

## 弱电网下双馈风电机组电网电压扰动补偿控制策略

张学广<sup>1</sup>, 张雅阁<sup>1</sup>, 方 冉<sup>1</sup>, 陈 烈<sup>2</sup>, 徐殿国<sup>1</sup>

(1. 哈尔滨工业大学电气工程及自动化学院, 黑龙江省哈尔滨市 150001;

2. 上海建坤信息技术有限责任公司, 上海市 200032)

**摘要:** 针对弱电网下双馈风电并网系统的稳定性问题,文中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。首先,在同步旋转坐标系下建立双馈风电机组,包括转子侧变换器和网侧变换器的统一阻抗模型。然后,基于所建立的阻抗模型分析了并网点电压扰动到控制器输出的传递关系,分别在转子侧电流环和网侧电流环引入了电压扰动补偿对变换器进行改进控制,并通过广义奈奎斯特判据证明了该方法能有效提高双馈风电机组在弱电网下的并网稳定性。理论分析表明,基于并网点电压扰动补偿的转子侧和网侧补偿控制能很好地改善双馈风电机组的输出阻抗特性,从而提高其在弱电网下的稳定性。最后,通过仿真分析验证了该补偿控制方法的有效性。

**关键词:** 双馈风电机组; 弱电网; 电压扰动补偿; 阻抗建模; 广义奈奎斯特判据

### 0 引言

双馈感应发电机(doubly-fed induction generator, DFIG)是目前使用最为广泛的风力发电机型,其并网稳定运行问题不容忽视<sup>[1]</sup>。目前,针对双馈电机并网稳定性研究主要集中在由串联补偿引起的次同步谐振问题和弱电网条件下的并网稳定问题<sup>[2-5]</sup>。

在弱电网运行条件下,双馈风电机组和电网阻抗的相互影响是导致系统失去稳定的主要原因<sup>[5]</sup>,因此有必要建立双馈风电机组的阻抗模型。文献[6]在串补电网下建立了考虑转子侧变换器(rotor side converter, RSC)和网侧变换器(grid side converter, GSC)电流内环的阻抗模型。文献[7]在弱电网下进一步考虑锁相环,在同步旋转坐标系下得到了一个较为综合的阻抗模型。文献[8]在静止坐标系下建立了双馈风电机组的正负序阻抗模型。文献[9]建立了考虑双馈风机励磁互感的静止坐标系阻抗模型。文献[10]建立了一个考虑频率耦合的双馈风电机组频域阻抗模型。文献[11]在静止坐标系下建立了一个综合考虑转子侧和网侧内外环控制器的阻抗模型。文献[12]将双馈风电并网系统等效为二阶RLC电路来定量分析串补并网系统的稳定性。

为了提高双馈风电机组在弱电网下的并网稳定性,目前主要有2种方法,一种是阻抗重塑法,通过改变双馈风电机组的等效阻抗,从而增强系统的抗干扰能力<sup>[13-14]</sup>。如文献[14]针对弱电网条件下双馈风电机组与电网之间的阻抗相互作用可能引发的高频振荡问题,提出了基于虚拟阻抗的改进控制方法。另一种是虚拟同步控制,如文献[15-16]在弱电网条件下使用虚拟同步控制,增强了双馈风电机组的运行稳定性,但是其工程应用仍存在许多问题需要解决。

实际上,如果能够得到并网点电压扰动量到控制器输出之间的传递关系,就能够引入并网点电压扰动补偿来提高并网系统在弱电网下的稳定性,目前该方法已经在并网变换器中得到应用<sup>[17-22]</sup>。文献[17]通过扰动传递关系在线计算扰动前馈系数,实现了弱电网条件下并网变换器的自适应控制。文献[18-19]研究了弱电网下电网电压前馈对并网变换器稳定性的影响。文献[20-22]分析了采样延时和带通滤波器对电网电压前馈控制策略的影响。因为双馈风电机组中并网点电压扰动到控制器输出的传递关系较为复杂,目前尚没有在双馈风电机组RSC中引入电压扰动补偿项来提高系统稳定性的研究。同步旋转坐标系下的阻抗模型能直观体现并网点电压扰动到控制器输出之间的传递关系<sup>[23]</sup>,便于控制器的改进,因此本文将在同步旋转坐标系中建立双馈风电机组的阻抗模型,并引入电压扰动补偿项来提高其在弱电网下的运行稳定性。

本文首先在同步旋转坐标系下建立了双馈电机

收稿日期: 2019-02-16; 修回日期: 2019-08-27。

上网日期: 2020-02-03。

国家重点研发计划资助项目(2018YFB0904000); 国家自然科学基金资助项目(51977046, 51577040)。

包括RSC和GSC的统一阻抗模型,通过分析并网点电压扰动到控制器输出的关系,提出了基于电网电压扰动补偿的转子侧和网侧电流环补偿控制策略,并给出了该控制策略的实现方法。最后通过仿真分析,验证了所提方法的有效性。

## 1 双馈风电机组统一阻抗建模

图1为双馈风电机组结构框图,其中, $u_s, u_r$ 和 $i_s, i_r$ 分别为定、转子电压和电流; $u_1$ 和 $i_1$ 分别为GSC的电压和电流; $\theta$ 和 $\theta_r$ 分别为电网电压相角和转子相角; $u_{dc}$ 为直流母线电压; $i_g$ 为线路电流; $L$ 为网侧滤波器电感。

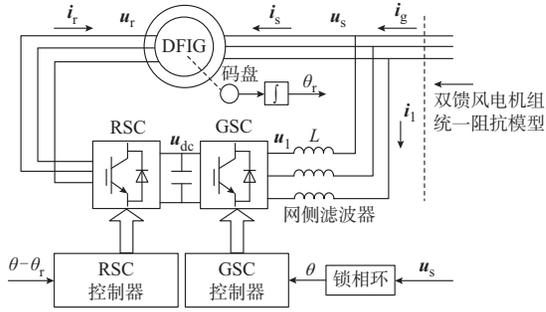


图1 双馈风电机组结构框图  
Fig.1 Structure diagram of DFIG based wind turbine

### 1.1 双馈发电机及RSC和GSC建模

已有文献对双馈电机、RSC以及GSC进行了建模<sup>[7,23-24]</sup>,本文不再详细推导。设 $\bar{x} = [\bar{x}_d, \bar{x}_q]^T$  ( $x = u_s, u_r, i_s, i_r$ )表示dq坐标系下定、转子电压和电流的d轴和q轴小信号扰动量,为了便于阅读,本文直接将d轴和q轴2个方程写成一个用二阶矩阵表示的dq方程,二阶矩阵在每一个dq方程对应的解释里面给出,则双馈电机小信号阻抗模型可表示为:

$$\bar{u}_s = G_{zs} \bar{i}_s + G_{zms} \bar{i}_r \quad (1)$$

$$\bar{u}_r = G_{zr} \bar{i}_r + G_{zmr} \bar{i}_s \quad (2)$$

$$\begin{cases} G_{zs} = \begin{bmatrix} R_s + sL_s & -\omega L_s \\ \omega L_s & R_s + sL_s \end{bmatrix} \\ G_{zms} = \begin{bmatrix} sL_m & -\omega L_m \\ \omega L_m & sL_m \end{bmatrix} \\ G_{zr} = \begin{bmatrix} R_r + sL_r & -\omega_2 L_r \\ \omega_2 L_r & R_r + sL_r \end{bmatrix} \\ G_{zmr} = \begin{bmatrix} sL_m & -\omega_2 L_m \\ \omega_2 L_m & sL_m \end{bmatrix} \end{cases} \quad (3)$$

式中: $L_s$ 和 $L_r$ 分别为定、转子电感; $R_s$ 和 $R_r$ 分别为定、转子电阻; $L_m$ 为定、转子互感; $\omega$ 和 $\omega_2$ 分别为电网电流角频率和转子电流角频率;上标“~”表示对应变量的小信号扰动量。

双馈风电机组的RSC控制框图如附录A图A1所示,图中, $k_{p,pq}, k_{i,pq}$ 和 $k_{p,ir}, k_{i,ir}$ 分别为转子侧功率环

和电流环的比例-积分(PI)系数( $G_{ci} = k_{p,ir} + k_{i,ir}/s$ ,  $G_{cpq} = k_{p,pq} + k_{i,pq}/s$ ); $P_{s,ref}, Q_{s,ref}$ 和 $P_s, Q_s$ 分别为双馈电机输出的有功、无功功率给定值和实际值。则转子侧电流内环控制器的小信号表达式为:

$$\bar{u}_r = G_{ci}(\bar{i}_{r,ref} - \bar{i}_r) + G_{d1} \bar{i}_r + G_{d2} \bar{i}_s \quad (4)$$

式中: $\bar{i}_{r,ref}$ 为双馈电机转子侧功率环的小信号; $G_{ci}$ 为矩阵形式的电流环PI控制器的传递函数; $G_{d1}$ 为矩阵形式的转子电流解耦项的传递函数; $G_{d2}$ 为矩阵形式的定子电流解耦项的传递函数,表达式如下。

$$\begin{cases} G_{ci} = \left( k_{p,ir} + \frac{k_{i,ir}}{s} \right) \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \\ G_{d1} = \begin{bmatrix} 0 & -\omega_2 L_r \\ \omega_2 L_r & 0 \end{bmatrix} \\ G_{d2} = \begin{bmatrix} 0 & -\omega_2 L_m \\ \omega_2 L_m & 0 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (5)$$

双馈电机转子侧功率环的小信号表达式为:

$$\bar{i}_{r,ref} = G_{cpq} \begin{bmatrix} \bar{P}_{s,ref} - \bar{P}_s \\ \bar{Q}_{s,ref} - \bar{Q}_s \end{bmatrix} + G_{d3} \bar{u}_s \quad (6)$$

式中:下标ref表示对应变量的给定值。

$G_{cpq}$ 和 $G_{d3}$ 分别为矩阵形式的转子侧功率环的PI控制器和矩阵形式的前馈项,即

$$\begin{cases} G_{cpq} = \left( k_{p,pq} + \frac{k_{i,pq}}{s} \right) \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & -1 \end{bmatrix} \\ G_{d3} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ -1 & 0 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (7)$$

双馈风电机组机侧输出的有功、无功功率的小信号表达式为:

$$[\bar{P}_s \quad \bar{Q}_s]^T = G_{pq}^v \bar{u}_s + G_{pq}^i \bar{i}_s \quad (8)$$

$G_{pq}^v$ 和 $G_{pq}^i$ 分别为有功、无功功率与电压和电流之间的传递关系,可表示为:

$$\begin{cases} G_{pq}^v = -\frac{3}{2} \begin{bmatrix} I_{sd} & I_{sq} \\ -I_{sq} & I_{sd} \end{bmatrix} \\ G_{pq}^i = -\frac{3}{2} \begin{bmatrix} U_{sd} & U_{sq} \\ U_{sq} & -U_{sd} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (9)$$

式中: $I_{sd}$ 和 $I_{sq}$ 分别为定子电流的d轴和q轴稳态值; $U_{sd}$ 和 $U_{sq}$ 分别为定子电压的d轴和q轴稳态值。

GSC的控制策略如附录A图A2所示。 $k_{p,il}, k_{i,il}$ 和 $k_{p,dc}, k_{i,dc}$ 分别为网侧电流环和电压环的PI系数( $G_{gci} = k_{p,il} + k_{i,il}/s$ ,  $G_{gcv} = k_{p,dc} + k_{i,dc}/s$ ); $u_{dc,ref}$ 和 $u_{dc}$ 分别为直流母线电压的给定值和实际值。

网侧滤波器的小信号表达式如式(10)所示。

$$\begin{cases} \bar{u}_1 = \bar{u}_s - G_{z1} \bar{i}_1 \\ G_{z1} = \begin{bmatrix} sL + R_1 & -\omega L \\ \omega L & sL + R_1 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (10)$$

式中:  $R_1$  为网侧滤波器的等效电阻。

网侧电流控制环的小信号表达式为:

$$\begin{cases} \bar{u}_1 = G_{\text{gci}}(\bar{i}_{1,\text{ref}} - \bar{i}_1) + G_{\text{del}}\bar{i}_1 \\ G_{\text{gci}} = -\left(k_{\text{p,il}} + \frac{k_{\text{i,il}}}{s}\right) \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \\ G_{\text{del}} = \begin{bmatrix} 0 & \omega L \\ -\omega L & 0 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (11)$$

式中:  $G_{\text{gci}}$  为矩阵形式的网侧电流环 PI 控制器的传递函数;  $G_{\text{del}}$  为矩阵形式的网侧解耦项的传递函数。

直流电压环的小信号表达式为:

$$\begin{cases} \bar{i}_{1,\text{ref}} = -G_{\text{gecv}}\bar{u}_{\text{dc}} \\ G_{\text{gecv}} = \begin{bmatrix} k_{\text{p,dc}} + \frac{k_{\text{i,dc}}}{s} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (12)$$

