

华北电力大学

学术硕士学位论文

含直驱风机并网系统次/超同步振荡机理分 析与抑制

Sub/super-synchronous Oscillation Mechanism Analysis and Suppression in Grid Integrated System with PMSG

蒋思雯

2022 年 5 月

国内图书分类号：TM712

国际图书分类号：621.3

学校代码：10079

密级：公开

学术硕士学位论文

含直驱风机并网系统次/超同步振荡机理分 析与抑制

硕 士 研 究 生：蒋思雯

导 师：刘崇茹教授

申 请 学 位：工学硕士

学 科：电气工程

专 业：电力系统及其自动化

所 在 学 院：电气与电子工程学院

答 辩 日 期：2022 年 5 月

授予学位单位：华北电力大学

Classified Index: TM712

U.D.C: 621.3

Dissertation for the Academic Master's Degree

**Sub/super-synchronous Oscillation Mechanism
Analysis and Suppression in Grid Integrated System
with PMSG**

Candidate:	Jiang Siwen
Supervisor:	Prof.Liu Chongru
Academic Degree Applied for:	Master of Engineering
Subject:	Electrical Engineering
Speciality:	Power System and its Automation
School:	School of Electrical & Electronic Engineering
Date of Defence:	May, 2022
Degree-Conferring-Institution:	North China Electric Power University

摘 要

在“3060”双碳目标的背景下，新能源成为我国能源发展的主流趋势。但是并网风场引发的次/超同步振荡轻则导致风机脱网，重则威胁电网安全稳定运行，已成为制约风机发展的瓶颈。含大规模新能源基地的新疆哈密电网已发生多起次/超同步振荡事故，严重限制了新能源基地的外送能力。为了研究该地区直驱风场引起的次/超同步振荡问题，本文采用小信号分析法，推导了直驱风机网侧换流器对次同步振荡频率分量的响应特性，并探索了直驱风场次/超同步振荡特性与抑制策略。论文的主要内容如下：

首先，采用小信号分析法，分别从不考虑锁相环相角扰动和考虑锁相环相角扰动的情况下，推导了直驱风机网侧换流器各控制环节对次同步频率分量的响应特性。分析了(sub-synchronous oscillation, SSO)的影响，通过在直驱风机仿真模型并网点注入特定频率的电流谐波分量，验证了耦合产生的振荡频率与理论分析结果一致。

然后，为研究新疆哈密地区直驱风场次/超同步振荡的影响因素和演化特征，基于 RTDS 实时仿真平台搭建了含直驱风场的新疆区域电网等值模型。验证了等值模型潮流的准确性和复现实际系统次同步振荡现象的可行性。通过改变风场出力、交流系统强弱和内外环 PI 控制参数分析了哈密电网次/超同步振荡特性，发现增加风机出力、交流网架结构变弱会增大系统次/超同步振荡的风险；相比网侧换流器外环 PI 参数，内环 PI 比例参数对直驱风机次/超同步振荡影响更显著。

最后，针对直驱风机次/超同步振荡存在多组耦合频率分量的特点，提出了网侧换流器附加自抗扰控制的次/超同步振荡统一抑制策略，并设计了粒子群-差分(particle swarm optimization-differential evolution, PSO-DE)算法对自抗扰控制器参数进行优化整定。仿真验证了附加自抗扰控制器对次/超同步频率分量具有良好的适应性，在振荡发生后能有效抑制次/超同步振荡，PSO-DE 参数整定方法可有效改进抑制策略的响应特性。

深化直驱风机次/超同步振荡特性及抑制策略研究，将助力风电并网系统的工程应用，推动新能源电力系统建设，加快“碳中和、碳达峰”目标的实现。

关键词：直驱风机；次/超同步振荡；频率耦合特性；实时仿真；自抗扰控制

Abstract

Under the background of '3060' dual carbon target, renewable energy has become the mainstream trend of China's energy development. However, the new type of sub/super-synchronous oscillation caused by grid-integrated wind farms can lead to wind turbine tripping, and even threaten the safe and stable operation of power grids, which has become a bottleneck restricting the development of wind turbines. Xinjiang Hami Power Grid with large-scale renewable energy bases has experienced multiple sub/super-synchronous oscillation accidents, which severely limits the transmission capacity of renewable energy base. In order to study the sub/super-synchronous oscillation caused by permanent magnet synchronous generator(PMSG) wind farms in this area, the small-signal analysis method is used in this paper to derive the response characteristics of the grid-side converter of the PMSG to the frequency component of the sub-synchronous oscillation, and to explore the sub/super-synchronous oscillation characteristics and suppression measures of the PMSG.

First, using the small signal analysis method, the response characteristics of each control link of the grid-side converter of the PMSG to the subsynchronous frequency component are derived without considering the phase angle disturbance of the phase-locked loop(PLL) and considering the phase angle disturbance of the PLL. The influence of phase angle disturbance of PLL on SSO caused by 'frequency shift' of d/q axis component of subsynchronous frequency component in Park transformation is analyzed. By injecting a specific frequency current harmonic component into the point of common coupling of the PMSG simulation model, and the oscillation frequency generated by the coupling is verified to be consistent with the theoretical analysis.

Then, in order to study the influencing factors and evolution characteristics of sub/super-synchronous oscillation of PMSG wind farms in Hami area of Xinjiang, an equivalent model of Xinjiang regional power grid with PMSG wind farms is built based on RTDS real-time simulation platform. The accuracy of the equivalent model power flow and the feasibility of reproducing the subsynchronous oscillation phenomenon of the actual system are verified. The sub/super-synchronous oscillation characteristics of Hami power grid are studied by changing wind field output, the strength of the AC system and PI control parameters of the inner and outer loops. The results show that increasing the PMSG output power and weakening the AC grid structure will increase the risk of the system sub/super-synchronous oscillation. Compared with the outer loop PI parameter of the grid-side converter, the inner loop

PI proportional parameter has more obvious influence on the sub/super-synchronous oscillation of the PMSG.

Finally, aiming at the characteristics of multiple coupling frequency components in the sub/super-synchronous oscillation of the PMSG, a unified suppression strategy of sub/super-synchronous oscillation with additional active disturbance rejection control(ADRC) added to the grid-side converter is proposed, and the particle swarm optimization-differential evolution(PSO-DE) algorithm is designed to optimize the parameters of the ADRC. It is verified that the additional ADRC has good adaptability to the sub/super-synchronous frequency components, and can effectively suppress the sub/super-synchronous oscillation after the oscillation occurs. The PSO-DE parameter tuning method can effectively improve the response characteristics of the suppression strategy.

Deepening the research on the sub/super-synchronous oscillation characteristics and suppression strategies of PMSG will help the engineering application of wind power grid-integrated system, promote the construction of renewable energy power system, and accelerate the realization of the goal of ‘carbon neutralization and carbon peak’.

Keywords: permanent magnet synchronous generators, sub/super-synchronous oscillation, frequency coupling characteristic, real-time simulation, active disturbance rejection control

目 录

摘要	I
Abstract.....	II
第 1 章 绪 论	1
1.1 研究背景	1
1.2 国内外研究现状	3
1.2.1 次/超同步振荡分析方法	3
1.2.2 次/超同步振荡抑制策略	5
1.3 本文课题来源以及主要工作内容.....	7
第 2 章 直驱风机次/超同步振荡机理分析	8
2.1 引言	8
2.2 直驱风机模型及控制策略.....	8
2.3 次/超同步振荡机理分析	10
2.3.1 锁相环响应特性.....	10
2.3.2 电流内环响应特性.....	13
2.4 结果验证	17
2.5 本章小结	18
第 3 章 新疆电网直驱风机次/超同步振荡特点研究	20
3.1 引言	20
3.2 新疆电网等值模型建立及验证.....	20
3.2.1 新疆哈密交流主网架等值建模.....	20
3.2.2 模型验证	27
3.3 新疆电网次/超同步振荡特点分析	31
3.3.1 风场出力对次/超同步振荡的影响	31
3.3.2 网架拓扑对次/超同步振荡的影响	31
3.3.3 网侧控制参数对次/超同步振荡的影响	32
3.4 本章小结	38
第 4 章 次/超同步振荡抑制策略	39
4.1 引言	39
4.2 自抗扰控制器原理	39
4.3 次/超同步振荡抑制策略	41

4.4 控制器参数整定	42
4.4.1 优化控制目标设计	43
4.4.2 基于 PSO-DE 的 ADRC 参数整定方法	44
4.5 仿真验证	48
4.5.1 振荡抑制策略抑制效果分析	48
4.5.2 参数优化效果分析	49
4.6 本章小结	51
第 5 章 结论与展望	52
5.1 结论	52
5.2 展望	53
参考文献	54
攻读硕士学位期间发表的论文及其它成果	59
致 谢	60

第 1 章 绪 论

1.1 研究背景

传统依靠大量消耗化石能源生产电能的方式不仅加剧化石能源危机，还带来全球性气候问题，因此发展能替代化石能源的风电、光伏等可再生新能源具有重要意义。当前我国风电装机容量为 3.3 亿千瓦，风电装机容量已连续 12 年保持全球第一^[1]。在双碳战略背景下，新能源发展仍维持高景气度，预计我国新能源新增装机容量将持续增长。然而，我国新能源分布与需求地区呈远距离逆向分布，大规模新能源需经远距离输电送至负荷中心，使得电网可能面临次同步振荡的威胁^[2, 3]。

次同步振荡是指电力系统机械或电气部件利用小于工频的频率进行能量交换。次同步振荡的存在不仅会降低电能质量，情况严重时还会危害系统安全稳定运行。伴随实际工程中发生的次同步振荡事故，学者对次同步振荡的研究和认识逐渐深入。如图 1-1 知，次同步振荡(sub-synchronous oscillation, SSO)通常分为三种：次同步谐振(sub-synchronous resonance, SSR)、装置引起的次同步振荡(sub-synchronous torsional interaction, SSTI)和次同步振荡相互作用(sub-synchronous control interaction, SSCI)。其中，SSR 又可以再划分为 3 个子类，分别为：感应发电机效应(inductive generator effect, IGE)、机电扭矩相互作用(torsional interaction, TI)、暂态扭振放大作用(torque amplification, TA)^[4-6]。SSR 的实际工程典型案例为 1971 年 Mohave 电厂两度由串补电容导致汽轮机轴系扭振。此后，由于电力电子器件广泛应用，进一步发现高压直流输电(high voltage direct current transmission, HVDC)、静止无功发生器(static var generator, SVG)、静止无功补偿器(static var compensator, SVC)以及电力系统稳定器(Power System Stabilizer, PSS)等宽频电力控制设施均能诱发发电机轴系扭振^[7, 8]，此类现象被定义为 SSTI。SSTI 对应的实际工程典型案例有加拿大 Lambton 电厂因 PSS 导致扭振，1977 年美国 Square Butte HVDC 工程调试时换流站与附近汽轮机发生扭振模态相互作用。

随着大力开发可再生能源成为主流趋势，越来越多的大规模风场投入运行，并网风场与电网之间的 SSCI 成为 SSO 现象的主要形式。2009 年，美国德州的双馈风场发生严重的 SSO 事故造成系统组件损坏，事故研究表明双馈感应电机(doubly-fed induction generator, DFIG)与串补电路相互作用存在 SSO 的风险^[9, 10]。2011 年我国沽源的双馈风场出现相似 SSO 问题。2015 年我国新疆地区的

永磁直驱风机(permanent magnet synchronous generator, PMSG)在没有串补的情况下发生严重的大范围次/超同步振荡事故，至此，风机引发的次/超同步振荡问题掀起新的研究高潮。针对 PMSG 引发次/超同步振荡的机理和抑制措施已有相关研究，但大多关注次同步频段，对次/超同步频率耦合的机理和特性相关研究较少，缺乏次/超同步振荡统一抑制措施。因此，研究 PMSG 次/超同步振荡的机理，提出次/超同步振荡统一抑制策略，对新能源并网系统稳定运行与能源结构转型具有重要意义。

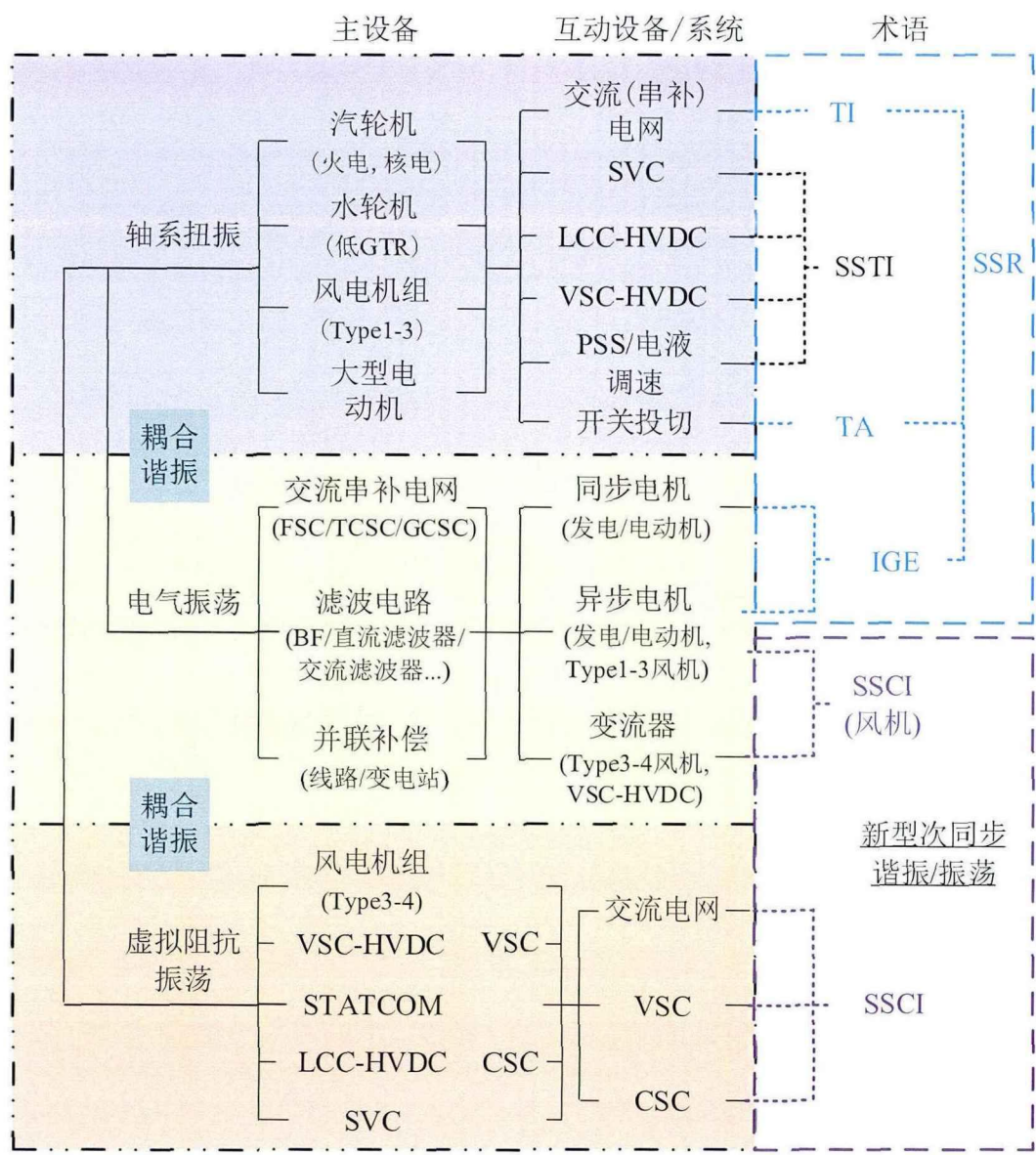


图 1-1 次同步振荡问题分类

1.2 国内外研究现状

为了大力发展风能资源,研究风机引发的次/超同步振荡问题将为突破限制风电发展的瓶颈提供强有力的保障。新疆哈密地区大规模新能源采用长距离交直流混联系统送出,风机并网引发的次/超同步振荡问题错综复杂,振荡频率呈现明显的时变特征,实际录波的频谱分析显示,同一时刻存在多组对偶的次/超同步振荡频率分量。为了研究哈密地区次/超同步振荡产生机理和抑制措施,现对国内外次/超同步振荡分析方法和抑制策略进行总结。

1.2.1 次/超同步振荡分析方法

1.2.2.1 特征值分析法

特征值分析法对小扰动系统于稳定运行点附近线性化,计算系统状态空间矩阵,并解出特征根和对应左右特征向量,特征根分布状态反映系统失稳情况。特征值法能够解析大多数 SSO 现象。特征值方法既能够计算振荡频率,也能够求解各扭振频率对应的阻尼。因此,它也常用于控制器构建。

文献[10-12]针对 DFIG 经串补并网系统,利用特征值法研究了串补系统补偿度和电流内环比例系数对 SSO 影响,并提出一种计及风速不确定性的 DFIG 参数稳定设计方法。文献[13-14]基于 PMSG 经柔直送出系统的全阶小信号模型,利用特征值法分析了不同风速状况下的 SSO 特性,分析了输出功率对 SSO 振荡模态的作用。文献[15-16]建立了含直驱风场的直流换流站小信号模型,特征根和参与因子分布结果表明 HVDC 系统将为 SSO 提供负阻尼,进一步提升 SSO 威胁。

特征值分析法具有严密的科学依据,是精确的数值类计算方法。不仅能直接获得 SSO 振荡模态和阻尼特性,还能通过参与因子分析系统之间的相互作用。但特征值法在分析大规模电力系统时,系统状态矩阵非常庞大,计算特征值时将出现严重的“维数灾”问题。

1.2.2.2 时域仿真法

时域仿真分析法通常指以电磁暂态或机电暂态仿真平台为基础,建立系统等值模型,用数值积分方法求解模型微分方程组,生成时域内的变量响应数据,从而分析系统动态特征的方式。目前,专门用于电力系统时域仿真的商业软件有 PSCAD/EMTDC、MATLAB/Simulink 以及 RTDS 等。时域仿真分析法常用于验证理论分析结果和复现工程事故,在分析风电并网系统次/超同步振荡问题上发挥着重要作用。

文献[17]重点关注 DFIG 转子侧换流器控制对 SSO 的影响,通过时域仿真验证转子侧控制参数的影响机理。文献[18]提出阻尼灵敏度(damping sensitivity index, DSI)指标对复杂系统进行简化,通过时域仿真验证所提方法的有效性和快速性。文献[19]利用时域仿真分析 DFIG 变流控制器控制参数对 SSO 的影响规律。文献[20]分析 HVDC 与汽轮机之间的相互作用,通过时域仿真验证了 HVDC 为系统提供的负阻尼将增大 SSO 发生的风险。文献[21-23]针对系统中多风场的情况,通过改变单一风场出力和交流系统强度研究 SSO 影响因素,并通过时域仿真复现了实际录波中 SSO 频率“漂移”的现象。

时域仿真法能够研究大规模新能源并网系统的动态特性,可以模拟实际操作中故障或设备投切的过程。伴随研究系统逐渐复杂化和精细化,非实时仿真平台会存在计算速度慢的缺点,但实时仿真技术的并行处理算法提高了计算效率。时域仿真的缺点在于难以分析次/超同步振荡产生机理、设备间相互作用。

1.2.2.3 阻抗分析法

阻抗分析法属于频域分析法的一种,将复杂系统等效为电源和负载两个子系统,通过精确计算或测量可分别对两个子系统进行阻抗建模。阻抗法存在静止坐标系下正负序阻抗和 d/q 轴同步旋转坐标下阻抗。2009 年, Sun J. 教授提出具有明确物理意义的正负序阻抗建模方法 and 应用简便的稳定性判据,克服了电力电子装置阻抗建模的难点,为分析风机变流器与电网之间的相互作用提供了解析手段^[25, 26]。

