

# 控制与决策

Control and Decision

## 基于固定时间滑模控制的直驱风电场次同步振荡抑制

王敏, 奚鑫泽, 黄英博, 那靖

引用本文:

王敏, 奚鑫泽, 黄英博, 等. 基于固定时间滑模控制的直驱风电场次同步振荡抑制[J]. 控制与决策, 2025, 40(3): 918-926.

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.13195/j.kzyjc.2024.0381>

---

## 您可能感兴趣的其他文章

### Articles you may be interested in

#### 磁悬浮开关磁阻电机的自适应终端滑模控制

Adaptive terminal sliding mode control of bearingless switched reluctance motor  
控制与决策. 2021, 36(6): 1449-1456 <https://doi.org/10.13195/j.kzyjc.2019.1064>

#### 线控转向系统的自适应高阶滑模控制

Adaptive higher-order sliding mode control for SbW system  
控制与决策. 2021, 36(6): 1529-1536 <https://doi.org/10.13195/j.kzyjc.2019.1526>

#### 基于变速趋近律的Buck型变换器抗扰动控制

Disturbance rejection control of Buck converters based on variable rate reaching law  
控制与决策. 2021, 36(4): 893-900 <https://doi.org/10.13195/j.kzyjc.2019.1073>

#### 直线同步电动机磁悬浮系统的自适应模糊滑模控制

Adaptive fuzzy sliding mode control for magnetic suspension system of linear synchronous motor  
控制与决策. 2021, 36(3): 693-698 <https://doi.org/10.13195/j.kzyjc.2019.0774>

#### 基于反演算法的严格反馈非线性系统固定时间跟踪控制

Fixed-time tracking control for strict-feedback nonlinear systems based on backstepping algorithm  
控制与决策. 2021, 36(1): 173-179 <https://doi.org/10.13195/j.kzyjc.2019.0658>

# 基于固定时间滑模控制的直驱风电场次同步振荡抑制

王敏<sup>1,2</sup>, 奚鑫泽<sup>3</sup>, 黄英博<sup>1,2†</sup>, 那靖<sup>1,2</sup>

- 昆明理工大学 云南省智能控制与应用重点实验室, 昆明 650500;
- 昆明理工大学 机电工程学院, 昆明 650500;
- 云南电网有限责任公司电力科学研究院, 昆明 650217)

**摘要:** 针对直驱风电场弱交流电网诱发的次同步振荡问题, 提出一种基于固定时间滑模控制的次同步振荡抑制方法。首先, 根据直驱风电场弱交流电网的扰动方程, 研究次同步振荡的发生机理, 并对不同强度弱交流电网下的次同步振荡特性进行分析; 然后, 构建网侧变流器电流跟踪误差动态方程, 并在滑动变量中采用双曲正切函数代替符号函数, 避免传统固定时间终端滑模控制存在的奇异性问题; 最后, 通过设计固定时间非奇异终端滑模控制, 保证电流误差在固定时间内收敛至 0 附近的邻域内, 并利用李雅普诺夫定理验证闭环系统的固定时间稳定性。通过对比仿真验证了所提出控制方法能够在固定时间内实现直驱风电场在不同强度弱交流电网运行工况下对次同步振荡的有效抑制。

**关键词:** 直驱风电场; 固定时间滑模控制; 次同步振荡; 弱交流电网

**中图分类号:** TP273 **文献标志码:** A

**DOI:** 10.13195/j.kzyjc.2024.0381

**引用格式:** 王敏, 奚鑫泽, 黄英博, 等. 基于固定时间滑模控制的直驱风电场次同步振荡抑制 [J]. 控制与决策, 2025, 40(3): 918-926.

## Sub-synchronous oscillation suppression in direct-drive wind farms based on fixed-time sliding mode control

WANG Min<sup>1,2</sup>, XI Xin-ze<sup>3</sup>, HUANG Ying-bo<sup>1,2†</sup>, NA Jing<sup>1,2</sup>

- Yunnan Key Laboratory of Intelligent Control and Application, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650500, China;
- Faculty of Mechanical and Electrical Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650500, China;
- Electric Power Research Institute of Yunnan Power Grid Co., Ltd., Kunming 650217, China)

**Abstract:** To address the problem of sub-synchronous oscillations induced by the weak alternating current (AC) grid of direct-drive wind farms, this paper proposes a fixed-time sliding mode control to achieve sub-synchronous oscillation suppression. Firstly, according to the disturbance equation of the weak AC grid of a direct-drive wind farm, the mechanism of sub-synchronous oscillations is studied, and the characteristics of sub-synchronous oscillations are analyzed under different strengths of weak AC grids. Furthermore, the dynamic equation of the grid-side converter current tracking error is established, and the hyperbolic tangent function is used instead of the sign function in the sliding variable to tackle the singularity problem encountered in the traditional fixed-time terminal sliding mode control. Finally, a fixed-time non-singularity terminal sliding mode control method is proposed, in which the current error can be driven to a neighbourhood around zero in the fixed-time. The theoretical analysis is conducted to prove the fixed-time stability of a closed-loop system via the Lyapunov theory. Comparative numerical simulation is carried out to demonstrate that the sub-synchronous oscillations of the direct-drive wind farms can be suppressed in a fixed-time under different strengths of weak AC grid working scenarios.

**Keywords:** direct drive wind farms; fixed-time sliding mode control; sub-synchronous oscillation; weak AC grid

## 0 引言

随着温室效应的愈加严峻以及化石能源的日渐

枯竭, 以传统化石能源为主的能源结构, 正逐步向以风电、光伏等为代表的新型可再生能源结构转型<sup>[1]</sup>,

收稿日期: 2024-04-07; 录用日期: 2024-08-22.

基金项目: 国家自然科学基金项目 (62433012, 62273169, 62373174); 云南省基础研究计划项目 (202201AW070005, 202101BE070001-060).

责任编辑: 孙宗耀.

†通信作者. E-mail: Yingbo\_Huang@126.com.

本文附带电子附录文件, 可登录本刊官网该文“资源附件”区自行下载阅览.

其中直驱风机以能量转换效率高和维护成本低等优点使其成为近年来工业界和学术界共同关注的热点话题之一。但是,随着直驱风机并网数量的不断增加,由大规模直驱风电场接入弱交流电网引发的次同步振荡问题也日渐凸显<sup>[2]</sup>。以我国新疆哈密地区大规模直驱风电场为例,在没有串补线路的情况下发生了严重的次同步振荡事故,使得大面积电厂机组切机,危及电网安全稳定运行,造成了巨大的经济损失<sup>[3]</sup>。因此,众多学者围绕直驱风电场并网系统次同步振荡机理开展了大量研究。文献[4]分析并阐明了直驱风机网侧变流器电流内环比例积分(PI)控制器会加剧直驱风电场弱交流电网的次同步振荡;文献[5]的研究表明直驱风机网侧变流器的控制器参数、风机数量以及输电线路阻抗等因素均会对直驱风电场弱交流电网的次同步振荡特性产生影响。因此,对直驱风电场弱交流电网引发的次同步振荡问题进行机理研究、振荡特性分析,并提出有效的抑制策略,对于电力系统的安全稳定运行具有重要的实际工程意义和研究价值。

