

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.191298

具有功率约束的逆变器电源电压/功率统一控制模型研究

曹春伟, 江渝

(重庆大学输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室, 重庆 400044)

摘要: 为了更有效和协调地控制逆变器, 降低控制系统对参考电压的依赖, 提出了基于电压相位控制的电源逆变器的统一控制方法。将逆变器控制为电压源, 并控制逆变器输出电压的幅值以控制其输出功率不大于极限功率, 同时控制逆变器输出电压的相位以控制逆变器的工作模式。电压相位控制为固定相位时, 逆变器则工作于电压参考模式; 电压相位随功率需要的变化而变化时, 逆变器的工作模式则为功率跟踪模式。同时, 逆变器两种模式间的转换过程平滑, 这样消除了模式切换对电力系统的冲击。在 Matlab/Simulink 建立了仿真模型, 并通过仿真验证了该模型的正确性。

关键词: 统一控制; 相角控制; 电压幅值补偿; 等效电压源模型; 最大功率输出限制

Study on a voltage/power unified control model of an inverter with power output limitation

CAO Chunwei, JIANG Yu

(State Key Laboratory of Power Transmission Equipment & System Security and New Technology,
Chongqing University, Chongqing 400044, China)

Abstract: In order to control inverters more effectively and coordinate and reduce dependence on the reference voltage of the systems, a unified control method based on voltage phase angle control for the inverter of sources is presented. The inverter is controlled to work as the voltage source, in which the output voltage amplitude of the inverter is controlled so that the output power of the inverter is no greater than its maximum power. At the same time, the phase angle of the inverter voltage is also controlled to control the work mode of the inverter. The inverter works as the reference-voltage source when the fixed phase angle of the inverter voltage is controlled. The phase angle of the inverter voltage may be controlled to follow the output power requirement, in which the work mode of the inverter is the power tracking mode. Furthermore, the two working modes of the inverter can be switched with each other smoothly. The result is that the impact from changing the working mode of the inverter on the power system can be avoided. The simulation model for the proposed control is built in Matlab/Simulink and the effectiveness is verified.

This work is supported by National Natural Science Foundation of China (No. 50777066).

Key words: unified control; phase angle control; voltage amplitude compensation; equivalent voltage source model; maximum power output limitation

0 引言

以集中式发电、单向潮流、无源配电和需求驱动为特征的传统电网正随着分布式电源渗透率的提高而改变^[1]。分布式发电由于风速和光照强度的非线性、随机性和不可控性等因素^[2-3]可能影响电力系统的稳定运行^[4]。为了更好地管理新的能源结构下

的电网, 以“分散接入、就近接纳、就近产销”为导向的微电网^[5-7]的概念由学者提出并研究。而逆变器作为分布式电源与微电网连接的关键环节, 其地位和作用十分重要。目前逆变器的主要工作方式^[8]: 1) grid-forming(GFM)模式: GFM 等效为理想电压源与小阻抗的串联, 它为系统提供电压参考; 2) grid-feeding(GFD)模式, GFD 等效为理想电流源与高阻抗的并联, 其作用等效为功率源; 3) grid-supporting(GST)模式, GST 模式分为电压源型

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(50777066)

GST 和电流源型 GST, 改变 GST 模式逆变器的输出电压或电流, 以调节电网的电压和频率。

主从控制与对等控制为协调控制逆变器的主要方式。在主从控制中^[9], 选择一个逆变器为主电源, 工作于 GFM 模式, 为微电网提供电压支撑; 其他逆变器为从电源, 工作于 GFD 模式, 向微电网提供功率。在传统主从控制中, 主电源的功率达到极限时, 逆变器的工作模式将从 GFM 模式变为 GFD 模式, 此时微电网中所有逆变器均工作于 GFD 模式, 因此, 在微电网中将没有支撑电压的电源, 这可能导致微电网电压的巨大偏移, 进而影响微电网的运行。另外, 工作于 GFM 模式的逆变器电源因故障等原因退出运行, 也会出现上述情况。

在对等控制^[10]中, 所有逆变器均工作于 GST 模式, 而下垂控制^[11-13]是目前应用最为广泛的对等控制。但是下垂控制为有差控制, 其控制精度与功率分配的精度为矛盾的两个方面^[14], 同时下垂控制缺少惯性支撑, 这不利于电力系统的稳定运行^[15]。

虚拟同步机 (Virtual Synchronous Generator, VSG) 控制技术^[16-18]是对传统 GST 模式的改进, 它增加了电源的惯性支撑。但是, VSG 中运行边界^[17], 功率环解耦^[18]等也极大地增加了 VSG 控制的复杂度; 系统的稳态与动态性能^[19-20]对 VSG 的控制也有严重的影响。

为此本文提出一种电源统一控制模型, 它将电源逆变器统一控制为电压源: 正常运行时, 逆变器的输出电压控制为额定电压; 当需求功率大于电源最大功率, 逆变器的输出电压则控制为与之对应的电压。将该模型应用于主从控制中, 可以提高主从控制的可靠性: 当主电源退出运行或失去主电源的功能时, 系统将自动重新配置主电源, 确保微电网的正常工作。

1 电压型电源的特征分析

1.1 逆变器电源输出功率控制分析

图 1 为电源统一控制模型主电路拓扑。图中的电源端口为电压型逆变器 (Voltage Source Converter, VSC), 它由三相逆变桥和 LC 滤波器构成; 电源端口经线路 L_1 与 AC 对象相连。

在图 1 中, U_{dc} 为逆变电路直流侧的等效电压源, L_f 和 C_f 为滤波电感和电容。在三相静止坐标系下, 图 1 所示系统的模型为

$$L_f \frac{di_k}{dt} = e_k - u_k \quad (1)$$

式中: i_k (k 为 a、b、c, 表示 A 相、B 相、C 相的参数, 下同) 为滤波电感 L_f 上的电流; e_k 为逆变桥交

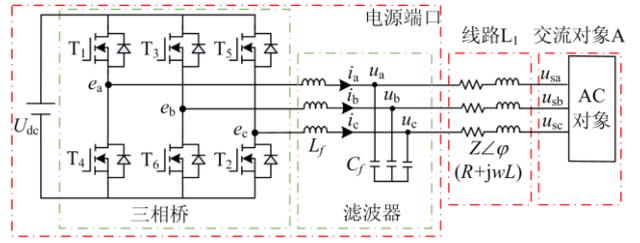


图 1 电源统一控制模型主电路拓扑

Fig. 1 Circuit topology of unified source control model

流侧的电压; u_k 为滤波电容 C_f 上的电压。在 dq 坐标系下, 式(1)则为

$$L_f \begin{bmatrix} \frac{di_d}{dt} \\ \frac{di_q}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \omega L_f \\ -\omega L_f & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} e_d \\ e_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix} \quad (2)$$

