

# 电压源变换器接入电网的小扰动稳定机理分析

邢光正<sup>1</sup>, 吴琛<sup>2</sup>, 陈磊<sup>1</sup>, 黄伟<sup>2</sup>, 程旻<sup>2</sup>, 闵勇<sup>1</sup>, 汤涌<sup>3</sup>

(1. 清华大学电机系电力系统及发电设备控制和仿真国家重点实验室, 北京 100084;

2. 云南电力调度控制中心, 云南 昆明 650011; 3. 中国电力科学研究院有限公司, 北京 100192)

**摘要:**研究了基于矢量控制的电压源变换器(VSC)接入电网的小扰动稳定问题。基于VSC接入无穷大系统的详细模型,针对不同控制模式,分别对平衡点的存在性、稳定性进行了分析,系统地总结了VSC小扰动失稳的不同机理。系统中发生鞍结点分岔会导致平衡点消失而失稳,且存在以下几种机理:输出电流过大会导致锁相环(PLL)失去平衡点,对应PLL失去同步,单独的PLL失去同步可能发生在切除外环控制、采用内环定电流控制的情况下;输出有功过大会导致功率外环失去平衡点,当无功外环采用定无功功率、定交流电压控制时,分别对应电网的静态电压、功角失稳,而且失稳后电流增大一般也会引发PLL失去同步。在平衡点存在的情况下,系统振荡模式中包含低频振荡模式和次同步振荡模式,系统也可能发生Hopf分岔而出现振荡失稳。低频振荡模式主要由外环控制主导,次同步振荡模式则由PLL、电流环和线路动态主导。平衡点的存在性不受VSC控制参数的影响,只受网络参数、VSC工况的影响,而平衡点的稳定性和VSC控制参数有关。

**关键词:**电压源变换器;锁相环;平衡点;鞍结点分岔;Hopf分岔;低频振荡;次同步振荡

**中图分类号:**TM 46;TM 712

**文献标志码:**A

**DOI:**10.16081/j.epae.202009014

## 0 引言

高比例新能源、直流等通过电力电子接口设备接入电网,使得传统由同步机主导的电力系统动态特性变为由电力电子设备主导。因为电力电子设备具有多时间尺度相耦合、多控制环节相互影响的特点,所以电力电子设备接入电网的失稳机理不同于传统电力系统<sup>[1-3]</sup>。其中,电压源变换器(VSC)作为最主要的电力电子接口设备,受到了广泛的关注。

针对矢量控制下VSC接入电网后可能引发的不同失稳形态,国内外学者已经开展了大量研究。对于小扰动稳定问题,通常包含电压失稳、功角失稳及振荡失稳。电力电子接口设备在暂态过程中系统轨迹可能遇到微分代数方程(DAE)的奇异点,对应系统发生暂态电压失稳,此时系统的功率平衡方程无解。文献[4]利用电力电子接口的新能源准功率源的特性,研究了电力电子接口新能源并网的暂态电压稳定机理。类似传输功率极限的分析也见于柔性直流输电(VSC-HVDC),文献[5]讨论了VSC-HVDC对弱电网的功率输出极限。文献[6]研究了不同无功控制策略对VSC-HVDC电压稳定的影响。另外,

锁相环(PLL)环节还会带来一种新的失稳类型,即PLL失去同步<sup>[7]</sup>。文献[8]通过降阶模型分析了故障状态下PLL失去同步的机理,并考虑了控制参数的影响。文献[9]进一步研究了风电场并网所遇到的PLL失去同步的问题,说明故障后不存在稳态工作点或初始工作点不合适均可能引发PLL失稳问题。文献[10-11]进一步分析了PLL重新同步的原则,并提出了适用于故障期间的PLL重新同步方法。文献[12]讨论了2台并联VSC的PLL相互作用对同步稳定性的影响。

电力电子接口设备的振荡失稳问题主要包含次同步振荡与低频振荡。文献[13]通过电磁暂态仿真和小信号分析说明直驱风机通过逆变器接入弱电网有发生次同步振荡的风险。文献[14]采用动态响应分析法和二阶近似分析了输出电气量次同步振荡近似解的幅频分布特性。文献[15]通过阻抗法证明了永磁直驱风机和弱电网的相互作用会导致负阻抗。文献[16-17]通过小扰动详细模型说明不同控制参数下,当全功率变换风机接入弱电网时,既可能发生次同步振荡,也可能发生低频振荡的现象。

文献[18]引入了VSC的内电势、惯量、阻尼功率和同步功率的概念,与同步机进行类比,研究了VSC内电势在直流电压控制尺度下的小扰动稳定性问题,并进一步讨论了基于模块化多电平换流器的高压直流输电(MMC-HVDC)直流电压控制尺度下的小扰动稳定问题<sup>[19]</sup>。文献[20]提出了将VSC并网两输入两输出(MIMO)系统简化为单输入单输出(SISO)系统进行研究的方法,总结了电网强度和

收稿日期:2020-05-19;修回日期:2020-07-31

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51922061);云南电网有限责任公司科技项目(大规模可再生能源直流外送系统稳定控制技术研究与应用)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51922061) and the Science and Technology Project of Yunnan Power Grid Co., Ltd.(Research and Application of Stability Control Technology for Large-scale Renewable Energy DC Delivery System)

PLL影响下有功功率对外环有功控制的稳定性影响规律。文献[21]考虑了PLL控制参数和系统短路比之间的关系,分析了VSC的PLL环节的阻尼特性。文献[22-23]研究了直流电压控制环节和PLL环节的相互作用与模态共振机理。

目前已有研究都是分别针对某个特定的失稳形态与失稳机理展开的,对VSC接入电网的小扰动稳定性缺乏较为整体的、全局的认识,一方面不利于全面掌握VSC接入电网到底可能出现怎样的稳定问题,另一方面不利于掌握不同失稳形态之间的关联关系。本文从VSC接入无穷大系统的详细模型出发,针对不同控制模式,系统地研究了可能产生的小扰动失稳形态。首先研究了平衡点的存在性,系统可能因为鞍结点分岔导致平衡点消失,造成PLL环节失去同步或静态电压/功角失稳。然后对存在平衡点的情形,通过特征值分析法,对平衡点的稳定性进行了研究,讨论了在不同控制环节的作用下因为Hopf分岔导致振荡失稳的机理。在传统电力系统小扰动功角稳定分析中,通过静态功角稳定研究平衡点的存在性,通过小扰动动态功角稳定研究平衡点的稳定性<sup>[24]</sup>,本文借鉴并采用了这种完整的小扰动稳定分析方案。

### 1 VSC接入无穷大系统的详细模型

以单台VSC接入无穷大系统为例,观察VSC运行过程中可能遇到的小扰动稳定问题,系统接线图如图1所示。图中, $E$ 为VSC内电势,经过滤波电感接入并网点(PCC); $U_t$ 为PCC处电压,交流侧通过电容 $C$ 接地,导纳为 $Y_c$ 。本文所有算例中电路参数的标幺值见附录A表A1。以算例1为例,VSC及控制参数的实际值见附录A表A2。

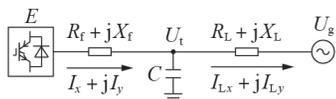


图1 VSC-无穷大系统接线图

Fig.1 Connection diagram of VSC-infinite bus system

VSC的矢量控制含有内、外2层控制环节。外环用来控制传输的有功和无功功率,根据外环的输入量不同,有功功率可以采用定有功控制或定直流电压控制。在定直流电压控制下直流电容电压是有功功率的积分,无功功率可以采用定无功控制或定交流电压控制,两两组合,外环控制可能包含 $PU_t$ 、 $U_{dc}U_t$ 、 $PQ$ 、 $U_{dc}Q$ 这4种控制模式,输出量为 $dq$ 坐标系下的电流指令值 $I_d^*$ 、 $I_q^*$ 。内环输入量为 $dq$ 轴电流与指令值的偏差,若不考虑脉宽调制(PWM)环节可能引入的过调制问题,则输出量为VSC内电势 $E_d$ 、 $E_q$ 。以 $U_{dc}U_t$ 控制模式为例,整体控制结构图如图2所示。

