

弱电网中低电压穿越控制策略导致的双馈风机失稳机理分析

袁 辉¹, 宋晓喆², 孙福寿², 辛焕海¹, 黄林彬¹, 宫泽旭¹

(1. 浙江大学 电气工程学院, 浙江 杭州 310027; 2. 国网吉林省电力有限公司, 吉林 长春 130021)

摘要:弱电网中当远端发生严重电压跌落故障时,低电压穿越(LVRT)控制策略可能会导致双馈风机并网系统出现稳定问题。为此,首先建立了故障期间系统的准稳态模型,基于相平面法揭示了因平衡点不存在导致的系统大干扰失稳机理,并分析了电压跌落程度、线路阻抗幅值和相角以及无功电流控制增益系数等关键影响因素。然后,建立了LVRT期间系统的小信号模型,并分析了LVRT控制策略中转子电流参考值动态对系统小干扰稳定的影响。研究表明,忽略转子电流参考值动态会导致小干扰稳定分析结果偏乐观。

关键词:双馈风机;弱电网;准稳态模型;小信号建模;低电压穿越

中图分类号:TM 614; TM 712

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202009029

0 引言

随着新能源占比的不断增加以及部分大规模新能源基地经过远距离输电线路并网,新能源并入的局部电网逐渐呈高阻抗弱电网趋势(下文简称“弱电网”)[1]。弱电网中,新能源设备与电网交互作用凸显,给电网的安全稳定运行带来挑战[2-7]。另一方面,为确保电网的稳定运行,许多国家的电网导则要求新能源并网设备具备低电压穿越(LVRT)能力[8-12]。为此,研究弱电网中低电压穿越期间新能源设备并网系统的稳定性具有重要工程价值。

目前,关于低电压穿越期间风机稳定性的研究主要可分为2类:大干扰稳定性分析[13-14]和小干扰稳定性分析[15-17]。在大干扰稳定性分析方面,主要采用的方法是基于系统的准稳态模型判断低电压穿越期间系统是否存在平衡点。例如文献[13]指出变流器输出电流会产生正反馈导致锁相环同步失稳;文献[14]用向量图法进行分析,给出与文献[13]一致的稳定判据。在小干扰稳定性分析方面,文献[15]基于特征值分析和复转矩系数法研究了低电压穿越期间直驱风机电流内环和锁相环交互作用引起的振荡失稳问题;文献[16]进一步研究了双馈风机转子电流内环和锁相环交互作用特性,并分析了转子侧有功电流参考值对稳定性的影响;文献[17]基于状

态空间模型进一步分析了锁相环、转子电流内环、电压跌落程度以及故障落点位置对低电压穿越期间双馈风机并网系统稳定性的影响,并提出了改进策略。

然而,以上研究是基于风机电流参考值为常值的假设,忽略了低电压穿越控制策略中电流参考值动态对系统稳定性的影响。根据各国电网导则要求可知,低电压穿越期间,新能源设备需向电网注入与电网电压跌落程度不少于一定比例的无功电流,用于支撑电网电压;另外,也有国家会要求新能源设备向电网注入一定有功电流,用于支撑电网频率稳定(下文称为“低电压穿越控制策略”)[18]。不同于强电网,弱电网中当远端电网电压发生严重电压跌落故障时,受线路高阻抗以及风机注入无功电流的影响,风机端电压跌落程度可能并不明显,此时在低电压穿越控制策略下风机可能误判短路故障并不明显,并向电网注入过多有功电流,从而导致失稳问题。为此,弱电网下低电压穿越期间关于风机的稳定性问题需要进一步深入研究。文献[19]针对变流器并网系统,考虑了低电压穿越控制策略中电流参考值动态对系统平衡点存在性以及小干扰稳定性的影响;文献[20]针对弱电网中直驱风机因低电压穿越控制策略可能导致的失稳问题,进一步提出相应改进策略。然而,双馈风机与直驱风机动态特性不同,其定子侧与交流电网直接相连[16-17]。目前,弱电网中远端严重电压跌落故障场景下,考虑低电压穿越控制策略中转子电流参考值动态对双馈风机稳定性的影响的研究很少。

为此,本文首先建立考虑低电压穿越控制策略的双馈风机单机并网系统准稳态模型,基于相平面法分析远端电网发生严重电压跌落期间双馈风机并网系统平衡点的存在性;然后,构建考虑转子电流参考值动态的系统小信号模型,分析转子电流参考值

收稿日期:2020-06-08;修回日期:2020-07-28

基金项目:国网吉林省电力有限公司2019年科技项目(双馈风机与SVG交互作用下的系统振荡机理与控制方法研究)(2019-35)

Project supported by the 2019 Science and Technology Project of State Grid Jilin Electric Power Company Limited (Study on Power System's Oscillation Mechanism and Control Strategy under the Interaction among DFIGs and SVGs) (2019-35)

动态对系统小干扰稳定影响;最后,基于 MATLAB / Simulink 软件进行电磁暂态仿真,验证了理论分析的有效性。

1 低电压穿越期间双馈风机准稳态建模与稳定分析

图 1 给出弱电网下双馈风机单机并网结构图。图中, X 表示电气量 X 的矢量形式; X_{abc} 表示电气量 X 的三相形式; X_{dq} 表示电气量 X 在 dq 坐标系下的形式; V_r^* 、 E_1 、 V_{PCC} 、 V_i 、 I_i 、 I_s 和 I_r 分别为转子侧输出电压指令、电网电压、汇集点 PCC(Point of Common Coupling)电压、双馈风机端电压、网络等效阻抗上流过的电流、定子电流和转子电流; θ_r 、 ω_r 分别为转子角和转子转速; $s_{slip} = \omega_{pll} - \omega_r$, 为转差率, ω_{pll} 为锁相环输出转速; P_s 、 Q_s 分别为定子侧输出有功功率和无功功率; P_{sref} 、 Q_{sref} 分别为定子侧输出有功功率参考指令和无功功率参考指令。

