

DOI:10.12158/j.2096-3203.2022.04.004

直驱风电场和串补之间的次同步振荡风险

刘文元¹, 任必兴^{2,3}, 李海峰⁴, 王海风¹, 王洋¹(1. 四川大学电气工程学院, 四川 成都 610065; 2. 国网江苏省电力有限公司
电力科学研究院, 江苏 南京 211103; 3. 江苏省电力试验研究院有限公司,
江苏 南京 211103; 4. 国网江苏省电力有限公司, 江苏 南京 210024)

摘要:随着电网规模的持续扩大,串补长距离输电系统引发的次同步振荡现象频现。因此,为探析串补输电系统失稳的深层原因,文中基于开环模式谐振理论,提出一种串补输电线路引发次同步振荡的开环模式谐振分析方法,建立直驱风电场外接串补输电线路的小信号模型,通过开环模式谐振分析方法研究了串补线路和直驱风电场之间的动态交互作用。结果表明:串补主导的开环次同步振荡模式与风电场主导的开环次同步振荡模式在复平面上靠近时,系统的闭环稳定性将会下降;运用残差理论能成功预测开环模式谐振条件下闭环模式的位置,而改变风机参数或调整串补度可以规避动态交互的发生。文中通过算例系统验证了上述理论分析的正确性,证明了直驱风电场通过串补输电线路进行输电时存在一定的失稳风险,能在一定程度上为串补输电系统的参数整定提供借鉴。

关键词:直驱风电场;开环模式谐振;串补线路;残差估计;次同步振荡;系统稳定性

中图分类号:TM712

文献标志码:A

文章编号:2096-3203(2022)04-0025-08

0 引言

绿色低碳是我国工业高质量发展的关键,大规模开发利用风能是我国能源战略的重要组成部分。大量新能源元件需要通过电力电子器件接入电力系统,而电力电子设备和系统之间的动态交互可能导致系统产生次同步振荡(sub-synchronous oscillation, SSO)^[1-4]。

因为串联补偿线路的存在,串补系统与发电机之间的相互作用有引发系统失稳的次同步谐振(sub-synchronous resonance, SSR)风险。谐振产生的原因包括感应发电机效应(induction generator effect, IGE)、机电扭振相互作用(torsional interaction, TI)和暂态力矩放大作用(transient torque amplification, TTA)^[5]等。风电机组控制器与串补系统之间的相互作用也会引发SSR,学术界普遍认为这种次同步控制相互作用(sub-synchronous control interactions, SSCI)是一种电气谐振现象^[6],与机械系统无关,与换流器控制和电气系统的结构相关。

分析次同步交互作用和风机之间联系的主要方式为频域分析法^[7]和模式分析法^[8]。频域分析法主要将SSCI归因于风机对系统的负阻贡献,因此其优势在于识别风机引起的SSCI风险,帮助理解风机是如何导致次同步交互作用的。模式分析法则是通过特征根直观判断出系统的稳定性、振荡频率

及阻尼大小,并通过计算参与因子来辨识引起失稳的振荡源。

现有文献大多针对双馈风电场经由串补线路的稳定性进行研究且成果显著^[9],但鲜有对直驱风机连接串补线路的研究,文献[10-14]通过阻抗分析法和状态空间模型分析法研究了直驱风机通过串补线路的稳定性。文献[10]通过频域扫描法对没有串补线路和接有50%串补度的串补线路的直驱风电场进行分析,认为实验风电系统在所选补偿水平下不存在SSO问题。文献[11]则建立了基于永磁型风力发电机(permanent magnet synchronous generator, PMSG)的带补偿交流网络的风电场状态空间模型,通过模式分析发现在串联补偿程度一定的情况下,PMSG存在引发SSO的风险。文献[12]建立了PMSG接入串联补偿电网系统的小信号模型以及相应的时域仿真模型,发现SSCI的频率与串联谐振频率有很强的相关性。文献[13]采用与文献[10]相似的频域方法研究了径向连接到串联补偿输电线路的直驱风电场失稳风险,发现随着串联补偿水平(series compensation level, SCL)的增加会导致次同步频率范围内更高的电网阻抗幅度,从而增加不稳定风险。文献[14]则对接有串补线路的直驱风机系统进行了特征值分析和阻抗模型稳定性分析。在弱电网条件下,直驱风机模式和串补模式会相互作用,增加SCL可能会引起振荡稳定性问题。以上文献表明直驱风电场接入串补系统存在动态交互的可能,进而引发系统失稳,影响电网安

收稿日期:2022-01-19;修回日期:2022-04-29

基金项目:江苏省自然科学基金资助项目(BK20210057)

全运行,因此研究直驱风电场引发电力系统 SSO 的作用机理变得极为重要。

文中以建立 2 个开环子系统的闭环互联模型为切口,运用开环模式理论分别解释了锁相环(phase locked loop, PLL)与网侧换流器和串补系统交互引发 SSO 的现象,并通过时域仿真验证了理论的正确性。文中首次运用开环模式谐振机理解释了直驱风电场与串补系统的交互作用,并通过残差理论预测了动态交互的影响,为串补接入直驱风电场系统从而引发 SSO 问题提供了新的分析视角。

1 直驱风电场经串补的线性化模型

由于 1 个风电场内的风机类型相同,且动态特性相似,通常将风电场等效为 1 台风机进行简化计算。对于等值风机,容量通常取风电场总容量,参数由容量加权平均法获得^[15-17]。

