

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.201214

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

陈良双, 吴思奇, 喻文倩, 刘志刚, 韩志伟

(西南交通大学电气工程学院, 四川 成都 611756)

摘要: 针对风电经串补输电线路并网发生的多起次/超同步振荡现象, 首先推导了基于有功无功解耦控制的双馈风机阻抗模型。其次分析了电网参数、双馈风机控制参数以及电机参数对风电并网系统稳定性的影响。然后针对串联补偿输电线路参数以及风机控制参数引发的次/超同步振荡现象, 提出了双馈风机转子侧控制环节附加阻尼控制器的抑制方法。并对分析阻尼器放置于功率外环以及电流内环对系统稳定性的影响, 得出阻尼器放置于电流内环对次/超同步振荡抑制效果更好的结论。最后, 在 PSCAD/EMTDC 中搭建双馈风机并网模型, 通过时域仿真验证了阻抗模型分析风机并网次/超同步振荡的正确性以及所提方法对次/超同步振荡抑制的有效性。

关键词: 串补输电; 次/超同步振荡; 双馈风机; 阻抗模型; 广义奈奎斯特判据

A sub/super-synchronous oscillation suppression method for a DFIG-connected grid based on additional damping control on the rotor side converter

CHEN Liangshuang, WU Siqu, YU Wenqian, LIU Zhigang, HAN Zhiwei

(School of Electrical Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 611756, China)

Abstract: There is a problem of multiple sub/super-synchronous oscillation events occurring in a system where the wind power transmission lines are connected to the grid through series compensators. To help tackle this, first, the impedance model of a DFIG based on active and reactive decoupling control is derived. Secondly, the influence of the power grid, DFIG control and motor parameters on the stability of the wind power integrated system is analyzed. Because of the phenomenon of sub/super-synchronous oscillation caused by the parameters of series compensation transmission line and DFIG control parameters, an additional damping controller, added to the rotor side converter control link of the DFIG, is proposed. Also the influence of the damper placed in the power outer loop and the current inner loop on the rotor side converter control link is compared and analyzed. It is concluded that when the damper is placed in the current inner loop, a better effect on the sub/super-synchronous oscillation suppression can be obtained. Finally, the DFIG model is built in PSCAD/EMTDC. The correctness of the impedance model and the effectiveness of the proposed method to suppress the sub/super-synchronous oscillation are verified via time-domain simulations.

This work is supported by the Key Project of NSFC and High-Speed Rail Joint Foundation (No. U1434203).

Key words: series-compensated transmission line; sub/super-synchronous oscillation; doubly-fed induction generator (DFIG); impedance model; generalized Nyquist criterion

0 引言

由于全球能源危机, 世界各国都在寻求化石燃料的替代品。当前, 风力发电^[1-2]已成为我国第三大

主力电源, 但是由于风电大规模地经变换器接入电网, 给电力系统带来了新的挑战。

我国风力发电厂主要位于三北地区, 其远离负荷中心, 需要远距离输电。为了减少输电线路上的电能损失, 通常采取的方法是通过串联电容补偿线路来减小风电场与负荷中心之间的电气距离。然而这种做法会引发次/超同步振荡^[3-8]。

基金项目: 国家自然科学基金高铁联合基金重点项目资助 (U1434203)

近几年,国内外发生多起风力发电机经串补线路产生次/超同步振荡的现象,例如:2009年10月美国德州风电场发生25 Hz左右的次同步振荡;2013年3月我国河北沽源风电场发生8.1 Hz的次同步振荡和91.9 Hz的超同步振荡;2015年7月我国新疆哈密地区风电场发生19.24 Hz和80.76 Hz的次/超同步振荡事故^[9-10]。

次/超同步振荡以及大规模电力电子器件接入电力系统引发的稳定性问题,引起了国内外学者的广泛关注。IEEE对次同步振荡进行了分类,并指出造成次同步振荡的机理有三个方面:次同步谐振(SSR)、电力电子装置引起的次同步振荡(SSTI)以及次同步控制相互作用(SSCI),其中次同步谐振产生机理又分为感性发电机效应(IGE)、机电扭振相互作用(TI)和暂态扭矩放大作用(TA)^[3,11]。针对次同步振荡的系统稳定性分析方法主要有频率扫描法、特征根分析法、复转矩系数法、时域仿真法和阻抗分析法^[12],其中阻抗分析法利用阻抗模型以及广义奈奎斯特稳定判据来进行系统稳定性分析,是目前最受欢迎的一种方法^[3,13-14]。

文献[14]利用序阻抗分析了网连变换器的小信号稳定性;文献[15]针对风电场经MMC并网引发的次同步振荡现象,利用谐波状态空间法(HSS)分析了其产生机理;文献[16]基于直流阻抗分析了直驱型风电场和高压直流输电之间由变换器的控制参数引发的振荡现象;文献[17-18]基于直流阻抗分析了风电场经电压源变换器连接高压直流输电时,功率流向对系统稳定性的影响,但是其将风电厂等效为一个理想的电压源,重点分析了当功率流向发生改变时,变换器控制参数对系统稳定性的影响;文献[19]利用dq阻抗法分析了双馈风机高次谐波稳定性问题,但并未对100 Hz以内的低频部分进行分析。

关于次/超同步振荡的抑制,现有的方法主要有改变电力电子变换器的控制策略以及加装振荡抑制装置^[10]。文献[20-21]通过加装无功补偿装置抑制次/超同步振荡,但这种方法会加大成本投入;文献[22]针对藏中联网工程弱联系电网中SVC由于其控制参数不当引发的次同步振荡,通过改变SVC的阻尼控制策略等方法,改变系统阻尼,从而起到抑制次/超同步振荡的效果;文献[23]通过改变转子侧变换器电流内环比例系数来抑制次/超同步振荡。

文献[24]针对弱电网下并网逆变器出现的不稳定现象,在电流环加入由电网阻抗检测、相位裕度补偿、幅值校正三部分组成的阻抗重塑控制环节对

不稳定进行抑制;文献[25]在双馈风机转子侧控制环节利用滑模变结构的控制策略,对双馈风电机组并网次同步控制相互作用引发的次同步振荡进行抑制;文献[26]针对双馈风机经串补并网引发的次/超同步振荡,在双馈风机转子侧控制环节附加阻尼器对其抑制;文献[27]在直驱风机以及光伏发电混合并网的网侧逆变器电流内环控制环节中加入由增益、滤波、补偿和限幅四个环节组成的阻尼器,抑制了风光混合并网出现的次同步振荡;文献[28]针对可再生能源制氢系统并网后造成的次/超同步振荡,在DC-DC变换器电压外环中加入由一阶高通滤波器、二阶带通滤波器以及比例-移相环节组成的阻尼控制器,可有效抑制次/超同步振荡;文献[29]通过在双馈风机网侧变换器电流内环输出端加入电压补偿量来改变定子侧模拟电阻以实现次同步振荡抑制;文献[30]利用复转矩分析方法,结合粒子群优化算法,在双馈风机转子侧外环控制中加入由增益环节、移相环节以及限幅环节组成的阻尼器,抑制双馈风机经串补并网引发的次同步振荡。

综上所述,目前针对风电并网稳定性的研究主要集中于变换器控制参数对系统稳定性的影响,而忽略了风机自身参数的影响。在次/超同步振荡的抑制方面,主要有修改控制参数、在控制环节加入附加阻尼控制器等措施,而附加的阻尼器一般是由多个环节组成,其结构复杂且参数整定困难。

本文首先推导了双馈风机并网小信号阻抗模型,利用阻抗模型以及广义奈奎斯特稳定判据,分析了双馈风机电路参数以及控制参数对并网系统稳定性的影响,得出造成风机并网出现次/超同步振荡现象的主要原因。之后针对并网出现的次/超同步振荡现象,对比分析了在双馈风机转子侧功率外环、电流内环附加阻尼控制器对次/超同步振荡的抑制效果,得出在风机转子侧变换器电流内环附加阻尼控制器抑制次/超同步振荡效果更佳,且该阻尼器仅由二阶低阻滤波器组成,结构简单。最后,在PSCAD中搭建了单台5 MW双馈风机并网模型,验证了阻抗模型分析结果的正确性以及转子侧附加阻尼控制器抑制次/超同步振荡措施的有效性。

