

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.190776

# 充电站直流微网虚拟直流电机控制策略及其动态特性分析

刘玲<sup>1</sup>, 林刚<sup>2</sup>, 焦世青<sup>2</sup>, 安柏楠<sup>2</sup>, 李勇<sup>2</sup>, 王姿雅<sup>2</sup>, 王绍阳<sup>2</sup>

(1. 中国电建集团江西省电力设计院有限公司, 江西 南昌 330000;

2. 湖南大学电气与信息工程学院, 湖南 长沙 410082)

**摘要:** 电动汽车负荷的投切易造成充电站直流微网(Direct Current Microgrid, DC-MG)母线电压振荡甚至失稳。为平抑电压波动, 通过分析系统惯量来源提出一种可改善系统阻尼特性和惯性效应的虚拟直流电机控制策略。建立该控制策略下 Boost 电路的小信号模型, 推导出直流电压与输出电流之间的小信号传递函数, 分析充电站受到扰动时母线电压的动态特性。利用二阶简化模型的零极点分布分析控制参数对动态响应过程的影响, 用于指导控制参数的选取。仿真结果验证了所提控制策略的有效性和可靠性。

**关键词:** 充电站直流微网; 虚拟直流电机控制; 小信号模型; 功率波动; 直流电压振荡

## Virtual DC generator control strategy and its dynamic analysis of DC charging station microgrid

LIU Ling<sup>1</sup>, LIN Gang<sup>2</sup>, JIAO Shiqing<sup>2</sup>, AN Bonan<sup>2</sup>, LI Yong<sup>2</sup>, WANG Ziya<sup>2</sup>, WANG Shaoyang<sup>2</sup>

(1. Power China Jiangxi Electric Power Design Institute Co., Ltd., Nanchang 330000, China;

2. College of Electrical and Information Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

**Abstract:** In charging station, the switching of the electric vehicle may cause DC-MG bus voltage oscillation or even instability. The source of inertia is analyzed in this paper, and a virtual DC generator control that can improve the system damping characteristics and inertia effect is proposed to smooth the voltage fluctuation. The small signal model of the Boost circuit under this control is built. The small signal transfer function between the DC voltage and the output current is derived, and the dynamic characteristics of bus voltage are analyzed when the charging station is disturbed. The zero-pole distribution of the second-order simplified model is used to analyze the influence of the control parameters on the dynamic response, which is used to guide the selection of control parameters. Finally, simulation results verify the validity and reliability of the proposed control method.

This work is supported by Hunan Key Research and Development Program of China (No. 2018GK2031).

**Key words:** DC-MG of charging station; virtual DC generator control; small signal model; power fluctuation; DC voltage oscillation

## 0 引言

近年来,借助可再生能源并网技术的不断进步,电动汽车的发展引起了广泛的关注。集成光伏、风能等可再生能源的电动汽车充电站,为电动汽车的能源供给提供了新的途径,可使汽车尽可能地摆脱对化石能源的依赖<sup>[1-2]</sup>。充电站直流微网(Direct Current Microgrid, DC-MG)是电力电子变换器主导的弱阻尼、低惯性系统,功率扰动(如:电动汽车负荷的投切,微源输出功率突变等)给充电站 DC-MG 带来冲

击,影响其电压稳定性。降低了接入的母线负载和电力电子变换器的效率和性能,危害系统的安全稳定运行<sup>[3-4]</sup>。若能通过与交流微网类比,将虚拟同步发电机技术应用于充电站 DC-MG 以增强其惯性,可解决母线电压波动问题,提高系统的稳定性和效率。

目前,关于变换器虚拟惯性控制的研究主要集中于交流系统的有功-频率支持领域。常见的虚拟惯性控制策略是将变换器控制为虚拟同步发电机(Virtual Synchronous Generator, VSG)<sup>[5]</sup>,分析关键控制参数对稳定性的影响,得到其不稳定运行域<sup>[6]</sup>。国内外学者基于 VSG 的概念提出了一些新的控制

策略来支持交流微网中的功率和频率。文献[7]提出用于基于电压源换流器的高压直流(voltage source converter based high voltage direct current, VSC-HVDC)换流站的同步发电机仿真控制策略,通过调制调度功率实现频率的二次调节。文献[8]在控制环节中引入频率偏差信号来修改有功功率参考,以改善独立微网中并联变换器的暂态响应。此外,有源功率参考可通过基于 $V^2-P$ 下垂控制<sup>[5]</sup>中的 $V^2-P-\omega$ 特性进行修改。文献[9]引入类似电力系统稳定器的调节器,利用频率偏差( $\Delta\omega$ )的反馈信号调节交流电压参考值。VSG控制为系统提供阻尼及惯性支撑<sup>[10-11]</sup>,但与同步发电机不同,功率变换器不能吸收/传递任何动能,需要结合额外的储能单元模拟VSG的转子惯性<sup>[12]</sup>。此外,直流电容的动态特性可为电网提供惯性响应<sup>[13-15]</sup>。文献[14]提出了可在弱电网条件下正常工作的虚拟同步控制策略。利用直流电容的动态特性实现自同步,无需对同步单元进行任何修改。文献[14,16]研究了VSG的小信号模型和参数设计。

