

• 新型电力系统 •

DOI:10.12454/j.jsuese.202300983



本刊网刊

# 一种兼具频率及幅值补偿功能的孤岛微电网无功均分控制策略

赖辉<sup>1</sup>, 苗虹<sup>1\*</sup>, 吴雪峰<sup>1</sup>, 杨效<sup>1</sup>, 曾成碧<sup>1</sup>, 李林<sup>2</sup>

(1. 四川大学电气工程学院, 四川成都 610065; 2. 成都纺织高等专科学校电气信息工程学院, 四川成都 611731)

**摘要:** 孤岛模式的微电网中, 本地负荷投切或线路阻抗变化等因素会引起系统等效阻抗差异, 导致采用下垂控制的并联逆变器难以实现无功均分。为此, 提出一种兼具频率及幅值补偿功能的孤岛微电网无功均分控制策略。首先, 分析了基于下垂控制的并联逆变器功率传输特性。在双环控制中引入虚拟阻抗, 使系统等效阻抗呈感性, 实现低压微电网有功/无功解耦控制。其次, 在无功控制环中引入积分修正项, 以无功功率偏差为驱动, 调节逆变器输出电压, 实现自适应无功均分。此外, 为抑制因大规模负荷投切造成的母线电压频率和幅值偏移, 分别在有功和无功控制环中引入频率和幅值补偿项, 并从功率控制环动态响应的角度分析了频率及幅值补偿系数的选取原则。同时, 在无功控制环中引入有功修正项, 其功率传输特性表明引入有功修正能消除因频率补偿造成的有功偏差。将所提策略与传统下垂控制和基于虚拟阻抗的下垂控制进行仿真比较, 仿真结果表明: 在系统等效阻抗变化场景下, 所提控制能实现自适应无功均分, 无功均分精度不受系统等效阻抗变化影响; 在逆变器即插即用场景下, 所提策略能根据逆变器投切情况合理分配功率; 在两种场景下, 所提策略均能在实现有功及无功均分的前提下降低母线电压幅值和频率偏差, 改善母线电压质量。

**关键词:** 孤岛微电网; 下垂控制; 无功功率均分; 频率补偿; 幅值补偿

**中图分类号:** TM464

**文献标志码:** A

**文章编号:** 2096-3246(2025)05-0156-11

“双碳”目标背景下, 微电网是应对新能源发电渗透率日益提高的一种可靠方案<sup>[1-3]</sup>。逆变器的并联是微电网中最基础、常见的运行方式<sup>[4-5]</sup>。在孤岛微电网中, 下垂控制<sup>[6]</sup>具有即插即用、扩容方便和独立运行等特点, 因此被广泛应用于并联逆变器系统<sup>[7-8]</sup>。然而, 受分布式电源位置差异及本地负载投切等因素影响, 线路等效阻抗难以与逆变器容量成反比。这会造成并联逆变器间无功功率分配不合理, 引起系统环流, 使大量电力电子设备发热严重, 缩短逆变器寿命<sup>[9-10]</sup>。因此, 研究基于下垂控制的孤岛微电网无功均分控制策略对提升并联逆变器能量传输效率和防止逆变器过载具有重要意义。

针对基于下垂控制的并联逆变器因线路阻抗差异难以实现无功均分这一问题, 徐柏榆<sup>[11]</sup>、Sun<sup>[12]</sup>等提出虚拟阻抗控制策略来改变系统等效阻抗。杨黎明<sup>[13]</sup>、谢永流<sup>[14]</sup>等提出基于虚拟阻抗的改进下垂控

制, 通过调整虚拟阻抗大小使等效阻抗与逆变器容量匹配, 实现无功功率均分; 但该策略需要测量线路阻抗, 并且引入的虚拟电感是固定值, 当线路阻抗改变或本地负载投切导致系统等效阻抗变化时, 无功均分及环流抑制效果会降低。为改善固定虚拟阻抗控制在系统等效阻抗变化场景下的均分效果, 林燎源<sup>[15]</sup>、裴淑曼<sup>[16]</sup>、闫俊丽<sup>[17]</sup>等提出自适应虚拟阻抗控制策略, 根据无功功率实际值与理论值的差额实时调整虚拟阻抗的大小, 改善等效阻抗变化场景下的无功均分精度及环流抑制效果; 但引入虚拟阻抗变化会造成母线电压降低。为避免因引入虚拟阻抗造成母线压降, 张东<sup>[18]</sup>、王二永<sup>[19]</sup>等提出基于变下垂系数的改进下垂控制, 根据负载无功功率变化自适应调整无功下垂系数, 实现无功功率精确分配; 但该策略未考虑下垂系数变化对系统稳定性的影响。刘靖宇等<sup>[20]</sup>在无功控制环中引入自适应无功修正项, 利用 PI 控制实现无功实

收稿日期: 2023-12-02 修回日期: 2024-01-15 网络出版日期: 2024-06-05

基金项目: 四川省重点科技项目(2023YFG0198); 四川省重点科技项目(2022YFG0300); 成都市创新技术项目(2022-YF05-00081-SN)

作者简介: 赖辉(1998—)男, 硕士生。研究方向: 新能源发电与微电网。E-mail: 2089950519@qq.com

\*通信作者: 苗虹, 副教授。E-mail: 1604681549@qq.com

际值追踪参考值,但未给出比例积分控制的参数选取原则,也未验证该策略在即插即用场景下的有效性。Prabhakaran等<sup>[21]</sup>在传统下垂控制中引入高次非线性项,提高并联逆变器的功率均分精度,但控制较为复杂并且高次项系数难以整定。

此外,下垂控制模拟的是同步发电机的下垂特性<sup>[22]</sup>,在大规模负荷变化时逆变器输出电压频率和幅值会与额定值存在较大的偏差,影响母线电压质量<sup>[23]</sup>。杨海柱等<sup>[24]</sup>通过自适应下垂系数调整孤岛微电网的母线电压幅值,但并未验证该策略在逆变器并联场景的适用性。邱晓燕等<sup>[25]</sup>针对构网型和跟网型逆变器混合主导的孤岛微网系统,在下垂控制中引入二次电压调节项,根据母线电压幅值与额定值的差额调整逆变器输出功率,补偿了因引入自适应虚拟阻抗造成的母线压降,但该策略未考虑大规模负荷投切造成的频率偏移。

为提升功率分配精度,同时抑制母线电压幅值和频率偏移过大,张继红等<sup>[26]</sup>采用阻性下垂控制,并将虚拟阻抗与改进下垂控制相结合,自适应的虚拟电阻保证了功率均分精度,在有功和无功控制环中引入比例控制,抑制母线电压幅值及频率偏移;但控制策略较复杂,未给出相关控制参数的选取方法。

针对上述问题,本文提出一种兼具母线电压频率和幅值补偿功能的孤岛微电网无功均分控制策略。首先,考虑因微电网母线电压往往较低,线路电阻无法忽略而引起的下垂控制功率耦合,在双环控制中引入虚拟阻抗实现功率解耦控制。其次,为实现自适应无功均分,在无功控制环中引入无功积分修正项,根据无功偏差自适应调整逆变器输出电压,避免了因等效阻抗差异造成的无功均分效果不佳。此外,为抑制因大规模负荷投切造成的母线电压幅值和频率偏移,分别在有功和无功控制环中引入积分补偿项,并分析了频率补偿系数和幅值补偿系数的选取原则。最后,在等效阻抗变化以及逆变器即插即用等场景下对本文所提策略进行仿真,验证了所提策略的有效性。

## 1 并联逆变器功率传输特性分析

### 1.1 感性下垂控制策略原理

本文的研究对象为三相逆变器并联系统,两台逆变器并联的等效模型如图1所示。图1中: $P_i$ 、 $Q_i$ 、 $U_i$ 分别为第*i*台逆变器输出的有功功率、无功功率、电压幅值; $R_i+jX_i$ 分别为第*i*台逆变器传输功率经过的线路阻抗,其中, $R$ 为电阻, $X$ 为电抗, $j$ 为虚部符号; $Z_{load}$ 为公共负载; $P$ 、 $Q$ 分别为公共负载的有功和无功功率; $U_{pcc}$ 为母线电压幅值; $\delta_i$ 为第*i*台逆变器的输出电压功角;

