

华北电力大学

专业硕士学位论文

新能源经直流送出系统直流电流可行域及
过电压抑制策略研究

Study on Feasible DC Current Domain and
Overvoltage Suppression Strategy of New Energy
Sending System through DC

李巨峰

2024 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

专业硕士学位论文

新能源经直流送出系统直流电流可行域及 过电压抑制策略研究

硕 士 研 究 生：李巨峰

导 师：刘崇茹教授

企 业 导 师：李振动高工

申 请 学 位：能源动力硕士

专 业 领 域：电气工程

学 习 方 式：全日制

所 在 学 院：电气与电子工程学院

答 辩 日 期：2024 年 5 月

授予学位单位：华北电力大学

Classified Index: TM721.1

U.D.C: 621.3

Thesis for the Professional Master's Degree

Study on Feasible DC Current Domain and Overvoltage Suppression Strategy of New Energy Sending System through DC

Candidate:	Li Jufeng
Supervisor:	Prof.Liu Chongru
Enterprise Mentor:	Li Zhendong Senior Engineer
Academic Degree Applied for:	Master of Energy and Power Engineering
Speciality:	Electrical Engineering
Cultivation Ways:	Full-time
School:	School of Electrical and Electric Engineering
Date of Defence:	May, 2024
Degree-Conferring-Institution:	North China Electric Power University

摘 要

基于晶闸管的高压直流输电（LCC-HVDC）是目前我国大规模新能源基地的主要外送方案。LCC-HVDC 送出系统在受端网络故障时极易引发换相失败，进而引起送端换流母线的过电压。由于风电机组承受过电压能力较弱，换流站母线电压升高易导致风电机组高电压穿越失败，从而引发大规模脱网事故，严重制约了大规模风电的送出与利用。本文针对换相失败故障下大规模风电经 LCC-HVDC 的暂态过电压协同抑制策略进行研究。论文的主要内容如下：

1) 在已有的研究基础上，详细分析送端暂态过电压的产生过程，将送端故障发生及恢复过程分为 4 个阶段，分析直流电压、直流电流及整流站无功吸收量在不同阶段的变化过程，厘清过电压产生机理。在过电压产生机理基础上，分析了风电渗透率、送端电网强度及输送容量对过电压的影响，分析结果表明随着风电渗透率的提高、送端电网强度的减弱以及输送容量的增加，过电压水平随之升高。

2) 分析了常规 VDCOL 控制环节参数对直流系统稳定性及对换流母线过电压的抑制效果，证明了在换相失败故障期间及恢复阶段，过电压抑制和后续换向失败抑制之间存在相互制约关系。直流电流过大或恢复速率过快，有利于过电压抑制，但会增大后续换相失败风险；直流电流过小或缓慢恢复，会降低后续换相失败风险，但不利于过电压抑制。针对上述问题，本文同时考虑后续换相失败影响因素及换流母线电压约束计算出直流电流可行域。该可行域能够灵活适用于不同故障工况，并通过 CIGRE 模型验证了该可行域的正确性，为后文风电经 LCC-HVDC 送出系统的过电压协同抑制策略提供了理论基础。

3) 根据计算得到的直流电流可行域，设计风电场经直流送出系统过电压协同抑制控制策略。在故障工况下，优先调用直流系统控制能力，利用直流系统控制实现过电压就地抑制；在此基础上，继而引入风电场对过电压进行协同抑制，提出了风电经 LCC-HVDC 送出系统的暂态电压协同控制策略。该方法能够在不同故障工况下，将换流母线电压降至 1.3p.u.以下，从而降低风电机组脱网风险。最后通过 CIGRE 模型验证了该协同抑制策略的有效性。

关键词：换相失败；双馈风机；LCC-HVDC；直流电流运行可行域；过电压协同抑制

Abstract

High voltage direct current (LCC-HVDC) based on thyristors is the main transmission scheme of large-scale new energy base in China. When the LCC-HVDC sending system is faulty, it is easy to cause commutation failure, and then cause overvoltage of the converter bus at the sending end. Due to the weak ability of wind turbines to withstand overvoltage, the high voltage crossing failure of wind turbines is easily caused by the increase of bus voltage in converter station, which leads to large-scale off-grid accidents, which seriously restricts the sending and utilization of large-scale wind power. In this paper, the LCC-HVDC cooperative suppression strategy of transient overvoltage for large-scale wind power under commutation failure is studied. The main contents of the paper are as follows:

1) Based on the existing research, the generation process of transient overvoltage at the sending end is analyzed in detail, the occurrence and recovery process of fault at the sending end is divided into four stages, and the change process of DC voltage, DC current and reactive power absorption at the rectifier station at different stages is analyzed, so as to clarify the generation mechanism of overvoltage. Based on the mechanism of overvoltage generation, the influences of wind power permeability, power grid strength and transmission capacity on overvoltage are analyzed. The analysis results show that with the increase of wind power permeability, the decrease of power grid strength and the increase of transmission capacity, the overvoltage level increases.

2) The effect of conventional VDCOL control parameters on DC system stability and converter bus overvoltage suppression is analyzed, and it is proved that there is a mutual restriction between overvoltage suppression and subsequent commutation failure suppression during commutation failure fault and recovery stage. Large DC current flow or fast recovery rate is conducive to overvoltage suppression, but it will increase the risk of subsequent commutation failure. Small or slow recovery of DC current will reduce the risk of subsequent commutation failure, but it is not conducive to overvoltage suppression. To solve the above problems, this paper also considers the influence factors of subsequent commutation failure and converter bus voltage constraints to calculate the DC current feasible region. The feasible region can be flexibly applied to different fault conditions, and the correctness of the feasible region is verified by CIGRE model, which provides a theoretical basis for the overvoltage cooperative suppression strategy of the system sent by the wind power through LCC-HVDC.

3) According to the calculated DC current feasible domain, design the overvoltage cooperative suppression control strategy of the wind farm through DC

transmission system. Under the fault condition, the DC system control capability is preferentially invoked, and the overvoltage is suppressed locally by DC system control. On this basis, the wind farm is introduced to suppress the overvoltage synergistically, and the transient voltage cooperative control strategy of the wind power sending system through LCC-HVDC is proposed. This method can reduce the converter bus voltage to 1.3p.u under different fault conditions. The following, thereby reducing the risk of wind turbine off-grid. Finally, the CIGRE model is used to verify the effectiveness of this strategy.

Keywords: commutation failure, DFIG, LCC-HVDC, DC current operation feasible region, overvoltage cooperative suppression

目 录

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.....	3
1.2.1 换相失败故障下过电压机理分析.....	3
1.2.2 换相失败故障下过电压协同抑制研究现状	4
1.3 本文主要研究工作.....	5
第 2 章 风电经 LCC-HVDC 送出系统过电压机理及影响因素分析....	7
2.1 引言.....	7
2.2 风电经 LCC-HVDC 送出系统的结构及控制策略.....	7
2.2.1 LCC-HVDC 运行原理	7
2.2.2 LCC-HVDC 控制方式	9
2.3 换相失败引发送端过电压机理及影响因素分析	11
2.3.1 过电压机理分析.....	11
2.3.2 过电压影响因素分析.....	14
2.4 本章小结.....	16
第 3 章 考虑后续换相失败影响及过电压约束的直流电流可行域计算方法	18
3.1 引言.....	18
3.2 VDCOL 对换相失败故障下直流系统的影响分析.....	18
3.3 考虑后续换相失败约束的直流电流可行区间	22
3.3.1 基于临界换相面积的后续换相失败机理	22
3.3.2 后续换相失败约束下的直流电流可行区间求解	24
3.4 考虑过电压约束的直流电流可行区间	27
3.4.1 过电压约束下的直流电流可行区间求解	27
3.4.2 电流边界曲线验证及影响因素分析.....	29
3.5 考虑后续换相失败及过电压约束的直流电流可行域	30
3.6 本章小结.....	33
第 4 章 双馈风机经 LCC-HVDC 送出系统过电压协同抑制策略.....	35
4.1 引言.....	35
4.2 基于直流电流可行域的直流系统控制策略	35
4.3 双馈风机参与的过电压协同抑制方案	36
4.3.1 双馈风机控制方式介绍.....	36
4.3.2 双馈风机过电压协同抑制方案.....	38
4.3.3 风电集群协同抑制无功分配方案.....	39

4.4 新能源经直流送出系统过电压抑制总体控制策略40

4.5 仿真分析.....41

 4.5.1 单相故障情况下协同抑制策略抑制效果42

 4.5.2 三相故障情况下协同抑制策略抑制效果42

4.6 本章小结.....47

第 5 章 结论与展望48

 5.1 全文总结.....48

 5.2 研究展望.....49

参考文献.....50

第 1 章 绪 论

1.1 课题背景及研究的目的和意义

根据联合国政府间气候变化专门委员会的研究报告，人类活动排放 CO_2 等温室气体是导致全球平均地表温度升高的主要原因^[1]。习近平主席 2021 年在世界经济论坛“达沃斯议程”对话会上的特别致辞上宣布：“中国力争于 2030 年前二氧化碳排放达到峰值、2060 年前实现碳中和”^[2]。因此，在“双碳”目标和构建清洁低碳安全高效的能源体系背景下，我国逐步加快对于新能源的开发和利用。截止 2023 年底全国风光总装机突破 10 亿千瓦，在电力系统新增装机容量中的主体地位更加巩固。

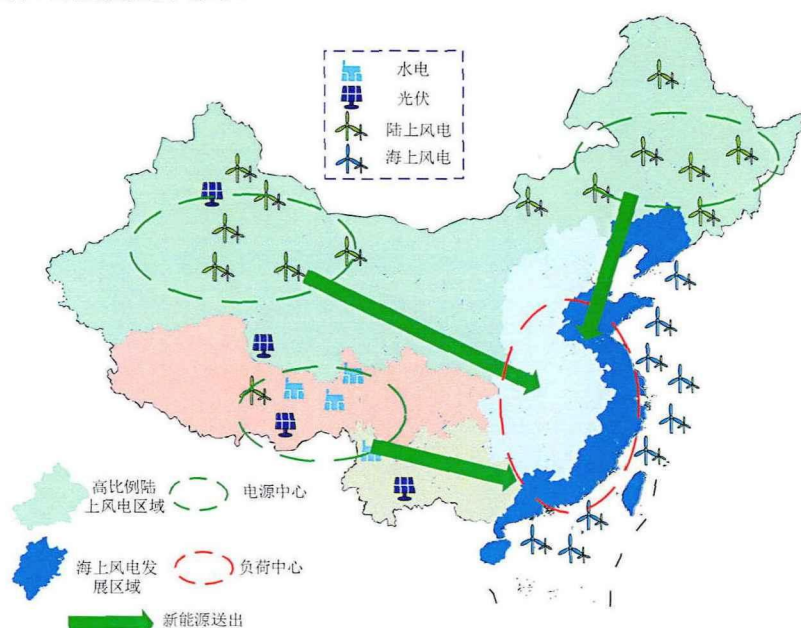


图 1-1 我国新能源电源和负荷中心分布情况

如图 1-1 所示，我国具有丰富的风能资源，陆上风能资源主要集中在东北、华北北部和西北地区，而我国的负荷中心则位于东部和中部地区，风电资源和负荷中心总体上呈现逆向分布，风电资源与负荷的逆向分布导致风电资源无法就地消纳，大规模集中开发、远距离输送已经成为我国陆上风电主要开发与利用的方式^[3,4]。2022 年两部委印发《关于促进新时代新能源高质量发展的实施方案》提出要在沙漠、戈壁、荒漠地区加快规划建设大型风电光伏基地项目^[5]。因此，大规模风电的远距离稳定送出是推进新能源开发和利用的关键^[6]。