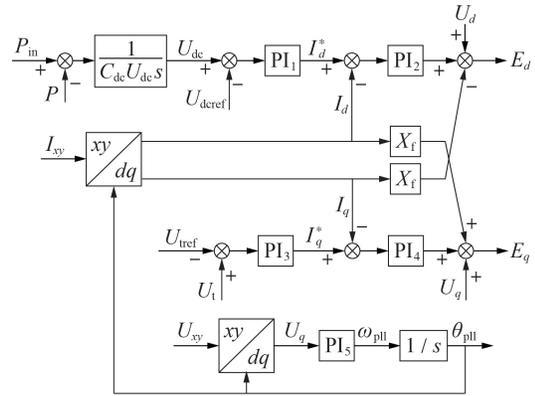


图2 VSC定直流、交流电压控制结构图

Fig.2 Structure diagram of VSC with  $U_{dc}U_t$  control

#### 1.1 外环控制

根据图2,  $I_d$ 可采用定直流电压控制或定有功功率控制,  $I_q$ 可采用定交流电压控制或定无功功率控制。令 $k_{p^*}$ 、 $k_{i^*}$ 为PI控制参数,  $x_*$ 为PI控制引入的状态量。

若 $I_d$ 采用定直流电压控制模式,则包含 $x_{udc}$ 和 $U_{dc}$ 这2个状态量:

$$I_d^* = k_{p1}(U_{dc} - U_{dcref}) + k_{i1}x_{udc} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \dot{U}_{dc} = \frac{1}{C_{dc}U_{dc}}(P_{in} - P) \\ \dot{x}_{udc} = U_{dc} - U_{dcref} \end{cases} \quad (2)$$

其中, $U_{dcref}$ 为直流侧电压指令值。

若 $I_d$ 采用定有功功率控制模式,则包含 $x_p$ 这1个状态量:

$$I_d^* = k_{p1}(P_{ref} - P) + k_{i1}x_p \quad (3)$$

$$\dot{x}_p = P_{ref} - P \quad (4)$$

其中, $P_{ref}$ 为有功功率指令值。

若 $I_q$ 采用定交流电压控制模式,则包含 $x_{ut}$ 这1个状态量:

$$I_q^* = k_{p3}(U_t - U_{tref}) + k_{i3}x_{ut} \quad (5)$$

$$\dot{x}_{ut} = U_t - U_{tref} \quad (6)$$

若 $I_q$ 采用定无功功率控制模式,则包含 $x_q$ 这1个状态量:

$$I_q^* = k_{p3}(Q - Q_{ref}) + k_{i3}x_q \quad (7)$$

$$\dot{x}_q = Q - Q_{ref} \quad (8)$$

其中, $Q_{ref}$ 为无功功率指令值。

#### 1.2 PLL环节

PLL环节采用基于单同步旋转坐标变换的PLL(SRF-PLL)结构,控制结构图如图3所示。

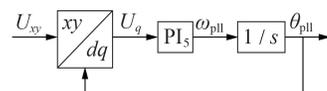


图3 PLL环节控制结构图

Fig.3 Control structure diagram of PLL

PLL环节控制方程如下:

$$\begin{cases} \dot{\theta}_{\text{pll}} = k_{\text{p5}} \dot{x}_{\text{pll}} + k_{\text{i5}} x_{\text{pll}} \\ \dot{x}_{\text{pll}} = U_{\text{lg}} \end{cases} \quad (9)$$

其中,  $\theta_{\text{pll}}$  为 PLL 的相位;  $x_{\text{pll}}$  为 PI 控制引入的状态量。

### 1.3 电流内环控制

$$\begin{cases} E_d = k_{\text{p2}}(I_d^* - I_d) + k_{\text{i2}} x_{\text{id}} + (U_d - X_f I_q) \\ E_q = k_{\text{p4}}(I_q^* - I_q) + k_{\text{i4}} x_{\text{iq}} + (U_q + X_f I_d) \end{cases} \quad (10)$$

$$\begin{cases} \dot{x}_{\text{id}} = I_d^* - I_d \\ \dot{x}_{\text{iq}} = I_q^* - I_q \end{cases} \quad (11)$$

### 1.4 线路模型

线路部分的动态描述如下:

$$\begin{cases} \dot{I}_x = \frac{\omega_0(E_x - U_x - R_f I_x + X_f I_y)}{X_f} \\ \dot{I}_y = \frac{\omega_0(E_y - U_y - R_f I_y - X_f I_x)}{X_f} \\ \dot{I}_{\text{Lx}} = \frac{\omega_0(U_x - U_g - R_L I_{\text{Lx}} + X_L I_{\text{Ly}})}{X_L} \\ \dot{I}_{\text{Ly}} = \frac{\omega_0(U_y - R_L I_{\text{Ly}} - X_L I_{\text{Lx}})}{X_L} \\ \dot{U}_x = \frac{\omega_0(I_x - I_{\text{Lx}} + U_y Y_C)}{Y_C} \\ \dot{U}_y = \frac{\omega_0(I_y - I_{\text{Ly}} - U_x Y_C)}{Y_C} \end{cases} \quad (12)$$

其中,  $E_x, E_y$  和  $U_x, U_y$  分别为图 1 中 VSC 内电势  $E$  和 PCC 处电压  $U_1$  在  $xy$  坐标系下  $x, y$  轴的分量。

### 1.5 模型阶数

因为有功功率到直流侧电压经过一个积分环节, 因此采用定直流电压控制模式, 可得到 13 阶详细模型。若采用定有功功率控制模式, 可得到 12 阶详细模型。本文详细模型的建立和时域仿真使用 MATLAB R2018b 平台。

## 2 PLL 平衡点存在性与失去同步

PLL 控制环节的方程见式(9), 稳态情况下 PLL 锁定电压  $U_1$  的相位  $\theta_1$ , 即  $\theta_{\text{pll}} = \theta_1$ , 则 PLL 控制坐标系与系统坐标系同步, 此时  $U_{\text{lg}} = 0$ 。记  $U_1 = U_x + jU_y, U_g = U_g \angle 0^\circ, Z_L = R_L + jX_L$ , 则线路约束为:

$$\begin{cases} U_1 = U_g + Z_L I_L \\ I = I_L + Y_C U_1 \end{cases} \quad (13)$$

由式(13)解得:

$$\begin{cases} \theta_{\text{pll1}} = \arcsin \frac{X_L I_{\text{Ld}} + R_L I_{\text{Lq}}}{U_g} \in \left(0, \frac{\pi}{2}\right) \\ \theta_{\text{pll2}} = \pi - \theta_{\text{pll1}} \end{cases} \quad (14)$$

其中,  $\theta_{\text{pll1}}$  为稳定平衡点。因此若 PLL 环节平衡点存在, 需满足以下条件:

$$|X_L I_{\text{Ld}} + R_L I_{\text{Lq}}| \leq U_g \quad (15)$$

若不考虑 VSC 输出电流  $|I|$  的极限, 由式(13)可得  $I_L$  和  $I$  的映射关系, 因此对应的 VSC 输出电流  $I_d, I_q$  的可行域如图 4(a) 中阴影区域所示; 绘出 PLL 稳定前提下  $I_{\text{Ld}}, I_{\text{Lq}}$  的可行域如图 4(b) 中的阴影区域所示,  $I_{\text{Ld}}, I_{\text{Lq}}$  分布在一条对称的带内。图中,  $I_d, I_q, I_{\text{Ld}}, I_{\text{Lq}}$  均为标幺值。受到交流侧电容的影响,  $I_{\text{Ld}}, I_{\text{Lq}}$  和  $I_d, I_q$  的可行域比较接近, 但仍有一定的差别。

