

开环模式谐振条件下直驱风机接入 引发电力系统宽频振荡的研究

陈骁, 杜文娟, 王海风

(新能源电力系统国家重点实验室(华北电力大学), 北京市 昌平区 102206)

Analysis on Wide-range-frequency Oscillations of Power Systems Integrated With PMSGs Under the Condition of Open-loop Modal Resonance

CHEN Xiao, DU Wenjuan, WANG Haifeng

(State Key Laboratory of Alternate Electric Power Systems With New Energy Resources (North China Electric Power University),
Changping District, Beijing 102206, China)

ABSTRACT: Dynamic interactions between the grid-connected wind turbine generator (WTG) and the power system may induce the risk of low-frequency, sub-synchronous or super-synchronous oscillations. To get a better insight into the problem, the paper investigated the mechanism that the grid-connection of WTGs brings about wide-range-frequency oscillations via open-loop modal resonance. Firstly, a closed-loop inter-connected model was established, wherein the WTG was in the feedback loop and the rest of the power system was in the forward path. Secondly, based on the model, the mechanism that open-loop modal resonance causes power system oscillations was revealed. Thirdly, the validity of the proposed mechanism was demonstrated through simulations. Simulation results indicate that when open-loop modal coincidence of the WTG and the power system occurs, one of the corresponding closed-loop modes will be located on the right side of the point of open-loop modal resonance. It is very likely that this closed-loop mode appears on the right half of the complex plane, i.e. destabilizing the power system, if the open-loop modal resonance is strong enough.

KEY WORDS: wide-range-frequency oscillations; permanent magnet synchronous generator; sub synchronous oscillations; super synchronous oscillations; power systems

摘要: 并网风电机组与电力系统间的动态交互有引发系统低频、次同步/超同步振荡的风险。为更好认识这一现象的本质, 该文研究了风电并网引发电力系统宽频振荡的机理。首先, 建立以风机为“反馈子系统”, 电力系统其余部分为“前馈子系统”的闭环互联模型。然后, 基于该模型, 分析并网风电引发电力系统宽频振荡的开环模式谐振机理。最后, 通过仿真验证上述理论分析的正确性。研究结果表明: 当风机

子系统和电力系统子系统的开环振荡模式在复平面上相近时, 相应的一个闭环振荡模式会分布在谐振开环模式的右侧。当开环模式谐振较强时, 该闭环振荡模式会位于右半复平面, 从而导致系统振荡失稳。

关键词: 宽频振荡; 直驱风机; 次同步振荡; 超同步振荡; 电力系统

0 引言

风电接入可能会引发电力系统低频振荡。文献[1-2]讨论了直驱风机接入对系统低频振荡模式的影响。为此, 建立了以直驱风机或锁相环为“反馈子系统”, 电力系统其余部分为“前馈子系统”的闭环互联模型。闭环互联模型中, 当直驱风机或锁相环的开环模式与电力系统开环低频振荡模式在复平面上相近时, 称系统发生了开环模式谐振(open-loop modal resonance)。研究发现, 开环模式谐振发生时, 直驱风机或锁相环会与电力系统产生强交互, 与上述开环模式对应的闭环模式将在复平面上分布在开环模式的两侧, 这样, 其中一个闭环模式的阻尼相比其对应开环模式会显著降低, 从而引发系统低频振荡。

并网风电不仅可能引发电力系统低频振荡, 还会引发频率更高的次同步振荡或超同步振荡。据文献[3-5]的报道, 含双馈风机和串补的电力系统中, 当串补度达到一定数值后, 会引发次同步振荡。文献[6-12]研究了风机接入弱系统时的小干扰稳定性问题。研究表明, 引发失稳的不仅可能是次同步振荡^[6-11], 还有可能是频率更高的超同步振荡^[11-12]。

综上所述,风电接入会引发电力系统在相对较宽的频率范围内发生弱阻尼或发散性振荡,从而威胁电网的安全、稳定运行。因此,研究并网风电引发电力系统宽频振荡的作用机理至关重要。

目前,基于模式法的电力系统稳定性分析方法主要有2种:近似强模式谐振(near strong modal resonance)理论^[13]和开环模式谐振理论^[1-2]。文献[13]指出,当电力系统的2个振荡模式在复平面上到达最接近的位置时,会发生近似强模式谐振。随着系统某一参数的变化,参与近似强模式谐振的2个振荡模式会在复平面上向着相反的方向移动,从而造成系统稳定性降低或失稳。近似强模式谐振的发生并不意味着系统已经发生了稳定性降低或失稳,而是系统即将发生稳定性降低或失稳的先兆。因此近似强模式谐振只能作为系统失稳的预警,不能作为稳定判据。开环模式谐振理论很好地弥补了这一不足^[1-2],因为开环模式谐振与电力系统稳定性降低或失稳同时发生。

文献[1-2]中,开环模式谐振理论被用于分析电力系统低频振荡问题。然而,从原理来看,该理论不仅限于在低频振荡领域的应用。因此,本文将考虑将开环模式谐振理论拓展应用到分析风电接入引发的电力系统宽频振荡问题中。研究电力系统宽频振荡问题时,由于振荡的时间尺度跨度较大,需要对电力系统进行电磁暂态级的精细化建模。面对庞大的数学模型,通过模式计算法判断电力系统宽频振荡模式的稳定性会消耗大量计算资源,容易造成“数据灾”。采用本文提出的开环模式谐振理论后,只需分别计算开环子系统的振荡模式 and 对应残差,就可以判断出闭环系统是否失稳,在一定程度上节约了计算资源。阻抗法是目前分析电力系统小干扰稳定性的常用方法^[14-16]。该方法在已知源子系统和负荷子系统阻抗特性的基础上,根据奈奎斯特稳定判据判断系统稳定性。和开环模式谐振法相比,阻抗法中的阻抗可以通过工程测量得到,具有较强的工程应用价值。然而,阻抗法只能判断出系统是否失稳和给出系统的稳定裕度,不能反映出相应振荡模式阻尼的大小。换句话说,目前还没有找到阻抗法中系统稳定裕度和相应振荡模式阻尼之间的数学关系。基于开环模式谐振理论的稳定性分析法可以准确反映出相应振荡模式阻尼的大小,很好地弥补了这一不足。

本文首先建立了以风机为“反馈子系统”,电

力系统其余部分为“前馈子系统”的闭环互联模型。然后,分析开环模式谐振条件下风电接入引发电力系统宽频振荡的模式条件和影响。最后,通过仿真验证了开环模式谐振理论在分析风电接入引发电力系统宽频振荡中的适用性。

1 理论分析

1.1 闭环互联模型

考虑一含风机接入的电力系统。将其中一台风机看作“风机子系统”,包含其它风机的电力系统其余部分看作“电力系统子系统”,则可以得到图1所示的模型。

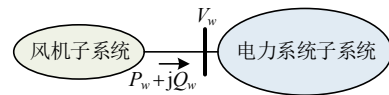


图1 风机接入电力系统示意图

Fig. 1 Configuration of the grid-connection of a WTG into the power system

图1中,“风机子系统”可以是双馈风机,也可以是直驱风机。设 \mathbf{X}_w 为风机所有状态变量组成的列向量, V_w 为风机并网点机端电压幅值, P_w 、 Q_w 分别为风机向电力系统注入的有功功率和无功功率,则可以得到“风机子系统”的状态空间模型(具体过程见附录B):

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta \mathbf{X}_w = \mathbf{A}_w \Delta \mathbf{X}_w + \mathbf{b}_v \Delta V_w \\ \Delta P_w = \mathbf{c}_p^T \Delta \mathbf{X}_w + d_{pv} \Delta V_w \\ \Delta Q_w = \mathbf{c}_q^T \Delta \mathbf{X}_w + d_{qv} \Delta V_w \end{cases} \quad (1)$$

式中: \mathbf{A}_w 为“风机子系统”的状态矩阵; \mathbf{b}_v 、 \mathbf{c}_p^T 、 \mathbf{c}_q^T 、 d_{pv} 和 d_{qv} 分别为系数向量或系数; Δ 表示相应变量相对于其稳态值的增量。将式(1)进行拉普拉斯变换,有:

$$\begin{cases} \Delta P_w = H_p(s) \Delta V_w \\ \Delta Q_w = H_q(s) \Delta V_w \end{cases} \quad (2)$$

