

新能源场站参与低频振荡抑制的“电压-功率” 阻尼控制策略

樊沛林¹, 胡鹏涛¹, 薛建立¹, 刘政², 黄津明³

(1. 国网山西省电力有限公司 山西营销服务中心, 山西 太原 030000;

2. 国网电力科学研究院 武汉能效测评有限公司, 湖北 武汉 430200;

3. 湖北瑞华科技工程管理有限公司, 湖北 武汉 430070)

摘要:电压源换流器(VSC)接入薄弱交流电网易出现 $10^0\sim 10^1$ Hz级的低频振荡。传统逆变侧VSC改进控制策略抑制交流电网低频振荡的机理是将振荡由交流侧转移至直流侧,存在诱发直流系统失稳的风险。基于含储能新能源场站的储能装置接口换流器输出功率可调的特点,设计了一种可抑制交流系统低频振荡的自适应型“电压-功率”阻尼控制策略。该策略基于嵌入至整流侧VSC控制系统的阻尼控制环节,通过控制“整流器-储能”输出功率实现直流电压振荡抑制,有效解决了传统逆变侧VSC控制策略转移振荡的缺点。基于小信号稳定性分析给出了虚拟阻尼控制环节的参数设计流程,Matlab/Simulink环境下的仿真结果验证了所提控制策略的有效性和参数设计流程的正确性。

关键词:电压源换流器;低频振荡;阻尼控制;参数设计

中图分类号:TM28 **文献标识码:**A **DOI:**10.19457/j.1001-2095.dqed25589

“Voltage-Power”Damping Control Strategy for Low-frequency Oscillation Suppression by New Energy Stations

FAN Peilin¹, HU Pengtao¹, XUE Jianli¹, LIU Zheng², HUANG Jinming³

(1. Shanxi Marketing Service Center, State Grid Shanxi Electric Power Company, Taiyuan 030000, Shanxi,

China; 2. Wuhan Energy Efficiency Evaluation Co., Ltd., State Grid Electric Power Research Institute,

Wuhan 430200, Hubei, China; 3. Hubei Ruihua Technology Engineering Management

Co., Ltd., Wuhan 430070, Hubei, China)

Abstract: Voltage source converter (VSC) is prone to low-frequency oscillations of $10^0\sim 10^1$ Hz when connected to weak AC power grids. The mechanism of improving the control strategy of VSC on the traditional inverter side to suppress low-frequency oscillations (LFO) in the AC power grid is to transfer the oscillations from the AC side to the DC side, which poses a risk of inducing instability in the DC system. An adaptive voltage power damping control strategy was designed that can suppress low-frequency oscillations in AC systems based on the adjustable output power of the interface converter of energy storage devices containing new energy storage stations. This strategy was based on a damping control loop embedded in the rectifier side VSC control system, which suppresses DC voltage oscillation by controlling the output power of the rectifier energy storage system, effectively solving the shortcomings of traditional inverter side VSC control strategies in transferring oscillations. Based on the analysis of small signal stability, the parameter design process of the virtual damping control link was provided. The simulation results in Matlab/Simulink environment verified the effectiveness of the proposed control strategy and the correctness of the parameter design process.

Key words: voltage source converter (VSC); low-frequency oscillation (LFO); damping control; parameter design

大力开发新能源并网发电是构建新型电力系统,实现“碳中和、碳达峰”目标的必由之路^[1]。

近年来,我国新能源装机容量增长迅猛,在山区旷野地区建设大规模新能源场站,利用富集的风

作者简介:樊沛林(1998—),男,硕士,工程师,主要研究方向为新能源并网和能效管理,Email:fanpeilin121@163.com

光资源集中发电,具有潮流可控性高、升压外送便利等优势,现已逐渐成为新能源主流发电方式^[2]。此外,考虑交直流输电的经济等价距离,在建设大规模新能源场站时采用直流汇集结构经济性更好^[3],此外海上风电等依靠直流电缆进行电能传输的场景也采用直流汇集结构^[4]。

新能源场站通常地处远离负荷中心的山区戈壁,因此其接口电压源换流器(voltage source converter, VSC)与交流电之间由长距离交流线路连接,导致接口 VSC 与主网之间呈现弱连接特性。弱连接 VSC 易发生 $10^0 \sim 10^1$ Hz 级的低频振荡(low-frequency oscillation, LFO)现象^[5]。现有研究指出此类 LFO 由 VSC 的电压动态时间尺度的控制环节主导,包括电压外环、功率外环、锁相环(phase locked loop, PLL)以及其它同时间尺度的附加控制等^[6]。实际系统中新能源场站接口 VSC 应用最广泛的控制策略为基于 PLL 同步的内外环矢量控制策略,为抑制矢量控制下的弱连接 VSC 的 LFO,提升系统低频动态稳定性,现有文献从机理和改进控制两方面开展研究。

在弱连接 VSC 的 LFO 产生机理方面,文献[7]基于状态空间模型分析了有功-无功控制模式下的弱连接 VSC 失稳机理,并指出该模式下 VSC 电压幅值不被直接控制,当有功控制和无功控制的带宽不匹配时,系统极易出现电压 LFO。文献[8]分析了弱连接 VSC 的直流电压控制的稳定性,基于复转矩分析方法,该文献指出 VSC 的直流电压控制与 PLL 耦合性在随电网强度减弱而显著增强,导致系统出现扰动,进而诱发低频失稳。文献[9]通过频域分析理论指出,弱连接 VSC 的交流电压外环与 PLL 的耦合特性易导致并网点相角振荡,造成电压外环控制输出的电流参考振荡,并诱发电流内环控制失稳。文献[10]通过矩阵迹理论分析了风机接口 VSC 的直流电压时间尺度稳定性,并指出电网强度减弱或系统无功不足时 VSC 易出现 LFO,因为弱连接 VSC 的 PLL 在扰动时无法稳定追踪并网点相位。文献[11]研究了多机系统中,弱连接 VSC 的控制环节耦合交互对系统低频稳定性的影响,研究指出不同 VSC 的 PLL 在弱网下耦合显著增强,进而导致扰动发生时系统公共连接点(point of common coupling, PCC)的电压振荡,严重时诱发低频失稳。文献[12]建立了两台弱连接 VSC 并网系统的单输入单输出模型,并指