式中: ω 为基波角频率; i_d 、 i_q 为电流 i_k 的 d 轴分量、 q 轴分量; e_d 、 e_q 为电压 e_k 的 d 轴、 q 轴分量; u_d 、 u_q 为电压 u_k 的 d 轴、 q 轴分量。

根据式(1)和式(2), 控制逆变桥的输出电压 e_k 将改变电流 i_k , 进而改变 u_k 。而目前广泛采用双环控制^[21-22]均基于上述过程。

在图 1 中, 将对象网络电压的相量设置为参考相量, 因此与对象网络电压 u_{sk} 对应的电压相量 \underline{U}_s^s 为 $U_s \angle 0$, 其中 U_s 为对象电压 u_{sk} 的有效值; 与 u_k 对应的电压相量 \underline{U}_k^s 为 $U \angle \theta$, 其中 θ 为 \underline{U}_k^s 和 \underline{U}_s^s 之间的夹角, $Z \angle \varphi$ 为线路 L_1 的阻抗。因此, 线路 L_1 上传输有功功率 P 和无功功率 Q 分别为^[23]

$$P = \frac{U_s}{|Z|} [U \cos(\theta - \varphi) - U_s \cos(\varphi)] \quad (3)$$

$$Q = -\frac{U_s}{|Z|} [U \sin(\theta - \varphi) + U_s \sin(\varphi)] \quad (4)$$

在高压电网中, 线路的感抗远远大于线路电阻; 在低压电网中, 虽然线路电阻的比重有所增加, 但为了消除线路特征差异对控制的影响, 常常采用虚拟阻抗^[24-25]控制以消除线路电阻对控制的影响。因此线路的等效阻抗主要由其感抗 X 决定, 即式(3)和式(4)中的 Z 近似等于 X ; 稳态下线路两端电压的相角差 θ 较小, 即 $\sin(\theta) \approx \theta$, $\cos(\theta) \approx 1$ 。基于电力系统的上述状态, 式(3)、式(4)可简化为

$$P \approx \frac{U_s}{X} (U \sin \theta) \Rightarrow \theta \approx \frac{PX}{UU_s} \quad (5)$$

$$Q \approx \frac{UU_s \cos \theta - U_s^2}{X} \Rightarrow Q \approx \frac{(U - U_s)U_s}{X} \quad (6)$$

根据式(5), 控制逆变器输出电压的相角可以控

制逆变器输出的有功功率; 根据式(6), 控制逆变器输出电压的幅值可以控制逆变器输出的无功功率。同时, 当对象网络电压 U_s 变化时, 调节无功输出 Q 可使逆变器输出电压 U 恒定。

1.2 具有有功约束的电源电压特征分析

端口电压为 U 的逆变器向交流对象网络提供的有功功率为 P 时, 逆变器则可以等效为有源二端网络, 如图 2(a)所示, 其端电压为 U , 输出有功功率为 P , 交流对象则等效为负载电阻 R ; 有源二端网络的工作特性示意图如图 2(b)所示。

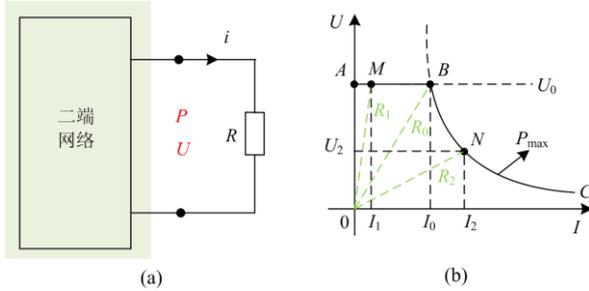


图 2 考虑有功约束的电源输出电压特征

Fig. 2 Characteristic of the source output voltage with the active power limitation

在图 2(b)中, U_0 为网络的额定电压, P_{\max} 则为网络的最大输出功率; 图中的 AB 段为恒电压区, BC 段为恒功率区。当负载的需求功率 P_L 为 P_{\max} 时, 此时其对应的等效负载电阻为 R_0 , 逆变电源工作于图 2(b)的 B 点, 其输出电压为额定电压 U_0 , 对应负荷电流为 I_0 , 且 $U_0 I_0 = P_{\max}$; 当负载的需求功率 P_L 小于 P_{\max} 时, 其对应的等效负载电阻为 R_1 , 且 $R_1 > R_0$, 此时电源处于恒电压区 AB 上, 如图 2(b)中 M 点, 电源输出额定电压 U_0 , 对应负荷电流为 I_1 , 且 $U_0 I_1 < P_{\max}$; 当负载的需求功率 P_L 大于 P_{\max} 时, 此时其对应的等效负载电阻为 R_2 , 且 $R_2 < R_0$, 此时电源处于恒功率区 BC 上, 如图 2(b)中 N 点, 电源输出电压为 U_2 , 对应负荷电流为 I_2 , 且 $U_2 I_2 = P_{\max}$, $U_2 < U_0$ 。

因此, 当负载的需求功率不大于电源的最大输出功率时, 电源输出电压恒为额定电压 U_0 ; 负载的需求功率大于电源的最大功率时, 电源输出电压将降低为 U_2 , 即 $U_2 < U_0$ 。因此, 可以提出虚拟补偿电压 U' , 使

$$U_2 = U_0 - U' \quad (7)$$

根据式(7), 建立具有有功约束的电压源模型, 如图 3 所示。其中, U_0 为电源的额定电压, U 为工作时电源的端口电压, U' 为补偿电压。根据图 2 可知, U' 为

$$U' = \begin{cases} 0, & P_L \leq P_{\max} \\ U_0 - U_0 \sqrt{\frac{P_{\max}}{P_L}}, & P_L > P_{\max} \end{cases} \quad (8)$$

式中: P_L 为负载的需求功率, 且 $P_L = U_0^2 / R_2$; P_{\max} 为逆变器电源的最大输出功率。

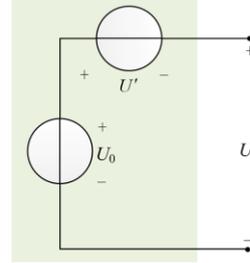


图 3 具有有功约束的电压源模型

Fig. 3 Voltage source model with active power output limitation

根据图 3 和式(8), 逆变器总可以工作于电压源模式: 当需求功率小于其极限功率时, 逆变器的输出电压保持恒定; 当需求功率大于其极限功率时, 逆变器则可以调节其输出电压, 使其输出功率保持为极限功率。

