

# 交流配电网中柔性直流互联装置阻抗稳定性分析及 阻抗协同重塑控制

田艳军<sup>1</sup>,王 坤<sup>1</sup>,彭 飞<sup>1</sup>,孟凡奇<sup>2</sup>,王 毅<sup>1</sup>

(1. 华北电力大学 河北省分布式储能与微网重点实验室,河北 保定 071003;2. 国网常州供电公司,江苏 常州 213004)

**摘要:**对于交流配电网中的柔性直流互联装置,当功率方向变化时,负阻抗会随之在装置内定功率控制换流器的直流侧和交流侧进行转移,降低了系统稳定性。针对此问题,提出了一种阻抗协同重塑控制策略。首先,介绍了配电网中柔性直流互联装置的结构;其次,分别建立了装置内两侧换流器多个端口阻抗在功率双向传输下的小信号模型,探究其阻抗特性;然后,对所提控制策略的工作原理进行了分析,且对重塑后的阻抗进行了建模,对比分析了阻抗重塑前后系统的稳定性;最后,通过MATLAB/Simulink仿真模型和实验平台对所提控制策略的有效性进行了仿真和实验验证,结果表明所提方法通过协同作用可将直流侧和交流侧的负阻抗均重塑为正阻抗,从而能同时改善换流器两侧的稳定性。

**关键词:**交流配电网;柔性直流输电;换流器;小信号建模;稳定性分析;阻抗协同重塑控制

**中图分类号:**TM 727;TM 712

**文献标志码:**A

**DOI:**10.16081/j.epae.202105003

## 0 引言

随着配电网对供电可靠性的需求越来越高,且同时其需要接纳的分布式发电设备越来越多<sup>[1]</sup>,传统以“闭环设计、开环运行”为主的配电网结构无法满足以上需求<sup>[2]</sup>。“花瓣型”配电网是由同一个变电站引出2条馈线构建一个“花瓣”,可实现长期合环运行(单电压合环)<sup>[3]</sup>,相较于开环运行,此配电网结构能提高系统可靠性,可实现馈线内故障的“无缝自愈”<sup>[4]</sup>,但当上级电网出现故障,需要进行跨变电站合环(多电源合环)时,因交流互联会产生较大冲击电流和合环电流,从而影响电网安全可靠运行<sup>[5]</sup>。

相较于开环和交流互联,通过柔性直流互联装置将交流系统进行解耦互联,可实现直流互联模式<sup>[6]</sup>,这不仅可有效控制系统短路电流和系统潮流,在故障后对系统提供动态电压支撑,还能消除合环引起的冲击电流和循环电流,保证合环的安全运行,从而大幅提升配电网的供电可靠性<sup>[7-8]</sup>。柔性直流互联装置由2个电压源型换流器经直流环节串联而成,通常一端换流器采用定直流电压控制,另一端换流器采用定功率控制<sup>[9]</sup>。由于交流配电网互联系统中功率可以双向传输,当功率从直流线路向采用定功率控制的换流器传输时,换流器作为恒功率负载,直流侧阻抗特性为负阻抗特性<sup>[10]</sup>;当功率从交流线路向采用定功率控制的换流器传输时,换流器同样

作为恒功率负载,交流侧阻抗特性呈负阻抗特性<sup>[11]</sup>。因此当功率方向变化时,负阻抗会随之在该换流器的直流侧和交流侧进行转移,降低了系统的稳定性。

现有研究多数是单独针对换流器直流侧或者交流侧存在的负阻抗问题进行研究并优化。文献[12-13]研究了不同功率传输方向下采用定功率控制的换流器直流侧阻抗特性存在的明显差异。文献[14]针对海上高压直流供电系统因负阻抗造成的高频振荡问题,提出了正阻尼重构稳定控制。文献[15]分析了功率双向传输下并网换流器系统的稳定性差异问题,并针对交流侧负阻抗问题提出了阻抗优化控制,提高了系统稳定性。但是上述文献未综合考虑功率双向传输下换流器交流侧和直流侧都存在的负阻抗问题,提出的阻抗优化控制不能同时解决两侧的负阻抗问题,因而具有一定的局限性。

针对上述问题,本文综合考虑了功率调度模式下采用定功率控制时换流器直流侧和交流侧的负阻抗问题,提出了一种阻抗协同重塑ICR(Impedance Coordinated Reshaping)控制策略。首先,介绍了交流配电网中柔性直流互联装置的结构;其次,分别建立该装置直流侧和交流侧端口阻抗在功率双向传输下的小信号模型,分析其阻抗稳定特性;然后,对所提控制策略的工作原理进行了分析,且对重塑后的阻抗进行了建模,对比分析了阻抗重塑前后系统的稳定性;最后,搭建了MATLAB/Simulink仿真模型及低功率原型样机实验平台,通过仿真和实验验证了理论分析和所提控制策略的正确性和有效性。

## 1 交流配电网中的柔性直流互联装置

图1为“花瓣型”交流配电网互联系统的结构示

收稿日期:2021-01-15;修回日期:2021-03-04

基金项目:河北省重点研发计划资助项目(19214405D);中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(2020MS089)

Project supported by the Key Research and Development Program of Hebei Province(19214405D) and the Fundamental Research Funds for the Central Universities(2020MS089)

意图,交流系统电压等级为20 kV,柔性直流互联装置可以实现跨变电站配电馈线的安全合环运行,提高了系统供电可靠性<sup>[8]</sup>。柔性直流互联装置由2个电压源型换流器(VSC-A和VSC-B)、直流线路以及直流侧稳压电容组成,其拓扑结构如图2(a)所示。配电网中的有功功率可实现双向传输。

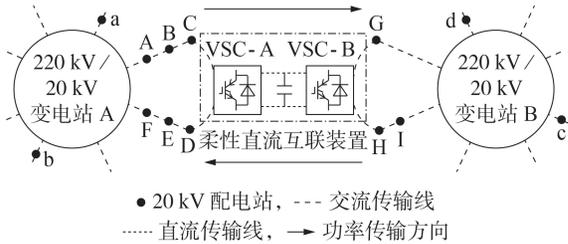


图1 交流配电网互联系统示意图

Fig.1 Schematic diagram of AC distribution network interconnection system

柔性直流互联装置中,VSC-A采用定直流电压控制,负责稳定直流侧电压;VSC-B采用定功率控制<sup>[16]</sup>,负责调节系统内传输功率的大小及方向。控制框图如图2(b)和图2(c)所示。

