

# 基于回路增益的直流微电网母线阻抗在线估计及其抑制技术

李凤霞<sup>1</sup>, 李凤名<sup>2</sup>, 刘庆娟<sup>2</sup>

(1. 山东石油化工学院智能制造与控制工程学院, 山东 东营 257061;  
2. 中国石化集团胜利石油管理局有限公司新能源开发中心, 山东 东营 257061)

**摘要:**在现代直流微电网中,分布式电源通过电力电子变流器连接到公共直流母线,尽管变流器的控制回路具有良好的稳定裕度,但多个变流器的互连可能会影响微电网动态性能和稳定性。因此,为确保多变流器系统所需的动态性能,提出一种基于电压回路相位裕度的直流母线阻抗峰值估计方法,在此基础上进一步提出一种直流母线阻抗的优化控制方案,并通过实验验证所提控制方法的有效性。首先根据源侧变流器的电压控制回路增益推导出直流母线阻抗的表达式;然后,通过合理的假设,基于电压控制回路的相位裕度估计出直流母线阻抗峰值;最后,通过在电压控制回路中注入正弦信号来连续监测母线阻抗的峰值,通过优化电压调节器的控制参数,有效降低直流母线阻抗峰值。实验结果表明,所提监测方案能够降低测量任务及计算负担,同时,优化控制方案提高直流微电网的稳定性和动态性能。

**关键词:** 母线阻抗; 直流微电网; 在线监测; 优化控制; 稳定性

DOI: 10.19781/j.issn.1673-9140.2023.01.018 中图分类号: TM863 文章编号: 1673-9140(2023)01-0154-10

## On-line estimation and suppression technology of DC microgrid bus impedance based on loop gain

LI Fengxia<sup>1</sup>, LI Fengming<sup>2</sup>, LIU Qingjuan<sup>2</sup>

(1. College of Intelligent Manufacturing and Control Engineering, Shandong Institute of Petrochemical and Chemical Technology, Dongying, 257061, China; 2. China Sinopec Shengli Petroleum Administration Bureau, Dongying, 257061, China)

**Abstract:** In modern DC microgrids, distributed power sources are connected to the common DC bus through power electronic converters. Although the control loop of the converter has good stability margin, the interconnection of multiple converters may affect the microgrid dynamic performance and stability. Therefore, in order to ensure the required dynamic performance of the multi-converter system, a DC bus impedance peak estimation method based on the phase margin of the voltage loop is proposed in this paper. On this basis, an optimized control scheme for the DC bus impedance is further proposed. And through experiments to verify the effectiveness of the proposed control method. First, derive the expression of DC bus impedance based on the voltage control loop gain of the source-side converter; then, through reasonable assumptions, the DC bus impedance peak value is estimated based on the phase margin of the voltage control loop; finally, through the voltage control A sinusoidal signal is injected into the loop to continuously monitor the peak value of the bus impedance. By optimizing the control parameters of the voltage regulator, the peak value of the DC bus impedance

收稿日期: 2021-09-04; 修回日期: 2022-05-20

基金项目: 中国石化胜利油田分公司科技推广项目(GT2004); 国家科技重大专项(2017ZX03013-001); 山东省自然科学基金(ZR2021QE006)

通信作者: 李凤霞(1986—), 女, 硕士, 讲师, 主要从事直流微电网、工业自动化研究; E-mail: Lifengxia\_lfx@163.com

is effectively reduced. The experimental results show that the proposed monitoring scheme could reduce the measurement and the calculation burden, and the optimized control scheme improves the stability and dynamic performance of the DC microgrid.

**Key words:** bus impedance; DC microgrids; on line estimation; optimized control; stability

直流微电网凭借其传输效率高、可控性强、接纳程度广等优势得到了广泛关注<sup>[1-2]</sup>。分布式能源,如光伏、风电,储能系统等,可以通过电力电子变流器有效地集成到直流微电网中。直流微电网中的变流器控制系统由多个回路组成,不同控制回路均为变流器提供一定的动态性能<sup>[3-4]</sup>。除此之外,直流微网的拓扑结构也会影响系统的稳定运行,变流器端口的等效阻抗会受到直流微网拓扑结构以及控制系统的影响,反过来又进一步影响控制系统的动态性能,威胁直流微网的稳定运行。因此,可以通过在线监测系统稳定性,并进一步添加自适应控制或调整措施,以确保直流微电网的可靠运行。

对于仅含分布式电源和负载的直流微电网,针对源侧和负载侧变流器相互作用的稳定性问题,已有研究从系统阻抗角度提出了稳定性标准<sup>[5-6]</sup>。由于传统基于阻抗的稳定性分析对微电网拓扑结构和系统潮流方向较为敏感<sup>[7]</sup>,文献[8]提出基于无源性的稳定性准则(passivity based stability criterion, PBSC),该准则结合阻抗允许区域准则(allowable impedance region criterion, AIRC)<sup>[9]</sup>,可通过直流母线阻抗评估源侧变流器的稳定性<sup>[10-11]</sup>。母线阻抗通常被定义为电源系统阻抗和负载系统阻抗的并联组合<sup>[11]</sup>。通常,当两者的幅值相近、相位相反时,母线阻抗表现出谐振峰值。为抑制谐振峰值,提高稳定性,已有相关文献做出研究。文献[12]通过添加前馈控制器调整负载侧变流器,以抑制母线阻抗峰值;文献[13-14]研究通过调节源侧变流器的控制器或在控制系统中添加阻尼项来抑制母线阻抗的谐振峰值。

上述母线阻抗峰值抑制方法均基于母线阻抗测量,这需要对源侧和负载侧变流器进行多次冗长的测量<sup>[15]</sup>。为简化此过程,文献[16]在源侧变流器的数字控制器内部执行所有扰动,测量其电压回路增益和直流母线阻抗,并在此基础上估算母线阻抗。这种方法虽然有所简化,但仍然需要实时测量

大量系统数据,并对其进行复杂的傅立叶变换。为消除这些测量需求,降低系统的计算量,可以先监测源侧变流器电压控制回路的相位裕度,然后根据所监测的相位裕度估计母线阻抗的峰值。已有文献给出假设,电源等效阻抗的峰值出现在源侧变流器的电压控制回路带宽附近<sup>[17]</sup>,如果该峰值足够高,它会与负载阻抗相互作用,进而在母线阻抗中产生谐振。本文认为母线阻抗谐振出现在电压控制回路带宽附近,通过检测该频率下电压控制回路的相位裕度来估计母线阻抗峰值。首先,根据相位裕度估计母线阻抗峰值,考虑到控制参数影响系统阻抗和谐振<sup>[18-19]</sup>,可通过自动调整电压回路的控制参数抑制该阻抗峰值,以提高变流器的稳定性;然后,介绍所提出的在线母线阻抗监测和优化方法;最后,通过仿真验证所提出的方法的有效性。