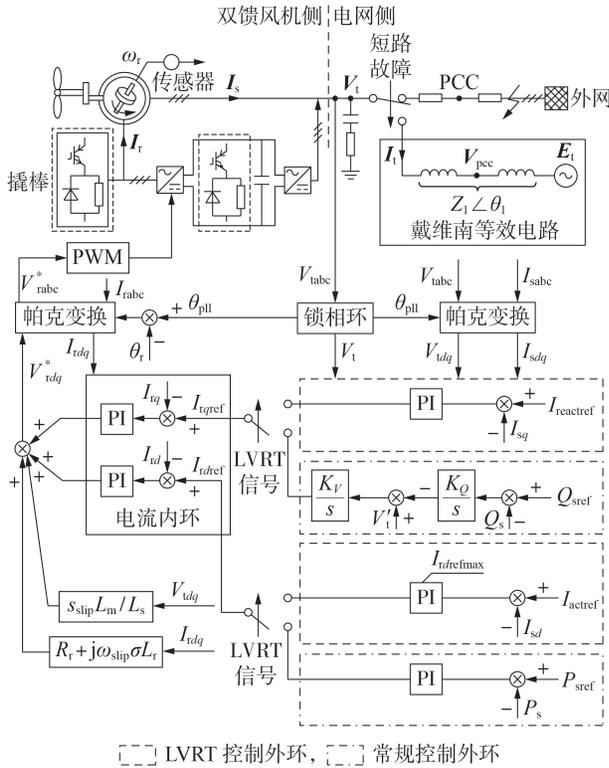


图 1 双馈风机低电压穿越控制框图和等效电路

Fig.1 Control block diagram and equivalent circuit of DFIG LVRT

当远端电网发生严重电压跌落时,将电网动态进行戴维南电路等效,等值为等效阻抗 $Z_1 \angle \theta_1 = R_1 + jX_1$ 和电压为 E_1 的无穷大电源串联,其中 Z_1 和 θ_1 分别为电网等效电抗幅值和相角, R_1 和 X_1 分别为电网等效电阻和电抗。为说明电压故障发生在远端线路,令电网等效阻抗 $Z_1 \in [0.5, 1]$ p.u.。由于双馈风机中转子侧变流器起主导作用,为分析方便,下文分析中忽略网侧变流器动态,即本文重点关注转子侧变流

器与电网交互影响。

1.1 低电压穿越控制框架

低电压穿越期间,转子侧变流器由常规控制切换到低电压穿越控制,具体控制框图参考图 1。双馈风机低电压穿越控制策略的外环动态可表示为^[21]:

$$I_{reactref} = -\min[1, k(0.9 - V_i')] \quad (1)$$

$$\begin{cases} I_{actrefmax}^* = \sqrt{I_{max}^2 - I_{reactref}^2} \\ I_{actref} = \min[P_{sref}/V_i', I_{actrefmax}^*] \end{cases} \quad (2)$$

$$\begin{cases} I'_{rdref} = (k_{p_outer} + k_{i_outer}/s)(I_{actref} - I_{sd}) \\ I_{rdrefmax} = \sqrt{I_{max}^2 - I_{rqref}^2} \\ I_{rdref} = \min(I'_{rdref}, I_{rdrefmax}) \\ I_{rqref} = (k_{p_outer} + k_{i_outer}/s)(I_{reactref} - I_{sq}) \end{cases} \quad (3)$$

其中, k 为无功电流控制增益系数,且 $k \in [1, 10]$; $I_{reactref}$ 、 I_{actref} 分别为有功电流参考值和无功电流参考值; $I_{actrefmax}^*$ 为有功电流参考值的上限; I_{max} 为最大转子电流幅值,本文设为 1 p.u.; I_{rdref} 、 I_{rqref} 分别为 d 轴转子电流参考值和 q 轴转子电流参考值; I'_{rdref} 为 PI 控制环节生成的转子 d 轴电流参考值指令; $I_{rdrefmax}$ 为 d 轴转子电流参考值上限; V_i' 为测得的端电压幅值; I_{sd} 、 I_{sq} 分别为定子电流 d 轴和 q 轴分量,定义定子电流流向电网为正方向; k_{p_outer} 、 k_{i_outer} 分别为低电压穿越控制策略外环比例和积分参数; s 为微分算子。需要指出的是,下文分析认为严重电压跌落期间转子侧换流器输出电流为最大电流 I_{max} 。

1.2 双馈风机并网系统准稳态建模与分析

低电压穿越期间双馈风机并网系统准稳态模型可分为机侧部分和网侧部分。其中,机侧部分中锁相环 dq 坐标系下定子侧电路和定子磁链方程表示为:

$$\begin{cases} V_{td} = -R_s I_{sd} - \omega_{pll} \psi_{sq} \\ V_{tq} = -R_s I_{sq} + \omega_{pll} \psi_{sd} \\ \psi_{sd} = -L_s I_{sd} + L_m I_{rd} \\ \psi_{sq} = -L_s I_{sq} + L_m I_{rq} \end{cases} \quad (4)$$

其中, L_m 、 L_s 分别为互感和定子电感; R_s 为定子电阻; V_{td} 、 V_{tq} 分别为双馈风机端电压 d 轴和 q 轴分量; I_{rd} 、 I_{rq} 分别为转子电流 d 轴和 q 轴分量; ψ_{sd} 、 ψ_{sq} 分别为定子磁链 d 轴和 q 轴分量。

考虑到定子电阻很小,可忽略不计。式(4)可进一步化简为:

$$\begin{cases} I_{rd} = L_s/L_m I_{sd} \\ I_{rq} = L_s/L_m I_{sq} - V_i/L_m \end{cases} \quad (5)$$

由于 $L_s \approx L_m$ 且 $I_{sq} < 0$, 根据式(5)可得:

$$\begin{cases} I_{rd} \approx I_{sd} \\ I_{rq} < I_{sq} < 0 \end{cases} \quad (6)$$

另一方面,准稳态时由于PI控制环节可实现无差调节,故根据图1可知:

$$\begin{cases} I_{rd} = I_{rdref}, I_{rq} = I_{rqref} \\ I_{sd} = I_{sdref}, I_{sq} = I_{sdref} \end{cases} \quad (7)$$

下面说明准稳态期间转子侧变流器d轴电流参考值会达到饱和(即 $I_{rdrefmax} < I'_{rdref}$)。具体地,首先假设d轴电流参考值未饱和(即 $I_{rd} = I_{rdref} = I'_{rdref} < I_{rdrefmax}$),此时结合式(2)、(3)、(6)、(7)可以得到:

$$I'_{rdref} = I_{rd} \approx I_{sd} = I_{sdref} = I_{sdrefmax} = \sqrt{I^2 - I_{reactref}^2} = \sqrt{I^2 - I_{sq}^2} \quad (8)$$

