第 49 卷 第 1 期：31-42 高电压技术 Vol.49, No.1: 31-42
2023 年 1 月 31 日 High Voltage Engineering January 31, 2023
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20220569

自同步电压源永磁直驱风电机组的直流电压同步机制及其统一控制结构

秦 垚[1]，王 晗[1]，邓桢彦[1]，周党生[2]，张建文[1]，蔡 旭[1]
（1. 上海交通大学电力传输与功率变换控制教育部重点实验室，上海 200240;
2. 深圳市禾望电气股份有限公司，深圳 518055）

摘 要：新型电力系统呈现出新能源高比例渗透和电力电子装置高比例接入的“双高”特点，电压源控制是提高“双高”电网下风电机组并网稳定运行的有效方法。基于并网变换器直流电压同步并网的控制方法可有效实现永磁直驱风电机组的自同步电压源控制，但该控制方法下存在直流电压无法维持在设定值的问题。为解决上述问题，提出一种新型直流电压同步控制方法，在电网频率变化时控制直流电压始终维持在设定值，且使同步控制器的输出频率保留实时映射电网频率变化的特点。详细阐明了所提控制方法的同步机制，揭示了其与现有 2 种直流电压同步控制方法之间的本质联系与区别；在此基础上，提出上述 3 种直流电压同步控制方法的统一控制结构，并利用频域分析法对 3 种同步控制方法的动态特性、抗扰性以及阻尼特性进行了对比分析。搭建了 2 MW 永磁直驱风电机组的仿真模型和硬件在环实验平台，仿真和实验结果表明，所提的直流电压同步控制方法在直流电压维持恒定的前提下，同步频率可以准确实时映射电网频率变化，且扰动项对同步频率的影响不超过 0.5%。

关键词：风电机组；直流电容动态；自主同步；电压源控制；统一控制结构；硬件在环实验平台

Synchronization Mechanism and Unified Control Structure for PMSG-based WTGs by Using the DC-link Voltage to Realize Self-synchronous Voltage Source Control

QIN Yao[1], WANG Han[1], DENG Zhenyan[1], ZHOU Dangsheng[2], ZHANG Jianwen[1], CAI Xu[1]
(1. Key Laboratory of Control of Power Transmission and conversion, Ministry of Education, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China; 2. Shenzhen Hewang Electric Co., Ltd., Shenzhen 518055, China)

Abstract：New power system is characterized by high penetration of renewable energy sources and high proportion of power electronics(namely, double-high). The voltage source control is an effective method to improve the grid-connected stability of wind turbine generators (WTGs) in the “double-high” grid. The control method based on the DC-link voltage of the grid-connected converter can be adopted to effectively realize the voltage source control for PMSG-based WTGs. However, there is a disadvantage that the DC-link voltage cannot be maintained at the set value. To address the above problems, a novel DC-link voltage synchronization control method is proposed, which can control the DC-link voltage to always maintain at the set value, and the output frequency of the synchronization controller retains the feature of real-time mapping of the grid frequency. The grid synchronization mechanism of the proposed control method is elucidated in detail, and the intrinsic connection and difference between the proposed control method and the two existing DC-link voltage synchronization control methods are revealed, based on which the unified control structure is established. Then the dynamic response characteristics, anti-disturbance performance, and damping characteristics are compared and analyzed by using frequency domain analysis. The simulation model and hardware-in-loop experimental platform of a 2 MW PMSG-based WTG are built. The simulation and experimental results show that the synchronization frequency can accurately map the grid frequency changes in real time under the premise that the DC-link voltage keeps constant after using the proposed control method, and the influence of the disturbance terms on the synchronization frequency does not exceed 0.5%.

Key words：wind turbine generator; DC-link capacitor dynamic; self-synchronization; voltage source control; unified control structure; hardware-in-loop experiment platform

基金资助项目：国家电网有限公司科技项目（5100−202040462A−0−0−00）。
Project supported by Science and Technology Project of of SGCC (5100−202040462A−0−0−00).

0 引言

随着电力系统中高比例新能源和高比例电力电子设备的广泛接入，电力系统强度逐渐弱化，无法有效为新能源提供刚性电压支撑，采用锁相环被动跟踪电网相位控制策略的并网变换器给电力系统的稳定性带来了一定的挑战[1]。已有研究表明，并网变换器的锁相环和电流环控制环路间存在交互耦合，导致其并入弱电网系统时易发生振荡失稳问题[2-4]。针对上述问题，有学者提出了通过前馈补偿、相位补偿或优化控制参数等方法来提高系统的稳定性[5-6]，这些方法在一定程度上解决了电流源并网变换器并入弱电网时的振荡失稳问题，但所述附加方法复杂度高、参数设计困难，最关键的是电流源型并网变换器的惯量为零，无法解决主动支撑电网的问题。鉴于此，并网变换器的电压源控制被提出并成为当前研究的前沿和热点。电压源并网变换器的等效输出阻抗小，在低频段表现为与电网相同的相位特性，因此具有较高的并网控制稳定性[7]。对并网变换器采用电压源控制可以从根本上解决弱电网下的失稳问题，其电压源控制使得并网变换器具备了一定的“惯量”，从而为“双高“电网下新能源自主支撑电网提供了可能性[8-10]。

电压源控制变换器模拟同步发电机的特性方程，自主调节并网功率实现与电网同步运行。由于控制结构的不同，目前电压源控制方法可以分为下垂控制、功率同步控制和虚拟同步机控制等。文献[11-12]中通过模拟同步发电机的特性，实现了并网变换器的有功频率和无功电压下垂控制。文献[13-14]提出了适用于弱电网背景的并网变换器功率同步控制策略，可以实现无需锁相环自主同步并网的目的。文献[15]提出了并网变换器的虚拟同步机控制策略，使变换器具有了类似同步发电机的惯量和阻尼特性。文献[7,16-17]对采用虚拟同步机控制策略和锁相环矢量控制策略的并网变换器进行阻抗建模，通过理论分析与仿真验证表明，虚拟同步发电机更适用于弱电网环境。上述文献中，使得并网变换器外特性体现为受控电压源的控制方法均提高了弱电网下的适应性，但其前提是假定直流母线电压不变，或是通过额外的装置来维持直流母线电压稳定，因此不适用于风电机组(wind turbine generators，WTGs)等需要将直流母线电压作为控制目标的新能源装置。

学者们针对风电机组的电压源控制也开展了大量研究，文献[18]基于同步发电机特征方程提出了风电机组的虚拟同步发电机控制策略，其中机侧变换器负责维持直流母线电压稳定，网侧变换器进行最大功率跟踪(maximum power point tracking，MPPT)控制，与传统电流源风电机组相比，其控制结构变动较大。文献[19]采用超前滞后环节对直流母线电压进行控制，以实现自主并网功能，但只适用于柔性直流输电等直流电容较大的电力电子装置，且需要额外检测电网频率以实现惯量响应功能。为应对弱网稳定和惯量支撑等问题，文献[20]提出了双馈风电机组的机侧虚拟同步控制和网侧惯性同步控制，该方法利用直流母线电容动态特性类比同步发电机的转子运动方程，实现了并网变换器的电网自主同步，使得直流母线电压可动态映射电网频率的变化，实现惯量响应。文献[21]将惯性同步控制应用在柔性直流输电中，可以将电网频率的变化实时映射到直流母线电压上，并指出当系统运行在低功率状态下，会因阻尼不足而发生失稳风险，同时提出了分段阻尼补偿的控制策略，以提高系统稳定运行的能力。文献[22-23]建立了采用惯性同步控制策略的全功率变换风电机组小信号模型，采用复转矩系数法揭示了系统失稳的机理，并提出了采用致稳控制策略来提高系统运行稳定性。文献[24]对比分析了双馈风电机组分别采用不同控制策略时的性能指标，指出机侧变换器采用虚拟同步机控制，网侧变换器采用惯性同步控制的策略最有利于系统稳定。

根据上述分析可知，目前已有多种可实现风电机组并网变换器自主同步并网的控制方法，但上述提及的几种利用直流母线电容实现自同步并网的控制方法均无法维持直流母线电压为一恒定值，当直流电压随电网频率变化过低时会导致变换器出现过调制，而当直流电压随电网频率变化过高时会增加功率器件电压应力，且现有研究缺乏对该类方法动态响应特性、抗扰性能以及阻尼特性的全面分析。

鉴于此，本文提出了一种既可稳定直流母线电压又可映射电网频率变化的新型直流电压同步控制方法，并详细阐明了所提方法的并网同步机制。分析了本文所提方法与现有 2 种利用直流电容动态实现同步并网的控制策略之间的共性与区别，从而建立了直流电压同步控制方法的统一控制结构。利用频域分析对 3 种同步控制方法的动态性能、抗扰性能及阻尼性能进行了评估。最后，基于 PSCAD/EMTDC 仿真软件和 RTLAB 硬件在环实验