## 1 直流微电网交互稳定性分析

### 1.1 直流微电网的阻抗分析

根据微电网中变流器所连接负载的不同,可将连接在直流母线上的变流器分为源侧变流器和负载侧变流器。其中, $Z_S$ 为电源等效阻抗, $Z_L$ 为负载等效阻抗,二者同时并联在直流母线上,因此微电网中的直流母线阻抗 $Z_{bus}$ 与 $Z_S$ 和 $Z_L$ 的关系为

$$Z_{bus} = Z_S \parallel Z_L = \frac{Z_S Z_L}{Z_S + Z_L} \quad (1)$$

为保证直流微电网稳定, $Z_{bus}$ 需要满足2个条件: $Z_{bus}$ 的极点均在左半平面;无论取任何频率, $Z_{bus}$ 的实部均大于零。

分析式(1)可知,如果 $Z_S$ 与 $Z_L$ 的幅值相当,而相位相差约 $180^\circ$ 时, $Z_{bus}$ 则近似于无穷大,这样会在直流微网中产生谐振峰值,导致直流母线电压振荡,从而降低系统动态性能。为避免出现类似问题, $Z_{bus}$ 必须限制在极坐标的右半平面,以(0,0)为中心,且半径不大于最大允许阻抗。

## 1.2 直流母线阻抗

直流微电网中源侧变流器的典型多回路控制结构如图1所示,该控制结构考虑了电感电流 $i_L$ 和输出电压 $v_o$ 的双闭环控制回路。当开关 $S_w$ 打开,采用电压控制,参考电压 $v_{ref}$ 恒定为 $V_{sp}$ ;而当开关 $S_w$ 关闭时,采用下垂控制,此时多个变流器之间根据下垂系数分配功率,参考电压 $v_{ref}=V_{sp}-k_d \cdot i_o$ ,其中 $k_d$ 为下垂系数, $i_o$ 为输出电流。电感电流和输出电压控制器分别为 $R_i(s)$ 、 $R_v(s)$ 。图1中变流器的小信号模型如图2所示, $Z_T$ 为图1中从变流器端口看向直流母线的总阻抗。

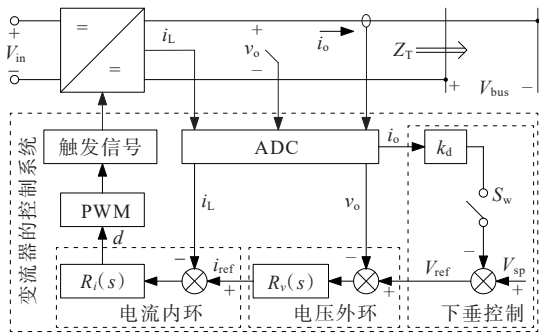


图1 通用分布式直流微电网电源侧变流器

Figure 1 Generic distributed DC microgrid converter at grid side

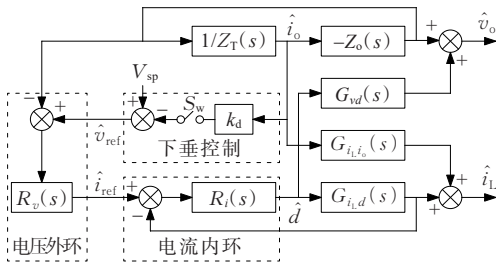


图2 变流器的小信号模型

Figure 2 Small signal model of the converter

根据图2可以得到受到扰动时变流器的电感电流 $\hat{i}_L$ 和输出电压 $\hat{v}_o$ 的表达式,消去占空比 $\hat{d}$ ,可得到输出电压 $\hat{v}_o$ 的表达式为

$$\begin{cases} \hat{v}_o = G_{vL}(s) \cdot \hat{i}_L + G_{vD}(s) \cdot \hat{i}_o \\ G_{vL}(s) = G_{vD}(s) / G_{iL}(s) \\ G_{vD}(s) = -Z_o(s) - G_{vD}(s) \cdot G_{iL}(s) / G_{iD}(s) \end{cases} \quad (2)$$

式中,“ $\hat{\cdot}$ ”为小信号扰动; $G_{iL}(s)$ 、 $G_{iD}(s)$ 、 $G_{vD}(s)$ 分别为 $\hat{d}$ 到电感器电流 $\hat{i}_L$ 、输出电流 $\hat{i}_o$ 到 $\hat{i}_L$ 、 $\hat{d}$ 到输出电压 $\hat{v}_o$ 的传递函数; $Z_o(s)$ 为开环输出阻抗。

式(2)采用电感电流 $\hat{i}_L$ 和输出电流 $\hat{i}_o$ 表示输出

电压 $\hat{v}_o$ ,因此可以将图2简化为图3(a)所示。为了简单起见,打开开关 $S_w$ ,此时采用电压控制。

根据图3(a)可知,从 $\hat{i}_o$ 到 $\hat{v}_o$ 的传递函数可以表示为变流器中电流控制环的输出阻抗 $Z_o^c(s)$ 。

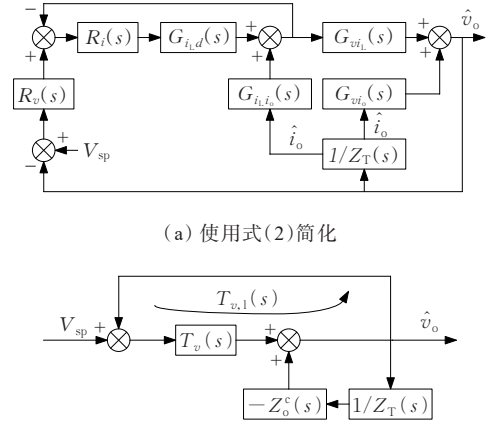
$$Z_o^c(s) = - \left. \frac{\hat{v}_o(s)}{\hat{i}_o(s)} \right|_{\hat{i}_L=0} = -G_{vD}(s) - \frac{G_{iL}(s)G_{vL}(s)}{1 + R_i(s)G_{iL}(s)} \quad (3)$$

其中,负号代表输出电流流出变流器。同样,空载时电压控制回路增益 $T_v(s)$ 为

$$T_v(s) = \left. \frac{\hat{v}_o(s)}{\hat{v}_{ref}(s)} \right|_{\hat{i}_o=0} = \frac{R_i(s)G_{iD}(s)}{R_v(s)G_{vL}(s) + 1 + R_i(s)G_{iL}(s)} \quad (4)$$

