甚至为负。则主要讨论  $U_{dr}$  为负时  $Q_{dr}$  的主导因素, 当  $|U_{dr,pu}| < U_{drb}$  时,  $I_d$  作为  $Q_{dr}$  的主导因素, 由式(6)、式(12)可知,  $dQ_{dr}/dt < 0$ , 则  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  正相关; 当  $|U_{dr,pu}| > U_{drb}$  时,  $U_{dr}$  作为影响  $Q_{dr}$  的主导因素, 此时  $dU_{dr}/(U_{dr}dt) > 0$ , 由式(6)、式(12)可知,  $dQ_{dr}/dt < 0$ , 则  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  正相关。由上述分析可知,  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  表现为正相关。

阶段 III:  $dI_d/dt < 0$ ,  $dU_{dr}/dt > 0$ 。对于  $P_{dr}$ ,  $P_{dr}$  的主导因素为  $I_d$ , 由式(10)、式(13)可知,  $dP_{dr}/dt < 0$ 。对于  $Q_{dr}$ , 此阶段  $U_{dr}$  首先为负, 随着  $U_{dr}$  的增大, 恢复为正。当  $U_{dr} < 0$  且  $|U_{dr,pu}| > U_{drb}$  时,  $U_{dr}$  作为主导因素, 此时  $dU_{dr}/(U_{dr}dt) < 0$ , 由式(6)、式(12)可知,  $dQ_{dr}/dt > 0$ , 则  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  负相关; 当  $U_{dr} < 0$  且  $|U_{dr,pu}| < U_{drb}$  时,  $I_d$  作为主导因素, 由式(6)、式(12)可知,  $dQ_{dr}/dt < 0$ , 则  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  正相关; 当  $U_{dr} > 0$  且  $|U_{dr,pu}| < U_{drb}$  时,  $I_d$  作为主导因素, 由式(6)、式(12)可知,  $dQ_{dr}/dt < 0$ , 则  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  正相关。当  $U_{dr} > 0$  且  $|U_{dr,pu}| > U_{drb}$  时,  $U_{dr}$  作为主导因素, 由式(6)、式(12)可知,  $dQ_{dr}/dt < 0$ , 则  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  正相关。 $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  负相关的情况虽然会造成暂态电压下降, 但由于阶段 II 出现暂态过电压, 此时送端母线电压可能仍高于稳态值。由图 3 可知, 此阶段  $U_{drb} > 0.8132$  p.u., 导致  $|U_{dr,pu}| > U_{drb}$ , 此种情况持续时间较短。由上述分析可知, 虽然  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  存在负相关的情况, 但此情况出现的时间较短, 此阶段整体上  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  表现为正相关。

阶段 IV: 由于此阶段  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  逐渐趋于稳定, 有功、无功耦合规律不做具体分析。

由上述分析可知, 换相失败后  $Q_{dr}$ 、 $P_{dr}$  耦合规律如表 1 所示。

表 1 换相失败后  $Q_{dr}$ 、 $P_{dr}$  耦合规律

Table 1 $Q_{dr}$ and $P_{dr}$ coupling rules after commutation failure				
阶段	直流电气量变化趋势	整流器无功消耗量变化趋势	直流输电功率变化趋势	$Q_{dr}$ 、 $P_{dr}$ 耦合规律
I	$dI_d/dt > 0$ $dU_{dr}/dt < 0$	$dQ_{dr}/dt > 0$	$dP_{dr}/dt < 0$	负相关
II	$dI_d/dt < 0$ $dU_{dr}/dt < 0$	$dQ_{dr}/dt < 0$	$dP_{dr}/dt < 0$	正相关
III	$dI_d/dt < 0$ $dU_{dr}/dt > 0$	$dQ_{dr}/dt < 0$	$dP_{dr}/dt < 0$	正相关

由表 1 可以看出: 阶段 I  $P_{dr}$  和  $Q_{dr}$  负相关, 阶段 II、阶段 III  $P_{dr}$  和  $Q_{dr}$  正相关, 当有功增大时, 阶段 I 整流器无功消耗量将减小, 阶段 II 和阶段 III 整流器无功消耗量将增大。

## 2.3 送端系统暂态过电压机理分析

### 2.3.1 换相失败后送端母线电压幅值影响因素分析

送端交流系统故障引发的换相失败发生时  $U_{Lr}$  尚未恢复至稳态值, 且受到故障严重程度的影响。因此换相失败以及换相失败恢复期间  $Q_{dr}$  受到两方面因素的影响: 一是发生换相失败时整流侧换流母线电压幅值, 二是逆变侧直流电压变化。送端系统暂态电压影响机理如图 4 所示。

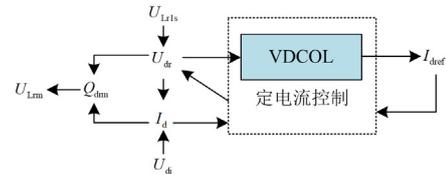


图 4 送端系统暂态电压影响机理

Fig. 4 Transient voltage influence mechanism of sending end AC system

图 4 中:  $U_{Lr1s}$  指上一阶段母线暂态电压幅值;  $U_{Lm}$  为受到送端母线电压以及逆变侧直流电压影响引起的暂态电压极值; 下标 m 指的是对应电气量的极值。

如图 4 所示: 换相失败刚发生时的母线电压幅值将影响  $U_{dr}$ , 进一步影响 VDCOL 输出直流电流指令值。直流控制系统的滞后性, 将最终影响阶段 I 的直流电流极值。而根据阶段 I 暂态电压极值进一步分析下一阶段直流电流的大小, 以此类推。但当时间尺度过长时, 上一阶段暂态电压的大小对直流电流指令值的影响可以忽略, 其对暂态电压的影响也可忽略。逆变侧直流电压的变化对直流电气量的影响已于第 1 节分析, 而直流电气量的变化将进一步影响  $Q_{dr}$ , 最终影响  $U_{Lm}$ 。