针对直驱风电场并网系统引发的次同步振荡问题,国内外学者提出了诸多控制策略。文献[6]通过在直驱风机变流器中引入附加阻尼控制(SSDC),有效抑制了直驱风电场并网系统的次同步振荡,但是,该方法针对不同的直驱风电场运行条件需要对滤波参数和比例增益进行重新设定,具有一定的局限性;文献[7]通过优化直驱风机控制器参数来保证并网点电压的稳定,从而降低了直驱风电场并网系统次同步振荡发生的风险。但是,在实际工程中直驱风电场并网系统的运行工况具有时变性和复杂性,而直驱风机网侧变流器的PI控制器参数因其预先设定而无法通过实时改变参数实现对次同步振荡的抑制<sup>[5,8]</sup>。此外,对于具有非线性、强耦合以及时变特性的直驱风电场并网系统,PI控制器作为一类线性控制方法,其鲁棒性较弱。因此,以自抗扰控制<sup>[4,9]</sup>、模型预测控制<sup>[10-11]</sup>和滑模控制<sup>[12-13]</sup>等为代表的具有强鲁棒性的先进控制方法相继在直驱风电场并网系统中实现应用,其中滑模控制因其结构简单、设计灵活、鲁棒性强的优点而被广泛用于直驱风电场并网系统次同步振荡的抑制。文献[12]针对直驱风电场弱交流电网诱发的次同步振荡问题,设计了基于指数趋近律的滑模控制器,实现了对次同步振荡的抑制;文献[13]针对含有不确定、非线性扰动的直驱风电场并网系统,提出了一种基于反馈线性化滑模控制器的设计思路,实现了在不同运行工况下对次同步振荡的有效抑制。然而,上述文献所设计的滑模

控制器只能保证被控系统渐近稳定,而渐近稳定需要无限长的时间才能收敛至系统的平衡点。若直驱风电场并网系统次同步振荡的收敛时间较长,则会影响整个系统的电能质量。文献[14]针对双馈风机并网系统中的次同步振荡现象,提出了基于分数阶的滑模控制方法,解决了次同步振荡的频率漂移问题;文献[15]将非线性滑模控制应用于双馈风机转子侧变流器控制回路,实现了在不同风速下次同步振荡的抑制,增强了系统鲁棒性。然而,文献[14-15]所提出的滑模控制仅能保证次同步振荡有限时间收敛。在实际应用中,有限时间滑模控制的次同步振荡收敛时间上界依赖于系统初始状态,而风电场初始运行状态的不确定性,使得次同步振荡收敛时间上界通常难以准确获取<sup>[16]</sup>。因此,如何实现直驱风电场并网系统次同步振荡的快速抑制,保证其在不同运行工况下长期安全稳定地运行,仍然是值得研究的问题。

针对上述问题,本文提出一种次同步振荡收敛时间上界不依赖于系统初始状态的固定时间滑模控制方法(FTSMC)。相较于SSDC<sup>[6]</sup>以及自抗扰控制<sup>[9]</sup>等方法,所提出方法在消除直驱风电场并网系统初始运行状态不确定以及系统未知扰动的时候,在给定时间内能够实现对直驱风电场弱交流电网次同步振荡的快速抑制。为了实现这一目标,首先,对直驱风电场接入弱交流电网引发次同步振荡的发生机理和振荡特性进行分析。然后,提出一种新的固定时间稳定结果,相较于经典的固定时间稳定性结论<sup>[17-18]</sup>获得更快的收敛速度。在此基础上,针对直驱风机网侧变流器电流内环在直交(DQ)轴上的电流误差,设计一种固定时间非奇异终端滑模控制器,使得电流误差在固定时间内收敛至0附近的邻域内。利用李雅普诺夫定理对闭环系统的固定时间稳定性进行分析,并给出收敛时间上界的确定值。最后,通过对比仿真验证所提出方法在不同强度的弱交流电网下,均可实现对直驱风电场并网系统次同步振荡的固定时间抑制,从而保证直驱风电场弱交流电网在固定时间内达到稳定状态。

## 1 直驱风电场弱交流电网系统描述

直驱风机主要由风力机、永磁同步发电机、机侧变流器(MSC)、网侧变流器(GSC)及其控制环节构成<sup>[19]</sup>。本文中直驱风电场包含20台直驱风机,通过升压变压器 $X_{T_1}$ 、输电线路以及升压变压器 $X_{T_2}$ 接入电网,单台直驱风机额定容量为5 MW。风电场内部的直驱风机具有相同的参数和运行状态,且风电场内风速空间分布无显著差异,则当该系统发生次同

步振荡时,风电场可视为一个整体与电网进行交互作用<sup>[20]</sup>.因此,针对本文分析的次同步振荡问题,20台直驱风机可用1台等值机组代替.

直驱风电场与弱交流电网是一个电力系统与控制系统交互的多时间尺度的动态模型,因此有必要对模型进行一定的简化<sup>[21]</sup>.直驱风电场弱交流电网

诱发的次同步振荡现象主要是由GSC及其控制系统与弱交流电网动态交互引起的,因此,在本文中风力机、永磁同步发电机以及MSC等效为受控电流源,通过调节直流电流来模拟直驱风机输出功率的变化<sup>[5]</sup>.简化后的直驱风电场弱交流电网及其控制系统结构如图1所示,主要参数如表1所示.

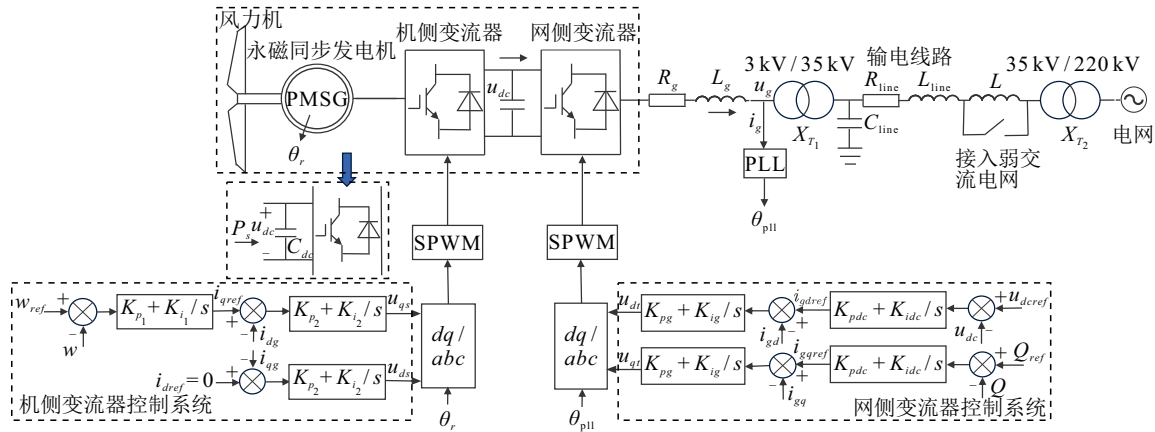


图1 直驱风电场弱交流电网及其控制系统结构

表1 主要参数

参数	数值	参数	数值
额定容量 $S_B$ /MW	100	MSC内环比例 $K_{p2}$	1.5
风机风速 $v$ /(m/s)	10	MSC内环积分 $K_{i2}$	50
锁相环比例 $K_{pl}$	2 000	GSC外环比例 $K_{pdc}$	2.5
锁相环积分 $K_{il}$	10	GSC外环积分 $K_{idc}$	50
MSC外环比例 $K_{p1}$	2	GSC内环比例 $K_{pg}$	1.2
MSC外环积分 $K_{i1}$	100	GSC内环积分 $K_{ig}$	50
变比 $k_1$ /(kV/kV)	35/3	变比 $k_2$ /(kV/kV)	220/35

