

多端直流配电系统负载变流器相位补偿控制策略

唐欣, 屈贝, 张睿宁, 李晓萌, 李珍

(电网防灾减灾全国重点实验室(长沙理工大学), 湖南 长沙 410114)

摘要: 在多端直流配电系统中, 定功率控制负载变流器的恒功率特性会降低系统阻尼, 易引发直流电压和直流电流振荡, 导致系统失稳。为此, 提出一种基于直流电压前馈的相位补偿控制策略。首先, 推导了负载变流器的直流侧阻抗模型, 并基于连分式理论对阻抗模型进行降阶, 得到一阶阻抗模型。其次, 基于一阶阻抗模型分析出影响负载变流器负阻尼特性的主导因素, 进而推导出基于直流电压前馈的相位补偿控制策略, 可在全频段将负载变流器阻抗校正为正阻尼特性, 从而提高直流配电系统的稳定性。最后, 以三端直流配电系统为例, 通过 Simulink 仿真和 StarSim 硬件在环实验, 验证了所提控制策略的有效性。

关键词: 多端直流配电系统; 电压源型变流器; 相位补偿; 稳定性分析

Phase compensation control strategy for load converters in multi-terminal DC distribution system

TANG Xin, QU Bei, ZHANG Ruining, LI Xiaomeng, LI Zhen

(State Key Laboratory of Disaster Prevention & Reduction for Power Grid (Changsha University of Science & Technology), Changsha 410114, China)

Abstract: In multi-terminal DC distribution systems, the system damping is reduced by the constant power characteristics of the load converters with constant power control, which can easily cause DC voltage and current oscillations, leading to system instability. Therefore, a phase compensation control strategy based on DC voltage feedforward is proposed. Firstly, the DC side impedance model of the load converter is established, and is reduced to a first-order impedance model based on the continuous fraction theory. Secondly, based on the first-order impedance model, the main factors affecting the negative damping characteristics of the load converter are analyzed, and a phase compensation control strategy based on DC voltage feedforward is proposed. The strategy can correct the load converter impedance to positive damping characteristic across the entire frequency range, thereby improving the stability of the DC distribution system. Finally, taking a three-terminal DC distribution system as an example, the effectiveness of the proposed control strategy is verified through Simulink simulation and hardware-in-the-loop experiment on StarSim.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52377167).

Key words: multi-terminal DC distribution system; voltage source converter; phase compensation; stability analysis

0 引言

随着电动汽车、数据中心、通信设备等直流负荷的日益增加以及分布式电源和储能设备的大规模接入, 直流配电系统相较于交流配电系统的优越性日益突显^[1-3]。多端直流配电系统包含源变流器、直流网络以及负载变流器等多个子系统, 当负载变流器采用定功率控制时, 在直流侧表现为恒功率负载 (constant power load, CPL), 其负阻抗特性会减小系

统阻尼, 容易引发直流系统振荡^[4-5]。

基于阻抗法理论^[6], CPL 负阻抗特性引发的失稳问题是由于源/负载子系统的阻抗比不满足奈奎斯特判据导致的, 因此可以通过重塑源变流器的输出阻抗或负载变流器的输入阻抗来提高系统的稳定性。

当前国内外学者提出的稳定性改善方法主要分为无源阻尼和有源阻尼两类。与无源阻尼方式相比, 有源阻尼方式仅在控制环节中添加补偿信号重塑变流器输入输出阻抗, 经济性更好。

针对源变流器, 文献[7]在电压外环和电流内环

引入直流电流前馈补偿环节, 将输出阻抗在电压带宽外的负阻尼校正为正阻尼。文献[8-9]基于直流电流前馈, 分别提出在输出阻抗串联虚拟 RL 并联支路和并联虚拟 RC 串联支路的有源阻尼控制策略。文献[10-11]分别提出了在电流内环附加直流电流前馈和直流电压反馈的有源阻尼控制策略, 抑制输出阻抗的谐振尖峰。文献[12]提出一种协同控制策略, 可减小系统输出阻抗的谐振峰值并提高输入阻抗的相位。上述文献均忽略了交流电网阻抗和控制延时的影响, 而文献[13-14]发现二者会导致输出阻抗出现谐振尖峰和负阻尼特性, 并分别提出了降低谐振峰值和提高相位的有源阻尼方法。

针对负载变流器, 文献[15]比较了在不同环节附加有源阻尼环节的效果, 发现在外环提供的阻尼最强, 电流环次之, 电流环出口处最弱。文献[16-17]分别设计了直流电压前馈和交流电流反馈的电流内环有源阻尼控制策略, 抑制了直流电流闭环传递函数幅频特性曲线的谐振尖峰。为减小有源阻尼环节对系统动态性能的影响, 文献[18-19]提出仅在输入输出阻抗的交互频率附近增大输入阻抗相位的有源阻尼控制策略。文献[20]提出了直流电流前馈的功率外环和交流电压外环有源阻尼控制策略, 该方法同样适用于非最小相位系统。文献[21]提出了直流电压前馈的电流环阻尼控制策略, 可在低频段将输入阻抗校正为正阻尼, 但在超出控制器带宽的频段仍为负阻尼。上述文献通过增加额外的控制环节增大负载变流器系统的阻尼, 从而提高系统的稳定性, 但均无法在全频段将其校正为正阻尼。

因此, 为了设计一种能将负载变流器的直流侧阻抗在全频段校正为正阻尼的相位补偿控制策略, 本文首先推导了定功率站的直流侧阻抗模型, 并基于连分式降阶方法得到了一阶阻抗模型, 进而基于降阶模型推导了直流电压前馈相位补偿控制策略, 并对控制器结构进行简化。

1 系统描述

图 1 给出了低压多端直流配电系统典型结构, 图中以电压源型变流器(voltage source converter, VSC)连接交流系统和直流系统, VSC 交流侧接入交流网络, 直流侧经一定长度的直流线路接入直流母线, 直流母线可集成风电、光伏等可再生能源电源以及储能、交直流负载; 采用主从控制时, 其中一座 VSC 采用定直流电压控制, 以维持直流母线电压稳定, 作为主站, 其他 VSC 采用定功率控制, 以分配功率, 作为从站。