通过与交流系统类比,可将虚拟惯性引入直流变换器来模拟电机的转动惯量和阻尼能力。这是增加充电站DC-MG惯性、抑制直流母线电压振荡的有效方法。为实现DC-MG虚拟惯性控制策略,文献[17]提出双向并网变换器并对其参数设计进行了探索。对于基于电压源变换器的多端直流系统,提出抑制直流侧振荡的惯性控制策略<sup>[18-20]</sup>。VSG控制策略不需要精确获取系统参数,且可以消除宽频率区域中的谐振。文献[21]提出一种虚拟电容器控制,利用模块化多电平变换器(Modular Multi-level Converter, MMC)的储能能力来阻尼HVDC系统的电压波动。MMC的端口特性类似一个物理电容,其大小灵活可调,甚至可比变换器中的物理电容大。因此,虚拟电容为系统提供了额外的自由度<sup>[21-22]</sup>。

综上所述,国内外学者已对DC-MG的虚拟惯性控制进行了初步的研究,但该技术在小信号建模和参数设计方面尚不完善。为改善充电站直流变换器的动态响应特性,平抑直流电压波动,本文结合直流电容和直流电机的惯性效应提出适用于线路调节变流器(Line Regulating Converter, LRC)的虚拟直流电机控制。建立该控制方式的小信号模型及其二阶简化模型,研究控制参数对控制效果的影响,为参数设计提供理论指导。

## 1 充电站DC-MG结构及其惯量的来源

充电站直流系统的单母线结构如图1所示,LRC通过分布式控制对微源输出电压进行控制,在

系统受到扰动时维持母线电压稳定。负载点变流器将母线电压变换为负载需要的电压。LRC和恒功率负载(Constant Power Load, CPL)以级联的形式出现,引起负阻抗不稳定问题,变流器间的相互作用可能会激发直流电压振荡<sup>[23]</sup>。 $C_{S1}$ 和 $C_{S2}$ 分别为LRC2和LRC2的输出电容, $C_{CPL1}$ 和 $C_{CPL2}$ 分别为CPL1和CPL2的输入电容。

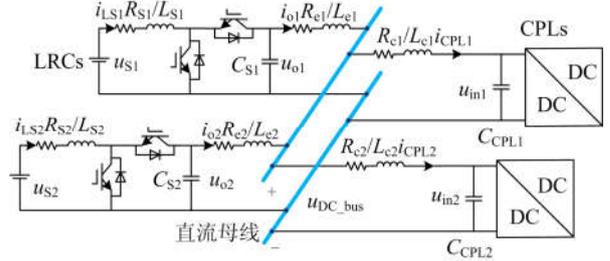


图1 充电站DC-MG单母线结构

Fig. 1 Single bus structure of charging station DC-MG

交流微网的惯性表现为防止频率突然变化的能力,为同步发电机(Synchronous Generator, SG)提供足够的时间调节有功功率 $P_e$ ,重建有功功率平衡。式(1)为描述传统SM转子机械特性的摆动方程。其中 $P_m$ 、 $P_e$ 、 $D_p$ 、 $\omega$ 和 $\omega_n$ 分别是机械功率、电磁功率、阻尼系数、SM的角频率和交流电网的额定角频率, $J$ 为转动惯量。

$$P_m - P_e - D_p(\omega - \omega_n) = J\omega \frac{d\omega}{dt} \approx J\omega_n \frac{d\omega}{dt} \quad (1)$$

$$W_k = \frac{1}{2} J\omega^2 \quad (2)$$

由式(2)可知,当交流微电网的频率受到干扰时,转子动能可提供有功功率支持。

与之类似,直流系统中的直流电机也可提供必要的惯量,缓解直流电压的波动。直流电机模型如图2所示,式(3)和式(4)为其等效电路方程及转矩方程。 $v_r$ 、 $i_r$ 、 $R_f$ 分别为励磁电压、励磁电流和励磁绕组电阻, $v_{vir}$ 、 $R$ 、 $v_{out}$ 分别为电枢绕组内电势、电枢绕组电阻和输出电压。 $T_{vm}$ 、 $T_e$ 分别为机械转矩和电磁转矩, $D_{damp}$ 、 $J$ 分别为阻尼系数和惯量系数, $\omega$ 为转速, $\omega_{on}$ 为转速额定值。 $C_T$ 、 $\varphi$ 分别为转矩系数和磁通。

$$\begin{aligned} v_{out} &= v_{vir} - R_a i_{out} \\ v_{vir} &= C_T \varphi \omega \end{aligned} \quad (3)$$

$$T_{vm} - T_e - \frac{D_{damp}(\omega - \omega_{on})}{T_d} = J \frac{d\omega}{dt} \quad (4)$$

由式(3)和式(4)可知,当直流电机处于稳态运行状态时,机械转矩和电磁转矩相互平衡,转速保持

稳定, 电枢绕组内电势和输出电压保持稳定。根据式(3)和式(4)可得式(5), 其中,  $P_{vm}$ 、 $P_e$  分别为机械功率和电磁功率,  $V_{dcn}$  为输出电压额定值。在电机受到扰动时, 转子惯量可以提供能量支撑, 抑制端口电压  $v_{out}$  波动。

$$P_{vm} - P_e - \frac{D_{damp} \omega_{on}}{C_T \phi} (v_{out} - V_{dcn}) = \frac{J \omega_{on}}{C_T \phi} \frac{dv_{vir}}{dt} \approx \frac{J \omega_{on}}{C_T \phi} \frac{dv_{out}}{dt} \quad (5)$$

