第 49 卷 第 1 期：42-53　　高电压技术　　Vol.49, No.1: 42-53
2023 年 1 月 31 日　　High Voltage Engineering　　January 31, 2023
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20220225

低短路比下双馈风力发电机组电压主动支撑的优化控制策略

冯艳涛，谢　震，李梦杰，张　兴，杨淑英
（合肥工业大学电气与自动化工程学院，合肥 230009）

摘　要：随着风力发电机的大规模并网发电，并网点的短路比不断降低。风电机组并网功率增大使得线路阻抗上的压降上升，并网点电压也随之降低，进而导致风力发电机的输出功率受到限制。为改善风机并网在低短路比下电压降低致使输出功率受限的问题，以双馈风力发电机为研究对象，提出了一种基于电压主动支撑的闭环优化控制策略。该方法在实现对并网点电压的支撑的基础上，提高了双馈风电机组在低短路比下的功率传输能力，同时解决了常规电压闭环控制中由功率耦合引发的系统稳定性问题。在优化控制策略下，系统的主导极点阻尼比更大，使得系统更加稳定。最后，在 11 kW 的双馈电机实验平台上验证了优化控制策略下双馈电机的阶跃响应稳定性更高。
关键词：短路比；电压主动支撑；优化控制；双馈感应发电机；功率受限；风机并网

Optimal Control Strategy of Voltage Active Support for Doubly Fed Induction Generator With Low Short Circuit Ratio

FENG Yantao, XIE Zhen, LI Mengjie, ZHANG Xing, YANG Shuying
(School of Electrical Engineering and Automation, Hefei University of Technology, Hefei 230009, China)

Abstract: With the large-scale grid connection of wind turbines, the short circuit ratio of point of common coupling (PCC) is decreasing. As the positive power of wind turbines increasing, the voltage on the line impedance increases, and the voltage of PCC also decreases at the same time, which results in the limitation of the output power of wind turbines. In order to improve the output power limitation caused by voltage reduction under low short circuit ratio, a closed-loop optimal control strategy based on active voltage support was proposed for doubly fed induction generator. On the basis of supporting the voltage of PCC, the active power of the doubly-fed wind turbine under low short-circuit ratio is improved, and the system stability problem caused by power coupling in conventional voltage closed-loop control is solved. Under the optimal control strategy, the damping ratio of the dominant pole is larger, which improves the stability of the system. Finally, the step response stability of doubly fed induction generator under the optimized control strategy is verified on the 11 kW doubly fed induction generator experimental platform.
Key words: short circuit ratio; voltage active support; optimal control; doubly fed induction generator; power limited; grid connection of wind turbines

0　引言

相比海上风力发电常用的永磁直驱机组，在陆上风电场中，双馈感应发电机[1-4]应用更加广泛，其自身配备有较小容量的变流器，运行风速区间较宽，采购成本也更低。随着陆上风电的进一步发展，风场规模、容量不断上升，在“3060 目标”引领下，风力发电的规模将继续扩大。然而，在大规模并网发电运行中引发的问题也逐渐显现[5-9]，如并网点的短路比(short circuit ratio, SCR)不断降低。风电机组的有功功率外送随着 SCR 的降低而受限，并且端电压随有功功率的增大而降低，同时逐渐偏离稳定状态。

为了提高风电场并网点电压的稳定性[10-11]，目前采用的方案是基于场站级控制进行研究，也就是通过风电场的控制中心向场内各台风电机组下发无功功率指令。文献[12]研究了风电场的无功能力和系统的无功需求，提出了有源电压控制策略，包括无功基准调整、速度控制和风力发电机的桨距角控制，从风电机组主控层面进行了电压控制设计；而

基金资助项目：国家自然科学基金(51877063)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (51877063).

文献[13]则基于被控对象和控制器的传递函数，从SCR变化的鲁棒性、抗扰性和通信延迟的影响等方面评价了3种电压控制策略(集中、分散和分布控制)的动态性能。文献[14]则考虑了风场配备的静态无功补偿器在电压波动期间与有功功率的匹配问题，提出了无功补偿器与风场有功电流之间的协调控制策略，以帮助风电场满足电网规范的要求。文献[15]则提出了一种可变下垂增益控制方案，寻求通过充分利用每台风力发电机的电压调节能力来缓解并网点的电压波动，其下垂增益根据其当前最大无功功率容量自适应调整。文献[16]提出了一种基于风电场的集中式控制策略，向风电场提供动态无功功率支撑，特别是电网要求以外的无功功率。以上文献的分析均侧重于风电机组的无功功率外特性，对机侧变流器的稳定性和响应特性则未进行深入分析。

风电机组并网点电压变化不仅会影响有功功率的传送能力，还会对电流控制的稳定性造成不利影响。文献[17]提出了一种基于电网电压扰动补偿的双馈风电机组补偿控制策略，有效提高了双馈风电机组在弱电网下的并网稳定性。文献[18]则建立了无刷双馈电机计及电流环和锁相环影响的系统输入导纳模型，分析得出弱电网条件下，增大有功电流会减弱系统的稳定性，增大无功电流则没有显著影响。上述文献表明，并网点电压通过锁相环影响电流闭环控制的稳定性。针对这一问题，文献[19]通过建立复矢量阻抗模型，分析出电网阻抗和频率之间的耦合作用，提出了 q 轴和 d 轴的前馈补偿方案，有效抑制了锁相环与电压控制之间的耦合。文献[20]利用对弱电网条件下锁相环扰动对输出电流影响的分析，提出了前馈控制方法来补偿锁相环的扰动和修正输出阻抗，以抑制弱电网条件下锁相环扰动引起的电网电流低次谐波与电压波动。文献[21]则研究了直流电压环节的稳定性与电网短路比、锁相环之间的关系，在弱电网中有功功率提升以及锁相环带宽接近直流电压控制带宽时，由于阻尼功率不足会导致电压稳定性变差，锁相环和电网阻抗容易对并网逆变器系统的稳定性产生负面影响，甚至引起系统振荡。文献[23]提出了一种提高稳定性的电压前馈逆变器控制方法，以减小锁相环和阻抗的影响，并考虑频率耦合特性的影响，提高了系统在不同短路比(SCR)条件下的稳定性。文献[24]在同步旋转坐标系下建立了综合考虑锁相环、转子侧电流环和功率环控制器影响的双馈风电机组等效输入导纳模型，充分考虑锁相环在弱电网下扰动耦合给双馈风电机组运行稳定性带来的不利影响，提出在控制器中引入虚拟感抗来提高系统稳定性的方法。文献[25]则借鉴传统电力系统低频振荡分析思路，采用复转矩系统法分析思想，将锁相环主导的同步振荡模式阻尼分为两部分，研究电网阻抗、控制器参数等因素对小扰动同步稳定性的影响。

在弱电网条件下风电机组并网点电压稳定性的研究中，场站级的集中控制方案受电通讯速率的限制而响应缓慢，而并网点电压与锁相环耦合对电流环的影响又表明在变流器级更容易提升电压控制效果。同时，针对电压支撑控制中风力发电机组容易发生电压失稳的原因及针对性改进措施研究不足。

本文从风电机组并网点电压与机组之间的矢量关系切入，通过构建并网点电压与风电机组转子电流、远端电网电压之间的数学关系，利用线性化模型推导得出三者在锁相环坐标系下有功无功耦合问题；采用比例积分(proportional integral，PI)调节器构建电压闭环控制策略，并推导出了有功和无功之间的交叉扰动传递函数；利用对各个传递函数绘制的根轨迹分析出系统在极弱电网下引起端电压振荡的原因。基于以上的分析，提出了双馈风力发电机组的电压闭环优化控制策略，以有效提高并网点电压的幅值与稳定性，并分别从理论和实验两方面证明了该策略的有效性。

1　系统建模

1.1　定子电压、有功功率与短路比的关系

双馈风力发电机的特殊之处是功率流动是通过定子和网侧变流器两处的，由于网侧变流器的容量占整机容量的比例较小，且通常是比较稳定的，因此为了简化分析双馈电机定子电压与电网电压之间的关系，忽略网侧变流器的电流，并且规定定子电流为 $\boldsymbol{I}_{\mathrm{s}}$，定子电压为 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{s}}$，远端电网电压为 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{g}}$，线路阻抗为电感 L_g。双馈风力发电机的并网简化拓扑如附录图A1所示。

