

# 直驱风机经柔直送出系统控制环节动态交互作用及次/超同步振荡分析

刘承锡<sup>1,2</sup>, 王锬湖<sup>1</sup>, 刘制<sup>1</sup>, 樊丽娟<sup>3</sup>, 张帆<sup>3</sup>, 袁豪<sup>3</sup>

(1. 武汉大学 电气与自动化学院, 湖北 武汉 430072; 2. 武汉大学 深圳研究院, 广东 深圳 518057;

3. 南方电网科学研究院有限责任公司, 广东 广州 510663)

**摘要:**在风电经柔直送出系统中,风电场与送端换流站的动态交互易诱发次/超同步振荡。现有研究从控制环节交互作用的角度分析系统稳定性,但在分析送端换流站电流内环的动态响应特性时,未考虑风电场侧动态的影响。为此,构建考虑风电场动态的送端换流站电流内环动态响应模型,并提出“电流实际值恒定”的送端换流站电压外环简化分析方法;在此基础上,揭示送端换流站电压外环与电流内环交互导致系统稳定性变化的机理,并定量刻画二者交互对应的稳定边界。仿真结果表明,风电场动态使送端换流站电流内环的带宽由200 Hz减小至4 Hz;当电压外环与电流内环的带宽比低于2.5时,系统稳定裕度变为负值,并诱发次/超同步振荡。基于RT-LAB硬件在环实验平台验证了理论模型与机理分析的准确性。

**关键词:**风电场;柔性直流输电系统;送端换流站;次/超同步振荡;动态交互;稳定性

**中图分类号:**TM712;TM614

**文献标志码:**A

**DOI:**10.16081/j.epae.202604023

## 0 引言

海上风电作为新能源发电的重要形式,其开发规模和离岸距离不断增长,传统交流输电的损耗较高,而柔性直流(简称为“柔直”)输电凭借其能量传输高效、可控性好等优势,成为海上风电并网的主流方式<sup>[1-3]</sup>。然而,当风电机组通过柔直装置接入电网时,二者的动态交互可能引发次/超同步振荡<sup>[4-6]</sup>。例如:2015年,广东南澳柔直线路在风电场出力增大过程中出现30 Hz左右的次同步振荡,导致柔直系统停运<sup>[7]</sup>;2015年,厦门柔直输电工程出现23.6、25.2 Hz的次同步振荡,造成系统电流振荡发散<sup>[8]</sup>;2022年,张北工程的康保站出现44、56 Hz的近工频振荡,引起风电机组脱网<sup>[9]</sup>。上述振荡问题严重威胁了系统的安全稳定运行,因此亟需研究风电经柔直送出系统的次/超同步振荡发生机理,为振荡量化分析与抑制提供理论基础,从而保障系统的安全稳定运行。

针对风电经柔直送出系统的次/超同步振荡问题,现有研究大多采用特征值法<sup>[10-13]</sup>、阻抗法<sup>[14-17]</sup>等

方法分析次/超同步振荡的机理和主导因素。文献[10-12]基于风电经柔直送出系统的状态空间模型,识别了系统中存在的多个振荡模式,并基于参与因子分析了各控制器参数对不同模态特性的影响;文献[14-15]基于正负序阻抗模型,从子系统交互的角度揭示了风电场感性负阻尼特性与柔直送端换流站容性特性之间的相互作用是引发近工频振荡的根本原因,并指出了风机电流内环、锁相环(phase-locked loop, PLL)和柔直送端内外环是影响近工频振荡的关键环节;在此基础上,文献[13]基于状态空间模型,对近工频振荡模态进行了更细致的分类,识别出2类主导模式,并基于参与因子分析明确了第一类近工频振荡模式主要受风机PLL与柔直电压外环影响,而第二类振荡模式与风机直流电压外环和柔直电压外环密切相关。然而,上述研究对控制环节的动态交互过程及其交互程度随参数变化规律的刻画尚不充分,不易直接揭示由控制环节交互导致系统振荡的原因。

已有研究<sup>[16-20]</sup>从不同控制环节的动态交互角度出发,分析了风电经柔直送出系统的稳定性。文献[16, 18]分别基于阻抗模型和电压闭环传递函数模型,根据Nyquist判据和相位裕度分析了风机PLL和送端换流站电压外环动态交互对风电经柔直送出系统在次/超同步频段稳定性的影响,结果表明电压外环和PLL带宽比值越大,系统的稳定性越强;在此基础上,文献[17]进一步考虑了送端换流站电流内环,根据阻抗模型的幅值裕度判断系统的稳定性,并指出送端换流站电压外环、电流内环的带宽与风机PLL带宽越接近,系统的稳定性越强;文献[19]则关注于风机直流电压外环和送端换流站电压外环动态

收稿日期:2025-12-21;修回日期:2026-03-20

在线出版日期:2026-04-27

**基金项目:**国家自然科学基金重点支持项目(U22B20100);广东省基础与应用基础研究基金海上风电联合基金重点项目(2023B1515250001)

Project supported by the Key Program of the National Natural Science Foundation of China(U22B20100) and the Key Project of Guangdong Basic and Applied Basic Research Foundation and Offshore Wind Power Joint Fund(2023B1515250001)

交互对系统稳定性的影响;此外,文献[20]进一步考虑了控制环节交互对系统中频段稳定性的影响,基于电流闭环传递函数模型的幅值裕度衡量系统的稳定性,并指出当送端换流站电流内环带宽小于风机侧电流内环带宽时,不利于系统稳定。然而,上述研究对柔直送端换流站电流内环动态响应的分析,未考虑风电场侧动态的影响<sup>[16-21]</sup>,这会导致所得电流内环带宽与实际情况存在偏差,使得基于柔直送端电流内环与其他控制环节的动态交互分析不够准确,进而限制对系统失稳机理的深入揭示。

针对上述问题,本文构建了考虑风电场侧动态的送端换流站电流内环动态响应模型,阐明了风电场侧动态对电流内环动态特性的影响;进一步地,从送端换流站电压外环和电流内环交互的角度,揭示了当二者带宽接近时,原有时间尺度分离条件被破坏,风电场侧动态经电流控制通道耦合至电压外环,导致系统稳定裕度下降;在此基础上,分析了风机数量、线路长度、风速等因素对临界带宽比的影响,并通过 RT-LAB 硬件在环实验验证了所提模型与分析结论的有效性。

## 1 直驱风机经柔直送出系统控制环节的动态特性分析

### 1.1 直驱风机经柔直送出系统的结构

直驱风机经柔直送出系统的拓扑结构如图1所示,其具体参数设置见附录A表A1—A3。直驱风电场由160台额定容量为5 MW的直驱风机组成,当风速为12 m/s时,风电场的总输出功率为800 MW。本文假设风电场内各直驱风机的型号相同、控制策略一致且运行工况一致,因此采用单机等值聚合<sup>[22]</sup>将风电场等值为1台额定容量为800 MW·A的等值机组。直驱风电场经过两级升压变压器和交流线路

连接到柔直送端换流站。由于风力机、发电机和机侧变流器的时间尺度大于网侧变流器的时间尺度,本文主要考虑网侧变流器的影响<sup>[23-25]</sup>。网侧变流器采用直流电压外环和电流内环的双闭环控制。柔直送端换流站采用交流电压外环和电流内环的双闭环控制<sup>[26-27]</sup>(即定V/F控制)。图1中:下标 $d$ 、 $q$ 分别表示对应变量的 $d$ 、 $q$ 轴分量;下标 $ref$ 表示对应变量的参考值; $L_p$ 为网侧变流器的滤波电感; $U_p$ 、 $I_p$ 分别为网侧变流器并网点的电压、电流; $U_o$ 为网侧变流器的端口电压; $d_p$ 为网侧变流器的占空比; $d_{pa}$ 、 $d_{pb}$ 、 $d_{pc}$ 为网侧变流器的三相占空比; $V_{dc}$ 为网侧的直流电压; $R_{dc}$ 、 $C_{dc}$ 分别为直流侧电阻、电容; $i_1$ 、 $i_2$ 分别为直流侧的输入、输出电流; $i_{dc}$ 为流过直流电容 $C_{dc}$ 的电流; $\theta_{PLL}$ 为网侧变流器的电压相位; $H_{dc}(s)$ 、 $H_p(s)$ 分别为直流电压外环、电流内环的比例-积分(proportional-integral, PI)控制器参数; $L_f$ 为柔直送端换流站的滤波电感; $U_w$ 、 $I_w$ 分别为柔直送端换流站连接点处的电压、电流; $U_f$ 为柔直送端换流站的端口电压; $d_f$ 为柔直送端换流站的占空比; $d_{fa}$ 、 $d_{fb}$ 、 $d_{fc}$ 为柔直送端换流站的三相占空比; $U_{dc}$ 为送端的直流电压; $\theta_f$ 为送端换流站的电压相位; $H_u(s)$ 、 $H_i(s)$ 分别为交流电压外环、电流内环的PI控制器参数; $\omega$ 为基波角频率。

