

华北电力大学

专业硕士学位论文

风电并网系统的频率特性分析与调频控制
策略研究

Research on Frequency Characteristics Analysis and
Frequency Control Strategy of Wind Power Grid
Connected System

阎宇鑫

2024 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

专业硕士学位论文

风电并网系统的频率特性分析与调频控制
策略研究

硕士研究生：阎宇鑫

导师：刘崇茹教授

企业导师：李振动

申请学位：能源动力硕士

专业领域：电气工程

学习方式：全日制

所在学院：电气与电子工程学院

答辩日期：2024年5月

授予学位单位：华北电力大学

Classified Index: TM712

U.D.C: 621.3

Thesis for the Professional Master's Degree

Research on Frequency Characteristics Analysis and Frequency Control Strategy of Wind Power Grid Connected System

Candidate:	Yan Yuxin
Supervisor:	Prof. Liu Chongru
Enterprise Mentor:	Li Zhendong
Academic Degree Applied for:	Master of Energy and Power Engineering
Speciality:	Electrical Engineering
Cultivation Ways:	Full-time
School:	School of Electrical and Electronic Engineering
Date of Defence:	May, 2024
Degree-Conferring-Institution:	North China Electric Power University

摘 要

随着“双碳”政策的逐步推进，以新能源为主体的新型电力系统正在快速发展。截止到 2023 年底，我国的风电装机总量已经达到 4.4 亿千瓦，占比 20.7%，同比增长 15.12%，已经成为我国第三大电力能源。

由于风速资源具有随机性和间歇性，风电渗透率的攀升会导致输出功率波动变大，影响电力系统的功率平衡，引发系统频率问题。双馈风机作为我国陆上风电场的主流机型，主要以最大功率点跟踪(maximum power point tracing,MPPT)模式运行，其输出的有功功率与转子转速的三次方成正比，对风速的变化极为敏感，由风速引起的有功出力变化会导致频率显著波动，并且 MPPT 模式下的双馈风机没有预留备用功率，缺乏频率调节能力。因此，考虑上述问题，有必要对双馈风机的频率特性进行分析并提出相应的变结构频率控制策略，减缓大规模双馈风机并网引发的频率波动。同时，基于双馈风机调频能力的动态变化特性，提出一种计及风速分布差异性和风机运行状态的风电场一次调频协同控制策略。本文主要从以下 2 个方面开展研究工作：

(1) 建立了含双馈风电机组的电力系统的频率响应模型，该模型涵盖了双馈风机的机械动力系统、最大功率跟踪控制器以及转子侧变流器等环节。然后基于此模型研究了风电系统的频率动态响应特性，推导了系统频率-风速的传递函数。通过分析闭环传递函数幅频特性发现：系统存在两个谐振点，分别受到风机的机械结构和变流器控制环节的影响，双馈风机的有功输出在谐振点频域内的敏感分量会加剧电网的频率波动。因此，本文针对谐振点提出了一种风电场系统频率波动的抑制策略，通过加装二阶带阻滤波器，抑制了谐振点突变的现象，从而有效抑制影响频率波动的敏感分量。仿真结果表明所提策略可以有效降低频率偏差和频率变化率，使频率波动趋于平缓，同时还不影响双馈风机的发电效率。

(2) 考虑不同风速下风机运行状态的差异性，提出一种基于预测风速确定减载率的有功功率分配策略，每隔一段时间风机根据减载率切换运行模式，保证在不同时间段风电场都保留一定的调频备用功率。同时考虑不同风速下风机减载功率的差异性，提出了一种基于权重因子的超速减载控制策略，通过将减载功率多的风电机组赋予更大的权重系数，使其承担更多调频功率；对高风速区减载能力较弱的风电机组提出一种动态功率跟踪比例系数的虚拟惯性控制，该控制通过设置频率上下限可以在频率跌落较深时可以迅速增加电磁功率进行

频率支撑，同时避免频率轻微波动时控制器频繁启动消耗转子动能。最终实现风电场站有功功率的合理分配，从而平缓频率的波动。仿真结果验证了所提调频控制策略的可行性。

关键词：风电场；频率响应模型；超速控制；虚拟惯性控制

Abstract

As the "dual carbon" policy is gradually implemented, a new type of electric power system dominated by renewable energy is rapidly developing. By the end of 2023, China's total installed wind power capacity reached 440 million kilowatts, accounting for 20.7% of the total, with a year-on-year growth of 15.12%, making it the third-largest source of power in the country.

Due to the randomness and intermittency of wind speed resources, the increase in wind power penetration results in greater fluctuations in output power, affecting the power balance of the power system and causing system frequency issues. Doubly-fed induction generator (DFIG), as the mainstream turbine type in China's onshore wind farms, primarily operate in the maximum power point tracking (MPPT) mode. Their active power output is directly proportional to the cube of the rotor speed, making them extremely sensitive to changes in wind speed. Variations in active power output caused by wind speed fluctuations can lead to significant frequency fluctuations. Moreover, DFIG operating in MPPT mode do not reserve spare capacity, lacking the capability for frequency regulation. Therefore, considering the above issues, it is necessary to analyze their frequency characteristics of DFIG and propose corresponding variable-structure frequency control strategies to mitigate the frequency fluctuations caused by large-scale DFIG grid connected. Furthermore, based on the dynamic variation characteristics of frequency regulation capability of DFIG, a collaborative control strategy for primary frequency regulation in wind farms is proposed that takes into account the variability in wind speed distribution and the operational state of the wind turbines. This paper primarily conducts research from the following two aspects:

(1) A power system frequency response model incorporating DFIG units was established, encompassing the mechanical power system of the doubly-fed wind turbines, maximum power point tracking controllers, and rotor-side converters. Subsequently, based on this model, the frequency dynamic response characteristics of the wind power system were studied, and the transfer function of system frequency relative to wind speed was derived. The analysis of the closed-loop transfer function's amplitude-frequency characteristics revealed that the system has two resonance points, influenced by the wind turbine's mechanical structure and the converter. The active power output of the DFIG within the frequency domain of these resonance points has sensitive components that exacerbate the frequency fluctuations of the electrical grid. Therefore, this paper proposes a strategy to suppress the frequency fluctuations of the wind farm system

at the resonance points. By installing a second-order band-stop filter, the phenomenon of sudden changes at the resonance points is suppressed, thereby effectively suppressing the sensitive components that affect frequency fluctuations. Simulation results indicate that the proposed strategy effectively reduces frequency deviation and the rate of frequency change, leading to smoother and more moderate frequency fluctuations, without impacting the generation efficiency of DFIG.

(2) Considering the variability in wind turbine operating conditions across different wind speeds, a strategy for active power distribution based on predicted wind speed to determine the load shedding rate is proposed. Periodically, turbines switch operating modes according to the load shedding rate, ensuring that the wind farm maintains a certain level of frequency regulation reserve power at all times. Taking into account the variability of load shedding power across different wind speeds, a weighted load shedding overspeed control strategy is proposed. This strategy involves assigning higher weight coefficients to wind turbine units with greater load shedding power, enabling them to bear a larger share of the frequency regulation power. For wind turbine units with limited deloading capacity in high wind speed areas, a virtual inertia control strategy with a dynamic power tracking proportionality coefficient is introduced. This control mechanism, by establishing upper and lower frequency limits, enables a rapid increase in electromagnetic power for frequency support during significant frequency drops, while also preventing the frequent activation of the controller due to minor frequency fluctuations, thus conserving rotor kinetic energy. Ultimately, this approach achieves a rational distribution of active power across the wind farm, thereby smoothing out frequency fluctuations. Simulation results have verified the feasibility of the proposed frequency control strategy.

Keywords: wind farm, frequency response model, overspeed control, virtual inertia control

目 录

第 1 章 绪论.....	1
1.1 课题的研究背景及意义.....	1
1.2 国内外研究现状.....	3
1.2.1 风电机组层级的调频控制策略.....	3
1.2.2 风电场层级的调频控制策略.....	5
1.3 本文主要研究内容.....	6
第 2 章 双馈风机模型与运行原理	8
2.1 引言.....	8
2.2 双馈风机结构和运行原理	8
2.3 双馈风电机组数学模型.....	9
2.3.1 风机空气动力学模型.....	9
2.3.2 最大功率跟踪控制器.....	11
2.3.3 风机传动系统模型.....	12
2.3.4 异步发电机模型.....	13
2.3.5 转子侧变流器控制模型.....	14
2.4 双馈风机调频控制原理.....	15
2.4.1 转子动能控制.....	16
2.4.2 功率备用控制.....	18
2.5 本章小绪.....	20
第 3 章 风电场频率波动及抑制策略研究	21
3.1 引言.....	21
3.2 含变流器和锁相环的双馈风机线性化模型	21
3.2.1 双馈风机发电系统模型.....	21
3.2.2 计及锁相环的转子侧变流器模型.....	23
3.3 含风电的系统频率响应模型的特征谐振点分析及抑制策略	28
3.3.1 含风电的电力系统频率响应模型.....	28
3.3.2 风速对特征谐振点的影响.....	30
3.3.3 变流器控制参数对特征谐振点的影响	32
3.3.4 锁相环对特征谐振点的影响.....	33
3.3.5 基于特征谐振点的频率波动抑制策略	34
3.4 仿真分析.....	35
3.5 本章小结.....	37
第 4 章 计及风速分布差异性的风电场调频协同控制策略	38
4.1 引言.....	38

4.2 基于权重因子的变减载系数调频控制策略	38
4.2.1 变减载系数控制策略原理.....	38
4.2.2 基于风速预测调整减载率.....	41
4.2.3 基于权重系数的风电场减载分配策略	41
4.3 基于动态功率跟踪比例系数的虚拟惯性控制策略	42
4.4 整体控制策略.....	44
4.5 仿真分析.....	46
4.6 本章小结.....	50
第 5 章 结论和展望	51
5.1 结论.....	51
5.2 展望.....	52
参考文献.....	53

第 1 章 绪 论

1.1 课题的研究背景及意义

当今世界的能源危机与环境污染问题日益凸显，引发了国际社会的广泛关注。这些挑战对全球经济、政治和社会发展产生了深刻的影响，促使各国逐步加快发展新能源的脚步^[1,2]。我国也在“碳中和、碳达峰”的背景下加大了对新能源的开发力度，如图 1-1 所示，截止到 2023 年底，我国光伏、风电等新能源总装机容量的占比已达到 35.99%，以煤炭为主的传统化石燃料的火力发电装机占比已跌至 47.62%，我国能源绿色低碳转型的步伐不断加快。

在众多新能源中，风能因其开发技术成熟、储量分布广泛和相对较低商业化成本等优势，展现了巨大的发展潜力^[3,4]。图 1-2 为 2012 年至 2022 年国内外风电装机容量的统计图，十年内我国风电装机容量翻了 4.6 倍，在全球装机容量的占比提升了 17.84%，风电发展的势头十分迅猛^[5]。

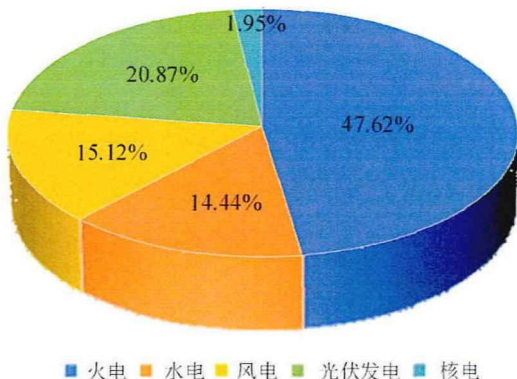


图 1-1 2023 年我国火电、水电、风电、核电及光伏发电的装机占比



图 1-2 2012-2022 年风电装机容量柱状图

根据国家能源局发布的统计数据显示^[6]:截止 2023 年底,全国累计风电装机容量约为 4.4 亿千瓦,同比增长 20.7%。预计到 2050 年,全国风电装机容量将达到 14.4 亿千瓦,到 2060 年,我国风电装机容量占比和发电量占比分别达到 25%和 30%以上^[7,8],风电将成为我国未来能源发电体系中的主力军。

目前双馈异步风力发电机(doubly fed induction generation,DFIG)是我国陆上风电场应用最广泛的风机机型。DFIG 通过电力电子元件与电网连接,优点是可实现快速灵活的控制,但是缺点是风机的电力电子设备时间常数较小,控制响应速度较快导致系统的等效惯量降低^[9]。并且风电场为了获得最大经济效益,DFIG 一般工作在最大功率跟踪(maximum power point tracing,MPPT)状态,在不能主动响应系统频率变化的同时也没有预留备用功率,缺乏调节频率的能力^[10]。

随着我国新型电力系统的建设与发展,未来风电的渗透率将进一步提升,风速的随机性和间歇性会造成 MPPT 运行模式下的风电输出功率波动较大,并且没有预留备用功率导致缺乏调频能力,从而威胁电力系统安全稳定运行^[11,12]。例如,南澳“9·28”停电事故是由于极端天气引起风电大规模脱网^[13],英国“8·9”停电事故中因为风电场调节能力不足,因此系统故障后有功出力下降导致事故进一步扩大^[14]。

因此,为了满足未来电网的调频需求,必须改变风电机组的运行模式和调控策略,从扰动后的被动控制转变为主动参与电网调频。鉴于此,一些风电占比高的国家制定了风电机组参与系统调频的标准和规范,例如英国电网规定风电场必须留有额定容量 10%以上的调频容量用以一、二次调频^[15];美国加州电网要求额定容量 20MW 以上的风电场预留的调频容量是额定容量的 10%以上,并且在电力系统调频时期提供 8s 以上的有功支撑^[16];德国电网规定百万兆瓦以上的风电场应该保留 2%的调频容量,并且风电场参与调频的标准更加具体^[17]。我国规定风电场有功出力达到系统额定功率的 20%以上时,要求参与电力系统的调频^[18]。

综上所述,高渗透风电对电力系统的频率安全和稳定造成严重威胁。因此,有必要对含风电的电力系统频率特性进行分析并提出相应的频率控制策略,提高风电从无支撑、抵抗扰向频率快速主动支撑的转型,提出能够充分的利用转子动能和备用功率的风电调频控制策略,使其可以更加快速且精确的响应频率变化,提升风电场的调频能力。这对高比例新能源电力系统的频率稳定具有重要意义。

1.2 国内外研究现状

目前风电场调频可以主要划分为两大类，一是基于风电机组的调频控制策略，主要包含转子动能控制，功率备用控制和风储协同控制。二是风电场层级的协同控制策略。

1.2.1 风电机组层级的调频控制策略

(1) 转子动能控制

转子动能控制是在风机参与调频时，通过控制器释放转子动能以增发电磁功率，主要包括虚拟惯性控制、下垂控制和综合惯性控制等方式。

虚拟惯性控制通过基于频率变化率(rate of change of frequency, ROCOF)的附加控制模块以模拟同步机的惯性环节^[19]，达到增加有功出力的目的。文献[20]首次提出了虚拟惯性控制，证明了利用风机转子动能参与系统调频的有效性。文献[21]将 ROCOF 控制环节中的固定比例系数进行优化，改进为与转子转速相关的动态比例系数，充分利用转子动能以提高风机的惯性支持。文献[22]对虚拟惯性控制环节的比例积分参数进行优化，根据 ROCOF 自适应改变控制参数，提高风机的频率响应能力。文献[23]基于风机工况和风电渗透率采用自适应模糊决策整定控制参数，能够迅速提供有功支持并具有较强的鲁棒性。但是当风机完成虚拟惯性控制后，恢复转速可能导致频率二次跌落。对此，文献[24]提出一种风机在释放完转子动能后维持恒定功率方案，在系统频率恢复正常后再恢复转速，但转子转速在系统频率恢复前会持续降低，可能引起保护动作造成风机脱网。文献[25]根据风机运行工况，提出优化策略实现风机有序参与和退出调频，并设计一种转速恢复模块，有效避免了二次跌落问题。

直接功率控制属于广义虚拟惯性控制，不同于虚拟惯性控制在功率控制环节增加附加频率模块以提升电磁功率，而是通过直接控制输出功率指令值的方式直接增发电磁功率。文献[26]设计了在 MPPT 运行点之上的有功指令值以及功率变更的线性过渡环节，当扰动发生频率下跌的事件触发后，有功指令值可以线性提升至更高有功指令值以增发电磁功率，避免了有功指令值阶跃跳变引起的严重功率冲击，调频结束后回到初始点有功指令值以恢复转子转速。文献[27]基于转速域设计了有功线性渐进减少的直接功率控制，并延长一段高功率指令值时间，有效提高了频率扰动初期风机的惯性响应能力。

下垂控制是将频率偏差经过比例增益后整定额外增发有功，模拟同步机的阻尼响应，此方法通常与虚拟惯性控制相结合组成综合惯性控制，可以有效解决转速和频率解耦问题。下垂控制根据频率偏差调整有功出力，相较于虚拟惯

性控制可以提供更长时间的有功支撑,但是下垂系数的整定难度较大,系数过大会导致风机过度响应导致二次跌落,系数过小则响应不充分不能有效发挥风机调频能力。文献[28]根据风机有功出力 and 系统频率建立可变下垂线,当系统频率跌落过大时切换至调频模式进行频率支撑。文献[29]对低、中、高三个风速区间的风电机组整定了相应的下垂系数,能够有效进行频率响应并维持风机稳定运行。

而综合惯性控制将频率偏差和频率变化率信号进行叠加,结合了虚拟惯性控制响应速度快和下垂控制有功支撑时间长的优点。文献[30]设计了基于分段函数增益系数的综合惯性控制,对于额定风速及其以下工况的风电机组在具有良好的调频能力。文献[31]提出了一种变系数的综合惯性控制策略,有效提升了大扰动下风机的调频能力,在风机退出调频后可以使转子转速平稳回升至MPPT状态。

(2) 功率备用控制

功率备用控制包括超速控制、桨距角控制以及两者结合的控制。转子超速控制通过增加转速使风机以非MPPT模式运行,从而保留一定的调频裕度满足紧急情况下的有功增发需求^[32]。文献[33]通过风机有功输出评估机组可调度的有功裕度,提高了风机调频性能。文献[34]将风机超速减载量与等效惯性时间常数进行联系和量化分析,提出了根据频率波动程度而调整风机有功输出的控制方法。文献[35]根据频率变化率、频率最低点和稳态频率偏差设计了一种调频能量函数,用来计算风机的超速运行点,为调频的功率增量提供参考。文献[36]基于风机运行状态整定超速减载的控制参数,同时利用转子动能和备用功率进行频率支撑。

桨距角控制通过改变叶片迎风的角度从而改变风机的机械功率,桨距角越小,捕获的机械功率越大^[37]。从而可以增大桨距角使风机不以MPPT模式运行,保留一定的备用功率。文献[38]根据模糊控制动态调整风机的桨距角和下垂控制系数,以风速和频率偏差为变桨控制的依据,提高风机调频性能的同时缓解机械疲劳。文献[39]基于风速预测模型计算风机频率响应时间和调频可控裕度,实现最优桨距角的动态修正。文献[40]提出的最优桨距角控制以最小化桨距角调节为目标确定有功调节指令,可以有效减少机械磨损。

超速减载控制和桨距角控制的协同使用可以使风机的调频性能得到加强。文献[41]在时间尺度方面研究超速减载和变桨距角控制的功率响应特性,提出在不同时间尺度的有功输出协调控制策略。文献[42]设计了附加参数优化模块和频率控制模块,利用拉格朗日乘子法优化转速和桨距角的控制参数,根据减载率对不同风机采取不同控制方法。文献[43-45]根据风机所在风速区间的不同

提出不同的减载方案，并结合了虚拟惯性控制和下垂控制，在提供频率调节功率的同时增强了风机频率响应速度。

（3）风储协同控制

储能装置具有控制灵活、输出平稳和响应速度快等优点，可以有效缓解风电功率随机性和波动性等问题^[46]，因此风储协同调频目前是国内外研究的热点。文献[47]将模糊控制引入风储协同调频控制，并使用人工蜂群算法对模糊控制器进行优化，提高了风机频率响应能力。文献[48]考虑风储自身以及功率平衡等约束条件建立状态方程，以最小调频成本为目标优化桨距角和储能功率控制，提高了经济性。文献[49]根据功率共识协议，设计了分布式风储有功功率协同控制方案，可以有效提升风储系统功率分配能力。文献[50]利用超级电容模拟惯性和阻尼环节，达到风机综合惯性控制的效果，使风机可以一直运行在 MPPT 工作点。文献[51]基于预测模型提出了风储联合调频方案，通过求解滚动时域最优控制问题分配输出功率，根据滚动时域估计方法实时估计电网的有功不平衡量从而计算最优控制量。

1.2.2 风电场层级的调频控制策略

在大型风电场中，由于地形、距离和气象等因素的差异，每台风电机组的风速和风向也不同，所处的工作状态和有功出力也不一致。若对每台风电机组采取固定的调频控制策略，可能会导致风电场内一部分机组过度响应，另一部分机组未能充分发挥调频性能。若风机使用固定的调频方式，又会存在风电场对各台风电机组下达的指令存在延时和不完善等问题。因此，风电场的调频控制策略需要考虑如何充分发挥每台风电机组的调频能力。

