

华北电力大学

硕士学位论文

含直驱风场的新疆哈密电网次同步振荡分析 与抑制

Sub-synchronous Oscillation Analysis and Suppression in Hami Power Grid of Xinjiang with PMSG Wind Farms

王超

2020年04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

硕士学位论文

含直驱风场的新疆哈密电网次同步振荡分析与抑制

硕士研究生：王超

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：2020年4月

授予学位单位：华北电力大学

Classified Index: TM712

U.D.C:621.3

Thesis for the Master Degree

**Sub-synchronous Oscillation Analysis and
Suppression in Hami Power Grid of Xinjiang with
PMSG Wind Farms**

Candidate:	Wang Chao
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:	April, 2020
Degree-Conferring-Institution:	North China Electric Power University

摘 要

随着新能源规模扩大，直驱风场与弱电网交互产生的新型次同步振荡问题受到广泛关注。该问题可能会引发风机大规模脱网，严重时甚至导致火电机组被迫切除，严重威胁电网的安全稳定。新疆哈密风电基地就是直驱风场与弱电网相连的典型电网，因发生过数起这类新型次同步振荡问题而引起广泛关注。为解决该地区的次同步振荡问题，本文基于序阻抗理论，建立了直驱风机序阻抗模型，并在此基础上对直驱风机次同步振荡机理与抑制进行了详细探讨。论文的主要内容如下：

基于序阻抗理论，在已有研究基础上考虑了对风机阻抗特性影响明显的 dq 轴电压前馈环节，详细推导了直驱风机序阻抗解析式，并通过阻抗扫描验证。在此基础上通过奈奎斯特判据对系统稳定性进行分析，进一步深入研究系统各参数，如交流电网强度、风机并网台数、风机出力、并网滤波器以及控制参数等因素对系统稳定性的影响。分析结果表明，直驱风机阻抗在超同步频段对外呈负阻容性，若交流电网对外阻抗在低频段呈感性，将造成系统在超同步频段相角裕度过低，阻尼为负而导致系统振荡失稳，同时超同步分量与基频分量耦合生成次同步振荡分量。

为定量分析超同步频段风机控制参数对相角裕度的影响，提出了相角裕度灵敏度指标，对风机锁相环以及电流环等控制参数进行了相关研究。结果表明，电流内环比例系数对改善系统相角裕度作用明显，本文以此为参数优化依据，有效提高了直驱风机并网系统的稳定性。

基于 PSCAD 平台搭建了哈密电网等值模型，结合不同系统运行方式、网架结构，分析确定不同风速、并网台数条件下，系统发生次同步振荡的条件、频谱特征以及阻尼特性等特点，并归纳总结该地区直驱风场次同步振荡的基本规律。时域仿真结果与基于单机系统的理论分析结论基本一致。

为兼顾新疆哈密地区的潮流调节与次同步振荡两大需求，对串联型次同步振荡抑制器在该地区的应用进行了详细研究，解决了串联型次同步振荡抑制器的选址定容、关键参数设计等问题，为串联型次同步振荡抑制器的工程应用提供有益参考。研究表明，串联型次同步振荡抑制器不仅能有效抑制次同步振荡电流，而且可有效改善因天中直流闭锁带来的潮流分布不均问题，提高了

系统稳定性且明显减少了切机量。

关键词：直驱风机；次同步振荡；序阻抗；相角裕度灵敏度；串联型次同步振荡抑制器

Abstract

With the expansion of renewable energy, a new kind of sub-synchronous oscillation (SSO) caused by interaction between permanent magnet synchronous generators (PMSG) based wind farms and weak grids has attracted widespread attention. This problem may cause amounts of wind turbines or even nearby thermal turbines tripped out, threatening the security and stability of power system. In recent years, this new type of SSO accident appeared frequently at PMSG based farms in Hami of Xinjiang. In order to solve this problem, based on the sequence impedance theory, the positive-sequence and negative-sequence impedance models of PMSG are derived. Furthermore, the mechanism and suppression of SSO of PMSG based windfarms are discussed in detail. The main content of this paper is as follows:

Based on the sequence impedance theory and the existing research, by considering the dq -axis voltage feedforward link, which has a significant effect on the impedance characteristics of PMSG, the analytical expression of PMSG sequence impedance is derived in detail and verified through impedance scanning technology. Then, according to the impedance ratio stability criterion, those impacts of system parameters on the system stability are studied, including the strength of the AC grids, the number of wind turbines connected to the grid, the wind power output, the filters and the controlling parameters. The analysis shows that in the super-synchronous frequency band, the impedance of PMSG presents negative resistance in series with capacitance. Considering the inductive impedance of the AC grids, the resulting small phase margin and negative damping of whole system cause oscillation. The sub-synchronous component is caused by the coupling of the super-synchronous component and the fundamental frequency component.

In order to quantitatively analyze the influence of controlling parameters in the super-synchronous frequency band on the phase margin, an index of phase margin sensitivity is proposed. Then parameters of the phase-locked loop and current loop are studied. The results show that the proportional coefficient of the current loop

has an obvious improvement in the system phase margin and is applied to strengthen the stability of the PMSG based wind farms connected system.

Based on the PSCAD platform, an equivalent model of the Hami power grid is built. Combined with different system operating ways and grid structure, the characteristics of SSO conditions and characteristics, under different wind speed and the number of grid-connected wind turbines, are analyzed. And the basic rules of SSO at PMSG based farms in Hami are concluded. The time-domain simulation results are consistent with the former theoretical analysis conclusions of the single machine system.

Considering the needs of power regulation and sub-synchronous oscillation, the application of series-type sub-synchronous oscillation suppressors in Hami is studied. This paper solves those problems such as the location and capacity of the suppressor and the design of key parameters. The analytical results can provide useful reference for engineering application. The research shows that the suppressor can not only effectively suppress the sub-synchronous oscillating current, but also effectively improve the power flow distribution problem caused by the DC blocking fault.

Keywords: permanent magnet synchronous generators, sub-synchronous oscillation, sequence impedance, phase margin sensitivity, series-type sub-synchronous oscillation suppressor

目 录

摘要	I
Abstract.....	III
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 引言	3
1.2.2 次同步振荡分析基本方法.....	3
1.2.3 直驱风场引发的次同步振荡问题研究现状	5
1.2.4 风场引发的次同步振荡抑制研究现状	6
1.3 本文课题来源以及主要工作内容.....	7
第 2 章 直驱风机序阻抗建模	9
2.1 引言.....	9
2.2 直驱风机模型及控制策略	9
2.3 直驱风机序阻抗建模	11
2.3.1 序阻抗推导理论基础	12
2.3.2 不考虑锁相环扰动时直驱风机序阻抗	12
2.3.3 考虑锁相环扰动时直驱风机序阻抗.....	15
2.3.4 考虑锁相环扰动与 dq 轴电压前馈环节的直驱风机序阻抗.....	20
2.4 序阻抗理论计算结果验证	22
2.4.1 扫频策略设计与验证	22
2.4.2 阻抗理论验证	24
2.5 本章小结.....	28
第 3 章 直驱风机次同步振荡机理分析.....	29
3.1 引言.....	29
3.2 直驱风机次同步振荡机理分析.....	29
3.2.1 基于阻抗比的稳定性判据.....	30
3.2.2 直驱风机系统稳定性分析.....	30

3.3 相角裕度灵敏度分析	38
3.3.1 相角裕度灵敏度分析的定义与计算	38
3.3.2 风机控制参数的相角裕度灵敏度分析	40
3.3.3 控制参数相角裕度灵敏度的应用	41
3.4 控制参数优化效果检验	41
3.5 本章小结	42
第 4 章 哈密电网直驱风场次同步振荡特点研究	44
4.1 前言	44
4.2 哈密电网等值模型建立及验证	44
4.2.1 哈密电网建模	44
4.2.2 模型验证	46
4.3 哈密电网次同步振荡特点分析	48
4.3.1 风场出力对次同步振荡的影响（风速、并网台数）	48
4.3.2 网架拓扑对次同步振荡的影响	52
4.3.3 运行方式对次同步振荡的影响	54
4.4 本章小结	54
第 5 章 串联型次同步振荡抑制器在哈密电网的应用及性能分析	56
5.1 引言	56
5.2 串联型次同步振荡抑制器基本结构与控制策略	56
5.3 抑制器选址定容研究	58
5.3.1 潮流调节需求分析	58
5.3.2 抑制器选址定容	62
5.4 抑制器功能需求分析及关键参数设计	68
5.4.1 安装容量	68
5.4.2 潮流控制范围	68
5.4.3 响应速度	68
5.4.4 抑制频率范围	69
5.5 本章小结	69
第 6 章 结论与展望	71
6.1 结论	71
6.2 展望	72
参考文献	73

攻读硕士学位期间参加的科研工作与成果	77
致 谢.....	78

第1章 绪论

1.1 研究背景

能源是经济的生命线，为经济发展提供重要驱动力。随着全球能源与环境问题日益加剧，能源转型已经成为世界各国能源战略的重要任务。2015年，在新增装机容量上，全球可再生能源首次超过常规能源发电，这标志着全球电力系统正在发生结构性转变^[1]。化石能源体系向清洁能源体系逐渐过渡，最终进入以清洁能源为主的可持续能源时代。

作为全球最大的能源生产和消费国，中国正面临资源、环境、气候等国内和国际的种种压力。《BP 世界能源统计年鉴 2019》指出，2018年我国占全球能源消费量的24%和全球能源消费增长的34%，已连续18年成为全球能源增长的最主要来源。从1993年起，我国由能源净出口国成为净进口国，能源对外依存度逐渐变高，能源安全风险正不断加剧。此外，庞大的能源需求与能源供应不足的矛盾也带来了一系列问题，如经济利益驱动下，安全生产系数急剧下降、生态环境污染等问题频发。

长期以来我国能源供应以煤炭为主体，清洁能源占比较低。该结构性矛盾伴随经济发展而愈发突出。为此我国颁布了一系列政策和法规，助力能源结构转型。如国家能源局颁布的《清洁能源消纳行动计划（2018-2020年）》指出，“清洁能源是能源转型发展的重要力量”“清洁能源消纳问题突出，已严重制约电力行业健康可持续发展。”，并制定了工作目标，如确保全国平均风电利用率达到国际先进水平，弃风率控制在合理水平（力争控制在5%左右）。其中，新疆地区的风电弃电率目标由2018年的25%降至2020年的15%。该目标的实现需要各方共同努力，从技术、政策、体制等多个维度发力。本文所关注的直驱风场引发的次同步振荡问题便是制约新能源发展的瓶颈之一。

电力系统次同步振荡问题由来已久，成因复杂。上世纪70年代，美国Mohave电厂因串补电容而两度引发汽轮机轴系扭振断裂事故，人们开始重视此同步振荡现象并认识到，电气系统中LC谐振的频率一旦和发电机轴系固有模态频率关于工频互补，发电机轴系将出现不稳定的扭振，最终导致轴系断裂。此现象被称为机电扭振相互作用（electromechanic torsional interaction, TI）。进

一步研究发现，当系统发生故障或存在较大的冲击时，轴系扭振可能会被强烈激发，该现象被称为暂态力矩放大作用（torque amplification, TA）。这两类现象均被称为串联电容引发的次同步谐振（sub-synchronous resonance, SSR）问题。1977年，人们发现高压直流及其控制系统亦可引发火电机组轴系扭振^[2]。随着电力电子技术的应用，进一步发现静止无功补偿器（static var compensator, SVC）、静止无功发生器（static var generator, SVG）以及电力系统稳定器（Power System Stabilizer, PSS）等快速控制装置在一定条件下均可导致发电机组轴系扭振。此类新现象被称为次同步振荡（sub-synchronous oscillation, SSO）。

现代电力系统中风电等新能源机组主要通过电压源型换流器（Voltage Source Converter, VSC）接入电网，随着风电接入规模的扩大，由VSC控制系统与其他电力系统元件间的次同步交互作用（Sub-synchronous Oscillation, SSI）引起的新型次同步振荡越来越受到关注。国内外电力系统中已发生多起因风电场接入引发的次同步振荡事故，例如，2009年美国德州南部电网发生线路故障，导致某双馈型风场通过高串补度的输电线路接入电网，发生次同步控制相互作用，造成大量风电机组脱网^[3]；2012年至2014年，我国华北沽源地区多次发生SSO现象，情况严重时导致大面积风机脱网^[4]。这两起次同步振荡事故均发生于双馈风机型（Double-Fed Induction Generator, DFIG）风场通过串联补偿输电线路接入电网的实际系统中。当时较一致的观点是串联补偿电容器为SSO事故的重要诱因之一，同时由双馈风机引发的SSO现象得到广泛关注和研究。而与直驱型风电机组（Permanent Magnet Synchronous Generator, PMSG）相关的SSO问题研究较少。文献[5-6]认为直驱风机与电网无直接耦合关系，不会引发SSO问题，而文献[7-8]指出直驱风机在次同步振荡频率范围内对系统阻尼特性有负面影响，因此直驱风机接入电网是否会引发SSO并未形成共识。2015年7月1日，新疆哈密地区发生严重的次同步振荡事故，该地区由直驱风场引发的次同步振荡电流沿传输线路传播扩散到整个哈密电网，最终导致天中直流附近的配套电厂机组发生次同步扭振，并触发其扭振保护而相继切机^[9]。哈密三塘湖地区长期存在15Hz~40Hz的次同步振荡现象，起振无明显规律。由于哈密电网构成复杂，次同步振荡诱发因素众多，目前对于直驱风场引发次同步振荡的机理，并未形成一致结论。此外，新疆电网公司曾在SVG上加装了抑制次同步振荡附加功能，但效果不佳，振荡现象仍时有发生。目前调度采取的主要应对措施为投退SVC/SVG和切除风机，亟需有效的抑制手段。因此，针对直驱风场引发的次同步振荡问题进行机理分析，归纳总结新疆哈密三塘湖地

区的次同步振荡发展规律，提出有效的抑制策略，对我国电网的安全稳定运行以及能源结构转型具有重大意义。

1.2 国内外研究现状

1.2.1 引言

次同步振荡问题由来已久，伴随电网发展经历了不同的阶段。各阶段的研究方法和手段不尽相同，需根据研究对象而做出调整。如早期人们在研究火电机组轴系和串补线路之间的传统次同步谐振问题时采用复转矩系数法^[14]，扫频-等值阻抗法^[15]。之后，针对高压直流工程投入运行而引发的次同步振荡问题，人们利用机组作用系数法^[16-17]（unit interaction factor, UIF）来定量表征发电机组与直流输电系统相互作用的强弱。随着电网中电力电子设备数量增多，新能源机组大范围接入，传统的研究方法不断被改进，模式分析法^[18]和阻抗分析法^[19-20]成为主要的分析手段。

此外，时域仿真法作为校验或补充的分析工具，通过详细搭建系统模型，考虑众多非线性环节，在电磁暂态程序中进行数字仿真。该方法可得到较为精确的分析结果，但对次同步振荡的产生机理以及物理本质无法提供有效信息，且随着系统规模的增大，该方法十分耗时，一般用于小型系统的研究。

1.2.2 次同步振荡分析基本方法

1.2.2.1 模式分析法

作为经典的系统稳定性分析方法，模式分析法或称为状态空间法，通过建立完整的系统状态方程，得到表征系统的状态矩阵，由该矩阵的特征值和特征向量可获知系统全部振荡模式的振荡频率和阻尼等信息，进而确定系统稳定性。若进一步计算，可求解得到各状态变量的参与因子或特征根灵敏度，该值可衡量状态变量与各振荡模式的相关程度大小，进而能够确定影响系统稳定性的主导因素，为次同步振荡抑制器的参数设计提供依据。

本质上，模式分析法是对系统在稳态运行点进行线性化来分析系统稳定性，其分析结果的准确性与系统各元件模型的建模详细程度密切相关。一旦系统中的非线性元件过多，可能会出现“维数灾”的困境。同时，由于控制过程中含

有众多的限幅环节,会导致线性化之后的系统不能反映运行点的实际动态特征。并且该方法只能对计算结果进行判断,无法揭示振荡的物理本质和各非线性元件间的动态交互。因此,该方法一般用来验证分析结果的有效性。

1.2.2.2 频域分析

频域分析法主要包括复转矩系数法和阻抗法。该方法通过建立两个开环子系统,由开环子系统频率响应特性并结合奈奎斯特稳定判据来判断闭环系统稳定性,能够从物理意义角度揭示次同步振荡的成因。

1) 复转矩系数法

复转矩系数法于 1982 年由 I.M. Canay 提出,主要思路是建立机械系统和电气系统的复转矩模型,如图 1-1 所示。

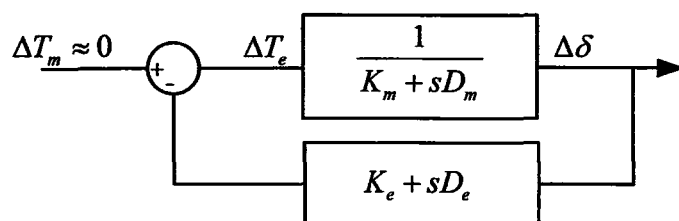


图 1-1 复转矩模型

通过确定各系统的同步系数(K_m 、 K_e)和阻尼系数(D_m 、 D_e)来确定系统的稳定性,该法使用的稳定判据为:在 $K_m(\omega)$ 与 $K_e(\omega)$ 之和的零点 ω 处,若有 $D_m(\omega)+D_e(\omega)>0$,则闭环系统为渐进稳定。若该值小于 0,则表明 ω 为系统的不稳定频率点。

该方法最初被用来分析机电扭振相互作用,即火电机组的次同步谐振问题。之后被成功推广应用在忽略机械部分的并网双馈风电场的 SSO 问题中^[21-23],能够分析电气系统间的交互作用。复转矩系数法适用于分析单输入单输出系统 (Single-Input Single-Output, SISO),无法应用在多输入多输出系统 (multiple input multiple output, MIMO)。而实际电网中含多个风场,因此该方法具有一定的局限性。

2) 阻抗分析法

阻抗法由 R. D. Middlebrook 于 1976 年首次提出,其基本思路为将系统划分为两个子系统,建立二者之间的闭环互联模型。如图 1-2 所示。

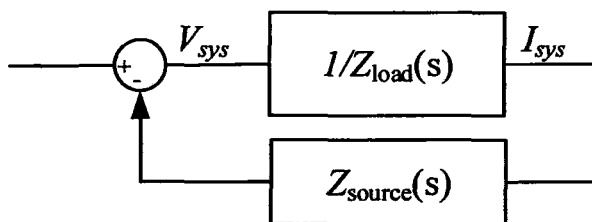


图 1-2 阻抗模型

通过对两个子系统分别进行阻抗建模，得到各自的阻抗 $Z_{load}(s)$ 、 $Z_{source}(s)$ ，进而通过二者的比值或二者之和的零点相位来判断系统的稳定性。

由图 1-2 可知，该闭环系统的开环传递函数为 $G = Z_{source}(s)/Z_{load}(s)$ ，若 G 满足奈奎斯特稳定判据，则整个闭环系统稳定。图 1-2 表示的是 SISO 系统，但当面临 MIMO 系统时，需要使用计算复杂的广义奈奎斯特判据^[24]。而电力系统为典型的 MIMO 系统，为了便于分析，部分文献对阻抗模型以及稳定判据进行了改进。浙江大学的辛焕海教授提出的广义阻抗的概念，在满足一定的条件下较好的将 MIMO 阻抗形式简化成了 SISO 形式^[25-26]。

综上，针对系统的 SSO 现象，频域分析法从负电阻或负阻尼转矩的角度对其进行了机理解释。但电力系统是由若干内部含多个动态元件的子系统组成，一旦使用阻抗分析法，则只能得到各子系统的端口特性关系，无法获取内部动态元件的信息。这也意味着一旦系统发生次同步振荡，该方法往往只能识别出失稳的子系统，但无法具体锁定到子系统内部的不稳定动态元件，而后者往往是人们更加关心的。因而频域分析法在面对 MIMO 的复杂系统时局限性较大。

1.2.3 直驱风场引发的次同步振荡问题研究现状

目前，针对风场引发的次同步振荡分析对象主要分为两类，双馈型风机和直驱型风机。目前，对于前者的振荡机理，学界研究结论普遍将其归为双馈风电机组控制参与的感应发电机效应引起的次同步谐振，主要采用特征值分析或阻抗法进行研究。与双馈风机经串补引发次同步振荡的现象不同，新疆哈密地区风场附近并无串补，其因直驱风场引发的次同步振荡无法由现有研究来解释，属于新型 SSO 问题。目前，已有众多学者对此现象关注和研究。文献[27-28]直驱风场等值成单台机组，通过特征值分析来研究次同步振荡的机理。考虑到新疆哈密地区直驱风场附近含有 SVC/SVG 等电力电子器件，文献[29]探讨了 SVC 的控制器参数对直驱风机次同步振荡的影响。文献[30]对大型直驱风场的谐波稳定性和共振机理进行了分析，但作者关注的是高频段的系统稳定性，而

不是次同步频段。为研究 VSC 和直驱风场的谐波稳定性，文献[31-33]基于 $d-q$ 轴的同步旋转坐标系推导了风机的对外等效阻抗，通过奈奎斯特判据对系统稳定性进行了分析。但 dq 轴阻抗不易测量，且稳定判据计算繁琐。文献[34-35]采用谐波线性化的方法，基于三相静止坐标系建立了 VSC 换流器正负序阻抗，具有清晰的物理意义，其稳定性判据形式简单，且易于测量。在此基础上，文献[36]-[39]建立了三相 LCL 型并网逆变器的正负序阻抗模型，并分析了逆变器各控制环节参数，如锁相环带宽、电流调节器比例和积分增益等参数对并网逆变器的稳定性影响。然而，为了简化分析，目前序阻抗的计算并未将 dq 轴的电压前馈环节考虑在内，因而风机对外阻抗特性的描述存在一定的不足。

1.2.4 风场引发的次同步振荡抑制研究现状

目前，针对风场引发的次同步振荡抑制手段，主要从机侧和网侧两方面入手。机侧抑制方法主要包括风机控制器参数优化^[40-41]、附加阻尼控制。网侧抑制方法主要为调整电气参数，如附加滤波装置，调整系统运行方式^[13]、加装串联型 FACTS 装置^[44]，简要总结如表 1-1 所示。

表 1-1 风场次同步抑制方法

抑制手段	特点
风机控制器参数优化	抑制能力有限，鲁棒性差
风机附加阻尼控制	占用风机变流器容量，实现复杂。
串联 FACTS，如 TCSC	灵活性和可靠性欠佳，投资大
并联 FACTS，如 SVG	抑制能力与装置容量有关，存在稀释效应
加装滤波器，如阻塞滤波器	投资大，参数要求严格，维护成本高
切除线路串补	频繁投退不利于设备安全和电网稳定
改变系统运行方式	成本太大，可能性低

针对沽源地区双馈风机引发的次同步振荡问题，当前应对措施主要为切除固定串补以改变电网阻抗，然而频繁投切串补不利于系统稳定，对设备也造成一定危害，仅可作为应急手段，无法从根本上解决该问题。此外，有研究人员在沽源风场汇集母线处的 SVG 的控制器里附加了次同步阻尼环节^[45]，现场实际测试结果显示，抑制效果良好，但抑制效果受控制器的参数影响较大。另外，有学者提出通过改造风机控制来增加系统阻尼，然而对整个地区来说，该方法

工作量过于庞大，且鲁棒性差，实现起来存在较大难度。

而新疆哈密地区面临相同的问题，作为国内的超大型风电基地，该地区的风电装机容量已突破千万千瓦，位列全疆之首。一方面，风机侧改造难度较大。另一方面，已有的次同步振荡抑制装置，多为并联型接入拓扑，若应用于风场，存在注入能量的稀释效应，且抑制效果受系统运行方式等诸多变量影响，鲁棒性欠佳。随着哈密地区风场的容量不断扩大，次同步振荡的风险与频次亦明显增加，亟需新的且可避免上述问题的有效手段来对其进行抑制。

1.3 本文课题来源以及主要工作内容

本文依托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）”，以新疆哈密电网为切入点，对该地区因直驱风场在无串补情况下引发的次同步振荡问题进行研究，重点开展该地区直驱风场引发次同步振荡的机理分析和串联型次同步振荡抑制器在该地区的应用及功能研究。

随着新能源的大范围接入，风场引发次同步振荡的现象成为当下研究热点。针对该问题，目前的主流理论分析方法可分为状态空间分析和阻抗分析两大类，其中后者因其诸多优点而备受青睐。因此，本文采用了后者中应用较广泛的序阻抗分析法，对哈密地区的直驱风场进行序阻抗建模，分析其次同步振荡机理以及主要的振荡影响因素，并结合实际电网需求，对串联型次同步振荡抑制器在该地区的应用及部分关键参数进行设计。本文主要工作如下：

本文基于序阻抗分析法，针对新疆哈密地区因直驱风场引发的次同步振荡机理和特性进行了深入研究。在详细推导并验证直驱风机序阻抗解析式后，结合奈奎斯特稳定性判据，详细讨论了交流系统强度、风机并网台数、风机出力以及控制参数与系统稳定性的关系。从频域灵敏度的角度出发，提出了相角裕度灵敏度指标来定量刻画风机控制参数对系统稳定裕度的影响，并给出控制参数的调整优化方案。基于 PSCAD 平台搭建哈密电网等值模型，并对该地区的次同步振荡规律和特点进行了详细研究。针对串联型次同步振荡抑制器在新疆哈密地区的应用及功能需求，完成了抑制器的选址定容及关键参数设计。

本文后续各章主要安排如下：

第二章作为本文的理论研究基础，给出了考虑 dq 轴电压前馈环节的直驱风机序阻抗解析式。分析了直驱风机的基本结构与控制环节，结合傅里叶变换和频域卷积理论，从不考虑锁相环扰动、考虑锁相环扰动以及考虑 dq 轴电压前馈

环节的角度，逐层深入，建立了相应的序阻抗模型，并基于 PSCAD 平台利用自定义的阻抗扫描模块对理论模型进行了验证。

第三章揭示了直驱风机次同步振荡机理，并分析了系统一、二次参数对系统稳定性的影响。通过将系统分为正、负序两个子电路，并采用奈奎斯特稳定性判据，对交流系统强度、风机并网台数、风机出力以及控制参数与系统稳定性的关系进行了分析。提出相角裕度灵敏度指标以定量衡量风机控制参数在超同步频段对系统稳定性的影响，并基于分析结果给出参数调整方案以改善系统稳定性。