因此定子电压、定子电流和远端电网电压之间具有以下关系

$$\boldsymbol{U}_{\mathrm{s}}+L_{\mathrm{g}}\frac{\mathrm{d}\boldsymbol{I}_{\mathrm{s}}}{\mathrm{d}t}=\boldsymbol{U}_{\mathrm{g}} \tag{1}$$

当定子电流 $\boldsymbol{I}_{\mathrm{s}}$ 为零时，定子电压 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{s}}$ 与远端电网电压 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{g}}$ 同相位且幅值相等。而随着输出功率的增大，转子电流的增加使得2个电压矢量之间必然存

在相位和幅值差异。图 1 表示了 3 者之间的矢量关系，其中 β 为远端电网电压 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{g}}$ 滞后于定子电压 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{s}}$ 的角度，φ 为功率因数角，θ 为阻抗电压超前定子电压的角度。因为在控制系统中，锁相环就是跟踪的定子电压矢量，所以 β 也表示远端电网电压矢量在锁相环上投影时的夹角。其中 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{z}}$ 表示定子电流在线路阻抗上产生的电压矢量。

双馈风力发电机在进行功率控制时，在锁相环坐标系下进行 dq 分解时，远端电网电压 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{g}}$ 在该坐标系下就可以表示为 $U_{\mathrm{g}dq}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\beta}$。其中，$U_{\mathrm{g}dq}$ 为 dq 坐标系下的电压幅值。

对于电力系统，发电设备并网点的 SCR 定义为短路容量与额定容量之比[26]，即

$$K_{\mathrm{c}}=\frac{P_{\mathrm{short}}}{P_{\mathrm{N}}}=\frac{I_{\mathrm{short}}}{I_{\mathrm{N}}} \tag{2}$$

式中：K_{c} 表示短路比；P_{short} 表示短路容量；P_{N} 表示额定容量；I_{short} 表示短路电流；I_{N} 表示额定电流。

在额定并网电流运行下，即 $I_{\mathrm{s}}=I_{\mathrm{N}}$ 时，并网电流在阻抗上产生的阻抗电压 $\boldsymbol{U}_{z}=\omega_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{g}}\boldsymbol{I}_{\mathrm{s}}$。根据图 1 中阻抗电压 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{z}}$ 与 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{s}}$ 的矢量关系可知，适当的增大功率因数角 φ 可以提高定子电压 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{s}}$ 的幅值。

综合图 1 和式(1)、(2)可以得出双馈电机定子电流 I_{s} 以额定值 I_{N} 工作时，定子电压幅值 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{s}}$ 在不同 SCR 以及定不同功率因数角度 φ 条件下的表达式为

$$U_{\mathrm{s}}=\frac{\cos\left(\varphi-\arcsin\left(\dfrac{\cos\varphi}{K_{\mathrm{c}}}\right)\right)}{\cos\varphi}U_{\mathrm{N}}=\frac{\cos\alpha_{\theta}}{\cos\varphi}U_{\mathrm{N}} \tag{3}$$

式中，U_{N} 表示额定电压，当线路阻抗可以忽略时，$U_{\mathrm{N}}=U_{\mathrm{g}}$。若分析 SCR 影响的范围限定为 1.1~5，则可以将式(3)中定子电压 U_{s} 的变化趋势表示在图 2 中。

在图 2 中，对定子电压 U_{s} 的表达值进行了标幺化处理，基准值为 U_{N}。而 φ 表示不同的功率因数角，其最大值为使得 $U_{\mathrm{s}}=U_{\mathrm{N}}$ 时的取值。

同样地，根据有功功率 P 的计算式可以得出在不同 SCR 以及 φ 条件下的表达式，即

$$P=U_{\mathrm{s}}I_{\mathrm{s}}\cos\theta=S_{\mathrm{N}}\cos\alpha_{\theta} \tag{4}$$

式中，S_{N} 表示双馈电机定子侧在额定电压及额定电流下的额定视在功率。从式(4)中可知双馈风力发电机组定子侧的功率同样受到 U_{s} 降低的影响。同理，将有功功率 P 的变化趋势表示在图 3 中。

其中，对有功功率 P 的值进行了标幺化处理，基准值为 P_{N}($P_{\mathrm{N}}=U_{\mathrm{N}}I_{\mathrm{N}}$)。从图 3 中可知，随着 φ 的

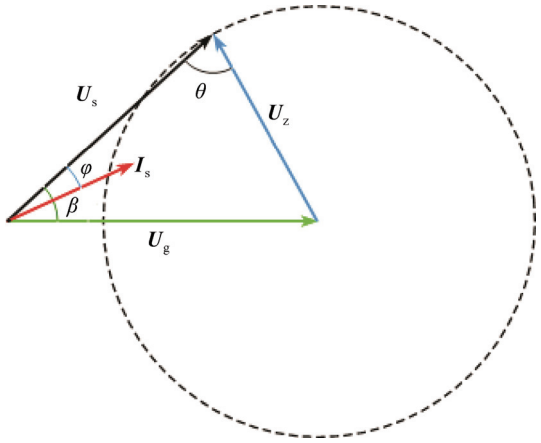


图 1 定子电压 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{s}}$、电网电压 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{g}}$ 及定子电流 $\boldsymbol{I}_{\mathrm{s}}$ 之间的矢量关系

Fig.1 Relationship between stator voltage $\boldsymbol{U}_s$, grid voltage $\boldsymbol{U}_g$ and stator current $\boldsymbol{I}_s$

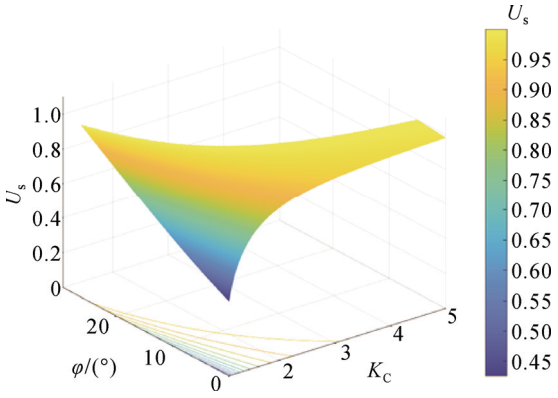


图 2 并网点电压随短路比 SCR 和功率因角 φ 变化图

Fig.2 Voltage of PCC varying with SCR and φ

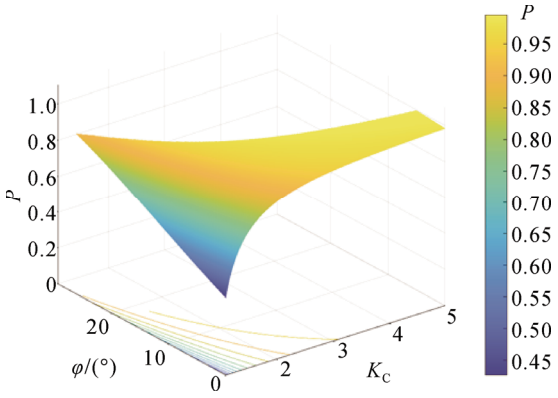


图 3 并网点功率随着短路比及 φ 变化的趋势

Fig.3 Active power of PCC varying with SCR and φ

增大，在各个不同 SCR 条件下，有功功率 P 均表现出增加的情况，并且 SCR 越低，这一趋势越明显。因此，在 SCR 较低的条件下，通过双馈电机发出合适的无功功率可以有效提升并网点的电压，进而有

助于提高有功功率的输出。

1.2　定子电压与转子电流关系

在定子同步旋转坐标系下，双馈电机自身的磁链关系为

$$\begin{cases}\boldsymbol{\psi}_{sdq}=L_{\mathrm{s}}\boldsymbol{I}_{sdq}+L_{\mathrm{m}}\boldsymbol{I}_{rdq}\\ \boldsymbol{\psi}_{rdq}=L_{\mathrm{m}}\boldsymbol{I}_{sdq}+L_{\mathrm{r}}\boldsymbol{I}_{rdq}\end{cases}\tag{5}$$

