

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.230041

风火打捆系统次同步模式相互作用特性

王盼盼¹, 陈武晖¹, 田书新¹, 余浩², 林勇²

(1. 太原理工大学电气与动力工程学院, 山西 太原 030024; 2. 广东电网有限责任公司
电网规划研究中心, 广东 广州 510080)

摘要: 风电和与其打捆的火电机组的模式相互作用存在诱发次同步振荡的风险。研究了风火打捆系统的模式准强相互作用的规律: 随着参数的改变, 直驱风机(permanent magnetic synchronous generator, PMSG)锁相环(phase-locked loop, PLL)模式靠近火电轴系模式并发生模式准强相互作用, 两个模式的运动方向发生改变, 其中的弱阻尼模式穿越虚轴快速变为负阻尼模式, 引发次同步振荡, 模式相互远离后系统振荡消失。研究表明, 火电厂汽轮发电机轴系模式和 PLL 模式都可能穿越虚轴导致次同步振荡, 而系统主要振荡的部分由负阻尼的模式决定。增强发生耦合的模式阻尼有利于抑制相互作用, 增大并网风机数量与线路阻抗都会加剧系统次同步振荡风险和振荡程度。最后基于 PSCAD/EMTDC 搭建风火打捆系统模型验证了理论分析的正确性, 并提出应对措施避免振荡的发生。

关键词: 直驱风机; 次同步振荡; 风火打捆系统; 弱阻尼

Interaction characteristics of subsynchronous modes of a wind-thermal bundled system

WANG Panpan¹, CHEN Wuhui¹, TIAN Shuxin¹, YU Hao², LIN Yong²

(1. College of Electrical and Power Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China;
2. Grid Planning & Research Center, Guangdong Power Grid Co., Ltd., Guangzhou 510080, China)

Abstract: There is a risk of inducing subsynchronous oscillations in the mode interactions between wind power and the thermal units that are bundled with it. In this paper, the law of mode quasi-strong interaction of a wind-thermal bundled system is studied: with a change of parameters, the permanent magnetic synchronous generator (PMSG) phase-locked loop (PLL) mode is close to that of the thermal power shaft system and a mode quasi-strong interaction occurs. The motion direction of two modes changes, whereby the weakly damped mode crosses the imaginary axis and quickly becomes the negatively damped mode, triggering subsynchronous oscillation, and the system oscillation disappears after the modes move away from each other. It is shown that both the turbine shaft mode of thermal power plants and the PLL mode may cross the imaginary axis leading to subsynchronous oscillations, while the main part of the system oscillations is determined by the negatively damped modes. Enhancing the damping of the modes where coupling occurs helps to suppress the interaction, and increasing the number of grid-connected turbines and line impedance both enhance the risk of system subsynchronous oscillations and exacerbate the degree of oscillations. Finally, the correctness of the theoretical analysis is verified by building a model of a wind-thermal bundled system based on PSCAD/EMTDC, and countermeasures are proposed to avoid the occurrence of oscillations.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51977098).

Key words: permanent magnetic synchronous generator; subsynchronous oscillation; wind-thermal bundled system; weak damping

0 引言

电力系统振荡模式随系统运行参数和控制参数

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(51977098); 南方电网公司科技项目资助(037700KK52190012(GDKJXM20198282)); 新疆维吾尔自治区重大科技专项资助(2022A01007-1)

的改变而变化, 这可能会导致本来衰减的两个振荡模式相互作用并彼此靠近, 然后分离, 最终导致一个模式失稳。这种振荡模式相互作用现象的理想情况是, 两个振荡模式在某一参数下精确重合, 即线性化状态矩阵的两对共轭复特征值的频率和阻尼精确重合, 这种现象称为模式相互作用^[1-2]。当系统状态矩阵在重根点处不可对角化时, 这种现象称为模

式强相互作用, 反之, 系统状态矩阵在重根点处可对角化时, 这种现象称为模式弱相互作用^[3]。

模式相互作用造成的系统振荡失稳并不少见, 并且模式相互作用理论已经延伸至包括机电模式、电磁模式以及包含电力系统稳定器(power system stabilizer, PSS)在内的控制模式的振荡分析当中^[4-7]。文献[8]表明即使相距很远的火电机组也会由于模式相互作用引发系统低频振荡。文献[9]证明含串补的电力系统中随着串补度的增大, 电气振荡模式会逐渐靠近火电机组的某一个轴系振荡模式并发生模式相互作用, 系统出现失稳。

随着风电、光伏等新能源在新型电力系统中的占比越来越高, 新能源并网系统中电力电子设备的控制系统引入大量振荡模式, 电力系统的振荡模式更加密集, 这些模式发生耦合诱发振荡的潜在风险升高^[10-12]。文献[13]研究发现, 直驱风机(permanent magnetic synchronous generator, PMSG)经高压直流并网系统的次同步频段内存在密集的振荡模式, 并且参与因子对参数的变化非常敏感。文献[14]研究发现串补线路与风电场分别主导的模式相互接近时, 会导致系统的闭环稳定性下降。文献[15]证明柔性交流输电系统中, 统一潮流控制器与火电机组轴系也会发生模式相互作用, 使系统阻尼减弱。文献[16]研究了多台具有相同参数的 PMSG, 发现由于模式相互作用同样会导致系统次同步振荡。

目前, 风电与邻近火电机组打捆成为我国风电远距离外送的主要方式, 风电变流器与汽轮发电机组模式间的耦合, 也存在诱发振荡的高风险, 但风火打捆系统中风电模式与火电轴系模式相互作用的研究较少。文献[17-19]提出开环模式谐振理论, 将电力系统分为新能源系统与剩余子系统两部分, 证明了新能源系统之间或新能源与剩余子系统的开环模式与闭环相互作用点之间的关系。但是开环模式随着参数的变化规律需要通过相应的数学关系才能映射为闭环系统模式的运动规律, 而且只能在相互作用点附近的小区域内成立。而理论上模式强相互作用在实际系统中并不会发生, 实际系统模式相互作用通常只是在强相互作用区域附近, 即模式准强相互作用^[1]。

新能源参与的系统模式随着参数改变在较大区域范围内的相互作用规律值得进一步关注, 这有利于协调系统配置从而避免振荡^[20-22]。而文献[17]仅从 PMSG 出力与连接阻抗方面入手, 并未详细分析风火打捆系统中其他各环节参数的变化对模式之间相互作用的影响。文献[19]分析了双馈风机与火电轴系间的模式相互作用, 但 PMSG 与火电轴系在不

同条件下的相互作用特性目前尚未有文献进行详细分析, 故针对上述研究的不足, 本文应用模式相互作用理论研究风火打捆系统 PMSG 的锁相环(phase-locked loop, PLL)模式与火电轴系模式之间的相互作用规律, 分析由系统模式耦合引发电力系统次同步振荡的条件, 并详细讨论系统各部分参数变化对次同步振荡的影响程度, 最后通过 PSCAD 验证所述理论的正确性。

1 模式相互作用理论

电力系统状态矩阵 A 满足如式(1)的关系。

$$A(\eta)u = \lambda u \quad (1)$$

式中: η 为状态矩阵 A 的 n 阶参数向量, $\eta = (\eta_1, \eta_2, \dots, \eta_n)$; λ 为参数向量 η 对应的一个特征值; u 为 λ 对应的特征向量。