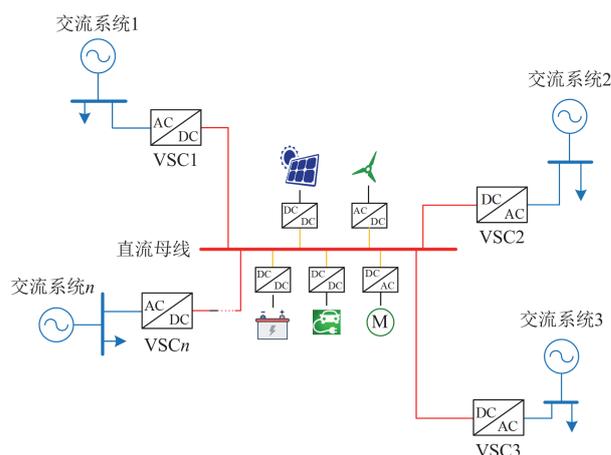
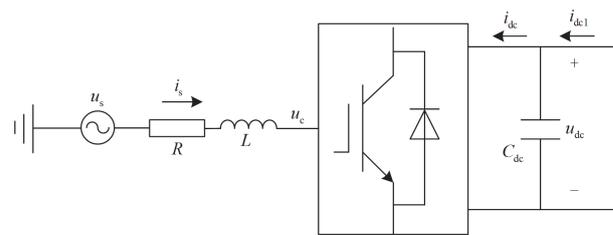


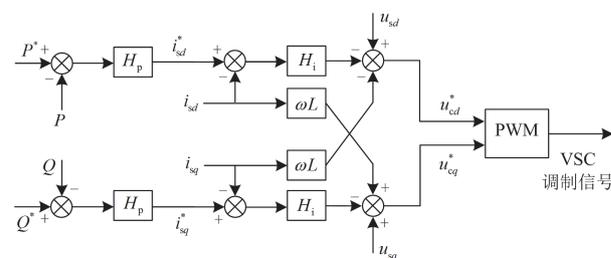
图 1 低压多端直流配电系统典型结构

Fig. 1 Typical structure of low voltage multi-terminal DC distribution system

本文主要研究作为从站的负载变流器对系统稳定性的影响, 其主电路与控制结构图如图 2 所示, 图中, u_s 、 u_c 分别表示交流电网电压和变流器交流侧电压; i_s 表示变流器交流侧电流; i_{dc} 、 i_{d1} 分别表示变流器直流侧电流和直流线路电流; R 、 L 分别表示变流器交流侧等效电阻及等效电感; u_{dc} 、 C_{dc} 分别表示变流器直流侧端口电压和直流侧电容; P 、 Q 分别表示有功功率和无功功率; H_p 、 H_i 分别表示功率环、电流环的 PI 控制器传递函数; ω 表示基频角频率; 上标“*”表示对应变量的参考值; 下标“ d ”和“ q ”分别表示对应变量的 d 轴和 q 轴分量。



(a) 负载变流器主电路



(b) 负载变流器控制结构

图 2 负载变流器主电路及控制框图

Fig. 2 Main circuit and control diagram of load converter

$$\begin{cases} h_1 = \frac{a_4}{a_2} \\ h_2 = \frac{a_2^2}{a_2 a_3 - a_1 a_4} \\ h_3 = -\frac{(a_2 a_3 - a_1 a_4)^2}{a_2 (a_2^2 - a_1 a_2 a_3 + a_1^2 a_4)} \\ h_4 = \frac{-a_2^2 + a_1 a_2 a_3 - a_1^2 a_4}{a_2 a_3 - a_1 a_4} \end{cases} \quad (13)$$

当满足式(14)时, 可忽略系数 h_3 、 h_4 , 得到降阶后的直流侧阻抗模型 Y_2 , 如式(15)所示。

$$\frac{h_2}{s} \gg \frac{1}{h_3 + \frac{1}{h_4}} \quad (14)$$

$$Y_2 = \frac{1}{h_1 + \frac{1}{h_2}} \quad (15)$$

联立式(10)、式(11)、式(13)和式(15), 可得降阶后的直流侧阻抗 Z_2 为(具体推导过程见附录 B)

$$Z_2 = -\frac{u_{dc0}}{i_{dc0}} - \frac{1.5T_i T_p u_{sd0}^2}{i_{dc0}^2 L} s \quad (16)$$

由式(16)可知, Z_2 可以看作是等效电阻 R_{vsc} 与等效电感 L_{vsc} 串联, 两者表达式为

$$\begin{cases} R_{vsc} = -\frac{u_{dc0}}{i_{dc0}} \\ L_{vsc} = -\frac{1.5T_i T_p u_{sd0}^2}{i_{dc0}^2 L} \end{cases} \quad (17)$$

图4为在表1参数下负载变流器原始模型与降阶模型的 bode 图对比, 可以看出降阶模型在 $1 \sim 10^5$ Hz

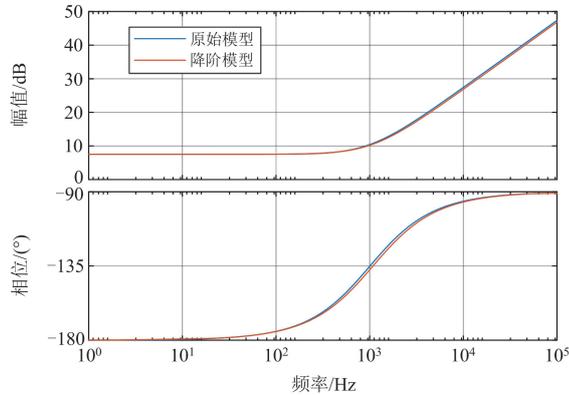


图4 降阶前后负载变流器直流侧阻抗对比

Fig. 4 Comparison of DC side impedance of load converter before and after order reduction

频段内都与原始模型拟合得较好, 因此该降阶模型可以代替原始模型用于稳定性分析。

由式(17)并结合图4可以发现: 等效电阻 R_{vsc} 只为负值, 会削弱系统的阻尼, 其阻值由 u_{dc0} 和 i_{dc0} 确定; 等效电感 L_{vsc} 主要由功率环、电流环的时间常数 T_p 、 T_i 确定, T_p 、 T_i 越大(即负载变流器响应速度越慢), L_{vsc} 值越大, 负载变流器阻抗的相角接近 -90° 的频率越低, 越有利于系统稳定。

表1 负载变流器参数

参数	数值
有功功率参考值	-250 kW
无功功率参考值	0
交流侧线电压	380 V
直流侧电压	800 V
直流电容	1000 μ F
交流侧电阻	1 m Ω
交流侧电感	0.5 mH
功率环 PI 参数	$k_{pp} = 4.29 \times 10^{-4}$, $k_{pi} = 2.69$ $T_p = 7.96 \times 10^{-4}$
电流环 PI 参数	$k_{ip} = 3.14$, $k_{in} = 6.28$ $T_i = 1.59 \times 10^{-4}$
相位补偿系数	$k_c = 2$

