

双馈风电机组的虚拟联轴控制与暂态能量传递

刘华志, 张祥宇*, 李永刚, 付媛, 覃露

(新能源电力系统国家重点实验室(华北电力大学), 河北省 保定市 071003)

Transient Energy Transfer and Virtual Shaft Coupling Control of DFIG-based Wind Generation

LIU Huazhi, ZHANG Xiangyu*, LI Yonggang, FU Yuan, QIN Lu

(State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources (North China Electric Power University), Baoding 071003, Hebei Province, China)

ABSTRACT: If the oscillating energy transfer efficiency of virtual synchronous generators can be significantly improved, wind power generators will have more potential to suppress grid power oscillations. Based on the virtual synchronous generators model, this paper first analyzed the power-angle coupling relationship between wind generators and synchronous generator sets after the virtual assembly of the coupling. Then, the state space with a virtual shafting system was established, and the root locus was used to evaluate virtual coupling parameters for system stability. Secondly, based on the Hamilton principle, this paper analyzed the oscillating energy transfer process of virtual synchronous generators and the case which introduces virtual shaft coupling stiffness. The necessary conditions for complete energy transfer between wind generators and synchronous generators were obtained. In this way, a virtual coupling control strategy was proposed for wind turbines. Finally, through the two-area interconnection system containing wind power, it can be verified that after the wind turbine is incorporated into the system with the proposed virtual coupling, the oscillation energy could be transferred more efficiently, and its ability to dampen power oscillation could be significantly improved.

KEY WORDS: wind power generator; virtual shaft coupling; oscillation energy; virtual synchronous generator

摘要: 若虚拟同步机的振荡能量转移效率能够得到显著提升, 风电机组抑制电网功率振荡将更具潜力。该文首先基于虚拟同步机模型, 分析风电机组与同步发电机组间装配虚拟联轴器后的功角耦合关系, 并建立含虚拟轴系的系统状态空

间, 利用根轨迹评估虚拟联轴器参数对系统稳定性的影响。其次, 基于哈密顿原理, 对比分析虚拟同步机及引入虚拟联轴刚度后, 风电机组的振荡能量传递过程, 获得风机与同步机之间能量完全传递的必要条件, 并提出适于双馈风电机组的虚拟联轴控制策略。最后, 通过含风电的两区互联系统验证风电机组经所提虚拟联轴器并入系统后, 可以更高效的转移振荡能量, 显著提升其阻尼功率振荡的能力。

关键词: 风力发电机; 虚拟联轴; 振荡能量; 虚拟同步机

0 引言

随着风电机组装机比例不断提高, 若双馈风机以最大功率跟踪的方式运行, 大规模取代同步发电机, 必会导致系统的稳定支撑能力不足^[1-2]。风电功率的随机波动和并网换流器控制系统的稳定问题亟需风电机组提升其并网友好性^[3]。目前, 备受关注的虚拟同步机技术虽然使风机具备了模拟常规发电机组的惯性及阻尼特性的能力, 但虚拟同步特性的引入不仅大幅增加了参数设计的难度, 并且限制了电力电子设备赋予风电机组的运行灵活性^[4]。因此, 提升风机的并网友好性, 优化虚拟同步机和系统间的耦合关系仍是新能源安全入网亟待解决的关键问题。

通过电力电子换流器并网的风电机组, 控制性能灵活, 已有的友好并网方式包括: 1) 虚拟惯量控制, 利用风力机存储动能, 模拟同步机惯性响应^[5-6]; 2) 频率下垂控制, 通过风功率减载或配合储能, 模拟同步机的一次调频特性^[6]; 3) 虚拟同步发电机控制, 同时模拟同步机的惯性与阻尼特性^[7]。以上并网支撑控制均通过模仿同步机运行特性, 使风机响应系统的功频变化, 但是这也将其局限于同步运行模

基金项目: 河北省自然科学基金项目(E2018502108); 中央高校基本科研业务费专项(2020MS087)。

Project Supported by Natural Science Foundation of Hebei Province (E2018502108); The Fundamental Research Funds for the Central Universities (2020MS087).

式之中。引入虚拟惯量后,新的可变控制参数对系统阻尼特性影响显著^[8]。为避免虚拟同步存在的运行风险,文献[9]在直驱式风机的机侧换流器设计了虚拟电容器控制,通过直流电容器电压的动态变化实现同步,并向电网提供的惯性,避免了弱电网锁相环的影响。文献[10]分析发电机不同区间内的功角曲线,提出了虚拟同步发电机的惯量自适应控制方法。通过引入虚拟转子角速度和电网角速度的偏差,减小了功率的超调,但虚拟角速度变化率的阈值和比例系数整定困难,惯量和阻尼的选择仍难以协调。文献[11-12]利用系统频率变化过程和阻尼分别定义了频率稳定的指标,并指出虚拟同步机中较大的虚拟惯量有助于改善频率最低点和最大频率变化率,但会恶化系统的阻尼,而虚拟阻尼过大或过小均会加剧系统振荡,虚拟惯量和阻尼间存在一定矛盾。由于虚拟同步运行方式正处于探索阶段,其控制参数通常采用小信号分析法完成设计^[13-15],仍缺乏物理机理解释。因此,虽然上述折中处理调频和阻尼功能的控制方案成为了目前的主要选择,但由于阻尼和惯量间存在的矛盾并未妥善解决,新能源的友好并网性能仍有较大的优化空间。

发电机组的暂态能量是分析系统暂态稳定机理的关键。探讨虚拟同步机运行参数对电力系统稳定性的影响机理,需分析机组间暂态能量的传递过程。文献[16]针对调频过程,分析了虚拟惯量对风机动能的影响,并未涉及功率振荡中惯量引入后的系统暂态能量传递。文献[17]推导了区域间振荡能量与系统惯量之间的数学关系,并提出了变惯量控制方法,提高了系统暂态稳定性。文献[18]通过阻抗建模法,认为风机在虚拟同步控制下,惯量参数增加会延长系统的振荡时间。上述研究仅关注了单一的惯量控制环节,而全局优化控制器参数须要计及暂态特性的影响。自动控制领域中的哈密顿理论通过全面分析控制系统的动态行为,可为探索风机与同步机间的能量交换提供有效手段。利用哈密顿函数计算常规发电机组的振荡能量,已用于同步机的阻尼控制器设计^[19-21]。然而,充分挖掘风电的友好并网潜力,尚须结合功率耦合关系,建立新的哈密顿函数,分析不同类型机组间的暂态能量传递条件,将其作为优化控制器结构及参数的依据。

为提升友好并网风电机组的稳定支撑性能,本文首先对比了虚拟同步和虚拟联轴耦合下风机并网的数学模型,在此基础上,通过哈密顿原理分析

系统暂态能量在虚拟联轴以及虚拟同步控制中的传递规律,并得到能量完全传递的条件,将其作为优化控制器结构及参数的依据。从能量角度提出了一种考虑虚拟联轴耦合刚度的双馈风机友好并网方法。最后,利用含风电高渗透率的四机两区域系统验证所提出的控制器可以显著抑制系统功率振荡,高效转移暂态能量,提高系统的稳定性。

1 虚拟同步耦合下的同调双馈风机

含双馈风电机组的并网系统及虚拟同步发电机(virtual synchronous generator, VSG)控制结构如图1所示。其中,双馈风机通过虚拟转子角 δ_2 控制转子侧换流器,通过机组输出功率 P_w ,模拟同步发电机的有功响应特性^[7,22-23],可视为一台虚拟同步机VSG,将其等效为发电机 G_2 ; G_1 为同步发电机组,与双馈风机并网互联; G_0 作为参考电机,用于模拟电网。值得注意的是,尽管双馈风机可模拟 G_1 的功角变化,通过虚拟转子角 δ_2 ,形成流向 G_0 的功率响应,但由于理论上 G_1 与VSG的功角变化一致,所以两者间功率无耦合关系。图1中风机输出功率 P_w 与 G_1 的功率 P_s 均由各自机组发出后,经母线 B_3 流向 G_0 。

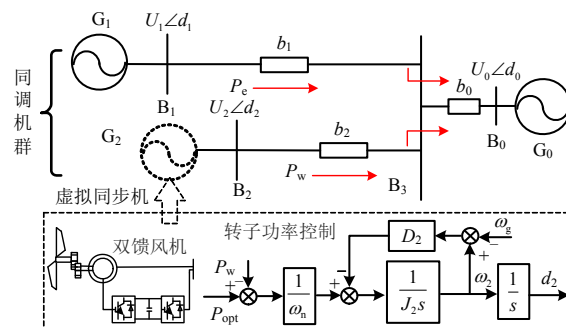


图1 风机虚拟同步并网等值电路图

Fig. 1 Equivalent circuit diagram of virtual synchronous grid connection of wind power generators