文献[52]提出了风电场内所有机组平均分配调频功率的方案，但是没有考虑各台风机运行工况的差异性，不能有效调动每台风电机组的调频潜能。文献[53]在风电场内风机分配相同功率的基础上^[52]，根据风机所处风速的大小采用固定的比例分配系数，从而决定风机的有功出力。文献[54]对风机工作运行的风速区划为低、中、高三类风速区，对三个区域内的机组采用不同的减载控制策略，并且优先调用备用功率较多的区域内的风电机组。文献[55]考虑了所处工作状态差异较大的机组的调频能力，对不同风速的机组的调频能力进行评估，从而计算整个风电场的调频可控区间。文献[56]通过模糊控制来协调分配风电场内各台机组的功率，并考虑风机运行状态、调频能力和经济性建立目标函数，得到最优的调频分配策略。

此外，风电场与储能协同调频控制方面的研究也不少。文献[57]基于线性预测控制模型以储能经济性和风机转速平衡为优化目标，提出一种风储协同的

惯性响应控制策略。文献[58]根据预测控制模型和交替方向乘数法，提出了一种分级惯性控制策略，按顺序优化不同风速区间内风电机组的最优惯性控制和储能设备的有功输出，能够有效提高风电场调频能力和经济性，并且避免过度使用转子动能。

由于风速具有间歇性和波动性，导致双馈风机在 MPPT 模式下输出功率随风速发生变化，从而引起电力系统的频率波动^[59-61]，风机现有调频方法在应对风电功率波动引起的频率问题上具有一定的局限性。转子动能控制在频率波动的时候可以快速响应进行支撑，但是在负荷变化时无法长时间调频，并且恢复转速可能造成频率二次跌落。功率备用控制通过增发预留的调频功率可以有效减少频率偏差，但是响应速度较慢不能适应于频率波动频繁的工况。储能具有灵活、快速、可控等优点，理论上是满足风电场频率主动支撑的最佳方案，但是受限于储能的经济技术成本，不适宜大规模的投入运行。因此，风电场的调频策略既要具有快速响应去抑制频率波动的能力，也要考虑一次调频时间尺度下频率支撑的可持续性。本文针对高渗透率下风电场发电侧和负荷侧的功率不平衡问题提出相应的频率控制策略，提高风电场的调频能力。

1.3 本文主要研究内容

本文考虑了高渗透率下的风电场因发电侧和负荷侧的功率不平衡导致的频率波动问题，研究了风电场的频率响应特性以及动态调频能力，提出了风电场频率波动的抑制策略和计及风速分布差异的风电场协同调频控制方法，提高了风电场频率主动支撑能力。研究内容的主体框架如图 1-3 所示，各章节的具体内容为：

第一章：首先阐述了风电目前的发展情况，介绍了风电参与电力系统调频的现实意义。然后在风电机组层面和风电场层面，对国内外风机参与调频的研究现状进行综述。最后介绍本文主要工作。

第二章：首先对双馈风力发电机的结构和运行原理进行研究。其次在，双馈风机物理结构的基础上，推导了包括机械动力系统和电气部分的双馈风机数学模型。最后，介绍了双馈风机调频控制策略，对转子动能控制和功率备用控制的工作原理进行了分析。

第三章：首先，对双馈风电机组的有功出力特性进行研究，构建了双馈风机从机械动力系统到转子侧变流器包括锁相环的线性化模型，进而推导双馈风机的频率-风速传递函数。其次，结合含风电的电力系统频率响应模型研究了不同风速下的频率响应特性并且发现特征谐振点，在谐振点附近频域的有功出力分量会加剧频率的波动。然后，对比分析了额定风速、运行状态、变流器控制

参数和锁相环等因素对频率响应特性以及谐振点的影响。最后，提出了一种基于特征谐振点的风电场系统频率波动的抑制策略，并通过仿真验证其可行性。

第四章：首先，研究了不同风速分布下风机减载功率和调频能力的差异性；其次，提出一种基于权重因子的变减载系数的风电场调频策略，并根据预测风速更新其减载系数。然后，对于高风速区减载能力较弱的机组，提出一种动态功率跟踪比例系数的虚拟惯性控制进行频率支撑。最后，通过仿真验证所提控制策略的有效性。

第五章：归纳和总结全文的研究内容，并对后续的研究工作进行展望。

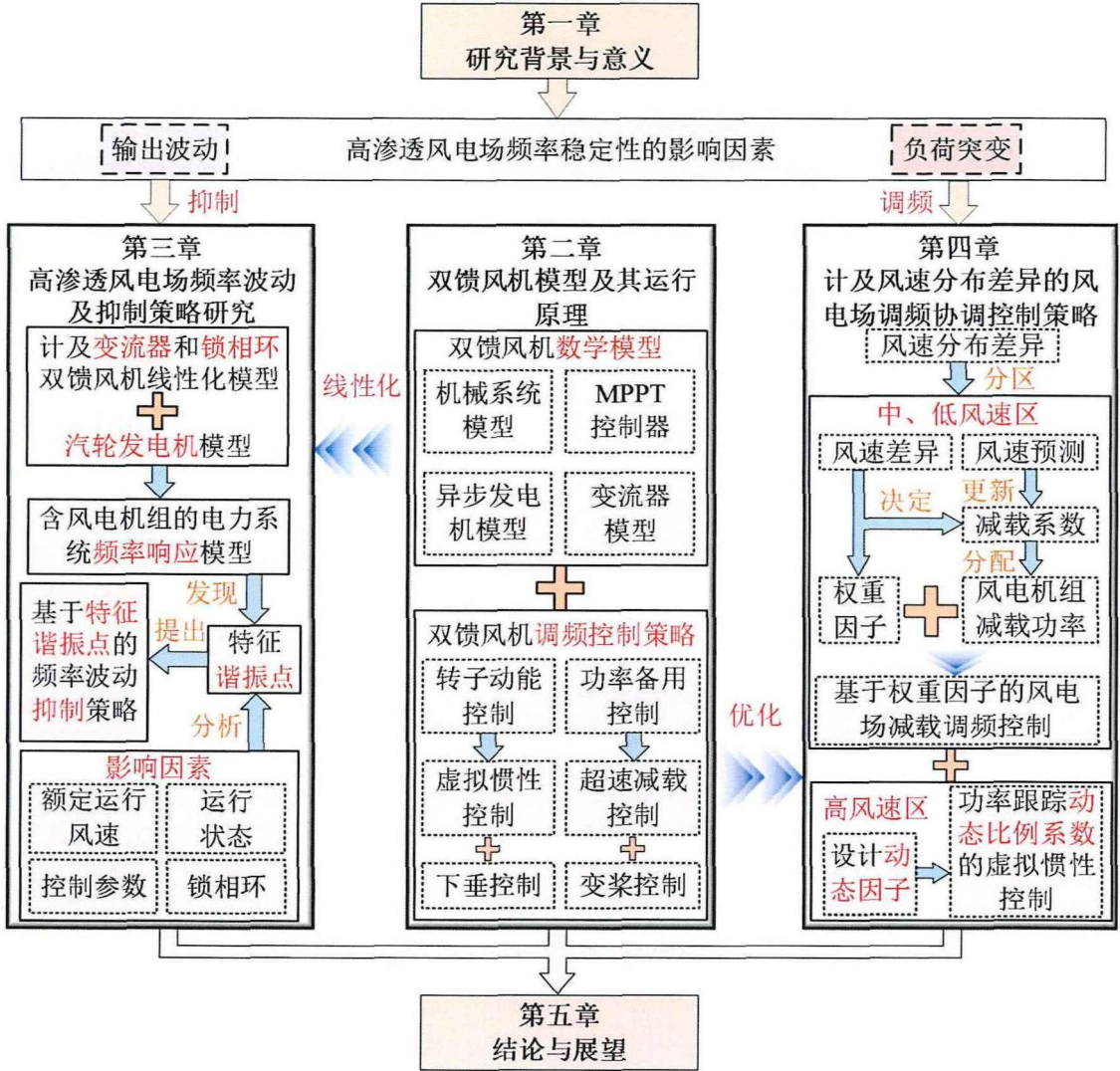


图 1-3 本文研究内容的整体框架

第 2 章 双馈风机模型与运行原理

2.1 引言

双馈异步风力发电机因其高效的能量转换性能和输电能力，在全球风力发电行业得到广泛应用。DFIG 的定子与电网相连，转子通过换流器接入电网并进行辅助控制，实现定子侧和转子侧的双向电能输送，故称为双馈异步风力发电机。

本章首先介绍 DFIG 的物理构造和工作原理，然后分析风机的机械传动系统和输出控制环节等部分的数学模型，最后介绍 DFIG 参与频率调节的核心控制策略。

2.2 双馈风机结构和运行原理

DFIG 由风力机、齿轮箱、传动系统、异步发电机、双向换流器和变压器等组件构成，其物理结构图如图 2-1 所示。其转子侧三相绕组通过双向换流器与电网相连接，而定子侧三相绕组直接连接电网，电压经过换流器的调节后提供交流励磁。

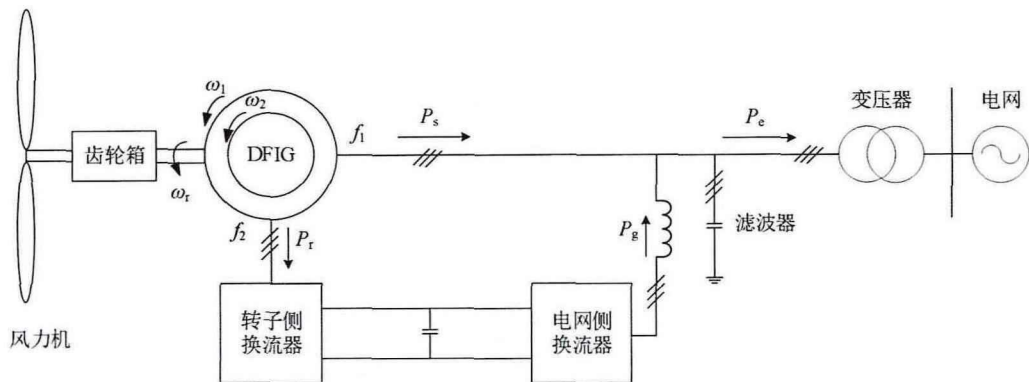


图 2-1 双馈风机结构图

双馈风力发电机不同于同步电机的直流励磁，DFIG 通过三相交流励磁转换器可以实现对励磁电流的频率、幅值和相位的控制，因此 DFIG 的控制性能更加快速、精准和灵活。DFIG 的转子转速、无功功率和有功功率可以分别通过调节励磁电流的频率、幅值和相位进行控制。

DFIG 的定、转子的三相绕组对称，若将频率为 f_1 的电流通入到定子绕组中，可以在气隙空间中形成一个同步转速为 ω_1 的旋转磁场。稳态时 ω_1 和 f_1 的关系为：

$$\omega_1 = \frac{60f_1}{p} \quad (2-1)$$

式中 p ——极对数。

在转子绕组中通入频率为 f_2 的电流，在气隙空间中产生相对于转子转速为 ω_2 的旋转磁场。则稳态时 ω_2 和 f_2 的关系为：

$$\omega_2 = \frac{60f_2}{p} \quad (2-2)$$

为保证 DFIG 变速恒频运行，当风速波动时，发电机转速应该做出相应变化。因此需要实现定子和转子产生的旋转磁场在空间上的相对静止，即定子励磁电流产生的旋转磁场的转速等于转子转速和转子励磁电流产生的旋转磁场的转速之和，则：

$$\omega_1 = \omega_r + \omega_2 \quad (2-3)$$

式中 ω_r ——转子转速。

双馈异步发电机的转差率 s_r 为：

$$s_r = \frac{\omega_1 - \omega_r}{\omega_1} \quad (2-4)$$

由式(2-1)-(2-4)可得：

$$f_2 = s_r f_1 \quad (2-5)$$

由上式可知，风机转子随风速变化时，只要在转子绕组中接入转差频率 f_2 的励磁电流，则可以保证发电机变速恒频运行，即 DFIG 定子绕组产生 f_1 的恒频电势。根据转差率可将 DFIG 分为以下三种运行状态：

(1) 亚同步运行状态： $s_r > 0$ ，此时 $\omega_r < \omega_1$ ， $f_2 > 0$ 。励磁产生与转子旋转方向相同的旋转磁场，电网对转子侧绕组馈电；

(2) 超同步运行状态： $s_r < 0$ ，此时 $\omega_r > \omega_1$ ， $f_2 < 0$ 。通过改变接入转子绕组的电流相序，产生与转子转向相反的旋转磁场，转子侧绕组向电网输电；

(3) 同步状态： $s_r = 0$ ，此时 $\omega_r = \omega_1$ ， $f_2 = 0$ 。发电机运行状态与同步机一样，即转子绕组中通入直流电流，不向电网吸收或传输电磁功率。

2.3 双馈风电机组数学模型

2.3.1 风机空气动力学模型

根据空气动力学理论，风机的机械功率 P_m 表示为：

$$P_m = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 C_p(\beta, \lambda) v_w^3 \quad (2-6)$$

式中 R ——风机叶片长度；

v_w ——风速；

C_p ——风能利用系数；

ρ ——空气密度；

β ——桨距角；

λ ——风机叶尖速比。

叶尖速比 λ 为叶尖风速和自然风速之比，可以定义为：

$$\lambda = \frac{R\omega_r}{v_w} \quad (2-7)$$

由式(2-6)可知，固定风速下机械功率的大小受到风能利用系数 C_p 的影响。而 C_p 的值由风机的桨距角和叶尖速比等参数决定，可以用一个高阶非线性函数描述：

$$\begin{cases} C_p(\beta, \lambda) = c_1 \left(\frac{c_2}{\lambda_i} - c_3 \beta - c_4 \right) e^{\frac{-c_5}{\lambda_i}} \\ \frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0.08\beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1} \end{cases} \quad (2-8)$$

式(2-8)中参数 $c_1 \sim c_5$ 为常数，其值由风机型号决定，本文 DFIG 模型参数的取值见表 2-1。

表 2-1 风力机模型参数

参数	数值
c_1	0.22
c_2	116
c_3	0.4
c_4	5
c_5	12.5

根据式(2-8)，可以得到桨距角 β 、叶尖速比 λ 和风能利用系数 C_p 之间的对应曲线。如图 2-2 所示。

由图 2-2 可知，当桨距角 β 的增大， C_p - λ 曲线会随之缩小， C_p 的峰值会逐渐降低，因此 β 的增加将降低风机的机械功率。当 β 恒定时，随着 λ 的提高， C_p 先逐渐增加到最大值后再下降。

当 C_p - λ 曲线中叶尖速比 λ 等于最优叶尖速比 λ_{opt} 时, 可以得到最大风能利用系数 C_{pmax} , 并且桨距角变化后所的 C_{pmax} 和 λ_{opt} 的值也会发生改变。当 $\beta=0$ 时, 此时 λ_{opt} 对应的 C_{pmax} 是最大的。在恒定风速下, 一般通过调节转子转速或者桨距角改变风力机输出的机械功率。

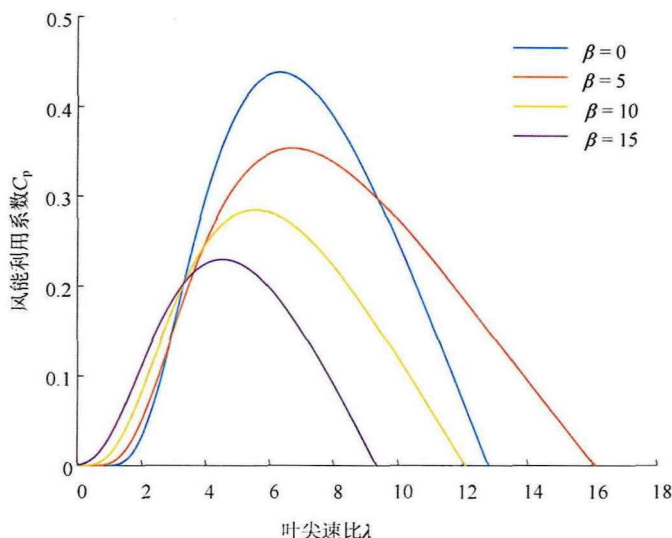


图 2-2 不同桨距角对应的 C_p - λ 曲线

2.3.2 最大功率跟踪控制器

在固定的风速下, 风机的机械功率主要受到转子转速的影响, 因为转子转速的变化会影响叶尖速比从而改变风能利用系数。当桨距角不变时, 由式(2-6)和式(2-7)能得到不同风速下风机机械功率 P_m 和转子转速 ω_r 的关系, 如图 2-3 所示。

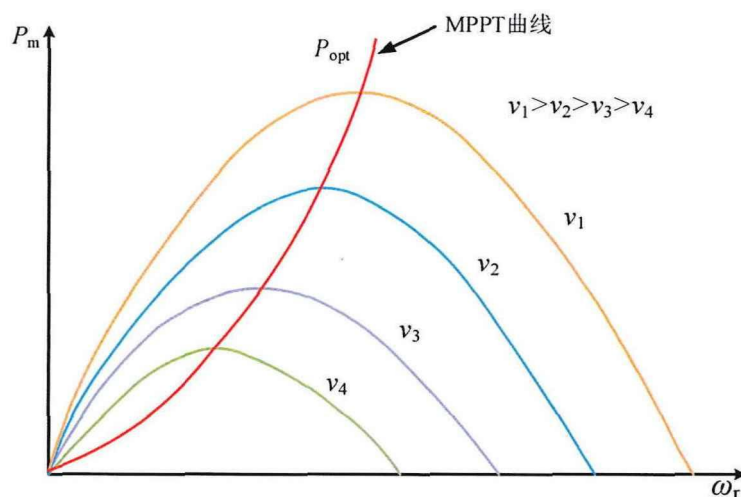


图 2-3 定桨距角下的功率和转速关系

风电场为达到最大的经济效益, DFIG 通常控制转子转速和桨距角以最大

功率跟踪的控制模式运行。最大功率跟踪控制就是通过调节转子转速一直维持 $\lambda=\lambda_{opt}$ ，从而 DFIG 在恒定风速下可以获得的最大输出功率。图 2-3 中 DFIG 在不同风速下功率-转速曲线上最优功率 P_{opt} 的连线称为最优功率曲线，也称为 MPPT 曲线。

当风机使用 MPPT 控制器时，风机的最优转子转速 ω_{ropt} 可以表示为：

$$\omega_{ropt} = \frac{\lambda_{opt} v_w}{R} \quad (2-9)$$

结合式(2-6)可以得到风机在 MPPT 控制器下获得的最优功率 P_{opt} ：

$$P_{opt} = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 C_{pmax} \left(\frac{R}{\lambda_{opt}} \right)^3 \omega_{ropt}^3 \quad (2-10)$$

则功率跟踪曲线的比例系数 k_{opt} 为：

$$k_{opt} = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 C_{pmax} \left(\frac{R}{\lambda_{opt}} \right)^3 \quad (2-11)$$

2.3.3 风机传动系统模型

双馈风机的机械传动系统是风力机和双馈发电机之间能量传输的机械装置，一般由风轮、齿轮箱、低速轴、高速轴和发电机转子等五部分构成。其数学模型由复杂度和准确度可分为三类：三质量块模型、双质量块模型和单质量块模型。由于本文重点研究双馈风机的调频控制策略，简化双馈风机的机械传动部分，采用图 2-4 所示的单质量块模型。

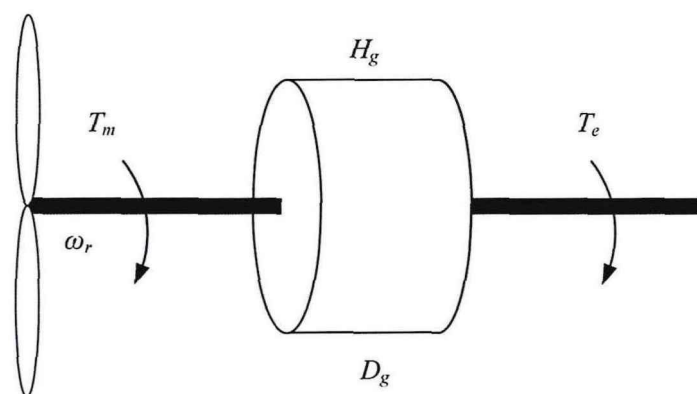


图 2-4 双馈风机机械传动系统单质量块模型

由图 2-4 所示，风机传动系统的数学模型为：

$$T_m - T_e = \frac{P_m}{\omega_r} - \frac{P_e}{\omega_r} = 2H_g \frac{d\omega_r}{dt} + D_g \omega_r \quad (2-12)$$

式中 P_e ——输出电磁功率；

T_m ——机械转矩；

T_e ——电磁转矩；

H_g ——机械传动系统的惯性时间常数；

D_g ——机械传动系统的阻尼系数。

2.3.4 异步发电机模型

DFIG 的异步发电机是一个高阶、非线性、多变量、强耦合的时变系统。为了采用常规的线性控制方法，需要通过坐标变换对 DFIG 发电机的控制量进行简化与解耦。

DFIG 在 dq 坐标系中，定、转子的电压方程可以表示为：

$$\begin{cases} u_{sd} = R_s i_{sd} + p \psi_{sd} - \omega \psi_{sq} \\ u_{sq} = R_s i_{sq} + p \psi_{sq} + \omega \psi_{sd} \\ u_{rd} = R_r i_{rd} + p \psi_{rd} - \omega_s \psi_{rq} \\ u_{rq} = R_r i_{rq} + p \psi_{rq} + \omega_s \psi_{rd} \end{cases} \quad (2-13)$$