直驱风电场通过串补线路接入外部系统,如图 1 所示。其中, X_f 为网侧换流器的滤波电抗; X_L, X_c 分别为输电线路电抗和串补电容的容抗值; I_c 为直驱风电场输出电流; V_c, V_2, V_0 为线路各节点电压; V_s, I_s, P_s 分别为定子绕组电压、电流和输出功率; P_c, V_{dc} 分别为网侧换流器输出功率和直流母线电压; θ_2 为并网点电压实际相角; θ_{pll} 为 PLL 输出相角; C 为直流电容;风电场通过 PLL 接入电网。

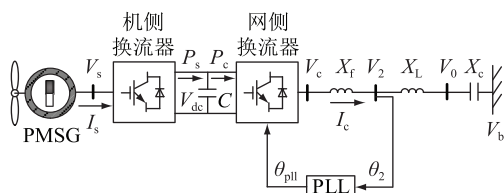


图 1 直驱风电场通过串补线路接入系统示意

Fig.1 Schematic diagram of PMSG farm connected to system through series compensation line

1.1 以 PLL 为子系统的闭环互联模型

设 X_{pll} 为 PLL 所有状态变量组成的列向量,PLL 误差 θ_e 为 θ_2 与 θ_{pll} 之差,可以得到 PLL 子系统的状态空间模型^[18]为:

$$\begin{cases} s\Delta X_{pll} = A_{pll}\Delta X_{pll} + b_{pll}\Delta\theta_2 \\ \Delta\theta_e = C_{pll}\Delta X_{pll} + d_{pll}\Delta\theta_2 \end{cases} \quad (1)$$

式中: A_{pll} 为 PLL 子系统的状态矩阵; $b_{pll}, C_{pll}, d_{pll}$ 分别为 PLL 子系统的输入矩阵、输出矩阵和控制系数。由式(1)可以进一步得出:

$$\Delta\theta_e = G(s)\Delta\theta_2 \quad (2)$$

$$G(s) = C_{pll}(sI - A_{pll})^{-1}b_{pll} + d_{pll} \quad (3)$$

式中: I 为单位矩阵。

与式(1)相对应,其余部分子系统的状态空间

模型可以表示为:

$$\begin{cases} s\Delta X_g = A_g\Delta X_g + B_g\Delta\theta_e \\ \Delta\theta_2 = C_g\Delta X_g + d_g\Delta\theta_e \end{cases} \quad (4)$$

式中: X_g 为其余子系统所有状态变量组成的列向量; A_g 为其余子系统的状态矩阵; B_g, C_g, d_g 分别为其余子系统的输入矩阵、输出矩阵和控制系数。由式(4)可以进一步得出:

$$\Delta\theta_2 = H(s)\Delta\theta_e \quad (5)$$

$$H(s) = C_g(sI - A_g)^{-1}B_g + d_g \quad (6)$$

式(1)与式(4)相结合可以得到以 PLL 为反馈子系统的闭环状态空间模型:

$$s\Delta X = A\Delta X \quad (7)$$

其中:

$$\Delta X = [\Delta X_g^T \quad \Delta X_{pll}^T]^T \quad (8)$$

$$A = \begin{bmatrix} A_g + \frac{d_{pll}B_gC_g}{1 - d_{pll}d_g} & B_gC_{pll} \\ \frac{b_{pll}C_g}{1 - d_gd_{pll}} & A_{pll} + \frac{d_gb_{pll}C_{pll}}{1 - d_gd_{pll}} \end{bmatrix} \quad (9)$$

由式(2)、式(5)得到闭环互联模型,见图 2。

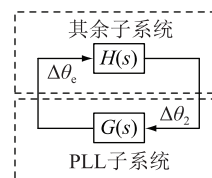


图 2 以 PLL 为子系统的闭环互联模型

Fig.2 Closed loop interconnection model with PLL as subsystem

1.2 以网侧换流器为子系统的闭环互联模型

设 X_h 为网侧换流器所有状态变量组成的列向量, P_s 为永磁机注入机侧换流器的有功功率,则可以得到网侧换流器子系统的状态空间模型为:

$$\begin{cases} s\Delta X_h = A_h\Delta X_h + B_h\Delta Y \\ \Delta V_c = C_h\Delta X_h + D_h\Delta Y \end{cases} \quad (10)$$

其中:

$$\Delta Y = [\Delta P_s \quad \Delta V_0^T \quad \Delta I_c^T]^T \quad (11)$$

$$\Delta V_0 = [\Delta V_{0x} \quad \Delta V_{0y}]^T \quad (12)$$

$$\Delta I_c = [\Delta I_{cx} \quad \Delta I_{cy}]^T \quad (13)$$

$$\Delta V_c = [\Delta V_{cx} \quad \Delta V_{cy}]^T \quad (14)$$

式中: A_h 为网侧换流器子系统的状态矩阵; B_h, C_h, D_h 分别为子系统的输入矩阵、输出矩阵和控制矩阵;下标 x, y 表示 xy 坐标系下的分量。

由式(10)可以进一步得到:

$$\Delta V_c = W(s)\Delta Y \quad (15)$$

$$W(s) = C_h(sI - A_h)^{-1}B_h + D_h \quad (16)$$

与式(10)相对应,剩余部分子系统的状态空间模型可以表示为:

$$\begin{cases} s\Delta X_t = A_t \Delta X_t + B_t \Delta V_c \\ \Delta Y = C_t \Delta X_t + D_t \Delta V_c \end{cases} \quad (17)$$

