

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.231628

考虑功率解耦的构网型逆变器的低电压穿越控制策略

符杨^{1,2}, 陈禹瑾^{1,3}, 季亮^{1,3}, 李世林^{1,3}, 俞紫琳^{1,3}, 李振坤^{1,2}, 米阳^{1,3}

(1. 海上风电技术教育部工程研究中心(上海电力大学), 上海 200090; 2. 上海电力大学海上风电研究院, 上海 200090; 3. 上海电力大学电气工程学院, 上海 200090)

摘要: 构网型控制是提高新型电力系统稳定性的重要手段。构网型逆变器的功率耦合会导致功率、输出电压和电流波动, 从而影响新能源的低电压穿越能力。针对该问题, 提出了基于功率解耦的构网型逆变器低电压穿越控制策略。首先, 分析构网型控制下的功率耦合机理。通过建立动态功率耦合模型, 研究功率耦合对低电压穿越的影响。接着, 提出一种基于串联补偿矩阵的功率解耦方法, 并基于并网标准提出一种考虑功率解耦的构网型逆变器的低电压穿越控制策略。最后, 利用 StarSimHiL 平台搭建了硬件在环实验平台。通过实验验证了串联补偿解耦控制策略在不同阻抗比下的鲁棒性, 以及在不同电压跌落程度下所提控制策略的有效性。

关键词: 构网型逆变器; 功率耦合; 低电压穿越; 动态耦合模型; 串联补偿解耦

Low voltage ride-through control strategy of a grid-forming inverter considering power decoupling

FU Yang^{1,2}, CHEN Yujin^{1,3}, JI Liang^{1,3}, LI Shilin^{1,3}, YU Zilin^{1,3}, LI Zhenkun^{1,2}, MI Yang^{1,3}

(1. Engineering Research Center of Offshore Wind Technology Ministry of Education (Shanghai University of Electric Power), Shanghai 200090, China; 2. Offshore Wind Power Research Institute, Shanghai University of Electric Power, Shanghai 200090, China; 3. School of Electrical Engineering, Shanghai University of Electric Power, Shanghai 200090, China)

Abstract: Grid-forming control is an important means for enhancing the stability of new power systems. The power coupling of grid-forming inverters can cause fluctuations in power, output voltage, and current, thereby affecting the low voltage ride-through (LVRT) capability of renewable energy. To address this issue, a LVRT control strategy for grid-forming inverters based on power decoupling is proposed. First, the power coupling mechanism under grid-forming control is analyzed. By establishing a dynamic power coupling model, the impact of power coupling on LVRT is studied. Subsequently, a power decoupling method based on a series compensation matrix is proposed, and an LVRT control strategy for grid-forming inverters considering power decoupling is developed based on grid-connection standards. Finally, a hardware-in-the-loop experimental platform is constructed using the StarSimHiL platform. The robustness of the series compensation decoupling control strategy with different impedance ratios, as well as the effectiveness of the proposed control strategy in various voltage sag conditions are verified through experiment.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52177098).

Key words: grid-forming inverter; power coupling; low-voltage ride-through (LVRT); dynamic power coupling model; series compensation decoupling

0 引言

新能源在高速发展的同时, 也带来了更加严峻的挑战。新能源并网逆变器^[1-4]作为绿色能源和电力系统之间的纽带, 其潜力的挖掘成为学术研究的热点。

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(52177098); 上海绿色能源并网工程技术研究中心项目资助(13DZ2251900)

随着风力发电、光伏发电等新能源在电力系统中的渗透率逐渐提高, 电力系统正朝着高比例新能源、高比例电力电子的方向转变^[5], 这会导致电力系统出现转动惯量不足等问题^[6], 使得新能源难以真正参与电网调节, 暴露出新能源在构网能力以及电压、频率支撑能力方面的不足。在新型电力系统的背景下, 一个新能源电源具备低电压穿越能力和电压支撑能力是十分必要的^[7-9]。

在工程实践中,跟网型(Grid-following)并网逆变器得到了广泛的应用,其控制结构可等效为电流源。然而,传统电力系统依靠同步发电机等电压源来构建电压,随着同步发电机在系统中所占比例逐步减少,电网强度也逐渐变弱。因此,逆变器也需要像电压源一样为电网构建电压,这给跟网型逆变器的稳定运行提出了巨大挑战^[10]。为了适应电网的发展并确保电力系统的安全可靠运行,研究具有电压源特性的构网型(Grid-forming)逆变器已势在必行^[11-13]。研究者从不同角度介绍了构网型逆变器的概念,如下垂控制和虚拟同步机等。

传统功率解耦的简化假设为:电网阻抗呈现高感性,且逆变器与并网点(point of common coupling, PCC)之间的功角接近为零^[14-15]。然而,在上述的变化趋势下,传统功率解耦的简化假设开始失效,导致并网逆变器中有功环与无功环之间相互影响,削弱新能源电源对电网的电压支撑能力,还可能会拉低逆变器出口电压,引起输出电流增大,导致低电压穿越失败,影响电力电子器件的寿命。因此,为了适应电网的发展并确保电力系统的安全稳定运行,需要具有类似电压源外特性的构网型逆变器为电网提供惯量支撑和电压支撑^[16]。同时,在设计低电压穿越控制策略时,需要考虑功率耦合带来的不利影响。目前,关于构网型逆变器低电压穿越的研究主要分为两类:虚拟阻抗^[15, 17-19]和注入无功电流^[20-22]。

虚拟阻抗法能够抑制故障电流,从而达到低电压穿越的目的。文献[15]为了保证虚拟同步机的应急保障能力,在虚拟惯量控制中引入估计频率以及测量频率,以削减功率振荡,同时通过虚拟阻抗限制短路电流。然而,该文献未考虑到故障时功率振荡是由功率耦合引起的。文献[17]提出基于定量设计虚拟阻抗的低电压穿越策略,通过控制虚拟阻抗的阻抗角来提供无功电流支撑,所提控制策略通过在低电压穿越过程中冻结功率环,避免有功环与无功环之间的耦合,以保持功角稳定性。然而,这一方法使得新能源电源在故障期间缺乏惯量支撑,若此时发生二次故障,可能会对逆变器造成更加严重的损害。尽管虚拟阻抗在限流方面效果显著,但会限制构网型逆变器的电压支撑效果。此外,虚拟阻抗法虽然也是当前常用的解耦方法之一^[14, 23],但该方法中虚拟同步机与PCC之间电压相位接近零,通常应用于稳态情况下,而在电压跌落期间,尤其在弱电网中,该假设并不成立。

向电网中注入无功电流也是提供电压支撑的有效方法。文献[20]通过比较并网标准,提出了在

低电压穿越期间根据电网标准计算电流参考值的方法,通过改变参考值将无功电流注入电网是应对电压跌落最直接的方法。文献[21]研究了传统虚拟同步机在电压跌落时的性能,提出了一种基于参考值动态补偿的低电压穿越控制策略,并指出功率耦合会削弱构网型逆变器的低电压穿越能力。文献[22]通过对无功环产生的电压参考值进行修正得出虚拟电压,既能提高电压水平,又能限制电流。然而,电压跌落时,逆变器不能主动输出无功电流为电网提供电压支撑,也无法抑制负序电压的升高。

随着电网强度的减弱,构网型逆变器的功率耦合增加^[24-27],这会严重影响低电压穿越能力,导致功率、输出电压和电流波动^[23, 28],最终导致低电压穿越失败。以往的研究没有对低电压穿越控制中的功率解耦给予足够的重视。文献[27]提出了一种基于大信号模型功率解耦的低电压穿越控制策略,但仅考虑削减有功功率输出以限制故障电流,而未考虑构网型逆变器对电力系统的电压支撑。因此,在设计构网型逆变器的低电压穿越控制策略时,不仅需要限制短路电流、支撑电网电压,还需要考虑功率耦合带来的不利影响。

1 构网型逆变器的原理

构网型逆变器的控制拓扑结构如图1所示。图中, U_{abc} 和 I_{abc} 分别为构网型逆变器的输出电压和电流。新能源发电单元通过逆变器向电网输送电能,逆变器从并网点读取电压电流信息,计算得到逆变器的瞬时输出功率,通过构网型控制得到调制电压 E 与相角 δ ,再通过双环控制与PWM单元的处理得到调制信号,实现制定的控制目标。在这个过程中,有功环和无功环是构网型控制中最重要的部分,利用有功功率和频率、无功功率和电压之间的强耦合关系,形成两对控制关系。

