

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.231102

含 SVG 的双馈风场风速变化条件下高频谐振问题分析

陈继开¹, 李平¹, 常旗峰¹, 郝鑫¹, 胡应宏²

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

2. 国网冀北电力有限公司电力科学研究院, 北京 100045)

摘要: 大规模风电并网导致宽频谐振问题日渐凸显, 业内多认为电缆电容效应、控制器参数变化等是导致谐振的主要因素, 而关于静止无功发生器(static var generator, SVG)、风功率变化与高频谐振内在因果关系研究尚未展开。针对低风速风场系统高频谐振问题, 首先基于谐波线性化理论, 考虑功率外环作用, 建立 SVG 和双馈风机(doubly-fed induction generator, DFIG)的序阻抗模型。其次将风速变化纳入风机变流器建模, 并建立空载电缆投入时风速变化与 SVG 阻抗的联系。然后利用阻抗交互揭示风机变流器阻抗变化对 SVG 阻抗特性的影响机理, 指出区域内空载电缆投入后, 低风速不仅降低系统在高频的鲁棒性, 而且扩大了 SVG 高频负阻尼范围, 导致系统高频谐振风险增加。最后, 基于 STARSIM-HIL 搭建含 SVG 的双馈风场电磁仿真模型, 并进行软硬件在环实验。实验结果证明了理论分析的正确性。

关键词: 静止无功发生器; 双馈风机; 高频谐振; 风速变化

Analysis of high frequency resonance problem in doubly-fed wind field systems with SVG with wind speed variation

CHEN Jikai¹, LI Ping¹, CHANG Qifeng¹, HAO Xin¹, HU Yinghong²

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

Institute of State Grid Jibei Electric Power Co., Ltd., Beijing 100045, China)

Abstract: The large-scale integration of wind power into the grid has led to increasingly prominent broadband resonance problems. Industry experts believe that cable capacitance effects, controller parameter changes, etc. are the main factors causing resonance. However, research on the inherent causal relationship between the static var generator (SVG), wind power changes, and high-frequency resonance has not yet been conducted. This paper focuses on the high-frequency resonance problem of low wind speed wind field systems. First, based on harmonic linearization theory and considering the effect of the power outer loop, the sequence impedance models of an SVG and a doubly fed induction generator (DFIG) are established. The wind speed changes are incorporated into the modeling of the wind turbine inverter, and the relationship between wind speed changes and SVG impedance is established when the no-load cable is put into operation. The impedance interaction is used to reveal the mechanism of the influence of wind turbine inverter impedance changes on SVG impedance characteristics. It is pointed out that after the deployment of unloaded cables in the area, low wind speed not only reduces the robustness of the system at high frequencies, but also expands the negative damping range of the SVG at high frequencies, leading to an increase in the risk of high-frequency resonance in the system. Finally, a doubly fed wind field electromagnetic simulation model containing an SVG is constructed based on STARSIM-HIL, and software and hardware in-the-loop experiments are conducted. The experimental results proved the correctness of the theoretical analysis.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52077030).

Key words: static reactive power generator; double-fed wind; high frequency resonance; wind speed change

0 引言

近年来, 为实现“双碳”目标, 可再生能源和

清洁能源开发利用进程不断加速推进^[1-3]。风电是当前可再生能源发电的主力, 截至 2022 年 12 月底, 全国风电总装机容量已经达到 3.6 亿 kW, 预计 2030 年将突破 8 亿 kW^[4]。然而, 由于我国风资源多集中分布在三北地区, 相当数量的集群风电场位于电网馈线末端, 常呈现弱系统特征, 而风场内集电线路

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(52077030); 国网冀北电力有限公司重点科技项目资助(52018K22001C)

结构较为复杂, 在多变的风速条件下, 风场出现高频谐振的风险有所增加^[5-6]。例如: 2013 年我国新疆某风场发生为 20 次高频振荡, 区域内风电机组大范围跳闸停机^[7]; 2015 年德国北海 Borwin1 海上风电场也曾出现过近千赫兹的高频振荡现象^[8]。此外实际工程运行表明, 风场并网系统的稳定性与风速大小有着密切关系^[9], 因此, 如何正确分析风电系统高频谐振的发生诱因并掌握其本质机理, 是未来我国集群风电发展需要面临的一个重要技术问题。

目前, 已有部分文献对新能源发电系统中并网变流器的稳定性进行了研究, 并且已经在失稳诱因和分析方法上取得了一定的进展。文献[10]从暂态过程、短期动态和长期动态三方面对构网型储能发展进行展望; 文献[11]介绍了特征值分析法, 利用系统状态空间矩阵得到对应特征值, 继而获得系统的振荡频率、状态量的参与因子等关键信息; 文献[12]利用模态分析法研究了丹麦 Horns Rev 风电场中电缆对谐振点的影响, 但在建模过程中直接将变流器等效为理想电压源, 没有考虑变流器本体阻抗对谐振的影响; 文献[13]通过建立长线路的阻抗模型, 利用灵敏度分析了弱电网环境下的风电场谐振问题; 文献[14]考虑实际山地风电场拓扑结构, 通过建立不同集电结构下的山地风场等效模型, 研究风场内电缆电容对高频谐波的放大作用; 文献[15]以直驱风电系统为研究对象, 建立了基于风机变流器控制的阻抗模型, 利用阻抗分析法分析系统高频谐振的发生机理; 文献[16-17]通过建立双馈风机 (doubly-fed induction generator, DFIG) 和静止无功发生器 (static var generator, SVG) 的序阻抗模型, 分析采样延时以及静止无功发生器 SVG 机间交互对系统高频谐振的影响; 文献[18]通过建立 SVG 与直驱风机序阻抗模型, 研究 SVG 不同控制模式对系统中频谐振的影响作用; 文献[19-20]指出在高频段功率外环对变流器阻抗稳定性影响显著。而针对风速变化与风机谐振问题: 文献[21]发现当风速降低到某一阈值附近, 转子变流器内环比例系数增大可能导致风机发生次同步谐振风险增加; 文献[22]以直驱风场送出系统为研究对象, 提出一种基于加窗快速傅立叶变换和附加准比例谐振控制器相结合的振荡自适应抑制方法; 文献[23]从切断其振荡通路的角度提出一种附加定子磁链的抑制策略; 文献[24]通过建立并联谐振等效电路的方式, 评估不同风速下双馈风场与柔直输电网络互联系统的稳定性, 指出随风速的升高系统稳定性相应增强; 文献[25]采用

将风速变量直接引入导纳模型的方法, 建立 DFIG 的风速-频率二元导纳模型, 提出全风速区间的系统稳定性判别方法; 文献[26]分析了不同风速对风电场谐振频率的影响, 但在分析过程中仅考虑了感应电机的阻抗, 而忽略了风机变流器运行特征及其控制结构。

分析上述文献发现, 其研究均未考虑变风速条件下 SVG 工作状态及风场电缆线路对系统稳定性的影响, 也未提及风速变化导致的风机阻抗改变对 SVG 稳定性的影响; 同时一些研究在建模过程中采用将转子侧变流器等效为受控源, 或忽略控制器的功率外环的简化建模方法。然而, 事实上对于高频谐振问题而言, 功率外环不但是建立风机阻抗与 SVG 阻抗间联系的关键因素, 而且对变流器动态稳定性产生不可忽视的影响。

因此, 针对上述问题, 本文主要研究内容如下:

- 1) 考虑风速变化, 从控制结构角度构建计及功率外环的 DFIG 和 SVG 等效阻抗模型, 建立空载电缆投入时风速变化与 SVG 等效阻抗的联系;
- 2) 基于系统阻抗模型获得不同风速下风机与 SVG 的 BODE 图, 从相位裕度角度分析风速变化对风机与 SVG 稳定性的影响, 揭示空载电缆投入时低风速下含 SVG 的双馈风电机组高频谐振机理;
- 3) 以阻抗法、时域法相互印证的手段分析风速变化对系统谐振特性的影响, 并通过系统电磁仿真和软硬件在环实验验证了理论分析的正确性。

1 双馈风场的系统结构

DFIG 作为风力发电的主力机型在我国风电场被广泛应用^[27-28], 某风场系统结构如图 1 所示。双馈风机中网侧变换器 (grid side converter, GSC) 通过滤波电感 L_D 接入电网, 转子侧变换器 (rotor side converter, RSC) 与电机转子相连, 两者通过直流母线并联电容相连, 在 GSC 电压外环控制下直流电压 V_{dc-D} 可视为恒定电压。在风场中, 距离 PCC 节点较近的 1 号风机经 0.69/35 kV 的机端变压器升压后接入 35 kV 母线, 而距离 PCC 节点较远的 2 号风机需要通过较长的电缆接入 35 kV 母线。同时风场内还配有 SVG, 用以满足风场系统的无功需求^[29-30], 并经滤波电感 L_g 接入 35 kV 母线。其中: V_{dc-S} 为 SVG 电容电压; L_g 为交流电网等效电感。