3 基于直流电压前馈的相位补偿控制策略

由式(16)可以发现, 负载变流器直流侧小信号阻抗的负阻抗特性主要是由于负电阻 “ $-u_{dc0}/i_{dc0}$ ” 导致的, 因此可以引入一个正电阻 R_c , 用以抵消该负电阻, 此时的负载变流器直流侧阻抗 Z_3 为

$$Z_3 = Z_1 + R_c \approx -\frac{u_{dc0}}{i_{dc0}} - \frac{1.5T_i T_p u_{sd0}^2}{i_{dc0}^2 L} s + R_c \quad (18)$$

式中, $R_c = k_c u_{dc0}/i_{dc0}$ 。

为在全频段将负载变流器阻抗校正为正阻尼特性, 本文在功率外环引入相位补偿环节。图5为引入相位补偿环节后的负载变流器小信号框图, 图中红色部分为所加相位补偿环节, 在功率环输入端引入直流电压变化量 Δu_{dc} 与补偿矩阵 G_R 的乘积。

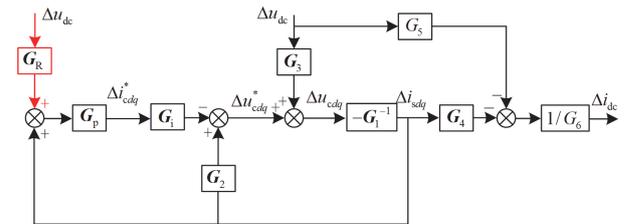


图5 相位补偿环节小信号框图

Fig. 5 Small signal diagram of phase compensation link

根据图 5 可求得引入相位补偿环节的负载变流器直流侧小信号阻抗为

$$Z_4 = \frac{G_6}{(-G_5 + G_4(G_1 + G_2 - G_i G_p)^{-1} G_x)} \quad (19)$$

式中

$$G_x = G_3 - G_i G_p G_R \quad (20)$$

联立式(18)一式(20), 令 $Z_3 = Z_4$, 可求得补偿矩阵 G_R 的表达式为(忽略交流侧等效电阻 R)

$$G_R = \begin{bmatrix} M_1 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (21)$$

式中, M_1 的表达式如附录 C 所示。

由于 M_1 为 4 阶的传递函数, 为了便于实际工程应用, 需要在满足相位补偿效果的前提下, 对其进行简化。

通过附录 C 对式(C3)和式(C4)进行分析, 发现 M_1 的表达式中包含 T_i 、 T_p , 电流环和功率环的闭环传递函数分别如附录 A 式(A1)和式(A3)所示, 一般情况下, 电流环的带宽远大于功率环的带宽, 为简化 M_1 , 可将电流环的闭环传递函数视为 1, 即 T_i 视为 0。

将 $T_i = 0$ 代入式(C3)和式(C4)中, 可得到 M_1 简化后的表达式 M_2 为

$$M_2 = -\frac{k_c i_{dc0}}{k_c - 1} \cdot \frac{1 + T_p s}{1 - \frac{L i_{sd0}}{u_{sd0}} s} \quad (22)$$

图 6 为引入相位补偿环节前后直流侧阻抗的 Bode 图, 系统参数如表 1 所示。由图 6 可知, 引入相位补偿环节后直流侧阻抗在全频段由负阻尼被校正为正阻尼, 系统的稳定性能得到改善。

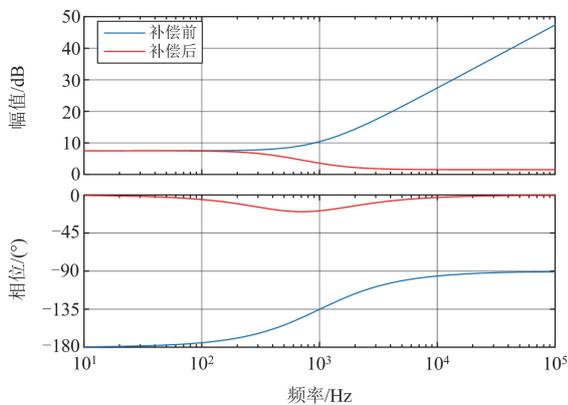


图 6 相位补偿前后直流侧阻抗 Bode 图

Fig. 6 Bode diagram of DC side impedance before and after phase compensation

设补偿后的直流侧阻抗为 Z_{vsc_r} , 图 7 为不同补偿系数 k_c 下 Z_{vsc_r} 的 Bode 图, 由图 7 可知, 当 $k_c < 1$ 时, Z_{vsc_r} 的相位仍处于负阻尼区域; 而当 $k_c > 1$ 时, Z_{vsc_r} 的相位全频段都位于正阻尼区域, 且 Z_{vsc_r} 的幅值会随着 k_c 的增大而增大。由于 k_c 过大会增加系统的阻尼, 延长系统的动态响应时间, 因此综合考虑系统的稳定性能和动态性能, 取 $k_c = 2$ 。

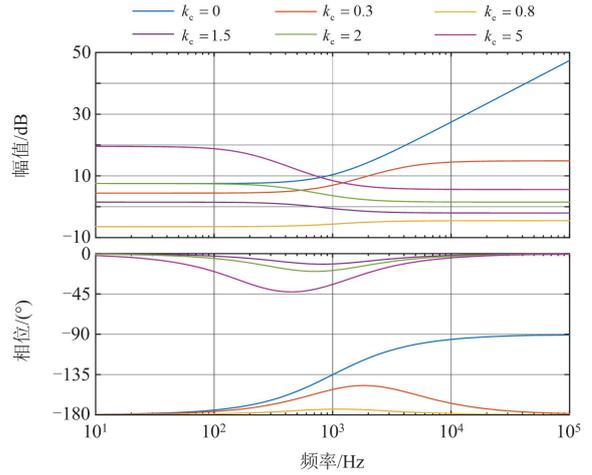


图 7 Z_{vsc_r} 随 k_c 的变化情况

Fig. 7 Variation of Z_{vsc_r} with k_c

4 仿真实验与分析

为验证所提相位补偿控制策略的有效性, 本文以图 8 所示的典型三端直流配电系统为例, 搭建了电力电子级 Simulink 仿真模型及 StarSim 硬件在环实验模型。其中, VSCs 为定电压站, VSC1、VSC2 分别为定功率站 1、定功率站 2, 在 VSC1 的控制中引入相位补偿环节, 各 VSC 通过直流电缆与直流母线相连, 主电路与控制参数如表 2 所示^[25]。