### 1.2 计及电压外环和风电场侧影响的柔直送端换流站电流闭环控制系统分析

当分析柔直送端换流站的电流内环带宽时,通常基于2个关键假设:①假设交流电压外环的带宽远小于电流内环的带宽,因此电流参考值可视为常数,从而忽略电压外环;②假设连接点处的电压 $U_w$ 为常数。在忽略耦合项后,可推导得到柔直送端换流站的电流闭环控制系统,如图2(a)所示。图中: $\Delta i_{wdq} = [\Delta i_{wd}, \Delta i_{wq}]^T$ ,  $\Delta i_{wd}$ 、 $\Delta i_{wq}$ 为送端换流站连接点处电流的小扰动分量; $\Delta i_{wdqref} = [\Delta i_{wdref}, \Delta i_{wqref}]^T$ ;  $\Delta d_{fdq} =$

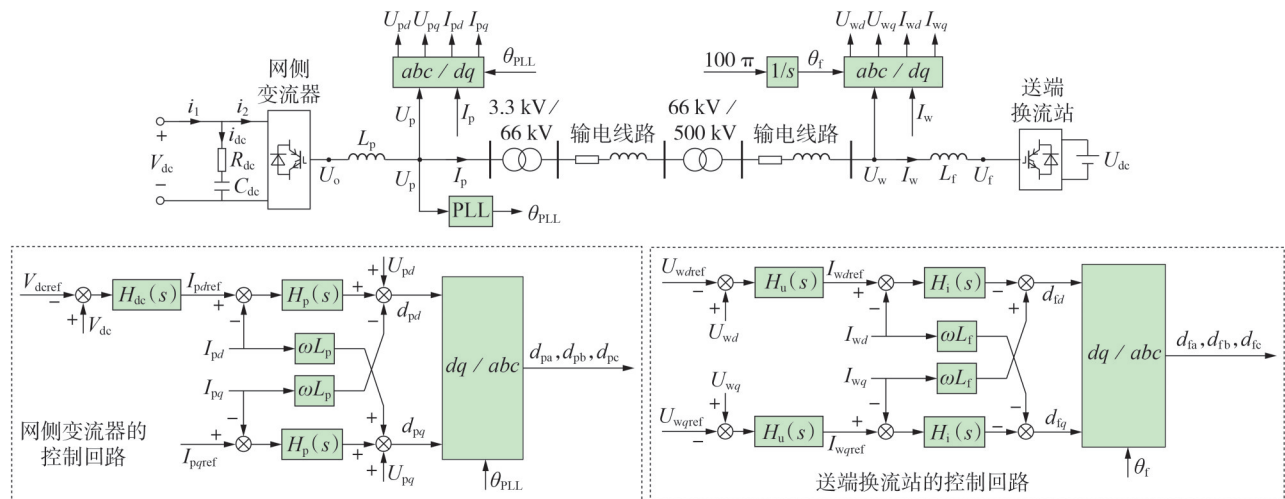


图1 直驱风机经柔直送出系统的拓扑结构

Fig.1 Topology structure of direct-drive wind power delivery system via flexible DC transmission

$[\Delta d_{fd}, \Delta d_{fq}]^T$ ,  $\Delta d_{fd}$ 、 $\Delta d_{fq}$  为送端换流站占空比的小扰动分量;  $\Delta u_{fdq} = [\Delta u_{fd}, \Delta u_{fq}]^T$ ,  $\Delta u_{fd}$ 、 $\Delta u_{fq}$  为送端换流站端口电压的小扰动分量。

传统电流闭环控制系统的传递函数  $H_{cl}(s)$  为:

$$H_{cl}(s) = \frac{H_i(s)G_{PWM}/(sL_f)}{1 + H_i(s)G_{PWM}/(sL_f)} \quad (1)$$

式中:  $G_{PWM}$  为变流器的增益, 其值为直流电压  $U_{dc}$  的一半与相电压峰值基准值之比。代入表 A1 中参数的取值, 可计算得到电流内环的带宽约为 200 Hz。

然而, 上述简化模型仅适用于变流器接入强电网的场景。在直驱风电场经柔直送出系统中, 风机

网侧变流器通过线路和变压器与柔直送端换流站的交流侧相连接, 这使得送端换流站电流内环的频率响应特性会受网侧变流器电流内环动态的显著影响, 从而导致上述 2 个关键假设不成立。因此, 对于风电经柔直送出系统而言, 需要建立考虑电压外环和风电场侧影响的电流闭环控制系统模型。

计及电压外环和风电场侧动态的送端换流站的电流闭环控制系统如图 2(b) 所示。图中:  $\Delta u_{wd}$ 、 $\Delta u_{wq}$  为送端换流站连接点处电压的小扰动分量;  $Y_{dd}^0$ 、 $Y_{dq}^0$ 、 $Y_{qd}^0$ 、 $Y_{qq}^0$  为计及直驱风机(包含直流电压和电流双闭环控制)、交流线路和变压器的总导纳。

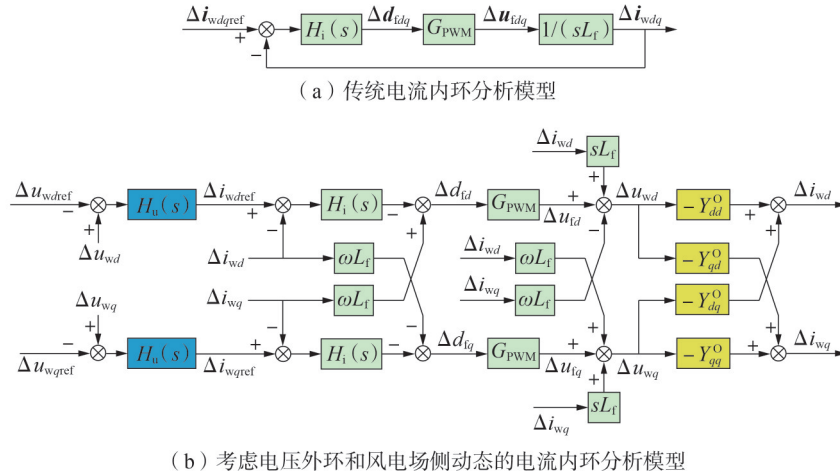


图2 送端换流站的电流闭环控制系统

Fig.2 Current closed-loop control system of sending-end converter station

计及电压外环和风电场侧动态的送端换流站的电流闭环控制系统的推导过程如下。

首先, 联立交流电压外环和电流内环的小信号方程:

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{wdfref} \\ \Delta i_{wqref} \end{bmatrix} = H_u(s) \begin{bmatrix} \Delta u_{wd} - \Delta u_{wdfref} \\ \Delta u_{wq} - \Delta u_{wqref} \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta d_{fd} \\ \Delta d_{fq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} H_i(s) & \omega L_f \\ -\omega L_f & H_i(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_{wd} \\ \Delta i_{wq} \end{bmatrix} - H_i(s) \begin{bmatrix} \Delta i_{wdfref} \\ \Delta i_{wqref} \end{bmatrix} \quad (3)$$

然后, 列写变流器和滤波电感的小信号方程:

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{fd} \\ \Delta u_{fq} \end{bmatrix} = G_{PWM} \begin{bmatrix} \Delta d_{fd} \\ \Delta d_{fq} \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{wd} \\ \Delta u_{wq} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \Delta u_{fd} \\ \Delta u_{fq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sL_f & -\omega L_f \\ \omega L_f & sL_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_{wd} \\ \Delta i_{wq} \end{bmatrix} \quad (5)$$

最后, 考虑风电场、变压器和交流线路的小信号总导纳模型为:

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{wd} \\ \Delta i_{wq} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} Y_{dd}^0 & Y_{dq}^0 \\ Y_{qd}^0 & Y_{qq}^0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta u_{wd} \\ \Delta u_{wq} \end{bmatrix} \quad (6)$$

联立上述式(2)~(6), 先推导得到电压参考值到电压实际值的传递函数  $G_{uref2u}$ , 如式(7)所示; 然后, 将式(6)和式(7)代入式(2), 最终得到电流参考值到电流实际值的传递函数  $G_{iref2i}$ , 如式(8)所示。详细推导过程见附录 B。

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{wd} \\ \Delta u_{wq} \end{bmatrix} = G_{uref2u} \begin{bmatrix} \Delta u_{wdfref} \\ \Delta u_{wqref} \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{wd} \\ \Delta i_{wq} \end{bmatrix} = G_{iref2i} \begin{bmatrix} \Delta i_{wdfref} \\ \Delta i_{wqref} \end{bmatrix} \quad (8)$$

