

基于虚拟阻抗的多落点混合级联直流系统 故障电流抑制方法

吴海艳¹, 江 琴¹, 李保宏¹, 刘天琪¹, 张 敏², 王腾鑫²

(1. 四川大学 电气工程学院, 四川 成都 610065;

2. 国网山西省电力有限公司电力科学研究院, 山西 太原 030012)

摘要:多落点混合级联直流系统存在特有的模块化多电平换流器(MMC)功率盈余问题。当受端交流系统发生短路故障时, MMC过流、过压将引起MMC阀组闭锁, 进一步可能导致系统功率中断。多落点混合级联直流系统整流侧采用电网换相型换流器(LCC)、逆变侧采用LCC与多台MMC级联。针对该系统提出一种适用于受端交流系统故障的故障电流限制方法, 在逆变侧MMC控制中引入虚拟阻抗降低故障电流, 无需额外添加设备。对虚拟阻抗的控制引入、计算以及投入实现过程进行了详细阐述, 并在PSCAD/EMTDC中搭建模型进行仿真分析。结果表明, 所设计的虚拟阻抗控制器可以实现故障电流的有效抑制, 并防止功率倒送, 从而实现混合级联直流系统的交流故障成功穿越和功率可靠传输。

关键词:多落点混合级联直流系统; 协调控制策略; 故障穿越; 限流措施; 虚拟阻抗

中图分类号:TM 721.1

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202207018

0 引言

根据我国能源分布的情况和电力发展的趋势, 直流输电技术已成为我国电网建设的重要方向。基于电网换相型换流器(line commutated converter, LCC)的常规高压直流输电(line commutated converter based high voltage direct current, LCC-HVDC)技术已经发展得较为成熟, 被广泛应用在电压等级高、距离长、容量大的输电工程中, 但是由于存在换相失败的风险, 发展也受到了一定的限制^[1]; 而基于电压源型换流器(voltage source converter, VSC)的柔性高压直流输电(voltage source converter based high voltage direct current, VSC-HVDC)则不存在换相失败的问题并且能够实现有功功率和无功功率的独立控制, 但是相较于LCC-HVDC存在成本较高和容量较小的缺点^[2]。为此, 结合LCC与VSC优势发展而来的混合直流输电技术成为我国直流输电领域的一大研究热点。

目前针对混合直流输电的研究主要在拓扑结构、控制策略、故障穿越等方面。文献[3-4]提出了一种整流侧使用LCC、逆变侧使用模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)的LCC-MMC型混合直流系统拓扑结构。这种结构虽然结合了2种换流器的优点, 但是仍然存在MMC自身无法清除直流故障的缺点。文献[5]提出了一种逆变侧使

用混合型MMC的混合直流输电系统结构, 虽然自身能清除直流故障, 但是会造成直流系统损耗和造价的升高。文献[6-7]提出了一种整流侧使用LCC、逆变侧使用LCC与MMC并联组串联的混合级联直流系统拓扑结构。与文献[3-4]提出的LCC-MMC型拓扑相比, 混合级联直流系统具有如下2个方面的优势: ①具有优越的直流故障穿越能力^[8], 由于LCC具有功率单向传输特性, 逆变侧直流故障回路中不存在故障电流; ②逆变侧的VSC可支撑受端交流母线电压的稳定, 降低LCC发生换相失败的概率, 即使LCC发生换相失败, 系统仍可传输一定的有功功率。我国目前正在建设并即将投产的白鹤滩特高压直流输电工程采用文献[6-7]提出的混合级联直流系统拓扑结构, 本文也基于该拓扑展开研究。

目前针对混合级联直流系统故障穿越问题已有一些研究: 文献[9]针对直流故障期间MMC并联组电流分配不均衡导致的过电流问题, 提出对定有功功率的MMC进行功率调控的恢复控制策略; 文献[10]针对交直流故障期间MMC并联组电流分配不均衡导致的系统稳定性降低问题, 提出对MMC有功功率的指令值进行调控的协调控制策略; 文献[11]针对逆变侧上阀LCC扰动引起的无功损耗问题, 提出了由下阀MMC提供无功功率支撑的应急补偿策略; 文献[12]针对后续换相失败的问题, 提出了一种针对逆变站MMC的无功功率调控方法; 文献[13]通过半桥/全桥混合MMC结构和直流断路器之间的协调运行来实现隔离故障, 并形成接地回路以在接地故障期间传输有功功率。MMC并联组功率盈余和LCC换相失败均可能导致MMC过流、过压而引起

收稿日期: 2021-10-13; 修回日期: 2021-12-19

在线出版日期: 2022-07-22

基金项目: 国家电网公司科技项目(5100-202199274A-0-0-00)

Project supported by the Science and Technology Project of SGCC(5100-202199274A-0-0-00)

MMC保护动作,造成MMC阀组闭锁,甚至会导致功率传输中断。针对此问题,文献[14]提出在MMC直流侧串联二极管或在旁路开关串联电阻的方法来限制故障电流;文献[15]提出一种基于故障限流器的故障穿越策略来限制故障电流;文献[16]提出一种基于避雷器消能的大容量可控自恢复消能装置来解决子模块过压的问题。针对MMC过流、过压问题,目前已有的一类解决方法是添加额外的限流设备或消能装置,但均需增加成本,削弱了混合级联直流系统的优势。故有必要研究混合级联直流系统在发生受端交流侧故障时限制MMC故障电流的另一类方法,既可避免MMC阀组发生闭锁,又无需增加额外的设备。

本文针对多落点混合级联直流系统,通过分析其主从控制方式下的控制特性,研究了逆变侧交流故障下混合级联直流系统的故障特性,发现交流故障下逆变侧MMC的故障电流会显著增加,并存在直流闭锁的风险。除此之外,逆变侧采用定直流电压控制的MMC还存在功率倒送的风险。为提升混合级联直流系统的故障穿越能力和功率传输能力,提出了一种基于虚拟阻抗的故障穿越方法,无需添加额外设备。通过在故障期间投入虚拟阻抗控制可以实现故障电流的有效抑制,防止功率倒送,从而实现混合直流系统的交流故障成功穿越以及功率可靠传输。