由于双馈风电机组的转速调节范围比常规发电机组更宽,虚拟同步机可利用风力机存储的旋转动能完成惯性、阻尼支持功能^[23]。在机械载荷允许情况下,双馈风电机组可通过快速的电磁功率调节,在频率或功角动态变化过程中,表现出与同步机相似的惯性及阻尼特性。虚拟同步机的转子动态方程可表示为

$$J_2 \frac{d\omega_2}{dt} = P_{opt} - P_w - D_2(\omega_2 - \omega_g) \quad (1)$$

式中: J_2 为风机的虚拟惯量; P_{opt} 为风机的最大追踪功率; D_2 为风机虚拟阻尼系数; ω_2 为风机的虚

拟转速； ω_g 为风机的转子转速。

同步机和风机之间无直接功率耦合时，两者电磁功率如式(2)所示。

$$\begin{cases} P_e = U_1 U_0 B_{10} \sin \delta_{10} \\ P_w = U_2 E_0 B_{20} \sin \delta_{20} \end{cases} \quad (2)$$

式中： U_1 、 U_2 、 U_0 分别为母线 B_1 、 B_2 、 B_0 节点电压； δ_1 、 δ_2 、 δ_0 分别为 G_1 、 G_2 和 G_0 的功角； δ_{ij} 为 $\delta_i - \delta_j$ ； B_{10} 、 B_{12} 分别为 G_1 与 G_0 、 G_1 与风机端节点间导纳， B_{20} 为 G_0 与风机端节点间导纳；其中 G_0 为参考电机，假设 δ_0 为 0 恒定。

当发生扰动后，由式(2)可得，线性化后的电磁功率小扰动方程表示为

$$\begin{cases} \Delta P_e = k_1 \Delta \delta_1 \\ \Delta P_w = k_3 \Delta \delta_2 \end{cases} \quad (3)$$

式中： $k_1 = U_1 U_0 B_{10} \cos \delta_{10}^0$ ； $k_3 = U_2 U_0 B_{20} \cos \delta_{20}^0$ ； δ_{10}^0 和 δ_{20}^0 分别为同步机和风机功角的初始值。

当双馈风机在虚拟同步控制下和同步机并联运行时，假设风机的响应特性完全模拟同步机运行^[23-26]，可等效为同调机群，此时 $\Delta \delta_1 = \Delta \delta_2$ ，同步机和双馈风机近似刚性联接，两者的小信号运动方程可表示为：

$$J = J_1 \frac{S_{G1}}{S_B} + J_2 \frac{S_{DFIG}}{S_B} \quad (4)$$

$$J \frac{d^2 \Delta \delta_1}{dt^2} = \Delta P_m - \Delta P_e + \Delta P_{mw} - \Delta P_w - D \frac{d \Delta \delta_1}{dt} \quad (5)$$

式中： J 为归算到额定功率的等效惯量时间常数； J_1 为并联同步机 G_1 的惯量时间常数； S_B 为功率基准值； S_{G1} 和 S_{DFIG} 为同步机和风机的额定功率； P_m 和 P_e 为同步机的机械和电磁转矩； D 为同调机组等效阻尼系数。

由式(5)可以看出，风机虚拟同步并网时，等效增加了系统的惯量和阻尼特性，有利于系统运行稳定。风机虚拟同步运行与系统同步机的能量耦合关系还需进一步讨论。

2 虚拟联轴耦合下的风电并网系统

2.1 虚拟联轴耦合关系

由 1 节分析可知，采用最大功率追踪控制时，由于风机与同步机之间功率解耦，导致其失去了对功率振荡的有效响应。当风机运行于虚拟同步模式时，如图 1 所示，虚拟机 VSG 与同步机 G_1 间处于同步振荡状态，在 G_1 与 G_0 、VSG 与 G_0 间存在功

率传递，但 G_1 与 VSG 之间仍不具有功率动态耦合关系。若风机功角可以独立控制，则风机和同步机间将处于非同频振荡状态，不同的功角变化将会为两机组引入新的功率耦合关系。如图 2 所示，该情况下系统中的功率不再为单向流动，风机和同步机的输出功率受耦合功率的影响，将星形网络变换成三角形网络后，两者的电磁功率方程如式(6)所示。

$$\begin{cases} P_e = U_1 U_0 B_{10} \sin \delta_{10} + U_1 U_2 B_{12} \sin \delta_{12} \\ P_w = U_2 U_0 B_{20} \sin \delta_{20} + U_2 U_1 B_{12} \sin \delta_{21} \end{cases} \quad (6)$$

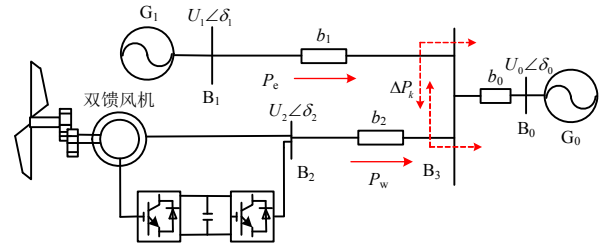


图 2 双馈风机并网等值电路图

Fig. 2 DFIG grid-connected equivalent circuit diagram

风机具有虚拟惯量和阻尼时，与同步机均能响应系统频率变化实现功率调节，两者的转子二阶方程如式(7)所示。

$$\begin{cases} \dot{\delta}_1 = \omega_1 - \omega_0 \\ J_1 \dot{\omega}_1 + D_1 (\omega_1 - \omega_0) = P_m - P_e \\ \dot{\delta}_2 = \omega_2 - \omega_0 \\ J_2 \dot{\omega}_2 + D_2 (\omega_2 - \omega_0) = P_{mw} - P_w \end{cases} \quad (7)$$

式中： ω_0 为电网的角频率； D_1 为同步机 G_1 的阻尼。当扰动发生后，式(6)线性化后的小扰动方程可表示为

$$\begin{cases} \Delta P_e = k_1 \Delta \delta_1 + k_2 (\Delta \delta_1 - \Delta \delta_2) \\ \Delta P_w = k_3 \Delta \delta_2 + k_2 (\Delta \delta_2 - \Delta \delta_1) \end{cases} \quad (8)$$

由于 $k_2 = U_1 U_2 B_{12} \cos \delta_{12}^0$ 是两发电机间功角差的比例系数，将其定义为风机和同步机间的虚拟联轴刚度，表征两发电机间的联动关系。由式(8)可知，当风机功角独立控制后，风机和同步机之间的功角变化量为两机组引入了新的动态功率耦合关系，耦合功率为 $\Delta P_k = k_2 (\Delta \delta_2 - \Delta \delta_1)$ 。可控的虚拟联轴 k_2 引入后，将使虚拟同步机与系统同步机脱离同调运行模式，风机为系统提供惯量和阻尼的同时，还可以直接参与同步机的振荡，为进一步开发虚拟同步机的调节能力创造了条件。

风机不同耦合方式下电磁功率线性化后，式(3)与(8)相比，两者仅相差 k_2 所包含的项，因此式(3)是式(8)中 $k_2=0$ 的特殊情况，后续主要展开对风机

和同步机功率耦合情况的分析。将式(8)代入式(7)可得同步机和风机线性化后的小扰动方程如式(9)所示。

$$\begin{cases} J_1 \Delta \ddot{\delta}_1 + D_1 \Delta \dot{\delta}_1 + k_1 \Delta \delta_1 + k_2 (\Delta \delta_1 - \Delta \delta_2) = 0 \\ J_2 \Delta \ddot{\delta}_2 + D_2 \Delta \dot{\delta}_2 + k_3 \Delta \delta_2 + k_2 (\Delta \delta_2 - \Delta \delta_1) = 0 \end{cases} \quad (9)$$

由式(5)和(9)可知,在虚拟联轴方式下,风机功角独立于同步机变化,运行方式更加灵活。相较于虚拟同步运行,风机和同步机通过 k_2 引入两者的功角差进行联轴耦合,改变了功率振荡特性,也增加了风机参与系统振荡抑制的潜力。

2.2 引入虚拟联轴后的系统稳定性分析

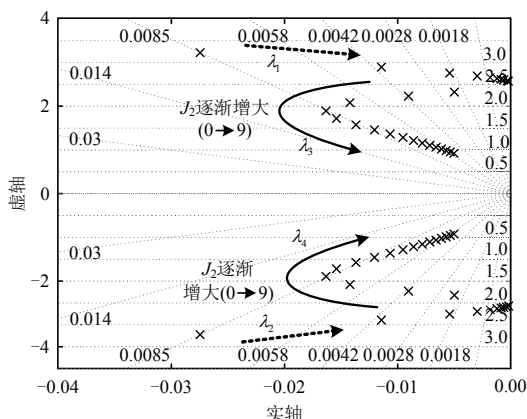
为了研究两自由度功角独立控制对系统稳定性的影响,选择 $\Delta \delta_1$, $\Delta \omega_1$, $\Delta \delta_2$, $\Delta \omega_2$ 为状态变量,利用根轨迹方法分析虚拟惯量 J_2 和虚拟联轴刚度 k_2 改变时系统阻尼的变化情况。由式(9)可得,系统的状态方程表示如式(10)所示。

$$[\Delta \dot{\delta}_1, \Delta \dot{\omega}_1, \Delta \dot{\delta}_2, \Delta \dot{\omega}_2]^T = A[\Delta \delta_1, \Delta \omega_1, \Delta \delta_2, \Delta \omega_2]^T \quad (10)$$