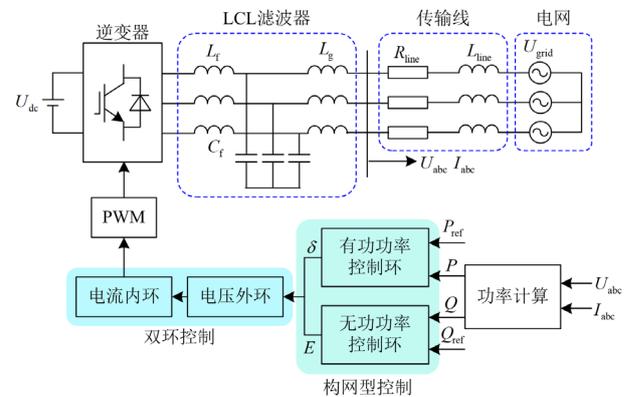


图1 构网型逆变器的拓扑结构图

Fig. 1 Control topology of the grid-forming inverters

构网型控制算法如图 2 所示。构网型逆变器的有功环和无功环的主要控制算法如表 1 所示, 其中, k_p 、 k_i 和 k_D 分别表示 PID 控制器的比例、积分和微分系数。目前应用最为广泛的构网型逆变器的控制算法为下垂控制和虚拟同步机控制。

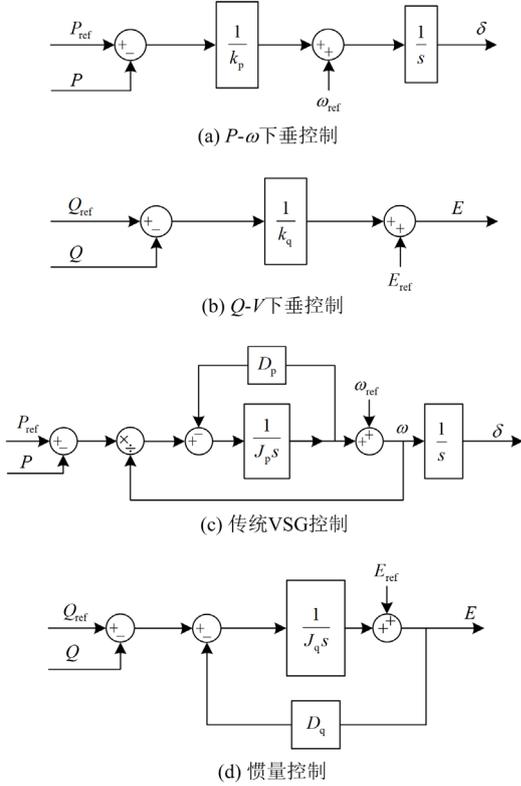


图 2 构网型控制算法

Fig. 2 Grid-forming control algorithms

表 1 构网型逆变器的有功环和无功环的主要控制算法
Table 1 Main control algorithms for active and reactive loops of grid-forming inverters

有功功率控制 方式	$G_{pl}(s)$	无功功率控制 方式	$G_{ql}(s)$
传统 $P-\omega$ 下垂控制 ^[28]	$\frac{1}{k_p s}$	传统 $Q-V$ 下垂控制 ^[28, 34]	$\frac{1}{k_q}$
传统 $P-\delta$ 下垂控制 ^[29]	$\frac{1}{k_p}$		$\frac{1}{k_q s}$
考虑暂态响应的 $P-\omega$ 下垂控制 ^[30]	$\frac{1}{k_p s} + \frac{1}{k_p} + k_D s$	考虑暂态响应的 $Q-V$ 下垂控制 ^[30]	$\frac{1}{k_q} + k_D s$
传统 VSG 控制 ^[31]	$\frac{1}{(J\omega_{ref} s + k_p) s}$	考虑无功分配的 $Q-V$ 下垂控制 ^[35]	$\frac{1}{k_q s} + k_D s$
VISMA 控制 ^[32]	$\frac{1}{(J\omega_{ref} + f(s)k_p) s^2}$	PI 控制 ^[36]	$k_p + \frac{k_i}{s}$
考虑相位前馈的 VSG 控制 ^[33]	$\frac{k_r s + 1}{(J\omega_{ref} s + k_p) s}$	惯量控制 ^[24]	$\frac{1}{J_q s + k_q}$

下垂控制算法如图 2(a)、图 2(b)所示, 下垂控制通过模拟同步发电机的调频特性和调压特性, 调

节逆变器的输出功率, 以维持电压和频率的稳定, 具体定义如式(1)、式(2)所示。

$$\omega_{ref} - \omega = -\frac{1}{k_p}(P_{ref} - P) \quad (1)$$

$$E_{ref} - E = -\frac{1}{k_q}(Q_{ref} - Q) \quad (2)$$

式中: ω_{ref} 、 ω 分别表示逆变器角速度的参考值和实际值; P_{ref} 、 P 分别表示逆变器有功功率的参考值和实际输出功率; E_{ref} 、 E 分别表示逆变器机端电压的参考值和实际值; Q_{ref} 、 Q 分别表示逆变器无功功率的参考值和实际输出功率; k_p 、 k_q 分别表示逆变器有功功率下垂系数和无功功率下垂系数。

虚拟同步机控制算法如图 2(c)、图 2(d)所示, 虚拟同步机控制通过模拟同步发电机转子运动特性和发电机励磁特性, 以提供系统惯量和阻尼, 并实现电网稳定运行。其中, 转子运动方程及励磁方程分别如式(3)和式(4)所示。

$$\begin{cases} J_p \frac{d\omega}{dt} = \frac{P_{ref} - P}{\omega} - D_p(\omega - \omega_{ref}) \\ \frac{d\delta}{dt} = \omega \end{cases} \quad (3)$$

$$J_q \frac{dE}{dt} = Q_{ref} - D_q(E - E_{ref}) - Q \quad (4)$$

式中: J_p 、 J_q 分别为虚拟同步机有功环和无功环的转动惯量系数; D_p 、 D_q 分别表示虚拟同步机有功环和无功环的阻尼系数, 体现同步发电机中阻尼绕组的作用; δ 为逆变器的功角。

在构网型逆变器的控制中, 下垂控制不具备转动惯量, 可以认为是一种特殊的虚拟同步机控制。因此, 本文的研究工作围绕构网型虚拟同步机展开, 除了通过功率控制环来产生电压幅值和相位外, 还需加入其他控制手段来实现功率解耦、限制故障电流、增强电压支撑能力、增强低电压穿越能力。

2 构网型逆变器的动态耦合模型

对于一个新能源并网系统, 如图 1 所示, 构网型逆变器与电网之间的传输功率为

$$\begin{cases} P = \frac{3U}{Z}(E \cos(\varphi - \delta) - U \cos \varphi) \\ Q = \frac{3U}{Z}(E \sin(\varphi - \delta) - U \sin \varphi) \end{cases} \quad (5)$$

式中: U 为并网点的电压; Z 为机端到并网点的线路阻抗, $Z = \sqrt{R^2 + X^2}$; φ 为机端到并网点的线路阻抗角, $\varphi = \arctan(X/R)$ 。

文献[14-15]中对新能源并网逆变器作出如下假设: 1) 逆变器运行在中高压条件下, 线路阻抗会呈现为高感性, 即 $R \ll X$; 2) 虚拟同步机的功角趋近于零, 即 $\delta \approx 0^\circ$ 。

当满足上述假设条件时, 式(5)可以简化为

$$\begin{cases} P = \frac{3EU}{X} \sin \delta \\ Q = \frac{3U(E \cos \delta - U)}{X} \end{cases} \quad (6)$$

从式(6)中可以看出, 构网型逆变器的基本解耦关系。根据 P - δ 和 Q - E 之间强耦合关系, 由表 1 中的控制策略建立构网型的有功环和无功环。

然而, 在电力系统实际运行过程中, 新能源并网逆变器很难满足上述条件。随着新能源渗透率的提高, 电力系统向着新型电力系统的方向转变, 系统逐渐缺乏转动惯量和阻尼。高渗透率新能源并网发电系统表现出含有不可忽略线路电阻的低短路比 (short circuit ratio, SCR) 的特征, 电力系统开始逐步朝着弱电网转变^[10, 37]。在弱电网条件下, 线路阻抗对逆变器运行稳定性的影响显著, 新能源之间通过线路阻抗相互影响, 可能导致系统失稳。根据标准 IEEE Standard 1204-1997^[38]规定: 当 SCR 在 2~3 时称为弱电网, 而当 SCR 小于 2 时称为极弱电网。因此, 在低短路比的运行环境下, 线路阻抗并不能按照传统简化假设等效为感性线路, 而应被视为阻感性线路。