另外,结合式(3)、(7)可得:

$$I_{rdrefmax} = \sqrt{I^2 - I_{rqref}^2} = \sqrt{I^2 - I_{sq}^2} \quad (9)$$

又由式(6)可知 $I_{rq} < I_{sq} < 0$,故结合式(8)、(9)可得:

$$I_{rdrefmax} < I'_{rdref} \quad (10)$$

式(10)与假设 $I'_{rdref} < I_{rdrefmax}$ 相矛盾,说明假设不成立。因此,在准稳态期间,可以认为转子侧变流器d轴电流参考值达到饱和值,即满足:

$$I_{rd} = I_{rdrefmax} = \sqrt{I^2 - I_{rqref}^2} = \sqrt{I^2 - I_{sq}^2} \quad (11)$$

由式(1)、(5)、(7)、(11)整理可得,准稳态期间定子电流 I_{sd} 和端电压 V_t 之间的关系为:

$$\begin{cases} I_{sd} = \frac{X_m}{X_s} \sqrt{J_{max}^2 - \left[\frac{(kX_s - 1)V_t - 0.9kX_s}{X_m} \right]^2} \\ -1 \leq -k(0.9 - V_t) \leq 0 \\ I_{sd} = I_{rd} = 0, I_{rq} = -I_{max}, k(V_t - 0.9) \leq -I_{max} \end{cases} \quad (12)$$

其中, X_m 、 X_s 分别为互感电抗和定子电抗。

为方便后文分析,称式(12)为机侧特性方程。

结合图1可知,网侧电路方程可表示为:

$$V_t = E_t + (Z_1 \cos \theta_1 + jZ_1 \sin \theta_1) I_t \quad (13)$$

由于本文忽略网侧变流器,这里近似认为 I_t 即为机侧变流器输出电流 I_s 。

将式(13)转换到锁相环dq坐标系,可得到如下形式:

$$\begin{aligned} (V_t + Z_1 \sin \theta_1 I_{sq} - Z_1 \cos \theta_1 I_{sd})^2 + \\ (Z_1 \sin \theta_1 I_{sd} + Z_1 \cos \theta_1 I_{sq})^2 = E_t^2 \end{aligned} \quad (14)$$

考虑到机侧变流器向电网注入最大电流,即:

$$\sqrt{I_{rd}^2 + I_{rq}^2} = I_{max} \quad (15)$$

结合式(5)、(14)、(15)整理可得到 V_t 和 I_{sd} 之间的关系为:

$$\begin{aligned} f(I_{sd}, V_t) = & \left[V_t + Z_1 \sin \theta_1 \left(V_t - \sqrt{X_m^2 J_{max}^2 - X_s^2 I_{sd}^2} \right) / X_s - \right. \\ & \left. Z_1 \cos \theta_1 I_{sd} \right]^2 + \left[Z_1 \sin \theta_1 I_{sd} + Z_1 \cos \theta_1 \left(V_t - \right. \right. \\ & \left. \left. \sqrt{X_m^2 J_{max}^2 - X_s^2 I_{sd}^2} \right) / X_s \right]^2 - E_t^2 = 0 \end{aligned} \quad (16)$$

本文称式(16)为网侧特性方程。式(12)、(16)构成了低电压穿越期间双馈风机准稳态模型。

图2给出 $E_t = 0.2$ p.u.、 $Z_1 = 0.7$ p.u.、 $\theta_1 = 80^\circ$ 时,双馈风机系统 $I_{sd} - V_t$ 相平面图,其中 I_{sd} 、 V_t 均为标么值,后同。图中,点划线为机侧特性方程的解,主要与系数 k 有关;实线 BC 和虚线 A_3B 为网侧特性方程的解,主要与电网电压 E_t 、电网阻抗 Z_1 、阻抗角 θ_1 有关。可见两者的交点即为系统的平衡点(例如点 A_1)。

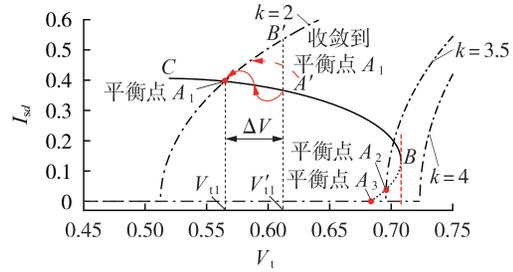


图2 双馈风机并网系统 $I_{sd} - V_t$ 相平面

Fig.2 $I_{sd} - V_t$ phase-plane diagram of grid-connected DFIG system

另外,当平衡点位于实线 BC 上时,低电压穿越控制策略表现为负反馈特性,有利于稳定。举例而言,假设系统平衡点为点 A_1 (此时 $k=2$),当发生一个小扰动导致双馈风机端电压由 V_{t1} 变到 V'_{t1} 时,机侧特性方程运行点移动到点 B' ,从而导致d轴定子输出电流增加。d轴定子输出电流增加会导致网侧特性方程的端电压减小,进而导致机侧特性方程的d轴定子输出电流减小,直至系统收敛到平衡点 A_1 。类似地,当发生小扰动导致端电压下降,双馈风机并网系统同样会收敛到点 A_1 。

当平衡点位于虚线 A_3B 上时(例如 $k=3.5$ 时,平衡点为 A_2),低电压穿越控制策略表现为正反馈特性,不利于稳定。这是因为平衡点位于虚线 A_3B 时,网侧特性方程中 I_{sd} 和 V_t 的关系与平衡点位于实线 BC 时正好相反,而机侧特性方程中 I_{sd} 和 V_t 关系始终正相关。最后,当平衡点位于横轴即点 A_3 时(例如 $k=4$),结合式(12)可知,此时转子侧变流器等效为电流参考值为常值的电流源(即 $I_{rq} = -I_{max}$, $I_{rdref} = 0$)。

1.3 大干扰稳定关键影响因素分析

根据上节分析可知,系统平衡点存在性主要与电网电压 E_t 、电网阻抗幅值 Z_1 、阻抗角 θ_1 和增益系数 k 相关。为此,本节基于 $I_{sd} - V_t$ 相平面依次说明这4个因素对平衡点存在性的影响,如图3所示。

(1)图3(a)给出 $Z_1 = 0.7$ p.u.、 $\theta_1 = 80^\circ$ 、 $k=2$ 时,电网电压跌落程度变化对平衡点的影响。由图3(a)可知,随着电网电压跌落程度加深,实线代表的网络侧可运行范围变窄。特别地,当电网电压跌落到0时,网侧可运行范围变为一个点,即点 A_1 。另外,由图3(a)可以看出,随着电网电压跌落程度加深,系统平