1.3 具有无功约束的电源电压特征分析

在图 1 所示系统中, 对象网络电压 U_s 的变化(上升或下降)可能影响逆变器端口电压, 进而影响逆变器的正常工作。但是, 调节逆变器的无功功率将减小对象电压波动对逆变器端口电压的影响。

如果逆变器的端口电压为额定电压 U_0 , 且逆变器与对象之间的无功功率为 0, 根据式(6), 此时网络对象的电压 U_{s0} 等于 U_0 。

当对象电压从 U_{s0} 变为 U_{s1} , 如果控制逆变器与对象网络交换的无功功率 Q 为 $U_{s1}(U_0 - U_{s1})/X$, 根据式(6), 此时逆变器端口的电压仍保持 U_0 。因此, 通过调节逆变器与对象网络之间无功功率, 可以消除对象电压波动对逆变器端口电压的影响。

但是, 与有功功率相同, 逆变器也存在最大无功功率。如果逆变器的无功调节范围为 $[-Q_{\max 1}, Q_{\max 2}]$, 其中 $Q_{\max 1}$ 为逆变器可以吸收的最大无功功率, $Q_{\max 2}$ 为逆变器可以输出的最大无功功率, 根据式(6), 如果对象电压 U_s 波动在 $[U_{s\min}, U_{s\max}]$ 区间内, 其中 $U_{s\min}$ 和 $U_{s\max}$ 由式(9)决定, 则对象电压 U_s 的波动对逆变器端口电压没有影响。

$$U_{s\max} = \frac{U_0 + \sqrt{U_0^2 + 4Q_{\max 1} \cdot X}}{2} \quad (9)$$

$$U_{s\min} = \frac{U_0 + \sqrt{U_0^2 - 4Q_{\max 2} \cdot X}}{2}$$

但是, 如果 U_s 的波动在 $[U_{smin} U_{smax}]$ 区间外, 逆变器则仅能按其最大无功功率提供补偿电压 U'' , 最大限度地减小 U_s 的波动对逆变器端口电压的影响。根据式(6), 当逆变器与对象交换的无功功率为 $-Q_{max1}$ 和 Q_{max2} 时, 其补偿调节电压 U'' 为

$$U'' = \begin{cases} \frac{U_s^2 - Q_{max1} \cdot X}{U_s} - U_0, & Q = -Q_{max1} \\ U_0 - \frac{U_s^2 + Q_{max2} \cdot X}{U_s}, & Q = Q_{max2} \end{cases} \quad (10)$$

根据式(9)和式(10)可知, 补偿电压 U'' 为

$$U'' = \begin{cases} \frac{U_s^2 - Q_{max1} \cdot X}{U_s} - U_0, & U_s > U_{smax} \\ 0, & U_{smin} \leq U_s \leq U_{smax} \\ U_0 - \frac{U_s^2 + Q_{max2} \cdot X}{U_s}, & U_s < U_{smin} \end{cases} \quad (11)$$

根据式(11), 构建无功电压的补偿模型, 如图4所示。

根据 1.2 和 1.3 节, 构建具有功率约束条件的电压源模型如图5所示。其中, U_0 为电源的额定输出电压, U 为电源端口的输出电压, U' 为基于有功约束的补偿电压, 由式(8)确定; U'' 为基于无功约束的补偿电压, 由式(11)确定。

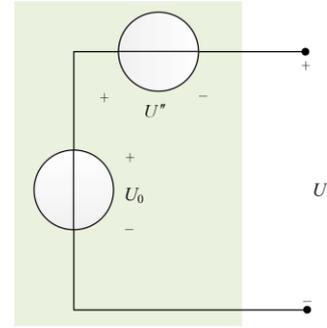


图4 具有无功约束的电压源模型

Fig. 4 Voltage source model with reactive power limitation

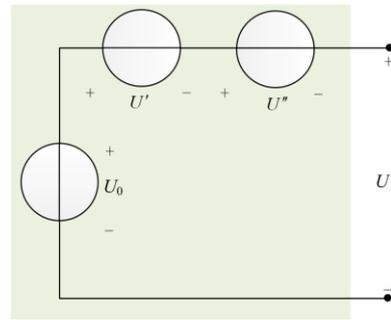


图5 具有功率输出约束的电压源模型

Fig. 5 Voltage source model with power output limitation

2 电压型电源的统一控制器模型

根据具有功率约束的电压源模型, 建立与之对应的电压源控制模型, 如图6所示。

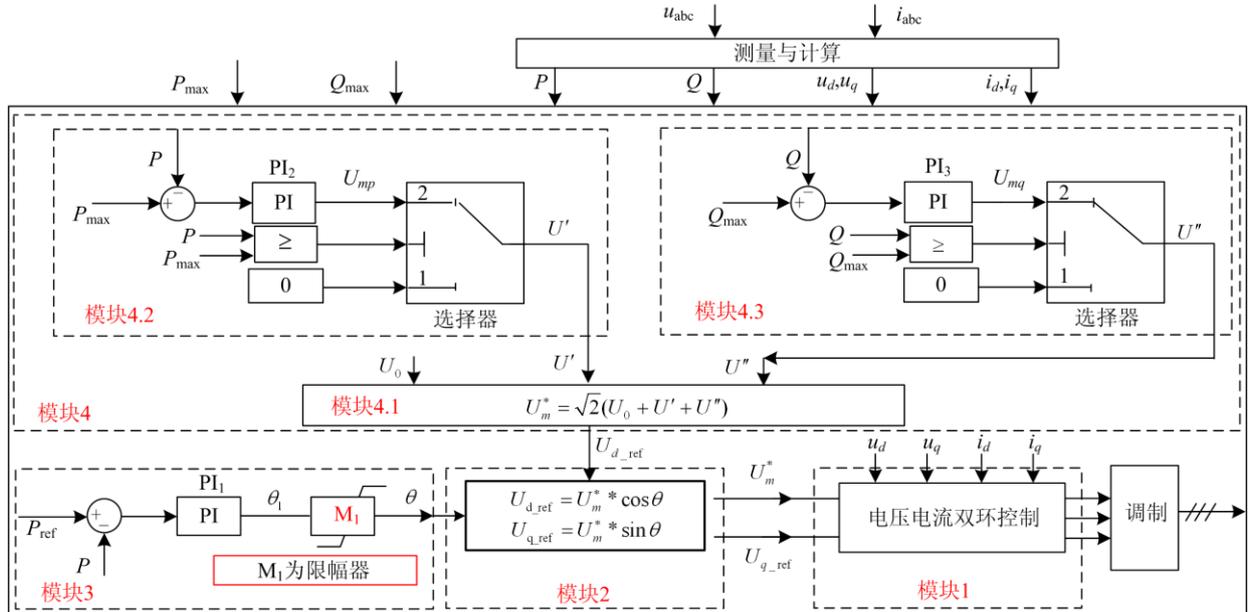


图6 逆变器电源统一控制结构框图

Fig. 6 Unified control structure diagram of inverter source

图 6 所示的控制系统主要由 4 个模块构成, 其中模块 1 为基于式(2)的电压电流双环控制系统, 它将控制图 1 中滤波电容 C_f 上的电压 u_d 、 u_q 等于给定电压 U_{d_ref} 和 U_{q_ref} 。而模块 2 则根据式(12)合成参考电压 U_{d_ref} 和 U_{q_ref} 。其中, θ 为由模块 3 决定的给定电压的相角, U_m^* 为由模块 4 决定的给定电压的幅值。