同时, 随着新能源渗透率的提高和分布式能源的大量应用, 新能源并网逆变器更多地运行在中低压配电网中。在这种环境下, 线路阻抗不能简单地等效为感性线路。因此, 原有的简化假设失效, 导致控制精度降低。为了分析功率耦合对低电压穿越的影响, 需要通过构建功率耦合模型进行研究。对式(5)进行线性化, 得到

$$\begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{P\delta}(s) & G_{PE}(s) \\ G_{Q\delta}(s) & G_{QE}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta E \end{bmatrix} = \frac{3U}{Z} \begin{bmatrix} E \sin(\varphi - \delta) & \cos(\varphi - \delta) \\ -E \cos(\varphi - \delta) & \sin(\varphi - \delta) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta E \end{bmatrix} \quad (7)$$

式中: ΔP 、 ΔQ 、 $\Delta \delta$ 和 ΔE 分别为有功功率、无功功率、功角和电压的变化量; $G_{P\delta}(s)$ 、 $G_{PE}(s)$ 和 $G_{Q\delta}(s)$ 、 $G_{QE}(s)$ 分别为有功功率、无功功率与功角、电压之间的传递函数。

根据式(7), 建立如图 3 所示的小信号模型, 其中, $G_{PL}(s)$ 和 $G_{QL}(s)$ 分别为构网型逆变器有功环和无功环的传递函数。小信号模型可以分为功率控制和功率潮流两个部分。

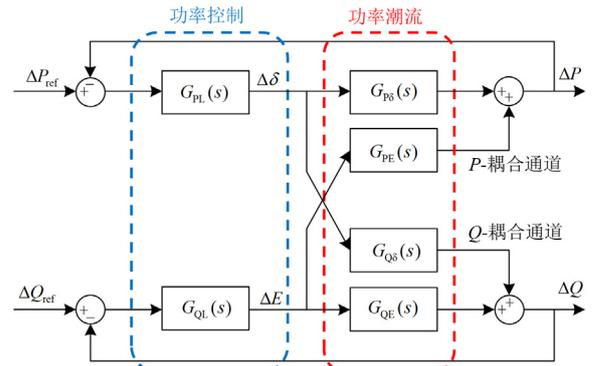


图 3 构网型逆变器的小信号模型

Fig. 3 Small-signal model of grid-forming inverters

当传统的简化假设无法满足, 即 $\varphi \neq 0^\circ$ 时, 有功功率和无功功率都是功角和电压幅值的函数。即有功功率和无功功率之间是相互耦合、相互影响的, 这就使得功率环不再只受到单一变量的影响, 从而影响虚拟同步机的控制性能和稳定性。特别是对于动态跟踪性能以及稳定性要求极高的低电压穿越来说, 功率耦合的影响尤为显著。

然而, 上述关于功率耦合的分析主要在稳态条件下进行, 而低电压穿越不仅涉及稳态过程, 更包含暂态过程。因此, 需要建立构网型逆变器的动态耦合模型。由于线路中电阻电抗的动态过程一般只影响到高频特性, 而功率耦合主要影响低频特性, 因此可以忽略功率潮流的动态过程, 而这部分的高频扰动可以通过电压电流双环控制来消除。

根据图 3 建立构网型逆变器功率控制环的闭环传递函数, 表示为

$$\mathbf{G}(s) = \begin{bmatrix} G_{11}(s) & G_{12}(s) \\ G_{21}(s) & G_{22}(s) \end{bmatrix} = \frac{\begin{bmatrix} G_P + G_P G_Q - G_{PC} G_{QC} & G_{PC} \\ G_{QC} & G_Q + G_P G_Q - G_{PC} G_{QC} \end{bmatrix}}{1 + G_P + G_Q + G_P G_Q - G_{PC} G_{QC}} \quad (8)$$

式中: $G_{11}(s)$ 和 $G_{12}(s)$ 为有功功率响应; $G_{21}(s)$ 和 $G_{22}(s)$ 为无功功率响应; G_P 和 G_Q 分别为有功功率和无功功率控制环的开环传递函数, $G_P = G_{PL}(s) \cdot G_{P\delta}(s)$ 、 $G_Q = G_{QL}(s) \cdot G_{QE}(s)$; G_{PC} 和 G_{QC} 分别为有功功率和无功功率之间耦合通道的开环传递函数, $G_{PC} = G_{QL}(s) \cdot G_{PE}(s)$ 、 $G_{QC} = G_{PL}(s) \cdot G_{P\delta}(s)$ 。

如表 1 所示, 构网型逆变器的控制方式主要为下垂控制和虚拟同步机控制。当虚拟同步机控制中的惯量系数设置为 0 时, 虚拟同步机控制就变为下垂控制。因此, 本文对动态耦合模型和解耦单元的

研究主要针对具备惯量响应的虚拟同步机, 其有功环和无功环的传递函数为

$$\begin{cases} G_{PL}(s) = \frac{1}{s(J_p s + D_p)} \\ G_{QL}(s) = \frac{1}{J_q s + D_q} \end{cases} \quad (9)$$

将式(7)、式(9)代入式(8), 可以得到虚拟同步机的闭环传递函数, 表示为

$$\mathbf{G}_{\text{close_tf}}(s) = \begin{bmatrix} G_{11}(s) & G_{12}(s) \\ G_{21}(s) & G_{22}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{b_{11_1}s + b_{11_0}}{a_3s^3 + a_2s^2 + a_1s + a_0} & \frac{b_{12_2}s^2 + b_{12_1}s}{a_3s^3 + a_2s^2 + a_1s + a_0} \\ \frac{b_{21_1}s + b_{21_0}}{a_3s^3 + a_2s^2 + a_1s + a_0} & \frac{b_{22_2}s^2 + b_{22_1}s + b_{22_0}}{a_3s^3 + a_2s^2 + a_1s + a_0} \end{bmatrix} \quad (10)$$

其中:

$$\begin{cases} b_{11_1} = 3EJ_qUZ \sin(\varphi - \alpha) \\ b_{11_0} = 3D_qEUZ \sin(\varphi - \alpha) + 9EU^2 \\ b_{12_2} = 3J_pUZ \cos(\varphi - \alpha) \\ b_{12_1} = 3D_pUZ \cos(\varphi - \alpha) \\ b_{21_1} = -3J_qEUZ \cos(\varphi - \alpha) \\ b_{21_0} = -3D_qEUZ \cos(\varphi - \alpha) \\ b_{22_2} = 3J_pUZ \sin(\varphi - \alpha) \\ b_{22_1} = 3D_pUZ \sin(\varphi - \alpha) \\ b_{22_0} = 9EU^2 \\ a_3 = J_pJ_qZ^2 \\ a_2 = (D_pJ_q + D_qJ_p)Z^2 + 3J_pUZ \sin(\varphi - \alpha) \\ a_1 = (3EJ_q + 3D_p)UZ \sin(\varphi - \alpha) + D_pD_qZ^2 \\ a_0 = 3D_qEUZ \sin(\varphi - \alpha) + 9EU^2 \end{cases}$$

虚拟同步机在不同阻抗比下的伯德图如图 4 所示。由式(10)可以得到具备惯量响应虚拟同步机的功率响应特性。虚拟同步机的稳态响应表示为

$$\lim_{s \rightarrow 0} \mathbf{G}_{\text{close_tf}}(s) = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ b_{21_0}/a_0 & b_{22_0}/a_0 \end{bmatrix} \quad (11)$$

由式(11)可知, $\lim_{s \rightarrow 0} G_{11}(s) = 1$ 、 $\lim_{s \rightarrow \infty} G_{12}(s) = 0$,

这意味着在稳态时输出有功功率的稳态值不再受耦合的影响, 可以准确地跟踪有功功率参考值; $\lim_{s \rightarrow 0} G_{21}(s) \neq 0$ 意味着输出无功功率的稳态值会受到功率耦合的影响, 随着电网强度变弱 (X/R 的比值变小), 无功功率控制环的增益变小; $\lim_{s \rightarrow 0} G_{22}(s) \neq 0$ 意味着无功功率无法无静差跟踪参考值。由式(11)

