

华北电力大学

学术硕士学位论文

混合双馈入直流系统中换相失败影响分析与
抑制策略

**Influence Analysis and Suppression Strategy of
Commutation Failure in Hybrid Dual-infeed HVDC
System**

李竹青

2022 年 5 月

国内图书分类号：TM721.1
国际图书分类号：621.3

学校代码：10079
密级：公开

学术硕士学位论文

混合双馈入直流系统中换相失败影响分析与 抑制策略

硕士研究生：李竹青

导师：刘崇茹教授

申请学位：工学硕士

学科：电气工程

专业：电气工程

所在学院：电气与电子工程学院

答辩日期：2022年5月

授予学位单位：华北电力大学

Classified Index: TM721.1

U.D.C: 621.3

Dissertation for the Academic Master's Degree

**Influence Analysis and Suppression Strategy of
Commutation Failure in Hybrid Dual-infeed HVDC
System**

Candidate:	Li Zhuqing
Supervisor:	Prof. Liu Chongru
Academic Degree Applied for:	Master of Engineering
Subject:	Electrical Engineering
Speciality:	Electrical Engineering
School:	School of Electrical and Electronic Engineering
Date of Defence:	May, 2022
Degree-Confering-Institution:	North China Electric Power University

摘 要

随着直流工程建设发展,柔性直流与常规直流馈入同一受端电网的混合双馈入直流系统逐渐增多。在这种背景下,深入理解常规直流与柔性直流之间的相互影响及作用机理、充分发挥两类直流的优势以改善系统整体运行特性显得尤为重要。本论文重点研究大扰动下常规直流换相失败与柔性直流之间的相互影响及其机理,并提出适用于混合双馈入直流系统的常规直流换相失败抑制策略,主要成果如下:

首先,针对常规直流换相失败影响柔性直流研究尚不完善的问题,本文研究了交流故障期间常规直流换相失败对柔性直流运行特性的影响。分析了常规直流换相失败时谐波电流的产生机理,研究了谐波电流对柔性直流锁相环与控制器性能的影响。分析发现,换相失败期间常规直流相当于一个输出 2、3 次谐波电流的时变谐波电流源,2、3 次谐波电流经交流线路传递后畸变近区柔性直流公共耦合点电压,这会增大柔性直流锁相环误差,恶化控制效果。

其次,针对柔性直流对常规直流换相失败抑制作用主要采用仿真手段进行研究的问题,本文基于理论推导,研究了柔性直流抑制常规直流换相失败的作用机理。推导了故障期间常规直流换流母线电压表达式,定量分析了柔性直流对常规直流换流母线电压的支撑作用,为柔性直流通过提供无功电流抑制常规直流换相失败提供了理论依据。另外,研究了柔性直流换流站输出电流幅值、功率因数角及联络线电气距离对换相失败抑制作用的影响。

然后,针对如何发挥柔性直流无功调节能力抑制常规直流换相失败的问题,本文提出了一种基于触发角指令值提前量的混合双馈入直流系统换相失败抑制策略。推导了可避免换相失败发生的常规直流触发角提前量,将其转换为无功功率补偿量,附加至柔性直流无功类控制外环中,增加故障期间柔性直流对交流系统的无功支援。PSCAD 仿真试验表明,该控制策略可有效提高系统的换相失败抵御能力。

最后,针对严重交流故障下,柔性直流增发无功功率抑制换相失败时潜在的直流过电压问题,本文提出一种兼顾柔性直流穿越交流故障与换相失败抑制的混合双馈入直流系统控制策略。根据柔性直流公共耦合点电压跌落情况判断故障严重程度并切换控制模式,针对不同控制模式,设计了附加电流补偿量计算环节和功率指令值修正环节。PSCAD 仿真试验表明,该控制策略在有效抑制换相失败

的同时，可降低柔性直流严重故障期间直流电压与交流电流的偏移量，有助于柔性直流安全穿越交流故障。

本文研究成果可为柔性直流接入含常规直流受端电网的规划与设计、混合多馈入交直流系统故障特性的分析与改善提供理论依据。

关键词：混合双馈入直流输电系统；常规直流；柔性直流；换相失败；影响机理分析；附加控制策略

Abstract

With the construction of High Voltage Direct Current (HVDC) projects, the number of hybrid dual-infeed HVDC systems in which Line Commutated Converter based HVDC (LCC-HVDC) and Modular Multilevel Converter based HVDC (MMC-HVDC) are fed into the same ac system gradually increases. It is particularly important to deeply understand the interaction and mechanism between LCC-HVDC and MMC-HVDC, and to give full play to the advantages of LCC-HVDC and MMC-HVDC to improve the overall operating characteristics of system. This paper focuses on the interaction between the commutation failure of LCC-HVDC and MMC-HVDC under large disturbances, and proposes commutation failure suppression strategies suitable for hybrid dual-infeed HVDC systems. The main results are as follows.

Firstly, the research on the influence of commutation failure on MMC-HVDC is not complete at present. Therefore, this paper studies the effect of commutation failure on MMC-HVDC's operating characteristics during ac fault. The mechanism of harmonic current generated by LCC when commutation fails, and the influence of the harmonic current on the performance of MMC's phase-locked loop (PLL) and controller are analyzed. The analysis shows that LCC is equivalent to a time-varying harmonic current source that outputs the 2nd and 3rd harmonic currents during the commutation failure. And the transmission of the 2nd and 3rd harmonic currents through ac lines will distort the voltage of MMC's common coupling point, which will increase the PLL's error of MMC and weaken the control effect.

Secondly, in view of the problem that the suppression effect of MMC on LCC's commutation failure is mainly studied by means of simulation, this paper studies the mechanism of MMC suppressing commutation failure based on theoretical derivation. The expression of LCC bus voltage during fault is derived, and the effect of MMC on LCC bus voltage is quantitatively analyzed, which provides theoretical support for MMC-HVDC to suppress LCC-HVDC's commutation failure by providing reactive current. In addition, this paper analyzes the influence of MMC's output current amplitude, power factor angle and tie line electrical distance on the commutation failure suppression effect of MMC.

Then, in response to the problem of how to use MMC's reactive power regulation capability to suppress commutation failure of LCC-HVDC, this paper proposes a commutation failure suppression strategy for hybrid dual-infeed HVDC systems based on the reduction of the firing angle. The firing angle reduction of LCC

that can avoid commutation failure is derived, and converted into reactive power compensation. The reactive power compensation is added to the MMC's reactive power outer loop controller to improve the reactive power support for ac system during fault. PSCAD simulation test shows that the control strategy can effectively improve the system's resistance to commutation failure.

Finally, when MMC outputs reactive power to suppress commutation failure under severe ac faults, dc overvoltage will occur, which is not conducive to its ac fault ride-through. This paper proposes a commutation failure suppression strategy for hybrid dual-infeed HVDC systems considering MMC's ac fault ride-through. The strategy determines the severity of fault and selects the control mode according to the PCC (Point of Common Coupling) voltage drop. For different control modes, the current compensation calculation link and the power command value correction link are designed. The PSCAD simulation test shows that the control strategy can effectively suppress commutation failure, and at the same time reduce the offset of dc voltage and ac current during severe fault, which is helpful for MMC to safely ride through the ac fault.

The research results of this paper can provide a theoretical basis for the planning and design of hybrid multi-infeed HVDC systems, and the analysis and improvement of the fault characteristics of hybrid multi-infeed HVDC systems.

Keywords: hybrid dual-infeed HVDC system , LCC-HVDC , MMC-HVDC , commutation failure , influence mechanism analysis , additional control strategy

目 录

摘要	I
Abstract	III
第 1 章 绪论	1
1.1 课题背景及研究的目的和意义	1
1.2 国内外研究现状	4
1.2.1 常规直流与柔性直流相互影响分析	4
1.2.2 混合双馈入直流系统改进控制策略	6
1.3 本文主要工作	7
第 2 章 常规直流换相失败对柔性直流影响分析	9
2.1 引言	9
2.2 混合双馈入直流系统简化模型	9
2.3 换相失败对柔性直流的影响分析	11
2.3.1 LCC 换相失败期间的谐波电流源特性	11
2.3.2 LCC 换相失败对 MMC 锁相环影响分析	20
2.3.3 仿真分析验证	23
2.4 本章小结	27
第 3 章 柔性直流对常规直流换相失败影响分析	29
3.1 引言	29
3.2 柔性直流抑制常规直流换相失败机理	29
3.2.1 换相失败抑制机理	29
3.2.2 仿真分析验证	33
3.3 影响因素分析	34
3.3.1 MMC 输出交流电流幅值	34
3.3.2 MMC 换流站功率因数角	35
3.3.3 MMC 与 LCC 的联络线距离	36
3.4 本章小结	36
第 4 章 适用混合双馈入直流系统的换相失败抑制策略	37
4.1 引言	37

4.2 基于触发角指令值提前量的换相失败抑制策略	37
4.2.1 触发角指令值提前量计算方法	37
4.2.2 控制策略设计	41
4.2.3 仿真分析验证	43
4.3 兼顾 MMC 交流故障穿越的换相失败抑制策略	47
4.3.1 MMC 直流过电压问题	47
4.3.2 控制策略设计	48
4.3.3 仿真分析验证	53
4.4 本章小结	57
第 5 章 结论与展望	58
5.1 结论	58
5.2 展望	59
参考文献	60
攻读硕士学位期间发表的论文及其它成果	65
致谢	66

第 1 章 绪 论

1.1 课题背景及研究的目的和意义

截止到 2021 年，我国全社会用电量达 8.31 万亿千瓦时，同比增长 10.3%^[1]，预计 2025 年全社会用电量即将达到 9.5 万亿千瓦时，“十四五”期间的年均增速可达 5%^[2]。图 1-1 是 2020-2021 年我国各地区全社会用电量及其增速^[3]，图 1-2 是我国能源资源与能源负荷地理分布^[4]。结合图 1-1、图 1-2，我国全社会总用电量中东部仍占有最大比重，能源负荷主要分布在中东部，而煤炭、水电、风电、光伏等能源资源主要分布在西部，我国能源资源与能源负荷呈现出逆向分布的特征。

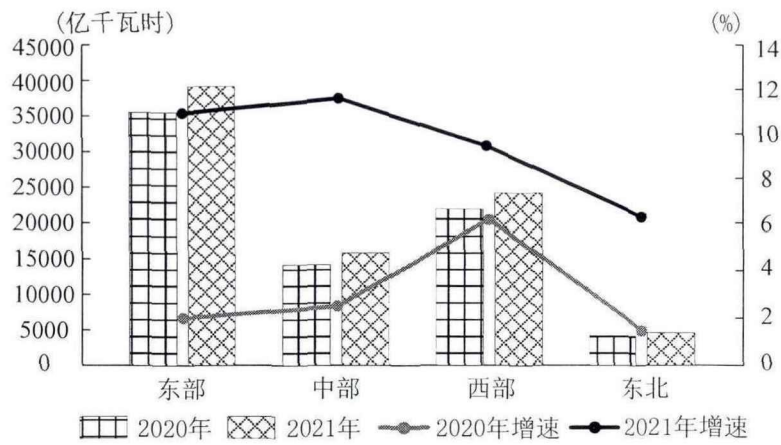


图 1-1 2020-2021 年我国各地区全社会用电量及其增速

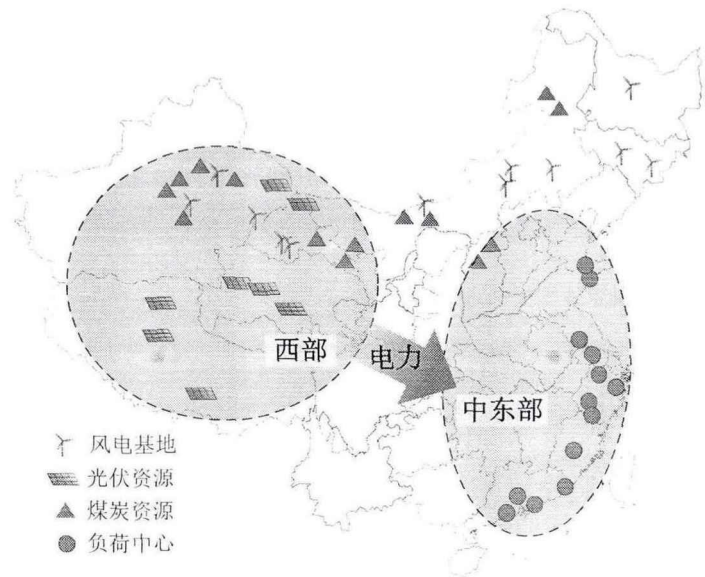


图 1-2 我国能源资源与能源负荷地理分布图

为了解决我国西部能源资源消纳与中东部电力供应紧张的问题,实现资源合理配置,我国部署了“西电东送、全国联网”的发展战略^[5]。西北区域 2022 年外送电量达 3156 亿千瓦时,同比增长 14.1%,其能源基地距华东负荷中心约 800 至 3000 公里^[6],”西电东送”中能源大容量、远距离输送特征突出。采用电网换相换流器的高压直流输电技术 (Line Commutated Converter based High Voltage Direct Current, LCC-HVDC) 具有送电距离远、送电容量大、控制灵活、互联电网时无同步问题等优势,适合电力系统之间的网络互联与巨型能源基地的电力外送^[7],在“西电东送”、资源合理配置中起到重要作用,获得了广泛应用,我国已建设如三峡-广东 (2004 年、3000MW)、宁夏东-青岛 (2010 年、4000MW)、锦屏-苏南 (2012 年、7200MW)、哈密-郑州 (2014 年、8000MW)、锡盟-泰州 (2017 年、10000MW) 等 30 多项高压直流输电工程。

另外,随着我国“二氧化碳排放力争于 2030 年前达到峰值,努力争取 2060 年前实现碳中和”目标的提出以及“构建以新能源为主体的新型电力系统”战略方向的确定^[8],我国将加快风电、光伏等清洁能源开发利用,构建以新能源为主体的“清洁、低碳、安全、高效”能源体系。根据中电联报道,2021 年,我国非化石能源发电投资占电源投资比例达 88.6%,全口径非化石能源发电装机容量达到 11.2 亿千瓦,历史上首次超过煤电装机比重,新能源规模逐渐扩大。在此背景下,电网作为输供电载体,需要为大规模新能源的送出消纳与调控提供高效安全的技术手段。采用电压源换流器的柔性直流输电技术 (Voltage Source Converter based High Voltage Direct Current, VSC-HVDC) 相比于 LCC-HVDC,不存在换相失败问题,可接入有源与无源系统,具备灵活的有功无功解耦控制能力,可为交流系统提供电压支撑^[9];2010 年投运的 Trans Bay Cable 工程采用的基于模块化多电平换流器的柔性直流输电技术 (Modular Multilevel Converter based High Voltage Direct Current, MMC-HVDC) 相比 VSC-HVDC,更是具有制造难度下降、损耗成倍数下降、波形质量提高等优势^[10]。近年来,柔性直流已成为新能源汇集、外送的典型方案之一,获得迅速发展。我国目前已建设如南澳柔直输电工程 (2013 年,200MW)、浙江舟山五端柔直输电工程 (2016 年,1000MW)、张北直流电网工程 (2018 年,3000MW) 等柔性直流输电工程。

随着 LCC-HVDC 技术的发展与相关工程的投运,以及 MMC-HVDC 技术在新能源送出、电网互联以及城市供电等领域的扩展应用,未来电网容易出现常规直流与柔性直流从不同能源基地馈入同一受端电网的情况,构成混合多馈入直流输电系统 (Hybrid Multi-infeed HVDC, HMIDC)^[11]。例如,2016 年投运的鲁西背靠背直流异步联网工程采用柔性直流与常规直流并联运行的送电模

式，构成了类似混合双馈入直流输电系统场景^[12]；2018 年，天山-中州、酒泉-湘潭 $\pm 800\text{kV}$ 特高压直流输电工程与渝鄂背靠背柔性直流输电工程馈入我国华中地区，受端电网具有多直流混合馈入的特征；2020 年，乌东德直流工程受端采用电压源型换流器，其近区已有多条 LCC-HVDC 馈入，形成混合多馈入直流系统^[13]；2021 年 11 月成功试运的江苏如东海上风电送出工程采用柔性直流输电技术，其近区存在采用常规直流输电技术的锡泰直流，这使得江苏电网具有混合多馈入直流系统的特征，部分接线如图 1-3 所示。

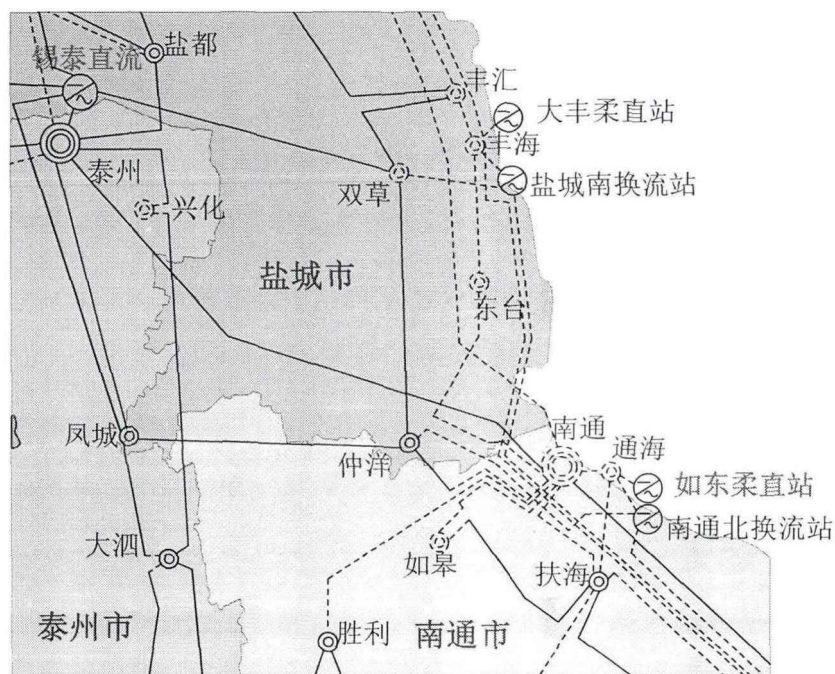


图 1-3 如东直流近区部分接线图

混合多馈入直流系统中，LCC-HVDC 与 MMC-HVDC 通过受端电网具备电气联系的通道，各自换流器输出的电压、电流等电气量可通过交流线路传递，影响对方换流器、直流系统以及控制系统的运行特性，理解混合多馈入直流系统中 LCC-HVDC 与 MMC-HVDC 的相互影响作用对确保系统安全稳定运行与有效控制至关重要。另外，如何充分利用 MMC 有功、无功解耦控制能力，发挥 LCC 与 MMC 各自优势，改进控制策略以提高系统运行稳定性与整体性能，也得到了研究人员的广泛关注。

现有研究多基于混合双馈入直流系统场景，从受端交流系统强度、小干扰稳定性以及 LCC 暂态特性等角度开展 LCC 与 MMC 相互影响分析研究，涉及交流系统故障等大扰动场景的研究较少。交流故障下，LCC 换相失败问题会引起短时间内有功功率的大量缺失与无功功率消耗，严重时可能导致 LCC 换流站闭锁、功率传输中断^[14]，因此成为研究 LCC 故障特性时的重点研究对象。目前已有的混合双馈入直流系统换相失败影响研究大多依赖仿真手段，采用换相

失败免疫因子 (Communication Failure Immunity Index, CFII) 以及电压无功波形描述柔性直流对常规直流换相失败的影响^[15-17], 缺乏机理分析, 不具备普适性; 而受端电网故障期间 LCC 换相失败对近区柔性直流的影响则少有研究, 进一步扩充完善该研究方向对理解常规直流与柔性直流大扰动运行特性的相互影响具有重要作用。另外, 柔性直流具备灵活的无功调节能力, 可为交流电网提供电压支撑, 合理改进柔性直流控制策略将为混合双馈入直流系统换相失败抵御能力的增强提供新手段^[18]。总体来说, 混合双馈入直流系统中, 受端交流故障下 MMC 与 LCC 换相失败的相互影响分析与改进控制策略研究, 可为柔性直流接入含常规直流受端电网的规划与设计、混合多馈入交直流系统故障特性的分析与改善提供理论依据, 这在直流输电工程建设高速发展、混合多馈入直流输电场景日益增多的背景下具有重要意义。

1.2 国内外研究现状

关于混合双馈入直流系统, 国内外研究主要从两个角度开展: 一是分析常规直流与柔性直流之间的相互影响; 二是改进两类直流系统的控制策略, 以改善系统整体运行特性。

1.2.1 常规直流与柔性直流相互影响分析

已有的常规直流与柔性直流相互影响分析主要针对等效交流系统强度、小干扰稳定性及 LCC 暂态特性三个方面, 其中 LCC 暂态特性主要关注换相失败。根据分析对象的不同, 也可分为 LCC 对 VSC 的影响以及 VSC 对 LCC 的影响, 目前学界多关注 VSC 对 LCC 的影响, 而 LCC 对 VSC 的影响研究较少。

在等效交流系统强度方面, 多数研究提出 LCC/VSC 近区存在 VSC/LCC 馈入时交流等效短路比指标的定义与计算方法, 来评估 VSC/LCC 对 LCC/VSC 在最大功率传输能力、静态电压稳定性等方面的影响。文献[15]提出等效短路比指标 AISCR 来描述 VSC 对 LCC 最大传输功率的提高作用, 定量分析了 VSC 换流站潮流方向、LCC 与 VSC 电气距离对 AISCR 的影响; 文献[19]通过计算分析了 LCC 近区存在 VSC 接入时, VSC 对交流等效短路比 ESCR 的影响, 发现该影响与 VSC 输出电流幅值、相位均有关; 文献[20]基于牛顿最优潮流算法与 VSC 运行阻抗计算, 提出能有效评估 LCC 等效短路比的等值有效短路比指标; 但是当换流器增多时, 采用潮流计算方式求解运行阻抗值将变得复杂; 为解决该问题, 文献[21]通过建立 LCC 与 VSC 的小信号模型, 提出换流器运行阻抗的理论计算方法, 基于此分析了近区存在 LCC 接入时 VSC 的有效短路比,

研究发现随着 LCC 负荷增加, VSC 的等效交流系统强度有所降低。文献[22]提出可描述系统电压稳定性的指标 EESCR, 发现当新能源通过 VSC-HVDC 送入含 LCC-HVDC 馈入的受端电网时, VSC 可对受端电网提供电压稳定性支撑, 这种支撑作用与新能源厂站额定容量大小有关。文献[23-26]采用功率传输曲线近似相同或节点导纳矩阵化简的等效方法, 将混合双馈入直流系统简化为 LCC 单馈入系统, 在此基础上提出可描述系统静态电压稳定性的等效短路比指标, 研究发现 VSC 的控制方式与运行状态均会影响交流系统对 LCC 的电压支撑能力。文献[27]针对现有混合双馈入直流系统等效短路比指标难以评估系统临界电压稳定性的问题, 提出考虑元件动态功率电压特性的等效短路比指标。但是, 目前提出的等效短路比指标多为经验性指标, 其部分参数为额定值, 只能在规划阶段应用这类指标, 指标在线评估功能难以实现。

上述研究大多基于混合双馈入直流系统的稳态数学模型, 难以反映系统动态特性。小干扰稳定性分析通过在系统稳态平衡点附近建立线性化小信号模型, 可反映系统遭受小扰动情况下保持稳定的能力。小干扰稳定性方面的研究主要关注 LCC 与 VSC 控制回路之间的耦合作用, 以及一次系统参数、控制器参数对系统稳定裕度的影响。文献[28]研究发现当 LCC 与 VSC 强耦合时, LCC/VSC 不仅受自身锁相环(Phase Locked Loop, PLL)特性的影响, 而且还受 VSC/LCC 锁相环参数的影响, 这种耦合作用容易引起锁相环参数设置不合理带来的小扰动失稳现象; 文献[29]建立了混合双馈入直流系统小干扰模型, 从全局稳定性角度出发, 利用根轨迹分析交流短路比、联络线距离对系统特征根的影响, 发现弱交流系统下, 电气距离过大会引起小扰动失稳, 并提出可改善特征根分布的控制参数优化方法; 文献[30]针对弱交流系统下混合双馈入直流系统的小扰动失稳问题, 提出附加虚拟电阻控制方法以等效缩短联络线长度、增加系统阻尼; 文献[31]为研究 LCC 与 VSC 的交互作用机理, 建立了混合双馈入直流系统的 VSC/LCC 小信号等值单馈入模型, 文献[32]在该模型基础上, 定量分析直流控制参数对系统稳定裕度的影响, 发现减小 LCC 定关断角控制带宽可改善系统稳定裕度与控制鲁棒性; 文献[33]将混合双馈入系统等效为单输入单输出系统, 利用奈奎斯特判据研究控制参数对小扰动稳定性的影响, 研究发现直流控制系统间存在的耦合作用会降低系统稳定裕度; 文献[34]采用相对增益矩阵方法定量分析了这种耦合作用, 发现 MMC 无功控制回路与 LCC 控制回路间的耦合作用最为显著; 针对混合双馈入直流系统稳定裕度降低问题, 文献[35]提出了一种附加阻尼控制器, 有效改善系统小干扰稳定性。

在 LCC 暂态特性分析方面, 学界主要关注受端交流故障场景下 VSC 对 LCC 换相失败抵御能力的影响, 这也是本文研究重点。文献[36]基于 PSCAD/EMTDC

仿真分析了交流三相故障下 VSC 对 LCC 换相失败风险与故障恢复时间的改善作用；文献[16]分析了 LCC-HVDC 不同控制模式对混合双馈入直流系统 CFII 指标、故障恢复特性的影响，发现 VSC 可提高 LCC 抵御换相失败的能力；文献[17]通过 PSCAD 仿真分析，借助 CFII 与电压无功仿真波形，分析说明 VSC 抑制换相失败的机理，以及电气距离、PI 参数对换相失败抑制作用的影响；文献[37-38]提出混合双馈入直流系统中基于电压稳定因子的换相失败免疫因子快速评估方法，在此基础上评估交流系统强度与 VSC 控制模式对系统换相失败抵御能力的影响；另外，也有研究关注暂态过电压方面的分析，例如文献[39]基于混合双馈入直流系统准稳态模型推导了暂态过电压计算方法，并分析了交流系统强度对 LCC 暂态过电压的影响。目前，关于大扰动下柔性直流与常规直流换相失败的相互影响研究较少，且已有研究多采用仿真手段，基于换相失败免疫因子与电压无功仿真波形来分析评估柔性直流对常规直流换相失败的影响，欠缺机理分析；另外，较少见到常规直流换相失败对柔性直流的影响研究，该研究有待完善。