1 多落点混合级联直流系统

多落点混合级联直流系统的整流侧采用LCC,逆变侧采用LCC与多台MMC级联,该系统充分运用了VSC与LCC的优势:一方面通过逆变侧VSC稳定交流系统的母线电压值,降低LCC发生换相失败的风险;另一方面采用多台MMC并联以增加系统的传输容量。同时,LCC和MMC并联组共存使受端换流站分散接入交流电网,即可形成满足多个负荷中心用电需求的多落点形式,无论是在前期建设还是后期运行中,都可以大幅提高系统的灵活性和可靠性。

1.1 多落点混合级联直流系统的拓扑结构

多落点混合级联直流系统的拓扑结构(单极)如附录A图A1所示,系统参数如附录A表A1所示。整流站由2组12脉动LCC串联构成,逆变站由1组12脉动LCC和MMC并联组串联构成,MMC并联组由3个半桥型MMC(MMC₁—MMC₃)并联构成。其中逆变侧高端LCC额定电压与功率分别为400 kV与2000 MW,低端MMC并联组的额定电压与总功率分别为400 kV与2000 MW。逆变侧的LCC与MMC并联组串联后形成总额定电压为800 kV的混合直流系统,并共同分担送端LCC输送的功率。

1.2 多落点混合级联直流系统的控制策略

多落点混合级联直流系统整流侧LCC采用定直

流电流控制(constant current, CC),并配备定触发角控制(constant ignition angel, CIA)、低压限流控制(voltage dependent current order limiter, VDCOL)作为后备和辅助控制;逆变侧LCC采用定直流电压控制(constant voltage, CV),并配备定熄弧角控制(constant extinction angel, CEA)、CC、最小触发角控制(minimum angel limitation, MAL)和VDCOL作为后备和辅助控制,逆变侧MMC并联组采用主从控制,MMC₁采用定直流电压控制,MMC₂和MMC₃采用定有功功率控制,各MMC无功类控制量均为无功功率。在确定混合级联直流系统的控制策略后可得其UI特性曲线,如附录A图A2所示。

逆变侧MMC并联组采用主从控制时,由于定直流电压站的存在,限制了整流侧电压的降低,整流侧VDCOL段截止于400 kV,同时逆变侧MMC并联组表现出的UI外特性可表示为:

$$u_{dc_MMC} = \frac{U_{dc_rated}}{2} \quad (1)$$

式中: u_{dc_MMC} 、 U_{dc_rated} 分别为定直流电压站的直流电压、额定直流电压。

根据逆变侧LCC的CV段、CEA段、VDCOL段和MAL段,逆变侧LCC直流电压 u_{dc_LCC} 可表示为:

$$u_{dc_LCC} = \frac{U_{dc_rated}}{2} = \begin{cases} k_{CEA} i_{dc} + U_{dc_LCC}^{CEA} \\ k_{VDCOL} i_{dc} + U_{dc_LCC}^{VDCOL} \\ k_{MAL} i_{dc} + U_{dc_LCC}^{MAL} \end{cases} \quad (2)$$

式中: k_{CEA} 、 k_{VDCOL} 和 k_{MAL} 分别为逆变侧LCC的CEA段、VDCOL段和MAL段曲线的斜率; $U_{dc_LCC}^{CEA}$ 、 $U_{dc_LCC}^{VDCOL}$ 和 $U_{dc_LCC}^{MAL}$ 分别为逆变侧LCC的CEA段、VDCOL段和MAL段曲线在直流电压 u_{dc} 轴的截距; i_{dc} 为直流电流。

由式(1)、(2)可得混合级联直流逆变侧直流电压表达式为:

$$u_{dc} = U_{dc_rated} = \begin{cases} k_{CEA} i_{dc} + U_{dc_LCC}^{CEA} + U_{dc_rated}/2 \\ k_{VDCOL} i_{dc} + U_{dc_LCC}^{VDCOL} + U_{dc_rated}/2 \\ k_{MAL} i_{dc} + U_{dc_LCC}^{MAL} + U_{dc_rated}/2 \end{cases} \quad (3)$$

当系统运行于图A2所示的黑色运行点时,逆变侧的传输有功功率为整个矩形阴影部分,LCC有功功率为上方的阴影部分,MMC并联组有功功率为下方的阴影部分。当系统运行点变化时,上方阴影部分面积会同时受到电压、电流的影响;因为MMC并联组的直流电压固定在400 kV,所以下方阴影部分面积仅受到电流的影响。这也表明当系统的控制模式切换时,逆变侧MMC并联组有功功率的变化相较于LCC更小,并且只要系统的直流电流不降为0,MMC并联组就可保证一定的有功功率传输。

2 基于虚拟阻抗的故障电流抑制方法

本文提出了一种基于虚拟阻抗的故障电流抑制方法。首先通过逆变侧交流系统的故障分析,指出

MMC并联组会出现过流、过压的现象,引起阀组闭锁;然后通过MMC并联组控制中引入虚拟阻抗控制环节抑制故障电流,避免阀组闭锁;最后分别阐述了虚拟阻抗的具体计算过程和投入实现过程。

2.1 逆变侧交流系统故障分析

以逆变侧LCC的交流系统发生接地故障作为示例,在考虑逆变侧交流系统的耦合时,交流系统发生接地故障将导致交流母线的电压不同程度地下降,如附录A图A3所示。较低的交流母线电压一方面会导致LCC换相失败,逆变侧高端LCC换相失败后将导致低端MMC子模块电容充电,故障电流也会升高;另一方面会导致MMC送出功率能力受阻,低端MMC的功率盈余导致MMC子模块中的电容两端电压增加。这2个因素叠加将导致MMC并联组产生过流、过压问题,引起阀组闭锁,进一步导致多落点混合级联直流系统发生暂时功率中断,对直流系统本身及受端交流系统稳定性均产生影响。除上述故障工况外,还可能会出现MMC定直流电压站功率倒送的情况。MMC并联组的总传输功率值 P_{MMC} 等于3组MMC传输功率之和 $P_{\text{MMC1}}+P_{\text{MMC2}}+P_{\text{MMC3}}$ 。当故障发生时, P_{MMC} 减小,定有功功率站 MMC_2 、 MMC_3 的传输功率指令值不变,则 P_{MMC2} 和 P_{MMC3} 不变,这时只能由定直流电压站 MMC_1 吸收有功功率来平衡传输功率关系式,这将导致功率倒送的现象发生。

