第 50 卷 第 2 期：660-675 高电压技术 Vol.50, No.2: 660-675
2024 年 2 月 29 日 High Voltage Engineering February 29, 2024
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20231542

双馈风电场无串补并网振荡场景及关键影响因素研究

熊浩清[1]，何鹏飞[2]，孙　冉[1]，孙海顺[2]，巴　贵[3]，田春笋[4]
（1. 国网河南省电力公司，郑州 450000；2. 电力安全与高效湖北省重点实验室(华中科技大学电气与电子工程学院)，武汉 430074；3. 国网西藏电力有限公司，拉萨 850000；4. 国网河南省电力公司电力科学研究院，郑州 450052）

摘　要：双馈风电场经串补线路送出系统存在次同步振荡风险的问题已为共知并得到广泛深入研究，然而实际系统中也发生过双馈风电场经无串补线路送出的次超同步振荡问题，目前针对这一问题的报道和研究很少。因此，采用特征模式分析法结合电磁暂态仿真，针对双馈风电无串补接入电网的次同步振荡问题开展研究，分析了系统主导失稳振荡模式以及运行条件和风电控制参数的影响，厘清了无串补并网系统中双馈风电网侧变流器内环电流控制主导失稳，锁相控制主导失稳，以及转子侧变流器内环电流控制主导失稳等 3 种次超同步振荡场景，并与双馈经串补送出系统振荡场景进行了对比分析，较为全面地揭示了双馈风电并网系统振荡的不同场景及机理，可为实际工程双馈风电场并网振荡问题分析提供参考。
关键词：双馈风机；次同步振荡；弱电网；特征值分析；主导振荡模态

Oscillation Scenarios of Grid integrated Wind Farm with DFIGs Without Series Compensation and Effects of Key Factors

XIONG Haoqing[1], HE Pengfei[2], SUN Ran[1], SUN Haishun[2], BA Gui[3], TIAN Chunsun[4]
(1. State Grid Henan Electric Power Company, Zhengzhou 450000, China; 2. Key Laboratory of Power Security and High Efficiency, Hubei Province, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China; 3. State Grid Tibet Electric Power Co., Ltd., Lhasa 850000, China; 4. State Grid Henan Electric Power Company Electric Power Research Institute, Zhengzhou 450052, China)

Abstract: The risk of sub-synchronous oscillations in wind farm with doubly-fed induction generators (DFIGs) connected to the grid via series capacitor compensated transmission line is well known and has been widely studied. However, the research on sub- and super-synchronous oscillations which can be observed in DFIGs integrated system without series capacitors is rarely availale in the literature. In this paper, eigenvalue analysis as well as electromagnetic transient simulation were applied to study of sub- and super-synchronous oscillation problem. The dominant unstable modes of the DFIGs integrated system without series compensation were investigated. The effects of operation conditions as well as control parameters on the stability of these dominant modes were analyzed. The oscillation scenarios dominated by GSC control, PLL, and RSC control, respectively, under weak grid connection were disclosed. By comparison with the case of DFIGs connected to grid via series compensated transmission line, the DIFGs integrated system related sub- and super –synchronous oscillation scenarios and the relevant mechanisms were clarified. This work can provide a reference for practical DFIGs integrated system oscillation analysis.
Key words: DFIG; sub-synchronous oscillation (SSO); weak grid; eigenvalue analysis; dominant oscillation mode

0　引言

风电并网次超同步振荡的典型场景包括双馈型风电场经串补送出系统，如美国德州、河北沽源还有吉林通榆风电振荡事故[1-5]，以及直驱型风电场接入弱交流电网系统，如新疆哈密地区风电振荡事故[6-9]，目前已有大量相关问题的机理研究。然而在双馈风电场无串补并网的场景下也发生过双馈风电场并网次超同步振荡，比如我国新疆哈密地区观察到双馈风电场输出电流中包含 37 Hz 和 63 Hz 次超同步振荡分量[10-11]，河北沽源地区出现过风速下降时双馈风电场发生振荡，等。这些现象引起了风电制造商和运行人员的关注。在我国中东部地区，随着大规模新能源开发利用，很多数十 MW 级双馈型

基金资助项目：国网河南省电力公司科技项目(52170222000X)。
Project supported by Science and Technology Project of State Grid Henan Electric Power Company (52170222000X).

风电场通过110 kV和220 kV无串补线路接入电网，其振荡风险因此成为电网运行需要关注的重要问题，另一方面，双馈经串补送出系统当串补退出运行时是否存在振荡失稳场景也是需要研究的问题。

双馈风电场经串补送出系统次超同步振荡主要表现为双馈风电机组感应电机与串补系统之间相互作用引起的电气振荡，相关文献通过阻抗分析法、特征模式分析等对其机理和关键影响因素进行了深入研究。研究表明：（1）双馈经串补送出系统存在与双馈风电不同时间尺度物理元件及相关控制回路动态对应的特征模式，包括电机与串补系统次同步电气谐振模式，转子轴系动态对应的扭振模式，以及转子侧变流器电流控制回路主导的次同步模式，网侧变流器锁相及电流控制主导的低频模式等，系统运行工况变化时这些模式的阻尼和频率可能发生变化，但是与各动态环节的对应关系是明确的；（2）电机与串补系统之间的次同步电气谐振模式为双馈经串补送出系统的主导失稳模态，转子侧变流器内环电流控制、串补度以及风电出力（风速）对该模式稳定性均有重要影响，转子侧变流器电流内环比例增益越大，或者风速越低，该次同步振荡模式越不稳定[12-15]。

双馈风电场经无串补线路并网系统的次超同步振荡问题的研究相对较少，并且现有研究主要针对锁相控制稳定性[15-18]，也有研究直流电压控制稳定性的相关工作[17]，主要是基于双馈风电机组小信号模型，研究锁相控制和直流电压控制参数对双馈风电机组阻抗特性的影响及失稳机理。相关研究表明，双馈风电场接入弱交流电网，存在锁相控制主导的低频模式振荡，锁相环控制带宽以及并网点短路比等对该模式稳定性具有重要影响[16-19]，另外锁相控制对直流电压控制稳定性具有影响，表现为改变了双馈机组对应频段模式的等效阻抗特性[19]。以上分析从阻抗特性的角度研究系统振荡的机理，但是针对从工程上发生的振荡现象，如何准确地判断振荡问题的根本原因，还需要基于对系统主导特征模式及其失稳场景的深入认识。

因此，本文采用特征模式分析，针对双馈风电场无串补接入系统的特征模式及其稳定性进行研究，明确系统主导振荡模式的关键控制环节，以及控制参数和系统运行方式对其稳定性的影响，旨在揭示双馈风电场接入弱电网的振荡失稳场景，为工程问题分析提供参考。

1　双馈风电场无串补并网系统特征模式分析

1.1　双馈风电机组典型结构及控制设计带宽

双馈风电机组主要由风力机、轴系、感应电机、锁相环、转子侧变流器(rotor-side converter, RSC)、网侧变流器(grid-side converter, GSC)及控制系统组成，文献[18-21]中已经较为详细介绍了双馈风机的数学模型，其各控制环节及典型带宽设计如图1所示，附录A给出了具体的控制框图。

双馈风电机组中的物理动态环节和控制动态环节，表现出从低频(0.1~10 Hz)到次超同步频率(10~100 Hz)甚至高频(数kHz)的宽频特性。表1列出了各控制环节的典型参数(其余参数见附录B)。

表中，K_{p1}、K_{p2}、K_{i1}、K_{i2}是RSC功率外环PI控制参数；K_{p3}、K_{p4}、K_{i3}、K_{i4}是RSC电流内环PI控制参数；K_{p5}、K_{i5}是GSC电压外环控制PI控制参数；K_{p6}、K_{p7}、K_{i6}、K_{i7}是GSC电流内环PI控制参数；K_{pll}、K_{ill}是锁相环控制参数。

1.2　双馈风电场并网系统的主导特征模式分析

如图1所示算例系统，双馈风电场采用单机等值模型，考虑双馈风电机组机械转子动态、电机、变流器及直流环节以及风机及变流器控制各环节，风电场出口系统短路比(short circuit ratio,SCR)取为2，风速取为7 m/s，建立系统线性化状态空间方程，计算系统特征模式，其详细状态空间方程见附录C。

考虑以下4组控制参数取值：

1）双馈风电变流器控制采用表 1 所示参数，相应地，RSC内环电流控制带宽为150 Hz，RSC外环功率控制带宽为18 Hz，GSC内环电流控制带宽为160 Hz，GSC外环直流电压控制带宽为11 Hz，锁相环控制带宽为11.67 Hz，阻尼为0.79。对照变流器内外环控制带宽典型参数范围，即内环电流控制带宽约85~185 Hz，外环功率或电压控制带宽约为内环带宽的0.05~0.1倍，表1参数均在正常设计参数范围；

2）将GSC电流内环控制比例系数K_{p6}从2.2修改为1.0，其余参数不变，此时GSC内环带宽为104 Hz，仍在电流内环正常带宽范围内；

3）将锁相环控制参数设为K_{ppll}=10，K_{ipll}=2700，其余参数不变，此时锁相环带宽f_{bw}为10 Hz，阻尼系数ξ_{pll}为0.1；

