

面向 VSG 暂态性能优化的二自由度阻尼复合控制方法

郭嘉盛¹, 宋晓威¹, 彭乐祺¹, 邓才波², 熊永康^{1,2}

(1. 南昌大学信息工程学院, 江西 南昌 330036; 2. 国网江西省电力有限公司电力科学研究院, 江西 南昌 330096)

摘要: 虚拟同步发电机(virtual synchronous generator, VSG)控制策略在含有高比例电力电子设备的现代电力系统中得到了广泛关注与应用。但由于 VSG 并网运行时阻尼因子与下垂系数相互耦合, 使其有功功率的稳态误差与电网频率扰动下的暂态振荡难以同步控制。为此, 文中提出了一种电磁功率反馈复合功角前馈暂态阻尼控制策略, 在消除固定阻尼造成的稳态功率偏差的同时, 能够改善功率暂态响应性能。探究了固定阻尼下功率稳态偏差的产生原因, 提出了一种前馈/反馈复合型 VSG 暂态阻尼控制策略, 该策略结合了前馈策略与反馈策略的特点, 使系统的暂态响应更加灵活可调; 然后, 对功角前馈系数和电磁功率反馈系数进行了参数设计; 最后, 依托仿真与实验平台开展测试, 验证了所提策略的有效性。

关键词: 虚拟同步发电机; 复合控制; 暂稳态特性; 暂态阻尼

中图分类号: TM 712 **文献标志码:** B **文章编号:** 1006-348X(2026)03-0088-07

0 引言

随着中国“双碳”目标的提出和实施^[1], 电力系统由传统机电暂态主导型向电力电子化方向演进, 在一定程度上引发惯性和阻尼支撑的缺失^[2-4], 电力系统的安全稳定运行面临新的挑战。为此, 虚拟同步发电机(virtual synchronous generator, VSG)技术应运而生^[5]。依靠重构传统电机的转子运动学方程, VSG 得以向电网提供惯性支撑^[6-7]。然而, VSG 在受到扰动时, 输出功率存在暂态振荡和稳态误差的问题, 容易造成电力电子换流器设备损坏, 严重时将对电网的稳定运行造成危害^[8-10]。因此, 迫切需要对 VSG 的控制策略进行研究, 以抑制输出功率的暂态振荡和稳态误差。

由功率和频率的暂态过程可知, 惯量影响系统频率变化率, 阻尼能有效抑制功率振荡。对此, 国内外研究学者主要从以下两个方面开展研究: 一方面是利用 VSG 参数灵活可调的优势, 提出满足需求的自适应惯量与阻尼控制方法^[11-12]; 另一方面是通过改进算法结构的等效阻尼方法^[13-16]。文献[11]根据角速度偏

差及变化趋势切换双重惯量, 以改善暂态响应, 但对系统抗扰动能力考虑不足; 文献[12]利用功率失配量驱动惯量动态调节, 能够抑制工况突发时的功率振荡, 却忽略了阻尼系数的协同优化。

尽管参数灵活可调的 VSG 能改善暂态响应, 但微网负荷波动仍易打破其动态平衡。在频率跌落时, 调频与阻尼系数的耦合会加剧稳态功率偏差, 进而诱发逆变器过流及功率振荡超调。因此, 当前许多学者尝试通过改进控制算法结构的等效阻尼法来进一步优化 VSG 的暂态性能^[13-16], 现有的等效阻尼技术可归结为前馈与反馈两大类。前馈控制方面, 文献[13]利用有功前馈消除了阶跃工况的稳态偏差, 却无法抑制频率扰动引发的振荡; 文献[14]则通过频差相位前馈, 兼顾了响应速率与振荡抑制。反馈控制方面, 文献[15]在有功环中叠加暂态功率补偿, 缓解了并联系统负荷突变时的功率波动; 文献[16]基于状态反馈引入高频状态量(角频率与电磁功率), 提升了系统抑制暂态振荡的阻尼水平。

两种策略在动态性能上存在一定的折中关系: 前馈方案虽提升了动态响应速率, 但在参数设计不当时可能因阻尼及微分效应的耦合导致较大的功率波动; 反之,

收稿日期: 2026-03-10

基金项目: 国家自然科学基金项目(52267016); 江西省自然科学基金青年基金项目(20242BAB20051); 江西省自然科学基金面上项目(20252BAC240026); 江西省研究生创新专项资金(YC2025-S361)。

