

计及锁相环的直驱风电机组间相互作用模型及机理分析

曹娜, 辛贵峰, 于群

(山东科技大学 电气与自动化工程学院, 山东 青岛 266590)

摘要: 为了研究直驱风电机组间的相互作用, 提出考虑锁相环的直驱风电机组间相互作用模型及分析方法。首先考虑频率耦合特性, 利用谐波线性化方法建立单台直驱风电机组序导纳模型。其次考虑锁相环建立2台直驱风电机组间相互作用模型, 研究2台机组之间的相互作用机理。然后根据锁相环动态特性, 将其分为衰减振荡状态和非振荡状态, 分析锁相环在不同情况下对2台直驱风电机组间相互作用的影响, 研究总结了锁相环对2台机组间相互作用振荡特性的作用规律。最后对2台直驱风电机组并网系统进行时域仿真, 并与频域分析进行对比, 验证了考虑锁相环的2台机组间相互作用模型及分析方法的合理性。

关键词: 锁相环; 直驱风电机组; 频率耦合; 导纳模型; 相互作用

中图分类号: TM 712; TM 614

文献标志码: A

DOI: 10.16081/j.epae.202106003

0 引言

随着以风电为代表的新能源迅速发展, 直驱永磁同步发电机因其具有效率高、故障率低等特点, 得到广泛应用^[1]。风电场内风电机组通过网络相互连接, 机组之间相互耦合。其中1台风电机组运行状态不正常可能影响其他机组的运行, 严重时会影响电网的安全稳定运行^[2-3]。因此, 有必要对直驱风电机组间相互作用展开研究。

针对风电机组的并网稳定性研究, 文献[4]提出了基于阻抗模型研究方法, 该方法是一种简单有效的系统稳定性分析方法, 对直驱风力发电机和双馈风力发电机等接入电网后的系统稳定性分析进行大量研究^[5-6]。但在变流器等电力电子装置中, 当考虑锁相环(PLL)、 dq 轴控制不对称的电流环、直流母线电压环等控制环节时, 其正负序频率的耦合作用将加强, 不可简单忽略。为描述频率耦合特性, 文献[7]基于小扰动的阻抗分析法, 针对并网逆变器建立了考虑频率正负序耦合的序阻抗模型, 分析了频率耦合特性的影响因素以及频率耦合对并网逆变器系统稳定性的影响; 文献[8]采用多谐波线性化方法, 对解耦双同步参考坐标系PLL进行建模, 分析了频率耦合特性对并网逆变器系统稳定性的影响。但是文献[7-8]主要针对单台风电机组进行了研究。也有部分文献研究了多台风机之间的相互作用^[9-13]; 文献[9]研究了大型风电场并网对电力系统振荡的影响; 文献[10]提出了一种考虑频率耦合和汇集网络

的风电场序阻抗等值模型, 便于研究包含多座风电场的大规模系统, 但尚未考虑控制环节对包含多座风电场系统稳定性的影响; 文献[11]推导了多台双馈感应发电机与串联补偿网络接口的改进阻抗模型, 并利用聚合RLC电路模型定量分析不同因素对系统发生次同步振荡的影响; 文献[12-13]建立了弱电网下多台并网逆变器等效模型, 但尚未考虑PLL动态对多台逆变器间相互作用的影响。PLL动态在风电机组系统振荡中扮演着重要的角色, 不同控制参数的PLL对风电机组间相互作用的影响也不同^[14-15]。

鉴于以上叙述, 本文以考虑PLL振荡状态为出发点, 研究PLL动态特性影响机组间相互作用的机理以及机组间相互影响导致互联系统稳定性的变化。首先利用谐波线性化方法建立单台机组计及频率耦合的序导纳模型, 并考虑PLL搭建2台机组间相互作用模型; 然后考虑PLL动态特性, 分析PLL在不同振荡状态下其比例积分参数影响机组间相互作用的机理, 以及由于机组间相互影响导致互联系统稳定性的变化规律; 最后将仿真图与频域分析结果对比, 验证考虑PLL的2台机组间相互作用模型及互联系统稳定性分析方法的合理性。

1 考虑频率耦合的直驱风电机组建模

对变流器等电力电子装置进行阻抗建模, 当系统中存在 dq 轴控制不对称时, 其正负序频率的耦合作用将加强, 不可忽略^[16]。因此, 在进行直驱风电机组导纳建模时, 需考虑频率耦合特性, 用正负序耦合的二阶矩阵模拟直驱风电机组导纳。下面综合考虑PLL、直流电压环和 dq 轴控制不对称的电流环等控制环节, 建立直驱风电机组的导纳模型。

直驱风电机组网侧变流器控制外环采用直流母线电压控制。机侧变流器对于直流母线动态特性的

收稿日期: 2020-08-08; 修回日期: 2021-04-06

基金项目: 国家电网公司科技项目(XTB17201800166); 山东省自然科学基金资助项目(ZR2016EEM13)

Project supported by the Science and Technology Project of SGCC(XTB17201800166) and the Natural Science Foundation of Shandong Province(ZR2016EEM13)

影响很小^[17],且由于网侧、机侧变流器之间直流电容的存在,可忽略机侧变流器的影响,此时直驱风电机组输出导纳模型主要由网侧变流器的控制结构、控制模式和控制参数决定^[18-19],直驱风电机组导纳建模过程中主要考虑网侧变流器导纳模型的建立。网侧变流器系统及其控制框图见附录A图A1。下面利用谐波线性化方法,对图A1中PLL控制环节及网侧变流器整体框图进行分析,建立直驱风电机组导纳模型。

1.1 PLL建模

采用同步静止坐标系进行网侧变流器的PLL建模,PLL的控制框图如图1所示。图中, k_p 、 k_i 分别为PLL比例、积分系数; ω 为系统角频率; θ_{pll} 为锁相角; u_a 、 u_b 、 u_c 和 u_d 、 u_q 分别为公共耦合点(PCC)处三相电压及其 d 、 q 轴分量。

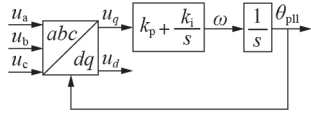


图1 PLL结构框图

Fig.1 Block diagram of PLL structure

PLL传递函数 $H_{pll}(s)$ 为:

$$H_{pll}(s) = (k_p + k_i/s)/s \quad (1)$$

根据频率耦合关系,当系统中存在频率耦合时,扰动频率分量和耦合频率分量成对存在,二者频率相差 $2f_1$ ^[7](f_1 为系统额定频率)。再根据谐波线性化方法,假设PCC处存在正、负序频率相差 $2f_1$ 的扰动电压谐波分量 U_{p1} 、 U_{p2} ,PLL通过对PCC处电压进行锁相,可得锁相角 θ_{pll} 。假设 $\theta_{pll} = \theta_1 + \Delta\theta_{pll}$ (θ_1 、 $\Delta\theta_{pll}$ 分别为基频电压产生的稳态同步相角、谐波电压产生的扰动相角),则PCC处扰动电压谐波分量与扰动相角 $\Delta\theta_{pll}(s)$ 之间的关系式为^[5]:

$$\Delta\theta_{pll}(s) = \mp jF(s)U_{p1} \pm jF(s)U_{p2}, s = \pm j2\pi f_p \quad (2)$$

$$F(s) = \frac{H_{pll}(s)}{1 + U_1 H_{pll}(s)} \quad (3)$$

其中, f_p 为谐波频率; $F(s)$ 为PCC处扰动电压与扰动相角 $\Delta\theta_{pll}(s)$ 之间的传递函数; U_1 为基频电压。

1.2 直驱风电机组导纳模型

根据附录A图A1所示的网侧变流器系统框图,直驱风电机组输出电压 u_{wa} 、 u_{wb} 、 u_{wc} ,输出电流 i_a 、 i_b 、 i_c 和PCC处电压 u_a 、 u_b 、 u_c 间的关系可表示为:

$$Ls \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_{wa} \\ u_{wb} \\ u_{wc} \end{bmatrix} - (1+k) \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} \quad (4)$$

其中, $k = LC_{fw}s^2/(1+C_{fw}R_{fw}s)$, L 、 C_{fw} 和 R_{fw} 分别为滤波电感、电容及阻尼电阻。直流电容 C_{dc} 两侧的功率关系式为:

$$(I_{load} - C_{dc} du_{dc}/dt)u_{dc} = u_{wa}i_a + u_{wb}i_b + u_{wc}i_c \quad (5)$$

其中, I_{load} 为负载电流; u_{dc} 为 C_{dc} 两端电压。

经过上述推导^[7],可得直驱风电机组考虑频率耦合的序导纳模型为:

$$\begin{bmatrix} Y_{11}(s) & Y_{12}(s) \\ Y_{21}(s) & Y_{22}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{11} - N_1 M_{11} & Z_{12} - N_1 M_{12} \\ Z_{21} - N_2 M_{21} & Z_{22} - N_2 M_{22} \end{bmatrix}^{-1} \times \begin{bmatrix} k - L_{11} - N_1 M_{11} & -L_{12} - N_1 M_{12} \\ -L_{21} - N_2 M_{21} & k - L_{22} - N_2 M_{22} \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$\begin{cases} L_{11} = 0.5K_m U_{dc0} F(s) \left[(\bar{H}_i(s) \mp jK_{dq}) I_1 - \tilde{H}_i(s) I_1^* + M_1 \right] \\ L_{12} = -0.5K_m U_{dc0} F(s) \left[(\bar{H}_i(s) \mp jK_{dq}) I_1 - \tilde{H}_i(s) I_1^* + M_1 \right] \\ L_{21} = -0.5K_m U_{dc0} F(s) \left[(\bar{H}_i(s) \pm jK_{dq}) I_1^* - \tilde{H}_i(s) I_1 + M_1^* \right] \\ L_{22} = 0.5K_m U_{dc0} F(s) \left[(\bar{H}_i(s) \pm jK_{dq}) I_1^* - \tilde{H}_i(s) I_1 + M_1^* \right] \end{cases} \quad (7)$$

其中, K_m 为调制系数; U_{dc0} 为稳定状态下直流电压; I_1 为电流基频分量; M_1 为调制信号的基频分量; K_{dq} 为交叉解耦系数; $\bar{H}_i(s)$ 和 $\tilde{H}_i(s)$ 为与电流环相关的2组传递函数表达式,具体表达式如附录A式(A1)所示。 $F(s)$ 与基频电流、电流环控制参数、静态工作点相互耦合,并通过 L_{11} 、 L_{12} 、 L_{21} 、 L_{22} 影响风电机组导纳矩阵,进一步影响系统稳定性。 L_{11} 、 L_{12} 、 L_{21} 、 L_{22} 反映了正负序扰动电压分量 U_{p1} 和 U_{p2} 通过PLL对机组输出电压的影响,其具体表达式如式(7)所示; M_{11} 、 M_{12} 、 M_{21} 、 M_{22} 和 N_1 、 N_2 以及 Z_{11} 、 Z_{12} 、 Z_{21} 、 Z_{22} 的具体表达式如附录A式(A2)~(A4)所示。

2 计及PLL的2台直驱风电机组间相互作用模型及机理

连接于PCC处的多台直驱风电机组经PLL控制,可能产生相互影响。为研究PLL动态对采用机端电压控制的直驱风电机组间相互作用的影响机理,建立连接于PCC处的2台直驱风电机组模型,如图2所示。图中, U_{w1} 、 U_{w2} 、 U_{t1} 、 U_{t2} 以及 I_1 、 I_2 分别为1、2号机组滤波之前输出电压矢量、机端电压矢量及线电流矢量; U_{pcc} 为PCC处电压矢量; U_g 、 X_g 分别为交流电网母线电压矢量及电网侧传输线路电抗; X_{t1} 和 X_{t2} 分别为1、2号机组变压器等效电抗; L_1 、 L_2 、 C_{fw1} 、 C_{fw2} 、 R_{fw1} 、 R_{fw2} 及 U_{dc1} 、 U_{dc2} 分别为1、2号机组的滤波电感、滤波电容、阻尼电阻以及直流电容 C_{dc1} 、 C_{dc2} 两端电压。

当1号机组遭受扰动时, U_{t1} 发生变化,引起 U_{pcc} 变化,进而影响 U_{t2} 、 U_{t2} 的变化通过PLL、直流电压控制环节最终影响2号机组的运行。反之,2号机组的扰动也会通过耦合关系影响1号机组的运行。2台直驱风电机组间相互作用关系见附录B图B1。下面建立计及PLL的2台直驱风电机组间相互作用模

