

面向低频振荡分析的直驱风电机组阻尼转矩建模

彭技礼¹, 贾 祺², 严干贵¹, 刘 侃¹, 翟文超¹, 沈墨涵¹

(1. 现代电力系统仿真控制与绿色电能新技术教育部重点实验室(东北电力大学), 吉林 吉林 132012;

2. 国网辽宁省电力有限公司电力科学研究院, 辽宁 沈阳 110006)

摘要:针对直驱风电机组直流电压环和锁相环失稳问题,基于直驱风电机组电流源型线性化模型,分析了电网强度、直流电容输入功率以及控制参数对直驱风电机组稳定性的影响;建立了适用于直流电压环和锁相环稳定性分析的电流源型阻尼转矩模型,通过阻尼转矩法揭示了直驱风电机组失稳机理;进一步地将阻尼转矩法拓展至多机并联系统。研究表明:电网强度的减小、直流电容输入功率的增加、控制参数(直流电压环比例参数、锁相环比例参数)的减小会降低直驱风电机组低频振荡模式(直流电压环模式、锁相环模式)的阻尼系数,当阻尼系数小于0时,该模式下系统失稳,表现为直驱风电机组发生低频振荡。

关键词:直驱风电机组;阻尼转矩法;直流电压环;锁相环;低频振荡

中图分类号:TM 315; TM 712

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202204041

0 引言

“双碳”目标驱动下,可再生能源迅速发展。截至2020年底,我国风电累计装机容量达 2.28×10^8 kW,均居世界第一位^[1]。根据远景目标,2050年风电累计装机容量将达到 2.4×10^9 kW^[2]。大规模风电经长输电线路并网,电网阻抗不可忽略,导致所接入的系统呈现弱交流电网特性。在弱交流电网条件下,风电机组并网点电压容易受到机组功率变化、电网强度变化而发生波动,破坏了理想并网点电压假设条件,进而影响机组的运行稳定性^[3]。

由于风电机组呈现多时间尺度特征,在不同系统运行条件下,可能会诱发宽频带振荡现象,如次同步振荡、低频振荡等^[4]。目前,国内外学者围绕弱交流电网下直驱风电机组低频振荡问题开展了卓而有效的研究工作^[5-9]。文献[5]研究表明当直驱风电机组功角大于 50° 时,快速的锁相环(PLL)响应会减弱直流电压控制的稳定性。文献[6]研究表明无功控制的比例系数可以在很大的范围内变化而系统保持稳定,而积分系数的增大会弱化系统的稳定性。上述研究中基于时域仿真和特征值分析虽可以分析低频振荡特性及影响因素,但对于振荡的物理机理并未阐述清楚。文献[10-11]划分出电力电子化设备的多个时间尺度,建立了直流电压时间尺度下直驱风电机组线性化模型,提出了风电机组惯性、阻尼分

量和同步分量等物理概念,基于对同步发电机组的惯性、阻尼转矩和同步转矩的概念的理解,揭示了直驱风电机组并网低频振荡是由阻尼分量不足引起的。研究表明:与直流电压控制环带宽相近的控制环路(锁相环控制、无功环控制)在高运行工况或低短路比的情况下会影响直流电压的稳定性;增加无功环控制带宽或者降低锁相环控制带宽,有利于增加直流电压控制的阻尼分量,提高直流电压的稳定性。文献[12]进一步建立了直驱风电机组幅相运动方程,讨论了不同电网强度、不同工作点以及不同锁相环控制参数对内电势稳定性的影响。研究表明:随着电网强度变弱或输出功率变大,锁相环对内电势稳定性的负面影响变大。然而,文献[7-13]大多围绕直驱风电机组中的直流电压环模式的稳定性展开研究,锁相环只是作为影响因素之一,其对锁相环模式下的稳定性考虑不足。此外,采用电压源型阻尼转矩模型进行研究,模型复杂,分析难度高且不利于拓展至多机系统。

本文以直驱风电机组接入弱交流电网作为研究对象,围绕直驱风电机组直流电压环、锁相环失稳问题展开研究。首先,建立直驱风电机组电流源型线性化模型,分析电网强度、运行工况以及控制参数对其稳定性的影响。然后,分别建立适用于直流电压环和锁相环稳定性分析的电流源型阻尼转矩模型,通过阻尼转矩法揭示直驱风电机组发生低频振荡的机理。对比文献[12]基于电压源属性构造的幅相运动模型,本文基于直驱风电机组电流源属性构造的阻尼转矩模型更为简单,更易于拓展分析。

1 直驱风电机组线性化建模

1.1 直驱风电机组结构

直驱风电机组的拓扑结构及控制系统如附录A

收稿日期:2021-08-28;修回日期:2022-04-11

在线出版日期:2022-04-14

基金项目:国家自然科学基金联合基金资助项目(U1866601);
国网新疆电力有限公司科技项目(5230DK20004V)

Project supported by the Joint Funds of the National Natural Science Foundation of China(U1866601) and the Science and Technology Project of State Grid Xinjiang Electric Power Company Limited(5230DK20004V)

图A1所示,其拓扑结构由风力机、机侧变流器、直流电容、网侧变流器、滤波电感、滤波电容组成。

图1中交流电网强度一般用短路容量比 R_{sc} 描述,即交流电网短路容量 S_{ac} 与直驱风电机组额定功率 S_N 之比^[13],如式(1)所示。

$$R_{sc} = \frac{S_{ac}}{S_N} = \frac{U_N^2}{ZS_N} \quad (1)$$

式中: U_N 为电网电压额定值; Z 为电网阻抗。当 $R_{sc} < 3$ 时,系统为弱交流电网。

1.2 直驱风电机组线性化建模

针对直驱风电机组的低频振荡问题(1~10 Hz),建模过程进行如下假设^[14]:不考虑交流侧滤波电容的影响;忽略机侧变流器的影响;变流器传输功率无损耗。

1.2.1 直流电容建模

直流电容的动态过程为:

$$U_{dc}C \frac{dU_{dc}}{dt} = P_{in} - P_{out} \quad (2)$$

式中: U_{dc} 为直流电容电压; C 为直流电容的电容值; P_{out} 为直流电容的输出有功功率; P_{in} 为直流电容的输入有功功率。

$$P_{out} = U_{td}i_d + U_{tq}i_q \quad (3)$$

$$P_{in} = I_{dc0}U_{dc} \quad (4)$$

式中: U_{td} 、 U_{tq} 分别为网侧变流器端电压的 d 、 q 轴分量; i_d 、 i_q 分别为网侧变流器输出电流的 d 、 q 轴分量; I_{dc0} 为风力机及机侧变流器的等效受控电流源输出电流。

1.2.2 网侧变流器及其控制器建模

直驱风电机组网侧变流器的拓扑结构如附录A图A2所示,其数学模型如式(5)所示。网侧变流器的控制策略如附录A图A3所示,有功功率控制采用定直流电压控制,直流电容电压的偏差经过比例积分(PI)环节生成 d 轴电流参考值;无功功率控制采用定端电压幅值控制,端电压的偏差经过PI环节生成 q 轴电流参考值,其数学模型如式(6)所示。

$$\begin{cases} L \frac{di_d}{dt} = E_d - U_{td} + \omega Li_q \\ L \frac{di_q}{dt} = E_q - U_{tq} - \omega Li_d \end{cases} \quad (5)$$

$$\begin{cases} \frac{dx_1}{dt} = U_{dc} - U_{dref} \\ \frac{dx_2}{dt} = k_{p1}(U_{dc} - U_{dref}) + k_{i1}x_1 - i_d \\ \frac{dx_5}{dt} = U_t - U_{tref} \\ \frac{dx_3}{dt} = k_{p5}(U_t - U_{tref}) + k_{i5}x_5 - i_q \end{cases} \quad (6)$$

