引用格式:李泽文,焦德轩,丁国林,等.基于双锁相环补偿电流的直驱风电机组弱交流并网系统次同步振荡抑制策略[J].电力科学与技术学报,2025,40(5):119-129.

Citation: LI Zewen, JIAO Dexuan, DING Guolin, et al. Sub-synchronous oscillation suppression strategy for weak AC grid-connected systems of direct drive wind turbines based on dual phase-locked loop compensation current[J]. Journal of Electric Power Science and Technology,2025,40(5):119-129.

基于双锁相环补偿电流的直驱风电机组弱交流并网系统次同步振荡抑制策略

李泽文[1],焦德轩[1],丁国林[2],吴国瑞[1],骆雅姿[1],肖　虎[1],王远川[1]

(1.长沙理工大学电气与信息工程学院,湖南 长沙 410114;2.靖煤集团景泰煤业有限公司,甘肃 白银 730400)

摘　要:直驱风电机组控制系统与弱交流线路间因动态相互作用易引发次同步振荡。为此,提出了一种基于双锁相环补偿电流的次同步振荡抑制策略。通过推导系统的传递函数模型,分析了风机控制系统与交流线路间相互作用对并网系统稳定性的影响,揭示了系统的次同步振荡机理;在传统附加次同步阻尼控制(sub-synchronous damping controller,SSDC)的基础上,考虑锁相环相角扰动,通过双锁相环在风机网侧变流器(gride side converter,GSC)电压外环控制系统中引入补偿电流,以削弱风机GSC与交流线路间引发次同步振荡的相互作用,从而抑制次同步振荡。仿真结果验证了所提方法在电网强度变化与风速变化工况下的抑制效果。

关　键　词:直驱风电场;次同步振荡;弱交流电网;双锁相环;附加次同步阻尼控制

DOI:10.19781/j.issn.1673-9140.2025.05.012　　**中图分类号**:TM712　　**文章编号**:1673-9140(2025)05-0119-11

Sub-synchronous oscillation suppression strategy for weak AC grid-connected systems of direct drive wind turbines based on dual phase-locked loop compensation current

LI Zewen[1], JIAO Dexuan[1], DING Guolin[2], WU Guorui[1], LUO Yazi[1], XIAO Hu[1], WANG Yuanchuan[1]

(1. School of Electrical & Information Engineering, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410114, China;
2. Jingtai Coal Industry Co., Ltd., Jingmei Group, Baiyin 730400, China)

Abstract: The dynamic interaction between the control system of direct drive wind turbines and weak AC lines can easily cause sub-synchronous oscillations. Therefore, a sub-synchronous oscillation suppression strategy based on dual phase-locked loop (PLL) compensation current is proposed. By derivation of the transfer function model of the system, the influence of the interaction between the wind turbine control system and the AC line on the stability of the grid-connected system is analyzed, and the mechanism of sub-synchronous oscillation of the system is revealed. On the basis of traditional additional sub-synchronous damping control (SSDC), the phase disturbance of the PLL is considered, and a compensation current is introduced into the voltage outer loop control system of the grid side converter (GSC) of the wind turbine through a dual PLL. This aims to weaken the interaction process that causes sub-synchronous oscillation between the GSC of the wind turbine and the AC line, thereby suppressing the sub-synchronous oscillation. The simulation results verify the suppression effect of the proposed method under the conditions of changes in power grid intensity and wind speed.

Key words: direct drive wind turbine; sub-synchronous oscillation; weak AC power grid; double phase-locked loop; sub-synchronous damping controller

近年来,随着“双碳”政策的落实,风力发电作为一种重要的新能源发电形式得到了飞速发展,风力发电机装机容量得到了快速提升。直驱式永磁同步风力发电机(permanent magnet synchronous

收稿日期:2024-09-06;**修回日期**:2024-12-27

基金项目:国家自然科学基金(51877012)

通信作者:李泽文(1975—),男,博士,博士生导师,主要从事新能源电力系统保护与控制研究;E-mail:19198022813@163.com

generator,PMSG)因其维护方便、无噪声、无须励磁等优势,在风力发电中得到了广泛应用[1]。中国风电场普遍集中在偏远地区,远离负荷中心并通过远距离输电接入电网,易导致并网系统呈现弱电网特性,引起系统发生次同步振荡(sub-synchronous oscillation,SSO)[2-7]。如华北沽源风电场和新疆哈密地区风电场分别在2012年5月、2015年7月出现因直驱风机与弱电网线路间相互作用而引起的SSO事故,造成了严重的经济损失[8]。故研究直驱风电场弱交流并网系统的SSO机理与抑制策略具有重要实际意义。

为精确揭示直驱风电场弱交流并网系统的SSO机理并以此提出相应抑制方法,国内外学者使用不同分析方法,提出了多种抑制策略。文献[9]使用阻抗特性分析方法,建立了PMSG并网系统的阻抗模型,认为系统在次同步频段内呈现出负阻尼容性的阻抗特性与感性弱交流电网相互耦合而引发SSO,提出可利用静止无功发生器(static var generator,SVG)在次同步频段内呈现正阻尼感性的特性来抑制振荡。文献[10]使用特征值分析法,建立了PMSG并网系统的线性化模型,分析了系统控制参数对振荡特性的影响,提出通过优化系统比例-积分控制器参数以抑制振荡的方法,然而此方法在实际工程中受限于系统的复杂控制结构与较大计算量。文献[11]使用序阻抗分析方法,建立PMSG、锁相环的序阻抗模型,认为降低锁相环带宽可以提高系统的正序阻抗,加强其动态稳定性能,起到抑制SSO的效果,然而降低锁相环带宽会削弱PMSG的低压穿越能力[12]。文献[13]使用参与因子分析法,认为直流电容电压是影响系统振荡特性的关键变量,提出在网侧变流器(gride side converter,GSC)控制部分,通过以直流电容电压为输入来设计附加次同步阻尼控制(supplementary sub-synchronous damping controller,SSDC),然而并未考虑锁相环对振荡特性的影响。文献[14-15]推导了电压源型换流器并网系统的单输入单输出(single-input single-out,SISO)传递函数模型,揭示了锁相环与柔直系统控制环节间相互作用对系统振荡特性的影响,为本文的SSO机理分析提供了理论基础。文献[16-17]通过建立并网系统的阻尼转矩模型分析系统的动态稳定性,并通过在PMSG控制系统中添加前馈项对系统进行阻抗重构以抑制SSO,为本文的SSO抑制策略与动态稳定性分析提供了参考。

综上,本文提出了一种针对直驱风电机组弱交流并网系统的SSO抑制策略。首先,通过建立直驱风电场GSC控制系统与弱交流电网的闭环传递函数模型,分析直驱风机GSC控制部分中锁相环、直流电容与弱交流电网间的具体相互作用过程,从而揭示出风机并网系统的SSO机理;然后,提出在传统SSDC方法的基础上,针对GSC电压外环控制环节,通过双锁相环引入补偿电流来削弱锁相环、直流电容与弱交流电网线路间相互作用的SSO抑制策略,并建立了系统的阻尼路径模型,以此分析所提方法对系统动态稳定性的影响;最后,通过仿真验证了此方法的振荡抑制效果。

1 直驱风机并网系统线性化建模

1.1 直驱风机并网系统拓扑结构及控制方式

直驱风机经弱交流并网系统拓扑结构及控制方式如图1所示[18-19]。系统主要由风力机、机侧变流器(machine side converter,MSC)、GSC、滤波电感、交流线路组成。其中MSC采用最大风能跟踪控制策略[20],GSC采用定直流电压和定端电压控制策略。