平台搭建了 2 MW 永磁直驱风电机组模型，验证了本文所提控制方法和理论分析的正确性。

1　电压源风电机组直流电压同步控制方法

本文以全功率变换风电机组作为研究对象，其拓扑结构如图 1 所示，风电机组经滤波电感和变压器接入电网，电网等效为理想电源与电感串联。机侧变换器采用传统的转子磁链定向矢量控制，网侧变换器采用直流电压同步控制方法。

1.1　网侧变换器直流电压同步控制策略介绍

已有学者对利用直流电容动态实现自同步的电压源控制方法进行了研究，如文献[19]的虚拟同步控制方法(virtual synchronous control，VSynC)和文献[22]的惯性同步控制方法(inertia synchronization control，ISynC)，2 种典型直流电压同步控制框图如图 2 所示。本节将对此进行介绍，并引出本文所提控制方法。

1.1.1　VSynC 控制方法

如图 2(a)所示，VSynC 方法将直流母线电压经过超前滞后环节生成并网同步相角，再通过无功下垂控制生成调制电压指令，两者结合作为网侧变换器的内电势参考指令，其实现表达式为

$$\begin{cases}\theta=\dfrac{\omega_{\mathrm{b}}}{s}\left(\omega_0+\dfrac{s+K_{\mathrm{T}}}{K_{\mathrm{J}}s+K_{\mathrm{D}}}\left(\dfrac{u_{\mathrm{dc}}}{U_{\mathrm{dc0}}}-u_{\mathrm{dcref}}\right)\right)\\ u_{\mathrm{t}}=U_{\mathrm{b}}\left(u_{\mathrm{t0}}+k_{\mathrm{Q}}\left(Q_{\mathrm{ref}}-\dfrac{Q_{\mathrm{g}}}{S_{\mathrm{n}}}\right)\right)\end{cases}\tag{1}$$

式中：s 为微分算子；ω_{b} 为系统额定角频率；ω_0 为系统角频率基准值；u_{dcref} 为直流母线电压给定值；u_{dc} 和 U_{dc0} 分别为直流母线电压实际值和基准值；K_{T} 为直流电压跟踪系数；K_{J} 为惯量系数；K_{D} 为阻尼系数；U_{b} 为交流母线电压基准值；Q_{ref} 为网侧变换器无功功率给定值；S_{n} 为系统额定容量；u_{t0} 为调制电压基准值；k_{Q} 为无功环控制增益。

经过推导，可以得到网侧变换器输出电压的频率ω^*与直流电压之间关系为

$$\frac{K_{\mathrm{D}}}{K_{\mathrm{T}}}(\omega^*-\omega_0)=\frac{u_{\mathrm{dc}}}{U_{\mathrm{dc0}}}-u_{\mathrm{dcref}}=\Delta u_{\mathrm{dcd}}\tag{2}$$

式中 Δu_{dcd} 为直流电压实际值与给定值的偏差。

1.1.2　ISynC 控制方法

如图 2(b)所示，ISynC 方法将直流母线电压经过比例环节生成并网同步相角，再通过无功下垂控制并附加直流电压偏差经补偿函数生成调制电压指令，两者结合作为网侧变换器的内电势参考指令，

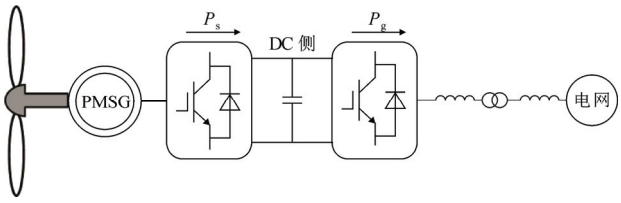
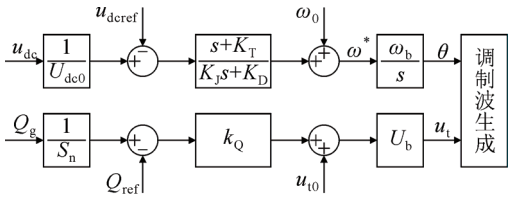
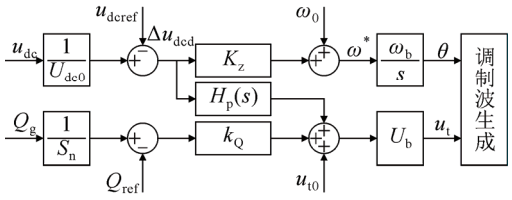


图 1　永磁直驱风电机组拓扑结构图

Fig.1　Topological structure diagram of PMSG-based wind turbine generator



(a) VSynC 控制方法



(b) ISynC 控制方法

图 2　2 种典型直流电压同步控制框图

Fig.2　Block diagram of two typical DC-link voltage synchronization control method

其表达式为

$$\begin{cases}\theta=\dfrac{\omega_{\mathrm{b}}}{s}\left(\omega_0+K_{\mathrm{z}}\left(\dfrac{u_{\mathrm{dc}}}{U_{\mathrm{dc0}}}-u_{\mathrm{dcref}}\right)\right)\\ u_{\mathrm{t}}=U_{\mathrm{b}}\left(u_{\mathrm{t0}}+k_{\mathrm{Q}}\left(Q_{\mathrm{ref}}-\dfrac{Q_{\mathrm{g}}}{S_{\mathrm{n}}}\right)+H_{\mathrm{p}}(s)\Delta u_{\mathrm{dcd}}\right)\end{cases}\tag{3}$$

式中：K_{z} 为惯性增益；$H_{\mathrm{p}}(s)$为阻尼补偿函数，可表示为 $k_{\mathrm{pss}}T_{\mathrm{p}}s/(T_{\mathrm{p}}s+1)$；$k_{\mathrm{pss}}$ 为阻尼增益；T_{p} 为高通滤波器时间常数。

同样可以得到网侧变换器输出电压的频率ω^*与直流电压之间关系为

$$\frac{1}{K_{\mathrm{z}}}(\omega^*-\omega_0)=\frac{u_{\mathrm{dc}}}{U_{\mathrm{dc0}}}-u_{\mathrm{dcref}}=\Delta u_{\mathrm{dcd}}\tag{4}$$

1.1.3　改进惯性同步控制方法

由上述分析可知，图 2(a)的 VSynC 方法中直流母线电压会随电网频率的波动发生($K_{\mathrm{D}}/K_{\mathrm{T}}$)：1 的变化，而图 2(b)的 ISynC 方法中直流母线电压会随电网频率呈现(1/K_{z}):1 的变化，2 种方法均无法维持直流母线电压为一恒定值，存在由于直流母线电压波

动过大而造成调制度不够发生失稳现象的可能性。因此，本文在上述基础上提出一种新型直流电压同步控制方法，控制框图如图 3 所示，并命名为改进的惯性同步控制(advanced inertia synchronization control，AISynC)。电网电压用向量 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{g}}$ 表示，其幅值为 U_{g}，相位为 θ_{g}；网侧变换器输出电压用向量 $\boldsymbol{U}_{\mathrm{f}}$ 表示，其幅值为 U_{f}，相位为 θ；L_{f} 为滤波电感；C_{dc} 为直流母线电容；P_{g} 和 Q_{g} 分别为网侧变换器输出有功功率和无功功率；P_{WT} 和 P_{s} 为机侧变换器捕获风能和实际输出有功功率。

由 AISynC 的原理可知，网侧变换器的输出相角可以表示为

$$\theta=\frac{\omega_{\mathrm{b}}}{s}\left(\omega_0+(k_{\mathrm{p}}+\frac{k_{\mathrm{i}}}{s})(\frac{u_{\mathrm{dc}}}{U_{\mathrm{dc0}}}-u_{\mathrm{dcref}})\right) \tag{5}$$

式中：k_{p} 为直流电压环比例系数；k_{i} 为直流电压环积分系数。

网侧变换器的调制电压可以表示为

$$u_{\mathrm{t}}=U_{\mathrm{b}}\left(u_{\mathrm{t0}}+k_{\mathrm{Q}}(Q_{\mathrm{ref}}-\frac{Q_{\mathrm{g}}}{S_{\mathrm{n}}})\right) \tag{6}$$

进一步地，网侧变换器的调制波信号可表示为

$$\begin{cases}U_{\mathrm{ta}}=u_{\mathrm{t}}\sin\theta\\ U_{\mathrm{tb}}=u_{\mathrm{t}}\sin(\theta-2\pi/3)\\ U_{\mathrm{tc}}=u_{\mathrm{t}}\sin(\theta+2\pi/3)\end{cases} \tag{7}$$