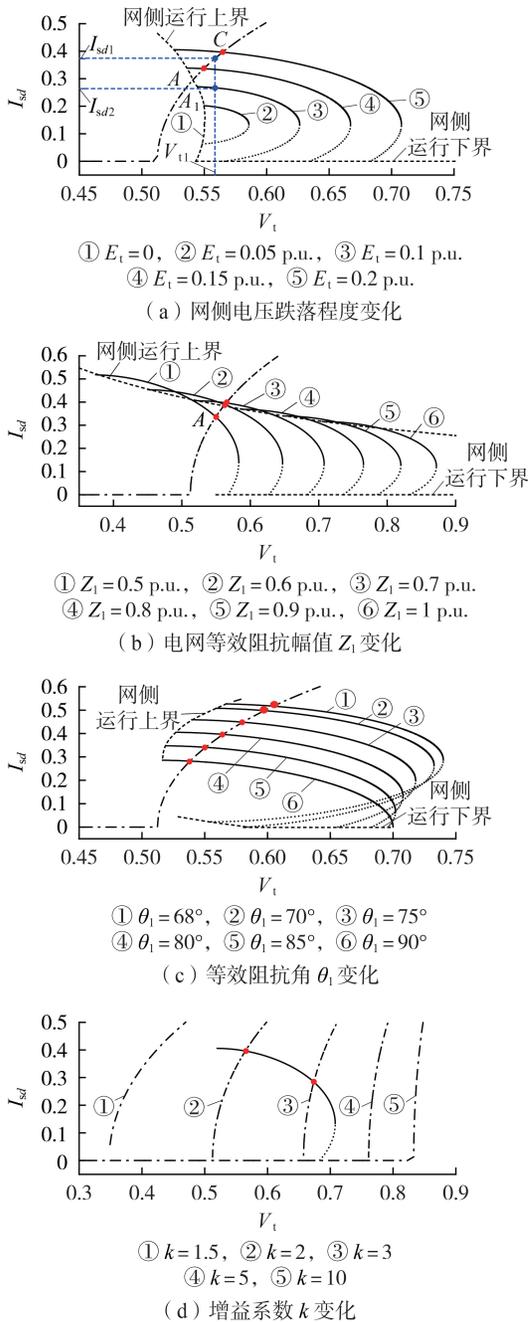


图3 大干扰稳定关键影响因素变化时的 $I_{sd} - V_t$ 相平面图
Fig.3 $I_{sd} - V_t$ phase-plane diagram when key influence factors varying for large disturbance stability

衡点趋于消失。举例而言,当电网电压 $E_t = 0.2$ p.u. 时,系统平衡点存在(即点C);然而,当电压跌落到 0.1 p.u. 时,任一端电压(例如 V_{t1})下,机侧特性方程的 d 轴定子输出电流总是大于网侧特性方程的 d 轴定子电流(即 $I_{sd1} > I_{sd2}$),故系统平衡点不存在。因此,电网电压跌落程度加深会导致系统趋向于没有平衡点,双馈风机容易失稳。

(2)图3(b)给出 $E_t = 0.2$ p.u.、 $\theta_1 = 80^\circ$ 、 $k = 2$ 时,电网等效阻抗幅值 Z_1 变化对系统平衡点的影响。由图3(b)可以看出,随着 Z_1 变大,网侧特性方程可运行范围变小,甚至导致系统不存在平衡点。因此,电网等

效阻抗幅值增大不利于系统稳定。

(3)图3(c)给出 $E_t = 0.2$ p.u.、 $Z_1 = 0.7$ p.u.、 $k = 2$ 时,电网等效阻抗角变化对系统平衡点的影响。由图3(c)可知,随着阻抗角的变小,系统平衡点总是存在的,这说明阻抗角的变化对系统平衡点存在性影响较小;当阻抗角减小到一定程度(例如 $\theta_1 = 68^\circ$ 时),网侧特性方程最小 d 轴定子电流大于 0,这说明当电网线路电阻占比较大时,为确保系统的平衡点存在,双馈风机需要向电网注入一定的有功电流。

(4)图3(d)给出 $E_t = 0.2$ p.u.、 $Z_1 = 0.7$ p.u.、 $\theta_1 = 80^\circ$ 时,无功电流增益系数对系统平衡点的影响。由图3(d)可以看出,随着无功电流增益系数 k 的减小,系统平衡点逐渐消失。举例而言,当 $k = 3$ 时,系统平衡点存在。然而,当 k 降到 1.5 时,平衡点不存在。这说明当 k 过小时,系统可能不存在平衡点。另一方面,当 k 过大时(例如 $k = 5$),双馈风机向电网注入的 d 轴定子电流为 0,结合图3(c)可知,此时系统有可能不存在平衡点。因此,为确保系统平衡点的存在性应选择恰当的无功电流增益系数 k 。

2 低电压穿越期间双馈风机小干扰稳定分析

本节主要讨论低电压穿越期间,转子侧变流器电流参考值动态对双馈风机单机并网系统稳定性的影响。对于电流参考值为常值的情况已有文献讨论,这里不做详细介绍。

2.1 双馈风机小干扰建模

结合上节分析可得,低电压穿越期间,双馈风机并网系统在平衡点附近转子电流参考值动态为:

$$\begin{cases} I_{rdref} = \sqrt{I_{max}^2 - I_{rqref}^2} \\ I_{rqref} = (k_{p_outer} + k_{i_outer}/s)(I_{reactref} - I_{sq}) \\ I_{reactref} = k(V_t' - 0.9) \end{cases} \quad (17)$$

附录A给出低电压穿越期间双馈风机并网系统时域状态方程以及线性化形式,可表示为:

$$\Delta \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A} \Delta \mathbf{x} \quad (18)$$

其中, $\Delta \mathbf{x} = [\Delta I_{sd} \ \Delta I_{sq} \ \Delta I_{rd} \ \Delta I_{rq} \ \Delta x_1 \ \Delta x_2 \ \Delta x_3 \ \Delta V_t' \ \Delta x_4 \ \Delta \theta_{pll} \ \Delta V_{cd} \ \Delta V_{cq} \ \Delta I_{td} \ \Delta I_{tq}]^T$, 具体变量含义见附录A。