1.2.2 混合双馈入直流系统改进控制策略

混合双馈入直流系统中，柔性直流灵活的有功、无功解耦控制能力可为常规直流换相失败抑制、电压稳定性改善提供新的手段；两类直流馈入同一受端电网时，如何在故障期间分配电网功率缺额可使得紧急功率支援效果最好、如何协调两类直流的控制以实现故障安全快速恢复等问题，也逐渐获得关注。其中，在改进柔性直流控制策略以增强系统换相失败抵御能力方面，需要考虑如何合理设置柔性直流增发的无功功率。文献[40-42]将故障时根据定关断面积得到的交流电压补偿量、根据关断角预测值得到的无功功率补偿量或 LCC 交流电压跌落量附加至柔性直流的无功外环控制器中，提高柔性直流支援受端系统的无功功率，抑制换相失败；文献[43]设计了基于快速无功-电压下垂控制的 MMC 暂态调压控制策略，根据交流电压跌落量选择无功功率指令值，实现电压波动情况的改善与 LCC 换相失败抑制。但是，上述研究均未考虑在容量限制下，柔性直流无功功率的增发会伴随有功传输能力的下降，这可能带来一系列问题。例如，送受端电网功率缺额增大、频率稳定性恶化，以及柔性直流的直流过电压问题等。针对这类问题，文献[44]通过建立以直流传输功率变化量最小为目标的优化模型，给出了故障期间 LCC 低压限流控制与 MMC 无功控制的最优控制点，在抑制换相失败的同时最大程度降低了电网功率缺额。

除了提高系统换相失败抵御能力，改进直流控制策略还可解决其他问题。例如，文献[45]提出适用于混合双馈入直流系统的离线计算控制表，通过对交

流系统短路容量进行辨识与查表, 实现系统最大化传输功率, 但该方法能否用于多馈入直流系统还需进一步研究; 文献[46]提出了用于混合双馈入直流系统中 LCC 滤波器投切的无功协调控制策略, 利用 VSC 快速无功补偿能力, 可降低 LCC 滤波器投切过程中交直流参数波动, 但该控制无法减小滤波器投切次数; 文献[47]则针对 LCC 滤波器频繁投切问题, 基于 VSC 无功调节能力设计了无功协调控制模块, 该模块可有效减少滤波器投切次数, 抑制暂态过电压与低电压; 文献[48]提出一种用于混合多馈入直流系统的中长期电压分级协调控制策略, 该策略可有效提高系统中长期电压稳定性; 文献[49]设计了一种可用于混合双馈入直流系统的紧急功率支援策略, 并给出 LCC 与 VSC 在不同规模功率缺失情况下的功率支援量分配方法, 该策略可实现紧急功率的平稳转移。

1.3 本文主要工作

混合双馈入直流系统在交流故障期间, 常规直流换相失败与柔性直流之间的相互影响及作用机理尚不清晰, 如何利用柔性直流无功调节能力提高系统换相失败抵御能力也是目前研究热点。针对以上问题, 本文第 2、3 章分别研究了常规直流换相失败对柔性直流运行特性的影响机理、柔性直流抑制常规直流换相失败的机理, 以加深对交流故障期间柔性直流与常规直流之间所存在的相互影响的认识; 基于第 2、3 章分析, 第 4 章提出了适用于混合双馈入直流系统的换相失败抑制策略, 以降低系统换相失败风险、改善故障特性。后续章节研究工作详述如下:

(1) 为加深对常规直流换相失败如何影响柔性直流的认识, 第 2 章研究受端电网故障期间常规直流换相失败对柔性直流的影响作用及其机理。首先, 介绍研究采用的混合双馈入直流系统简化模型; 然后, 研究换相失败时 LCC 输出谐波电流的机理及谐波含量; 接着, 定量分析换相失败所产生谐波造成的 MMC 锁相环误差、谐波幅值/相位对 MMC 锁相环误差的影响, 并解释谐波对 MMC 控制效果的恶化作用。第 2 章的研究给出了混合双馈入直流系统中常规直流换相失败期间近区柔性直流锁相环与控制器性能恶化的机理。

(2) 为深入理解柔性直流抑制近区常规直流换相失败的原因, 第 3 章研究受端电网故障期间柔性直流抑制常规直流换相失败的机理与影响因素。首先, 推导交流故障期间 LCC 换流母线电压表达式, 在此基础上定量分析 MMC 输出电流对 LCC 换流母线电压的支撑作用, 给出了一种柔性直流抑制常规直流换相失败的机理解释; 然后, 分析柔性直流输出电流幅值、换流站功率因数角及联络线电气距离对 MMC 抑制换相失败效果的影响。

(3) 降低换相失败风险有利于改善系统故障运行特性, 第 4 章提出两种适

用于混合双馈入直流系统的换相失败抑制策略。首先，基于第 3 章分析，本文 4.2 节提出一种基于触发角指令值提前量的换相失败抑制策略，故障期间根据抑制换相失败所需的 LCC 触发角提前量来增发 MMC 的无功功率，有效提高了系统抵御换相失败的能力；然后，进一步考虑到严重故障期间 MMC 增发无功功率会带来的直流过电压问题，本文 4.3 节提出一种兼顾换相失败抑制与交流故障穿越的柔性直流附加控制策略，根据公共耦合点(Point of Common Coupling, PCC)电压跌落程度切换控制模式，设计了用于不同控制模式的附加电流补偿量计算环节和功率指令值修正环节，实现电压轻微跌落时有效抑制换相失败、电压严重跌落时保障 MMC 自身穿越交流故障的控制效果。

(4) 第 5 章对本文主要工作与创新点进行了总结，并对今后关于混合双馈入直流系统的研究方向进行了展望。

本文主要研究思路及研究内容如图 1-4 所示。

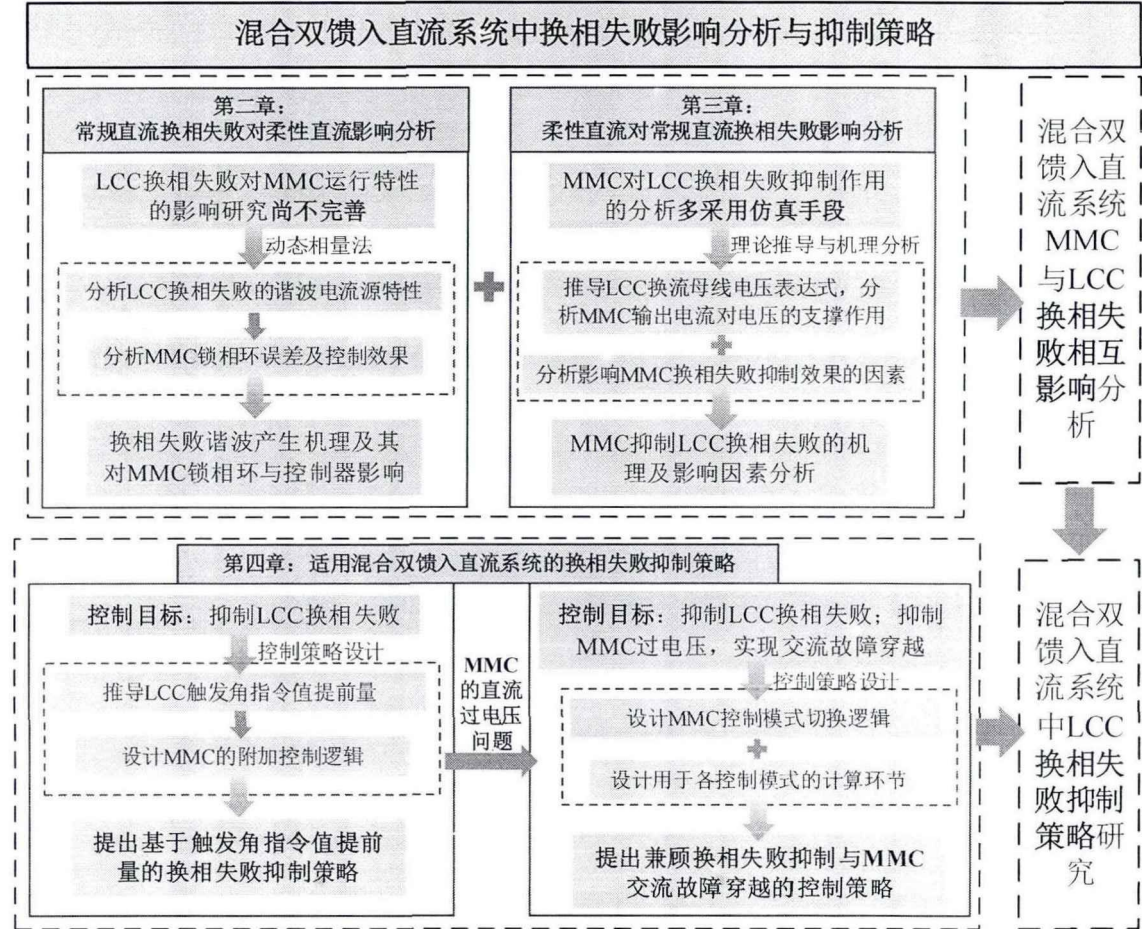


图 1-4 本文主要研究思路及内容

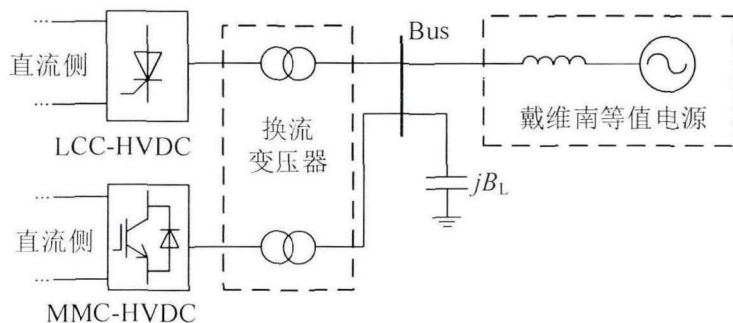
第 2 章 常规直流换相失败对柔性直流影响分析

2.1 引言

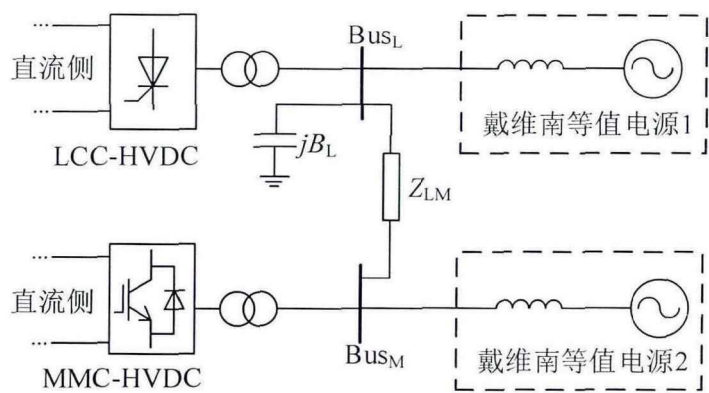
柔性直流具备灵活的无功控制能力，故障期间可为交流系统提供电压支撑。基于此，已有研究较多关注柔性直流对常规直流换相失败的抑制作用^[15-17]，尚未提及故障下常规直流换相失败对柔性直流暂态运行特性的影响。在电网电压含谐波的情况下，柔性直流锁相环性能会受到影响^[50]；另外，有文献指出，换相失败期间，常规直流对交流系统而言，是一个输出 2、3 次谐波电流的时变谐波电流源^[51-52]，但未解释 2、3 次谐波电流产生的原理；该谐波电流造成的电网电压畸变可能会影响近区柔性直流锁相环及控制器的性能。因此，本章着重研究 LCC 换相失败期间的谐波电流源特性对 MMC 基于同步参考坐标系的锁相环 (Synchronous Reference Frame PLL, SRF-PLL) 及控制器的影响。首先，本章对常用混合双馈入直流系统简化模型进行对比，选取能更好描述 LCC、MMC 与受端交流系统间耦合特性的三端混合双馈入直流系统简化模型；其次，本章分析了换相失败期间 LCC 电流开关函数与直流电流的动态特性，基于动态相量法，推导 LCC 输出交流电流的谐波成分；然后，定量分析 2、3 次谐波所造成的 MMC 锁相环误差及其对 MMC 控制器性能的影响；最后，在 PSCAD 中验证分析结果的正确性。

2.2 混合双馈入直流系统简化模型

常规直流与柔性直流馈入同一受端电网构成混合双馈入直流系统。混合双馈入直流系统中，在进行 LCC 与 MMC 相互影响分析与控制策略研究时，受端电网多等效为戴维南电源形式，LCC/MMC 换流器经换流变压器接入戴维南等值阻抗后的交流母线。已有研究常用混合双馈入直流系统简化模型^[53]如图 2-1 所示。



a) 无联络线的混合双馈入直流系统简化模型



b)双电压源混合双馈入直流系统简化模型

图 2-1 常用混合双馈入直流系统简化模型

图 2-1 a)是无联络线的混合双馈入直流系统简化模型。图中，LCC 逆变器与 MMC 逆变器经换流变压器接入同一交流母线，形成混合双馈入直流系统结构；LCC 换流站的无功补偿设备与滤波器等效为接地电纳 B_L ，并联在交流母线上；受端交流电网采用戴维南等值电源形式表示。无联络线的混合双馈入直流系统简化模型可表示 LCC 与 MMC 间存在的交流侧电气联系，但由于没有联络线，无法表示这种电气联系的强弱。

图 2-1 b)是双电压源混合双馈入直流系统简化模型。该模型与图 2-1 a)的区别为：一是图 2-1 b)模型中 LCC 与 MMC 各有一条换流母线，换流母线后分别连接一个戴维南等值电源；二是图 2-1 b)模型中 LCC 与 MMC 换流母线之间存在阻抗不为 0 的联络线。相对于图 2-1 a)模型，双电压源混合双馈入直流系统简化模型联络线阻抗不为 0，可描述 LCC 与 MMC 间电气联系的强弱；但是，双电压源混合双馈入直流系统简化模型中，受端交流电网采用两个互相独立的戴维南等值电源等效，两个等值电压源通过 LCC 与 MMC 的联络线相连，这种描述方式下受端电网的内部耦合性会变弱。

考虑到图 2-1 简化模型中存在的问题，本文采用三端混合双馈入直流系统简化模型，如图 2-2 所示。其中，受端电网采用戴维南等值电源连接三端系统的简化结构，忽略线路电阻。母线 Bus_L 、 Bus_M 、 Bus_e 由连接电抗相连，表示 LCC 逆变站、MMC 逆变站与交流系统三者的耦合关系；LCC 逆变站的滤波器与无功补偿等效为一个接地电纳，并联在 LCC 换流母线上。

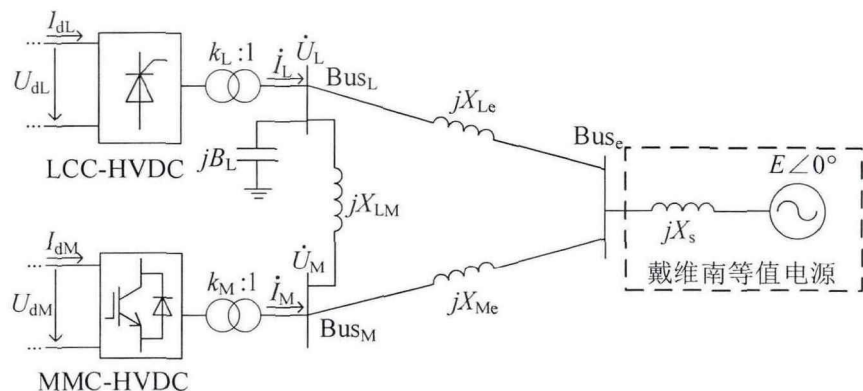


图 2-2 三端混合双馈入直流系统简化模型

图 2-2 中, X_{LM} 是 LCC 换流母线与 MMC 换流母线的连接电抗, 其数值反映 Bus_L 和 Bus_M 的电气距离; 类似的, X_{Le} 是 LCC 换流母线与交流源母线的连接电抗, X_{Me} 是 MMC 换流母线与交流源母线的连接电抗; X_{LM} 、 X_{Le} 和 X_{Me} 的数值及其大小关系表达了常规直流换流站和柔性直流换流站在系统中的位置, 通过调整这三个电抗, 可以覆盖混合双馈入直流系统的绝大多数场景; X_s 是等值交流电压源的内电抗, E 是等值交流源线电压有效值; B_L 是 LCC 逆变站的等效接地电纳; k_L 与 k_M 分别是 LCC 与 MMC 换流变变比; U_{dL} 与 U_{dM} 分别是 LCC-HVDC 与 MMC-HVDC 直流电压, I_{dL} 与 I_{dM} 分别是 LCC-HVDC 与 MMC-HVDC 直流电流; U_L 与 U_M 分别是 LCC 与 MMC 换流母线的线电压有效值; I_L 与 I_M 分别是 LCC 与 MMC 换流站输出电流有效值。

2.3 换相失败对柔性直流的影响分析

本节首先建立 LCC 换相失败期间输出交流电流的动态相量模型, 分析电流开关函数与直流电流动态特性, 基于动态相量法, 研究 LCC 换相失败期间的谐波电流源特性; 随后, 定量分析谐波对 MMC 锁相环误差的影响, 分析锁相环误差对 MMC 控制器性能的影响。

2.3.1 LCC 换相失败期间的谐波电流源特性

2.3.1.1 LCC 输出交流电流的动态相量模型

本章采用动态相量法分析换相失败期间 LCC 输出交流电流的各次频率分量。动态相量是在宽度为 T 的时间窗内对时域信号进行傅里叶分解所得的傅里叶系数^[54], 如图 2-3 所示。

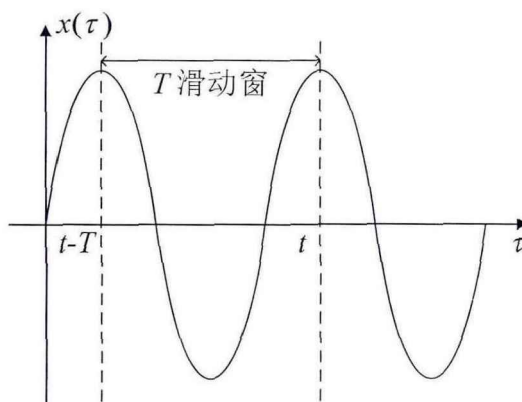


图 2-3 动态相量分析示意图

其数学形式为：对于某一时域信号 $x(\tau)$ ，在任一区间 $\tau \in (t-T, t)$ 内将其分解为时变傅里叶级数，如式(2-1)所示。

$$x(\tau) = \sum_{k=-\infty}^{\infty} \dot{X}_k(t) e^{jk\omega\tau} \quad (2-1)$$

式中， $\omega = 2\pi/T$ ， $\dot{X}_k(t)$ 为时域信号的 k 阶时变傅里叶系数，即 k 阶动态相量，其计算式为：

$$\dot{X}_k(t) = \frac{1}{T} \int_{t-T}^t x(\tau) e^{-jk\omega\tau} d\tau \quad (2-2)$$

式中 $\dot{X}_k(t)$ 即为 k 阶动态相量，下文中简记为 $\dot{X}_k$ ，其共轭形式简记为 $\hat{X}_k$ 。

可见，对于包含不同频率分量的非正弦信号，利用动态相量可将其表示为非周期分量、基频分量及高次谐波分量组合的形式，动态相量即为各频率分量的复数包络。因此本章利用动态相量法对 LCC 换相失败期间的交流谐波电流源特性进行分析。

根据卷积定理，时域中信号的乘积对应其各自动态相量的卷积，例如，若信号 $z(t)$ 、 $x(t)$ 及 $s(t)$ 满足：

$$z(t) = x(t)s(t) \quad (2-3)$$

则有：

$$\dot{Z}_k = \sum_m \dot{X}_{k-m} \dot{S}_m \quad (2-4)$$

式中 k 与 m 分别为相应动态相量的阶数，这就是动态相量的卷积特性。下面给出证明：

假设时域信号 $z(t)$ 的 k 阶动态相量表达式为：

$$\dot{Z}_k = \sum_m \dot{X}_{k-m} \dot{S}_m \quad (2-5)$$

根据式(2-1)可得：

$$\begin{aligned}
 z(t) &= \sum_{k=-\infty}^{\infty} \dot{Z}_k e^{jk\omega t} = \sum_{k=-\infty}^{\infty} \sum_{i=-\infty}^{\infty} \dot{X}_{k-i} \dot{S}_i e^{jk\omega t} \\
 &= \sum_{k=-\infty}^{\infty} \sum_{i=-\infty}^{\infty} \dot{X}_{k-i} e^{j(k-i)\omega t} \dot{S}_i e^{ji\omega t} \\
 &= \sum_{i=-\infty}^{\infty} \left(\dot{S}_i e^{ji\omega t} \sum_{k=-\infty}^{\infty} \dot{X}_{k-i} e^{j(k-i)\omega t} \right) \\
 &= \sum_{i=-\infty}^{\infty} \left(\dot{S}_i e^{ji\omega t} x(t) \right) \\
 &= x(t) s(t)
 \end{aligned} \tag{2-6}$$

因此，动态相量的卷积特性得到证明。

利用动态相量法建立 LCC 换流器交流侧电流的数学模型。根据调制理论，LCC 交流侧电流可表示为电流开关函数与直流侧电流的乘积^[55]，如式(2-7)所示。

$$\begin{cases} i_a = i_{dL} s_{ia} \\ i_b = i_{dL} s_{ib} \\ i_c = i_{dL} s_{ic} \end{cases} \tag{2-7}$$

式中， s_{ia} 、 s_{ib} 、 s_{ic} 分别是 LCC 换流器 a、b、c 相交流电流的开关函数， i_{dL} 是 LCC-HVDC 直流电流。根据式(2-4)可得到式(2-7)的动态相量形式：

$$\begin{cases} \dot{i}_{a(k)} = \sum_m \dot{i}_{dL(k-m)} \dot{S}_{ia(m)} \\ \dot{i}_{b(k)} = \sum_m \dot{i}_{dL(k-m)} \dot{S}_{ib(m)} \\ \dot{i}_{c(k)} = \sum_m \dot{i}_{dL(k-m)} \dot{S}_{ic(m)} \end{cases} \tag{2-8}$$

式(2-8)即为 LCC 换流器向交流系统注入电流的动态相量模型，可用于分析换相失败期间该交流电流的各次频率分量。根据式(2-8)可以看出，分析交流电流的前提是求取换相失败期间 LCC 换流器电流开关函数以及直流侧电流的动态相量分布。

2.3.1.2 换相失败期间 LCC 电流开关函数模型

开关函数是对换流阀开通、关断与换相状态的数学描述。换流阀的阀开关函数为 1 时，表示导通状态；阀开关函数为 0 时，表示关断状态；换相状态的阀开关函数可用 0 到 1 的斜线表示，其斜率为换相角的倒数。以阀 1 为例，LCC 正常运行时其阀开关函数 S_{i1} 如图 2-4 所示。

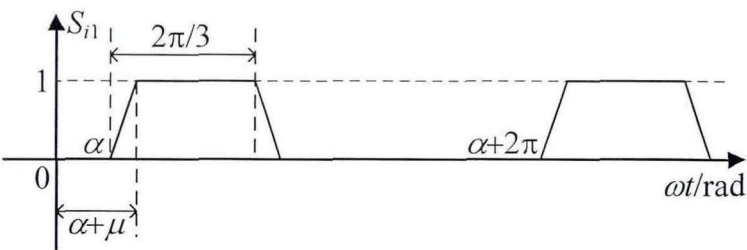


图 2-4 阀 1 的阀开关函数

在研究换相失败期间 LCC 的开关函数之前，首先对换相失败进行介绍。换相失败是常规直流特有的现象，一般发生于逆变侧。当两个桥臂进行换相时，退出导通的阀存在一段阀电压反向的时期；在该时期内，若换相过程未能及时完成，或换相过程完成、但退出导通的阀未能及时恢复阻断能力，在阀电压变为正向后，会有预定换相的阀向预定退出导通的阀倒换相的现象发生，这种现象就是换相失败^[56]。

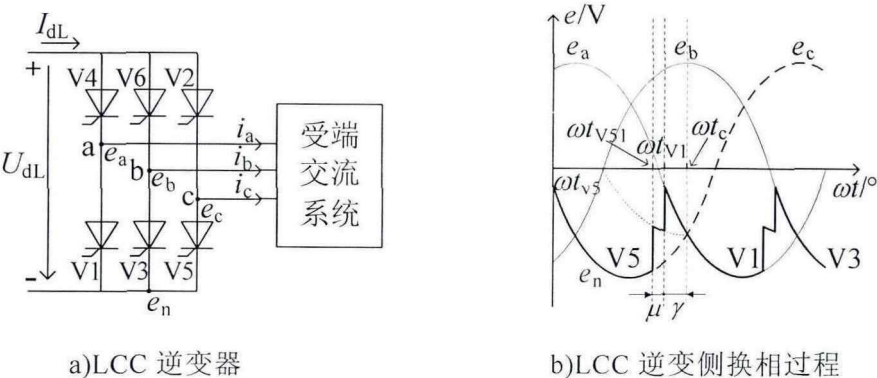


图 2-5 LCC 逆变器与换相过程

图 2-5 a)中， e_a 、 e_b 、 e_c 是交流三相电压， e_n 是阀 1、阀 3、阀 5 的阴极电压；图 2-5 b)中， e_c 是阀 5 阳极电压， e_n 是阀 5 阴极电压； t_{V5} 是阀 3 向阀 5 换相结束的时刻， t_{V51} 是阀 5 向阀 1 换相开始的时刻， t_{V1} 是阀 5 向阀 1 换相结束的时刻， t_c 是自然换相点。 t_c 前后，阀 5 上的阀电压由反向变为正向。