式中：U_{ta}、U_{tb} 和 U_{tc} 分别为 a 相、b 相和 c 相的调制电压。

1.2 网侧变换器直流电压同步并网机制

本节以改进惯性同步控制方法为例对同步并网机制进行分析，同步机制分析过程可用于其他两种方法。由图 3 可知，全功率变换风电机组的直流母线电容的动态方程可以表示为

$$C_{\mathrm{dc}}U_{\mathrm{dc0}}\frac{\mathrm{d}u_{\mathrm{dc}}}{\mathrm{d}t}=C_{\mathrm{dc}}U_{\mathrm{dc0}}su_{\mathrm{dc}}=P_{\mathrm{s}}-P_{\mathrm{g}} \tag{8}$$

引入中间变量同步控制器输出频率 ω_{syn}，令其表达式为

$$\omega_{\mathrm{syn}}=\omega_0+(k_{\mathrm{p}}+\frac{k_{\mathrm{i}}}{s})(\frac{u_{\mathrm{dc}}}{U_{\mathrm{dc0}}}-u_{\mathrm{dcref}}) \tag{9}$$

将式(9)左右两边同时乘以微分算子 s，并代入式(8)可得

$$\begin{cases}\theta=\dfrac{\omega_{\mathrm{b}}}{s}\omega_{\mathrm{syn}}\\ \dfrac{C_{\mathrm{dc}}U_{\mathrm{dc0}}^2}{k_{\mathrm{p}}}s\omega_{\mathrm{syn}}=P_{\mathrm{s}}-P_{\mathrm{g}}+\dfrac{k_{\mathrm{i}}C_{\mathrm{dc}}U_{\mathrm{dc0}}^2}{k_{\mathrm{p}}}(\dfrac{u_{\mathrm{dc}}}{U_{\mathrm{dc0}}}-u_{\mathrm{dcref}})\end{cases} \tag{10}$$

假定网侧变换器输出电压 U_{f} 与电网电压 U_{g} 之间的相角差为 δ，并忽略变换器功率损耗，则网侧变换器的输出功率可以表示为

$$P_{\mathrm{g}}=\frac{U_{\mathrm{f}}U_{\mathrm{g}}}{X}\sin(\theta-\theta_{\mathrm{g}})=\frac{U_{\mathrm{f}}U_{\mathrm{g}}}{X}\sin\delta \tag{11}$$

式中：X 为网侧变换器与电网之间的总电感，表示为 $X=\omega_{\mathrm{g}}(L_{\mathrm{f}}+L_{\mathrm{g}})$；$\omega_{\mathrm{g}}$ 为电网频率。

将式(11)代入式(10)中，并考虑到稳态时直流母线电压与给定值保持一致，可以得到

$$\begin{cases}\theta=\dfrac{\omega_{\mathrm{b}}}{s}\omega_{\mathrm{syn}}\\ \dfrac{C_{\mathrm{dc}}U_{\mathrm{dc0}}^2}{k_{\mathrm{p}}}s\omega_{\mathrm{syn}}=P_{\mathrm{s}}-\dfrac{U_{\mathrm{f}}U_{\mathrm{g}}}{X}\sin\delta\end{cases} \tag{12}$$

同步发电机的转子运动方程为 2 阶环节，其表达式为

$$\begin{cases}\theta_{\mathrm{s}}=\dfrac{1}{s}\omega_{\mathrm{s}}\\ J_{\mathrm{s}}s\omega_{\mathrm{s}}=P_{\mathrm{m}}-P_{\mathrm{e}}-D_{\mathrm{s}}(\omega-\omega_0)\end{cases} \tag{13}$$

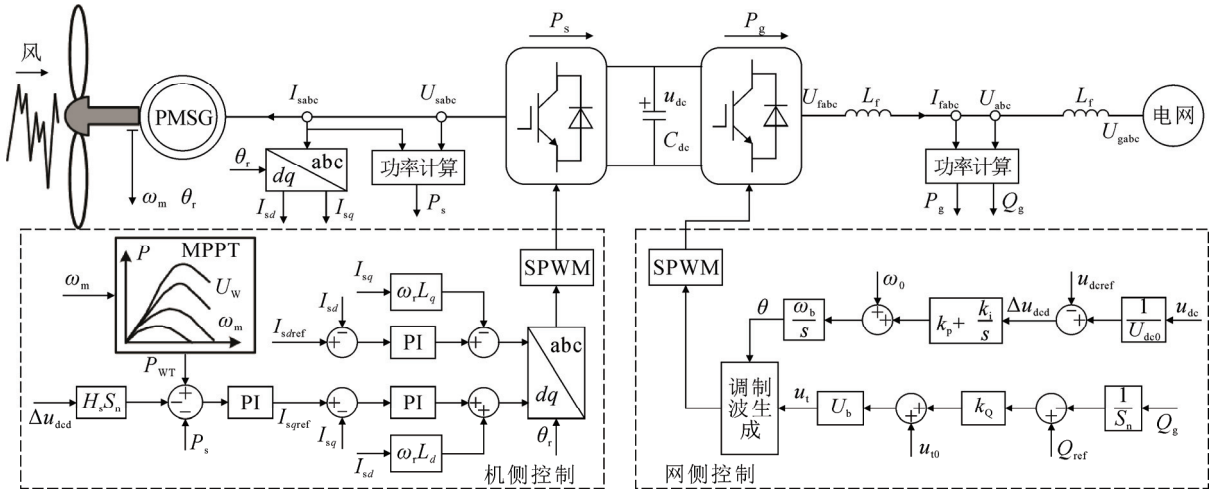


图 3 基于改进惯性同步控制的电压源全功率风电机组控制框图

Fig.3 Control block diagram of voltage source controlled WTGs based on AISynC

式中：J_s为同步发电机的惯量；D_s为阻尼系数；ω_s为同步机角频率；θ_s为同步机相角；P_m和P_e分别为同步机输入机械功率和输出电磁功率。

对比式(12)与式(13)可知，两者具有几乎完全相同的形式，因此可以利用直流电容的动态模拟同步发电机的攻角特性，通过对直流电压进行控制实现对有功功率的控制，进而产生并网同步频率和相位。

1.3　网侧变换器直流电压同步控制阻尼分析

由上述分析可知，式(12)与式(13)的特征方程均为2阶函数，然而同步发电机天然具有阻尼绕组，其特征方程存在与阻尼系数D_s成比例的一次项，特征方程的极点均处于左半平面内。而对式(12)观察可知，直流电压同步控制的特征方程存在2个虚轴上的极点，意味着系统处于临界稳定状态，易受干扰而出现振荡现象。因此必须构造2阶函数中的一次项，使得特征方程的极点能够位于左半平面内。对式(12)进行分析可知，可以在以下3个位置引入虚拟阻尼以增强系统的稳定性。

1）在输入功率通道即P_s上引入虚拟阻尼，本文即采用这种方式，假设忽略机侧变换器电流内环的动态特性及功率损耗，则引入虚拟阻尼后机侧变换器的输出有功功率表达式为

$$P_s = P_{WT} - H_s S_n\left(\frac{u_{dc}}{U_{dc0}} - u_{dcref}\right) \tag{14}$$

式中，H_s为输入功率通道阻尼补偿系数。结合式(9)，将式(14)代入式(12)中，可以得到

$$\begin{cases} \theta = \dfrac{\omega_b}{s}\omega_{syn} \\ \dfrac{C_{dc}U_{dc0}^2}{k_p}s\omega_{syn} = P_{WT} - \dfrac{U_f U_g}{X}\sin\delta - \dfrac{H_s s}{k_p s + k_i}(\omega_{syn} - \omega_0) \end{cases} \tag{15}$$

2）在输出电压调制通道即u_t上加入阻尼控制，如文献[22]的ISynC方法，其典型控制框图如图2(b)所示。忽略调制延时的影响，可认为U_f=$u_t u_{dc}/U_{dc0}$。类比式(10)的推导过程，结合式(3)、式(8)、式(11)可以得到

$$\begin{cases} \theta = \dfrac{\omega_b}{s}\omega_{syn} \\ \dfrac{C_{dc}U_{dc0}^2}{K_z}s\omega_{syn} = P_s - \dfrac{U_g \sin\delta u_{dc} U_b}{X U_{dc0}} \cdot \left(u_{t0} + \dfrac{H_p(s)}{K_z}(\omega_{syn} - \omega_0)\right) \end{cases} \tag{16}$$

