

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.240675

计及多区域直驱风场经 VSG 控制的 MMC 送出系统 小信号稳定性分析

朱煜昆^{1,2}, 贾轩³, 潘霄汉³, 朱益华^{1,2}, 涂亮^{1,2}, 常东旭^{1,2}, 王谱宇³

(1. 直流输电技术全国重点实验室(南方电网科学研究院有限责任公司), 广东 广州 510663; 2. 广东省新能源电力系统智能运行与控制企业重点实验室, 广东 广州 510663; 3. 南京理工大学自动化学院, 江苏 南京 210094)

摘要: 大规模直驱风场并网系统一般由永磁同步发电机(permanent magnet synchronization generator, PMSG)和模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)构成, 两者连接后的相互作用机理较为复杂。同时直驱风机的全功率变流器和 MMC 的常规矢量控制策略会使系统呈现出低惯量和低阻尼的特性, 难以保证直驱风场经 MMC 送出系统的频率和电压稳定。针对此问题, 建立了计及多区域直驱风场经虚拟同步发电机(virtual synchronous generator, VSG)控制的 MMC 送出系统的小信号模型, 对比了电磁暂态模型和小信号模型的动态响应, 验证了小信号模型的正确性。当直驱风场的输出功率增加时, 系统存在失稳的风险, 采用参与因子法分析电压外环控制器和环流抑制控制器参数对并网系统稳定性的影响。基于根轨迹法得到参数的可行域, 并对这些参数进行优化, 通过 PSCAD/EMTDC 仿真验证了参数优化的有效性, 为参数选取提供了理论依据。

关键词: 模块化多电平换流器; 风电场; 永磁同步发电机; 虚拟同步发电机控制; 小信号模型; 特征根轨迹分析

Small signal stability analysis of multi-region direct-drive wind farms connected via a VSG-controlled MMC transmission system

ZHU Yukun^{1,2}, JIA Xuan³, PAN Xiaohan³, ZHU Yihua^{1,2}, TU Liang^{1,2}, CHANG Dongxu^{1,2}, WANG Puyu³

(1. State Key Laboratory of HVDC, Electric Power Research Institute, CSG, Guangzhou 510663, China; 2. Guangdong Provincial Key Laboratory of Intelligent Operation and Control for New Energy Power System, Guangzhou 510663, China; 3. School of Automation, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

Abstract: Large-scale direct-drive wind farm grid connection systems are typically composed of permanent magnet synchronization generators (PMSG) and modular multilevel converters (MMC), forming a complex interaction mechanism after interconnection. Additionally, the full-power converters of the direct-drive wind turbines and the conventional vector control strategy of MMC result in low inertia and low damping characteristics, making it difficult to maintain frequency and voltage stability in the direct-drive wind farm connected via MMC transmission systems. To address this issue, this paper establishes a small signal model of multi-region direct-drive wind farms and an MMC transmission system under virtual synchronous generator (VSG) control. The dynamic responses of the electromagnetic transient and the small signal model are compared to verify the correctness of the small signal model. When the output power of the direct-drive wind farm increases, the system faces stability risks. The participation factor method is used to analyze the influence of the parameters of the voltage outer loop and circulation suppression controllers on the stability of the grid-connected system. The root locus method is applied to determine the feasible parameter range, followed by parameter optimization. The effectiveness of the parameter optimization is verified through PSCAD/EMTDC simulations, providing a theoretical basis for parameter selection.

This work is supported by the National Key Research and Development Program of China (No. 2021YFB2400900).

Key words: modular multilevel converter; wind farm; permanent magnet synchronization generator; virtual synchronous generator control; small signal model; eigenvalue trajectory analysis

基金项目: 国家重点研发计划项目资助(2021YFB2400900); 江苏省自然科学基金面上项目资助(BK2024021615)

0 引言

煤炭、石油等传统能源的大量使用导致的环境污染和全球变暖问题日益严重。在降低传统能源使用比例的同时,开发和利用太阳能、风能等新能源已成为未来电力系统的主要发展方向。在此背景下,风能作为技术成熟、发展潜力巨大的新能源发电方式,受到了国内外的广泛关注^[1-3]。

近年来,陆上风电资源的开发利用已趋于饱和,未来风电开发的重点将从陆上转移至海上,随着海上风电场的容量规模和离岸距离的不断增加,适用于远距离、大规模传输的柔性直流输电(voltage source converter based high voltage direct current, VSC-HVDC)技术已成为现行海上风电场的首选^[4-5]。模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)因其低损耗、低谐波含量、高可扩展等优点已成为 VSC-HVDC 换流器的主流选择^[6-7]。近几年已有部分海上风电场采用 MMC 作为送出设备。然而,直驱风机采用的全功率变流器和 MMC 采用的常规矢量控制使得系统对外表现出低惯性和低阻尼的特性。为解决上述问题,本文将虚拟同步发电机(virtual synchronous generator, VSG)控制技术应用于 MMC, VSG 控制通过模拟同步发电机的特性提高系统惯性和阻尼,并且能够起到稳定系统频率、支撑电网电压的作用^[8]。因此,本文针对直驱风电场经 VSG 控制的 MMC 送出系统进行了研究分析。

目前关于 MMC 的 VSG 控制和风电场经 MMC 送出系统领域的研究已取得了一定的成果^[9-12]。文献[13]建立了基于 VSG 控制的 MMC 并网系统精确小信号模型,根轨迹和参与因子的稳定性分析结果表明,调整虚拟同步控制参数以增大系统稳定性时,会导致外部模态的阻尼和系统稳定裕度减小,并通过与传统矢量控制的对比得到弱电网下 MMC 采用 VSG 控制系统的稳定性更强的结论,但是并未对风电场接入的情况进行研究。文献[14]利用谐波线性化方法对基于 VSG 控制的 MMC 换流器进行阻抗建模,分析得到虚拟转动惯量和阻尼系数对工频附近的 MMC 阻抗有较大影响,当电网等效阻抗在高频段呈容性时,MMC 并网系统在中高频段有振荡的风险。文献[15]建立了直驱风电场经 MMC 送出系统线性化数学模型,分析了风电场输出功率、主电路等效电阻等参数对系统稳定性的影响,提出了在 MMC 的控制系统中加入虚拟电阻以提高系统的阻尼特性,抑制次同步振荡,研究了虚拟电阻阻尼控制器的控制参数可行域和控制效果,但是

需要对阻尼控制器的增益电阻系数进行合理选取,参数选取不合理将无法得到理想的控制效果。文献[16]将 VSG 控制应用于直驱风电场,对基于 VSG 控制的直驱风电场经 MMC 送出系统的低频振荡进行了研究,提出了通过调节系统参数抑制低频振荡的方法,但是将 VSG 控制应用于每台直驱风机,在工程上难以实现,也无法对整个风电场进行调控。文献[17]建立了双馈风电场经 MMC 送出系统小信号模型,利用特征根轨迹法分析了双馈风电场输出功率变化时系统特征根的变化趋势,提出了一种有效降低系统失稳风险的环流抑制控制器参数优化调节方法,但 MMC 采用传统的定交流电压(voltage-frequency, V-F)控制,对系统电压和频率的主动调节效果有限。文献[18]建立了混合风电场经 MMC 送出系统小信号模型,利用特征根法得出 MMC 电压外环比例增益对风电场锁相环与 MMC 电压控制环交互影响的振荡模态影响很大,并通过电磁暂态仿真验证了小信号模型和理论分析的正确性,但并没有对导致系统振荡失稳的电压外环比例系数进行优化。