文献[27]对并网电压源型换流器进行阻抗建模,并提出稳定性判断标准。文献[28]分别从不考虑锁相环特性、考虑锁相环特性、考虑网侧换流器内环控制环节的层次逐步深入建立详细 PMSG 正负序阻抗模型,并利用扫频证实建模有效性。文献[29]采用 d/q 轴同步坐标系对 PMSG 阻抗详细建模。文献[30-31]基于河北和新疆地区网络拓扑,对含直驱风场的区域网络进行阻抗建模,解决含新能源并网系统的交流网架阻抗建模难点,得到系统谐振频率和谐振频率处的系统等效电阻。文献[32]提出相角裕度判据用于描述系统稳定裕度,实现定量刻画参数对相位裕度的影响。

阻抗分析法的理论基础是电路中的 LC 谐振,其物理意义清晰、可模块化建模,其中正负序阻抗建模方法还可以通过测量实现,对分析单个频率的次/超同步振荡阻尼和变化规律具有重要意义。但缺点是难以解释 PMSG 并网系统次/超同步振荡事故中次同步和超同步频率分量对偶产生的现象,以及无法揭示变流器控制内部的相互作用。

1.2.2.4 信号摄动法

信号摄动法是一种小信号分析方法,通过假定系统中存在一个频率为 ω_s 的次同步频率分量,研究其在系统中流通路径以及对受控制系统的影响,分析初始小信号扰动分量的作用机理。主要应用于多频率次/超同步振荡风险分析,揭示单变流控制系统引发的次/超同步振荡问题的原因。

文献[33]分析双馈风机控制器对次同步频率分量的放大作用,总结 PI 参数对 SSO 频率的影响,但忽略了锁相环的作用。文献[34-35]研究考虑锁相环特性的 PMSG 网侧控制系统对次同步频率分量的响应,提出次/超同步振荡判据和控制系数对次/超同步振荡的作用规则。文献[36]推导包含无功补偿装置的双馈风机对次同步频率分量的响应特性,按次同步频率分量流通路径推导输出信号表达式,分析系统稳定性。

信号摄动法合理解释了 PMSG 并网系统次/超同步振荡事故中存在多频率分量的现象,具有一定的物理意义,从信号耦合衍生的视角阐释风机诱发的次/超同步振荡。但是信号摄动法仅针对单机并网系统,无法分析大规模风场产生次/超同步振荡的机理以及风机之间的相互作用。

特征值法和阻抗法可以计算次/超同步振荡的振荡模态并分析其振荡特性,但无法阐明次/超同步振荡对偶振荡频率产生机理,时域分析法则更多用于次/超同步振荡特性仿真研究。本文主要关注次/超同步振荡问题中存在的多组频率耦合现象,而信号摄动法为分析不同频率分量的相互作用提供了有利工具。

1.2.2 次/超同步振荡抑制策略

针对风机引起的次/超同步振荡问题,相关学者研究形成了三类抑制措施:加装物理抑制装置、优化风机变流器控制参数及抑制次同步振荡的控制策略。

1.2.3.1 加装物理抑制装置

加装物理抑制装置主要是安装柔性交流输电系统(flexible alternative current transmission systems, FACTS)装置,包含串联型抑制器和并联型抑制器等。文献[37-38]使用静止同步补偿器(static synchronous compensator, STATCOM)和统一潮流控制器(unified power flow controller, UPFC)抑制火电机组 SSR。文献[39-41]采用可控串联补偿器(thyristor controlled series compensator, TCSC)解决基于 DFIG 的风场 SSO 问题。文献[42]采用 STATCOM 抑制 SSO 并分析安装位置对抑制效果的影响。加装物理抑制装置的方法通过直接改变电网阻抗特性实现了次/超同步振荡的抑制,但是该方法引入了额外的物理装置,增加了大量投资,降低系统经济性。

1.2.3.2 优化风机变流器控制参数

风机变流器控制参数优化方法主要是对现有控制器参数进行二次调整，从而避免次/超同步振荡发生。文献[28]通过优化锁相环参数解决系统阻抗与风机相互作用引起的 SSO 问题。文献[43]针对风场经 HVDC 外送系统 SSO 问题，对控制器参数进行协调优化。优化风机变流器控制参数的方法既不需要增加额外的物理装置，也不需要改进控制结构，但是可能会导致控制系统稳定运行区域缩小。

1.2.3.3 抑制次/超同步振荡的控制策略

采用控制策略抑制次/超同步振荡的方法进一步可以分为两种，一种是采用非线性控制方法替代风机电压、电流环控制，另一种是在风机双闭环矢量控制的基础上附加次/超同步振荡抑制环节。

第一种方法利用自抗扰控制器(active disturbance rejection control, ADRC)^[44]、准比例谐振控制器^[45]、反馈线性化控制^[46-48]、鲁棒/自适应控制^[49]等非线性控制替代风机的电流内环 PI 控制，实现对谐波及电压畸变的适应。该方法通过重构风机变流器的基础控制结构，利用非线性算法对不同频段分量良好的适应性来抑制次/超同步振荡，并取得了良好的抑制效果。但是这种方法需要彻底修改风机的控制系统，同时部分非线性算法过于复杂，不利于工程实践。

学者对于附加阻尼控制进行了广泛探索。文献[50-51]在 PMSG 网侧变流器中附加比例谐振控制，实现对次/超同步频率分量的抑制。文献[52-53]在 DFIG 转子侧换流器的有功、无功外环控制环节附加混合次同步阻尼控制器，实现 SSO 抑制。文献[54]从增大系统次同步频带阻尼的角度在转子侧变流器增加一个次同步频带的虚拟负电阻，增强风机并网系统阻尼。文献[55]基于双馈风电场的有功环和无功环附加了 PID 阻尼控制器进行相位补偿，优化系统阻抗幅频特性和电气阻尼。但是这些抑制措施的附加阻尼流程模块众多、系数优化用时过多，导致输入、输出信号经常存在较长滞后。此外，若系统运行状态发生变化，附加阻尼控制参数需要重新整定，适应性较差。

ADRC 与实际物理系统的数学模型解耦，将系统中的不确定因素作为扰动进行统一估计和补偿，控制结构简单，易于工程实践，非常适用于非线性、时变、耦合、不确定的新能源并网系统。其参数能自行探测和消弭被控量的干扰，适应能力和稳定性优异。文献[57]利用附加 ADRC 分别实现了对 DFIG 并网系统和光伏并网系统 SSO 的抑制。但是将 ADRC 应用于 PMSG 并网系统次/超同步振荡的研究除了控制器整体替换^[44]外，鲜见报道。

1.3 本文课题来源以及主要工作内容

本文课题来源于国家电网总部科技项目“串联型次同步振荡抑制器关键技术研究（GEIRI-DL-71-18-005）”，针对新疆哈密地区直驱风场与弱交流系统相连并通过两条 HVDC 工程外送的特殊网架结构下直驱风场持续发生次/超同步振荡影响系统安全运行的问题，本文重点研究直驱风场引发对偶次/超同步振荡的机理和次/超同步振荡特性，设计次/超同步振荡统一抑制方法。

本文主要工作如下：

利用信号摄动法研究新疆哈密 PMSG 诱发次/超同步振荡机理。通过并网点电压叠加频率为 ω_s 的谐波分量，推导三相调制波中包含的除基频外的其他频率分量，得到 PMSG 诱发多组频率次/超同步振荡原理。基于 RTDS 平台搭建哈密电网等值模型，从风场出力、网架结构以及网侧换流器控制参数方面对该地区次/超同步振荡规律进行研究。基于 ADRC 在次/超同步振荡抑制方面的优势，提出 PMSG 网侧换流器附加 ADRC 的次/超同步振荡统一抑制策略。

本文后续各章主要安排如下：

第二章按信号流图路径推导了谐波分量在网侧换流器控制作用下产生新的振荡频率的表达式。从不考虑锁相环相角扰动、考虑锁相环相角扰动的角度，研究次同步频率分量在不同控制环节中的演化过程，推导 PWM 调制波表达式，研究 PMSG 多个频率次/超同步振荡产生机理。

第三章利用 RTDS 平台研究新疆哈密次/超同步振荡特性。在哈密地区等值电网的实时仿真模型的基础上，研究风场出力变化、网架拓扑变化以及网侧换流器控制参数变化等情况下次/超同步振荡特性。

第四章基于 ADRC 的原理，提出一种 PMSG 网侧换流器附加 ADRC 的次/超同步振荡抑制策略，研究了 ADRC 参数优化设计措施，并通过仿真验证了所提次/超同步振荡抑制策略的有效性和参数优化方法的快速性。

第五章概括论文创新点，简述后续研究内容。

示稳态 PCC 点交流电流； θ_0 表示稳态时 PCC 点 A 相交流电压相角。

风机换流器使用经典矢量控制。锁相环跟踪并网点电压相角，为派克变换提供基础。机侧变流器 d 轴外环采用定转速控制，通过最大功率点跟踪生成当前状态最优转速，从而使直驱风机运行于最大功率点跟踪模式；q 轴外环采用定交流电压控制，为发电机提供稳定的交流电压支撑。GSC 的 d 轴外环应用定直流电压控制，保障背靠背直流系统电压正常；省略 q 轴外环无功功率控制。由图 2-1 可以看出，网侧换流器控制直流电压在参考值附近，这意味着，当风速变化导致风力机功率波动时，直流电压保持不变，于是可将直驱风力机和机侧换流器等效为受控电流源并联直流电容，仅研究 GSC 的响应特征。

锁相环结构如图 2-2 所示

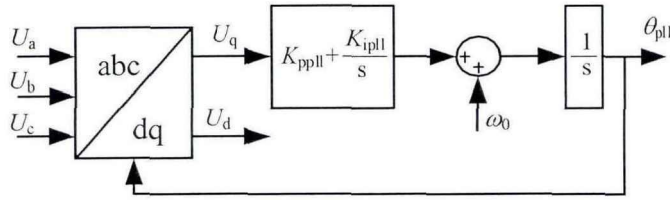


图 2-2 锁相环控制框图

其中：dq 代表同步旋转坐标系； K_{ppll} 、 K_{ipll} 分别为锁相环 PI 的比例、积分系数； ω_0 、 θ_{pll} 分别为电网同步角速度、PLL 测量的同步相角。

θ_{pll} 的表达式为：

$$\theta_{pll} = \int \left[\omega_0 + \left(K_{ppll} + \frac{K_{ipll}}{s} \right) U_q \right] dt \quad (2-1)$$

U_{abc} 是基频电压时，d 轴定位到三相电位向量，Park 变换后的 dq 轴电压、 U_{d0} 、 U_{q0} 是：

$$\begin{bmatrix} U_{d0} \\ U_{q0} \end{bmatrix} = T_{dq/abc}(\theta_0) \begin{bmatrix} U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_{U_f}) \\ U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_{U_f} - \frac{2\pi}{3}) \\ U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_{U_f} + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (2-2)$$

式中： U_f 与 φ_{U_f} 是 U_{abc} 的幅值与初相角； θ_0 为工频同步并网相角，Park 变换矩阵 $T_{dq/abc}(\theta_0)$ 为：

$$T_{dq/abc}(\theta_0) = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta_0 & \cos(\theta_0 - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_0 + \frac{2\pi}{3}) \\ -\sin \theta_0 & -\sin(\theta_0 - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta_0 + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (2-3)$$

基频稳态时, U_{d0} 、 U_{q0} 依次是 U_f 、0。

2.3 次/超同步振荡机理分析

采用信号摄动法对锁相环进行分析, 在并网点电压 U_{abc} 中加入次/超同步频率分量 U_{abcs} 扰动电压信号, 三相 U'_{abc} 为:

$$\begin{bmatrix} U'_a \\ U'_b \\ U'_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_{U_f}) + U_s \cos(\omega_s t + \varphi_{U_s}) \\ U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_{U_f} - \frac{2\pi}{3}) + U_s \cos(\omega_s t + \varphi_{U_s} - \frac{2\pi}{3}) \\ U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_{U_f} + \frac{2\pi}{3}) + U_s \cos(\omega_s t + \varphi_{U_s} + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (2-4)$$

式中: U_s 和 φ_{U_s} 为次/超同步频率谐波分量电压 U_{abcs} 的幅值和初相位; ω_s 为次/超同步频率谐波角频率。

2.3.1 锁相环响应特性

2.3.1.1 不考虑锁相环相角偏差

叠加次/超同步频率谐波后, U'_{abc} 与锁相环输出相角稳态值 θ_0 作用得到 dq 轴电压分量 U'_d 和 U'_q :

$$\begin{bmatrix} U'_d \\ U'_q \end{bmatrix} = T_{dq/abc}(\theta_0) \begin{bmatrix} U'_a \\ U'_b \\ U'_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_{d0} + U_{ds} \\ U_{q0} + U_{qs} \end{bmatrix} \quad (2-5)$$

式中: U_{ds} 、 U_{qs} 依次是次/超同步频率谐波 dq 轴分量。

$$\begin{cases} U_{d0} = U_f \\ U_{ds} = U_s \cos((\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{U_f} - \varphi_{U_s}) \\ U_{q0} = 0 \\ U_{qs} = -U_s \sin((\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{U_f} - \varphi_{U_s}) \end{cases} \quad (2-6)$$

由式(2-5)和(2-6)可知, 在不考虑锁相环输出相角偏差时, 电压 dq 轴分量中

包含工频电压 U_{abc} 和稳态时相角 θ_0 作用得到的直流分量和频率为 ω_s 的次/超频率电压 U_{abcs} 和稳态时相角 θ_0 作用得到的频率为 $(\omega_0 - \omega_s)$ 的 U_{ds} 和 U_{qs} 分量。

2.3.1.2 考虑锁相环相角偏差

在 PCC 点电压叠加谐波分量的电压后，会导致锁相环输出的相角不再是稳态时输出相角 θ_0 ，可在同步并网相角 θ 中引入相角扰动 $\Delta\theta_1$ 。假设 $\theta = \theta_0 + \Delta\theta_1$ 。因此，Park 变换模块 $T_{dq/abc}(\theta)$ 为：

$$T_{dq/abc}(\theta) = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\theta_0 + \Delta\theta_1) & \cos((\theta_0 + \Delta\theta_1) - \frac{2\pi}{3}) & \cos((\theta_0 + \Delta\theta_1) + \frac{2\pi}{3}) \\ -\sin(\theta_0 + \Delta\theta_1) & -\sin((\theta_0 + \Delta\theta_1) - \frac{2\pi}{3}) & -\sin((\theta_0 + \Delta\theta_1) + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (2-7)$$

式(2-7)可简化为：

$$T_{dq/abc}(\theta) = T_{dq/abc}(\Delta\theta_1) \cdot T_{dq/abc}(\theta_0) \quad (2-8)$$

其中

$$T_{dq/abc}(\Delta\theta_1) = \begin{bmatrix} \cos(\Delta\theta_1) & \sin(\Delta\theta_1) & 0 \\ -\sin(\Delta\theta_1) & \cos(\Delta\theta_1) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2-9)$$

当 $\Delta\theta_1$ 很小时，式(2-9)可近似为：

$$T_{dq/abc}(\Delta\theta_1) = \begin{bmatrix} 1 & \Delta\theta_1 & 0 \\ -\Delta\theta_1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2-10)$$

不考虑锁相环输出相角扰动时，经过 dq 轴变换得到 U_d' 含稳态时直流分量和频率为 $(\omega_0 - \omega_s)$ 的分量，由式(2-11)可知，锁相环输出相角 θ 中也含 $(\omega_0 - \omega_s)$ 的频率分量。

$$\Delta\theta_1 = A_1 \cos((\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_1}) \quad (2-11)$$

式中： A_1 为输出相角扰动的幅值， φ_{A_1} 为输出相角扰动的初相位。具体表达式如下：

$$A_1 = U_s \sqrt{K_{ppll}^2 + \left(\frac{K_{ipll}}{\omega_0 - \omega_s}\right)^2} \quad (2-12)$$

$$\varphi_{A_1} = \varphi_{U_r} - \varphi_{U_s} - \frac{K_{ppll} \times (\omega_0 - \omega_s)}{K_{ipll}} \quad (2-13)$$

锁相环输出相角的扰动量与锁相环比例、积分系数和次/超同步频率都有关。

并网点电压中存在次/超同步频率谐波后，锁相环相角将包含扰动量 $\Delta\theta_1$ ，锁相环输出的相位角也由稳态时的 θ_0 变成 $\theta = \theta_0 + \Delta\theta_1$ ，同时如图 2-2 所示，由于锁相环输出相角作用于 Park 变换，锁相环输出相角的变化进一步影响 U'_{abc} 经 Park 变换生成的 dq 轴电压。此时，考虑锁相环相角扰动的情况下，经 dq 轴变换的到的电压分量 U'_d 和 U'_q 为：

$$\begin{bmatrix} U'_d \\ U'_q \end{bmatrix} = T_{dq/abc}(\theta) \begin{bmatrix} U'_a \\ U'_b \\ U'_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_{d0} + U_{ds} + U'_{ds} + U''_{ds} \\ U_{q0} + U_{qs} + U'_{qs} + U''_{qs} \end{bmatrix} \quad (2-14)$$

将式(2-11)带入式(2-14)得：

$$\begin{cases} U'_{ds} = \Delta\theta \cdot U_{q0} = 0 \\ U''_{ds} = \Delta\theta \cdot U_{qs} = \frac{1}{2} A_1 U_s \cos(-\varphi_{A_1} - \varphi_{U_s} + \varphi_{U_r} + \frac{\pi}{2}) + \\ \quad \frac{1}{2} A_1 U_s \cos(2(\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_1} - \varphi_{U_s} + \varphi_{U_r} + \frac{\pi}{2}) \\ U'_{qs} = -\Delta\theta \cdot U_{d0} = -A_1 U_r \cos((\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_1}) \\ U''_{qs} = -\Delta\theta \cdot U_{ds} = -\frac{1}{2} A_1 U_s \cos(-\varphi_{A_1} - \varphi_{U_s} + \varphi_{U_r}) + \\ \quad \frac{1}{2} A_1 U_s \cos(2(\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_1} - \varphi_{U_s} + \varphi_{U_r}) \end{cases} \quad (2-15)$$

对比式(2-6)和式(2-15)可知，由于锁相环反馈环节的存在，锁相环输出相角的扰动量 $\Delta\theta_1$ 分别与 dq 轴电压稳态值 U_{d0} 、 U_{q0} 和频率为 $(\omega_0 - \omega_s)$ 的 U_{ds} 、 U_{qs} 作用，使得 dq 轴电压分量中存在频率为 $2(\omega_0 - \omega_s)$ 的分量。由于扰动量 $\Delta\theta_1$ 和 U_{ds} 、 U_{qs} 均为扰动分量，因此 $2(\omega_0 - \omega_s)$ 的分量为高阶扰动量。

进一步的，按式(2-11)至式(2-14)的过程，dq 轴电压分量中频率为 $2(\omega_0 - \omega_s)$ 的高阶扰动量会进一步影响锁相环输出的相角，使得锁相环输出相角中包含 $2(\omega_0 - \omega_s)$ 的频率分量，此时 dq 轴电压分量将新增 $3(\omega_0 - \omega_s)$ 的频率分量。

2.3.2 电流内环响应特性

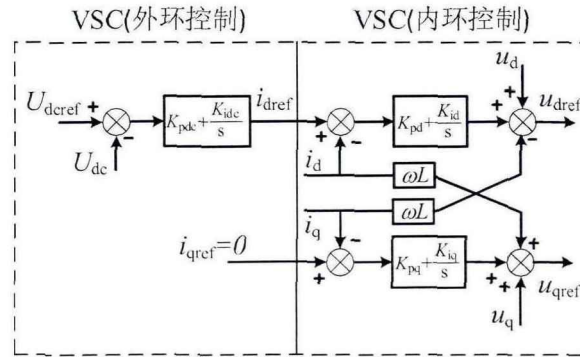


图 2-3 直驱风机网侧变流器控制框图

图 2-3 为 GSC 的 dq 轴控制。其中， k_{pdc} 、 k_{idc} 分别表示 GSC 外环 d 轴 PI 比例、积分参数； k_{pdc} 、 k_{idc} 分别表示 GSC 内环 d 轴 PI 比例、积分参数； k_{pqi} 、 k_{iqi} 分别表示 GSC 内环 q 轴 PI 比例、积分参数。