3）在输出相角调制通道即ω_{syn}上设计阻尼特性，如文献[19]的VSynC方法，其典型控制框图如图2(a)所示。类比式(10)的推导过程，结合式(1)、式(8)、式(11)，可以得到

$$\begin{cases} \theta = \dfrac{\omega_b}{s}\omega_{syn} \\ C_{dc}U_{dc0}^2 K_J s\omega_{syn} = P_s - \dfrac{U_f U_g}{X}\sin\delta - C_{dc}U_{dc0}^2 K_D(\omega_{syn} - \omega_0) \end{cases} \tag{17}$$

上述3种加入阻尼的方式均可以起到增强直流电压同步控制稳定性的作用，但仍各有区别，其中只有输出电压调制通道所加的虚拟阻尼大小受到系统工作点的影响。后续将建立直流电压同步控制系统的统一控制结构，建立相应的数学表达式进行分析比较。

2　统一控制结构的提出与建模

2.1　统一控制结构的提出

根据第1章的介绍，对3种直流电压同步控制的结构进行比对，可得统一控制结构下网侧变换器的控制框图如图4所示。$H_{dc}(s)$为直流母线电压控制环节，$H_Q(s)$为无功功率控制环节，$H_p(s)$为输出电压调制通道阻尼补偿环节。

2.2　控制特性模型推导

由图4可知，网侧变换器的输出相角为

$$\theta = \frac{\omega_b}{s}\left(\omega_0 + H_{dc}(s)\left(\frac{u_{dc}}{U_{dc0}} - u_{dcref}\right)\right) \tag{18}$$

网侧变换器的调制电压为

$$u_t = U_b\left(u_{t0} + H_Q(s)\left(Q_{ref} - \frac{Q_g}{S_n}\right) + H_p(s)\Delta u_{dcd}\right) \tag{19}$$

忽略无功外环的影响，对式(19)线性化可以得到式(20)，需要注意的是下述变量中带有符号Δ为小扰动分量，下标带有0的为稳态值。

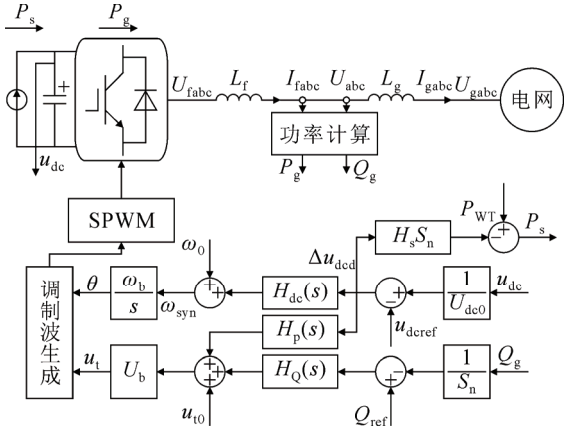


图4　网侧变换器统一控制结构框图

Fig.4　Unified structure control block diagram of the grid-side converter

$$\Delta U_{\mathrm{f}}=\frac{U_{\mathrm{b}}(1+H_{\mathrm{p}}(s))\Delta u_{\mathrm{dc}}}{U_{\mathrm{dc0}}} \tag{20}$$

对式(11)采用小信号线性化可以得到

$$\Delta P_{\mathrm{g}}=\frac{P_{\mathrm{g0}}}{\sin\delta_0}\Delta\delta+\frac{P_{\mathrm{g0}}}{U_{\mathrm{f0}}}\Delta U_{\mathrm{f}}+\frac{P_{\mathrm{g0}}}{U_{\mathrm{g0}}}\Delta U_{\mathrm{g}} \tag{21}$$

结合式(18)可得相角差$\Delta\delta$的小信号表达式为

$$\Delta\delta=\Delta\theta-\Delta\theta_{\mathrm{g}}=\frac{\omega_{\mathrm{b}}}{s}\left(H_{\mathrm{dc}}(s)\frac{\Delta u_{\mathrm{dc}}}{U_{\mathrm{dc0}}}-\frac{\omega_{\mathrm{g}}}{\omega_{\mathrm{b}}}\right) \tag{22}$$

对式(14)线性化可得

$$\Delta P_{\mathrm{s}}=\Delta P_{\mathrm{WT}}-\frac{H_{\mathrm{s}}S_{\mathrm{n}}}{U_{\mathrm{dc0}}}\Delta u_{\mathrm{dc}} \tag{23}$$

进一步，对式(8)线性化可以得到

$$C_{\mathrm{dc}}U_{\mathrm{dc0}}s\Delta u_{\mathrm{dc}}=\Delta P_{\mathrm{s}}-\Delta P_{\mathrm{g}} \tag{24}$$

将式(20)、式(22)代入式(21)中，并联立式(23)、式(24)可以得到直流电压的频域动态方程为

$$\Delta u_{\mathrm{dcpu}}=G_{\mathrm{a}}(s)\Delta\omega_{\mathrm{gpu}}+G_{\mathrm{b}}(s)\Delta U_{\mathrm{gpu}}+G_{\mathrm{c}}(s)\Delta P_{\mathrm{WTpu}} \tag{25}$$

式中：$G_{\mathrm{a}}(s)$、$G_{\mathrm{b}}(s)$和 $G_{\mathrm{c}}(s)$分别代表直流母线电压关于电网频率、电网电压幅值和机侧输入功率的传递函数；下标 pu 代表该物理量的标幺值。

从式(25)中可以看到，直流母线电压会受到电网频率、电网电压幅值和机侧输入功率的影响，为了保证直流母线电压能够与给定值相同，需要尽可能的抑制变化的增益，可通过提高传递函数 $G_{\mathrm{a}}(s)$、$G_{\mathrm{b}}(s)$和 $G_{\mathrm{c}}(s)$的阻尼来实现。

同理可以得到同步控制器输出频率关于电网频率、电网电压幅值和机侧输入功率 3 个传递函数 $G_{\mathrm{d}}(s)$、$G_{\mathrm{e}}(s)$和 $G_{\mathrm{f}}(s)$的关系为

$$\Delta\omega_{\mathrm{syn}}=G_{\mathrm{d}}(s)\Delta\omega_{\mathrm{gpu}}+G_{\mathrm{e}}(s)\Delta U_{\mathrm{gpu}}+G_{\mathrm{f}}(s)\Delta P_{\mathrm{WTpu}} \tag{26}$$

根据式(26)可知，同步控制器输出频率也会受到电网频率、电网电压幅值和机侧输入功率的影响。由于本文的控制目标是实现同步控制器输出频率实时跟踪电网频率，因此后两者属于扰动因素，通过改善相应传递函数 $G_{\mathrm{e}}(s)$和 $G_{\mathrm{f}}(s)$的动态特性可以实现对扰动因素的抑制。

式(25)和式(26)传递函数的详细表达式见附录 A 式(A1)—式(A7)。

3 直流电压同步控制特性对比分析

本节将利用 2.2 节推导的表达式，采用波特图的形式对直流母线电压和同步控制器输出频率的性能进行分析，其中表征电网强度的短路比(short circuit ratio，SCR)选为 2.5。具体参数见附录 B 表 B1 和表 B2。注意 3.1 节至 3.3 节分析中风电机组均处于额定工作点下。

3.1 电网频率跟随性能对比

3 种直流电压同步控制方法下直流母线电压关于电网频率的频域特性如图 5 所示。由图 5 可知，3 种控制策略下 VSynC 的直流母线电压对于电网频率的变化响应幅值最大，ISynC 的直流母线电压与电网频率呈现等幅变化，而本文提出的 AISynC 的直流母线电压虽会随电网频率的变化而发生波动，但低频段的幅值增益呈现下降趋势，意味着最终可以维持到设定值。

3 种直流电压同步控制方法下同步控制器输出频率关于电网频率的频域特性如图 6 所示。考虑到电力系统中电网频率响应时间不小于 1.5 s[21]，可以看出在低于 1 Hz 的频率变化下，ISynC 和本文提出的 AISynC 中同步角频率对电网频率变化幅值响应的增益均为 0 dB，且基本不存在相位滞后，意味着同步频率可以实时跟踪电网频率。但是，VSynC 的同步频率无法跟踪电网频率变化。

3.2 电网电压抗扰性能对比

通过分析直流母线电压关于电网电压幅值的频域特性，可以得到 3 种直流电压同步控制方法下直流母线电压的响应特点，其波特图表征如图 7 所示。可以看出，3 种控制方式下直流母线电压对电网电压幅值的幅值响应的增益均不高于 0 dB，直流电压对电网电压幅值变化不敏感，且 ISynC 和本文提出的 AISynC 在低频段衰减的程度更大，意味着直流电压的波动更小。