目前大规模风电的远距离输送主要有经常规高压直流送出（LCC-HVDC，Line-Commutated Converter HVDC）和经柔性直流（MMC-HVDC，Modular

Multi-level Converter HVDC) 送出两种方式^[7,8]。MMC-HVDC 控制灵活且适用于多端直流输电系统, 但输送容量小、经济性低^[9], 存在不同频段的振荡风险^[10]。LCC-HVDC 容量大、晶闸管耐压等级高, 更适用于电压等级较高的陆上远距离输送场景^[11,12]。同时, LCC-HVDC 拥有较为成熟的技术和实际工程应用经验, 已在我国取得广泛应用, 我国已建成投运的新能源基地直流外送输电工程如表 1-1 所示, 其中昌吉-古泉±1100kV 特高压直流输电工程是目前世界上外送容量最大、电压等级最高、输电距离最远的直流输电工程, 推动了我国西部地区新能源基地的建设与新能源的平稳送出^[13]。

表 1-1 我国已建成投运的特高压直流输电工程

序号	工程	电压等级 /kV	容量 /MW	输送距离 /km	投运 年份
1	陕西-湖北直流	±800	8000	1137	2022
2	雅中-江西直流	±800	8000	1696	2021
3	青海-河南直流	±800	8000	1587	2020
4	昌吉-古泉直流	±1100	12000	3324	2018
5	扎鲁特-青州直流	±800	10000	1234	2017
6	晋北-苏南直流	±800	8000	908	2017
7	上海庙-山东直流	±800	10000	1238	2017
8	酒泉-湖南直流	±800	80000	2400	2017
9	锡盟-泰州直流	±800	10000	1619	2017
10	宁东-浙江直流	±800	8000	1800	2017
11	哈密-郑州直流	±800	8000	2300	2014

对于风电经 LCC-HVDC 送出系统而言, 直流系统的稳定运行是大规模风电高效消纳的基础。直流闭锁和换相失败是直流系统两类主要故障: 直流闭锁为 LCC-HVDC 系统单极或双极信号闭锁, 将会导致直流系统瞬间从大系统中切除, 导致送受端交流电网中产生过电压浪涌, 进而可能导致风电机组脱网运行^[14]; 换相失败是逆变侧换流站阀臂晶闸管在关断后因关断角过小无法彻底关断, 在承受正向电压时再次导通, 导致晶闸管导通顺序错乱, 正负极发生相间短路的故障, 引起直流系统电压电流的快速波动^[15,16]。其中, 换相失败是直流系统最常发生的故障, 我国发生多起因直流系统故障造成大面积风机脱网事件: 在 2017 年, 西北地区某特高压直流系统发生换相失败故障, 导致送端电网直流近区过电压峰值达到 1.26p.u., 造成风场大面积连锁脱网; 2017 年, 雁淮直流系统发生换相失败故障, 造成送端电网电压严重波动, 直流近区风电场机端电压达到 1.25p.u., 造成部分风电机组脱网。图 1-2 给出了典型换相失败故障下整流站换流母线的电压波形, 可以看出换流母线电压在故障发生后先降低后升高, 接入换流母线的风电则会经历先低电压穿越后高电压穿越的过程, 易引起风机脱网。此外, 换相失败导致的送端电网电压波动还会影响风电机组的无功响应, 可能会进一步提高过电压水平, 增大了风电脱网的风险^[17]。

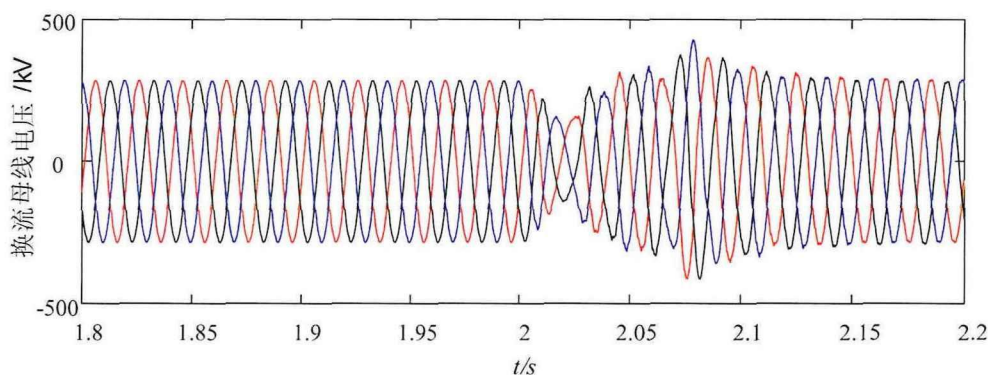


图 1-2 典型换相失败故障下的整流站换流母线电压

综上所述，LCC-HVDC 具有送出容量大、技术成熟等优势，是风电基地首选的送出方式，但其在换相失败故障下造成的送端换流母线过电压问题则抑制着大规模风电送出的进一步发展^[16]。因此，厘清换相失败情况下送端母线过电压机理，辅以有效的过电压抑制手段，对于提高风电消纳、维护电网安全等方面都具有重大意义。

1.2 国内外研究现状

目前，针对风电基地直流外送系统换相失败故障下送端换流母线暂态过电压的机理分析及抑制策略，国内外学者已进行了大量有意义的研究，取得了一定的进展。

1.2.1 换相失败故障下过电压机理分析

现有研究普遍认为风电基地等效送端电网强度弱、送端换流母线处的无功盈余是引起换相失败故障下风电经 LCC-HVDC 送出系统送端暂态过电压的主要原因^[17-19]。文献[20]将换相失败过程分为 5 个阶段，详细分析了在换相失败期间整流站无功功率消耗的动态特性，并指出换相失败恢复阶段直流电流的骤降导致了整流站消耗的无功功率大幅下降继而引发了换流母线的过电压现象。文献[18]和文献[21]通过对过电压峰值的定量计算指出暂态过电压主要与交流系统等效强度以及直流稳态传输功率相关：直流传输功率越大，整流站就地无功补偿装置容量增大，在换相失败恢复阶段造成的无功盈余量越大，引起的过电压峰值越大；交流系统等效强度越弱，相同无功盈余量引起的过电压峰值越大。大容量风电场接入送端系统，一方面风电机组的调压能力较差，短路容量和等效短路比进一步降低，助增了换相失败下过电压水平；另一方面，根据我国风电场接入电力系统技术规范要求^[22]，对于风电场过电压能力要求较低，容易在过电压下发生脱网问题，风电机组脱网后富余的风电机组无功补偿装置及线路

功率潮流的降低会引起电压进一步升高,造成周边风机的连锁脱网^[23-25]。文献[26,27]分析了直驱风机和双馈风机的响应特性在换相失败情况下对暂态过电压的作用机理,并分析了不同类型风机下不同控制参数对过电压的影响。

综上所述,国内外学者已经对暂态过电压现象的产生原因和计算方法进行了一定探讨,形成较为完善的理论分析,本文将对暂态过电压产生机理进行整理归纳,分析过电压影响因素,并根据以上理论基础对过电压进行抑制。

1.2.2 换相失败故障下过电压协同抑制研究现状

迄今为止,国内外学者对于直流送端系统暂态过电压的抑制策略研究已取得一定进展,研究热点包括直流系统或风电场站控制环节优化、增设动态无功补偿装置、以运行边界电压为约束进行系统参数设计等。

导致过电压产生的根源是无功不平衡,因此可通过优化直流控制环节来改善换流站的暂态无功特性,进而对过电压进行抑制。文献[28-31]通过详细分析不同直流系统控制参数对过电压的抑制效果,筛选了对过电压影响较为灵敏的控制参数,通过不同优化算法对控制参数选取进行优化,取得了较好的过电压抑制效果。文献[32,33]分析了换相失败和恢复过程中整流侧的暂态无功电压特性,研究了直流系统控制参数对暂态无功功率特性的影响,并基于此对直流系统控制参数进行了优化,达到抑制换相失败次数以及维持送端电压稳定的目的。一些研究则通过改进直流系统控制环节而非优化控制参数进而改善整流站暂态无功特性,达到抑制过电压的目的^[34-38]。文献[39]在防止后续换相失败的基础上,采用直流电流预测控制策略,修改 VDCOL 环节,实现对过电压的抑制。现有关于直流系统的研究聚焦于参数或控制方式的探索,但并未探究直流系统参与过电压调控能力的强弱及其运行可行域。

在风电场参与调节过电压抑制方面,现有研究表明风电场的控制及响应特性会影响机端交流过电压。文献[40]探究了直驱风机与双馈风机暂态无功响应特性差异,分析了不同类型机组对于暂态过电压作用机理。文献[41]分析了双馈风机电气参数及故障穿越能力对暂态过电压的影响,并通过仿真验证了双馈风机的响应在连续换相失败造成电网电压长时波动情况下会恶化过电压的严重程度。文献[42]考虑输电电缆及风机变压器损耗,以风电场站内网损及母线电压为目标对风场内风机的无功出力进行了优化。文献[43,44]建立了风电场的无功支撑范围估计模型,在无功支撑范围内,基于凸优化给出风电场作为无功源参与过电压调节的无功优化策略。文献[45,46]针对风电场集群的运行特点,根据并网点电压确定总无功需求量,分层计算风机和无功补偿设备需要提供的无功功率,提高优化算法收敛速度的基础上,对风电场母线电压进行优化。文献

[47]在故障期间将风电机组定单位功率因数控制切换为定电压控制，且允许部分风机高压脱网，结合直流系统的控制参数的优化进行过电压协同抑制，但部分风机脱网存在助增过电压的风险。

综上所述，现有对于过电压的抑制策略未能考虑直流环节的调控能力，未能深度挖掘直流系统的控制潜能，忽略了优化控制环节对于直流系统运行稳定性的影响。在风电参与过电压协同抑制方面，仅考虑了风机本身控制参数及场站内部的协同调控作用。因此综合考虑直流参与调节能力与直流系统稳定性的过电压抑制方法仍具备研究价值，在此基础上，直流环节与风电场站的协同过电压抑制策略需要进一步完善提出。

1.3 本文主要研究工作

针对风电经 LCC-HVDC 大规模送出系统暂态过电压问题，需要综合考虑直流系统调节能力与直流系统稳定性，协同风电场进行换相失败故障下过电压抑制，充分挖掘风电场站与直流系统控制潜能，有利于风电资源的大规模开发与利用。因此本文主要工作如下：

1) 第 2 章介绍了风电经 LCC-HVDC 送出系统的基本结构、运行原理和控制结构，分析了受端交流系统故障引发逆变侧换相失败，进而引发送端系统过电压的机理，对故障过程换流母线无功吸收量、过电压幅值以及直流电流变化过程进行详细分析，为后文对直流系统参与过电压调控能力分析奠定了部分理论基础。利用 CIGRE 模型分析了送端交流网络强弱、风电渗透率以及输送功率对过电压的影响。

2) 第 3 章分析了 VDCOL 控制环节参数变化对过电压抑制效果及对后续换相失败的影响，基于分析结果证明了过电压抑制和后续换相失败抑制之间存在以直流电流为约束的相互制约关系，因此在换相失败发生后，需合理对直流电流进行设置。本文结合过电压约束及后续换相失败约束，提出直流电流可行域计算方法，能够兼顾后续换相失败抑制与过电压抑制。在 CIGRE 模型中验证了直流电流可行域的正确性，为过电压的抑制及直流系统的稳定恢复提供了理论指导。相较于常规的固定参数 VDCOL 环节，该直流电流可行域计算方法能够灵活适用于不同故障工况。

3) 第 4 章在直流电流可行域的基础上，提出风电经 LCC-HVDC 送出系统的过电压协同抑制策略。当过电压水平未超过直流系统调节能力时，依靠直流系统实现无功冗余就地耗散，对过电压进行抑制；当过电压水平超过直流系统调节能力时，后续换相失败抑制与过电压抑制无法同时兼顾，直流系统以后续换相失败抑制为首要约束，对直流电流进行灵活控制，利用双馈风

