

DOI: 10.12158/j.2096-3203.2025.02.003

构网型直驱风机的主动频率支撑控制策略

刘尊祝, 程志江, 王维庆, 宋贝多

(新疆大学可再生能源发电与并网技术教育部工程研究中心, 新疆 乌鲁木齐 830000)

摘要: 高比例风力发电使用大量的电力电子装置接入电网, 不具备传统同步发电机的惯性响应特性, 因此在外界扰动时难以维持系统频率的稳定性。构网型直驱风机采用虚拟同步控制方式运行, 在扰动时不受锁相环的影响, 能够给系统提供频率支撑。针对虚拟同步控制下, 构网型直驱风机在受到外部扰动时出现的频率和功率波动较大的问题, 文中提出一种基于惯量和阻尼自适应的主动频率支撑控制策略。首先, 建立风机系统的数学模型和小信号模型; 其次, 利用特征根轨迹分析, 探讨网侧控制环节中关键参数对系统频率响应特性的影响, 进而提出参数自适应调节的频率支撑控制策略; 最后, 通过 MATLAB/Simulink 仿真平台, 验证小信号建模的准确性和所提控制策略的有效性。仿真结果证明, 所设计的控制策略能够有效降低系统在扰动下的频率和功率波动幅度。

关键词: 风力发电系统; 构网型直驱风机; 虚拟同步控制; 小信号模型; 特征根轨迹分析; 自适应惯量; 主动频率支撑策略

中图分类号: TM761

文献标志码: A

文章编号: 2096-3203(2025)02-0023-11

0 引言

随着传统电网结构从以同步发电机为主导转向以新能源发电和电力电子设备为核心, 电网逐渐展现出新能源比例高和电力电子设备比例高的“双高”特性^[1-3]。随着变流器在系统中所占比例的不断增加, 传统电网形态正在发生改变。与风力发电并网传统的跟网控制技术相比, 构网控制技术具备显著的功率同步和惯性同步特性, 能够在不依赖传统锁相环的情况下, 实现与电网的自发同步^[4-9]。随着新能源大规模取代传统同步发电机, 构网型控制技术有望在新型电力系统中发挥关键作用, 为系统运行提供更加有效的支撑, 更符合现代电力系统对新能源的期望及其并网要求^[6,10-11]。

目前的研究主要集中在基于虚拟同步发电机(virtual synchronous generator, VSG)控制的逆变器上^[12], 针对构网型永磁同步发电机(permanent magnet synchronous generator, PMSG)的研究较少。文献[13]对构网型直驱风机进行研究, 但基于直流电压同步控制, 没有考虑阻尼、惯量等参数影响, 不适用于文中场景。文献[14]对直驱风机采用基于指数型函数的自适应控制策略, 但是在设计时未充分考虑电网频率偏差变化对系统性能的影响, 导致其在频率偏差变化情况下的讨论不够全面。文献[15]提出一种灵活改变控制参数的动态频率支撑策略,

但小信号建模过程中将风机特性等效为理想的电压源, 与实际情况不符。文献[16]提出一种多参数协同自适应控制策略, 能够有效优化并网 VSG 系统在不同工况下的频率波动响应。文献[17]采用粒子群算法, 并将其改进后用于 VSG 控制中, 改善了 VSG 系统的动态性能与输出电能质量。文献[18]将自适应旋转惯量应用于单相逆变器并网系统, 能够实现对系统频率的动态调整, 同时有效减少功率波动, 防止超调现象的发生。文献[19]提出一种新的虚拟电感控制策略, 适用于无内部双回路控制结构的并网逆变器。文献[20]提出一种动态阻尼控制方法, 利用实时调整的阻尼来控制有功功率的波动, 防止其出现过度振荡。文献[21]将自适应旋转惯量技术用于多机并联逆变器系统, 能够实现频率在负载波动时的自动调节。文献[22]在控制环路中引入二次调频, 通过虚拟惯量、虚拟阻尼和调频的协调自适应控制, 明显提高 VSG 调频的动态性能。

综上所述, 现有文献大多聚焦于构网型逆变器的优化策略。然而, 构网型逆变器与构网型直驱风机之间存在着结构和功能差异, 且构网型控制还包括匹配控制、虚拟振荡器控制等非线性控制方法, 但只有 VSG 模式才有惯量和阻尼概念。因此, 文中以基于 VSG 的构网型 PMSG 为研究对象。首先, 对风机系统进行小信号建模以及稳定性分析; 其次, 根据关键参数的影响, 提出一种参数随外界扰动而自适应调整的主动频率支撑控制策略; 最后, 通过 MATLAB/Simulink 仿真软件验证文中所提控制策略在系统频率支撑性能方面的优越性。

收稿日期: 2024-08-14; 修回日期: 2024-12-17

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52067020); 新疆维吾尔自治区重大科技专项资助项目(2022A01004-1)

1 构网型 PMSG 的数学模型

基于 VSG 的构网型 PMSG 的结构如图 1 所示, 主要由风力机、PMSG、机侧换流器(machine side converter, MSC)、网侧换流器(grid side converter, GSC)、空间矢量脉宽调制(space vector pulse width modulation, SVPWM)以及控制系统构成。图 1 中, ω_m 为机械角速度; P_{ref} 为风力机输出的功率指令; u_{md} 、 u_{mq} 分别为定子电压 u_m 的 d 、 q 轴分量; i_{md} 、 i_{mq} 分别为定子电流 i_m 的 d 、 q 轴分量; U_{dcref} 为直流侧电压参考值; U_{dc} 为直流侧电压; i_{mdref} 、 i_{mqref} 分别为输入至内环的电流参考值的 d 、 q 轴分量; u_{mdref} 、 u_{mqref} 分别为 MSC 直流侧电压参考值的 d 、 q 轴分量; i_{gd} 、 i_{gq} 分别为滤波后网侧电流 i_g 的 d 、 q 轴分量; u_{gd} 、 u_{gq} 分别为滤波后网侧电压 u_g 的 d 、 q 轴分量; θ 为网侧虚拟同步角度; E_{ref} 为虚拟同步电势幅值参考值; Q_{ref} 为网侧无功参考值; u_{dref} 、 u_{qref} 分别为网侧换流器输出电压参考值的 d 、 q 轴分量。

1.1 PMSG 的数学模型

电流和电压在 PMSG 内部的相互作用通过引入交流源和串联阻抗来描述^[23], 对应的数学表达式为:

$$\begin{cases} l_{md} \frac{di_{md}}{dt} = u_{md} - r_s i_{md} + P\omega_m i_{mq} l_{mq} \\ l_{mq} \frac{di_{mq}}{dt} = u_{mq} - r_s i_{mq} - P\omega_m i_{md} l_{md} - P\omega_m \Phi_f \end{cases} \quad (1)$$

式中: l_{md} 、 l_{mq} 分别为定子电感的 d 、 q 轴分量; r_s 为定子电阻; P 为极对数; Φ_f 为转子磁通。

PMSG 转子运动方程为:

$$J_w \frac{d\omega_m}{dt} = \frac{0.5\rho\pi R^2 C_p v^3}{\omega_m} - 1.5P\Phi_f i_{mq} \quad (2)$$

式中: J_w 为风机自身转动惯量; ρ 为空气密度; R 为风机叶片半径; C_p 为风能利用系数; v 为风速。

1.2 MSC 控制的数学模型

构网型 PMSG 的 MSC 控制目标为维持直流电

压稳定, 控制框图如图 2 所示。图中, e_a 、 e_b 、 e_c 为 MSC 输出的三相交流电压; PI 为比例积分控制器。

引入中间变量 z_1 、 z_2 、 z_3 后, 得到 MSC 控制方程如下:

$$\begin{cases} \frac{dz_1}{dt} = U_{dcref} - U_{dc} \\ \frac{dz_2}{dt} = i_{mqref} - i_{mq} \\ \frac{dz_3}{dt} = i_{mdref} - i_{md} \\ i_{mqref} = K_{p1}(U_{dcref} - U_{dc}) + K_{i1}z_1 \\ u_{mqref} = K_{p2}(i_{mqref} - i_{mq}) + K_{i2}z_2 + P\omega_m l_{md} i_{md} + P\omega_m \Phi_f \\ u_{mdref} = K_{p3}(i_{mdref} - i_{md}) + K_{i3}z_3 - P\omega_m l_{mq} i_{mq} \end{cases} \quad (3)$$

