

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.231551

基于线路电阻观测值的直流微电网改进下垂控制策略研究

宁显华¹, 潘欢^{1,2}, 李峰^{1,2}, 吴嘉欣¹

(1. 宁夏大学电子与电气工程学院, 宁夏 银川 750021; 2. 宁夏电力能源安全重点实验室, 宁夏 银川 750004)

摘要: 负载功率精确均分和母线电压稳定是直流微电网的主要控制目标, 但传统下垂控制会引起电流分配精度低和母线电压偏差大。针对此问题, 提出一种基于线路电阻观测值的改进下垂控制策略。线路电阻不匹配是导致各变换器输出电流不均分的主要原因。首先使用递推最小二乘法对线路电阻进行估计, 利用估计得到的线路电阻值调整下垂系数。再进一步考虑到每个变换器的额定功率各不相同, 根据变换器的额定功率调整下垂系数, 实现各变换器输出电流按其额定功率比例分配。最后在 Matlab/Simulink 平台搭建孤岛直流微电网模型, 对3种不同下垂系数进行仿真, 并在恒定负载、变负载、变换器退出运行3种工况下, 验证了所提下垂控制在功率均分和稳压方面的有效性和可行性。

关键词: 直流微电网; 下垂控制; 递归最小二乘法; 线路电阻; 额定功率

An improved droop control strategy for a DC microgrid based on line resistance observations

NING Xianhua¹, PAN Huan^{1,2}, LI Feng^{1,2}, WU Jiabin¹

(1. School of Electronic and Electrical Engineering, Ningxia University, Yinchuan 750021, China;

2. Ningxia Key Laboratory of Electrical Energy Security, Yinchuan 750004, China)

Abstract: Accurate load power equalization and bus voltage stabilization are the main control objectives of DC microgrids. However, traditional droop control causes problems of low current distribution accuracy and significant bus voltage deviation. An improved droop control strategy based on line resistance observations is proposed to solve this shortcoming. The main reason for the uneven distribution of the output current of each converter is the mismatch of line resistance. The line resistance is first estimated using the recursive least squares method. The droop coefficient is adjusted using the estimated line resistance value. Then further considering that the rated power of each converter is different, the droop coefficient is adjusted according to the rated power of the converter so that the output current of each converter is distributed in proportion to its rated power. Finally, an islanded DC microgrid model is constructed on the Matlab/Simulink platform, and three different droop coefficients are simulated to verify the effectiveness and feasibility of the method for power equalization and voltage stabilization under the operating conditions of constant and variable load, and converter withdrawal.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 61763040 and No. 52167006).

Key words: DC microgrids; droop control; recursive least squares; line resistance; rated power

0 引言

面对全球能源危机和化石燃料引起的环境污染问题, 以光伏(Photovoltaics, PV)、风能和燃料电池等为代表的可再生能源(renewable energy source, RES)

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(61763040, 52167006); 宁夏自然科学基金项目资助(2022AAC05001); 中科院“西部之光”人才培养计划项目资助

受到越来越多的关注。它们可大规模集中并网亦或以分布的方式发电^[1-2]。然而, PV和风力发电存在波动性与不确定性等问题, 为了克服这一不足, 微电网(microgrid, MG)的概念应运而生, 其由分布式发电(distributed generation, DG)单元、负荷、储能系统(energy storage system, ESS)、电力电子器件和电缆等构成, 可并入交流大电网, 亦可独立运行^[3]。按照电流类型, MG可分为AC和DC微电网。尽管AC微电网与目前的AC电网更兼容, 然而各种

EES 和负载均具有直流耦合特性, 例如 PV、电池和 LED。因此, DC 微电网具备了高效、可靠、经济和易于控制等优点, 具有更广阔的发展空间^[4]。

DC 微电网运行时, 要求多个 DGs 之间进行负载功率精确分配^[5]。此外, DG 和负载的波动均会导致瞬时输出功率不均衡, 进一步影响 DC 母线电压和输出电能质量^[6]。因此, 设计有效的控制方法使各 DG 输出功率均分是保障 DC 微电网稳定运行的首要任务。

在 DC 微电网中, 各 DG 输出功率均分等价于输出电流的均分, 也可描述为变换器的输出电流均分。为了实现这一目标, 通常采用协同控制策略对 DG 进行调节^[7]。初级控制中采用电压下垂方法以增强 DG 之间的电流均衡^[8]。线路电阻的不匹配是影响电流分配的主要因素, 然而传统控制方法直接忽略了这一点^[9-10]。当考虑线路电阻时, 大多数研究采用了较大的下垂系数来提高均流精度, 但同时会导致较大的电压跌落和动态不稳定^[11]。最新研究主要集中在改进下垂系数和设计二次补偿控制。文献[12]提出了一种非线性下垂控制, 它可根据负载情况自动地修改下垂系数, 以改善电压调节和均流效果, 然而其复杂的控制结构在适用性方面效果不佳。文献[13]对下垂系数进行了优化, 利用粒子群算法通过最小化总电流共享误差来获得最优下垂系数。虽然该方法不需要通信网络, 但沉重的运算负担导致寻找最优值的时间较长。文献[14]将模型预测控制器和虚拟电容/电阻下垂控制结合, 提出了一种基于复合模型预测控制的功率分配策略, 但它仅适用于由蓄电池和超级电容构成的混合储能。文献[15-16]为实现电流精确分配, 采用虚拟压降均衡器, 可是离不开 PI 控制器和通信网络的支持。为了减少对通信网络的依赖, 文献[17]采用了基于分布式二次控制的改进动态一致性算法, 但该方法输入参数多, 计算较复杂。为了降低线路电阻的不匹配对电流均分带来的负面影响, 文献[18]采用了两种二次控制方法消除电流偏差, 缺点是通信负担过重和结构复杂, 还增加了系统不稳定的风险。文献[19]通过估算线路电阻来设计下垂系数, 但是没有考虑各变换器的额定功率差异。其他策略还包括采用滑模控制器自适应地调节每个变换器的输出电压和输出电流^[20], 但滑模状态容易在滑模表面的平衡点附近产生颤振。

通过上述分析可以发现, 现有的下垂控制策略存在种种不足, 并且没有充分考虑 DC 微电网中并联变换器具有不同的额定功率。针对这一问题, 本文提出一种基于线路电阻估计的下垂控制方法以实

现 DC 微电网中 DG 输出电流的精确分配, 具体工作如下:

1) 使用递推最小二乘法(recursive least squares, RLS)对线路电阻进行估计, 再基于估计值设置变换器的最优下垂系数;

2) 在各变换器额定功率不一致的情况下, 进一步优化调整下垂系数, 可在线路电阻不匹配情况下实现输出电流按比例分配;