此时, 若忽略  $dq$  轴耦合项, 则  $G_{iref2i}$  的  $d$  轴分量  $G_{iref2i}^{dd}(s)$  为:

$$G_{iref2i}^{dd}(s) = \frac{G_{PWM} H_i(s)}{Z_{dd}^0(s) + sL_f + G_{PWM} H_i(s)} \quad (9)$$

式中:  $Z_{dd}^0(s)$  为风电场侧阻抗的  $d$  轴分量。

本文关注电流内环对其参考值的跟踪特性, 因此以  $\Delta i_{wref}$  为输入、 $\Delta i_w$  为输出, 推导闭环传递函数  $G_{iref2i}$ 。由于  $\Delta i_{wref}$  即为电压外环的输出信号, 在推导过程中, 电压外环的 PI 控制器参数  $H_u(s)$  正好被消除, 不再显式出现。

对比式(1)与式(9)可知, 在考虑风电场侧动态后, 电流内环闭环传递函数的分母中新增了风电场侧阻抗  $Z_{dd}^0(s)$ 。风电场侧阻抗模型的具体推导过程见 2.1 节, 其在低频段的频率响应曲线如附录 A 图 A1 所示。

为了便于机理解释, 将式(1)和式(9)写成等价开环形式, 如式(10)所示。

$$\begin{cases} L_{old}(s) = \frac{H_{cl}(s)}{1-H_{cl}(s)} = \frac{H_i(s)G_{PWM}}{sL_f} \\ L_{new}(s) = \frac{G_{iref2i}^{dd}(s)}{1-G_{iref2i}^{dd}(s)} = \frac{H_i(s)G_{PWM}}{Z_{dd}^0(s)+sL_f} \end{cases} \quad (10)$$

与不考虑风电场侧动态的等价开环传递函数  $L_{old}(s)$  相比,引入  $Z_{dd}^0(s)$  后,使得考虑风电场侧动态的等价开环传递函数  $L_{new}(s)$  的分母项在中低频段的幅值显著增大,并带来额外的相位滞后,这将导致  $L_{new}(j\omega)$  的幅值整体下降,相位裕度减小,从而使得穿越频率显著降低。穿越频率的降低直接反映为闭环传递函数  $G_{iref2i}^{dd}(s)$  的带宽减小,同时闭环传递函数的主导极点(主导极点是指闭环极点中实部绝对值最小的共轭极点对)迁移至低频,阻尼比显著降低。

考虑风电场侧动态后电流内环的关键频域指标见附录A表A4。由表可知,考虑风电场侧动态后,穿越频率由163 Hz降低至3.13 Hz,相位裕度由68.7°减小至6.13°,闭环主导极点由-478+j392变为-0.94+j19,带宽由210 Hz减小为4.8 Hz。

基于上述分析,可得到考虑风电场侧动态的送端换流站电流内环的频率响应曲线,如图3所示。分析可知,电流内环的带宽约为4 Hz,理论推导所得电流内环的频率响应曲线与实际扫频结果一致,验证了所建模型的准确性。

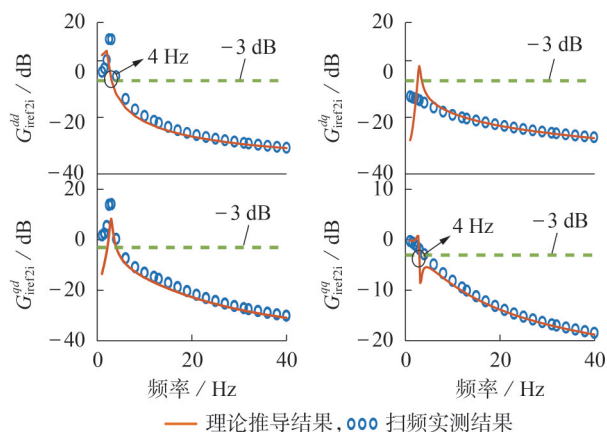


图3 送端换流站电流内环的频率响应曲线

Fig.3 Frequency response curve of current inner-loop for sending-end converter station

综上所述,外部网络动态对送端换流站电流内环的影响主要取决于穿越角频率  $\omega_c$  附近外部网络的阻抗  $Z_{dd}^0(s)$  与送端换流站滤波电感阻抗  $sL_f$  的比值,即  $\rho(\omega_c) = |Z_{dd}^0(j\omega_c)| / |j\omega_c L_f|$ 。当  $\rho(\omega_c) \ll 1$ , 即外部网络等效阻抗很小时,可近似取  $Z_{dd}^0(s) = 0$ ,送端换流站的电流内环带宽与传统模型一致;当  $\rho(\omega_c)$  接近或大于1时,外部动态将显著降低穿越频率与相位裕度,此时必须将  $Z_{dd}^0(s)$  纳入电流内环的带宽评估与频率响应分析中。在本文所研究的直驱风电场经柔直送出系统中,风电场侧阻抗在低频段的幅值

较大,对送端换流站电流内环动态特性的影响显著。因此,在分析送端换流站的电流内环动态响应特性时,建立考虑风电场侧动态的电流内环动态响应模型是有必要的。

### 1.3 柔直送端换流站的电压闭环控制系统分析

基于1.2节与附录B的推导,已得到电压参考值到电压实际值的传递函数  $G_{uref2u}$  以及电流参考值到电流实际值的传递函数  $G_{iref2i}$ ,频域分析结果表明,在本文所研究工况下,电压外环的带宽  $f_{bv}$  约为25 Hz,而电流内环的带宽  $f_{bi}$  约为4 Hz。因此,在电压外环带宽  $f_{bv}$  附近,电流内环闭环传递函数的幅值  $|G_{iref2i}^{dd}(j\omega_{bv})|$  ( $\omega_{bv} = 2\pi f_{bv}$  为电压外环带宽对应的角频率)已处于明显的衰减区间,电流扰动分量  $\Delta i_w$  对电压外环频率响应的影响较小。为了简化分析,本文引入一种准静态近似:当分析电压外环的频率响应时,假设  $\Delta i_w \approx 0$ ,即“电流实际值恒定”,因此双闭环系统可简化为电压单闭环形式,具体推导过程见附录C。

为了验证准静态近似的有效性,对比完整模型与近似模型的闭环传递函数  $d$  轴分量  $G_{iref2i}^{dd}(s)$ ,结果如图4和附录A表A5所示。由图4和表A5可知:当频率位于1~100 Hz内时,完整模型与近似模型下  $G_{iref2i}^{dd}(s)$  的幅值最大偏差为0.46 dB,相位最大偏差为3.23°;完整模型与近似模型的带宽分别为25.4、24.5 Hz,其等效开环传递函数的穿越频率分别为21、20 Hz,相位裕度分别为68°、70°。因此,在本文设定的参数与工况下,“电流实际值近似恒定”可作为电压外环带宽评估与机理分析的有效近似。需要指出的是,该近似属于频域小信号意义下的准静态处理,其适用性与带宽分离程度有关:当电压外环与电流内环的带宽比值  $k = f_{bv}/f_{bi}$  较大(如  $k \geq 3$  或  $k \geq 4$ )时,可采用近似模型;当  $k$  接近1时,应采用附录B中的完整双闭环模型。

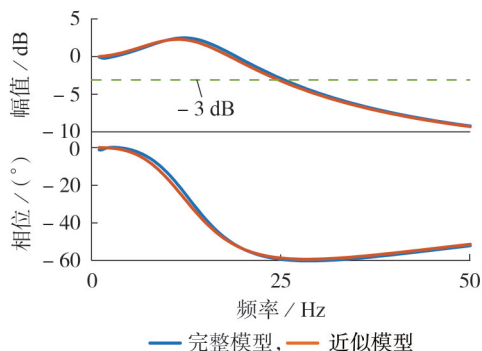


图4 送端换流站电压外环的频率响应曲线

Fig.4 Frequency response curve of voltage outer-loop for sending-end converter station

综上所述,对于小信号稳定性分析而言,送端换流站虽然采用电压-电流双闭环控制结构,但其动态特性更接近于1个由两级PI控制器串联构成的电压

单闭环系统。

基于“电流实际值恒定”的简化假设,可得到如附录A图A2所示的送端换流站电压闭环控制系统。对于送端换流站电流内环的前馈补偿策略,现有研究主要有不采用前馈补偿、采用电压前馈补偿2种做法<sup>[28-29]</sup>。为了区分这2种情况,图A2中用红色虚线表示引入电压前馈补偿的路径。由图A2可知,当不采用前馈补偿时,电压外环的闭环传递函数 $H_{ul}(s)$ 为:

$$H_{ul}(s) = \frac{H_u(s)H_i(s)G_{PWM}}{1 + H_u(s)H_i(s)G_{PWM}} \quad (11)$$

而当采用电压前馈补偿后,电压外环的闭环传递函数 $H_{ul}^n(s)$ 为:

$$H_{ul}^n(s) = \frac{H_u(s)H_i(s)G_{PWM}/(1-G_{PWM})}{1 + H_u(s)H_i(s)G_{PWM}/(1-G_{PWM})} \quad (12)$$