式中:  $G_{\text{gecv}}$  为矩阵形式的直流电压环 PI 控制器的传递函数。

## 1.2 锁相环建模

锁相环的结构框图如附录 A 图 A3 所示。弱电网下并网点电压存在扰动, 锁相环动态会导致锁相环相角和实际电网相角存在偏差  $\Delta\theta$ 。据文献[7]中的推导, 系统中存在 2 个坐标系, 上标 c 表示锁相环 dq 坐标系, 上标 s 表示系统的 dq 坐标系。RSC 和 GSC 中的变量在 2 个坐标系间的关系如下。

$$\begin{cases} \bar{i}_s^c = \bar{i}_s^s + G_{\text{pll}}^{\text{is}}\bar{u}_s^s \\ \bar{u}_s^c = \bar{u}_s^s + G_{\text{pll}}^{\text{us}}\bar{u}_s^s \\ \bar{i}_r^c = \bar{i}_r^s + G_{\text{pll}}^{\text{ir}}\bar{u}_s^s \\ \bar{u}_r^c = \bar{u}_r^s + G_{\text{pll}}^{\text{ur}}\bar{u}_s^s \\ \bar{u}_1^c = \bar{u}_1^s + G_{\text{pll}}^{\text{ul}}\bar{u}_s^s \\ \bar{i}_1^c = \bar{i}_1^s + G_{\text{pll}}^{\text{il}}\bar{u}_s^s \end{cases} \quad (13)$$

$G_{\text{pll}}^{\text{vs}}, G_{\text{pll}}^{\text{vr}}, G_{\text{pll}}^{\text{vl}}, G_{\text{pll}}^{\text{is}}, G_{\text{pll}}^{\text{ir}}, G_{\text{pll}}^{\text{il}}$  分别表示由于锁相环动态而出现的电网电压扰动到定子、转子、网侧的电压及电流的传递函数矩阵, 可表示为:

$$\begin{cases} G_{\text{pll}}^{\text{is}} = G_{\text{pll}} \begin{bmatrix} 0 & I_{sq} \\ 0 & -I_{sd} \end{bmatrix} \\ G_{\text{pll}}^{\text{ir}} = G_{\text{pll}} \begin{bmatrix} 0 & I_{rq} \\ 0 & -I_{rd} \end{bmatrix} \\ G_{\text{pll}}^{\text{vs}} = G_{\text{pll}} \begin{bmatrix} 0 & U_{sq} \\ 0 & -U_{sd} \end{bmatrix} \\ G_{\text{pll}}^{\text{vr}} = G_{\text{pll}} \begin{bmatrix} 0 & U_{rq} \\ 0 & -U_{rd} \end{bmatrix} \\ G_{\text{pll}}^{\text{vl}} = G_{\text{pll}} \begin{bmatrix} 0 & U_{lq} \\ 0 & -U_{ld} \end{bmatrix} \\ G_{\text{pll}}^{\text{il}} = G_{\text{pll}} \begin{bmatrix} 0 & I_{lq} \\ 0 & -I_{ld} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (15)$$

式中:  $U_{rd}, U_{rq}$  和  $I_{rd}, I_{rq}$  分别为转子电压和电流的  $d$

轴和  $q$  轴稳态值;  $U_{ld}, U_{lq}$  和  $I_{ld}, I_{lq}$  分别为 GSC 电压和电流的  $d$  轴和  $q$  轴稳态值。

其中,  $G_{\text{pll}}$  为锁相环闭环传递函数, 其表达式为:

$$G_{\text{pll}} = \frac{k_{\text{p,pll}}s + k_{\text{i,pll}}}{s^2 + U_{sd}(k_{\text{p,pll}}s + k_{\text{i,pll}})} \quad (16)$$

式中:  $k_{\text{p,pll}}$  和  $k_{\text{i,pll}}$  为锁相环控制器的 PI 系数。

## 1.3 直流母线电容模块的小信号建模

将功率和电压分量写成矩阵形式, 设流经 RSC 的有功功率为  $p_r$ , 流经 GSC 的有功功率为  $p_l$ , 直流母线电压为  $u_{\text{dc}}$ , 直流母线电容为  $C$ , 则有:

$$\begin{cases} \bar{p}_r = G_{\text{pvr}}\bar{u}_r^s + G_{\text{pir}}\bar{i}_r^s \\ \bar{p}_l = G_{\text{pvl}}\bar{u}_l^s + G_{\text{pil}}\bar{i}_l^s \end{cases} \quad (17)$$

式中:  $G_{\text{pvr}} = \frac{3}{2} \begin{bmatrix} I_{rd} & I_{rq} \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$ ,  $G_{\text{pir}} = \frac{3}{2} \begin{bmatrix} U_{rd} & U_{rq} \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$ ,  $G_{\text{pvl}} = \frac{3}{2} \begin{bmatrix} I_{ld} & I_{lq} \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$ ,  $G_{\text{pil}} = \frac{3}{2} \begin{bmatrix} U_{ld} & U_{lq} \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$ 。

通过小信号线性化可得到直流母线电容功率  $P_{\text{dc}}$  的小信号表达式为:

$$\bar{P}_{\text{dc}} = \begin{bmatrix} sCU_{\text{dc}} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \bar{u}_{\text{dc}} \quad (18)$$

式中:  $U_{\text{dc}}$  为直流母线电压的稳态值。

由功率流动关系经过小信号线性化后可得到:

$$\begin{cases} G_{\text{pvl}}\bar{u}_l^s + G_{\text{pil}}\bar{i}_l^s - G_{\text{pvr}}\bar{u}_r^s - G_{\text{pir}}\bar{i}_r^s = G_{\text{pdc}}\bar{u}_{\text{dc}} \\ G_{\text{pdc}} = \begin{bmatrix} sCU_{\text{dc}} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (19)$$

## 1.4 双馈风电机组统一阻抗模型求解及扫频验证

综合考虑转子侧电流内环、功率外环和网侧电流内环、直流电压外环、锁相环及直流母线电容小信号模型, 将其级联起来可得到整个 RSC 和 GSC 的小信号模型, 即

$$\bar{u}_r^s = (G_{d1} - G_{ci})\bar{i}_r^s + (G_{d2} - G_{ci}G_{\text{cpq}}G_{\text{pq}}^i)\bar{i}_s^s + G_{\text{vsr}}\bar{u}_s^s \quad (20)$$

$$\bar{u}_l^s = (G_{\text{del}} - G_{\text{gci}})\bar{i}_l^s - G_{\text{gci}}G_{\text{gecv}}\bar{u}_{\text{dc}} + G_{\text{vsl}}\bar{u}_s^s \quad (21)$$