其中:

$$\begin{cases} H_p(s) = \mathbf{c}_p^T (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_w)^{-1} \mathbf{b}_v + d_{pv} \\ H_q(s) = \mathbf{c}_q^T (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_w)^{-1} \mathbf{b}_v + d_{qv} \end{cases}$$

设“电力系统子系统”所有状态变量组成的列向量为 \mathbf{X}_g ,则可以得到“电力系统子系统”的状态空间模型^[1]如下:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta \mathbf{X}_g = \mathbf{A}_g \Delta \mathbf{X}_g + \mathbf{b}_p \Delta P_w + \mathbf{b}_q \Delta Q_w \\ \Delta V_w = \mathbf{c}_g^T \Delta \mathbf{X}_g + d_p \Delta P_w + d_q \Delta Q_w \end{cases} \quad (3)$$

式中： \mathbf{A}_g 表示“电力系统子系统”的状态矩阵； \mathbf{b}_p 、 \mathbf{b}_q 、 \mathbf{c}_g^T 、 d_p 和 d_q 表示系数向量或系数。将式(3)写成传递函数形式，有：

$$\Delta V_w = G_p(s) \Delta P_w + G_q(s) \Delta Q_w \quad (4)$$

其中：

$$\begin{cases} G_p(s) = \mathbf{c}_g^T (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_g)^{-1} \mathbf{b}_p + d_p \\ G_q(s) = \mathbf{c}_g^T (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_g)^{-1} \mathbf{b}_q + d_q \end{cases}$$

根据式(2)和式(4)，可以得到图2所示的闭环互联模型。其中，“风机子系统”为反馈环节，“电力

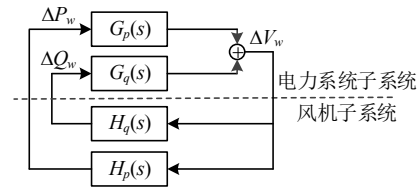


图2 电力系统闭环互联模型

Fig. 2 Closed-loop inter-connected model of power systems

系统子系统”为前馈环节。合并式(1)和式(3)，可以得到图2所示闭环互联模型的线性化状态空间模型如下：

$$\Delta \dot{\mathbf{X}} = \mathbf{A} \Delta \mathbf{X} \quad (5)$$

其中：

$$\begin{cases} \Delta \mathbf{X} = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{X}_g^T \\ \Delta \mathbf{X}_w^T \end{bmatrix} \\ \mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_g + \frac{(d_{pv} \mathbf{b}_p + d_{qv} \mathbf{b}_q) \mathbf{c}_g^T}{1 - d_p d_{pv} - d_q d_{qv}} & \mathbf{b}_p \mathbf{c}_p^T + \mathbf{b}_q \mathbf{c}_q^T + \frac{(d_{pv} \mathbf{b}_p + d_{qv} \mathbf{b}_q)(d_p \mathbf{c}_p^T + d_q \mathbf{c}_q^T)}{1 - d_p d_{pv} - d_q d_{qv}} \\ \frac{\mathbf{b}_v \mathbf{c}_g^T}{1 - d_p d_{pv} - d_q d_{qv}} & \mathbf{A}_w + \frac{d_p \mathbf{b}_v \mathbf{c}_p^T + d_q \mathbf{b}_v \mathbf{c}_q^T}{1 - d_p d_{pv} - d_q d_{qv}} \end{bmatrix} \end{cases}$$

根据图2，“风机子系统”和“电力系统子系统”间动态交互对电力系统稳定性的影响可以用图2所示闭环互联模型开、闭环特征根的差异衡量。当图2所示系统开环时，设“风机子系统”的其中一个模式为 λ_{wi0} ，则 λ_{wi0} 是式(1)中 \mathbf{A}_w 的一个特征根，在本文中称开环风机模式；设“电力系统子系统”的其中一个模式为 λ_{gi0} ，则 λ_{gi0} 是式(3)中 \mathbf{A}_g 的一个特征根，在本文中称开环电力系统模式。当图2所示系统闭环时，与 λ_{wi0} 和 λ_{gi0} 相对应的闭环模式分别记为 λ_{wi} 和 λ_{gi} 。 λ_{wi} 和 λ_{gi} 是式(5)中 \mathbf{A} 的特征根，在本文中分别称闭环风机模式和闭环电力系统模式。这样，“风机子系统”和“电力系统子系统”动态交互对系统稳定性的影响就可以用 $\Delta \lambda_{gi} = \lambda_{gi} - \lambda_{gi0}$ 和 $\Delta \lambda_{wi} = \lambda_{wi} - \lambda_{wi0}$ 衡量。 $|\Delta \lambda_{gi}|$ 和 $|\Delta \lambda_{wi}|$ 越大，动态交互对系统稳定性的影响越大。

1.2 风机子系统与电力系统子系统动态交互

1.1 节中建立了含“风机子系统”与“电力系统子系统”的闭环互联模型。下文将基于该模型，分析2个子系统动态交互对闭环互联模型稳定性的影响 $\Delta \lambda_{gi}$ 和 $\Delta \lambda_{wi}$ 。

λ_{gi} 和 λ_{wi} 是闭环互联模型的2个模式，则图2中各传递函数可以分解为

$$\begin{cases} G_p(s) = \frac{R_{gpi}}{s - \lambda_{gi0}} + \sum_{k=1, k \neq i}^n \frac{R_{gpk}}{s - \lambda_{gk0}} + d_p \\ G_q(s) = \frac{R_{gqi}}{s - \lambda_{gi0}} + \sum_{k=1, k \neq i}^n \frac{R_{gqk}}{s - \lambda_{gk0}} + d_q \\ H_p(s) = \frac{R_{wpi}}{s - \lambda_{wi0}} + \sum_{k=1, k \neq i}^m \frac{R_{wpk}}{s - \lambda_{wk0}} + d_{pv} \\ H_q(s) = \frac{R_{wqi}}{s - \lambda_{wi0}} + \sum_{k=1, k \neq i}^m \frac{R_{wqk}}{s - \lambda_{wk0}} + d_{qv} \end{cases} \quad (6)$$

式中： $\lambda_{wk0}(k=1,2,\dots,m)$ 和 $\lambda_{gk0}(k=1,2,\dots,n)$ 分别表示“风机子系统”和“电力系统子系统”的各模式； R_{gpk} 、 R_{gqk} 、 R_{wpk} 和 R_{wqk} 分别表示对应模式的残差。根据式(6)，有：

$$\begin{cases} G_p(s) = \frac{g_p(s)}{s - \lambda_{gi0}} \\ H_p(s) = \frac{h_p(s)}{s - \lambda_{wi0}} \\ G_q(s) = \frac{g_q(s)}{s - \lambda_{gi0}} \\ H_q(s) = \frac{h_q(s)}{s - \lambda_{wi0}} \end{cases} \quad (7)$$

1.2.1 弱交互情况

首先，考虑“风机子系统”和“电力系统子系

统”弱交互的情况。根据式(7)可知,当“风机子系统”和“电力系统子系统”的开环模式 λ_{wi0} 和 λ_{gi0} 在复平面上相距较远时,有 $|G_p(\lambda_{wi0})| \approx 0$ 、 $|G_q(\lambda_{wi0})| \approx 0$ 、 $|H_p(\lambda_{gi0})| \approx 0$ 、 $|H_q(\lambda_{gi0})| \approx 0$ 。因此,风机和电力系统间的动态交互很弱。这样,风机和电力系统闭环模式和开环模式的差异 $|\Delta\lambda_{wi}|$ 和 $|\Delta\lambda_{gi}|$ 不大。弱交互情况下,风机与电力系统开、闭环模式在复平面上的相对位置如图3中的浅灰色区域所示。由图3可知,随着系统某一参数的变化,虽然系统开、闭环模式在复平面上运动,但是 $|\Delta\lambda_{wi}|$ 和 $|\Delta\lambda_{gi}|$ 不是很大。

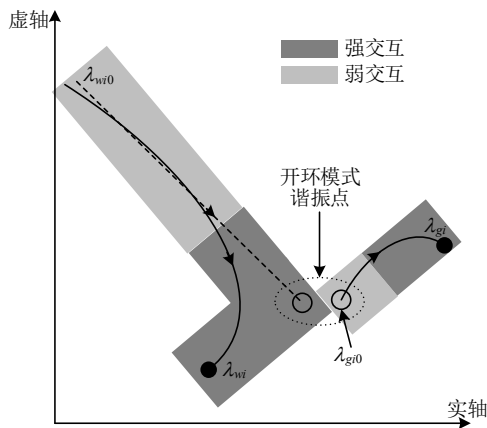


图3 弱交互与强交互情况下系统开、闭环模式

Fig. 3 Open-loop and closed-loop modes when weak interactions and strong interactions are present