第四章分析了新疆哈密电网的次同步振荡特性。通过建立该电网的电磁暂态仿真模型，在假设风机控制参数不变的情况下，通过改变风场出力、网架拓扑以及运行方式，经过大量时域仿真分析，得出哈密电网次同步振荡发生的条件和振荡特性，为第五章的串联型次同步振荡抑制器的参数设计提供依据。

第五章研究了串联型次同步振荡抑制器在新疆哈密电网的应用及性能要求。在兼顾新疆哈密地区的潮流调节与抑制次同步振荡两大需求下，对串联型次同步振荡抑制器在该地区的应用进行了详细研究，提出了该抑制器的选址定容、关键参数设计等问题的解决方案，为该抑制器的工程应用提供有益参考。

第六章总结了本文的主要工作和创新点，并展望了今后的研究重点和方向。

第2章 直驱风机序阻抗建模

2.1 引言

哈密次同步振荡事故所在的风电基地，直驱风机占比较高，且现场监测数据表明，该地区直驱型风场长期存在频率时变的次同步振荡现象。为分析直驱风机接入电网的次同步振荡特性，本章从序阻抗的角度对其建模。相比 dq 轴阻抗，序阻抗的物理意义更加明确，测量也更方便。针对研究对象和简化程度的不同，直驱风机序阻抗具有不同的形式^{[36]-[39]}。实际研究表明，风机换流器控制系统的 dq 轴电压前馈环节对风机阻抗特性影响较大。但目前大多数文献在建模时并未考虑该环节。因此，为更加准确地描述直驱风机对外阻抗特性，本文在考虑 dq 轴电压前馈环节的前提下，对直驱风机网侧换流器序阻抗重新建模，为后续分析直驱风机并网系统稳定性提供理论支撑。

2.2 直驱风机模型及控制策略

直驱风机详细结构见图 2-1。

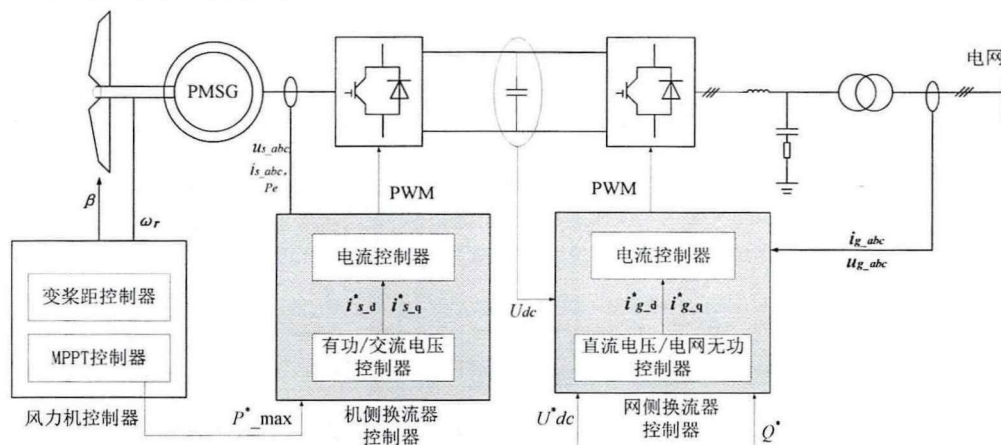


图 2-1 直驱风机详细示意图

由直驱风机示意图可知，网侧变流器的控制目标为直流侧电压和网侧无功功率。这意味着，当风速改变而使风机出力变化时，直流侧电压维持不变。因此，机侧换流器和风力发电机相当于功率源。

目前，电力系统中，传统发电和风力发电的控制带宽如图 2-2 所示。

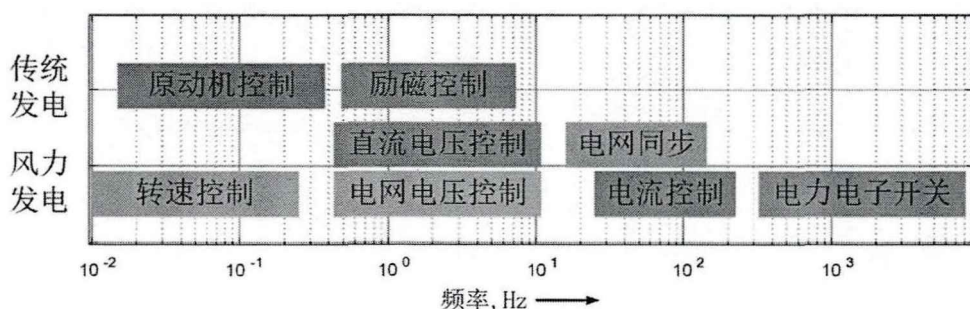


图 2-2 电力系统控制带宽示意图

可以看出，直流电压外环控制的带宽较窄且明显小于电流内环控制，响应速度较慢，同时，考虑到直流电容一般较大，故可假设直流电压 U_{dc} 保持不变，将直流电压源并联在直流电容两侧，从而实现风机模型的简化，如图 2-3 所示。图中 u_{ia} 、 u_{ib} 、 u_{ic} 为逆变器出口三相电压， u_a 、 u_b 、 u_c 为逆变器并网点三相电压， i_a 、 i_b 、 i_c 为流经电感 L_f 的三相电流。 R_f 、 C_f 为逆变器出口滤波器阻尼电阻和电容。

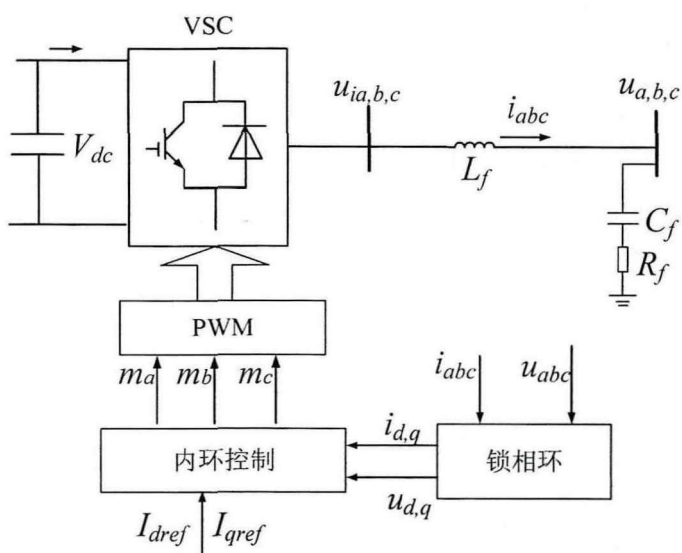


图 2-3 直驱风机简化示意图

此时，外环控制环节输出的 dq 电流参考值 i_{dref} 、 i_{qref} 可设为常值，送入内环控制。内环电流控制环节具体构成如图 2-4 所示。 d 轴和 q 轴分别经过一个 PI 控制环节 $H_i(s)$ ，其表达式为 $H_i(s) = K_{pi} + K_{i}/s$ 。 K_d 为实现 dq 解耦控制的解耦系数。 u_d 和 u_q 为电压前馈环节的输出，其作用是提高控制的响应速度。 c_{id} 和 c_{iq} 为最终生成的 dq 轴参考电压， θ_{pll} 为锁相环 d 轴的角位移。 c_{id} 和 c_{iq} 经过反派克变换得到三相静止坐标系下的电压调制波信号 m_a 、 m_b 、 m_c ，送入 PWM 对 VSC 换流器出口处电压进行调制。

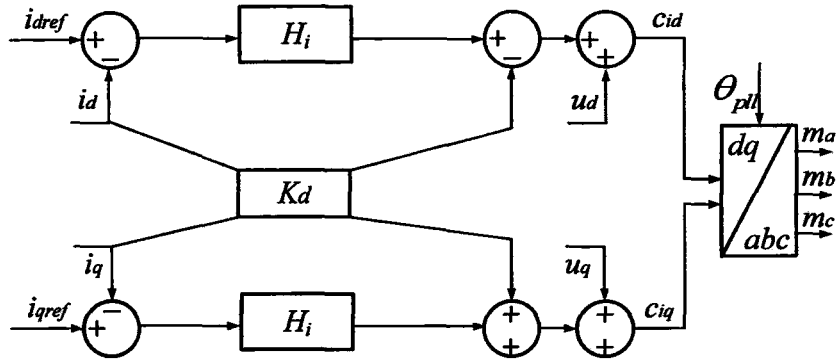


图 2-4 内环控制框图

由图 2-3 可知，换流器出口电压 u_{ia} 、 u_{ib} 、 u_{ic} 与风机并网点（PCC 点）电压 u_a 、 u_b 、 u_c 满足式(2-1)：

$$L_f \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_{ia} - u_a \\ u_{ib} - u_b \\ u_{ic} - u_c \end{bmatrix} \quad (2-1)$$

根据图 2-4 所示的控制策略，式(2-1)可进一步写成式(2-2)。

$$L_f \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = K_m V_{dc} \begin{bmatrix} m_a \\ m_b \\ m_c \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} \quad (2-2)$$

式中， K_m 为 PWM 调制器的增益，其值一般为 0.5。

同时， dq 轴调制信号 c_{id} 和 c_{iq} 满足下式，

$$\begin{cases} c_{id} = H_i(s)(i_{dref} - i_d) - K_d i_q + u_d \\ c_{iq} = H_i(s)(i_{qref} - i_q) + K_d i_d + u_q \end{cases} \quad (2-3)$$

其中， u_d 、 u_q 以及 i_d 、 i_q 为 u_{abc} 和 i_{abc} 在 dq 旋转坐标下的分量。a 相电压调制信号 m_a 可写为：

$$m_a = c_{id} \cdot \cos \theta_{pll} - c_{iq} \cdot \sin \theta_{pll} \quad (2-4)$$

2.3 直驱风机序阻抗建模

本节将针对图 2-3 中的模型进行序阻抗建模。在简述所需理论的基础上，依次从考虑锁相环、考虑锁相环以及电压前馈环节的角度，对直驱风机序阻抗进行建模。

2.3.1 序阻抗推导理论基础

假设 $y = A \cos(\omega_1 t + \varphi)$ ，由欧拉公式可将其写为： $a = \frac{A}{2}(e^{j\varphi} e^{j\omega_1 t} + e^{-j\varphi} e^{-j\omega_1 t})$ 。

可以看出，角频率为 ω_1 的余弦函数转至频域时，可表示成 $\pm\omega_1$ 的频域分量，令

$\dot{Y} = \frac{A}{2} e^{\pm j\varphi}$ ，可得其频域表达式：

$$y[f] = \dot{Y}, f = \pm f_1 \quad (2-5)$$

同理，对于正弦函数 $y = A \sin(\omega_1 t + \varphi)$ ，其频域表达式为

$$y[f] = \mp j \dot{Y}, f = \pm f_1 \quad (2-6)$$

以上二式是针对单一频率的时域变量进行转换，对于两个不同频率的时域变量的乘积，如 $y_1(\omega_1 t) y_2(\omega_2 t)$ ，若要将其转至频域，可根据频域卷积理论，即两个时域函数乘积的频域表达式等于其各自频域函数的卷积，即

$$y_3[f] = \sum_{f_n=-\infty}^{\infty} y_1[f_n] y_2[f - f_n] \quad (2-7)$$

2.3.2 不考虑锁相环扰动时直驱风机序阻抗

假设系统参数三相对称，若不考虑锁相环扰动，对图 2-3 所示模型进行序阻抗建模。此时， $\theta_{pll} = 2\pi f_1 t$ 。

由序分量法可知，电力系统中任意同频率的电气相量可转化为对应的正、负、零序分量，即

$$\begin{bmatrix} \dot{F}_p \\ \dot{F}_n \\ \dot{F}_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{F}_a \\ \dot{F}_b \\ \dot{F}_c \end{bmatrix} \quad (2-8)$$

其中， a 为旋转因子 $e^{j2\pi/3}$ 。

在对各频率的三相电压相量进行序分量转换后，可应用谐波线性化的方法进行建模，假设某时刻系统存在频率为 f_p 、 f_n 的正、负序电压扰动分量，PCC 点 a 电压的表达式可写为：

$$u_a(t) = U_1 \cos(2\pi f_1 t) + U_p \cos(2\pi f_p t + \varphi_p) + U_n \cos(2\pi f_n t + \varphi_n) \quad (2-9)$$

其中, U_1 、 U_p 、 U_n 依次为基频电压、谐波正序电压和负序电压的幅值, f_p 和 f_n 为谐波正、负序电压分量的频率。 φ_p 和 φ_n 为相应频率分量的初相角。

进一步, 由前一小节中的傅里叶变换可知, a 相电压转至频域后, 可写为

$$\dot{U}_a[f] = \begin{cases} \dot{U}_1 & f = \pm f_1 \\ \dot{U}_p & f = \pm f_p \\ \dot{U}_n & f = \pm f_n \end{cases} \quad (2-10)$$

其中 $\dot{U}_p = (U_p/2)e^{\pm j\varphi_p}$, $\dot{U}_n = (U_n/2)e^{\pm j\varphi_n}$

同理, 对于 a 相电流, 其时域表达式为:

$$i_a(t) = I_1 \cos(2\pi f_1 t + \varphi_{i1}) + I_p \cos(2\pi f_p t + \varphi_{ip}) + I_n \cos(2\pi f_n t + \varphi_{in}) \quad (2-11)$$

其中, I_1 、 I_p 、 I_n 依次为基频电压、谐波正序电压和负序电压的幅值, f_p 和 f_n 为谐波正、负序电压分量的频率。 φ_{i1} 、 φ_{ip} 和 φ_{in} 为相应频率分量的初相角。 i_a 的频域表达式可写为:

$$\dot{I}_a[f] = \begin{cases} \dot{I}_1 & f = \pm f_1 \\ \dot{I}_p & f = \pm f_p \\ \dot{I}_n & f = \pm f_n \end{cases} \quad (2-12)$$

其中, $\dot{I}_1 = (I_1/2)e^{\pm j\varphi_{i1}}$, $\dot{I}_p = (I_p/2)e^{\pm j\varphi_{ip}}$, $\dot{I}_n = (I_n/2)e^{\pm j\varphi_{in}}$ 。

由派克变换可知,

$$\begin{bmatrix} i_{kd} \\ i_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_k \cos(\omega_k t + \varphi_{ik} - \theta_{pll}) \\ I_k \sin(\omega_k t + \varphi_{ik} - \theta_{pll}) \end{bmatrix} \quad (2-13)$$

其中, k 可取 $1, p, n$ 。 I_k 、 ω_k 和 φ_{ik} 依次为对应分量的幅值、角频率和初相角, $\theta_{pll} = \omega_1 t$ 。 将其转至频域, 可得 i_a 的 dq 轴频域表达式,

$$\begin{cases} \dot{i}_{d,q}[f] = \begin{cases} I_1 \cos \varphi_{i1} & \text{dc} \\ \dot{i}_p & f = \pm(f_p - f_1) \\ \dot{i}_n & f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \\ \dot{i}_{q,d}[f] = \begin{cases} I_1 \sin \varphi_{i1} & \text{dc} \\ \mp j \dot{i}_p & f = \pm(f_p - f_1) \\ \pm j \dot{i}_n & f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \end{cases} \quad (2-14)$$

上式是假设理想情况下，锁相环无扰动时的 dq 轴电流频域表达式。为了简化分析，忽略电气量的采样延时环节，重点关注信号在各控制环节的流通过程，若忽略 dq 轴的电压前馈环节，则各序分量的流通过程如图 2-5 所示。图中 T_{dq-abc} 表示反派克变换， P_{abc-dq} 表示派克变换。

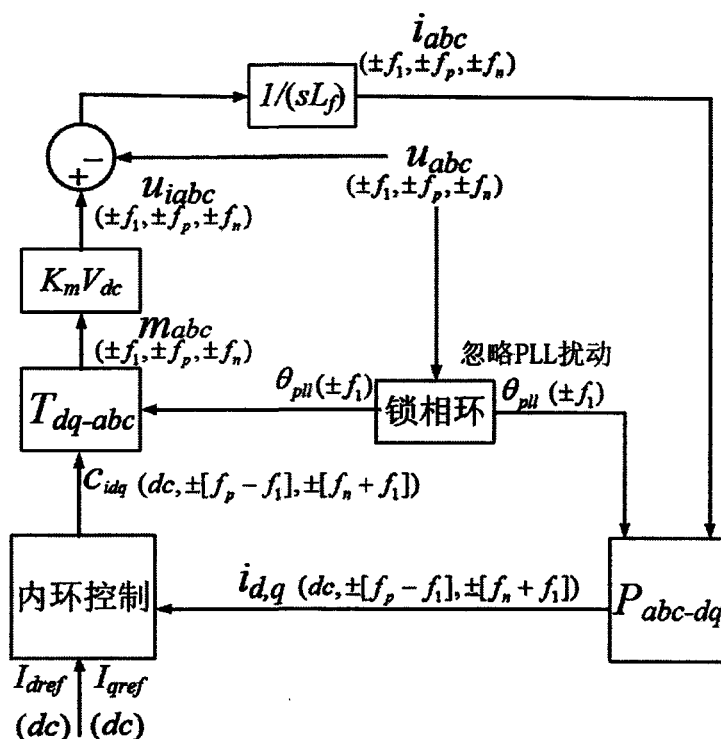


图 2-5 各序分量流通过程图（忽略 PLL 扰动）

由图 2-5 可知，若忽略锁相环的扰动，则 u_a 和 i_a 中的正序分量经过控制器生成的三相调制波中，仅含同一频率的正序分量。对负序分量而言，同样如此。因此，在不考虑锁相环时，系统中的正负序分量彼此解耦。

进一步由式(2-4)可知，

$$m_a[\pm f_p] = c_{id}[\pm(f_p - f_1)] \cdot \cos \theta_{pll}[\pm f_1] - c_{iq}[\pm(f_p - f_1)] \cdot \sin \theta_{pll}[\pm f_1] \quad (2-15)$$

其中，

$$\begin{cases} \cos \theta_{pll} [\pm f_1] = \frac{1}{2} \\ \sin \theta_{pll} [\pm f_1] = \mp j \frac{1}{2} \end{cases} \quad (2-16)$$

由式(2-3)和式(2-14)可知，在忽略锁相环扰动和电压前馈时，

$$\begin{cases} c_{id}[f] = \begin{cases} D_{i0}, \text{dc} \\ (-H_i(s \mp j2\pi f_1) \pm jK_d) \dot{I}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ (-H_i(s \pm j2\pi f_1) \pm jK_d) \dot{I}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \\ c_{iq}[f] = \begin{cases} Q_{i0}, \text{dc} \\ (\pm jH_i(s \mp j2\pi f_1) + K_d) \dot{I}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ (\mp jH_i(s \pm j2\pi f_1) + jK_d) \dot{I}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \end{cases} \quad (2-17)$$

式中， D_{i0} 、 Q_{i0} 为无谐波干扰时， c_{id} 、 c_{iq} 的稳态值，提供风机的稳态运行点，满足： $D_{i0} + jQ_{i0} = (U_1 + j\omega_1 L_f) / (K_m V_{dc})$ 。

联立式(2-2)、(2-15)、(2-16)、(2-17)，且将滤波器与风机看做一体，可得风机对外的正负序阻抗：

$$\begin{cases} Z_p = (K_m V_{dc} (H_i(s - j\omega_1) - jK_d) + sL) // Z_{Filter}(s) \\ Z_n = (K_m V_{dc} (H_i(s + j\omega_1) + jK_d) + sL) // Z_{Filter}(s) \end{cases} \quad (2-18)$$

式中， Z_{filter} 为风机出口处滤波器的对外阻抗，对于 LC 型滤波器，其值为 $R_f + 1/(sC_f)$ 。

2.3.3 考虑锁相环扰动时直驱风机序阻抗

前一小节主要针对不考虑锁相环扰动的情况，但实际上，锁相环无法避免来自电压谐波电压的影响。锁相环的具体结构如图 2-6 所示。

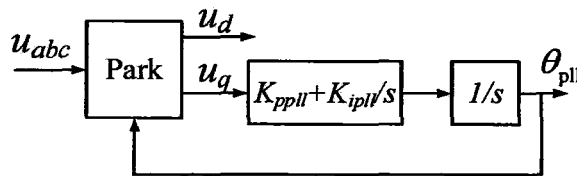


图 2-6 锁相环结构图

由图 2-6 可知，锁相环输出相角 θ_{pll} 与 u_q 的传递函数为：

$$\theta_{pll}(s) = \frac{(K_{ppll} + K_{ipll} / s)}{s} u_q(s) = H_{pll}(s) u_q(s) \quad (2-19)$$

由派克变换可知, $u_q(t) = \sum_{k=1,p,n} U_k \sin(\omega_k t + \varphi_k - \theta_{pll})$ 。当不考虑正负序谐波电压锁相环的扰动时, 此时仅需考虑基波分量, k 取 1。若考虑正负序谐波电压对 u_q 的影响, 则 k 取 1、 p 、 n , 此时 θ_{pll} 中将含有扰动分量 $\Delta\theta$, 即 $\theta_{pll} = \theta_1 + \Delta\theta$, 其中 $\theta_1 = \omega_1 t$ 。 u_d 、 u_q 的表达式为

$$\begin{bmatrix} u_d \\ u_q \\ u_0 \end{bmatrix} = P(\theta_{pll}) \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} \quad (2-20)$$

式中, $P(\theta_{pll})$ 为派克变换矩阵。为刻画 $\Delta\theta$ 对 u_d 、 u_q 的影响, 考虑到

$$\begin{cases} \cos \theta_{pll} = \cos \theta_1 \cos \Delta\theta - \sin \theta_1 \sin \Delta\theta \\ -\sin \theta_{pll} = -\sin \theta_1 \cos \Delta\theta - \cos \theta_1 \sin \Delta\theta \end{cases} \quad (2-21)$$

将(2-21)写成矩阵的形式

$$\begin{bmatrix} \cos \theta_{pll} \\ -\sin \theta_{pll} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \Delta\theta & \sin \Delta\theta \\ -\sin \Delta\theta & \cos \Delta\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos \theta_1 \\ -\sin \theta_1 \end{bmatrix} \quad (2-22)$$

可以看出, $\Delta\theta$ 的存在相当于对 $P(\theta_1)$ 的结果进行了逆时针旋转, 旋转角度为 $\Delta\theta$ 。故此时派克变换矩阵 $P(\theta_{pll}) = R(\Delta\theta)P(\theta_1)$, 其中 $R(\Delta\theta)$ 即为旋转矩阵, 具体为:

$$R(\Delta\theta) = \begin{bmatrix} \cos(\Delta\theta) & \sin(\Delta\theta) & 0 \\ -\sin(\Delta\theta) & \cos(\Delta\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2-23)$$

由式(2-9)、(2-10)、(2-16)可知, 在不考虑锁相环扰动时, dq 轴电压频域表达式为

$$\begin{cases} \dot{U}_{dv}[f] = \begin{cases} U_{1,dc} \\ \dot{U}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ \dot{U}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \\ \dot{U}_{qv}[f] = \begin{cases} 0, dc \\ \mp j \dot{U}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ \pm j \dot{U}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \end{cases} \quad (2-24)$$

当考虑锁相环扰动中的 $\Delta\theta$ 时,

$$\begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\Delta\theta) & \sin(\Delta\theta) \\ -\sin(\Delta\theta) & \cos(\Delta\theta) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{dv} \\ u_{qv} \end{bmatrix} \quad (2-25)$$

$\Delta\theta$ 较小时, $u_q = -\Delta\theta u_{dv} + u_{qv}$ 。

考虑到 $\Delta\theta$ 是由 PCC 点的电压谐波分量引起的, 假设二者关系如下式:

$$\Delta\theta[f] = \begin{cases} G_p(s) \dot{U}_p & f = \pm(f_p - f_1) \\ G_n(s) \dot{U}_n & f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \quad (2-26)$$

由式(2-24)、(2-25)、(2-26)可知,

$$U_q[f] = \begin{cases} (\mp j - U_1 G_p(s)) \dot{U}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ (\pm j - U_1 G_n(s)) \dot{U}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \quad (2-27)$$

联立式(2-19)、(2-27)可得

$$\begin{cases} G_p(s) = \frac{\mp j H_{pll}(s)}{1 + U_1 H_{pll}(s)} \\ G_n(s) = \frac{\pm j H_{pll}(s)}{1 + U_1 H_{pll}(s)} \end{cases} \quad (2-28)$$

进一步, 由式(2-21)可知, $\cos\theta_{pll}$ 、 $\sin\theta_{pll}$ 的频域表达式为:

$$\left\{ \begin{array}{l} \cos \theta_{pll}[f] = \begin{cases} \frac{1}{2}, f = \pm f_1 \\ \frac{1}{2} \frac{H_{pll}(s \mp j2\pi f_1)}{1 + U_1 H_{pll}(s \mp j2\pi f_1)} \dot{U}_p, f = \pm f_p \\ \frac{1}{2} \frac{H_{pll}(s \pm j2\pi f_1)}{1 + U_1 H_{pll}(s \pm j2\pi f_1)} \dot{U}_n, f = \pm f_n \end{cases} \\ \sin \theta_{pll}[f] = \begin{cases} \mp j \frac{1}{2}, f = \pm f_1 \\ \frac{1}{2} \frac{\mp j H_{pll}(s \mp j2\pi f_1)}{1 + U_1 H_{pll}(s \mp j2\pi f_1)} \dot{U}_p, f = \pm f_p \\ \frac{1}{2} \frac{\pm j H_{pll}(s \pm j2\pi f_1)}{1 + U_1 H_{pll}(s \pm j2\pi f_1)} \dot{U}_n, f = \pm f_n \end{cases} \end{array} \right. \quad (2-29)$$

考虑到

$$\begin{cases} i_d = i_{dv} + i_{qv} \Delta \theta \\ i_q = -i_{dv} \Delta \theta + i_{qv} \end{cases} \quad (2-30)$$

结合式(2-26)可求出考虑锁相环扰动时 dq 轴下电流的频域表达式,

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{I}_d[f] = \begin{cases} I_1 \cos \varphi_{i1} & \text{dc} \\ \dot{I}_p + I_1 \sin \varphi_{i1} G_p \dot{U}_p & f = \pm(f_p - f_1) \\ \dot{I}_n + I_1 \sin \varphi_{i1} G_n \dot{U}_n & f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \\ \dot{I}_q[f] = \begin{cases} I_1 \sin \varphi_{i1} & \text{dc} \\ \mp j \dot{I}_p - I_1 \cos \varphi_{i1} G_p \dot{U}_p & f = \pm(f_p - f_1) \\ \pm j \dot{I}_n - I_1 \cos \varphi_{i1} G_n \dot{U}_n & f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \end{array} \right. \quad (2-31)$$