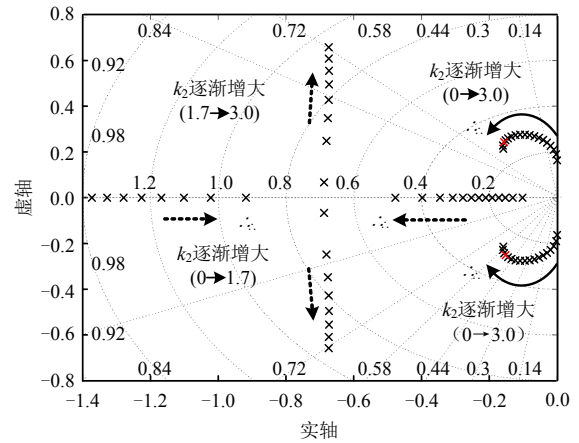
式中

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ \frac{-(k_1 + k_2)}{J_1} & \frac{-D_1}{J_1} & \frac{k_2}{J_1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{k_2}{J_2} & 0 & \frac{-(k_2 + k_3)}{J_2} & \frac{-D_2}{J_2} \end{bmatrix}$$

通过式(10)可得系统 J_2 和 k_2 变化时的零极点分布图,如图3所示。图3(a)为虚拟刚度 $k_2=0.5$ 时改变 $J_2(0 \sim 9)$ 的零极点图,随着 J_2 的增大,极点先远离虚轴,而后出现拐点靠近虚轴,因此适当的惯量 J_2 能够改善系统稳定,过大则会降低系统的稳定性,加剧振荡。由图3(b)可得,当 k_2 由0增至1.7时,极点远离虚轴,振荡减小,有利于系统稳定。随着 k_2 持续增大,极点轨迹出现拐点并右移,即 k_2 增大



(a) 虚拟惯量 J_2 变化



(b) 虚拟刚度 k_2 变化

图3 k_2 和 J_2 变化时零极点分布图

Fig. 3 Distribution of poles and zeros when k_2 and J_2 change

而系统稳定减弱。由上述可知,虚拟惯量确定后,优化虚拟刚度,可进一步改善系统的稳定性,但由于 k_2 和 J_2 皆会对系统的稳定性产生影响,协调虚拟惯量和虚拟刚度是提升系统稳定能力的关键。为实现虚拟惯量和虚拟刚度的最优协调,现从能量角度分析两参数之间关系。

3 风机与同步机间暂态能量传递机理

3.1 自由振荡能量传递分析

在含风机的并网系统中求解机组间的暂态能量较为困难,且不易直观反映出控制参数对稳定性的影响。故本文考虑采用小扰动分析法,建立在虚拟联轴耦合下的风机与同步机动态模型,进而分析联轴刚度对暂态能量传递的影响机理。两类机组耦合并网时的系统动态模型,可表示为

$$\begin{cases} J_1 \Delta \ddot{\delta}_1 + k_1 \Delta \delta_1 + k_2 (\Delta \delta_1 - \Delta \delta_2) = 0 \\ J_2 \Delta \ddot{\delta}_2 + k_3 \Delta \delta_2 + k_2 (\Delta \delta_2 - \Delta \delta_1) = 0 \end{cases} \quad (11)$$

引入新的时间尺度 $\tau = \sqrt{k_1 / J_1} t$, 同时进行变量替换, $\varepsilon = J_2 / J_1$, $k_{n1} = k_2 / k_1$, $k_{n2} = k_3 / k_1$, 由式(11)可得,

$$\begin{cases} \Delta \ddot{\delta}_1 + \Delta \delta_1 + k_{n1} (\Delta \delta_1 - \Delta \delta_2) = 0 \\ \varepsilon \Delta \ddot{\delta}_2 + k_{n2} \Delta \delta_2 + k_{n1} (\Delta \delta_2 - \Delta \delta_1) = 0 \end{cases} \quad (12)$$

进一步化简:

$$\begin{cases} \Delta \ddot{\delta}_1 + \Delta \delta_1 + \varepsilon \Delta \ddot{\delta}_2 + k_{n2} \Delta \delta_2 = 0 \\ \Delta \ddot{\delta}_1 + \Delta \delta_1 + k_{n1} (\Delta \delta_1 - \Delta \delta_2) = 0 \end{cases} \quad (13)$$

为分析两系统间能量传递过程,本文采用复变量-平均法提取系统的慢变方程,利用哈密顿能量表示系统自由振荡时的能量。对式(12)做以下变量替换:

$$\begin{cases} w_1 = \varepsilon^{-1/2} \Delta \delta_1 \\ w_2 = \varepsilon^{-1/2} (\Delta \delta_2 - \Delta \delta_1) \end{cases} \quad (14)$$

同时进行如式(15)所示的复变量替换：

$$\begin{cases} \dot{w}_j + i\omega w_j = \varphi_j e^{i\omega\tau} \\ \dot{w}_j - i\omega w_j = \varphi_j^* e^{-i\omega\tau}, \quad j=1,2 \end{cases} \quad (15)$$

由此可得：

$$\begin{cases} (1+\varepsilon)\dot{\varphi}_1 + \frac{(\varepsilon-k_{n2})i}{2}(\varphi_1 - \varphi_1^* e^{-2i\tau}) + \\ \varepsilon\dot{\varphi}_2 + \frac{(\varepsilon-k_{n2})i}{2}(\varphi_2 - \varphi_2^* e^{-2i\tau}) = 0 \\ \dot{\varphi}_1 + \frac{k_{n1}i}{2}(\varphi_2 - \varphi_2^* e^{-2i\tau}) = 0 \end{cases} \quad (16)$$

式中：“*”为共轭； ω 为风机的振动频率； φ_j 为快变量 ω 的慢变调制。考虑 $\omega=1$ 的情况，此时风机的振动频率等于同步机振动的固有频率。

进行多尺度展开：

$$\frac{d}{d\tau} = \frac{\partial}{\partial \tau_0} + \varepsilon \frac{\partial}{\partial \tau_1} + \varepsilon^2 \frac{\partial}{\partial \tau_2} + \dots \quad (17)$$

假设系统中 $\varepsilon \ll 1$ ，对 φ_1 和 φ_2 取前两阶近似计算，即：

$$\begin{cases} \varphi_1 = \varphi_{10} + \varepsilon \varphi_{11} \\ \varphi_2 = \varphi_{20} + \varepsilon \varphi_{21} \end{cases} \quad (18)$$

式中 $\tau_0 = \tau$ ， $\tau_1 = \varepsilon \tau$ 。 φ_{10} 、 φ_{20} 以及 φ_{11} 、 φ_{21} 分别为 φ_1 和 φ_2 关于 ε 的 0 阶和 1 阶展开量。对式(16)中 τ_0 积分并消除久期项，可得近似慢变方程如式(19)所示。

$$\begin{cases} \frac{\partial \varphi_{10}}{\partial \tau_1} + \left(\frac{i}{2} - \frac{k_{n2}i}{2\varepsilon}\right)(\varphi_{10} + \varphi_{20}) = 0 \\ \frac{\partial \varphi_{20}}{\partial \tau_1} + \left(\frac{i}{2\varepsilon} - \frac{k_{n2}i}{2\varepsilon^2}\right)(\varphi_{10} + \varphi_{20}) - \frac{k_{n1}i}{2\varepsilon^2} \varphi_{20} = 0 \end{cases} \quad (19)$$

通过哈密顿正则变换可得式(16)的两个首次积分如式(20)一(21)所示。

$$|\varphi_{10}|^2 + \varepsilon |\varphi_{20}|^2 = n^2 \quad (20)$$

$$H = H_1 + H_2 + H_3 \quad (21)$$

其中：

$$\begin{cases} H_1 = \left(\frac{1}{2} - \frac{k_{n2}}{2\varepsilon}\right) |\varphi_{10}|^2 \\ H_2 = \left(\frac{1}{2} - \frac{k_{n2}}{2\varepsilon} + \frac{k_{n1}}{2\varepsilon}\right) |\varphi_{20}|^2 \\ H_3 = \left(\frac{1}{2} - \frac{k_{n2}}{2\varepsilon}\right) (\varphi_{10}^* \varphi_{20} + \varphi_{10} \varphi_{20}^*) \end{cases} \quad (22)$$