DG1、DG2为分布式电源1、2; $I_L$ 为负载电流。

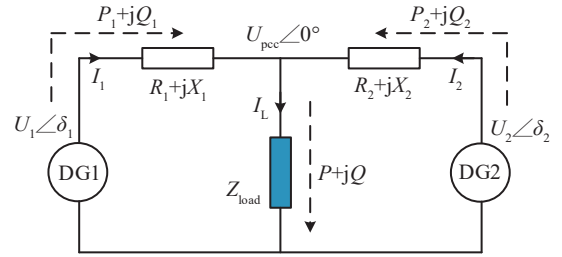


图1 并联逆变器等效模型

Fig. 1 Simplified diagram of parallel connection of two inverters

由图1可知,两台逆变器的输出有功和无功功率为:

$$\begin{cases} P_i = \frac{(U_i U_{pcc} \cos(\alpha_i - \delta_i) - U_{pcc}^2 \cos \alpha_i)}{\sqrt{X_i^2 + R_i^2}}, \\ Q_i = \frac{(U_i U_{pcc} \sin(\alpha_i - \delta_i) - U_{pcc}^2 \sin \alpha_i)}{\sqrt{X_i^2 + R_i^2}} \end{cases} \quad (1)$$

式中, $\alpha_i$ 为第*i*条线路的阻抗角,满足 $\alpha_i = \arctan(X_i/R_i)$ 。

高电压等级下,线路阻抗近似呈感性,满足 $X \gg R$ ,则 $\alpha_i \approx 90^\circ$ 。稳态运行时逆变器输出功角较小,有 $\sin \delta \approx \delta$ , $\cos \delta \approx 1$ ,式(1)可简化为<sup>[27]</sup>:

$$\begin{cases} P_i = \frac{U_i U_{pcc} \delta_i}{X_i}, \\ Q_i = \frac{U_{pcc}(U_i - U_{pcc})}{X_i} \end{cases} \quad (2)$$

式(2)表明:在线路阻抗呈感性条件下,逆变器输出有功功率由电压功角 $\delta_i$ 主导,无功功率由电压幅值 $U_i$ 主导,有功和无功的控制是独立的。因此,下垂控制可表示为:

$$\begin{cases} f = f_n + k_p(P_{ref} - P), \\ U = U_n + k_q(Q_{ref} - Q) \end{cases} \quad (3)$$

式中, $f$ 和 $f_n$ 分别为逆变器输出电压频率与母线电压额定频率, $U$ 和 $U_n$ 分别为逆变器输出电压幅值与电网额定电压幅值, $k_p$ 、 $k_q$ 分别为有功和无功下垂系数, $P_{ref}$ 、 $Q_{ref}$ 分别为逆变器输出的有功功率和无功功率的参考值。

### 1.2 基于虚拟阻抗的微电网功率解耦控制

由于孤岛微网中母线电压等级往往不高,线路阻抗电阻不可忽略,总输出阻抗不满足感性下垂控制的前提条件,由式(1)可知,有功和无功同时受逆变器输出电压功角 $\delta_i$ 和电压幅值 $U_i$ 影响,无法实现 $P$ - $f$ 与 $Q$ - $U$ 的解耦控制。

为增大总输出阻抗中的感性成分,可在双环控制中引入虚拟阻抗<sup>[28]</sup>,含虚拟阻抗的控制框图如图2所示。图2中, $U_{ref}$ 为逆变器输出电压参考值, $G_u(s)$ 为电压

调节的 PI 控制器,  $k_{ip}$  为电流环比例系数,  $k_{pwm}$  为逆变器增益,  $L_f$  和  $R_f$  分别为 LC 滤波器中的滤波电感和寄生电阻,  $C_f$  为滤波电容,  $U_o$  和  $I_o$  分别为逆变器输出电压和电流,  $L_v$  为虚拟电感,  $s$  为拉普拉斯算子。

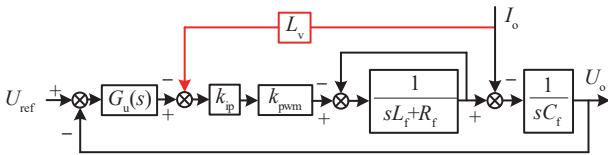


图 2 含虚拟阻抗的双环控制框图

Fig. 2 Block diagram of double-loop control with virtual impedance

根据图 2 对应的传递函数分别绘制不同虚拟阻抗下逆变器输出阻抗的 bode 图, 如图 3 所示。根据图 3 可知, 引入虚拟阻抗后逆变器输出阻抗相角显著提高, 当虚拟阻抗增加到 3 mH 时相角约为  $89^\circ$ , 接近纯感性。虚拟阻抗的引入, 增大了逆变器输出阻抗中的感性成分, 进而使总输出阻抗近似呈感性, 可实现有功和无功功率的解耦控制。但过大的虚拟阻抗会引起母线压降增大, 本文最终选取的虚拟阻抗为  $X=3$  mH。

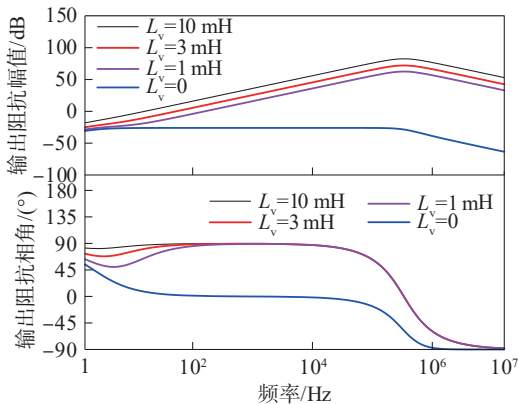


图 3 不同虚拟阻抗下逆变器输出阻抗 bode 图

Fig. 3 Bode diagram of inverter output impedance for different virtual impedance

### 1.3 无功均分条件

结合式(2)、(3)分别得出基于下垂控制的逆变器有功和无功功率输出特性框图, 如图 4 所示。

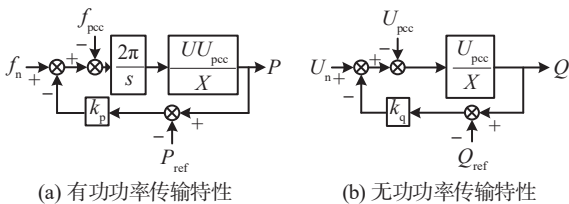


图 4 基于下垂控制的逆变器有功和无功功率输出特性框图  
Fig. 4 Block diagram of active and reactive power output characteristics of inverter based on droop control

根据图 4 可得基于下垂控制的逆变器功率传输特性为:

$$\begin{cases} P(s) = \frac{(f_{ref} - f + k_p P_{ref})2\pi U U_{pcc}}{2\pi k_p U U_{pcc} + sX}, \\ Q(s) = \frac{(U_n - U_{pcc} + k_q Q_{ref})U_{pcc}}{k_q U_{pcc} + X} \end{cases} \quad (4)$$

式中,  $f_{ref}$  为逆变器输出电压的频率参考值。

系统运行至稳态时, 微分项为 0。根据式(4)可知, 逆变器输出有功功率不受线路阻抗影响, 当有功下垂系数  $k_p$  与逆变器容量成反比时可实现有功均分。但逆变器输出无功功率不仅与无功下垂系数  $k_q$  有关, 还受线路阻抗  $X$  影响, 根据式(1)可得无功功率均分应满足:

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{X_2}{X_1} \cdot \frac{U_1 - U_{pcc}}{U_2 - U_{pcc}} \quad (5)$$