### 2.3.2 考虑有功无功耦合规律下的故障严重程度对暂态电压的影响机理

轻微故障下的直流冲击电流以及严重故障下控制器的不利切换是送端交流系统故障引发换相失败的主要原因<sup>[1]</sup>。因此换相失败刚发生时, 严重故障下的直流电流小于轻微故障下的直流电流, 为确定故障严重程度对送端母线电压的影响, 需建立  $I_d$  与  $U_{Lr}$  间的数学关系。  $U_{dr}$  可表示为式(16)<sup>[26]</sup>。

$$U_{dr} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} NT_r U_{Lr} \cos \alpha_r - \frac{3}{\pi} NX_{cr} I_d \quad (16)$$

式中:  $\alpha_r$  为整流器触发角;  $X_{cr}$  为整流侧换相电抗。

将式(5)、式(16)代入式(3)可得

$$Q_{dr} = I_d \sqrt{\frac{K_1^2 U_{Lr,pu}^2 U_{LrN}^2 (1 - \cos^2 \alpha_r) - K_2^2 I_d^2}{2K_1 K_2 \cos \alpha_r U_{Lr,pu} U_{LrN} I_d}} \quad (17)$$

式中:

$$\begin{cases} K_1 = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} NT_r \\ K_2 = -\frac{3}{\pi} NX_{cr} \end{cases} \quad (18)$$

由式(2)解出  $Q_{dr}$ , 如式(19)所示。

$$Q_{dr} = Q_{CrN} U_{Lr,pu}^2 - S_{cr} U_{Lr,pu} + S_{cr} + Q_{acrN} \quad (19)$$

根据式(17)、式(19)整理可得

$$\begin{aligned} & Q_{CrN}^2 U_{Lr,pu}^4 - 2Q_{CrN} S_{cr} U_{Lr,pu}^3 + (2Q_{CrN} (S_{cr} + Q_{acrN}) + \\ & S_{cr}^2 - I_d^2 K_1^2 U_{LrN}^2 (1 - \cos^2 \alpha_r)) U_{Lr,pu}^2 + \\ & (2K_1 K_2 I_d^3 \cos \alpha_r U_{LrN} - 2S_{cr} (S_{cr} + Q_{acrN})) U_{Lr,pu} + \\ & (S_{cr} + Q_{acrN})^2 + K_2^2 I_d^4 = 0 \end{aligned} \quad (20)$$

取标准模型参数, 由式(20)可得出  $I_d$  以及  $\alpha_r$  对  $U_{Lr,pu}$  的影响, 如图 5 所示。

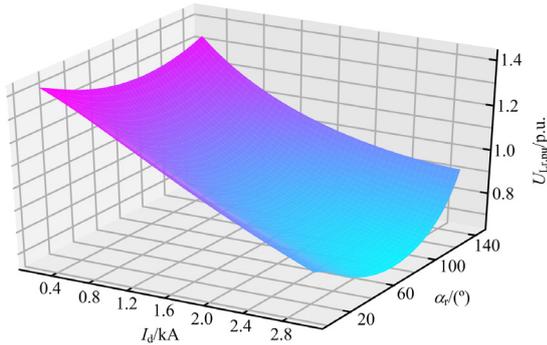


图 5  $I_d$ 、 $\alpha_r$  对  $U_{Lr,pu}$  的影响

Fig. 5 Influence of  $I_d$ 、 $\alpha_r$  on  $U_{Lr,pu}$

由图 5 可以看出:  $U_{Lr,pu}$  与  $I_d$  负相关,  $\alpha_r$  较小时  $\alpha_r$  和  $U_{Lr,pu}$  负相关, 而  $\alpha_r$  较大时  $\alpha_r$  和  $U_{Lr,pu}$  正相关。发生换相失败前  $U_{Lr,pu}$  已接近于稳态值, 不同故障严重程度下的  $I_{dref}$  均为 1 p.u., 且换相失败前  $I_{d,pu}$  是大于稳态值的, 因此  $I_{d,pu}$  越大,  $I_{d,pu}$  与  $I_{dref}$  偏差越大, 所控触发角越大, 则  $U_{Lr,pu}$  越低, 从而可得出结论: 发生换相失败时轻微故障下的送端母线电压小于严重故障下的送端母线电压。

由 2.3.1 节所述的暂态电压两方面影响因素分析不同故障严重程度下换相失败后各阶段暂态电压的幅值。

阶段 I: 2.2 节已分析得到此阶段  $dQ_{dr}/dt > 0$ ,

$dP_{dr}/dt < 0$ , 根据式(2)可知, 送端系统将呈现暂态低电压。为便于分析, 轻微故障用下标 1 表示, 严重故障用下标 2 表示。由于换相失败发生时  $U_{Lr1} < U_{Lr2}$ , 则  $U_{dr1} < U_{dr2}$ , 一方面  $I_{dref1} < I_{dref2}$ , 另一方面换相失败发生时严重故障下  $(U_{dr} - U_{di})$  更大, 则  $I_{d1max} < I_{d2max}$ , 下标 max 表示最大值。由于  $I_d$  为最大值时,  $U_{dr}$  接近于 0, 甚至为负, 显然  $|U_{dr,pu}| < U_{drb}$ , 因此  $I_d$  作为影响  $Q_{dr}$  的主导因素。由式(3)可知  $Q_{dr1} < Q_{dr2}$ , 则  $U_{Lr1m} > U_{Lr2m}$ 。由于此阶段  $P_{dr}$  的主导因素为  $Q_{dr}$ , 由式(5)可知,  $P_{dr1} > P_{dr2}$ , 前文已分析此阶段两者负相关, 则  $P_{dr}$  将引起不同故障严重程度下的  $Q_{dr}$  差值更大, 从而导致不同故障严重程度下的电压差值增大。

