

# 直驱风电厂经 MMC-HVDC 外送系统稳定性分析及振荡抑制策略

刘程子\*, 尹永胜, 沈周钰, 葛辉, 杨艳

南京邮电大学自动化学院 江苏南京

**【摘要】**柔性高压直流输电技术 (VSC-HVDC) 已广泛应用于海上风电并网及远距离新能源输送, 为新能源大规模接入电网提供了关键支撑。但风电场接入基于模块化多电平换流器的高压直流(MMC-HVDC)输电系统后, 系统多控制环节间的耦合易引发小信号不稳定问题, 威胁电网安全运行。尤其是在低频段, 锁相环的动态特性与电流/电压控制环的交互作用, 可能导致近工频振荡。为此, 本文基于阻抗稳定性分析理论, 研究风电柔直系统的建模与振荡抑制问题。首先, 采用多谐波线性化方法, 分别建立风电场与 MMC 的交流侧小信号阻抗模型, 并通过扫频验证了理论阻抗的准确性。然后, 基于阻抗稳定性分析理论, 揭示系统各控制环节参数对稳定性的影响, 并提出一种基于风电场侧锁相环的附加阻尼控制策略, 通过引入二阶高通滤波器增强系统阻尼, 有效抑制近工频振荡。最后搭建时域仿真模型, 验证了所提方法对近工频振荡抑制的有效性。

**【关键词】**风电并网; MMC-HVDC; 多谐波线性化; 阻抗模型; 稳定性分析; 锁相环; 近工频振荡抑制

**【收稿日期】**2025年9月20日 **【出刊日期】**2025年11月10日 **【DOI】**10.12208/j.jeea.20250203

## Stability analysis and oscillation suppression strategy for direct-drive wind farms via MMC-HVDC transmission systems

Chengzi Liu\*, Yongsheng Yin, Zhouyu Shen, Hui Ge, Yan Yang

College of Automation, Nanjing University of Posts and Telecommunications, Nanjing, Jiangsu

**【Abstract】**Voltage Source Converter-based High Voltage Direct Current (VSC-HVDC) technology has been widely applied in offshore wind power grid integration and long-distance renewable energy transmission, providing critical support for large-scale renewable energy integration into the power grid. However, when wind farms are connected through Modular Multilevel Converter-based HVDC (MMC-HVDC) systems, the coupling among multiple control loops may induce small-signal instability issues, posing a threat to the secure operation of the power system. In particular, at low-frequency ranges, the dynamic interaction between the phase-locked loop (PLL) and the current/voltage control loops can lead to near fundamental frequency oscillations. This paper investigates the modeling and oscillation suppression of wind power flexible DC transmission systems based on impedance stability analysis theory. Firstly, a multi-harmonic linearization method is employed to establish the AC-side small-signal impedance models of both the wind farm and the MMC, with the theoretical impedance validated by frequency sweep tests. Subsequently, based on impedance stability analysis, the impact of control loop parameters on system stability is revealed. A supplementary damping control strategy centered on the wind farm-side PLL is proposed, which enhances system damping by introducing a second-order high-pass filter, effectively suppressing near fundamental frequency oscillations. Finally, a time-domain simulation model is developed to verify the effectiveness of the proposed approach in mitigating near fundamental frequency oscillations.

**【Keywords】**Wind power grid integration; MMC-HVDC; Multi-harmonic linearization; Impedance modeling; Stability analysis; Phase-locked loop (PLL); Near fundamental frequency oscillation suppression

### 引言

在“双碳”目标驱动下, 国内能源结构加速向可

再生能源转型, 海上风电凭借资源稳定、能量密度高等

优势成为发展重点<sup>[1]</sup>。由于我国海上风电正加速向深远

\*通讯作者: 刘程子 (1984-) 女, 博士, 副教授, 主要研究方向为磁悬浮轴承本体及控制策略、开关功放控制策略, 碳流计算; 第二作者简介: 尹永胜 (1999-) 男, 硕士研究生。

海开发<sup>[2]</sup>, 促使基于 MMC-HVDC 的柔性直流输电技术成为大容量远海风电送出的主流方案<sup>[3]</sup>。

随着直驱型风电场通过 MMC-HVDC 接入弱电网, 系统面临复杂的动态交互问题。风电场出力波动与电网低惯量特性易引发多频段振荡, 典型案例如 Borwin1 工程出现 250-350Hz 振荡导致滤波器损毁和 INELFE 工程交流侧拓扑调制后, 陆地受端电网阻抗特性变化, 触发了 1.6kHz 震荡<sup>[4-5]</sup>。研究表明, 此类失稳主要源于 MMC 与风电场阻抗耦合不匹配导致的负阻尼现象<sup>[6]</sup>。因此, 对该类风电柔直系统进行稳定性分析与振荡抑制研究, 具有重要的理论意义与工程价值。

当前风电柔直系统稳定性分析方法主要包括特征值分析方法和基于阻抗模型的稳定性分析方法等。特征根分析法通过复平面根分布判定系统稳定性(左半平面稳定, 右半平面失稳), 结合灵敏度分析可识别关键参数, 广泛应用于并网系统振荡研究<sup>[7-8]</sup>。但存在"黑箱"建模困难及时域精度不足的局限, 如控制延时需频域相位滞后或时域 Pade 逼近近似<sup>[9]</sup>。但该方法仍为柔直系统稳定性分析提供重要理论基础。文献[10]通过状态空间法通过建立风电柔直系统动态模型分析失稳机理, 文献[11]研究证实交流短路比、阻抗角及控制参数对 MMC 换流站稳定性具有差异化影响。尽管该方法能为失稳机制分析和振荡抑制提供理论支撑, 但在结构复杂、工况多变的实际工程中仍面临应用局限<sup>[12]</sup>。阻抗分析法通过子系统阻抗对比简化建模, 支持黑箱系统测量<sup>[13-14]</sup>, 但电力电子设备的谐波特性增加了建模复杂度。文献[15]采用谐波状态空间(HSS)建立了 MMC 和风电场的序阻抗模型, 但该模型仅适用于静止坐标系下单闭环定压控制, 与工程中主流的同步旋转坐标系双闭环控制存在偏差<sup>[16-17]</sup>。谐波线性化(HBL)方法通过频域聚合和局部摄动, 简化了非线性系统阻抗建模, 但存在高频动态刻画不足、模型阶数固定、工程适用性差等问题。现有研究虽构建了 MMC 交流侧阻抗模型, 揭示了环流控制的影响<sup>[18-19]</sup>, 但忽略内部谐波动态, 且缺乏控制参数与稳定性的系统关联分析<sup>[20-21]</sup>。未来需结合阻抗特性, 深化风电场与 MMC 互联系统的稳定性机理与优化设计研究。

在振荡抑制方面, 主要包含硬件改造或参数调整间接优化阻抗特性、系统参数优化、主动阻抗重塑。硬件改造或参数调整间接优化阻抗通过无源滤波器设计直接修正目标频段阻抗幅频特性, 文献[22]通过在电流内环控制环节增加一个三阶阻尼器, 有效抑制了振荡。文献[23]采用在交流端口加装高频无源滤波装置的方

案, 从而有效解决了高频稳定性问题。但 MMC 的高压大容量特性使得无源滤波器的加装面临空间占用大、设计复杂度高及运维成本增加等问题。参数优化方法通过阻抗建模分析电气和控制参数对阻抗特性的影响规律, 从而优化控制器参数实现阻抗重塑, 有效抑制系统振荡。文献[24]通过优化锁相环比例增益结合复合滤波技术, 有效抑制了高频振荡; 文献[25]建立了计及环流和谐波分量的精细化阻抗模型, 显著提升了建模的准确性, 但风电变流器与柔直换流站间的控制器参数交互机制仍不清晰。主动阻抗重塑是调整控制器类型或修改前馈/反馈环路, 以优化换流器交直流侧的输出阻抗特性。文献[26-27]分别采用有源阻尼和新型阻尼分支提升了系统稳定性; 文献[28]通过移除电压前馈优化了交流侧阻抗; 此外文献[29-30]应用虚拟同步发电机和虚拟电阻技术增强了电网适应性; 但当前风电柔直系统振荡研究主要集中于次同步(2-40Hz)和中高频(>300Hz)振荡, 而对含 PLL 系统近工频(40-60Hz)区间的耦合振荡特性研究仍较欠缺, 现有阻抗模型难以准确表征该频段的稳定特性。