关断角 γ 为换相结束时刻(t_{V1})到最近一个自然换相点(t_c)之间的电角度。由图 2-5 b)可以看出，关断角越大，换相结束时刻距离自然换相点越远，留给换流阀恢复阻断能力的时间裕度越大，换相失败越不容易发生；关断角越小，换流阀越难以恢复阻断能力，换相失败则越容易发生。一般认为换相失败发生的判据为 $\gamma < 7^\circ$ 。

换相失败期间，LCC 换流阀的通断状态将与正常运行时不同，其阀开关函数的分布规律也会发生变化。本文主要关注换相失败期间 LCC 输出交流电流的谐波特性，因此选取换相失败发生后的一个周期为分析时间窗，分析该时间窗内开关函数变化规律。

假设 $\omega t = 0$ 时，即阀 1 向阀 3 换相时，换相失败发生，流过阀 1 的电流经过短时间的下降后，在阀电压变为正向、晶闸管重新导通后回升，在此之后，阀 1 保持导通状态，直到换相失败恢复；阀 3 由于换相失败，阀电流经过短时间的上升，在阀 3 重新关断后下降； $\omega t = \pi/3$ 时，阀 2 向阀 4 换相，换相过程与正常运行时的区别主要是换相角不同，在此期间阀 1 仍保持导通，阀 4 换相成功后，直流逆变侧短路； $\omega t = 2\pi/3$ 时，阀 3 向阀 5 换相，由于之前阀 1 向阀 3 换相失败，阀 5 在该时刻承受反压，导致阀 5 无法导通； $\omega t = \pi$ 时，阀 4 向阀 6 换相，此时阀 1 仍保持导通，阀 4 开始换相，换相完成后阀 4 关断、阀 6 导通； $\omega t = 4\pi/3$ 时，阀 5 向阀 1 换相，此时阀 5 为关断状态，阀 1 为导通状态，因此没有换相过程发生； $\omega t = 5\pi/3$ 时，阀 6 向阀 2 换相，换相完成后阀 6 关断、阀 2 导通； $\omega t = 2\pi$ 时，阀 1 再次向阀 3 换相，换相完成后阀 1 关断、阀 3 导通，系统恢复正常运行。根据上述分析，换相失败期间阀 1 至阀 6 的阀开关函数变化规律如图 2-6 中实线所示，虚线是 LCC 正常工作时阀开关函数变化规律。此处假设，对于未成功换相的阀，换相重叠角按照关断角为 0 来计算；对于成功换相的阀，换相重叠角按关断角为定关断角控制整定值来计算。

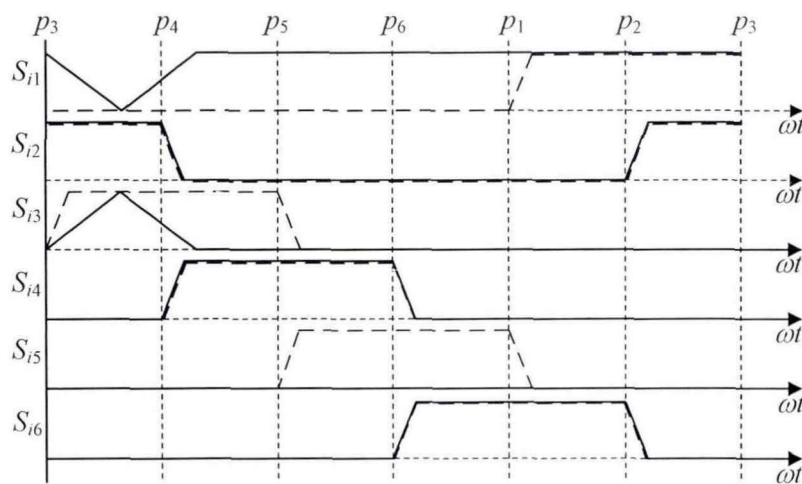


图 2-6 换相失败期间的阀开关函数

abc 三相交流电流开关函数与阀开关函数有如下关系：

$$\begin{cases} s_{ia}(t) = s_{i4}(t) - s_{i1}(t) \\ s_{ib}(t) = s_{i6}(t) - s_{i3}(t) \\ s_{ic}(t) = s_{i2}(t) - s_{i5}(t) \end{cases} \quad (2-9)$$

根据图 2-6 与式(2-9)，绘制换相失败期间 LCC 电流开关函数变化规律，如图 2-7 实线所示；采用 CIGRE HVDC 测试模型获取电流开关函数仿真波形，在 LCC 逆变侧换流母线处设置三相故障，故障接地电感 0.3H，0.3015s 时发生换相失败，图 2-7 虚线为换流变阀侧电流开关函数在 0.3015s-0.3215s 的仿真波形。

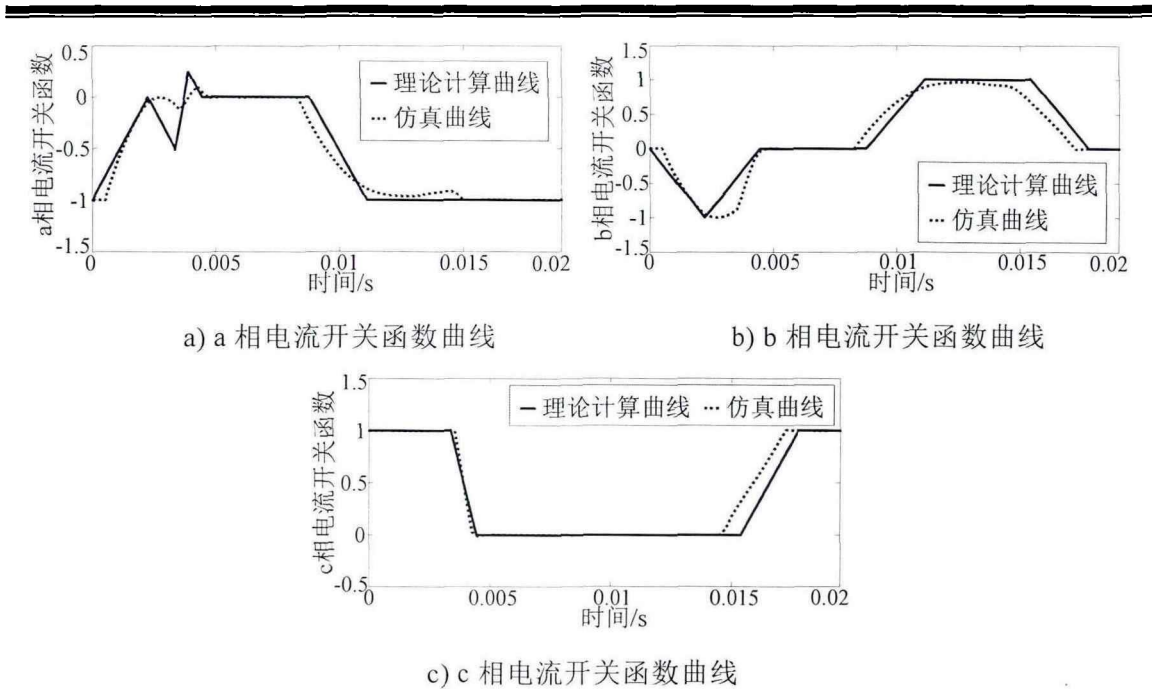


图 2-7 换相失败期间 LCC 交流电流开关函数

可以看出，LCC 交流电流开关函数的理论计算曲线与仿真曲线变化规律基本一致，可用于后续动态相量计算分析。其中的误差可能是实际换相角与所假设换相角之间的偏差导致。

根据图 2-7 可写出换相失败期间交流电流开关函数的 k 阶动态相量表达式：

$$\begin{cases} \dot{S}_{iak} = \frac{1}{T} \int_0^T s_{ia}(\tau) e^{-jk\omega\tau} d\tau \\ \dot{S}_{ibk} = \frac{1}{T} \int_0^T s_{ib}(\tau) e^{-jk\omega\tau} d\tau \\ \dot{S}_{ick} = \frac{1}{T} \int_0^T s_{ic}(\tau) e^{-jk\omega\tau} d\tau \end{cases} \quad (2-10)$$

根据式(2-10)可计算交流电流开关函数的各阶动态相量，表 2-1 是三相交流电流开关函数的动态相量分布，其中只列出了幅值较大的低次分量。

表 2-1 交流电流开关函数动态相量分布

$\dot{S}_{iak}$	a 相计算结果	$\dot{S}_{ibk}$	b 相计算结果	$\dot{S}_{ick}$	c 相计算结果
直流分量	0.542	直流分量	0.222	直流分量	0.333
基频分量	$0.305 \angle 72.9^\circ$	基频分量	$0.371 \angle -61.8^\circ$	基频分量	$0.274 \angle -63.2^\circ$
二次分量	$0.036 \angle -60.7^\circ$	二次分量	$0.119 \angle -2.8^\circ$	二次分量	$0.135 \angle -20^\circ$
三次分量	$0.077 \angle 49.9^\circ$	三次分量	$0.076 \angle 60^\circ$	三次分量	$0.001 \angle -30^\circ$
四次分量	$0.019 \angle 57.9^\circ$	四次分量	$0.059 \angle -46.8^\circ$	四次分量	$0.063 \angle -40^\circ$
五次分量	$0.048 \angle 40.1^\circ$	五次分量	$0.081 \angle -2.6^\circ$	五次分量	$0.048 \angle -50^\circ$

根据表 2-1 可以看出，换相失败期间，三相交流电流开关函数主要含有直流分量与基频分量，其次 b、c 两相中还含有少量二次频率分量，a 相中含有微量三次频率分量，其他频率分量含量较少；因此，后续对交流电流的分析主要考虑开关函数中直流分量、基频分量、以及少量二次频率分量的影响。

2.3.1.3 换相失败期间 LCC 直流电流暂态变化模型

为分析 LCC 交流电流的各次频率分量，还需要分析换相失败期间 LCC 直流侧电流暂态变化特性，计算直流电流所含各阶动态相量分布。如图 2-8 所示，建立 LCC-HVDC 的直流线路模型，以分析直流电流暂态变化特性。

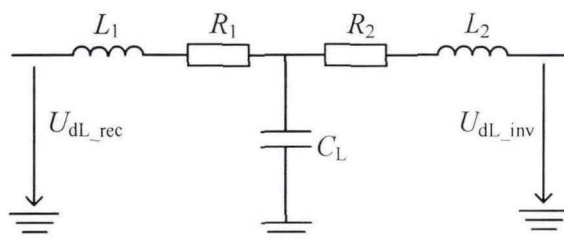


图 2-8 LCC 直流线路等效电路

图 2-8 中， L_1 、 R_1 分别是整流侧直流线路电感与电阻， L_2 、 R_2 分别是逆变侧直流线路电感与电阻， C_L 是直流线路对地电容。图 2-8 中，由于 LCC-HVDC 整流侧采用定直流电流控制，后续计算中将假设整流侧直流电流为指令值 I_{dL_ref} ；另外，对于 12 脉动换流器，逆变侧某一换流桥发生换相失败后，由于该桥直流侧短路，直流电压会下降至约为换相失败前的一半，当另一换流桥也发生换相失败后， U_{dL_inv} 会迅速跌落至 0，因此可假设逆变侧直流电压的跌落轨迹如式(2-11)所示。

$$U_{dL_inv} = \begin{cases} U_{dL_inv0} & t < t_1 \\ \frac{U_{dL_inv0}}{2} - \frac{U_{dL_inv0}}{4} \sin\left(\frac{\pi}{2t_2 - 2t_1} t\right) & t_1 < t < t_2 \\ 0 & t > t_2 \end{cases} \quad (2-11)$$

式中， U_{dL_inv0} 是换相失败发生前逆变侧直流电压， t_1 是仅一个换流桥发生换相失败的时刻， t_2 是两个换流桥均发生换相失败的时刻。图 2-9 对比了式(2-11)计算曲线与 CIGRE HVDC 仿真曲线，其中实线为直流电压计算曲线，虚线为换相失败期间直流电压仿真曲线。

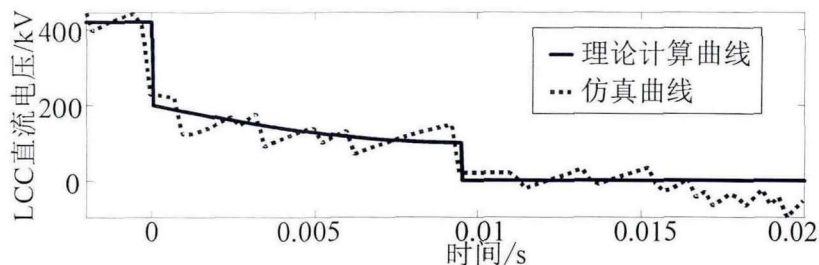


图 2-9 LCC 直流电压曲线

根据图 2-9, 可以看出计算曲线与仿真曲线的变化轨迹基本一致, 式(2-11)较为准确地描述了直流电压在换相失败期间的暂态变化特性。

根据假设条件, 图 2-8 的电路可简化为运算电路形式, 如图 2-10 所示。

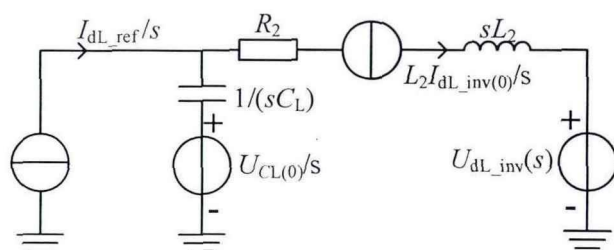


图 2-10 简化 LCC 直流线路运算电路

图 2-10 中, $U_{CL(0)}$ 是换相失败前线路对地电容电压, $I_{dL_inv(0)}$ 是换相失败前逆变器直流电流。根据图 2-10, 可写出逆变器直流电流的复频域计算式:

$$I_{dL_inv}(s) = \frac{C_L U_{CL(0)} + I_{dL_ref}/s + C_L L_2 I_{dL_inv(0)} - C_L U_{dL_inv}(s)s}{C_L L_2 s^2 + C_L R_2 s + 1} \quad (2-12)$$

其中, 根据式(2-11), 令 $\omega_u = \pi/(2t_2 - 2t_1)$, $U_{dL_inv}(s)$ 表达式为:

$$U_{dL_inv}(s) = \frac{U_{dL_inv0}}{2s} - \frac{U_{dL_inv0}\omega_u}{4(s^2 + \omega_u^2)} - \left(\frac{U_{dL_inv0}}{2s} - \frac{U_{dL_inv0}s}{4(s^2 + \omega_u^2)} \right) e^{-(t_2 - t_1)s} \quad (2-13)$$

对 $I_{dL_inv}(s)$ 进行拉普拉斯逆变换, 得到直流电流的时域形式 $i_{dL_inv}(t)$ 。图 2-11 对比了 $i_{dL_inv}(t)$ 计算曲线与 CIGRE HVDC 仿真所得直流电流曲线, 其中实线为计算曲线, 虚线为仿真曲线。

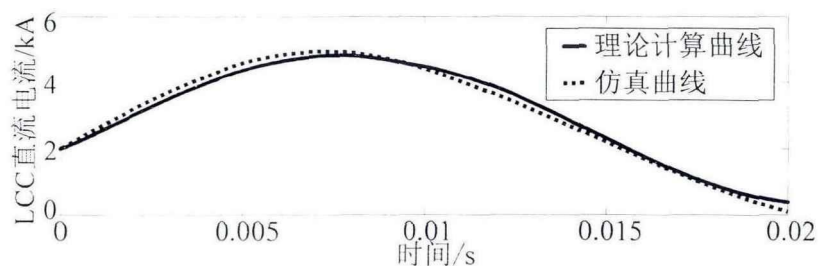


图 2-11 LCC 直流电流曲线

根据图 2-11 可以看出逆变器直流电流计算曲线与仿真曲线变化轨迹基本一致, 上述计算方法可较好描述直流电流换相失败期间的暂态变化特性。根据式

(2-2)，计算直流电流 $i_{dL_inv}(t)$ 的各阶动态相量：

$$\dot{I}_{dL_invk} = \frac{1}{T} \int_0^T i_{dL_inv}(\tau) e^{-jk\omega\tau} d\tau \quad (2-14)$$

表 2-2 列出了逆变侧直流电流 $i_{dL_inv}(t)$ 的各阶动态相量计算结果，其中仅列出幅值较大的低频分量。

表 2-2 LCC 直流电流动态相量分布

$\dot{I}_{dL_invk}$	幅值计算结果(kA)	相位计算结果(°)
直流分量	3.161	0
基频分量	0.948	37.27
二次分量	0.185	54.73
三次分量	0.092	70.59
四次分量	0.072	71.35
五次分量	0.051	77.82

根据表 2-2 可以看出，换相失败期间，逆变侧直流电流主要含有直流分量与基频分量，其他频率分量幅值相对较小。因此后文对交流侧电流的分析中主要考虑直流电流的直流与基频分量，忽略其他分量。

2.3.1.4 换相失败期间 LCC 交流电流谐波成分分析

式(2-8)指出，LCC 交流电流的各阶动态相量可写为电流开关函数与直流电流动态相量的卷积形式。根据 2.3.1.2 节与 2.3.1.3 节的分析，换相失败期间，电流开关函数主要含有直流分量与基频分量，以及少量二次频率分量；直流电流主要含有直流分量与基频分量，其他频率分量由于幅值相对较小，可忽略不计。基于该分析结果，根据式(2-8)，可写出交流电流的各阶动态相量表达式，其中 ϕ 表示相别：

$$\begin{cases} \dot{I}_{\phi 0} = \dot{S}_{i\phi 0} \dot{I}_{dL_inv0} \\ \dot{I}_{\phi 1} = \dot{S}_{i\phi 0} \dot{I}_{dL_inv1} + \dot{S}_{i\phi 1} \dot{I}_{dL_inv0} + \hat{S}_{i\phi 1} \dot{I}_{dL_inv2} \\ \dot{I}_{\phi 2} = \dot{S}_{i\phi 0} \dot{I}_{dL_inv2} + \dot{S}_{i\phi 1} \dot{I}_{dL_inv1} \\ \dot{I}_{\phi 3} = \dot{S}_{i\phi 1} \dot{I}_{dL_inv2} \\ \dot{I}_{\phi k} \approx 0, \quad k > 3 \end{cases} \quad (2-15)$$

根据式(2-15)，换相失败期间，LCC 换流器输出的交流电流主要含有直流分量、基频分量、2 次与 3 次频率分量，其他频率分量含量较少，近似为 0。可见，LCC 换流器在换相失败期间可看作一个向交流系统注入 2、3 次谐波的谐波电流源。

上述分析的交流电流实际为 LCC 换流站阀侧交流电流。对于常见的 12 脉动换流器，其网侧交流电流需要将两换流桥阀侧交流电流相加得到。D 桥触发脉冲相对于 Y 桥滞后 30° ，而 D 桥与 Y 桥的变压器又分别采用 Y/D 接线与 Y/Y 接线，因此该接线方式主要消除了 5、7、17、19（即 $k=6(2n-1)\pm 1$ ）等次谐波^[57]，换相失败产生的 2、3 次谐波仍会流入受端交流系统；另外，LCC 换流站所配置的滤波器主要用于滤除 LCC 正常运行时产生的 11、13（即 $k=12n\pm 1$ ）等次特征谐波，无法滤除 2、3 次非特征谐波；因此，换相失败期间，LCC 换流站出口交流电流中会含有 2、3 次谐波，对于受端电网而言，LCC 换流站具有谐波电流源特性。

2.3.2 LCC 换相失败对 MMC 锁相环影响分析

根据 2.3.1 节分析，换相失败期间 LCC 换流站向交流系统注入 2、3 次谐波电流。当 LCC 换流站近区存在 MMC-HVDC 接入时，谐波电流会经过交流线路传递至 MMC 换流站，畸变换流站 PCC 点电压，使得 PCC 点电压不再是理想的正序基频量，这会放大 MMC 锁相环的相位误差，进而恶化内外环控制效果。

基于单同步参考坐标系的锁相环（SRF-PLL）技术是 MMC 换流站常见锁相环技术，其控制框图如图 2-12 所示^[58]。

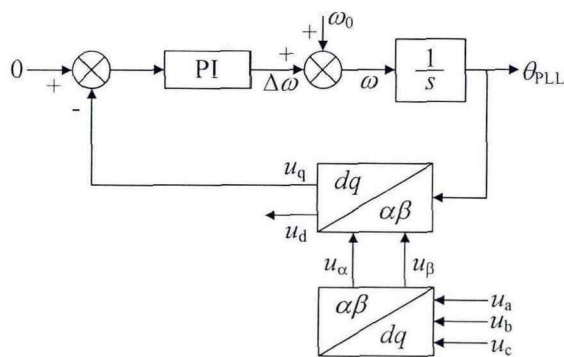


图 2-12 SRF-PLL 控制框图

锁相环的工作目标是使锁相环输出相位 θ_{PLL} 接近 PCC 点电压的空间矢量相位，当 PLL 锁住该相位时，有 $u_q=0$ 。因此，锁相环借助 PI 控制器，通过将交流三相电压的 Park 变换 q 轴分量 u_q 控制为 0，实现相位跟踪。

当 PCC 点电压中含有 2、3 次谐波分量时， u_a 、 u_b 、 u_c 可写为式(2-16)的形式。由于主要考察换相失败所产生 2、3 次谐波的影响，式(2-16)未列入零序、负序以及高次谐波分量。

$$\begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_1 \cos(\omega t + \varphi_1) + U_2 \cos(2\omega t + \varphi_2) + U_3 \cos(3\omega t + \varphi_3) \\ U_1 \cos(\omega t + \varphi_1 - 2\pi/3) + U_2 \cos(2\omega t + \varphi_2 - 2\pi/3) + U_3 \cos(3\omega t + \varphi_3 - 2\pi/3) \\ U_1 \cos(\omega t + \varphi_1 + 2\pi/3) + U_2 \cos(2\omega t + \varphi_2 + 2\pi/3) + U_3 \cos(3\omega t + \varphi_3 + 2\pi/3) \end{bmatrix} \quad (2-16)$$

对 abc 相电压进行 Clarke 变换到 $\alpha\beta$ 坐标系下, 可得:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} u_\alpha \\ u_\beta \end{bmatrix} &= \frac{2}{3} \begin{bmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ 0 & \sqrt{3}/2 & -\sqrt{3}/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} U_1 \cos(\omega t + \varphi_1) + U_2 \cos(2\omega t + \varphi_2) + U_3 \cos(3\omega t + \varphi_3) \\ U_1 \sin(\omega t + \varphi_1) + U_2 \sin(2\omega t + \varphi_2) + U_3 \sin(3\omega t + \varphi_3) \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2-17)$$

再将 abc 相电压从 $\alpha\beta$ 坐标系变换至 dq 坐标系, 可得:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \cos(\theta_{PLL}) & \sin(\theta_{PLL}) \\ -\sin(\theta_{PLL}) & \cos(\theta_{PLL}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_\alpha \\ u_\beta \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} U_1 \cos(\omega t + \varphi_1 - \theta_{PLL}) + U_2 \cos(2\omega t + \varphi_2 - \theta_{PLL}) + U_3 \cos(3\omega t + \varphi_3 - \theta_{PLL}) \\ U_1 \sin(\omega t + \varphi_1 - \theta_{PLL}) + U_2 \sin(2\omega t + \varphi_2 - \theta_{PLL}) + U_3 \sin(3\omega t + \varphi_3 - \theta_{PLL}) \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2-18)$$

为避免电压幅值波动对锁相环的影响, u_q 要经标幺化后输入锁相环, 电压幅值计算式为:

$$\begin{aligned} U_{Mm}(t) &= \sqrt{u_d^2 + u_q^2} = (U_1^2 + U_2^2 + U_3^2 + 2U_1U_2 \cos(\omega t + \varphi_2 - \varphi_1) \\ &\quad + 2U_1U_3 \cos(2\omega t + \varphi_3 - \varphi_1) + 2U_2U_3 \cos(\omega t + \varphi_3 - \varphi_2))^{1/2} \end{aligned} \quad (2-19)$$

因此, 输入锁相环的 q 轴电压分量标幺值为:

$$\begin{aligned} u_q^* &= \frac{u_q}{U_{Mm}(t)} \\ &= \frac{U_1 \sin(\omega t + \varphi_1 - \theta_{PLL})}{U_{Mm}(t)} + \frac{U_2 \sin(2\omega t + \varphi_2 - \theta_{PLL})}{U_{Mm}(t)} + \frac{U_3 \sin(3\omega t + \varphi_3 - \theta_{PLL})}{U_{Mm}(t)} \end{aligned} \quad (2-20)$$

根据式(2-20)可以看出, 当 PCC 点电压存在 2、3 次谐波分量时, 锁相环的输入量中也会对应产生谐波分量, 此时锁相环难以获取一个准确的同步相位, 来使 u_q^* 保持为 0, 锁相环存在工作误差。

采用文献[59]的误差分析方法定量分析 2、3 次谐波造成的锁相环误差。为使得锁相环达到工作目标, 即希望正序基频电压的 q 轴分量为 0, 需用 $(\omega t + \varphi_1 - \theta_{PLL}) \rightarrow 0$ 定位 d 轴, 此时 dq 轴电压分别是:

$$\begin{bmatrix} u'_d \\ u'_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_1 + U_2 \cos(\omega t + \varphi_2 - \varphi_1) + U_3 \cos(2\omega t + \varphi_3 - \varphi_1) \\ U_2 \sin(\omega t + \varphi_2 - \varphi_1) + U_3 \sin(2\omega t + \varphi_3 - \varphi_1) \end{bmatrix} \quad (2-21)$$

式(2-21)说明此时 q 轴电压分量未能被控制为 0, 为达到该目标, 锁相环输出的同步相位为:

$$\theta_{PLL} = \omega t + \varphi_1 + \arctan\left(\frac{U_2 \sin(\omega t + \varphi_2 - \varphi_1) + U_3 \sin(2\omega t + \varphi_3 - \varphi_1)}{U_1 + U_2 \cos(\omega t + \varphi_2 - \varphi_1) + U_3 \cos(2\omega t + \varphi_3 - \varphi_1)}\right) \quad (2-22)$$

利用式(2-22)计算锁相环误差。令 $U_1=1\text{p.u.}$, $U_2=0.4\text{p.u.}$, $U_3=0.2\text{p.u.}$, $\varphi_1=0$, $\varphi_2=\varphi_3=2\pi/3$, 计算锁相环相位误差如图 2-13 所示。

