

高频振荡抑制策略对柔性直流输电系统动态性能影响的综合评估

于浩天¹, 吕敬^{1*}, 厉璇², 蔡旭¹, 汤广福³

(1. 电力传输与功率变换控制教育部重点实验室(上海交通大学), 上海市 闵行区 200240; 2. 国网经济技术研究院有限公司, 北京市 昌平区 102200; 3. 全球能源互联网研究院有限公司, 北京市 昌平区 102200)

Comprehensive Evaluation of Impact of High-frequency Oscillation Suppression Strategy on the Dynamic Performance of Flexible HVDC Transmission System

YU Haotian¹, LYU Jing^{1*}, LI Xuan², CAI Xu¹, TANG Guangfu³

(1. Key Laboratory of Control of Power Transmission and Conversion (Shanghai Jiao Tong University), Ministry of Education, Minhang District, Shanghai 200240, China; 2. State Grid Research Institute of Economics and Technology Co., Ltd., Changping District, Beijing 102200, China; 3. Global Energy Interconnection Research Institute, Changping District, Beijing 102200, China)

ABSTRACT: In recent years, high-frequency oscillation (HFO) in flexible HVDC transmission systems has been paid more and more attention, and several HFO suppression strategies have been proposed by related scholars. However, the impact of HFO suppression strategies on the dynamic performance of the flexible HVDC systems is not yet clear. The impacts of HFO suppression strategies on the dynamic performance of the flexible HVDC systems were comprehensively evaluated in terms of sub-/super-synchronous stability, dynamic response characteristics and fault ride-through characteristics; and three typical HFO suppression strategies were analyzed comparatively. Firstly, the detailed wideband impedance models of modular multilevel converter (MMC) under different HFO suppression strategies were established, respectively. The impacts of HFO suppression strategies on the risk of sub-/super-synchronous oscillations of the flexible HVDC system were analyzed by using the impedance-based analytical method. Then, the input-output and disturbance-output transfer functions were built, respectively, and the influences of HFO suppression strategies on the dynamic response characteristics of the flexible HVDC system were analyzed by theory and simulation results. Thirdly, a theoretical analysis model of the fault AC current peak value was established by considering the MMC current inner loop

and the capacitor voltage dynamic, and the impacts of HFO suppression strategies on the fault transient characteristics of flexible HVDC systems were analyzed by theory and simulation. Finally, the influence of parameter interaction of HFO suppression strategy on the conclusion of single parameter analysis was discussed. The research results can provide references for the design of the HFO suppression strategies in practical flexible HVDC systems.

KEY WORDS: flexible HVDC; modular multilevel converter (MMC); high-frequency oscillation; sub-/super-synchronous oscillation; dynamic response characteristics; fault ride-through characteristics

摘要: 近年来, 柔性直流输电系统的高频振荡问题受到越来越多关注, 相关学者已提出多种高频振荡抑制策略。然而, 高频振荡抑制策略对柔性直流输电系统动态性能的影响尚未明确。文中从系统的次/超同步稳定性、动态响应特性和故障穿越特性 3 个方面, 综合评估高频振荡抑制策略对柔性直流输电系统动态性能的影响。分别建立不同高频振荡抑制策略下模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)的详细宽频阻抗模型, 利用阻抗法分析高频振荡抑制策略对柔直系统次/超同步振荡风险的影响; 构建输入-输出和扰动-输出传递函数, 通过理论和仿真分析高频振荡抑制策略对柔直系统动态响应特性的影响; 建立计及 MMC 电流内环和电容电压动态的柔直换流站故障暂态下交流电流峰值的理论分析模型, 通过理论和仿真分析高频振荡抑制策略对柔直系统故障暂态特性的影响。最后, 讨论高频振荡抑制策略参数交互对单一参数分析结论的影响。研究结论可为柔直工程高频振荡抑制策略的设计提供参考。

基金项目: 国家自然科学基金项目(51907125); 台达电力电子科教发展计划(DREG2020010)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (51907125); Power Electronics Science and Education Development Program of Delta Group (DREG2020010).

关键词: 柔性直流输电; 模块化多电平换流器; 高频振荡; 次/超同步振荡; 动态响应特性; 故障穿越特性

0 引言

模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)以其模块化程度高、谐波含量少、开关损耗低等优点,广泛应用于柔性直流输电场合^[1]。近年来,国内外柔直工程不断建设,容量和电压等级不断提高。然而,实际工程多次出现高频振荡现象^[2-4],如鲁西柔直工程出现的1270Hz、渝鄂工程出现的700Hz和1.8kHz等高频振荡现象,严重影响系统的安全稳定运行。

柔性直流输电系统的高频振荡现象主要是由MMC较大的控制链路延时和电压前馈导致^[4-5]。目前,国内外针对高频振荡抑制策略的研究可分为无源和有源两类。无源抑制策略^[6]存在装置损耗大、经济性差、电网工况变化后抑制效果较差等问题。在有源抑制策略方面,电压前馈通道级联低通滤波器的方法是目前公认简单、有效的有源抑制策略,在一定程度上解决了鲁西柔直工程和渝鄂工程南通道鄂侧出现的高频振荡问题^[3]。此外,国内外学者还提出以下几种有源抑制策略:电压前馈非线性滤波^[7-9]、有源阻尼控制^[9-10]和控制环节优化策略^[11-13]等。电压前馈非线性滤波是使电压前馈在额定与故障工况下具有不同的特性,从而兼顾柔直系统的高频稳定性和故障穿越特性。文献[7]提出了一种基于非线性电压前馈的高频振荡抑制策略,对比传统电压前馈低通滤波策略具有更窄的负电阻区域。文献[8]则在电压前馈非线性滤波的基础上,进一步附加电流反馈有源阻尼控制,提高了系统的稳定裕度。有源阻尼控制是一种为加强特定频段阻尼的附加控制策略,多与电压前馈低通滤波策略结合使用。文献[9]基于MMC的 dq 阻抗与广义奈奎斯特判据,提出了一种基于电压前馈的阻尼控制策略。文献[10]研究了两种基于电流反馈和一种基于电压前馈的高频振荡有源阻尼抑制策略,并结合电压前馈非线性滤波、低通滤波和带通滤波策略,指出有源阻尼控制结合电压前馈非线性滤波策略能更好地消除负阻尼。控制环节优化是通过对现有控制环节进行改善,增强换流器的高频阻尼。文献[11]从电压前馈高阶低通滤波、减小电流环比例参数及延时补偿3方面提出了优化MMC高频阻抗的控制策略。文献[12]提出了在电压前馈和电流环比例环节附加低通滤波器的优化策略来减小控制延时产生

的高频负阻尼。文献[13]提出了基于电压前馈通道带阻滤波的优化策略来抑制高频振荡,并给出了带阻滤波器的参数设计方法。

综上,在柔直系统的高频振荡抑制方面,相关学者已提出多种不同的抑制策略。然而,现有研究仍存在以下不足:1)采用MMC的高频简化阻抗模型,仅关注抑制策略对高频振荡的抑制效果,未分析高频振荡抑制策略对柔直系统次/超同步稳定性的影响;2)高频振荡抑制策略改变了原控制结构,但缺少高频振荡抑制策略对柔直系统动态响应特性和故障穿越特性影响的分析。

针对上述不足,本文选择3种典型高频振荡抑制策略,从系统的次/超同步稳定性、动态响应特性和故障穿越特性3个方面,综合评估高频振荡抑制策略对柔直系统动态性能的影响,进一步分析高频振荡抑制策略的参数变化及交互对柔直系统3方面动态性能的影响,并给出优化调整方案。

1 系统结构及控制

柔直系统结构示意图如图1所示(仅给出一端柔直系统结构示意图),图中: L_{arm} 和 R_{arm} 分别为MMC桥臂电感和电阻; L_T 、 R_T 分别为MMC出口变压器的电感和电阻; C_{arm} 为MMC平均值模型桥臂等值电容; i_{ux} 、 i_{lx} 分别为相上下桥臂电流($x=a, b, c$); i_{gx} 为相交流输出电流; i_{cx} 为相桥臂环流; i_{dc} 为直流电流; U_{dc} 为直流电压; u_{gx} 为并网PCC点相电压; u_{cux}^{Σ} 、 u_{clx}^{Σ} 分别为相桥臂等值电容电压; n_{ux} 、 n_{lx} 分别为相上下桥臂调制比。

柔直换流器控制结构由功率外环、电流内环、

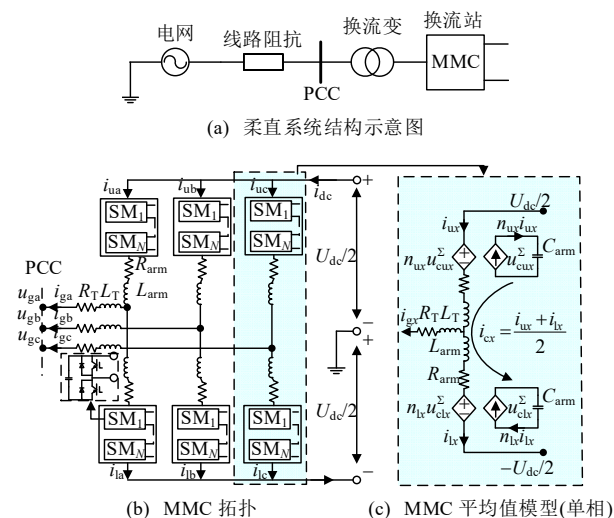


图1 系统结构示意图

Fig. 1 Diagram of system structure

锁相环(phase-locked loop, PLL)、二倍频环流抑制器(circulating current suppression controller, CCSC)、控制延时等主要环节构成, 如图 2 所示。本文选择 3 种典型的高频振荡抑制策略, 分别为电压前馈非线性滤波策略(简称策略 1)、有源阻尼抑制策略(简称策略 2)和控制结构优化策略(简称策略 3)在图 2 中分别以红蓝青虚线标出。

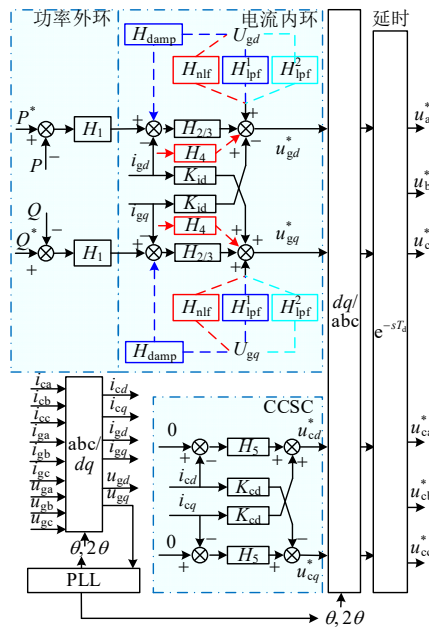


图 2 柔直换流器控制结构

Fig. 2 MMC control structure

图 2 中: H_1 、 H_2 、 H_3 分别为功率外环、电流内环以及 CCSC 的 PI 控制器; K_{id} 、 K_{cd} 分别为电流内环和 CCSC 的解耦系数; T_d 为控制系统总延时, 对于渝鄂工程的 $550\mu\text{s}$ 延时, 其由采样延时 $50\mu\text{s}$ 、极控延时 $300\mu\text{s}$ 、阀控延时 $200\mu\text{s}$ 三部分构成。在策略 1 中, H_{nlf} 为非线性滤波环节, 如取整函数, 根据其值域元素数量对电网电压标幺值进行均匀离散, 如 $\{0.1, 0.2, \dots, 1.0\}\text{pu}$; H_4 为辅助控制环节。在策略 2 中, H_{lpf}^1 为一阶低通滤波器, H_{damp} 为阻尼控制环节。在策略 3 中, H_{lpf}^2 为二阶低通滤波器, H_3 为优化后的电流环 PI 控制器。 H_4 、 H_{damp} 、 H_3 的详细结构如图 3 所示。

