基于虚拟惯性控制的直流微电网稳定性分析及其改进方法

朱晓荣,韩丹慧

(华北电力大学 新能源电力系统国家重点实验室,河北 保定 071003)

摘要:虚拟惯性控制可以增强直流微电网的惯性,防止直流母线电压突变,但其对系统稳定性的影响还不明确。以基于虚拟惯性控制的直流微电网为研究对象,推导并网换流器和恒功率负载的小信号模型,得到电源侧输出阻抗和负载输入阻抗。根据频率分析法和阻抗匹配准则,分析虚拟惯性系数和恒功率负载对系统稳定性的影响。从阻抗匹配的角度出发,提出串联虚拟阻抗减小电源侧输出阻抗,从而提高系统稳定裕度。

关键词:直流微电网;虚拟惯性控制;小信号模型;稳定性分析;虚拟阻抗

中图分类号:TM 727

文献标志码:A

DOI: 10.16081/j.epae.201911011

0 引言

微电网凭借能够有效补充大电网和充分利用分布式能源的优势,目前已经获得了广泛关注[1-3]。微电网包括交流微电网和直流微电网,其中直流微电网以转换次数少、控制系统简单、无需考虑无功补偿等优点[4-6],成为微电网技术新的研究方向,拥有广阔的应用前景,是未来能源互联网中必不可少的重要组成部分。

直流母线电压是衡量直流微电网功率平衡的唯 一标准[7]。针对母线电压调节,文献[8]在分析系统 约束条件的基础上,根据系统净负荷形成功率分层, 提出基于功率分层的协调控制策略。文献[9]将直 流电压下垂控制与直流电压偏差补偿控制相结合, 减少了采用传统电压下垂控制时引起的电压偏差。 文献[10]对比了电压源型换流器(VSC)采用I-V和 V-I 这 2 种下垂控制的稳定性,并分析了系统参数的 影响。但直流微电网主导单元为电力电子换流器, 其有弱惯性的特点,在发生负荷频繁投切、分布式电 源输出功率随机波动等干扰时,会导致直流母线电 压急剧波动,降低电压质量。为了增强抑制电压突 变的能力,文献[11]提出一种定频脉宽调制(PWM) 自适应滑模控制策略,同时采用非线性复合控制方 法稳定母线电压,但存在一定局限性。文献[12]类 比交流微电网中虚拟同步发电机的虚拟惯量,提出 直流微电网并网换流器的虚拟惯性控制策略,但随 着虚拟电容值的增大,系统极点向虚轴移动,削弱了 系统的阻尼特性,增加了系统不稳定风险。文献 [13]提出了基于虚拟电机控制的能量路由器的控制 策略,以提高分布式电源消纳,增强系统惯性,在灵 活电力变换的情况下提升电压质量。但其需要在直 流侧和交流侧两侧都采用电机控制,控制变量多,方

法复杂。文献[14]提出风储直流微电网协调虚拟惯性控制技术,使大电网、蓄电池、风电机组都能在系统受到扰动时各自在直流侧虚拟出较大的电容值,但受电压分层控制的约束,各部分的虚拟惯量无法得到充分利用。文献[15]引入惯性环节并用根轨迹法得到虚拟惯性系数的选取范围,但并未分析虚拟惯性对微电网稳定性的影响。

虚拟惯性控制在有效提高直流微电网惯性、防止电压突变方面表现出了良好特性,但由于在虚拟惯性环节引入了额外的干扰量,对直流微电网稳定性的影响仍需进行深入分析。文献[16]对比了状态空间法和阻抗分析法,结果表明阻抗分析法无需获取系统全部参数,可以有效简化系统稳定性分析。用于提高直流微电网稳定性的方法主要集中于有源阻尼,文献[17]引入线性状态反馈支路和低通滤波器抵消恒功率负载(CPL)的影响。文献[18]将基于直流母线电压反馈的有源补偿器应用到电压控制外环和电流控制内环中,消除了负荷扰动产生的系统振荡。文献[19]提出一种基于直流电流前馈的有源阻尼控制方法,提高了在恒功率负载高渗透率下的直流微电网系统稳定性。

由于并网换流器是直流母线电压的主要控制单元,因此通过研究并网换流器的控制来提高直流微电网的稳定性具有重要意义。本文讨论基于虚拟惯性控制的并网换流器对直流微电网稳定性的影响,因此在控制系统提供一定虚拟惯量的前提下进行分析,通过对并网换流器和恒功率负载进行小信号建模,得到简化电路模型。根据阻抗分析法,理论分析虚拟惯性控制和恒功率负载对系统稳定性的不利影响。从阻抗匹配的角度出发,提出串联虚拟阻抗减小电源侧输出阻抗,增强阻尼特性,从而提高直流微电网的稳定性。最后通过仿真验证本文理论分析的正确性和所提改进控制方法的有效性。