可知, 稳态无功耦合分量和无功环阻尼系数、电压、阻抗大小、功角以及阻抗比有关。

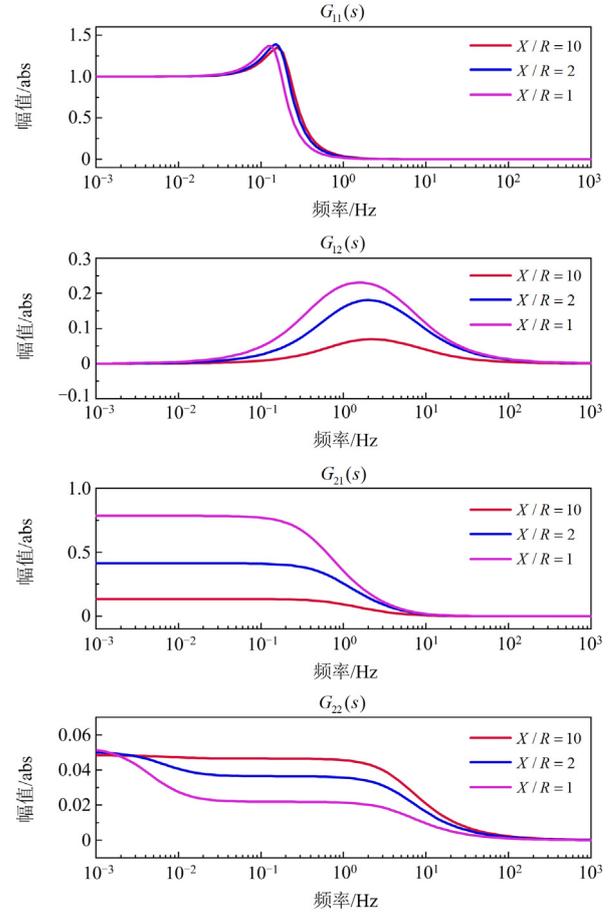


图 4 虚拟同步机在不同阻抗比下的伯德图

Fig. 4 Bode diagrams of VSG with different impedance ratio

由图 4 可知, 虚拟同步机的功率环具有低通特性, 这意味着该控制方式能够很好地抑制高频扰动, 但在面对低频扰动时, 各个控制通道均会受到影响。对 P -耦合通道来说, 由 $G_{12}(s)$ 伯德图可以看出, 在低频时存在一个谐振峰, 这使得构网型逆变器在面对扰动时, 存在有功耦合分量, 且随着电网强度减弱而增加。电压跌落时, 在功率耦合的作用下, 无功功率的增加和电压幅值的波动都会影响有功环的稳定性, 最终表现为有功功率波动、电流波动。对 Q -耦合通道来说, 存在无功耦合分量, 并且耦合分量随着电网强度减弱而增加; 不同于 P -耦合通道, 在低频段无功耦合分量始终存在, 即不管是在稳态还是在暂态, 功率耦合均会使无功环跟踪参考值精度下降, 并且功率耦合程度越高跟踪精度越低。

综上所述, 功率耦合对构网型逆变器的低电压穿越控制策略的影响表现为: 1) 功率耦合会影响构网型逆变器对于功率参考值的跟踪; 2) 功率耦合会

导致构网型逆变器在低电压穿越过程中出现影响低电压穿越的功率波动。因此,在低电压穿越控制中,功率耦合需要得到重视。

3 基于串联补偿解耦的构网型逆变器低电压穿越控制策略

3.1 基于串联补偿矩阵的功率解耦

串联补偿解耦简化图如图 5 所示,图中 $G_s(s)$ 为原系统的传递函数, $G_c(s)$ 为串联补偿解耦矩阵,即解耦单元,而 $W(s)$ 表示经过解耦后的传递函数, $W(s)$ 为对角矩阵。

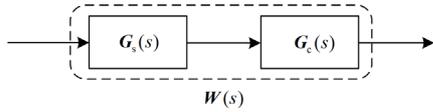


图 5 串联补偿解耦简化图

Fig. 5 Schematic diagram of series compensation decoupling

构网型逆变器的控制结构可以看成是一个多输入多输出系统,可采用串联补偿解耦,如图 6 所示,通过在功率潮流模块中串联一个功率解耦单元,来达到解耦的目的。由于构网型逆变器传递函数 $G_s(s)$ 可逆,得到解耦单元为

$$G_c(s) = W(s)G_s(s)^{-1} = \begin{bmatrix} G_{c11}(s) & G_{c12}(s) \\ G_{c21}(s) & G_{c22}(s) \end{bmatrix} \quad (12)$$

式中:

$$G_s(s) = \frac{3U}{Z} \begin{bmatrix} E \sin(\varphi - \delta) & \cos(\varphi - \delta) \\ -E \cos(\varphi - \delta) & \sin(\varphi - \delta) \end{bmatrix};$$

$$W(s) = \frac{3U}{Z} \begin{bmatrix} E \sin(\varphi - \delta) & 0 \\ 0 & \sin(\varphi - \delta) \end{bmatrix};$$

$$G_{c11}(s) = G_{c22}(s) = \sin^2(\varphi - \delta);$$

$$G_{c12}(s) = -\sin(\varphi - \delta)\cos(\varphi - \delta);$$

$$G_{c21}(s) = \sin(\varphi - \delta)\cos(\varphi - \delta)。$$

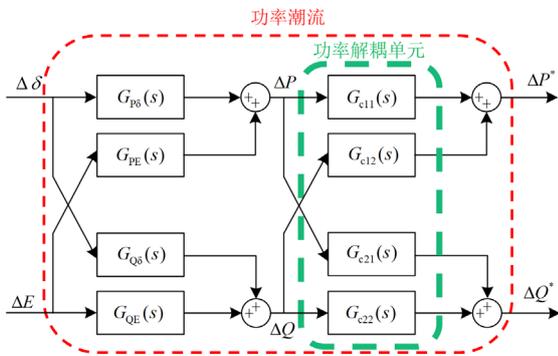


图 6 构网型逆变器的串联补偿解耦

Fig. 6 Series compensation decoupling of grid-forming inverter

由式(12)可知,本文方法提出的串联补偿矩阵需要获取线路阻抗角以及系统的功角。1)关于功角的获取,在本文的研究中,将并网点电压设置为参考电压,因此有功功率控制环中生成的功角即为构网型逆变器出口和并网点之间的功角,如式(3)所示;2)关于阻抗角的获取:本文测量不同有功功率输出条件下逆变器出口的电电压和电流,并通过计算获取线路阻抗角。

新能源并网逆变器一次侧的拓扑模型如图 7 所示,假设待测量的线路阻抗为 $R_x + j\omega X_x$, 根据基尔霍夫电压电流定律,测量不同有功功率输出条件下的逆变器输出电压和电流,得到 t_1 时刻逆变器运行状态和 t_2 时刻逆变器运行状态,分别表示为

$$\begin{cases} E_d^{t1} = R_x I_d^{t1} - X_x I_q^{t1} + U_d \\ E_q^{t1} = R_x I_q^{t1} + X_x I_d^{t1} + U_q \end{cases} \quad (13)$$

$$\begin{cases} E_d^{t2} = R_x I_d^{t2} - X_x I_q^{t2} + U_d \\ E_q^{t2} = R_x I_q^{t2} + X_x I_d^{t2} + U_q \end{cases} \quad (14)$$

式中: E_d 和 E_q 分别为逆变器出口处的 dq 轴电压; I_d 和 I_q 分别为需要测量的阻抗上流过的 dq 轴电流; U_d 和 U_q 分别为电网侧的 dq 轴电压;上标 t_1 表示 t_1 时刻的测量值; t_2 表示 t_2 时刻的测量值。

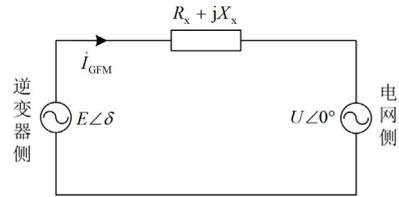


图 7 新能源并网逆变器一次侧的拓扑模型

Fig. 7 Topology model of primary side of renewable energy grid-connected inverter

在式(13)和式(14)中,需要测量的信息为逆变器出口端的电压和电流(E_d 、 E_q 、 I_d 和 I_q),未知量为电源端电压和线路阻抗(U_d 、 U_q 、 R_x 和 L_x)。当改变有功功率参考值时,逆变器改变有功电流输出不影响电网电压,即 U_d 和 U_q 不变。将式(13)和式(14)相减,即可消去电源端电压在阻抗角测量中的影响。联立式(13)和式(14)得到

$$\begin{cases} R = \frac{\Delta E_d \Delta I_d + \Delta E_q \Delta I_q}{\Delta I_d^2 + \Delta I_q^2} \\ X = \frac{\Delta E_q \Delta I_d - \Delta E_d \Delta I_q}{\Delta I_d^2 + \Delta I_q^2} \\ \varphi = \arctan \frac{\Delta E_q \Delta I_d - \Delta E_d \Delta I_q}{\Delta E_d \Delta I_d + \Delta E_q \Delta I_q} \end{cases} \quad (15)$$

式中: $\Delta E_d = E_d^{l1} - E_d^{l2}$; $\Delta E_q = E_q^{l1} - E_q^{l2}$; $\Delta I_d = I_d^{l1} - I_d^{l2}$; $\Delta I_q = I_q^{l1} - I_q^{l2}$ 。