式中: X_t 为剩余子系统所有状态变量组成的列向量; A_t 为剩余子系统的状态矩阵; B_t, C_t, D_t 分别为剩余子系统的输入矩阵、输出矩阵和控制矩阵。由式(17)进一步可以得到:

$$\Delta Y = K(s) \Delta V_c \quad (18)$$

$$K(s) = C_t (sI - A_t)^{-1} B_t + D_t \quad (19)$$

式(10)与(17)合并得到以网侧换流器为反馈子系统的闭环状态空间模型为:

$$s\Delta X_1 = A_1 \Delta X_1 \quad (20)$$

$$\Delta X_1 = [\Delta X_t^T \quad \Delta X_h^T]^T \quad (21)$$

$$A_1 =$$

$$\begin{bmatrix} A_t + B_t(I - D_h D_t)^{-1} D_h C_t & B_t(I - D_h D_t)^{-1} C_h \\ B_h(I - D_t D_h)^{-1} C_t & A_h + B_h(I - D_t D_h)^{-1} D_t C_h \end{bmatrix} \quad (22)$$

由式(15)、式(18)得到闭环互联模型,如图3所示。

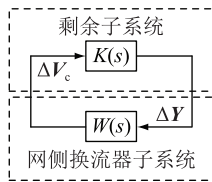


图3 以网侧换流器为子系统的闭环互联模型

Fig.3 Closed loop interconnection model with grid side converter as subsystem

2 开环模式谐振理论分析

开环模式谐振理论可以研究动态元件对电力系统稳定性的影响,当2个子系统的开环振荡模式在复平面上靠近时,其对应的闭环振荡模式会分布于开环模式的两侧,从而降低系统的阻尼。

2.1 PLL与其余子系统的开环模式谐振

定义 λ_p, λ_g 分别为PLL子系统和其余子系统的开环模式,是状态矩阵 A_{pll}, A_g 的特征值; $\hat{\lambda}_p, \hat{\lambda}_g$ 分别为闭环互联系统中与 λ_p, λ_g 对应的闭环模式,是 A 的特征值。当 λ_p 和 λ_g 距离较近时,PLL子系统和其余子系统间可能发生强动态交互。由于 λ_p 为传递函数 $H(s)$ 在复平面上的极点, $|H(\lambda_p)|$ 很大,因此当 $\lambda_p \approx \lambda_g$ 时, $|H(\lambda_g)|$ 也会很大,导致两子系统之间的动态交互很强。基于残差理论,式(23)可表征动态交互作用的影响。

$$\begin{cases} \Delta\lambda_p = \hat{\lambda}_p - \lambda_p \\ \Delta\lambda_g = \hat{\lambda}_g - \lambda_g \end{cases} \quad (23)$$

在满足开环模式谐振的条件下,即 $\lambda_p \approx \lambda_g$ 时,对应闭环模式下的 $\hat{\lambda}_p, \hat{\lambda}_g$ 将分布在开环模式的两侧^[19]。

$$\begin{cases} \hat{\lambda}_p \approx \lambda_p \pm \Delta\lambda_p = \lambda_p \pm \sqrt{R_g R_p} \\ \hat{\lambda}_g \approx \lambda_g \pm \Delta\lambda_g = \lambda_g \pm \sqrt{R_g R_p} \end{cases} \quad (24)$$

式中: R_g, R_p 分别为其余子系统和PLL子系统的残差;当 $\text{Re}(\sqrt{R_g R_p})$ 大于 λ_p 或 λ_g 的实部时,表明闭环系统振荡模式的阻尼为负,系统失去稳定性。 $\text{Re}(\sqrt{R_g R_p})$ 可以作为开环模式耦合、闭环模式互斥的估计量。

2.2 网侧换流器与剩余子系统的开环模式谐振

同理,定义 λ_h, λ_t 分别为网侧换流器和剩余子系统的开环模式,是状态矩阵 A_h 和 A_t 的特征值; $\hat{\lambda}_h, \hat{\lambda}_t$ 分别为闭环互联系统中与 λ_h, λ_t 对应的闭环模式,是 A_1 的特征值。当 λ_h 和 λ_t 距离较近时,换流器子系统和剩余子系统间也可能发生强动态交互,通过残差可以估算出 $\hat{\lambda}_h$ 和 $\hat{\lambda}_t$ 的位置:

$$\begin{cases} \hat{\lambda}_h \approx \lambda_h \pm \Delta\lambda_h = \lambda_h \pm \sqrt{R_h R_t} \\ \hat{\lambda}_t \approx \lambda_t \pm \Delta\lambda_t = \lambda_t \pm \sqrt{R_h R_t} \end{cases} \quad (25)$$

式中: R_t, R_h 分别为剩余子系统和网侧换流器子系统的残差;当 $\text{Re}(\sqrt{R_h R_t})$ 大于 λ_h 或 λ_t 的实部时,表明闭环系统振荡模式进入正半平面,系统失去稳定性。 $\text{Re}(\sqrt{R_h R_t})$ 可以作为开环模式耦合、闭环模式互斥的估计量。

3 直驱风电场经串补接入系统算例

针对图1所示的直驱风电场通过串补线路接入外部系统,对风电场和串补线路之间可能存在的开环模式谐振现象进行分析验证。风电场模型的主要参数详见文献[18],针对研究需要,将风电场直流电压外环比例和积分增益由原来的(1,40)调整为(1.5,500);PLL比例和积分增益由原来的(0.06,2)调整为(0.05,10)。

3.1 PLL与串补的开环模式谐振

PLL与串补系统之间的开环模式谐振影响因素有2种:PLL参数不合理;串补度不合适。3.1节对这两方面因素进行分析。

3.1.1 调整PLL参数导致开环模式谐振

λ_{g1} 为其余子系统中与串补相关的振荡模式,即是 A_g 的一个特征根, $\hat{\lambda}_{g1}$ 则为 λ_{g1} 对应的闭环模式,

是状态空间矩阵 A 的特征值。定义串补度为 $k = X_c/X_L$, 当串补度 $k = 45\%$ 时, PLL 初始比例和积分增益分别为 0.05 和 10, 调整 PLL 积分增益 k_i 从 10 变化至 90, 得到 PLL 和串补模式的开、闭环根轨迹, 如图 4 所示。 $\hat{\lambda}_p$, $\hat{\lambda}_{g1}$ 对应的参与因子见图 5。