$$U_{d_ref} = U_m^* \cdot \cos \theta \quad U_{q_ref} = U_m^* \cdot \sin \theta \quad (12)$$

在图 6 中, 模块 3 为基于式(5)的给定电压相角生成模块。首先, 将逆变器的期望输出功率 P_{ref} 与实际输出功率 P 进行比较, 并将其误差输入比例积分控制器 PI_1 中, PI_1 的输出为 θ_1 。然后再将 θ_1 送入范围为 $[\theta_{min} \theta_{max}]$ 的限幅器 M_1 中, 如果 θ_1 在 $[\theta_{min} \theta_{max}]$ 区间内, 则限幅器 M_1 的输出 θ 等于 θ_1 。根据图 6, 限幅器 M_1 的输出 θ 即为模块 3 的输出。如果 θ_1 在 $[\theta_{min} \theta_{max}]$ 区间外, 则限幅器 M_1 的输出 θ 等于 θ_{min} 或 θ_{max} 。

图 6 中的模块 4 为参考电压的幅值生成模块, 它由 3 个子模块构成, 其中模块 4.1 为基于式(13)的幅值合成模块。

$$U_m^* = \sqrt{2}(U_0 + U' + U'') \quad (13)$$

式中: U_0 为额定电压有效值; U' 和 U'' 分别为与有功约束和无功约束对应的补偿电压。

模块 4.2 为与有功约束对应的补偿电压 U' 的生成模块, 它以式(8)为基础。该模块中的选择器将实际输出功率 P 与 P_{max} 比较的结果作为选择器的控制信息, 当 $P \leq P_{max}$ 时, 选择器在位置 1, 此时补偿电压 U' 为 0; 当 $P > P_{max}$ 时, 补偿电压 U' 为比例积分控制器 PI_2 的输出。由于 PI_2 的输入信号是 P_{max} 与 P 的误差, 因此, 当 $P > P_{max}$ 时, 模块输出补偿电压 U' 将控制端口输出的有功功率 P 等于最大功率 P_{max} 。

图 6 中的 4.3 模块为与无功约束对应的补偿电压 U'' 的生成模块, 它以式(11)为基础。模块 4.3 的结构模块 4.2 相同, 它将当前交流侧的无功功率 Q 与端口的极限功率 Q_{max} 进行比较, 其结果作为选择器的控制信号, 当 $Q \leq Q_{max}$ 时, 选择器在位置 1, 此时的补偿电压 U'' 为 0; 当 $Q > Q_{max}$ 时, 选择器在位置 2, 补偿电压 U'' 为比例积分控制器 PI_3 的输出。 U'' 将确保逆变器电源吸收或发出的无功功率 Q 不大于其最大功率 Q_{max} 。

因此, 当逆变电源的有功功率和无功率均未超限, 且期望有功功率 P_{ref} 对应的功率角 θ_1 也没有超限时, 图 6 所示控制器将控制逆变器的输出功率为期望功率 P_{ref} , 逆变器的输出电压为额定电压 U_0 ,

此时逆变器等效为 P - V 节点; 当逆变电源的有功功率和无功率均未超限, 但功率角 θ_1 超限时, 控制器则控制逆变器输出电压的幅值为额定电压 U_0 , 输出电压的相角也恒定为 θ_{min} 或 θ_{max} , 此时逆变器等效为 V - θ 节点; 当逆变器的有功功率或无功功率超限时, 控制器将降低逆变器输出电压幅值, 以确保电源输出的有功功率或无功功率不大于其极限值。

3 仿真验证

为验证本文提出的电源统一模型及其控制策略的正确性和有效性, 在 Matlab/Simulink 仿真环境下构建独立微电网仿真模型, 仿真电路图如图 7 所示, 仿真电路主要参数如表 1 所示, 仿真初始状态设置如表 2、表 3 所示。

表 1 仿真电路参数设置

Table 1 Parameters of simulation

| 参数 | 数值 |
|-----------------------------------|----------------------|
| 交流线电压有效值 | 10 kV |
| 单位线路阻抗 | 0.094+j1.28 Ω |
| C ₁ 电压相角限幅值 | 0.02 rad |
| C ₂ 电压相角限幅值 | 0.524 rad |
| C ₃ 电压相角限幅值 | 0.524 rad |
| C ₄ 电压相角限幅值 | 0.3 rad |
| C ₁ 最大输出有功功率 P_{max} | 1800 kW |
| C ₂ 最大输出无功 Q_{max} | 620 kvar |
| C ₃ 最大输出无功功率 Q_{max} | 620 kvar |

表 2 仿真初始时刻电源功率设置值

Table Power output setting for inverters at simulation initial time

| | C ₁ | C ₂ | C ₃ | C ₄ |
|--------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| 初始值/kW | — | 900 | 1 000 | 1 500 |

表 3 仿真初始时刻负荷需求功率设置值

Table 3 Power demand setting for loads at simulation initial time

| | 负荷 1 | 负荷 2 | 负荷 3 |
|--------|-------|-------|------|
| 初始值/kW | 1 700 | 2 000 | 400 |

图 7 中逆变器 C₁—C₄ 的控制系统均为图 6 所示系统。图 7 中, 负荷 1 和负荷 2 由电源经线路供电, 负荷 3 直接连接逆变器电源 C₂; 独立微电网中, 选取 C₁ 作为微电网 V - θ 节点, 工作于输出参考电压的状态, 设置其控制器的限幅器 M_1 为 ± 0.02 rad。电源 C₂—C₄ 为 P - V 节点, 工作于功率跟踪的状态; C₂、C₃ 对应限幅器 M_1 限幅值设为 ± 0.524 rad, C₄ 对应