作者简介: 郭嘉盛(2001), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力电子化系统。

反馈环节虽可抑制功率振荡,却往往需要牺牲一定的响应速度,以适应二阶系统固有的迟缓特性。为此,文中提出一种前馈/反馈复合型VSG暂态阻尼控制策略,该策略可根据实际需求,实现二自由度调节,通过调整功角前馈系数与电磁功率系数的占比来获得期望的暂态响应。首先,对电网频率波动工况下的功率稳态偏差进行了分析;其次,对比分析了前馈型与反馈型暂态阻尼特性,提出了一种复合控制策略;最后,依托仿真与实验平台开展测试,验证了所提策略的有效性。

1 电网频率波动工况下的功率稳态偏差分析

图1为VSG的总体控制拓扑。硬件电路由直流母线电压 U_{dc} 、滤波器(电感 L_s 、电容 C_f)及线路阻抗 L_g 构成。控制回路中, P_{ref}/Q_{ref} 与 P_e/Q_e 分别对应功率的给定参考值与实际输出值;系统通过采集三相逆变电流 i_a 、 i_b 、 i_c 、并网点电压 U_{pcc} 以及电网电压 U_g 形成反馈; ω_n 和 U_n 则作为控制算法的额定角频率与电压基准。

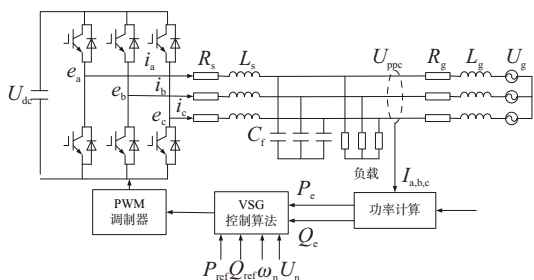


图1 VSG系统结构图

VSG的机械方程可描述为:

$$T_j = T_m - T_e - T_D \quad (1)$$

式中: T_j 项对应于系统因转动惯量而具备的惯性转矩; T_m 项对应于原动机产生的机械转矩; T_e 项对应于气隙磁场作用产生的电磁转矩; T_D 项对应于系统阻尼效应转矩。依据转矩动态平衡原理,推导可得到VSG的摇摆方程:

$$\begin{cases} J \frac{d\Delta\omega}{dt} = T_m - T_e - D\Delta\omega = \frac{P_m}{\omega} - \frac{P_e}{\omega} - D\Delta\omega \\ \Delta\omega = \omega - \omega_n = \frac{d\theta}{dt} - \omega_n \end{cases} \quad (2)$$

式中: J 对应于等效转动惯量系数; P_m 项对应于原动机轴端输入的机械功率; P_e 项对应于发电机输出电磁功率; ω 对应于转子角频率, ω_n 项对应于系统额定同步角频率, $\Delta\omega$ 项对应于角频率偏差量; D 对应于机械阻尼特性系数。

应用终值定理,在电网稳态频偏工况下,VSG输出电磁功率稳态功率误差 ΔP_{e0} 和输出功率偏差传递函数 $G_{\omega,p}$ 可推导为:

$$\Delta P_{e0} = \lim_{s \rightarrow 0} G_{\omega,p} \Delta\omega_g = -(K_p + D\omega_0)\Delta\omega_g \quad (3)$$

$$G_{\omega,p} = \frac{-(J\omega_0 s + K_p + D\omega_0)}{J\omega_0 s^2 + (D\omega_0 + K_p)s + K} \quad (4)$$

式中: $\Delta\omega_g$ 为电网角频率偏差; ω_0 为系统额定角频率; K_p 为有功功率-频率下垂系数; K 为同步功率系数。

前文指出,提升阻尼系数 D 虽能强化对功率振荡的抑制,但其与一次调频环节的耦合效应不容忽视。若 D 取值过大,在遭遇电网稳态频率偏差时易引发调频功率越限及过流隐患,进而恶化调频性能。为量化评估该影响,文中在设定频率偏差为0.05 Hz且调频系数恒定为1 600的工况下,绘制了稳态功率误差随阻尼变化的关联曲线(见图2)。

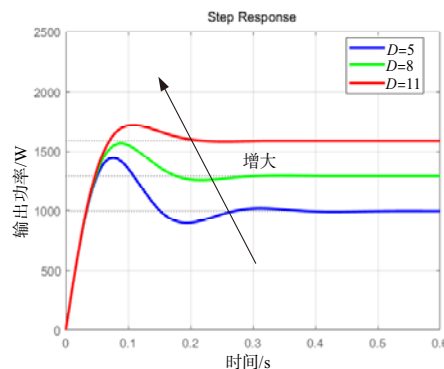


图2 D 变化下的稳态误差曲线

结合图2及式(3)可知,在阻尼系数取5的工况下,系统的稳态功率偏差计算如下:

$$\Delta P_{e0} = (1600 + 5 \times 100 \pi) \times 0.05 \times 2 \times \pi = 996 \text{ W} \quad (5)$$

