

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.190771

孤立直流微电网多 DC-DC 变换器分布式协调控制策略

吴济东¹, 汪可友¹, 黄鑫¹, 齐琛¹, 李国杰¹, 张垠²

(1. 电力传输与功率变换控制教育部重点实验室(上海交通大学), 上海 200240;

2. 国网上海市电力公司科学研究院, 上海 200437)

摘要: 在孤立直流微电网中, 为保证电网运行的稳定与设备运行的协调, 多 DC-DC 变换器需要在保证直流母线电压稳定的同时, 维持各变换器之间的功率能够按照设置的比例进行分配。研究表明, 基于 Lyapunov 第二定律的新型协调控制策略, 可以确保直流母线电压的稳定。研究各变换器的功率, 证明了各变换器功率能够按照用户的设定实现按比例分配。分析表明, 该控制策略作用下, 控制策略的收敛速率按照指数的收敛速率进行收敛, 响应速率较为迅速。其性能通过 simulink 离线仿真和 StarSim HIL Pro 实时仿真进行了验证, 仿真结果与理论分析相吻合。
关键词: 孤立直流微电网; 电压稳定; 协调控制; Lyapunov 第二定律

Distributed coordinated control scheme of parallel DC-DC converters in isolated DC microgrids

WU Jidong¹, WANG Keyou¹, HUANG Xin¹, QI Chen¹, LI Guojie¹, ZHANG Yin²

(1. Key Laboratory of Control of Power Transmission and Transformation (Shanghai Jiao Tong University),

Ministry of Education, Shanghai 200240, China; 2. Electric Power Research Institute of State

Grid Shanghai Municipal Electric Power Company, Shanghai 200437, China)

Abstract: In isolated microgrids, to ensure the stability of power grid operation and the coordination of equipment operation, parallel DC converters are required to both ensure the DC bus voltage stability and maintain the power sharing ratio of each converter at the set proportion. Research indicates that a novel coordinating control scheme based on the Lyapunov second theorem can ensure the stability of the DC bus voltage. By analyzing the power of each converter connecting to the DC bus, the power sharing ratio can be set proportionally according to the user's command. Analysis shows that under the control scheme, the convergent speed is exponential, which means that the convergence is relatively fast. The research is verified by a Simulink offline simulation and StarSim HIL Pro real-time simulation. The simulation results correspond to the theoretical analysis.

This work is supported by National Natural Science Foundation of China (No. 51877133) and Science and Technology Project of State Grid Corporation of China (No. 52094017000Z) "Research on Theory, Design, and Control Technology of Microgrid Novel Operation Mode based on Electric Power Spring".

Key words: isolated DC microgrids; voltage stability; coordinating control scheme; Lyapunov second theorem

0 引言

随着化石能源的逐步枯竭以及公众对环境保护要求的日益提高, 以光伏发电、风力发电为代表的新能源发电方式以其可持续性、环保无污染等特点日益受到电力研究者及电力行业工作人员的关注。

然而, 光伏发电、风力发电等新能源发电形式受制于气候等自然条件, 具有不稳定性、间歇性、难以预测等特点, 使得新能源发电的大规模并网具有较大的挑战^[1-7]。

如图 1 所示, 在直流微电网中, 通常利用直流母线汇集、分配、传输新能源发电方式发出的功率, 使连接于直流母线上的负载工作于正常状态。并通过储能装置, 平衡用电量与扰动的新能源发电量, 使直流母线电压维持恒定, 从而令扰动的新能源发电出力与波动的负荷用电之间实时平衡^[8-10]。当系

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(51877133); 国家电网公司科技项目资助(52094017000Z)“基于电力弹簧的微电网新型运行模式原理、设计与控制技术研究”

统中存在多个直流源时, 考虑其出力限制及其经济性, 在维持直流母线电压恒定的同时, 通过控制不同直流源功率分配, 可以保证微网在运行稳定的同时, 能够按照运行人员的指令有序地运行^[11]。

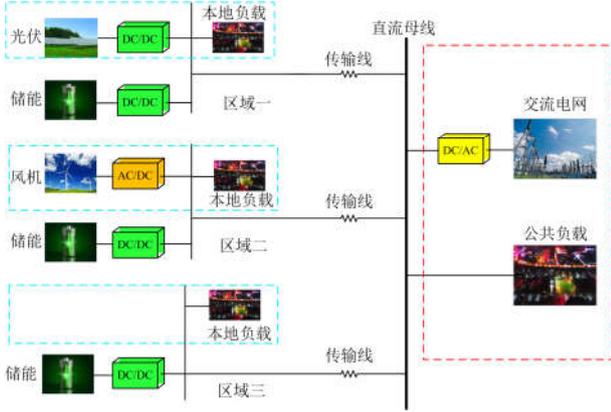


图 1 直流微电网结构图

Fig. 1 DC microgrid structure

孤立直流微电网的控制模式有依靠中央控制器的集中式控制和无需中央控制器的对等控制。集中式控制由于各变换器之间相互关联, 对通信和控制器要求较高, 在实际应用中具有一定的局限性。而以下垂控制为代表的对等控制以其对通信要求低, 变换器之间地位对等, 独立运行而受到研究人员和工程人员的广泛关注^[11]。