式中:  $G_{\text{vsr}}$  和  $G_{\text{vsl}}$  分别为电网电压扰动到转子侧和网侧控制器输出之间的扰动传递函数矩阵, 表达式如式(22)和式(23)所示。

$$G_{\text{vsr}} = G_{\text{ci}}[G_{d3}(E + G_{\text{pll}}^{\text{vs}}) - G_{\text{cpq}}G_{\text{pq}}^v(E + G_{\text{pll}}^{\text{vs}}) - G_{\text{cpq}}G_{\text{pq}}^iG_{\text{pll}}^{\text{is}} - G_{\text{pll}}^{\text{ir}}] + G_{d1}G_{\text{pll}}^{\text{ir}} + G_{d2}G_{\text{pll}}^{\text{is}} - G_{\text{pll}}^{\text{vr}} \quad (22)$$

$$G_{\text{vsl}} = (G_{\text{del}} - G_{\text{gci}})G_{\text{pll}}^{\text{il}} - G_{\text{pll}}^{\text{vl}} \quad (23)$$

式中:  $E$  为二阶单位矩阵。

联立各小信号阻抗模型, 将其写为矩阵:

$$AX = B\bar{u}_s^s \quad (24)$$

$$X = [\bar{u}_r^s \quad \bar{i}_r^s \quad \bar{i}_s^s \quad \bar{u}_l^s \quad \bar{i}_l^s \quad \bar{u}_{\text{dc}}]^T \quad (25)$$

$$B = [E \quad 0 \quad G_{\text{vsr}} \quad E \quad G_{\text{vsl}} \quad 0]^T \quad (26)$$

$$A = \begin{bmatrix} 0 & G_{zms} & G_{zs} & 0 & 0 & 0 \\ E & -G_{zr} & -G_{zmr} & 0 & 0 & 0 \\ E & G_{ci} - G_{d1} & G_{ci}G_{cpq}G_{pq}^i - G_{d2} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & E & G_{z1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & E & G_{gci} - G_{del} & G_{gci}G_{gev} \\ G_{pir} & G_{pvr} & 0 & -G_{pvl} & -G_{pil} & G_{pdc} \end{bmatrix} \quad (27)$$

求解上述方程可得:

$$X = A^{-1}B\bar{u}_s^s \quad (28)$$

其中,  $A^{-1}B$  中第5和6行表示矩阵形式的双馈电机和转子侧部分的等效输入导纳, 记为  $Y_{dfig, rsc}$ ,  $A^{-1}B$  中第9和10行表示矩阵形式的网侧部分的等效输入导纳, 记为  $Y_{gsc}$ , 具体表达式详见附录A式(A1)至式(A2)。则可得到整个双馈风电机组的输入导纳为:

$$Y_{sys} = Y_{dfig, rsc} + Y_{gsc} \quad (29)$$

为了验证所推导的阻抗模型的准确性, 在Simulink中搭建了仿真模型, 并进行频率扫描测量。双馈风电机组中的系统参数和控制器参数分别在附录A表A1和表A2中给出, 得到的频率扫描结果如图2所示。图中蓝色圆圈为通过频率扫描法测量得到的等效导纳结果, 而红色曲线为理论模型导纳计算值, 即通过式(29)计算得到的导纳值, 在5~500 Hz之间理论模型与扫频结果基本吻合, 证明了所建模型的正确性。

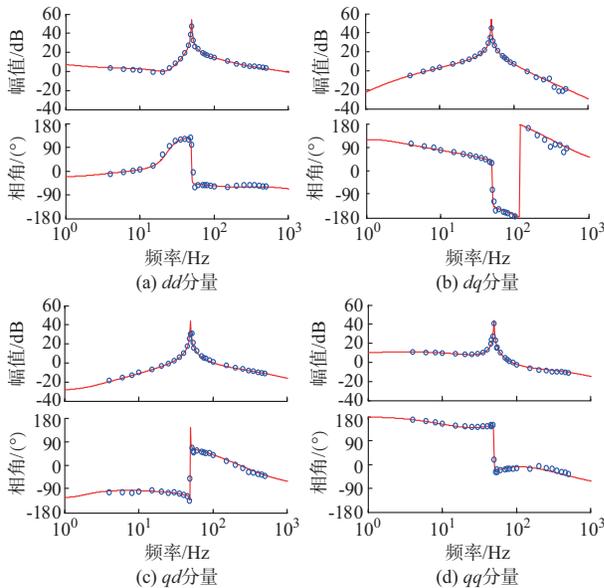


图2 双馈风电机组导纳模型的频率扫描结果  
Fig. 2 Frequency scanning results of admittance model for DFIG based wind turbine

## 2 双馈风电机组补偿控制方法

在弱电网条件下, 当电网参数发生变化时, 会影

响双馈风电机组并网系统的稳定运行。如果能够在控制器中对并网点电压的扰动量进行适当补偿, 就能够有效地提高其在弱电网条件下的稳定性。为了减轻电网电压扰动对系统控制器输出的影响, 最直接的方法是将电网电压扰动通过扰动传递函数前馈到系统中, 但这种方法实现比较困难。由上述分析可知, 扰动传递函数与系统运行状态和控制器参数密切相关, 尤其是RSC的扰动传递函数形式十分烦琐, 实用性不强, 而且  $dq$  轴电网电压全前馈函数存在耦合, 不利于系统的稳定运行, 因此有必要对扰动传递函数进行简化得到相应的电网电压扰动补偿传递函数。

### 2.1 RSC 补偿控制策略

由上述阻抗模型可知,  $G_{vsr}$  表示电网电压扰动到转子侧控制器输出之间的扰动传递函数矩阵, 分析其表达式主要成分后, 代入系统稳态工作点和控制器参数, 对其进行简化记为  $G_{vsr}^{sim}$ , 即

$$G_{vsr}^{sim} = G_{ci}G_{d3} - G_{ci}G_{cpq}G_{pq}^v - G_{ci}G_{pll}^i = \begin{bmatrix} \frac{3}{2}G_{ci}G_{cpq}I_{sd} & \frac{3}{2}G_{ci}G_{cpq}I_{sq} - G_{ci}G_{pll}I_{rq} \\ \frac{3}{2}G_{ci}G_{cpq}I_{sq} - \frac{G_{ci}}{\omega L_m} & -\frac{3}{2}G_{ci}G_{cpq}I_{sd} + G_{ci}G_{pll}I_{rd} \end{bmatrix} \quad (30)$$