式中: K_{p1} 、 K_{i1} 为直流电压外环控制参数; K_{p2} 、 K_{i2} 、 K_{p3} 、 K_{i3} 为机侧电流内环控制参数。

1.3 直流侧电容的数学模型

在风力发电系统中, 直流侧电容器不仅连接发电机侧和电网侧, 还起到平稳系统功率波动的作用, 其模型可以表示为:

$$C_{dc} U_{dc} \frac{dU_{dc}}{dt} = p_m - p_g = (u_{md} i_{md} + u_{mq} i_{mq}) - (u_{gd} i_{gd} + u_{gq} i_{gq}) \quad (4)$$

式中: C_{dc} 为直流侧电容值; p_m 为定子侧发出的有功功率; p_g 为网侧输入的有功功率。

1.4 GSC 控制的数学模型

采集滤波器输出电压与电流, 经瞬时功率计算可以得到 VSG 输出功率为:

$$\begin{cases} P_e = 1.5(u_{gd} i_{gd} + u_{gq} i_{gq}) \\ Q = 1.5(u_{gq} i_{gd} - u_{gd} i_{gq}) \end{cases} \quad (5)$$

式中: P_e 、 Q 分别为网侧输出有功、无功功率。

GSC 控制框图如图 3 所示。图中, ω_g 为网侧同步角速度; ω_0 为电网额定角速度; K_p 为有功调频系数; J 为虚拟惯量系数; D_p 为虚拟阻尼系数; U_N 为空载电压; D_q 为无功电压下垂系数; U_m 为网侧输出电

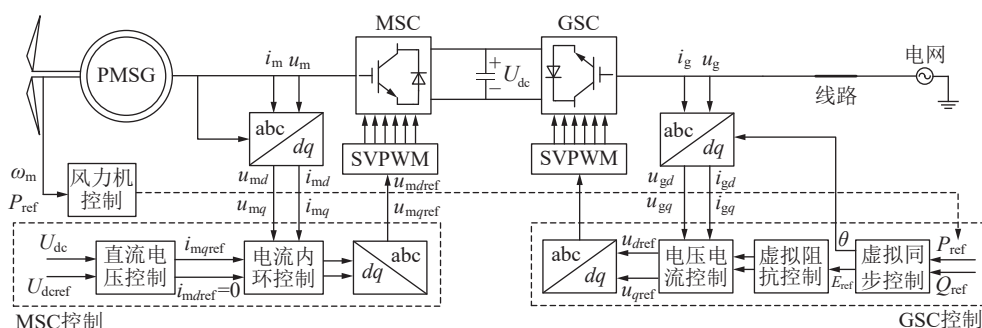


图 1 构网型直驱风机结构框图

Fig.1 Block diagram of the grid-forming direct-drive wind turbine structure

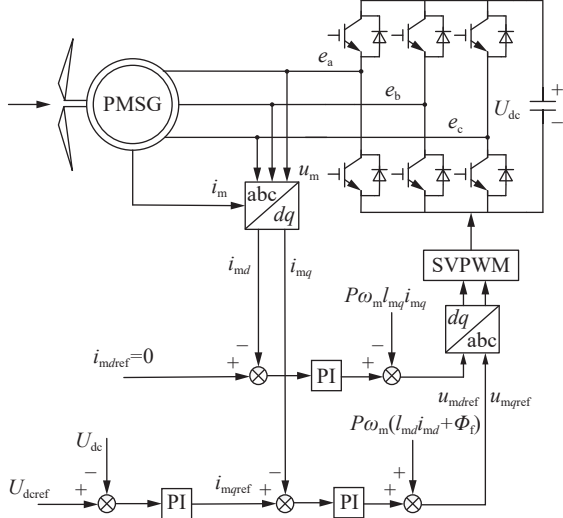


图2 MSC控制框图

Fig.2 Block diagram of MSC control

压幅值; u_{gdref} 、 u_{gqref} 分别为输入至电压外环的电压参考值的 d 、 q 轴分量; i_{gdref} 、 i_{gqref} 分别为输入至电流内环的电流参考值的 d 、 q 轴分量; R_v 、 L_v 分别为虚拟电阻与电感; L_g 为滤波电感。

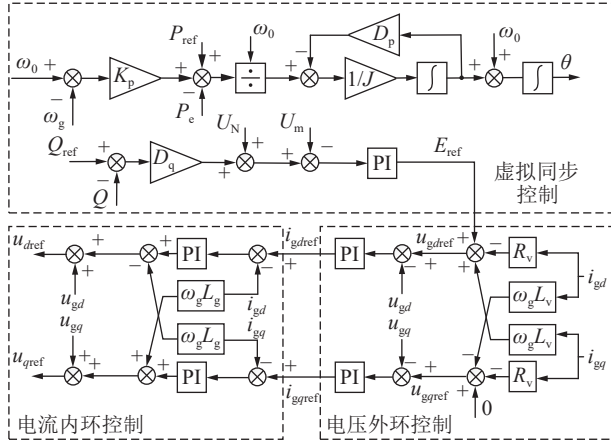


图3 GSC控制框图

Fig.3 Block diagram of GSC control

根据 VSG 控制的功频和励磁控制器框图可得 VSG 控制算法为:

$$\begin{cases} J \frac{d(\omega_g - \omega_0)}{dt} = \frac{P_{ref} + K_p(\omega_0 - \omega_g) - P_e}{\omega_0} - D_p(\omega_g - \omega_0) \\ \frac{d\theta}{dt} = \omega_g \\ U_{ref} = U_N + D_q(Q_{ref} - Q) \\ \frac{de}{dt} = U_{ref} - U_m \end{cases} \quad (6)$$

式中: U_{ref} 为机端电压幅值参考值; e 为电压的偏差量。

引入中间变量 z_4 、 z_5 、 z_6 、 z_7 后, 得到 GSC 控制方程为:

$$\begin{cases} \frac{dz_4}{dt} = u_{gdref} - u_{gd} \\ \frac{dz_5}{dt} = i_{gdref} - i_{od} \\ \frac{dz_6}{dt} = i_{gqref} - i_{oq} \\ \frac{dz_7}{dt} = u_{gqref} - u_{gq} \\ u_{gdref} = E_{ref} + \omega_g L_v i_{gq} - R_v i_{gd} \\ u_{gqref} = -\omega_g L_v i_{gd} - R_v i_{gq} \\ i_{gdref} = K_{p4}(u_{gdref} - u_{gd}) + K_{i4} z_4 \\ i_{gqref} = K_{p7}(u_{gqref} - u_{gq}) + K_{i7} z_7 \\ u_{dref} = K_{p5}(i_{gdref} - i_{od}) + K_{i5} z_5 - \omega_g L_g i_{oq} + u_{gd} \\ u_{qref} = K_{p6}(i_{gqref} - i_{oq}) + K_{i6} z_6 + \omega_g L_g i_{od} + u_{gq} \end{cases} \quad (7)$$

式中: i_{od} 、 i_{oq} 分别为逆变器输出电流的 d 、 q 轴分量; K_{p4} 、 K_{i4} 、 K_{p7} 、 K_{i7} 为网侧电压外环控制参数; K_{p5} 、 K_{i5} 、 K_{p6} 、 K_{i6} 为网侧电流内环控制参数。在电压外环控制中引入虚拟阻抗环节^[24]。