外环控制生成 d 轴电流指令值 i_{dref} ，内环控制输出 dq 轴电压指令值 u_{dref} 、 u_{qref} ，利用 Park 反变换生成三相电压指令。当 dq 轴控制系统输入仅为工频电压 U_{abc} 和工频电流 I_{abc} 的 dq 轴分量时，dq 轴分量均为直流分量。在 PCC 点电流 I_{abc} 中加入次/超同步频率分量 I_{abcs} 扰动电压信号，此时三相电流为：

$$\begin{bmatrix} I'_a \\ I'_b \\ I'_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_f \cos(\omega_0 t + \varphi_{I_f}) + I_s \cos(\omega_s t + \varphi_{I_s}) \\ I_f \cos(\omega_0 t + \varphi_{I_f} - \frac{2\pi}{3}) + I_s \cos(\omega_s t + \varphi_{I_s} - \frac{2\pi}{3}) \\ I_f \cos(\omega_0 t + \varphi_{I_f} + \frac{2\pi}{3}) + I_s \cos(\omega_s t + \varphi_{I_s} + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (2-16)$$

式中： I_f 、 φ_{I_f} 是 I_{abc} 的幅值和初相位； I_s 和 φ_{I_s} 为次/超同步频率谐波分量电压 I_{abcs} 的幅值和初相位。

2.3.2.1 不考虑锁相环相角偏差

根据式(2-5)的电压 dq 轴分量计算过程，可以计算叠加次/超同步频率分量后的电流 dq 轴分量为：

$$\begin{bmatrix} I'_d \\ I'_q \end{bmatrix} = T_{dq/abc}(\theta_0) \begin{bmatrix} I'_a \\ I'_b \\ I'_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{d0} + I_{ds} \\ I_{q0} + I_{qs} \end{bmatrix} \quad (2-17)$$

式中： I_{d0} 、 I_{q0} 是 I_{abc} 的 dq 轴电流分量； I_{ds} 、 I_{qs} 分别为次/超同步频率分量 dq 轴分量，即扰动量。具体表达式如下：

$$\begin{cases} I_{d0} = I_f \cos(\varphi_{u_f} + \frac{\pi}{2} - \varphi_{I_s}) \\ I_{ds} = I_s \cos((\omega_0 - \omega_s)t - \varphi_{I_s} + \varphi_{I_f}) \\ I_{q0} = -I_f \sin(\varphi_{u_f} + \frac{\pi}{2} - \varphi_{I_s}) \\ I_{qs} = -I_s \sin((\omega_0 - \omega_s)t - \varphi_{I_s} + \varphi_{I_f}) \end{cases} \quad (2-18)$$

由图 2-3 知, dq 轴电压指令值是:

$$\begin{cases} U_{dref} = [(U_{dref} - U_{dc}) \cdot (K_{pdc} + \frac{K_{idc}}{s}) - i_d](K_{pd} + \frac{K_{id}}{s}) - \omega_0 L i_q + u_d \\ U_{qref} = (i_{qref} - i_q)(K_{pq} + \frac{K_{iq}}{s}) + \omega_0 L i_d + u_q \end{cases} \quad (2-19)$$

式(2-19)的小信号方程为:

$$\begin{cases} \Delta U_{dref} = -\Delta i_d \cdot (K_{pd} + \frac{K_{id}}{s}) - \omega_0 L \Delta i_q + \Delta u_d \\ \Delta U_{qref} = -\Delta i_q \cdot (K_{pq} + \frac{K_{iq}}{s}) + \omega_0 L \Delta i_d + \Delta u_q \end{cases} \quad (2-20)$$

将式(2-5)和(2-17)所示电压和电流的 dq 轴方程带入式(2-20), 得到不考虑锁相环相角偏差的 dq 轴电压参考值 U'_{dref} 和 U'_{qref} 为:

$$\begin{cases} U'_{dref} = U_{d0} + A_{d1} \cos((\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_{d1}}) \\ U'_{qref} = U_{q0} + A_{q1} \cos((\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_{q1}}) \end{cases} \quad (2-21)$$

式中: A_{d1} 和 A_{q1} 分别为 dq 轴频率 $(\omega_0 - \omega_s)$ 电压分量参考值的幅值, $\varphi_{A_{d1}}$ 和 $\varphi_{A_{q1}}$ 分别为 dq 轴频率 $(\omega_0 - \omega_s)$ 电压分量参考值的初相位。

dq 轴电压参考值经 Park 反变换生成三相指令值 U'_{abcref} :

$$\begin{bmatrix} U'_{aref} \\ U'_{bref} \\ U'_{cref} \end{bmatrix} = T_{dqabc}^{-1}(\theta_0) \begin{bmatrix} U'_{dref} \\ U'_{qref} \end{bmatrix} \quad (2-22)$$

将式(2-21)代入式(2-22)中, 计算交流电压指令值:

$$\begin{bmatrix} U'_{aref} \\ U'_{bref} \\ U'_{cref} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_a) + A_{d1} \cdot A_{q1} \cos((\omega_0 - \omega_s \pm \omega_0)t + \varphi_{as}) \\ U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_a + \frac{2\pi}{3}) + A_{d1} \cdot A_{q1} \cos((\omega_0 - \omega_s \pm \omega_0)t + \varphi_{as} + \frac{2\pi}{3}) \\ U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_a - \frac{2\pi}{3}) + A_{d1} \cdot A_{q1} \cos((\omega_0 - \omega_s \pm \omega_0)t + \varphi_{as} - \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (2-23)$$

由式(2-23)可知, 不考虑锁相环相角偏差时, 当并网点的电压存在谐波分量 ω_s 时, 经过锁相环和 dq 轴控制环节可以得到调制波谐波频率为 $2\omega_0 - \omega_s$ 的电压分量。例如, 当 ω_s 的频率为 78Hz 时, 耦合得到的频率 $2\omega_0 - \omega_s$ 为 22Hz, 这两个频

率的分量关于 $f_0=50\text{Hz}$ 成对称关系, 22Hz 频率称为 78Hz 频率的镜像频率; 当 ω_s 的频率为 122Hz 时, 耦合得到的频率 $2\omega_0-\omega_s$ 为 22Hz, 这两个频率的分量称为二倍频耦合分量, 22Hz 频率称为 122Hz 频率的镜像频率。风机并网系统在扰动频率或扰动频率的镜像频率下阻尼较弱时, 系统易发生振荡, 因此实际系统中, 发生 22Hz 的 SSO 时, 其初始扰动频率可能是其镜像频率。

2.3.2.2 考虑锁相环相角偏差

按式(2-14)和(2-15) dq 轴电压计算方法, 计及锁相环相角扰动情况下, 可得叠加次/超同步谐波的 dq 轴电流为:

$$\begin{bmatrix} I_d' \\ I_q' \end{bmatrix} = T_{dq/abc}(\theta) \begin{bmatrix} I_a' \\ I_b' \\ I_c' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{d0} + I_{ds} + I_{ds}' + I_{ds}'' \\ I_{q0} + I_{qs} + I_{qs}' + I_{qs}'' \end{bmatrix} \quad (2-24)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} I_{d0} = I_f \cos(\varphi_{u_f} + \frac{\pi}{2} - \varphi_{I_s}) \\ I_{ds} = I_s \cos((\omega_0 - \omega_s)t - \varphi_{I_s} + \varphi_{I_f}) \\ I_{ds}' = -A_1 I_f \sin(\varphi_{u_f} + \frac{\pi}{2} - \varphi_{I_s}) \cos((\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_1}) \\ I_{ds}'' = \frac{1}{2} A_1 I_s \cos(-\varphi_{A_1} - \varphi_{I_s} + \varphi_{I_f} + \frac{\pi}{2}) + \frac{1}{2} A_1 I_s \cos(2(\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_1} - \varphi_{I_s} + \varphi_{I_f} + \frac{\pi}{2}) \\ I_{q0} = -I_f \sin(\varphi_{u_f} + \frac{\pi}{2} - \varphi_{I_s}) \\ I_{qs} = I_s \cos((\omega_0 - \omega_s)t - \varphi_{I_s} + \varphi_{I_f} + \frac{\pi}{2}) \\ I_{qs}' = A_1 I_f \cos(\varphi_{u_f} + \frac{\pi}{2} - \varphi_{I_s}) \cos((\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_1}) \\ I_{qs}'' = \frac{1}{2} A_1 I_s \cos(-\varphi_{A_1} - \varphi_{I_s} + \varphi_{I_f}) + \frac{1}{2} A_1 I_s \cos(2(\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_1} - \varphi_{I_s} + \varphi_{I_f}) \end{array} \right. \quad (2-25)$$

式中: I_{ds} 、 I_{qs} 分别为次/超同步频率谐波电流分量 dq 轴分量, 由次/超同步频率分量电流与锁相环稳态相角 θ_0 作用得到; I_d' 和 I_q' 分别由锁相环所输出相角扰动量 $\Delta\theta_1$ 和工频电流 q 轴分量、锁相环所相角扰动量 $\Delta\theta_1$ 和工频电流 d 轴分量作用得到; I_d'' 和 I_q'' 分别由锁相环输出相角扰动量 $\Delta\theta_1$ 和次/超同步频率谐波电流分量 q 轴分量 I_{qs} 、锁相环相角扰动量 $\Delta\theta_1$ 和次/超同步频率谐波电流分量 d 轴分量 I_{ds} 作用得到。

将式(2-14)和式(2-24)代入式(2-20), 得到考虑 dq 轴分量高次扰动的 dq 轴电压指令 U_{dref}'' 和 U_{qref}'' :

$$\begin{cases} U_{\text{dref}}^* = U_{\text{d0}} + A_{\text{d1}} \cos((\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_{\text{d1}}}) + A_{\text{d2}} \cos(2(\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_{\text{d2}}}) \\ U_{\text{qref}}^* = U_{\text{q0}} + A_{\text{q1}} \cos((\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_{\text{q1}}}) + A_{\text{q2}} \cos(2(\omega_0 - \omega_s)t + \varphi_{A_{\text{q2}}}) \end{cases} \quad (2-26)$$

式中：\$A_{\text{d2}}\$ 和 \$A_{\text{q2}}\$ 分别为 dq 轴频率 \$2(\omega_0 - \omega_s)\$ 电压分量参考值的幅值，\$\varphi_{A_{\text{d2}}}\$ 和 \$\varphi_{A_{\text{q2}}}\$ 分别为 dq 轴频率 \$2(\omega_0 - \omega_s)\$ 电压分量参考值的初相位。

此时 \$U_{\text{abcref}}''\$ 为：

$$\begin{bmatrix} U_{\text{aref}}'' \\ U_{\text{bref}}'' \\ U_{\text{cref}}'' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_a) + A_{\text{as1}} \cos((\omega_0 - \omega_s \pm \omega_0)t + \varphi_{\text{as1}}) \\ + A_{\text{as2}} \cos((2(\omega_0 - \omega_s) \pm \omega_0)t + \varphi_{\text{as2}}) \\ U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_a + \frac{2\pi}{3}) + A_{\text{as1}} \cos((\omega_0 - \omega_s \pm \omega_0)t + \varphi_{\text{as1}} + \frac{2\pi}{3}) \\ + A_{\text{as2}} \cos((2(\omega_0 - \omega_s) \pm \omega_0)t + \varphi_{\text{as2}} + \frac{2\pi}{3}) \\ U_f \cos(\omega_0 t + \varphi_a - \frac{2\pi}{3}) + A_{\text{as1}} \cos((\omega_0 - \omega_s \pm \omega_0)t + \varphi_{\text{as1}} - \frac{2\pi}{3}) \\ + A_{\text{as2}} \cos((2(\omega_0 - \omega_s) \pm \omega_0)t + \varphi_{\text{as2}} - \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (2-27)$$

由于锁相环输出相角的扰动，经过控制环节和 Park 反变换后，除了产生频率为 \$2\omega_0 - \omega_s\$ 的谐波分量外，还产生了频率为 \$\omega_0 - 2\omega_s\$ 和 \$3\omega_0 - 2\omega_s\$ 的电压分量。

在考虑锁相环输出相角扰动时，dq 轴电压分量的扰动导致锁相环输出相角的扰动，锁相环输出相角进一步作用于 Park 变换影响 dq 轴电压分量。当只考虑谐波分量的频率时，按式(2-13)- (2-17)的计算过程多次迭代后，得到频率为 \$\omega_s\$ 的谐波分量作用于 PMSG，会在网侧产生频率为 \$k(\omega_0 - \omega_s) \pm \omega_0\$ 的谐波分量。

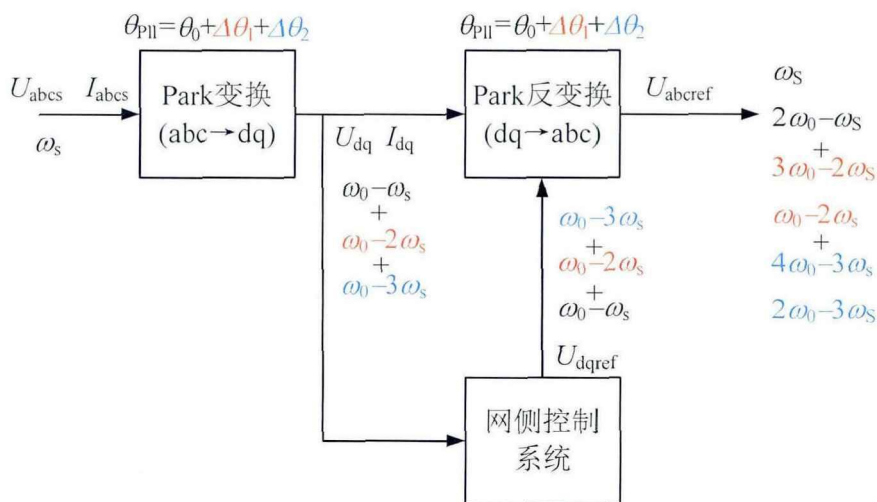


图 2-4 次同步频率经 GSC 控制系统演化趋势

频率是 \$\omega_s\$ 的谐波叠加至 GSC 控制环节后，次/超同步频率分量演化趋势见图 2-4。频率为 \$\omega_s\$ 的谐波电压与锁相环稳态时相角 \$\theta_0\$ 经 Park 得到频率为 \$\omega_0 - \omega_s\$ 的 dq

轴电压扰动分量，频率为 $\omega_0-\omega_s$ 的 dq 轴电压参考值与锁相环稳态相角 θ_0 经 Park 反变换得到频率为 $2\omega_0-\omega_s$ 的三相电压指令值。频率为 $\omega_0-\omega_s$ 的 dq 轴电压扰动分量使锁相环输出相角中增加频率为 $\omega_0-\omega_s$ 的相角扰动量 $\Delta\theta_1$ ，频率为 ω_s 的谐波电压与锁相环相角扰动量 $\Delta\theta_1$ 经 Park 变换得到频率为 $\omega_0-2\omega_s$ 的 dq 轴电压扰动分量，频率为 $\omega_0-2\omega_s$ 的 dq 轴电压参考值与锁相环相角扰动量 $\Delta\theta_1$ 经 Park 反变换得到频率为 $\omega_0-2\omega_s$ 和 $3\omega_0-2\omega_s$ 的三相电压指令值。频率为 $\omega_0-2\omega_s$ 的 dq 轴电压扰动分量使锁相环输出相角中增加频率为 $\omega_0-2\omega_s$ 的相角扰动量 $\Delta\theta_2$ ，频率为 ω_s 的谐波电压与锁相环相角扰动量 $\Delta\theta_2$ 经 Park 变换得到频率为 $\omega_0-3\omega_s$ 的 dq 轴电压扰动分量，频率为 $\omega_0-3\omega_s$ 的 dq 轴电压参考值与锁相环相角扰动量 $\Delta\theta_2$ 经 Park 反变换得到频率为 $2\omega_0-3\omega_s$ 和 $4\omega_0-3\omega_s$ 的三相电压指令值。

2.4 结果验证

2015 年新疆出现持续次/超同步振荡事故，并传播到百公里外的火电机组，引起火电机组轴系扭振，风场汇集母线录波的频谱分析结果如图 2-5 所示。频谱分析中存在 19.4Hz、29.6Hz、39.8Hz、60.2Hz、70.4Hz、80.6Hz 和 90.8Hz 等频率。

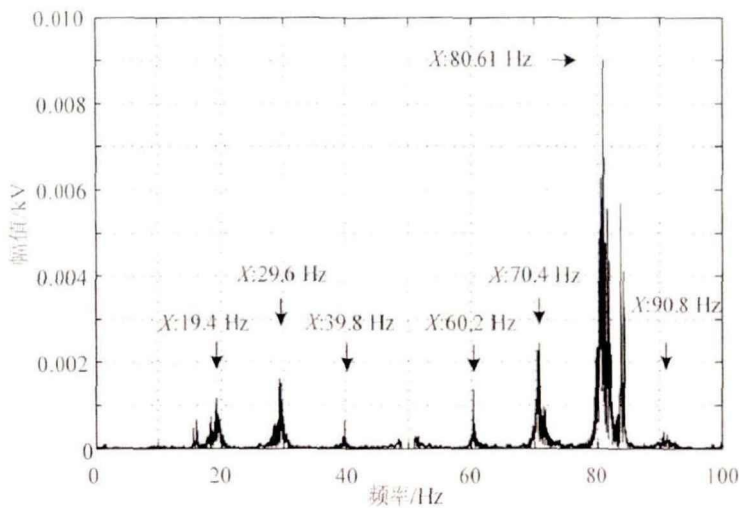


图 2-5 新疆某 PMSG 汇聚母线电压次/超同步频率频谱

基于上述研究，选取实际录波中幅值较大的 19.4Hz 和 29.6Hz 两个频率作为谐波源。在风机并网点注入对应频率谐波电压，其幅值为 0.2p.u.，根据上述分析得到变流器响应，如表 2-1 所示。

表 2-1 变流器控制系统产生耦合频率表

模块	谐波分量	数值/单位	数值/单位
----	------	-------	-------

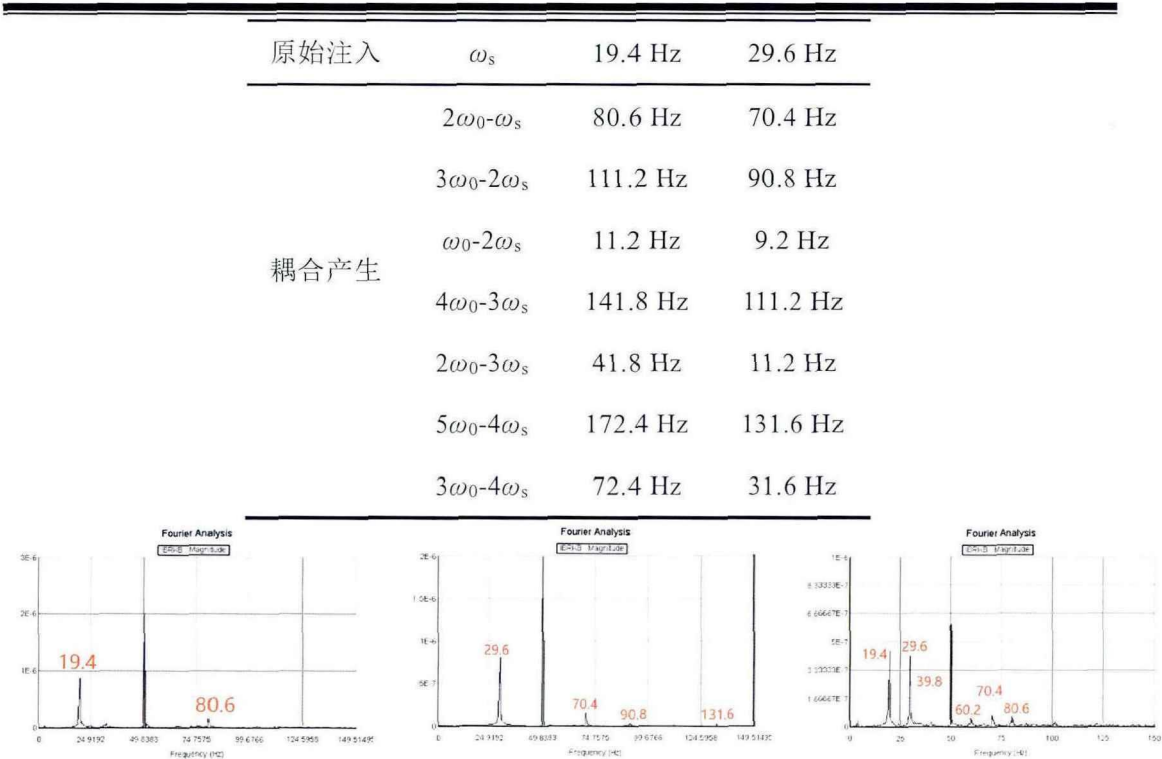


图 2-6 谐波注入后三-哈线幅频特性

由图 2-6 知，19.4Hz 的谐波在控制器作用下衍生出 19.4/80.6Hz 波动量；29.6Hz 的谐波衍生出幅值较大的 29.6/70.4Hz 波动量和幅值较小的 90.8Hz 和 131.6Hz 的波动量；同时注入 19.4Hz 和 29.6Hz 谐波，由于 19.4Hz 和 29.6Hz 谐波相互作用，GSC 则额外生成 39.8/60.2Hz 的波动量。多个频率理论值与实际值相同，证明了理论研究的准确性。