1.2.2 强交互情况

当“风机子系统”和“电力系统子系统”的开环模式在复平面上相近时($\lambda_{gi0} \approx \lambda_{wi0}$),根据式(7),有 $|G_p(\lambda_{wi0})| \rightarrow \infty$, $|G_q(\lambda_{wi0})| \rightarrow \infty$, $|H_p(\lambda_{gi0})| \rightarrow \infty$, $|H_q(\lambda_{gi0})| \rightarrow \infty$,“风机子系统”和“电力系统子系统”将产生强交互。这样,风机和电力系统闭环模式和开环模式的差异 $|\Delta\lambda_{gi}|$ 和 $|\Delta\lambda_{wi}|$ 将会很大。由于这种现象是“风机子系统”和“电力系统子系统”的开环模式相近造成的,因此在本文中称这种模式条件为开环模式谐振。

当“风机子系统”和“电力系统子系统”发生开环模式谐振时,子系统间动态交互对模式的影响 $|\Delta\lambda_{gi}|$ 和 $|\Delta\lambda_{wi}|$ 会很大。当 $\Delta\lambda_{gi}$ 或 $\Delta\lambda_{wi}$ 的实部大于零时, λ_{gi} 或 λ_{wi} 会出现在其对应开环模式 λ_{gi0} 或 λ_{wi0} 的右侧,从而导致闭环系统稳定性降低。当 $\Delta\lambda_{gi}$ 或 $\Delta\lambda_{wi}$ 的实部大于零且大于 λ_{gi0} 或 λ_{wi0} 实部的绝对值时,系统会发生失稳。因此,有必要计算开环模式谐振条件下($\lambda_{gi0} \approx \lambda_{wi0}$)的 $\Delta\lambda_{gi}$ 和 $\Delta\lambda_{wi}$,从而确定开环模式谐振对系统稳定性影响的程度。

在下面的内容中,本文将介绍开环模式谐振情况下 $\Delta\lambda_{gi}$ 和 $\Delta\lambda_{wi}$ 的估算方法。图2所示闭环互联模型的特征方程为

$$G_p(s)H_p(s) + G_q(s)H_q(s) = 1 \quad (8)$$

将式(7)代入式(8),有:

$$(s - \lambda_{gi0})(s - \lambda_{wi0}) = g_p(s)h_p(s) + g_q(s)h_q(s) \quad (9)$$

λ_{gi} 是闭环互联模型的其中一个闭环模式,因此满足式(9)。这样,开环模式谐振情况下($\lambda_{gi0} \approx \lambda_{wi0}$),式(9)可以写为

$$\Delta\lambda_{gi} = \pm \sqrt{g_p(\lambda_{gi0})h_p(\lambda_{gi0}) + g_q(\lambda_{gi0})h_q(\lambda_{gi0})} \quad (10)$$

将式(10)中的各传递函数在 λ_{gi0} 或 λ_{wi0} 附近展开,有:

$$\begin{cases} g_p(s) = g_p(\lambda_{gi0}) + g'_p(\lambda_{gi0})(s - \lambda_{gi0}) \cdots \\ g_q(s) = g_q(\lambda_{gi0}) + g'_q(\lambda_{gi0})(s - \lambda_{gi0}) \cdots \\ h_p(s) = h_p(\lambda_{wi0}) + h'_p(\lambda_{wi0})(s - \lambda_{wi0}) \cdots \\ h_q(s) = h_q(\lambda_{wi0}) + h'_q(\lambda_{wi0})(s - \lambda_{wi0}) \cdots \end{cases} \quad (11)$$

忽略式(11)中高于或等于1阶无穷小量的项,有:

$$\begin{cases} g_p(s) \approx g_p(\lambda_{gi0}) \\ g_q(s) \approx g_q(\lambda_{gi0}) \\ h_p(s) \approx h_p(\lambda_{wi0}) \\ h_q(s) \approx h_q(\lambda_{wi0}) \end{cases} \quad (12)$$

对比式(6)和式(7),有:

$$\begin{cases} g_p(\lambda_{gi0}) = R_{gpi} \\ g_q(\lambda_{gi0}) = R_{gqi} \\ h_p(\lambda_{wi0}) = R_{wpi} \\ h_q(\lambda_{wi0}) = R_{wqi} \end{cases} \quad (13)$$

将式(12)和式(13)代入式(10),有:

$$\Delta\lambda_{gi} = \lambda_{gi} - \lambda_{gi0} \approx \pm \sqrt{R_{gpi}R_{wpi} + R_{gqi}R_{wqi}} \quad (14)$$

对 λ_{wi} 仿照式(8)到式(14)的做法,可以得到:

$$\Delta\lambda_{wi} = \lambda_{wi} - \lambda_{wi0} \approx \pm \sqrt{R_{gpi}R_{wpi} + R_{gqi}R_{wqi}} \quad (15)$$

将式(14)和式(15)写在一起,有:

$$\begin{cases} \lambda_{gi} = \lambda_{gi0} + \Delta\lambda_{gi} \approx \lambda_{gi0} \pm \sqrt{R_{gpi}R_{wpi} + R_{gqi}R_{wqi}} \\ \lambda_{wi} = \lambda_{wi0} + \Delta\lambda_{wi} \approx \lambda_{wi0} \pm \sqrt{R_{gpi}R_{wpi} + R_{gqi}R_{wqi}} \end{cases} \quad (16)$$

式(16)为开环模式谐振情况下($\lambda_{gi0} \approx \lambda_{wi0}$),闭环模式 λ_{wi} 和 λ_{gi} 的估算公式。 $\sqrt{R_{gpi}R_{wpi} + R_{gqi}R_{wqi}}$ 可以用来衡量动态交互对系统模式的影响。图3中的深灰色区域表示风机与电力系统的强交互区。随着

λ_{wi0} 逐渐接近 λ_{gi0} , 动态交互的影响 $|\Delta\lambda_{wi}|$ 和 $|\Delta\lambda_{gi}|$ 逐渐增大。开环模式谐振发生时 ($\lambda_{gi0} \approx \lambda_{wi0}$), 闭环模式 λ_{wi} 和 λ_{gi} 分布在其对应开环模式 λ_{wi0} 和 λ_{gi0} 的两侧。这样, 其中一个闭环模式会出现在开环模式谐振点的右侧, 导致系统稳定性降低。根据式(16), 可以预测出开环模式谐振点附近, 系统开、闭环模式的相对位置: 当 $\sqrt{R_{gpi}R_{wpi} + R_{gqi}R_{wqi}}$ 大于 λ_{wi0} 或 λ_{gi0} 实部的绝对值时, λ_{wi} 或 λ_{gi} 会移动到复平面上的不稳定区域, 从而导致系统失稳。

1.3 开环模式谐振条件下风电接入引发电力系统宽频振荡

根据 1.2 节的开环模式谐振理论, 当风机和电力系统中的任意两个开环振荡模式在复平面上相近时, 其闭环振荡模式会分布在对应开环振荡模式的两侧, 从而造成其中一个闭环振荡模式的阻尼降低。当 $\sqrt{R_{gpi}R_{wpi} + R_{gqi}R_{wqi}}$ 大于开环振荡模式实部的绝对值时, 系统会发生失稳。根据这一判据, 可以判断含风电接入电力系统是否会因为开环模式谐振引发失稳。这一判据不仅适用于低频振荡情况^[1-2], 还适用于次同步以及超同步振荡情况。为了验证开环模式谐振理论的广泛适用性, 在下一章节中, 本文将展示该理论在电力系统宽频振荡分析中的应用。

2 算例

2.1 仿真系统

图 4 为仿真采用的三机九节点电力系统, 其中 G1 和 G2 为同步发电机, G 为用于等效外部系统的等值同步机。G1、输电线路、变压器和负荷采用文献[17]提供的模型和参数。为适应本文的研究需要, G2 采用文献[18]提供的模型和参数。系统中先后接