联立(2-3)(2-31), 且不考虑 dq 轴电压前馈环节时, 可知

$$\left. \begin{aligned}
 c_{id}[f] &= \begin{cases} D_{i0}, \text{dc} \\ (-H_i(s \mp j2\pi f_1) \pm jK_d)\dot{I}_p + \\ (-I_1 \sin \varphi_{i1} H_i + I_1 \cos \varphi_{i1} K_d)G_p \dot{U}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ (-H_i(s \pm j2\pi f_1) \pm jK_d)\dot{I}_n + \\ (-I_1 \sin \varphi_{i1} H_i + I_1 \cos \varphi_{i1} K_d)G_n \dot{U}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \\
 c_{iq}[f] &= \begin{cases} Q_{i0}, \text{dc} \\ (\pm jH_i(s \mp j2\pi f_1) + K_d)\dot{I}_p + \\ (-I_1 \cos \varphi_{i1} H_i + I_1 \sin \varphi_{i1} K_d)G_p \dot{U}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ (\mp jH_i(s \pm j2\pi f_1) + jK_d)\dot{I}_n + \\ (-I_1 \cos \varphi_{i1} H_i + I_1 \sin \varphi_{i1} K_d)G_n \dot{U}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases}
 \end{aligned} \right\} \quad (2-32)$$

将式(2-32)简写为:

$$\left. \begin{aligned}
 c_{id} &= \begin{cases} D_{i0}, \text{dc} \\ A_{id}, f = \pm(f_p - f_1) \\ B_{id}, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \\
 c_{iq} &= \begin{cases} Q_{i0}, \text{dc} \\ C_{iq}, f = \pm(f_p - f_1) \\ D_{iq}, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases}
 \end{aligned} \right\} \quad (2-33)$$

由根据式(2-4)、(2-29)可得 a 相调制电压的频域表达式, 以正序为例,

$$\begin{aligned}
 m_a[\pm f_p] &= \\
 c_{id}[\text{dc}] \cos \theta_{pll}[\pm f_p] &+ c_{id}[\pm(f_p - f_1)] \cos \theta_{pll}[\pm f_1] - c_{iq}[\text{dc}] \sin \theta_{pll}[\pm f_p] \\
 &- c_{iq}[\pm(f_p - f_1)] \sin \theta_{pll}[\pm f_1] \\
 &= (-H_i(s \mp j2\pi f_1) \pm jK_d)\dot{I}_p + \\
 &\left\{ (D_{i0} + jQ_{i0}) + (H_i(s \mp j2\pi f_1) \mp jK_d)I_1 e^{j\varphi_{i1}} \right\} \frac{1}{2} \frac{H_{pll}}{1 + U_1 H_{pll}} \dot{U}_p
 \end{aligned} \quad (2-34)$$

将式(2-34)带入(2-2)解得直驱风机正序阻抗:

$$\begin{aligned}
 Z_p(s) &= \{K_m V_{dc} (H_i(s - j\omega_1) - jK_d) + sL_f\} \\
 &\cdot \left\{ 1 - \frac{1}{2} \left[(D_{i0} + jQ_{i0}) + (H_i(s - j\omega_1) - jK_d)I_1 e^{j\varphi_{i1}} \right] \right. \\
 &\left. \frac{H_{pll}(s - j\omega_1)}{1 + U_1 H_{pll}(s - j\omega_1)} K_m V_{dc} \right\}^{-1} // Z_{filter}
 \end{aligned} \quad (2-35)$$

同理, 解得

$$\begin{aligned}
 Z_n(s) = & \{K_m V_{dc}(H_i(s + j\omega_1) + jK_d) + sL_f\} \\
 & \cdot \left\{1 - \frac{1}{2} \left[(D_{i0} - jQ_{i0}) + (H_i(s + j\omega_1) + jK_d) I_1 e^{-j\theta_1} \right] \right. \\
 & \left. \frac{H_{pll}(s + j\omega_1)}{1 + U_1 H_{pll}(s + j\omega_1)} K_m V_{dc} \right\}^{-1} // Z_{filter}
 \end{aligned} \tag{2-36}$$

2.3.4 考虑锁相环扰动与 dq 轴电压前馈环节的直驱风机序阻抗

目前大多数文献关于直驱风机并网换流器序阻抗的推导并未考虑 dq 轴的电压前馈环节。该环节在控制过程中起到的作用，主要是加快响应速度。由于前馈环节的引入，由图 2-4 可以看出， u_d 、 u_q 中的谐波分量将对 c_{id} 、 c_{iq} 构成显著影响。因此，引入 dq 轴的电压前馈环节，重新对直驱风机的序阻抗进行建模十分必要。

因此，本节内容基于前两小节对直驱风机的序阻抗详细推导，重点关注 u_d 、 u_q 前馈环节的引入对序阻抗的影响。

当考虑锁相环扰动时， dq 轴电压的时域表达式为：

$$\begin{cases} u_d = u_{dv} + u_{qv} \Delta\theta \\ u_q = -u_{dv} \Delta\theta + u_{qv} \end{cases} \tag{2-37}$$

将其转至频域时，表达式为

$$\begin{cases} \dot{U}_d[f] = \begin{cases} U_{1,dc} \\ \dot{U}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ \dot{U}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \\ \dot{U}_q[f] = \begin{cases} 0, dc \\ \mp j\dot{U}_p - U_1 G_p \dot{U}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ \pm j\dot{U}_n - U_1 G_n \dot{U}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \end{cases} \tag{2-38}$$

将式(2-38)带入式(2-3)，可得

$$\begin{cases} c_{id} = \begin{cases} D_{i0}, \text{dc} \\ A_{id} + \dot{U}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ B_{id} + \dot{U}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \\ c_{iq} = \begin{cases} Q_{i0}, \text{dc} \\ C_{iq} + (\mp j + U_1 G_p) \dot{U}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ D_{iq} + (\pm j - U_1 G_n) \dot{U}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \end{cases} \quad (2-39)$$

式中, A_{id} 、 B_{id} 、 C_{iq} 、 D_{iq} 同式(2-33)。可以看出, 当考虑 dq 轴电压前馈的影响时, c_{id} 、 c_{iq} 表达式中将含由其带来的附加项, 此时, u_{abc} 中的各序分量的流通过程如图 2-7 所示。

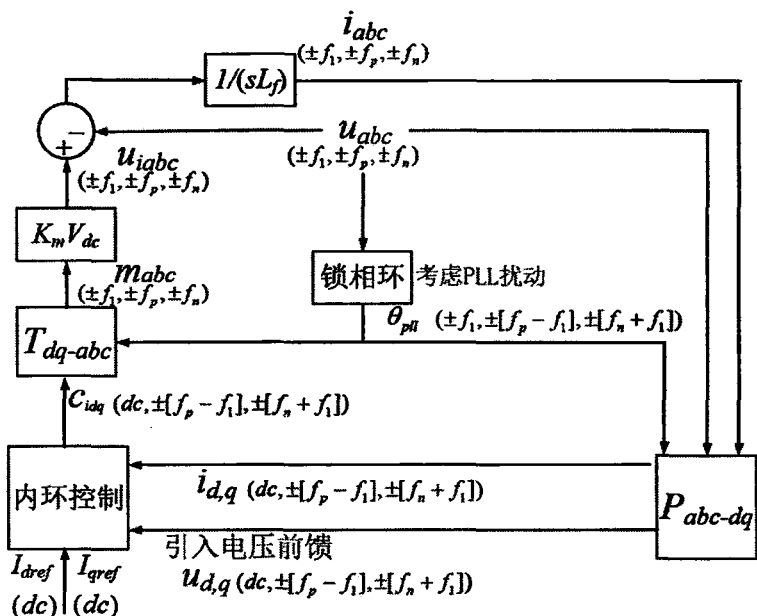


图 2-7 各序分量流通过程图 (考虑 PLL 扰动)

同理, 按照式(2-34)的思路, 将式(2-39)带入计算, 可得直驱风机的正负序阻抗为

$$Z_p = \frac{K_m V_{dc} (H_i(s - j\omega_1) - jK_d) + sL_f}{1 - [1 + (-U_1 + \dot{U}_{i0} + (H_i(s - j\omega_1) - jK_d) \dot{I}_1) T_{pll}(s - j\omega_1) / 2] K_m V_{dc}} // Z_{Filter}(s) \quad (2-40)$$

$$Z_n = \frac{K_m V_{dc} (H_i(s + j\omega_1) + jK_d) + sL_f}{1 - [1 + (-U_1 + \dot{U}_{i0}^* + (H_i(s + j\omega_1) + jK_d) \dot{I}_1^*) T_{pll}(s + j\omega_1) / 2] K_m V_{dc}} // Z_{Filter}(s) \quad (2-41)$$

式中, $\dot{U}_{i0} = D_{i0} + jQ_{i0} = (U_1 + j\omega_1 L_f) / (K_m V_{dc})$, $T_{pll}(s) = H_{pll}(s) / (1 + U_1 H_{pll}(s))$ 。“*”

号表示取共轭。

2.4 序阻抗理论计算结果验证

本节主要针对前一节中的直驱风机序阻抗理论计算进行验证，以正序阻抗测量为例，具体思路如下，基于 PSCAD 平台搭建直驱风机简化模型，采用常见的扫频方法，将谐波电压源串接于 PCC 点，每次注入不同频率的正序电压，测量风机出口处的电压和电流响应，一段时间进入稳定状态后，测量电压和电流中的正序分量，二者相除得到该频率下的阻抗。重复多次，即可得到直驱风机阻抗的幅频特性和相频特性。

按照图 2-3，基于 PSCAD 平台搭建相应的直驱风机简化模型。模型所用参数见表 2-1。

表 2-1 直驱风机简化模型参数

参数	取值	参数	取值
P_N , MW	2	V_{dc} , kV	1.2
U_l , kV	0.69	K_{ppll}	200
L_f , H	0.00015	K_{ipll}	1400
C_f , μF	1000	K_{pi}	0.1
R_f , Ω	0.04	K_{ii}	50

考虑到 PWM 的开关频率远大于各控制环节的带宽，可用受控电压源代替并网换流器，将信号 m_{abc} 乘以增益 $K_m V_{dc}$ 后，直接送给受控电压源，这样不仅可以避免向电网注入工频倍数的高次谐波，能够使得扫频结果更加平滑，也大大提高了仿真速度。

2.4.1 扫频策略设计与验证

常采用扫频的方式获得风机的对外阻抗特性，该方式主要通过注入特定频率的谐波电压或电流，观察并测量风机机端的反馈电压和电流来获取对应频率下的阻抗。本文采取串联受控电压源的方式来模拟上述过程，如图 2-8 所示。

其中, $u_{ra}(f)$ 、 $u_{rb}(f)$ 、 $u_{rc}(f)$ 表示注入频率为 f 的三相正序或负序电压, u_{ag} 、 i_{ag} 为 PCC 点测得的 a 相反馈电压和电流, 方向如箭头所示。

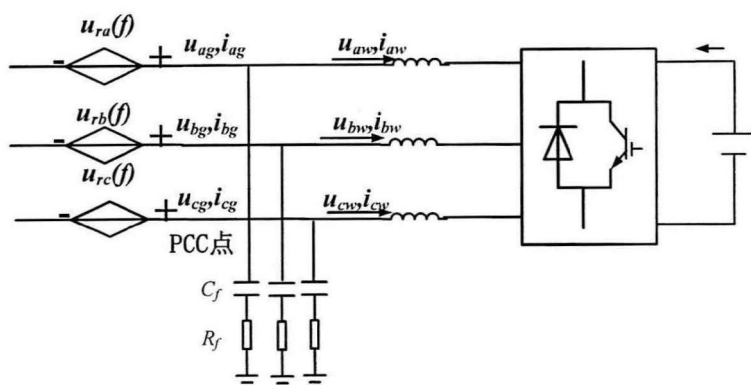


图 2-8 扫频示意图

为避免频率耦合导致测量结果不准确的现象, 每次仿真仅注入单一频次的干扰谐波。当系统再次进入稳定后, 对 PCC 点的三相电压和电流进行傅里叶分析和正负序变换, 得到对应频次的正负序电压和电流相量。二者相除即可得到对应频次的阻抗。尽管 PSCAD 自带的 FFT 模块具备正负序转换功能, 但该模块会大幅减慢仿真速度, 本文将 PSCAD 里将 PCC 点的三相电压电流数据导出到 MATLAB 中进行相关计算, 具体转换细节不再赘述。此外, 扫频模块所注入的谐波电压幅值大小对扫频结果具有较大影响。幅值太大, 会影响风机的运行点; 幅值太小, 扫频结果精度不够, 误差较大。经过反复校核试验, 扫频模块的注入谐波电压幅值为 7V, 约为额定相电压的 1%左右。

由于本文要以扫频结果作为风机阻抗的“真值”来验证理论推导的准确性, 故有必要对扫频结果的准确性进行校核。校核方案为: 同时测取图 2-8 中的 u_{abcg} 、 i_{abcg} 和 u_{abcw} 、 i_{abcw} 。 u_{abcg} 、 i_{abcg} 用来计算含滤波器的风机阻抗, u_{abcw} 、 i_{abcw} 用于计算不含滤波器的风机阻抗, 二者取倒数相减便得到滤波器的导纳扫频结果,

同时, 滤波器的导纳可直接由理论推出, 即 $Y_{filter} = \frac{1}{R_f + 1/(sC_f)}$ 。最后, 将二者

的导纳波特图进行比对即可知道扫频结果的准确性。

扫频结果如图 2-9 所示, 可见扫频的结果和理论结果高度一致, 证明了所建扫频模块的准确性, 该模块可用来验证直驱风机序阻抗的理论公式的正确性。

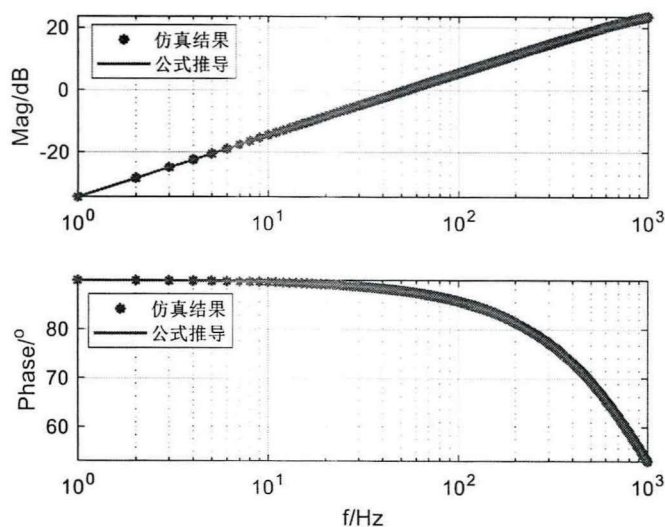


图 2-9 扫频准确性验证

2.4.2 阻抗理论验证

本节对考虑锁相环扰动、考虑 dq 轴电压前馈环节依次进行验证，并将二者进行对比来验证电压前馈环节对风机阻抗特性的影响。

2.4.2.1 考虑锁相环扰动的风机阻抗模型验证

按表 2-1 所示参数搭建仿真模型，且风机模型中不含 dq 轴电压前馈环节。按前述扫频方案对其进行阻抗扫描。仿真结果波特图如图 2-10、图 2-11 所示。蓝色星号*的散点线为仿真结果，连续的红色曲线为公式推导所绘。

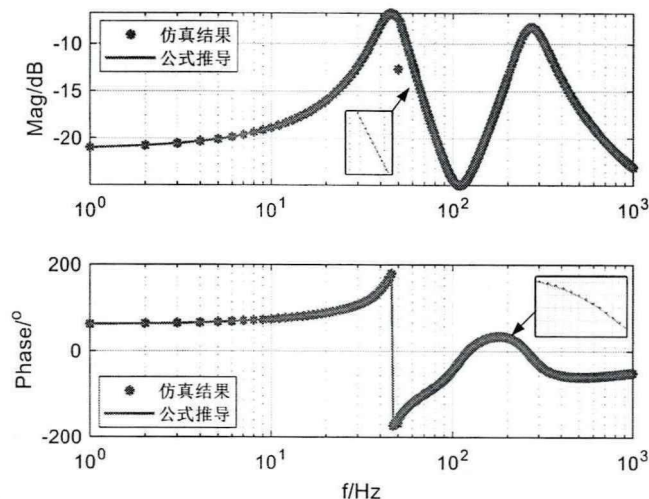


图 2-10 正序阻抗验证，考虑 PLL 扰动

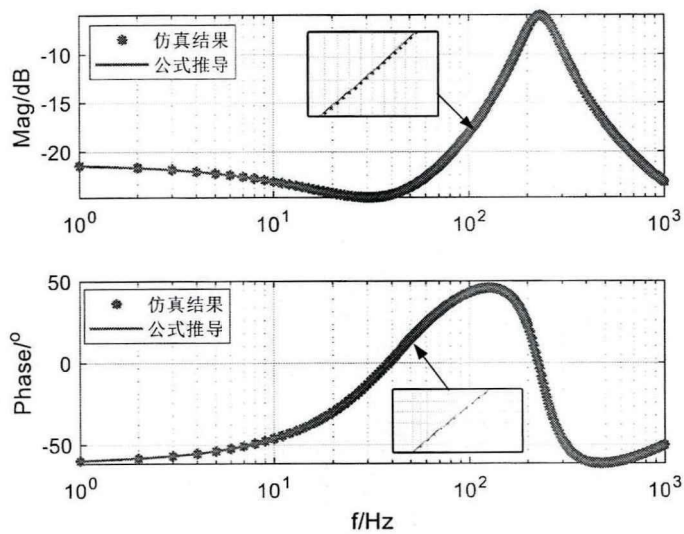


图 2-11 负序阻抗验证，考虑 PLL 扰动

可以看出，理论推导曲线与扫频结果吻合度较高，证明了理论推导的有效性。

2.4.2.2 考虑锁相环扰动与 dq 轴电压前馈环节时风机阻抗模型验证

按表 2-1 参数搭建直驱风机模型，保留 dq 轴电压前馈环节。对其进行阻抗扫描，仿真结果波特图如图 2-12、图 2-13 所示。蓝色星号*的散点线为仿真结果，连续的红色曲线为公式推导结果。

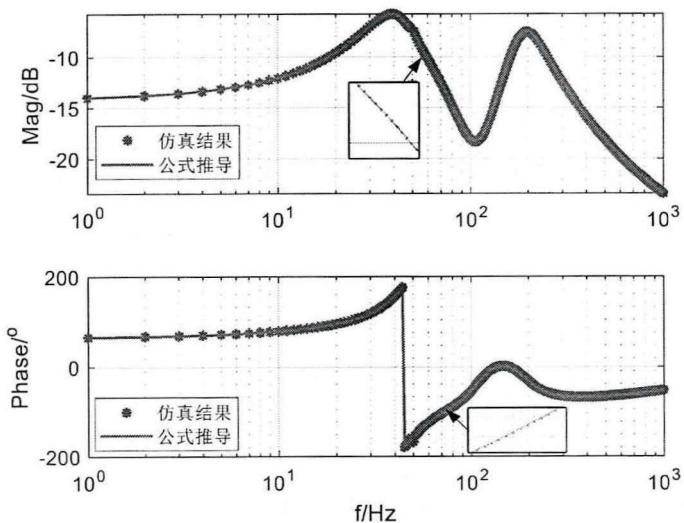


图 2-12 正序阻抗验证，考虑 dq 轴电压前馈环节

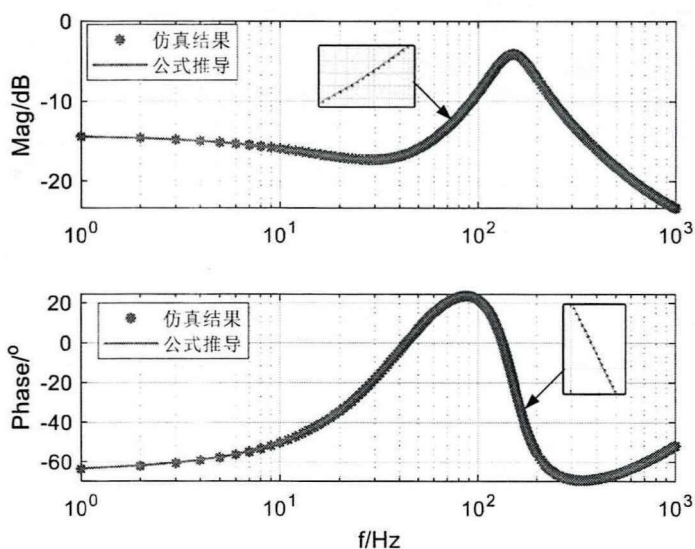


图 2-13 正序阻抗验证，考虑 dq 轴电压前馈环节

可以看出，理论推导曲线与扫频结果高度一致，证明了理论推导的有效性。

2.4.2.3 直驱风机阻抗模型对比

将考虑锁相环扰动和进一步考虑 dq 轴电压前馈环节的风机阻抗波特图进行对比，结果如图 2-14~图 2-17 所示。图 2-14 和图 2-15 为含滤波器的对外阻抗特性，可以看出，低频阶段（1~100Hz），二者相频特性接近，而幅频特性相差较大，含电压前馈时幅值更大；中频阶段（100~600Hz），幅频和相频特性相差较大；高频阶段（>600Hz），此时阻抗特性主要由滤波器决定，二者曲线近似重合。

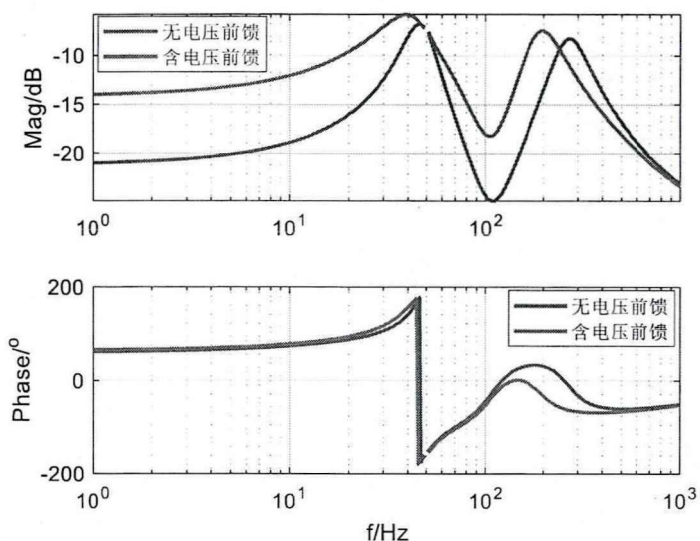


图 2-14 正序阻抗对比，含滤波器

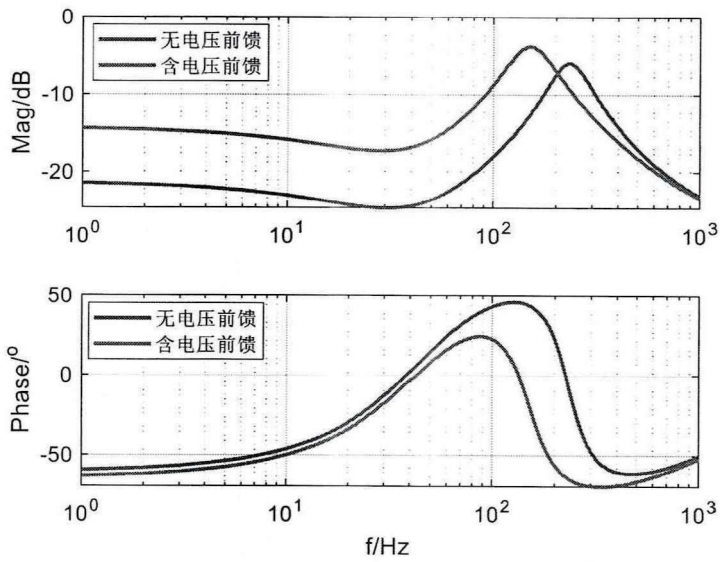


图 2-15 负序阻抗对比，含滤波器

为进一步研究不含滤波器时风机对外阻抗特性与电压前馈环节的关系，如图 2-16 和图 2-17 所示。可见在不考虑滤波器时，电压前馈环节对风机阻抗的相频特性几乎无影响，对幅频特性影响较大。在考虑电压前馈环节时，对正序阻抗而言，除工频外，其余同一频率下其幅频特性更高；对负序阻抗来说，整体幅频特性更高，曲线趋势大体相同。

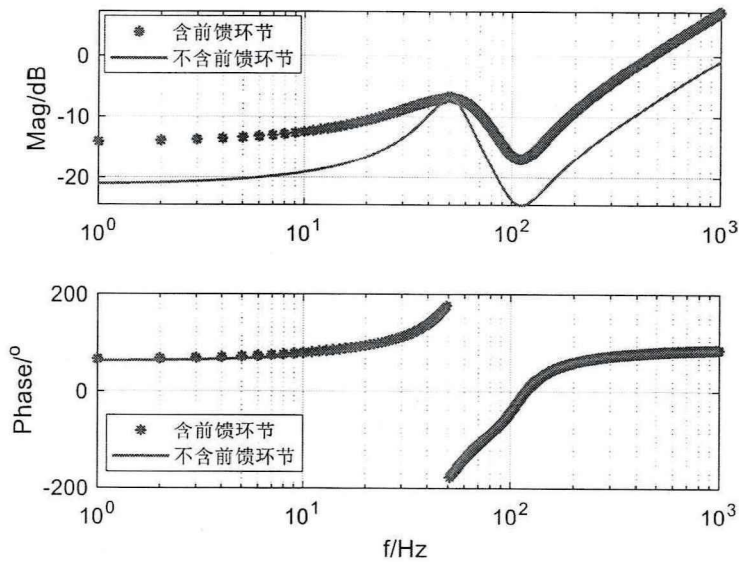


图 2-16 正序阻抗对比，不含滤波器

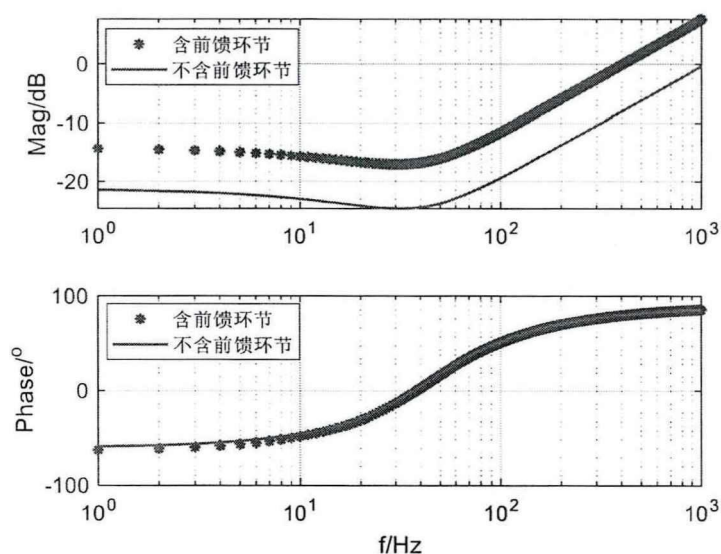


图 2-17 负序阻抗对比，不含滤波器

值得注意的是，滤波器的出现使得风机整体阻抗特性出现了第二个谐振波峰，由图 2-14 和图 2-16 以及图 2-15、图 2-17 可看出，在高频时，风机网侧换流器对外呈感性，与呈容性的滤波器发生并联谐振，导致阻抗出现谐振尖峰。这表明，LC 滤波器对风机的整体对外阻抗特性影响较大，在后续的分析中需要进一步分析。