式中: E_d 、 E_q 分别为变流器出口电压的 d 、 q 轴分量; ω

为系统频率; L 为变流器出口滤波电感值; U_t 为网侧变流器端电压; U_{tref} 为网侧变流器端电压基准值; U_{dref} 为直流电容电压基准值; x_1 — x_3 、 x_5 为状态变量; k_{p1} — k_{p3} 、 k_{p5} 分别为直流电压环控制、电流内环 d 轴控制、电流内环 q 轴控制和端电压控制的比例调节参数; k_{i1} — k_{i3} 、 k_{i5} 分别为直流电压环控制、电流内环 d 轴控制、电流内环 q 轴控制和端电压控制的积分调节参数。

1.2.3 锁相环控制器建模

锁相环的工作原理如附录A图A4所示,图中 dq 轴为网侧变流器两相旋转坐标轴, xy 轴为公共坐标系两相旋转坐标轴,其 x 轴与电网电压 U_g 的夹角始终保持不变。当锁相环实现精准锁相时,其 d 轴与端电压 U_t 方向一致,此时 $U_{td} = U_t$, $U_{tq} = 0$ 。

对附录A图A5所示的锁相环控制策略建模,具体如下:

$$\begin{cases} \frac{dx_{pll}}{dt} = U_{tq} \\ \frac{d\theta_{pll}}{dt} = k_{p4}U_{tq} + k_{i4}x_{pll} + \omega \end{cases} \quad (7)$$

式中: k_{p4} 、 k_{i4} 分别为锁相环PI控制的比例、积分系数; x_{pll} 为锁相环状态变量; θ_{pll} 为锁相环输出的角度。

1.2.4 交流系统建模

交流系统模型如式(8)所示。

$$\begin{cases} U_{tx} = U_{gx} - i_x X_g \\ U_{ty} = U_{gy} + i_x X_g \end{cases} \quad (8)$$

式中: X_g 为电网电抗值; U_{tx} 、 U_{ty} 分别为网侧变流器端电压的 x 、 y 轴分量; U_{gx} 、 U_{gy} 分别为电网电压的 x 、 y 轴分量。

此外,根据图A4所示的锁相环工作原理中的相位关系,网侧变流器的端电压和变流器输出电流的 d 、 q 轴分量 U_{td} 、 U_{tq} 和 i_d 、 i_q 与公共坐标系下 x 、 y 轴分量 U_{tx} 、 U_{ty} 和 i_x 、 i_y 满足如下关系:

$$\begin{cases} U_{tx} = U_{td} \cos \theta_{pll} - U_{tq} \sin \theta_{pll} \\ U_{ty} = U_{td} \sin \theta_{pll} + U_{tq} \cos \theta_{pll} \\ i_x = i_d \cos \theta_{pll} - i_q \sin \theta_{pll} \\ i_y = i_d \sin \theta_{pll} + i_q \cos \theta_{pll} \end{cases} \quad (9)$$

综上,式(2)~(9)构成了直驱风电机组接入交流系统的电流源型数学模型,联立式(2)~(9)在平衡点处进行一阶泰勒展开得到直驱风电机组联网线性化模型,其状态空间方程形式如式(10)所示。

$$\Delta \dot{x} = A \Delta x + B \Delta u \quad (10)$$

式中: Δx 为系统的状态向量; Δu 为系统的输入向量; A 、 B 分别为系统的状态矩阵和输入矩阵。当矩阵 A 中的特征值包含具有正实部的特征值时,系统失稳,且特征值向实轴正方向移动时,系统稳定性降低。

1.3 模型验证

为验证线性化模型的有效性,在 MATLAB / Simulink 软件中搭建线性化模型,在 EMTDC / PSCAD 软件中搭建如附录 A 图 A1 所示的电磁暂态仿真模型,施加相同的扰动,观察二者响应曲线的吻合度。系统参数如附录 A 表 A1 所示,在 13 s 时加入 0.01 MW 功率扰动,在 14 s 时加入 -0.01 MW 功率扰动,线性化模型与时域仿真模型的响应曲线对比如附录 A 图 A6 所示。基于 Prony 方法可知,线性化模型的主导特征根的几何距离误差为 3.9%,即本文建立的线性化模型能较好地反映系统动态过程。

2 特征值分析

2.1 参与因子分析

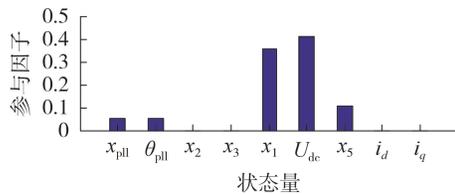
当 $R_{sc}=1.5$ 时求得系统的特征值如表 1 所示。由表可知,系统特征值中包含 2 个低频振荡模式($\lambda_{1,2}$ 、 $\lambda_{3,4}$)、1 个衰减模式(λ_5)以及 2 个高频振荡模式($\lambda_{6,7}$ 、 $\lambda_{8,9}$)。

表 1 系统特征值

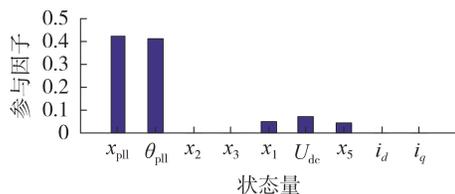
Table 1 Eigenvalues of system

模式	特征值	振荡频率 / Hz	阻尼比
$\lambda_{1,2}$	$-2.55 \pm j23.8$	3.79	0.11
$\lambda_{3,4}$	$-12.6 \pm j38.4$	6.11	0.31
λ_5	-20.9	0	1
$\lambda_{6,7}$	$-406 \pm j502$	79.90	0.62
$\lambda_{8,9}$	$-325 \pm j477$	75.96	0.56

对于低频振荡模式 1($\lambda_{1,2}$),其参与因子见图 1(a),该模式主要由直流电压环决定,同时还受锁相环和端电压控制的影响,下文称之为直流电压环模式。对于低频振荡模式 2($\lambda_{3,4}$),其参与因子见图 1(b),该模式主要由锁相环决定,同时还受直流电压环和端电压控制的影响,下文称之为锁相环模式。



(a) $\lambda_{1,2}$ 的参与因子



(b) $\lambda_{3,4}$ 的参与因子

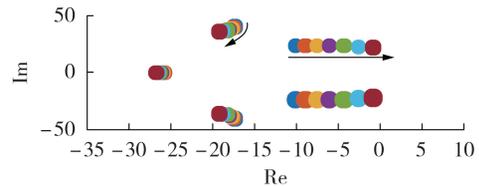
图 1 低频振荡模式的参与因子

Fig.1 Participation factors of low-frequency oscillation modes

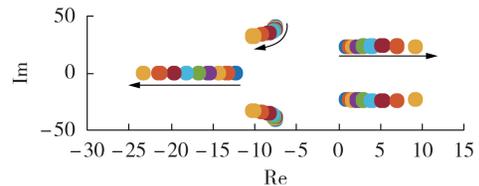
2.2 根轨迹分析

2.2.1 直流电压环模式的根轨迹分析

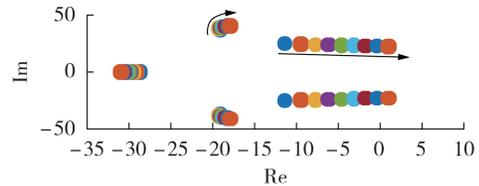
基于状态矩阵,进一步分析电网强度、直流电容输入功率 P_{in} 以及直流电压环控制参数 k_{pl} 对直流电压环模式 $\lambda_{1,2}$ 的影响规律,其根轨迹如图 2 所示。