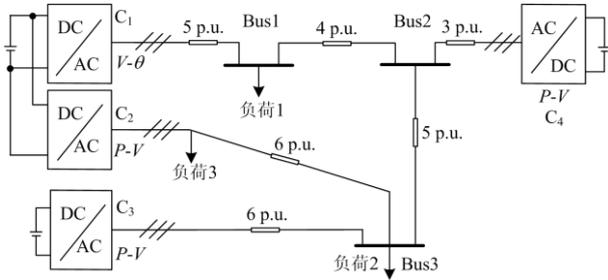


图7 微电网系统仿真图

Fig. 7 Simulation diagram of microgrid system

限幅器 M_1 限幅值设为 ± 0.3 rad。

3.1 功率给定跟踪仿真结果

为了验证所提统一控制模型性能，设置电源、负载工作于表2、表3所确定的状态；在3s时将电源逆变器 C_4 的给定功率从 1500 kW 调节为 1000 kW；6s时将负荷1的需求功率从 1700 kW 调节为 1200 kW。其仿真结果如图8—图11所示。

图8为电源输出有功功率的仿真结果，图9为负载消耗有功功率的仿真结果。根据图8，在0~3s期间，稳态下作为 $P-V$ 节点的电源端口 C_2 — C_4 的输出功率分别为 900 kW、1000 kW、1500 kW，为表2确定的功率；在此期间，作为系统 $V-\theta$ 节点的逆变器 C_1 的输出功率为 694 kW。比较图8和图9可知，在此期间，系统的有功功率处于平衡状态。

在3~6s期间，根据图8，稳态下 C_4 的输出功率由 1500 kW 降为 1000 kW，电源的输出有效地跟踪了给定；而 C_2 、 C_3 的输出功率保持不变，分别为 900 kW 与 1000 kW。作为 $V-\theta$ 节点的逆变器 C_1 的输出功率调节为 1194 kW。比较图8和图9可知，在此期间，系统的有功功率处于平衡状态。

根据图9，在6s时负载1的消耗功率减小；根据图8，电源及时响应了负载的变化，在6~10s期间，稳态下 C_2 — C_4 的输出功率分别为 900 kW、1000 kW 和 1000 kW，与负载变化前的功率相同，而 $V-\theta$ 节点的 C_1 的输出功率调节为 703 kW。

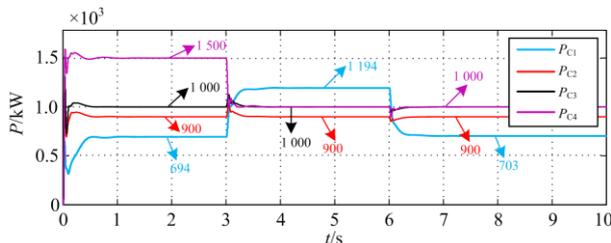


图8 电源输出有功功率

Fig. 8 Active power output of inverters

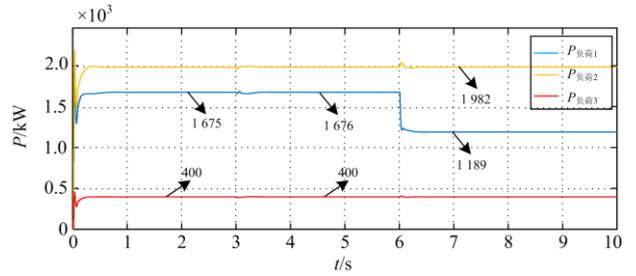


图9 负荷实际消耗有功功率

Fig. 9 Active power consumption of loads

图10和图11分别为电源端口电压和负载电压的仿真结果。对于10 kV系统，单相电压有效值为 5774 V，峰值为 8165 V。根据图8，在工作期间所有电源的功率均未达到其最大功率；根据图10，在此期间稳态下所有电源的端口电压均为额定电压。根据图11，由于线路损耗，负载1和负载2的电压均小于其额定电压，但偏移很小，负载1的电压偏移为 0.71%，负载2的电压偏移为 0.44%。由于电压偏移，因此在图9中负载1和负载2消耗功率略小于其需求功率。

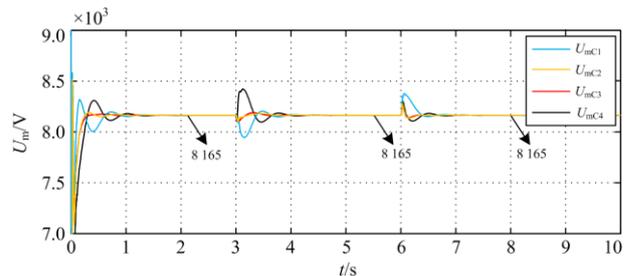


图10 电源输出电压幅值

Fig. 10 Voltage amplitude of inverters

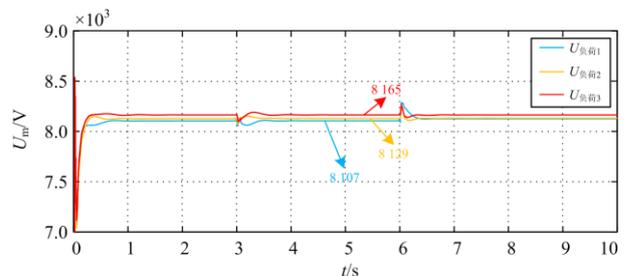


图11 负荷相电压幅值

Fig. 11 Phase voltage amplitude of loads

根据图8—图11的仿真结果，图6所示控制器能控制逆变器工作于输出参考电压的状态，也可控制逆变器工作于功率跟踪的状态。同时，逆变器被控制为电压源；功率输出未超限时，逆变器电源输

输出电压均为额定电压。

3.2 $V-\theta$ 与 $P-V$ 自动转换仿真

实际系统运行时, 电源的状态具有不确定性, 当提供系统电压参考的逆变器电源切除微电网时, 传统主从控制很难维持系统电压稳定。为了验证本文所提统一控制模型中逆变器电源 $V-\theta$ 与 $P-V$ 状态能够自动转换, 设置 $V-\theta$ 状态的逆变器电源 C_1 于 3 s 时切除网络, 仿真结果如图 12、图 13 所示。

根据图 12, 在 0~3 s 期间, 稳态下逆变器电源 C_1 的输出功率为 694 kW, 在 3 s 之后其输出功率为 0, 作为 $V-\theta$ 节点的逆变器电源 C_1 退出运行。图 13 为此期间电源 C_2 — C_4 运行状态的仿真结果。