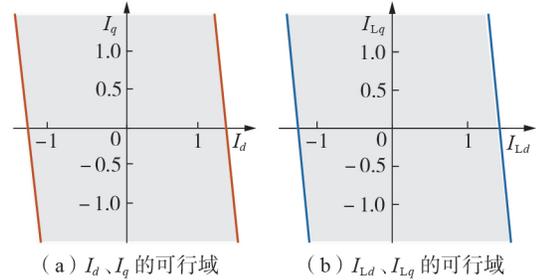


图4 PLL同步稳定电流约束

Fig.4 Current constraints of PLL synchronization stability

当电流值超出上述可行域时, PLL 环节的 2 阶控制方程平衡点消失, 表明 PLL 无法锁定 PCC 处电压的相位, 与系统失去同步。

## 3 功率外环的平衡点存在性与有功功率极限

### 3.1 平衡点

对于一个非线性动力系统  $\dot{x} = f(x)$ , 平衡点即  $f(x) = 0$  的解, 其中  $f(x) = 0$  是一个非线性的代数方程组。平衡点的存在性是对系统进行小扰动稳定分析的前提。对于单台 VSC 接入无穷大电网系统, VSC 无功外环可以采用定交流电压控制或定无功功率控制, 有功外环在不同控制模式下的功率平衡方程形式相同。首先根据式(12)对平衡点进行求解, 平衡点处线路状态量满足  $\dot{I}_{\text{Lx}} = \dot{I}_{\text{Ly}} = \dot{U}_x = \dot{U}_y = 0$ 。

(1) 定无功功率控制。

给定  $P, Q$  约束, 令式(3)、(4)、(7)、(8)中  $P = P_{\text{ref}}, Q = Q_{\text{ref}}$ , 则有:

$$\begin{cases} P = U_x I_x + U_y I_y \\ Q = U_y I_x - U_x I_y \end{cases} \quad (16)$$

(2) 定交流电压控制。

给定  $P, U_1$  约束, 令式(3)~(6)中  $P = P_{\text{ref}}, U_1 = U_{\text{ref}}$ , 则有:

$$\begin{cases} P = U_x I_x + U_y I_y \\ U_1^2 = U_y^2 + U_x^2 \end{cases} \quad (17)$$

其中  $U_x, U_y, I_x, I_y, I_{\text{Lx}}, I_{\text{Ly}}$  均为未知数, 联立式(12)、(16)或式(12)、(17)可分别求得平衡点处线路部分状态量的值, 根据式(9)求出  $\theta_{\text{pll}}$ , 并根据式(10)

求出  $E_d, E_q$ , 进一步解出其余状态量。由于方程组的非线性特性, 对于平衡点有解的情形, 得到了2组解, 其中一组解为稳定平衡点, 即实际系统可以运行的稳态工作点, 另一组解为不稳定平衡点。

若平衡点无解, 说明系统发生鞍结点分岔。鞍结点指动力系统的稳定平衡点和不稳定平衡点的交点。鞍结点分岔指在动力系统中, 某控制参数变化跨越某一临界值时, 系统从存在两平衡点(一个稳定一个不稳定)变为两平衡点融合成一个平衡点, 再变为不存在平衡点的过程, 系统自然发生失稳。下面分别对采用定无功功率控制和定交流电压控制进行分析。

### 3.2 有功功率极限

记  $\theta_z$  为线路阻抗角, 且  $\tan \theta_z = X_L/R_L$ , 由式(13)得:

$$\begin{bmatrix} I_x \\ I_y \end{bmatrix} = \frac{1}{Z_L} \begin{bmatrix} \cos \theta_z & \sin \theta_z \\ -\sin \theta_z & \cos \theta_z \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_x - U_g \\ U_y \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -Y_c \\ Y_c & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_x \\ U_y \end{bmatrix} \quad (18)$$

$$\begin{cases} P = \frac{\cos \theta_z}{Z_L} U_t^2 - \frac{\cos \theta_z}{Z_L} U_x U_g + \frac{\sin \theta_z}{Z_L} U_y U_g \\ Q = \left( \frac{\sin \theta_z}{Z_L} - Y_c \right) U_t^2 - \frac{\cos \theta_z}{Z_L} U_y U_g - \frac{\sin \theta_z}{Z_L} U_x U_g \end{cases} \quad (19)$$

(1) 定无功功率控制。

假设 VSC 输出无功  $Q=0$ ,  $\theta_t = \arctan(U_y/U_x)$ , 根据式(19),  $P$  取最大值时有:

$$\tan [2(\theta_z + \theta_t)] = \frac{\sin \theta_z - Z_L Y_c}{\cos \theta_z} \quad (20)$$

根据附录 A 表 A1 所示的参数  $\theta_t = 0.8331 \text{ rad} \approx 47.74^\circ$ , 此时  $P$  取最大值  $P_{\text{lim}} \approx 0.722 \text{ p.u.}$ 。对于给定的  $P < P_{\text{lim}}$ , 可以解出2条平衡点轨迹分支, 其中一条为稳定平衡点的轨迹, 另一条为不稳定平衡点的轨迹, 在  $P-I_d-I_q$  形成的相空间画出平衡点轨迹, 因为  $Q=0$ , 则  $I_q=0$ , 相空间可降一维到  $I_q=0$  的平面, 在平面上画出  $P-I_d$  关系的标幺化曲线如图5所示。图中2条曲线分别表示稳定平衡点的轨迹和不稳定平衡点的轨迹, 其中虚线表示第2节中 PLL 稳定时的电流极限约束。说明当 VSC 采用定无功功率控制,

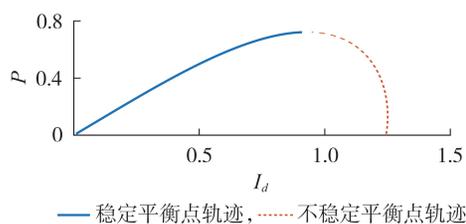


图5 VSC 定有功、无功功率控制平衡点轨迹  
Fig.5 Locus of equilibrium point of VSC with PQ control

且输出无功  $Q=0$  时, 在外环控制投入的情况下, 系统不会发生单独的 PLL 失去同步失稳。

对比电网中的静态电压稳定机理, 可知这种失稳就是静态电压失稳。忽略线路电阻, 当  $Q=0$  时, 功角极限为  $45^\circ$ , 有功功率极限为  $U_t U_g / (2X_L)$ , 两者是完全一致的。

(2) 定交流电压控制。

假设  $U_t$  不变, 根据式(19),  $P$  取最大值时, 则有:

$$\theta_t = \pi - \theta_z \quad (21)$$

$$\begin{cases} P = P_{\text{lim}} = \frac{U_t^2}{Z_L} \cos \theta_z + \frac{U_t U_g}{Z_L} \\ Q = \frac{U_t^2}{Z_L} (\sin \theta_z - Z_L Y_c) \end{cases} \quad (22)$$

令  $U_t = 1 \text{ p.u.}$ , 此时  $P$  的最大值  $P_{\text{lim}} \approx 1.368 \text{ p.u.}$ , 画出  $P-I_d-I_q$  关系的标幺化曲线如图6所示。图中2条曲线分别表示稳定平衡点的轨迹和不稳定平衡点的轨迹; 灰色平面表示第2节中 PLL 稳定时的电流极限约束。同样说明 VSC 采用定交流电压控制时, 系统不会发生单独的 PLL 失去同步失稳。