2.2 双馈风机并网系统小干扰稳定分析

图4(a)~(d)分别给出电网电压 E_t 、电网等效阻抗幅值 Z_1 、电网等效阻抗角 θ_1 和增益系数 k 变化情况下,考虑电流参考值动态前后系统主导特征根轨迹对比图。图4(a)中 $Z_1 = 0.565$ p.u.、 $\theta_1 = 80^\circ$ 、 $k = 2$; 图4(b)中 $E_t = 0.2$ p.u.、 $\theta_1 = 80^\circ$ 、 $k = 2$; 图4(c)中 $E_t = 0.2$ p.u.、 $Z_1 = 0.565$ p.u.、 $k = 2$; 图4(d)中 $E_t = 0.2$ p.u.、 $Z_1 = 0.565$ p.u.、 $\theta_1 = 80^\circ$ 。另外,由附录A中式(A1)、(A4)可知,转子转速会影响转子侧变流器状态变量

x_1 和 x_2 的稳态值,故系统平衡点也会受转子转速的影响。为此,图4(e)给出转子转速变化情况下,考虑电流参考值动态前后系统主导特征根轨迹对比图,其中 $E_t=0.2$ p.u.、 $Z_1=0.58$ p.u.、 $\theta_1=80^\circ$ 、 $k=2$ 。需要注意的是,不考虑转子电流参考值动态时,认为电流参考值为常值。

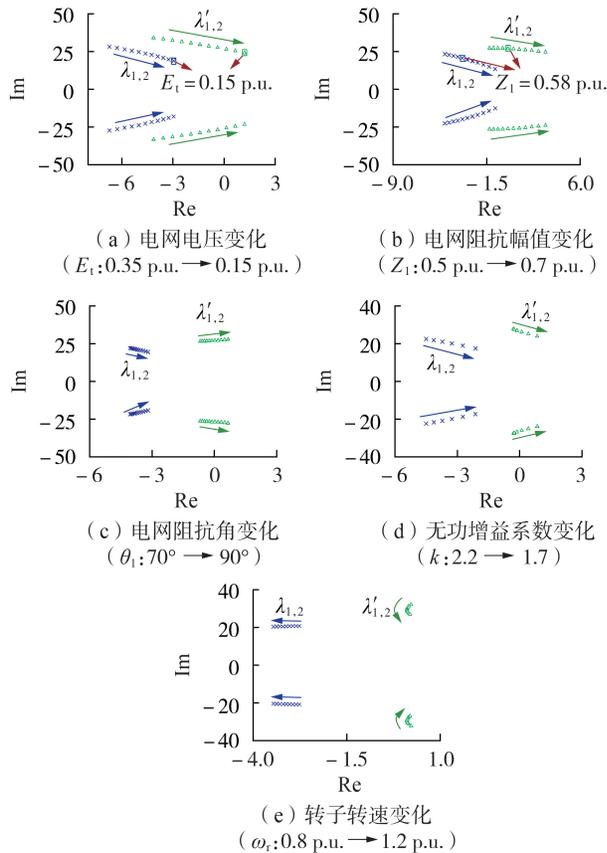


图4 考虑转子侧变流器电流参考值动态前后的主导特征根轨迹对比

Fig.4 Comparison of dominant root locus whether considering rotor-side converter current reference's dynamics or not

由图4(a)~(e)可知,主导特征根对 $\lambda'_{1,2}$ 始终位于 $\lambda_{1,2}$ 的右边,这说明电流参考值动态的引入会恶化系统小干扰稳定性,即忽略电流参考值动态可能会导致系统小干扰稳定性分析结果乐观。

另外,结合图4(a)~(c)可知,随着 E_t 降低、 Z_1 变大以及 θ_1 增大,主导特征根对 $\lambda'_{1,2}$ 向右半平面移动,这说明电网电压跌落程度越深、电压故障距离越远和电网电阻占比越小时,会增加系统出现小干扰失稳风险。由图4(d)可知,增益系数 k 越小,系统稳定性越差,因此适当增加增益系数 k 有利于系统小干扰稳定性。此外,由图4(e)可知,随着转子转速增加,系统主导特征根实部变化较小,虚部幅值呈减小

趋势,这说明转子转速增大主要影响系统振荡频率,导致振荡频率变小。

3 仿真分析

为验证上述理论分析的有效性,在 MATLAB/Simulink 环境下搭建图1所示的双馈风机电磁暂态仿真模型,具体参数取值见附录B。常规运行时,有功功率参考值 $P_{\text{sref}}=0.6$ p.u.,无功功率参考值 $Q_{\text{sref}}=0$ 。考虑到本文主要关注低电压穿越暂态失稳过程,算例中不考虑故障恢复部分。

3.1 系统无平衡点的失稳形态验证

为考察低电压期间系统因不存在平衡点而导致的失稳形态,这里主要考虑以下2种情况:情况1,双馈风机输出 d 轴定子电流大于电网等效阻抗允许流过的最大 d 轴电流,此处以图3(b)中 $Z_1=0.8$ p.u. 为例;情况2,双馈风机输出 d 轴定子电流小于电网等效阻抗允许流过的最小 d 轴电流,此处以图3(c)中 $\theta_1=80^\circ$ 为例,此时增益系数 k 设置为10。

2种情况下,当 $t=1$ s时,电网电压跌落0.2 p.u.,双馈风机相关电气量时域振荡波形如图5所示。图中, I_{rd} 、 I_{rq} 均为标么值,后同。

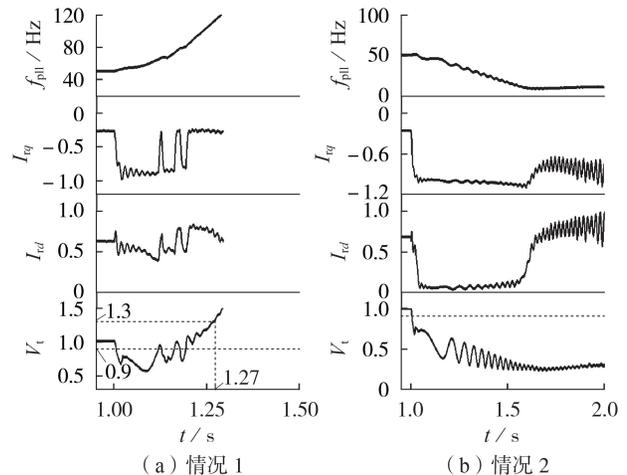


图5 系统平衡点不存在时,系统的2种失稳形态

Fig.5 Two kinds of instability phenomenon when equilibrium point does not exist

由图5(a)可知,情况1下,远端电网发生严重电压跌落故障后,双馈风机锁相环输出频率 f_{pn} 持续增加;1.2 s内,双馈风机端电压在0.9 p.u.附近来回振荡,这说明双馈风机控制策略在正常运行控制策略和低电压穿越控制策略之间来回切换;另外,1.2 s后双馈风机端电压持续上升,1.27 s时端电压超过1.3 p.u.,此时双馈风机存在过压脱网风险。综上所述,针对情况1下系统平衡点不存在时,双馈风机转子侧换流器会出现锁相环输出频率持续上升、控制策略在常规控制和低电压穿越控制策略来回切换甚至过压脱网等失稳现象。由图5(b)可以看出,情况