将具体参数代入式(11)和式(12)进行计算,可得到电压外环的闭环频率响应曲线,如附录A图A3所示。

图A3(a)展示了不采用前馈补偿时送端换流站电压外环的频率响应曲线,可见理论推导所得电压外环的频率响应曲线与实际扫频结果一致,验证了上述基于“电流实际值恒定”假设简化分析在该场景下的合理性。

图A3(b)展示了采用电压前馈补偿时送端换流站电压外环的频率响应曲线。由图可知,在较高的频段内,电压参考值到电压实际值的传递函数的幅值呈现随频率增大而上升的趋势。虽然系统在该配置下仍能保持稳定,但与不采用前馈补偿的情况相比,其双闭环控制的PI参数整定更困难,系统的稳定域也显著减小。

由式(12)可知,当 $G_{PWM} > 1$ 时,电压外环的频率响应在总体上呈现递增特性;当 $G_{PWM} = 1$ 时,电压外环的频率响应曲线是幅值为0的1条直线;当 $G_{PWM} < 1$ 时,电压外环的频率响应曲线与图A3(a)类似。

## 2 直驱风机经柔直送出系统的阻抗建模

### 2.1 直驱风电场的阻抗模型

直驱风电场的阻抗由风机网侧变流器阻抗、场站内部集电线路阻抗、变压器阻抗三部分构成。

鉴于风力机、发电机和机侧变流器的时间尺度远大于网侧变流器的时间尺度,直驱风机的小信号模型仅考虑网侧变流器的动态。由于机侧变流器的动态响应速度较慢,在分析网侧变流器的小扰动时,可假设直流侧输入功率 $P_i$ 基本维持恒定;同时,忽略网侧变流器的内部损耗,输出电流 $i_2$ 可通过直流侧与交流侧瞬时功率的平衡关系求得。结合网侧变流器直流侧电容和电阻的动态特性,可推导得到直侧的小信号方程为:

$$\begin{bmatrix} \Delta V_{dc} \\ 0 \end{bmatrix} = G_{ip2vdc} \begin{bmatrix} \Delta i_{pd}^{true} \\ \Delta i_{pq}^{true} \end{bmatrix} + G_{uo2vdc} \begin{bmatrix} \Delta u_{od}^{true} \\ \Delta u_{oq}^{true} \end{bmatrix} \quad (13)$$

式中:上标true表示物理坐标系下的变量; $\Delta V_{dc}$ 为网侧直流电压的小扰动分量; $\Delta i_p$ 为网侧变流器并网点处电流的小扰动分量; $\Delta u_o$ 为网侧变流器端口电压的小扰动分量; $G_{ip2vdc}$ 为网侧变流器电流小扰动分量到网侧直流电压小扰动分量的传递函数矩阵; $G_{uo2vdc}$ 为网侧变流器端口电压小扰动分量到网侧直流电压小扰动分量的传递函数矩阵。

考虑滤波电感 $L_p$ 、网侧变流器及其控制电路的小信号方程分别为:

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{od}^{true} \\ \Delta u_{oq}^{true} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta u_{pd}^{true} \\ \Delta u_{pq}^{true} \end{bmatrix} + G_{L_p} \begin{bmatrix} \Delta i_{pd}^{true} \\ \Delta i_{pq}^{true} \end{bmatrix} \quad (14)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{od}^{true} \\ \Delta u_{oq}^{true} \end{bmatrix} = G_d \begin{bmatrix} \Delta d_{pd}^{true} \\ \Delta d_{pq}^{true} \end{bmatrix} + G_{vdc} \begin{bmatrix} \Delta V_{dc} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (15)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta d_{pd}^{pll} \\ \Delta d_{pq}^{pll} \end{bmatrix} = G_{vdc}^c \begin{bmatrix} \Delta V_{dc} \\ 0 \end{bmatrix} + G_{up}^c \begin{bmatrix} \Delta u_{pd}^{pll} \\ \Delta u_{pq}^{pll} \end{bmatrix} + G_{ip}^c \begin{bmatrix} \Delta i_{pd}^{pll} \\ \Delta i_{pq}^{pll} \end{bmatrix} \quad (16)$$

式中:上标pll表示PLL坐标系下的变量,物理坐标系下的变量与PLL坐标系下的变量通过PLL的小信号模型进行关联,如式(17)~(19)所示。

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{pd}^{pll} \\ \Delta u_{pq}^{pll} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta u_{pd}^{true} \\ \Delta u_{pq}^{true} \end{bmatrix} + G_u^{pll} \begin{bmatrix} \Delta u_{pd}^{true} \\ \Delta u_{pq}^{true} \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{pd}^{pll} \\ \Delta i_{pq}^{pll} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta i_{pd}^{true} \\ \Delta i_{pq}^{true} \end{bmatrix} + G_i^{pll} \begin{bmatrix} \Delta u_{pd}^{true} \\ \Delta u_{pq}^{true} \end{bmatrix} \quad (18)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta d_{pd}^{pll} \\ \Delta d_{pq}^{pll} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta d_{pd}^{true} \\ \Delta d_{pq}^{true} \end{bmatrix} + G_d^{pll} \begin{bmatrix} \Delta u_{pd}^{true} \\ \Delta u_{pq}^{true} \end{bmatrix} \quad (19)$$

联立式(13)~(19),可得到物理坐标系下直驱风机的小信号阻抗模型,其中 $G_{ip2vdc}$ 、 $G_{uo2vdc}$ 、 $G_{L_p}$ 、 $G_d$ 、 $G_{vdc}$ 、 $G_{vdc}^c$ 、 $G_{up}^c$ 、 $G_{ip}^c$ 、 $G_u^{pll}$ 、 $G_i^{pll}$ 、 $G_d^{pll}$ 为为了简化表达式和明晰推导逻辑而引入的矩阵,具体推导过程见附录D,则有:

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{pd}^{true} \\ \Delta u_{pq}^{true} \end{bmatrix} = Z_{PMSG} \begin{bmatrix} \Delta i_{pd}^{true} \\ \Delta i_{pq}^{true} \end{bmatrix} \quad (20)$$

为了获得整座风电场的端口阻抗 $Z_{PMSG}$ ,首先需要统一坐标系,以500 kV母线处的物理坐标系为基准,将风机的阻抗矩阵通过旋转矩阵转换到基准坐标系下;同时,考虑输电线路和场站升压变压器的阻抗模型,两者的阻抗模型不受旋转影响;最后,对风机、输电线路和变压器的阻抗进行相应的串并联计算,得到直驱风电场的dq轴阻抗模型,其频率响应曲线如附录A图A4所示。由图可知:理论推导得到的直驱风电场阻抗模型的频率响应曲线与扫频实测结果一致,验证了所建模型的准确性。包含风机、变压器和输电线路的整座风电场的阻抗模型 $Z_{WIND}$ 为:

$$Z_{WIND} = RZ_{PMSG} + Z_{LINE} + Z_T \quad (21)$$

式中: $R$ 为旋转矩阵; $Z_{LINE}$ 、 $Z_T$ 分别为输电线路、场站升压变压器的阻抗模型。

## 2.2 送端换流站的阻抗模型

送端换流站的电路及其控制结构如图1所示,其采用定V/F控制。送端换流站阻抗模型的推导过程与1.2节中的式(2)~(5)类似,主要区别在于忽略交流电压参考值的小扰动项。送端换流站dq轴阻抗模型的频率响应曲线如附录A图A5所示。由图可知,理论模型结果通过了扫频实测验证,确保了所建模型的准确性。

## 3 直驱风机经柔直送出系统的次/超同步振荡分析及控制环节交互特性研究

送端换流站的阻抗模型与系统稳态工作点无关,因此调整风电场侧参数(如输入功率)不会影响送端换流站的阻抗。同时,调整送端换流站的控制器参数( $H_u(s)$ 、 $H_i(s)$ ),并不会改变系统的稳态工作点,故不会影响直驱风电场的阻抗。基于此特性,本章分别从调整送端换流站侧参数与风电场侧参数2个方面,分析系统小信号稳定性及送端换流站电压外环与电流内环的交互特性。