2 谐波线性化风场系统等效阻抗建模

2.1 DFIG 的等效阻抗模型

为了对风机定、转子电路进行统一运算, 先对

转子侧的参数进行归算, 得到 Z_{G+RSC} 等效电路和 Z_{L+GSC} 等效电路, 如图 2 所示, 图中: Z_{G+RSC} 为 RSC 和异步电机的等效阻抗; Z_{L+GSC} 为 GSC 和出口滤波电感的等效阻抗; v^{rc} 、 i^{rc} 、 v^s 、 i^s 分别为 RSC 侧以及定子侧的电压和电流; R_r 、 L_{or} 、 R_s 、 L_{os} 分别

为电机转子侧以及定子侧的电阻和漏感; L_m 为电机的励磁电感; k_e 为定子和转子的有效匝数比; s_{lip} 为转差率。

根据图 2 所示的双馈风机等效电路, DFIG 的等效阻抗如式(1)所示。

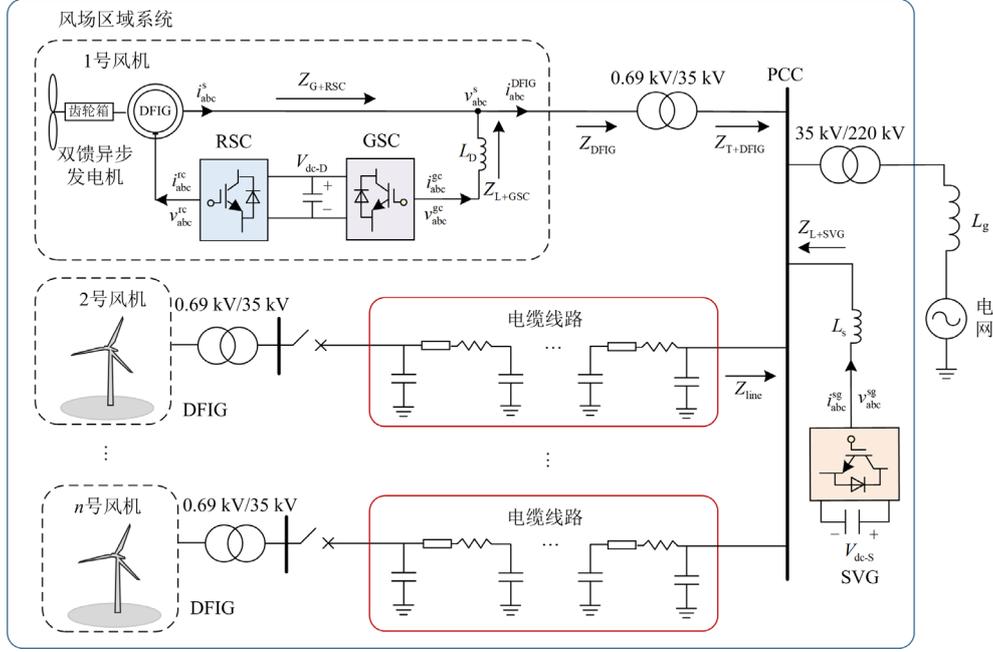


图 1 含 SVG 的双馈风电场拓扑结构图

Fig. 1 Topology diagram of doubly-fed wind farm with SVG

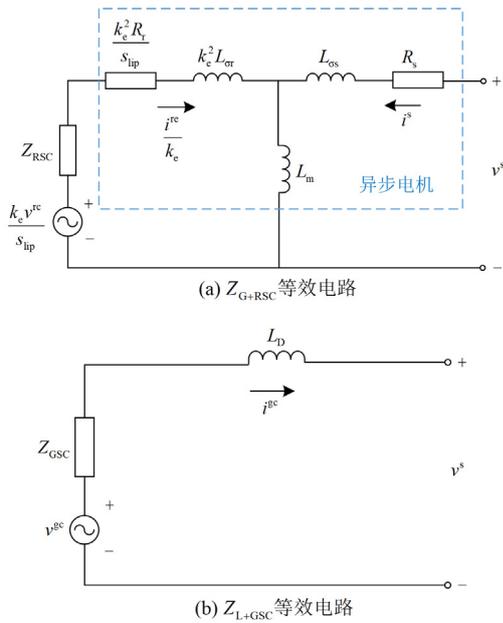


图 2 风机等效电路

Fig. 2 Equivalent circuit of wind

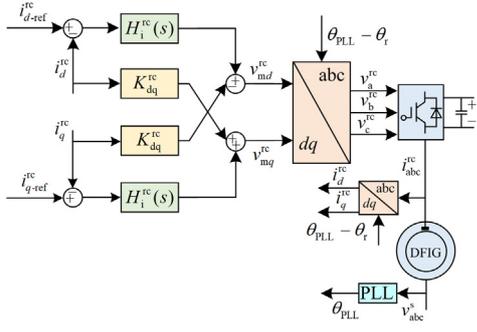
$$Z_{DFIG} = Z_{G+RSC} // Z_{L+GSC} \quad (1)$$

RSC 与 GSC 均采用定子电压定向的矢量控制方法, 控制结构如图 3 所示。GSC 的功率外环采用定功率因数控制, 根据风机有功功率和设定的功率因数计算 GSC 无功功率的参考值, 忽略 GSC 电压外环的影响^[31]。

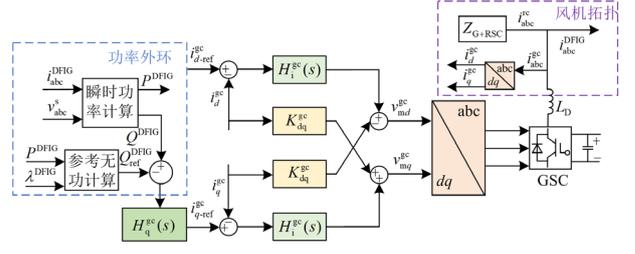
由图 3(a)可得: RSC 与异步电机的整体等效阻抗如式(2)所示, 具体推导过程及相关符号定义参考附录 A; GSC 与出口滤波电感的等效阻抗如式(3)所示, 具体推导过程及相关定义参数参考附录 B。

图 3(b)中: Q^{DFIG} 、 P^{DFIG} 分别为风机出口瞬时无功和有功; i_{abc}^{DFIG} 为风机出口电流; Q_{ref}^{DFIG} 为风机无功参考值; H_q^{gc} 为功率外环 PI 控制器; λ^{DFIG} 为风机出口功率因数。

根据式(1), 考虑风机出口升压变压器的阻抗^[32]得到风机折算到高压侧的正序阻抗 Z_{T+DFIG} 表达式, 如式(4)所示。



(a) RSC 控制原理图



(b) GSC 控制原理图

图 3 风机变流器控制原理图

Fig. 3 Schematic diagram of wind converter control

$$Z_{G+RSC}(s) = \frac{R_s + s(L_m + L_{os}) - \frac{(sL_m)^2}{\frac{k_e^2}{\sigma_p(s)}(H_i^{rc}(s - j2\pi f_1) - jK_{dq}^{rc}) + \frac{R_r'}{\sigma_p(s)} + s(L_m + k_e^2 L_{\sigma r})}}{1 - \frac{sL_m G_{PLL}(s - j2\pi f_1) I_1^{rc} H_i^{rc}(s - j2\pi f_1) k_e / \sigma_p(s)}{\frac{k_e^2}{\sigma_p(s)}(H_i^{rc}(s - j2\pi f_1) - jK_{dq}^{rc}) + \frac{k_e^2 R_r'}{\sigma_p(s)} + s(L_m + k_e^2 L_{\sigma r})} - \frac{H_i^{gc}(s - j2\pi f_1) + jK_{dq}^{gc} - \frac{4}{3}(1 + ja)V_1^s H_q^{gc}(s - j2\pi f_1) H_i^{gc}(s - j2\pi f_1) - sL_D}{1 - \frac{4}{3} \left(\frac{V_1^s}{Z_{G+RSC}(s)} (1 + ja) + I_1^{DFIG} (1 - ja) \right) H_q^{gc}(s - j2\pi f_1) H_i^{gc}(s - j2\pi f_1) - \frac{1}{2} (H_i^{gc}(s - j2\pi f_1) I_1^{gc} + V_1^s) G_{PLL}(s - j2\pi f_1)}} \quad (2)$$