机无功调控能力进行过电压协调抑制，并考虑过电压的空间分布，对风电集群进行无功分配。该方法能够充分挖掘直流系统与风电场站无功调节能力，灵活适应不同故障工况，使得整个送出系统在不同故障工况下均能实现将送端换流母线过电压抑制到 1.3p.u.以下，降低风电机组脱网风险。

研究内容的总体框架如图 1-3 所示。

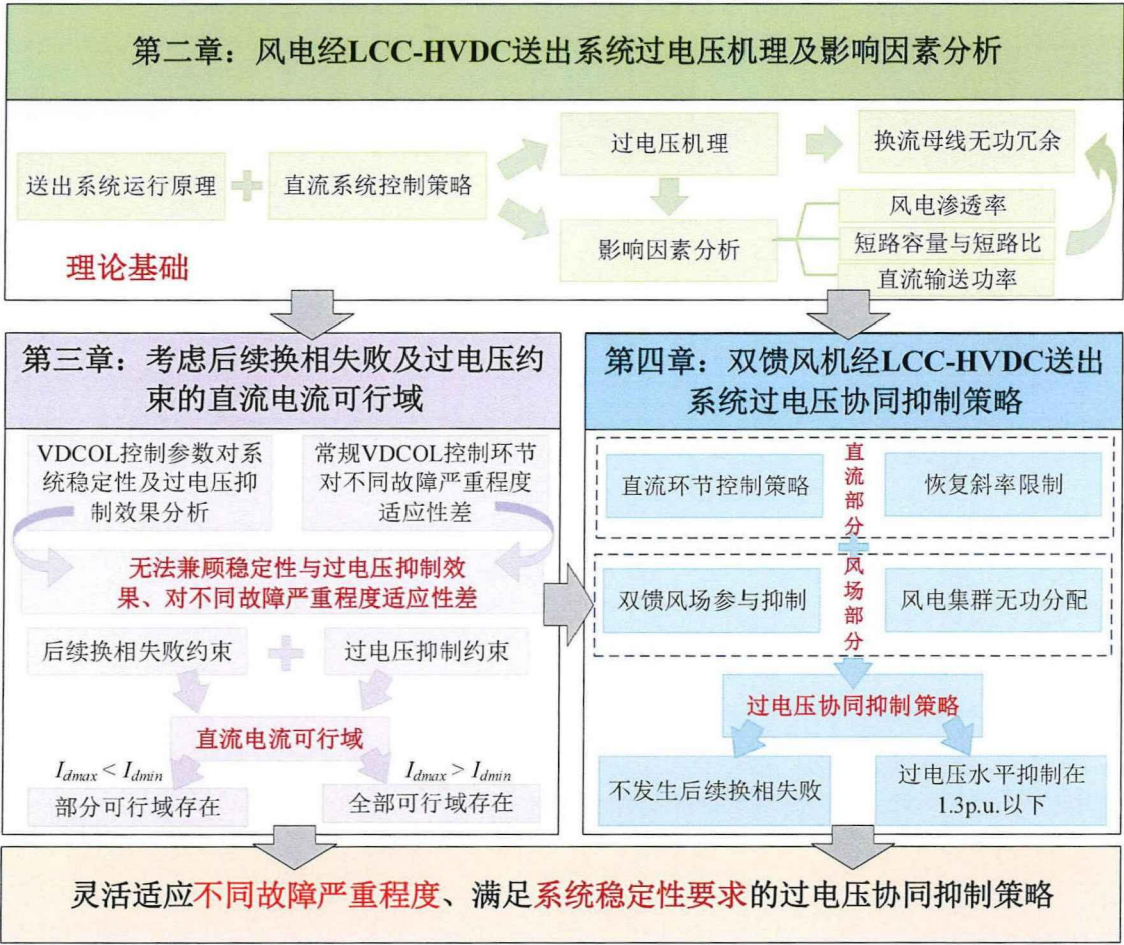


图 1-3 论文研究技术路线图

第 2 章 风电经 LCC-HVDC 送出系统过电压机理及影响因素分析

2.1 引言

本章首先介绍了风电经 LCC-HVDC 送出系统的结构及控制策略；其次分析该系统在受端网络故障引发逆变侧换相失败，进而引发送端暂态电压越限机理（以下简称“过电压机理”），并对过电压幅值进行计算，分析过电压幅值主要影响因素，为后文进行过电压抑制提供理论基础。

2.2 风电经 LCC-HVDC 送出系统的结构及控制策略

风电经 LCC-HVDC 送出系统采用直流方式实现高电压大容量的风能变换与传输。通常由四部分组成：风电场站汇集交流系统、常规能源（水、火电）交流系统、高压直流输电系统、受端交流系统。其中，高压直流输电系统由三部分构成：交流-直流转换的整流器、高压直流输电线路、直流-交流转换的逆变器。高压直流输电标准模型如图 2-1 所示：

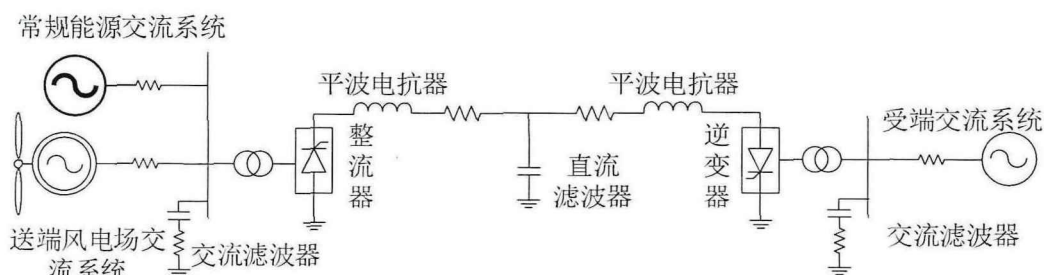


图 2-1 高压直流输电标准模型

2.2.1 LCC-HVDC 运行原理

实际工程中 LCC-HVDC 广泛采用 12 脉动换流器作为基本换流单元，用以满足高直流电压等级的需求。同时，12 脉动换流器无论是整流电压还是整流电流中所含有的谐波分量远远小于 6 脉动整流器，有利于简化配套滤波装置，节省换流站造价。下文以 12 脉动换流器为例，介绍 LCC-HVDC 系统运行原理及控制方式。

12 脉动换流器由两个 6 脉动换流器在直流侧串联而成，其交流侧通过换流变压器的网侧绕组实现并联，正常运行方式为工况 4-5 运行。以单相双绕组变压器组成的换流变压器为例，分析 12 脉动整流器的工作原理，如图 2-2 所示。

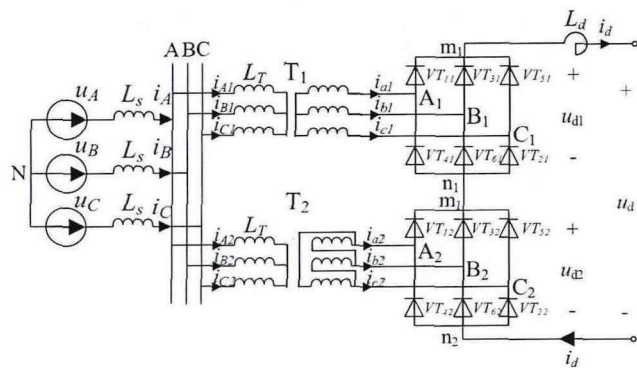


图 2-2 双桥 12 脉波整流器换相电路示意图

假设 Y-y 联结换流变压器超前于 Y-d 联结换流变压器，则桥 1 对应桥臂的开通时间较桥 2 的对应桥臂开通提前 30° ，每个桥内部的 6 个桥臂仍按照 6 脉动换流器的导通方式，以 60° 为间隔顺序轮流触发导通。工况 4-5 是指在 30° 的重复周期内，4 个阀臂和 5 个阀臂轮流导通，两个 6 脉动整流器的上下半桥中各有一个阀臂导通，直流电流通过这四个阀臂及交流系统构成的闭合回路中流通，形成能量的流通过程。因此可知，双桥 12 脉动整流器的整流电压为两个 6 脉动换流器的和。12 脉动逆变器的工作原理与整流器的原理相同，区别在于其触发延迟角为钝角^[50]。

鉴于环流变压器 T1 和 T2 联结组标号差异而导致两个单桥的换相电压产生 30° 的电角度差，桥 1 和桥 2 的整流电压波形会出现 30° 的电角度之差，因此 12 脉波整流器的整流电压波形为两个 6 脉波整流器整流电压波形叠加的结果，如图 2-3 所示。

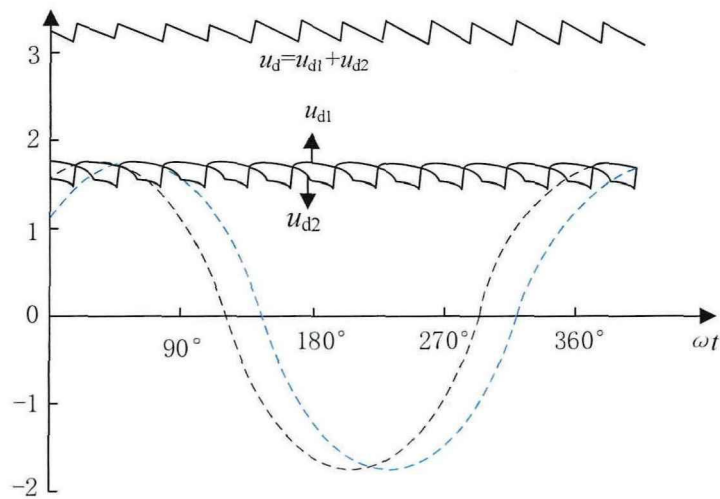


图 2-3 双桥 12 脉动整流器整流电压叠加示意图

2.2.2 LCC-HVDC 控制方式

控制系统是高压直流输电系统的核心部分，LCC-HVDC 控制系统采用分层控制，分别为主控制、极控制和阀组控制。当逆变侧交流系统发生故障导致换相失败时，系统响应主要受极控制进行调节。下面分别对整流侧和逆变侧控制进行介绍。

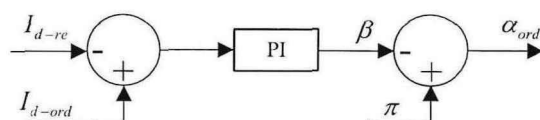


图 2-4 整流侧定电流控制

整流侧配有定电流控制， I_{d-re} 为整流侧实测直流电流， I_{d-ord} 为逆变侧 VDCOL 环节产生的电流指令值。整流侧接收电流指令值后，通过对触发角的调节来实现电流指令的跟踪。