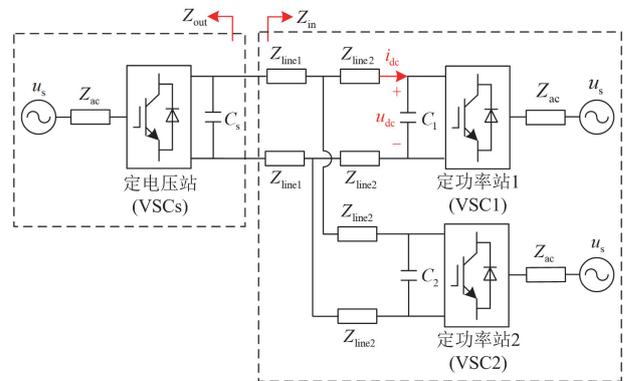


图 8 三端直流配电系统结构

Fig. 8 Structure of three-terminal DC distribution system

表 2 三端直流配电系统参数

Table 2 Parameters of three-terminal DC distribution system

参数	数值
交流电网线电压	380 V
交流侧阻抗 Z_{ac}	1 m Ω + 0.5 mH
直流电缆阻抗 Z_{line1}	0.018 Ω + 0.05 mH
直流电缆阻抗 Z_{line2}	0.045 Ω + 0.125 mH
直流电容 C_s	3000 μ F
直流电容 C_1 、 C_2	1000 μ F
直流电压参考值	800 V
q 轴电流参考值	0
定电压站控制	
电压环 PI 参数	$k_{up} = 2.23, k_{ui} = 623$ $\omega_n = 395$
电流环 PI 参数	$k_{ip1} = 0.314, k_{ii1} = 0.628$ $T_i = 1.59 \times 10^{-3}$
有功功率参考值	-150 kW
无功功率参考值	0
定功率站控制	
功率环 PI 参数	$k_{pp} = 4.29 \times 10^{-4}, k_{pi} = 1.35$ $T_p = 1.59 \times 10^{-3}$
电流环 PI 参数	$k_{ip2} = 1.57, k_{ii2} = 3.14$ $T_i = 3.18 \times 10^{-4}$
相位补偿系数	$k_c = 2$
IGBT	
内阻	1 m Ω
缓冲电阻	1 k Ω
缓冲电容	1 μ F

4.1 阻抗模型验证

由式(7)得负载变流器直流电容出口处阻抗为

$$Z_{dc} = \frac{1}{1/Z_{vsc} + sC_{dc}} \quad (23)$$

为验证所推导阻抗模型的准确性, 可通过扫频法得到从站 A 的实际阻抗 Bode 图, 并与所推导阻抗模型进行比较。图 9 为相位补偿前后的阻抗模型理论值与测量值对比情况。

由图 9 可知, 在 1~1000 Hz 频段内, 相位补偿前后的测量模型与解析模型的幅值曲线和相位曲线均基本拟合, 验证了所推导的阻抗模型的正确性。同时可以发现, 补偿前阻抗的相位位于 $-180^\circ \sim -90^\circ$, 而补偿后阻抗的相位位于 $-90^\circ \sim 0^\circ$, 验证了相位补偿控制策略的有效性。

4.2 系统稳定性分析

将直流配电系统分成两个子系统如图 8 所示, 两个子系统的等效输出阻抗 Z_{out} 与等效输入阻抗 Z_{in} 分别为

$$Z_{out} = Z_{dcs} \quad (24)$$

$$Z_{in} = (Z_{dc1} + 2Z_{line2}) \parallel (Z_{dc2} + 2Z_{line2}) + 2Z_{line1} \quad (25)$$

式中, Z_{dcs} 、 Z_{dc1} 、 Z_{dc2} 分别为定电压站、定功率站

1、定功率站 2 的直流电容出口处阻抗, 定电压站的直流侧阻抗如附录 D 式(D2)所示。

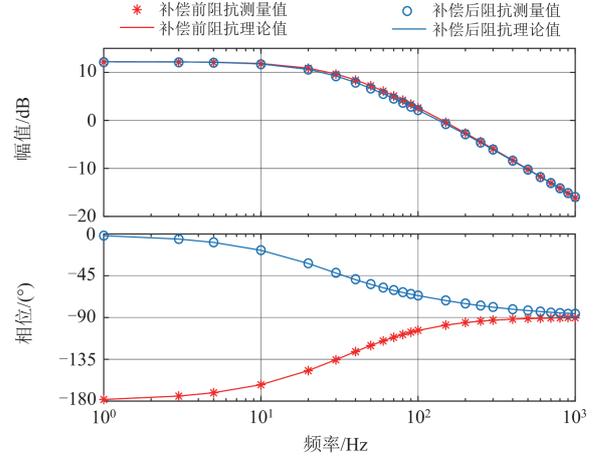


图 9 相位补偿前后的阻抗模型验证

Fig. 9 Verification of impedance model before and after phase compensation

当定功率站 2 的有功功率 P_2 恒定为 -150 kW, 定功率站 1 的有功功率 P_1 分别为 -150 kW、-300 kW 时, 系统的输出、输入阻抗 Bode 图如图 10 所示。

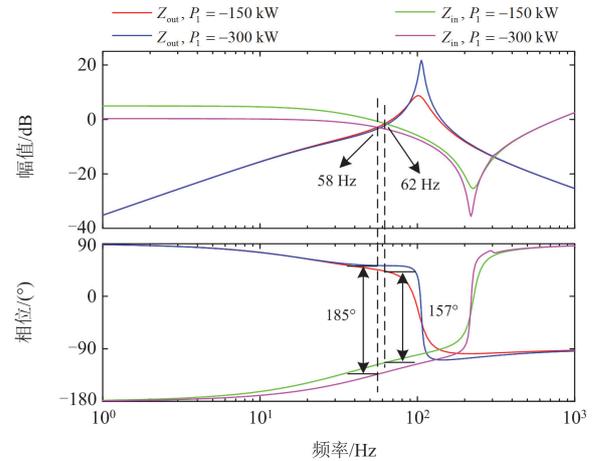


图 10 功率增加前后系统阻抗 Bode 图

Fig. 10 Bode diagram of system impedance before and after power increase

由图 10 可知, 在 $P_1 = -150$ kW 与 $P_1 = -300$ kW 两种工况下, Z_{out} 与 Z_{in} 的幅值曲线均存在交点, 但前者在交点处的相位差小于 180° 而后者大于 180° , 因此 $P_1 = -150$ kW 工况下系统稳定, 而 $P_1 = -300$ kW 工况下系统不稳定。通过对比两种工况下 Z_{in} 的 Bode 图, 可以发现传输功率增加会增强负载变流器的负阻抗特性, 减小 Z_{in} 低频段的幅值和相位, 降低系统的稳定裕度。

图 11 为引入相位补偿环节前后的系统输入输出阻抗 Bode 图, 其中定功率站 1 的有功功率为 -300 kW , 定功率站 2 的有功功率为 -150 kW 。