在直流微电网传统的下垂控制中, 在功率发生调整时, 直流母线电压会发生偏离; 同时, 受到线路阻抗的影响, 各直流源的出力功率分配的准确性将会受到一定的影响^[12]。针对上述两点问题, 国内外学者已经在传统直流微电网下垂控制的基础上, 提出了一系列的改进方案。文献[13-14]提出了基于虚拟阻抗修正功率分配比的方案, 文献[15]提出了以功率损耗最小为目标的虚拟阻抗优化算法。上述三种算法均未考虑 DG 出口的本地负载, 且在使功率分配比更为准确的同时, 其直流母线电压仍存在偏差。文献[16-19]在低速通信的基础上, 提出基于二次调节的自适应下垂控制策略。但是每台 DG 均需获取其他 DG 电气信息, 功率分配效果对通信要求较高, 同时直流母线电压仍不能稳定在额定值。文献[20-22]根据“电流-直流电压变化率”、“高次电流-直流电压”、“功率-二次直流电压”提出了新型控制策略, 但均存在功率分配不准确或电压不稳定的问题。在文献[11]中, 提出了一种能够考虑本地负载, 能够实现电压精确控制、功率准确分配的基于自适应下垂特性的孤立直流微电网功率精确分配与电压无偏差的改进下垂控制策略。但是文献[11]

的仿真结果显示, 当系统发生调整时(如改变功率分配比), 该控制策略响应速度较慢(1 s 的动态过程)。同时, 该控制策略需要通过采集本地负荷电气量来实现, 也需要采集各变换器注入电网的功率, 使得整个控制所需的测量量较多。上述两点使该方法在一些对响应速度要求较高的场景的应用受到了一定的限制。

本文从 Lyapunov 稳定性理论出发, 提出了一种基于 Lyapunov 稳定性的多 DC-DC 变换器协调控制策略。通过构造合理的 Lyapunov 函数, 建立使系统保持稳定的控制律, 并能追踪直流母线电压与功率分配比至期望值。当系统运行状况发生变化时, 响应速度快; 当单台直流源故障时, 整个系统电压仍能维持稳定, 并仍维持各直流源出力成比例; 该控制无需利用本地负荷及本地微源运行时的电气量, 对通讯要求较低。整个控制的实现仅需采集直流母线电压、直流母线流向外部电网电流以及变换器出口处电压。

1 孤立直流微电网结构及其数学模型

如图 2 所示, DC-DC 变换器出口经传输线, 将功率注入微电网直流母线。其中, DC-DC 变换器出口可以接入外部电网。图中与直流母线相连的外部电网既可以通过 DC-AC 逆变器相连接外部交流负荷, 也可以直连直流负荷, 还可以是其他直流微源。各 DC-DC 变换器出口可以直接接入本地负荷和微源(源荷)。

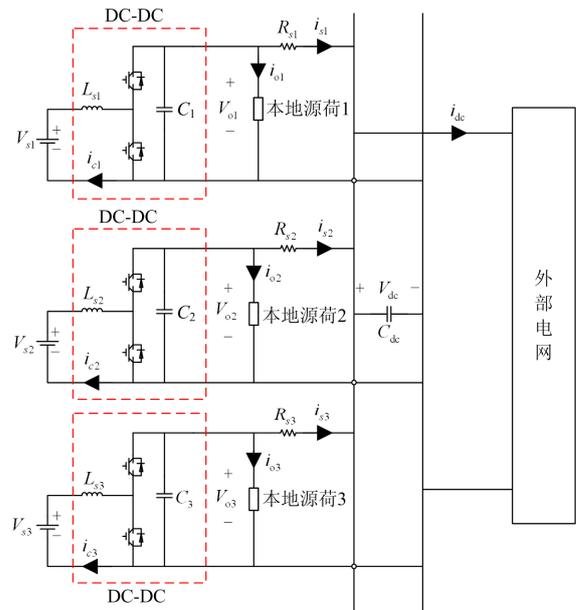


图 2 多 DC-DC 变换器拓扑结构图

Fig. 2 Multi-terminal DC-DC converters topology

图2中: V_{oi} 为第 i 台变换器出口处电压; R_{si} 为第 i 台变换器与直流母线连接的线路电阻; C_{dc} 为直流母线稳压电容; V_{dc} 为直流母线电压; i_{dc} 为直流母线流向外部电网的电流; i_{si} 为第 i 台变换器流向直流母线的电流; i_{oi} 为变换器出口流向本地源荷的电流。

考虑基尔霍夫电路定律, 有

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^n i_{si} = C_{dc} \dot{V}_{dc} + i_{dc} \\ V_{oi} = V_{dc} + R_{si} i_{si} \end{cases} \quad i=1, 2, \dots, n \quad (1)$$

$$\begin{cases} C \dot{V}_{oi} + i_{si} + i_{oi} = s i_{ci} \\ s V_{oi} = V_{si} - L_{si} \dot{i}_{ci} \end{cases} \quad s=0, 1 \quad (2)$$