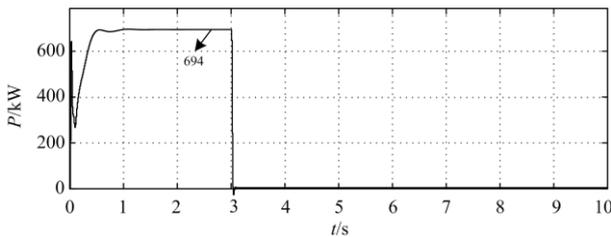
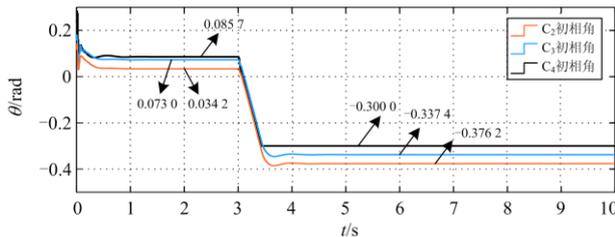
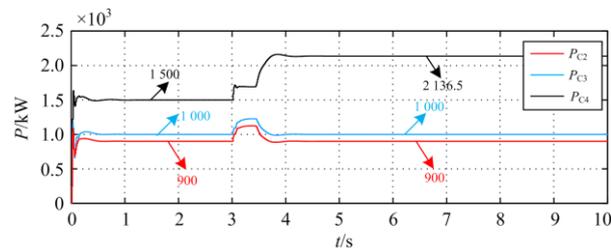


图 12 逆变器 C_1 输出有功功率

Fig. 12 Active power output of inverter C_1



(a) C_2 、 C_3 、 C_4 输出电压初相角



(b) C_2 、 C_3 、 C_4 输出有功功率

图 13 逆变器 C_2 、 C_3 、 C_4 输出电压初相角及有功功率

Fig. 13 Active power output and voltage phase

angle of inverter C_2 , C_3 and C_4

根据图 13, 在 0~3 s 内, 逆变器 C_2 、 C_3 和 C_4 工作于表 2 所确定的状态, 它们均等效为 $P-V$ 节点; 3 s 后, 由于 C_1 的退出, C_2 — C_4 均开始进行相角调节, 如图 13(a) 图所示。当 $P-V$ 节点的逆变器 C_4 输出电压相角达到其限幅器设置极限值 -0.3 rad 时,

其输出电压维持此极限角, 逆变器电源 C_4 由 $P-V$ 状态自动转换为 $V-\theta$ 状态; 根据图 13(a), C_4 输出电压相角被限制为 -0.3 rad 后, C_2 和 C_3 输出的相角则分别稳定在 $-0.376 2$ rad 和 $-0.337 4$ rad, 均在其限幅器设置范围内, C_2 、 C_3 所在节点仍然为 $P-V$ 节点。根据图 13(b), 3 s 之后, 稳态下 C_2 、 C_3 的输出功率分别为 900 kW 和 1 000 kW, 与 C_1 退出前的状态相同; 为了确保系统的功率平衡, C_4 的输出功率为从之前的 1 500 kW 调节为 2 136.5 kW。

根据图 12、图 13 的仿真结果可知, 系统中的 $V-\theta$ 节点退出运行后, 图 6 所示控制器能将 $P-V$ 节点自动转换为 $V-\theta$ 节点, 为系统提供电压支撑, 确保系统的稳定运行。

3.3 最大功率输出状态仿真

本小节针对所提电源统一模型的最大输出功率状态进行仿真。初始状态按照表 2、表 3 进行设置, 并设置逆变器电源 C_4 于 3 s 时切除电网, 其余各逆变器电源正常; 6 s 时切除部分负荷 2, 使其额定有功消耗为 1 000 kW。仿真结果如图 14—图 17 所示。

图 14 为逆变器电源输出有功功率的仿真结果, 图 15 为电源逆变器 C_1 工作状态的仿真结果, 图 16 为电源逆变器 C_2 、 C_3 工作状态的仿真结果, 图 17 为负荷端相电压幅值和消耗功率仿真结果。

在 0~3 s 期间, 根据图 14, 稳态下作为 $P-V$ 节点的逆变器 C_2 — C_4 的输出功率分别为 900 kW、1 000 kW、1 500 kW, 与表 2 所确定的工作状态相同, $V-\theta$ 节点的逆变器 C_1 输出有功 694 kW 以平衡微电网的有功功率; 根据图 15 及图 16, 在此期间, 电源的端电压均为额定电压。

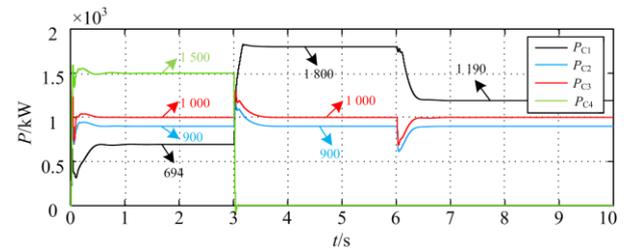


图 14 电源端口输出功率

Fig. 14 Active power output of inverter C_1 , C_2 , C_3 and C_4

根据图 14 可知, 3 s 之后电源 C_4 的有功功率为 0, C_4 退出运行; 而在 3~6 s 期间, 稳态下电源 C_2 和 C_3 的输出功率仍保持 900 kW、1 000 kW。电源 C_1 迅速调节其输出功率至其最大功率 1 800 kW。根据图 15 可知, 为防止电源 C_1 过载, C_1 的输出电压的幅值也从 8 165 V 降为 7 024 V。

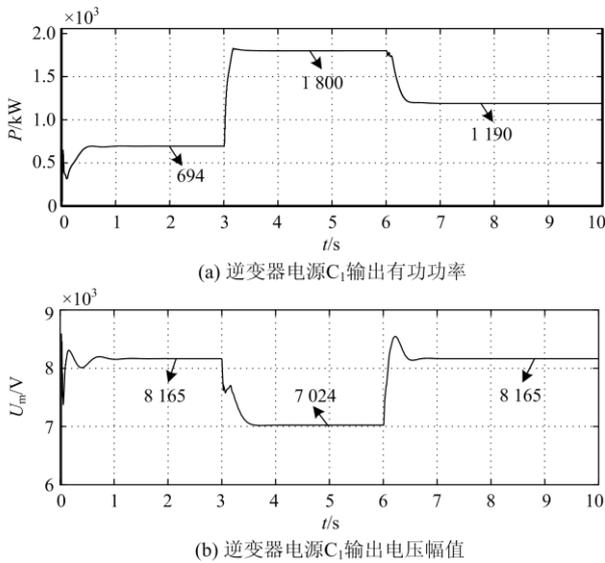


图 15 逆变器电源 C₁ 输出有功功率和电压幅值

Fig. 15 Active power output and voltage amplitude of C₁

在 3~6 s 期间, 电源 C₁ 的输出电压下降, 根据图 16(a), 在此期间电源 C₂ 和电源 C₃ 的无功功率有所增加, 但均未达到其无功最大值 620 kvar; 在图 16(b)中也可以看到, 在 3~6 s 期间, 电源 C₂ 和电源 C₃ 的输出电压仍保持为额定电压。根据图 16 可知, 当外部电压变化时, 作为 P-V 节点的电源将调节无功功率; 无功功率如果没有超限, 则电源端口的电压将保持额定电压。