电压关系为

$$\begin{cases}\boldsymbol{U}_{sdq}=R_{\mathrm{s}}\boldsymbol{I}_{sdq}+(p+\mathrm{j}\omega_{\mathrm{s}})\boldsymbol{\psi}_{sdq}\\ \boldsymbol{U}_{rdq}=R_{\mathrm{r}}\boldsymbol{I}_{rdq}+(p+\mathrm{j}\omega_{\mathrm{sl}})\boldsymbol{\psi}_{rdq}\end{cases}\tag{6}$$

式中：ω_{s} 为同步角频率；$\boldsymbol{\psi}_{sdq}$ 为定子磁链在锁相环坐标系下的向量；$\boldsymbol{\psi}_{rdq}$ 为转子磁链；$\boldsymbol{I}_{sdq}$ 为定子电流的向量；$\boldsymbol{I}_{rdq}$ 为转子电流的向量；$\boldsymbol{U}_{sdq}$ 为定子电压的向量；$\boldsymbol{U}_{rdq}$ 转子电压的向量。

综合式(1)、式(5)、式(6)可以得到转子电流、定子电压、远端电网电压之间具有以下关系

$$\begin{aligned}&\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\left(R_{\mathrm{s}}+\left(L_{\mathrm{s}}+L_{\mathrm{g}}\right)+\mathrm{j}\left(L_{\mathrm{s}}+L_{\mathrm{g}}\right)\omega_{\mathrm{s}}\right)\boldsymbol{U}_{sdq}=\\&\left(\frac{\mathrm{d}^2}{\mathrm{d}t^2}(L_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{m}})+2\mathrm{j}\omega_{\mathrm{g}}\cdot\frac{\mathrm{d}(L_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{m}})}{\mathrm{d}t}-\omega_{\mathrm{s}}^2\right)\boldsymbol{I}_{rdq}+\\&\left(R_{\mathrm{s}}+\frac{\mathrm{d}L_{\mathrm{s}}}{\mathrm{d}t}+\mathrm{j}L_{\mathrm{s}}\omega_{\mathrm{s}}\right)\boldsymbol{U}_{gdq}\end{aligned}\tag{7}$$

由式(7)可以得出，定子电压的幅值相位由转子电流和远端电网电压共同决定，而在一般的分析中，默认远端电网电压是一个恒频恒幅的旋转矢量。因此可以得出，当需要控制定子电压时，可以通过改变转子电流给定来实现，电压环为外环、电流环为内环的结构也就自然形成。另外值得注意的是，由于锁相环的原因，电压外环和电流内环之间的 dq 轴为交叉控制[27]。

在控制回路中，检测到的电压或电流矢量是在锁相环坐标系下进行 dq 分解的。采用单 dq 的锁相环并且 d 轴为幅值轴的条件下，锁相环的传递函数可以表达为：

$$\omega_{\mathrm{pll}}=\left(K_{\mathrm{p_p}}+\frac{K_{\mathrm{i_p}}}{s}\right)U_{sq}=HU_{sq}\tag{8}$$

$$\theta_{\mathrm{pll}}=\frac{1}{s}\omega_{\mathrm{pll}}\tag{9}$$

式中：θ_{pll} 表示锁相环输出角度；ω_{pll} 表示锁相环输出频率；U_{sq} 表示定子电压 q 轴分量；H 表示锁相环的 PI 调节器。

1.3　对数学模型的线性化

系统在锁相环坐标系下定向的过程中，锁相环的非线性特性将使得对控制性能的分析变得复杂而困难。因此，考虑在小扰动情况下对相应的方程进行线性化。

对系统中各个变量线性化如下

$$\begin{cases}U_{sd}=U_{sd0}+\Delta U_{sd}-\Delta\theta_{\mathrm{pll}}U_{sq0}\\ U_{sq}=U_{sq0}+\Delta U_{sq}+\Delta\theta_{\mathrm{pll}}U_{sd0}\\ I_{rd}=I_{rd0}+\Delta I_{rd}-\Delta\theta_{\mathrm{pll}}I_{rq0}\\ I_{rq}=I_{rq0}+\Delta I_{rq}+\Delta\theta_{\mathrm{pll}}I_{rd0}\\ \theta_{\mathrm{pll}}=\theta_{\mathrm{pll0}}+\Delta\theta_{\mathrm{pll}}\\ \beta=\beta_0+\Delta\beta=\beta_0-\Delta\theta_{\mathrm{pll}}\end{cases}\tag{10}$$

式中：下角标含有 0 的表示稳态值；前缀 Δ 表示小扰动分量。

综合式(8)—式(10)可以将锁相环的传递函数线性化为

$$\Delta\theta_{\mathrm{pll}}=\frac{H}{s-HU_{sd0}}\Delta U_{sq}\tag{11}$$

同样，对式(11)线性化并进行拉普拉斯变换后得

$$(A_0+\mathrm{j}A_1)\begin{bmatrix}\Delta U_{sd}\\ \Delta U_{sq}\end{bmatrix}=(B_0+\mathrm{j}B_1)\begin{bmatrix}\Delta I_{rd}\\ \Delta I_{rq}\end{bmatrix}+\begin{bmatrix}C_0\\ C_1\end{bmatrix}\Delta\theta_{\mathrm{pll}}\tag{12}$$

其中 A_0、A_1、B_0、B_1、C_0、C_1 的表达式见附录 A。

2　电压支撑控制策略及稳定性

基于上述线性化模型，得出式(12)描述了包含锁相环特性以及电网短路比影响下，定子电压 U_{sdq} 与转子电流 I_{sdq} 的关系。根据式(12)可以建立电压闭环控制结构，其中 d 轴电压幅值给定值与反馈的差值经过 PI 调节器后，输出作为 q 轴电流给定值。在双环控制中，由于外环带宽远小于内环带宽，因此可以将内环简化为一个一阶惯性环节。

根据式(8)、式(9)、式(12)可以构建双馈风电机组的电压闭环控制结构，如图 4 所示。锁相环的本体结构也被包含并简化在其中。其中，G_{u} 表示电压外环的 PI 调节器，τ 表示电流内环简化后惯性环节的时间常数。

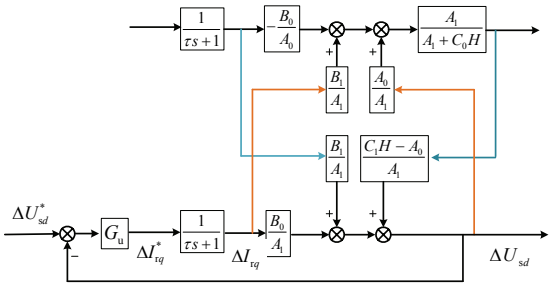


图 4　电压闭环控制框图

Fig.4　Control block diagram of voltage closed loop control

由图 4 可以直观地看出，将锁相环结构包含在内的条件下，d 轴和 q 轴之间的交叉耦合影响包括电流环节的交叉耦合和电压之间的交叉耦合。根据控制框图，d、q 轴各自传递函数推导如下所述。

1）ΔI_{rd}^{*} 到 ΔU_{sq} 扰动的传递函数为

$$G_{10}=\frac{\Delta U_{sq}}{\Delta I_{rd}^{*}}= \frac{A_1A_0B_1G_i-A_1B_0G_i\left(A_1+B_0G_uG_i\right)}{\left(\begin{array}{l}A_1A_0\left(A_1+C_0H\right)+A_0B_0G_uG_i\left(A_1+C_0H\right)\\+A_0A_0\left(A_0-C_1H\right)\end{array}\right)} \tag{13}$$

式中，G_i 表示电流内环的 PI 调节器。

2）ΔI_{rd}^{*} 到 ΔU_{sd} 扰动的传递函数为

$$G_{20}=\frac{\Delta U_{sd}}{\Delta I_{rd}^{*}}= \frac{A_0B_1G_i\left(A_1+C_0H\right)+A_1B_0G_i\left(A_0-C_1H\right)}{\left(\begin{array}{l}A_0A_1\left(A_1+C_0H\right)+A_0B_0G_uG_i\left(A_1+C_0H\right)+\\A_0A_0\left(A_0-C_1H\right)\end{array}\right)} \tag{14}$$

3）ΔU_{sd}^{*} 到 ΔU_{sq} 扰动的传递函数为

$$G_{30}=\frac{\Delta U_{sq}}{\Delta U_{sd}^{*}}= \frac{A_1B_1G_uG_i+A_0B_0G_uG_i}{\left(\begin{array}{l}A_1\left(A_1+C_0H\right)+B_0G_uG_i\left(A_1+C_0H\right)\\+A_0\left(A_0-C_1H\right)\end{array}\right)} \tag{15}$$