出系统低频失稳的原因为两台 VSC 的 PLL 耦合程度在弱网环境下加剧,进而造成系统低频稳定裕度显著降低。

在弱连接 VSC 系统稳定性提升方面,文献[13]基于频域分析理论指出,PLL 与直流电压控制带宽接近时,二者耦合交互将为系统提供负的相位,造成系统稳定性下降。并基于理论分析结果对控制系统参数进行设计,提高了弱连接 VSC 的低频稳定性。然而仅利用参数设计对于系统低频稳定裕度的提升效果十分有限。文献[14]通过状态空间理论分析得出,弱连接 VSC 的交流电压外环与 PLL 耦合交互是易诱发系统失稳的薄弱环节。并针对此薄弱环节,设计了从交流电压外环到 PLL 输出相角的补偿控制环节以削弱二者的耦合特性。文献[15]与文献[14]的改进控制设计原理类似,亦通过引入补偿控制环节削弱了 VSC 外环间的耦合特性,进而提升弱连接 VSC 的功率输出能力。文献[16]研究了一类通过在 VSC 外环与 PLL 间设计附加补偿环节的改进控制策略,并指出此类控制在弱连接 VSC 系统的低频稳定性提升机理方面具有等效性,即降低弱连接 VSC 外环与 PLL 的耦合程度,以提升系统低频稳定裕度。文献[14-16]所述改进控制虽然能降低新能源场站接口 VSC 外环与 PLL 的耦合程度,进而提升系统稳定性,然而此类控制建立了有功侧外环与无功侧外环或 PLL 间的附加控制路径,其本质是将交流振荡转移至直流系统,这扩大了系统振荡范围,加重了直流系统的振荡程度,严重时易诱发直流系统失稳。

为解决现有改进控制策略存在的“转移振荡”的缺点,本文利用新能源场站储能装置可通过改变功率影响直流电压的特性,提出了一种储能接口换流器的“电压-功率”阻尼控制策略,该策略通过在储能接口换流器功率外环前附加“电压-功率”阻尼控制环,实现直流电压波动时的储能接口换流器功率实时自适应调节,在实现对系统 LFO 有效抑制的同时,有效解决了传统逆变侧 VSC 控制策略转移振荡的缺点。在此基础上,基于系统低频动态小信号分析模型对“电压-功率”阻尼控制参数进行了最优化整定。基于 Matlab/Simulink 的仿真结果验证了本文所提改进控制策略对于 LFO 抑制的有效性以及参数最优化整定的正确性。

1 系统建模

本节建立了直流汇集型新能源场站经接口VSC并网的完整模型,叙述了弱连接VSC出现的低频振荡现象,并解释了接口VSC的传统改进控制策略将LFO转移至直流系统的特点。

1.1 直流汇集型新能源场站并网系统建模

图1给出了直流汇集型新能源场站接口VSC接入薄弱交流电网的系统模型,该场站以直流母线作为能量流汇集节点,整流VSC(rectification side VSC, R-VSC)将风机发出的异步交流功率整流为直流量送至汇集母线,经逆变VSC(inversion side VSC, I-VSC)转换为同步交流功率送出。为促进新能源发电的消纳,提升系统运行稳定性,新能源场站通常配备储能装置,并由储能接口换流器(energy storage interfaced converter, ES-C)并入直流母线。

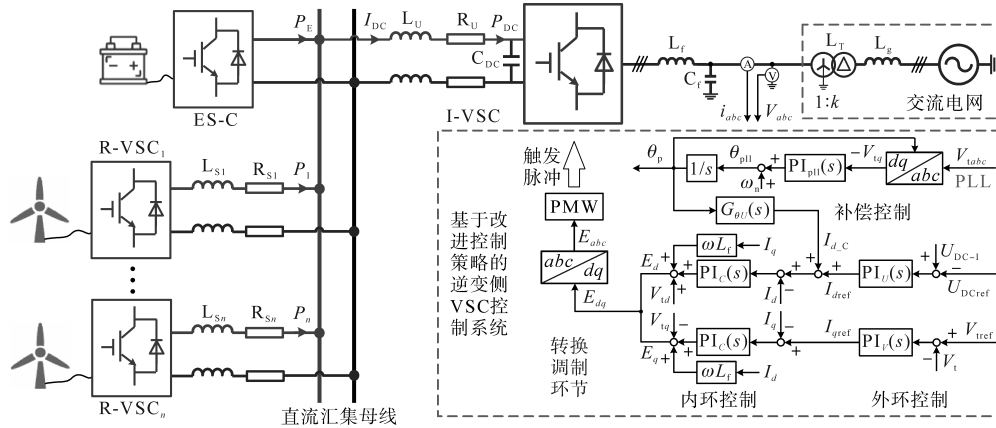


图1 直流汇集型新能源场站弱连接系统拓扑

Fig.1 Topology of DC-convergent new energy station connected to weak grid

1.2 I-VSC改进控制策略下的系统低频振荡

R-VSC外环采用有功功率控制(P 控制)和无功功率控制(Q 控制),其中 P 控制用以匹配新能源电源的最大功率点跟踪策略, Q 控制用以灵活调节新能源及R-VSC所需无功。I-VSC外环则采用直流电压控制(U 控制)和交流电压控制(V 控制),以稳定交、直流系统电压,因此I-VSC只能被动接受R-VSC的送出功率。

弱连接VSC极易发生由PLL及电压、功率外环主导的 $10^0 \sim 10^1$ Hz级时间尺度的振荡现象。因其频率接近以同步电机为主导的机-网系统的低频振荡,本文亦称之为“低频振荡”。为提升系统稳定性,已有文献提出了多种改进控制,其实现方式大多为设计PLL与外环间的补偿控制路径。

图1中, R_s, L_s 和 R_u, L_u 分别为R-VSC和I-VSC至汇集母线间直流线路的等效电阻、电感,下角标 $m(m=1, \dots, n)$ 表示第 m 个R-VSC(后文简称“R-VSC $_m$ ”)对应的电气量。ES-C布设在距离直流汇集母线较近的位置,因此至直流母线的线路等效电阻、电感可忽略不计。 C_{DC} 为I-VSC的直流电容。 P_E 为ES-C的输出功率, P_m 为R-VSC $_m$ 的输出功率。 P_{DC} 为注入I-VSC的直流总汇集功率, I_{DC} 为直流母线至I-VSC线路流经的直流电流。I-VSC经LC滤波器并网, L_f, C_f 为LC滤波器的电感、电容。经LC滤波器滤除高次谐波后的电气量,经变比为 $1:k$ 的变压器升压后,再由长距离高压输电线路送至负荷密集的大电网。其中, L_T, L_g 分别为升压变压器和高压输电线路的等效电感。值得指出的是,高压输电线路电抗值远大于其电阻,因此本文合理地忽略升压变压器和高压输电线路的电阻值以简化分析。

本文以图1所示的由I-VSC的PLL输出相角至直流电压外环输出电流的补偿控制为例进行分析,其余I-VSC改进控制策略对系统稳定性的影响相似。

在矢量控制策略的基础上,引入由PLL输出相角至 d 轴电流参考值的补偿控制环节,即可得I-VSC的补偿控制策略,其表达式如下式所示:

$$I_{d,c} = G_{\theta U}(s)\theta_p \quad (1)$$

式中: $G_{\theta U}(s)$ 为I-VSC的补偿控制环节,其动态通常设置为阻尼控制形式; $I_{d,c}$ 为 $G_{\theta U}(s)$ 生成的电流补偿值; θ_p 为PLL输出相角。