为了解决在逆变侧交流系统发生故障时MMC过流、过压导致阀组闭锁,从而造成系统传输功率中断的问题,本文在MMC控制中引入虚拟阻抗控制环节。当逆变侧交流系统发生故障时,一方面通过投入附加的虚拟阻抗抑制混合级联直流系统的故障电流,降低直流故障电压,从而避免MMC发生闭锁;另一方面避免发生功率倒送现象,保证功率的有效传输。

2.2 虚拟阻抗控制环节

MMC采用双环控制,以采用定功率外环控制的MMC站为例。MMC直流电流与直流电压通过电流内环控制建立联系,因此考虑在内环控制中引入虚拟阻抗 $Z_{\text{v_MMC}}$,引入虚拟阻抗控制后的MMC控制框图如图1所示。图中: u 、 i 分别为电压、电流变量,其下标 g 、 s 、 c 分别表示变量在交流系统、公共连接点(point of common coupling, PCC)、MMC交流侧出口处的对应分量,下标 d 、 q 分别表示变量的 d 、 q 轴分量,下标 abc 表示三相坐标系下的变量,下标 ref 表示变量参考值,上标“ $'$ ”表示引入虚拟阻抗控制后的变量; u_{dc} 为直流电压; L_{T} 和 R_{T} 分别为交流变压器侧等效电感和电阻; L_{g} 为交流系统的电感; ω_b 为交流侧基准角频率; θ 为相位角; $K_p(s)$ 和 $K_c(s)$ 分别为功率外环和电流内环PI控制器的传递函数; K_{VIC} 为虚拟阻抗控制中引入的变量数值; G 、 T 分别为延时环节传递

函数、时间常数; P_{ac} 、 P_{ref} 分别为功率的实测值、参考值;PLL为锁相环;PWM为脉宽调制。

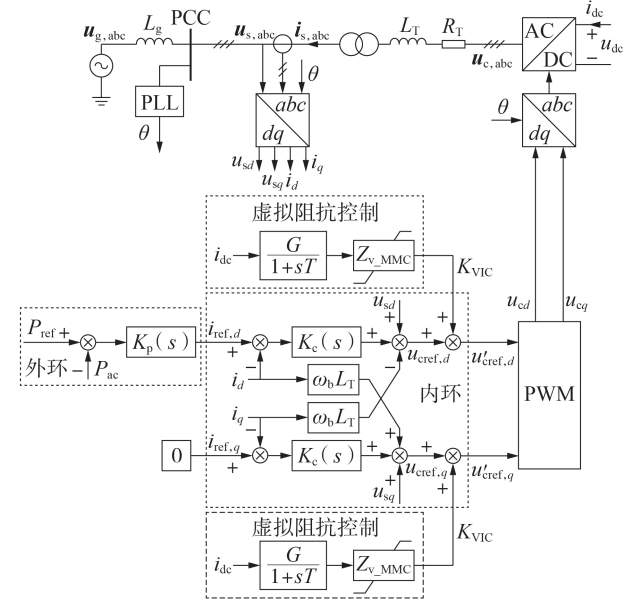


图1 逆变侧定功率控制MMC引入虚拟阻抗的控制框图

Fig.1 Control block diagram of inverter-side constant power control MMC with virtual impedance

2.3 虚拟阻抗计算

为了求得虚拟阻抗值 $Z_{\text{v_MMC}}$,首先需要推导MMC的阻抗模型,得到其输出阻抗值。MMC在基频下的单相等效电路推导过程如图2所示。图中:SM为MMC子模块; N 为子模块总数; R_{arm} 和 L_{arm} 分别为桥臂电阻和桥臂电感; C_{eq} 为等效电容; Z_{EP} 和 Z_{EV} 分别对应定功率站和定电压站的等效受控电流源(equivalent controlled current source, ECCS)的输出阻抗。 Z_p 和 Z_v 分别对应定功率站和定电压站的输出阻抗,本文仅给出 Z_p 的推导过程, Z_v 推导过程类似,不再赘述。

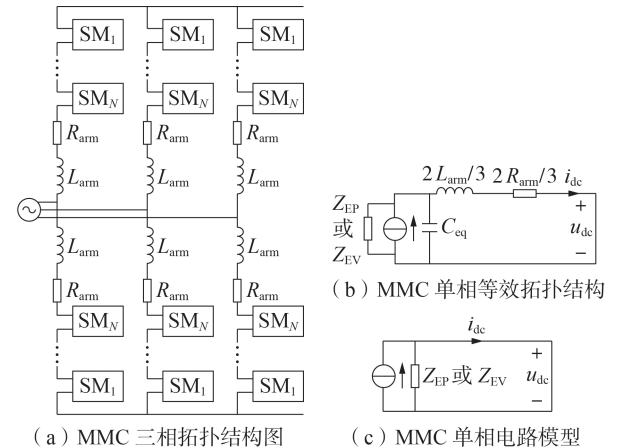


图2 MMC的单相等效电路的推导过程

Fig.2 Derivation process of single-phase equivalent circuit of MMC

Z_{EP} 的具体推导过程见附录B式(B1)–(B8),最终表达式为:

$$Z_{EP} = -\frac{\Delta u_{dc}}{\Delta i_{dc}} = \frac{u_{dc0}}{i_{dc0} - G_A} \quad (4)$$

式中: G_A 表示维度为 1×1 系数矩阵,其表达式见附录B式(B8);“ Δ ”表示对应变量的扰动量;下标“0”表示对应电气量的稳态值。

Z_{EP} 进一步等效后可得MMC定功率站的输出阻抗 Z_p 表达式为:

$$Z_p = \frac{Z_{EP}}{Z_{EP} + sC_{eq}Z_{EP}} + \frac{2R_{arm}}{3} + \frac{2L_{arm}}{3} \quad (5)$$

根据图1引入虚拟阻抗后的MMC控制框图,可将式(B5)改写为:

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{cd} \\ \Delta u_{cq} \end{bmatrix} = -\frac{G_{iA}}{G_{uA}} \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} + K_{VIC} G_{PWM} \begin{bmatrix} \Delta i_{dc} \\ \Delta i_{dc} \end{bmatrix} \quad (6)$$

式中: G_{PWM} 为PWM过程的传递函数,其表达式见附录B式(B3); G_{uA} 、 G_{iA} 分别为电压、电流的系数矩阵,其表达式见附录B式(B7)。从而式(B8)可以改写为:

$$\begin{cases} u_{dc0} \Delta i_{dc} + \Delta u_{dc} i_{dc0} = G_A \Delta u_{dc} + G_V \Delta i_{dc} \\ G_A = \left(-\begin{bmatrix} u_{cd0} & u_{cq0} \end{bmatrix} G_{iA}^{-1} G_{uA} + \begin{bmatrix} i_{d0} & i_{q0} \end{bmatrix} \right) \begin{bmatrix} m_{d0} \\ m_{q0} \end{bmatrix} \\ G_V = \begin{bmatrix} u_{cd0} & u_{cq0} \end{bmatrix} K_{VIC} G_{iA}^{-1} G_{uA} G_{PWM} \begin{bmatrix} m_{d0} \\ m_{q0} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (7)$$

式中: G_V 表示维度为 1×1 系数矩阵; m_{d0} 和 m_{q0} 分别为调制度的 d 、 q 轴分量。

由式(7)可得引入虚拟阻抗后系统阻抗 Z'_{EP} 为:

$$Z'_{EP} = -\frac{\Delta u_{dc}}{\Delta i_{dc}} = \frac{u_{dc0} - G_V}{i_{dc0} - G_A} = Z_{EP} + Z_{v_MMC} \quad (8)$$

从式(8)可以看出,虚拟阻抗控制器投入后,系统的等效阻抗在原有模型的基础上增加了一部分,增加的量即为虚拟阻抗值,该值为:

$$Z_{v_MMC} = \frac{G_V}{G_A - i_{dc0}} \quad (9)$$

由式(7)、(9)可知, G_V 可以跟随 K_{VIC} 的改变而变化,进而改变虚拟阻抗 Z_{v_MMC} 。

由以上分析可以看出,引入虚拟阻抗后,系统等效阻抗会在原有基础上增大。本文在MMC并联组的控制策略中引入虚拟阻抗环节以限制故障电流,该机理通过增大系统阻抗值的方式来减小故障电流,从而达到限流的目的。图3为加入虚拟阻抗前、后定功率控制MMC等效阻抗的对比情况。由于发生故障期间高频段阻抗对故障电流的影响较大,根据图3可以看出,引入虚拟阻抗后系统高频段阻抗有明显增加,从而能达到限流的目的。

2.4 虚拟阻抗的投入实现过程

本节对虚拟阻抗的实现过程进行描述,如图4所示。图中: I_{dc_m} 为直流侧电流的测量值; I_{dc_rated} 为直

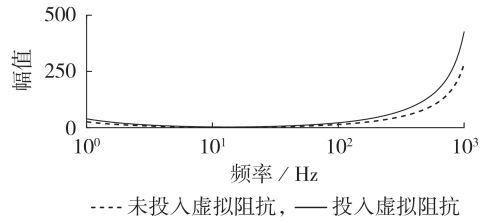


图3 投入虚拟阻抗前、后定功率控制MMC等效阻抗对比
Fig.3 Comparison of equivalent impedance of constant power control MMC before and after adding virtual impedance

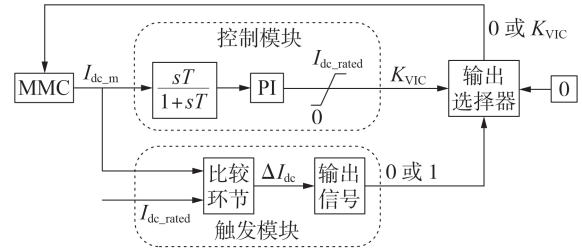


图4 虚拟阻抗控制框图

Fig.4 Block diagram of virtual impedance control

流侧电流的额定值; ΔI_{dc} 为直流侧电流测量值和额定值的差值。虚拟阻抗只在故障发生时才会投入,正常工作情况下虚拟阻抗不会投入。当正常工作时,触发模块产生触发信号“1”,此时输出选择器输出0,等同虚拟阻抗未投入;当实际测量电流值超过额定电流值0.9 p.u.时,触发模块产生触发信号“0”,输出选择器输出控制模块的输出值 K_{VIC} ,此时虚拟阻抗投入。

3 仿真实验

为了验证本文所设计的虚拟阻抗控制器的控制效果,在PSCAD/EMTDC中搭建图A1所示的多落点混合级联直流系统,分别在逆变侧LCC交流母线和MMC交流母线设置短路故障,对投入本文所设计的虚拟阻抗控制器的控制效果进行仿真分析。

3.1 逆变侧LCC交流母线故障仿真分析

在逆变侧LCC交流母线设置单相短路接地故障,故障开始时间为第3 s,故障持续时间为0.1 s。图5上、下图分别给出了逆变侧LCC交流母线短路时投入虚拟阻抗控制前、后流经MMC₃的桥臂电流值的对比情况。图中:阴影部分为过流区域; I_{arm3} 为流经MMC₃的桥臂电流值。投入虚拟阻抗控制前,MMC₃的故障电流超过了正常运行时的2倍,落入过流区域,若考虑保护控制的作用,则MMC存在闭锁及传输功率中断的风险;投入虚拟阻抗控制后,MMC的故障电流从投入虚拟阻抗控制前的5.05 kA有效降低至3.16 kA,故障电流均在安全运行区域内(即正常工作电流的2倍之内)。

