

低惯量直流微电网并网变换器的预测电流 分区补偿控制策略

徐海亮,刘壮壮,王诗楠,聂飞

(中国石油大学(华东)新能源学院,山东 青岛 266580)

摘要:低惯性直流微电网在负荷频繁投切、新能源出力波动等情况下易发生直流母线电容两侧功率不匹配的问题。通过分析直流微电网接口并网变换器输入、输出侧功率失衡机理,依据母线电压变化水平计算母线电压恢复至指令值所需能量和单位采样周期内母线电容能量变化信息,得到线性处理后的母线电容瞬时输出功率、母线电压波动等效负荷信息,最终确定电流指令补偿全值。同时考虑到电压外环的影响,提出一种电流指令快速分区补偿策略,通过调节系数实现分区的平滑过渡,并通过模型预测电流控制实现电流指令的快速跟踪,提升并网变换器的补偿响应速度,抑制母线电压波动。最后,通过仿真和实验验证了所提控制策略的有效性与可行性。

关键词:直流微电网;并网变换器;电流指令补偿;快速分区补偿策略;母线电压波动抑制

中图分类号:TM 461

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202105027

0 引言

随着化石能源危机以及环境污染问题的日益加剧,开发利用风能、太阳能等清洁能源成为世界各国的共识。其中,规模型集中式和小型化分散式是当前新能源开发的主要形式^[1],相较于集中式能源开发存在远距离输电技术和成本增加问题,就地分散形式可就近接入低压配电网,实现新能源的就地消纳,与之相应的微电网技术得到快速发展。

微电网主要有直流、交流和交直流混合3种运行方式。与交流 and 交直流混合微电网相比,直流微电网具有结构简单、无需考虑电网电压相位和频率跟踪问题、系统可靠性高、线路损耗低等优势^[2-5],但是由于其低惯性的特点,在面对负荷频繁投切以及新能源输出功率突变等情况时,易出现直流母线电压骤升/骤降、剧烈波动等稳定性问题。

针对母线电压的波动问题,理论上可以通过提升直流母线电容容值的方法进行有效抑制,但是电解电容体积大、功率密度低、使用寿命短等固有缺点严重制约着直流微电网发展^[2,6]。对此,文献[7]提出了一种利用超级电容来抑制负荷突变引起的直流母线电压骤升/骤降问题,但是超级电容的引入亦会提高系统硬件成本,且系统稳态运行时,会造成超级电容资源的浪费。文献[8]提出采用蓄电池与超级电容组成的混合储能系统平抑新能源输出功率不稳定引起的母线电压波动问题,有效提高了该直流微电网运行的稳定性,但是多类型微源调节对上层能量管

理系统的准确性以及通信的可靠性提出了新的挑战。

并网变换器GCC(Grid-Connected Converter)作为直流微电网与大电网直接的连接纽带,在实现两侧能量交换、维持母线电压稳定以及提高系统运行效率方面起着关键作用。近年来,围绕GCC控制路的优化改进成为母线电压波动抑制的主要研究方向,其中前馈控制策略在母线电压波动抑制方面效果显著。目前前馈控制方法根据反馈变量不同,可分为电流前馈^[9-11]和功率前馈^[12-13]两大类。这2类方法都是在传统双闭环控制的基础上,基于母线输出电流或功率对电流环指令进行补偿修正,但是由于电流环比例积分PI(Proportional Integral)调节的固有特性,电流环输出滞后于电流指令值,同时直流侧电流采样存在采样困难、成本高、可靠性低的难题。

为改善母线电压的动态响应,一些学者提出了虚拟电容的概念。文献[14]通过类推交流微电网中虚拟同步机的虚拟惯量,提出一种针对双向GCC的虚拟惯性控制策略,进而提升直流微电网惯性,改善了直流母线电压的动态性能;文献[15]在此基础上,建立起母线电压变化率与虚拟惯性之间的联系,从而实现了虚拟惯量的自适应调节,进一步提升直流母线电压的动态响应能力。然而,不恰当的虚拟电容值及母线变化率阈值设置,可能导致虚拟电容的频繁切换,甚至导致母线电压振荡。此外,虚拟电容的引入,会导致直流母线电压的动态响应时间增加,系统暂态过程变长。

相较于传统PI双闭环控制策略存在控制器性能对电流内环的PI参数依赖性大、系统动态性能较慢的不足^[16-17],模型预测控制凭借控制概念简单、动态响应迅速的优势得到广泛应用^[18-19]。文献[20]提

收稿日期:2021-01-16;修回日期:2021-03-25

基金项目:国家自然科学基金资助项目(52077222,51507190)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(52077222,51507190)

出了一种基于模型预测控制的直流微电网电压动态响应优化控制方法,将预测控制应用到储能系统的变换器控制中,依据预测得到最佳虚拟电容,有效改善了系统的暂态特性。然而,虚拟电容的确定需要母线电压预测模型、虚拟电容电流预测模型、评价函数、虚拟电容控制等环节,求解过程较为复杂。

对此,本文基于GCC的模型预测电流控制MPCC(Model Predictive Current Control)方法,提出了一种基于母线电压及其变化率信息来实现电流指令快速修正的预测电流分区补偿控制策略,进而提升系统应对负荷频繁投切以及间歇性新能源情境下的动态母线电压稳定控制水平,并通过仿真和实验验证了所提策略的有效性与可行性。

1 GCC的预测控制模型

直流微电网中GCC主电路拓扑结构如图1所示。图中, u_a 、 u_b 、 u_c 为网侧三相交流电压; i_a 、 i_b 、 i_c 为网侧三相交流电流; L 为变换器滤波电感; R 为杂散电阻; e_a 、 e_b 、 e_c 为变换器交流侧三相端电压; U_{dc} 为直流母线电压; C_{dc} 为直流母线电容; I_{dc} 为GCC直流侧桥臂输出电流; I_0 为新能源发电装置以及交直流负载对外等效输出电流,即GCC直流侧输出电流。

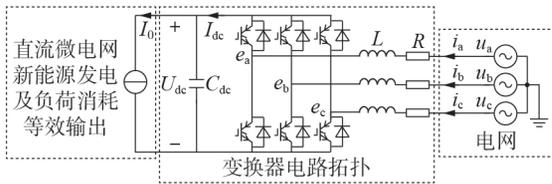


图1 直流微电网中GCC主电路拓扑

Fig.1 Main circuit topology of GCC in DC microgrid

GCC在两相静止坐标系下的交流侧数学模型可表示为:

$$\mathbf{u}_{dq} = \mathbf{e}_{dq} + R\mathbf{i}_{dq} + L \frac{d\mathbf{i}_{dq}}{dt} - j\omega L\mathbf{i}_{dq} \quad (1)$$