2 高频振荡抑制策略对柔直系统次/超同步稳定性的影响

本节利用阻抗分析方法分析高频振荡抑制策略对柔直系统次/超同步稳定性的影响。首先, 建立柔直 MMC 换流器的交流侧宽频阻抗模型, 并通过扫频验证其正确性; 其次, 基于阻抗特性分析不同

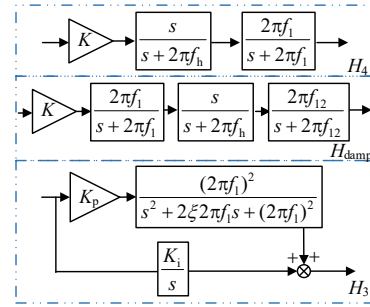


图 3 H_4 、 H_{damp} 、 H_3 的详细结构

Fig. 3 Detailed control structure of H_4 , H_{damp} , H_3

高频振荡抑制策略对柔直系统次/超同步振荡风险的影响; 最后, 分析各高频振荡抑制策略的参数变化对柔直系统次/超同步稳定性的影响。

2.1 MMC 宽频阻抗建模及验证

本节基于图 1—3 的主电路和控制结构, 采用谐波状态空间(harmonic state-space, HSS)法分别建立 3 种高频振荡抑制策略下的 MMC 交流侧详细宽频阻抗模型。具体建模过程可参考文献[14-15], 由于篇幅限制, 本文不再给出阻抗建模过程。

以渝鄂工程为背景, 搭建 MMC 的时域仿真模型, 系统参数见附表 A1, 对所建立的 MMC 宽频阻抗模型的准确性进行扫频验证。图 4 为理论阻抗模型与仿真扫频结果的对比, 可以看出, 理论阻抗与扫频阻抗在宽频范围内($1\sim 3000\text{Hz}$)一致性均较好, 验证了理论阻抗模型的准确性。

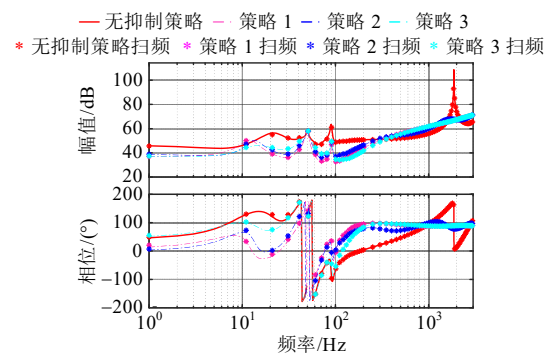


图 4 MMC 宽频阻抗模型验证

Fig. 4 Verification of MMC wideband impedance model

2.2 高频振荡抑制策略对柔直系统次/超同步稳定性的影响分析

采用基于阻抗的频域稳定性判据^[16-18]分析柔直-电网互联系统的稳定性。在网侧, 采用通用传输线模型^[19](universal line model, ULM)对电网传输线阻抗进行建模。代入渝鄂工程传输线参数, 如附表 A2, 绘制出 3 种高频振荡抑制策略下柔直换流站和交流电网的阻抗曲线, 如图 5 所示。

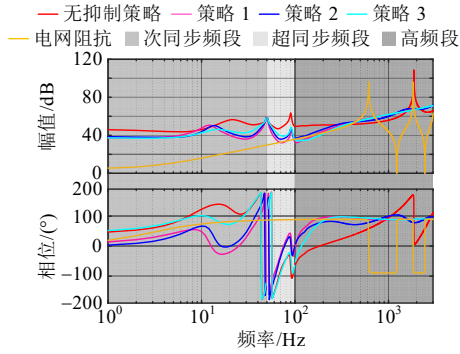


图5 不同高频振荡抑制策略下柔直流换流站与交流电网阻抗特性

Fig. 5 Impedance characteristics of AC grid and MMC station under different HFO suppression strategies

结合图5, 可以得出高频振荡抑制策略对次/超同步频段(0~100Hz)柔直流换流站阻抗特性及互联系统稳定性影响的结论如下:

1) 对柔直流换流器自身的阻抗特性而言, 在幅值方面, 不同高频振荡抑制策略均会降低MMC阻抗的幅值; 在相位方面, 则均会减弱MMC的负电阻特性(在次同步频段将MMC相位由大于90°向小于90°方向移动, 在超同步频段将MMC相位由小于-90°向大于-90°方向移动)。故从换流器自身阻抗特性的角度, 高频振荡抑制策略能够在一定程度上减小柔直流换流器的负电阻区域。

2) 根据阻抗稳定判据, 当柔直流换流站与电网的幅频特性存在交点且交点频率处相位差大于180°时, 系统存在振荡风险。在次同步频段, 虽然高频振荡抑制策略会降低柔直流换流器的幅值与相位, 但电网及柔直流换流器阻抗均为感性, 故系统不会发生振荡, 高频振荡抑制策略基本不影响系统的次同步稳定性。在超同步频段的基频附近, 高频振荡抑制策略仅会略微缩短柔直流换流站与电网相位差值大于180°的频域宽度, 而在该频域中, 高频振荡抑制策略会降低柔直流换流器阻抗的幅值, 易使柔直与电网阻抗幅值产生交点, 进而产生超同步振荡。故高频振荡抑制策略会恶化原柔直系统的超同步稳定性。

2.3 高频振荡抑制策略参数变化对柔直系统次/超同步稳定性的影响分析

本节以阻抗法的系统总电阻、电抗为切入点, 如式(1), Re 是取实部函数、 Im 是取虚部函数。用电阻/电抗参数灵敏度的方法, $S_R(s, a_i)$ 和 $S_X(s, a_i)$ 定义为式(2), 分析高频振荡抑制策略参数变化对柔直系统次/超同步稳定性的影响。

$$\begin{cases} R_{\text{total}}(s) = \text{Re}(Z_{\text{grid}}(s) + Z_{\text{MMC}}(s)) \\ X_{\text{total}}(s) = \text{Im}(Z_{\text{grid}}(s) + Z_{\text{MMC}}(s)) \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} S_R(s, a_i) = \frac{R_{\text{total}}(s, a_i + \Delta a_i) - R_{\text{total}}(s, a_i)}{\frac{\Delta a_i}{a_{in}}} \\ S_X(s, a_i) = \frac{X_{\text{total}}(s, a_i + \Delta a_i) - X_{\text{total}}(s, a_i)}{\frac{\Delta a_i}{a_{in}}} \end{cases} \quad (2)$$

式中: s 是复频率; a_i 为第 i 个控制参数; a_{in} 为第 i 个控制参数的额定值; Δa_i 为 $0.25a_{in}$ 。在频域上, 系统总电阻小于0的频段是系统存在振荡风险的区域。故随参数的增大, 总电阻的参数灵敏度小于0的频段则会增加系统振荡的风险。

2.3.1 策略1参数变化的影响

电压前馈非线性滤波采取整函数的形式, 可将电压前馈的连续输入转化为离散输出的形式, 如 $\{0, 0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1\}$ pu 电网电压。在小信号分析时与无前馈等效, 故不考虑取整值域变化的影响。策略1的可变参数包括: 辅助控制环节 H_4 的高通滤波器截止频率 f_h 、低通滤波器截止频率 f_l 与增益系数 K 。分析策略1的参数变化对MMC阻抗特性及柔直系统次/超同步稳定性的影响, 策略1的控制参数见附表A3。

图6为可变参数 K 、 f_h 和 f_l 的参数灵敏度, 以及系统的总电阻、电抗, 由于其量纲相同故绘于一起。由图可知, f_l 的电阻、电抗灵敏度远小于 f_h 与 K 。故策略1影响柔直系统次/超同步稳定性的强相关参数为 K 与 f_h 。

从系统的总电阻、电抗特性可知, 次同步频段的总电抗过零点处系统总电阻要大于超同步频段

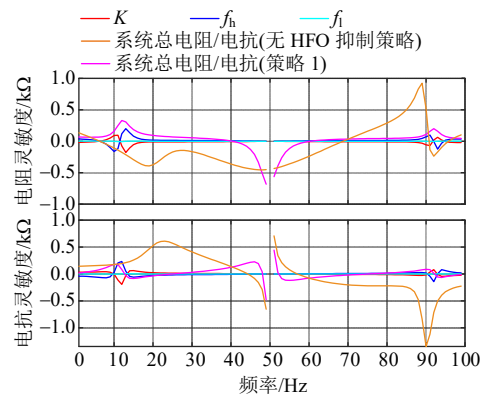


图6 策略1参数变化对柔直系统次/超同步稳定性的影响
Fig. 6 Influence of strategy 1 parameter changes on the sub-/super-synchronous stability of the flexible HVDC system

系统的总电抗过零点处系统的总电阻, 所以系统的次同步稳定性要大于系统的超同步稳定性。 K 的电阻灵敏度在 100Hz 以内基本小于 0, 而 f_h 的电阻灵敏度在 100Hz 以内基本大于 0, 所以 K 的增大、 f_h 的降低将会增加系统次/超同步振荡的风险。

2.3.2 策略 2 参数变化的影响

策略 2 的可变参数包括: 控制环节 H_{damp} 的两个低通滤波器的截止频率 f_1 和 f_2 , 一个高通滤波器的截止频率 f_h 和增益系数 K , 电压前馈环节低通滤波器的截止频率 f_3 。分析策略 2 参数变化对 MMC 阻抗特性及柔直系统次/超同步稳定性的影响, 策略 2 的控制参数见附表 A4。

图 7 为可变参数 K 、 f_h 、 f_1 、 f_2 和 f_3 的参数灵敏度及系统的总电阻、电抗, 由于其量纲相同故绘于一起。由图可知, f_1 、 f_2 、 f_3 的电阻、电抗灵敏度远小于 f_h 与 K 。故策略二影响柔直系统次/超同步稳定性的强相关参数为 K 与 f_h 。

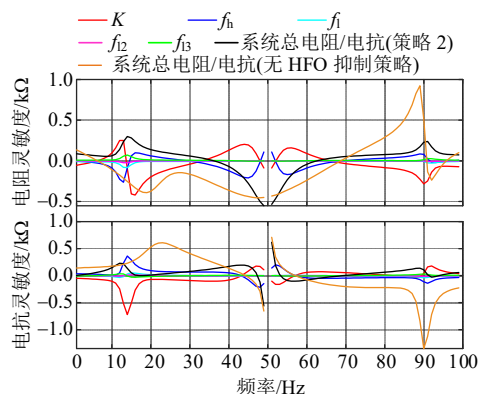


图 7 策略 2 参数变化对柔直系统次/超同步稳定性的影响

Fig. 7 Influence of strategy 2 parameter changes on the sub-/super-synchronous stability of the flexible HVDC system

从系统的总电阻、电抗特性可知, 次同步频段的总电抗过零点处系统总电阻要大于超同步频段系统的总电抗过零点处系统的总电阻, 所以系统的次同步稳定性要大于系统的超同步稳定性。 K 的电阻灵敏度约在 15~35 和 65~100Hz 小于 0, 在该频段内均存在系统总电抗过零点, 故增大 K 将会在该频段增大系统的次/超同步振荡风险。而 f_h 的电阻灵敏度约在 35~50 和 70~100Hz 以内大于 0, 且系统的总电抗过零点也存在于该频段, 所以 f_h 的降低将会在该频段增加系统次/超同步振荡的风险。