$$Z_{T+DFIG} = K^2 Z_{DFIG} + Z_T \quad (4)$$

式中: K 为变压器变比; Z_T 为折算到 35 kV 侧变压器阻抗; R_r 为转子电阻; R_r' 为转子侧折算到定子侧电阻; 部分变量解释见附录。

2.2 SVG 的等效阻抗模型

与 GSC 控制方式类似, SVG 也采用功率外环与电流内环的双闭环控制模式, 其原理如图 4 所示。

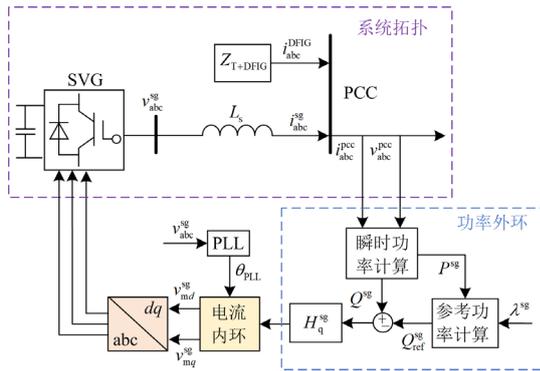


图 4 SVG 控制原理图

Fig. 4 SVG control schematic diagram

由图 4 得到的 PCC 电压表达式为

$$v_{abc}^{pcc} = v_{abc}^{sg} + L_D \frac{di_{abc}^{sg}}{dt} \quad (5)$$

式中: v_{abc}^{sg} 为 SVG 阀侧的三相电压; i_{abc}^{sg} 为 SVG 输出的三相电流。

考虑到 SVG 与 GSC 功率外环都采用定功率因数控制, 这里省略相关推导过程, SVG 电流内环的 q 轴无功参考电流表达式为

$$i_{q-ref}^{sg}(f) = \frac{3}{2} H_q^{sg} ((j-a)V_1^{pcc} I_p^{pcc} + (-j-a)I_1^{pcc} e^{-j\theta_p^{pcc}} V_p^{pcc}), \quad f = f_p - f_1 \quad (6)$$

由于 SVG 功率外环采用 PCC 节点电流进行计算, 为了得到 SVG 等效阻抗, 须将 $i_{q-ref}^{sg}(f)$ 中的 PCC 节点电流转化成 SVG 出口电流的形式。当空载电缆未投入时, 结合下文中的系统拓扑部分, 将 PCC 节点电流转换为

$$I_p^{pcc} = I_p^{sg} + I_p^{DFIG} = I_p^{sg} + \left(-\frac{V_p^{pcc}}{Z_{T+DFIG}} \right) \quad (7)$$

将式(7)代入式(6), 可得电流统一后的 $i_{q-ref}^{sg}(f)$ 表达式为

$$i_{q-ref}^{sg}(f) = \frac{3}{2} H_q^{sg} \left((j-a)V_1^{pcc} \left(I_p^{sg} + \left(-\frac{V_p^{pcc}}{Z_{T+DFIG}} \right) \right) + (-j-a)I_1^{pcc} e^{-j\theta_p^{pcc}} V_p^{pcc} \right), \quad f = f_p - f_1 \quad (8)$$

则 SVG 电流内环控制器输出电压 dq 指令值^[33]为

$$v_{md}^{sg}[f] = -i_d^{sg}[f] \cdot H_i^{sg}(s) - i_q^{sg}[f] \cdot K_{dq}^{sg} + v_d^{sg}[f] \quad (9)$$

$$v_{mq}^{sg}[f] = (i_{q-ref}^{sg}[f] - i_q^{sg}[f]) \cdot H_i^{sg}(s) + i_d^{sg}[f] \cdot K_{dq}^{sg} + v_q^{sg}[f] \quad (10)$$

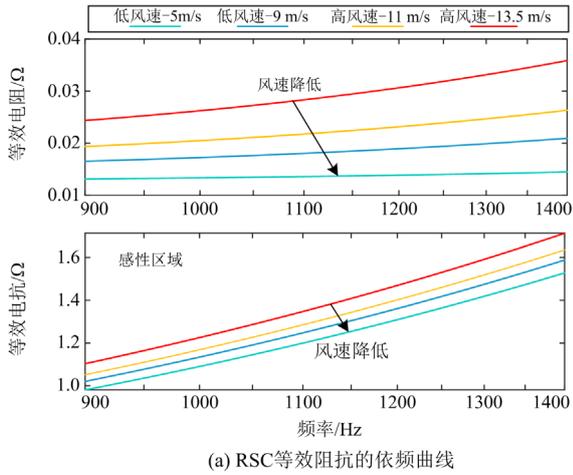
$$Z_{L+SVG}(s) = \frac{H_i^{sg}(s - j2\pi f_i) - jK_{dq}^{sg} + \frac{4}{3}(1 + ja)V_1^{pcc}H_q^{sg}(s - j2\pi f_i)H_i^{sg}(s - j2\pi f_i) + sL_s}{\frac{4}{3}(\frac{V_1^{pcc}}{Z_{T+DFIG}(s)}(1 + ja) + I_1^{pcc}(1 - ja))H_q^{sg}(s - j2\pi f_i)H_i^{sg}(s - j2\pi f_i) + \frac{1}{2}(H_i^{sc}(s - j2\pi f_i) - 2jK_{dq}^{sg})I_1^{sg}G_{PLL}(s - j2\pi f_i)} \quad (11)$$

3 风速变化对风场内变流器阻抗特性的影响

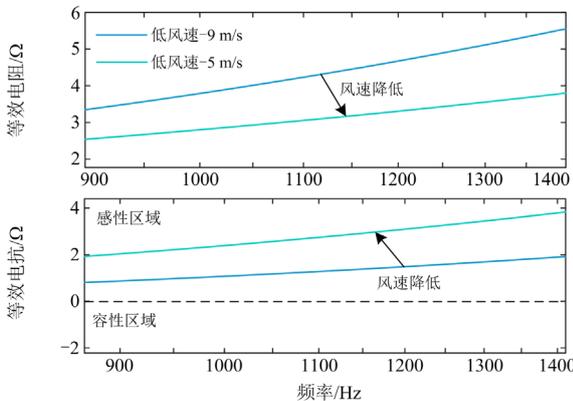
3.1 对 DFIG 并网阻抗的影响

风速变化直接影响风机转子的旋转频率 f_r ，而 f_r 会通过电机励磁以转差率形式影响 RSC 等效阻抗，并通过 GSC 功率外环作用，间接影响 GSC 等效阻抗。参考附录 C 并结合式(2)和式(3)得到 RSC 和 GSC 等效阻抗随风速变化的依频曲线，如图 5 所示。

由图 5(a)可知，当扰动频率 $f_p > f_r$ 时，正扰动转差率使 RSC 等效电阻为正值，且电阻随风速降低

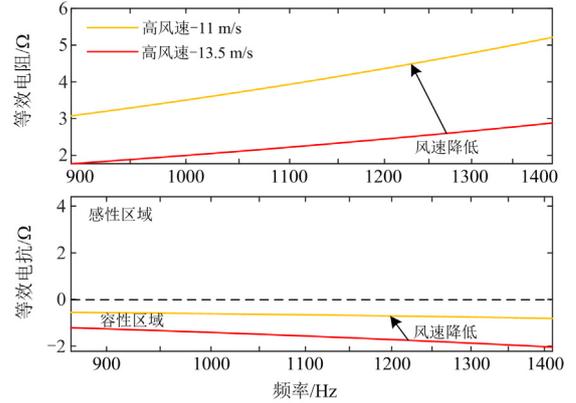


(a) RSC 等效阻抗的依频曲线



(b) 低风速时 GSC 等效阻抗的依频曲线

利用 park 反变换，结合式(9)、式(10)和式(5)，得到计及功率外环作用的 SVG 等效阻抗表达式，如式(11)所示。



(c) 高风速时 GSC 等效阻抗的依频曲线

图 5 不同风速下 DFIG 内部变流器等效阻抗的依频曲线
Fig. 5 Frequency dependent curve of equivalent impedance of DFIG internal converter at different wind speeds

而减小，RSC 提供的正阻尼作用减弱。RSC 等效电抗也随风速降低而减小，且电抗为正值(呈现感性)。由图 5(b)和图 5(c)可知，在高频段，正扰动转差率使 GSC 等效电阻为正值，在低风速时，电阻随风速降低而减小，在高风速时，电阻随风速降低而升高。GSC 等效电抗特性随风速变化产生明显改变。当电机运行于超同步状态时，电机将捕获的最大风能通过转子、定子同时向电网馈送能量，此时风机运行于高风速区间，GSC 等效电抗为负值(呈现容性)；当电机运行于亚同步状态时，风机需要通过变流器从电网吸收能量用以支撑定子频率恒定，并通过定子将捕获的最大风能馈送进电网，此时风机运行于低风速区间，GSC 等效电抗为正值(呈现感性)。根据式(1)一式(4)绘制了出口升压变压器的 DFIG 等效阻抗依频曲线，如图 6 所示。

结合图 5、图 6 可知，当 $f_p > f_r$ 时，风机整体等效电阻为正值，并随风速降低而减小，风机提供的正阻尼作用减弱、鲁棒性降低；此时，等效电抗也为正值，且整体呈现感性，并随风速降低而减小。同时，风机整体阻抗变化规律与 RSC 等效阻抗变化