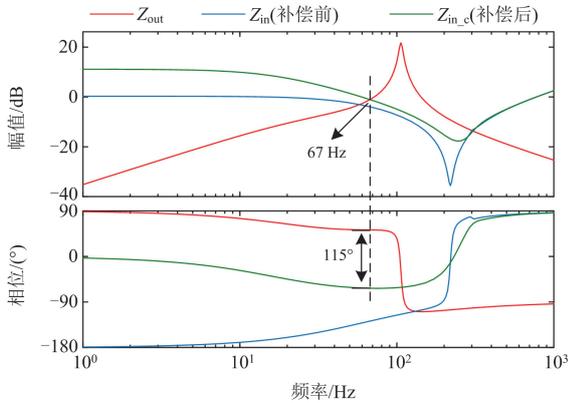


图 11 功率增大时相位补偿前后系统阻抗 Bode 图

Fig. 11 Bode diagram of system impedance before and after phase compensation when power increases

如图 11 所示, 引入相位补偿后将 Z_{in} 塑造为 Z_{in_c} , 其负阻抗特性被补偿成正阻抗特性, 虽然 Z_{out} 与 Z_{in_c} 的幅值曲线仍存在交点, 但交点处的相位差小于 180° , 因此系统由不稳定变为稳定。

4.3 仿真验证

为验证所提相位补偿方法的有效性, 在 Simulink 中搭建了三端直流配电系统仿真模型, 具体仿真内容如下。

1) 振荡抑制性能仿真

$t=0 \text{ s}$ 时, 定功率站 1、定功率站 2 的有功功率均为 -150 kW ; $t=0.5 \text{ s}$ 时, 定功率站 1 的有功功率阶跃至 -300 kW , 定功率站 2 的有功功率不变; $t=0.8 \text{ s}$ 时, 相位补偿环节投入。图 12 为定功率站 1 的直流电压和直流电流仿真波形, 由图 12 可知, 当有功功率增大时, 直流电压和直流电流发生振荡, 系统失稳; 相位补偿环节投入后, 直流电压和直流电流的振荡被抑制, 系统逐渐恢复稳定, 与 4.2 节中稳定性理论分析结果一致, 说明本文所设计的相位补偿方法能提高系统的稳定性能。由于负载功率增加导致直流线路压降增大, 故图 12 直流电压下降。

设置定功率站 1、定功率站 2 的有功功率分别为 -230 kW 和 -150 kW , 直流电容 C_1 、 C_2 均减小至 $500 \mu\text{F}$ 。图 13 为引入相位补偿环节前后的系统输入输出阻抗 Bode 图, 其中 Z'_{in} 为补偿前的输入阻抗, Z'_{in_c} 为补偿后的输入阻抗。由图 13 可知, 加入相位补偿环节后, 系统的相位裕度由 -2° 增大至 72° , 系统恢复稳定。

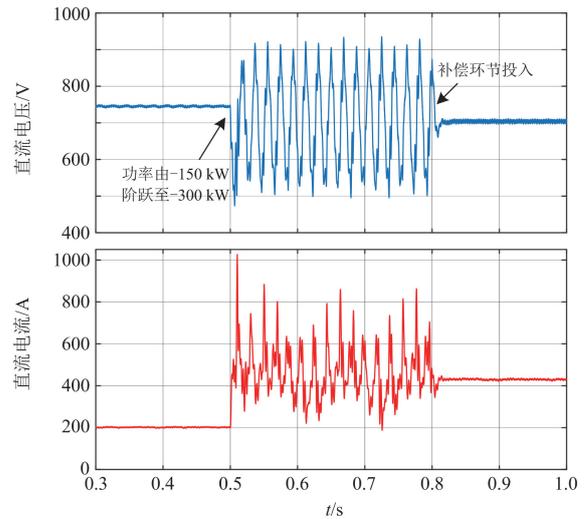


图 12 功率增大时相位补偿前后系统稳定性仿真结果

Fig. 12 Simulation results of system stability before and after phase compensation when power increases

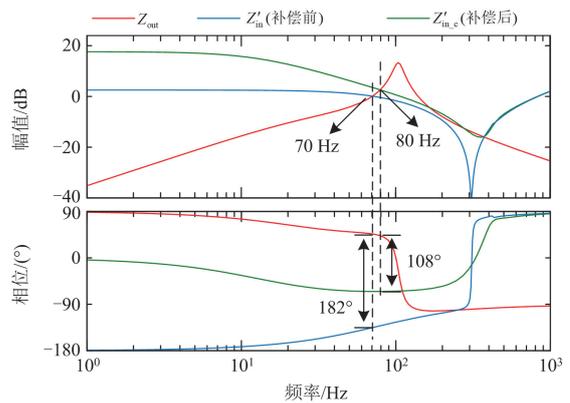


图 13 直流电容减小时相位补偿前后系统阻抗 Bode 图

Fig. 13 Bode diagram of system impedance before and after phase compensation when DC capacitance decreases

图 14 为相位补偿环节投入前后的仿真结果。 $t=1 \text{ s}$ 时直流电容减小, 直流电压和直流电流发生振荡, 系统失稳; 在 $t=1.5 \text{ s}$ 时投入相位补偿环节, 直流电压和直流电流的振荡被抑制, 系统恢复稳定。

2) 动态响应仿真

$t=0 \text{ s}$ 时, 定功率站 1、定功率站 2 的有功功率均为 -100 kW , $t=0.5 \text{ s}$ 时, 定功率站 1 的有功功率阶跃至 -200 kW , 定功率站 2 的有功功率不变。图 15 为相位补偿环节投入前后的定功率站 1 直流电压与直流电流波形。由图 15 可知, 相位补偿环节投入前系统的动态响应时间为 85 ms , 而相位补偿环节投入后系统的动态响应时间仅为 50 ms , 减小了 41% , 说明本文所设计的相位补偿方法能减小系统的动态响应时间。

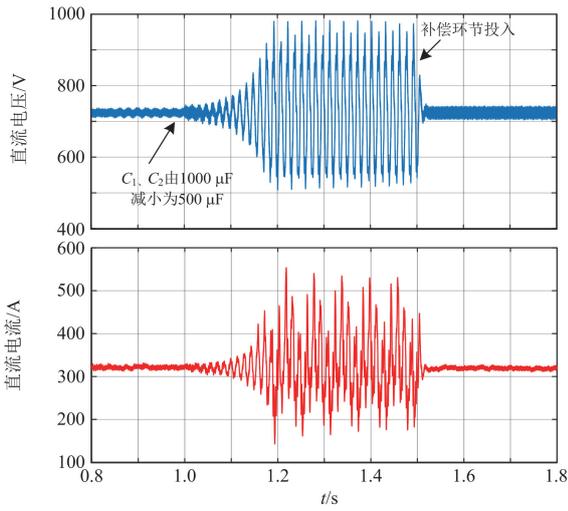


图 14 直流电容减小时相位补偿前后系统稳定性仿真结果
Fig. 14 Simulation results of system stability before and after phase compensation when DC capacitance decreases