2.5 本章小结

建立准确的序阻抗模型是从阻抗角度对直驱风机次同步振荡特性研究的基础。本章首先基于直驱风机的基本结构和控制策略，并结合傅里叶变换和频域卷积理论，从不考虑锁相环扰动、考虑锁相环扰动、考虑 dq 轴电压前馈环节，层层深入，详细推究，依次建立了相应的序阻抗模型，并基于 PSCAD 平台利用扫频技术进行了验证。

阻抗分析结果表明，在不含滤波器时， dq 轴电压前馈环节对风机阻抗的幅频特性有显著影响，相比于不考虑该环节时其阻抗幅值明显更高。若将风机与滤波器合为一体考虑，则电压前馈环节对 1~100Hz 的幅频特性影响较大，相频几乎无影响；中频阶段（100~600Hz），幅频和相频特性相差较大；高频阶段（>600Hz），此时阻抗特性主要由滤波器决定。

第3章 直驱风机次同步振荡机理分析

3.1 引言

现场试验及监测数据表明，哈密地区的次同步振荡现象成因复杂，风机出力、风场并网台数、风机控制参数、交流电网强度、系统运行方式以及 FACTS 设备等众多因素均有可能导致次同步振荡现象发生。结合第二章的直驱风机序阻抗建模，本章应用阻抗稳定判据对直驱风机引发次同步振荡的机理进行分析，讨论交流系统强度、风机并网台数、风机出力以及控制参数与系统稳定性的关系。为了进一步定量刻画风机控制参数在超同步频段对系统稳定裕度的影响，借鉴频域灵敏度^[46]的定义提出相角裕度灵敏度的概念，并基于分析结果对风机控制参数的优化提出合理建议。

3.2 直驱风机次同步振荡机理分析

为简化分析，可将直驱风机所连的交流电网等值成内阻为纯感性的电压源。根据风机控制的特性可知，风机向交流电网注入电流，可等效为并联阻抗的电流源。这样，整个系统的小信号电路便如图 3-1 所示。

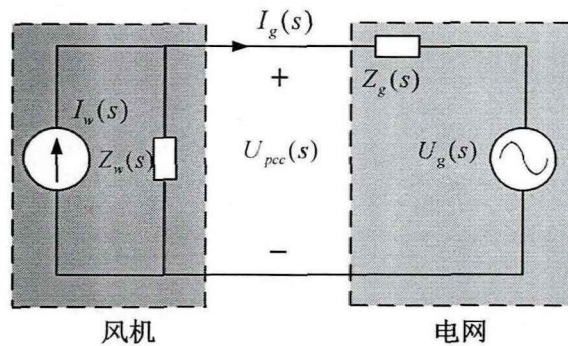


图 3-1 含风机的等值系统小信号电路图

第二章的分析表明，当系统三相对称时，风机的正负序阻抗解耦，于是风机可以拆解为正序、负序两个子电路，如图 3-2 所示。这样，整个系统便可分解成正序和负序两个子系统。

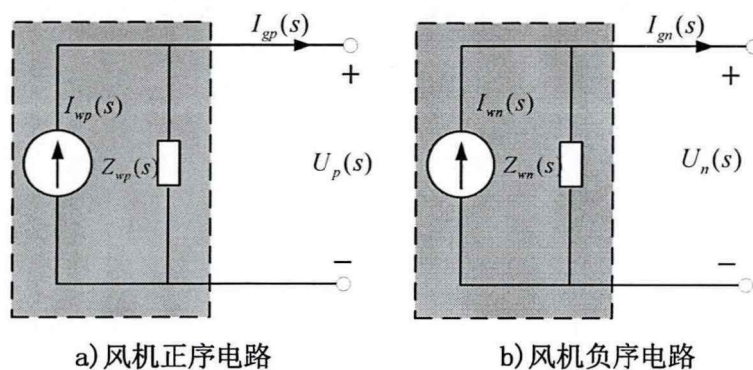


图 3-2 风机正负序小信号电路图

3.2.1 基于阻抗比的稳定性判据

由图 3-1 可知，系统中风机并网点的电流 $I_g(s)$ 满足下式：

$$\begin{aligned} I_g(s) &= I_w(s) \frac{Z_w(s)}{Z_w(s) + Z_g(s)} - U_g(s) \frac{1}{Z_w(s) + Z_g(s)} \\ &= \left(I_w(s) - \frac{U_g(s)}{Z_w(s)} \right) \frac{1}{1 + Z_g(s)/Z_w(s)} \end{aligned} \quad (3-1)$$

由式(3-1)可知，当假设风机以及电网均可稳定运行时，风机并网点电流 $I_g(s)$ 的稳定性由 $1/[1+Z_g(s)/Z_w(s)]$ 决定，该式可看做系统的闭环传递函数，前馈环节为 1，负反馈环节传递函数为 $-Z_g(s)/Z_w(s)$ 。由此可得系统的开环传递函数 $G_o(s)=Z_g(s)/Z_w(s)$ 。此时便可根据 $G_o(s)$ 的奈奎斯特曲线对系统的稳定性进行判断。对含风机的系统而言，定义各序子电路的阻抗比 $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ ，如下式所示，

$$\begin{cases} RZ_p(s) = \frac{Z_{gp}(s)}{Z_{wp}(s)} \\ RZ_n(s) = \frac{Z_{gn}(s)}{Z_{wn}(s)} \end{cases} \quad (3-2)$$

式中， $Z_{gp}(s)$ 和 $Z_{np}(s)$ 分别表示其正、负序子电路的网侧序阻抗。只有 $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ 同时满足奈奎斯特稳定判据，系统才稳定。本文将风机出口处的 LC 滤波器包含进风机阻抗，可由式(2-40)、(2-41)求得。本文假设交流电网参数三相对称，于是有 $Z_{gp}(s)=Z_{np}(s)=sL_g$ ， s 为拉式算子， L_g 为电网等值电感。

3.2.2 直驱风机系统稳定性分析

结合前一小节中的奈奎斯特正负序阻抗判据，依次研究电网强度、风机并

网台数、风机出力以及控制参数对直驱风机并网系统稳定性的影响。系统模型参数如表 2-1 所示。

3.2.2.1 电网强度对直驱风机并网系统稳定性的影响

本文通过改变电网侧的等值电感 L_g 的大小来模拟电网强度的变化，系统的正负序阻抗比 $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ 的奈奎斯特曲线如图 3-3 所示。

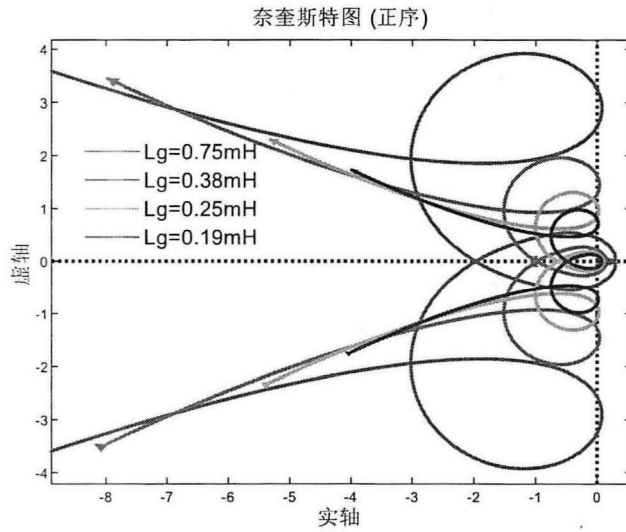


图 3-3 正序奈奎斯特图，电网强度改变

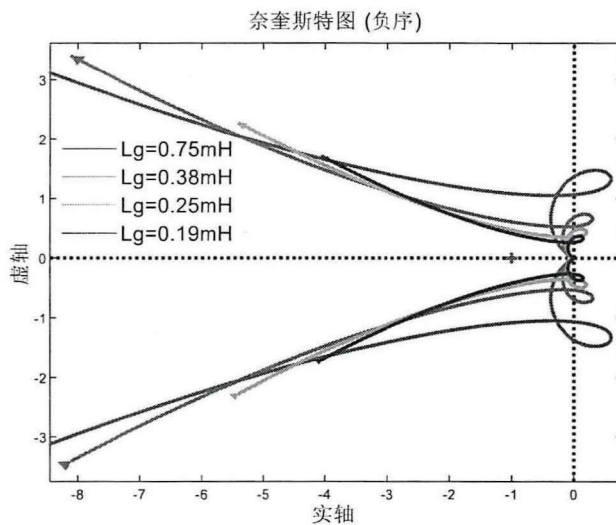


图 3-4 负序奈奎斯特图，电网强度改变

经计算，各工况下 $Z_{gp}(s)$ 和 $Z_{np}(s)$ 均无实部为正的极点，从图 3-3 可以看出，当电网较强，等值电感 L_g 小于 0.38mH 时， $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ 的奈奎斯特曲线均位

于 $(-1, j0)$ 的右边, 未围绕该点, 系统稳定。当电网变弱, L_g 大于 0.38mH 时, $RZ_p(s)$ 的奈奎斯特曲线将围绕 $(-1, 0)$ 一圈, 表明闭环正序系统存在实部为正的极点, 系统不稳定。由图 3-4 可以看出, 负序电路奈奎斯特曲线未包围 $(-1, j0)$, 离该点始终较远, 振荡风险较低。

可以看出, 对正序电路而言, 电网强度减弱将增大系统失稳的风险, 从而可能引发系统次同步振荡。

3.2.2.2 并网台数对直驱风机并网系统稳定性的影响

为简化分析, 本文假设风场内的各直驱风机运行状态及参数完全相同, 这样 N 台风机的阻抗相当于 N 台单风机并联, 整体阻抗减小为单机的 $1/N$ 。

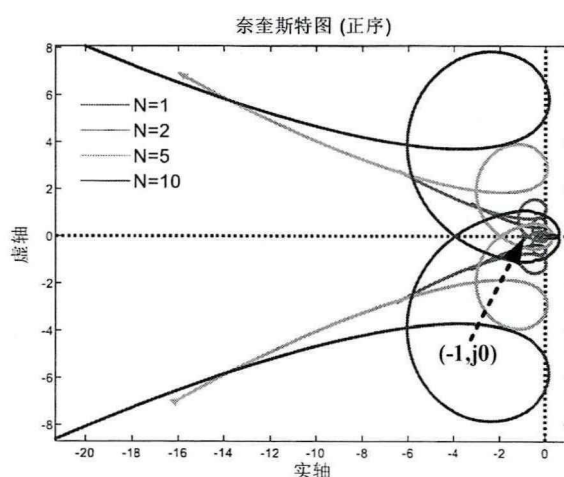


图 3-5 正序奈奎斯特图, 并网台数改变

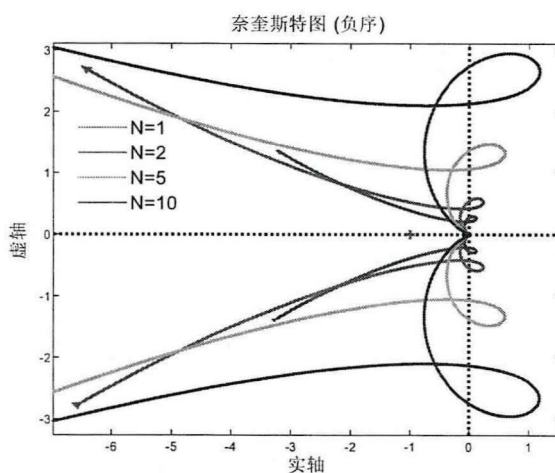


图 3-6 负序奈奎斯特图, 并网台数改变

通过改变 N 来模拟并网台数的变化, 并网台数 N 设定值如, 系统等值电感

为 0.15mH 。系统的正负序阻抗比 $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ 的奈奎斯特曲线如图 3-5 所示。经计算, 各工况下 $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ 均无实部为正的极点。从图 3-5 可以看到, 当并网台数较少时, $RZ_p(s)$ 奈奎斯特曲线位于 $(-1, 0)$ 的右边, 未围绕该点, 系统稳定, 但随着并网台数增大, $RZ_p(s)$ 的奈氏曲线将靠近 $(-1, j0)$, 系统的稳定裕度减小, 最终曲线将包围 $(-1, j0)$, 系统失去稳定。与正序相比, $RZ_n(s)$ 的奈氏曲线始终离 $(-1, j0)$ 较远, 负序电路的稳定性较好。

可以看出, 风机并网台数增多将显著增大系统失稳的风险。这意味着风场在扩建过程中会加剧系统次同步振荡的风险。另外, 从某种程度上来说, 风机并网台数的增多等效于交流系统减弱, 此时系统失稳风险增加, 和前一小节结论一致。

3.2.2.3 风机出力对直驱风机并网系统稳定性的影响

为简化分析, 以单台风机作为研究对象, 通过改变 d 轴的电流指令值 i_{dref} 来模拟风机出力的变化, 当 i_{dref} 较大时, 风机出力较多。以额定出力 2MW 为基准值, 风机出力依次设定 1.3p.u. 、 0.9p.u. 、 0.5p.u. 、 0.1p.u. , 系统等值电感和图 3-3 一样, 为 0.15mH , 并网台数为 2。系统的正负序阻抗比 $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ 的奈奎斯特曲线如图 3-7、图 3-8 所示。经计算, 各工况下 $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ 均无实部为正的极点, 从图 3-7 可以看到, 当风机出力减小时, $RZ_p(s)$ 的奈奎斯特曲线越来越靠近 $(-1, 0)$, 系统稳定性下降。

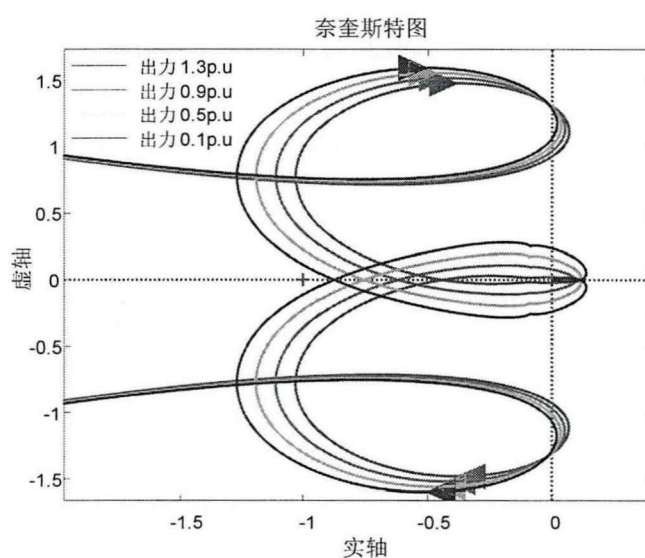


图 3-7 正序奈奎斯特图, 风机出力改变

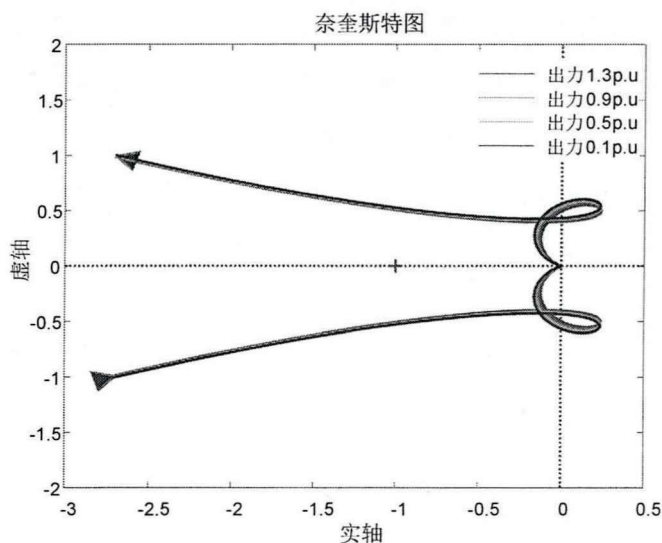


图 3-8 负序奈奎斯特图，风机出力改变

从图 3-8 可以看到，风机出力的改变对 $RZ_n(s)$ 的影响较小，且与 $RZ_p(s)$ 相比， $RZ_n(s)$ 的奈奎斯特曲线始终离 $(-1, 0)$ 较远，表明闭环负序系统处于稳定状态。

可以看出，风机出力减小对系统的稳定性构成一定威胁。这意味着较低的风场风速将加剧系统次同步振荡的风险。

3.2.2.4 LC 滤波器参数对直驱风机并网系统稳定性的影响

本文以 LC 滤波器为研究对象，讨论滤波器支路电容 C_f 和阻尼电阻 R_f 对系统稳定性的影响。

首先讨论阻尼电阻 R_f 对系统稳定性的影响。以单台风机作为研究对象，系统等值电感和图 3-3 一样，为 0.15mH 。

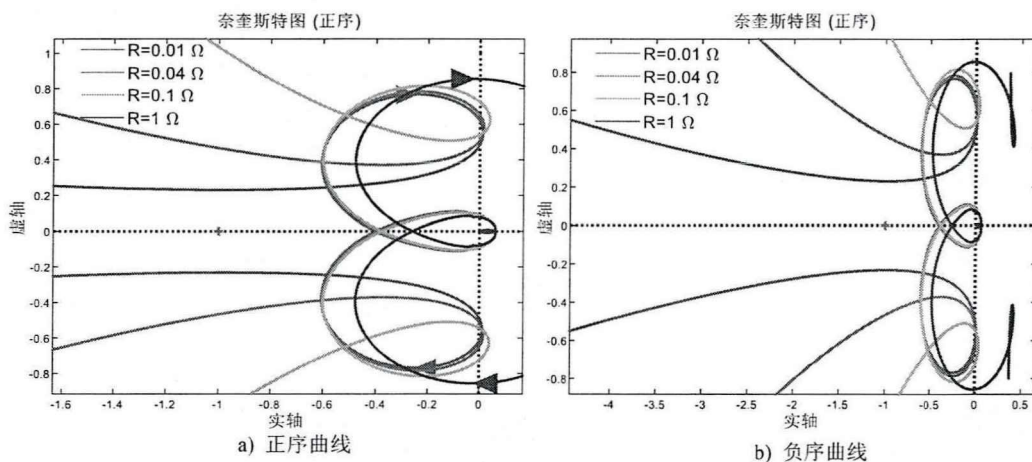


图 3-9 正、负序奈奎斯特图，滤波器阻尼电阻改变

阻尼电阻 R_f 的取值变化时, 系统的正负序阻抗比 $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ 的奈奎斯特曲线如图 3-9 所示。经计算, 各工况下 $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ 均无实部为正的极点, 从图 3-9 可以看到, 当滤波器阻尼电阻减小时, $RZ_p(s)$ 、 $RZ_n(s)$ 的奈奎斯特曲线越来越靠近 $(-1, 0)$, 系统稳定性下降。但总体而言, 阻尼电阻对曲线的影响并不大。

接着讨论滤波器的谐振频率对系统稳定性的影响, 这里假设滤波器电感不变, 为 0.15mH 。通过改变并联电容来调整谐振频率, 如图 3-10 所示。

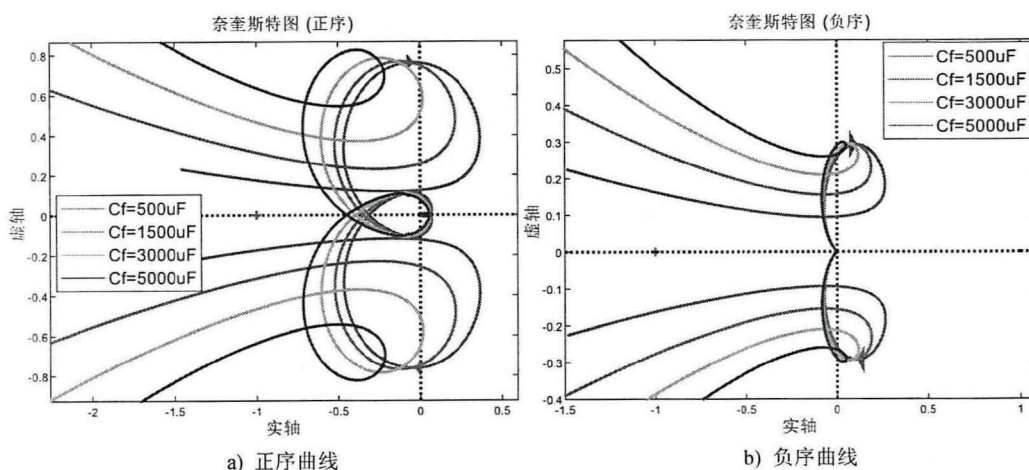


图 3-10 正、负序奈奎斯特图, 滤波器电容改变

可以看到, 当滤波器电容增大时, 对正序电路而言, 其奈奎斯特曲线离 $(-1, j0)$ 越来越远, 此时系统幅值裕度减小, 相位裕度略增大。对负序电路而言, 其相位裕度亦随滤波器电容的增大而增加。总体而言, 滤波器电容对正负序电路的稳定性影响不大。

3.2.2.5 锁相环带宽对直驱风机并网系统稳定性的影响

在网侧换流器发挥直驱风机与电网的接口作用过程中, 锁相环十分关键。研究表明, 其带宽大小对其跟踪网侧电压相位的能力以及并网换流器的稳定性具有显著影响。

在第二章中推导了锁相环的正负序闭环传递函数, 如式(2-28)所示。为了

便于讨论, 统一将其写为 $G_{pll}(s) = \frac{H_{pll}(s)}{1 + U_1 H_{pll}(s)}$, 将式(2-19)代入并展开可得,

$$G_{pll}(s) = \frac{sK_{pll}U_1 + K_{ipll}U_1}{s^2 + sK_{ppll}U_1 + K_{ipll}U_1} \frac{1}{U_1} \quad (3-3)$$

由典型二阶系统传递函数 $G(s) = \frac{2\xi\omega_n s + \omega_n^2}{s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2}$ 可知，式(3-3)可以写成

$G_{pll}(s) = G(s)/U_1$ ，其中， $2\xi\omega_n = K_{pll}U_1$ 、 $\omega_n^2 = K_{ipl}U_1$ 。

根据系统带宽-3dB 的定义，即 $20\log\left(\left|G_{pll}(s)\right|_{\omega=\omega_{BW}}\right) - 20\log\left(\left|G_{pll}(s)\right|_{\omega=0}\right) = -3$ ，求解该式可得：

$$f_{BW} = \frac{1}{2\pi} \left[\omega_n \sqrt{1+2\xi^2} + \sqrt{2+4\xi^2+4\xi^4} \right] = \frac{\omega_n}{2\pi} A(\xi) \quad (3-4)$$

一旦确定 f_{BW} 与 ξ ， K_{pll} 、 K_{ipl} 便可求出，其值依次为：

$$\begin{cases} K_{pll} = 2\xi \left(\frac{2\pi f_{BW}}{A(\xi)} \right) \frac{1}{U_1} \\ K_{ipl} = \frac{1}{U_1} \left(\frac{2\pi f_{BW}}{A(\xi)} \right)^2 \end{cases} \quad (3-5)$$

保持 ξ 为 0.707，锁相环带宽 f_{BW} 依次设为 10Hz、20Hz、50Hz、120Hz，其余参数不变。系统的正负序阻抗比 $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ 的奈奎斯特曲线如图 3-11 所示。可以看出，随着锁相环带宽的不断增大，二者的奈奎斯特曲线均向 $(-1, j0)$ 靠近，相位裕度也越来越小，系统失稳风险增加。相比于正序曲线，负序曲线的波动幅度明显更小，这表明正序电路更易受到锁相环带宽的影响。在实际电路中，锁相环带宽越大，跟踪电压相位的能力越强，但同时高带宽会引入高频分量使得系统稳定性下降。因此该参数的选取需要权衡。

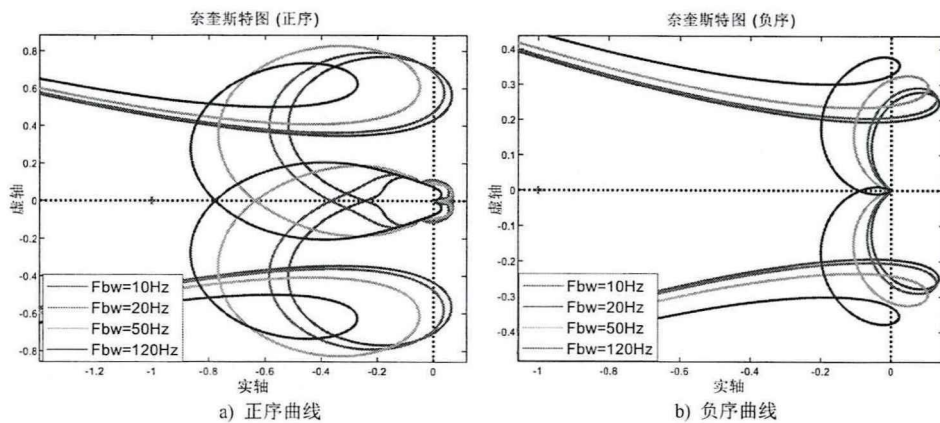


图 3-11 正、负序奈奎斯特图，锁相环带宽改变

3.2.2.6 电流环带宽对直驱风机并网系统稳定性的影响

对电流环而言，其闭环传递框图如图 3-12 所示。

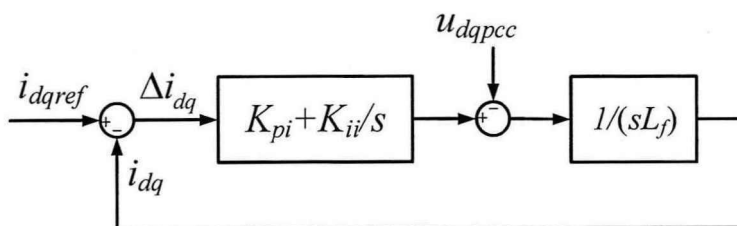


图 3-12 电流闭环传递函数框图

可推知，其闭环传递函数为

$$G_i(s) = \frac{H_i(s) / sL_f}{1 + H_i(s) / sL_f} \quad (3-6)$$

同理，可将其化成典型二阶传递函数形式，最终求得电流环的比例和积分参数如下式所示，

$$\begin{cases} K_{pi} = 2\xi \left(\frac{2\pi f_{BW}}{A(\xi)} \right) L_f \\ K_{ii} = \left(\frac{2\pi f_{BW}}{A(\xi)} \right)^2 L_f \end{cases} \quad (3-7)$$