I-VSC控制系统的其它环节均采用矢量控制策略,本文不再赘述其结构。

图1所示的I-VSC补偿控制策略的实现基于

单侧的 I-VSC, 当交流系统出现 LFO 时, PCC 电压的振荡经 I-VSC 的 PLL 动态, 致使 PLL 输出相角 θ_p 振荡, 通过引入 $G_{\theta U}(s)$ 将其振荡传导至直流电压外环 (U 外环) 的输出电流参考, 实现对 I-VSC 输出功率的阻尼效果, 进而抑制交流系统 LFO。然而 $G_{\theta U}(s)$ 改变了 I-VSC 的有功输出特性, 这必定会导致直流电压动态受到 LFO 影响, 因此其本质是将交流 LFO 转移至直流系统。

图 2 给出了 I-VSC 分别采用传统矢量控制策略和补偿控制策略时, 同一电网扰动下, 系统交流输出功率及直流电压的低频动态。 $t=1$ s 时令 I-VSC 的有功参考由 0.9 (标么值) 阶跃至 1.0 (标么值), 由图 2a 可见, I-VSC 采用相角-功率补偿控制策略后, 交流系统低频振荡现象有所减弱, 可见该控制策略对于抑制交流系统的 LFO 有效。然而由图 2b 可见, 采用相角-功率补偿控制策略时, 直流电压 LFO 较经典矢量控制下有所加强, 这表明仅基于 I-VSC 设计的改进控制将交流系统的 LFO 转移至直流系统, 这不利于直流系统稳定。

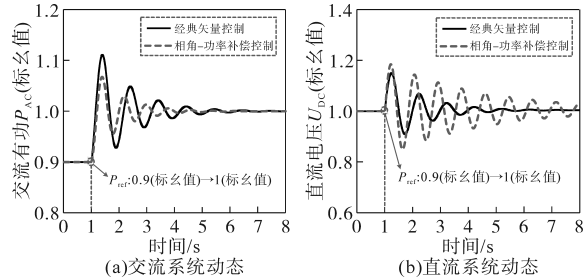


图 2 交、直流电气量低频动态

Fig.2 Low frequency dynamics of AC and DC system

但若 R-VSC 可适应 I-VSC 的电压功率变化, 自适应调整其输出功率, 将有利于直流系统稳定。然而改变 R-VSC 的输出功率将造成新能源发电不能最大程度得到消纳。而当新能源场站配备储能时, 可通过控制 ES-C 功率, 即对储能装置充放电, 实现对源侧输出功率的等效控制。

2 “电压-功率”阻尼控制策略

为解决传统改进控制策略下 I-VSC 的 LFO 转移问题, 本节基于前文理论分析, 提出了一种含储能的直流汇集型新能源场站参与直流系统 LFO 抑制的“电压-功率”阻尼控制策略。该策略将 I-VSC 侧的 LFO 通过直流电压及功率动态还原至 ES-C 侧, 进而通过加装虚拟阻尼抑制直流电压 LFO。

2.1 直流电压及功率还原策略

为实现 ES-C 自适应改变功率以抑制 I-VSC

直流电压和功率振荡, 首先要实现 ES-C 实时获取 I-VSC 的功率及电压动态。电气量信息的传递可基于通信系统实现, 然而信号发送接收等环节具有延时, 难以做到 ES-C 对 I-VSC 的功率和电压的实时感知, 此外通信系统故障, 也将造成信息传输失败。为此, 本文基于直流系统电气量动态这一实时变化量, 将 I-VSC 的直流电压和输出功率还原至 ES-C 侧, 具体实现方式如下:

考虑到直流电感和电阻特性, ES-C 与 I-VSC 间的直流电压关系如下式所示:

$$U_{DC-B} = U_{DC-1} + R_U I_{DC} + L_U s I_{DC} \quad (2)$$

式中: U_{DC-B} , U_{DC-1} 分别为直流母线电压和 I-VSC 直流接口电压; s 为微分算子。

值得说明的是, 对于长距离直流线路, 利用分布式参数模型计算其阻抗特性的准确性更高, 然而这将大大提升计算复杂度, 且集总参数模型能够精确反映直流系统的动态, 因此本文采用集总参数模型表示直流电路动态。满足与 I-VSC 实时匹配的直流母线汇集功率如下式所示:

$$P_B = \Sigma P_m + P_{Eset} = U_{DC-1} I_{DC} + R_U I_{DC}^2 + I_{DC} L_U s I_{DC} \quad (3)$$

式中: P_B , ΣP_m 和 P_{Eset} 分别为直流母线汇集功率、新能源发电的总输出功率以及 ES-C 的期望输出功率。

由于 R-VSC 距离直流母线较远, 故难以直接量测 ΣP_m 。因此通过下式进行间接求取:

$$\Sigma P_m = P_B - P_E = U_{DC-B} I_{DC} - P_E \quad (4)$$

结合式 (3)、式 (4) 可得实现 I-VSC 与 R-VSC 功率匹配时的 ES-C 的整定功率如下:

$$P_{Eset} = U_{DC-1} I_{DC} + R_U I_{DC}^2 + I_{DC} L_U s I_{DC} - P_B + P_E \quad (5)$$

当 ES-C 出口电压 (即汇集母线电压) 和输出功率分别按式 (2)、式 (5) 控制时, 即可在计及 C-VSC 的实时功率变化的同时, 实现 ES-C 对 I-VSC 的功率、电压还原。

2.2 储能换流器“电压-功率”阻尼控制策略

本小节设计 ES-C 的控制策略, 实现 ES-C 对式 (2)、式 (5) 所示的直流电压及功率的实时控制。ES-C 本质上为一个基于可关断电力电子器件的 DC/DC 换流器, 实际系统中应用最为广泛的是内外环级联的恒功率控制模式, 其功率外环与电流内环动态如下式所示:

$$I_{Eref} = G_0(s)(P_{Eref} - P_E) \quad (6)$$

$$\alpha_E = G_1(s)(I_{Eref} - I_E) \quad (7)$$

其中

$$G_0(s) = K_{p0} + K_{i0}/s$$

$$G_1(s) = K_{pi} + K_{il}/s$$

式中: P_{Eref} 为 ES-C 输出功率的参考值; I_E, I_{Eref} 分别为 ES-C 的输出电流及其参考值; $G_0(s), G_1(s)$ 分别为 ES-C 功率外环、电流内环的比例积分 (proportional integral, PI) 控制环节; α_E 为电流内环生成的调制解调信号。