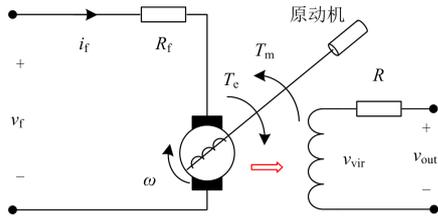


图2 直流电机电路模型

Fig.2 DC generator circuit model

除此之外, 任意一个电容  $C$ , 其端口电压特性同样具有惯性效应如式(6)所示, 其中,  $W_c$  为电容储存的电能,  $v_{out}$  为其端口电压。当 DC-MG 受到干扰时, 电容可快速提供能量支持, 抑制直流电压波动。

$$W_c = \frac{1}{2} C v_{out}^2 \quad (6)$$

直流电容端口动态特性如式(7)所示, 其中  $P_m$ 、 $P_e$  分别为电容输入、输出功率。通过与式(5)比较可知, 系统中的直流电容可类比为电机的储能载体——转子, 它具有直流电机的惯量特性, 可为直流系统提供惯量。

$$P_m - P_e = C v_{out} \frac{dv_{out}}{dt} \quad (7)$$

因此, 在直流系统中, 惯量主要有两个来源: 直流电容及直流电机转子。

## 2 虚拟直流电机控制基本原理

当充电站 DC-MG 因电动车负荷投切受到扰动时, 直流电容将通过吸收或释放储存的电能来补偿不平衡功率。在吸收或释放能量的过程中, 直流电容两端的电压发生变化。此时, 恒阻抗负载(Constant Impedance Load, CIL)会导致功率的再次变化。此外, 在受到扰动时, DC-MG 可能会存在高频振荡。因此, 充电站功率变化主要包括由 CIL 引起的、基于电压偏差的低频分量和由振荡引起的高频分量。

结合式(5)和式(7)可知, 当充电站 DC-MG 受到干扰时, 直流电机转子和直流电容都可提供能量支

持, 补偿功率波动中的低频分量和高频分量, 避免直流电压的快速波动和电能质量的恶化。电机的转动惯量和电容器的惯性效应可提高 DC-MG 的惯性。因此, 以增强系统惯量和阻尼为目标的虚拟惯量控制策略被认为是抑制直流电压波动的有效方法。在该控制策略的作用下, LRC 被视为一个能量缓冲器, 不仅可以抑制因电动汽车负荷投切引起的电压波动, 同时可以隔离因功率扰动引起的电压振荡在变换器输入、输出端口间的传播。

本文结合电容和直流电机的特点, 根据式(4)和式(7), 提出类似于式(1)的虚拟直流电机控制方程, 即式(5)。将 Boost 电路类比为直流电机电路模型。由式(5)可知, 此时系统中的直流电容为虚拟电机的转子, 增加系统的惯量。此外, 通过引入虚拟阻尼项, 即式(4)中的虚拟阻尼转矩  $T_d$ , 提高系统的阻尼特性。该控制策略的概念模型及控制框图如图3所示, 主要包括: 直流电机部分、电压外环控制和电流内环控制。 $J$  为虚拟惯量参数,  $D_{damp}$  为虚拟阻尼参数。 $k$  为转换系数,  $K_{pwm}$  为 PWM 调制增益,  $G_v(s) = k_{vp} + s/k_{ip}$  为电压外环 PI 控制器,  $G_i(s) = k_{ip} + s/k_{ii}$  为电流内环 PI 控制器。值得注意的是, 此时系统中的惯量不仅受系统电容的影响, 同时也受控制参数  $J$  的控制。

$$T_c = \frac{i_{out} v_{out}}{\omega} \quad (8)$$

如图3所示, 虚拟电机控制的机械部分, 实现虚拟转子的转矩、转速平衡; 而在电气部分, 根据式(3)将转速平衡转变为电压平衡, 增强直流电压惯性。此外,  $D_{damp}$  在系统存在转矩差(电压偏差)时提供必要的阻尼, 阻尼电压振荡。

根据式(5), 在稳态过程中虚拟惯性转矩  $T_{iner}$  为 0, 因此电压稳定性取决于  $D_{damp}$ 。当直流电压不等于  $V_{dcn}$  时, 提供与电压偏差相关的阻尼转矩  $T_{vd}$  以补偿由功率干扰引起的电压波动, 直到  $v_{out}$  和  $V_{dcn}$  相同, 这表明  $T_{vd}$  可以消除电压偏差。此外,  $D_{damp}$  越大, 由相同功率扰动引起的电压偏差越小。另一方面,  $T_{iner}$  是虚拟惯性转矩, 它与电压振荡频率有关; 当暂态过程存在振荡时产生  $T_{iner}$  抑制振荡。较大的  $J$  和振荡频率都会产生更多的惯性转矩。 $J$  越大系统响应越慢, 控制器有更多时间调节电压偏差。

因此, 虚拟阻尼转矩  $T_{vd}$  主要补偿由 CIL 引起的与电压相关的不平衡转矩, 即功率波动中的低频分量。虚拟惯性转矩  $T_{iner}$  补偿与振荡频率相关的不平衡转矩, 即功率波动中的高频分量。以此平抑直流电压波动。