式中 R_s 、 R_r ——分别为定、转子电阻；

ω ——旋转坐标系同步角速度；

$\omega_s = \omega - \omega_e$ ，为转差电角速度，其中 ω_e 为转子电气角速度；

u_{sd} 、 u_{sq} 、 u_{rd} 、 u_{rq} ——分别为定、转子电压的 d 、 q 轴分量；

i_{sd} 、 i_{sq} 、 i_{rd} 、 i_{rq} ——分别为定、转子电流的 d 、 q 轴分量；

ψ_{sd} 、 ψ_{sq} 、 ψ_{rd} 、 ψ_{rq} ——分别为定、转子磁链的 d 、 q 轴分量；

p ——微分算子。

DFIG 在 dq 坐标系中，定子和转子的磁链方程可以表示为：

$$\begin{cases} \psi_{sd} = L_s i_{sd} + L_m i_{rd} \\ \psi_{sq} = L_s i_{sq} + L_m i_{rq} \\ \psi_{rd} = L_m i_{sd} + L_r i_{rd} \\ \psi_{rq} = L_m i_{sq} + L_r i_{rq} \end{cases} \quad (2-14)$$

式中 L_s —— dq 坐标系中定子绕组自感；

L_r —— dq 坐标系中转子绕组自感；

L_m —— dq 坐标系中定、转子间的互感。

在研究中一般可以忽略双馈风机的损耗，则 DFIG 输出电磁功率 P_e 为^[62]：

$$\begin{cases} P_s = \frac{3}{2}(u_{sd}i_{sd} + u_{sq}i_{sq}) \\ P_r = -s_r P_s \\ P_e = P_s + P_r = \frac{3}{2}(1-s_r)(u_{sd}i_{sd} + u_{sq}i_{sq}) \end{cases} \quad (2-15)$$

式中 P_s ——定子侧的输出功率；

P_r ——转子侧的输出功率。

2.3.5 转子侧变流器控制模型

DFIG 为了实现最大功率跟踪控制和变速恒频运行的目的，通过直流环节连接的两个电压型变流器控制交流励磁。网侧变流器的作用是控制两个换流器之间的直流电压，以及调节功率因数和电流波形；转子侧变流器的主要控制目标是调节输出的有功功率和无功功率。本文主要研究双馈风机有功输出的调频能力，因此忽略网侧变流器控制环节的建模。

本文转子侧变流器采用定子电压定向控制，使 q 轴与定子电压向量重合，定子磁链向量与 d 轴重合。并且定子电阻很小，可忽略不计。定子磁链和电压方程为：

$$\begin{cases} \psi_{sd} = L_s i_{sd} + L_m i_{rd} = \psi_s \\ \psi_{sq} = L_s i_{sq} + L_m i_{rq} = 0 \\ u_{sd} = 0 \\ u_{sq} = U_s \end{cases} \quad (2-16)$$

将式(2-16)代入(2-14)推导出转子磁链表达式为：

$$\begin{cases} \psi_{rd} = \frac{L_s L_r - L_m^2}{L_s} i_{rd} + \frac{L_m}{L_s} \psi_s \\ \psi_{rq} = \frac{L_s L_r - L_m^2}{L_s} i_{rq} \end{cases} \quad (2-17)$$

将式(2-17)代入(2-13)可得转子电压方程为：

$$\begin{cases} u_{rd} = R_r i_{rd} + \frac{L_s L_r - L_m^2}{L_s} \frac{di_{rd}}{dt} - \frac{L_s L_r - L_m^2}{L_s} \omega_s i_{rq} \\ u_{rq} = R_r i_{rq} + \frac{L_s L_r - L_m^2}{L_s} \frac{di_{rq}}{dt} + \frac{L_s L_r - L_m^2}{L_s} \omega_s i_{rd} + \frac{L_m}{L_s} \omega_s \psi_s \end{cases} \quad (2-18)$$

根据式(2-18)可以设计转子侧变流器的控制框图，如图 2-5 所示。

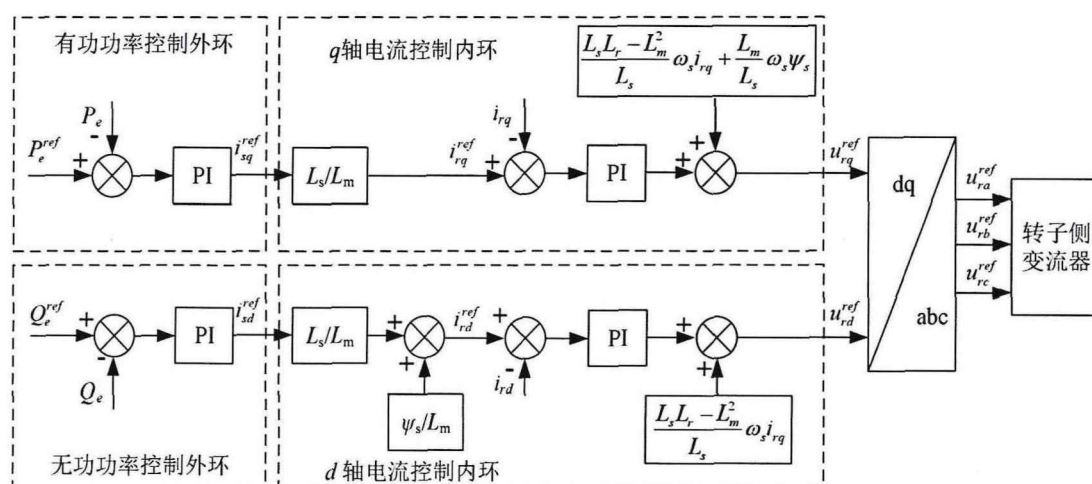


图 2-5 转子侧变流器控制框图

转子侧变流器一般采用功率外环-电流内环控制结构，从而实现对 DFIG 输出功率的调节。功率参考值通过双环控制环节后得到转子电压在 dq 轴分量的参考值 u_{rq}^{ref} 和 u_{rd}^{ref} ，之后通过 Park 逆变换为 u_{ra}^{ref} 、 u_{rb}^{ref} 和 u_{rc}^{ref} 作为指令值送入转子侧变流器生成调制波，对变流器内部的电力电子器件进行导通和关断控制，从而调节转子交流励磁电流的频率、幅值和相位。

由于 DFIG 的调频控制动态特性为转子转速时间尺度，所以相较于转子转速时间尺度具有较快动态的电流内环控制可以用一个一阶惯性环节替代^[63]。所以定子 q 轴电流分量的参考值 i_{sq}^{ref} 和实际值 i_{sq} 可以表示为：

$$\begin{cases} i_{sq}^{ref} = (P_e^{ref} - P_e) \left(\frac{K_i}{s} + K_p \right) \\ i_{sq} = \frac{1}{1 + \tau s} i_{sq}^{ref} \end{cases} \quad (2-19)$$

式中 K_i ——PI 控制器的积分系数；

K_p ——PI 控制器的比例系数；

τ ——变流器时间常数。

2.4 双馈风机调频控制原理

DFIG 通过变流器与电网连接，所以转子与系统频率解耦，缺乏主动利用旋转惯量做出快速响应的能力。为了使双馈风机对电力系统的频率进行主动支撑，需要在有功功率控制器中附加频率控制环节，对双馈风机的转子转速或者有功输出进行调节。

2.4.1 转子动能控制

转子动能控制是通过管理和利用 DFIG 的转子动能来增发额外电磁功率，以响应电网的频率变化。按照运行原理的不同可划分为虚拟惯性控制、下垂控制、综合惯性控制等调频方式。

2.4.1.1 虚拟惯性控制

由于变流器控制的风机不能自动提供惯性支持，因此虚拟惯性控制模拟同步机在频率波动时的动态响应，通过更快速的有功调节特性虚拟出比自身固有惯量更大的虚拟惯量^[64]。

虚拟惯性控制通过在有功控制器中附加频率控制环节，当系统频率突变的时候增发额外电磁功率，快速释放转子动能从而抑制频率波动，额外有功增量如式(2-20)所示：

$$\Delta P = K_{df} \frac{d\Delta f}{dt} \quad (2-20)$$

式中 K_{df} ——频率偏差的微分系数；

Δf ——系统频率偏差。

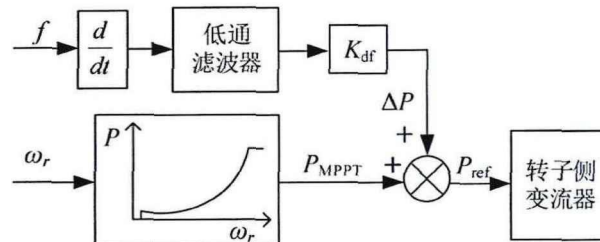
除了附加频率控制环节，广义的虚拟惯性控制还有包括直接功率控制，通过优化功率跟踪的比例系数 k'_{opt} ，从而改变有功输出参考值^[65]，如式(2-21)所示：

$$k'_{opt} = \frac{\omega_{r0}^3}{(\omega_{r0} + 2\pi\eta\Delta f)^3} k_{opt} \quad (2-21)$$

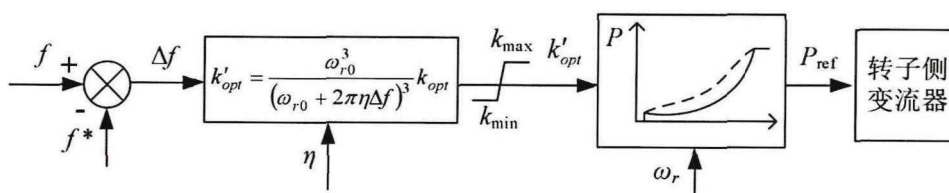
式中 ω_{r0} ——风机初始角速度；

η ——转速调节系数。

通过引入频率偏差信号对功率跟踪曲线的比例系数进行优化，从而提高 DFIG 输出的电磁功率，释放风机转子的旋转动能，使风机拥有频率主动支撑的惯性响应。两类虚拟惯性控制框图如图 2-6 所示。



a)附加有功虚拟惯性控制结构图



b)功率跟踪优化虚拟控制结构图

图 2-6 虚拟惯性控制框图

2.4.1.2 下垂控制

下垂控制把系统频率偏差的信号引入到风电机组附加的有功控制环节，从而模拟传统同步发电机组的功-频静态特性曲线，根据反馈的频率增量调节风电机组有功功率输出，达到维持频率稳定的效果^[66]，下垂控制的控制框图如图 2-7 所示，下垂控制有功功率控制环节的参考信号如式(2-22)所示：

$$\Delta P = K_{pf} \Delta f \quad (2-22)$$

式中 K_{pf} ——下垂系数。

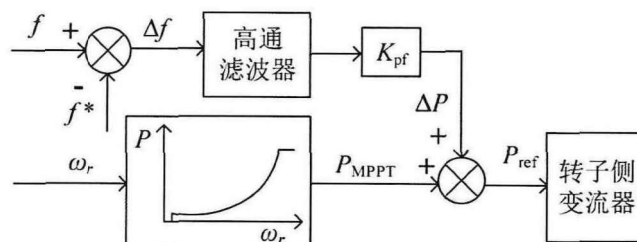


图 2-7 下垂控制框图

2.4.1.3 综合惯性控制

虚拟惯性控制可以快速响应提供额外有功功率输出，但是缺乏为电网频率提供持续支撑的能力。下垂控制可以为系统提供较长时间的有功支撑，但是响应速度较慢。因此，综合惯性控制将两种控制进行结合，同时引入频率偏差与 ROCOF 作为调频时增发有功的控制信号。这种方法既具有虚拟惯性控制快速响应的特性，又拥有下垂控制可持续提供额外有功以减轻频率偏差的优点，提高了 DFIG 的频率支撑作用。

综合惯性控制的控制框图如图 2-8 所示，综合惯性控制的参考信号可以表示为：

$$\Delta P = K_{df} \frac{d\Delta f}{dt} + K_{pf} \Delta f \quad (2-23)$$

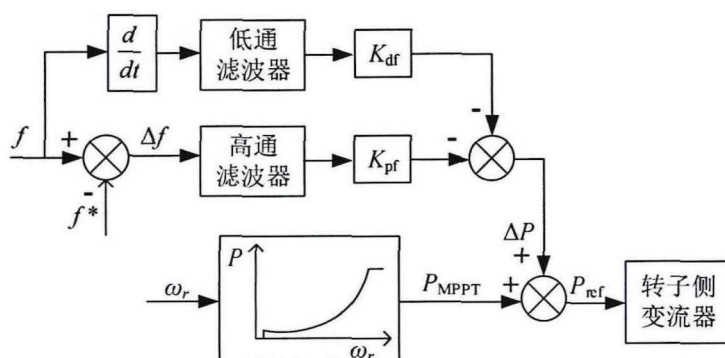


图 2-8 综合惯性控制框图

2.4.2 功率备用控制

风机在一般情况下通常采用 MPPT 模式，此时能够捕获更多的风能保证风机运行的经济性。但是当系统负荷变化导致频率发生波动时，转子动能控制对频率变化作出的响应通常是短暂的，无法像常规同步机组一样持续提供有功功率以保障调频过程的连续性。所以为了提高风机的调频能力，在风电机组发电时保留一定的备用功率，使风机不运行在 MPPT 模式下，以便在电网需要调频时提供额外的有功功率。功率备用控制根据控制方式的不同可分为减载控制和变桨距角控制。

2.4.2.1 减载控制

减载控制原理为转子超速或者减速使 DFIG 不以 MPPT 曲线运行，而是工作在次优功率曲线上，从而预留一定的功率储备。双馈风机变速减载控制的原理如图 2-9 所示。

由图 2-9 可知，当风速为 v_2 时，DFIG 在 MPPT 模式下运行在 A 点，此时转子转速为 ω_a ，输出的最大功率为 P_{MPPT} 。通过控制器使转子加速或者减速为 ω_b 、 ω_c ，都可以降低使风机输出功率降到减载功率 P_{del} ，则最大功率跟踪输出功率 P_{MPPT} 和减载功率 P_{del} 的差值为风机储存的备用功率。

若风机减速至 C 点，当频率下跌需要风电机组参与调频时，风机需要先从电网吸收额外的能量以提高转子转速才能增加输出功率运行在 MPPT 点，而且当转速减小时系统发生小干扰可能会引起自发振荡等机电暂态稳定性问题^[67]，所以一般采用超速减载备用功率。

若风机超速至 B 点，当电网产生负荷扰动导致频率减小时，可以通过控制增加输出的电磁功率从 P_{del} 提高到 P_{MPPT} ，此时电磁功率大于机械功率，转子转速降低使风机从 B 点向左移动直至在 A 点达到新的平衡状态，该过程中风机释放了备用功率为系统调频提供有功支持。

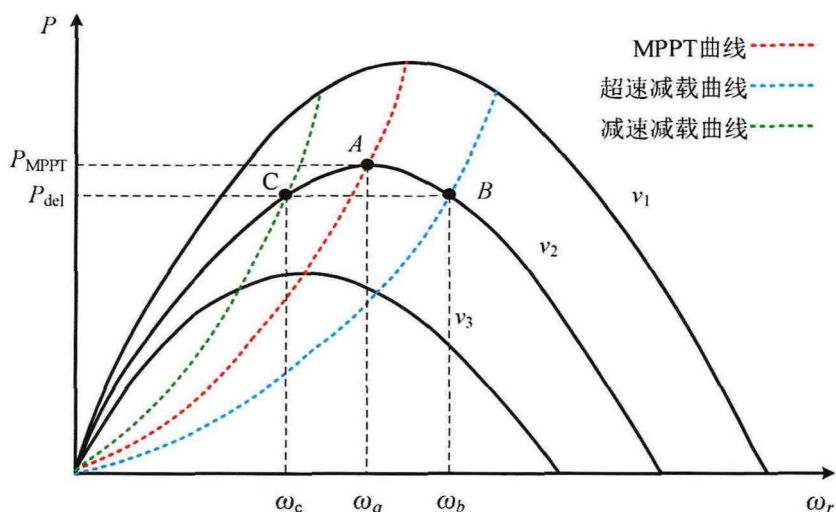


图 2-9 双馈风机变速减载控制原理图

2.4.2.2 变桨距角控制

当风机处于高风速区时，MPPT 模式下的转子转速已接近或达到最大值，超速减载已经无法适用。而风电机组的风能利用系数主要与风速、转子转速和桨距角有关，因此可以采用变桨距角控制，通过调整风机的桨距角降低风能利用系数，从而为电力系统的频率支撑预留一定的备用功率。双馈风机变桨距角控制的原理图如 2-10 所示。

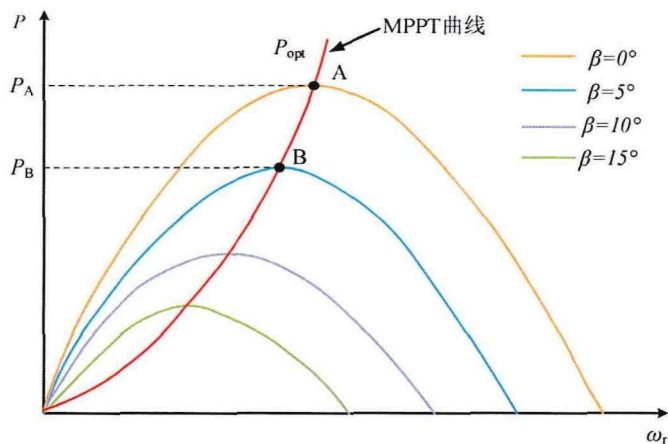
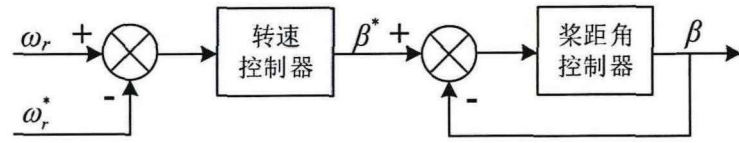


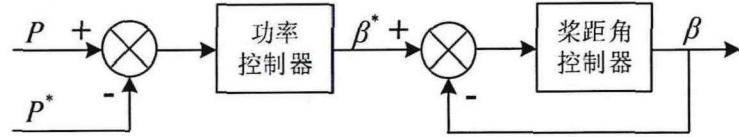
图 2-10 双馈风机变桨距控制原理图

由图 2-10 可知，在风速保持不变的工况下，风机在 MPPT 模式下运行在 A 点，输出的功率为 P_A 。当风电机组的桨距角由 0° 增加到 5° 时，风机的输出功率降低为 P_B ，则风电机组增加的备用功率容量为 P_A 和 P_B 的差值。当电网负荷增加造成频率下跌时，风机可以减少桨距角去增发有功进行调频。

根据控制原理的不同，桨距角控制的输入信号可以分为转速和功率两类，变桨距角控制图如图 2-11 所示。



a)转速控制的变桨距角控制



b)功率控制的变桨距角控制

图 2-11 双馈风机变桨距控制框图

变桨距角控制原则上适用于各种型号的风机以及可以在任何风速的工况下使用，但是因为变桨距角控制需要调节风机的机械装置，机械部分由于惯性较大调节速度较慢。而且如果频繁的调节桨距角，将造成风电机组机械装置的严重磨损，导致风机控制精度的降低、使用寿命的减少以及运营维护成本的提高。所以变桨距角控制通常与超速减载控制互补搭配，尤其在超速减载控制无法适用的高风速区使用变桨距角控制，避免转子转速增加有越限的风险，同时为系统频率支撑保留一定的功率储备。

2.5 本章小结

本章首先分析了双馈风机的物理构造和工作原理；然后分别介绍了风机空气动力学模型、最大功率跟踪控制器、机械传动系统模型、异步发电机模型以及转子侧变流器模型；最后阐述了风机的调频控制策略。为后文深入研究风电场提供频率支撑的控制方法奠定了相应的理论基础。

第 3 章 风电场频率波动及抑制策略研究

3.1 引言

随着电力系统中高比例新能源的增加，风电功率引起电力系统功率不平衡而造成的频率偏差问题也逐渐增加。因为电力系统中有功功率不平衡是造成频率波动的主要原因，而在高渗透风电场中除了负荷变化导致频率波动外，风电机组由于风速的不确定性和波动性，风电场输出的有功功率会受到风速变化的影响而引起系统频率的波动。因此，减轻高渗透风电场有功出力的变化幅度能够有效缓解电网频率的波动，提高电力系统的运行稳定性。

本章围绕风电高渗透率下电力系统频率波动等问题展开研究。首先，基于双馈风机的有功出力特性进行研究，构建了从机械动力系统到转子侧变流器以及包括锁相环的双馈风机线性化模型；其次，结合含风电的电力系统频率响应模型研究了不同风速下频率响应的变化态势，推导出频率-风速的传递函数，并分析了额定风速、运行状态、变流器控制参数和锁相环等因素对频率响应特性的影响；最后，提出了一种抑制高渗透风电场的系统频率波动的方法，并在 PSCAD/EMTDC 上搭建仿真模型进行验证。

3.2 含变流器和锁相环的双馈风机线性化模型

3.2.1 双馈风机发电系统模型

双馈风机发电系统如图 3-1 所示，通过风力带动风机叶片转动，在齿轮箱和传动轴的作用下输出机械转矩 T_m ，与电磁转矩 T_e 在动态交互中达到稳定状态，从而输出稳定的转子转速 ω_r 。 ω_r 通过最大功率跟踪控制器后获得有功功率的指令值 P_{ref} ， P_{ref} 在转子侧变流器中生成调制波，对电力电子元件进行控制从而调节转子励磁电流，因此改变了双馈风机的输出功率。