用下标 0 表示电力系统的某一确定状态, 假设 $\eta = \eta_0$ 时, 矩阵 A_0 有 2 重根 λ_0 , 且只有一个线性无关的特征向量 u_0 , 此时 λ_0 对应的特征向量 u_0 与广义特征向量 w_1 满足式(2)。

$$\begin{cases} A_0 u_0 = \lambda_0 u_0 \\ A_0 w_1 = \lambda_0 w_1 + u_0 \end{cases} \quad (2)$$

此外, 矩阵 A_0 的 Hermite 矩阵 A_0^H 对应的广义特征值 λ' 与特征向量 v_0 、广义特征向量 v_1' 满足式(3)^[23]。

$$\begin{cases} A_0^H v_0 = \lambda' v_0 \\ A_0^H v_1' = \lambda' v_1' + v_0 \end{cases} \quad (3)$$

矩阵 A 为实数矩阵, 则 $A_0^H = A_0^T$, $\lambda' = \lambda_0$ 。式(2)和式(3)满足式(4)的约束^[3]。

$$\begin{cases} (w_1, v_1') = (u_0, v_0) = 0 \\ (w_1, v_0) = (u_0, v_1') = 1 \end{cases} \quad (4)$$

参数矩阵 A 受小扰动发生微小变化时, 可表示为 $\eta = \eta_0 + \varepsilon e$, $\varepsilon \geq 0$ 为极小的实数扰动值, $e = (e_1, e_2, \dots, e_n)$ 表示模为 1 的参数向量, 此时矩阵 A 在 η_0 处的泰勒展开式可表示为

$$A(\eta_0) = A_0 + \varepsilon A_1 + \varepsilon^2 A_2 + o(\varepsilon^2) \quad (5)$$

式中:

$$A_0 = A(\eta_0)$$

$$A_1 = \sum_{i=1}^n \frac{\partial A}{\partial \eta_i} \frac{d\eta_i}{d\varepsilon}$$

$$A_2 = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \frac{\partial^2 A}{\partial \eta_i^2} \frac{d^2 \eta_i}{d\varepsilon^2} + \frac{1}{2} \sum_{i,j=1}^n \frac{\partial^2 A}{\partial \eta_i \partial \eta_j} \frac{d\eta_i}{d\varepsilon} \frac{d\eta_j}{d\varepsilon}$$

其中, A_1 和 A_2 表示矩阵 A_0 的增量。

根据特征值微扰理论^[24], 特征值与特征向量可

以展开为

$$\begin{cases} \lambda = \lambda_0 + \varepsilon^2 \lambda_1 + \varepsilon \lambda_2 + \dots \\ \mathbf{u} = \mathbf{u}_0 + \varepsilon^2 \mathbf{u}_1 + \varepsilon \mathbf{u}_2 + \dots \end{cases} \quad (6)$$

式中: λ_1 和 λ_2 表示特征值 λ_0 的增量; \mathbf{u}_1 和 \mathbf{u}_2 表示特征向量 \mathbf{u}_0 的增量。

为了确定唯一的 \mathbf{u} , 有 $(\mathbf{u}, \mathbf{v}_1') = 1$, 由式(4)可得 $(\mathbf{u}_i, \mathbf{v}_1') = 0$, ($i = 1, 2, \dots, n$), 将式(5)、式(6)代入式(1)有

$$\begin{cases} \mathbf{A}_0 \mathbf{u}_0 = \lambda_0 \mathbf{u}_0 \\ \mathbf{A}_0 \mathbf{u}_1 = \lambda_0 \mathbf{u}_1 + \lambda_1 \mathbf{u}_0 \\ \mathbf{A}_0 \mathbf{u}_2 + \mathbf{A}_1 \mathbf{u}_0 = \lambda_0 \mathbf{u}_2 + \lambda_1 \mathbf{u}_1 + \lambda_2 \mathbf{u}_0 \end{cases} \quad (7)$$

根据式(2)第 2 个等式与式(7)第 2 个等式可以解得

$$\mathbf{u}_1 = \lambda_1 \mathbf{w}_1 \quad (8)$$

将式(8)代入式(7)第 3 个等式可以得到式(9)。

$$(\mathbf{A}_0 - \lambda_0 \mathbf{I}) \mathbf{u}_2 = \lambda_1^2 \mathbf{w}_1 + \lambda_2 \mathbf{u}_0 - \mathbf{A}_1 \mathbf{u}_0 \quad (9)$$

式(9)等式两侧与矩阵 \mathbf{A}_0^H 的特征向量 \mathbf{v}_0 做内积, 并根据式(3)、式(4)和式(6)的约束条件可解出

$$\lambda_1^2 = \mathbf{v}_0^T \mathbf{A}_1 \mathbf{u}_0 \quad (10)$$

将式(5)中 $\mathbf{A}_1 = \sum_{i=1}^n \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial \eta_i} \frac{d\eta_i}{d\varepsilon}$ 代入(10)可得

$$\lambda_1 = \pm \sqrt{\mathbf{v}_0^T \sum_{i=1}^n \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial \eta_i} \frac{d\eta_i}{d\varepsilon} \mathbf{u}_0} = \pm \sqrt{\sum_{i=1}^n (\mathbf{v}_0^T \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial \eta_i} \mathbf{u}_0) \frac{d\eta_i}{d\varepsilon}} \quad (11)$$

不失一般性, 考虑系统只有一个参数变化的情况, 即 $\eta_1 \neq 0$, $\eta_i = 0 (i = 2, 3, \dots, n)$, 根据式(6)可以得到 λ 与 λ_0 的关系为

$$\begin{aligned} \lambda &= \lambda_0 \pm \sqrt{(\mathbf{v}_0^T \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial \eta_1} \mathbf{u}_0) \Delta \eta_1 + o(\Delta \eta_1^2)} \\ \lambda_0 &\pm \sqrt{R \sqrt{\Delta \eta_1}}, \quad \Delta \eta_1 > 0 \end{aligned} \quad (12)$$

式中: $\Delta \eta_1 = \eta_1 - \eta_0$; $R = \mathbf{v}_0^T \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial \eta_1} \mathbf{u}_0$ 。随着 $\Delta \eta_1$ 的改变, 有

$$\begin{cases} \lambda = \lambda_0 \pm i\sqrt{R} \sqrt{|\Delta \eta_1|}, & \eta_1 < \eta_0 \\ \lambda = \lambda_0 \pm \sqrt{R} \sqrt{|\Delta \eta_1|}, & \eta_1 > \eta_0 \end{cases} \quad (13)$$

由式(13)可见, 单参数变化的向量随着向量空间中的曲线 $\boldsymbol{\eta}(\varepsilon)$ 接近耦合点 η_0 , 此时 $\Delta \eta_1 < 0$; 随着参数的变化, $\Delta \eta_1$ 逐渐增大, $\eta_1 = \eta_0$ 时, 两个特征值重合; 继续改变参数, $\Delta \eta_1 > 0$ 。 $\Delta \eta_1$ 由负值接近 0 的过程中, 特征值 λ 只有虚部变化, 实部保持不变, 当两个特征值重合后 $\Delta \eta_1$ 由 0 变为正值的过程