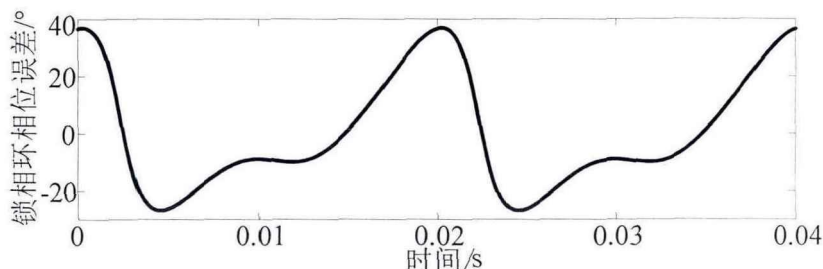


图 2-13 锁相环相位误差

根据图 2-13, 锁相环输出相位与实际相位之间存在以 50Hz 为频率波动的误差, 波动幅度最高达到了 40° 。可见, PCC 点电压含有的 2、3 次谐波会使锁相误差增大, 锁相环无法为控制器提供精准、稳定的相位。

进一步分析 2、3 次谐波幅值与相位对锁相环误差的影响。令 $U_1=1\text{p.u.}$, $\varphi_1=0$, $\varphi_2=\varphi_3=2\pi/3$, U_2 与 U_3 从 0 至 1p.u.等间隔取值, 计算不同谐波幅值对应的锁相环误差, 如图 2-14 a)所示。令 $U_1=1\text{p.u.}$, $U_2=0.4\text{p.u.}$, $U_3=0.2\text{p.u.}$, $\varphi_1=0$, φ_2 与 φ_3 从 0 至 2π 等间隔取值, 计算不同谐波相位对应的锁相环误差, 如图 2-14 b)所示。

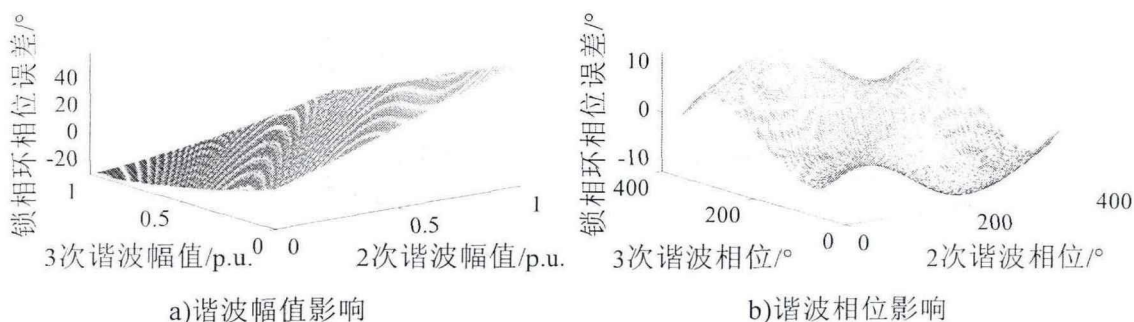


图 2-14 谐波对锁相环误差的影响

根据图 2-14 a), 当 2、3 次谐波幅值分别增大时, 锁相环误差逐渐增大, 当幅值增大为 1p.u.时, 锁相环误差达到最大, 其中 2 次谐波导致的最大相位误差为 59.5° , 3 次谐波导致的最大相位误差为 -29.8° , 可见 2 次谐波导致的锁相环相位误差更大; 当 2、3 次谐波幅值接近时, 相位误差减小, 当 $U_2=U_3$ 时, 相位误差下降为 0。根据图 2-14 b), 当 2、3 次谐波相位增大时, 相位误差呈增大与减小交替的波动变化, 2 次谐波的相位约为 110° 与 250° 时, 相位误差最大; 3 次谐波的相位约为 70° 与 290° 时, 相位误差最大; 当 2、3 次谐波相位为 0° 、 180° 或 360° 时, 相位误差最小, 降低为 0。可见, 当 2、3 次谐波幅值相近, 或相位均为 0° 、 180° 或 360° 时, 相位误差最小, 此时谐波对锁相环性能影响

最小。

因此，换相失败期间，LCC 换流站向交流系统注入的 2、3 次谐波电流会畸变近区 MMC 换流站交流电压，使交流电压中含有 2、3 次谐波分量；该谐波分量幅值、相位难以满足上述令锁相环相位误差为 0 的严苛条件，从而增大锁相环的相位误差，使得锁相环无法提供精确、稳定的相位。如图 2-15 所示，锁相环产生的相位误差会经 Park 变换传递至 MMC 内外环控制器中，进而降低 MMC 整体控制效果。

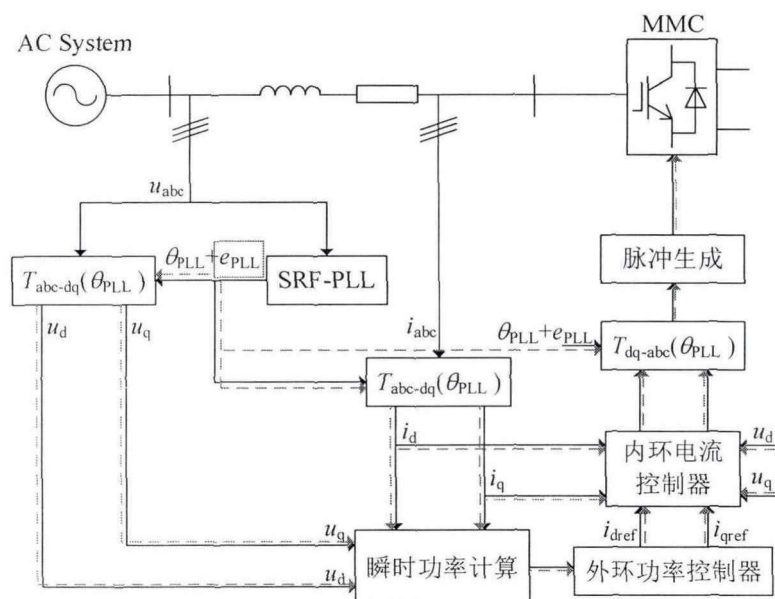


图 2-15 锁相环误差流动路径

实际上，针对 SRF-PLL 无法精确跟踪畸变电网电压相位的问题，现有研究主要通过提取基波正序电压作为 SRF-PLL 的输入量，达到精确、快速获取电网电压参考相位的目标。例如，已被业界广泛接受的基于解耦双同步参考坐标系锁相环技术(Decoupled Double Synchronous Reference Frame PLL, DDSRF-PLL)采用双同步旋转坐标变换与低通滤波环节分别消除负序分量与谐波分量，以提取电压正序基频分量，但是 DDSRF-PLL 对 3 次谐波的抵抗能力较差^[59]；基于级联信号延迟消除法的锁相环技术(Cascaded Delayed Signal Cancellation PLL, CDSC-PLL)虽能消除低次谐波，却需要延迟较多采样周期，无法满足锁相环的快速响应性要求。总的来说，换相失败产生的 2、3 次谐波会恶化 MMC 锁相环的准确性，为减少谐波对锁相环输入信号的影响，需要牺牲锁相环的动态响应速度。

2.3.3 仿真分析验证

在 PSCAD 中搭建图 2-2 所示模型，验证 LCC 换相失败对 MMC 控制效果的影响。其中 LCC-HVDC 采用 CIGRE HVDC 标准测试模型，MMC-HVDC 为自主

搭建的模型，逆变侧采用定有功功率、定无功功率控制，额定有功功率 1000MW，额定无功功率 100MVar，额定直流电压 500kV，额定交流电压 230kV。设置 LCC 换流母线处在 4s 时发生三相短路故障，故障持续时间 100ms。经过多次仿真发现，导致换相失败发生的最大接地电感为 0.45H。图 2-16 是故障接地电感分别为 0.45H 与 0.46H 时的关断角波形。

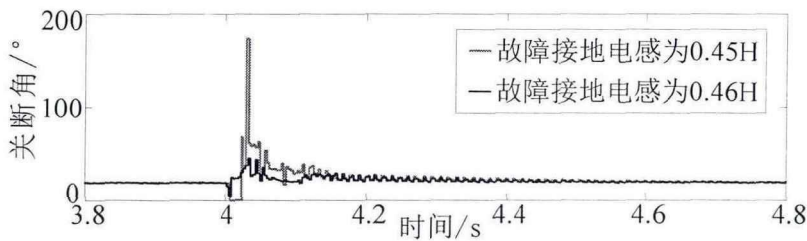


图 2-16 关断角仿真波形

根据图 2-16，当故障接地电感为 0.46H 时，关断角未下降为 0，此时 LCC 未发生换相失败；当故障接地电感为 0.45H 时，关断角跌落为 0，LCC 发生换相失败。后文对比这两种工况下的仿真波形，来说明换相失败产生的影响。

图 2-17 与图 2-18 分别是未发生换相失败与发生换相失败时 LCC 换流站输出交流电流与 MMC 换流站 PCC 点电压波形。

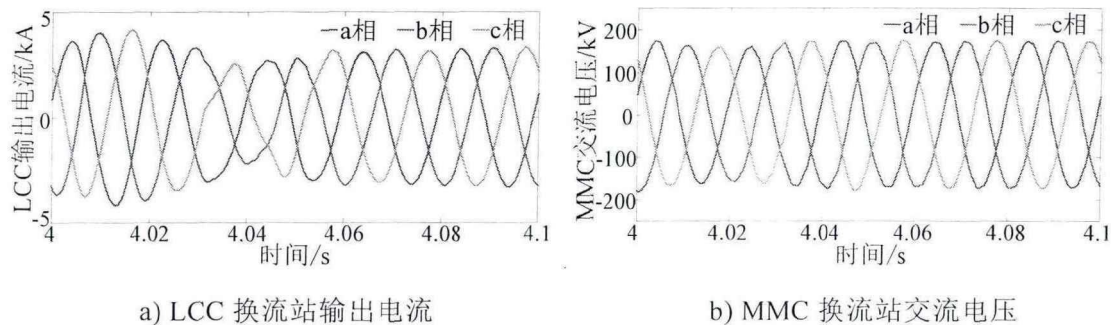


图 2-17 未换相失败的电压电流波形

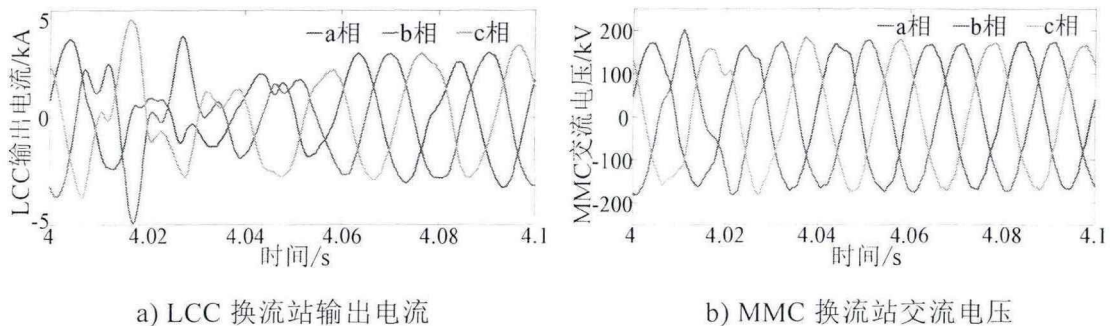


图 2-18 换相失败的电压电流波形

对 LCC 逆变站输出电流与 MMC 换流站 PCC 点电压做傅里叶分解，得到各次谐波的分布情况，如图 2-19 与图 2-20 所示；并计算总谐波畸变率(Total Harmonics Distortion, THD)，如表 2-3 与表 2-4 所示。

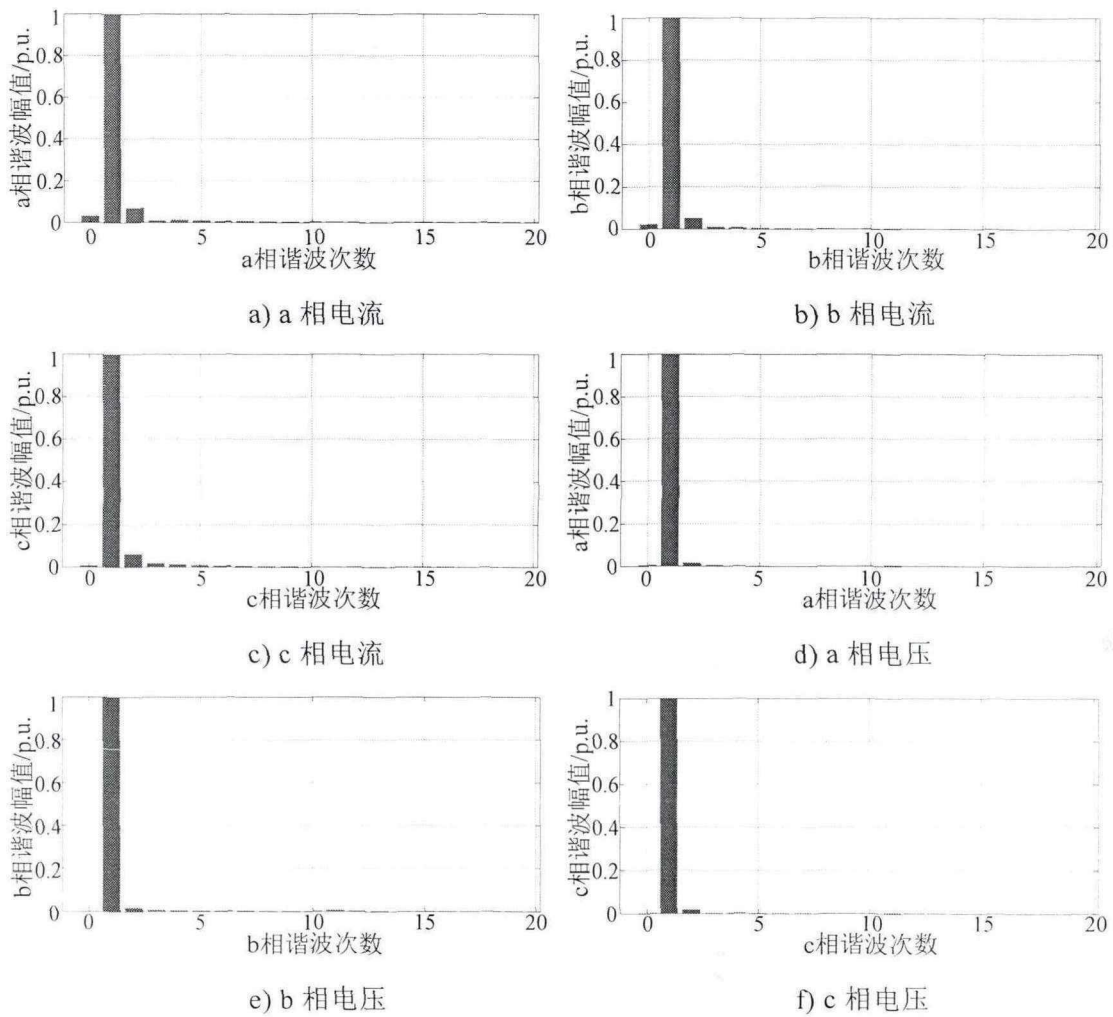
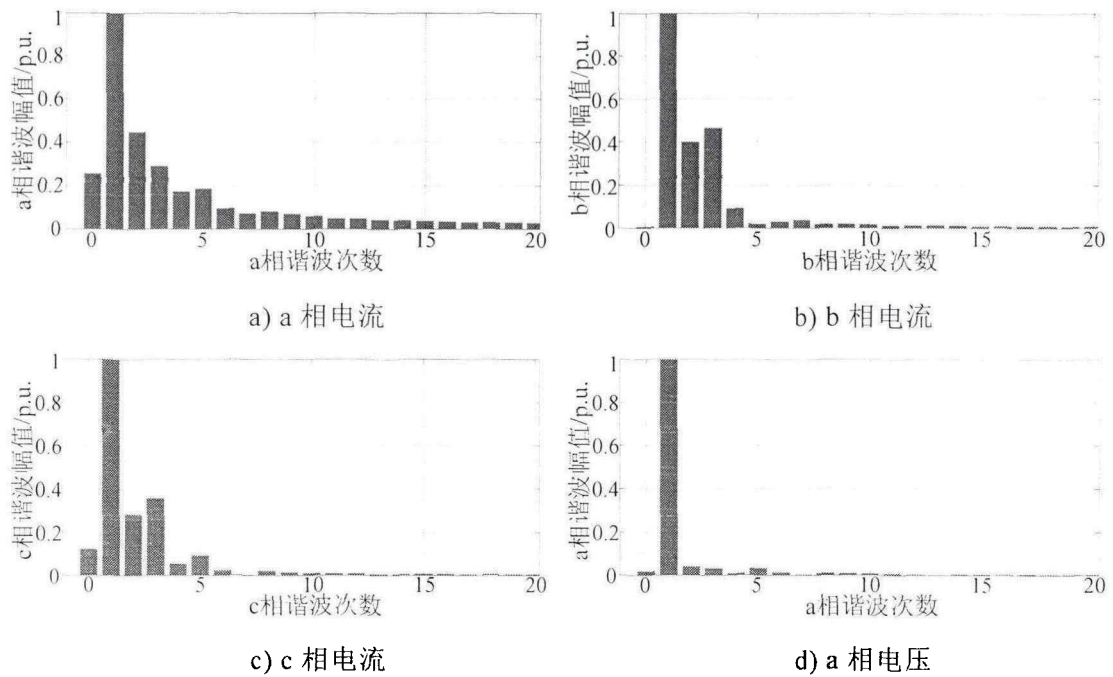


图 2-19 未换相失败的电流电压傅里叶分解结果



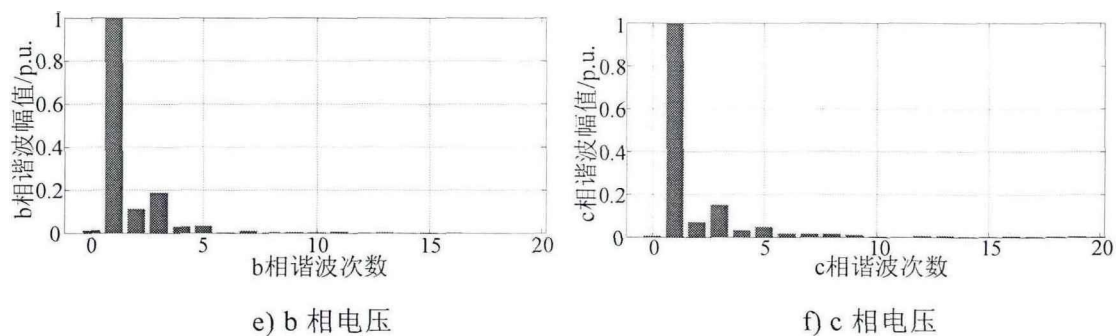


图 2-20 换相失败的电流电压傅里叶分解结果

表 2-3 未换相失败的总谐波畸变率 THD 计算值

相别	LCC 输出电流 THD (%)	MMC 交流电压 THD (%)
a 相	7.64	2
b 相	5.49	2.53
c 相	7	2.15

表 2-4 换相失败的总谐波畸变率 THD 计算值

相别	LCC 输出电流 THD (%)	MMC 交流电压 THD (%)
a 相	62.08	6.81
b 相	62.47	22.59
c 相	46.85	18

可以看出，未换相失败时，LCC 换流站输出电流波形畸变不严重，谐波含量较少，总谐波畸变率最高仅为 7.64%；MMC 换流站交流电压总谐波畸变率最高仅为 2.53%，几乎没有波形畸变。换相失败时，LCC 向交流系统注入的电流明显畸变，且含有较多 2、3 次谐波分量，总谐波畸变率高达 62.47%；这些谐波电流经交流线路传递给 MMC 换流站，使得 PCC 点电压含有 2、3 次谐波，总谐波畸变率最高达到 22.59%，该仿真结果有效验证了 2.2 节对 LCC 换相失败期间谐波电流源特性的分析。

对比有无换相失败时 MMC 锁相环误差，如图 2-21 所示。

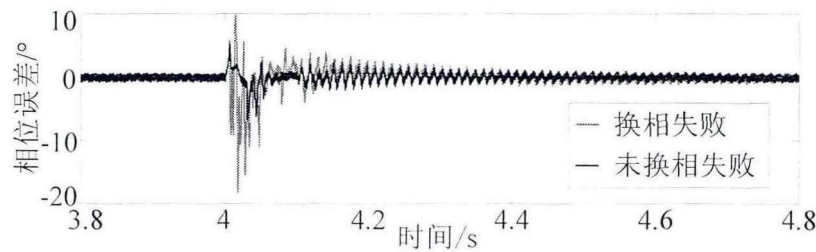


图 2-21 锁相环相位误差仿真波形

根据图 2-21, 当 LCC 未发生换相失败时, 故障期间锁相环相位误差在 $-6.77^{\circ} \sim -5.02^{\circ}$ 之间波动; LCC 发生换相失败时, 相位误差波动范围达到 $-18.3^{\circ} \sim 9.81^{\circ}$ 。可见, 换相失败会显著增大交流故障期间 MMC 锁相环相位误差, 使得锁相环输出相位失真, 无法为控制器运算提供准确参考轴。

对比有无换相失败时 MMC 的控制效果, 如图 2-22 所示。

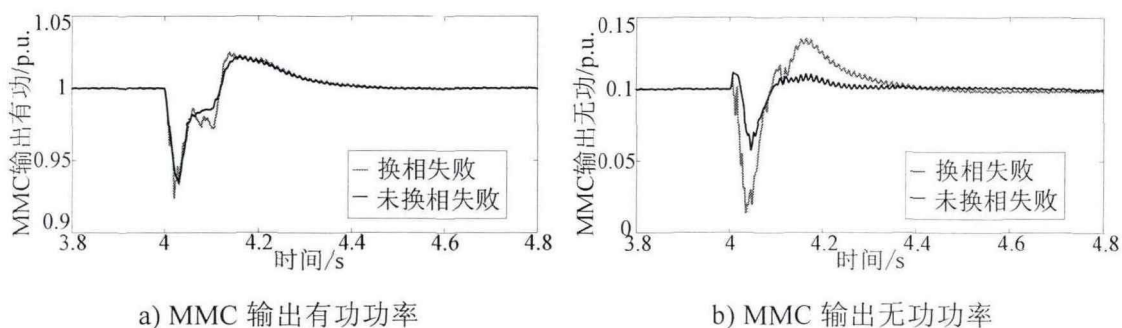


图 2-22 MMC 控制量仿真波形

根据图 2-22, 当 LCC 未发生换相失败时, 故障期间 MMC 输出有功功率偏离指令值的范围为 $-6.39\% \sim 2.2\%$, 无功功率偏离指令值范围为 $-42.21\% \sim 11\%$; 当 LCC 发生换相失败时, 故障期间 MMC 输出有功功率偏离指令值的范围增大为 $-7.58\% \sim 2.5\%$, 无功功率偏离指令值的范围增大为 $-86.24\% \sim 35.5\%$ 。可以看出, 换相失败下 MMC 控制量偏离指令值的范围明显增大, MMC 控制效果下降。值得注意的是, 图 2-22 b)中, 相对于未发生换相失败的情况, 换相失败时 MMC 输出无功功率在故障前期跌落量更大, MMC 为交流系统提供的无功支援量损失更为严重, 阻碍了故障下交流电压的恢复; 这又会反作用至近区 LCC 换流站, 不利于 LCC 换相失败的后续恢复。

2.4 本章小结

本章主要研究混合双馈入直流系统交流故障期间常规直流换相失败对柔性直流运行特性的影响。首先介绍了常用混合双馈入直流系统简化模型, 然后建立了 LCC 输出交流电流的动态相量模型, 推导并计算了换相失败期间 LCC 电流开关函数与直流电流的动态变化规律及其各次谐波分布, 在此基础上, 对 LCC 交流电流的谐波成分进行分析, 分析结果表明: 换相失败期间, LCC 电流开关函数主要含有直流分量与基频分量, 以及少量 2 次谐波分量, 直流电流主要含有直流分量与基频分量, 因此 LCC 输出交流电流主要含有 2、3 次谐波分量; 对于交流系统来说, 换相失败时 LCC 相当于一个输出 2、3 次谐波电流的时变谐波电流源。接着本章定量分析了 LCC 换相失败产生的 2、3 次谐波对 MMC 的 SRF-PLL 型锁相环相位误差的影响, 分析结果表明: LCC 产生的 2、3 次谐波会通过交流

线路传递至 MMC 换流站，畸变 PCC 点交流电压；PCC 点电压含有的 2、3 次谐波分量会增大锁相环相位误差，其中 2 次谐波造成的相位误差更大；锁相环相位误差经 Park 变换传递至内外环控制器中，会恶化 MMC 控制效果。

第 3 章 柔性直流对常规直流换相失败影响分析

3.1 引言

混合双馈入直流系统中,柔性直流灵活的无功调节能力为常规直流换相失败抑制提供了新思路。近年来,国内外学者借助换相失败免疫因子等指标与电压无功仿真波形分析^[15-17],认识到故障期间柔性直流可通过增发无功功率、支撑交流电压来提高系统抵御换相失败的能力。但是,已有研究主要采用仿真手段对柔性直流抑制换相失败的现象进行解释,缺乏机理分析。因此,本章首先深入研究柔性直流对常规直流换相失败的抑制机理;其次,本章分析 MMC 换流站输出电流幅值、MMC 换流站功率因数角及联络线电气距离对换相失败抑制作用的影响,并在 PSCAD 中验证分析结论的正确性。

3.2 柔性直流抑制常规直流换相失败机理

本节推导故障期间常规直流换流母线电压表达式,定量分析柔性直流对常规直流换流母线电压的支撑作用,为柔性直流通过提供无功电流抑制常规直流换相失败提供理论依据。

3.2.1 换相失败抑制机理

换相失败被认为是常规直流的固有特征,通常认为逆变侧发生换相失败的判据为 $\gamma < 7^\circ$ 。系统对称时关断角 γ 的计算式为:

$$\gamma = \arccos\left(\frac{\sqrt{2}I_{dl}X_{cl}}{k_L U_L} + \cos \beta\right) \quad (3-1)$$