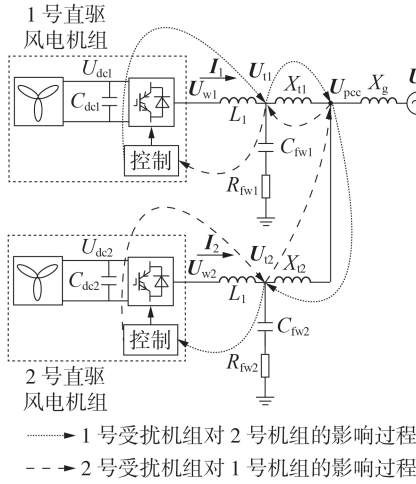


图2 2台直驱风电机组间相互作用

Fig.2 Interaction between two direct-drive wind turbines

型,研究2台机组间相互作用机理。

2.1 计及PLL的2台直驱风电机组相互作用模型

为了简化分析作出以下假设:①由于电流控制环带宽远大于电压控制环,忽略电流控制环的动态影响^[20];②整个系统是无损的;③2台直驱风电机组完全相同。以1号机组为例建立模型分析机端电压稳定性。

当图2所示系统受到扰动时,1号机组动态特性矢量图见图3,此时 U_{t1} 的相角滞后于稳定状态下 U_{t10} 的相角。根据PLL动态特性,PLL不能立即跟上电压相角变化,故锁相角 θ_{pll1} 与机端电压相角 θ_{t1} 不相等。将 U_{t1} 从 dq 坐标系变换到 xy 坐标系的关系式为:

$$\begin{bmatrix} u_{tx1} \\ u_{ty1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta_{pll1} & -\sin \theta_{pll1} \\ \sin \theta_{pll1} & \cos \theta_{pll1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{td1} \\ u_{tq1} \end{bmatrix} \quad (8)$$

其中, u_{tx1} 、 u_{ty1} 和 u_{td1} 、 u_{tq1} 分别为1号机组机端电压 x 、 y 轴和 d 、 q 轴分量。同理可得 I_1 从 dq 坐标系变换到 xy 坐标系的关系式。

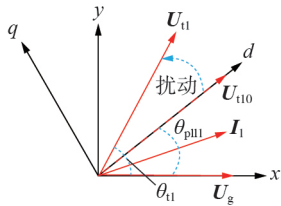


图3 1号直驱风电机组扰动下动态特性矢量图

Fig.3 Vector diagram of dynamic characteristics of direct-drive wind turbine No.1 under disturbance

由图2可得 $i(i=1,2)$ 号机组的机端电压方程为:

$$U_{ti} \angle \theta_{ti} = jX_{ti} I_i \angle \theta_{ti} + jX_g \sum_{k=1}^2 I_k \angle \theta_k + U_g \angle \theta_g \quad (9)$$

其中, θ_i 为 i 号机组的相角; θ_g 为交流电网母线电压矢量的相角。将式(9)转化至 xy 坐标系下,并进行线性化可得:

$$\begin{cases} \Delta u_{txi} = -X_{ti} \Delta i_{yi} - X_g \sum_{k=1}^2 \Delta i_{yk} \\ \Delta u_{tyi} = X_{ti} \Delta i_{xi} + X_g \sum_{k=1}^2 \Delta i_{xk} \end{cases} \quad (10)$$

其中, Δu_{txi} 、 Δu_{tyi} 和 Δi_{xi} 、 Δi_{yi} 分别为线性化后 i 号机组的机端电压和线电流的 x 、 y 轴分量。经整理,由附录B式(B1)一(B13)构造线性化后 i 号机组的机端电压 ΔU_{ti} 和 q 轴线电流 Δi_{qi} 的关系并表示成如下矩阵形式:

$$\begin{bmatrix} \Delta U_{t1} \\ \Delta U_{t2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11}(s) & D_{12}(s) \\ D_{21}(s) & D_{22}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_{q1} \\ \Delta i_{q2} \end{bmatrix} \quad (11)$$

其中,主对角线元素 $D_{11}(s)$ 、 $D_{22}(s)$ 为自影响分量;副对角线元素 $D_{12}(s)$ 、 $D_{21}(s)$ 为互影响分量, $D_{12}(s)$ 表示2号机组通过机端电压控制对1号机组的影响, $D_{21}(s)$ 表示1号机组通过机端电压控制对2号机组的影响。根据式(11),机端电压控制下的直驱风电机组间相互作用如图4所示。图中, $H_{t1}(s)$ 和 $H_{t2}(s)$ 为2台机组机端电压控制传递函数; ΔU_{t11} 、 ΔU_{t22} 和 ΔU_{t12} 、 ΔU_{t21} 分别为1号、2号机组对其自身影响及其相互影响的机端电压扰动分量; ΔU_{t1}^* 和 ΔU_{t2}^* 分别为1号、2号机组机端电压扰动分量的参考值。 $D_{12}(s)$ 、 $D_{21}(s)$ 幅值和相角越大,代表2台机组之间的相互影响越大。PLL与 $D_{12}(s)$ 、 $D_{21}(s)$ 关系密切,下面研究PLL动态对2台直驱风电机组间相互作用的影响。

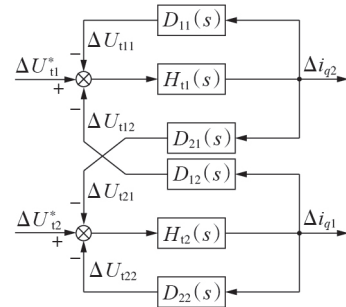


图4 机端电压控制下的2台直驱风电机组间相互作用小信号模型框图

Fig.4 Block diagram of small signal model of interaction between two direct-drive wind turbines under terminal voltage control

2.2 计及PLL的2台直驱风电机组间相互作用机理

图1所示PLL线性化模型可以表示为:

$$\frac{d^2 \theta_{pll}}{dt^2} + k_p U_t \frac{d \theta_{pll}}{dt} + k_i U_t \Delta \theta_{pll} = k_i U_t \Delta \theta_t \quad (12)$$

其中, U_t 为直驱风电机组机端电压。

当系统发生扰动时,锁相角 $\Delta \theta_{pll}$ 和机端电压相角 $\Delta \theta_t$ 不相同,此时机端电压的相角动态特性方程为:

$$\Delta\theta_i = \Omega_0 e^{\gamma t} \cos(\omega_m t + \varphi_c) \quad (13)$$

其中, Ω_0 为机端电压相角的初始振幅; γ 为机端电压相角的衰减系数; ω_m 为振荡频率; φ_c 为由于扰动产生的移相角。

式(12)为二阶常系数非齐次线性微分方程, 根据微分方程解的结构, PLL的动态特性由PLL参数决定的自由响应 $\Delta\theta_{\text{pll}(1)}$ 和由系统振荡状态决定的强制响应 $\Delta\theta_{\text{pll}(2)}$ 组成, 如式(14)所示。

$$\Delta\theta_{\text{pll}} = \Delta\theta_{\text{pll}(1)} + \Delta\theta_{\text{pll}(2)} \quad (14)$$

$$\Delta\theta_{\text{pll}(1)} = \begin{cases} e^{\alpha t} [C_1 \cos(\beta t) + C_2 \sin(\beta t)] & 4k_i > k_p^2 U_i \\ C_1 e^{\gamma_1 t} + C_2 e^{\gamma_2 t} & 4k_i \leq k_p^2 U_i \end{cases} \quad (15)$$

$$\Delta\theta_{\text{pll}(2)} = e^{\gamma t} [b \cos(\omega_m t) + p \sin(\omega_m t)] \quad (16)$$

其中, α 为振荡状态的衰减系数; β 为PLL振荡状态的阻尼衰减频率; C_1 和 C_2 分别为锁相角和转速初值确定的系数; γ_1 和 γ_2 为 $\Delta\theta_{\text{pll}(1)}$ 的2个特征根; b 和 p 分别为由 $\Delta\theta_i$ 和PLL参数决定的常数。

根据微分方程自由响应中特征根的不同, 对PLL动态进行划分: ①当特征根为虚数时, 自由响应为欠阻尼情况, 根据式(14)~(16)可知此时PLL响应为衰减振荡状态; ②当特征根为实数时, 自由响应为过阻尼或临界阻尼情况, 根据式(14)~(16)可知此时PLL响应为非振荡状态。

为了将PLL动态与2台直驱风电机组间相互作用模型联系起来, 利用拉普拉斯变换将式(12)从时域变换到频域可得:

$$s^2 \Delta\theta_{\text{pll}}(s) + s k_p U_i \Delta\theta_{\text{pll}}(s) + k_i U_i \Delta\theta_{\text{pll}}(s) = k_i \Delta U_i(s) \quad (17)$$

求解式(17)并代入附录B式(B6)中消去线性化 i 号机组的锁相角 $\Delta\theta_{\text{pll}i}$, 整理可得2台机组互影响分量 $D_{12}(s)$ 表达式为:

$$D_{12}(s) = k_{1,1}^{U_i} H_{12} + k_{1,3}^{U_i} (G_{31} H_{12} + G_{34} + G_{33} H_{22}) + k_{1,4}^{U_i} H_{22} + k_{1,5}^{U_i} + k_{1,6}^{U_i} (G_{41} H_{12} + G_{44} + G_{43} H_{22}) \quad (18)$$

$$G_{31} = \frac{k_{i1} k_{1,1}^{U_i} + \frac{k_{i1} k_{1,6}^{U_i} k_{i2} k_{2,1}^{U_i}}{s^2 + s k_{p2} U_{i2} + k_{i2} U_{i2} - k_{i2} k_{2,6}^{U_i}}}{s^2 + s k_{p1} U_{i1} + k_{i1} U_{i1} - k_{i1} k_{1,3}^{U_i} - \frac{k_{i1} k_{1,6}^{U_i} k_{i2} k_{2,3}^{U_i}}{s^2 + s k_{p2} U_{i2} + k_{i2} U_{i2} - k_{i2} k_{2,6}^{U_i}}} \quad (19)$$

其中, k_{p1} 、 k_{p2} 和 k_{i1} 、 k_{i2} 分别为1、2号机组的PLL比例、积分系数; H_{12} 、 H_{22} 为利用PLL与直流电压环关系式对机端电压控制方程消元的相关表达式; H_{12} 、 H_{22} 具体表达式见附录B式(B14); G_{31} 、 G_{33} 、 G_{34} 、 G_{41} 、 G_{43} 、 G_{44} 为与PLL控制参数相关的表达式, 其中 G_{31} 的表达式见式(19); $k_{1,1}^{U_i}$ 、 $k_{1,3}^{U_i}$ 、 $k_{1,4}^{U_i}$ 、 $k_{1,5}^{U_i}$ 、 $k_{1,6}^{U_i}$ 、 $k_{2,1}^{U_i}$ 、 $k_{2,3}^{U_i}$ 、 $k_{2,6}^{U_i}$ 的具体表达式见附录B式(B2)。

由式(18)、(19)可知, PLL控制参数包含在2台机组互影响分量中, 同时根据上述理论分析结果可

知: 当PLL动态响应为衰减振荡状态时, 其控制参数满足 $4k_i > k_p^2 U_i$; 当PLL动态响应为非振荡状态时, 其控制参数满足 $4k_i \leq k_p^2 U_i$ 。由此可见, PLL动态特性对机组间相互作用的影响主要由其控制参数决定。下面选取PLL典型控制参数^[20] ($k_p=60$, $k_i=1400$), 分析其对于机组间相互作用的影响规律。

2.3 PLL控制参数对2台直驱风电机组相互作用影响分析

根据图2所示2台直驱风电机组的并网结构图, 在MATLAB/Simulink中搭建2台直驱风电机组的并网模型, 其主要电气及控制参数见附录C表C1。下面研究PLL衰减振荡状态和非振荡状态2种情况下, PLL控制参数对2台直驱风电机组间相互作用的影响。

2.3.1 PLL衰减振荡状态下控制参数对2台直驱风电机组间相互作用的影响

当2台直驱风电机组的PLL控制参数均为 $k_p=60$ 、 $k_i=1400$, 其他电气参数均采用标么值时, PLL微分方程满足 $4k_i > k_p^2 U_i$, 微分方程自由响应的2个特征根为 $\gamma_1, \gamma_2 = -60 \pm j20\sqrt{5}$, 故PLL为衰减振荡状态。保持1号机组PLL的参数为 $k_{p1}=60$ 、 $k_{i1}=1400$, 改变 k_{p2} , 分别观察图5、6所示2台直驱风电机组互影响分量 $D_{12}(s)$ 及其并联序导纳分量 $Y_{11}(s)$ 、 $Y_{12}(s)$ 、 $Y_{21}(s)$ 、 $Y_{22}(s)$ 的Bode图。