## 2 兼具电压频率及幅值补偿功能的无功均分控制策略

### 2.1 基于功率偏差驱动的自适应无功均分控制策略

根据式(5)可知, 无功均分精度与线路阻抗  $X$  和逆变器输出电压  $U$  密切相关。当线路阻抗与逆变器容量不匹配时, 逆变器输出无功功率难以按容量均分。尽管引入合适的虚拟阻抗  $X_v$  可使线路阻抗与无功容量匹配, 改善无功均分精度, 但精度受等效阻抗变化影响, 并且会造成额外的母线压降<sup>[29]</sup>。因此, 本文采用调节逆变器输出电压  $U$  的方式实现无功功率均分。

在线路阻抗不变条件下, 根据式(5)可画出两台并联逆变器在容量相同但线路阻抗不同时的输出电压与输出无功功率关系图, 如图 5 所示。图 5 中, 红色线条为无功按逆变器容量分配时两台逆变器的输出电压幅值关系。

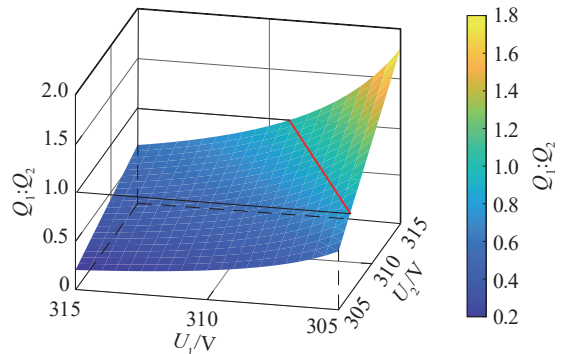


图 5 逆变器输出电压幅值与功率均分效果示意图

Fig. 5 Schematic diagram of inverter output voltage and power sharing result

由图 5 可以看出, 通过对逆变器输出电压幅值  $U$  进行修正, 使其分布在红色线条上即可实现无功功率均分。

以两台并联逆变器为例,引入无功修正项后的无功功率比,可表示为:

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{Z_2 \cdot (U_1 + \Delta U_1) - U_{pcc}}{Z_1 \cdot (U_2 + \Delta U_2) - U_{pcc}} \quad (6)$$

式中: $\Delta U_1$ 和 $\Delta U_2$ 分别为逆变器1和2的无功修正项, $\Delta U_i = \frac{k_{si}}{s}(Q_i^* - Q_i), i=1,2; Q_i^*$ 为第*i*台逆变器无功均分理论值, $Q_i^* = \frac{Q_{refi}}{Q_{ref1} + Q_{ref2}}(Q_1 + Q_2); k_{si}$ 为无功修正系数。

由式(6)可以看出,引入无功修正项后,由无功偏差驱动下垂控制,实时调整逆变器输出电压,实现无功均分,可避免线路等效阻抗变化对无功均分精度的影响。

引入虚拟阻抗的下垂控制曲线与引入无功功率积分修正项的下垂控制曲线如图6所示。由图6(a)可以看出,基于虚拟阻抗的下垂控制通过改变虚拟阻抗大小能对无功功率进行调节,但引入固定虚拟阻抗的均分精度受线路阻抗测量精度影响较大,同时本地负载投切及线路阻抗变化会影响等效阻抗大小,难以满足变化工况下的无功均分要求。由图6(b)可知:使用本文所提策略后,通过平移 $Q-U$ 曲线实现无功均分, $Q_1 < Q^*$ 时,修正量 $\Delta U_1 > 0$ , $DG_1$ 曲线向上平移,直至无功功率达到参考值; $Q_2 > Q^*$ 时,修正量 $\Delta U_2 < 0$ , $DG_2$ 曲线向下平移,直至无功功率达到参考值。

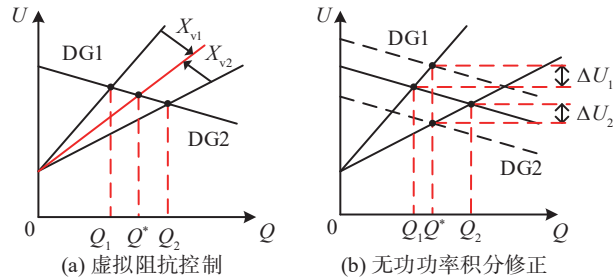


图6 基于虚拟阻抗及无功功率积分修正的下垂控制曲线  
Fig. 6 Droop control curves based on virtual impedance and reactive power integral correction

### 2.2 具有幅值补偿功能的改进无功环设计

由第2.1节分析可知,大规模负荷投切和引入无功修正项都会引起电压幅值偏移,进而影响母线电压质量。根据式(1)可知母线电压受逆变器输出无功功率及电压幅值影响,三者关系可表示为:

$$U_{pcc} = \frac{U + \sqrt{U^2 - 4XQ}}{2} \quad (7)$$

根据式(7)绘制母线电压随逆变器输出电压及无功功率变化3维图如图7所示,结合图6知,母线电压随无功功率增加呈下降趋势。根据式(7)可知,要抑制母线电压幅值偏移,必须将变化量转移至逆变器输出电压 $U$ 或线路阻抗 $X$ 上,考虑到虚拟阻抗的精度有限,本文在下垂控制中引入母线电压幅值补偿项改变逆

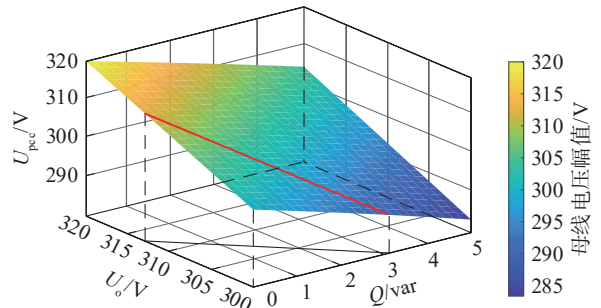


图7 母线电压随逆变器输出电压及无功功率变化3维图  
Fig. 7 Three dimensional figure of bus voltage variation with inverter output voltage and reactive power  
变器输出电压 $U$ ,对母线电压幅值进行补偿,表示为:

$$\begin{cases} U_{pcc} = \frac{(U + \bar{U}) + \sqrt{(U + \bar{U})^2 - 4XQ}}{2}, \\ \bar{U} = \frac{k_c}{s}(U_{pcc}^* - U_{pcc}) \end{cases} \quad (8)$$

式中, $\bar{U}$ 为母线电压幅值补偿量, $U_{pcc}^*$ 为电压参考值, $k_c$ 为幅值补偿系数。

引入幅值补偿项后的改进无功控制可表示为:

$$\begin{cases} U = U_n + k_q(Q_{ref} - Q) + \bar{U} + \Delta U, \\ \bar{U} = \frac{k_c}{s}(U_{pcc}^* - U_{pcc}), \\ \Delta U = \frac{k_s}{s}(Q^* - Q) \end{cases} \quad (9)$$

本文所提改进无功控制环如图8所示。

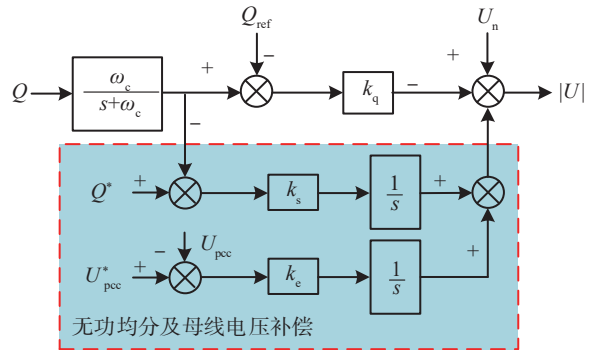


图8 本文所提改进无功环控制框图  
Fig. 8 Block diagram of the improved reactive power loop control proposed in this paper

图8中, $\omega_c$ 为截止频率,其功率传输特性表示为: $Q(s) =$

$$\frac{(s(U_n + k_q Q_{ref}) + k_c Q^* + k_c(U_{pcc}^* - U_{pcc}) - sU_{pcc})U_{pcc}}{sX + U_{pcc}(sk_q + k_s)} \quad (10)$$