1 双馈风机小信号阻抗模型

双馈风机一般结构图如图1所示:主要由风力发电机、转子侧变换器、网侧变换器、升压变压器等部分组成。图2是转子侧变换器控制环节结构框图,图3是网侧变换器控制环节结构框图。

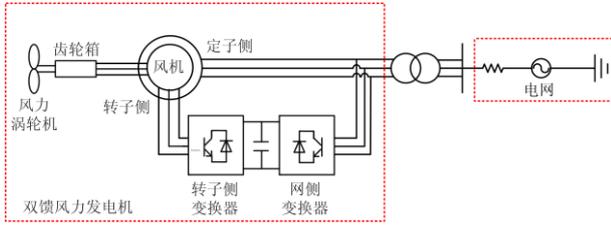


图 1 双馈风机并网结构图

Fig. 1 Structure diagram of DFIG connected grid

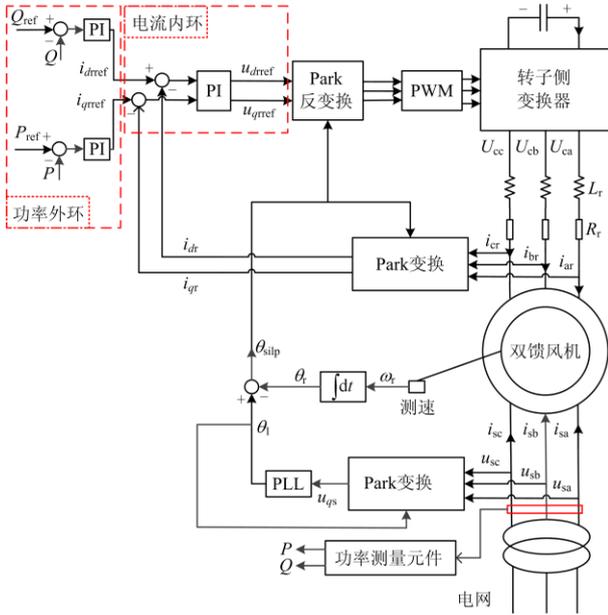


图 2 转子侧变换器控制结构图

Fig. 2 Structure diagram of rotor side converter control

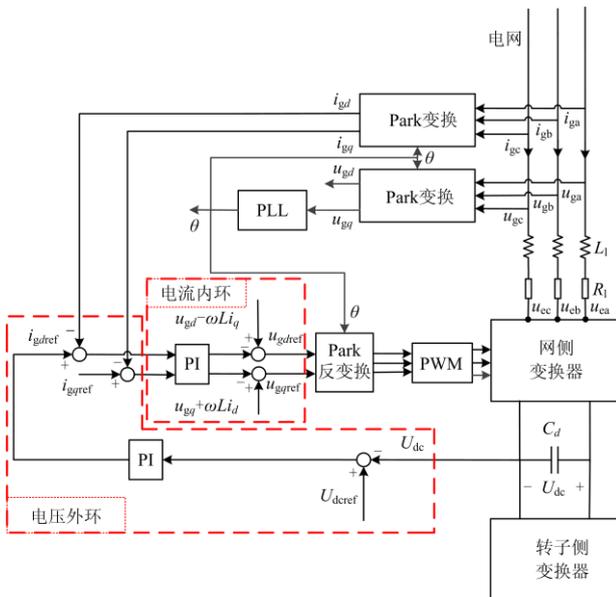


图 3 网侧变换器控制结构图

Fig. 3 Structure diagram of grid side converter control

1.1 感应电机小信号模型

双馈风力发电机采用异步电机, 式(1)、式(2)为电机的 dq 轴电压磁链方程。

$$\begin{cases} u_{ds} = \frac{d\psi_{ds}}{dt} - \omega_s \psi_{qs} + r_s i_{ds} \\ u_{qs} = \frac{d\psi_{qs}}{dt} + \omega_s \psi_{ds} + r_s i_{qs} \\ u_{dr} = \frac{d\psi_{dr}}{dt} - (\omega_s - \omega_r) \psi_{qr} + r_r i_{dr} \\ u_{qr} = \frac{d\psi_{qr}}{dt} + (\omega_s - \omega_r) \psi_{dr} + r_r i_{qr} \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \psi_{ds} = L_{sm} i_{ds} + L_M i_{dr} \\ \psi_{qs} = L_{sm} i_{qs} + L_M i_{qr} \\ \psi_{dr} = L_{rm} i_{dr} + L_M i_{ds} \\ \psi_{qr} = L_{rm} i_{qr} + L_M i_{qs} \end{cases} \quad (2)$$

式中: L_{sm} 为定子自感; L_M 为定子和转子之间的互感; L_{rm} 为转子自感; u_{ds} 、 u_{qs} 、 u_{dr} 、 u_{qr} 分别代表定子和转子 dq 轴电压; i_{ds} 、 i_{qs} 、 i_{dr} 、 i_{qr} 分别代表定子和转子 dq 轴电流; ψ_{ds} 、 ψ_{qs} 、 ψ_{dr} 、 ψ_{qr} 分别代表定子和转子 dq 轴磁链; r_s 、 r_r 代表定子和转子电阻。

将定转子磁链方程代入定转子电压方程可得到电流和电压的小信号传递函数, 如式(3)所示。

$$\begin{bmatrix} \hat{u}_{ds}^s \\ \hat{u}_{qs}^s \\ \hat{u}_{dr}^s \\ \hat{u}_{qr}^s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_s + sL_{sm} & -\omega_s L_{sm} & sL_M & -\omega_s L_M \\ \omega_s L_{sm} & r_s + sL_{sm} & \omega_s L_M & sL_M \\ sL_M & -\omega_{slip} L_M & r_r + sL_{rm} & -\omega_{slip} L_M \\ \omega_{slip} L_M & sL_M & \omega_{slip} L_M & r_r + sL_{rm} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{i}_{ds}^s \\ \hat{i}_{qs}^s \\ \hat{i}_{dr}^s \\ \hat{i}_{qr}^s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{G}_A & \mathbf{G}_B \\ \mathbf{G}_C & \mathbf{G}_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{i}_{ds}^s \\ \hat{i}_{qs}^s \\ \hat{i}_{dr}^s \\ \hat{i}_{qr}^s \end{bmatrix} \quad (3)$$

式中: s 表示微分算子; 角形上标 s 代表主电路小信号变量; \mathbf{G}_A 代表从定子 dq 轴电流到定子 dq 轴电压的传递函数; \mathbf{G}_B 代表从转子 dq 轴电流到定子 dq 轴电压的传递函数; \mathbf{G}_C 代表从定子 dq 轴电流到转子 dq 轴电压的传递函数; \mathbf{G}_D 代表从转子 dq 轴电流到转子 dq 轴电压的传递函数。

1.2 计及锁相环及功率外环的转子侧变换器小信号模型

图 4 为转子侧变换器的主电路拓扑结构。

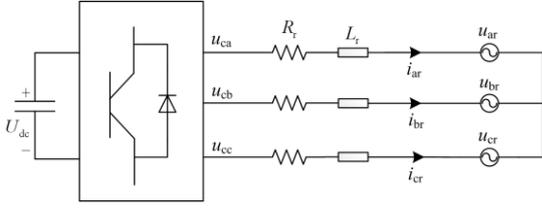


图4 转子侧变换器主电路结构图

Fig. 4 Structure diagram of rotor side converter circuit

根据图4得到转子侧 dq 轴电压方程。假设直流电压恒定不变,可以得到转子侧变换器占空比与转子电压电流的小信号方程。

$$\begin{cases} \hat{d}_{rd}^s U_{dc} = \hat{u}_{dr}^s + R_r \hat{i}_{dr}^s + s L_r \hat{i}_{dr}^s - \omega_{slip} L_r \hat{i}_{qr}^s \\ \hat{d}_{rq}^s U_{dc} = \hat{u}_{qr}^s + R_r \hat{i}_{qr}^s + s L_r \hat{i}_{qr}^s + \omega_{slip} L_r \hat{i}_{dr}^s \end{cases} \quad (4)$$