2下,双馈风机转子侧换流器输出频率持续下降,转子 d 轴电流和 q 轴电流输出持续发散振荡,可以看出,针对情况2,故障期间会出现双馈风机振荡失稳并伴随锁相环输出频率持续下降的现象。

3.2 系统小干扰稳定性理论分析验证

为验证低电压穿越期间小干扰稳定性分析的有效性,以图4中2种工况为例:工况1中 $E_1=0.15$ p.u.、 $Z_1=0.565$ p.u.、 $k=2$ 、 $\theta_1=80^\circ$ (此时系统主导特征值参考图4(a));工况2中 $E_1=0.2$ p.u.、 $Z_1=0.58$ p.u.、 $k=2$ 、 $\theta_1=80^\circ$ (此时系统主导特征值参考图4(b))。

图6给出这2种运行工况下,双馈风机电气量时域仿真波形图。另外,仿真开始时给定转子电流参考值为常值, $t=1$ s时电网电压跌落0.02 p.u.,0.05 s后恢复正常。

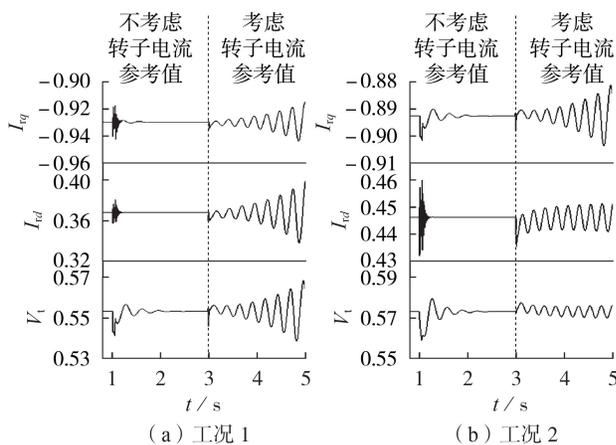


图6 转子电流参考值动态接入前后的双馈风机时域仿真波形

Fig.6 Time-domain simulative waveforms of DFIG whether considering rotor current reference's dynamics or not

由图6可知, $t=1$ s发生扰动后,系统振荡波形收敛,这说明当转子电流参考值为常值时,2种工况下系统是小干扰稳定的;然而,当转子侧变流器转子电流参考值动态接入时,2种工况下双馈风机各电气量波形振荡发散,系统由稳定变为不稳定,这说明转子电流参考值动态的引入导致系统小干扰失稳。又结合图4(a)、(b)可知,这2种工况下考虑转子电流参考值动态接入前后系统稳定性都由小干扰稳定变为不稳定。因此,时域仿真波形和特征值分析结果保持一致。综上所述,考虑转子电流参考值动态前后,系统小干扰稳定性差别较大,故不能忽略转子电流参考值动态。

4 结论

本文研究了弱电网中远端严重电压跌落期间,低电压穿越控制策略中转子电流参考值动态对双馈风机并网系统稳定性的影响,得到以下结论。

(1)低电压穿越控制策略与交流电网存在强交互作用,可能会导致系统不存在平衡点。另外,平衡点的存在性受电压跌落程度、电压故障落点位置、电网等效阻抗角和无功电流增益系数的影响。电压跌落程度越大、电压故障落点位置越远、无功电流增益系数越小,系统倾向于不存在平衡点。当电网电阻占比较大时,双馈风机需向电网注入一定的有功电流,确保系统平衡点存在。

(2)忽略转子电流参考值的动态可能会导致系统小干扰稳定性分析不准确。另外,随着电网电压跌落程度加深、电压故障落点位置变远、电网等效阻抗中电阻占比变小以及无功电流增益系数变小,系统小干扰稳定性会变差,而转子转速增大,可能会导致系统振荡频率减小。

研究考虑故障落点和故障程度未知场景下,双馈风机自适应低电压穿越改进控制策略将是未来研究工作。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 杨超然,辛焕海,宫泽旭,等. 变流器并网系统复电路分析与广义阻抗判据适用性探讨[J/OL]. 中国电机工程学报. (2020-05-13)[2020-07-28]. <https://doi.org/10.13334/j.0258-8013.psee.200135>.
- [2] 陈奕新,王志新,林环城,等. 适用于弱交流系统的MMC-HVDC模型预测控制策略[J]. 电力自动化设备,2020,40(1):80-86. CHEN Yixin,WANG Zhixin,LIN Huancheng,et al. Model predictive control strategy of MMC-HVDC suitable for weak AC system[J]. Electric Power Automation Equipment,2020,40(1):80-86.
- [3] 韩刚,蔡旭. 虚拟同步发电机输出阻抗建模与弱电网适应性研究[J]. 电力自动化设备,2017,37(12):116-122. HAN Gang,CAI Xu. Output impedance modeling of virtual synchronous generator and its adaptability study in a weak grid[J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(12):116-122.
- [4] 高本峰,姚磊,李忍,等. 大规模光伏电站并网的振荡模式分析[J]. 电力自动化设备,2017,37(8):123-130. GAO Benfeng,YAO Lei,LI Ren,et al. Analysis on oscillation modes of large-scale grid-connected PV power plant[J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(8):123-130.
- [5] 方刚,杨勇,卢进军,等. 三相光伏并网逆变器电网高阻抗谐波抑制方法[J]. 电力自动化设备,2018,38(2):109-116. FANG Gang,YANG Yong,LU Jinjun,et al. Resonance suppression method of high impedance power grid for three-phase photovoltaic grid-connected inverters[J]. Electric Power Automation Equipment,2018,38(2):109-116.
- [6] HUANG Linbin,XIN Huanhai,DORFLER F. H_∞ -control of grid-connected converters:design,objectives and decentralized stability certificates[J/OL]. IEEE Transactions on Smart Grid. (2020-04-01)[2020-07-28]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/9052742>. DOI:10.1109/TSG.2020.2984946.
- [7] 徐路遥,兰洲,陈飞,等. 弱电网下无功控制对并网变流器稳定性影响分析[J]. 电力系统自动化,2019,43(15):56-63. XU Luyao,LAN Zhou,CHEN Fei,et al. Analysis on impact of reactive power control on stability of grid-connected converter