式中， $A(\xi)$ 可由式(3-4)求得。保持 ζ 为 0.707，电流环带宽 f_{BW} 依次设为 200Hz、300Hz、400Hz、500Hz，其余参数不变。系统的正负序阻抗比 $RZ_p(s)$ 和 $RZ_n(s)$ 的奈奎斯特曲线如所示。

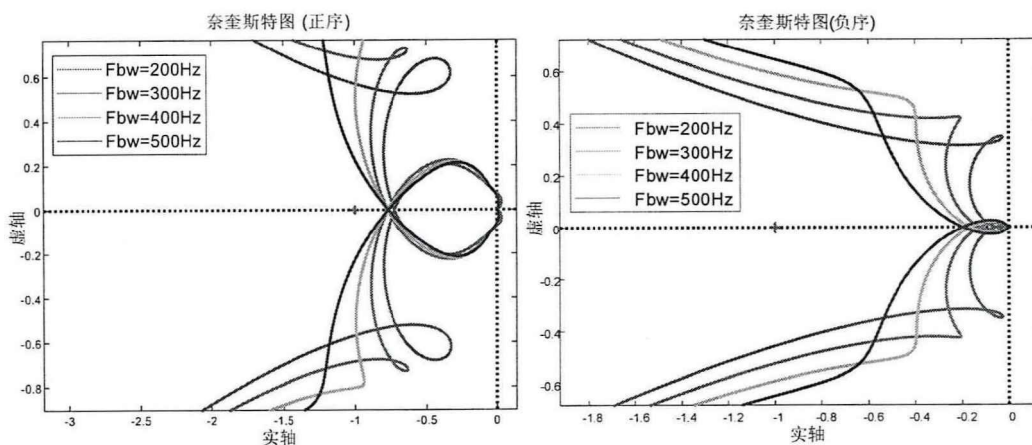


图 3-13 正、负序奈奎斯特图，电流环带宽改变

可以看出，随着电流环带宽的增大，正负序奈奎斯特曲线与 $(-1, j0)$ 的距离

变化不大，即幅值裕度变化不大，但相角裕度减小明显，系统稳定性下降。

3.2.2.7 小结

本小节利用阻抗比判据分析了系统主回路参数以及风机控制参数与系统稳定性间的关系。研究表明，直驱风机并网系统负序子电路的稳定性显著高于正序，发生振荡的可能性较低，因此本文对该系统正序子电路的分析结果进行总结，如表 3-1 所示。表中所得结论与本文第 4 章中哈密电网次同步振荡仿真结果基本一致。

表 3-1 系统各参数对系统稳定性的影响

参数	电网强度	风机并网台数	风机出力(风速)	锁相环带宽	电流环带宽
变化趋势	↑	↑	↑	↑	↑
振荡风险	↓	↑	↓	↑	↑

3.3 相角裕度灵敏度分析

3.3.1 相角裕度灵敏度分析的定义与计算

由前述分析可知，随着风场扩建，风机并网台数增加，系统发生次同步振荡的风险将增大。对风机本身而言，调整控制参数是应对振荡的有效措施之一。由前一节的定性分析可知，锁相环以及电流环的控制参数对系统稳定性影响明显。

此外，尽管阻抗比判据能够判断系统是否稳定，但其在衡量系统的相对稳定性时并不方便。目前学界针对定量描述系统的稳定裕度提出了众多方法，这些方法的保守性各不相同。其中，按照“RLC”等效电路理论^[47]，双馈风机在次同步频率范围内对外呈负阻容性，与阻抗呈感性的电网发生 LC 串联谐振，因而系统在谐振频率点发生次同步振荡。

以风机内环电流控制环节的比例参数 K_{pi} 为例，系统模型参数如表 2-1 所示，电网电感 $L_g=0.38\text{mH}$ 。当 $K_{pi}=0.1$ 时，风机阻抗以及电网阻抗的波特图如图 3-14 所示，蓝色曲线为风机正序阻抗，红色曲线为风机负序阻抗，黑色虚线为戴维南等值电网阻抗（电网正负序曲线相同）。交流电网经过戴维南等值，其幅频特性曲线为一斜率等于 20dB/dec 的直线，相频特性曲线为 90° 的水平线，但实际

交流系统的阻抗频率特性更加复杂，总体上认为在低频段，交流系统主要呈现为阻抗感性。

可以看到，风机正序阻抗幅频曲线与电网幅频曲线相交于 A 点（78Hz）和 B 点（196Hz），而 A 点频率所在处，风机正序阻抗相频曲线接近 -90° ，呈负阻容性，与电网相频特性曲线（ 90° ）相位差接近 -180° ，此时相位裕度约为 0° ，系统将发生谐振。对比研究发现，直驱风机负序阻抗在整个频带范围内始终呈正阻性，这意味着，负序阻抗的开环传递函数的相位裕度始终大于 0 ，故负序电路始终保持稳定。

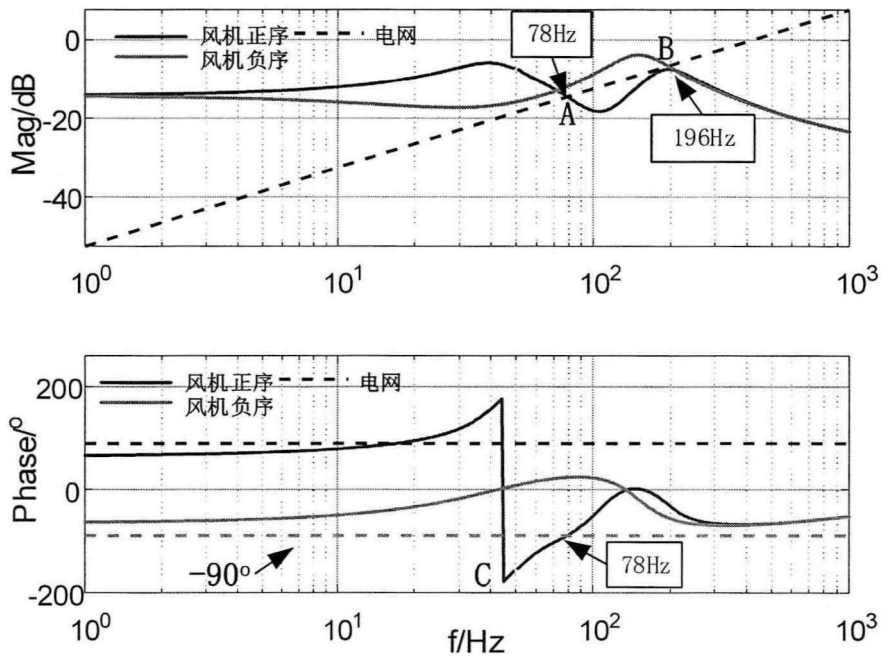


图 3-14 正负序阻抗波特图， $K_{pr}=0.1$

进一步分析可知，若超同步频率范围内系统的相角裕度足够，则无论该频段风机与电网的幅频特性是否相交，系统必然不会发生超同步振荡。因此，本文在后续研究中将重点关注超同步频率内风机控制参数变化时对系统的相位裕度的影响。

基于上述理由，本文借鉴文献[48]中关于相角裕度的定义，并对电网进行戴维南等值，同时将滤波器归为风机阻抗的一部分，观察低频范围内相角裕度随风机控制参数的变化情况，这样便有相位裕度 PM

$$PM = 90^\circ + \arg [Z_w(x, j2\pi f)] \Big|_{f \in [0\text{Hz}, 40\text{Hz}] \cup [60\text{Hz}, 100\text{Hz}]} \quad (3-8)$$

其中， x 指某一风机控制参数。从图 3-14 可以看出,频段 $[50\text{Hz}, 78\text{Hz}]$ 的相位裕度 PM 均小于 0 ，一旦该频段范围内风机阻抗与电网的幅频特性出现交点，则

系统将出现振荡。

同时，定义相位灵敏度 $S_x(x, f)$ ，其表达式为：

$$S_x(x, f) = \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \frac{PM(x + \Delta x, f) - PM(x, f)}{\Delta x} \quad (3-9)$$

将风机阻抗解析表达式(2-40)代入式(3-9)即可得出风机阻抗相角 $\arg[Z_w(x, j2\pi f)]$ 关于参数 x 的偏导数。 $S_x(x, f)$ 表示在某一频率下，当其余参数不变时，风机阻抗相角随某参数 x 的微小变化而改变的程度。因此， $S_x(x, f)$ 可以定量刻画参数在低频范围内改变时对相位裕度的影响。

3.3.2 风机控制参数的相角裕度灵敏度分析

基于式(3-9)，分别以锁相环以及电流环的比例和积分系数 (K_{pi} 、 K_{ii} 、 K_{ppl} 以及 K_{ipll}) 为参数，在超同步频率范围内对其相角裕度灵敏度进行分析，分析结果如图 3-15 所示。

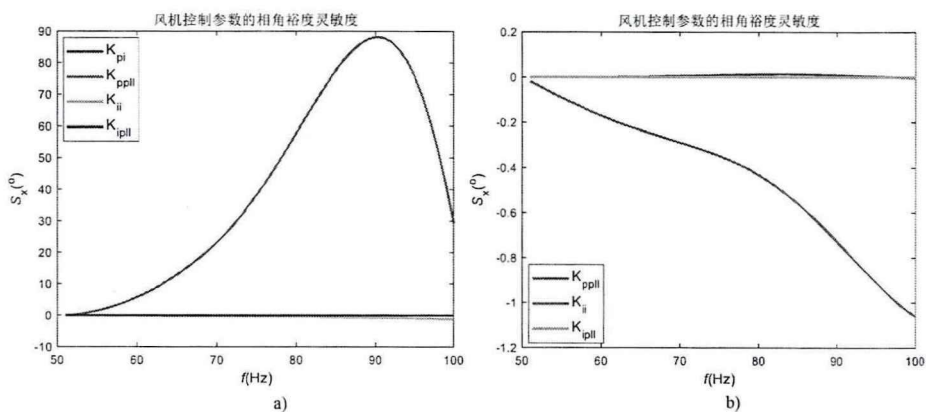


图 3-15 风机控制参数的相角裕度灵敏度

其中图 a) 包括锁相环和电流换掉控制参数，可以看出，电流环的比例系数 K_{pi} 的相角裕度灵敏度为正值，且远大于其余参数，这表明该参数对相角裕度的改善作用明显。由于 K_{pi} 过大，导致其余参数的相角裕度灵敏度无法看清，于是在图 b) 中单独作图，可以看出，电流环积分系数 K_{ii} 的相角裕度灵敏度为负值，表明该参数增大时，将减小系统相角裕度，不利于系统稳定。根据前述关于电流环带宽的定义可知，当 ζ 不变，若 K_{ii} 增大而 K_{pi} 不变，此时带宽将增大，系统稳定性变差。这与 3.2.2.6 节中由奈奎斯特曲线所得结论一致。

另外，锁相环的参数对超同步频率范围的相角裕度灵敏度虽为正值，但近

似于 0，对相角裕度的改善作用不明显。

3.3.3 控制参数相角裕度灵敏度的应用

由前一小节分析可知，电流内环的比例系数对系统的相角裕度改善作用明显大于其余参数。因此，可以考虑通过适当增大该参数来改善系统稳定性。如图 3-16 所示，图中黑色虚线表示电网的阻抗特性，其余颜色为不同电流环比例参数 K_{pi} 取值情况下风机的阻抗特性，依次用字母 A、B、C 表示。

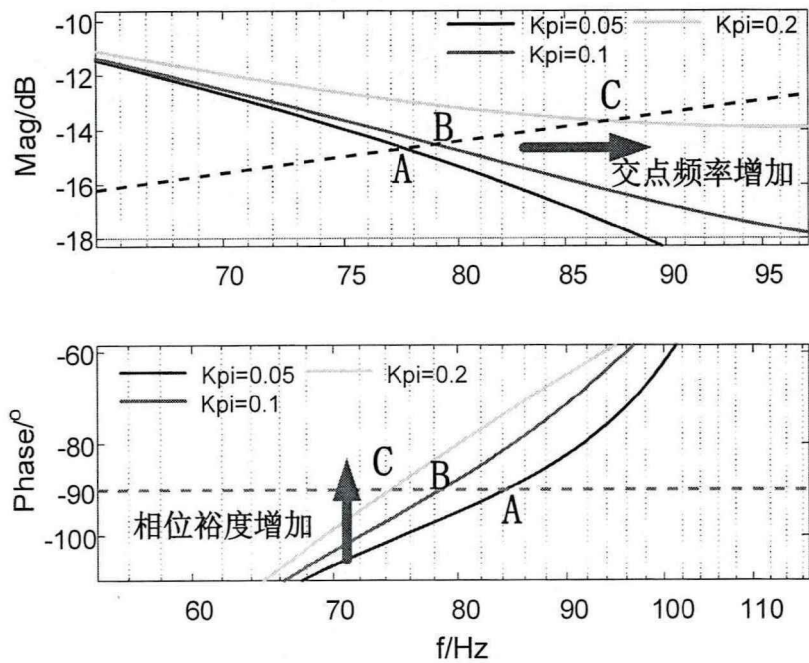


图 3-16 正负序阻抗波特图，调节电流环比例参数

由图 3-16 可知，随着电流环比例参数 K_{pi} 增大，超同步频率范围内，同一频率所对应的系统相位裕度增加，同时风机阻抗与电网阻抗的幅频曲线交点所在频率增大，且该频率所对应的相位也由 A 线的负值转为 C 线的正值，这表明系统的相角裕度在增加，系统由不稳定转为稳定。

因此，上述理论分析表明，通过优化风机控制系统电流环比例参数可以有效改善其并网稳定性。

3.4 控制参数优化效果检验

由相角裕度灵敏度分析结果可知，相比于其余参数，电流内环比例系数在超同步频段对系统相角裕度的改善作用最为显著，而适当增大该参数，可以有效提高直驱风机并网系统稳定性。为了验证该策略的可行性，基于 PSCAD 平

台搭建了直驱风机并网系统模型。系统初始短路比为 3，风机出力为 20%，电流环比例系数 $K_{pi}=0.1$ 。仿真至 4.5s 左右，电网强度减弱至 1，线路有功及 a 相瞬时电流波形如图 3-17 所示，系统立即出现明显的次同步振荡。在 8s 左右增大 K_{pi} 至 0.3，可以看到，振荡迅速衰减，系统恢复稳定。仿真结果表明，适当增大 K_{pi} 可有效提高直驱风机并网稳定性。

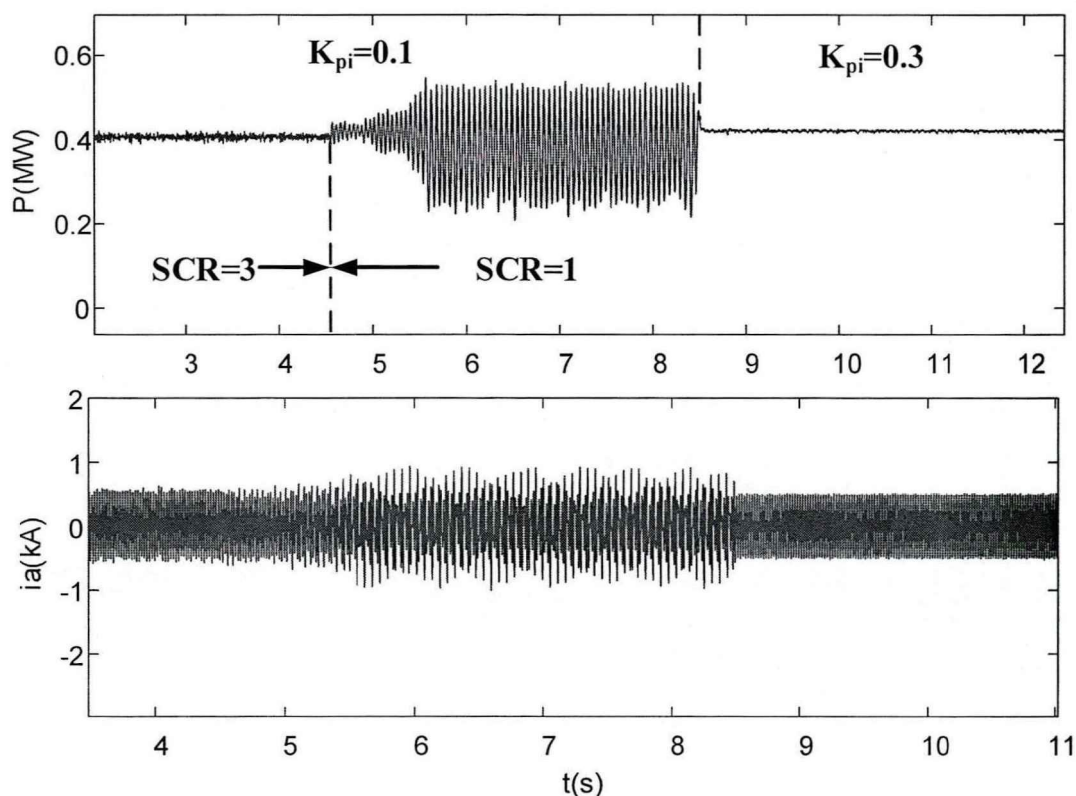


图 3-17 线路有功及 a 相瞬时电流波形

3.5 本章小结

本章通过将系统分为正、负序两个子电路，并基于序阻抗比的稳定性判据，对交流系统强度、风机并网台数、风机出力以及控制参数与系统稳定性的关系进行了分析。正序子电路分析结果表明，对一次系统而言，交流系统强度减弱、风机并网台数增多以及出力减小时会削弱系统稳定裕度，增大系统产生次同步振荡的风险。而风机机端的 LC 滤波器参数对系统稳定性的影响相对较小。对二次系统来说，风机的锁相环带宽增大时，系统稳定裕度明显减小。而电流环带宽增大时，系统的幅值裕度变化不大，但相角裕度明显减小，也不利于系统稳定。此外，相比于正序子电路，负序子电路稳定性明显较好，各系统参数改变时系统仍能保持稳定。

阻抗分析表明，一旦风机阻抗和电网阻抗幅频特性相交且相频特性中相位差超过 180° ，系统将发生振荡。由于基频分量的耦合作用，会导致次同步振荡分量和超同步分量对偶出现。为定量刻画低频范围内风机控制参数对相角裕度的影响，提出了相角裕度灵敏度的概念，超同步频段分析结果表明，电流内环的比例参数的相角裕度灵敏度为正值且显著大于其余参数，表明该参数对系统相角裕度的改善作用要显著大于其余参数。因此选取该参数为优化手段以改善系统的稳定性。仿真结果表明，该参数可以有效提高系统稳定性，抑制次同步振荡现象。

第4章 哈密电网直驱风场次同步振荡特点研究

4.1 前言

前述分析所得关于直驱风机次同步振荡特性的结论均基于单机系统，为研究哈密电网的次同步振荡特性，本章结合实际电网数据，基于 PSCAD 平台搭建了哈密电网的电磁暂态仿真模型，并结合不同系统运行方式、网架结构，分析确定不同风速、并网台数条件下，系统发生次同步振荡的条件、频谱特征以及阻尼特性等特点，可为后续的串联型次同步振荡抑制器参数设计提供参考。

4.2 哈密电网等值模型建立及验证

4.2.1 哈密电网建模

针对新疆哈密电网北部地区的直驱风场在无串补情况下出现次同步振荡的问题，选取新疆哈密电网为研究对象，以 PSCAD 电磁暂态仿真软件为平台，搭建相应电网模型。

鉴于实际电网较复杂，为便于分析研究，采用电网等值的方式，以三塘湖、吐鲁番、祁连以及鱼卡 750 变电站为系统建模边界，保留 750kV 主网架和部分 220 变电站，其等值效果如图 4-1 所示，共 10 个 750kV 变电站、8 个风场、8 台火电机组以及 2 回直流等，剩余部分均等效为负荷。

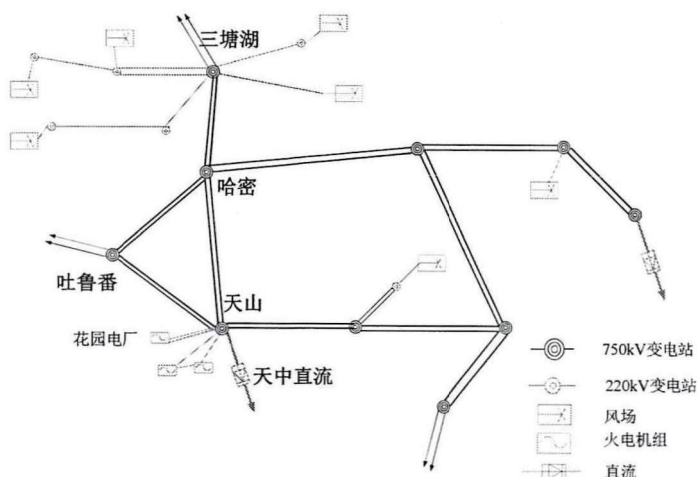


图 4-1 新疆哈密电网等值示意图

4.2.1.1 风场等值

为简化分析，假设风场内共 N 台风机，各风机种类一致且出力相等，均为 P_N ，将其中某单台风机如第二章所示详细建模，其发电机端电流为 $i(t)$ 。在该风机出口母线出并联电流源，其幅值为 $(N-1)i(t)$ 。这样，整个风场出力变为 $N \times P_N$ 。如图 4-2 所示。

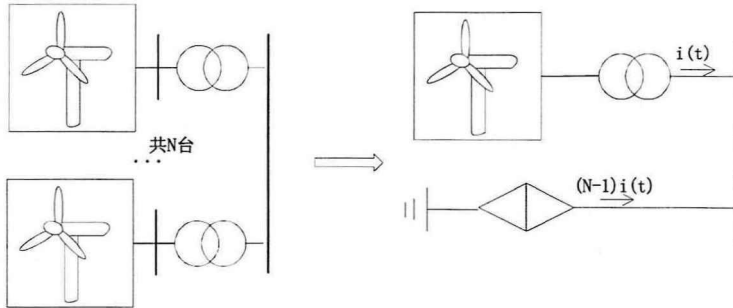


图 4-2 风场等值示意图

4.2.1.2 直流模型

本文主要针对天中直流以及酒湖直流进行建模，直流主回路参数包括换流变压器、换流器、直流线路、平波电抗器、接地电阻、滤波器与无功补偿设备等元件参数，其中滤波器主要为双调谐滤波器，以滤去交流侧的 $12k \pm 1$ 次谐波。

直流模型的控制逻辑采用 CIGRE 标准模型，其中，整流侧采用定电流控制，逆变侧采用定熄弧角控制。

以天中直流为例，其 PSCAD 建模效果图如如图 4-3 所示。

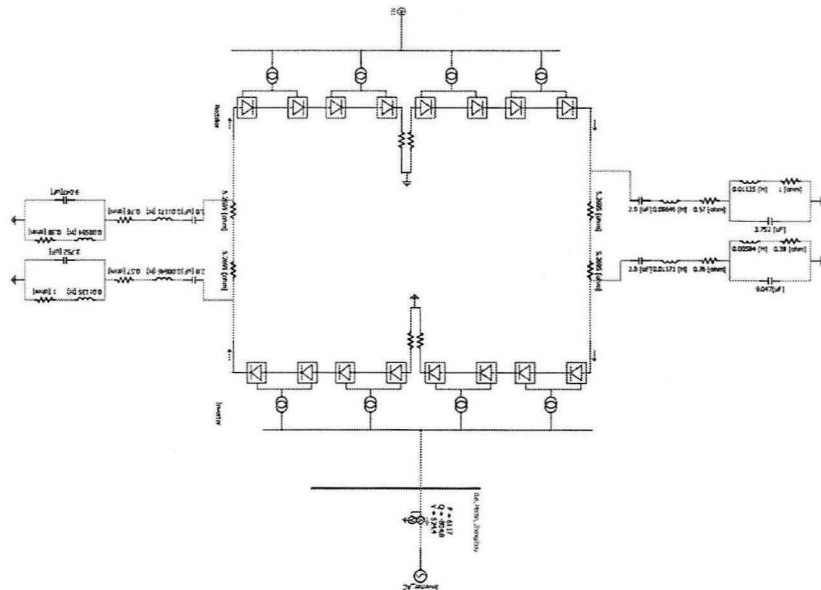


图 4-3 天中直流模型示意图

4.2.2 模型验证

从潮流和次同步振荡现象模拟两个角度出发,对模型有效性进行仿真验证。

4.2.2.1 潮流对比

将新疆哈密电网的 PSASP 模型潮流结果作为对比对象,以 750kV 线路潮流为例,对比结果如表 4-1 所示。

表 4-1 750kV 线路潮流结果对比

线路 (750KV)	有功功率 (MW)		相对偏差 (%)	无功功率 (Mvar)		相对偏差 (%)
	PSASP	PSCAD		PSASP	PSCAD	
哈密-三塘湖	166.8	167.6	0.48%	276.8	289.8	4.70%
哈密-天山	74.1	70.73	4.55%	-40.4	-46.27	14.53%
吐鲁番-天山	846	866.5	2.42%	-1314	-1325	0.84%
敦煌-哈密	162.3	162.6	0.18%	-1052	-1050	0.19%
烟墩-天山	446.8	442	1.07%	88.2	89.96	2.00%
烟墩-沙洲	329	331.3	0.70%	704.6	706.8	0.31%
敦煌-沙洲	806.7	811.4	0.58%	-699.91	-694.3	0.80%
敦煌-莫高	1342.1	1337	0.38%	-566.6	-576.3	1.71%
莫高-祁连	4003	3999	0.10%	-175.1	-185.7	6.05%
沙洲-鱼卡	1415.3	1419	0.26%	-741.5	-734.6	0.93%
天山-哈密换	6500	6500	0.00%	1450.7	1481	2.09%
祁连-酒泉换	4000	3995	0.13%	94.24	83.42	11.48%