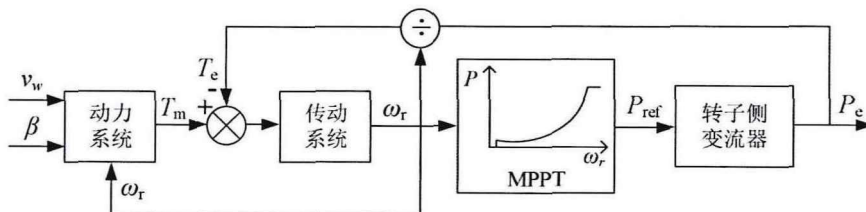


图 3-1 双馈风机发电系统框图

风机的机械功率同时受到风速、桨距角和转子转速等因素的影响，而一般工况下风机保持 MPPT 模式运行，桨距角不发生变化，因此忽略桨距角对机械

功率的影响。根据式(2-6)和式(2-7)对风机动力系统模型线性化，机械功率的增量为：

$$\Delta P_m = \left. \frac{\partial P_m}{\partial \omega_r} \right|_{\omega_{r0}, v_{w0}} \Delta \omega_r + \left. \frac{\partial P_m}{\partial v_w} \right|_{\omega_{r0}, v_{w0}} \Delta v_w \quad (3-1)$$

其中，

$$\begin{cases} \left. \frac{\partial P_m}{\partial \omega_r} \right|_{\omega_{r0}, v_{w0}} = \frac{1}{2} \rho \pi R^3 v_{w0}^2 \frac{\partial C_p(\beta, \lambda)}{\partial \lambda} \\ \left. \frac{\partial P_m}{\partial v_w} \right|_{\omega_{r0}, v_{w0}} = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 v_{w0} \left[3 v_{w0} C_p(\beta, \lambda) - \omega_{r0} R \frac{\partial C_p(\beta, \lambda)}{\partial \lambda} \right] \end{cases} \quad (3-2)$$

式中 ΔP_m ——小扰动期间机械功率的增量；

$\Delta \omega_r$ ——转子转速增量；

Δv_w ——风速增量；

ω_{r0} 、 v_{w0} ——分别为初始稳定运行点的转子转速和风速。

由式(2-6)和式(2-12)可以得到机械转矩和电磁转矩的增量为：

$$\begin{cases} \Delta T_m = \left. \frac{\partial T_m}{\partial \omega_r} \right|_{\omega_{r0}, v_{w0}} \Delta \omega_r + \left. \frac{\partial T_m}{\partial v_w} \right|_{\omega_{r0}, v_{w0}} \Delta v_w \\ \Delta T_e = \left. \frac{\partial T_e}{\partial \omega_r} \right|_{\omega_{r0}, P_{e0}} \Delta \omega_r + \left. \frac{\partial T_e}{\partial P_e} \right|_{\omega_{r0}, P_{e0}} \Delta P_e \end{cases} \quad (3-3)$$

其中，

$$\begin{cases} \left. \frac{\partial T_m}{\partial \omega_r} \right|_{\omega_{r0}, v_{w0}} = \left. \frac{\partial (P_m / \omega_r)}{\partial \omega_r} \right|_{\omega_{r0}, v_{w0}} = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 \left[\frac{R v_{w0}^2}{\omega_{r0}} \frac{\partial C_p(\beta, \lambda)}{\partial \lambda} - \frac{v_{w0}^3}{\omega_{r0}^2} C_p(\beta, \lambda) \right] \\ \left. \frac{\partial T_m}{\partial v_w} \right|_{\omega_{r0}, v_{w0}} = \left. \frac{\partial (P_m / \omega_r)}{\partial v_w} \right|_{\omega_{r0}, v_{w0}} = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 \left[\frac{3 v_{w0}^2 C_p(\beta, \lambda)}{\omega_{r0}} - R v_{w0} \frac{\partial C_p(\beta, \lambda)}{\partial \lambda} \right] \end{cases} \quad (3-4)$$

$$\begin{cases} \left. \frac{\partial T_e}{\partial \omega_r} \right|_{\omega_{r0}, P_{e0}} = \left. \frac{\partial (P_e / \omega_r)}{\partial \omega_r} \right|_{\omega_{r0}, P_{e0}} = -\frac{P_{e0}}{\omega_{r0}^2} \\ \left. \frac{\partial T_e}{\partial P_e} \right|_{\omega_{r0}, P_{e0}} = \left. \frac{\partial (P_e / \omega_r)}{\partial P_e} \right|_{\omega_{r0}, P_{e0}} = \frac{1}{\omega_{r0}} \end{cases} \quad (3-5)$$

式中 ΔT_m ——机械转矩的增量；

ΔT_e ——电磁转矩的增量；

P_{e0} ——初始稳定运行点的电磁功率。

传动系统中机械转矩和电磁转矩的不平衡造成转子转速的增加或减少，根据式(2-12)把传动系统模型线性化可得转子转速增量 $\Delta \omega_r$ 的表达式：

$$\Delta\omega_r = \frac{\Delta T_m - \Delta T_e}{2H_g s + D_g} \quad (3-6)$$

双馈风机通常以 MPPT 模式运行，因此在不同风速工况下，转子转速在 MPPT 曲线上都有对应的风机输出最优功率，即为有功功率指令值 P_{ref} ，根据式 (2-10) 和式 (2-11) 可得有功功率指令值的增量 ΔP_{ref} 表达式为：

$$\Delta P_{ref} = \left. \frac{\partial P_{ref}}{\partial \omega_r} \right|_{\omega_{r0}} \Delta\omega_r = 3k_{opt} \omega_{r0}^2 \Delta\omega_r \quad (3-7)$$

3.2.2 计及锁相环的转子侧变流器模型

由图 2-5 可知，有功功率的指令值送入转子侧变流器后，经过有功功率控制外环和电流控制内环两个环节后，作为控制量对双馈风机的电磁功率进行调节。而根据功率外环的工作原理可视为一个 PI 环节，电流内环控制相较于转子的时间尺度具有较快的动态特性，因此用一个一阶惯性环节代替^[63]，则根据式 (2-19) 可以得到定子 q 轴电流分量参考值增量 Δi_{sq}^{ref} 和实际值增量 Δi_{sq} 的表达式：

$$\begin{cases} \Delta i_{sq}^{ref} = (\Delta P_{ref} - \Delta P_e) \left(\frac{K_i}{s} + K_p \right) \\ \Delta i_{sq} = \frac{1}{1 + \tau s} \Delta i_{sq}^{ref} \end{cases} \quad (3-8)$$

式中 K_i ——PI 控制器的积分系数；

K_p ——PI 控制器的比例系数；

τ ——变流器时间常数。

对式 (2-15) 进行线性化，可以得到电磁功率增量为：

$$\Delta P_e = \frac{3}{2} (1 - s_{r0}) (\Delta u_{sd} i_{sd0} + u_{sd0} \Delta i_{sd} + \Delta u_{sq} i_{sq0} + u_{sq0} \Delta i_{sq}) \quad (3-9)$$

式中 Δu_{sd} 、 Δu_{sq} —— dq 轴上定子电压的增量；

Δi_{sd} 、 Δi_{sq} —— dq 轴上定子电流的增量；

u_{sd0} 、 u_{sq0} —— dq 轴上定子电压的初始稳定运行值；

i_{sd0} 、 i_{sq0} —— dq 轴上定子电流的初始稳定运行值；

s_{r0} ——初始稳定运行的转差率。

由于本文转子侧变流器采用定子电压定向控制，为了控制转子侧变流器向电网馈送的有功功率，需要利用锁相环(phase locked loop, PLL)来检测并快速精确跟踪风机并网点电压的相位和旋转角速度，因此需要研究 PLL 动态过程中对

变流器控制的影响。PLL 模型的等效传递函数框图如图 3-2 所示^[68]。

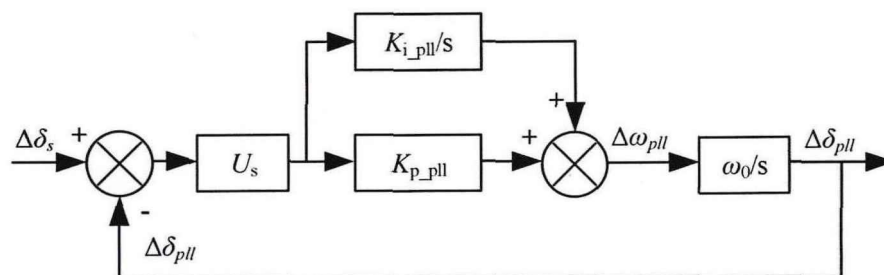


图 3-2 锁相环模型等效传递函数框图

在稳态时，定子电压 $U_s \approx 1 \text{ p.u.}$ 以及电力系统参考角速度 $\omega_0 \approx 1 \text{ p.u.}$ ，PLL 传递函数的表达式为：

$$\Delta\delta_{pll} \approx \frac{K_{p_pll} \cdot s + K_{i_pll}}{s^2 + K_{p_pll} \cdot s + K_{i_pll}} \Delta\delta_s \quad (3-10)$$

式中 K_{p_pll} ——锁相环比例系数；

K_{i_pll} ——锁相环积分系数；

$\Delta\delta_s$ ——定子电压的相位角增量；

$\Delta\delta_{pll}$ ——锁相环的相位角增量。

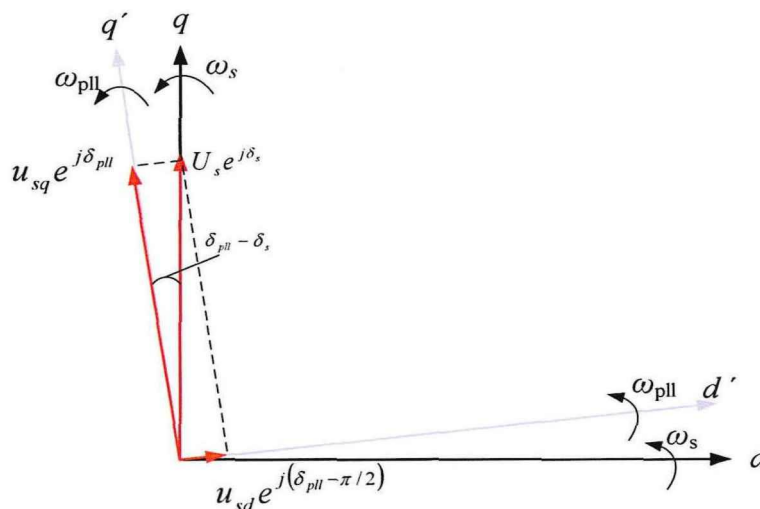


图 3-3 同步旋转坐标系和锁相环坐标系下的电压矢量图

如图 3-3 所示，在定子电压定向控制的作用下，将定子电压 U_s 定位以角速度 ω_s 同步旋转坐标系的 q 轴上，而 PLL 旋转坐标系的角速度为 ω_{pll} 。但是 PLL 受到延时等因素的影响存在一定的误差，导致 PLL 坐标系与定子电压坐标系之间存在相位差。根据图 3-3 电压向量的空间关系， u_{sd} 和 u_{sq} 在 PLL 作用下的修正方程为：

$$\begin{cases} u_{sd} = U_s \sin(\delta_{pll} - \delta_s) \\ u_{sq} = U_s \cos(\delta_{pll} - \delta_s) \end{cases} \quad (3-11)$$

式中 δ_s ——定子电压的相位角；

δ_{pll} ——锁相环的相位角；

U_s ——定子电压。

在稳态时认为初始稳定运行的定子电压相位角和锁相环相位角相等，即 $\delta_{s0} = \delta_{pll0}$ ，且在定子电压定向控制下 $u_{sq0} = U_s$ ， $u_{sd0} = 0$ 。则由式(3-11)推导 Δu_{sd} 和 Δu_{sq} 的增量方程为：

$$\begin{cases} \Delta u_{sd} = \left. \frac{\partial u_{sd}}{\partial \delta_{pll}} \right|_{\delta_{s0}} \Delta \delta_{pll} + \left. \frac{\partial u_{sd}}{\partial \delta_s} \right|_{\delta_{s0}} \Delta \delta_s = U_s (\Delta \delta_{pll} - \Delta \delta_s) \\ \Delta u_{sq} = \left. \frac{\partial u_{sq}}{\partial \delta_{pll}} \right|_{\delta_{s0}} \Delta \delta_{pll} + \left. \frac{\partial u_{sq}}{\partial \delta_s} \right|_{\delta_{s0}} \Delta \delta_s = 0 \end{cases} \quad (3-12)$$

其中，

$$\begin{cases} \left. \frac{\partial u_{sd}}{\partial \delta_{pll}} \right|_{\delta_{s0}} = U_s \cos(\delta_{pll0} - \delta_{s0}) = U_s \\ \left. \frac{\partial u_{sd}}{\partial \delta_s} \right|_{\delta_{s0}} = -U_s \cos(\delta_{pll0} - \delta_{s0}) = -U_s \\ \left. \frac{\partial u_{sq}}{\partial \delta_{pll}} \right|_{\delta_{s0}} = -U_s \sin(\delta_{pll0} - \delta_{s0}) = 0 \\ \left. \frac{\partial u_{sq}}{\partial \delta_s} \right|_{\delta_{s0}} = U_s \sin(\delta_{pll0} - \delta_{s0}) = 0 \end{cases} \quad (3-13)$$

由式(3-12)可知， Δu_{sd} 受到 $\Delta \delta_{pll}$ 控制，结合式(3-9)可以推导出双馈风机电磁功率增量方程为：

$$\Delta P_e = \frac{3}{2} (1 - s_{r0}) (\Delta u_{sd} i_{sd0} + u_{sq0} \Delta i_{sq}) \quad (3-14)$$

由于 u_{sd} 通过锁相环引入到定子电压定向控制中，因此对双馈风机的电磁功率会受到锁相环误差的影响。结合前面的分析，可以推导出双馈风机有功输出的传递函数，如图 3-4 所示。

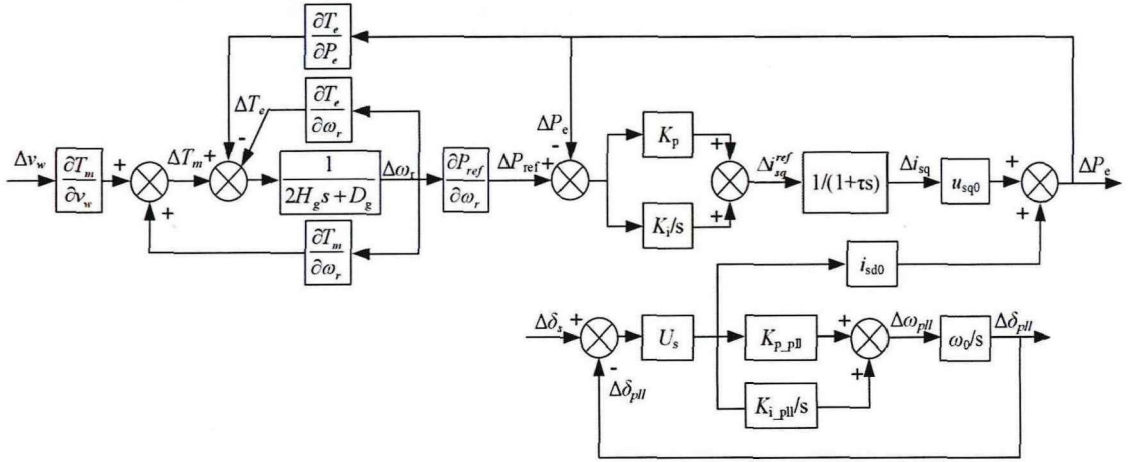


图 3-4 双馈风机有功出力传递函数框图

根据上述推导的公式以及图 3-4 中传递函数各个变量之间的关系，可以推导图 3-4 中机械动力系统中各增量的传递函数为：

$$\begin{cases} \Delta T_m = G_1 \Delta v_w + G_2 \Delta \omega_r \\ \Delta T_e = G_3 \Delta P_e + G_4 \Delta \omega_r \\ \Delta P_{ref} = G_5 \Delta \omega_r \\ \Delta \omega_r = G_6 (\Delta T_m - \Delta T_e) \end{cases} \quad (3-15)$$

其中，

$$\begin{cases} G_1 = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 \left[\frac{3v_{w0}^2 C_p(\beta, \lambda)}{\omega_{r0}} - R v_{w0} \frac{\partial C_p(\beta, \lambda)}{\partial \lambda} \right] \\ G_2 = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 \left[\frac{R v_{w0}^2}{\omega_{r0}} \frac{\partial C_p(\beta, \lambda)}{\partial \lambda} - \frac{v_{w0}^3}{\omega_{r0}^2} C_p(\beta, \lambda) \right] \\ G_3 = \frac{1}{\omega_{r0}} \\ G_4 = -\frac{P_{e0}}{\omega_{r0}^2} \\ G_5 = 3k_{opt} \omega_{r0}^2 \\ G_6 = \frac{1}{2H_g s + D_g} \end{cases} \quad (3-16)$$

而 MPPT 控制器输出的有功指令值的传递函数为：

$$\Delta P_{ref} = \frac{G_1 G_5 G_6}{1 + G_4 G_6 - G_2 G_6} \Delta v_w - \frac{G_3 G_5 G_6}{1 + G_4 G_6 - G_2 G_6} \Delta P_e \quad (3-17)$$

由式(3-17)可知，MPPT 控制器输出的有功功率指令值受到风速和电磁功率的影响。这是因为 MPPT 控制器根据转子转速大小输出对应的有功功率指令值，转子转速的大小由机械转矩和电磁转矩之间的平衡关系决定，而机械功率的值取决于风速的大小，因此在风速和电磁功率的共同作用下决定有功功率的指令值。

根据式(3-10)、式(3-12)、式(3-14)和式(3-17)以及图 3-4 可以推导得到双馈风机电磁功率的传递函数:

$$\begin{aligned}
 \Delta P_e &= \frac{3}{2}(1-s_{r0})[i_{sd0}\Delta u_{sd} + u_{sq0}\Delta i_{sq}] \\
 &= \frac{3}{2}(1-s_{r0})\left[i_{sd0}(\Delta\delta_{pll} - \Delta\delta_s) + u_{sq0}(\Delta P_{ref} - \Delta P_e)\left(K_p + \frac{K_i}{s}\right)\frac{1}{1+\tau\cdot s}\right] \\
 &= \frac{3}{2}(1-s_{r0})\left[i_{sd0}(\Delta\delta_{pll} - \Delta\delta_s) + u_{sq0}\left(K_p + \frac{K_i}{s}\right)\frac{1}{1+\tau\cdot s}\right. \\
 &\quad \times \left.\left(\frac{G_1G_5G_6}{1+G_4G_6-G_2G_6}\Delta v_w - \frac{G_3G_5G_6}{1+G_4G_6-G_2G_6}\Delta P_e\right) - \Delta P_e\right] \\
 &= \frac{3}{2}(1-s_{r0})\left[i_{sd0}(\Delta\delta_{pll} - \left(\frac{s^2 + K_{p_pll}\cdot s + K_{i_pll}}{K_{p_pll}\cdot s + K_{i_pll}}\Delta\delta_{pll}\right)) + u_{sq0}\left(K_p + \frac{K_i}{s}\right)\frac{1}{1+\tau\cdot s}\right. \\
 &\quad \times \left.\left(\frac{G_1G_5G_6}{1+G_4G_6-G_2G_6}\Delta v_w - \left(\frac{G_3G_5G_6}{1+G_4G_6-G_2G_6} + 1\right)\Delta P_e\right)\right]
 \end{aligned} \tag{3-18}$$

对公式(3-18)进一步整理为:

$$\Delta P_e = G_{pll}(s)G_c(s)i_{sd0}\Delta\delta_{pll} + G_m(s)G_c(s)\Delta v_w \tag{3-19}$$

其中,

$$\begin{cases} G_{pll}(s) = -i_{sd0} \frac{s^2}{K_{p_pll}\cdot s + K_{i_pll}} \\ G_c(s) = \frac{3(1-s_{r0})(1-G_4G_6+G_2G_6)(\tau\cdot s^2 + s)}{2(1+G_4G_6-G_2G_6)(\tau\cdot s^2 + s) + 3u_{sq0}(1-s_{r0})(1+G_4G_6+G_3G_5G_6-G_2G_6)(K_i + K_p\cdot s)} \\ G_m(s) = \frac{u_{sq0}G_1G_5G_6(K_i + K_p\cdot s)}{(1-G_2G_6+G_4G_6)(\tau\cdot s^2 + s)} \end{cases} \tag{3-20}$$

由式(3-19)可知, 双馈风电机组的电磁功率增量 ΔP_e 主要由 Δv_w 和 $\Delta\delta_{pll}$ 两部分组成: 第一部分与 Δv_w 有关的是由风机的机械动力系统、MPPT 控制器以及转子侧变流器构成的主要电磁功率增量, 这部分的功率增量由风速决定, 受到风机机械部分参数以及转子侧换流器控制参数的影响。当双馈风机运行在 MPPT 模式下, 若风速上升, 则捕获的机械功率增加, 转子将会加速, 而沿着 MPPT 运行曲线对应的有功输出指令值提高, 从而控制转子侧变流器提高双馈风机输出的电磁功率。

第二部分是由 PLL 相位 $\Delta\delta_{pll}$ 产生的额外电磁功率增量, 这部分功率增量主要是因为系统受到扰动后, 定子电压发生变化, 而 PLL 由于存在误差不能与变化的定子电压相位保持完全一致, 从而 PLL 旋转坐标和定子电压矢量旋转坐标出现相位差, 导致输出的电磁功率产生额外增量。这部分增量在风机机械部分参数以及转子侧换流器控制参数影响的基础上, 还受到 PLL 控制参数的影响。