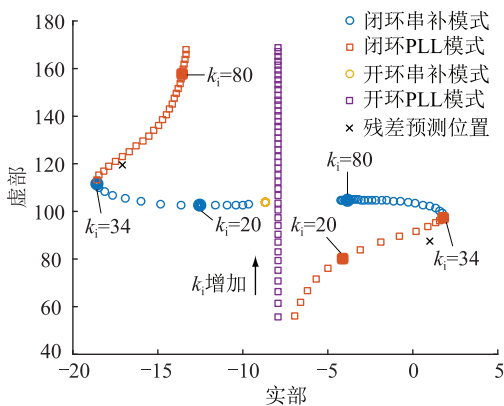


图 4 变化 k_i 时 PLL 与串补系统的开环模式谐振
Fig.4 Open loop mode resonance of PLL and series compensation system when changing k_i

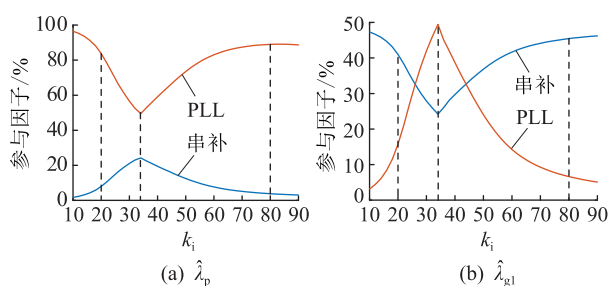


图 5 变化 k_i 时 $\hat{\lambda}_p$ 和 $\hat{\lambda}_{g1}$ 对应的参与因子

Fig.5 Participation factors corresponding to $\hat{\lambda}_p$ and $\hat{\lambda}_{g1}$ when changing k_i

随着 PLL 积分增益 k_i 增大, PLL 逐渐与串补系统发生谐振。当 $k_i = 20$ 时, 开环 PLL 模式 $\lambda_p = -7.95+79.33i$ 与开环串补模式 $\lambda_{g1} = -8.68+103.75i$ 距离较远, 对于闭环串补模式 $\hat{\lambda}_{g1}$ 谐振较弱, PLL 参与因子为 15%, PLL 与串补系统交互不明显。当 $k_i = 34$ 时, 开环 PLL 模式 $\lambda_p = -7.95+103.64i$ 与 λ_{g1} 距离很近, 谐振很强, 此时闭环串补模式 $\hat{\lambda}_{g1}$ 中的 PLL 参与因子为 48.45%, 证明 PLL 与串补系统发生了强交互。闭环 PLL 模式 $\hat{\lambda}_p = 2.35+95.7i$ 因谐振右移至正半平面, 引发了频率为 15.58 Hz 的 SSO, 此时残差 $\sqrt{R_{g1}R_p} = 9.01-13.25i$, 较为准确地预测了闭环模式位置。当继续增大 k_i 至 80 时, 开环 PLL 模式 $\lambda_p = -7.95+159.25i$ 已远离 λ_{g1} , 闭环串补模式 $\hat{\lambda}_{g1}$ 中的 PLL 参与因子为 6.7%, 开环模式谐振现象

逐渐减弱。

为对比调整 PLL 积分增益导致的系统失稳现象, 文中给出了时域仿真结果。仿真中的扰动为: 0.5 s 时 PMSG 机械转矩下降 20%, 0.1 s 后恢复。在扰动下风电场有功出力如图 6 所示。可以看到, 当 PLL 参数不合适导致开环模式谐振时, 系统发生了振荡频率约为 16 Hz 的 SSO, 与 $k_i = 34$ 时强交互条件下振荡模式 $\hat{\lambda}_p$ 的频率相对应, 系统稳定性明显下降。

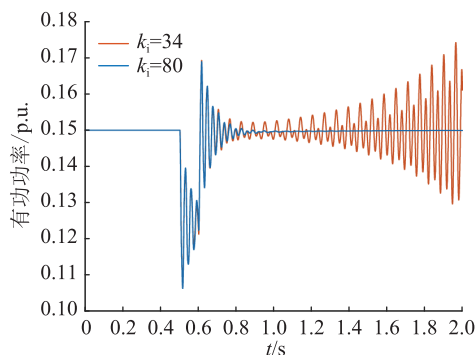


图 6 不同 PLL 积分增益直驱风电场有功出力
Fig.6 Active power output of PMSG farm with different PLL integral gains

3.1.2 调整串补度与 PLL 的开环模式谐振

当固定 PLL 参数不变, 串补度 k 从 20% 变化至 60% 时, 得到串补和 PLL 模式的开、闭环根轨迹, 如图 7 所示。 $\hat{\lambda}_p$, $\hat{\lambda}_{g1}$ 对应的参与因子见图 8。

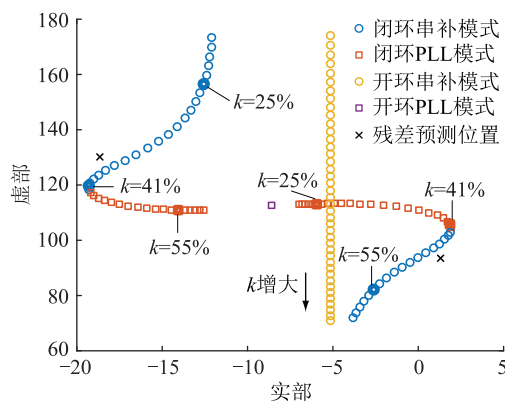
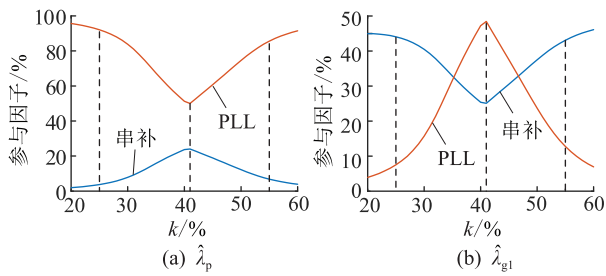