为了评估交流电网的强弱程度,本文引入风电并网系统短路比(SCR)作为评估指标.一般认为 $SCR < 3$ 为弱交流电网,且SCR越小,接入交流电网越弱<sup>[22]</sup>.SCR的数值由交流系统在并网点处的短路容量与风电场额定容量的比值求出<sup>[22]</sup>,具体可表示为

$$SCR = S_p/S_w = U_n^2/(N \cdot Z_s \cdot S_w). \quad (1)$$

其中: $S_p = U_n^2/(N \cdot Z_s)$ 为并网点处交流系统的短路容量, $U_n$ 为直驱风电场的额定电压; $Z_s = Z_T + Z_l + Z_a$ 为直驱风电场至交流电网的等效阻抗, $Z_T$ 、 $Z_l$ 和 $Z_a$ 分别为变压器阻抗、输电线路阻抗以及交流电网等效阻抗; $S_w = N \cdot S_d$ 为直驱风电场的额定容量, $N$ 和 $S_d$ 为直驱风机的台数和额定容量.由上述定义,式(1)可进一步表示为

$$Z_s = U_n^2/(N \cdot SCR \cdot S_w) = R + j(X_l - X_c), \quad (2)$$

这里 $R$ 、 $X_l$ 和 $X_c$ 分别为直驱风电场至交流电网的电阻、感抗和容抗.若保持变压器阻抗和交流电网阻抗

不变,通过改变接入输电线路的等效感抗表示交流系统的强弱<sup>[23]</sup>,则串入等效感抗可表示为

$$X_l = 2\pi f_r L. \quad (3)$$

其中: $f_r$ 为基波频率, $L$ 为接入输电线路的等效电感.由式(2)和(3)可知,随着输电线路等效电感的增大,输电线路等效阻抗增大,强交流电网会转变为弱交流电网,在并网点会产生次同步电流,使得输电线路上的电流发生畸变,诱发系统次同步振荡失稳<sup>[4]</sup>.下面将建立直驱风电场GSC在DQ坐标系下的数学模型,并对其次同步振荡发生的机理和特性展开分析.

## 2 次同步振荡发生机理和特性分析

根据文献[24],当直驱风机GSC采用电压定向矢量控制时,GSC电流闭环控制在DQ坐标系下的数学表达式可写为

$$\begin{cases} u_{dt} = L_g di_{gd}/dt + R_g i_{gd} - \omega_g L_g i_{gq} + u_{gd}, \\ u_{qt} = L_g di_{gq}/dt + R_g i_{gq} + \omega_g L_g i_{gd} + u_{gq}. \end{cases} \quad (4)$$

其中: $u_{dt}$ 、 $u_{qt}$ 为GSC输出电压的DQ轴分量, $R_g$ 为GSC交流侧等效电阻, $L_g$ 为交流滤波电感, $i_{gd}$ 、 $i_{gq}$ 为GSC交流侧电流DQ轴分量, $\omega_g$ 为电网角速度, $u_{gd}$ 、 $u_{gq}$ 为并网点电压DQ轴分量.

当直驱风机接入弱交流电网,即在输电线路投入等效电感 $L$ 时,GSC交流侧会产生次同步电流 $\Delta i_{gsd}$ 、 $\Delta i_{gsq}$ .因此,直驱风机GSC的次同步扰动方程<sup>[4]</sup>为

$$\begin{cases} \Delta u_{sdt} = L_g \frac{d\Delta i_{gsd}}{dt} + R_g \Delta i_{gsd} - \\ \quad w_g L_g \Delta i_{gsq} + \Delta u_{gsd}, \\ \Delta u_{sqt} = L_g \frac{d\Delta i_{gsq}}{dt} + R_g \Delta i_{gsq} + \\ \quad w_g L_g \Delta i_{gsd} + \Delta u_{gsq}. \end{cases} \quad (5)$$

其中:  $\Delta u_{sdt}$ 、 $\Delta u_{sqt}$  为 GSC 输出的次同步电压 DQ 轴分量,  $\Delta i_{gsd}$ 、 $\Delta i_{gsq}$ 、 $\Delta u_{gsd}$  和  $\Delta u_{gsq}$  分别为 GSC 交流侧次同步电流和并网次同步电压的 DQ 轴分量。

由文献 [4] 可知, GSC 电流内环 PI 控制器对次同步电流的放大作用是使得振荡加剧, 诱发次同步振荡的主要原因. 因此, 为了分析 GSC 电流内环 PI 参数对次同步振荡的影响, 式 (5) 可进一步写为

$$\begin{cases} \Delta u_{sdt} = (K_{pg} + K_{ig}/s)\Delta i_{gsd} - \\ \quad w_g L_g \Delta i_{gsq} + \Delta u_{gsd}, \\ \Delta u_{sqt} = (K_{pg} + K_{ig}/s)\Delta i_{gsq} + \\ \quad w_g L_g \Delta i_{gsd} + \Delta u_{gsq}. \end{cases} \quad (6)$$

由式 (6) 可知, 直驱风机接入弱交流电网产生的次同步电流, 经 GSC 电流内环的 PI 控制器被进一步放大, 从而加剧了次同步振荡<sup>[4]</sup>.

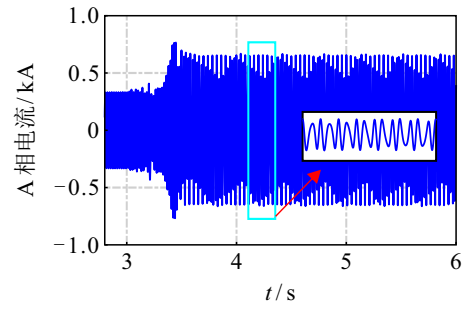
通过上述分析可知, 交流电网强弱、直驱风机 GSC 电流内环 PI 控制器参数对次同步振荡存在影响. 现将对直驱风电场并网系统在不同强度弱交流电网下的次同步振荡特性进行分析.

搭建直驱风电场并网系统模型, 其主要参数如表 1 所示. 当运行时间  $t = 3$  s 时, 系统处于稳定状态, 在其输电线路中串入电感  $L_1 = 0.66$  H, 由式 (1) 可得到, 短路比  $SCR_1 = 1.5$  ( $SCR_1 = 1.5$  满足弱交流电网短路比  $SCR < 3$  的条件). 此时, 直驱风电场输出的 A 相电流、有功功率曲线如图 2 所示.

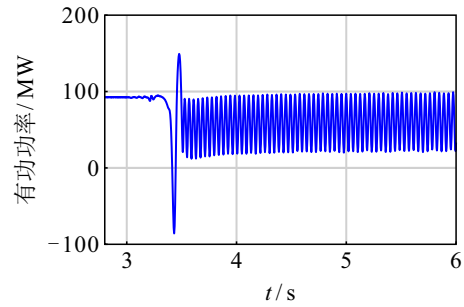
由图 2 可知: 直驱风电场并网系统稳定运行至 3 s 时, 在输电线路中串入电感  $L_1 = 0.66$  H, 直驱风电场输出 A 相电流、有功功率曲线均迅速振荡发散, 出现持续的等幅振荡并失稳.

随着串入电感  $L_2 = 0.81$  H、 $L_3 = 1.0$  H 的增大, 短路比  $SCR_2 = 1.3$ 、 $SCR_3 = 1.1$  逐渐降低, 直驱风电场输出 A 相电流和有功功率的快速傅里叶 (fast Fourier transform, FFT) 分析如图 3 所示.