对 φ_{10} 和 φ_{20} 在复平面展开为

$$\begin{cases} \varphi_{10} = n \cos \theta e^{i\alpha} \\ \varphi_{20} = \frac{1}{\sqrt{\varepsilon}} n \sin \theta e^{i\beta} \end{cases} \quad (23)$$

将式(23)代入式(22)可得：

$$\begin{cases} H_1 = \left(\frac{1}{2} - \frac{k_{n2}}{2\varepsilon}\right) n^2 \cos^2 \theta \\ H_2 = \left(\frac{1}{2\varepsilon} - \frac{k_{n2}}{2\varepsilon^2} + \frac{k_{n1}}{2\varepsilon^2}\right) n^2 \sin^2 \theta \\ H_3 = -\frac{1}{\sqrt{\varepsilon}} \left(1 - \frac{k_{n2}}{\varepsilon}\right) n \sin \theta \cos \theta \cos \phi \end{cases} \quad (24)$$

式中： n 为常数； $n \cos \theta$ ， $n \sin \theta$ 为慢变幅值； α 和 β 为慢变相位； $\phi = \alpha - \beta$ 。因此，系统能量的变化是与 θ 变化相关的过程。

由式(15)和(23)可知，系统发生扰动后，同步机的暂态能量可表示为

$$\Delta P_g = \frac{1}{2} (\Delta \delta_1^2 + \Delta \delta_1^2) = \frac{\varepsilon}{2} n^2 \cos^2 \theta(\tau) \quad (25)$$

风机和同步机间的能量传递可通过变量 θ 计算获得。假设初始能量全部集中于同步机 $\theta(0)=0$ ，两者之间的能量 ΔP_g 传递过程可以表示为

$$\Delta P_g = \frac{\varepsilon}{2} n^2, \theta = 0 \Rightarrow \Delta P_g = 0, \theta = \frac{\pi}{2} \quad (26)$$

能量由同步机传递至风机的过程也是 θ 由 0 变化至 $\pi/2$ 的过程。当同步机的振动能量为 0 时，则全部传递至风机，此时同步机能量的变化率也为 0，即：

$$\Delta \dot{P}_g = \varepsilon n^2 \dot{\theta} \cos^2 \theta = 0 \quad (27)$$

当系统能量变化初始时刻 $\theta=0$ 时，系统的总能量守恒，由式(21)和(24)可得：

$$H = \left(\frac{1}{2} - \frac{k_{n2}}{2\varepsilon}\right) n^2 \quad (28)$$

将式(28)以及 $\theta=\pi/2$ 代入式(21)，可得到系统能量完全传递的初始条件为

$$k_{n1} = \varepsilon^2 - \varepsilon + k_{n2}(1 - \varepsilon) \quad (29)$$

当系统的参数满足式(29)时，保守系统的能量能够发生完全传递。

由式(21)和(24)可以得到系统的相轨迹，如图 4 所示。图 4 中 ε 为 0.2， k_{n2} 为 1.2， ϕ 在半个周期(0~ π)内， k_{n1} 的变化会影响风机和同步机间能量传递的效率 $\eta=1-\Delta P_g(\theta)/\Delta P_g(\theta=0)$ 。当 k_{n1} 满足式(29)，即 $k_{n1}=0.8$ 时， θ 可由 0 变化至 $\pi/2$ ，因此在此条件下同步机的暂态能量能够在半个周期内全部传递至风机，两者间具有高效的能量传递效率。

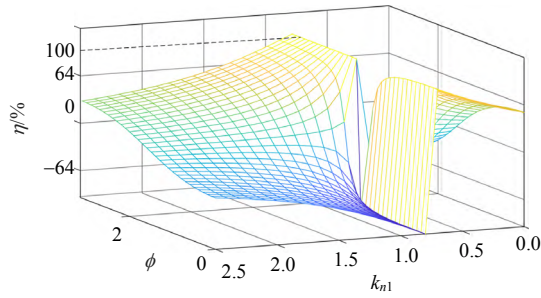


图4 虚拟联轴能量传递过程

Fig. 4 Virtual coupling energy transfer process

若风机虚拟同步控制时, 模拟同步机特性, 如2.1节所述与同步机为同调机组, 此时上述推导可等效为 $k_{n1}=0$, $w_2=-w_2(\varphi_2=-\varphi_2)$ 。同理变换, 可得慢变方程:

$$\begin{cases} \frac{\partial \varphi_{10}}{\partial \tau_1} + \left(\frac{i}{2} - \frac{k_{n2}i}{2\varepsilon}\right)(\varphi_{10} + \varphi_{20}) = 0 \\ \frac{\partial \varphi_{20}}{\partial \tau_1} + \left(\frac{i}{2\varepsilon} - \frac{k_{n2}i}{2\varepsilon^2}\right)(\varphi_{10} - \varphi_{20}) = 0 \end{cases} \quad (30)$$

系统的哈密顿能量方程如式(31)所示。

$$H = H_1 + H_2 + H_3 \quad (31)$$

其中:

$$\begin{cases} H_1 = \left(\frac{1}{2} - \frac{k_{n2}}{2\varepsilon}\right)n^2 \cos^2 \theta \\ H_2 = -\left(\frac{1}{2\varepsilon} - \frac{k_{n2}}{2\varepsilon^2}\right)n^2 \sin^2 \theta \\ H_3 = -\frac{1}{\sqrt{\varepsilon}}\left(1 - \frac{k_{n2}}{\varepsilon}\right)\sin \theta \cos \theta \cos \phi \end{cases} \quad (32)$$

若 $(1-k_{n2}/\varepsilon)$ 不为 0, 将初始能量式(28)代入式(31)可得 θ 表示为

$$\tan \theta = \frac{2}{\frac{1}{\sqrt{\varepsilon}} + \sqrt{\varepsilon}} \cos \phi \quad (33)$$

图5为式(33)得到的系统相轨迹图。图中 k_{n1} 为 1.5, ϕ 在半个周期 $(0 \sim \pi)$ 内, 此时 k_{n2} 的变化不在影响风机和同步机两者间的能量传递, 能量传递由 ε 的取值决定。 θ 的最大值为 $\pi/4$, 所以系统最大的能量转移量为 $\Delta P_g/2$, 同步机与风机之间无法实现能量的完全传递。随着 ε 的增大, 能量传递效率先增大, 达到极限 50% 后开始减小。分析结果表明, 当风机的虚拟惯量和同步发电机相同时, 可实现最大能量传递效率, 否则随风机惯量增大或减少都会削弱能量传递。由上述分析可以发现, 虚拟同步机运行时不仅受惯性参数影响较大, 并且存在能量转移极限, 与同步机仅可实现能量均分显然仍存在较大的

提升空间。因此, 高效利用风机的动态调节特性, 须通过联轴刚度, 合理设计虚拟机与同步机的耦合关系, 增强其并网支撑能力。

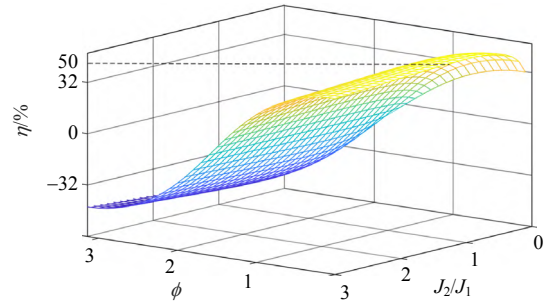


图5 同调虚拟同步机能量传递过程

Fig. 5 Coherent virtual synchronous generators energy transfer process

3.2 虚拟联轴控制器设计

由前述可知, 当风机和同步机存在柔性联轴耦合时, 在一定周期内, 同步机的暂态能量可更高效的传递至风机, 进而利用风机消耗系统的暂态能量, 将有利于系统和同步机的稳定运行。本节将详细分析风机和同步机的虚拟联轴控制器的设计原理。

根据式(8)可知, 当风机和同步机联轴耦合时, 风机反馈的电磁功率通过功角关系与系统中的同步机功率直接耦合。为满足最优控制, 只需要关注最优刚度和初始刚度偏差, 通过风机附加刚度 Δk_2 完成预期的设计目标。由于同步机的功角与系统角频率 ω_g 的积分有关, 为了便于控制, 取系统中的角频率和风机虚拟转速的积分作为功率的反馈值, 如式(34)、(35)所示。

$$\Delta P_k = \int -\Delta k_2(\omega_g - \omega_{ref}) + \Delta k_2(\omega_2 - \omega_g) \quad (34)$$

$$P_{wn} = P_w + \Delta P_k \quad (35)$$

式中: $\Delta k_2 = k_2 - k_{20}$, k_{20} 为参数计算所得的初始刚度; P_{wn} 为虚拟联轴控制后的电磁功率。

本文所提双馈风电机组的虚拟联轴控制如图6所示。虚拟联轴控制器中主要包括虚拟联轴、有功控制、以及电压控制模块。其中, 虚拟联轴模块通过式(34)的轴系连接关系, 建立风机和同步机的有功动态耦合, 与电压控制环节相互独立, 故对无功功率传递的影响较小。为了减小稳态误差, 控制器增设隔直环节。虚拟联轴刚度 k_2 通过式(29)进行设计, 实现惯量和刚度的协调优化, 保证暂态能量的高效传递。控制器的有功控制环节与虚拟同步机结构相似, 包括虚拟惯量和阻尼控制模块, 由3.1节能量传递分析可知, 联轴控制的虚拟惯量要尽可能