2.5 本章小结

研究 PMSG 网侧换流器对小扰动信号的响应特性是分析 PMSG 次/超同步振荡耦合机理的基础。本文基于 PMSG 的基本结构和控制，推导了次/超同步分量在不同控制环节的演化特征。结论如下：

1) 风机并网点谐波经 Park 变换后以 dq 分量的形式经过内外环控制系统，再经过 Park 反变换后生成调制波指令值。在不考虑锁相环输出相角扰动的情况下，并网点频率为 ω_s 的谐波分量与锁相环稳态相角作用产生的 dq 轴电压分量发生“频移”，频率为 $\omega_0-\omega_s$ ，PMSG 网侧内环控制不改变流通分量频率，频率为 $\omega_0-\omega_s$ 的 dq 轴电压分量经 Park 反变换后，导致三相电压指令值中新增一个频

率为 $2\omega_0 - \omega_s$ 的扰动量,此时系统中有两个关于工频对称的谐波分量 ω_s 和 $2\omega_0 - \omega_s$ 。

2) 电压偏差导致锁相环相角扰动是 PMSG 同时产生多组对偶频率次/超同步振荡的根本原因。频率为 $\omega_0 - \omega_s$ 的 dq 轴电压分量使锁相环输出相角中也包含频率为 $\omega_0 - \omega_s$ 的扰动量,锁相环输出相角的扰动量作用于 Park 变换和 Park 反变换,导致三相电压指令值中含有多组关于工频对称的次/超同步频率分量。

第 3 章 新疆电网直驱风机次/超同步振荡特点研究

3.1 引言

现有研究表明，PMSG 产生次/超同步振荡现象的成因复杂，影响因素众多。本章结合含典型新能源基地的新疆电网实际数据，搭建含直驱风场的新疆地区 RTDS 实时仿真模型。利用 RTDS 多 CPU 并行处理的优势，显著提高大规模复杂系统的仿真速度。通过仿真分析风场出力变化、交流网架结构变化以及网侧控制参数改变对 PMSG 次/超同步振荡的影响，定性分析各个因素对次/超同步振荡的演变规律。

3.2 新疆电网等值模型建立及验证

电力系统作为一个复杂的整体，在实际仿真研究中，通常需要根据实际需求和目标确定研究对象、确定边界、划分区域。新疆电网是典型的含新能源基地的区域电网，其等值模型主要分为两个部分，一部分是交流网架的等值建模，另一部分是直驱风场的等值建模。

3.2.1 新疆哈密交流主网架等值建模

本文采用新疆 2018 年冬大运行方式的 PSASP 数据包进行仿真建模。网架结构如图 3-1 所示

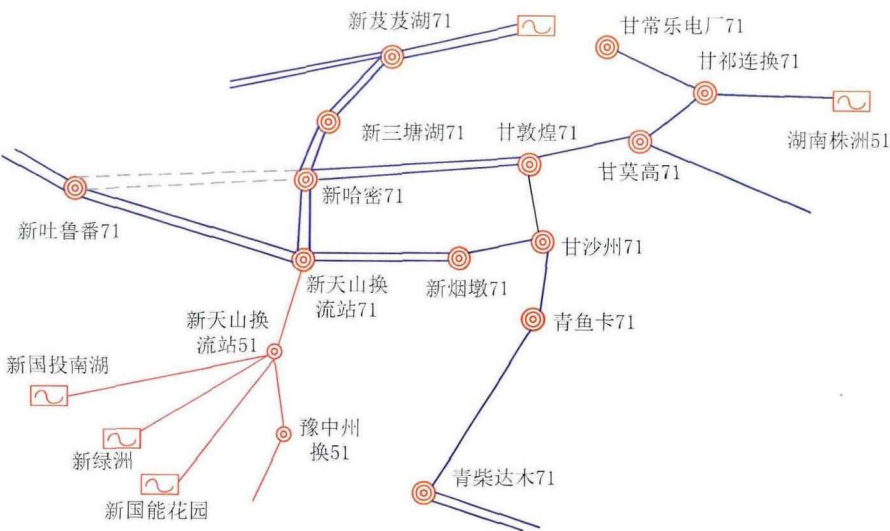


图 3-1 PSASP 新疆哈密电网框架图

鉴于实际电网较复杂，为便于分析研究，对新疆哈密电网进行必要的简化等值。其中，以哈密地区 750kV 主网架为中心，将其周围 750kV 变电站，如三塘湖、吐鲁番、鱼卡以及敦煌变电站作为建模边界，根据潮流流向对边界以外的电网进行简化等值。若潮流流向外部电网，则外部电网可等值为定 PQ 负荷。若潮流流向哈密电网，则对外部电网进行戴维南等值，将其等值为串联阻抗的电压源。其等效阻抗可由 PSASP 软件的等值阻抗计算功能获得，电压源的幅值和相角可由潮流计算获得。

对于哈密电网内部与 750kV 变电站相连的 220kV 网架，也进行相应简化等值。简化方式与 750kV 网架相同，若该区域电网吸收功率，则等值为定 PQ 负荷，若发出功率，则对其进行戴维南等值。

于是，哈密等值电网 RTDS 模型（750kV 主网架）如图 3-2 所示

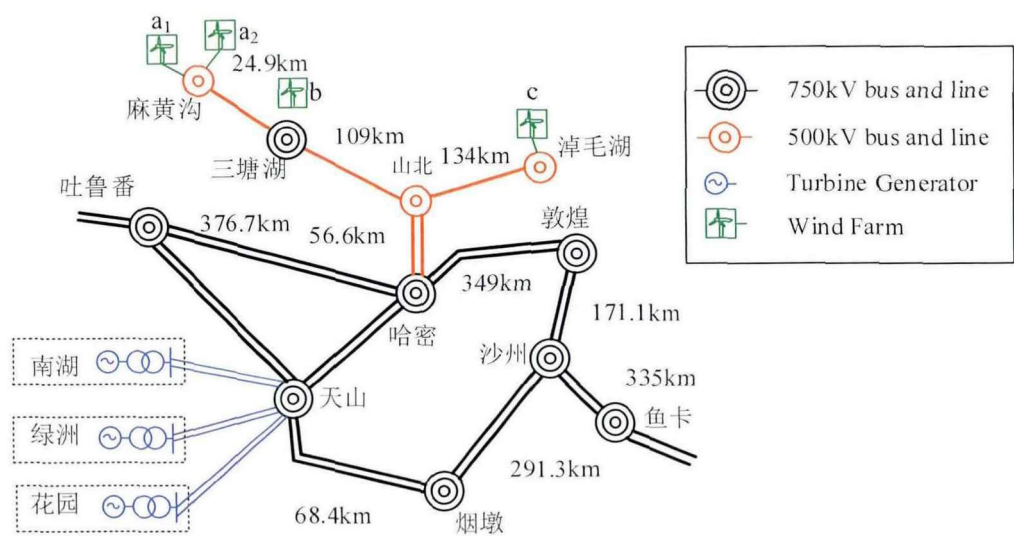


图 3-2 基于 RTDS 搭建的系统电网框架图

该等值系统保留的部分如表 3-1 所示

表 3-1 等值模型组成及情况统计

保留部分	数量	名称
750kV 变电站	8	哈密、天山、吐鲁番、三塘湖、烟墩、沙州、敦煌、鱼卡
风场	4	麻黄沟东风汇、天电麻黄沟西风汇、大唐红星风汇、淖毛湖
火电厂	3	花园电厂、南湖电厂、绿洲电厂

新疆哈密电网建模过程中，PSASP 数据包提供的一些元件参数，如线路、变压器、发电机等参数需要进行必要的转换方可在 RSCAD 中使用。

3.2.1.1 RTDS 交流网架模型

根据图 3-2 的新疆哈密地区电网等值模型，在 RTDS 中搭建了图 3-3 所示的新疆电网 750kV 主网架模型。

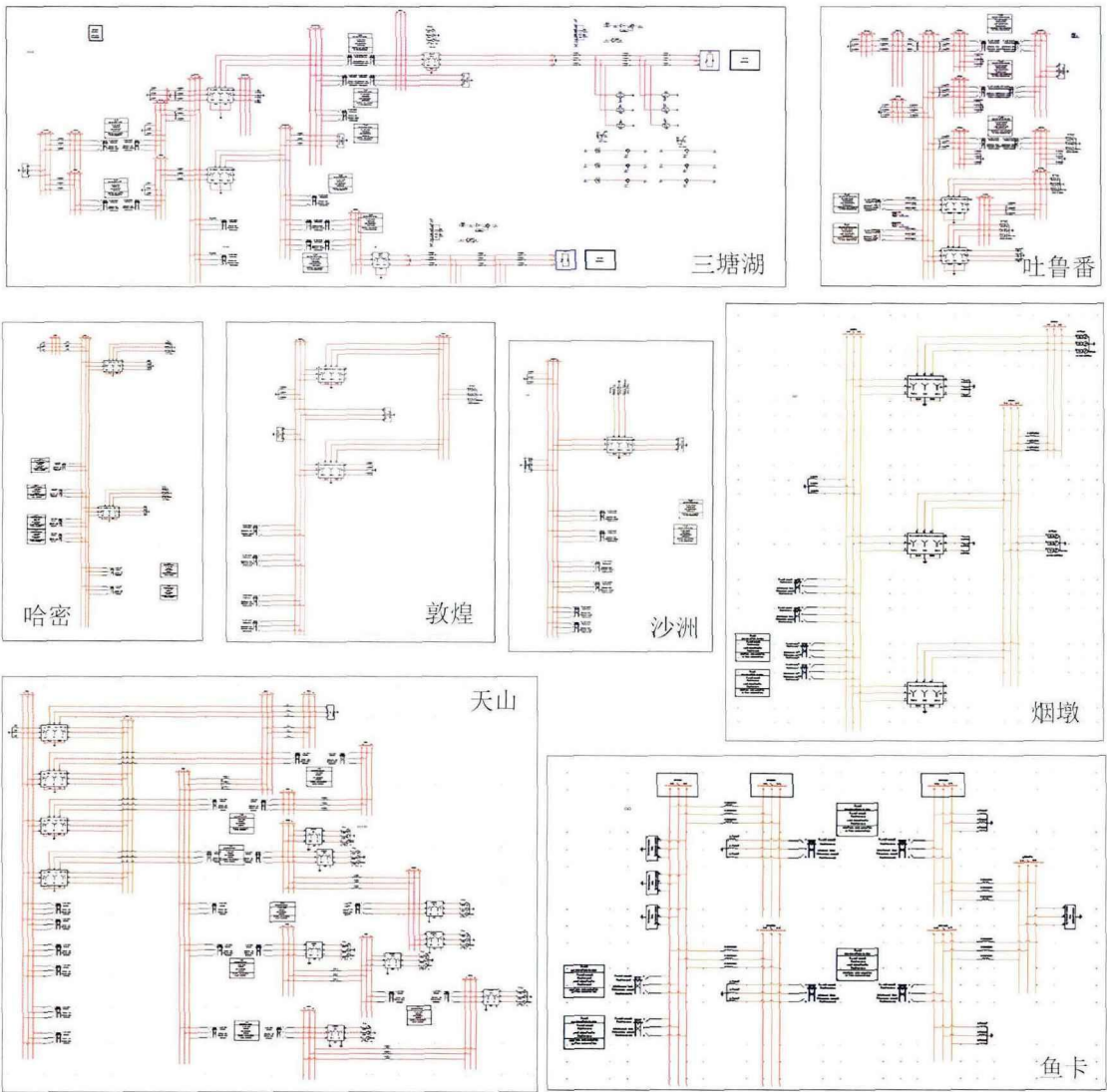


图 3-3 系统电网各 750kV 变电站内部图

在 RTDS 仿真建模过程中，将整个等值网络划分为 4 个子系统，这些子系统将在 4 个 RACK 中并行计算。在进行子系统划分的时候，分割点选在距离不小于 15km 的交直流输电线路上。三塘湖站划分为一个子系统 SS#1，吐鲁番站

划分为一个子系统 SS#2，天山划分为一个子系统 SS#3，哈密站、敦煌、沙洲、鱼卡和烟墩一并划分为一个子系统 SS#4。子系统 SS#1 和子系统 SS#4 通过传输线 TAC701520 和 TAC701538 连接，子系统 SS#2 和子系统 SS#3 通过传输线 TAC999853 和 TAC999921 连接，子系统 SS#3 和子系统 SS#4 通过传输线 TAC701511 和 TAC701512 连接。三塘湖站包含 4 个风场，风机机型为 PMSG，其中两个风场分配在子系统 SS#1，另外两个风场分配在子系统 SS#2。

3.2.1.2 新能源基地等值建模

新疆哈密所连新能源基地，主要是多个 PMSG 构成的大型风电场，因此本文的新能源基地建模主要考虑直驱风场建模。为简化模型节约硬件资源，假设风场中 N 台风机型号一致，同一时刻出力相等，均为 P_N 。采用单机容量加权等值法，对其中一台 PMSG 详细建模，设其发电机端电流为 $i(t)$ 。其他 $N-1$ 台风电机组出力采用受控电流源等效，受控电流源输出电流幅值为 $(N-1)i(t)$ 。则整个风场出力变为 $N \times P_N$ 。风场等值过程如图 3-4 所示。

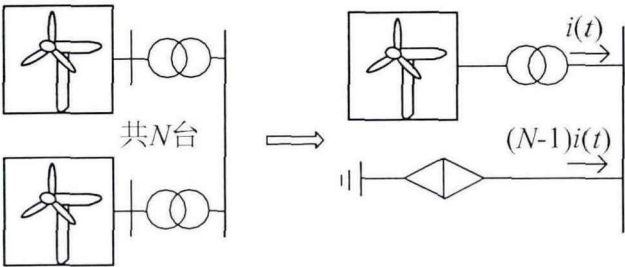


图 3-4 风场等值示意图

考虑到新疆三塘湖地区的风机大多数为直驱型风机，因此图 3-4 中的详细建模风机采用直驱型，其基本结构如图 2-1 所示。其中，变桨距控制器和最大功率跟踪控制器（maximum power point tracking, MPPT）分别如图 3-5 和图 3-6 所示

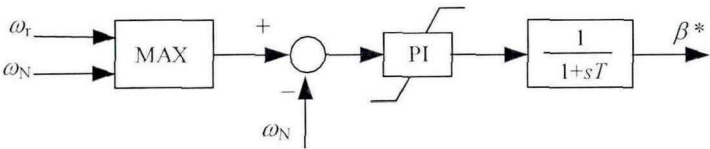


图 3-5 变桨距控制器

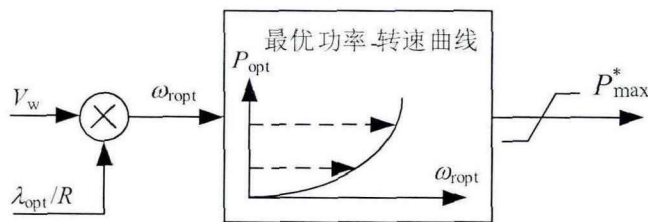


图 3-6 最大功率跟踪控制

仿真过程中发现，当风速改变时，直流侧电压几乎无波动。这意味着，因风速改变带来的风机注入功率的升降，是通过改变机侧换流器注入的直流电流的大小来实现的。故可参照 MMC 平均值模型的思想，将机侧变流器及风机等效为受控电流源与直流电容并联，结果如图 3-7 所示。该简化方法在保证仿真精度的同时，可提高仿真速度。

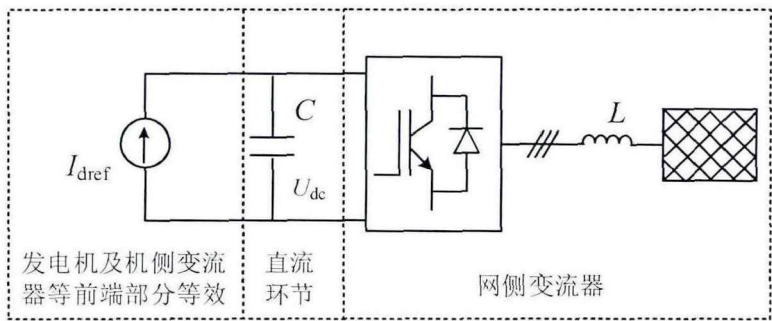


图 3-7 机侧等值为受控电流源型风机模型

PMSG 简化模型中网侧控制器 dq 轴控制目标不变，仍为维持直流侧电压 U_{dc} 在参考值附近。机侧变流器及风机等效的受控电流源的电流参考值 i_{dref} 由 MPPT 模块输出的最优功率指令值 P_{max}^* 与 U_{dc} 相除得到，如图 3-8 所示。

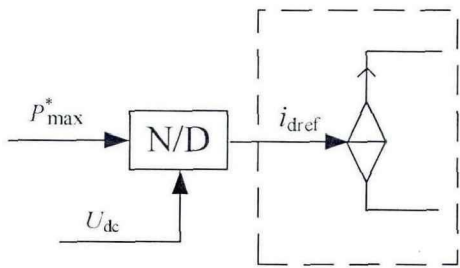
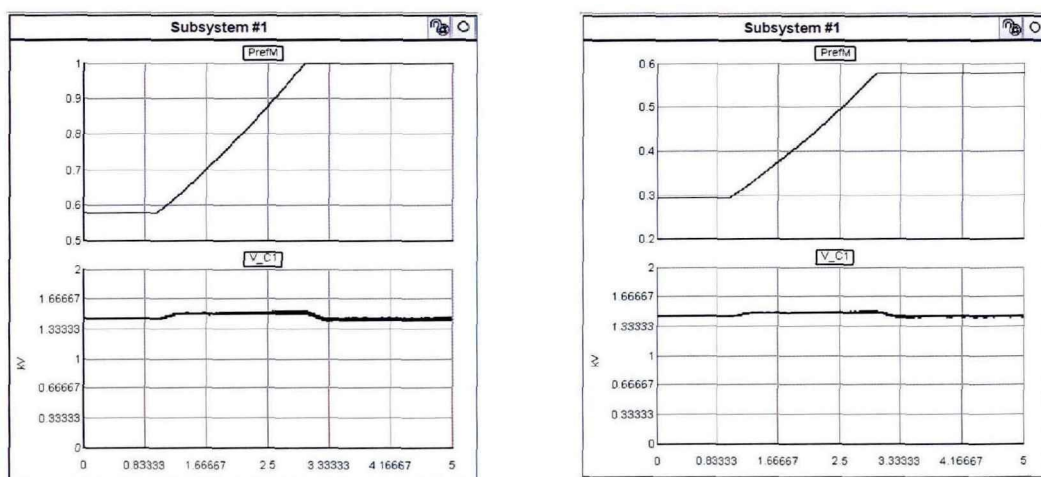