- in weak grid[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(15): 56-63.
- [8] 国家标准化管理委员会. 光伏电站接入电力系统技术规定: GB/T 19964—2012[S]. 北京: 国家标准化管理委员会, 2012.
- [9] 国家电网公司. 风电场接入电网技术规定: Q/GDW 1392—2015[S]. 北京: 国家电网公司, 2015.
- [10] NERC Proposed Standard PRC-024-1. Generator performance during frequency and voltage excursions[S]. Atlanta, USA: NERC, 2012.
- [11] TSILI M, PAPATHANASSIOU S. A review of grid code technical requirements for wind farms[J]. IET Renewable Power Generation, 2009, 3(3): 308-332.
- [12] ENTSO-E. European network for transmission system operators for electricity: ENTSO-E network code for requirements for grid connection applicable to all generators[S]. Brussel, Belgium: ENTSO-E, 2012.
- [13] DONG D, WEN B, BOROYEVICH D, et al. Analysis of phase-locked loop low-frequency stability in three-phase grid-connected power converters considering impedance interactions [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(1): 310-321.
- [14] GOKSU O, TEODORESCU R, BAK C L, et al. Instability of wind turbine converters during current injection to low voltage grid faults and PLL frequency based stability solution [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29(4): 1683-1691.
- [15] HU Jiabing, HU Qi, WANG Bo, et al. Small signal instability of PLL-synchronized type-4 wind turbines connected to high-impedance AC grid during LVRT[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2016, 31(4): 1676-1687.
- [16] HU Jiabing, WANG Bo, WANG Weisheng, et al. Small signal dynamics of DFIG-based wind turbines during riding through symmetrical faults in weak AC grid[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(2): 720-730.
- [17] LIU Ruikuo, YAO Jun, WANG Xuewei, 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.
- [18] WEISE B. Impact of K-factor and active current reduction during fault-ride-through of generating units connected via voltage-sourced converters on power system stability[J]. IET Renewable Power Generation, 2015, 9(1): 25-36.
- [19] 袁辉, 辛焕海, 王康, 等. 弱电网下远端严重电压跌落时逆变器并网失稳机理分析[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(22): 38-43. YUAN Hui, XIN Huanhai, WANG Kang, et al. Instability mechanism analysis of inverters connected to weak grid during severe voltage sag on remote grid side[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(22): 38-43.
- [20] YUAN H, XIN H, HUANG L, et al. Stability analysis and enhancement of type-4 wind turbines connected to very weak grids under severe voltage sags[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2019, 34(2): 838-848.
- [21] 洪敏, 章雷其, 迟方德, 等. 适用于弱电网的双馈风电机组新型故障穿越控制方法[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(10): 44-50. HONG Min, ZHANG Leiqi, CHI Fangde, et al. Control method for fault ride-through of DFIG-based wind turbines applied to weak grids[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(10): 44-50.

作者简介:



袁辉

袁辉(1991—),男,湖北咸宁人,博士研究生,主要研究方向为新能源并网稳定分析与控制(E-mail: Yuan_Hui@zju.edu.cn);
辛焕海(1981—),男,江西萍乡人,教授,博士研究生导师,博士,通信作者,主要研究方向为电力系统分析、稳定和控制在(E-mail: xinhh@zju.edu.cn)。

(编辑 李玮)

Analysis of LVRT control strategy-oriented DFIG instability mechanism in weak grid

YUAN Hui¹, SONG Xiaozhe², SUN Fushou², XIN Huanhai¹, HUANG Linbin¹, GONG Zexu¹

(1. College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China;

2. State Grid Jilin Electric Power Co., Ltd., Changchun 130021, China)

Abstract: LVRT (Low-Voltage Ride-Through) control strategy may cause stability problems of DFIG (Doubly-Fed Induction Generator) connected system when serious voltage drop fault occurs at the remote end in weak grid. Therefore, firstly the quasi-steady state model of DFIG during fault is derived, and the large disturbance instability mechanism caused by the absence of equilibrium point is explained according to phase-plane method. Moreover, the key influencing factors such as the degree of voltage sag, amplitude and phase of grid impedance and gain of reactive current control are analyzed. Secondly, the system's small signal model during LVRT is derived, and the effects of rotor current reference's dynamics on small disturbance stability in LVRT control strategy are studied. The analysis result shows that omitting the rotor current reference's dynamics may cause the analyzing results optimistic.

Key words: doubly-fed induction generator; weak grid; quasi-steady state model; small-signal modelling; low-voltage ride-through

附录

附录 A：双馈风机状态空间模型

双馈风机电压及磁链方程可表示为：

$$\begin{cases} V_{sd} = -R_s I_{sd} + \dot{\psi}_{sd} - \omega_{pll} \psi_{sq} \\ V_{sq} = -R_s I_{sq} + \dot{\psi}_{sq} + \omega_{pll} \psi_{sd} \\ V_{rd} = R_r I_{rd} + \dot{\psi}_{rd} - (\omega_{pll} - \omega_r) \psi_{rq} \\ V_{rq} = R_r I_{rq} + \dot{\psi}_{rq} + (\omega_{pll} - \omega_r) \psi_{rd} \end{cases} \quad (A1)$$

$$\begin{cases} \dot{\psi}_{sd} = -L_s I_{sd} + L_m I_{rd} \\ \dot{\psi}_{sq} = -L_s I_{sq} + L_m I_{rq} \\ \dot{\psi}_{rd} = L_r I_{rd} - L_m I_{sd} \\ \dot{\psi}_{rq} = L_r I_{rq} - L_m I_{sq} \end{cases} \quad (A2)$$

其中， ψ_{rd} 、 ψ_{rq} 分别为转子磁链 d 轴和 q 轴分量； ω_r 为转子转速； V_{rd} 、 V_{rq} 分别为转子电压 d 轴和 q 轴分量， R_r 为转子电阻。