1 小信号建模

典型的直流微电网系统结构如图1所示,包括 分布式发电单元、大电网单元、储能单元、负载单元。 大电网连接的并网换流器是控制直流母线电压的主 要模块,风力和光伏发电单元采用最大功率点追踪 控制,蓄电池可采用定功率控制。

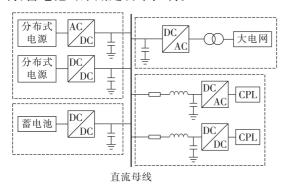


图1 直流微电网典型结构

Fig.1 Typical structure of DC microgrid

1.1 并网换流器小信号建模

本文主要分析并网换流器采用虚拟惯性控制对系统稳定性的影响,因此将分布式电源和蓄电池等效成输入功率为负值的恒功率负载。图2为并网换流器拓扑结构及控制框图。并网换流器采用VSC,其中虚线框为虚拟惯性部分。

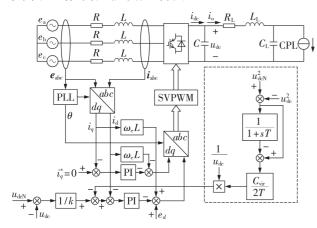


图 2 基于虚拟惯性控制的并网换流器控制框图

Fig.2 Control block diagram of grid-connected inverter based on virtual inertia control strategy

换流器通过虚拟惯性控制释放的功率为:

$$\Delta P_{\text{vir}} = C_{\text{vir}} u_{\text{dc}} \frac{du_{\text{dc}}}{dt} = -\frac{1}{2} C_{\text{vir}} \frac{d(u_{\text{dcN}}^2 - u_{\text{dc}}^2)}{dt} \approx$$

$$-\frac{C_{\text{vir}}}{2T} \left[(u_{\text{dcN}}^2 - u_{\text{dc}}^2) - (u_{\text{dcN}}^2 - u_{\text{dc0}}^2) \right] =$$

$$-\frac{C_{\text{vir}}}{2T} \left[(u_{\text{dcN}}^2 - u_{\text{dc}}^2) \left(1 - \frac{1}{sT + 1} \right) \right]$$
(1)

其中, u_{deN} 为直流母线参考电压; u_{de} 为直流母线电压; C_{vir} 为虚拟惯性系数;T为时间常数。

VSC采用电网电压定向的矢量控制。由图2可知,根据下垂控制和虚拟惯性控制得到内环电流参考值,内环电流PI控制器的输出加上解耦补偿项,得到换流器交流侧电压参考值,经坐标变换和空间矢量脉宽调制(SVPWM)得到开关管的通断信号,实现并网换流器的控制。在 dq 同步旋转坐标系下,换流器交流侧电压方程及控制策略可表示为:

$$\begin{cases}
L \frac{\mathrm{d}i_{d}}{\mathrm{d}t} = e_{d} - Ri_{d} + \omega_{e} Li_{q} - u_{d} \\
L \frac{\mathrm{d}i_{q}}{\mathrm{d}t} = -Ri_{q} - \omega_{e} Li_{d} - u_{q} \\
u_{d} = -G_{i}(s) \left(i_{d}^{*} - i_{d}\right) + e_{d} + \omega_{e} Li_{q} \\
u_{q} = -G_{i}(s) \left(i_{q}^{*} - i_{q}\right) - \omega_{e} Li_{d} \\
i_{d}^{*} = \frac{u_{\text{deN}} - u_{\text{de}}}{k} - \frac{C_{\text{vir}}}{2Tu_{\text{de}}} \left[\left(u_{\text{deN}}^{2} - u_{\text{de}}^{2}\right) \left(1 - \frac{1}{sT + 1}\right) \right] \\
i_{q}^{*} = 0
\end{cases}$$

其中,L为滤波器电感;R为寄生电阻; i_a 、 i_q 分别为交流电流d、q轴分量; e_d 、 e_q 分别为电网电压d、q轴分量; i_a 、 i_q^* 分别为 VSC 交流侧电压d、q轴分量; i_a^* 、 i_q^* 分别为d、q轴参考电流; ω_e 为同步旋转角频率; $G_i(s)$ 为电流调节控制器,且 $G_i(s)=k_p+k_i/s$, k_p 、 k_i 分别为电流环PI控制器的比例、积分参数;k为下垂系数。