图 3-8 受控电流源参考值计算

为了验证简化模型的正确性与可行性，在 RTDS 中进行了先验仿真，仿真结果如图 3-9 所示



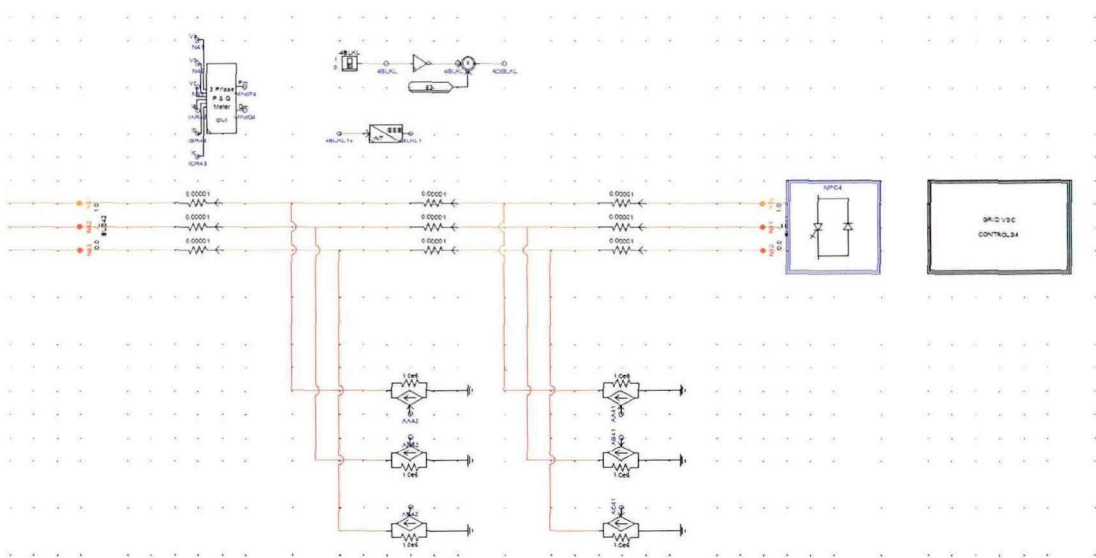
(a) 风速由 8m/s 变为 10m/s

(b) 风速由 10m/s 变为 12m/s

图 3-9 机侧等值风机模型可行性分析结果

由图 3-9 可知，当风速发生改变时，风机出力会迅速随之改变，直流侧电容两端电压也基本维持恒定。这表明风速变化时直流电压不变，通过直流电流变化改变风机出力的假定是合理的，因此简化的风机模型能有效实现风机最大功率跟踪以及基本的控制功能。

然后根据图 2-3、图 3-4、图 3-7，在 RTDS 中搭建了如图 3-10 所示的风电场等值模型。



(a) RTDS 风场等值模型

图 3-10 RTDS 风场模型示意图

表 3-2 直驱风机一次系统参数

26

空气密度 (kg/m ³)	1.225	交轴电抗 (p.u)	0.55
风能利用系数	0.4382	永磁体磁链 (p.u)	1.0
		转动惯量 (s)	4

表 3-3 直驱风机控制系统参数

参数类型	名称	数值	单位
基准值	容量基准值 S_{base}	6.5	MW
	交流电压基准值 V_{acbase}	0.69	kV
	直流电压基准值 V_{dcbase}	1.45	kV
参考值	直流电压参考值 V_{dcref}	1	p.u.
	q 轴电流参考值 i_{qref}	0	p.u.
控制参数	外环 d 轴 PI 比例系数 k_{pdc}	1	p.u.
	外环 d 轴 PI 积分系数 k_{idc}	10	p.u.
	内环 d 轴 PI 比例系数 k_{pd}	0.05	p.u.
	内环 d 轴 PI 积分系数 k_{id}	10	p.u.
	内环 q 轴 PI 比例系数 k_{pq}	0.25	p.u.
	内环 q 轴 PI 积分系数 k_{iq}	10	p.u.

3.2.2 模型验证

3.2.2.1 潮流结果验证

表 3-4 至表 3-10 依次为敦煌站、沙洲站、烟墩站、三塘湖站、哈密站、吐鲁番站以及部分关键线路的潮流对比。以 PSASP 仿真数据作为标准参照，与 RTDS 稳态潮流进行对比。

表 3-4 敦煌地区潮流对比

元件名称	有功功率(MW)			无功功率(MVar)		
	PSASP	RTDS	误差%	PSASP	RTDS	误差%
敦煌 31 电压源	600.4	601.4	0.17	1555	1549.7	0.34
敦煌 T1#2	299.4	299.1	0.10	675.8	673.7	0.31

敦煌 T2#2	300.9	301.7	0.27	878.9	876.2	0.30
敦煌 T1#1	300.6	299.7	0.30	621	617.8	0.51
敦煌 T2#1	299	300.9	0.64	641	639.5	0.23

表 3-5 沙州地区潮流对比

元件名称	有功功率(MW)			无功功率(MVar)		
	PSASP	RTDS	误差%	PSASP	RTDS	误差%
沙洲 T1#1	0.45	0.43	4.44	158.1	156.8	0.82
沙洲 T1#2	0.57	0.55	3.51	214.8	214.1	0.32
沙洲 T1#3	0.19	0.17	10.52	26.1	25.95	0.54

表 3-6 烟墩地区潮流对比

元件名称	有功功率(MW)			无功功率(MVar)		
	PSASP	RTDS	误差%	PSASP	RTDS	误差%
烟墩 T1#2	70.11	70.23	0.17	386.9	396.35	2.44
烟墩 T2#2	2.689	2.41	10.37	265.3	263.68	0.61
烟墩 T3#2	71	71.28	0.39	139.2	138.31	0.64

表 3-7 三塘湖地区潮流对比

元件名称	有功功率(MW)			无功功率(MVar)		
	PSASP	RTDS	误差%	PSASP	RTDS	误差%
TAC751000	38.72	38.73	0.03	0.3879	0.39	0.54
TAC755955	38.79	38.73	0.15	0.3879	0.39	0.54
TAC756171	77.48	77.5	0.03	3.636	3.65	0.39
TAC756169	77.29	77.31	0.03	2.767	2.78	0.46
TAC756170	77.38	77.41	0.04	2.791	2.80	0.32
TAC756455	304.1	304.2	0.03	112.8	112.75	0.04
TAC756457	248.1	248.2	0.04	91	91.1	0.11

表 3-8 哈密地区潮流对比

元件名称	有功功率(MW)			无功功率(MVar)		
------	----------	--	--	------------	--	--

	PSASP	RTDS	误差%	PSASP	RTDS	误差%
哈密 T1#2	5.21	5.1	2.11	81.53	80.47	1.30
哈密 T2#2	5.64	5.4	4.26	106.7	105.7	0.93

表 3-9 吐鲁番地区潮流对比

元件名称	有功功率(MW)			无功功率(MVar)		
	PSASP	RTDS	误差%	PSASP	RTDS	误差%
TAC701503	262	261.68	0.12	297.8	297.40	0.13
TAC701504	259	258.69	0.12	291.2	290.86	0.12
TAC701505	579.3	584.25	0.85	863.6	862.69	0.11

表 3-10 部分关键线路潮流对比

线路名称	PSASP 有功功率(MW)	RTDS 有功功(MW)	误差%
TAC701520	930.7	953.48	2.45
TAC701511	1279	1264.73	1.12
TAC701515	677	653.7	3.44
TAC999921	646.6	670.327	3.67

由表 3-4 至表 3-10 的结果可知，RTDS 潮流结果同 PSASP 的潮流结果相对误差不超过 5%（沙洲和烟墩各有一个三相变压器端口由于传输功率过低，导致相对误差较大，此处忽略），说明 RTDS 建立的新疆地区含新能源基地的电磁暂态模型具有很高的准确性。

3.2.2.2 次同步振荡验证

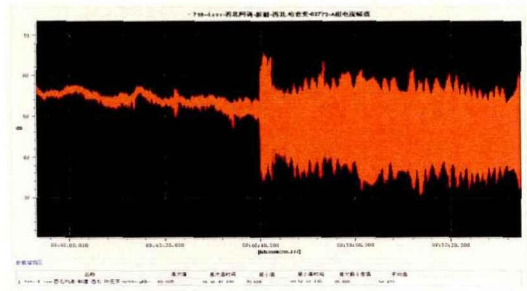
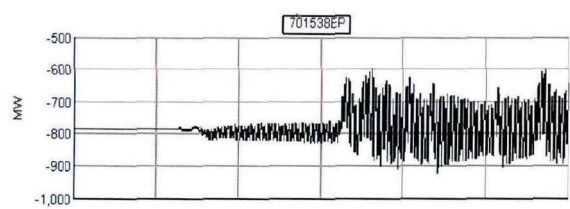


图 3-11 哈山 I 线线路电流录波图

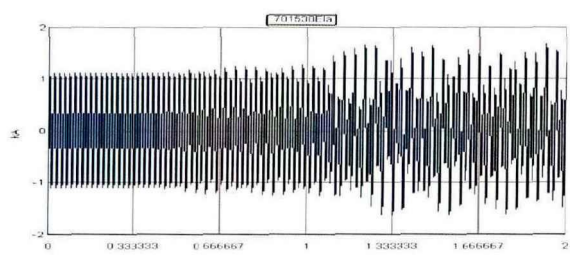
图 3-11 是新疆电网哈密变电站哈山 I 线的线路电流幅值录波图，波形时长

为 13 分钟。可以看到，某一时刻，其电流幅值突然明显增大，振荡频率为 23Hz。

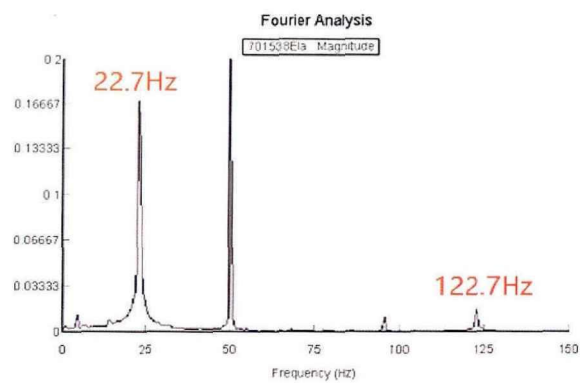
在 RTDS 模型上进行仿真验证，监测三-哈线有功功率和交流电流。从图 3-12 可以看到，某一时刻改变风场出力，三-哈线有功功率幅值和电流幅值突然增大，对电流波形进行傅里叶分解，得到风电并网系统振荡频率约为 22.7Hz，与录波数据吻合得很好，说明建立的 RTDS 简化等值模型具有很高的准确性。观察三-哈线电流幅频特性，除工频 50Hz 以外，22.7Hz 和 122.7Hz 频率幅值相对较大，根据前述对次/超同步振荡耦合机理分析可知，22.7/122.7Hz 是关于二倍频的对偶分量。



(a) 三-哈线有功功率波形图



(b) 三-哈线电流波形图



(c) 三-哈线电流幅频特性

图 3-12 次同步振荡验证波形

3.3 新疆电网次/超同步振荡特点分析

3.3.1 风场出力对次/超同步振荡的影响

为了分析风场出力对 SSO 的影响，对三塘湖附近各风场的风速进行改变。为了简化分析，假设各风场的风速大小相等，且各风场风速同步变化，在系统中存在 SSO 的情况下，令风速逐步增大，监测风场出口电流。

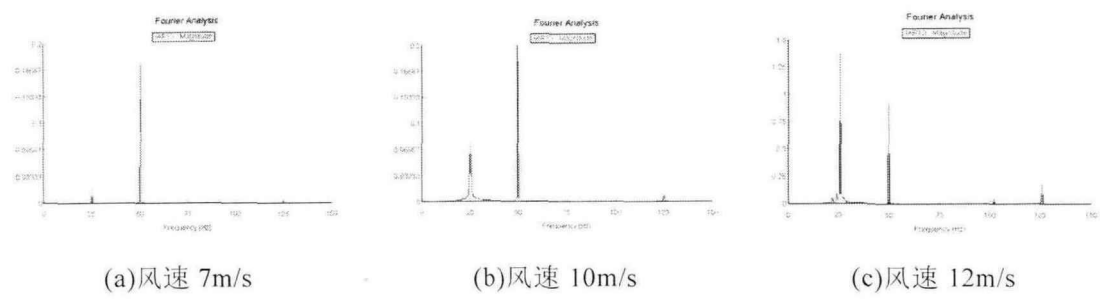


图 3-13 风速变化风场出口电流幅频特性

表 3-11 风速变化 SSO 频率和幅值

风速(m/s)	SSO 频率(Hz)	SSO 幅值(p.u.)
7	25	0.02
10	25	0.07
12	26	1.35

从图 3-13 和表 3-11 知，当风速增大时，风场出力增加，此时次/超同步振荡频率幅值明显增大，表明风场出力增大，增加风电并网系统次/超同步振荡发生的风险。风速从 7m/s 到 12m/s 变化的过程中，次/超同步振荡频率也发生“漂移”，有增大的趋势。由于仿真模型中风机功率增加幅度比理论分析小很多，次/超同步振荡频率增加幅度相对有限。

3.3.2 网架拓扑对次/超同步振荡的影响

为了分析网架拓扑对次/超同步振荡的影响，在系统不存在次/超同步振荡的情况下改变网络拓扑，断开天山-吐鲁番两回线，监测线路断开前后风场出口交流电流和功率波形，具体情况如下。

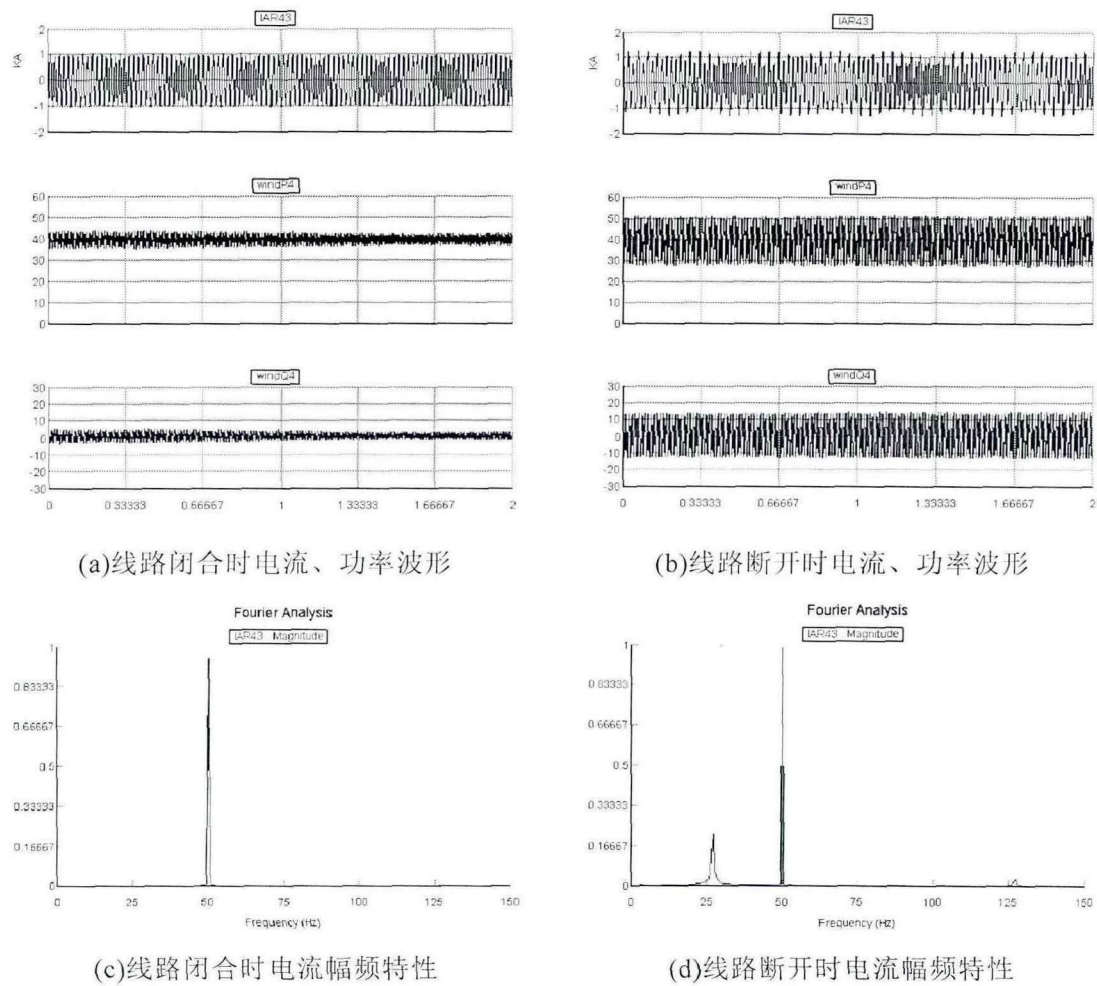


图 3-14 网架结构对次/超同步振荡影响波形

从图 3-14 中可以看出，当断开天山-吐鲁番两回线时，交流网络强度被削弱，风场出口交流电流和功率出现明显振荡，对交流电流进行傅里叶分解，电流幅频特性显示风场发生频率为 27Hz 的 SSO。

3.3.3 网侧控制参数对次/超同步振荡的影响

作为风机模型的重要组成部分，风机控制环节对风机的性能起到关键作用。对风机来说，其控制分为机侧控制和网侧控制，对于机侧变流器而言，其与电网无直接联系，故机侧与电网之间耦合较弱。为了便于分析，将机侧变流器及永磁电机等值为受控电流源，通过改变电流源的注入电流大小来模拟风机出力的改变。而网侧变流器与电网直接相连，耦合紧密，故重点分析网侧各控制环

节参数对 SSO 的影响。

3.3.3.1 外环控制参数的影响

风机网侧换流器 dq 轴控制系统包含外环控制和内环控制。如图 2-3 所示，本文有功控制外环采用定直流电压控制。为了简化建模流程，省略无功控制外环，采用 $i_{qref}=0$ 作为电流内环输入。因此本文所建 RTDS 风机模型网侧变流器控制参数分别为 d 轴外环参数为 PI 比例系数 k_{pdc} 和积分系数 k_{idc} 。

当 d 轴内环比例系数为 0.1 时，风电并网系统稳定运行，大范围改变外环比例系数，系统不发生振荡。调节 d 轴内环比例系数至 0.5，系统发生次/超同步振荡，从 0.1—10 改变外环比例系数 k_{pdc} ，记录风场出口电流幅频特性，结果如图 3-15 所示。

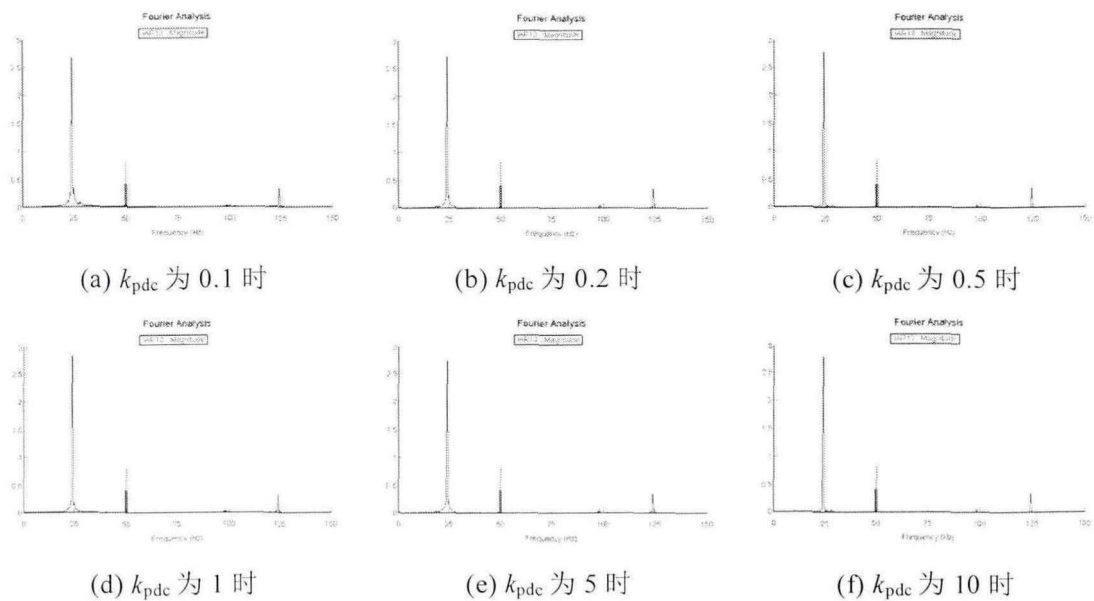


图 3-15 改变外环比例系数 k_{pdc} 风场出口电流幅频特性变化

图 3-15 中的电流振荡频率和幅值见表 3-12。

表 3-12 改变外环比例系数 k_{pdc} 时 SSO 频率和幅值

$k_{pdc}(m/s)$	SSO 频率(Hz)	SSO 幅值(p.u.)
0.1	24/124	2.6/0.4
0.2	24/124	2.7/0.4
0.5	24/124	2.8/0.4