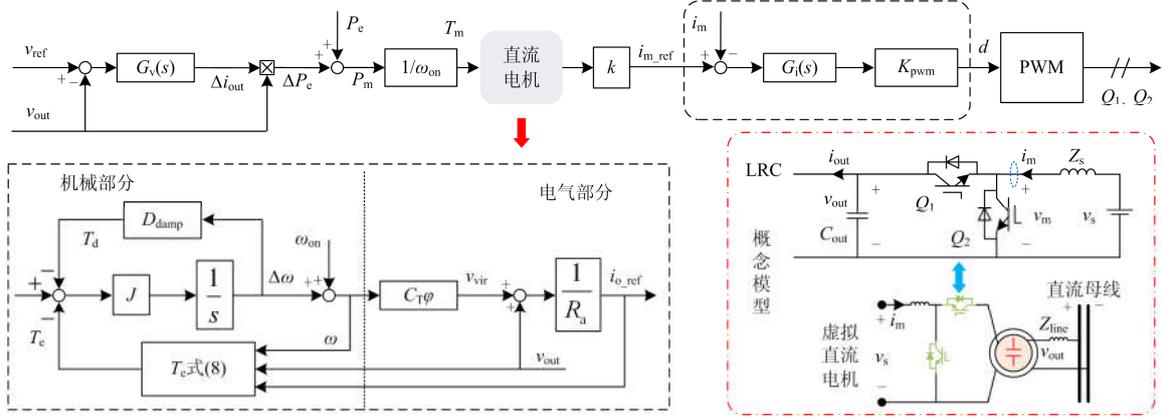


图3 虚拟直流电机控制概念模型及控制框图

Fig. 3 Conceptual model and control block diagram of virtual DC generator

### 3 虚拟直流电机控制建模与特性分析

为研究母线电压与微网功率需求之间的关系, 建立虚拟直流电机控制下 LRC 的数学模型。忽略变换器能量损耗, 根据 LRC 两侧的功率平衡, 可得

$$v_m i_m = v_{out} \left( i_{out} + C_{out} \frac{dv_{out}}{dt} \right) \quad (9)$$

$\Delta i_m$  与  $\Delta i_{out}$  之间的关系表示为

$$\frac{\Delta i_{out}(s)}{\Delta i_m(s)} = \frac{V_s}{V_{dcn}} = A_i(s) \quad (10)$$

由式(8)可得

$$\Delta T_e = \frac{I_{out}}{\omega_{on}} \Delta v_{out} + \frac{V_{dcn}}{\omega_{on}} \Delta i_{out} - \frac{V_{dcn} I_{out}}{\omega_{on}^2} \Delta \omega \quad (11)$$

结合式(9)一式(11)和图3, 可以得到 LRC 的小信号模型, 如图4所示。输出电流  $\Delta i_{out}$  通过三个环

路(环路1:  $\Delta i_{out1}$ , 环路2:  $\Delta i_{out2}$  和环路3:  $\Delta i_{out3}$ )影响  $\Delta v_{out}$ 。其传递函数  $TF(s)$  可以分为三个部分:

$$TF(s) = \frac{\Delta v_{out}}{\Delta i_{out}} = TF_{loop1}(s) + TF_{loop2}(s) + TF_{loop3}(s) \quad (12)$$

结合式(11)和图4得  $\Delta i_{out}$  和  $\Delta v_{out}$  间的传递函数:

$$TF_{loop1}(s) = \frac{V_{dcn} k C_T \phi T_{iv}(s) T_{iv}(s)}{\omega_{on} (R_a + k \cdot H_{vir}(s) - k C_T \phi T_{iv}(s) T_{iv}(s))} \quad (13)$$

$$TF_{loop2}(s) = \frac{-V_{dcn} k C_T \phi T_{iv}(s) T_{iv}(s)}{\omega_{on} (R_a + k \cdot H_{vir}(s) - k C_T \phi T_{iv}(s) T_{iv}(s))} \quad (14)$$

$$TF_{loop3}(s) = \frac{\Delta v_{out}}{\Delta i_{out3}} = -\frac{T_{vi}(s) A_i(s)}{1 - T_{vi}(s) T_{iv}(s)} \quad (15)$$

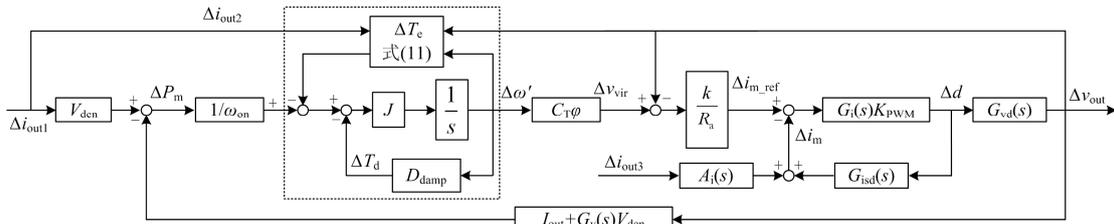


图4 虚拟直流电机控制小信号模型

Fig. 4 Small signal model of virtual DC generator control

其中,  $T_{vi}(s)$ ,  $T_{iv}(s)$  和  $H_{vir}(s)$  分别为

$$T_{iv}(s) = \frac{G_i(s) G_{id}(s)}{V_{dcn} + G_i(s) G_{id}(s)} \quad (16)$$

$$H_{vir}(s) = \frac{1}{s / J + D_{damp}} \quad (17)$$

$$\begin{cases} T_{vi}(s) = -(T_{vT}(s) T_{vo}(s) - 1) \frac{k}{R_a} \\ T_{vT}(s) = -\frac{2I_{out} + V_{dcn} G_v(s)}{\omega_{on}} \\ T_{vo}(s) = \frac{\omega_{on}^2 H_{vir}(s)}{\omega_{on}^2 + H_{vir}(s) I_{out} V_{dcn}} \end{cases} \quad (18)$$