其中, \mathbf{u}_{dq} 为网侧电压 \mathbf{u}_{abc} 在 dq 轴上的分量; \mathbf{i}_{dq} 为网侧电流 \mathbf{i}_{abc} 在 dq 轴上的分量; \mathbf{e}_{dq} 为GCC交流侧电压 \mathbf{e}_{abc} 在 dq 轴上的分量; ω 为电网角速度。

由式(1)可以得到电流变化率与变换器交流侧电压之间的关系为:

$$\frac{d\mathbf{i}_{dq}}{dt} = \frac{\mathbf{u}_{dq} - R\mathbf{i}_{dq} + j\omega L\mathbf{i}_{dq} - \mathbf{e}_{dq}}{L} \quad (2)$$

当采用模型预测控制方式时,为提高电流控制精度,可采用2个相邻有效电压矢量组成矢量扇区,并结合零矢量,合成幅值、方向均可调节的等效矢量,其矢量扇区分布如图2所示。

在三矢量MPCC中,在单位控制周期内, $k+1$ 时刻 dq 轴电流预测值可以表示为:

$$\mathbf{i}_{dq}(k+1) = \mathbf{i}_{dq}(k) + \frac{d\mathbf{i}_{dq}^1}{dt} t_1 + \frac{d\mathbf{i}_{dq}^2}{dt} t_2 + \frac{d\mathbf{i}_{dq}^0}{dt} t_0 \quad (3)$$

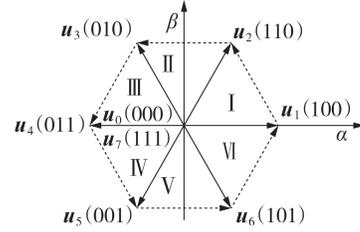


图2 电压矢量扇区分

Fig.2 Sector division of voltage vector

其中, $\mathbf{i}_{dq}(k)$ 为 k 时刻 dq 轴电流; $\frac{d\mathbf{i}_{dq}^1}{dt}$ 、 $\frac{d\mathbf{i}_{dq}^2}{dt}$ 和 $\frac{d\mathbf{i}_{dq}^0}{dt}$ 分别为第一、第二有效矢量和零矢量作用下的电流变化率; t_1 、 t_2 和 t_0 分别为第一、第二有效矢量和零矢量的作用时间。

系统的最终目标是使预测电流跟踪电流指令值,即:

$$\mathbf{i}_{dq}(k+1) = \mathbf{i}_{dq}^{\text{ref}} \quad (4)$$

其中, $\mathbf{i}_{dq}^{\text{ref}}$ 为 dq 轴电流指令值。

联立式(2)~(4),则可计算出三矢量的作用时间分别为:

$$\begin{cases} t_1 = \frac{T_s k_d^T + k_d^{d^{\text{ref}}} (i_d^{\text{ref}} - i_d(k)) + k_d^{q^{\text{ref}}} (i_q^{\text{ref}} - i_q(k))}{K} \\ t_2 = \frac{T_s k_q^T + k_q^{d^{\text{ref}}} (i_d^{\text{ref}} - i_d(k)) + k_q^{q^{\text{ref}}} (i_q^{\text{ref}} - i_q(k))}{K} \\ t_0 = T_s - t_1 - t_2 \end{cases} \quad (5)$$

其中, T_s 为采样周期;各系数表达式见附录A。

若在某个采样周期内 $t_1 + t_2 > T_s$,则有效矢量作用时间调整为:

$$\begin{cases} t_1 = \frac{t_1}{t_1 + t_2} T_s \\ t_2 = \frac{t_2}{t_1 + t_2} T_s \end{cases} \quad (6)$$

在完成各个电压矢量分区的作用时间分配后,代入式(3)可获得各个扇区的 dq 轴电流预测值,最后通过目标方程的计算选出最优电压矢量组合,其中目标方程设计为:

$$J = |i_d^{\text{ref}} - i_d(k+1)| + |i_q^{\text{ref}} - i_q(k+1)| \quad (7)$$

所建立的MPCC模型如图3所示,其中电流指令补偿策略将在第2节进行详细阐述。

2 基于母线电压信息的电流指令分区补偿控制策略

母线电压的波动根本上是由GCC交直流两侧功率不匹配引起的,即当负载投切或者新能源发电功率突变时,GCC的电流环指令将受电压外环、电流内环PI控制器限制,无法实现电流指令值的理想调整以及跟踪,进而使得直流母线上的输出功率与输

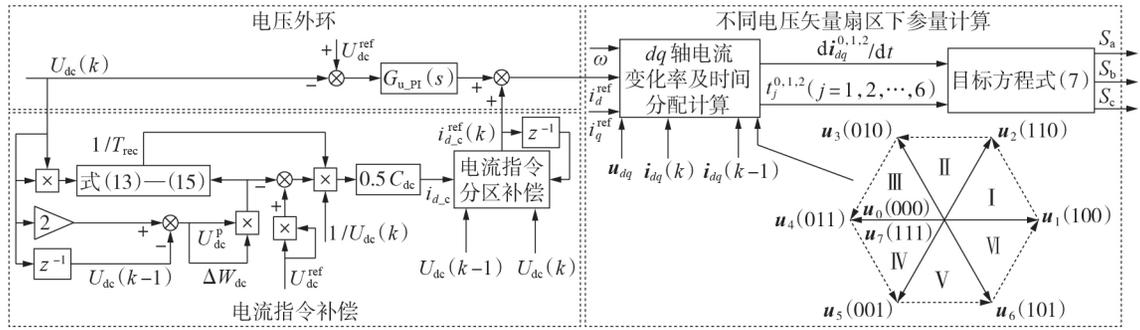


图3 基于电流指令分区补偿的MPCC控制结构

Fig.3 Control structure of MPCC based on current command partition compensation strategy

入功率失衡,导致母线电容的充放电。其表现为母线电压的骤升/骤降,严重时可能引起系统的过压或欠压保护动作,给直流微电网的安全可靠运行带来严重威胁。

忽略杂散电阻以及桥臂的能量损耗,由GCC交直流两侧功率平衡可得:

$$\frac{3}{2}(u_d i_d + u_q i_q) = U_{dc} \left(C_{dc} \frac{dU_{dc}}{dt} + I_0 \right) \quad (8)$$

采用电网电压 \$d\$ 轴定向时,可得 \$u_q = 0\$, 直流母线两侧功率可简化为:

$$\frac{3}{2} u_d i_d = U_{dc} \left(C_{dc} \frac{dU_{dc}}{dt} + I_0 \right) \quad (9)$$