基于控制器输出的调制解调信号 α_E 可通过调制环节生成触发脉冲, 控制管体的 DC/DC 换流器开通和关断时间, 进而调节 ES-C 的输出电气量。因其管体开通和关断时间均可控, 因此 ES-C 具有两个控制自由度, 可实现电压、功率双电气量的输出控制。基于此特性, 设计 ES-C 的“电压-功率”阻尼控制策略, 该策略下控制器的结构如图 3 所示, 策略具体如下:

1) 增加一个“电压-功率”阻尼控制环节, 用于生成 ES-C 功率的附加阻尼分量, 来抑制直流电压振荡, 其控制形式如下式所示:

$$P_D = G_D(s)(U_{DC-B} - U_{DCset}) \quad (8)$$

其中

$$G_D(s) = K_{pd} + K_{id}/s$$

式中: P_D 为“电压-功率”阻尼控制环节产生的功率附加阻尼分量; $G_D(s)$ 为 P_D 所对应的 PI 控制器; U_{DCset} 为稳态下的直流母线设定电压。

2) 将式(5)、式(8)所得 ES-C 期望功率和阻尼功率相加, 功率参考 P_{Eref} 如下式所示:

$$P_{Eref} = P_D + P_{Eset} \quad (9)$$

3) 将式(9)所得的 P_{Eref} 作为式(6)中的功率外环参考, 并级联电流内环, 即可得到 ES-C 完整的“电压-功率”阻尼控制策略。

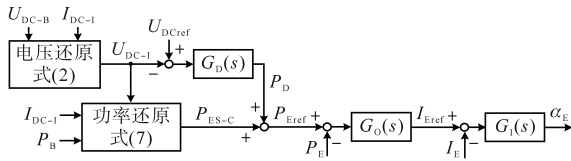


图3 “电压-功率”阻尼控制策略

Fig.3 Voltage-power damping control strategy

3 控制参数最优化整定

本节首先推导 ES-C 采用“电压-功率”阻尼控制策略时, 图 1 所示系统的小信号模型, 并在此基础上利用特征值分析理论优化“电压-功率”阻尼控制环节参数。

3.1 用于低频动态分析的小信号模型

3.1.1 I-VSC 控制系统及交流电网建模

图 1 所示系统的全部动态环节按响应时间可

划分为如下 2 类:

1) $10^0 \sim 10^1$ Hz 级的电压控制时间尺度, 包含 VSC 外环及 PLL 动态、外环-PLL 补偿控制动态、ES-C 外环动态、直流系统电感电容动态, 以及“电压-功率”阻尼控制环节动态;

2) 10^2 Hz 级的电流控制时间尺度, 包含 VSC 内环动态、ES-C 内环动态、交流系统电感电容动态以及响应时间更短的调制环节动态、开关开断动态, 以及延时环节等。

研究 $10^0 \sim 10^1$ Hz 级低频动态时, 只需考虑与之相对应的电压控制时间尺度的动态环节, 因此在建模时认为:

1) I-VSC 和 ES-C 的电流内环动态瞬间完成, 即认为各换流器的电流实时追踪其参考值;

2) 忽略交流系统电感和电容动态, 只计及其对稳态潮流的影响。

由此可得 I-VSC 的 U 控制、 V 控制及 PLL 动态的小信号形式分别如下式所示:

$$\Delta I_d = PI_U(s)(\Delta U_{DC} - \Delta U_{DCref}) \quad (10)$$

$$\Delta I_q = PI_V(s)(\Delta V_{tref} - \Delta V_t) \quad (11)$$

$$\Delta \theta_p = G_\theta(s)\Delta \theta_t = \frac{PI_{pll}(s)}{s + PI_{pll}(s)}\Delta \theta_t \quad (12)$$

其中

$$PI_U(s) = k_{pu} + k_{iu}/s$$

$$PI_V(s) = k_{pv} + k_{iv}/s$$

$$PI_{pll}(s) = k_{ppll} + k_{ipll}/s$$

式中: 前缀“ Δ ”表示小信号分量; $PI_U(s), PI_V(s), PI_{pll}(s)$ 分别为 U 控制、 V 控制和 PLL 的 PI 环节。 I_d, I_q 为 PLL 参考系下的电流分量; θ_p, θ_t 分别为 PLL 输出相角和 PCC 电压相角; $G_\theta(s)$ 为 θ_t 到 θ_p 的传递函数。

I-VSC 补偿环节小信号形式如下式所示:

$$\Delta I_{d,c} = G_{\theta U}(s)\Delta \theta_p \quad (13)$$

PLL、电网两参考系转换关系如下式所示:

$$\begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta_{t0} & \sin \theta_{t0} \\ -\sin \theta_{t0} & \cos \theta_{t0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} I_{d0} \\ -I_{q0} \end{bmatrix} \Delta \theta_p \quad (14)$$

式中: 下角标“0”表示电气量稳态值; I_d, I_q 分别为电网参考系下的电流分量。

交流电路的电气量关系如下式所示:

$$\begin{bmatrix} \Delta V_d \\ \Delta V_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \omega L_g \\ -\omega L_g & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} \quad (15)$$

式中: ω 为系统频率; V_d, V_q 为电网参考系下的电压分量。

I-VSC 控制系统输入量如下式所示:

$$\begin{cases} \Delta P_{AC} = V_{iD0} \Delta I_D + I_{D0} \Delta V_{iD} + V_{iQ0} \Delta I_Q + I_{Q0} \Delta V_{iQ} \\ \Delta V_i = \cos \theta_{i0} \Delta V_{iD} - \sin \theta_{i0} \Delta V_{iQ} \\ \Delta \theta_i = -(\sin \theta_{i0} \Delta V_{iD} + \cos \theta_{i0} \Delta V_{iQ}) / V_{i0} \end{cases} \quad (16)$$

式中: P, V_i 分别为 PCC 注入有功功率及电压。

结合式(14)~式(16)可求得由 I-VSC 控制系统输入量及输出量之间的关系如下式所示:

$$\begin{cases} \Delta P_{AC} = V_{g0} \cos \theta_{i0} \Delta I_{iD} + V_{g0} \sin \theta_{i0} \Delta I_{iQ} + \frac{V_{i0} V_{g0} \cos \theta_{i0} - V_{g0}^2}{\omega L_g} \Delta \theta_p \\ \Delta V_i = \omega L_g \Delta I_{iQ} - V_{g0} \sin \theta_{i0} \Delta \theta_p \\ \Delta \theta_i = \frac{\omega L_g}{V_{i0}} \Delta I_{iD} + \frac{V_{i0} - V_{g0} \cos \theta_{i0}}{V_{i0}} \Delta \theta_p \end{cases} \quad (17)$$