3) 基于线路电阻估计的下垂控制可以减小 DC 微电网中的母线电压偏差, 并且减少对通信网络的依赖, 实现了各 DG 的即插即用。

1 直流微电网结构

典型的 DC 微电网系统结构包括 PV 单元、风力发电单元、混合储能和负载, 各个 DG 单元与负载通过电力电子变换器并联到 DC 母线上, 如图 1 所示。DC 微电网可并入交流大电网, 也可独立运行。独立运行时由于缺少大电网的支撑, 功率均衡控制更具挑战性, 因此本文重点关注 DC 微电网在独立运行下的变换器控制。当 DC 微电网处于动态稳定状态下, DC 母线功率平衡关系可表示为

$$P_{DG} + P_{ESS} = P_{load} + P_{loss} \quad (1)$$

式中: P_{DG} 为 DG 单元发电总功率; P_{ESS} 为 ESS 的输出功率, 可正可负; P_{load} 为负载消耗的总功率; P_{loss} 为电力电子变换器的损耗功率。简便起见, 假设变换器功率损耗为 0, 即 $P_{loss} = 0$ 。

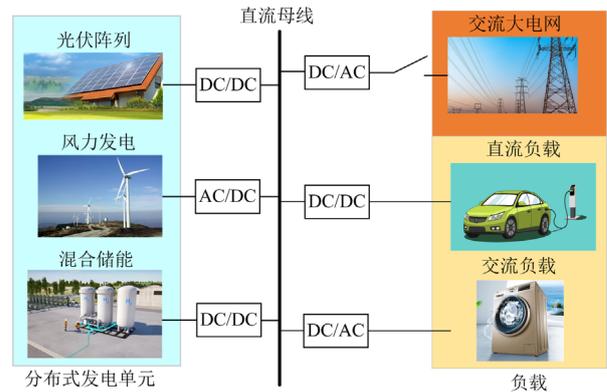


图 1 直流微电网系统结构图

Fig. 1 DC micro-grid system structure diagram

在图 1 所示的 DC 微电网系统结构中, DGs 单元输出功率, AC、DC 负载吸收功率, ESS 通过双向 DC/DC 变换器释放或吸收功率, 维持 MG 独立运行。DC 母线电压作为 DC 微电网中的全局变量, 其波动能直接反映系统功率的传输信息^[21]。合理地控制变换器开关状态可使母线上的输入和输出功率

平衡^[22], 达到抑制电压波动的目的。通常情况下要求母线电压偏差不得超过额定电压的 $\pm 5\%$ 。

2 直流微电网下垂控制

2.1 传统 V-I 下垂控制

在 DC 微电网的 DG 变换器控制中, DC 母线电压是重要的参考信号, 常采用的策略有电压-电流(V-I)、电压-功率(V-P)下垂控制^[23-24]。具体控制方式如下: 将下垂控制嵌入电压、电流双闭环控制的前端, 得到变换器输出 DC 电压参考值, 再通过电压、电流双闭环控制得到 PWM 信号。V-I 下垂控制框图如图 2^[25-26]所示, 其中: U_{refi} 为第 i 个变换器的期望输出值, 即母线电压参考值; U_{dci} 和 I_{dci} 分别为第 i 个变换器的输出电压和输出电流; R_{di} 为对应的下垂系数; U_{dci}^* 为下垂控制得到的电压参考值; I_{Li} 为电感电流; d_i 为占空比。

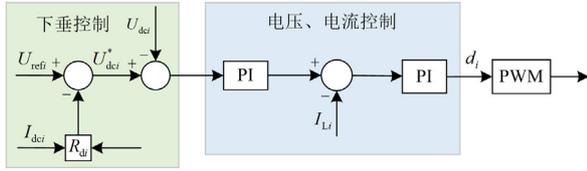


图 2 V-I 下垂控制框图

Fig. 2 V-I droop control block diagram

图 2 中的传统 V-I 下垂公式为

$$U_{dci}^* = U_{refi} - I_{dci} R_{di} \quad (2)$$

由式(2)可知, U_{dci}^* 可由下垂曲线计算得到, 其中 I_{dci} 和 R_{di} 直接决定了 U_{dci}^* 。

2.2 传统 V-I 下垂控制的缺陷

由两个 DG 单元和一个负载组成的等效 DC 微电网结构如图 3 所示。假设整个系统呈现阻性, R_{linei} 和 R_{linej} 分别为第 i 和第 j 个变换器与 DC 母线之间的线路电阻; R_{load} 为与 DC 母线并联的等效负载; U_b 为母线电压。

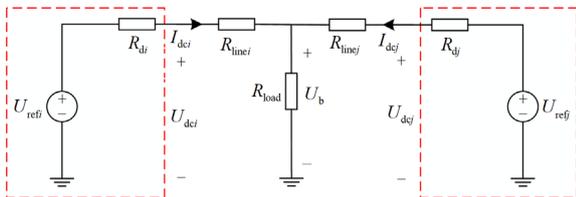


图 3 直流微电网简化电路模型

Fig. 3 Simplified circuit model of DC microgrid

根据基尔霍夫定律, 图 3 中的 DC 母线电压 U_b 为

$$U_b = U_{refi} - I_{dci} (R_{di} + R_{linei}) \quad (3)$$

$$U_b = U_{refj} - I_{dcj} (R_{dj} + R_{linej}) \quad (4)$$

一般假设各 DG 单元的参考电压相同, 则由式(3)、式(4)可得

$$\frac{I_{dci}}{I_{dcj}} = \frac{R_{dj} + R_{linej}}{R_{di} + R_{linei}} \quad (5)$$

由式(5)可知, 由于 R_{linei} 和 R_{linej} 存在差异, 导致变换器输出电流大小不能按固定比例输出。此外, 下垂控制式(2)会造成变换器的输出电压出现偏差, 偏差值 ΔU_{dci} 可表示为

$$\Delta U_{dci} = U_{refi} - U_{dci} = I_{dci} R_{di} \quad (6)$$

下垂系数过大或过小都会影响 MG 系统的稳定性, 因此被限制为

$$0 \leq R_{di} \leq \frac{\Delta U_{dc \max}}{I_{dc \max}} \quad (7)$$

式中: $\Delta U_{dc \max}$ 为 DC 母线电压的最大允许偏差;

$I_{dc \max}$ 为变换器的最大允许输出电流。

根据式(5)可知, 如果忽略线路电阻的影响, 各变换器输出电流与下垂系数呈反比例关系, 只要设置适当的下垂系数, 便可以实现电流按比例分配。然而, 在实际的 DC 微电网中各个变换器到 DC 母线之间存在一定的传输距离, 线路电阻真实存在, 不容忽视。当设置下垂系数远大于线路电阻值时, 虽然可提高电流分配精度, 但较大的下垂系数会造成较大的母线电压跌落; 设置较小的下垂系数又会导致变换器输出电流不能按比例分配。此外, 线路电阻难以测量, 是一个未知量, 难以确定下垂系数。因此, 传统下垂控制无法很好地同时解决电流分配偏差与母线电压跌落问题。

3 改进下垂控制

由上述分析可知, 线路电阻不匹配是造成各 DG 单元输出电流不能按比例分配的主要原因。如果能通过某种方法对线路电阻进行估计, 基于估计电阻值便可设计最优下垂系数, 实现各 DG 输出电流按比例分配, 并且将母线电压偏差降至最低。