(a) R_{sc} 由 1.6 变化至 0.8



(b) P_{in} 由 0.8 MW 变化至 1.4 MW



(c) k_{pl} 由 5 变化至 1

图 2 直流电压环模式的根轨迹分析

Fig.2 Root locus analysis of DC voltage loop mode

由图 2(a)可知,随着电网强度的降低, $\lambda_{1,2}$ 向实轴正方向移动,稳定性降低,当 $R_{sc}=1$ 时, $\lambda_{1,2}$ 的实部为正,系统失去稳定。由图 2(b)可知,随着 P_{in} 的增加, $\lambda_{1,2}$ 向实轴正方向移动,稳定性降低,当直流电容输入功率达到 1.2 MW 时, $\lambda_{1,2}$ 的实部为正,系统失去稳定。由图 2(c)可知,随着 k_{pl} 由 5 减小到 1(控制带宽 ω_{dc} 由 10.5 Hz 减小至 7.5 Hz), $\lambda_{1,2}$ 向实轴正方向移动,当 $k_{pl}=2$ ($\omega_{dc}=8$ Hz) 时, $\lambda_{1,2}$ 的实部为正,系统失去稳定。即在本文算例中,当主导模式为直流电压环模式时,直流电压环带宽应远离 8 Hz。

2.2.2 锁相环模式的根轨迹分析

基于状态矩阵 A ,进一步分析电网强度、直流电容输入功率以及锁相环控制参数 k_{pd} 对锁相环模式 $\lambda_{3,4}$ 的影响规律,其根轨迹如附录 A 图 A7 所示。

由图 A7(a)可知,随着电网强度的降低, $\lambda_{3,4}$ 向实轴正方向移动,当 $R_{sc}=1$ 时, $\lambda_{3,4}$ 的实部为正,失去稳定。由图 A7(b)可知,随着直流电容输入功率的增加, $\lambda_{3,4}$ 向实轴负方向移动,当直流电容输入功率达到 1.2 MW 时, $\lambda_{3,4}$ 的实部为正,失去稳定。由图 A7(c)可知,随着锁相环比例参数 k_{pd} 由 16 减小到 2(控制带宽 ω_{pll} 由 13.8 Hz 减小至 13.3 Hz), $\lambda_{3,4}$ 向实轴负方向移动,当 $k_{pd}=4$ ($\omega_{pll}=13.4$ Hz) 时, $\lambda_{3,4}$ 的实部为

正,系统失去稳定。即在本文算例中,当主导模式为锁相环模式时,锁相环带宽应远离13.4 Hz。

3 电流源型阻尼转矩模型

3.1 阻尼转矩法的基本原理

阻尼转矩法于20世纪60年代首次提出,用于分析单机无穷大系统中励磁控制对低频振荡的影响^[15-17],是一种基于质量块的转速-转矩响应特性来判定系统稳定性的线性化分析方法。针对质量块的固有振荡模式 ω_0 ,构建如图3(a)所示的阻尼转矩模型阻尼传递函数形式,并将其转速-转矩响应关系 $G(s)$ 分解成阻尼系数和同步系数,建立如图3(b)所示的质量块的二阶运动形式,从同步系数 K 和阻尼系数 D 的角度分析其动态稳定性。

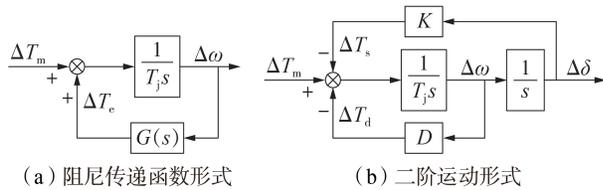


图3 质量块阻尼转矩模型

Fig.3 Mass damping torque model

图3中: ΔT_m 为系统输入机械转矩; ΔT_d 为阻尼转矩; ΔT_s 为同步转矩^[18-19]。其中,图3(a)中的阻尼传递函数 $G(s)$ 与图3(b)中的同步系数 K 和阻尼系数 D 的关系如式(11)所示。

$$G(s) = -D - \frac{K}{s} \quad (11)$$

将 $s=j\omega_0$ 代入式(11)中,可求得同步系数 K 和阻尼系数 D 如式(12)所示。

$$\begin{cases} K = \omega_0 \operatorname{Im}[G(j\omega_0)] \\ D = -\operatorname{Re}[G(j\omega_0)] \end{cases} \quad (12)$$

由文献[18-19]可知:当 $K>0$ 且 $D>0$ 时,系统保持稳定运行;当 $K<0$ 时,系统发生单调失稳;当 $D<0$ 时,系统发生负阻尼增幅振荡失稳。

3.2 阻尼转矩法在直驱风电机组中的应用

直驱风电机组的直流电压环模式反映的是直流电容稳定性,锁相环模式反映的是锁相环控制器稳定性。由式(2)和式(9)可知,其直流电容/锁相环动态方程与同步发电机组转子二阶运动方程在形式上具有高度的相似性,本节将围绕直驱风电机组的低频振荡模式,构建电流源型阻尼转矩模型,从同步系数和阻尼系数的角度出发揭示振荡机理。

3.2.1 直驱风电机组模型降阶

为简化分析,厘清各影响因素对低频振荡的贡献,对直驱风电机组的全阶模型进行简化^[18],假设条件如下:机侧等效受控电流源输出电流值不变;电流环控制响应速度远快于直流电压环/锁相环控制响

应速度,即在直流电压环/锁相环控制动作之前,电流已跟踪其基准值^[15]。

基于上述假设条件,得到如附录B图B1所示的降阶模型,当 $R_{sc}=1.26$ 时求得降阶模型的特征值如附录B表B1所示,与表1中的低频振荡模式基本一致,降阶模型与时域仿真的扰动响应对比如附录B图B2所示。

3.2.2 直流电压环的电流源型阻尼转矩模型

针对直流电压环模式,基于附录B图B1所示的电流源型降阶模型,将直流电容动态过程类比于转子动态过程,将其余环节类比于阻尼传递回路 $G(s)$,建立如图4所示的直流电压环电流源型阻尼转矩模型,具体推导过程如附录C所示。图中: I_{d0} 、 I_{q0} 分别为变流器输出电流初始值的 d 、 q 轴分量; U_{i0} 为变流器端电压初始值; G_{pll} 、 J 分别如式(13)、(14)所示。

$$G_{pll} = (k_{p4} + k_{i4}/s)/s \quad (13)$$

$$J = I_{q0} X_g + U_{i0} \quad (14)$$

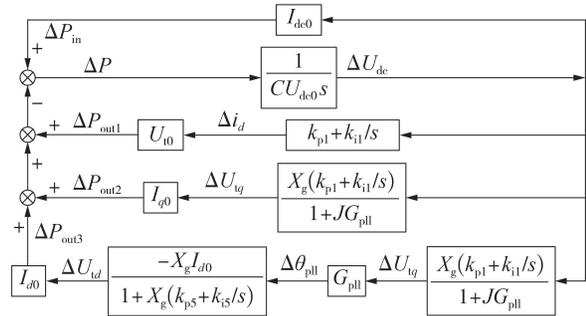


图4 直流电压环的电流源型阻尼转矩模型

Fig.4 Current source damping torque model of DC voltage loop

由图4可得:

$$G_{dc0}(s) = \Delta P_{in} / \Delta U_{dc} = I_{dc0} = -D_{dc0} - K_{dc0}/s \quad (15)$$

$$G_{dc1}(s) = \Delta P_{out1} / \Delta U_{dc} = -U_{i0} (k_{p1} + k_{i1}/s) = -D_{dc1} - K_{dc1}/s \quad (16)$$

$$G_{dc2}(s) = \Delta P_{out2} / \Delta U_{dc} = -\frac{I_{q0} X_g (k_{p1} + k_{i1}/s)}{1 + JG_{pll}} = -D_{dc2} - K_{dc2}/s \quad (17)$$

$$G_{dc3}(s) = \Delta P_{out3} / \Delta U_{dc} = -\frac{[I_{d0} X_g (k_{p1} + k_{i1}/s)] G_{pll} (-X_g I_{d0})}{(1 + JG_{pll}) [1 + X_g (k_{p5} + k_{i5}/s)]} = -D_{dc3} - K_{dc3}/s \quad (18)$$