4）将RSC内环电流控制比例系数K_{p3}/K_{p4}选取为0.1，其余参数不变。

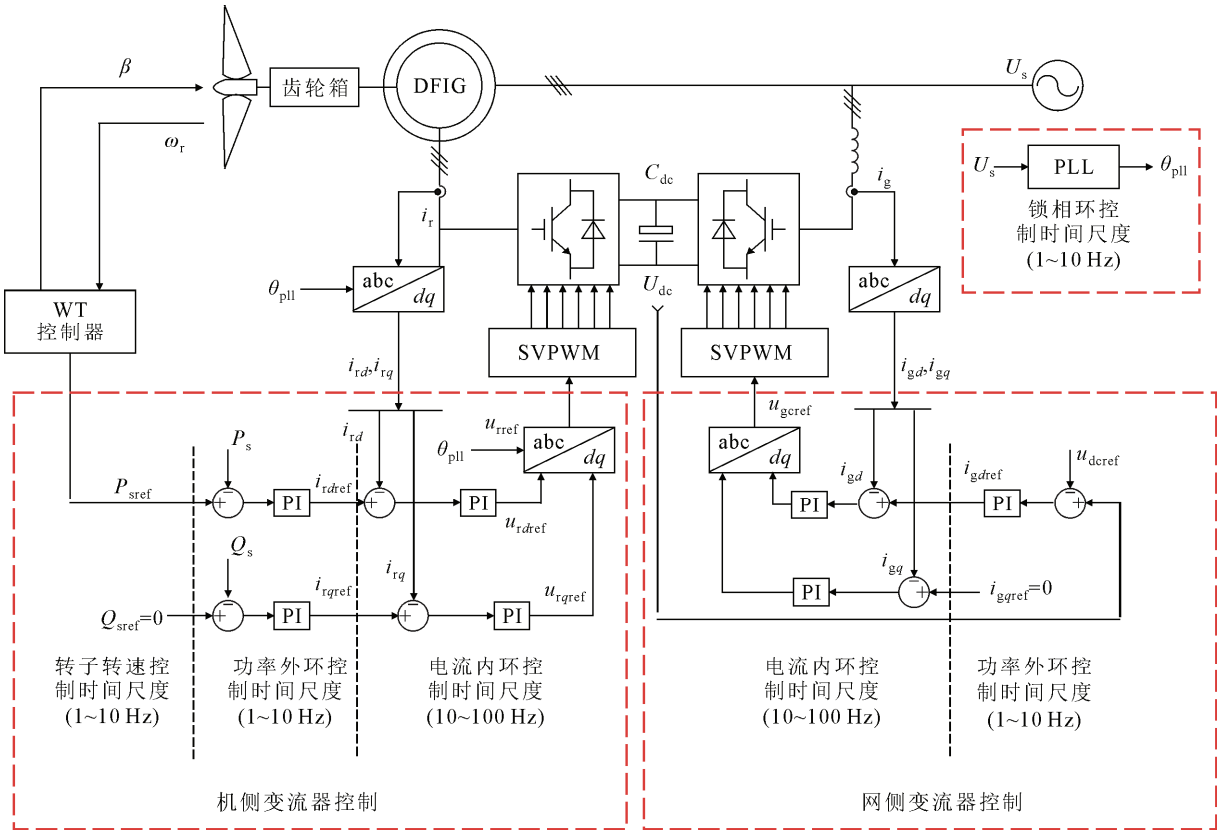


图 1 双馈风电机组典型结构

Fig.1 Structure of DFIG-based wind turbine

表 1 双馈风机并网系统的典型控制参数

Table 1 Typical control parameters of DFIG-based wind turbine

参数	数值(标幺值)	参数	数值(标幺值)
$K_{p1}(K_{p2})$	0.04	$K_{i1}(K_{i2})$	30
$K_{p3}(K_{p4})$	0.44	$K_{i3}(K_{i4})$	35
K_{p5}	0.2	K_{i5}	5.8
$K_{p6}(K_{p7})$	2.2	$K_{i6}(K_{i7})$	150
K_{pll}	50	K_{ill}	1000

特征值计算结果表明，双馈风电并网系统存在低频、次超同步以及中高频段的振荡模式，分别反映双馈风电机组的机械扭振动态、电气谐振动态以及不同时间尺度控制动态。对应上述 4 组控制参数的分析结果发现，当改变控制参数时，算例系统会出现不稳定的主导失稳振荡模式，如表 2 所示。

1.3 主导特征模式参与因子分析

对表 2 所示主导特征模式进行参与因子分析，结果分别如图 2(a)—(f)所示。

1）特征模态 $\lambda_{19,20}$ 为感应电机与交流系统电气回路主导的特征模式。其中，i_{sd}、i_{sq}、i_{rd}、i_{rq} 为感应发电机状态变量。当系统有串补时，该模式成为主导的次同步振荡模态，其稳定性受 RSC 控制影响，即目前研究较多的双馈风电串补送出系统振荡问题。

表 2 弱电网下双馈风机并网系统的部分特征模式

Table 2 Oscillatory eigenvalues of the DFIG system connected to weak grid

模态	（1）典型参数	（2）改变 GSC 参数
$\lambda_{19,20}$	−10.87±j2π×54.33	−10.88±j2π×54.38
$\lambda_{23,24}$	−55.87±j2π×17.80	−53.81±j2π×17.98
$\lambda_{25,26}$	−82.56±j2π×10.54	−62.09±j2π×16.12
$\lambda_{27,28}$	−12.21±j2π×10.70	3.34±j2π×11.68
$\lambda_{29,30}$	−2.93±j2π×3.20	−2.94±j2π×3.20
$\lambda_{33,34}$	−18.70±j2π×3.78	−24.01±j2π×3.53
模态	（3）改变 PLL 参数	（4）改变 RSC 参数
$\lambda_{19,20}$	−10.87±j2π×54.33	−4.53±j2π×54.15
$\lambda_{23,24}$	−50.48±j2π×18.00	1.76±j2π×16.77
$\lambda_{25,26}$	−78.43±j2π×11.46	−51.42±j2π×13.22
$\lambda_{27,28}$	−24.59±j2π×9.15	3.06±j2π×11.79
$\lambda_{29,30}$	−2.87±j2π×3.19	−2.91±j2π×3.20
$\lambda_{33,34}$	1.39±j2π×8.11	−18.75±j2π×3.75

2）特征模态 $\lambda_{23,24}$ 主要与感应电机定转子绕组电流和转子侧变流器控制相关，交流系统也有参与，表现为 RSC 与转子绕组构成电气回路主导的特征

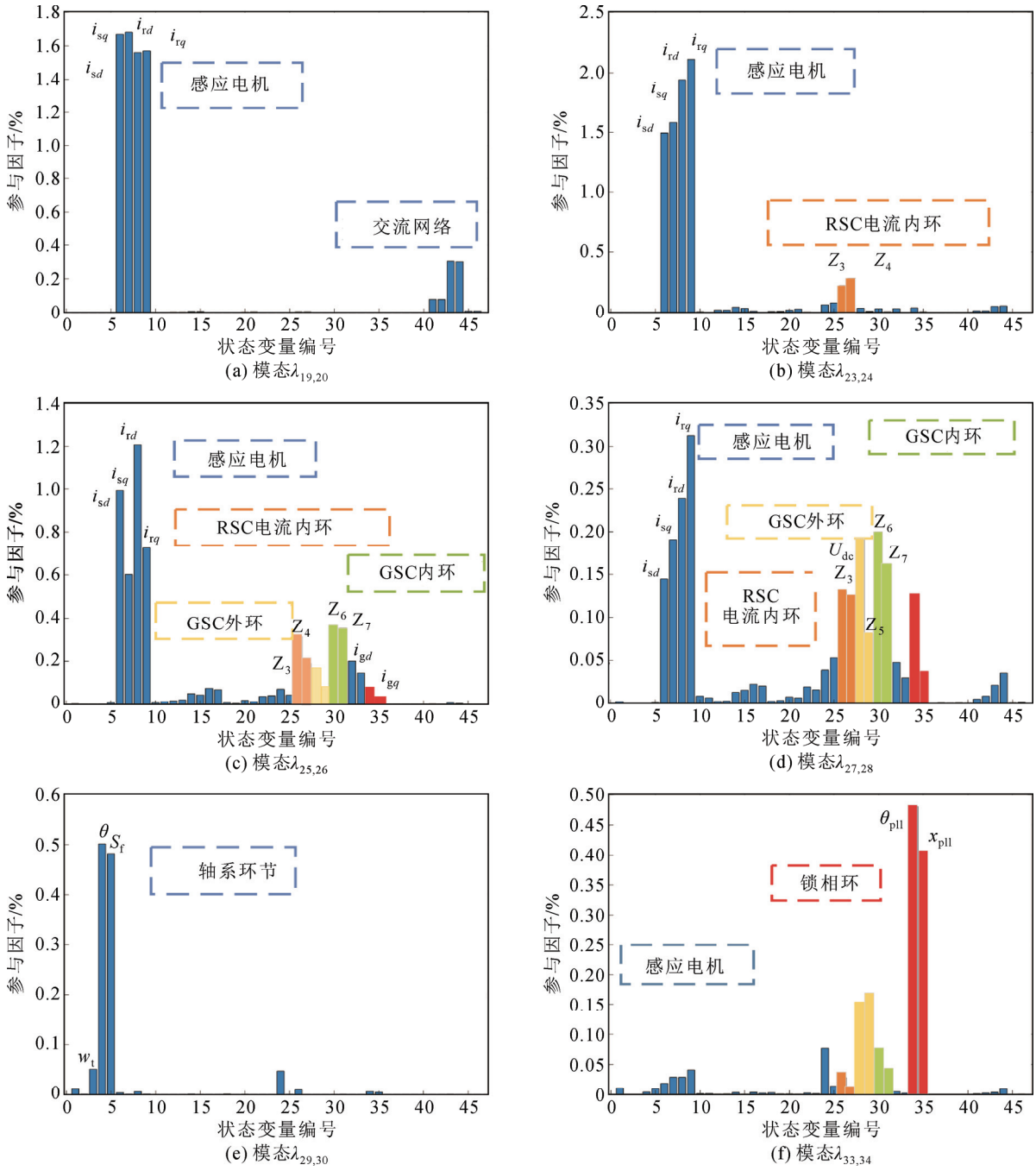


图 2　各特征模态的参与因子分析结果

Fig.2　Participation factor of state variables of each mode

模式，感应发电机定子回路因为电磁耦合关系参与该模态，RSC 内环电流控制对该模式稳定性有影响。其中 Z_3、Z_4 为 RSC 内环电流控制环节的中间变量。

3）特征模态 $\lambda_{25,26}$ 为感应电机、RSC、GSC 以及交流系统电气回路主导的特征模式，RSC 内环电流控制以及 GSC 外环电压控制和内环电流控制对该模式均有影响。其中 Z_6、Z_7 为 GSC 内环电流控制环节的中间变量；i_{gd}、i_{gq} 为 GSC 输出滤波电感的状态变量。

4）特征模态 $\lambda_{27,28}$ 为网侧变流器与感应发电机构成的电气回路主导特征模式，GSC 内环电流和外环电压控制以及 RSC 内环电流控制对该模式有重要影响。其中 U_{dc} 表示 GSC 外环电压控制环节状态变量。

5）特征模态 $\lambda_{29,30}$ 为轴系扭振模态，特征值结果表明该模态是稳定状态。其中，w_t、S_f、θ 是双馈风机轴系模型的状态变量。

6）特征模态 $\lambda_{33,34}$ 为锁相控制主导的模式。其中 θ_{pll}、x_{pll} 为锁相环控制环节状态变量。

2 弱电网下双馈风机次同步振荡失稳场景研究

以上特征模式分析结果表明，双馈风电经无串补输电并网系统存在与 GSC、RSC 以及 PLL 相关的主导失稳模式，与对应的电气回路及其控制相关，研究控制参数以及运行方式的对上述主导模式稳定性的影响，厘清失稳场景，对于分析和认识工程上发生的振荡问题具有重要作用。