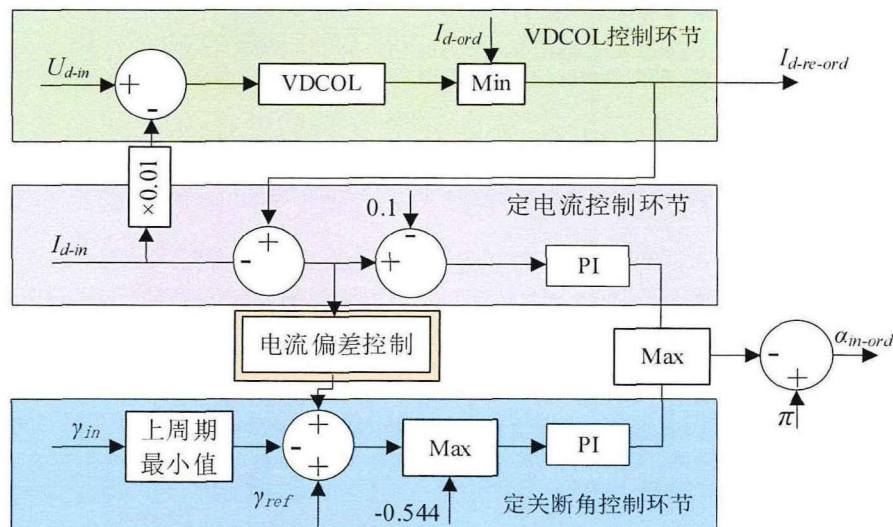


图 2-5 逆变侧控制系统结构图

逆变侧控制配有定关断角控制、定电流控制、VDCOL 控制及电流偏差控制环节。

定关断角控制流程如图 2-5 中蓝色部分所示，将一个工频周期内实测的最小关断角与额定关断角相减，并进行限幅，送入 PI 环节得到定关断角控制的超前触发角。

定电流控制流程如图 2-5 中紫色部分所示，将测量得到的逆变侧直流电流与 VDCOL 环节输出的电流指令值作差，并减去与整流侧电流的裕度 0.1 后送入 PI 环节，产生定电流控制的超前触发角，与定关断角控制产生的超前触发角进行比较，取二者中较大的值生成逆变侧的触发角，实现对逆变侧直流电流和关断角的控制。

电流偏差环节如图 2-5 中橙色部分所示，当逆变侧的测量电流与指令值之间存在差值时，该环节将输出一个关断角增量叠加在定关断角环节上，加快定电流偏差控制和定关断角控制切换，有利于直流电流迅速跟踪指令值。

VDCOL 环节如图 2-5 中绿色部分所示，为抑制换相失败期间直流电压迅速降低且直流电流快速上升的问题，VDCOL 根据直流电压的测量值强制改变直流电流的指令值，从而控制直流功率的传输，让系统稳定运行在“低电压小电流”的工况下^[51]，有利于逆变器从换相失败过程中恢复。其特性曲线如图所示。

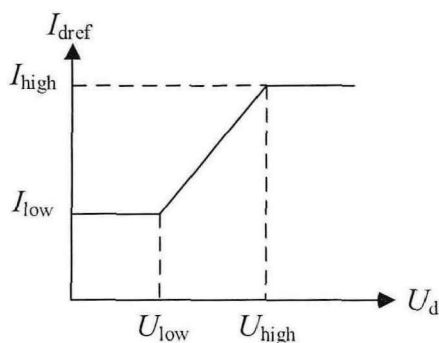


图 2-6 VDCOL 特性曲线

VDCOL 电压和电流指令值之间的函数关系为：

$$I_{dref} = \begin{cases} I_{high} & U_{di} \leq U_{low} \\ \frac{I_{high} - I_{low}}{U_{high} - U_{low}} U_{di} + \frac{U_{high} I_{low} - U_{low} I_{high}}{U_{high} - U_{low}} & U_{low} < U_{di} \leq U_{high} \\ I_{low} & U_{high} < U_{di} \end{cases} \quad (2-1)$$

式中 U_{high} 、 U_{low} 为 VDCOL 控制环节中直流电压上限值与下限值； I_{high} 、 I_{low} 为逆变侧直流电流指令上限值与下限值， U_{di} 为实测的逆变侧直流电压。

换相失败发生时，逆变侧处于相间短路状态，电压快速下降，VDCOL 根据直流电压下降程度适当降低直流电流指令值，有利于直流系统恢复，待系统恢复正常后，VDCOL 将输出初始电流指令值。因此通过 VDCOL 环节能够降低故障期间逆变器对交流系统的无功需求，有利于直流系统在故障切除后的快速恢复^[52]。

2.3 换相失败引发送端过电压机理及影响因素分析

2.3.1 过电压机理分析

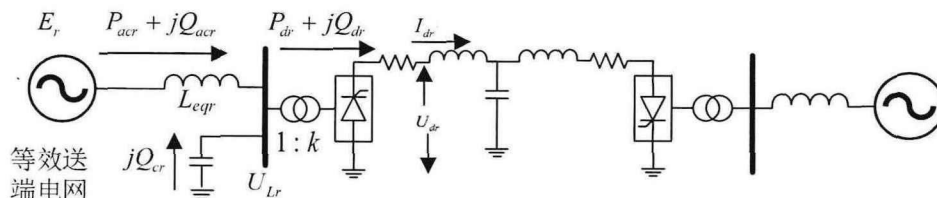


图 2-7 过电压幅值计算等效系统图

系统等值电路如图 2-7 所示。其中， U_{dr} 为直流电压， I_d 为直流电流， P_{dr} 为直流系统传输的有功功率、 Q_{dr} 为直流系统运行过程中由于换相电抗存在而吸收的无功功率， φ_r 为直流系统功率因数， P_{acr} 、 Q_{acr} 为送端交流系统流入整流站的有功、无功功率， Q_{cr} 为换流站滤波器提供的无功功率， L_{eqr} 为等值交流系统电抗， U_{Lr} 为整流侧换流母线电压， E_r 为送端交流系统电源电压。

根据直流系统的运行功率计算公式及图 2-7 系统功率流动关系可得直流系统的有功无功功率计算公式如下：

$$\begin{cases} P_{dr} = P_{acr} = U_{dr} I_d \\ Q_{dr} = P_{dr} \tan \varphi_r \\ Q_{dr} = Q_{acr} + Q_{cr} \end{cases} \quad (2-2)$$

由角度和直流电压关系可得：

$$\begin{cases} \cos \varphi_r \approx \frac{\cos \alpha + \cos(\alpha + \mu / 2)}{2} \\ \frac{U_{dr}}{U_{dr0}} = \frac{\cos \alpha + \cos(\alpha + \mu)}{2} \end{cases} \quad (2-3)$$

其中， α 为整流器触发角， μ 为换相重叠角。因此，当换相重叠角较小时，认为有

$$\cos \varphi_r \approx \frac{U_{dr}}{U_{dr0}} \quad (2-4)$$

在正常运行情况下，系统无功平衡，有

$$0 = Q_{cr} + Q_{ac} - Q_{dr} \quad (2-5)$$

在换相失败情况下，系统无功平衡被打破，换流母线处无功不平衡量 ΔQ 可表示为：

$$\Delta Q = Q_{cr} + Q_{ac} - Q_{dr} \quad (2-6)$$

则换流母线电压变化量 ΔU 可表示为（忽略电压变化纵分量）：

$$\Delta U = \frac{\Delta Q \omega L_{eqr}}{U_{Lr}} \quad (2-7)$$

且有

$$L_{eqr} = \frac{E_r^2}{\omega S_{cr}} \quad (2-8)$$

其中 S_{cr} 为交流系统短路容量。

由式(2-7)和式(2-8)可得:

$$\Delta U = \frac{\Delta Q}{U_{Lr}} \frac{E_r^2}{S_{cr}} \quad (2-9)$$

在实际系统中, 换流站吸收无功均由换流站滤波器进行补偿, 线路中无功流动较少, 且交流系统的电抗远大于电阻, 因此近似认为 $U_{Lr} \approx E_r$ 。则式(2-9)可变形为

$$\Delta U = \frac{\Delta Q E_r}{S_{cr}} \quad (2-10)$$

在换相失败情况下, 系统整流侧换流母线暂态电压 U_t 可表示为:

$$U_t = \Delta U + U_{Lr} = \frac{\Delta Q E_r}{S_{cr}} + U_{Lr} = \frac{\Delta Q U_{Lr}}{S_{cr}} + U_{Lr} \quad (2-11)$$

将 U_t 标么化可得

$$U_{t,p.u} = \frac{U_t}{U_{Lr}} = \frac{\Delta Q + S_{cr}}{S_{cr}} \quad (2-12)$$

此时, 无功不平衡量 ΔQ 可表示为

$$\Delta Q = U_{t,p.u}^2 Q_{crN} + Q_{ac} - Q_{dr} \quad (2-13)$$

由式(2-12)和式(2-13)可得

$$Q_{crN} U_{t,p.u}^2 - S_{cr} U_{t,p.u} + Q_{ac} - Q_{dr} + S_{cr} = 0 \quad (2-14)$$

求解式(2-14)可得

$$U_{t,p.u} = \frac{S_{cr}}{2Q_{crN}} - \sqrt{\left(\frac{S_{cr}}{2Q_{crN}}\right)^2 - \frac{S_{cr}}{Q_{crN}} - \frac{Q_{ac} - Q_{dr}}{Q_{crN}}} \quad (2-15)$$

对于一个确定的网络, S_{cr} 、 Q_{crN} 、 Q_{ac} 均为已知, Q_{dr} 为随着换相失败过程发生变化, 由式(2-2)和式(2-4)可得

$$Q_{dr} = P_{dr} \tan \varphi_r = U_{dr} I_d \frac{\sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}^2}}{U_{dr}} = I_d \sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}^2} \quad (2-16)$$

将其对时间求导, 有

$$\frac{dQ_{dr}}{dt} = \frac{dI_d}{dt} \sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}^2} - \frac{I_d U_{dr}}{\sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}^2}} \frac{dU_{dr}}{dt} \quad (2-17)$$

由式(2-17)可知，整流站吸收无功变化情况与直流电流、直流电压密切相关，因此根据直流电流及直流电压变化情况，将暂态过电压过程分为四个阶段：

1) 在换相失败发生阶段，逆变侧换流站发生相间短路，整流侧与逆变侧直流电压压差迅速增大，直流电流迅速上升， $dI_d/dt > 0$ ，整流侧定电流控制增大触发角，导致整流侧直流电压降低， $dU_{dr}/dt < 0$ ， $dQ_{dr}/dt > 0$ 。此时，整流站吸收大量无功，造成换流母线电压降低。

2) 换相失败第二阶段，低压限流环节（VDCOL）启动，根据逆变侧直流电压下降幅度降低电流指令值，并维持在最低限制上，整流侧定电流控制通过控制触发角的增大，减小直流电流并减小整流侧直流电压。在这个阶段，因直流电流快速降低后维持不变，因此整流站吸收的无功缓慢上升。且随着故障持续时间的增大，直流电流维持在 VDCOL 的限幅状态，直流电压缓慢抬升至暂态运行点， dQ_{dr}/dt 基本保持不变，因此，在整个过程中，整流侧吸收的无功先升高后保持不变。

3) 换相失败第三阶段，受端故障清除，此时受端母线电压快速恢复，逆变侧直流电压上升，整流侧与逆变侧直流电压压差迅速降低，直流电流迅速下降， $dI_d/dt < 0$ ，逆变侧 VDCOL 逐渐增大电流指令值，整流侧定电流控制通过降低触发角增大直流电流。在该过程中， $dQ_{dr}/dt < 0$ ，整流站吸收的无功进一步降低。