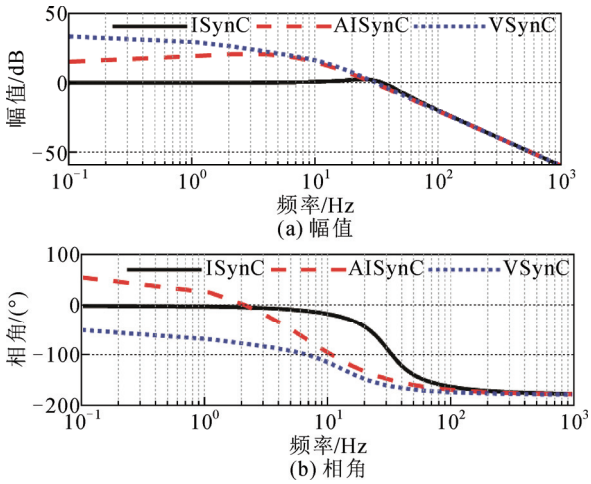


图 5 直流电压关于电网频率传递函数 $G_{\mathrm{a}}(s)$的波特图

Fig.5 Bode diagrams of transfer function $G_{\mathrm{a}}(s)$ of the DC-link voltage with respect to the grid frequency

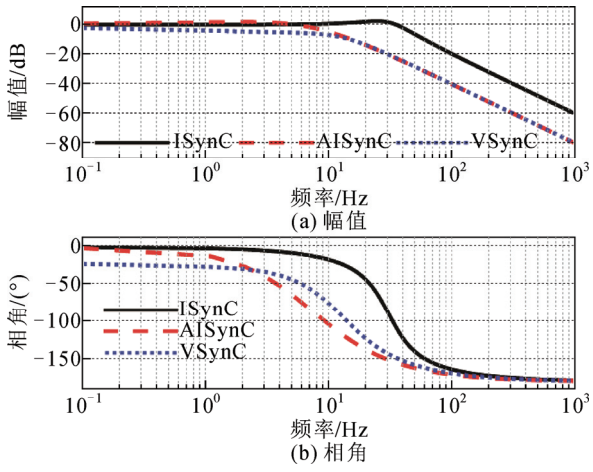


图 6　同步频率关于电网频率传递函数 $G_{\mathrm{d}}(s)$的波特图

Fig.6　Bode diagrams of transfer function $G_{\mathrm{d}}(s)$ of the synchronization frequency concerning the grid frequency

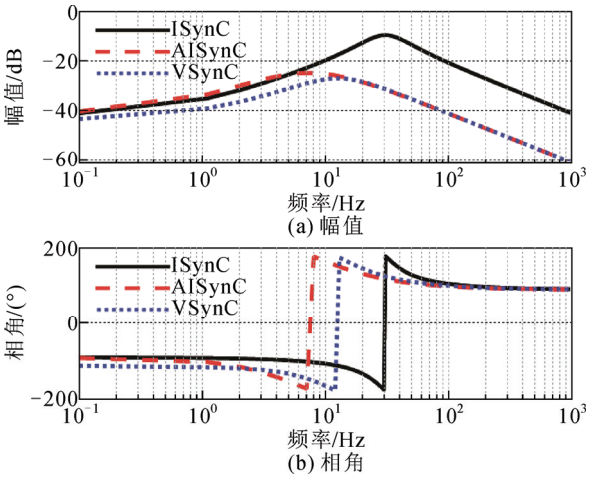


图 8　同步频率关于电网电压传递函数 $G_{\mathrm{e}}(s)$的波特图

Fig.8　Bode diagrams of transfer function $G_{\mathrm{e}}(s)$ of the synchronization frequency concerning the grid voltage

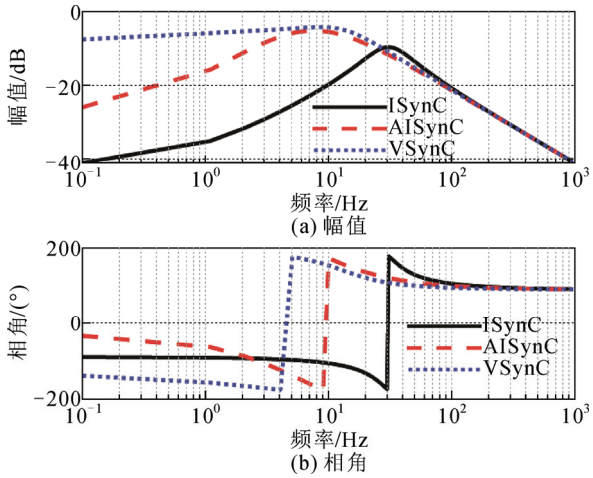


图 7　直流电压关于电网电压传递函数 $G_{\mathrm{b}}(s)$的波特图

Fig.7　Bode diagrams of transfer function $G_{\mathrm{b}}(s)$ of the DC-link voltage with respect to the grid voltage

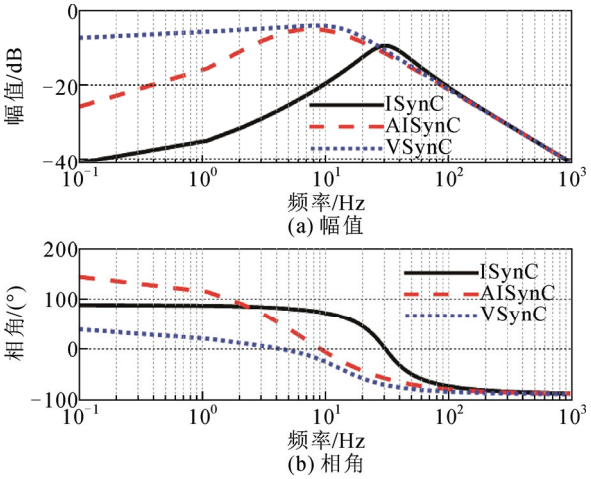


图 9　直流电压关于输入功率传递函数 $G_{\mathrm{c}}(s)$的波特图

Fig.9　Bode diagrams of transfer function $G_{\mathrm{c}}(s)$ of the DC-link voltage with respect to the input power

3 种直流电压同步控制方法下，同步控制器输出频率关于电网电压幅值频域特性的波特图表征如图 8 所示。可以看出，VSynC 和本文提出的 AISynC 的同步角频率对电网电压幅值的响应幅度在全频段内低于−20 dB，意味着电网电压幅值的波动对同步角频率的影响较小。

3.3　输入功率抗扰性能对比

3 种直流电压同步控制方法下直流母线电压关于输入功率的频域特性如图 9 所示。一般情况下，风电机组捕获风功率的变化时间尺度为秒级，由图 9 可知，在低于 1 Hz 的范围内，ISynC 和本文提出的 AISynC 的幅值响应的增益均不高于−15 dB，意味着直流电压对输入功率的波动不敏感。但对于 VSynC 来说，则不得不考虑风功率波动对直流母线电压控制性能的影响。

3 种直流电压同步控制方法下，同步控制器输出频率关于输入功率的频域特性的波特图表征如图 10 所示。可知，VSynC 和本文提出的 AISynC 的同步频率对输入功率的响应幅度在全频段内均低于−20 dB，表示风功率波动对同步频率影响较小，两者的控制性能比 ISynC 更好。

3.4　不同工作点下抗扰性能对比

在 1.3 节的分析中指出，有 3 种增强直流电压同步控制方法稳定性的方式，包括输入功率通道加阻尼、输出电压调制通道加阻尼和输出相角调制通道加阻尼。本节将在基准容量为 2 MW 的 0.2 倍标

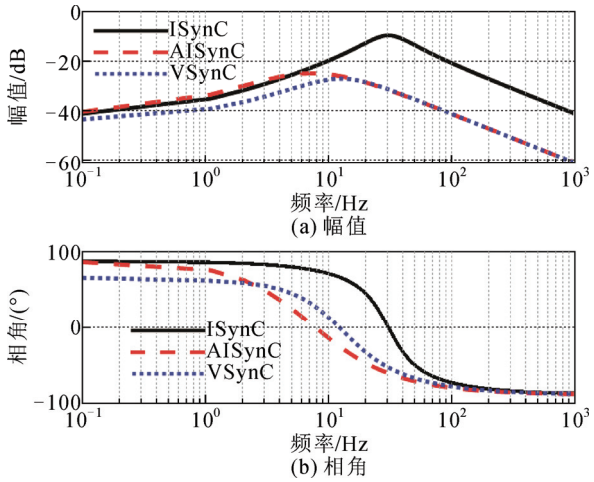


图 10 同步频率关于输入功率传递函数 $G_f(s)$的波特图

Fig.10 Bode diagrams of transfer function G_f(s) of the synchronization frequency concerning the input power