图 7 变化 k 时串补与 PLL 的开环模式谐振
Fig.7 Open loop mode resonance of series compensation and PLL when changing k

随着串补度 k 增大, 串补系统逐渐与 PLL 发生谐振。当 $k = 25\%$ 时, 开环串补模式 $\lambda_{g1} = -5.24+157.17i$ 与开环 PLL 模式 $\lambda_p = -8.67+111.93i$ 距离较远, 对于闭环 PLL 模式 $\hat{\lambda}_p$ 谐振较弱, 串补参与因子为 3.74%, 串补系统与 PLL 基本无交互。当 $k = 41\%$ 时, 开环串补模式 $\lambda_{g1} = -5.24+113.07i$ 与开环 PLL 模式 λ_p 谐振强度最大。闭环 PLL 模式 $\hat{\lambda}_p = 1.97+$

图8 变化 k 时 $\hat{\lambda}_p$ 和 $\hat{\lambda}_{g1}$ 对应的参与因子Fig.8 Participation factors corresponding to $\hat{\lambda}_p$ and $\hat{\lambda}_{g1}$ when changing k

109.3i 已进入不稳定区,引发了频率为 17.8 Hz 的 SSO,此时残差 $\sqrt{R_{g1}R_p} = 10.45-17.96i$,较为准确地判断了系统的稳定性。闭环 PLL 模式 $\hat{\lambda}_p$ 中的串补参与因子为 24.04%,证明 PLL 与串补系统发生了强交互。当继续增大 k 至 55%时,开环串补模式 $\lambda_{g1} = -8.24+81.23i$ 已远离 λ_p ,闭环 PLL 模式 $\hat{\lambda}_p$ 中的串补参与因子为 6.82%,开环模式谐振现象逐渐减弱。

为对比调整串补度导致串补系统与 PLL 产生的谐振失稳现象,文中给出了时域仿真结果。仿真中的扰动为:0.5 s 时 PMSG 机械转矩下降 20%,0.1 s 后恢复。在扰动下风电场有功出力如图 9 所示。可以得出,当 $k=41\%$ 时,系统发生了频率约为 18 Hz 的 SSO,与 $k=41\%$ 时的振荡模式 $\hat{\lambda}_p$ 相对应,因此当串补度调整不合适时会降低系统的稳定性。

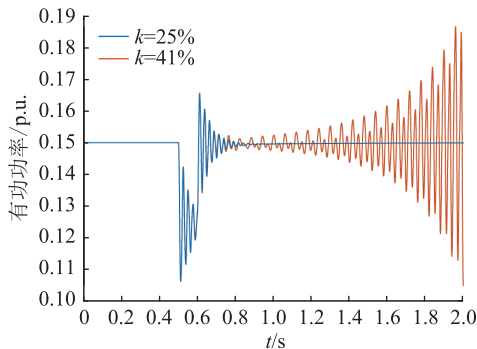


图9 不同工况下直驱风电场有功出力

Fig.9 Active power output of PMSG farm under different working conditions

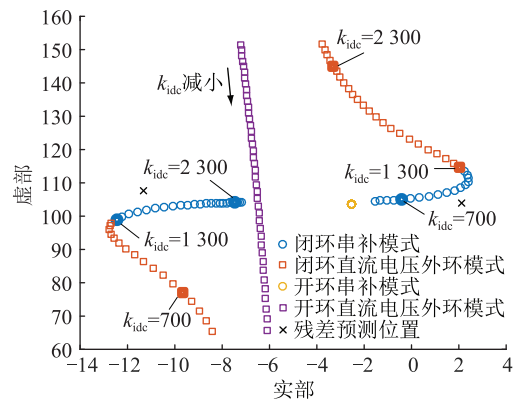
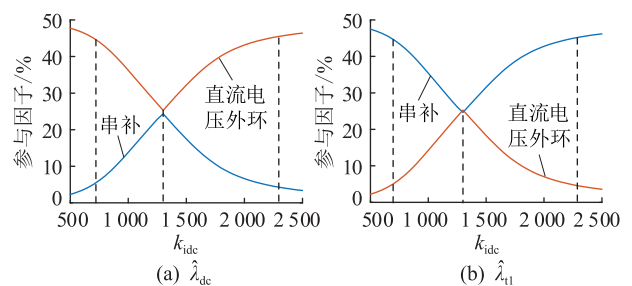
3.2 直流电压外环与串补的开环模式谐振

与网侧换流器直流电压外环相比,电流内环控制的时间尺度短,通常是外环的十分之一,且对应的频段在 100 Hz 左右^[20-21],与串补的频段距离很远,不满足与串补谐振的条件。而网侧换流器的直流电压外环频段符合串补次同步频段的要求,因此选用网侧换流器的直流电压外环作为研究对象。