式中, s 为表征变换器开关状态的表征量。当上桥臂导通, 下桥臂开断时, $s=1$; 当上桥臂开断, 下桥臂导通时, $s=0$ 。

2 分布式协调控制策略

2.1 Lyapunov 函数构造及控制律选取

记直流母线电压参考值为 V_{dc}^* , 令

$$\varepsilon = V_{dc} - V_{dc}^* \quad (3)$$

得:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{V_{oi} - V_{dc} - i_{dc}}{R_{si}}}{C_{dc}} - \dot{V}_{dc}^* \quad (4)$$

构造 Lyapunov 函数:

$$V = \frac{1}{2} \varepsilon^2 \quad (5)$$

有:

$$\dot{V} = \varepsilon \dot{\varepsilon} = \varepsilon \frac{\sum_{i=1}^n \frac{V_{oi} - V_{dc} - i_{dc}}{R_{si}}}{C_{dc}} - \varepsilon \dot{V}_{dc}^* \quad (6)$$

选取一组常数 λ_i , $i=1, 2, \dots, n$, 使其满足式(7)。

$$\sum_{i=1}^n \lambda_i = 1 \quad (7)$$

为保证系统的渐进稳定性, 考虑使式(6)负定, 选取控制律:

$$V_{oi} = V_{dc} + \frac{b}{a_i} \lambda_i + \frac{\lambda_i}{a_i} \dot{V}_{dc}^* - K \varepsilon \frac{\lambda_i}{a_i} \quad (8)$$

其中, $a_i = \frac{1}{R_{si} C_{dc}}$, $b = \frac{i_{dc}}{C_{dc}}$ 。得

$$\dot{V} = -K \varepsilon^2 \leq 0 \quad (9)$$

$$\ddot{V} = 2K^2 \varepsilon^2 \quad (10)$$

由式(5)、式(9)可知 ε 有界, 从而式(10)亦有界,

V 关于时间 t 一致连续。由 Barbalat 引理^[23], $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{V} = 0$, 即 $\lim_{t \rightarrow \infty} \varepsilon = 0$ 。该系统稳定, 且母线电压稳态误差可以追踪至 0。如图3控制结构图所示, 在算出 DC-DC 变换器出口处电压参考值后, 可以通过一个 PI 电压环作用于 DC-DC 变换器, 使系统达到稳定直流母线电压的作用。事实上, 联立式(5)、式(9), 可以解得

$$|\varepsilon| = \sqrt{2V(0)} e^{-Kt} \quad (11)$$

对于根据运行人员的需求灵活设定的直流母线电压参考值 V_{dc}^* , 式(11)表明, 该控制律能够以指数级的衰减速度将直流母线电压追踪到设定值, 具有较快的动态响应速度。

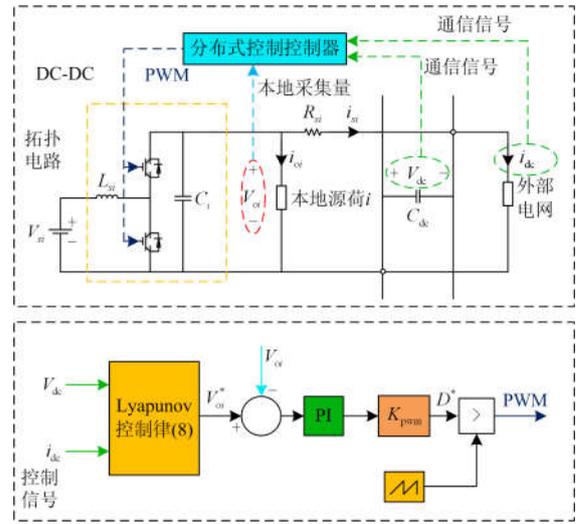


图3 控制结构图

Fig. 3 Control scheme structure

在由式(8)确定 DC-DC 变换器出口处电压后, 对双向 Boost 斩波变换器经过电压比例积分 (Proportional-Integral, PI) 控制, 即可得到 DC-DC 变换器的控制开断信号。整个控制结构可以用图3表示。当该拓扑电路运行时, 首先采集直流母线电压 V_{dc} 与流向外部电网的电流 i_{dc} 。代入 Lyapunov 函数控制律(8), 可以得到变换器出口处电压的参考值 V_{oi}^* 。此时将变换器出口处的电压实际值 V_{oi} 做一个 PI 控制, 将变换器出口处电压 V_{oi} 追踪到(8)得到的计算值 V_{oi}^* 。将 PI 出口处的值经过 PWM 调制, 即可得到 IGBT 的开断信号。

2.2 功率分配

在控制律式(8)作用下, 各线路上电流 i_{si} 满足式(12)。

$$i_{si} = \frac{V_{oi} - V_{dc}}{R_{si}} = \lambda_i i_{dc} + C_{dc} \lambda_i \dot{V}_{dc}^* - K \varepsilon \lambda_i C_{dc} \quad (12)$$

即

$$\frac{i_{si}}{i_{sj}} = \frac{\lambda_i i_{dc} + C_{dc} \dot{V}_{dc}^* - K \varepsilon C_{dc}}{\lambda_j i_{dc} + C_{dc} \dot{V}_{dc}^* - K \varepsilon C_{dc}} = \frac{\lambda_i}{\lambda_j} \quad (13)$$