2.1 GSC 控制主导的系统失稳场景

1）GSC 控制对主导模式稳定性的影响

设定短路比为 2.0，风速为 7 m/s，以表 1 所示控制参数为基准，分别改变 GSC 电流内环比例增益(K_{p6}：2.2→0.8)对应电流内环带宽从 187Hz 到 100 Hz 和电压外环比例增益(K_{p5}：0.5→0.1)，对应电压外环带宽从 22 Hz 到 9 Hz。计算系统特征模式的根轨迹，分别如图 3(a)、(b)所示。

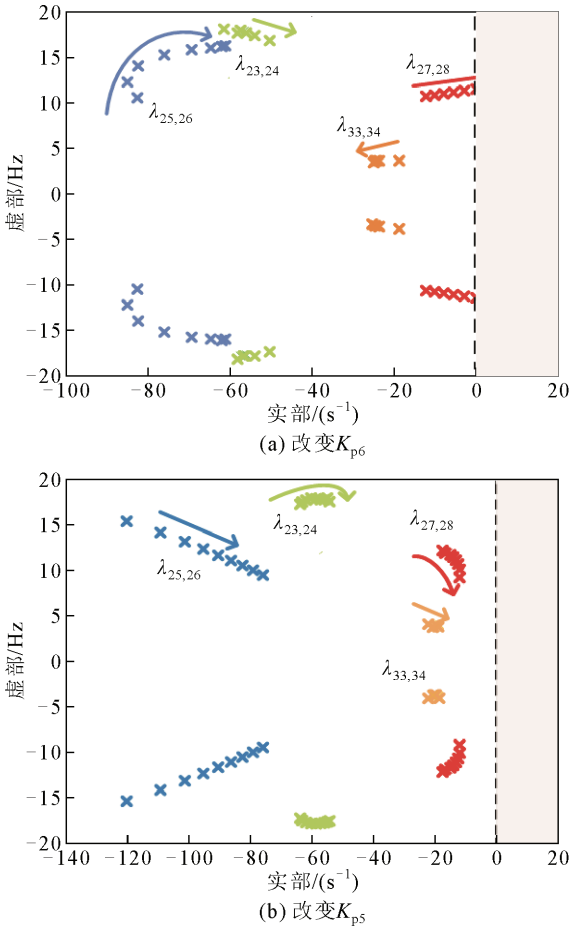
特征根轨迹分析结果表明，GSC 控制参数主要影响特征模式 $\lambda_{27,28}$ 的稳定性，其他模式处于稳定状态。在给定工况下：1）随着 GSC 电流内环比例系数减小，电流控制带宽的降低，模式 $\lambda_{27,28}$ 趋于不稳定，在电流内环带宽约为 110 Hz 时特征模式 $\lambda_{27,28}$ 穿越虚轴；2）随着电压外环比例系数的减小，电压控制带宽降低，主导特征模式都有向右移动趋势，但均保持稳定状态。

基于算例系统的电磁暂态仿真模型，设定风速 7 m/s，分别选取 GSC 电流内环比例系数 K_{p6} 为 0.8，1.0，1.2，在 4 s 的时候将系统短路比从 8 改到 2，双馈风机并网系统发生了对应模态 $\lambda_{27,28}$ 的功率振荡，如图 4 所示，可以发现 K_{p6} 为 0.8 时振荡发散，验证了特征值分析的正确性。

2）系统运行方式的影响

基于表 1 的典型参数，1）分别选取 K_{p6} 为 1.0，1.2，1.4，其他参数不变，改变风速(v_{w}：9 m/s→5 m/s，SCR=2.0)，计算 K_{p6} 不同取值时随风速变化 GSC 主导特征模式的根轨迹；2）分别选取 K_{p6} 为 0.8，1.0，1.2，改变短路比(SCR：4→2，风速 7 m/s)，计算 GSC 主导特征模式的根轨迹，结果如图 5(a)、(b)所示。

根轨迹分析表明，随着风速降低或者短路比减小，GSC 控制主导的振荡模态趋于失稳。对应 GSC 电流内环控制带宽越低，临界失稳对应的风速或短路比越高。



(a) 改变K_{p6}

(b) 改变K_{p5}

图 3 GSC 控制参数对主导模式稳定性的影响

Fig.3 Effect of GSC control on dominant mode

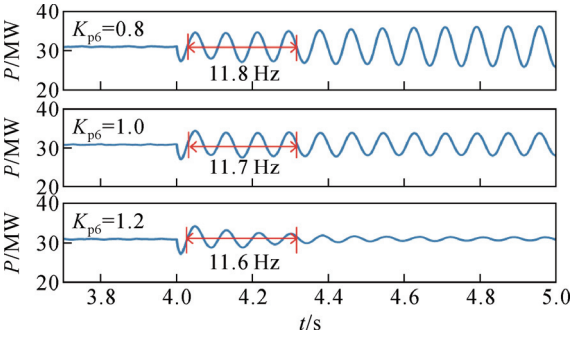


图 4 不同 GSC 内环控制系数的有功输出

Fig.4 Power output with different GSC current control coefficients

在电磁暂态仿真模型中，考虑如下工况：1）GSC 内环比例系数为 1.2，分别取风速 v_{w} 为 9 m/s，7 m/s，5 m/s，在 4 s 的时候将系统短路比从 8 改到 2；2）GSC 内环比例系数为 1.0，将风速设为 7 m/s，在 4 s 的时候将系统短路比从 8 分别改到 2、3、4，

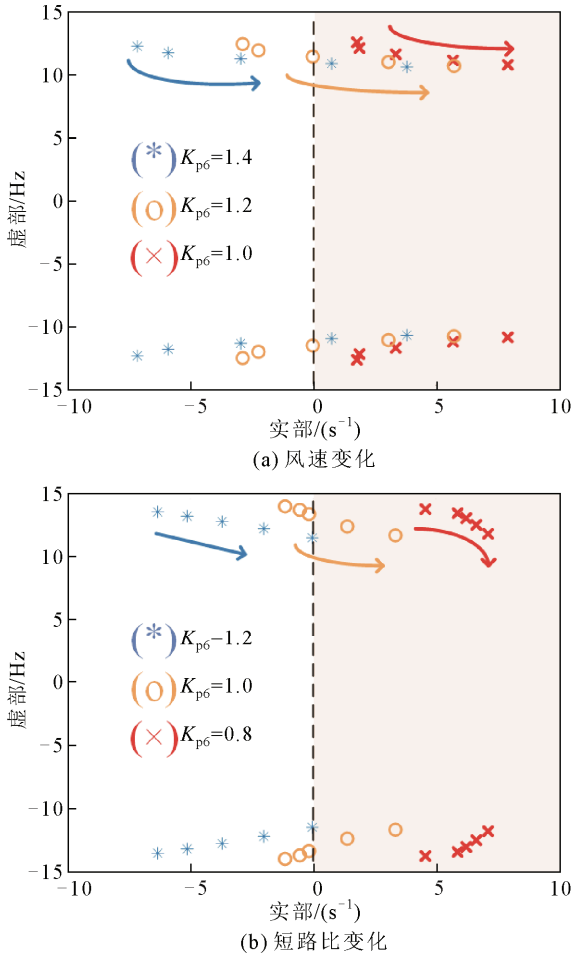


图 5　系统运行方式对模态 $\lambda_{27,28}$ 稳定性的影响

Fig.5　Effect of system operation mode on the stability of mode $\lambda_{27,28}$

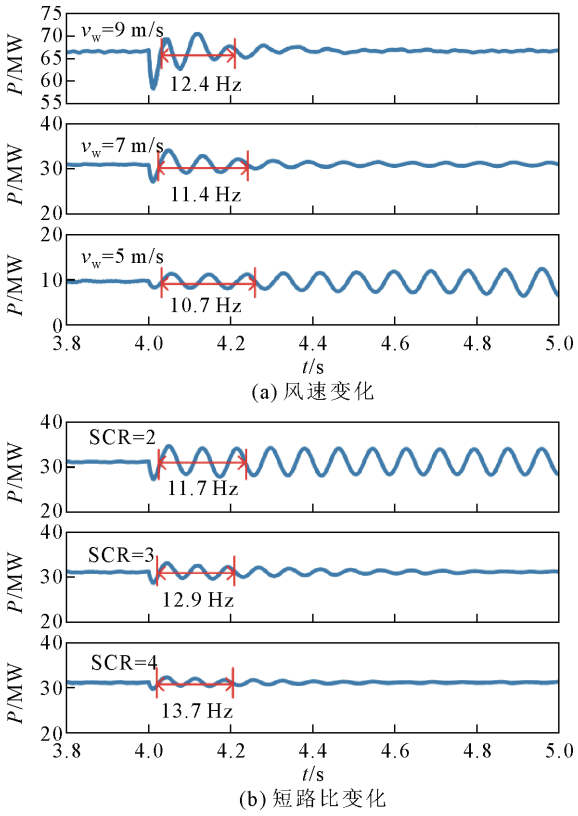


图 6　不同运行方式下有功输出($\lambda_{27,28}$)

Fig.6　Power output with different operating modes($\lambda_{27,28}$)

不同风速下和短路比下双馈风电并网系统的输出功率波形如图 6(a)、(b)所示。仿真结果与上述特征值分析一致。

以上分析表明，双馈风电无串补并网系统存在 GSC 控制主导的振荡模态，GSC 电流内环控制参数对该模式稳定性有重要影响，主要表现为电流控制带宽设计较低时低风速低短路比运行条件下发生次同步振荡。

2.2　锁相环控制主导失稳场景

1）锁相环控制对主导模式稳定性的影响

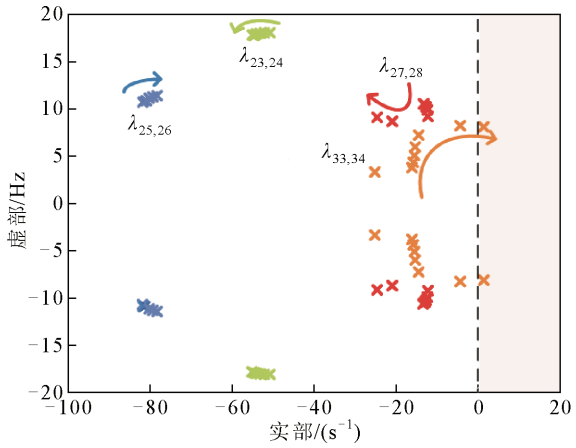
仍以表 1 所示参数为准，设置短路比为 2，风速为 7 m/s 的系统运行工况，修改锁相控制比例系数和积分系数，对应：1）锁相控制带宽 ω_{bw} 为 10 Hz，阻尼系数 ξ_{pll} 在（0.8→0.1）之间变化；2）固定阻尼系数为 0.2，锁相环带宽 ω_{bw} 在 9 Hz~16 Hz 间变化，系统主导特征模式根轨迹分别如图 7(a)、(b)所示。