基于式(3)、(4),可将图3(a)进一步简化为图3(b)。此时电流和电压控制环均为闭环,输出电流到输出电压的传递函数 $Z_S(s)$ 为

$$Z_S(s) = \frac{Z_o^c(s)}{1 + T_v(s)} \quad (5)$$



(a) 使用式(2)简化

(b) 使用式(4)和(5)简化

图3 变流器的小信号简化模型

Figure 3 Simplified small signal model of the converter

基于图3(b),当考虑负载变化作为反馈项时,电压回路增益 $T_{v,1}(s)$ 可以简化为

$$T_{v,1}(s) = T_v(s) \cdot \frac{1}{1 + \frac{Z_S(s)}{Z_T(s)}(1 + T_v(s))} \quad (6)$$

关于式(6),需要说明的是:该式适用于直流微电网中任意类型的电源侧变流器;该式独立于连接在直流母线上的其他负载侧和源侧变流器。也就

是说,如果直流母线接入一个新的源侧变流器,此时只需要将先前的 $Z_T$ 值与新变流器的输出阻抗并联,得到新的 $Z_T$ 即可。

对比式(1)、(6)的关系,可以根据源侧变流器的电压控制环增益来表示母线阻抗,即

$$Z_{bus}(s) = \frac{Z_T(s)(T_v(s) - T_{v,1}(s))}{T_v(s)(1 + T_{v,1}(s))} \quad (7)$$

当直流微电网中源侧变流器和负载侧变流器的数目发生变化时,式(7)仍适用。直流微电网的母线上同时连接2个输出阻抗分别为 $Z_S^{\#1}(s)$ 和 $Z_S^{\#2}(s)$ 的并联源侧变流器和输入阻抗为 $Z_L(s)$ 的负载变流器时,直流母线阻抗可以基于任意一个源侧变流器的电压控制环增益来表示,即

$$Z_{bus}(s) = \frac{(Z_S^{\#2}(s) \parallel Z_L(s))(T_v^{\#1}(s) - T_{v,1}^{\#1}(s))}{T_v^{\#1}(s)(1 + T_{v,1}^{\#1}(s))} = \frac{(Z_S^{\#1}(s) \parallel Z_L(s))(T_v^{\#2}(s) - T_{v,1}^{\#2}(s))}{T_v^{\#2}(s)(1 + T_{v,1}^{\#2}(s))} \quad (8)$$

## 2 直流母线阻抗的简化估计

### 2.1 直流母线阻抗的极坐标形式

根据式(8)可知,知道变流器端口外侧阻抗 $Z_T$ 和控制回路增益 $T_v$ 和 $T_{v,1}$ 后,可以计算出直流母线阻抗 $Z_{bus}$ 。而在实际工程中,需要多次测量频率响应,过程繁琐且结果复杂。为在保证精度的同时简化计算过程,本文计算谐振频率 $\omega_0$ 附近的直流母线阻抗 $Z_{bus}$ 。为此,将式(8)写成极坐标形式为

$$\begin{cases} k_b e^{j\theta_b} = \frac{k_T e^{j\theta_T} (A - B)}{A(1 + B)} \\ A = |T_v(j\omega_0)| e^{j\angle T_v(j\omega_0)} \\ B = |T_{v,1}(j\omega_0)| e^{j\angle T_{v,1}(j\omega_0)} \end{cases} \quad (9)$$

其中, $k_b = |Z_{bus}(j\omega_0)|$ , $\theta_b = \angle Z_{bus}(j\omega_0)$ , $k_T = |Z_T(j\omega_0)|$ , $\theta_T = \angle Z_T(j\omega_0)$ 。

由于在设计阶段已经规定了 $T_v(j\omega_0)$ 的取值,根据式(9)可知,测量出 $Z_T(j\omega_0)$ 和 $T_{v,1}(j\omega_0)$ 后,即可估计出直流母线阻抗峰值。为此,首先确定直流母线阻抗的谐振频率 $\omega_0$ ,然后分别讨论仅含单个和多个源侧变流器的直流微网中谐振频率的计算方法。

### 2.2 只含单个源侧变流器的微电网

本文假设电流控制回路带宽远高于电压控制回路带宽,这意味着电压控制回路带宽的频率范围内存在较大的电流控制回路增益。在这个假设下,从式(3)可以看出,在电压回路带宽频率附近,电流反馈回路的增益较大,因此式(3)中的第二项很小,所以电流控制变流器的输出阻抗近似为 $Z_o^c(s) \approx -G_{v_i}(s)$ 。从图3(a)中可以看出, $G_{i_i}(s)$ 的输出信号在电流回路中充当输出干扰,并在反馈作用下被衰减。对于降压变流器,输出电容的等效阻抗约为 $Z_o^c(s) \approx -G_{v_i}(s)$ 。对于升压和降压-升压变流器,在输出电容上并联一个小电阻,可以认为在电压控制回路带宽的频率范围内 $Z_o^c(s)$ 的幅值是单调递减的。因此,根据式(5)可知,在源侧变流器的阻抗中观察到的谐振是由于电压反馈项 $1/(1+T_v(s))$ 而引起。

$Z_S$ 随频率变化的曲线如图4所示,其中高频渐近线通常是由变流器输出电容决定,而低频渐近线由电压控制器( $1/R_v$ )决定。当采用下垂控制时,由于下垂系数 $k_d$ 的存在,频率较低时, $Z_S$ 的幅值则不再变化。

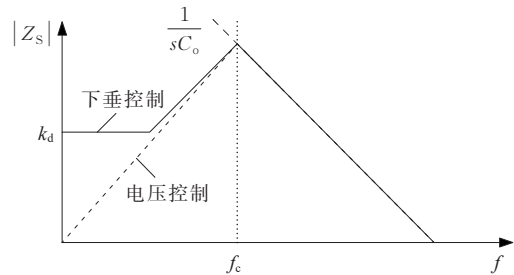


图4 下垂和电压控制下变流器输出阻抗

Figure 4 Converter output impedance under droop and voltage control

如果 $Z_S$ 的幅值出现在电压控制回路带宽 $f_c$ 附近,且与 $Z_L$ 的幅度相当,而相位相差约 $180^\circ$ ,直流母线阻抗 $Z_{bus}$ 也在 $f_c$ 附近产生谐振峰值。本文假设直流母线阻抗谐振出现在接近电压回路带宽的频率上,对于空载和带载2种情况下:

$$\begin{cases} |T_v(j\omega_0)| \simeq 1 \\ |T_{v,1}(j\omega_0)| \simeq 1 \end{cases} \quad (10)$$