由图 3 可知: 当  $SCR_1 = 1.5$  时, A 相电流中除基频 50 Hz, 还含有 26.4 Hz 的次同步分量和 73.6 Hz 的超同步分量, 有功功率信号中含有与 A 相电流次(超)同步分量互补的分量 23.6 Hz ( $50 \text{ Hz} - 26.4 \text{ Hz} = 23.6 \text{ Hz}$ ), 此时, 直驱风电场弱交流电网发生次同步振荡. 随着短路比从 1.5 逐渐降低为 1.1, A 相电流中的次同步分量从 26.4 Hz 增大为 28 Hz, 有功功率中与 A 相电流次同步分量的互补频率从 23.6 Hz 减小为 22.0 Hz, A 相电流和有功功率的次同步分量幅值

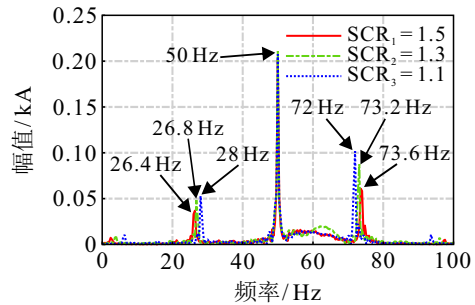


(a) 直驱风电场输出的 A 相电流曲线

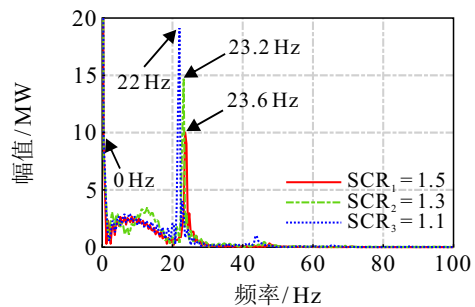


(b) 直驱风电场输出的有功功率曲线

图2 直驱风电场输出的 A 相电流和有功功率曲线



(a) A 相电流的 FFT 分析



(b) 有功功率的 FFT 分析

图3 不同短路比下的 FFT 分析

有增大趋势, 增加了次同步振荡发生的风险.

在一定程度上, 调整 GSC 电流内环 PI 控制器参数可减小直驱风电场弱交流电网次同步振荡发生的风险, 但是, 通过调整 PI 控制器参数抑制次同步振荡的能力有限, 若参数调整不当, 则会加剧次同步振荡发生的风险. 因此, 本文将设计一类不依赖于直驱风机初始运行条件的 FTSMC 来代替 GSC 电流内环中的 PI 控制器, 实现对直驱风电场弱交流电网次同步振荡的快速抑制.

### 3 固定时间滑模控制器设计

#### 3.1 预备知识

对于如下非线性系统:

$$\dot{x}(t) = f(x(t), t), \quad x(t_0) = x_0, \quad x \in R^n. \quad (7)$$

其中:  $x(t)$  为系统的状态变量,  $f: R_+ \times R^n \rightarrow R^n$  为非线性函数,  $x(t_0)$  为状态变量的初始值,  $t_0$  为初始时刻.

**定义 1**<sup>[25]</sup> 若系统 (7) 的原点: 1) 全局渐近稳定; 2) 任意解在有限时间达到平衡, 即  $x(t, x_0) = 0, \forall t \geq T(x_0), T: R^n \rightarrow R_+ \cup \{0\}$ . 则系统 (7) 的原点是全局有限时间稳定的.

**定义 2**<sup>[17]</sup> 若系统 (7) 的原点: 1) 全局有限时间稳定; 2) 对于任意初始状态, 收敛时间  $T(x_0)$  以某个正数为上界, 即对于  $\forall x_0 \in R^n, \exists T_{\max} > 0$ , 使得  $T(x_0) < T_{\max}$ . 则系统 (7) 的原点是固定时间稳定的.

**引理 1**<sup>[18]</sup> 对于系统 (7), 若存在一个连续正定函数  $V(x): R^n \rightarrow R_+ \cup \{0\}$ , 满足

$$\dot{V}(x) \leq -aV^{\phi_1}(x) - bV^{\phi_2}(x) + \vartheta. \quad (8)$$

其中: 参数  $a > 0, b > 0, \phi_1 > 1, 0 < \phi_2 < 1, 0 < \vartheta < \infty$ . 则此时系统 (7) 是固定时间稳定的, 并在时间上界  $T_{x_1}$  内收敛至如下残差集:

$$S_1 = \left\{ x \mid V(x) \leq \min \left\{ \left( \frac{\vartheta}{(1-\Delta)a} \right)^{\frac{1}{\phi_1}}, \left( \frac{\vartheta}{(1-\Delta)b} \right)^{\frac{1}{\phi_2}} \right\} \right\}, \quad (9)$$

这里  $0 < \Delta < 1$ , 收敛时间上界  $T_{x_1}$  满足

$$T_{x_1} = 1/(a(\phi_1 - 1)) + 1/(b(1 - \phi_2)). \quad (10)$$

**引理 2** 对于系统 (7), 若存在一个连续正定函数  $V(x): R^n \rightarrow R_+ \cup \{0\}$ , 满足

$$\dot{V}(x) \leq -aV(x)^{\varphi_1} - bV(x)^{\varphi_2} - cV(x). \quad (11)$$

其中: 参数满足  $a > 0, b > 0, c > 0, \varphi_1 > 1, 0 < \varphi_2 < 1$ . 则此时系统 (7) 是固定时间稳定收敛的, 收敛时间上界  $T_{x_2}$  满足

$$T_{x_2} = \frac{1}{1 - \varphi_2} \frac{1}{c} \ln \left\{ 1 + \frac{c}{b} \right\} + \frac{1}{\varphi_1 - 1} \frac{1}{c} \ln \left\{ 1 + \frac{c}{a} \right\}. \quad (12)$$

证明略.

**注 1** 相较于已有的固定时间稳定结果, 通过在经典固定时间滑模控制<sup>[17]</sup>的基础上引入  $-cV(x)$ , 提高了滑动变量的收敛速度, 从而使得所提出固定时间稳定性结论具有更快的收敛速度.

**引理 3**<sup>[26]</sup> 对于任意给定的常数  $\varepsilon > 0$  和  $\eta \in R$ , 存在下述不等式:

$$0 \leq |\eta| - \eta \tanh(\eta/\varepsilon) \leq \delta\varepsilon. \quad (13)$$

其中:  $\delta$  为常数, 满足  $\delta = e^{-(\delta+1)}$ , 则  $\delta = 0.2785$ .

#### 3.2 控制器设计

当直驱风机接入弱交流电网时, GSC 交流侧的电流可表示为

$$\begin{cases} \frac{di_{gd}}{dt} = \frac{u_{dt}}{L_g} + f_1(\Delta i_{gsd}, \Delta i_{gsq}) - \frac{R_g i_{gd}}{L_g} + w_g i_{gq} - \frac{u_{gd}}{L_g}, \\ \frac{di_{gq}}{dt} = \frac{u_{qt}}{L_g} + f_2(\Delta i_{gsd}, \Delta i_{gsq}) - \frac{R_g i_{gq}}{L_g} - w_g i_{gd} - \frac{u_{gq}}{L_g}. \end{cases} \quad (14)$$

其中:  $f_1(\Delta i_{gsd}, \Delta i_{gsq})$  和  $f_2(\Delta i_{gsd}, \Delta i_{gsq})$  为次同步电流在 DQ 坐标系下的扰动分量, 其表达式可写为

$$\begin{cases} f_1(\Delta i_{gsd}, \Delta i_{gsq}) = \frac{\Delta u_{sdt}}{L_g} + w_g \Delta i_{gsq} - \frac{\Delta u_{gsd}}{L_g} - \frac{R_g \Delta i_{gsd}}{L_g} - \frac{d \Delta i_{gsd}}{dt}, \\ f_2(\Delta i_{gsd}, \Delta i_{gsq}) = \frac{\Delta u_{sqt}}{L_g} + w_g \Delta i_{gsd} - \frac{\Delta u_{gsq}}{L_g} - \frac{R_g \Delta i_{gsq}}{L_g} - \frac{d \Delta i_{gsq}}{dt}. \end{cases} \quad (15)$$