根轨迹结果表明，锁相控制引起主导模式模态 $\lambda_{33,34}$ 失稳，随着锁相环阻尼的减小，带宽的增大，模态 $\lambda_{33,34}$ 趋于不稳定，模态频率增大。在图 7(a)中阻尼比约为 0.13 左右穿越虚轴，在图 7(b)中带宽约为 12 Hz 左右穿越虚轴。对表 2（3）(改变 PLL 参数部分)中失稳模态 $\lambda_{33,34}$ 特征值灵敏度分析表明锁相控制带宽、阻尼以及 GSC 电压外环控制对该模式稳定性具有较大影响。

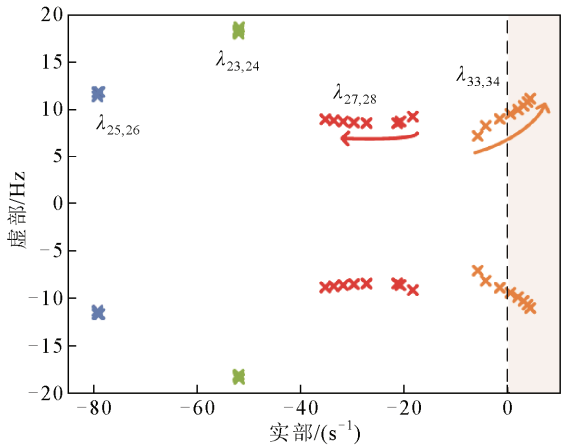
在电磁暂态仿真模型中设置短路比为 2，风速为 7 m/s，然后：1）分别选取锁相环阻尼系数为 0.1、0.12、0.14 在 4 s 的时候将系统短路比从 8 改到 2；2），分别选取锁相环带宽为 10 Hz，13 Hz，16 Hz 在 4 s 的时候将系统短路比从 8 改到 2。仿真结果如图 8(a)、(b)所示，双馈风电输出功率发生振荡，振荡频率和稳定性与特征值分析结果一致。

2）系统运行方式对振荡模态 $\lambda_{33,34}$ 的影响

考虑到模态 $\lambda_{33,34}$ 对于锁相环阻尼系数更敏感，设定 3 组锁相控制参数，保持带宽 ω_{bw}=10 Hz 使阻尼系数分别为：1）ξ_{pll}=0.2；2）ξ_{pll}=0.15；3）ξ_{pll}=0.1，保持系统短路比为 2 不变，改变风速从 9 m/s 到 5 m/s，另一方面，同样参数条件下，给定风速 7 m/s，



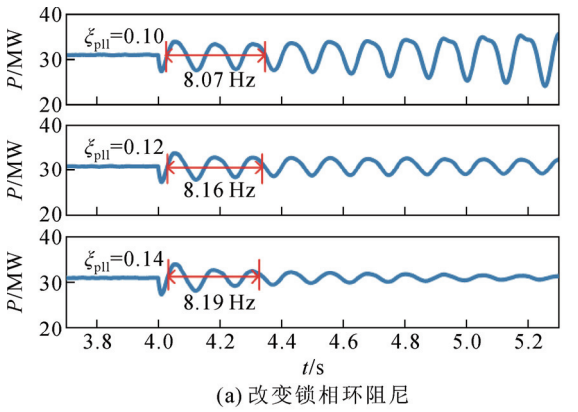
(a) 改变锁相环阻尼



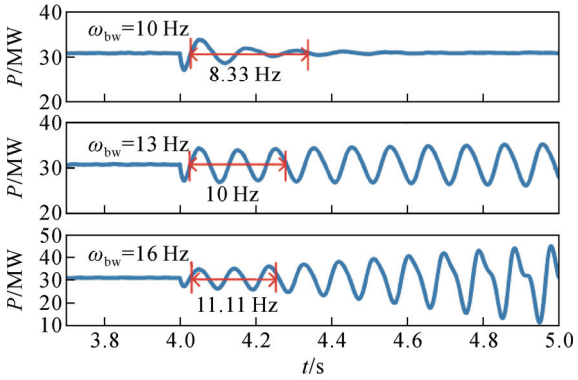
(b) 改变锁相环带宽

图 7 锁相控制参数对主导模式稳定性的影响

Fig.7 Effect of phase-locked control parameters on dominant mode



(a) 改变锁相环阻尼



(b) 改变锁相环带宽

图 8 不同锁相控制参数双馈风电有功输出

Fig.8 Power output with different phase-locked control parameters

改变短路比从 4 到 2，系统主导模式 $\lambda_{33,34}$ 的根轨迹分别如图 9(a)、(b)所示。

根轨迹结果表明，锁相主导的振荡模态随着风速的降低，逐渐向右半平面移动，模态频率有所增加；短路比的增大有利于该模态的稳定性，对模态频率影响不大。

在电磁暂态仿真模型中，1）设定锁相控制参数为 ξ_{pll}=0.15,ω_{bw}=10 Hz 时分别取风速为 9 m/s，7 m/s，5 m/s，在 4 s 的时候将系统短路比从 8 改到 2。2）设定锁相控制参数为 ξ_{pll}=0.1,ω_{bw}=10 Hz 时将风速设为 7 m/s，在 4 s 的时候将系统短路比从 8 分别改到 2、3、4，双馈风电输出功率波形如图 10(a)、(b)所示。

仿真结果表明，随着风速的减小，系统逐渐变得不稳定，振荡频率略有增大；随着短路比的增大，系统逐渐变得稳定，仿真结果与理论分析一致。

上述分析说明，双馈风电无串补并网系统存在锁相控制主导的振荡失稳模式，表现为锁相控制阻尼不足或带宽较高时在低风速低短路比的运行条件下发生振荡失稳。

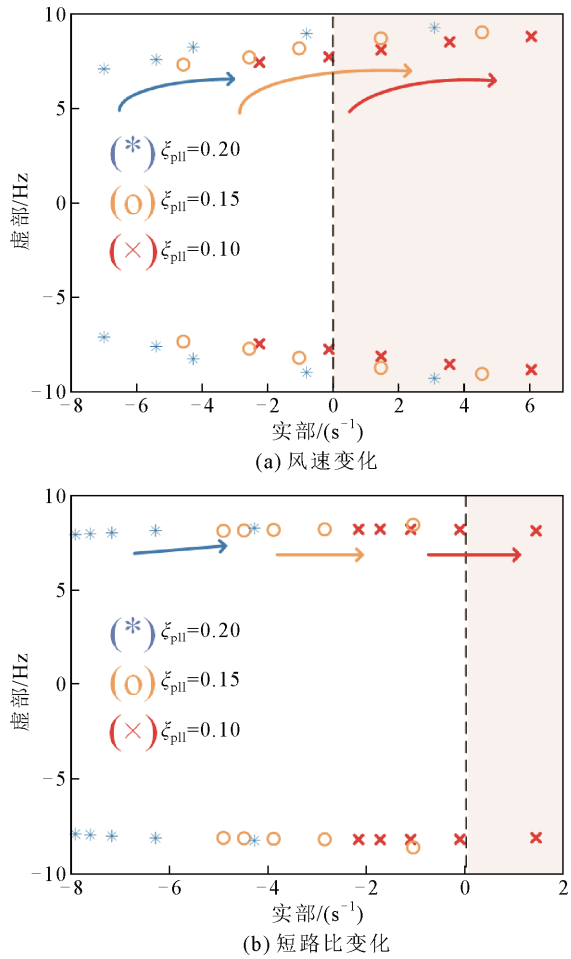
2.3 RSC 内环失稳

1）RSC 控制参数对主导模式的影响

设置短路比为 2，风速为 7 m/s，仍以表 1 所示控制参数为基准，改变 RSC 电流内环比例系数 K_{p3}(0.45→0.1)，对应 RSC 电流内环带宽从 150 Hz 减小到 60 Hz，系统主导特征模式如图 11 所示。

图 11 所示根轨迹发现，随着 RSC 内环带宽的降低，模态 $\lambda_{23,24}$ 和 $\lambda_{27,28}$ 为均向右移动。电流控制典型设计带宽范围内(>100 Hz)，两个模态表现均为稳定，但是当继续减小电流控制带宽至超出典型设计范围时，模态 $\lambda_{27,28}$ 会首先进入特征根右半平面(内环带宽约为 70 Hz 时穿越虚轴)，表现为失稳状态，进一步减小电流控制带宽(55 Hz)，模态 $\lambda_{23,24}$ 也会失稳，形成两个模态同时失稳的振荡场景。

对振荡模态 $\lambda_{23,24}$ 和 $\lambda_{27,28}$ 作特征值实部灵敏度的分析如图 12 所示。分析表明，RSC 电流内环控制比例系数 K_{p3} 对两个模式稳定性均具有显著影

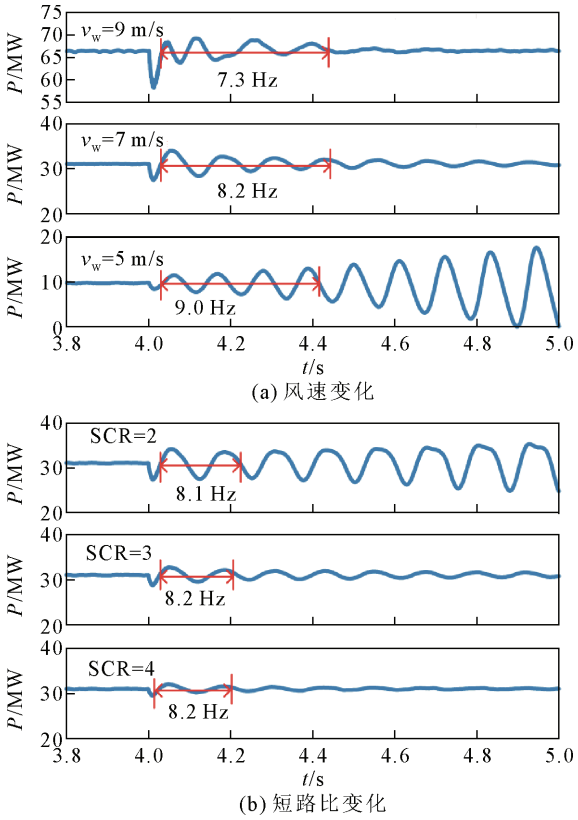


(a) 风速变化

(b) 短路比变化

图 9　系统运行方式对模式 $\lambda_{33,34}$ 稳定性的影响

Fig.9　Effect of system operation mode on the stability of mode $\lambda_{33,34}$



(a) 风速变化

(b) 短路比变化

图 10　不同运行方式下双馈风电有功输出($\lambda_{33,34}$)