1.5 滤波器与线路的数学模型

假设逆变器输出电压能够准确跟踪给定值, 忽略电力电子器件开关延迟和损耗, 结合基本的电路定律可得滤波器的数学表达式为:

$$\begin{cases} \frac{di_{od}}{dt} = \frac{1}{L_g} (\omega_g L_g i_{oq} + u_{od} - u_{gd}) \\ \frac{di_{oq}}{dt} = \frac{1}{L_g} (-\omega_g L_g i_{od} + u_{oq} - u_{gq}) \\ \frac{du_{gd}}{dt} = \frac{1}{C_f} (\omega_g C_f u_{gq} + i_{od} - i_{gd}) \\ \frac{du_{gq}}{dt} = \frac{1}{C_f} (-\omega_g C_f u_{gd} + i_{oq} - i_{gq}) \\ \frac{di_{gd}}{dt} = \frac{1}{L_g} (-R_f i_{gd} + \omega_g L_g i_{gq} + u_{gd} - u_{pd}) \\ \frac{di_{gq}}{dt} = \frac{1}{L_g} (-R_f i_{gq} - \omega_g L_g i_{gd} + u_{gq} - u_{pq}) \end{cases} \quad (8)$$

式中: u_{od} 、 u_{oq} 分别为逆变器输出电压的 d 、 q 轴分量; u_{pd} 、 u_{pq} 分别为汇流母线处电压的 d 、 q 轴分量; R_f 为线路电阻; C_f 为滤波电容。

其中:

$$\begin{cases} u_{pd} = U_m \cos \theta \\ u_{pq} = -U_m \sin \theta \end{cases} \quad (9)$$

2 系统小信号建模与稳定性分析

联立第 1 章各模块的数学模型, 对系统进行小信号建模。可得风电机系统小信号模型为:

$$\Delta \dot{\mathbf{x}}_F = \mathbf{A}_F \Delta \mathbf{x}_F + \mathbf{B}_F \Delta \mathbf{u} \quad (10)$$

其中:

$$\begin{cases} \Delta \mathbf{x}_F = [\Delta \mathbf{x}_{F1} \ \Delta \mathbf{x}_{F2} \ \Delta \mathbf{x}_{F3}]^T \\ \Delta \mathbf{x}_{F1} = [\Delta z_1 \ \Delta z_2 \ \Delta z_3 \ \Delta \omega_m \ \Delta U_{dc} \ \Delta i_{md} \ \Delta i_{mq}]^T \\ \Delta \mathbf{x}_{F2} = [\Delta z_4 \ \Delta z_5 \ \Delta z_6 \ \Delta z_7 \ \Delta \omega_g \ \Delta \theta]^T \\ \Delta \mathbf{x}_{F3} = [\Delta i_{od} \ \Delta i_{oq} \ \Delta u_{gd} \ \Delta u_{gq} \ \Delta i_{gd} \ \Delta i_{gq} \ \Delta e]^T \\ \Delta \mathbf{u} = [\Delta u_{pd} \ \Delta u_{pq}]^T \end{cases} \quad (11)$$

式中: Δ 表示相应物理量的变化量。

风电机组的系数矩阵为:

$$\mathbf{A}_F = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} \\ \mathbf{C} & \mathbf{D} \end{bmatrix} \quad (12)$$

式中: \mathbf{A} 、 \mathbf{B} 、 \mathbf{C} 、 \mathbf{D} 均为状态矩阵。

输入端的系数矩阵为:

$$\mathbf{B}_F = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{17 \times 1} & \mathbf{0}_{17 \times 1} \\ -\frac{1}{L_g} & 0 \\ 0 & -\frac{1}{L_g} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (13)$$

2.1 小信号模型准确性验证

针对上文建立的 PMSG 状态空间小信号模型验证其精确有效性,文中在 MATLAB/Simulink 软件中搭建了构网型 PMSG 并网系统仿真模型。同时搭建了式(10)所示的线性小信号模型。设初始风速为 10 m/s,对上述仿真模型和小信号模型分别施加相同的频率扰动和风速扰动(1 s 时设置电网频率阶跃下降 0.05 Hz,2 s 时恢复,3 s 时风速由 10 m/s 降至 9 m/s),结果如图 4 所示。可见,仿真模型与小信号模型在有功功率和无功功率的变化趋势上高度一致,证明了该小信号模型的准确性和有效性。

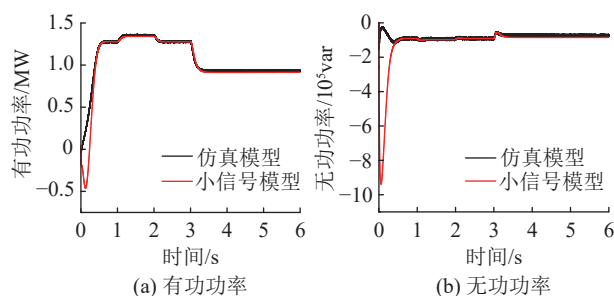


图 4 线性化的状态空间小信号模型对比验证

Fig.4 Comparative validation of linearized state-space small-signal model

2.2 主导特征根轨迹分析

利用 MATLAB 仿真平台,输入系统状态矩阵 \mathbf{A}_F ,计算并求得 20 对特征根。通过绘制主导特征值的根轨迹图,分析主要控制参数对系统动态稳定性的影响。图 5 为主导特征根 λ_{15} 、 λ_{16} 的参与因子分析,表明该特征根主要受 VSG 状态变量 ω_g 主导。

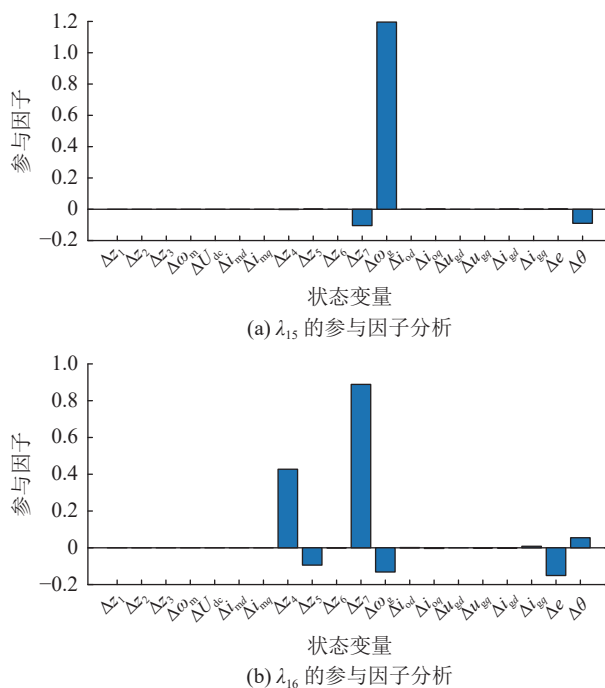


图 5 主导特征根 λ_{15} 、 λ_{16} 的参与因子分析结果

Fig.5 Participation factor analysis results of the dominant characteristic root λ_{15} and λ_{16}

图 6 为有功频率控制环节主导特征根轨迹。图 6(a)为转动惯量 J 变化时(由 $8 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$ 到 $20 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$)主导特征根 λ_{15} 、 λ_{16} 的根轨迹图。由图可知,特征根始终位于左半平面,系统在整个参数变化范围内保持稳定。随着 J 的增大,系统从过阻尼过渡到欠阻尼,超调量先增大后减小。当 J 进一步增大时,系统再次进入过阻尼状态。因此可以得出增加虚拟惯量会在一定程度上降低系统的动态稳定性,而通过调整参数 J 可以优化系统的动态响应特性。

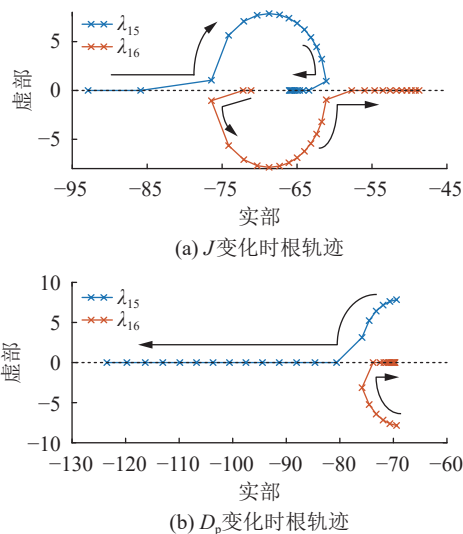


图 6 有功频率控制环节主导特征根轨迹

Fig.6 Trajectory of dominant characteristic root of active frequency control link