直流电压环的阻尼传递回路 $G_{dc}(s)$ 、同步系数 K_{dc} 以及阻尼系数 D_{dc} 如式(19)所示。

$$\begin{cases} G_{dc}(s) = G_{dc0}(s) + G_{dc1}(s) + G_{dc2}(s) + G_{dc3}(s) \\ K_{dc} = K_{dc0} + K_{dc1} + K_{dc2} + K_{dc3} \\ D_{dc} = D_{dc0} + D_{dc1} + D_{dc2} + D_{dc3} \end{cases} \quad (19)$$

结合本文的算例条件,对式(15)~(19)进行分析可知: $G_{dc0}(s)$ 项体现了直流电容输入功率对直流电压环阻尼的影响,直流电容输入功率越大,等效电

流源输出电流越大,即 I_{dc0} 越大,提供的负阻尼越大; $G_{dc1}(s)$ 项体现了直流电压环比例参数 k_{p1} 对阻尼的影响,且 k_{p1} 越大,提供的正阻尼越大; $G_{dc2}(s)$ 项体现电网强度的影响,且电网强度越低,提供的负阻尼越大;而 $G_{dc3}(s)$ 项体现了锁相环以及端电压对阻尼的影响,且提供的阻尼相对较小。

为进一步量化分析各影响因素对直流电压环同步系数和阻尼系数的影响,改变电网强度、直流电容输入功率以及直流电压环比例参数 k_{p1} , 得到直流电压环同步系数和阻尼系数变化曲线如图 5 所示。

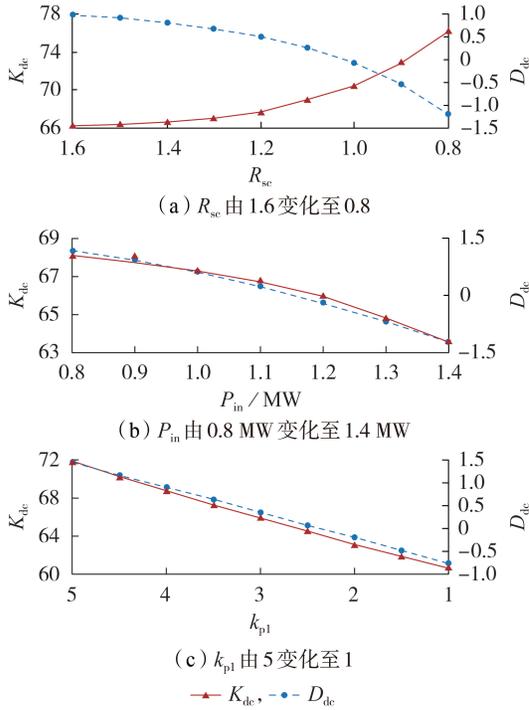


图 5 直流电压环同步系数和阻尼系数曲线

Fig.5 Curves of synchronization coefficient and damping coefficient for DC voltage loop

由图 5 中的同步系数曲线可知:随着电网强度、直流电容输入功率、直流电压环比例控制参数变化,直流电压环同步系数变化较小,且都远大于 0, 远离失稳区域。由图 5 中的阻尼系数曲线可知:随着电网强度的降低,阻尼系数不断减小,且当 R_{sc} 由 1.1 降至 1 时,阻尼系数由正变负,直流电压环模式失去稳定;随着直流电容输入功率的增加,阻尼系数不断减小,且当直流电容输入功率由 1.1 MW 增加至 1.2 MW 时,阻尼系数由正变负,直流电压环模式失去稳定;随着直流电压环比例参数不断减小,阻尼系数不断降低,且当 k_{p1} 由 2.5 减小至 2 时,阻尼系数由正变负,直流电压环模式失去稳定。

3.2.3 锁相环的电流源型阻尼转矩模型

针对锁相环模式,基于附录 B 图 B1 所示的电流源型降阶模型,将锁相环动态过程类比于转子动态过程,将其余环节类比于阻尼传递回路 $G(s)$, 建立如

图 6 所示的锁相环电流源型阻尼转矩模型,具体推导过程如附录 C 所示。图中, K_1 、 K_2 以及 M 分别如式 (20) — (22) 所示。

$$K_1 = I_{dc0} - k_{p1}(U_{i0} + X_g I_{q0}) \quad (20)$$

$$K_2 = U_{i0} + X_g I_{q0} \quad (21)$$

$$M = -CU_{dc0} \quad (22)$$

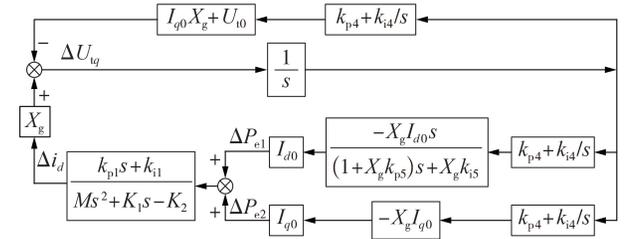


图 6 锁相环的电流源型阻尼转矩模型

Fig.6 Current source damping torque model of PLL

由图 6 可得:

$$G_{pll1}(s) = -(I_{q0} X_g + U_{i0})(k_{p4} + k_{i4}/s) = -D_{pll1} - K_{pll1}/s \quad (23)$$

$$G_{pll2}(s) = -\frac{X_g I_{d0}(k_{p1}s + k_{i1})}{Ms^2 + K_1s - K_2} \frac{X_g I_{d0}(k_{p4} + k_{i4}/s)}{(1 + X_g k_{p5})s + X_g k_{i5}} = -D_{pll2} - K_{pll2}/s \quad (24)$$

$$G_{pll3}(s) = -\frac{X_g^2 I_{q0}^2 (k_{p1}s + k_{i1})}{Ms^2 + K_1s - K_2} (k_{p4} + k_{i4}/s) = -D_{pll3} - K_{pll3}/s \quad (25)$$

锁相环的阻尼传递回路 $G_{pli}(s)$ 以及同步系数 K_{pli} 和阻尼系数 D_{pli} 如式 (26) 所示。

$$\begin{cases} G_{pli}(s) = G_{pll1}(s) + G_{pll2}(s) + G_{pll3}(s) \\ K_{pli} = K_{pll1} + K_{pll2} + K_{pll3} \\ D_{pli} = D_{pll1} + D_{pll2} + D_{pll3} \end{cases} \quad (26)$$

结合本文的算例条件,对式 (23) — (26) 进行分析可知: $G_{pll1}(s)$ 项体现了锁相环比例参数 k_{p4} 对锁相环阻尼的影响,锁相环比例参数 k_{p4} 越大,提供的正阻尼越大; $G_{pll2}(s)$ 项体现了电网强度和直流电容输入功率对阻尼的影响,电网强度越低,直流电容输入功率越大,提供的负阻尼越大; $G_{pll3}(s)$ 项体现了电网强度对锁相环阻尼的影响,电网强度越低,提供的正阻尼越大。