3.1.2 ES-C 控制系统及直流电网小信号模型

ES-C 的“电压-功率”阻尼控制环节小信号形式如下式所示:

$$\Delta P_D = G_D(s)(\Delta U_{DC-B} - \Delta U_{DCset}) \quad (18)$$

ES-C 功率外环的小信号形式如下式所示:

$$\Delta I_E = G_O(s)(\Delta P_D + \Delta P_{Eset} - \Delta P_E) \quad (19)$$

其中

$$\Delta P_{Eset} = U_{DC-i0} \Delta I_{DC} + I_{DC0} \Delta U_{DC-B} + I_{DC0} R_U \Delta I_{DC} - \Delta P_B + \Delta P_E \quad (20)$$

$$\Delta P_E = U_{DC-B0} \Delta I_E + I_{E0} \Delta U_{DC-B} \quad (21)$$

$$\Delta U_{DC-B} = \Delta U_{DC-i} + (R_U + sL_U) \Delta I_{DC} \quad (22)$$

$$\Delta P_{DC} = U_{DC-i0} \Delta I_{DC} + I_{DC0} \Delta U_{DC-i} \quad (23)$$

直流电容、线路动态分别如下式所示:

$$\Delta P_{DC} - \Delta P_{AC} = U_{DC-i0} C_{DC} s \Delta U_{DC-i} \quad (24)$$

$$\Delta P_{DC} = \Delta P_B - (2R_U + sL_U) I_{DC0} \Delta I_{DC} \quad (25)$$

综合上述推导过程,可得 ES-C 采用“电压-功率”阻尼控制策略下,含储能新能源场站并网系统的完整低频动态小信号模型如图 4 所示。

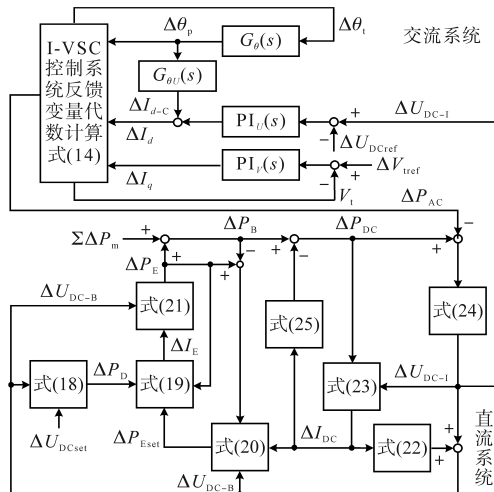


图 4 适用于低频动态分析的小信号模型

Fig.4 Small signal model for low frequency dynamic analysis

3.2 “电压-功率”阻尼控制参数最优化整定

基于图 4 所得的完整小信号模型,分别按下式选取状态变量和控制变量:

$$\mathbf{X} = [x_1 \quad \cdots \quad x_8]^T \quad (26)$$

$$\mathbf{U} = [u_1 \quad u_2 \quad u_3 \quad u_4]^T \quad (27)$$

其中

$$x_1 = (\Delta U_{DC-i} - \Delta U_{DCref})/s$$

$$x_2 = (\Delta V_{iref} - \Delta V_i)/s \quad x_3 = (\Delta \theta_i - \Delta \theta_p)/s$$

$$x_4 = \Delta \theta_p \quad x_5 = (\Delta P_{DC} - \Delta P_{AC})/s \quad x_6 = \Delta I_{DC}$$

$$x_7 = (\Delta U_{DC-B} - \Delta U_{DCset})/s$$

$$x_8 = (\Delta P_D + \Delta P_{Eset} - \Delta P_E)/s$$

$$u_1 = \Delta U_{DCref} \quad u_2 = \Delta V_{iref}$$

$$u_3 = \Delta U_{DCset} \quad u_4 = \Delta P_m$$

可建立系统完整低频动态的状态空间模型如下式所示:

$$s\mathbf{X} = \mathbf{A}\mathbf{X} + \mathbf{B}\mathbf{U} \quad (28)$$

式中: $\mathbf{X}, \mathbf{U}$ 分别为系统状态变量和输入变量; $\mathbf{A}, \mathbf{B}$ 分别为系统的状态矩阵和输入矩阵。

基于表 1 所示系统参数,图 5 给出了“电压-功率”控制环节的比例系数和积分系数分别变化时,系统的特征值变化轨迹。值得指出的是,为便于参数整定,控制系统均在标么值下建模。取 $k_{iD}=20$,将 k_{pD} 由 1 升高至 20,特征值轨迹对应图 5a,取 $k_{pD}=2$,将 k_{iD} 由 20 升高至 240,特征值轨迹对应图 5b。综合两工况可见, k_{iD} 或 k_{pD} 升至过高时,

表 1 系统参数

Tab.1 System parameters

参数类型	参数名称	参数值
基本参数	交流线电压有效值	220 kV
	交流频率	50 Hz
	直流电压	150 kV
	额定功率	200 MW
控制参数(标么值)	I-VSC 直流电压外环 PI 参数 k_{pU}/k_{iU}	1/10
	I-VSC 交流电压外环 PI 参数 k_{pV}/k_{iV}	1/10
	I-VSC 的 PLL 环节 PI 参数 $k_{p\text{pll}}/k_{i\text{pll}}$	5/50
	I-VSC 电流内环 PI 参数 k_{pC}/k_{iC}	20/400
	I-VSC 附加阻尼控制参数 $k_{\theta U}$	0.5
	ES-C 电压外环控制 PI 参数 k_{pO}/k_{iO}	2/8
	ES-C 电流内环控制 PI 参数 k_{pI}/k_{iI}	12/80
系统参数	ES-C 电压-功率补偿控制 PI 参数 k_{pD}/k_{iD}	5/45
	LC 滤波器电感及电容 L_f/C_f	0.5 mH/ 0.02 μF
	交流系统线路电感 L_g	600 mH
	直流系统电容 C_{DC}	500 μF
	直流系统电感	10 mH
	直流系统电阻	0.5 Ω