式中, U_L 是常规直流换流母线电压, I_{dl} 是直流电流, k_L 是换流变压器变比, X_{cl} 是换相电抗, β 是超前触发角。根据式(3-1)可求取 γ 对 U_L 的灵敏度:

$$M_{U_L, \gamma} = \frac{1}{\sqrt{1 - \left(\frac{\sqrt{2}I_{dl}X_{cl}}{k_L U_L} + \cos \beta\right)^2}} \cdot \frac{\sqrt{2}I_{dl}X_{cl}}{k_L U_L^2} \quad (3-2)$$

根据式(3-2),换流母线电压对关断角灵敏度为正,可见增大 U_L 有利于增大关断角,降低换相失败风险。基于此,以下通过量化柔性直流对常规直流换流母线电压的影响,研究其对常规直流换相失败的抑制作用。

相较于其他混合双馈入直流系统简化模型,图 2-2 拓扑的通用性更好,因此

本章采用图 2-2 简化模型研究柔性直流对常规直流换相失败的影响。假设图 2-2 中 LCC 换流母线处发生三相短路故障，对图 2-2 中的三端系统进行星网变换，得到图 3-1。其中， X_k 为短路接地电抗，反映故障严重程度； X_L 、 X_e 、 X_M 为星网变换后的等效电抗。

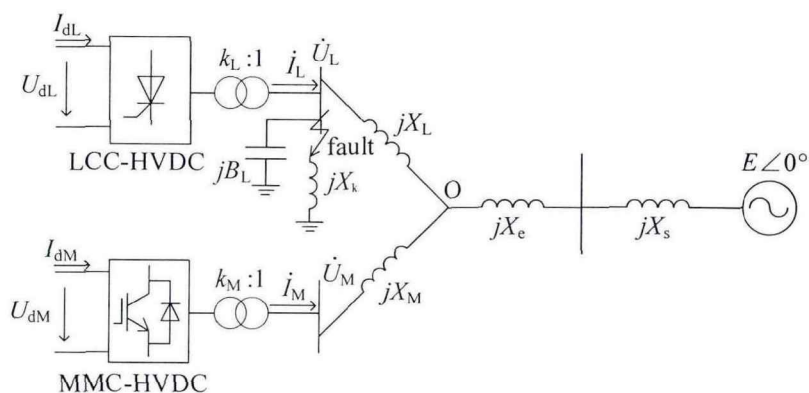


图 3-1 Y-Δ简化系统模型

本章所计算的短路电流为起始次暂态短路电流^[60]，短路电压为短路电流流经接地阻抗后产生的电压。

故障发生后，LCC 逆变站与 MMC 换流站向短路点提供故障电流。根据叠加定理，可得到短路电流 $\dot{I}_k$ 的计算式。

$$\dot{I}_k = \dot{I}_{kL} + \dot{I}_{kM} + \dot{I}_{ke} \quad (3-3)$$

式中， $\dot{I}_{kL}$ 是 LCC 逆变站贡献的电流分量， $\dot{I}_{kM}$ 是 MMC 换流站贡献的电流分量， $\dot{I}_{ke}$ 是等值电压源贡献的电流分量，各电流分量的处理如下。

(1) LCC 逆变站贡献的电流分量：

常规直流逆变站采用十二脉动换流器时，输出电流表达式为：

$$\dot{I}_L = 2 \frac{\sqrt{6}}{\pi} k_L I_{dL} \angle \delta_L - \phi_L \quad (3-4)$$

式中， δ_L 与 ϕ_L 是 LCC 换流母线电压相位角与功率因数角，LCC 换流站功率因数角满足：

$$\cos \phi_L = \cos \beta + \frac{X_{cl} I_{dL}}{\sqrt{2} k_L U_L} \quad (3-5)$$

令 $X_\Sigma = X_L + X_e + X_M$ ，则有：

$$\dot{I}_{kL} = 2 \frac{\sqrt{6}}{\pi} k_L \frac{1}{X_k / X_\Sigma - X_k (B_L - 1 / X_k)} I_{dL} \angle \delta_L - \phi_L \quad (3-6)$$

(2) MMC 换流站贡献的电流分量：

根据瞬时功率理论，MMC 换流站输出的有功功率 P_M 与无功功率 Q_M 分别为：

$$\begin{cases} P_M = \frac{3}{2} u_d i_d \\ Q_M = -\frac{3}{2} u_d i_q \end{cases} \quad (3-7)$$

式中， u_d 是 MMC 换流母线电压的 d 轴分量， i_d 和 i_q 分别是 MMC 换流站输出电流的 d 轴和 q 轴分量。

交流故障期间，MMC 换流母线电压下跌，根据式(3-7)可知，MMC 输出有功功率与无功功率下降，此时换流器为保证控制量仍符合控制指令，需要上调 i_d 与 i_q 的值。因此当电压跌落较为严重时，柔性直流换流站输出电流可表示为：

$$\dot{I}_M = \sqrt{\frac{i_{dref_max}^2 + i_{qref_max}^2}{2}} \angle \delta_M - \phi_M \quad (3-8)$$

式中， δ_M 与 ϕ_M 是 MMC 换流母线电压相位角与功率因数角， i_{dref_max} 和 i_{qref_max} 分别是 MMC 输出电流 d 轴和 q 轴分量的上限。

MMC 换流站输出电流 $\dot{I}_M$ 与换流母线电压 $\dot{U}_M$ 的关系如图 3-2 所示。

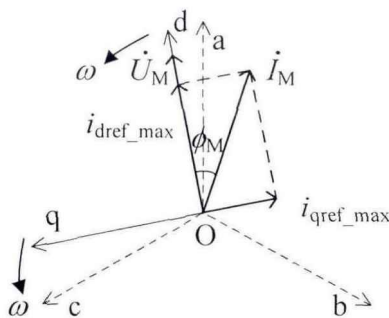


图 3-2 MMC 电压电流相量图

根据图 3-2，MMC 换流站的功率因数角计算式为：

$$\phi_M = \arctan\left(\frac{-i_{qref_max}}{i_{dref_max}}\right) \quad (3-9)$$

因此，MMC 换流站贡献的电流分量可计算为：

$$\dot{I}_{kM} = \frac{X_e + X_s}{X_k - X_k X_\Sigma (B_L - 1/X_k)} \times \sqrt{\frac{i_{dref_max}^2 + i_{qref_max}^2}{2}} \angle \delta_M - \phi_M \quad (3-10)$$

(3) 等值电压源贡献的电流分量：

根据电路理论，可求得等值电压源贡献的电流分量为：

$$\dot{I}_{ke} = \frac{1}{X_k - X_k X_\Sigma (B_L - 1/X_k)} \frac{E}{\sqrt{3}} \angle -\frac{\pi}{2} \quad (3-11)$$

短路电压采用式(3-12)计算：

$$\dot{U}_L = j\sqrt{3}X_k \dot{I}_k = j\sqrt{3}X_k \dot{I}_{kL} + j\sqrt{3}X_k \dot{I}_{kM} + j\sqrt{3}X_k \dot{I}_{ke} \quad (3-12)$$

式中, 记 $\dot{U}_{Ll} = j\sqrt{3}X_k \dot{I}_{kl}$, 为 LCC 逆变站所贡献短路电流分量产生的短路电压分量; 记 $\dot{U}_{LM} = j\sqrt{3}X_k \dot{I}_{kM}$, 为 MMC 逆变站所贡献短路电流分量产生的短路电压分量; 记 $\dot{U}_{Le} = j\sqrt{3}X_k \dot{I}_{ke}$, 为等值电压源所贡献短路电流分量产生的短路电压分量。

因此, 可绘制短路电流与 LCC 换流母线电压的相量图, 如图 3-3 所示, 坐标系选取为 LCC 换流站 dq 坐标系。

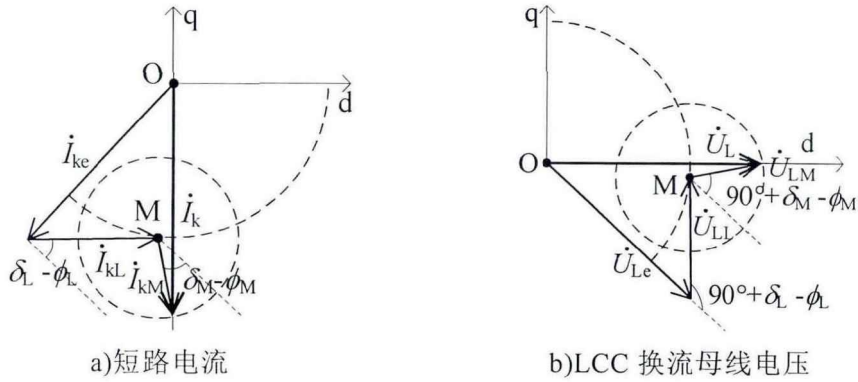


图 3-3 短路电流与 LCC 换流母线电压相量图

由图 3-3 可知, 交流故障期间, MMC 换流站通过输出比例为 $\tan\phi_M$ 的无功电流与有功电流, 为短路点提供短路电流 $\dot{I}_{kM}$, 等效提高了交流系统对常规直流的短路容量, 使得短路电压提升, 常规直流换流母线电压 U_L 随之提高。按照前述分析, U_L 增大, 关断角 γ 增大, 常规直流换相失败风险会降低, 这为柔性直流抑制常规直流换相失败提供了一种机理解释。

另外, 根据式(3-10)与图 3-3 b)可以看出, I_M 越大, U_{LM} 越大, U_L 提升效果越好; 当 I_M 不变时, 存在一个 ϕ_M 使得 U_L 取得最大值, 称该最优 ϕ_M 为 ϕ_M^* 。当图 3-3 b)中 U_L 经过 M 点时, $\phi_M = \phi_M^*$:

$$\begin{aligned}\phi_M^* &= \arctan\left(\frac{U_{Le} + U_{LL} \sin(\phi_L - \delta_L)}{U_{LL} \cos(\phi_L - \delta_L)}\right) + \delta_M \\ &= \arctan\left(\frac{1}{\cos(\phi_L - \delta_L)} \frac{\pi E}{6\sqrt{2}k_L X_{\Sigma} I_{dl}} + \tan(\phi_L - \delta_L)\right) + \delta_M\end{aligned}\quad (3-13)$$

为了进一步描述 ϕ_M 的特征, 设置 I_M 值为 0.6p.u.到 1.2p.u., 故障电感 L_k 为 0.2H 到 1.8H, LCC 换流母线与 MMC 换流母线之间连接电抗 X_{LM} 为 0.24p.u.到 0.72p.u., 其他参数详见 3.2.2 节。根据式(3-13)计算 ϕ_M^* , 结果见图 3-4。

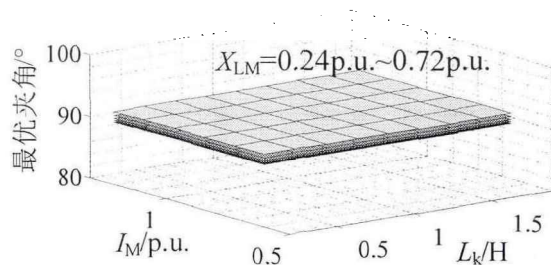


图 3-4 最优 ϕ_M 计算结果

根据图 3-4 可知，当 I_M 、 L_k 、 X_{LM} 发生变化时， ϕ_M^* 计算结果均不变，保持在 90° 附近。此时，换流站电压电流相量图如图 3-5 所示。

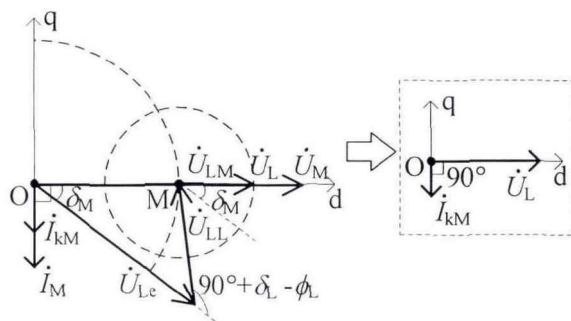


图 3-5 $\phi_M=90^\circ$ 时换流站电压电流相量图

$\phi_M = 90^\circ$ 对应 MMC 换流站只输出无功电流、不输出有功电流的情况。根据图 3-5，当 MMC 换流站的容量全部用来提供无功功率时，对 LCC 换流站来说，MMC 换流站贡献的短路电流 I_{kM} 全部为无功电流，此时 MMC-HVDC 支撑 LCC 换流母线电压的效果最好，换相失败最不容易发生。

3.2.2 仿真分析验证

在 PSCAD 下搭建如图 2-2 的混合双馈入直流系统模型。其中，LCC-HVDC 采用 CIGRE HVDC 标准测试模型；MMC-HVDC 整流侧为定有功功率、定无功功率控制，逆变侧为定直流电压、定交流电压控制，额定功率 1000MW，额定直流电压 500kV；受端系统额定交流电压 230kV，连接电抗 X_{LM} 、 X_{Le} 、 X_{Me} 分别取 3Ω 、 7.5Ω 、 7.5Ω ，等效交流源电压取 230kV，内抗取 5Ω 。

设置 LCC 换流母线处发生三相短路故障，故障持续时间 100ms。基于 3.2.1 节提出的理论计算方法计算起始次暂态短路电流与 LCC 换流母线电压，并与仿真结果对比，对比结果如图 3-6 所示。

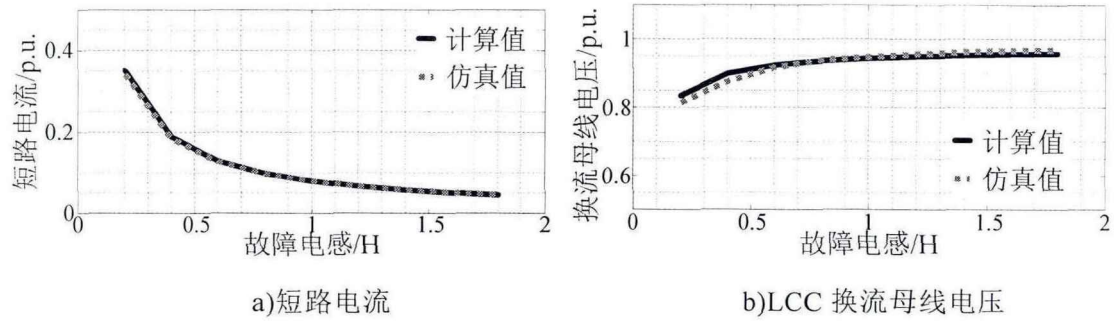


图 3-6 仿真与计算结果对比图

根据图 3-6 可以看出，在故障电感由 0.2H 变为 1.8H 过程中，计算值曲线与仿真值曲线基本一致，验证了所提的 I_k 与 U_L 计算方法的准确性。

3.3 影响因素分析

本节研究影响柔性直流抑制换相失败效果的因素，主要分析柔性直流输出交流电流幅值、换流站功率因数角及联络线电气距离三个影响因素。

3.3.1 MMC 输出交流电流幅值

根据 3.2 节可知，交流故障期间 MMC 换流站可充当电流源提供短路容量，起到抑制 LCC 逆变站换相失败的作用。因此研究 MMC 换流站输出电流大小对 LCC 换流母线电压的影响，以探索元件输出电流对换相失败抑制效果的影响。

为了验证 MMC 换流站输出电流幅值对 LCC 换相失败抑制作用的影响，引入换相失败免疫因子。换相失败免疫因子 CFII 是用于定量评估系统抵御换相失败能力的指标。CFII 越大，系统换相失败抵御能力越强。CFII 定义为：

$$CFII = \frac{U_{LN}^2}{\omega L_{km} P_{LN}} \times 100\% \quad (3-14)$$

式中， U_{LN} 是 LCC 换流母线额定电压， P_{LN} 是 LCC-HVDC 额定直流功率， L_{km} 是交流故障下不会引发 LCC-HVDC 换相失败的最小接地电感。

采用 3.2.2 节场景，在 LCC 换流母线处设置三相短路故障，故障电感取 0.8H，故障持续时间 100ms，MMC 换流站故障期间输出电流的有效值 I_M 设置为 0.6p.u. 到 1.2p.u.，LCC 换流母线电压的计算结果与 PSCAD 仿真结果如图 3-7 a)所示，CFII 如图 3-7 b)所示。

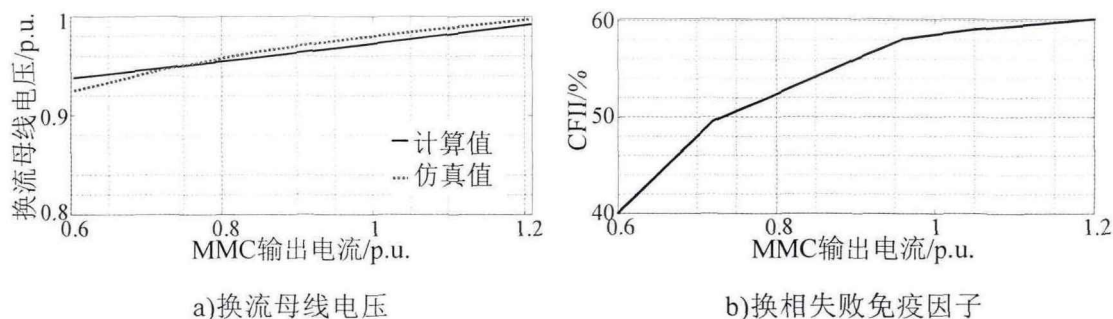


图 3-7 LCC 换流母线电压对比曲线与 CFII

图 3-7 a)中, 随着 MMC 换流站输出电流增大, U_L 计算值由 0.9382p.u.逐渐增大到 0.9922p.u.; 计算曲线与仿真曲线基本一致, 验证了计算结果的准确性。图 3-7 b)中, 随着 MMC 换流站输出电流增大, CFII 从 40.11%升高至 60.17%, 系统抵御换相失败的能力增强。可以看出, MMC 换流站注入交流系统的电流越大, LCC 换流母线电压越高, 换相失败越不容易发生。

3.3.2 MMC 换流站功率因数角

本节研究当 MMC 输出电流有效值 I_M 不变时, 其换流站功率因数角对 LCC 换相失败的影响。根据图 3-2, $\tan\phi_M = |i_{qref}|/|i_{dref}|$, 因此 ϕ_M 也可表示 MMC 输出无功电流与有功电流的比例。

采用 3.2.2 节的场景, 在 LCC 换流母线处设置三相短路故障, 故障电感取 0.8H, 故障持续时间 100ms, MMC 换流站故障期间输出电流的有效值设置为 1.2p.u., ϕ_M 设置为 0° 到 90° , LCC 换流母线电压的计算结果与 PSCAD 仿真结果如图 3-8 所示。

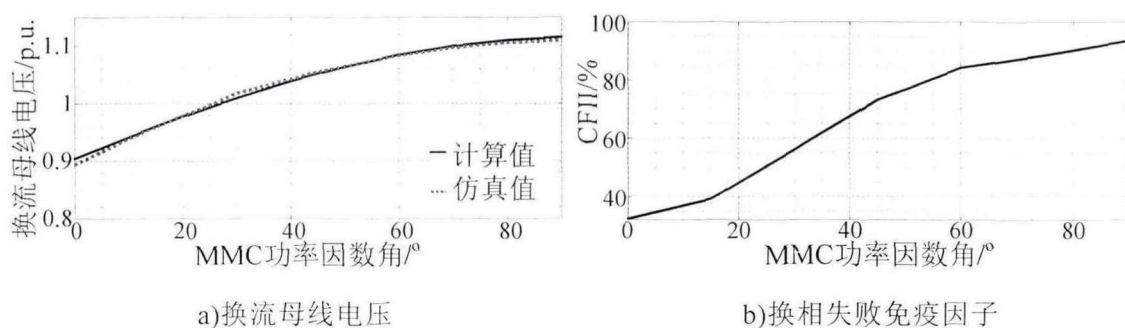


图 3-8 LCC 换流母线电压变化曲线与 CFII

图 3-8 a)中, 当 I_M 不变时, 随着 ϕ_M 由 0° 增长到 90° , MMC 换流站输出的有功电流逐渐减少, 无功电流逐渐增多, U_L 计算值逐渐增大; 计算曲线与仿真曲线基本一致, 验证了计算结果的准确性。另外, 图 3-8 b)中, 随着 ϕ_M 由 0° 增长到 90° , CFII 逐渐上升, 系统抵御换相失败的能力逐渐提高。可见, MMC 换流站功率因数角越接近 90° , 即输出电流中无功电流占比越大、有功电流占比越

小，LCC 换流母线电压越高，换相失败越不容易发生。

3.3.3 MMC 与 LCC 的联络线距离

MMC 与 LCC 落点距离可影响 MMC 电压支撑能力与换相失败抑制效果。用联络线电抗 X_{LM} 大小表示落点距离远近，研究 X_{LM} 对 LCC 换流母线电压的影响。

采用 3.2.2 节的场景，在 LCC 换流母线处设置三相短路故障，故障电感取 0.8H，故障持续时间 100ms，MMC 与 LCC 落点间的联络线电抗 X_{LM} 设置为 0.01p.u. 到 0.9p.u.，LCC 换流母线电压的计算结果与 PSCAD 仿真结果如图 3-9 所示。

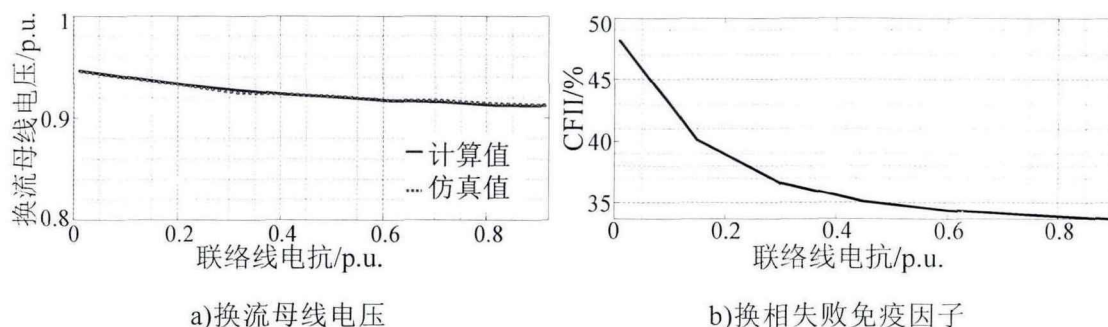


图 3-9 LCC 换流母线电压变化曲线与 CFII

图 3-9 a)中，随着联络线电抗从 0.01p.u.增大到 0.9p.u.， U_L 计算结果由 0.9383p.u.逐渐降低为 0.916p.u.；计算曲线与仿真曲线基本一致，验证了计算结果的准确性。图 3-9 b)中，随着联络线电抗的增大，CFII 逐渐从 48.13%减小到 33.69%，系统抵御换相失败的能力下降。可以看出，MMC 与 LCC 落点距离越远，MMC 对 LCC 换流母线电压支撑能力越弱，换相失败越容易发生。

3.4 本章小结

本章主要研究混合双馈入直流系统交流故障期间柔性直流对常规直流换相失败的影响机理。首先分析了 LCC 换相电压对关断角及换相失败的影响，推导了交流故障期间 LCC 换流母线电压表达式，定量分析了 MMC 输出电流对 LCC 换流母线电压的支撑作用，给出了一种对柔性直流抑制常规直流换相失败的机理解释，即：交流故障期间，柔性直流换流站通过输出交流电流向短路点贡献短路容量，提高了故障下常规直流换流母线电压，从而降低换相失败风险；其中，当柔性直流换流站输出电流全部为无功电流时，柔性直流支撑常规直流换流母线电压的效果最好，换相失败最不容易发生。然后，本章分析了 MMC 换流站输出交流电流幅值、MMC 换流站功率因数角及联络线电气距离对 MMC 换相失败抑制效果的影响，分析结果表明：MMC 换流站输出交流电流越大、功率因数角越接近 90° 、落点距 LCC 逆变站越近，MMC 的换相失败抑制效果越好。

第4章 适用混合双馈入直流系统的换相失败抑制策略

4.1 引言

根据第3章的研究,混合双馈入直流系统中,当MMC换流站输出交流电流越大,且无功分量占比越高时,MMC对LCC逆变站的换相失败支援效果越好。可见,交流故障期间合理提高MMC输出的无功功率可有效抑制LCC换相失败。因此,本章4.2节提出一种基于触发角指令值提前量的换相失败抑制策略,推导了可有效避免换相失败发生的LCC触发角指令值提前量,利用触发角指令值提前量获取无功功率补偿量,将其附加至MMC无功外环控制器中,通过提高MMC故障期间发出的无功功率达到抑制换相失败的效果,并在PSCAD中验证了所提控制策略的有效性。

目前,针对如何充分发挥柔性直流换相失败抑制作用的问题,多数研究采用与上述基于触发角指令值提前量控制策略相类似的思路,即为柔性直流无功类控制环节附加补偿控制,以提高交流故障下柔性直流输出的无功功率^[40-42]。但是,由于严重故障下交流电压跌落程度较大以及MMC换流站控制器存在限幅,过度增发无功功率会限制有功功率的送出,这会导致MMC换流站输入、输出的功率不平衡,盈余的功率会为子模块电容充电^[61],产生直流过电压,降低交流故障穿越能力^[62]。例如,在对南澳工程故障穿越能力的测试中,已发现交流系统故障可能导致柔性直流因充电过电压而闭锁^[63]。

针对该问题,本章4.3节提出了一种兼顾MMC交流故障穿越能力的混合双馈入直流系统换相失败抑制策略。MMC换流站通过监控电网运行状态,根据PCC点电压跌落程度选择控制模式:电压未严重跌落时,投入附加电流补偿控制环节以增发无功功率,抑制换相失败;电压严重跌落时优先柔性直流自身穿越交流故障,限制换流站输出电流,并投入功率指令值修正环节以降低直流电压偏移。该控制策略在提高常规直流换相失败抵御能力的同时可保障柔性直流安全穿越交流故障。最后,在PSCAD中验证了该控制策略的有效性。

4.2 基于触发角指令值提前量的换相失败抑制策略

4.2.1 触发角指令值提前量计算方法

交流故障发生后,提前触发LCC换流阀可增大关断角,从而有效抑制换相

失败。本节推导换相失败抑制所需的触发角指令值提前量，故障后 LCC 逆变站各角度具有以下关系：

$$\pi - \alpha = \mu + \gamma + \varphi \quad (4-1)$$

式中， α 是 LCC 逆变站触发角， μ 是换相角， γ 是关断角， φ 是不对称故障下线电压过零点偏移相位，对称故障下 $\varphi = 0^\circ$ 。