综上可知, 现有的阻抗模型在揭示控制参数对频域稳定性指标的调控机制方面尚显不足, 特别是在带宽、相角裕度等关键频域性能指标与阻抗特性仍缺乏深入的解析和探讨。为此, 本文基于多谐波线性化方法, 构建了包含锁相环动态特性的风电场与 MMC 换流器精细化交流侧阻抗模型, 深入揭示了系统内部多频耦合特性; 进一步基于阻抗稳定性理论, 系统分析了风电场与 MMC 之间的阻抗耦合关系对整体稳定性的影响, 提出相角裕度与控制带宽的协同优化设计方法; 此外, 针对近工频振荡问题, 设计了一种附加阻尼控制策略, 有效增强系统阻尼性能, 提升风电柔直系统的运行稳定性。本研究为远海风电柔性直流送出系统的稳定性评估与控制策略设计提供理论依据和工程指导, 对于保障大规模海上风电安全并网及构建新型电力系统具有重要意义。

## 1 基于 HSS 的风电柔直系统的阻抗建模

### 1.1 直驱风电场的阻抗建模

直驱风电场阻抗建模的重点是网侧变流器的阻抗建模。由于两电平拓扑结构的风电场聚合逆变器数学模型易于分析和推导, 便于建立锁相环动态与阻抗特性模型。为此, 重点针对两电平拓扑结构的风电场聚合逆变器, 详细推导其交流端口小信号阻抗模型, 并在建模过程中显式计及锁相环动态特性对阻抗特性的耦合影响。

### 1.1.1 PLL 的小信号模型

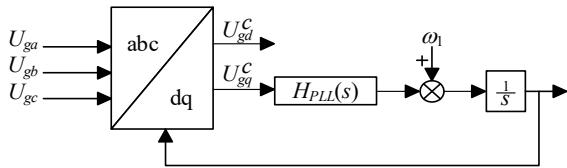


图 1 风机侧 PLL 控制框图

PLL 通过实时追踪电网相位角来实现并网逆变器的同步运行控制, 输出的同步旋转角度用于将三相静止坐标系  $abc$  中的电气量转换为两相同步旋转坐标系  $dq$  下的电气量。为定量解析 PLL 动态特性对逆变器阻抗特性的耦合作用, 定义系统  $dq$  坐标系和变流器  $dq$  域: 系统  $dq$  域直接采用电网工频角速度进行坐标变换, 表征电网同步旋转参考系; 变流器  $dq$  域则基于 PLL 估计的相位角实现本地旋转参考系。

系统  $dq$  域可由下式得出:

$$\begin{bmatrix} U_{gd}^s \\ U_{gq}^s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\omega_l t) & \cos\left(\omega_l t - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\omega_l t + \frac{2\pi}{3}\right) \\ -\sin(\omega_l t) & -\sin\left(\omega_l t - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\omega_l t + \frac{2\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{ga}(t) \\ u_{gb}(t) \\ u_{gc}(t) \end{bmatrix} \quad (1)$$

稳态时, 变流器  $dq$  域与系统  $dq$  域之间的关系可由下式表示:

$$\begin{bmatrix} U_{gd}^c \\ U_{gq}^c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(0) & \sin(0) \\ -\sin(0) & \cos(0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{gd}^s \\ U_{gq}^s \end{bmatrix} \quad (2)$$

式中, 上标 “ $c$ ” 代表变流器  $dq$  域, “ $s$ ” 代表系统  $dq$  域。

当系统发生扰动时, PLL 输出的角度发生变化, 定义变流器  $dq$  域与系统  $dq$  域之间的夹角为  $\Delta\theta$ , 则式 (2) 可表示为:

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{gd}^c \\ \Delta u_{gq}^c \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} U_{gq}^s \Delta\theta + \Delta u_{gd}^s \\ -U_{gd}^s \Delta\theta + \Delta u_{gq}^s \end{bmatrix} \quad (3)$$

由式 (3) 可得 PLL 输出的偏差项为:

$$\Delta\theta = \frac{H_{PLL}(s)}{s} \Delta u_{gq}^c \quad (4)$$

将式 (4) 代入式 (3), 可得:

$$T_{PLL}(s) = \frac{\Delta\theta}{\Delta u_{gq}^s} = \frac{H_{PLL}(s)}{s + U_{gd}^s H_{PLL}(s)} \quad (5)$$

### 1.1.2 网侧变流器电流控制下的阻抗模型

网侧变流器需要通过电流环控制进行有功功率的调节并维持并网功率因数的稳定。图 2 给出了网侧变流器在  $dq$  坐标系下的控制框图, 通过对参考电流的调节, 结合电压和电流的反馈控制, 确保逆变器输出的电流与电网电压同步, 实现并网控制及风机的输出功率控制。其中,  $I_{wd}^{ref}$  和  $I_{wq}^{ref}$  为交流输出电流  $d$  轴和  $q$  轴的参考值,  $H_i(s)$  为电流的 PI 控制,  $K_f$  为电压前馈系数。

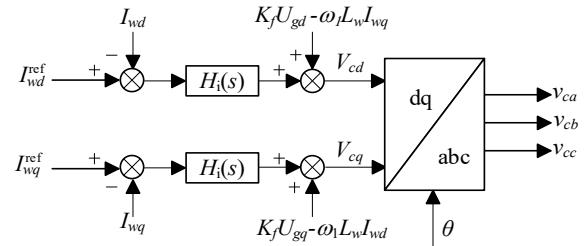


图 2 网侧变流器控制框图

由图 2 可得 PI 控制器的输出的调制电压为:

$$\begin{cases} V_{cd} = H_i(I_{wd}^{*} - I_{wd}) - \omega_l L_w I_{wq} + K_f U_{gd} \\ V_{cq} = H_i(I_{wq}^{*} - I_{wq}) + \omega_l L_w I_{wd} + K_f U_{gq} \end{cases} \quad (6)$$

考虑 PLL 的动态过程, 电流和电压反馈值分别为:

$$\begin{bmatrix} U_{gd} \\ U_{gq} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} U_{gd}^s + \Delta u_{gd}^s + U_{gq}^s \Delta\theta \\ U_{gq}^s + \Delta u_{gq}^s - U_{gd}^s \Delta\theta \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\begin{bmatrix} I_{wd} \\ I_{wq} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} I_{wd}^s + \Delta i_{wd}^s + I_{wq}^s \Delta\theta \\ I_{wq}^s + \Delta i_{wq}^s - I_{wd}^s \Delta\theta \end{bmatrix} \quad (8)$$

将  $dq$  坐标系下的电压转化成  $\alpha\beta$  坐标系下复向量的形式, 可得:

$$V_{c\alpha} + jV_{c\beta} = e^{j\omega_l t} [V_{cd} + jV_{cq} + j\Delta\theta(V_{cd} + jV_{cq})] \quad (9)$$

结合式 (6) ~ 式 (9), 通过推导可得调制电压的扰动分量  $V_{cp}$ :

$$V_{cp} \approx K_f U_{gp} - [H_i(s - j\omega_l) - j\omega_l L_w] I_{wp} \\ H_i(s - j\omega_l) I_w^{ref} T_{PLL}(s - j\omega_l) U_{gp} \quad (10)$$

可得风电场单机聚合逆变器交流侧的正序、负序阻抗为:

$$Z_{wp}(s) = \frac{[H_i(s - j\omega_1) - j\omega_1 L_w] + L_w s + R_w}{1 - K_f - T_{PLL}(s - j\omega_1) H_i(s - j\omega_1) \frac{I_{w1}}{2} e^{j\varphi_1}} \quad (11)$$

$$Z_{wn}(s) = \frac{[H_i(s + j\omega_1) + j\omega_1 L_w] + L_w s + R_w}{1 - K_f - T_{PLL}(s + j\omega_1) H_i(s + j\omega_1) \frac{I_{w1}}{2} e^{-j\varphi_1}} \quad (12)$$

## 1.2 MMC 的 HSS 阻抗建模

本文基于桥臂平均模型建立了 WFMMC 的稳态与小信号阻抗模型。结合定交流电压-电流双闭环及环流抑制控制环节, 建立了 WFMMC 的 HSS 小信号阻抗模型。该模型综合描述了正、负序分量及多谐波间的相互耦合, 可准确表征 WFMMC 在不同控制模式下的频域动态特性, 为后续阻抗特性分析与系统稳定性研究提供理论基础。具体建模过程可参考文献[31], 由于篇幅限制本文不再赘述。