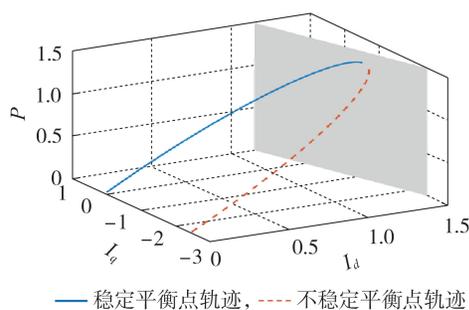


图6 VSC 定直流、交流电压控制平衡点轨迹  
Fig.6 Locus of equilibrium point of VSC with  $U_{dc} U_t$  control

对比电网中的静态功角稳定机理, 可知这种失稳就是静态功角失稳, 忽略线路电阻, 功角极限为  $90^\circ$ , 有功功率极限为  $U_t U_g / X_L$ , 两者是完全一致的。

### 3.3 时域仿真

对于不同控制模式, 若给定 VSC 输出有功的指令值  $P_{\text{ref}} > P_{\text{lim}}$ , 系统不存在平衡点, 此时系统出现鞍结点分岔, 导致系统电压失稳。选取定有功、无功功率控制模式进行验证, 控制参数见附录 B 表 B1。

令  $Q_{\text{ref}} = 0, P_{\text{ref}} = 0.722 \text{ p.u.}$ , 取各状态量平衡点值为初始值, 设定  $t = 10 \text{ s}$  时有功指令值  $P_{\text{ref}}$  缓慢线性上升,  $t = 50 \text{ s}$  时  $P_{\text{ref}}$  上升至  $0.723 \text{ p.u.}$  并保持不变。得到时域仿真结果如图7所示。图中虚线表示有功指令值变化的起止时间, 因为  $P_{\text{ref}}$  上升至  $0.723 \text{ p.u.}$  前系统已发生失稳, 因此数值仿真提前终止; 图7(a)中实线表示 PLL 的相位  $\theta_{\text{pll}}$ , 时域仿真结果显示大约  $t = 43 \text{ s}$  后,  $\theta_{\text{pll}}$  快速增大, 表明 PLL 失去同步; 图7(b)中实线表示 PCC 处电压  $U_t$  幅值(标幺值), 当  $P_{\text{ref}} > P_{\text{lim}}$

后,  $U_i$  幅值开始缓慢下降, 表明受到功率极限约束, VSC 无法维持 PCC 处电压, 发生电压失稳。

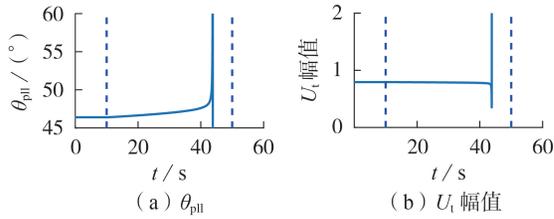


图7 VSC 定有功、无功功率控制时域仿真结果

Fig.7 Time-domain simulative results of VSC with PQ control

画出时域仿真过程中  $I_{L,d}$ 、 $I_{L,q}$  的标么化的相轨迹如图 8 所示。图中, 斜线①与图 4(b) 相同, 表示 PLL 同步稳定要求下对  $I_L$  的限制; 曲线②为时域下  $I_L$  的相轨迹, 随着  $t$  增大,  $I_L$  逐渐右移,  $t > 43.77$  s 后,  $I_L$  越过 PLL 同步稳定极限, 因此 PLL 快速失去同步。说明电压失稳引发输出电流上升, 会进一步导致 PLL 失去同步。仿真结果显示 VSC 采用定有功、无功功率控制模式时, 系统会发生鞍结点分岔, 即平衡点消失产生失稳。

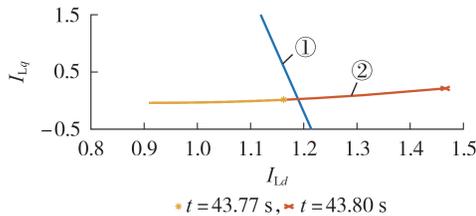


图8 VSC 定有功、无功功率控制相轨迹

Fig.8 Phase locus of VSC with PQ control

#### 4 Hopf 分岔导致的振荡失稳

根据第 3 节的分析, 在 VSC 采用定直流、交流电压控制模式, 且存在平衡点的前提下, 在稳定平衡点处进一步通过线性化对系统局部的小扰动稳定性进行分析。此时系统可能产生 Hopf 分岔, 即系统存在复特征值时, 某控制参数变化跨越某一临界值, 导致某对共轭复特征值跨越虚轴, 实部由负变正, 这一失稳形式表现为振荡失稳。

##### 4.1 低频振荡模式

当无功外环采用定交流电压控制模式时, 以定直流、交流电压控制为例, 分析系统产生 Hopf 分岔的性质, 此时系统的控制参数见附录 B 表 B2。

取  $X_L = 0.8$  p.u.、 $R_L = 0.08$  p.u.、 $U_i = 1$  p.u., 考察不同  $P$  取值下系统特征根的轨迹, 如附录 C 图 C1 所示。图中红棕色部分表示一个单独的特征根, 其余 6 种颜色表示一对共轭特征根。将虚轴附近的特征根轨迹放大, 如附录 C 图 C2 所示。可以看出当  $P$  从 0.94 p.u. 增加为 0.95 p.u. 时, 分别对应图中红色和

黄色标记, 一对共轭特征根实部由负变正, 系统由静态稳定变为不稳定, 此时共轭复根的虚部值约为 8 rad/s, 对应频率约为 1.27 Hz, 表现为低频振荡; 随着  $P$  的增加, 两特征根相互靠近,  $P = 1.05$  p.u. 时, 对应图中绿色标记, 共轭复根变为两正实根。

对低频振荡模式的 Hopf 分岔代表的小扰动稳定边界进行时域仿真验证, 设置如下: 取  $P = 0.95$  p.u. 时状态量在平衡点处的值为初始值,  $t = 200$  s 时仿真结束。得到仿真结果如图 9 所示, 将  $t \in [190, 195]$  s 的波形放大如图 9 右侧所示, 可以看出 PLL 相位  $\theta_{pll}$  和输出电流相位  $\theta_i$  振荡频率和上文中特征值分析相符。

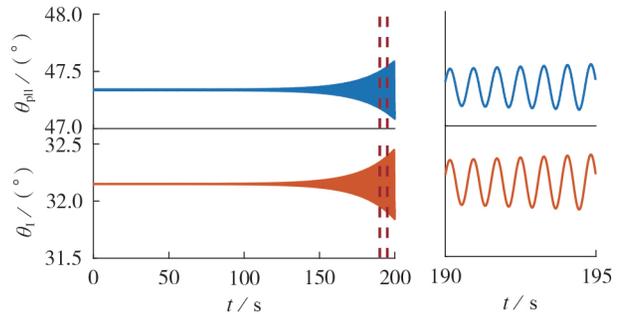


图9 低频振荡模式时域仿真结果

Fig.9 Time-domain simulative results of low-frequency oscillation mode

下面综合分析平衡点的存在性和稳定性的变化。在 0.6~1 p.u. 之间改变线路电抗  $X_L$ , 保持  $\theta_z = \arctan(X_L/R_L)$  不变, 不同的  $X_L$  分别对不同的  $P$ , 计算平衡点是否存在, 若平衡点存在, 则进一步通过状态矩阵的特征值分析平衡点的稳定性, 结果如图 10 所示。