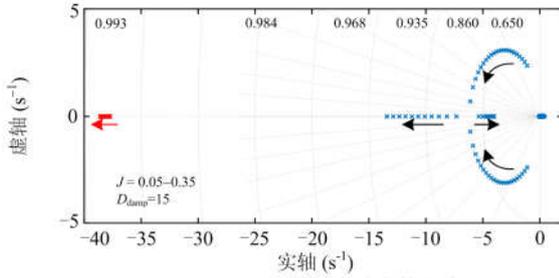
由式(13)和式(14)可知,控制环路1和控制环路2的作用可以相互抵消,因此,  $TF(s)=TF_{loop3}(s)$ 。

图5为不同参数条件下  $TF(s)$  的零极点分布图。由图5(a)可知系统有一对主导极点,当系统的主导极点为一对共轭复根时,随着  $J$  的增大,阻尼效果增强,此时惯性效应还未得到充分的体现。当系统的主导极点变为两个负实根之后,唯一的主极点随着  $J$  的增加向虚轴移动,但是它不会越过虚轴,此

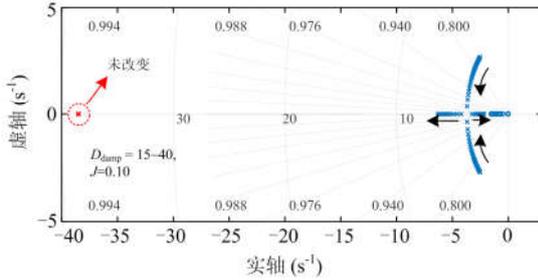
时系统可等效为一阶系统。系统的调整时间随着  $J$  的增大逐渐增大,表示系统的惯性逐渐增强。同样的变化过程可从图5(b)中观察得到。因此,系统的阻尼和惯量受控制参数  $J$  和  $D_{damp}$  的影响。随着  $J$  和  $D_{damp}$  增大,系统的惯量和阻尼逐渐增大,抑制振荡的能力逐渐增强,系统的稳定性逐渐提高。

$\Delta v_{out}$  和  $\Delta v_{ref}$  之间的传递函数  $G(s)$  如式(19)所示。

$$G(s) = \frac{\Delta v_{out}}{\Delta v_{ref}} = \frac{GF_1(s)GF_2(s)GF_3(s)k}{R_a - GF_1(s)GF_2(s)GF_4(s)k + GF_1(s)GF_2(s)GF_3(s)k} \quad (19)$$



(a)  $J$  对  $TF(s)$  零极点分布的影响



(b)  $D_{damp}$  对  $TF(s)$  零极点分布的影响

图5  $TF(s)$  零极点分布

Fig. 5 Zero-pole distribution of  $TF(s)$

其中:

$$GF_1(s) = \frac{G_i(s)G_{vd}(s)R_{load}}{R_{load}(V_{dcn} + G_i(s)G_{isd}(s)) - G_i(s)G_{vd}(s)A_{io}(s)}$$

$$GF_2(s) = \frac{H_{vir}(s)K}{1 - k_1 H_{vir}(s)}, \quad GF_3(s) = \frac{V_{dcn}G_v(s) + I_{out}}{\omega_{on}}$$

$$GF_4(s) = \frac{\omega_{on}V_{dcn}}{R_{load}} - k_2 - k_3 - \frac{1}{GF_2(s)} \quad (20)$$

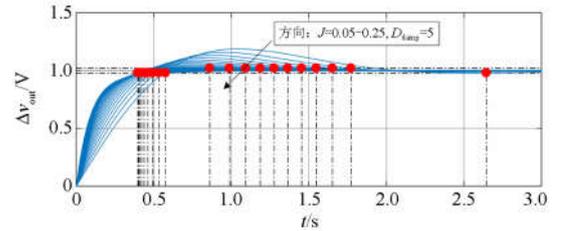
$k_1$ 、 $k_2$ 、 $k_3$ 、 $K$  的定义见式(21)。

$$\begin{cases} k_1 = \frac{I_{out}V_{dcn}}{\omega_{on}^2}, k_2 = \frac{V_{dcn}}{\omega_{on}R_{load}}, k_3 = \frac{V_{dcn}}{\omega_{on}}, \\ K = C_T\varphi, g = \frac{R_{load}}{R_{load} - R_a} \end{cases} \quad (21)$$

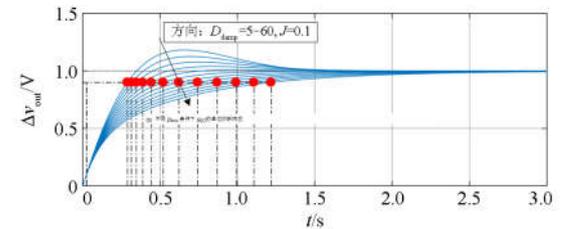
$G_{vd}(s)$ 、 $A_{io}(s)$ 和  $G_{isd}(s)$ 的定义见式(22)。

$$\begin{cases} G_{vd}(s) = \frac{\Delta v_{out}}{\Delta d} \Big|_{\Delta v_s=0, \Delta i_{out}=0} = \frac{-i_m(R_s + sL_s) + (1-d)v_{out}}{s^2L_sC_{out} + sR_sC_{out} + (1-d)^2} \\ A_{io}(s) = -\frac{\Delta i_m}{\Delta i_{out}} \Big|_{\Delta v_s=0, \Delta d=0} = \frac{-(1-d)}{s^2L_sC_{out} + sR_sC_{out} + (1-d)^2} \\ G_{isd}(s) = \frac{\Delta i_m}{\Delta d} \Big|_{\Delta v_s=0, \Delta i_{out}=0} = \frac{sC_{out}v_{out} + (1-d)i_m}{s^2L_sC_{out} + sR_sC_{out} + (1-d)^2} \end{cases} \quad (22)$$