为了跟踪 GSC 电流内环 D 轴的电流参考值  $i_{gdref}$ , 定义系统跟踪误差  $\tilde{x}_1 = \int_0^t (i_{gd} - i_{gdref}) dt$ ,  $\tilde{x}_2 = i_{gd} - i_{gdref}$ . 因此, 式 (14) 可进一步写为

$$\begin{cases} \dot{\tilde{x}}_1 = \tilde{x}_2 = i_{gd} - i_{gdref}, \\ \dot{\tilde{x}}_2 = d + u_{dt}/L_g - f(x). \end{cases} \quad (16)$$

其中:  $d$  为由系统不确定参数、次同步电流和次同步电压产生的未知有界总扰动,  $d = f_1(\Delta i_{gsd}, \Delta i_{gsq}) + w_g i_{gd} - (R_g i_{gd})/L_g - u_{gd}/L_g$ ;  $f(x) = di_{gdref}/dt$ . 需要指出的是, 次同步电流和次同步电压均是有界的, 因此次同步扰动  $f_1(\Delta i_{gsd}, \Delta i_{gsq})$  和  $f_2(\Delta i_{gsd}, \Delta i_{gsq})$  也是有界的. 同时, 虽然 GSC 交流侧等效电阻  $R_g$  会随着系统温度的变化而变化, 但是, GSC 交流侧等效电阻  $R_g$  以及 GSC 输出电压  $u_{gd}$  均为有界变量. 因此, 存在扰动上界  $\bar{d}$ , 使得系统未知总扰动  $d$  满足条件  $|d| \leq \bar{d}$ . 式 (16) 给出了直驱风电场 GSC 电流内环输出电流误差的动态方程, 需要指出, Q 轴的状态空间表达式可采用相同的方式得到, 不再赘述.

为了实现直驱风电场弱交流电网次同步振荡的快速抑制, 设计如下滑动变量  $s(\tilde{x}_1)$ :

$$s(\tilde{x}_1) = \tilde{x}_2 + \gamma_1 |\tilde{x}_1|^{\kappa_1} \text{sgn}(\tilde{x}_1) + \gamma_2 \tanh(\tilde{x}_1/\varepsilon). \quad (17)$$

其中:  $\gamma_1 > 0, \gamma_2 > 0, \kappa_1 > 1, 0 < \varepsilon < 1$ .

为了实现滑动变量  $s(\tilde{x}_1)$  的固定时间收敛, 设计如下形式的趋近律:

$$\dot{s} = -\beta_1 \operatorname{sgn}(s) - \beta_2 |s|^\alpha \operatorname{sgn}(s) - \beta_3 s. \quad (18)$$

其中:  $\beta_1 > 0, \beta_2 > 0, \beta_3 > 0, \alpha > 1$ ,  $\operatorname{sgn}(\cdot)$  为符号函数. 由滑动变量 (17) 和趋近律 (18), 设计控制器<sup>[27]</sup> 为

$$u_{dt} = u_{eq} + u_{sw}. \quad (19)$$

其中:  $u_{eq}$  为补偿非线性动态的反馈项,  $u_{sw}$  为处理系统不确定性和外界扰动的趋近控制器.

为了补偿非线性动态  $f(x)$ , 将  $u_{eq}$  设计为

$$u_{eq} = -L_g [\gamma_1 \kappa_1 |\tilde{x}_1|^{\kappa_1 - 1} \tilde{x}_2 \operatorname{sgn}(\tilde{x}_1) - f(x) + (\gamma_2 / \varepsilon) \tilde{x}_2 (1 - \tanh^2(\tilde{x}_1 / \varepsilon))]. \quad (20)$$

基于式 (18) 提出的固定时间趋近律, 趋近控制器  $u_{sw}$  设计为

$$u_{sw} = -L_g (\beta_1 \operatorname{sgn}(s) + \beta_2 |s|^\alpha \operatorname{sgn}(s) + \beta_3 s). \quad (21)$$

**注 2** 在滑动变量 (17) 中, 使用双曲正切函数  $\tanh(\tilde{x}_1 / \varepsilon)$  近似逼近符号函数  $\operatorname{sgn}(\tilde{x}_1)$ , 不仅保证了系统跟踪误差  $\tilde{x}_1$  的固定时间收敛特性, 同时也避免了经典固定时间终端滑模控制<sup>[28]</sup> 中因幂函数  $\beta_1 x_1^{(p_1/q_1)}$  ( $\beta_1 > 0, 0 < p_1 < q_1$ ) 的存在, 使得  $\lim_{x_1 \rightarrow 0} (\beta_1 p_1 / q_1) x_1^{(p_1/q_1 - 1)} x_2 = \infty$  ( $x_1 = 0, x_2 \neq 0$ ), 导致控制器出现奇异性问题.

**注 3** 滑动变量 (17) 中, 参数  $\varepsilon$  的大小决定了双曲正切函数的逼近程度,  $\varepsilon$  的值越小, 对符号函数  $\operatorname{sgn}(\cdot)$  的逼近程度越高, 但是  $|\tilde{x}_1| < \varepsilon$  时,  $(\gamma_2 / \varepsilon)[1 - \tanh^2(\tilde{x}_1 / \varepsilon)]$  会迅速增大至接近  $\gamma_2 / \varepsilon$ , 使得该项出现一个近似从  $0 \sim \gamma_2 / \varepsilon$  的快速变化, 将会导致控制信号  $u(\tilde{x}_1)$  产生“峰值”现象,  $\varepsilon$  越小, “峰值”越大, 进而对控制系统输出造成不利的影 响, 因此,  $\varepsilon$  的选取应充分考虑控制器输出与符号函数逼近精度间的平衡.

本节得到了直驱风机 GSC 电流内环  $D$  轴 的控制器, 通过相似方法可获得  $Q$  轴的控制器, 不再赘述.

### 3.3 稳定性分析

#### 3.3.1 滑动变量的收敛性分析

**定理 1** 由滑动变量 (17) 和趋近律 (18) 得到的控制器 (19) 保证了系统 (16) 中的跟踪误差  $\tilde{x}_1$  在固定时间  $T$  内收敛到一个小的残差集, 有

$$T = T_1 + T_2. \quad (22)$$

其中: 由引理 1 可知,  $T_2$  为系统跟踪误差  $\tilde{x}_1$  收敛至 0 附近的邻域内的收敛时间; 由引理 2 可得到,  $T_1$  为滑动变量  $s(\tilde{x}_1)$  到达滑模面  $s(\tilde{x}_1) = 0$  的收敛时间.