1	24/124	2.8/0.4
5	24/124	2.8/0.4
10	24/124	2.8/0.4

从 1—50 改变外环积分系数 k_{idc} ，记录风场出口电流幅频特性，结果如图 3-16 所示。

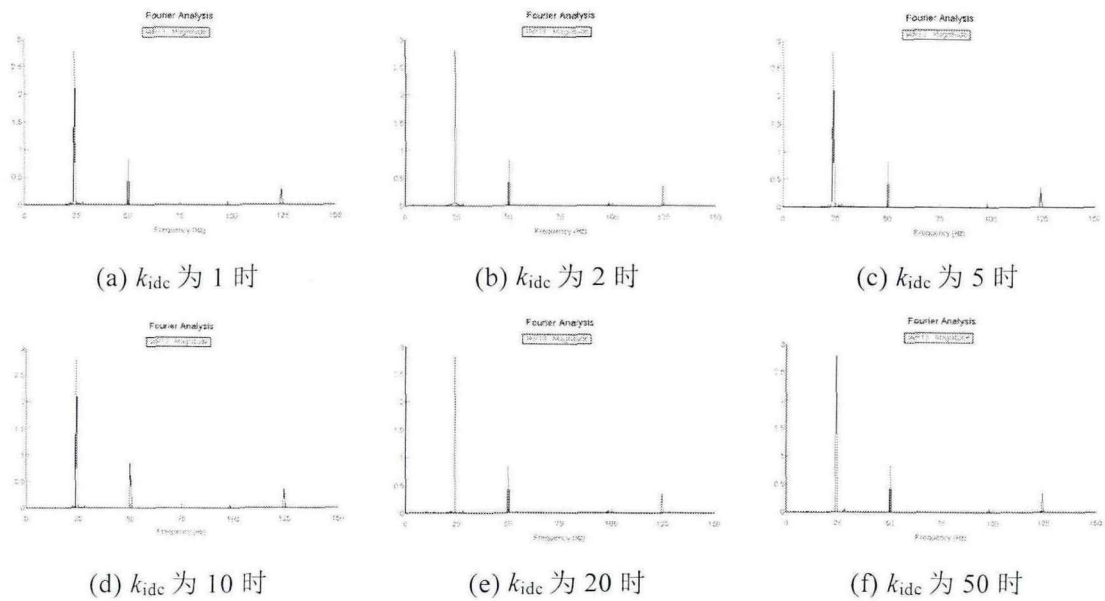


图 3-16 改变外环积分系数 k_{idc} 风场出口电流幅频特性变化

图 3-16 中的电流振荡频率和幅值见表 3-13。

表 3-13 改变外环积分系数 k_{idc} 时 SSO 频率和幅值

$k_{idc}(m/s)$	SSO 频率(Hz)	SSO 幅值(p.u.)
1	24/124	2.8/0.4
2	24/124	2.8/0.4
5	24/124	2.8/0.4
10	24/124	2.8/0.4
20	24/124	2.8/0.4
50	24/124	2.8/0.4

从图 3-15、图 3-16 和表 3-12、表 3-13 的电流幅频特性可以看出，当风电并网系统存在次/超同步振荡的情况下，大范围改变外环 PI 环节的比例和积分

系数对系统振荡频率和幅值几乎没有影响。

3.3.3.2 内环控制参数的影响

风机网侧变流器内环控制参数包括 d 轴 PI 比例系数 k_{pd} 、d 轴 PI 积分系数 k_{id} 、q 轴 PI 比例系数 k_{pq} 和 q 轴 PI 积分系数 k_{iq} 。

当风场并网系统处于稳定运行状态时，从 0.1—0.6 改变内环 d 轴比例系数 k_{pd} ，风场出口电流幅频特性如图 3-17 所示。

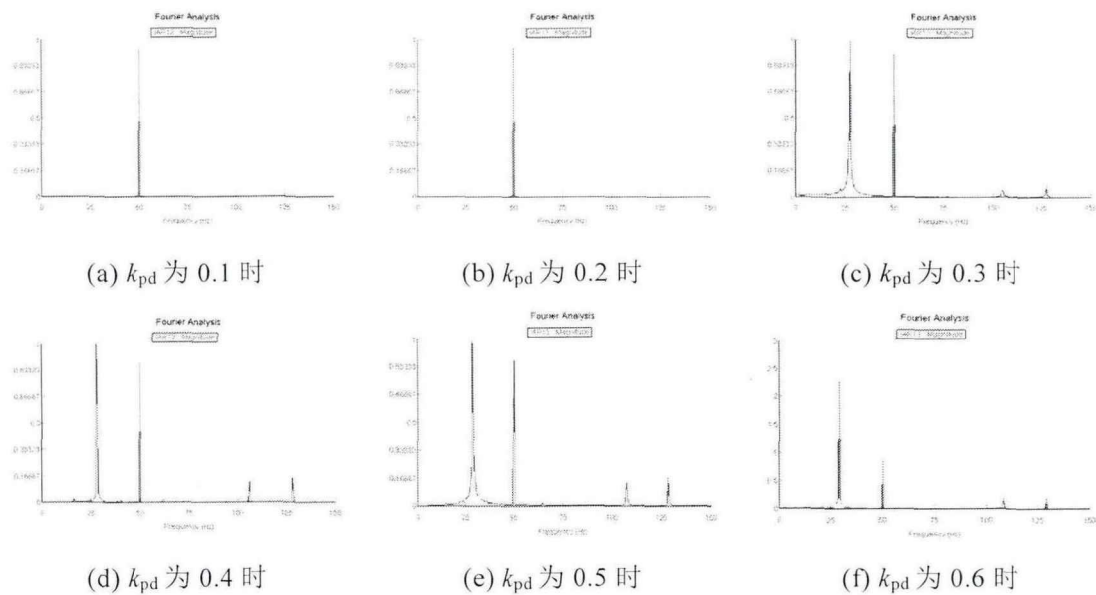


图 3-17 改变内环比例系数 k_{pd} 风场出口电流幅频特性变化

图 3-17 中的电流振荡频率和幅值见表 3-14。

表 3-14 改变内环比例系数 k_{pd} 时 SSO 频率和幅值

$k_{idc}(m/s)$	SSO 频率(Hz)	SSO 幅值(p.u.)
0.1	/	/
0.2	/	/
0.3	27/127	1/0.08
0.4	27/127	1/0.16
0.5	27/127	1/0.16
0.6	27/127	2.4/0.16

从 10—60 改变内环 d 轴积分系数 k_{id} ，风场出口电流幅频特性如图 3-18 所

示。

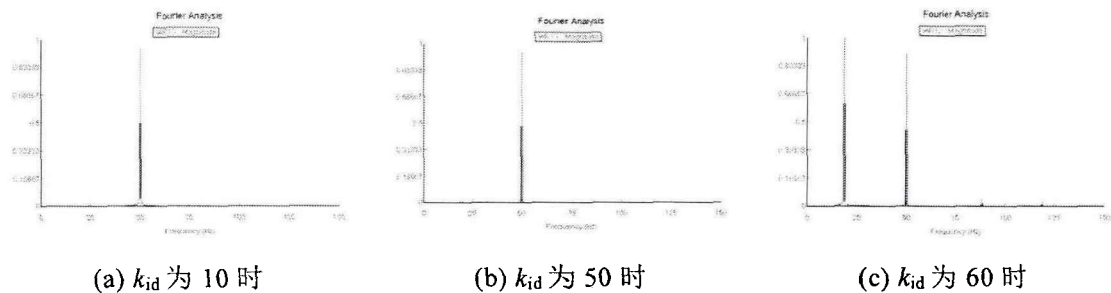


图 3-18 改变内环积分系数 k_{id} 风场出口电流幅频特性变化

图 3-18 中的电流振荡频率和幅值见表 3-15。

表 3-15 改变内环积分系数 k_{id} 时 SSO 频率和幅值

$k_{id}(\text{m/s})$	SSO 频率(Hz)	SSO 幅值(p.u.)
10	/	/
50	/	/
60	20	1

从 0.1—0.7 改变内环 q 轴比例系数 k_{pq} ，风场出口电流幅频特性如图 3-19 所示

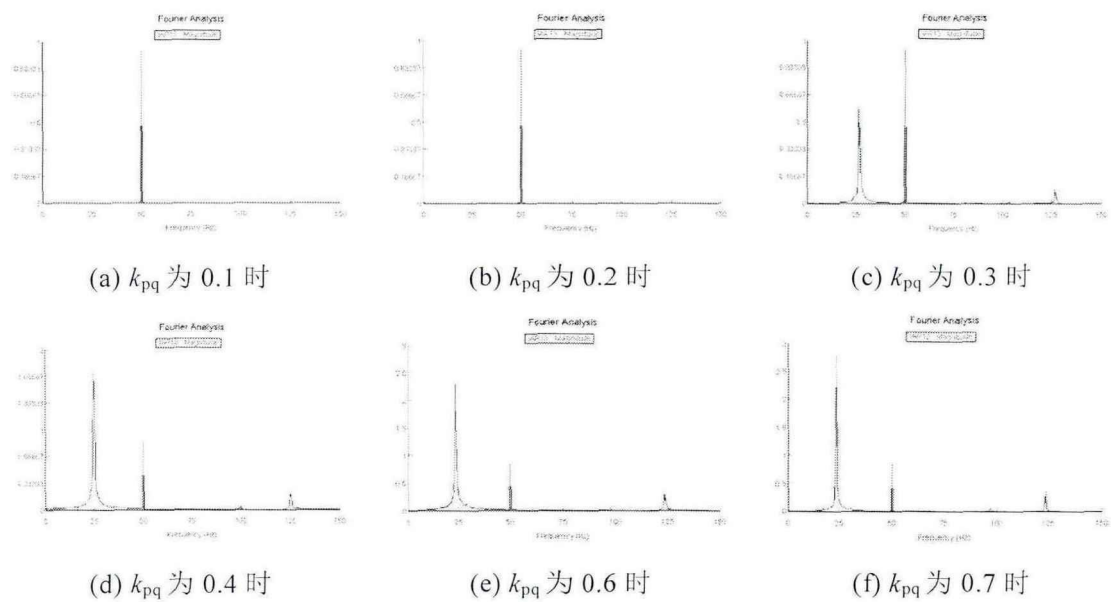


图 3-19 改变内环比例系数 k_{pq} 风场出口电流幅频特性变化

图 3-19 中的电流振荡频率和幅值见表 3-16。

表 3-16 改变内环比例系数 k_{pq} 时 SSO 频率和幅值

$k_{pq}(\text{m/s})$	SSO 频率(Hz)	SSO 幅值(p.u.)
0.1	/	/
0.2	/	/
0.3	27/127	0.6/0.1
0.4	25/125	1.7/0.3
0.5	24/124	2.3/0.3
0.6	24/124	2.8/0.4

从 10—70 改变内环 q 轴积分系数 k_{iq} ，风场出口电流幅频特性如图 3-20 所示。

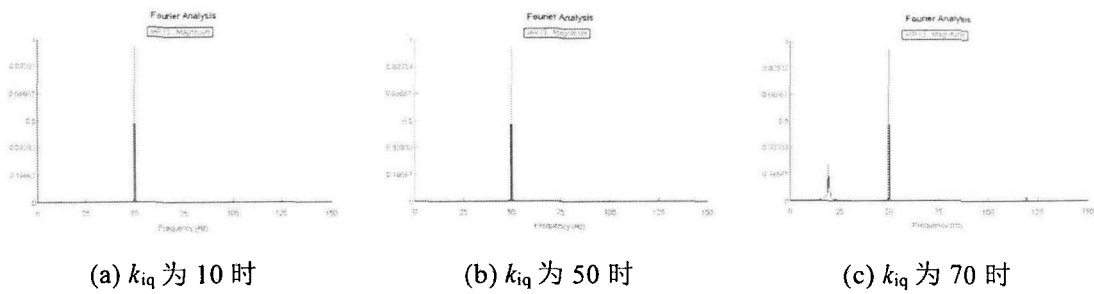


图 3-20 改变内环积分系数 k_{iq} 风场出口电流幅频特性变化

图 3-20 中的电流振荡频率和幅值见表 3-17。

表 3-17 改变内环积分系数 k_{iq} 时 SSO 频率和幅值

$k_{iq}(\text{m/s})$	SSO 频率(Hz)	SSO 幅值(p.u.)
10	/	/
50	/	/
70	22	0.2

从图 3-17 至图 3-20 和表 3-14 至 3-17 电流幅频特性可以看出，当风电并网系统稳定运行的情况下，调节内环 PI 环节的比例和积分系数可以诱发系统发生次/超同步振荡，且次同步分量的频率和幅值受内环 PI 参数的影响明显。

从仿真结果分析，内环 d 轴比例系数增大，系统发生次/超同步振荡的风险增加，对振荡频率的影响并不明显；内环 q 轴比例系数增大，系统发生次/超同步振荡的风险增加，次同步分量频率有减小的趋势。相对于内环比例系数，内

环积分系数对 PMSG 发生次/超同步振荡的风险的影响较小。

3.4 本章小结

建立含大规模新能源基地的电磁暂态仿真模型，对于分析新疆地区电网次/超同步振荡特性具备重要价值。本文基于新疆电网 PSASP 数据，在 RTDS 上构建了含直驱风场的新疆 750kV 主网架简化等值模型。结论如下：

1) 简化等值模型以哈密地区 750kV 主网架为中心，以三塘湖、吐鲁番、天山、鱼卡和敦煌站为边界，将边界以外的电网进行戴维南等值，在 RTDS 实时仿真平台上采用 4 个 Rack 搭建 750kV 交流网架和直驱风场等值模型。仿真结果表明，简化等值模型在大幅缩减建模过程的同时，可准确模拟实际电网的潮流结果和 SSO 特征，为次/超同步振荡特性分析提供了有利工具。

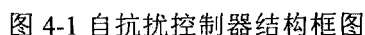
2) 风机出力、网架结构和风机控制系统参数对风机并网系统振荡特性均有显著影响。风机出力增加、网架结构变弱都会加剧次/超同步振荡发生的风险；相较于外环 PI 参数，调节内环 PI 环节的比例和积分系数更易诱发系统次/超同步振荡，且次同步分量的频率和幅值受内环 PI 比例参数的影响更为明显。

4.1 引言

4.2 自抗扰控制器原理

对于一个存在外部扰动的二阶控制系统，其数学模型可表示为：

式中： x_1 、 x_2 为系统状态变量； $\omega(t)$ 为系统的不明环节和扰动之和； f_0 为模型已知部分， f_0 也能和 $\omega(t)$ 合并，即认为系统完全未知； b 表示控制量放大增益。



39

系统的控制。ADRC 的结构框图如图 4-1 所示，主要包含 3 部分，依次是扩张状态观测器(extended state observer, ESO)、跟踪微分器(tracking-differentiator, TD)、非线性状态误差反馈律和扰动估计补偿(nonlinear state error feedback, NLSEF)。

TD 结合控制目标 v_0 ，合理制定过渡参量 v_1 ，同时计算其误差微分参量 v_2 ，从而减小初始偏差且平衡状态调节中对速度和超调量的需求。TD 的数学模型为：

$$\begin{cases} e_0(k) = v_1(k) - v_0(k) \\ f_h = f_{\text{han}}(e_0(k), v_2(k), r_0, h_0) \\ v_1(k+1) = v_1(k) + hv_2(k) \\ v_2(k+1) = v_2(k) + hf_h \end{cases} \quad (4-2)$$

式中： r_0 表示加速增益， h 表示仿真步长， h_0 表示滤波参量。离散最速控制综合函数 $f_{\text{han}}(p_1, p_2, r, h)$ 的定义式为：

$$\begin{cases} d = rh, \quad d_0 = hd, \quad q = p_1 + hp_2 \\ a_0 = \sqrt{d^2 + 8r|q|}, \quad \text{sign}(x) = \begin{cases} x/|x| & x \neq 0 \\ 0 & x = 0 \end{cases} \\ a = \begin{cases} p_2 + \frac{(a_0 - d)}{2} \text{sign}(q) & |q| > d_0 \\ p_2 + \frac{q}{h} & |q| \leq d_0 \end{cases} \\ f_{\text{han}} = - \begin{cases} r \text{sign}(a) & |a| > d \\ r \frac{a}{d} & |a| \leq d \end{cases} \end{cases} \quad (4-3)$$

式中： d 和 d_0 决定 f_{han} 的线性区间大小， q 、 a 、 a_0 为过程参量， $\text{sign}(x)$ 为符号函数。

ESO 实现追踪状态变量 x_1 和 x_2 的目标，系统输出变量 y 和控制量 u 为 ESO 输入， z_1 、 z_2 为其输出，将作用于输出量的扰动 $\omega(t)$ 增补为新状态变量 z_3 。计及系统已知环节的非线性 ESO 为：

$$\begin{cases} e(k) = z_1(k) - y(k) \\ f_e = f_{a1}(e(k), \alpha_1, \delta) \\ f_{e1} = f_{a1}(e(k), \alpha_2, \delta) \\ z_1(k+1) = z_1(k) + h(z_2(k) - \beta_{01}e(k)) \\ z_2(k+1) = z_2(k) + h(f_e(z_1(k), z_2(k)) + z_3(k) - \beta_{02}f_e + b_0u(k)) \\ z_3(k+1) = z_3(k) + h(-\beta_{03}f_{e1}) \end{cases} \quad (4-4)$$

式中： β_{01} 、 β_{02} 、 β_{03} 是比例系数， $f_{a1}(e, \alpha, \delta)$ 为零点线性邻域内的不间断幂次函数，

用于消除高频颤振，定义式见式(4-5)。

$$f_{a1}(e, \alpha, \delta) = \begin{cases} \frac{e}{\delta^{1-\alpha}} & |e| \leq \delta \\ |e|^\alpha \text{sign}(e) & |e| > \delta \end{cases} \quad (4-5)$$

式中： δ 为线性段区间长度， α 为幂参数，通常 $0 < \alpha \leq 1$ 。

NLSEF 将 TD 和 ESO 的状态误差信息进行组合，通过配置恰当的反馈控制来抑制系统扰动，改善系统运行特性。NLSEF 可表示为：

$$\begin{cases} e_1(k) = v_1(k) - z_1(k), e_2(k) = v_2(k) - z_2(k) \\ u_0(k) = k(e_1(k), e_2(k), p) \end{cases} \quad (4-6)$$

式中： $k(e_1(k), e_2(k))$ 为反馈函数(用线性或者非线性的函数都可以)， p 表示反馈参数。

应用具备阻尼增益的最速反馈函数 $u_0 = -f_{han}(e_1, ce_2, r, h_1)$ 作为控制器反馈律，即：

$$u_0 = -f_{han}(e_1, ce_2, r, h_1) \quad (4-7)$$

式中： c 是阻尼增益， r 是控制量放大系数， h_1 是加速增益。

将式(4-7)的误差反馈值 u_0 叠加 ESO 的扰动补偿值 z_3 ，算出终极控制量：

$$u(k) = \frac{u_0(k) - f_0(z_1(k), z_2(k)) - z_3(k)}{b_0} \quad (4-8)$$

式中： b_0 为补偿系数。

4.3 次/超同步振荡抑制策略

基于 4.2 节 ADRC 的基本原理，本文提出 PMSG 的附加 ADRC 策略以抑制风机次/超同步振荡。所提抑制策略控制框图如图 4-2 所示。

次/超同步振荡抑制策略采集 PMSG 网侧变流器并网点电流经 Park 变换后得到的 d 轴分量，利用式(4-9)所示的一阶滤波环节滤除 d 轴电流中的直流分量，从而得到包含所有次/超同步频率分量的振荡电流 i_{ss0} 。然后将次/超同步电流参考值 i_{ss0}^* 设置为 0，将 i_{ss0} 作为被控量输入二阶 ADRC 控制器，ADRC 控制器的输出叠加至网侧变流器 d 轴电流参考值上，从而形成控制闭环。利用 ADRC 控制器对不同频段分量良好的适应性，将次/超同步电流 i_{ss0} 抑制为 0，以实现抑