以此类推,当阻尼参数分别增加至8和11时,稳态功率偏差扩大至1 292 W与1 588 W。该递增趋势易引发功率越限,进而威胁系统稳定。

由此可见,增大阻尼以抑制有功振荡、减小超调的同时,会导致有功稳态偏差过大,所以有功振荡抑制与稳态误差需要协调控制。

2 前馈型与反馈型暂态阻尼策略

2.1 功角前馈暂态阻尼策略

针对有功调度与频率扰动激发的功率振荡及稳态误差,文献[17]提出了功角前馈阻尼机制(见图3)。该方案以增益 k_w 将频率偏差信号直接补偿至功角环节;当

面临功率失衡时,可以加速功角调节并注入等效阻尼,在提升动态响应速率的同时避免了频率过冲风险。

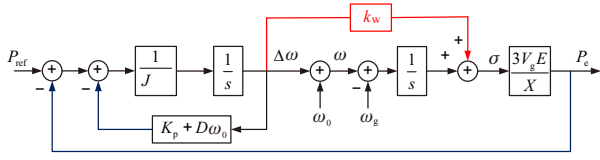


图3 基于功角前馈的暂态阻尼策略

图3中, V_g 为电网电压; E 为逆变器输出侧电压; X 为等效电抗。功角前馈控制虽能提高暂态性能,却会引入阻尼与微分项的耦合。在此机制下,当前馈增益设计不合理时,会放大微分响应,进而加剧系统振荡,不利于阻尼控制目标的实现。

2.2 电磁功率反馈暂态阻尼策略

为解决阻尼因子与下垂系数强耦合造成的稳态误差与抗振性能难以协调的问题,文献[18]提出了如图4所示的基于比例微分(PD)的暂态阻尼优化方案,旨在抑制系统动态切换时的功率波动。

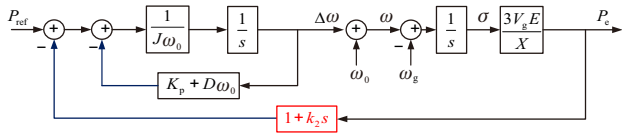


图4 基于PD控制器的改进暂态阻尼策略

PD阻尼方案实质上等同于采用电磁功率对角频率进行比例补偿,故可将“ $1+k_2s$ ”等效定义为电磁功率反馈系数“ k_e ”,将此方案定义为电磁功率反馈暂态阻尼策略,其等效控制逻辑如图5所示。

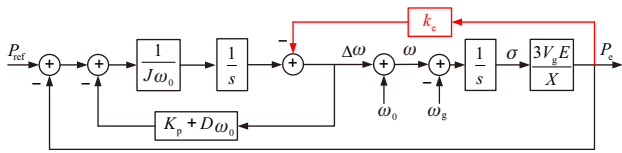


图5 电磁功率反馈暂态阻尼策略

传统固定阻尼系数会与一次调频系数产生耦合效应,进而导致电网频率偏差下的稳态功率偏移。为此,可将固定阻尼系数置“零”以规避该问题。但该暂态阻尼方案会在频率传递函数中引入额外的微分项,易使系统频率响应出现超调与振荡现象。因此,参数 k_e 的整定需在功率振荡抑制效果与频率调节性能之间进行综合权衡。

3 前馈-反馈复合型暂态阻尼策略

3.1 复合暂态阻尼策略

尽管前述的电磁功率反馈法重构了等效阻尼并

减小了暂态超调,但仍受限于二阶系统的动态迟缓特性。鉴于此,文中提出一种基于图6的复合型补偿架构,即在反馈回路中引入功角前馈路径。这种二自由度控制策略提高了系统调节的灵活性,允许根据工程需求按比例配置两类阻尼参数,从而实现动态响应的协同调节。