综上所述,现有文献针对风电场经 MMC 送出系统进行了相应研究,但并未将 VSG 控制策略应用到风电场经 MMC 送出系统的 MMC 中,对计及多区域直驱风电场经 VSG 控制的 MMC 送出系统的稳定性分析尚不充分。针对此问题,本文以计及多区域直驱风电场经 VSG 控制的 MMC 送出系统为研究对象,对系统的小信号稳定性进行研究。首先,分析计及多区域直驱风电场经 MMC 送出系统的拓扑结构;其次,建立计及多区域直驱风电场经 VSG 控制的 MMC 送出系统小信号数学模型;然后,构建互联部分的接口模型,将接口模型与直驱风电场、MMC-HVDC 系统方程进行联立,在稳态工作点处对非线性状态空间模型进行线性化,形成全系统空间状态方程,通过参数阶跃的动态响应验证小信号模型的正确性;最后,利用参与因子法分析了基于 VSG 控制的 MMC 的振荡模式对系统稳定性的影响,利用根轨迹法得到电压外环控制器和环流抑制控制器的参数可行域,对这些参数进行优化,并通过电磁暂态仿真验证了参数优化能够有效降低系统失稳的风险。

1 直驱风电场经 MMC 送出系统工作原理

1.1 直驱风机拓扑结构

直驱风机由风轮、永磁同步发电机、风机侧换流器和网侧换流器构成。直驱风机为一个自带永磁体不需要励磁的直驱永磁同步风力发电机,风电机

组的风轮部件通过机械轴系统与同步发电机直接相连, 整体结构上省去了一个齿轮箱环节, 能有效提升系统的效率, 直驱风机的拓扑结构如图 1 所示。

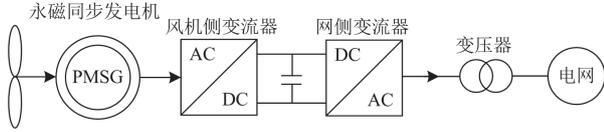


图 1 直驱风机拓扑结构

Fig. 1 Topology structure of direct drive wind turbine generator

直驱风机不需要经过变速, 直接由风轮通过主轴带动发电机转子旋转发出电能。由于直驱风机的转子转速随风速不断变化, 发电机发出的电压电流频率无法稳定维持在工频, 所以直驱风机所产生的电能需要通过全功率变流器转换到工频才能送入电网。在直驱风机系统中, 风机侧变流器主要负责对永磁发电机进行控制, 以确保风机能够最大限度地输出所获得的功率。风机侧变流器通过控制发电机机端电压来控制风机系统的电磁转矩, 使得风机的转速有效地跟随风速变化, 从而输出最大功率。与此同时, 网侧变流器主要用于保持直流侧电压恒定, 通常采用固定直流电压控制。

1.2 MMC 拓扑结构

MMC 每相上、下桥臂都由 N 个子模块(sub-module, SM)和桥臂电感构成, MMC 子模块有多种结构, 常见的有半桥型和全桥型, 本文采用半桥结构的子模块。MMC 拓扑结构如图 2 所示。

图 2 中, 每个子模块由上下两个绝缘栅双极型晶体管 T_1 、 T_2 和与之反向并联的二极管 D_1 、 D_2 以及储能电容 C 组成。

通过控制 T_1 、 T_2 的开通和关断使得子模块处于

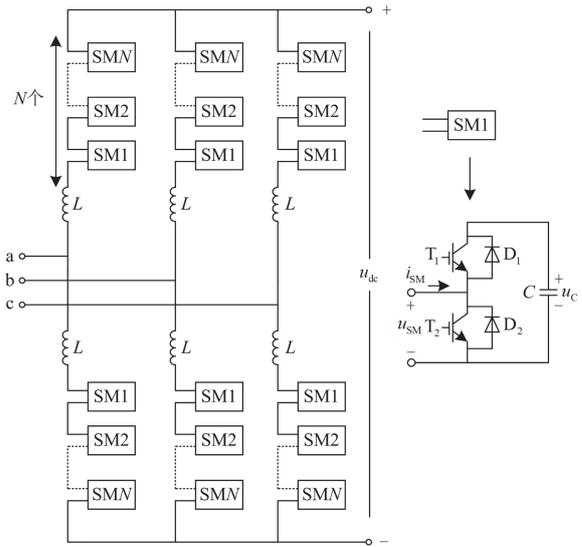


图 2 MMC 拓扑结构

Fig. 2 Topology structure of MMC

3 种不同的工作状态: 投入、切除、闭锁, 不同工作状态下子模块输出电压 u_{SM} 不同, 子模块电流 i_{SM} 流向不同。正常运行时, MMC 每个子模块都处于投入或切除状态, 只有在启动或故障时, 子模块才处于闭锁状态, 正常工作于子模块输出电压为电容电压 u_c 或 0, 通过多个子模块的配合可以实现桥臂电压的多电平运行。

1.3 直驱风场经 MMC 送出系统拓扑结构

针对风电场稳定性的研究主要通过单机等值的聚合模型来实现, 等值后的风电场可以看作一台风机。本文所研究的直驱风场主要由两个区域风场组成, 两个风场的风电功率和线路参数不同, 因此等值后的直驱风场可以看作两台风机, 经过等值后的直驱风场经 MMC 送出系统的拓扑结构如图 3 所示。

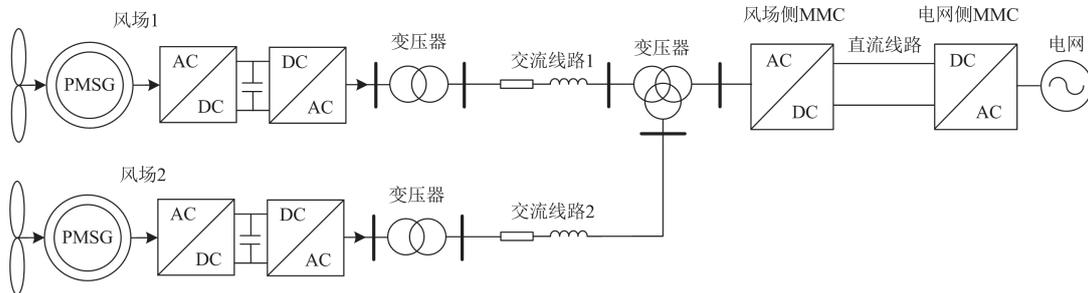


图 3 直驱风场经 MMC 送出系统拓扑结构

Fig. 3 Topology structure of direct drive wind farm transmission system through MMC

图 3 中, 直驱风场出口电压为 0.69 kV, 经过风机箱变升压至 35 kV 后汇流到风电场变电站, 风电场变电站将电压升压至 166 kV 通过交流线路与风场侧 MMC 相连。风场侧 MMC 可以通过直流线路

与直流电网相连, 也可以经过电网侧 MMC 直接与交流电网相连(如图 3 所示)。

在直驱风场经 MMC 送出系统中, 风场侧 MMC 主要起到稳定风电场出口电压和频率的作用, 电网

侧 MMC 采用定直流电压控制，为风场侧 MMC 提供稳定的直流电压；直驱风场风机侧换流器通过控制永磁同步发电机角频率稳定输出功率，网侧换流器通过控制直流电压来为风机侧换流器提供直流电压支撑。