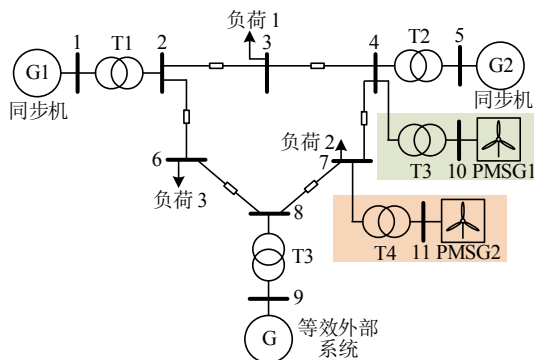


图 4 三机九节点电力系统结构示意图

Fig. 4 Configuration of the three-machine-nine-bus power system

入 2 个装机容量分别为 100MW 的直驱风电场 PMSG1 和 PMSG2。PMSG1 和 PMSG2 采用单台直驱风机等效, 等效直驱风机的模型和参数见文献[19]。稳态时, G1 和 G2 的有功输出分别为 163 和 85MW。负荷 1、2、3 的复功率分别为 $100 + j35$ MVA、 $90 + j30$ MVA、 $125 + j50$ MVA。系统基准功率为 100MVA。

2.2 次同步模式间的开环模式谐振

本节将展示直驱风机与同步机次同步模式间的开环模式谐振现象。现考虑以下情况: 图 4 中, PMSG1 并网发电, PMSG2 未接入电网。

将 PMSG1 看作图 2 中的“风机子系统”, 电力系统其余部分看作图 2 中的“电力系统子系统”。这样, 可以计算出 PMSG1 的其中一个开环模式 $\lambda_{wi0} = -0.61 + j96.65$, 以及电力系统的其中一个开环模式 $\lambda_{gi0} = -1.49 + j99.01$, 其中, λ_{wi0} 是式(1)中状态矩阵 A_w 的一个特征根, λ_{gi0} 是式(3)中状态矩阵 A_g 的一个特征根。根据 λ_{wi0} 和 λ_{gi0} 的参与因子计算结果可知, λ_{wi0} 为与 PMSG1 网侧换流器直流电压外环控制相关的控制模式。 λ_{gi0} 为与同步机 G2 相关的转子次同步扭振模式。

根据上文的分析, 由于 $\lambda_{gi0} \approx \lambda_{wi0}$, 系统会发生开环模式谐振。开环模式谐振发生时, λ_{wi0} 和 λ_{gi0} 在复平面上的位置在图 5 中的椭圆形区域内用空心方块表示。根据式(16)计算出的与 λ_{wi0} 和 λ_{gi0} 相对应的闭环模式位置在图 5 中用“×”表示。根据式(16)的计算结果可知, 开环模式谐振发生时, 其中一个闭环模式会出现在复平面上的不稳定区域, 从而导致系统失稳。

为了验证上述论断, 通过式(5)中的状态矩阵 A 计算出与 λ_{wi0} 和 λ_{gi0} 相对应的闭环模式 λ_{wi} 和 λ_{gi} ,

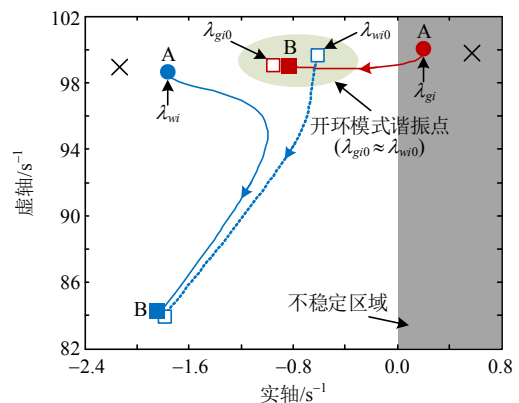


图 5 次同步模式引发的开环模式谐振

Fig. 5 Open-loop modal resonance induced by sub synchronous modes

计算结果在图5中分别用实心圆点表示(A点)。根据图5可知,利用式(16)得到的计算结果(图5中的“×”)和用式(5)中状态矩阵 A 得到的计算结果(图5中的实心圆点)基本一致,验证了式(16)的正确性。

参与因子可以反映出系统不同模式间模式耦合的强度,因此本文还给出了开环模式谐振情况下闭环模式 λ_{wi} 和 λ_{gi} 的参与因子计算结果,如图6所示。图6(a)中,HP、IP、LPA、LPB、GEN、EXC分别表示G2传动系统中高压缸、中压缸、低压缸A、低压缸B、同步发电机和励磁机对应的质量块。实心柱表示与对应质量块角速度相关的状态变量,斜线柱表示与对应质量块空间位置角相关的状态变量。图6(b)中的状态变量对应于附录A中直驱风机控制系统的相关变量。根据图6中参与因子的计算结果可知,开环模式谐振发生时,PMSG1的状态变量参与到 λ_{gi} 中,G2的状态变量参与到 λ_{wi} 中。换句话说,PMSG1和G2出现了交互参与对方模式的现象。这种现象说明:PMSG1和G2间出现了强交互。

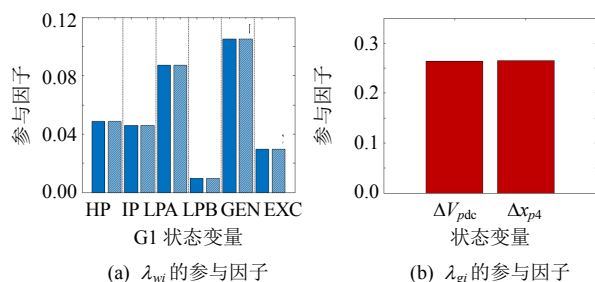


图6 λ_{wi} 和 λ_{gi} 的参与因子

Fig. 6 Participation factors of λ_{wi} and λ_{gi}

为了避免开环模式谐振对系统稳定性的破坏,可以调节PMSG1网侧换流器直流电压外环参数 K_{pp4} 和 K_{pi4} ,从而使 λ_{wi0} 远离 λ_{gi0} 。当控制参数从 $K_{pp4}=0.6$, $K_{pi4}=965$ 变为 $K_{pp4}=0.6$, $K_{pi4}=600$ 时,系统闭环模式和开环模式的变化轨迹如图5所示,其中实线表示 λ_{wi} 和 λ_{gi} 的移动轨迹,虚线表示 λ_{wi0} 的运动轨迹表示。当闭环模式 λ_{wi} 和 λ_{gi} 到达B点时, λ_{wi0} 用图5左下角的空心方块表示。此时,由于 λ_{wi0} 远离了 λ_{gi0} ,开环模式谐振的影响消除,系统恢复了稳定。

为了更加直观地展示开环模式谐振对系统稳定性的影响,本文给出了时域仿真的结果。仿真中的扰动设置为:1s时,PMSG1的机械转矩降低为原来的60%,并于20ms后恢复。仿真结果如图7所示。根据图7可知,开环模式谐振情况下(图5

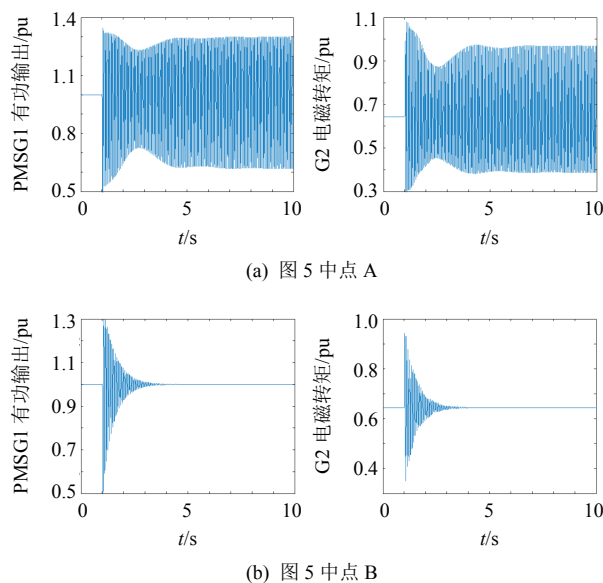


图7 时域仿真结果

Fig. 7 Results of time-domain simulations

中A点),PMSG1和G2出现了发散性次同步振荡。参数调节后(图5中B点),系统恢复了稳定。该结果与图5的模式计算结果完全吻合。

2.3 超同步模式间的开环模式谐振

随着新建风电场投入使用,系统中风机的数量和装机容量呈上升趋势。为了模拟系统中新建风电场投运,现将PMSG2接入图4中的节点7。

为了考察PMSG2接入后的稳定性,仿照2.2节的做法进行了模式计算。首先,将PMSG2看作图2中的“风机子系统”,将包含PMSG1的电力系统看作图2中的“电力系统子系统”。然后,根据式(1)和式(3)的状态矩阵 A_w 和 A_g ,可以得到PMSG2的开环模式 $\lambda_{wi0}=-2.49+j687.93$ 和电力系统的开环模式 $\lambda_{gi0}=-4.2276+j694.92$ 。与2.2节不同, λ_{wi0} 和 λ_{gi0} 的频率在100Hz左右,属于超同步模式。参与因子计算结果显示, λ_{wi0} 和 λ_{gi0} 分别与PMSG2和PMSG1网侧换流器d轴电流内环控制相关。