式中: R_r 、 L_r 分别为转子侧变换器交流电阻与电感; \hat{d}_{rd}^s 、 \hat{d}_{rq}^s 为转子侧变换器占空比在 dq 轴下的小信号分量。由式(4)可以得到转子电压 \hat{u}_{dq}^s 到占空比信号 \hat{d}_{rdq}^s 的传递函数 G_E , 以及转子电流 \hat{i}_{dq}^s 到占空比信号 \hat{d}_{rdq}^s 的传递函数 G_F 。

$$\hat{d}_{rdq}^s = G_E \hat{u}_{dq}^s + G_F \hat{i}_{dq}^s \quad (5)$$

双馈风机转子侧控制系统外环采用有功无功解耦控制,可以直接控制风机输出的有功和无功,便于保持电力系统的电压稳定性,内环采用电流控制,其结构如图2红色虚线框所示。对于转子侧变换器控制环节,可得到其控制环节的小信号传递函数。

电流内环:

$$\begin{bmatrix} \hat{u}_{drref}^c \\ \hat{u}_{qrref}^c \end{bmatrix} = G_{irPI} \begin{bmatrix} \hat{i}_{drref}^c - \hat{i}_{dr}^c \\ \hat{i}_{qrref}^c - \hat{i}_{qr}^c \end{bmatrix} \quad (6)$$

功率外环:

$$\begin{bmatrix} \hat{i}_{drref}^c \\ \hat{i}_{qrref}^c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -k_{Qrp} - \frac{k_{QrI}}{s} & 0 \\ 0 & -k_{Prp} - \frac{k_{PrI}}{s} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{Q}^c \\ \hat{P}^c \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$Q = \frac{3}{2} (u_{qs} i_{ds} - u_{ds} i_{qs}), P = \frac{3}{2} (u_{ds} i_{ds} + u_{qs} i_{qs}) \quad (8)$$

式中: G_{irPI} 为电流内环传递函数; k_{Qrp} 、 k_{QrI} 分别表示无功功率外环比例积分参数; k_{Prp} 、 k_{PrI} 分别表示有功功率外环比例积分参数。由于转子侧控制采用定子电压定向的坐标定向方式,令 $u_{ds}=0$,代入式(1)、式(2),可实现有功无功的解耦控制^[31]。其解耦后表达式为

$$Q = \frac{3}{2} \left(\frac{U_s^2}{\omega_s L_s} - \frac{U_s L_M i_{dr}}{L_s} \right), P = -\frac{3}{2} U_s \frac{L_M}{L_s} i_{qr} \quad (9)$$

将式(9)的小信号形式代入式(8)可以得到功率外环的小信号传递函数。

$$\begin{bmatrix} \hat{i}_{drref}^c \\ \hat{i}_{qrref}^c \end{bmatrix} = G_r \hat{i}_{dq}^c \quad (10)$$

式中: 角形上标 c 表示控制环节小信号变量; G_r 为功率外环传递函数。主电路变量与控制环节变量通过锁相环传输矩阵联系在一起。双馈风机转矩方程为

$$T_e = n L_M (i_{ds} i_{qr} - i_{qs} i_{dr}) \quad (11)$$

式中, n 为风机的磁极对数,采用定子电压定向的坐标定向方式,双馈风机电磁转矩与机械转矩之间的关系为

$$T_m - T_e = \frac{J}{n} \cdot \frac{d\omega_r}{dt} \quad (12)$$

式中, J 为风机的转动惯量。由于机械转矩惯性很大,短时间内可视为恒定不变,由式(11)、式(12)可以得到转子角度小信号表达式为

$$\hat{\theta}_r = -\frac{n^2 L_M U_s}{s^2 J L_s \omega_s} \hat{i}_{qr}^s \quad (13)$$

锁相环得到的相位小信号表达式为

$$\hat{\theta} = \frac{K_{rPII} + \frac{K_{rPIII}}{s}}{s + (K_{rPI} + \frac{K_{rPIII}}{s}) E_{dr}} \hat{u}_{qs}^s \quad (14)$$

式中: K_{rPI} 、 K_{rPII} 为转子侧锁相环的比例积分参数; E_{dr} 为转子电压在 d 轴下的稳态值。由式(13)、式(14)可以得到转子侧变换器主电路变量到控制环节变量的转差角小信号 θ_{slip} 。主电路变量通过 Park 变换转换到控制环节变量,所以可以得到转子电流主电路与控制环节的小信号传递函数、占空比从控制环节到主电路环节的小信号传递函数、定子电压与电流从主电路到控制环节的传递函数。

针对网侧变换器的小信号阻抗建模与上述转子侧建模方法一致,推导出双馈风机整体归算到网侧变换器的阻抗传递函数 Z_{gdq} ,其详细推导步骤可参考文献[19]。

$$Z_{gdq} = \left\{ \begin{bmatrix} G_N + G_M (I + G_{PWM} G_{rPI} G_u G_H)^{-1} \\ A + G_p (G_E G_D + G_F - A_{22})^{-1} \\ B_{22} + G_L (G_E G_D + G_F) \\ (G_E G_D + G_F - A_{22})^{-1} B_{22} \\ I - G_M (I + G_{PWM} G_{rPI} G_u G_H)^{-1} B + \\ G_p (G_E G_D + G_F - A_{22})^{-1} G_E G_C - \\ G_L G_E G_C + G_L (G_E G_D + G_F) \\ (G_E G_D + G_F - A_{22})^{-1} G_E G_C \end{bmatrix} \right\} \quad (15)$$

2 双馈风机并网稳定性分析

图 5 为双馈风机并网等效电路。其中电网等效为理想电压源与阻抗串联, 双馈风机等效为理想电流源与阻抗并联。

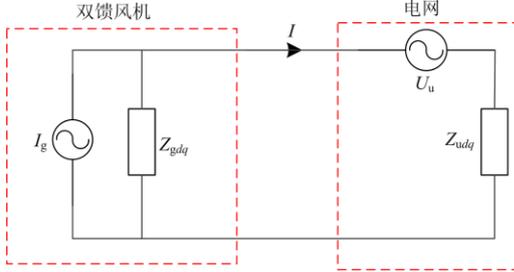


图 5 双馈风机并网等效阻抗电路

Fig. 5 Equivalent circuit of DFIG connected grid

图 5 中, Z_{udq} 为电网阻抗, 公共连接点的电流为

$$I(s) = \left(I_g(s) - \frac{U_u(s)}{Z_{gdq}(s)} \right) \left(I + \frac{Z_{udq}(s)}{Z_{gdq}(s)} \right)^{-1} \quad (16)$$

基于系统开环传递函数 $\frac{Z_{udq}(s)}{Z_{gdq}(s)}$, 利用广义奈奎

斯特稳定判据即可对系统进行稳定性分析。双馈风机并网的参数设置如表 1 所示。

表 1 双馈风机并网主要参数

Table 1 Main parameters of the DFIG connected grid

| 变量 | 数值 | 变量 | 数值 |
|------------------|-------|-------------------|------|
| 电网电阻 | 1 | 额定直流电压 | 1.45 |
| R_g/Ω | | U_{dref}/kV | |
| 电网电感 | 0.1 | 网侧电流内环 P | 1 |
| L_g/H | | 参数 k_{igp} | |
| 定子自感 | 30.31 | 网侧电流内环 I | 100 |
| $L_{sm}/\mu H$ | | 参数 k_{igi} | |
| 定子侧电阻 | 0.541 | 网侧电压外环 P | 0.4 |
| $r_s/m\Omega$ | | 参数 k_{udcp} | |
| 转子侧电感 | 33.34 | 网侧电压外环 I | 100 |
| L_{rm}/mH | | 参数 k_{udci} | |
| 转子侧电阻 | 0.578 | 转子侧电流内环 P | 1.2 |
| $R_r/m\Omega$ | | 参数 k_{irp} | |
| 定转子互感 | 0.428 | 转子侧电流内环 I | 40 |
| L_M/H | | 参数 k_{iri} | |
| 网侧变换器 | 0.01 | 转子侧无功功率 | 2 |
| 电阻 $R_f/m\Omega$ | | 外环 P 参数 k_{Qrp} | |
| 网侧变换器 | 0.134 | 转子侧无功功率 | 20 |
| 电感 L_f/mH | | 外环 I 参数 k_{Qri} | |
| 转子侧变换器 | 0.5 | 转子侧有功功率 | 2 |
| 电阻 $R_f/m\Omega$ | | 外环 P 参数 k_{Prp} | |
| 转子侧变换器 | 0.012 | 转子侧有功功率 | 50 |
| 电感 L_f/mH | | 外环 I 参数 k_{Pri} | |