Fig.10　Power output with different operating modes($\lambda_{33,34}$)

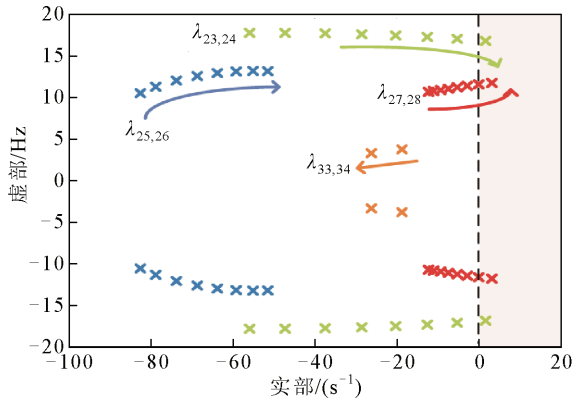


图 11　RSC 控制对主导模式稳定性的影响

Fig.11　Effect of RSC control on dominant mode

响，比例系数越低，该模式趋于不稳定。注意到双馈经串补送出系统主导失稳的次同步振荡，RSC 电流内环比例系数越大，振荡模式越不稳定[19]。两种场景下 RSC 电流控制增益的影响趋势刚好相反。

注意到，灵敏度分析表明 GSC 电压外环比例系数 K_{p5} 和电流内环比例系数 K_{p6} 对模态 $\lambda_{27,28}$ 稳定性有较大影响且呈负相关，与本文图 3 中的分析一致，相关分析可以参见本文 2.1 节。

在电磁暂态仿真模型中，保持其他参数不变，分别取 RSC 内环比例系数为 0.1，0.12，0.14，在 4 s 的时候将系统短路比从 8 改到 2，双馈风电输出功率仿真结果如图 13(a)所示，可以看到当比例系数低至 0.1 时，系统发生了失稳振荡，图 13(b)的频谱分析显示同时包含两个模态的振荡。

以上分析表明，当 RSC 电流内环控制比例系数较小时，系统会产生两种模式下的振荡，一种模式表现为 RSC 与感应电机之间的控制相互作用主导，另一个模式则表现为 GSC 与感应电机以及 RSC 之间的控制相互作用，仿真结果与理论分析一致。

2）系统运行方式对主导模式的影响

以表 1 所示参数为基准，RSC 电流内环控制比例系数取 3 组数值，分别为：K_{p3}=K_{p4}=0.1，0.25，0.4，其余参数不变。1）保持系统短路比为 2 不变，改变风速从 9 m/s 到 5 m/s，2）设定风速 7 m/s，改变短路比从 4 到 2；系统主导振荡模态变化如图 14(a)—(d)所示。

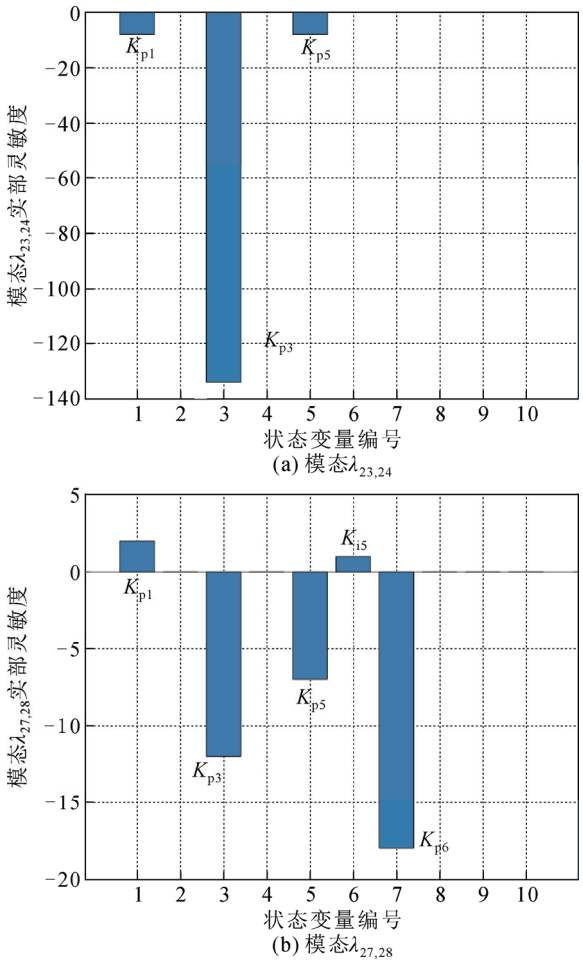


图 12 模态 $\lambda_{23,24}$ 和 $\lambda_{27,28}$ 灵敏度计算结果-实部

Fig.12 Sensitivity calculation results ($\lambda_{23,24}$、$\lambda_{27,28}$)

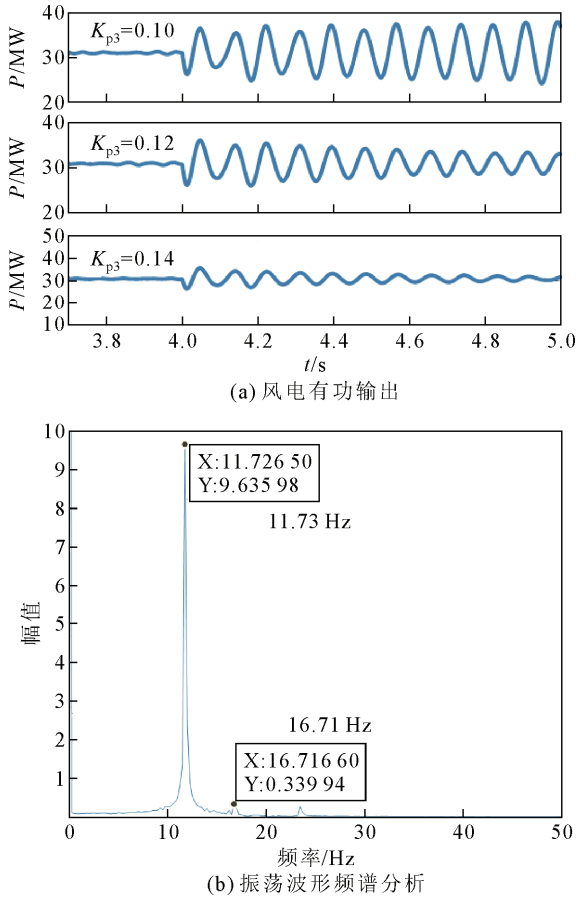


图 13 不同 RSC 电流内环比例系数下的风电有功输出

Fig.13 Power output with different RSC control parameters

从图 14(a)和(c)可以看出，随着风速的降低，模态 $\lambda_{23,24}$ 的稳定性趋好，而模态 $\lambda_{27,28}$ 趋于不稳定；对应 K_{p3}=0.1 时，存在两个模态同时失稳的风速场景，即 7 m/s 左右。

图 14(b)和(d)显示当风速为 7 m/s，RSC 电流内环控制比例系数 K_{p3}=0.1 时，短路比从 2 增大到 4，系统仍处于振荡失稳状态。

在电磁暂态仿真中，以表 1 参数为基准，设置 RSC 电流内环控制比例系数 K_{p3} 为 0.1，开展如下仿真：1）取风速为 8 m/s，7 m/s，6 m/s，在 4 s 的时候将系统短路比从 8 改到 2；2）风速为 7 m/s，在 4 s 的时候分别将系统短路比从 8 改到 2、3、4；双馈风电并网系统的输出功率波形分别如图 15(a)、(b)所示。

图 15(a)显示，RSC 电流内环控制比例系数较小时，低短路比情况下，随着风速变化，系统会出现两种失稳振荡模态，分别为高风速(8 m/s)时 RSC 主导的模态 $\lambda_{23,24}$ 失稳，低风速(6 m/s)时 GSC 主导模态 $\lambda_{27,28}$ 受 RSC 控制影响的失稳，以及风速 7 m/s 时两种模态振荡同时存在(3 种风速下均为亚同步运行状态)，对应 3 种振荡状态的频谱分析见图 16。

图 15(b)仿真结果显示，RSC 电流内环控制比例系数较小时，给定风速，短路比较低时系统呈现两种振荡模态。

以上分析表明，RSC 电流控制比例系数设计值明显低于典型设计带宽时，可能导致两种振荡模式的失稳，分别对应 RSC 与感应电机电气回路主导的特征模式和 GSC 与感应电机电气回路主导的特征模式，前者表现为高风速低短路比失稳场景，后者则为低风速低短路比失稳场景。

3 与双馈经串补系统失稳场景对比

将图 1 所示算例系统阻抗中对应输电线路部分设置 30%串补度，仍以表 1 参数为例对双馈串补系统进行特征模式分析。结果表明，对比双馈风电机组经串补和不经串补并网系统，两者具有的系统特征模式及其对应关系是相同的，上述无串补系统的