为使得故障后 LCC 逆变站保持足够的换相裕度，应令关断角保持为故障前的额定值；另外，由于故障发生后短时间内 LCC 控制系统无法及时调整，可认为故障前后触发角不变。因此，抑制换相失败所需的触发角提前量 $\Delta\alpha$ 应等于换相角变化量 $\Delta\mu$ 与线电压过零点偏移量 φ 之和，即：

$$\Delta\alpha = \Delta\mu + \varphi \quad (4-2)$$

可见，获取抑制换相失败所需的触发角指令值提前量，关键在于计算故障后换相角变化量与线电压过零点偏移量。

4.2.1.1 线电压过零点偏移量计算方法

LCC 换流器交流侧相电压可以表示为如下形式：

$$\begin{cases} e_a = U_{Lm} \sin(\omega t - 30^\circ) \\ e_b = U_{Lm} \sin(\omega t - 150^\circ) \\ e_c = U_{Lm} \sin(\omega t + 90^\circ) \end{cases} \quad (4-3)$$

式中， U_{Lm} 是 LCC 交流相电压幅值。假设交流侧发生 a 相接地故障，故障发生后 a 相电压跌落，其相电压表达式变化为：

$$e'_a = U_{Lm}(1 - v\%) \sin(\omega t - 30^\circ) \quad (4-4)$$

式中， $v\%$ 表示电压降落的比率。当 a 相电压下降 $v\%$ 时，三相电压波形如图 4-1 所示。

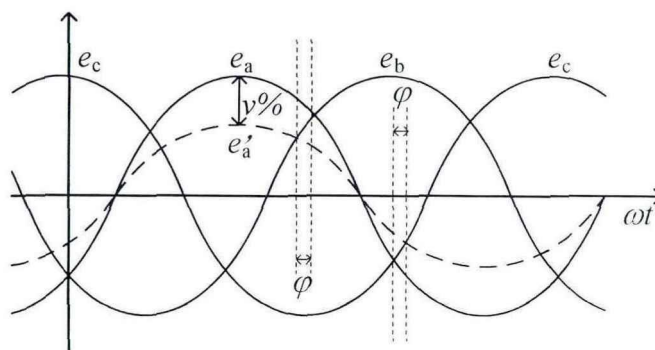


图 4-1 三相电压波形图

当 a 相电压下降 $v\%$ 后，图 4-1 中，a 相与 b 相的自然换相点发生了前移，a 相与 c 相的自然换相点发生了后移，偏移的角度即为线电压过零点偏移量 φ 。当自然换相点前移时，关断角会减小，从而增大换相失败发生风险。为抑制换相失

败，触发角指令值提前量中需要包含线电压过零点偏移量计算值。

根据式(4-3)、式(4-4)可绘制故障后三相电压相量图，如图 4-2 所示。

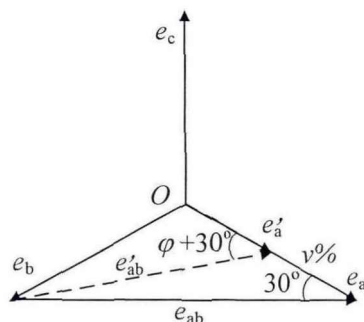


图 4-2 LCC 交流侧三相电压相量图

图 4-2 中，故障后线电压 e'_{ab} 超前故障前线电压 e_{ab} 的角度为线电压过零点偏移量 φ 。根据余弦定理，容易求得：

$$\varphi = -\arctan\left(\frac{v\%}{\sqrt{3}v\% - 2\sqrt{3}}\right) \quad (4-5)$$

4.2.1.2 换相角变化量计算方法

换相面积是指换相电压在换相所用时间上的积分。以阀 4 向阀 6 换相为例，采用求取换相面积的方法推导换相角变化量。当逆变器从阀 4、阀 5 导通状态换相至阀 5、阀 6 导通状态时，逆变器等值电路如图 4-3 所示。

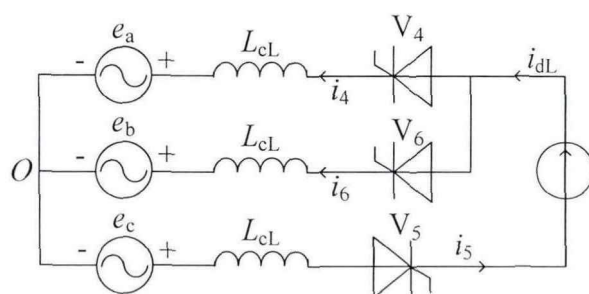


图 4-3 换相过程逆变器等值电路

图中， i_{dL} 是直流电流。根据图 4-3，可以看出换相过程中交流侧相当于发生 ab 两相短路，短路回路满足以下关系：

$$e_a - e_b = L_{cl} \frac{di_6}{dt} - L_{cl} \frac{di_4}{dt} \quad (4-6)$$

式中， $i_4 = i_{dL} - i_6$ 。换相过程从触发角 α 时刻开始，经历换相角 μ 时段结束。该过程中，流过换流阀 4 的电流逐渐从 i_{dL} 下降到 0，流过换流阀 6 的电流逐渐从 0 上升至 i_{dL} ，电流在电压作用下转移，对式(4-6)两侧积分可得：

$$\int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\alpha+\mu}{\omega}} (e_a - e_b) dt = \int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\alpha+\mu}{\omega}} (L_{cl} \frac{di_6}{dt} - L_{cl} \frac{di_4}{dt}) dt \quad (4-7)$$

式(4-7)左侧表示换相面积的提供量 S_s ，如式(4-8)所示。换相过程的物理本质是磁场能量在两个阀电感之间进行转移的过程， S_s 的物理意义即为建立起磁链的换相电压累积量^[64]。

$$2S_s = \int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\alpha+\mu}{\omega}} \sqrt{3}U_{Lm} \sin(\omega t) dt \quad (4-8)$$

式(4-7)右侧表示换相面积的需求量 S_d ，如式(4-9)所示， S_d 的物理意义是换相电压在电感上建立磁链的过程。

$$2S_d = \int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\alpha+\mu}{\omega}} (L_{cl} \frac{di_6}{dt} - L_{cl} \frac{d(i_{al}-i_6)}{dt}) dt = 2L_{cl} i_{dl} \quad (4-9)$$

根据式(4-9)，换相面积需求量仅与换相电感、直流电流有关，当直流电流不发生变化时，换相面积需求量恒定不变。由于 LCC-HVDC 整流侧多采用定直流电流控制，故障发生后一个周波内直流电流变化量较小，可假设直流电流不变，因此换相面积需求量不变。

图 4-4 是正常运行与交流故障期间的换相电压波形图。

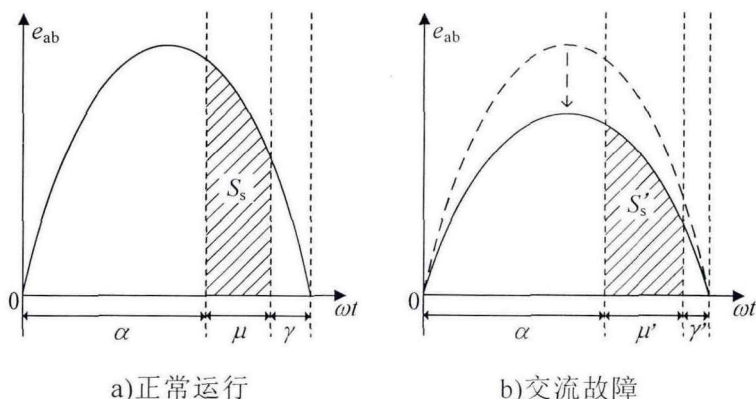


图 4-4 换相电压波形图

如图 4-4 所示，交流故障期间，换相电压跌落，但换相面积需求量不变。为保证能提供足够的 S_s ，换相角会后移，关断角会减小，使得换流阀难以恢复阻断能力，从而提高了换相失败发生风险。因此触发角指令值提前量中需包含换相角变化量 $\Delta\mu$ 的计算值，后文给出对 $\Delta\mu$ 计算方法的推导。

故障发生前，根据式(4-3)，线电压 e_{ab} 可表示为：

$$e_{ab} = \sqrt{3}U_{Lm} \sin(\omega t) \quad (4-10)$$

当故障发生后，根据图 4-2，此时线电压 e'_{ab} 幅值会减小，相位会超前 e_{ab} 一个 φ 角， e'_{ab} 可表示为：

$$e'_{ab} = KU_{Lm} \sin(\omega t + \varphi) \quad (4-11)$$

式中， K 是线电压幅值减小倍数，其计算式为：

$$K = \begin{cases} \sqrt{(v\%)^2 - 3v\% + 3} & \text{单相故障} \\ \sqrt{3}(1 - v\%) & \text{两相或三相故障} \end{cases} \quad (4-12)$$

因此，换相面积提供量则可表示为：

$$S_s = \frac{1}{2} \int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\alpha+\mu}{\omega}} K U_{Lm} \sin(\omega t + \varphi) dt \quad (4-13)$$

联立式(4-13)与式(4-9)，可求得故障后的换相角：

$$\mu' = \arccos \left(\cos(\alpha + \varphi) - \frac{2\omega L_{cl} i_{dl}}{U_{Lm} K} \right) - (\alpha + \varphi) \quad (4-14)$$

因此，换相角变化量的计算式为：

$$\Delta\mu = \arccos \left(\cos(\alpha + \varphi) - \frac{2\omega L_{cl} i_{dl}}{U_{Lm} K} \right) - (\alpha + \varphi) - \mu_0 \quad (4-15)$$

式中， μ_0 表示故障前的换相角，可通过将额定参数代入式(4-14)中求得。

4.2.2 控制策略设计

根据 4.2.1 节，触发角指令值提前量计算流程图如图 4-5 所示。

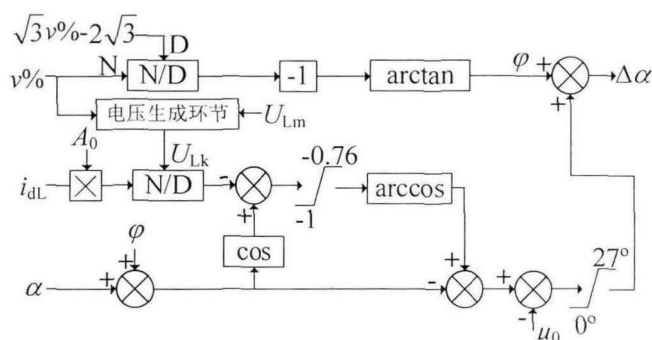


图 4-5 触发角指令值提前量计算流程

图 4-5 中， $A_0 = 2\omega L_{cl}$ ；电压生成环节的计算式为：

$$U_{Lk} = \begin{cases} U_{Lm} \sqrt{(v\%)^2 - 3v\% + 3} & \text{单相故障} \\ U_{Lm} \sqrt{3}(1 - v\%) & \text{两相或三相故障} \end{cases} \quad (4-16)$$

在如何利用触发角指令值提前量抑制换相失败方面，文献[65]曾提出一种用于 LCC-HVDC 系统的控制策略，并简称该策略为 CFPM。该控制策略将 $\Delta\alpha$ 附加于 LCC 逆变侧控制器输入环节中，故障发生后通过提前触发晶闸管，提高关断角，达到抑制换相失败的效果。以 CIGRE HVDC 的控制系统为例，应用 CFPM 的控制框图如图 4-6 所示。

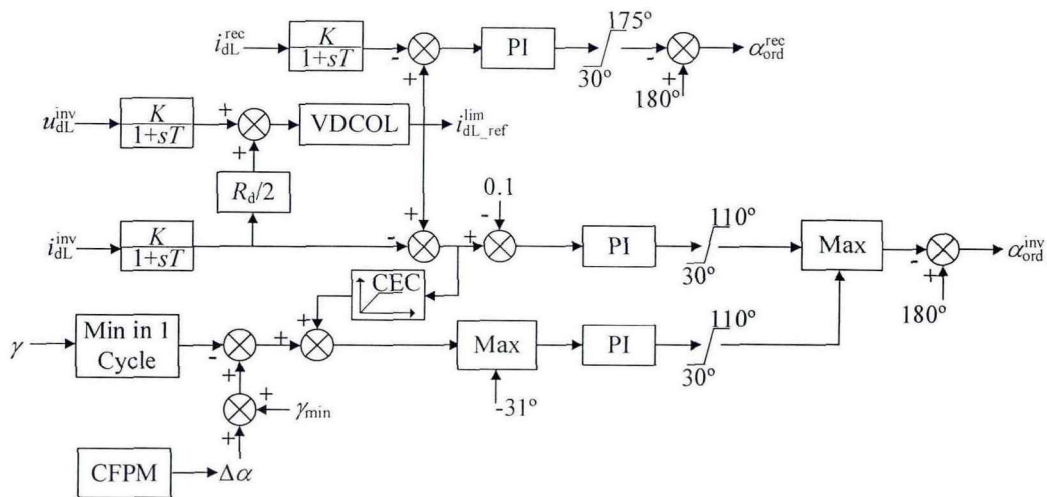


图 4-6 应用 CFPM 的 CIGRE HVDC 控制框图

但是，CFPM 应用后，故障期间 LCC 逆变器的触发角会降低，这会降低换流站功率因数角，减少直流系统传输的有功功率，增大换流站消耗的无功功率，可见这是以降低直流系统运行经济性为代价的；另外，无功功率的消耗还会导致交流电压进一步跌落，不利于换相失败的后续恢复。

当 LCC 近区存在 MMC-HVDC 馈入时，改变触发角指令值提前量的应用方法，可避免上述问题。本节提出一种基于触发角指令值提前量的混合双馈入直流系统换相失败抑制策略，该控制策略将触发角指令值提前量转化为无功功率补偿量，附加至 MMC 无功类控制器的输入中，提高故障期间 MMC 换流站输出的无功功率。根据第 3 章的分析，MMC 换流站增发无功功率可有效提高 LCC 换流母线电压。根据图 4-5，LCC 换流站故障线电压对触发角提前量的灵敏度为：

$$M_{U_{lk}, \Delta\alpha} = -\frac{A_0 i_{dL}}{\sqrt{U_{lk}^4 - (U_{lk}^2 \cos \alpha - A_0 i_{dL} U_{lk})^2}} \quad (4-17)$$

式(4-17)所得灵敏度恒小于 0，说明提高故障期间 LCC 换流站交流电压可降低所需的触发角提前量，这等效于提前触发了 LCC 晶闸管，在达到换相失败抑制效果的同时，又避免了触发角降低对 LCC 运行经济性与换相失败恢复能力的不利影响。本节提出的控制策略具体流程如图 4-7 所示。

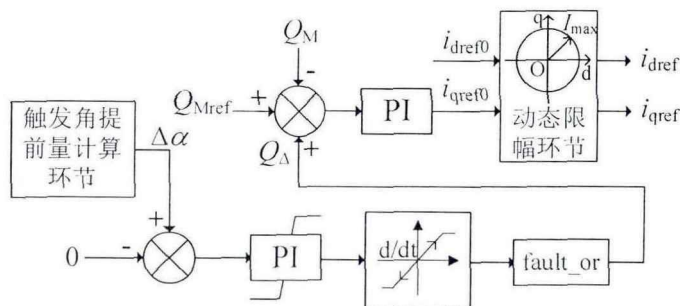


图 4-7 基于触发角指令值提前量的混合双馈入直流系统换相失败抑制策略

图 4-7 中, Q_{Δ} 是无功功率补偿量, Q_{Mref} 是无功功率指令值, i_{dref} 与 i_{qref} 分别是 d 轴与 q 轴电流控制指令值, faul_or 用于判断系统是否发生故障。

另外, 柔性直流通常采用静态电流限幅控制, 电流限值固定, 这会限制其故障期间的无功增发量, 降低抑制换相失败的效果。本文控制策略采用动态电流限幅控制, 在保证换流站不过流的条件下, 优先输出无功电流。动态电流限幅可充分发挥柔性直流的无功支援能力, 提高抑制换相失败的效果。图 4-7 中采用动态电流限幅环节, 假设输入动态电流限幅环节的无功电流与有功电流分别是 i_{qref0} 与 i_{dref0} , 动态电流限幅环节计算式为:

$$i_{\text{qref}} = \begin{cases} I_{\text{max}} & i_{\text{qref0}} > I_{\text{max}} \\ i_{\text{qref0}} & -I_{\text{max}} < i_{\text{qref0}} < I_{\text{max}} \\ -I_{\text{max}} & i_{\text{qref0}} < -I_{\text{max}} \end{cases}$$

$$i_{\text{dref}} = \begin{cases} \sqrt{I_{\text{max}}^2 - i_{\text{qref}}^2} & i_{\text{dref0}} > \sqrt{I_{\text{max}}^2 - i_{\text{qref}}^2} \\ i_{\text{dref0}} & -\sqrt{I_{\text{max}}^2 - i_{\text{qref}}^2} < i_{\text{dref0}} < \sqrt{I_{\text{max}}^2 - i_{\text{qref}}^2} \\ -\sqrt{I_{\text{max}}^2 - i_{\text{qref}}^2} & i_{\text{dref0}} < -\sqrt{I_{\text{max}}^2 - i_{\text{qref}}^2} \end{cases} \quad (4-18)$$

式中, I_{max} 是柔性直流换流站交流线路允许流过的电流上限。

根据图 4-7, 当交流系统发生故障时, 首先通过触发角提前量计算环节生成抑制换相失败所需的 $\Delta\alpha$ 。当系统没有换相失败风险时, 所需触发角提前量为 0。因此, 将 $\Delta\alpha$ 与 0 作比较, 差值输入到 PI 环节中, 转换为无功功率补偿量 Q_{Δ} , 输入到 MMC 换流站外环控制器中, 经过 PI 控制环节与动态电流限幅环节, 生成 d 轴与 q 轴电流控制指令。

总的来说, 该控制策略基于 MMC 的快速调节特性, 无需提前触发 LCC 逆变站的晶闸管, 可快速、方便地对故障进行响应, 实现换相失败的有效抑制。另外, 由于该控制无需降低 LCC 触发角, 避免了 LCC 换流站故障期间的低功率因数运行, 这提高了常规直流系统运行的经济性, 也避免了 LCC 逆变站吸收更多的无功功率, 有利于换相失败恢复。

4.2.3 仿真分析验证

在 PSCAD 下搭建如图 2-2 所示的混合双馈入直流系统模型, 验证基于触发角指令值提前量的换相失败抑制策略有效性。参数设置与 3.2.2 节一致, MMC-HVDC 详细参数见表 4-1。

表 4-1 MMC-HVDC 参数

参数	数值	参数	数值
额定功率(MW)	1000	子模块电容(F)	0.01328
额定直流电压(kV)	500	单相换流变容量(MVA)	383.34
桥臂子模块个数	250	换流变变比	230/250
额定交流电压(kV)	230	换流变阻抗(p.u.)	0.14

4.2.3.1 换相失败抑制效果验证

为检验本节所提控制策略的换相失败抑制效果，在图 2-2 系统的 LCC 换流母线上设置三相故障，故障发生时刻为 4s，故障持续时间为 100ms，故障接地电感从 0.3H 到 0.4H 等间隔取值，采用换相失败免疫因子 CFII 衡量系统抵御换相失败的能力，表 4-2 为不同控制策略下的 CFII。

表 4-2 换相失败仿真结果

故障接地电感(H)	是否发生换相失败？		
	无附加控制	CFPM	本节控制
0.4	否	否	否
0.38	是	否	否
0.36	是	是	否
0.34	是	是	否
0.32	是	是	是
0.3	是	是	是
CFII (%)	42.12	45.53	51.05

根据表 4-2，无附加控制的 CFII 为 42.12%，采用 CFPM 的 CFII 为 45.53%，采用本节所提控制的 CFII 为 51.05%。可见，CFPM 与本节所提控制均可提高系统抵御换相失败的能力，其中本节所提控制抑制换相失败的能力更强。

为说明本节所提控制相对于 CFPM 在抑制换相失败方面的差异与优势，仿真得到图 4-8-图 4-11。图 4-8-图 4-11 是故障接地电感为 0.38H 时的仿真波形，包括 LCC 逆变站桥臂电流、关断角、触发角、换流母线电压与 MMC 逆变站输出无功功率。

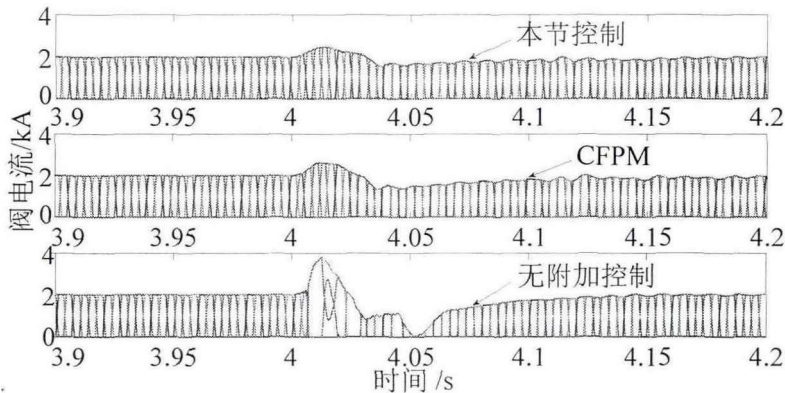


图 4-8 LCC 逆变站桥臂电流

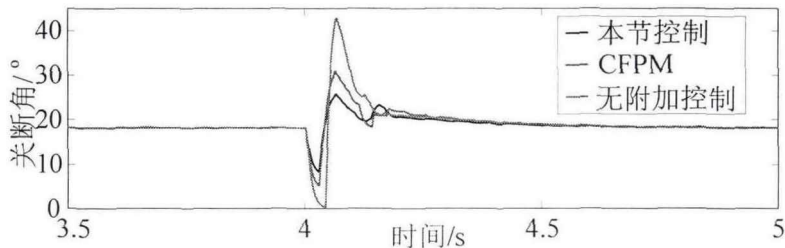
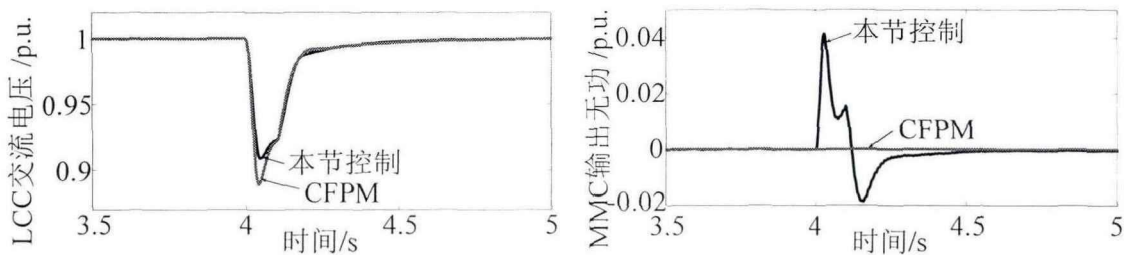


图 4-9 LCC 逆变站关断角

根据图 4-8 与图 4-9 可以看出，无附加控制系统的关断角跌落到 0，桥臂电流换相失败，而采用 CFPM 与本节所提控制的系统成功躲避换相失败，且本节所提控制的关断角跌落量更小，换相失败抑制效果更好。



a) LCC 逆变站换流母线电压 b) MMC 逆变站无功功率

图 4-10 电压无功波形图

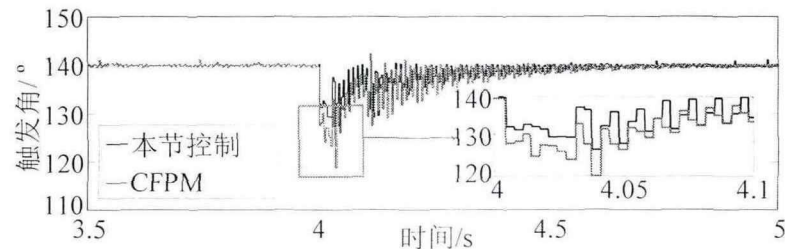


图 4-11 LCC 逆变站触发角

根据图 4-10 可以看出，相对于 CFPM，本节所提控制通过补偿 MMC 换流站无功功率指令值，增加了故障期间 MMC 输出无功功率，提高了 LCC 换流母

线电压，从而无需调整 LCC 逆变站触发角便可达到抑制换相失败的效果。根据图 4-11，本节所提控制的触发角最低值为 127.3° ，CFPM 的触发角最低值为 118.8° ，可见相对于采用 CFPM，采用本节所提控制的系统触发角提升了约 8.5° ，这提高了常规直流故障期间运行的经济性，也有利于换相失败的后续恢复。

4.2.3.2 连续换相失败抑制效果验证

为验证本节所提控制抑制连续换相失败的有效性，在图 2-2 系统的 LCC 换流母线上设置三相永久性故障，故障发生时刻为 4s，故障接地电感为 0.02H，仿真结果如图 4-12-图 4-14 所示。

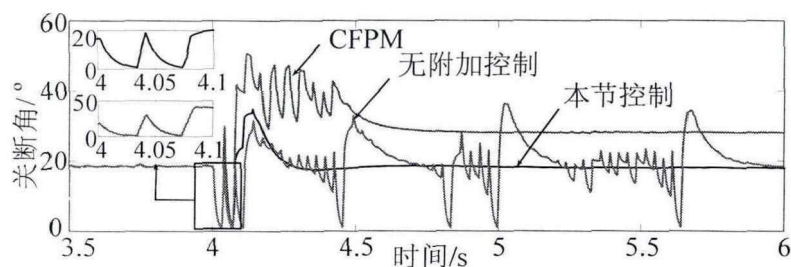
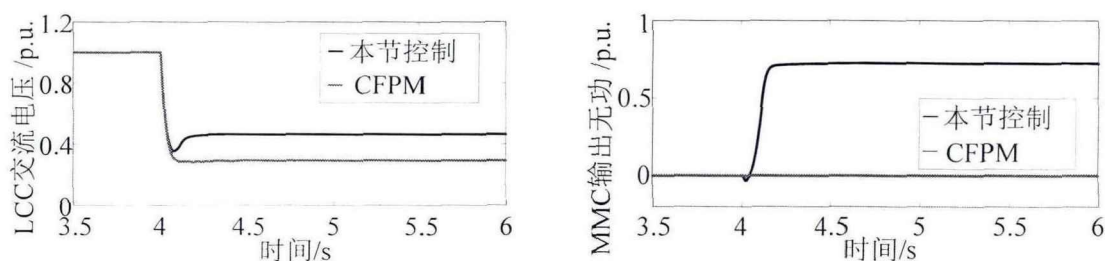