阶段 II: 2.2 节已分析得到此阶段  $dQ_{dr}/dt < 0$ ,  $dP_{dr}/dt < 0$ , 根据式(2)可知, 送端系统将呈现暂态过电压。由于  $U_{dr}$  的持续降低,  $I_{dref}$  已稳在 0.55 p.u., 因此整流侧换流母线电压对  $I_{dref}$  的影响较小可忽略。由上一阶段  $I_d$  的大小可得此阶段  $I_{d1min} < I_{d2min}$ , 下标 min 表示最小值, 则由式(5)可知,  $P_{dr1} < P_{dr2}$ 。由 2.2 节分析可知,  $U_{dr}$  取最小值时, 送端系统存在暂态过电压极值, 则此时  $|U_{dr,pu}| > U_{drb}$ ,  $U_{dr}$  为主导因素。由于  $I_d > I_{dref}$ , 因此  $I_d$  越大, 为减小  $I_d$  所控的  $\alpha_r$  更大, 则  $\alpha_r$  和  $I_d$  均更大, 由式(16)可知  $U_{dr}$  更低。由式(3)可知  $U_{dr}$  为主导因素时  $Q_{dr1} > Q_{dr2}$ , 则  $U_{Lr1m} < U_{Lr2m}$ 。前文已分析此阶段  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  正相关, 则  $P_{dr}$  将引起不同故障严重程度下的  $Q_{dr}$  差值减小, 从而减小不同故障严重程度下的电压差值。

阶段 III: 2.2 节已分析得到此阶段  $dQ_{dr}/dt < 0$ ,  $dP_{dr}/dt < 0$ , 根据式(2)可知, 送端系统将呈现暂态过电压。由阶段 II 分析可知, 严重故障下的  $U_{dr}$  更低, 换相失败恢复后严重故障下的电压偏差更大, 则  $I_d$  下降速度更快。一方面  $I_d$  下降幅度增大, 另一方面由于 PI 控制器的滞后性, 无法迅速抑制  $I_d$  幅值的降低, 因此此阶段直流电流最小值  $I_{d1min} > I_{d2min}$ 。由式(5)可知,  $P_{dr1} > P_{dr2}$ 。此阶段由于  $I_d$  的持续降低, 导致  $I_d < I_{dref}$ 。因此  $I_d$  越低, 为增大  $I_d$  所控  $\alpha_r$  更小,  $U_{dr}$  更高。由式(3)可知无功功率最小值  $Q_{dr1min} > Q_{dr2min}$ , 则  $U_{Lr1m} < U_{Lr2m}$ 。此阶段  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  正相关, 则  $P_{dr}$  将引起不同故障严重程度下的  $Q_{dr}$  差值增大, 从而导致不同故障严重程度下的电压差值增大。

经过上述分析, 可得到故障严重程度对直流电流极值  $I_{dm}$  以及  $U_{Lrm}$  的影响, 如图 6 所示。

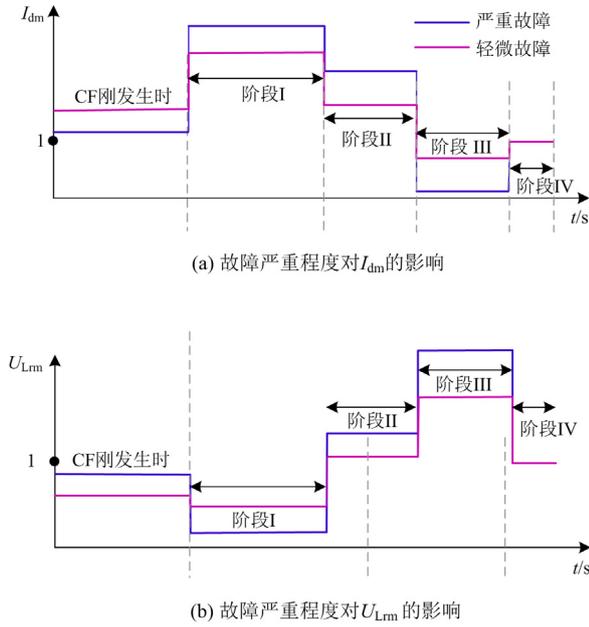


图 6 故障严重程度对  $I_{dm}$ 、 $U_{Lrm}$  的影响

Fig. 6 Influence of fault severity on  $I_{dm}$  and  $U_{Lrm}$

### 3 考虑有功支撑的暂态过电压控制策略

系统发生故障后, 有功和无功不平衡对母线电压的影响可表示为式(21)<sup>[26]</sup>。

$$U_{Lr} = \sqrt{\left( U_{LrN} + \frac{\Delta Q_{dr} X_{cr}}{U_{LrN}} \right)^2 + \left( \frac{\Delta P_{dr} X_{cr}}{U_{LrN}} \right)^2} \quad (21)$$

式中,  $\Delta P_{dr}$  和  $\Delta Q_{dr}$  分别为送端系统有功和无功不平衡量。

$\Delta P_{dr}$  和  $\Delta Q_{dr}$  可表示为

$$\begin{cases} \Delta P_{dr} = P_{drN} - P_{dr} \\ \Delta Q_{dr} = Q_{CrN} + Q_{acrN} - Q_{dr} \end{cases} \quad (22)$$

式中,  $P_{drN}$  为直流功率额定值。

将式(3)、式(22)代入式(21)中可得

$$\begin{cases} Q_{dr} = \frac{K_a I_d^2 + \sqrt{K_a^2 I_d^4 - 4(U_{LrN}^2 - K_b K_1^2 I_d^2)((-K_c I_d^2 - K_b I_d^2 \Delta P_{dr}^2) + (P_{drN} - \Delta P_{dr})^2 U_{LrN}^2)}}{2(U_{LrN}^2 - K_b K_1^2 I_d^2)} \\ K_a = -\frac{36}{\pi^2} N^2 T_r^2 (Q_{CrN} X_{cr}^2 + U_{LrN}^2 X_{cr}) \\ K_b = \frac{18}{\pi^2} N^2 T_r^2 X_{cr}^2 \\ K_c = \frac{18}{\pi^2} N^2 T_r^2 (U_{LrN}^4 + Q_{CrN}^2 X_{cr}^2 + 2U_{LrN}^2 Q_{CrN} X_{cr}) \end{cases} \quad (23)$$