由式(9)可知,新能源发电装置的投切、输出功率波动以及交直流负荷的波动和投切都会引起母线电压的波动。

由于电网电压稳定难以调节,GCC往往通过调节并网电流的方式实现GCC交直流两侧功率平衡,虽然采用MPCC技术取代传统电流内环PI控制方式能有效提高系统动态响应能力,但是电压外环的滞后使得输出电流响应依旧滞后于 \$I_0\$ 的扰动,进而难以实现直流母线电压波动的快速抑制。由此不难看出,MPCC下有效抑制母线电压波动的关键在于 \$I_0\$ 发生变化时,如何对电流指令进行快速补偿,以抑制母线电压波动或使其尽快恢复至合理区域。

由式(9)可以发现交直流两侧瞬时功率的差值可以通过母线电压及其变化率计算获得,若采用此法计算得到电流指令补偿分量,则仅能保证母线电压不再继续抬升或跌落,母线电压恢复能力对电压外环的依赖性依旧较高,甚至不准确的正负补偿量会在母线电压恢复阶段起到负作用。

为提升母线电压恢复能力,电流指令的补偿不应简单满足两侧功率相等,更应为母线电压恢复至其指令值 \$U_{dc}^{ref}\$ 做出相应贡献。当母线电容电压处于某一特定值时,其恢复至 \$U_{dc}^{ref}\$ 所需能量可以通过如下表达式计算获得:

$$\Delta W_C = 0.5 C_{dc} \left[\left(U_{dc}^{ref} \right)^2 - U_{dc}^2 \right] \quad (10)$$

其中, \$\Delta W_C\$ 为母线电压恢复至其指令值所需能量,其数值的正、负号分别表示母线电容吸收、释放能量。

然而,欲建立起 \$\Delta W_C\$ 与 \$d\$ 轴电流指令补偿值 \$i_{d,c}^{ref}\$ 之间的联系,尚需确定恢复时间 \$T_{rec}\$, 三者的联系如下:

$$\Delta W_C = u_d i_{d,c}^{ref} T_{rec} \quad (11)$$

单个采样周期内,将直流母线电容功率波动过程等效为一输出阻抗,由此获得简化等效RC电路,取RC电路时间常数作为恢复时间。

通过上个采样周期的直流母线电压 \$U_{dc}(k-1)\$ 和当前采样周期的母线电压 \$U_{dc}(k)\$ 可以计算得到上个采样周期的母线电压变化率。若此时不进一步对电流指令进行补偿,母线电压变化近似不变,由此可获得母线电压经过当前采样周期后的预测值 \$U_{dc}^p\$ 为:

$$U_{dc}^p = 2U_{dc}(k) - U_{dc}(k-1) \quad (12)$$

通过联立式(10)–(12),可以获得当前采样周期结束时直流母线电压恢复至 \$U_{dc}^{ref}\$ 所需能量 \$\Delta W_{dc}\$ 以及该采样周期内直流母线电压变化引起的能量变化 \$\Delta W_{dc0}\$ 为:

$$\begin{cases} \Delta W_{dc} = 0.5 C_{dc} \left[\left(U_{dc}^{ref} \right)^2 - \left(U_{dc}^p \right)^2 \right] \\ \Delta W_{dc0} = 0.5 C_{dc} \left[U_{dc}^2(k) - \left(U_{dc}^p \right)^2 \right] \end{cases} \quad (13)$$

在单个采样周期内,近似认为直流母线电容输出功率不变,则 \$k\$ 时刻直流母线电容输出功率 \$\Delta P_{dc}\$ 为:

$$\Delta P_{dc} = \frac{\Delta W_{dc0}}{T_s} \quad (14)$$

由此可计算出母线电压波动对应的等效输出电阻 \$R_{eq}\$ 和恢复时间 \$T_{rec}\$ 为:

$$\begin{cases} R_{eq} = \frac{U_{dc}^2(k)}{\Delta P_{dc}} \\ T_{rec} = R_{eq} C_{dc} \end{cases} \quad (15)$$

结合式(9)、(13)–(15)可以计算得到电流指令补偿值 \$i_{d,c}\$ 为:

$$i_{d,c} = \frac{2\Delta W_{dc}}{3e_d T_{rec}} \quad (16)$$

当直流母线电压在 U_{dc}^{ref} 附近变化时,电压外环足以实现母线电压调节的任务;当直流母线电压低于(高于) U_{dc}^{ref} 且母线电压变化方向为正(负)时,若继续采用该电流指令补偿量则可能出现过补偿现象。

基于上述分析,本文提出了一种依据直流母线电压幅值及其变化信息对电流指令进行分区补偿的控制策略,其控制框图见图3中电流指令补偿部分。图中, $G_{u_{pi}}(s)$ 为母线电压外环PI调节器传递函数; $i_{d_c}^{ref}(k)$ 为经过分区补偿后获得的 d 轴电流指令补偿值; i_d^{ref} 、 i_q^{ref} 分别为MPCC的 d 、 q 轴电流指令值,其分区情况如图4所示,其中 $U_{dc}^{max_min}$ 、 U_{dc}^{max} 、 $U_{dc}^{min_max}$ 、 U_{dc}^{min} 分别为电流指令分区切换阈值1、2、3、4,其取值见附录C表C1。

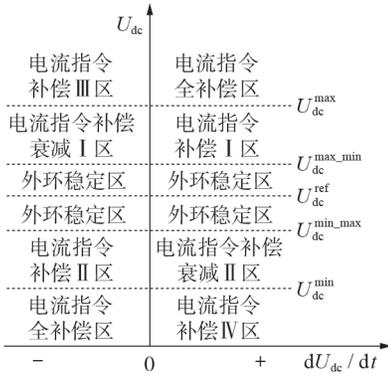


图4 电流指令分区补偿示意图

Fig.4 Schematic diagram of current command partition compensation

以GCC处于逆变状态为例,其分区设计如下。

(1)外环稳定区。该区域直流母线电压在母线电压指令值附近上下波动,波动范围较小,其波动主要由模型预测控制自身引起的功率脉动、新能源发电装置小额出力变化以及负荷的小扰动引起,此时电压外环控制足以实现母线电压的波动抑制,无需再对 d 轴电流指令进一步补偿,即有:

$$i_{d_c}^{ref}(k) = i_{d_c}^{ref}(k-1) \quad (17)$$

其中, $i_{d_c}^{ref}(k-1)$ 为上一时刻电流指令补偿值。

(2)电流指令补偿 I、II 区。该区域母线电压拾升/跌落水平进一步提高,此时 $|U_{dc} - U_{dc}^{ref}| \leq 0.01 U_{dc}^{ref}$, 直流母线电压高于/低于外环稳定区上限/下限且系统处于远离 U_{dc}^{ref} 状态,综合考虑此时 U_{dc} 变化水平,可对电流指令补偿值归一化处理,具体如下:

$$i_{d_c}^{ref}(k) = i_{d_c}^{ref}(k-1) + p_i i_{d_c} \quad i \in \{I, II\} \quad (18)$$