图 6(b)为阻尼系数 D_p 变化时(由 $600 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ 到 $1\,000 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$)主导特征根 λ_{15} 、 λ_{16} 的根轨迹图。由图可知,随着 D_p 增大,一对共轭复数根逐渐远离虚轴,系统动态稳定性提升,响应速度加快。当 D_p 增长至某一值时,极点特性发生转变,共轭复数根变为实数根,系统从欠阻尼状态过渡至过阻尼状态。此时系统稳定性降低,调节时间延长。因此,阻尼系数的设置需要平衡系统稳定性和响应速度,避免进入过阻尼状态影响动态性能。

图 7 为网侧电压外环控制环节主导特征根轨迹图。图 7(a)为网侧电压外环比例系数 K_{p4} 变化时主导特征根 λ_{12} 、 λ_{13} 的根轨迹图,图 7(b)为虚拟电阻 R_v 变化时主导特征根 λ_{12} 、 λ_{13} 的根轨迹图。通过对比发现,当参数的值逐渐减小至某一临界点时,会越过虚轴造成系统失稳。可见在稳定条件下,参数取值范围有限,限制了其动态调节作用,因此不宜在控制策略中参与动态响应。

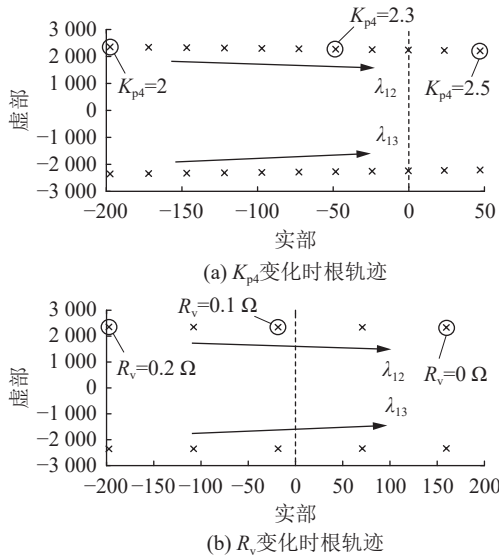


图 7 网侧电压外环控制环节主导特征根轨迹

Fig.7 Trajectory of the dominant characteristic root of the grid-side voltage outer loop control link

图 8 为时域仿真验证,初始时刻系统在 10 m/s 的风速下稳定运行,当 $t=2 \text{ s}$ 时风速阶跃至 12 m/s ,观察系统在不同的转动惯量与阻尼系数下的动态响应特性。

图 8(a)中,阻尼系数 D_p 不变,虚拟惯量 J 从 $8 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ 增至 $20 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ 。结果显示惯量增大会增大系统功率波动幅度,验证了前文根轨迹分析中增加虚拟惯量会导致根轨迹向右移动,从而降低系统的动态稳定性这一结论。图 8(b)中,虚拟惯量 J 不变,阻尼系数 D_p 从 $600 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ 增至 $1\,000 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ 。结果显示增大阻尼系数降低了功率波动幅度,加快

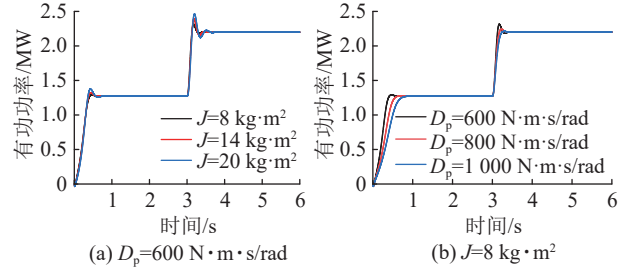


图 8 系统输出动态响应

Fig.8 System output dynamic response

了系统稳定,验证了前文根轨迹分析中增加阻尼系数会导致根轨迹向左移动,适当增加阻尼系数会提升系统的稳定性这一结论。

3 主动频率支撑控制策略设计

3.1 惯量和阻尼动态整定原则

图 9 为系统发生扰动后一个周期内的频率偏差曲线,其中 Δf 为扰动后实时频率与稳态频率的差值。

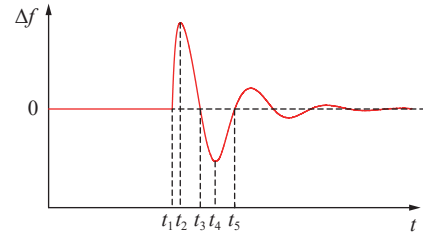


图 9 频率偏差曲线

Fig.9 Frequency deviation curve

从图 9 可以得出,在 $[t_1, t_2]$ 和 $[t_3, t_4]$ 期间,应该增大 J ,从而降低频率增长的速率;在 $[t_2, t_3]$ 和 $[t_4, t_5]$ 期间,应该减小 J ,从而促进频率的恢复。

3.2 主动频率支撑控制策略

根据表 1 设计系统在扰动下不同阶段的惯量 J 的取值,如式(14)所示。表中 df/dt 为实时频率变化率。

表 1 惯量 J 和阻尼 D_p 的设计准则
Table 1 Design guidelines for J and D_p

阶段	Δf	$\frac{df}{dt}$	$\Delta f \frac{df}{dt}$	J	D_p
1	>0	>0	>0	增加	增加
2	>0	<0	<0	减小	减小
3	<0	<0	>0	增加	增加
4	<0	>0	<0	减小	减小

$$J = \begin{cases} J_0 & \left| \frac{df}{dt} \right| < N \\ J_0 + k_1 \left| \frac{df}{dt} \right|^{k_2} & \Delta f \frac{df}{dt} > 0 \cap \left| \frac{df}{dt} \right| \geq N \\ J_0 - k_1 \left| \frac{df}{dt} \right|^{k_2} & \Delta f \frac{df}{dt} < 0 \cap \left| \frac{df}{dt} \right| \geq N \end{cases} \quad (14)$$

式中： J_0 为系统稳态下的转动惯量； N 为频率变化率的阈值； k_1 、 k_2 分别为惯量、频率调节系数。

将风力机 VSG 设计成二阶模型^[25]，则二阶传递函数的具体表达式为：

$$G(s) = \frac{P(s)}{P_{ref}(s)} = \frac{1}{s^2 + \frac{D_p}{J}s + \frac{1}{J\omega_0} \times \frac{U_m U}{Z}} \quad (15)$$

式中： U 为交流电网电压幅值； Z 为系统感抗。

由式(15)得到二阶模型的自然振荡角频率 ω_n 和阻尼比 ξ 为：

$$\begin{cases} \omega_n = \sqrt{\frac{U_m U}{J\omega_0 Z}} \\ \xi = D_p \sqrt{\frac{\omega_0 Z}{4JU_m U}} \end{cases} \quad (16)$$

由式(16)可得：

$$D_p = \sqrt{\frac{4\xi^2 JU_m U}{\omega_0 Z}} \quad (17)$$

可知，转动惯量 J 的改变将直接影响阻尼 D_p 的变化。通过动态调整 J 和 D_p ，实时响应系统状态的变化，确保系统在动态扰动下保持最佳阻尼特性。

3.3 参数整定

在选择系数 k_1 时应综合考量系统输出的额定功率以及整个系统在正常运行条件下允许的最大频率偏差范围。由式(14)可得：

$$k_1 = \frac{J_{max} - J_0}{|df/dt|^{k_2}} \quad (18)$$

式中： J_{max} 为虚拟惯量的最大值。

由式(6)忽略阻尼项变形可得：

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{P_{ref} - P_e}{J\omega_0} \quad (19)$$

由式(19)可得：

$$J_{max} = \frac{\Delta P}{\omega_0 \Delta \omega} = \frac{\Delta P}{200\pi^2 \Delta f} \quad (20)$$