因此，式(3-19)体现了风机的机械动力系统、MPPT 控制器、变流器以及锁相环对双馈风机输出的有功功率的综合影响。

3.3 含风电的系统频率响应模型的特征谐振点分析及抑制策略

3.3.1 含风电的电力系统频率响应模型

随着风电渗透率不断提高，不仅负荷变化对系统频率产生影响，风速波动也会导致系统频率响应特性产生差异。因此，本节将构建含风电的电力系统频率响应模型，研究其频率响应特性。

区域内含风电的电力系统频率响应模型如图 3-5 所示。为了方便系统频率响应的研究，火电机组为只考虑汽轮机、调速器以及的凝气式汽轮机组简化模型，整个电力系统仅包括三台火电机组，其中第三台火电机组兼顾电力系统的二次调频。

图 3-5 所示模型的参数分别为汽轮机时间常数 T_t 、调速器时间常数 T_g 、调差系数 R 、电力系统二次调频增益 K 、电力系统等效惯性时间常数 H 以及阻尼系数 D ^[69]。后面的仿真中，频率响应模型中火电机组的仿真参数取值如表 3-1 所示，风电机组的仿真参数取值如表 3-2 所示。

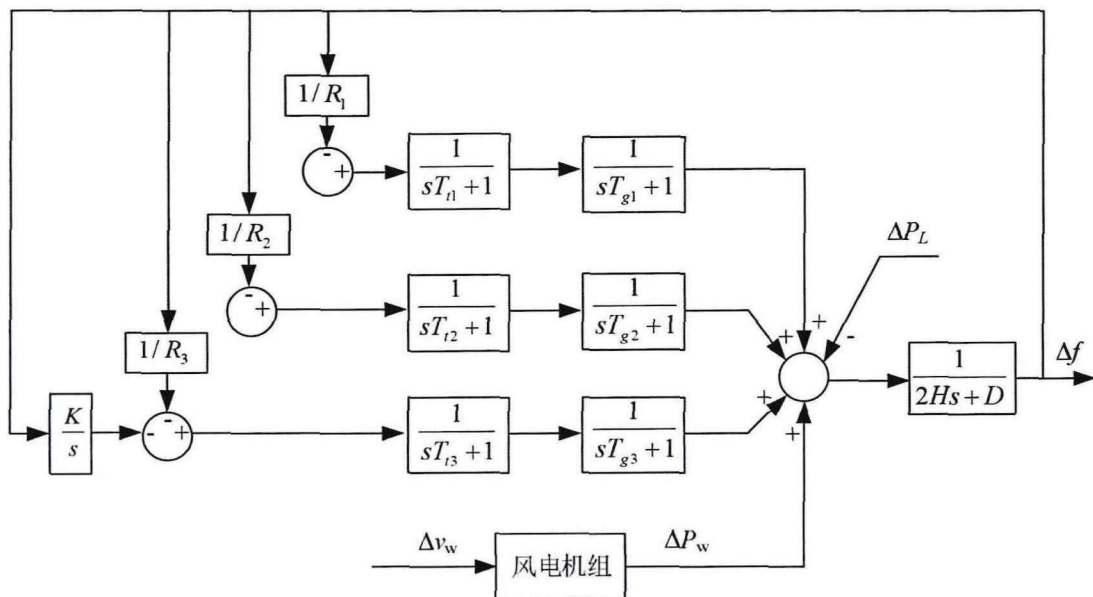


图 3-5 含风电机组的电力系统频率响应模型

表 3-1 火电机参数

参数	数值
汽轮机时间常数 T_{t1} 、 T_{t2} 、 T_{t3}	7.2s, 6.8s, 6.3s
调速器时间常数 T_{g1} 、 T_{g2} 、 T_{g3}	0.06s, 0.05s, 0.04s
等效惯性时间常数 H	4.8s
阻尼系数 D	0.05N·m·s/rad
调差系数 R_1 、 R_2 、 R_3	0.05, 0.03, 0.025
二次调频增益 K	0.7

表 3-2 风电机参数

参数	数值
额定风速 v_N	10m/s
额定功率 P_N	2MW
叶片长度 R	49m
空气密度 ρ	1.225kg/m ³
惯性时间常数 H_g	4.32s
阻尼系数 D_g	0.01N·m·s/rad

由图 3-5 可以得到电力系统频率到风机有功出力的响应模型传递函数为：

$$\Delta f = \frac{\Delta P_w}{(2Hs + D) - \left[\left(-\frac{1}{R_1(sT_{t1} + 1)(sT_{g1} + 1)} \right) + \left(-\frac{1}{R_2(sT_{t2} + 1)(sT_{g2} + 1)} \right) + \left(\frac{kR_3 - s}{sR_3(sT_{t3} + 1)(sT_{g3} + 1)} \right) \right]}$$

$$= G_f(s)\Delta P_w \quad (3-21)$$

由式(3-19)可知双馈风电机组的电磁功率增量由风速增量和 PLL 相位增量两部分组成。系统发生扰动时，定子电压发生动态变化，因此 PLL 由于延时等误差不能实时准确跟踪定子电压导致出现额外的电磁功率增量。但是在正常运行的工况下，并网点电压基本保持不变，锁相环误差产生额外电磁功率增量很小，因此 $\Delta\delta_{pll}$ 可视为扰动信号忽略，则式(3-18)可改写为：

$$\Delta P_e = G_m(s)G_c(s)\Delta v_w \quad (3-22)$$

根据式(3-21)、式(3-22)和图 3-5，可以推导出含风电的系统频率响应模型的频率-风速的传递函数，如图 3-6 所示。

$$\Delta f = G_m(s)G_c(s)G_f(s)\Delta v_w \quad (3-23)$$

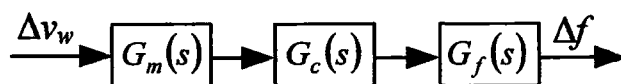


图 3-6 频率-风速传递函数框图

图 3-7 为式(3-23)传递函数的伯德图。由下图可知，频率响应特性曲线的幅值在低频段和高频段范围内幅度相对变化平缓，但在特定频率点 f_{p1} 和 f_{p2} 处出现了一个显著的峰值。其中 f_{p1} 和 f_{p2} 分别为 0.0064Hz 和 0.191Hz，则输入到系统中的频率分别为 0.32Hz 和 9.55Hz，这表明在这两个频率处出现了谐振点导致幅值陡增。电力系统频率对谐振点 f_{p1} 和 f_{p2} 附近频域的分量十分敏感，这两个频域内风速的敏感分量通过风电机组输入到电力系统中，对系统频率的干扰幅度会被放大。因此，谐振点周围频域内的受风速影响的有功功率敏感分量会造成系统频率更加剧烈的波动。

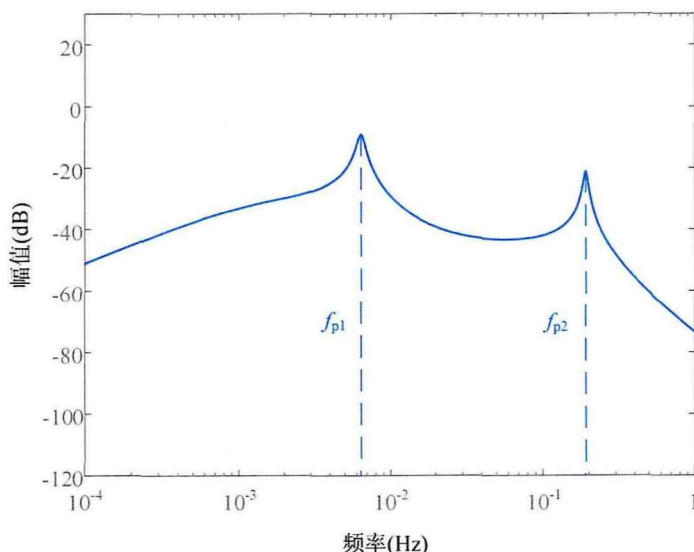


图 3-7 频率-风速传递函数伯德图

3.3.2 风速对特征谐振点的影响

通过前面建立的双馈风机线性化模型，可以分析出额定风速对模型参数主要有两个方面的影响：其一，根据式(3-15)和式(3-16)可知不同的风速会导致风机空气动力系统的参数发生变化，影响机械转矩从而改变有功出力；其二，由式(2-4)可知转差率由转子转速控制，由式(2-7)可知风机在 MPPT 模式下，因为叶尖速比 λ 和叶片长度 R 固定不变，风速决定转子转速，因此额定风速大小影响转差率从而决定风机工作在何种运行状态，并且根据式(3-18)可得转差率也会引起输出的电磁功率改变。

因此，需要研究额定风速和风机运行状态对特征谐振点的影响，图 3-8 和图 3-9 分别为额定风速变化和转差率变化的系统频率响应特性。

(1) 额定风速对特征谐振点的影响

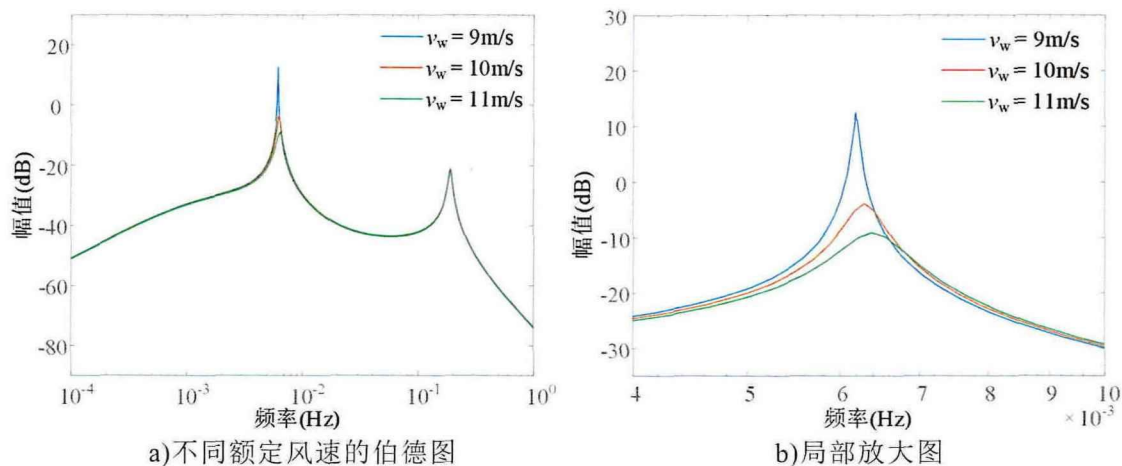


图 3-8 额定风速对电力系统频率响应特性的影响

由图 3-8 可见，不同额定运行风速对电力系统频率响应特性的影响主要表现在第一个谐振点 f_{p1} 的峰值，即主要影响中频段，对 f_{p2} 的谐振点几乎没有影响。随着额定风速的减小，幅值特性曲线在谐振点 f_{p1} 的峰值增大，系统的频率响应趋于剧烈，而局部放大图中显示谐振点 f_{p1} 的中心频率也发生轻微的左移，但频率变化幅度相对于幅值而言较小。因此表明在不同额定风速下的谐振点的频率基本一致，并且运行在高速工况下的风机受到风速变化影响的更小，造成系统频率波动的相对平缓。

由于风速对电力系统的频率响应性能有影响，随着风速的增加，风机的等效惯性越大，电力系统惯性的响应能力越强^[70]。因此，风电机组的额定风速越大，谐振点 f_{p1} 附近频域的风速敏感分量对有功出力变化的影响越低，频率波动的幅值越小。

(2) 转差率对特征谐振点的影响

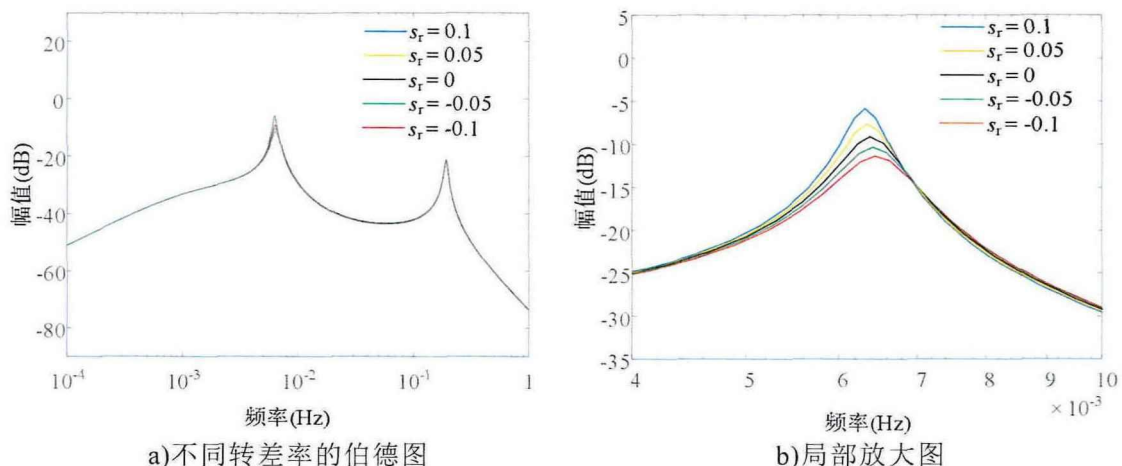


图 3-9 转差率对电力系统频率响应特性的影响

由图 3-9 可见,不同转差率下系统频率响应特性曲线变化趋势基本与额定风速的影响一致,改变转差率使风机处在不同运行状态也只会对谐振点 f_{p1} 的峰值有影响,对谐振点 f_{p2} 没有影响。当风机处于亚同步运行状态($s_r>0$)的谐振点 f_{p1} 峰值最大,处于超同步运行状态($s_r<0$)的谐振点峰值最小,而在同步运行状态($s_r=0$)的谐振峰处于两者之间。并且谐振点 f_{p1} 的峰值随着转差率增大而增大,但是谐振点中心频率基本没有较大改变。

这是因为亚同步运行状态的风机定子向电网馈电,而转子从电网吸收电磁功率用于励磁,因此在风速波动的工况下对系统频率的影响更大。且随着转差率的增大,吸收的转差功率增多使谐振点峰值提高,导致频率波动更剧烈,超同步运行状态则与之相反。

综上所述,相较于高风速区间的风机,运行在低风速区间的风机一旦风速发生变化,系统频率波动会更加剧烈。当风机处于不同运行状态时,谐振点峰值也会发生改变,但是变化幅度较小,对频率的影响可忽略不计。

3.3.3 变流器控制参数对特征谐振点的影响

根据式(3-19)和式(3-20)中传递函数可知电磁功率增量由 ΔP_e 在转子侧变流器部分还与控制参数 K_i 、 K_p 以及变流器时间常数 τ 有关,但是 τ 是变流器的固有属性,时间尺度很小一般取 20ms,因此本小节没有分析变流器时间常数 τ 对的影响,只分析 K_i 和 K_p 对谐振点峰值的影响。

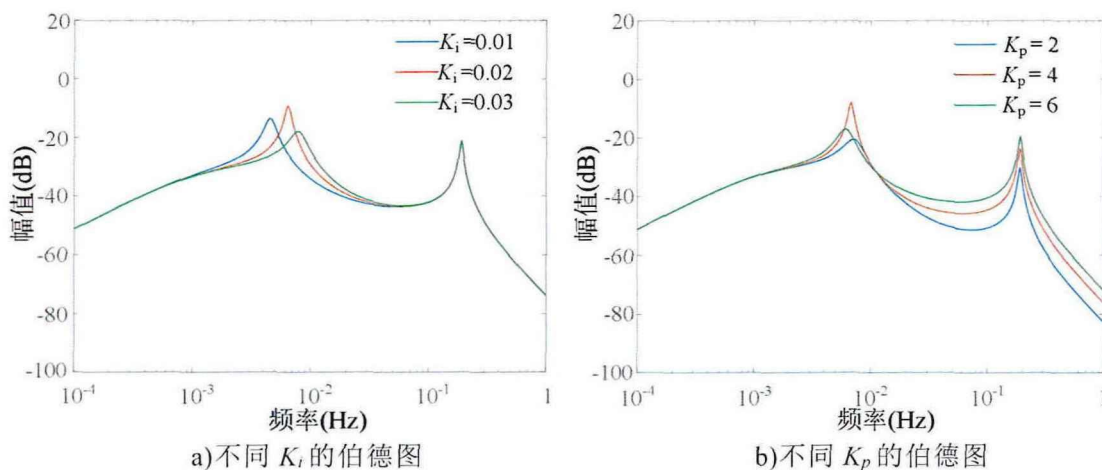


图 3-10 变流器控制参数对频率响应特性的影响

图 3-10 分别是转子侧变流器功率外环控制参数 K_i 和 K_p 的电力系统频率响应特性曲线。由上图可知,变流器积分系数 K_i 变化只对谐振点 f_{p1} 有影响,对谐振点 f_{p2} 几乎没有影响,表明调节 K_i 对低频和高频区域影响不大。当 $K_i=0.02$ 时,谐振点 f_{p1} 的峰值最高,除此之外 K_i 数值的变化都会降低谐振点峰值,并

且谐振峰的位置随着 K_i 的增加而向更高频率移动。

调节比例系数 K_p 对谐振点 f_{p1} 和 f_{p2} 都有较大影响，对于谐振点 f_{p1} ，调节 K_p 的变化趋势与调节 K_i 近似。当 $K_p=4$ 时谐振点 f_{p1} 的峰值最大，偏离此值都会导致谐振点 f_{p1} 峰值减小。虽然谐振点的中心频率是随着 K_p 的增加而变大，但是变化幅度不大，基本保持在附近频域内，而且谐振点 f_{p1} 频率位置的移动程度不如 K_i 明显。但是 K_p 越高，在谐振点 f_{p2} 的峰值越大，当 $K_p=2$ 时，频率响应特性曲线从谐振点 f_{p1} 之后跌落幅度最大，因此在 f_{p2} 的峰值最小。

变流器控制参数对系统的频率动态特性具有较大影响，并且 K_i 和 K_p 的变化对两个谐振点的作用不同。若 K_i 和 K_p 的取值大到一定程度，可以有效降低第一个谐振点峰值，甚至可以抑制第一个谐振峰。然而实际工程中控制参数的取值必须保证在一定区间内才能维持系统的正常运行，通过调节控制参数减轻系统频率波动的方法具有局限性，难以达到显著效果。

3.3.4 锁相环对特征谐振点的影响

在正常运行的工况下，并网点电压和频率基本保持不变，由锁相环而产生额外电磁功率增量很小，所以 $\Delta\delta_{pll}$ 的影响可忽略。但是在高渗透率下风电场的系统频率受到风速波动的影响而变化，锁相环难以准确跟踪频率，可能导致出现额外的电磁功率增量，从而对系统频率产生影响。因此必须研究锁相环参数对特征谐振点的影响，由式(3-19)和式(3-21)可以得到锁相环对频率响应特性的伯德图，如图 3-11 所示。

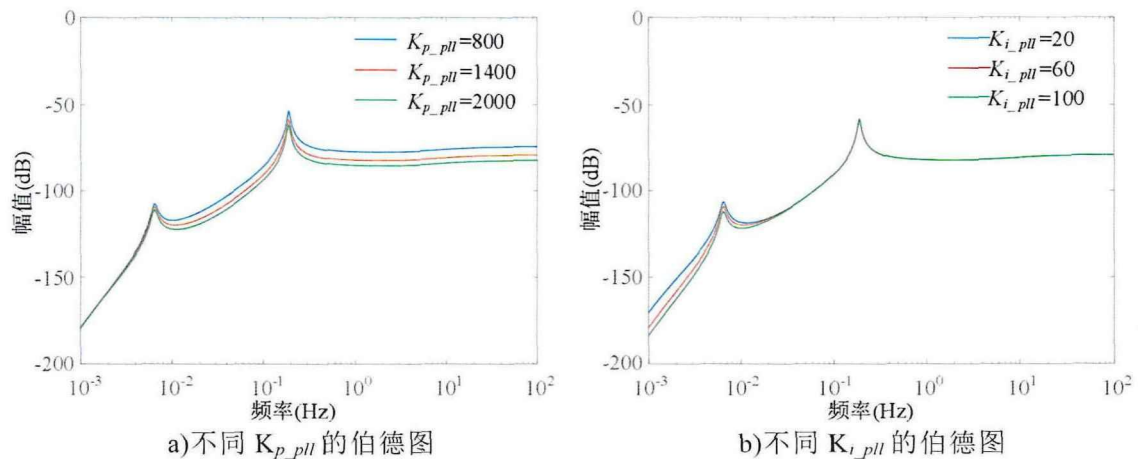


图 3-11 锁相环对频率响应特性的影响

由图 3-11 可知， K_{p_pll} 和 K_{i_pll} 分别对谐振点 f_{p1} 和 f_{p2} 有不同影响。由图 3-11(a) 可知，随着 K_{p_pll} 的增大，谐振点 f_{p1} 和 f_{p2} 的峰值都减少，而且在谐振点 f_{p1} 之后的频率响应特性曲线是整体向下平移的，但是 K_{p_pll} 变化对两个谐振点峰值的影响有限。由图 3-11(b) 可知， K_{i_pll} 的变化只影响谐振点 f_{p1} ，谐振点 f_{p1} 之后频