规律是一致的。

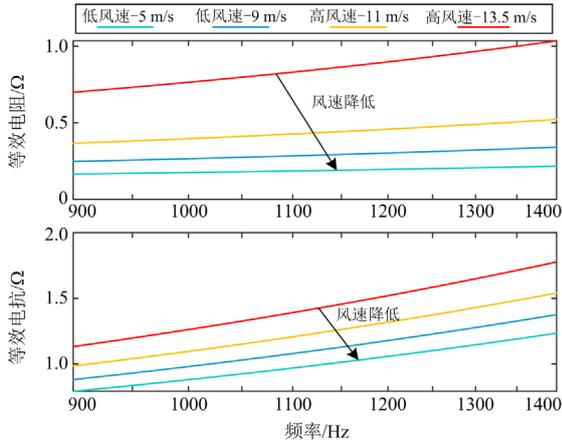


图 6 不同风速下 DFIG 等效阻抗的依频曲线

Fig. 6 Frequency dependent curve of DFIG equivalent impedance at different wind speeds

3.2 对计及空载电缆的 SVG 并网阻抗的影响

风场空载电缆投入将通过功率外环对 SVG 等效阻抗产生影响, 风场等效阻抗将等效为风机与空载电缆阻抗并联形式, 考虑到风场内风机与风场升压站的距离大多在 5 km 左右, 并且电缆长度越长, 容性特点越显著, 对系统影响越大, 因此本文选用系统中距离 PCC 节点较远的风机电缆进行仿真模拟, 即选用 5 km 的电缆线路。结合文献[34]的电缆阻抗模型, 并根据式(7)得到的 PCC 电流表达式为

$$I_p^{pcc} = I_p^{sg} + I_p^{DFIG} = I_p^{sg} + \left(-\frac{V_p^{pcc}}{Z_{T+DFIG} // Z_{line}} \right) \quad (12)$$

式中, Z_{line} 为空载电缆等效阻抗。联立式(6)、式(9)、式(10)、式(12), 可得空载电缆投入时的 SVG 等效阻抗。根据附录 C 绘制不同风速下 SVG 等效阻抗的依频曲线, 如图 7 所示。

由图 7(a)可知, 在 1000~2000 Hz 频段内: 高风速时, 随风速提高正阻尼频段范围越大; 低风速为 5 m/s 时, SVG 呈现较强负阻尼特性, 系统整体鲁棒性较差, 可能诱发系统高频谐振; 低风速为 9 m/s 时, 虽然风机工作于亚同步状态, 但 SVG 呈现正阻尼特性且正阻尼范围较小, 风机存在谐振风险, 但尚未发生谐振。由图 7(b)可知, 高风速时, SVG、风机等效电抗分别呈现容性与感性, 风机吸收的感性无功大于空载电缆提供的感性无功, SVG 需要输出感性无功; 低风速为 5 m/s 时, SVG、风机等效电抗均呈现感性, 风机吸收的感性无功小于空载电缆提供的感性无功, SVG 需要输出容性无功; 低风速为 9 m/s 时, 虽然风机工作于亚同步状态, 但 SVG 依然呈现容性。

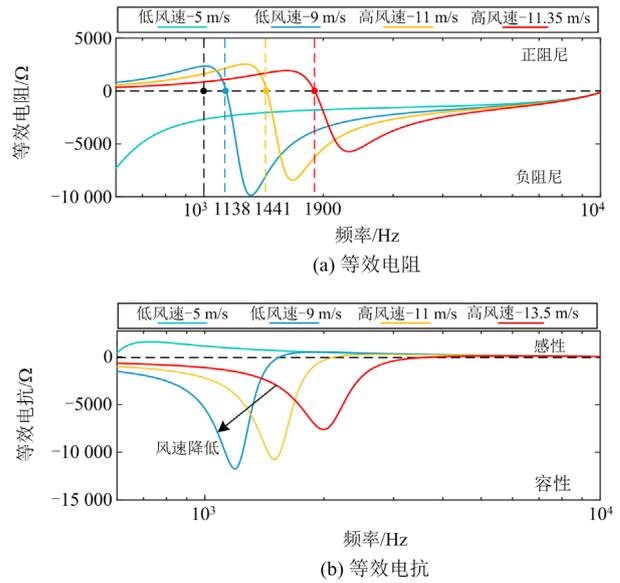


图 7 不同风速下 SVG 等效阻抗的依频曲线

Fig. 7 Frequency dependent curve of SVG equivalent impedance at different wind speeds

4 风场高频谐振机理分析

4.1 空载电缆投入的风场整体阻抗分析

根据图 1 所示的双馈风场拓扑结构, 将电网等效为理想电压源与馈线阻抗串联, 并计及空载电缆投入对系统阻抗的影响, 结合 DFIG 与 SVG 诺顿等效, 获得风场系统阻抗等效电路, 结构如图 8 所示。其中: $Z_g(s)$ 为电网阻抗; $Z_o(s)$ 为双馈风场整体阻抗; $V_g(s)$ 为电网电压; $I_{sg}(s)$ 为 SVG 侧等效电流源; $I_{dfig}(s)$ 为双馈风场侧等效电流源。

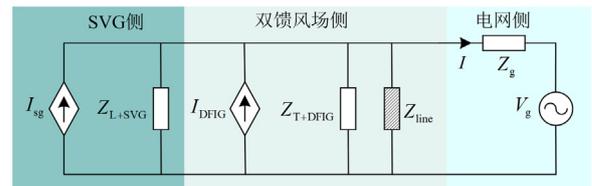


图 8 风场系统等效电路

Fig. 8 Equivalent circuit of wind farm system

令 $Z_o(s) = Z_{L+SVG}(s) // Z_{T+DFIG}(s) // Z_{line}(s)$, 根据图 8 可得双馈风场系统侧输出电流 $I(s)$ 为

$$I(s) = \left[I_{sg}(s) + I_{DFIG}(s) - \frac{V_g(s)}{Z_o(s)} \right] \frac{1}{1 + Z_g(s)/Z_o(s)} \quad (13)$$

根据式(13), 并分析 $V_g(s)/Z_o(s)$ 的相位情况即可确定双馈风场系统的稳定状态^[35-36]。当电网阻抗与风场系统阻抗交点频率为 f_c 时, 交点处相位裕度可以表示为

$$PM = 180 - (\arg(Z_g(j2\pi f_c)) - \arg(Z_o(j2\pi f_c))) \quad (14)$$

根据式(14)计算阻抗交点处相位裕度,即可判定系统阻尼特性继而推知是否存在谐振风险。

根据式(4)、式(11)、式(13)与附录 C 提供的系统参数,绘制高风速下风场系统阻抗 $Z_o(s)$ 特性,如图 9 所示,其中实线为空载电缆投入的风场系统阻抗,虚线为空载电缆未投入的情况。

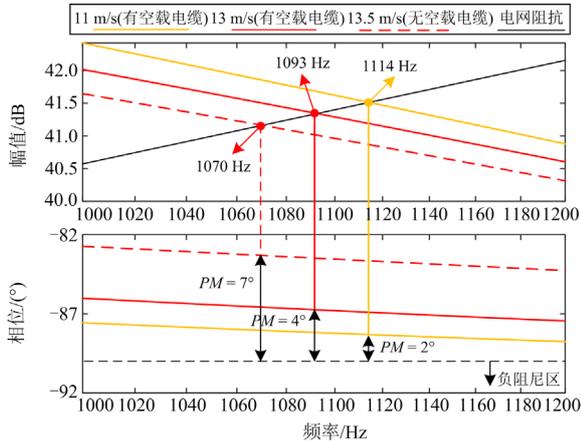


图 9 高风速下双馈风场系统阻抗特性

Fig. 9 Impedance characteristics of doubly-fed wind field system at high wind speed

由图 9 可知,在高风速空载电缆投入时,风速由 11 m/s 提高到 13.5 m/s,交点频率由 1114 Hz 降低到 1093 Hz,交点处的相位裕度由 2° 提高到 4°;此时,空载电缆切除,交点频率从 1093 Hz 降低到 1070 Hz,交点处的相位裕度从 4° 提高到 7°。因此在高风速时,系统相位裕度随风速提高有所增加,系统鲁棒性增强^[37],且空载电缆投入与否,系统均呈现正阻尼,空载电缆切除会使系统整体相位裕度升高。

4.2 低风速条件下系统高频谐振分析

当风场系统处于低风速时,根据式(4)、式(10)、式(12)与附录 C 提供的系统参数,绘制低风速下风场系统阻抗 $Z_o(s)$ 特性,如图 10 所示,其中实线为空载电缆投入的风场系统阻抗,虚线为空载电缆未投入的情况。

由图 10 可知,当空载电缆投入时,风速由 9 m/s 降低到 5 m/s,交点频率由 1125 Hz 提高到 1144 Hz,交点处的相位裕度由 1° 变到 -2.5°,系统存在高频谐振风险。且风速为 9 m/s 时,相位裕度较小,虽然不会引发高频谐振,但系统处于谐振边缘,与第 3 节分析结论吻合。此外,以 9 m/s 风速为例,切除空载电缆,交点频率从 1125 Hz 降低到 1105 Hz,交点处的相位裕度由 1° 变为 4.8°,风场系统正阻尼