式中： $\Delta \omega$ 为角频率偏差量； ΔP 为输出功率偏差量。

由式(18)和式(20)可得 k_1 的表达式为：

$$k_1 = \frac{\frac{\Delta P}{200\pi^2 \Delta f} - J_0}{|df/dt|^{k_2}} \quad (21)$$

将式(14)中 J_0 设为 0.5，分别作出 4 组不同 k_2 下转动惯量 J 随系数 k_1 和频率变化率 $|df/dt|$ 变化的三维曲线，如图 10 所示。

由图 10 可以看到，当 df/dt 的值发生变化时， J 的值也会相应改变，增长的速度取决于 k_2 的取值。当外界发生扰动时， df/dt 相应改变，当 k_2 设置过大时，在扰动下 J 也会随之变大，将会影响转动惯量和阻尼系数的变化趋势，因此在设计阶段应优

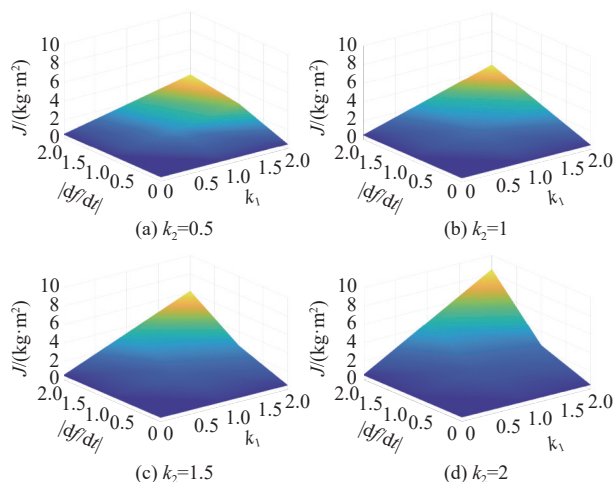


图 10 不同 k_2 下， J 随 k_1 和 $|df/dt|$ 变化的三维曲线簇
Fig.10 Clusters of 3D curves of J with k_1 and $|df/dt|$ for different k_2

先考虑。在初始阶段，为了减缓 df/dt 增大的速率以及防止 J 过大导致功率波动， k_2 的值不宜过大。而 k_1 的选择可以根据系统的要求做出恰当的决策。参数自适应控制流程如图 11 所示。

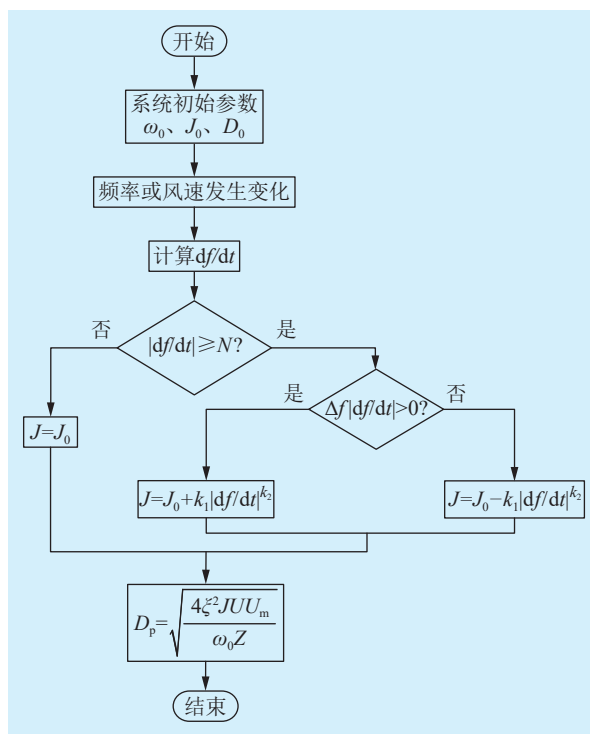


图 11 参数自适应控制流程

Fig.11 Flow chart of parameter adaptive control

3.4 基于 Lyapunov 函数的系统自适应稳定性分析

仅考虑控制外环对控制系统的影响，将变流器等效为相角和幅值可控的受控电压源，如图 12 所示。

假设线路阻抗是高度感性的，网侧逆变器设计

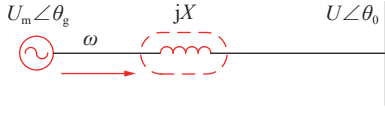


图 12 连接到无限母线的等效电路

Fig.12 Equivalent circuit connected to an infinite bus

良好, 从逆变器到母线的输出功率为:

$$P_e = \frac{UU_m}{X} \sin \theta \quad (22)$$

$$\theta = \theta_g - \theta_0 = \int (\omega_g - \omega_0) dt \quad (23)$$

式中: θ_g 为网侧逆变器的角度; θ_0 为母线的角度; X 为线路阻抗。

将式(6)进行变形可得:

$$J \frac{d\omega}{dt} = \frac{P_{\text{ref}} - K_p \omega - P_e}{\omega_0} - D_p \omega \quad (24)$$

其中:

$$\omega = \omega_g - \omega_0 \quad (25)$$

将式(22)代入式(24)中可得:

$$J \frac{d\omega}{dt} = \frac{P_{\text{ref}} - K_p \omega - \frac{UU_m}{X} \sin \theta}{\omega_0} - D_p \omega \quad (26)$$

令:

$$x_1 = \theta - \theta_{\text{ref}} \quad (27)$$

$$x_2 = \omega \quad (28)$$

式中: θ_{ref} 为功率角参考值。

可以得到:

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = \omega_g - \omega_0 = \omega = x_2 \\ \dot{x}_2 = \dot{\omega} = \frac{d\omega}{dt} = \frac{P_{\text{ref}} - (K_p + D_p \omega_0)x_2 - \frac{UU_m}{X} \sin \theta}{J\omega_0} \end{cases} \quad (29)$$

① $|df/dt| < N$, 此时 $J = J_0$ 。

其中:

$$\begin{cases} P_{\text{ref}} = \frac{UU_m}{X} \sin \theta_{\text{ref}} \\ \theta_{\text{ref}} = \arcsin \frac{P_{\text{ref}} X}{UU_m} \\ a = \frac{UU_m}{J_0 \omega_0 X} > 0 \\ b = \frac{1}{J_0 \omega_0} > 0 \end{cases} \quad (30)$$

代入式(29)可得:

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = \omega_g - \omega_0 = \omega = x_2 \\ \dot{x}_2 = a \sin \theta_{\text{ref}} - b(K_p + D_p \omega_0)x_2 - a \sin(x_1 + \theta_{\text{ref}}) \end{cases} \quad (31)$$

构建 Lyapunov 函数如下:

$$V(x) = \frac{1}{2} x_2^2 + a \int_0^{x_1} (\sin(x_1 + \theta_{\text{ref}}) - \sin \theta_{\text{ref}}) dx_1 \quad (32)$$

当满足 $-\pi - \pi \leq x_1 \leq \pi - \theta_{\text{ref}}$ 时, $\dot{V}(x)$ 可以表示为:

$$\dot{V}(x) = -b(K_p + D_p \omega_0)x_2^2 \leq 0 \quad (33)$$

② $\Delta f(df/dt) > 0 \cap |df/dt| \geq N$, 此时 $J = J_0 + k_1 \times |df/dt|^{k_2}$ 。

为方便分析, 令 df/dt 等价于 $d\omega/dt$, 将此时的 J 代入式(29)可得:

$$\frac{(J_0 + k_1 |d\omega/dt|^{k_2}) d\omega/dt}{\omega_0} = P_{\text{ref}} - (K_p + D_p \omega_0)x_2 - \frac{UU_m}{X} \sin \theta \quad (34)$$