稳态时忽略微分项,可得逆变器输出无功功率:

$$Q(s) = Q^* + \frac{k_c}{k_s}(U_{pcc}^* - U_{pcc}) \quad (11)$$

由式(10)可知,幅值补偿系数的大小会影响无功控制环的动态响应性能。

### 2.3 幅值补偿系数 $k_c$ 的选取原则

忽略无功均分动态过程并计及无功控制环的低通滤波环节,式(9)的小信号模型可表示为:

$$\Delta U = -\frac{\omega_c k_q}{s + \omega_c} \Delta Q - \frac{k_c}{s} \Delta U_{\text{pcc}} \quad (12)$$

考虑到逆变器输出电压与母线电压幅值接近,为便于分析,令  $\Delta U \approx \Delta U_{\text{pcc}}$ ,代入式(12)整理可得传递函数:

$$\Delta U = -\frac{\omega_c k_q}{s^2 + (\omega_c + k_c)s + \omega_c k_c} \Delta Q \quad (13)$$

式(2)中无功方程的小信号模型表示为:

$$\Delta Q = \frac{U_{\text{pcc}}}{X} \Delta U \quad (14)$$

结合式(13)、(14)画出无功控制环传递框图如图9所示。

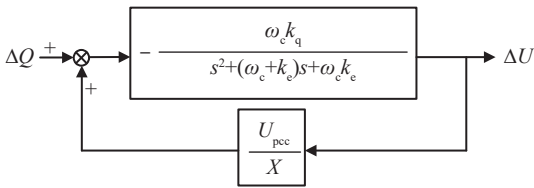


图9 无功控制环传递框图

Fig. 9 Block diagram of reactive power control loop transfer

图9所对应的传递函数可表示为:

$$G_q(s) = -\frac{b_1 s}{s^2 + a_1 s + a_2} \quad (15)$$

式中,参数具体为  $a_1 = \omega_c + k_c + \frac{k_q \omega_c U_{\text{pcc}}}{X}$ ,  $a_2 = \omega_c k_c$ ,  $b_1 = k_q \omega_c$ 。

式(15)所表示的2阶系统阻尼比和自然振荡频率分别为:  $\omega_n^q = \sqrt{a_2}$ ,  $\zeta^q = \frac{a_1}{2\sqrt{a_2}}$ 。由此可见,无功控制环

的阻尼系数始终满足  $\zeta^q > 1$ ,系统处于过阻尼状态,因此选取较大的幅值补偿系数可以提升无功控制环的动态响应速度。图10为不同幅值补偿系数下无功控制环单位阶跃响应。由图10可见,随着  $k_c$  增大,动态响应时间加快,但系统阻尼逐渐降低。为提升无功控制动态响应速度的同时保证系统稳定性,本文选取的幅值补偿系数  $k_c$  值为400。

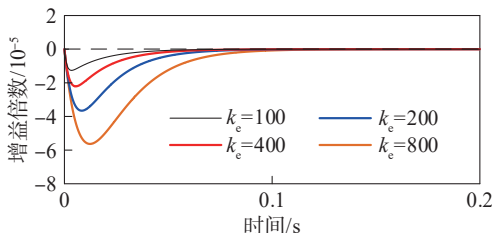


图10 不同  $k_c$  下无功控制环单位阶跃响应

Fig. 10 Unit step response of reactive power control loop for different  $k_c$

### 2.4 具有频率补偿功能的改进有功环设计

根据式(2)可知,下垂控制中有功控制环模拟的是同步发电机的  $P-f$  特性,随着有功功率变化,频率会出现偏移。针对这一问题,借鉴电力系统二次调频方法,在传统下垂控制有功环中引入频率补偿,引入频率补偿后的有功控制方程表示为:

$$\begin{cases} f = f_n + k_p (P_{\text{ref}} - P) + \bar{f} \\ \dot{\bar{f}} = \frac{k_f}{s} (f_n - f) \end{cases} \quad (16)$$

式中,  $\bar{f}$  为频率补偿量,  $k_f$  为频率补偿系数。

结合图4(a)及式(2)可推导出引入频率补偿后的有功功率传输特性,表示为:

$$P(s) = \frac{(f_n - f + k_p P_{\text{ref}} - k_f \delta) 2\pi U U_{\text{pcc}}}{2\pi k_p U U_{\text{pcc}} + sX} \quad (17)$$

稳态运行时忽略微分项,引入频率补偿后有有功功率传输特性为:

$$P = \frac{f_n - f + k_p P_{\text{ref}}}{k_p} - \frac{k_f}{k_p} \delta \quad (18)$$

由式(18)可知,频率补偿系数  $k_f$  选取过大会造成补偿项过大,影响有功均分效果。图11给出了两台容量相同的逆变器在不同  $k_f$  取值下输出有功功率。由图11可以看出,随着  $k_f$  的增大,有功均分精度逐渐降低。

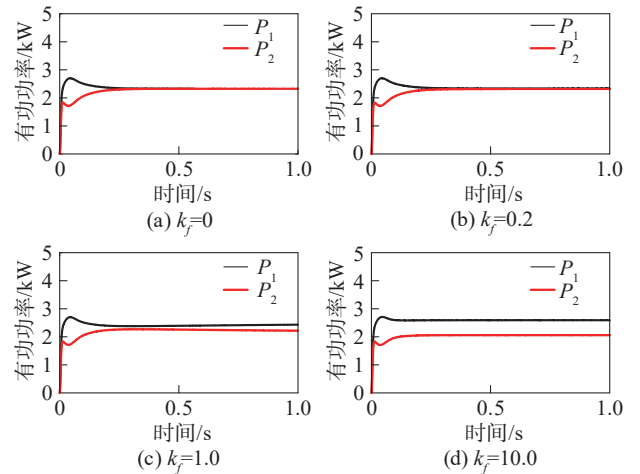


图11 不同频率补偿系数  $k_f$  下的有功功率波形

Fig. 11 Active power waveforms at different  $k_f$

为降低频率补偿项对有功均分精度的影响,仿照第2.1节所提无功均分的方法,在有功控制环中引入有功修正项,本文所提改进有功控制环如图12所示,引入频率补偿和有功修正项的改进有功控制可表示为:

$$\begin{cases} f = f_n + k_p (P_{\text{ref}} - P) + \bar{f} + \Delta f \\ \dot{\bar{f}} = \frac{k_f}{s} (f_n - f) \\ \Delta f = \frac{k_c}{s} (P^* - P) \\ P_i^* = \frac{P_{\text{ref}i}}{P_{\text{ref}1} + P_{\text{ref}2}} (P_1 + P_2) \end{cases} \quad (19)$$

式中,  $k_c$  为有功修正系数,  $P^*$  为有功均分理论值。

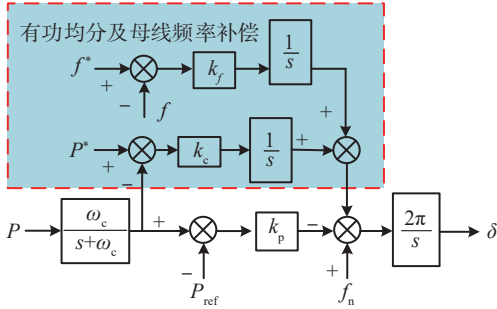


图 12 本文所提改进有功环控制框图

Fig. 12 Block diagram of the improved active power loop control proposed in this paper

根据图 12 和式(2)可推导出引入有功修正项后的有功功率传输特性,表示为:

$$P(s) = \frac{((f_n - f + k_p P_{ref} - k_f \delta)s + k_c P^*) 2\pi U U_{pcc}}{Xs^2 + 2\pi U U_{pcc} (k_p s + k_c)} \quad (20)$$