画出简化后的扰动传递函数矩阵  $G_{vsr}^{sim}$  (蓝色线) 和理论模型对应的扰动传递函数矩阵  $G_{vsr}$  (红色线) 的波特图, 如附录A图A4所示, 二者的波特图基本完全重合。而且扰动传递函数矩阵中的  $dq$  和  $qd$  分量与  $dd$  和  $qq$  分量相比要小很多, 所以在设计补偿控制器时, 可以忽略  $dq$  轴之间的耦合项。因此可以用简化后的传递关系代替通过模型求解得到的精确传递关系, 进行扰动补偿来简化改进控制器的结构。

本文用带通滤波器滤除直流稳态工作点和开关噪声, 从而得到并网点电压的扰动量, 然后再经扰动传递函数补偿到转子侧电流控制器的输出上。这样就得到引入补偿控制的转子侧电流控制器如图3所示, 图中  $u_{sd}$ ,  $u_{sq}$  和  $u_{rd}$ ,  $u_{rq}$  分别为定、转子电压的  $d$  轴和  $q$  轴瞬时值;  $i_{sd}$ ,  $i_{sq}$  和  $i_{rd}$ ,  $i_{rq}$  分别为定、转子电流的  $d$  轴和  $q$  轴瞬时值。

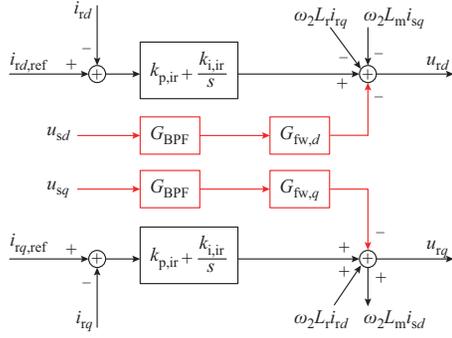


图3 转子侧电流环补偿控制器框图  
Fig. 3 Block diagram of current loop compensation controller at rotor side

转子侧电流环补偿控制器的表达式如式(31)所示。

$$\begin{cases} u_{rd} = \left(k_{p,ir} + \frac{k_{i,ir}}{s}\right) (i_{rd,ref} - i_{rd}) - \omega_2 L_r i_{rq} - \\ \omega_2 L_m i_{sq} - G_{BPF} G_{fw,d} u_{sd} \\ u_{rq} = \left(k_{p,ir} + \frac{k_{i,ir}}{s}\right) (i_{rq,ref} - i_{rq}) + \omega_2 L_r i_{rd} + \\ \omega_2 L_m i_{sd} - G_{BPF} G_{fw,q} u_{sq} \end{cases} \quad (31)$$

其中  $G_{BPF}$  为带通滤波器的传递函数,即

$$G_{BPF} = \frac{s}{\omega_{c1}} \frac{1}{\left(\frac{s}{\omega_{c1}} + 1\right)\left(\frac{s}{\omega_{c2}} + 1\right)} \quad (32)$$

式中:  $\omega_{c1}$  和  $\omega_{c2}$  分别为滤除工频和开关噪声的截止频率。考虑到需要提取的谐振信号为  $dq$  轴分量,工频分量变为直流量,故带通滤波器的截止频率取值  $\omega_{c1} = 2\pi \times 10 \text{ rad/s}$ ,  $\omega_{c2} = 2\pi \times 400 \text{ rad/s}$ 。

$G_{fw,d}$  和  $G_{fw,q}$  分别为转子侧  $d$  轴补偿传递函数和  $q$  轴补偿传递函数,其频率特性曲线分别与简化扰动传递函数  $G_{vsr}^{sim}$  的  $dd$  分量和  $qq$  分量的频率特性曲线一致,其表达式为:

$$G_{fw,d} = K_r \frac{3G_{ci} G_{cpq} I_{sd}}{2} \quad (33)$$

$$G_{fw,q} = K_r \left( \frac{-3G_{ci} G_{cpq} I_{sd}}{2} + G_{ci} G_{pll} I_{rd} \right) \quad (34)$$

式中:  $K_r$  为转子侧扰动补偿系数。

## 2.2 GSC 补偿控制策略

由上述阻抗模型可知,  $G_{vsl}$  表示电网电压扰动到网侧控制器输出之间的扰动传递函数矩阵,其波特图如附录 A 图 A5 所示。

$$G_{vsl} = \begin{bmatrix} 0 & G_{gci} G_{pll} I_{lq} - \omega L G_{pll} I_{ld} - G_{pll} U_{lq} \\ 0 & -\omega L G_{pll} I_{lq} - G_{gci} G_{pll} I_{ld} + G_{pll} U_{ld} \end{bmatrix} \quad (35)$$

因为  $dd$  和  $qd$  分量为 0,所以仅画出了  $dq$  和  $qq$  分量波特图。从附录 A 图 A5 可知,  $dq$  分量的幅值远小于  $qq$  分量,则在设计补偿控制器时  $dq$  分量可以忽略,所以引入补偿控制的网侧电流环控制器结构如附录 A 图 A6 所示。

附录 A 图 A6 中  $G_{BPF}$  表示带通滤波器传递函数,  $G_{fw}^g$  表示网侧补偿传递函数,由于 GSC 控制时,  $q$  轴电流一般给定为 0,系统稳定后  $I_{lq} = 0$ ,因此式(35)中  $qq$  分量可进一步简化,最终得到补偿传递函数如式(36)所示,其频率特性曲线与扰动传递函数  $G_{vsl}$  的  $qq$  分量的频率特性曲线一致。

$$G_{fw}^g = K_g (-G_{gci} G_{pll} I_{ld} + G_{pll} U_{ld}) \quad (36)$$

式中:  $K_g$  为网侧扰动补偿系数。

## 2.3 RSC 和 GSC 协调补偿控制策略

双馈风电机组在并网时等效于电流源与阻抗并联,在转子侧和网侧同时引入并网点电压扰动补偿,可以重塑双馈电机的输出阻抗特性,增大双馈风电机组等效阻抗,从而提高了双馈风电机组对并网点电压扰动的抗干扰能力。附录 A 图 A7 为引入补偿控制前后的双馈风电机组等效导纳波特图,图中蓝色虚线表示传统控制下的波特图,红色实线表示引入补偿控制 ( $K_r = 0.4$ ,  $K_g = 0.8$ ) 后的波特图。在双馈风电机组的转子侧和网侧电流环中同时引入并网点电压扰动补偿控制后,等效导纳  $dd$  和  $qq$  分量在整个频段内的幅值下降,表明系统等效阻抗增大,提高了系统对电压扰动的抗干扰能力。而且  $qq$  分量高于 50 Hz 频段,系统由原来的负导纳特性变为正导纳特性。