**证明** 对滑动变量 (17) 求导, 将所设计控制器 (19) 代入, 可得到

$$\dot{s}(\tilde{x}_1) = -\beta_1 \operatorname{sgn}(s) - \beta_2 |s|^\alpha \operatorname{sgn}(s) - \beta_3 s + d. \quad (23)$$

选取李雅普诺夫函数  $V(s) = s^2$ , 其导数可写为  $\dot{V}(s) = 2s\dot{s}$ , 则由式 (23), 可得到

$$\begin{aligned} \dot{V}(s) &= 2s(-\beta_1 \operatorname{sgn}(s) - \beta_2 |s|^\alpha \operatorname{sgn}(s) - \beta_3 s + d) \leq \\ &- 2(\beta_1 - \bar{d})V^{\frac{1}{2}} - 2\beta_2 V^{\frac{\alpha+1}{2}} - 2\beta_3 V, \end{aligned} \quad (24)$$

其中参数选择满足  $\beta_1 - \bar{d} > 0$ . 由引理 2 可知, 滑动变量  $s(\tilde{x}_1)$  收敛至滑模面  $s(\tilde{x}_1) = 0$  的时间上界为

$$T_1 = \frac{1}{\beta_3} \ln \left( 1 + \frac{\beta_3}{\beta_1 - \bar{d}} \right) + \frac{1}{\alpha - 1} \frac{1}{\beta_3} \ln \left( 1 + \frac{\beta_3}{\beta_2} \right). \quad (25)$$

定理 1 得证.  $\square$

#### 3.3.2 跟踪误差收敛性分析

**定理 2** 当滑动变量  $s(\tilde{x}_1)$  到达滑模面 (即  $s(\tilde{x}_1) = 0$ ) 时, 系统跟踪误差  $\tilde{x}_1$  将沿滑模面收敛至 0 的一个邻域  $S_z$  内.

**证明** 当滑动变量  $s(\tilde{x}_1)$  到达滑模面  $s(\tilde{x}_1) = 0$  时, 由式 (17) 可得到

$$\dot{\tilde{x}}_1 = -\gamma_1 |\tilde{x}_1|^{\kappa_1} \operatorname{sgn}(\tilde{x}_1) - \gamma_2 \tanh(\tilde{x}_1 / \varepsilon). \quad (26)$$

选取李雅普诺夫函数  $V(\tilde{x}_1) = \tilde{x}_1^2$ , 其导数可写为  $\dot{V}(\tilde{x}_1) = 2\tilde{x}_1 \dot{\tilde{x}}_1$ , 则由式 (26), 可得到

$$\begin{aligned} \dot{V}(\tilde{x}_1) &= 2\tilde{x}_1 [-\gamma_1 |\tilde{x}_1|^{\kappa_1} \operatorname{sgn}(\tilde{x}_1) - \gamma_2 \tanh(\tilde{x}_1 / \varepsilon)] \leq \\ &- 2\gamma_1 V(\tilde{x}_1)^{\frac{\kappa_1+1}{2}} - 2\gamma_2 V(\tilde{x}_1)^{\frac{1}{2}} + 2\gamma_2 \delta \varepsilon. \end{aligned} \quad (27)$$

由引理 1 可知, 跟踪误差  $\tilde{x}_1$  将从任意初始位置在给定时间  $T_2$  内收敛至 0 附近的邻域  $S_z$  内, 有

$$S_z = \left\{ \tilde{x}_1 \mid V(\tilde{x}_1) \leq \min \left\{ \left( \frac{\gamma_2 \delta \varepsilon}{\gamma_1 (1 - \Delta)} \right)^{\frac{2}{\kappa_1+1}}, \left( \frac{\gamma_2 \delta \varepsilon}{\gamma_2 (1 - \Delta)} \right)^2 \right\} \right\}. \quad (28)$$

收敛时间上界  $T_2$  满足

$$T_2 = 1/(\gamma_1 (\kappa_1 - 1)) + 1/\gamma_2. \quad (29)$$

综合上述收敛性分析, 式 (16) 所表示的系统将在固定时间  $T$  内收敛至 0 附近的邻域  $S_z$  内.  $\square$

由式 (22) 可知, 相较于文献 [14, 16] 的方法, 所提出方法的收敛时间上界不依赖系统初始状态, 且由于  $-\beta_3 V$  的引入使得滑动变量具有更快的收敛速度.

为了对趋近律 (18) 的收敛性进行验证, 给出如图 4 所示的仿真曲线. 其中参数设置如下: 初始状态分别取为  $s(0) = 15, -10, -5, 5, 10, 15$ ; 控制参数选择为  $\beta_1 = 2, \beta_2 = 3, \beta_3 = 4, \alpha = 1.2$ .

从仿真结果可以看出, 趋近律 (18) 具有固定时间收敛特性, 由趋近律的收敛时间上界 (29), 可得到  $T' = 1.667$  s.

**注 4** 根据趋近律的收敛时间上界 (29) 可知,  $\gamma_1, \gamma_2$  以及  $\kappa_1$  的参数与收敛时间  $T_2$  成反比, 即  $\gamma_1, \gamma_2$  和  $\kappa_1$  的数值越大, 收敛越快, 但是式 (29) 中  $\gamma_2$  的数值会降低收敛精度. 因此, 应选取较大的  $\gamma_1$  和  $\kappa_1$  来保证收敛速度, 选取较小的  $\gamma_2$  来保证收敛精度. 趋近

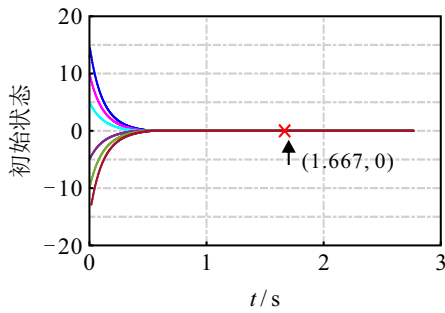


图4 趋近律的固定时间收敛曲线

律 (18) 中的增益  $\beta_1$ 、 $\beta_2$  以及  $\beta_3$  可调节控制性能,  $\beta_1$  与扰动项  $\bar{d}$  相关, 较大的  $\beta_1$  虽然可提升系统的鲁棒性, 但是易诱发高频抖振现象. 因此, 在未来的工作中将采用高阶滑模控制对高频抖振进行抑制.

### 4 仿真实证

本节将对所提出方法的正确性开展仿真验证. 控制器 (19) 参数选取分别为  $\beta_1 = 50$ ,  $\beta_2 = 2$ ,  $\beta_3 = 10$ ,  $\kappa_1 = 2$ ,  $\alpha = 2$ ,  $\gamma_1 = 0.5$ ,  $\gamma_2 = 0.3$ ,  $\varepsilon = 0.01$ . 根据收敛总时间上界 (22), 可计算出直驱风电场弱交流电网实现固定时间稳定的时间上界  $T \leq 5.5$  s. 为了验证所提出方法的有效性, 与传统 SSDC<sup>[6]</sup> 方法进行仿真对比.

仿真过程中, 在直驱风电场并网系统稳定运行至 3 s 时, 分别接入短路比  $SCR_1 = 1.5$  的电感  $L_1 = 0.66$  H,  $SCR_2 = 1.3$  的电感  $L_2 = 0.81$  H 和  $SCR_3 = 1.1$  的电感  $L_3 = 1.0$  H. 直驱风电场弱交流电网次同步振荡抑制前后输出的 A 相电流和有功功率的曲线如图 5 所示.