3.1 线路电阻的估计

线路电阻估计的目的是使得估计值与实际值尽可能相等, 不仅要求估计方法具有较高的抗干扰能力, 而且要求估算精度和估算时间要满足实际需求。基于这些要求, 本节应用 RLS 进行 DC 微电网线路电阻值在线估计^[27-28], RLS 的具体过程见附录 A。通常认为线路电阻固定不变, 可以定期(一个月一次)进行估算来更新下垂系数, 减轻通信网络负担。

如图 3 所示, 第 i 个变换器到 DC 母线的线路电阻 R_{linei} 可以表示为

$$R_{linei} = \frac{U_{dci} - U_b}{I_{dci}} \quad (8)$$

通过传感器采集到 U_{dci} 、 I_{dci} 和 U_b 的信息, 再对其进行离散处理, 得到第 i 个变换器到 DC 母线的第 k 时刻的线路电阻 R_{linei} , 如式(9)所示。

$$R_{linei}(k) = \frac{U_{dci}(k) - U_b(k)}{I_{dci}(k)} \quad (9)$$

基于式(9), 采用附录 A 所示的 RLS 对线路电阻进行估计, $U_{dci}(k)$ 、 $U_b(k)$ 和 $I_{dci}(k)$ 作为 RLS 的输入变量, $R_{linei}(k)$ 作为输出值。通过 RLS 得到的线路电阻估计值为 \hat{R}_{linei} 。

3.2 下垂系数设定

下垂系数设定方法如下: 将线路电阻中的最大估计值作为基准, 用此基准值减去其余的线路电阻估计值, 即可得到理想的下垂系数, 且得到的下垂系数要同时满足式(7), 不能造成母线电压偏差过大。

记 $\hat{R}_{max} = \max\{\hat{R}_{line1}, \hat{R}_{line2}, \dots, \hat{R}_{linei}\}$, 则第 i 个变换器的下垂系数调整为

$$\hat{R}_{di} = \hat{R}_{max} - \hat{R}_{linei} \quad (10)$$

式中, \hat{R}_{di} 为调整后的下垂系数。

假设第 i 条线路的电阻值最大, 利用 RLS 进行线路电阻估计和下垂系数设定的框架图如图 4 所示。

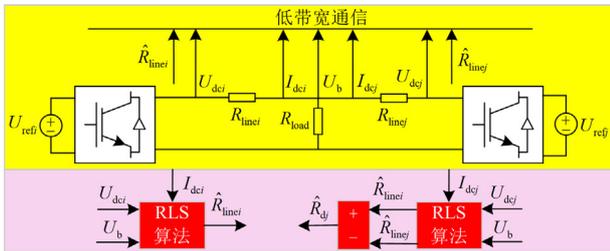


图 4 线路电阻估计的框架图

Fig. 4 Frame diagram of line resistance estimation

3.3 变换器实际额定功率

由式(10)所设定的下垂系数只适用于各变换器额定功率相同的情形。通常情况下, DC 微电网中各 DG 变换器的额定功率不相同, 不同额定功率的变换器之间难以实现负载功率均分^[29], 需要按照多变换器的实际功率比分配负载功率。假设第 i 个变换器的额定功率为 \bar{P}_i , $\bar{P}_{max} = \max\{\bar{P}_1, \bar{P}_2, \dots, \bar{P}_i, \dots, \bar{P}_n\}$, 以 \bar{P}_{max} 为基准, 变换器额定功率系数 C_i 设定为

$$C_i = \frac{\bar{P}_i}{\bar{P}_{max}} \quad (11)$$

考虑变换器实际额定功率影响的下垂控制表达式为

$$U_{dci} = U_{refi} - I_{dci} R'_{di} \quad (12)$$

式中, R'_{di} 为最终的等效下垂系数, $R'_{di} = \frac{\hat{R}_{di} + (1 - C_i) \hat{R}_{linei}}{C_i}$ 。

为了减小母线电压偏差, 下垂系数值应尽可能小, 为此令

$$f(C_i) = \frac{\hat{R}_{di} + (1 - C_i) \hat{R}_{linei}}{C_i} \quad (13)$$

对 $f(C_i)$ 关于 C_i 求导可得

$$\frac{df(C_i)}{dC_i} = -\frac{\hat{R}_{di} + \hat{R}_{linei}}{C_i^2} < 0 \quad (14)$$

由式(14)可知, $f(C_i)$ 是一个关于 C_i 的单调递减函数, R'_{di} 随额定功率系数 C_i 的增大而减小, 但是不能减小至负值。因此, 式(13)还须满足以下约束。

$$f(C_i) \geq 0 \quad (15)$$

由式(11)可知 $0 < C_i \leq 1$, 代入式(13)发现, 其始终满足式(15), 说明了 R'_{di} 设计的合理性。第 i 个变换器功率均分总体控制框图如图 5 所示。

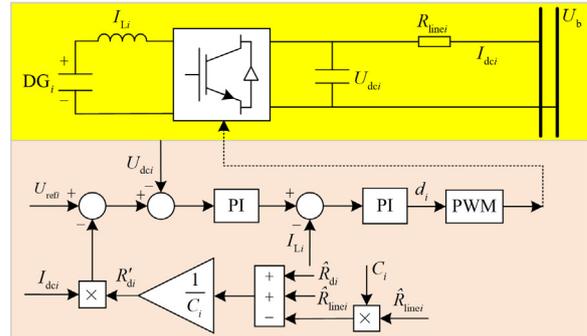


图 5 变换器功率均分总体控制框图

Fig. 5 Converter power equalization overall control block diagram

4 稳定性分析

本节主要分析下垂控制下系统的稳定性, 以图 3 所示的两组等容量并联发电单元为例进行分析。两组 DG 单元控制结构图如图 6 所示, 其中 DC 电压闭环传递函数 $G_{conv}(s) \approx 1$, R'_{di} 的设计可以等效为一个惯性环节^[30], ω_c 为低通滤波器的截止频率。

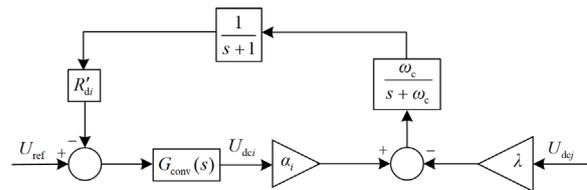


图 6 稳定性分析等效模型

Fig. 6 Equivalent model for stability analysis

由图 3 可得到

$$\begin{cases} I_{dci} = \alpha_i U_{dci} - \alpha_j U_{dcj} \\ I_{dcj} = \alpha_j U_{dcj} - \alpha_i U_{dci} \end{cases} \quad (16)$$