λ_{gi0} 和 λ_{wi0} 在复平面上的位置在图8中椭圆形区域用空心方块表示。由于 $\lambda_{gi0} \approx \lambda_{wi0}$,系统会发生开环模式谐振,根据式(16)计算出的系统闭环模式位置在图8中用“×”标出。根据图8中用式(16)计算出的闭环模式位置可知,开环模式谐振将导致系统发生失稳。

为了验证论断的正确性,用式(5)中状态矩阵 A 计算出闭环模式 λ_{wi} 和 λ_{gi} 。 λ_{wi} 和 λ_{gi} 在复平面上的位置在图8中分别用实心圆点标出。图8中,用 A 计算出的闭环模式位置和用式(16)计算出的基本相

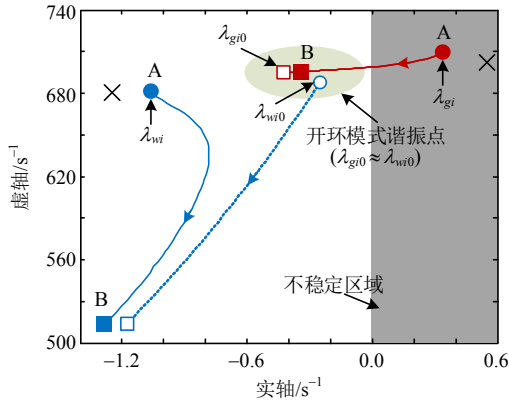
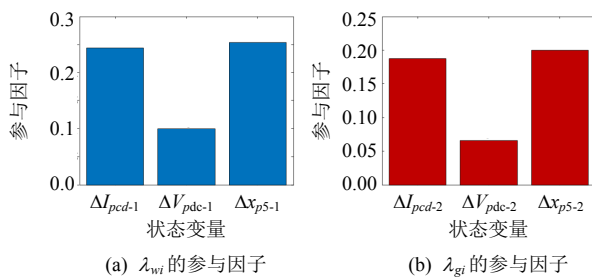


图8 超同步模式引发的开环模式谐振

Fig. 8 Open-loop modal resonance induced by super synchronous modes

符, 因此验证了式(16)的正确性。

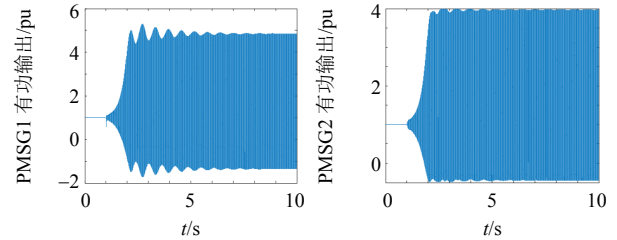
参与因子可以反映出系统模式耦合的强弱, 因此本文给出了开环模式谐振情况下闭环模式 λ_{wi} 和 λ_{gi} 的参与因子计算结果, 如图9所示。图9中的各状态变量对应于附录A中直驱风机控制系统的各变量, 下标中的“-1”或“-2”表示状态变量隶属于PMSG1或PMSG2。根据图9中参与因子的计算结果可知, 开环模式谐振条件下, 闭环模式 λ_{wi} 和 λ_{gi} 发生了强耦合, PMSG2和PMSG1出现了强交互。

图9 λ_{wi} 和 λ_{gi} 的参与因子Fig. 9 Participation factors of λ_{wi} and λ_{gi}

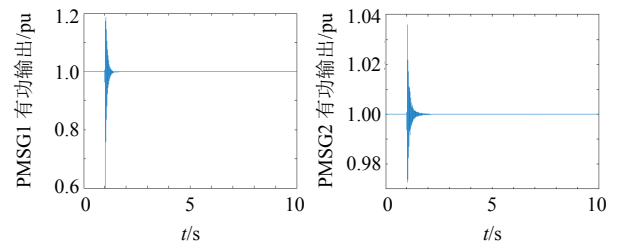
为了避免开环模式谐振对系统稳定性的破坏, 可以调节PMSG2网侧换流器d轴电流内环参数 K_{pp5} 和 K_{pi5} , 从而使 λ_{wi0} 远离 λ_{gi0} 。当控制参数从 $K_{pp5}=0.3$, $K_{pi5}=200$ 变化到 $K_{pp5}=0.3$, $K_{pi5}=100$ 时, 系统闭环模式和开环模式的变化轨迹如图8所示, 其中实线表示 λ_{wi} 和 λ_{gi} 的移动轨迹, 虚线表示 λ_{wi0} 的运动轨迹表示。当闭环模式 λ_{wi} 和 λ_{gi} 到达B点时, λ_{wi0} 用图8左下角的空心方块表示。此时, 由于 λ_{wi0} 远离了 λ_{gi0} , 开环模式谐振的影响消除, 系统恢复了稳定。

以上分析均基于系统线性化模型进行, 为了验证以上分析的正确性, 现进行非线性仿真, 仿真结

果如图10所示。仿真中的扰动与图7一样。根据图10的仿真结果可知, 开环模式谐振情况下(图8中A点), PMSG1和PMSG2出现了发散性超同步振荡。参数调节后(图8中B点), 系统恢复了稳定。该结果与上面的模式计算结果完全吻合。



(a) 图8中点A



(b) 图8中点B

图10 时域仿真结果

Fig. 10 Results of time-domain simulations

3 结论

本文将开环模式谐振理论拓展应用于分析风电接入引发的电力系统宽频振荡问题, 验证了该理论在电力系统宽频振荡领域的适用性。研究发现:

1) 直驱风机网侧换流器开环直流电压外环模式会与同步机开环扭振模式发生开环模式谐振, 引发系统次同步振荡;

2) 不同直驱风机网侧换流器开环有功电流内环模式间会发生开环模式谐振, 引发系统超同步振荡;

3) 调节参与开环模式谐振直驱风机控制系统的相关参数, 使风机和电力系统的开环模式在复平面上分离, 可以让系统恢复稳定。

参考文献

- [1] Du Wenjuan, Chen Xiao, Wang H F. Power system electromechanical oscillation modes as affected by dynamic interactions from grid-connected PMSGs for wind power generation[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2017, 8(3): 1301-1312.
- [2] Du Wenjuan, Chen Xiao, Wang H F. PLL-induced modal resonance of grid-connected PMSGs with the power system electromechanical oscillation modes[J]. IEEE