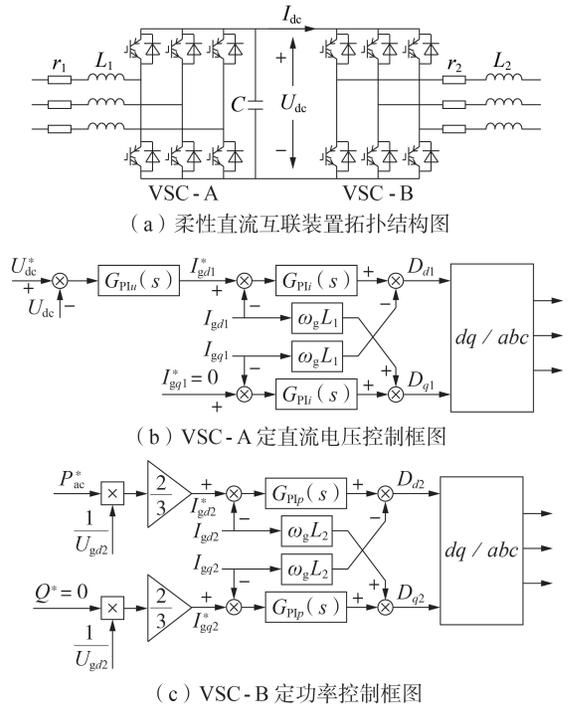


图2 柔性直流互联装置结构和控制框图

Fig.2 Structure and control block diagram of flexible DC interconnection device

图2中, $U_{dc}$ 为直流电压; $I_{dc}$ 为直流电流; $C$ 为直流电容; $P_{ac}^*$ 为交流侧有功功率给定值; $Q^*$ 为无功功率给定值; $I_{gd1}$ 和 $I_{gq1}$ 分别为VSC-A交流侧 $d$ 轴和 $q$ 轴电流, $I_{gd2}$ 和 $I_{gq2}$ 分别为VSC-B交流侧 $d$ 轴和 $q$ 轴电流,“\*”表示对应变量的给定值; $U_{gd2}$ 为VSC-B交流侧 $d$ 轴电压; $D_{d1}$ 、 $D_{q1}$ 和 $D_{d2}$ 、 $D_{q2}$ 分别为VSC-A和VSC-B的

$d$ 、 $q$ 轴占空比; $G_{p1u}(s)$ 、 $G_{p1i}(s)$ 和 $G_{p1p}(s)$ 分别为定直流电压控制的电压环、电流环和定功率控制电流环的PI控制器传递函数。

## 2 柔性直流互联装置的阻抗小信号建模

为了探究功率双向传输下的换流器端口阻抗特性差异及其对系统稳定性的影响,分别建立柔性直流互联装置各端口阻抗在不同功率传输方向下的小信号模型。规定下文中功率正向为功率从直流线路向VSC-B传输方向,功率反向为功率从交流线路向VSC-B传输方向。

### 2.1 VSC-A直流侧阻抗小信号建模

基于文献[17],功率正向传输时VSC-A直流侧输出阻抗 $Z_{Adc-out}(s)$ 为:

$$Z_{Adc-out}(s) = U_{dc} / (I_{dc} + 2U_{dc}Cs - 1.5U_{gd1}G_1(s)) \quad (1)$$

其中, $U_{gd1}$ 为VSC-A交流侧 $d$ 轴电压; $G_1(s)$ 为直流电压 $U_{dc}$ 到VSC-A交流侧 $d$ 轴电流 $I_{gd1}$ 的小扰动传递函数,具体表达式见附录A式(A1)。

类比功率正向传输时的阻抗建模,功率反向传输时VSC-A直流侧输入阻抗 $Z_{Adc-in}(s)$ 为:

$$Z_{Adc-in}(s) = U_{dc} / (-I_{dc} + 2U_{dc}Cs + 1.5U_{gd1}G_2(s)) \quad (2)$$

其中,传递函数 $G_2(s)$ 和 $G_1(s)$ 含义相同,具体表达式见附录A式(A2)。

在20 MW功率等级下,根据式(1)、(2)可以绘制如附录A图A1所示的阻抗Bode图。由图A1可知,功率双向传输下曲线基本重合,低频段因PI调节器的积分环节作用表现为感性阻抗,高频段因直流电容作用表现为容性阻抗。

### 2.2 VSC-B直流侧阻抗小信号建模

基于文献[12],功率正向传输时VSC-B直流侧输入阻抗 $Z_{Bdc-in}(s)$ 为:

$$Z_{Bdc-in}(s) = U_{dc} / (-I_{dc} + 1.5U_{gd2}G_3(s)) \quad (3)$$

其中, $G_3(s)$ 为直流电压 $U_{dc}$ 到VSC-B交流侧 $d$ 轴电流 $I_{gd2}$ 的小扰动传递函数,具体表达式见附录A式(A3)。

类比功率正向传输时的阻抗建模,功率反向传输时VSC-B直流侧输出阻抗 $Z_{Bdc-out}(s)$ 为:

$$Z_{Bdc-out}(s) = U_{dc} / (I_{dc} - 1.5U_{gd2}G_4(s)) \quad (4)$$

其中,传递函数 $G_4(s)$ 和 $G_3(s)$ 含义相同,具体表达式见附录A式(A4)。

在20 MW功率等级下,根据式(3)、(4)可以绘制如附录A图A2所示的阻抗Bode图。由图A2可知,在低频段,功率正向传输时VSC-B作为恒功率负载,输入阻抗呈负阻抗特性;功率反向传输时,输出阻抗呈正阻抗特性。

### 2.3 VSC-B交流侧阻抗小信号建模

基于文献[15],功率正向传输时VSC-B交流侧输出阻抗 $Z_{Bac-out}(s)$ 为:

$$Z_{\text{Bac-out}}(s) = \frac{I + A_1(A_8 - A_7)}{A_2^{-1} + A_1[-BA_6A_4A_8 + A_3(A_8 - A_7) - A_5]} \quad (5)$$

其中,  $A_1$  为控制开环下从占空比到交流电流的小信号传递函数矩阵;  $A_2$  为不考虑锁相环且控制开环下的输出阻抗矩阵;  $A_3 - A_5$  分别为从系统  $d-q$  坐标系下交流侧电压到控制器  $d-q$  坐标系下交流电流、交流电压和占空比的小信号传递函数矩阵; 常数表达式  $B = -2/(3U_{gd2}^2)$ ;  $A_6$  为功率给定矩阵;  $A_7$  和  $A_8$  分别为功率控制电流环 PI 调节器的传递函数矩阵和耦合项矩阵。上述矩阵具体表达式见附录 A 式 (A5) — (A11)。

类比功率正向传输时的阻抗建模, 功率反向传输时 VSC-B 交流侧输入阻抗  $Z_{\text{Bac-in}}(s)$  为:

$$Z_{\text{Bac-in}}(s) = \frac{I + A_1(A_8 - A_7)}{A_2^{-1} + A_1[BA_6A_4A_8 + A_3(A_7 - A_8) + A_5]} \quad (6)$$

在 20 MW 功率等级下, 根据式 (5)、(6) 可以绘制如附录 A 图 A3 所示的阻抗 Bode 图。由图 A3 可知, 在低频段, 功率正向传输时 VSC-B 作为恒功率源, 输出阻抗呈正阻抗特性; 而功率反向传输时, 作为恒功率负载, 输入阻抗呈负阻抗特性。在高功率因数的交流系统中, 系统的稳定性主要由  $d-d$  分量决定<sup>[18]</sup>。为简化分析, 下文通过  $d-d$  分量来研究交流侧的阻抗特性和系统稳定性。

### 2.4 交流配电网等值阻抗小信号建模

对于交流配电网的等值阻抗建模, 该阻抗可以等效包括传输线路阻抗和变压器漏抗,  $d-q$  坐标系下的阻抗矩阵为:

$$Z_g(s) = \begin{bmatrix} L_g s + r_g & -\omega_g L_g \\ \omega_g L_g & L_g s + r_g \end{bmatrix} \quad (7)$$