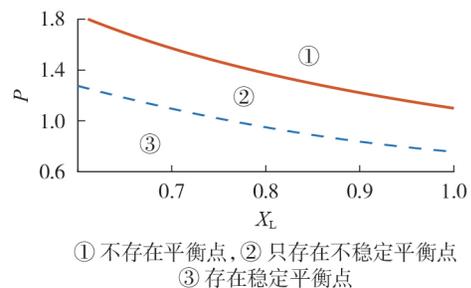


图10 系统稳定性和有功功率、线路电抗的关系

Fig.10 Relationship between system stability and active power, line reactance

根据功率极限分析(见式(22)), 给定  $\theta_z$ 、 $U_i$ 、 $U_g$  时,  $P_{lim}$  仅与  $Z_L$  的大小有关。保持阻抗角不变, 图 10 给出系统小扰动稳定性和  $P-X_L$  的关系。图中, 实线表示  $P_{lim}-X_L$  的关系; 虚线表示  $P_{crit}-X_L$  的关系, 即小扰动稳定功率临界值的变化情况。实线上方区域①表示超越系统功率极限, 不存在平衡点; 实线下方与虚线之间区域②表示系统只存在不稳定平衡

点,即包含实部为正的根;虚线下方区域③表示系统存在稳定平衡点。从图中可以看到,在系统发生鞍结点分岔失稳以前,全都已经发生 Hopf 分岔,即系统失稳的有功功率极限都是由 Hopf 分岔决定,鞍结点分岔对应的有功功率极限在实际中是无法达到的。后面的理论推导可以进一步验证该结论的正确性。

### 4.2 次同步振荡模式

同样以定直流、交流电压控制模式为例,修改附录 B 表 B2 对应的控制参数,见附录 B 表 B3。

取  $X_L = 0.8 \text{ p.u.}$ 、 $R_L = 0.08 \text{ p.u.}$ 、 $U_t = 1 \text{ p.u.}$ ,考察不同  $P$  取值下系统特征根的轨迹,如附录 C 图 C3 所示。对比附录 C 图 C1,绿色区域对应的特征根右移,将虚轴附近的特征根轨迹放大,如附录 C 图 C4 所示。可以看出在  $P$  增加的过程中,深蓝色曲线代表的两对共轭复根的实部都逐渐增大, $P = 0.83 \text{ p.u.}$  时,虚部较大的一对共轭复根实部先变为正值,系统由小扰动稳定变为不稳定,此时共轭复根的虚部值约为  $101 \text{ rad/s}$ ,对应频率约为  $16.1 \text{ Hz}$ ,系统的失稳首先由这一对共轭复根主导。

对次同步振荡模式的 Hopf 分岔代表的小扰动稳定边界进行时域仿真验证,设置如下:取  $P = 0.84 \text{ p.u.}$  时状态量在平衡点处的值为初始值, $t = 25 \text{ s}$  时仿真结束。得到仿真结果如图 11 所示,将  $t \in [24, 24.5] \text{ s}$  的波形放大如图 11 右侧所示,可以看出 PLL 相位  $\theta_{pll}$  和输出电流相位  $\theta_1$  振荡频率和上文中特征值分析相符。

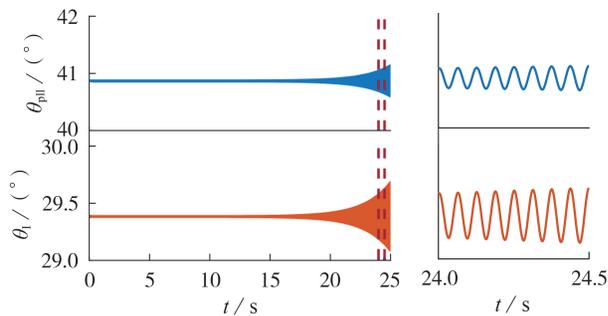


图 11 次同步振荡模式时域仿真结果

Fig.11 Time-domain simulative results of subsynchronous oscillation mode

### 5 振荡模式参与因子分析与模型降阶

分别对 4.1 节中的低频振荡模式、4.2 节中的次同步振荡模式的特征值进行参与因子分析,结果如图 12 所示。可以明显地看到,其中主导低频振荡的状态量主要为外环状态量,主导次同步振荡的状态量主要为 PLL、电流环及线路状态量。

根据参与因子分析,低频振荡模式主要由外环控制主导,次同步振荡模式则由 PLL、电流环和线路动态主导。可据此进行模型降阶,研究低频振荡模

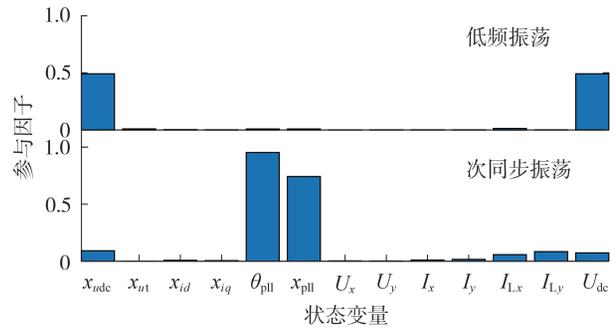


图 12 2 种振荡模式对应特征值的参与因子

Fig.12 Eigenvalue participation factors of two oscillation modes

式时,保留外环动态,其他环节动态简化为代数方程;研究次同步振荡模式时,忽略功率外环,直接给定电流指令值。

#### 5.1 算例 1:仅保留外环动态的 3 阶 DAE 模型

仅保留详细模型中外环状态量作为微分方程,其余动态过程从微分方程简化为代数方程。系统模型为 DAE。以附录 B 表 B2 中参数为例,对比线性化 DAE 模型和 13 阶详细模型所对应的低频振荡模态特征值,如附录 C 图 C5(a)所示,失稳对应的有功功率临界值  $P_{crit}$  均为  $0.95 \text{ p.u.}$ ,2 种模型下对应低频振荡模态对比见表 1。可见 3 阶简化模型的结果和详细模型的结果非常接近,用简化模型分析低频振荡模式是有效的。

表 1 临界振荡模式对比

Table 1 Comparison of critical oscillation modes

算例	模型	特征值	振荡频率 / Hz	阻尼比 / %
1	13 阶详细模型	$0.0467 \pm j8.0618$	1.28	-0.58
	3 阶 DAE 模型 (仅保留外环)	$0.1420 \pm j8.6600$	1.38	-1.64
2	13 阶详细模型	$0.1457 \pm j101.4743$	16.15	-0.14
	10 阶 EMT 模型 (忽略外环)	$0.0718 \pm j101.2971$	16.12	-0.07

为进一步分析 Hopf 分岔的性质,忽略线路电阻  $R_L$  及交流侧电容导纳  $Y_C$ ,得到控制结构图如图 13 所示。

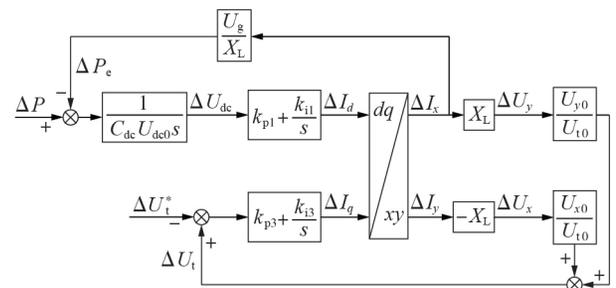


图 13 线性化模型控制结构图

Fig.13 Control structure diagram of linearized model

由线性化模型可将约束条件代入,导出3阶微分方程组,见式(23),其中下标0表示该变量在线性化处的值。其特征方程为三次方程,见式(24)。记 $s^3$ 系数为 $a$ 、 $s^2$ 系数为 $b$ ,则 $s_1+s_2+s_3=-b/a$ 。 $\theta_1=0^\circ$ 时,特征根之和为负, $\theta_1=90^\circ$ 时,特征根之和为正,表明对于任意控制参数,定直流、交流电压控制下系统到达鞍结点分岔点( $\theta_1=90^\circ$ )前一定已经出现正实部共轭复特征值,即一定已经发生Hopf分岔而导致振荡失稳,和4.1节仿真分析的结果相一致的。