由于在分析直驱风场经 MMC 送出系统的稳定性时，主要考虑的是直驱风场与 MMC 互联部分的稳定性问题，因此本文主要研究如图 4 所示的互联系统。

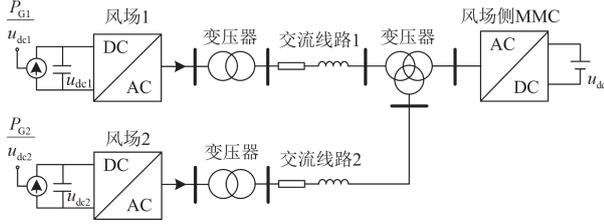


图 4 互联系统拓扑结构

Fig. 4 Interconnected system topology

考虑到直驱风电场中采用的全功率换流器使得风机侧换流器与网侧换流器通过直流电容解耦，可以将直驱风电场风力发电机部分与风机侧换流器等效为图 4 所示的电流源， P_{G1} 、 P_{G2} 为风场 1、2 输出的总功率。并且与电网侧 MMC 相连的交流电网足够强，电网侧 MMC 可以保证直流电压恒定，可以将电网侧 MMC 与交流电网等效为图 4 所示的电压恒定的直流电压源。

在对直驱风场进行等值时，由于风电机组和风机侧变流器已做等效处理，因此不考虑发电机内部参数的等值，主要考虑直流侧电容、交流侧滤波电感、并网点滤波电容和风机升压变参数的等值计算，对上述参数进行等值计算时主要遵循容量加权、阻抗串并联的原则。

直流侧电容的大小应为所有风机直流侧电容并联的结果，并网点滤波电容的大小为所有风机并网点滤波电容并联的结果，其表达式为

$$C_{eq} = \sum_{i=1}^N C_i \quad (1)$$

式中： C_{eq} 为直流侧并网点的等值电容； C_i 为第 i 台风机直流侧并网点电容， $i=1,2,\dots,N$ ； N 为风机的台数。

交流侧滤波电感应为所有风机交流侧滤波电感并联的结果，其表达式为

$$L_{eq} = \frac{1}{\sum_{i=1}^N \frac{1}{L_i}} \quad (2)$$

式中： L_{eq} 为并网点的等值电感； L_i 为第 i 台风机并

网点电感。

风机升压变的容量应为所有风机升压变容量加权的結果，其表达式为

$$S_{eq} = \sum_{i=1}^N S_i \quad (3)$$

式中： S_{eq} 为风场中风机升压变容量的等值容量； S_i 为第 i 台风机升压变容量。

2 直驱风场系统建模

2.1 直流侧模型

系统直流侧由直流电流源和电容构成，由有功平衡可得直流侧方程为

$$\begin{cases} \frac{du_{dc}}{dt} = \frac{1}{C_{dc}} i_c \\ i_c = \frac{P_G - P_E}{u_{dc}} \\ P_E = \frac{3}{2}(u_{cd}i_{cd} + u_{cq}i_{cq}) \end{cases} \quad (4)$$

式中： u_{dc} 为直流侧电压； C_{dc} 为直流电容； i_c 为电容电流； P_G 为换流器输入功率； P_E 为换流器输出功率； u_{cd} 、 u_{cq} 为换流器端口电压； i_{cd} 、 i_{cq} 为换流器出口电流。

2.2 锁相环模型

直驱风场系统采用的锁相环为常规三相同步锁相环，该锁相环结构如图 5 所示。

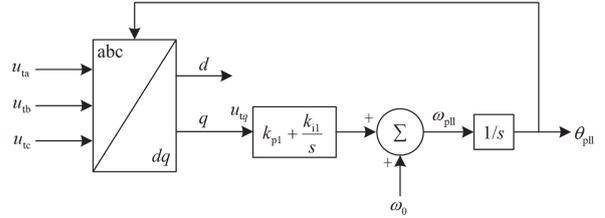


图 5 锁相环结构

Fig. 5 Phase locked loop structure

由图 5 可得锁相环模型为

$$\begin{cases} \frac{d\theta_{pll}}{dt} = \omega_{pll} \\ \omega_{pll} = (k_{p1} + k_{i1}/s)u_{iq} + \omega_0 \end{cases} \quad (5)$$

式中： θ_{pll} 为锁相环输出 dq 变换角； ω_{pll} 为锁相环输出角频率； u_{iq} 为风电场出口电压 q 轴分量； ω_0 为额定角频率； k_{p1} 、 k_{i1} 分别为比例和积分参数。

2.3 网侧换流器控制模型

由于将直驱风场网侧换流器直流侧视为电流源，因此必须对直流侧电容电压进行控制，同时对

直驱风场输出的无功功率进行控制, 采用如图 6 所示的双闭环控制结构。

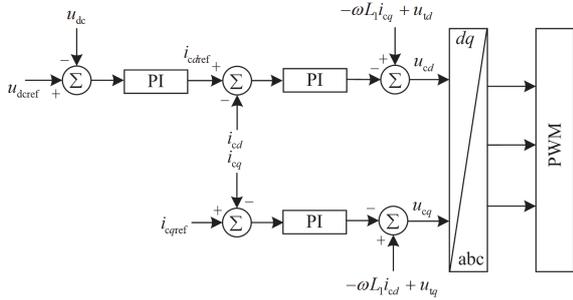


图 6 风电场网侧换流器控制结构

Fig. 6 Control structure of grid side converter in wind farm

通过控制外环变量 u_{dc} 维持直流侧电压稳定, 同时得到电流内环 d 轴参考值 i_{cdref} , 通过设置 q 轴电流参考值 i_{cqref} 为 0 即可实现无功功率为 0, 因此电流内环 dq 轴参考值表达式为

$$\begin{cases} i_{cdref} = -(k_{p2} + k_{i2}/s)(u_{dcref} - u_{dc}) \\ i_{cqref} = 0 \end{cases} \quad (6)$$

式中, k_{p2} 、 k_{i2} 分别为电压外环控制的比例和积分参数。

由网侧换流器滤波电感 L_1 产生的 $\omega L_1 i_{cq}$ 、 $\omega L_1 i_{cd}$ 以及换流器出口电压都是影响 dq 轴电流控制的干扰项, 因此对 i_{cd} 、 i_{cq} 加入前馈解耦控制消除其扰动带来的影响, 可得直驱风场网侧换流器参考电压表达式为

$$\begin{cases} u_{cd} = u_{td} - (k_{p3} + k_{i3}/s)(i_{cdref} - i_{cd}) + \omega L_1 i_{cq} \\ u_{cq} = u_{tq} - (k_{p3} + k_{i3}/s)(i_{cqref} - i_{cq}) - \omega L_1 i_{cd} \end{cases} \quad (7)$$

式中: k_{p3} 、 k_{i3} 分别为电流外环控制的比例和积分参数; ω 为角频率。

3 MMC 系统建模

3.1 MMC 主电路模型

MMC 单个桥臂的平均值开关模型为

$$\begin{cases} S \cdot i_{am} = C \frac{du_c}{dt} \\ u_{am} = N \cdot S \cdot u_c \end{cases} \quad (8)$$

式中: S 为桥臂导通子模块与总模块总数的比值; i_{am} 为桥臂电流; u_{am} 为桥臂电压; u_c 为子模块电容电压。

由于 MMC 稳定运行时, 内部谐波主要是二倍频分量^[19], 因此考虑二倍频环流的上下桥臂电流表

达式为

$$\begin{cases} i_p = \frac{1}{3} I_{dc} - \frac{1}{2} I_s \sin(\omega t + \beta_1) + I_{cir} \sin(2\omega t + \beta_2) \\ i_n = \frac{1}{3} I_{dc} + \frac{1}{2} I_s \sin(\omega t + \beta_1) + I_{cir} \sin(2\omega t + \beta_2) \end{cases} \quad (9)$$