其中:

$$\begin{cases} P_{\text{ref}} = \frac{UU_m}{X} \sin \theta_{\text{ref}} \\ \theta_{\text{ref}} = \arcsin \frac{P_{\text{ref}} X}{UU_m} \\ a = \frac{UU_m}{J_0 \omega_0 X} > 0 \\ b = \frac{1}{J_0 \omega_0} > 0 \\ c = \frac{\omega_0 k_1}{J_0 \omega_0} > 0 \end{cases} \quad (35)$$

可得:

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = \omega_g - \omega_0 = \omega = x_2 \\ \dot{x}_2 = a \sin \theta_{\text{ref}} - b(K_p + D_p \omega_0)x_2 - a \sin(x_1 + \theta_{\text{ref}}) - c x_2 \dot{x}_2 |\dot{x}_2|^{k_2} \end{cases} \quad (36)$$

构建 Lyapunov 函数如下:

$$V(x) = \frac{1}{2} x_2^2 + a \int_0^{x_1} (\sin(x_1 + \theta_{\text{ref}}) - \sin \theta_{\text{ref}}) dx_1 \quad (37)$$

此时 $\dot{V}(x)$ 可以表示为:

$$\dot{V}(x) = -b(K_p + D_p \omega_0)x_2^2 - c x_2 \dot{x}_2 |\dot{x}_2|^{k_2} \quad (38)$$

又因为 $\Delta f(df/dt) > 0$, 而此时 x_2 与 \dot{x}_2 同号, 可以得到:

$$\dot{V}(x) \leq 0 \quad (39)$$

③ $\Delta f(df/dt) < 0$, $|df/dt| \geq N$, 此时 $J = J_0 - k_1 |df/dt|^{k_2}$ 。其证明过程与②类似, 此时 $\dot{V}(x)$ 可以表示为:

$$\dot{V}(x) = -b(K_p + D_p \omega_0)x_2^2 + c x_2 \dot{x}_2 |\dot{x}_2|^{k_2} \quad (40)$$

又因为 $\Delta f(df/dt) < 0$, 而此时 x_2 与 \dot{x}_2 异号, 可以得到:

$$\dot{V}(x) \leq 0 \quad (41)$$

此时根据①②③中 $\dot{V}(x) \leq 0$ 且根据 LaSalle 不变性定理, 可以得到在满足式(42)时, 该系统是大范围渐进稳定的。

$$0 < \theta < \pi - \theta_{\text{ref}} \quad \theta_{\text{ref}} > 0 \quad (42)$$

由此可以说明系统在采用自适应控制时仍能满足稳定运行条件。

4 系统仿真与分析

根据图 1 搭建构网型 PMSG 的仿真模型, 仿真参数如表 2 所示, 表中 D_0 为系统稳态下的阻尼系数。

表 2 仿真参数
Table 2 Simulation parameters

参数	数值	参数	数值
额定功率 P_n /MW	1.3	直流母线电容 C_{dc} /mF	100
电网额定角速度 ω_0 /(rad·s ⁻¹)	314	空载电压 U_N /V	563
额定风速 v /(m·s ⁻¹)	10	J_0 /(kg·m ²)	8
风机叶片半径 R /m	40	D_0 /(N·m·s·rad ⁻¹)	800
转子磁通 Φ_f /Wb	2	惯量调节系数 k_1	0.1
极对数 P	80	频率调节系数 k_2	0.5
直流侧电压参考值 U_{dref} /V	1 500	频率变化率阈值 N	2
线路电阻 R_f /Ω	0.05	系统阻尼比 ζ	0.4
滤波电容 C_f /μF	25	虚拟电阻 R_v /Ω	0.2
滤波电感 L_f /mH	0.3	虚拟电感 L_v /mH	4
有功调频系数 K_p	20	无功电压下垂系数 D_q	5×10^{-4}

4.1 对比方案设计

为了验证文中所提方法在抑制系统输出频率振荡和功率输出波动方面的优势, 选择文献[26]中的控制策略进行对比, 文中将其称为控制策略 1。控制策略 1 中的 J 和 D 的自适应控制如下:

$$J = \begin{cases} J_0 & |\Delta\omega| \leq K_{J_0} \\ J_0 + a \frac{1}{T_1 s + 1} |\frac{d\omega}{dt}| + b |\Delta\omega| & |\Delta\omega| \geq K_{J_0}; \frac{d\omega}{dt} \times \Delta\omega > 0 \cap |\frac{d\omega}{dt}| > K_{J_1} \\ J_0 + a \frac{1}{T_2 s + 1} |\frac{d\omega}{dt}| & |\Delta\omega| \geq K_{J_0}; \frac{d\omega}{dt} \times \Delta\omega \leq 0 \cap |\frac{d\omega}{dt}| > K_{J_1} \\ J_0 & |\Delta\omega| \geq K_{J_0}; |\frac{d\omega}{dt}| \leq K_{J_1} \end{cases} \quad (43)$$

$$D = \begin{cases} D_0 & \Delta\omega \leq K_d \\ D_0 + d_1 |\Delta\omega| & |\Delta\omega| > K_d; \frac{d\omega}{dt} > 0 \\ D_0 + d_2 |\Delta\omega| + d_3 |\frac{d\omega}{dt}| & -\Delta\omega \leq K_d; \frac{d\omega}{dt} > 0 \\ D_0 + d_2 |\Delta\omega| + d_3 |\frac{d\omega}{dt}| & \frac{d\omega}{dt} \leq 0 \end{cases} \quad (44)$$

式中: K_{J_0} 、 K_d 为 $\Delta\omega$ 变化的阈值, 文中分别取 0.5、2; K_{J_1} 为 $\frac{d\omega}{dt}$ 变化的阈值, 文中取 0; T_1 、 T_2 、 d_1 、 d_2 、 d_3 为调参系数; J_0 、 D_0 的取值与前文保持一致。

4.2 风速变化时系统仿真

风速的变化会影响系统的功率输出, 设置风机初始风速为 10 m/s, 在 $t = 3$ s 时突增至 12 m/s, 在 $t = 5$ s 时恢复至 10 m/s, 系统总仿真时间设置为 6 s, 观察系统在采取主动频率支撑策略前后的频率和功

率波动变化情况, 如图 13 所示。

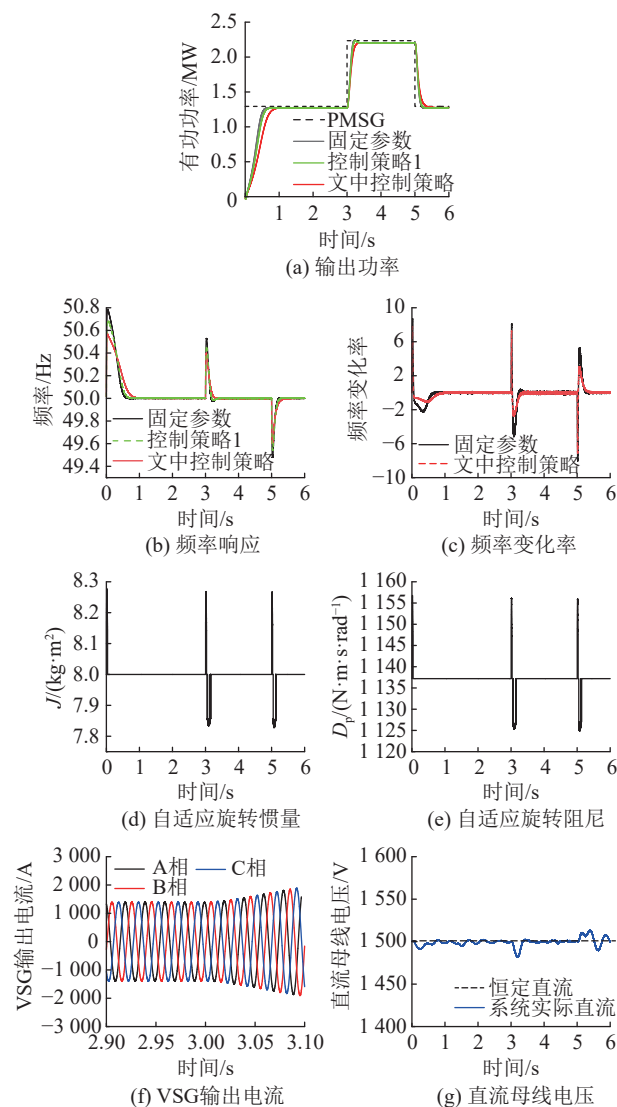


图 13 风速变化时系统响应仿真波形
Fig.13 Simulated waveforms of system response when wind speed changes