## 2.4 补偿系数设计

双馈风电机组常通过远距离输电线路接入主电网,电网阻抗往往不能忽略,电网阻抗和双馈风电机组阻抗之间的相互作用是双馈风电并网系统失稳的重要原因。其中,广义奈奎斯特判据是一种广泛使用的并网系统稳定性判别依据<sup>[23]</sup>。因此,由双馈风电机组的等效导纳  $Y_{sys}$  和电网阻抗  $Z_g$  得到回比矩阵  $L = Z_g Y_{sys}$ ,然后根据回比矩阵的特征值曲线是否包围点  $(-1, j0)$  来判断系统是否稳定,即当特征值曲线包围点  $(-1, j0)$  时,系统不稳定;当特征值曲线不包围点  $(-1, j0)$  时,系统稳定。

在弱电网下,由于电网阻抗较大,电网电压扰动全部前馈可能导致并网系统难以稳定工作<sup>[20]</sup>。电网参数变化是引起双馈风电机组并网系统不稳定的主要原因,因此针对不同电网参数,合理选择补偿系数至关重要。

在电网短路比  $K_{SCR}$  分别为 4, 2, 1.8 时, 得到双馈风电并网系统的广义奈奎斯特图如附录 A 图 A8 所示。由图中趋势可知, 电网强度越弱, 系统的稳定性越差。

在电网短路比  $K_{SCR}$  为 2 时, 在转子侧电流环引入补偿控制时的广义奈奎斯特图如图 4(a) 所示, 图中从左到右  $K_r$  分别为 0, 0.2, 0.4。图中黑色虚线圈

为单位圆, 红色和蓝色实线为特征根轨迹, 由图中趋势可知, 当电网参数不变时, 在一定范围内增大转子侧扰动补偿系数, 系统的稳定性增强。在网侧电流环引入补偿控制时的广义奈奎斯特图如图 4(b) 所示, 图中从左到右  $K_g$  分别为 0, 0.4, 0.8。由图中趋势可知, 当电网参数不变时, 在一定范围内增大网侧扰动补偿系数, 系统的稳定性增强。

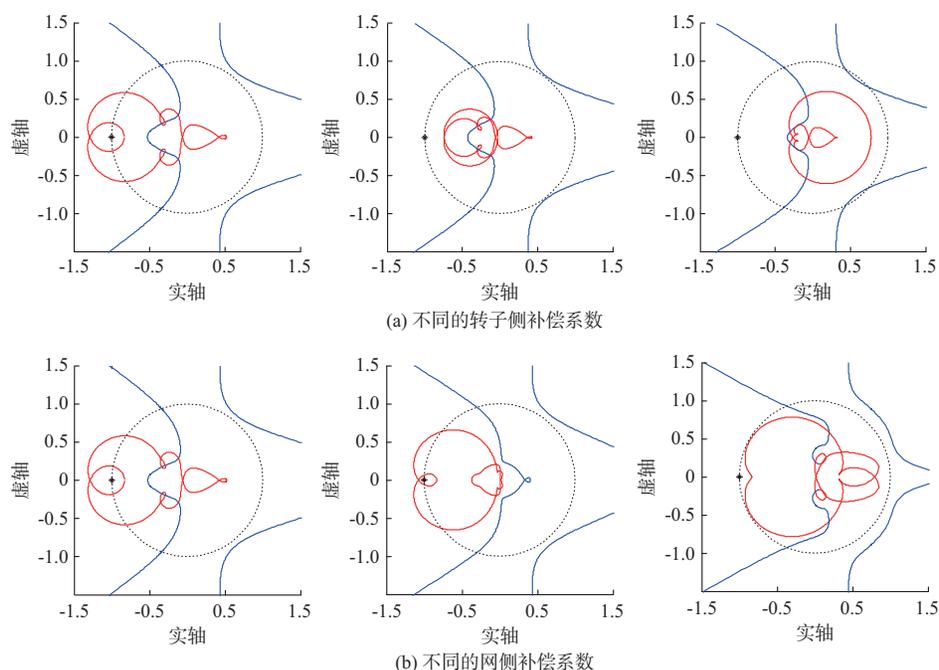


图 4 不同补偿系数时系统广义奈奎斯特图

Fig. 4 Nyquist plots of system with different compensation coefficients

为了进一步分析在转子侧和网侧控制器同时引入补偿控制对系统稳定性的影响, 在电网短路比为 2 时, 在转子侧和网侧电流环中同时引入补偿控制时系统的广义奈奎斯特图如附录 A 图 A9 所示, 由图中趋势可知, 广义奈奎斯特曲线由包围点  $(-1, j0)$  变为不包围点  $(-1, j0)$ , 而且与图 4 中只在转子侧引入补偿控制和只在网侧引入补偿控制相比, 广义奈奎斯特曲线更加远离点  $(-1, j0)$ , 这表明同时在转子侧和网侧引入补偿控制可以更好地提高双馈风电系统在弱电网下的稳定性。

由上述分析可知, 电网越弱, 双馈风电并网系统的稳定性越差。电网参数不变的情况下, 在一定的范围内补偿的系数越大, 系统的稳定性越好, 但系统的动态性能变差, 这就需要在二者之间折中。在设计补偿系数时, 首先按照广义奈奎斯特判据确保系统可以稳定运行, 然后对不同的参数进行动态性能比较, 最后得到一组比较适中的补偿系数。在兼顾提高并网系统的稳态性能和动态响应指标时, 转子

侧补偿系数的合适取值区间为 0.1~0.8, 网侧补偿系数的合适取值区间为 0.2~0.8。当电网短路比为 2 的情况下, 转子侧补偿系数取 0.2, 网侧补偿系数取 0.4 时效果最佳; 当电网短路比为 1.8 时, 转子侧补偿系数取 0.4, 网侧补偿系数取 0.8 时效果最佳。

### 3 弱电网下补偿控制策略的仿真验证

为验证本文提出的弱电网条件下双馈风电机组并网点电压扰动补偿控制方法的有效性, 在 MATLAB/Simulink 中搭建仿真模型, 模型中系统参数详见附录 A 表 A1 和表 A2。