由潮流对比结果可知,PSCAD 模型潮流结果和 PSASP 潮流数据基本一致,其有功功率相对偏差基本维持在 3%以内。对等值模型中全部电压等级的潮流对比结果进行统计,结果如表 4-2 所示。

表 4-2 潮流结果统计分析

	按有功统计	按无功统计
总对比线路数	119	119
误差<0.5%	71	36
0.5%<误差<1%	87	50
<1%误差<3%	109	81

其中,750kV 网架上各线路有功功率的误差基本上小于 1%。

另外,注意到若干线路潮流相对误差达到 10%左右,这类线路的有功功率往往较小,在几兆瓦左右,以线路<新兵团瑞虹 51-新天山换流站 51>为例,PSASP 中该线路传输有功为 6.22MW,PSACD 仿真结果 6.903MW,尽管绝对

偏差在 0.7MW 附近，但其基数过小，导致相对偏差达到 10%左右。因此，若忽略这类因潮流数值较小而造成相对误差较大的线路，则 PSCAD 模型仿真结果和 PSASP 基本一致。

4.2.2.1 次同步振荡验证

图 4-4 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。当某一时刻，其电流幅值突然明显增大，出现振荡。现场的傅里叶分析表明其振荡频率为 23Hz。

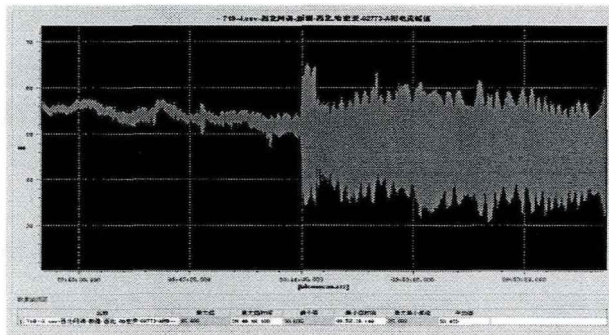


图 4-4 哈山 I 线电流录波图

在 PSCAD 中降低风场出力产生次同步振荡，哈天 I 线的 A 相电流幅值波形如下，其振荡频率为 23Hz。

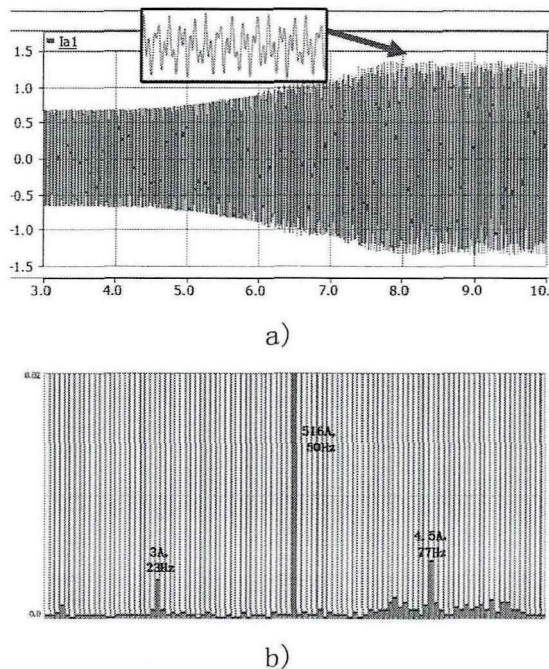


图 4-5 仿真线路 A 相电流波形及 FFT 分析

可以看到，所建模型可产生与实际电网类似的次同步振荡现象。在仿真过

程中发现，风速的改变会影响次同步振荡频率，见 4.3.1 节。实际监测数据表明，哈密地区的次同步振荡频率的确存在频率“漂移”现象，如图 4-6 所示。

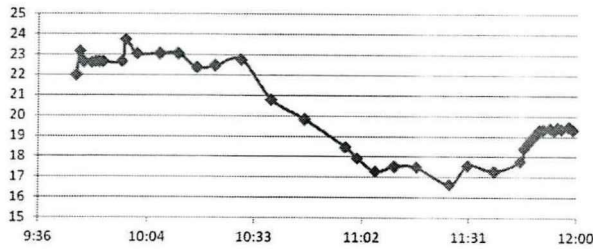


图 4-6 哈山 I 线 A 相电流振荡频率“漂移”现象

此外，当风机并网台数发生变化时，也可以造成次同步频率的“漂移”现象。本章后续内容将予以详细讨论。

基于新疆哈密电网数据，在 PSCAD 平台上搭建等值电网模型，经过潮流计算结果对比，二者结果基本一致，同时该模型可产生与实际电网相似的次同步振荡现象，在一定程度上证明了所建模型的有效性，从而为后续哈密电网次同步振荡特点的研究工作提供基础。

4.3 哈密电网次同步振荡特点分析

结合第三章中关于直驱风机次同步振荡机理及特性的分析可知，交流系统强度、风机出力、风机并网台数以及风机控制参数均与系统的次同步振荡现象密切相关。为简化分析，假设各风场运行时风机控制参数不变，利用所建的哈密电网等值模型，通过改变系统运行方式、网架结构、风速以及并网台数对哈密电网次同步振荡的发生条件、频谱特征以及阻尼特性进行分析。

4.3.1 风场出力对次同步振荡的影响（风速、并网台数）

系统运行初始条件，风速为额定值 12m/s，并网台数参照哈密电网冬大运行方式下的潮流进行设定，并以此时的并网数为 1.0p.u.。此时系统并未发生次同步振荡，各风场汇集线出口处以及三-哈线、哈-天线、哈-敦线均未检测到次同步振荡电流。

为分析风场出力（风速以及并网台数）对次同步振荡的影响，依次分别改变三塘湖附近各风场的风速以及并网台数。为简化分析，首先假设各风场的风速大小相等，且各风场风速同步变化。在研究中发现，

当风速降至 10m/s 时，系统出现次同步振荡现象。

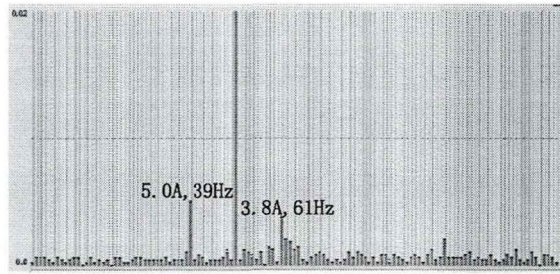


图 4-7 三-哈线 A 相电流 FFT 幅频特性，风速 10m/s，并网数 1.0p.u.

可见，风速对风场的次同步振荡有显著影响。为进一步探究二者的关系，在 PSCAD 中分别对冬大和冬小两种典型运行方式进行仿真。以三-哈线为例，对其 a 相电流进行傅里叶分析，结果如表 4-3 所示。

表 4-3 风场次同步振荡特点与风速的关系，冬大

风速, m/s	频率, Hz	幅值, A	最大分量占工频百分比, %
12	—	—	—
11	—	—	—
10	39, 61	5, 3.8	0.84%
9	32, 68	1.7, 2.9	0.40%
8	24, 76	6, 2.4	0.81%
6	21, 79	2.7, 5.2	0.42%
5	19, 81	4.2, 1.4	1.03%

表 4-4 风场次同步振荡特点与风速的关系，冬小

风速, m/s	频率, Hz	幅值, A	最大分量占工频百分比, %
12	—	—	—
11	—	—	—
10	25, 75	2.38, 4.11	1.09%
9	20, 80	2, 1.07	0.48%
8	13, 87	2.5, 4.4	0.95%
7	14, 86	4.88, 8.4	1.68%
5	9, 91	4.65, 2.2	0.84%

其中，横线“—”表示无振荡现象发生。由表中结果可知，当风速减小，系统阻尼下降。当风速降至 10m/s 时，次同步振荡被激发，且振荡频率较高。随着风速继续减小，次同步振荡的主振频率（幅值相对其它次同步分量偏大）大致呈下降趋势。此外，次同步电流幅值与风速无明显的线性关系。

采用同样的方式研究风机并网台数对次同步振荡的影响。

表 4-5 风场次同步振荡特点与并网台数的关系, 冬大

并网台数, p.u.	频率, Hz	幅值, A	最大分量占工频百分比, %
0.1	—	—	—
0.5	—	—	—
0.8	—	—	—
1.2	—	—	—
1.44	25,75	22.6,34.5	0.020
1.8	24,76	24.2, 27.9	0.017
2	20,80	27.3,52.1	0.032
2.38	15,85	31.2,35.3	0.037

表 4-6 风场次同步振荡特点与并网台数的关系, 冬小

并网台数, p.u.	频率, Hz	幅值, A	最大分量占工频百分比, %
0.2	—	—	—
0.5	—	—	—
1.0	—	—	—
1.2	18,82	0.20,0.17	0.026
1.4	19,81	0.125,0.163	0.036
2	12,88	0.26,0.11	0.031
2.2	11,89	0.32,0.21	0.033

可见, 并网台数减小并不会激发次同步振荡。然而随着并网台数增大, 系统阻尼减弱, 最终系统出现次同步振荡。随着并网台数进一步增大, 振荡频率减小, 振荡幅值略微增大。

系统模型中三塘湖地区共有五个等值风场, 考虑到各风场风速同步变化的假设与实际不符, 取其中容量最大和最小的风场作为研究对象, 单独改变其风速和并网台数对振荡规律进行研究。

首先以容量最大的风场(红星风场)为研究对象, 其并网台数为 108 台, 保持其并网台数不变, 改变风速, 仿真结果如表 4-7 所示。

表 4-7 风场次同步振荡特点与风速的关系, 冬大(大容量风场)

风速, m/s	频率, Hz	幅值, A	最大分量占工频百分比, %
12	—	—	—
11	—	—	—
10	—	—	—
9	30, 70	2.6, 1.4	1.03%

风速, m/s	频率, Hz	幅值, A	最大分量占工频百分比, %
8	23, 77	3, 4.3	0.83%
6	17, 83	2.1, 6.6	1.22%
4	8, 92	1.2, 1.9	4.55%

接着, 保持风速不变, 改变并网台数, 仿真结果如表 4-8 所示。

表 4-8 风场次同步振荡特点与并网台数的关系, 冬大(大容量风场)

并网台数, p.u.	频率, Hz	幅值, A	最大分量占工频百分比, %
0.2	—	—	—
0.5	—	—	—
1.0	—	—	—
1.5	—	—	—
1.87	38、62	153、9	5.1
1.93	37、63	162、7.6	5.3
2.03	34、66	169、15	7.6
2.23	32、68	172、60	6.2.

接着以出力最小的风场(麻黄沟西风场)为研究对象, 其初始并网台数为 18 台, 和前述仿真过程类似, 保持其并网台数不变, 改变风速, 仿真结果如表 4-9 所示。

表 4-9 风场次同步振荡特点与风速的关系, 冬大(小容量风场)

风速, m/s	频率, Hz	幅值, A	最大分量占工频百分比, %
12	—	—	—
11	—	—	—
10	34,66	0.17,0.39	0.08%
9	32,68,	0.25,0.44,	0.10%
8	29, 71	0.48, 2.7	0.57%
5	21,79	0.35,0.2	0.06%

接着, 保持风速不变, 改变并网台数, 仿真结果如表 4-10 所示。

表 4-10 风场次同步振荡特点与并网台数的关系, 冬大(小容量风场)

并网台数, p.u.	频率, Hz	幅值, A	最大分量占工频百分比, %
0.2	—	—	—
0.5	—	—	—

并网台数, p.u.	频率, Hz	幅值, A	最大分量占工频百分比, %
1.0	—	—	—
1.5	—	—	—
6	—	—	—
10	25,75	0.45,0.3	0.04%

由上述仿真结果可知,大、小容量风场均满足以下特点:1)随着风速降低,系统次同步阻尼减弱,最终出现次同步振荡现象。2)次同步振荡发生后,随着风速减小,其主振频率也随之减小。2)随着风场并网台数增大,系统阻尼减弱,最终产生次同步振荡。3)相比于并网台数,风速对系统稳定性的影响更加明显。

4.3.2 网架拓扑对次同步振荡的影响

为分析网架拓扑对次同步振荡的影响,分别在有、无次同步振荡的情况下改变网络拓扑。以冬大运行方式为例,具体方案如下,

系统初始运行时无次同步振荡,吐鲁番-哈密 750kV 线路断开,三-哈线的 a 相电流 FFT 结果如图 4-8 中 a)图所示,若将该线路相连且系统再次稳定后,其 a 相电流 FFT 结果结果如图 b)所示。

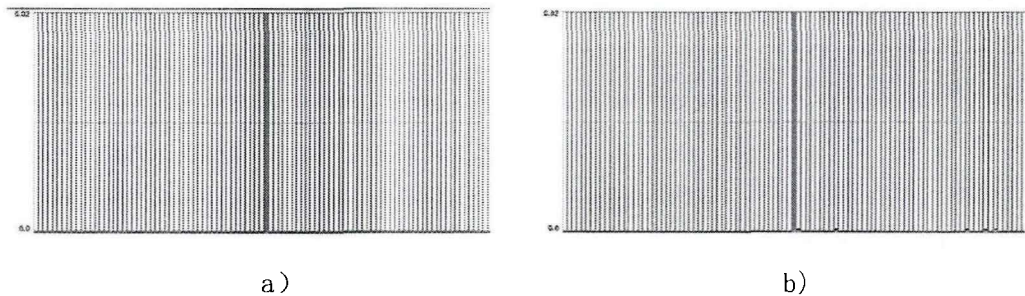


图4-8 三-哈线A相电流FFT幅频图 a)断; b)连

当风场风速降至 8m/s 时,系统出现次同步振荡,三-哈线的 A 相电流 FFT 结果如图 4-9 中 a)图所示,次同步振荡电流频率为 23Hz,幅值为 3A。若将吐鲁番-哈密 750 线路连上,当系统再次稳定运行时,结果如 b)图所示,此时次同步振荡频率变为 25Hz,幅值为 4.7A。

同样,当最大容量的红星风场风速降至 7m/s 时,三-哈线的 A 相电流 FFT 结果如图 4-10 中 a)图所示,次同步振荡电流频率为 17Hz,幅值为 3.2A。若将吐鲁番-哈密 750 线路连上,当系统再次稳定运行时,结果如图 4-10 b)图所示,此时次同步振荡频率变为 19Hz,幅值为 4.4A。

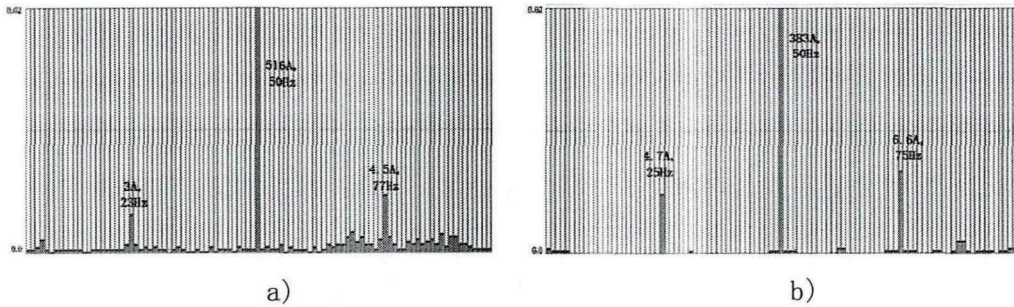


图 4-9 三-哈线 A 相电流 FFT 幅频图 a) 断; b) 连

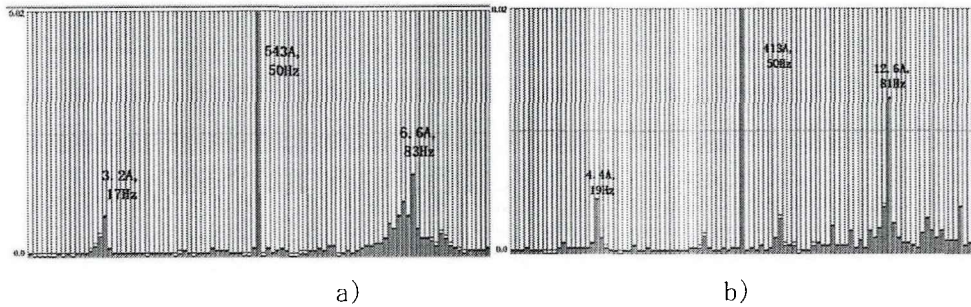


图 4-10 三-哈线 A 相电流 FFT 幅频图 a) 断; b) 连

可见，网架拓扑的变化会影响次同步振荡。对三塘湖地区风场而言，吐-哈线相连等同于增强了交流系统的网架结构，此时原次同步振荡电流的频率增加，幅值略微增大。

为进一步研究网架拓扑对次同步振荡的影响。当红星风场的风速降至 8m/s，且保持吐-哈 750 线相连，此时三-哈线的 a 相电流 FFT 结果如图 4-9 中 b) 图所示，在此基础上，若将吐鲁番-天山 750 线断开，系统稳定时，三-哈线 a 相电流 FFT 结果如图 4-11 所示。可见，次同步电流的振荡频率下降，幅值变化并不明显。

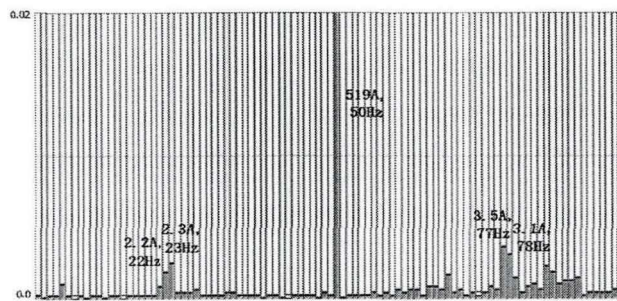


图4-11 三-哈线A相电流FFT幅频图（断吐-天）

此外，新疆 750 网架基本为双回线结构，为研究单回线因故障而被断开时对次同步振荡的影响。取三-哈双回 750 线为研究对象。初始时系统无次同步振

荡，然后断开三-哈线中的一回线，系统恢复稳定后，三-哈线的 A 相电流 FFT 结果如图 4-12 所示。

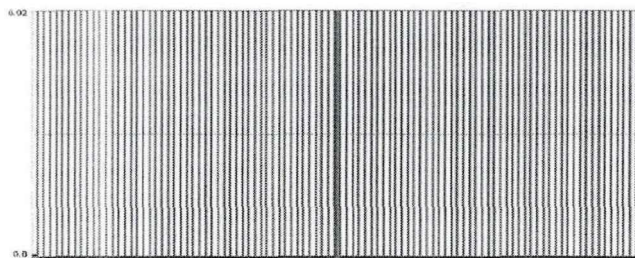


图4-12 三-哈线A相电流FFT幅频图（断一回）

若初始时系统已存在次同步振荡，如图 4-9 中 a) 图所示，断开一回三-哈 750kV 线，系统恢复稳定后，三-哈线的 a 相电流 FFT 结果如图 4-13 所示。

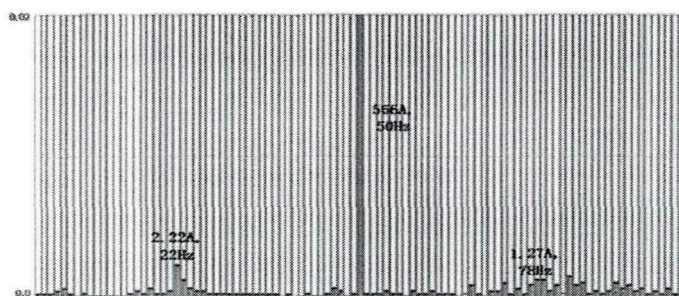


图4-13 三-哈线A相电流FFT幅频图（断一回）

可见，当三-哈双回 750kV 线断掉一回，网架结构变弱后，次同步振荡电流的频率减小，这与前面的结论一致。

4.3.3 运行方式对次同步振荡的影响

为了研究系统运行方式对次同步振荡的影响，以冬大和冬小运行方式为对比对象。由 4.3.1 节中关于风场出力对次同步振荡的影响的相关表格数据（表 4-3、表 4-4）可知，在风速变化相同的情况下，冬大运行方式下的次同步振荡频率相对更高，而振荡幅值无明显大小关系。

4.4 本章小结

本章结合哈密电网实际数据，基于 PSCAD 平台搭建了可用于分析次同步振荡特性的哈密等值电网。在假设风机控制参数不变的情况下，通过改变风场出力、网架拓扑以及运行方式，经过大量时域仿真分析，得出哈密电网次同步振荡发生的条件和振荡特性。

随着风场风速减小或风机并网台数增多,系统发生次同步振荡的风险增大。

在强网架结构或大运行方式下,发生次同步振荡时的频率更高。当出现次同步振荡后,若风速减小或并网台数增多,次同步振荡频率具有随之减小的趋势。此外,某些情况下会出现多种次同步频率共存的现象,且往往某一次同步频率分量幅值明显大于其余分量。

研究表明,除去极端的工况,三塘湖地区风场的次同步振荡电流频率大致在 10Hz-40Hz 之间,出现频次较高高的振荡频率为 17Hz~32Hz。以三-哈线为例,其振荡幅值在 0.1A~90A 之间。实际电网监测数据显示^[49-53],三塘湖地区的次同步电流典型振荡频率为 18.25Hz、20.89Hz、25.27Hz、30.76Hz、31.45Hz、33.28Hz,范围至少在 15Hz~30Hz。并且,通常情况下三塘湖-哈密线次同步电流幅值最大,哈-敦线以及哈-天线含量相对较少,振荡电流幅值在几安培至几十安培。仿真结果和实际电网监测结果基本吻合。

第5章 串联型次同步振荡抑制器在哈密电网的应用及性能分析

5.1 引言

尽管研究表明,调整风机控制系统参数可以改善风机并网系统稳定性,但实际风电基地内风机数量庞大,且各风场所处客观环境存在较大差异,若考虑到风机外环控制以及机侧换流器,则其控制参数多,优化难度大。此外,目前的风机参数优化决策大都基于当前电网,难以保证其对电网未来变化的适应性。一旦电网情况发生较大变化,需要再次对庞大的风机群调参,成本较大。鉴于此类风机侧改造的方式存在上述缺点,众多学者提出了电网侧改造的方式,即通过改变电网的电气参数破坏产生振荡的条件,这样可避免改造目标繁多的缺点。目前,FACTS设备由于众多优点,被广泛用来调节系统电气参数,如针对沽源地区的双馈风机次同步振荡现象,SVG已被用来作为抑制手段^[45]。但SVG为并联型接入拓扑,若应用于风场,存在注入能量的稀释效应,抑制效果受系统运行方式等诸多变量影响,鲁棒性欠佳。

为改善上述问题,文献[54]提出一种新型串联型次同步振荡抑制器,但其主要针对冀北沽源地区的双馈风场次同步振荡问题而设计,而新疆哈密地区风场类型主要为直驱型,且振荡频率存在差异。同时,哈密地区存在潮流调节需求,尤其是天中直流一旦出现故障而无法送出功率时,新疆电网的潮流将发生大范围转移,部分线路潮流过重,系统失稳风险加剧。而串联型次同步振荡抑制器兼具振荡抑制与潮流调节功能。基于这两点原因,本章从新疆哈密电网实际情况出发,对串联型次同步振荡抑制器的安装选址以及关键参数,如设备容量、输出频率以及响应速度等进行设计,为该抑制器的工程应用提供有益参考。

5.2 串联型次同步振荡抑制器基本结构与控制策略

串联型次同步振荡抑制器可理解为串联于线路上的静止同步补偿器,其主体由VSC换流器组成,经变压器串入系统。该抑制器可等效为一个受控电压源,如图5-1所示。图中, i 为线路电流, u 为抑制器向系统注入的次同步电压。与

并联型抑制器向并网点注入补偿的次同步振荡电流不同，串联型抑制器通过向电网注入补偿的次同步电压来抑制次同步振荡。

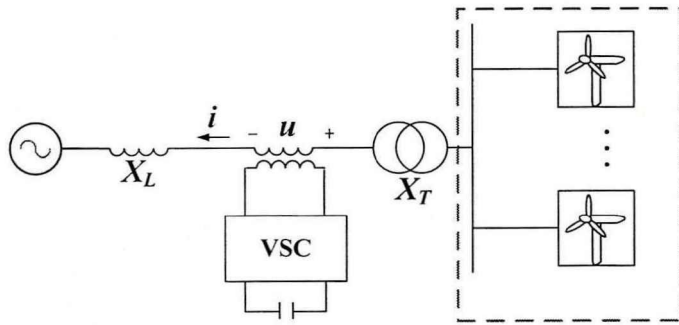


图 5-1 含串联型次同步振荡抑制器的风机系统等效电路

而串联型抑制器的次同步电压的计算过程如图 5-2 所示，其中 i_A 为线路 a 相电流， i_{A_sso} 为提取出的电流振荡分量， K 为增益系数， u_{A_sso} 为输出的 a 相抑制电压。 u_{A_ref0} 为主控制环节生成的电压指令，该值主要用于调节所在线路潮流，其值越大，调节作用越强。抑制器对外阻抗特性近似成阻性，以提高系统阻尼。鉴于本文重点关注该抑制器在新疆哈密地区的应用，其具体细节和抑制原理文献[54]已有详细阐述，不再赘述。

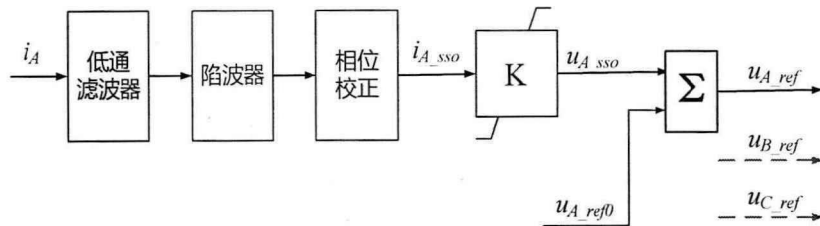


图 5-2 串联次同步振荡抑制器控制框图

基于 PSCAD 平台中搭建抑制器模型，并对其抑制效果进行仿真验证。在系统仿真至第 2s 和第 4s 时减弱系统强度，系统发生明显的次同步振荡。其风场出线的有功功率波形如图 5-3 蓝色曲线所示。若第 2s 发生次同步振荡时，投入抑制器，线路有功波形如图 5-3 红色曲线所示。可以看到，该抑制器可快速有效抑制次同步振荡，达到了预期目的。