式(23)为  $I_d$ 、 $\Delta P_{dr}$ 、 $Q_{dr}$  的关系式, 由 2.3.2 节分析的 3 个阶段的暂态电压幅值特性确定不同的  $Q_{dr}$  指令值和  $\Delta P_{dr}$  指令值, 进而将计算得出的直流电流指令值送入整流侧定电流控制器, 从而实现不同阶段考虑有功支撑的暂态电压幅值控制。

由 2.2 节分析可知, 阶段 I 送端系统将产生暂态低电压, 为保证母线电压高于 0.8 p.u., 由式(19)计算可得  $Q_{drmax}$ , 进而确定所对应的  $P_{dr}$ 。一方面,  $P_{dr}$  过小将导致  $Q_{dr}$  过大, 进而超过最大值限值, 另一方面, 为尽可能减小有功缺额, 需要确定所对应的直流功率最大值, 提升有功改善效果。对于阶段 I 来说, 整流侧直流电压最大值为  $U_{drN}$ , 将  $Q_{drmax}$ 、 $U_{drN}$  代入式(3)可得  $I_{drmax1}$ , 进而将  $I_{drmax1}$ 、 $Q_{drmax1}$  代入式(5)可求出直流输送功率最大值  $P_{drmax1}$ 。将  $P_{drmax1}$  作为直流有功指令值控制有功功率增大, 而有功功率增大将导致  $Q_{dr}$  减小, 送端系统可能呈现暂态过电压的风险。为保证送端系统电压低于 1.1 p.u., 由式(19)计算可得  $Q_{drmin1}$ , 将  $Q_{drmin1}$ 、 $P_{drmax1}$  代入式(23)可得到  $I_{d1}$ , 将其作为改进后的直流电流整定值。

由 2.2 节分析可知, 阶段 II 送端系统将产生暂态过电压, 为保证母线电压低于 1.1 p.u., 由式(19)计算可得  $Q_{drmin2}$ 。同阶段 I 一样, 一方面  $P_{dr}$  过小将导致  $Q_{dr}$  过小进而超过最小值限值, 另一方面为尽可能减小有功缺额, 需要找到  $Q_{drmin2}$  对应的直流功率最大值。对于阶段 II 来说, 触发角取最大值时  $|U_{dr}|$  取最大值, 根据定电流控制限幅得出触发角最大值  $\alpha_{m1}$ , 将其代入式(16)可得  $|U_{drmax}|$ 。将  $Q_{drmin}$ 、 $|U_{drmax}|$  代入式(3)可得到  $I_{drmax2}$ , 进而代入式(5)可求出  $Q_{drmin2}$  对应的最大直流输送功率值  $P_{drmin2}$ 。而将  $P_{drmin2}$  作为直流有功指令值将控制有功增大, 此阶段有功增大将导致  $Q_{dr}$  增大, 送端系统存在暂态低电压的风险。为保证送端系统电压高于 0.8 p.u., 由式(19)计算可得  $Q_{drmax2}$ , 将  $Q_{drmax2}$ 、 $P_{drmin2}$  代入式(23)可得到  $I_{d2}$ , 将其作为改进后的直流电流整定值。

由第 2 节分析可知, 阶段 III 和阶段 II 类似, 有功指令值和阶段 II 保持一致, 但阶段 III 低电压限值过低不利于后续母线电压的恢复, 因此母线电压限值设置为 0.9 p.u., 由式(19)计算可得  $Q_{drmax3}$ , 将  $Q_{drmax3}$ 、 $P_{drmin2}$  代入式(23)中可得到  $I_{d3}$ , 并利用其对原控制策略输出指令值进行最小值限幅。