图1中,v为风速,θ_r为风机转子磁链相角,θ_{pll}为风机控制系统的相角,P_{in}、P_{out}分别为输入功率、输出功率,C为直流电容,U_{dc}、U_{dcref}分别为直流电容电压及其参考值,U_t为GSC出口处电压,U_{PCC}为并网点电压,L_v为滤波电感,L_g为交流线路电感,U_s为交流电源电压。G_1、G_2、G_3分别为MSC侧d轴电流内环控制、转速外环控制、q轴电流内环控制的闭环传递函数,i_{ds}、i_{dsref}分别为定子电流d轴分量及其参考值,i_{qs}、i_{qsref}分别为定子电流q轴分量及其参考值,w_s、w_{sref}分别为PMSG转速及其参考值,L_s为定子电感,ψ_f为磁链,U_{ds}、U_{qs}分别为定子电压d、q轴分量。G_4、G_5、G_6分别为GSC侧电压外环控制、电流内环控制、无功功率外环控制的闭环传递函数,i_{dg}、i_{dgref}、i_{qg}、i_{qgref}分别为GSC出口处d、q轴电流及其参考值,U_{td}、U_{tq}分别为GSC出口处电压d、q轴分量,$U_{PCC,d}$、$U_{PCC,dref}$分别为公共连接点(point of common coupling,PCC)电压d轴分量及其参考值。

因系统涉及电气系统与控制系统的多尺度动态交互,分析计算十分复杂,本文进行如下假设。

1) 在实际工程中,直驱风电场往往由同一类型的风机组成且运行状态大致相同,故可将风电场并网系统模型等效为单直驱风机并网系统等值模型来分析。

2) 本文主要关注直驱风机与弱交流电网间的

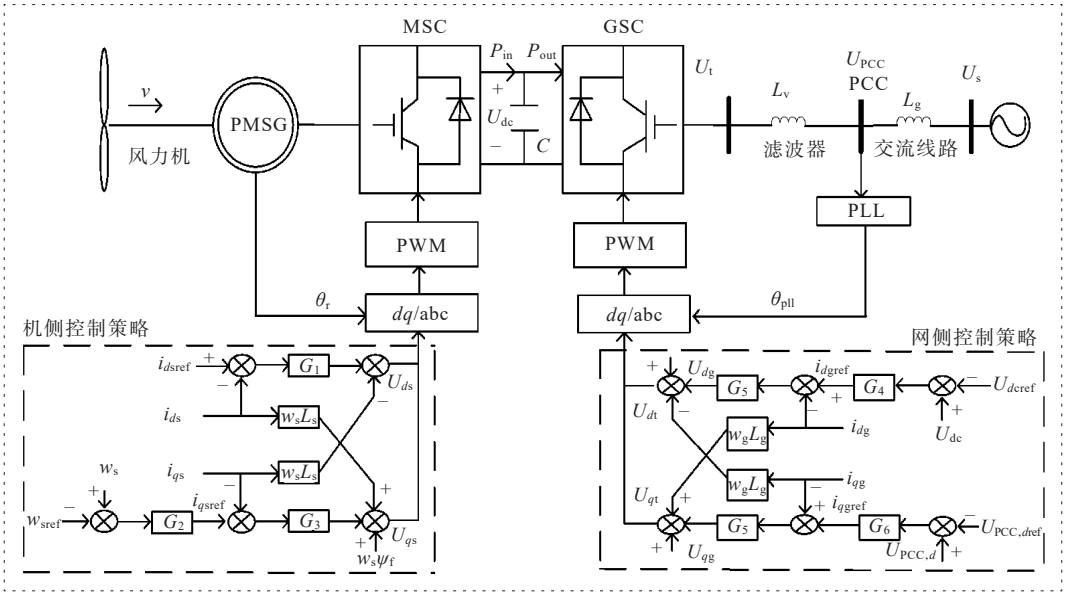


图 1　直驱风机经弱交流并网系统拓扑结构及控制方式

Figure 1　Topology and control method of direct drive wind turbine connected with weak AC grid

交互作用,不考虑弱交流电网的动态特性。

本文采用短路比(short circuit ratio,SCR),即电网短路容量 S_c 与 PMSG 额定功率 S_N 之比来描述交流电网强度[21]:

$$R_{SCR}=\frac{S_c}{S_N}=\frac{U_N^2}{ZS_N}\approx\frac{1}{L_g^*} \tag{1}$$

式中,R_{SCR} 为短路比;U_N 为电网电压额定值;Z 为电网阻抗;L_g^* 为 L_g 标幺值。通常认为 $R_{SCR}\leqslant 3$ 的电网为弱交流电网。

1.2　控制系统坐标系与交流系统坐标系

由于风机与交流电网之间存在因电气距离带来的相角差,为精确分析系统各部分的交互作用机理,须将基于锁相环输出相角建立的控制系统坐标系(下文相关变量上标为"pf")与弱交流线路以实际相角建立的交流线路坐标系(下文相关变量上标为"mf")进行统一。

交流系统坐标系与控制系统坐标系如图 2 所示,其中 w_0 为交流电网工频角频率,f_d^{mf}、f_q^{mf} 为相量 $\dot{F}$ 在交流线路坐标系中的分量,f_d^{pf}、f_q^{pf} 为相量 $\dot{F}$ 在控制系统坐标系中的分量。

稳态时,控制坐标系 d 轴与 $U_{PCC}\angle\theta_{PCC}$ 重合,$\theta_{pll}=\theta_{PCC}=0$,系统受到扰动后,$\theta_{pll}\neq\theta_{PCC}$。各电气相量在两坐标系下的投影满足:

$$\begin{cases}\Delta f_d^{pf}=\Delta f_d^{mf}+\Delta\theta_{pll}f_{q0}\\ \Delta f_d^{mf}=\Delta f_d^{pf}-\Delta\theta_{pll}f_{q0}\\ \Delta f_q^{pf}=\Delta f_q^{mf}-\Delta\theta_{pll}f_{d0}\\ \Delta f_q^{mf}=\Delta f_q^{pf}+\Delta\theta_{pll}f_{d0}\end{cases} \tag{2}$$

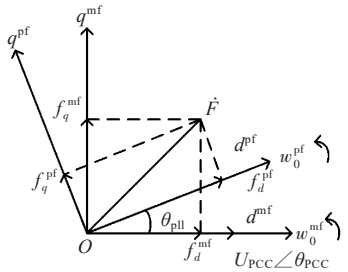


图 2　交流系统坐标系与控制系统坐标系

Figure 2　Reference frame of AC system and control system

式中,$\Delta\theta_{pll}$ 为相角扰动,f_{d0}、f_{q0} 分别为相量 $\dot{F}$ 的 d、q 轴分量初始值。

1.3　直驱风机并网系统数学模型

并网系统数学模型由风机控制系统模型与交流系统模型构成。风机控制系统中的锁相环控制结构如图 3 所示。

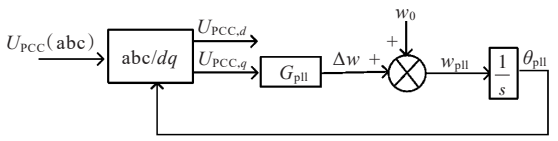


图 3　锁相环控制结构

Figure 3　Control structure of PLL

图 3 中,G_{pll} 为锁相环闭环传递函数,$U_{PCC,d}$、$U_{PCC,q}$ 分别为 PCC 电压 d、q 轴分量,其数学模型为

$$\theta_{PLL}=\left(G_{pll}U_{PCC,q}+w_0\right)\frac{1}{s}=\theta_{pll}+w_0t \tag{3}$$

式中,s 为微分算子;θ_{PLL} 为锁相环实际输出相角。

交流线路系统数学模型在交流线路 d、q 坐标系

和拉普拉斯域中可表示为

$$\begin{cases} sL_{\mathrm{v}}i_{dg}^{\mathrm{mf}}=w_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{v}}i_{qg}^{\mathrm{mf}}+U_{td}^{\mathrm{mf}}-U_{\mathrm{PCC},d}^{\mathrm{mf}} \\ sL_{\mathrm{v}}i_{qg}^{\mathrm{mf}}=-w_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{v}}i_{qg}^{\mathrm{mf}}+U_{tq}^{\mathrm{mf}}-U_{\mathrm{PCC},q}^{\mathrm{mf}} \\ sL_{\mathrm{g}}i_{dg}^{\mathrm{mf}}=w_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{g}}i_{qg}^{\mathrm{mf}}+U_{\mathrm{PCC},d}^{\mathrm{mf}}-U_{sd}^{\mathrm{mf}} \\ sL_{\mathrm{g}}i_{qg}^{\mathrm{mf}}=-w_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{g}}i_{dg}^{\mathrm{mf}}+U_{\mathrm{PCC},q}^{\mathrm{mf}}-U_{sq}^{\mathrm{mf}} \end{cases} \tag{4}$$