由图5、6可知, 在互影响分量 $D_{12}(s)$ 的Bode图中, 随着 k_{p2} 的增大, $D_{12}(s)$ 幅值和相角先增大后减小。当2台直驱风电机组PLL的 k_p 相同时, $D_{12}(s)$ 的幅值和相角最大, 代表2号机组对1号机组机端电压控制的影响最大。同样在序导纳分量 $Y_{11}(s)$ 、 $Y_{12}(s)$ 、 $Y_{21}(s)$ 、 $Y_{22}(s)$ 的Bode图中, 当2台直驱风电机组PLL的 k_p 相同时, 序导纳矩阵中相应序分量幅值最大, 并且相角出现较大的波动性, 同时结合附录D图D1在PLL衰减振荡状态下利用增广奈奎斯特判据对系统稳定性的分析结果, 可知此时系统为不稳定状态, 其稳定性最差。

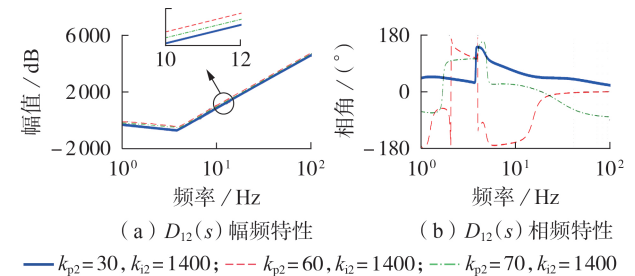


图5 PLL衰减振荡状态下 k_{p2} 不同时互影响分量 $D_{12}(s)$ 的Bode图

Fig.5 Bode diagram of interaction component $D_{12}(s)$ under attenuated oscillation state and different k_{p2} values of PLL

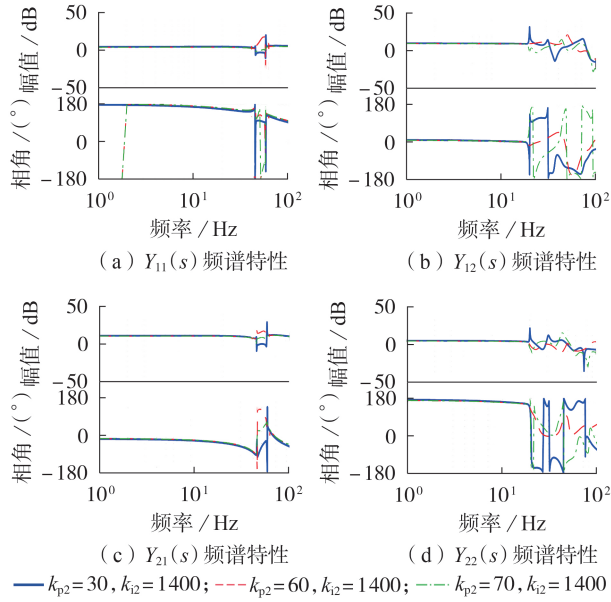


图6 PLL衰减振荡状态下不同 k_{p2} 时序导纳分量 $Y_{11}(s)$ 、 $Y_{12}(s)$ 、 $Y_{21}(s)$ 、 $Y_{22}(s)$ 的Bode图

Fig.6 Bode diagram of sequential admittance components $Y_{11}(s)$, $Y_{12}(s)$, $Y_{21}(s)$ and $Y_{22}(s)$ under attenuated oscillation state and different k_{p2} values of PLL

然后保持1号机组PLL参数为 $k_{p1}=60$ 、 $k_{i1}=1400$, 改变 k_{i2} , 此时Bode图如附录D图D2所示。由图可知, 当2台机组PLL的 k_i 相同时, 互影响分量 $D_{12}(s)$ 的Bode图中幅值和相角最大, 代表2台机组间相互影响最大, 序导纳分量幅值最大, 并且相角出现较大的波动, 同时结合附录D图D3中利用增广奈奎斯特判据对系统稳定性的分析结果, 可知此时系统为不稳定状态, 其稳定性最差, 这与图5、6研究结果相同。

因此可得: ①当2台直驱风电机组PLL为衰减振荡状态时, 由于机组间相互作用的影响, 系统稳定性随着 k_{p2} 、 k_{i2} 增大先减弱后增强; ②当2台直驱风电机组PLL参数完全相同时, 即2台直驱风电机组PLL发生衰减振荡时频率相同, 机组间相互影响最大, 导致系统稳定性最差。

2.3.2 PLL非振荡状态下控制参数对2台直驱风电机组间相互作用的影响

当PLL为非振荡状态, 即2台直驱风电机组PLL控制参数均为 $k_p=150$ 、 $k_i=1400$ (此时系统能稳定运行) 时, PLL微分方程满足 $4k_i \leq k_p^2 U_i$, 微分方程自由响应的2个特征根为 $\gamma_1=-20$ 、 $\gamma_2=-280$, 故PLL为非振荡状态。保持1号机组PLL参数为 $k_{p1}=150$ 、 $k_{i1}=1400$, 改变 k_{p2} , 观察互影响分量 $D_{12}(s)$ 和序导纳分量 $Y_{11}(s)$ 、 $Y_{12}(s)$ 、 $Y_{21}(s)$ 、 $Y_{22}(s)$ 的Bode图见附录E图E1。由图可知, 在互影响分量 $D_{12}(s)$ 的Bode图中, $D_{12}(s)$ 幅值和相角随 k_{p2} 增大逐渐增大, 代表2号机组对1号机组机端电压控制的影响逐渐增大。同样在序导

纳分量 $Y_{11}(s)$ 、 $Y_{12}(s)$ 、 $Y_{21}(s)$ 、 $Y_{22}(s)$ 的Bode图中, 随着 k_{p2} 增大, 序导纳矩阵中相应序分量幅值增大, 并且相角的波动性变大, 同时结合附录E图E2在PLL非振荡状态下利用增广奈奎斯特判据对系统稳定性的分析结果, 互联系统总体上为稳定状态, 其稳定性随 k_{p2} 增大而减弱。

然后保持1号机组PLL参数为 $k_{p1}=150$ 、 $k_{i1}=1400$, 改变 k_{i2} , 此时Bode图如附录E图E3所示。由图可知, 互影响分量 $D_{12}(s)$ 的Bode图中幅值和相角随 k_{i2} 的增大逐渐减小, 表示2台直驱风电机组间相互影响减小, 序导纳分量幅值减小, 并且相角波动性变小, 同时结合附录E图E4中利用增广奈奎斯特判据对系统稳定性的分析结果, 可知互联系统总体上为稳定状态, 其稳定性随2号机组PLL的 k_{i2} 增大而增强。因此可得: 由于2台机组间相互作用的影响, 互联系统稳定性随2号机组PLL的 k_{p2} 增大、 k_{i2} 减小而减弱, 但系统总体上为稳定状态。

3 仿真实验

为验证上述理论分析和建模的合理性, 根据图3所示的结构框图, 在MATLAB/Simulink仿真平台搭建2台直驱风电机组并联到无穷大电源的仿真模型, 其中主要电气及控制参数如附录C表C1所示。系统首先工作于稳定状态, 在5s发生PCC处电网扰动(负载突然增加), 观察模型中电气参数的变化。

3.1 扫频法验证序导纳模型

本文采用扫频法对序导纳模型进行验证, 具体步骤如下: ①选取电压源扰动作为激励源, 在仿真模型的额定工作点PCC处注入谐波频率为 f_p 、扰动幅值为额定电压0.5%的正序电压扰动分量 U_{p1} ; ②注入扰动后, 当系统进入稳定状态时, 测量直驱风电机组侧的三相电流分量, 并进行快速傅里叶变换, 从而得到频率为 f_p 的正序电流响应分量 I_{p1} 和频率为 f_p-2f_1 的负序电流响应分量 I_{p2} , 进而通过 I_{p1}/U_{p1} 和 I_{p2}/U_{p1} 可得序导纳分量 $Y_{11}(s)$ 、 $Y_{21}(s)$ 在频率为 f_p 时的幅值和相角; ③改变注入扰动分量的频率, 对全频段(1~200 Hz)进行扫频, 从而完成 $Y_{11}(s)$ 、 $Y_{21}(s)$ 的扫频验证; ④在PCC处注入负序电压扰动分量 U_{p2} , 重复步骤②、③, 从而完成对 $Y_{21}(s)$ 、 $Y_{22}(s)$ 的扫频验证。

最终扫频验证结果见图7, 图中星号表示仿真中不同频率下, 在额定工作点PCC处的谐波电流和谐波电压之比, 曲线代表理论推导的序导纳分量。由图可知, 序导纳模型与仿真测量结果相符, 验证了序导纳模型可以准确描述直驱风电机组的频率耦合特性。

根据仿真得到2台直驱风电机组输出电流, 并进行快速傅里叶变换(FFT), 分析结果见附录F

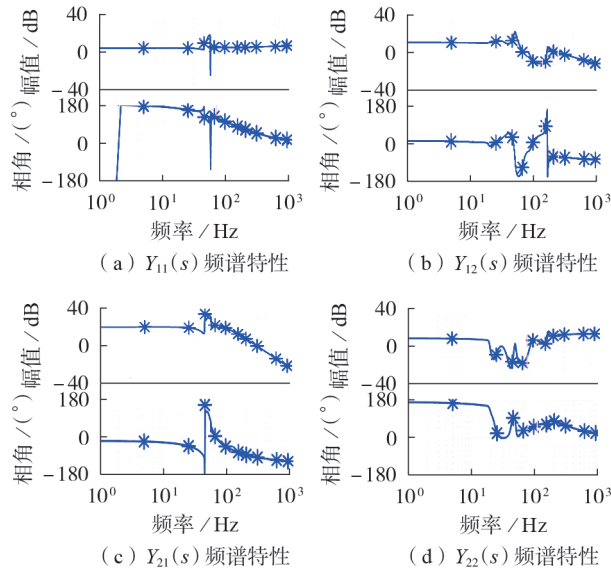


图7 序导纳模型验证

Fig.7 Validation of sequential admittance model

图F1。由图可知,输出电流谐波频率主要集中在0、51、100、150 Hz,同时在图7所示序导纳分量中相应频率点的幅值或相角也出现波动。根据频率耦合特性,图F1中0、100 Hz附近谐波以及51、150 Hz附近谐波为2对正负序耦合的谐波分量,正负序谐波分量频率约相差100 Hz,与第1节理论分析相符,从而验证了本文所提出考虑耦合的序导纳模型和分析方法的有效性。

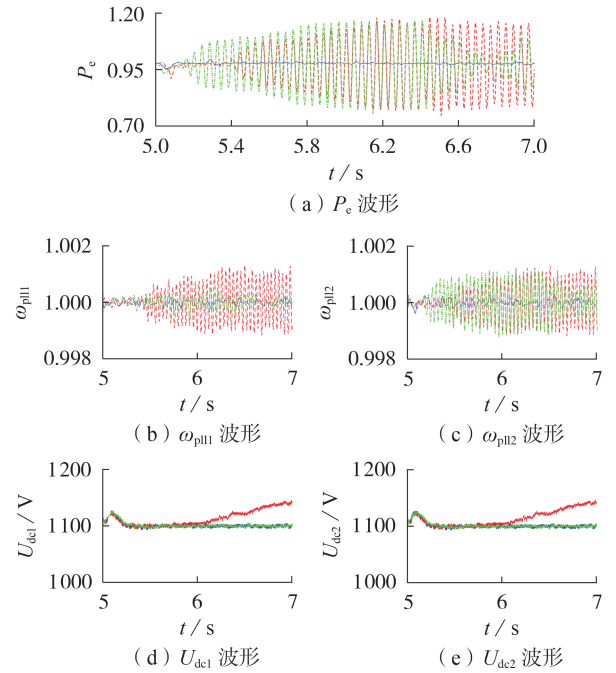
3.2 PLL动态影响2台直驱风电机组间相互作用的仿真验证

根据PLL动态,研究PLL衰减振荡状态和非振荡状态2种情况下,改变仿真模型中PLL控制参数,观察其输出有功功率和直流母线电压的波形变化。

3.2.1 PLL衰减振荡状态下控制参数对2台直驱风电机组间相互作用的影响

当PLL为衰减振荡状态,即PLL微分方程满足 $4k_i > k_p^2 U_i$ 时,保持1号机组PLL参数为 $k_{p1}=60$ 、 $k_{i1}=1400$,改变 k_{p2} ,2台直驱风电机组输出有功功率、PLL角速度及直流母线电压波形见图8。图中,直驱风机输出电磁功率 P_e 及1、2号机组角速度 ω_{pll1} 、 ω_{pll2} 均为标么值。