4) 换相失败第四阶段，逆变侧直流电压逐渐恢复至额定值，直流电流在整流侧定电流控制下逐渐恢复至额定值，系统由换相失败恢复至稳态运行。

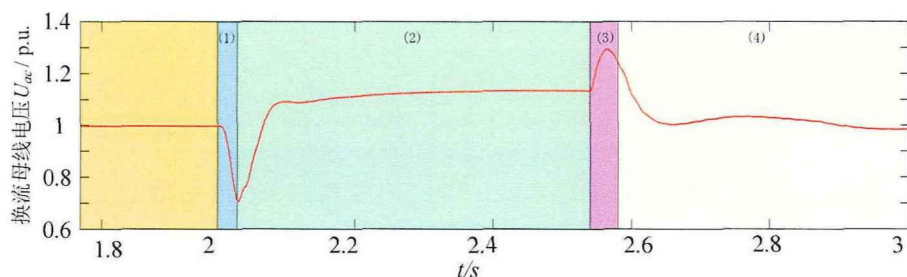


图 2-8 整流侧换流母线电压波形

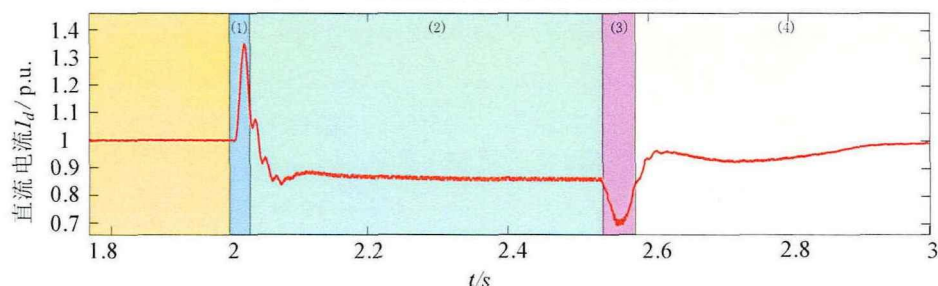


图 2-9 直流电流波形

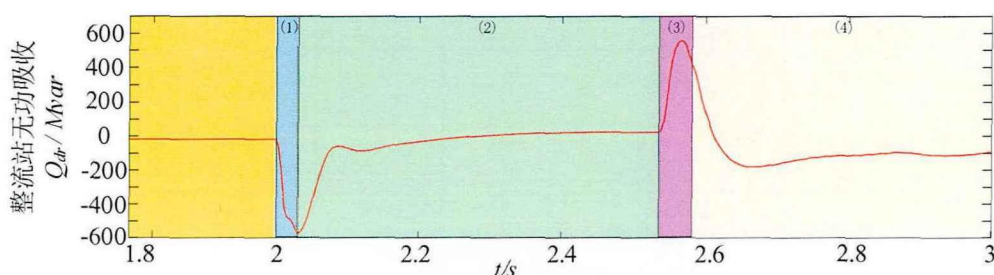


图 2-10 整流侧换流站吸收无功

整个过程整流侧换流母线电压、直流电流和整流站吸收无功功率如图 2-8 至图 2-10 所示。由上述图像及分析过程可知，在换相失败第三阶段，即换相失败故障清除的前期恢复阶段，换流母线过电压达到峰值，令 $dU_{dr}/dt=0$ ， $dI_d/dt=0$ ，此时 $U_{dr}=U_{drN}$ ， $I_d=I_{dmin}$ ，此时过电压峰值计算公式如下：

$$U_{t,p.u} = \frac{S_{cr}}{2Q_{crN}} - \sqrt{\left(\frac{S_{cr}}{2Q_{crN}}\right)^2 - \frac{S_{cr}}{Q_{crN}} - \frac{Q_{ac} - I_{dmin}\sqrt{U_{dr0}^2 - U_{drN}^2}}{Q_{crN}}} \quad (2-18)$$

对于一个确定的系统 S_{cr} 、 Q_{crN} 、 Q_{ac} 均为已知，对于 I_{dmin} 的取值，其受到直流控制参数及故障类型、故障持续时间的影响，根据大量仿真数据及工程实际，取 I_{dmin} 为额定直流电流的 25% 进行计算，由此可以根据系统的参数对过电压峰值进行估算。

2.3.2 过电压影响因素分析

由式(2-18)可知，过电压峰值主要和交流系统短路容量、交流系统注入无功功率以及整流站滤波器的无功补偿容量相关。在实际工程中，大多希望无功进行就地补偿，就地无功补偿容量通常较为固定，因此过电压峰值主要与交流系统短路容量、短路比以及就地无功补偿容量多少相关。随着系统短路比降低、短路容量减小，送端系统的过电压水平越高。大量风电机组的接入，导致送端电网变得薄弱，短路容量与短路比进一步降低，且风电机组正常运行时，均为额定功率因数运行，无功响应能力弱，因此当发生过电压问题时，风电机组的大量接入将会导致过电压问题更加严重。同时，随着输送容量增大，整流站无功补偿装置容量随之增大。本小节通过 CIGRE 标准模型对过电压影响因素进行进一步分析。

在 PSCAD 中利用修改 CIGRE 模型进行仿真验证。首先，改变送端系统等效阻抗，模拟短路容量与短路比变化对过电压峰值的影响。其次，在送端系统中加入双馈风机，并通过改变接入风机台数模拟风电渗透率对过电压峰值的影响。最后，通过改变直流输送功率分析其对过电压峰值的影响。在第 2s 设置逆变侧交流母线处三相短路故障，故障持续时间 0.2s。

1) 短路容量和短路比对过电压的影响分析

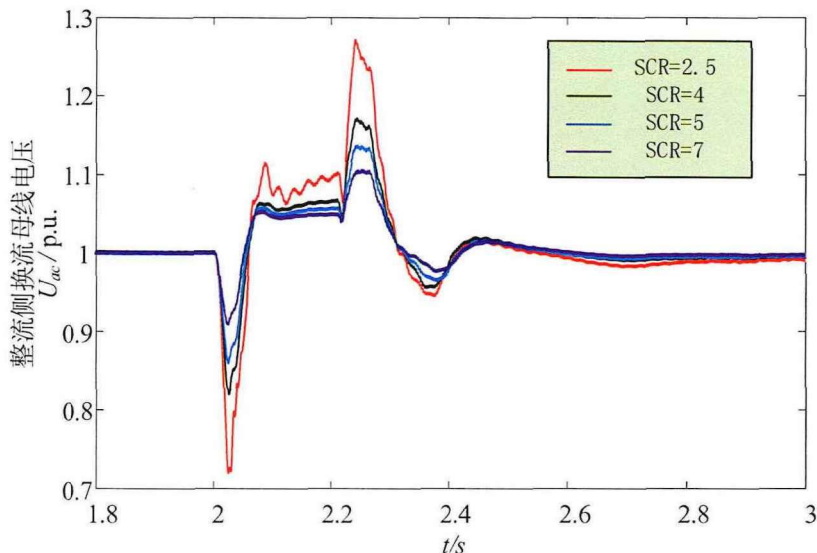


图 2-11 短路比对过电压水平的影响

由图 2-11 可知，随着短路比降低，过电压水平升高，短路容量与短路比呈现正相关性，因此当短路容量较低时，系统的过电压水平同样升高。从图中也可看出，当短路比处于较低水平时，系统稳定性下降，在故障持续期间出现电压波动（短路比为 2.5 时的电压波动曲线），波动的电压更易引发送端更大范围的连锁故障。

2) 风电渗透率对过电压的影响分析

表 2-1 不同风电渗透率下过电压水平

风电渗透率	过电压峰值
30%	1.2954
40%	1.3104
50%	1.3219
60%	1.3381

由图 2-12 及表 2-1，随着风电渗透率提升，常规能源出力减少，过电压峰值将随着风电渗透率的提高而提高，与前述理论分析规律一致，且换相失败后的电压变化幅度更大。随着渗透率的上升，系统稳定裕度下降，但过电压持续时间基本不变^[48]。

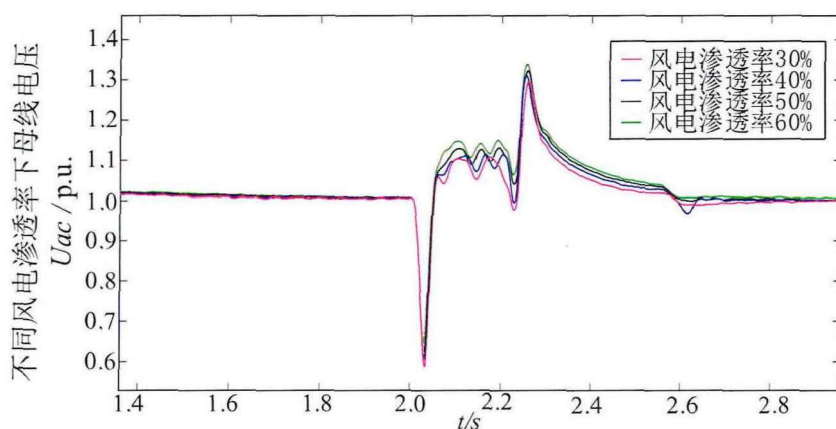


图 2-12 风电渗透率对过电压水平的影响

3) 直流输送水平对过电压的影响分析

直流系统输送的功率越高，整流站需要吸收的无功功率越多，整流站内无功补偿装置容量一般为输送容量的 30%-40%，因此会随着输送容量的增大而增大。根据式(2-13)，增大无功补偿会增大无功冗余量，进而使得过电压水平更为严重。分别设置输送功率为 1.0p.u.、0.9p.u.、0.8p.u.，过电压峰值情况如图 2-13 所示。

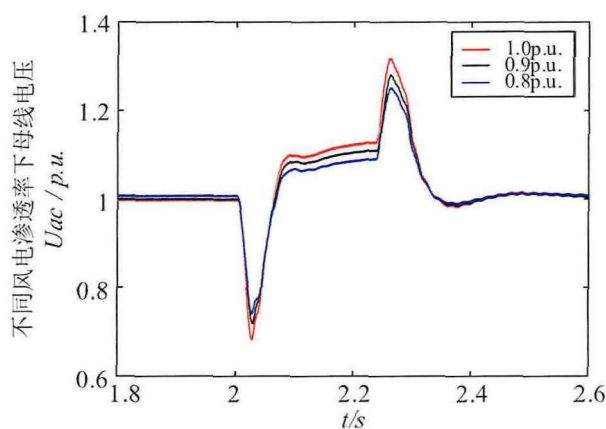


图 2-13 输送功率对过电压水平的影响

2.4 本章小结

本章主要介绍了风电经 LCC-HVDC 送出系统的基本结构、LCC-HVDC 的控制方式，并对过电压机理及其影响因素进行分析，主要结论如下：

1) 换相失败是导致过电压的主要故障，分析讨论了暂态过电压出现至恢复的完整动态过程，明晰了暂态过电压产生的机理为故障恢复阶段，由于故障切除，逆变侧直流电压快速恢复，导致直流电流迅速降低，整流站吸收的无功功率迅速降低，造成整流母线上产生大量无功冗余，造成送端过电压。

2) 对过电压影响因素进行了分析，并通过 CIGRE 标准模型进行仿真验证，

分析了送端交流系统短路容量、短路比以及风机渗透率等因素对过电压的影响。随着风电渗透率的升高，过电压水平升高；随着送端电网短路比的降低，过电压水平升高；随着输送容量的升高，过电压水平升高。

第 3 章 考虑后续换相失败影响及过电压约束的直流电流可行域计算方法

3.1 引言

本章在第 2 章过电压产生机理的基础上, 首先利用仿真模型详细分析了常规 VDCOL 控制环节对过电压抑制及对直流系统稳定性的影响, 并说明了常规 VDCOL 环节不能够灵活适用不同故障工况, 不能同时兼顾后续换相失败抑制与过电压抑制。因此, 需在故障过程中对直流电流进行合理调控。提出考虑后续换相失败约束及送端暂态过电压约束下的直流电流可行域, 并通过仿真验证该可行域的有效性。该直流电流可行域能够充分挖掘直流系统控制潜能, 灵活适应不同故障工况, 为控制环节及控制逻辑优化提供指导意义。

3.2 VDCOL 对换相失败故障下直流系统的影响分析

送端交流系统引发的首次换相失败无法避免, 在故障持续及恢复阶段, 由第 2 章的分析可知, 在整个换相失败及恢复过程中, 若能够减小直流电流 I_d 的下降值或者增大直流电流的上升速度, 可以有效改善整流站的暂态无功特性, 增大整流站对无功冗余量的吸收, 进而改善换相失败持续及恢复过程中由于直流电流下降而引发的过电压问题。同时, 直流电流与关断角呈现相反的变化趋势^[54], 在故障持续阶段及恢复过程中, 若使直流电流保持较高水平或以较快速度恢复, 则会导致关断角降低, 当关断角小于极限关断角 $\gamma_{\min}$ 时, 发生后续换相失败。