小于系统同步机的惯量。通过有功控制和虚拟联轴可以形成新的虚拟功角，进而实现风机对系统功率和频率的支撑作用。

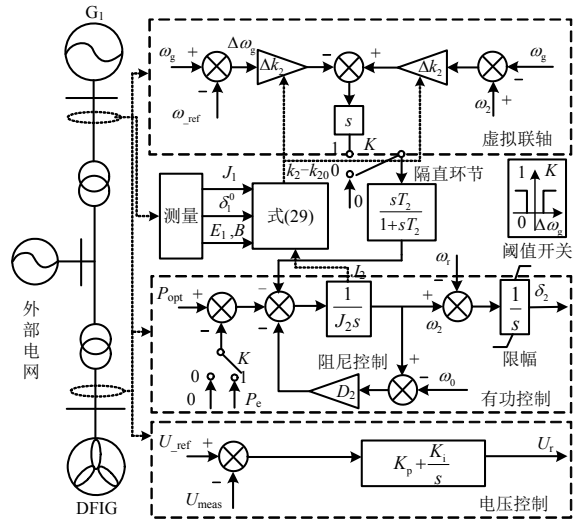


图 6 双馈风机虚拟联轴控制原理图

Fig. 6 Schematic diagram of virtual coupling control of DFIG

为避免风机频繁启动附加控制，考虑为虚拟联轴控制设置启动阈值，可根据电网及设备的实际需求进行修改。如图 6 所示，当并网点频率偏差 $\Delta\omega_g$ 小于预设阈值时，开关信号 $K=0$ ，则虚拟联轴控制不启动，风机处于最大功率追踪模式；当 $\Delta\omega_g$ 大于预设阈值时，则开关信号 $K=1$ ，此时启动虚拟联轴控制，用于抑制功率振荡。同时，为避免双馈风机因引入虚拟联轴控制导致功率剧烈波动，甚至造成设备脱网或损坏，在控制系统中的矢量变换环节后，可增加虚拟电阻 R_v 进行电流限幅^[7]，抑制电流瞬变，从而将风机功率波动和冲击电流限制在合理范围。本文主要开展对有功环的研究，电压控制仍采用传统 PI 控制器。

4 模型仿真

为验证本文所提出的双馈风机柔性虚拟联轴控制器的效果，在 DigSILENT/PowerFactory 中搭建如图 7 所示的风电高渗透率的四机两区域系统，并与传统的虚拟同步控制对比。区域 1 包含两台容量为 900MW 的等值同步发电机 G_1 和 G_2 。区域 2 为受端区域，分别由容量为 900MW 的等值同步机 G_3 和 G_4 组成，其中 400 台 $\times 2$ MW 的双馈风力发电机组 DFIG 通过母线 B11 与 G_3 并入电网，区域 2 中风机的渗透率约为 30%，假设风速为 12m/s，虚拟联轴和虚拟同步分别采用图 1 和图 6 所示控制，详

细的系统参数见附录 A。

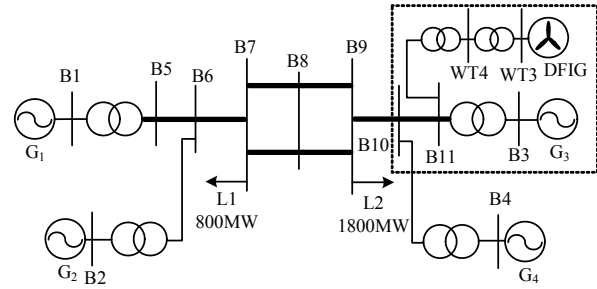


图 7 风电高渗透率的四机两区域系统

Fig. 7 Four-machines and two phase region-power system with high wind power penetration rate

4.1 低频振荡模式分析

考虑风机分别采用最大功率追踪、虚拟同步控制和虚拟联轴控制时，对系统状态矩阵的关键模式进行分析，验证控制器对系统低频振荡阻尼特性的影响。表 1—3 为不同控制下系统的弱阻尼低频振荡模式，图 8 为同步机 G_3 功角振荡傅里叶分解后

表 1 最大功率跟踪模式分析

Table 1 Modal analysis of maximum power tracking			
模式	特征根	阻尼比	振荡频率/Hz
1	$-0.081\pm j4.187$	0.019	0.67
2	$-1.054\pm j9.029$	0.116	1.44
3	$-0.691\pm j13.680$	0.050	2.18

表 2 虚拟同步控制模式分析

Table 2 Modal analysis of virtual synchronous control			
模式	特征根	阻尼比	振荡频率/Hz
1	$-0.239\pm j4.070$	0.059	0.65
2	$-1.065\pm j9.001$	0.117	1.43
3	$-0.679\pm j13.694$	0.049	2.18

表 3 虚拟联轴控制模式分析

Table 3 Modal analysis of virtual coupling control			
模式	特征根	阻尼比	振荡频率/Hz
1	$-0.429\pm j4.156$	0.103	0.66
2	$-1.060\pm j9.028$	0.117	1.44
3	$-0.691\pm j13.679$	0.050	2.18

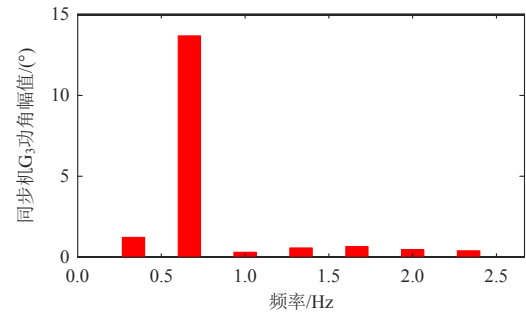


图 8 同步机 G_3 功角幅频响应

Fig. 8 Synchronous generation G_3 power angle amplitude frequency response

的幅频响应。

从图8中可得,振荡频率为0.66Hz时是 G_3 功角振荡的主要振荡模态,对应模态1。由表1可知,当风机采用最大功率追踪控制时,系统的主要自然振荡频率为0.67Hz,阻尼比仅为0.019,当扰动发生时容易造成系统低频振荡。表2中风机通过虚拟同步并网,阻尼比增加至0.059,系统的稳定性得到一定提升。虚拟联轴控制时,风机的能量传递效率更高,如表3所示,模态1的阻尼比相较于虚拟同步控制增加至0.103。风机为系统的稳定性提供了更多阻尼,有利于暂态能量消耗,具有加速振荡衰减的作用。

4.2 参数对能量传递的影响

采用小扰动线性化处理设计的虚拟联轴控制器,不仅具有平抑小扰动的能力,在应对故障后的功率振荡时,也应表现出预期的暂态支撑效果。为更加全面的验证所提控制的功率振荡抑制效果,在4.1节模态分析的基础上,进一步设置短时故障,在测试系统中形成区域性功率振荡。设置3s时母线B8发生三相短路故障,3.1s后故障切除,风机运行在虚拟惯量 J_{vir} 为15,阻尼 D_2 为20的虚拟同步模式下,结果如图9所示。当风机虚拟同步运行时,风机的外特性与同步机相似,两者功率振荡的频率基本相同,功角变化近似相等,因此虚拟同步机与同步机并联时,两者可近似等效为同调机组群。

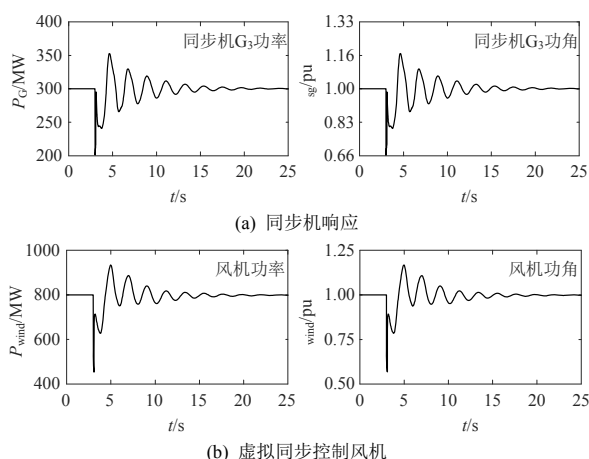


图9 短路故障时同步机与双馈风机(VSG)功率响应

Fig. 9 Synchronous machine and DFIG(VSG) power response in case of short-circuit fault