其中, p_i 为归一化系数,其表达式如式(19)所示。

$$\begin{cases} p_I = (U_{dc}(k) - U_{dc}^{max_min}) / (U_{dc}^{max} - U_{dc}^{max_min}) \\ p_{II} = (U_{dc}^{min_max} - U_{dc}(k)) / (U_{dc}^{min_max} - U_{dc}^{min}) \end{cases} \quad (19)$$

(3)电流指令补偿衰减 I、II 区。此区域母线电

压水平与电流指令补偿 I、II 区相同,虽然此时母线电压处于近 U_{dc}^{ref} 状态,但是依然处于非常规区域,因此可对电流指令补偿值微调,其调节系数 k_i 低于相应的指令补偿区,具体如下:

$$\begin{cases} i_{d_c}^{ref}(k) = i_{d_c}^{ref}(k-1) + k_i i_{d_c} \quad i \in \{I, II\} \\ k_I = 1 - \frac{U_{dc}^{max_min}}{U_{dc}(k)} \\ k_{II} = 1 - \frac{U_{dc}(k)}{U_{dc}^{min_max}} \end{cases} \quad (20)$$

(4)电流指令全补偿区。此时母线电压超出系统所设最大、最小阈值,且处于远离 U_{dc}^{ref} 状态,需对电流指令值迅速补偿,使系统脱离危险区域,电流指令补偿值设计为:

$$i_{d_c}^{ref}(k) = i_{d_c}^{ref}(k-1) + i_{d_c} \quad (21)$$

(5)电流指令补偿 III、IV 区。此时母线电压超出系统所设最大、最小阈值,但处于近 U_{dc}^{ref} 状态,继续补偿虽然会进一步增大两侧功率差异,但是由于母线电压拾升/跌落水平依旧较高,为使母线电压快速脱离危险区域,需对电流指令继续补偿,在充分考虑母线电压近 U_{dc}^{ref} 状态以及母线电压变化深度的条件下,对 d 轴电流补偿指令作如下优化:

$$\begin{cases} i_{d_c}^{ref}(k) = i_{d_c}^{ref}(k-1) + \lambda_j i_{d_c} \quad j \in \{III, IV\} \\ \lambda_{III} = 1 - \frac{U_{dc}^{max}}{U_{dc}(k)} \\ \lambda_{IV} = 1 - \frac{U_{dc}(k)}{U_{dc}^{min}} \end{cases} \quad (22)$$

其中, λ_j 为优化系数。

d 轴电流指令补偿值与 $U_{dc}(k)$ 和单位采样时间母线电压变化量 ΔU_{dc} 之间的关系如附录B图B1所示。取上一时刻补偿输出值 $i_{d_c}^{ref}(k-1) = 0.5 \text{ p.u.}$

3 算例研究

3.1 仿真实验

为验证所提出的电流指令补偿策略的可行性和有效性,首先,在 MATLAB / Simulink 中搭建了基于两电平GCC的直流微电网系统进行了仿真实验。仿真系统GCC参数如附录C表C1所示。

仿真初始时刻,直流微电网输出功率为40 kW,在0.1 s时输出功率突然减半,在0.2 s时输出功率阶跃恢复至40 kW。此时交流侧输出有功功率 P 和无功功率 Q 、电网三相交流电压、三相交流电流以及母线电压变化情况如图5所示,可以看出所提控制策略具有良好的稳态、动态性能。

在电压外环参数不变的条件下,分别采用MPCC、传统功率前馈控制和本文所提补偿控制策略时,20 kW 负荷突变时系统关键参量变化情况如图6所

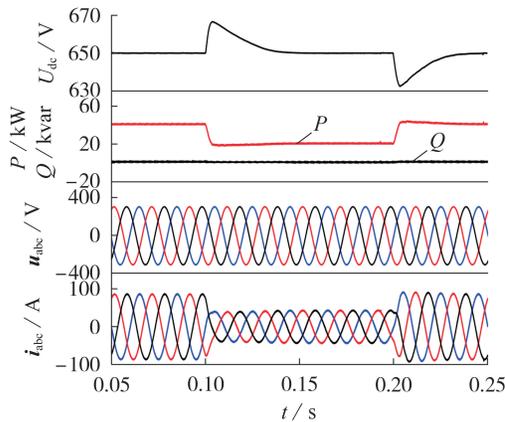


图5 负荷突变下GCC输出功率、三相交流电压、三相交流电流以及母线电压动态响应波形

Fig.5 Dynamic response waveforms of output power, three-phase AC voltage, three-phase AC current and bus voltage under sudden load change

示。10 kW、15 kW 负荷突变下母线电压、网侧功率变化、a相电流变化见附录C图C1(线型区分同图6)。

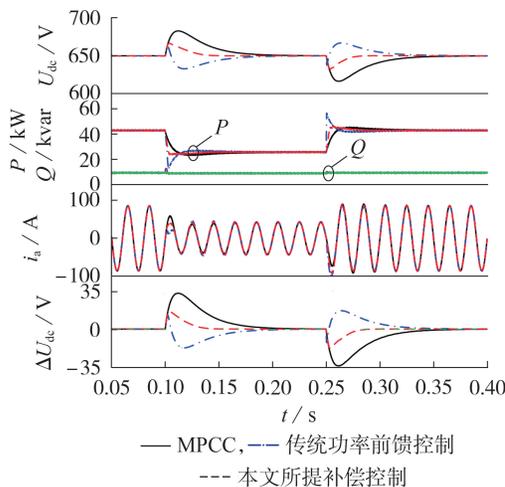


图6 20 kW 负荷突变下关键参量变化波形

Fig.6 Variation waveforms of key parameters under sudden change of 20 kW load

由图6和图C1可以看出,随着负荷突变程度的加深,母线电压水平与母线电压指令值的差值不断增大,以20 kW 负荷突变为例,当采用MPCC策略时,母线电压变化高至32 V左右;当采用传统功率前馈控制策略时,母线电压波动虽然得到抑制,但是其突变的前馈指令使得母线电压出现过补偿,最终导致母线电压向相反方向变化,虽然 U_{dc} 与 U_{dc}^{ref} 的最大变化量减小至17 V左右,但是在负荷突变的极短时间内 U_{dc} 的变化量接近30 V,快速变化的母线电压会给系统安全带来新的挑战;而采用本文所提补偿控制策略时,其变化仅为16 V左右,波动抑制率高达50%,效果明显,同时 U_{dc} 的恢复时间也得到较大程度的提升(MPCC和传统功率前馈控制策略的恢