然后保持1号直驱风机PLL参数为 $k_{p1}=60$ 、 $k_{i1}=1400$,改变 k_{i2} ,有功功率、PLL角速度波形见附录F图F2。由图8、图F2可知,在PLL衰减振荡状态下,当2台直驱风电机组的PLL参数 k_p 、 k_i 分别相同时,2台直驱风电机组PLL的振荡频率相同,此时由于机组间的强耦合,2台直驱风电机组发生谐振并加剧系统振荡。因此当2台直驱风电机组PLL的 k_p 、 k_i 逐渐接近至相同时,系统对振荡表现为负阻尼,体现在图8、F2中有功功率和PLL角速度波形振荡至发散

图8 PLL衰减振荡状态下不同 k_{p2} 时仿真波形Fig.8 Simulative waveforms under attenuated oscillation state and different k_{p2} values of PLL

状态,直流母线电压波形无法维持恒定,证明此时系统稳定性最差。然后随着2台直驱风电机组PLL的 k_p 、 k_i 逐渐远离,系统稳定性增强。这与2.3.1节理论分析结果相符,从而验证了PLL衰减振荡状态下2台机组间相互作用模型和机理分析的有效性。

3.2.2 PLL非振荡状态下控制参数对2台直驱风电机组相互作用的影响

当PLL为非振荡状态,即PLL微分方程满足 $4k_i \leq k_p^2 U_i$ 时,保持1号机组PLL参数为 $k_{p1}=150$ 、 $k_{i1}=1400$,改变 k_{p2} 、 k_{i2} ,系统有功功率和PLL角速度波形见附录F图F3。由图可知,当PLL为非振荡状态时,随着 k_{p2} 增加和 k_{i2} 减小,系统对振荡的阻尼作用减弱,体现在图F3中的有功功率和PLL角速度波形的振荡幅值逐渐增大,但总体上系统对振荡表现为正阻尼。因此互联系统稳定性随 k_{p2} 增加和 k_{i2} 减小而逐渐减弱,但总体上系统为稳定状态,这与2.3.2节理论分析结果相符,从而验证了PLL非振荡状态下2台直驱风电机组间相互作用模型和机理分析的有效性。

3.2.3 不同变化范围内PLL控制参数对2台直驱风电机组间相互作用的影响

为了验证PLL在不同振荡状态下其控制参数对于机组间相互作用规律的普遍适用性,增加了PLL控制参数较小和较大2种情况,仿真分析了不同范围内的控制参数变化对于机组间相互作用的影响。分析过程在正文中不再赘述,具体见附录G。

根据仿真分析可知,在PLL控制参数较小和较大2种情况下:①当PLL为衰减振荡状态时,系统稳定性均随 k_p 、 k_i 增大先增强后减弱,且当其 k_p 、 k_i 相同时,稳定性最差,从而验证了PLL衰减振荡状态下理论分析结论的有效性;②当PLL为非振荡状态时,系统稳定性均随 k_p 增大和 k_i 减小逐渐减弱,但总体为稳定状态,从而验证了PLL非振荡状态下理论分析结论的有效性。

4 结论

本文提出了考虑直驱风电机组间耦合作用的序导纳模型以及机端电压控制下的2台直驱风电机组间相互作用模型,研究分析了PLL动态对2台直驱风电机组间相互作用的影响,并通过仿真分析验证了本文所提模型的有效性。通过理论及仿真分析得到如下结论。

1)所提出的序导纳模型可以准确描述直驱风电机组的频率耦合特性。

2)当2台直驱风电机组PLL为衰减振荡状态,即PLL微分方程满足 $4k_i > k_p^2 U_i$ 时,由于机组间相互作用的影响,系统稳定性随其中1台直驱风电机组PLL比例系数和积分系数的增加先减弱后增强;当2台直驱风电机组PLL的比例积分参数相同,即PLL振荡频率相同时,2台直驱风电机组由于强耦合导致互联系统发生谐振并加剧系统振荡,此时系统对振荡表现为负阻尼,机组间相互影响最大,系统稳定性最差。

3)当2台直驱风电机组PLL为非振荡状态,即PLL微分方程满足 $4k_i \leq k_p^2 U_i$ 时,由于机组间相互影响导致互联系统的稳定性随其中1台直驱风电机组PLL的 k_p 增加和 k_i 减小而逐渐减弱,但总体上系统对振荡表现为正阻尼,系统为稳定状态。

在后续研究中将根据所得结论,进一步研究抑制风电机组间由于相互作用而发生振荡的措施。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 吴汪平,楚皓翔,解大,等. PI控制器参数对并网永磁直驱型风力发电系统机网相互作用的影响[J]. 电力自动化设备,2017,37(10):21-28.
WU Wangping, CHU Haoxiang, XIE Da, et al. Influence of PI controllers' parameters on machine-network interaction of grid-connected PMSG system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(10): 21-28.
- [2] 陈新,王赞程,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):2082-2094,2223.
CHEN Xin, WANG Yuncheng, GONG Chunying, et al. Overview of stability research for grid-connected inverters based on impedance analysis method[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(7): 2082-2094, 2223.
- [3] 廖坤玉,肖湘宁,罗超,等. 基于VSC的双馈风电场群宽频带次同步谐振抑制作用分析与实验[J]. 电力自动化设备,2019,39(10):71-79.
LIAO Kunyu, XIAO Xiangning, LUO Chao, et al. Effect analysis and experiment of broadband sub-synchronous resonance suppression of DFIG-based wind farm groups based on VSC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(10): 71-79.
- [4] SUN J, BING Z H, KARIMI K J. Input impedance modeling of multipulse rectifiers by harmonic linearization[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2009, 24(12): 2812-2820.
- [5] CESPEDES M, SUN J. Impedance modeling and analysis of grid-connected voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2014, 29(3): 1254-1261.
- [6] VIETO I, SUN J. Small-signal impedance modelling of type-III wind turbine[C]//2015 IEEE Power & Energy Society General Meeting. Denver, USA: IEEE, 2015: 1-5.
- [7] 年珩,徐韵扬,陈亮,等. 并网逆变器频率耦合特性建模及系统稳定性分析[J]. 中国电机工程学报,2019,39(5):1421-1432.
NIAN Heng, XU Yunyang, CHEN Liang, et al. Frequency coupling characteristic modeling of grid-connected inverter and system stability analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(5): 1421-1432.
- [8] 武相强,王赞程,陈新,等. 考虑频率耦合效应的三相并网逆变器序阻抗模型及其交互稳定性研究[J]. 中国电机工程学报,2020,40(5):1605-1617.
WU Xiangqiang, WANG Yuncheng, CHEN Xin, et al. Sequence impedance model and interaction stability research of three-phase grid-connected inverters with considering coupling effects[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(5): 1605-1617.
- [9] GUEDDOUCHE R, BOUDOUR M. Dynamic equivalence approach for large-scale wind farms[C]//2018 International Conference on Electrical Sciences and Technologies in Maghreb. Algiers, Algeria: IEEE, 2018: 1-6.
- [10] 汪海蛟,何国庆,刘纯,等. 计及频率耦合和汇集网络的风电场序阻抗模型等值方法[J]. 电力系统自动化,2019,43(15):87-92.
WANG Haijiao, HE Guoqing, LIU Chun, et al. Equivalent method for sequence impedance model of wind farms considering frequency coupling and collecting network[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(15): 87-92.
- [11] LIU H K, XIE X R, 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.
- [12] LU M H, WANG X F, LOH P C, et al. Interaction and aggregated modeling of multiple paralleled inverters with LCL filter[C]//IEEE Energy Conversion Congress and Exposition. Montreal, Canada: IEEE, 2015: 1954-1959.
- [13] 胡伟,孙建军,马谦,等. 多逆变器并网系统谐振特性分析[J]. 电力自动化设备,2014,34(7):93-98.
HU Wei, SUN Jianjun, MA Qian, et al. Resonant characteristics of multi-inverter grid-connection system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34(7): 93-98.
- [14] WANG Z, SHEN C, LIU F. Impact of DFIG with phase lock loop dynamics on power systems small signal stability[C]//IEEE Power and Energy Society General Meeting. Washington D C, USA: IEEE, 2014: 1-5.
- [15] SHEN Y Q, MA J, WANG L T, et al. Study on DFIG dissipation energy model and low-frequency oscillation mechanism considering the effect of PLL[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(4): 3348-3364.
- [16] XU Y Y, NIAN H, XU G D, et al. Cross-coupling over fre-

- quency and sequence in impedance modelling of grid-connected inverter[J]. The Journal of Engineering, 2017, 2017 (13):990-995.
- [17] XU Y Y, NIAN H, CHEN L. Small-signal modeling and analysis of DC-link dynamics in type-IV wind turbine system[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2021, 68(2):1423-1433.
- [18] LIU H K, XIE X R, HE J B, et al. Subsynchronous interaction between direct-drive PMSG based wind farms and weak AC networks[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(6):4708-4720.
- [19] 任必兴, 杜文娟, 王海风, 等. 锁相环控制对永磁直驱风机并网次同步振荡稳定性的影响: 控制参数安全域[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(9):142-149.
REN Bixing, DU Wenjuan, WANG Haifeng, et al. Influence of PLL control on sub-synchronous oscillation stability of grid-connected PMSG: control parameter safety region[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9):142-149.
- [20] HUANG Y H, YUAN X M, HU J B, et al. DC-bus voltage control stability affected by AC-bus voltage control in VSCs connected to weak AC grids[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2016, 4(2):445-458.

作者简介:



曹娜

曹娜(1971—),女,山东泰安人,教授,博士,主要研究方向为可再生能源发电技术(**E-mail**: caona_2006@163.com);

辛贵峰(1996—),男,山东烟台人,硕士研究生,通信作者,主要研究方向为可再生能源发电技术(**E-mail**: xingguifeng1996@163.com);

于群(1970—),男,山东淄博人,教授,博士,主要研究方向为电力系统安全分析、继电保护(**E-mail**: yuqun_70@163.com)。

(编辑 王欣竹)

Interaction model and mechanism analysis of direct-drive wind turbines considering PLL

CAO Na, XIN Guifeng, YU Qun

(College of Electrical Engineering and Automation, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China)

Abstract: In order to study the interaction of direct-drive wind turbines, an interaction model and analysis method for direct-drive wind turbines are proposed considering PLL (Phase Locked Loop). Firstly, considering the frequency coupling characteristics, the harmonic linearization method is used to establish the sequence admittance model of single direct-drive wind turbine; Secondly, the interaction model between two direct-drive wind turbines is established to study the interaction mechanism. Then, according to the dynamic characteristics of PLL, it is divided into attenuated oscillation state and non-oscillatory state, the influence of PLL on the interaction of two direct-drive wind turbines under different modes is analyzed, and the action law of PLL on the interaction oscillation characteristics of two direct-drive wind turbines is studied and summarized. Finally, the time-domain simulation of the grid-connected system with two direct-drive wind turbines is conducted and compared with the frequency-domain analysis to verify the rationality of the interaction model between two units considering PLL and analysis method.