为进一步量化分析各影响因素对锁相环同步系数和阻尼系数的影响,改变电网强度、直流电容输入功率以及锁相环比例参数 k_{p4} , 得到锁相环模式 $\lambda_{3,4}$ 的同步系数和阻尼系数变化曲线如图 7 所示。

由图 7 中的同步系数曲线可得:随着电网强度、直流电容输入功率变化,锁相环同步系数变化较大;锁相环比例控制参数变化时,其同步系数变化较小;且同步系数始终保持远大于 0, 远离失稳区域。由图 7 中的阻尼系数曲线可得:随着电网强度的降低,

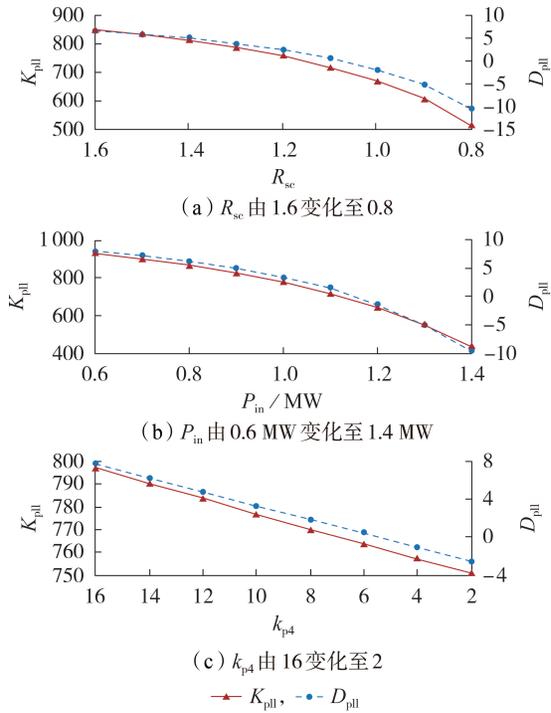


图7 锁相环同步系数和阻尼系数曲线

Fig.7 Curves of synchronization coefficient and damping coefficient for PLL

阻尼系数不断降低,当 R_{sc} 由1.1降低至1时,阻尼系数由正变负,锁相环模式失去稳定;随着直流电容输入功率的增加,阻尼系数不断减小,当直流电容输入功率由1.1 MW增加至1.2 MW时,阻尼系数由正变负,锁相环模式失去稳定;随着锁相环比例参数不断减小,阻尼系数不断减小,当 k_{pd} 由6减小至4时,阻尼系数由正变负,锁相环模式失去稳定。

3.3 阻尼转矩法在多直驱风电机组并联系统中的应用

以附录D图D1所示的多台直驱风电机组并联接入弱交流电网为例,进一步探索阻尼转矩法在多机并联系统中的应用。直驱风电机组间耦合传递机制如附录D图D2所示,各机组以并网点电压为输入量,以电流为输出量,各机组的输出电流波动叠加后与电网作用形成新的并网点电压扰动,反馈至各机组,形成新的输出电流波动,循环往复直至系统失稳或再平衡。

以直驱风电机组1的直流电压环模式为研究对象,将系统其余部分视为阻尼传递回路,建立如图8所示的多机并联系统直流电压环阻尼转矩模型。图中: ΔP_1 为 ΔU_{dc1} 经直驱风电机组1作用($G_{PMSG1}(s)$)后的功率增量; ΔP_i ($i=2,3,\dots,n$; n 为直驱风电机组数)为 ΔU_{dc1} 经网络耦合、直驱风电机组 i 作用($G_{PMSGi}(s)$)后的功率增量。 $G_{PMSG1}(s)$ 、 $G_{PMSGi}(s)$ 可分解为式(27)所示形式。

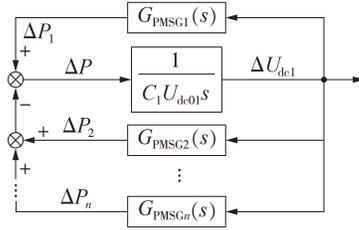


图8 多机并联系统直流电压环阻尼转矩模型

Fig.8 Damping torque model of multi-machine parallel system DC voltage loop

$$\begin{cases} G_{PMSG1}(s) = \frac{\Delta P_1}{\Delta U_{dc1}} = -D_1 - K_1/s \\ G_{PMSGi}(s) = \frac{\Delta P_i}{\Delta U_{dc1}} = -D_i - K_i/s \end{cases} \quad (27)$$

式中: D_i 和 K_i 分别为直驱风电机组 i 作用的阻尼系数和同步系数。

因此,多机并联系统中的直流电压环同步系数 K_m 和阻尼系数 D_m 可以表示为:

$$\begin{cases} K_m = K_1 + K_2 + \dots + K_n \\ D_m = D_1 + D_2 + \dots + D_n \end{cases} \quad (28)$$

以3机系统为例,分析电网强度、直驱风电机组1直流电容输入功率以及直流电压环比例参数 k_{p1} 对直驱风电机组1直流电压环稳定性的影响规律,同步系数和阻尼系数变化曲线如附录D图D3所示。由图D3中的同步系数曲线可知:直驱风电机组1直流电压环的同步系数一直远离失稳区域。由图D3中的阻尼系数曲线可知:随着电网强度的减小、直流电容输入功率的增加以及控制参数 k_{p1} 的减小,阻尼系数减小,变化趋势与3.2.2节分析一致。对于锁相环模式,其建模与分析过程与其类似,不再赘述。

4 仿真实验

4.1 单机仿真实验

为验证理论分析的正确性,在PSCAD/EMTDC软件中搭建时域仿真模型。当系统主导模式为直流电压环模式, $t=8$ s分别改变电网强度、直流电容输入功率、直流电压环比例参数 k_{p1} 时,系统运行曲线如附录E图E1所示。当 R_{sc} 变为1.2时,直流电容输入功率发生小幅度波动并迅速恢复稳定,当 R_{sc} 变为1时,输出功率发生振荡,系统失去稳定;当直流电容输入功率由1 MW增加至1.2 MW时,系统失去稳定;当 k_{p1} 变为2.5时,系统保持稳定,当 k_{p1} 变为2时,输出功率在 $t=13$ s出现振荡现象,并最终失去稳定。

当系统主导模式为锁相环模式, $t=8$ s分别改变电网强度、直流电容输入功率、锁相环比例控制参数 k_{pd} 时,系统运行曲线如附录E图E2所示。当 R_{sc} 变为1.6时,输出功率发生小幅度波动并迅速恢复平稳,当 R_{sc} 变为1.3时,输出功率发生较大幅度波动,并缓

慢衰减,系统处于弱阻尼状态;当直流电容输入功率由1 MW变为1.2 MW时,系统失去稳定;当 k_{pd} 变为8时,系统保持稳定,当 k_{pd} 变为4时,输出功率在 $t=12$ s出现振荡现象,并最终失去稳定。

4.2 多机仿真验证

搭建3机并联系统的时域仿真模型, $t=8$ s分别改变电网强度、直驱风电机组1直流电容输入功率以及直流电压环比例参数 k_{p1} 时,风电机组的直流电容输入功率曲线如附录E图E3所示。由图E3(a)可知,当 R_{sc} 由1.2减小至0.8时,系统失去稳定;由图E3(b)可知,当直流电容输入功率由1 MW增加至1.4 MW时,系统失去稳定;由图E3(c)可知,当 k_{p1} 由2.5减小至1时,系统失去稳定,并在 $t=15$ s时出现功率振荡现象。

5 结论

为揭示直驱风电机组直流电压环模式和锁相环模式的失稳机理,本文建立了电流源型阻尼转矩模型,分析了电网强度、工况及控制参数对直驱风电机组低频振荡的影响,并将阻尼转矩法拓展至多机并联系统,得到主要结论如下。