图 13(a)为风速突变时, 有功功率输出的仿真波形。通过对比分析, 可以观察到采用文中控制策略后输出功率的波动呈现更为平滑的过渡, 同时系统的超调幅度与波动范围均有所降低。说明文中控制策略在降低系统功率波动方面有显著效果, 验证了其在提高系统稳定性方面的有效性。

图 13(b)为风速突变时, 系统频率的变化情况。未采取频率支撑策略时, 系统频率的峰值达到 50.55 Hz; 采用控制策略 1 时, 峰值略有下降, 为 50.45 Hz; 采用文中控制策略后, 系统频率峰值降至 50.4 Hz, 实现了 0.15 Hz 的抑制效果。说明文中方法相比于固定参数与控制策略 1 具有更好的抑制频率波动能力。图 13(c)为频率变化率曲线, 可以看出, 采取文中控制策略时, 频率变化率波动更小。

图 13(d)、(e)为风速变化时系统的惯量 J 和阻

尼 D_p 的变化量。可以看出惯量和阻尼可以根据系统发生的扰动进行自适应的增大或减小。

图 13(f) 为 VSG 输出电流波形。可以看出, 3 s 时, 风速阶跃造成功率增大, 由于增加了阻尼和惯量环节, 输出电流随之变化, 表现出同步发电机的惯量支撑特性。图 13(g) 中直流母线电压在风速扰动下经历了短暂的波动, 但随后会恢复至稳定状态。

4.3 负载变化时系统仿真

负载的变化会影响系统的功率输出, 设置风机风速为 10 m/s, 在 $t=3$ s 时增加 0.3 MW 负荷, 在 $t=5$ s 时切除, 系统总仿真时间设置为 6 s, 观察系统在采取主动频率支撑策略前后的频率和功率波动变化情况, 如图 14 所示。可以看出, 当负载增加时, 系统频率下降, 但下降幅度小于固定参数下的频率, 说明所提控制策略对系统频率波动有一定的抑制效果。同理, 负载减少时系统调频特性与负载增加时分析一致, 不再叙述。因此文中所提控制策略相比于固定参数具有更好的频率调节能力, 在负载扰动下提升了风电机组安全运行稳定性能。

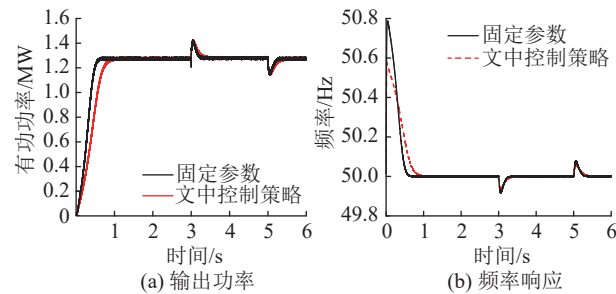


图 14 负载变化时系统响应仿真波形

Fig.14 Simulated waveforms of system response during load change

5 结论

针对构网型 PMSG 在受到外部扰动时出现的频率和功率波动较大问题, 文中提出一种参数自适应调节的主动频率支撑控制策略, 并通过 MATLAB/Simulink 仿真平台验证该策略的有效性。文中结论及下一步工作展望如下:

(1) 通过对风机系统进行小信号建模和稳定性分析, 研究不同环节下参数的影响, 得出惯量和阻尼的取值会对系统频率波动产生影响。惯量 J 增大时, 频率变化率减小, 超调量先增大后减小。增加虚拟惯量会在一定程度上降低系统的动态稳定性, 通过调整参数 J 可以影响系统的振荡频率, 从而优化系统的动态响应特性。同时适当提高阻尼系数 D_p , 有功功率的波动幅度会有所降低, 系统将更快达到新的稳态。

(2) 文中提出的主动频率支撑控制策略通过在系统发生扰动时对惯量和阻尼进行自适应调节的方法, 减小系统扰动时的频率和功率波动, 提升风力发电系统的稳定性。

(3) 文中关于整个系统进行小信号建模后只分析了网侧控制环节参数的影响, 并没有考虑到源端参数变化对系统频率稳定性的影响, 后续将进一步展开相关研究工作。

参考文献:

- [1] 朱益华, 罗超, 余佳微, 等. 全功率直驱风机电网友好型控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(2): 177-187.
ZHU Yihua, LUO Chao, YU Jiawei, et al. Grid-friendly control strategy of full power rated direct drive wind turbines[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(2): 177-187.
- [2] 王凤, 许建中. 基于构网储能型 SVG 的自适应限流策略[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(23): 54-64.
WANG Feng, XU Jianzhong. Adaptive current limiting strategy based on grid-forming and energy-storage SVG[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(23): 54-64.
- [3] 刘辉, 于思奇, 孙大卫, 等. 构网型变流器控制技术及原理综述[J]. 中国电机工程学报, 2025, 45(1): 277-297.
LIU Hui, YU Siqi, SUN Dawei, et al. An overview of control technologies and principles for grid-forming converters[J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45(1): 277-297.
- [4] 蔡旭, 秦垚, 王晗, 等. 风电机组的自同步电压源控制研究综述[J]. 高电压技术, 2023, 49(6): 2478-2490.
CAI Xu, QIN Yao, WANG Han, et al. Review of self-synchronous voltage source control for wind turbine generator[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(6): 2478-2490.
- [5] 秦世耀, 齐琛, 李少林, 等. 电压源型构网风电机组研究现状及展望[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(4): 1314-1334.
QIN Shiyao, QI Chen, LI Shaolin, et al. Review of the voltage-source grid forming wind turbine[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(4): 1314-1334.
- [6] 许诒翊, 刘威, 刘树, 等. 电力系统变流器构网控制技术的现状与发展趋势[J]. 电网技术, 2022, 46(9): 3586-3595.
XU Jieyi, LIU Wei, LIU Shu, et al. Current state and development trends of power system converter grid-forming control technology[J]. Power System Technology, 2022, 46(9): 3586-3595.
- [7] 伍双喜, 过亮, 刘洋, 等. 构网型风电机组的惯量阻尼特性分析[J]. 浙江电力, 2024, 43(7): 56-63.
WU Shuangxi, GUO Liang, LIU Yang, et al. Analysis of inertia damping characteristics of GFM wind turbines[J]. Zhejiang Electric Power, 2024, 43(7): 56-63.
- [8] 胡同宇, 杨德健, 钱敏慧, 等. 基于惯量同步的构网型永磁直驱风电机组频率支撑及转速恢复策略[J]. 智慧电力, 2024, 52(7): 72-79.