式中

$$\begin{cases} \alpha_i = \frac{R_{linej} + R_{load}}{R_{linei} R_{linej} + R_{linei} R_{load} + R_{linej} R_{load}} \\ \alpha_j = \frac{R_{linei} + R_{load}}{R_{linei} R_{linej} + R_{linei} R_{load} + R_{linej} R_{load}} \end{cases}$$

由图 6 推导出

$$\begin{cases} U_{dci} = U_{ref} - R'_d \frac{1}{s+1} \frac{\omega_c}{s + \omega_c} (\alpha_i U_{dci} - \lambda U_{dcj}) \\ U_{dcj} = U_{ref} - R'_d \frac{1}{s+1} \frac{\omega_c}{s + \omega_c} (\alpha_j U_{dcj} - \lambda U_{dci}) \end{cases} \quad (17)$$

式中, $\lambda = \frac{R_{load}}{R_{linei} R_{linej} + R_{linei} R_{load} + R_{linej} R_{load}}$ 。

由式(17)得到系统特征方程式为

$$As^4 + Bs^3 + Cs^2 + Ds + E = 0 \quad (18)$$

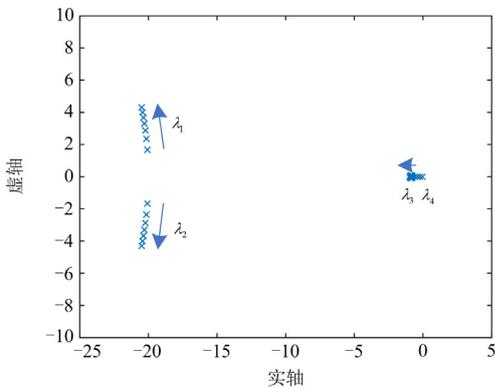
式中: $A=1$; $B=2+2\omega_c$; $C=1+4\omega_c + \omega_c^2 - (\alpha_i + \alpha_j)R'_d$; $D=2\omega_c + 2\omega_c^2 - (\alpha_i + \alpha_j)(1 + \omega_c)\omega_c R'_d$; $E = \omega_c^2 - (\alpha_i + \alpha_j)\omega_c^2 R'_d + \omega_c^2 R_{di}^2 (\alpha_i \alpha_j - \lambda^2)$ 。

根据表 1 所示的系统参数绘制特征方程(18)的根轨迹图, 如图 7 所示, 其中, 图 7(a)为 ω_c 固定不

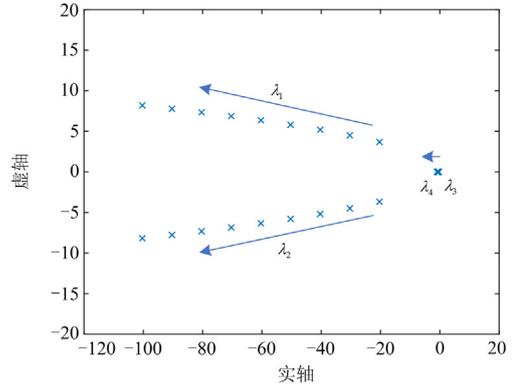
表 1 稳定性分析系统参数

Table 1 System parameter of stability analysis

参数	数值
R_{line1}/Ω	1
R_{line2}/Ω	0.5
R_{load}/Ω	100
R'_d/Ω	0.1~5
$\omega_c/(\text{rad/s})$	20~100



(a) $\omega_c = 500 \text{ rad/s}$, R'_d 增大



(b) $R'_d = 0.5 \Omega$, ω_c 增加

图 7 参数变化时的根轨迹

Fig. 7 Root locus when parameters change

变, R'_d 从 0.1Ω 增加到 5Ω ; 图 7(b)为 R'_d 固定不变, ω_c 从 20 rad/s 增加到 100 rad/s 。由图 7 可以看出, 随着 R'_d 和 ω_c 的增加, 共轭极点 λ_1 和 λ_2 逐渐远离虚轴, 主导极点 λ_3 和 λ_4 稳定在左半平面, 基本不受下垂系数和截止频率的影响, 说明系统在所提控制策略下可保证稳定性。

5 仿真分析

为验证所提下垂控制式(12)的可行性和有效性, 在 Matlab/Simulink 仿真平台中搭建如图 8 所示的含 3 个升压变换器的 DC 微电网仿真模型, 仿真参数设置见表 2。

由 RLS 得到的三个线路电阻的估计值 \hat{R}_{line1} 、 \hat{R}_{line2} 和 \hat{R}_{line3} 分别为 1Ω 、 0.8Ω 和 0.6Ω , 由式(10)可得 \hat{R}_{d1} 、 \hat{R}_{d2} 和 \hat{R}_{d3} 分别为 0Ω 、 0.2Ω 和 0.4Ω 。三个变换器的额定功率 \bar{P}_1 、 \bar{P}_2 和 \bar{P}_3 分别设定为 2 kW 、 4 kW 和 8 kW , 因此根据式(11)计算得到的 C_1 、 C_2 和 C_3 为 0.25 、 0.5 和 1 。根据 R'_{di} 的表达式计算得到

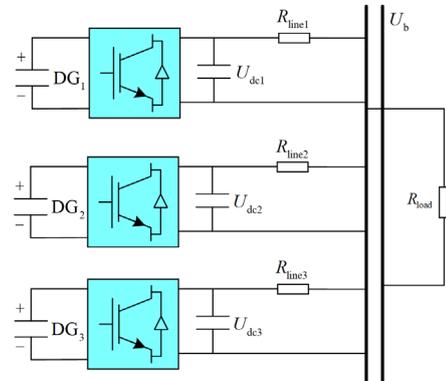


图 8 仿真模型

Fig. 8 Simulation model

表 2 仿真参数

Table 2 Simulation parameters

参数	数值	参数	数值
U_{ref}/V	400	$K_{p,v}/\Omega$	0.2
\hat{R}_{line1}/Ω	1	$K_{i,v}/(\Omega/s)$	6
\hat{R}_{line2}/Ω	0.8	$K_{p,c}/\Omega$	100
\hat{R}_{line3}/Ω	0.6	$K_{i,c}/(\Omega/s)$	0.01
\bar{P}_1/kW	2	L/mL	2.5
\bar{P}_2/kW	4	C/mF	0.5
\bar{P}_3/kW	8	—	—

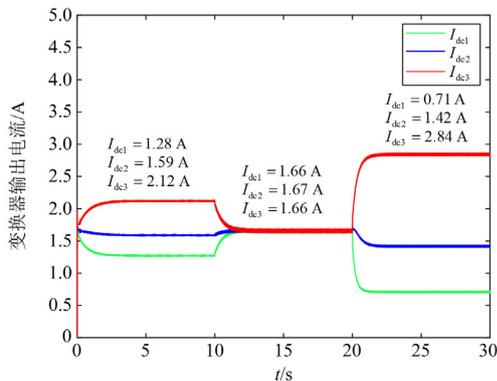
最终的等效下垂系数, 分别为 $3\ \Omega$ 、 $1.2\ \Omega$ 和 $0.4\ \Omega$ 。