- Transactions on Sustainable Energy, 2017, 8(3): 1581-1591.
- [3] Miao Zhixin. Impedance-model-based SSR analysis for type 3 wind generator and series-compensated network [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(4): 874-991.
- [4] Fan Lingling, Miao Zhixin. Nyquist stability criterion based SSR explanation for type-3 wind generators[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(3): 807-809.
- [5] Varma R K, Akshaya Moharana. SSR in double-cage induction generator-based wind farm connected to series-compensated transmission line[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2013, 28(3): 2573-2583.
- [6] 谢小荣, 刘华坤, 贺静波, 等. 直驱风机风电场与交流电网相互作用引发次同步振荡的机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(9): 2366-2372.
- Xie Xiaorong, Liu Huakun, He Jingbo, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation caused by the interaction between full-converter wind turbines and AC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(9): 2366-2372(in Chinese).
- [7] 宋瑞华, 郭剑波, 李柏青, 等. 基于输入导纳的直驱风电次同步振荡机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(16): 4662-4670.
- Song Ruihua, Guo Jianbo, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation in direct-drive wind power generation system based on input-admittance analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(16): 4662-4670(in Chinese).
- [8] Liu Huakun, Xie Xiaorong, He Jingbo, 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.
- [9] Huang Yunhui, Yuan Xiaoming, Hu Jiabing, 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.
- [10] 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.
- [11] Song Yipeng, Frede Blaabjerg. Overview of DFIG-based wind power system resonances under weak networks[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(6): 4370-4394.
- [12] Song Yipeng, Wang Xiongfei, Frede Blaabjerg. Impedance-based high-frequency resonance analysis of DFIG system in weak grids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(5): 3536-3548.
- [13] Dobson I, Zhang J, Greene S, et al. Is strong modal resonance a precursor to power system oscillations [J]. IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Fundamental Theory and Applications, 2001, 48(3): 340-349.
- [14] Wildrick C M, Lee F C, Cho B H, et al. A method of defining the load impedance specification for a stable distributed power system[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 1995, 10(3): 280-285.
- [15] Fan Lingling, Miao Hexing. Nyquist-stability-criterion-based SSR explanation for type-3 wind generators[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(3): 807-809.
- [16] Miao Zhixin. Impedance-model-based SSR analysis for type 3 wind generator and series-compensated network [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(4): 984-991.
- [17] Garima Aggarwa, Anish Mittal, Lini Mathew. Matlab/Simulink model of multi-machine (3-machine, 9-bus) WSCC system incorporated with hybrid power flow controller[C]//5th International Conference on Advanced Computing & Communication Technologies. India: IEEE, 2015: 1-5.
- [18] IEEE subsynchronous resonance task force. First benchmark model for computer simulation of subsynchronous resonance[J]. IEEE Transactions on power systems, 1977, 96(5): 1565-1572.
- [19] Kunjumammed L P, Bikash C Pal, Robin Gupta, et al. Stability analysis of a PMSG based large offshore wind farm connected to a VSC-HVDC[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion., 2017, 32(3): 1166-1176.

附录 A 直驱风机网侧换流器控制策略

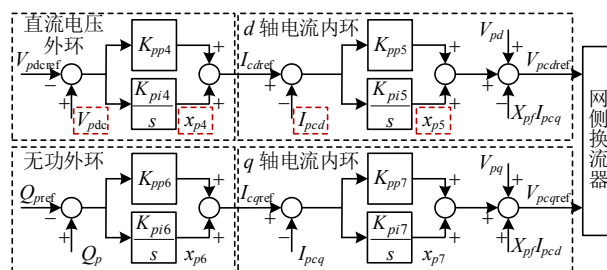


图 A1 直驱风机网侧换流器控制策略

Fig. A1 Control strategy of GSC of PMSG

附录 B 直驱风机状态空间模型

直驱风机的基本结构如图 B1 所示。以永磁同步机转子直轴为 d 轴, 交轴为 q 轴进行派克变换, 可以得到永磁同步机在 dq 坐标下的定子绕组电压方程如下:

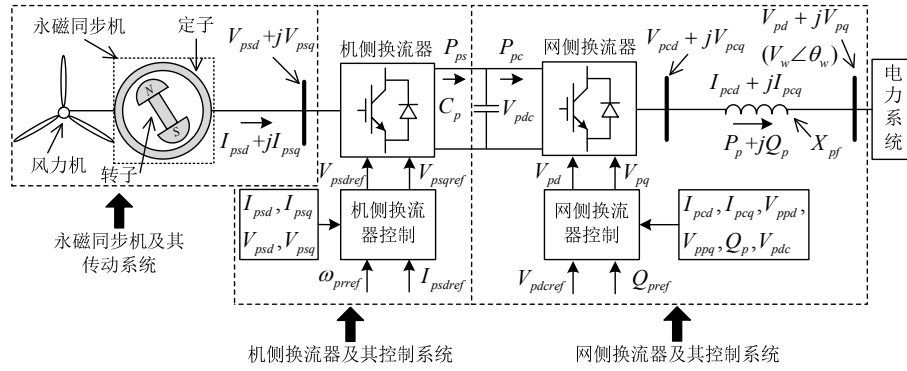


图 B1 直驱风机结构示意图

Fig. B1 Configuration of a PMSG

$$\begin{cases} \frac{d}{dt}\psi_{psd} = -\omega_0 R_{ps} I_{psd} - \omega_0 V_{psd} + \omega_0 \omega_{pr} \psi_{psq} \\ \frac{d}{dt}\psi_{psq} = -\omega_0 R_{ps} I_{psq} - \omega_0 V_{psq} - \omega_0 \omega_{pr} \psi_{psd} \end{cases} \quad (B1)$$

式中： V_{psd} 和 V_{psq} 分别为永磁同步机定子绕组电压的 d 、 q 轴分量； ψ_{psd} 和 ψ_{psq} 表示定子绕组磁通的 d 、 q 轴分量； I_{psd} 和 I_{psq} 表示定子绕组电流的 d 、 q 轴分量； R_{ps} 表示定子绕组电阻； ω_{pr} 为转子角速度； ω_0 为电力系统工频角速度。

永磁同步机的转子运动方程为

$$J_{pr} \frac{d\omega_{pr}}{dt} = T_{pm} - T_{pe} \quad (B2)$$

式中： J_{pr} 为永磁同步机转子惯性时间常数； T_{pm} 和 T_{pe} 分别为转子输入机械转矩和电磁转矩，且 $T_{pe} = \psi_{psq} I_{psd} - \psi_{psd} I_{psq}$ 。

永磁同步机的定子绕组磁链方程为

$$\begin{cases} \psi_{psd} = X_{pd} I_{psd} - \psi_{pm} \\ \psi_{psq} = X_{pq} I_{psq} \end{cases} \quad (B3)$$

式中： X_{pd} 为定子绕组 d 轴电抗； X_{pq} 为定子绕组 q 轴电抗； ψ_{pm} 为永磁体转子的磁通。

式(B1)到式(B3)为永磁同步机及其传动系统的数学模型。将式(B1)到式(B3)线性化，有：

$$\frac{d}{dt} \Delta X_{p1} = A_{p1} \Delta X_{p1} + b_{p1} \Delta V_{psd} + b_{p2} \Delta V_{psq} \quad (B4)$$

式中： $X_{p1} = [\Delta\psi_{psd} \ \Delta\psi_{psq} \ \Delta\omega_{pr}]^T$ ； A_{p1} 为永磁同步机及其传动系统的状态矩阵； b_{p1} 和 b_{p2} 分别为系数向量。

永磁同步机向机侧换流器注入的有功功率 P_{ps} 可以表示为

$$P_{ps} = V_{psq} I_{psq} + V_{psd} I_{psd} \quad (B5)$$

将式(B5)线性化，可得：

$$\Delta P_{ps} = c_{p1}^T \Delta X_{p1} + d_{p1} \Delta V_{psd} + d_{p2} \Delta V_{psq} \quad (B6)$$

式中： c_{p1}^T 为系数向量； d_{p1} 和 d_{p2} 表示系数。将式(B4)和式(B6)合并，可以得到永磁同步机及其传动系统的线性化状态空间模型：

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta X_{p1} = A_{p1} \Delta X_{p1} + b_{p1} \Delta V_{psd} + b_{p2} \Delta V_{psq} \\ \Delta P_{ps} = c_{p1}^T \Delta X_{p1} + d_{p1} \Delta V_{psd} + d_{p2} \Delta V_{psq} \end{cases} \quad (B7)$$

直驱风机机侧换流器采用矢量控制，其控制策略如图 B2 所示。令图 B2 中各 PI 控制器积分环节的输出分别为 x_{p1} 、 x_{p2} 和 x_{p3} ，则直驱风机机侧换流器控制器的动态方程可以写为

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} x_{p1} = K_{pi1} (\omega_{pr} - \omega_{prref}) \\ \frac{d}{dt} x_{p2} = K_{pi2} (I_{psqref} - I_{psq}) \\ \frac{d}{dt} x_{p3} = K_{pi3} (I_{psdref} - I_{psd}) \end{cases} \quad (B8)$$

式中： K_{pi1} 、 K_{pi2} 和 K_{pi3} 为图 B2 中相应 PI 控制器积分环节的增益； I_{psdref} 和 I_{psqref} 分别为永磁同步机定子绕组 d 、 q 轴电流的控制参考值； ω_{prref} 为永磁同步机转子角速度的控制参考值。另外，根据图 B2，还可以得到如下代数方程：

$$\begin{cases} I_{psqref} = K_{pp1} (\omega_{pr} - \omega_{prref}) + x_{p1} \\ V_{psqref} = -K_{pp2} (I_{psqref} - I_{psq}) - x_{p2} + \omega_{pr} \psi_{pm} - \omega_{pr} X_{pd} I_{psd} \\ V_{psdref} = -K_{pp3} (I_{psdref} - I_{psd}) - x_{p3} + \omega_{pr} X_{pq} I_{psq} \end{cases} \quad (B9)$$