根据上述分析, 提出一种考虑有功支撑的暂态电压幅值控制策略, 控制策略框图如图 7 所示。

由图 7 可以看出: 控制模块对换相失败以及换相失败恢复期间的 3 个阶段分别改进直流电流整

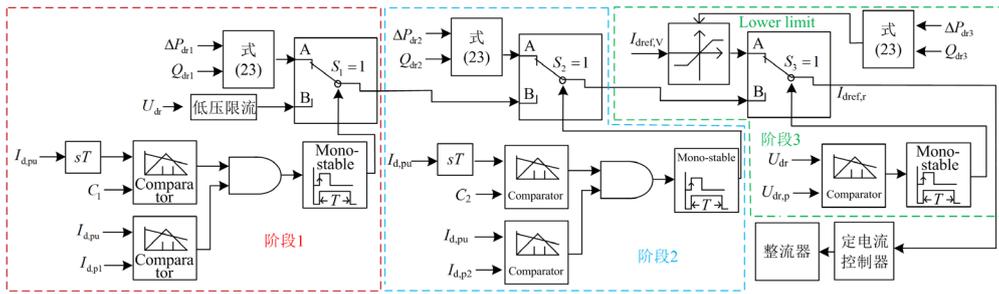


图7 控制策略框图

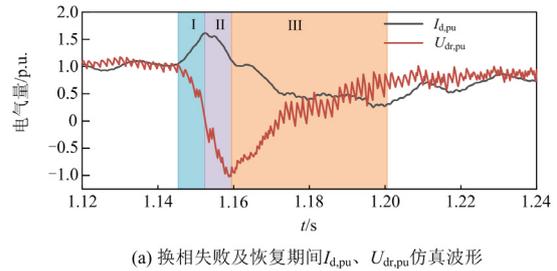
Fig. 7 Control strategy block diagram

定值。阶段 I 将上述分析得出的  $Q_{drmin1}$ 、 $P_{drmax1}$  代入式(23)给定该阶段直流电流整定值。当逆变侧发生换相失败时投入该指令值，因此启动需满足两个条件：(1) 直流电流呈上升趋势；(2) 直流电流大于阶段 I 直流电流预设值  $I_{d,p1}$ 。由于不同故障严重程度下发生换相失败时直流电流不同，可以根据故障严重程度给定  $I_{d,p1}$ 。阶段 II 同样将上述分析得出的  $Q_{drmax2}$ 、 $P_{drmin2}$  代入式(23)给定该阶段直流电流整定值。阶段 II 初始点为直流电流最高点，因此启动同样满足两个条件：(1) 直流电流到达极值点；(2) 直流电流大于阶段 II 直流电流预设值  $I_{d,p2}$ ，可以根据故障严重程度给定  $I_{d,p2}$ 。阶段 III 将上述分析得到的  $Q_{drmax3}$ 、 $P_{drmin2}$  代入式(23)，计算得出直流电流指令值。为避免改进的直流电流指令值的持续投入影响系统的功率恢复，此阶段将原控制策略输出的指令值最小值限幅，将计算所得直流电流作为限幅环节的最小值。阶段 III 初始阶段为直流电压最低点，因此启动需保证直流电压低于阶段 III 直流电压预设值  $U_{dr,p}$ ，前文已分析，触发角取最大时，直流电压有最小值，为避免阶段 III 未能及时启动，本文  $U_{dr,p}$  取 -400 kV。

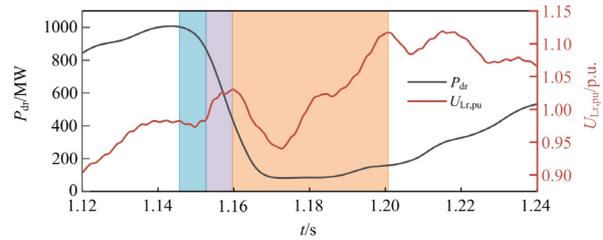
#### 4 仿真验证

为验证直流功率对送端母线电压幅值的影响机理，本节在 PSCAD/EMTDC 中的 CIGRE HVDC 标准测试系统中的整流侧设置三相接地故障，故障开始时间为 1 s，故障切除时间为 1.1 s。设置接地电感为 0.4 H，换相失败及恢复期间电气量仿真波形如图 8 所示。

由图 8 可以看出：仿真波形按照直流电气量的变化趋势可分成 3 个阶段。在阶段 I： $P_{dr}$  呈下降趋势， $U_{Lr,pu}$  呈下降趋势，则  $Q_{dr}$  呈上升趋势， $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  负相关。在阶段 II： $P_{dr}$  呈下降趋势， $U_{Lr,pu}$  呈上升



(a) 换相失败及恢复期间  $I_{d,pu}$ 、 $U_{dr,pu}$  仿真波形



(b) 换相失败及恢复期间  $P_{dr}$ 、 $U_{Lr,pu}$  仿真波形

图 8 换相失败及恢复期间期间电气量仿真波形

Fig. 8 Simulated waveforms of electrical quantities during commutation failure and recovery period

趋势，则  $Q_{dr}$  呈下降趋势，则  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  正相关。在阶段 III： $P_{dr}$  呈下降趋势， $U_{Lr,pu}$  呈上升趋势，则  $Q_{dr}$  呈下降趋势，则  $P_{dr}$  与  $Q_{dr}$  正相关。上述分析与 2.2 节分析保持一致。

为验证不同故障严重程度对送端母线电压幅值与直流电流大小的影响机理，设置三相接地故障，接地电感分别为 0.2 H、0.7 H，不同故障严重程度下的  $I_{d,pu}$ 、 $U_{Lr,pu}$  仿真结果如图 9 所示。

由图 9 可以看出：红色曲线为轻微故障下  $I_{d,pu}$  和  $U_{Lr,pu}$  的仿真结果，蓝色曲线为严重故障下  $I_{d,pu}$  和  $U_{Lr,pu}$  的仿真结果。图中 4 个数据点(红、绿、蓝、黑)分别为逆变器刚发生换相失败时、暂态低电压、阶段 II 暂态过电压、阶段 III 暂态过电压对应的  $U_{Lr,pu}$  以

及  $I_{d,pu}$ , 与图 6 的理论分析结果对比如表 2 所示。

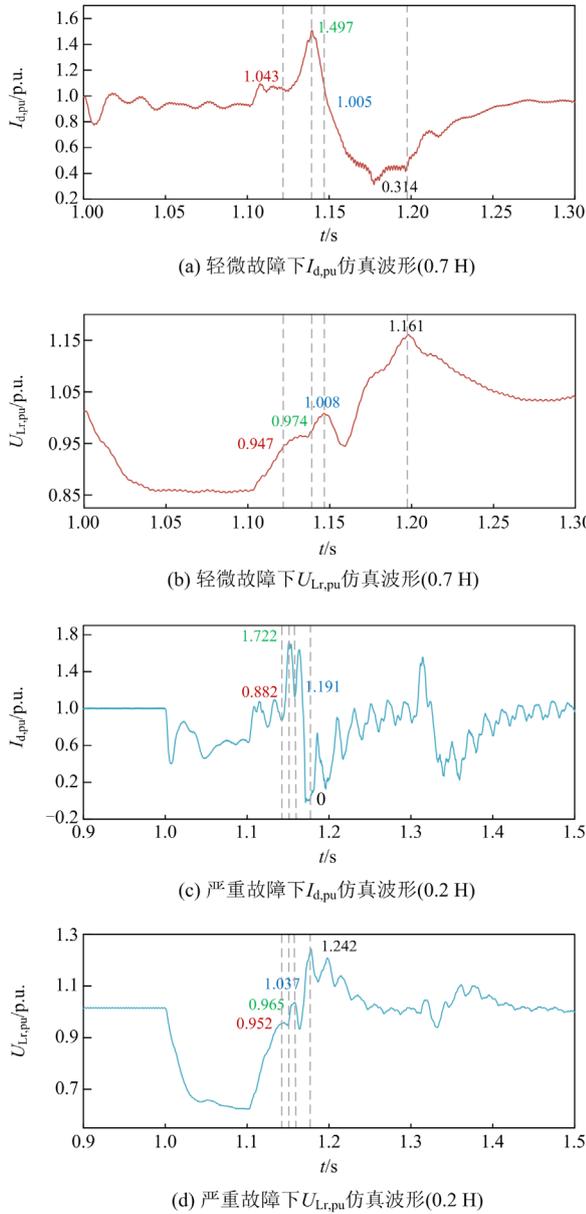


图 9 不同故障严重程度下  $I_{d,pu}$ 、 $U_{Lr,pu}$  仿真结果  
Fig. 9 Simulation results of  $I_{d,pu}$  and  $U_{Lr,pu}$  under different fault severity