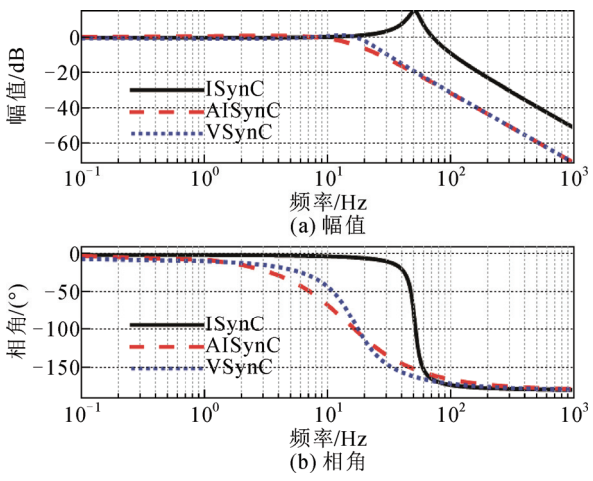


图 11 0.2 倍标幺值工作点下不同控制策略传递函数波特图

Fig.11 Bode diagram of transfer functions of different control methods under 0.2 times working point in per unit

幺值工作点下对 3 种控制方法的动态响应特性进行对比，进一步说明不同位置增加阻尼方式的区别。

以同步控制器输出频率对电网频率的频域特性为例进行分析，结果如图 11 所示。可以看出，在 0.2 倍标幺值工作点下，采用输出电压调制通道上加阻尼的幅值响应曲线在 15.5 Hz 处出现了谐振尖峰，这可能会导致风电机组在低功率运行时发生振荡风险。而在输入功率通道补偿阻尼和在相角通道补偿阻尼的动态特性基本不受影响。

4 仿真和实验验证

本节基于 PSCAD/EMTDC 仿真软件和 RTLAB 硬件在环实验平台搭建了 2 MW 的永磁直驱风电机组模型，在 SCR 为 2.5 的条件下，对 3 种直流电压同步控制方法的控制特性进行了仿真研究，系统所用电气参数和控制参数见附录 A 表 A1 和表 A2。

4.1 仿真验证

4.1.1 电网频率跟随性能

仿真设置如下：电网频率标幺值在 4 s 时由 1 变至 0.99，在 10 s 时变至 1.01，电网频率变化率时间常数设定为 1.5 s。3 种控制方法下风电机组直流母线电压和同步频率的响应曲线如图 12 所示。由图 12 可以看出，ISynC 和 VSynC 的直流电压会随电网频率而变化，而本文所提的 AISynC 控制方法可将直流母线电压维持在额定值；根据同步控制器输出频率的响应情况，VSynC 的同步频率不能实时跟踪电网的频率，而 AISynC 和 ISynC 控制方法均能实现对电网频率的实时跟踪。

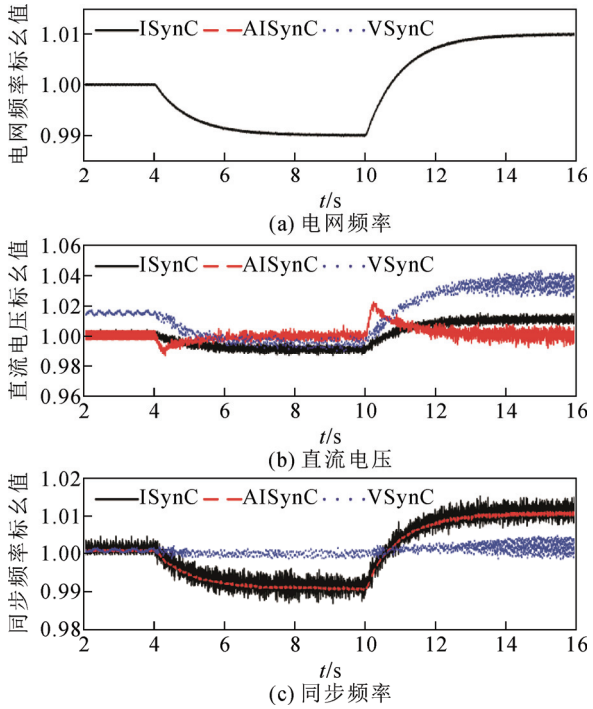


图 12 电网频率变化下的响应曲线

Fig.12 Response curves under change of grid frequency

4.1.2 电网电压抗扰性能

仿真设置如下：4 s 时电网电压幅值标幺值由 1 变至 0.9，在 8 s 时变至 1.1，3 种控制方法下风电机组直流母线电压和同步频率仿真结果如图 13 所示。可以看出，ISynC 和 AISynC 控制下直流电压受电网电压幅值的影响较小，而 VSynC 的变化冲击较大；在电压变化瞬间，ISynC 和 VSynC 的同步控制器输出频率的冲击变化均大于所提方法 AISynC 的变化，意味着 AISynC 对扰动项不敏感。附录 B 表 B1 给出了 3 种方法性能指标的对比数据。

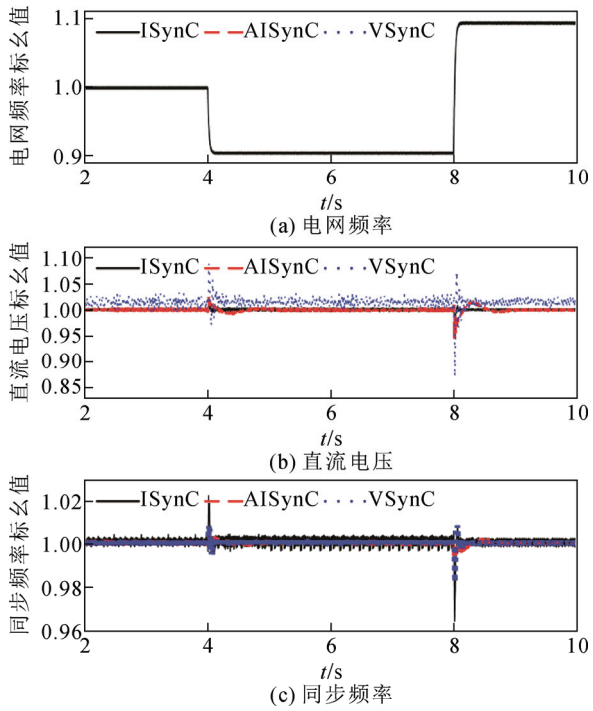


图 13　电网电压幅值变化下的响应曲线

Fig.13　Response curves under change of the amplitude of grid voltage

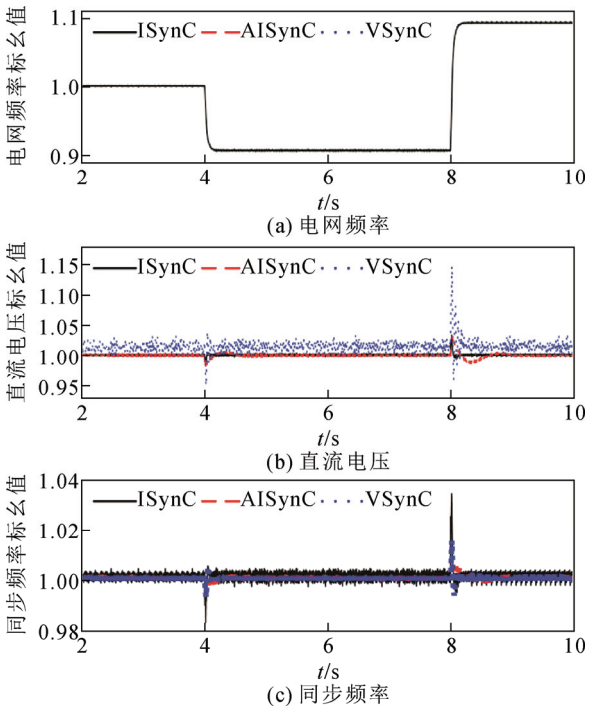


图 14　输入功率变化下的响应曲线

Fig.14　Response curves under change of input power

4.1.3　输入功率抗扰性能

仿真设置如下：4 s 时输入功率标幺值由 1 变至 0.9，在 8 s 时变至 1.1，3 种控制方法下风电机组直流母线电压和同步频率的仿真结果如图 14 所示。可以看出，3 种控制方法下的直流母线电压均会波动，但是 VSynC 的电压波动幅值最大可达 6.8%。除此之外，方法 ISynC 和 VSynC 的同步控制器输出频率的冲击变化均大于 AISynC 的变化，意味着本文所提方法对扰动项不敏感。附录 B 表 B2 给出了相应性能指标的对比数据。