率响应特性的三条曲线都重合，不受 K_{i_pll} 的影响。并且谐振点 f_{p1} 的峰值随着 K_{i_pll} 的增加而减小，但是变化幅度较小。

不论是锁相环 K_{p_pll} 参数还是 K_{i_pll} 参数，在合理的取值范围内对两个谐振点的峰值影响有限，并且谐振点的中心频率也没有发生较大偏移。因此，即使因为锁相环而产生的额外的电磁功率增量，加剧系统频率波动的敏感分量也在谐振点 f_{p1} 和 f_{p2} 中心频率附近频域内，并且对于系统频率的影响也很小。

3.3.5 基于特征谐振点的频率波动抑制策略

前文分析了在含风电的电力系统中，由于波动的风速中存在特定频域的敏感分量，使输出的有功功率扰动幅度放大从而加剧电网的频率波动。并且在特定频域内的谐振点虽然受到风速、运行状态、变流器控制参数和锁相环的影响，但是谐振点基本保持在特定频率附近的频域内，因此可以在风电机组的并网点加装滤波器，过滤特定频域内的敏感分量以改善系统频率的响应特性，从而抑制电力系统的频率波动。

采用的滤波器为二阶带阻滤波器，其传递函数的表达式为：

$$G(s) = \frac{s^2 + \omega_0^2}{s^2 + \frac{\omega_0}{Q}s + \omega_0^2} \quad (3-24)$$

式中 ω_0 ——中心频率；

Q ——品质因数。

如图 3-12 所示，加装二阶带阻滤波器可以有效消除谐振峰 f_{p1} 和 f_{p2} ，波动风速中的敏感分量可以得到有效抑制，从而减缓电力系统的频率波动，使其变得更加平缓。并且不会抑制其他频域范围的分量，从而造成输出功率的损失。

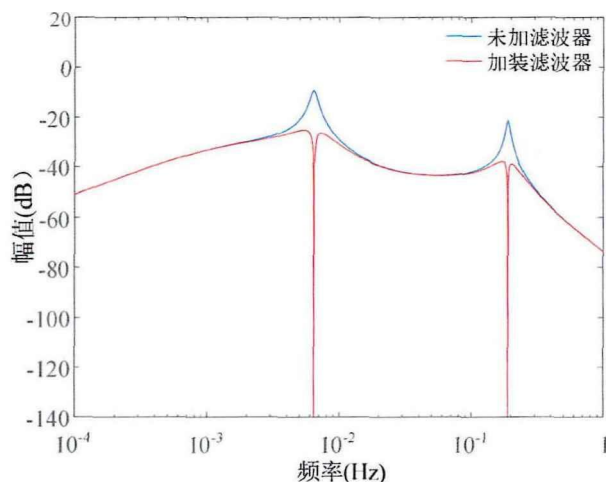


图 3-12 加滤波器后风速-频率传递函数的伯德图

3.4 仿真分析

为了验证本章所提出的系统频率波动抑制策略的有效性，本文在PSCAD/EMTDC软件上的三机九节点电力系统模型进行修改，接入双馈风电机组后的仿真模型如图 3-13 所示。

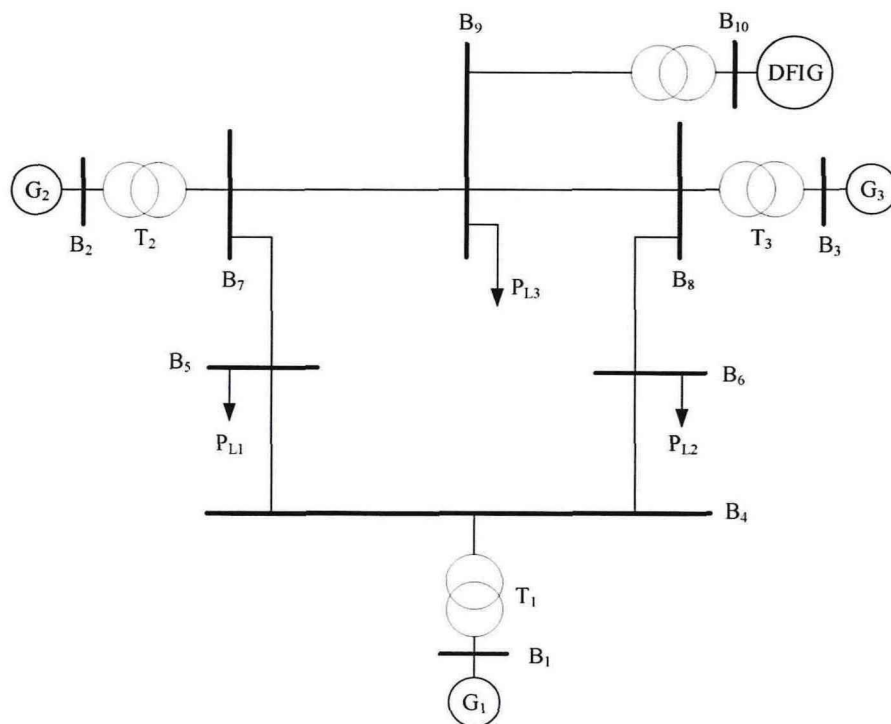


图 3-13 仿真模型

图 3-13 中火电机组 G_1 、 G_2 和 G_3 均为装机容量为 50MW 的同步发电机，风电场由 100 台额定功率为 2.5MW 的双馈风机构成，电力系统中的风电渗透率为 62.5%。

在本节仿真中，使用如图 3-14(a)所示的 900s 风速变化曲线图来验证所提策略在抑制电力系统频率波动的效果，900s 内平均风速为 8.3m/s。图 3-14(b)、图 3-14(c)、图 3-14(d)分别为风电场输出功率、系统频率以及频率变化率的变化曲线。

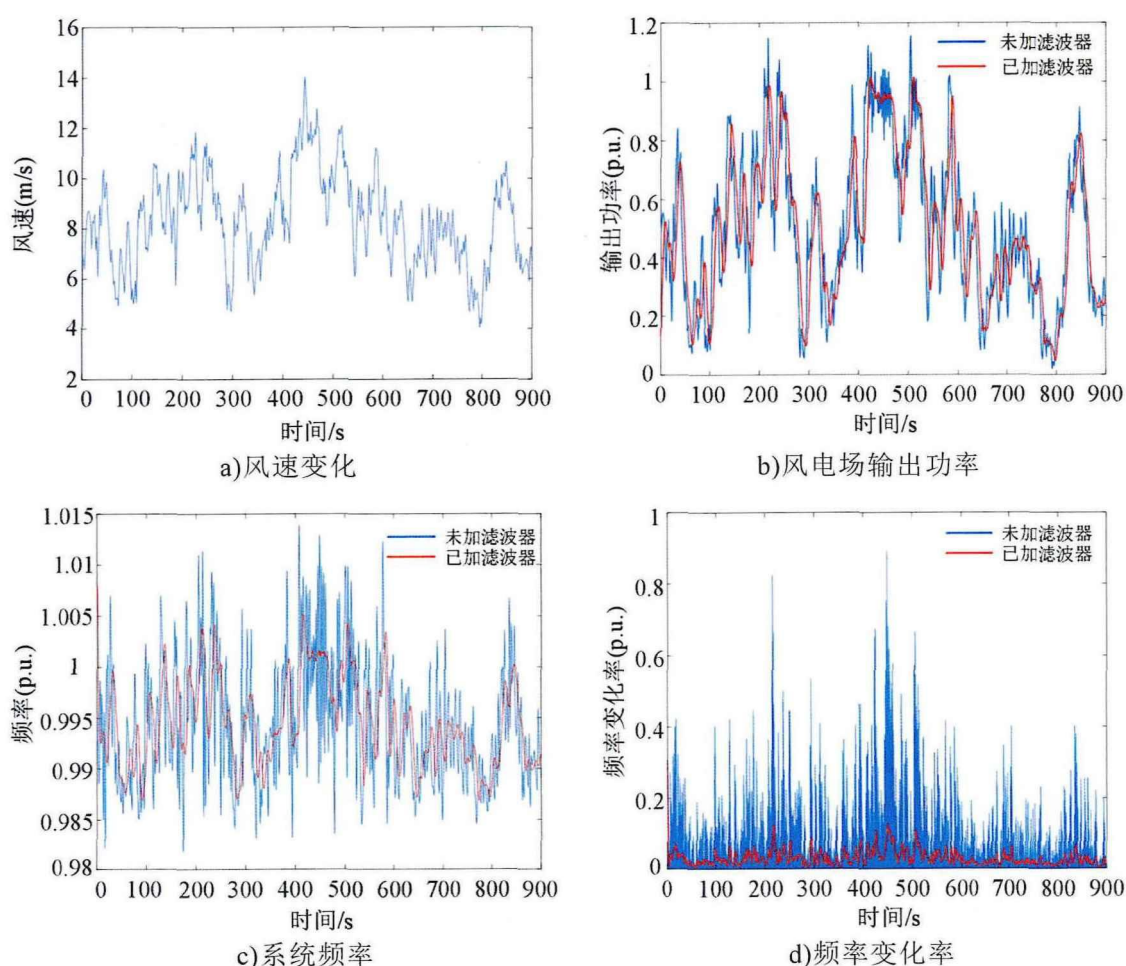


图 3-14 风速波动下电力系统仿真波形

图 3-14 中蓝色曲线和红色曲线分别为未使用滤波器和加装滤波器的仿真波形。如图 3-14(b)和图 3-14(c)所示，当风电场中所有风电机组都处于 MPPT 模式下，其输出功率和系统频率基本与风速保持相同的变化趋势，当风速变化幅度较大时风机难以为电力系统提供充足稳定的有功功率，从而导致电网频率剧烈波动，表明在风电高渗透率下风速波动对电力系统的频率稳定有较大影响。但是与蓝色曲线相比，使用滤波器的红色曲线由于过滤了输出功率中加剧频率波动的特定敏感分量，因此有功功率的变化幅度大大减少，从而有效减轻了频率波动。

由图 3-14 c)可知，未使用滤波器的频率曲线在 184s 时频率跌落程度最深，为 0.9819p.u.，而此时使用滤波器的频率为 0.9925p.u.，频率跌落程度改善了 58.56%。由图 3-14 d)可知频率变化率也大幅减少，最大频率变化率和平均频率变化率分别下降了 85.61%和 71.92%，并且输出的平均有功功率只损失 0.32%。表 3-3 为频率偏差和频率变化率的对比结果。

因此，本章所提的基于特征谐振点的频率波动抑制策略在不损失过多的风

能的基础上,可以有效抑制风机有功输出中加剧电力系统频率波动的敏感分量,使频率波动变得更加平缓,提高了电力系统频率稳定性。

表 3-3 频率偏差和频率变化率对比

	未加滤波器	加装滤波器
频率偏差最大值 (p.u.)	0.0231	0.0124
频率变化率最大值 (p.u.)	0.8913	0.1282
频率变化率平均值 (p.u.)	0.1079	0.0303
有功功率输出平均值 (p.u.)	0.5013	0.4997

3.5 本章小结

本章通过研究风电高渗透率下电力系统频率响应特性,提出抑制系统频率波动的方法,实现提高系统稳定性的目的,主要的研究结论如下:

(1) 构建了考虑锁相环和转子侧变流器的双馈风机线性化模型,并基于此模型推导出双馈风机电磁功率增量的传递函数。当电力系统处于暂态时,主要电磁功率除了由风能提供外,还存在因锁相环不能精确跟踪定子电压而产生的额外电磁功率。

(2) 结合电力系统频率响应模型分析风速对频率响应特性的影响,发现在特定频率存在两个谐振点,风机有功出力在谐振点中心频率附近频域内的敏感分量会扩大电网频率波动的程度。并且额定风速和风机运行状态等因素主要对第一个谐振点峰值有较大的影响,变流器控制参数和锁相环等因素对两个谐振点都有影响。但是只对谐振点的幅值有影响,两个谐振点基本保持在原本中心频率的附近频域内。

(3) 通过基于特征谐振点的频率波动抑制策略可以有选择性的抑制两个谐振点,从而降低双馈风机输出的有功功率中特定分量对系统频率波动的影响。仿真结果表明,所提的频率波动抑制策略可以有效降低频率偏差和频率变化率,使频率波动趋于平滑和缓和,并且基本不影响双馈风机的发电效率。

第4章 计及风速分布差异性的风电场调频协同控制策略

4.1 引言

随着风电渗透率的提高,风机被要求主动参与到电网的调频过程中,风机的转子动能控制和功率备用控制等调频手段也持续优化。因此,新型电力系统要求风电储备较大的备用容量用以参与电网调频。例如,比如挪威规定风电渗透率每提高1%,需要增加0.2%的备用容量;丹麦规定风电机组每增加1000MW,需要提高0.11MW/s的备用容量^[71]。

但是风电机组有功出力的不确定性给风电场站备用容量的规划增加困难,而风电机组输出功率直接取决于风速,所以如果能根据精确预测的风速制定合适的风电场控制策略进行调度,就可以使风电场站保留合适的调频备用功率从而提高风电场站的经济性以及调频能力。

本章在考虑风电场内风速分布差异性的基础上,对风电场调频协同控制策略进行研究。首先,考虑到中、低风速区内不同风机减载功率和调频能力的差异,提出一种基于权重因子的变减载系数的风电场调频控制策略,并且基于风速预测进一步优化减载系数,然后风电场根据权重系数和频率跌落程度分配减载功率参与调频;其次,对于高风速区减载能力较弱的风机,提出一种动态功率跟踪比例系数的虚拟惯性控制进行频率支撑;最后,在PSCAD/EMTDC软件上搭建仿真模型并对所提策略进行验证。

4.2 基于权重因子的变减载系数调频控制策略

4.2.1 变减载系数控制策略原理

由于风电场中的风机运行工况受到气候和风速等因素的影响而不同,所以对所有风机采用相同的减载控制策略在调频能力和安全运行等方面都存在不足。考虑到风速分布的差异性,本文提出了一种计及风速分布差异性的风电场减载调频控制策略,对风电机组的运行模式进行切换从而保留有效的调频裕度。

由图4-1可见,当双馈风机的额定运行风速为 v_2 以及桨距角 $\beta=0$ 时,采用MPPT控制策略的风机运行于A点,采用超速减载控制策略的风机运行于B点,即预留了 ΔP_{de} 的有功功率以供系统调频。

$$\Delta P_{de} = P_{opt} - P_{de} = P_{opt} \cdot d\% \quad (4-1)$$

式中 P_{opt} ——MPPT 运行时输出的有功功率；

P_{de} ——超速减载运行时输出的有功功率；

$d\%$ ——减载系数。

若不考虑风电机组运行的差异，则每个风机都减载相同的减载系数 $d\%$ 就能实现控制目标。但是受到地形、风速和大气环流的影响，风电场中各个风机运行状态并不一致^[72]。

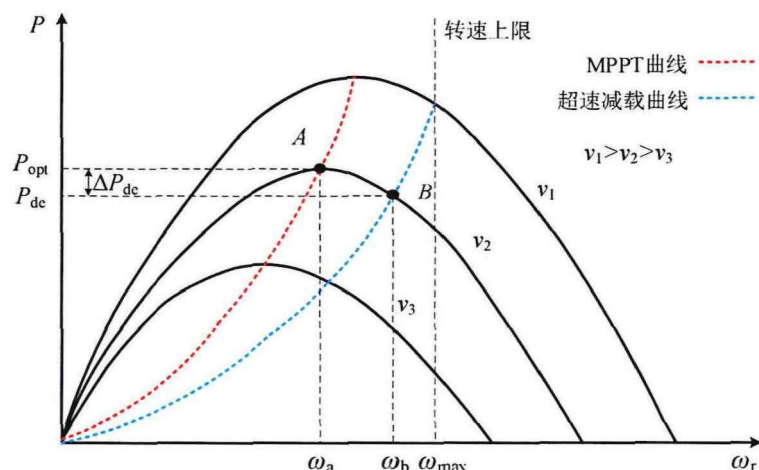


图 4-1 双馈风机超速减载控制原理图

由图 4-1 可知，运行在 B 点的风机若继续增加转子转速，可进一步增大储备的有功功率裕度，但是转子转速必须满足最大转子转速的约束条件。因此，若只考虑采用超速减载控制，不同风速下能够备用的有功功率存在差异性。风机所在风速越大时，处于 MPPT 模式下双馈风机的转子转速越接近最大转子转速 ω_{max} ，风机能够储存的备用功率越少，减载系数也越小。

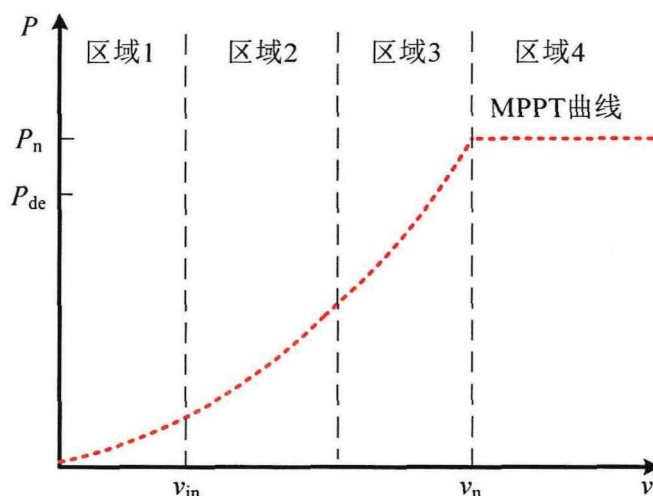


图 4-2 风电机组运行特性

图 4-2 为风机在不同风速区间的 MPPT 运行曲线。区域 1 内风速未达到风机切入风速，因此不参与减载控制。区域 4 为高风速区，风机输出功率达到最大值，若要进行减载则需要变桨距角，本文使区域 4 内机组仍保持 MPPT 模式运行，当需要参与调频时使用虚拟惯性控制进行频率支撑。区域 2 和区域 3 处于额定风速以下的低、中风速区，均适用于超速减载。但是区域 2 内风机转速较低，可以储备更多的超速减载功率，区域 3 内风机转速较高，能够超速吸收动能的范围较小。因此，对区域 2 和区域 3 内风电机组设计合适的减载率进行功率备用。

根据式(4-1)可知，风机的减载功率为：

$$P_{de} = (1 - d\%)P_{opt} = (1 - d\%) \frac{1}{2} \rho \pi R^2 C_{pmax} v_w^3 = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 C_{pde} v_w^3 \quad (4-2)$$

式中 C_{pde} ——减载运行的风能利用系数。

由式(4-2)可知，风机的减载系数在固定风速下仅与风能利用系数 C_p 有关。在区域 2 和区域 3 内无需桨距角控制，因此 $\beta=0$ ，则：

$$C_p(\lambda_{de}, 0) = (1 - d\%)C_p(\lambda_{opt}, 0) \quad (4-3)$$

式中 λ_{de} ——减载运行的叶尖速比。

而 λ_{de} 在当前风速下可以通过下式得到：

$$\lambda_{de} = \frac{R\omega_{max}}{v_w} \quad (4-4)$$

式中 ω_{max} ——风机转速最大值。

在工程中，可以根据风机运行的 C_p - λ 曲线，通过查表的方法得到 λ_{de} 和 C_p 。结合式(4-3)和式(4-4)，通过拟合可以得到区域 2 和区域 3 内不同风速下临界减载率的关系，如图 4-3 所示。

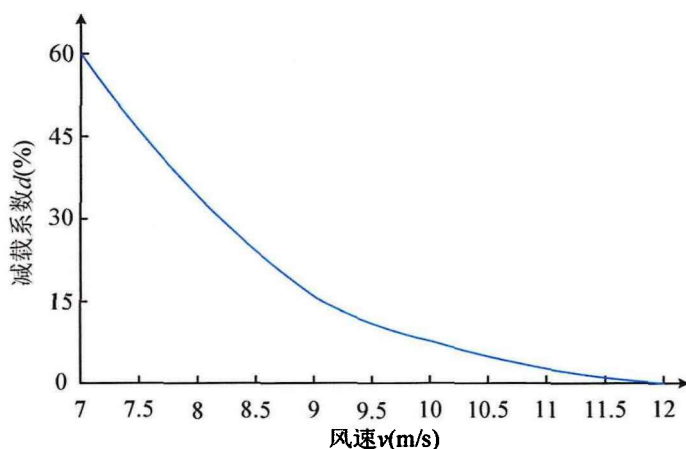


图 4-3 临界减载系数与风速的关系

4.2.2 基于风速预测调整减载率

若风速在短时间内保持相对稳定, 可根据图 4-3 的减载系数变化曲线对不同风速区间内的 DFIG 进行对应的减载。但是考虑到实际风速波动的频率较大, 只根据图 4-3 的变化曲线进行减载会存在一定的滞后, 因此可以结合风速预测模型对当前风速下的机组提前进行调整。

文献[73]基于自回归滑动平均(auto-regressive moving average, ARMA)模型, 预测未来短期内的风速变化并更新减载率。首先依照预测的风速数据调整当前时刻的减载率, 然后通过滑动窗口法每隔一个时间段就对减载率进行更新。