## 1.3 阻抗模型验证

### 1.3.1 直驱风电场阻抗模型验证

针对风电场交流侧阻抗的测量, 本文采用小扰动谐波电压注入法, 测量频率范围为 1Hz 至 2kHz, 系统主电路及控制参数见表 1。

表 1 仿真系统主要电气参数

	参数	数值
MMC 换流站	额定频率/Hz	50
	额定容量/MVA	100
	并网点电压/kV	30
	换流器阀侧电/kV	45
	额定直流电压/kV	100
	单桥臂子模块数	50
	子模块电容/mF	6.67
	桥臂电感/mH	19.2
	额定容量/MW	100
风电场聚合逆变器	额定交流电压/V	690
	额定直流电压/V	1500
	交流滤波电感/μH	3
	交流滤波电容/mF	20
	交流滤波电容/mF	280
	风机个数	100

图 3 对比了风电场逆变器交流侧阻抗的解析计算与仿真测量结果。正序与负序阻抗的解析曲线与仿真点迹在宽频域范围内高度吻合, 验证了模型的理论精度。进一步分析表明, 正序阻抗与负序阻抗存在显著差异, 与 MMC 闭环控制下类似, 其根源在于  $dq$  坐标系电流控制策略对正负序分量的非对称调节机制, 导致两序阻抗在动态特性上呈现解耦特征。

### 1.3.2 WFMMC 阻抗模型验证

为验证所建 WFMMC 阻抗模型的准确性, 分别开展开环与闭环条件下的频域仿真。从 4 和图 5 可知, 解析模型与仿真测量值在 1~2000Hz 范围内高度一致, 验证了多谐波线性化建模方法的有效性。低频段 ( $<200\text{Hz}$ ) 受内部动态影响出现谐振峰, 高频段 ( $>200\text{Hz}$ ) 则由桥臂电感主导, 呈线性感性特征。闭环控制下, 电压外环与环流抑制环共同作用, 显著抑制低频谐振并提升系统稳定性。综合来看, 开闭环仿真结果与解析模型吻合良好, 充分证明了所建 WFMMC 阻抗模型的正确性与适用性。

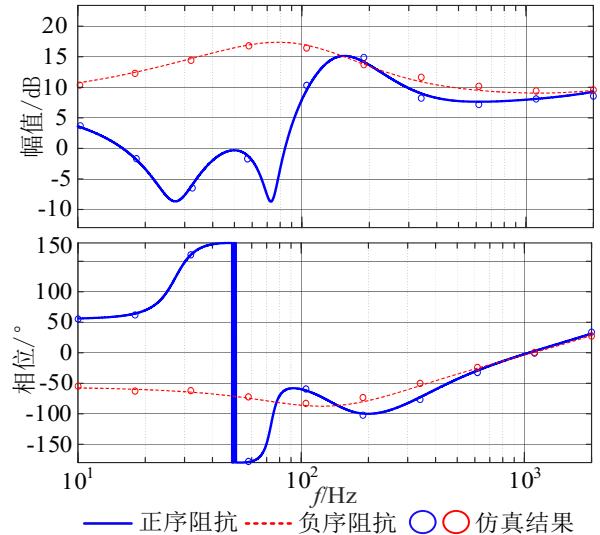


图 3 风电厂聚合逆变器交流侧阻抗模型验证

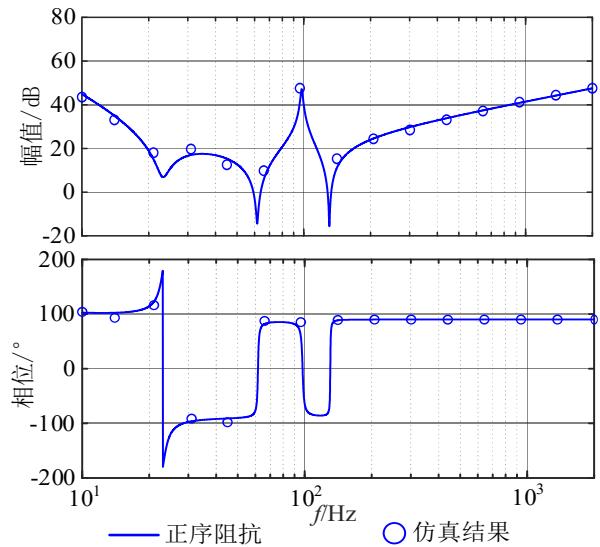


图 4 MMC 开环运行下交流侧阻抗模型验证图

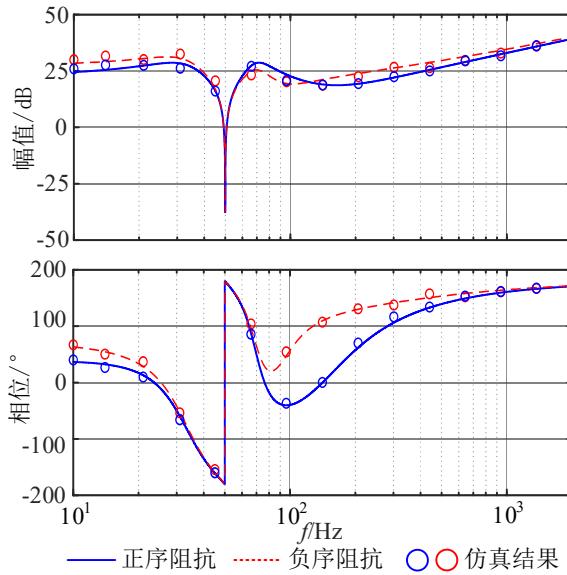


图 5 MMC 闭环运行下交流侧阻抗模型验证图

## 2 风电柔直系统稳定性分析

海上风电柔性直流并网系统中, 网侧换流器与 WFMMC 的主电路参数及控制策略存在动态耦合, 从而形成阻抗交互现象。阻抗分析法是研究柔性直流输电系统小信号稳定性的核心理论方法。针对 MMC 与风电场互联时潜在的小信号失稳风险, 基于奈奎斯特稳定性判据的阻抗分析法, 对风电柔直系统稳定性进行分析。

### 2.1 直驱风电机交流侧稳定性分析

建立了直驱风电场 PLL、电流环的阻抗模型, 明确了各控制环节对阻抗模型的影响。通过研究不同频段的阻抗响应, 揭示了各频段的主要影响因素, 并提出了合理的频段划分依据。同时, 探讨了频段重叠对负阻尼阻抗特性的影响机制。

#### 2.1.1 PLL 的影响

为研究 PLL 控制参数对直驱风电场阻抗特性的影响, 首先在保持 PLL 相位裕度为  $90^\circ$  不变的条件下, 分别选取 5Hz、10Hz、20Hz 和 30Hz 四种控制带宽, 分析带宽变化对阻抗特性的影响。随后固定 PLL 控制带宽为 10Hz, 依次设置  $30^\circ$ 、 $50^\circ$ 、 $70^\circ$  和  $90^\circ$  四种相位裕度, 研究相位裕度变化对阻抗特性的影响。

阻抗特性随参数变化的规律图 6 所示。在风电柔直系统中, 风机通常表现出电流源特性, 而 MMC 表现出电压源特性。因此, 本文重点关注风机阻抗幅值中的谐振峰值变化。从图 6 (a) 中可以看出, PLL 控制带宽主要改变低频段以及  $f_0-f_{pc} < f < f_0+f_{pc}$  即基频附近阻抗幅值的谐振峰及其位置。随着控制带宽的增加, 谐振