2.3.3 策略 3 参数变化的影响

策略 3 的可变参数包括: H_3 中低通滤波器的截止频率 f_1 及电压前馈通道低通滤波器的截止频率 f_2

和阶数 n 。分析策略 3 的参数变化对 MMC 阻抗特性及柔直系统次/超同步稳定性的影响, 策略 3 的控制参数见附表 A5。

图 8 为可变参数 f_1 、 f_2 和 n 的参数灵敏度及系统的总电阻、电抗, 由于其量纲相同故绘于一起。由图可知, 参数 f_1 、 f_2 、 n 的电阻、电抗灵敏度大小相近。故策略 3 影响柔直系统次/超同步稳定性的强相关参数为 f_1 、 f_2 和 n 。

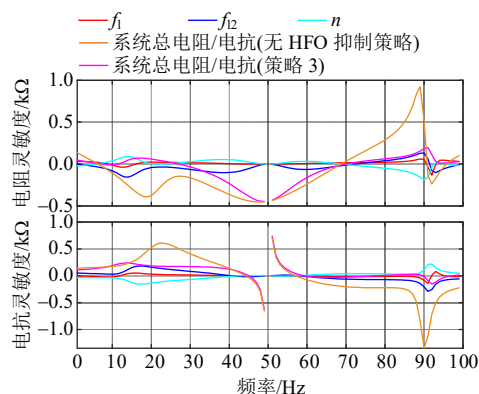


图 8 策略 3 参数变化对柔直系统次/超同步稳定性的影响

Fig. 8 Influence of strategy 3 parameter changes on the sub-/super-synchronous stability of the flexible HVDC system

由图 8 可知, 系统总电抗仅在超同步频段存在过零点, 因此, 参数的变化基本不影响系统的次同步稳定性, 系统的次同步稳定性要显著高于超同步稳定性。在超同步频段 90Hz 左右的系统总电抗过零点处, f_1 与 f_2 的电阻灵敏度大于 0, 阶数 n 的电阻灵敏度小于 0。故 H_3 中低通滤波器截止频率 f_1 的降低、电压前馈通道低通滤波器截止频率 f_2 的降低以及阶数 n 的提高, 会进一步恶化柔直系统的超同步振荡风险。

此外, 因为电网阻抗固定, 故系统总电阻/电抗及灵敏度也可以反映 MMC 电阻/电抗及灵敏度的特点, 3 类高频振荡抑制策略参数调整对 2.2 节结论 1 的影响也可以从图 6—8 分析得出: 3 类高频振荡抑制策略的 MMC 电阻/电抗及灵敏度绝对值都小于无高频振荡抑制策略的 MMC 电阻/电抗, 且相较无高频振荡抑制策略具有更窄的 MMC 负电阻频率范围。故参数变化也不影响高频振荡抑制策略降低 MMC 阻抗幅值、减弱负电阻特性的结论。

3 类高频振荡抑制策略参数变化对 2.2 节结论 2 的影响也可从图 6—8 中分析得出: 在次同步频段, 策略 1 和 2 的 K 与 f_h 电抗灵敏度极值频率附近, 电阻灵敏度出现过零点。 K 与 f_h 的变化会使系统总电

抗过零点向电抗灵敏度极值频率附近移动,但基本不影响其频率附近的系统总电阻和次同步频段系统稳定性,策略3的系统总电抗基本大于0,且大于其灵敏度绝对值,故参数变化也基本不影响系统的次同步稳定性;在超同步频段,无高频振荡抑制策略的系统总电抗无过零点,且其系统总电抗绝对值远大于3类高频振荡抑制策略的系统总电抗及其灵敏度的绝对值,故参数变化也不影响高频振荡抑制策略恶化原柔直系统超同步稳定性的结论。

综上,高频振荡抑制策略的参数变化不会影响2.2节中结论1、2的成立。

3 高频振荡抑制策略对柔直系统动态响应特性的影响

3.1 高频振荡抑制策略对柔直系统动态响应特性的影响分析

本文分析的3类高频振荡抑制策略均改变了电流环的前向、反馈或电压前馈通道结构,因此对功率控制也将产生一定的影响,故以有功功率控制为例,分析高频振荡抑制策略对柔直系统功率控制动态响应特性的影响。

在电网电压定向矢量控制下,有功功率的小信号线性化形式如下:

$$\Delta P = 1.5(U_d \Delta I_d + I_d \Delta U_d) \quad (3)$$

式中 I_d 、 U_d 为静态工作点。

不同高频振荡抑制策略下功率参考值到功率输出的传递函数框图如图9所示,图中控制环节符号已于图2说明。输入响应的传递函数 $G_1(s) =$

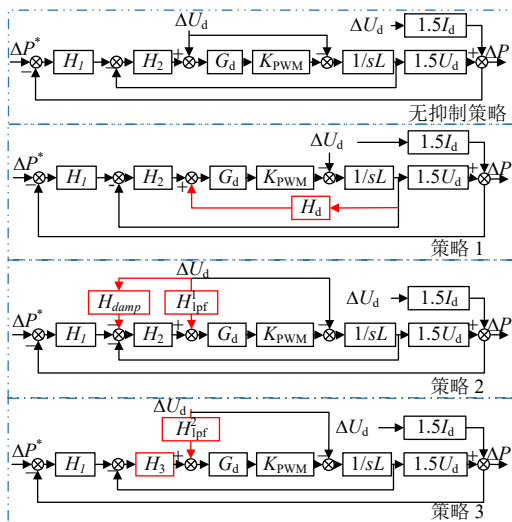


图9 不同高频振荡抑制策略下的传递函数框图
Fig. 9 Block diagram of transfer function under different HFO suppression strategies

$\Delta P(s)/\Delta P^*(s)$ 如式(4),扰动响应的传递函数 $G_2(s) = \Delta P(s)/\Delta U_d(s)$ 如式(5),式(4)和(5)中的(a)—(d)分别表示无抑制策略、策略1、2和3。此外,式(4)、(5)中的部分传函如式(6)所示。

$$G_1(s) = \begin{cases} \frac{3}{2} \frac{H_2 G_d}{sL + H_2 G_d} \frac{H_1 U_d}{1 + \frac{3}{2} \frac{H_1 H_2 G_d U_d}{sL + H_2 G_d}}, & \text{(a)、(c)} \\ \frac{3}{2} \frac{H_2 G_d}{sL - H_d G_d + H_2 G_d} \frac{H_1 U_d}{1 + \frac{3}{2} \frac{H_1 H_2 G_d U_d}{sL - H_d G_d + H_2 G_d}}, & \text{(b)} \\ \frac{3}{2} \frac{H_3 G_d}{sL + H_3 G_d} \frac{H_1 U_d}{1 + \frac{3}{2} \frac{H_1 H_3 G_d U_d}{sL + H_3 G_d}}, & \text{(d)} \end{cases} \quad (4)$$

$$G_2(s) = \begin{cases} \frac{1.5 I_d (sL + H_2 G_d) + 1.5 U_d (G_d - 1)}{1.5 U_d H_1 H_2 G_d + sL + H_2 G_d}, & \text{(a)} \\ \frac{1.5 I_d (sL + H_2 G_d - H_d G_d) - 1.5 G_d}{1.5 U_d H_1 H_2 G_d + sL + H_2 G_d - H_d G_d}, & \text{(b)} \\ \frac{1.5 \{I_d (sL + H_2 G_d) + U_d [G_d (H_{lps}^1 - H_{damp} H_2) - 1]\}}{1.5 U_d H_1 H_2 G_d + sL + H_2 G_d}, & \text{(c)} \\ \frac{1.5 I_d (sL + H_3 G_d) + 1.5 U_d (H_{lps}^2 G_d - 1)}{1.5 U_d H_1 H_3 G_d + sL + H_3 G_d}, & \text{(d)} \end{cases} \quad (5)$$

$$H_{pq} = K_{p-pq} + \frac{K_{i-pq}}{s}$$

$$\begin{cases} G_d = e^{-sT_d} \\ H_d = K \frac{T_H s}{T_H s + 1} \frac{1}{T_L s + 1} \\ H_2 = K_{pi} + \frac{K_{ii}}{s} \\ H_3 = \frac{K_{pi} \omega_n^2}{s^2 + 2\xi \omega_n s + \omega_n^2} + \frac{K_{ii}}{s} \\ H_{lps}^2 = \frac{\omega_l^2}{s^2 + 2\xi \omega_l s + \omega_l^2} \\ H_{lps}^1 = \frac{1}{T_l s + 1} \end{cases} \quad (6)$$

从图10可知,对于 $G_1(s)$,高频振荡抑制策略对输入-输出传递函数的带宽基本无影响;对于 $G_2(s)$,高频振荡抑制策略会使其在2Hz以上频段的幅值大于0dB,且在幅值的峰值附近相位的绝对值大于90°,故高频振荡抑制策略会将交流电压扰动在输出有功功率上反相放大。

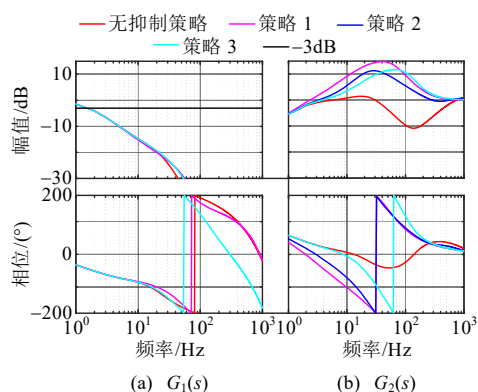
图 10 不同抑制策略下 $G_1(s)$ 和 $G_2(s)$ 的频率响应Fig. 10 Frequency response of $G_1(s)$ and $G_2(s)$ under different HFO suppression strategies

图 11 分别给出了 $G_1(s)$ 和 $G_2(s)$ 在有功参考值阶跃变化和交流电压扰动阶跃变化下的有功功率响应曲线的理论分析和时域仿真结果。 $G_1(s)$ 的阶跃响应输入条件为: 2s 时刻有功功率参考值由 0.9pu 阶跃变化至 1pu; $G_2(s)$ 的阶跃响应输入条件为: 2s 时刻交流电压扰动由 1pu 阶跃变化至 0.9pu。由图可知, 高频振荡抑制策略对有功功率参考值的阶跃响应基本无影响, 而对交流电压扰动的阶跃响应影响较大, 高频振荡抑制策略会增大交流电压扰动下有功功率的超调量, 恶化柔直系统的动态响应特性。

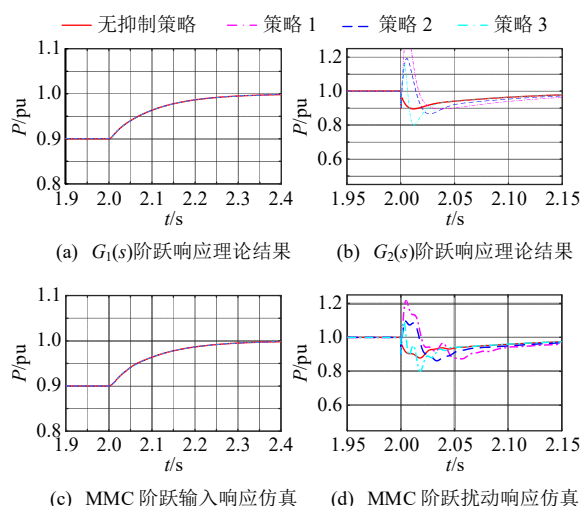


图 11 高频振荡抑制策略对柔直系统动态响应特性的影响分析

Fig. 11 Influence analysis of HFO suppression strategies on the dynamic response characteristics of the flexible HVDC System