经过本地测量的数据可以通过通信手段存储在上层数据库中, 在串联补偿解耦控制中可快速获取所需要的线路阻抗信息。

改进的构网型控制如图 8 所示。由式(12)可知, 当逆变器接入一个纯感性或高感性的电力系统时, $G_{c12}(s) \approx 0$ 且 $G_{c21}(s) \approx 0$, 由于耦合十分微弱, 在这种情况下功率解耦单元几乎不起作用。当逆变器接入弱电网时, 则 $G_{c12}(s)$ 和 $G_{c21}(s)$ 的值较大, 功率耦合显著, 功率解耦单元在功率控制中变得非常重要。由于在功率解耦单元中只需要简单的数学计算, 因此对控制算法增加的计算负担有限。同时, 所提出的解耦控制与传统逆变器使用相同的内环控制, 因此能够保持其故障电流抑制能力。

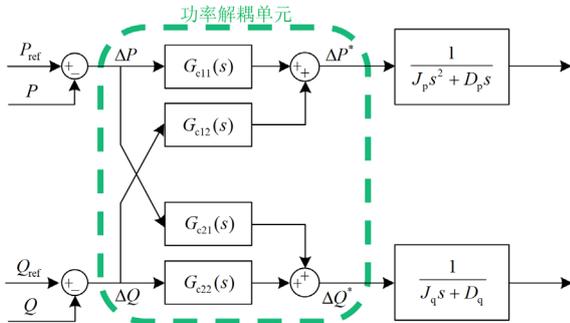


图 8 加入串联补偿解耦的改进构网型控制

Fig. 8 Improved grid-forming control after adding the power decoupling unit

在加入解耦单元后, 构网型逆变器的输出功率变为式(12)中 $W(s)$ 所示。根据前文分析可知, 功率解耦单元抑制了 P -耦合通道和 Q -耦合通道。如图 6 所示, 在解耦单元的作用下 ΔP 和 ΔQ 变为不再相互影响的 ΔP^* 和 ΔQ^* 。加入功率解耦单元后, 在低电压穿越期间, 构网型逆变器的动态无功支撑不会引起功率波动。

由于串联补偿解耦控制在不改变原有控制结构和控制参数的情况下, 在功率环中引入了串联补偿矩阵, 并具有与传统构网型逆变器相同的内环控制, 因此其能保持传统构网型逆变器的电压支撑能力和故障电流限制能力。

3.2 基于串联补偿解耦的低电压穿越控制策略

以风力发电机组为例, 风电场接入电力系统技术标准 GB/T19963.1-2021 和 IEEE 分布式能源接入电力系统标准 IEEE Std1547-2018 的低电压穿越要求对比如图 9 所示。这些标准都要求风电场具备动

态无功支撑能力。在中国风电并网标准中, 要求无功电流增量根据并网点电压的变化进行动态调整, 满足式(16)。

$$\Delta I_l = K_l \times (0.9 - U_l) \times I_N \quad (16)$$

式中: ΔI_l 为风电场注入的动态无功电流增量; K_l 为风电场动态无功电流的比例, $1.5 \leq K_l \leq 3$, 本文 K_l 的取值为 2.5; U_l 为风电场并网点电压标幺值, U_l 的取值为 $0.2 \leq U_l \leq 0.9$; I_N 为风电场额定电流。

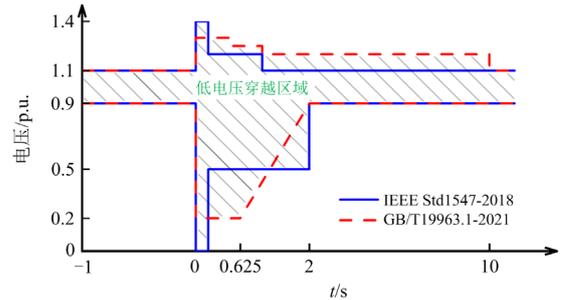


图 9 GB/T19963.1—2021 和 IEEE Std1547—2018 的低电压穿越要求对比

Fig. 9 Comparison of LVRT requirements of GB/T19963.1—2021 and IEEE Std1547—2018

在电力系统出现故障期间, 为保证在新能源机组不切除的前提下实现低电压穿越, 必须限制故障电流, 并确保新能源机组具备能够根据实际情况提供动态无功电流的电压支撑能力。为实现平稳的低电压穿越并保持构网特性, 本文提出的低电压穿越控制策略采用基于串联补偿解耦的改进构网型逆变器, 通过提供无功电流进行电压支撑和电流限幅, 为电网提供必要的电压支撑。

根据式(16), 电压跌落时, 构网型逆变器应向电力系统注入动态无功电流, 其无功电流参考值为

$$I_{q_ref} = \min(I_q + 2.5(0.9 - U), I_{lim}) \quad (17)$$

式中: I_{q_ref} 为电压跌落时逆变器的无功电流参考值; I_q 为逆变器的无功电流; I_{lim} 为逆变器的最大允许通过电流, 在实践中通常为 1.2 倍额定电流。

为了保证构网型逆变器的安全运行, 同时尽可能地保障逆变器的有功功率输出, 将有功电流输出调整为

$$I_{d_ref} = \min(\sqrt{(I_{lim})^2 - (I_{q_ref})^2}, I_d) \quad (18)$$

式中: I_{d_ref} 为电压跌落时逆变器的有功电流参考值; I_d 为逆变器有功电流。

根据瞬时功率理论和电压矢量定向法, 逆变器的输出功率表示为

$$\begin{bmatrix} P \\ Q \end{bmatrix} = \frac{3}{2} \begin{bmatrix} u_d & 0 \\ 0 & -u_d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} \quad (19)$$

式中, u_d 为逆变器电压, 根据电压矢量定向法, 将逆变器电压定向在 d 轴上, 即 d 轴电压为逆变器的实际电压。

将式(17)和式(18)代入式(19), 得到低电压穿越功率指令值为

$$\begin{cases} P_{\text{ref}}^* = \min\left(P_{\text{ref}}, \frac{3}{2}u_d \cdot \sqrt{I_{\text{lim}}^2 - I_{q_ref}^2}\right) \\ Q_{\text{ref}}^* = \frac{3}{2}u_d \cdot \min((I_q + 2.5(0.9 - U)), I_{\text{lim}}) \end{cases} \quad (20)$$

式中, P_{ref}^* 和 Q_{ref}^* 分别为低电压穿越控制时的有功功率和无功功率参考值。

4 实验验证

为了验证所提考虑功率解耦的低电压穿越控制策略的有效性, 搭建了如图 10 所示的新能源并网的硬件在环实验平台, 实验平台由上位机、StarSim 实时仿真器、IO 接线板和示波器组成, 具体实验参数如表 2 所示。需要注意的是, 由于本文研究聚焦于低电压穿越且过程较短, 因此不考虑新能源发电过程中的波动性与随机性, 而将新能源等效为恒定幅值的直流电源。

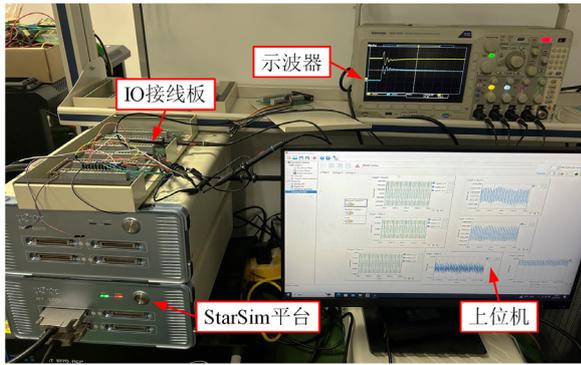


图 10 新能源并网逆变器的硬件在环实验平台

Fig. 10 Hardware-in-the-loop experimental platform for renewable energy grid-connected inverter

表 2 实验参数设置

Table 2 Experimental parameter setting

参数	数值	参数	数值
逆变器额定功率/kW	15	线路阻抗/ Ω	$2 + j2$
直流电压/V	800	有功环惯量	1
交流线电压/V	380	有功环阻尼	30
滤波电感/mH	10	无功环惯量	1
滤波电容/ μF	120	无功环阻尼	20

4.1 串联补偿解耦验证

由于功率耦合的存在, 当改变参考值时(有功功率参考值、无功功率参考值), 会使得有功功率和无功功率发生较大的波动。构网型逆变器在低电压穿越期间需要频繁调节无功功率以支撑电网电压, 为了验证功率解耦控制策略的有效性, 构网型逆变器初始功率输出为 0.8 p.u. 和 0 p.u., 调整无功功率参考值为 0.4 p.u., 在不同阻抗比条件下, 对比有无解耦控制策略下的构网型逆变器的功率输出特性。表 3 为不同阻抗比下的线路阻抗测量值。