在附录 A 图 A10 所示的仿真中, 转速为 1.3 (标幺值), 定子有功功率为 0.8 (标幺值)。双馈风电机组稳定运行 0.1 s 后, 增大电网阻抗, 使短路比从 4 变为 2, 系统开始出现振荡, 变得不稳定; 在 0.2 s 时引入本文所设计的转子侧补偿控制, 系统又重新回到稳定, 但此时电网电压畸变率为 9.6%, 不满足并网要求, 而且定子有功功率和直流母线电压存在明显

波动;在0.3 s时接着引入网侧补偿控制后,电网电压畸变率降到1.88%,满足并网要求,而且定子有功功率和直流母线电压的波动显著降低。

为进一步证明RSC和GSC协同补偿控制的有效性和优越性,在图5所示的仿真中,转速为1.3,定子有功功率为0.8。由图5(a)可以看出,双馈风电机组稳定运行0.1 s后,增大电网阻抗,使短路比 $K_{SCR}$ 从4变为2,定子有功功率开始出现振荡,在0.2 s时引入RSC补偿控制,系统慢慢恢复稳定运行。在0.4 s时使短路比由2减小为1.8,定子有功波形又出现振荡。由图5(b)可以看出,双馈风电机组稳定运行0.1 s后,增大电网阻抗,使短路比从4变为2,定子有功功率开始出现振荡,在0.2 s时引入GSC补偿控制,系统慢慢恢复稳定运行。在0.4 s时使短路比由2减小为1.8,定子有功波形又出现振荡。由图5(c)可以看出,双馈风电机组稳定运行0.1 s后,增大电网阻抗,使短路比从4变为2,定子有功功率开始出现振荡,在0.2 s时同时引入RSC和GSC补偿控制,系统慢慢恢复稳定运行。在0.4 s时使短路比由2减小为1.8,系统仍然保持稳定运行。

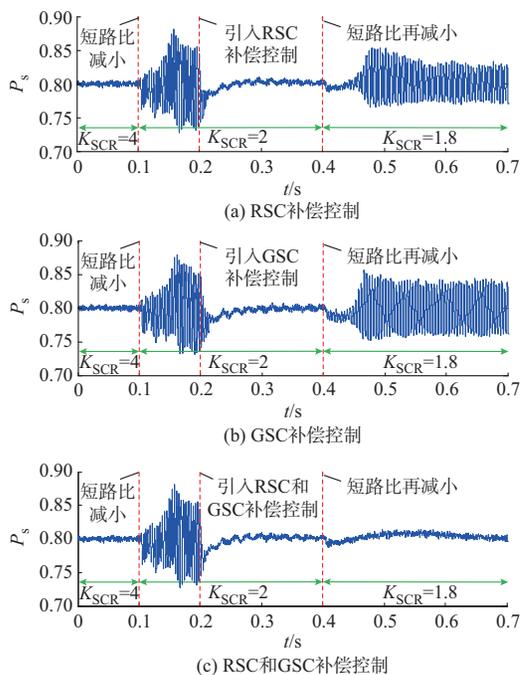


图5 定子有功功率波形

Fig. 5 Waveforms of active power for stator

综上所述,与单独在转子侧或网侧引入补偿控制相比,同时在转子侧和网侧引入补偿控制能够使双馈风电机组在更弱的电网情况下继续稳定运行,有助于提高双馈风电机组在弱电网下的稳定性。

## 4 结语

本文首先在同步旋转坐标系下建立了双馈风电机组包括RSC和GSC的统一阻抗模型。分析了由模型推导的并网点电压扰动到控制器输出的传递关系,在转子侧电流环和网侧电流环引入电网电压扰动补偿进行控制器的改进,利用广义奈奎斯特判据说明了补偿控制策略能提高双馈风电机组在弱电网下的并网稳定性。而且比较了在转子侧和网侧协同补偿控制与单独一侧补偿的效果,结果表明:转子侧和网侧同时补偿控制能更好地提高双馈风电机组对电网电压扰动的抗干扰能力,使系统在更弱的电网条件下也能维持稳定运行。由于本文仅研究了单台双馈风电机组,当多台双馈风电机组并联时,各风电机组与弱电网之间的交互作用进一步加强,并网点电压的稳定性进一步恶化,因此在弱电网条件下多台风电机组并联时的扰动补偿有待进一步研究。

附录见本刊网络版(<http://www.aeps-info.com/aeps/ch/index.aspx>),扫英文摘要后二维码可以阅读网络全文。

## 参考文献

- [1] 贺益康,胡家兵.双馈异步风力发电机并网运行中的几个热点问题[J].中国电机工程学报,2012,32(27):1-15.  
HE Yikang, HU Jiabing. Several hot-spot issues associated with the grid-connected operations of wind-turbine driven doubly fed induction generators [J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(27): 1-15.
- [2] 高本锋,刘晋,李忍,等.风电机组的次同步控制相互作用研究综述[J].电工技术学报,2015,30(16):154-161.  
GAO Benfeng, LIU Jin, LI Ren, et al. Studies of sub-synchronous control interaction in wind turbine generators [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2015, 30(16): 154-161.
- [3] HUANG P H, EL MOURSIS M S, XIAO W D, et al. Sub-synchronous resonance mitigation for series-compensated DFIG-based wind farm by using two-degree-of-freedom control strategy [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 30(3): 1442-1454.
- [4] 肖湘宁,罗超,廖坤玉.新能源电力系统次同步振荡问题研究综述[J].电工技术学报,2017,32(6):85-97.  
XIAO Xiangning, LUO Chao, LIAO Kunyu. Review of the research on subsynchronous oscillation issues in electric power system with renewable energy sources [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(6): 85-97.
- [5] SONG Y P, BLAABJERG F. Overview of DFIG-based wind power system resonances under weak networks [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(6): 4370-4394.
- [6] MIAO Z X. Impedance-model-based SSR analysis for type 3