1)高运行工况、弱电网强度以及不恰当的控制参数都会削弱直驱风电机组直流电压环或锁相环阻尼,当阻尼为负时,表现为直驱风电机组发生低频振荡。

2)随着电网强度的减小(R_{sc} 由1.6变为0.8),阻尼系数不断减少,在 $R_{sc}=1$ 时进入负半区,系统失去稳定;随着直流电容输入功率的增加(P_{in} 由0.8 MW变为1.4 MW),阻尼系数不断减少,在 $P_{in}=1.2$ MW时进入负半区,系统失去稳定。

3)随着直流电压环比例参数不断减小(k_{p1} 由5变为1),直流电压环阻尼系数不断减少,在 $k_{p1}=2$ 时进入负半区,直流电压环模式失去稳定,直驱风电机组发生低频振荡。

4)随着锁相环比例参数不断减小(k_{pd} 由10变为2),锁相环阻尼系数不断减少,在 $k_{pd}=4$ 时进入负半区,锁相环失去稳定,直驱风电机组发生低频振荡。

此外,本文仍存在以下不足。

1)本文用受控电流源来代替风力机和机侧变流器,并未考虑机侧对直驱风电机组低频振荡的影响,此外,由式(15)可得,等效受控电流源对直流电压环模式产生负阻尼效应,采用等效受控电流源进行分析,使结果偏向于不稳定。下一步工作中将建立考虑机侧的直驱风电机组电流源型阻尼转矩模型并展开分析。

2)从阻尼系数和同步系数的角度出发,需重点分析多机并联系统中的机组间相互作用以及方法的适用性。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 国家能源局. 2020年全国电力工业统计数据[EB/OL]. [2022-04-07]. http://www.nea.gov.cn/2021-01/20/c_1396837339.htm.
- [2] 国家发展和改革委员会能源研究所. 中国2050高比例可再生能源发展情景暨路径研究[R]. 北京:国家发展和改革委员会能源研究所,2015.
- [3] 王旭斌,杜文娟,王海风. 考虑锁相环动态的直驱风电机组虚拟惯性控制对电力系统小干扰稳定性影响[J]. 中国电机工程学报,2018,38(8):2239-2252,2534.
WANG Xubin, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Small-signal stability of power systems as affected by D-PMSG virtual inertia control considering PLL dynamics [J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(8): 2239-2252, 2534.
- [4] 马宁宁,谢小荣,贺静波,等. 高比例新能源和电力电子设备电力系统的宽频振荡研究综述[J]. 中国电机工程学报,2020,40(15):4720-4732.
MA Ningning, XIE Xiaorong, HE Jingbo, et al. Review of wide-band oscillation in renewable and power electronics highly integrated power systems [J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(15): 4720-4732.
- [5] 黄云辉,周翩,王龙飞. 弱电网下基于矢量控制的并网变流器功率控制稳定性[J]. 电力系统自动化,2016,40(14):93-99.
HUANG Yunhui, ZHOU Bian, WANG Longfei. Power control stability in vector control based voltage source converters connected to weak grid [J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(14): 93-99.
- [6] ARANI M F M, MOHAMED Y A R I. Analysis and performance enhancement of vector-controlled VSC in HVDC links connected to very weak grids [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(1): 684-693.
- [7] 曹娜,辛贵峰,于群. 计及锁相环的直驱风电机组间相互作用模型及机理分析[J]. 电力自动化设备,2021,41(8):89-96.
CAO Na, XIN Guifeng, YU Qun. Interaction model and mechanism analysis of direct-drive wind turbines considering PLL [J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(8): 89-96.
- [8] 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.
- [9] 薛安成,付潇宇,乔登科,等. 风电参与的电力系统次同步振荡机理研究综述和展望[J]. 电力自动化设备,2020,40(9):118-128.
Xue Ancheng, FU Xiaoyu, QIAO Dengke, et al. Review and prospect of research on sub-synchronous oscillation mechanism for power system with wind power participation [J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 118-128.
- [10] HUANG Y H, YUAN X M, HU J B, et al. Modeling of VSC connected to weak grid for stability analysis of DC-link voltage control [J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2017, 3(4): 1193-1204.
- [11] LI S, YAN Y B, YUAN X M. SISO equivalent of MIMO VSC-dominated power systems for voltage amplitude and phase dynamic analyses in current control timescale [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2019, 34(3): 1454-1465.
- [12] YUAN Hao, YUAN Xiaoming, HU Jiabing. Modeling of grid-connected VSCs for power system small-signal stability analysis in DC-link voltage control timescale [J]. IEEE Transactions

- on Power Systems, 2017, 32(5):3981-3991.
- [13] 王旭斌, 杜文娟, 王海风. 弱连接条件下并网VSC系统稳定性分析研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(6):1593-1604, 1895.
WANG Xubin, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Stability analysis of grid-tied VSC systems under weak connection conditions [J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(6):1593-1604, 1895.
- [14] 黄云辉, 翟雪冰, 刘栋, 等. 弱电网下风力发电机组并网变流器直流电压稳定性机理分析[J]. 高电压技术, 2017, 43(9):3127-3136.
HUANG Yunhui, ZHAI Xuebing, LIU Dong, et al. Stability analysis on DC-link voltage of wind turbine grid-connected converter as integrated to weak grid[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(9):3127-3136.
- [15] 林奕夫. 基于阻尼转矩理论的PSS设计与控制[D]. 北京: 华北电力大学, 2017.
LIN Yifu. The design and control of PSS based on the damping torque theory [D]. Beijing: North China Electric Power University, 2017.
- [16] 付强, 杜文娟, 黄登一, 等. 含虚拟同步发电机的多端柔性直流系统稳定性分析[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(9):164-170.
FU Qiang, DU Wenjuan, HUANG Dengyi, et al. Stability analysis of multi-terminal flexible DC system with virtual synchronous generators[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(9):164-170.
- [17] 王旭斌. 锁相环作用下含风电并网电力系统振荡稳定性研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2018.
WANG Xubin. Oscillation stability affected by of phase-locked loop in power systems with wind power integration [D]. Beijing: North China Electric Power University, 2018.
- [18] KUNDUR P. Power system stability and control [M]. New York, USA: McGraw-Hill, Inc., 1994.
- [19] 杜文娟, 王海风. 电力系统低频功率振荡阻尼转矩分析理论与方法[M]. 北京: 科学出版社, 2015:3.