Key words: phase locked loops; direct-drive wind turbines; frequency coupling; admittance model; interaction

附录 A

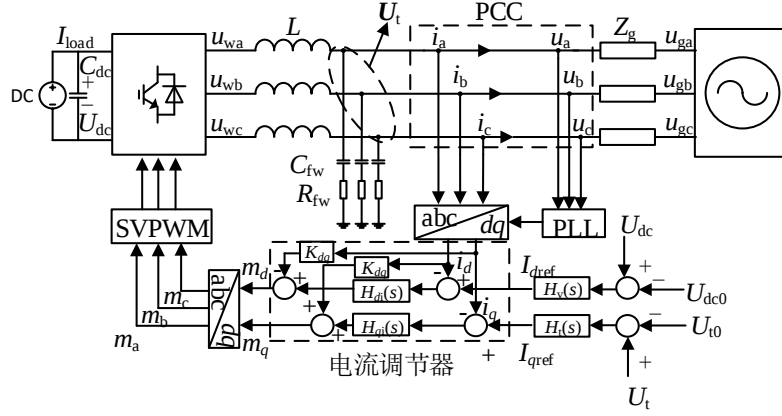


图 A1 直驱风电机组网侧变流器系统框图

Fig.A1 Block diagram of grid-side converter system of direct-drive wind turbine

与 dq 轴控制不对称的电流环相关的 2 组传递函数表达式为：

$$\begin{cases} \bar{H}_i(s) = \frac{H_{di}(s) + H_{qi}(s)}{2} \\ \tilde{H}_i(s) = \frac{H_{di}(s) - H_{qi}(s)}{2} \end{cases} \quad (A1)$$

其中， $H_{di}(s)$ 、 $H_{qi}(s)$ 分别为 dq 轴不对称电流环的 d 轴、 q 轴传递函数。

直驱风电机组导纳模型式(6)中， Z_{11} 、 Z_{12} 、 Z_{21} 、 Z_{22} 用于反映正负序扰动电压分量 U_{p1} 、 U_{p2} 通过电流环控制对扰动电流分量 I_{p1} 、 I_{p2} 的影响。

$$\begin{cases} Z_{11} = sL + K_m U_{dc0} (\bar{H}_i(s) \mp jK_{dq}) \\ Z_{12} = K_m U_{dc0} \tilde{H}_i(s) \\ Z_{21} = K_m U_{dc0} \tilde{H}_i(s) \\ Z_{22} = sL + K_m U_{dc0} (\bar{H}_i(s) \pm jK_{dq}) \end{cases} \quad (A2)$$

M_{11} 、 M_{12} 、 M_{21} 、 M_{22} 和 N_1 、 N_2 用于反映正负序扰动电压分量 U_{p1} 、 U_{p2} 和扰动电流分量 I_{p1} 、 I_{p2} 通过直流电压控制对并网点电压的影响。

$$\begin{cases} M_{11} = \frac{3}{2} \frac{U_1^* + sLI_1^*}{I_{load} - sC_{dc}U_{dc0}}, & M_{12} = \frac{3}{2} \frac{U_1 + sLI_1}{I_{load} - sC_{dc}U_{dc0}} \\ M_{21} = \frac{3}{2} \frac{I_1^*}{I_{load} - sC_{dc}U_{dc0}}, & M_{22} = \frac{3}{2} \frac{I_1}{I_{load} - sC_{dc}U_{dc0}} \end{cases} \quad (A3)$$

$$\begin{cases} N_1 = 0.5(K_m M_1 + K_m U_{dc0} H_v(s) H_{di}(s)) \\ N_2 = 0.5(K_m M_1^* + K_m U_{dc0} H_v(s) H_{di}(s)) \end{cases} \quad (A4)$$

附录 B

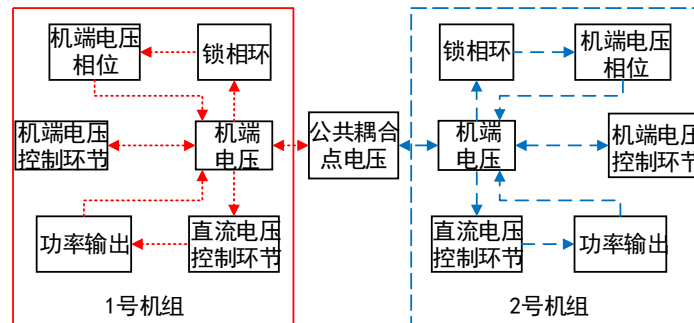


图 B1 机端电压控制下的 2 台直驱风电机组间相互作用示意图

Fig.B1 Schematic diagram of interaction between two direct-drive wind turbines under terminal voltage control

将式(8)线性化后代入式(10)中，且将机组传输线电流和机端电压从 xy 轴转化到 dq 轴可得：

$$\begin{cases} \Delta u_{tdi} = k_{i,1}^{utd} \Delta i_{d1} + k_{i,2}^{utd} \Delta i_{q1} + k_{i,3}^{utd} \Delta \theta_{pll1} + k_{i,4}^{utd} \Delta i_{d2} + k_{i,5}^{utd} \Delta i_{q2} + k_{i,6}^{utd} \Delta \theta_{pll2} \\ \Delta u_{tqi} = k_{i,1}^{utq} \Delta i_{d1} + k_{i,2}^{utq} \Delta i_{q1} + k_{i,3}^{utq} \Delta \theta_{pll1} + k_{i,4}^{utq} \Delta i_{d2} + k_{i,5}^{utq} \Delta i_{q2} + k_{i,6}^{utq} \Delta \theta_{pll2} \end{cases} \quad (B1)$$

其中， dq 轴机端电压相关系数见式 (B2)。

$$\begin{cases} k_{1,1}^{utd} = 0, \quad k_{1,1}^{utq} = X_{t1} + X_g, \quad k_{1,2}^{utd} = -X_{t1} - X_g, \quad k_{1,2}^{utq} = 0 \\ k_{1,3}^{utd} = u_{ty10} \cos \theta_{pll10} - u_{tx10} \sin \theta_{pll10} - (X_{t1} + X_g) i_{d10}, \quad k_{1,3}^{utq} = -u_{tx10} \cos \theta_{pll10} - u_{ty10} \sin \theta_{pll10} - (X_{t1} + X_g) i_{q10} \\ k_{1,4}^{utd} = X_g \sin(\theta_{pll10} - \theta_{pll20}), \quad k_{1,4}^{utq} = X_g \cos(\theta_{pll10} - \theta_{pll20}), \quad k_{1,5}^{utd} = -X_g \cos(\theta_{pll10} - \theta_{pll20}), \quad k_{1,5}^{utq} = X_g \sin(\theta_{pll10} - \theta_{pll20}) \\ k_{1,6}^{utd} = -X_g [i_{d20} \cos(\theta_{pll10} - \theta_{pll20}) + i_{q20} \sin(\theta_{pll10} - \theta_{pll20})], \quad k_{1,6}^{utq} = X_g [i_{d20} \sin(\theta_{pll10} - \theta_{pll20}) - i_{q20} \cos(\theta_{pll10} - \theta_{pll20})] \\ k_{2,1}^{utd} = X_g \sin(\theta_{pll20} - \theta_{pll10}), \quad k_{2,1}^{utq} = X_g \cos(\theta_{pll20} - \theta_{pll10}), \quad k_{2,2}^{utd} = -X_g \cos(\theta_{pll20} - \theta_{pll10}), \quad k_{2,2}^{utq} = X_g \sin(\theta_{pll20} - \theta_{pll10}) \\ k_{2,3}^{utd} = -X_g [i_{d10} \cos(\theta_{pll20} - \theta_{pll10}) + i_{q10} \sin(\theta_{pll20} - \theta_{pll10})], \quad k_{2,3}^{utq} = X_g [i_{d10} \sin(\theta_{pll20} - \theta_{pll10}) - i_{q10} \cos(\theta_{pll20} - \theta_{pll10})] \\ k_{2,4}^{utd} = 0, \quad k_{2,4}^{utq} = X_g + X_{t2}, \quad k_{2,5}^{utd} = -X_{t2} - X_g, \quad k_{2,5}^{utq} = 0 \\ k_{2,6}^{utd} = u_{ty20} \cos \theta_{pll20} - u_{tx20} \sin \theta_{pll20} - (X_{t2} + X_g) i_{d20}, \quad k_{2,6}^{utq} = -u_{tx20} \cos \theta_{pll20} - u_{ty20} \sin \theta_{pll20} - (X_{t2} + X_g) i_{q20} \end{cases} \quad (B2)$$

直驱风机输出功率进行线性化可得：

$$\Delta P_{ei} = u_{tdi0} \Delta i_{di} + i_{di0} \Delta u_{tdi} + u_{tqi0} \Delta i_{qi} + i_{qi0} \Delta u_{tqi} \quad (B3)$$

将式(B1)代入式(B3)中可得：

$$\Delta P_{ei} = k_{i,1}^{Pe} \Delta i_{d1} + k_{i,2}^{Pe} \Delta i_{q1} + k_{i,3}^{Pe} \Delta \theta_{pll1} + k_{i,4}^{Pe} \Delta i_{d2} + k_{i,5}^{Pe} \Delta i_{q2} + k_{i,6}^{Pe} \Delta \theta_{pll2} \quad (B4)$$

机端电压进行线性化可得：

$$\Delta U_{ti} = \frac{u_{tdi0}}{u_{ti0}} \Delta u_{tdi} + \frac{u_{tqi0}}{u_{ti0}} \Delta u_{tqi} \quad (B5)$$

同理将式(B1)代入式(B5)中可得：

$$\Delta U_{ti} = k_{i,1}^{Ut} \Delta i_{d1} + k_{i,2}^{Ut} \Delta i_{q1} + k_{i,3}^{Ut} \Delta \theta_{pll1} + k_{i,4}^{Ut} \Delta i_{d2} + k_{i,5}^{Ut} \Delta i_{q2} + k_{i,6}^{Ut} \Delta \theta_{pll2} \quad (B6)$$

根据图 A1 所示系统框图，可得直流电压环线性化方程为：

$$\begin{cases} \Delta P_{mi} - \Delta P_{ei} = U_{dci0} C_i dU_{dci} / dt \\ \Delta i_{di}^* = (\Delta U_{dci} - \Delta U_{dci}^*) (k_{pi}^{dc} + k_{ii}^{dc} / s) \end{cases} \quad (B7)$$

其中， P_m 为直驱风机输入机械功率； P_e 为直驱风机输出电磁功率； k_p^{dc} 、 k_i^{dc} 为直流电压环比比例系数和积分系数。

将式(B4)代入式(B7)可得：

$$\begin{cases} \Delta i_{d1} = G_{11} \Delta i_{q1} + G_{12} \Delta \theta_{pll1} + G_{13} \Delta i_{q2} + G_{14} \Delta \theta_{pll2} \\ \Delta i_{d2} = G_{21} \Delta i_{q1} + G_{22} \Delta \theta_{pll1} + G_{23} \Delta i_{q2} + G_{24} \Delta \theta_{pll2} \end{cases} \quad (B8)$$

将机端电压关系式(B6)代入 PLL 式(17)中，则有：

$$s^2 \Delta \theta_{pli}(s) + s k_{pi} U_{ti} \Delta \theta_{pli}(s) + k_{ii} U_{ti} \Delta \theta_{pli}(s) = k_{ii} (k_{i,1}^{Ut} \Delta i_{d1} + k_{i,2}^{Ut} \Delta i_{q1} + k_{i,3}^{Ut} \Delta \theta_{pll1} + k_{i,4}^{Ut} \Delta i_{d2} + k_{i,5}^{Ut} \Delta i_{q2} + k_{i,6}^{Ut} \Delta \theta_{pll2}) \quad (B9)$$

整理可得 $\Delta \theta_{pli}$ 关于 Δi_{di} 和 Δi_{qi} 的表达式：

$$\begin{cases} \Delta \theta_{pll1} = G_{31} \Delta i_{d1} + G_{32} \Delta i_{q1} + G_{33} \Delta i_{d2} + G_{34} \Delta i_{q2} \\ \Delta \theta_{pll2} = G_{41} \Delta i_{d1} + G_{42} \Delta i_{q1} + G_{43} \Delta i_{d2} + G_{44} \Delta i_{q2} \end{cases} \quad (B10)$$

$$\left\{ \begin{array}{l}
G_{31} = \frac{k_{11}k_{1,1}^{Ut} + \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,1}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}}{s^2 + sk_{p1}U_{11} + k_{11}U_{11} - k_{11}k_{1,3}^{Ut} - \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,3}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}}, \quad G_{41} = \frac{k_{12}k_{2,1}^{Ut} + \frac{k_{12}k_{2,3}^{Ut}k_{11}k_{1,1}^{Ut}}{s^2 + sk_{p1}U_{11} + k_{11}U_{11} - k_{11}k_{1,3}^{Ut}}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut} - \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,3}^{Ut}}{s^2 + sk_{p1}U_{11} + k_{11}U_{11} - k_{11}k_{1,3}^{Ut}}} \\
G_{32} = \frac{k_{11}k_{1,2}^{Ut} + \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,2}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}}{s^2 + sk_{p1}U_{11} + k_{11}U_{11} - k_{11}k_{1,3}^{Ut} - \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,3}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}}, \quad G_{42} = \frac{k_{12}k_{2,2}^{Ut} + \frac{k_{12}k_{2,3}^{Ut}k_{11}k_{1,2}^{Ut}}{s^2 + sk_{p1}U_{11} + k_{11}U_{11} - k_{11}k_{1,3}^{Ut}}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut} - \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,3}^{Ut}}{s^2 + sk_{p1}U_{11} + k_{11}U_{11} - k_{11}k_{1,3}^{Ut}}} \\
G_{33} = \frac{k_{11}k_{1,4}^{Ut} + \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,4}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}}{s^2 + sk_{p1}U_{11} + k_{11}U_{11} - k_{11}k_{1,3}^{Ut} - \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,3}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}}, \quad G_{43} = \frac{k_{12}k_{2,4}^{Ut} + \frac{k_{12}k_{2,3}^{Ut}k_{11}k_{1,4}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}}{s^2 + sk_{p1}U_{11} + k_{11}U_{11} - k_{11}k_{1,3}^{Ut} - \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,3}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}} \\
G_{34} = \frac{k_{11}k_{1,5}^{Ut} + \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,5}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}}{s^2 + sk_{p1}U_{11} + k_{11}U_{11} - k_{11}k_{1,3}^{Ut} - \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,3}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}}, \quad G_{44} = \frac{k_{12}k_{2,5}^{Ut} + \frac{k_{12}k_{2,3}^{Ut}k_{11}k_{1,5}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}}{s^2 + sk_{p1}U_{11} + k_{11}U_{11} - k_{11}k_{1,3}^{Ut} - \frac{k_{11}k_{1,6}^{Ut}k_{12}k_{2,3}^{Ut}}{s^2 + sk_{p2}U_{12} + k_{12}U_{12} - k_{12}k_{2,6}^{Ut}}}
\end{array} \right. \quad (B11)$$