中, 特征值虚部保持不变, 只有实部发生变化, 说明在特征值接近耦合点的过程中, 运动方向保持不变, 而当两个特征值重合后将在垂直方向上发散, 方向改变 90° 后远离。如图 1(a)所示, 箭头所示为 $\boldsymbol{\eta}(\varepsilon)$ 增加时特征值的运动方向, 虚线和实线分别表示两个特征值的运动轨迹, 两个特征值由远到近直至重合, 并在 λ_0 处偏离原先运行方向 90° 后远离耦合点, 此时两个特征值发生了模式强相互作用。

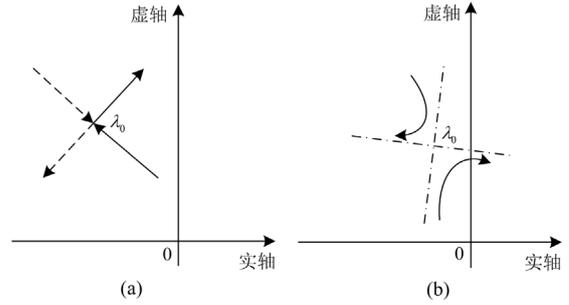


图 1 精确强相互作用和准强相互作用的特征值变化轨迹
Fig. 1 Eigenvalue locus for precise strong resonance and quasi-strong resonance

由式(12)可以得到单参数变化时特征值的灵敏度计算公式为

$$\frac{\partial \lambda}{\partial \eta_1} \approx \frac{\lambda - \lambda_0}{\Delta \eta_1} = \pm \sqrt{\frac{R}{\Delta \eta_1}} \quad (14)$$

式(14)表示强相互作用条件下特征值随参数改变而变化的程度。由于 $\Delta \eta_1$ 极小, 接近耦合点时特征值对参数的灵敏度表现为无穷大, 若以相同的步长运动, 则两特征值将以不断增大的速度重合后又以不断减小的速度彼此分离。

由于实际系统的不对称性, 出现重根时, 状态矩阵通常不可对角化, 因此其对应的特征向量只有一个, 很容易发生强相互作用。实际电力系统的特征值对参数的灵敏度不可能无穷大, 故特征值完全重合(即模式精确强相互作用)的情况不存在, 更为典型的情况为两个特征值相互靠近, 接近某一较小邻域时发生相互作用, 方向改变的角度与两者发生作用的距离有关, 距离越接近, 方向改变量越接近 90° , 随后逐渐远离, 这种现象称为模式准强相互作用^[25]。模式准强相互作用会导致其中一对强阻尼特征值的阻尼变大; 另一对弱阻尼特征值的阻尼变小, 移动到右半平面, 造成系统失稳, 见图 1(b)所示, 虚线为模式精确强相互作用轨迹, 实线为模式准强相互作用轨迹。

综上, 电力系统的模式准强相互作用有如下特征。

1) 模式强相互作用理想条件下的模式重合是

最剧烈的相互作用，但是实际系统不会发生这种最剧烈的模式重合的相互作用，一般是模式接近到一定程度的模式相互作用，即模式准强相互作用。

2) 靠近耦合点的两个模式会偏离原先运行轨迹，接近到一定程度时两个模式以接近 90°角彼此远离，其中强阻尼模式的阻尼增大，另一个弱阻尼模式的阻尼减小，严重时造成弱阻尼模式移动到右半平面，引发系统振荡；当两个模式距离足够远时会恢复原先的运动轨迹，相互作用逐渐消失。

3) 特征值对参数的灵敏度在接近耦合点时增大，微小的参数改变会引起特征值的大幅度变化，并随着两个模式间的距离增加而减小。

2 风火打捆系统的模式准强相互作用

2.1 风火打捆系统

本文以我国某地实际海上风火打捆交流外送系统为例，该系统简化结构见图 2。 m 台 5 MW PMSGs 构成的风电场经过 0.69 kV/35 kV、35 kV/220 kV、220 kV/500 kV 升压变和各级输电线路与火电厂打捆外送至无穷大系统。火电机组采用两台参数完全相同且轴系具有 6 质量块的详细模型，包括高压缸 (HP)、中压缸 (IP)、低压缸 A (LPA)、低压缸 B (LPB)、原动机 (GEN) 与励磁机 (EXC)。两台火电机组通过 22 kV/500 kV 变压器在母线 A 处与风电场相连，风电场与火电厂容量分别为 1200 MW 和 2000 MW，正常运行时分别输出功率 1000 MW 和 1350 MW。

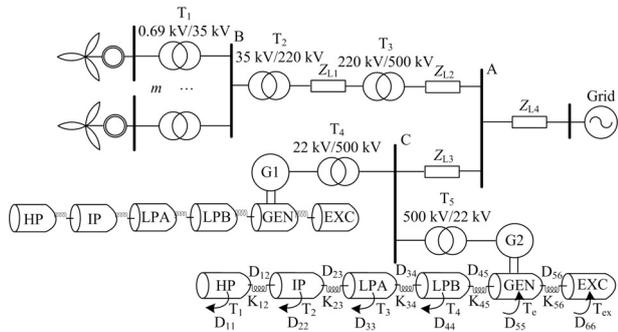


图 2 风火打捆交流外送系统

Fig. 2 AC system consisting of wind farms bundled with thermal power generators

2.2 风火打捆系统发生模式准强相互作用的风险

图 2 中，风电场与火电厂在公共母线 A 处耦合，若风电场某一模式与火电某一模式在某一运行状态下相互靠近，由第 1 节分析可知，系统可能发生模式准强相互作用，存在振荡失稳的风险。

由于直驱风机机侧与网侧变流器通过直流电容隔离，机侧变流器对系统运行状态影响微弱，因此

本文忽略机侧变流器建模。单台 PMSG 直流侧与网侧结构及控制策略见图 3，直流侧输入逆变器功率为 5 MW。 C_{dc} 为直流侧电容器， L_c 、 C_f 分别为滤波电感和电容， R_f 为阻尼电阻。

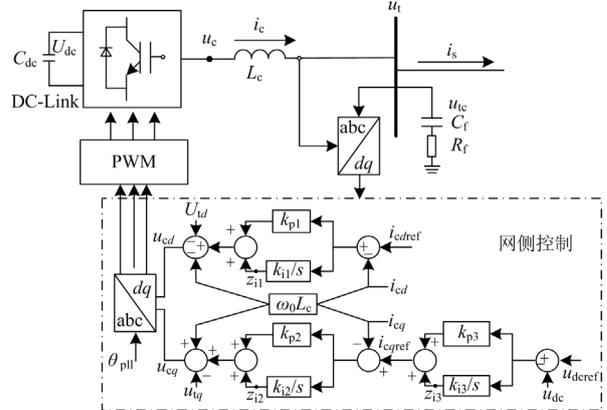


图 3 PMSG 结构与控制策略

Fig. 3 Structure and control strategy of PMSG

PLL 跟踪电网电压角度实现电流与电压信号的 abc/dq 变换或 dq/abc 反变换，网侧逆变器采用电网电压定向控制，电压外环控制直流电压 u_{dc} ，电流内环分别对 dq 轴电流进行精确控制，输出控制电压经过 dq/abc 反变换生成调制信号。PLL 角度 θ_{pll} 与角频率 ω_{pll} 由式(15)确定。

$$\begin{cases} \omega_{pll} = \omega_0 + k_{p5}u_{ud} + k_{i5} \int u_{ud} dt \\ \frac{d\theta_{pll}}{dt} = \omega_{pll} \end{cases} \quad (15)$$