作用增强,系统稳定性提高。在低风速条件下,进一步分析空载电缆投切对风场系统阻抗的影响,绘制风速 5 m/s 时空载电缆投切对应的风场系统阻抗变化特性,如图 11 所示。

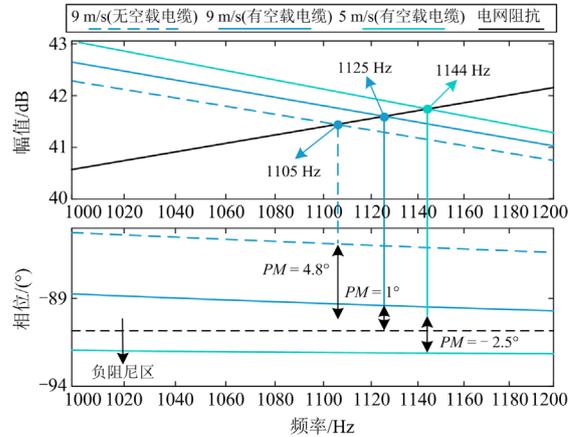


图 10 低风速下双馈风场系统阻抗特性

Fig. 10 Impedance characteristics of doubly-fed wind field system at low wind speed

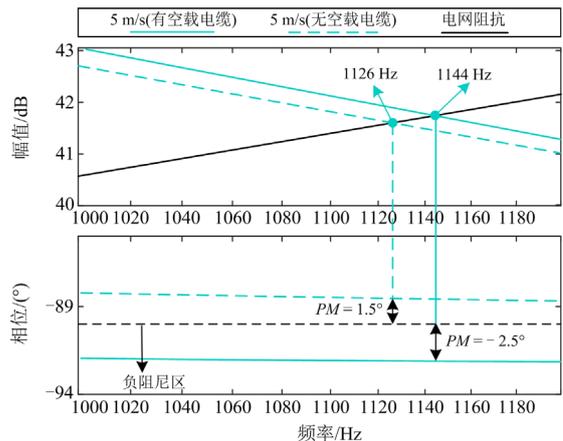


图 11 低风速下空载电缆投切对风场系统阻抗的影响

Fig. 11 Influence of no-load cable switching on impedance of wind field system at low wind speed

由图 11 可知,在风速为 5 m/s 时,切除空载电缆,交点频率从 1144 Hz 降低到 1126 Hz,而交点处的相位裕度由 -2.5° 变为 1.5°,系统由负阻尼转变为正阻尼,不会发生高频谐振。

综上分析,当高风速时,无论空载电缆是否投入,双馈风场鲁棒性均较强,发生高频谐振风险低;而当风速较低且空载电缆投入时,系统出现高频谐振风险明显增大。

5 仿真与实验验证

基于 Simulink 仿真和 STARSIM-HIL 软硬件在

环平台, 根据附录 C 中的系统参数, 搭建风场系统模型, 并进行以下 3 种工况仿真。

工况 1: 初始风速为 13.5 m/s, 风场系统稳定运行 1.5 s 时, 风场投入空载电缆; 2~2.5 s 时, 系统风速由 13.5 m/s 降低至 9 m/s, 系统未出现高频谐振, 仿真与实验结果如图 12 所示。

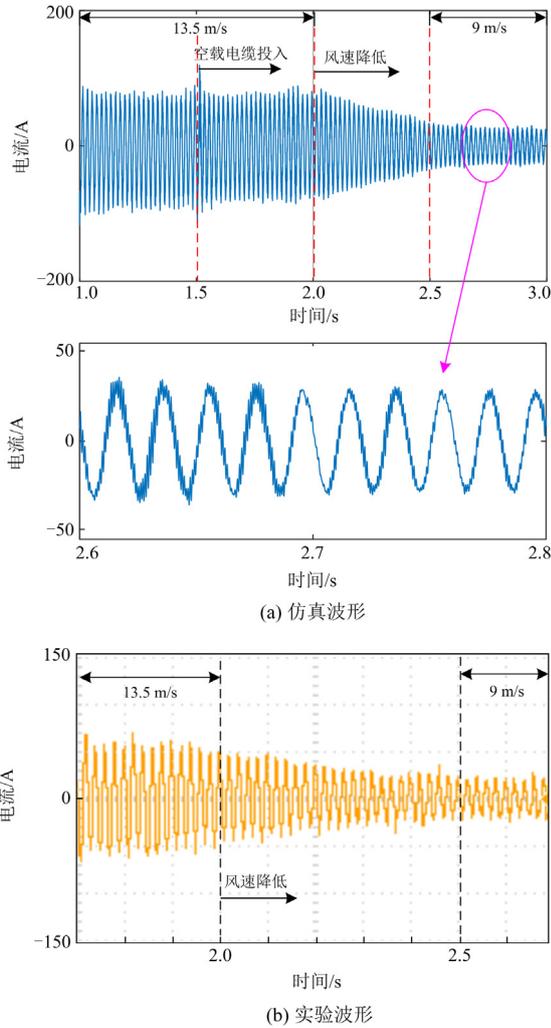


图 12 工况 1 下投入空载电缆时流入电网电流波形

Fig. 12 Waveform of current flowing into the grid with no-load cable in condition 1

由图 12 可知, 当双馈风场运行在高风速下, 1.5 s 时投入空载电缆, 系统仍能稳定运行, 不存在高频谐振情况, 与 4.1 节理论分析相一致; 在风速从 13.5 m/s 降低至 9 m/s 后, 虽然电流波形出现轻微畸变, 但系统并未出现高频谐振现象。对风速为 9 m/s 时风场系统流入电网电流进行傅里叶分析, 结果如图 13 所示。观察图 13 可以发现, 在风速降低后, 网侧电流出现了高频分量。若继续降低风速可能使高频分量进一步放大, 导致系统发生高频谐振。

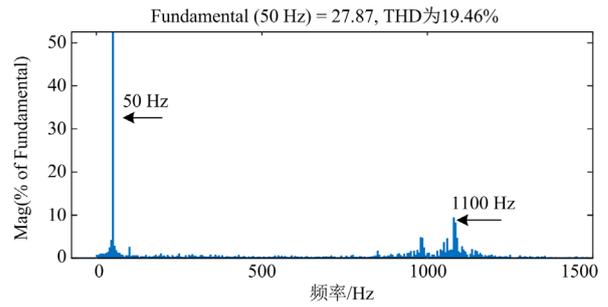


图 13 流入电网电流的 FFT 分析

Fig. 13 FFT analysis of current flowing into the grid

工况 2: 初始风速为 13.5 m/s, 风场系统稳定运行, 1.5 s 时投入空载电缆; 2~2.5 s 时, 风速由 13.5 m/s 降低至 5 m/s, 系统出现高频谐振, 仿真与实验结果如图 14 所示。

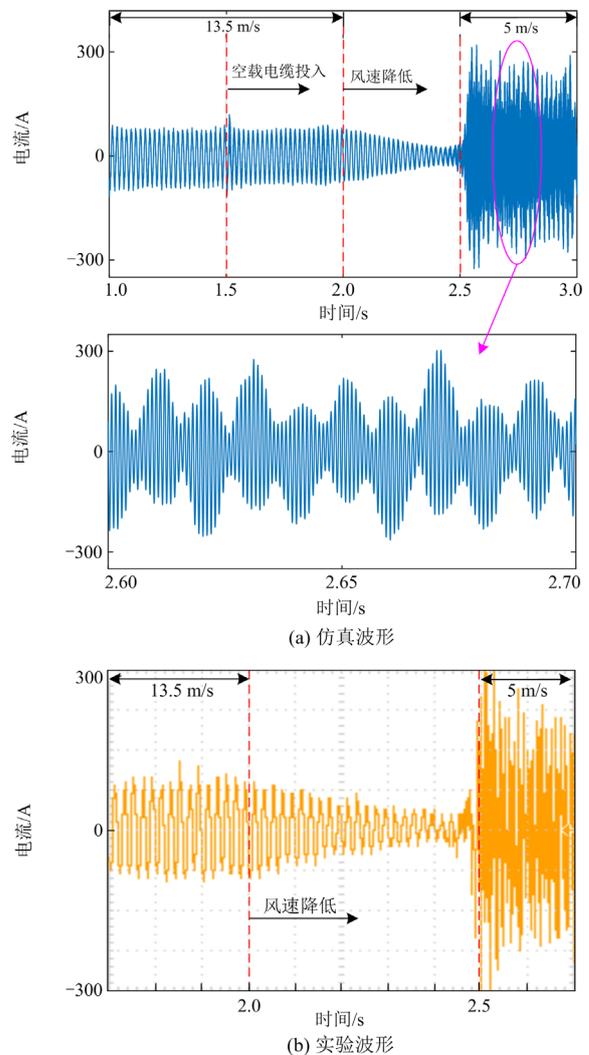


图 14 工况 2 下投入空载电缆时流入电网电流波形

Fig. 14 Waveform of current flowing into the grid with no-load cable in condition 2