图6给出了投入虚拟阻抗控制前、后逆变侧LCC关断角 γ 、逆变侧LCC直流侧电流 I_{LCC} 、MMC并

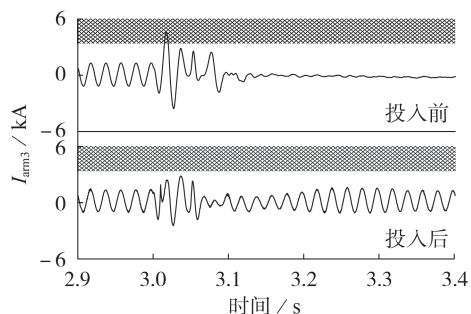
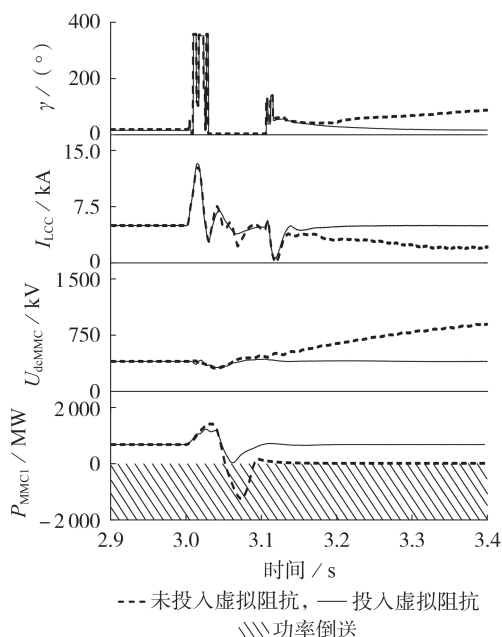
图5 投入虚拟阻抗控制前、后MMC₃的桥臂电流对比Fig.5 MMC₃ bridge arm current comparison before and after adding virtual impedance control

图6 投入虚拟阻抗控制前、后LCC交流母线接地故障系统特性

Fig.6 System characteristics of LCC AC bus grounding fault before and after adding virtual impedance control

联组直流侧电压 U_{dcMMC} 以及MMC₁有功功率 P_{MMC1} 的对比情况。由图6可知:①投入虚拟阻抗后,关断角能迅速恢复正常值,流经LCC的电流值也能较快恢复;②投入虚拟阻抗前, U_{dcMMC} 持续上升,若考虑保护控制的作用,则MMC阀组存在因过压而闭锁及传输功率中断的风险,投入虚拟阻抗后, U_{dcMMC} 不会持续上升,且能较快恢复到正常工作电压值,有效避免了MMC闭锁,功率能正常传输,保证了混合直流在发生逆变侧LCC交流母线故障时能有效穿越;③投入虚拟阻抗前,逆变侧LCC交流母线故障发生后,LCC发生换相失败,送出功率下降,并最终导致传输功率中断,为了维持功率平衡,采用主从控制的MMC并联组功率先增加后出现功率倒送现象,投入虚拟阻抗后,系统穿越故障后传输功率可恢复至正常运行时的水平,保证了功率的正常传输,有效解决了故障

期间MMC并联组功率倒送的问题,缓解了MMC并联组功率平衡的压力,大幅提升了混合级联直流输电系统的稳定性。

由以上分析可得,在逆变侧LCC交流母线发生故障时,本文所设计的虚拟阻抗控制器在限制故障电流方面有明显的效果,穿越故障后能保证功率的正常传输。

3.2 逆变侧MMC交流母线故障仿真分析

在逆变侧MMC交流母线设置单相短路接地故障,故障开始时间为第3s,持续时间为0.1s。需要指出的是,在此种故障情况下,逆变侧LCC未发生换相失败现象,功率盈余值分担到每台MMC且MMC阀组未发生过压现象。附录C图C1给出了MMC并联组投入虚拟阻抗控制前、后流经MMC₃的桥臂电流值的变化情况。投入虚拟阻抗控制前,MMC₃的故障电流超过了正常运行时的2倍,落入过流区域,若考虑保护控制的作用,则MMC存在闭锁及传输功率中断的风险;投入虚拟阻抗控制后,MMC的故障电流从投入虚拟控制前的3.45kA降至2.51kA,故障电流均在安全运行区域内(即正常工作电流的2倍之内)。这有效避免了MMC闭锁,功率能正常传输,保证了混合直流在逆变侧LCC交流母线故障时能有效穿越。

发生故障后为维持功率平衡,采用主从控制的MMC并联组中定电压站MMC₁可能会出现功率倒送现象。附录C图C2给出了MMC并联组投入虚拟阻抗控制器前、后MMC₁有功功率的变化情况。由图可知:投入虚拟阻抗控制前,MMC₁由逆变转为整流运行,开始反向吸收功率,与其连接的交流系统出现功率倒送的现象,稳定性大幅降低;投入虚拟阻抗控制后,功率倒送的问题得到了有效解决。

由以上分析可知,在逆变侧MMC交流母线发生故障时,本文所设计的虚拟阻抗控制器能够避免定直流电压站MMC出现功率倒送的现象,并且在限制故障电流方面有明显的效果。

4 结论

混合级联直流系统充分利用了LCC与MMC的技术优势,具备传输容量大、可灵活接入等优点。本文对此类拓扑的故障特性进行了分析,并提出了一种基于虚拟阻抗的故障电流限制方法,最后搭建了多落点级联混合直流系统模型,对故障特性及控制效果进行了分析验证,具体结论如下。

1)在逆变侧发生交流故障时,无论是LCC交流母线故障导致换相失败还是MMC交流母线故障,都存在MMC功率盈余的问题。故障期间MMC阀组过流、过压存在直流闭锁风险,并且故障期间存在严重的功率倒送现象,威胁系统的安全稳定运行。

2)在逆变侧LCC交流母线发生故障时,本文所设计的虚拟阻抗控制器一方面在限制MMC直流故障电流方面有明显的效果,能有效地将故障电流限制在安全运行范围内避免直流闭锁,混合级联直流系统能成功穿越LCC交流母线故障,另一方面缓解了功率不平衡压力,解决了MMC并联组功率倒送的问题,并保证功率的正常传输。

3)在逆变侧MMC交流母线发生故障时,本文所设计的虚拟阻抗控制器能有效辅助混合级联直流系统成功穿越,同时避免MMC并联组的功率倒送,保证了本文提出的虚拟阻抗控制器对不同母线故障的适用性。