式(13)表明, 采用该控制策略时, 不同线路功率分配可根据 λ_i 的选取而成比例, λ_i 的物理意义为 i 支路出力占总出力的比例。

2.3 单台变换器停机

当多台 DC-DC 变换器协调工作时, 其中某个直流源发生故障时, 对应直流源所在的变换器应该将该支路的出力降至 0。此时直流微电网中其他的变换器应能够维持直流母线电压恒定, 并继续维持其功率分配比恒定。

记停机的 DC-DC 变换器编号为 n , 此时系统的电气关系为

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^{n-1} i_{si} = C_{dc} \dot{V}_{dc} + i_{dc} & i=1, 2, \dots, n-1 \\ V_{ii} = V_{dc} + R_{si} i_{si} \end{cases} \quad (14)$$

此时的 Lyapunov 函数变为

$$\begin{aligned} \dot{V} = \varepsilon \dot{\varepsilon} = \varepsilon \frac{\sum_{i=1}^{n-1} \frac{V_{oi} - V_{dc}}{R_{si}} - i_{dc}}{C_{dc}} - \varepsilon \dot{V}_{dc}^* = \\ -2K(1-\lambda_n)V + \sqrt{2} \left(-\lambda_n \dot{V}_{dc}^* - \frac{\lambda_n i_{dc}}{C_{dc}} \right) \sqrt{V} \end{aligned} \quad (15)$$

考虑到在实际运行中, 直流母线电压参考值变化率有界, 同时直流微电网流入外部电网的电流有界:

$$\begin{cases} |\dot{V}_{dc}^*| \leq \alpha \\ |i_{dc}| \leq \beta \end{cases} \quad (16)$$

有:

$$\dot{V} \leq -A_1 V + A_2 \sqrt{V} \quad (17)$$

其中 $A_1 = 2K(1-\lambda_n)$, $A_2 = \sqrt{2}\lambda_n \left(a + \frac{b}{C_{dc}} \right)$ 。根据文献[24]的比较定理, 由式(17)得

$$V = \frac{1}{2} \varepsilon^2 \leq \left[\sqrt{V(0)} e^{-\frac{A_1 t}{2}} + \frac{A_2}{A_1} \left(1 - e^{-\frac{A_1 t}{2}} \right) \right]^2 \quad (18)$$

式(18)表明在单机停机故障时, 电压偏差仍有界。当 K 值增大时, A_1 随之增大, 稳态误差将随之减小。同时式(12)及式(13)仍成立, 功率仍按 λ_i 成比例进行分配。但由于 $\sum_{i=1}^{n-1} \lambda_i \neq 1$, 此时 λ_i 物理意义不再是 i 线路出力占总出力的比例。其相互之间的比值 $\frac{\lambda_i}{\lambda_j}$ 表示的仍是 i 线路与 j 线路之间电流的比值。

2.4 k 值选取原则

将式(8)展开, 有:

$$V_{oi} = V_{dc} + R_{si} i_{dc} \lambda_i + R_{si} C_{dc} \lambda_i \dot{V}_{dc}^* - K \varepsilon \lambda_i R_{si} C_{dc} \quad (19)$$

该出口处电压需满足拓扑电路的限制条件, 即变换器二次侧电压大于一次侧电压:

$$V_{oi} \geq V_{si} \quad (20)$$

式(20)限制了 K 值过大。而根据式(18)可知, 当发生单台机组故障时, K 值越大则其电压的稳态误差越小; 由式(11)可知, K 值越大, 其动态响应速度越快。

联立式(19)和式(20), 有

$$K \varepsilon \leq \frac{V_{oi} - V_{si} + R_{si} C_{dc} \lambda_i \dot{V}_{dc}^*}{C_{dc} R_{si} \lambda_i} \quad (21)$$

式(21)不等式右边部分恒为正, 因此当 ε 取负值时, 不等式恒成立; 当 ε 取正值时, 由式(11), 有

$$K e^{-Kt} \leq \frac{V_{oi} - V_{si} + R_{si} C_{dc} \lambda_i \dot{V}_{dc}^*}{C_{dc} R_{si} \lambda_i \sqrt{2V(0)}} \quad (22)$$

考虑最保守的情况, 当 $t=0$ 时, K 有最大限值:

$$K \leq \frac{V_{oi} - V_{si} + R_{si} C_{dc} \lambda_i \dot{V}_{dc}^*}{C_{dc} R_{si} \lambda_i \sqrt{2V(0)}} \quad (23)$$

因此 K 的取值范围为

$$0 < K \leq \frac{V_{oi} - V_{si} + R_{si} C_{dc} \lambda_i \dot{V}_{dc}^*}{C_{dc} R_{si} \lambda_i \sqrt{2V(0)}} \quad (24)$$

在实际中, 由于 K 值取值范围为连续闭区域, 且 K 值的增大有利于消除故障时分配误差并提高响应速率, 可以类似 PID 参数调节, 进行仿真或者实验调试。当 $K=0$ 时, 式(19)成立。由于 ε 的波动有界, 因此 $K \varepsilon \lambda_i R_{si} C_{dc}$ 的大小取决于 K 值。通过 K 从一个较小的值开始, 逐步增大 K 的取值, 直到系统因不满足式(19)的约束而失稳, 再将最终的 K 值取为临界值 K_{\max} 的 βK_{\max} ($\beta < 1$)。