为了验证所提下垂控制式(12)的有效性, 将在不同的运行情况下对比 3 种下垂系数下的电流分配与电压波动情况, 如: 考虑传统下垂控制下的固定下垂系数 R_{di} ; 仅采用估计线阻时的下垂系数 \hat{R}_{di} ; 综合考虑变换器实际额定功率与线路电阻估计值的下垂系数 R'_{di} 。

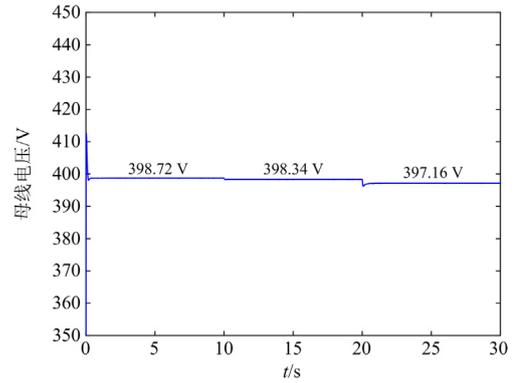
5.1 固定负载下的仿真对比

本节设置负载值为 $80\ \Omega$, 10 s 前直接忽略线路电阻(下垂系数均为 0), 10~20 s 内采用下垂系数 $\hat{R}_{d1} = 0\ \Omega$ 、 $\hat{R}_{d2} = 0.2\ \Omega$ 、 $\hat{R}_{d3} = 0.4\ \Omega$, 20 s 后切换下垂系数 $R'_{d1} = 3\ \Omega$ 、 $R'_{d2} = 1.2\ \Omega$ 、 $R'_{d3} = 0.4\ \Omega$ 。3 个变换器输出电流和母线电压波形如图 9 所示。

由图 9 可见, 当负载为 $80\ \Omega$ 时, 10 s 前母线电压为 398.72 V, 变换器 1、2 和 3 输出电流分别为 1.28 A、1.59 A 和 2.12 A, 流入负载端的总电流为 4.99 A, 显然忽略线路电阻不能实现各变换器输出电流按比例均分。在 10~20 s 内, 采用下垂系数 \hat{R}_{di} , 母线电压为 398.34 V, 变换器 1、2 和 3 输出电流分别为 1.66 A、1.67 A 和 1.66 A, $I_{dc1}:I_{dc2}:I_{dc3} \approx 1:1:1$, 流入负载端的总电流为 4.99 A。由于没有考虑变换器的实际额定功率比, 各变换器输出



(a) 不同下垂系数下的变换器输出电流



(b) 不同下垂系数下的母线电压

图 9 不同下垂系数下的对比结果

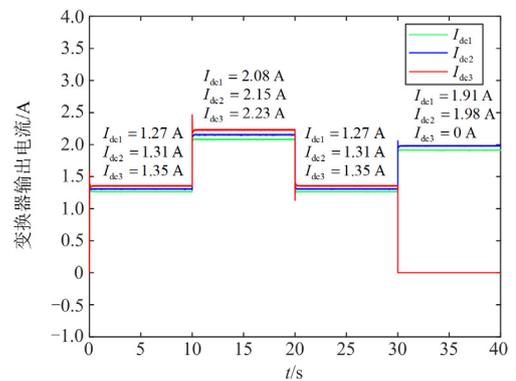
Fig. 9 Comparison results under different droop coefficients

电流按等比例均分, 但这样容易造成额定功率较低的变换器出现过载情况。20 s 之后, 设定的下垂系数 R'_{di} 考虑了变换器的实际额定功率, 母线电压为 397.16 V, 变换器 1、2 和 3 输出电流分别为 0.71 A、1.42 A 和 2.84 A, $I_{dc1}:I_{dc2}:I_{dc3} \approx 1:2:4$, 流入负载端总电流为 4.97 A。各变换器的输出电流实现了按额定功率比例分配。从图 9(b)看出, 如式(12)所示的下垂控制下母线电压偏差为 2.84 V, 处于可接受范围内。

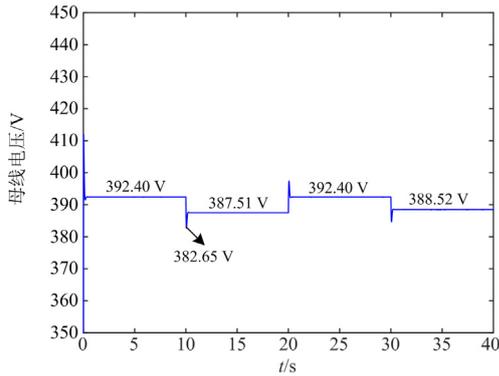
5.2 负载变化与变换器故障下的仿真对比

本节分别采用固定下垂系数 $R_{d1} = R_{d2} = R_{d3} = 5\ \Omega$ 以及本文提出的下垂系数 \hat{R}_{di} 和 R'_{di} , 设定 DC 微电网运行工况, 如下: 0~10 s 内负载为 $100\ \Omega$, 10~20 s 内负载变化为 $60\ \Omega$; 20~40 s 内负载恢复至 $100\ \Omega$; 30~40 s 时, 第 3 个变换器由于故障退出运行。在上述工况下, 使用 3 种下垂系数时的变换器输出电流和母线电压曲线分别如图 10—图 12 所示。

由图 10(a)可以发现: 在 0~10 s 和 20~30 s 内, 变换器 1、2 和 3 输出电流分别为 1.27 A、1.31 A 和 1.35 A, 流入负载端的总电流为 3.93 A; 在 10~20 s 内, 变换器 1、2 和 3 输出电流分别为 2.08 A、2.15 A



(a) 固定下垂系数时变换器输出电流



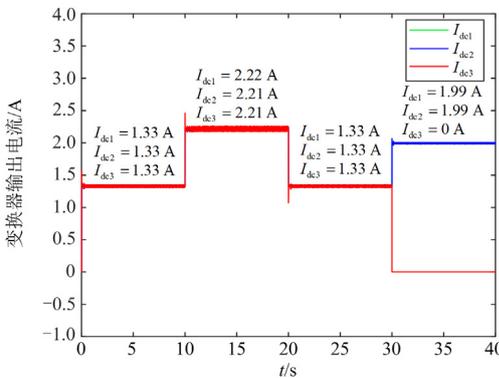
(b) 固定下垂系数时母线电压

图 10 固定下垂系数时的仿真结果

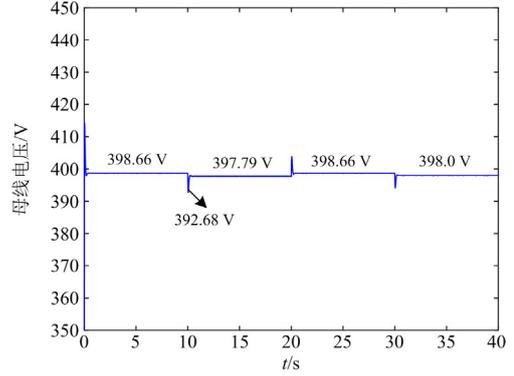
Fig. 10 Simulation results when the droop coefficient is fixed