式中，U_{sd}^{mf}、U_{sq}^{mf}分别为等效电源电压d、q轴分量。

1.4 特征值分析

联立上述系统各部分数学模型，在平衡点处进行泰勒展开可得到并网系统的线性化模型如下：

$$\Delta\dot{x}=A\Delta x+B\Delta u \tag{5}$$

式中，Δx为系统状态变量；Δu为系统输入变量；A、B分别为系统状态变量矩阵和输入矩阵。

当风速$v=8$ m/s，$R_{\mathrm{SCR}}=3.6$时，系统特征值如表1所示。

表1 系统特征值

Table 1 Eigenvalue of system

模式	特征值	振荡频率/Hz	阻尼比
$\lambda_{1,2}$	-3.2 ± 27.8	4.42	0.11
λ_3	-33.4	0	1.00
$\lambda_{4,5}$	86 ± 171.7	27.33	0.30
$\lambda_{6,7}$	$-419\pm1\,360$	216.57	0.29
$\lambda_{8,9}$	$-224\pm2\,369$	377.19	0.09

由表1可知，系统包含一个收敛的SSO振荡模式($\lambda_{1,2}$)、一个衰减模式(λ_3)、一个发散的SSO模式($\lambda_{4,5}$)、2个高频振荡模式($\lambda_{6,7}$、$\lambda_{8,9}$)。状态变量的参与因子大小反映了其与系统振荡模态的关联程度，图4展示了$\lambda_{4,5}$中数值较大的状态变量的参与因子。

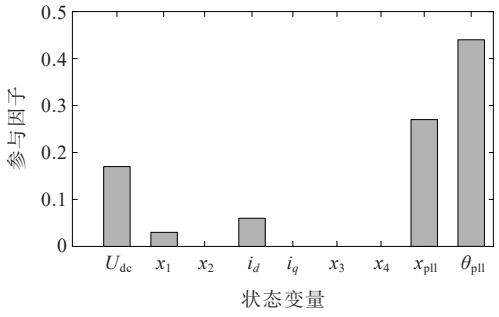


图4 $\lambda_{4,5}$中数值较大的状态变量的参与因子

Figure 4 Participation factor of state variable with a larger value in $\lambda_{4,5}$

图4中，$x_1=\int(U_{\mathrm{dcref}}-U_{\mathrm{dc}})\mathrm{d}t$，$x_2=\int(U_{\mathrm{PCC,ref}}-U_{\mathrm{PCC}})\mathrm{d}t$，$x_{\mathrm{pll}}=\int(U_{\mathrm{PCC},q})\mathrm{d}t$，$x_3$、$x_4$分别为$i_d$、$i_q$与其参考值差的积分。通过上述分析可知：$U_{\mathrm{dc}}$、$\theta_{\mathrm{pll}}$、$U_{\mathrm{PCC},q}$为影响系统振荡特性的关键状态变量，系统的SSO特性主要受锁相环控制部分、端电压控制部分和直流电容电压控制部分的影响，因其均属于GSC控制环节与弱交流线路环节的状态变量，故本文主要通过研究GSC控制系统与弱交流线路间以U_{dc}扰动与θ_{pll}扰动($U_{\mathrm{PCC},q}$扰动通过锁相环反映为θ_{pll}扰动)为扰动本源的相互作用过程来分析并网系统的SSO机理。

2 GSC与交流电网相互作用及SSO机理

2.1 GSC控制环节与交流电网相互作用分析

本文主要关注并网系统因线路SCR变化而造成的风机输出功率P_{out}的SSO，其中P_{out}的表达式为

$$P_{\mathrm{out}}=U_{\mathrm{PCC},d}i_{dg}+U_{\mathrm{PCC},q}i_{qg} \tag{6}$$

因此，可通过推导反映风机输出功率振荡的状态变量i_{dg}、i_{qg}与U_{dc}、θ_{pll}间的闭环传递函数来分析GSC与交流电网线路间的相互作用。通过联立式(2)～(4)可得到风机GSC控制环节以Δi_{dg}、Δi_{qg}为输出，$\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$、$\Delta U_{\mathrm{dc}}$为输入的闭环传递函数具体解析表达式如下：

$$\begin{cases} \Delta i_{dg}^{\mathrm{mf}}=\dfrac{G_5}{G_5+sL_{\mathrm{v}}}\Delta i_{d\mathrm{gref}}^{\mathrm{pf}}-\dfrac{G_5i_{qg0}}{G_5+sL_{\mathrm{v}}}\Delta\theta_{\mathrm{pll}}^{\mathrm{pf}} \\ \Delta i_{qg}^{\mathrm{mf}}=\dfrac{G_5}{G_5+\mathrm{s}L_{\mathrm{v}}}\Delta i_{q\mathrm{gref}}^{\mathrm{pf}}+\dfrac{G_5i_{dg0}}{G_5+sL_{\mathrm{v}}}\Delta\theta_{\mathrm{pll}}^{\mathrm{pf}} \\ \Delta i_{d\mathrm{gref}}^{\mathrm{pf}}=G_4(\Delta U_{\mathrm{dc}}^{\mathrm{pf}}-\Delta U_{\mathrm{dcref}}^{\mathrm{pf}}) \\ \Delta\theta_{\mathrm{pll}}^{\mathrm{pf}}=\dfrac{G_{\mathrm{pll}}}{s}\Delta U_{\mathrm{PCC},q}^{\mathrm{pf}} \end{cases} \tag{7}$$

式中，i_{dg0}、i_{qg0}分别为风机出口处d、q轴电流i_{dg}、i_{qg}的稳态值。通过分析直流电容的线性化模型可知，ΔU_{dc}与Δi_{dg}、Δi_{qg}存在着耦合关系如下：

$$\Delta U_{\mathrm{dc}}=\frac{\Delta P_{\mathrm{in}}-\Delta P_{\mathrm{out}}}{CU_{\mathrm{dc0}}s}=\frac{i_{\mathrm{dc0}}\Delta U_{\mathrm{dc}}}{CU_{\mathrm{dc0}}s+G_5}-\frac{\Delta i_{dg}\left(G_5i_{dg0}+G_5w_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{g}}i_{qg0}-G_5w_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{g}}i_{dg0}+w_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{g}}i_{qg0}\right)}{CU_{\mathrm{dc0}}s+G_5}+\frac{\Delta i_{qg}\left(G_5sL_{\mathrm{g}}i_{qg0}+G_5i_{qg0}-G_5\mathrm{s}L_{\mathrm{g}}i_{dg0}+w_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{g}}i_{dg0}\right)}{CU_{\mathrm{dc0}}s+G_5} \tag{8}$$

式中，U_{dc0}、i_{dc0}分别为电容电压、电容电流的稳态值；w_{g}为电网角频率；MSC输出功率ΔP_{in}主要由外界风速变化引起，为便于分析因线路SCR变化而引起的SSO机理，本文忽略外界风速变化，设定$\Delta P_{\mathrm{in}}=0$。通过式(4)可知$\Delta U_{\mathrm{PCC},q}$与$\Delta i_{dg}$、$\Delta i_{qg}$满足：

$$\Delta U_{\mathrm{PCC},q}^{\mathrm{pf}}=w_{\mathrm{g}}L_{\mathrm{g}}\Delta i_{dg}^{\mathrm{mf}}+sL_{\mathrm{g}}\Delta i_{qg}^{\mathrm{mf}} \tag{9}$$