表 2 故障严重程度对  $U_{Lr,pu}$ 、 $I_{d,pu}$  影响理论仿真结果对比  
Table 2 Comparison of theoretical and simulation results on the impact of fault severity on  $U_{Lr,pu}$  and  $I_{d,pu}$

	CF 刚发生时	阶段 I	阶段 II	阶段 III
理论	$I_{d1max} > I_{d2max}$	$I_{d1max} < I_{d2max}$	$I_{d1min} < I_{d2min}$	$I_{d1min} > I_{d2min}$
	$U_{Lr1m} < U_{Lr2m}$	$U_{Lr1m} > U_{Lr2m}$	$U_{Lr1m} < U_{Lr2m}$	$U_{Lr1m} < U_{Lr2m}$
仿真	$I_{d1max} > I_{d2max}$	$I_{d1max} < I_{d2max}$	$I_{d1min} < I_{d2min}$	$I_{d1min} > I_{d2min}$
	$U_{Lr1m} < U_{Lr2m}$	$U_{Lr1m} > U_{Lr2m}$	$U_{Lr1m} < U_{Lr2m}$	$U_{Lr1m} < U_{Lr2m}$

由表 2 可以看出, 理论与仿真结果基本一致。阶段 II 轻微故障下暂态电压幅值为 1.008 p.u., 严重故障下送端母线电压为 1.037 p.u.。根据 2.3.1 节分析可知, 这将导致严重故障下直流电流指令值过大, 进而影响下一阶段直流电流大小。但下一阶段直流电流下降到最小值需要经历较长时间, 第一次暂态过电压对下一阶段直流电流指令值的影响可以忽略。因此根据 2.3.2 节的分析可知, 阶段 III 轻微故障下的直流电流还是高于严重故障下的直流电流。

为验证所提控制策略的有效性, 搭建图 7 所示的控制策略进行仿真验证。设置故障类型和理论仿真验证一致, 设置接地电感分别为 0.2 H、0.7 H, 仿真波形如图 10、图 11 所示。

由图 10、图 11 可以看出: 1.1 s 故障切除后, 由送端母线电压的仿真结果(图 10(a)、图 11(a))可知, 原控制系统阶段 II 产生暂态过电压, 但加入控制策略后, 送端系统暂态电压降低, 这是由于在此阶段为尽可能减小有功缺额, 选取有功指令值最大值,

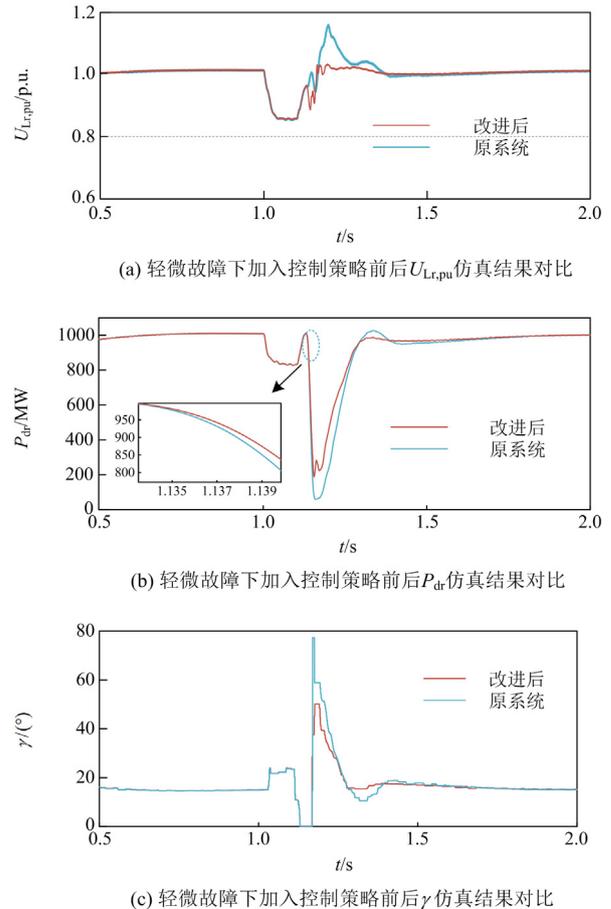


图 10 送端系统轻微故障下仿真结果(0.7 H)

Fig. 10 Simulation results under slight fault at the sending end AC system (0.7 H)

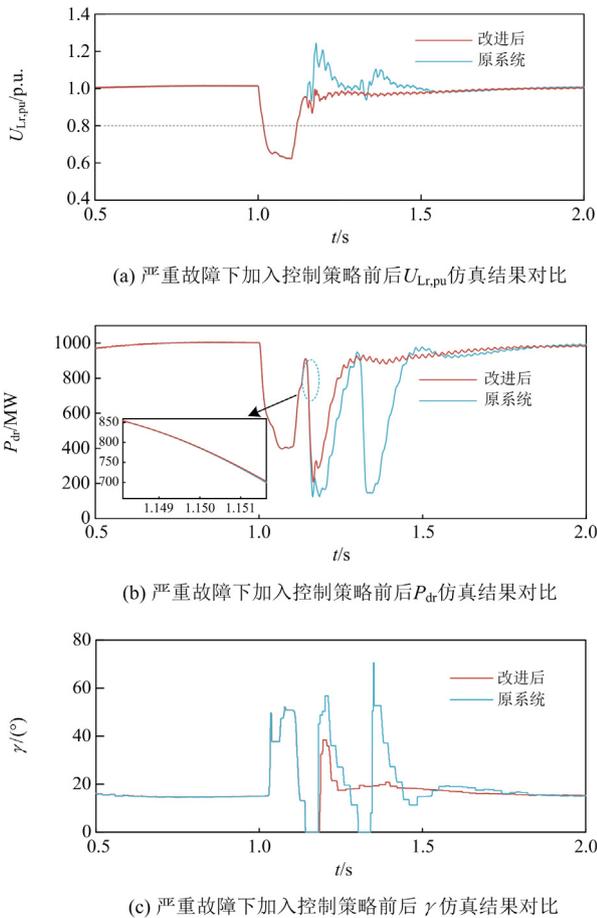


图 11 送端系统严重故障下仿真结果(0.2 H)