其中,  $L_g$  和  $r_g$  分别为 VSC-B 交流侧线路电感和电阻;  $\omega_g$  为基波频率。

## 3 ICR 控制

### 3.1 ICR 控制框图和原理

为了能同时解决 VSC-B 直流侧和交流侧的负阻抗问题, 本文在传统直接功率控制的基础上提出了一种 ICR 控制: ①功率正向传输时, 启动直流侧阻抗重塑 IRDC (Impedance Reshaping on DC side) 控制, 负责将功率正向传输时 VSC-B 直流侧负阻抗重塑为正阻抗; ②功率反向传输时, 启动交流侧阻抗重塑 IRAC (Impedance Reshaping on AC side) 控制, 负责将功率反向传输时 VSC-B 交流侧负阻抗重塑为正阻抗。ICR 控制框图如图 3 所示。ICR 控制内部功率方向检测及切换命令发出控制框图如附录 B 图 B1 所示。

传统定功率控制下, 当系统受到扰动后, 电压和

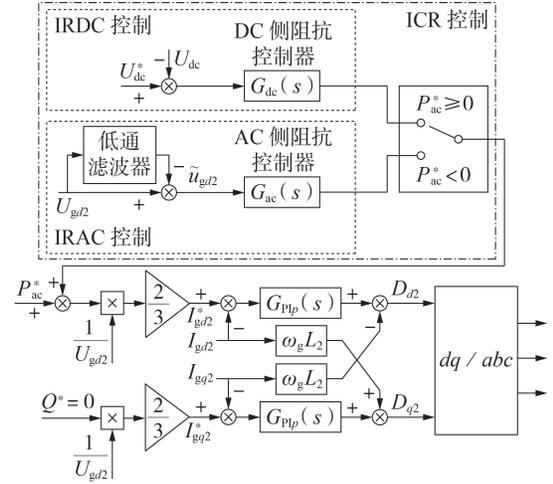


图 3 ICR 控制框图

Fig.3 Block diagram of ICR control

电流会呈相反趋势变化, 见图 4(a)。由附录 B 式 (B1)、(B2) 所示的输入、输出阻抗小扰动表达式可知, 呈相反趋势变化会造成负阻抗问题。

对于 IRDC 控制, 直流侧阻抗控制器的输入为直流电压扰动, 输出信号加到有功功率给定值上, 即通过暂态下直流电压扰动调整暂态下的有功功率输出, 进而影响电流, 最终实现阻抗重塑。IRAC 控制和 IRDC 控制类似, 交流侧阻抗控制器的输入为交流电压扰动, 输出信号加到有功功率给定值上, 即通过暂态下交流电压扰动调整暂态下的有功功率输出, 进而影响电流, 最终实现阻抗重塑。

根据上述阻抗重塑原理, 暂态下电压和电流能实现同趋势变化, 见图 4(b), 曲线斜率即为等效阻抗, 从而可知阻抗重塑将原负阻抗修正为正阻抗。

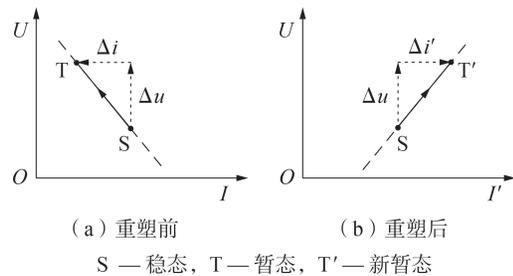


图 4 ICR 控制原理示意图

Fig.4 Schematic diagram of ICR control principle

为了使得直流侧和交流侧的阻抗控制器在稳态下输出信号均为 0, 只在暂态下起作用, 将以上 2 个控制器设计为比例控制器, 直流侧和交流侧的比例控制器的传递函数  $G_{dc}(s)$  和  $G_{ac}(s)$  表达式分别为:

$$G_{dc}(s) = K_{dc} = -k_{dc} C_{I_{dc}} \quad (8)$$

$$G_{ac}(s) = K_{ac} = -k_{ac} C_{I_{gd2}} \quad (9)$$

其中,  $K_{dc}$  和  $K_{ac}$  分别为控制器的比例系数;  $C_{I_{dc}}$  和  $C_{I_{gd2}}$  分别为直流侧电流  $I_{dc}$  和交流侧  $d$  轴电流  $I_{gd2}$  在稳态下的

平均值;为留出一定裕度<sup>[10]</sup>,设定裕度系数 $k_{dc}=k_{ac}=3$ 。

对于交流电压扰动量,可以通过将实际交流电压 $d$ 轴分量 $U_{gd2}$ 与其通过低通滤波器后得到的低频稳态量做差而得到,交流电压扰动量 $\tilde{u}_{gd2}$ 的表达式为:

$$\tilde{u}_{gd2} = U_{gd2}(1 - G_{LPF}(s)) \quad (10)$$

其中, $G_{LPF}(s)$ 为低通滤波器的传递函数,具体表达式见附录B式(B3)。将二阶滤波器的截止频率设定为20 Hz<sup>[15]</sup>。

### 3.2 阻抗重塑后的小信号建模

阻抗重塑后,分别对VSC-B直流侧和交流侧端口阻抗重新进行小信号建模。

首先是对于直流侧,交流侧电压 $U_{gd2}$ 认为是固定值,功率正向传输时满足:

$$(U_{dc}^* - U_{dc})G_{dc}(s) + P_{ac}^* = 3U_{gd2}I_{gd2}^*/2 \quad (11)$$

将式(11)小信号线性化,并忽略二次扰动项,得:

$$-\Delta U_{dc}G_{dc}(s) = 3U_{gd2}\Delta I_{gd2}^*/2 \quad (12)$$

其中,“ $\Delta$ ”表示该变量的小扰动量。将式(12)代入传统功率控制下的小信号模型中,可得阻抗重塑后功率正向传输时VSC-B直流侧阻抗的小信号模型,如附录B图B2所示。根据图B2,可得阻抗重塑后 $\Delta U_{dc}$ 到 $\Delta I_{gd2}$ 的传递函数 $G'_3(s)$ 为:

$$G'_3(s) = \frac{3U_{gd2}D_{d2}s + 2G_{dc}(s)G_{PIp}(s)U_{dc}}{3U_{gd2}[(L_2s + r_2) + G_{PIp}(s)U_{dc}]} \quad (13)$$

将 $G'_3(s)$ 代入式(3)得重塑后的功率正向传输时VSC-B直流侧输入阻抗 $Z'_{Bdc-in}(s)$ 为:

$$Z'_{Bdc-in}(s) = U_{dc}/(-I_{dc} + 1.5U_{gd2}G'_3(s)) \quad (14)$$

功率反向传输时满足:

$$\tilde{u}_{gd2}G_{dc}(s) + P_{ac}^* = 3U_{gd2}I_{gd2}^*/2 \quad (15)$$

将式(10)代入式(15),并进行小信号线性化,忽略二次扰动项,此时 $\Delta I_{gd2}^* = 0$ ,即等效为功率反向传输时IRAC控制对直流侧没有影响,所以阻抗重塑后功率反向传输时VSC-B直流侧输出阻抗的表达式仍为式(4)。

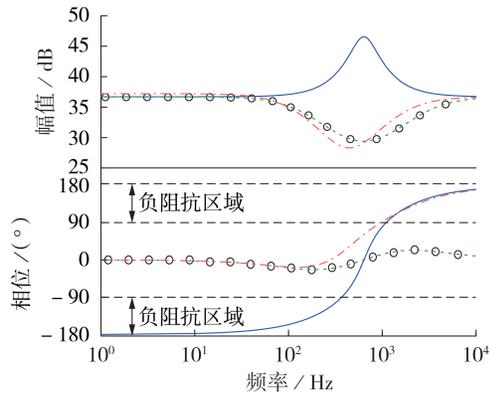
然后是对于交流侧,认为直流电压 $U_{dc}$ 保持不变。根据式(12)可知,功率正向传输时IRDC控制对交流侧没有影响,所以阻抗重塑后功率正向传输时VSC-B交流侧输出阻抗的表达式仍为式(5)。