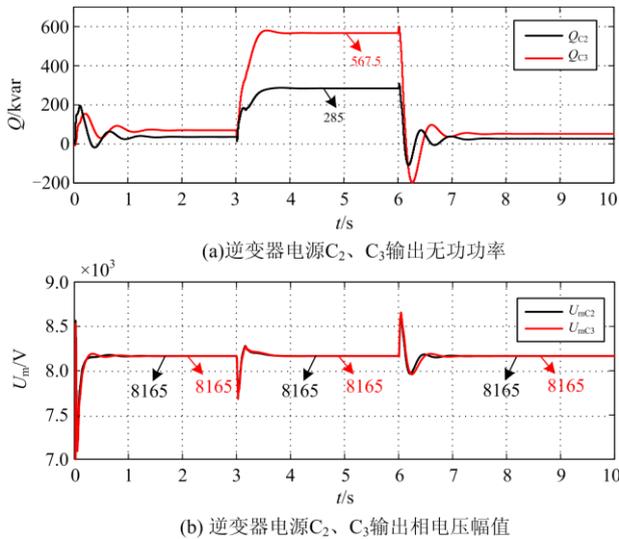


图 16 电源 C₂、C₃ 输出无功功率及电压幅值

Fig. 16 Reactive power output and voltage amplitude of inverter C₂ and C₃

为了防止 C₁ 电源过载, 在 3~6 s 期间, C₁ 将其端电压下降为 7024 V。根据图 17, 在此期间负荷 1 的电压下降为 7267 V, 功率下降为 1346.5 kW; 负荷 2

的电压下降为 7970 V, 功率下降为 1906 kW。由于负载 3 的电压仍为额定电压, 其功率仍保持为 400 kW。

根据图 14、图 15 和图 17 可知, 在 3~6 s 期间电源所提供的功率小于负载的需求功率, 为了防止作为 V-θ 节点的电源过载, 系统通过降低电压, 减小负载的需求功率, 从而实现系统的功率平衡。

在 6 s 之后, 根据图 17(b), 负荷 2 消耗有功功率下降为 992 kW, 是由于负荷 2 切除了部分负荷。根据图 15, 在 6 s 后, 稳态下电源 C₁ 的有功功率下降为 1190 kW, 其输出电压亦恢复为额定电压 8165 V。根据图 16 和图 17, 6 s 之后系统再次恢复至正常状态。

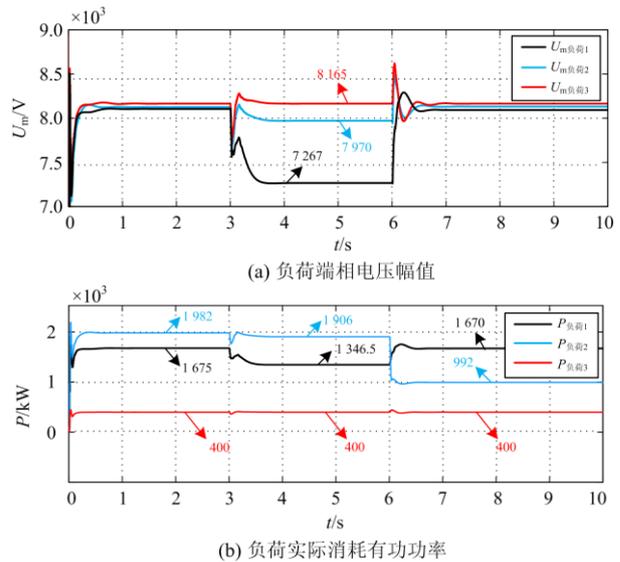


图 17 负荷端相电压幅值及其实际消耗功率

Fig. 17 Voltage amplitude and active power consumption of load1, load2 and load3

根据图 8—图 17 所示的仿真结果, 本文提出的电源统一控制模型具有极限功率的约束能力; 在无需模式切换的条件下实现不同状态的转换, 有效地支撑了电网电压; 同时还最大限度地减小了电网电压波动对电源运行的影响。

4 结论

本文分析传统逆变器建模方法以及电源的最大功率输出特点, 提出了一种具有功率输出约束的电压/功率统一控制电源模型。该电源模型控制输出电压的幅值和相角, 并以此合成参考电压信号, 将逆变器电源控制为电压源, 并具备以下功能。

1) 通过控制电压幅值使逆变器电源模型具备功率输出的约束条件: 正常运行时, 逆变器的输出电压控制为额定电压; 当需求功率大于电源最大功

率时,逆变器的输出电压则控制为与之对应的电压,使变换器在不切换工作模式的条件下具备最大功率输出特征。

2) 通过控制电压相角使逆变器电源工作于 $P-V$ 状态或 $V-\theta$ 状态。 $V-\theta$ 状态电源提供网络中的电压参考信号,电源输出电压的相角恒定为限幅器限幅值,其输出功率平衡系统功率。 $P-V$ 状态的电源向网络输出给定功率,电源输出电压的相角由功率给定决定。

3) 逆变器电源的 $V-\theta$ 状态与 $P-V$ 状态能够自动转换,且无需工作模式的切换,可以提高主从控制系统的可靠性,即使主从系统参考电压丢失,也能通过相角限幅器自动形成新的参考电压,继续正常运行。