4）ΔU_{sd}^{*} 到 ΔU_{sd} 的闭环传递函数为

$$G_{40}=\frac{\Delta U_{sd}}{\Delta U_{sd}^{*}}= \frac{B_0G_uG_i\left(C_1H-A_0\right)+B_1G_uG_i\left(C_1H-A_0\right)}{\left(\begin{array}{l}A_1\left(A_1+C_0H\right)+B_0G_uG_i\left(A_1+C_0H\right)\\+A_0\left(A_0-C_1H\right)\end{array}\right)} \tag{16}$$

由于随着 SCR 的降低，双馈风电机组的定子电压也被迫降低，因此锁相环准确定向的能力也受到了电压波动的影响。根据图 4 可知，定子电压的幅值以及相位的扰动将通过锁相环环节耦合到闭环控制中，使得控制系统在 dq 轴上存在耦合，从而进一步使得并网点电压的幅值与相位稳定性恶化。当控制系统的稳定裕度不足时，定子电压将进入振荡甚至失稳状态。增加了对电压支撑的外环控制后，系统的稳定性随之变化。图 5 是 G_{10} 的主导极点随着并网电流增大的变化情况。

传递函数 G_{10} 有多个极点，选择影响最大的 4 个主导极点绘制于图 5 中。在定子电流 I_s 从 0 逐渐增大到额定电流的过程中，主导极点 P_0 对应的阻尼从小到大，而对应的实部则是先减小后增大，表明该极点对应的振荡分量实际上是减小的。而主导极点 P_1 的阻尼则持续减小，意味着对应振荡分量衰减时间持续增大，不利于系统稳定。主导极点 P_2 的阻尼在不断减小的过程中最终跨越虚轴，表明系统进入了振荡发散状态。主要极点 P_3 位于实轴的负半轴附近，对应阻尼极大，相对影响较小。从图 5 中主导极点变化的特征可以明确得出以下结论：定子电流 I_s 的增大过程就是系统逐渐失稳的过程，在不考虑补偿无功功率的条件下，双馈风力发电机将无法实现额定电流运行。

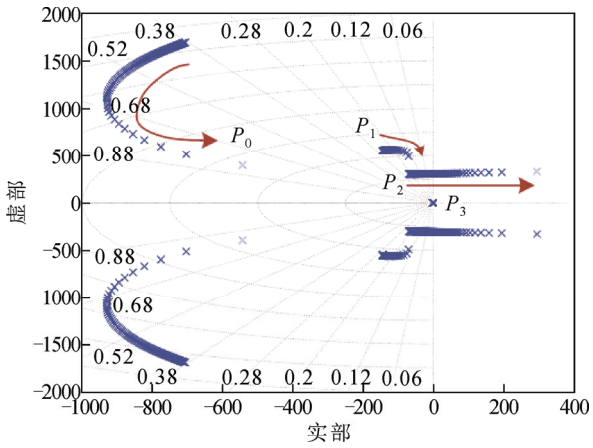


图 5 G_{10} 的主导极点变化图

Fig.5 Predominant pole point of G_{10}

3 电压支撑控制的优化与分析

3.1 优化控制策略

在式(13)—式(16)以及图 4 中，d 轴和 q 轴的耦合项直接影响了最后的电压输出，参考常规电流环控制中的解耦策略，提出了电压闭环控制的优化控制策略，优化了弱电网下电压的支撑能力和控制系统的稳定性，其控制框图如图 6 所示。

同样地，依据图 6 将第 2 章中的闭环传递函数 G_{10}、G_{20}、G_{30}、G_{40} 依次重新推导并更新为 G_{11}、G_{21}、G_{31}、G_{41}，具体见附录 B。

3.2 常规控制与优化控制策略稳定性对比

根据常规控制与优化控制策略的传递函数分别对比 2 种控制策略下的主导极点变化。图 7 表示 G_{10} 和 G_{11} 的主导极点对比。

G_{10} 与 G_{11} 对应的主导极点对比中，优化控制策略(G_{11})下，主导极点 P_0 的阻尼明显更小，在同样的

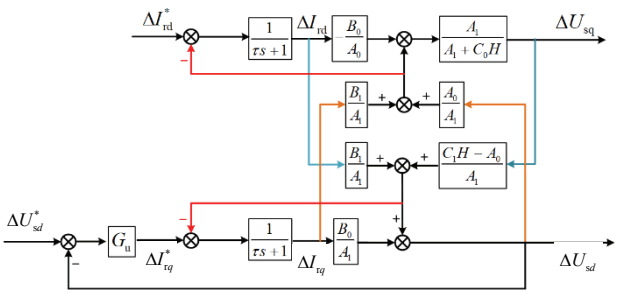


图 6　优化控制策略的控制框图

Fig.6　Control block diagram of optimal control strategy

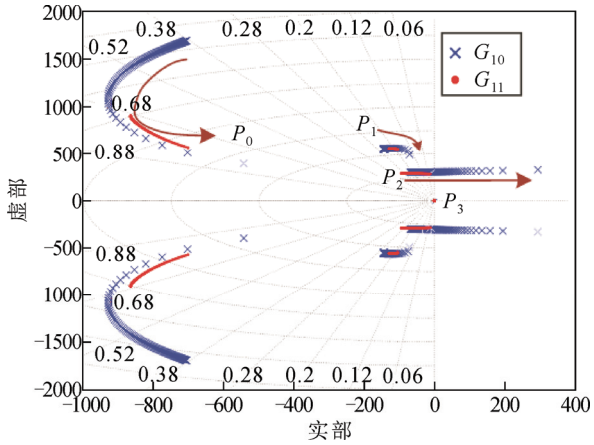


图 7　G_{10} 和 G_{11} 的主导极点对比

Fig.7　Contrast of predominant poles of G_{10} and G_{11}

I_s 条件下其实部更小，变化范围更窄，表明 P_0 对应的振荡分量更容易收敛。主导极点 P_1 则表现出类似的转变，其对应的阻尼值得到了提升。变换最为显著的为主导极点 P_2，在优化控制策略下，其实部始终小于 0，使得系统从不稳定状态回归到稳定状态。相比之下，P_3 则变化较小。

G_{20} 与 G_{21} 对应的主导极点对比在附录图C1 中。优化控制策略下(G_{21})，主导极点 P_0 的阻尼在初期较小，而后期则较大，整体上仍可以使得对应振荡分量收敛。而主导极点 P_1 表现得更加明显，常规控制下该极点阻尼从 0.9 快速减小到 0.29 附近，表明其振荡分量衰减所需时间也相应增大。而主导极点 P_2 则表明优化控制使系统从不稳定状态回到了稳定区间。主导极点 P_3 向左移动，同样增大了其阻尼，有利于系统的稳定。

G_{30} 与 G_{31} 对应的主导极点在附录图 C2 中。优化控制策略(G_{31})下，主导极点 P_0 的阻尼在同条件下对应的阻尼变小，增大了振荡分量的收敛时间，但主导极点 P_1 则减小了阻尼。同时，主导极点 P_2 从正半区移动到负半区，实现了控制系统的稳定。对于主导极点 P_3，2 种控制策略下其特性变化均较小。

G_{40} 与 G_{41} 对应的主导极点在附录图 C3 中。优化控制策略(G_{41})下，主导极点 P_0 在同条件下对应的阻尼基本一致，但是实部相对较小。主导极点 P_1 的实部则明显左移，增大了阻尼。主导极点 P_2 则从正半区移动到负半区，使得系统回归稳定区间。主导极点 P_3 则略微左移，其变换对系统特性影响不大。

综合分析可知，通过对有功、无功之间进行交叉项解耦实现的优化控制策略，可以有效改善系统的稳定性。

4　仿真与实验验证

通过理论分析可以证明，优化控制策略下的双馈电机在电压闭环控制中能够实现电压稳定的目标。为了验证所提策略的有效性，在 2 mW 双馈风电机组的 Simulink 仿真中验证，其参数如附录表 D1 所示。