表 3 不同阻抗比下的线路阻抗测量值

Table 3 Measured values of line impedance under different impedance ratio

真实值			测量值			准确度/%
R/Ω	X/Ω	φ/rad	R/Ω	X/Ω	φ/rad	
2	2	0.785	1.97	2.052	0.806	97.4
1	2	1.107	0.899	1.947	1.138	97.2
0.2	2	1.471	0.251	2.141	1.454	98.8

图 11 为不同阻抗条件下的系统功角测量值。当改变逆变器无功功率输出时, 系统功角会发生变化, 并达到一个新的稳定值。如图 11 所示, 在不同阻抗条件下, 逆变器能够实时并准确地跟踪系统功角的变化。

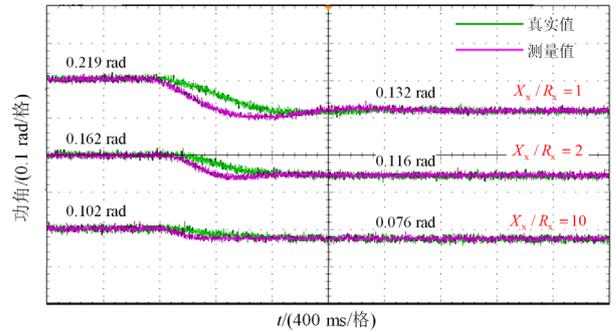


图 11 不同阻抗比下的系统功角测量值

Fig. 11 Measured values of system power angle under different impedance ratio

图 12 为改变无功功率参考值时, 不同阻抗比条件下构网型虚拟同步机的功率输出特性。当阻抗比为 $X_x / R_x = 1$ 时, 如图 12(a)所示, 未加入解耦控制时增加无功功率输出, 在功率耦合的作用下, 有功功率波动峰值为 1.053 p.u., 持续时间约 2 s。同时, 无功功率也在相同时间内达到了设定的无功功率参考值。加入解耦控制后, 有功功率波动得到抑制, 峰值降至 0.898 p.u., 持续时间 0.48 s, 无功功率的增发过程变得平滑, 没有产生波动。当阻抗比为 $X_x / R_x = 2$ 时, 如图 12(b)所示, 从功率波动的角

度看, 功率耦合稍有减弱, 未加入功率耦合时, 有功功率波动波峰为 1.027 p.u.、持续时间 1.12 s, 经过解耦控制, 功率波动得到了有效抑制。当阻抗比为 $X_x / R_x = 10$ 时, 如图 12(c)所示, 在接近传统解耦控制的条件下, 此时功率耦合的程度最小, 有功功率波动波峰为 0.99 p.u.、持续时间 0.64 s, 加入解耦控制后, 功率波动得到了明显的抑制。

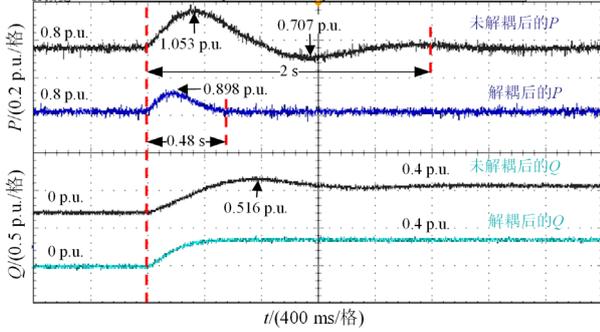
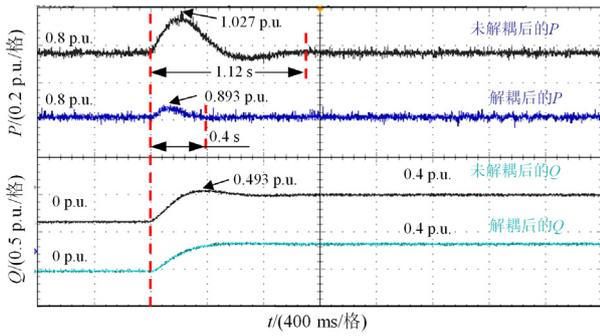
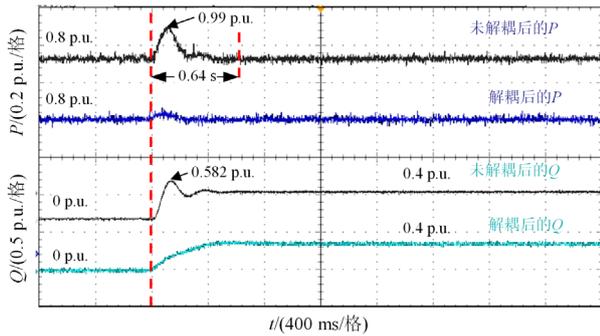
(a) $X_x / R_x = 1$ (b) $X_x / R_x = 2$ (c) $X_x / R_x = 10$

图 12 改变无功功率参考值时, 不同阻抗比下构网型逆变器的功率输出特性

Fig. 12 Power output characteristics of the grid-forming inverters under different impedance ratio when changing the reactive power reference value

实验结果表明, 当逆变器运行在阻感性环境时, 有功功率和无功功率之间存在功率耦合, 线路阻抗

比越接近 1, 功率耦合越严重。具体表现为: 改变逆变器的输出功率时, 会引起幅度大、持续时间长的功率波动。在电压跌落时, 功率耦合引起的波动不利于进行低电压穿越, 为了确保构网型逆变器能够迅速稳定地为电网提供电压支撑并限制故障电流, 需要加入解耦控制单元。当加入串联补偿解耦后, 在不同的阻抗比条件下, 功率波动的幅度和持续时间均得到抑制, 表明串联补偿解耦在降低有功功率和无功功率耦合方面效果显著。

综上所述, 随着电网强度的减弱, 功率耦合成为不可忽视的因素。实验测试了逆变器对线路阻抗和系统功角的测量速度与精度, 验证了在不同阻抗比下串联补偿解耦控制策略的鲁棒性, 为后续低电压穿越研究奠定了基础。

4.2 基于串联补偿解耦的低电压穿越验证

为了验证本文所提改进的低电压穿越控制策略在电压支撑、抑制故障电流以及减少功率波动等方面的效果, 实验设置了电压跌落 20%~70%的对照实验, 以电压跌落 50%为例, 构网型逆变器的初始状态为: $P = 0.8 \text{ p.u.}$, $Q = 0 \text{ p.u.}$ 。

当发生电压跌落时, 构网型逆变器根据式(20)迅速调整有功功率和无功功率的参考值, 为电网提供电压支撑。图 13 为电压跌落时, 没有加入解耦控制的构网型逆变器的输出功率, 图 14 为电压跌落时, 没有加入解耦控制的构网型逆变器的电压电流有效值。如图 13 所示, 当没有加入解耦控制时, 发生电压跌落时逆变器开始增发无功功率以支撑电网电压。由于功率耦合, 有功功率在 0.533~1.209 p.u. 范围内波动, 波动持续时间为 1.52 s。同时, 逆变器在增加无功功率输出的过程中也会产生一个峰值为 0.942 p.u. 的波动。在二者的共同作用下, 会引起故障电流的越限。如图 14 所示, 发生电压跌落时, 在低电压穿越控制策略的作用下, 构网型逆变器的输

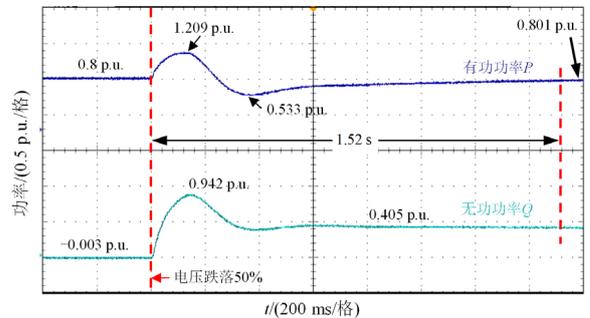


图 13 电压跌落时, 没有加入解耦控制的构网型逆变器的输出功率

Fig. 13 Output power of grid-forming inverter without decoupling control when voltage drops

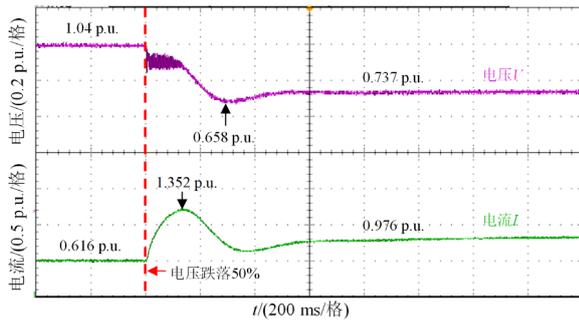


图 14 电压跌落时，没有加入解耦控制的构网型逆变器的电压和电流

Fig. 14 Voltage and current of grid-forming inverter without decoupling control when voltage drops