复时间均为0.1 s左右,本文所提补偿控制策略的恢复时间为0.04 s左右);此外,从图6的交流侧a相电流波形中可以看出,本文所提补偿控制策略的响应更为迅速且不会出现电流畸变。由此可见,本文所提电流指令补偿策略能够较好地抑制由于GCC两侧功率不匹配引起的母线电压骤升/骤降问题,同时提高了系统动态响应速度。

系统发生20 kW 等效负荷骤减时,母线电压与所提策略控制下电流指令补偿环节输出量之间的对应关系见图7($i_{d,c}^{ref}$ 为标么值)。图中,区域A、B、C、D、E分别对应外环稳定区、电流指令补偿I区、电流指令全补偿区、电流指令补偿III区、电流指令衰减I区; a 、 b 点分别对应母线电压抬升期间 ΔU_{dc} 与阈值差量 $\Delta U_{dc}^{max_min}$ ($\Delta U_{dc}^{max_min} = U_{dc}^{max_min} - U_{dc}^{ref}$)、 ΔU_{dc}^{max} ($\Delta U_{dc}^{max} = U_{dc}^{max} - U_{dc}^{ref}$)的交点; c 点对应 U_{dc} 面对负荷突变时达到的最大变化量; e 、 f 点分别对应母线电压恢复期间 ΔU_{dc} 与阈值差量 $\Delta U_{dc}^{max_min}$ 、 ΔU_{dc}^{max} 的交点。

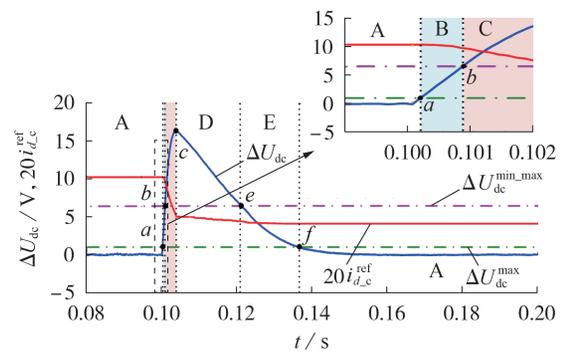


图7 20 kW 负荷骤降条件下,母线电压变化量与指令补偿环节输出量波形图

Fig.7 Waveforms of bus voltage variation and output of command compensation link under condition of 20 kW load sag

初始阶段,系统处于稳态运行,0.1 s时负荷突变,母线电压开始抬升,在 ΔU_{dc} 到达 a 点前,电流指令补偿模块工作于外环稳定状态,此时系统仅通过电压外环调节母线电压的小额波动,其特征表现为 $i_{d,c}^{ref}$ 恒定;当 ΔU_{dc} 继续增大且在达到峰值前,电流指令补偿模块工作于电流指令补偿I区,此时 $i_{d,c}$ 为负,体现到 $i_{d,c}^{ref}$ 上为其值的减小,由于此时母线电压变化水平不高以及归一化系数的存在,使得 $i_{d,c}^{ref}$ 变化率较低,对应区域B中电流指令补偿环节输出量缓慢变化;当 $\Delta U_{dc} \geq \Delta U_{dc}^{max}$ 时,补偿环节处于电流指令全补偿区,计算所得 $i_{d,c}$ 作为补偿量完全送入补偿环节,该区域是有效抑制母线电压波动的关键环节,对应图7中区域C,电流指令补偿环节输出量变化迅速,对照图6可知,在该区域,母线电压波动量相较于无补偿控制时, ΔU_{dc} 减小一半;当母线电压波动达到峰值后,进入区域D,补偿环节进入电流指令补偿III

区,此时母线电压处于恢复阶段但是其抬升水平依旧较高,由区域C内 $i_{d,c}^{ref}$ 变化率可知,若继续采用全补偿,极易系统出现过补偿,所以需对电流指令补偿值继续修正,此时补偿环节输出量变化减缓,且随母线电压恢复程度增加,其补偿量进一步减小;当母线电压进一步恢复至 $\Delta U_{dc}^{max_min} \sim \Delta U_{dc}^{max}$ 时,即区域E,仍需对电流指令补偿,若补偿量模值过大,易导致 $i_{d,c}^{ref}$ 在e点发生振荡,所以对此阶段算得的 $i_{d,c}$ 衰减处理,使得 ΔU_{dc} 趋近 $\Delta U_{dc}^{max_min}$ 时, $i_{d,c}^{ref}$ 近似不变,成功过渡至外环稳定区最终实现了母线电压波动的有效抑制。

与此同时,直流微电网并网功率由分布式新能源发电装置的出力以及负荷共同决定,分布式新能源发电装置的出力受气温、光照、风速等自然条件影响存在多变的特性,直流负荷本身也存在随机波动的特性,这使得直流侧等效输出功率可能呈现随机波动的特点,这要求系统在面临并网功率发生随机波动时,直流母线电压具备保持稳定的能力。直流微电网并网功率随机波动时仿真结果如图8所示(图中 P_{dc} 为新能源发电装置以及交直流负载对外等效输出功率),可以看出所提控制策略在面临新能源输出功率短时连续剧烈变化时,系统依然具有良好的动态和稳态性能。

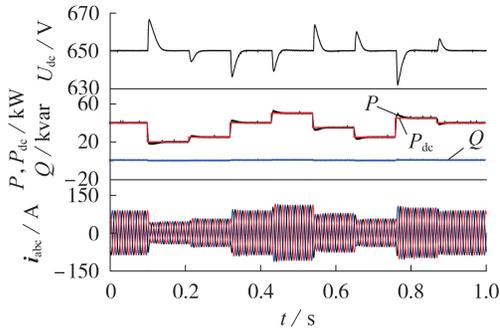


图8 直流微电网并网功率随机波动时仿真结果
Fig.8 Simulative results of grid-connected DC microgrid with random power fluctuation

3.2 实验验证

为进一步验证所提补偿策略的可行性与有效性,搭建了一台3 kW两电平GCC以进一步验证本文所提电流指令补偿控制策略的有效性,其主控芯片采用TI公司TMS320F28335。为简化系统,通过负载电阻切换模拟直流微电网的负荷突变情景。实验平台见附录D图D1,GCC实验参数见附录D表D1。

图9为GCC应对800 W负荷功率突变时a相并网电流及直流母线电压实验波形。由图可知,当GCC未采用本文所提控制策略时,母线电压最高跌落25 V左右,且在母线电压恢复阶段发生超调,进一步增大了短期内母线电压变化范围;当采用本文所提控制策略后,母线电压跌落水平得到有效抑制,

电压跌落最低点提高至382.6 V,相较于未采用所提控制策略时,母线电压变化水平减小了8 V,抑制幅度接近32%,进一步验证了本文所提电流指令补偿控制策略具有有效抑制负荷突变等原因引起的母线电压骤升/骤降的能力。