4)本文提出的虚拟阻抗器为混合级联直流输电系统抑制受端交流系统故障电流提供了一种有价值的方案,但对直流故障产生的故障电流抑制特性还有待进一步研究。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 王玉,刘福锁,雷杰,等. 对称故障下基于直流电流变化的后续换相失败风险预判及风险等级划分[J]. 电力自动化设备, 2021,41(12):130-135,142.
WANG Yu, LIU Fushuo, LEI Jie, et al. Risk prediction and risk level classification of subsequent commutation failure under symmetrical fault based on change of DC current[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021,41(12):130-135,142.
- [2] 汤广福. 基于电压源换流器的高压直流输电技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2010:21-33.
- [3] 唐庚,徐政,薛英林. LCC-MMC混合高压直流输电系统[J]. 电工技术学报, 2013,28(10):301-310.
TANG Geng, XU Zheng, XUE Yinglin. A LCC-MMC hybrid HVDC transmission system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2013,28(10):301-310.
- [4] ZHANG Z, XU Z, XUE Y, et al. DC-side harmonic currents calculation and DC-loop resonance analysis for an LCC-MMC hybrid HVDC transmission system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015,30(2):642-651.
- [5] 陆书豪,贾秀芳. LCC-FHMMC混合直流输电系统阀侧故障特性及保护策略[J]. 电力自动化设备, 2021,41(11):211-216,224.
LU Shuhao, JIA Xiufang. Grounding fault characteristics of converter valve-side and protection strategy in LCC-FHMMC hybrid DC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021,41(11):211-216,224.
- [6] QAHRAMAN B, GOLE A. A VSC based series hybrid converter for HVDC transmission[C]//Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering. Saskatoon, SK, Canada: IEEE, 2005:458-461.
- [7] 郭春义,赵成勇,彭茂兰,等. 一种具有直流故障穿越能力的混合直流输电系统[J]. 中国电机工程学报, 2015,35(17):4345-4352.
GUO Chunyi, ZHAO Chengyong, PENG Maolan, et al. A hybrid HVDC system with DC fault ride-through capability[J]. Proceedings of the CSEE, 2015,35(17):4345-4352.
- [8] 李晓栋,徐政,胡四全,等. 3种混合直流输电系统的交流故障特性对比[J]. 电力自动化设备, 2019,39(9):228-235.
LI Xiaodong, XU Zheng, HU Siqian, et al. Comparison of AC fault characteristics among three types of hybrid HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019,39(9):228-235.
- [9] 杨硕,郑安然,彭意,等. 混合级联型直流输电系统直流故障特性及恢复控制策略[J]. 电力自动化设备, 2019,39(9):166-172,179.
YANG Shuo, ZHENG Anran, PENG Yi, et al. DC fault characteristic analysis and recovery control strategy for hybrid cascaded HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019,39(9):166-172,179.
- [10] 曾蕊,李保宏,刘天琪,等. 受端多落点级联型混合直流输电系统协调控制策略[J]. 电力自动化设备, 2021,41(2):111-117.
ZENG Rui, LI Baohong, LIU Tianqi, et al. Coordinated control strategy of receiving-end multi-point cascaded hybrid DC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021,41(2):111-117.
- [11] YANG R, LI B, YANG J, et al. An LCC-MMC hybrid cascaded inverter applicable for UHVDC power overhead line transmission and dynamic reactive power self-compensation[J]. Energy Reports, 2020,6:943-952.
- [12] 樊鑫,郭春义,杜夏冰,等. 特高压混合级联直流输电系统抑制逆变站后续换相失败的无功功率调控方法[J]. 电网技术, 2021,45(9):3443-3452.
FAN Xin, GUO Chunyi, DU Xiabing, et al. Reactive power coordinated control approach for suppressing subsequent commutation failure of inverter station in hybrid cascaded UHVDC system[J]. Power System Technology, 2021,45(9):3443-3452.
- [13] LIN L, HE Z, HU J B, et al. Pole-to-ground fault ride through strategy for half-/full-bridge hybrid MMC-based radial multi-terminal HVDC systems with low-impedance grounded[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2018,12(4):1038-1044.
- [14] 许冬,李探,梅念,等. VSC与LCC混合级联直流输电系统暂态电流抑制方法[J]. 全球能源互联网, 2020,3(2):166-171.
XU Dong, LI Tan, MEI Nian, et al. Transient current suppression method for VSC and LCC cascaded hybrid HVDC system[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2020,3(2):166-171.
- [15] ZHAO J, WANG X, LI B, et al. Fault ride-through strategy for hybrid HVDC with cascaded multi-infeed MMC inverters[J]. Electronics Letters, 2021,57(24):939-941.
- [16] 刘泽洪,王绍武,种芝艺,等. 适用于混合级联特高压直流输电系统的可控自恢复消能装置[J]. 中国电机工程学报, 2021,41(2):514-524.
LIU Zehong, WANG Shaowu, CHONG Zhiyi, et al. Controllable and adaptive energy absorption device for hybrid cascaded UHVDC transmission system[J]. Proceedings of the CSEE, 2021,41(2):514-524.

作者简介:



吴海艳

吴海艳(1998—),女,硕士研究生,主要研究方向为高压直流输电(E-mail: scu_haiyanwu@163.com);

江琴(1994—),女,助理研究员,博士,通信作者,主要研究方向为电力系统稳定与控制、高压直流输电技术(E-mail: eejqin@scu.edu.cn)。

(编辑 王欣竹)

(下转第202页 continued on page 202)

(7):160-166.

ZHAO Xiaobin, XIE Xiaorong, LI Yan, et al. Mechanism and counter-measure of sub-/super-synchronous ferromagnetic resonance between HVDC and AC system with series compensation[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(7):160-166.

[16] 郭琦, 罗超, 林雪华, 等. 雷击引发常规直流谐波振荡的机理与措施研究[J]. 电网技术, 2020, 44(11):4071-4076.

GUO Qi, LUO Chao, LIN Xuehua, et al. Mechanism and countermeasure of the harmonic oscillation induced by lightning strikes in LCC-HVDC system[J]. Power System Technology, 2020, 44(11):4071-4076.