2.1 电网参数

在表 1 的参数下, 系统处于稳定状态。依次改变电网电阻、电感, 加入串联补偿电容, 改变串联电容补偿度, 利用广义奈奎斯特稳定判据分析电网参数对风电并网系统稳定性的影响, 并在 PSCAD 中搭建单台 5 MW 的双馈风机模型, 其参数与表 1 一致。图 6 为电网电感 $L_g=0.1$ H 时的广义奈奎斯特曲线图, 可以看出系统稳定, PSCAD 软件仿真后, 风机输出的电流以及功率如图 7 所示。

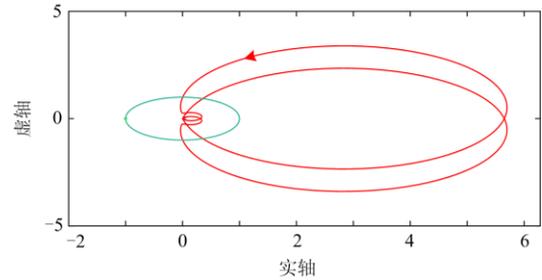
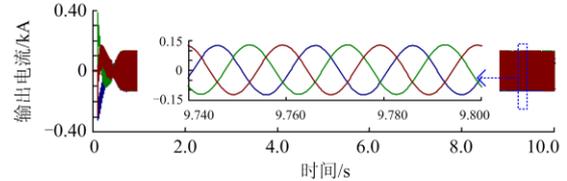
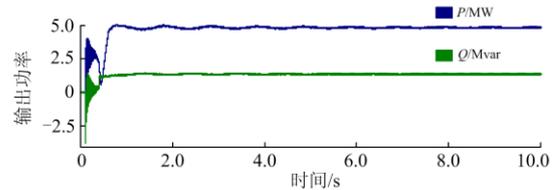


图 6 奈奎斯特曲线图($L_g=0.1$ H, 绿色圈为单位圆)

Fig. 6 Nyquist plot of impedance ratio ($L_g=0.1$ H, green-line is the unit circle)



(a) 双馈风机输出电流



(b) 双馈风机输出功率

图 7 风机输出波形图

Fig. 7 Output of the DFIG

分析电网电感大小对并网系统稳定性的影响, 增大电网电感到 10 H 时, 其奈奎斯特图如图 8(a) 所示, 此时系统不稳定。在电感值为 0.1 H 系统稳定时系统加入串补电容, 串补度为 20%, 此刻系统处于稳定状态; 继续提高串补度到 30%, 其奈奎斯特图如图 8(b) 所示, 此时奈奎斯特曲线与单位圆交点的频率为 5.9 Hz。PSCAD 时域仿真双馈风机的输出电流以及有功功率如图 9 所示。

对双馈风机定子输出电流进行 FFT 变换, 其频谱图如图 10 所示, 输出电流中包含 5.9 Hz 的次同

步振荡电流以及 94.3 Hz 的超同步振荡电流，且 5.9 Hz 次同步振荡电流幅值较大，此时系统不稳定，与上述奈奎斯特曲线穿越单位圆的频率相符。此时将电网的电感值减小到 0.03 H，串补度达到 80%，其奈奎斯特曲线如图 11 所示，此时系统依旧保持稳定，时域仿真与理论分析保持一致。改变电网电阻值，发现其对系统稳定性影响不大。

从上述分析可以得出：电网强度越大，此时电网等效的电感越小，越不易发生次/超同步振荡，此

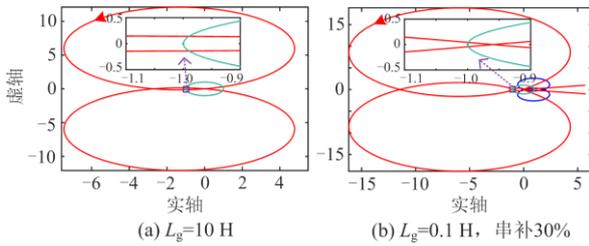
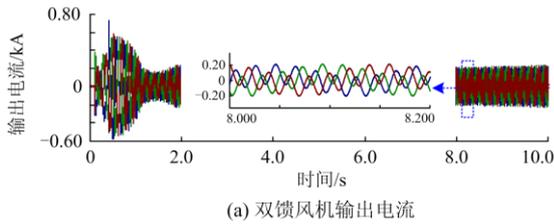
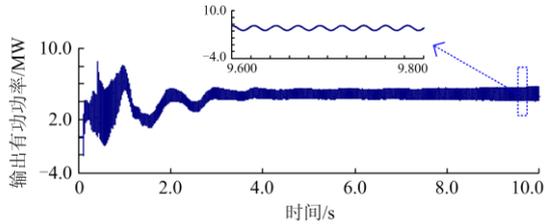


图 8 奈奎斯特曲线图

Fig. 8 Nyquist plot of impedance ratio



(a) 双馈风机输出电流



(b) 双馈风机输出有功功率

图 9 风机输出波形图(串补 30%)

Fig. 9 Output of the DFIG (series compensation: 30%)

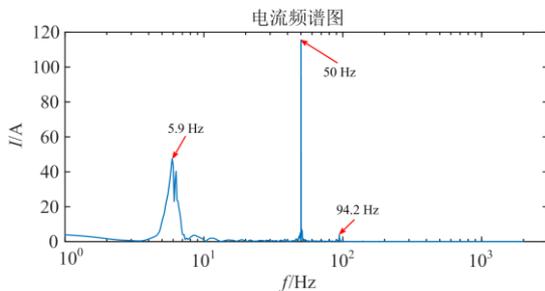


图 10 电流频谱图

Fig. 10 FFT of the current

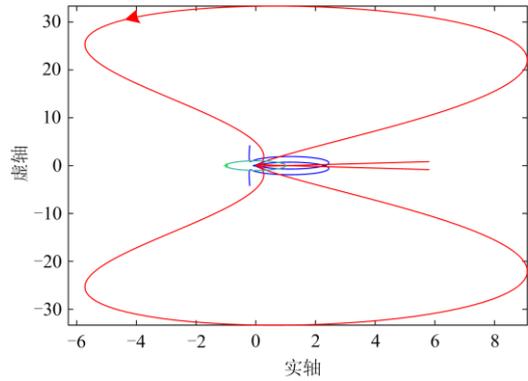


图 11 奈奎斯特曲线图($L_g=0.03$ H, 串补 80%)

Fig. 11 Nyquist plot of impedance ratio ($L_g=0.03$ H, series compensation: 80%)

时系统可以容纳较高的串补度；反之，系统越易发生次/超同步振荡，可容纳的串联补偿电容的串补度较小。

2.2 风机电机参数与控制参数

本节在表 1 参数的基础上，依次分析了双馈风机的电机参数与控制参数对系统稳定性的影响：图 12 分别为风机的定子电阻增大至 0.024Ω 、定子电感增大至 0.61 mH 的系统奈奎斯特曲线图，此时系统均不再稳定。图 13 为风机定子电阻在 0.024Ω 时系统输出的电流以及有功功率波形图，系统不稳定，与上述分析保持一致。而改变电机的转子电阻电感等其他电机参数时，发现其对系统稳定性的影响不大。

依次改变网侧与转子侧变换器的控制参数，分析双馈风机背靠背变换器控制参数对系统稳定性的

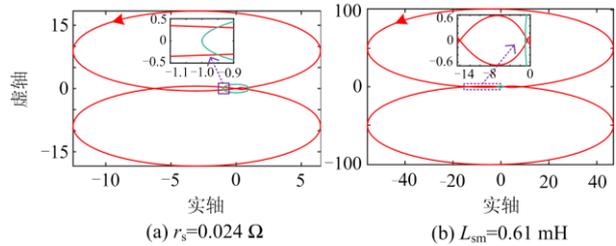
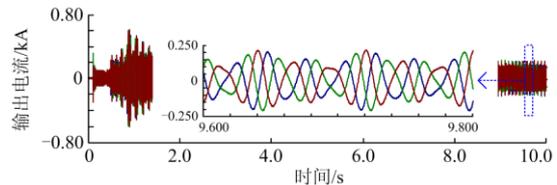