图6为  $G(s)$  的单位阶跃响应。由图6(a)可知,随着  $J$  增大,电压调节时间先逐渐减小,此时系统可等效为二阶系统,其系统阻尼随着  $J$  的增大逐渐增大,超调量逐渐减小,此时惯性效应还未得到充分的体现。之后随着  $J$  增大,系统表现出过阻尼特性,此时系统可等效为一阶系统。电压调节时间逐渐增大表明系统时间常数逐渐增大,惯性逐渐增强。同样,在图6(b)中,随着  $D_{damp}$  的增大,母线电压的超调逐渐减小,波动变得更平缓,上升时间逐渐增大,表明系统的阻尼逐渐增大,直至进入过阻尼



(a) 不同  $J$  条件下  $G(s)$  的单位阶跃响应



(b) 不同  $D_{damp}$  条件下  $G(s)$  的单位阶跃响应

图6  $G(s)$  的单位阶跃响应

Fig. 6 Unit step response of  $G(s)$

状态。通过以上分析可知, 控制参数  $J$  和  $D_{\text{damp}}$  共同决定了系统的惯量和阻尼特性。可以通过调节  $J$  和  $D_{\text{damp}}$  获得合理的时域响应指标。

由图 5 和图 6 的分析可知, 系统存在两个主导极点, 因此该高阶系统可由二阶系统代替。对图 4

$$T_d(s) = \Delta v_{\text{out}} / \Delta i_{\text{out}} = k_3 \cdot g \cdot K \cdot H_{\text{vir}}(s) / \left[ 1 + k_1 \cdot H_{\text{vir}}(s) + g \cdot K \cdot H_{\text{vir}}(s) (k_2 - T_{vT}(s)) \right] \quad (23)$$

$$T_d(s) = \frac{\Delta v_{\text{out}}}{\Delta i_{\text{out}}} = \frac{k_3 \cdot g \cdot K \cdot \omega_{\text{on}} s}{\omega_{\text{on}} / Js^2 + \left[ (D_{\text{damp}} + k_1) \omega_{\text{on}} + g \cdot K (k_2 \omega_{\text{on}} + 2I_{\text{out}} + V_{\text{dcn}} k_{vp}) \right] s + g \cdot K \cdot k_{ii} \cdot V_{\text{dcn}}} \quad (24)$$

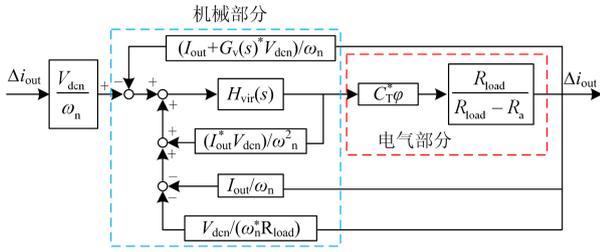
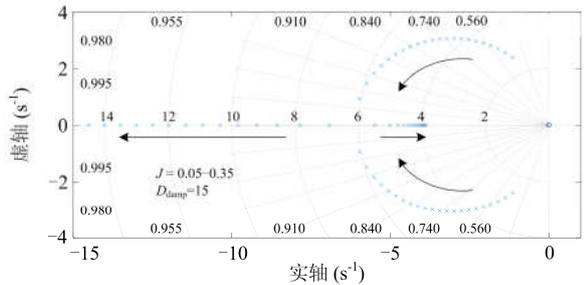


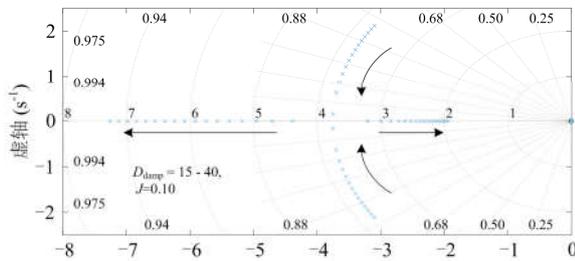
图 7 LRC 二阶小信号模型

Fig. 7 2nd-order small signal model of LRC

由式(24)可知, 当  $J$ 、 $D_{\text{damp}}$  大于 0 时,  $T_d(s)$  分母系数均大于零, 根据劳斯判据, 在额定运行点附近系统是小信号稳定的, 因此系统极点在向虚轴靠近的过程中不会越过虚轴。零极点分布如图 8 所示, 与图 5 对比可知, 该二阶等效模型能够准确地反应主导极点的阻尼特性和变化趋势。因此可通过该简化模型进行暂态响应分析。



(a)  $J$  对  $T_d(s)$  零极点分布的影响



(b)  $D_{\text{damp}}$  对  $T_d(s)$  零极点分布的影响

图 8  $T_d(s)$  零极点分布

Fig. 8 Zero-pole distribution of  $T_d(s)$

中的小信号模型进行化简。用直流电机的电路模型代替具有快速响应特性的电流内环。为简化分析过程, 将整个直流网络的负载等效为  $R_{\text{load}}$ 。得到如图 7 所示的二阶等效模型。LRC 的小信号传递函数如式(23), 其详细表达如式(24)。