根据式(10),可将式(9)中的幅值 $k_b$ 简化为



$$k_b \simeq \frac{k_T |e^{j\angle T_v(j\omega_o)} - e^{j\angle T_{v,1}(j\omega_o)}|}{|1 + e^{j\angle T_{v,1}(j\omega_o)}|} \quad (11)$$

可以通过欧拉公式进一步简化为

$$k_b \simeq \frac{k_T \sqrt{1 - \cos(\angle T_v(j\omega_o) - \angle T_{v,1}(j\omega_o))}}{\sqrt{1 + \cos(\angle T_{v,1}(j\omega_o))}} \quad (12)$$

由于 $\angle T_v(j\omega_o)$ 是已知的,则初始设计时电压控制回路的相位裕度 $\phi_m$ 为已知的,即 $\phi_m = 180^\circ + \angle T_v(j\omega_o)$ 。根据式(12)可知,通过测量电压控制回路的相角 $\angle T_{v,1}(j\omega_o)$ 和从源侧变流器的端口向微网看到的阻抗幅值 $k_T$ ,可以计算出直流母线阻抗的峰值。本文使用降压变流器作为源侧变流器,对其和恒定负载组成的级联系统进行仿真,来验证直流母线阻抗式(12)和假设式(10)的准确性。电源变流器的参数如表1所示,其中变流器的开关频率为12 kHz。

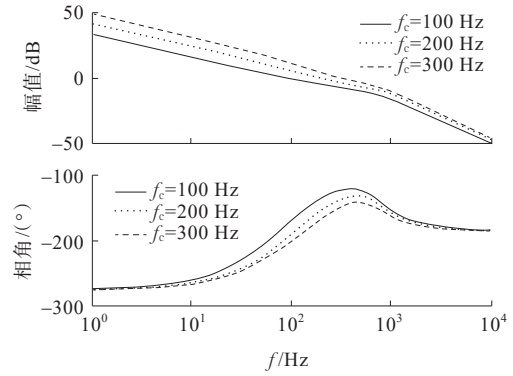
表1 电源侧变流器的参数

Table 1 Parameters of the source converter

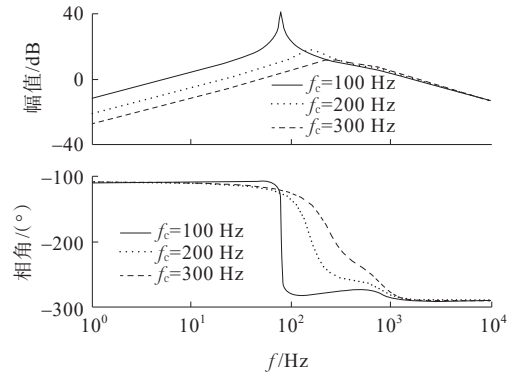
输入电压/V	母线电压/V	额定功率/kW	输出电感/mH	输出电容/mF	电流环宽/kHz
400	200	4	1.5	110	1.2

对于额定阻性负载,源侧变流器电压控制回路的带宽 $f_c$ 从100 Hz到300 Hz变化,相位裕度 $\phi_m$ 为 $60^\circ$ 。当输出负载为4 kW时,此时阻抗幅值 $k_T$ 为 $10 \Omega$ ,相位裕度 $\phi_{m,1} = 180^\circ + \angle T_{v,1}(j\omega_o)$ 逐渐减少,如图5(a)所示。当 $\phi_{m,1}$ 变化时,根据式(12)估计的直流母线阻抗峰值 $k_b$ 如表2所示,与图5(b)中读取的直流母线阻抗峰值 $|Z_{bus}(j\omega_o)|$ 较为接近,这说明式(12)和假设式(10)是准确的。

根据图5和表2可以看出,当直流母线阻抗峰值较高时,相位裕度较低,说明直流母线阻抗和回路增益之间的等效性,即 $k_b$ 可用于评估直流微网系统的稳定性。表2还给出了谐振频率 $\omega_o$ 和负载作用下的电压回路带宽 $f_{c,1}$ ,可以看出 $\omega_o$ 接近电压回路带宽,即 $2\pi f_c \approx \omega_o$ ,带载时 $2\pi f_{c,1} \approx \omega_o$ ,证明式(10)中的假设合理。需要说明的是 $f_c$ 和 $f_{c,1}$ 并不一定相等,为了评估假设式(10)的误差,本文假设当 $0.8 \leq |T_{v,1}(j\omega_o)| \leq 1.2$ 时,均以 $|T_{v,1}(j\omega_o)| = 1$ 来计算, $k_b$ 的最大误差不超过10%,假设式(10)符合要求。



(a) 电压回路增益  $T_{v,1}$



(b) 直流母线阻抗  $Z_{bus}$

图5 单电源系统的回路增益和母线阻抗

Figure 5 Loop gain and bus impedance of the single source converter system

表2 单电源系统的母线阻抗估计

Table 2 Bus impedance estimation for the single source converter system

$f_c$ /Hz	$f_{c,1}$ /Hz	$(\omega_o/(2\pi))/$ Hz	$\phi_{m,1}/$ ( $^\circ$ )	$k_b$ (式12)/ dB	$k_b$ (图5b)/ dB
100	92	78	5.5	39.5	39.8
200	194	165	32.0	18.9	18.0
300	190	240	45.0	10.4	11.5

### 2.3 含多个源侧变流器的微电网

在含多个分布式电源的直流微网中,母线阻抗可能不再由单个源侧变流器的峰值谐振主导,它将涉及多个谐振,而且 $\omega_o$ 不再像单个分布式电源系统那样容易估计。为此,本文做出如下假设,首先,所有并行工作的源侧变流器在独立运行时具有良好的相位裕度,可在并网之前可通过设计控制模式使其在独立运行时满足相位裕度的要求。其次,各源侧变流器的电压回路带宽彼此相差较小,实际工程中多采用统一控制类型的变流器以保证系统运行的稳定性,比如都采用下垂控制或都采用虚拟同

步发电机控制等,各分布式电源侧变流器的电压回路的控制原理基本相同,所以其电压回路带宽相差较小的要求可以通过系统前期设计实现。基于上述假设,式(10)也适用于含多个源侧变流器的微电网,并且在变流器的电压回路带宽周围出现母线阻抗谐振。因此,对于多电源变流器系统,采用式(12)仍然可以评估出直流母线阻抗峰值。需要说明的是,单电源系统中的 $k_T$ 指负载阻抗,而在多电源系统中则为负载阻抗和其他源侧变流器输出阻抗的并联值。