通过 2 mW 仿真验证电压主动支撑的优化控制策略，并在附录图 D1 和附录图 D2 中对比。在附录图 D1 中，有功电流给定阶跃的反馈中，非优化控制策略条件下，有功电流出现了大约 2.0 s 的振荡动态过程；而优化控制策略下，转子电流的振荡过程缩短到约 0.2 s。在附录图 D2 中，有功阶跃引起的定子电压幅值波动表明，非优化控制策略条件下，定子电压出现了大约 3.5 s 的振荡动态过程；而优化控制策略下，机组定子电压幅值的振荡过程缩短到约 1 s。因此仿真结果表明，优化控制策略可以有效提高机组在弱电网条件下的电压稳定性。

在 11 kW 双馈电机实验平台上对常规的无功电压闭环控制与优化控制进行测试验证，实验平台电机参数如附录表 D2 所示。其中，阻抗柜具备将双馈电机并网点的短路比从 10 切换到 2 的能力。

4.1　有功功率阶跃

当双馈电机并网点的有功电流从 0 阶跃，并网点电压即双馈电机定子电压的 d 轴、q 轴分量变化如图 8 所示。$U_{sd\text{-}0}$、$U_{sq\text{-}0}$ 表示常规控制下的响应曲线，$U_{sd\text{-}1}$、$U_{sq\text{-}1}$ 表示优化控制下的响应曲线。

在图 9 中对比了 2 种控制方案下的定子电压幅值变化趋势。优化控制策略下，d 轴电压明显更加稳定，在有功电流阶跃上升的初期，电压骤升幅度比非优化控制低 30 V；在阶跃响应的中后期，优化控制下的 d 轴电压更加稳定，而非优化控制下的 d 轴电压则存在 24 V 的脉动分量。这一脉动分量需要

较长的时间收敛。同样，在有功电流阶跃下降的初期，优化控制下的定子电压恢复更快，电压幅值高于非优化控制 13 V。对于 q 轴电压，两者表现比较接近。

在图 9 中对比了 2 种控制方案下的转子电流 d、q 轴的变化趋势。$I_{rd\text{-}0}$、$I_{rq\text{-}0}$ 表示常规控制下的响应曲线，$I_{rd\text{-}1}$、$I_{rq\text{-}1}$ 表示优化控制下的响应曲线。

对于 d 轴电流，优化控制下其上升速度更快，大约提升了 20 ms，且在有功电流给定阶跃下降后更加平稳。相比之下，无功电流的对比更加明显，在阶跃上升的初期，定子电压会有一个骤升的短暂阶段，优化控制下，无功电流在这一阶段无功电流降低了 0.2 A，也就是抑制了电压的骤升。而在有功电流下降的初期，端电压同样会出现骤降的短暂阶段，优化控制下，无功电流提高了 0.3 A。这 2 个阶段的响应特性与图 8 中电压变化的趋势完全相符。有效揭示了优化控制策略是通过改善转子电流的响应特性来抑制电压脉动的。

在电压闭环控制中，当定子电压出现脉动的情况时，双馈电机的功率必然也会受到影响。在图 10 中对比了 2 种控制方案下有功功率 P、无功功率 Q 的变化趋势。在图 10 中，P_0、Q_0 表示常规控制下的响应曲线，P_1、Q_1 表示优化控制下的响应曲线。

2 种控制下，有功功率的差异比较小，优化控制下的有功功率在有功电流阶跃变化之后均表现得更加平稳。而无功功率的差异十分明显，非优化控制下，双馈电机的无功功率在有功电流阶跃上升之后存在 1.1 kW 的脉动，并需要较长时间衰减；并且在有功电流阶跃下降的初期，无功功率骤降了 1.6 kW，而优化控制下，无功功率只下降了 1.0 kW。无功功率的变化特性与图 8 定子电压的变化相符。

4.2 电网短路比骤变

在双馈风机并网发电的运行过程中，电网短路比并不是恒定的，因此利用实验平台模拟风机满载时并网点短路比骤变下的稳定运行能力。通过接触器将线路阻抗切除，可以模拟并网点短路比骤变的特性。在实验中并网点的 SCR 从 2 增大到 10，然后再降到 2。附录图 E1 记录了定子电压幅值变化，附录图 E2 记录了转子电流变化，附录图 E3 记录了功率变化。

附录图 E1 中对比了 2 种控制方案下定子电压幅值的变化趋势。定子电压在阻抗被切除即 SCR 增大后，电压幅值上升平稳，2 种方案下的电压变化

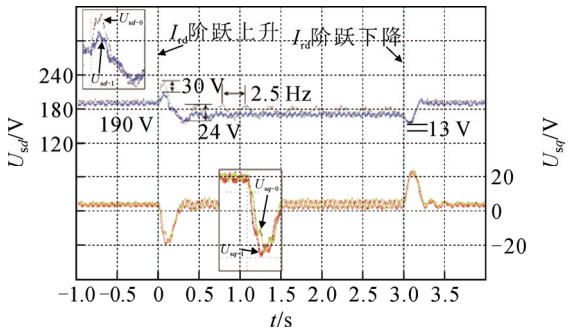


图 8 有功电流阶跃下的定子电压 U_{sd}、U_{sq}

Fig.8 Stator voltage U_{sd} and U_{sq} under rotor current step change

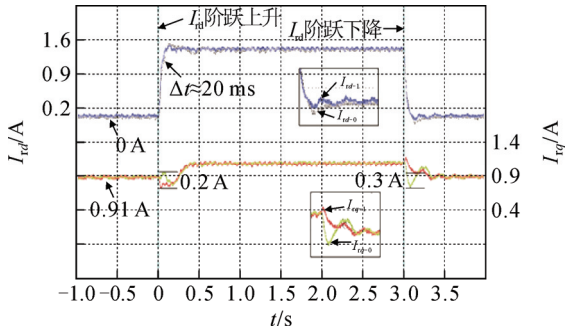


图 9 转子电流 I_{rd}、I_{rq} 阶跃变化

Fig.9 Step change of rotor current I_{rd} and I_{rq}

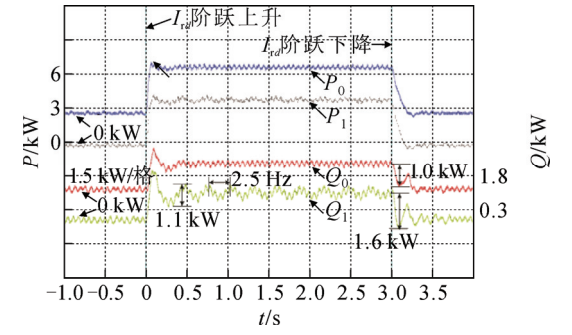


图 10 I_{rd} 阶跃变化下双馈电机功率 P、Q

Fig.10 P and Q of DFIG under I_{rd} step change

基本一致，证明了在低短路比下，优化控制不会影响系统的控制性能。短路比骤降到 2 后，优化控制下，双馈电机定子电压的幅值下降较为平滑，而非优化控制下的电压幅值会出现明显的脉动分量，在振荡的初期幅值约为 16 V，大约 3 s 后电压幅值脉动分量才会衰减消除。

在附录图 E2 中对比了 2 种控制方案下转子电流 d、q 轴的变化趋势。在 SCR 骤升时，优化控制与非优化控制下转子有功电流 I_{rd} 的特性基本相同，

而 SCR 骤升的初期，优化控制下的 I_{rd} 表现更加平滑。与常规控制相比，转子无功电流 I_{rq} 的响应特征更加稳定。在 SCR 骤降的条件下，I_{rq} 将因为电压的上升而下降，优化控制中，I_{rq} 下降过程平稳，非优化控制中 I_{rq} 存在 0.2 A 的波动。在 SCR 骤降时，需要快速支撑无功电流，此时优化控制下的 I_{rd} 响应速度较非优化控制快 20 ms。从 I_{rd} 的响应速度上可以证明优化控制有效提升了无功电流补偿的速度及稳定性。

在附录图 E3 中对比了 2 种控制方案下的有功功率 P、无功功率 Q 的变化趋势。有功功率 P 在 SCR 骤升后，因为电压的上升而得到提升。优化控制与非优化控制下的有功功率特性较为一致，而 SCR 骤降以后，在有功功率下降的过程中，优化控制下的有功功率更加平稳。相应地，无功功率在 SCR 骤升期间，2 种策略下均存在类似的振荡过程，而 SCR 骤降以后，优化控制下的无功功率更加平稳。非优化控制下的无功功率含有 0.7 kW 的振荡分量。这与定子电压幅值的脉动相符。

5　结论

1）针对风电机组有功功率以及并网点电压受低短路影响的问题进行了分析，根据有功功率引起并网点电压下降的关系推导得出，在弱电网条件下双馈风电机组可以通过提供无功功率支撑以改善定子电压下降的问题。

2）基于线性化模型提出了通过交叉解耦提升电压支撑控制策略稳定性的控制方案，对 2 种策略下的系统传递函数的主导极点进行了对比。通过主导极点变化特征，证明了优化控制方案有效提升了系统的稳定裕度，抑制了电压闭环控制下风电机组定子电压的振荡。

3）以 11 kW 双馈风力发电机组实验系统为平台，验证了低短路比下电压主动支撑及其优化控制策略的有效性。优化控制策略可以有效抑制有功功率阶跃响应引发的定子电压振荡现象。该优化控制策略在并网点短路比骤变的工况下同样具备良好的适应性。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

参考文献　References

[1] WANG X W, YAO J, PEI J X, et al. Analysis and damping control of small-signal oscillations for VSC connected to weak AC grid during LVRT[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2019, 34(3): 1667-1676.