图 12 奈奎斯特曲线图

Fig. 12 Nyquist plot of impedance ratio



(a) 双馈风机输出电流

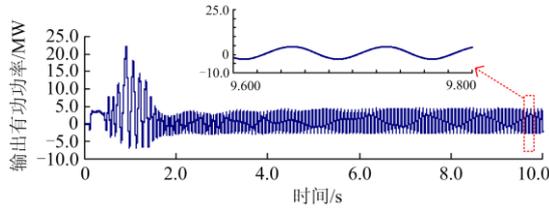


图 13 风机输出波形图($r_s=0.024 \Omega$)
Fig. 13 Output of the DFIG ($r_s=0.024 \Omega$)

影响。图 14 分别为网侧变换器电流内环 P 参数从 1 增加到 20、转子侧无功功率外环 P 参数从 2 增加到 100、无功功率外环 I 参数从 20 增加到 1 000、转子侧有功功率外环 I 参数从 50 增加到 1 000 时的系统奈奎斯特曲线图, 此时系统都不再稳定。图 15 为有功功率外环 I 参数增加至 1 000 时系统输出的电流与有功波形图, 系统不稳定, 其与理论分析结果保持一致。而改变风机其他控制参数对系统稳定性的影响较小。

从以上可以得出: 增大风机的定子电阻电感值、网侧变换器电流内环比例参数、转子侧变换器无功功率外环比例积分参数以及转子侧变换器有功功率外环积分参数会使得系统更容易出现不稳定现象, 而背靠背变换器的其他控制环节参数对系统稳定性影响不大。

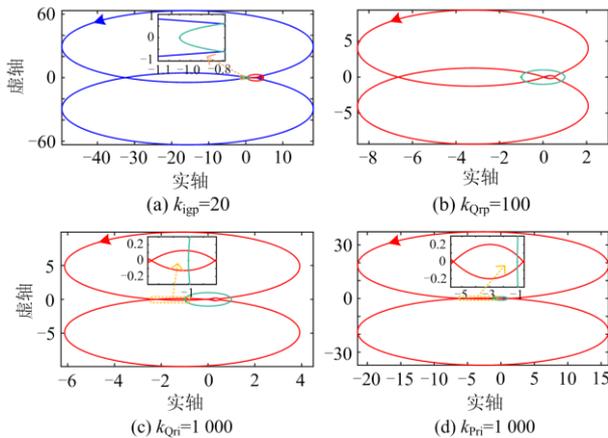
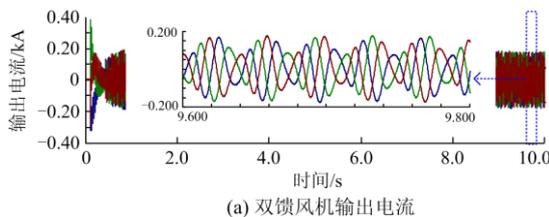
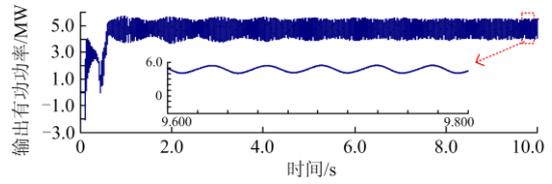


图 14 奈奎斯特曲线图
Fig. 14 Nyquist plot of impedance ratio



(a) 双馈风机输出电流



(b) 双馈风机输出有功功率

图 15 风机输出波形图($k_{Pri}=1000$)
Fig. 15 Output of the DFIG ($k_{Pri}=1000$)

3 次/超同步振荡抑制

由双馈风机背靠背变换器控制环节与串补输电线路相互作用以及风机控制参数不匹配引发的次/超同步振荡, 可通过在转子侧变换器控制环节附加阻尼控制器进行抑制, 阻尼器的控制参数可利用阻抗模型进行整定。

3.1 电流内环附加 LRF

当在转子侧变换器电流内环控制环节加入低阻滤波器(LRF)时, 其控制结构如图 16 所示。

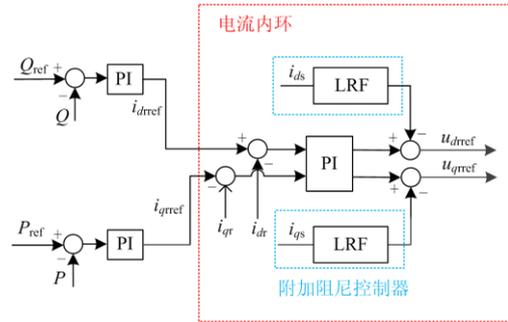


图 16 转子侧变换器增设低阻滤波器

Fig. 16 Low impedance filter is added to rotor side converter

低阻滤波器的数学表达式为

$$H_{LRF} = G \frac{s}{\omega_c} \frac{(1 + \frac{s}{\omega_c})}{1 + 2z \frac{s}{\omega_c} + (\frac{s}{\omega_c})^2} \quad (17)$$

式中: G 为增益系数; ω_c 为特征频率; z 为阻尼系数。

由于串补 30% 引起的主要是 5.9 Hz 的次同步振荡以及 94.2 Hz 的超同步振荡, 而超同步振荡的幅值远小于次同步振荡的幅值, 利用低阻滤波器, 设计合适的参数可以起到抑制次/超同步振荡的效果。该滤波器在增益系数为 1、阻尼系数为 0.707、不同特征频率下的 Bode 图如图 17 所示。当特征频率为 10~50 Hz 时, 低阻滤波器可以滤除 5.9 Hz 的次同步振荡电流, 保留 50 Hz 的基频分量。所以低阻滤波器的特征频率选为 10 Hz, 选取阻尼系数为 0.707, 而增益系数利用阻抗模型确定合适的参数。

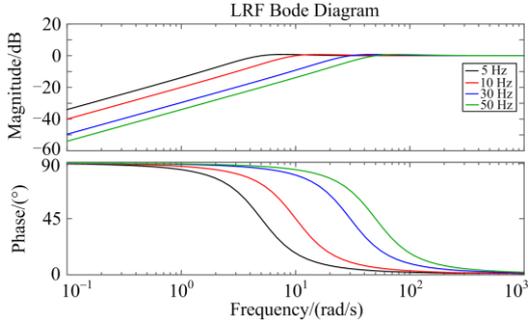


图 17 不同特征频率下滤波器 Bode 图

Fig. 17 Filter Bode diagram at different frequencies

当转子侧变换器加入低阻滤波器，风机的阻抗模型发生变化，式(6)变为

$$\hat{u}_{dqref}^c = G_{irpl}(\hat{i}_{dqref}^c - \hat{i}_{dqr}^c) - G_z \hat{i}_{dqs}^c \quad (18)$$

式中， G_z 为低阻滤波器传递函数矩阵，得到转子侧电流内环附加低阻滤波器的阻抗表达式如式(19)所示。

利用广义奈奎斯特稳定判据分析不同增益系数对并网系统稳定性的影响，其奈奎斯特曲线如图 18 所示，发现增益系数为 0.3 与 0.2 时系统处于稳定状态，能有效抑制次/超同步振荡。

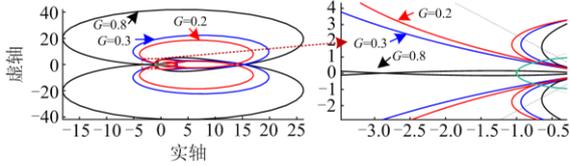


图 18 奈奎斯特曲线图(LRF)

Fig. 18 Nyquist plot of impedance ratio (LRF)

$$Z_{gdq} = \begin{bmatrix} G_N + G_M(I + G_{PWM}G_{iPI}G_uG_H)^{-1} \cdot \\ A + G_p(G_EG_D + G_F - A_{22})^{-1} \cdot \\ B_{22} + G_L(G_EG_D + G_F) \cdot \\ (G_EG_D + G_F - A_{22})^{-1}B_{22} \\ I - G_M(I + G_{PWM}G_{iPI}G_uG_H)^{-1} \cdot \\ B - G_p(G_EG_D + G_F - A_{22})^{-1} \cdot \\ (C_{22} - G_EG_C) - G_LG_EG_C - G_L \cdot \\ (G_EG_D + G_F) \cdot (G_EG_D + G_F - A_{22})^{-1} \cdot \\ (C_{22} - G_EG_C) \end{bmatrix} \quad (19)$$