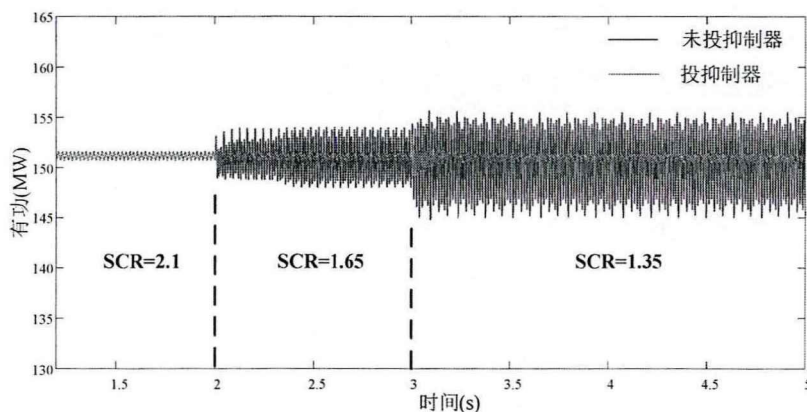


图 5-3 串联型次同步振荡抑制器抑制效果

5.3 抑制器选址定容研究

由前述分析以及实际电网监测数据可知，哈密三塘湖地区存在明显的次同步振荡现象。该地区风场引发的次同步振荡电流由北向南传播，途径三-哈线、哈-天线，可能导致天中直流附近的火电机组产生次同步谐振而被切除。此外，考虑到天中直流发生双极闭锁时，系统潮流将发生大范围转移，哈-敦线（一通道）以及烟-沙线（二通道）潮流显著加重，此时二通道沿线地区以及柴达木地区常因缺乏动态电压支撑能力而导致系统失稳^[55]。综合这两类因素对串联型次同步振荡抑制器的选址定容问题进行研究。

本节首先模拟哈密电网潮流因天中直流闭锁而发生大范围转移的现象，以明确电网中重载线路的潮流调节需求。接着以兼顾次同步振荡抑制与潮流调节两大需求为目标，对抑制器的选址方案进行研究。最后在此基础上对抑制器的容量进行设计。

5.3.1 潮流调节需求分析

以 2018 年夏小运行方式为例，天中直流输送有功功率为 6500MW。天山换流站附近配套火电机组有：新国能花园 G1~G4、新绿洲 G1~G2 以及新国投南湖 G1~G2，共 8 台机组。图 5-4 是天中直流发生双极闭锁，在不切机的情况下，系统各 750 母线电压以及一、二通道潮流等变化情况。

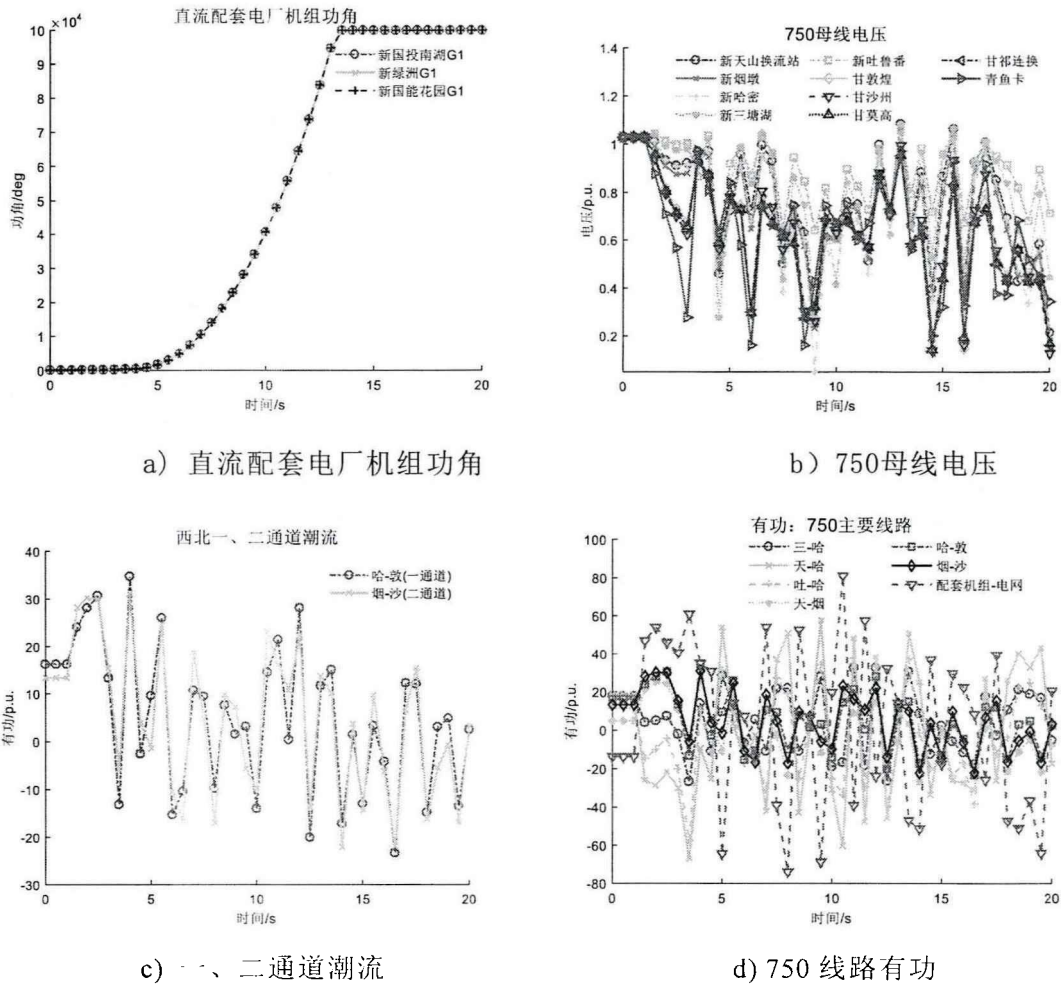


图 5-4 天中直流闭锁，不切机

由结果可知，天中直流一旦闭锁，若不采取任何措施，将直接导致系统失稳。

目前新疆电网应对天中直流闭锁的主要措施是切机，按照优先级，根据系统的功率不平衡量有序切除电源机组。其顺序大致为：直流附近配套火电机组（各电厂需保留一台机组）->哈密、三塘湖、吐鲁番以及烟墩地区机组->达坂城、巴州以及乌北地区机组。各地区总体按照优先切除风、光的原则进行稳控。

当天中直流双极闭锁后，紧急切除直流附近配套电厂的 5 台配套机组，共 3240MW。仿真结果如图 5-5 所示。可见，当紧急切除 5 台机组后，系统勉强恢复稳定，但西北一、二通道潮流（哈-敦线、烟-沙线）存在明显的振荡，且均过载。一般情况下，一、二通道的潮流之和在 3000MW~3500MW 之间，且一、二通道的潮流之比大致为 3:2。由图 5-5 可知，此时即使切除了 5 台火电机组，一、二通道潮流仍然明显越限，二者之和为 5000MW 左右。因此需要按照

指导原则继续切机。

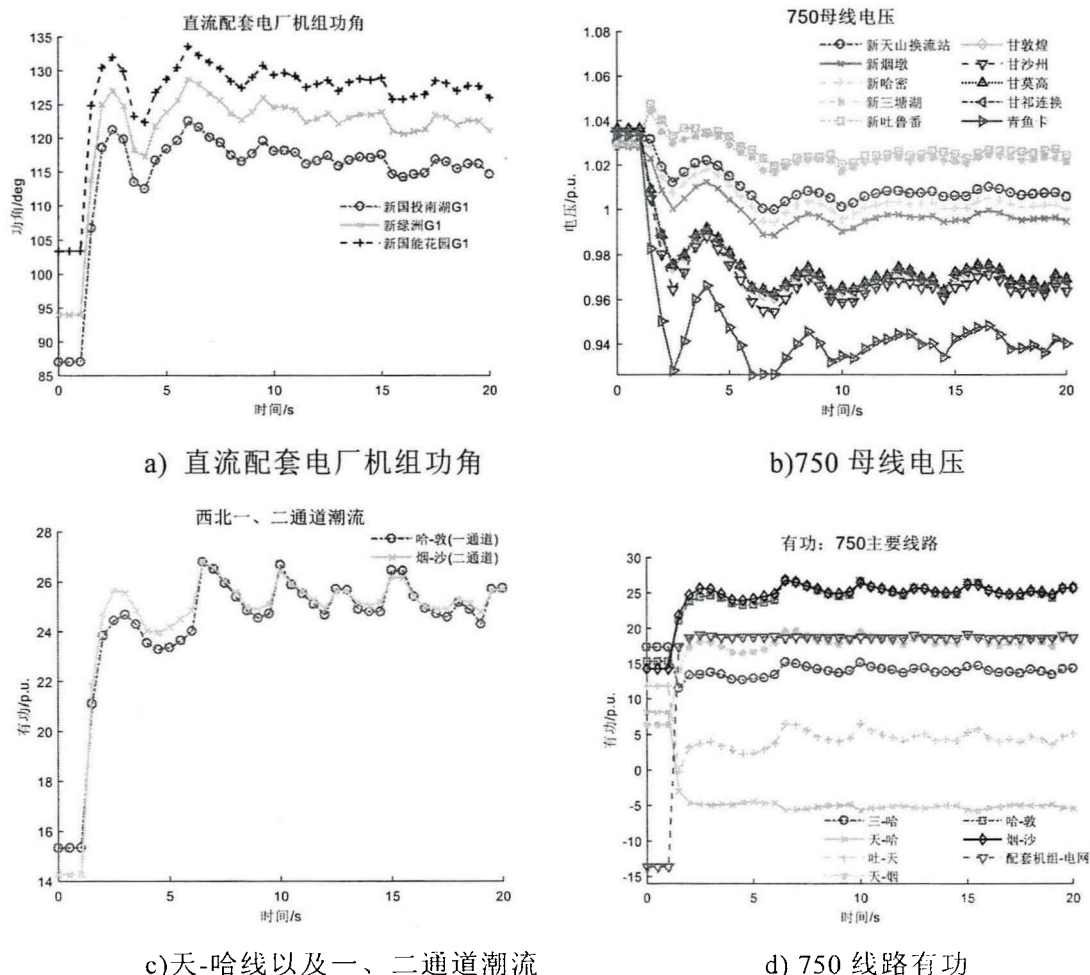


图 5-5 天中直流闭锁，切 5 机

若取一、二通道潮流之和上限为 3500MW，其在切除 5 台大容量火电机组（3240MW）的情况下，一、二通道潮流之和越限约 1500MW。按照切机细则需优先切除哈密、三塘湖、烟墩以及吐鲁番地区的风、光机组。

该运行方式下，新疆哈密电网内的新能源（风、光）汇集站大致如表 5-1、所示。

表 5-1 新疆电网哈密、三塘湖、烟墩以及吐鲁番地区的风、光汇集站

地区	风、光汇集站
哈密	十三间房风电汇集站、石城子光伏汇集站
三塘湖	麻黄沟西、麻黄沟东、淖毛湖、望洋台、红星风电汇集站
烟墩	景峡、烟墩西、烟墩北
吐鲁番	鄯善东风电汇集站、小草湖北

地区	风、光汇集站
达坂城	盐湖西、盐湖东、大连湖

以 2018 夏小运行方式为例，对稳态情况下上述地区的风、光机组出力进行了大致统计，结果如表 5-2 所示。

表 5-2 新疆电网哈密、三塘湖、烟墩以及吐鲁番地区的风、光出力统计，MW

运行方式	哈密	三塘湖	烟墩	吐鲁番	达坂城	总出力
2018 夏小	180	1225	715	120	305	2545

根据表 5-2，切除 5 台火电机组后，对表中地区的风、光机组进行切除。各地区切机量大致按各自容量之比进行分配。由图 5-5 结果可知，为了让一、二通道不再越限，至少得切除 1500MW 的新能源机组。经过仿真，切机量与一、二通道潮流之和的大致关系如表 5-3、图 5-6 以及图 5-7 所示。

表 5-3 风、光切机量与一、二通道潮流关系，MW

切机量	1520	2025	2240	2420	2510	2545
一通道	2053	1916	1862	1803	1774	1763
二通道	1996	1873	1802	1753	1728	1719
通道之和	4049	3789	3664	3556	3502	3482

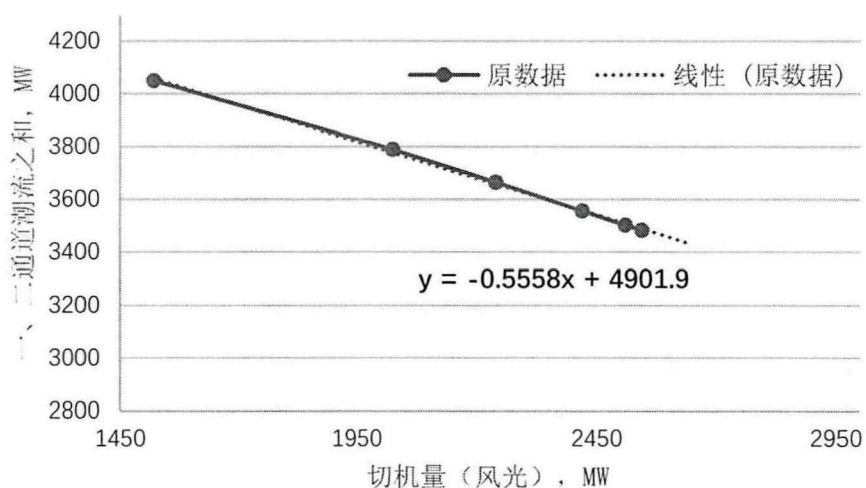


图 5-6 风、光切机量与二通道潮流之和关系图

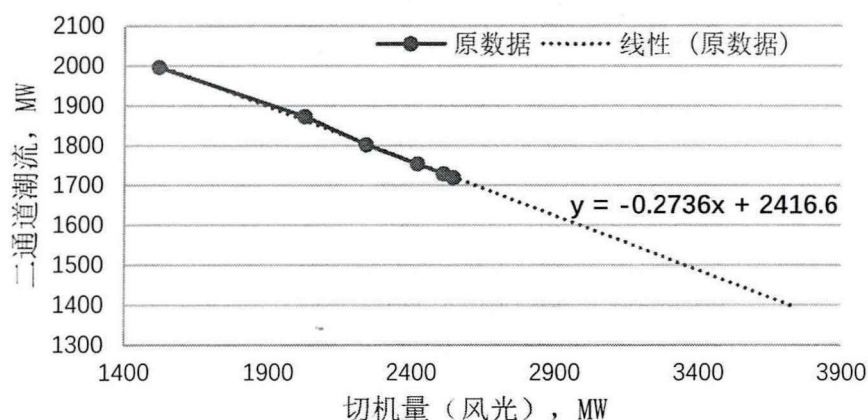


图 5-7 风、光切机量与二通道潮流关系图

由上述结果可知，新能源机组的切机量为 2545MW 左右时，一、二通道潮流之和降至限值附近。但此时二通道潮流明显越限，而一通道留有较大冗余空间。若仅通过切机的方式使得二通道潮流降至其限值（1400MW）以下，则大致还需切除 1100MW 的新能源机组。

当一、二通道潮流之和降至限值时，可引入串联型次同步振荡抑制器，通过抑制器的潮流调节作用使得二通道的过载潮流转移至一通道。这样可避免为改善二通道潮流而进一步切除大量的新能源机组。

5.3.2 抑制器选址定容

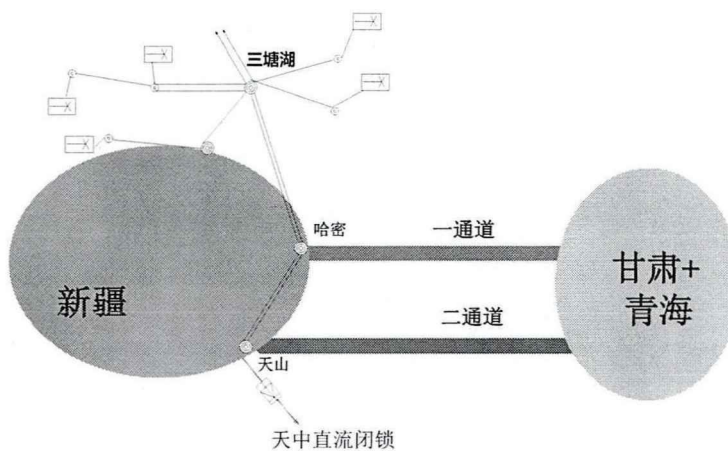


图 5-8 新疆哈密电网主网架图

5.3.2.1 抑制器选址研究

首先考虑抑制器选址问题。由前一节内容可知，需要对天中直流闭锁后二

通道的重载潮流进行转移。同时需兼顾抑制次同步振荡电流向南传导至天山换流站的需求。在能够抑制三塘湖附近风场产生的向南传递的次同步振荡电流的前提下，抑制器的可行选址方案有三塘湖-哈密 750 线路和哈密-天山 750 线路两种选择。但二者的潮流调节能力往往存在差异。下面对这两种方案的潮流调节效果进行研究：

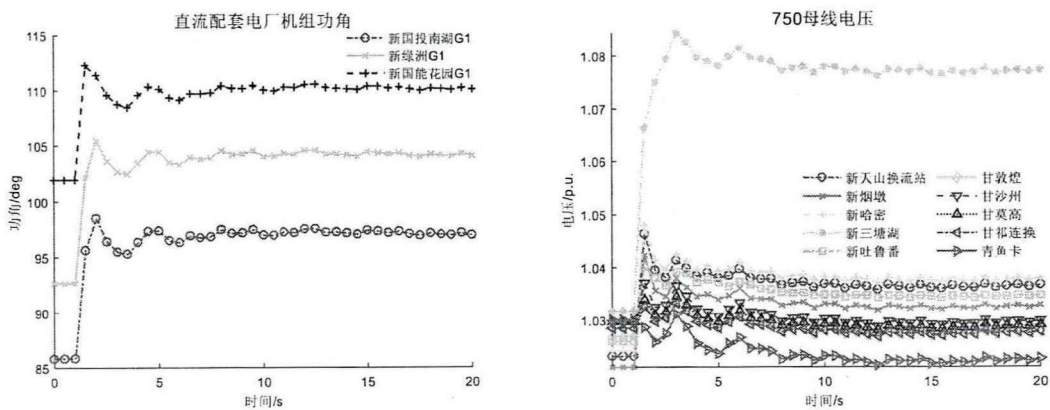
仍以夏小运行方式为例，天中直流输送有功为 6500MW，天山换流站附近配套火电机组有：新国能花园 G1~G4、新绿洲 G1~G2 以及新国投南湖 G1~G2，共 8 台机组且全部投入。

由 5.3.1 节可知，夏小方式下，天中直流闭锁，紧急切除 5 台机组后，此时尽管系统恢复稳定，但一、二通道潮流之和（5000MW 左右）明显越限，至少需要切除风、光新能源机组 1500MW，方能将一、二通道潮流之和降至限值以下。但此时二通道潮流已明显越限，而一通道仍有较大冗余空间。若仅通过切机使得二通道潮流降至其限值（1400MW）以下，则大致还需切除 1100MW 的新能源机组。

当一、二通道潮流之和降至限值时，可引入串联型次同步振荡抑制器，通过串联型次同步振荡抑制器的潮流调节作用使得二通道的过载潮流转移至一通道。

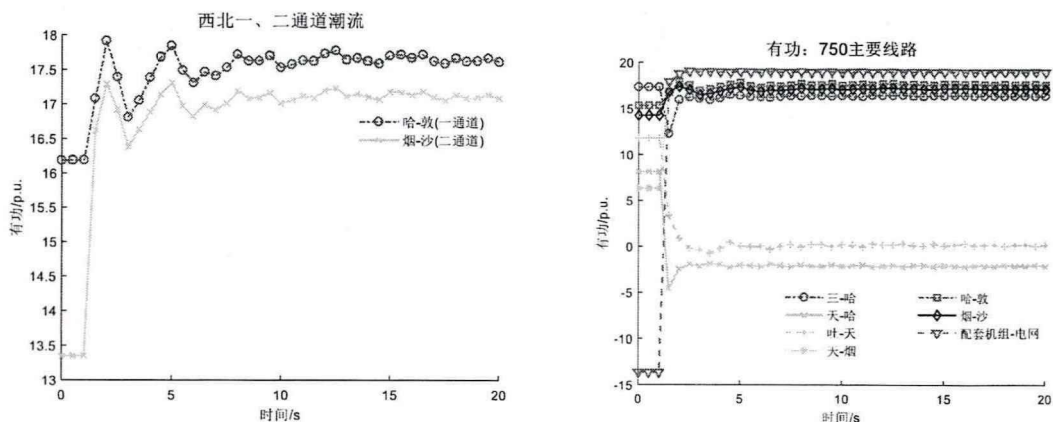
1) 方案一（三-哈线）

将串联型次同步振荡抑制器安装在该线，是希望可以由南向北转移二通道的过载的潮流。串联型次同步振荡抑制器投入后 ($U_{ref}=0.2$) 结果如图 5-9 所示。



a)直流配套电厂机组功角（投抑制器）

b)750 母线电压（投抑制器）



c) 一、二通道潮流 (投抑制器) d) 750 线路有功 (投抑制器)

图 5-9 天中直流闭锁，投串联型次同步振荡抑制器（方案一）

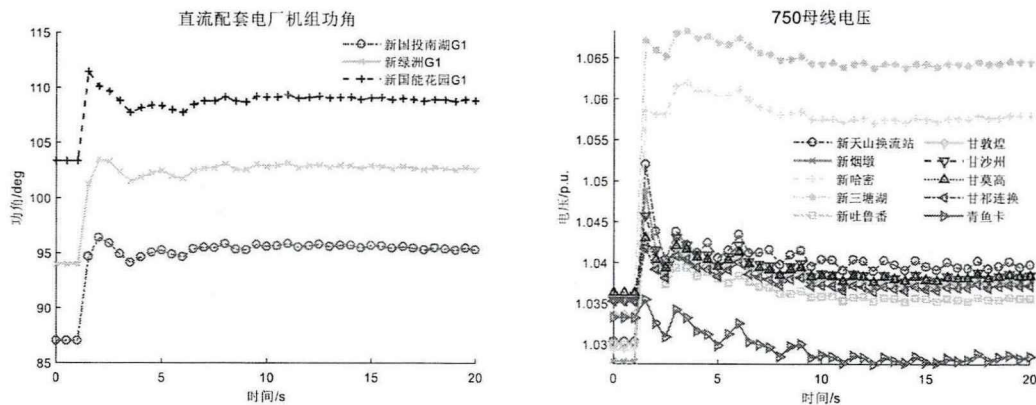
表 5-4 串联型次同步振荡抑制器潮流转移对比，MW

潮流	未投抑制器	$U_{ref}=0.1$	$U_{ref}=0.25$	$U_{ref}=0.4$
一通道,MW	1763	1765	1755	1735
二通道,MW	1719	1716	1702	1687
通道之和,MW	3482	3481	3457	3422
三塘湖电压, p.u.	1.053	1.06	1.09	1.168

表 5-4 中 U_{ref} 为抑制器投入的电压有效值（标么值）。由仿真结果可知，若将串联型次同步振荡抑制器装在三-哈线，则其潮流转移效果大体上并不好，且随着串联型次同步振荡抑制器投入容量的增大，三塘湖母线电压迅速越限，因此舍弃该方案。

2) 方案二（哈-天线）

串联型次同步振荡抑制器投入后，结果如图 5-10 所示。



a) 直流配套电厂机组功角 (投抑制器) b) 750 母线电压 (投抑制器)

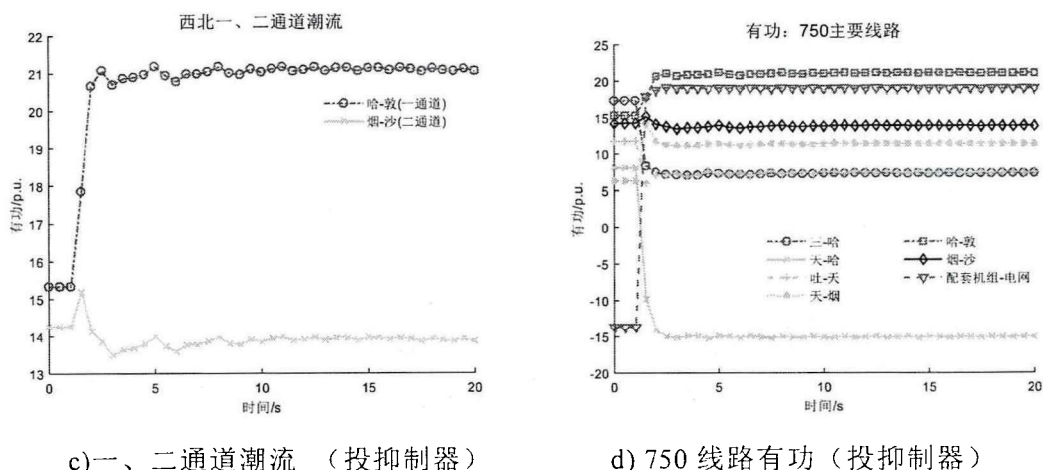


图 5-10 天中直流闭锁，投串联型次同步振荡抑制器(方案二)

可以看到，串联型次同步振荡抑制器调节潮流效果显著。因此，该方案可作为抑制器的选址方案。在临界条件，即一、二通道各自恰好达到上限值时，串联型次同步振荡抑制器所串入电压为 0.09p.u.，此时哈-天线的线路电流为 15.7311p.u.。抑制器投入的无功为 1.45p.u.，折算成有名值约为 145MVA（注：此为夏小运行方式下双回线所需的容量，单回线需折半）。

5.3.2.2 抑制器定容研究

为对抑制器容量进行设计，若同时考虑潮流调节和振荡抑制需求，将给抑制器的定容研究带来较大困难。为简化分析，本文采取对各需求下的抑制器容量进行单独设计，并对二者容量求和的方式来确定抑制器的总容量。

1) 仅考虑潮流调节需求

当仅考虑潮流调节时，5.3.2.2 节基于新疆夏小运行方式确定了方案二下抑制器所需容量。按照同样的思路对其余三个运行方式（夏大、冬大、冬小）下装置的潮流调节需求和容量进行分析，最终得出仅考虑潮流需求时，各运行方式下串联型次同步振荡抑制器所需投入的容量，如表 5-5 所示。

表 5-5 各运行方式下串联型次同步振荡抑制器所投容量，Mvar

运行方式	夏大	夏小	冬大	冬小
投入容量,MVA	330	145	393	0

其中，冬小运行方式下抑制器所投容量为 0，这是由于该运行方式下，天中直流本身输送功率较小，且一、二通道潮流方向反向，由甘肃和青海向新疆提供功率，新疆本地负荷相对充足。