由图 14 可知,当双馈风场运行在高速时,1.5 s 时投入空载电缆,系统仍能稳定运行,不存在高频谐振情况。但在风速从 13.5 m/s 降低至 5 m/s 后,系统出现高频谐振现象,并导致流入电网电流出现谐波畸变。

进一步对谐振过程中流入电网电流进行傅里叶分析,结果如图 15 所示。观察图 15 可以发现,电流中存在以 1153 Hz 为中心的谐波分量,这与 4.2 节分析的 5 m/s 条件下系统谐振频率为 1144 Hz 基本吻合。

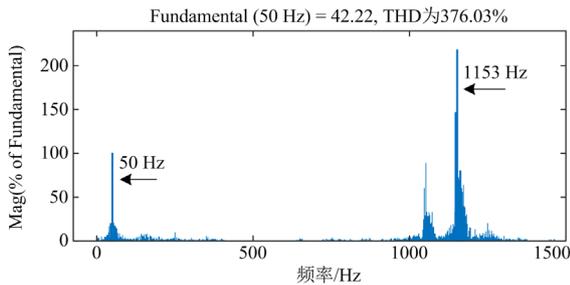
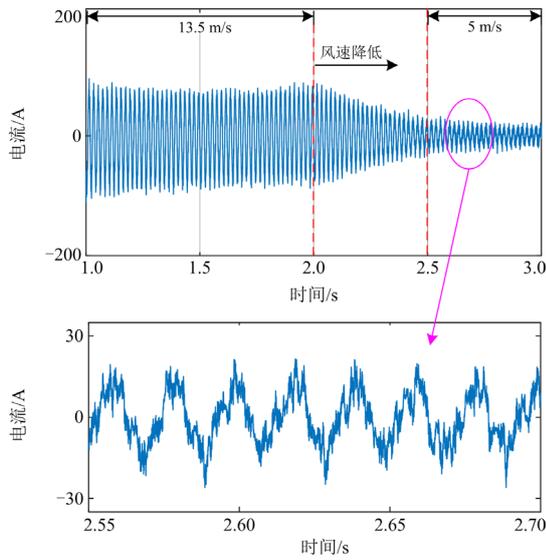


图 15 谐振过程中流入电网电流的 FFT 分析

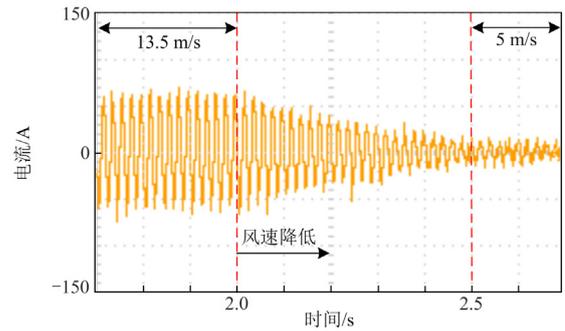
Fig. 15 FFT analysis of the current flowing into the grid during the resonance process

工况 3: 初始风速为 13.5 m/s,风场系统稳定运行,1.5 s 时未投入空载电缆;2~2.5 s 时,系统风速由 13.5 m/s 降低至 5 m/s,系统未出现高频谐振,仿真与实验结果如图 16 所示。风场系统流入电网电流的傅里叶分析如图 17 所示。

由图 16 可知,不投入空载电缆,风速保持在 13.5 m/s; 2~2.5 s 时段,风速由 13.5 m/s 降低到 5 m/s,流入电网电流幅值逐步下降; 2.5 s 后,随着风速稳定在 5 m/s,流入电网电流也维持稳定,并未发生高



(a) 仿真波形



(b) 实验波形

图 16 未投入空载电缆时流入电网电流波形

Fig. 16 Waveform of current flowing into the grid without no-load cable

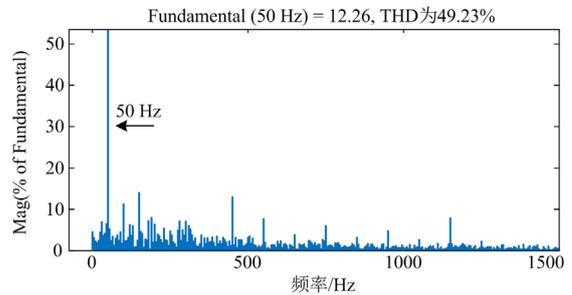


图 17 未投入空载电缆时流入电网电流的 FFT 分析

Fig. 17 FFT analysis of current flowing into the grid without no-load cable

频谐振。结合 3 种工况的分析可知,当系统运行在较低风速时,空载电缆投入将导致风场系统高频谐振风险增加,若无空载电缆投入则系统不会发生高频谐振,这与 4.2 节中给出的理论分析结论相一致。

6 结论

本文基于含 SVG 的双馈风场序阻抗模型,研究风速变化以及空载电缆投切对系统运行稳定性的影响,得到具体结论如下:

- 1) 风速变化会影响双馈风机 RSC 控制器阻抗,进而通过 GSC 与 SVG 功率外环的作用间接对 SVG 等效阻抗产生影响,而风场空载电缆投入也会通过功率外环改变 SVG 等效阻抗,因此需要将风功率和空载电缆两个要素纳入到系统谐振进行分析;
- 2) 基于双馈风机建模分析发现,风机阻抗随风速的降低而减小,此外低风速时,SVG 整体呈现较强的负阻尼特性,而高速时则呈现正阻尼特性;
- 3) 双馈风场高频谐振与风速和空载电缆存在内在关联,低风速时,空载电缆投入,SVG 处于强负阻尼状态且输出容性无功,导致风场系统整体相

位裕度不足, 最终发生高频谐振。

附录 A 转子侧变流器阻抗

采用谐波线性化方法对控制系统进行建模, 在电网电压上叠加 $f = f_p$ 的正序扰动信号, 忽略负序阻抗的影响, 则 RSC 基于此电压扰动信号产生的响应电流及定子侧电压的时域表达式(以 a 相为例)为

$$i_a^{rc}(t) = I_1^{rc} \cos[2\pi(f_1 - f_r)t + \varphi_{i1}^{rc}] + I_p^{rc} \cos[2\pi(f_p - f_r)t + \varphi_{ip}^{rc}] \quad (A1)$$

$$v_a^s(t) = V_1^s \cos[2\pi(f_1 - f_r)t + \varphi_{v1}^s] + V_p^s \cos[2\pi(f_p - f_r)t + \varphi_{vp}^s] \quad (A2)$$

式中: I_1^{rc} 、 I_p^{rc} 、 V_1^s 、 V_p^s 分别为基波和正序谐波的转子变换器出口电流幅值和定子侧电压幅值; φ_{i1}^s 、 φ_{ip}^s 、 φ_{v1}^s 、 φ_{vp}^s 分别为其对应的初始相位; f_r 为转子旋转频率。DFIG 中的 RSC 与 GSC 都应用 PLL 对定子电压进行锁相, 对应锁相环的传递函数为

$$G_{PLL}(s) = \frac{H_{PLL}(s)}{1 + V_p^s H_{PLL}(s)} \quad (A3)$$

$$Z_{G+RSC} = \frac{R_s + s(L_m + L_{ss}) - \frac{(sL_m)^2}{\left[\frac{k_e^2}{\sigma_p(s)} (H_i^{rc}(s - j2\pi f_1) - jK_{dq}^{rc}) + \frac{R_r'}{\sigma_p(s)} + s(L_m + k_e^2 L_{sr}) \right]}}{1 - \frac{sL_m G_{PLL}(s - j2\pi f_1) I_1^{rc} H_i^{rc}(s - j2\pi f_1) k_e / \sigma_p(s)}{\left[\frac{k_e^2}{\sigma_p(s)} (H_i^{rc}(s - j2\pi f_1) - jK_{dq}^{rc}) + \frac{k_e^2 R_r'}{\sigma_p(s)} + s(L_m + k_e^2 L_{sr}) \right]}} \quad (A6)$$

附录 B 网侧变流器阻抗

根据图 2(b) 可得风机定子侧电压与 GSC 阀侧电压的关系式(以 a 相为例), 如式(B1)所示。

$$v_a^{gc} = v_a^s + L_D \frac{di_a^{gc}}{dt} \quad (B1)$$

采用谐波线性化方式, 对功率外环进行建模。由图 3 可得, q 轴的无功参考电流表达式为

$$i_{q-ref}^{gc} = H_q^{gc}(s)(Q^{DFIG} - P^{DFIG} a) \quad (B2)$$

式中, a 为无功参考计算系数, $a = \tan(\arccos(\lambda^{DFIG}))$ 。基于静止坐标系下瞬时功率理论, 计算得到风机出口瞬时无功和有功的频域表达式, 如式(B3)所示。

$$\begin{cases} Q^{DFIG}(f) = j\frac{3}{2}V_1^s I_p^{DFIG} - j\frac{3}{2}I_1^{DFIG} e^{-j\varphi_p^{DFIG}} V_p^s, f = f_p - f_1 \\ P^{DFIG}(f) = \frac{3}{2}V_1^s I_p^{DFIG} + \frac{3}{2}I_1^{DFIG} e^{-j\varphi_p^{DFIG}} V_p^s, f = f_p - f_1 \end{cases} \quad (B3)$$