直流电压外环与串补系统之间的开环模式谐振影响的主要因素是:换流器直流电压外环参数不合理;串补度不合适。3.2 节围绕上述 2 个因素进行验证。

3.2.1 调整直流电压外环参数导致开环模式谐振

λ_{dc} 为网侧换流器子系统中关于直流电压外环的振荡模式,即是 A_n 的一个特征根, λ_{cl} 为剩余子系统中与串补相关的振荡模式,即是 A_1 的一个特征根。 $\hat{\lambda}_{dc}$, $\hat{\lambda}_{cl}$ 则分别为 λ_{dc} , λ_{cl} 对应的闭环模式,是 A_1 的特征值。当串补度 $k=45\%$ 时,直流电压外环初始比例和积分增益分别为 1.5 和 2 500,调整直流电压外环积分增益 k_{idc} 从 2 500 变化至 500,得到直流电压外环和串补模式的开、闭环根轨迹,如图 10 所示。 $\hat{\lambda}_{dc}$, $\hat{\lambda}_{cl}$ 对应的参与因子见图 11。

图10 变化 k_{idc} 时直流电压外环与串补的开环模式谐振Fig.10 Open loop mode resonance of DC voltage outer loop and series compensation when changing k_{idc} 图11 变化 k_{idc} 时 $\hat{\lambda}_{dc}$ 和 $\hat{\lambda}_{cl}$ 对应的参与因子Fig.11 Participation factors corresponding to $\hat{\lambda}_{dc}$ and $\hat{\lambda}_{cl}$ when changing k_{idc}

随着直流电压外环积分增益 k_{idc} 减小,直流电压外环逐渐与串补系统发生谐振。当 $k_{idc} = 2\ 300$ 时,开环直流电压外环模式 λ_{dc} 与开环串补模式 $\lambda_{cl} = -2.55+103.52i$ 距离较远,对于闭环串补模式 $\hat{\lambda}_{cl}$,直流电压外环参与因子仅为 4.51%,直流电压外环与串补系统基本无交互。当 $k_{idc} = 1\ 300$ 时,开环直流

电压外环模式 $\lambda_{dc} = -6.53 + 107.43i$ 与开环串补模式 λ_{cl} 谐振强度大,此时对于闭环串补模式 $\hat{\lambda}_{cl}$,直流电压外环参与因子为 25.29%,证明直流电压外环与串补系统发生了强交互。此时 $\hat{\lambda}_{dc} = 1.97 + 115.1i$ 已经进入不稳定区,引发了频率为 18.75 Hz 的 SSO,残差 $\sqrt{R_{dc}R_{cl}} = 8.53 - 5.43i$,成功预测了系统失稳。当继续减小 k_{idc} 至 700 时,开环直流电压外环模式 λ_{dc} 已远离开环串补模式 λ_{cl} ,闭环串补模式 $\hat{\lambda}_{cl}$ 中的直流电压外环参与因子为 5.1%,开环模式谐振现象逐渐减弱。

为对比调整直流电压外环积分增益导致的系统失稳现象,文中给出了时域仿真结果。仿真中的扰动为:0.5 s 时 PMSG 机械转矩下降 20%,0.1 s 后恢复。在扰动下风电场有功出力如图 12 所示。可以得出, $k_{idc} = 1\ 300$ 时系统发生了频率约为 18 Hz 的 SSO,与 $k_{idc} = 1\ 300$ 时的振荡模式 $\hat{\lambda}_{dc}$ 相对应,风电场的有功输出是发散的。

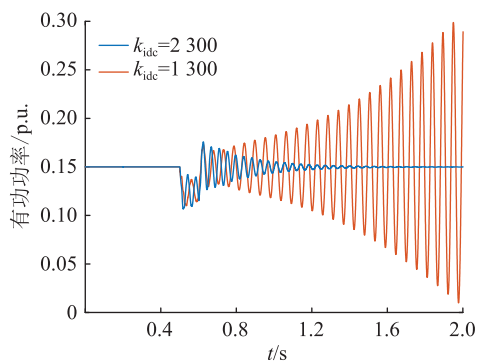


图 12 不同直流电压外环积分增益直驱风电场有功出力
Fig.12 Active power output of PMSG farm with different DC voltage outer loop integral gains

3.2.2 调整串补度与直流电压外环的开环模式谐振

直流电压外环初始比例和积分增益分别为 1.5 和 800,调整串补度 k 从 20%变化至 60%时,得到串补模式和直流电压外环的开、闭环根轨迹,如图 13 所示。 $\hat{\lambda}_{dc}$, $\hat{\lambda}_{cl}$ 对应的参与因子见图 14。

随着串补度 k 的增大,串补模式频率逐渐下降。当 $k = 25\%$ 时,开环串补模式 $\lambda_{cl} = -2.44 + 157.26i$ 与开环直流电压外环模式 $\lambda_{dc} = -6.28 + 83.80i$ 距离较远,此时对于闭环串补模式 $\hat{\lambda}_{cl}$,直流电压外环参与因子仅为 0.8%,串补系统与直流电压外环基本无交互。当 $k = 55\%$ 时,开环串补模式 $\lambda_{cl} = -2.87 + 81.36i$ 与开环直流电压外环模式 $\lambda_{dc} = -6.24 + 83.61i$ 距离较近,此时对于闭环串补模式 $\hat{\lambda}_{cl}$,直流电压外环参与因子为 26.3%,证明直流电压外环与串补系统发

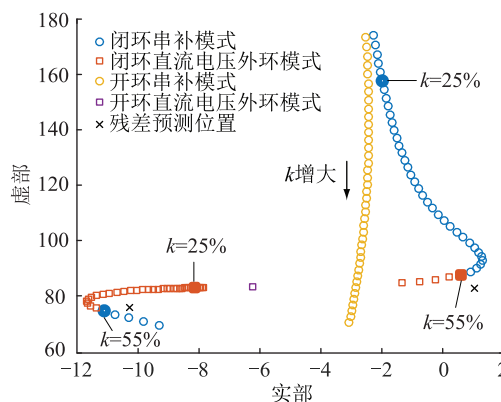


图 13 变化 k 时串补与直流电压外环的开环模式谐振
Fig.13 Open loop mode resonance of series compensation and DC voltage outer loop when changing k