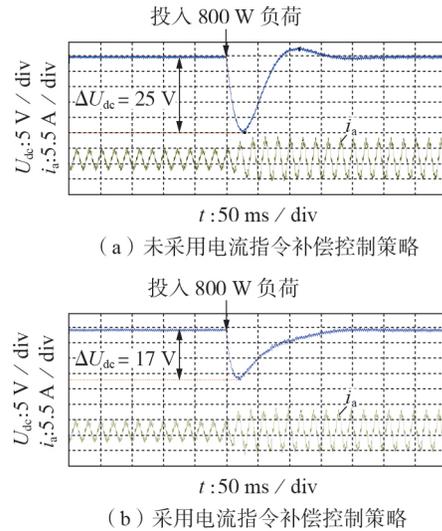


图9 突增负荷下GCC动态实验波形

Fig.9 Dynamic experimental waveforms of GCC under sudden load increase

4 结论

低惯量直流微电网在面对负荷投切、新能源出力不确定等情况时,易出现直流母线电压骤升/骤降问题,进而威胁整个系统的安全可靠运行。针对此问题,本文提出了一种基于母线电压信息的电流指令分区补偿控制策略,提高了系统母线电压的动态稳定性能。主要结论如下:

(1)传统功率前馈控制策略通过直流负载侧功率变化监测,将其作为前馈分量引入电流指令输入环节,加快了系统对负载功率变化的响应速率,减小了母线电压波动,其本质是通过快速维持直流母线电容两侧功率平衡来保证直流母线电压的稳定,但是这忽略了母线电容自身存在的能量变化,使得母线两侧很难实现真正意义上的功率平衡,同时电压外环调节作用的存在往往使得电流指令值出现过调制现象;

(2)本文所提电流指令补偿控制策略立足于母线电压信息,将母线电容能量变化考虑进电流指令的补偿中,以实现GCC两侧功率的平衡,同时依据母线电压水平,将对电流指令补偿量进行分区处理,在抑制母线电压突变的同时,使得其变化更加平滑,防止系统出现过补偿,并且避免了直流侧信息采样,有效降低了系统硬件成本。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 徐海亮,张禹风,聂飞,等. 微电网运行控制技术要点及展望[J]. 电气工程学报,2020,15(1):1-15.
XU Hailiang,ZHANG Yufeng,NIE Fei,et al. Key points and prospect of microgrid operation and control technologies[J]. Journal of Electrical Engineering,2020,15(1):1-15.
- [2] 王成山,李微,王议锋,等. 直流微电网母线电压波动分类及抑制方法综述[J]. 中国电机工程学报,2017,37(1):84-98.
WANG Chengshan,LI Wei,WANG Yifeng,et al. DC bus voltage fluctuation classification and restraint methods review for DC microgrid[J]. Proceedings of the CSEE,2017,37(1):84-98.
- [3] NASIRIAN V,MOAYEDI S,DAVOUDI A,et al. Distributed cooperative control of DC microgrids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2015,30(4):1479-1491.
- [4] LI Xialin,GUO Li,LI Yunwei,et al. Flexible interlinking and coordinated power control of multiple DC microgrids clusters[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy,2018,9(2):904-915
- [5] 林刚,李勇,王姿雅,等. 直流微电网谐振模态分析及有源阻尼抑制方法[J]. 电力自动化设备,2019,39(4):119-125,132.
LIN Gang,LI Yong,WANG Ziya,et al. Resonance modal analysis and active damping suppression method for DC microgrid[J]. Electric Power Automation Equipment,2019,39(4):119-125,132.
- [6] 吴卫民,何远彬,耿攀,等. 直流微电网研究中的关键技术[J]. 电工技术学报,2012,27(1):98-106,113.
WU Weimin,HE Yuanbin,GENG Pan,et al. Key technologies in DC microgrid research[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2012,27(1):98-106,113.
- [7] LIU B,FANG Z,BAO X. Control method of the transient compensation process of a hybrid energy storage system based on battery and ultra-capacitor in microgrid[C]//IEEE International Symposium on Industrial Electronics. Hangzhou,China: IEEE,2012:1325-1329.
- [8] 顾煜炯,谢典,和学豪,等. 海岛直流微网复合储能系统控制策略设计与实现[J]. 电力自动化设备,2018,38(6):1-6.
GU Yujiong,XIE Dian,HE Xuehao,et al. Design and implementation of control strategy of hybrid energy storage system in island DC microgrid[J]. Electric Power Automation Equipment,2018,38(6):1-6.
- [9] MIN D K,AHN S C,HYUN D S. Control of a PWM converter in different input voltage conditions[C]//Proceedings of the 23rd International Conference on Industrial Electronics,Control and Instrumentation. New Orleans,USA:IEEE,1997:882-887.
- [10] DONG D,CVETKOVIC I,BOROYEVICH D,et al. Grid-interface bidirectional converter for residential DC distribution systems-part one:high-density two-stage topology[J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2013,28(4):1655-1666.
- [11] WANG C,LI X,GUO L,et al. A nonlinear-disturbance-observer-based DC-bus voltage control for a hybrid AC/DC microgrid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2014,29(11):6162-6177.
- [12] HUR N,JUNG J,NAM K. A fast dynamic DC-link power-balancing scheme for a PWM converter-inverter system[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics,2001,48(4):794-803.
- [13] SATO A,NOGUCHI T. Voltage-source PWM rectifier-inverter based on direct power control and its operation characteristics[J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2010,26(5):1559-1567.
- [14] 伍文华,陈燕东,罗安,等. 一种直流微网双向并网变换器虚拟惯性控制策略[J]. 中国电机工程学报,2017,37(2):360-372.
WU Wenhua,CHEN Yandong,LUO An,et al. A virtual inertia control strategy for bidirectional grid-connected converters in DC micro-grids[J]. Proceedings of the CSEE,2017,37(2):360-372.
- [15] 孟建辉,邹培根,王毅,等. 基于灵活虚拟惯性控制的直流微电网小信号建模及参数分析[J]. 电工技术学报,2019,34(12):2615-2626.
MENG Jianhui,ZOU Peigen,WANG Yi,et al. Small-signal modeling and parameter analysis of the DC microgrid based on flexible virtual inertia control[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2019,34(12):2615-2626.
- [16] 杨兴武,杨帅,王涛,等. 快速矢量选择的三矢量PWM整流器模型预测低频控制[J]. 现代电力,2020,37(3):324-330.
YANG Xingwu,YANG Shuai,WANG Tao,et al. Fast selection of three-vector PWM rectifier based on model predictive low frequency control[J]. Modern Electric Power,2020,37(3):324-330.
- [17] 邓知先,宋文胜,曹梦华. 单相PWM整流器模型预测电流控制算法[J]. 中国电机工程学报,2016,36(11):2996-3004.
DENG Zhixian,SONG Wensheng,CAO Menghua. A model predictive current control scheme for single-phase PWM rectifiers[J]. Proceedings of the CSEE,2016,36(11):2996-3004.
- [18] 罗德荣,周小艳,姬小豪,等. 基于虚拟磁链的PWM整流器模型预测直接功率控制[J]. 电力自动化设备,2017,37(12):123-129.
LUO Derong,ZHOU Xiaoyan,JI Xiaohao,et al. Virtual-flux-based model predictive direct power control for PWM rectifiers[J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(12):123-129.
- [19] 郭磊磊,金楠,李琰琰,等. 基于滑模观测器的并网逆变器无交流电压传感器模型预测控制[J]. 电力自动化设备,2020,40(6):108-114.
GUO Leilei,JIN Nan,LI Yanyan,et al. Sliding mode observer based AC voltage sensorless model predictive control for grid-connected inverter[J]. Electric Power Automation Equipment,2020,40(6):108-114.
- [20] 朱晓荣,侯顺达,李铮. 基于模型预测控制的直流微电网电压动态响应优化[J]. 电网技术,2020,44(6):2187-2195.
ZHU Xiaorong,HOU Shunda,LI Zheng. Voltage dynamic response optimization of DC microgrid based on model predictive control[J]. Power System Technology,2020,44(6):2187-2195.