图 4-12 LCC 逆变站关断角

根据图 4-12，故障期间不采用附加控制的系统发生 7 次换相失败，采用本节所提控制与 CFPM 的系统仅发生 2 次换相失败。其中，采用 CFPM 的系统在 4.7s 恢复至稳定运行状态，采用本节所提控制的系统基于 MMC 控制器快速响应特性，在 4.35s 即可恢复至稳定运行状态，可见采用本节所提控制可迅速有效的抑制连续换相失败。



a) LCC 逆变站换流母线电压

b) MMC 逆变站无功功率

图 4-13 电压无功波形图

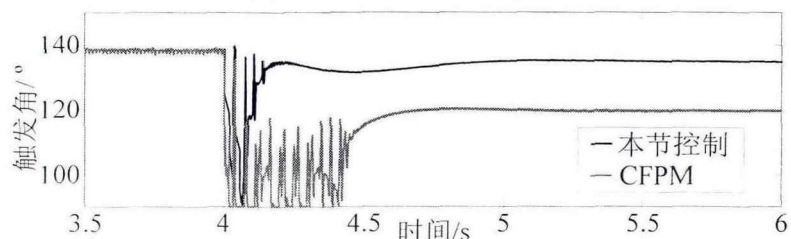


图 4-14 LCC 逆变站触发角

根据图 4-13，可以看出，相对于 CFPM，故障期间本节所提控制通过最大程

度地输出无功功率，将 LCC 换流母线电压从 0.292p.u. 提升至 0.464p.u.，提高了系统对连续换相失败的抵御能力。根据图 4-14，由于本节所提控制不需要提前触发晶闸管来抑制换相失败，相比于采用 CFPM，采用本节所提控制的系统触发角提高了约 15.2° ，这将有利于 LCC-HVDC 故障期间的经济运行及换相失败的后续恢复。

4.3 兼顾 MMC 交流故障穿越的换相失败抑制策略

4.3.1 MMC 直流过电压问题

4.2 节基于触发角指令值提前量的控制策略主要通过故障期间增发 MMC 无功功率、支撑交流电压以抑制换相失败。实际上，在如何充分发挥 MMC 对 LCC 换相失败的抑制作用方面，已有研究大多采用此类思路。

但是，交流电压跌落程度较大的严重故障下，该类控制方法可能为柔性直流带来直流过电压等问题。这是因为在受端电网故障期间，交流电压跌落，若 MMC 换流站增发大量无功电流，为保证换流站不过流，输出的有功电流会在电流限幅环节的作用下减少，电压电流的降低会使换流站输出有功功率减少；换流站交直流两侧的功率不平衡量会为 MMC 子模块电容充电，导致直流电压升高；严重故障期间，交流电压跌落量大，直流过电压现象更为明显；直流过电压若超出安全运行范围，会使 MMC-HVDC 由于保护装置的动作而停运，中断功率传输，恶化故障特性。

为进一步说明 MMC-HVDC 的直流过电压问题，本文在 PSCAD 中对图 2-2 系统进行仿真计算，仿真结果见图 4-15。设置故障发生时间为 7s，故障持续时间为 0.1s。工况 1-3 的故障接地电感为 0.5H，表示轻微故障，设置 MMC 逆变站在故障期间分别增发 0、35%、75%额定容量的无功功率；工况 4-6 的故障接地电感为 0.05H，表示严重故障，设置 MMC 逆变站故障期间分别增发 0、35%、75%额定容量的无功功率。

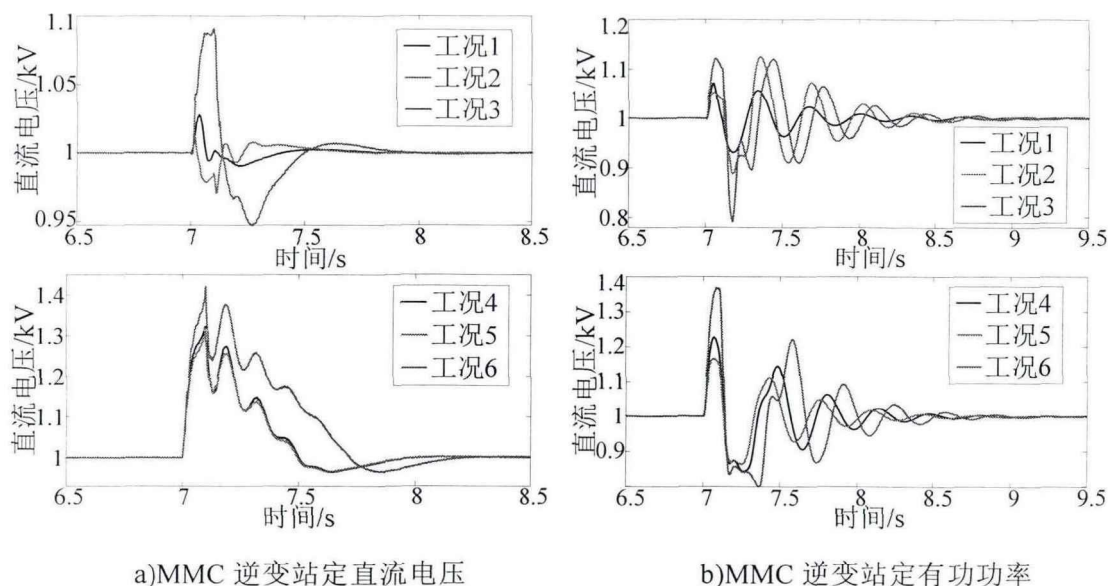


图 4-15 MMC-HVDC 直流电压波形图

根据图 4-15，受端系统交流故障发生后，MMC-HVDC 的直流电压均发生了向上偏移。其中，严重故障下 MMC 增发 75%额定容量的无功功率时直流过电压最为严重，超过了 1.3p.u.；轻微故障下 MMC 不增发无功功率以及增发 35%额定容量的无功功率时直流电压偏移较少；相对于采用定有功功率控制，MMC 逆变站采用定直流电压控制时直流过电压更严重，持续时间更长。可见，交流系统发生严重故障，或 MMC 逆变站故障期间大量送出无功功率均可导致直流过电压。

因此，需要考虑如何合理配置 MMC 在交流故障期间输出的有功电流与无功电流，使得柔性直流在有效抑制 LCC 换相失败的同时，能够维持并网状态、安全穿越交流故障。针对以上问题，本节提出一种 MMC-HVDC 的附加协调控制策略，使得 MMC 在支援 LCC 抵御换相失败的同时能够抑制自身直流过电压，实现对 MMC 换相失败抑制能力与交流故障穿越能力的兼顾。

4.3.2 控制策略设计

为兼顾 MMC 的换相失败抑制作用与交流故障穿越能力，本文改进 MMC 控制策略，依据 PCC 点电压跌落程度选择控制模式。定义 MMC 正常运行状态下采用的控制方式为控制模式①；检测到受端系统故障后，MMC 根据 PCC 点电压 U_M 跌落程度切换为不同的控制模式②③④：

(1) 若 U_M 检测值高于严重故障启动阈值 U_{MF} ，判断故障为“轻微故障”，此时控制目标主要是为常规直流提供无功支持，抑制换相失败。为此，通过电流补偿量计算环节得到有功电流补偿量 Δi_{dref} 与无功电流补偿量 Δi_{qref} ，附加至逆变侧外环控制器输出的电流指令 i_{dref}^* 和 i_{qref}^* 中，经过动态电流限幅环节生成内环电流

控制指令 i_{dref} 和 i_{qref} 。这种控制模式定义为控制模式②，具体实现在 4.3.2.1 节详细描述。

(2) 若 U_M 检测值低于严重故障启动阈值 U_{MF} ，判断故障为“严重故障”，此时优先考虑柔性直流的自保，控制目标主要是抑制柔性直流在交流故障下的过压与过流，实现故障安全穿越。为此，逆变侧 i_{dref} 与 i_{qref} 分别取为电流限值 I_{cdf} 和 0；为抑制直流电压偏移，整流站采用定有功功率控制时，还需投入附加功率指令值 P_{dMref} 修正环节。这种控制模式定义为控制模式③，具体实现在 4.3.2.2 节详细描述。

(3) 当 U_M 高于故障恢复阈值 U_{MR} 时，进入故障恢复阶段， i_{dref} 与 i_{qref} 分别按一定速率 I_{cuplim} 恢复至 i_{dref}^* 与 i_{qref}^* 。这种控制模式定义为控制模式④。

完整的控制策略切换逻辑如图 4-16 所示。其中， U_{MF} 、 U_{MR} 、 I_{cdf} 和 I_{cuplim} 等控制参数根据国标 GB/T 37015.2-2018 与一种面向实际工程的 MMC 交流故障穿越策略进行选取^[66]。

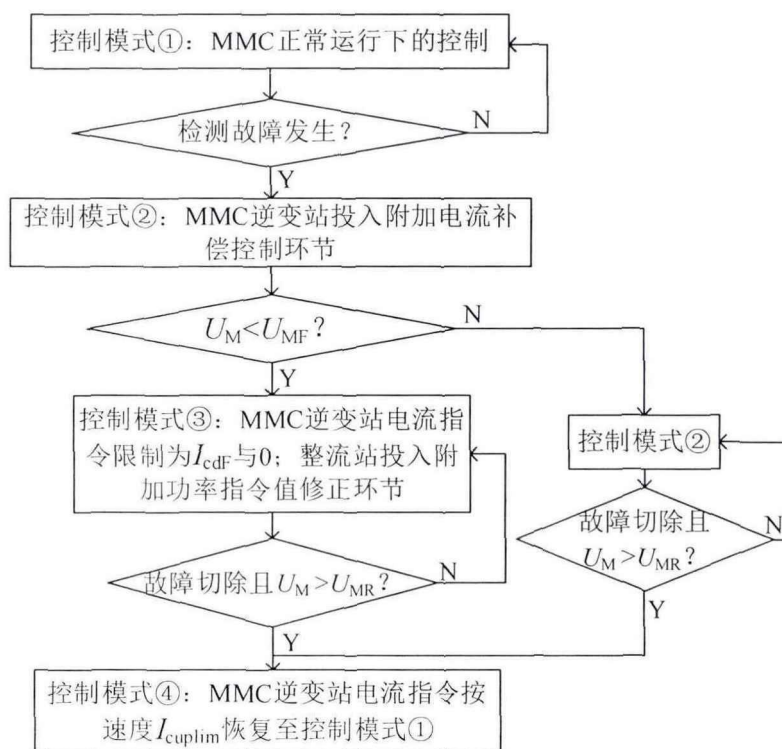


图 4-16 兼顾 MMC 交流故障穿越的换相失败抑制策略

4.3.2.1 轻微故障控制环节具体实现

(1) 有功电流补偿环节

当受端电网发生故障时，为抑制直流电压偏移，将 MMC 有功电流补偿量 Δi_{dref} 附加至有功电流指令中，增加 MMC 换流站有功输出，减小 MMC 换流站的功率不平衡量 ΔP 。

换流站子模块电容中储存的总能量 W_C 为：

$$W_C = \frac{1}{2} C U^2 = 6 \frac{C_{sm}}{N} U_{dM}^2 \quad (4-19)$$

式中， N 是换流站每相上下桥臂子模块总数， C_{sm} 是子模块电容。

根据式(4-19)，换流站功率不平衡量 ΔP 与直流电压 U_{dM} 的关系为：

$$\Delta P = P_{dM} - P_M = 6 \frac{C_{sm}}{N} \frac{dU_{dM}^2}{dt} \quad (4-20)$$

式中， P_{dM} 是直流系统向换流站输入的有功功率， P_M 是换流站向交流系统输出的有功功率。

设 V 为直流电压平方项， $V = U_{dM}^2$ ；根据瞬时功率理论，将式(4-20)写成如下传递函数的形式：

$$P_{dM} - \frac{3}{2} u_d i_d = 6 \frac{C_{sm}}{N} s V \quad (4-21)$$

当 MMC-HVDC 整流站采用定有功功率控制模式时， P_{dM} 可假设恒定。根据式(4-21)，得到直流电压平方项变化量 ΔV 与有功电流变化量 Δi_d 的关系：

$$\Delta V = -\frac{1}{s} \frac{N u_d}{4 C_{sm}} \Delta i_d \quad (4-22)$$

因此，当 MMC-HVDC 直流电压变化 ΔU_{dM} 时，MMC 换流站需要增发的有功电流 Δi_{dref} 为：

$$\Delta i_{dref} = s \frac{4 C_{sm}}{N u_d} \Delta U_{dM}^2 \quad (4-23)$$

根据式(4-23)，设计用于生成有功电流补偿量的微分环节，微分环节系数计算式为：

$$K_{dd2} = -\frac{4 C_{sm}}{N u_d} \quad (4-24)$$

(2) 无功类补偿控制环节

受端交流系统故障会导致 LCC 换流母线电压 U_L 下跌，MMC 无功电流补偿量 Δi_{qref} 附加至无功电流指令中，可增加 MMC 换流站无功输出，以支撑 LCC 换流母线电压，抑制换相失败。

n 端系统中，节点电压与节点注入电流关系为：

$$\dot{U} = [Z]_{n \times n} \dot{I} \quad (4-25)$$

式中， $\dot{U}$ 是节点电压列向量， $\dot{I}$ 是注入电流列向量， $[Z]_{n \times n}$ 是节点阻抗矩阵。

根据式(4-25)，故障下 MMC 换流站贡献给 U_L 的电压分量：

$$U_{LM} = Z_{LM} I_M \quad (4-26)$$

式中, Z_{LM} 是 MMC 换流母线节点与 LCC 换流母线节点之间的互阻抗。

计算式(4-26)的全微分:

$$\begin{aligned}\Delta U_{LM} &= \frac{Z_{LM}}{\sqrt{2}} \frac{i_d}{\sqrt{i_d^2 + i_q^2}} \Delta i_d + \frac{Z_{LM}}{\sqrt{2}} \frac{i_q}{\sqrt{i_d^2 + i_q^2}} \Delta i_q \\ &= Z_d \Delta i_d + Z_q \Delta i_q\end{aligned}\quad (4-27)$$

根据式(4-27)可知, MMC 换流站增发的无功电流 Δi_q 经系数 Z_q 为 LCC 换流母线电压提供贡献。因此,理想情况下,当 LCC 换流母线电压变化 ΔU_L 时,MMC 换流站需要增发的无功电流为 $-\Delta U_L / Z_q$ 。

根据上述分析,设计用于生成无功电流补偿量的 PI 控制环节,如式(4-28)所示。

$$\Delta i_{qref} = K_{qp2}(0 - \Delta U_L) + K_{qi2} \int (0 - \Delta U_L) dt \quad (4-28)$$

(1) 当系统规模较小时,PI 参数可通过计算实时获得,无需预先整定参数。例如,在图 2-2 所示三端系统中, Z_q 表达式可直接写出,根据式(3-10)与式(3-12),可在线计算其比例积分系数:

$$K_{qp2} = \frac{1}{Z_q} = \sqrt{2} \frac{1 - X_\Sigma (B_L - (I_{L0} + I_{Lt}) / U_L)}{X_e + X_s} \frac{\sqrt{i_d^2 + i_q^2}}{i_q} \quad (4-29)$$

$$K_{qi2} = 0 \quad (4-30)$$

式中, I_{L0} 是故障线路首端电流测量值, I_{Lt} 是故障线路末端电流测量值;换相失败主要由 LCC 近区故障引起,故障点电压取 LCC 换流母线电压 U_L ;系统阻抗参数预先通过离线计算获取。此时,MMC 逆变站补偿控制逻辑框图如图 4-17 所示。

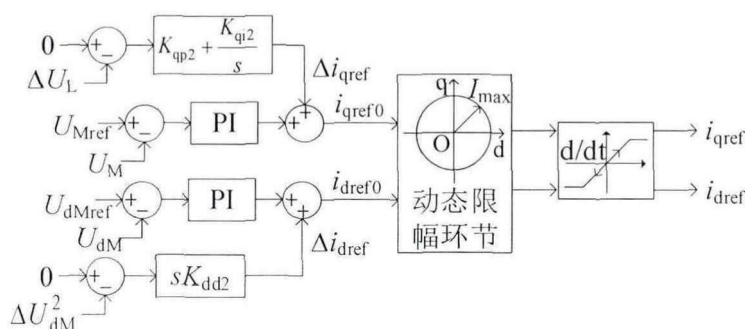


图 4-17 简单系统 MMC 逆变站补偿控制

(2) 系统规模较大时, Z_q 的在线计算速度较慢,无法满足控制及时性要求,此时需预先整定 PI 参数,实现控制环节的无差跟踪;或可沿用类似 4.2 节的方法,将无功功率补偿量附加至 MMC 无功控制外环输入环节中,以达到补偿无功电流指令值的目的。此时,MMC 逆变站补偿控制逻辑框图如图 4-18 所示。

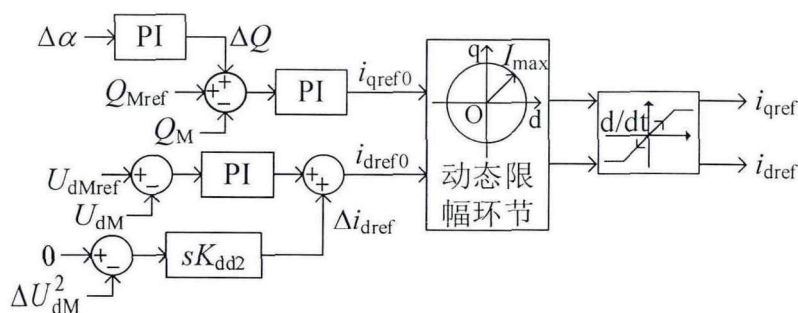


图 4-18 复杂系统 MMC 逆变站补偿控制

4.3.2.2 严重故障控制环节具体实现

严重故障下 MMC 交流侧电压跌落速度快、幅度大, 容易导致换流站过流与直流过压, 若超出器件承受范围, 保护将动作闭锁直流系统, 恶化故障带来的影响。因此, 严重故障下控制策略的主要目标是抑制柔性直流在交流故障下的直流过压与过流, 实现故障安全穿越。

严重故障期间,为避免 MMC 因大扰动失稳,需要降低 MMC 的输出电流^[67]。依据一种面向实际工程的 MMC 交流故障穿越策略,MMC 逆变侧 i_{dref} 与 i_{qref} 分别取为经验值 I_{cdf} 和 0^[66]。

当 MMC 换流站采用逆变侧定直流电压、整流侧定有功功率控制时，受端交流系统故障期间，由于整流侧不具备直流电压调节能力，直流过压更易发生。此时，为抑制直流电压波动，整流侧可投入有功功率指令值修正模块，如图 4-19 所示。

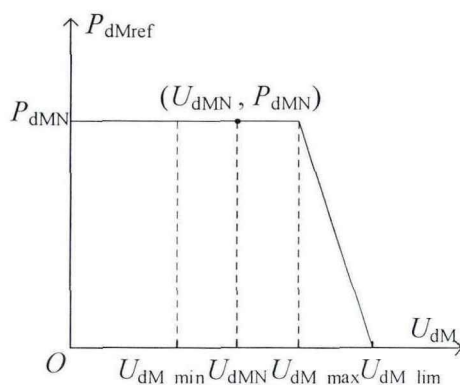


图 4-19 MMC 整流站功率指令值修正模块

图 4-19 中, P_{dMN} 与 U_{dMN} 分别是柔性直流的额定功率与额定直流电压; U_{dM_lim} 是直流电压安全限值, 根据开关器件和电容器等设备可承受的电压限值选取; U_{dM_max} 与 U_{dM_min} 分别是 MMC-HVDC 正常工作时直流电压波动的上下限。根据 MMC 工作原理, 直流电压 U_{dM} 与换流器输出交流电压 U_M 具有如下关系:

$$U_{dM} = \frac{\sqrt{2}U_M}{km} \quad (4-31)$$

式中, k 是模块化多电平换流器的直流电压利用率, m 是换流器调制比。正常运行时 U_M 的波动范围是 $\pm 5\%$, 因此 U_{dM_max} 与 U_{dM_min} 可选为 $1.05U_{dMN}$ 与 $0.95U_{dMN}$ 。

有功功率指令值修正模块作用原理为: 受端交流系统发生故障后, 若直流电压上升, 整流侧在该模块的作用下减少直流线路传输的有功功率, 降低逆变站功率不平衡量, 从而抑制直流电压的偏移。

严重故障期间, 为避免严重故障下近区 LCC 换相失败输出谐波对 MMC 锁相环的影响, 可采用附加例如低通滤波器、滑动平均滤波器等锁相环技术, 但这是以牺牲 MMC 锁相环动态响应速度为代价的。

4.3.3 仿真分析验证

在 PSCAD 中搭建如图 2-2 所示的仿真模型, 验证兼顾换相失败抑制与 MMC 交流故障穿越的控制策略有效性。参数设置与 3.2.2 节一致, MMC-HVDC 详细参数见表 4-1, MMC-HVDC 附加控制策略参数见表 4-3。

表 4-3 MMC-HVDC 附加控制策略参数

参数	数值	参数	数值
U_{MF} (p.u.)	0.5	U_{MR} (p.u.)	0.7
I_{cdF} (p.u.)	0.6	U_{dc_lim} (p.u.)	1.3
I_{max} (p.u.)	1.2	I_{cuplim} (p.u.)	10

4.3.3.1 轻微故障控制效果验证

在 LCC 换流母线上设置三相短路故障, 故障接地电感为 $0.35H$, 故障发生时刻为 $7s$, 持续时间 $0.1s$, 此时 MMC 换流母线电压 U_M 未跌落到严重故障启动阈值 U_{MF} 以下, 判断发生轻微故障。已有研究中, 抑制换相失败的常见方法为故障期间只增加 MMC 输出的无功功率^[15-17], 为验证本节所提控制相较于只增发无功的常见控制在支援换相失败的同时还能够抑制直流过压, 对比所提控制与故障下 MMC 只增发无功的常见控制的仿真结果, 如图 4-20 所示。其中, 关键电气量变化值见表 4-4。

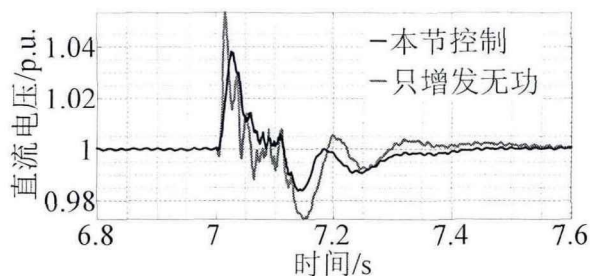


图 4-20 MMC-HVDC 直流电压对比图

由图 4-20 可知, 采用只增发无功的常见控制时, 直流电压波动较为剧烈, 最高达 1.053p.u., 最低为 0.9729p.u., 波动幅度达到 8%; 采用本节所提控制策略后, MMC 换流站有功电流经补偿后升高, 减少了功率不平衡量, 直流电压波动明显平缓, 最高为 1.038p.u., 最低为 0.9839p.u., 在直流电压正常波动范围内, 且波动幅度下降为 5.4%, 可见所提控制策略有效减小了直流电压偏移量, 防止直流过压发生。

为验证本节所提控制可提高系统抵御换相失败的能力, 设置三组对照实验, 分别为不采用附加控制、采用故障下 MMC 只增发无功的常见换相失败支援控制与采用本节所提控制, 仿真结果见图 4-21 与表 4-4。

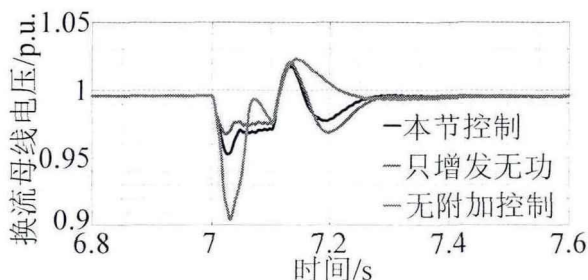


图 4-21 LCC 换流母线电压波形对比图

由图 4-21 与表 4-4 可知, 不采用附加控制策略时, U_L 最低跌落至 0.9081p.u., 此时 LCC-HVDC 发生换相失败; 采用本节所提控制策略后, MMC 换流站无功电流经补偿后升高, 为 LCC-HVDC 提供更多无功支撑, U_L 最低跌落至 0.956p.u., 明显高于不采用附加控制时的值, 此时 LCC-HVDC 未发生换相失败; 采用只增发无功的常见控制时, 由于 MMC 换流站容量均可用于提供无功支撑, U_L 最低跌落值会高于其他两种情况下的值, 为 0.9741p.u., 此时 LCC-HVDC 未发生换相失败。可以看出, 虽然相较于只增发无功的常见控制, 本节控制支援换相失败的效果有限, 但相比于无附加控制的情况, 本节所提控制可显著提高故障下 LCC 换流母线电压水平, 抑制 LCC 逆变站发生换相失败。