功率反向传输时,根据式(14)可以推导得到交流电流给定值的扰动矩阵,如附录B式(B4)、(B5)所示。根据式(B5)可得重塑后功率反向传输时VSC-B交流侧阻抗的小信号模型,如附录B图B3所示。根据图B3,可得阻抗重塑后功率反向传输时VSC-B交流侧输入阻抗为:

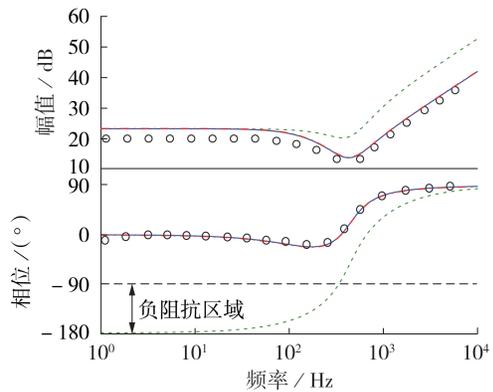
$$Z'_{Bac-in}(s) = \frac{I + A_1(A_8 - A_7)}{A_2^{-1} + A_1[(BA_6 + DA_9)A_4A_8 + A_3(A_7 - A_8) + A_5]} \quad (16)$$

其中,常数表达式 $D = 2/(3U_{gd2})$ 。

根据阻抗表达式(3)、(4)和式(14)可以绘制如图5(a)所示的阻抗重塑前、后直流侧阻抗Bode图。根据式(5)、(6)和式(16)可以绘制如图5(b)所示的阻抗重塑前、后交流侧阻抗Bode图。由图5(a)可知,采用IRDC控制后,在功率正向传输时VSC-B直流侧低频段的负阻抗被重塑为正阻抗。由图5(b)可知,采用IRAC控制后,在功率反向传输时VSC-B交流侧的负阻抗被重塑为正阻抗。综上,通过ICR控制的协同作用,可有效解决VSC-B直流侧和交流侧的负阻抗问题。



(a) 阻抗重塑前、后直流侧阻抗 Bode 图



(b) 阻抗重塑前、后交流侧阻抗 Bode 图

— 重塑前正向, - - - 重塑前反向  
- - - 重塑后正向, ○ ○ ○ 重塑后反向

图5 阻抗重塑前、后直流侧及交流侧阻抗 Bode 图

Fig.5 Bode diagrams of DC side and AC side before and after impedance reshaping

### 3.3 系统稳定性分析

根据直流系统和交流系统的最小环路比(具体见附录B式(B7)~(B10)),以及重塑前、后端口阻抗模型,可以绘制如图6所示的Nyquist图。

由图6(a)可知,重塑前,功率正向传输时的曲线相较于功率反向传输时更靠近 $(-1, 0)$ 点,即幅值裕度更小,更易失稳<sup>[12]</sup>;重塑后,功率正向与功率反向对应曲线均远离 $(-1, 0)$ 点,有较大的稳定裕度。分析图6(b)有类似的结论,因功率反向传输时交流侧端口阻抗呈负阻抗特性,系统稳定裕度更小<sup>[15]</sup>,重塑后系统稳定性得到较大提升。此外,关于功率大小、

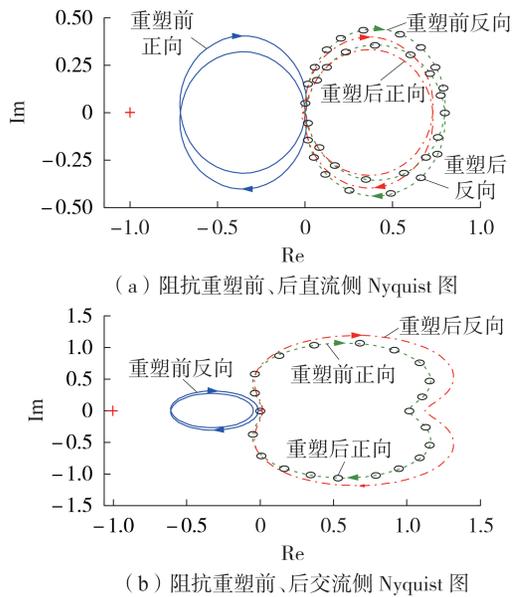


图 6 阻抗重塑前、后直流侧及交流侧 Nyquist 图  
Fig.6 Nyquist diagrams of DC side and AC side before and after impedance reshaping

电网强弱程度对系统交、直流侧(阻抗重塑前、后)稳定性的影响如附录 B 图 B4—B6 所示。由图可知,随着功率增大,重塑前直流侧在功率正向传输时会逐渐失稳,交流侧在功率反向传输时会逐渐失稳,重塑后直流侧和交流侧在功率双向传输下均能保持稳定;随着电网等值阻抗的增大,重塑前交流侧在功率反向传输时会逐渐失稳,重塑后交流侧在功率双向传输下均能保持稳定。综上,ICR 控制能同时提升直流系统和交流系统的稳定性。

#### 4 仿真及实验验证

为验证理论分析的正确性以及所提控制策略的有效性,基于 MATLAB / Simulink 搭建仿真模型进行仿真验证,并搭建小功率实验平台进行实验验证。

##### 4.1 仿真验证

仿真工况为功率在 20 MW 与 -20 MW 间周期性切换,模拟实际应用中较为极端的功率突然反向的情况<sup>[16]</sup>,在此工况下能直观地比较功率正向传输与功率反向传输时系统功率、电压及电流波形的波动差异,进而反映系统稳定性差异。仿真参数如附录 C 表 C1 所示。

图 7 为传统直接功率控制下的直流侧功率  $P_{dc}$ 、直流电压  $U_{dc}$ 、交流侧功率  $P_{ac}$  及交流侧三相电流  $I_{abc}$  的仿真波形。由图 7 可知,当功率从反向切换到正向传输时, $P_{dc}$  和  $U_{dc}$  有幅值较大且较长时间的持续波动,而对  $P_{ac}$  和  $I_{abc}$  的冲击较小,其很快恢复稳定。当功率从正向切换到反向传输时,相较于功率从反向切换到正向传输, $P_{dc}$  和  $U_{dc}$  能更快恢复稳定,但对  $P_{ac}$  和  $I_{abc}$  冲击较大。综上可知,对于直流侧,功率正向

传输时系统稳定性劣于功率反向传输;对于交流侧,功率正向传输时系统稳定性优于功率反向传输。

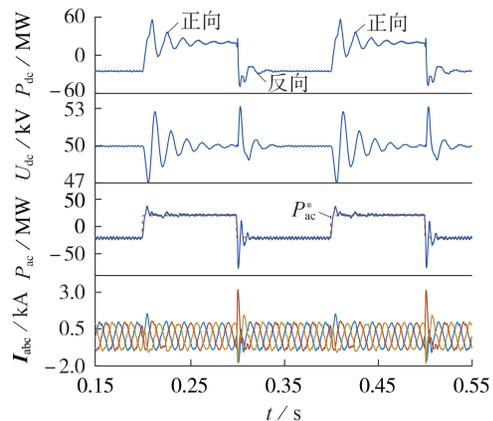


图 7 传统直接功率控制下的仿真结果  
Fig.7 Simulative results under traditional direct power control