3.2 高频振荡抑制策略参数变化对柔直系统动态响应特性的影响分析

由 3.1 节分析得到高频振荡抑制策略对功率外环的输入-输出动态响应特性 $G_1(s)$ 的影响较小, 而

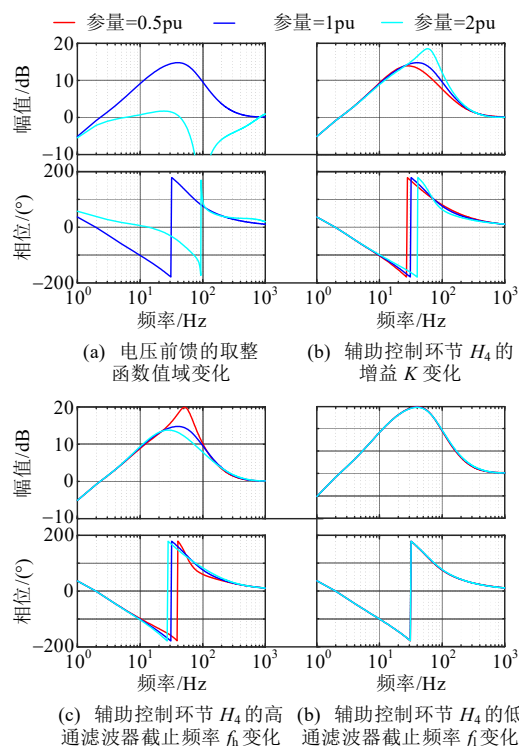
对扰动-输出动态响应特性 $G_2(s)$ 的影响较大。故本节仅分析高频振荡抑制策略的参数变化对扰动-输出动态特性 $G_2(s)$ 的影响。

3.2.1 策略 1 参数变化对柔直系统动态响应特性的影响分析

策略 1 中的可变参数包括: 电压前馈取整的值域元素个数 N 、辅助控制环节 H_4 的增益 K 以及低通和高通滤波器截止频率 f_l 、 f_h , 策略一的控制参数见附表 A3。

从图 12 中分析 N 对 $G_2(s)$ 的影响, 当取整函数值域为 $\{0, 0.2, 0.4, \dots, 1\}$ pu 时, 对 1pu 电网电压叠加 0.1pu 的扰动, 取整后仍为 1pu, 电压前馈不传递扰动。而当取整函数值域为 $\{0, 0.1, 0.2, \dots, 1\}$ pu, 在 1pu 电网电压上产生的 0.1pu 电压下降, 取整后为 0.9pu, 电压前馈传递扰动, 其造成了 N 增加时, $G_2(s)$ 幅值基本位于 0dB 之下, 且相位基本位于 $\pm 90^\circ$ 之间, 对扰动信号同相衰减。故增加电压前馈取整函数值域元素数量 N 可以一定程度上降低柔直系统对电网电压扰动的影响。

H_4 环节增益 K 以及高通滤波器截止频率 f_h 的改变主要影响 $G_2(s)$ 的幅频特性, 增益 K 越大、高通截止频率 f_h 越小, $G_2(s)$ 的幅值越大, 对电网电压扰动的反相放大作用越明显, 低通截止频率 f_l 变化

图 12 策略 1 参数变化对 $G_2(s)$ 的影响Fig. 12 Influence of strategy 1 parameter changes on $G_2(s)$

对 $G_2(s)$ 的幅频与相频特性基本没有影响。

图 13 为电网电压跌落 0.1pu 时, 策略 1 不同参数下有有功功率的仿真结果。可以看出, 策略 1 的参数变化对柔直系统的动态响应特性有一定影响, 具体表现为: 当取整函数数值域个数增加、 H_4 环节增益 K 下降或高通截止频率 f_h 提高, 均会在一定程度上减小有功功率的超调量, 但相比于无抑制策略下, 仍然是恶化柔直系统的动态响应特性。低通截止频率 f_l 变化对有功功率的动态过程基本没有影响。仿真结果与理论分析结果一致。

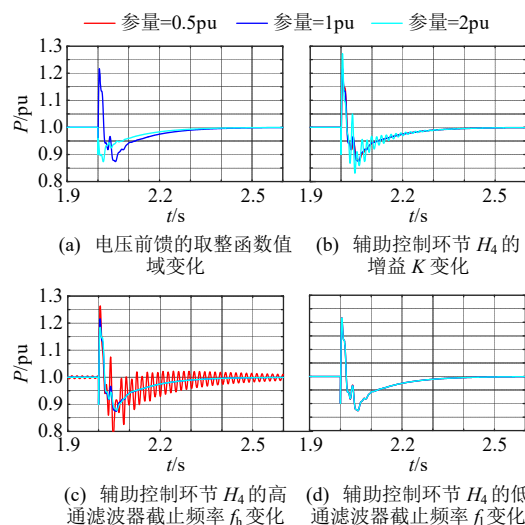


图 13 策略 1 参数变化对有功功率动态波形的影响

Fig. 13 Influence of strategy 1 parameter changes on the active power dynamic waveform

3.2.2 策略 2 参数变化对柔直系统动态响应特性的影响分析

基于 2.3 节的分析, 策略 2 H_{damp} 低通滤波器截止频率 f_{l2} 变化对 MMC 输出特性影响很小, 因此仅考虑 H_{damp} 的增益 K 、高通滤波器截止频率 f_h 、低通滤波器截止频率 f_l 以及电压前馈低通滤波器截止频率 f_{l3} 变化对 $G_2(s)$ 的影响, 策略 2 的控制参数见附表 A4。

由图 14 可以分析得到, 增益 K 越大、高通截止频率 f_h 越低、低通截止频率 f_l 越高以及电压前馈环节低通截止频率 f_{l3} 越低, 电网电压的扰动在输出功率上的反相放大作用越强, 其中低通截止频率 f_l 和电压前馈环节低通截止频率 f_{l3} 的影响相对较小。

图 15 为电网电压跌落 0.1pu 时, 不同策略 2 参数下有有功功率的仿真结果。可以看出, 策略 2 的参数变化对柔直系统的动态响应特性有一定影响, 具体表现为: 增益 K 越小、高通截止频率 f_h 越高, 则会减小有功功率的超调量, 但相比于无抑制策略

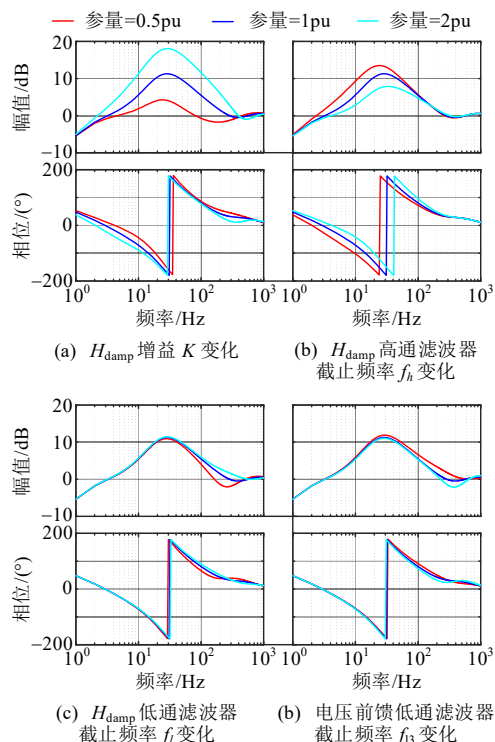


图 14 策略 2 参数变化对 $G_2(s)$ 的影响

Fig. 14 Influence of strategy 2 parameter changes on $G_2(s)$

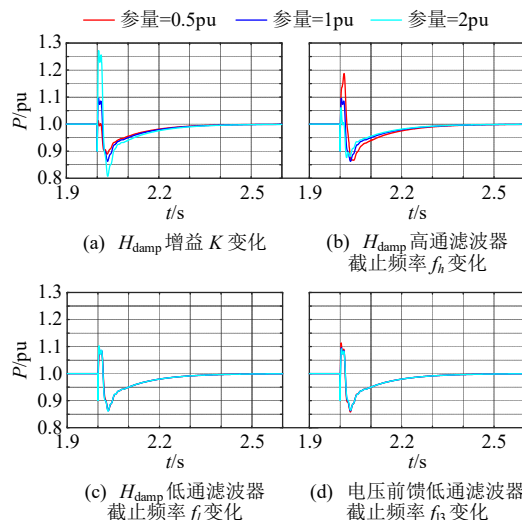


图 15 策略 2 参数变化对有功功率动态波形的影响

Fig. 15 Influence of strategy 2 parameter changes on the active power dynamic waveform

下, 仍然是恶化柔直系统的动态响应特性。低通截止频率 f_l 和电压前馈环节低通截止频率 f_{l3} 的变化对有功功率的动态过程的影响较小。时域仿真结果与理论分析结果一致。

3.2.3 策略 3 参数变化对柔直系统动态响应特性的影响分析

策略 3 的可变参数为: 电流内环 H_3 低通滤波器截止频率 f_l 、电压前馈通道低通滤波器阶次 n 与

截止频率 f_2 。分析其变化对 $G_2(s)$ 的影响, 策略 3 控制参数见附表 A5。

从图 16 可得, H_3 和前馈环节的低通截止频率 f_1 和 f_2 降低、前馈低通滤波器阶数提高均会使电网电压扰动在输出功率上的反相放大作用增强。

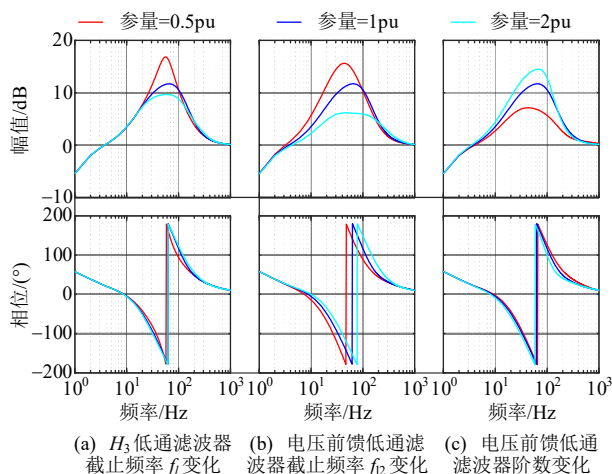


图 16 策略 3 参数变化对 $G_2(s)$ 的影响

Fig. 16 Influence of strategy 3 parameter changes on $G_2(s)$

图 17 为电网电压跌落 0.1pu 时, 不同策略 3 参数下有功功率的仿真结果。可以看出, 策略 3 的参数变化对柔直系统的动态响应特性有一定影响, 具体表现为: H_3 和前馈环节的低通截止频率 f_1 和 f_2 的提高、前馈低通滤波器阶数的降低, 均会在一定程度上减小有功功率的超调量, 但相比于无抑制策略下, 仍然是恶化柔直系统的动态响应特性。时域仿真结果与理论分析结果一致。

综上, 高频振荡抑制策略的参数变化并不改变

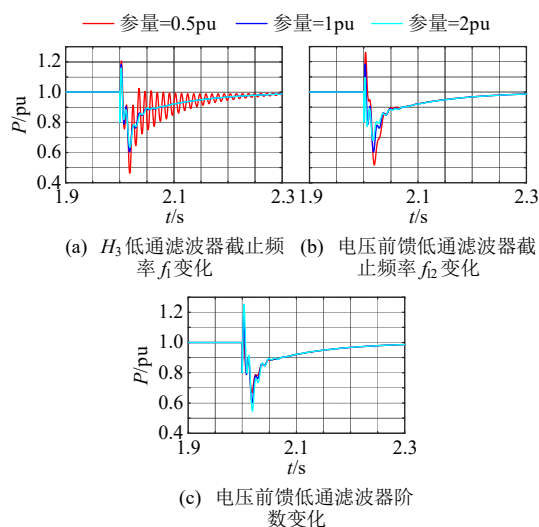


图 17 策略 3 参数变化对有功功率动态波形的影响

Fig. 17 Influence of strategy 3 parameter changes on the active power dynamic waveform