在故障持续阶段及故障恢复阶段, 直流电流的运行状态对于系统稳定及过电压抑制起到至关重要的作用。实际工程中, 直流电流受到 VDCOL 环节的控制, VDCOL 拥有四个控制参数, U_{high} 、 U_{low} 为控制环节中直流电压上限值与下限值; I_{high} 、 I_{low} 为输出直流电流指令上限值与下限值。通过更改四个控制参数将直接影响系统恢复情况。本小节利用 CIGRE 模型, 设置逆变侧换流母线处经 0.06H 三相接地, 依次改变 U_{high} 、 U_{low} 、 I_{high} 、 I_{low} , 分析其对直流系统稳定性以及换流母线电压的影响, 其中下标 1 参数小于下标 2 参数, 如 $U_{high1} < U_{high2}$ 。

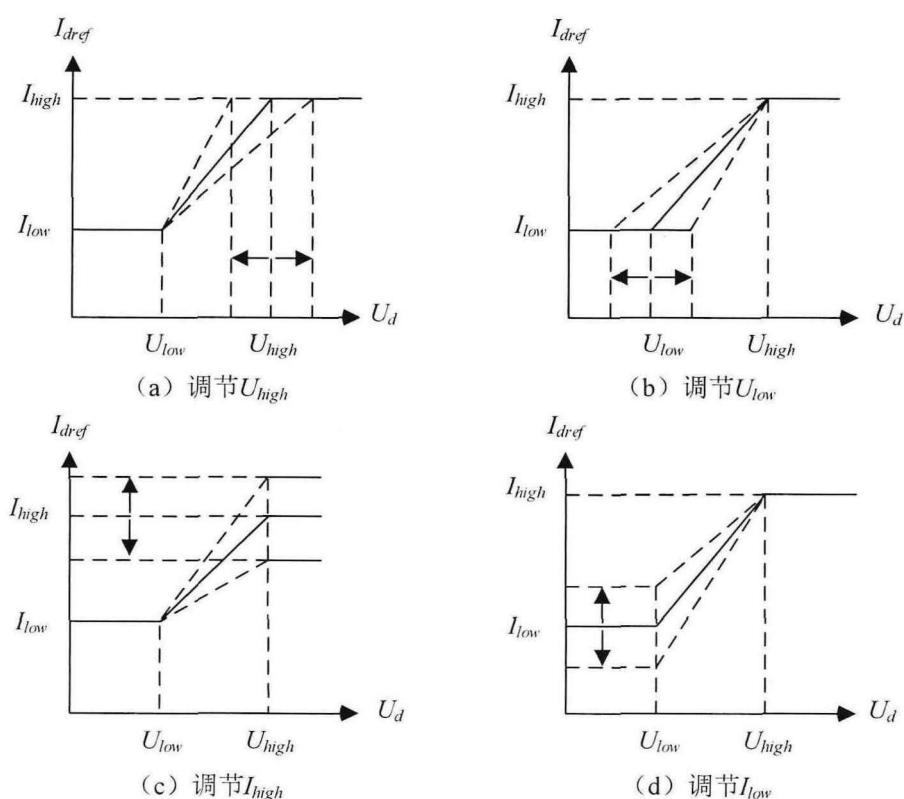
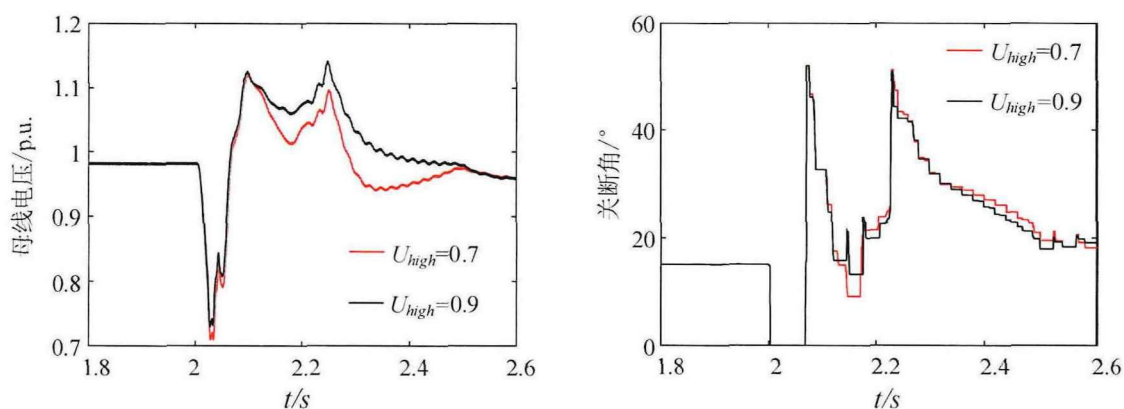


图 3-1 VDCOL 参数特性示意图

1) 调节 VDCOL 电压上限值 U_{high}

U_{high} 是 VDCOL 控制投入与退出的启动信号，设定过高导致控制频繁投入；设定过低则会导致控制投入过晚，直流系统不能及时响应，造成故障严重程度进一步扩大。同时， U_{high} 的大小影响着恢复曲线的斜率，进而影响系统的恢复速度。因此，在设定 U_{high} 时，应同时考虑以上两方面的影响。


 图 3-2 调节 U_{high} 仿真结果

由图 3-2 可知，增大 U_{high} 参数，使得直流电流恢复速度变慢，整流站吸收无功盈余量降低，使得过电压水平略有上升，但关断角曲线也同时上升，降低了发生后续换相失败的风险。

2) 调节 VDCOL 电压下限值 U_{low}

U_{low} 的设定影响着控制环节对故障严重程度的适应性。设定较高时能够在严重故障情况下更快的达到直流电流下限值, 有利于系统稳定, 但过快下降的直流电流降低了换流站的无功需求, 易引起换流母线过电压问题, 同时该值的设定决定了故障清除后直流电流的恢复起点, 设定较低使得直流系统更快的进入恢复过程, 有利于直流功率的恢复。

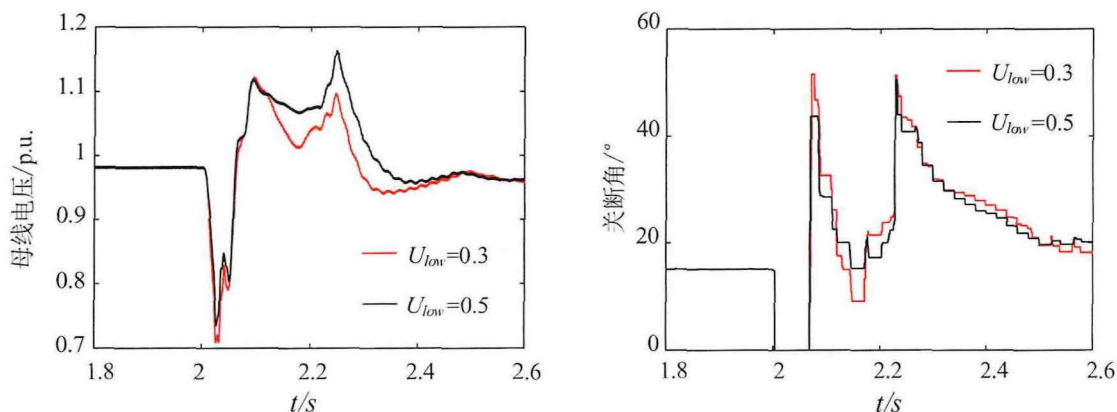
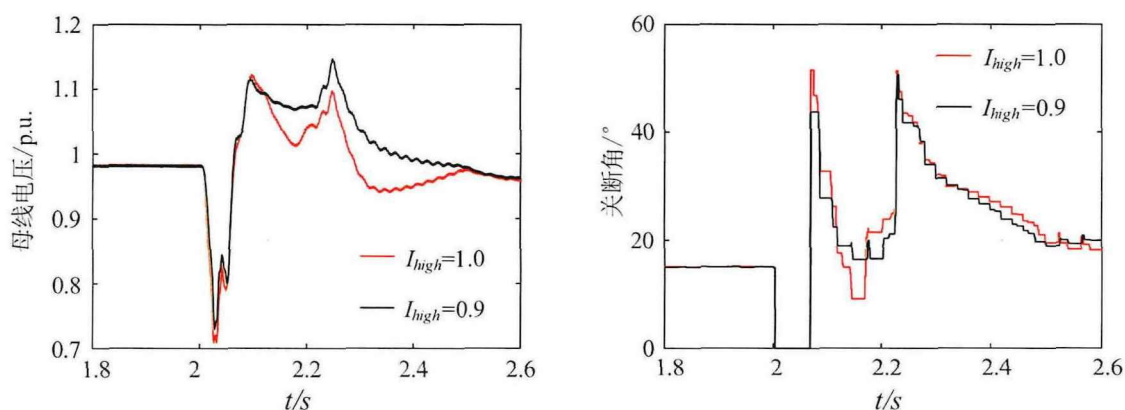


图 3-3 调节 U_{low} 仿真结果

由图 3-3 可知, 增大 U_{low} 参数, 使得直流电流更快到达下限值, 有利于系统稳定, 在图 3-3 中体现为关断角曲线上移, 但过快到达下限的直流电流也使得过电压水平升高, 不利于对过电压的抑制。

3) 调节 VDCOL 直流电流上限值 I_{high}

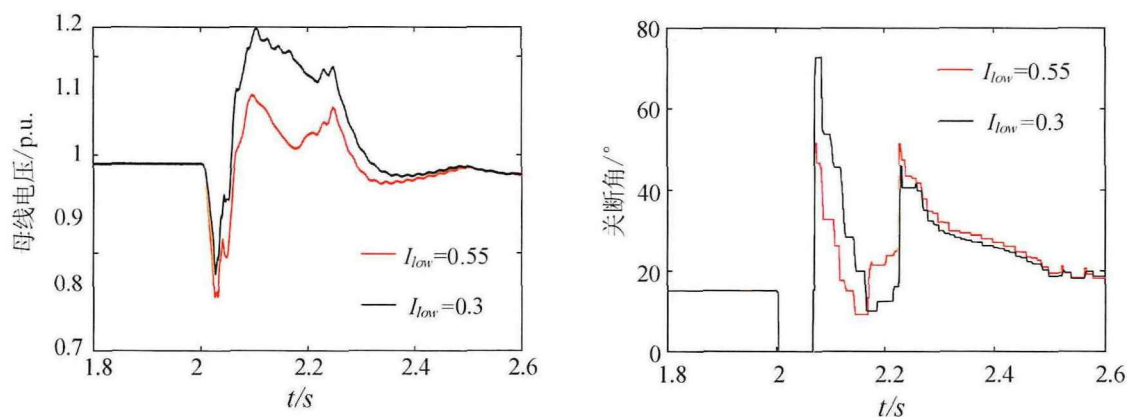
I_{high} 的设定影响系统稳态运行时直流电流的大小, 同时该值的大小通过影响恢复曲线的斜率进而影响直流电流在故障期间的恢复速度。当 I_{high} 设定较高时, 将会加速直流电流的恢复, 有利于直流功率的快速恢复, 但过快的直流电流恢复可能会导致交流母线处的低电压问题; 当 I_{high} 设定较低时, 恢复相同电压时对应恢复的直流电流较小, 减缓直流功率恢复速度, 降低了换流站无功需求, 有利于换流母线电压恢复。在工程实际中, VDCOL 输出后的直流电流与上级控制中心下发的直流电流指令值进行比较并输出其较小值, 因此多将额定值作为设定值使用。