出电压为 0.737 p.u., 为电网提供了 0.237 p.u. 的电压支撑量, 但由于功率波动的影响, 构网型逆变器的输出电流达到了 1.352 p.u., 超过逆变器可承受的限额(电流限制为 1.2 倍额定电流)。

图 15 为电压跌落时, 加入解耦控制的构网型逆变器的输出功率, 图 16 为电压跌落时, 加入解耦控制的构网型逆变器的电压电流有效值。如图 15 所示, 当加入解耦控制后, 发生电压跌落时, 有功功率和无功功率的波动得到了抑制: 有功功率的波动范围为 0.561~1.098 p.u.、无功功率最大波峰为 0.68 p.u.、波动时间为 0.52 s。因此, 由于功率耦合引起的波动电流同样得到了抑制。如图 16 所示, 在相同的电压支撑策略下, 构网型逆变器是否加入解耦控制策略对电网电压的支撑没有影响, 但是在加入解耦控制后, 构网型逆变器的输出电流峰值下降至 0.97 p.u., 其峰值被抑制在电流限制以内。

实验表明, 构网型逆变器在低电压穿越的过程中, 由于存在功率耦合, 会产生一个波动大、持续时间长的功率波动, 进而产生一个耦合电流。在电压跌落时, 要求逆变器快速平稳地进行低电压穿越,

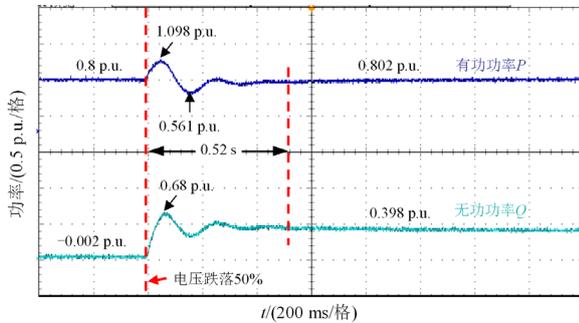


图 15 电压跌落时, 加入解耦控制的构网型逆变器的输出功率
Fig. 15 Output power of grid-forming inverter with decoupling control when voltage drops

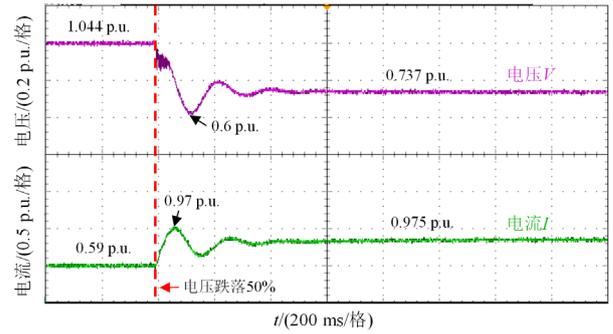


图 16 电压跌落时, 加入解耦控制的构网型逆变器的电压和电流

Fig. 16 Voltage and current of grid-forming inverter with decoupling control when voltage drops

并为电网提供电压支撑, 波动大的功率和电流对这一过程非常不利。当加入解耦单元后, 功率耦合引起的功率波动和电流波动均得到了抑制, 低电压穿越过程更加迅速, 意味着构网型逆变器能够快速平滑地为电网输出无功电流并提供电压支撑。

以电压跌落 50%为例, 本文所提出的基于串联补偿解耦的构网型逆变器低电压穿越控制, 在提供电压支撑、抑制功率波动等方面达到了预期目标。为了进一步验证所提控制策略的有效性, 以 10%为间隔对 20%~70% 的电压降落进行了进一步的实验验证。

如表 4 所示, 在面对电压跌落时, 构网型虚拟同步机通过增发无功功率为电网提供电压支撑, 同时保持设备在线, 顺利进行低电压穿越。由表 4 可知, 当电压跌落达到 70% 时, 构网型虚拟同步机的无功功率输出为 0.730 p.u., 此时, 有功功率输出开始下降, 达到满容量输出。若电压进一步跌落, 电压支撑的效果开始减弱, 单一的构网型逆变器无法继续提供足够的电压支撑, 此时需要加入如蓄电池等储能单元, 为系统提供进一步的支撑。

表 4 不同电压跌落下, 构网型逆变器的支撑水平
Table 4 Support level of grid-forming inverter under different voltage drop

电压跌落程度/%	支撑后的电压/p.u.	无功支撑量/p.u.
20	0.859	0.084
30	0.801	0.170
40	0.769	0.283
50	0.737	0.405
60	0.707	0.556
70	0.672	0.730

表 5 对比了有解耦控制和无解耦控制下低电压穿越的有功功率波动。当电压跌落 50% 时, 最大的

有功功率波动为 0.675 p.u., 通过加入解耦单元, 这个波动会被抑制为 0.533 p.u.。当电压跌落为 20%~70%时, 通过加入解耦单元, 有功功率波动得到了有效的抑制。

表 5 是否加入解耦控制的 LVRT 有功功率波动对比

Table 5 Comparison of active power fluctuations during

LVRT with and without decoupling control

电压跌落 程度/%	有功功率波动		抑制程度/%
	没有解耦控制/p.u.	加入解耦控制/p.u.	
20	0.453	0.311	31.37
30	0.604	0.453	25.00
40	0.666	0.497	25.33
50	0.675	0.533	21.05
60	0.666	0.515	22.67
70	0.630	0.478	24.20

表 6 对比了有解耦控制和无解耦控制下低电压穿越的功率波动时间。当没有加入解耦控制时, 功率平均波动时长为 1.49 s, 电压跌落为 30%时, 逆变器的波动时间最长, 为 1.6 s; 当加入解耦控制后, 功率波动得到了有效的抑制, 平均波动持续时间为 0.693 s, 实验说明所提解耦控制策略在低电压穿越时有效地抑制了功率耦合带来的波动。

表 6 是否加入解耦控制的 LVRT 功率波动时间对比

Table 6 Comparison of power fluctuation time during LVRT with and without decoupling control

电压跌落 程度/%	功率波动时间		抑制程度/%
	没有解耦控制/s	加入解耦控制/s	
20	1.280	0.800	37.50
30	1.600	0.960	40.00
40	1.58	0.600	62.03
50	1.520	0.520	65.79
60	1.440	0.560	61.11
70	1.520	0.720	52.63

综上所述, 本文所提考虑功率解耦的低电压穿越控制策略完成了预期的控制目标, 实现了电压支撑、电流限幅和抑制功率波动。

5 结论

针对构网型逆变器在电网发生电压跌落期间存在的电流越限、电压支撑能力弱、功率耦合造成的功率波动等问题, 本文提出了一种基于串联补偿解耦的低电压穿越控制策略, 得到如下结论。

1) 根据 GB/B19963.1-2021 中提出的无功电流支撑的要求, 设计了在低电压穿越期间的功率指令值, 通过调整有功/无功功率的指令值, 为电网提供电压支撑, 并且限制了电流越限。

2) 为了抑制功率耦合的不利影响, 提出了串联补偿解耦的方法, 有效抑制了功率耦合带来的功率波动。

3) 本文的控制策略还兼具有功功率输出和无功功率输出能力, 在充分利用逆变器容量的同时, 能够提升系统的稳定性。

参考文献

- [1] 胡海林, 李文, 丰富. 光伏并网逆变器滑模变结构控制研究综述[J]. 电测与仪表, 2022, 59(2): 45-52.
HU Hailin, LI Wen, FENG Fu. Review on sliding mode controller of photovoltaic grid-connected inverter[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2022, 59(2): 45-52.
- [2] 周雪松, 张波, 马幼捷. 基于滤波函数的风电并网逆变器改进线性自抗扰控制[J]. 电测与仪表, 2022, 59(10): 137-144.
ZHOU Xuesong, ZHANG Bo, MA Youjie. Improved linear active disturbance rejection control of wind power grid-connected inverter based on filter function[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2022, 59(10): 137-144.
- [3] 贺晓红, 白雪松, 袁绍军, 等. 基于内模原理的光伏三相并网逆变器电压估计与控制方法[J]. 电网与清洁能源, 2022, 38(3): 119-128.
HE Xiaohong, BAI Xuesong, YUAN Shaojun, et al. A voltage estimation and control method of photovoltaic three-phase grid-connected inverter based on internal model principle[J]. Power System and Clean Energy, 2022, 38(3): 119-128.
- [4] 袁庆伟, 吴扣林, 谢晔源, 等. 不平衡电网下风电并网逆变器直接正负序功率控制[J]. 供用电, 2023, 40(1): 88-96, 104.
YUAN Qingwei, WU Koulin, XIE Yeyuan, et al. Direct positive and negative sequence power control of wind power grid-connected inverter under unbalanced grid condition[J]. Distribution & Utilization, 2023, 40(1): 88-96, 104.
- [5] 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.
- [6] 毛颖群, 张建平, 程浩忠, 等. 考虑频率安全约束及风电综合惯性控制的电力系统机组组合[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(11): 61-70.
MAO Yingqun, ZHANG Jianping, CHENG Haozhong, et al.