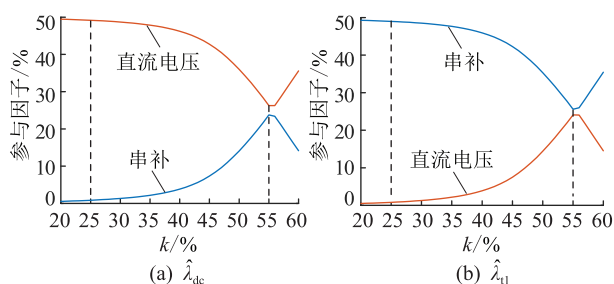


图 14 变化 k 时 $\hat{\lambda}_{dc}$ 和 $\hat{\lambda}_{cl}$ 对应的参与因子

Fig.14 Participation factors corresponding to $\hat{\lambda}_{dc}$ and $\hat{\lambda}_{cl}$ when changing k

生了强交互。闭环直流电压模式 $\hat{\lambda}_{dc} = 0.61 + 87.33i$ 实部已经为正,引发了频率为 14.22 Hz 的 SSO,残差 $\sqrt{R_{dc}R_{cl}} = 3.97 + 5.64i$,成功预测了系统失稳。当继续增大 k 时,开环串补模式 λ_{cl} 逐渐远离开环直流电压外环模式 λ_{dc} ,串补系统与直流电压外环谐振逐渐减弱。

为对比调整串补度导致的系统失稳现象,文中给出了时域仿真结果。仿真中的扰动为:0.5 s 时 PMSG 机械转矩下降 20%,0.1 s 后恢复。在扰动下风电场风机有功出力如图 15 所示。

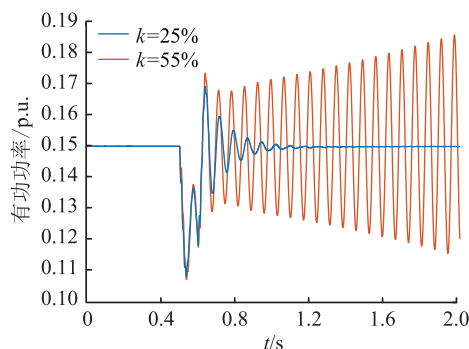


图 15 不同串补度的直驱风电场有功出力
Fig.15 Active power output of PMSG farm with different series compensation degrees

由图 15 可以得出,在 $k=55\%$ 下,系统发生了频率约为 14 Hz 的 SSO,与 $k=55\%$ 下的振荡模式 $\hat{\lambda}_{dc}$ 相对应,系统的稳定性下降。

4 结论

文中以经过串补输电线路的直驱风电场电力系统为研究对象,运用开环模式谐振理论进行分析,研究了串补线路和直驱风电场之间发生动态交互从而引发 SSO 的可能,得出以下结论:

(1) 开环互联子系统振荡模式接近时,会引发开环模式谐振,所对应的闭环模式会出现反向运动的特征,使得系统的阻尼减弱,严重时会导致系统失稳。

(2) 运用残差理论,可以估算谐振条件下闭环模式的对应位置,进一步判断系统的阻尼水平,通过对比闭环系统验证了准确性。

(3) 破坏开环模式条件可以避免 SSO 的产生,开环模式谐振的主要影响因素为:网侧换流器直流电压外环控制参数不恰当、PLL 控制参数不合理、串补度不合适。通过优化控制参数或调整串补度可以有效降低 SSO 风险。

文中研究了直驱风电场和串补线路可能发生的次同步交互风险,根据开环模式谐振机理,可尝试将该理论进一步拓展应用于其他电力系统。

本文得到电网安全与节能国家重点实验室开放基金(FX80-21-001)资助,谨此致谢!

参考文献:

- [1] 李金,张喜铭,时伯年,等. 风电并网系统次/超同步振荡的动态监测方法研究[J]. 现代电力,2019,36(3):19-26.
LI Jin,ZHANG Ximing,SHI Bonian,et al. Research on dynamic monitoring method for sub/super-synchronous oscillation in wind power systems[J]. Modern Electric Power,2019,36(3):19-26.
- [2] 辛建波,舒展,赵诗萌,等. 双馈-直驱混合风电场次同步振荡影响因素分析[J]. 电工电能新技术,2019,38(11):24-32.
XIN Jianbo,SHU Zhan,ZHAO Shimeng,et al. Research on influencing factors of DFIG-PMSG hybrid wind farm sub-synchronous oscillations[J]. Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy,2019,38(11):24-32.
- [3] 王利超,于永军,张明远,等. 直驱风电机组阻抗建模及次同步振荡影响因素分析[J]. 电力工程技术,2020,39(1):170-177.
WANG Lichao,YU Yongjun,ZHANG Mingyuan,et al. Impedance model and analysis of subsynchronous oscillation influence factors for grid-connected full-converter wind turbines[J]. Electric Power Engineering Technology,2020,39(1):170-177.
- [4] QI Y,LI J X,LIU H,et al. Subsynchronous oscillation monitoring and alarm method based on phasor measurements [J].