图 3-4 调节 I_{high} 仿真结果

由图 3-4 可知，降低 I_{high} 参数，降低了直流电流恢复速度，使得过电压水平略有上升，关断角曲线上升，降低了系统发生后续失败风险。

4) 调节 VDCOL 直流电流下限值 I_{low}

I_{low} 代表着系统故障期间及恢复初期，系统维持的直流电流水平。该参数的设定十分关键，设定较低有利于故障期间系统稳定，但会导致故障切除后直流系统以较低水平恢复，不利于直流系统的功率恢复，同时减小换流站对无功功率的吸收，易引起换流母线过电压问题；设定较高使得直流系统在故障期间仍保持较高水平直流电流且在故障恢复初期以较高直流电流水平恢复，有利于直流系统功率恢复，但容易引起直流系统多次换相失败。

图 3-5 调节 I_{low} 仿真结果

由图 3-4 可知，调节 I_{low} 参数对过电压影响效果最为明显，该值决定了在故障期间直流电流的最小值以及故障切除时直流电流恢复初始水平，降低该参数使得过电压水平明显升高，但同时也降低了后续换相失败风险。

5) 保持参数不变，更改故障严重程度

由图 3-6 可知，当发生不同严重程度的故障，固定参数的 VDCOL 环节不能够很好的适应，使得整流侧换流母线电压大幅上升，且直流系统本身发生多次

换相失败，使得母线电压也产生剧烈波动，增大风电脱网风险。

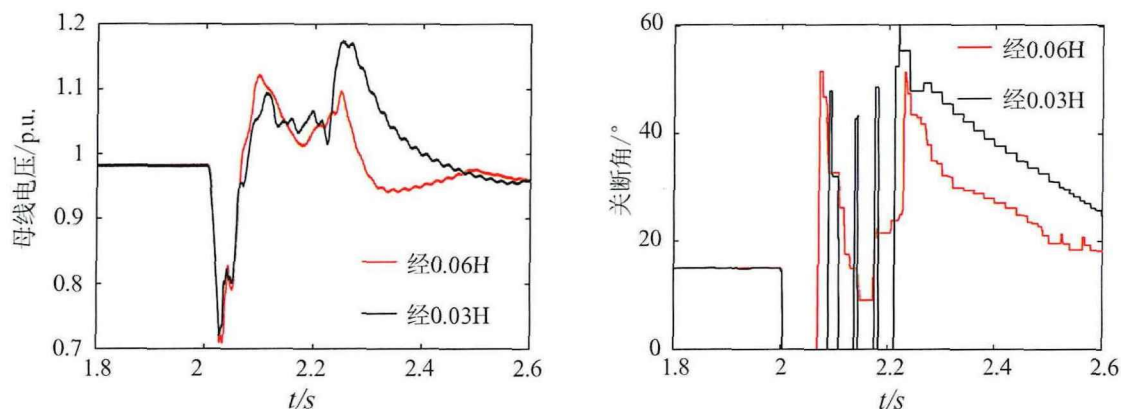


图 3-6 更改故障严重程度仿真结果

由上述分析可知，VDCOL 环节控制参数的设定影响直流电流在故障期间的变化特性进而影响直流系统发生后续换相失败的风险及整流站交流母线过电压幅值，由图 3-4 与图 3-5 也可看出直流电流对过电压抑制与后续换相失败抑制的效果是相反的，若要使得过电压水平降低，需要增大直流电流或加快直流电流恢复速度，该过程会增加后续换相失败风险；若要保证直流系统不发生后续换相失败，需降低直流电流或减缓直流电流恢复速度，该过程会增大过电压幅值，因此在换相失败持续及恢复阶段，合理对直流电流进行限制是十分重要的。同时，由图 3-6 可知，VDCOL 环节采用固定参数，不能很好的适用于不同的故障类型及故障严重程度。因此，需要综合考虑换流母线过电压约束及直流系统后续换相失败约束，形成能够适应不同故障工况的直流电流可行域。

3.3 考虑后续换相失败约束的直流电流可行区间

3.3.1 基于临界换相面积的后续换相失败机理

临界换相面积从物理本质上反应了换相失败发生原因，能够清晰表明换相失败是否发生与直流电流、关断角、触发角等电气量的关系。因此本节利用临界换相面积理论对直流电流上限进行约束。由换相过程可知，各角度关系之间满足如下表达式

$$\begin{cases} \alpha + \beta = \pi \\ \mu + \gamma = \beta \end{cases} \quad (3-1)$$

其中， α 为逆变侧触发角， β 为逆变侧超前触发角， γ 为关断角， μ 为换相重叠角。

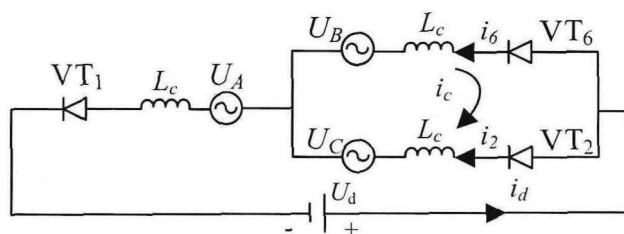


图 3-7 换相过程等效电路图

由换相过程电路图可知，其满足基尔霍夫定律：

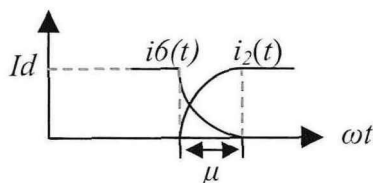
$$e_c + L_c \frac{di_2(t)}{dt} = e_b + L_c \frac{di_6(t)}{dt} \quad (3-2)$$

将式(3-2)中的相电压表示为线电压可得

$$L_c \frac{di_2}{dt} - L_c \frac{di_6}{dt} = \sqrt{2}U_L \sin(\omega t) \quad (3-3)$$

其中， U_L 为换相线电压有效值。

由此可知，换相过程开始于 $t = (\pi - \beta) / \omega$ 时刻，结束于 $t = (\pi - \gamma) / \omega$ 时刻。


 图 3-8 阀 V_6 换相至阀 V_2 时阀电流变化过程

导通状态转变过程中，阀电流的关系如图 3-8 所示，则有

$$\begin{cases} i_6(\frac{\pi - \beta}{\omega}) = I_d, i_2(\frac{\pi - \beta}{\omega}) = 0 \\ i_6(\frac{\pi - \gamma}{\omega}) = 0, i_2(\frac{\pi - \gamma}{\omega}) = I_d \end{cases} \quad (3-4)$$

在换相过程中对式(3-3)左侧进行积分，可得

$$\int_{\frac{\pi - \beta}{\omega}}^{\frac{\pi - \gamma}{\omega}} (L_c \frac{di_2}{dt} - L_c \frac{di_6}{dt}) = 2L_c I_d \quad (3-5)$$

由式 (3-5) 可知，当直流电流为恒定值时，式(3-5)为一定值，即为在正常运行状态下满足直流系统换相需求面积的临界值，定义其为换相面积需求量 S_{need} ，该面积需求量表证的物理含义为阀 6 至阀 2 换相过程中，在阀臂电感上建立磁链并进行转移时所需的外部输入能量。

对式(3-3)右侧在换相阶段进行积分，有

$$\int_{\frac{\pi - \beta}{\omega}}^{\frac{\pi - \gamma}{\omega}} \sqrt{2}U_L \sin \omega t dt = \frac{\sqrt{2}U_L}{\omega} (\cos \gamma - \cos \beta) \quad (3-6)$$

定义上式为换相面积提供量 S_{supply} 。换相面积提供量的物理含义为换流母线

电压在阀臂电感建立起的磁链所储存的能量，换流阀的实际换相面积即为换相面积提供量。当换相面积提供量大于换相面积需求量时，系统能够正常换相；若换相面积提供量小于换相面积需求量时，认为晶闸管承受反向电压时间过短，不能够完全关断，系统发生换相失败。

换相电压与时间轴围成的面积和各角度关系表示为图 3-9 所示，其中 S_μ 为换相面积， S_γ 为关断面积，对应晶闸管恢复阻断能力的过程^[55]。当逆变侧交流系统发生故障时，电压降低，无法在正常换向时间内完成换相，延长换相时间，压缩关断时间，造成关断面积减小，换相失败。

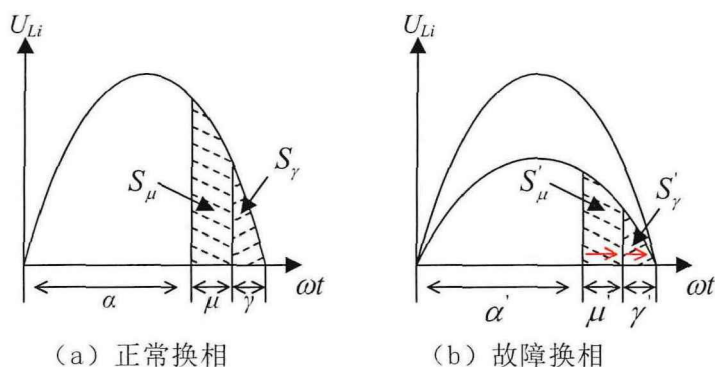


图 3-9 换相面积示意图

对于式(3-6)，关断角 γ 的取值存在下限，在工程实际中，晶闸管换相所需的最小关断时间大约为 $400\mu\text{s}$ ，电角度为 7.2° ^[56]，因此将最小关断角取为 $\gamma_{\min}=7.2^\circ$ ，则最大换相面积提供量为

$$\int_{\frac{\pi-\beta}{\omega}}^{\frac{\pi-\gamma_{\min}}{\omega}} \sqrt{2}U_L \sin \omega t dt = \frac{\sqrt{2}U_L}{\omega} (\cos \gamma_{\min} - \cos \beta) \quad (3-7)$$

由以上分析可知，在故障切除时的直流换相过程中，存在直流电流、超前触发角和换相电压这三个变量。故障切除前直流电流过大、超前触发角过小以及故障切除后换相电压上升缓慢时造成故障切除时换相失败的本质原因。因此，交流故障的故障类型、故障持续时间、故障地点以及系统控制参数的差异均会间接影响这三个直接变量，进而影响故障切除时的换相失败发生可能性。

综上，临界换相面积理论证明了换流母线电压、直流电流、逆变侧触发角、逆变侧关断角之间的耦合关系，为恢复过程中考虑后续换相失败的直流电流约束曲线确定奠定了理论基础。

3.3.2 后续换相失败约束下的直流电流可行区间求解

定义换相能力 S_H ：

$$S_H = S_{\text{supply}} - S_{\text{need}} \quad (3-8)$$

当 $S_H > 0$ 时，表明换相提供面积大于换相需求面积，直流系统可以正常换相，

不会引发后续换相失败；当 $S_H < 0$ 时，表明换相需求面积大于换相提供面积，直流系统不能进行正常换相，发生后续换相失败。因此，以 $S_H = 0$ 为边界，求取故障持续阶段及恢复阶段的直流电流临界值。令 $S_H = 0$ ，有

$$I_{d\max} = \frac{\sqrt{2}E(\cos\gamma_{\min} - \cos\beta)}{2X_r} \quad (3-9)$$

则在故障持续阶段及恢复阶段的直流电流需小于 $I_{d\max}$ ，有

$$I_d \leq I_{d\max} = \frac{\sqrt{2}E(\cos\gamma_{\min} - \cos\beta)}{2X_r} \quad (3-10)$$

该电流边界值考虑了逆变侧交流母线电压及超前触发角的变化，求得的电流值保证了最小关断面积不受挤压。需要注意的是，换相面积理论是在换相周期内假设电流不变的积分值，该边界电流计算过程则将换相周期积分结果数学计算转化为保证关断角不小于 7.2° 时的临界电流瞬时值，因此短时的直流电流越过该边界曲线可能不会引发后续换相失败故障，同时也说明当直流电流完全运行于该边界曲线下时，在故障持续期间及恢复阶段，不会引起换相失败。