本文搭建了含2个分布式电源的直流微网,验证多电源场景下式(10)、(12)的准确性,并通过闭合图1中下垂回路的开关 $S_w$ 均衡输出电流。其中,下垂系数 $k_d$ 为2.6 V/A。在本实验中,2个源侧变流器的电流控制器相同。电源变流器#2的电压回路带宽 $f_c^{#2}$ 为恒定值200 Hz,而电源变流器#1的电压回路带宽 $f_c^{#1}$ 分别取100、200、300 Hz,仿真得到的不同带宽下,源侧变流器#1的电压控制回路增益 $T_{v,1}$ 和直流母线阻抗 $Z_{bus}(s)$ 如图6所示。

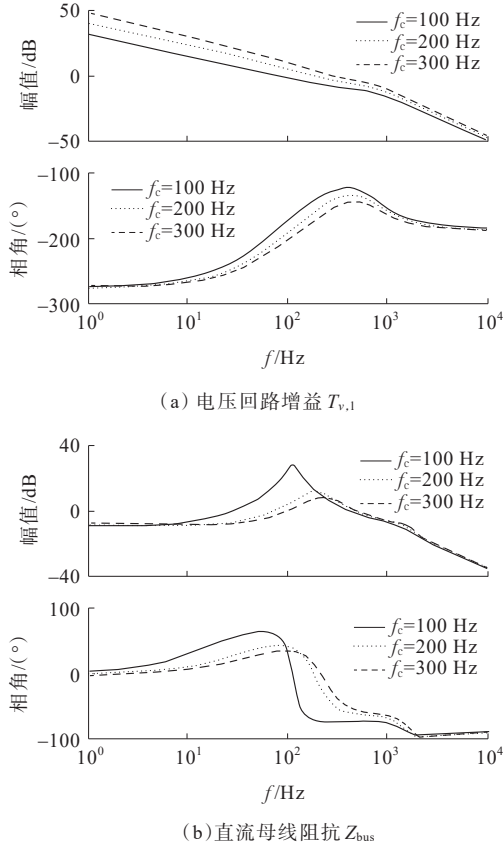


图6 多电源直流微网的回路增益和母线阻抗

Figure 6 Loop gain and bus impedance of the multi-source converters

表3中数据为根据变流器#1的相位裕度 $f_c^{#1}$ 并依据式(12)所估计的 $k_b$ 值,与图6(b)中读取的 $|Z_{bus}(j\omega_o)|$ 相比较,两者较为接近,这说明式(10)、(12)是准确的。类似的,可以基于2号变流器的相位裕度 $f_c^{#2}$ 估计直流母线阻抗峰值,所得到的结果也相同,此处不再赘述。

表3 多电源系统的母线阻抗

Table 3 Bus impedance for the multisource converter

$f_c^{#1}/\text{Hz}$	$f_c^{#2}/\text{Hz}$	$(\omega_o/(2\pi))/\text{Hz}$	$f_{m,1,\neq 1}/^\circ$	$k_b(\text{式12})/\text{dB}$	$k_b(\text{图6b})/\text{dB}$
100	200	110	12	28.0	31.0
200	200	190	38	19.7	19.2
300	200	220	50	19.2	17.0

## 2.4 直流母线阻抗在线监控和优化方案

本文针对直流微网中变流器的通用控制回路提出一种在线相位裕度监测方法,该方法在控制回路正常运行时注入扰动信号,当扰动点前后2个信号的幅值 $v_y$ 和 $v_x$ 相等时,此时扰动信号的注入频率为单位回路增益频率,即交叉频率。

$$|T_{v,1}(j2\pi\tilde{f}_{c,1})| = |v_y(j2\pi\tilde{f}_{c,1})| \approx |v_x(j2\pi\tilde{f}_{c,1})| \quad (13)$$

在交叉频率下, $v_y$ 和 $v_x$ 之间的相移即为相角裕度。

$$\begin{aligned} \tilde{\varphi}_{m,1} &= 180 + \angle T_{v,1}(j2\pi\tilde{f}_{c,1}) = \\ & \angle v_y(j2\pi\tilde{f}_{c,1}) - \angle v_x(j2\pi\tilde{f}_{c,1}) \end{aligned} \quad (14)$$

如式(13)所示,首先计算在交叉频率下的环路增益 $|v_y/v_x|$ 的大小,然后通过交叉频率的正弦和余弦项,对其进行低通滤波处理。由于具有不同频率的正弦信号之间存在正交性,式(13)可滤掉其他频率分量,从而抑制系统中的各种噪声。

如果通过式(12)来估计母线阻抗的峰值,则需要测量连续的 $k_T$ 值,本文在交叉频率下,对控制器内部的输出电流和母线电压进行采样,通过式(15)运算得到所需的 $k_T$ 值。

$$k_T = |Z_T(j2\pi\tilde{f}_{c,1})| \simeq \frac{|v_o(j2\pi\tilde{f}_{c,1})|}{|i_o(j2\pi\tilde{f}_{c,1})|} \quad (15)$$

直流母线阻抗峰值优化的控制结构如图7所示。首先估计电压回路的带宽 $\tilde{f}_{c,1}$ 和相位裕量 $\tilde{\varphi}_{m,1}$ ;其次根据式(15)计算 $k_T$ ;然后根据式(12),通过监测到的相位裕度来估计母线阻抗的峰值 $k_b$ ;最后,通过调整电压控制环 $R_v(s)$ 中的比例和积分增益( $k_p$ ,  $k_i$ )使母线阻抗的峰值保持在允许范围内。由于输

出电压的小信号扰动  $v_o = v_y = v_x$ , 只需要输出电流  $i_o$  即可使用式(15)计算出  $k_T$ 。

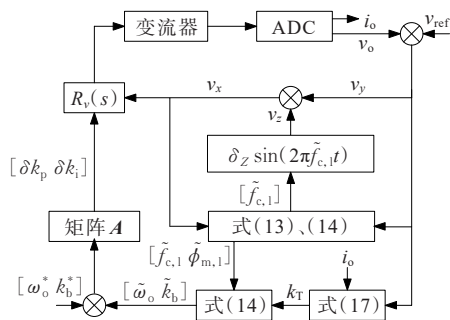


图7 直流母线阻抗在线监控和优化方案

Figure 7 On-line monitoring and optimization scheme of DC bus impedance

图7中的调整矩阵  $A$  则是基于外部回路控制器所设计, 即

$$A(s) = \begin{bmatrix} a_1/s & a_2/s \\ a_3/s & a_4/s \end{bmatrix} \quad (16)$$