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x}_{udc} \\ \Delta \dot{x}_{ut} \\ \Delta \dot{U}_{dc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & \frac{k_{p3}U_g \sin \theta_{10}}{C_{dc}U_{dc0}} & 1 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \\ m & -\frac{k_{i3}X_L}{1+k_{p3}X_L} & n \\ p & \frac{k_{i3} \sin \theta_{10} U_g}{C_{dc}U_{dc0}} & q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x_{udc} \\ \Delta x_{ut} \\ \Delta U_{dc} \end{bmatrix} \quad (23)$$

$$m = -\frac{k_{i1}X_L \sin \theta_{10}}{1+k_{p3}X_L \cos \theta_{10}}$$

$$n = -\frac{k_{p1}X_L \sin \theta_{10}}{1+k_{p3}X_L \cos \theta_{10}}$$

$$p = \frac{U_g \sin^2 \theta_{10} - U_{10} \cos \theta_{10}}{\cos \theta_{10}} \frac{k_{i1}}{C_{dc}U_{dc0}}$$

$$q = \frac{U_g \sin^2 \theta_{10} - U_{10} \cos \theta_{10}}{\cos \theta_{10}} \frac{k_{p1}}{C_{dc}U_{dc0}}$$

$$\begin{aligned} & (C_{dc}U_{dc0} \cos \theta_{10} + C_{dc}U_{dc0}X_L \cos \theta_{10}k_{p3})s^3 + \\ & [-k_{p1} \sin^2 \theta_{10} + (k_{p1} + X_L k_{p1}k_{p3} + C_{dc}U_{dc0}X_L k_{i3}) \cos \theta_{10}]s^2 + \\ & [-k_{i1} \sin^2 \theta_{10} + \cos \theta_{10}(k_{i1} + X_L k_{i1}k_{p3} + X_L k_{i3}k_{p1})]s + \\ & X_L k_{i1}k_{i3} \cos \theta_{10} = 0 \end{aligned} \quad (24)$$

## 5.2 算例2:忽略外环控制的10阶EMT模型

忽略详细模型中外环控制环节,即将外环控制去掉,直接给定电流参考值,可得到10阶EMT模型。以附录B表B3中参数为例,对比10阶EMT模型和13阶详细模型所对应的次同步振荡模态特征值,如附录C图C5(b)所示,对应次同步振荡模态对比见表1。可见10阶简化模型的结果和详细模型的结果非常接近,用简化模型分析次同步振荡模式是有效的。

从上面的分析可以看到,2种降阶模型可以很好地分别分析低频振荡模式与次同步振荡模式,因此可以证明2种振荡模式由不同环节主导,对应不同的小扰动失稳机理;并且证明了定直流、交流电压控制下,VSC在发生鞍结点分岔之前一定发生Hopf分岔,即鞍结点分岔对应的有功功率极限实际上是无法达到的。

## 6 结论

本文通过对时域状态方程的分析,对单台VSC接入无穷大电网系统的小扰动稳定性进行了系统的分析。针对不同控制模式,建立系统详细模型,首先研究平衡点的存在性,然后在平衡点存在的情况下,在平衡点处通过线性化得到状态空间模型,求解状态矩阵的特征值来分析平衡点的稳定性。对不同控制环节可能引发的失稳机理进行了分析和证明,并通过时域仿真加以验证,得到以下的结论。

(1)PLL环节可能因平衡点不存在引发失稳,这和VSC输出电流相关。存在一个输出电流的可行域,电流超出该可行域时PLL失稳,无法完成锁相功能。

(2)无功外环采用定无功功率控制时,无论有功外环采用何种控制,当输出有功的指令值超越有功极限时,系统出现鞍结点分岔导致有功外环失稳,在系统侧表现为静态电压失稳,有功极限为静态电压稳定极限。当VSC选择合适的控制参数时,可达到该有功极限,当功率大于极限后系统发生失稳,且失稳后因为输出电流增加,会进一步引发PLL失稳。

(3)无功外环采用定交流电压控制时,因为允许VSC提供无功,输出有功极限值相对采用定无功功率控制时增大,系统同样会出现鞍结点分岔而失稳,但在系统侧表现为静态功角失稳,功率极限处对应的相角为 $180^\circ - \theta_z$ ,接近 $90^\circ$ 。但是实际中该有功极限是无法达到的,在有功上升的过程中,系统会先产生Hopf分岔,即系统平衡点处的一对特征根实部由负变正,系统振荡失稳。

(4)系统鞍结点分岔点不受VSC控制参数影响,只受网络参数、VSC工况影响。Hopf分岔点受到控制参数的影响。振荡失稳可能表现为低频振荡,也可能表现为次同步振荡。低频振荡模式主要由功率外环主导,次同步振荡模式主要由PLL、电流环和线路动态主导,可以根据主导动态进行模型简化。分析低频振荡模式时,可保留外环控制,将其他动态过程简化为代数方程;分析次同步振荡模式时,可以去掉外环控制,直接给定电流参考值。

本文全面分析了VSC并网系统可能存在的小扰动失稳形态,并揭示了不同失稳形态之间的关联关系,有助于更加系统全面地认识VSC接入电网的小扰动稳定性。

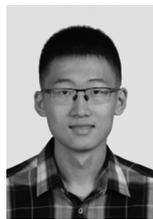
附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

## 参考文献:

- [1] 李升,卫志农,孙国强,等. 大规模光伏发电并网系统电压稳定分岔研究[J]. 电力自动化设备,2016,36(1):17-23.  
LI Sheng, WEI Zhinong, SUN Guoqiang, et al. Voltage stability bifurcation of large-scale grid-connected PV system[J]. Elec-