作者简介:



徐海亮

徐海亮(1985—),男,山东昌乐人,副教授,博士,通信作者,主要研究方向为新能源发电及微电网(E-mail:xuhl@upc.edu.cn);
刘壮壮(1996—),男,山东滨州人,硕士研究生,研究方向为模型预测控制、直流微电网稳定性(E-mail:sdbxchlzz@163.com);
王诗楠(1996—),男,黑龙江大庆人,硕士研究生,主要研究方向为多变流器并联运行控制技术等(E-mail:wangsn_learn@163.com);

聂飞(1997—),男,山东济宁人,硕士研究生,主要研究方向为弱电网下并网变流器运行控制技术(E-mail:nf_upc@163.com)。

(编辑 李莉)

(下转第202页 continued on page 202)

Optimal configuration method of fault current limiter and circuit breaker in flexible DC system considering multi-node condition constraint

WEI Wei¹, WANG Panbao¹, SUN Hongmei¹, YANG Jinggang², SU Wei², WANG Wei¹, XU Dianguo¹

(1. School of Electrical Engineering and Automation, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China;

2. Electric Power Research Institute of State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd., Nanjing 211103, China)

Abstract: Firstly, the numerical calculation optimization model of power flow and fault current suitable for multi-node flexible DC system is established, and its accuracy is verified in the three-node simulation model. Subsequently, the constraints and objective function are set up, the PSO (Particle Swarm Optimization) algorithm is used to establish the mathematical model of optimal configuration of fault current limiter and circuit breaker in multi-node flexible DC system. Then the optimization solution is carried out in a three-node ring network, and the results are configured to the simulation model to test its current limiting effect, and the accuracy of the proposed optimized configuration method is verified. Finally, the optimal configuration of fault current limiter and circuit breaker for a 11-node flexible DC system is carried out by the proposed multi-objective PSO algorithm, and the results are compared with the results of multi-objective genetic algorithm. The results show that the proposed optimal configuration method has high universality and can complete the low cost configuration of fault current limiter and circuit breaker in multi-node flexible DC system.

Key words: flexible DC system; power flow calculation; fault current limiter; multi-objective PSO; optimization

(上接第166页 continued from page 166)

Predictive current partition compensation control strategy for low inertia DC microgrid interfaced grid-connected converter

XU Hailiang, LIU Zhuangzhuang, WANG Shinan, NIE Fei

(College of New Energy, China University of Petroleum (East China), Qingdao 266580, China)

Abstract: Under the condition of frequent load switching and new energy output fluctuation, low inertia DC microgrid is prone to the problem of power mismatch on both sides of DC bus capacitor. The input and output power imbalance mechanism of grid-connected converter with DC microgrid interface is analyzed. According to the bus voltage change level, the energy required for bus voltage to recover to the command value and the bus capacitor energy change information in unit sampling period are calculated. The instantaneous output power of bus capacitor and the equivalent load information of bus voltage fluctuation after linear processing are obtained, and then the full value of current command compensation is determined. Considering the influence of voltage outer loop, a fast partition compensation strategy of current command is proposed. The smooth transition of partition is realized by adjusting the coefficient, and the fast tracking of current command is realized by model predictive current control, which improves the compensation response speed of grid-connected converter and suppresses bus voltage fluctuation. Finally, the effectiveness and feasibility of the proposed control strategy are verified by simulation and experiment.

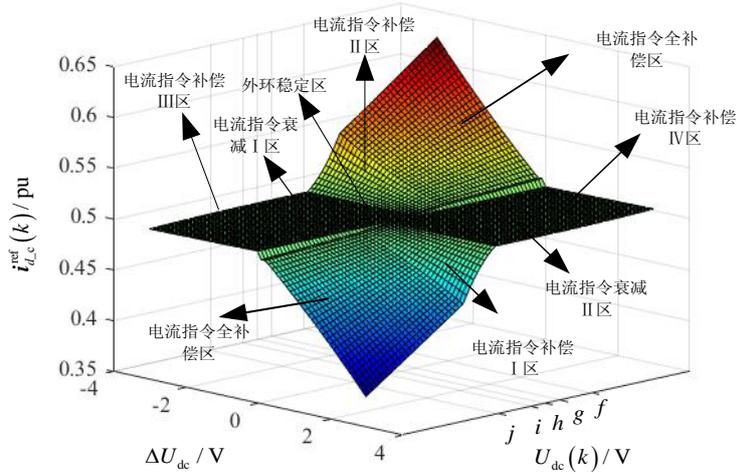
Key words: DC microgrid; grid-connected converter; current command compensation; fast partition compensation strategy; bus voltage fluctuation suppression