联立式(B8)、(B10)，代入式(B6)中消去其中的 $\Delta\theta_{pli}$ 、 Δi_{di} 可得：

$$\begin{cases} \Delta U_{11} = D_{11}(s)\Delta i_{q1} + D_{12}(s)\Delta i_{q2} \\ \Delta U_{12} = D_{21}(s)\Delta i_{q1} + D_{22}(s)\Delta i_{q2} \end{cases} \quad (B12)$$

$$\begin{cases} D_{11}(s) = k_{1,1}^{Ut}H_{11} + k_{1,2}^{Ut} + k_{1,3}^{Ut}(G_{31}H_{11} + G_{32} + G_{33}H_{21}) + k_{1,4}^{Ut}H_{21} + k_{1,6}^{Ut}(G_{41}H_{11} + G_{42} + G_{43}H_{21}) \\ D_{12}(s) = k_{1,1}^{Ut}H_{12} + k_{1,5}^{Ut} + k_{1,3}^{Ut}(G_{31}H_{12} + G_{34} + G_{33}H_{22}) + k_{1,4}^{Ut}H_{22} + k_{1,6}^{Ut}(G_{41}H_{12} + G_{44} + G_{43}H_{22}) \\ D_{21}(s) = k_{2,1}^{Ut}H_{11} + k_{2,2}^{Ut} + k_{2,3}^{Ut}(G_{31}H_{11} + G_{32} + G_{33}H_{21}) + k_{2,4}^{Ut}H_{21} + k_{2,6}^{Ut}(G_{41}H_{11} + G_{42} + G_{43}H_{21}) \\ D_{22}(s) = k_{2,1}^{Ut}H_{12} + k_{2,5}^{Ut} + k_{2,3}^{Ut}(G_{31}H_{12} + G_{34} + G_{33}H_{22}) + k_{2,4}^{Ut}H_{22} + k_{2,6}^{Ut}(G_{41}H_{12} + G_{44} + G_{43}H_{22}) \end{cases} \quad (B13)$$

其中 H_{11} 、 H_{12} 、 H_{21} 、 H_{22} 表示利用锁相环与直流电压环关系式对机端电压控制方程消元的相关表达式，其具体表达式为：

$$\left\{ \begin{array}{l}
H_{11} = \frac{1}{1 - G_{12}G_{31} - G_{14}G_{41}} \left[G_{11} + G_{12}G_{32} + G_{14}G_{42} + \frac{(G_{21} + G_{22}G_{32} + G_{24}G_{42})(G_{12}G_{33} + G_{14}G_{43})}{1 - G_{22}G_{33} - G_{24}G_{43}} \right] \\
\quad 1 - \frac{(G_{12}G_{33} + G_{14}G_{43})(G_{22}G_{31} + G_{24}G_{41})}{(1 - G_{12}G_{31} - G_{14}G_{41})(1 - G_{22}G_{33} - G_{24}G_{43})} \\
H_{12} = \frac{1}{1 - G_{12}G_{31} - G_{14}G_{41}} \left[G_{13} + G_{12}G_{34} + G_{14}G_{44} + \frac{(G_{23} + G_{22}G_{34} + G_{24}G_{44})(G_{12}G_{33} + G_{14}G_{43})}{1 - G_{22}G_{33} - G_{24}G_{43}} \right] \\
\quad 1 - \frac{(G_{12}G_{33} + G_{14}G_{43})(G_{22}G_{31} + G_{24}G_{41})}{(1 - G_{12}G_{31} - G_{14}G_{41})(1 - G_{22}G_{33} - G_{24}G_{43})} \\
H_{21} = \frac{1}{1 - G_{22}G_{33} - G_{24}G_{43}} \left[G_{21} + G_{22}G_{32} + G_{24}G_{42} + \frac{(G_{11} + G_{12}G_{32} + G_{14}G_{42})(G_{22}G_{31} + G_{24}G_{41})}{1 - G_{12}G_{31} - G_{14}G_{41}} \right] \\
\quad 1 - \frac{(G_{22}G_{31} + G_{24}G_{41})(G_{12}G_{33} + G_{14}G_{43})}{(1 - G_{22}G_{33} - G_{24}G_{43})(1 - G_{12}G_{31} - G_{14}G_{41})} \\
H_{22} = \frac{1}{1 - G_{22}G_{33} - G_{24}G_{43}} \left[G_{23} + G_{22}G_{34} + G_{24}G_{44} + \frac{(G_{13} + G_{12}G_{34} + G_{14}G_{44})(G_{22}G_{31} + G_{24}G_{41})}{1 - G_{12}G_{31} - G_{14}G_{41}} \right] \\
\quad 1 - \frac{(G_{22}G_{31} + G_{24}G_{41})(G_{12}G_{33} + G_{14}G_{43})}{(1 - G_{22}G_{33} - G_{24}G_{43})(1 - G_{12}G_{31} - G_{14}G_{41})}
\end{array} \right. \quad (B14)$$

附录 C

表 C1 直驱风电机组主要参数

Table C1 Main parameters of direct-drive wind turbine

参数	数值	参数	数值
额定电压 U_1/V	690	滤波电感 L/mH	1.5
基频 f_1/Hz	50	额定功率 P/MW	1.5
额定电流 I_1/A	1 500	阻尼电阻 R_{fw}/Ω	1
直流母线电压 U_{dc0}/V	1 100	滤波电容 C_{fw}/mF	1
直流母线电容 C_{dc}/mF	90	调制系数 K_m	8.70×10^{-4}
交叉解耦系数 K_{dq}	0.131 9	PLL 参数	$k_p=60,$ $k_i=1\ 400$
交流电压控制	$k_p^{\text{ac}}=2,$ $k_i^{\text{ac}}=80$	直流母线控制	$k_p^{\text{dc}}=1.1,$ $k_i^{\text{dc}}=27.5$
电流环 d 轴参数	$k_{dip}=1.2,$ $k_{dii}=50$	电流环 q 轴参数	$k_{qip}=0.8,$ $k_{qii}=50$

附录 D

根据式(6)所示考虑频率耦合的直驱风电机组序导纳模型，利用增广奈奎斯特判据对 $\mathbf{Y}_{\text{PMSG}}\mathbf{Z}_g$ 形成的奈奎斯特曲线进行稳定性分析。其中， $\mathbf{Y}_{\text{PMSG}}$ 为 2 台直驱风电机组并联的序导纳矩阵； $\mathbf{Z}_g$ 为电网阻抗， $\mathbf{Z}_g = \text{diag}[(s+j\omega_1)L_g, (s-j\omega_1)L_g]$ ， $\omega_1=2\pi f_1$ 。分析时假设电网等效电感为 $L_g=0.253\text{ mH}$ ，对应短路比为 2。下面利用增广奈奎斯特判据对 PLL 衰减振荡状态下的系统稳定性进行验证。

当 PLL 为振荡状态时，保持 1 号机组 PLL 的 $k_{p1}=60, k_{i1}=1\ 400$ 不变，改变 k_{p2} ，观察此时互联系统的奈奎斯特曲线，如图 D1 所示。从图 D1 可以看出，当 2 号机组 PLL 的 $k_{p2}=30, k_{i2}=1\ 400$ 时，对应的奈奎斯特曲线 λ_1, λ_2 未绕过点 $(-1,0)$ ，且幅值裕度为 8.49 dB，根据稳定性判据，此时互联系统为稳定状态；当 2 号机组 PLL 的 $k_{p2}=60, k_{i2}=1\ 400$ 时，对应的奈奎斯特曲线 λ_1, λ_2 绕过点 $(-1,0)$ ，根据稳定性判据，此时互联系统为不稳定状态；当 2 号机组 PLL 的 $k_{p2}=70, k_{i2}=1\ 400$ 时，对应的奈奎斯特曲线 λ_1, λ_2 未绕过点 $(-1,0)$ ，且幅值裕度为 8.92 dB，根据稳定性判据，此时互联系统为稳定状态。因此证明了当 PLL 为衰减振荡状态时，2 台直驱风电机组并联系统的稳定性随 k_p 的增大先减弱后增强，且当 2 台机组 k_p 相同时，互联系统出现不稳定状态，其稳定性最差。

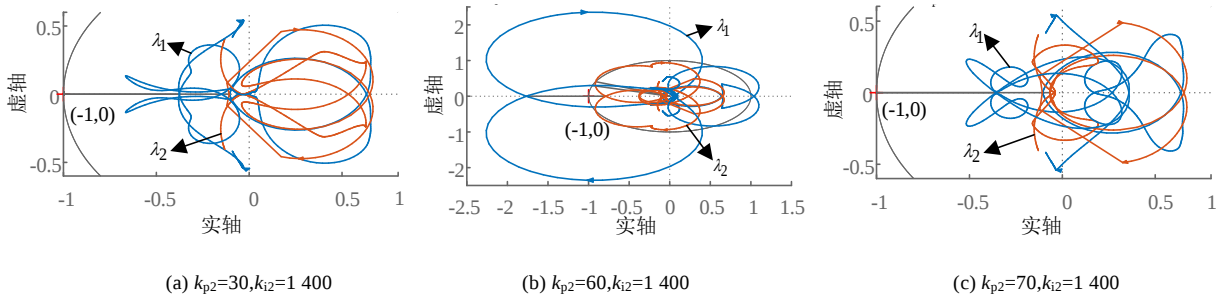


图 D1 PLL 衰减振荡状态不同 k_{p2} 时互联系统奈奎斯特曲线

Fig.D1 Nyquist curve of interconnected system under attenuated oscillation state and different k_{p2} value of PLL

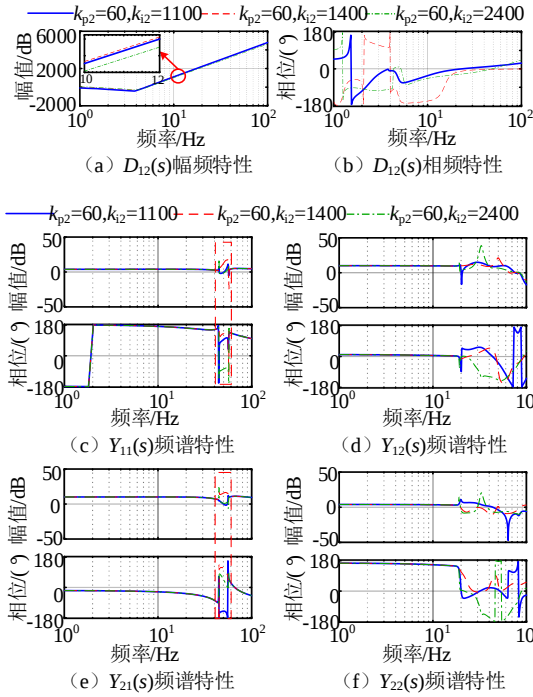


图 D2 PLL 衰减振荡状态不同 k_{i2} 时 $D_{12}(s)$ 及序导纳分量 $Y_{11}(s)$ 、 $Y_{12}(s)$ 、 $Y_{21}(s)$ 、 $Y_{22}(s)$ 的 Bode 图

Fig.D2 Bode diagram of $D_{12}(s)$ and sequential admittance components $Y_{11}(s)$, $Y_{12}(s)$, $Y_{21}(s)$ and $Y_{22}(s)$ under attenuated oscillation state and different k_{i2} value of PLL

然后保持 1 号机组 PLL 的 $k_{p1}=60, k_{i1}=1\ 400$ 不变, 改变 k_{i2} , 观察此时互联系统的奈奎斯特曲线, 如图 D3 所示。从图 D3 可以看出, 当 2 号机组 PLL 的 $k_{p2}=60, k_{i2}=1\ 100$ 时, 对应的奈奎斯特曲线 λ_1 、 λ_2 未绕过点 $(-1,0)$, 且相角裕度为 65.5° , 幅值裕度为 3.67 dB , 根据稳定性判据, 此时互联系统为稳定状态; 当 2 号机组 PLL 的 $k_{p2}=60, k_{i2}=2\ 400$ 时, 对应的奈奎斯特曲线 λ_1 、 λ_2 未绕过点 $(-1,0)$, 且相角裕度为 63.8° , 幅值裕度为 14.5 dB , 根据稳定性判据, 此时互联系统为稳定状态。因此证明当 PLL 为衰减振荡状态时, 2 台直驱风电机组并联系统的稳定性随 k_i 的增大先减弱后增强, 且当 2 台机组的 k_i 相同时, 互联系统出现不稳定状态, 其稳定性最差。