- tric Power Automation Equipment, 2016, 36(1): 17-23.
- [2] 秦超, 曾沉, 苏寅生, 等. 基于安全域的大规模风电并网系统低频振荡稳定分析[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(5): 100-106. QIN Chao, ZENG Yuan, SU Yinsheng, et al. Low-frequency oscillatory stability analysis based on security region for power system with large-scale wind power[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(5): 100-106.
- [3] 周彦彤, 郝丽丽, 王昊昊, 等. 大容量风电场柔直并网系统的送/受端次同步振荡分析与抑制[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(3): 100-106. ZHOU Yantong, HAO Lili, WANG Haohao, et al. Analysis and suppression of SSO at sending/receiving end in VSC-HVDC system connected large-capacity wind farms[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(3): 100-106.
- [4] 陈磊, 刘永奇, 戴远航, 等. 电力电子接口新能源并网的暂态电压稳定机理研究[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(9): 15-21. CHEN Lei, LIU Yongqi, DAI Yuanhang, et al. Study on the mechanism of transient voltage stability of new energy source with power electronic interface[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(9): 15-21.
- [5] WU A, YUAN Z, RAO H, et al. Analysis of power transmission limit for the VSC-HVDC feeding weak grid[J]. The Journal of Engineering, 2019(16): 2916-2920.
- [6] BERNAT J O, PREECE R. Impact of VSC-HVDC reactive power control schemes on voltage stability[C]//Proceedings of the 2019 IEEE Milan PowerTech. Milan, Italy: IEEE, 2019: 1-6.
- [7] 徐政. 电力系统广义同步稳定性的物理机理与研究途径[J/OL]. 电力自动化设备. (2020-07-10)[2020-07-31]. <https://doi.org/10.16081/j.epae.202008009>.
- [8] HE X, GENG H, YANG G. Synchronization stability analysis of grid-tied power converters under severe grid voltage sags [C]//Proceedings of the 2018 IEEE International Power Electronics and Application Conference and Exposition (PEAC). Shenzhen, China: IEEE, 2018: 1-6.
- [9] MA S, GENG H, LIU L, et al. Grid-synchronization stability improvement of large scale wind farm during severe grid fault [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(1): 216-226.
- [10] HE X, GENG H, MA S. Transient stability analysis of grid-tied converters considering PLL's nonlinearity[J]. CPSS Transactions on Power Electronics and Applications, 2019, 4(1): 40-49.
- [11] HE X, GENG H, XI J, et al. Resynchronization analysis and improvement of grid-connected VSCs during grid faults [J/OL]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics. (2019-11-20)[2020-05-19]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/8907872>. DOI: 10.1109/JESTPE.2019.2954555.
- [12] ZHAO J, HUANG M, ZHA X. Transient stability analysis of grid-connected VSIs via PLL interaction[C]//Proceedings of the 2018 IEEE International Power Electronics and Application Conference and Exposition (PEAC). Shenzhen, China: IEEE, 2018: 1-6.
- [13] 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.
- [14] 薛安成, 王子哲, 吴雨, 等. 次同步扰动下并网电压源换流器电
- 气量的频率分布及其幅值特性[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(3): 23-29. XUE Ancheng, WANG Zizhe, WU Yu, et al. Frequency distribution and amplitude characteristic of electric flux for grid-connected voltage source converter under subsynchronous disturbance[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(3): 23-29.
- [15] LIU H, XIE X, HE J, 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.
- [16] FAN L, MIAO Z. Wind in weak grids: 4 Hz or 30 Hz oscillations[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(5): 5803-5804.
- [17] LI Y, FAN L, MIAO Z. Wind in weak grids: low-frequency oscillations, subsynchronous oscillations, and torsional interactions [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 35(1): 109-118.
- [18] HUANG Y, ZHAI X, HU J, et al. Modeling and stability analysis of VSC internal voltage in DC-link voltage control timescale[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2018, 6(1): 16-28.
- [19] HU J, ZHU J, WAN M. Modeling and analysis of modular multi-level converter in DC voltage control timescale[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 66(8): 6449-6459.
- [20] 吴广禄, 王姗姗, 周孝信, 等. VSC接入弱电网时外环有功控制稳定性解析[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(21): 6169-6183. WU Guanglu, WANG Shanshan, ZHOU Xiaoxin, et al. Analytical analysis on the active power control stability of the weak grids-connected VSC[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(21): 6169-6183.
- [21] ZHAO J, HUANG M, ZHA X. Nonlinear analysis of PLL damping characteristics in weak-grid-tied inverters [J/OL]. IEEE Transactions on Circuits and Systems II: Express Briefs. (2020-03-03)[2020-05-19]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/9022942>. DOI: 10.1109/TCSII.2020.2978026.
- [22] WANG D, LIANG L, SHI L, et al. Analysis of modal resonance between PLL and DC-link voltage control in weak-grid tied VSCs [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(2): 1127-1138.
- [23] HUANG Y, WANG D. Effect of control-loops interactions on power stability limits of VSC integrated to AC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(1): 301-310.
- [24] 国家市场监督管理总局, 国家标准化管理委员会. 电力系统安全稳定导则: GB 38755—2019[S]. 北京: 中国标准出版社, 2019.

#### 作者简介:



邢光正

邢光正(1995—),男,陕西西安人,博士研究生,主要研究方向为高比例电力电子设备电力系统的稳定问题(E-mail: xinggz19@mails.tsinghua.edu.cn);

吴琛(1974—),女,云南宣威人,教授级高级工程师,硕士,主要研究方向为电网调度运行;

陈磊(1982—),男,湖北公安人,副研究员,博士,通信作者,主要研究方向为新能源电力系统动态分析与运行(E-mail: chenlei08@tsinghua.edu.cn)。

(编辑 李玮)

(下转第162页 continued on page 162)

## Interaction of sub-synchronous oscillation between wind turbine clusters in wind farm

XU Yanhui, TENG Xianhao

(School of Electrical and Electronic Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

**Abstract:** There are a large number of wind turbines with different control parameters, different operation states and even various types in a large-scale wind farm, and the SSO (Sub-Synchronous Oscillation) problem caused by their grid-connection becomes increasingly prominent. The SSO interaction between different wind turbine clusters in a wind farm and their influential factors are studied, so as to clarify the SSO evolution process in wind farm. The grid-connected admittance model of PMSG (Permanent Magnet Synchronous Generator) wind farm is established. The generalized Nyquist criterion is applied to analyze the SSO stability of different grid-connected wind turbine clusters in wind farm. Based on these, the SSO interaction between different wind turbine clusters in wind farm is studied. The results indicate that the "stable wind turbine cluster" also occurs SSO because of the "oscillating wind turbine cluster". The ratio of their grid-connected wind turbine number has a significant influence on SSO characteristics. The phase locked loop parameters of "oscillating wind turbine cluster" have an impact on SSO frequency of the entire wind farm. The grid-connected simulation model of PMSG wind farm is built in MATLAB/Simulink and the time-domain simulation results verify the correctness of above theoretical analysis.

**Key words:** wind farms; wind turbines; sub-synchronous oscillation; interaction; admittance model; generalized Nyquist criterion

(上接第49页 continued from page 49)

## Analysis of small disturbance stability mechanism for grid-connected voltage source converter

XING Guangzheng<sup>1</sup>, WU Chen<sup>2</sup>, CHEN Lei<sup>1</sup>, HUANG Wei<sup>2</sup>, CHENG Min<sup>2</sup>, MIN Yong<sup>1</sup>, TANG Yong<sup>3</sup>

(1. State Key Laboratory of Control and Simulation of Power System and Generation Equipment,

Department of Electrical Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

2. Yunnan Power Dispatching and Control Center, Kunming 650011, China;

3. China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China)

**Abstract:** The problem of small disturbance stability for grid-connected vector control-based VSC (Voltage Source Converter) is studied. Based on the detailed model of VSC connected to infinity system, the existence and stability of the equilibrium point are analyzed for different control modes. Different mechanisms of VSC small disturbance instability are summarized. Saddle node bifurcation might cause the loss of equilibrium point and result in instability. This can be illustrated by several mechanisms. The excessive output of current can cause PLL (Phase Locked Loop) losing its equilibrium point, which corresponds to the loss of synchronization of PLL. Meanwhile, the loss of synchronization of PLL may occur individually when the outer loop control is cut off and the inner loop constant current control is used. Additionally, the excessive output of active power may cause the power outer loop losing equilibrium point. When adopting constant reactive power/constant AC voltage control in outer loop that corresponds to the static voltage/power angle instability of power grid. In addition, the increase of current after the instability generally results in the loss of synchronization of PLL. When the equilibrium point exists, the system oscillation mode generally includes low-frequency oscillation mode and subsynchronous oscillation mode. The system may also suffer from Hopf bifurcation, which further results in oscillation instability. The low-frequency oscillation mode is mainly dominated by the outer loop control, while the subsynchronous oscillation mode is dominated by PLL, current loop and line dynamics. The existence of the equilibrium point is generally not affected by VSC control parameters, but only determined by the network parameters and VSC operating conditions, while the stability of balance point is associated with VSC control parameters.