系统均容易出现失稳,这表明“电压-功率”控制环节的参数直接影响系统稳定性,因此需要求取最优解。

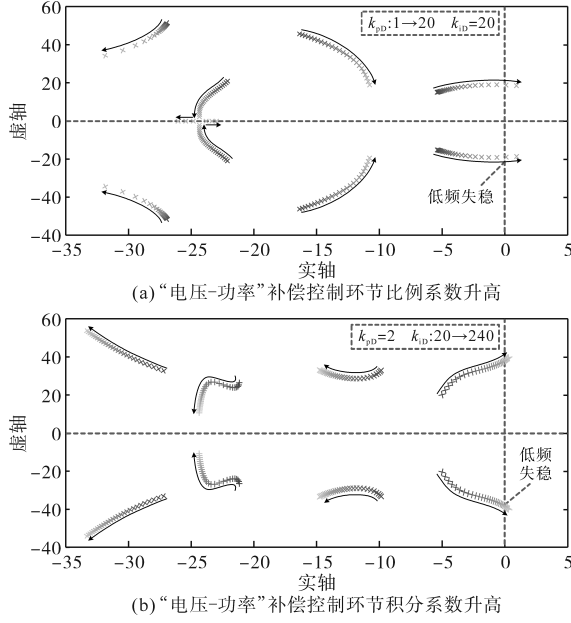


图5 系统低频动态特征值轨迹

Fig.5 Low frequency dynamic characteristic trajectory of system

为求取最优的ES-C“电压-功率”阻尼控制参数,基于表1所示系统参数,图6给出了在“电压-功率”控制环节的比例系数和积分系数不同取值情况下,满足系统低频动态稳定条件下,由直流系统注入至交流系统的功率上限 P_{lim} 。从控制时序来讲,“电压-功率”阻尼控制环节引入的目的是使得当弱连接I-VSC受到扰动时,在直流侧起到电压稳定的作用,这就需要ES-C的“电压-功率”阻尼控制控制时序与I-VSC外环时序相匹配。

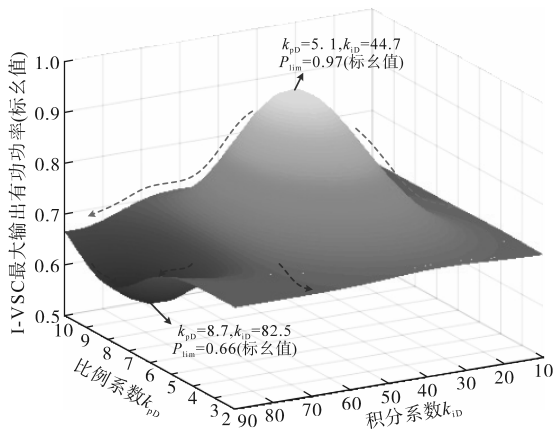


图6 不同“电压-功率”补偿控制参数下的系统最大传输功率

Fig.6 P_{lim} under different “voltage-power” compensation control parameters

由图6可见,当取 $k_{pd}=5.1$, $k_{id}=44.7$ 时, P_{lim} 最大为0.97(标么值),而当“电压-功率”控制参数

变化时, P_{lim} 将出现不同幅度的减小。而当 $k_{pd}=8.7$, $k_{id}=82.5$ 时, P_{lim} 降至最小为0.66(标么值)。可见 $k_{pd}=5.1$, $k_{id}=44.7$ 是一个稳定性呈“阶跃式”上升的点,而 $k_{pd}=8.7$, $k_{id}=82.5$ 是一个稳定性呈“阶跃式”降低的点。

求得 $k_{pd}=5.1$, $k_{id}=44.7$ 时ES-C的“电压-功率”阻尼控制带宽 $\omega_d=6.2$ Hz,而 $k_{pd}=8.7$, $k_{id}=82.5$ 时, $\omega_d=18.4$ Hz。结合表1参数可求得,I-VSC的直流电压外环带宽 $\omega_v=5.4$ Hz,I-VSC的PLL带宽 $\omega_{pll}=18.8$ Hz。由此可见,当ES-C的 ω_d 与I-VSC的 ω_v 相接近时, P_{lim} 显著升高,而 ω_d 与I-VSC的 ω_{pll} 相接近时, P_{lim} 显著降低。从功率-电压稳定的机理上不难解释,当 ω_d 接近 ω_v 时,ES-C的“电压-功率”阻尼控制与I-VSC的直流电压控制相匹配,能够有效抑制由I-VSC交流系统振荡引起的直流电压波动,进而提升系统稳定性,而当 ω_d 接近 ω_{pll} 时,直流系统的电压及功率与交流电压功率的动态相近,这将引起二者间的谐振,进而造成系统稳定性下降。

综上可得,为提升系统的低频动态稳定性,需要对“电压-功率”阻尼控制环节的比例积分系数进行优化设计,其设计流程即为图6的绘制过程,在系统实际的I-VSC控制参数条件下,不断改变 k_{pd} 和 k_{id} 取值,进而得出满足该参数条件下系统稳定的最大输出功率 P_{lim} ,取最大 P_{lim} 时对应的 k_{pd} 和 k_{id} 即完成参数最优化整定。

4 仿真实验

为验证本文模型推导和理论分析的正确性,以及所提出的“电压-功率”阻尼控制策略对于提升系统低频稳定性的效果,基于表1所示参数,在Matlab/Simulink环境下搭建了图1所示VSC并网模型进行仿真验证。

4.1 系统低频动态小信号模型正确性验证

基于表1所示系统参数,图7给出了图4所示的低频动态小信号分析模型推导准确性的验证。在 $t=1$ s设置I-VSC的有功功率输出由0.8(标么值)阶跃至0.86(标么值),图4a、图4b分别给出了低频动态小信号分析模型与完整仿真模型的I-VSC输出有功功率,以及直流系统电压动态的对比图。可见两者的低频动态几乎一致,这验证了本文在低频动态小信号分析模型建立过程中的合理简化和全部推导过程的正确性。

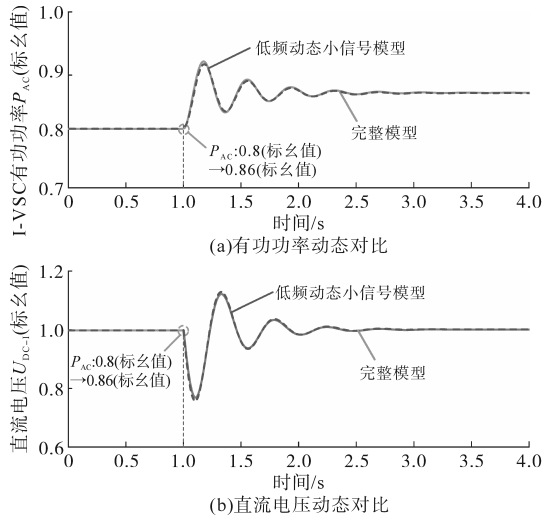


图7 低频动态小信号模型验证

Fig.7 Verification of low-frequency dynamic small signal model

4.2 “电压-功率”阻尼控制的低频振荡抑制效果验证

图8给出了ES-C采用“电压-功率”阻尼控制策略时,对因交直流系统功率扰动引起的LFO的抑制效果。图8a展示了当直流系统新能源发电功率出现波动时的直流电压波形。设置 $t=1$ s时,新能源发电出力由0.85(标么值)阶跃至0.88(标么值),以模拟实际系统中因风速或光照变化导致的风光出力快速升高。当ES-C不采用阻尼控制时,直流电压振荡并逐渐发散,直至出现低频动态失稳。而当ES-C采用“电压-功率”阻尼控制时,当新能源发电功率扰动后,直流电压在波动后又恢复稳态。图8b给出了交流系统负荷突变时,ES-C在传统控制和“电压-功率”阻尼控制策略的直流电压波形。设置 $t=1$ s时,交流负荷升高0.15(标么值),可见ES-C采用传统控制策略时,直流电压振荡后失稳,而采用电压-功率”阻尼控制策略时,直流电压能承受交流功率波动引起的LFO。上述仿真结果验证了所提控制策略对于新能源波动以及交流系统有功负荷波动所引起的系统LFO具有良好的抑制效果。