作者简介:



吴健颖

吴健颖(1992—),女,工程师,硕士,主要研究方向为直流控制保护策略(E-mail: wujaneyee92@163.com);

彭茂兰(1991—),女,工程师,硕士,主要研究方向为直流控制保护策略(E-mail: pengmaolan@im.ehv.csg);

武霁阳(1987—),男,高级工程师,博士,研究方向为直流控制保护仿真技术(E-mail: wujiyang@im.ehv.csg)。

(编辑 王欣竹)

Analysis on influencing factors and its countermeasure of resonance of AC/DC system in Xing'an DC project

WU Jianying, PENG Maolan, WU Jiyang, FENG Lei

(Maintenance & Test Center, EHV Power Transmission Company of China Southern Power Grid Co., Ltd., Guangzhou 510663, China)

Abstract: Aiming at the problem of resonance amplification in Xing'an direct current (DC) project, the mechanism of resonance suppression is studied. Based on simultaneously considering the impedance equivalent network of sending-end and receiving-end alternating current (AC) systems and DC system, the impedance characteristics and resonance suppression stability of the equivalent network are studied by frequency scanning method. The results show that there is resonance risk nearby a specific frequency in the AC/DC system of Xing'an DC project, which is consistent with the transient simulative results and resonance suppression phenomena of the testing ground. The influencing factors of the DC oscillation characteristics are simulated and analyzed, and a resonance suppression countermeasure of changing DC-side network impedance is proposed. Simulative results verify the effectiveness of the proposed strategy for resonance suppression. Finally, the strategy is applied in the Xing'an DC project, and the resonance phenomenon does not appear in typical operation modes.

Key words: LCC-HVDC; stability analysis; impedance scan; resonance suppression

(上接第196页 continued from page 196)

Fault current suppression method of multi-point hybrid cascaded DC system based on virtual impedance

WU Haiyan¹, JIANG Qin¹, LI Baohong¹, LIU Tianqi¹, ZHANG Min², WANG Tengxin²

(1. College of Electrical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China;

2. Electric Power Research Institute of State Grid Shanxi Electric Power Co., Ltd., Taiyuan 030012, China)

Abstract: There is a unique power surplus problem of modular multilevel converter (MMC) in multi-point hybrid cascaded DC system. When a short circuit fault occurs in the receiving end AC system, the MMC overcurrent and overvoltage will cause the MMC valve blocked, which may further cause system power interrupted. The rectifier-side of multi-point hybrid cascaded DC system adopts the line commutated converter (LCC), and the inverter-side adopts the cascade connection of LCC and multiple MMCs. A fault current suppression method suitable for fault occurred at receiving end AC system is proposed. The fault current is reduced by introducing a virtual impedance in the MMC control at inverter side without additional equipment. The control introduction, calculation and input realization process of virtual impedance are elaborated in detail, and a model is built in PSCAD/EMTDC for simulation analysis. The results show that the designed virtual impedance controller can realize the fault current suppression effectively and prevent power reversal, so as to achieve the successful ride-through of AC faults and reliable power transmission of hybrid cascaded DC system.

Key words: multi-point hybrid cascaded DC system; coordinated control strategy; fault ride-through; current limiting measurements; virtual impedance

附录 A

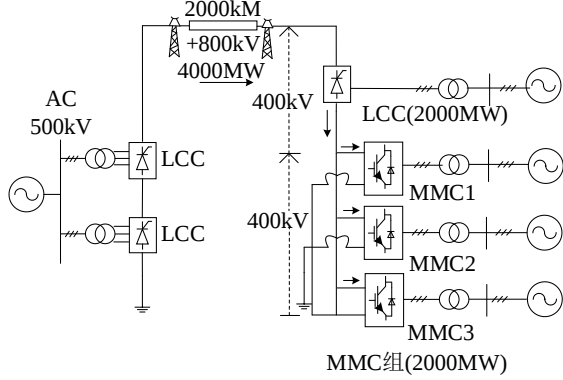


图 A1 多落点混合级联直流系统的拓扑结构

Fig.A1 Topological structure of multi-point hybrid cascaded DC system

表A1 多落点混合级联直流系统的参数（正极）

Table A1 Parameters of multi-drop point hybrid cascaded DC system (positive pole)

参数	参数值			
	LCC	MMC ₁	MMC ₂	MMC ₃
额定容量/MW	2000	667	667	667
额定直流电压/kV	400	400	400	400
交流系统/kV	500	500	500	500
桥臂电抗/mH		29	29	29
子模块电容值/mF	10	10	10	10
子模块数/个		200	200	200

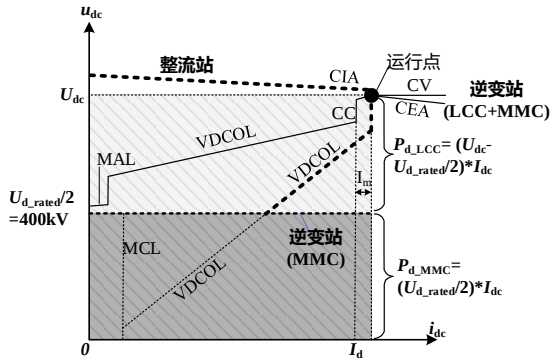


图 A2 主从控制下混合级联直流系统 UI 特性曲线

Fig.A2 UI characteristic curve of hybrid cascaded DC system under master-slave control

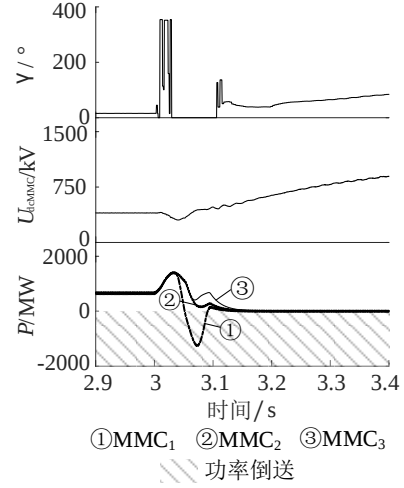


图 A3 逆变侧 LCC 交流系统接地故障特性

Fig.A3 Ground fault characteristics of LCC AC system at inverter side

附录 B

在 \$dq\$ 坐标系下的内环输出量可以表示为：

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{\text{ref},d} \\ \Delta u_{\text{ref},q} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} K_c(s) & 0 \\ 0 & K_c(s) \end{bmatrix}}_{G_c} \begin{bmatrix} \Delta i_{\text{ref},d} \\ \Delta i_{\text{ref},q} \end{bmatrix} - \underbrace{\begin{bmatrix} K_c(s) & \omega L_T \\ -\omega L_T & K_c(s) \end{bmatrix}}_{G_{LT}} \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Delta u_{sd} \\ \Delta u_{sq} \end{bmatrix} \quad (B1)$$