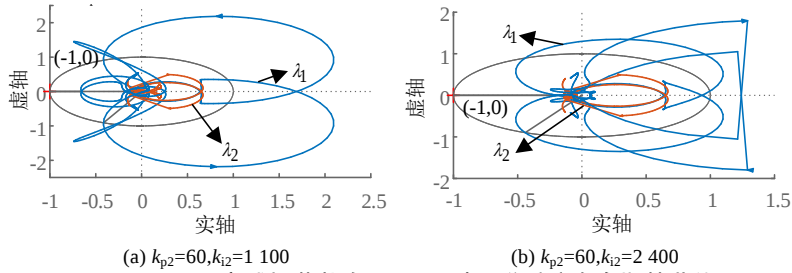


图 D3 PLL 衰减振荡状态不同 k_{i2} 时互联系统奈奎斯特曲线

Fig.D3 Nyquist curve of interconnected system under attenuated oscillation state and different k_{i2} value of PLL

从图 D1、D3 综合分析可证明: ①当 2 台机组 PLL 为衰减振荡状态时, 互联系统的稳定性随 2 号机组 PLL 的 k_{p2} 、 k_{i2} 增大先减弱后增强; ②当 2 台机组 PLL 参数完全相同时, 互联系统出现不稳定状态, 其稳定性最差。

附录 E

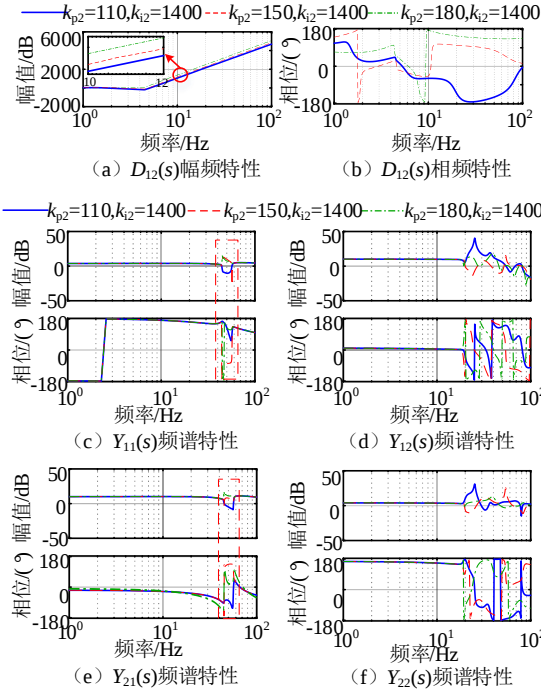


图 E1 PLL 非振荡不同 k_{p2} 时 $D_{12}(s)$ 及序导纳分量 $Y_{11}(s)$ 、 $Y_{12}(s)$ 、 $Y_{21}(s)$ 、 $Y_{22}(s)$ 的 Bode 图

Fig.E1 Bode diagram of $D_{12}(s)$ and sequential admittance components $Y_{11}(s)$, $Y_{12}(s)$, $Y_{21}(s)$ and $Y_{22}(s)$ under non-oscillation state and different k_{p2} value of PLL

当 PLL 为非振荡状态时，保持 1 号机组 PLL 的 $k_{p1}=150, k_{i1}=1400$ 不变，改变 2 号机组 PLL 的 k_{p2} ，观察此时互联系统的奈奎斯特曲线，如图 E2 所示。从图 E2 可以看出，当 2 号机组 PLL 的 $k_{p2}=110, k_{i2}=1400$ 时，对应的奈奎斯特曲线 λ_1 、 λ_2 未绕过点 $(-1,0)$ ，且幅值裕度为 17.1 dB，根据稳定性判据，此时互联系统为稳定状态；当 2 号机组 PLL 的 $k_{p2}=150, k_{i2}=1400$ 时，对应的奈奎斯特曲线 λ_1 、 λ_2 未绕过点 $(-1,0)$ ，且幅值裕度为 9.92 dB，相角裕度为 41.1° ，此时互联系统为稳定状态，但幅值裕度比图 E2(a)中的情况小；当 2 号机组 PLL 的 $k_{p2}=180, k_{i2}=1400$ 时，对应的奈奎斯特曲线 λ_1 刚好经过点 $(-1,0)$ ，且幅值裕度为 0.525 dB，相角裕度为 3.59° ，此时互联系统为临界稳定状态。因此证明了当 PLL 为非振荡状态时，互联系统总体上为稳定状态，其稳定性随 k_{p2} 的增大逐渐减弱。

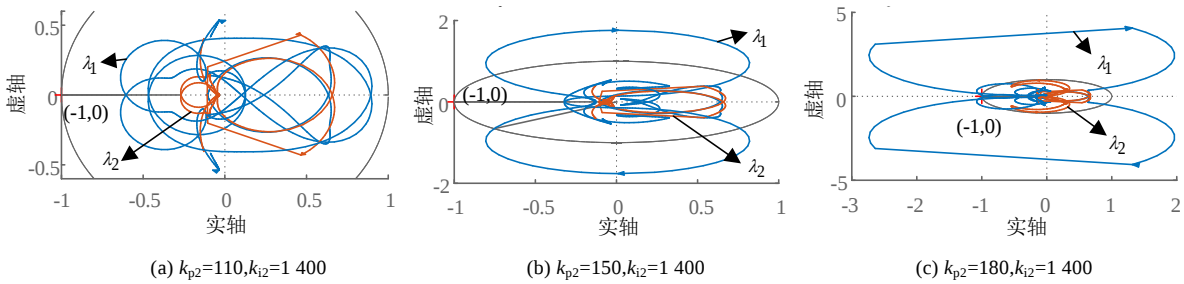


图 E2 PLL 非振荡状态不同 k_{p2} 时互联系统奈奎斯特曲线

Fig.E2 Nyquist curve of interconnected system under attenuated oscillation state and different k_{p2} value of PLL

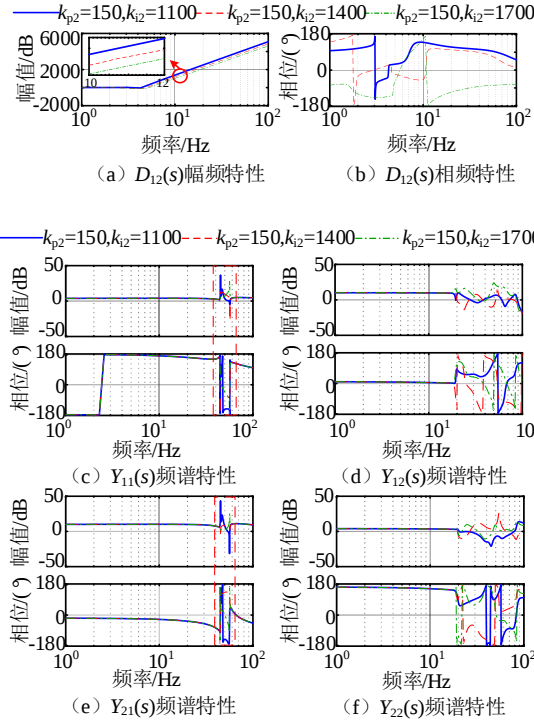


图 E3 PLL 非振荡不同 k_{i2} 时 $D_{12}(s)$ 及序导纳分量 $Y_{11}(s)$ 、 $Y_{12}(s)$ 、 $Y_{21}(s)$ 、 $Y_{22}(s)$ 的 Bode 图

Fig.E3 Bode diagram of $D_{12}(s)$ and sequential admittance components $Y_{11}(s)$, $Y_{12}(s)$, $Y_{21}(s)$, $Y_{22}(s)$ under non-oscillation state and different k_{i2} value of PLL

然后保持 1 号机组 PLL 的 $k_{p1}=150, k_{i1}=1400$ 不变, 改变 k_{i2} , 观察此时互联系统的奈奎斯特曲线, 如图 E4 所示。当 2 号机组 PLL 的 $k_{p2}=150, k_{i2}=1100$ 时, 对应的奈奎斯特曲线 λ_1 刚好经过点 $(-1,0)$, 且幅值裕度为 -0.129 dB, 相角裕度为 -1.95° , 此时互联系统为临界稳定状态; 当 2 号机组 PLL 的 $k_{p2}=150, k_{i2}=1700$ 时, 对应的奈奎斯特曲线 λ_1 、 λ_2 未绕过点 $(-1,0)$, 且幅值裕度为 27.6 dB, 相角裕度为 70.1° , 根据稳定性判据, 此时互联系统为稳定状态。因此证明了当 PLL 为非振荡状态时, 互联系统总体上为稳定状态, 其稳定性随 k_{i2} 的增大逐渐增强。

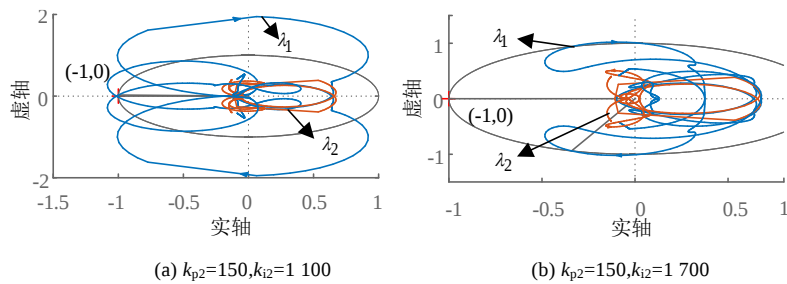


图 E4 PLL 非振荡状态不同 k_{i2} 时互联系统奈奎斯特曲线

Fig.E4 Nyquist curve of interconnected system under attenuated oscillation state and different k_{i2} value of PLL

从图 E3、E4 综合分析可证明: 当 2 台机组 PLL 为非振荡状态时, 其稳定性随 2 号机组 PLL 的 k_p 增大、 k_i 减小而减弱, 但互联系统总体上为稳定状态。

附录 F

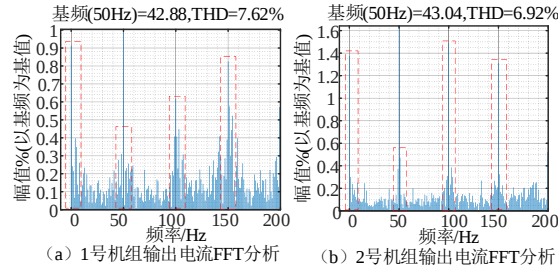


图 F1 2 台直驱风电机组输出电流 FFT 分析

Fig.F1 FFT analysis of output current of two direct-drive wind turbines

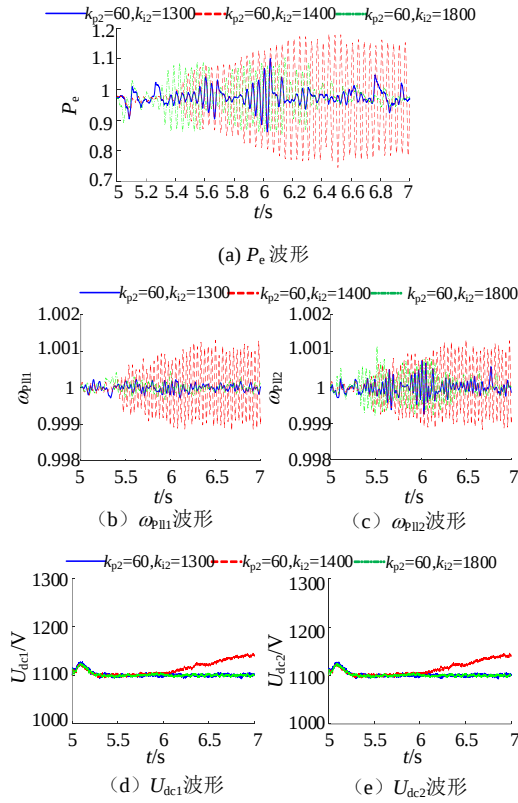


图 F2 PLL 衰减振荡状态不同 k_{i2} 时仿真波形

Fig.F2 Simulative waveforms under attenuated oscillation state and different k_{i2} value of PLL