峰与基频的距离增大。从图 6 (b) 相位裕度则主要影响谐振峰的阻抗幅值和相位特性, 较小的相位裕度  $\theta_p$  会加剧容性负阻尼效应。

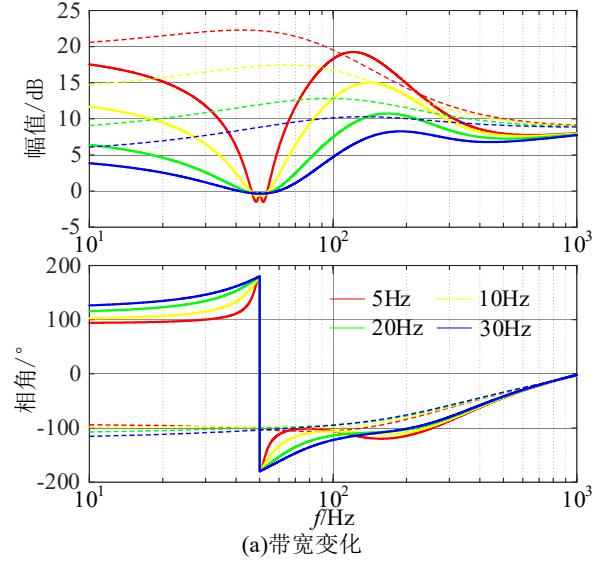


图 6 (a) PLL 控制对直风电场阻抗特性影响

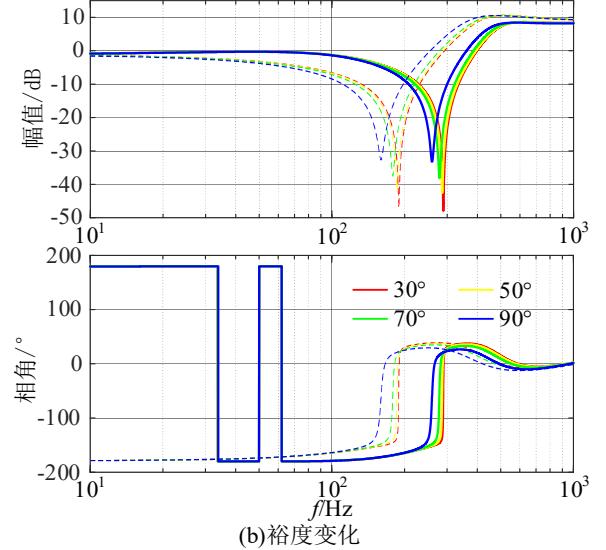


图 6 (b) PLL 控制对直风电场阻抗特性影响

#### 2.1.2 GSC 电流环的影响

研究 GSC 电流环控制带宽及相位裕度变化参数对风电场阻抗特性的影响。首先, 保持相位裕度为  $70^\circ$  不变, 对比分析 250Hz、300Hz、350Hz 和 400Hz 不同控制带宽的影响。接着, 保持控制带宽  $f_{gi}$  为 350Hz 不变, 对比分析  $\theta_{gi}$  为  $30^\circ$ 、 $50^\circ$ 、 $70^\circ$  和  $90^\circ$  不同相位裕度对直取风电场阻抗特性的影响。相关阻抗特性变化如图 7 所示。

图 7 (a) 给出了电流环控制带宽变化  $f_{gi}$  对直驱风电场阻抗特性影响。结果表明电流环带宽  $f_{gi}$  变化会影响  $f_0+f_{pc} < f < f_0+f_{gi}$  频率范围内的阻抗特性, 特别是在电流环截止频率  $f_0+f_{gi}$  处, 阻抗会出现明显的谐振峰现象, 同时可以观察到阻抗相位特性发生显著变化, 由最初的电容特性逐渐转变为电感特性。随着  $f_{gi}$  增大, 谐振峰频率逐渐上升。

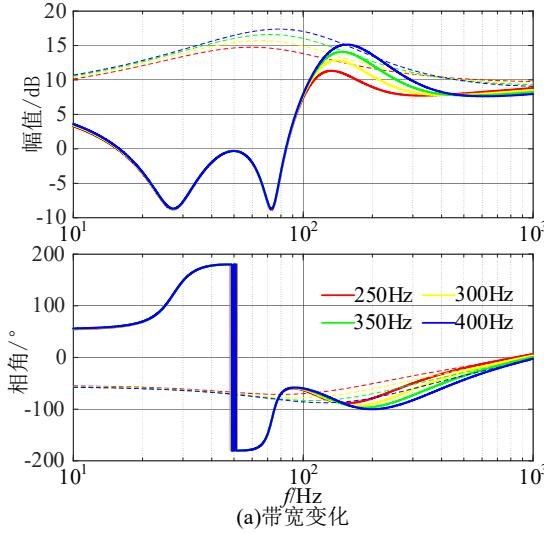


图 7 (a) 电流环控制对直驱风电场阻抗特性影响

图 7 (b) 给出了电流环控制相角裕度变化对直驱风电场阻抗特性影响, 电流环相位裕度  $\theta_{gi}$  变化对频段  $f_0+f_{pc} < f < f_0+f_{gi}$  内的阻抗特性产生影响, 电流环相位裕度  $\theta_{gi}$  较小时, 阻抗特性中的谐振峰呈现出更为陡峭的变化趋势, 同时系统阻尼特性明显减弱, 相位变化幅度也随之加剧。因此, GSC 电流环主要影响上述频段的阻抗, 其他频段影响可忽略不计。

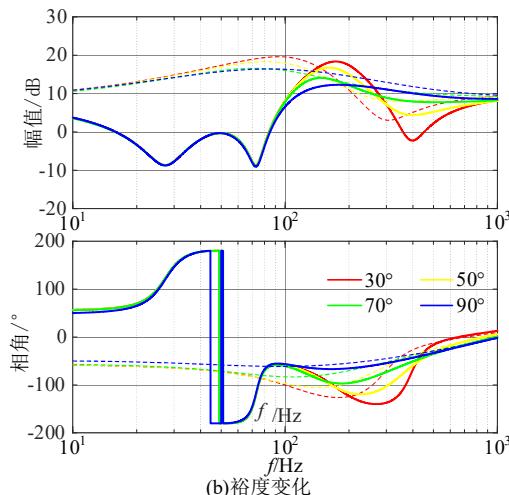


图 7 (b) 电流环控制对直驱风电场阻抗特性影响

## 2.2 WFMMC 交流侧稳定性分析

直驱风电机经 MMC-HVDC 外送系统的振荡主要是由风电机与 MMC 在某个频率下发生阻抗交互现象, 根据式 (13) 可知, 风电柔直系统的小信号稳定性由最小反馈环增益  $Z_{out}/Z_{in}$  即风电机阻抗与 MMC 交流侧阻抗的比值决定, 当且仅当风电机与 MMC 独立稳定且最小反馈环增益满足奈奎斯特稳定性判据时, 风电柔直系统才能稳定。

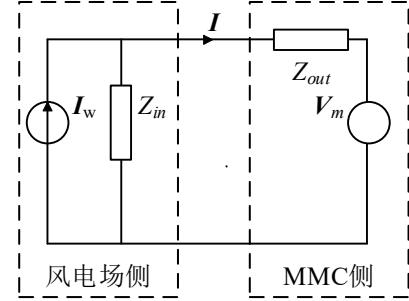


图 8 风电柔直系统等效示意图

根据图 8 可得:

$$I(s) = [I_w(s) - \frac{V_m(s)}{Z_{in}(s)}] \frac{1}{1 + \frac{Z_{out}(s)}{Z_{in}(s)}} \quad (13)$$

### 2.2.1 MMC 交流电压环影响

在直驱风电机通过 MMC-HVDC 系统并网的场景下, MMC 处于孤岛控制模式, 需为风电机提供稳定的交流电压支撑。此时, 系统交流侧的等效负载特性由风电机的动态阻抗决定。该阻抗不仅随风机输出功率和并网机组数量的实时变化呈现时变特征, 还与频率之间构成非线性关系。这种由负载阻抗引发的动态不确定性效应, 使得系统参数存在显著时变性和非线性耦合特性, 从而对交流电压环与电流环控制器的参数整定及鲁棒性设计提出了更高的技术要求。

图 9 (a) 给出了阻容负载工况下交流电压环带宽变化对 WFMMC 阻抗特性影响, 电压环带宽主要影响  $f_0 < f < f_v$  处频段的阻抗特性。当电压环带宽从 8Hz 增大到 10Hz 时, WFMMC 近工频段的谐振峰值随之下降, 且随着电压环带宽的增加, WFMMC 的谐振峰值逐渐降低, 谐振抑制效果越明显, 这是由于电压控制环的带宽决定了电压变化后的调节速度。如果电压控制环的带宽较小, 系统响应可能滞后, 从而无法有效跟踪电网电压的波动, 可能引发振荡。而增加带宽后, 控制系统能够更快速地调节变流器的输出, 快速响应电网的电压变化, 减少因调节滞后引发的振荡风险。因此, 增加