综上，当线路SCR变化时，直驱风机GSC控制环节与交流主线路的相互作用框图[22]如图5所示。

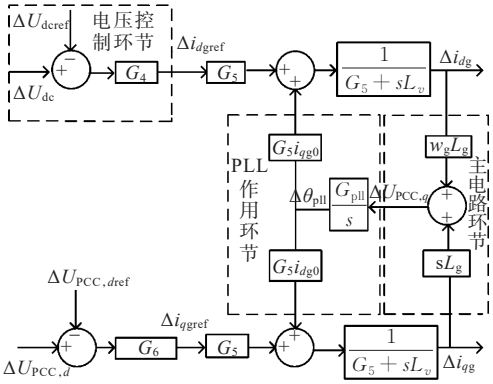


图5　直驱风机GSC控制环节与交流主线路的相互作用框图

Figure 5　Interaction between GSC control link of direct drive wind turbine and AC main circuit

2.2　SSO机理分析

抑制SSO的前提是能够分析出SSO的机理。本文通过对GSC控制环节与交流电网间相互作用的分析，可知$\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$、$\Delta U_{\mathrm{dc}}$与$\Delta i_{dg}$、$\Delta i_{qg}$间形成的振荡正反馈传递途径是引起系统SSO的根本原因。相应的，直驱风机弱交流并网系统的SSO机理可解释为：当弱交流线路SCR变小（L_{g}增大）时，并网点电压扰动$\Delta U_{\mathrm{PCC},q}$增大，继而使$\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$与$\Delta i_{dg}$、$\Delta i_{qg}$（$\Delta P_{\mathrm{out}}$）增大，导致电容电压扰动$\Delta U_{\mathrm{dc}}$增大，使得$\Delta i_{dg}$继续增大而引发输出功率扰动$\Delta P_{\mathrm{out}}$递增，以此在GSC控制系统与交流线路间形成SSO的正反馈传输路径，如图6所示。

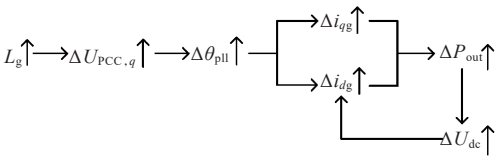


图6　直驱风机弱交流并网系统SSO正反馈传输路径

Figure 6　SSO positive feedback transmission path for weak AC grid-connected system of direct drive wind turbine

通过以上对系统SSO机理的分析可知，抑制电网强度变化工况下输出功率P_{out}的SSO的关键在于：当电网变弱（L_{g}增大）时，通过削弱$\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$、$\Delta U_{\mathrm{dc}}$与$\Delta i_{dg}$、$\Delta i_{qg}$间的交互作用，切断引发输出功率SSO的正反馈传输路径以抑制振荡。因此，本文首先简要分析了传统SSDC抑制直驱风机弱交流并网系统SSO的工作原理，随后详细介绍了在传统SSDC的基础上，通过双锁相环在直驱风机GSC电压外环控制环节中引入补偿电流来削弱锁相环输出相角扰动$\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$与电流扰动$\Delta i_{dg}$、$\Delta i_{qg}$间的相互作用，切断SSO传递路径，以抑制SSO的改进SSDC。

3　基于传统SSDC的改进方案

3.1　传统SSDC工作机理

传统SSDC结构如图7所示，其主要由滤波器、相位补偿环节、比例环节构成[23]。

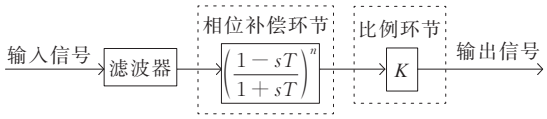


图7　传统SSDC结构

Figure 7　Structure of traditional SSDC

1）滤波器。

滤波器由一个带通滤波器和一个带阻滤波器组成，其主要作用是提取输入信号中的次同步频率分量，去除工频与耦合频率的影响。

2）相位补偿环节。

相位补偿环节通常采用一个超前-滞后环节来对输入信号实现相位的补偿。

3）比例环节。

比例环节为相位补偿环节的增益，通过调节输出信号的幅值来调整输出的补偿信号。

3.2　基于双锁相环补偿电流的改进SSDC

传统SSDC只能针对一个输入信号进行处理且鲁棒性较差，无法应对新型电力系统的复杂工况，并网系统中加入传统SSDC可等效为在GSC控制系统中添加一个负反馈环节，其具体效果[12]表现为：在次同步频率f_{sso}下，传统SSDC注入GSC的振荡抑制信号与GSC控制系统内环节输出信号中的SSO分量同频反相，两信号相减以削弱振荡。但其只能消除输入信号（U_{dc}）中的次同步分量，而无法抑制因锁相环与弱交流电网线路间相互作用引起的SSO，系统SSO的正反馈传输路径依然存在，故传统SSDC无法有效抑制此类SSO，此结论将在后续仿真实验中得到验证。为有效抑制因锁相环与弱交流电网线路间相互作用引起的SSO，下文将介绍在直驱风机GSC控制环节中，基于双锁相环引入补偿电流以抑制SSO的改进SSDC。

本文提出的双锁相环补偿电流法如图8所示，对于抑制因ΔU_{dc}与Δi_{dg}、Δi_{qg}间相互作用引发的SSO，采用以U_{dc}为输入信号，作用于GSC侧电压外环控制环节的传统SSDC方法，消除U_{dc}中的次同步分量，使得在次同步频段内$\Delta U_{\mathrm{dc}}=0$。对于抑制

因 $\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$ 与 Δi_{dg}、Δi_{qg} 间的相互作用而引起的 SSO，采用分别在 GSC 电压外环输出信号 $i_{d\mathrm{gref}}$、无功功率外环输出信号 $i_{q\mathrm{gref}}$ 中通过双锁相环引入补偿电流 Δi_{dc}、Δi_{qc}，以削弱 $\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$ 与电流 Δi_{dg}、Δi_{qg} 间相互作用，切断引发 SSO 的传输路径。

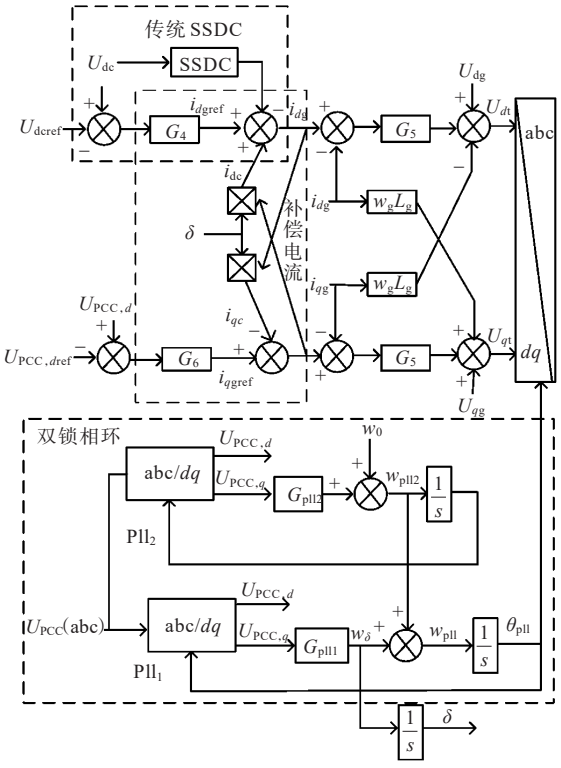


图 8 双锁相环补偿电流法

Figure 8 Double PLL compensation current method

基于双锁相环补偿电流的改进 SSDC 原理如图 9 所示。

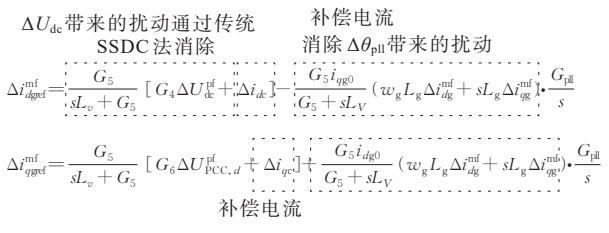


图 9 基于双锁相环补偿电流的改进 SSDC 原理

Figure 9 Principle of improved SSDC based on dual PLL compensation current

补偿电流 Δi_{dc}、Δi_{qc} 表达式如下：

$$\begin{cases}\Delta i_{dc}=i_{qg0}\Delta U_{\mathrm{PCC},q}\dfrac{1}{s}G_{\mathrm{pll}}=\Delta\delta i_{qg0}\\ \Delta i_{qc}=-i_{dg0}\Delta U_{\mathrm{PCC},q}\dfrac{1}{s}G_{\mathrm{pll}}=-\Delta\delta i_{dg0}\\ \delta=\dfrac{1}{s}U_{\mathrm{PCC},q}G_{\mathrm{pll}}=w_{\delta}\dfrac{1}{s}\end{cases}\tag{10}$$