- Global Energy Interconnection,3(5):464-474.
- [5] 王瑞,孙素娟,赵紫龙,等. 双馈风电机组参与次同步振荡分析及抑制技术[J]. 电力电子技术,2020,54(2):76-79.
WANG Rui,SUN Sujuan,ZHAO Zilong,et al. Analysis of sub-synchronous oscillation of the doubly-fed induction generator and suppression method[J]. Power Electronics,2020,54(2):76-79.
- [6] 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.
- [7] REN W,LARSEN E. A refined frequency scan approach to sub-synchronous control interaction (SSCI) study of wind farms[J]. IEEE Transactions on Power Systems,2016,31(5):3904-3912.
- [8] DU W J,WANG Y,WANG H F. Strong sub-synchronous control interactions caused by open-loop modal resonance between the DFIG and series-compensated power system [J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems,2018,102:52-59.
- [9] 吴杨,廖坤玉,肖湘宁,等. 静态无功补偿对双馈风机串补输电系统次同步振荡特性的影响[J]. 电力电容器与无功补偿,2018,39(4):36-42.
WU Yang,LIAO Kunyu,XIAO Xiangning,et al. Influence of static reactive power compensation on sub-synchronous oscillation characteristics of DFIG connected to series-compensated power system[J]. Power Capacitors & Reactive Power Compensation,2018,39(4):36-42.
- [10] MA H T,BROGAN P B,JENSEN K H,et al. Sub-synchronous control interaction studies between full-converter wind turbines and series-compensated AC transmission lines [C]//2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting. San Diego, CA, USA. IEEE,2012:1-5.
- [11] ZHAO S Q,LI R,GAO B F,et al. Sub and super synchronous oscillations between type 4 wind turbines and series compensated AC transmission systems[C]//2018 IEEE Power & Energy Society General Meeting. Portland, OR, USA. IEEE,2018:1-5.
- [12] ZHAO S Q,WANG N,LI R,et al. Sub-synchronous control interaction between direct-drive PMSG-based wind farms and compensated grids[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems,2019,109:609-617.
- [13] BEZA M,BONGIORNO M. On the risk for subsynchronous control interaction in type 4 based wind farms [J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy,2019,10(3):1410-1418.
- [14] XU Y K,ZHANG M,FAN L L,et al. Small-signal stability analysis of type-4 wind in series-compensated networks [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion,2020,35(1):529-538.
- [15] 林俐,潘险险,张凌云,等. 基于免疫离群数据和敏感初始中心的 K-means 算法的风电场机群划分[J]. 中国电机工

- 程学报,2016,36(20):5461-5468,5722.
- LIN Li, PAN Xianxian, ZHANG Lingyun, et al. The K-means clustering algorithm for wind farm based on immune-outlier data and immune-sensitive initial center [J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(20): 5461-5468, 5722.
- [16] 陈树勇,王聪,申洪,等. 基于聚类算法的风电场动态等值[J]. 中国电机工程学报,2012,32(4):11-19,24.
CHEN Shuyong, WANG Cong, SHEN Hong, et al. Dynamic equivalence for wind farms based on clustering algorithm [J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(4): 11-19, 24.
- [17] LI W X, CHAO P P, LIANG X D, et al. An improved single-machine equivalent method of wind power plants by calibrating power recovery behaviors [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(4): 4371-4381.
- [18] DU W J, CHEN X, 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(4): 1581-1591.
- [19] 王洋,杜文娟,王海风. 次同步控制相互作用问题中负阻机制和开环模式耦合机制的对比分析[J]. 中国电机工程学报,2019,39(S1):225-234.
WANG Yang, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Comparative analysis of negative-resistance effect and open-loop modal coupling in sub-synchronous control interaction problem [J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(S1): 225-234.
- [20] HUANG Y H, ZHAI X B, HU J B, 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.
- [21] HUANG Y H, YUAN X M, HU J B, et al. DC-bus voltage control stability affected by AC-bus voltage control in VSCs connected to weak AC grids [J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2016, 4(2): 445-458.

作者简介:



刘文元

刘文元(1997),男,硕士在读,研究方向为电力系统稳定分析与控制(E-mail:867245510@qq.com);

任必兴(1988),男,博士,工程师,从事电力系统稳定分析与控制、新能源柔性输电装置并网宽频振荡机理分析等相关工作;

李海峰(1973),男,博士,研究员级高级工程师,从事电力系统稳定运行与控制工作。

Sub-synchronous oscillation risk between PMSG farm and series complement

LIU Wenyuan¹, REN Bixing^{2,3}, LI Haifeng⁴, WANG Haifeng¹, WANG Yang¹

(1. College of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China;

2. State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd. Research Institute, Nanjing 211103, China;

3. Jiangsu Electric Power Test Research Institute Co., Ltd., Nanjing 211103, China;

4. State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd., Nanjing 210024, China)

Abstract: With the continuous expansion of power grid scale, the phenomenon of subsynchronous oscillation caused by series compensated long-distance transmission system occurs frequently. Therefore, in order to analyze the deep reasons for the instability of the series compensated transmission system, based on the open-loop mode resonance theory, an open-loop mode resonance analysis method is proposed to analyze the subsynchronous oscillation caused by the series compensated transmission line. The small signal model of the external series compensated transmission line of permanent magnet synchronous generator (PMSG) farm is established, and the dynamic interaction between the series compensated line and the PMSG farm is studied through the open-loop mode resonance analysis method. The results show that the closed-loop stability of the system decreases when the open-loop subsynchronous oscillation mode dominated by series compensation is close to the open-loop subsynchronous oscillation mode dominated by wind farm in the complex plane. Using residual theory can successfully predict the position of closed-loop mode under the condition of open-loop mode resonance, while changing PMSG parameters or adjusting series compensation can avoid the occurrence of dynamic interaction. The correctness of the above theoretical analysis is verified by an example system in this paper. It is proved that there is a certain risk of instability when the PMSG farm transmits power through the series compensation transmission line, which can provide a reference for the parameter setting of the series compensation transmission system to a certain extent.

Keywords: permanent magnet synchronous generator (PMSG) farm; open loop mode resonance; series compensated line; residual estimation; sub-synchronous oscillation; system stability

(编辑 陆海霞)