稳态运行时忽略微分项,有功功率传输特性为:

$$P(s) = P^* \quad (21)$$

对比式(18)、(21)可知,引入有功修正项后消除了频率补偿造成的有功偏差,图 13 为引入频率补偿和有功修正前后的下垂曲线变化。图 13 中,  $P_1$  为引入频率补偿后逆变器输出功率。引入频率补偿后,下垂曲线下移至额定频率处。但此时有功功率出现偏差,引入有功修正后,由有功偏差驱动下垂曲线,移动至有功均分参考值处。

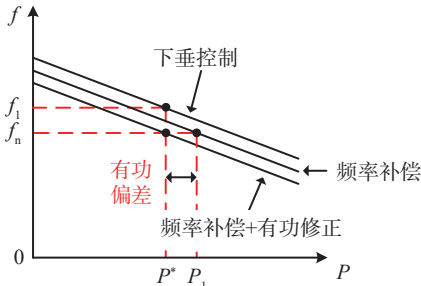


图 13 引入频率补偿和有功修正前后下垂曲线变化图

Fig. 13 Figure of droop curves before/after introduction of frequency compensation and active correction

改进后的有功控制环能在保证有功均分精度前提下抑制频率偏移,但由式(16)可知  $k_f$  的取值还影响有功控制环动态响应。

### 2.5 频率补偿系数 $k_f$ 选取原则

忽略有功均分动态过程并计及有功控制环的低通滤波环节,式(19)的小信号模型可表示为:

$$\Delta f = -k_p \frac{\omega_c}{s + \omega_c} \Delta P - \frac{k_f}{s} \Delta f \quad (22)$$

整理式(22)可得传递函数为:

$$\Delta \delta = -\frac{2\pi k_p \omega_c}{s^2 + (\omega_c + k_f)s + \omega_c k_f} \Delta P \quad (23)$$

式(2)中有功方程的小信号模型可表示为:

$$\Delta P = \frac{P_0}{\delta_0} \Delta \delta \quad (24)$$

式中,  $P_0$  和  $\delta_0$  分别为有功功率和功角的稳态值。

结合式(23)、(24)画出有功控制环传递框图,如图 14 所示。

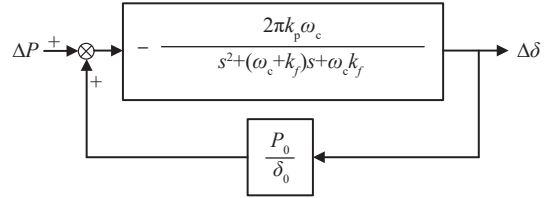


图 14 有功控制环传递框图

Fig. 14 Block diagram of active control loop transfer

根据图 14 可得有功控制环传递函数为:

$$G_p(s) = -\frac{B_1}{s^2 + A_1 s + A_2} \quad (25)$$

式中,参数具体为  $B_1 = 2\pi k_p \omega_c$ ,  $A_1 = \omega_c + k_f$ ,  $A_2 = \omega_c k_f + \frac{2\pi k_p \omega_c P_0}{\delta_0}$ 。

式(25)表示一个 2 阶系统,阻尼系数和自然振荡频率分别为:  $\omega_n^p = \sqrt{A_2}$ ,  $\zeta^p = \frac{A_1}{2\sqrt{A_2}}$ 。

图 15 为不同频率补偿系数下的单位阶跃响应。由图 15 可以看出,随着  $k_f$  增大,系统动态响应时间加快,但阻尼降低,为兼顾动态响应速度和系统稳定性,本文最终选取的频率补偿系数  $k_f$  的值为 10。

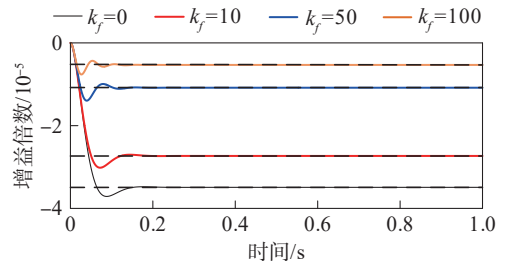


图 15 不同  $k_f$  下有功控制环的单位阶跃响应

Fig. 15 Unit step response of active control loop at different  $k_f$

## 3 仿真实验验证及分析

为验证本文所提策略有效性,在 Matlab/Simulink 平台搭建并逆变器仿真模型,控制和拓扑结构如附录 A 图 A1 所示。仿真过程以本地负载投切模拟线路等效阻抗变化场景,逆变器投切模拟即插即用场景。下垂控制及逆变器的部分仿真参数设置分别如表 1、2 所示,线路阻抗按典型低压线路阻抗等比例选取,仿真中涉及的负载均为阻感负载。

表 1 下垂控制主要参数

Tab. 1 Main parameters of droop control

参数	数值
逆变器 1、2、3 有功下垂系数 $k_p/10^{-4}$	1、2、2
逆变器 1、2、3 无功下垂系数 $k_q/10^{-4}$	2、4、4
幅值补偿系数 $k_c$	400
频率补偿系数 $k_f$	10

表 2 系统主要仿真参数

Tab. 2 Main simulation parameters of inverter

参数	数值
滤波电感/mH	5
滤波电容/ $\mu$ F	5
逆变器开关频率/kHz	1.5
逆变器 1、2、3 额定有功功率/kW	4、2、2
逆变器 1、2、3 额定无功功率/kvar	2、1、1
线路 1 阻抗/ $\Omega$	$0.09+j0.12$
线路 2、3 阻抗/ $\Omega$	$0.15+j0.02$

3.1 算例 1: 线路等效阻抗变化

为验证所提策略在线路等效阻抗变化场景下的有效性,算例 1 模拟了逆变器 1 和 2 并联运行,线路阻抗比为 3:5,负载投切时间如表 3 所示。

表 3 算例 1 负载投切时间

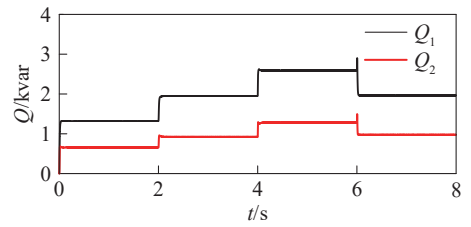
Tab. 3 Time of load switching for Case 1

负载类型	从开始时间持续到结束时间/s
公共负载 1	0—8
本地负载	2—4
公共负载 2	4—6
公共负载 3	6—8

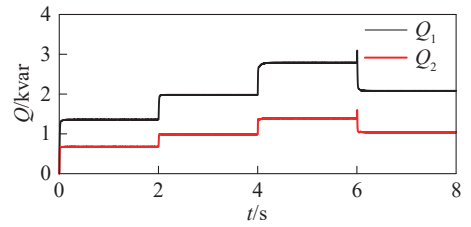
图 16、17 分别为两种策略下的无功功率波形及功率均分精度对比。由图 16、17 可以看出,本地负载投入会导致线路等效阻抗与逆变器容量比不匹配,进而影响虚拟阻抗策略下的无功均分效果。本文所提控制下的无功功率始终按容量比 2:1 进行分配,本地负载投入时仍能实现功率按容量分配。

图 18 为两种策略下的环流波形。由图 18 可以看出,本地负载的投入改变了系统等效阻抗,导致虚拟阻抗控制下的环流增大,本文所提策略不受系统等效阻抗变化影响,环流更小。

两种策略下的母线电压幅值及频率变化分别如图 19、20 所示。由图 19、20 可知,与虚拟阻抗策略比较,本文所提策略抑制了因大规模负载投切引起的母线电压频率和幅值偏移,在不影响功率均分效果前提下改善了母线电压质量。