附录 A

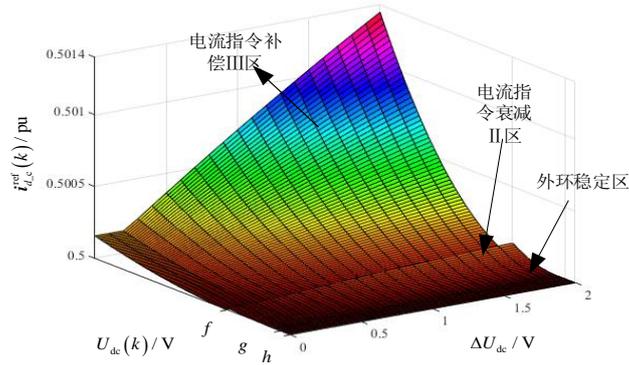
$$\begin{cases} k_d^{T_s} = \frac{di_q^0}{dt} \frac{di_d^2}{dt} - \frac{di_q^2}{dt} \frac{di_d^0}{dt} \\ k_d^{d^{ref}} = \frac{di_q^2}{dt} - \frac{di_q^0}{dt}, \quad k_d^{q^{ref}} = \frac{di_d^0}{dt} - \frac{di_d^2}{dt} \\ k_q^{T_s} = \frac{di_q^1}{dt} \frac{di_d^0}{dt} - \frac{di_q^0}{dt} \frac{di_d^1}{dt} \\ k_q^{d^{ref}} = \frac{di_q^0}{dt} - \frac{di_q^1}{dt}, \quad k_q^{q^{ref}} = \frac{di_d^1}{dt} - \frac{di_d^0}{dt} \end{cases}$$

$$K = \frac{di_q^0}{dt} \left(\frac{di_d^2}{dt} - \frac{di_d^1}{dt} \right) + \frac{di_q^1}{dt} \left(\frac{di_d^0}{dt} - \frac{di_d^2}{dt} \right) + \frac{di_q^2}{dt} \left(\frac{di_d^1}{dt} - \frac{di_d^0}{dt} \right)$$

附录 B



(a) 全区域



(b) 母线电压恢复区域（母线电压低于指令值）

注: f 、 g 、 h 、 i 、 j 点分别对应分区补偿控制中所设阈值 U_{dc}^{\min} 、 $U_{dc}^{\min_max}$ 、 U_{dc}^{ref} 、 $U_{dc}^{\max_min}$ 、 U_{dc}^{\max} 。

图 B1 电流指令补偿变化量与母线电压信息的关系

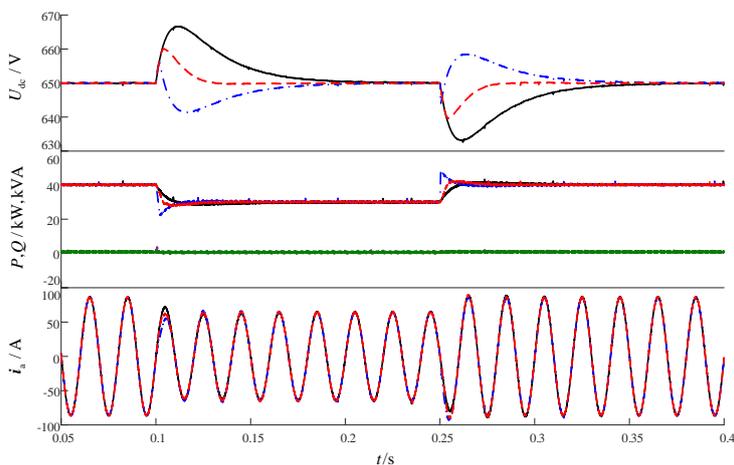
Fig.B1 Relationship between current command compensation variation and bus voltage information

附录 C

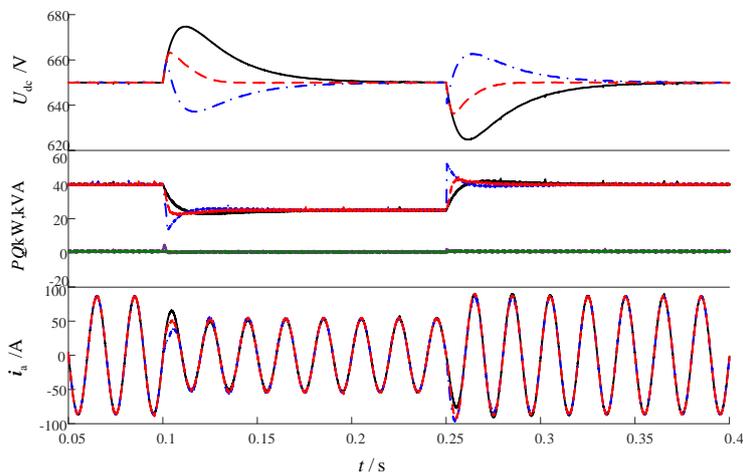
表 C1 GCC 仿真参数

Table C1 Simulation parameters of GCC

系统参数	数值	系统参数	数值
直流母线电压 U_{dc}^{ref}	650 V	开关频率 f_{PWM}	10 kHz
线电压有效值 u	380 V	滤波电感 L	3.5 mH
电网频率 f	50 Hz	阈值 1 $U_{dc}^{max_min}$	651 V
GCC 额定功率 P_e	50 kW	阈值 2 U_{dc}^{max}	$1.01 U_{dc}^{ref}$
采样频率 f_s	20 kHz	阈值 3 $U_{dc}^{min_max}$	649 V
母线电容 C_{dc}	4 400 μ F	阈值 4 U_{dc}^{min}	$0.9 U_{dc}^{ref}$



(a) 10 kW 负荷突变下



(b) 15 kW 负荷突变下

图 C1 不同负荷突变下系统关键参量变化波形

Fig.C1 Variation waveforms of Key system parameters under sudden change of different loads

附录 D

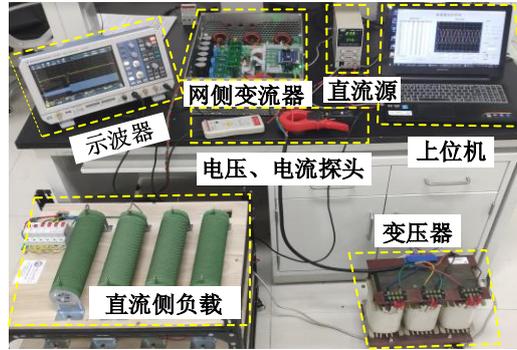


图 D1 GCC 实验装置

Fig.D1 Experimental device of GCC

表 D1 GCC 实验参数

Table D1 Experimental parameters of GCC

系统参数	数值	系统参数	数值
直流母线电压 U_{dc}^{ref}	400 V	开关频率 f_{PWM}	5 kHz
线电压有效值 u	180 V	滤波电感 L	1.5 mH
电网频率 f	50 Hz	阈值 1 $U_{dc}^{max_min}$	401 V
GCC 额定功率 P_e	3 kW	阈值 2 U_{dc}^{max}	$1.01 U_{dc}^{ref}$
采样频率 T_s	10 kHz	阈值 3 $U_{dc}^{min_max}$	399 V
母线电容 C_{dc}	1 230 μ F	阈值 4 U_{dc}^{min}	$0.9 U_{dc}^{ref}$