图 8 为 ICR 控制下的仿真结果。由图 8 可知,通过 ICR 控制的 ICR 作用,功率从反向切换到正向传输时  $P_{dc}$  和  $U_{dc}$  的波动幅度减小,更快恢复稳定;功率从正向切换到反向传输时  $P_{ac}$  和  $I_{abc}$  的冲击大幅减小。可见,ICR 控制能有效提升系统稳定性。

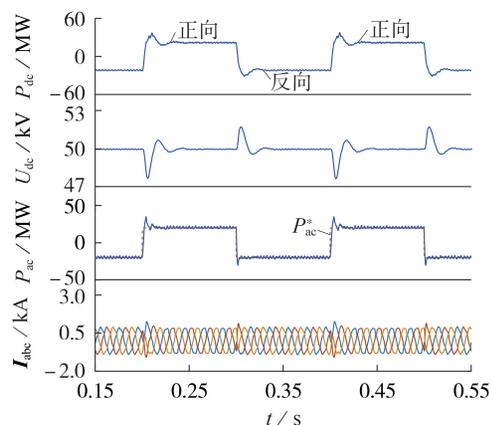


图 8 ICR 控制下的仿真结果  
Fig.8 Simulative results under ICR control

##### 4.2 实验验证

对仿真条件进行等比例缩小,搭建了如附录 C 图 C1 所示的小功率实验平台,功率等级为 1 kW。实际电路由 dSPACE MicroLabBox 1202 / 1302 平台进行控制。实验参数如附录 C 表 C2 所示。实验工况分别为功率正向传输和反向传输,功率大小从 200 W 变化至 1000 W,观察不同工况下的阶跃响应。

图 9 为传统直接功率控制下的实验结果。对比图 9(a)、(b)可知,当  $P_{ac}^*$  从 200 W 变化至 1000 W 时, $P_{dc}$  和  $U_{dc}$  的波动幅度较大且持续时间较长, $P_{ac}$  和  $I_c$  的阶跃响应较平缓;当  $P_{ac}^*$  从 -200 W 变化至 -1000 W 时, $P_{dc}$  和  $U_{dc}$  的波动幅度较小且较快恢复稳定,但会

对  $P_{ac}$  和  $I_c$  产生非常大的冲击。

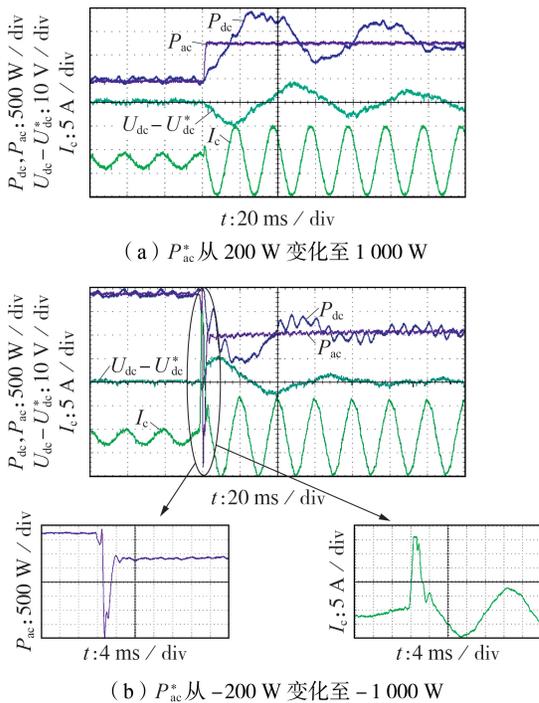


图9 传统直接功率控制下的实验结果

Fig.9 Experimental results under traditional direct power control

图10为ICR控制下的实验结果。对比图9(a)和图10(a)可知,重塑后  $P_{dc}$  和  $U_{dc}$  的波动幅度明显减小且更快恢复稳定。对比图9(b)和图10(b)可知,重塑后  $P_{ac}$  和  $I_c$  的暂态阶跃响应不会产生较大冲击。即ICR控制同时提升了直流侧和交流侧的稳定性。

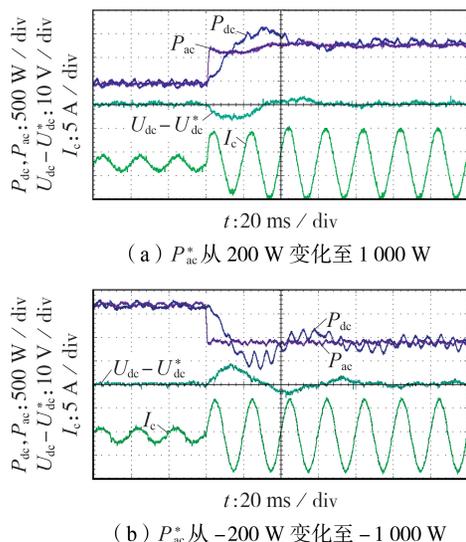


图10 ICR控制下的实验结果

Fig.10 Experimental results under ICR control

## 5 结论

本文以交流配电网中的柔性直流互联装置为研

究对象,提出了一种ICR控制策略,通过理论分析、仿真和实验得到以下结论:

(1)对于采用定功率控制的换流器,作为恒功率负载时,其直流侧和交流侧均呈负阻抗特性,负阻抗会减小系统稳定裕度,进而降低系统稳定性;

(2)综合考虑了直流侧和交流侧都存在的负阻抗问题,通过ICR控制,同时将换流器直流侧和交流侧的端口阻抗重塑为正阻抗,增大系统稳定裕度,进而提升系统稳定性;

(3)搭建了MATLAB/Simulink仿真模型和低功率原型样机实验平台,通过仿真和实验结果验证了理论分析的正确性与所提控制策略的有效性。

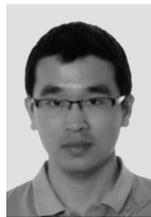
附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

## 参考文献:

- [1] 魏伟,赵学良,朱洁,等. 基于鲁棒优化的交直流混合配电网供电能力评估[J]. 电力自动化设备,2019,39(10):87-93.  
WEI Wei,ZHAO Xueliang,ZHU Jie,et al. Power supply capability evaluation of AC/DC hybrid distribution network based on robust optimization[J]. Electric Power Automation Equipment,2019,39(10):87-93.
- [2] 郝丽丽,王辉,王国栋,等. 含分布式电源配电网运行风险的影响因素溯源[J]. 电力自动化设备,2021,41(1):27-37.  
HAO Lili,WANG Hui,WANG Guodong,et al. Influence factor tracing of operation risk for distribution network with distributed generations[J]. Electric Power Automation Equipment,2021,41(1):27-37.
- [3] 李正红,丁晓兵,冯宝成,等. 基于HSR环网的“花瓣”型配电网区域备自投系统研究及应用[J]. 中国电力,2019,52(8):64-70.  
LI Zhenghong,DING Xiaobing,FENG Baocheng,et al. Research and application of regional power grid auto transfer system for the petal-shape distribution networks based on HSR network[J]. Electric Power,2019,52(8):64-70.
- [4] 蔡燕春,张少凡,杨咏梅,等. 20 kV花瓣型配电网若干技术问题分析[J]. 供用电,2016,33(1):51-55.  
CAI Yanchun,ZHANG Shaofan,YANG Yongmei,et al. Analysis of some technical problems for 20 kV petals distribution network[J]. Distribution & Utilization,2016,33(1):51-55.
- [5] 甘国晓,王主丁,李瑞,等. 配电网合环冲击电流计算方法及其简化计算公式[J]. 电力系统自动化,2014,38(20):115-120.  
GAN Guoxiao,WANG Zhuding,LI Rui,et al. Methods and simplified formulas for calculating surge currents form loop closing in distribution networks[J]. Automation of Electric Power Systems,2014,38(20):115-120.
- [6] 韩俊,谢珍建,耿路,等. 中压配电网的高可靠性接线模式综合评估方法[J]. 中国电力,2020,53(3):91-100.  
HAN Jun,XIE Zhenjian,GENG Lu,et al. Research on comprehensive evaluation method of high reliability wiring mode for medium voltage distribution network[J]. Electric Power,2020,53(3):91-100.
- [7] 余潇潇,张璞,张凯,等. 柔性直流背靠背装置在北京配电网中的应用[J]. 电力建设,2016,37(5):132-137.  
YU Xiaoxiao,ZHANG Pu,ZHANG Kai,et al. Application of VSC-HVDC back-to-back device in Beijing distribution network[J]. Electric Power Construction,2016,37(5):132-137.
- [8] 葛乐,陆文涛,袁晓冬,等. 背靠背柔性直流互联的有源配电网合环优化运行[J]. 电力系统自动化,2017,41(6):135-141.