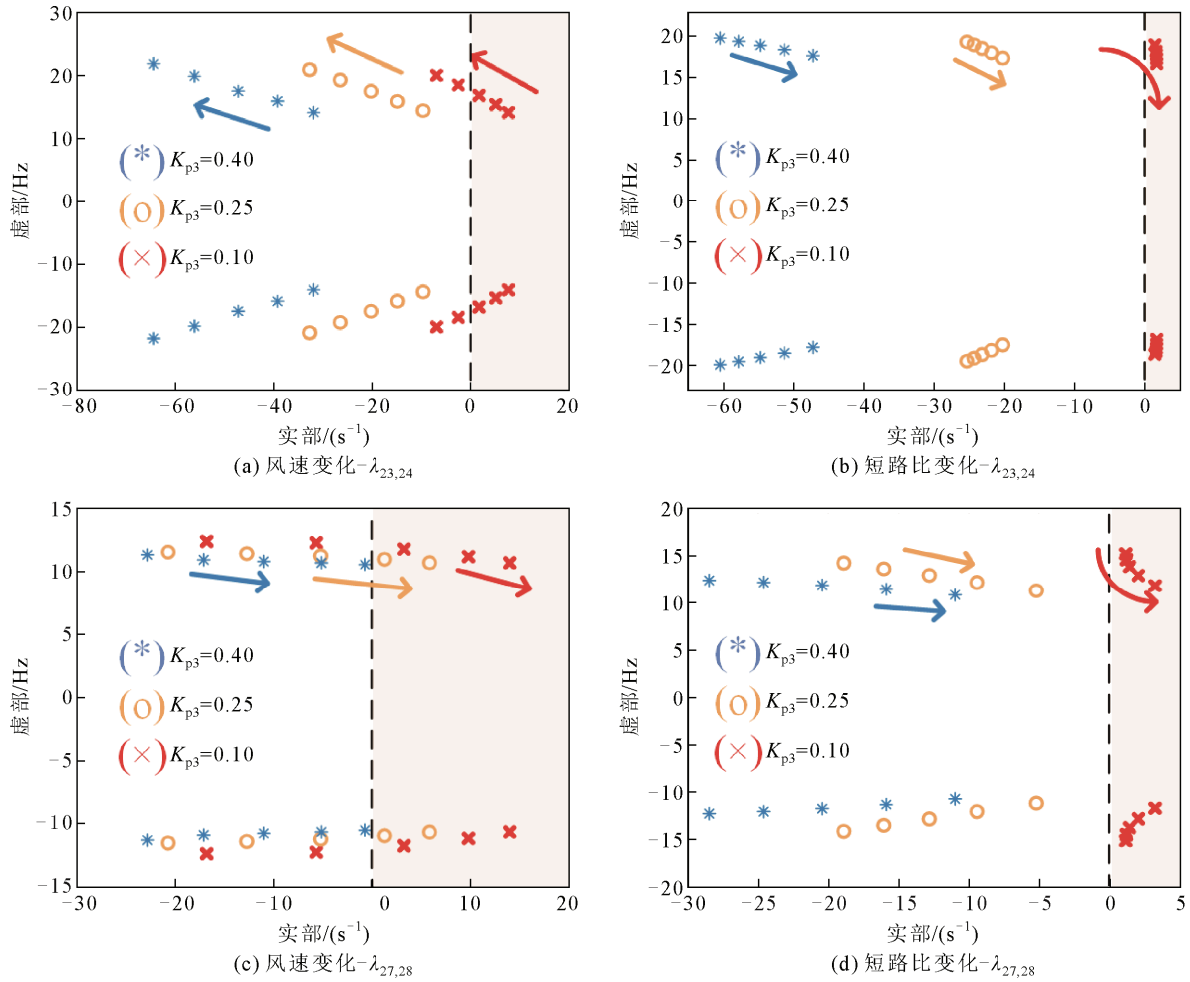


图 14　系统运行方式对主导振荡模态的影响

Fig.14　Effect of system operation mode on dominant oscillatory modes

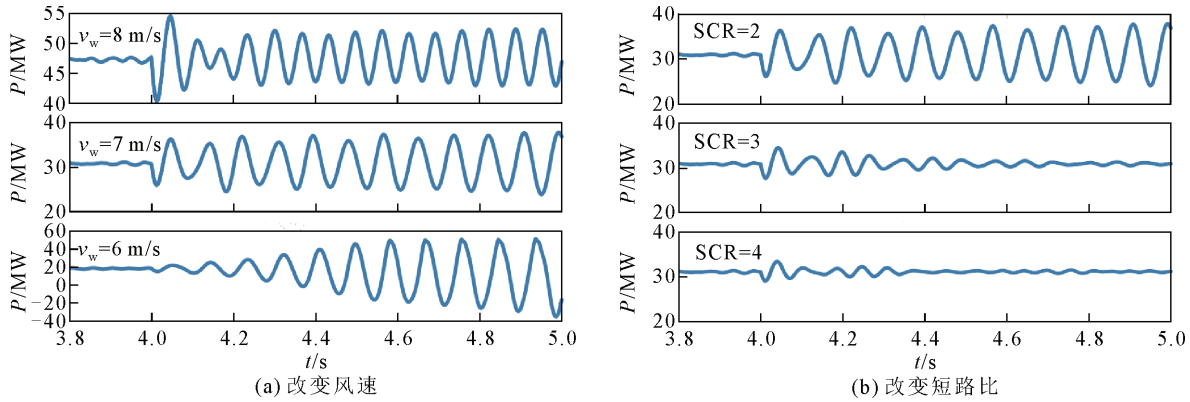


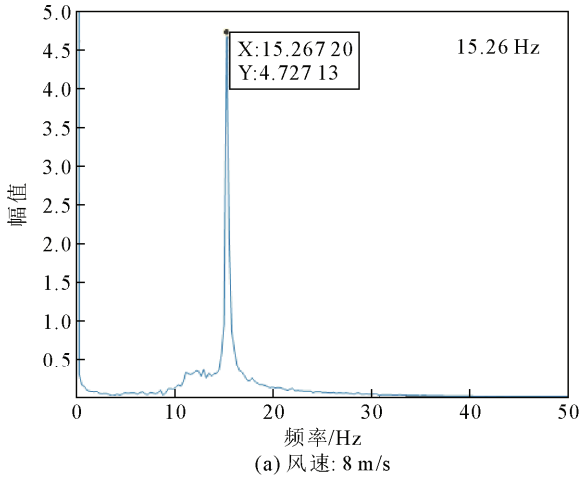
图 15　不同运行方式下双馈风电有功输出(K_{p3}=0.1)

Fig.15　Power output with different operating modes(K_{p3}=0.1)

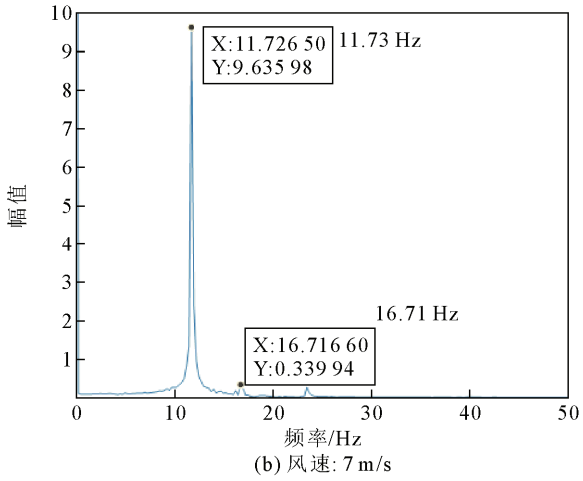
主导失稳特征模式在串补系统中同样存在，对应相应的场景同样存在失稳问题。

图 17 给出了改变 RSC 电流内环比例系数 K_{p3}(0.45→0.1)对应的特征模式分析结果，可见，随着 RSC 比例系数的减小，串补相关的次同步振荡模态趋于稳定($\lambda_{19,20}$)，而 RSC 和 GSC 主导的模态出现了失稳。

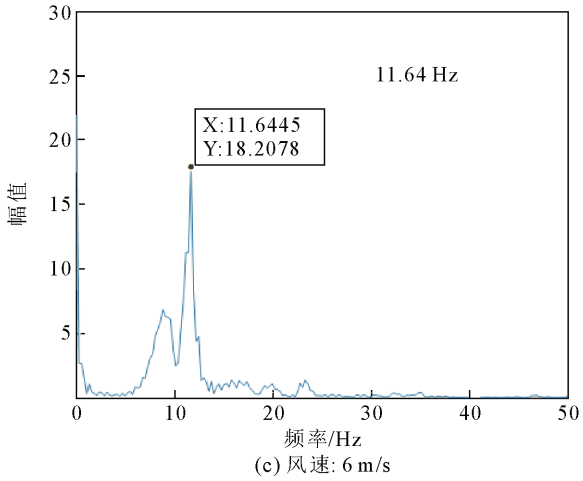
通过串补算例的电磁暂态仿真对上述分析进行验证，结果如图 18 所示。设置 SCR 等于 8，风速 7 m/s，RSC 电流内环控制比例系数 K_{p3} 为 0.25，



(a) 风速: 8 m/s



(b) 风速: 7 m/s



(c) 风速: 6 m/s

图 16 不同风速下功率振荡的频谱分析

Fig.16 Spectral analysis of power oscillations at different wind speeds

串补退出，系统运行于初始稳态。1）在 3 s 时投入 30%串补，系统出现发散振荡，频率对应感应电机与串补系统谐振的次同步振荡模态；2）在 5 s 时将 K_{p3} 从 0.25 减小到 0.1，次同步振荡开始衰减到稳定运行；3）在 8 s 时将 SCR 从 8 降低到 2，系统出现了两个模式的振荡，对应本文 2.3(2)的场景。

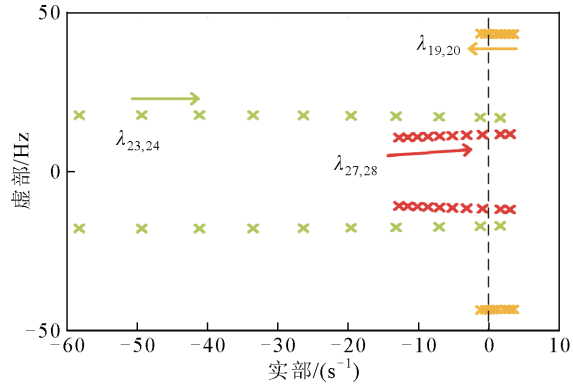


图 17 RSC 控制对主导模式稳定性的影响(有串补)

Fig.17 Effect of RSC control on dominant mode stability (with series capacitor compensated)

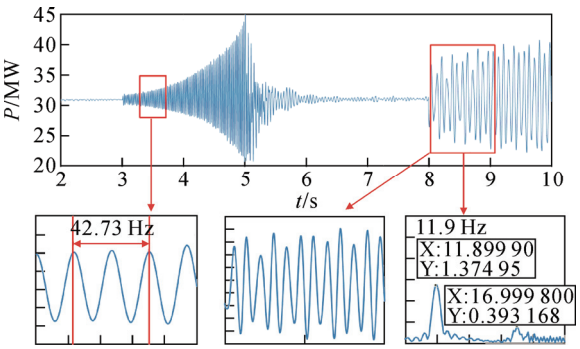


图 18 双馈风电有功输出(有串补)

Fig.18 DFIG-based wind turbine power output with series capacitor compensated

以上对比分析表明，双馈风电接入弱交流电网，无论是否有串补，均存在变流器控制相关的失稳场景，双馈经串补接入交流电网，电网强度较高时，主要表现为感应电机及其 RSC 控制与串补系统间相互作用的次同步振荡失稳。

4 结论

本文针对双馈风电无串补并网振荡的问题，通过特征模式分析研究了双馈风电接入弱电网的主导振荡模式，以及 GSC、RSC 和 PLL 控制对主导振荡模式稳定性的影响，并对比串补接入系统，分析了双馈风电并网振荡的场景及其关键影响因素，主要结论如下：

1）双馈风电无串补接入弱电网的系统，存在分别由 GSC、RSC 和 PLL 控制主导的振荡模式，参与因子分析表明这些振荡模式可以对应特定的电气或控制回路。

2）GSC 控制主导的振荡模态为 GSC 与感应电

机电气回路特征模式，其稳定性受 GSC 电流内环控制参数影响，表现为低风速低短路比运行条件下发生次同步振荡。

3）锁相控制主导的振荡失稳模式，表现为低风速低短路比下因锁相控制阻尼不足或响应较快(带宽较高)发生振荡失稳。

4）当 RSC 控制参数设计低于典型带宽范围时，双馈风电无串补接入系统存在两种失稳场景，分别对应高风速低短路比下 RSC 控制与感应电机相互作用的主导模式失稳，以及低风速低短路比下 GSC 控制主导、感应电机与 RSC 控制参与的振荡模式失稳，两种模式振荡可能同时发生。

5）对比双馈风电机组经串补和不经串补并网系统，两者具有的特征模式及其主导环节基本相同，无串补系统的主导失稳特征模式在串补系统中同样存在，存在类似的振荡失稳场景。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

参考文献　References

[1] SAHNI M, BADRZADEH B, MUTHUMUNI D, et al. Sub-synchronous interaction in wind power plants- part II: an ERCOT case study[C]// Proceedings of the 2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting. San Diego, USA: IEEE, 2012: 1-9.