制次/超同步振荡的目的。

$$G(s) = \frac{1}{1 + Ts} \quad (4-9)$$

式中: T 为一阶惯性时间常数, 通常取 0.0005s 。

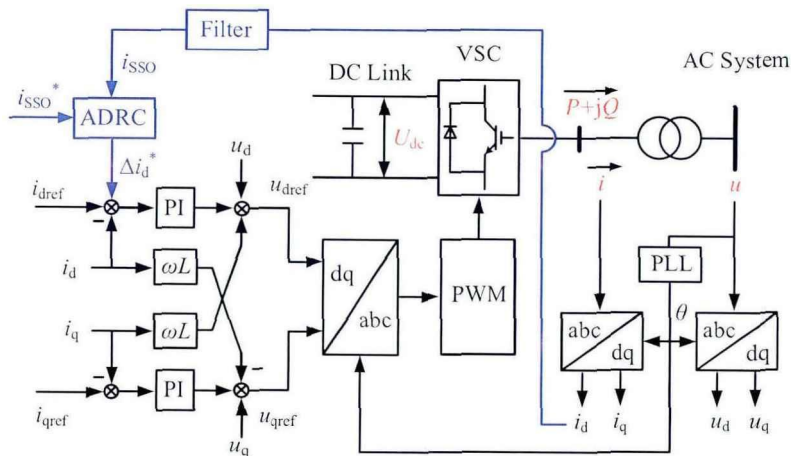


图 4-2 基于附加自抗扰控制器的直驱风机次/超同步振荡抑制框图

风机正常工作时,系统状态变量不含次/超同步频率分量,附加 ADRC 闭锁,PMSG 控制系统按照控制中心给定的参考值正常运行。系统发生次/超同步振荡后,当检测到次/超同步振荡电流 i_{ss0} 幅值超过 0.05p.u.时,附加 ADRC 启动,PMSG 在双闭环矢量控制和附加 ADRC 的共同作用下将次/超同步电流抑制为 0,从而维持风机并网系统正常运行。

4.4 控制器参数整定

ADRC 设计主要包含 TD、ESO、状态误差反馈律、补偿因子等四个部分的参数设计。由于 ADRC 的参数数量较多, 为了提升参数设计效率, ADRC 的部分参数需要根据实际经验进行先期整定。

对于二阶 ADRC 控制器来说, 仿真步长 h 与仿真系统所采用的实际步长保持一致。TD 中滤波参量 h_0 能够滤除参考微分输入的谐波, 在 h 确定后, 提高 h_0 能够明显加强滤波作用。参考值固定时无需滤波, 可令 h_0 与 h 一致。 r_0 增大, TD 输出将贴近参考值, 但 r_0 太大将导致微分信号波动; r_0 减小, TD 输出的跟踪量将变平滑。通常设置 $r_0=1000$ 。

ESO 需要整定的参数有 α_1 、 α_2 、 δ 、 β_{01} 、 β_{02} 、 β_{03} 。 δ 增大，则线性区间增大，影响 ESO 性能； δ 减小，则容易引发高频颤振。因此， α_1 、 α_2 、 δ 将确定 ESO 线性状况，且对剩余参数设计影响深远。所以 α_1 、 α_2 、 δ 往往最先整定，一般地 $\alpha_1=0.5$ ， $\alpha_2=0.25$ ， $\delta=h$ 。比例系数 β_{01} 、 β_{02} 、 β_{03} 可调节 ESO 的观测结果，数值要保证 ESO 的稳定。

NLSEF 中的参数 c 、 r 、 h_1 均会影响非线性反馈的控制状态，需要将其控制在合理的范围内，以满足控制品质要求。

补偿系数 b_0 实际为控制值 u 与系统交互时的增益系数 b 。 b 未知时，尽量将 b_0 调整至 b 实际值附近。

因此需要通过智能算法进行优化整定的参数包括 ESO 中的 β_{01} 、 β_{02} 、 β_{03} 、NLSEF 中的 c 、 r 、 h_1 以及补偿因子 b_0 。

4.4.1 优化控制目标设计

当前评判系统控制性能时，通常以控制系统输入误差 $e(t)$ 在时域的积分作为优化目标，常用的判别标准包括：平方误差积分准则(ISE)、时间乘平方误差积分准则(ISTE)、绝对误差积分准则(IAE)及时间乘绝对误差积分准则(ITAE)等。ITAE 准则数学意义明晰，在工程实践中认可度较高。本文根据 ITAE 准则设置参数优化目标，控制输入稳定优化指标 J_{ITAE} 可表示为：

$$J_{ITAE} = \int_0^{+\infty} t(|e_1(t)| + \lambda_{ITAE} |e_2(t)|) dt \quad (4-10)$$

式中： λ_{ITAE} 为权重系数，用于控制一次误差 $e_1(t)$ 和微分误差 $e_2(t)$ 的相对比例。

控制输入稳定优化指标 J_{ITAE} 可表征控制系统动态特性，但是在参数优化时仅考虑 J_{ITAE} 容易使得控制量过大，与实际系统中被控对象的饱和特性相互冲突。因此本文在考虑控制量饱和的基础上，将控制输出 $u(t)$ 限制在最大输出 $u_{\max}$ 和 $u_{\min}$ 中间，并提出控制输出限制指标 J_u 来匹配实际控制场景。

$$J_u = \frac{\int_0^{+\infty} |u(t)| dt}{|u_{\max} - u_{\min}|} \quad (4-11)$$

因此，本文提出综合考虑控制输入稳定优化指标 J_{ITAE} 和控制输出限制指标

J_u 的控制系统运行性能综合评价指标 J_s 为:

$$J_s = J_{ITAE} + J_u = \int_0^{+\infty} t(|e_1(t)| + \lambda_{ITAE} |e_2(t)|) dt + \omega_J \frac{\int_0^{+\infty} |u(t)| dt}{|u_{\max} - u_{\min}|} \quad (4-12)$$

式中: ω_J 为综合权重因子, 用于协调控制输入稳定优化指标 J_{ITAE} 和控制输出限制指标 J_u , 平衡控制器动态性能和输出限制。

由式(4-10)-(4-12)可以看出, 无论是 J_{ITAE} 、 J_u 还是 J_s , 都是寻求最小值的优化目标。但是这种无约束的优化方式将消耗大量的计算资源, 同时式(4-11)的优化目标 J_u 实际上完全丧失对于控制输出 $u(t)$ 的束缚, 因此本文在控制系统运行性能综合评价指标 J_s 的基础上, 沿用数学优化的一般方法, 引入惩罚机制以实现对 J_{ITAE} 、 J_u 和 J_s 的约束, 并将控制输出 $u(t)$ 限制到允许的运行范围。引入惩罚机制的系统参数优化目标变为:

$$\min f_J = \begin{cases} J_s & u(t) < u_{\max} \text{ 且 } u(t) > u_{\min} \text{ 且 } |e(t)| < E \\ J_p & u(t) \geq u_{\max} \text{ 或 } u(t) \leq u_{\min} \text{ 或 } |e(t)| < E \end{cases} \quad (4-13)$$

式中: f_J 为考虑惩罚的控制系统参数综合优化目标; J_p 为一个极大的正实数, 用于对控制输入和输出超限进行惩罚, 使其回归至允许范围内; E 为控制输入误差限制。

4.4.2 基于 PSO-DE 的 ADRC 参数整定方法

粒子群算法(particle swarm optimization, PSO)类比鸟群捕食时的行动特征, 通过速度-位置迭代优选方法求解最优解。每个粒子表示可行域的一个的可行解, 利用适应函数比较不同解的好坏。然后每个粒子在可行域内按照特定速度运动, 朝着个体和相邻区域历史最优点聚合, 从而完成可行解的优化。差分算法(differential evolution, DE)模拟生物的随机进化, 利用不断迭代使得适应环境的个体得以保留。

PSO 求解速度较快、收敛性较好。但是, 当求解过程进入局部最优区域时, 群体多样性迅速衰减并收敛至局部最优区域, 导致优化停滞于局部最优状态。DE 的变异能够改善全局检索性能, 提升种群复杂性; 交叉可加强局部搜索能

力，提高收敛速度。因此，本文提出基于 PSO-DE 的参数整定方法，将两种算法结合，从而既可以利用 PSO 的求解速度，又可以利用 DE 的全局搜索能力跳出“局部最优”陷阱。

4.4.2.1 粒子群算法原理

PSO 的数学过程可表示为，在 W 维空间内，存在 s 个元素构成的粒子群，第 i 个元素的坐标为 $\bar{x}_i(n)=[x_{i1}, x_{i2}, \dots, x_{ij}, \dots, x_{iD}]$ ， j 为 $\bar{x}_i$ 的 j 维分量；元素移动速度为 $\bar{v}_i(n)=[v_{i1}, v_{i2}, \dots, v_{ij}, \dots, v_{iD}]$ ；元素在迭代时动态跟踪个体和相邻区域历史最优点来优化速度与坐标。个体最优值为元素优化更新过程中得到的最优解 $p_i=(p_{i1}, p_{i2}, \dots, p_{iW})$ 。相邻区域最优值表征粒子种群当前的全局极值 $g_i=(g_{i1}, g_{i2}, \dots, g_{iW})$ 。元素 i 的速度及坐标迭代方程如下：

$$v_i(t+1) = \omega v_i(t) + c_1 \text{Rand}() (p_i - x_i(t)) + c_2 \text{Rand}() (g_i - x_i(t)) \quad (4-14)$$

$$x_i(t+1) = x_i(t) + v_i(t+1) \quad (4-15)$$

式中： ω 为惯性权重； $\text{Rand}()$ 是 $[0, 1]$ 内生成随机值的函数； c_1 、 c_2 为学习因子； $i=1, 2, \dots, s$ 。

粒子在可行域内不停搜索个体极值和全局极值，直到预设的计算次数或者符合要求的误差标准。粒子速度的任一维分量均不能大于算法允许的最大速度 $v_{\max}$ 。 $v_{\max}$ 增大，PSO 的全局检索功能提高， $v_{\max}$ 减小，PSO 部分检索能力改善。

4.4.2.2 差分进化算法原理

DE 算法的基本原理为，从任意一种初始群体开始，沿着变异、交叉和选择的运行方式不停优化运算，并按照个体的适应度优胜劣汰，引导优化过程趋向最优解。具体操作如下：

1) 变异

利用式(4-16)产生个体 $x(t)$ 的变异体：

$$x_i(t+1) = x_{r_3}(t) + F \left((x_{r_1}(t) - x_{r_2}(t)) \right) \quad (4-16)$$

式中： r_1, r_2, r_3 为 $\{1, 2, \dots, N\}$ 内的随机数； F 是缩放系数，用于控制差向量的

作用。

2) 交叉

用于丰富种群多样性, 利用二项分布对 $x(t)$ 和变异体杂交, 生成新种群 $x'_i(t+1) = (x'_{i1}(t+1), \dots, x'_{ij}(t+1), \dots, x'_{id}(t+1))$, 表达式为:

$$x'_{ij}(t+1) = \begin{cases} x_{ij}(t+1), & \text{if } b(j) \leq CR \text{ 或 } j = r(i) \\ x_{ij}(t), & \text{if } b(j) \geq CR \text{ 或 } j \neq r(i) \end{cases} \quad (4-17)$$

式中: $j \in \{1, 2, \dots, d\}$; $b(j)$ 为 $[0, 1]$ 内的任意值; 变异概率 $CR \in [0, 1]$; r_i 为 $\{1, 2, \dots, d\}$ 间的随机选用因子。

3) 选择

使用贪婪策略, 只有子代个体好于父代时, 即 $f(x'_i(t+1)) \leq f(x_i(t))$ 时, 子代个体才能够保留, 否则父代个体延伸到下一代。

4.4.2.3 优化算法实现

根据粒子优化方式的差别把粒子群拆解成两部分, 依次是 PSO 分群和 DE 分群。令 $Pbest(t)$ 和 $Pgbest(t)$ 依次表征 PSO 分群 t 时间个体与全局极值; $Dgbest(t)$ 表示 DE 分群全局极值; $gbest(t)$ 表示粒子群全局最优解。则 PSO-DE 参数优化方法的优化过程如图 4-3 所示。

1) 种群初始化

初始化 PSO-DE 算法分群规模 M , 允许迭代次数 n , 计算精度 ε , 最大惯性比重 $\omega_{\max}$, 最小惯性比重 $\omega_{\min}$, 控制因子 k , 学习系数 c_1 、 c_2 , 缩放系数 F , 变异概率 CR 。

同时为了加快优化算法的求解速度, 需要先期根据经验对 ESO 中的 β_{01} 、 β_{02} 、 β_{03} 、NLSEF 中的 c 、 r 、 h_1 以及补偿因子 b_0 进行初始化, 使得初始可行解能够满足:

$$u(t) < u_{\max}, u(t) > u_{\min} \text{ 且 } |e| < E \quad (4-18)$$

这样, 利用 PSO-DE 算法在初始可行解附近进行大面积随机优化, 可以规

避免庞大的不可行解产生，从而缩短求解速度。

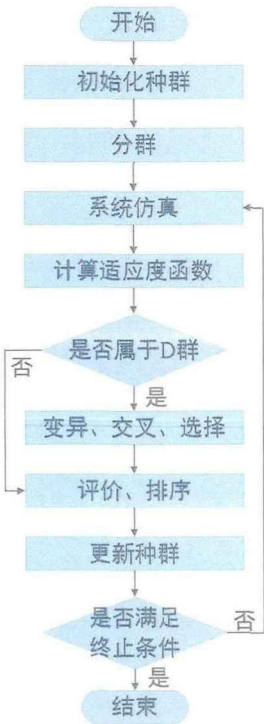


图 4-3 PSO-DE 算法参数优化流程

2) 变异、交叉、选择

对 DE 分群的全部个体进行变异、交叉、选择。其中选择的目标是使得适应度函数式(4-13)最小。

3) 评价、排序与更新

根据式(4-13)计算 PSO 分群每个粒子的适应度，从中挑选 PSO 分群最优个体 $P_{gbest}(t)$ 。根据式(4-13)选择 DE 分群的最优个体 $D_{gbest}(t)$ 。然后对比 $P_{gbest}(t)$ 和 $D_{gbest}(t)$ 的大小，从而挑选最优个体作为 PSO 分群和 DE 分群的后续进化基础。

4) 终止条件判定

记录粒子群目前的最优个体 $g_{best}(t)$ ，当符合精度要求或者达到最大优化次数，则终止计算，更新最优元素。

4.5 仿真验证

本节基于 PSCAD/EMTDC 上搭建的含直驱风场的新疆哈密地区电网仿真模型，对基于附加 ADRC 的 PMSG 次/超同步振荡抑制策略的有效性进行了仿真验证。

4.5.1 振荡抑制策略抑制效果分析

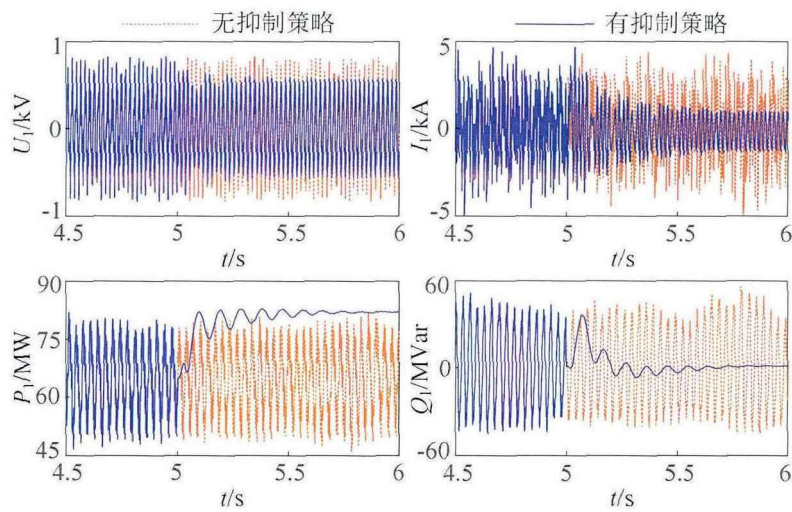


图 4-4 风场并网点系统状态

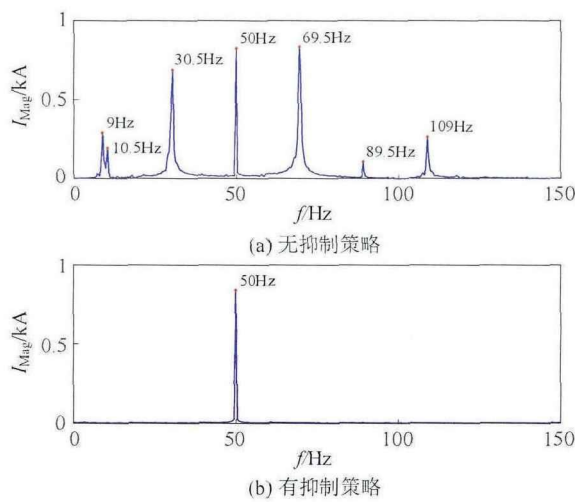


图 4-5 次/超同步振荡抑制前后 PCC 点电流频谱分析结果

图 3-2 中节点 A 所连风场 a_2 的 PMSG 额定风速是 12m/s，改变风速，风机并网系统发生次/超同步振荡。在 $t=5s$ 时，所提次/超同步振荡抑制策略投入运

行。图 4-4 依次为风场并网点交流电压、交流电流、有功功率和无功功率。图 4-5 抑制策略投入前后风场并网点交流电流频谱分析结果。

由图 4-4 可知，PMSG 发生次/超同步振荡时，并网点交流电压、交流电流、有功功率和无功功率均存在明显振荡。对并网点 A 相交流电流进行频谱分析，如图 4-5 (a)所示，系统中存在 9/109Hz、10.5/89.5Hz、30.5/69.5Hz 等三组次/超同步对偶的振荡频率分量。由于傅里叶分解时，只采用正半平面的频谱，因此 9/109Hz 中 9Hz 为负序频率，即该组振荡频率实际为-9/109Hz。

当次/超同步振荡抑制策略投入后，在 ADRC 的控制作用下，次/超同步电流迅速被抑制为 0，系统有功功率、无功功率和交流电压也迅速恢复至正常状态。图 4-5 (b)的频谱分析结果表明，并网点电流仅剩基频分量。

4.5.2 参数优化效果分析

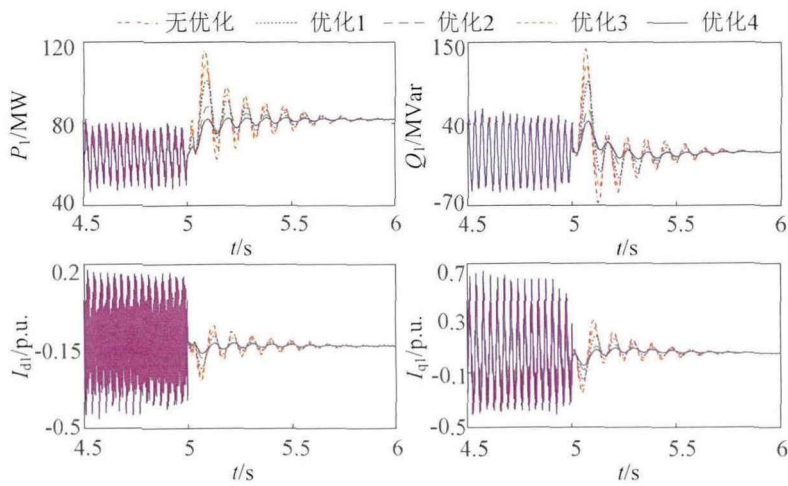


图 4-6 不同参数优化方式下次同步振荡抑制效果对比

表 4-1 不同优化方式参数整定结果

模块	参数	无优化	优化 1	优化 2	优化 3	优化 4
TD	$h/\mu\text{s}$	25	25	25	25	25
	$r_0/\text{p.u.}$	1000	1000	1000	1000	1000
	$h_0/\mu\text{s}$	25	25	25	25	25
ESO	$\alpha_1/\text{p.u.}$	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5