式中： ω_0 为系统稳定运行时的角频率， $\omega_0 = 2\pi f_0$ ； k_{p5} 、 k_{i5} 分别为 PLL 比例、积分参数； u_{ud} 为风电机组输出电压的 d 轴分量。

由式(15)可知，风电机组 PLL 模式与 PLL 比例参数 k_{p5} 和积分参数 k_{i5} 关系密切。由于风速的波动性与不确定性，风机输出功率不断变化，PLL 参数 k_{p5} 、 k_{i5} 需要根据系统不同运行状态进行调节，同时，风电场也要求 PLL 能够在保持系统稳定的范围内拥有一定的调节能力，因此结合实际情况，PLL 控制的模式在 0~100 Hz 的次同步和超同步范围内变化，在某一工况下，PLL 模式与火电轴系模式可能相互靠近，存在准强模式相互作用的可能性。

将大型发电机轴系视为若干具有弹性的质量块通过无质量的弹簧相互连接，发电机在运行状态受到扰动时，各质量块之间会出现转速偏差，导致轴系疲劳，严重时会引起轴系断裂，造成重大事故。根据图 2 所示，忽略各质量块的互阻尼，火电机组

轴系运动方程可以表示为

$$\begin{cases} T_{jk} \frac{d\omega_k}{dt} = T_k - D_{kk}\omega_k - K_{k-1,k}(\delta_k - \delta_{k-1}) - K_{k,k+1}(\delta_k - \delta_{k+1}) \\ \frac{d\delta_k}{dt} = \omega_0(\omega_k - 1) \end{cases} \quad (16)$$

式中: k 表示第 k 个质量块, $k=1,2,3,4,5,6$; T_{jk} 为第 k 个质量块的惯性时间常数; T_k 为作用在第 k 个质量块上的原动转矩; D_{kk} 为第 k 个质量块的自阻尼系数; ω_k 为第 k 个质量块角速度; $K_{k,k+1}$ 和 $K_{k-1,k}$ 为相邻质量块之间的弹性系数; δ_k 为第 k 个质量块电气角位移。

由轴系运动方程与实际火电机组固有参数可知, 火电轴系模式的频率在 $0 \sim 50$ Hz 内变化, 处于次同步范围, 考虑运行经济性等因素, 绝大部分情况下火电轴系的阻尼较弱, 受到扰动时很容易越过虚轴转变为负阻尼振荡模式, 引起电力系统次同步振荡。此外, 由式(16)可知, 火电轴系固有模式与轴系参数关系密切, 与外部电力系统之间的联系非常微弱, 外部系统参数变化时轴系模式几乎不会有太大改变, 火电轴系模式在复平面上可以视为近似不变。因此, 风机 PLL 模式只需要接近火电轴系固有模式的邻域便有可能发生准强模式相互作用。

综上所述, 根据模式相互作用理论, 风火打捆系统发生准强相互作用造成系统次同步振荡需要满足以下条件:

1) 风电机组与火电机组之间具有较强的耦合关系, 其中一个系统运行状态的变化会影响另一个系统的运行状态;

2) 风电机组某一控制模式在参数变化过程中进入火电机组轴系某一个固有模式的邻域范围;

3) 相互靠近的火电轴系或风电机组控制模式之中有一个阻尼较弱, 发生准强模式相互作用时使其中一对阻尼相对较弱的模式越过虚轴。

3 风火打捆系统模式准强相互作用算例分析

本节将基于特征值分析法研究风火打捆系统风机 PLL 与火电机组轴系固有模式之间的模式准强相互作用规律, 揭示风火打捆系统模式相互作用激发的次同步振荡机理, 并分析风火打捆系统参数的变化对模式准强相互作用的影响, 最后基于 PSCAD/EMTDC 对理论分析进行仿真验证。

3.1 系统场景及参数

图 2 风火打捆系统的各部分参数见表 1—表 3。

表 1 PMSG 参数

Table 1 Parameters of PMSG

参数	数值
额定容量	5 MW
额定电压	0.69 kV
直流电容 滤波器	$C_{dc} = 57.8$ mF $L_c = 0.1$ mH, $C_f = 60$ μ F, $R_f = 0.01$ Ω
电流内环	$k_{p1} = k_{p2} = 0.5$, $k_{i1} = k_{i2} = 1$
电压外环	$k_{p3} = 1$, $k_{i3} = 1000$
锁相环	$k_{p5} = 10$, $k_{i5} = 15000$

表 2 同步机参数

Table 2 Parameters of synchronous machines

参数	数值
额定容量	1000 MW
额定电压	22 kV
轴系参数	
$R_s = 0.0025$, $R_r = 0.00043$, $R_D = 0.0051$, $R_g = 0.00842$	
$R_Q = 0.0082$, $X_{ad} = 1.66$, $X_{aq} = 0.91$, $X_d = 1.8$, $X_r = 1.8604$	
$X_D = 1.7037$, $X_q = 1.05$, $X_g = 1.016$, $X_Q = 1.004$	
$T_{j1} = 0.185794$, $T_{j2} = 0.311178$, $T_{j3} = 1.71734$	
$T_{j4} = 1.76843$, $T_{j5} = 1.73699$, $T_{j6} = 0.068433$	
$D_{11} = D_{22} = D_{33} = D_{44} = D_{55} = D_{66} = 0.05$	
$K_{12} = 23.163$, $K_{23} = 41.915$, $K_{34} = 62.446$, $K_{45} = 85.030$, $K_{56} = 3.287$	

表 3 线路参数

Table 3 Parameters of line

参数	数值
基准容量/MW	1000
变压器漏抗/p.u.	$X_{T1} = 0.06$, $X_{T2} = X_{T3} = X_{T4} = X_{T5} = 0.1$
线路阻抗/p.u.	$Z_{L1} = 0.0065 + j0.016$, $Z_{L2} = 0.0045 + j0.049$ $Z_{L3} = 0.0017 + j0.038$, $Z_{L4} = 0.0131 + j0.142$

3.2 仿真实验

1) 计算风机数量 $m = 200$, 火电厂输出功率 1350 MW, 火电轴系自阻尼系数为 0.05 p.u.时, 图 2 风火打捆交流外送系统次同步范围内的关键模式见表 4。

表 4 风火打捆系统次同步振荡模式

Table 4 Wind-thermal bundled system subsynchronous oscillation mode

模式	特征值	频率/Hz	相关性
1(2)	-0.0915+j298.174	47.456	火电轴系
3(4)	-0.1104+j202.482	32.227	火电轴系
5(6)	-0.0643+j160.545	25.552	火电轴系
7(8)	-0.3385+j125.249	19.934	火电轴系
9(10)	-0.2072+j98.496	15.684	火电轴系
11(12)	-15.1286+j121.031	19.263	风电压外环
13(14)	-2.2148+j92.3341	14.696	风电锁相环