[2] 马少康，耿　华，杨　耕，等. 基于功率跟踪曲线切换的变速风电机组虚拟惯量控制[J]. 电力系统自动化，2018，42(17)：42-48.
MA Shaokang, GENG Hua, YANG Geng, et al. Virtual inertia control of variable-speed wind turbines based on the switching of power point tracking curves[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(17): 42-48.

[3] CHANG Y Z, HU J B, YUAN X M. Mechanism analysis of DFIG-based wind turbine's fault current during LVRT with equivalent inductances[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 8(2): 1515-1527.

[4] 年　珩，庞　博，许国东，等. 应对并补电网下 DFIG 系统高频谐振的宽频阻抗重塑策略[J]. 电力系统自动化，2018，42(18)：48-56.
NIAN Heng, PANG Bo, XU Guodong, et al. Reshaping strategy of wide frequency impedance for DFIG system to suppress high frequency resonance under parallel compensation grid[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(18): 48-56.

[5] 邵昊舒，蔡　旭，周党生，等. 风电机组虚拟同步及惯量控制方法分析与测试评估[J]. 高电压技术，2020，46(5)：1528-1537.
SHAO Haoshu, CAI Xu, ZHOU Dangsheng, et al. Analysis and test evaluation of VSG and virtual inertia control method for wind turbine[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(5): 1528-1537.

[6] HU B, NIAN H, YANG J, et al. High-frequency resonance analysis and reshaping control strategy of DFIG System based on DPC[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(7): 7810-7819.

[7] 潘忠美，刘　健，侯彤晖. 计及相关性的含下垂控制型及间歇性电源的孤岛微电网电压稳定概率评估[J]. 中国电机工程学报，2018，38(4)：1065-1074.
PAN Zhongmei, LIU Jian, HOU Tonghui. Probabilistic evaluation of voltage stability for islanded microgrids with droop-controlled and intermittent distributed generations considering correlation[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(4): 1065-1074.

[8] ZHANG C, CAI X, MOLINAS M, et al. Frequency-domain modelling and stability analysis of a DFIG-based wind energy conversion system under non-compensated AC grids: impedance modelling effects and consequences on stability[J]. IET Power Electronics, 2019, 12(4): 907-914.

[9] LIU R K, YAO J, WANG X W, et al. Dynamic stability analysis and improved LVRT schemes of DFIG-based wind turbines during a symmetrical fault in a weak grid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(1): 303-318.

[10] 王一珺，王海风. 并网直驱风电场在交流电流时间尺度下的小干扰稳定性·功率控制外环影响[J]. 高电压技术，2022，48(4)：1411-1421.
WANG Yijun, WANG Haifeng. Small-disturbance stability of grid-connected PMSG wind farms under AC current time scales - the influence of power control outer loop[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(4): 1411-1421.

[11] 李生虎，于新钰，华玉婷，等. 基于 DFIG 无功出力灵敏度的电网弱阻尼模式抑制[J]. 高电压技术，2022，48(4)：1356-1364.
LI Shenghu, YU Xinyu, HUA Yuting, et al. Suppression to power system in weakly damped modes based on sensitivity to reactive output of DFIG[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(4): 1356-1364.

[12] OUYANG J X, TANG T, YAO J, et al. Active voltage control for DFIG-based wind farm integrated power system by coordinating active and reactive powers under wind speed variations[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2019, 34(3): 1504-1511.

[13] ASADOLLAH S, ZHU R W, LISERRE M. Analysis of voltage control strategies for wind farms[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy,

2020, 11(2): 1002-1012.

[14] GENG H, LIU L, LI R Q. Synchronization and reactive current support of PMSG-based wind farm during severe grid fault[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2018, 9(4): 1596-1604.

[15] LI Y J, XU Z, ZHANG J L, et al. Variable droop voltage control for wind farm[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2018, 9(1): 491-493.

[16] SUN P, YAO J, LIU R K, et al. Virtual capacitance control for improving dynamic stability of the DFIG-based wind turbines during a symmetrical fault in a weak AC grid[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2021, 68(1): 333-346.

[17] 张学广，张雅阁，方　冉，等. 弱电网下双馈风电机组电网电压扰动补偿控制策略[J]. 电力系统自动化，2020，44(6)：146-154.
ZHANG Xueguang, ZHANG Yage, FANG Ran, et al. Wind turbine in weak grid control strategy of disturbance compensation for grid voltage of DFIG based[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(6): 146-154.

[18] 徐海亮，王中行，李　志，等. 弱电网下无刷双馈风机稳定性分析及虚拟电感控制策略[J]. 电网技术，2022，46(4)：1400-1411.
XU Hailiang, WANG Zhongxing, LI Zhi, et al. Stability analysis and virtual inductance control strategy of BDFIG-based wind turbines during weak grid condition[J]. Power System Technology, 2022, 46(4): 1400-1411.

[19] ZHANG X G, FU S D, CHEN W J, et al. A symmetrical control method for grid-connected converters to suppress the frequency coupling under weak grid conditions[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(12): 13488-13499.

[20] ZHANG X G, XIA D N, FU Z C, et al. An improved feedforward control method considering PLL dynamics to improve weak grid stability of grid-connected inverters[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2018, 54(5): 5143-5151.

[21] HUANG Y H, ZHAI X B, HU J B, et al. Modeling and stability analysis of VSC internal voltage in DC-link voltage control time scale[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2018, 6(1): 16-28.

[22] 张　琛，蔡　旭，李　征. 具有自主电网同步与弱网稳定运行能力的双馈风电机组控制方法[J]. 中国电机工程学报，2017，37(2)：476-486.
ZHANG Chen, CAI Xu, LI Zheng. Control of DFIG-based wind turbines with the capability of automatic grid-synchronization and stable operation under weak grid condition[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(2): 476-486.

[23] XIE Z W, CHEN Y D, WU W H, et al. Stability enhancing voltage feed-forward inverter control method to reduce the effects of phase-locked loop and grid impedance[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2021, 9(3): 3000-3009.

[24] 张学广，方　冉，马　彦，等. 弱电网情况下双馈风电机组改进虚拟感抗控制方法[J]. 电力系统自动化，2018，42(18)：33-40，156.
ZHANF X G, FANG R, MA Y, et al. Control method of improved virtual inductance for DFIG based wind turbine under weak grid condition[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(18): 3-40, 156.

[25] 胡　祺，付立军，马　凡，等. 弱电网下基于锁相控制并网变换器小扰动同步稳定分析[J]. 中国电机工程学报，2021，41(1)：98-108.
HU Qi, FU Lijun, MA Fan, et al. Small signal synchronizing stability analysis of PLL-based VSC connected to weak AC Grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 2021, 41(1): 98-108.

[26] SEBASTIAN C R, RAJEEVAN P P. Rajeevan, Load-commutated SCR-based current source inverter fed induction motor drive with open-end stator windings[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2018, 65(3): 2031-2038.