WFMMC 的交流电压环带宽可增加风电柔直系统的稳定性。

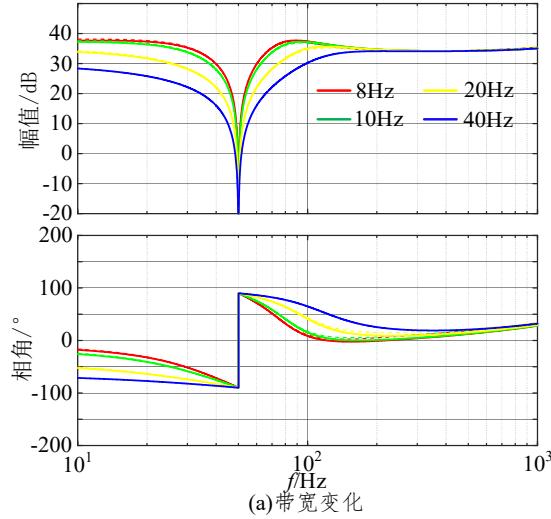


图 9 (a) 阻容负载工况下交流电压环对 WFMMC 阻抗特性影响

由图 9 (b) 可见, 电压环相角裕度对 WFMMC 全频段的阻抗特性具有显著影响。随着相角裕度由  $95^\circ$  增大至  $135^\circ$ , WFMMC 宽频的幅值均降低, 尤其是近工频段的谐振峰值, 表明系统阻尼能力得到增强。较高的相角裕度有助于提升控制系统对扰动的抑制能力, 缩短系统恢复时间, 并改善频率响应特性, 提升其对不同频率扰动的适应性与鲁棒性。因此, 适当增大电压环相角裕度可有效削弱 WFMMC 的宽频阻抗模值, 抑制系统可能出现的低频或高频振荡, 增强系统运行稳定性。

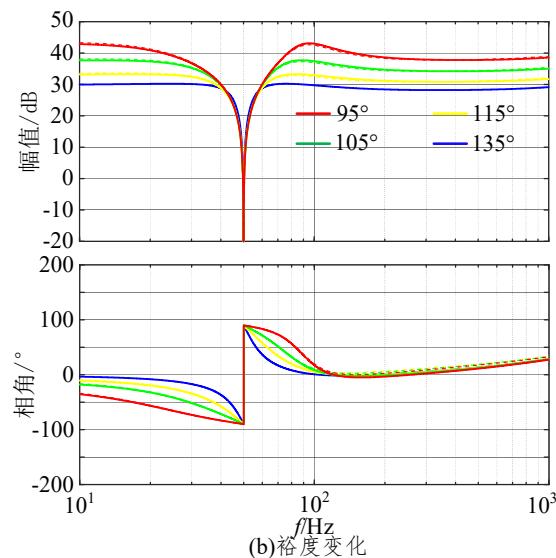


图 9 (b) 阻容负载工况下交流电压环对 WFMMC 阻抗特性影响

为系统研究 MMC 定交流电压控制电压环对风电场接入 WFMMC 系统稳定性的影响机制。在考虑一般工况条件下, 设定风电场输出功率为额定工况 100MW, 电压环带宽为 8Hz, 定交流电压环参数为  $(0.01+2/s)$ 。

如图 10 所示, 风电场与 WFMMC 阻抗在全频域存在多个幅值交汇点, 需结合相位裕度进行稳定性评估。风电场正序阻抗受锁相环影响, 在 50Hz 附近出现谐振峰, 高频段趋于感性; WFMMC 正序阻抗亦呈感性特性, 二者在非基频区相位差较小, 未满足失稳条件, 故系统在低频与高频段均保持稳定。

研究表明, 受 MMC 电压环较窄带宽限制, 其阻抗在基频附近 (40-60Hz) 幅值较高, 易与风电场阻抗交汇, 且相位呈反向跃变趋势。随着频率趋近 50Hz, 相位差呈现递增态势。在 42.1Hz 与 57.7Hz 时, 两系统相位差均超过  $180^\circ$ 。依据 Nyquist 稳定性准则, 当相位偏移量超过  $180^\circ$  临界值时, 将导致系统动态失稳, 可能诱发 42.1Hz、57.7Hz 频段的近工频振荡问题。相比之下, 负序阻抗方面, 全频域均保持较大的相位裕度, 系统风险较低。

在仿真模型中设置相同的运行参数, 系统并网点的交流 FFT 分析结果如图 11 所示。图中可以看出, 系统相应的频段出现了明显的近工频振荡, 与理论分析结果基本一致。

为验证理论分析的有效性, 以提升电压环带宽至 20Hz 为例, 如图 12 所示, WFMMC 正、负序阻抗峰值均有所降低, 幅频特性未与风电场阻抗发生交叉, 系统稳定性得以保持。可见, 增加电压环带宽有助于提升风电柔直系统的稳定裕度。

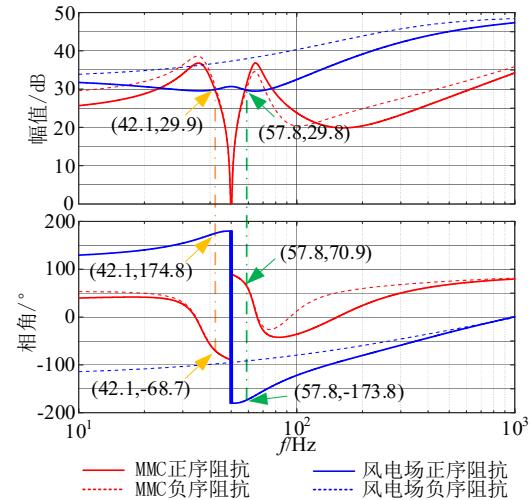


图 10 MMC 较小电压环带宽下直驱风电场经 MMC 风电柔直系统特性

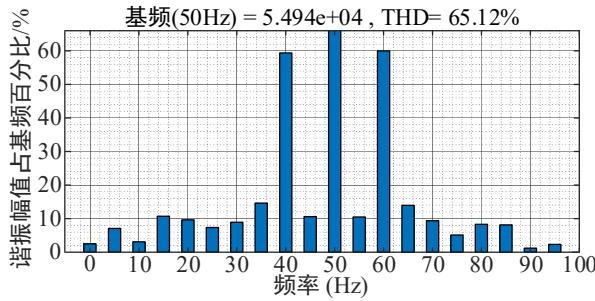


图 11 MMC 相电压波形频谱分析

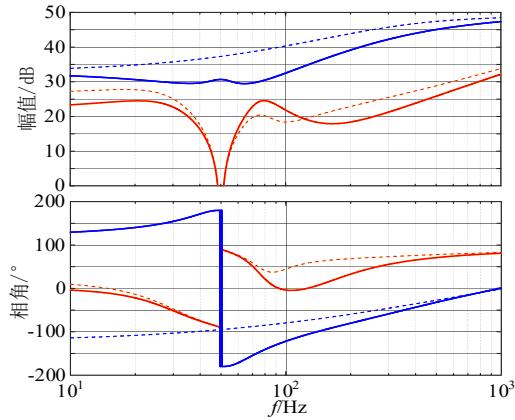


图 12 MMC 较大电压环带宽下直驱风电场经 MMC 风电柔直系统阻抗特性

### 2.2.2 MMC 交流电流环的影响

为便于分析, 以 MMC-HVDC 系统在交流电压与功率工作点处的基频阻抗等效代替全频段负载阻抗首先分析定交流电压控制模式下电流内环带宽对 WFMMC 阻抗特性的影响。区别于电压外环的稳压目标, 电流环对负载阻抗的影响不能只通过电压扰动的控制能力来分析, 可通过构建电流环闭环阻抗分量分析其影响。图 13 表示的 MMC 的定交流电压控制对应

的传递函数框图, 粉色部分对应电流环结构, 蓝色部分对应电压环控制路径。

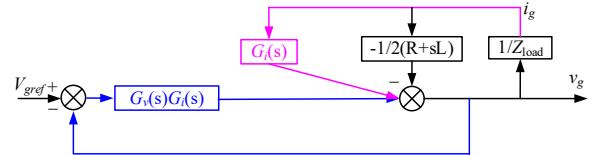


图 13 MMC 定交流电压控制传递函数框图

以 MMC 单相桥臂为例 MMC 的阻抗为:

$$Z_M = \frac{Z_{\Delta 1}(f_p) - Z_d(f_p)}{1 - G_v(f_p)} + Z_{Mi} \quad (14)$$

式中,  $Z_{Mi}$  表示电流环附加阻抗, 对应图 13 中红色线部分, 相当于在原 MMC 阻抗上串联一项附加阻抗。在后续分析中, 电流环附加的正负序阻抗分别定义为  $Z_{Mp1}$  和  $Z_{Mn1}$ , 而仅考虑电压环支路的 MMC 正负序阻抗则分别定义为  $Z_{Mp0}$  和  $Z_{Mn0}$ 。MMC 实际阻抗则对应图 13 蓝色线所示的部分。