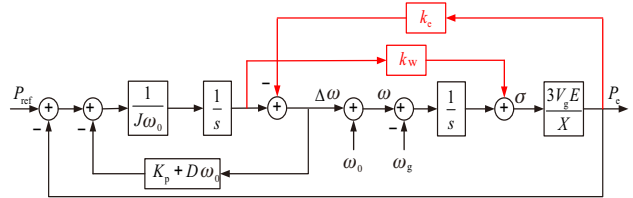


图6 复合型暂态阻尼策略

优化后的VSG有功环传递函数可表示为:

$$P_c = \frac{K(1+k_w s)}{J\omega_0 s^2 + [K_p + K(k_e J\omega_0 + k_w)]s + K} P_{ref} + \frac{-K(J\omega_0 s + k_p)}{J\omega_0 s^2 + [K_p + K(k_e J\omega_0 + k_w)]s + K} (\omega_0 - \omega_g) \quad (6)$$

$$\begin{cases} G_{pp2} = \frac{K(1+k_w s)}{J\omega_0 s^2 + [K_p + K(k_e J\omega_0 + k_w)]s + K} \\ G_{op2} = \frac{-K(J\omega_0 s + K_p)}{J\omega_0 s^2 + [K_p + K(k_e J\omega_0 + k_w)]s + K} \end{cases} \quad (7)$$

根据式(7),该复合阻尼机制下的稳态功率误差为:

$$\Delta P_{e1} = \lim_{s \rightarrow 0} G_{op2} \Delta \omega_g = -K_p \Delta \omega_g \quad (8)$$

剖析该复合策略的特征方程可知,其一次阻尼项由电磁功率反馈系数 k_e 与功角前馈系数 k_w 联合决定。

在功率阶跃工况下,传递函数分子新增的零点(微分效应)虽然提升了动态跟踪速率,却也增加了超调风险。鉴于该零点仅受控于 k_w ,通过合理配置 k_e 即可在一定程度上抑制超调,进而兼具响应速度与稳定性。

此外,在电网频率偏移工况下, k_w 提供的独立阻尼能够抑制 k_e 微分作用导致的频率振荡。由此可见,相较于单一的前馈或反馈机制,该复合控制架构具有更高的功率调节灵活性。

3.2 复合暂态阻尼策略的参数设计

1) k_w 对系统的影响

为明确 k_w 对暂态功率的调节作用,在令 $k_e=0$ 的前提下,绘制了不同 k_w 参数下系统零极点的偏移情况(见图7)。

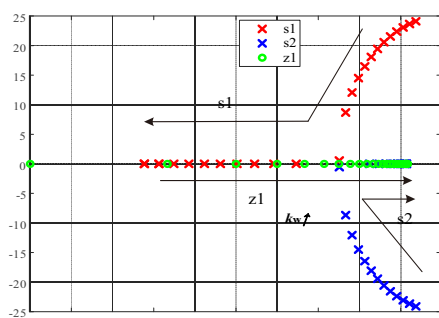


图7 k_w 变化时的有功环零极点分布图

观察图7可知,当 k_w 处于低位区间时,零点远离虚轴,系统的暂态性能主要受控于共轭极点s1和s2。若进一步放大 k_w ,系统阻尼比随之增大,两极点在实轴交汇后分离;其中s2向虚轴靠拢并成为主导极点,导致系统收敛变缓、调节时间延长。此外,零点z1同步向右(虚轴方向)的运动,易诱发响应初期的动态超调或振荡。

图8展示了 k_w 处于[0.01, 0.09]区间时的伯德图。频率响应特性表明, k_w 增大能提高阻尼并抑制谐振峰,进而减弱动态振荡;同时,该前馈零点拓宽了有功闭环带宽,使暂态跟踪更为迅速。然而,难以彻底消除的微小谐振尖峰仍会引发初始阶段的超调,此现象与前文的零极点演变规律一致。

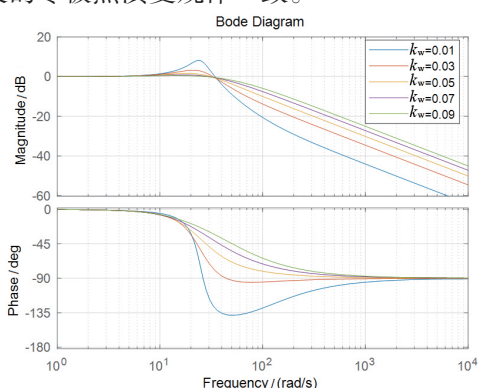


图8 k_w 变化时的有功伯德图

2) k_c 对系统的影响

为明确 k_c 对暂态功率的调节作用,在令 $k_w=0$ 的前提下,绘制了不同 k_c 参数下系统零极点的偏移情况(见图9)。依据式(7),当满足 $k_c = k_w/J\omega_0$ 时, $k_w K$ 与 $k_c J\omega_0 K$ 所构筑的等效阻尼完全一致,此时极点的运动轨迹与图7如出一辙。由于后续随 k_c 递增的极点运动规律与前文相似,此处省略赘述。尽管该策略不产生附加零点且能等效固定阻尼,但 k_w 的缺失也失去了前馈微分的加速作用。若 k_c 整定过大,将延长系统进入稳态的时间。由此可见,在抑制超调与提升系统响应速度之间存在一定的设计折中。