式中: i_p 、 i_n 分别为上下桥臂电流; I_s 、 β_1 分别为基频分量的幅值、相角; I_{cir} 、 β_2 分别为二倍频分量的幅值、相角; I_{dc} 为直流侧电流。

子模块电容电压主要由直流分量、基频分量、二倍频分量和三倍频分量组成, 其表达式为

$$u_c = u_{dc} + u_{cac1} \sin(\omega t + \theta_1) + u_{cac2} \sin(2\omega t + \theta_2) + u_{cac3} \sin(3\omega t + \theta_3) \quad (10)$$

式中: u_{dc} 为直流分量; u_{cacj} 和 θ_j ($j=1,2,3$) 分别为电容电压的基频、二倍频和三倍频分量的幅值和相角。

考虑二倍频分量的上下桥臂平均值开关函数 S_p 、 S_n 表达式为

$$\begin{cases} S_p = \frac{\frac{1}{2} u_{dc} - \frac{1}{2} u_{dc} M \sin(\omega t + \alpha) + u_{cir} \sin(2\omega t + \varphi)}{u_{dc}} \\ S_n = \frac{\frac{1}{2} u_{dc} + \frac{1}{2} u_{dc} M \sin(\omega t + \alpha) + u_{cir} \sin(2\omega t + \varphi)}{u_{dc}} \end{cases} \quad (11)$$

式中: $u_{dc} M \sin(\omega t + \alpha)/2$ 为基频电压分量, M 为调制比, α 为基频分量相角; $u_{cir} \sin(2\omega t + \varphi)$ 为环流抑制控制器输出的环流抑制修正分量, u_{cir} 为其幅值, φ 为其相角。

通过式(11)可以求得桥臂电压各分量表达式, 再依据 MMC 等效电路建立 KVL 方程, 即可求得桥臂电流各分量表达式, 由此可得完整的 MMC 主电路解析表达式, 文献[20]对此进行了详细推导, 篇幅有限本文不再进行介绍。

3.2 MMC 的 VSG 控制

风电场侧 MMC 的主要作用是风电场提供幅值、频率稳定的交流电压, 传统风电场侧 MMC 常常采用 V-F 控制。然而, V-F 控制会使得系统呈现出低惯性与低阻尼特性, 与此同时直驱风场采用的全功率换流器也会使得系统呈现类似特性^[21], 因此整个系统会存在一定的稳定性问题^[22-24]。

为了调整系统低惯性、低阻尼的特性, 可以在风电场侧 MMC 中应用 VSG 控制。VSG 控制通过模拟同步发电机的运行过程使得风电场侧 MMC 具有同步发电机的部分特性, 可以提高系统惯性与阻尼特性。通过模拟同步发电机的定子电气方程可以

得到 MMC 的 VSG 控制的等效公式为

$$e_{abcref} = u_{abc} + Ri_{abc} + L \frac{di_{abc}}{dt} \quad (12)$$

式中： e_{abcref} 为VSG内电势参考值； u_{abc} 为MMC输出三相电压； i_{abc} 为MMC输出三相电流； R 、 L 分别为虚拟电阻、虚拟电感。

同时，通过模拟同步发电机机械部分方程可以得到 VSG 控制等效公式为

$$\begin{cases} J \frac{d\omega}{dt} + D(\omega - \omega_0) = T_m - T_e = \frac{P_m}{\omega_0} - \frac{P_e}{\omega_0} \\ \frac{d\theta}{dt} = \omega - \omega_0 \end{cases} \quad (13)$$

式中： J 为虚拟转动惯量，能提高系统惯性； D 为虚拟阻尼系数，能减小系统功率振荡； T_m 为虚拟机械转矩； T_e 为虚拟电磁转矩； P_m 为虚拟机械功率，可以通过系统直接给定得到； P_e 为虚拟电磁功率，由内电势和输出电流求得。在 MMC 的 VSG 控制中引入的虚拟转动惯量 J 和虚拟阻尼系数 D 不受发电机本身限制，可以依据需要自行设定。通过对同步发电机进行等效可以得到 MMC 的 VSG 控制结构，如图 7 所示。

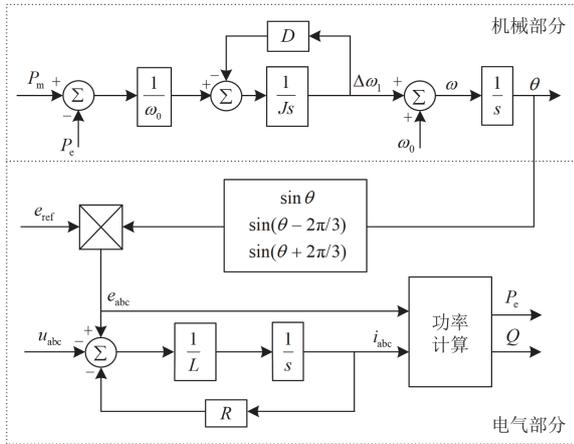


图 7 VSG 控制结构

Fig. 7 Control structure of VSG

通过模拟同步机的机械部分即可实现有功-频率控制，而 VSG 内电势参考值可以由 MMC 输出电压有效值经过 PI 控制器得到，具体控制结构如图 8 所示。

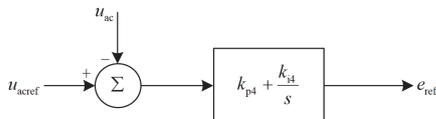


图 8 VSG 电压控制

Fig. 8 Voltage control of VSG

VSG 内电势参考值 e_{ref} 表达式为

$$e_{ref} = (k_{p4} + k_{i4}/s)(u_{acref} - u_{ac}) \quad (14)$$

式中： u_{ac} 、 u_{acref} 分别为 MMC 输出电压有效值和参考值； k_{p4} 、 k_{i4} 分别为 VSG 的比例和积分参数。

得到的内电势参考值即为内电势 d 轴分量，此时内电势 q 轴分量给定值为 0，即可得到 MMC 的 VSG 控制电压电流双闭环输入量，双闭环控制结构如图 9 所示。

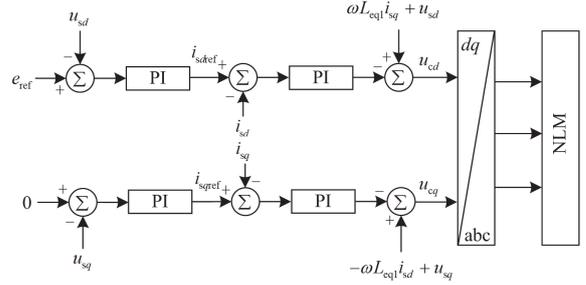


图 9 MMC 双闭环控制

Fig. 9 Double closed-loop control of MMC

由图 9 可得 MMC 双闭环控制模型表达式为

$$\begin{cases} i_{sdref} = -(k_{p5} + k_{i5}/s)(e_{ref} - u_{sd}) \\ i_{sqref} = -(k_{p5} + k_{i5}/s)(0 - u_{sq}) \\ u_{cd} = u_{sd} - (k_{p6} + k_{i6}/s)(i_{sdref} - i_{sd}) + \omega L_{eq1} i_{sq} \\ u_{cq} = u_{sq} - (k_{p6} + k_{i6}/s)(i_{sqref} - i_{sq}) - \omega L_{eq1} i_{sd} \end{cases} \quad (15)$$