以额定功率 100MW 的风电场为例, MMC 交流电环参数取值为  $0.01+2/s$ , 电压外环带宽为 8Hz, 将电流环带宽设置为 100Hz, 其他参数参照表 1 配置。

图 14 给出了电流环在带宽 100Hz 下 WFMMC 阻抗特性。对于正序阻抗, 当频率小于 1000Hz 时, 附加阻抗  $Z_{Mp1}$  的幅值显著超过  $Z_{Mp0}$ , 使得 MMC 阻抗  $Z_{Mp}$  主要受  $Z_{Mp1}$  支配, 导致整体阻抗幅值抬升, 并呈现感性特征。当频率超过 1000Hz 时, 随着电流环控制效果的减弱以及 MMC 桥臂电感阻抗的增大,  $Z_{Mp0}$  逐渐增大, 而  $Z_{Mp1}$  几乎不变。此时  $Z_{Mp}$  转为由  $Z_{Mp0}$  主导, 仍呈现感性特征。对于负序阻抗, 与正序阻抗类似, 但中低频段由  $Z_{Mp1}$  主导。在高频段由  $Z_{Mp0}$  主导。

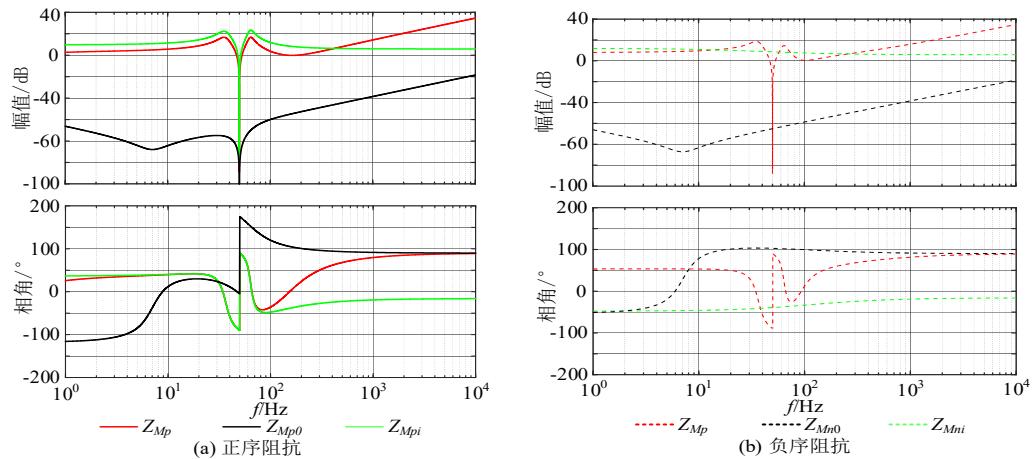


图 14 电流环在带宽 100Hz 下 MMC 阻抗特性

图 15 (a) 给出了交流电流环控制的带宽变化对 WFMMC 阻抗特性影响, 分别将电流环的带宽设置为 50Hz、75Hz、100Hz、150Hz, 相位裕度均为 81°, 在中低频段, 随着电流环的带宽增加, WFMMC 的谐振峰值逐渐降低但幅度较小且而相位变化不明显。同时, 电流环带宽会影响  $f < f_0$  以及  $f_0 < f < f_0 + f_i$  处的阻抗幅值。由于其对谐振峰值的影响有限, 电流环带宽对风电柔直系统的整体影响较小。这是由于电流环带宽的提升, 增强了控制器对高频谐波的响应速度, 能够更快速抑制由 MMC 子模块电容-电感网络引发的谐振。然而, 由于相位裕度保持不变, 控制器的阻尼特性并未显著改善, 因此谐振峰值的下降幅度有限。在中高频段, 随

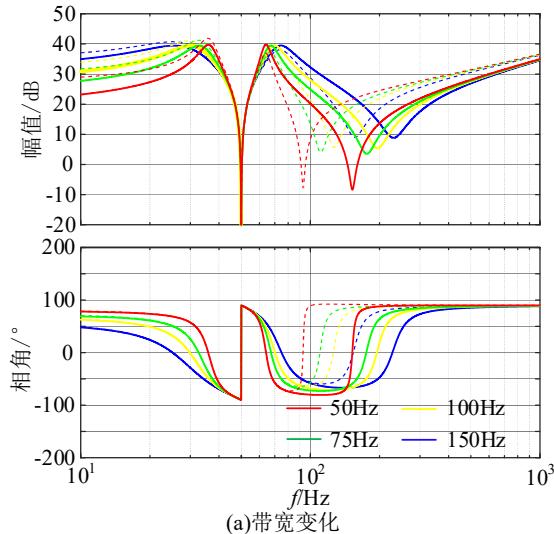


图 15 (a) 交流电流环控制对 WFMMC 阻抗特性影响

### 3 基于 GSC 的锁相环附加阻尼抑制策略

根据上述分析可知, 当 GSC 出力增大时, WFMMC 和 GSC 的阻抗会交截, 交截的频率在 40-60Hz, 风电柔直系统发生近工频振荡, 由上述对锁相环分析可知, GSC 的锁相环可影响  $f_0 - f_{pc} < f < f_0 + f_{pc}$  处的阻抗, 因此可对 GSC 的锁相环进行阻抗重塑, 可影响风电场近工频处的阻抗, 增加系统的稳定性。

基于电力系统稳定器 (PSS) 的工作原理, 在直驱风电机场 PLL 控制中引入附加阻尼控制回路。该控制策略通过以下具体实现方式有效抑制工频附近的正序振荡: 首先在 PLL 回路中引入二阶高通滤波器, 滤波器能够选择性衰减低频分量并滤除同步角频率中的直流分量, 同时保留工频附近的振荡特征分量; 随后将这些振荡分量与阻尼系数  $K_s$  进行乘积运算, 并经过严格的幅值限幅处理; 最终将处理后的振荡电压信号从并网

着带宽的增加, MMC 向下的尖峰, 逐渐抬高, 但对风电柔直系统的影响较小。因此调节 MMC 电流环的带宽对宽频振荡抑制作用较小。

保持电流环带宽 100Hz 不变, 将相位裕度设为 80°、100°、130°、160°。如图 15 (b) 所示, 电流环相位裕度对  $f < f_0 + f_i$  频段处的阻抗幅值产生影响, 尤其是基频附近。当电流环的相角裕度变大时, WFMMC 的谐振峰值降低, 有利于风电柔直系统的稳定。这是因为当相位裕度从 80°增至 160°时, 电流环在增益交越频率处的相位滞后减少, 系统阻尼比显著提高。这直接抑制了谐振峰值的能量积累, 使其幅值下降。

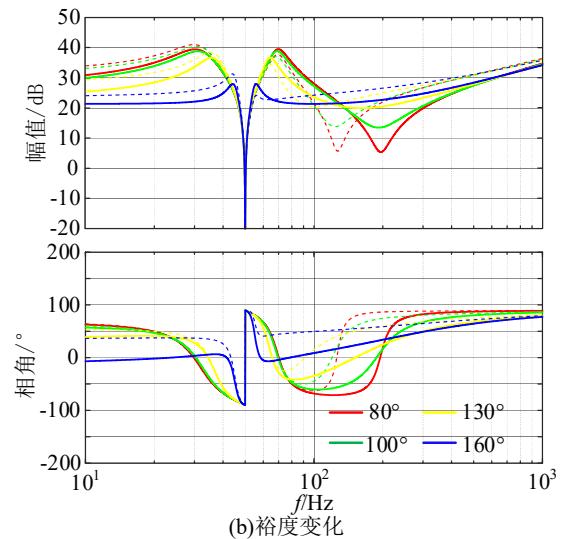


图 15 (b) 交流电流环控制对 WFMMC 阻抗特性影响

点  $q$  轴电压参考值中予以扣除, 从而实现对系统振荡的有效阻尼控制。图 16 给出了附加阻尼抑制策略的 PLL 控制结构, 图中的红色部分表示附加的振荡抑制环路, 其他部分为常规的 SRF 锁相环。其中  $\xi$  是阻尼比,  $s$  为拉普拉斯算子,  $\omega_n$  为滤波器的自然频率。