	$\alpha_2/\text{p.u.}$	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25
	$\delta/\mu\text{s}$	25	25	25	25	25
	$\beta_{01}/\text{p.u.}$	40000	40000	45294.36	40000	42134.39
	$\beta_{02}/\text{p.u.}$	75000	75000	80937.63	75000	73152.26
	$\beta_{03}/\text{p.u.}$	100000	100000	118725.20	100000	128595.54
	$c/\text{p.u.}$	2	4.01	2	2	3.96
NLSEF	$r/\text{p.u.}$	1500	1914.75	1500	1500	1632.59
	$h_1/\mu\text{s}$	25	20.55	25	25	32.72
补偿	$b_0/\text{p.u.}$	5	5	5	8.03	8.35

图 4-6 中，无优化指的是 ADRC 参数均采用经验参数，不进行参数优化；优化 1 表示 ADRC 控制仅优化 NLSEF 参数，其余参数均采用经验参数；优化 2 表示 ADRC 控制仅优化 ESO 参数，其余参数采用经验参数；优化 3 表示 ADRC 控制仅优化补偿因子，其余参数使用经验参数；优化 4 表示 ADRC 控制使用 PSO-DE 算法对所有参数进行统一优化。各种参数整定方式的控制系统参数见表 4-1。

由图 4-6 可知，相较于直接采用经验值的 ADRC 振荡抑制控制，无论是只优化 NLSEF 的优化 1、只优化 ESO 的优化 2，还是只优化补偿因子的优化 3，以及对所有控制参数进行整体优化的优化 4，振荡抑制过程的超调量均明显下降，取得了显著优于无优化的振荡抑制效果。其中对优化 1、优化 2、优化 3、优化 4 的抑制效果进行排序，结果为：优化 4 > 优化 2 > 优化 1 > 优化 3。该结果表明，在对 ADRC 控制器进行参数优化时，全局优化的效果好于只优化 ESO 的效果，进一步优于只优化 NLSEF 的效果，对补偿因子的优化效果则略显薄弱，从而为工程应用中的参数优化次序提供了很好的参考。

此外，本文进一步以二阶系统为例研究了 PSO-DE 算法的计算速度。采用的二阶系统模型为：

$$\begin{cases} \ddot{x} = 5\dot{x}^2 + 2x \cdot \dot{x}' + u \\ y = 3x \end{cases} \quad -200 \leq u \leq 200 \quad (4-19)$$

利用 ADRC 控制器完成对式(4-19)中二阶系统的控制，分别进行 2^0 — 2^{14} 次

优化计算，每次优化的平均时长见图 4-7。

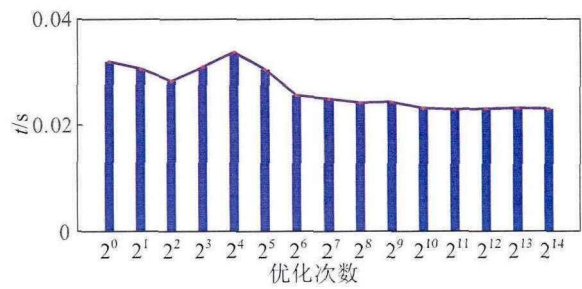


图 4-7 PSO-DE 优化方法计算时间分析

由图 4-7 可知，随着优化次数的增加，PSO-DE 算法对该二阶系统的 ADRC 控制参数优化时间稳定于 0.0231s，说明本文所提参数优化算法具备很强的快速性。

4.6 本章小结

研究风电场次/超同步振荡抑制问题，对于改善新能源并网系统的稳定运行能力具备重要意义。本文提出了基于附加 ADRC 的 PMSG 次/超同步振荡抑制策略用于实现风场次/超同步振荡抑制。结论如下：

1) 基于附加 ADRC 的 PMSG 次/超同步振荡抑制方法避免了加装串联型抑制器和并联型抑制器等 FACTS 装置带来的额外投资。同时这种附加抑制器的方法不需要更改 PMSG 的基础控制方式，对 PMSG 控制系统正常运行没有影响，仅在振荡发生后投入使用。

2) 对于次/超同步振荡发生时耦合产生的多个频率分量，基于附加 ADRC 的振荡抑制策略表现出了良好的适应性，可同时抑制多组次/超同步振荡频率的电流。

3) ADRC 存在 4 个不同模块，各模块包含多个控制参数，仅采用经验进行参数整定较为复杂。而 PSO-DE 算法同时吸收了 PSO 方法的计算快速性和 DE 方法的全局收敛性优点，为 ADRC 的参数整定提供了一种优选方法。研究结果表明利用 PSO-DE 算法进行参数整定可明显提高振荡抑制过程的系统控制性能

第 5 章 结论与展望

5.1 结论

在“碳达峰、碳中和”背景下，大力发展新能源成为我国能源转型的必然趋势。解决 PMSG 并网运行时可能产生的次/超同步振荡现象将为风能资源的开发提供强大的助力。本文回顾和梳理了电力系统次/超同步振荡现象的发展过程、研究方法以及抑制措施。基于信号摄动法，按照次/超同步振荡分量在网侧换流器中流通过程建立数学模型，依次推导了不考虑锁相环相角扰动和考虑锁相环相角扰动时网侧换流器 PWM 调制波信号模型，分析了 PMSG 次/超同步振荡耦合机理。建立了含直驱风场的新疆哈密地区的 RTDS 实时仿真模型，通过时域仿真对哈密地区直驱风场的次/超同步振荡规律进行定性分析。提出了一种基于 ADRC 的 PMSG 次/超同步振荡抑制策略，实现了 PMSG 次/超同步振荡的统一抑制，并提供了一种参数整定优选方法。本文的主要工作和创新点如下：

(1) 以单台 PMSG 为研究对象，在并网点对三相电压叠加次同步频率扰动分量。分别在不考虑锁相环相角偏差和考虑锁相环相角偏差的情况下，研究小扰动信号经过锁相环、网侧内环控制环节后得到的 PWM 调制波中除基波以外的其他频率分量。理论上解释了实际案例中次/超同步振荡耦合的产生机理，印证了锁相环输出相角偏差对次/超同步振荡的影响，研究结果与新疆地区风电汇集母线实际录波频谱分析结果基本吻合。

(2) 结合新疆哈密地区实际电网数据，在 RTDS 实时仿真平台上搭建 750kV 交流网架和直驱风场等值模型，潮流对比和 SSO 验证结果表明该模型符合新疆地区次/超同步振荡特点分析要求。通过改变风机出力、网架结构以及风机控制参数定性分析新疆哈密地区次/超同步振荡规律，仿真结果表明风机出力、网架结构和风机控制系统参数对风机并网系统振荡特性均有显著影响，风机出力增加、网架结构变弱都会加剧次/超同步振荡发生的风险。

(3) 利用 ADRC 对不同频段分量良好的适应性，提出 PMSG 网侧换流器附加 ADRC 的次/超同步振荡抑制措施，实现对多组耦合的次/超同步振荡频率分量统一抑制。这种方法避免了加装串联型抑制器和并联型抑制器等 FACTS 装置带来的额外投资，仅在振荡发生后投入使用，对 PMSG 控制系统正常运行没有影响。配套设计的 ADRC 参数整定优选方法兼备快速性和有效性。

5.2 展望

本文根据实际的工程事件，对大规模风电并网系统的次/超同步振荡相关问题进行了研究。尽管本文得出了一些结论，但仍存在很多亟待解决的问题：

首先，本文从 PMSG 控制系统入手，考虑电压叠加次同步频率分量后锁相环输出相角的扰动，得到三相电压指令值出现对偶次/超同步振荡频率的机理，但是忽略了机侧以及网侧外环控制的影响，需对信号扰动模型进一步细化。根据现有分析不能明确主导振荡频率，不能得到耦合产生的次/超同步振荡频率的幅值，因此需要对 PMSG 引发次/超同步振荡的机理进一步深入研究。

其次，本文搭建的 RTDS 实时仿真模型受硬件资源的限制，对风场采用单机容量加权的等值方法，忽略地理位置导致的风速不同影响风机组输出功率的情况。在后续的研究中，寻求能更真实、准确反应大规模风场建模的等值方法是很有必要的。

最后，本文设计的附加 ADRC 参数整定方法是一种忽略系统实际运行状态的静态参数整定方法，后续研究基于系统实时振荡特性的自适应参数整定方法将有效提高附加 ADRC 对实际系统发生的次/超同步振荡的适应性。

参考文献

- [1] 中国电力网. 2021 年太阳能发电装机达 3.1 亿千瓦 [EB/OL]. [2022-02-22]. <http://www.chinapower.com.cn/tynfd/hyyw/2022022/134815.html>
- [2] 张丽英, 叶廷路, 辛耀中, 等. 大规模风电接入电网的相关问题及措施[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(25): 1-9
- [3] 刘振亚, 张启平, 董存, 等. 直流实现大型能源基地风, 光, 火电力大规模高效率安全外送研究[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(16): 2513-2522
- [4] Ballance J W, Goldberg S. Subsynchronous resonance in series compensated transmission lines[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1973, PAS-92(5): 1649-1658
- [5] IEEE Committee Reports. Second supplement to a bibliography for the study of subsynchronous resonance between rotating machines and power system[J]. IEEE Power Engineering Review, PER-5(2): 34
- [6] 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
- [7] Wilfred W, Coultes E, Goldberg S. Static exciter stabilizing signals on large generators-mechanical problem[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1973, 92(1): 204-211
- [8] Bhim S, Madhusudan S, Tandon A K, et al. Transient performance of series-compensated three-phase self-excited induction generator feeding dynamic loads[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2010, 46(4): 1271-1280
- [9] 毕天姝, 孙永乐, 肖仕武, 等. 大规模风电外送中的次同步振荡问题[J]. 电力科学与技术学报, 2012, 27(01): 10-15
- [10] Leon A E. Integration of DFIG-based wind farms into series-compensated transmission system[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2017, 7(2): 451-460
- [11] Mohammadpou H A, Santi E. SSR damping controller design and optimal placement in rotor-side and grid-side converters of series-compensated DFIG-based wind farm[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2015, 6(2): 388-399

- [12] Sun B, Ju P, Shahidehpour M, et al. Calculation of stable domain of DFIG-based wind farm in series compensated power systems[J]. IEEE Access, 2020, 8: 34900-34908
- [13] 赵书强, 沈俊铃, 邵冰冰. 直驱风电场经柔直并网系统全运行区域次同步振荡特性分析[J]. 太阳能学报, 2021, 42(12): 163-173
- [14] Kunjumammed L P, Pal B C, Gupta R, et al. Stability analysis of a PMSG-based large offshore wind farm connected to a VSC-HVDC[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(3): 1166-1176
- [15] 高本锋, 崔意婵, 李蕴红, 等. D-PMSG 经 LCC-HVDC 送出系统的次同步振荡特性分析[J/OL]. 中国电机工程学报: 1-16[2022-03-12]. DOI: 10.13334/j.0258-8013.pcsee.202537
- [16] Amin M, Molinas M. Understanding the origin oscillatory phenomena observed between wind farms and HVDC system[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2017, 5(1): 378-392
- [17] 朱林, 钟丹婷, 王贝, 等. 含转子侧控制器的双馈风机建模与次同步振荡机理分析[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(13): 40-48
- [18] Chen W, Wang D, Xie X, et al. Identification of modeling boundaries for SSR studies in series compensated power networks[J]. IEEE Transactions on Power System, 2017, 32(6): 4851-4860
- [19] Vieto I, Sun. J. Real-time simulation of subsynchronous resonance in Type-III wind turbines[C]. 2014 IEEE 15th Workshop on Control and Modeling for Power Electronics (COMPEL), Santander, Spain, 2014: 1-8
- [20] Song R, Lin J, Ban L, et al. Study on the SSO damping characteristic and damping control of Mongolia-China HVDC transmission system[C]. 2010 International Conference on Power System Technology, Zhejiang, China, 2010: 1-5
- [21] Karaagac U, Faried S O, Mahseredjian J, et al. Coordinated control of wind energy conversion systems for mitigating subsynchronous interaction in DFIG-based wind farms[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2014, 5(5): 2440-2449
- [22] Du W, Chen X, Wang H, et al. A method of open-loop model analysis to examine the SSOs in a multi-machine power system with multiple variable-speed wind generators[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(4): 4297-4307
- [23] 陈晨, 杜文娟, 王灵安, 等. 双馈风电场内部多模式谐振引发电力系统次同

- 步振荡的机理研究[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(3): 642-651
- [24] Sun J. Small-signal methods for AC distributed power system[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2009, 24(11): 2545-2554
- [25] Sun J. Impedance-based stability criterion for grid-connected inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(11): 3075-3078
- [26] Cespedes M, Sun J. Impedance modeling and analysis of grid-connected voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 29(3): 1254-1261
- [27] Wang X, Harnefors L, Blaabjerg F. Unified impedance model of grid-connected voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018, 33(2): 1775-1787
- [28] 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
- [29] 宋瑞华, 郭剑波, 李柏青, 等. 基于输入导纳的直驱风电次同步振荡机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(16): 4662-4670
- [30] 谢小荣, 刘华坤, 贺静波, 等. 新能源发电并网系统的小信号阻抗/导纳网络建模方法[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(12): 26-32
- [31] Liu H, Xie X. Impedance network modeling and quantitative stability analysis of sub/super-synchronous oscillation for large-scale wind power systems[J]. IEEE Access, 2018, 6: 34431-34438
- [32] Song Y, Wang X, Blaabjerg F. Impedance-based high-frequency resonance analysis of DFIG system in weak grids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(5): 3536-3548
- [33] 张剑, 肖湘宁, 高本锋, 等. 双馈风力发电机的次同步控制相互作用机理与特性研究[J]. 电工技术学报, 2013, 28(12): 142-149
- [34] 徐衍会, 曹宇平. 直驱风机网侧换流器引发次/超同步振荡机理研究[J]. 电网技术, 2018, 42(5): 1556-1564
- [35] 李景一, 毕天姝, 于钊, 等. 直驱风机变流器控制系统对次同步频率分量的响应机理研究[J]. 电网技术, 2017, 41(6): 1734-1740
- [36] 迟永宁, 田新首, 汤海雁, 等. 双馈风电机组与静止无功发生器交互作用原理及系统振荡特性研究[J]. 电网技术, 2017, 41(2): 486-492
- [37] 王冠青, 孙海顺, 朱鑫要, 等. STATCOM 附加电压控制抑制次同步谐振的理论和仿真[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(11): 33-38
- [38] 朱鑫要, 金梦, 李建生, 等. 统一潮流控制器附加阻尼抑制次同步振荡的理

- 论与仿真[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(16): 44-48+97
- [39] Mohammadpour H A, Santi E. Modeling and control of gate-controlled series capacitor interfaced with a DFIG-based wind farm[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(2): 1022-1033
- [40] Varma R K, Auddy S, Semsedini Y. Mitigation of subsynchronous resonance in a series-compensated wind farm using FACTS controllers[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2008, 23(3): 1645-1654
- [41] Piyasinghe L, Miao Z, Khazaei J, et al. Impedance model-based SSR analysis for TCSC compensated Type-3 wind energy delivery systems[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2015, 6(1): 179-187
- [42] 王玉芝, 王亮, 姜齐荣. 基于 STATCOM 的风电场 SSCI 附加阻尼抑制策略[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(15): 49-55
- [43] 盛逸标, 林涛, 陈宝平, 等. 面向新能源外送系统次/超同步振荡的控制器参数协调优化[J]. 电工技术学报, 2019, 34(5): 983-993
- [44] 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
- [45] 徐洪灿, 腾予非, 王晓茹. 基于重复和准比例谐振复合的直驱风机网侧变流器控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(8): 95-102
- [46] 邵冰冰, 赵书强, 高本锋, 等. 基于反馈线性化滑模控制的直驱风电场经柔直并网系统次同步振荡抑制策略[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(9): 3090-3105
- [47] Chowdhury M A, Shafiullah G M. SSR mitigation of series-compensated DFIG wind farms by a nonlinear damping controller using partial feedback linearization[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(3): 2528-2538
- [48] Chowdhury M A, Mahmud M A, Shen W, et al. Nonlinear controller design for series-compensated DFIG-based wind farms to mitigate subsynchronous control interaction[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(2): 707-719
- [49] 杨京, 王彤, 毕经天, 等. 含直驱风电机组的电力系统次同步振荡鲁棒阻尼控制[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(3): 56-65
- [50] 周佩朋, 宋瑞华, 李光范, 等. 基于附加比例谐振控制的风机次同步振荡抑制方法[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(11): 3797-3806
- [51] 吕敬, 董鹏, 施刚, 等. 大型双馈风电场经 MMC-HVDC 并网的次同步振荡及其抑制[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(19): 4852-4860
- [52] 高本锋, 李忍, 杨大业, 等. 双馈风电机组次同步振荡阻尼特性与抑制策略

- [J]. 电力自动化设备, 2015, 35(12): 11-20
- [53] 王波, 卢继平, 龚建原, 等. 含双馈机组转子侧附加控制的风电场次同步振荡抑制方法[J]. 电网技术, 2013, 37(9): 2580-2584
- [54] 朱玲, 许翔, 侯玉强, 等. 基于宽频带转子附加阻尼的双馈型风机次同步振荡抑制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(2): 37-42
- [55] 李辉, 陈耀君, 赵斌, 等. 双馈风电场抑制系统次同步振荡分析及控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(7): 1613-1620
- [56] 韩京清. 自抗扰控制技术-估计补偿不确定因素的控制技术[M]. 北京: 国防工业出版社, 2008
- [57] 李辉, 陈耀君, 赵斌, 等. 双馈风电场抑制系统次同步振荡分析及控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(7): 1613-1620

攻读硕士学位期间发表的论文及其它成果

（一）发表的学术论文

- [1] Siwen Jiang, Chongru liu, Jianze Li. Mitigation Strategy of SubSupersynchronous Oscillation of PMSG Based on Additional Active Disturbance Rejection Controller[C]. the 2022 IEEE 5th International Electrical and Energy Conference (CIEEC), Nanjing, China, 2022
- [2] 刘昊宇, 刘崇茹, 蒋思雯. 多端柔性直流输电系统动态附加频率控制策略[J]. 电力自动化设备, 2022, 42(01): 164-170(EI 收录号: 20220211450974)
- [3] Chenbo Su, Chongru Liu, Siwen Jiang, et al. Probabilistic power flow for multiple wind farms based on RVM and holomorphic embedding method [J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2021, 130: 1-9 (EI 收录号: 20211310135104)
- [4] Chongru Liu, Haoyu Liu, Siwen Jiang, et al. A Novel Dynamic Additional Frequency Control Strategy for VSC-MTDC system [J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2022. DOI:10.17775/CSEEJPES.2021.01790

（二）参与项目

参与国家电网总部科技项目“串联型次同步振荡抑制器关键技术研究”，项目编号：GEIRI-DL-71-18-005

致 谢

回首研究生的三年，充满迷茫、挫折、坚持、喜悦和感谢。开学伊始面对科研时不知所措的迷茫，科研过程中遇到各式各样的挫折，在获得帮助与鼓励后未曾放弃的坚持，见证自己的成长充满的喜悦之情，都像是人生必尝的酸甜苦辣让这段经历津津有味。

感谢导师刘崇茹教授对本人的指导与帮助。刘崇茹教授在科研上以高标准要求实验室的每一位同门，同时又在生活上表现无微不至的关心。刘崇茹教授在工作上追求完美，对待课堂认真负责，待人亲和友善的优良品质深深影响了我。您的教导将成为我宝贵的财富伴随一生！

敬谢母校，感恩这几年在母校的每一次磨练与成长。求学路上，皆是贵人。