为了进一步验证本节所提控制策略能够提升 MMC 换流站抑制 LCC 换相失败的能力, 计算不同故障发生时间的 CFII, 计算结果如图 4-22 所示。

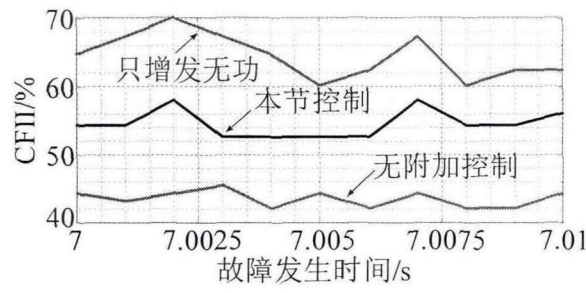


图 4-22 CFII 计算结果

表 4-4 LCC 换流母线电压及换相失败免疫因子对比

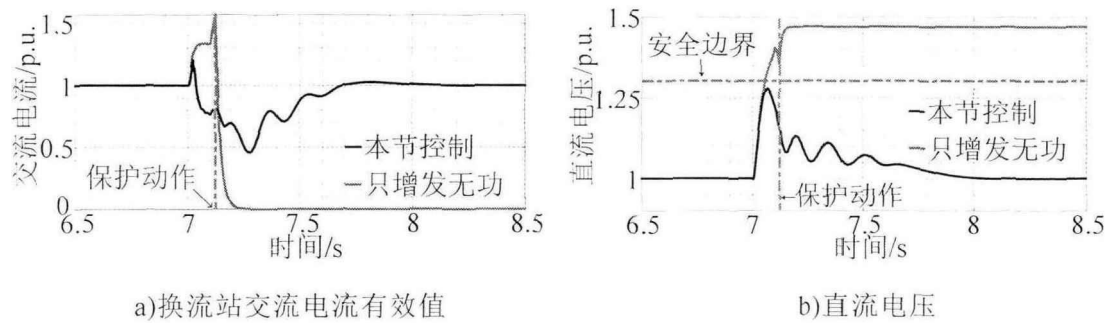
控制策略	无附加控制	只增发无功	本节控制
U_L 最低跌落值(p.u.)	0.9081	0.9741	0.956
是否发生换相失败	是	否	否
换相失败免疫因子(%)	43	65	56

根据图 4-22 与表 4-4 可知，不采用附加控制策略的 CFII 约为 43%，采用只增发无功的常见控制策略的 CFII 约为 65%，采用本节所提控制策略的 CFII 约为 56%，可见相比于无附加控制的情况，本节所提控制策略可显著提高系统抵御换相失败的能力。

4.3.3.2 严重故障控制效果验证

在 MMC 换流母线上设置三相短路故障，故障接地电感为 0.01H，故障发生时刻为 7s，此时 MMC 换流母线电压 U_M 会跌落到严重故障启动阈值 U_{MF} 之下，判断发生严重故障。为验证相较于采用只增发无功的常见换相失败支援控制，采用本节所提控制的柔性直流躲过交流严重故障、维持并网运行的能力更强，对比这两种控制的仿真结果，如图 4-23 所示，关键电气量变化值见表 4-5。

其中，当 MMC 换流阀交流侧电流有效值超过 1.5p.u.时，过电流保护延迟 8ms 动作，闭锁所有子模块，跳开交流侧断路器^[68]；MMC 子模块电压与直流电压安全边界为 1.3p.u.^[69]。



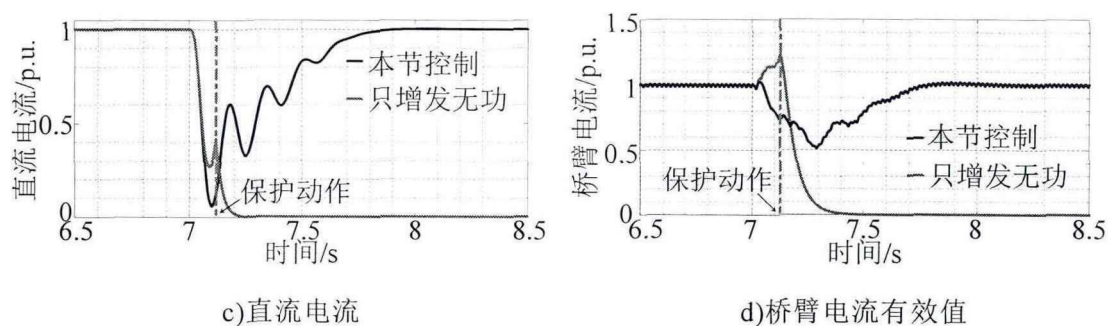


图 4-23 MMC-HVDC 电压电流波形对比图

表 4-5 严重故障关键电气量变化对比

控制策略	交流电流过流量 (p.u.)	直流电压过压量 (p.u.)	直流电流最低值 (p.u.)	桥臂电流过流量 (p.u.)
本节控制	0.204	0.279	0.06	0.035
只增发无功	0.55	0.47	0	0.206
本节控制对比 效果	降低 62.9%， 保护未动作	降低 40.6%， 低于安全上限	保留功率传输 能力	降低 83%， 过流得到抑制

由图 4-23 a)可知，采用只增发无功的常见控制时，MMC 换流站输出电流 I_M 会在故障期间迅速升高，达到 1.5p.u.后过电流保护启动， $t=7.122\text{s}$ 时跳开交流断路器， I_M 迅速降低为 0，无法为交流系统提供功率支援；采用本节所提控制时，在控制模式③作用下， I_M 升高至 1.204p.u.后迅速下降，过电流保护未启动，MMC 穿越故障，可持续为受端系统提供功率支援， $t=7.7\text{s}$ 时系统恢复稳定。

由图 4-23 b)可知，采用只增发无功的常见控制时，MMC 直流电压 U_{dM} 会迅速上升，保护动作闭锁换流器后， U_{dM} 维持在 1.47p.u.左右，超过直流电压安全边界 1.3p.u.，危害直流线路与换流阀的安全；采用本节所提控制时，在有功功率指令值修正模块作用下， U_{dM} 最高上升至 1.279p.u.，低于直流电压安全边界，有效抑制直流过压。

由图 4-23 c)可知，采用只增发无功的常见控制时，MMC 直流电流 I_{dM} 在直流电压升高的作用下降低，保护动作后跌落为 0，MMC-HVDC 不再具备功率支援能力；采用本节所提控制时， I_{dM} 最低跌落至 0.06p.u.后波动回升，故障期间 MMC 仍具备功率传输能力。由图 4-23 d)可知，采用只增发无功的常见控制时，MMC 桥臂电流最高会升至 1.206p.u.，保护动作后跌落为 0；采用本节所提控制时，桥臂电流因 I_{dM} 、 I_M 的下降而下降，最大为 1.035p.u.，有效抑制桥臂过流。

4.4 本章小结

本章主要研究适用于混合双馈入直流系统的换相失败抑制策略。根据第 3 章, MMC 通过增发无功功率可抑制近区 LCC 换相失败, 在此基础上, 本章提出一种基于触发角指令值提前量的换相失败抑制策略。推导出抑制换相失败所需的触发角指令值提前量, 基于触发角提前量获取无功功率补偿量, 附加至柔性直流外环控制中, 提高故障期间柔性直流对交流系统的无功支撑, 从而抑制换相失败。PSCAD 电磁暂态仿真试验表明: 基于触发角指令值提前量的换相失败抑制策略可精确、快速地提高 MMC 换流站故障期间的无功功率输出, 且无需提前触发 LCC 逆变器, 在增强系统换相失败抵御能力、抑制连续换相失败的同时, 可避免触发角降低所带来的换相失败恢复能力的弱化与 LCC 运行经济性的牺牲。

与上述控制思路类似, 已有研究也多采用令 MMC 在交流故障期间增发无功功率的方法以抑制 LCC 换相失败。但是, 严重故障导致交流电压跌落程度较大时, 仍增发无功功率会为 MMC 带来直流过电压问题。针对该问题, 本章提出了一种兼顾换相失败抑制和交流故障穿越的柔性直流附加协调控制策略, 该策略根据 PCC 点电压跌落情况判断故障严重程度并切换控制模式, 针对不同控制模式, 设计了附加的电流补偿量计算环节和功率指令值修正环节。PSCAD 电磁暂态仿真试验表明: 该柔性直流附加协调控制策略可根据故障严重程度有效切换控制模式, 并协调配置故障期间 MMC 换流站输出的有功与无功电流, 在提高常规直流换相失败抵御能力的同时, 也能降低柔性直流严重交流故障期间直流电压与交流电流的偏移量, 保障柔性直流安全穿越交流故障。

第 5 章 结论与展望

5.1 结论

随着常规直流与柔性直流工程建设,常规直流与柔性直流混合馈入同一受端电网的现象将逐渐增多。在这种背景下,清晰理解混合双馈入直流系统中常规直流与近区柔性直流之间的相互影响、充分发挥两类直流的特点与优势以改善系统整体运行特性具有重要的意义。从该需求出发,本文主要研究混合双馈入直流系统中大扰动下常规直流换相失败与柔性直流的相互影响,并提出可提高系统换相失败抵御能力的柔性直流附加控制策略。结合各章节内容,本文主要工作与创新点如下:

(1) 目前对常规直流换相失败影响近区柔性直流故障运行特性的认识尚不清晰。针对该问题,本文研究了换相失败期间常规直流谐波电流源特性对柔性直流锁相环与控制器性能的恶化作用及其机理。研究发现,换相失败时,LCC 电流开关函数主要含有直流、基频分量及少量 2 次谐波分量,直流电流主要含有直流、基频分量,这导致 LCC 输出的交流电流含有 2、3 次谐波分量;LCC 产生的 2、3 次谐波会通过交流线路传递至 MMC 换流站,畸变 PCC 点电压,增大锁相环误差,恶化控制器控制效果。

(2) 目前主要采用仿真手段研究柔性直流对近区常规直流换相失败的改善作用,缺乏机理分析。针对该问题,本文经过理论推导,给出了一种对 MMC 抑制近区 LCC 换相失败的机理解释,即交流故障期间柔性直流换流站通过输出交流电流,向短路点贡献短路容量,提高了 LCC 换流母线电压,抑制换相失败;其中,当 MMC 换流站输出电流全部为无功电流时,换相失败最不容易发生。

(3) 本文对影响柔性直流换相失败抑制效果的因素进行了研究,研究发现,MMC 换流站输出交流电流越大、功率因数角越接近 90° 、落点距 LCC 逆变站越近,MMC 的换相失败抑制效果越好。

(4) 为提高混合双馈入直流系统的换相失败抵御能力,本文提出一种基于触发角指令值提前量的换相失败抑制策略。基于可避免换相失败发生的 LCC 触发角指令值提前量获取无功功率补偿量,附加至 MMC 外环无功控制环节中,增加 MMC 故障期间输出的无功功率。仿真结果表明,所提控制策略可有效提高系统抵御换相失败的能力。

(5) 故障导致交流电压严重跌落时,若 MMC 仍增发无功功率以抑制换相失败,则会产生直流过电压问题,不利于自身穿越交流故障。考虑到该问题,本

文提出一种兼顾 MMC 交流故障穿越的换相失败抑制策略。该控制策略根据 PCC 点电压切换 MMC 的控制模式,设计了用于不同控制模式的电流补偿量计算环节与功率指令值修正环节。仿真结果表明,该控制策略在提高系统换相失败抵御能力的同时,能够降低柔性直流在严重交流故障期间直流电压与交流电流的偏移量,保障柔性直流安全穿越交流故障。

5.2 展望

本文围绕混合双馈入直流系统中两类直流在换相失败方面的相互影响与抑制策略进行了分析与研究,但还有大量工作需要进一步讨论:

(1) 本文研究了交流故障下常规直流换相失败对柔性直流控制系统性能的影响,该研究是在假定系统大扰动稳定前提下进行的。关于常规直流与柔性直流大扰动下的相互影响研究,还可以在大扰动稳定性、故障恢复形态等方面开展。另外,本文仅定量分析了换相失败对柔性直流锁相环误差的影响,由于篇幅有限,未详细讨论该注入误差对柔性直流控制器整体性能的影响,后续可做进一步分析。

(2) 混合双馈入直流系统中,MMC 支援 LCC 换相失败的前提是保证自身的安全运行。MMC 增发无功功率以抑制换相失败实际上会占用 MMC 的容量,降低 MMC 的有功传输能力。这不仅会为 MMC 带来直流过电压问题,还可能增大送受端电网的有功功率缺额,造成频率稳定性恶化等问题。在未来混合双馈入直流系统改进控制策略研究中,如何协调这类问题与换相失败抑制策略之间的矛盾是一个考验。

参考文献

- [1] 中电联统计与数据中心. 2021-2022 年度全国电力供需形势分析预测报告[EB/OL]. (2022-01-27). [2022-02-28]. <https://cec.org.cn>
- [2] 陈宏, 赖春艳. 我国电力能源需求响应发展现状与展望[J]. 电力与能源, 2021, 42(01): 87-90
- [3] 中电联统计与数据中心. 2021 年 1-12 月电力消费情况[EB/OL]. (2022-01-18). [2022-02-28]. <https://cec.org.cn>
- [4] 刘校销. 磁控式并联电抗器匝间保护新原理及其适应性研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2021
- [5] 宋云亭, 郑超, 秦晓辉. 大电网结构规划[M]. 北京: 中国电力出版社, 2012
- [6] 李至峪. 考虑电压动态过程的交直流混合系统小信号建模方法研究与应用[D]. 北京: 华北电力大学, 2021
- [7] Kwon D, Kim Y J, Moon S I. Modeling and Analysis of an LCC HVDC System Using DC Voltage Control to Improve Transient Response and Short-Term Power Transfer Capability[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(04): 1922-1933
- [8] 习近平. 在第七十五届联合国大会一般性辩论上的讲话[J]. 中华人民共和国国务院公报, 2020(80): 5-7
- [9] 辛保安, 郭铭群, 王绍武, 等. 适应大规模新能源友好送出的直流输电技术与工程实践[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(22): 1-8
- [10] 徐政. 柔性直流输电系统[M]. 北京: 机械工业出版社, 2017: 7-9
- [11] S. Gong and W. Zhang, Hierarchical control of mid-long term voltage stability in a hybrid multi-infeed HVDC system. The 16th IET International Conference on AC and DC Power Transmission[C], 2020: 909-914
- [12] 杨中尧. 混合双馈入直流输电系统交互影响分析及控制系统优化[D]. 天津: 天津大学, 2020
- [13] 饶宏, 洪潮, 周保荣, 等. 乌东德特高压多端直流工程受端采用柔性直流对多直流集中馈入问题的改善作用研究[J]. 南方电网技术, 2017, 11(03): 1-5
- [14] 王维, 赵梦阳, 唐小波, 等. 接地故障下的 SVC 优化设计及其对后续换相失败控制策略[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(20): 123-129
- [15] Guo C. Analysis of Dual-Infeed HVDC With LCC-HVDC and VSC-HVDC[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2012, 27(3): 1529-1537

- [16]倪晓军, 郭春义, 赵成勇, 等. LCC-HVDC 直流控制模式对混合双馈入直流系统运行特性的影响[J]. 电网与清洁能源, 2017, 33(01): 24-30
- [17]陆翌, 刘博, 童凯, 等. 混合双馈入直流系统中 VSC-HVDC 对 LCC-HVDC 换相失败抵御能力的影响[J]. 电网与清洁能源, 2017, 33(09): 1-7
- [18]肖超. 高压直流输电系统换相失败连锁反应的阻断方法研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2019
- [19]Liu Y, Chen Z. A Flexible Power Control Method of VSC-HVDC Link for the Enhancement of Effective Short-Circuit Ratio in a Hybrid Multi-Infeed HVDC System[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2013, 28(2): 1568-1581
- [20]倪晓军, 赵成勇, 郭春义, 等. 混合双馈入直流系统中 VSC-HVDC 对 LCC-HVDC 受端系统强度的影响[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(16): 4052-4061
- [21]倪晓军, 赵成勇, 郭春义, 等. 混合双馈入直流输电系统中 LCC-HVDC 对 VSC-HVDC 系统强度的影响[J]. 电网技术, 2017, 41(08): 2436-2442
- [22]Aik D, Andersson G. Impact of Renewable Energy Sources on Steady-state Stability of Weak AC/DC Systems[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2017, 03(04): 419-430
- [23]田宝焯, 袁志昌, 余昕越, 等. 混合双馈入系统中 VSC-HVDC 对 LCC-HVDC 受端电网强度的影响[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(12): 3443-3454
- [24]Xiao H, Zhang Y, Duan X, et al. Evaluating Strength of Hybrid Multi-Infeed HVDC Systems for Planning Studies Using Hybrid Multi-Infeed Interactive Effective Short-Circuit Ratio[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 36(04): 2129-2144
- [25]Li D, Sun M, Fu Y. A General Steady-State Voltage Stability Analysis for Hybrid Multi-Infeed HVDC Systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 36(03): 1302-1312
- [26]H. Xiao, Y. Li, D. Shi, et al. Evaluation of Strength Measure for Static Voltage Stability Analysis of Hybrid Multi-Infeed DC Systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2019, 34(03): 879-890
- [27]李东东, 高晓城, 孙梦显, 等. 考虑元件功率电压特性的混合馈入直流输电系统静态电压稳定分析[J]. 电网技术, 2021, 45(12): 4912-4921
- [28]Chunyi G, Wei L, Jian Z, et al. Impact of Control System on Small-Signal Stability of Hybrid Multi-Infeed HVDC system[J]. Iet Generation Transmission & Distribution, 2018, 19: 4233-4239

- [29]Guo C, Liu W, Zhao C, et al. Small-signal dynamics and control parameters optimization of hybrid multi-infeed HVDC system[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2018, 98(07): 409-418
- [30]郭春义, 赵剑, 刘炜, 等. 一种适用于混合多馈入直流输电系统的附加虚拟电阻阻尼控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(12): 3400-3409
- [31]刘炜, 郭春义, 杨硕, 等. 混合双馈入直流输电系统的交互作用机理研究(一): 等值单馈入直流输电模型[J].中国电机工程学报, 2020, 40(18): 5911-5921
- [32]刘炜, 郭春义, 杨硕, 等. 混合双馈入直流输电系统的交互作用机理研究(二): 小干扰稳定裕度分析[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(19): 6113-6121
- [33]刘炜, 郭春义, 赵成勇. 混合双馈入直流输电控制系统交互影响机理分析[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(13): 3757-3766
- [34]张芳, 杨中尧. 混合双馈入直流输电系统控制回路间交互影响定量分析[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(03): 78-84+91
- [35]H. Yin, X. Zhou, Y. Liu, et al. Interaction Mechanism Analysis and Additional Damping Control for Hybrid Multi-Infeed HVDC System[J/OL]. IEEE Transactions on Power Delivery : 1-12[2022-01-06]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/9672740>
- [36]梅永振. 不同混合结构的多馈入高压直流输电系统运行特性的研究[D]. 乌鲁木齐: 新疆大学, 2017
- [37]肖浩, 李银红, 何璇, 等. 混合多馈入直流系统换相失败免疫水平快速评估方法[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(17): 4986-4998+5218
- [38]H. Xiao, X. Duan, Y. Zhang, et al. Analytically Quantifying the Impact of Strength on Commutation Failure in Hybrid Multi-Infeed HVdc Systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(05): 4962-4967
- [39]H. Xiao, X. Duan, Y. Zhang, et al. Analytically Assessing the Effect of Strength on Temporary Overvoltage in Hybrid Multi-Infeed HVdc Systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(03): 2480-2484
- [40]朱佳, 李银红, 段献忠. 基于定关断面积的混合双馈入直流输电系统换相失败抑制策略[J]. 电网技术, 2018, 42(11): 3735-3743
- [41]朱佳, 左剑, 李银红. 基于多角度预测的混合双馈入直流输电系统换相失败抑制策略[J]. 华南理工大学学报(自然科学版), 2018, 46(10): 24-31
- [42]陈欢, 王振, 杨治中, 等. 并联混合直流输电系统中传统直流和柔性直流暂态无功协调控制策略研究[J]. 电网技术, 2017, 41(06): 1719-1725
- [43]毛炽祖, 姜伟涛, 李清, 等. 混合多馈入直流输电系统交流故障下 VSC 暂

- 态调压控制策略[J]. 高电压技术, 2021, 47(08): 2905-2913
- [44]肖超, 欧阳金鑫, 熊小伏, 等. 基于混合双馈入直流输电系统有功无功协调的后续换相失败控制方法[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3523-3531
- [45]丁海龙, 袁志昌, 吴爱军, 等. 混合双馈入直流系统最大传输功率控制策略研究[J]. 电工技术学报, 2020, 35(02): 330-336
- [46]杨治中. 并联混合直流输电系统无功协调控制策略研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2018
- [47]李佳, 夏勇军, 严才, 等. 混合多馈入直流系统 VSC-HVDC 和滤波器的无功协调控制[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(06): 100-107
- [48]弓帅, 张文, 谢季平. 混合多馈入交直流混联系统中长期电压分级协调控制[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(22): 54-61
- [49]李忆恺. 混合多馈入直流输电系统紧急功率支援控制及阻尼低频振荡研究[D]. 郑州轻工业大学, 2020
- [50]胡忠山, 吴秋媚, 龚英明, 等. 谐波对高压直流输电系统换流站锁相环性能影响[J]. 广东电力, 2020, 33(11): 91-101
- [51]邵震, 王炳炎. 直流输电换相失败对交流侧继电保护的影响[J]. 高电压技术, 2006(09): 42-45
- [52]张汝莲, 赵成勇, 卫鹏杰. 直流馈入后交流线路故障对换相失败瞬态特征的影响[J]. 电力自动化设备, 2011, 31(07): 82-87
- [53]刘炜, 赵成勇, 郭春义, 等. 混合双馈入直流系统中 LCC-HVDC 对 VSC-HVDC 稳态运行区域的影响[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(13): 3764-3774
- [54]Daryabak M, Filizadeh S, Jatskevich J, et al. Modeling of LCC-HVDC Systems Using Dynamic Phasors[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(04): 1989-1998
- [55]刘俊磊, 王钢, 李海峰, 等. HVDC 系统换相失败对交流电网继电保护影响的机理分析[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(19): 111-118+13
- [56]Thio C V, Davies J B. Commutation failures in HVDC transmission systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1996, 11(02): 946-957
- [57]张勇军. 高压直流输电原理与应用[M]. 北京: 清华大学出版社, 2012: 42-53.
- [58]Y. Wang, H. Zhang, K. Liu, et al. A Forward Compensation Method to Eliminate DC Phase Error in SRF-PLL. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(06): 946-957
- [59]李子林. 高压直流输电锁相环研究与开关函数建模[D]. 广州: 华南理工大学, 2017

- [60]李瑞荣. 短路电流实用计算[M]. 北京: 中国电力出版社, 2003
- [61]郭铭群, 苑宾, 郑宽. 柔性直流换流站断面失电过电压机理与抑制方法研究[J]. 电网技术, 2021, 45(03): 1231-1239
- [62]邱子鉴, 刘晋, 周鑫, 等. 多端柔性直流输电系统交流故障穿越控制策略[J]. 华北电力大学学报(自然科学版), 2021, 48(06): 32-40
- [63]伍双喜, 李力, 张轩, 等. 南澳多端柔性直流输电工程交直流相互影响分析[J]. 广东电力, 2015, 28(04): 26-30
- [64]景柳铭, 王宾, 董新洲, 等. 高压直流输电系统连续换相失败研究综述[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(09): 116-123
- [65]徐诗甜. 特高压直流输电系统的换相失败预测控制策略研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2020
- [66]郑超, 张鑫, 吕盼, 等. VSC-HVDC 与弱交流电网混联系统大扰动行为机理及稳定控制[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(03): 629-641+943
- [67]王洁聪. 含 MMC 的交直流系统建模与稳定性分析[D]. 北京: 华北电力大学, 2021
- [68]李斌. 柔性直流系统故障分析与保护[M]. 北京: 科学出版社, 2019
- [69]曹帅, 向往, 左文平, 等. 风电经柔性直流电网外送系统的交流故障诊断与穿越控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(04): 1295-1306

攻读硕士学位期间发表的论文及其它成果

（一）发表的学术论文

- [1] 第一作者. Suppression Mechanism and Strategy of Commutation Failure in Hybrid Dual-infeed HVDC System[C]. 2022 IEEE 5th International Electrical and Energy Conference (CIEEC), May 27-29, 2022, Nanjing, China. (EI 收录)

（二）申请及已获得的专利

- [1] 第二发明人（除导师外）. “一种柔性直流补偿控制方法及系统”，已受理.（受理号：CN202110479025.4）
- [2] 第三发明人（除导师外）. “一种交直流电网分布式动态无功补偿优化方法及系统”，已受理.（受理号：CN202110515558.3）
- [3] 第四发明人（除导师外）. “一种 MMC-HVDC 的输送能力确定方法及系统”，已受理.（受理号：CN202110761862.6）

（三）参与的项目

- [1] 国网经济技术研究院：青海海西新能源直流送出仿真建模及特性分析研究. 项目主研人. 2019 年 11 月至 2019 年 12 月.
- [2] 国家电网总部科技项目：受端电网对柔性直流承载特性与能力研究. 项目主研人. 2020 年 1 月至 2021 年 12 月.

致 谢

时光匆匆，如白驹过隙，三年的研究生求学生涯转瞬即逝。站在命运的岔道口，回顾往昔，内心感慨翻涌不止。临别之时，我想对这三年中对我给予帮助的师长与同辈们致以最诚挚的谢意！

衷心感谢导师刘崇茹教授给予我的教诲与指导。从研究方向的制定、论文的修改到研究内容的展示，刘老师无不倾注了大量心力。科研指引之外，刘老师对生活的热爱、对学生工作的热心与对科研工作热情也在潜移默化中使我成为一个积极进取的人。衷心感谢郑乐老师，郑老师严谨、认真的工作态度，求真、细致的科研精神，耐心、专业的学术指点使我受益匪浅。在此，我想向两位老师表达最真挚的祝福与感谢！

感谢同师门的兄弟姐妹们。感谢黎晓师兄，师兄乐于助人的精神、通透善良的性格、严谨求学的精神至深至切，常令我有所感念；感谢王洁聪师姐、王宇师兄、苏晨博师兄、刘昊宇师兄、侯延琦师兄专业、深入的科研指点，感谢徐诗甜师姐、喻建瑜师兄、王超师兄、李至峪师兄、沈金乙师姐的帮助与支持，各位师兄师姐为我科研之路的铺进提供了强大助力；感谢我的同门们，你们的陪伴使原本枯燥的研究生活多了一缕亮色；感谢 A634 的每一位同侪，是你们让实验室像家一样温暖。感谢我的舍友们，你们让异地求学的我感受到亲情的温馨。希望多年之后，与各位的友情仍然永葆鲜亮。

感谢我的爸爸、妈妈、小姨与姥姥姥爷，感谢你们为我提供的物质资源与心灵慰藉，感谢你们对我不求回报的关心与爱护；感谢我的男朋友，是你带给我面对生活的积极精神与力量感，让我有勇气面对科研道路上的困难与坎坷。

感谢院领导、辅导员老师与身边的朋友们，感觉你们为我提供的无微不至的关心与帮助，对你们致以真诚的感激。

最后，向百忙之中参与评阅此文与答辩的各位专家老师致以诚挚的敬意！