由式(1)及式(8), 有:

$$\dot{V}_{dc} = \dot{V}_{dc}^* - K \varepsilon R_{si} = -K R_{si} V_{dc} + (K R_{si} V_{dc}^* + \dot{V}_{dc}^*) \quad (25)$$

由于 $-K R_{si} < 0$, 系统小干扰稳定。

式(25)可写成

$$\dot{\varepsilon} = -K \varepsilon R_{si} \quad (26)$$

构造 Lyapunov 函数如式(5)所示, 有

$$\dot{V} = -K R_{si} \varepsilon^2 \leq 0 \quad (27)$$

由 Lyapunov 第二定律, 系统暂态稳定。

3 仿真实验

本文使用 Simulink 来进行离线仿真的验证, 并使用 StarSim HIL Pro 实时仿真平台进行实时仿真的验证。

常用的仿真工具大多为非实时的仿真程序。对于这些运行在数字计算机上的仿真程序来说,其限制在于:为计算被仿真系统 1 s 的响应大多要花费数分钟乃至几小时的时间。这种非实时的仿真速度不能满足与外部物理控制设备和保护装置进行实时交互试验的需要^[25]。而实时仿真则有更快的速率,可以运行在较小的仿真步长,从而使仿真速率达到很大提高,使仿真时长接近(准实时)、等同(实时)甚至超越实际物理过程的速率(超实时)。

附录图 A1 是 StarSim HIL Pro 实时仿真平台进行实时仿真的硬件图像。该平台是在 PC 上位机中利用 Labview 写入控制程序,并在 PXI 机箱中将电路拓扑仿真程序写入 FPGA 中。上位机的控制程序运行在 10K 的速率,而 FPGA 上的拓扑程序运行于 1 M 的速率,两者之间通过路由器进行通信。上位机 CPU 接收 FPGA 发来的拓扑电气信息,并根据控制程序生成控制指令传输给 FPGA 的拓扑电路;而 FPGA 则接收 CPU 传输来的控制指令,并将拓扑电气信息返回至 CPU。两者之间构成了一个在环实验。

以下算例 1 和算例 2 在 Simulink 仿真上进行,算例 3 和算例 4 在 StarSim HIL Pro 实时仿真平台上进行。算例 1—算例 4 分别通过仿真展示公共负荷变化、功率分配比切换、单台变换器停机、搭载本地源荷且源荷扰动时的运行状况。仿真算例图如图 4 所示。

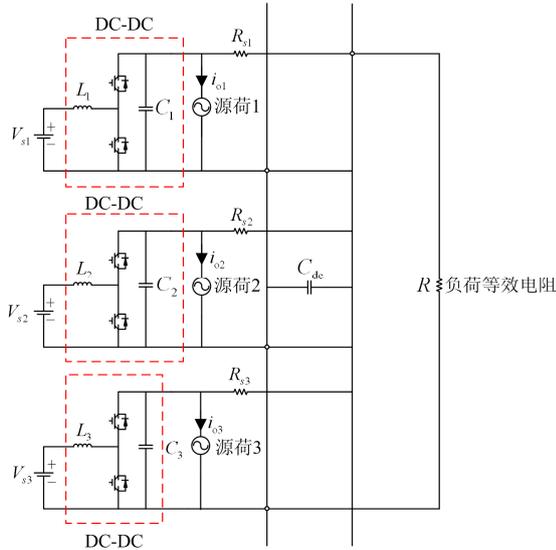


图 4 仿真算例图

Fig. 4 Simulation scenario figure

3.1 负荷变化算例

仿真拓扑参数如表 1 所示。在本算例中,3 台变换器的功率分配比设置为 1:1:1。在 1 s 时,公共负荷 R 由 100Ω 突变为 50Ω 。通过仿真,验证当负

荷发生变化时,直流母线电压仍然能维持恒定,同时各变换器能够按照给定的功率分配比分配功率。

表 1 仿真参数表

Table 1 Simulation parameters

电气量	取值
直流源电压 V_{si}	500 V
变换器电感 L_i	1 mH
变换器电容 C_i	1 mF
线路电阻 R_{s1}	0.5 Ω
线路电阻 R_{s2}	0.2 Ω
线路电阻 R_{s3}	0.3 Ω
直流母线电容 C_{dc}	3 mF
控制参数 K	500
直流母线额定电压 V_{dc}^*	800 V
P 参数	1
I 参数	100

从图 5 仿真结果可以发现,在负荷为 100Ω 与负荷为 50Ω 时,电压在稳态时均能追踪至设定值 800 V;三台变换器电流重合,功率分配比能够维持在设定值 1:1:1。暂态过程由 1 s 时负荷突增开始,在 1.02 s 之前已结束,暂态持续时间小于 0.02 s,控制具有较快的响应速度。