### 3.1 送端换流站侧参数变化的影响

在初始稳态下,送端换流站电压外环的比例参数 $k_{pu}$ 、积分参数 $k_{iu}$ 的取值分别为4、400,对应的带宽为25 Hz;电流内环的比例参数 $k_{pi}$ 、积分参数 $k_{ii}$ 的取值分别为0.05、20,计及风电场侧动态的电流内环带宽为4 Hz。由图A4和图A5可知,此时送端换流站的阻抗幅值远小于风电场的阻抗幅值。为了探究系统的临界稳定点,即两者阻抗幅值的相交点,需要增大送端换流站的阻抗幅值。

通过调整电压外环的比例、积分参数,观察系统的小信号稳定性变化,结果如图5所示。由图可知:随着 $k_{pu}$ 与 $k_{iu}$ 减小,送端换流站阻抗的幅值逐渐增大,风电场与送端换流站阻抗的q轴分量率先相交;当 $k_{pu}=1$ 、 $k_{iu}=100$ 时,风电场与送端换流站阻抗q轴分量的幅值曲线在7.5 Hz频率处相交,此时风电场阻抗q轴分量的相位为 $157^\circ$ ,送端换流站阻抗q轴分量的相位为 $9^\circ$ 。这表明,系统稳定裕度主要由阻抗q轴分量的稳定裕度决定。

然而,由于此时阻抗dq轴分量的耦合程度稍大,仅依据单一阻抗分量的相位裕度进行判断,可能存在偏差。因此,通过计算回路增益矩阵 $L_z$ (阻抗比矩阵)特征值的相位裕度,可更准确地分析系统的稳定性,如式(22)所示。

$$\begin{cases} L_z = Z_{REF}/Z_{WIND} \\ \det(\lambda I - L_z) = 0 \end{cases} \quad (22)$$

式中: $Z_{REF}$ 为送端换流站的阻抗模型; $I$ 为单位矩阵; $\lambda$ 为特征值。

当电压外环的比例参数 $k_{pu}$ 、积分参数 $k_{iu}$ 变化时,阻抗比矩阵的特征值变化曲线如附录A图A6所

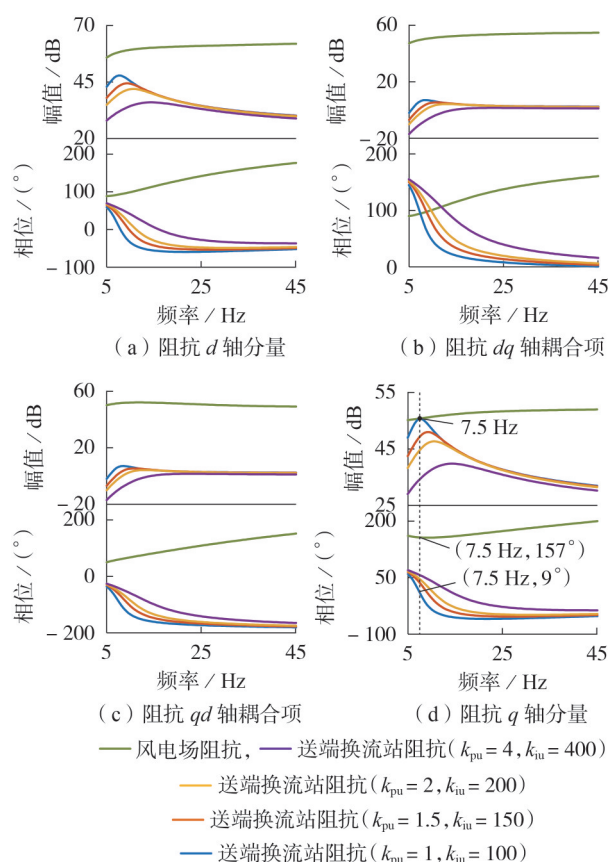


图5  $k_{pu}$ 、 $k_{iu}$ 变化时的阻抗特性曲线

Fig.5 Impedance characteristic curves with different values of  $k_{pu}$  and  $k_{iu}$

示。由图可知,当 $k_{pu}=1$ 、 $k_{iu}=100$ 时,阻抗比矩阵的特征值 $\lambda_1$ 在7.5 Hz处的幅值接近0,相位为 $-177^\circ$ ,相位裕度仅为 $3^\circ$ ,表明系统已接近临界稳定状态,此时若继续减小 $k_{pu}$ 、 $k_{iu}$ ,则系统很可能发生振荡。

采用如附录A图A7所示的控制器硬件在环实验平台进行验证,该平台由RT-LAB实时仿真机与实际物理控制器组成,具体型号见附录A表A6。直驱风电场和送端换流站的功率部分通过RT-LAB进行模拟,仿真步长 $T_s=50 \mu s$ ;相应的控制算法在实际控制器中运行,控制周期 $T_c=500 \mu s$ 。控制器与RT-LAB通过外部I/O板卡进行通信,I/O板卡的典型时序指标为:①A/D转换时间,约为 $2 \mu s/ch$ (即 $2 \mu s$ 每通道);②D/A更新速率,为 $1 MS/s$ (即每秒更新 $10^6$ 个样本)。相关的电压、电流信号及控制信号可通过示波器进行观察<sup>[30]</sup>。

当 $k_{pu}=1$ 、 $k_{iu}=70$ 时,系统发生近工频振荡,实验结果如图6所示。由图可知:送端换流站端口电流 $I_w$ 的d、q轴分量主要包含6.5 Hz的谐波电流,由于dq坐标系以基波角频率同步旋转,当将d、q轴振荡分量经逆Park变换转变回三相静止坐标系时,会发生频率平移,因此送端换流站端口的三相电流 $I_{wabc}$ 产生了 $50 \pm 6.5$  Hz的谐波电流。实验结果与阻抗比矩

阵的特征值模型预测结果一致,验证了理论模型的准确性。

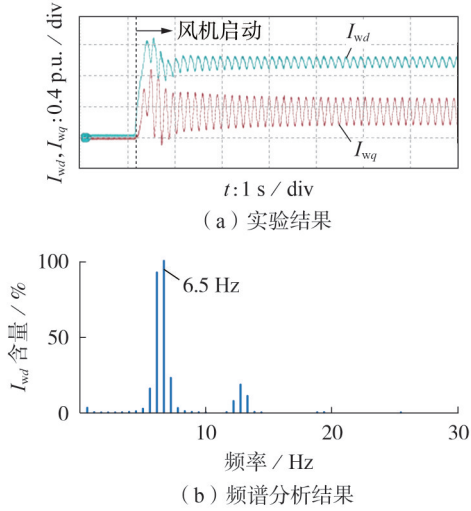


图6 近工频振荡的实验结果

Fig.6 Experimental results of near fundamental frequency oscillation

### 3.2 送端换流站电压外环和电流内环的交互机理

上述分析结果表明,随着电压外环比例、积分参数减小,系统的稳定性降低,最终发生近工频振荡。为了揭示其物理本质,本文进一步分析送端换流站电压外环和电流内环的带宽变化情况及其交互机理。若在构建电流闭环传递函数时忽略风电场侧动态,则电流内环呈现较高的带宽(约为200 Hz);当计及风电场侧动态后,电流内环的有效带宽明显下移(约为4 Hz)。在此基础上,随着电压外环比例、积分参数减小,电压外环的带宽从25 Hz减小至10 Hz,电压外环带宽与电流内环带宽逐渐接近,原本成立的时间尺度分离条件被破坏,系统稳定性降低。需要说明的是,本文所述的时间尺度分离是指当电压外环带宽显著高于电流内环带宽时,电流扰动分量在电压外环的关注频段内可忽略。

由附录B式(B5)可知,送端换流站电压参考值到电压实际值的闭环传递函数 $G_{uref2u}$ 为:

$$\begin{cases} G_{uref2u} = (A(s) + B(s))^{-1} G_{PWM} H_i(s) H_u(s) \\ A(s) = (1 + G_{PWM} H_i(s) H_u(s)) I \\ B(s) = (Z_L(s) + G_{PWM} C_i(s)) Y^0(s) \end{cases} \quad (23)$$

式中: $A(s)$ 为送端换流站的控制矩阵,由送端换流站的电压外环PI控制器 $H_u(s)$ 、电流内环PI控制器 $H_i(s)$ 和变流器增益 $G_{PWM}$ 构成; $B(s)$ 为外部导纳耦合项,表征风电场侧导纳 $Y^0(s)$ 通过滤波电抗和电流控制通道 $Z_L(s) + G_{PWM} C_i(s)$ 对电压外环动态的影响,是电压-电流交互的主要耦合通道; $Z_L(s)$ 为送端换流站滤波电感的阻抗矩阵; $C_i(s)$ 为送端换流站包含PI控制器和解耦项的传递函数矩阵。