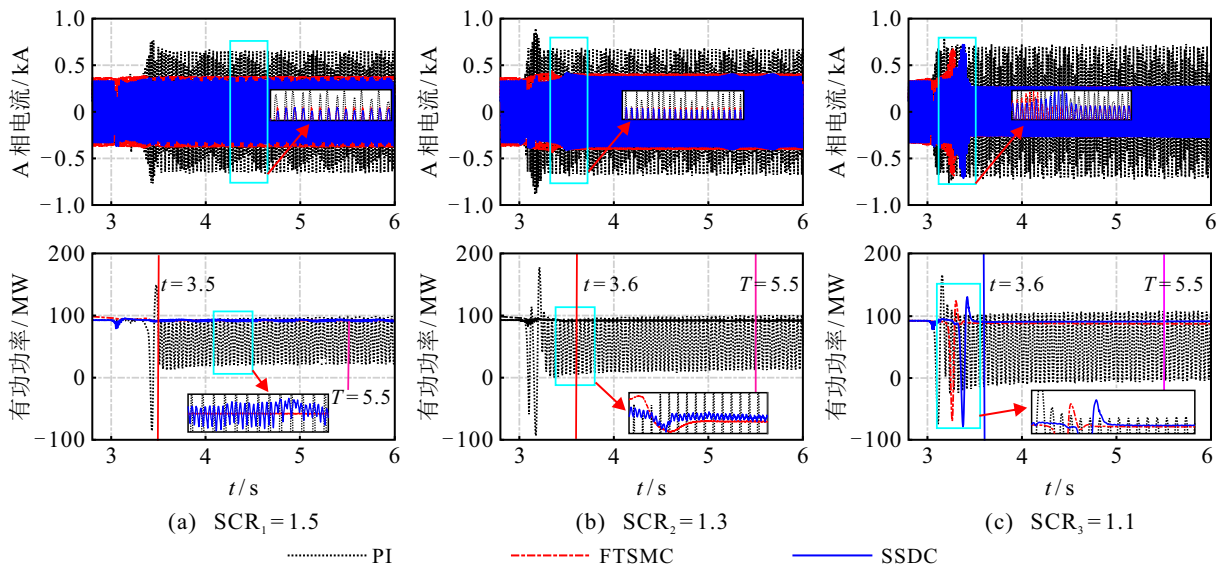


图5 不同控制方法下直驱风电场输出的 A 相电流和有功功率曲线

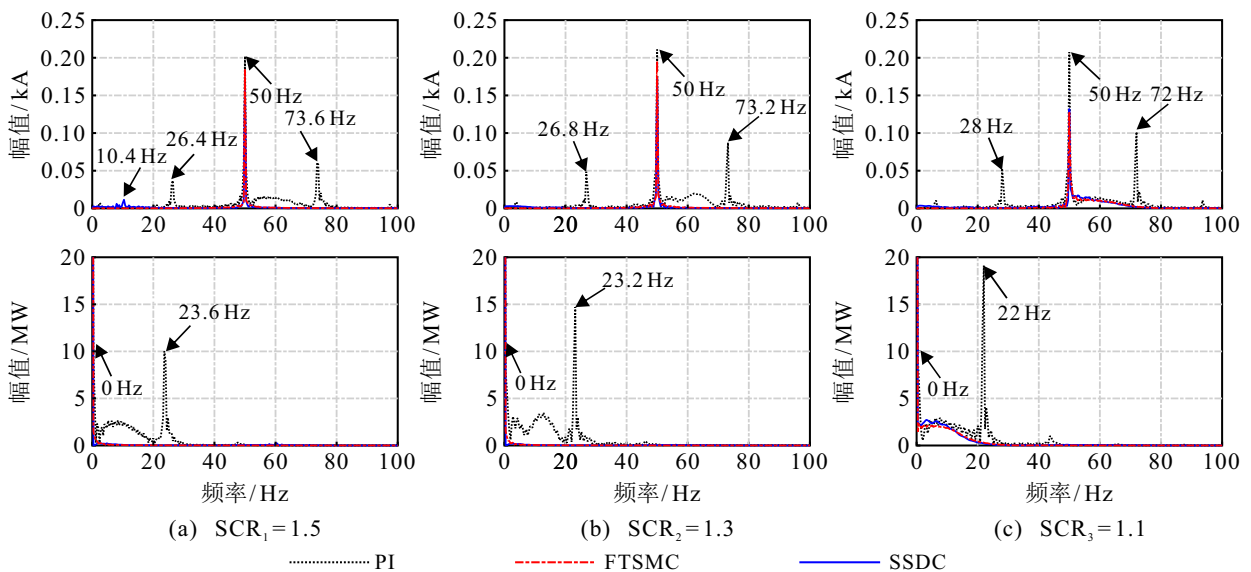


图6 不同控制方法下的 FFT 分析

由图 5 可知, 当分别接入电感  $L_1 = 0.66$  H、 $L_2 = 0.81$  H 和  $L_3 = 1.0$  H 时, 直驱风电场输出的 A 相电流和有功功率曲线均出现了快速振荡并失稳. 相比

于传统的 SSDC 方法, 采用所提出 FTSMC 方法能够使得直驱风电场输出的 A 相电流和有功功率曲线不发生持续振荡, 并分别在 3.5 s、3.6 s 以及 3.4 s 恢复稳

定,有效地实现了对次同步振荡的抑制。

当短路比  $SCR_1 = 1.5$ 、 $SCR_2 = 1.3$ 和 $SCR_3 = 1.1$ 时,直驱风电场弱交流电网次同步振荡抑制前后输出 A 相电流和有功功率的 FFT 分析如图 6 所示。

由图 6 可知,当短路比  $SCR_1 = 1.5$ 时,使用 SSDC 方法对次同步振荡进行抑制,直驱风电场输出 A 相电流中含有 10.4 Hz 的次同步分量。而采用所提出 FTSMC 策略抑制次同步振荡时,直驱风电场输出 A 相电流和有功功率中没有次同步分量,实现了对次同步振荡的有效抑制。当  $SCR_2 = 1.3$ 和 $SCR_3 = 1.1$ 时,相较于 SSDC 抑制策略,所提出 FTSMC 方法实现了对次同步振荡的快速抑制。

通过上述对比仿真分析可知,随着直驱风电场并网系统串入电感的不断增加,利用所提出 FTSMC 方法对次同步振荡进行抑制,直驱风电场弱交流电网次同步振荡收敛时间在给定收敛时间  $T \leq 5.5$  s 内,因此,所设计控制器能够满足固定时间收敛特性。相比于所提出 FTSMC,采用 SSDC 抑制策略,直驱风电场输出的 A 相电流和有功功率恢复稳定的时间较长,并存在持续振荡。

## 5 结论

针对直驱风电场弱交流电网的次同步振荡问题,本文提出了一种基于固定时间的滑模控制抑制策略。首先,根据直驱风电场弱交流电网的扰动方程,建立了直驱风机 GSC 电流内环 PI 参数与次同步分量的关系,并对不同强度弱交流电网下的次同步振荡特性进行了分析;然后,构建了直驱风机 GSC 电流内环跟踪误差的动态方程,在滑动变量中采用双曲正切函数代替符号函数,设计了一种固定时间非奇异终端滑模控制器,使得电流误差在固定时间内收敛至 0 附近的邻域内,并利用李雅普诺夫定理验证了闭环系统固定时间稳定性;最后,通过对比仿真验证了所提出方法的正确性和有效性,实现了直驱风电场弱交流电网次同步振荡的快速抑制。

## 参考文献 (References)

[1] 马苗苗,崔婧,李钰梅,等. 风电介入下的多区域互联电力系统分布式经济模型预测负荷频率控制[J]. 控制与决策, 2024, 39(5): 1557-1565.  
(Ma M M, Cui J, Li Y M, et al. Distributed economic model predictive load frequency control for the multi-area interconnected power system with wind power integration[J]. Control and Decision, 2024, 39(5): 1557-1565.)

[2] 吴熙,陈曦,吕万,等. 电力系统次同步振荡检测与在线定位技术综述[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(9): 129-141.  
(Wu X, Chen X, Lv W, et al. Review of detection and online localization technology of sub-synchronous oscillation in power system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 129-141.)

[3] 张剑云. 哈密并网风电场次同步振荡的机理研究[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(18): 5447-5460.  
(Zhang J Y. Research on the mechanism of subsynchronous oscillations of wind farms in Hami[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(18): 5447-5460.)