[2] ADAMS J, PAPPU V A, DIXIT A. Ercot experience screening for sub-synchronous control interaction in the vicinity of series capacitor banks[C]// Proceedings of 2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting. San Diego, USA: IEEE, 2012: 1-5.

[3] LI Y, FAN L L, MIAO Z X. Replicating real-world wind farm SSR events[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(1): 339-348.

[4] SHAIR J, XIE X R, WANG L P, et al. Overview of emerging subsynchronous oscillations in practical wind power systems[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2019, 99: 159-168.

[5] XIE X R, ZHANG X, LIU H K, et al. Characteristic analysis of subsynchronous resonance in practical wind farms connected to series-compensated transmissions[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(3): 1117-1126.

[6] FAN L L, KAVASSERI R, MIAO Z L, et al. Modeling of DFIG-based wind farms for SSR analysis[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2010, 25(4): 2073-2082.

[7] 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.
WANG Liang, XIE Xiaorong, JIANG Qirong, et al. Analysis and mitigation of SSR problems in large-scale wind farms with doubly-fed wind turbines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(22): 26-31.

[8] 谢小荣，刘华坤，贺静波，等. 直驱风机风电场与交流电网相互作用引发次同步振荡的机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报，2016，36(9)：2366-2372.
XIE Xiaorong, LIU Huakun, HE Jingbo, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation caused by the interaction between full-converter wind turbines and AC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(9): 2366-2372.

[9] 宋瑞华，郭剑波，李柏青，等. 基于输入导纳的直驱风电次同步振荡机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报，2017，37(16)：4662-4670.
SONG Ruihua, GUO Jianbo, LI Baiqing, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation in direct-drive wind power generation system based on input-admittance analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(16): 4662-4670.

[10] VIETO I, LI G H, SUN J. Behavior, modeling and damping of a new type of resonance involving type-iii wind turbines[C]// Proceedings of 2018 IEEE 19th Workshop on Control and Modeling for Power Electronics. Padua, Italy: IEEE, 2018: 1-8.

[11] SUN J, VIETO I. Development and application of type-III turbine impedance models including DC bus dynamics[J]. IEEE Open Journal of Power Electronics, 2020, 1: 513-528.

[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.
LI Ran, LU Yun, LIU Huilan, et al. Mechanism analysis on subsynchronous oscillation caused by grid-integration of doubly fed wind power generation system via series compensation[J]. Power System Technology, 2013, 37(11): 3073-3079.

[13] 李　辉，陈耀君，赵　斌，等. 双馈风电场抑制系统次同步振荡分析及控制策略[J]. 中国电机工程学报，2015，35(7)：1613-1620.
LI Hui, CHEN Yaojun, ZHAO Bin, et al. Analysis and control strategies for depressing system sub-synchronous oscillation of DFIG-based wind farms[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(7): 1613-1620.

[14] MIAO Z X. Impedance-model-based SSR analysis for type 3 wind generator and series-compensated network[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(4): 984-991.

[15] 董晓亮，谢小荣，刘　辉，等. 双馈风力发电机串补输电系统全运行区域的次同步特性分析[J]. 电网技术，2014，38(9)：2429-2433.
DONG Xiaoliang, XIE Xiaorong, LIU Hui, et al. SSR characteristics of a wind farm connected to series-compensated transmission system under all operation region of DFIG[J]. Power System Technology, 2014, 38(9): 2429-2433.

[16] 朱廷猛，孙海顺，秦世耀，等. 弱电网下双馈风机并网系统的次同步振荡研究[J]. 电网技术，2021，45(5)：1641-1647.
ZHU Tingmeng, SUN Haishun, QIN Shiyao, et al. Sub-synchronous oscillation in DFIG system connected to weak grid[J]. Power System Technology, 2021, 45(5): 1641-1647.

[17] HU J B, HUANG Y H, WANG D, et al. Modeling of grid-connected DFIG-based wind turbines for DC-link voltage stability analysis[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2015, 6(4): 1325-1336.

[18] 张学广，马　彦，王天一，等. 弱电网下双馈发电机输入导纳建模及稳定性分析[J]. 中国电机工程学报，2017，37(5)：1507-1515.
ZHANG Xueguang, MA Yan, WANG Tianyi, et al. Input admittance modeling and stability analysis of DFIG under weak grid condition[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(5): 1507-1515.

[19] WANG L, HUANG B Y, SUN H S, et al. Analysis of SSR characteristics in DFIGs based wind farm integrated to a series-compensated network[J]. The Journal of Engineering, 2019, 2019(18): 4858-4863.

[20] 李生虎，方天扬，张　浩，等. 基于机电回路相关比灵敏度的 DFIG 并网系统机电模式抑制[J]. 高电压技术，2021，47(10)：3414-3423.
LI Shenghu, FANG Tianyang, ZHANG Hao, et al. Damping to electromechanical oscillation modes in DFIG-integrated system based on

sensitivity of electromechanical loop participation ratio[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(10): 3414-3423.

[21] 孙正龙，姜权峰，王嘉琛，等. 含风电电力系统机电振荡局部阻尼评估方法[J]. 高电压技术，2021，47(10)：3452-3462.
SUN Zhenglong, JIANG Quanfeng, WANG Jiachen, et al. Evaluation method of local damping of electromechanical oscillation of power systems containing wind turbines[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(10): 3452-3462.



熊浩清
1979—，男，博士，教授级高工
从事电力系统运行与控制工作
E-mail: 542777215@qq.com

XIONG Haoqing
Ph.D., Professor



何鹏飞
2000—，男，硕士生
研究方向：新能源系统稳定与控制
E-mail: m202271905@hust.edu.cn

HE Pengfei



孙海顺(通信作者)
1971—，男，博士，教授
主要研究方向为电力系统分析，电力系统运行与控制，电力系统次同步振荡，大规模新能源并网的电力系统稳定性，灵活负荷调度与控制，等
E-mail: haishunsun@hust.edu.cn

SUN Haishun
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期 2023-08-25 修回日期 2023-11-03 编辑 陈 蔓

附录 A　双馈风电机组各控制框图

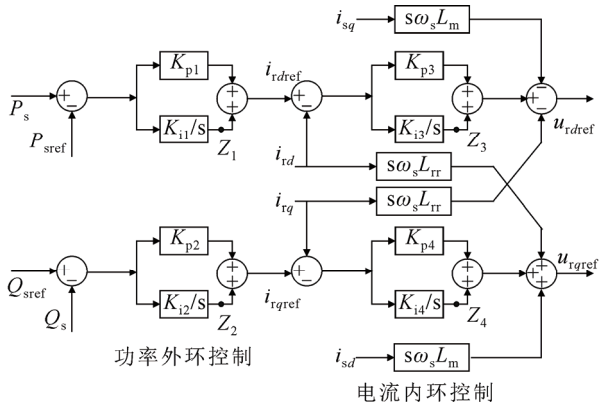


图 A1　转子侧变流器 RSC 控制框图

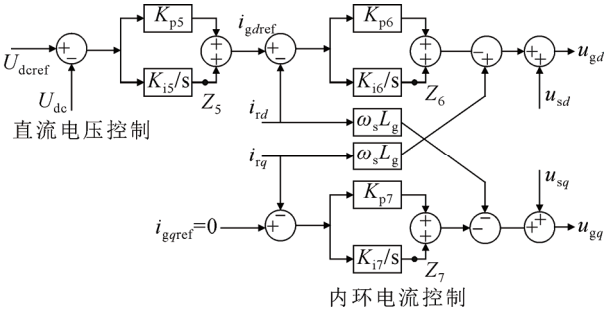


图 A2　网侧变流器 GSC 控制框图

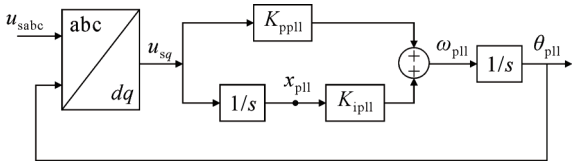


图 A3　锁相环运行控制框图

附录 B　双馈风电机组并网参数

表 B1　系统主要参数

符号	含义	数值
S	双馈风机额定容量	100 MVA
U_s	双馈风机定子额定电压	0.69 kV
E	无穷大电源额定电压	230 kV
$K_{p1}(=K_{p2})$	RSC 功率外环控制比例增益	0.04 p.u.
$K_{i1}(=K_{i2})$	RSC 功率外环控制积分增益	30 p.u.
$K_{p3}(=K_{p4})$	RSC 电流内环控制比例增益	0.44 p.u.
$K_{i3}(=K_{i4})$	RSC 电流内环控制积分增益	35 p.u.
K_{p5}	GSC 直流电压外环控制比例增益	0.2 p.u.
K_{i5}	GSC 直流电压外环控制积分增益量	5.8 p.u.
$K_{p6}(=K_{p7})$	GSC 电流内环控制比例增益	2.2 p.u.
$K_{i6}(=K_{i7})$	GSC 电流内环控制积分增益考值	150 p.u.
K_{pll}	锁相环控制比例系数	50 p.u.
K_{ill}	锁相环控制积分增益	1000 p.u.
U_{dc}	直流母线电压	1.2 kV
C_{dc}	直流母线电容	0.3 F
L_g	GSC 输出滤波电感	1.5 p.u.
X_T	升压变压器电抗	0.0595 p.u.