Fig. 11 Simulation results under severe fault at the sending end AC system (0.2 H)

导致送端系统存在暂态低电压风险,但可以看出送端母线电压维持在 0.8 p.u. 以上。原控制系统阶段 III 也产生暂态过电压,轻微故障下暂态过电压为 1.161 p.u.,严重故障下暂态过电压为 1.244 p.u.。加入控制策略后,轻微故障下暂态过电压为 1.034 p.u.,下降了 10.9%;严重故障下暂态过电压为 1.016 p.u.,下降了 18.3%,送端母线电压有效抑制在 1.1 p.u. 以下。由直流输送功率的仿真结果(图 10(b)、图 11(b))可以看出,不同故障严重程度下均缩减了有功缺额,轻微故障下有功提升最大值为 226.3 MW,严重故障下首次换相失败及恢复期间有功提升最大值为 302.9 MW,增强了故障期间直流功率的传输能力。且原控制策略有功功率从最低点恢复至  $0.9 P_{drN}$  所用时间为 0.128 s,接入本文控制策略后从最低点恢复至  $0.9 P_{drN}$  所用时间为 0.109 s,有功恢复速率提升了 4.5%,增强了送端系统电压稳定性。由关断角的仿真结果(图 10(c)、图 11(c))可以看出,原控制策略下严重故障程度下发生了后续换相失败,轻微故障

下发生一次换相失败,加入改进控制策略后,严重故障下也只发生一次换相失败,所加控制策略降低了后续换相失败的风险。

## 5 结论

本文针对换相失败后送端系统暂态过电压机理及控制策略展开研究,得出以下结论:

1) 当  $|U_{dr}| < \frac{U_{dr0}}{\sqrt{2}}$  时,  $Q_{dr}$  的主导因素为  $I_d$ , 当  $|U_{dr}| > \frac{U_{dr0}}{\sqrt{2}}$  时,  $Q_{dr}$  的主导因素为  $U_{dr}$ 。在换相失败期间  $I_d$  呈上升趋势时,  $P_{dr}$  的主导因素为  $Q_{dr}$ , 换相失败后  $I_d$  呈下降趋势时其主导因素为  $I_d$ 。

2) 换相失败后直流电流上升阶段  $Q_{dr}$  与  $P_{dr}$  负相关,直流电流下降阶段  $Q_{dr}$  与  $P_{dr}$  正相关。

3) 当送端交流系统引发的换相失败发生时,送端母线电压尚未恢复至稳态值,换相失败及恢复期间送端母线电压受到两方面的影响:(1) 换相失败前整流侧换流母线电压,(2) 逆变侧直流电压。

4) 本文所提的考虑有功支撑的暂态过电压控制策略能够有效抑制送端系统暂态过电压,并在一定程度上能够支撑换相失败及恢复期间直流输送有功功率,降低后续换相失败发生的概率。

## 参考文献

- [1] HONG Lerong, ZHOU Xiaoping, XIA Haitao, et al. Mechanism and prevention of commutation failure in LCC-HVDC caused by sending end AC faults[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(1): 473-476.
- [2] 刘浩宇, 刘挺坚, 刘友波, 等. 基于图卷积神经网络的直流送端系统暂态过电压评估[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(23): 71-81.
- LIU Haoyu, LIU Tingjian, LIU Youbo, et al. A method for evaluating transient overvoltage of an HVDC sending-end system based on a graph convolutional network[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(23): 71-81.
- [3] 李宁, 高本锋, 张建坡, 等. 基于关断角偏差量的背靠背直流系统换相失败抑制研究[J]. 智慧电力, 2023, 51(2): 91-97, 123.
- LI Ning, GAO Benfeng, ZHANG Jianpo, et al. Commutation failure suppression for back to back DC system based on turn-off angle deviation[J]. Smart Power, 2023, 51(2): 91-97, 123.
- [4] 李志, 韩颖, 李岩松, 等. 换相失败下直流送端 SVC 无功反调机理分析及控制策略研究[J]. 电测与仪表, 2022, 59(9): 153-159.
- LI Zhi, HAN Ying, LI Yansong, et al. Mechanism analysis