[4] 高本锋,易友川,邵冰冰,等. 基于自抗扰控制的直驱风电场次同步振荡抑制策略[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(9): 148-155.  
(Gao B F, Yi Y C, Shao B B, et al. Subsynchronous oscillation mitigation strategy based on ADRC for D-PMSGs based wind farm[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 148-155.)

[5] Liu H K, Xie X R, He J B, et al. Subsynchronous interaction between direct-drive PMSG based wind farms and weak AC networks[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(6): 4708-4720.

[6] 周佩朋,宋瑞华,李光范,等. 直驱风电机组次同步振荡阻尼控制方法及其适应性[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(13): 177-184.  
(Zhou P P, Song R H, Li G F, et al. Damping control method of subsynchronous oscillation for direct drive wind turbine generator and its adaptability[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(13): 177-184.)

[7] 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.  
(Zhang C, Wang W S, He G Q, et al. Analysis of subsynchronous 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.)

[8] 米阳,吴晓,楚灏,等. 基于滑模控制的单域电力系统负荷频率控制[J]. 控制与决策, 2012, 27(12): 1881-1884.  
(Mi Y, Wu X, Chu Y, et al. Load frequency control for one area power systems based on sliding mode control[J]. Control and Decision, 2012, 27(12): 1881-1884.)

[9] 李博浩,郭昆丽,吕家君,等. 弱电网下改进 LADRC 抑制直驱风机次同步振荡研究[J]. 中国电力, 2023, 56(4): 56-67.  
(Li B H, Guo K L, Lv J J, et al. Inhibition of subsynchronous oscillation of direct-drive wind turbine by improved LADRC in weak grids[J]. Electric Power, 2023, 56(4): 56-67.)

[10] Zarei M E, Ramirez D, Prodanovic M, et al. Model predictive control for PMSG-based wind turbines with overmodulation and adjustable dynamic response time[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(2): 1573-1585.

[11] 高道男,陈希有. 一种改进的永磁同步电机模型预测控制[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(4): 197-202.  
(Gao X N, Chen X Y. Improved model predictive control of permanent magnet synchronous motor[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(4): 197-202.)

- [12] 王刚, 高本锋, 王晓, 等. 基于滑模控制的直驱风电场次同步振荡抑制策略[J]. 太阳能学报, 2023, 44(4): 163-172.  
(Wang G, Gao B F, Wang X, et al. Sub-synchronous oscillation suppression strategy for direct drive wind farm based on sliding mode control[J]. Acta Energetica Solaris Sinica, 2023, 44(4): 163-172.)
- [13] Shao B B, Zhao S Q, Yang Y H, et al. Nonlinear subsynchronous oscillation damping controller for direct-drive wind farms with VSC-HVDC systems[J]. *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, 2022, 10(3): 2842-2858.
- [14] 王智伟, 李鹏瀚, 刘鑫, 等. 基于分数阶滑模控制的双馈风电系统次同步振荡抑制方法[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(19): 7519-7529.  
(Wang Z W, Li P H, Liu X, et al. Suppression method of subsynchronous oscillation in DFIG-based wind power system based on fractional-order sliding mode control[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(19): 7519-7529.)
- [15] Karunanayake C, Ravishankar J, Dong Z Y. Nonlinear SSR damping controller for DFIG based wind generators interfaced to series compensated transmission systems[J]. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2020, 35(2): 1156-1165.
- [16] 刘建刚, 杨胜杰, 谢小良, 等. 并联 DC-DC 变换器系统的固定时间分布式协同控制[J]. 控制与决策, 2023, 38(10): 2912-2918.  
(Liu J G, Yang S J, Xie X L, et al. Fixed-time based distributed cooperative control for parallel DC-DC converter systems[J]. Control and Decision, 2023, 38(10): 2912-2918.)
- [17] Polyakov A. Nonlinear feedback design for fixed-time stabilization of linear control systems[J]. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 2012, 57(8): 2106-2110.
- [18] 刘宜成, 熊宇航, 杨海鑫. 基于 RBF 神经网络的多关节机器人固定时间滑模控制[J]. 控制与决策, 2022, 37(11): 2790-2798.  
(Liu Y C, Xiong Y H, Yang H X. Fixed-time sliding mode control of multi-joint robot based on RBF neural network[J]. Control and Decision, 2022, 37(11): 2790-2798.)
- [19] 谢小荣, 刘华坤, 贺静波, 等. 直驱风机风电场与交流电网相互作用引发次同步振荡的机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(9): 2366-2372.  
(Xie X R, Liu H K, He J B, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation caused by the interaction between full-converter wind turbines and AC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(9): 2366-2372.)
- [20] Wu T H, Jiang Q R, Shair J, et al. Inclusion of current limiter nonlinearity in the characteristic analysis of sustained subsynchronous oscillations in grid-connected PMSGs[J]. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2021, 36(3): 2416-2426.
- [21] 朱瑛, 何飞, 蔡寿国, 等. 弱电网下直驱风机网侧换流器建模及稳定运行控制策略分析[J]. 电力自动化设备, 2023, 43(9): 71-78.  
(Zhu Y, He F, Cai S G, et al. Modeling and stable operation control strategy analysis for grid-side converter of direct-drive permanent magnetic synchronous generator in weak grid[J]. Electric Power Automation Equipment, 2023, 43(9): 71-78.)
- [22] 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): 5089-5102.  
(Gao B F, Wang Y, Zeng S M, et al. Analysis of subsynchronous component path and damping characteristics of D-PMSG-based wind farm incorporated into weak AC grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(14): 5089-5102.)
- [23] Li Y, Fan L L, Miao Z X. Wind in weak grids: Low-frequency oscillations, subsynchronous oscillations, and torsional interactions[J]. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2020, 35(1): 109-118.
- [24] Mozayan S M, Saad M, Vahedi H, et al. Sliding mode control of PMSG wind turbine based on enhanced exponential reaching law[J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2016, 63(10): 6148-6159.
- [25] Bhat S P, Bernstein D S. Finite-time stability of continuous autonomous systems[J]. *SIAM Journal on Control and Optimization*, 2000, 38(3): 751-766.
- [26] Yang C G, Teng T, Xu B, et al. Global adaptive tracking control of robot manipulators using neural networks with finite-time learning convergence[J]. *International Journal of Control, Automation and Systems*, 2017, 15(4): 1916-1924.
- [27] 冒建亮, 李奇, 朱海荣. 一种连续非奇异快速终端滑模控制方法[J]. 控制与决策, 2016, 31(10): 1873-1878.  
(Mao J L, Li Q, Zhu H R. A continuous nonsingular fast terminal sliding mode control method[J]. Control and Decision, 2016, 31(10): 1873-1878.)
- [28] Zuo Z Y. Non-singular fixed-time terminal sliding mode control of non-linear systems[J]. *IET Control Theory & Applications*, 2015, 9(4): 545-552.

## 作者简介

王敏 (1998-), 女, 博士生, 主要研究方向为滑模控制、自适应控制、风机并网控制技术, E-mail: [Min\\_Wang0213@163.com](mailto:Min_Wang0213@163.com);

奚鑫泽 (1988-), 男, 高级工程师, 博士, 主要研究方向为新能源发电与并网控制技术、电力系统稳定分析与控制, E-mail: [cs\\_xxz@163.com](mailto:cs_xxz@163.com);

黄英博 (1991-), 男, 副教授, 博士, 主要研究方向为智能自适应控制、汽车悬架系统主动控制, E-mail: [Yingbo\\_Huang@126.com](mailto:Yingbo_Huang@126.com);

那靖 (1982-), 男, 教授, 博士, 博士生导师, 主要研究方向为自适应控制、参数估计、非线性控制及应用, E-mail: [najing25@163.com](mailto:najing25@163.com).