表 4 中, 前 5 个模式与火电轴系密切相关, 后两个模式分别为风电电压外环与风电 PLL 模式。由前文分析可知, PLL 模式与火电轴系模式距离较近时, 可能发生模式相互作用。不失一般性, 本节选取火电轴系频率最低的模式 9(10) 进行研究, 其他模式与此类似。

2) 调节 PLL 比例参数 k_{p5} 和积分参数 k_{i5} 使 PLL 控制的模式在复平面上先逐渐接近火电轴系模式 9(10), 然后再逐渐远离, 绘制两个特征根轨迹如图 4 所示。

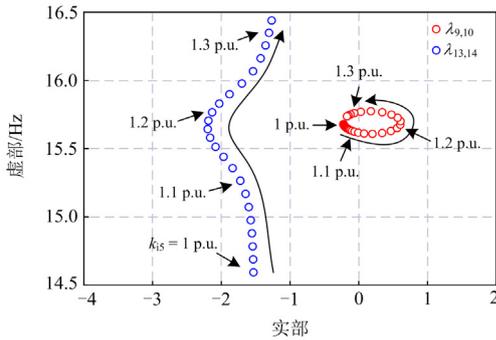


图 4 k_{i5} 变化时特征根轨迹
Fig. 4 Eigenvalue locus with the changes of k_{i5}

随着 k_{i5} 从 1 p.u. 增至 1.1 p.u., PLL 模式 13(14) 的频率升高, 火电轴系模式 9(10) 变化程度较小, 并且模式 13(14) 逐渐靠近模式 9(10), 两个模式均位于左半平面, 系统处于稳定状态。增大 k_{i5} 至 1.2 p.u. 时, 两个模式相互排斥, 模式 13(14) 阻尼显著增大, 偏离原先运动轨迹, 模式 9(10) 阻尼减小, 此时火电轴系模式 9(10) 越过虚轴, 移动到右半平面, 系统失去稳定。继续增大 k_{i5} 至 1.3 p.u., 当模式 13(14) 远离模式 9(10) 时, 模式 9(10) 恢复至原来的位置, 特征值移动至左半平面, 系统恢复稳定。

在 PSCAD/EMTDC 中设置 0~50 s 时风机 PLL 积分参数 k_{i5} 为 1.1 p.u., 50 s 时 k_{i5} 增至 1.2 p.u., 115 s 时调整 k_{i5} 至 1.3 p.u., 火电厂、风电场功率与汽轮机转矩 HP-IP 的时域仿真结果见图 5。

0~50 s 时特征值均在左半平面, 时域仿真系统稳定运行; 50~150 s, 模式 13(14) 逐渐靠近模式 9(10), 模式 9(10) 移动到右半平面, 系统转矩呈现负阻尼发散振荡, 风电场功率受火电轴系影响发生轻微振荡; 115 s 以后, 当模式 13(14) 远离模式 9(10) 时, 由于特征值移动到左半平面, 火电厂、风电场有功功率与转矩 HP-IP 逐渐收敛, 系统恢复稳定, 与特征根轨迹分析一致。

3) 保持其他条件不变, 风机并网数量 m 分别设置为 190、200、210 台, k_{i5} 由 1 p.u. 增至 1.3 p.u., 绘制特征根轨迹见图 6。

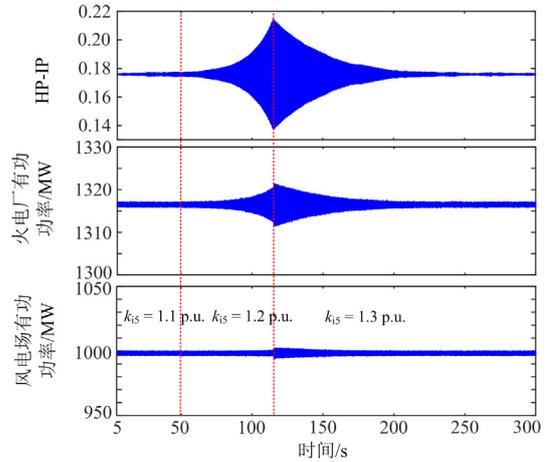


图 5 k_{i5} 变化时火电转矩 HP-IP 和火电厂、风电场有功功率
Fig. 5 HP-IP of turbine torque and active power of thermal power plants and wind farms with the changes of k_{i5}

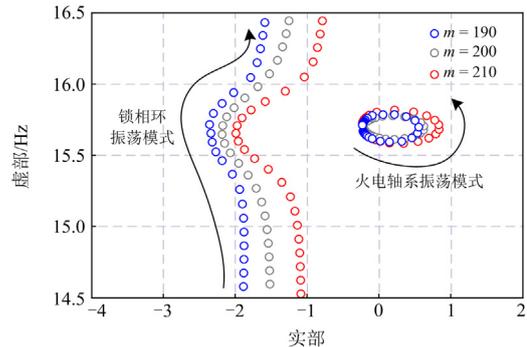


图 6 不同风机数量情况下 k_{i5} 变化时特征根轨迹
Fig. 6 Eigenvalue locus with the changes of k_{i5} for different number of PMSGs

增大并网风机数量时, PLL 模式 13(14) 的阻尼减小, 逐渐向火电轴系模式 9(10) 靠近, 与模式 9(10) 的相互作用程度逐渐增大, 使得轴系模式负阻尼变大。参数调节方式与前文一致, 火电轴系转矩 HP-IP 与 LPA-LPB 的时域仿真结果见图 7。

随着并网风机数量的增大, 时域仿真中火电机组轴系转矩在相同时间内负阻尼发散的度增大, 振荡程度也增大, 与特征根轨迹分析一致。

4) 保持其他条件不变, 风机数量 $m = 200$, 增大火电自阻尼系数至 0.5 p.u., k_{i5} 由 1 p.u. 增至 1.3 p.u., 参数调节方式与前文一致, 特征根轨迹和火电轴系转矩 HP-IP 与 LPA-LPB 的时域仿真结果见图 8。

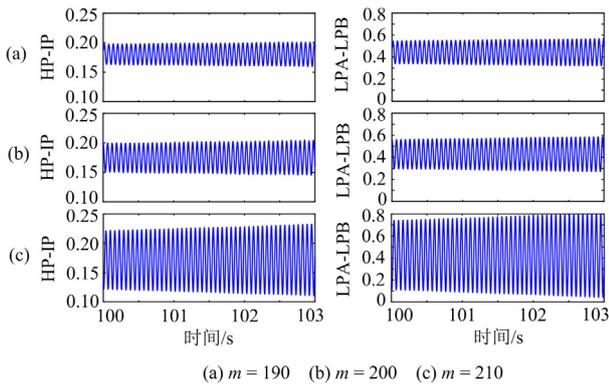
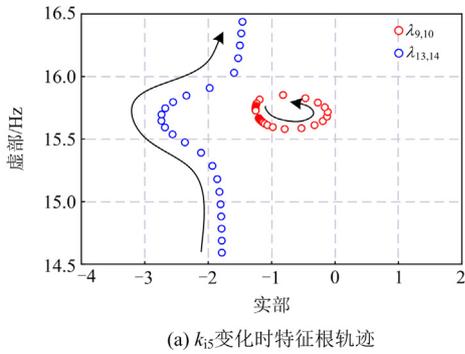
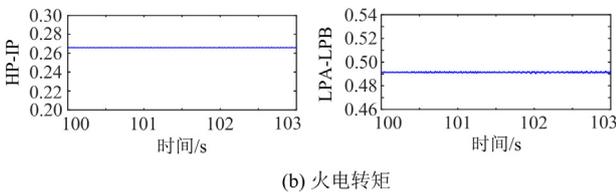