图9进一步给出了因系统故障引起的小扰动场景下,ES-C的“电压-功率”阻尼控制策略对于系统LFO的抑制效果。图9a给出了当交流电压发生跌落时,两控制策略下的直流电压波形。设置 $t=1$ s时,交流电压由1.0(标么值)跌落至0.9(标么值)以模拟系统中常见的因无功补偿装置故障等原因引起的电压跌落。可见ES-C采用传统控制时直流电压振荡失稳,而采用“电压-功

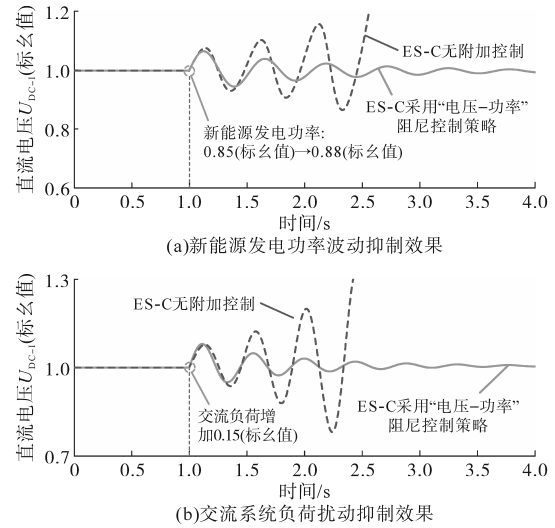


图8 “电压-功率”阻尼控制对功率扰动引起的LFO抑制

Fig.8 Suppression of voltage power damping control on LFO caused by active power disturbance

率”阻尼控制时直流电压振荡得到抑制。图9b展示了当交流系统出现扰动时的直流电压波形。设置 $t=1$ s时,交流线路等效阻抗由0.85(标么值)阶跃至0.9(标么值),以模拟实际系统中因导线断股等原因造成的阻抗小幅变化。在此小扰动下,当ES-C不采用阻尼控制时,直流电压振荡并逐渐发散,而当ES-C采用“电压-功率”阻尼控制时,当交流线路等效阻抗小幅升高造成的直流电压波动得到抑制,系统逐渐恢复稳态,这验证了ES-C的“电压-功率”阻尼控制策略能够有效抑制系统故障小扰动所引起的LFO。

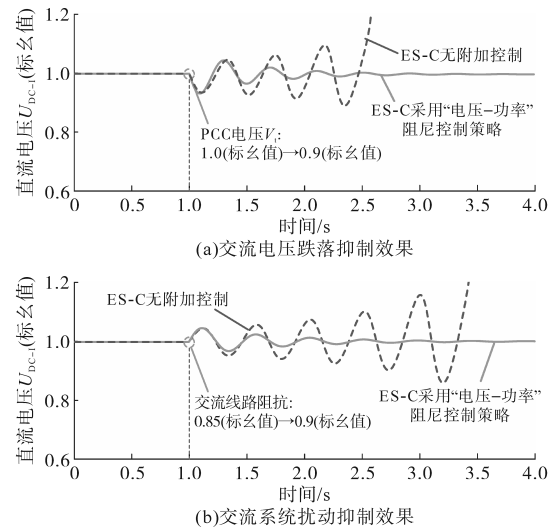


图9 “电压-功率”阻尼控制对系统故障引起的LFO抑制

Fig.9 Suppression of voltage power damping control on LFO caused by system failure

4.3 “电压-功率”阻尼控制参数最优化整定

为验证上节中关于“电压-功率”阻尼控制参

数最优化整定的效果,分别将“电压-功率”阻尼控制参数设置为按图6流程求出的最优化参数,以及未优化的参数(选取为图6中 P_{lim} 较小的点)进行仿真验证。

图10a给出了最优化参数整定后的“电压-功率”阻尼控制对系统传输功率的提升效果。可见ES-C未采用“电压-功率”阻尼控制时,当新能源发电功率达到0.9(标么值)时,系统低频振荡直至失稳。而当取“电压-功率”阻尼控制参数为 $k_{pd}=5.1$, $k_{id}=44.7$ 时,新能源发电功率由0.84(标么值)阶跃至0.90(标么值),和从0.90(标么值)阶跃至0.96(标么值)过程中系统均稳定,直到发电功率由0.96(标么值)阶跃至1.02(标么值)时才出现振荡失稳。图10b给出了未经过参数优化的“电压-功率”阻尼控制下的系统传输功率上限验证,当新能源发电功率由0.84(标么值)阶跃至0.90(标么值)时系统即出现失稳,此时VSC输出的功率上限与ES-C未采用“电压-功率”阻尼控制相比并未见提升。由此可见,采用“电压-功率”阻尼控制时必须进行参数最优化整定,且参数最优化整定方法对于提升系统低频动态稳定性,提高系统传输功率上限具有明显效果。

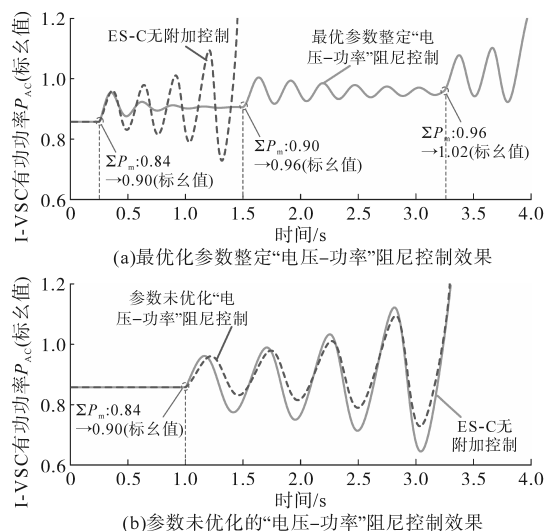


图10 参数最优化整定的稳定性提升效果

Fig.10 Stability improvement effect of parameter optimization tuning

5 结论

本文推导了含储能新能源场站接入薄弱交流电网的低频动态分析模型,设计了新能源储能装置换流器的“电压-功率”阻尼控制策略,实现对新能源接口VSC在弱并网环境下的LFO的抑