(a) 虚拟阻抗控制



(b) 本文所提控制

图 16 无功功率波形

Fig. 16 Waveforms of reactive power

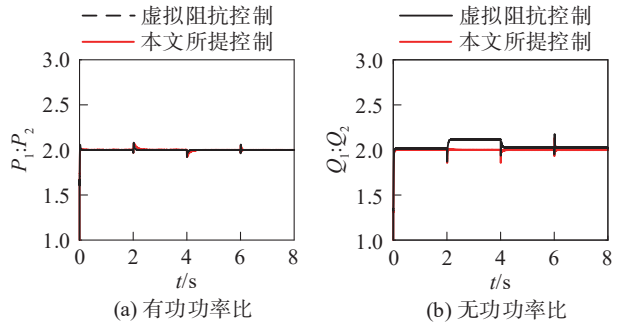


图 17 有功及无功均分精度对比

Fig. 17 Comparison of the accuracy of active and reactive power sharing

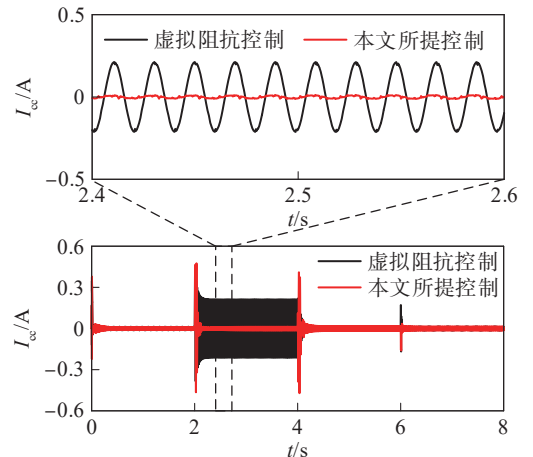


图 18 系统环流波形

Fig. 18 Waveforms of the circulating current

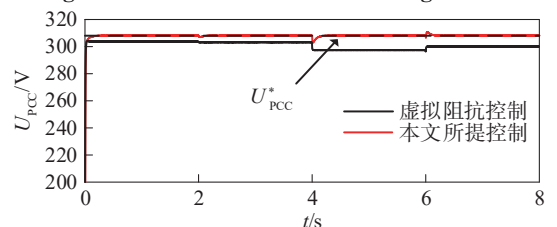


图 19 母线电压幅值

Fig. 19 Waveforms of bus voltage

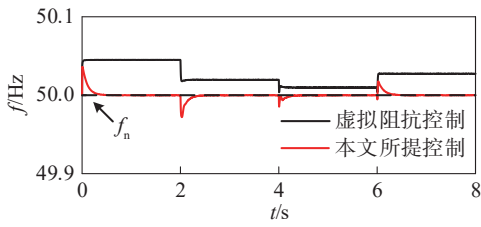
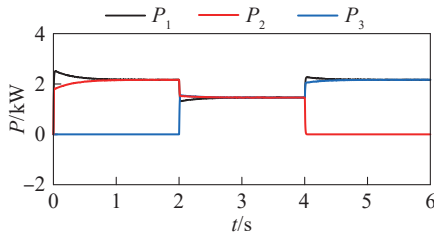


图20 母线电压频率

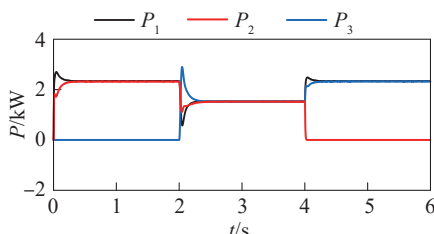
Fig. 20 Waveforms of bus voltage frequency

3.2 算例2: 3台逆变器并联的即插即用场景

为验证所提策略在逆变器即插即用场景下的有效性,仿真模拟3台容量相同(取表1中逆变器2的参数)的逆变器并联运行,线路阻抗比为3:5:5。初始时刻逆变器1和2并联运行, $t=2$  s时逆变器3投入运行,为降低逆变器3接入时的电压、电流冲击,在投入前先进进行预同步处理。 $t=4$  s时逆变器2退出运行,3台逆变器的有功功率、无功功率及环流波形分别如图21、22和23所示。



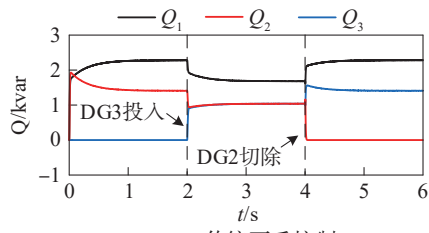
(a) 传统下垂控制



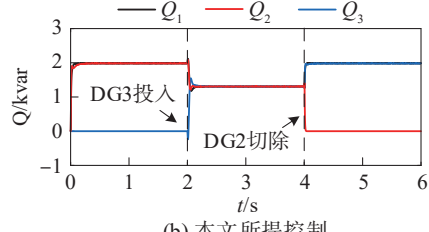
(b) 本文所提控制

图21 算例2有功功率波形

Fig. 21 Waveforms of active power for Case 2



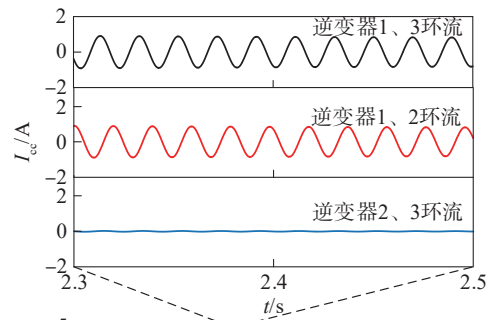
(a) 传统下垂控制



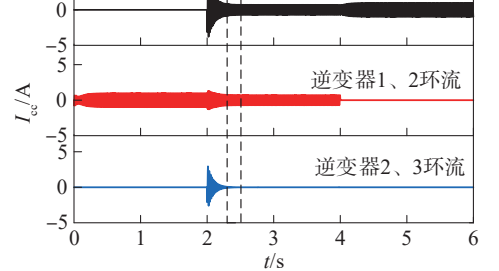
(b) 本文所提控制

图22 算例2无功功率波形

Fig. 22 Waveforms of reactive power for Case 2



(a) 传统下垂控制



(b) 本文所提控制

图23 算例2环流波形

通过图21可看出,本文所提策略下逆变器输出有功功率基本相等,说明引入的有功修正项消除了频率补偿项对有功均分精度的影响。由图22和23可看出:本文所提策略在逆变器投入或切除场景下均能有效抑制环路,实现无功均分。由于逆变器2和3的容量及线路阻抗比相等,因此传统下垂控制下的环流不大,但其余逆变器间环流较大。本文所提策略下各逆变器间的环流均显著降低,满足逆变器即插即用的要求。

图23 算例2环流波形

Fig. 23 Waveforms of the circulating current for Case 2

通过图21可看出,本文所提策略下逆变器输出有功功率基本相等,说明引入的有功修正项消除了频率补偿项对有功均分精度的影响。由图22和23可看出:本文所提策略在逆变器投入或切除场景下均能有效抑制环路,实现无功均分。由于逆变器2和3的容量及线路阻抗比相等,因此传统下垂控制下的环流不大,但其余逆变器间环流较大。本文所提策略下各逆变器间的环流均显著降低,满足逆变器即插即用的要求。

图24和25分别为母线电压幅值及频率波形。由图24、25可知,相较于传统下垂控制,本文所提策略下母线电压的幅值及频率偏移更小,且不影响功率均分精度。

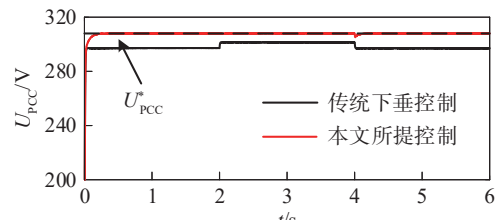


图24 算例2母线电压幅值

Fig. 24 Waveforms of bus voltage for Case 2

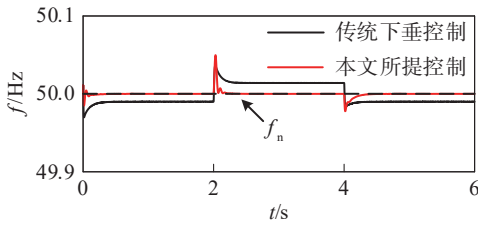


图 25 算例 2 母线电压频率

Fig. 25 Waveforms of bus voltage frequency for Case 2

## 4 结 论

本文针对基于下垂控制的并联逆变器无功均分效果受系统等效阻抗变化影响以及大规模负荷投切造成的母线电压幅值和频率偏移等问题,提出一种兼具电压频率和幅值补偿功能的自适应无功均分控制策略。