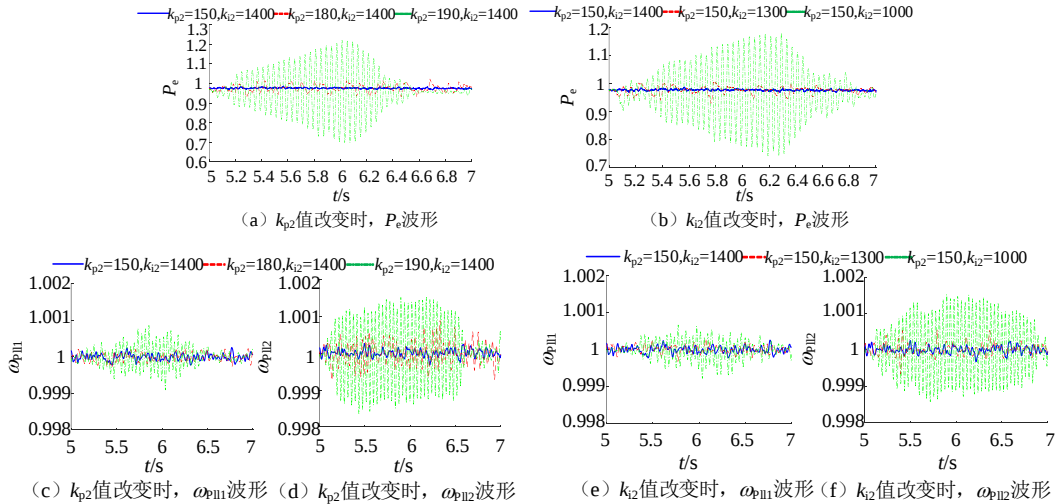


图 F3 PLL 非振荡状态不同 k_{p2} 、 k_{i2} 时仿真波形

Fig.F3 Simulative waveforms under non-oscillation state and different k_{p2} and k_{i2} values of PLL

附录 G

为了验证正文中得出结论的普遍适用性,增加了 PLL 控制参数较小和较大两种情况的仿真研究,对理论分析结果进行验证。

当 PLL 控制参数较小时,取以下 2 组 PLL 控制参数(正常情况下系统能够稳定运行): ① $k_p=20, k_i=200$, 此时满足 $4k_i > k_p^2 U_t$, 微分方程自由响应的 2 个特征根为 $\gamma_{1,2} = -10 \pm j10$, 故 PLL 为衰减振荡状态; ② $k_p=20, k_i=80$, 此时满足 $4k_i \leq k_p^2 U_t$, 微分方程自由响应的 2 个特征根为 $\gamma_{1,2} = -10 \pm \sqrt{10}$, 故 PLL 为非振荡状态。下面分 PLL 衰减振荡状态和非振荡状态 2 种情况, 观察其仿真波形变化。

当 PLL 分别为衰减振荡和非振荡状态时, 保持 1 号机组 PLL 参数为 $k_{p1}=20, k_{i1}=200$, 改变 2 号机组 PLL 的 k_{p2} 和 k_{i2} , 2 台机组输出有功功率、PLL 角速度波形如图 G1、G2 所示。

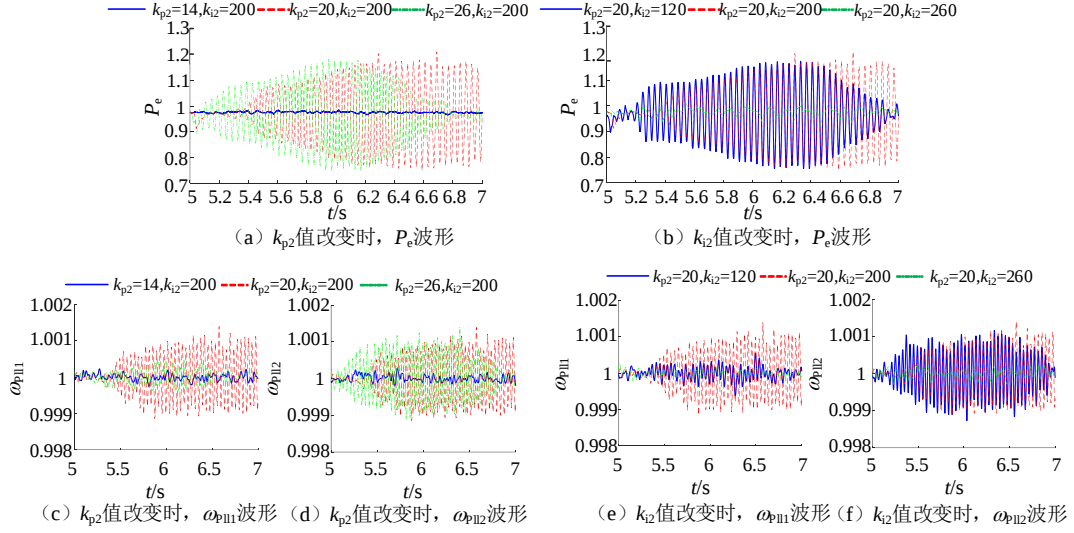


图 G1 PLL 控制参数较小时衰减振荡状态不同 k_{p2} 、 k_{i2} 下仿真波形

Fig.G1 Simulative waveforms under attenuated oscillation state and different k_{p2} and k_{i2} values when PLL control parameters are small

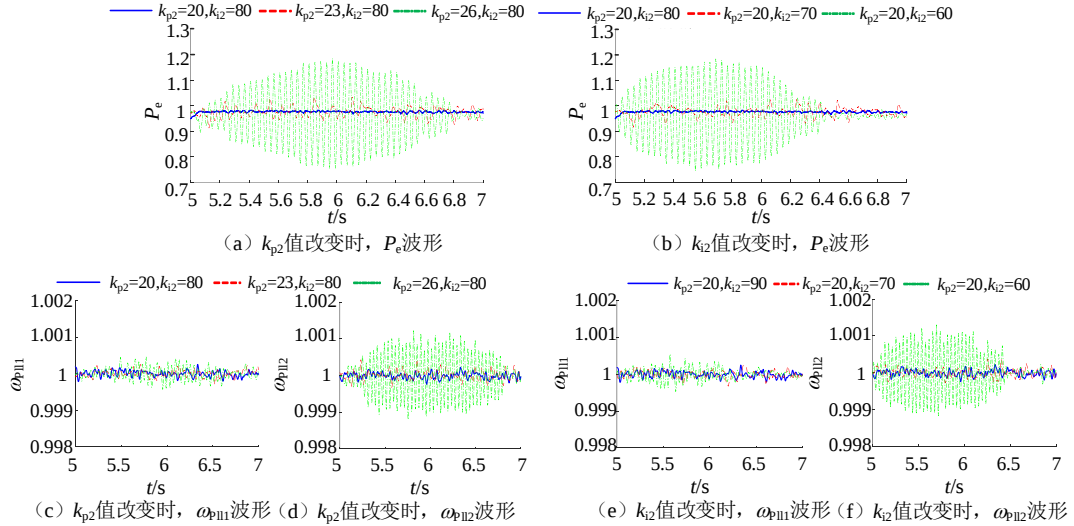


图 G2 PLL 控制参数较小时非振荡状态不同 k_{p2} 、 k_{i2} 下仿真波形

Fig.G2 Simulative waveforms under non-oscillation state and different k_{p2} and k_{i2} values when PLL control parameters are small

从图 G1、G2 可以看出, 当 PLL 控制参数较小时, 在衰减振荡状态和非振荡状态下 PLL 控制参数对 2 台机组间相互影响的变化规律与理论分析结果相符, 从而证明了在 PLL 控制参数较小情况下的 2 台机组间相互作用模型和机理分析的适用性。

当 PLL 控制参数较大时, 取以下 2 组 PLL 控制参数(正常情况下系统能够稳定运行): ① $k_p=115, k_i=5160$, 此时满足 $4k_i > k_p^2 U_t$, 微分方程自由响应的 2 个特征根为 $\gamma_{1,2} = (-115 \pm j\sqrt{7415})/2$, 故 PLL 为衰减振荡状态; ②

$k_p=170, k_i=5160$, 此时满足 $4k_i \leq k_p^2 U_i$, 微分方程自由响应的 2 个特征根为 $\gamma_1, \gamma_2 = -85 \pm \sqrt{2065}$, 故 PLL 为非振荡状态。下面分 PLL 衰减振荡状态和非振荡状态 2 种情况, 观察其仿真波形变化。PLL 衰减振荡及非振荡状态下控制参数对 2 台机组间相互作用的影响分别如图 G3、G4 所示。

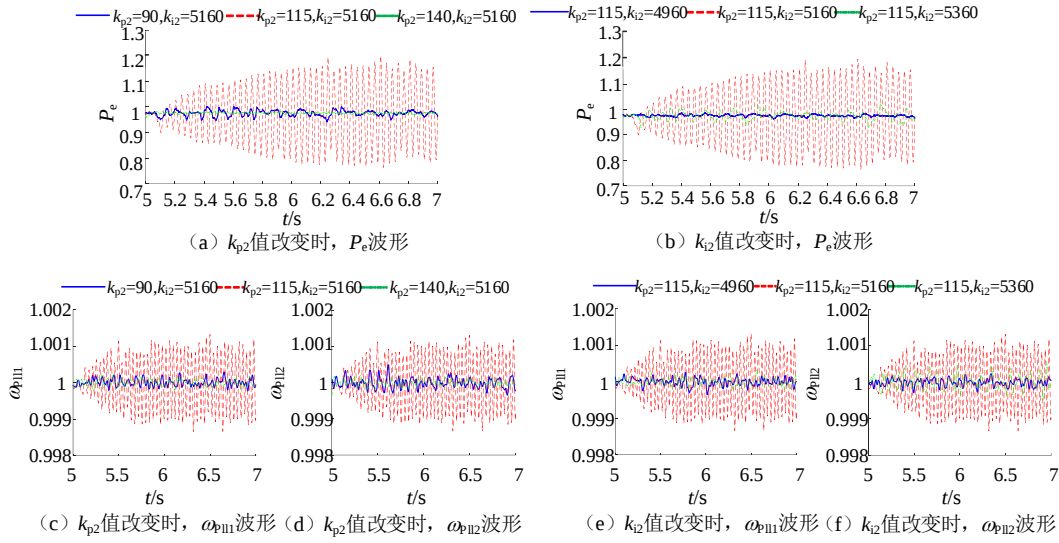


图 G3 PLL 控制参数较大时衰减振荡状态不同 k_{p2} 、 k_{i2} 下仿真波形

Fig.G3 Simulative waveforms under attenuated oscillation state and different k_{p2} and k_{i2} values when PLL control parameters are larger

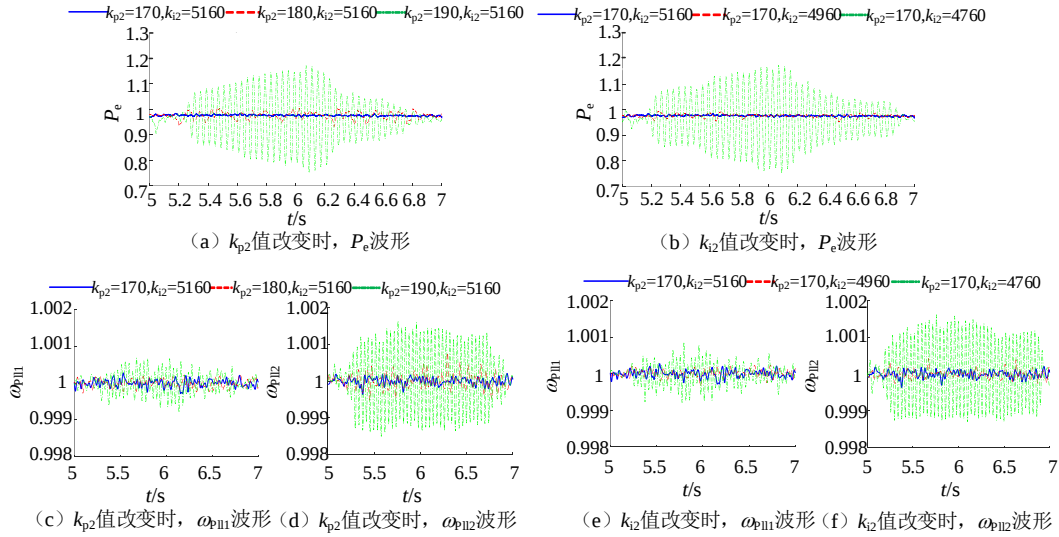


图 G4 PLL 控制参数较大时非振荡状态不同 k_{p2} 、 k_{i2} 下仿真波形

Fig.G4 Simulative waveforms under non-oscillation state and different k_p and k_i values when PLL control parameters are larger

从图 G3、G4 可以看出, 当 PLL 控制参数较大时, 在衰减振荡状态和非振荡状态下 PLL 控制参数对 2 台机组间相互影响的变化规律与理论分析结果相符, 从而证明了在 PLL 控制参数较大情况下的 2 台机组间相互作用模型和机理分析的适用性。