若取四者中的最大值为串联型次同步振荡抑制器的容量，在加上一定的裕度，则其容量为 400MVA（注：此为双回线所需的容量，单回线需折半）。

此外，相比于不投串联型次同步振荡抑制器，投入串联型次同步振荡抑制器可以减少的切机量如表 5-6 所示，可见，串联型次同步振荡抑制器可以有效减少切机量，经济效益明显。

表 5-6 各运行方式下减小的切机量，MW

运行方式	夏大	夏小	冬大（火电）	冬小
切机量，MW	1221	1170	1920（共 3 台火电机组）	0

2) 仅考虑次同步振荡抑制需求

从仅考虑抑制次同步振荡的角度出发，对串联型次同步振荡抑制器的容量进行设计。为简化分析，假设电网强度不变，三塘湖地区的 5 个风场运行状态相同，这样便可将其视为单个大容量风场。抑制器的容量设计方案如下：

(1) 以单风场为算例，研究并网台数与风速变化时抑制器所投容量的变化规律。

(2) 根据步骤(1)的规律，对抑制器的容量进行针对性设计。

以望洋台风场为例，对风场外部电网等值后。假设该风场所连交流电网强度不变，通过改变其并网台数和风速来激发次同步振荡。振荡出现后，投入抑制器，在仿真中发现，抑制器控制环节的增益参数 K 的大小会影响抑制器所投容量。 K 越大，抑制器所投容量越大，但 K 过大或过小时，抑制振荡能力变差。假设风机并网台数为 N ，风速为 v 的工况下，能够抑制次同步振荡的 K 值有效范围设为 $K_{N,v}$ 。

当某一并网台数为 N 且保持不变时，风速 v 变化区间为 $[4\text{m/s}, 12\text{m/s}]$ ，变化步长为 1m/s 。取各风速下 K 值有效范围的交集 K_N ，记作 $[a, b]$ 。将各风速下的抑制器控制参数 K 值统一取为 b ，该值可理解为串入线路的最大有效次同步电阻 R_{SSO} 。各台数工况下的次同步电流最大有效值为 I_{rms} ，则抑制器的容量为：

$$S = 3I_{rms}^2 R_{SSO} \quad \circ$$

按照该思路，经过详细仿真，得到抑制器容量与风场风速和台数的关系，如表 5-7 所示。

表 5-7 各风场为最大台数时，风速与抑制器容量关系

风速, m/s	台数				
	80	60	40	20	10
12	0	0	0	0	0
11	5.171	3.812	0	0	0
10	4.855	3.256	1.493	0.648	0.396
9	4.543	2.934	1.214	0.396	0.216
8	4.426	2.008	0.309	0.131	0.1
7	3.51	0.824	0.207	0.15	0.09
6	3.115	0.596	0.318	0.171	0.098
5	0.924	0.271	0.192	0.129	0.07
4	0.613	0.283	0.205	0.12	0.089

对表 5-7 的数据进行分段线性拟合，得到以下曲线，

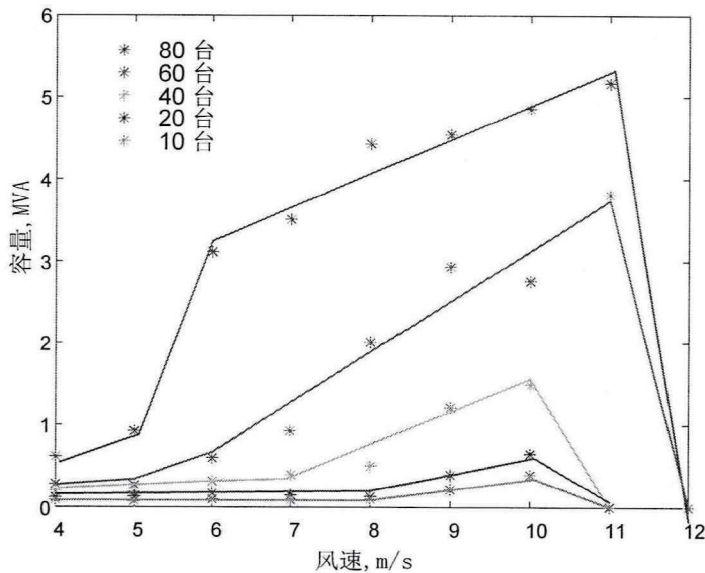


图 5-11 抑制器容量与风场并网台数以及风速关系

可见，风速较大时，系统阻尼较强，未发生次同步振荡。此时不需要投入抑制器，所需容量为 0MVA。随着风速的减小，系统阻尼减弱，开始出现次同步振荡，需投入抑制器进行抑制。当风速降至 4m/s（切入风速）时，风场出力极小，此时即使有次同步振荡，其次同步电流和次同步电压幅值较小，振荡能量微弱。抑制器仅需投入较小的容量，即可有效抑制次同步振荡。因此，当风

机台数不变时，曲线呈上凸状。此外，考虑到风机台数越多时，同一风速下风场产生的次同步电流幅值越大，需要的抑制器容量也越大。即并网台数大的曲线一般位于台数低的曲线上方。

根据上述规律，可以舍弃掉较少并网台数下的工况，仅考虑风场并网台数最大时的工况，并通过改变风速来确定抑制器所需的最大容量。

按照上述思路，同时为了简化分析，将哈密北部地区的 5 个风场合并等值为单个风场，并对风场所连电网做等值。各风场并网台数取最大，改变风速时，抑制器容量结果如表 5-8 所示。

表 5-8 各风场为最大台数时，风速与抑制器容量关系

风速, m/s	12, 11	10	9	8	7	6	5	4
容量, MVA	0	13.20	10.50	7.00	1.85	1.25	1.75	1.1

故仅考虑抑制次同步振荡，并取一定裕量时，抑制器的容量为 15MW。

5.4 抑制器功能需求分析及关键参数设计

基于前述分析，进一步对串联型次同步振荡抑制器的潮流控制范围、响应速度、安装容量以及次同步输出范围进行设计。

5.4.1 安装容量

根据前述研究可知，若仅考虑潮流调节的需求，串联型次同步振荡抑制器的安装容量为 400MVA。若仅考虑次同步振荡抑制需求，则容量为 15MVA。为了安全起见，考虑最差工况需要这两个功能同时投入，因此取二者之和 415MVA 作为串联型次同步振荡抑制器的安装容量。

5.4.2 潮流控制范围

根据前述研究，安装于哈密-天山 750 线路的串联型次同步振荡抑制器，其控制目标为西北二通道线路潮流。该线路的潮流上限值为 1400MW。若串联型次同步振荡抑制器调节作用减弱，甚至不参与潮流调节，则二通道潮流可以达到 2000MW。故抑制器潮流控制范围为：[1400MW,2000MW]。

5.4.3 响应速度

研究过程中发现，次同步振荡一般由起振阶段、发散阶段、等幅阶段三个部分组成，如图 5-12 所示。

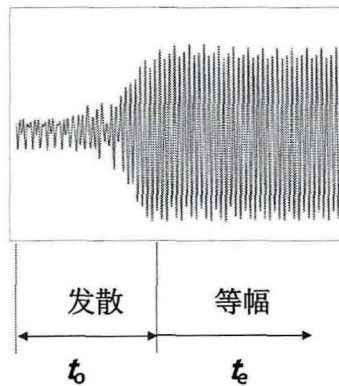


图 5-12 次同步电流振荡示意图

忽略极短的起振时间。抑制装置响应速度越快，则次同步抑制效果越好，即次同步分量更快地衰减到 0。一旦进入等幅振荡阶段，相比于发散阶段抑制，该阶段抑制效果最差，衰减时间最长。因此，考虑以次同步电流发散时间作为装置的响应速度上限。

仿真结果表明，次同步电流的发散时间一般为 900ms~1200ms 左右。因此抑制器的响应速度应不大于该时间。

5.4.4 抑制频率范围

根据仿真结果，新疆哈密地区因直驱风场引发的次同步振荡现象，其次同步振荡频率在 10~40Hz 之间，因此抑制器需确保该范围的振荡分量被抑制，以避免天山换流站附近的火电机轴系发生扭振。

5.5 本章小结

为满足新疆哈密电网直驱风场的次同步振荡抑制以及潮流调节两大需求，本章对串联型次同步振荡抑制器在该地区的应用及功能分析进行了详细讨论和研究。

1) 为确定抑制器的安装位置，在兼顾振荡抑制和潮流调节两大需求的前提下，提出两套选址备选方案，分别为三-哈线（三塘湖-哈密）和哈-天线（哈密-天山），并通过对比其潮流调节效果，确定选址最优方案为：哈-天线。

2) 为设计抑制器的安装容量，先分别从仅考虑潮流调节需求和仅考虑次同步抑制需求的两个维度单独设计。其中，前者以天中直流双极闭锁为故障条件，

以改善西北一、二通道潮流为目标，并充分考虑了新疆哈密电网冬大、冬小、夏大、夏小四种运行方式，研究并确定抑制器为调节潮流所需投入的容量。后者以能否提供有效抑制效果为依据，确定各风速工况下抑制器增益参数 K 的有效取值范围，并在此基础上确定抑制器为抑制振荡所需投入的容量。最终将两个维度下的容量之和作为抑制器的安装容量。

3) 为设计抑制器的响应速度以及抑制频率范围,对各工况下系统次同步振荡电流的频率和发散速度进行详细仿真,确定其合理范围。

从研究结果来看,串联型次同步振荡抑制器较好地兼顾了潮流调节和次同步振荡的两大需求。另外,相比不安装该抑制器,该抑制器的投入可以有效减小切机量,以冬大运行方式为例,可少切 1920MW,经济效益明显。

第6章 结论与展望

6.1 结论

随着我国能源转型战略的不断推进，风能资源的开发力度愈加增强。而直驱型风机在并网时产生的次同步振荡现象成为制约风电发展的瓶颈之一。本文对电力系统次同步振荡现象的发展历程、研究方法以及应对措施进行了系统梳理和回顾。基于序阻抗理论，建立了直驱风机的正负序阻抗模型。从奈奎斯特稳定判据的角度，详细分析了系统各参数改变时对系统稳定性的影响，并提出了相角裕度灵敏度的指标以定量刻画风机控制参数对相角裕度的影响大小。建立了新疆哈密电网的电磁暂态仿真模型。通过时域仿真对哈密电网直驱风场的次同步振荡规律和特点进行了研究总结。在此基础上，引入串联型次同步振荡抑制器，详细讨论了该抑制器在新疆哈密电网的应用及性能分析问题，并提出了抑制器在该地区的选址定容以及关键参数设计方案。本文的主要工作和创新点如下：

(1) 以单台直驱风机为研究对象，基于序阻抗理论，建立了直驱风机在三相静止坐标系下的正负序阻抗模型。在假设三相对称并忽略带宽窄小的外环控制的条件下，依次从不考虑锁相环扰动、考虑锁相环扰动以及进一步考虑对风机阻抗影响较大的 dq 轴电压前馈环节，逐层递进，推导了风机网侧换流器的序阻抗解析表达式，并通过自定义的扫频元件在 PSCAD 平台进行了验证，理论曲线与仿真结果吻合度较高。

(2) 基于奈奎斯特判据，对直驱风机次同步振荡机理进行了详细研究。通过奈奎斯特曲线分析了交流系统强度、风机并网台数、风机出力以及控制参数的改变对系统稳定性的影响。同时，考虑到奈奎斯特判据在定量衡量系统相对稳定性的不足，提出了相角裕度灵敏度的指标以定量刻画风机控制参数对相角裕度的影响大小。最终基于该指标的分析结果，确定以相角裕度灵敏度值最大的电流内环比例系数为优化对象，以改善直驱风机并网系统的稳定性，所提优化策略经仿真表明，振荡问题改善明显。

(3) 为研究新疆哈密电网直驱风场的次同步振荡特性，结合哈密电网实际数据，基于 PSCAD 平台搭建了可用于分析次同步振荡特性的哈密电网等值模

型。在假设风机控制参数不变的情况下，通过改变风场出力、网架拓扑以及运行方式，经过大量时域仿真分析，得出哈密电网次同步振荡发生的条件和振荡特性，所得结果与实际监测结果基本一致。

(4)针对串联型次同步振荡抑制器在新疆哈密地区的应用及功能分析问题，其中，在兼顾次同步振荡抑制和潮流调节两大需求的前提下，确定设备安装位置。接着分别从仅考虑潮流调节需求和仅考虑次同步抑制需求的两个维度对抑制器容量单独设计。其中，前者以改善西北一、二通道潮流为目标，在各运行方式（冬大、冬小、夏大、夏小）下，研究并确定抑制器为调节潮流所需投入的容量。后者以能否提供有效抑制作为抑制器增益参数 K 的选择依据，进而确定抑制器为抑制振荡所需投入的容量。最终取两个维度下的容量之和作为抑制器的安装容量。抑制器的其余关键参数，如抑制频率范围与响应速度，可通过对各典型工况下系统次同步振荡电流的频率和发散速度进行详细仿真来确定。

6.2 展望

(1)本文在对直驱风机的序阻抗进行理论推导时，尽管在已有研究基础上考虑了 dq 轴电压前馈环节以提高阻抗准确度，但忽略了机侧以及外环控制的影响，所得阻抗解析式与详细风机模型的扫频结果存在误差，因此需要对风机的序阻抗模型进一步细化，以提高理论分析的准确性。

(2)本文提出的相角裕度灵敏度指标虽然可以衡量风机控制参数对相角裕度的影响大小，但系统的稳定性不仅与序阻抗比的相角有关，与其幅值也有关系。因此，可能存在某一参数的相角裕度灵敏度值为近似于 0，甚至是负值，但其可以大幅度改善幅值裕度，从而提高系统稳定性。而相角裕度灵敏度无法避免该现象，因此，后续工作可以考虑提出新的稳定裕度指标以综合考虑参数对幅值裕度和相角裕度的影响。

(3)串联型次同步振荡抑制器抑制效果的好坏除了与增益系数 K 有关，和其提取振荡频率分量准确性也有很大关系。由于新疆哈密地区主要为超同步谐振，按照现有方法进行信号提取时，在超同步频段存在较大的相位差，但相位校正环节通常只能针对某单一频率进行相位补偿。因此，针对超同步振荡电流的信号提取还需要进一步完善。

参考文献

- [1] 国家发展改革委. 可再生能源发展“十三五”规划(公开发布稿)[EB/OL]. [2016-12-19]. http://www.nea.gov.cn/2016-12/19/c_135916140.htm.
- [2] Piwko R J, Larsen E V. HVDC system control for damping of subsynchronous resonance analysis and solutions. *IEEE Trans. On Power Apparatus and Systems*, 1982,101(7):2203-2211.
- [3] ADAMS J, CARTER C, HUANG S H. ERCOT experience with sub-synchronous control interaction and proposed remediation [C]//Transmission and Distribution Conference and Exposition, May 7-11, 2012, Orlando, USA. New York: IEEE, 2012: 1-5.
- [4] 董晓亮, 田旭, 张勇, 等. 沽源风电场串补输电系统次同步谐振典型事件及影响因素析[J]. *高电压技术*, 2017, 43(1): 321-328.
- [5] Ma H T, Brogan P B, Jensen K H, et al. Sub-synchronous control interaction and studies between full-converter wind turbines and series-compensated AC transmission lines[C]//Proceedings of the 2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting. San Diego: IEEE, 2012: 1-5..
- [6] 高本锋, 刘晋, 李忍, 等. 风电机组的次同步控制相互作用研究综述[J]. *电工技术学报*, 2015, 30(16): 154-161.
- [7] Alawasa K M, Mohamed Y A R I, Xu W. Modeling, analysis, and suppression of the impact of full-scale wind-power converters on subsynchronous damping [J]. *IEEE Systems Journal*, 2013,7(4): 700-712.
- [8] Alawasa K M, Mohamed Y A R I, Xu W. Active mitigation of subsynchronous interactions between PWM voltage-source converters and power networks [J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2014,29(1): 121-134.
- [9] Liu H, Bi T, Chang X, et al. Impacts of subsynchronous and supersynchronous frequency components on synchrophasor measurements [J]. *Journal of Modern Power System & Clean Energy*, 2016, 4(3): 362-369..
- [10] 李明节, 于钊, 许涛, 等. 新能源并网系统引发的复杂振荡问题及其对策研究[J]. *电网技术*, 2017, 41(4): 1035-1042.
- [11] IRWIN G D, JINDAL A K, ISAACS A L. Sub-synchronous control interactions between type 3 wind turbines and series compensated AC transmission systems [C]//Power and Energy Society General Meeting, July 24-29, 2011, Detroit, USA. New York: IEEE, 2011: 1-6.
- [12] 栗然, 卢云, 刘会兰, 等. 双馈风电场经串补并网引起次同步振荡机理分析[J]. *电网技术*, 2013, 37 (11): 3073-3079.
- [13] 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.
- [14] Canay I M. A Novel Approach to the Torsional Interaction and Electrical Damping of the Synchronous Machine Part II: Application to an arbitrary network[J]. Power Apparatus & Systems IEEE Transactions on, 1982, PAS-101(10):3639-3647.
- [15] 倪以信, 陈寿孙, 张宝霖. 动态电力系统的理论和分析[M]. 北京:清华大学出版社, 2002.
- [16] 徐政, 罗惠群, 祝瑞金. 电力系统次同步振荡问题的分析方法概述[J]. 电网技术, 1999, 23(6): 36-39
- [17] 田旭, 姜齐荣, 谢小荣. 电力系统次同步谐振抑制措施综述[J]. 电网技术, 2010, 34(12): 74-79
- [18] FAN L, ZHU C, MIAO Z, et al. Modal analysis of a DFIG-based wind farm interfaced with a series compensated network [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2011, 26(4):1010-1020.
- [19] Middlebrook R D. Input filter consideration in design and application of switching regulators[C]. IEEE Ind. Applicat. Soc. Annu. Meeting, Chicago, Illionios, 1976: 366-382.
- [20] Sun J. Small-Signal Methods for AC Distributed Power Systems—A Review[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2009, 24(11):2545-2554.
- [21] 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
- [22] Gao B F, Liu J, Zhao S Q. Study of sub-synchronous control interaction (SSCI) based on the test signal method[J]. Advanced Materials Research, 2014(989-994): 2980-2984.
- [23] 刘晋. 双馈风电机组并网的次同步控制相互作用问题研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2015
- [24] 高黛陵. 多变量频率域控制理论[M]. 清华大学出版社, 1998.
- [25] 辛焕海, 李子恒, 董炜, 章雷其, 黄伟, 邢玉辉, 王康. 三相变流器并网系统的广义阻抗及稳定判据[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(05): 1277-1293.
- [26] 蒙志全, 辛焕海, 董炜, 谢欢, 朱承治. 控制系统扰动下并网变流器广义阻抗测量方法[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(18): 5381-5391.
- [27] S. Zhao, R. Li, B. Gao, N. Wang, and S. Song, "Sub and Super Synchronous Oscillations between Type 4 Wind Turbines and Series Compensated AC Transmission Systems," 2018 IEEE Power & Energy Society General Meeting (PESGM), Portland, OR, 2018, pp. 1-5.
- [28] B. Huang, H. Sun, Y. Liu, L. Wang, and Y. Chen, "Study on sub-synchronous oscillation in D-PMSGs-based wind farm integrated to power system," in IET Renewable Power Generation, vol. 13, no. 1, pp. 16-26, 7 1 2019
- [29] Y. Chen, B. Huang, H. Sun and L. Wang, "Analysis of control interaction between D-PMSGs-based wind farm and SVC," in The Journal of Engineering, vol. 2019,

- no. 16, pp. 1266-1270, 3 2019
- [30] X. Wang, L. Harnefors and F. Blaabjerg, "Unified Impedance Model of Grid-Connected Voltage-Source Converters," in IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 33, no. 2, pp. 1775-1787, Feb. 2018
- [31] M. Cespedes and J. Sun, "Impedance Modeling and Analysis of Grid-Connected Voltage-Source Converters," in IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 29, no. 3, pp. 1254-1261, March 2014.
- [32] J. Sun, "Impedance-Based Stability Criterion for Grid-Connected Inverters," in IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 26, no. 11, pp. 3075-3078, Nov. 2011
- [33] B. Wen, D. Boroyevich, R. Burgos, P. Mattavelli and Z. Shen, "Analysis of D-Q Small-Signal Impedance of Grid-Tied Inverters," in IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 31, no. 1, pp. 675-687, Jan. 2016
- [34] Sun J. Small-signal methods for AC distributed power systems-a review[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2009, 24(11): 2545-2554.
- [35] CESPEDES M, SUN J. Impedance modeling and analysis of grid connected voltage-source converters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2014, 29(3):1254-1261.
- [36] 王赞程, 陈新, 陈杰, 龚春英. 基于谐波线性化的三相 LCL 型并网逆变器正负序阻抗建模分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(21): 5890-5898+6033.
- [37] 李奕欣, 赵书强, 马燕峰, 李忍, 汪洋. 三相 LCL 型并网逆变器的阻抗建模及特性分析[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(07): 107-113.
- [38] 张冲, 王伟胜, 何国庆, 李光辉, 汪海蛟, 田元治. 基于序阻抗的直驱风电场次同步振荡分析与锁相环参数优化设计[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(23): 6757-6767+7067.
- [39] 曹娜, 管雪帅, 于群, 李琰. 基于正序阻抗的直驱风电机组次/超同步振荡影响因素分析[J]. 水电能源科学, 2019, 37(02): 160-164.
- [40] Irwin G D, Jindal A K, Isaacs A L. Sub-synchronous control interactions between type 3 wind turbines and series compensated AC transmission systems[C]//IEEE Power and Energy Society General Meeting, San Diego, CA, 2012: 1-6
- [41] 王亮, 谢小荣, 姜齐荣, 等. 大规模双馈风电场次同步谐振的分析与抑制[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(22): 26-31
- [42] Fan Lingling, Zhu Chanxia, Miao Zhixin, et al. Modal analysis of a DFIG-based wind farm interfaced with a series compensated network[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2011, 26(4):1010-1020.
- [43] Mohammadpour 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.
- [44] 葛俊, 童陆园, 耿俊成, 等. TCSC 抑制次同步谐振的机理研究及其参数设计

- [J]. 中国电机工程学报, 2002, 22(6): 26-30.
- [45] 曹建春, 项祖涛, 燕翠, 武丹, 赵瑞斌, 秦海宁. 抑制双馈风电场次同步谐振的 STATCOM 研究[J]. 电网技术, 2019, 43(03): 895-902.
- [46] 鞠平, 郭磊, 高昌培, 陈谦, 宁艳, 孙斌, 赵泽. 频域灵敏度及其在电力系统参数辨识中的应用[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(28): 19-24.
- [47] H. Liu, X. Xie, C. Zhang, Y. Li, H. Liu and Y. Hu, "Quantitative SSR Analysis of Series-Compensated DFIG-Based Wind Farms Using Aggregated RLC Circuit Model," in IEEE Transactions on Power Systems, vol. 32, no. 1, pp. 474-483, Jan. 2017.
- [48] 吴恒, 阮新波, 杨东升. 弱电网条件下锁相环对 LCL 型并网逆变器稳定性的影响研究及锁相环参数设计[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(30): 5259-5268.
- [49] 付高善, 许叶林, 高玉喜, 王新宝, 李庆波, 王新刚. 新疆大规模风电汇集地区的次同步振荡控制方法研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2018, 39(01): 117-123.
- [50] 李自明, 王维庆, 姚秀萍, 常喜强, 郭小龙, 王衡. 直驱风电场次同步振荡监测系统的构建与应用[J]. 高压电器, 2018, 54(12): 218-224.
- [51] 邱衍江, 张新燕, 张超, 王维庆, 常喜强. 新能源汇集地区广域次同步振荡监测系统研究与构建[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(01): 88-94.
- [52] 张超, 王维庆, 王海云, 邱衍江, 常喜强. 风火打捆外送系统 220kV 电网次同步振荡监控策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(11): 138-144.
- [53] 张陵, 李君芝, 杨金成, 李自明, 徐晓宾. 风电汇集地区次同步振荡控制系统的研究[J]. 高压电器, 2019, 55(03): 199-207.
- [54] 袁可为. 静止同步串联补偿器抑制风电次同步振荡的研究[D]. 华北电力大学, 2019.
- [55] 孙玉娇, 吴俊玲, 王雅婷, 申洪, 周勤勇, 程丽华. 新能源接入对西北—新疆联网通道输电能力及系统安全稳定影响分析[J]. 电力建设, 2016, 37(06): 17-23.

攻读硕士学位期间参加的科研工作与成果

(一) 参与的项目

[1] 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。

[2] 参与南方电网科技项目“计及多种直流模型的受端电网仿真建模分析”，项目编号：GDKJXM20162608

(二) 科研成果

[1] Chao Wang, Chongru Liu, Jianyu Yu and Shitian Xu, Research on Sub-synchronous Oscillation Characteristics between PMSG-based Wind Farms and Weak AC Grids Based on Prony Method [C]. 2019 IEEE 3rd Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2), Changsha, China, 2019, pp. 2781-2786.

[2] J. Yu, C. Liu, C. Wang, et al. "A Novel Control Strategy of Modular Multilevel Converter Based on Instantaneous Power Theory," 2018 2nd IEEE Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2), Beijing, 2018, pp. 1-5.

[3] 谢国超, 刘崇茹, 胡海洋, 王超, 徐得超. 基于XML的电磁暂态工程模型转换方法研究[J]. 内蒙古电力技术, 2017,35(03):14-18+24.

致 谢

最是光阴留不住。当察觉到硕士生涯即将结束，顿生不舍。在这里，有我充满激情与活力的七年时光，一路走来，跌跌撞撞，却又充满温暖和希望。在论文完成之际，向所有给予我指导和帮助的人表达由衷的感谢。

首先要感谢的是我的导师刘崇茹教授。您治学严谨，待人平易，在科研和生活上给予学生无微不至的关怀和帮助。每次遇到困难向您求教时，您总是耐心地教导我，令我获益匪浅。

其次，要感谢课题组的师兄弟姐妹和实验室的同门们。感谢黎晓、王宇、苏晨博三位博士师兄以及王洁聪博士师姐，感谢你们在科研上提供的指导。感谢刘昊宇、喻建瑜和徐诗甜三位同门，是你们的陪伴和鼓励给了我信心。感谢侯延琦、李至裕、沈金乙、谢爵昊以及其他的师弟师妹们在我论文撰写过程中给予的帮助和支持。

最后，我要感谢我的父母。感谢您们二十多年来的养育，感谢您们一路以来的支持和鼓励。我亦将谨记教诲，保持一颗平常心，从容前行。