- HU Tongyu, YANG Dejian, QIAN Minhui, et al. Frequency support and speed recovery strategy of grid-forming PMSGs based on inertia synchronization[J]. *Smart Power*, 2024, 52(7): 72-79.
- [9] 张建坡, 柴欣茹, 辛光明, 等. 换相失败场景下构网型风机对送端暂态过电压影响因素分析及抑制策略研究[J]. *智慧电力*, 2024, 52(9): 1-8, 17.
- ZHANG Jianpo, CHAI Xinru, XIN Guangming, et al. Influencing factors of GFM-PMSG on sending-end transient overvoltage under commutation failure & its suppression strategies[J]. *Smart Power*, 2024, 52(9): 1-8, 17.
- [10] 郭佳俊, 陈俊儒, 刘雨珊, 等. 构网型新能源电网支撑性能测试评估[J]. *智慧电力*, 2023, 51(12): 23-29.
- GUO Jiajun, CHEN Junru, LIU Yushan, et al. Support performance test and evaluation of grid-forming renewable energy systems[J]. *Smart Power*, 2023, 51(12): 23-29.
- [11] 王新宝, 葛景, 韩连山, 等. 构网型储能支撑新型电力系统建设的思考与实践[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(5): 172-179.
- WANG Xinbao, GE Jing, HAN Lianshan, et al. Theory and practice of grid-forming BESS supporting the construction of a new type of power system[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(5): 172-179.
- [12] 刘钊汛, 秦亮, 杨诗琦, 等. 面向新型电力系统的电力电子变流器虚拟同步控制方法评述[J]. *电网技术*, 2023, 47(1): 1-16.
- LIU Zhaoxun, QIN Liang, YANG Shiqi, et al. Review on virtual synchronous generator control technology of power electronic converter in power system based on new energy[J]. *Power System Technology*, 2023, 47(1): 1-16.
- [13] 袁泉添, 杜正春, 李宇骏, 等. 基于直流电压同步的构网型直驱风机两阶段主动阻尼支撑控制策略[J]. *电网技术*, 2023, 47(12): 4995-5007.
- YUAN Xiaotian, DU Zhengchun, LI Yujun, et al. Two-stage control of DC voltage-synchronized directly-driven wind turbine for active damping support[J]. *Power System Technology*, 2023, 47(12): 4995-5007.
- [14] 朱作滨, 孙树敏, 丁月明, 等. 基于自适应 VSG 控制策略永磁直驱风电系统研究[J]. *太阳能学报*, 2024, 45(1): 116-124.
- ZHU Zuobin, SUN Shumin, DING Yueming, et al. Research on PMSG wind power system based on adaptive VSG control strategy[J]. *Acta Energetica Solaris Sinica*, 2024, 45(1): 116-124.
- [15] 王健维, 孟建辉, 王毅, 等. 构网型直驱风机的小信号建模及动态频率支撑策略[J]. *电力系统及其自动化学报*, 2024, 36(5): 48-58.
- WANG Jianwei, MENG Jianhui, WANG Yi, et al. Small-signal modeling and dynamic frequency support strategy for permanent magnetic synchronous generator under grid-forming control[J]. *Proceedings of the CSU-EPSA*, 2024, 36(5): 48-58.
- [16] WANG Z H, MENG F Y, ZHANG Y, et al. Cooperative adaptive control of multi-parameter based on dual-parallel virtual synchronous generators system[J]. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2023, 38(4): 2396-2408.
- [17] 郭建伟, 樊友平. 基于改进粒子群算法的 VSG 参数自适应控制策略[J]. *电机与控制学报*, 2022, 26(6): 72-82.
- GUO Jianyi, FAN Youping. Adaptive VSG parameter control strategy based on improved particle swarm optimization[J]. *Electric Machines and Control*, 2022, 26(6): 72-82.
- [18] 于晶荣, 孙文, 于佳琪, 等. 基于惯性自适应的并网逆变器虚拟同步发电机控制[J]. *电力系统保护与控制*, 2022, 50(4): 137-144.
- YU Jingrong, SUN Wen, YU Jiaqi, et al. Virtual synchronous generator control of a grid-connected inverter based on adaptive inertia[J]. *Power System Protection and Control*, 2022, 50(4): 137-144.
- [19] YANG Y Q, XU J Z, LI C, et al. A new virtual inductance control method for frequency stabilization of grid-forming virtual synchronous generators[J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2023, 70(1): 441-451.
- [20] 李志军, 贾学岩, 王丽娟, 等. 基于改进惯量阻尼特性的 VSG 控制策略[J]. *太阳能学报*, 2021, 42(7): 78-85.
- LI Zhijun, JIA Xueyan, WANG Lijuan, et al. Improved virtual synchronous generator based on enhanced inertia and damping characteristics[J]. *Acta Energetica Solaris Sinica*, 2021, 42(7): 78-85.
- [21] 张福东, 朴政国, 郭裕祺, 等. VSG 转动惯量的自适应控制策略研究[J]. *太阳能学报*, 2020, 41(10): 93-100.
- ZHANG Fudong, PIAO Zhengguo, GUO Yuqi, et al. Research on adaptive control strategy of VSG rotational inertia[J]. *Acta Energetica Solaris Sinica*, 2020, 41(10): 93-100.
- [22] FANG H W, YU Z W. Control of virtual synchronous generator for frequency regulation using a coordinated self-adaptive method[J]. *CSEE Journal of Power and Energy Systems*, 2024, 10(1): 175-184.
- [23] 褚文从, 刘静利, 李永刚, 等. 考虑源端特性的虚拟同步直驱风机小信号建模与稳定性分析[J]. *电力自动化设备*, 2022, 42(8): 3-10.
- CHU Wencong, LIU Jingli, LI Yonggang, et al. Small-signal modeling and stability analysis of virtual synchronous PMSG considering source characteristics[J]. *Electric Power Automation Equipment*, 2022, 42(8): 3-10.
- [24] 王东泽, 孙海顺, 黄碧月, 等. 基于虚拟同步控制的电压源型直驱风电机组并网稳定性分析[J]. *高电压技术*, 2022, 48(8): 3282-3294.
- WANG Dongze, SUN Haishun, HUANG Biyu, et al. Analysis of grid-connected stability of voltage-source-type PMSG-based wind turbine based on virtual synchronous control[J].

- High Voltage Engineering, 2022, 48(8): 3282-3294.
- [25] 杨赞, 梅飞, 张宸宇, 等. 虚拟同步发电机转动惯量和阻尼系数协同自适应控制策略[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(3): 125-131.
- YANG Yun, MEI Fei, ZHANG Chenyu, et al. Coordinated adaptive control strategy of rotational inertia and damping coefficient for virtual synchronous generator[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(3): 125-131.
- [26] 吴舟, 邹晓松, 袁旭峰, 等. 计及储能动态的 VSG 惯量阻尼自适应控制研究[J]. 电网与清洁能源, 2020, 36(12): 83-91.
- WU Zhou, ZOU Xiaosong, YUAN Xufeng, et al. Research on VSG rotational inertia and damping adaptive control consider-

ing energy storage dynamics[J]. Power System and Clean Energy, 2020, 36(12): 83-91.

作者简介:



刘尊祝

刘尊祝(1999), 男, 硕士在读, 研究方向为可再生能源并网及构网控制(E-mail: 107552201547@stu.xju.edu.cn);

程志江(1977), 男, 博士, 教授, 研究方向为可再生能源发电及控制;

王维庆(1959), 男, 硕士, 教授, 研究方向为大型风力发电机关键部件研制、整机智能控制及检测、继电保护和并网送出技术。

Active frequency support control strategy for grid-forming direct-drive wind turbines

LIU Zunzhu, CHENG Zhijiang, WANG Weiqing, SONG Beiduo

(Engineering Research Center of Renewable Energy Power Generation and Grid-Connected Technology, Ministry of Education, Xinjiang University, Urumqi 830000, China)

Abstract: A high proportion of wind power generation is integrated into the grid through power electronic devices, which lack the inertial response of traditional synchronous generators. This limitation makes it challenging to maintain system frequency stability under external disturbances. Grid-forming direct-drive wind turbines operate with virtual synchronous control, enabling frequency support without interference from the phase-locked loop. To mitigate significant frequency and power fluctuations in grid-forming direct-drive wind turbines under virtual synchronous control, an active frequency support control strategy with adaptive inertia and damping is proposed. Firstly, mathematical model and small-signal model of the wind turbine system are established. Key parameters in the grid-side control loop are analyzed using characteristic root locus analysis to evaluate the impact on system frequency response. Based on this analysis, a parameter-adaptive frequency support control strategy is formulated. The validity of the small-signal model and the effectiveness of the proposed control strategy are verified through simulations on the MATLAB/Simulink platform. The results indicate that the proposed strategy effectively mitigates the frequency and power fluctuations induced by disturbances in the system.

Keywords: wind power generation; grid-forming direct-drive wind turbines; virtual synchronous control; small-signal model; root locus analysis; adaptive inertia; active frequency support strategy

(编辑 方晶)