附录 C　系统状态空间模型

（1）感应电机方程

双馈风机采用绕线式异步感应发电机，电压、电流正方向采用电动机标准，可以得到同步旋转 dq 坐标系下 DFIG 的数学模型。

异步感应电机电压方程为：

$$\begin{cases} u_{sd}=\dfrac{d\psi_{sd}}{\omega_b dt}+R_s i_{sd}-\omega_s\psi_{sq} \\ u_{sq}=\dfrac{d\psi_{sq}}{\omega_b dt}+R_s i_{sq}+\omega_s\psi_{sd} \\ u_{rd}=\dfrac{d\psi_{rd}}{\omega_b dt}+R_r i_{rd}-s\omega_s\psi_{rq} \\ u_{rq}=\dfrac{d\psi_{rq}}{\omega_b dt}+R_r i_{rq}+s\omega_s\psi_{rd} \end{cases} \tag{1}$$

异步感应发电机磁链方程为：

$$\begin{cases} \psi_{sd}=L_{ss}i_{sd}+L_m i_{rd} \\ \psi_{sq}=L_{ss}i_{sq}+L_m i_{rq} \\ \psi_{rd}=L_{rr}i_{rd}+L_m i_{sd} \\ \psi_{rq}=L_{rr}i_{rq}+L_m i_{sq} \end{cases} \tag{2}$$

式中：u_{sd}、u_{sq} 与 u_{rd}、u_{rq} 分别表示定、转子电压的 d、q 轴分量；i_{sd}、i_{sq} 与 i_{rd}、i_{rq} 分别表示定、转子电流的 d、q 轴分量；ψ_{sd}、ψ_{sq} 与 ψ_{rd}、ψ_{rq} 分别表示定、转子磁链的 d、q 轴分量；R_s、R_r 分别表示定、转子绕组的电阻；L_m 表示定、转子绕组的互感；$L_{ss}=L_s+L_m$ 与 $L_{rr}=L_r+L_m$ 分别表示定、转子等效两相绕组的自感，其中，L_s 与 L_r 分别表示定、转子漏电感；$s=(\omega_s-\omega_r)/\omega_s$ 表示转差率。

将式(2)代入式(1)线性化可得：

$$\begin{bmatrix} pi_{sd} \\ pi_{sq} \\ pi_{rd} \\ pi_{rq} \end{bmatrix}=\frac{\omega_b}{L_{ss}L_{rr}-L_m^2}\times$$
$$\begin{bmatrix} -R_sL_{rr} & \omega_sL_{ss}L_{rr}-s_f\omega_sL_m^2 & R_rL_m & \omega_sL_{rr}L_m-s_f\omega_sL_{rr}L_m \\ -\omega_sL_{ss}L_{rr}+s_f\omega_sL_m^2 & -R_sL_{rr} & -\omega_sL_{rr}L_m+s_f\omega_sL_{rr}L_m & R_rL_m \\ R_sL_m & -\omega_sL_{ss}L_m+s_f\omega_sL_{ss}L_m & -R_rL_{ss} & -\omega_sL_m^2+s_f\omega_sL_{ss}L_{rr} \\ \omega_sL_{ss}L_m-s_f\omega_sL_{ss}L_m & R_sL_m & \omega_sL_m^2-s_f\omega_sL_{ss}L_{rr} & -L_{ss}R_r \end{bmatrix}\begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{rd} \\ i_{rq} \end{bmatrix}$$
$$+\frac{\omega_b}{L_{ss}L_{rr}-L_m^2}\begin{bmatrix} L_{rr} & & -L_m & \\ & L_{rr} & & -L_m \\ -L_m & & L_{ss} & \\ & -L_m & & L_{ss} \end{bmatrix}\begin{bmatrix} u_{sd} \\ u_{sq} \\ u_{rd} \\ u_{rq} \end{bmatrix} \tag{3}$$

取感应电机的状态空间变量为：

$$\Delta x_1=[\Delta i_{sd},\Delta i_{sq},\Delta i_{rd},\Delta i_{rq},\Delta u_{sd},\Delta u_{sq},\Delta u_{rd},\Delta u_{rq}]^T \quad (4)$$

（2）轴系方程

双馈风机的传动环节是一个多质量块的弹性系统，其中将低速传动轴、齿轮箱以及高速传动轴等效转换至发电机侧，得到双馈风机常用轴系等效模型——两质量块轴系模型：

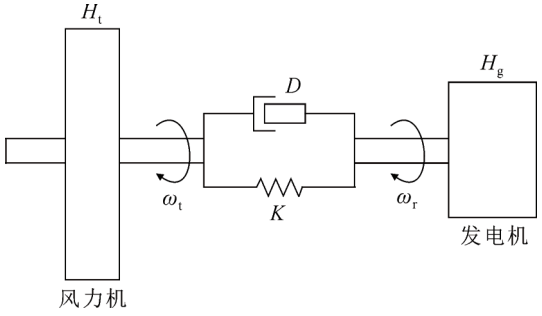


图 A4

其动态数学模型为：

$$\begin{cases} 2H_t\dfrac{d\omega_t}{dt}=T_m-K\theta-D\omega_b(\omega_t-\omega_r) \\ \dfrac{d\theta}{dt}=\omega_b(\omega_t-\omega_r) \\ 2H_g\dfrac{d\omega_t}{dt}=K\theta+D\omega_b(\omega_t-\omega_r)+T_e \end{cases} \quad (5)$$

式中：T_e 与 T_m 分别表示电磁转矩和机械转矩；ω_t 与 ω_r 分别表示风力机与发电机的转速；θ 表示轴系扭转角；H_t 与 H_g 分别表示风力机与发电机两质量块的惯性常数；K 与 D 分别表示轴系的刚性系数与阻尼系数；ω_b 表示转速基准值。

将式(5)进行线性化处理，其小信号模型可表示为如下：

$$\begin{cases} p\Delta\omega_t=\dfrac{1}{2H_t}[\Delta T_m-K\Delta\theta-D\omega_b\Delta\omega_t-D\omega_b\omega_s\Delta s] \\ p\Delta\theta=\omega_b\Delta\omega_t+\omega_b\omega_s\Delta s \\ p\Delta s=-\dfrac{1}{2H_g\omega_s}[K\Delta\theta+D\omega_b\Delta\omega_t+D\omega_b\omega_s\Delta s+\Delta T_e] \end{cases} \quad (6)$$

取轴系模型的状态空间变量为：

$$\Delta x_2=[\Delta\omega_t,\Delta\theta,\Delta s]^T \quad (7)$$

（3）RSC 控制方程

转子侧变流器采用定子电压定向的矢量控制，控制框图如图 A1 所示。将其控制系统状态方程线性化处理可得 RSC 的状态空间模型为：

$$\begin{cases} p\Delta z_1=\Delta P_s+\Delta P_{sref} \\ p\Delta z_2=-\Delta Q_s+\Delta Q_{sref} \\ p\Delta z_3=-\Delta i_{rd}+\Delta i_{rdref} \\ p\Delta z_4=-\Delta i_{rq}+\Delta i_{rqref} \end{cases} \quad (8)$$

取 RSC 的状态空间变量为：

$$\Delta x_3=[\Delta i_{rd},\Delta i_{rq},\Delta z_1,\Delta z_2,\Delta z_3,\Delta z_4]^T \quad (9)$$

（4）GSC 控制方程

网侧变流器采用电网电压定向的矢量控制，控制框图如图 A2 所示。将其控制系统状态方程线性化处理可得 GSC 的状态空间模型为：

$$\begin{cases} p\Delta z_5=-\Delta U_{dc}+\Delta U_{dcref} \\ p\Delta z_6=-\Delta i_{gd}+\Delta i_{gdref} \\ p\Delta z_7=-\Delta i_{gq}+\Delta i_{gqref} \end{cases} \quad (10)$$

取 GSC 的状态空间变量为：

$$\Delta x_4=[\Delta U_{dc},\Delta z_5,\Delta z_6,\Delta z_7,\Delta i_{gd},\Delta i_{gq}]^T \quad (11)$$

（5）锁相环控制方程

锁相环通过获取电力系统中并网点的电压，针对并网点电压的相位进行跟踪和同步。锁相环运行原理图如图 A3 所示。将其控制系统状态方程线性化处理可得锁相环的状态空间模型为：

$$\begin{cases} p\Delta\theta_{pll}=K_{ppll}\Delta u_{sq}+K_{ipll}\Delta x_{pll} \\ p\Delta x_{pll}=\Delta u_{sq} \end{cases} \quad (12)$$

取锁相环的状态空间变量为：

$$\Delta x_5=[\Delta\theta_{pll},\Delta x_{pll}]^T \quad (13)$$

双馈风机其余环节的状态空间向量可表示为 Δx_6，其具体线性化过程可参考文献[20]。

交流网络的状态空间变量可表示为：

$$\Delta x_{line}=\left[\Delta u_x,\Delta u_y,\Delta i_{lx},\Delta i_{ly}\right]^T \quad (14)$$

综上可分别得到双馈风机与交流网络的状态空间模型为：

$$\begin{cases} \Delta\dot{x}_{DFIG}=A_1\Delta x_{DFIG}+B_1\Delta u_{xy} \\ \Delta i_{xy}=C_1\Delta x_{DFIG} \end{cases} \quad (15)$$

$$\begin{cases} \Delta\dot{x}_{line}=A_2\Delta x_{line}+B_2\Delta i_{xy} \\ \Delta u_{xy}=C_2\Delta x_{line} \end{cases} \quad (16)$$

其中 $\Delta x_{DFIG}=[\Delta x_1,\Delta x_2,\Delta x_3,\Delta x_4,\Delta x_5,\Delta x_6]$，联立式(15)与式(16)可得双馈风机并网系统的状态空间模型为：

$$\Delta\dot{x}_{system}=A\Delta x_{system} \quad (17)$$

式中：Δx_{system} 表示全系统的状态变量，矩阵 A 即为系统的状态矩阵。

附录 D　特征值计算结果

表 D1　弱电网下双馈风机并网系统的特征值计算结果

模态	特征值	模态	特征值
$\lambda_{7,8}$	−4.77±j2π×546.72	$\lambda_{21,22}$	−307.52±j2π×27.97
$\lambda_{9,10}$	−4.94±j2π×441.95	$\lambda_{23,24}$	−55.63±j2π×17.72
$\lambda_{11,12}$	−2.01e3±j2π×8.92	$\lambda_{25,26}$	−82.78±j2π×10.57
$\lambda_{15,16}$	−264.76±j2π×92.71	$\lambda_{27,28}$	−12.36±j2π×10.71
$\lambda_{17,18}$	−701.67±j2π×2.61	$\lambda_{29,30}$	−2.93±j2π×3.20
$\lambda_{19,20}$	−10.32±j2π×54.35	$\lambda_{33,34}$	−18.76±j2π×3.76