式中： V_{psdref} 和 V_{psqref} 分别为机侧换流器控制器输出参考电压的 d 、 q 轴分量； K_{pp1} 、 K_{pp2} 和 K_{pp3} 为图 B2 中相应 PI 控制器比例环节的增益。换流器脉宽调制采用平均模型，有：

$$\begin{cases} V_{psdref} = V_{psd} \\ V_{psqref} = V_{psq} \end{cases} \quad (B10)$$

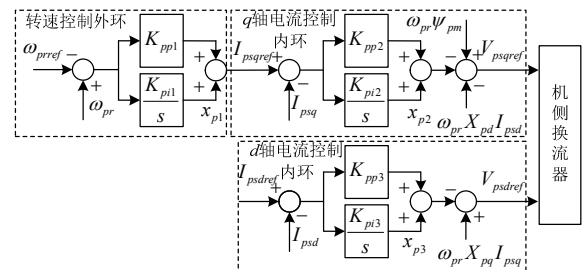


图 B2 直驱风机机侧换流器控制框图

Fig. B2 Control strategy of machine-side converter of PMSG

式(B8)到式(B10)为机侧换流器及其控制系统的数学模型。将式(B8)到式(B10)线性化，有：

$$\frac{d}{dt}\Delta X_{p2} = A_{p2}\Delta X_{p2} + B_{p1}\Delta X_{p1} \quad (B11)$$

式中: $\Delta X_{p2} = [\Delta x_{p1} \ \Delta x_{p2} \ \Delta x_{p3}]^T$; A_{p2} 为机侧换流器及其控制系统的状态矩阵; B_{p1} 为系数矩阵。

根据式(B9)到式(B10), ΔV_{psd} 和 ΔV_{psq} 可以表示如下:

$$\begin{cases} \Delta V_{psd} = c_{p2}^T \Delta X_{p2} + c_{p3}^T \Delta X_{p1} \\ \Delta V_{psq} = c_{p4}^T \Delta X_{p2} + c_{p5}^T \Delta X_{p1} \end{cases} \quad (B12)$$

式中 c_{p2}^T 、 c_{p3}^T 、 c_{p4}^T 和 c_{p5}^T 为系数向量。将式(B11)和式(B12)合并,可以得到机侧换流器及其控制系统的线性化状态空间模型:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt}\Delta X_{p2} = A_{p2}\Delta X_{p2} + B_{p1}\Delta X_{p1} \\ \Delta V_{psd} = c_{p2}^T \Delta X_{p2} + c_{p3}^T \Delta X_{p1} \\ \Delta V_{psq} = c_{p4}^T \Delta X_{p2} + c_{p5}^T \Delta X_{p1} \end{cases} \quad (B13)$$

直驱风机网侧换流器一般采用矢量控制,其控制策略如图 A1 所示。根据图 B1,可知直驱风机网侧换流器滤波电抗的电压方程如下:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt}I_{pcd} = \frac{\omega_0 V_{pcd}}{X_{pf}} - \frac{\omega_0 V_{pd}}{X_{pf}} + \omega_0 I_{pcq} \\ \frac{d}{dt}I_{pcq} = \frac{\omega_0 V_{pcq}}{X_{pf}} - \frac{\omega_0 V_{pq}}{X_{pf}} - \omega_0 I_{pcd} \end{cases} \quad (B14)$$

式中: X_{pf} 表示滤波电抗; I_{pcd} 和 I_{pcq} 分别表示网侧换流器交流侧输出电流的 d 、 q 轴分量; V_{pcd} 和 V_{pcq} 分别为网侧换流器交流侧端口电压的 d 、 q 轴分量; V_{pd} 和 V_{pq} 分别为直驱风机并网点电压的 d 、 q 轴分量。

直流电容的动态方程为

$$C_p V_{pdc} \frac{dV_{pdc}}{dt} = P_{ps} - P_{pc} \quad (B15)$$

式中: V_{pdc} 为直流母线电压; C_p 为直流电容; P_{pc} 为网侧换流器交流侧端口输出的有功功率,有 $P_{pc} = V_{pcd}I_{pcd} + V_{pcq}I_{pcq}$ 。

令图 A1 中各 PI 控制器积分环节的输出分别为 x_{p4} 、 x_{p5} 、 x_{p6} 和 x_{p7} 。则控制器的动态方程可以表示如下:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt}x_{p4} = K_{pi4}(V_{pdc} - V_{pdcref}) \\ \frac{d}{dt}x_{p5} = K_{pi5}(I_{pcdref} - I_{pcd}) \\ \frac{d}{dt}x_{p6} = K_{pi6}(Q_p - Q_{pref}) \\ \frac{d}{dt}x_{p7} = K_{pi7}(I_{pcqref} - I_{pcq}) \end{cases} \quad (B16)$$

式中: K_{pi4} 、 K_{pi5} 、 K_{pi6} 和 K_{pi7} 表示图 A1 中各 PI 控制器积分环节的增益; Q_{pref} 为网侧换流器无功控制参考值; I_{pcdref} 和 I_{pcqref} 分别表示网侧换流器交流侧 d 、 q 轴电流控制参考值; V_{pdcref} 表示直流电容电压控制参考值; Q_p 表示换流器输出的无功功率,可以写为

$$Q_p = V_{pq}I_{pcd} - V_{pd}I_{pcq} \quad (B17)$$

根据图 A1,还可以得到与控制器相关的代数方程:

$$\begin{cases} I_{pcdref} = K_{pp4}(V_{pdc} - V_{pdcref}) + x_{p4} \\ V_{pcdref} = K_{pp5}(I_{pcdref} - I_{pcd}) + x_{p5} - X_{pf}I_{pcq} + V_{pd} \\ I_{pcqref} = K_{pp6}(Q_p - Q_{pref}) + x_{p6} \\ V_{pcqref} = K_{pp7}(I_{pcqref} - I_{pcq}) + x_{p7} + X_{pf}I_{pcd} + V_{pq} \end{cases} \quad (B18)$$

式中 K_{pp4} 、 K_{pp5} 、 K_{pp6} 和 K_{pp7} 为图 A1 中各 PI 控制器比例环节的增益。换流器脉宽调制采用平均模型,可得:

$$\begin{cases} V_{pcdref} = V_{pcd} \\ V_{pcqref} = V_{pcq} \end{cases} \quad (B19)$$

式(B14)到式(B19)为网侧换流器及其控制系统的数学模型。将式(B14)到式(B19)线性化,可以得到网侧换流器及其控制系统的线性化状态空间模型:

$$\frac{d}{dt}\Delta X_{p3} = A_{p3}\Delta X_{p3} + b_{p3}\Delta P_{ps} + b_{p4}\Delta V_{pd} + b_{p5}\Delta V_{pq} \quad (B20)$$

式中: $\Delta X_{p3} = [\Delta I_{pcd} \ \Delta I_{pcq} \ \Delta V_{pdc} \ \Delta x_{p4} \ \Delta x_{p5} \ \Delta x_{p6} \ \Delta x_{p7}]^T$; A_{p3} 为网侧换流器及其控制系统的状态矩阵; b_{p3} 、 b_{p4} 和 b_{p5} 为系数向量。

将式(B7)的第一个方程、式(B13)的第一个方程和式(B20)合并,有:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt}\Delta X_{p1} = A_{p1}\Delta X_{p1} + b_{p1}\Delta V_{psd} + b_{p2}\Delta V_{psq} \\ \frac{d}{dt}\Delta X_{p2} = A_{p2}\Delta X_{p2} + B_{p1}\Delta X_{p1} \\ \frac{d}{dt}\Delta X_{p3} = A_{p3}\Delta X_{p3} + b_{p3}\Delta P_{ps} + b_{p4}\Delta V_{pd} + b_{p5}\Delta V_{pq} \end{cases} \quad (B21)$$

将式(B7)的第二个方程和式(B13)的后两个方程代入式(B21),则式(B21)可以表示为

$$\frac{d}{dt}\Delta X_p = A_p\Delta X_p + b_{pd}\Delta V_{pd} + b_{pq}\Delta V_{pq} \quad (B22)$$