- GE Le, LU Wentao, YUAN Xiaodong, et al. Back-to-back VSC-HVDC based loop-closed optimal operation for active distribution network[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(6):135-141.
- [9] TANG C, CHEN Y, CHEN Y, et al. DC-link voltage control strategy for three-phase back-to-back active power conditioners[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(10): 6306-6316.
- [10] TIAN Y, PENG F, WANG Y, et al. Coordinative impedance damping control for back-to-back converter in solar power integration system[J]. IET Renewable Power Generation, 2019, 13(9):1484-1492.
- [11] WEN B, BOROYEVICH D, BURGOD R, et al. Small-signal stability analysis of three-phase AC system in the presence of constant power loads based on measured  $d-q$  frame impedances[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(10):5952-5963.
- [12] TIAN Y, LOH P C, CHEN Z, et al. Impedance interactions in bidirectional cascaded converter[J]. IET Power Electronics, 2016, 9(13):2482-2491.
- [13] AMIN M, MOLINAS M, LYU J, et al. Impact of power flow direction on the stability of VSC-HVDC seen from the impedance Nyquist plot[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(10):8204-8217.
- [14] WU W, CHEN Y, ZHOU L, et al. A virtual phase-lead impedance stability control strategy for the maritime VSC-HVDC system[J]. IEEE Transactions on Industrial Informatics, 2018, 14(12):5475-5486.
- [15] 田艳军, 彭飞, 王慧, 等. 输电系统中并网变流器优化双向功率稳定性差异的阻抗控制策略[J]. 高电压技术, 2020, 46(11): 3734-3742.
- TIAN Yanjun, PENG Fei, WANG Hui, et al. Impedance control strategy for optimizing bidirectional power stability difference of grid-connected converters in transmission system[J]. High Voltage Technology, 2020, 46(11):3734-3742.
- [16] TIAN Y, DENG F, CHEN Z, et al. Active power and DC voltage coordinative control for cascaded DC-AC converter with bidirectional power application[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(10):5911-5925.
- [17] 姜玉霞, 田艳军, 李永刚, 等. 级联变流器调节器参数及传输功率变化对阻抗稳定特性的影响及其改进控制策略[J]. 高电压技术, 2019, 45(9):2866-2875.
- JIANG Yuxia, TIAN Yanjun, LI Yonggang, et al. Influence of back-to-back converter regulator parameters and transmission power variation on impedance stability and improved control strategy[J]. High Voltage Technology, 2019, 45(9):2866-2875.
- [18] BURGOS R, BOROYEVICH D, WANF F, et al. On the AC stability of high power factor three-phase rectifiers[C]//IEEE Energy Conversion Congress and Exposition. Atlanta, USA:IEEE, 2010:2047-2054.

#### 作者简介:



田艳军

田艳军(1986—),男,河北保定人,副教授,博士,主要研究方向为新能源发电、电力电子变流器串并联控制、变流器阻抗匹配特性(E-mail: yti@ncepu.edu.cn);

王坤(1997—),男,河北张家口人,硕士研究生,主要研究方向为变流器阻抗建模及稳定性分析(E-mail: wk100789@163.com);

彭飞(1996—),男,湖北武汉人,硕士研究生,主要研究方向为变流器阻抗建模及稳定性分析(E-mail: DQpengfei@126.com)。

(编辑 李玮)

## Analysis of impedance stability and impedance coordinated reshaping control for flexible DC interconnection device in AC distribution network

TIAN Yanjun<sup>1</sup>, WANG Kun<sup>1</sup>, PENG Fei<sup>1</sup>, MENG Fanqi<sup>2</sup>, WANG Yi<sup>1</sup>

(1. Hebei Key Laboratory of Distributed Energy Storage and Microgrid, North China Electric Power University, Baoding 071003, China;

2. State Grid Changzhou Power Supply Company, Changzhou 213004, China)

**Abstract:** For the flexible DC interconnection device in AC distribution network, when the power direction changes, the negative impedance will sequentially exist on DC side and AC side of the constant power-controlled converter in device, reducing system stability. In order to solve this problem, an impedance coordinated reshaping control strategy is proposed. Firstly, the structure of the flexible DC interconnection device in distribution network is introduced. Secondly, the small-signal models of impedance at each port of the converters on both sides under bidirectional power transmission are established to explore their impedance characteristics. Thirdly, the working principle of the proposed control strategy is analyzed, the reshaped impedances are remodeled, and the system stability before and after impedance reshaping is compared and analyzed. Finally, the effectiveness of the proposed control strategy is verified by MATLAB/Simulink simulation model and experimental platform. The results show that the proposed method reshapes the negative impedances of both DC and AC sides into positive impedances through coordinative effect, and can simultaneously improve the stability of both sides of converter.

**Key words:** AC distribution network; flexible DC transmission; electric converters; small-signal modeling; stability analysis; impedance coordinated reshaping control

## 附录

### 附录 A

$$G_1(s) = \frac{-G_{\text{Piu}}(s)G_{\text{Pii}}(s)U_{\text{dc}} + D_{d1}}{-(L_1s+r_1)+G_{\text{Pii}}(s)U_{\text{dc}}} \quad (\text{A1})$$

$$G_2(s) = \frac{-G_{\text{Piu}}(s)G_{\text{Pii}}(s)U_{\text{dc}} + D_{d1}}{(L_1s+r_1)-G_{\text{Pii}}(s)U_{\text{dc}}} \quad (\text{A2})$$

其中， $G_{\text{Piu}}(s)$ 和  $G_{\text{Pii}}(s)$ 分别为定电压控制中电压 PI 调节器和电流 PI 调节器的表达式， $G_{\text{Piu}}(s)=K_{\text{pu}}+K_{\text{iu}}/s$ ， $G_{\text{Pii}}(s)=K_{\text{pi}}+K_{\text{ii}}/s$ ； $D_{d1}$  为 VSC-A 在稳态工作点附近的占空比  $d$  轴分量。