3.1 节中关于高频振荡抑制策略对柔直系统动态响应特性影响的结论, 即高频振荡抑制策略会恶化柔直系统的动态响应特性。

4 高频振荡抑制策略对柔直系统故障穿越特性的影响

4.1 高频振荡抑制策略对柔直系统故障穿越特性的影响分析

故障穿越特性主要考虑故障穿越期间, 柔直换流器直流侧过电压特性、交直流侧过电流特性等。在故障穿越期间柔直系统直流侧的过电压问题可通过直流卸荷电路解决, 由高频振荡抑制策略所产生的过高交流侧故障电流峰值是触发柔直换流站保护闭锁、柔直系统故障穿越失败的主要原因, 如图 18。

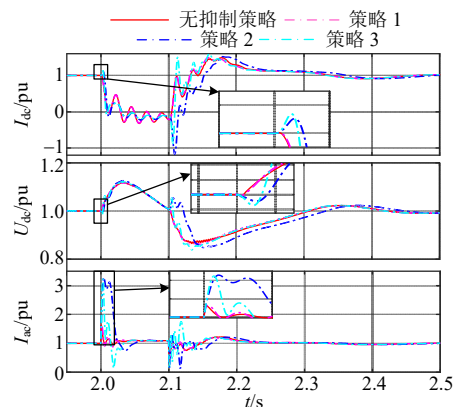


图 18 电网三相接地故障下柔直换流站故障暂态波形

Fig. 18 Transient waveforms of the flexible HVDC converter station under three-phase grounding faults of ac grid

图 18 是通过两端 MMC 柔直系统仿真模型, 送端控制直流电压, 受端控制有功功率, 直流侧安装卸荷电路, 系统参数基于渝鄂工程参数, 在柔直系统满功率运行条件下, 在受端站交流侧施加 100ms 的三相接地故障得到。 U_{dc} 为柔直换流站的直流电压, I_{dc} 为柔直换流站的直流电流, I_{ac} 为柔直换流站的交流电流幅值。从图中可以直观看出, 高频振荡抑制策略对柔直换流站故障穿越期间的直流电压、电流影响较小, 对交流电流幅值影响很大。

故障穿越期间不同抑制策略下的电压电流暂态分量如表 1 所示。根据图 18 和表 1, 对柔直换流站的故障穿越特性分析可得:

1) 在故障发生时, 高频振荡抑制策略导致的交流侧电流幅值升高是造成柔直系统保护闭锁, 故障穿越失败的主要原因。根据表 1, 在故障发生时,

表1 故障穿越期间不同抑制策略下暂态分量
Table 1 Transient components under different HFO suppression strategies during fault ride-through

参量	高频振荡抑制策略	故障发生暂态峰值	故障切除暂态峰值
I_{dc}/kA	无抑制策略	1.4955	-0.2142
	策略1	1.4955	-0.2142
	策略2	1.6444	-1.7411
	策略3	1.6949	-1.2976
U_{dc}/kV	无抑制策略	837.48	859.32
	策略1	837.48	859.32
	策略2	832.44	886.20
	策略3	827.65	886.20
I_{ac}/kA	无抑制策略	3.8142	2.8502
	策略1	3.8142	2.8502
	策略2	7.6635	3.0789
	策略3	7.5445	4.0897

高频振荡抑制策略2和3均超过3pu(交流侧额定电流幅值为2.33kA),而无高频振荡抑制策略的交流侧电流幅值仅为1.634pu,换流器闭锁电流瞬时值2pu^[20],故高频振荡抑制策略会导致故障穿越期间柔直系统保护闭锁。策略1在故障发生时的交流电流幅值仅为1.634pu,表现出了策略1在故障穿越方面的优势。

2) 有无高频振荡抑制策略的直流电流与直流电压波形在故障穿越期间差异很小,柔直系统不会受故障穿越期间的直流电流、直流电压影响导致故障穿越失败。根据表1,有无高频振荡抑制策略下直流电压峰值与直流电流峰值差异很小,不会触发柔直系统的直流侧卸荷电路。

故高频振荡抑制策略对柔直系统交流电流幅值的影响是造成柔直系统故障穿越失败的主要原因。因此,为从理论上分析高频振荡抑制策略对柔直系统故障穿越期间交流电流峰值的影响。本文建立了基于柔直电流内环与子模块电容动态的柔直系统故障交流电流峰值分析简化模型。

由于故障电流峰值出现在交流侧出现短路故障的第一个极值峰,时间尺度上是ms级。故只有带宽最高的电流环与直接调制引入的子模块电容动态能够在极短的时间内做出响应,其他控制环节和直流侧电压的动态均可忽略。

在子模块电容电压动态建模方面,上/下桥臂子模块相等值电容电压 u_{cux}^{Σ} 、 u_{clx}^{Σ} ,如图1所示,其主要谐波成分如式(7)所示, $u_{cux}^{\Sigma\omega_1}$ 、 $u_{clx}^{\Sigma\omega_1}$ 是其基频分量。

$$\begin{cases} u_{cux}^{\Sigma} = U_{dc} + u_{cux}^{\Sigma\omega_1} \\ u_{clx}^{\Sigma} = U_{dc} + u_{clx}^{\Sigma\omega_1} \end{cases} \quad (7)$$

$$\begin{cases} f_{\omega_1}(n_{ux}i_{ux}) = -\frac{1}{3}\frac{i_{dc}}{u_{dc}}u_{gx}^* + \frac{1}{4}i_{gx} = C_{arm}\frac{du_{cux}^{\Sigma\omega_1}}{dt} \\ f_{\omega_1}(n_{lx}i_{lx}) = +\frac{1}{3}\frac{i_{dc}}{u_{dc}}u_{gx}^* - \frac{1}{4}i_{gx} = C_{arm}\frac{du_{clx}^{\Sigma\omega_1}}{dt} \\ i_{ux} = \frac{1}{3}i_{dc} + \frac{1}{2}i_{gx} + i_{cx} \\ i_{lx} = \frac{1}{3}i_{dc} - \frac{1}{2}i_{gx} + i_{cx} \\ n_{ux} = \frac{1}{2} - \frac{u_{gx}^*}{u_{dc}} - \frac{u_{cx}^*}{u_{dc}} \\ n_{lx} = \frac{1}{2} + \frac{u_{gx}^*}{u_{dc}} - \frac{u_{cx}^*}{u_{dc}} \end{cases} \quad (8)$$

$u_{cux}^{\Sigma\omega_1}$ 和 $u_{clx}^{\Sigma\omega_1}$ 的动态特性可根据图1中单相MMC平均值模型的电气关系得到,如式(8), f_{ω_1} 是提取基频成分函数,其他参数的含义已在2.1节中给出。可以看出 $u_{cux}^{\Sigma\omega_1}$ 和 $u_{clx}^{\Sigma\omega_1}$ 互为相反数,属于差模分量。由于柔直系统直流侧电压被送端换流站带宽较低的外环控制,且不考虑送端换流站的功率变化,所以在故障交流电流达到峰值期间 i_{dc} 和 u_{dc} 可认为是恒定直流。

上下桥臂的输出电压在直接调制下如式(9),柔直换流器的输出电压如式(10), u_x 是柔直换流站的实际输出电压,由于 $u_{cx}^* \ll u_{gx}^*$ 且 $(u_{clx}^{\Sigma\omega_1} - u_{cux}^{\Sigma\omega_1})/U_{dc} \ll 1$,所以 $0.5u_{cx}^*(u_{clx}^{\Sigma\omega_1} - u_{cux}^{\Sigma\omega_1})/U_{dc}$ 是 u_{gx}^* 的高阶小量,故忽略 $0.5u_{cx}^*(u_{clx}^{\Sigma\omega_1} - u_{cux}^{\Sigma\omega_1})/U_{dc}$ 。

$$\begin{cases} u_{ux} = \left(\frac{1}{2} - \frac{u_{gx}^*}{U_{dc}} - \frac{u_{cx}^*}{U_{dc}}\right)u_{cux}^{\Sigma} = \\ \quad \frac{U_{dc}}{2} - u_{gx}^* + \frac{1}{2}u_{cux}^{\Sigma\omega_1} - \frac{u_{gx}^*u_{cux}^{\Sigma\omega_1}}{U_{dc}} \\ u_{lx} = \left(\frac{1}{2} + \frac{u_{gx}^*}{U_{dc}} - \frac{u_{cx}^*}{U_{dc}}\right)u_{clx}^{\Sigma} = \\ \quad \frac{U_{dc}}{2} + u_{gx}^* + \frac{1}{2}u_{clx}^{\Sigma\omega_1} + \frac{u_{gx}^*u_{clx}^{\Sigma\omega_1}}{U_{dc}} \end{cases} \quad (9)$$

$$u_x = \frac{1}{2}(u_{lx} - u_{ux}) = \frac{1}{4}(u_{clx}^{\Sigma\omega_1} - u_{cux}^{\Sigma\omega_1}) + u_{gx}^* - \frac{u_{cx}^*}{2U_{dc}}(u_{clx}^{\Sigma\omega_1} - u_{cux}^{\Sigma\omega_1}) \approx \frac{1}{4}(u_{clx}^{\Sigma\omega_1} - u_{cux}^{\Sigma\omega_1}) + u_{gx}^* \quad (10)$$

对式(7)进行基频dq变换可以得到式(11)。

$$\begin{cases} u_{cud}^{\Sigma} = u_{cud}^{\Sigma\omega_1} \\ u_{cld}^{\Sigma} = u_{cld}^{\Sigma\omega_1} \\ u_{cuq}^{\Sigma} = u_{cuq}^{\Sigma\omega_1} \\ u_{clq}^{\Sigma} = u_{clq}^{\Sigma\omega_1} \end{cases} \quad (11)$$

联立式(8)、(10)和(11), 并进行基频 dq 变换与拉氏变换, 可得式(12)。 U_d 和 U_q 为柔直换流器的 dq 轴实际输出电压。可以看出在考虑电容电压动态后, 柔直换流器 dq 轴实际输出电压在电流环输出的参考 dq 轴电压上分别附加了 0.25 倍 U_{cd} 、 U_{cq} 。

式(12)中 u_{gd}^* 和 u_{gq}^* 由不同控制策略下的电流内环获得, 式(13)—(16)分别对应无高频振荡抑制策略以及策略 1—3 的电流内环的输出结果 u_{gd}^* 和 u_{gq}^* , 其中, 式(13)对应无高频振荡抑制策略, 式(14)对应策略 1, 式(15)对应策略 2, 式(16)对应策略 3。 I_{dref} 与 I_{qref} 为电流环的参考输入, 在故障交流电流到达峰值期间可认为保持恒值。