- wind generator and series-compensated network [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(4): 984-991.
- [7] 张学广,马彦,王天一,等.弱电网下双馈发电机输入导纳建模及稳定性分析[J].中国电机工程学报,2017,37(5):1507-1515. ZHANG Xueguang, MA Yan, WANG Tianyi, et al. Input admittance modeling and stability analysis of DFIG under weak grid condition[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(5): 1507-1515.
- [8] VIETO I, SUN J. Sequence impedance modeling and analysis of type-III wind turbines [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2018, 33(2): 537-545.
- [9] 廖坤玉,陶顺,姚黎婷,等.考虑励磁的DFIG静止坐标系输入阻抗的频域建模与时变特性研究[J].中国电机工程学报,2018,38(16):4886-4897. LIAO Kunyu, TAO Shun, YAO Liting, et al. Study on frequency-domain modeling and time-varying characteristics of DFIG input impedance with excitation under static reference frame[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(16): 4886-4897.
- [10] XU Y, NIAN H, WANG T, et al. Frequency coupling characteristic modeling and stability analysis of doubly fed induction generator [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2018, 33(3): 1475-1486.
- [11] 张学广,邱望明,方冉,等.双馈风电机组静止坐标系下阻抗建模及次同步谐振抑制策略[J].电力系统自动化,2019,43(6):41-48.DOI:10.7500/AEPS20180824002. ZHANG Xueguang, QIU Wangming, FANG Ran, et al. Impedance modeling and sub-synchronous resonance mitigation strategy of DFIG based wind turbine in static reference frame [J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(6): 41-48. DOI: 10.7500/AEPS20180824002.
- [12] LIU H, XIE X, ZHANG C, et al. Quantitative SSR analysis of series-compensated DFIG-based wind farms using aggregated RLC circuit model[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(1): 474-483.
- [13] 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. DOI: 10.7500/AEPS20170821006. ZHANG Xueguang, FANG Ran, MA Yan, 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): 33-40. DOI: 10.7500/AEPS20170821006.
- [14] SONG Y, WANG X, BLAABJERG F. High-frequency resonance damping of DFIG-based wind power system under weak network [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(3): 1927-1940.
- [15] 王磊,张琛,李征,等.双馈风电机组的虚拟同步控制及弱网运行特性分析[J].电力系统保护与控制,2017,45(13):85-90. WANG Lei, ZHANG Chen, LI Zheng, et al. Virtual synchronous generator control for DFIG wind turbines and its operation characteristics in weak grid [J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(13): 85-90.
- [16] WANG S, HU J, YUAN X. Virtual synchronous control for grid-connected DFIG-based wind turbines [J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2015, 3(4): 932-944.
- [17] CESPEDES M, SUN J. Adaptive control of grid-connected inverters based on online grid impedance measurements [J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2014, 5(2): 516-523.
- [18] WANG G N, DU X, SUN P J, et al. Analysis and design of voltage feed-forward for stability and power quality of grid-tied inverter [C]// IECON 2017 - 43rd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, October 29-November 1, 2017, Beijing, China.
- [19] 李明,张兴,杨莹,等.弱电网下基于加权系数的电网电压前馈控制策略[J].电源学报,2017,15(6):10-18. LI Ming, ZHANG Xing, YANG Ying, et al. Grid voltage feedforward control strategy based on weighting coefficient in weak grid [J]. Journal of Power Supply, 2017, 15(6): 10-18.
- [20] 阮新波,王学华,潘冬华,等.LCL型并网逆变器的控制技术 [M].北京:科学出版社,2015. RUAN Xinbo, WANG Xuehua, PAN Donghua, et al. Control techniques for LCL-type grid-connected inverters [M]. Beijing: Science Press, 2015.
- [21] 钱强,谢少军,季林,等.一种提升逆变器对电网适应能力的电流控制策略[J].中国电机工程学报,2016,36(22):6193-6201. QIAN Qiang, XIE Shaojun, JI Lin, et al. A current control strategy to improve the adaptability to utility for inverters [J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(22): 6193-6201.
- [22] 杨树德,同向前,尹军,等.增强并网逆变器对电网阻抗鲁棒稳定性的改进前馈控制方法[J].电工技术学报,2017,32(10):222-240. YANG Shude, TONG Xiangqian, YIN Jun, et al. An improved grid voltage feedforward strategy for grid-connected inverter to achieve high robust stability against grid-impedance variation [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(10): 222-240.
- [23] WEN B, BOROYEVICH D, BURGOS R, et al. Analysis of  $D$ - $Q$  small-signal impedance of grid-tied inverters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2016, 31(1): 675-687.
- [24] 方冉.双馈风电机组并网振荡分析与抑制策略研究[D].哈尔滨:哈尔滨工业大学,2018. FANG Ran. The analysis and restrain strategy research on resonance of grid connected DFIG wind turbine [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2018.

张学广(1981—),男,通信作者,博士,副教授,主要研究方向:可再生能源发电技术。E-mail:zxghit@hit.edu.cn

张雅阁(1996—),男,硕士研究生,主要研究方向:风力发电技术。E-mail:zhang\_ya\_ge@qq.com

方冉(1994—),男,硕士研究生,主要研究方向:双馈风力发电系统并网稳定性分析。E-mail:teamo4869@163.com

(编辑 鲁尔姣)

## Control Strategy of Disturbance Compensation for Grid Voltage of DFIG Based Wind Turbine in Weak Grid

ZHANG Xueguang<sup>1</sup>, ZHANG Yage<sup>1</sup>, FANG Ran<sup>1</sup>, CHEN Lie<sup>2</sup>, XU Dianguo<sup>1</sup>

(1. School of Electrical Engineering and Automation, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China;

2. Shanghai Jiankun Information Technology Co., Ltd., Shanghai 200032, China)

**Abstract:** A compensation control strategy for doubly-fed induction generator (DFIG) based wind turbine is proposed based on disturbance compensation of grid voltage, which can solve the stability problem of grid-connected in weak grid. Firstly, a unified impedance model of DFIG based wind turbine is established in the synchronous reference frame including rotor side converter (RSC) and grid side converter (GSC). Then, based on the established impedance model, the transfer relationship between the voltage disturbance at point of common coupling and the controller output is analyzed, the voltage disturbance compensation is introduced into the current loop of RSC and GSC respectively to improve the converter control. The generalized Nyquist criterion (GNC) proves that the proposed method can effectively improve the grid-connected stability of DFIG based wind turbine in weak grid. Theoretical analysis shows that the compensation control of RSC and GSC based on the voltage disturbance compensation at point of common coupling can improve the impedance characteristics of DFIG so as to improve their stability under weak grid condition. Finally, the effectiveness of the proposed compensation control method is verified by simulation analysis.

This work is supported by National Key R&D Program of China (No. 2018YFB0904000) and National Natural Science Foundation of China (No. 51977046, No. 51577040).

**Key words:** doubly-fed induction generator (DFIG) based wind turbine; weak grid; voltage disturbance compensation; impedance modeling; generalized Nyquist criterion