对比式(11)和式(23)可知,式(23)中额外包含了由电流动态通道引入的外部导纳耦合项 $B(s)$ 。当电压外环的带宽大于电流内环的带宽且两者差距较大时,满足时间尺度分离条件,由1.3节的分析可知,此时电流扰动分量 $\Delta i_w$ 对电压外环频率响应的影响较小,使得 $B(s)$ 在电压外环关注频段内相对较弱( $\|A^{-1}(s)B(s)\| \ll 1$ ), $B(s)$ 的影响可忽略,则电压闭环传递函数的稳定性主要由 $A(s)$ 决定。

随着电压外环的带宽逐渐靠近电流内环的带宽,时间尺度分离条件失效, $B(s)$ 变得不可忽略, $A(s)$ 和 $B(s)$ 交互形成回路增益矩阵 $L_u(s)$  ( $L_u(s) = A^{-1}(s)B(s)$ ),此时电压闭环传递函数的稳定性不再由 $A(s)$ 单独决定,而是与交互回路增益矩阵 $L_u(s)$ 相关,如式(24)所示。

$$\begin{cases} \det(A(s) + B(s)) = 0 \\ \det(I + A^{-1}(s)B(s)) = 0 \end{cases} \quad (24)$$

根据广义Nyquist判据,当回路增益矩阵 $L_u(j\omega)$ 的某个特征值 $\lambda_u(j\omega)$ 在某频段逼近或者穿越点 $(-1, 0)$ 时, $A(s)$ 和 $B(s)$ 的交互由原本的负反馈等效变成正反馈,使得对应的闭环模态在该频段的阻尼变为0甚至为负,导致系统失稳。

$L_u(s)$ 的广义Nyquist轨迹如图7所示。由图可知:随着电压外环与电流内环的带宽比减小, $L_u(s)$ 的特征值 $\lambda_u(j\omega)$ 逐渐靠近点 $(-1, 0)$ ,表明外部导纳耦合项 $B(s)$ 对送端换流站控制矩阵 $A(s)$ 的影响增强,系统稳定裕度降低;当带宽比减小为2.4或2.2时,特征值 $\lambda_u(j\omega)$ 包围点 $(-1, 0)$ ,表明 $A(s)$ 与 $B(s)$ 的交互回路在该频段等效为正反馈,系统失稳。

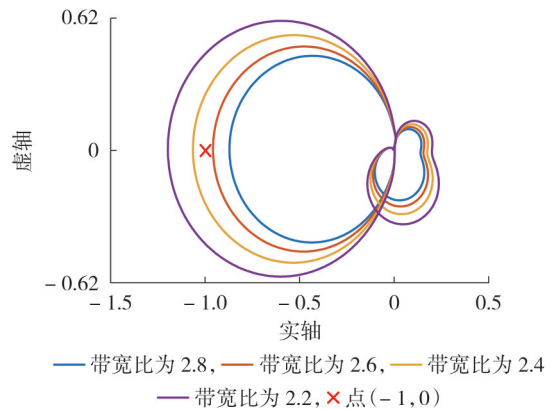
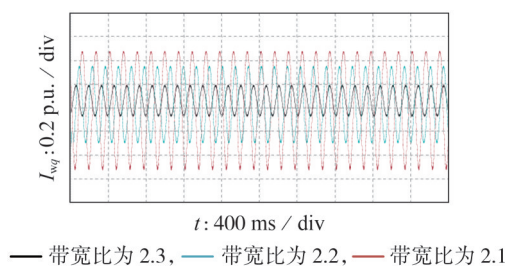


图7  $L_u(s)$ 的广义Nyquist轨迹

Fig.7 Generalized Nyquist Loci of  $L_u(s)$

为了验证上述交互机理,本文测试了不同电压外环与电流内环的带宽比下系统的 $q$ 轴电流 $I_{wq}$ ,如图8所示。由图可知:随着带宽比从2.3减小为2.1, $I_{wq}$ 的振荡幅度逐渐增大,系统的稳定裕度降低,这从时域角度验证了随着电压外环与电流内环带宽比减小, $A(s)$ 与 $B(s)$ 的交互增强,系统稳定性降低。

图8 不同带宽比下 $I_{wq}$ 的测试结果Fig.8 Test results of  $I_{wq}$  under different bandwidth ratios

### 3.3 送端换流站电压外环和电流内环的带宽设计原则

在保持风电场侧阻抗不变的前提下,分别调整电压外环和电流内环的比例、积分参数,使电压外环带宽 $f_{bv}$ 和电流内环带宽 $f_{bi}$ 形成不同的组合,针对每组带宽组合 $(f_{bv}, f_{bi})$ ,根据回路增益矩阵 $L_z(s)$ 的特征值轨迹 $\lambda_z(j\omega)$ ,计算系统的稳定裕度,即根据特征值 $\lambda_z(j\omega)$ 与点 $(-1, 0)$ 之间的最小距离 $d_{\min}$ 计算系统的稳定裕度<sup>[31]</sup>,如式(25)所示。

$$d_{\min} = \min_{\omega} \left\{ |1 + \lambda_z(j\omega)| \right\} \quad (25)$$

当系统稳定时,取稳定裕度 $S_m = d_{\min}$ ;当系统失稳时,取稳定裕度 $S_m = -d_{\min}$ 。系统稳定裕度随电压外环、电流内环带宽的变化如图9所示。

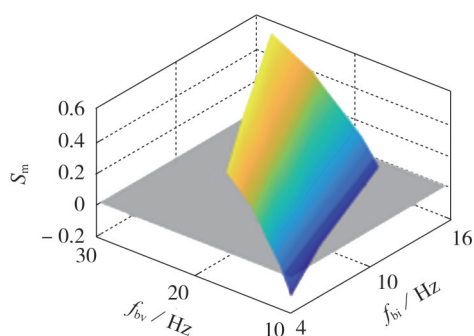


图9 系统稳定裕度随电压外环、电流内环带宽的变化

Fig.9 Variation of system stability margin vs. bandwidth of voltage outer-loop and current inner-loop

由图9可知:当风电场侧阻抗固定时,系统稳定裕度总体随着电压外环带宽的增大而增大;但当电压外环带宽接近电流内环带宽时,时间尺度分离条件被破坏,外部导纳耦合项 $B(s)$ 对闭环的影响增强,系统稳定裕度降低。进一步地,当系统稳定裕度 $S_m = 0$ 时,可观察到此时带宽比为2.5。该临界比值为本文固定风电场侧阻抗条件下的阈值,其对风电场侧参数的敏感性分析见后文。

因此,在柔直送端换流站控制器参数设计中,应保证电压外环与电流内环的带宽保持充分分离(即满足一定的带宽比),以抑制电流扰动分量对电压外

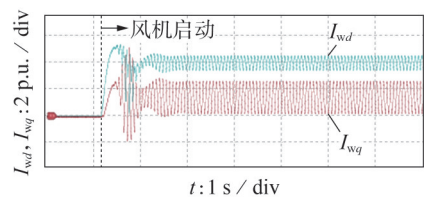
环动态的影响,从而提升系统在次/超同步频段的稳定裕度。

### 3.4 风电场侧参数变化的影响

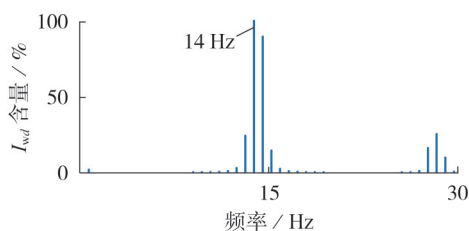
由上述分析可知,风电场侧参数的调整仅会改变其自身的阻抗特性。在上述稳态下,风电场侧的阻抗幅值大于送端换流站侧的阻抗幅值。因此,随着投入的风机数量增加,风电场的等值阻抗幅值降低,导致其曲线与送端换流站阻抗幅值曲线在某频率处相交,系统稳定裕度随之降低,可能引发振荡失稳。

当投入不同数量的风机时,阻抗比矩阵特征值 $\lambda_1$ 的变化轨迹如附录A图A8所示。由图可知:随着投入风机数量增加,阻抗比矩阵特征值 $\lambda_1$ 的幅值逐渐接近0;当投入风机数量增加为690台时,特征值 $\lambda_1$ 在14.6 Hz处的幅值为0.5 dB,相位为 $-184^\circ$ ,相位裕度为 $-4^\circ$ ,系统极有可能发生振荡。