基于式(12)—(16), 并结合并网电气参数关系式(17), 可以得到 dq 轴电网电压 U_{gd} 和 U_{gq} 与并网电流 I_{gd} 和 I_{gq} 的传递函数。可通过 Matlab/Simulink 将其频域的联系转化为时域的关系。

$$\begin{cases} U_d = \frac{1}{4}(U_{cld}^{\Sigma\omega_1} - U_{cud}^{\Sigma\omega_1}) + U_{gd}^* = \frac{1}{4}U_{cd} + U_{gd}^* \\ U_q = \frac{1}{4}(U_{clq}^{\Sigma\omega_1} - U_{cuq}^{\Sigma\omega_1}) + U_{gq}^* = \frac{1}{4}U_{cq} + U_{gq}^* \\ U_{cd} = \frac{1}{sC_{arm}}(\frac{2}{3}\frac{I_{dc}}{U_{dc}}U_{gd}^* - \frac{1}{2}I_{gd} + \omega_1 C_{arm}U_{cq}) \\ U_{cq} = \frac{1}{sC_{arm}}(\frac{2}{3}\frac{I_{dc}}{U_{dc}}U_{gq}^* - \frac{1}{2}I_{gq} - \omega_1 C_{arm}U_{cd}) \\ U_{cd} = U_{cld}^{\Sigma} - U_{cud}^{\Sigma} = U_{cld}^{\Sigma\omega_1} - U_{cud}^{\Sigma\omega_1} \\ U_{cq} = U_{clq}^{\Sigma} - U_{cuq}^{\Sigma} = U_{clq}^{\Sigma\omega_1} - U_{cuq}^{\Sigma\omega_1} \end{cases} \quad (12)$$

$$\begin{cases} u_{gd}^* = G_d(s)[(I_{dref} - I_{gd})H_2(s) - \frac{\omega_1 L_{arm}}{2}i_{gq} + U_{gd}] \\ u_{gq}^* = G_d(s)[(I_{qref} - I_{gq})H_2(s) + \frac{\omega_1 L_{arm}}{2}i_{gd} + U_{gq}] \end{cases} \quad (13)$$

$$\begin{cases} u_{gd}^* = G_d(s)[(I_{dref} - I_{gd})H_2(s) - \frac{\omega_1 L_{arm}}{2}I_{gq} + U_{gd} + H_4(s)I_{gd}] \\ u_{gq}^* = G_d(s)[(I_{dref} - I_{gd})H_2(s) - \frac{\omega_1 L_{arm}}{2}I_{gq} + U_{gd} + H_4(s)I_{gd}] \end{cases} \quad (14)$$

$$\begin{cases} u_{gd}^* = G_d(s)[(I_{dref} - I_{gd})H_2(s) - \frac{\omega_1 L_{arm}}{2}I_{gq} + H_{lp}^1(s)U_{gd} + H_2(s)H_{damp}(s)U_{gd}] \\ u_{gq}^* = G_d(s)[(I_{qref} - I_{gq})H_2(s) + \frac{\omega_1 L_{arm}}{2}i_{gd} + H_{lp}^1(s)U_{gq} + H_2(s)H_{damp}(s)U_{gq}] \end{cases} \quad (15)$$

$$\begin{cases} u_{gd}^* = G_d(s)[(I_{dref} - I_{gd})H_3(s) - \frac{\omega_1 L_{arm}}{2}i_{gq} + H_{lp}^2(s)U_{gd}] \\ u_{gq}^* = G_d(s)[(I_{qref} - I_{gq})H_3(s) + \frac{\omega_1 L_{arm}}{2}i_{gd} + H_{lp}^2(s)U_{gq}] \end{cases} \quad (16)$$

$$\begin{cases} U_d + \omega L_{cq}i_{gq} - U_{gd} = (R_{cq} + sL_{cq})I_{gd} \\ U_q - \omega L_{cq}i_{gd} - U_{gq} = (R_{cq} + sL_{cq})I_{gq} \end{cases} \quad (17)$$

该故障交流电流峰值理论分析模型与实际系统故障交流电流峰值的对比如图 19 所示。可以看出, 理论计算的故障交流电流峰值与实际系统仿真结果吻合度很高, 验证了该理论分析的正确性。

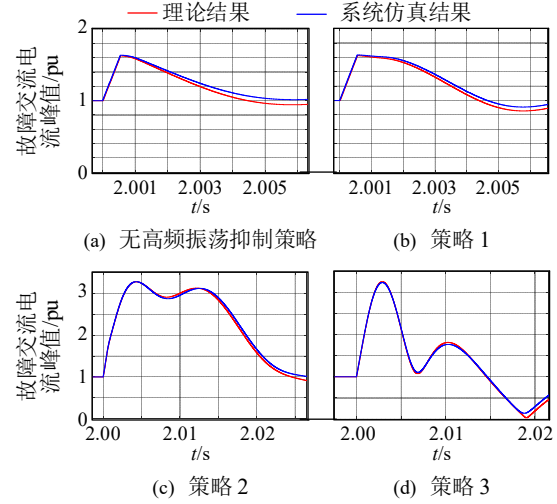


图 19 故障交流电流峰值分析模型仿真验证

Fig. 19 Simulation verification of AC fault current peak analysis model

4.2 高频振荡抑制策略参数变化对柔直系统故障穿越特性的影响分析

4.2.1 高频振荡抑制策略参数变化对柔直系统故障穿越特性影响的理论分析

基于前述建立的柔直系统故障交流电流峰值分析模型, 使用参数灵敏度的方法分析 3 类高频振荡抑制策略参数变化对故障交流电流峰值的影响, 如图 20 所示。从图 20(a)可知, 策略 1 的故障交流

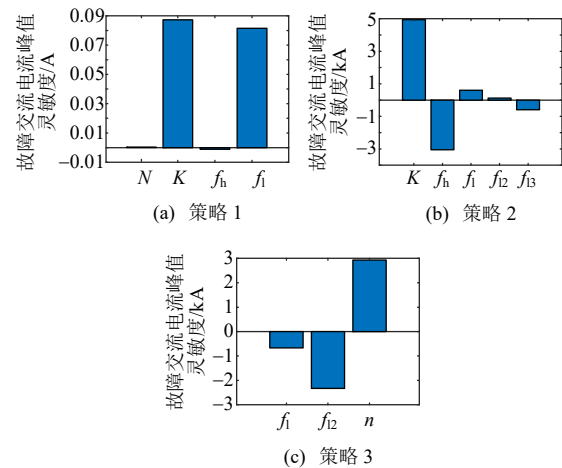


图 20 故障交流电流峰值参数灵敏度

Fig. 20 Parameter sensitivity of fault AC current peak

峰值灵敏度很小,故参数变化对故障电流峰值影响不大,且 K 、 f_1 相对较大,电压前馈函数值域元素个数 N 、 f_h 灵敏度接近于0为弱相关变量可忽略,且 K 、 f_1 的增大将会增大故障交流电流峰值;从图20(b)可知,策略2的 K 、 f_h 的参数灵敏度最大为强相关变量, f_1 、 f_3 的参数灵敏度较小为次要相关变量, f_2 的参数灵敏度接近0为弱相关变量可忽略,且 K 、 f_1 的升高, f_h 、 f_3 的降低将会增大故障交流电流峰值;从图20(c)可知,3个变量的参数灵敏度数量级差异不大, f_1 、 f_2 与 n 都为强相关变量,且 f_1 、 f_2 的降低, n 的升高会增大故障交流电流峰值。

4.2.2 策略1参数变化对柔直系统故障穿越特性的仿真验证

在改变策略1中 N 、 K 、 f_h 和 f_1 的条件下,柔直换流站故障交流电流幅值仿真结果如图21,由图可知, N 、 K 、 f_h 和 f_1 对换流器故障交流电流峰值影响很小,与图20的故障交流电流峰值灵敏度分析一致。此外,辅助环节 H_4 增益较大时或高通滤波器截止频率较小时,故障交流电流幅值会在故障期间发散振荡,理论模型无法计算得到该工况下的故障交流电流峰值,因此需要合理选择这两个参数,以实现采用策略1后不影响柔直系统故障穿越特性的目的。且相较图19,在策略1控制参数变化的条件下,其故障交流电流峰值仍与无高频振荡抑制策略相近。

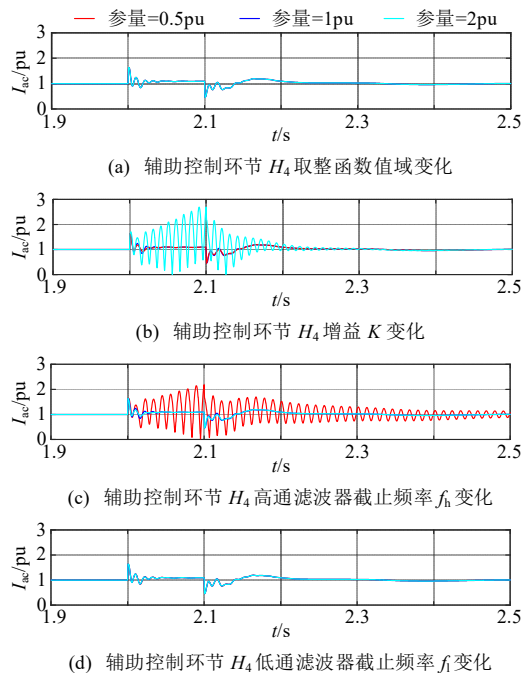


图21 策略1参数变化对故障交流电流峰值的影响
Fig. 21 Influence of strategy 1 parameter changes on the Peak fault AC current

故策略1控制参数变化不影响4.1节结论的成立。

4.2.3 策略2参数变化对柔直系统故障穿越特性的仿真验证

在改变策略2中 K 、 f_h 、 f_1 、 f_2 和 f_3 的条件下,柔直换流站故障交流电流幅值仿真结果如图22,由图可知,阻尼环节增益 K 的提高、高通截止频率 f_h 的降低均会增大故障交流电流峰值,阻尼环节低通截止频率 f_2 和电压前馈环节低通截止频率 f_3 的变化对故障交流电流峰值影响较小,且 f_2 与故障交流电流峰值正相关、 f_3 与故障交流电流峰值负相关,与故障交流电流峰值的参数灵敏度分析结论一致。且相较图19,在策略2控制参数变化的条件下,其故障交流电流峰值仍高于无高频振荡抑制策略。故策略2控制参数变化不影响4.1节结论的成立。

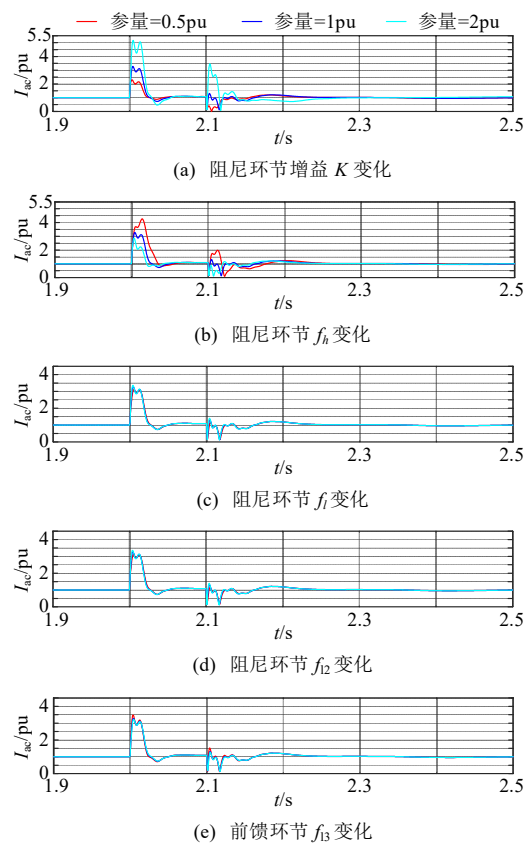


图22 策略2参数变化对故障交流电流峰值的影响
Fig. 22 Influence of strategy 2 parameter changes on the Peak fault AC current

4.2.4 策略3参数变化对柔直系统故障穿越特性的仿真验证

在改变策略3中 f_1 、 f_2 、 n 的条件下,柔直换流站故障交流电流幅值仿真结果如图23所示,由图可知,比例环节低通截止频率 f_1 的降低和前馈环节低通截止频率 f_2 的降低以及前馈环节低通滤波器