3.2 功率外环附加 LRF

将该附加阻尼控制器加入功率外环，其也可重塑系统的阻抗模型，对系统稳定性产生影响，此时的转子侧控制结构如图 19 所示。

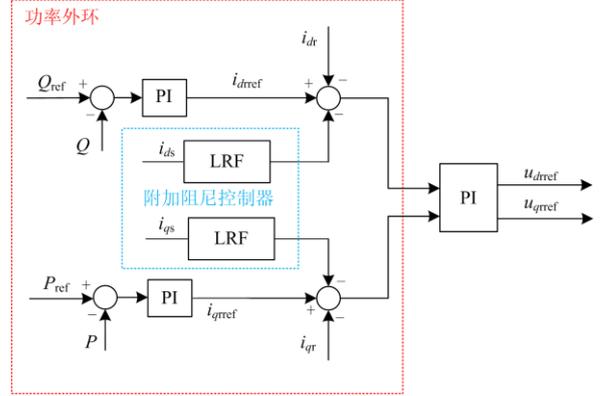


图 19 功率外环附加低阻滤波器

Fig. 19 Low impedance filter is added to RSC outer loop

此时并网系统阻抗模型发生改变，式(6)变为

$$\begin{aligned} \hat{u}_{dqref}^c &= G_{irpl}(\hat{i}_{dqref}^c - \hat{i}_{dqr}^c - G_z \hat{i}_{dqs}^c) = \\ &G_{irpl}(\hat{i}_{dqref}^c - \hat{i}_{dqr}^c) - G_{irpl}G_z \hat{i}_{dqs}^c = \\ &G_{irpl}(\hat{i}_{dqref}^c - \hat{i}_{dqr}^c) - G_z' \hat{i}_{dqs}^c \end{aligned} \quad (20)$$

从而得到转子侧功率外环附加低阻滤波器的阻抗表达式。将相同的滤波器放入功率外环，不改变其参数，在增益参数为 0.3、特征频率为 10 Hz、阻尼系数为 0.707 时，奈奎斯特曲线如图 20 所示，该参数下，增设于电流内环可抑制次/超同步振荡，增设于功率外环时无法抑制次/超同步振荡。而此时将增益系数修改为 0.2 时，增设于功率外环与电流内环均能抑制次/超同步振荡，其奈奎斯特图如图 21 所示。对比滤波器放置于内外环对系统稳定裕度的影响，传统 SISO 系统中简单的增益与相角裕度计算方法不适用于 MIMO 系统，而 MIMO 系统可通过利用系统开环传递函数与单位矩阵构造回差阵如式(21)，之后利用回差阵的最小特征值幅值来计算系统的增益与相角裕度，增益与相角裕度计算公式如式(22)所示^[32]。

$$m = \min |\lambda(I + G)| \quad (21)$$

$$GM = 20 \lg(1 + m), PM = 2 \arcsin \frac{m}{2} \quad (22)$$

式中： G 为系统开环传递函数； m 为回差阵最小特征值的幅值。此时求解增益系数为 0.2，放置于功率外环，回差阵最小的特征值幅值为 0.205，通过式(22)计算系统增益与相角裕度分别为 1.62 dB、11.77°；将其放置于电流内环，此时回差阵最小的特征值幅值为 0.669 9，计算所得系统增益与相角裕度分别为 4.46 dB、39.14°。对比分析滤波器放置于电流内环稳定裕度要更大一些，效果更好。对比式(20)与式(18)

可以看出, 两者唯一的不同在于式(20)多了转子侧电流内环 PI 环节的传函, 继而导致等效的阻尼控制器传递函数矩阵不同, 如式(23)所示, 其中: G_z 为阻尼器放置于电流内环的阻尼传递函数矩阵; G'_z 为滤波器放置于功率外环等效的阻尼传递函数矩阵。

$$G'_z = G_{\text{impi}} G_z \quad (23)$$

结合图 20 与图 21 可以看出, 当滤波器放置于功率外环时, 系统的稳定裕度相对较低, 结合式(23)可以得出电流内环 PI 环节导致了系统稳定裕度的降低, 从而使得增设低阻滤波器无法获得较好的抑制效果。PSCAD 仿真中风机经串补输电并网, 此时出现次/超同步振荡现象, 在 6 s 时分别将滤波器投放于功率外环以及电流内环, 风机并网系统 A 相的仿真电流波形如图 22 所示, 此时滤波器增益系数 0.3, 其他参数不变。在双馈风机经串补并网出现次/超同步振荡, 在转子侧电流内环投入 LRF 后, 经 0.3 s 后系统进入新的稳态。对图 22(b) 6.3 s 后输出电流进行 FFT 变换, 其频谱图如图 23 所示, 只含基波分量, 系统稳定。可以看出在 6 s 时, 将滤波器

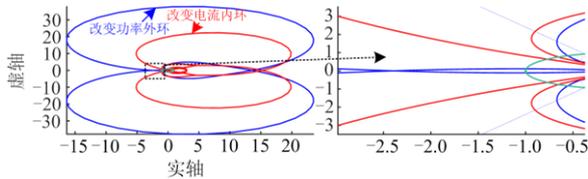


图 20 奈奎斯特图(LRF $G=0.3$)

Fig. 20 Nyquist plot of impedance ratio (LRF $G=0.3$)

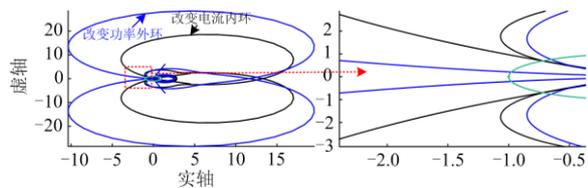
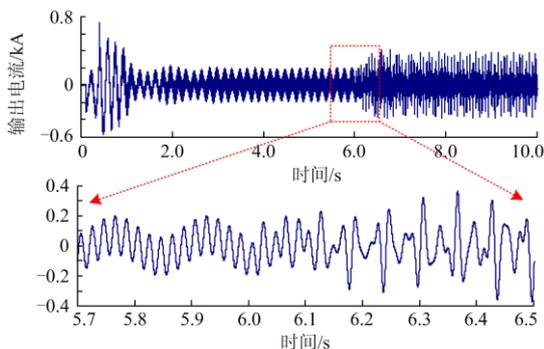
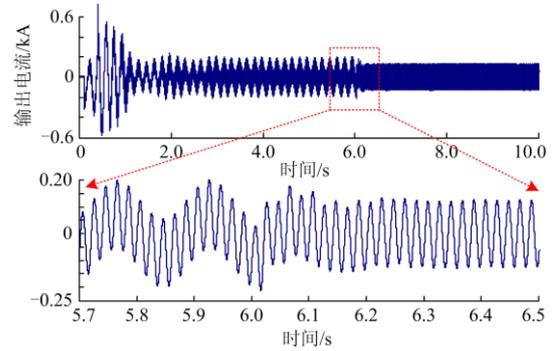


图 21 奈奎斯特图(LRF $G=0.2$)

Fig. 21 Nyquist plot of impedance ratio (LRF $G=0.2$)



(a) LRF 置于功率外环($G=0.3$)



(b) LRF 置于电流内环($G=0.3$)

图 22 风机输出电流波形图

Fig. 22 Current waveform of the DFIG

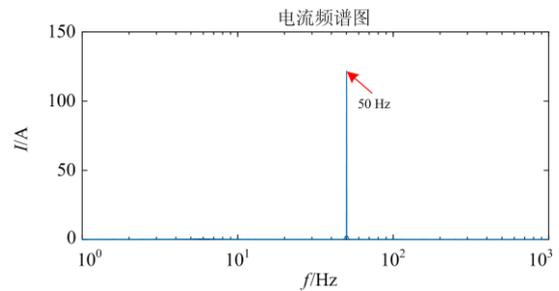


图 23 电流频谱图

Fig. 23 FFT of the current

投放于电流内环可以很好地抑制次/超同步振荡, 而在同等条件下, 放置于功率外环无法起到抑制次/超同步振荡的效果。

3.3 电流内环附加 LRF 抑制风机参数不匹配引发的次/超同步振荡

当双馈风机因自身参数不匹配出现不稳定情况时, 根据次/超同步振荡的频率决定合适的特征频率与阻尼系数, 再利用阻抗模型确定合适的增益系数, 使得其可有效抑制次/超同步振荡, 以进一步验证抑制措施的有效性和理论分析的正确性。当双馈风机转子侧有功功率外环积分参数为 1 000 时, 系统不稳定, 风机输出的电流以及功率波形如图 15 所示。对图 15(a)进行 FFT 变换, 发现其包含 22.8 Hz 的次同步振荡电流以及 77.4 Hz 的超同步振荡电流。针对控制环节参数引起的系统不稳定现象, 利用图 16 转子侧变换器电流内环附加低阻滤波器的方法, 结合阻抗模型, 选取特征频率为 45 Hz, 阻尼系数为 0.707, 增益系数为 0.5。其奈奎斯特曲线如图 24 所示, 此时判断系统稳定, 图 25 为基于 PSCAD 仿真软件得到的系统输出电流以及功率波形图, 对系统输出的电流进行 FFT 变换, 发现其只含基波分量, 系统稳定, 与理论分析一致。