[27] 谢　震，李梦杰，张　兴，等. 基于下垂并网的双馈风力发电机谐波电压抑制策略[J]. 中国电机工程学报，2018，38(17)：5228-5237.
XIE Zhen, LI Mengjie, ZHANG Xing, et al. Harmonic-voltage suppress strategy of doubly-fed induction generators based on voltage source droop grid-connected output[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(17): 5228-5237.



冯艳涛
1992—，男，博士生
研究方向为双馈风力发电机组主动支撑控制
E-mail: Fengyantaom@163.com

FENG Yantao
Ph.D. candidate



谢　震(通信作者)
1976—，男，博士，教授，博导
主要研究方向为大功率风力发电用并网变流器
E-mail: ppsd2003xie@sina.com

XIE Zhen
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期　2022-02-25　在线出版日期　2022-08-05　　编辑　何秋萍

附录 A

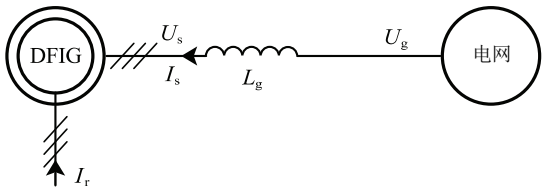


图 A1　双馈风力发电机的并网简化拓扑

Fig.A1　Simplified topology of grid-tied DFIG

$$
\begin{aligned}
A_0 &= \left(L_s^2 + L_s L_g\right)s^2 + \left(2L_s R_s + L_g R_s\right)s + \\
&\quad R_s^2 + L_s^2 \omega_{pll0}^2 + L_s L_g \omega_{pll0}^2 \\
A_1 &= L_g R_s \omega_{pll0} \\
B_0 &= \left(L_s s^3 + R_s s^2 + L_s \omega_{pll0}^2 s - R_s \omega_{pll0}^2\right) L_m L_g \\
B_1 &= \left(L_s \omega_{pll0} s^2 + 2R_s \omega_{pll0} s + \omega_{pll0}^3\right) L_m L_g \\
C_0 &= 2\left(L_s^2 s^2 + 2R_s L_s s + R_s^2 + L_s^2 \omega_{pll0}^2\right) U_{gq0} \\
C_1 &= -2\left(L_s^2 s^2 + 2R_s L_s s + R_s^2 + L_s^2 \omega_{pll0}^2\right) U_{gd0}
\end{aligned}
$$

附录 B　G_{11}、G_{21}、G_{31}、G_{41} 传递函数

1）优化控制策略下，ΔI_{rd}^* 到 ΔU_{sq} 扰动传递函数为

$$
G_{11} = \frac{\Delta U_{sq}}{\Delta I_{rd}^*} = \frac{\left(\begin{matrix} -A_1 A_1 B_0 G_i \left(A_1 + B_0 G_u G_i\right)/A_0 + \\ A_0 A_1 B_1 G_i - A_0 B_0 B_1 G_i G_i \end{matrix}\right)}{\left(\begin{matrix} A_1\left(A_1 + B_0 G_u G_i\right)\left(A_1 + C_0 H\right) + \\ \left(\begin{matrix} A_0 A_1 + A_1 B_0 G_i \\ -A_0 B_0 G_i - B_0 B_0 G_i G_i \end{matrix}\right)\left(A_0 - C_1 H\right) \end{matrix}\right)} \tag{B1}
$$

2）优化控制测量下，ΔI_{rd}^* 到 ΔU_{sd} 扰动传递函数为

$$
G_{21} = \frac{\Delta U_{sd}}{\Delta I_{rd}^*} = \frac{\left(\begin{matrix} A_1 B_0 G_i \left(B_0 G_i - A_1\right)\left(C_1 H - A_0\right)/A_0 + \\ B_1 G_i \left(A_1 - B_0 G_i\right)\left(A_1 + C_0 H\right) \end{matrix}\right)}{\left(\begin{matrix} A_1\left(A_1 + B_0 G_u G_i\right)\left(A_1 + C_0 H\right) + \\ \left(\begin{matrix} A_0 A_1 + A_1 B_0 G_i \\ -A_0 B_0 G_i - B_0 B_0 G_i G_i \end{matrix}\right)\left(A_0 - C_1 H\right) \end{matrix}\right)} \tag{B2}
$$

3）优化控制策略下，ΔU_{sd}^* 到 ΔU_{sq} 的闭环传递函数为

$$
G_{31} = \frac{\Delta U_{sq}}{\Delta U_{sd}^*} = \frac{\left(\begin{matrix} A_1 A_1 B_0 B_1 G_i G_i G_u / A_0 + A_1 A_1 B_1 G_i G_u + \\ A_1 B_0 B_0 G_i G_i G_u + A_1 A_0 B_0 G_i G_u \end{matrix}\right)}{\left(\begin{matrix} A_1\left(A_1 + B_0 G_u G_i\right)\left(A_1 + C_0 H\right) + \\ \left(\begin{matrix} A_0 A_1 + A_1 B_0 G_i \\ -A_0 B_0 G_i - B_0 B_0 G_i G_i \end{matrix}\right)\left(A_0 - C_1 H\right) \end{matrix}\right)} \tag{B3}
$$

4）优化控制策略下，ΔU_{sd}^* 到 ΔU_{sd} 的闭环传递函数为

$$
G_{41} = \frac{\Delta U_{sd}}{\Delta U_{sd}^*} = \frac{\left(\begin{matrix} A_1 B_1 G_u G_i \left(A_0 + B_0 G_i\right)\left(C_1 H - A_0\right)/A_0 + \\ A_1 B_0 G_u G_i \left(A_1 + C_0 H\right) \end{matrix}\right)}{\left(\begin{matrix} A_1\left(A_1 + B_0 G_u G_i\right)\left(A_1 + C_0 H\right) + \\ \left(\begin{matrix} A_0 A_1 + A_1 B_0 G_i \\ -A_0 B_0 G_i - B_0 B_0 G_i G_i \end{matrix}\right)\left(A_0 - C_1 H\right) \end{matrix}\right)} \tag{B4}
$$