联立式(A1)、(A2)可得：

$$\begin{cases} \dot{I}_{sd} = -\frac{R_s \omega_b}{\sigma L_s} I_{sd} + \omega_b \left(\omega_{pll} + \frac{L_m^2 \omega_r}{\sigma L_s L_r} \right) I_{sq} - \frac{\omega_b L_m R_r}{\sigma L_r L_s} I_{rd} - \frac{\omega_b \omega_r L_m}{\sigma L_s} I_{rq} - \frac{\omega_b}{\sigma L_s} V_{sd} + \frac{\omega_b L_m}{\sigma L_r L_s} V_{rd} \\ \dot{I}_{sq} = -\omega_b \left(\omega_{pll} + \frac{L_m^2 \omega_r}{\sigma L_s L_r} \right) I_{sd} - \frac{R_s \omega_b}{\sigma L_s} I_{sq} + \frac{\omega_b \omega_r L_m}{\sigma L_s} I_{rd} - \frac{\omega_b L_m R_r}{\sigma L_r L_s} I_{rq} - \frac{\omega_b}{\sigma L_s} V_{sq} + \frac{\omega_b L_m}{\sigma L_r L_s} V_{rq} \\ \dot{I}_{rd} = -\frac{\omega_b L_m R_s}{\sigma L_s L_r} I_{sd} + \frac{\omega_b \omega_r L_m}{\sigma L_r} I_{sq} - \frac{\omega_b R_r}{\sigma L_r} I_{rd} + \omega_b \left(\omega_{pll} - \frac{\omega_r}{\sigma} \right) I_{rq} - \frac{\omega_b L_m}{\sigma L_s L_r} V_{sd} + \frac{\omega_b}{\sigma L_r} V_{rd} \\ \dot{I}_{rq} = -\frac{\omega_b \omega_r L_m}{\sigma L_r} I_{sd} - \frac{\omega_b L_m R_s}{\sigma L_s L_r} I_{sq} - \omega_b \left(\omega_{pll} - \frac{\omega_r}{\sigma} \right) I_{rd} - \frac{\omega_b R_r}{\sigma L_r} I_{rq} - \frac{\omega_b L_m}{\sigma L_s L_r} V_{sq} + \frac{\omega_b}{\sigma L_r} V_{rq} \end{cases} \quad (A3)$$

其中， $\sigma = 1 - \frac{L_m^2}{L_s L_r}$ 为发电机漏磁系数； ω_b 为系统基准频率。

转子侧换流器输出电压可表示为：

$$\begin{cases} V_{rd} = x_1 + k_{p_inner} (I_{rdref} - I_{rd}) + \frac{(\omega_{pll} - \omega_r) L_m}{L_s} V_{sd} + R_r I_{rd} - (\omega_{pll} - \omega_r) \sigma L_r I_{rq} \\ V_{rq} = x_2 + k_{p_inner} (I_{rqref} - I_{rq}) + R_r I_{rq} + (\omega_{pll} - \omega_r) \sigma L_r I_{rd} \end{cases} \quad (A4)$$

其中， x_1 和 x_2 分别为转子侧换流器电流内环积分环节状态量，具体表示如式 (A5) 所示。

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = k_{i_inner} (I_{rdref} - I_{rd}) \\ \dot{x}_2 = k_{i_inner} (I_{rqref} - I_{rq}) \end{cases} \quad (A5)$$

结合式 (17) 可得，转子侧换流器电流参考值动态为：

$$\begin{cases} I_{rdref} = \sqrt{I_{max}^2 - I_{rqref}^2} \\ I_{rqref} = k_{p_outer} (I_{reactref} - I_{sq}) + x_3 \\ I_{reactref} = k (V_t' - 0.9) \\ \dot{x}_3 = k_{i_outer} (I_{reactref} - I_{sq}) \end{cases} \quad (A6)$$

其中， x_3 为外环积分环节状态变量。

另外，电压测量环节动态表示为：

$$\begin{cases} \dot{V}_t' = \alpha_t'(V_t - V_t') \\ V_t = \sqrt{V_{td}'^2 + V_{tq}'^2} \end{cases} \quad (\text{A7})$$

其中， α_t' 为滤波参数。

锁相环动态表示为：

$$\begin{cases} \dot{x}_4 = k_{i_pll} V_{tq} \\ \dot{\theta}_{pll} = \omega_b \omega_{pll} \end{cases} \quad (\text{A8})$$

$$\omega_{pll} = (x_4 + k_{p_pll} V_{tq}) / \omega_b$$

其中， x_4 为锁相环 PI 控制环节中积分环节的状态变量。

滤波电容动态表示为：

$$\begin{cases} C_f \dot{V}_{cd} / \omega_b = I_{sd} - I_{td} + \omega_{pll} C_f V_{cq} \\ C_f \dot{V}_{cq} / \omega_b = I_{sq} - I_{tq} - \omega_{pll} C_f V_{cd} \end{cases} \quad (\text{A9})$$

其中， V_{cd} 和 V_{cq} 分别为滤波电容两端电压的 d 轴和 q 轴分量。

电网等效阻抗动态为：

$$\begin{cases} L_1 \dot{I}_{td} / \omega_b = V_{td} - E_{td} + \omega_{pll} L_1 I_{tq} - R_1 I_{td} \\ L_1 \dot{I}_{tq} / \omega_b = V_{tq} - E_{tq} - \omega_{pll} L_1 I_{td} - R_1 I_{tq} \end{cases} \quad (\text{A10})$$

$$\begin{cases} V_{td} = V_{cd} + R_d (I_{sd} - I_{td}) \\ V_{tq} = V_{cq} + R_d (I_{sq} - I_{tq}) \end{cases}$$

$$\begin{cases} E_{td} = E_t \cos \theta_{pll} \\ E_{tq} = -E_t \sin \theta_{pll} \end{cases}$$

线性化式(A3)—(A10)可得，系统线性化状态方程可表示为：

$$\Delta \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A} \Delta \mathbf{x} \quad (\text{A11})$$

其中， \mathbf{A} 为系数矩阵； $\Delta \mathbf{x} = [\Delta I_{sd} \quad \Delta I_{sq} \quad \Delta I_{td} \quad \Delta I_{tq} \quad \Delta x_1 \quad \Delta x_2 \quad \Delta x_3 \quad \Delta V_t' \quad \Delta x_4 \quad \Delta \theta_{pll} \quad \Delta V_{cd} \quad \Delta V_{cq} \quad \Delta I_{td} \quad \Delta I_{tq}]^T$ 。

附录 B

表 B1 双馈风机控制参数

Table B1 Control parameters of DFIG

参数	数值
系统基准频率 ω_b /Hz	50
交流额定电压 V_{tb} /V，额定功率 P_t /MW	690, 1.5
互感 L_m /p.u.，定子电感 L_s /p.u.，转子电感 L_r /p.u.	2.9, 3.08, 3.06
定子电阻 R_s /p.u.，转子电阻 R_r /p.u.	0.02, 0.03
滤波电容 C_f /p.u.，电阻 R_d /p.u.	0.05, 0.1
外环比例积分参数 k_{p_outer}, k_{i_outer}	1, 4
电流内环比例积分参数 k_{p_inner}, k_{i_inner}	0.6, 10
锁相环比例积分参数 k_{p_pll}, k_{i_pll}	70, 3500
滤波常数 α_t'	50
转子转速 ω_r /p.u.	1.2