式中，若 $w_{\delta}>0$，则 δ 会随着时间的积分而持续增加，使得系统失稳；同理，若 $w_{\delta}<0$，则 δ 会持续减小而引起系统失稳。因此，若需变量 δ 为一稳定数值，则必须使得 $w_{\delta}=0$。由图 3 可知，若使用单一锁相环，在并网系统稳态时 $w_{\mathrm{pll}}=w_0$，可使得 $w_{\delta}=0$；而当并网系统发生振荡时，系统频率也相应发生变化，此时 $w_{\mathrm{pll}}\neq w_0$，使得 $w_{\delta}\neq 0$，导致补偿电流持续变化，进而引起系统失稳。为了解决这个问题，本文引入辅助锁相环 pll_2 形成双锁相环，如图 8 所示，通过双锁相环引入补偿电流，从而保证补偿电流的稳定性与其消除 SCR 变化带来扰动项的能力，起到良好的 SSO 抑制效果。参考文献[24]中的双锁相环带宽选定方式，将辅助锁相环 pll_2 带宽设置为远小于主锁相环 pll_1 的带宽，以此提高 pll_2 的动态响应能力，并将 w_{pll2} 作为 pll_1 的角频率前馈项，使得在并网系统频率 $w\neq w_{\mathrm{N}}$ 时（w_{N} 为电网额定角频率）依然能够保持 $w_{\mathrm{pll2}}=w_{\mathrm{pll}}$、$w_{\delta}=0$，以此确保补偿电流功能的有效性。改进 SSDC 作用于风机 GSC 控制系统后系统的 SSO 传递途径被切断，改进 SSDC 作用后并网系统 SSO 传递路径如图 10 所示。

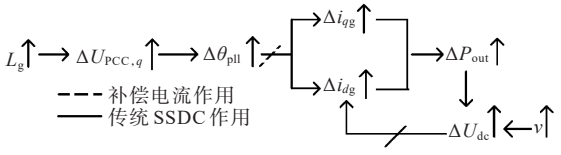


图 10 改进 SSDC 作用后并网系统 SSO 传递路径

Figure 10 SSO transmission path of grid-connected system after improving SSDC

综上，改进 SSDC 可以有效抑制直驱风机弱交流并网系统因交流电网变弱（L_{g} 变大）或外界风速变化（U_{dc} 波动）而引起的 SSO。

3.3 稳定性分析

3.3.1 阻尼转矩法

传统阻尼转矩法于 20 世纪 60 年代首次被提出，是一种基于质量块的转速-转矩特性来判断系统稳定性的线性化分析方法，通过推导系统的阻尼转矩模型，可以从阻尼系数和同步系数的角度分析系统动态稳定性。

阻尼转矩模型如图 11 所示，其中 ΔT_{m}、ΔT_{e}、ΔT_{s}、ΔT_{k} 分别为系统的机械转矩、电磁转矩、同步转矩、阻尼转矩扰动量。阻尼传递函数 $G(s)$ 与同步系数 M 和阻尼系数 K 满足以下关系[25]：

$$G(s)=-K-\frac{M}{s}\tag{11}$$

将 $s=\mathrm{j}w_{\mathrm{c}}$ 代入式(11)，可知在频域中同步系数

M和阻尼系数K的表达式为

$$\begin{cases} M = w_c \operatorname{Im}\left[G(\mathrm{j}w_c)\right] \\ K = -\operatorname{Re}\left[G(\mathrm{j}w_c)\right] \end{cases} \tag{12}$$

式中，w_c为转子系统的固有振荡频率。当$K>0$时，系统能够保持动态稳定；当$K<0$时，系统发生失稳振荡。

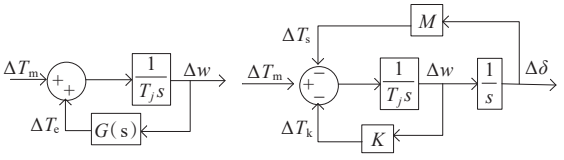


图 11　阻尼转矩模型

Figure 11　Damping torque model

3.3.2　引入改进SSDC的系统阻尼路径模型

并网系统装设改进SSDC后，补偿电流通过双锁相环分别注入风机GSC控制系统电容电压控制环节、端电压控制环节中，据式(10)可知$\delta \neq \theta_{\mathrm{pll}}$、$\Delta\delta = \Delta\theta_{\mathrm{pll}}$，此时：

$$\begin{cases} \Delta i_{dg} = G_4 \Delta U_{\mathrm{dc}} + i_{qg0} \Delta\theta_{\mathrm{pll}} \\ \Delta i_{qg} = G_6 \Delta U_{\mathrm{PCC},d} - i_{dg0} \Delta\theta_{\mathrm{pll}} \end{cases} \tag{13}$$

据图9可知，补偿电流用于削弱$\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$与$\Delta i_{dg}$、$\Delta i_{qg}$间的相互作用，故本文将锁相环动态过程类比为同步发电机转子动态过程，以阻尼转矩模型为基础，推导以$\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$为响应特性的改进阻尼路径模型，求解其阻尼系数，以分析改进SSDC对并网系统动态稳定性能的影响，推导过程如下。

通过联立式(2)、(9)可知：

$$\Delta U_{\mathrm{PCC},q}^{\mathrm{pf}} = \Delta U_{\mathrm{PCC},q}^{\mathrm{mf}} - U_{\mathrm{PCC},d0} \Delta\theta_{\mathrm{pll}} = w_g L_g \Delta i_{dg}^{\mathrm{mf}} + \mathrm{s} L_g \Delta \mathrm{i}_{qg}^{\mathrm{mf}} \tag{14}$$

联立式(2)、(13)，将各变量统一到控制系统坐标系(后续部分未标注上标的变量为锁相环控制系统坐标系下的变量)，已知：

$$\Delta U_{\mathrm{PCC},d} = \Delta U_{\mathrm{PCC},d}^{\mathrm{mf}} = sL_g G_4 \Delta U_{\mathrm{dc}} - w_g L_g G_6 \Delta U_{\mathrm{PCC},d} \tag{15}$$

可得到：

$$\Delta U_{\mathrm{PCC},d}^{\mathrm{mf}} = \frac{sL_g G_4}{1 + w_g L_g G_6} \Delta U_{\mathrm{dc}} \tag{16}$$

联立式(6)、(8)可以得到：

$$\Delta U_{\mathrm{dc}} = \frac{U_{\mathrm{PCC},d0} \Delta i_{dg}^{\mathrm{mf}} + i_{dg0} \Delta U_{\mathrm{PCC},d}^{\mathrm{mf}} + i_{qg0} \Delta U_{\mathrm{PCC},q}^{\mathrm{mf}}}{i_{\mathrm{dc0}} - sCU_{\mathrm{dc0}}} \tag{17}$$

代入式(17)可以得到：

$$\Delta U_{\mathrm{dc}} = \frac{-i_{qg0}^2 w_g L_g \left(1 + w_g L_g G_6\right)}{i_{\mathrm{dc0}} - sCU_{\mathrm{dc0}} - G_4 U_{\mathrm{PCC},d0} - G_4 i_{dg0} sL_g} \Delta\theta_{\mathrm{pll}} \tag{18}$$