附录 C　理论分析部分主导极点图

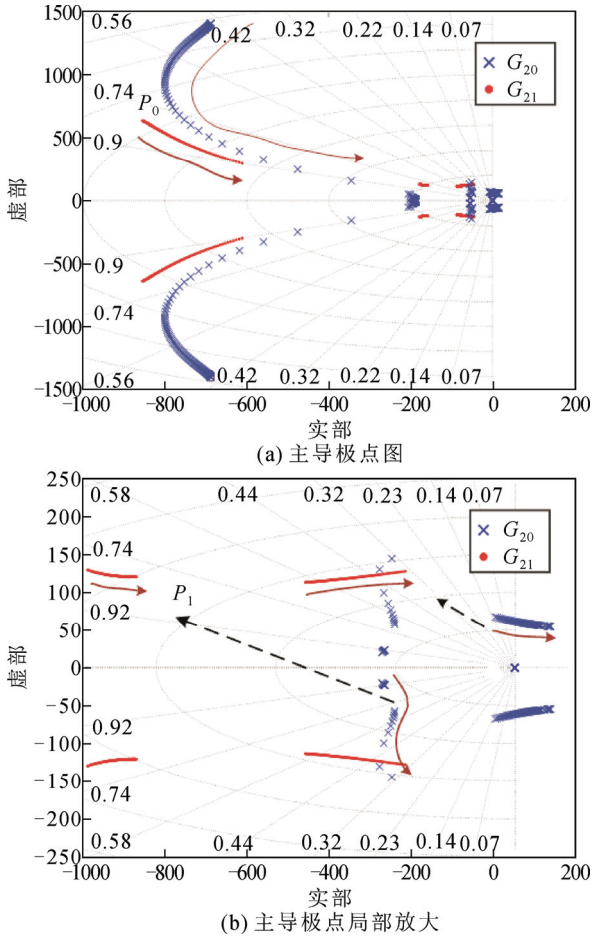


图 C1　G_{20} 和 G_{21} 的主导极点对比

Fig.C1　Contrast of predominant poles of G_{20} and G_{21}

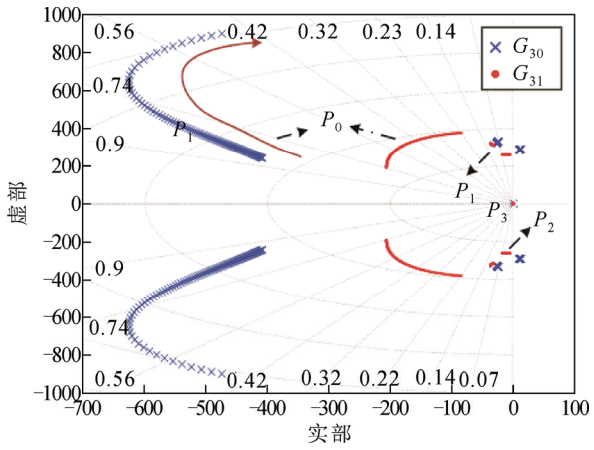
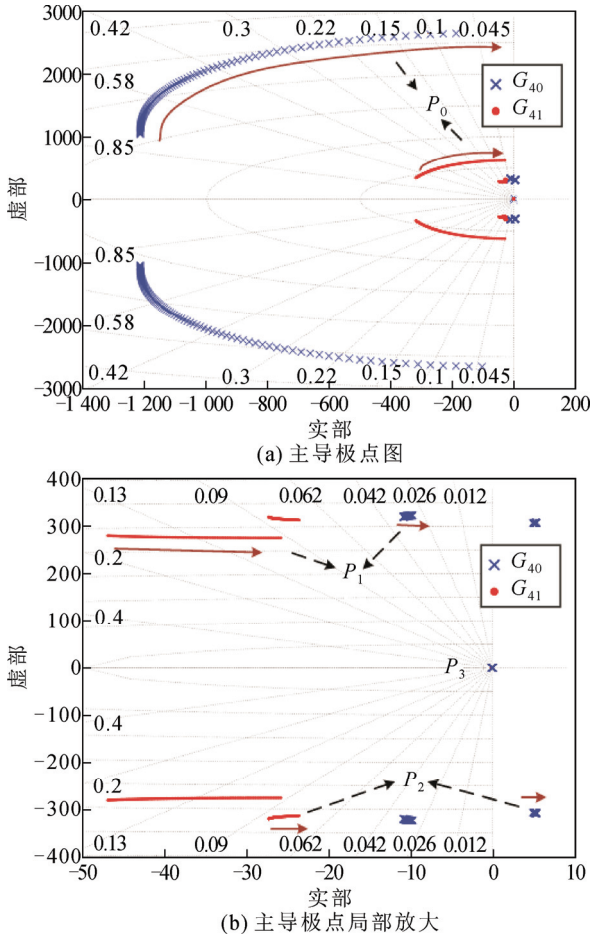


图 C2　G_{30} 和 G_{31} 的主导极点对比

Fig.C2　Contrast of predominant poles of G_{30} and G_{31}



(a) 主导极点图

(b) 主导极点局部放大

图 C3　G_{40} 和 G_{41} 的主导极点对比

Fig.C3　Contrast of predominant poles of G_{40} and G_{41}

附录 D

2 mW 双馈风力发电机参数表。

表 D1　2 mW 双馈电机参数

Table D1　Parameters of a 2 mW-DFIG

参数	数值	参数	数值
定子电压/V	690	额定转速/(r·min^{-1})	1500
额定功率/kW	2000	转子电感/H	0.0127
定子电感/H	0.0123	极对数 p	2
互感/H	0.0122		

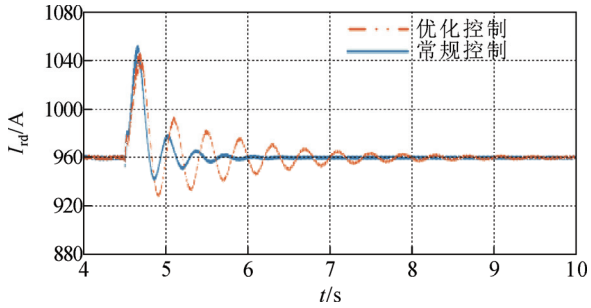


图 D1　2 mW 双馈风电机组转子有功电流 I_{rd}

Fig.D1　Rotor current I_{rd} for the 2 mW-DFIG

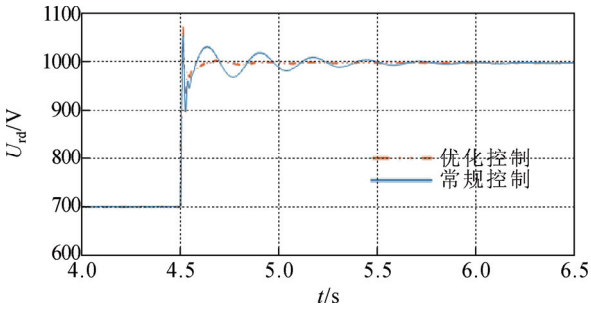


图 D2　2 mW 双馈风电机组电压幅值

Fig.D2　Stator voltage amplitude of the 2 mW-DFIG

表 D2　实验参数

Table D2　Experimental parameters

参数	数值	参数	数值
定子电压/V	190	额定转速/(r·min^{-1})	900
额定功率/kW	11	转子电感//H	0.0767
定子电感/H	0.0747	极对数 p	3
互感/H	0.0726		

附录 E　部分实验结果

在图 E1 中，左侧纵坐标表示 U_{sd} 的刻度轴，右侧纵坐标表示 U_{sq} 的刻度轴。$U_{sd\text{-}0}$、$U_{sq\text{-}0}$ 表示常规控制下的响应曲线，$U_{sd\text{-}1}$、$U_{sq\text{-}1}$ 表示优化控制下的响应曲线。

在图 E2 中，左侧纵坐标表示 I_{rd} 的刻度轴，右侧纵坐标表示 I_{rq} 的刻度轴。$I_{rd\text{-}0}$、$I_{rq\text{-}0}$ 表示常规控制下的响应曲线，$I_{rd\text{-}1}$、$I_{rq\text{-}1}$ 表示优化控制下的响应曲

线。

在图 E3 中，左侧纵坐标表示 P 的刻度轴，右侧纵坐标表示 Q 的刻度轴。P_0、Q_0 表示常规控制下的响应曲线，P_1、Q_1 表示优化控制下的响应曲线。

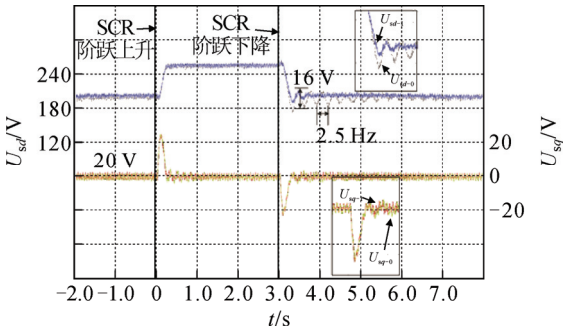


图 E1　电网 SCR 骤变下定子电压 U_{sd}、U_{sq}

Fig.E1　Stator voltage U_{sd} and U_{sq} under SCR step change

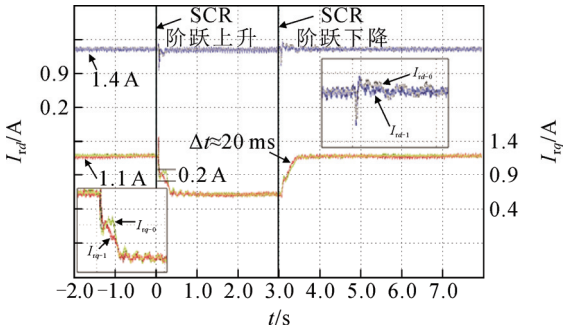


图 E2　电网 SCR 骤变下转子电流 I_{rd}、I_{rq}

Fig.E2　Rotor current I_{rd} and I_{rq} under SCR step change

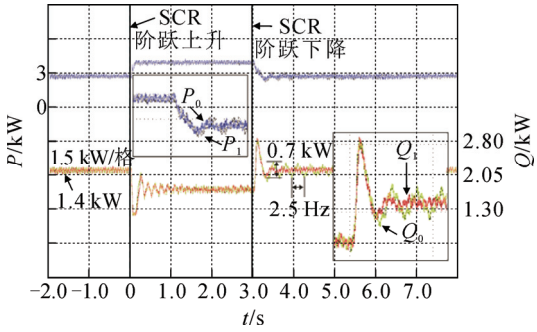


图 E3　电网 SCR 骤变下功率 P、Q

Fig.E3　P and Q of DFIG under SCR step change