图 7 不同风机数量情况下 k_{15} 变化时火电转矩
Fig. 7 Turbine torque with the changes of k_{15} for different number of PMSGs



(a) k_{15} 变化时特征根轨迹



(b) 火电转矩

图 8 火电自阻尼系数为 0.5 p.u. 时特征根轨迹与火电转矩时域仿真

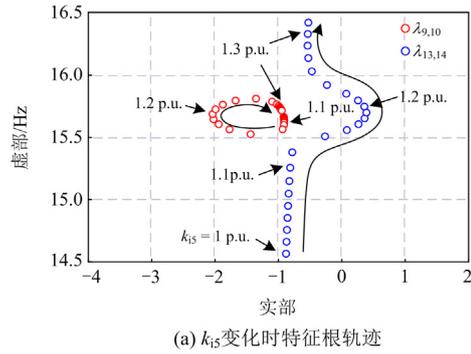
Fig. 8 Eigenvalue locus and curves of turbine torque when thermal turbine self-damping is 0.5 p.u.

图 8(a)表明, 增大火电自阻尼系数时, 火电轴系振荡模式 9(10)的阻尼增大, 移动至虚轴左侧, 尽管与 PLL 振荡模式 13(14)存在相互作用, 但由于两者阻尼较大, 作用后特征值仍全部分布在左半平面, 系统保持稳定。图 8(b)火电轴系转矩 HP-IP 与 LPA-LPB 的时域仿真表明系统未发生振荡, 与特征根轨迹分析一致。需要注意的是, 火电机组设计制造过程中阻尼已经确定, 本文修改阻尼系数的目的为展示不同情况下轴系与 PLL 模式的相互作用规律。

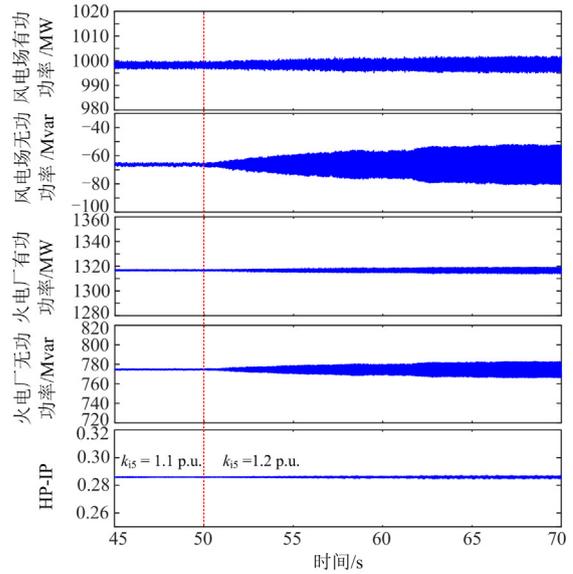
PLL 比例参数 k_{p5} 设置为 0.9 p.u., 当增大火电自阻尼系数至 1 p.u. 时, 系统特征根轨迹与时域仿真

如图 9 所示。

随着火电自阻尼系数的增大, 火电轴系振荡模式 9(10)移动到 PLL 振荡模式 13(14)左侧。当 k_{15} 调节至 1.2 p.u. 时, 模式 9(10)与模式 13(14)发生相互作用, 模式 13(14)越过虚轴变为负阻尼, 系统振荡失稳, 见图 9(b), 可以看出, 风电场有/无功功率振荡程度大于火电厂的功率振荡, 此时火电厂转矩 HP-IP 振荡程度非常微弱, 但是趋于发散, 无功功率振荡剧烈表明系统电压振荡也很剧烈。



(a) k_{15} 变化时特征根轨迹



(b) 火电厂与风电场功率、火电厂转矩 HP-IP

图 9 减小 k_{p5} 且火电自阻尼系数 1 p.u. 时特征根轨迹与火电厂、风电场功率、火电厂转矩

Fig. 9 Eigenvalue locus, power of thermal units and wind farms and HP-IP of turbine torque when decrease k_{p5} and thermal turbine self-damping is 1 p.u.

5) 保持火电自阻尼系数 0.05 p.u., 增大 PLL 比例参数 k_{p5} 至 4 p.u., k_{15} 由 1.0 p.u. 增至 1.3 p.u., 特征根轨迹和火电转矩 HP-IP 与 LPA-LPB 的时域仿真结果见图 10。

图 10(a)表明, 当火电轴系振荡模式 9(10)与 PLL

振荡模式 13(14)在复平面上相距较远时, 两者相互作用极弱, 随着 k_{i5} 的增加, 两者运动轨迹不会发生变化, 系统始终保持稳定。图 10(b)为两个模式距离最近处的时域仿真结果, 可以看出系统未发生次同步振荡, 与特征根轨迹分析一致。

6) 保持其他条件不变, 改变风火打捆外送线路阻抗 Z_{L4} 分别为 0.5、1.0、1.5 p.u., k_{i5} 由 1 p.u.增至 1.3 p.u., 特征根轨迹和火电转矩 HP-IP 与 LPA-LPB 的时域仿真结果见图 11。

图 11(a)中, 随着 Z_{L4} 逐渐增大, 火电轴系振荡模式 9(10)与 PLL 振荡模式 13(14)相互作用依次增强, PLL 模式阻尼增大, 火电轴系模式阻尼变小。图 11(b)时域仿真结果表明, 相同时间内系统发散的程度增大, 振荡幅度也增大, 特征根轨迹与时域仿真结果一致。

7) 保持其他条件不变, 将风电场送出线路阻抗 Z_{L2} 分别设置为 0.8、1.0、1.2 p.u., k_{i5} 由 1 p.u.增至 1.3 p.u., 特征根轨迹和火电转矩 HP-IP 与 LPA-LPB 的时域仿真结果见图 12。