对式(2)进行小信号分析,可得 s 域下的关系式为:

$$G_d(s) = \frac{\Delta i_d}{\Delta i_d^*} = \frac{G_i(s)}{Ls + R + G_i(s)}$$
(3)

$$G_{iN}(s) = \frac{\Delta i_d^*}{\Delta u_{doN}} = 1/k + G_{i_N}(s)$$
 (4)

$$G_{iu}(s) = \frac{\Delta i_d^*}{\Delta u_{dc}} = -1/k + G_{i_u}(s)$$
 (5)

$$G_{i_{-N}}(s) = \frac{\Delta i_d^*}{\Delta u_{\text{den}}} = \frac{-C_{\text{vir}} s T}{u_{\text{deo}} T (1 + s T)}$$
 (6)

$$G_{i_{\text{d}}}(s) = \frac{\Delta i_d^*}{\Delta u_{\text{dc}}} = \frac{C_{\text{vir}} s T}{2T u_{\text{dc}0}^2 (1 + s T)} \left(u_{\text{deN}0}^2 + u_{\text{dc}0}^2 \right)$$
 (7)

其中, u_{deNO} 、 u_{deO} 分别为直流母线参考电压、直流母线电压的稳态值; Δi_d^* 、 Δi_d 、 Δu_{deN} 、 Δu_{de} 分别为d轴参考电流、d轴电流、直流母线参考电压和直流母线电压的扰动量。

换流器交流侧有功功率可表示为:

$$P_{ac} = \frac{3}{2} \left(e_d i_d + e_q i_q \right) = \frac{3}{2} e_d i_d \tag{8}$$

直流侧有功功率为:

$$P_{\rm dc} = u_{\rm dc} \left(i_{\rm o} + C \frac{\mathrm{d}u_{\rm dc}}{\mathrm{d}t} \right) \tag{9}$$

其中,C为直流母线电容;i。为输出电流。

忽略换流器的功率损耗,有Pac=Pdc,对等式两边

123

进行小信号分析并转化为。域下的表达式,可得:

$$G_{u_{-i_d}}(s) = \frac{\Delta u_{dc}}{\Delta i_d} = \frac{3e_{d0}}{2\left(Cu_{dc0}s + i_{o0}\right)}$$
(10)

$$G_{u_{-i_{o}}}(s) = \frac{\Delta u_{dc}}{\Delta i_{o}} = -\frac{u_{dc0}}{C u_{dc0} s + i_{c0}}$$
(11)

$$G_{u_{-i_{o}}}(s) = \frac{\Delta u_{dc}}{\Delta i_{o}} = -\frac{u_{dc0}}{Cu_{dc0}s + i_{o0}}$$

$$G_{u_{-u_{d}}}(s) = \frac{\Delta u_{dc}}{\Delta u_{d}} = \frac{3i_{d0}}{2(Cu_{dc0}s + i_{o0})}$$
(12)

其中, е, о 为电网电压 d 轴分量稳态值; і, о 分别为交 流电流d轴分量、输出电流稳态值; Δi 。为输出电流 的扰动量。

根据VSC的控制策略及上述推导得到的关系 式,建立图3所示的小信号控制框图。

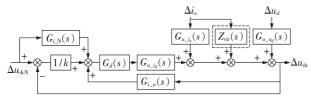


图 3 并网换流器小信号控制框图

Fig.3 Small-signal control block diagram of grid-connected converter

根据梅逊公式,得到电压传递函数和并网换流 器源侧输出阻抗为:

$$G_{u_{-N}}(s) = \frac{\Delta u_{dc}}{\Delta u_{dcN}} = \left(G_{i_{-N}}(s) + 1/k\right) G_{u_{-i_d}}(s) G_d(s) \div \left[1 - G_{u_{-i_d}}(s) G_d(s) \left(G_{i_{-u}}(s) - 1/k\right)\right]$$
(13)

$$Z_{s}(s) = \frac{\Delta u_{dc}}{\Delta i_{o}} = G_{u_{...i_{o}}}(s) / \left[1 - G_{u_{...i_{d}}}(s) G_{d}(s) (G_{i...u} - 1/k) \right]$$
(14)

1.2 恒功率负载小信号建模

对于恒功率负载而言,电流和电压的关系可表 示为:

$$i = \frac{P_{\text{CPL}}}{u} \tag{15}$$

其中,PCPL为恒功率负载功率。

在稳态工作点 $(I=P_{CPI}/U)$,电流随电压的变化 率为:

$$\frac{\partial i}{\partial u} = -\frac{P_{\text{CPL}}}{U^2} \tag{16}$$

因此,表示恒功率负载电流与电压的曲线可以 近似为在该点与之相切的直线,表达式为:

$$i = -\frac{P_{\text{CPL}}}{U^2}u + \frac{2P_{\text{CPL}}}{U} \tag{17}$$

根据以上推导,可将恒功率负载表示为电流源 (I_{CPL}) 与负阻抗 $(-R_{CPL})$ 并联 $^{[20]}$:

$$Z_{\rm L} = R_{\rm CPL} = -\frac{U^2}{P_{\rm CDI}} \tag{18}$$

$$I_{\text{CPL}} = \frac{2P_{\text{CPL}}}{U} \tag{19}$$

其中, Z. 为负载输入阻抗。

并网换流器与恒功率负载级联电路可以简化为 图 4。由于线路阻抗很小,本文忽略其影响。

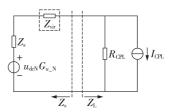


图 4 直流微电网简化电路

Fig.4 Simplified circuit of DC microgrid

2 稳定性分析

直流微电网中的元件参数如下:滤波电感 L= 0.0003 H,寄生电阻 $R=0.0007 \Omega$, 直流母线电容 C= $0.04 \, \text{F}$,下垂系数k = 0.0667,PI控制器比例、积分系 数 $k_0 = 1$ 和 $k_i = 50$, 时间常数 T = 0.05 s, 并网换流器的 额定容量为30kW。由于惯量大小取决于虚拟惯性 系数 C_{vir} ,因此虚拟惯性控制对稳定性的影响与虚拟 惯性系数有直接关系。基于第1节所得的源侧输出 阻抗Z。和负载输入阻抗Z1,考虑负载变化,比较虚拟 惯性控制加入前后以及虚拟惯性系数对系统稳定性 的影响。

首先在负载功率一定(P_{CPI} =10 kW)的情况下, 对比分析下垂控制与虚拟惯性控制对系统稳定性的 影响,下垂控制对应于 $Z_s(s)$ 中虚拟惯性系数 $C_{vv}=0$ 的情况。本文令 C_{vir} 分别取0、10、21,分析这3种情 况下直流微电网的稳定性。图5为源侧输出阻抗 Z. (实线)、负载阻抗 $Z_r(虚线)$ 的波特图。可以看出,在 低频段, 虚拟惯性控制对阻抗特性没有明显影响; 在 高频段,虚拟惯性的加入使源侧阻抗Z的幅值增加, 峰值频率右移,由于 u_{tr} 随虚拟惯性系数 C_{vir} 变化,负 载阻抗也随之改变,幅值明显降低,峰值频率随Z。右 移。虚拟惯性系数越大,带来的阻抗变化越明显,当

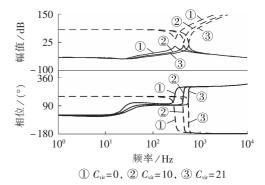


图 5 不同虚拟惯性系数下 Z 和 Z 的波特图 Fig. 5 Bode diagram of Z_s and Z_t with different values of C_{vir}

 C_{vir} 增加到21、峰值频率为600 Hz左右时,出现了源侧阻抗 Z_s 和负载阻抗 Z_L 幅值相等、相位相差180°的情况,这会导致直流微电网系统发生谐振。

下面根据阻抗匹配准则判断虚拟惯性系数对系统稳定性的影响。阻抗匹配准则的判据是当环路增益 $T_m = Z_s/Z_L$ 的 Nyquist 曲线不包围 s 平面上的点(-1, 0)时,系统稳定。虚拟惯性系数 C_{vir} 从 0 增大到 21 的环路增益 T_m 的 Nyquist 曲线图如附录图 A1 所示。可见当 C_{vir} 取值小于 20 时,Nyquist 曲线不包围点(-1, 0),直流微电网系统稳定;当 C_{vir} = 21 时,系统不稳定,与波特图分析得到的结果一致。分析可知虚拟惯性系数 C_{vir} 越小,电源输出阻抗 Z_s 峰值越小,环路增益 T_m 的 Nyquist 曲线越远离点(-1, 0),系统越稳定。

下垂控制下电源输出阻抗 Z_s (实线)和负载输入阻抗 Z_L (虚线)的波特图如图6所示。根据图6(a),负载功率从5kW增大到15kW会使 Z_s 的峰值小幅度增大, Z_L 幅值在全频段等幅减小,峰值和其对应频率基本不变;根据图6(b),在负载功率大于20kW后, Z_L 的峰值小幅度减小, Z_L 在全频段稍有增大,峰

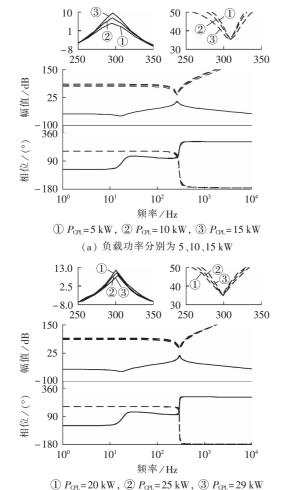


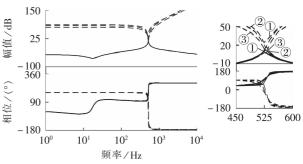
图 6 负载功率变化时基于下垂控制的 Z_s 和 Z_L 波特图 Fig.6 Bode diagram of Z_s and Z_L with different load power based on droop control