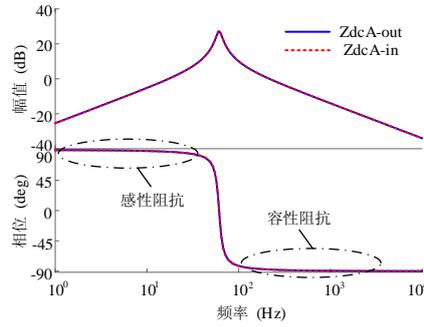


图 A1 VSC-A 直流侧阻抗 Bode 图

Fig.A1 Impedance Bode diagram of VSC-A on DC side

$$G_3(s) = \frac{D_{d2}s}{(L_2s+r_2)+G_{\text{Pip}}(s)U_{\text{dc}}} \quad (\text{A3})$$

$$G_4(s) = \frac{-D_{d2}s}{(L_2s+r_2)+G_{\text{Pip}}(s)U_{\text{dc}}} \quad (\text{A4})$$

其中， $D_{d2}$  为 VSC-B 在稳态工作点附近的占空比  $d$  轴分量； $G_{\text{Pip}}(s)$ 为传统直接功率中电流环 PI 调节器的表达式， $G_{\text{Pip}}(s)=K_{\text{pp}}+K_{\text{ip}}/s$ 。

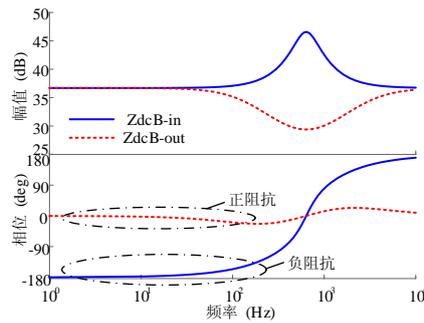


图 A2 VSC-B 直流侧阻抗 Bode 图

Fig.A2 Impedance Bode diagram of VSC-B on DC side

$$A_1 = \frac{-U_{\text{dc}}}{(L_2s+r_2)^2 + (\omega_g L_2)^2} \begin{bmatrix} L_2s+r_2 & \omega_g L_2 \\ -\omega_g L_2 & L_2s+r_2 \end{bmatrix} \quad (\text{A5})$$

$$A_2 = \begin{bmatrix} Z_{dd} & Z_{dq} \\ Z_{qd} & Z_{qq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_2s+r_2 & -\omega_g L_2 \\ \omega_g L_2 & L_2s+r_2 \end{bmatrix} \quad (\text{A6})$$

$$\begin{cases} \mathbf{A}_3 = \begin{bmatrix} 0 & I_q^s G_{\text{PLL}}(s) \\ 0 & -I_d^s G_{\text{PLL}}(s) \end{bmatrix} \\ \mathbf{A}_4 = \begin{bmatrix} 0 & U_q^s G_{\text{PLL}}(s) \\ 0 & 1 - U_d^s G_{\text{PLL}}(s) \end{bmatrix} \\ \mathbf{A}_5 = \begin{bmatrix} 0 & -D_q^s G_{\text{PLL}}(s) \\ 0 & D_d^s G_{\text{PLL}}(s) \end{bmatrix} \end{cases} \quad (\text{A7})$$

其中， $G_{\text{PLL}}$  为 SRF PLL 小信号模型的传递函数，其表达式如式 (A8) 所示。

$$G_{\text{PLL}}(s) = \frac{(K_{\text{ppll}} + K_{\text{ipll}}/s)}{s + U_{gd}^s (K_{\text{ppll}} + K_{\text{ipll}}/s)} \quad (\text{A8})$$

$$\mathbf{A}_6 = \begin{bmatrix} P_{\text{ac}}^* & Q^* \\ Q^* & -P_{\text{ac}}^* \end{bmatrix} \quad (\text{A9})$$

$$\mathbf{A}_7 = \begin{bmatrix} 0 & -2\omega_g L_2 / U_{\text{dc}} \\ 2\omega_g L_2 / U_{\text{dc}} & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A10})$$

$$\mathbf{A}_8 = \begin{bmatrix} G_{\text{Plp}}(s) & 0 \\ 0 & G_{\text{Plp}}(s) \end{bmatrix} \quad (\text{A11})$$

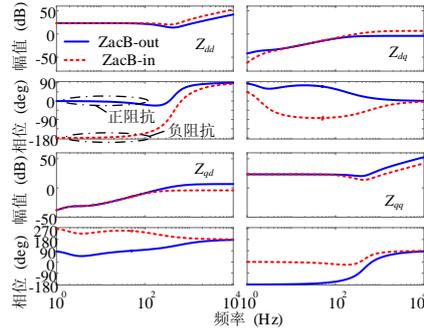


图 A3 VSC-B 交流侧阻抗 Bode 图

Fig.A3 Impedance Bode diagram of VSC-B on AC side

## 附录 B

ICR 控制内部关于功率方向检测及切换命令发出的原理图如图 B1 所示。由图可知，关于功率方向的检测是通过将有功功率给定环节获得，即：

$$\frac{P_{\text{ac}}^*}{|P_{\text{ac}}^*|} = \begin{cases} 1 & P_{\text{ac}}^* \geq 0 \\ -1 & P_{\text{ac}}^* < 0 \end{cases}$$

对于 IRDC 控制，直流侧阻抗控制器的输出乘以  $[(P_{\text{ac}}^* / |P_{\text{ac}}^*|) + 1] / 2$ ，然后加到功率给定值上。对于 IRAC 控制，交流侧阻抗控制器的输出乘以  $[(P_{\text{ac}}^* / |P_{\text{ac}}^*|) - 1] / (-2)$ ，然后加到功率给定值上。通过以上计算，即可实现在功率正向传输时启动 IRDC 控制，在功率反向传输时启动 IRAC 控制。

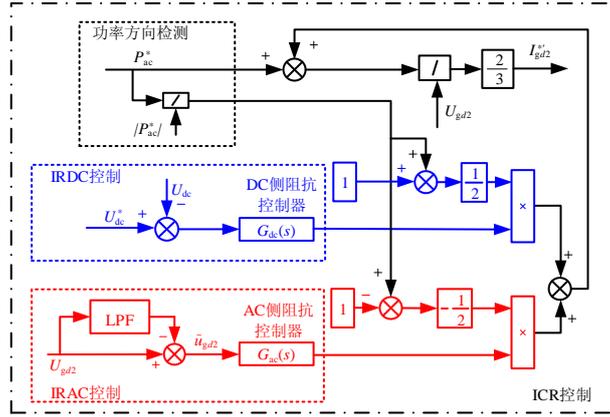


图 B1 ICR 控制功率方向检测及切换命令发生框图

Fig.B1 Internal structure of ICR control

$$Z_{out} = \frac{-\Delta u}{\Delta i} \quad (B1)$$

$$Z_{in} = \frac{\Delta u}{\Delta i} \quad (B2)$$

$$G_{LPF}(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (B3)$$

其中， $\omega_n$  为系统的无阻尼自然频率， $\omega_n = 2\pi f_c$ ， $f_c$  为截止频率； $\zeta$  为系统的阻尼比，一般取  $\zeta = 0.707$ 。

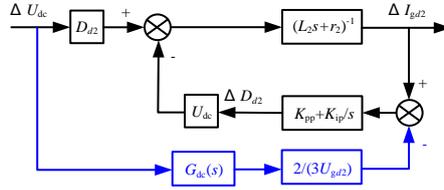


图 B2 VSC-B 直流侧阻抗小信号模型

Fig.B2 Small-signal model of DC side impedance of VSC-B

$$\begin{bmatrix} \Delta I_{gd2}^* \\ \Delta I_{gq2}^* \end{bmatrix} = \frac{-2}{3} \frac{1}{U_{gd2}^2} \begin{bmatrix} P_{ac}^* \\ Q^* \end{bmatrix} + \frac{2}{3} \frac{1}{U_{gd2}} \begin{bmatrix} G_{ac}(s)(1-G_{LPF}(s)) & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta U_{gd2} \\ \Delta U_{gq2} \end{bmatrix} \quad (B4)$$