和 2.23 A，流入负载端的总电流为 6.46 A；在 30~40 s 内，变换器 1、2 和 3 输出电流分别为 1.98 A、1.91 A 和 0 A，流入负载端的总电流为 3.89 A。即使设置了远大于线路电阻的下垂系数，但由于线路电阻的存在，各变换器输出电流不能均分，存在一定的偏差。随着负载的增加，各变换器输出电流的差异愈加明显。图 10(b)所示的母线电压波形显示，较大的下垂系数也造成了较大的母线电压偏差，在 10~20 s 内最大偏差达到 12.49 V，负载变换瞬间电压幅度波动最大达 17.35 V。

由图 11 可见：在 0~10 s 和 20~30 s 内，变换器 1、2 和 3 输出电流均为 1.33 A，流入负载端的总电流为 3.99 A；在 10~20 s 内，变换器 1、2 和 3 输出电流分别为 2.22 A、2.21 A 和 2.21 A，流入负载端的总电流为 6.64 A；在 30~40 s 内，变换器 1、2 和 3 输出电流分别为 1.99 A、1.99 A 和 0 A，流入负载端的总电流为 3.98 A。在 0~30 s 内， $I_{dc1} : I_{dc2} : I_{dc3} \approx 1:1:1$ ，在 30~40 s 内， $I_{dc1} : I_{dc2} \approx 1:1$ 。当采用线路电阻估计值设计下垂控制时，无论负载变化还是变换器故障退出，变换器输出电流均按等比均分；在整个过程中母线电压偏差最大为 10~20 s 内的 2.21 V，



(a) 下垂系数为 \hat{R}'_{dr} 时各变换器输出电流



(b) 下垂系数为 \hat{R}_{dr} 时的母线电压

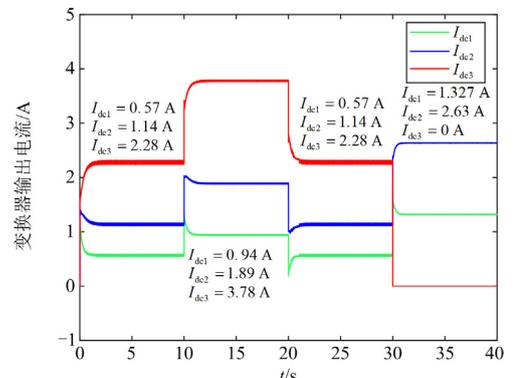
图 11 下垂系数为 \hat{R}_{dr} 时的仿真结果

Fig. 11 Simulation results when the droop coefficient is \hat{R}_{dr}

负载切换瞬间电压波动幅度最大为 7.32 V，均处于可接受范围内。

图 12 揭示了当采用所设计的下垂控制式(12)后：在 0~10 s 和 20~30 s 内，变换器 1、2 和 3 输出电流分别为 0.57 A、1.14 A 和 2.28 A，流入负载端的总电流为 3.99 A；在 10~20 s 内，变换器 1、2 和 3 输出电流分别为 0.94 A、1.89 A 和 3.78 A，流入负载端的总电流为 6.61 A；在 30~40 s 内，变换器 1、2 和 3 输出电流分别为 1.32 A、2.63 A 和 0 A，流入负载端的总电流为 3.95 A。在 0~30 s 内， $I_{dc1} : I_{dc2} : I_{dc3} \approx 1:2:4$ ，在 30~40 s 内， $I_{dc1} : I_{dc2} \approx 1:2$ 。各变换器输出电流按额定功率比例分配，即使负载变化和变换器 3 退出运行后，均不影响电流的均分效果。此外，在整个过程中，母线电压最大偏差为在 10~20 s 内的 5.27 V，负载变换瞬间电压波动幅度最大为 11.98 V。

对比图 10—图 12 发现，采用下垂系数 R'_{dr} 后，无论负载变化或变换器退出运行，变换器输出电流的分配、母线电压的稳定性均有较好的效果，这证明所设计的下垂控制式(12)具有一定可行性与有效性。



(a) 下垂系数为 R'_{dr} 时各变换器输出电流

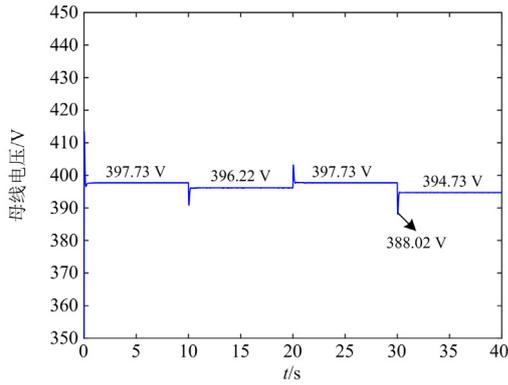
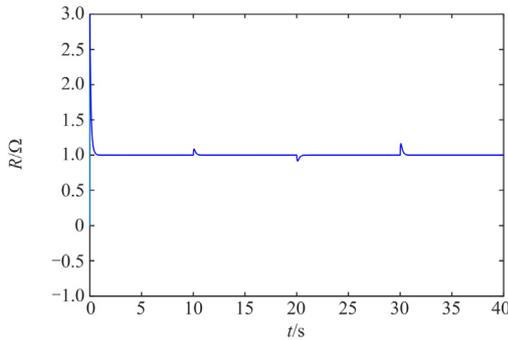

 (b)下垂系数为 R'_d 时的母线电压

 图 12 下垂系数为 R'_d 时的仿真结果

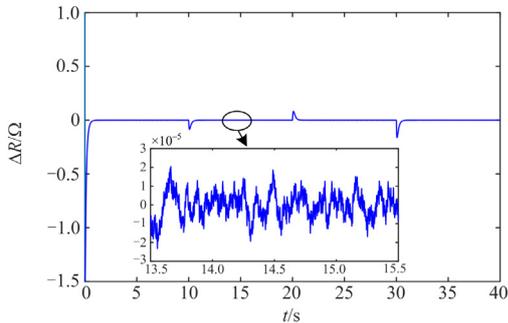
 Fig. 12 Simulation results when the droop coefficient is R'_d

5.3 递推最小二乘法验证

本节主要验证附录 A 所示的 RLS 估计线路电阻的精确度。运行工况与 5.2 节相同, 令 ΔR 为估计值和实际线组值之间的偏差, $\Delta R = \text{线路实际电阻值} - \text{线路电阻估计值}$ 。线路 1 电阻的估计值和估计偏差如图 13 所示。



(a) 线路电阻估计值



(b) 线路电阻估计偏差

图 13 线路电阻估计值验证

Fig. 13 Verification of line resistance estimation

由图 13 可以看出, 在稳定负载区间, ΔR 波动范围为 $\pm 2 \times 10^{-5} \Omega$ 。负载波动与变换器退出运行会

对线路电阻估算产生一定干扰, 但波动幅度不大, 恢复平稳时间小于 0.2 s。因此, 所使用的 RLS 整体估算精度高, 可基于线路电阻估计值设定如式(10)所示的下垂系数。