(b) 负载功率分别为 20、25、29 kW

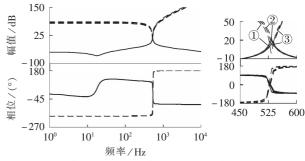
值和其对应频率也基本不变。总体上, Z_s 的幅值— 直小于 Z_L ,系统稳定。

环路增益 T_m 的 Nyquist 曲线如附录图 A2 所示。从附录图 A2 可以看出,下垂控制下负载功率增大, T_m 的 Nyquist 曲线仍然远离点(-1,0),系统可以保持稳定运行,与分析波特图得到的结果一致。

本文以 C_{vir} =16为例研究虚拟惯性控制下,负载功率变化对系统稳定性的影响。图7为负载功率变化时基于虚拟惯性控制的 Z_s (实线)和 Z_L (虚线)的波特图。根据图7(a),虚拟惯性控制下,负载功率从5kW增大到15kW时, Z_s 峰值增大,峰值频率略向右移, Z_L 全频段幅值减小。对比下垂控制, Z_L 的峰值明显减小,当负载功率为15kW时,在500Hz附近, Z_s 的幅值小于 Z_L ,相位相差180°。根据图7(b),负载功率大于20kW后,随着负载增大, Z_s 峰值略有减小, Z_L 全频段幅值略有增大,但 Z_s 和 Z_L 仍有相交的部分。



① $P_{\text{CPL}} = 5 \text{ kW}$, ② $P_{\text{CPL}} = 10 \text{ kW}$, ③ $P_{\text{CPL}} = 15 \text{ kW}$ (a) 负载功率分别为 5、10、15 kW



① P_{CPL} =20 kW,② P_{CPL} =25 kW,③ P_{CPL} =29 kW (b)负载功率分别为 20、25、29 kW

图 7 负载功率变化时基于虚拟惯性控制的 Z_i和 Z_i 波特图

Fig.7 Bode diagram of Z_s and Z_L with different load power based on virtual inertia control

负载功率变化时基于虚拟惯性控制环路增益 T_m 的 Nyquist 曲线如附录图 A3 所示。可以看出当负载功率大于 15 kW后,Nyquist 曲线开始包围点(-1,0),系统不稳定;负载功率为 20 kW时,Nyquist 曲线半径最大,是系统最不稳定的情况;负载大于 20 kW时,虽然 Nyquist 曲线半径减小,但仍包围点(-1,0)。根

125

据分析可以得出,虚拟惯性控制下,恒功率负载功率大于一定值后,系统进入不稳定状态。

3 串联虚拟阻抗改进控制

由以上分析可知, Z, 的峰值与稳定性存在必然 联系, 峰值越大, 越有可能导致系统不稳定。针对虚 拟惯性控制和恒功率负载增加带来的影响, 本文提 出串联虚拟阻抗的方法对电源侧输出阻抗进行校 正, 如图 4 中虚线框所示。本文所提虚拟阻抗的目 的是将电源侧输出阻抗减小到小于负载侧阻抗, 保 证系统稳定运行即可, 因此不讨论虚拟阻抗的大小。 串联虚拟阻抗的改进控制框图如图 3 所示, 为了更 好地实现控制, 将作用点前移, 叠加到虚拟惯性控制 产生的参考电流上, 以产生控制信号, 如图 8 所示。 与附加虚拟惯性的控制方式相比, 只在其基础上增 加一条前馈通路, 无需对主控制回路进行修改, 因此 本文所提串联虑拟阻抗的方法更简单可行。

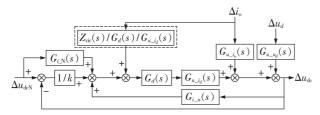


图 8 串联虚拟阻抗的控制框图

Fig.8 Control block diagram in series of virtual impedance

由于只需削减 Z_s 波特图幅值的峰值,无需改变其他频段,所以本文令 $Z_{vir}(s)$ 为一负增益的带通滤波器,由高通滤波器和低通滤波器串联组成,其表达式为:

$$Z_{vir}(s) = A \frac{s^2}{s^2 + 2 \xi \omega_1 s + \omega_1^2} \frac{\omega_2^2}{s^2 + 2 \xi \omega_2 s + \omega_2^2}$$
 (20)