由式(33)可知,风机虚拟同步控制与同步机并联时,能量传递存在极限,当两者惯量相同时能量传递效率可达到极限50%。为了验证虚拟同步机惯量对暂态能量传递的影响,设置虚拟惯量由5变至30,其中,同步机 G_3 的惯量时间常数为15。同步

机 G_3 的功率振荡如图10所示。

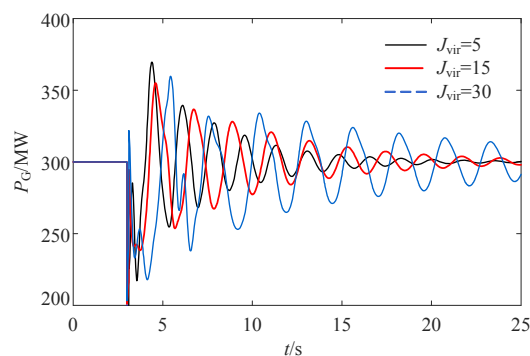


图10 虚拟惯量对同步机 G_3 功率的影响

Fig. 10 Dynamic response of synchronous generation G_3 power when virtual inertia changes

在图10中,虚拟同步机惯量 J_{vir} 由5增至15时,同步机 G_3 的功率振荡的最大幅值由70MW减小至50MW,但是振荡时间增加。随着 J_{vir} 增至30时,功率振荡的最大幅值未得到改善,与此同时振荡时间显著增加,系统稳定性较差。因此,虚拟同步机惯量的选取与所并联的同调同步机惯量有关,两者惯量相等时暂态能量传递效率较高。

风机的虚拟惯量以及虚拟联轴的刚度均会影响同步机和风机间暂态能量的传递效率,为验证虚拟刚度 k_2 对能量传递的影响,风机采用虚拟联轴控制,其中虚拟惯量 J_{vir} 为3,刚度 k_2 由0增加至2.0,结果如图11所示。

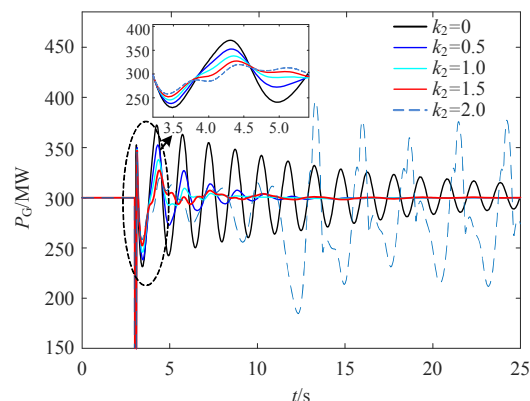


图11 联轴刚度 k_2 变化时系统的动态响应

Fig. 11 Dynamic response of system with the variation of coupling stiffness k_2

图11中, $k_2=1.5$ 为式(29)计算所得能量完全传递的最优刚度。图中刚度由0增至1.5的过程中,同步机功率的振荡幅值由375MW减少至320MW,稳定恢复的时间减至10s。当刚度再次增加至2.0后,功率出现二次振荡,不利于系统的稳定性。因此随着刚度的增加,两机间暂态能量传递效率呈现先增大后减小的特性,选择合适的联轴刚度,将有

利于转移系统的暂态能量，高效的抑制系统振荡。

4.3 不同控制器对比

虚拟联轴控制相较于虚拟同步控制具有更高效的暂态能量传递效率，仿真设置 4 种方案分别对比不同控制下对系统振荡的抑制效果。方案 1：风机采用最大功率追踪控制，不响应系统频率变化；方案 2：风机采用文献[22]中的传统虚拟同步控制。方案 3：风机采用文献[27]中的自适应虚拟同步控制， J_{vir} 在 5 和 15 间自适应切换；方案 4：风机采用虚拟联轴控制，虚拟刚度 k_2 为 1.5。仿真设置 3s 时，母线 B8 发生三相短路故障，3.1s 后故障切除。图 12、13 分别为系统短路故障时同步机 G_3 和风机的功率响应。

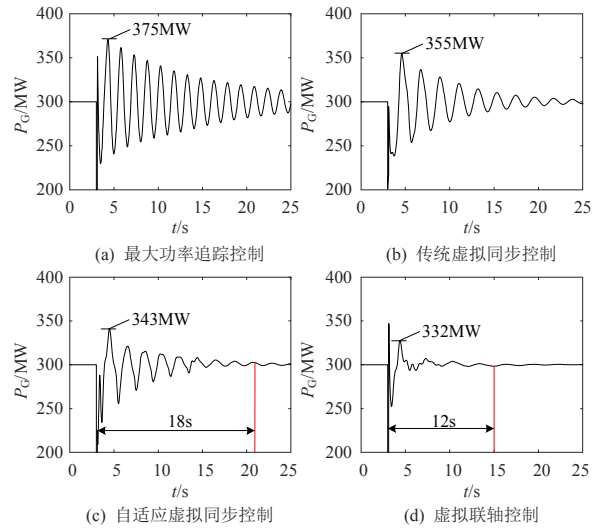


图 12 短路故障下同步机 G_3 的动态响应
Fig. 12 Dynamic response of synchronous generator G_3 under short-circuit fault

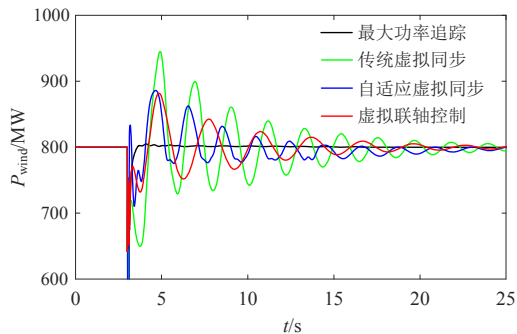


图 13 短路故障下双馈风机的动态响应
Fig. 13 Dynamic response of DFIG under short-circuit fault

由图 12 可知，在柔性虚拟联轴控制下，同步机功率在故障后 12s 左右即可恢复稳定，远快于虚拟同步机，且振荡幅值得到了极大的抑制。图 13 为短路故障时风机的动态响应，虚拟联轴和自适应控制相较于传统虚拟同步控制风机振荡幅值更小，

由 153MW 减至 93MW，且由于虚拟联轴控制增加了风机和同步机间的暂态能量传递效率，因此虚拟联轴控制时风机振荡略大于自适应控制。

由图 12、13 可以看出，风机用自身 11.2% 的功率波动将同步机的波动由 25% 减少至 11.2%，同时同步机振荡的时间由 25s 以上缩短至 12s，显著地提高了电力系统的稳定性。自适应虚拟同步控制中惯量 J_{vir} 以图 14 的方式变化，和传统虚拟同步控制相比，减少了同步机 G_3 超调的功率振荡幅值，由 355MW 减至 343MW。虽然在一定程度上降低了振荡时间，但是由于惯量的频繁变化，仍不利于振荡的快速恢复，速度慢于虚拟联轴控制。因此，虚拟联轴控制下风机具备更加高效的暂态能量传递能力，能够快速抑制功率振荡。

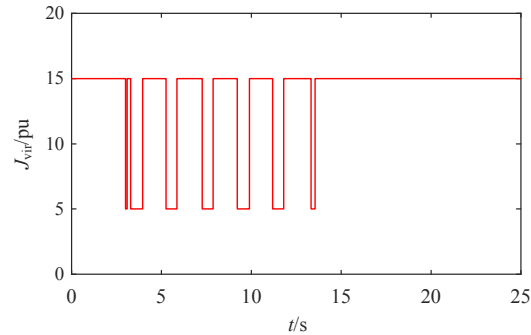


图 14 短路故障下自适应虚拟惯量响应
Fig. 14 Adaptive virtual inertia response under short-circuit fault

为进一步对比控制器的支撑效果，设置 2s 时负载 L2 突增 10%，4 种方案的仿真结果，如图 15 和表 4 所示。表 4 中 Δf_{s_max} 、 ΔP_{Gmax} 、 t_s 分别代表系统频率最大跌落幅值、同步机最大功率上升幅值以及频率恢复时间。

表 4 不同控制方案下各电气量的振荡幅度
Table 4 Oscillation amplitude of each electrical quantity under different control schemes

方案	$\Delta f_{s_max}/\text{Hz}$	$\Delta P_{Gmax}/\text{MW}$	t_s/s
1	0.31	38	17.0
2	0.24	36	16.0
3	0.21	35	10.5
4	0.20	33	8.5

由图 15(a)可知，当发生负荷阶跃时，最大功率跟踪控制不响应频率变化，风机功率几乎不发生变化。在虚拟同步控制下，风机具备了惯量和阻尼特性，频率跌落由 49.69Hz 变为 49.76Hz，减小了跌落幅值。但是惯量的引入，使频率的恢复速度变慢。当风机采用虚拟联轴控制时，频率跌落幅值为