式中： u_{sd} 、 u_{sq} 分别为 MMC 输出电压的 d 、 q 轴分量； i_{sd} 、 i_{sq} 分别为 MMC 输出电流的 d 、 q 轴分量； i_{sdref} 、 i_{sqref} 分别为 MMC 输出参考电流的 d 、 q 轴分量； L_{eq1} 为 MMC 上下桥臂的等效电感； k_{p5} 、 k_{i5} 分别为电压外环的比例和积分参数； k_{p6} 、 k_{i6} 分别为电流内环的比例和积分参数。双闭环输出量 u_{cd} 、 u_{cq} 经过 dq 变换为 MMC 桥臂各子模块提供驱动信号，实现 MMC 的阀级控制。

3.3 环流抑制控制

在 MMC 运行过程中，子模块电容存在电压波动，使得不同相单元之间存在电压不平衡，进一步导致相单元内部产生环流^[25-26]。相间环流主要由直流和二倍频分量构成，直流分量通过直流侧构成回路，对系统的影响较小，而二倍频分量存在于 MMC 桥臂内部，使得 MMC 的有功损耗增加，需要对其进行限制，环流抑制控制器的结构如图 10 所示。

由图 10 可得环流抑制控制表达式为

$$\mathbf{X}_{g1} = [u_{tdm1}, u_{tqm1}, i_{cdm1}, i_{cqm1}, x_1, x_2, x_3, \theta_{pll1}, \omega_{pll1}, i_{cd1}, i_{cq1}, i_{sd1}, i_{sq1}, u_{td1}, u_{tq1}, u_{dc1}]^T \quad (22)$$

$$\mathbf{X}_{g2} = [u_{tdm2}, u_{tqm2}, i_{cdm2}, i_{cqm2}, x_4, x_5, x_6, \theta_{pll2}, \omega_{pll2}, i_{cd2}, i_{cq2}, i_{sd2}, i_{sq2}, u_{td2}, u_{tq2}, u_{dc2}]^T \quad (23)$$

$$\mathbf{X}_c = [u_{sdm}, u_{sqm}, i_{sdm}, i_{sqm}, x_7, x_8, x_9, x_{10}, x_{11}, i_{sd}, i_{sq}, u_{cdc}, I_{dc}, i_{cir1d}, i_{cir1q}, u_{c1d}, u_{c1q}, u_{c2d}, u_{c2q}, u_{c3x}, u_{c3y}, f_1, f_2, \omega_1]^T \quad (24)$$

$$\mathbf{U} = [P_{G1}, u_{dcref1}, i_{cgref1}, P_{G2}, u_{dcref2}, i_{cgref2}, u_{acref}, P_{ref}, i_{cir1dref}, i_{cir1qref}] \quad (25)$$

表 1、表 2 给出了直驱风场(下标 1、2 分别代表直驱风场 1 和直驱风场 2 的参数)和 MMC 各状态变量的物理含义。

表 1 直驱风场各状态变量的物理含义

Table 1 Physical meaning of each state variables in a direct drive wind farm

状态变量	物理含义
$u_{tdm1}, u_{tqm1}/u_{tdm2}, u_{tqm2}$	直驱风场出口电压前馈值
$i_{cdm1}, i_{cqm1}/i_{cdm2}, i_{cqm2}$	直驱风场出口电流前馈值
x_1/x_4	外环控制中间变量
$x_2, x_3/x_5, x_6$	内环控制中间变量
$\theta_{pll1}/\theta_{pll2}$	锁相角
$\omega_{pll1}/\omega_{pll2}$	锁相角频率
$i_{cd1}, i_{cq1}/i_{cd2}, i_{cq2}$	直驱风场变流器电流
$i_{cd1}, i_{cq1}/i_{cd2}, i_{cq2}$	直驱风场出口电流
$u_{td1}, u_{tq1}/u_{td2}, u_{tq2}$	直驱风场出口电压
u_{dc1}/u_{dc2}	直流电容电压

表 2 MMC 各状态变量的物理含义

Table 2 Physical meanings of MMC state variables

状态变量	物理含义
u_{sdm}, u_{sqm}	MMC 并网电压前馈值
i_{sdm}, i_{sqm}	MMC 并网电流前馈值
x_7	电压控制中间变量
x_8, x_9	外环控制中间变量
x_{10}, x_{11}	内环控制中间变量
i_{sd}, i_{sq}	MMC 并网电流
u_{cdc}	子模块电容电压直流分量
I_{dc}	直流电流
i_{cir1d}, i_{cir1q}	二倍频环流
u_{c1d}, u_{c1q}	子模块电容电压基频分量
u_{c2d}, u_{c2q}	子模块电容电压二倍频分量
u_{c3x}, u_{c3y}	子模块电容电压三倍频分量
f_1, f_2	环流抑制控制中间变量
ω_1	虚拟角频率

4.3 直驱风场经 VSG 控制的 MMC 送出系统小信号模型验证

为验证所建立的直驱风场经 VSG 控制的 MMC 送出系统小信号模型的正确性, 本节对 PSCAD/EMTDC 中所建立的电磁暂态模型和 Matlab 中所建立的小信号模型进行动态响应的对比。该系统的主要参数分别如表 3、表 4 所示。

表 3 直驱风场系统主要参数

Table 3 Main parameters of direct drive wind farm system

系统参数	数值
风机台数	200
单台风机额定功率/MW	1.5
额定电压/kV	0.69
直流电容/ μF	200×10 000
直流电压/kV	1.2
交流滤波电感/p.u.	0.15
交流滤波电容/p.u.	0.15
风机升压变比/(kV/kV)	0.69/35
变电站升压变比/(kV/kV)	35/166
交流线路 1 电感/H	0.0360
交流线路 1 电阻/ Ω	1.9938
交流线路 2 电感/H	0.0720
交流线路 2 电阻/ Ω	3.9876

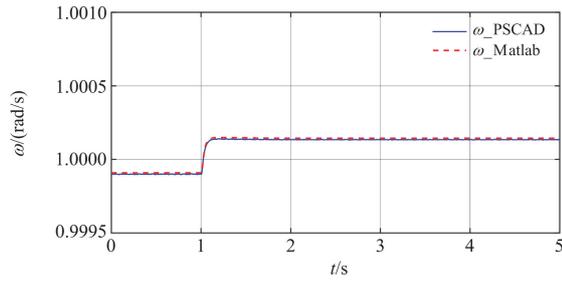
表 4 MMC 系统主要参数

Table 4 Main parameters of MMC system

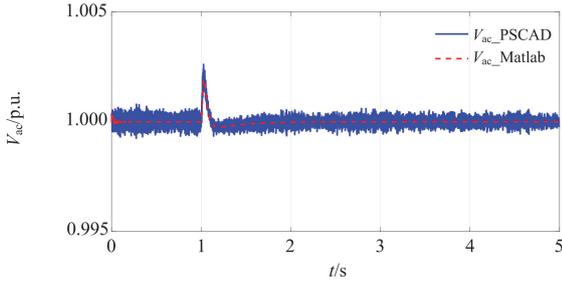
系统参数	数值
额定功率/MW	600
额定电压/kV	166
直流电压/kV	320
子模块数量	200
子模块电容/ μF	10 000
桥臂电感/H	0.06
桥臂电阻/ Ω	1
等效变压器漏感/H	0.025

令该系统运行于直驱风场 1 输出功率 $P_{G1} = 1 \text{ p.u.}$, q 轴电流参考值 $i_{cgref1} = 0 \text{ p.u.}$, 直驱风场 2 输出功率 $P_{G2} = 0.6 \text{ p.u.}$, q 轴电流参考值 $i_{cgref2} = 0 \text{ p.u.}$, MMC 换流站功率指令值 $P_{ref} = 0.8 \text{ p.u.}$, 交流电压参考值 $u_{acref} = 1 \text{ p.u.}$ 下, 在 1 s 时令直驱风场 2 输出功率 P_{G2} 从 0.6 p.u. 阶跃上升至 0.7 p.u., 得到系统控制量的动态响应如图 12 所示。