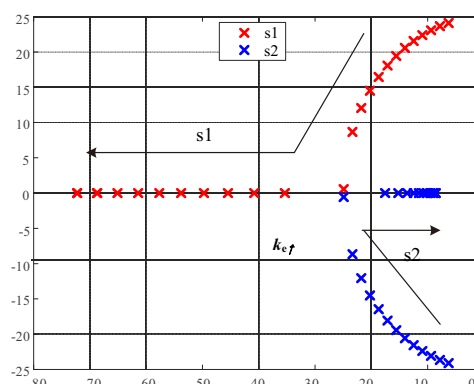


图9 k_c 变化时的有功环零极点分布图

为探究 k_c 的频域特性,绘制了其在 $[0.01/J\omega_0, 0.09/J\omega_0]$ 区间内的伯德图(见图10)。频域响应曲线表明: k_c 的增加能够削弱谐振峰并降低阶跃超调,但同时会导致闭环带宽收缩及动态响应迟滞。因此, k_c 的整定需要在抑制超调与保证系统的快速动态响应之间进行折中权衡。

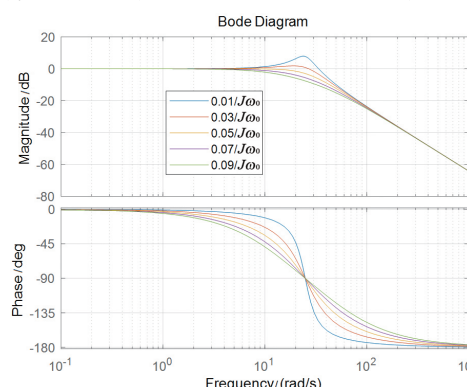


图10 k_c 变化时的有功环伯德图

3) k_c 与 k_w 复合时对系统的影响

为确定 k_c 与 k_w 参数具体所选取的值与占比,绘制 k_c 从0增大到0.075,即 k_c 同步从 $0.075/J\omega_0$ 减小到0时,可得复合型暂态阻尼VSG的有功伯德图,如图11所示。

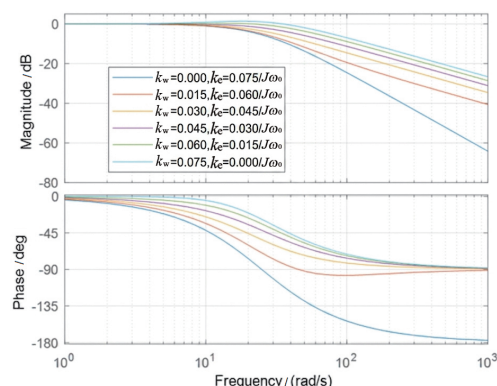


图11 复合型暂态阻尼VSG在 k_w 与 k_c 同步变化下的伯德图

由图11分析可知,系统幅频特性曲线无谐振峰,这表明该控制策略有效抑制了有功功率振荡,但同时

会造成系统带宽收窄,导致动态响应迟滞。此外,随着 k_w 的逐渐增大及 k_e 的相应减小,受 k_w 引入的微分环节作用,系统相频特性最终趋于 -90° ,此时系统带宽增加,动态响应速度显著提升。

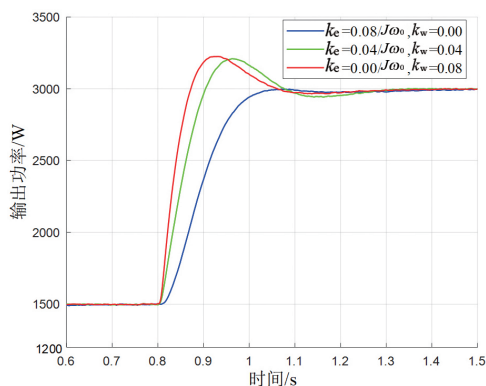
因此,当 k_w 和 k_e 选取在合理的范围内时,文中所提的前馈/反馈复合等效阻尼策略可以在反馈等效阻尼控制策略超调量较小的基础上,一定程度上加快响应速度,使系统的动态响应更加灵活可调。