将式(B3)代入式(B2), 由于风机功率外环采用

式中: $H_{PLL}(s) = k_p^{pll} + k_i^{pll} / s$; $V_p^s = \frac{V_p^s}{2} e^{j\varphi_p^s}$ 。

令 RSC 输出的三相电流经过坐标变换后得到 RSC 输出的正序扰动电压表达式, 如式(A4)所示。

$$V_p^{rc}[f] = G_{PLL}(s - j2\pi f_1) V_p^s I_1^{rc} H_i^{rc}(s - j2\pi f_1) + I_p^{rc} (-H_i^{rc}(s - j2\pi f_1) + jK_{dq}^{rc}) \quad (A4)$$

式中: $H_i^{rc}(s)$ 为 RSC 电流内环控制器, $H_i^{rc}(s) = k_{ip}^{rc} + \frac{k_{ii}^{rc}}{s}$; K_{dq}^{rc} 为交叉解耦系数; $I_1^{rc} = \frac{I_1^{rc}}{2} e^{j\varphi_r^{rc}}$ 。由图 2 可知, 折算后的转子电压与定子及转子电流的关系为

$$\frac{V_p^{rc} k_e}{\sigma_p(s)} = \left(\frac{k_e^2 R_r}{\sigma_p} + s(L_m + k_e^2 L_{sr}) \right) \frac{I_p^{rc}}{k_e} + sL_m I_p^s \quad (A5)$$

式中, $\sigma_p(s)$ 为频域转差率, $\sigma_p(s) = \frac{s - j2\pi f_r}{s}$ 。整理可得 RSC 与异步电机的整体等效阻抗为

风机出口电流进行计算, 为了得到 GSC 的等效阻抗, 须将 $i_{q-ref}^{gc}(f)$ 中的风机出口电流转化为 GSC 出口电流, 结合图 3(b) 中的双馈风机拓扑部分, 将风机出口电流转换为

$$I_p^{dfig} = I_p^{gc} + I_p^{rc} = I_p^{gc} + \left(-\frac{V_p^s}{Z_{G+RSC}} \right) \quad (B4)$$

而后可得电流统一后的 $i_{q-ref}^{gc}(f)$ 表达式为

$$i_{q-ref}^{gc}(f) = \frac{3}{2} H_q^{gc} \left[\begin{aligned} & (j - a) V_1^s \left(I_p^{gc} - \frac{V_p^s}{Z_{G+RSC}} \right) + \\ & (-j - a) I_1^{DFIG} e^{-j\varphi_p^{DFIG}} V_p^s \end{aligned} \right], \quad (B5)$$

$$f = f_p - f_1$$

根据图 3(b) 可得 GSC 输出电压 dq 指令值, 并进行 park 反变换后得到的 GSC 阀侧电压, 将其代入到式(B1)中, 最终得到计及功率外环作用的 GSC 与出口滤波电感的等效阻抗表式, 如式(B6)所示。

$$Z_{L+GSC}(s) = \frac{\begin{bmatrix} -H_i^{gc}(s - j2\pi f_1) + jK_{dq}^{gc} - \\ \frac{4}{3}(1 + ja)V_1^s H_q^{gc}(s - j2\pi f_1) H_i^{gc}(s - j2\pi f_1) - sL_D \end{bmatrix}}{\begin{bmatrix} 1 - \frac{4}{3} \left(\frac{V_1^s}{Z_{G+RSC}(s)} (1 + ja) + I_1^{DFIG} (1 - ja) \right) \cdot \\ H_q^{gc}(s - j2\pi f_1) H_i^{gc}(s - j2\pi f_1) - \\ \frac{1}{2} (H_i^{gc}(s - j2\pi f_1) I_1^{gc} + V_1^s) G_{PLL}(s - j2\pi f_1) \end{bmatrix}} \quad (B6)$$

附录 C 风场系统参数

表 C1 SVG 参数

Table C1 SVG parameters

参数	数值
滤波电感 L_S/H	0.01
并网电压等级/kV	35
无功外环比例/积分增益	0.004/0.02
电流内环比例/积分增益	2.4/2

表 C2 双馈风机并网系统参数

Table C2 Parameters of DFIG grid-connected system

参数	数值
系统电感 L/H	0.017
系统电阻 R/Ω	3.1
系统频率 f/Hz	50
额定电压(定子侧电压) v^s/V	690
风机额定功率 S/MW	2
同轴励磁互感 L_m/mH	2.5
定子漏感 $L_{\sigma s}/mH$	0.087
转子漏感 $L_{\sigma r}/mH$	0.783
GSC 出口滤波电感 L_D/mH	0.38
极对数	2
转子电阻 $R_r/m\Omega$	26.1
直流母线电容电压 V_{dc-D}/V	1200
定子转子匝数比 k_c	0.34
GSC 内环比例系数	0.36
GSC 无功外环比例系数	0.0021
RSC 内环比例系数	0.057
GSC 内环积分系数	68.65
GSC 无功外环积分系数	0.0079
RSC 内环积分系数	0.49

表 C3 风场变压器与电缆线路参数

Table C3 Parameters of wind transformer and cable line

参数	数值
35 kV 变压器电阻/ Ω	2.1
35 kV 变压器漏感/ H	0.2184
线路电感/(mH/km)	0.297
线路电容/($\mu F/km$)	0.14

表 C4 不同风速下的转子频率

Table C4 Rotor frequencies at different wind speeds

风速/(m/s)	转子旋转频率 f_r/Hz
5	13.687
9	23.396
11	28.489
13.5	35.014

参考文献

[1] 郑黎明, 贾科, 毕天姝, 等. 海上风电接入柔直系统交流侧故障特征及对保护的影响分析[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(20): 20-32.
ZHENG Liming, JIA Ke, BI Tianshu, et al. AC-side fault analysis of a VSC-HVDC transmission system connected to offshore wind farms and the impact on protection[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(20): 20-32.

[2] 张文君, 王爽, 陈小月, 等. 海上风电场经海底电缆送出系统的并联电抗器配置方案[J]. 高压电器, 2022, 58(1): 38-45.
ZHANG Wenjun, WANG Shuang, CHEN Xiaoyue, et al. Shunt reactor configuration of offshore wind farm transmission system with submarine cable[J]. High Voltage Apparatus, 2022, 58(1): 38-45.

[3] TUMMALA A S L V. A robust composite wide area control of a DFIG wind energy system for damping inter-area oscillations[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2020, 5(3): 260-269.

[4] 文劲宇, 周博, 魏利岫. 中国未来电力系统储电网初探[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(7): 1-10.
WEN Jinyu, ZHOU Bo, WEI Lishen. Preliminary study on an energy storage grid for future power system in China[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(7): 1-10.

[5] 孔祥敏, 刘丽花, 张亮红, 等. 基于暂态高频能量的直驱风场汇集线路保护[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(4): 93-103.
KONG Xiangmin, LIU Lihua, ZHANG Lianghong, et al. Protection of a direct-driven wind farm collection line based on transient high-frequency energy[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(4): 93-103.

[6] 薛峰, 吴家龙, 崔晓丹, 等. 基于阻抗辨识的沽源地区风电并网系统次同步振荡控制策略[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(5): 200-207.
XUE Feng, WU Jialong, CUI Xiaodan, et al. Sub-synchronous oscillation control strategy based on impedance identification for wind power grid-connected system in guyuan area of China[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(5): 200-207.