上式可以简化为：

$$\Delta I_{g2}^{*c} = B A_6 \Delta U_{g2}^c + D A_9 \Delta U_{g2}^c \quad (B5)$$

$$A_9 = \begin{bmatrix} G_{ac}(s)(1-G_{LPF}(s)) & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (B6)$$

其中，常数表达式  $B = \frac{2}{3} \frac{1}{U_{gd2}^2}$ ；常数表达式  $D = \frac{2}{3} \frac{1}{U_{gd2}}$ 。

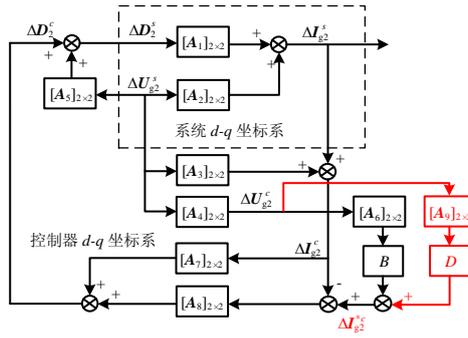


图 B3 VSC-B 交流侧阻抗小信号模型

Fig.B3 Small-signal model of AC side impedance of VSC-B

$$T_{\text{mdc}+} = \frac{Z_{\text{Adc-out}}}{Z_{\text{Bdc-in}}} \quad (\text{B7})$$

$$T_{\text{mdc}-} = \frac{Z_{\text{Adc-in}}}{Z_{\text{Bdc-out}}} \quad (\text{B8})$$

$$T_{\text{mac}+} = \frac{Z_{\text{g}}^{dd}}{Z_{\text{Bac-out}}^{dd}} \quad (\text{B9})$$

$$T_{\text{mac}-} = \frac{Z_{\text{g}}^{dd}}{Z_{\text{Bac-in}}^{dd}} \quad (\text{B10})$$

其中,  $T_{\text{mdc}+}$ 和  $T_{\text{mdc}-}$ 分别为直流系统在功率正向传输和功率反向传输时的最小环路比;  $T_{\text{mac}+}$ 和  $T_{\text{mac}-}$ 分别为交流系统在功率正向传输和功率反向传输时的最小环路比。

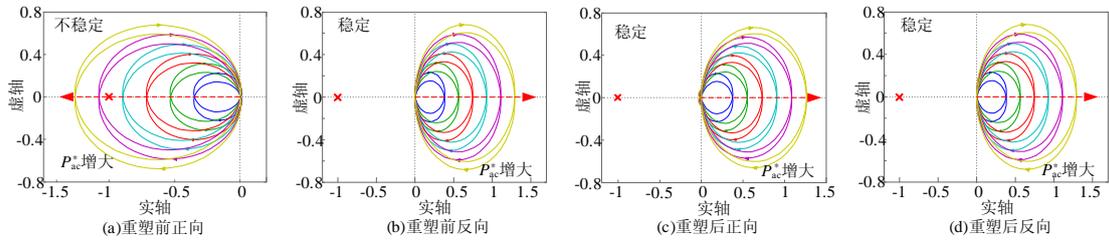


图 B4 随功率增大的直流侧奈奎斯特图

Fig.B4 DC side Nyquist plots as power increases

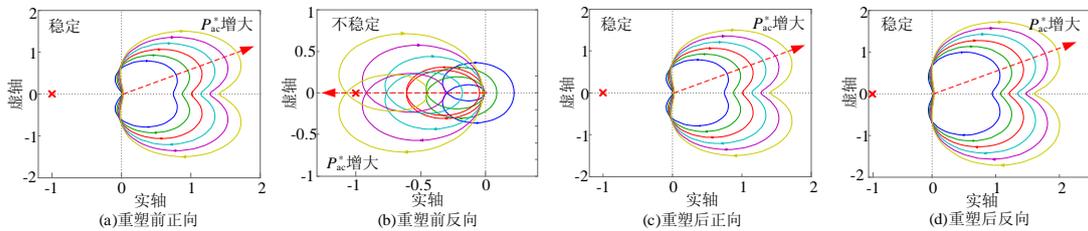


图 B5 随功率增大的交流侧奈奎斯特图

Fig.B5 AC side Nyquist plots as power increases

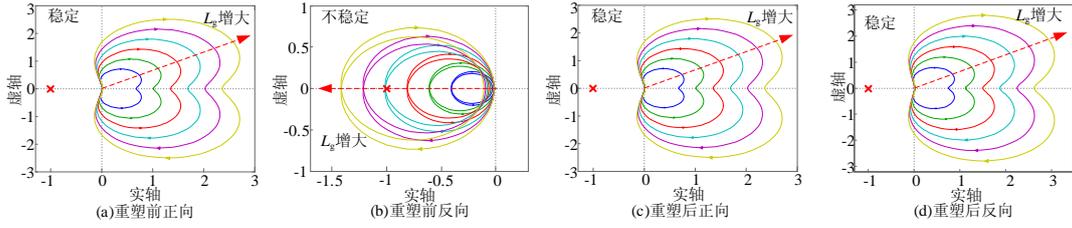


图 B6 随  $L_g$  增大的交流侧奈奎斯特图

Fig.B6 AC side Nyquist plots as  $L_g$  increases

附录 C

表 C1 仿真参数

Table C1 Simulation parameters

参数	数值	参数	数值
直流电压 $U_{dc}/kV$	50	滤波电感 $L_2/mH$	3
有功给定值 $P_{ac}^*/MW$	$\pm 20$	滤波电感内阻 $r_2/\Omega$	0.1
无功给定值 $Q^*/Mvar$	0	线路电感 $L_g/mH$	1
基波频率 $\omega_g/(\text{rad s}^{-1})$	$2\pi \times 50$	线路电阻 $r_g/\Omega$	0.1
开关频率 $f_{sw}/kHz$	10	交流线电压 $U_{g2}/kV$	20

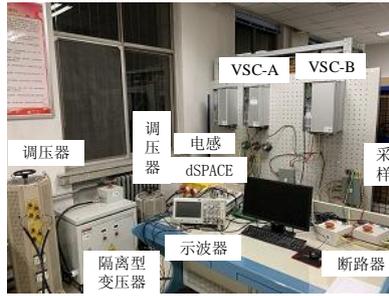


图 C1 实验平台

Fig.C1 Experimental platform

表 C2 实验参数

Table C2 Experimental parameters

参数	数值	参数	数值
直流电压 $U_{dc}/V$	310	线路电感 $L_g/mH$	0.1
交流线电压 $U_{g2}/V$	130	直流侧电容 $C/\mu F$	400
基波频率 $\omega_g/(\text{rad s}^{-1})$	$2\pi \times 50$	电压外环 PI	$K_{pu}=0.2, K_{pi}=50$
开关频率 $f_{sw}/kHz$	10	电流内环 PI	$K_{pi}=25, K_{pi}=400$
滤波电感 $L_2/mH$	3	功率控制电流环 PI	$K_{pu}=20, K_{pi}=600$