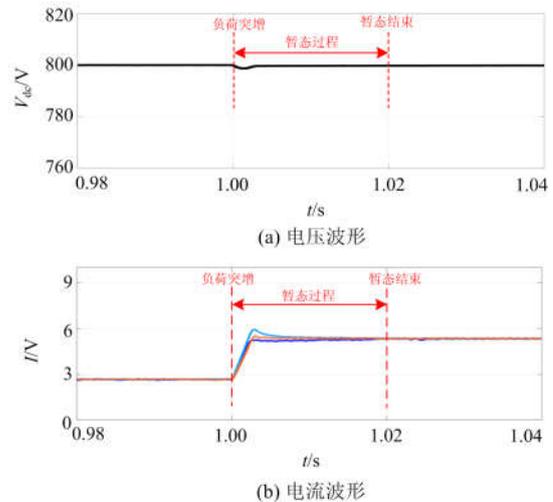


图 5 算例 1 仿真结果图

Fig. 5 Simulation result of case 1

3.2 功率分配比调整算例

仿真拓扑参数如表 1 所示。在本算例中,公共负荷 R 为 100Ω 。3 台变换器的功率分配比初始值为 1:1:1。在 1 s 时,切换三台变换器功率分配比为 3:2:1。通过仿真,验证当功率分配比发生切换时,直流母线电压仍能维持恒定,同时各变换器能够按照给定的功率分配比分配功率。在两个不同的功率分配比下,最终直流母线电压均能追踪到设定值

800 V; 在 1 s 前三条电流波形基本重合, 之后暂态过程结束后, 电流分配比为设定值 3:2:1(4.005 A:2.66 A:1.346 A), 实际的功率分配即为设定的功率分配比的值。在 1 s 暂态过程开始后, 电压的波动较小, 在 1.03 s, 暂态过程结束。暂态时间 0.03 s 左右已接近结束, 控制具有较快的响应速度。

如图 6 的仿真实验结果所示, 在两个不同的功率分配比下, 最终直流母线电压均能追踪到设定值 800 V; 在 1 s 前三条电流波形基本重合, 之后暂态过程结束后, 电流分配比为设定值 3:2:1(4.005 A:2.66 A:1.346 A), 实际的功率分配即为设定的功率分配比的值。在 1 s 暂态过程开始后, 电压的波动较小, 在 1.03 s, 暂态过程结束。暂态时间 0.03 s 左右已接近结束, 控制具有较快的响应速度。

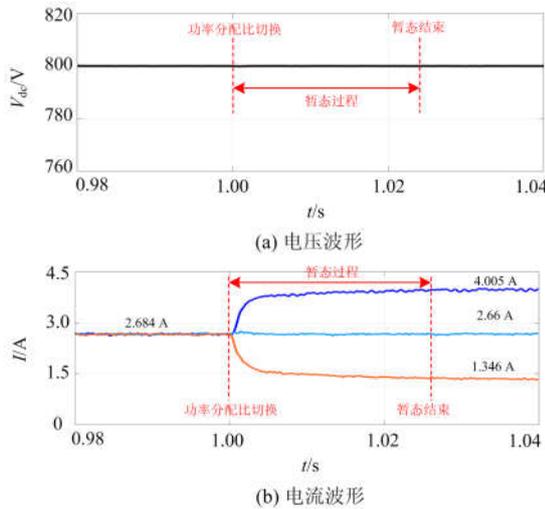


图 6 算例 2 仿真结果图

Fig. 6 Simulation result of case 2

3.3 单台变换器停机算例

在本算例中, 公共负载电阻为 100 Ω。功率分配比设定为 1:1:1。当 3 号变换器发生故障而停机时, 讨论直流母线电压及功率分配比的变化情况。

如图 7 所示, 在左侧虚线处 3 号变换器发生故障而停机。由图像可以发现, 此时的直流母线电压可以维持在给定值 800 V。在故障前, 3 台变换器均占 2 A; 故障后, 3 号机电流迅速变为 0, 而 1 号机与 2 号机的电流变为 3 A, 其电流比仍能按照 $\frac{\lambda_1}{\lambda_2}$ 维持在 1:1。整个动态过程大概持续了 200 ms, 控制具有较快的响应速度。

3.4 3 台变换器带有本地扰动源荷算例

在本算例中, 将讨论三台 DC-DC 变换器分别带有的本地源荷且源荷扰动时的运行状态。公共负载 R 的阻值取为 100 Ω。三台变换器的本地源荷分

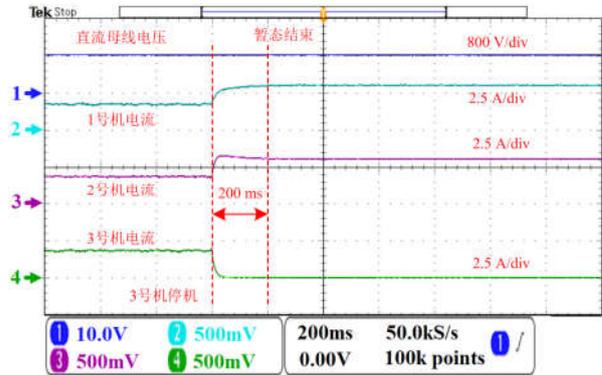


图 7 算例 3 仿真结果图

Fig. 7 Simulation result of case 3

别以扰动电流源表示。 $i_{s1} = 5 \pm 0.5 A$, $i_{s2} = -1 \pm 0.1 A$, $i_{s3} = 2 \pm 0.2 A$, 三个源荷分别在 4.5~5.5 A, -1.1~-0.9 A, 1.8~2.2 A 的范围内随机扰动。初始时, 功率分配比设置为 1:1:1, 随后调整为 3:2:1。