当投入风机数量为690台时,时域仿真结果如图10所示,可见此时系统发生次/超同步振荡。送端换流站电流的 $d$ 、 $q$ 轴分量中出现了频率为14 Hz的振荡分量,由于 $dq$ 坐标系以基波角频率同步旋转,当 $d$ 、 $q$ 轴振荡分量经逆Park变换变换回三相静止坐标系时,会发生频率平移,因此送端换流站端口三相电流 $I_{wabc}$ 对应出现 $50 \pm 14$  Hz的谐波电流。时域仿真结果与阻抗比矩阵特征值模型的预测结果一致,验证了理论模型的准确性。



(a) 时域仿真结果



(b) 频谱分析结果

图10 投入风机数量为690台时的时域仿真结果

Fig.10 Time-domain simulation results with 690 wind turbines connected to grid

上述分析结果表明,随着投入风机数量增加,系统稳定性降低,最终发生次/超同步振荡。此时,分析送端换流站的电压外环与电流内环的带宽变化情况。若在构建电流内环闭环传递函数时忽略风电场侧动态,则其带宽恒为200 Hz。当计及风电场侧动态后,随着投入风机数量增加,电流内环的带宽从

4 Hz增大为15 Hz;电压外环的带宽恒为25 Hz。由此可知,随着电压外环和电流内环带宽距离减小,原本成立的时间尺度分离条件被破坏,系统稳定性降低。

### 3.5 临界带宽比的参数灵敏性分析

前文分析结果表明,在风电场侧参数不变的情况下,若电压外环与电流内环的带宽比约为2.5,则系统稳定裕度接近0,系统处于临界稳定状态。由3.2节中电压外环和电流内环的交互机理可知,当带宽比较小时,时间尺度分离条件失效,外部导纳耦合项 $B(s)$ 对电压外环闭环传递函数的影响较大,故临界带宽比的大小受风电场侧等效导纳的影响可能较大。为此,本文分别从投入风机数量、线路长度、风速(影响稳态工作点)3个方面开展参数敏感性分析,考察临界带宽比(稳定裕度为0时对应的带宽比)随参数的变化规律,结果如附录A图A9—A11所示。

由图A9可知,随着投入风机数量增加,临界带宽比呈现轻微下降趋势,这表明投入风机数量变化会改变风电场侧的导纳特性,从而影响送端换流站控制矩阵 $A(s)$ 与外部导纳耦合项 $B(s)$ 的交互,最终影响临界带宽比的大小。由图A10可知,随着线路长度增加,临界带宽比呈现小幅增加趋势。由图A11可知,随着风速增大,临界带宽比呈现上升趋势,风速变化本质上是通过改变网侧变流器输入功率及系统稳态工作点,进而影响风电场侧的等效导纳,最终影响临界带宽比的大小。相较而言,风速变化对临界带宽比值的影响更加显著。

## 4 结论

本文分析直驱风机经柔直送出系统控制环节的动态特性,针对直驱风机经柔直送出系统的次/超同步振荡问题,基于阻抗模型和控制环节交互机理进行深入分析,所得结论如下。

1)柔直送端换流站的电流内环动态响应特性显著受风电场侧动态的影响,在考虑风电场侧动态对柔直送端电流内环动态特性的影响后,电流内环的带宽由200 Hz减小为4 Hz。在系统稳定工况下,送端换流站的动态特性更接近于一个由两级PI控制器串联构成的电压单闭环系统。

2)直驱风机经柔直送出系统的次/超同步振荡主要是由风电场和送端换流站的 $q$ 轴阻抗分量交互引起的。在次/超同步频段内,直驱风电场的 $q$ 轴阻抗分量呈现负阻尼特性,当风电场和送端换流站的 $q$ 轴阻抗分量幅值在该频段内产生交点时,易引发系统振荡。

3)当系统稳定运行时,柔直送端换流站的电压外环带宽大于电流内环带宽。在次/超同步频段

内,当电压外环带宽逐渐靠近电流内环带宽时,原有的时间尺度分离条件被破坏,送端换流站控制矩阵 $A(s)$ 与外部导纳耦合项 $B(s)$ 的交互增强,系统稳定性降低。

4)本文量化分析了柔直送端电压外环带宽与电流内环带宽交互存在的稳定边界,在本文所研究的工况下,当电压外环带宽与电流内环带宽的比值小于2.5时,系统的稳定裕度为负值。因此,在整定柔直送端换流站控制器的参数时,应保证电压外环与电流内环带宽保持充分分离(即带宽比大于某一阈值),以防止系统发生次/超同步振荡。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

### 参考文献:

- [1] 王亚雨,彭勇刚,孙静. 风电场自动发电控制技术与策略研究综述[J]. 电网技术, 2025, 49(10): 4311-4329.  
Wang Yayu, Peng Yonggang, Sun Jing. Review of research on automatic generation control technologies and strategies in wind farms[J]. Power System Technology, 2025, 49(10): 4311-4329.
- [2] 迟永宁,席迅,薛安成,等. 海上风电全直流并网关键技术研究综述[J]. 电力自动化设备, 2025, 45(12): 3-14.  
Chi Yongning, Xi Xun, Xue Ancheng, et al. Review of key technologies research of all-DC grid integration for offshore wind power[J]. Electric Power Automation Equipment, 2025, 45(12): 3-14.
- [3] 李奇南,孙宝奎,孙华东,等. 柔性直流输电系统中高频振荡研究综述[J]. 电力自动化设备, 2025, 45(1): 156-171.  
Li Qinan, Sun Baokui, Sun Huadong, et al. Review of research on medium and high frequency oscillation in VSC-HVDC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2025, 45(1): 156-171.
- [4] 刘承锡,韩江北,尚磊,等. 能量视角下的新能源外送系统宽频振荡机理建模与量化分析综述[J]. 电网技术, 2023, 47(10): 3980-3993.  
Liu Chengxi, Han Jiangbei, Shang Lei, et al. Review of modeling and evaluation of wide-band oscillation in power systems integrated with renewable energy generation in view of energy[J]. Power System Technology, 2023, 47(10): 3980-3993.
- [5] 符杨,周钰,田书欣,等. 基于费马模糊的海上风电交流送出系统谐振分析与抑制[J]. 电力自动化设备, 2025, 45(12): 109-117, 162.  
Fu Yang, Zhou Yu, Tian Shuxin, et al. Resonance analysis and suppression of AC transmission system of offshore wind power based on Fermatean fuzzy set[J]. Electric Power Automation Equipment, 2025, 45(12): 109-117, 162.
- [6] 李博,刘正富,江健健,等. 考虑尾流效应的水上风电宽频振荡稳定特性聚合分析方法[J]. 电力自动化设备, 2025, 45(12): 118-126.  
Li Bo, Liu Zhengfu, Jiang Jianjian, et al. Aggregation analysis method for wide-band oscillation stability characteristics of offshore wind power considering wake effect[J]. Electric Power Automation Equipment, 2025, 45(12): 118-126.
- [7] 魏伟,许树楷,李岩,等. 南澳多端柔性直流输电示范工程系统调试[J]. 南方电网技术, 2015, 9(1): 73-77.  
Wei Wei, Xu Shukai, Li Yan, et al. The system commissioning of Nan'ao VSC-MTDC demonstration project[J]. Southern Power System Technology, 2015, 9(1): 73-77.