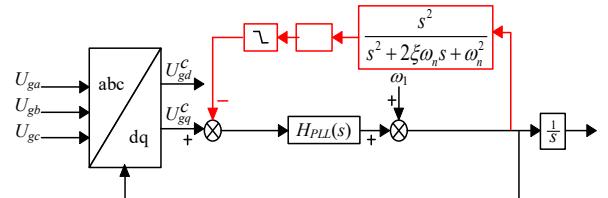


图 16 附加阻尼抑制策略的 PLL 结构图

当采用改进 PLL 结构时, 式 (4) 可表示为:

$$\Delta\theta_{imp} = (\Delta\theta_{gq}^c - K_s s \Delta\theta_{imp} \frac{s^2}{s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2}) \frac{H_{PLL}(s)}{s} \quad (15)$$

将式 (15) 代入式 (3), 可得

$$\Delta\theta_{imp} = \Delta u_{eq}^c \frac{H_{PLL}(s)}{(1+K_s H_{PLL}(s) \frac{s^2}{s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2})s} \quad (16)$$

将式 (16) 代入式 (5) 即可得到引入振荡抑制措施后的阻抗模型。

$$T_{PLLimp}(s) = \frac{\Delta\theta_{imp}}{\Delta u_{eq}^s} = \frac{H_{PLL}(s)}{(1+K_s H_{PLL}(s) \frac{s^2}{s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2})s + U_{gd}^s H_{PLL}(s)} \quad (17)$$

所提附加阻尼抑制策略包含三项设计参数: 高通滤波器的阻尼比  $\xi$  与自然频率  $\omega_n$ 、阻尼系数  $K_s$  和限幅值。

通过上文可知锁相环可影响  $f_0-f_{pc} < f < f_0+f_{pc}$  处的阻抗, 在同步旋转  $dq$  坐标系中, 这些分量表现为低频信号。高通滤波器可通过设置截止频率  $f_c = \omega_n/2\pi$  来有效滤除直流分量, 其中  $\omega_n$  需满足  $\omega_n \geq 2\pi f_{cmin}$ ,  $f_{cmin}$  表示系统要求的最低截止频率。根据电力系统的标准, 低频振荡的界定为 0.1Hz 至 2.5Hz<sup>[32-33]</sup>。因此, 为确保滤除直流分量且保留低频信息, 可将截止频率设置为  $f_c \leq 0.1\text{Hz}$ , 对应自然频率  $\omega_n \geq 0.2\pi$ 。阻尼比  $\xi$  决定了滤波器的带宽和过渡带宽度。通常选择临界阻尼  $\xi = 0.707$  以获得较为平稳的频率响应。临界阻尼提供了一个平衡, 既避免了振荡, 也保持了快速响应。

接下来对  $K_s$  进行参数设计, 由于  $U_{eq}^s$  和同步角频率之间的关系通过锁相环的 PI 控制环节来决定:

$$\Delta\omega = \Delta u_{eq}^c H_{PLL}(s) \quad (18)$$

为了确保抵消振荡的电压不超过  $U_{eq}^s$  本身, 可通过

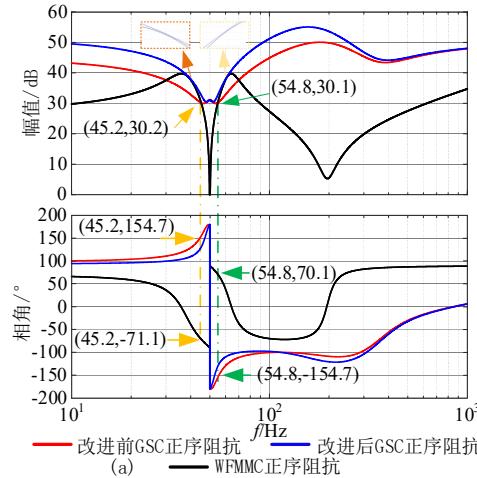


图 17 采用 PLL 附加阻尼抑制后系统阻抗特性及波形

锁相环 PI 环节在工频时的幅值倒数来确定  $K_s$  的上限, 如式 (19) 所示。其中,  $k$  是裕度系数, 取值范围为 1.1 到 1.2。

$$K_{smax} = \frac{k}{\sqrt{K_{ppll}^2 + \frac{K_{ipll}^2}{\omega_0^2}}} \quad (19)$$

#### 4 仿真验证与分析

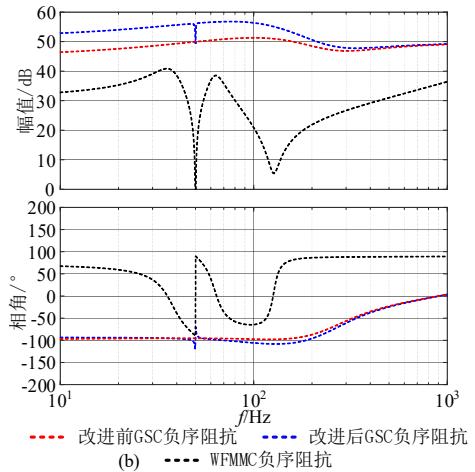
##### 4.1 近工频震荡抑制效果验证

由于 PLL 可以影响  $f_0-f_{pc} < f < f_0+f_{pc}$  处的阻抗, 易产生负阻尼效应, 从而诱发低频振荡。因此, 基于 PLL 的附加阻尼控制策略可有效改善该频段的阻尼特性, 抑制风电柔直系统中的近工频振荡, 相关控制参数见表 2。

表 2 风电柔直系统控制参数

	带宽/Hz	相角裕度/°	比例系数	微分系数
GSC 锁相环	20	110	0.22	39
GSC 电流环	250	70	6e-5	3.37e-3
WFMMC 电压环	30	92	1e-3	2
WFMMC 电流环	75	80	3.21e-5	0.16

将风机的出力设置为 0.8pu。PLL 改进前后的正序阻抗特性如: 图 17 (a) 所示, 红色实线表示 PLL 改进前的正序阻抗, 黑色实线表示 WFMMC 的正序阻抗, 两者在 45.2Hz、54.8Hz 处交截, 且交截处的相角差大于 180°, 表明系统发生了近工频正序振荡。引入 PLL 附加阻后, GSC 的正序阻抗整体上升, 两者不会交截, 风电柔直系统恢复稳定。图 17 (b) 给出了 PLL 改进前后的负序阻抗特性, 仿真表明引入 PLL 附加阻尼后, GSC 的负序阻抗在中低频也处于上升趋势, 有助于提高系统的负序稳定性。



接下来对风电柔直系统进行仿真实验。如图 18 所示, 系统在初始 1 秒内采用未优化的 PLL 控制, 1 秒时投入 PLL 附加阻尼。从图中可看出, 在 1 秒前风电柔直并网点电压波形出现明显的振荡, 电流波形也出现畸变, 而在 1 秒时引入附加阻尼后, 系统振荡在约 0.1 秒内被有效抑制。仿真结果表明该控制策略能够有效改善系统的稳定性, 验证了其在实际应用中的可行性。

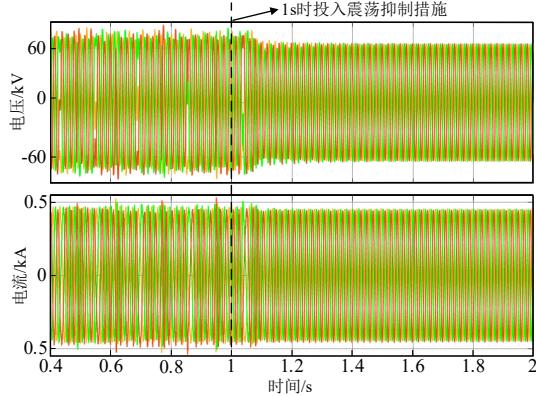


图 18 采用 PLL 附加阻尼抑制前后并网点电压电流波形

#### 4.2 所提方法对系统动态性能的影响分析

上述附加阻尼控制的核心在于引入图 19 所示的二阶高通滤波器。该滤波器能有效抑制 0.1Hz 以下低频分量, 即工频 50Hz 附近约  $\pm 0.1\text{Hz}$  范围内的干扰。同时, 滤波器参数变化对通频段, 特别是高于 0.1Hz 频段的幅频特性影响较小。因此, 该方法对锁相环在近工频段的控制性能影响较低。