如图 8 所示, 系统在左侧虚线处切换功率分配比。在右侧虚线处, 暂态过程已经结束。切换前三台变换器电流相等, 均占 3 A, 其功率分配比满足 1:1:1 的设定值。切换后, 三台变换器的电流比所占格子数分别为 4.5 A、3 A 以及 1.5 A, 其功率分配比满足 3:2:1 的设定值。在变换器出口存在本地负荷时, 直流母线电压及功率分配仍能得到保障。整个暂态过程大致持续 60 ms, 控制响应速度较快。

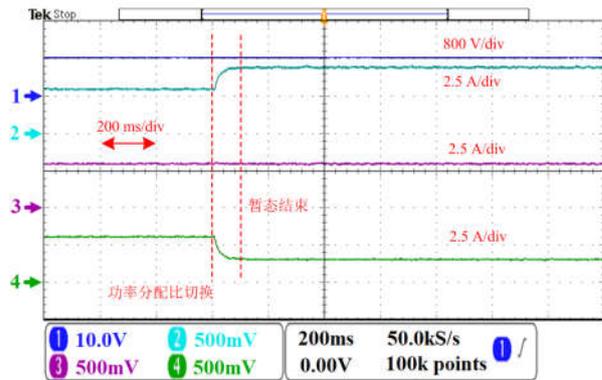


图 8 算例 4 仿真结果图

Fig. 8 Simulation result of case 4

4 结论

本文提出了一种适用于孤立微网、基于 Lyapunov 稳定性的多 DC-DC 变换器分布式协调控制策略, 论证了该控制策略稳定直流母线电压、精确进行功率分配的有效性; 使用该控制策略需要采集的电气量较少, 可以适用于带有本地负荷的场景且无需采

集本地源荷电气信息，对微网通信的要求较低；同时，式(10)表明该控制策略具有较快的响应速度；参数选取也较为简单，只需调节一个 K 参数，并给定了 K 值的选取方法。最后，通过 Simulink 离线仿真和 StarSim HIL Pro 实时仿真平台对上述分析进行了验证。

附录 A

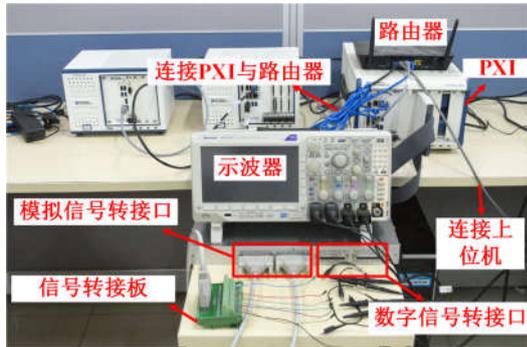


图 A1 实时仿真硬件设备

Fig. A1 Real-time simulation hardware equipment

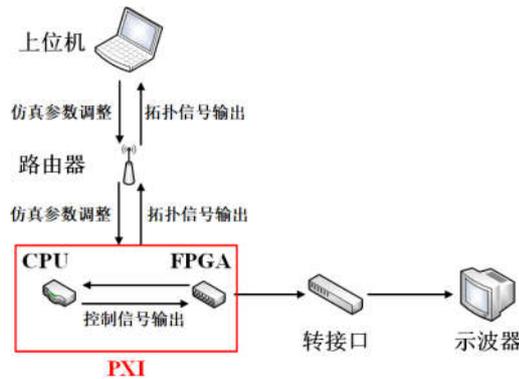


图 A2 实时仿真原理

Fig. A2 Real-time simulation principle

参考文献

[1] 张安龙, 李艳, 黄福全, 等. 基于动态拓扑分析的配电网自适应保护与自愈控制方法[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(11): 111-117.
ZHANG Anlong, LI Yan, HUANG Fuquan, et al. Adaptive protection and self-healing control method of distribution network based on dynamic topology analysis[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(11): 111-117.

[2] 欧阳波, 易灵芝, 何巨龙, 等. 风电接入的电力系统电能质量扰动的检测与定位[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(6): 143-150.
OUYANG Bo, YI Lingzhi, HE Julong, et al. Detection

and localization of power quality disturbance for power system connected with wind energy generation[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(6): 143-150.

[3] 李祝昆, 朱益华, 徐海波, 等. 适应安全稳定控制的双端柔性直流输电系统故障闭锁判据研究[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(11): 145-155.
LI Zhukun, ZHU Yihua, XU Haibo, et al. Research on fault blocking criteria of two-terminal VSC-HVDC transmission system adapting to safety and stability control[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(11): 145-155.

[4] 顾伟, 薛帅, 王勇, 等. 基于有限时间一致性的直流微电网分布式协同控制方法[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(24): 49-55, 84.
GU Wei, XUE Shuai, WANG Yong, et al. Finite-time consensus based distributed cooperative control for DC microgrids[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(24): 49-55, 84.

[5] CHE L, SHAHIDEHPOUR M, ALABDULWAHAB A, et al. Hierarchical coordination of a community microgrid with AC and DC microgrids[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2015, 6(6): 3042-3051.

[6] JIAN Z, ZHAO X. Ramp-limited optimal dispatch strategy for PV-embedded microgrid[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(5): 4155-4157.