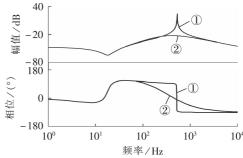
其中,A为增益;ξ为阻尼系数;ω₁为高通滤波器的截止频率;ω₂为低通滤波器的截止频率。

串联虚拟阻抗 Z_{vir} 后,电源侧输出阻抗的表达式变为:

$$Z_{ss}(s) = \frac{G_{u_{-i_o}}(s) + Z_{vir}(s)}{1 - G_{u_{-i_d}}(s)G_d(s)(G_{i_{-u}} - 1/k)}$$
(21)

通过频域分析法,可得 $k = -10 \ \xi = 0.9 \ \omega_1 = 100$ rad/s $\omega_2 = 400$ rad/s 时,系统稳定裕度最大。图 9 和 附录图 A4 为以 $C_{\text{vir}} = 16 \ P_{\text{CPL}} = 20 \ \text{kW}$ 为例,加入虚拟阻抗前、后电源侧输出阻抗波特图以及 Nyquist 曲线图的对比。

由图9可以看出,串联虚拟阻抗后,电源输出阻抗的幅值在峰值频段大幅衰减,同时对其他频段的影响甚微。由附录图A4可知,串联虚拟阻抗后,环路增益的Nyquist曲线半径很小,在原点附近环绕,



① 未加虚拟阻抗,② 串联虚拟阻抗

图9 串联虚拟阻抗前、后 Z 波特图

Fig. 9 Bode diagram of Z_s with and without series of virtual impedance

远离点(-1,0),相比串联虚拟阻抗,大幅提高了系统 稳定性。

4 仿真验证

为了验证上述理论分析结论的正确性,本文在 Simulink 中搭建了如图1所示的直流微电网的仿真 模型。设置负载全部为恒功率负载,系统参数与第 2节一致。

初始负载功率为5 kW, 10 s时增加5 kW, C_{vir} 分别为0、10、21 时的系统仿真结果如图10 所示。对比3 种情况下直流母线电压的动态响应曲线可知,在负荷突增的情况下,相比下垂控制,虚拟惯性控制在抑制直流母线电压突变方面表现出了良好特性,虚拟惯性系数越大,系统惯性越大。 C_{vir} =10 时系统仍能保持稳定运行,但 C_{vir} =21 时,源侧阻抗 Z_{s} 与负载侧阻抗 Z_{t} 幅值相等、相位相差 180° ,因此系统出现高频谐波,直流母线电压上叠加了一个高频振荡分量,系统失稳。

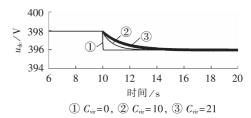


图 10 C_{vir}变化时系统仿真结果

Fig.10 Simulative results of system with different values of C_{vir}

图 11 为只有下垂控制时,直流母线电压随负载功率增加的变化情况。初始负载为5 kW,在10、15、

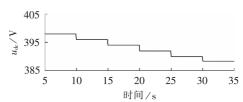


图 11 下垂控制下的系统仿真结果

Fig.11 Simulative results of system with droop control

20、25 s 时分别增加负载功率 5 kW,在 30 s 时增加 4 kW,可见系统都可以稳定运行。

当 C_{vir} =16,负载功率变化情况同图11时,系统仿真结果如图12所示。可以看出,10 s增加5 kW负载后,系统出现了微小的振荡,但振幅是衰减的,且很快恢复到了稳定状态;15 s再增加5 kW负载后,由于 Z_s 与 Z_L 相互作用,系统发生了高频振荡;20 s时系统负载为20 kW,由于电源阻抗 Z_s 增大,振荡幅值随之增大,负载大于10 kW后,振荡幅值随电源阻抗减小而减小但一直处于高频振荡状态。相比下垂控制,虚拟惯性控制虽然可以增强系统的惯性,改善电压质量,但是削弱了系统的稳定性。

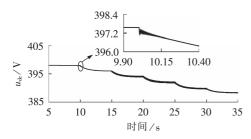


图 12 基于虚拟惯性控制的系统仿真结果 Fig.12 Simulative results of system based on virtual inertia control

图 13 为串联虚拟阻抗后的系统仿真结果。可见 17 s时加入虚拟阻抗,使 Z_s的峰值大幅减小,满足阻抗匹配准则,系统很快趋于稳定;负载继续增大后,系统仍能维持稳定状态,且虚拟阻抗的加入对稳定状态下的直流母线电压不产生影响。这说明了本文提出的改进方法能有效降低电源侧输出阻抗,改善系统阻尼特性,抑制振荡,提高系统稳定裕度。