4 仿真及实验分析

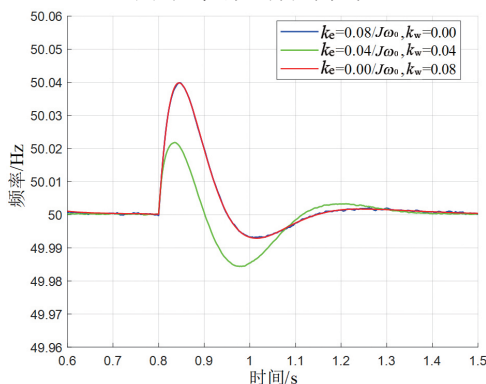
4.1 仿真分析

为验证第3章理论分析的正确性,在Simulink仿真软件中搭建了暂态阻尼控制策略的单机VSG模型,并构建了两种工况,分别为:0.8 s时系统功率指令值由1 500 W跳变至3 000 W和0.8 s时电网频率下降0.05 Hz。

图12给出了参考阶跃工况下,系统采用复合型暂态阻尼控制的功率与频率动态波形。由图可知,若增大功角前馈系数(即相应减小电磁功率反馈系数),系统的功率跟踪轨迹会由迟缓且无超调的平稳状态,逐渐演变为响应迅速但伴有超调和振荡的状态。



(a) 功率响应特性曲线

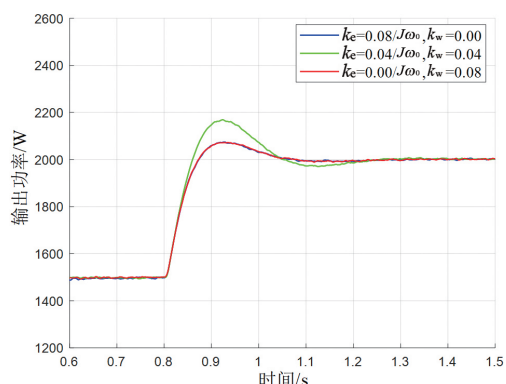


(b) 频率响应特性曲线

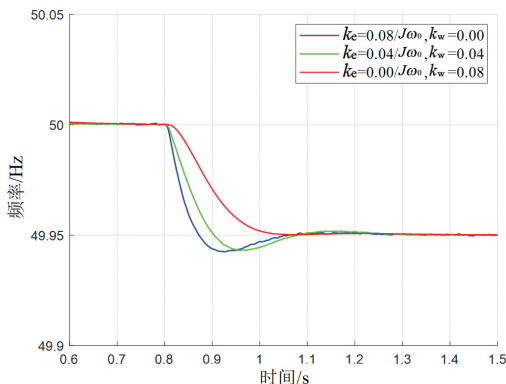
图12 参考功率跃变下的功率与频率响应曲线

图13给出了系统在遭遇电网频率跌落时的功率与

频率动态响应波形。观察该图可知:就功率动态特征而言,若仅施加单一暂态阻尼控制,系统的输出轨迹基本重叠;而当前馈与反馈共同作用时,由电磁功率反馈与功角前馈构成的复合调节回路会引起功率产生的一定的超调和振荡。在频率响应层面,提高电磁功率反馈系数能够显著增强微分调节效应,进而加快频率追踪速率,但也会产生频率的超调与振荡现象。因此根据实际指标需求灵活配置前馈与反馈系数,能够得到期望的暂态响应。



(a) 功率响应特性曲线



(b) 频率响应特性曲线

图13 频率跌落的功率与频率响应曲线

4.2 实验分析

实验硬件平台主要是基于RTU-BOX 201控制器搭建的单机VSG控制系统(见图14),由LC滤波器、电压电流传感器、三相逆变器、RTBOX 201控制器、示波器、可编程交流源、可编程直流源、负载以及上位机组成。

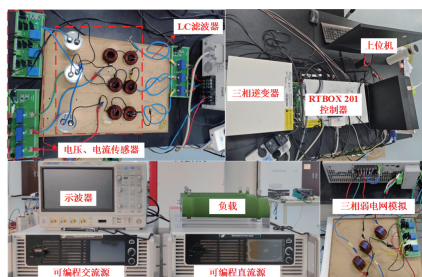
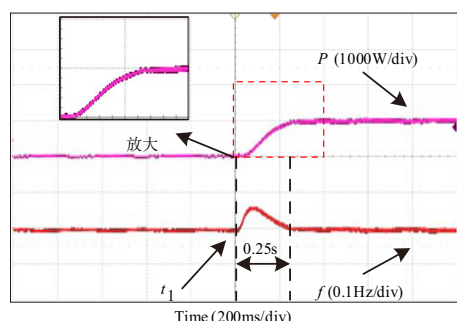