在无功控制环中引入功率积分修正项,以无功功率偏差驱动逆变器输出电压,实现自适应无功均分。此外,在不影响功率均分精度的前提下,分别在有功和无功控制环中引入母线电压频率及幅值补偿项。仿真结果表明:相较于传统下垂控制,本文所提控制下无功均分精度更高,且不受等效线路阻抗变化影响;大规模负荷投切时母线电压频率和幅值偏移更小,提升了母线电压质量。

本文提出的改进下垂控制策略,对于研究如何在提升孤岛微电网的功率均分精度的同时抑制电压频率与幅值偏移具有一定参考价值。在下一步工作中,将研究如何利用逆变器自身信息实现功率均分与改善母线电压质量,增强改进下垂控制的独立性。

附录见本刊网络版,扫描标题旁的二维码可阅读网络全文。

### 参考文献:

[1] Li Bo, Chen Minyou, Zhong Haiwang, et al. A review of long-term planning of new power systems with large share of renewable energy[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(2): 555-581. [黎博, 陈民铀, 钟海旺, 等. 高比例可再生能源新型电力系统长期规划综述[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(2): 555-581.]

[2] Xiao Xianyong, Zheng Zixuan. New power systems dominated by renewable energy towards the goal of emission peak & carbon neutrality: Contribution, key techniques, and challenges[J]. Advanced Engineering Sciences, 2022, 54(1): 47-59. [肖先勇, 郑子萱. “双碳”目标下新能源为主体的新型电力系统: 贡献、关键技术与挑战[J]. 工程科学与技术, 2022, 54(1): 47-59.]

[3] Peng Yelun, Huang Wen, Shuai Zhikang. Research on transient load sharing in islanded microgrids with heterogeneous DGs[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(15): 5167-5179. [彭也伦, 黄文, 帅智康. 含异构微源孤岛微电网的瞬

时有功功率分配问题研究[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(15): 5167-5179.]

[4] Gong Xingyu. Research on power sharing control strategy of parallel inverter in microgrid[D]. Zhuzhou: Hunan University of Technology, 2021. [龚星宇. 微电网并联逆变器功率均分控制策略研究[D]. 株洲: 湖南工业大学, 2021.]

[5] Dong Xuzhu, Hua Zhuhu, Shang Lei, et al. Morphological characteristics and technology prospect of new distribution system[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(9): 3021-3035. [董旭柱, 华祝虎, 尚磊, 等. 新型配电系统形态特征与技术展望[J]. 高电压技术, 2021, 47(9): 3021-3035.]

[6] Wang Eryong, Wang Shuai. Low voltage microgrid droop control strategy based on adaptive virtual resistance[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(2): 144-149. [王二永, 王帅. 基于自适应虚拟电阻的低压微电网下垂控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(2): 144-149.]

[7] Dai Wei, Qin Wenping, Ren Chunguang, et al. Adaptive virtual impedance control based on decoupling droop in microgrid with synchronous generators[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(14): 4486-4495. [代维, 秦文萍, 任春光, 等. 含同步机微网中基于解耦下垂的自适应虚拟阻抗控制[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(14): 4486-4495.]

[8] Jiang Enyu, Shi Zhengjing, Zhao Jikang, et al. Power sharing strategy for meshed microgrid based on time sequence and stage control[J]. Acta Energetica Sinica, 2022, 43(8): 490-497. [姜恩宇, 施峥靖, 赵吉康, 等. 基于时序分阶段控制的网状微电网功率均分策略[J]. 太阳能学报, 2022, 43(8): 490-497.]

[9] Yang Shuaishuai, Lu Ziguang, Gong Pingping. Research on parallel connection and circulating current suppression of inverters based on equivalent impedance[J]. Power Electronics, 2021, 55(7): 64-67. [杨帅帅, 卢子广, 宫萍萍. 基于等效阻抗的逆变器并联与环流抑制研究[J]. 电力电子技术, 2021, 55(7): 64-67.]

[10] Shi Jiabo, Miao Hong, Zeng Chengbi. Power sharing and current-circulation suppression strategy of new shunt inverter[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2022, 43(4): 153-160. [施家博, 苗虹, 曾成碧. 新型并联逆变器功率均分与环流抑制策略[J]. 电力电容器与无功补偿, 2022, 43(4): 153-160.]

[11] Xu Baiyu, Ma Ming, Li Ding, et al. A paralleling control strategy of microgrid inverters to restrain circulating current[J]. Acta Energetica Sinica, 2017, 38(3): 789-797. [徐柏榆, 马明, 李玎, 等. 一种可抑制环流的微电网逆变器并联控制策略[J]. 太阳能学报, 2017, 38(3): 789-797.]

[12] Sun Bainan, Liu Hongpeng, Wu Hui, et al. A suppression method of circulating current in parallel photovoltaic system based on virtual impedance[C]//Proceedings of the 2016 IEEE 8th International Power Electronics and Motion Control Conference (IPEMC-ECCE Asia). Hefei: IEEE, 2016, 1532-1538.

[13] Yang Lihui, Yang Lan. Control strategy using virtual impedance for parallel-connected inverters with double-feedback