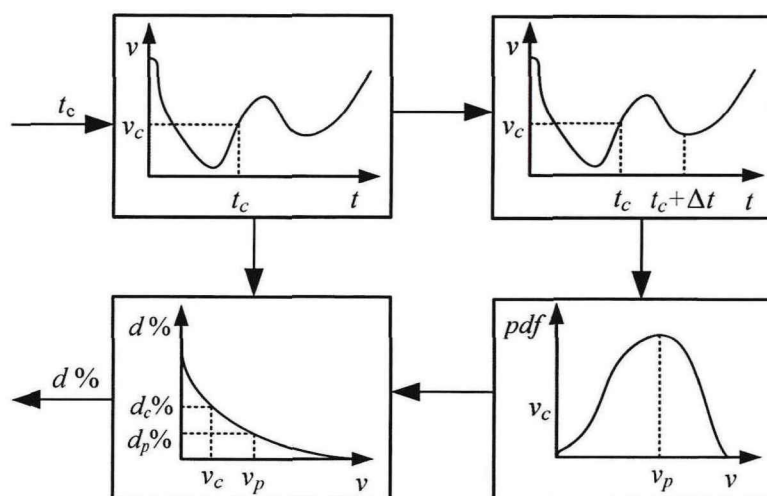


图 4-4 实时减载率动态调整结构图

如图 4-4 所示, 当前 t_c 时刻的风速为 v_c , 对应的减载率为 $d_c\%$, 窗宽长度为 Δt 。基于 ARMA 模型预测 $t_c \sim t_c + \Delta t$ 时间内的风速。预测的风速根据概率密度函数减少误差, 得到未来 Δt 时间内的预测风速 v_p 以及对应的减载率 $d_p\%$ 。则风电场内风电机组切换运行模式按减载率 $d_p\%$ 进行超速减载, 直至 $t_c + \Delta t$ 时刻来临后预测 $t_c + 2\Delta t$ 时刻的风速, 再重复上述过程进行对应的超速减载。

4.2.3 基于权重系数的风电场减载分配策略

通过风速预测得到未来时刻的减载率 $d_p\%$, 因此结合式(4-1), 风电场在下一个时段切换运行状态后整体的减载功率 ΔP_Σ 为:

$$\Delta P_\Sigma = \sum_{i=1}^n \Delta P_{dei} \quad (4-5)$$

式中 ΔP_{dei} ——第 i 台风机的减载功率。

因为风速具有的波动性, 风电场中各台风机实际运行在不同风速的场景下。由图 4-3 可知不同风速下的机组对应的减载率, 因此考虑到中、低风速区风机

备用功率的差异性，提出了一种基于权重因子设置每台机组有功功率参考值的方法，通过系统频率跌落程度以及各台机组减载系数输出相应的额外功率。

首先，根据不同的风速区间设置权重系数，权重系数随着风速的增加而减少，第 1 台至第 n 台风机根据预测的风速分配相应的权重系数，权重系数的值如表 4-1 所示。则第 i 台风电机组的有功参考值为 ΔP_{refi} ：

$$\Delta P_{refi} = \begin{cases} \Delta P_{\Sigma} \frac{Q(v_i)}{\sum Q(v_i) \cdot n(v_i)} \frac{\omega_r - \omega(\Delta f)}{\omega_{de} - \omega(\Delta f)}, & 0 < \Delta f \leq \Delta f_{\max} \\ 0, & \Delta f = 0 \end{cases} \quad (4-6)$$

式中 $Q(v_i)$ 、 $n(v_i)$ ——分别为在 v_i 风速下的风电机组的权重值和台数。

在中、低风速区，风机的输出功率和转子转速近似为线性关系，则 $\omega(\Delta f)$ 可以表示为：

$$\omega(\Delta f) = \omega_{de} - (\omega_{de} - \omega_{opt}) \frac{\Delta f}{\Delta f_{\max}} \quad (4-7)$$

式中 Δf ——系统频率偏差；

$\Delta f_{\max}$ ——系统最大频率偏差，一般取 0.2-0.5Hz。

表 4-1 不同风速区间的权重系数

风速 (m/s)	权重系数	风速 (m/s)	权重系数
7-8	15	9-10	6
8-9	10	10-11	3

由表 4-1 可知，中、低风速区减载系数较大的风电机组取更高的权重值，承担主要的调频功率，避免减载功率较少的机组释放完备用功率后调频还未结束，从而消耗转子动能进行频率支撑。

由式(4-6)和式(4-7)可知，当系统频率跌落较深时，风电机组的有功参考值增量 ΔP_{refi} 增大，提供更多的额外功率避免频率跌落程度较大，并且风机输出功率随着频率偏差 Δf 的减少而降低，当 Δf 减小为 0 时，调频结束。

4.3 基于动态功率跟踪比例系数的虚拟惯性控制策略

对于高风速区的风电机组，由于转子转速接近最大值，因此减载系数较小，可供超速减载的调频功率裕度不足。因此，如果高风速区的风机想要参与调频就必须消耗转子动能，但是转子动能使用过多会风机导致脱网，并且恢复转子转速时存在频率二次跌落的问题。因此本文基于风速预测，设计了一种基于功率跟踪动态比例系数的虚拟惯性控制策略，对预测风速上升的高风速区的风电机组采用转子动能控制进行频率支撑。

当电力系统发生功率不平衡导致出现频率偏差的时候，为了进行频率支撑需要提高功率跟踪曲线的比例系数，从而提高风机输出的电磁功率。因此，由式(2-11)整定一个功率跟踪曲线的最大比例系数 $k_{\max}$ ，当风机参与调频时从最佳比例系数 k_{opt} 切换为最大比例系数 $k_{\max}$ 。

$$k_{\max} = \frac{0.5\pi\rho R^5 C_p(\lambda_{\text{opt}})}{\lambda^3} = \frac{0.5\pi\rho R^5 C_p(\lambda_{\text{opt}})}{\left(\frac{\omega_{\min} R}{v'_w}\right)^3} \quad (4-8)$$

式中 $\omega_{\min}$ ——转子转速最小值；

λ' ——整定的叶尖速比；

v'_w ——预测上升的风速。

当电网频率下跌时需要风电机组增大输出功率以维持系统稳定性，但是提高功率追踪曲线的比例系数使有功出力一直增加会导致转子转速持续降低，因此在频率偏差减小后需要使比例系数从整定的最大比例系数 $k_{\max}$ 逐渐变换为最佳比例系数 k_{opt} ，直至调频结束后风机继续保持 MPPT 曲线运行。

因此设计了一个动态比例系数 k_v ，可以根据频率偏差使风机的输出功率线性变化。

$$k_v = (1-\gamma)k_{\text{opt}} + \gamma k_{\max} \quad (4-9)$$

其中，

$$\gamma = \frac{1}{1 + e^{-2n[\Delta f - (\Delta f_h - \Delta f_l)]}} \quad (4-10)$$

式中 γ ——动态因子；

n ——正整数；

Δf_l 、 Δf_h ——分别为设置的频率下限和频率上限。

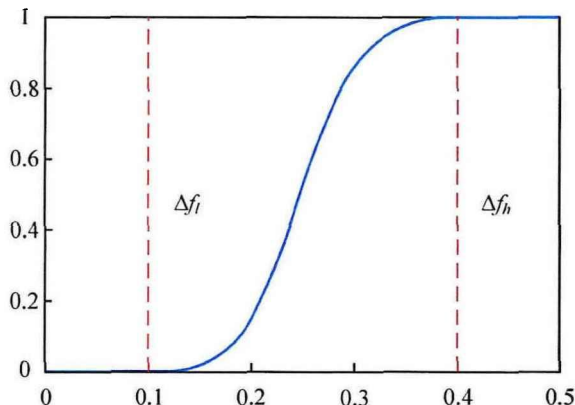


图 4-5 动态因子 γ 的特性

动态因子 γ 的特性如图 4-5 所示。根据式(4-10)中设置的频率下限 Δf_l 和频率上限 Δf_h ，可以使控制器在系统频率偏差接近 Δf_l 时启动，并且频率跌落越接近于 Δf_h ，动态比例系数 k_v 越趋向于最大比例系数 $k_{\max}$ ，风机增发的有功出力越大。当频率偏差减小时，动态比例系数 k_v 逐渐回归于最佳比例系数 k_{opt} ，使风机重新运行在 MPPT 曲线。

动态比例系数 k_v 的设置使风机以根据频率偏差线性调整输出功率，避免有功功率阶跃造成的冲击。同时保证了虚拟惯性控制的双馈风机在电网频率略微波动的时候不会动作，避免风机转子动能被频繁消耗，而在频率跌落程度较深时可以迅速动作进行频率支撑，维持电力系统的频率稳定性。

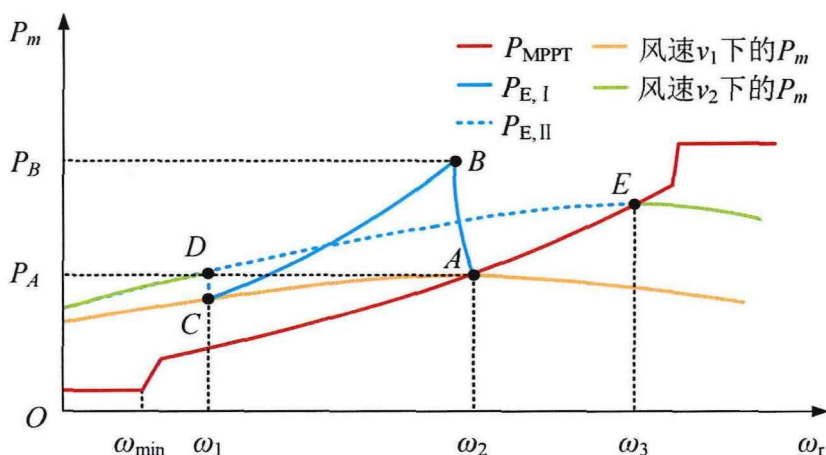


图 4-6 虚拟惯性控制策略示意图

由图 4-6 可知，所提虚拟惯性控制策略在调频过程中主要分为两个阶段：首先，当风速为 v_1 时，双馈风机在 MPPT 工作状态下稳定运行于 A 点。若电力系统发生较大扰动导致频率迅速降低，由于扰动前期频率变化较大， k_{opt} 将迅速增加到 $k_{\max}$ 使风机电磁功率由 P_A 突增到 P_B 。但是由于风机输出的电磁功率大于捕获的机械功率，转子减速，风机工作点沿着 BC 曲线下落直到风机稳定运行于 C 点。

在第二阶段时，预测上升的风速来临，风速 v_1 上升到 v_2 ，风机工作运行点由 C 点升高至 D 点，此时功率追踪比例系数切回为 k_{opt} ，风机沿着曲线 DE 平稳上升至 E 点，达到 v_2 风速下 MPPT 曲线的运行点。在第二阶段由于风速升高，风机捕获的功率增大，转子主要依靠风能恢复转速。

4.4 整体控制策略

本章所提的风电场调频协同控制策略控制框图如图 4-7 所示。共分为两个控制模块：①超速减载控制模块，中、低风速区内的风电机组根据相应的减载率进行不同的超速减载，计算得到风电场总的备用功率，调频时根据频率跌落

程度和风速区间内的权重系数增发对应的功率。②虚拟惯性控制模块，通过设计动态功率跟踪比例系数，线性调节风机的输出功率实现可控的惯性响应，对系统频率进行有效支撑并降低频率变化率。

首先判断风速，对高中低不同风速区的风电机组下达不同的调频指令。中、低风速区的风机通过权重系数分配各台风电机组的增发功率，使减载功率大的机组承担更多调频任务，充分发挥每台机组的调频能力，避免风电场调频指令还未结束，减载较少的机组就释放完自身的备用功率。高风速区的风机通过动态功率跟踪比例系数进行虚拟惯性控制，该控制中所设计的动态因子可以减少调频时有功功率阶跃造成的冲击，以及避免频率轻微波动时控制器的频繁启动消耗转子动能，但是对频率跌落程度深的扰动敏感，可以迅速提高电磁功率进行频率支撑。

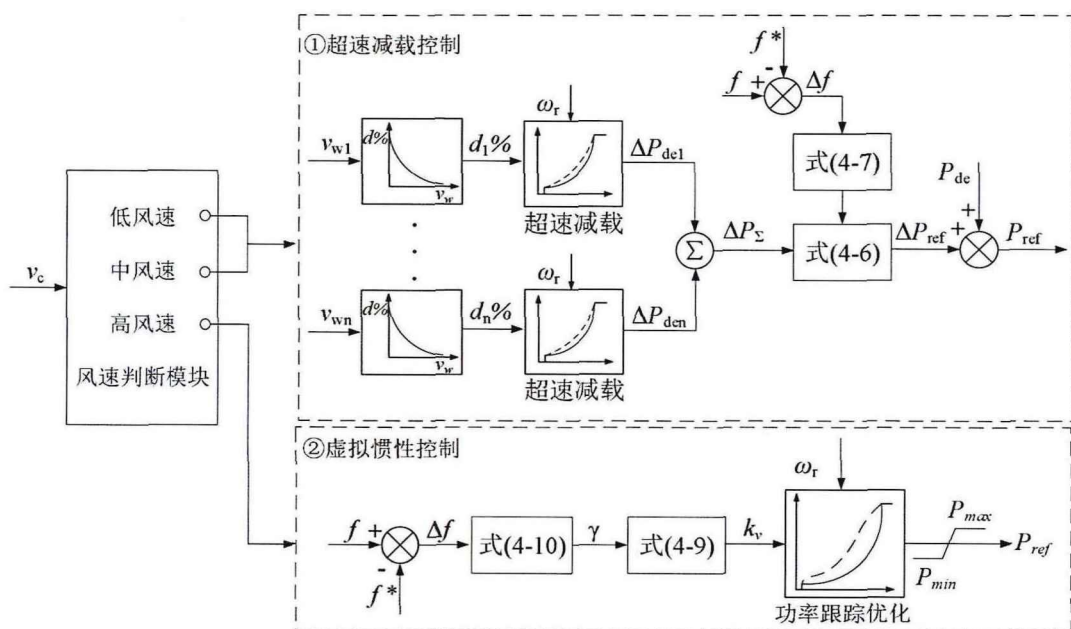


图 4-7 风电场调频控制策略控制框图

图 4-8 为风电场频率支撑流程图。风电场首先收集当前 t_1 时段各台风机的风速，通过预测模型计算下一时段 t_2 的风速。若电力系统未发生扰动不需要调频，则风电场根据预测的风速以及对应的减载率下发指令使各台机组逐渐切换为 t_2 风速下的运行模式，为风电场保留一定的调频备用功率。当 t_2 时刻到达，风机完成工作模式的切换后开始下一时段的风速预测。

若风电场需要参与调频则对各台风机下达调频指令，处于中、低风速的超速减载控制的风电机组释放备用功率参与调频，处于高风速的风机则释放转子动能进行频率支撑。

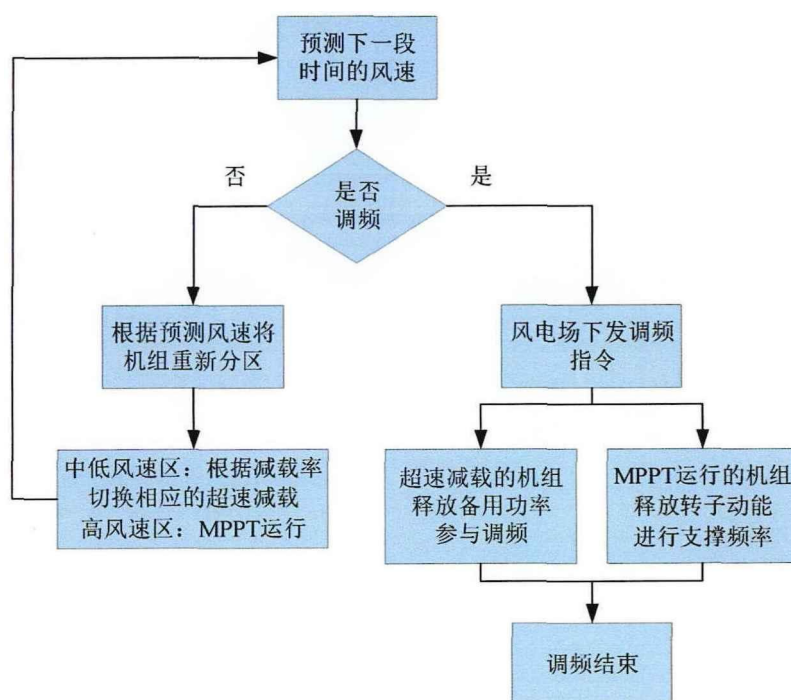


图 4-8 风电场频率支撑流程图

在稳态工况下对未来风速进行预测并切换风机为相应的工作模式，可以使风电场在各个时段都保持一定的备用功率，为电力系统提供一定的调频功率。各台机组切换运行模式的备用功率可以在风电场内流动弥补，例如当前某台中风速区的风机预测下一时刻处于高风速区，切换模式所减少的备用功率可以被需要进行更多减载的机组储备。

4.5 仿真分析

为了验证本文所提风电场频率支撑控制策略的可行性，在 PSCAD/EMTDC 软件中建立如图 4-9 所示的电力系统仿真模型，该仿真模型中包括一个风电场群和三个火电机组。

其中，火电机组 G_5 、 G_6 和 G_7 的装机容量同为 100MW，风电场群由四个不同风速区间的风电场组成，分别为风电场 G_1 - G_4 ，单台风电机组的额定功率是 2MW，风电场群共 100 台风机。其中风电场 G_1 - G_4 所处风速为 v_1 - v_4 ，分别取 7.5m/s、8.5m/s、9.5m/s、10.5m/s，所选取的风速分布范围在 7-11m/s 之间，涵盖了低、中、高三个风速区。

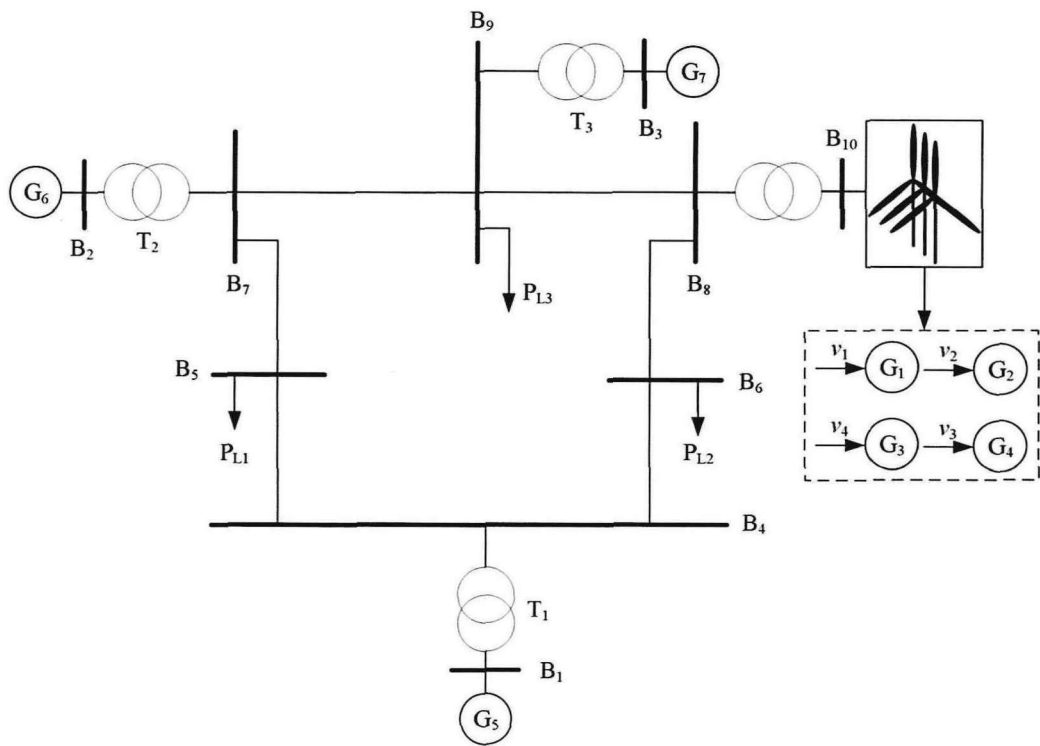


图 4-9 仿真模型

本章仿真模型的系统总负荷为 300MW，在系统负荷 P_{L1} 处设置额外扰动，在 20s 时增加 50MW。考虑到风电场内不同时段风速分布的变化，模拟风机根据风速变化切换工作模式储存备用功率，本文设置了三种工况，不同工况下各个风速区间内的机组台数不同，如表 4-2 所示。本章所提的控制策略与风机不参与调频、固定 15%减载率的超速减载控制以及综合惯性控制进行对比，仿真结果如图 4-10-图 4-13 所示。

表 4-2 不同工况下风电场内风机台数

	风电场 G ₁	风电场 G ₂	风电场 G ₃	风电场 G ₄
工况 1	30	20	20	30
工况 2	20	30	30	20
工况 3	40	30	20	10