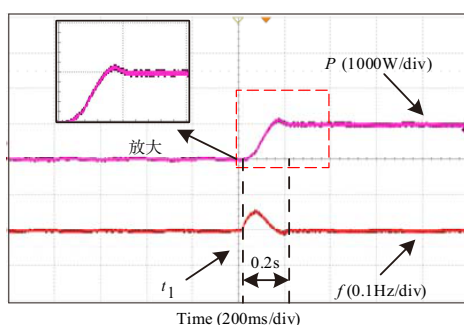
图14 单机VSG实验平台

为检验所提复合控制策略的实际表现,本节设置了两类典型工况:1) t_1 时刻功率参考指令由1 000 W切换至2 000 W;2) t_1 时刻电网频率跌落0.05 Hz。

各工况的实测波形见图15。在功率阶跃测试中,得益于功角前馈支路提供的微分先导作用,复合策略的动态响应快于单一的电磁功率反馈策略,调节时间有所缩短。然而,该前馈增益的叠加也会引起一定的暂态超调。



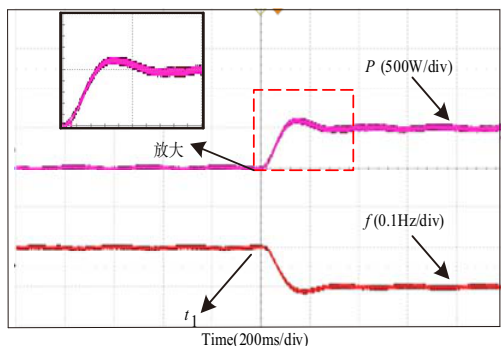
(a) 电磁功率反馈暂态阻尼策略



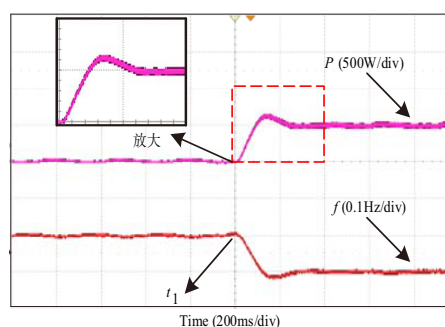
(b) 复合型暂态阻尼策略

图15 参考功率跃变下的功率、频率波形图

图16给出了频率跌落工况下的系统动态波形。观测可知,复合策略与纯反馈控制的稳态功率失配量均收敛于500 W附近(即一次调频动作量),未明显增大稳态误差。然而,受前馈系数与反馈系数耦合形成的闭环回路影响,复合方案的暂态超调量略高于电磁功率反馈控制,这与前文的理论与仿真分析一致。鉴于此,应根据实际工况需求,合理设计功角前馈与电磁功率反馈的参数占比。



(a) 电磁功率反馈暂态阻尼策略



(b) 复合型暂态阻尼策略

图16 频率跌落下的功率、频率波形图

5 结语

针对固定阻尼易导致功率稳态偏差的问题,文中在对前馈与反馈型阻尼机制进行参数整定与对比的基础上,构建了一种融合电磁功率反馈与功角前馈的双通道等效阻尼策略。该策略具备二自由度调节特性,允许通过权衡两类增益占比来获得期望的动态响应。最终的仿真与硬件实验验证了上述复合控制方案的有效性,表明该方法具有一定的工程应用意义。

参考文献:

- [1] 秦世耀,齐琛,李少林,等.电压源型构网风电机组研究现状及展望[J].中国电机工程学报,2023,43(04):1314-1334.
- [2] 刘勃,陈中,周涛,等.面向新型电力系统的等效惯量评估、需求及优化研究综述与展望[J].高电压技术,2025,51(03):1251-1268.
- [3] 朱介北,罗贺予,俞露杰,等.新型电力系统惯量-频率“云-网-端”感知与控制技术展望[J].高电压技术,2024,50(07):3090-3104.
- [4] 李国庆,刘先超,辛业春,等.含高比例新能源的电力系统频率稳定研究综述[J].高电压技术,2024,50(03):1165-1181.
- [5] 潘子迅,杨晓峰,赵锐,等.不平衡电网下虚拟同步机的多模式协调策略[J].电工技术学报,2023,38(16):4274-4285.
- [6] Tong Wenxuan, Lu Zhengang, Chen Yanbo, et al. Enhancing modular gravity energy storage plants: a hybrid strategy for optimal unit capacity configuration[J]. Applied Energy, 2025, 378: 124774.
- [7] 赵冬梅,宋晨铭,冯向阳,等.100%新能源场景下考虑频率

稳定约束的源网荷储一体化系统储能优化配置[J]. 电工技术学报, 2025, 40(07): 2146-2161.