4.1.4　不同工作点下抗扰性能

考虑风功率阶跃变化的情况，4 s 时输入功率标幺值由 1 变至 0.3，3 种控制方法下风电机组直流母线电压和同步频率的仿真结果如图 15 所示。可以看出，在较低工作点下，在调制电压通道加入虚拟阻尼的控制方法发生了振荡现象，而其他 2 种方法均保持稳定运行，验证了 1.3 节理论分析的正确性。

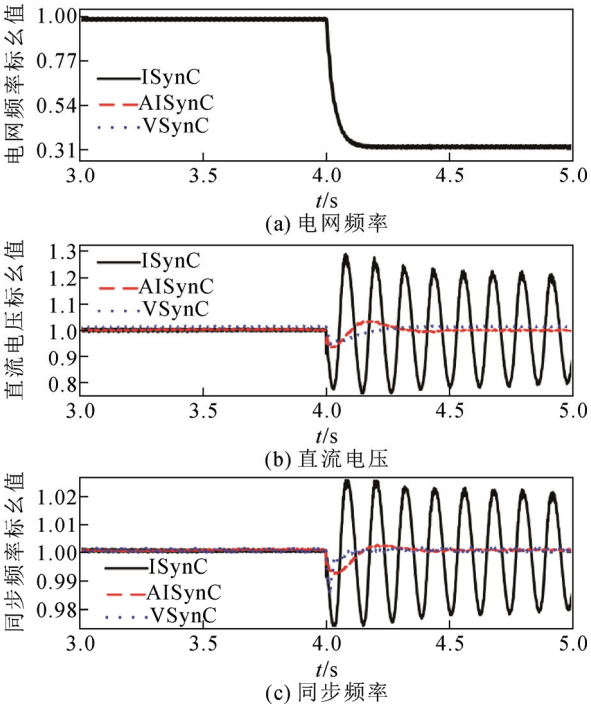


图 15　不同工作点下的响应曲线

Fig.15　Response curves under different working point

4.2　硬件在环实验验证

进一步基于实时数字仿真器 RTLAB 构建了永磁直驱风电机组的硬件在环仿真实验平台，并由基于 32 位浮点型数字信号处理器 TMS320C28346 和多个 FPGA 架构的实时数字控制系统 RTU-BOX 作为控制器，负责实施风电机组的控制策略。硬件在环实验平台架构如图 16 所示，系统参数见附录 B 表 B3 和 B4 所示。

在电网频率变化下，观测采用 AISynC 控制、ISynC 控制和 VSynC 控制的直流母线电压和同步控制器输出频率的响应情况，结果分别如图 17—图 19

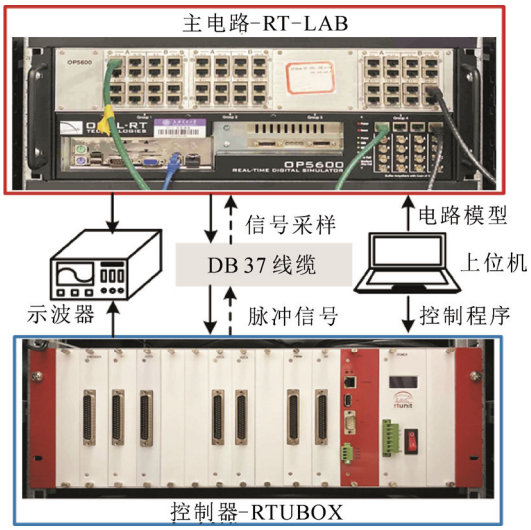


图 16 基于 RTLAB 的硬件在环实验平台

Fig.16 Hardware-in-loop experiment platform based on RTLAB

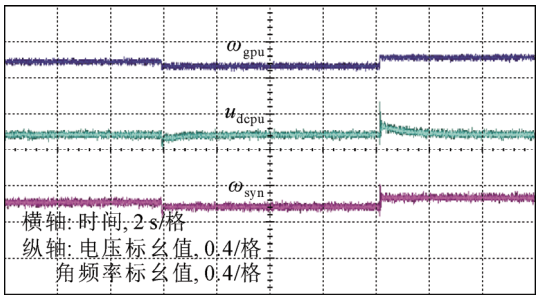


图 17 电网频率变化下 AISynC 方法的实验波形

Fig.17 Experimental waveforms of AISynC under change of the grid frequency

所示。可以看出，AISynC 控制策略能够很好地维持直流母线电压的稳定，且同步频率可以跟踪电网频率变化；ISynC 控制方式下直流母线电压与电网频率呈现 1：1 的正相关变化；VSynC 控制方式下，较小的电网频率变化可造成较大的直流母线电压变化，直流母线电压波动也明显比前述 2 种方法大，且同步频率并不跟踪电网频率变化。

5 结论

1）本文所提的直流电压同步控制方法与现有方法相比，直流母线电压能够维持在恒定值，并且同步控制器的输出频率可以实时映射电网频率变化，扰动项对同步频率的影响最小且不超过 0.5%。

2）建立了直流电压同步控制方法的统一控制结构，从阻尼特性的角度指出了 3 种提高系统稳定性的方式，分析可知，在电压调制通道上增加阻尼的方式受系统工作点影响最大。

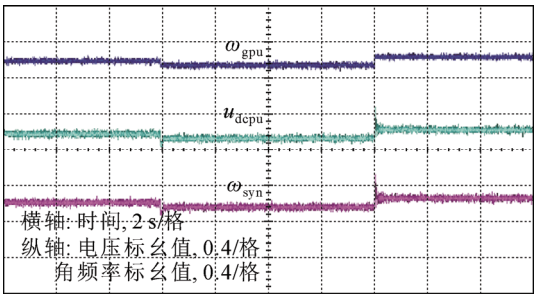


图 18 电网频率变化下 ISynC 方法的实验波形

Fig.18 Experimental waveforms of ISynC under change of the grid frequency

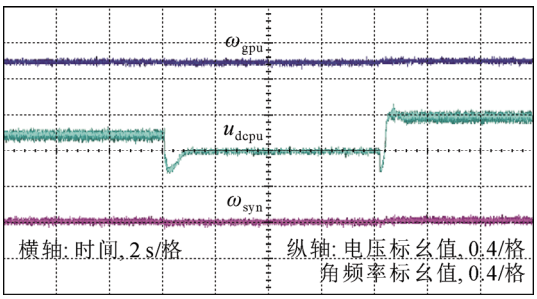


图 19 电网频率变化下 VSynC 方法的实验波形

Fig.19 Experimental waveforms of VSynC under change of the grid frequency

本文对利用直流电压同步控制方法的电压源风电机组的动稳态性能提供了一个系统性的研究，并为未来电压源风电机组控制策略的选择提供了理论指导。

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

参考文献 References

[1] 谢小荣，贺静波，毛航银，等. “双高”电力系统稳定性的新问题及分类探讨[J]. 中国电机工程学报，2021，41(2)：461-475.
XIE Xiaorong, HE Jingbo, MAO Hangyin, et al. New issues and classification of power system stability with high shares of renewables and power electronics[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(2): 461-475.

[2] 王旭斌，杜文娟，王海风. 弱连接条件下并网 VSC 系统稳定性分析研究综述[J]. 中国电机工程学报，2018，38(6)：1593-1604.
WANG Xubin, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Stability analysis of grid-tied VSC systems under weak connection conditions[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(6): 1593-1604.

[3] HUANG Y H, YUAN X M, HU J B, et al. Modeling of VSC connected to weak grid for stability analysis of DC-link voltage control[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2015, 3(4): 1193-1204.

[4] 杨 苓，陈燕东，周乐明，等. 弱电网下锁相环对三相 LCL 型并网逆变器小扰动建模影响及稳定性分析[J]. 中国电机工程学报，2018，38(13)：3792-3804.
YANG Ling, CHEN Yandong, ZHOU Leming, et al. Effect of phase locked loop on the small-signal perturbation modeling and stability analysis for three-phase LCL-type grid-connected inverter in weak grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(13): 3792-3804.

[5] XUE M Y, ZHANG Y, KANG Y, et al. Full feedforward of grid volt-

age for discrete state feedback controlled grid-connected inverter with LCL filter[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2012, 27(10): 4234-4247.

[6] CHEN X, ZHANG Y, WANG S S, et al. Impedance-phased dynamic control method for grid-connected inverters in a weak grid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(1): 274-283.