制,通过最优化参数整定流程完成对“电压-功率”阻尼控制的参数设计,实现对低频稳定性提升效果的最大化,本文主要贡献如下:

1)推导了适用于含储能新能源场站弱并网系统的低频动态分析模型,通过对高频动态影响特性的忽略,实现了精确保留低频特性的同时降低了模型的复杂度;

2)设计了储能接口换流器的“电压-功率”阻尼控制策略,实现了直流侧储能装置参与系统LFO抑制,有效抑制了新能源接口逆变器引入至直流系统的LFO,进而提高系统低频稳定性;

3)通过参数最优化整定,获取抑制系统LFO的最优“电压-功率”阻尼控制参数,实现了储能装置最大化提升系统低频稳定性。

参考文献

- [1] 张智刚,康重庆. 碳中和目标下构建新型电力系统的挑战与展望[J]. 中国电机工程学报,2022,42(8):2806-2819.
ZHANG Zhigang, KANG Chongqing. Challenges and prospects for constructing the new-type power system towards a carbon neutrality future[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(8): 2806-2819.
- [2] 孟沛戎,向往,迟永宁,等. 一种适用于大规模新能源远距离外送的分层混联输电系统[J]. 中国电机工程学报,2021,41(10):3349-3363,3661.
MENG Peiyu, XIANG Wang, CHI Yongning, et al. A hierarchical LCC-MMC hybrid transmission system for transmitting large-scale renewable power over long-distance[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(10): 3349-3363, 3661.
- [3] 赵冬梅,徐辰宇,杜泽航,等. 就地无常规电源支撑下考虑新能源基地频率稳定的储能优化配置方法[J]. 中国电机工程学报,2024,44(24):9691-9706.
ZHAO Dongmei, XU Chenyu, DU Zehang, et al. Optimization configuration method for energy storage considered frequency stability of new energy bases without conventional power supply support on site[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(24): 9691-9706.
- [4] 本柏忠,侯力,张丹,等. 海上风电机组偏航系统抗台风优化控制策略[J]. 电气传动,2020,50(6):60-65.
BEN Bozhong, HOU Li, ZHANG Dan, et al. Optimization control strategy of anti-typhoon for yaw system of offshore wind turbine[J]. Electric Drive, 2020, 50(6): 60-65.
- [5] 李霞林,张晨,郭力,等. 锁相环同步VSC接入弱网下的低频动态稳定性分析与机理研究[J]. 电力自动化设备,2022,42(8):29-38,54.
LI Xialin, ZHANG Chen, GUO Li, et al. Low frequency dynamic stability analysis model and mechanism research for PLL-synchronized VSC connected to weak grid[J]. Electric Power

- Automation Equipment, 2022, 42(8): 29–38, 54.
- [6] 张硕文, 苗虹, 曾成碧. 增强并网逆变器对弱电网适应能力的控制策略[J]. 电气传动, 2021, 51(9): 43–48.
ZHANG Shuowen, MIAO Hong, ZENG Chengbi. A control strategy for improving adaptability of grid-connected inverter to weak power grid[J]. Electric Drive, 2021, 51(9): 43–48.
- [7] 张志军, 李帆, 孟庆波. 基于 P - Q 控制模式的 VSC-HVDC 小干扰稳定性研究[J]. 电气传动, 2020, 50(8): 53–58, 64.
ZHANG Zhijun, LI Fan, MENG Qingbo. Small-signal stability analysis of VSC-HVDC based on P - Q control mode[J]. Electric Drive, 2020, 50(8): 53–58, 64.
- [8] HUANG Y H, WANG D. Effect of control-loops interactions on power stability limits of VSC with integrated to AC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2017, 32(3): 301–310.
- [9] 王一珩, 王海风. 并网直驱风电场在交流电流时间尺度下的小干扰稳定性功率控制外环影响[J]. 高电压技术, 2022, 48(4): 1411–1421.
WANG Yijun, WANG Haifeng. Small-disturbance stability of grid-connected PMSC wind farms under AC current time scales-the influence of power control outer loop[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(4): 1411–1421.
- [10] 刘克权, 刘文飞, 刘春, 等. 基于矩阵的迹的弱电网下永磁直驱风电场直流电压时间尺度小扰动振荡稳定性分析[J]. 电力自动化设备, 2022, 42(5): 153–159.
LIU Kequan, LIU Wenfei, LIU Chun, et al. Small disturbance oscillation stability analysis of permanent magnet synchronous generator wind farm under weak grid in DC voltage timescale based on matrix trace[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(5): 153–159.
- [11] ZHENG W, HU J, YUAN X. Modeling of VSCs considering input and output active power dynamics for multi-terminal HVDC interaction analysis in DC voltage control timescale[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2019, 34(4): 2008–2018.
- [12] 尹睿, 孙媛媛, 王姗姗, 等. 双馈入 VSC 并网系统单输入单输出传递函数建模与稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(19): 6724–6739.
YIN Rui, SUN Yuanyuan, WANG Shanshan, et al. The modeling and stability analysis of dual-infeed VSC based on single-input and single-output transfer function model[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(19): 6724–6739.
- [13] 黄云辉, 宋泽凡, 唐金锐, 等. 连接弱电网的并网变换器直流电压时间尺度稳定器的设计与分析[J]. 电工技术学报, 2018, 33(8): 185–192.
HUANG Yunhui, SONG Zefan, TANG Jinrui, et al. Design and analysis of DC-Link voltage stabilizer for voltage source converter as connected to weak grid[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(8): 185–192.
- [14] 王燕宁, 郭春义, 郑安然, 等. 极弱受端交流系统下 LCC-MMC 型混合直流输电系统的附加频率-电压阻尼控制[J]. 电工技术学报, 2020, 35(7): 1509–1520.
WANG Yanning, GUO Chunyi, ZHENG Anran, et al. Supplementary frequency-voltage damping control for LCC-MMC hybrid HVDC system connected to extremely weak receiving AC grid[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(7): 1509–1520.
- [15] GUO Chunyi, WEI Lei, ZHAO Chengyong, et al. A frequency based synchronization approach for VSC-HVDC station tied to a weak AC grid[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2017, 32(3): 1460–1470.
- [16] 李霞林, 李佳鑫, 朱琳, 等. 弱连接 VSC 在“外环-锁相环”时间尺度下的一类小扰动稳定性提升方法及等效性分析[J]. 电网技术, 2023, 47(4): 1632–1642.
LI Xialin, LI Jiaxin, ZHU Lin, et al. Equivalence analysis of a class of small-signal stability enhancement for weak grid connected VSCs in “outer-loop & PLL” time-scale[J]. Power System Technology, 2023, 47(4): 1632–1642.

收稿日期: 2024-01-03

修改稿日期: 2024-03-06