其中:

$$\begin{cases} A_w = \begin{bmatrix} A_{p1} + b_{p1}c_{p3}^T + b_{p2}c_{p5}^T & b_{p1}c_{p2}^T + b_{p2}c_{p4}^T & 0 \\ B_{p1} & A_{p2} & 0 \\ d_{p2}b_{p3}c_{p5}^T + b_{p3}c_{p1}^T + d_{p1}b_{p3}c_{p3}^T & d_{p1}b_{p3}c_{p2}^T + d_{p2}b_{p3}c_{p4}^T & A_{p3} \end{bmatrix} \\ b_{pd} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ b_{p4} \end{bmatrix} \\ b_{pq} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ b_{p5} \end{bmatrix} \end{cases}$$

直驱风机向电网中注入的有功功率 P_p 和无功功率 Q_p 可以表示为

$$\begin{cases} P_p = V_{pd}I_{pcd} + V_{pq}I_{pcq} \\ Q_p = V_{pq}I_{pcd} - V_{pd}I_{pcq} \end{cases} \quad (B23)$$

将式(B23)线性化,有:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_p \\ \Delta Q_p \end{bmatrix} = F_{pv}\Delta V_{pv} + F_{pi}\Delta I_{pi} \quad (B24)$$

其中:

$$\begin{cases} \Delta V_{pv} = \begin{bmatrix} \Delta V_{pd} \\ \Delta V_{pq} \end{bmatrix} \\ \Delta I_{pi} = \begin{bmatrix} \Delta I_{pcd} \\ \Delta I_{pcq} \end{bmatrix} \\ \mathbf{F}_{pv} = \begin{bmatrix} I_{pcd0} & I_{pcq0} \\ -I_{pcq0} & I_{pcd0} \end{bmatrix} \\ \mathbf{F}_{pi} = \begin{bmatrix} V_{pd0} & V_{pq0} \\ V_{pq0} & -V_{pd0} \end{bmatrix} \end{cases}$$

式(B24)中, ΔI_{pi} 为状态变量, ΔV_{pv} 为输入量, 因此可以进一步写为

$$\begin{cases} \Delta P_p = \mathbf{c}_{pp}^T \Delta \mathbf{X}_p + d_{pp1} \Delta V_{pd} + d_{pp2} \Delta V_{pq} \\ \Delta Q_p = \mathbf{c}_{pq}^T \Delta \mathbf{X}_p + d_{pq1} \Delta V_{pd} + d_{pq2} \Delta V_{pq} \end{cases} \quad (\text{B25})$$

式中: \mathbf{c}_{pp}^T 和 \mathbf{c}_{pq}^T 为系数向量; d_{pp1} 、 d_{pp2} 、 d_{pq1} 和 d_{pq2} 为系数。合并式(B22)和式(B25), 可以得到直驱风机的线性化状态空间模型:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta \mathbf{X}_p = \mathbf{A}_p \Delta \mathbf{X}_p + \mathbf{b}_{pd} \Delta V_{pd} + \mathbf{b}_{pq} \Delta V_{pq} \\ \Delta P_p = \mathbf{c}_{pp}^T \Delta \mathbf{X}_p + d_{pp1} \Delta V_{pd} + d_{pp2} \Delta V_{pq} \\ \Delta Q_p = \mathbf{c}_{pq}^T \Delta \mathbf{X}_p + d_{pq1} \Delta V_{pd} + d_{pq2} \Delta V_{pq} \end{cases} \quad (\text{B26})$$

当锁相环动态误差为零时, 有 $\Delta V_{pq} = 0$, $\Delta V_{pd} = \Delta V_w$ 。此时式(B26)可以写为式(1)的形式。



陈骁

收稿日期: 2018-08-15。

作者简介:

陈骁(1990), 男, 博士研究生, 研究方向为含风电接入电力系统的稳定性分析, 754482235@qq.com;

杜文娟(1979), 女, 博士, 教授, 研究方向为电力系统稳定性分析与控制;

王海风(1960), 男, 博士, 教授, 研究方向为电力系统稳定性分析与控制。

(责任编辑 乔宝榆)

Analysis on Wide-range-frequency Oscillations of Power Systems Integrated With PMSGs Under the Condition of Open-loop Modal Resonance

CHEN Xiao, DU Wenjuan, WANG Haifeng

(North China Electric Power University)

KEY WORDS: wide-range-frequency oscillations; permanent magnet synchronous generator; sub synchronous oscillations; super synchronous oscillations; power systems

Large-scale grid-integration of wind power may trigger power system oscillations whose frequencies span a wide range. However, the inherent mechanism is still unclear. To fill in this gap, the paper extends the application of the theory of open-loop modal resonance (OLMR), which was successfully used in dealing with electro-mechanical oscillation problems, to the investigation of wide-range-frequency oscillations as caused by large-scale grid-connection of wind power.

The mathematical base of this paper is elaborated as follows.

Firstly, a closed-loop inter-connected representation of the power system integrated with wind power is established, wherein the wind turbine generator (WTG), either a DFIG or a PMSG, is in the feedback loop, and the rest of the power system is in the forward path. The configuration of the closed-loop model is shown in Fig. 1.

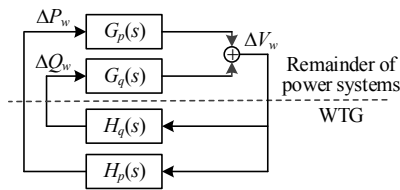


Fig. 1 Closed-loop inter-connected model of power systems

Secondly, the theory of OLMR is utilized to analyze the problem. According to the theory of OLMR, the dynamic interactions between the sub systems are ignorable except for one special case, where the open-loop modes coincide with each other. When this modal condition is met, the corresponding closed-loop modes will be located on the opposite sides with respect to the point of OLMR, thus causing the damping degradation of one of the closed-loop modes. The modal difference between the closed-loop and open-loop modes at the point of OLMR can be described by:

$$\begin{cases} \lambda_{gi} = \lambda_{gi0} + \Delta\lambda_{gi} \approx \lambda_{gi0} \pm \sqrt{R_{gpi}R_{wpi} + R_{gqi}R_{wqi}} \\ \lambda_{wi} = \lambda_{wi0} + \Delta\lambda_{wi} \approx \lambda_{wi0} \pm \sqrt{R_{gpi}R_{wpi} + R_{gqi}R_{wqi}} \end{cases} \quad (1)$$

To verify the aforementioned analysis, simulation is carried out. Fig. 2 and Fig. 3 show the open-loop modal resonance between the PMSG and the power system. Simulation results identify OLMR as the cause of instability. Furthermore, it is found that the negatively-damped modes can be both sub synchronous and super synchronous modes, indicating the possibility of wide-range-frequency oscillations as caused by the grid-integration of wind power.

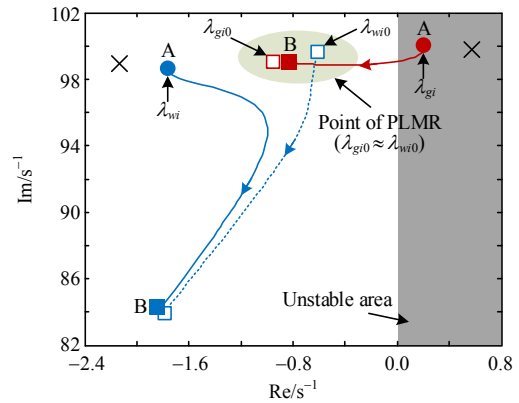


Fig. 2 Open-loop modal resonance induced by sub synchronous modes

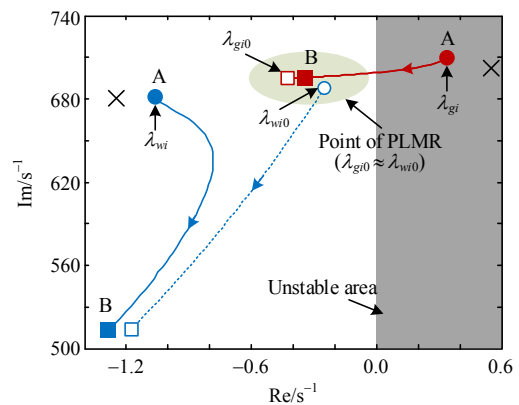


Fig. 3 Open-loop modal resonance induced by super synchronous modes