综上，可得到并网系统装设改进SSDC后系统以$\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$为响应特性的阻尼路径模型如图12所示。图12中$A$、$B$模块的具体表达式分别如下：

$$A = \frac{-i_{qg0}^2 w_g L_g \left(1 + w_g L_g G_6\right)}{i_{\mathrm{dc0}} - sCU_{\mathrm{dc0}} - G_4 U_{\mathrm{PCC},d0} - G_4 i_{dg0} sL_g} \tag{19}$$

$$B = \frac{sL_g G_4}{1 + w_g L_g G_6} \tag{20}$$

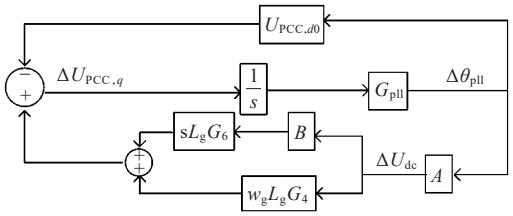


图 12　引入改进SSDC的系统阻尼路径模型

Figure 12　Damping path model of system with improved SSDC introduced

由图12可知，L_g增大(电网强度下降)、i_{dc0}增大(风速提升)给系统带来负阻尼，而提高并网系统的电压等级则提供正阻尼，进而对系统的动态稳定性能产生影响。系统阻尼传递函数$G(s)$如下：

$$G(s) = G_{\mathrm{pll}}\left[-U_{\mathrm{PCC},d0} + A\left(BsL_g G_6 + w_g L_g G_4\right)\right] = -K_1 - \frac{M_1}{s} \tag{21}$$

式中，M_1、K_1分别为系统装设改进SSDC后的同步系数、阻尼系数。

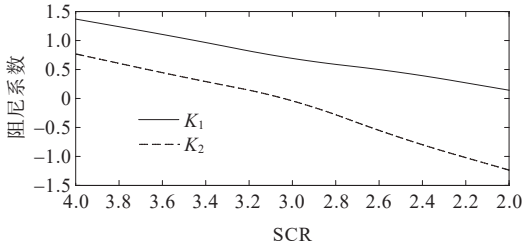
3.3.3　阻尼系数曲线对比

依据文献[26]，建立未装设改进SSDC的直驱风电机组弱交流并网系统阻尼路径模型，模型的阻尼传递函数$H(s)$与同步系数M_2、阻尼系数K_2如下：

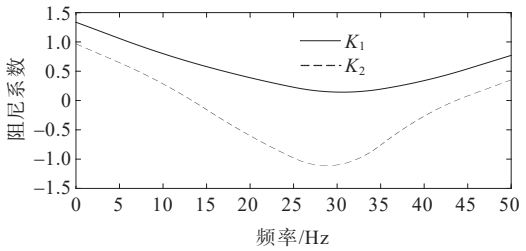
$$\begin{cases} H(s) = \\ -G_{\mathrm{pll}}\left[\left(w_g L_g i_{qg0} + U_{\mathrm{PCC},d0}\right) + \right. \\ \dfrac{w_g L_g G_4}{-CU_{\mathrm{dc0}} s^2 + sQ - R} \cdot \dfrac{w_g L_g i_{dg0}}{1 + w_g L_g G_6} + \\ \left. \dfrac{w_g^2 L_g^2 G_4}{-CU_{\mathrm{dc0}} s^2 + sQ - R}\right] = -K_2 - \dfrac{M_2}{s} \\ Q = i_{\mathrm{dc0}} - k_{\mathrm{p4}}\left(U_{\mathrm{PCC},d0} + w_g L_g i_{qg0}\right) \\ R = U_{\mathrm{PCC},d0} + w_g L_g i_{qg0} \end{cases} \tag{22}$$

为分析装设改进SSDC对系统动态稳定性的影响，在线路SCR变化的工况下求解K_1、K_2，装设

SSDC/未装设SSDC系统阻尼系数特性曲线对比如图13所示。



(a) 阻尼系数数值特性曲线



(b) 阻尼系数频率特性曲线

图13 装设SSDC/未装设SSDC系统阻尼系数特性曲线对比

Figure 13 Comparison of damping coefficient characteristic curves between systems with SSDC installed and SSDC not installed

由图13(a)可知,随着电网强度变弱,K_1、K_2持续下降,当线路SCR由3.2降低至3.0时,K_2变为负值,未装设改进SSDC的PMSG并网系统失稳振荡;K_1在此过程中始终为正值,说明装设改进SSDC的PMSG并网系统能够在此工况下保持其动态稳定性。由图13(b)可知,K_2在18~44 Hz频段内小于0,未装设改进SSDC的PMSG并网系统在此频段内会发生SSO;K_1在0~50 Hz频段内始终大于0,故装设改进SSDC的PMSG并网系统在此频段内保持稳定,没有发生SSO的风险。综上所述,PMSG并网系统装设改进SSDC能提高系统在电网强度变化工况下的动态稳定性。

4 时域仿真验证

为验证本文SSO机理分析的正确性、所提改进SSDC的有效性以及装设改进SSDC对系统动态稳定性的影响,在MATLAB/Simulink仿真平台上,搭建了如图1所示的容量为5 MW的单台直驱风机弱交流并网模型与文1.4中的线性化模型。系统各环节参数参考文献[27-28],如表2所示。其中k_{i1}、k_{i2}、k_{i3}、k_{i4}、k_{i5}、k_{i6}分别为G_1~G_6的积分参数;k_{p1}、k_{p2}、k_{p3}、k_{p4}、k_{p5}、k_{p6}分别为G_1~G_6的比例参数。

表2 直驱风机控制系统及主线路主要参数

Table 2 Main parameters of direct drive wind turbine control system and main circuit

U_s/kV	C/F	L_v/H	L_g/H	U_{dcref}/V	v/(m·s^{-1})	ψ_f/Wb	w_g/(rad·s^{-1})	k_{i1}	k_{i2}
0.69	0.02	0.000 5	0.008 04	1 100	8	0.000 56	314.16	0.001	25
k_{i3}	k_{i4}	k_{i5}	k_{i6}	k_{p1}	k_{p2}	k_{p3}	k_{p4}	k_{p5}	k_{p6}
11	11	0.25	0.001	0.05	100	100	150	200	0.04

4.1 SSO机理分析正确性验证

为验证本文分析方法的正确性,设置工况如下:风速v=8 m/s、U_{dcref}=1 100 V,PMSG在1.5 s前正常稳定运行,线路SCR在1.5 s时从5.3减小为2.5。测量系统未装设SSDC、装设传统SSDC、装设改进SSDC 3种工况下直流电容电压动态响应曲线如图14所示,GSC输出电流动态响应曲线如图15所示。

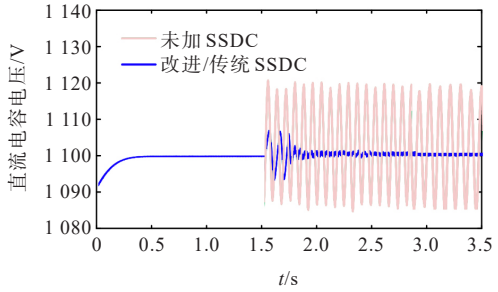


图14 直流电容电压动态响应曲线

Figure 14 Dynamic response curve of DC capacitor voltage

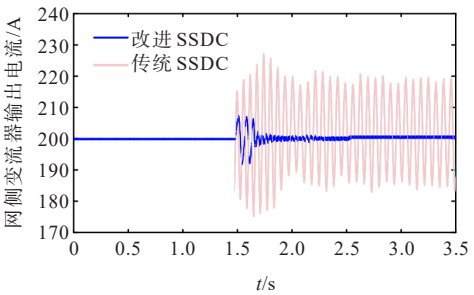


图15 GSC输出电流动态响应曲线

Figure 15 Dynamic response curve of GSC output current

由图14可知,当线路SCR变化时,若系统未装设SSDC,则U_{dc}在1.5 s后发生SSO;反之,则SSO被有效抑制。可证明系统装设传统/改进SSDC均可去除U_{dc}的次同步频段分量,消除ΔU_{dc}带来的SSO。

由图15可知,当系统SCR变化时,传统SSDC无法抑制$\Delta\theta_{pll}$引起的SSO,i_{dg}在1.5 s后发生SSO。

改进 SSDC 能够有效抑制 $\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$ 引起的 SSO，使 i_{dg} 基本维持在稳态值。由此可证明本文对电网强度变化工况下系统 SSO 机理分析的正确性与所提抑制策略的有效性。