[7] 杨欢红, 王洁, 邵能灵, 等. 基于灰靶决策和多目标布谷鸟算法的微电网分布式电源鲁棒优化[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(1): 20-27.
YANG Huanhong, WANG Jie, TAI Nengling, et al. Robust optimization of distributed generation in a microgrid based on grey target decision-making and multi-objective cuckoo search algorithm[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(1): 20-27.

[8] 黄旭程, 何志兴, 伍文华, 等. 交直流微电网中变换器级联系统稳定性分析与协同控制[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(5): 1432-1443.
HUANG Xucheng, HE Zhixing, WU Wenhua, et al. Stability analysis of converters cascade system in the hybrid AC/DC microgrid and coordinative control[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(5): 1432-1443.

[9] ZUBIETA L E. Power management and optimization concept for DC microgrids[C] // IEEE First International Conference on DC Microgrids, June 7-10, 2015, Atlanta, GA, USA: 81-85.

[10] HAKUTO Y, TSUJI T, QI J. Autonomous decentralized stabilizing control of DC microgrid[C] // 2017 IEEE Second International Conference on DC Microgrids (ICDCM), June 27-29, 2017, Nuremberg, Germany:

- 292-296.
- [11] 刘子文, 苗世洪, 范志华, 等. 基于自适应下垂特性的孤立直流微电网功率精确分配与电压无偏差控制策略[J]. 电工技术学报, 2019, 34(4): 795-806.
LIU Ziwen, MIAO Shihong, FAN Zhihua, et al. Accurate power allocation and zero steady-state error voltage control of the islanding DC microgrid based on adaptive droop characteristics[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(4): 795-806.
- [12] LI G, DU Z, SHEN C, et al. Coordinated design of droop control in MTDC grid based on model predictive control[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(3): 2816-2828.
- [13] TAH A, DAS D. An enhanced droop control method for accurate load sharing and voltage improvement of isolated and interconnected DC microgrids[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2016, 7(3): 1194-1204.
- [14] KHORSANSI A, ASHOURLOO M, MOKHTARI H. A decentralized control method for a low-voltage DC microgrid[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2014, 29(4): 793-801.
- [15] 宁雪姣, 杨洪耕, 沙熠, 等. 直流微网中可抑制环流的并联变流器控制策略[J]. 可再生能源, 2017, 35(1): 72-79.
NING Xuejiao, YANG Honggeng, SHA Yi, et al. Control strategy of paralleling converters to restrain circulating current in DC grid[J]. Renewable Energy Resources, 2017, 35(1): 72-79.
- [16] AUGUSTINE S, MISHRA M K, LAKSHMINARASAMMA N. Adaptive droop control strategy for load sharing and circulating current minimization in low-voltage standalone DC microgrid[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2015, 6(1): 132-141.
- [17] WANG P, LU X, YANG X, et al. An improved distributed secondary control method for DC microgrids with enhanced dynamic current sharing performance[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2016, 31(9): 6658-6673.
- [18] NASIRIAN V, DAVOUDI A, LEWIS F L, et al. Distributed adaptive droop control for DC distribution systems[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2014, 29(4): 944-956.
- [19] 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, 2013, 28(4): 1900-1913.
- [20] 杨捷, 金新民, 吴学智, 等. 一种适用于直流微电网的改进型电流负荷分配控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(1): 59-67.
YANG Jie, JIN Xinmin, WU Xuezhi, et al. An improved load current sharing control method in DC microgrids[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(1): 59-67.
- [21] KHORSANDI A, ASHOURLOO M, MOKHTARI H, et al. Automatic droop control for a low voltage DC microgrid[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2016, 10(1): 41-47.
- [22] XIA Y, WEI W, PENG Y, et al. Decentralized coordination control for parallel bidirectional power converters in a grid-connected DC microgrid[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2018, 9(6): 6850-6861.
- [23] 阙颖颖, 刘允刚. Barbalat 引理及其在系统稳定性分析中的应用[J]. 山东大学学报: 工学版, 2007, 37(1): 51-55, 114.
MIN Yingying, LIU Yungang. Barbalat lemma and its application in analysis of system stability[J]. Journal of Shandong University: Engineering Science, 2007, 37(1): 51-55, 114.
- [24] KHALIL H. Nonlinear systems[M]. 3rd ed. Upper Saddle River: Prentice Hall, 2002.
- [25] 梁志成, 马献东, 王力科. 实时数字仿真器 RTDS 及其应用[J]. 电力系统自动化, 1997, 21(10): 61-64.
LIANG Zhicheng, MA Xiandong, WANG Like. Real-time digital simulator (RTDS) and its applications[J]. Automation of Electric Power Systems, 1997, 21(10): 61-64.

收稿日期: 2019-07-03; 修回日期: 2019-10-25

作者简介:

吴济东(1996—), 男, 硕士研究生, 主要研究方向为微电网运行与控制; E-mail: Udon1996@sjtu.edu.cn

汪可友(1985—), 男, 通信作者, 副教授, 博士生导师, 主要研究方向为电力系统分析与控制、新能源的不确定性分析; E-mail: wangkeyou@sjtu.edu.cn

黄鑫(1990—), 男, 博士研究生, 主要研究方向为微电网变流器控制。E-mail: huangx@sjtu.edu.cn

(编辑 周金梅)