- Unit commitment of a power system considering frequency safety constraint and wind power integrated inertial control[J]. *Power System Protection and Control*, 2022, 50(11): 60-70.
- [7] LI Botong, ZHENG Dingchuan, LI Bin, et al. Analysis of low voltage ride-through capability and optimal control strategy of doubly-fed wind farms under symmetrical fault[J]. *Protection and Control of Modern Power Systems*, 2023, 8(2): 585-599.
- [8] 吕志鹏, 盛万兴, 刘海涛, 等. 虚拟同步机技术在电力系统中的应用与挑战[J]. *中国电机工程学报*, 2017, 37(2): 349-360.
- LÜ Zhipeng, SHENG Wanxing, LIU Haitao, et al. Application and challenge of virtual synchronous machine technology in power system[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2017, 37(2): 349-360.
- [9] ELWAKIL M M, ZOGHABY H M E, SHARAF S M, et al. Adaptive virtual synchronous generator control using optimized bang-bang for islanded microgrid stability improvement[J]. *Protection and Control of Modern Power Systems*, 2023, 8(4): 953-973.
- [10] 张兴, 李明, 郭梓暄, 等. 新能源并网逆变器控制策略研究综述与展望[J]. *全球能源互联网*, 2021, 4(5): 506-515.
- ZHANG Xing, LI Ming, GUO Zixuan, et al. Review and perspectives on control strategies for renewable energy grid-connected inverters[J]. *Journal of Global Energy Interconnection*, 2021, 4(5): 506-515.
- [11] LASSETER R H, CHEN Zhe, PATTABIRAMAN D. Grid-forming inverters: a critical asset for the power grid[J]. *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, 2019, 8(2): 925-935.
- [12] UNRUH P, NUSCHKE M, STRAUB P, et al. Overview on grid-forming inverter control methods[J]. *Energies*, 2020, 13(10): 2589.
- [13] 詹长江, 吴恒, 王雄飞, 等. 构网型变流器稳定性研究综述[J]. *中国电机工程学报*, 2023, 43(6): 2339-2359.
- ZHAN Changjiang, WU Heng, WANG Xiongfei, et al. An overview of stability studies of grid-forming voltage source converters[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2023, 43(6): 2339-2359.
- [14] 程军照, 李澍森, 吴在军, 等. 微电网下垂控制中虚拟电抗的功率解耦机理分析[J]. *电力系统自动化*, 2012, 36(7): 27-32.
- CHENG Junzhao, LI Shusen, WU Zaijun, et al. Analysis of power decoupling mechanism for droop control with virtual inductance in a microgrid[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2012, 36(7): 27-32.
- [15] WANG Yawei, LIU Bangyin, DUAN Shanxu. Modified virtual inertia control method of VSG strategy with improved transient response and power-supporting capability[J]. *IET Power Electronics*, 2019, 12(12): 3178-3184.
- [16] MOSAYYEBI S R, SHAHALAMI S H, MOJALLALI H. Fault ride-through capability improvement in a DFIG-based wind turbine using modified ADRC[J]. *Protection and Control of Modern Power Systems*, 2022, 7(4): 764-800.
- [17] LIU Yonghui, WANG Yue, LIU Hang, et al. An LVRT strategy with quantitative design of virtual impedance for VSG[J]. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2022, 140.
- [18] 高长伟, 黄翀阳, 郑伟强, 等. 虚拟阻抗制动可再生能源机组低电压穿越控制[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(10): 142-152.
- GAO Changwei, HUANG Chongyang, ZHENG Weiqiang, et al. Low voltage ride-through control of a renewable energy unit with virtual impedance braking[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(10): 142-152.
- [19] 李清辉, 葛平娟, 肖凡, 等. 基于功角与电流灵活调控的 VSG 故障穿越方法研究[J]. *中国电机工程学报*, 2020, 40(7): 2071-2080, 2387.
- LI Qinghui, GE Pingjuan, XIAO Fan, et al. Study on fault ride-through method of VSG based on power angle and current flexible regulation[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2020, 40(7): 2071-2080, 2387.
- [20] HU Qi, JI Feng, MA Fan, et al. Matching analysis of LVRT grid code and injection current dependent voltage response of WTC connected to high impedance AC grid[J]. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2022, 37(3): 2236-2239.
- [21] LOU Guannan, YANG Quan, GU Wei, et al. An improved control strategy of virtual synchronous generator under symmetrical grid voltage sag[J]. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2020, 121.
- [22] KOIWA K, INOO K, ZANMA T, et al. Virtual voltage control of VSG for overcurrent suppression under symmetrical and asymmetrical voltage dips[J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2021, 69(11): 11177-11186.
- [23] 颜湘武, 崔森, 贾焦心. 虚拟稳态同步负阻抗的 VSG 功率解耦策略[J]. *电力系统保护与控制*, 2020, 48(18): 102-113.
- YAN Xiangwu, CUI Sen, JIA Jiaoxin. Virtual steady state synchronous negative impedance of a VSG power decoupling strategy[J]. *Power System Protection and Control*, 2020, 48(18): 102-113.

- [24] WEN Tiliang, ZHU Donghai, ZOU Xudong, et al. Power coupling mechanism analysis and improved decoupling control for virtual synchronous generator[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 36(3): 3028-3041.
- [25] LI Mingxuan, WANG Yue, HU Weihao, et al. Unified modeling and analysis of dynamic power coupling for grid-forming converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 37(2): 2321-2337.
- [26] DONG Ningbo, LI Mengfei, CHANG Xiaofei, et al. Robust power decoupling based on feedforward decoupling and extended state observers for virtual synchronous generator in weak grid[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2022, 11(1): 576-587.
- [27] JI Feng, XU Zhuang, GERADA C. Dynamic power decoupling for low-voltage ride-through of grid-forming inverters[J]. Energy Reports, 2022, 8: 247-258.
- [28] 王成山, 李琰, 彭克. 分布式电源并网逆变器典型控制方法综述[J]. 电力系统及其自动化学报, 2012, 24(2): 12-20.
WANG Chengshan, LI Yan, PENG Ke. Overview of typical control methods for grid-connected inverters of distributed generation[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2012, 24(2): 12-20.
- [29] MAJUMDER R, GHOSH A, LEDWICH G, et al. Angle droop versus frequency droop in a voltage source converter based autonomous microgrid[C] // 2009 IEEE Power & Energy Society General Meeting, July 26-30, 2009, Calgary, AB, Canada: 1-8.
- [30] GUERRERO J M, DE VICUNA 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.
- [31] D'ARCO S, SUUL J A, FOSSO O B. A virtual synchronous machine implementation for distributed control of power converters in smart grids[J]. Electric Power Systems Research, 2015, 122: 180-197.
- [32] HESSE R, TURSCHNER D, BECK H P. Micro grid stabilization using the virtual synchronous machine (VISMA)[J]. Renewable Energy Power Quality Journal, 2009, 1(7): 676-681.
- [33] LI Mingxuan, YU Peng, HU Weihao, et al. Phase feedforward damping control method for virtual synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(8): 9790-9806.
- [34] LEE C T, CHU C C, CHENG P T. A new droop control method for the autonomous operation of distributed energy resource interface converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2012, 28(4): 1980-1993.
- [35] ZHOU Jiuyang, CHENG P T. A modified Q-V droop control for accurate reactive power sharing in distributed generation microgrid[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2019, 55(4): 4100-4109.
- [36] 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): 4479-4490.
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): 4479-4490.
- [37] 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, 1853.
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, 1853.
- [38] IEEE Working Group. IEEE guide for planning DC links terminating at AC locations having low short-circuit capacities[R]. New York, USA: Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc., 1997.

收稿日期: 2023-12-20; 修回日期: 2024-05-23

作者简介:

符 杨(1968—), 男, 博士, 教授, 研究方向为电力系统分析、风力发电并网技术及海上风电优化设计等;
E-mail: mfudong@126.com

陈禹瑾(1998—), 男, 硕士研究生, 研究方向为新能源并网及故障控制; E-mail: chenyj9818@163.com

季 亮(1985—), 男, 通信作者, 博士, 副教授, 研究方向为电力系统保护与控制。E-mail: jihome2002@sina

(编辑 许 威)