**Key words:** voltage source converter; phase locked loops; equilibrium point; saddle node bifurcation; Hopf bifurcation; low-frequency oscillation; subsynchronous oscillation

附录  
附录 A

表 A1 电路参数  
Table A1 Parameters of circuit

参数	数值	参数	数值
$R_f$	0.008	$R_L$	0.08
$X_f$	0.08	$X_L$	0.8
$Y_c$	0.1	$C_{dc}$	0.02
$U_g$	1	$U_{dc}$	2.1

表 A2 算例 1 中 VSC 参数  
Table A2 Parameters of VSC in Case1

参数	数值
额定功率	2 MW
相电压基值	690 V
直流侧电容	0.084 F
直流侧电压	1100 V
额定频率	50 Hz
有功、无功功率环 ( $k_{p1}=k_{p3}, k_{i1}=k_{i3}$ )	$10^{-6} \text{ V}^{-1}, 0.06 (\text{V} \cdot \text{s})^{-1}$
电流环 ( $k_{p2}=k_{p4}, k_{i2}=k_{i4}$ )	0.01 $\Omega$ , 50 $\Omega/\text{s}$
PLL 环 ( $k_{p5}, k_{i5}$ )	40 rad/s, 1400 rad/s <sup>2</sup>

附录 B

表 B1 算例 1 控制参数  
Table B1 Parameters of control loops in Case 1

参数	数值	参数	数值
$k_{p1}, k_{p3}$	0.00069 $\text{V}^{-1}$	$k_{i1}, k_{i3}$	41.4 ( $\text{V} \cdot \text{s})^{-1}$
$k_{p2}, k_{p4}$	0.042 $\Omega$	$k_{i2}, k_{i4}$	210.04 $\Omega/\text{s}$
$k_{p5}$	40 rad/s	$k_{i5}$	1400 rad/s <sup>2</sup>

表 B2 算例 2 控制参数  
Table B2 Parameters of control loops in Case 2

参数	数值	参数	数值
$k_{p1}$	0.0952 $\Omega^{-1}$	$k_{i1}$	14.283 ( $\Omega \cdot \text{s})^{-1}$
$k_{p3}$	0.0024 $\Omega^{-1}$	$k_{i3}$	0.2381 ( $\Omega \cdot \text{s})^{-1}$
$k_{p2}, k_{p4}$	0.0420 $\Omega$	$k_{i2}, k_{i4}$	21.004 $\Omega/\text{s}$
$k_{p5}$	80 rad/s	$k_{i5}$	2000 rad/s <sup>2</sup>

表 B3 算例 3 控制参数

Table B3 Parameters of control loops in Case 3

参数	值	参数	值
$k_{p1}$	$0.0476 \Omega^{-1}$	$k_{i1}$	$14.283 (\Omega \cdot s)^{-1}$
$k_{p3}$	$0.0024 \Omega^{-1}$	$k_{i3}$	$0.2381 (\Omega \cdot s)^{-1}$
$k_{p2}, k_{p4}$	$0.0420 \Omega$	$k_{i2}, k_{i4}$	$21.004 \Omega/s$
$k_{p5}$	$40 \text{ rad/s}$	$k_{i5}$	$12000 \text{ rad/s}^2$

附录 C

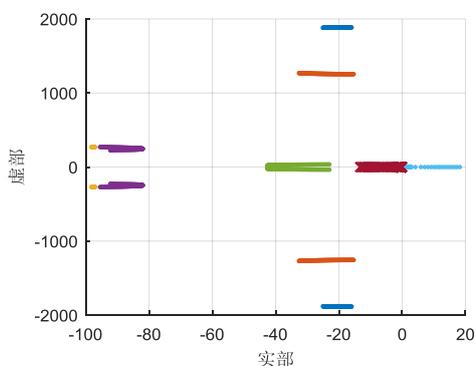


图 C1 低频振荡模式特征根轨迹

Fig.C1 Characteristic root locus of low frequency oscillation mode

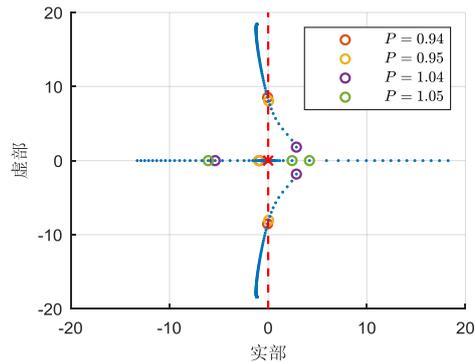


图 C2 低频振荡模式 Hopf 分岔

Fig.C2 Hopf bifurcation of low frequency oscillation mode

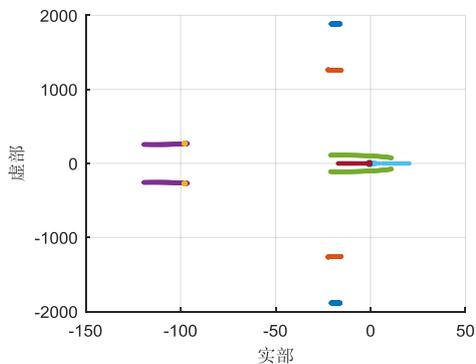


图 C3 次同步振荡模式特征根轨迹

Fig.C3 Characteristic root locus of subsynchronous frequency oscillation mode

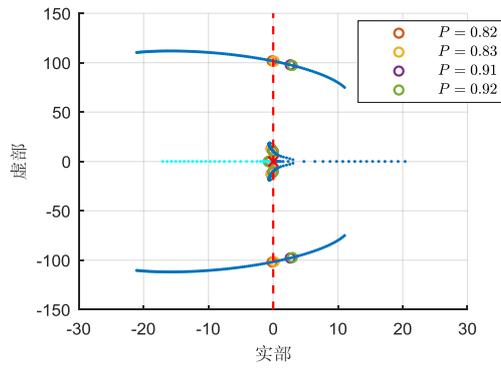
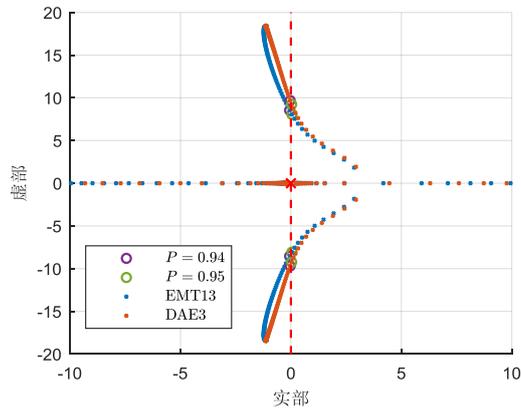
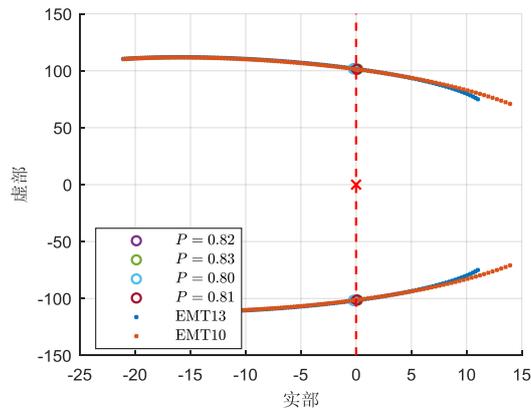


图 C4 次同步振荡模式 Hopf 分岔

Fig.C4 Hopf bifurcation of subsynchronous frequency oscillation mode



(a) 仅保留外环动态的 3 阶 DAE 模型



(b) 忽略外环控制的 10 阶 EMT 模型

图 C5 降阶模型与详细模型特征根轨迹对比

Fig.C5 Comparison of characteristic root locus between reduced-order model and detailed model