- [8] 尹聪琦,谢小荣,刘辉,等. 柔性直流输电系统振荡现象分析与控制方法综述[J]. 电网技术,2018,42(4):1117-1123.  
Yin Congqi,Xie Xiaorong,Liu Hui,et al. Analysis and control of the oscillation phenomenon in VSC-HVDC transmission system[J]. Power System Technology,2018,42(4):1117-1123.
- [9] 彭茂兰,许诒翊,严喜林,等. 大规模光伏经柔直送出系统的近工频耦合振荡机理与特性分析[J]. 电力自动化设备,2024,44(8):70-76.  
Peng Maolan,Xu Jieyi,Yan Xilin,et al. Mechanism and characteristics analysis of near-fundamental frequency coupled oscillations caused by large-scale PV integrated to flexible DC sending system[J]. Electric Power Automation Equipment,2024,44(8):70-76.
- [10] Hu J B,Yuan H,Yuan X M. Modeling of DFIG-based WTs for small-signal stability analysis in DVC timescale in power electrified power systems[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion,2017,32(3):1151-1165.
- [11] 邵冰冰,赵书强,高本锋,等. 多直驱风机经 VSC-HVDC 并网系统场内/场网次同步振荡特性分析[J]. 中国电机工程学报,2020,40(12):3835-3846.  
Shao Bingbing,Zhao Shuqiang,Gao Benfeng,et al. Inside-wind-farm/wind-farm-grid sub-synchronous oscillation characteristics analysis in multiple D-PMSGs interfaced with VSC-HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE,2020,40(12):3835-3846.
- [12] Kunjumammed L P,Pal B C,Gupta R,et al. Stability analysis of a PMSG-based large offshore wind farm connected to a VSC-HVDC[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion,2017,32(3):1166-1176.
- [13] 刘辉,董文凯,王潇,等. 考虑多类型主导模式的直驱风电/光伏经柔直送出系统近工频振荡特性分析[J/OL]. 现代电力,2025-04-29. <https://doi.org/10.19725/j.cnki.1007-2322.2024.0076>.
- [14] 于婧,林鸿飞,王潇,等. 直驱风电场经柔直送出系统近工频正/负序振荡机理分析[J]. 电力建设,2024,45(2):10-25.  
Yu Jing,Lin Hongfei,Wang Xiao,et al. Mechanism analysis of near fundamental-frequency positive/negative-sequence oscillations in MMC-HVDC connected direct-drive wind farm[J]. Electric Power Construction,2024,45(2):10-25.
- [15] 杨煜,吕敬,王潇,等. 双馈风电场柔直并网系统的近工频振荡分析与抑制[J]. 高电压技术,2025,51(2):593-604.  
Yang Yu,Lü Jing,Wang Xiao,et al. Analysis and suppression of near fundamental-frequency oscillation in DFIG-based wind farm connected with MMC-HVDC transmission system[J]. High Voltage Engineering,2025,51(2):593-604.
- [16] 魏麒麟,陈家帆,陈新,等. 风场柔直互联系统次/超同步交互失稳机理分析及其阻抗优化控制方法[J]. 中国电机工程学报,2026,46(3):887-900.  
Wei Qixuan,Chen Jiafan,Chen Xin,et al. Sub/super-synchronous stability analysis and impedance optimization method of wind farms with MMC-HVDC systems[J]. Proceedings of the CSEE,2026,46(3):887-900.
- [17] 马燕峰,韩珊珊,王子建,等. 直驱风电场经柔直外送系统振荡特性及控制环节动态交互作用研究[J]. 电工技术学报,2026,41(5):1526-1542.  
Ma Yanfeng,Han Shanshan,Wang Zijian,et al. Study on oscillation characteristics and dynamic interaction of control link of a VSC-HVDC connected direct drive wind farm[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2026,41(5):1526-1542.
- [18] 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.
- [19] Shao B B,Zhao S Q,Yang Y H,et al. Sub-synchronous oscillation characteristics and analysis of direct-drive wind farms with VSC-HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy,2021,12(2):1127-1140.
- [20] 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):3627-3641.  
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):3627-3641.
- [21] Lin H F,Xue T,Lü J,et al. Impact of different AC voltage control modes of wind-farm-side MMC on stability of MMC-HVDC with offshore wind farms[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy,2023,11(4):1687-1699.
- [22] 王晗玥,付乐融,刘星,等. 风电场站等值模型综合评价体系[J]. 电力自动化设备,2024,44(7):271-277.  
Wang Hanyue,Fu Lerong,Liu Xing,et al. Comprehensive evaluation system of equivalent model of wind farm[J]. Electric Power Automation Equipment,2024,44(7):271-277.
- [23] 郭成,杨宣铭,王林玲,等. 基于电流内环滑模自抗扰控制的直驱风电场次同步振荡抑制策略研究[J]. 电力系统保护与控制,2025,53(4):85-95.  
Guo Cheng,Yang Xuanming,Wang Linling,et al. Sub-synchronous oscillation suppression strategy for direct-drive wind farm based on current inner loop sliding mode active disturbance rejection control[J]. Power System Protection and Control,2025,53(4):85-95.
- [24] 曹炯琼,张达敏,曾汉超,等. 基于改进型 LADRC 的直驱风机次同步振荡抑制策略[J]. 智慧电力,2025,53(4):62-70.  
Cao Jiongqiong,Zhang Damin,Zeng Hanchao,et al. Improved LADRC based sub-synchronous oscillation suppression strategy for direct-drive permanent magnet synchronous generator[J]. Smart Power,2025,53(4):62-70.
- [25] 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.
- [26] 张智豪,寇鹏,田润泽,等. 海上风电柔直并网系统多模态振荡交互分析和抑制方法[J]. 电力系统自动化,2026,50(4):10-23.  
Zhang Zhihao,Kou Peng,Tian Runze,et al. Analysis and suppression method for multi-modal oscillation interaction in flexible DC grid-connected system of offshore wind power[J]. Automation of Electric Power Systems,2026,50(4):10-23.
- [27] 叶柏贤,王学梅,刘航,等. 海上风电-柔直与常规直流混合馈入系统谐振稳定性分析及优化[J]. 电力系统自动化,2025,49(17):68-80.  
Ye Baixian,Wang Xuemei,Liu Hang,et al. Analysis and optimization of resonance stability for MMC-HVDC and LCC-HVDC hybrid infeed system of offshore wind power[J]. Automation of Electric Power Systems,2025,49(17):68-80.
- [28] 李秋彤,江涵,何鹏飞,等. 风电柔直海上场站低频模式特性及阻尼分析方法[J]. 高电压技术,2025,51(6):2785-2795.  
Li Qiutong,Jiang Han,He Pengfei,et al. Characteristics and

- damping analysis method of low-frequency mode of wind power VSC-HVDC offshore station[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(6): 2785-2795.
- [29] 杨仁炳,张琛,蔡旭,等. 海上风电-柔直并网系统自同步电压源控制与电网故障穿越[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(13): 4823-4834.
- Yang Renxin, Zhang Chen, Cai Xu, et al. Voltage source control and fault ride-through of VSC-HVDC systems with offshore wind farm integration[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(13): 4823-4834.
- [30] 刘承锡,刘制,韩江北. 黑/灰箱新能源场站经交流线路外送系统次/超同步振荡自适应抑制[J]. 中国电机工程学报, 2025, 45(13): 5061-5073.
- Liu Chengxi, Liu Zhi, Han Jiangbei. Adaptive mitigation strategies for sub-/sup-synchronous oscillation in renewable energy power plants and AC power grids under black/grey box situations[J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45(13): 5061-5073.
- [31] 张爱军,李丹丹,张清波,等. 基于矢量裕度法的风电并网对低频振荡模式影响分析[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(2): 122-129.
- Zhang Aijun, Li Dandan, Zhang Qingbo, et al. Analysis of influence of wind power grid connection on low-frequency oscillation mode based on vector margin method[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(2): 122-129.

#### 作者简介:

刘承锡(1985—),男,教授,博士,主要研究方向为电力系统稳定与控制、电力系统仿真与计算方法(**E-mail**: liuchengxi@whu.edu.cn);

王锐湖(2002—),男,硕士研究生,通信作者,主要研究方向为电力系统稳定与控制(**E-mail**: wangkunhu@whu.edu.cn)。

(编辑 陆丹)

## Analysis on dynamic interaction of control loops and sub-/supersynchronous oscillation for direct-drive wind power delivery system via flexible DC transmission

Liu Chengxi<sup>1,2</sup>, Wang Kunhu<sup>1</sup>, Liu Zhi<sup>1</sup>, Fan Lijuan<sup>3</sup>, Zhang Fan<sup>3</sup>, Yuan Hao<sup>3</sup>

(1. School of Electrical Engineering and Automation, Wuhan University, Wuhan 430072, China;

2. Wuhan University Shenzhen Research Institute, Shenzhen 518057, China;

3. China Southern Power Grid Scientific Research Institute Co., Ltd., Guangzhou 510663, China)

**Abstract:** In the wind power delivery system via flexible DC transmission, the dynamic interaction between the wind farm and the sending-end converter station (SECS) can easily induce sub-/supersynchronous oscillation. Existing studies analyze system stability from the perspective of interaction among control loops. However, when investigating the dynamic response characteristics of the SECS's current inner-loop, the influence of wind farm side dynamics is generally neglected. To address this issue, a dynamic response model of the SECS's current inner-loop considering the wind farm side dynamics is established, and a simplified analytical method for the SECS's voltage outer-loop is proposed based on the assumption of constant actual current. On this basis, the mechanism of system stability change caused by the interaction between the voltage outer-loop and the current inner-loop of SECS is revealed, and the stable boundary corresponding to the interaction is quantitatively characterized. Simulative results show that, wind farm side dynamics reduce the bandwidth of SECS's current inner-loop from 200 Hz to 4 Hz. When the bandwidth ratio between the SECS's voltage outer-loop and the current inner-loop is lower than 2.5, the system stability margin becomes negative, thereby inducing sub-/supersynchronous oscillation. The accuracy of the theoretical model and the mechanism analysis is verified based on the RT-LAB hardware in-loop experimental platform.

**Key words:** wind farm; flexible DC transmission system; sending-end converter station; sub-/supersynchronous oscillation; dynamic interaction; stability