这里的积分增益  $a_1, a_2, a_3, a_4$  是在电压调节器的比例和积分增益发生变化的情况下, 基于交叉频率和母线阻抗峰值的小信号变化选取的。为确保系统始终处于阻尼状态, 需要选择合适母线阻抗峰值的参考值, 即母线阻抗峰值与负载系统阻抗的期望裕度始终满足  $k_b^* - k_T = -6 \text{ dB}$ 。

### 3 仿真分析

本文仿真模型如图8所示, 该仿真模型由2个Buck电路组成, 仿真参数和换流器的控制参数如表4所示。图7中提出的母线阻抗监控和优化方案在源侧变流器的数字控制器中实现。源侧变流器的控制器中包含电感电流回路和输出电压回路, 电流和电压调节器是根据标准程序设计的。其中, 电流环带宽和相位裕度分别为1 kHz和  $80^\circ$ , 电压环带宽和相位裕度分别为100 Hz和  $55^\circ$ 。当微电网中接入恒定负载时, 源侧变流器电压回路的稳定性裕度会发生显著变化, 而电流回路的稳定性裕度几乎不变。

为验证所提出母线阻抗在线调控优化方法的有效性, 对不同情况下的电压控制回路增益和母线阻抗峰值进行了实验测量, 并与分析模型进行了比较。为获得测量结果, 需要在变流器的占空比之上注入小信号伪随机二进制序列, 使其在较宽的频率范围内激励系统。然后, 通过对输入和输出信号进

行傅立叶变换, 计算它们的比值来找到所需的传递函数。值得注意的是, 这些测量值仅用于验证, 在所提出的技术的实施中不需要。

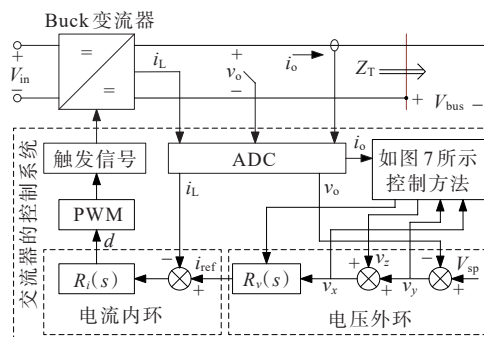


图8 直流微电网的仿真模型

Figure 8 Simulation model of the DC microgrid

表4 仿真参数设置

Table 4 Simulation parameters

参数	单位	数值
输入电压 $V_{in}$	V	200
额定电压 $V_{bus}$	V	100
额定功率 $P_{nom}$	kW	1
输出电感 $L_o$	mH	1
输出电容 $C_o$	mF	90
开关频率 $f_{sw}$	kHz	20
电压环 $K_{p,U}$	—	2
电压环 $K_{I,U}$	—	0.538

当微网中传输功率为450 W时, 从图9(a)可知源侧变流器电压控制回路增益的相位裕度为  $22^\circ$ , 和空载时的  $55^\circ$  相比减少很多。根据式(12), 估计出相位裕度为  $22^\circ$  时的峰值母线阻抗值约为30 dB ( $k_T = 100^2/450$ )。通过实验测量, 将母线阻抗的测量值绘制在图9(b)。图9(b)中可以看出阻抗测量值的峰值约为27 dB, 与估计值相近。图9体现估计模型与实验测量的频率响应之间匹配度较高, 验证了估计模型的正确性。

监测的交叉频率、相位裕度和母线阻抗峰值的实验结果如图10所示。当传输功率从450 W减少到225 W时, 相位裕度从  $21^\circ$  增加到  $38.5^\circ$ , 母线阻抗峰值降低; 传输功率从225 W增加到450 W时, 情况正好相反。因此, 微电网的传输功率越小, 系统的不稳定效应越小。值得注意的是, 图10中, 当负载为450 W时, 所提方法估计的相位裕度接近于图9(a)的测量值, 母线阻抗的峰值接近于图9(b)的测量值, 验证了估计模型的正确性。

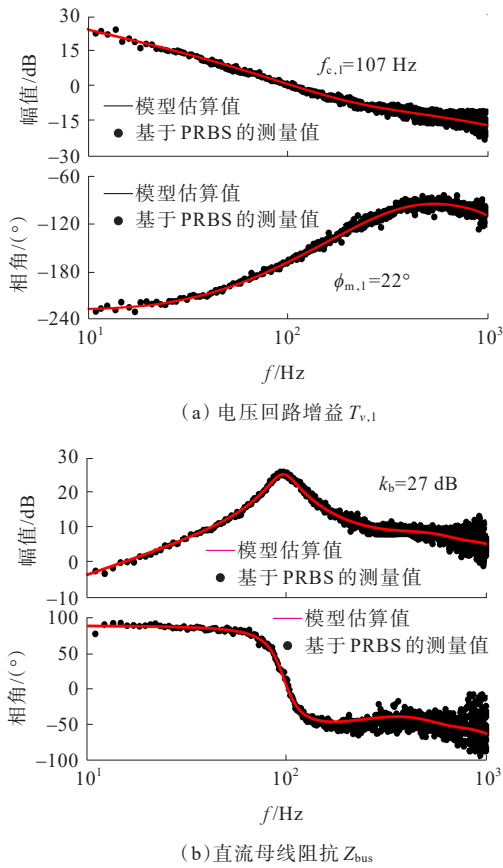


图 9 优化前的实验结果

Figure 9 Experimental results without optimization

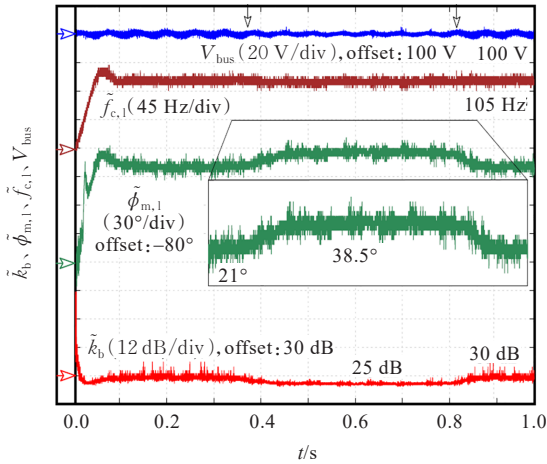


图 10 负载变化时优化策略的实验结果

Figure 10 Experimental results of optimization strategy when output power changes

由图 10 可知,母线阻抗的相角被限制在  $-90^\circ$  到  $+90^\circ$  之间,直流母线阻抗在负半平面没有极点。然而,  $Z_{bus}$  中相对较大的谐振导致互连系统中的阻尼水平较低。图 9(a) 中的相位裕度  $22^\circ$  也证实了这一点,该相位裕度与原始相位裕度 ( $55^\circ$ ) 相差很大。因