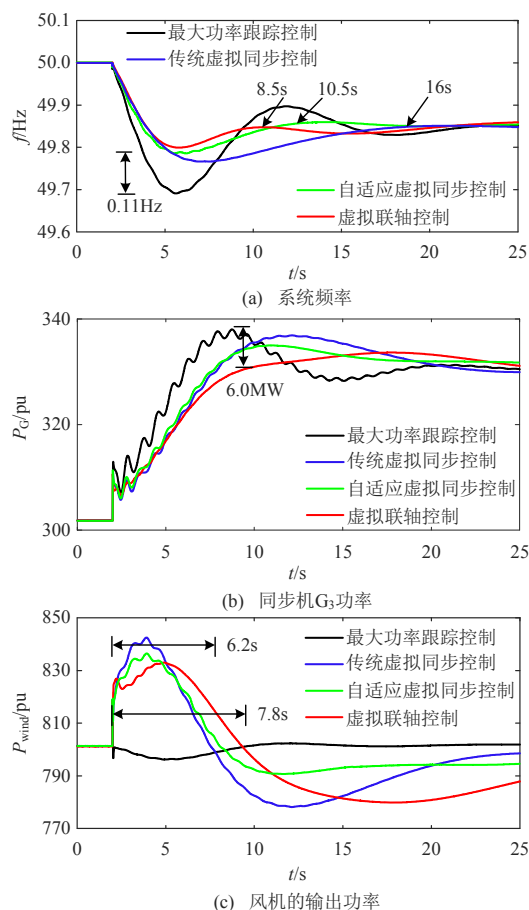


图15 负荷L2突变系统动态响应

Fig. 15 Dynamic response of system after load L2 mutation

49.80Hz, 频率恢复速度快于虚拟同步机。由图15(b)、(c)可知, 虚拟联轴降低了风机的功率支撑幅值, 提高了功率支撑的时间, 避免了同步机功率的超调, 有利于频率的支撑和恢复。从表4可知, 虚拟联轴控制可以起到和自适应虚拟同步相似的频率支撑能力, 在频率恢复速度和风机功率支撑时间略优于自适应控制。综上所述, 风机采用虚拟联轴控制, 在保证高效暂态能量抑制的情况下, 还可以实现频率的支撑和快速恢复, 具有一定的工程价值。

5 结论

本文通过分析同步发电机和风机间暂态能量的传递机理, 提出了增设虚拟联轴刚度提升风机虚拟同步并网系统能量转移效率的控制方法, 增强双馈风机的友好并网支撑能力。通过理论分析与仿真验证, 得到如下结论:

1) 风机采用虚拟同步并网时可将其归入与其并联的同调机群之中。由于风机与同步发电机组间未形成功率耦合, 不具备暂态能量完全传递的必要条

件, 因而风机友好并网的支撑潜力仍有改善空间。

2) 风机与同步发电机间形成暂态能量的高效传递, 须建立机组间的功率耦合关系, 并引入虚拟联轴刚度。由风机并网系统的哈密顿能量函数分析可知, 引入虚拟联轴刚度后, 风机可具有完全转移暂态能量的能力, 这将是改善其友好并网能力的重要控制环节。

3) 本文结合风机与同步发电机间的功率耦合关系, 提出了双馈风电机组的虚拟联轴控制器及其参数的设计方法。与虚拟同步机相比, 增加了刚度耦合后的机组间的功率支撑更加高效, 系统的频率恢复特性与振荡抑制能力均得到了进一步增强。

引入虚拟联轴刚度后, 风机因独立调节功角, 与同步机间建立了动态功率耦合, 为其高效转移暂态能量提供了可行方法。在联轴刚度设计中, 由于风机与同步机间的轴系刚度灵活可控, 使机组间的能量传递频带宽度具有拓展的可能, 故在虚拟联轴下的宽频带振荡抑制将是论文下一步的重点研究方向。

参考文献

- [1] 程鹏, 马静, 李庆, 等. 风电机组电网友好型控制技术要点及展望[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(2): 456-466.
CHENG Peng, MA Jing, LI Qing, et al. A review on grid-friendly control technologies for wind power generators [J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(2): 456-466(in Chinese).
- [2] 周鹏, 张新燕, 邸强, 等. 新型自适应虚拟同步机控制的双馈风电机组并网小信号建模及参数分析[J/OL]. 中国电力, 2020[2021-05-30]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.3265.TM.20201118.0915.004.html>.
ZHOU Peng, ZHANG Xinyan, DI Qiang, et al. Grid connected small signal modeling and parameter analysis of a novel adaptive virtual synchronous control of doubly-fed induction generator wind turbines[J/OL]. Electric Power, 2020[2021-05-30]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.3265.TM.20201118.0915.004.html>(in Chinese).
- [3] 谢小荣, 刘华坤, 贺静波, 等. 电力系统新型振荡问题浅析[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(10): 2821-2828.
XIE Xiaorong, LIU Huakun, HE Jingbo, et al. On new oscillation issues of power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(10): 2821-2828(in Chinese).
- [4] 孙铭, 徐飞, 陈磊, 等. 利用转子动能的风机辅助频率控制最优策略[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(2): 506-513.
SUN Ming, XU Fei, CHEN Lei, et al. Optimal auxiliary

- frequency control strategy of wind turbine generator utilizing rotor kinetic energy[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(2): 506-513(in Chinese).
- [5] ARANI M F M, EL-SAADANY E F. Implementing virtual inertia in DFIG-based wind power generation[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2013, 28(2): 1373-1384.
- [6] ZHAO Jingjing, LYU Xue, FU Yang, et al. Coordinated microgrid frequency regulation based on DFIG variable coefficient using virtual inertia and primary frequency control[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2016, 31(3): 833-845.
- [7] WANG Shou, HU Jiabing, YUAN Xiaoming, et al. On inertial dynamics of virtual-synchronous-controlled DFIG-based wind turbines[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2015, 30(4): 1691-1702.
- [8] 张祥宇, 朱正振, 付媛. 风电并网系统的虚拟同步稳定分析与惯量优化控制[J]. 高电压技术, 2020, 46(8): 2922-2932.
- ZHANG Xiangyu, ZHU Zhengzhen, FU Yuan. Virtual synchronous stability analysis and optimized inertia control for wind power grid-connected system[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(8): 2922-2932(in Chinese).
- [9] SANG Shun, ZHANG Chen, CAI Xu, et al. Control of a type-IV wind turbine with the capability of robust grid-synchronization and inertial response for weak grid stable operation[J]. IEEE Access, 2019, 7: 58553-58569.
- [10] 程冲, 杨欢, 曾正, 等. 虚拟同步发电机的转子惯量自适应控制方法[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(19): 82-89.
- CHENG Chong, YANG Huan, ZENG Zheng, et al. Rotor inertia adaptive control method of VSG[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(19): 82-89(in Chinese).
- [11] 杨涛, 廖勇. 含双馈风电场的互联电力系统虚拟惯量与虚拟阻尼协调控制方法[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(11): 92-98.
- YANG Tao, LIAO Yong. Coordinated control method of virtual inertia and virtual damping for interconnected power system with doubly-fed wind farm[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(11): 92-98(in Chinese).
- [12] SANG Shun, ZHANG Chen, CAI Xu, et al. Control of a type-IV wind turbine with the capability of robust grid-synchronization and inertial response for weak grid stable operation[J]. IEEE Access, 2019, 7: 58553-58569.
- [13] 王淋, 巨云涛, 吴文传, 等. 面向频率稳定提升的虚拟同步化微电网惯量阻尼参数优化设计[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(13): 4479-4489.
- WANG Lin, JU Yuntao, WU Wenchuan, et al. Optimal design of inertia and damping parameters of virtual synchronous microgrid for improving frequency stability[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(13): 4479-4489(in Chinese).
- [14] WU Heng, RUAN Xinbo, YANG Dongsheng, et al. Small-signal modeling and parameters design for virtual synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2016, 63(7): 4292-4303.
- [15] LIU Jia, MIURA Y, ISE T. Fixed-parameter damping methods of virtual synchronous generator control using state feedback[J]. IEEE Access, 2019, 7: 99177-99190.
- [16] 吴恒, 阮新波, 杨东升, 等. 虚拟同步发电机功率环的建模与参数设计[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(24): 6508-6518.
- WU Heng, RUAN Xinbo, YANG Dongsheng, et al. Modeling of the power loop and parameter design of virtual synchronous generators[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(24): 6508-6518(in Chinese).
- [17] 秦晓辉, 苏丽宁, 迟永宁, 等. 大电网中虚拟同步发电机惯量支撑与一次调频功能定位辨析[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(9): 36-43.
- QIN Xiaohui, SU Lining, CHI Yongning, et al. Functional orientation discrimination of inertia support and primary frequency regulation of virtual synchronous generator in large power grid[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(9): 36-43(in Chinese).
- [18] 张祥宇, 陈玉伟, 付媛, 等. 含可控惯量风电场的发电系统功率振荡特性分析与综合控制[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(17): 4564-4571.
- ZHANG Xiangyu, CHEN Yuwei, FU Yuan, et al. Oscillation characteristic of power generation system with controlled inertia wind farm and integrated control[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(17): 4564-4571(in Chinese).
- [19] 李辉, 王坤, 胡玉, 等. 双馈风电系统虚拟同步控制的阻抗建模及稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(12): 3434-3442.
- LI Hui, WANG Kun, HU Yu, et al. Impedance modeling and stability analysis of virtual synchronous control based on doubly-fed wind generation systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(12): 3434-3442(in Chinese).
- [20] GUO Yuanbo, CHEN Hongjun, CHEN Wei, et al. Modeling method for power electronic system based on Hamilton principle of analytical mechanics[C]// Proceedings of 2009 IEEE 6th International Power Electronics and Motion Control Conference. Wuhan: IEEE, 2009.
- [21] 石访. Hamilton 能量函数方法研究及其在电力系统稳定控制中的应用[D]. 上海: 上海交通大学, 2013.
- SHI Fang. Study on Hamilton energy function method and its application in power system stability control[D].

- Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2013(in Chinese).
- [22] 马燕峰, 俞人楠, 刘会强, 等. 基于 Hamilton 系统方法的 VSG 控制研究[J]. 电网技术, 2017, 41(8): 2543-2552.
- MA Yanfeng, YU Rennan, LIU Huiqiang, et al. The analysis of VSG control algorithm based on Hamiltonian system[J]. Power System Technology, 2017, 41(8): 2543-2552(in Chinese).
- [23] ZHONG Qingchang. Control of a DFIG based wind turbine as a VSG(DFIG-VSG)[M]//ZHONG Qingchang. Power Electronics-Enabled Autonomous Power Systems: Next Generation Smart Grids. Hoboken: John Wiley & Sons Ltd, 2020.
- [24] ZHONG Qingchang, WEISS G. Synchronverters: inverters that mimic synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2011, 58(4): 1259-1267.
- [25] 吕志鹏, 盛万兴, 钟庆昌, 等. 虚拟同步发电机及其在微电网中的应用[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(16): 2591-2603.
- LÜ Zhipeng, SHENG Wanxing, ZHONG Qingchang, et al. Virtual synchronous generator and its applications in micro-grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(16): 2591-2603(in Chinese).
- [26] 郑天文, 陈来军, 陈天一, 等. 虚拟同步发电机技术及展望[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(21): 165-175.
- ZHENG Tianwen, CHEN Laijun, CHEN Tianyi, et al. Review and prospect of virtual synchronous generator technologies[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(21): 165-175(in Chinese).
- [27] 孙大卫, 刘辉, 吴林林, 等. 虚拟同步发电机对低频振荡的影响建模与特性分析[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(24): 134-144.
- SUN Dawei, LIU Hui, WU Linlin, et al. Modeling and characteristic analysis on influence of virtual synchronous generator on low-frequency oscillation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(24): 134-144(in Chinese).
- [28] 程冲, 杨欢, 曾正, 等. 虚拟同步发电机的转子惯量自

适应控制方法[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(19): 82-89.

CHENG Chong, YANG Huan, ZENG Zheng, et al. Rotor inertia adaptive control method of VSG[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(19): 82-89(in Chinese).

附录 A 系统参数

表 A1 风机参数

Table A1 DFIG parameters

参数	数值	参数	数值
额定电压/kV	0.69	定子电阻/pu	0.023
额定功率/kVA	2222	定子电抗/pu	0.18
额定频率/Hz	50	磁电抗/pu	2.9
转动惯量/kgm ²	75		

表 A2 虚拟同步控制器参数

Table A2 Controller parameters of virtual synchronous operation

参数	J_2	k_2	D_2	δ_{i0}	δ_{o0}
数值	15	—	20	17.8°	71.5°

表 A3 虚拟联轴控制器参数

Table A3 Controller parameters of virtual coupling operation

参数	J_2	k_2	D_2	δ_{i0}	δ_{o0}
数值	3	1.5	20	17.8°	71.5°



刘华志

在线出版日期: 2022-03-11。

收稿日期: 2021-06-28。

作者简介:

刘华志(1995), 男, 博士研究生, 研究方向为新能源并网稳定性分析及控制; lhzncepu2018@outlook.com;

*通信作者: 张祥宇(1984), 男, 博士, 副教授, 研究方向为风力发电控制技术、电力电子在电力系统中的应用, zh.xy.sq@163.com;

李永刚(1967), 男, 教授, 研究方向为大型电机故障诊断、新能源电力系统控制;

付媛(1982), 女, 博士, 副教授, 研究方向为风力发电控制技术。

(实习编辑 张文鑫)

Transient Energy Transfer and Virtual Shaft Coupling Control of DFIG-based Wind Generation

LIU Huazhi, ZhANG Xiangyu*, LI Yonggang, FU Yuan, QIN Lu

North China Electric Power University

KEY WORDS: wind power generator; virtual shaft coupling; oscillation energy; virtual synchronous generator

Although the virtual synchronous generator technology which has received much attention enables wind turbines to simulate the inertia and damping characteristics of conventional generators, the introduction of virtual synchronous characteristics limits the power electronic equipment to give wind turbines. Operational flexibility. Therefore, improving the grid-connection friendliness of wind turbines and optimizing the coupling relationship between the virtual synchronous generator and the system are still key issues that need to be solved urgently for new energy to enter the grid safely. Based on the virtual synchronous generator model, it can analyze the power-angle coupling relationship between the wind turbine and the synchronous generator after the virtual coupling is assembled. Through the Hamilton principle, the necessary conditions for complete energy transfer between the wind turbine and the synchronous machine are obtained, and a virtual coupling control strategy and parameter design suitable for doubly-fed wind turbines are proposed.

Firstly, the shaft coupling between power angles of wind power generators and synchronous generators is established in (1). After the controllable virtual coupling stiffness k_2 is introduced, it will make the virtual synchronous generator out of the synchronous oscillation operation mode.

$$\begin{cases} J_1 \Delta \ddot{\delta}_1 + D_1 \Delta \dot{\delta}_1 + k_1 \Delta \delta_1 + k_2 (\Delta \delta_1 - \Delta \delta_2) = 0 \\ J_2 \Delta \ddot{\delta}_2 + D_2 \Delta \dot{\delta}_2 + k_3 \Delta \delta_2 + k_2 (\Delta \delta_2 - \Delta \delta_1) = 0 \end{cases} \quad (1)$$

Then the paper analyzes the transmission law of system transient energy in virtual coupling and virtual synchronization control by the Hamilton principle, and obtains the condition of complete energy transmission, as shown in (2).

$$k_{n1} = \varepsilon^2 - \varepsilon + k_{n2}(1 - \varepsilon) \quad (2)$$

From the analysis of the Hamilton energy function of the wind turbine grid-connected system, it can be seen that after the introduction of virtual coupling, the wind turbine has the ability to completely transfer transient energy, as shown in Fig. 1. This also provides a basis for the design of virtual coupling controller parameters. Fig. 2 shows the influence of the virtual coupling stiffness k_2 on the wind turbine's system power oscillation.

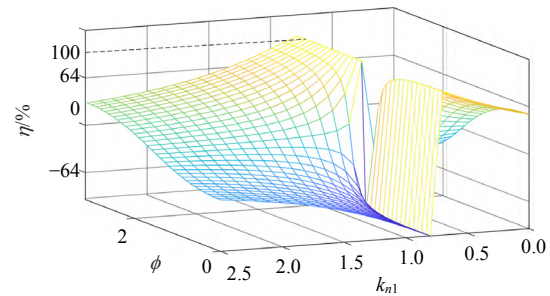


Fig. 1 Virtual shaft coupling energy transfer process

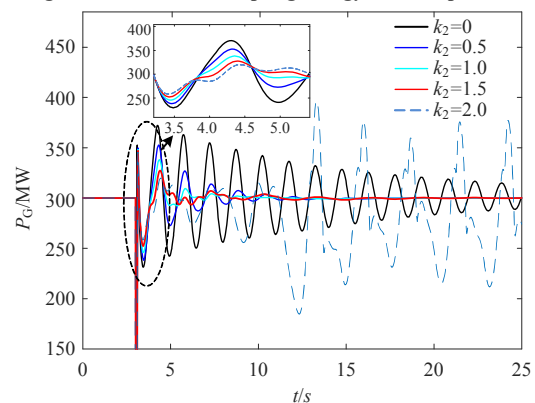


Fig. 2 Dynamic response of system with the variation of coupling stiffness k_2

The simulation results show that after the stiffness coupling is increased, the power support between the units is more efficient, and the frequency recovery characteristics and oscillation suppression capabilities of the system have been further enhanced.