作者简介:



彭技礼

彭技礼(1998—), 男, 硕士研究生, 主要研究方向为新能源发电联网运行分析与控制技术(**E-mail**: 13844225431@163.com);

贾祺(1991—), 男, 博士, 主要研究方向为新能源联网运行控制与稳定性分析(**E-mail**: 15948692960@163.com);

严千贵(1971—), 男, 教授, 博士研究生导师, 主要研究方向为新能源发电联网运行分析与控制技术(**E-mail**: yangg@neepu.edu.cn)。

(编辑 李玮)

Damping torque modeling of direct-drive wind turbine for low-frequency oscillation analysis

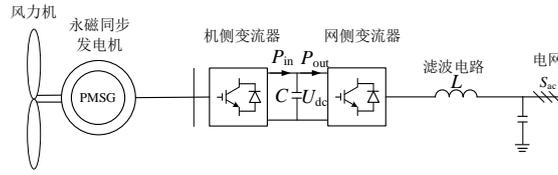
PENG Jili¹, JIA Qi², YAN Gangui¹, LIU Kan¹, ZHAI Wenchao¹, SHEN Mohan¹

- (1. Key Laboratory of Modern Power System Simulation and Control & Renewable Energy Technology, Ministry of Education(Northeast Electric Power University), Jilin 132012, China;
2. State Grid Liaoning Electric Power Research Institute, Shenyang 110006, China)

Abstract: Aiming at the instability problem of DC voltage loop and phase locked loop of direct-drive wind turbine, based on the current-source linearization model of direct-drive wind turbine, the influence of grid strength, DC capacitor input power and control parameters on the stability of the direct-drive wind turbine is analyzed. The current-source damping torque model suitable for the stability analysis of DC voltage loop and phase locked loop is established. The damping torque method is used to reveal the instability mechanism of direct-drive wind turbine. Furthermore, the damping torque method is extended to multi-machine parallel systems. The research results show that the decrease of grid strength, the increase of input power for DC capacitor, and the decrease of control parameters such as proportional parameters of DC voltage loop or phase locked loop will reduce the damping coefficient of the low-frequency oscillation mode, DC voltage loop mode or phase-locked mode for direct-drive wind turbines. When the damping coefficient is less than 0, the system will be unstable under this mode, which is manifested as low-frequency oscillation of direct-drive wind turbine.

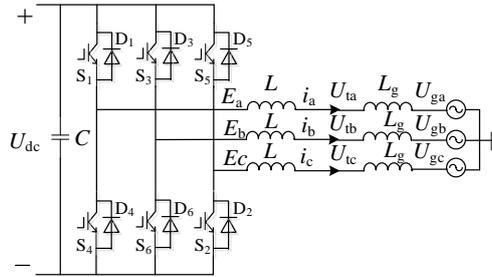
Key words: direct-drive wind turbine; damping torque method; DC voltage loop; phase locked loops; low-frequency oscillation

附录 A



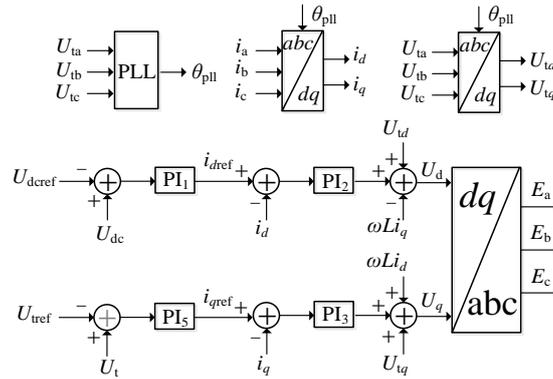
图A1 直驱风电机组拓扑结构

Fig.A1 Topology and control system diagram of PMSG



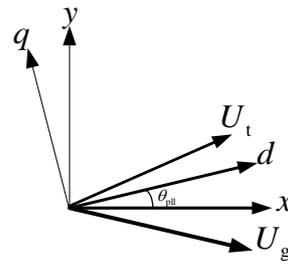
图A2 网侧变流器拓扑结构

Fig.A2 Topology of grid-side inverter



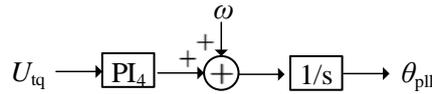
图A3 网侧变流器控制策略

Fig.A3 Control strategy of grid-side inverter



图A4 锁相环工作原理图

Fig.A4 Working principle of PLL



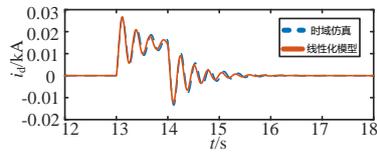
图A5 锁相环控制策略

Fig.A5 Control strategy of PLL

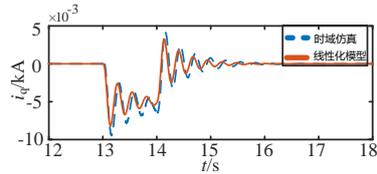
表A1 直驱风机控制系统主要参数

Table A1 Main parameters of PMSG

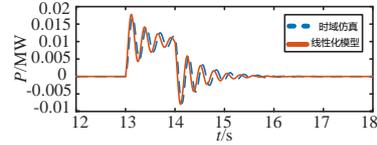
参数	数值	参数	数值
U_g	0.69 kV	P_{in}	1.5 MW
C	0.1 F	U_{dcref}	1.2 kV
L	0.00015 H	L_g	0.00067 H
k_{p1}	2	k_{i1}	100
k_{p2}	0.1	k_{i2}	50
k_{p3}	0.1	k_{i3}	50
k_{p4}	25	k_{i4}	2000
k_{p5}	2.5	k_{i5}	100



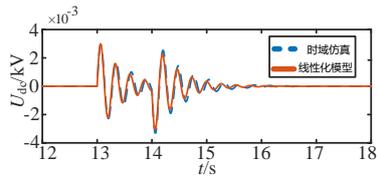
(a) d 轴电流 i_d



(b) q 轴电流 i_q



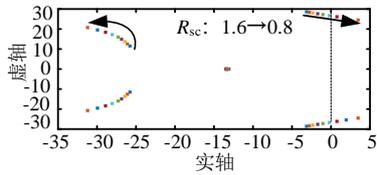
(c) 输出功率 P



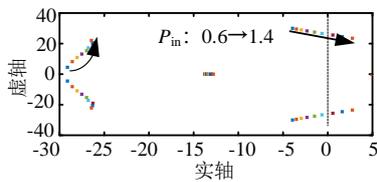
(d) 直流电压 U_{dc}

图A6 直驱风电机组响应曲线对比图

Fig.A6 Comparison of PMSG response curves



(a) 电网强度变化



(b) 直流电容输入功率变化

附录 C

直流电压环阻尼转矩模型的推导过程如下：

$$\Delta U_{dc} = \frac{1}{CU_{dc0}s} \Delta P = \frac{1}{CU_{dc0}s} (\Delta P_{in} - \Delta P_{out}) \quad (C1)$$

$$\Delta P_{in} = I_{dc0} \Delta U_{dc} \quad (C2)$$

$$\Delta P_{out} = U_{t0} \Delta i_d + I_{q0} \Delta U_{tq} + I_{d0} \Delta U_{td} = \Delta P_{out1} + \Delta P_{out2} + \Delta P_{out3} \quad (C3)$$

$$\Delta i_d = \Delta U_{dc} (k_{p1} + k_{i1} / s) \quad (C4)$$

$$\Delta P_{out1} = U_{t0} (k_{p1} + k_{i1} / s) \Delta U_{dc} \quad (C5)$$

$$\Delta U_{tq} = \Delta U_{ty} - U_{t0} \Delta \theta_{pll} \quad (C6)$$

$$\Delta U_{ty} = X_g \Delta i_x \quad (C7)$$

$$\Delta i_x = \Delta i_d - I_{q0} \Delta \theta_{pll} \quad (C8)$$

联立式(C4)、式(C6)-(C8)可得：

$$\Delta U_{tq} = \frac{X_g (k_{p1} + k_{i1} / s)}{1 + JG_{pll}} \Delta U_{dc} \quad (C9)$$

$$G_{pll} = (k_{p4} + k_{i4} / s) / s \quad (C10)$$

$$J = I_{q0} X_g + U_{t0} \quad (C11)$$

$$\Delta i_q = \Delta U_{td} (k_{p5} + k_{i5} / s) \quad (C12)$$

$$\Delta U_{td} = -X_g \Delta i_y \quad (C13)$$

$$\Delta i_y = \Delta i_q + I_{d0} \Delta \theta_{pll} \quad (C14)$$

联立式(C12)-(C14)可得：

$$\Delta U_{td} = \frac{-X_g I_{d0}}{1 + X_g (k_{p5} + k_{i5} / s)} \Delta \theta_{pll} \quad (C15)$$