此,应该优化源侧变流器中的电压调节器,以抑制母线阻抗峰值,这也会增加相位裕度。

### 3.2 优化后的效果

在本文中,母线阻抗峰值的参考值是根据文 2.4 中讨论的  $-6$  dB 增益裕度标准定义的,当  $k_r \approx 26$  dB 时,  $k_b^*$  设置为 20 dB,以确保母线阻抗在允许的范围。另一方面,本文对母线阻抗峰值的估计是基于假设母线阻抗峰值处谐振频率接近电压控制回路设计带宽  $f_c$  所进行的。因此,交叉频率参考值应保持接近最初设计的带宽,即  $\omega_c^* \approx 2\pi f_c$ 。然而,在接下来的实验中,为评估在电压回路带宽和母线阻抗谐振频率 ( $\omega_c^* \approx 2\pi \times 125$  rad/s) 存在一定差异的情况下,所提优化方法的性能,将交叉频率参考值从 100 Hz 增加到 125 Hz。上述工作中,所应用的调整矩阵  $A$  是对角矩阵,其中  $a_1 = 0.001, a_4 = 0.28$ 。

实时调整电压控制器参数,所测量电压控制回路增益的频率响应如图 11 所示。

由图 11 可知,调节  $G_v(s)$  后的相位裕度达到了  $40^\circ$ ,与未调节前的  $27^\circ$  相比,系统动态稳定性明显提

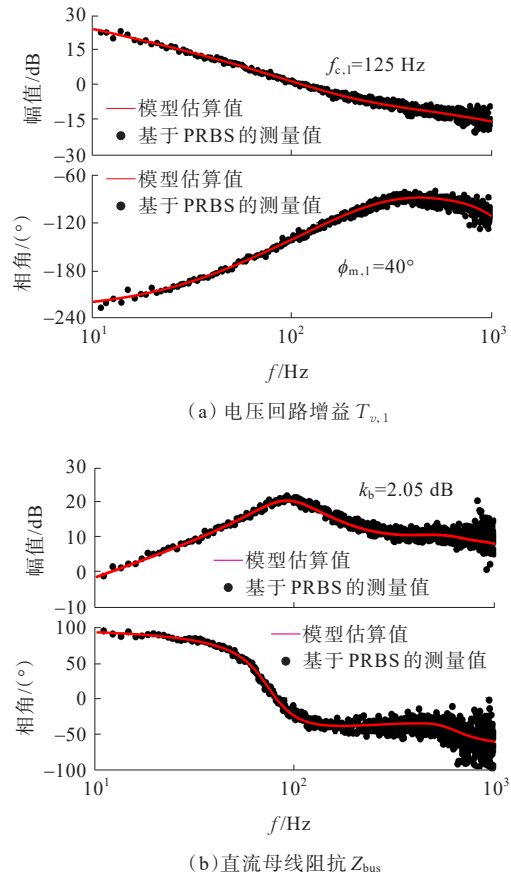


图 11 优化后的实验结果

Figure 11 Experimentally results with optimization



高。基于此相位裕度估算出母线阻抗峰值大约为19 dB,与给出的峰值参考值近似相等,通过调节电压控制器参数使系统阻尼达到期望值,验证所提调控方法的有效性。

与优化前的情况类似,所提监控方案的准确性通过与母线阻抗峰值测量值比较验证。实验获得的母线阻抗的频率响应与图12中的估计模型进行比较。这证实了以下几点:

- 1) 尽管母线阻抗谐振和电压回路带宽之间存在差异,但所提监控方案具有正确性;
- 2) 通过所提的优化方法成功地抑制了母线阻抗峰值。

所提的电压控制器优化方法下监测交叉频率、相位裕度和峰值母线阻抗的实验结果如图12所示。由图12可知,当优化调节开始时,估计的相位裕度增加,峰值母线阻抗相应降低;优化后相位裕度监测值与图11实测值接近,母线阻抗峰值也与图11实测值接近。表5总结了优化前、后母线阻抗峰值的实验结果,还包括基于相位裕度的估计值以及在线监测值。由表5可知,优化前、后都可以观察到良好的匹配。图13所示为调整 $G_v(s)$ 前、后的母线电压阶跃响应。由图13可知,采用所提在线监控和优化方法的系统具有良好的阻尼性。

表5 母线阻抗峰值的实验结果

Table 5 Experimental results for peak value of bus impedance dB

母线阻抗峰值	在线监测值	估算值	测量值
优化前	30.0	30	27.0
优化后	19.5	19	20.5

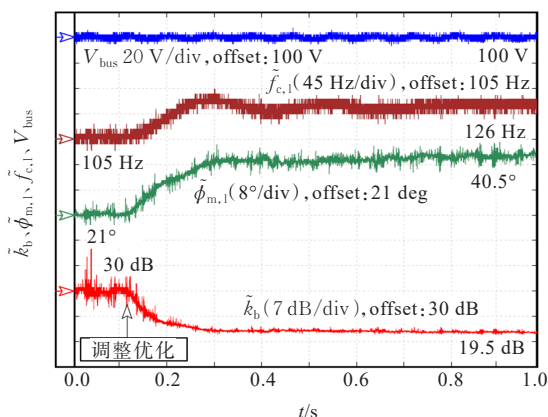


图12 优化前、后实验结果

Figure 12 Experimental results before and after optimization

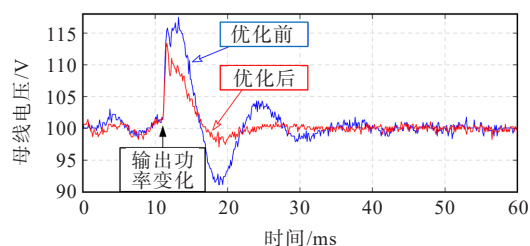


图13 输出功率变化时母线电压阶跃响应的实验结果  
Figure 13 Experimental results of the bus voltage step response while output power change

### 4 结语

本文提出一种直流母线阻抗在线监测和优化的控制方案,该方案不需要实时测量母线阻抗,易于在数字控制器内实现,并且在母线上可能存在的其他频率分量所产生的噪声和扰动具有较高稳定性。通过实验室装置对所提方案进行验证,得到如下结论:

- 1) 采用直流微电网源侧变流器的电压控制回路增益表示直流母线阻抗,提出一种母线阻抗的简化估计方法,通过源侧变流器电压控制回路的交叉频率和相位裕度估算母线阻抗峰值;
- 2) 通过在线调整电压调节器比例和积分增益,可使母线阻抗的峰值保持在允许范围内,有效提高直流微电网的动态稳定性;
- 3) 通过对直流母线阻抗和电压环增益的频率响应进行实验测量,所测出的母线阻抗峰值和相位裕度与在线估计值较为匹配,所提优化方案可以有效抑制母线阻抗峰值,该优化策略可以有效改善直流微电网的稳定性和动态性能。

### 参考文献:

[1] 张赞,王琛,王毅,等.基于自适应下垂控制的直流微电网多储能SOC动态均衡策略[J].华北电力大学学报(自然科学版),2020,47(5):21-29.  
ZHANG Yun,WANG Chen,WANG Yi,et al.SOC dynamic balancing strategy for multi-energy storage based on adaptive droop control in DC microgrid[J].Journal of North China Electric Power University (Natural Science Edition), 2020,47(5):21-29.