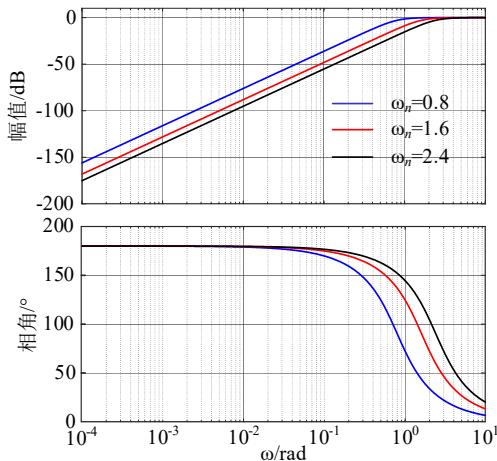


图 19 二阶高通滤波器 Bode 图

#### 5 总结

随着海上风电向远海化、集群化、规模化发展, MMC-HVDC 以其无需额外配置无功补偿装置、输出谐波含量低、有功和无功功率可解耦独立控制等突出优

势, 在深远海风电输送中应用日益广泛。然而, 风电柔直系统间的耦合效应引发的稳定性问题正成为研究焦点。本文围绕风电柔直系统并网点处的振荡问题展开研究, 主要结论如下:

1) 在风电场侧, 分析发现 PLL 带宽主要影响频段  $f_0-f_{pc} < f < f_0+f_{pc}$  内的阻抗, 对其他频段影响较小, 且较小的 PLL 的相角裕度会降低风电场的阻抗幅值; GSC 的带宽主要影响  $f_0+f_{pc} < f < f_0+f_{gi}$  频段内的阻抗特性, 减小 GSC 的相角裕度会降低谐振峰的幅值, 加剧风电柔直系统的不稳定性。

2) 通过阻抗稳定性分析法和所建立的模型, 分析发现 MMC 电压环带宽主要影响  $f_0 < f_i$  处频段的阻抗特性, 过小的电压环带宽会抬高其在近工频处的阻抗幅值, 且过小的相角裕度会抬高 MMC 宽频阻抗幅值; 通过分析可知在小于 1000Hz 时, MMC 阻抗主要由电流环附加阻抗决定, 在高于 1000Hz 时, MMC 阻抗主要由电压环支路的阻抗决定。MMC 电流环带宽会影响中高频段的幅频特性, 但对中低频段产生的影响较小, 而电流环裕度对  $f < f_0+f_i$  频段处的阻抗幅值产生影响, 且较小的相角裕度会抬高 MMC 阻抗在近工频处的幅值。

3) 针对 PLL 主导影响频段  $f_0-f_{pc} < f < f_0+f_{pc}$  的阻抗特性, 本文提出一种 PLL 附加阻尼控制策略, 通过在 PLL 上引入二阶高通滤波器并滤波系数, 可有效抑制近工频的正序振荡。

#### 参考文献

- [1] 晁晨栩, 郑晓冬, 叶海, 等. 针对海上风电场汇集线路单相接地故障的柔直侧新型距离保护方案[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44 (15): 5899-5908.
- [2] 李梓丘, 乔颖, 鲁宗相. 海上风电-氢能系统运行模式分析及配置优化[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(08):104-112.
- [3] 葛俊, 贺之渊, 杨杰, 等. 先进输电技术的发展与趋势 [J]. 新型电力系统, 2023, 1(02):132-144.
- [4] 谢小荣, 贺静波, 毛航银, 等. “双高”电力系统稳定性的新问题及分类探讨[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(2): 461-475.
- [5] Saad H, Fillion Y, Deschanvres S, et al. On Resonances and Harmonics in HVDC-MMC Station Connected to AC Grid[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2017, 32(3): 1565-1573.
- [6] 吴俊, 方芳, 赵晓明, 等. 柔性直流输电舟洋换流器无源 HVDC 启动试验中典型故障分析[J]. 浙江电力, 2016,

35(1): 6-9.

[7] 高本锋, 刘培鑫, 刘王锋, 等. 直驱风电场并网对火电机组次同步谐振影响 [J]. 电工技术学报, 2024, 39 (11): 3308-3322.

[8] 华文, 王龙飞, 周正阳, 等. 含异步电动机负荷的 MMC-HVDC 供电系统小干扰电压稳定性分析 [J]. 太阳能学报, 2023, 44(10): 28-37.

[9] Federico M. Advances in Power System Modeling, Control and Stability Analysis[M]. The Institution of Engineering and Technology, 2016: 377.

[10] 潘荣才. 海上风电柔性直流送出系统主动支撑控制方法研究[D]. 中国电力科学研究院, 2024.

[11] 郭春义, 殷子寒, 赵成勇. MMC-HVDC 系统在整流和逆变工作模式下的小干扰稳定性对比研究 [J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(24): 7349-7358+7461.

[12] 陈新, 王赟程, 龚春英, 等. 采用阻抗分析方法的并网逆变器稳定性研究综述 [J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(7): 2082-2094.

[13] Roinila T, Vilkko M, Sun J. Broadband methods for online grid impedance measurement[C]. IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, Denver, America, 2013.

[14] Roinila T, Vilkko M, Sun J. Online grid impedance measurement using discrete-interval binary sequence injection[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2014, 2(4): 985-993.

[15] 李冠群. 风电经柔直并网系统高频振荡与暂态稳定性研究[D]. 山东大学, 2023.

[16] 管敏渊, 徐政. 向无源网络供电的 MMC 型直流输电系统建模与控制 [J]. 电工技术学报, 2013, 28(02): 255-263.

[17] Du C, Bollen M, Agneholm E, et al. A new control strategy of a VSC-HVDC system for high-quality supply of industrial plants[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2007, 22(4): 2386-2394.

[18] 吕敬, 蔡旭. 基于谐波线性化的模块化多电平换流器阻抗建模[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(4): 136-142.

[19] Beza M, Bongiorno M, Stamatou G. Analytical derivation of the AC-side input admittance of a modular multilevel converter with open- and closed-loop control strategies[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(1): 248-256.

[20] 年珩, 朱茂玮, 徐韵扬, 等. 双闭环定交流电压控制下 MMC 换流站阻抗建模及稳定性分析 [J]. 电力系统自动化, 2020, 44(04): 81-90.

[21] Sun J, Liu H. Impedance modeling and analysis of modular multilevel converters[C]. IEEE 17th Workshop on Control and Modeling for Power Electronics (COMPEL), Trondheim, Norway, 2016.

[22] 郭贤珊, 刘泽洪, 李云丰, 等. 柔性直流输电系统高频振荡特性分析及抑制策略研究 [J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(01): 19-29+370.

[23] Zou Changyue, Rao Hong, Xu Shukai, et al. Analysis of resonance between a VSC-HVDC converter and the AC grid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018, 33(12): 10157-11016.

[24] 韦超, 林磊, 朱建行, 等. 基于锁相优化的 MMC 高频振荡抑制方案研究 [J]. 高电压技术, 2022, 48(07): 2805-2816.

[25] 吕敬, 蔡旭. 提高风场柔直并网系统稳定性的控制器参数优化设计 [J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(02): 431-443+674.

[26] Ji K, Tang G, Yang J, et al. Harmonic stability analysis of MMC-Based DC system using DC impedance model[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2019.

[27] 刘瑜超. 基于模块化多电平换流器的直流输电系统控制策略研究[D]. 哈尔滨工业大学, 2017.

[28] 郭贤珊, 刘泽洪, 李云丰, 等. 柔性直流输电系统高频振荡特性分析及抑制策略研究 [J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(01): 19-29+370.

[29] 伍文华, 周乐明, 陈燕东, 等. 序阻抗视角下虚拟同步发电机与传统并网逆变器的稳定性对比分析 [J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(05): 1411-1421.

[30] 苑宾, 许建中, 赵成勇, 等. 利用虚拟电阻提高接入弱交流电网的 MMC 小信号稳定性控制方法 [J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(15): 3794-3802.

[31] 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.

[32] 马燕峰, 赵书强. 用改进的 Hilbert-Huang 变换辨识电力系统低频振荡 [J]. 高电压技术, 2012, 38(6): 1492-1499.

[33] 董航, 刘涤尘, 邹江峰. 基于 Prony 算法的电力系统低频振荡分析 [J]. 高电压技术, 2006, 32(6): 97-100.

**版权声明:** ©2025 作者与开放获取期刊研究中心(OAJRC)所有。本文章按照知识共享署名许可条款发表。  
<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>



OPEN ACCESS