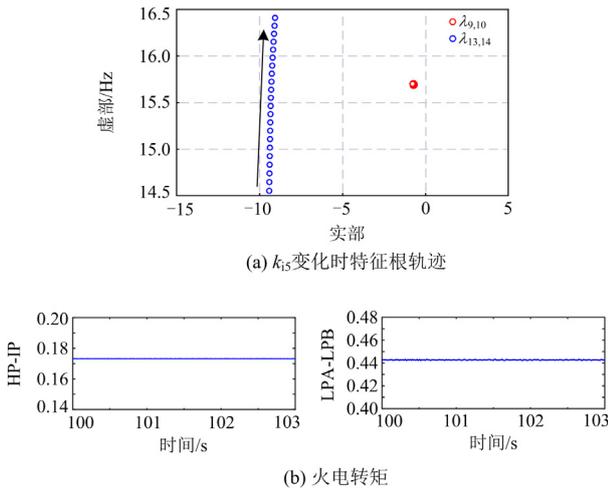
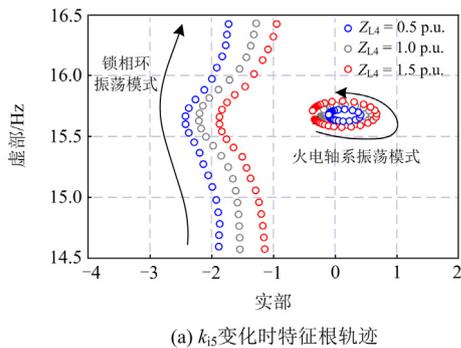
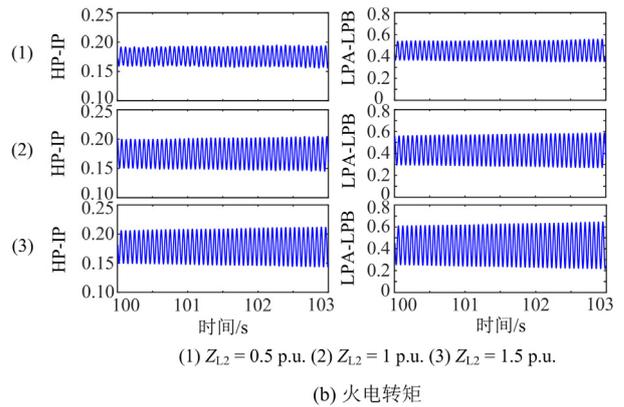


图 10 火电自阻尼系数 10 p.u.时特征根轨迹与火电转矩时域仿真

Fig. 10 Eigenvalue locus and curves of turbine torque when thermal turbine self-damping is 10 p.u.



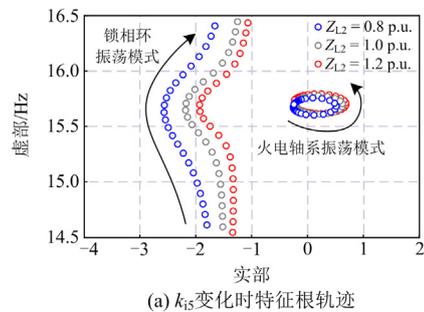
(a) k_{i5} 变化时特征根轨迹



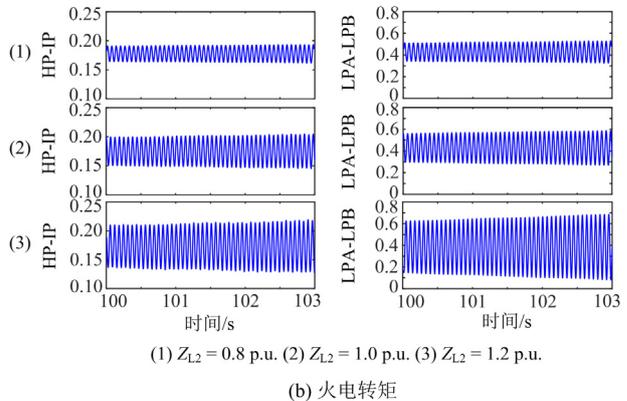
(1) $Z_{L4} = 0.5$ p.u. (2) $Z_{L4} = 1$ p.u. (3) $Z_{L4} = 1.5$ p.u.

(b) 火电转矩

图 11 不同线路阻抗 Z_{L4} 时特征根轨迹与火电转矩时域仿真
Fig. 11 Eigenvalue locus and curves of turbine torque for different line impedance Z_{L4}



(a) k_{i5} 变化时特征根轨迹



(1) $Z_{L2} = 0.8$ p.u. (2) $Z_{L2} = 1.0$ p.u. (3) $Z_{L2} = 1.2$ p.u.

(b) 火电转矩

图 12 不同线路阻抗 Z_{L2} 时特征根轨迹与火电转矩时域仿真
Fig. 12 Eigenvalue locus and curves of turbine torque for different line impedance Z_{L2}

图 12(a)中, 随着线路阻抗 Z_{L2} 的增大, PLL 振荡模式逐渐靠近虚轴, 此时与火电轴系的谐振相互作用逐渐增强, 火电轴系振荡模式向右移动。图 12(b)时域仿真结果表明相同时间内随着 Z_{L2} 的增大, 转矩 HP-IP 与 LPA-LPB 发散程度更大, 与特征根轨迹分析一致。

分析表明, 新能源电力系统中电力电子设备的大量使用, 增大了控制模式与火电轴系相互作用

可能性, 导致电力系统模式准强相互作用现象时有发生, 严重时甚至造成系统次同步振荡, 影响电力系统的安全稳定运行, 模式相互作用有如下规律:

1) 当系统参数发生变化, 两个模式发生准强相互作用, 在左侧的强阻尼模式向左运动, 阻尼增强; 在右侧的弱阻尼模式向右运动, 阻尼减弱; 若模式因此进入右半平面, 则会出现次同步振荡。

2) 当两个模式阻尼较强, 即使随着系统参数变化发生准强相互作用时, 它们仍然保持在复平面的左半平面, 不会导致失稳现象。

根据本文分析结果, 在规划系统参数时, 应:

1) 合理设置系统参数, 避开耦合点。前文分析可知, 当 PLL 参数变化导致 PLL 模式与火电轴系振荡模式距离太近时可能会发生模式准强相互作用, 因此设置风机参数时不仅需要确保特征值阻尼为正, 还需要分析系统容易发生相互作用的范围, 参数设置时避开弱阻尼耦合点。

2) 使用外部设备增大系统的电气阻尼, 例如增设电力系统稳定器或附加励磁阻尼控制器^[26]等。通过外部设备增大弱阻尼模式的阻尼, 或同时增大两个模式的阻尼, 即使发生模式相互作用也不会导致弱阻尼模式进入右半平面, 避免模式相互作用造成次同步振荡。

4 结论

本文基于模式相互作用理论分析了风火打捆系统风电机组 PLL 控制模式与火电轴系模式准强相互作用引发次同步振荡机理, 并搭建 PSCAD/EMTDC 电磁暂态模型验证了 PMSG 与火电轴系的模式准强相互作用现象, 并得到以下结论。

1) 风火打捆系统中 PMSG 的 PLL 模式与火电轴系弱阻尼模式接近时会发生模式准强相互作用, 严重时导致火电轴系模式变为负阻尼, 引发系统振荡, 振荡频率由发生相互作用时阻尼较弱的模式决定。另一方面, 模式相互作用也可能导致风电场 PLL 模式失稳, 发生剧烈的次同步振荡。

2) PLL 参数变化使得 PLL 模式远离火电轴系振荡模式时, 失稳的特征值逐渐从右半平面移动到左半平面, 原先失稳的系统恢复稳定; 增大 PLL 模式与火电机组模式的阻尼, 即使发生模式相互作用也不会引发次同步振荡。