- loop control[J]. Power Electronics, 2020, 54(9): 4-7. [杨黎晖, 杨岚. 双环控制逆变器采用虚拟阻抗的并联控制策略[J]. 电力电子技术, 2020, 54(9): 4-7.]
- [14] Xie Yongliu, Cheng Zhijiang, Li Yongdong, et al. New droop control strategy for parallel inverter with virtual impedance[J]. Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy, 2016, 35(3): 22-25. [谢永流, 程志江, 李永东, 等. 引入虚拟阻抗的并联逆变器新型下垂控制策略[J]. 电工电能新技术, 2016, 35(3): 22-25.]
- [15] Lin Liaoyuan, Lin Zhao, Liu Wei, et al. Wireless current sharing scheme for parallel operation of inverters using resistive output impedance[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2016, 31(8): 43-50. [林燎源, 林钊, 刘伟, 等. 基于阻性下垂的逆变器无线并联均流控制[J]. 电工技术学报, 2016, 31(8): 43-50.]
- [16] Pei Shuman, Zhang Jun. Research on control strategy of micro-grid based on adaptive virtual impedance[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2018, 55(12): 82-87. [裴淑曼, 张军. 基于自适应虚拟阻抗的微电网控制策略研究[J]. 电测与仪表, 2018, 55(12): 82-87.]
- [17] Yan Junli, Peng Chunhua, Chen Chen. Droop control strategy based on dynamic virtual impedance in low-voltage microgrid[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(21): 1-6. [闫俊丽, 彭春华, 陈臣. 基于动态虚拟阻抗的低压微电网下垂控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(21): 1-6.]
- [18] Zhang Dong, Zhuo Fang, Shi Hongtao, et al. A droop control strategy based on drooping coefficient with adaptively changing steps[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(24): 20-25. [张东, 卓放, 师洪涛, 等. 基于下垂系数步长自适应的下垂控制策略[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(24): 20-25.]
- [19] Wang Eryong, Wang Shuai. Power control strategy of low voltage microgrid based on adaptive droop coefficient[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(23): 52-56. [王二永, 王帅. 自适应下垂系数的低压微电网功率控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(23): 52-56.]
- [20] Liu Jingyu, Yu Huijun, Li Bingchen, et al. Power sharing control strategy of microgrid based on adaptive voltage compensation[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2022, 43(1): 197-203. [刘靖宇, 于惠钧, 李秉晨, 等. 自适应电压补偿的微电网功率均分控制策略[J]. 电力电容器与无功补偿, 2022, 43(1): 197-203.]
- [21] Prabhakaran P, Goyal Y, Agarwal V. Novel nonlinear droop control techniques to overcome the load sharing and voltage regulation issues in DC microgrid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018, 33(5): 4477-4487.
- [22] Yan Li, Mi Yang, Sun Wei, et al. Reactive power distribution control strategy in islanded AC microgrid based on improved droop control[J]. Acta Energetica Solaris Sinica, 2021, 42(8): 7-15. [颜丽, 米阳, 孙威, 等. 基于改进下垂控制的孤岛交流微电网无功分配研究[J]. 太阳能学报, 2021, 42(8): 7-15.]
- [23] Hu Jiefeng, Shan Yinghao, Cheng Ka wai, et al. Overview of power converter control in microgrids—Challenges, advances, and future trends[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(8): 9907-9922.
- [24] Yang Haizhu, Yue Gangwei, Fan Shuhao. Research on adaptive dynamic droop control strategy for DC microgrid[J]. Journal of Power Supply, 2019, 17(2): 101-108. [杨海柱, 岳刚伟, 范书豪. 直流微网自适应动态下垂控制策略研究[J]. 电源学报, 2019, 17(2): 101-108.]
- [25] Qiu Xiaoyan, Yan Xing, Zhou Yi, et al. Reactive power sharing control strategy for microgrids dominated by grid-forming and grid-following inverters based on adaptive virtual impedance[J]. Electric Power Construction, 2024, 45(1): 22-32. [邱晓燕, 闫兴, 周毅, 等. 基于自适应虚拟阻抗的构网型与跟网型逆变器主导微网系统无功功率均分控制策略[J]. 电力建设, 2024, 45(1): 22-32.]
- [26] Zhang Jihong, Zhao Rui, Liu Yunfei, et al. Resistive inverters output impedance parallel operation strategy in low-voltage microgrid[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(1): 136-146. [张继红, 赵锐, 刘云飞, 等. 低压微网阻性逆变器并联运行控制策略[J]. 高电压技术, 2022, 48(1): 136-146.]
- [27] Liu Jingyu. Research on key issues of power sharing control of microgrid parallel inverters[D]. Zhuzhou: Hunan University of Technology, 2022. [刘靖宇. 微电网并联逆变器功率均分控制关键问题研究[D]. 株洲: 湖南工业大学, 2022.]
- [28] Mahmood H, Michaelson D, Jiang Jin. Accurate reactive power sharing in an islanded microgrid using adaptive virtual impedances[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(3): 1605-1617.
- [29] Peng Zhihao, Huang Haiyi, Yang Ling. A microgrid power sharing strategy with adaptive voltage compensation and restoration[J]. Acta Energetica Solaris Sinica, 2023, 44(7): 61-70. [彭志豪, 黄海益, 杨苓. 一种具有自适应电压补偿和恢复功能的微电网功率均分策略[J]. 太阳能学报, 2023, 44(7): 61-70.]

## An Islanded Microgrid Reactive Power Sharing Control Strategy with Both Frequency and Magnitude Compensation Functions

LAI Hui<sup>1</sup>, MIAO Hong<sup>1\*</sup>, WU Xuefeng<sup>1</sup>, YANG Xiao<sup>1</sup>, ZENG Chengbi<sup>1</sup>, LI Lin<sup>2</sup>

(1. College of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China;

2. College of Electrical Information Engineering, Chengdu Textile College, Chengdu 611731, China)

### Abstract:

**Objective** In the microgrid under islanding mode, factors such as local load shedding or variations in line impedance cause differences in system

equivalent impedance, which makes it challenging for parallel inverters using droop control to achieve accurate reactive power sharing. A reactive power sharing control strategy for islanded microgrids with both frequency and amplitude compensation functions is proposed to address this issue.

**Methods** First, analyzing the power transmission characteristics of the droop-controlled parallel inverter indicated that the active power output of the inverter was not affected by the line impedance. When the active power droop coefficient was inversely proportional to the inverter capacity, active power sharing was achieved. However, the reactive power output of the inverter was not only related to the reactive power droop coefficient but also affected by the line impedance. Due to the low voltage level of the microgrid and the non-negligible line resistance, there was a power coupling problem when using inductive droop control for parallel inverters. Therefore, a virtual impedance was introduced in the dual-loop control to make the system equivalent impedance inductive, thus realizing the decoupled control of active/reactive power in low-voltage microgrids. Secondly, the analysis of the reactive power sharing condition exhibited that the accuracy of reactive power equalization was closely related to the line impedance and the output voltage of the inverter. When the impedance of the line did not match the capacity of the inverter, it was difficult to evenly distribute the reactive power output of the inverter based on the capacity. Although introducing appropriate virtual impedance matched the line impedance with reactive power capacity and improved the accuracy of reactive power sharing, the accuracy was affected by the variation of equivalent impedance and caused additional bus voltage drop. Therefore, this study introduced an integral correction term in the reactive power control loop and adopted the method of regulating the output voltage of the inverter to achieve reactive power sharing. Based on the three-dimensional schematic diagram of the effect of power sharing on the amplitude of the inverter output voltage, it was observed that by introducing a reactive power correction term to adjust the amplitude of the inverter output voltage, it was distributed on the line where power sharing occurred, thus achieving reactive power sharing. The reactive power correction term was set to an adaptive form, driven by reactive power deviation, to adjust the inverter output voltage and achieve reactive power sharing to adapt to changes in line impedance and local load switching scenarios. The accuracy of reactive power sharing was not affected by changes in line impedance. However, introducing reactive power correction caused changes in the inverter output voltage, which in turn affected the amplitude of the bus voltage. Therefore, it was necessary to consider measures for compensating the bus voltage. In addition, droop control simulated the droop characteristics of synchronous generators. When there were large-scale load changes, the inverter output voltage frequency and amplitude deviated significantly from the rated values, which also affected the quality of the bus voltage. Frequency and amplitude compensation terms were introduced in the active and reactive control loops, respectively, to suppress the voltage frequency and amplitude deviation caused by large-scale load shedding. The selection principles of frequency and amplitude compensation coefficients were analyzed from the perspective of the dynamic response of the power control loop. Introducing frequency compensation suppressed frequency offset; however, the analysis of the active power transmission characteristics after the introduction of frequency compensation indicated that a substantial frequency compensation coefficient reduced the accuracy of active power sharing. An active power correction term was introduced into the active control loop to suppress frequency deviation while ensuring the accuracy of active power sharing. The power transmission characteristics indicated that the introduction of an active power correction term eliminated the active power deviation caused by frequency compensation.

**Results and Discussions** The proposed strategy was compared to traditional droop control and virtual impedance-based droop control. Simulation results showed that the proposed control achieved adaptive reactive power sharing in the scenario of system equivalent impedance variation, and the accuracy of reactive power sharing was not affected by the variation of system equivalent impedance. In the scenario of plug-and-play for inverters, the proposed strategy allocated power reasonably based on the status of the inverters. The proposed strategy in both scenarios reduced the magnitude of bus voltage and frequency deviation while achieving active and reactive power sharing, improving the quality of bus voltage.

**Conclusions** A self-adaptive reactive power-sharing control strategy is proposed to address the challenges posed by system equivalent impedance variation and bus voltage amplitude and frequency deviation caused by large-scale load switching on the reactive power-sharing performance of droop-controlled parallel inverters. This strategy integrates voltage frequency and amplitude compensation functions. The proposed strategy has reference value for research on improving the power equalization accuracy of isolated microgrids while suppressing voltage frequency and amplitude deviations.

**Key words:** parallel inverter; droop control; reactive power sharing; frequency compensation; voltage compensation

(编辑 赵 婧)

引用格式: Lai Hui, Miao Hong, Wu Xuefeng, et al. An islanded microgrid reactive power sharing control strategy with both frequency and magnitude compensation functions[J]. *Advanced Engineering Sciences*, 2025, 57(5): 156–166. [赖辉, 苗虹, 吴雪峰, 等. 一种兼具频率及幅值补偿功能的孤岛微电网无功均分控制策略[J]. *工程科学与技术*, 2025, 57(5): 156–166.]