[7] 伍文华，周乐明，陈燕东，等. 序阻抗视角下虚拟同步发电机与传统并网逆变器的稳定性对比分析[J]. 中国电机工程学报，2019，39(5)：1411-1420.
WU Wenhua, ZHOU Leming, CHEN Yandong, et al. Stability comparison and analysis between the virtual synchronous generator and the traditional grid-connected inverter in the view of sequence impedance[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(5): 1411-1420.

[8] 许诘翊，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/OL]. 电网技术，2022：1-8[2022-08-24]. https://kns.cnki.net/KCMS/detail/detail.aspx?dbcode=CJFQ&dbname=CAPJLAST&filename=DWJS20211229000.
XU Jieyi, LIU Wei, LIU Shu, et al. Current state and development trends of power system converter grid-forming control technology[J/OL]. Power System Technology, 2022: 1-8[2022-08-24]. https://kns.cnki.net/KCMS/detail/detail.aspx?dbcode=CJFQ&dbname=CAPJLAST& filename=DWJS20211229000.

[9] 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.

[10] 李帅虎，向丽珍，向振宇，等. 用于改善 VSG 频率响应的模型预测控制方法[J]. 高电压技术，2021，47(8)：2856-2864.
LI Shuaihu, XIANG Lizhen, XIANG Zhenyu, et al. MPC control method for improving VSG frequency response[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(8): 2856-2864.

[11] GUERRERO J M, DE VICUÑA L G, MATAS J, et al. A wireless controller to enhance dynamic performance of parallel inverters in distributed generation systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2004, 19(5): 1205-1213.

[12] TAO Y, LIU Q, DENG Y, et al. Analysis and mitigation of inverter output impedance impacts for distributed energy resource interface[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(7): 3563-3576.

[13] ZHANG L D, HARNEFORS L, NEE H P. Power-synchronization control of grid-connected voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2010, 25(2): 809-820.

[14] RADWAN A A A, MOHAMED Y A R I. Power synchronization control for grid-connected current-source inverter-based photovoltaic systems[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2016, 31(3): 1023-1036.

[15] ZHONG Q C, WEISS G. Synchronverters: inverters that mimic synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2011, 58(4): 1259-1267.

[16] 伍文华，陈燕东，周乐明，等. 虚拟同步发电机接入弱电网的序阻抗建模与稳定性分析[J]. 中国电机工程学报，2019，39(6)：1560-1571.
WU Wenhua, CHEN Yandong, ZHOU Leming, et al. Sequence impedance modeling and stability analysis for virtual synchronous generator connected to the weak grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(6): 1560-1571.

[17] 韩　刚，蔡　旭. 虚拟同步发电机输出阻抗建模与弱电网适应性研究[J]. 电力自动化设备，2017，37(12)：116-122.
HAN Gang, CAI Xu. Output impedance modeling of virtual synchronous generator and its adaptability study in a weak grid[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(12): 116-122.

[18] ZHONG Q C, MA Z Y, MING W L, et al. Grid-friendly wind power systems based on the synchronverter technology[J]. Energy Conversion and Management, 2015, 89: 719-726.

[19] HUANG L B, XIN H H, WANG Z, et al. A virtual synchronous control for voltage-source converters utilizing dynamics of DC-link capacitor to realize self-synchronization[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2017, 5(4): 1565-1577.

[20] 张　琛，蔡　旭，李　征. 具有自主电网同步与弱网稳定运行能力的双馈风电机组控制方法[J]. 中国电机工程学报，2017，37(2)：476-485.
ZHANG Chen, CAI Xu, LI Zheng. Control of DFIG-based wind turbines with the capability of automatic grid-synchronization and stable operation under weak grid condition[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(2): 476-485.

[21] 杨仁炘，张　琛，蔡　旭. 具有频率实时镜像和自主电网同步能力的风场-柔直系统控制方法[J]. 中国电机工程学报，2017，37(2)：496-505.
YANG Renxin, ZHANG Chen, CAI Xu. Control of VSC-HVDC with real-time frequency mirroring and self-synchronizing capability for wind farm integration[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(2): 496-505.

[22] 桑　顺，张　琛，蔡　旭，等. 全功率变换风电机组的电压源控制(一)：控制架构与弱电网运行稳定性分析[J]. 中国电机工程学报，2021，41(16)：5604-5615.
SANG Shun, ZHANG Chen, CAI Xu, et al. Voltage source control of wind turbines with full-scale converters (part I): control architecture and stability analysis under weak grid conditions[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(16): 5604-5615.

[23] 桑　顺，张　琛，蔡　旭，等. 计及内、外部交互模态的电压源型风电场-电网稳定性量化分析[J]. 高电压技术，2022，48(7)：2840-2853.
SANG Shun, ZHANG Chen, CAI Xu, et al. Quantitative analysis of the voltage-source-type wind farm-weak grid's stability considering the internal and external interaction modes[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(7): 2840-2853.

[24] 邵昊舒，蔡　旭，周党生，等. 风电机组虚拟同步及惯量控制方法分析与测试评估[J]. 高电压技术，2020，46(5)：1538-1547.
SHAO Haoshu, CAI Xu, ZHOU Dangsheng, et al. Analysis and test evaluation of VSG and virtual inertia control method for wind turbine[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(5): 1538-1547.



秦　垚
1996—，男，博士生
研究方向为风力发电系统的电压源控制技术
E-mail: qy_dawn@sjtu.edu.cn

QIN Yao
Ph.D. candidate



蔡　旭(通信作者)
1964—，男，博士，教授，博导
研究方向为可再生能源功率变换与并网发电技术、大功率电力电子与电力系统控制等
E-mail: xucai@sjtu.edu.cn

CAI Xu
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期　2022-04-22　在线出版日期　2022-08-05　　编辑　何秋萍

附录 A

$$G_{\mathrm{den}}(s)=C_{\mathrm{dc}}U_{\mathrm{dc0}}^{2}\sin\delta_0 s^{2}+P_{\mathrm{g0}}\sin\delta_0(1+H_{\mathrm{p}}(s))s+H_{\mathrm{s}}S_{\mathrm{n}}\sin\delta_0 s+P_{\mathrm{g0}}\omega_{\mathrm{b}}H_{\mathrm{dc}}(s) \tag{A1}$$

$$G_{\mathrm{a}}(s)=\frac{P_{\mathrm{g0}}\omega_{\mathrm{b}}}{G_{\mathrm{den}}(s)} \tag{A2}$$

$$G_{\mathrm{b}}(s)=-\frac{P_{\mathrm{g0}}\sin\delta_0 s}{G_{\mathrm{den}}(s)} \tag{A3}$$

$$G_{\mathrm{c}}(s)=\frac{S_{\mathrm{n}}\sin\delta_0 s}{G_{\mathrm{den}}(s)} \tag{A4}$$

$$G_{\mathrm{d}}(s)=H_{\mathrm{dc}}(s)G_{\mathrm{a}}(s) \tag{A5}$$

$$G_{\mathrm{e}}(s)=H_{\mathrm{dc}}(s)G_{\mathrm{b}}(s) \tag{A6}$$

$$G_{\mathrm{f}}(s)=H_{\mathrm{dc}}(s)G_{\mathrm{c}}(s) \tag{A7}$$

附录 B

表 B1　电压幅值变化下 3 种方法的超调量对比

Table B1　Comparison of overshoot of the three control method under the voltage amplitude changes

物理量	超调量/%		
	ISynC	AISynC	VSynC
直流母线电压	3.45	5.45	6.60
同步频率	3.55	0.46	1.75

表 B2　功率变化下 3 种方法的超调量对比

Table B2　Comparison of overshoot of the three control method under the input power changes

物理量	超调量/%		
	ISynC	AISynC	VSynC
直流母线电压	3.45	3.36	6.8
同步频率	3.5	0.5	1.5

表 B3　风电机组参数

Table B3　Parameters of wind turbine generator

符号	变量名	取值
S_{n}	额定容量	2 MW
U_{b}	交流线电压基准值	0.69 kV
$_{\mathrm{b}}$	交流频率基准值	314.159 26 rad/s
U_{dc0}	直流电压基准值	1.1 kV
C_{dc}	直流电容	10 mF
L_{f}	滤波电感	170 μH
SCR	短路比	2.5
Q_{ref}	无功功率给定值	0 MVA
f_{sw}	开关频率	2 kHz

表 B4　控制器参数

Table B4　Parameters of controller

符号	变量名	取值
K_{z}	惯性增益	1
k_{p}	比例系数	0.1
k_{i}	积分系数	1
K_{T}	直流电压跟踪系数	10
K_{J}	惯量系数	10
K_{D}	阻尼系数	750
k_{pss}	电压通道阻尼系数	4
T_{p}	高通滤波时间常数	0.05 s
H_{s}	功率通道阻尼系数	1