式中：\$\omega\$ 为交流系统的角频率；\$G_c\$、\$G_{LT}\$ 为矩阵符号，文中带 \$\Delta\$ 的量都是代表其扰动量。\$\Delta u_{sd}\$、\$\Delta u_{sq}\$ 可表示为：

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \Delta u_{sd} \\ \Delta u_{sq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta u_{cd} \\ \Delta u_{cq} \end{bmatrix} + Z_T \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} \\ Z_T = \begin{bmatrix} sL_T/\omega_b + R_T & -\omega L_T \\ \omega L_T & sL_T/\omega_b + R_T \end{bmatrix} \end{cases} \quad (B2)$$

式中：\$Z_T\$ 为交流侧等效阻抗。

PWM 环节的调制过程可以用一个延时环节表示为：

$$\begin{cases} G_{\text{PWM}} = \frac{1}{1 + 1.5T_{\text{sw}}s} \\ T_{\text{sw}} = 1/f_{\text{sw}} \end{cases} \quad (B3)$$

式中：\$T_{\text{sw}}\$ 为开关延时；\$f_{\text{sw}}\$ 为开关频率。

电流内环输出的电压参考 \$u_{\text{cref},d}\$ 和 \$u_{\text{cref},q}\$ 经过 PWM 调制过程之后可以得到换流器的交流侧的等效输出电压 \$u_{cd}\$、\$u_{cq}\$ 为：

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{cd} \\ \Delta u_{cq} \end{bmatrix} = G_{\text{PWM}} \begin{bmatrix} \Delta u_{\text{cref},d} \\ \Delta u_{\text{cref},q} \end{bmatrix} \quad (B4)$$

联立式(B1)–(B4)得：

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{cd} \\ \Delta u_{cq} \end{bmatrix} = G_{\text{PWM}} G_c \begin{bmatrix} \Delta i_{\text{ref},d} \\ \Delta i_{\text{ref},q} \end{bmatrix} + G_{\text{PWM}} \begin{bmatrix} \Delta u_{cd} \\ \Delta u_{cq} \end{bmatrix} + G_{\text{PWM}} (Z_T - G_{\text{LT}}) \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} \quad (\text{B5})$$

电流参考值 $i_{\text{ref},d}$ 和 $i_{\text{ref},q}$ 的表达式为：

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \Delta i_{\text{ref},d} \\ \Delta i_{\text{ref},q} \end{bmatrix} = -K_p(s) \left(G_{u0} \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} + G_{i0} \begin{bmatrix} \Delta u_{sd} \\ \Delta u_{sq} \end{bmatrix} \right) \\ G_{u0} = \begin{bmatrix} u_{sd0} & u_{sq0} \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, G_{i0} = \begin{bmatrix} i_{d0} & i_{q0} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (\text{B6})$$

式中： G_{u0} 、 G_{i0} 为矩阵符号，文中下标“0”的都是指带该电气量在稳态点的数值。

联立式(B2)、(B5)、(B6)得：

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \Delta u_{cd} \\ \Delta u_{cq} \end{bmatrix} = -\frac{G_{iA}}{G_{uA}} \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} \\ G_{iA} = G_c^{-1} (G_{\text{LT}} - Z_T) + K_p(s) (G_{u0} + G_{i0} Z_T) \\ G_{uA} = G_c^{-1} / G_{\text{PWM}} - E + K_p(s) G_{i0} \end{cases} \quad (\text{B7})$$

式中： G_{uA} 、 G_{iA} 为矩阵符号； E 为单位矩阵。

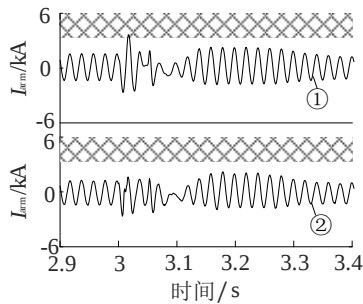
消去交流侧的电气扰动量 Δu_{cd} 、 Δu_{cq} 、 Δi_d 和 Δi_q

可得：

$$\begin{cases} u_{dc0} \Delta i_{dc} + \Delta u_{dc} i_{dc0} = G_A \Delta u_{dc} \\ G_A = \left(-[u_{cd0} \ u_{cq0}] G_{iA}^{-1} G_{uA} + [i_{d0} \ i_{q0}] \right) \begin{bmatrix} m_{d0} \\ m_{q0} \end{bmatrix} \\ m_{d0} = u_{cd0} / u_{dc0} \\ m_{q0} = u_{cq0} / u_{dc0} \end{cases} \quad (\text{B8})$$

式中： m_{d0} 和 m_{q0} 分别为 d 轴和 q 轴的调制度； G_A 为矩阵符号。

附录 C



①未加虚拟阻抗 ②加入虚拟阻抗

过流区域

图 C1 投入虚拟阻抗控制前、后 MMC₃ 桥臂电流对比

Fig.C1 MMC₃ bridge arm current comparison before and after adding virtual impedance control

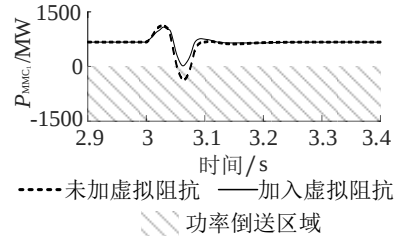


图 C2 投入虚拟阻抗控制前、后 MMC₁ 有功功率对比

Fig.C2 MMC₁ active power comparison before and after adding virtual impedance control