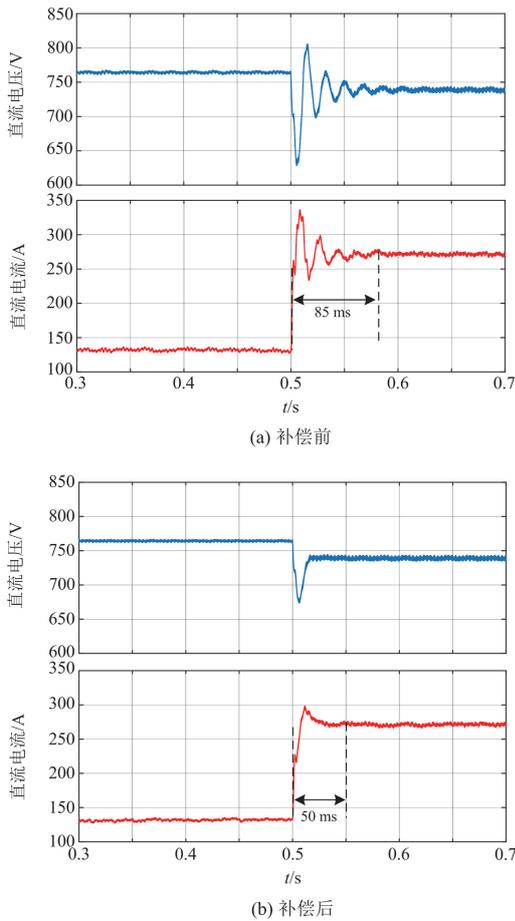


图 15 相位补偿前后系统动态响应仿真结果

Fig. 15 Simulation results of dynamic response of the system before and after phase compensation

3) 补偿方法对比分析

设置定功率站 1、定功率站 2 的有功功率分别为 -300 kW 和 -150 kW , 从站功率环时间常数 $T_p = 6.37 \times 10^{-4}$ 。图 16 和图 17 分别为采用本文所提方法和文献[21]所提方法的系统阻抗 Bode 图和系统稳定性仿真结果, 其中 Z_{in_c1} 、 Z_{in_c2} 分别为采用本文所提方法和文献[21]所提方法的输入阻抗。

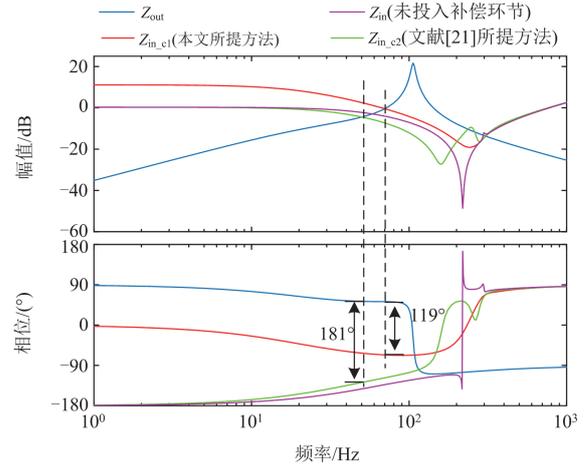


图 16 投入不同补偿环节的系统阻抗 Bode 图

Fig. 16 Bode diagram of system impedance with different compensation links

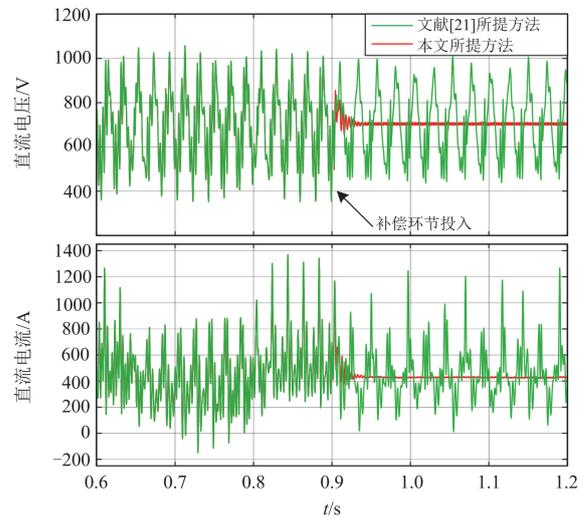


图 17 投入不同补偿环节的系统稳定性仿真结果

Fig. 17 Simulation results of system stability with different compensation links

由图 16 可知, 文献[21]所提方法无法将输入阻抗全频段补偿为正阻尼, 补偿后的系统相位裕度为 -1° , 系统仍然失稳; 而本文所提方法可以将输入阻抗全频段补偿为正阻尼, 补偿后的系统相位裕度为

61°，系统恢复稳定。由图 17 可知，文献[21]所提方法无法抑制直流电压和直流电流的振荡，系统仍然失稳，而采用本文所提方法可以抑制直流电压和直流电流的振荡，系统逐渐恢复稳定。理论分析和仿真结果均验证了本文所提方法的稳定性能更优越。

4.4 硬件在环实验验证

为进一步验证该相位补偿方法的实际效果，搭建了 StarSim 硬件在环实验平台，如图 18 所示，仿真步长设置为 50 μs，具体内容如下。



图 18 实验平台

Fig. 18 Experimental platform

1) 振荡抑制性能实验

初始时定功率站 1、定功率站 2 的有功功率均为 -150 kW， t_1 时刻定功率站 1 的有功功率阶跃至 -300 kW，定功率站 2 的有功功率不变， t_2 时刻相位补偿环节投入，图 19 为定功率站 1 的直流电压和直流电流波形。

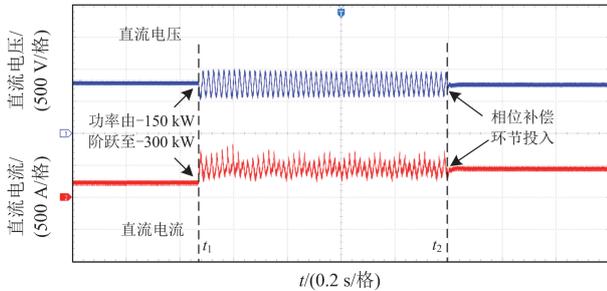


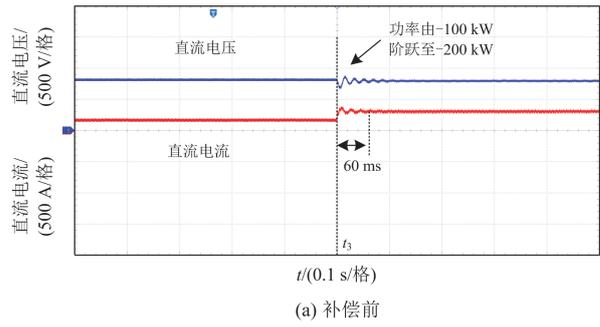
图 19 相位补偿前后系统稳定性实验结果

Fig. 19 Experimental results of system stability before and after phase compensation