基于式(C1)-(C15)可得如图 4 示的直流电压环阻尼转矩模型。

锁相环阻尼转矩模型的推导过程如下：

$$\Delta U_{tq} = X_g \Delta i_d - (I_{q0} X_g + U_{t0}) \Delta \theta_{pll} \quad (C16)$$

$$\Delta U_{dc} = \frac{1}{CU_{dc0}s} \Delta P = \frac{1}{CU_{dc0}s} (\Delta P_{in} - \Delta P'_{out}) \quad (C17)$$

$$\Delta P_{in} = I_{dc0} \Delta U_{dc} \quad (C18)$$

$$\Delta P'_{out} = U_{t0} \Delta i_d + I_{q0} \Delta U'_{tq} + I_{d0} \Delta U_{td} \quad (C19)$$

$$CU_{dc0}s \Delta U_{dc} = I_{dc0} \Delta U_{dc} - U_{t0} \Delta i_d - I_{d0} \Delta U_{td} - I_{q0} \Delta U'_{tq} =$$

$$I_{dc0} \Delta U_{dc} - U_{t0} \Delta i_d - I_{d0} \Delta U_{td} - I_{q0} \Delta U'_{tq} =$$

$$I_{dc0} \Delta U_{dc} - U_{t0} \Delta i_d - I_{d0} \Delta U_{td} - I_{q0} \Delta U'_{tq} =$$

$$\Delta U'_{tq} = -X_g I_{q0} \Delta \theta_{pll} \quad (C20)$$

联立式(C16)-(C19)可得：

$$\Delta i_d = (k_{p1} + k_{i1} / s) \Delta U_{dc} = \frac{k_{p1}s + k_{i1}}{Ms^2 + K_1s - K_2} (\Delta P_{e1} + \Delta P_{e2}) \quad (C21)$$

$$K_1 = I_{dc0} - k_{p1}(U_{t0} + X_g I_{q0}) \quad (C22)$$

$$K_2 = U_{t0} + X_g I_{q0} \quad (C23)$$

$$M = -CU_{dc0} \quad (C24)$$

由式(C15)、(C19)、(C20)可得:

$$\Delta P_{e1} = I_{d0} \Delta U_{td} = I_{d0} \frac{-X_g I_{d0}}{1 + X_g P I_5} \Delta \theta_{pll} \quad (C25)$$

$$\Delta P_{e2} = I_{q0} \Delta U'_{vq} = I_{q0} (-X_g I_{q0}) \Delta \theta_{pll} \quad (C26)$$

基于式(C16)–(C26)可得如图 6 所示的锁相环阻尼转矩模型。

附录 D

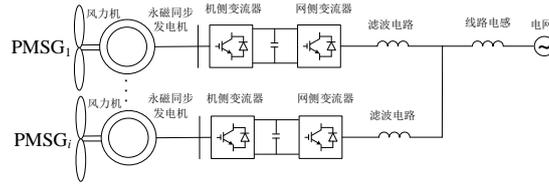
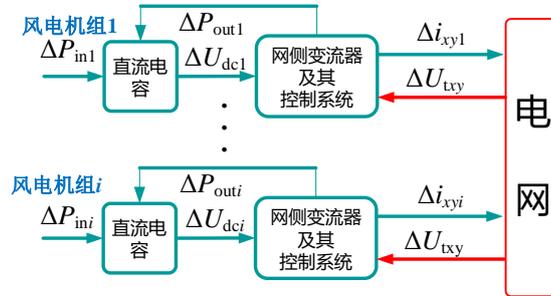


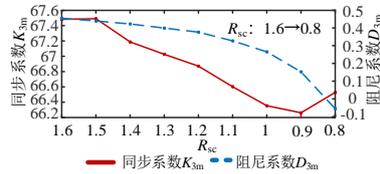
图 D1 多直驱风电机组并联系统拓扑结构图

Fig.D1 Topological structure diagram of multi-PMSGs parallel system

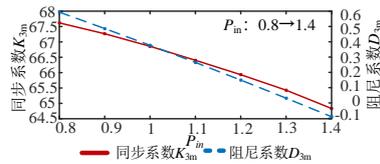


图D2 直驱风电机组间耦合传递机制

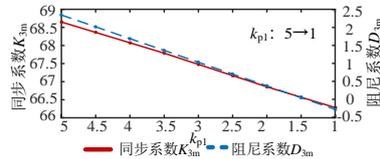
Fig.D2 Coupling transfer mechanism between PMSGs



(a) 不同电网强度



(b) 不同直流电容输入功率

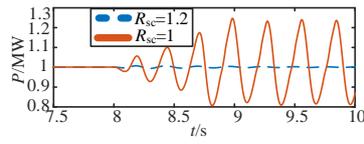


(c) 不同直流电压环比例参数 k_{p1}

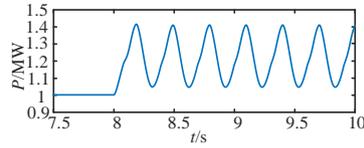
图D3 多机并联系统直流电压环同步系数曲线和阻尼系数曲线

Fig.D3 Curves of synchronization coefficient and damping coefficient of DC voltage loop in multi-machine parallel system

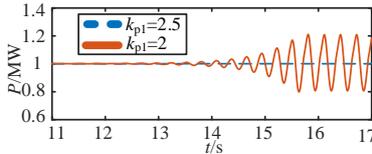
附录 E



(a) 不同电网强度下的风电机组输出功率曲线



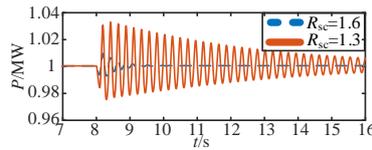
(b) 风电机组输出功率由1MW变为1.2MW的输出功率曲线



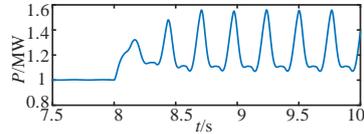
(c) 不同直流电压环比例参数 k_{p1} 下风电机组输出功率曲线

图E1 系统运行曲线1

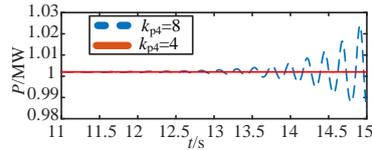
Fig.E1 Curves of system operating curve 1



(a) 不同电网强度下风机输出功率曲线



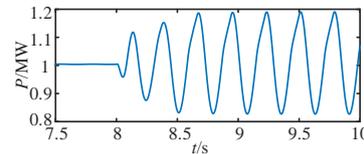
(b) 风电机组直流电容输入功率由1 MW变为1.2 MW的输出功率曲线



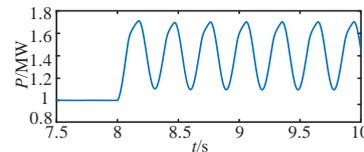
(c) 不同锁相环比例系数 k_{p4} 下的风电机组输出功率曲线

图E2 系统运行曲线2

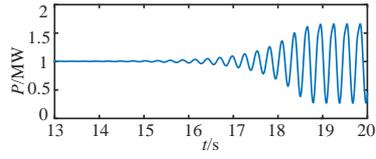
Fig.E2 Curves of system operating curve 2



(a) R_{sc} 由1.2降低至0.8下的风电机组1输出功率曲线



(b) 风电机组1直流电容输入功率为1 MW增加至1.4 MW的输出功率曲线



(c) k_{p1} 由2.5减小至1的风电机组1输出功率曲线

图E3 三机并联系统运行曲线

Fig.E3 Curves of three-machine parallel system operating curve