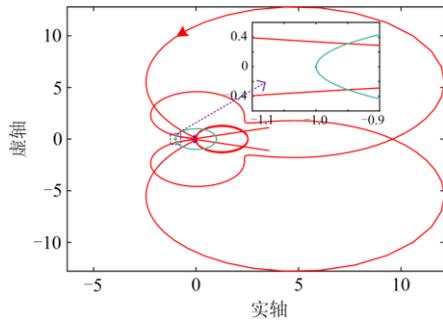
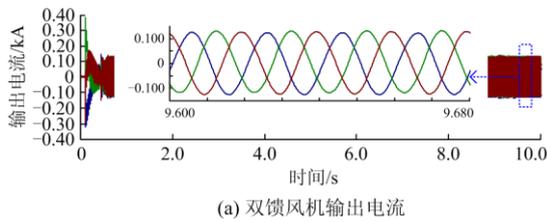
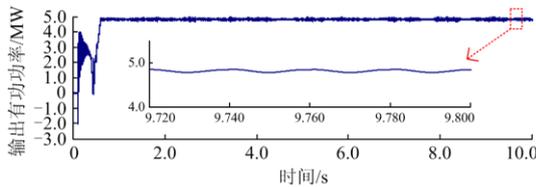


图 24 奈奎斯特曲线图($k_{Pri}=1\ 000$, 附加阻尼器)

Fig. 24 Nyquist plot of impedance ratio ($k_{Pri}=1\ 000$, additional damper)



(a) 双馈风机输出电流



(b) 双馈风机输出有功功率

图 25 风机输出波形图($k_{Pri}=1\ 000$, LRF)

Fig. 25 Output waveform of the DFIG ($k_{Pri}=1\ 000$, LRF)

当风电并网系统运行状态发生改变时, 次超同步振荡的频率会有较大的变化。图 26 展示了风机先

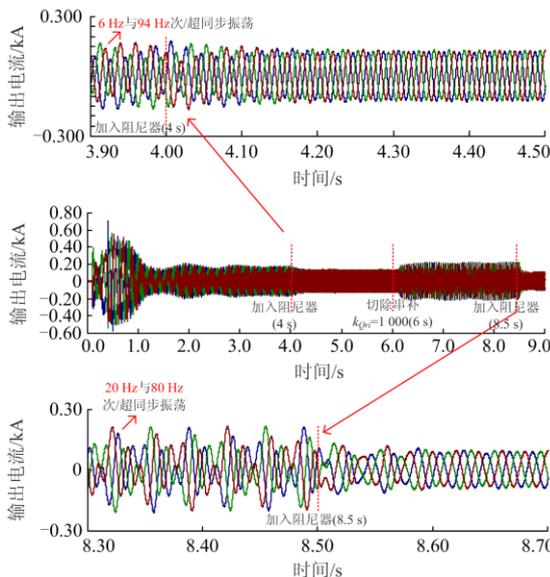


图 26 风机输出电流波形图

Fig. 26 Current waveform of the DFIG

在 0~4 s 内经 35% 串补输电并网时, 系统产生 6 Hz 与 94 Hz 次/超同步振荡, 4 s 时在电流内环投入阻尼器, 系统重新达到稳定。随后在 6 s 时切除串补电容, 改变无功功率外环积分参数至 1 000, 系统发生 20 Hz 与 80 Hz 次/超同步振荡, 之后在 8.5 s 投入阻尼器, 系统重新达到稳定。从以上可以得出: 当转子侧附加阻尼控制器在次/超同步振荡的频率发生较大变化时, 仍能有效抑制。

4 结论

本文利用小信号建模, 推导双馈风机阻抗模型, 利用广义奈奎斯特稳定判据分析系统稳定性, 并利用 PSCAD 仿真软件进行验证, 得出以下结论。

1) 双馈风机连接电网的强度越大, 电网等效的电感越小, 越不易发生次/超同步振荡, 此时可接受的输电线路串补程度越大, 反之相反。

2) 增大双馈风机自身的定子电阻、电感、网侧变换器电流内环比例参数、转子侧变换器无功功率外环比例积分参数以及有功功率外环积分参数会使得系统稳定裕度降低。

3) 当 LRF 放置于功率外环时, 由于电流内环 PI 环节的影响, 可能使得该方法无法有效地抑制次/超同步振荡。相比之下, 在转子侧变换器电流内环加入阻尼控制器抑制次/超同步振荡的效果要比放置于外环的效果更佳。风机生产厂商可将该附加阻尼控制模块加入双馈风机转子侧电流内环控制模块当中, 对于长远距离经串联补偿输电线路出现的次/超同步振荡, 可以进行有效地抑制。

参考文献

[1] 董伟, 杨强, 葛磊蛟, 等. 基于混合智能模型的分布式风力发电预测方法[J]. 供用电, 2019, 36(1): 34-39.
DONG Wei, YANG Qiang, GE Leijiao, et al. A distributed wind power prediction method based on hybrid intelligent model[J]. Distribution & Utilization, 2019, 36(1): 34-39.

[2] 丘刚, 李国庆, 张德亮, 等. 基于约翰森协整及格兰杰因果检验的风电功率关键要素辨识与预测方法[J]. 供用电, 2019, 36(12): 75-79, 54.
QIU Gang, LI Guoqing, ZHANG Deliang, et al. Key factors identification and prediction method based on Johansson cointegration and Granger causality test for wind power[J]. Distribution & Utilization, 2019, 36(12): 75-79, 54.

[3] JIANG H, YOU J J, LIU H, et al. Impedance characteristics of DFIGs considering the impacts of DFIG numbers and locations and its application on SSR analysis[C] // IEEE