[2] 梁海峰,边吉,丁锦睿,等.基于滑模控制的孤岛直流微电网控制策略研究[J].华北电力大学学报(自然科学版),2021,48(1):15-23+41.  
LIANG Haifeng,BIAN Ji,DING Jinrui,et al.Research on

- control strategy of isolated DC microgrid based on sliding mode control[J]. Journal of North China Electric Power University (Natural Science Edition),2021,48(1):15-23+41.
- [3] 曹佳佳,王淳,霍崇辉,等.考虑配电网负荷波动和电压偏移的充电站优化规划[J].电力科学与技术学报,2021,36(4):12-19.  
CAO Jiajia, WANG Chun, HUO Chonghui, et al. Optimal planning of charging station considering load fluctuation and voltage offset of distribution network[J]. Journal of Electric Power Science and Technology,2021,36(4):12-19.
- [4] 王鑫,李慧,叶林,等.考虑风速波动特性的VMD-GRU短期风电功率预测[J].电力科学与技术学报,2021,36(4):20-28.  
WANG Xin, LI Hui, YE Lin, et al. VMD-GRU short-term wind power prediction considering wind speed fluctuation characteristics[J]. Journal of Electric Power Science and Technology,2021,36(4): 20-28.
- [5] 马添翼,金新民,荆龙.基于稳定性分析的微电网变流器系统阻抗设计[J].北京交通大学学报,2014,38(2):123-129.  
MA Tianyi, JIN Xinmin, JING Long. Design of microgrid converter system impedance based on stability analysis[J]. Journal of Beijing Jiaotong University,2014,38(2):123-129.
- [6] 李杨,帅智康,方俊彬,等.灵敏度在变换器系统阻抗稳定性分析中的应用[J].中国电机工程学报,2021,41(10):3480-3491+3673.  
LI Yang, SHUAI Zhikang, FANG Junbin, et al. Application of sensitivity in impedance-based stability analysis for converter systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41 (10):3480-3491+3673.
- [7] 徐攀腾,朱博,喻文翔,等.昆柳龙直流工程受端高频谐振评估及抑制[J].中国电力,2022,55(3):9-17.  
XU Panteng, ZHU Bo, YU Wenxiang, et al. High frequency resonance evaluation and suppression measures for receiving-end of Kun-Liu-Long DC project[J]. Electric Power,2022,55(3):9-17.
- [8] RICCOBONO A, SANTI E. A novel passivity based stability criterion (PBSC) for switching converter DC distribution systems[C]//IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition, Orlando, USA, 2012.
- [9] SIEGERS J, ARRUA S, SANTI E. Allowable bus impedance region for MVDC distribution systems and stabilizing controller design using positive feed-forward control[C]//IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, Milwaukee, USA, 2016.
- [10] 高家元,赵晋斌,陈晓博,等.弱电网条件下基于阻抗的稳定性判据重塑[J].电网技术,2017,41(9):2762-2768.  
GAO Jiayuan, ZHAO Jinbin, CHEN Xiaobo, et al. Reconstruction of impedance based stability criteria in weak grid[J]. Power System Technology, 2017, 41(9): 2762-2768.
- [11] 王磊,张凌博.多逆变器并网等值建模及谐振抑制优化[J].电力系统保护与控制,2021,49(6):19-29.  
WANG Lei, ZHANG Linbo. Equivalent modeling of multi inverters connected to the grid and optimization of resonance suppression[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(6):19-29.
- [12] KANZIAN M, GIETLER H, UNTERRIEDER C, et al. Low-complexity state-space-based system identification and controller auto-tuning method for multi-phase DC-DC converters[J]. IEEE Transaction on Industrial Application, 2018, 55(2):2076-2087.
- [13] ABDOLLAHI H, ARRUA S, ROINILA T, et al. A novel dc power distribution system stabilization method based on adaptive resonance enhanced voltage controller[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 66(7): 5653-5662.
- [14] 刘耀,赵小令,吴佳玮,等.高压直流海缆工程应用现状及展望[J].高压电器,2022,58(2):1-8.  
LIU Yao, ZHAO Xiaoling, WU Jiawei, et al. Application status and prospect of HVDC submarine cable projects[J]. High Voltage Apparatus, 2022, 58(2):1-8.
- [15] CHEN F, BURGOS R, BOROYEVICH D, et al. Investigation of nonlinear droop control in dc power distribution systems: load sharing, voltage regulation, efficiency and stability[J]. IEEE Transaction on Power Electronics, 2019, 34(10):9404-9421.
- [16] ALDHAHERI A, ETEMADI A. H. Stabilization and performance preservation of DC-DC cascaded systems by diminishing output impedance magnitude[J]. IEEE Transaction on Industrial Application, 2017, 54(2): 1481-1489.
- [17] 王彤彤,文俊,靳海强,等.LCC-MMC混合直流输电系统直流回路谐振特性研究[J].电网与清洁能源,2021,37(3):1-7.  
WANG Tongtong, WEN Jun, JIN Haiqiang, et al. Research on the resonance characteristics of the DC loop of the LCC-MMC hybrid DC transmission system[J]. Power System and Clean Energy, 2021, 37(3):1-7.
- [18] 张成,赵涛,朱爱华,等.提高弱电网下并网逆变器稳定性的复合补偿策略[J].智慧电力,2021,49(5):42-47+76.  
ZHANG Cheng, ZHAO Tao, ZHU Aihua, et al. Composite compensation strategy for improving stability of grid connected inverter in weak current network[J]. Smart Power, 2021, 49(5):42-47+76.
- [19] 陈秀秀,杨兴武,王楠楠,等.多端柔性直流输电系统的阻抗建模及稳定性分析[J].水电能源科学,2019,37(7):162-166.  
CHEN Xiuxiu, YANG Xingwu, WANG Nannan, et al. Impedance modeling and stability analysis of VSC-MTDC [J]. Water Resources and Power, 2019, 37(7):162-166.