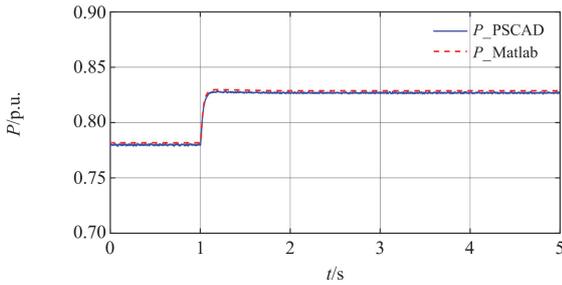
对比图 12 中 PSCAD 和 Matlab 的动态响应可以看出, PSCAD 的电磁暂态模型和 Matlab 的小信号模型在暂态过程有较好的一致性, 微小波动也吻合的较好, 由此验证了所建立的小信号模型的正确性。



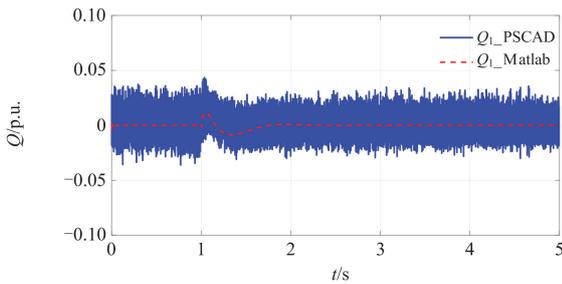
(a) 风场侧MMC角频率的动态响应



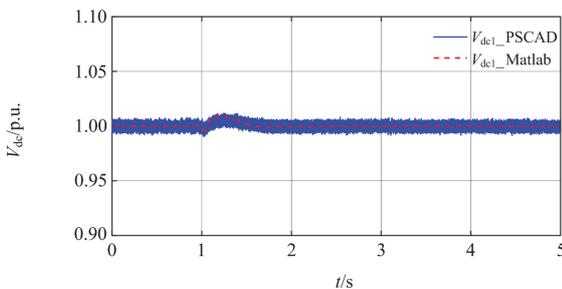
(b) 风场侧MMC交流电压的动态响应



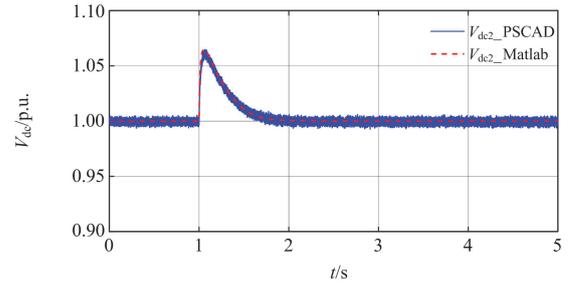
(c) 风场侧MMC有功功率的动态响应



(d) 直驱风场1无功功率的动态响应



(e) 直驱风场1直流电压的动态响应



(f) 直驱风场2直流电压的动态响应

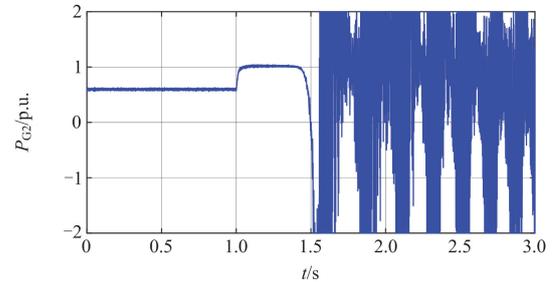
图 12 系统动态响应对比

Fig. 12 Comparison of system dynamic response

5 直驱风场经 VSG 控制的 MMC 送出系统稳定性研究

5.1 风场功率对系统稳定性影响

令该系统运行于直驱风场 1 输出功率 $P_{G1} = 1 \text{ p.u.}$, q 轴电流参考值 $i_{cqrref1} = 0 \text{ p.u.}$, 直驱风场 2 输出功率 $P_{G2} = 0.6 \text{ p.u.}$, q 轴电流参考值 $i_{cqrref2} = 0 \text{ p.u.}$, MMC 换流站功率指令值 $P_{ref} = 0.8 \text{ p.u.}$, 交流电压参考值 $u_{acref} = 1 \text{ p.u.}$ 下, 在 1 s 时令直驱风场 2 输出功率 P_{G2} 从 0.6 p.u. 阶跃上升至 1 p.u., 得到直驱风场 2 有功功率 P_{G2} 的动态响应如图 13 所示。

图 13 直驱风场 2 有功功率 P_{G2} 的动态响应Fig. 13 Dynamic response of the active power P_{G2} of the direct drive wind farm 2

从图 13 中可以看出, 直驱风场 2 输出功率阶跃 0.4 s 后系统开始失稳, 因此在直驱风场风功率增加的过程中系统存在失稳风险。

5.2 主要参与变量分析

在直驱风场 2 输出功率 $P_{G2} = 1 \text{ p.u.}$ 时, 对第 4 节建立的小信号模型进行求解, 得到系统特征根分布如图 14 所示。

从图 14 中可以看出, 系统存在一组位于 s 平面右半平面的共轭复根 ($0.017 \pm 213.4j$), 因此系统存在失稳风险, 该特征根对应振荡模态的参与因子分布如图 15 所示。

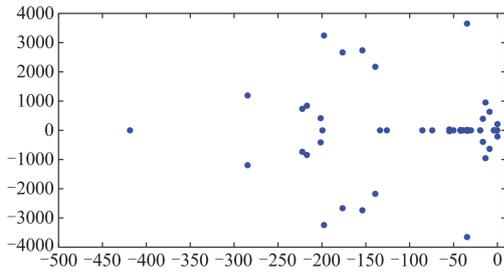


图 14 系统特征根分布

Fig. 14 System characteristic root distribution

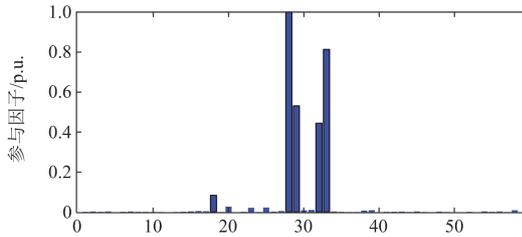


图 15 系统特征根对应振荡模式的参与因子分布

Fig. 15 Participation factors distribution of system characteristic root corresponding to oscillation mode

从图 15 中可以得到该振荡模式的主要参与变量如表 5 所示。

表 5 主要参与变量

Table 5 Main participating variables

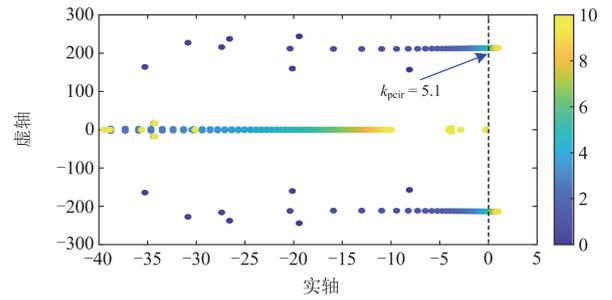
变量名称	参与度
子模块电容电压直流分量	1
子模块电容电压基频 q 轴分量	0.82
直流电流	0.55
子模块电容电压基频 d 轴分量	0.47

该振荡模式的主要参与变量为子模块电容电压直流分量、基频分量和直流电流，上述变量对应控制系统的环节主要是电压外环控制器和环流抑制控制器，可以通过优化对应的控制器参数提高系统稳定性。