## 4 仿真研究

基于 Matlab 搭建仿真模型检验该控制方法的有效性。LRC 的开关频率  $f_s$  为 10 kHz。LRC 的额定输出电流为 22 A。额定输出电压  $V_{\text{dcn}}$  为 300 V, 系统额定负载  $R_{\text{loadn}}$  为 42.25  $\Omega$ 。其他主要控制参数如表 1 所示。

表 1 虚拟直流电机控制主要控制参数

Table 1 Control parameters of virtual DC generator control

参数	值	参数	值
$k_{vp}$	50	$R_a$	1.2 $\Omega$
$k_{vi}$	100	$J$	0.5
$k_{ip}$	1	$D_{\text{damp}}$	15
$k_{ii}$	40	$C_T\phi$	0.955

图 9(a)比较了两种控制方式的控制效果。 $t=1.5$  s 时在 Buck 变换器输出侧接入一个 20  $\Omega$  的直流负载, 向系统引入功率扰动。双环控制下直流电压和电流需经过一段时间的振荡才进入稳态过程, 这降低了系统的电压质量。而在虚拟直流电机控制下, 直流电压首先因功率增加而下降, 随后平稳上升至稳定值。很好地抑制了因扰动产生的电压振荡。因此, 虚拟直流电机控制改善了系统的稳定性。此外, 为满足功率需求, 电流响应变得更加迅速, 这也限制了电压的波动幅度。

图 9(b)给出了不同惯量参数条件( $J$  从 0.05 增加到 0.5)下的仿真结果。 $t=1.5$  s 时在 Buck 变换器输出侧接入一个 20  $\Omega$  的直流负载引入功率扰动, 在  $t=3$  s 时切除该扰动负载, 其消耗的功率为 500 W。当  $J=0.05$  ( $D_{\text{damp}}=5$ ) 时, 直流电压  $v_{\text{out}}$  需经过一段时间的振荡过渡至稳态值。增大  $J$  后 ( $J=0.5$ ,  $D_{\text{damp}}=5$ ), 系统的惯性和阻尼得到改善, 抑制了电压振荡, 电压暂态响应更加平稳。 $J$  直接影响系统的惯性:  $J$  越大系统惯性越强, 电压波动幅度越小。

图 9(c)给出了不同阻尼条件 ( $D_{\text{damp}}$  从 3 增加到 15) 下的仿真结果。 $t=2$  s 时在 Buck 变换器输出侧接入一个 20  $\Omega$  的直流负载, 在  $t=3$  s 时切除该扰动负

载, 引入功率扰动。由于功率平衡被破坏, 虚拟转子(电容)通过释放能量维持功率平衡, 造成电压变化。当  $D_{\text{damp}}=3$  时, 系统的阻尼较小, 扰动激发电压振荡。当  $D_{\text{damp}}=15$  时, 系统的阻尼得到明显提升, 直流电压平缓地过渡到稳态。结合图 6 和图 9 可知, 参数  $D_{\text{damp}}$  直接影响系统的阻尼特性, 通过调节参数  $D_{\text{damp}}$  系统可进入过阻尼状态, 暂态过程完全不存在超调和振荡。由图 9 可知, 在系统减载的过程中电压变化过程中会出现一个小尖峰, 影响电压动态变化的平滑性。这说明系统中存在具有扰动性质的状态量。该问题将在以后的工作中继续研究。

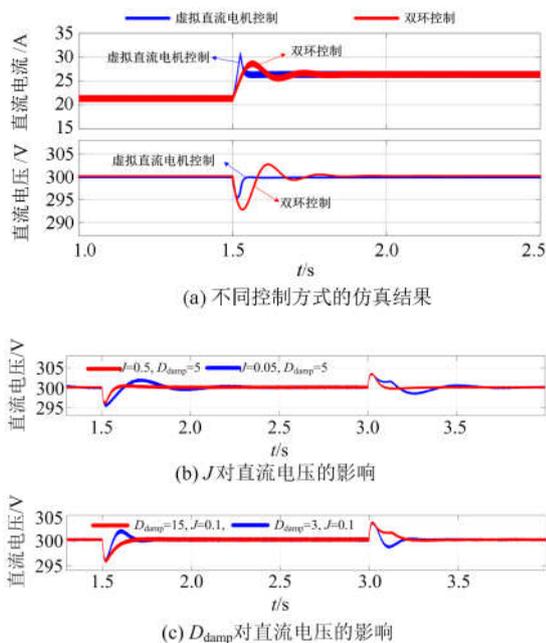


图 9 虚拟直流电机控制仿真结果

Fig. 9 Simulation results of virtual DC generator control

## 5 结论

低惯性、弱阻尼的电力电子变流器给充电站 DC-MG 运行带来负面影响。对此, 本文结合直流电机的物理模型提出了一种面向直流变换器的虚拟直流电机控制技术。仿真结果表明该控制方式可以增强充电站的惯性和阻尼, 提高系统稳定裕度, 抑制直流电压振荡。推导变量之间的小信号传递函数, 通过特征值分析法研究关键参数( $J$  和  $D_{\text{damp}}$ )对动态特性的影响, 为控制参数设计提供理论参考。此外, 该控制策略同样可应用于负荷变流器, 阻断直流电压波动在充电站内部的传播。

## 参考文献

[1] 邓磊, 刘敏, 应丽云, 等. 不同充电模式下电动汽车充电站的仿真与谐波分析[J]. 电力系统保护与控制,

2018, 46(1): 87-95.