以上,最终实现了逆变器电源输出最大功率时以及正常输出功率时的电压/功率统一控制。

参考文献

- [1] CHOWDHURY S, CROSSLEY P. Microgrids and active distribution networks[M]. The Institution of Engineering and Technology, 2009.
- [2] ZENG Z, YANG H, ZHAO R, et al. Nonlinear characteristics of observed solar radiation data[J]. Solar Energy, 2013, 87: 204-218.
- [3] KAVASSERI R G, NAGARAJAN R. A multifractal description of wind speed records[J]. Chaos Solitons & Fractals, 2005, 24(1): 165-173.
- [4] 王龙宇, 刘灿, 王丙东, 等. 考虑微网充电站影响的输电网风险评估方法[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(5): 114-121.
WANG Longyu, LIU Can, WANG Bingdong, et al. Risk based assessment method for transmission system considering the influence of micro-grid charging station[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(5): 114-121.
- [5] WANG Peng, GOEL L, LIU Xiong, et al. Harmonizing AC and DC: a hybrid AC/DC future grid solution[J]. IEEE Power and Energy Magazine, 2013, 11(3): 76-83.
- [6] 朱永强, 贾利虎, 蔡冰倩, 等. 交直流混合微电网拓扑与基本控制策略综述[J]. 高电压技术, 2016, 42(9): 2756-2767.
ZHU Yongqiang, JIA Lihu, CAI Bingqian, et al. Overview on topologies and basic control strategies for hybrid AC/DC microgrid[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(9): 2756-2767.
- [7] 朱梅梅, 苏建徽, 郭蕾, 等. 孤岛运行模式下微网实时能量管理策略[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(2): 92-100.
ZHU Meimei, SU Jianhui, GUO Lei, et al. Real-time energy management strategy for islanded operation microgrid[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(2): 92-100.
- [8] ROCABERT J, LUNA A, BLAABJERG F, et al. Control of power converters in AC microgrids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2012, 27(11): 4734-4749.
- [9] 李振坤, 刘俊, 杨帆, 等. 有源配电网的综合供电恢复及改进遗传算法[J]. 电力系统保护与控制, 2014, 42(17): 24-30.
LI Zhenkun, LIU Jun, YANG Fan, et al. Restoration of distribution network containing DG and a refined genetic algorithm[J]. Power System Protection and Control, 2014, 42(17): 24-30.
- [10] 朱永强, 贾利虎, 蔡冰倩, 等. 交直流混合微电网拓扑与基本控制策略综述[J]. 高电压技术, 2016, 42(9): 2756-2767.
ZHU Yongqiang, JIA Lihu, CAI Bingqian, et al. Overview on topologies and basic control strategies for hybrid AC/DC microgrid[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(9): 2756-2767.
- [11] 姚骏, 杜红彪, 周特, 等. 微网逆变器并联运行的改进下垂控制策略[J]. 电网技术, 2015, 39(4): 932-938.
YAO Jun, DU Hongbiao, ZHOU Te, et al. Improved droop control strategy for inverters parallel operation in micro-grid[J]. Power System Technology, 2015, 39(4): 932-938.
- [12] FARID K, REZA I, NIKOS H, et al. Microgrids management[J]. IEEE Power & Energy Magazine, 2008, 6(3): 54-65.
- [13] GUERRERO J M, LUIS G D V, JOSE M, et al. A wireless controller to enhance dynamic performance of parallel inverters in distributed generation system[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2004, 19(5): 1205-1213.
- [14] 孙孝峰, 李欢欢. 逆变器的双模式下垂控制[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(2): 507-515.
SUN Xiaofeng, LI Huanhuan. Control method of dual mode droop for inverters[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(2): 507-515.
- [15] 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.
- [16] 钟庆昌. 虚拟同步机与自主电力系统[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(2): 336-348.
ZHONG Qingchang. Virtual synchronous machines and autonomous power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(2): 336-348.
- [17] 袁敞, 刘昌, 赵天扬, 等. 基于储能物理约束的虚拟同步机运行边界研究[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(2): 506-515.
YUAN Chang, LIU Chang, ZHAO Tianyang, et al. Research on operating boundary of virtual synchronous machine based on physical constraint of energy storage system[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(2): 506-515.
- [18] 吴鸣, 吕志鹏, 秦岭, 等. 变电网运行条件下虚拟同步发电机鲁棒控制参数设计[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3743-3715.
WU Ming, LÜ Zhipeng, QIN Ling, et al. Robust parameters design for virtual synchronous generator under variable operation conditions of grid[J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3743-3715.
- [19] 吴恒, 阮新波, 杨东升, 等. 虚拟同步发电机功率环的建模与参数设计[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(24): 6508-6518.
WU Heng, RUAN Xinbo, YANG Dongsheng, et al. Modeling of the power loop and parameter design of virtual synchronous generator[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(24): 6508-6518.
- [20] 孟建辉, 王毅, 石新春, 等. 基于虚拟同步发电机的分布式逆变电源控制策略及参数分析[J]. 电工技术学报, 2014, 29(12): 1-10.
MENG Jianhui, WANG Yi, SHI Xinchun, et al. Control strategy and parameter analysis of distributed inverters based on VSG[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2014, 29(12): 1-10.
- [21] 姚志奎, 肖岚, 陈良亮. 三相 SVPWM 并网逆变器的改进解耦控制方法[J]. 电力系统自动化, 2012, 36(20): 99-103.
YAO Zhilei, XIAO Lan, CHEN Liangliang. An improved decoupling control method for three-phase grid-connected inverters with SVPWM[J]. Automation of Electric Power Systems, 2012, 36(20): 99-103.
- [22] 彭秋波, 盘宏斌, 刘勇, 等. LCL 型三相并网逆变器双闭环解耦控制器设计[J]. 电工技术学报, 2014, 29(4): 103-110.
PENG Qiubo, PAN Hongbin, LIU Yong, et al. Design of dual-loop decoupling controller in LCL three-phase grid-connected inverter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2014, 29(4): 103-110.
- [23] 郭铁. 微网的改进下垂控制及协调控制[D]. 天津: 天津理工大学, 2017.
GUO Tie. Improved droop control and coordinated control of microgrid[D]. Tianjin: Tianjin University of Technology, 2017.
- [24] 邢作霞, 芦彦东, 董焕宝. 基于虚拟阻抗的变阻感比低压微电网功率控制策略研究[J]. 电气工程学报, 2018, 13(5): 14-20.
XING Zuoxia, LU Yandong, DONG Huanbao. Power decoupling control strategy of variable impedance ratio based on virtual impedance for microgrid[J]. Journal of Electrical Engineering, 2018, 13(5): 14-20.
- [25] FIRUZI M F, ROOSTA A, GITIZADEH M. Stability analysis and decentralized control of inverter-based ac microgrid[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2019, 4(1): 65-86. DOI: 10.1186/s41601-019-0120-x.

收稿日期: 2019-10-22; 修回日期: 2020-03-05

作者简介:

曹春伟(1995—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力电子在电力系统中的应用; E-mail: cao_cw0105@126.com

江渝(1964—), 男, 博士, 教授, 主要研究方向为电力电子在电力系统中的应用。E-mail: jiangyu11_8@sina.com

(编辑 张爱琴)