6 结论

本文综合考虑了各变换器额定功率不相等的情况, 设计了一种基于线路电阻估计值的下垂控制策略, 主要通过 RLS 对线路电阻进行估计, 利用估计值和变换器额定功率系数调整下垂系数。在 Matlab/Simulink 中搭建孤岛 DC MG 模型, 设定恒定负载、变化负载和变换器退出运行工况, 分别使用了 3 种不同的下垂系数来进行仿真。结果显示, 本文所设计的下垂控制无论在恒定负载, 还是负载变化, 亦或变换器退出运行情况下, 均可以实现变换器输出电流按比例分配, 且能保证母线电压波动幅度最小。最后通过仿真验证了 RLS 估计的线路电阻值具有较高的精度, 可以用其估计值设置下垂系数。本文所提的控制策略无须采用二次控制, 能同时实现变换器的电流均分和母线电压稳定, 可降低系统的通信负担与控制复杂度。

未来的研究工作将集中在减小纹波电流、降低输出电压波动和提高线路电阻估计精度等方面。

附录 A

参数递推估计是指对被辨识的系统, 每取得一次新的测量数据后, 在前一次估计结果的基础上, 利用新引入的测量数据对前一次估计的结果进行修正, 从而递推地得出新的参数估值。随着新测量数据的引入, 一次又一次地进行参数估计, 直到估计值达到满意的精确程度为止。最小二乘递推算法的基本思想可以概括为: 当前估计值 $\hat{\theta}(k) = \text{上次估计值} \hat{\theta}(k-1) + \text{修正项}$, 即新的估计值 $\hat{\theta}(k)$ 是在旧的估计值 $\hat{\theta}(k-1)$ 的基础上, 利用新的观测数据对旧的估计值进行修正而生成。文中被辨识模型为 $z(k) = h(k)\hat{\theta}(k)$, RLS 参数估计算法为

$$e(k+1) = z(k+1) - h(k+1)\hat{\theta}(k) \quad (A1)$$

$$\hat{\theta}(k+1) = \hat{\theta}(k) + K(k+1)e(k+1) \quad (A2)$$

$$K(k+1) = P(k)h^T(k+1)[\mathcal{G}I + h(k+1)P(k)h^T(k+1)]^{-1} \quad (A3)$$

$$P(k+1) = \frac{1}{\mathcal{G}}[I - K(k+1)h(k+1)]^{-1}P(k) \quad (A4)$$

式中: $z(k+1)$ 为第 $k+1$ 次观测值; $h(k+1)$ 为输入参数; $\hat{\theta}(k)$ 为参数估计值; $h(k+1)\hat{\theta}(k)$ 为在以前测

量的基础上对本次测量值的预测； $e(k+1)$ 为预测误差； $K(k+1)$ 为增广矩阵； $P(k+1)$ 为协方差矩阵； ρ 为遗忘因子，以逐渐降低旧数据提供的信息量，增大新数据提供的信息量，又称这种方法为渐消记忆最小二乘法。

对于渐消记忆最小二乘递推算法，一般取 $0 < \rho < 1$ 。 ρ 越小意味着旧数据对参数估计的影响越低，新数据影响越大，算法能很好地跟踪时变参数；但同时噪声干扰影响也越大，估计误差的方差越大。 ρ 的取值须视具体被辨识对象并根据经验选定，常常通过实验来判定，一般取 $0.9 < \rho < 0.99$ 。RLS 参数估计的流程图如图 A1 所示，其中 ε 为阈值， $\hat{\theta}_i(k)$ 、 $\hat{\theta}_i(k-1)$ 分别为 $\hat{\theta}(k)$ 和 $\hat{\theta}(k-1)$ 中的元素。

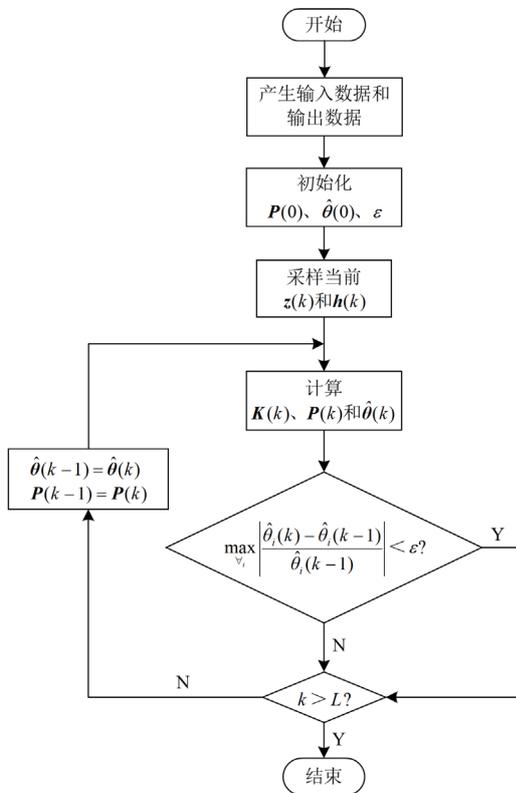


图 A1 递推最小二乘法参数估计流程图

Fig. A1 Flow chart of recursive least squares parameter estimation

参考文献

[1] KUMAR S, INJETI, THUNUGUNTLA V K. Optimal integration of DGs into radial distribution network in the presence of plug-in electric vehicles to minimize daily active power losses and to improve the voltage profile of the system using bio-inspired optimization algorithms[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2020, 5(1): 21-35.

[2] GOUD P C D, GUPTA R. Solar PV based nanogrid integrated with battery energy storage to supply hybrid

residential loads using single-stage hybrid converter[J]. IET Energy Systems Integration, 2020, 2(2): 161-169.

[3] HAN Y, LI H, SHEN P, et al. Review of active and reactive power sharing strategies in hierarchical controlled microgrids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2016, 32(3): 2427-2451.

[4] ANAND S, FERNANDES B G, GUERRERO J. Distributed control to ensure proportional load sharing and improve voltage regulation in low-voltage DC microgrids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2012, 28(4): 1900-1913.

[5] LIU S, MIAO H, Li J, et al. Voltage control and power sharing in DC Microgrids based on voltage-shifting and droop slope-adjusting strategy[J]. Electric Power Systems Research, 2023, 214: 108814.

[6] HOANG K D, LEE H H. Accurate power sharing with balanced battery state of charge in distributed DC microgrid[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2018, 66(3): 1883-1893.

[7] DRAGIĆEVIĆ T, LU X, VASQUEZ J C, et al. DC microgrids—part I: a review of control strategies and stabilization techniques[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 31(7): 4876-4891.

[8] FERAHTIA S, DJEROUI A, REZK H, et al. Adaptive droop based control strategy for DC microgrid including multiple batteries energy storage systems[J]. Journal of Energy Storage, 2022, 48: 103983.