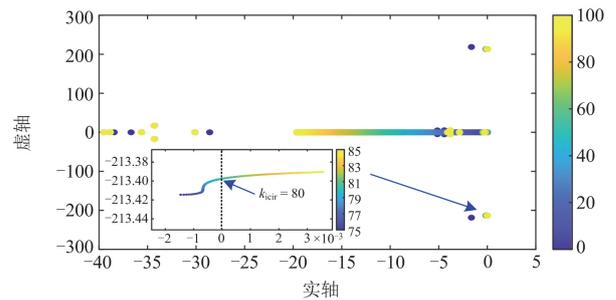
5.3 控制器参数变化对系统稳定性的影响

在直驱风场输出功率增大的过程中，系统存在失稳风险，根据 5.2 节参与因子分析的结果，影响主导振荡模式的环节是环流抑制控制器和电压外环控制器，在直驱风场 2 输出功率 $P_{G2} = 1$ p.u. 时，求得环流抑制控制器参数和电压外环控制器参数变化时系统的根轨迹如图 16 所示。

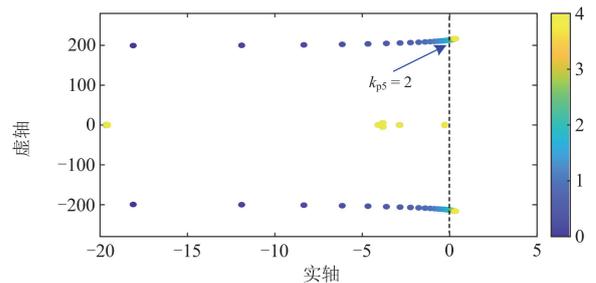
从图 16(a)可以看出，环流抑制控制器比例增益 k_{pcir} 由 0 到 10 变化期间，主导模式是由稳定状态进入失稳状态的主要影响模式，在 k_{pcir} 大于 5.1 时系



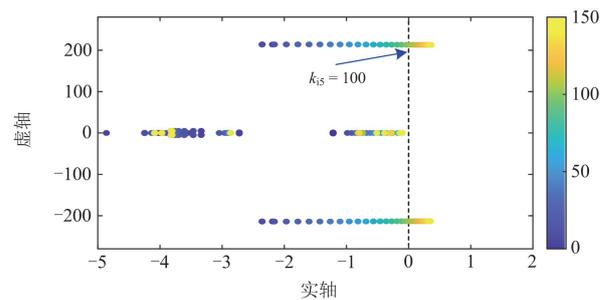
(a) 环流抑制控制器比例系数



(b) 环流抑制控制器积分系数



(c) 电压外环控制器比例系数



(d) 电压外环控制器积分系数

图 16 控制器参数变化时系统的根轨迹

Fig. 16 Root trajectory of the system when controller parameters change

统出现特征根实部由负变正穿越虚轴的模式，系统发生失稳；从图 16(b)可以看出，环流抑制控制器积分增益 k_{icir} 在 0 到 100 变化期间，主导模式是由稳定状态进入失稳状态的主要影响模式，在 k_{icir} 大于

80 时系统出现特征根实部由负变正穿越虚轴的模态, 系统发生失稳; 从图 16(c)可以看出, 电压外环控制器比例增益 k_{p5} 在 0 到 4 变化期间, 主导模态是由稳定状态进入失稳状态的主要影响模态, 在 k_{p5} 大于 2 时系统出现特征根实部由负变正穿越虚轴的模态, 系统发生失稳; 从图 16(d)可以看出, 电压外环控制器比例增益 k_{i5} 在 0 到 150 变化期间, 主导模态是由稳定状态进入失稳状态的主要影响模态, 在 k_{i5} 大于 100 时系统出现特征根实部由负变正穿越虚轴的模态, 系统发生失稳。综上所述, 可以得到环流抑制控制器和电压外环控制器的参数可行域为: $k_{pcir} \in (0, 5.1)$ 、 $k_{icir} \in (0, 80)$ 、 $k_{p5} \in (0, 2)$ 、 $k_{i5} \in (0, 100)$ 。

参考图 16 的根轨迹对控制系统进行优化, 优化后的控制器参数为: $k_{pcir} = 2$, $k_{icir} = 50$, $k_{p5} = 1$, $k_{i5} = 50$ 。令该系统运行于直驱风场 1 输出功率 $P_{G1} = 1 \text{ p.u.}$, q 轴电流参考值 $i_{cqref1} = 0 \text{ p.u.}$, 直驱风场 2 输出功率 $P_{G2} = 0.6 \text{ p.u.}$, q 轴电流参考值 $i_{cqref2} = 0 \text{ p.u.}$, MMC 换流站功率指令值 $P_{ref} = 0.8 \text{ p.u.}$, 交流电压参考值 $u_{acref} = 1 \text{ p.u.}$ 下, 在 1 s 时令直驱风场 2 输出功率 P_{G2} 从 0.6 p.u. 阶跃上升至 1 p.u., 得到直驱风场 2 有功功率 P_{G2} 的动态响应如图 17 所示。从图 17 可以看出, 在控制器参数优化后, 直驱风场功率增大不会再引起系统失稳, 验证了参数优化的有效性。

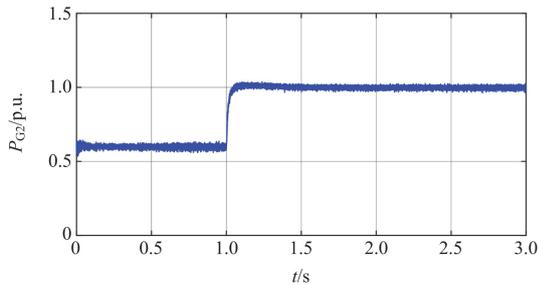


图 17 参数优化后直驱风场 2 有功功率 P_{G2} 的动态响应

Fig. 17 Dynamic response of active power P_{G2} of direct drive wind farm 2 after parameter optimization

6 结论

1) 本文分析了计及多区域直驱风场经 MMC 送出系统的拓扑结构, 并对所研究的风电场采用单机等值的聚合模型进行简化, 在此基础上建立了简化的风机互联系统模型。

2) 对直驱风场经 MMC 送出系统各部分进行了数学建模, 并在 MMC 中应用了 VSG 控制策略以增

加系统惯性和阻尼, 在此基础上建立了整个系统的全阶小信号模型, 对比了小信号模型与电磁暂态模型的动态响应, 验证了所建立的小信号模型的正确性。

3) 当直驱风场的输出功率增加时, 系统存在失稳的风险。根据参与因子分析, 振荡模态的主要影响因素是环流抑制控制器和电压外环控制器的相应参数。采用根轨迹分析法来评估主导控制器参数对系统稳定性的影响, 并对这些参数进行优化, 最后通过仿真验证了参数优化的有效性。