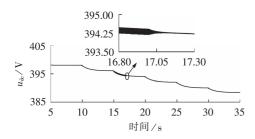


图 13 串联虚拟阻抗系统仿真结果

Fig.13 Simulative results of system in series of virtual impedance

5 结论

本文对并网换流器和恒功率负载进行小信号建模,从阻抗角度对系统稳定性进行研究并提出了改进方法。通过频域分析法和阻抗匹配准则,得到虚拟惯性控制会增大电源侧输出阻抗,降低系统稳定裕度,在虚拟惯性系数较大或者恒功率负载较大的情况下,会使系统发生高频振荡的结论。提出的串联虚拟阻抗的改进控制方法能明显降低电源侧输出

阻抗的模值,改善系统阻尼特性,有效提高系统稳定性,由于虚拟阻抗只在小信号模型中存在,因此在系统稳态时不产生作用。

在未来的研究中,惯量大小根据系统需要随时变化的控制器还需进一步分析。另外本文主要针对并网换流器进行研究,所提串联虚拟阻抗方法在微电网孤岛运行模式下能否有效增大系统阻尼还需深入讨论和实验验证。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

参考文献:

- [1] CHANG X,LI Y,LI X,et al. An active damping method based on a supercapacitor energy storage system to overcome the destabilizing effect of instantaneous constant power loads in DC microgrids[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017,32(1):36-47.
- [2] 杨新法,苏剑,吕志鹏,等. 微电网技术综述[J]. 中国电机工程学报,2014,34(1):57-70.
 YANG Xinfa,SU Jian,LÜ Zhipeng, et al. Overview on microgrid technology[J]. Proceedings of the CSEE,2014,34(1):57-70.
- [3] 江道灼,郑欢. 直流配电网研究现状与展望[J]. 电力系统自动化,2012,36(8):98-104.

 JIANG Daozhuo, ZHENG Huan. Research status and developing prospect of DC distribution network[J]. Automation of Electric Power Systems,2012,36(8):98-104.
- [4] DRIESEN J, KATIRAEI F. Design for distributed energy resource[J]. IEEE Power and Energy Magazine, 2008, 6(3):30-40.
- [5] 李霞林,郭力,王成山,等. 直流微电网关键技术研究综述[J]. 中国电机工程学报,2016,36(1):2-17. LI Xialin, GUO Li, WANG Chengshan, et al. Key technologies of DC microgrids: an overview[J]. Proceedings of the CSEE, 2016,36(1):2-17.
- [6] 孙建龙,窦晓波,张子仲,等. 直流对等式微电网混合储能系统协调控制策略[J]. 电工技术学报,2016,31(4):194-202. SUN Jianlong, DOU Xiaobo, ZHANG Zizhong, et al. DC peer-to-peer coordinated control strategy of hybrid energy storage system for microgrid[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2016,31(4):194-202.
- [7] 郭力,冯怿彬,李霞林,等. 直流微电网稳定性分析及阻尼控制方法研究[J]. 中国电机工程学报,2016,36(4):927-936. GUO Li, FENG Yibin, LI Xialin, et al. Stability analysis and research of active damping method for DC microgrids[J]. Proceedings of the CSEE,2016,36(4):927-936.
- [8] 孟明,陈世超,卢玉舟,等. 基于功率分层的直流微电网协调控制策略[J]. 电力自动化设备,2017,37(4):30-37.

 MENG Ming, CHEN Shichao, LU Yuzhou, et al. Coordinated control based on power hierarchy for DC microgrid[J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(4):30-37.
- [9] 景世良,王毅,许士锦,等. 基于VSC的直流配电网的电压调整控制策略[J]. 电力科学与工程,2016,32(5):7-13.

 JING Shiliang,WANG Yi,XU Shijin, et al. Voltage regulation control strategy of DC distribution network based on VSC[J].

 Electric Power Science and Engineering,2016,32(5):7-13.
- [10] GAO F, SERHIY B, ALESSANDRO C, et al. Comparative stability analysis of droop control approaches in voltage-sourceconverter-based DC microgrids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(3):2395-2415.



- [11] 张丹,王杰,弥潇. 直流微电网自适应滑模控制策略[J]. 电力自动化设备,2017,37(12);138-217.
 - ZHANG Dan, WANG Jie, MI Xiao. Adaptive sliding mode control strategy for DC microgrid [J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(12):138-217.
- [12] 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):360-371. 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): 360-371.
- [13] 盛万兴,刘海涛,曾正,等. 一种基于虚拟电机控制的能量路由器[J]. 中国电机工程学报,2015,35(14):3541-3550. SHENG Wanxing, LIU Haitao, ZENG Zheng, et al. An energy hub based on virtual-machine control[J]. Proceedings of the CSEE,2015,35(14):3541-3550.
- [14] 朱晓荣,蔡杰,王毅,等. 风储直流微网虚拟惯性控制技术[J]. 中国电机工程学报,2016,36(1):49-58.