[9] 方炜, 齐楠, 仇锐, 等. 低压直流微电网的改进 SoC 均衡控制研究[J]. 电子科技大学学报, 2021, 50(6): 947-953.

FANG Wei, QI Nan, QIU Rui, et al. An improved SoC balance control method for low-voltage DC microgrids[J]. Journal of University of Electronic Science and Technology, 2021, 50(6): 947-953.

[10] 张汀, 雷勇, 王小昔. 考虑 SoC 均衡的直流微网储能系统控制策略研究[J]. 电源技术, 2023, 47(8): 1099-1104.

ZHANG Ting, LEI Yong, WANG Xiaoxi. Research on control strategy of DC microgrid energy storage system considering SoC equilibrium[J]. Chinese Journal of Power Sources, 2023, 47(8): 1099-1104.

[11] HUANG P H, LIU P C, XIAO W, et al. A novel droop-based average voltage sharing control strategy for DC microgrids[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2014, 6(3): 1096-1106.

[12] 王慧, 赵书强, 孟建辉, 等. 基于下垂曲线截距调整的直流微电网自适应虚拟惯性控制[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(24): 97-105.

WANG Hui, ZHAO Shuqiang, MENG Jianhui, et al. Adaptive virtual inertia control for DC microgrid based on droop curve intercept adjustment[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(24): 97-105.

[13] CINGOZ F, ELRAYYAH A, SOZER Y. Optimized droop control parameters for effective load sharing and voltage

- regulation in DC microgrids[J]. *Electric Power Components and Systems*, 2015, 43(8-10): 879-889.
- [14] ZHANG M, XU Q, ZHANG C, et al. Decentralized coordination and stabilization of hybrid energy storage systems in DC microgrids[J]. *IEEE Transactions on Smart Grid*, 2022, 13(3): 1751-1761.
- [15] ZHANG Y, QU X, TANG M, et al. Design of nonlinear droop control in DC microgrid for desired voltage regulation and current sharing accuracy[J]. *IEEE Journal on Emerging and Selected Topics in Circuits and Systems*, 2021, 11(1): 168-175.
- [16] 陈勃旭, 崔炜, 陈宇, 等. 分布储能直流微电网中多储能荷电均衡控制策略[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(24): 111-120.
CHEN Boxu, CUI Wei, CHEN Yu, et al. Charge balance control strategy for multiple energy storage in a distributed energy storage DC microgrid[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(24): 111-120.
- [17] 米阳, 钱翌明, 张浩杰, 等. 考虑通信异常的直流微电网储能单元分布式协调控制研究[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(13): 50-59.
MI Yang, QIAN Yiming, ZHANG Haojie, et al. Distributed coordinated control of a DC microgrid energy storage unit considering abnormal communication[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(13): 50-59.
- [18] PAN H, FENG X, LI F, et al. Energy coordinated control of DC microgrid integrated incorporating PV, energy storage and EV charging[J]. *Applied Energy*, 2023, 342: 121155.
- [19] MOHAMMED N, CALLEGARO L, CIBOTARU M, et al. Accurate power sharing for islanded DC microgrids considering mismatched feeder resistances[J]. *Applied Energy*, 2023, 340: 121060.
- [20] ZHANG Q, ZHUANG X, LIU Y, et al. A novel control strategy for mode seamless switching of PV converter in DC microgrid based on double integral sliding mode control[J]. *ISA Transactions*, 2020, 100: 469-480.
- [21] DONG C, LIE X, LIANGZHONG Y. DC voltage variation based autonomous control of DC microgrids[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2013, 28(2): 637-648.
- [22] 付建哲, 郭昆丽, 闫东. 直流微电网内双向 DC-DC 变换器的自抗扰控制研究[J]. *国外电子测量技术*, 2020, 39(3): 47-52.
FU Jianzhe, GUO Kunli, YAN Dong. Research on active disturbance rejection control strategy of bidirectional DC-DC converter in DC microgrid[J]. *Foreign Electronic Measurement Technology*, 2020, 39(3): 47-52.
- [23] 黄崇鑫, 陈振宇, 邓松. 含储能双母线直流微电网电压和功率协调控制[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(11): 141-149.
HUANG Chongxin, CHEN Zhenyu, DENG Song. Voltage-power coordinated control of a dual-bus DC microgrid with energy storage[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(11): 141-149.
- [24] MI Y, GUO J, FU Y, et al. Accurate power allocation of multienergy storage island DC microgrid based on virtual power rating[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2022, 38(1): 261-270.
- [25] CAO J, DU W, WANG H F, et al. Minimization of transmission loss in meshed AC/DC grids with VSC-MTDC networks[J]. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2013, 28(3): 3047-3055.
- [26] LU X, GUERRERO J M, SUN K, et al. Hierarchical control of parallel AC-DC converter interfaces for hybrid microgrids[J]. *IEEE Transactions on Smart Grid*, 2013, 5(2): 683-692.
- [27] 赵可沦, 江境宏, 邓进, 等. 基于遗忘因子递推最小二乘法的锂电池等效电路模型参数辨识方法[J]. *电子测量技术*, 2022, 45(16): 87-92.
ZHAO Kelun, JIANG Jinghong, DENG Jin, et al. Parameter identification method of lithium battery equivalent circuit model based on forgetting factor recursive least squares[J]. *Electronic Measurement Technology*, 2022, 45(16): 87-92.
- [28] 张海洋, 梁全, 王志科, 等. 基于递推最小二乘法的阀控缸液压系统控制策略[J]. *机电工程*, 2023, 40(11): 1743-1751.
ZHANG Haiyang, LIANG Quan, WANG Zhike, et al. Control strategy of valve-controlled cylinder hydraulic system based on recursive least squares method[J]. *Mechatronic Engineering*, 2023, 40(11): 1743-1751.
- [29] 米阳, 蔡杭谊, 宋根新, 等. 考虑不匹配线阻的分布式储能单元荷电状态均衡研究[J]. *中国电机工程学报*, 2019, 39(15): 4441-4451.
MI Yang, CAI Hangyi, SONG Genxin, et al. State-of-charge balancing research of distributed energy storage units with unmatched line impedance[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2019, 39(15): 4441-4451.
- [30] YANG J, JIN X, WU X, et al. Decentralized control method for DC microgrids with improved current sharing accuracy[J]. *IET Generation Transmission & Distribution*, 2017, 11(3): 696-706.

收稿日期: 2023-12-07; 修回日期: 2024-03-10

作者简介:

宁显华(1997—), 男, 硕士研究生, 研究方向为直流微电网控制; E-mail: 1667864524@qq.com

潘欢(1983—), 男, 通信作者, 博士研究生, 教授, 研究方向为智能电网分析、微电网控制、新能源并网与控制; E-mail: pan198303@gmail.com

李峰(1979—), 男, 博士研究生, 副教授, 研究方向为新能源发电技术、电力电子与电子传动。E-mail: peakily@126.com

(编辑 姜新丽)