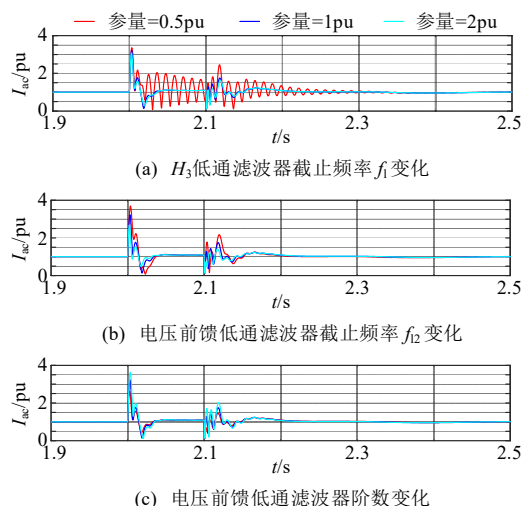


图 23 策略 3 参数变化对故障交流电流峰值的影响

Fig. 23 Influence of strategy 3 parameter changes on the peak fault AC current

阶数 n 的提高均会进一步增大故障交流电流峰值，恶化柔直换流站的故障穿越特性，与故障交流电流峰值的参数灵敏度分析结论一致。且相较图 19，在策略 3 控制参数变化的条件下，其故障交流电流峰值仍高于无高频振荡抑制策略。故策略 3 控制参数变化不影响 4.1 节结论的成立。

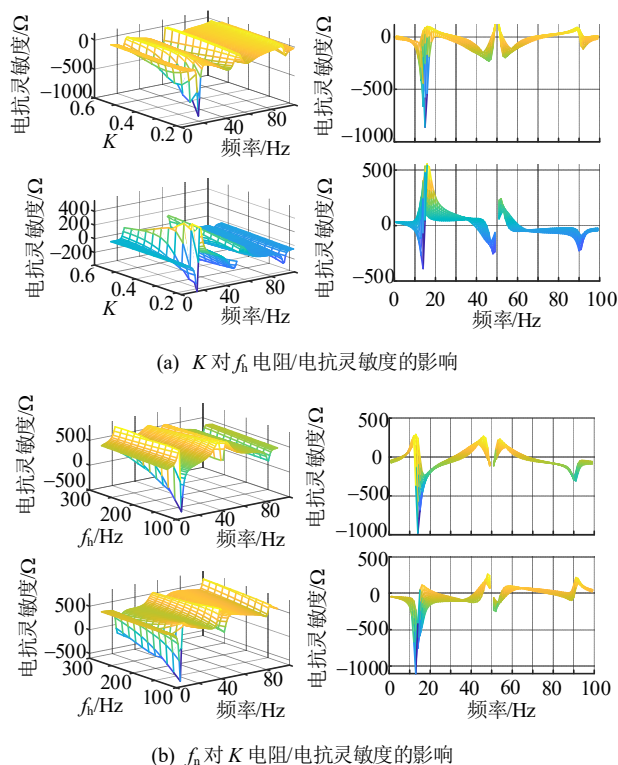
综上，高频振荡抑制策略的参数变化并不改变 4.1 节中关于高频振荡抑制策略对柔直系统故障穿越特性影响的结论。

5 讨论

本文讨论的高频振荡抑制策略涉及多个可变参数，多个参数间的交互是否会影响单参数分析的结论，本节就该问题进行讨论。

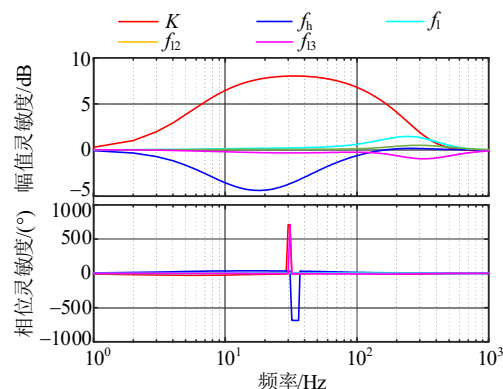
以参数灵敏度为切入点，分析其他参数变化对某一参数灵敏度的影响。为通过图像更直观地表现参数间的交互作用，首先对参数进行降维，剔除灵敏度小的弱相关参数。之后通过绘制三维图的方式分析其他变量对某一变量参数灵敏度的影响。策略 2 的可变参数最多，为 5 个，因此以策略 2 为例，对本文所研究的柔直系统动态性能的 3 个方面分别进行分析。

在高频振荡抑制策略参数交互对柔直系统次/超同步稳定单参数分析的影响方面，根据图 7 策略 2 的参数灵敏度分析，其中 f_1 、 f_{12} 和 f_{13} 是电阻、电抗灵敏度低的弱相关变量，可忽略其对 K 与 f_h 参数灵敏度的影响。策略 2 的可变参数 K 和 f_h 之间交互对单参数分析的影响如图 24，右图是左图向频

图 24 参数交互对 f_h 和 K 电阻、电抗灵敏度的影响Fig. 24 The influence of parameter interaction on the resistance/reactance sensitivity of f_h and K

率—灵敏度平面的投影。由图可知， K 和 f_h 交互对另一方的电阻、电抗灵敏度影响体现在参数灵敏度大小，而对频域上的正负分布影响较小。即 K 或 f_h 的变化不会改变单参数分析中参数变化对柔直系统次/超同步稳定性影响的结论。

在高频振荡抑制策略参数交互对柔直系统动态响应特性 $G_2(s)$ 单参数分析的影响方面，根据图 25 策略 2 幅值、相位灵敏度的分析， f_1 、 f_{12} 、 f_{13} 也是幅值、相位的弱相关变量。故主要研究 K 、 f_h 参数交互对单参数分析的影响。在频域上通过三维图形的分析 K 、 f_h 对彼此幅值、相位灵敏度的影响，

图 25 $G_2(s)$ 幅值、相位参数灵敏度Fig. 25 $G_2(s)$ amplitude and phase parameter sensitivity

如图 26 所示,右图是左图向频率-灵敏度的投影,可以看出参数的交互不影响参数灵敏度的正负分布仅影响参数灵敏度的大小。即 K 或 f_h 的变化不会改变单参数分析中参数变化对柔直系统动态响应特性影响的结论。

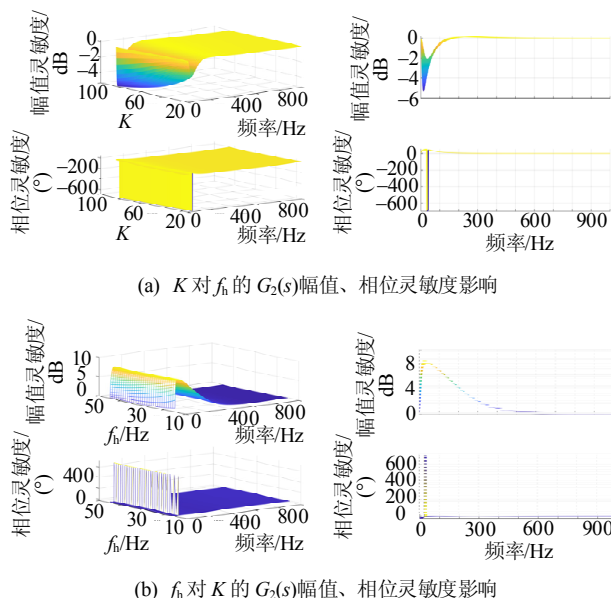


图 26 参数交互对 K 和 f_h 的 $G_2(s)$ 幅值、相位灵敏度的影响

Fig. 26 The influence of parameter interaction on the $G_2(s)$ amplitude and phase sensitivity of K and f_h

在策略 2 参数交互对柔直系统故障交流电流峰值单参数分析的影响方面,同样先分析故障交流电流峰值对 5 个可变参数的参数灵敏度,如图 20(b),其中 K 、 f_h 为强相关变量, f_1 、 f_{13} 为次要相关变量, f_{12} 为弱相关变量可忽略。忽略次要相关变量与次要相关变量的交互,参数交互对策略二不同控制参数的故障交流电流峰值灵敏度影响如图 27,同样可以看出参数的交互不影响参数灵敏度的正负分布仅影响参数灵敏度的大小,即参数交互不会改变单参数分析中参数变化对柔直系统故障穿越特性影响的结论。

综上,以参数灵敏度为切入点,可以分析得到,参数之间的交互不改变单参数灵敏度的正负,仅改变单参数灵敏度的大小。因此,参数之间的交互不会改变单参数分析中参数变化对柔直系统动态性能影响的结论。该结论也经证明适用于另外两种策略,但限于篇幅,不再给出分析案例。

6 结论

本文从柔直系统的次/超同步振荡风险、动态响应特性和故障穿越特性 3 个方面,综合评估了 3 种

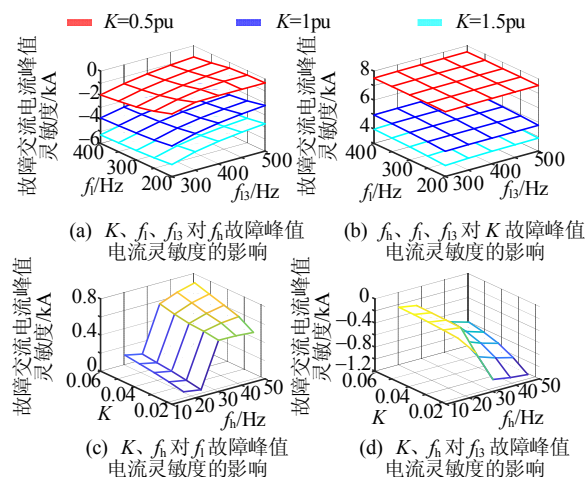


图 27 参数交互对 K 和 f_h 、 f_1 、 f_{13} 故障交流电流峰值灵敏度的影响

Fig. 27 The influence of parameter interaction on the fault peak current sensitivity of K , f_h , f_1 and f_{13}

典型高频振荡抑制策略对柔直系统动态性能的影响。得出以下结论:

1) 高频振荡抑制策略通常以抑制几百赫兹以上的柔直系统高频振荡为目标,但会恶化柔直系统的超同步稳定性,加剧超同步振荡风险。

2) 高频振荡抑制策略对有功参考值阶跃变化下的柔直系统动态响应特性影响较小,但会恶化交流电压扰动阶跃变化下的柔直系统动态响应特性。

3) 高频振荡抑制策略会恶化柔直系统的故障穿越特性,具体表现为增大故障发生瞬间交电流的幅值,可能导致柔直系统无法成功实现故障穿越。电压前馈非线性滤波策略在该方面表现出了突出优势。

4) 高频振荡抑制策略参数之间的交互不改变单参数灵敏度的正负,仅改变单参数灵敏度的大小。因此,参数之间的交互不会改变单参数分析中参数变化对柔直系统动态性能影响的结论。

下一步工作将开展具有综合性能最优的柔直系统高频振荡抑制策略研究。

参考文献

- [1] 汤广福, 罗湘, 魏晓光. 多端直流输电与直流电网技术[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(10): 8-17.
TANG Guangfu, LUO Xiang, WEI Xiaoguang. Multi-terminal HVDC and DC-grid technology[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(10): 8-17(in Chinese).
- [2] 尹聪琦, 谢小荣, 刘辉, 等. 柔性直流输电系统振荡现象分析与控制方法综述[J]. 电网技术, 2018, 42(4): 1117-1123.