 ZHU Xiaorong, CAI Jie, WANG Yi, et al. Virtual inertia control of wind-battery-based DC micro-grid[J]. Proceedings of the CSEE,2016,36(1):49-58.
- [15] 朱晓荣,谢志云,荆树志. 直流微电网虚拟惯性控制及其稳定性分析[J]. 电网技术,2017,41(12):3884-3891.

 ZHU Xiaorong,XIE Zhiyun,JING Shuzhi. Virtual inertia control and stability analysis of DC micro-grid[J]. Power System Technology,2017,41(12):3884-3891.
- [16] 陈新,王赟程,龚春英,等. 采用阻抗分析方法的并网逆变器稳定性研究综述[J]. 中国电机工程学报,2018,38(7):2082-2094. CHEN Xin,WANG Yuncheng,GONG Chunying, et al. Overview of stability research for grid-connected inverters based on im-

- pedance analysis method[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(7):2082-2094
- [17] 杨忠林,查晓明,孙建军,等. 基于线性状态反馈的直流微电网稳定方法[J]. 电力自动化设备,2016,36(11):27-32. YANG Zhonglin,ZHA Xiaoming,SUN Jianjun, et al. DC microgrid stabilization based on linear state feedback[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(11):27-32.
- [18] RADWAN A, MOHAMED Y. Linear active stabilization of converter dominated DC microgrids[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2012, 3(1):203-216.
- [19] 季宇,王东旭,吴红斌,等. 提高直流微电网稳定性的有源阻尼方法[J]. 电工技术学报,2018,33(2):370-379.

 JI Yu,WANG Dongxu,WU Hongbin,et al. The active damping method for improving the stability of DC microgrid[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2018,33(2):370-379.
- [20] RAHIMI A M, EMADI A. Active damping in DC/DC power electronic converters; a novel method to overcome the problems of constant power loads[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2009, 56(5):1428-1439.

作者简介:



朱晓荣(1972—),女,宁夏中宁人,副教授,博士,研究方向为新能源发电及并网技术、电力系统分析等(E-mail:xiaorongzhu@ncepu.edu.cn);

韩丹慧(1993一),女,山东潍坊人,硕士研究生,主要研究方向为新能源发电技术(E-mail:893247073@qq.com)。

朱晓荣

(编辑 李玮)

Stability analysis of DC microgrid based on virtual inertia control and its improved method

ZHU Xiaorong, HAN Danhui

(State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Baoding 071003, China)

Abstract: Virtual inertial control can enhance the inertia of the DC microgrid and prevent the sudden change of DC bus voltage, while its impact on system stability is still unclear. The DC microgrid based on virtual inertial control is taken as the research object, the small-signal models of grid-connected converter and constant power load are derived, and the source-side output impedances and load input impedance are obtained. According to the frequency analysis method and impedance matching criterion, the influences of virtual inertia coefficient and constant power load on system stability are analyzed. From the perspective of impedance matching, series of virtual impedance is proposed to reduce the source-side output impedance, so as to improve the stability margin of the system.

Key words: DC microgrid; virtual inertia control; small-signal model; stability analysis; virtual impedance

附 录

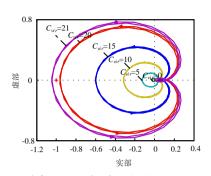


图 A1 不同虚拟惯性系数时环路增益 $T_{\rm m}$ Nyquist 曲线 Fig.A1 Nyquist plot of minor loop gain $T_{\rm m}$ with different

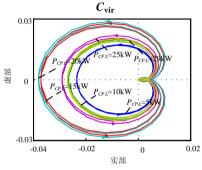


图 A2 负载功率变化时基于下垂控制的环路增益 $T_{
m m}$ Nyquist 曲线

Fig.A2 Nyquist plot of minor loop gain T_m with different load power based on droop control strategy

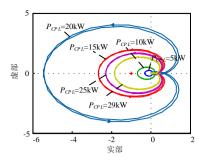


图 A3 负载功率变化时基于虚拟惯性控制环路增益 $T_{
m m}$ Nyquist 曲线

Fig.A3 Nyquist plot of minor loop gain $T_{\rm m}$ with different load power based on virtual inertia control

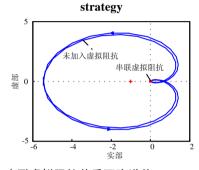


图 A4 串联虚拟阻抗前后环路增益 $T_{\rm m}$ Nyquist 曲线 Fig.A4 Nyquist plot of minor loop gain $T_{\rm m}$ with and without serious virtual impedance