4.2　改进 SSDC 与传统 SSDC 抑制效果对比

SCR 变化时传统 SSDC 与改进 SSDC 抑制性能测试结果如图 16 所示。设置工况如下：设置风速 $v=8$ m/s、$U_{\mathrm{dcref}}=1\,100$ V，并网系统在 1.5 s 前保持正常稳定运行，线路 SCR 在 1.5 s 时从 5.3 减小为 2.5。

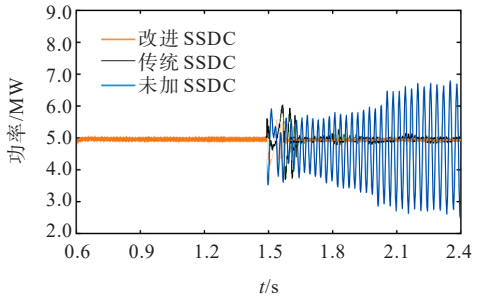


图 16　SCR 变化时传统 SSDC 与改进 SSDC 抑制性能测试

Figure 16　Mitigation performance test of traditional SSDC and improved SSDC during SCR changes

风速变化时传统 SSDC 与改进 SSDC 抑制性能测试如图 17 所示。设置线路 SCR＝5.3 保持不变。系统在 1.5 s 前保持稳定运行，外界风速 v 在 1.5 s 时从 8 m/s 增大为 12 m/s。

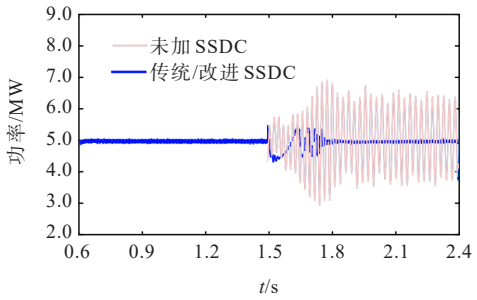


图 17　风速变化时传统 SSDC 与改进 SSDC 抑制性能测试

Figure 17　Mitigation performance test of traditional SSDC and improved SSDC during wind speed changes

由图 16、17 可知，在系统 SCR 变化的工况下，若系统未装设 SSDC，则 1.5 s 后 PMSG 输出功率发生增幅 SSO；若系统装设传统 SSDC，则 1.5 s 后 PMSG 输出功率 SSO 受到一定的抑制，但抑制效果并不理想，功率仍发生小幅度的振荡；若系统装设改进 SSDC，则 1.5 s 后 PMSG 输出功率的 SSO 被有效抑制。在风速变化的工况下，系统装设传统/改进 SSDC 均可有效抑制 SSO。由此可证明在上述 2 种工况下，本文所提改进 SSDC 抑制 SSO 的有效性，且抑制效果明显优于传统 SSDC。

4.3　改进 SSDC 对系统动态稳定性影响

为验证改进 SSDC 对于系统动态稳定性的影响，研究系统振荡模态特征值受 SCR 变化的规律，使线路 SCR 从 4 均匀减小至 2，根据文 1.4 所示的系统线性化模型，分别求解装设改进 SSDC、未装设改进 SSDC 这 2 种工况下系统特征值随 SCR 变化轨迹如图 18 所示（图中仅展示离虚轴较近的 SSO 模式与低频振荡模式，其他远离虚轴的振荡模式对系统稳定性无显著影响）。

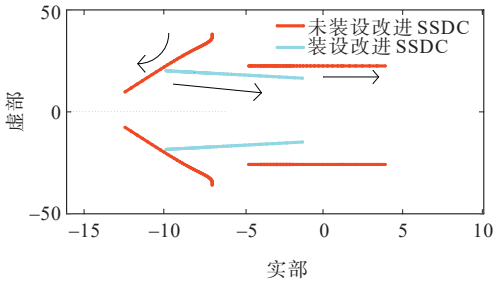


图 18　系统特征值随 SCR 变化轨迹

Figure 18　Trajectory of system characteristic values changing with SCR

由图 18 可知，对于未装设改进 SSDC 的系统，随着线路 SCR 的减小，其 SSO 模态的特征值逐渐向右半平面移动直至系统失稳发生 SSO；对于装设改进 SSDC 的系统，随着线路 SCR 的减小，其 SSO 模态的特征值同样逐渐向右半平面移动，但始终保持在左半平面，系统始终保持动态稳定。由此可证明装设改进 SSDC 可显著提升系统的动态稳定性能，降低系统发生 SSO 的风险，也印证了文 3.3 中阻尼转矩法分析结论的有效性。

5　结语

本文通过推导直驱风机 GSC 控制部分与弱交流电网线路间的闭环传递函数，分析了两者间的具体相互作用过程，揭示了在系统电网强度变化的工况下，直驱风机弱交流并网系统的 SSO 机理，以此提出了一种基于双锁相环补偿电流的改进 SSDC，并建立了系统的阻尼路径模型以进行稳定性分析，在仿真中验证了改进 SSDC 的抑制效果与对系统动态稳定性能的提升，所得结论如下。

1）直驱风电机组经弱交流并网系统在电网强度变化工况下发生 SSO 的根本原因为：直驱风机 GSC 控制系统与交流电网线路间存在因相互作用而形成的 SSO 正反馈传输路径。

2）传统 SSDC 无法抑制因 $\Delta\theta_{\mathrm{pll}}$ 带来的 SSO，通过双锁相环引入补偿电流，能够切断系统 SSO 的正

反馈传输路径,从而有效地抑制SSO。

3)系统装设改进SSDC能够提高系统在电网强度变化工况下的动态稳定性能,降低系统发生SSO的风险。

参考文献:

[1] 汪宁渤,马明,强同波,等.高比例新能源电力系统的发展机遇、挑战及对策[J].中国电力,2018,51(1):29-35+50.
WANG Ningbo, MA Ming, QIANG Tongbo, et al. High-penetration new energy power system development: challenges, opportunities and countermeasures[J]. Electric Power,2018,51(1):29-35+50.

[2] WANG S J, XU Z, WANG S. New findings on bypass damping filter in increasing subsynchronous resonance damping of series compensated system[J].IET Generation, Transmission & Distribution,2015,9(13):1718-1726.

[3] 郭孟杰,杜文娟,王海风.直驱风电场单机等值模型下次/超同步振荡模式特征的准确度分析与评价[J].电网与清洁能源,2024,40(9):105-113.
GUO Mengjie, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Accuracy analysis and evaluation of sub/super-synchronous oscillation mode characteristics of PMSG-based wind farm single-machine equivalent models[J].Power System and Clean Energy,2024,40(9):105-113.

[4] 于婧,林鸿飞,王潇,等.直驱风电场经柔直送出系统近工频正/负序振荡机理分析[J].电力建设,2024,45(2):10-25.
YU Jing, LIN Hongfei, WANG Xiao, et al. Mechanism analysis of near fundamental-frequency positive/negative-sequence oscillations in MMC-HVDC connected direct-drive wind farm[J].Electric Power Construction,2024,45(2):10-25.

[5] 肖垒,蔺红.直驱风电场经交流并网系统dq阻抗模型及稳定性分析[J].电测与仪表,2023,60(12):65-70.
XIAO Lei,LIN Hong.DQ impedance model and stability analysis of direct-drive wind farm via AC grid-connected system[J]. Electrical Measurement & Instrumentation,2023,60(12):65-70.

[6] 高本锋,符章棋,王刚,等.适用于次同步振荡分析的直驱风电场平衡降阶方法[J].电力工程技术,2023,42(3):112-120.
GAO Benfeng,FU Zhangqi,WANG Gang,et al.Balanced reduction method of direct-drive wind farm for subsynchronous oscillation analysis[J]. Electric Power Engineering Technology,2023,42(3):112-120.

[7] 阮睿,朱清,郭登辉,等.基于迁移学习的风电并网系统次/超同步振荡紧急切机策略[J].智慧电力,2024,52(11):23-31.
RUAN Rui, ZHU Qing, GUO Denghui, et al. Emergency tripping strategy for sub/supersynchronous oscillation in wind power integrated system based on transfer learning [J].Smart Power,2024,52(11):23-31.