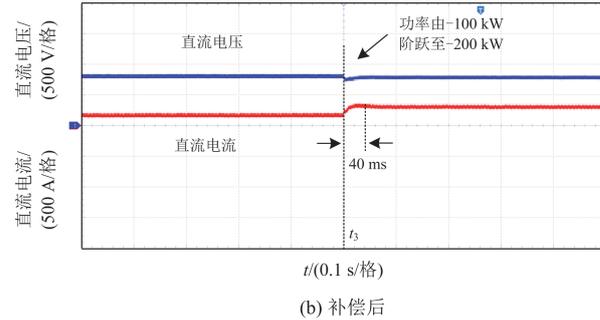
由图 19 可知，相位补偿环节投入后，直流电压与直流电流的振荡被抑制，再次验证了本文所设计的相位补偿方法能有效抑制系统振荡。

2) 动态响应实验

初始时定功率站 1、定功率站 2 的有功功率均为 -100 kW， t_3 时刻定功率站 1 的有功功率阶跃至 -200 kW，定功率站 2 的有功功率不变，图 20 为相位补偿前后定功率站 1 的直流电压和直流电流波形。



(a) 补偿前



(b) 补偿后

图 20 相位补偿前后系统动态响应实验结果

Fig. 20 Experimental results of dynamic response of the system before and after phase compensation

由图 20 可知，相位补偿环节投入前系统的动态响应时间为 60 ms，而相位补偿环节投入后系统的动态响应时间仅为 40 ms，再次验证了本文所设计的相位补偿方法能减小系统的动态响应时间。

5 结论

为抑制由定功率控制负载变流器的负阻尼特性导致的直流配电系统振荡，本文建立了负载变流器的直流侧阻抗模型及其降阶模型，提出一种基于直流电压前馈的相位补偿控制策略。通过 Simulink 仿真和 StarSim 硬件在环实验，验证了所提相位补偿控制策略对提高直流配电系统稳定性的有效性，得到结论如下所述。

1) 通过连分式方法可将负载变流器小信号模型降阶为一阶阻抗模型，其等效电阻与工作点有关，等效电感与工作点和内外环带宽有关。

2) 由于负载变流器的恒功率特性，造成直流配电系统输出阻抗与输入阻抗在幅频特性曲线交点处的相位差大于 180°，从而导致系统不稳定。

3) 以降阶模型为基础，提出了直流电压前馈相位补偿控制策略，可在全频段将负载变流器的负阻尼特性校正为正阻尼特性，从而提高了系统的稳定性能。

附录 A

本文根据典型一阶系统对电流环和功率环的

PI 控制器进行参数整定, 根据典型二阶系统对电压环的 PI 控制器进行参数整定。

在电流环中, $H_i = k_{ip} + k_{ii} / s$, k_{ip} 和 k_{ii} 分别为电流环的比例系数和积分系数。令 $k_{ip} / k_{ii} = L / R$, 可将电流环闭环传递函数 W_i 整定为一阶惯性环节, 即

$$W_i = \frac{1}{1 + T_i s} \quad (A1)$$

则电流环 PI 控制器参数为

$$\begin{cases} k_{ip} = \frac{L}{T_i} \\ k_{ii} = \frac{R}{T_i} \end{cases} \quad (A2)$$

在功率环中, $H_p = k_{pp} + k_{pi} / s$, k_{pp} 和 k_{pi} 分别为功率环的比例系数和积分系数。将电流环闭环传递函数视为一阶惯性环节, 令 $k_{pp} / k_{pi} = T_i$, 可将功率环闭环传递函数 W_p 整定为一阶惯性环节, 即

$$W_p = \frac{1}{1 + T_p s} \quad (A3)$$

则功率环 PI 控制器参数为

$$\begin{cases} k_{pp} = \frac{T_i}{1.5u_{sd0} T_p} \\ k_{pi} = \frac{1}{1.5u_{sd0} T_p} \end{cases} \quad (A4)$$

在电压环中, 电压环 PI 控制器的传递函数 $H_u = k_{up} + k_{ui} / s$, k_{up} 和 k_{ui} 分别为电压环的比例系数和积分系数。将电流环闭环传递函数视为 1, 则电压环的闭环传递函数 W_u 为

$$W_u = \frac{0.75(k_{up}s + k_{ui})}{C_{dc}s^2 + 0.75k_{up}s + 0.75k_{ui}} \quad (A5)$$

二阶系统的特征方程为

$$s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2 = 0 \quad (A6)$$

式中, ζ 和 ω_n 分别为阻尼比和自然频率。

则电压环 PI 控制器参数为

$$\begin{cases} k_{up} = \frac{2\zeta\omega_n C_{dc}}{0.75} \\ k_{ui} = \frac{\omega_n^2 C_{dc}}{0.75} \end{cases} \quad (A7)$$

本文取 $\zeta = 0.707$ 。

附录 B

将式(13)代入式(15)中得

$$Y_2 = \frac{1}{\frac{a_4}{a_2} + \frac{a_2 a_3 - a_1 a_4}{a_2^2} s} \quad (B1)$$

将式(10)代入式(B1)中得

$$Y_2 = \frac{1}{1 + \frac{1.5u_{sd0}^2 T_i T_p}{u_{dc0} i_{dc0} L} s} \quad (B2)$$

由式(11)得

$$Z_2 = -\frac{u_{dc0}}{i_{dc0}} \frac{1}{Y_2} \quad (B3)$$

将式(B2)代入式(B3)中得

$$Z_2 = -\frac{u_{dc0}}{i_{dc0}} \left(1 + \frac{1.5u_{sd0}^2 T_i T_p}{u_{dc0} i_{dc0} L} s \right) = -\frac{u_{dc0}}{i_{dc0}} - \frac{1.5u_{sd0}^2 T_i T_p}{i_{dc0}^2 L} s \quad (B4)$$

即推导出正文中的式(16)。

附录 C

$$M_1 = m_0 \frac{c_2 s^2 + c_1 s + c_0}{b_4 s^4 + b_3 s^3 + b_2 s^2 + b_1 s + b_0} \quad (C1)$$