- Power & Energy Society General Meeting, July 16-20, 2017, Chicago, IL, USA: 1-8.
- [4] 肖湘宁, 罗超, 廖坤玉. 新能源电力系统次同步振荡问题研究综述[J]. 电工技术学报, 2017, 32(6): 85-97.
XIAO Xiangning, LUO Chao, LIAO Kunyu. Review of the research on subsynchronous oscillation issues in electric power system with renewable energy sources[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(6): 85-97.
- [5] MIAO Z. Impedance-model-based SSR analysis for type 3 wind generator and series-compensated network[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(4): 984-991.
- [6] 邢华栋, 张叔禹, 尹柏清, 等. 风电并网系统次同步振荡稳定性分析与控制方法研究综述[J]. 电测与仪表, 2020, 57(24): 13-21.
XING Huadong, ZHANG Shuyu, YIN Baiqing, et al. Review of sub-synchronous oscillation stability analysis and control method for grid-connected wind power system[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2020, 57(24): 13-21.
- [7] 张家军, 张新燕, 高亮, 等. 基于振荡分量时频特性的次同步振荡早期预警[J]. 电测与仪表, 2020, 57(19): 21-26.
ZHANG Jiajun, ZHANG Xinyan, GAO Liang, et al. Early warning of sub-synchronous oscillation based on time-frequency characteristics of oscillatory components[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2020, 57(19): 21-26.
- [8] 唐冰婕, 迟永宁, 田新首, 等. 基于阻抗频域灵敏度的双馈风电机组次同步振荡抑制措施[J]. 供用电, 2019, 36(10): 73-79.
TANG Bingjie, CHI Yongning, TIAN Xinshou, et al. Sub-synchronous oscillation mitigation schemes of DFIG wind turbine based on impedance frequency-domain sensitivity[J]. Distribution & Utilization, 2019, 36(10): 73-79.
- [9] 刘辉, 李蕴红, 李雨, 等. 风电次同步谐振实例特征及机理分析[J]. 中国电力, 2016, 49(3): 134-140.
LIU Hui, LI Yunhong, LI Yu, et al. Case study and analysis of sub-synchronous resonance in wind power plants[J]. Electric Power, 2016, 49(3): 134-140.
- [10] 姜齐荣, 王亮, 谢小荣. 电力电子化电力系统的振荡问题及其抑制措施研究[J]. 高电压技术, 2017, 43(4): 1057-1066.
JIANG Qirong, WANG Liang, XIE Xiaorong. Study on oscillations of power-electronized power system and their mitigation schemes[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(4): 1057-1066.
- [11] 谢小荣, 王路平, 贺静波, 等. 电力系统次同步谐振/振荡的形态分析[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1043-1049.
XIE Xiaorong, WANG Luping, HE Jingbo, et al. Analysis of subsynchronous resonance/oscillation types in power systems[J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1043-1049.
- [12] 周步祥, 廖敏芳, 魏金萧, 等. 基于 RVM 和阻抗法对串联电容补偿输电线路的故障定位[J]. 电测与仪表, 2019, 56(8): 9-15.
ZHOU Buxiang, LIAO Minfang, WEI Jinxiao, et al. Fault location algorithm for ground fault in series capacitor compensated transmission lines based on RVM and impedance method[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2019, 56(8): 9-15.
- [13] LIU H, XIE X. Impedance network modeling and quantitative stability analysis of sub-/super-synchronous oscillations for large-scale wind power systems[J]. IEEE Access, 2018, 6: 34431-34438.
- [14] ZHANG C, CAI X, RYGG A, et al. Sequence domain SISO equivalent models of a grid-tied voltage source converter system for small-signal stability analysis[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2018, 33(2): 741-749.
- [15] LÜ J, CAI X, AMIN M, et al. Sub-synchronous oscillation mechanism and its suppression in MMC-based HVDC connected wind farms[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2018, 12(4): 1021-1029.
- [16] AMIN M, MOLINAS M, LYU J. Oscillatory phenomena between wind farms and HVDC systems: the impact of control[C] // IEEE 16th Workshop on Control and Modeling for Power Electronics, July 12-15, 2015, Vancouver, BC, Canada: 1-8.
- [17] AMIN M, RYGG A, MOLINAS M. Active power flow direction effect on stability in multi-terminal VSC-HVDC transmission system in integrating wind farm[C] // IEEE 17th Workshop on Control and Modeling for Power Electronics, June 27-30, 2016, Trondheim, Norway: 1-8.
- [18] AMIN M, MOLINAS M, LÜ J, et al. Impact of power flow direction on the stability of VSC-HVDC seen from the impedance Nyquist plot[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(10): 8204-8217.
- [19] CHEN X, LIU Z. Impedance modeling and stability analysis of the converters in a double-fed induction generator (DFIG)-based system[J]. Energies, 2019, 12(13): 2500-2522.
- [20] 高本锋, 王飞跃, 于弘洋, 等. 应用静止同步串联补偿器抑制风电次超同步振荡的方法[J]. 电工技术学报, 2020, 35(6): 1346-1356.
GAO Benfeng, WANG Feiyue, YU Hongyang, et al. The suppression method of wind power sub-synchronous oscillation using static synchronous series compensator[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(6): 1346-1356.

- [21] 毛阳. 静止无功补偿器抑制次同步振荡的机理研究[J]. 电气开关, 2019, 57(5): 78-80.
MAO Yang. Research on mechanism of static var compensator suppressing subsynchronous oscillation[J]. Electric Switchgear, 2019, 57(5): 78-80.
- [22] 孙昕炜, 史华勃, 倪江, 等. 弱联系电网中 SVC 引起的次同步振荡分析及其抑制措施研究[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(21): 171-178.
SUN Xinwei, SHI Huabo, NI Jiang, et al. Study of the sub-synchronous oscillation caused by SVC in weak-link power grids and its suppressing method[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(21): 171-178.
- [23] 杨博闻, 占颖, 谢小荣, 等. 双馈风电场接入串补输电系统引发次同步振荡的研究模型[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(8): 120-126.
YANG Bowen, ZHAN Ying, XIE Xiaorong, et al. A study model for subsynchronous resonance in DFIG based wind farms connected to a series-compensated power system[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(8): 120-126.
- [24] 涂春鸣, 高家元, 赵晋斌, 等. 弱电网下具有定稳定裕度的并网逆变器阻抗重塑分析与设计[J]. 电工技术学报, 2020, 35(6): 1327-1335.
TU Chunming, GAO Jiayuan, ZHAO Jinbin, et al. Analysis and design of grid-connected inverter impedance remodeling with fixed stability margin in weak grid[J]. Transaction of China Electrotechnical Society, 2020, 35(6): 1327-1335.
- [25] 李鹏瀚, 王杰, 吴飞. 双馈风电机组次同步控制相互作用的反馈线性化滑模变结构抑制[J]. 电工技术学报, 2019, 34(17): 3661-3671.
LI Penghan, WANG Jie, WU Fei. Sub-synchronous control interaction mitigation for DFIGs by sliding mode control strategy based on feedback linearization[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(17): 3661-3671.
- [26] 苏田宇, 杜文娟, 王海风. 并网双馈风电场次/超同步混合振荡现象及阻尼控制方案[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(20): 5919-5928.
SU Tianyu, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Sub/super-synchronous mixed oscillation phenomenon and a damping control scheme of the DFIG-based wind farm connected to a power grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(20): 5919-5928.
- [27] 甄自竞, 杜文娟, 苏田宇, 等. 风-光伏混合电场并网对电力系统次同步振荡的影响[J]. 南方电网技术, 2019, 13(3): 64-72.
ZHEN Zijing, DU Wenjuan, SU Tianyu, et al. Influence of wind-photovoltaic hybrid farm's integration on the sub-synchronous oscillation of power system[J]. Southern Power System Technology, 2019, 13(3): 64-72.
- [28] 赵强, 张雅洁, 谢小荣, 等. 基于可再生能源制氢系统附加阻尼控制的电力系统次同步振荡抑制方法[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(13): 3728-3735.
ZHAO Qiang, ZHANG Yajie, XIE Xiaorong, et al. Mitigation of subsynchronous oscillations based on renewable energy hydrogen production system and its supplementary damping control[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(13): 3728-3735.
- [29] 单碧涵, 王宝华, 刘洋, 等. 基于定子侧模拟电阻的双馈风电场次同步振荡抑制策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(5): 10-16.
SHAN Bihan, WANG Baohua, LIU Yang, et al. Analysis of a new control strategy based on stator-side virtual resistance to suppress sub-synchronous oscillation in DFIG-based wind farms[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(5): 10-16.
- [30] 王宝华, 单馨. 抑制双馈风电场次同步振荡的粒子优化附加阻尼控制器设计[J]. 南京理工大学学报, 2019, 43(5): 632-639.
WANG Baohua, SHAN Xin. Design of additional damping controller based on improved particle swarm optimization algorithm for depressing sub-synchronous oscillation of DFIG-based wind farm[J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology, 2019, 43(5): 632-639.
- [31] SARA M, AHMED E, TAMOU N, et al. A direct power control of a DFIG based-WECS during symmetrical voltage dips[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2020, 5(1): 36-47. DOI: 10.1186/s41601-019-0148-y.
- [32] 李信栋, 苟兴宇. 多输入多输出线性定常系统稳定裕度的分析与改进[J]. 控制理论与应用, 2014, 31(1): 105-111.
LI Xindong, GOU Xingyu. Analysis and improvement of stability margin for multi-input multi-output linear time-invariant systems[J]. Control Theory & Applications, 2014, 31(1): 105-111.

收稿日期: 2020-10-10; 修回日期: 2021-01-21

作者简介:

陈良双(1995—), 男, 硕士研究生, 研究方向为风电并网稳定性分析与抑制; E-mail: chenliangshuang2@163.com

吴思奇(1994—), 女, 通信作者, 博士研究生, 研究方向为高速铁路车网系统电气稳定性; E-mail: WUSQ_JTU@163.com

喻文倩(1994—), 女, 博士研究生, 研究方向为高速铁路车网系统建模及稳定性分析。E-mail: wenqianyu@my.swjtu.edu.cn

(编辑 许威)