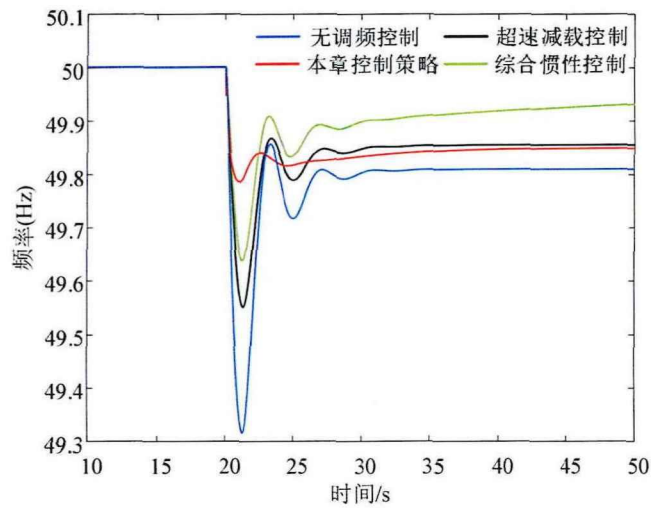


图 4-10 工况一仿真波形

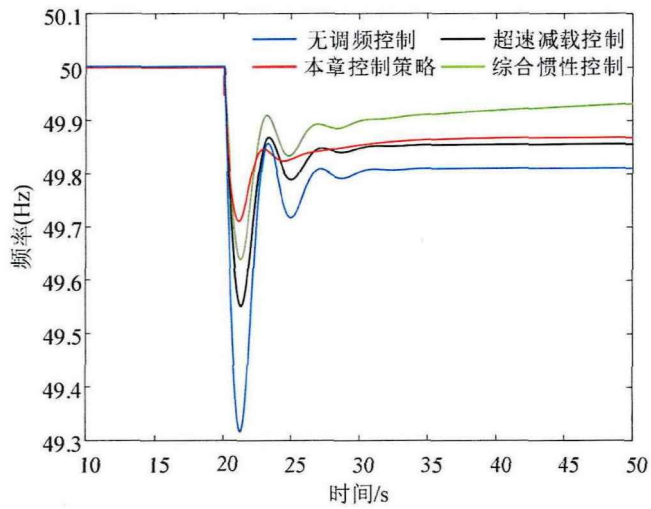


图 4-11 工况二仿真波形

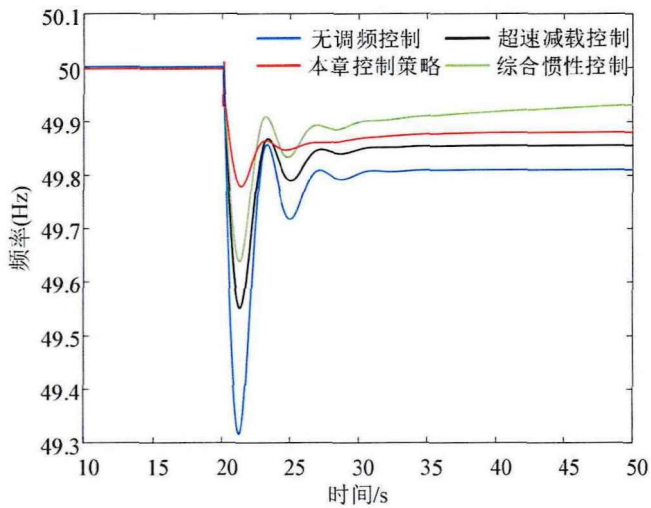


图 4-12 工况三仿真波形

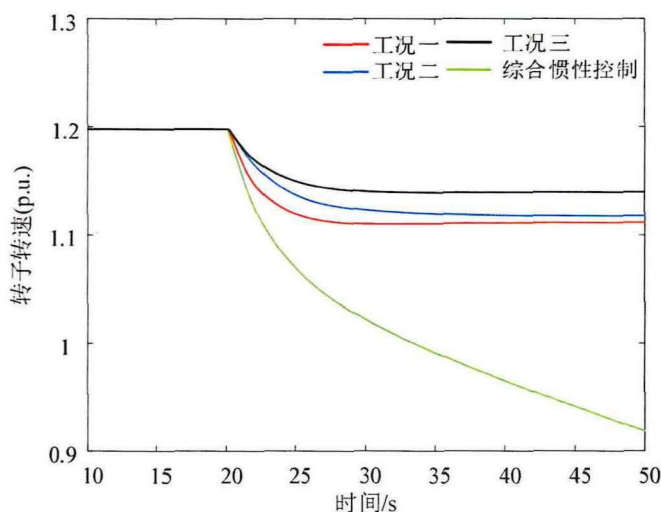


图 4-13 转子转速对比

由图 4-10 可知, 由于风电场 G_4 的机组台数较多, 高风速区的机组通过使用虚拟惯性控制能够迅速提高电磁功率, 马上支撑频率阻止其下跌, 因此频率跌落程度较低。但是因为处于中、低风速区的机组较少, 风电场减载备用的功率较少, 所以稳态频率与超速减载控制基本一致。

由图 4-11 可知, 因为风电场 G_1 和 G_4 的机组减少了, 导致高风速区中风机的虚拟惯性响应减弱, 并且 G_1 内机组权重较大, 所以根据频率跌落程度马上增发的功率也较少, 所以频率最低点比工况一略差, 但是仍优于其他控制策略。但是由于中、低风速区间内减载的风机变多, 能够增发的备用功率增加, 最后的稳态频率比工况一有所提高。

由图 4-12 可知, 风电场 G_1 和 G_2 的机组数量多, 并且权重较大可以迅速释放备用功率抑制频率跌落的趋势。并且高风速区的机组较少, 整个风电场储备了较多功率, 稳态频率明显高于超速减载控制。

如图 4-13 所示, 图中红色、蓝色和黑色曲线分别是三种工况下高风速区使用动态比例系数的虚拟惯性控制, 绿色曲线是综合惯性控制。在三种工况下都能够及时增发电磁功率进行频率支撑, 并且与综合惯性相比消耗的转子动能更少。

综上所述, 本章所提的风电场调频协同控制策略在任何工况下都可以迅速增发功率进行频率支撑, 具有较高的响应速度。并且风电场在大多数工况下可以储存较多的备用功率用以调频, 效果优于固定减载系数的超速减载控制。而在综合惯性控制下虽然稳态频率在持续恢复, 但是同时消耗大量转子动能导致转速一直下降, 并且频率跌落最低点程度也更深。

表 4-3 不同工况下的系统频率

	频率最低点(Hz)	稳态频率(Hz)
无调频控制	49.317	49.810
超速减载控制	49.572	49.881
综合惯性控制	49.639	49.931
工况一	49.779	49.879
工况二	49.721	49.889
工况三	49.785	49.907

4.6 本章小结

本章提出一种风电场调频协同控制策略，基于风速预测对双馈风机的超速减载控制和虚拟惯性控制等两种调频控制策略进行优化，该方案主要包括以下几部分：

(1) 基于风电场内的风速预测模型，对未来处于不同风速的机组进行分区，不同区域的机组根据预测风速对应的减载率转换运行模式，为风电场保留一定的备用调频功率。

(2) 针对中、低风速区域中不同机组备用功率的差异性，设计了相应的权重系数，在风电场参与电力系统调频时根据权重系数和频率跌落程度确定每台机组的有功出力，使每台风电机组充分发挥调频能力。

(3) 对高风速区域内的风电机组，设计了基于动态功率跟踪比例系数的虚拟惯性控制，可以避免有功功率阶跃造成的冲击，以及频率轻微波动时控制器启动造成转子动能被频繁消耗，并且在频率跌落较深时可以迅速增加电磁功率进行频率支撑。

(4) 在所搭建的电力系统仿真模型中对所提控制策略进行验证，证明了所提控制策略可以充分发挥风电场的调频能力，有效改善频率跌落程度以及提高电力系统频率稳定。

第5章 结论和展望

5.1 结论

随着“双碳”政策的不断推进，以新能源为主体的新型电力系统正在迅速发展，新型电力系统中风力发电占比不断提高，高渗透的风电对电力系统的稳定运行带来更大的挑战。因此，本文围绕高渗透风电场的频率特性和控制策略开展研究，主要研究成果如下：

(1) 本文考虑了高渗透率下风电场因风速变化引起的频率波动问题，构建了新能源电力系统频率响应模型，该模型涵盖了双馈风机的机械动力系统、最大功率跟踪控制器以及转子侧变流器和锁相环等模块。基于此模型分析了风速影响的频率动态响应过程，发现在特定频率存在两个谐振点，双馈风机的有功出力在谐振点中心频率附近的频域内存在使电网频率波动扩大的敏感分量。额定风速、运行状态、变流器控制参数和锁相环等因素对谐振点的幅值影响较大，但对谐振点中心频率的影响较小，加剧频率波动的特定有功分量基本保持在谐振点中心频率的附近频域内。

(2) 本文提出一种风电场系统频率波动的抑制策略，通过采用二阶带阻滤波器可以有选择性的抑制双馈风机中加剧频率波动的有功敏感分量，从而降低系统频率的波动。仿真结果表明，所提的频率波动抑制策略可以有效降低频率偏差和频率变化率，使频率波动趋于平滑和缓和，并且基本不影响双馈风机的发电效率。

(3) 针对不同风速区间双馈风机运行工况的差异性，根据预测风速提出基于权重因子的超速减载控制。根据预测风速优化减载率并对风电场内机组进行分区，稳态时不同区域的机组根据风速对应的减载率切换运行模式进行超速减载，为风电场保留一定的备用功率。系统扰动时，各区域内机组根据权重系数和频率跌落程度确定每台风机的增发的有功功率，使每台风电机组充分发挥调频能力。

(4) 对高风速区超速减载能力较弱的风电机组提出一种动态功率跟踪比例系数的虚拟惯性控制，设计的基于频率偏差的动态因子可以在频率跌落较深时迅速增加电磁功率进行频率支撑，同时避免频率轻微波动时控制器频繁启动消耗转子动能。仿真结果证明了上述所提风电场调频协同控制策略可以充分发挥风电场的调频能力，对电网频率进行有效支撑。

5.2 展望

本文针对高渗透风电场的系统频率稳定性和调频控制进行研究，取得了一些初步研究成果。但是由于本人学术能力和研究时间的限制，还有许多方面的工作有待进一步的深入和完善：

（1）本文构建的双馈风机的线性化模型有简化处理，可以进一步完善，例如双馈风机的实际传动系统更类似于双质量模块模型，变流器的建模只考虑了转子侧部分。

（2）本文研究的风电场调频控制策略未考虑桨距角的控制优化问题，具体的研究场景和控制策略可以进一步研究。

参考文献

- [1] 黎博, 陈民铀, 钟海旺, 等. 高比例可再生能源新型电力系统长期规划综述[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(02): 555-581.
- [2] Jain H., Mather B, Jain A K, et al. Grid-supportive loads—a new approach to increasing renewable energy in power systems[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2022, 13(4): 2959-2972.
- [3] Yaramasu V, Wu B, Sen P C, et al. High-power wind energy conversion systems: State-of-the-art and emerging technologies[J]. Proceedings of the IEEE, 2015, 103(5): 740-788.
- [4] Wu C, Zhang X P, Sterling M. Wind power generation variations and aggregations[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2022, 8(1): 17-38.
- [5] Fu Y, Liu Y, L Huang L L, et al. Collection system topology for deep-sea offshore wind farms considering wind characteristics[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2022, 37(1): 631-642.
- [6] 国家能源局. 国家能源局发布2023年全国电力工业统计数据[EB/OL]. 北京: 国家能源局(2024-01-26)[2024-02-29]. https://www.nea.gov.cn/2024-01/26/c_1310762246.htm
- [7] 李晖, 刘栋, 姚丹阳. 面向碳达峰碳中和目标的我国电力系统发展研判[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(18): 6245-6259.
- [8] 张智刚, 康重庆. 碳中和目标下构建新型电力系统的挑战与展望[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(08): 2806-2819.
- [9] Dreidy M, Mokhlis H, Mekhilef S. Inertia response and frequency control techniques for renewable energy sources: A review[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2017, 69: 144-155.
- [10] Arani M F M, El-Saadany E F. Implementing virtual inertia in DFIG-based wind power generation[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2012, 28(2): 1373-1384.
- [11] Poolla B K, Groß D, Dörfler F. Placement and implementation of grid-forming and grid-following virtual inertia and fast frequency response[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(4): 3035-3046.
- [12] Venkatraman A, Markovic U, Shchetinin D, et al. Improving dynamic performance of low-inertia systems through eigensensitivity optimization[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(5): 4075-4088.
- [13] 曾辉, 孙峰, 李铁, 等. 澳大利亚“9·28”大停电事故分析及对中国启示[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(13): 1-6.

- [14]孙华东, 许涛, 郭强, 等. 英国“8·9”大停电事故分析及对中国电网的启示[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(21): 6183-6192.
- [15]National Grid Company, Great Britain. The grid cod[R], London: National Grid Company, 2012.
- [16]California ISO.CASIO Corporation Fifth Replacement Electronic Tariff, Appendix K: Ancillary Service Requirements Protocol(ASRP)[S]. CAISO, 2019
- [17]E.ON Netz GmbH.Grid Connection Regulations for High and Extra High Voltage[R].Bayreuth:E.ON Netz GmbH, 1st April 2006.
- [18]GB/T 19963.1-2021, 风电场接入电力系统技术规定[S]. 北京: 中国电力企业联合会, 2021.
- [19]Van de Vyver J, De Kooning J D M, Meersman B, et al. Droop control as an alternative inertial response strategy for the synthetic inertia on wind turbines[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 31(2): 1129-1138.
- [20]Morren J, De Haan S W H, Kling W L, et al. Wind turbines emulating inertia and supporting primary frequency control[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2006, 21(1): 433-434.
- [21]Lee J, Muljadi E, Srensen P, et al. Releasable kinetic energy-based inertial control of a DFIG wind power plant[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2016, 7(1): 279-288.
- [22]Ashouri-Zadeh A, Toulabi M. Adaptive virtual inertia controller for DFIGs considering nonlinear aerodynamic efficiency[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2021, 12(2): 1060-1067.
- [23]柯贤波, 张文朝, 李朋旺, 等. 高风电渗透率系统的模糊自适应虚拟惯量控制[J]. 电网技术, 2020, 44(06): 2127-2136.
- [24]刘彬彬, 杨健维, 廖凯, 等. 基于转子动能控制的双馈风电机组频率控制改进方案[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(16): 17-22.
- [25]刘吉臻, 姚琦, 柳玉, 等. 风火联合调度的风电场一次调频控制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(12): 3462-3469+3674.
- [26]Kang M, Muljadi E, Hur K, et al. Stable adaptive inertial control of a doubly-fed induction generator[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2016, 7(6): 2971-2979.
- [27]Yang D, Gao H C, Zhang L, et al. Short-term frequency support of a doubly-fed induction generator based on an adaptive power reference function[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2020, 119:1-10.
- [28]由蓁, 柴建云, 孙旭东. 基于可变下垂线的变速风电机组参与微网频率调节控制[J]. 中国电机工程学报, 2016,36(24): 6751-6758+6929.

- [29]潘文霞, 全锐, 王飞. 基于双馈风电机组的变下垂系数控制策略[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(11): 126-131+186.
- [30]Datta U, Shi J, Kalam A. Primary frequency control of a microgrid with integrated dynamic sectional droop and fuzzy based pitch angle control[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2019, 111: 248-259.
- [31]Garmroodi M, Verbič G, Hill D J. Frequency support from wind turbine generators with a time-variable droop characteristic[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2017, 9(2): 676-684.
- [32]刘洪波, 彭晓宇, 张崇, 等. 风电参与电力系统调频控制策略综述[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(11): 81-92.
- [33]Lyu X, Jia Y, Xu Z. A novel control strategy for wind farm active power regulation considering wake interaction[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2019, 11(2): 618-628.
- [34]蔡国伟, 钟超, 吴刚, 等. 考虑风电机组超速减载与惯量控制的电力系统机组组合策略[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(16): 134-142.
- [35]王同森, 张峰, 丁磊. 考虑最优运行点的超速风电机组调频控制策略[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(06): 22-28.
- [36]Abouzeid S I, Guo Y, Zhang H C, et al. Improvements in primary frequency regulation of the grid-connected variable speed wind turbine[J]. IET Renewable Power Generation, 2019, 13(3): 491-499.
- [37]Zhao X, Lin Z, Fu B, et al. Research on frequency control method for micro-grid with a hybrid approach of FFR-OPPT and pitch angle of wind turbine[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2021, 127: 106670.
- [38]Pradhan C, Bhende C N. Enhancement in primary frequency regulation of wind generator using fuzzy-based control[J]. Electric Power Components and Systems, 2016, 44(15): 1669-1682.
- [39]Prasad R, Padhy N P. Synergistic frequency regulation control mechanism for DFIG wind turbines with optimal pitch dynamics[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 35(4): 3181-3191.
- [40]张三洪, 党杰, 戴剑丰, 等. 考虑最优转速与桨距角控制的风电场限功率优化控制策略[J]. 电网技术, 2021, 45(05): 1844-1851.
- [41]王瑞峰, 高磊, 谌杰, 等. 高风电渗透率下变速风电机组参与系统频率调整策略[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(15): 101-108.
- [42]胡家欣, 胥国毅, 毕天姝, 等. 减载风电机组变速变桨协调频率控制方法[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3656-3663.

- [43]Wang S, Tomsovic K. A novel active power control framework for wind turbine generators to improve frequency response[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(6): 6579-6589.
- [44]Zhang Z S, Sun Y Z, Lin J, et al. Coordinated frequency regulation by doubly fed induction generator-based wind power plants[J]. IET Renewable Power Generation, 2012, 6(1): 38-47.
- [45]Ma J, Song Z, Zhang Y, et al. Robust stochastic stability analysis method of DFIG integration on power system considering virtual inertia control[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(5): 4069-4079.
- [46]王浩浩, 陈嘉俊, 朱涛, 等. 计及储能寿命与调频性能的风储联合投标模型及算法[J]. 电网技术, 2021, 45(01): 208-217.
- [47]Taghvaei M, Gilvanejad M, Sedighizade M. Cooperation of large-scale wind farm and battery storage in frequency control: An optimal Fuzzy-logic based controller[J]. Journal of Energy Storage, 2022, 46: 103834.
- [48]董天翔, 翟保豫, 李星, 等. 风储联合系统参与频率响应的优化控制策略[J]. 电网技术, 2022, 46(10): 3980-3989.
- [49]Chen S, Liu D, Yang Q, et al. Cooperative control strategy for distributed wind-storage combined system based on consensus protocol[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2021, 127: 106681.
- [50]颜湘武, 崔森, 宋子君, 等. 基于超级电容储能控制的双馈风电机组惯量与一次调频策略[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(14): 111-120.
- [51]虞临波, 寇鹏, 冯玉涛, 等. 风储联合发电系统参与频率响应的模型预测控制策略[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(12): 36-43.
- [52]Rodriguez-Amenedo J L, Arnalte S, Burgos J C. Automatic generation control of a wind farm with variable speed wind turbines[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2002, 17(2): 279-284.
- [53]Zhang W, Fang K. Controlling active power of wind farms to participate in load frequency control of power systems[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2017, 11(9): 2194-2203.
- [54]范冠男, 刘吉臻, 孟洪民, 等. 电网限负荷条件下风电场一次调频策略[J]. 电网技术, 2016, 40(07): 2030-2037.
- [55]Hu Y, Liu W. A Capacity Assessment Method of Wind Farm Participating in Primary Frequency Modulation[C]//2019 IEEE Sustainable Power and Energy Conference (iSPEC). IEEE, 2019: 273-278.
- [56]Peng B, Zhang F, Liang J, et al. An optimal control and sizing strategy for a coordinated WTG-ES system to provide frequency support[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2019, 113: 251-263.

- [57]Sockeel N, Gafford J, Papari B, et al. Virtual inertia emulator-based model predictive control for grid frequency regulation considering high penetration of inverter-based energy storage system[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2020, 11(4): 2932-2939.
- [58]Bao W, Wu Q, Ding L, et al. A hierarchical inertial control scheme for multiple wind farms with BESSs based on ADMM[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2020, 12(2): 751-760.
- [59]Lin J, Sun Y, Song Y, et al. Wind power fluctuation smoothing controller based on risk assessment of grid frequency deviation in an isolated system[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2012, 4(2): 379-392.
- [60]Martínez-Barbeito M, Gomila D, Colet P. Dynamical model for power grid frequency fluctuations: Application to islands with high penetration of wind generation[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2023, 14(3): 1436-1445.
- [61]Ye H, Pei W, Qi Z. Analytical modeling of inertial and droop responses from a wind farm for short-term frequency regulation in power systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 31(5): 3414-3423.
- [62]Abad G, Lopez J, Rodriguez M, et al. Doubly fed induction machine: modeling and control for wind energy generation[M]. John Wiley & Sons, 2011.
- [63]Liu J, Tang F, Zhao J, et al. Coherency identification for wind-integrated power system using virtual synchronous motion equation[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 35(4): 2619-2630.
- [64]付媛, 王毅, 张祥宇, 等. 变速风电机组的惯性与一次调频特性分析及综合控制[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(27): 4706-4716.
- [65]李和明, 张祥宇, 王毅, 等. 基于功率跟踪优化的双馈风力发电机组虚拟惯性控制技术[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(07): 32-39+188.
- [66]Ramtharan G, Jenkins N, Ekanayake J B. Frequency support from doubly fed induction generator wind turbines[J]. IET Renewable Power Generation, 2007, 1(1): 3-9.
- [67]包宇庆, 李扬, 王春宁, 等. 需求响应参与大规模风电接入下的电力系统频率调节研究[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(04): 32-37.
- [68]He W, Yuan X, Hu J. Inertia provision and estimation of PLL-based DFIG wind turbines[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(1): 510-521.
- [69]包宇庆. 需求响应参与电力系统调频机理及控制研究[D]. 东南大学, 2015.
- [70]李永刚, 贺梦娟, 刘静利, 等. 考虑风速影响的双馈风机调频建模及稳定性分析[J]. 电力系统及其自动化学报, 2022, 34(09): 110-120.
- [71]苗宜之. 基于预测信息的风电场集群调频控制策略[D]. 沈阳工业大学,

2019.

- [72]孙辉, 徐箭, 孙元章, 等. 考虑风速时空分布及风机运行状态的风电场功率计算方法[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(02): 30-38+60.
- [73]王印松, 袁环环. 结合风速预测的直驱风电机组减载调频策略[J/OL]. 华北电力大学学报(自然科学版), 1-9.