参考文献

- [1] 韩肖清, 李廷钧, 张东霞, 等. 双碳目标下的新型电力系统规划新问题及关键技术[J]. 高电压技术, 2021, 47(9): 3036-3046.
HAN Xiaoqing, LI Tingjun, ZHANG Dongxia, et al. New issues and key technologies of new power system planning under double carbon goals[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(9): 3036-3046.
- [2] 孙秦峰, 李凤婷, 王森, 等. 提升风电场有功调节能力的风储系统多时间尺度运行策略[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(9): 21-31.
SUN Qinfeng, LI Fengting, WANG Sen, et al. Multi-timescale operation strategy of a wind storage system to enhance the active regulation capacity of wind farms[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(9): 21-31.
- [3] 张沈习, 王丹阳, 程浩忠, 等. 双碳目标下低碳综合能源系统规划关键技术及挑战[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(8): 189-207.
ZHANG Shenxi, WANG Danyang, CHENG Haozhong, et al. Key technologies and challenges of low-carbon integrated energy system planning for carbon emission peak and carbon neutrality[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(8): 189-207.
- [4] LIU H, CHEN Z. Contribution of VSC-HVDC to frequency regulation of power systems with offshore wind generation[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2015, 30(3): 918-926.
- [5] 聂永辉, 张瑞东, 周勤勇, 等. 海上风电场经柔直送出系统的虚拟导纳中频振荡抑制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(9): 36-45.
NIE Yonghui, ZHANG Ruidong, ZHOU Qinyong, et al. Virtual admittance control strategy for medium-frequency oscillation in an offshore wind farm when connected to a VSC-HVDC[J]. Power System Protection and Control,

- 2024, 52(9): 36-45.
- [6] TRINH N, ZELLER M, WUERFLINGER K, et al. Generic model of MMC-VSC-HVDC for interaction study with AC power system[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 31(1): 27-34.
- [7] LI Y, TANG G, GE J, et al. Modeling and damping control of modular multilevel converter based DC grid[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(1): 723-735.
- [8] ARCO S, SUUL J, FOSSO O. A virtual synchronous machine implementation for distributed control of power converters in smart grids[J]. Electric Power Systems Research, 2015, 122(6): 180-197.
- [9] LYU J, CAI X, MOLINAS M. Optimal design of controller parameters for improving the stability of MMC-HVDC for wind farm integration[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2018, 6(1): 40-53.
- [10] ZHOU Feihang. Drive-train torsional vibration suppression of large scale PMSG-based WECS[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2022, 7(3): 1-12.
- [11] DU W, DONG W, WANG Y, et al. Small-disturbance stability of a wind farm with virtual synchronous generators under the condition of weak grid connection[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(6): 5500-5511.
- [12] 江世明, 唐杰. 基于暂态阻尼增强的改进 VSG 控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(19): 144-154.
JIANG Shiming, TANG Jie. Improved VSG control strategy based on transient damping enhancement[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(19): 144-154.
- [13] 黄迪, 郭力, 李霞林. 基于虚拟同步控制的模块化多电平换流器小信号建模与稳定性分析[J]. 高电压技术, 2020, 46(2): 698-711.
HUANG Di, GUO Li, LI Xialin. Small-signal modeling and stability analysis of modular multilevel converter based on virtual synchronous generator control[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(2): 698-711.
- [14] 孙杰, 尹太元, 王跃, 等. 采用 VSG 策略的 MMC 阻抗建模及并网稳定性分析[J]. 电源学报, 2021, 19(6): 30-41.
SUN Jie, YIN Taiyuan, WANG Yue, et al. Impedance modeling and grid-connected stability analysis of MMC under VSG control strategy[J]. Journal of Power Supply, 2021, 19(6): 30-41.
- [15] 郭贤珊, 李云丰, 谢欣涛, 等. 直驱风电场经柔直并网诱发的次同步振荡特性[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(4): 1149-1160, 1407.
GUO Xianshan, LI Yunfeng, XIE Xintao, et al. Sub-synchronous oscillation characteristics caused by PMSG-based wind plant farm integrated via flexible HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(4): 1149-1160, 1407.
- [16] 李永刚, 褚文从, 刘华志. 虚拟同步直驱风电场经 MMC-HVDC 并网的低频振荡特性分析[J]. 电力自动化设备, 2023, 43(9): 186-193.
LI Yonggang, CHU Wencong, LIU Huazhi. Low-frequency oscillation characteristic analysis of grid-connected VSG-PMSG via MMC-HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2023, 43(9): 186-193.
- [17] 王一凡, 赵成勇, 郭春义. 双馈风电场孤岛经模块化多电平换流器直流输电并网系统小信号稳定性分析与振荡抑制方法[J]. 电工技术学报, 2019, 34(10): 2116-2129.
WANG Yifan, ZHAO Chengyong, GUO Chunyi. Small signal stability and oscillation suppression method for islanded double fed induction generator-based wind farm integrated by modular multilevel converter based HVDC system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(10): 2116-2129.
- [18] 王一凡, 赵成勇. 混合型风电场经 MMC-HVDC 送出系统的振荡模式分析[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(9): 18-26.
WANG Yifan, ZHAO Chengyong. Analysis of oscillation modes of a hybrid-based wind farm transmitted through MMC-HVDC[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(9): 18-26.
- [19] LI T, GOLE A M, ZHAO C. Harmonic instability in MMC-HVDC converters resulting from internal dynamics[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(4): 1738-1747.
- [20] 李探, GOLE A M, 赵成勇. 考虑内部动态特性的模块化多电平换流器小信号模型[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(11): 2890-2899.
LI Tan, GOLE A M, ZHAO Chengyong. Small-signal model of the modular multilevel converter considering the internal dynamics[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(11): 2890-2899.
- [21] LIU H, XIE X, HE J, et al. Subsynchronous interaction between direct-drive PMSG based wind farms and weak AC networks[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(6): 4708-4720.

- [22] 吕敬, 蔡旭, 张占奎, 等. 海上风电场经 MMC-HVDC 并网的阻抗建模及稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(14): 3771-3781.
LÜ Jing, CAI Xu, ZHANG Zhankui, et al. Impedance modeling and stability analysis of MMC-based HVDC for offshore wind farms[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(14): 3771-3781.
- [23] 王一凡, 赵成勇, 郭春义. 直驱风电场与柔直互联系统的传递函数模型及其低频振荡稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(5): 1485-1498.
WANG Yifan, ZHAO Chengyong, GUO Chunyi. Transfer function model and low-frequency stability analysis for PMSG-based wind farm interconnected with flexible-HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(5): 1485-1498.
- [24] 尹睿, 孙媛媛, 王姗姗, 等. 直驱风机经柔直送出系统多控制环节间交互机理研究[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(10): 3627-3642.
YIN Rui, SUN Yuanyuan, WANG Shanshan, et al. The interaction mechanism analysis among the different control loops of the direct-drive wind turbine connected VSC-HVDC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(10): 3627-3642.
- [25] 张芳, 姚文鹏, 张紫菁. 基于广义特征根的 MMC-HVDC 系统高频振荡分析及抑制策略[J]. 电力自动化设备, 2022, 42(8): 174-183.
ZHANG Fang, YAO Wenpeng, ZHANG Zijing. High-frequency oscillation analysis and suppression strategy of MMC-HVDC system based on generalized eigenvalue[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(8): 174-183.
- [26] 岳雨霏, 徐千鸣, 马伏军, 等. 基于子模块电压波动估计的 MMC 双环二倍频环流抑制策略[J]. 电工技术学报, 2017, 32(10): 20-32.
YUE Yufei, XU Qianming, MA Fujun, et al. Dual-loop 2nd circulating current strategy based on estimated capacitor voltage fluctuation of sub-module for modular multilevel converter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(10): 20-32.

收稿日期: 2024-05-30; 修回日期: 2024-08-20

作者简介:

朱煜昆(1988—), 男, 硕士, 高级工程师, 研究方向为电力系统安全稳定分析与控制; E-mail: zhuyk@csg.cn

常东旭(1982—), 男, 通信作者, 硕士, 正高级工程师, 研究方向为电力系统安全稳定分析与控制; E-mail: changdx@csg.cn

王谱宇(1989—), 男, 博士, 副教授, 研究方向为电力系统稳定控制与保护。E-mail: puyu.wang@hotmail.com

(编辑 石晋美)