- YIN Congqi, XIE Xiaorong, LIU Hui, et al. Analysis and control of the oscillation phenomenon in VSC-HVDC transmission system[J]. Power System Technology, 2018, 42(4): 1117-1123(in Chinese).
- [3] ZOU Changyue, RAO Hong, XU Hukai, et al. Analysis of resonance between a VSC-HVDC converter and the AC grid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018, 33(12): 10157-10168.
- [4] 李云丰, 贺之渊, 庞辉, 等. 柔性直流输电系统高频稳定性分析及抑制策略(一): 稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(17): 5842-5855.
- LI Yunfeng, HE Zhiyuan, PANG Hui, et al. High frequency stability analysis and suppression strategy of MMC-HVDC systems (Part I): stability analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(17): 5842-5855(in Chinese).
- [5] 郭琦, 郭海平, 黄立滨. 电网电压前馈对柔性直流输电在弱电网下的稳定性影响[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(14): 139-144.
- GUO Qi, GUO Haiping, HUANG Libin. Effect of grid voltage feedforward on VSC-HVDC stability in weak power grid[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(14): 139-144(in Chinese).
- [6] 侯延琦, 刘崇茹, 王宇, 等. 柔性直流输电系统高频振荡抑制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(11): 3741-3750.
- HOU Yanqi, LIU Chongru, WANG Yu, et al. Research on the suppression strategy of high-frequency resonance for MMC-HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(11): 3741-3750(in Chinese).
- [7] 郭贤珊, 刘斌, 梅红明, 等. 渝鄂直流背靠背联网工程交直流系统谐振分析与抑制[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(20): 157-164.
- GUO Xianshan, LIU Bin, MEI Hongming, et al. Analysis and suppression of resonance between AC and DC systems in Chongqing-Hubei back-to-back HVDC project of China[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(20): 157-164(in Chinese).
- [8] 李云丰, 贺之渊, 孔明, 等. 柔性直流输电系统高频稳定性分析及抑制策略(二): 阻尼控制抑制策略[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(19): 6601-6615.
- LI Yunfeng, HE Zhiyuan, KONG Ming, et al. High frequency stability analysis and suppression strategy of MMC-HVDC systems (Part II): damping control suppression strategy[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(19): 6601-6615(in Chinese).
- [9] 郭贤珊, 刘泽洪, 李云丰, 等. 柔性直流输电系统高频振荡特性分析及抑制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(1): 19-29.
- GUO Xianshan, LIU Zehong, LI Yunfeng, et al. Characteristic analysis of high-frequency resonance of flexible high voltage direct current and research on its damping control strategy[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(1): 19-29(in Chinese).
- [10] 陈威, 汪娟娟, 叶运铭, 等. 柔性直流输电系统交流侧中高频谐振附加阻尼抑制措施[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(18): 151-161.
- CHEN Wei, WANG Juanjuan, YE Yunming, et al. Additional damping suppression measures for medium-and high-frequency resonance on AC side of MMC-HVDC transmission system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(18): 151-161(in Chinese).
- [11] 冯俊杰, 邹常跃, 杨双飞, 等. 针对中高频谐振问题的柔性直流输电系统阻抗精确建模与特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(15): 4805-4819.
- FENG Junjie, ZOU Changyue, YANG Shuangfei, et al. Accurate impedance modeling and characteristic analysis of VSC-HVDC system for mid-and high-frequency resonance problems[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(15): 4805-4819(in Chinese).
- [12] ZHU Jianhang, HU Liabing, LIN Lei, et al. High-frequency oscillation mechanism analysis and suppression method of VSC-HVDC[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(9): 8892-8896.
- [13] 杜东治, 郭春义, 贾秀芳, 等. 基于附加带阻滤波器的模块化多电平换流器高频谐振抑制策略[J]. 电工技术学报, 2021, 36(7): 1516-1525.
- DU Dongye, GUO Chunyi, JIA Xiufang, et al. Suppression strategy for high frequency resonance of modular multilevel converter based on additional band-stop filter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2021, 36(7): 1516-1525(in Chinese).
- [14] LYU Jing, ZHANG Xin, CAI Xu, et al. Harmonic state-space based small-signal impedance modeling of a modular multilevel converter with consideration of internal harmonic dynamic[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(3): 2134-2148.
- [15] 宗皓翔, 吕敬, 张琛, 等. MMC 多维阻抗模型及其在风场-柔直交互稳定分析中的应用[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(14): 4941-4953.
- ZONG Haoxiang, LYU Jing, ZHANG Chen, et al. MIMO impedance model of MMC and its application in the wind Farm-HVDC interaction stability analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(14): 4941-4953(in Chinese).
- [16] XU Ling, FAN Lingling. Impedance-based resonance analysis in a VSC-HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2013, 28(4): 2209-2216.
- [17] HARNEFORS L. Proof and application of the positive-net-damping stability criterion[J]. IEEE

Transactions on Power Systems, 2011, 26(1): 481-482.

[18] MAN Jiufang, XIE Xiaorong, XU Shukai, et al. Frequency-coupling impedance model based analysis of a high-frequency resonance incident in an actual MMC-HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(6): 2963-2971.

[19] BEERTEN J, D'ARCO S, SUUL J A. Frequency-dependent cable modelling for small-signal stability analysis of VSC-HVDC systems[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2016, 10(6): 1370-1381.

[20] 徐瑞林, 李明睿, 张澍镗, 等. 渝鄂背靠背柔直系统交流故障穿越策略研究[J]. 电工电能新技术, 2020, 39(6): 42-50.

XU Ruilin, LI Mingrui, ZHANG Lianqiang, et al. Research of AC fault ride-through strategy for Chongqing-Hubei VSC-HVDC back-to-back project [J]. Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy, 2020, 39(6): 42-50(in Chinese).

附录 A

表 A1 柔直流流站参数

Table A1 Parameters of MMC

参数	数值
换流站额定容量 S_N/MW	1250
桥臂子模块数 N	500
子模块电容容值 C_{m}/mF	11
桥臂电感 L_{arm}/mH	140
直流侧额定电压 U_{dc}/kV	± 420
直流侧额定电流 I_{dc}/kA	1.488
阀侧额定电流幅值 I_{ac}/kA	2.334
变压器额定容量 S_{T}/MVA	1380
变压比 T	437.23/525
变压器漏感 L_{T}/pu	0.14

表 A2 交流线路参数

Table A2 AC line parameters

参数	数值
线路长度/km	118
电阻/ (Ω/km)	0.0147
电感/ (mH/km)	0.8047
电容/ (nF/km)	14.354

表 A3 策略 1 控制参数

Table A3 Strategy 1-control parameter

参数	数值
值域个数	2
辅助环节增益	60
辅助环节高通截止频率 f_{h}/Hz	200
辅助环节低通截止频率 f_{l}/Hz	1500

表 A4 策略 2 控制参数

Table A4 Strategy 2-control parameter

参数	数值
阻尼环节增益	0.035
阻尼环节高通截止频率 f_{h}/Hz	30
辅助环节低通截止频率 f_{li}/Hz	300
辅助环节低通截止频率 f_{l2}/Hz	1000
电压前馈低通截止频率 f_{l}/Hz	400

表 A5 策略 3 控制参数

Table A5 Strategy 3-control parameter

参数	数值
电压前馈低通滤波阶数	2
电压前馈低通滤波截止频率 f_{l}/Hz	100
电流环比例环节低通滤波截止频率 f_{l}/Hz	200



于浩天

在线出版日期: 2021-08-11。

收稿日期: 2021-04-02。

作者简介:

于浩天(1998), 男, 博士研究生, 研究方向为新能源柔直并网稳定分析与控制, yht56114@sjtu.edu.cn;

*通信作者: 吕敬(1985), 男, 工学博士, 副教授, 研究方向为新能源柔直并网稳定分析与控制, lvjing@sjtu.edu.cn;

厉璇(1989), 女, 硕士, 高级工程师, 研究方向为直流输电设计等;

蔡旭(1964), 男, 工学博士, 教授, 研究方向为可再生能源功率变换与并网技术、大功率电力电子与电力系统控制等;

汤广福(1966), 男, 工学博士, 中国工程院院士, 研究方向为电力系统大功率电力电子技术等。

(责任编辑 吕鲜艳)

Comprehensive Evaluation of Impact of High-frequency Oscillation Suppression Strategy on the Dynamic Performance of Flexible HVDC Transmission System

YU Haotian¹, LYU Jing^{1*}, LI Xuan², CAI Xu¹, TANG Guangfu³

(1. Key Laboratory of Control of Power Transmission and Conversion (Shanghai Jiao Tong University), Ministry of Education;

2. State Grid Research Institute of Economics and Technology Co., Ltd.; 3. Global Energy Interconnection Research Institute)

KEY WORDS: flexible HVDC; modular multilevel converter (MMC); high-frequency oscillation; sub-/super-synchronous oscillation; dynamic response characteristics; fault ride-through characteristics

Although related scholars have proposed many effective high-frequency oscillation (HFO) suppression strategies for the HFO problem of flexible HVDC systems, the impact of HFO suppression strategies on the dynamic characteristics of the flexible HVDC systems is not yet clear. Taking three typical HFO suppression strategies as examples, this paper comprehensively evaluates the impact of HFO suppression strategies on the dynamic characteristics of the flexible HVDC system from three aspects.

For the first aspect, the wide-band impedance model of modular multilevel convertor (MMC) and impedance stability criterion are used to analyze sub-/super-synchronous stability, as shown in Fig. 1.

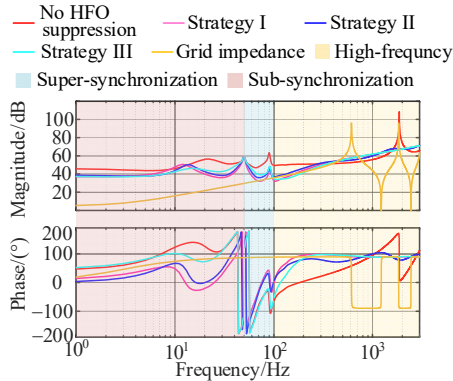


Fig. 1 Impedance characteristics of AC grid and MMC station under different HFO suppression strategies

For the second aspect, the input-output $G_1(s)$ and disturbance-output $G_2(s)$ transfer functions are used to analyze dynamic response characteristics, as shown in Fig. 2.

For the third aspect, the theoretical analysis model of the fault AC current peak value is established to

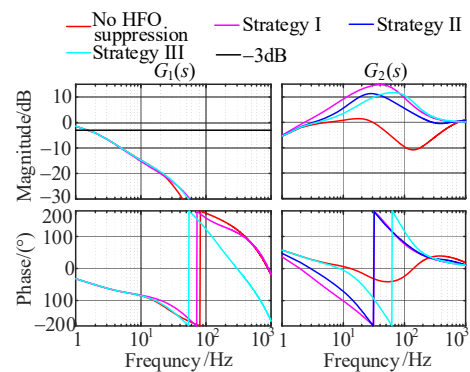


Fig. 2 Frequency response of $G_1(s)$ and $G_2(s)$ under different HFO suppression strategies

analyze fault ride-through characteristics, as shown in Fig. 3.

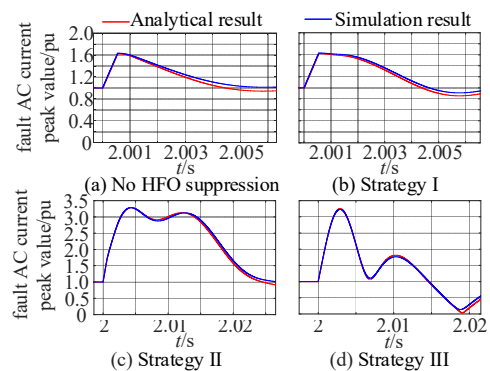


Fig. 3 Simulation verification of AC fault current peak analysis model

The impacts of parameter changes and interaction of the HFO suppression strategies on the dynamic characteristics of the flexible HVDC systems are also analyzed and discussed to enhance the universality of conclusions. The research conclusions can provide references for the design of the HFO suppression strategies of the flexible HVDC system.