- and control strategy research of SVC reactive power inversion of DC transmission system due to commutation failure[J]. *Electrical Measurement & Instrumentation*, 2022, 59(9): 153-159.
- [5] 李欣悦, 李凤婷, 尹纯亚, 等. 直流双极闭锁故障下送端系统暂态过电压计算方法[J]. *电力系统保护与控制*, 2021, 49(1): 1-8.  
LI Xinyue, LI Fengting, YIN Chunya, et al. Transient overvoltage calculation method of HVDC sending-end system under DC bipolar blocking[J]. *Power System Protection and Control*, 2021, 49(1): 1-8.
- [6] 刘辉, 王阔. 新能源低电压穿越无功电流对暂态电压安全约束的影响[J]. *中国电力*, 2022, 55(2): 152-158.  
LIU Hui, WANG Kuo. LVRT reactive current index of renewable units based on the constraints of transient voltage[J]. *Electric Power*, 2022, 55(2): 152-158.
- [7] 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.
- [8] 王宇鹏, 蒋哲, 武诚, 等. 基于直流短路比的交直流系统送端暂态过电压评估指标研究[J]. *智慧电力*, 2023, 51(12): 8-14, 22.  
WANG Yupeng, JIANG Zhe, WU Cheng, et al. Evaluation index of transient overvoltage in AC/DC sending-end system based on DC short-circuit ratio[J]. *Smart Power*, 2023, 51(12): 8-14, 22.
- [9] 梁卓航, 时纯, 李岩松, 等. 换相失败下 STATCOM 助增暂态过电压机理与优化策略[J]. *电力建设*, 2022, 43(6): 66-74.  
LIANG Zhuohang, SHI Chun, LI Yansong, et al. Mechanism of STATCOM assisting transient voltage under commutation failure at weak sending end system and its optimization strategy[J]. *Electric Power Construction*, 2022, 43(6): 66-74.
- [10] 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.
- [11] 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.
- [12] 屠竞哲, 张健, 刘明松, 等. 考虑风机动态特性的大扰动暂态过电压机理分析[J]. *电力系统自动化*, 2020, 44(11): 197-205.  
TU Jingzhe, ZHANG Jian, LIU Mingsong, et al. Mechanism analysis of transient overvoltage with large disturbance considering dynamic characteristics of wind generator[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2020, 44(11): 197-205.
- [13] 贾俊川, 金一丁, 赵兵, 等. 风机低电压穿越控制对系统暂态过电压的影响及优化[J]. *电网技术*, 2021, 45(2): 526-533.  
JIA Junchuan, JIN Yiding, ZHAO Bing, et al. Impact analysis and performance optimization of LVRT control of wind turbine on transient overvoltage of power system[J]. *Power System Technology*, 2021, 45(2): 526-533.
- [14] 刘晓琳, 曹泽宇, 高丙团, 等. HVDC 送端交流系统故障暂态过电压评估指标[J]. *电力建设*, 2023, 44(1): 64-72.  
LIU Xiaolin, CAO Zeyu, GAO Bingtuan, et al. Evaluation index of transient overvoltage during fault at HVDC sending-end AC system[J]. *Electric Power Construction*, 2023, 44(1): 64-72.
- [15] 曹昊, 严欢, 王雷, 等. 直流故障引发直流外送系统新能源脱网问题研究[J]. *全球能源互联网*, 2023, 6(1): 71-79.  
CAO Hao, YAN Huan, WANG Lei, et al. Research on renewable energy off-grid of DC transmission system caused by DC fault[J]. *Journal of Global Energy Interconnection*, 2023, 6(1): 71-79.
- [16] 梁伟, 吴林林, 赖启平, 等. 风电直流送出系统送端交流故障下风机过电压研究[J]. *中国电力*, 2023, 56(4): 28-37.  
LIANG Wei, WU Linlin, LAI Qiping, et al. Study on overvoltage of wind farm under AC fault at sending end of HVDC transmission system[J]. *Electric Power*, 2023, 56(4): 28-37.
- [17] 乔丽, 王航, 谢剑, 等. 同步调相机对分层接入特高压直流输电系统的暂态过电压抑制作用研究[J]. *中国电力*, 2020, 53(3): 43-51.  
QIAO Li, WANG Hang, XIE Jian, et al. Suppressing effect of synchronous condenser on transient overvoltage of UHVDC system under hierarchical connection mode[J]. *Electric Power*, 2020, 53(3): 43-51.

- [18] 赵溶溶, 柯德平, 孙元章, 等. 考虑直流闭锁暂态过电压约束的送端电网换流站高效无功规划[J]. 南方电网技术, 2022, 16(7): 10-21.  
ZHAO Rongrong, KE Deping, SUN Yuanzhang, et al. Efficient reactive power planning of converter station in HVDC sending system considering HVDC blocking transient overvoltage constraint[J]. Southern Power System Technology, 2022, 16(7): 10-21.
- [19] 金吉良, 刘瑶, 白菁, 等. 风电直流送出系统换相失败特性分析及其抑制措施[J]. 电网与清洁能源, 2023, 39(3): 74-82.  
JIN Jiliang, LIU Yao, BAI Jing, et al. Characteristics analysis of the commutation failure and its suppression measures of the wind power DC transmission system[J]. Power System and Clean Energy, 2023, 39(3): 74-82.
- [20] 刘其辉, 闫佳颖, 吴勇, 等. 计及锁相误差的双馈风电并网系统暂态过电压特性与抑制[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(11): 165-173.  
LIU Qihui, YAN Jiaying, WU Yong, et al. Characteristics and suppression of transient overvoltage for DFIG wind power grid-connected system considering phase locking error[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(11): 165-173.
- [21] 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.
- [22] 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.
- [23] 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.
- [24] 张起瑞, 李凤婷, 尹纯亚, 等. 抑制直流单极闭锁引起大规模风电机组脱网的直流控制策略[J]. 高电压技术, 2021, 47(10): 3528-3537.  
ZHANG Qirui, LI Fengting, YIN Chunya, et al. DC control strategy for suppressing large-scale WTG tripping caused by mono-polar block fault[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(10): 3528-3537.
- [25] 秦艳辉, 尹纯亚, 段青熙, 等. 直流近区系统故障下的暂态电压特性分析及支撑策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(17): 169-177.  
QIN Yanhui, YIN Chunya, DUAN Qingxi, et al. Research on transient voltage characteristics and support strategy under a fault occurred in the near-zone of HVDC sending system[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(17): 169-177.
- [26] 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.
- [27] LIANG Wei, SHEN Chen, SUN Huadong, et al. Overvoltage mechanism and suppression method for LCC-HVDC rectifier station caused by sending end AC faults[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2022, 39(2): 1299-1302.
- [28] LI Yang, ZENG Yuan, ZHANG Wenxu, et al. Coordinated optimization method for suppressing transient overvoltage caused by HVDC commutation failure considering large wind power integration[J]. Energy Reports, 2023, 9: 1171-1182.
- [29] 林圣, 雷雨晴, 刘健, 等. HVDC 送端系统故障引发受端换相失败分析[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(5): 1669-1680.  
LIN Sheng, LEI Yuqing, LIU Jian, et al. Analysis of receiving-side commutation failure mechanism caused by HVDC sending-side system fault[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(5): 1669-1680.

收稿日期: 2024-01-12; 修回日期: 2024-05-21

作者简介:

史映萍(2000—), 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: 107552201512@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 周金梅)