其中,

$$m_0 = \frac{3k_c u_{sd0}^2}{2Lu_{dc0}} \quad (C2)$$

$$\begin{cases} c_2 = 4L^2 u_{dc0}^2 i_{dc0}^2 (T_i + T_p)^2 + 9u_{sd0}^4 T_i^2 T_p^2 - \\ 12Lu_{sd0}^2 u_{dc0} i_{dc0} T_i T_p (T_i + T_p) \\ c_1 = 8L^2 u_{dc0}^2 i_{dc0}^2 (T_i + T_p) - 12Lu_{sd0}^2 u_{dc0} i_{dc0} T_i T_p \\ c_0 = 4L^2 u_{dc0}^2 i_{dc0}^2 \end{cases} \quad (C3)$$

$$\begin{cases} b_4 = 4L^2 u_{dc0}^2 i_{dc0}^2 T_i^2 T_p \\ b_3 = 4(1 - k_c) L^2 u_{dc0}^2 i_{dc0}^2 T_i^2 + 4(2 - k_c) L^2 u_{dc0}^2 i_{dc0}^2 T_i T_p + \\ 6(1 + k_c) Lu_{sd0}^2 u_{dc0} i_{dc0} T_i^2 T_p \\ b_2 = 8(1 - k_c) L^2 u_{dc0}^2 i_{dc0}^2 T_i + 4(1 - k_c) L^2 u_{dc0}^2 i_{dc0}^2 T_p + \\ 6(1 - k_c) Lu_{sd0}^2 u_{dc0} i_{dc0} T_i^2 + 12Lu_{sd0}^2 u_{dc0} i_{dc0} T_i T_p + \\ 9k_c u_{sd0}^4 T_i^2 T_p \\ b_1 = 4(1 - k_c) L^2 u_{dc0}^2 i_{dc0}^2 + 6(1 - k_c) Lu_{sd0}^2 u_{dc0} i_{dc0} T_p + \\ 12(1 - k_c) Lu_{sd0}^2 u_{dc0} i_{dc0} T_i + 9k_c u_{sd0}^4 T_i T_p \\ b_0 = 6(1 - k_c) Lu_{sd0}^2 u_{dc0} i_{dc0} \end{cases} \quad (C4)$$

附录 D

图 D1 为定电压站控制结构图, 定电压站与定功率站的建模过程只在外环数学模型中有区别, 定电压站的电压外环小信号数学模型为

$$\Delta i_{sd}^* = -H_u \Delta u_{dc} \quad (D1)$$

联立式(1)、式(3)一式(5)与式(D1)得到定电压站的直流侧阻抗为

$$Z_{vsc_Udc} = -\frac{u_{dc0}}{i_{dc0} + 1.5(G_{01} + G_{02})} \quad (D2)$$

其中,

- 3477-3490.
NIAN Heng, YANG Jun, CHEN Liang, et al. DC impedance modeling and stability analysis of AC/DC hybrid power supply system[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(10): 3477-3490.
- [14] NIAN Heng, YANG Jun, HU Bin, et al. Stability analysis and impedance reshaping method for DC resonance in VSCs-based power system[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2021, 36(4): 3344-3354.
- [15] RADWAN A A A, MOHAMED Y A R I. Assessment and mitigation of interaction dynamics in hybrid AC/DC distribution generation systems[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2012, 3(3): 1382-1393.
- [16] 万勋, 李云丰, 彭敏放. 直流输电系统虚拟并联电阻阻尼控制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(12): 3471-3480, 6.
WAN Xun, LI Yunfeng, PENG Minfang. Virtual parallel resistor damping control of VSC based HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(12): 3471-3480, 6.
- [17] 赵文梦, 陈鹏伟, 陈新, 等. 多端直流配电系统 VSC 换流站交流电流反馈阻尼控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(10): 3505-3517, 3675.
ZHAO Wenmeng, CHEN Pengwei, CHEN Xin, et al. AC current feedback damping control strategy for VSC converter station in multi-terminal DC distribution system[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(10): 3505-3517, 3675.
- [18] HE Bangbang, CHEN Wu, LI Xin, et al. A power adaptive impedance reshaping strategy for cascaded DC system with buck-type constant power load[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(8): 8909-8920.
- [19] LIAO Huanyue, ZHANG Xin, MA Hao. Impedance-shaping-based stability control of point-of-load converter integrated with EMI filter in DC microgrids[J]. IEEE Access, 2021, 10: 25034-25043.
- [20] CHEN Pengwei, ZHAO Wenmeng, CHEN Xin, et al. An impedance-based parameter design method for active damping of load converter station in MTDC distribution system[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2021, 10(5): 1423-1436.
- [21] 田艳军, 彭飞, 王毅, 等. AC/DC-DC/AC 级联变流器 DC 与 AC 双侧双向交互稳定性分析及协调优化控制[J]. 高电压技术, 2021, 47(7): 2434-2449.
TIAN Yanjun, PENG Fei, WANG Yi, et al. Bidirectional interactive stability analysis of DC and AC sides for AC/DC-DC/AC cascade converter and coordinative optimization control[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(7): 2434-2449.
- [22] 吴琦, 邓卫, 裴玮. 低压多端直流配电系统的电压控制主站选取分析研究[J]. 电网技术, 2022, 46(9): 3560-3569.
WU Qi, DENG Wei, PEI Wei. Analysis and research on selection of voltage control master station in low voltage multi-terminal DC distribution system[J]. Power System Technology, 2022, 46(9): 3560-3569.
- [23] 孙暄. VSC-HVDC 系统逆变站动态特性对直流传输容量的影响分析[D]. 长沙: 长沙理工大学, 2016.
SUN Xuan. The influence of the dynamic characteristics of the inverter station on DC transmission capacity in a VSC-HVDC system[D]. Changsha: Changsha University of Science & Technology, 2016.
- [24] 胡寿松, 林道垣, 谢义成. 经典模型降阶方法述评[J]. 南京航空航天大学学报, 1989(4): 106-111.
HU Shousong, LIN Daoyuan, XIE Yicheng. Critical review of classical model reductions[J]. Journal of Nanjing Aeronautical Institute, 1989(4): 106-111.
- [25] 李毅丰, 裴玮, 邓卫, 等. 基于负虚理论的低压多端直流配电系统 VSC 换流站控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(增刊 1): 49-57.
LI Yifeng, PEI Wei, DENG Wei, et al. Negative imaginary theory based control strategy for VSC station in low-voltage multiterminal DC distribution system[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(S1): 49-57.

收稿日期: 2024-04-09; 修回日期: 2024-10-30

作者简介:

唐欣(1975—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为电力电子在电力系统中的应用; E-mail: tangxin_csu@163.com

屈贝(2000—), 男, 通信作者, 博士研究生, 研究方向为电力电子在电力系统中的应用; E-mail: 2635927255@qq.com

张睿宁(1998—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力电子在电力系统中的应用。E-mail: 1031393735@qq.com

(编辑 周金梅)