[8] 韩平平,王希,王欢,等.基于移相变压器的直驱风机次同步振荡抑制[J].电力系统及其自动化学报,2022,34(4):126-134.
HAN Pingping, WANG Xi, WANG Huan, et al. Subsynchronous oscillation mitigation of permanent magnet synchronous generator based on phase shifting transformer[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2022, 34(4):126-134.

[9] 张芳,王赫,李传栋.含静止无功发生器的直驱风电并网系统稳定性分析及振荡抑制策略[J].电力自动化设备,2024,44(6):1-8+17.
ZHANG Fang, WANG He, LI Chuandong. Stability analysis and oscillation suppression strategy of direct-drive wind power grid-connected system with static var generator[J].Electric Power Automation Equipment,2024,44(6):1-8+17.

[10] 吴汪平,楚皓翔,解大,等.PI控制器参数对并网永磁直驱型风力发电系统机网相互作用的影响[J].电力自动化设备,2017,37(10):21-28.
WU Wangping, CHU Haoxiang, XIE Da, et al. Influence of PI controllers' parameters on machine-network interaction of grid-connected PMSG system[J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(10):21-28.

[11] 张冲,王伟胜,何国庆,等.基于序阻抗的直驱风电场次同步振荡分析与锁相环参数优化设计[J].中国电机工程学报,2017,37(23):6757-6767+7067.
ZHANG Chong, WANG Weisheng, HE Guoqing, et al. Analysis of sub-synchronous oscillation of full-converter wind farm based on sequence impedance and an optimized design method for PLL parameters[J]. Proceedings of the CSEE,2017,37(23):6757-6767+7067.

[12] 王杨,杨汉芦,肖先勇,等.双馈风机附加次同步阻尼控制器抑制方法分析与优化设计[J].电力自动化设备,2022,42(8):184-190.
WANG Yang, YANG Hanlu, XIAO Xianyong, et al. Mitigation method analysis and optimization design of doubly-fed induction generator additional subsynchronous damping controller[J].Electric Power Automation Equipment, 2022,42(8):184-190.

[13] 舒展,熊华强,蔡霞,等.直驱风机直流母线电压控制对系统功率振荡的影响分析及改进方法[J].电网技术,2020,44(9):3441-3449.
SHU Zhan,XIONG Huaqiang,CAI Xia,et al.Influence of DC bus voltage control of direct-drive PMSG on power oscillation and its improvement[J]. Power System Technology,2020,44(9):3441-3449.

[14] 吴广禄,周孝信,王姗姗,等.柔性直流输电接入弱交流电网时锁相环和电流内环交互作用机理解析研究[J].中国电机工程学报,2018,38(9):2622-2633+2830.
WU Guanglu, ZHOU Xiaoxin, WANG Shanshan, et al. Analytical research on the mechanism of the interaction between PLL and inner current loop when VSC-HVDC

connected to weak grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2018,38(9):2622-2633+2830.

[15] 杨飞,陈燕东,符有泽,等.直驱风电场中SVG电压前馈阻抗重构抑制次/超同步振荡方法[J].电力自动化设备,2022,42(8):153-159+214.
YANG Fei,CHEN Yandong,FU Youze,et al.SVG voltage feedforward impedance reconstruction method for suppressing sub-/super-synchronous oscillation in D-PMSGs based wind farm[J]. Electric Power Automation Equipment,2022,42(8):153-159+214.

[16] 王红星,郭敬梅,谢志文,等.海上风电次/超同步振荡的网侧附加阻尼抑制方法[J].南方电网技术,2021,15(11):49-55.
WANG Hongxing, GUO Jingmei, XIE Zhiwen, et al. Grid-side supplementary damping suppression method of sub-&super-synchronous oscillation in offshore wind farms[J]. Southern Power System Technology,2021,15(11):49-55.

[17] 王旭斌,杜文娟,王海风.弱连接条件下并网VSC系统稳定性分析研究综述[J].中国电机工程学报,2018,38(6):1593-1604+1895.
WANG Xubin, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Stability analysis of grid-tied VSC systems under weak connection conditions[J]. Proceedings of the CSEE,2018,38(6):1593-1604+1895.

[18] 曾瑞,雷鸣,王一振,等.直驱风电场经MMC-HVDC并网送端系统稳定性分析及振荡抑制[J].电力系统及其自动化学报,2024,36(2):26-35.
ZENG Rui, LEI Ming, WANG Yizhen, et al. Stability analysis and oscillation suppression at sending end of direct-drive wind farm integration system via MMC-HVDC[J]. Proceedings of the CSU-EPSA,2024,36(2):26-35.

[19] 高本锋,王义,曾四鸣,等.直驱风电场并入弱交流电网的次同步分量通路及阻尼特性分析[J].中国电机工程学报,2022,42(14):5089-5103.
GAO Benfeng, WANG Yi, ZENG Siming, et al. Analysis of sub-synchronous component path and damping characteristics of D-PMSG-based wind farm incorporated into weak AC grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2022,42(14):5089-5103.

[20] 李慧,李珠林,刘思嘉,等.基于双补偿下垂–MQPR的直驱式风电机组并网控制[J].电力科学与技术学报,2024,39(3):142-149.
LI Hui, LI Zhulin, LIU Sijia, et al. Grid-connected control of direct-driven permanent magnet wind turbine based on dual compensation droop and multiple quasi-proportional-resonances[J]. Journal of Electric Power Science and Technology,2024,39(3):142-149.

[21] WU D, LI G G, JAVADI M, et al. Assessing impact of renewable energy integration on system strength using site-dependent short circuit ratio[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy,2018,9(3):1072-1080.

[22] 尹睿,孙媛媛,王姗姗,等.直驱风机经柔直送出系统多控制环节间交互机理研究[J].中国电机工程学报,2022,42(10):3627-3642.
YIN Rui, SUN Yuanyuan, WANG Shanshan, et al. The interaction mechanism analysis among the different control loops of the direct-drive wind turbine connected VSC-HVDC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2022,42(10):3627-3642.

[23] 李浩志,李景一,杨建军,等.抑制风电–柔直外送系统次同步振荡的并联VSC型次同步阻尼控制器[J].电力自动化设备,2022,42(8):133-139.
LI Haozhi, LI Jingyi, YANG Jianjun, et al. Shunt-VSC subsynchronous damping controller to suppress SSO in wind power connected by flexible DC sending system[J]. Electric Power Automation Equipment,2022,42(8):133-139.

[24] HUANG L, WU C, ZHOU D, et al. A double-PLLs-based impedance reshaping method for extending stability range of grid-following inverter under weak grid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2022,37(4):4091-4104.

[25] 彭技礼,贾祺,严干贵,等.面向低频振荡分析的直驱风电机组阻尼转矩建模[J].电力自动化设备,2022,42(8):39-46.
PENG Jili, JIA Qi, YAN Gangui, et al. Damping torque modeling of direct-drive wind turbine for low-frequency oscillation analysis[J]. Electric Power Automation Equipment,2022,42(8):39-46.

[26] 高本锋,刘洋洋,王潇.基于路径分析法的直驱风电场经柔直并网系统次同步振荡机理分析[J].中国电机工程学报,2023,43(17):6646-6660.
GAO Benfeng, LIU Yangyang, WANG Xiao. Subsynchronous oscillation mechanism analysis of direct-drive wind farm with VSC-HVDC system based on path analysis method[J]. Proceedings of the CSEE, 2023,43(17):6646-6660.

[27] 彭技礼.基于阻尼转矩法的直驱风电机组低频振荡分析与抑制[D].吉林:东北电力大学,2022.
PENG Jili. Analysis and suppression of low frequency oscillation of direct-drive PMSG based on damping torque method[D].Jilin:Northeast Electric Power University,2022.

[28] 万强,贾祺,严干贵,弱交流系统下直驱风电场次同步振荡特性分析[J].可再生能源,2019,37(8):1171-1178.
WAN Qiang, JIA Qi, YAN Gangui, et al. Analysis of SSO characteristics of D-PMSGs based wind farm under weak AC system [J]. Renewable Energy Resourcesy, 2019,37 (8):1171-1178.