DENG Lei, LIU Min, YING Liyun, et al. Simulation and harmonic analysis of electric vehicle charging station under different charging modes[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(1): 87-95.

[2] BAYATI M, ABEDI M, GHAREHPETIAN G B, et al. Short-term interaction between electric vehicles and microgrid in decentralized vehicle-to-grid control methods[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2019, 4(1): 42-52. DOI: 10.1186/s41601-019-0118-4.

[3] 王满商, 李正明, 汪洋. 考虑电动汽车不确定性因素的配电网分布式电源优化布置[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(1): 67-72.

WANG Manshang, LI Zhengming, WANG Yang. Distribution network distributed power supply configuration considering the uncertainties of electric vehicle[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(1): 67-72.

[4] 程杉, 吴思源, 孙伟斌. 考虑电压稳定性和充电服务质量的电动汽车充电站规划[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(7): 12-21.

CHENG Shan, WU Siyuan, SUN Weibin. Optimal planning of charging stations for electric vehicles considering voltage stability of distribution system and the quality of service[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(7): 12-21.

[5] MIGUEL A T L, LOPES A C L, LUIS A M T, et al. Self-tuning virtual synchronous machine: a control strategy for energy storage systems to support dynamic frequency control[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2014, 29(4): 833-840.

[6] YUAN Chang, XIE Peilin, YAND Dan, et al. Transient stability analysis of islanded AC microgrids with a significant share of virtual synchronous generators[J]. Energies, 2018, 44(11): 1-9.

[7] GUAN Minyuan, PAN Wulue, ZHANG Jing, et al. Synchronous generator emulation control strategy for voltage source converter (VSC) stations[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 30(6): 3093-3101.

[8] CAO-KHANG N, THAI-THANH N, HYEONG-JUN Y, et al. Improving transient response of power converter in a stand-alone microgrid using virtual synchronous generator[J]. Energies, 2017, 27(11): 1-17.

[9] CAO Yijia, WANG Weiyu, LI Yong, et al. A virtual synchronous generator control strategy for VSC-MTDC system[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 33(2): 750-761.

[10] LIU Jia, MIURA Y, BEVRANI H, et al. Enhanced virtual

- synchronous generator control for parallel inverters in microgrids[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2016, 8(5): 2268-2277.
- [11] LIU Jia, MIURA Y, ISE T. Comparison of dynamic characteristics between virtual synchronous generator and droop control in inverter-based distributed generators[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 31(5): 3600-3611.
- [12] FANG Jingyang, TANG Yi, LI Hongchang, et al. A battery/ultracapacitor hybrid energy storage system for implementing the power management of virtual synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 33(4): 2820-2824.
- [13] HUANG Linbin, XIN Huanhai, YANG Huan, et al. Interconnecting very weak AC systems by multi-terminal VSC-HVDC links with a unified virtual synchronous control[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2018, 6(3): 1041-1053.
- [14] HUANG Linbin, XIN Huanhai, WANG Zhen, et al. A virtual synchronous control for voltage source converters utilizing dynamics of DC-Link capacitor to realize self-synchronization[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2017, 5(4): 1565-1577.
- [15] FANG Jingyang, LI Hongchang, TANG Yi, et al. distributed power system virtual inertia implemented by grid-connected power converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 33(10): 8488-8499.
- [16] WU Heng, RUAN Xinbo, YANG Dongsheng, et al. Small-signal modeling and parameters design for virtual synchronous generators[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2016, 63(7): 4292-4303.
- [17] WU Wenhua, CHEN Yandong, LUO An, et al. A virtual inertia control strategy for DC microgrids analogized with virtual synchronous machines[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2017, 64(7): 6005-6016.
- [18] LI Chang, LI Yong, CAO Yijia, et al. Virtual synchronous generator control for damping DC-side resonance of VSC-MTDC system[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2018, 6(3): 1054-1064.
- [19] PINARES G, BONGIORNO M. Modeling and analysis of VSC-based HVDC systems for DC network stability studies[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 31(2): 848-856.
- [20] PINARES G, BONGIORNO M. Analysis and mitigation of instabilities originated from DC-side resonances in VSC-HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2016, 52(4): 2807-2815.
- [21] SHINODA K, BENCHAIB A, DAI Jing, et al. Virtual capacitor control: mitigation of DC voltage fluctuations in MMC-based HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(1): 455-465.
- [22] LIN Gang, LI Yong, LIU Jiayan, et al. Resonance analysis and active damping strategy for shipboard DC zonal distribution network[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2019, 105: 612-621.
- [23] 林刚, 李勇, 王姿雅, 等. 低压直流配电系统谐振机理分析与有源抑制方法[J]. 电网技术, 2017, 41(10): 3358-3364.
- LIN Gang, LI Yong, WANG Ziya, et al. Resonance mechanism analysis and its active damping suppression of LVDC distribution system[J]. Power System Technology, 2017, 41(10): 3358-3364.

收稿日期: 2019-07-10; 修回日期: 2019-09-29

作者简介:

刘玲(1985—), 女, 硕士研究生, 高级工程师, 研究方向为电力系统及其自动化。E-mail: 307353408@qq.com

(编辑 周金梅)