[7] 秦世耀, 李少林, 王瑞明. 大容量永磁同步风电机组

- 系统谐振与抑制策略[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(22): 11-16.
- QIN Shiyao, LI Shaolin, WANG Ruiming. Resonance and suppression strategy of large capacity permanent magnet synchronous wind turbine system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(22): 11-16.
- [8] CHEAH-MANE M, SAINZ L, LIANG J, et al. Criterion for the electrical resonance stability of offshore wind power plants connected through HVDC links[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(6): 4579-4589.
- [9] 董晓亮, 田旭, 张勇, 等. 沽源风电场串补输电系统次同步谐振典型事件及影响因素分析[J]. 高电压技术, 2017, 43(1): 321-328.
- DONG Xiaoliang, TIAN Xu, ZHANG Yong, et al. Practical SSR incidence and influencing factor analysis of DFIG-based series-compensated transmission system in Guyuan farms[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(1): 321-328.
- [10] 李建林, 丁子洋, 游洪灏, 等. 构网型储能支撑新型电力系统稳定运行研究[J]. 高压电器, 2023, 59(7): 1-11.
- LI Jianlin, DING Ziyang, YOU Honghao, et al. Research on stable operation of new power system supported by grid-forming energy storage system[J]. High Voltage Apparatus, 2023, 59(7): 1-11.
- [11] WIND L, ZHU C, MIAO Z, et al. Modal analysis of a DFIG-based wind farm interfaced with a series compensated network[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2011, 26(4): 1010-1020.
- [12] 段庚勇, 冯琳, 李国杰. 考虑集电网结构的海上风电场谐振研究[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(22): 1-11.
- DUAN Gengyong, FENG Lin, LI Guojie. Research on resonance of offshore wind farm considering grid structure[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(22): 1-11.
- [13] 陈畅, 杨洪耕. 风火打捆半波长交流输电系统的谐振分析[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(2): 50-57, 64.
- CHEN Chang, YANG Honggeng. Harmonic resonance analysis for wind-thermal-bundled half-wavelength AC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(2): 50-57, 64.
- [14] 林元睿, 李朝阳, 钟玄. 考虑集电系统结构的山地风电场耦合谐振特性[J]. 南方电网技术, 2023, 17(3): 136-145.
- LIN Yuanrui, LI Zhaoyang, ZHONG Xuan. Coupling resonance characteristics of mountainous wind farm considering the structure of collector system[J]. Southern Power System Technology, 2023, 17(3): 136-145.
- [15] EBRAHIMZADEH E, BLAABJERG F, WANG X, et al. Reducing harmonic instability and resonance problems in PMSG-based wind farms[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2018, 6(1): 77-83.
- [16] 廖坤玉, 陶顺, 姚黎婷. 考虑励磁的 DFIG 静止坐标系输入阻抗的频域建模与时变特性研究[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(16): 4886-4897, 4994.
- LIAO Kunyu, TAO Shun, YAO Liting. Study on frequency-domain modeling and time-varying characteristics of DFIG input impedance with excitation under static reference frame[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(16): 4886-4897, 4994.
- [17] CHEN Jikai, HU Yang, WANG Yongquan, et al. Study on harmonic interaction between paralleled STATCOMs with cascaded H-bridge topology in wind farm clusters[J]. IET Renewable Power Generation, 2021, 15(11): 2515-2525.
- [18] 陈继开, 郝鑫, 常旗峰, 等. 考虑 SVG 控制模式的风电场系统中频谐振分析与抑制[J]. 电力自动化设备, 2023, 43(9): 39-46.
- CHEN Jikai, HAO Xin, CHANG Qifeng, et al. Analysis and suppression of medium frequency resonance of wind farm system considering SVG control modes[J]. Electric Power Automation Equipment, 2023, 43(9): 39-46.
- [19] 冯俊杰, 邹常跃, 杨双飞. 针对中高频谐振问题的柔性直流输电系统阻抗精确建模与特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(15): 4805-4820.
- FENG Junjie, ZOU Changyue, YANG Shuangfei. Accurate impedance modeling and characteristic analysis of VSC-HVDC system for mid-and high-frequency resonance problems[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(15): 4805-4820.
- [20] 李光辉, 王伟胜, 张兴. 双馈风电场并网次/超同步振荡建模与机理分析(一): 考虑功率外环的阻抗建模[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(7): 2438-2449.
- LI Guanghui, WANG Weisheng, ZHANG Xing. Modeling and mechanism analysis of grid-connected sub-synchronous oscillation in a doubly-fed wind farm (1): impedance modeling considering the power outer loop[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(7): 2438-2449.
- [21] 王倩. 大规模双馈风电机组经串补并网的次同步振荡研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2015.
- WANG Qian. Research on subsynchronous oscillation of large-scale doubly-fed wind turbine connected by series compensation[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2015.
- [22] 苗硕, 李奇南, 查鲲鹏, 等. 基于加窗 FFT 的风电场自适应振荡抑制策略[J]. 中国电力, 2022, 55(10): 112-123.
- MIAO Shuo, LI Qinan, ZHA Kunpeng, et al. Adaptive oscillation suppression strategy for wind farms based on windowed FFT[J]. Electric Power, 2022, 55(10): 112-123.
- [23] 马帅, 王宁, 韩国栋, 等. 附加定子磁链的双馈风机次同步振荡抑制研究[J]. 电网与清洁能源, 2022, 38(11): 146-154, 162.

- MA Shuai, WANG Ning, HAN Guodong, et al. Research on subsynchronous oscillation suppression of the doubly-fed induction generator with additional stator flux linkage[J]. Power System and Clean Energy, 2022, 38(11): 146-154, 162.
- [24] SUN K, YAO W, FANG J, et al. Impedance modeling and stability analysis of grid-connected DFIG-based wind farm with a VSC-HVDC[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2019, 8(2): 1375-1390.
- [25] 杜程茂, 杜雄, 樊丽娟, 等. 适用于全风速工作区间稳定性分析的双馈风机二元导纳模型[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(14): 5300-5312.
- DU Chengmao, DU Xiong, FAN Lijuan, et al. Two-variable admittance model for DFIG stability analysis under the entire wind speed operation range[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(14): 5300-5312.
- [26] 戎骏, 胡海涛, 邵洋, 等. 基于敏感度分析的海上风电场谐波谐振研究[J]. 电网技术, 2016, 40(8): 2510-2517.
- RONG Jun, HU Haitao, SHAO Yang, et al. Harmonic resonance assessment for offshore wind farm based on sensitivity analysis[J]. Power System Technology, 2016, 40(8): 2510-2517.
- [27] 王坤. 弱电网下双馈风电系统阻抗建模及稳定性分析[D]. 重庆: 重庆大学, 2019.
- WANG Kun. Impedance modeling and stability analysis of doubly-fed wind power system in weak current network[D]. Chongqing: Chongqing University, 2019.
- [28] SONG Y, EBRAHIMZADEH E, BLAABJERG F. Analysis of high-frequency resonance in DFIG-based offshore wind farm via long transmission cable[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2018, 33(3): 1036-1046.
- [29] 张旻, 沈梦娇, 陈新. 基于双谐波线性化的级联 H 桥静止无功发生装置序阻抗建模与分析[J]. 电工技术学报, 2019, 34(20): 4334-4346.
- ZHANG Yang, SHEN Mengjiao, CHEN Xin. Sequence impedance modeling and analysis of cascaded H-bridge static var generator based on double-harmonic linearization[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(20): 4334-4346.
- [30] 陈继开, 王鹏, 徐永海. SVG 机间谐波交互对子模块直流电压的影响分析与抑制方法[J]. 电网技术, 2020, 44(2): 637-645.
- CHEN Jikai, WANG Peng, XU Yonghai. Analysis of influence of harmonic interaction between SVGs on sub-module DC voltage and suppression method[J]. Power System Technology, 2020, 44(2): 637-645.
- [31] 钟逸铭. 含 SVG 双馈风电场的阻抗建模及稳定性分析[D]. 重庆: 重庆大学, 2018.
- ZHONG Yiming. Impedance modeling and stability analysis of wind farms with SVG doubly-fed[D]. Chongqing: Chongqing University, 2018.
- [32] 宋绍剑, 王铮, 刘斌. 计及变压器和线路阻抗的双馈风力发电机转子侧阻抗建模研究[J]. 电网技术, 2020, 44(4): 1392-1399.
- SONG Shaojian, WANG Zheng, LIU Bin. Research on rotor side impedance modeling of DFIG wind turbine considering transformer and line impedance[J]. Power System Technology, 2020, 44(4): 1392-1399.
- [33] 陈继开, 祝世启, 王瑞全, 等. 集群风场系统链式 SVG 高频谐振分析与抑制[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(1): 52-62.
- CHEN Jikai, ZHU Shiqi, WANG Ruiquan, et al. Analysis and suppression of high frequency resonance of chain SVG in cluster wind farm system[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(1): 52-62.
- [34] 秦垚, 王晗, 庄圣伦. 海上风电场集电网的高频谐振分析[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(14): 5169-5182.
- QIN Yao, WANG Han, ZHUANG Shenglun. Analysis on high frequency resonance of collector network in offshore wind farm[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(14): 5169-5182.
- [35] SUN J. Impedance-based stability criterion for grid-connected inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(11): 3075-3078.
- [36] CESPEDES M, SUN J. Impedance modeling and analysis of grid-connected voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 29(3): 1254-1261.
- [37] AMIN M, MOLINAS M. Small-signal stability assessment of power electronics based power systems: a discussion of impedance-and eigenvalue-based methods[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2017, 53(5): 5014-5030.

收稿日期: 2023-08-25; 修回日期: 2023-12-25

作者简介:

陈继开(1977—), 男, 通信作者, 博士, 教授, 研究方向为并网变流器建模分析与控制、柔性直流输电技术等; E-mail: chenjikai1977@163.com

李平(1998—), 男, 硕士研究生, 研究方向为新能源并网变流器稳定性分析。E-mail: 18347550807@163.com

(编辑 姜新丽)