[8] 王伟, 周少泽, 黄萌, 等. 构网型技术: 演进历程、功能定位与应用展望[J]. 电力系统自动化, 2025, 49(01): 1-13.

[9] Xiong Xiaoling, Li Xinyue, Luo Bochen, et al. An additional damping torque method for low-frequency stability enhancement of virtual synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2024, 39(12): 15858-15869.

[10] Du W, Fu Q, Wang H F. Power system small-signal angular stability affected by virtual synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(04): 3209-3219.

[11] Alipoor J, Miura Y, Ise T. Power system stabilization using virtual synchronous generator with alternating moment of inertia[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2015, 3(02): 451-458.

[12] 于晶荣, 孙文, 于佳琪, 等. 基于惯性自适应的并网逆变器虚拟同步发电机控制[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(04): 137-144.

[13] Yu Y, Chaudhary S K, Tinajero G D A, et al. a reference-

feedforward-based damping method for virtual synchronous generator control[J]. IEEE Transactions on Power Electron, 2022, 37(07): 7566-7571.

[14] Yang M, Wang Y, Chen S, et al. Comparative studies on damping control strategies for virtual synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2023, 39(02): 859-873.

[15] Wang Z, Chen Y, Li X, et al. Active power oscillation suppression based on decentralized transient dam control for parallel virtual synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2023, 14(04): 2582-2592.

[16] 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.

[17] Li M, Yu P, Hu W, et al. Phase feedforward damping control method for virtual synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Power Electron, 2022, 37(08): 9790-9806.

[18] 苗长新, 赵文鹏, 刘家明, 等. 基于频率超前校正的 VSG 并联系统有功振荡抑制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(15): 24-35.

(上接第 69 页)

2) 线路高抗退运后, 线路发生三相永信性 N-1 故障和单相瞬时性 N-1 故障后近区 500 kV 最大母线电压最高不超过标称电压的 10%, 不存在暂态过电压问题。

3) 线路高抗退运后, 两侧开关无故障跳开后, 由于长线路空充, 末端会产生较高过电压, 且线路无高抗侧开关跳开的情况更为严重; 由于线路近区母线初始电压越高, 空充过电压越高。因此, 可通过控制线路近区厂站 500 kV 母线初始电压降低开关无故障跳开产生的空充电电压, 建议初始电压不超过 535 kV。

4) 配置线路高抗是抑制空充过高压的有效手段, 为防止单侧有高抗的线路产生空充过电压, 建议线路停电时先拉停线路高抗侧开关, 后拉停无高抗侧开关; 充电时, 先恢复无高抗侧开关, 后恢复线路高抗侧开关。

参考文献:

[1] 吴敬儒, 徐永禧. 我国特高压交流输电发展前景[J]. 电网技

术, 2005, 29(03): 1-4.

[2] 李志刚, 杨林, 项力恒, 等. 750 kV 输变电示范工程设计特点[J]. 中国电力, 2005, 12(38): 6-11.

[3] 解广润. 电力系统过电压[M]. 北京: 水利电力出版社, 1985.

[4] 毕天姝, 郑彬, 班连庚, 等. 特高压远距离高补偿度串补线路故障清除操作过电压特性及对策[J]. 电网技术, 2016, 40(07): 1943-1950.

[5] 姚兆民, 程艾生, 郭建伟. 500 kV 线路串补旁路隔离开关与线路高抗隔离开关的操作顺序分析[J]. 科技情报开发与经济, 2012, 22(08): 155-157.

[6] 侯有韬, 杨蕾, 向川, 等. 500 kV 输电线路高抗和串补对过电压影响分析[J]. 云南电力技术, 2020, 48(01): 35-38.

[7] 徐铭, 吴桂媛, 徐旭, 等. 并联高压电抗器对超高压及特高压系统运行性能的影响[J]. 甘肃科技, 2009, 25(02): 62-64.

[8] 史林雳. 高压线路并联电抗补偿特性及分析[J]. 电气工程与自动化, 2010, 24(04): 63, 65.

[9] 何仰赞. 电力系统分析[M]. 武汉: 华中科技大学出版社, 2002.

[10] 赵智大. 高电压技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2013.

[11] 国家市场监督管理总局. 电力系统电压和无功电力技术导则: GB/T 40427—2021[S]. 北京: 中国标准出版社, 2021.