3) 随着风机数量的增加, 模式准强相互作用越明显。此外, 各部分线路阻抗对模式相互作用影响程度也不同。

参考文献

- [1] DOBSON I, ZHANG Jianfeng, 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.
- [2] SEIRANYAN AP. Collision of eigenvalues in linear oscillatory systems[J]. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 1994, 58(5): 805-813.
- [3] SEYRANIAN AP. Sensitivity analysis of multiple eigenvalues[J]. Mechanics of Structures and Machines: An International Journal, 1993, 21(2): 261-284.
- [4] NOMIKOS B, VOURNAS C. Modal interaction and PSS design[C] // 2001 IEEE Porto Power Tech Proceedings (Cat. No.01EX502), September 10-13, 2001, Porto, Portugal: 1-6.
- [5] PENTAYYA P, KUMAR C, PATIL S, et al. Modal resonance in power system-a case study[C] // 2014 IEEE International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES), December 16-19, 2014, Mumbai, India: 1-6.
- [6] PENTAYYA P, ANUMASULA R, PATIL S, et al. Spontaneous oscillations and modal resonance in Indian grid: a case study[C] // 2014 Eighteenth National Power Systems Conference (NPSC), December 18-20, 2014, Guwahati, India: 1-6.
- [7] PADIYAR K, SAIKUMAR H. Investigations on strong resonance in multimachine power systems with STATCOM supplementary modulation controller[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2006, 21(2): 754-762.
- [8] DU Wenjuan, BI Jingtian, WANG Haifeng. Damping degradation of power system low-frequency electromechanical oscillations caused by open-loop modal resonance[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(5): 5072-5081.
- [9] DU Wenjuan, WANG Yang, WANG Haifeng, et al. Concept of modal repulsion for examining the sub-synchronous oscillations in power systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(4): 4616-4624.
- [10] 毛俞杰, 孙海顺, 韩应生, 等. 采用 STATCOM 抑制多机系统次同步振荡的理论及仿真[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(6): 23-32.
- [11] MAO Yujie, SUN Haishun, HAN Yingsheng, et al. Theory and simulation of STATCOM for damping subsynchronous oscillation of a multi-machine system[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(6): 23-32.
- [11] 陈鸿琳, 熊馨瑶, 余浩, 等. SVG 对海上风电交流并网系统稳定性影响分析[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(19): 119-129.
- CHEN Honglin, XIONG Xinyao, YU Hao, et al. Analysis

- on the influence of an SVG on the stability of AC grid-connected offshore wind farms[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(19): 119-129.
- [12] 李奕欣, 马燕峰, 赵书强. 识别电力系统密集振荡模式的模态灵敏度方法[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(8): 106-111.
LI Yixin, MA Yanfeng, ZHAO Shuqiang. Modal sensitivity method for identifying close modes in a power system[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(8): 106-111.
- [13] 李奕欣, 马燕峰, 赵书强, 等. 直驱风电场并网系统的密集次同步振荡模式分析[J]. 南方电网技术, 2019, 13(11): 35-41.
LI Yixin, MA Yanfeng, ZHAO Shuqiang, et al. Dense sub-synchronous oscillation modes analysis of direct-drive wind farm integrated into power system[J]. Southern Power System Technology, 2019, 13(11): 35-41.
- [14] 刘文元, 任必兴, 李海峰, 等. 直驱风电场和串补之间的次同步振荡风险[J]. 电力工程技术, 2022, 41(4): 25-32.
LIU Wenyuan, REN Bixing, LI Haifeng, et al. Sub-synchronous oscillation risk between PMSG farm and series complement[J]. Electric Power Engineering Technology, 2022, 41(4): 25-32.
- [15] 任必兴, 杜文娟, 王海风, 等. UPFC 与同步机轴系的强动态相互作用机理及影响评估[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(4): 1117-1129, 1404.
REN Bixing, DU Wenjuan, WANG Haifeng, et al. Mechanism and impact evaluation of strong dynamic interaction between UPFC and generator shaft[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(4): 1117-1129, 1404.
- [16] 李彦, 王海风. 含并联直驱风电机组并网的风电场多开环模式谐振[J]. 现代电力, 2022, 39(1): 19-25.
LI Yan, WANG Haifeng. Multi open-loop mode resonance of wind farm with grid-connected parallel permanent magnet synchronous generators[J]. Modern Electric Power, 2022, 39(1): 19-25.
- [17] 王旭斌, 杜文娟, 王海风. 直驱风电并网系统中锁相环引起次同步振荡的开环模式谐振机理分析[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(7): 1935-1950, 2209.
WANG Xubin, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Mechanism analysis of open-loop modal resonance on subsynchronous oscillations caused by PLL in power systems with integrated PMSGs[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(7): 1935-1950, 2209.
- [18] 陈骁, 杜文娟, 王海风. 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[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(9): 2625-2636.
CHEN Xiao, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Analysis on wide-range-frequency oscillations of power systems integrated with PMSGs under the condition of open-loop modal resonance[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(9): 2625-2636.
- [19] DU Wengjuan, WANG Yang, WANG Haifeng, et al. Analytical examination on the amplifying effect of weak grid connection for the DFIGs to induce torsional sub-synchronous oscillations[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(40): 1928-1938.
- [20] 陈良双, 吴思奇, 喻文倩, 等. 基于转子侧附加阻尼控制的双馈风机并网次/超同步振荡抑制方法[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(15): 47-58.
CHEN Liangshuang, WU Siqi, YU Wenqian, et al. A sub/super-synchronous oscillation suppression method for a DFIG-connected grid based on additional damping control on the rotor side converter[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(15): 47-58.
- [21] LUO Jianqiang, BU Siqi, CHUNG C Y. Design and comparison of auxiliary resonance controllers for mitigating modal resonance of power systems integrated with wind generation[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(4): 3372-3383.
- [22] ZHOU Feihang. Drive-train torsional vibration suppression of large scale PMSG-based WECS[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2022, 7(3): 554-566.
- [23] 赵辉先. 广义正交矩阵及其应用[J]. 重庆交通学院学报, 1987(4): 112-118.
- [24] CHEN Shuohuan, YANG Xiaowei, LIAN Huadong. Comparison of several eigenvalue reanalysis methods for modified structures[J]. Structural & Multidisciplinary Optimization, 2000, 20(4): 253-259.
- [25] 郑凯元, 杜文娟, 王海风. 模式谐振理论及其在电力系统中的应用[J]. 南方电网技术, 2020, 14(2): 34-45.
ZHENG Kaiyuan, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Modal resonance theory and its application in power system[J]. Southern Power System Technology, 2020, 14(2): 34-45.
- [26] 汤凡, 刘天琪, 李兴源. 基于蚁群算法的次同步附加励磁阻尼控制器设计[J]. 电力系统保护与控制, 2010, 38(19): 170-174, 179.
TANG Fan, LIU Tianqi, LI Xingyuan. Optimal design of supplementary excitation damping controller for damping SSR based on ant colony algorithm[J]. Power System Protection and Control, 2010, 38(19): 170-174, 179.

收稿日期: 2023-01-11; 修回日期: 2023-02-13

作者简介:

王盼盼(1996—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统稳定控制; E-mail: 1004777828@qq.com

陈武晖(1974—), 男, 通信作者, 博士, 教授, 研究方向为电力系统分析与控制等。E-mail: chenwuhui@tyut.edu.cn

(编辑 周金梅)