利用文献[57]中换相能力指标 S_{CCI} 对该边界电流计算方法进行检验。换相能力指标 S_{CCI} 反映了换相电压、触发角、直流电流三个换相影响因素的制约关系，从能量的角度说明了换相失败现象发生的本质^[58]，换相能力指标 S_{CCI} 如式(3-11)所示：

$$S_{CCI} = \sqrt{2}(U_L + \Delta U_L)(\cos\gamma_0 + \cos\alpha) - 2X_c(I_d + \Delta I_d) \quad (3-11)$$

其中 ΔU_L 和 ΔI_d 为考虑换相见交流电压和直流变化的修正量，使得该指标能够更加精确判断是否发生换相失败故障。当 $S_{CCI} > 0$ 时，不会发生换相失败；当 $S_{CCI} < 0$ 时，将会发生换相失败。

在 PSCAD 中利用 CIGRE 模型搭建换相能力指标 S_{CCI} 计算过程，并将根据式(3-10)计算出的直流电流值带入 S_{CCI} 进行计算，计算结果如图 3-10 所示。

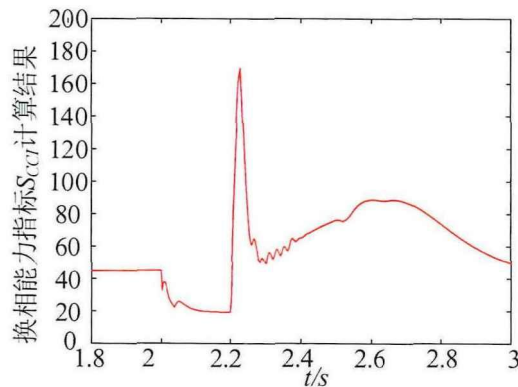


图 3-10 换相能力指标 S_{CCI} 计算结果

由图 3-10 可知，根据式(3-10)计算得到的直流电流值能够始终保证 $S_{CCI} > 0$ ，

即直流系统不会发生后续换相失败。通过对故障持续及故障恢复阶段直流电流的控制进一步说明该电流约束曲线的正确性。

设置 CIGRE 模型逆变侧换流母线设置三相短路经 0.01H 电抗接地，故障发生时间 2.0s ，故障持续时间 0.3s 。调整故障期间 VDCOL 输出的直流电流指令值，比较直流电流越过约束曲线及未越过约束曲线时关断角的变化。

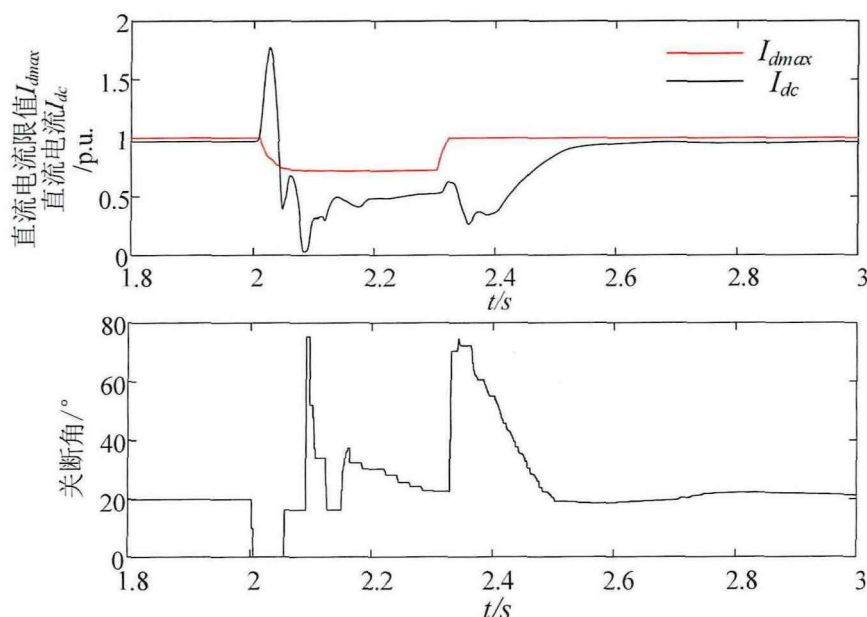


图 3-11 未超过电流限制时关断角曲线

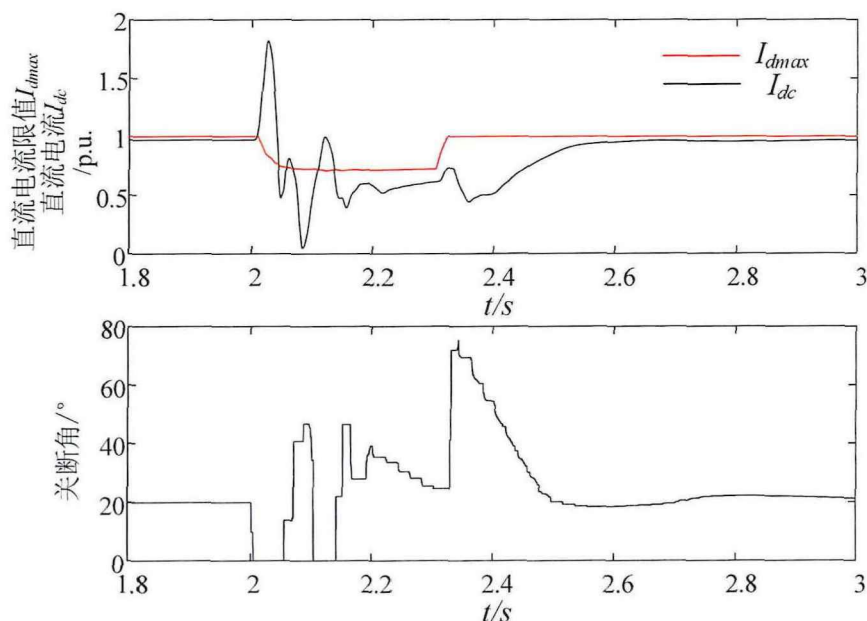


图 3-12 超过电流限制时关断角曲线

如图 3-11 和图 3-12 所示，首次换相失败后，直流系统开始恢复正常换相，当直流电流在故障持续期间越过约束曲线时，由关断角曲线可知，将会发生连

续的换相失败。通过更改电流指令值，令故障期间电流保持在约束曲线下运行，则不会引起后续换相失败，有利于系统恢复正常换相，在故障切除后迅速回升至稳定运行点。

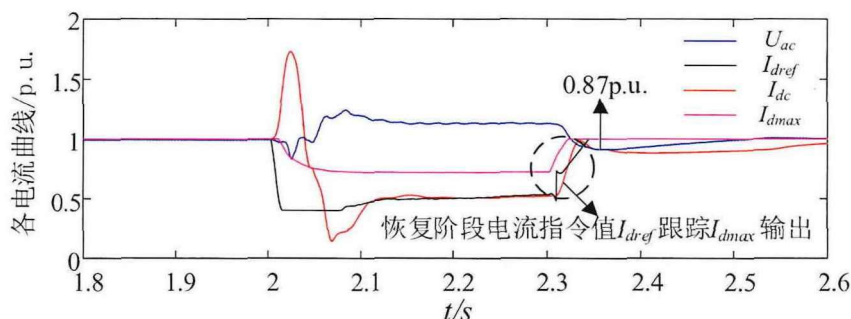


图 3-13 加快电流恢复可能带来的低电压问题

当换相失败发生时，故障类型及故障严重程度不同，换相失败临界电流曲线与 VDCOL 输出的电流指令值曲线存在一定差值，当临界电流曲线大于 VDCOL 输出的电流指令值曲线时，可根据二者差值适当提升电流指令值，有利于加快直流功率的恢复，抑制送端过电压峰值。但同时需要注意的是，因为恢复阶段逆变侧交流电压回复较快，根据式 (3-10) 约束曲线也上升较快，若按照约束曲线恢复速度进行直流电流控制会导致直流电流恢复过快，如图 3-13 为在恢复阶段将电流指令值 I_{dref} 跟踪 I_{dmax} 输出，过快的电流增长会造成送端换流母线在恢复阶段存在低电压的风险。

3.4 考虑过电压约束的直流电流可行区间

3.4.1 过电压约束下的直流电流可行区间求解

换相失败导致的送端母线过电压会影响送端近区风场的稳定运行，当送端过电压超过 1.3p.u.时，极易导致风机的大面积脱网，影响风电的大规模送出与利用。因此，需要在换相失败持续阶段与恢复阶段中，考虑过电压抑制约束，力求在该过程中，通过控制直流电流的大小，将送端换流母线过电压水平抑制在 1.3p.u.以下。

由第二章的分析可知，系统的无功冗余导致了送端过电压产生，将直流系统及受端交流系统统一看作送端系统的无功负荷，在受端发生故障引发换相失败时，送端系统未发生任何故障，仅仅是无功负荷发生了变化，进而导致了过电压的产生，等效系统如图 3-14 所示

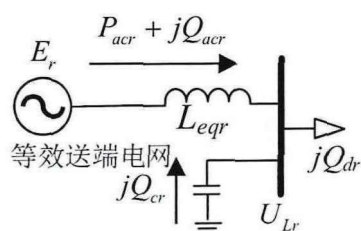


图 3-14 过电压约束下的等效系统

在正常运行情况下，系统无功平衡，有

$$Q_{acr} + Q_{cr} = Q_{dr} \quad (3-12)$$

等效电源电压与换流母线的电压差值可表示为（忽略横分量）：

$$\Delta U = \frac{Q_{acr} X}{E_r} = E_r - U_{Lr} \quad (3-13)$$

其中， P_{acr} 和 Q_{acr} 为交流系统送出有功、无功功率， Q_{cr} 为整流站无功补偿装置送出无功功率， X_r 为交流系统等效电抗。

当受端故障引发直流换相失败时，等效无功负荷减少，此时仍然满足无功平衡，且送端换流母线电压上升至 1.3p.u.，有：

$$Q'_{acr} + Q'_{cr} = Q'_{dr} \quad (3-14)$$

其中 Q'_{ac} 、 Q'_{cr} 、 Q'_{dr} 分别为换相失败状态下送端系统送出无功、整流站无功补偿装置送出无功以及整流站吸收的无功，三者的具体表达式如下：

$$\begin{cases} Q'_{acr} = \frac{(E_r - 1.3U_{Lr})E_r}{X_r} \\ Q'_{cr} = 1.3^2 Q_{crN} \\ Q'_{dr} = I_d \sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}'^2} \end{cases} \quad (3-15)$$

此时整流站吸收的无功为最小临界无功吸收量，定义其为 Q_{dr-min} ，当整流站吸收无功小于 Q_{dr-min} 时，送端换流母线过电压水平超过 1.3p.u.，其对应的直流电流为最小直流电流 I_{dmin} ， I_{dmin} 表达式如式（3-16）

$$I_{dmin} \geq \frac{\frac{(E_r - 1.3U_{Lr})E_r}{X_r} + 1.3^2 Q_{crN}}{\sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}'^2}} \quad (3-16)$$

其中 U_{dr}' 为实测的直流电压。由式(3-16)可知， I_{dmin} 与交流系统等效电抗、交流系统等效电源电压以及整流站无功补偿容量相关，无功补偿装置容量较为固定，交流系统等效电抗及电压代表了交流系统短路比。

3.4.2 电流边界曲线验证及影响因素分析

在 PSCAD 中利用 CIGRE 模型对上节求得的 I_{dmin} 的准确性进行验证。

按照式(3-16)搭建边界电流计算过程，并将各固定数值带入，故障工况设置为：系统稳定运行 2.0s，逆变侧换流母线处设置三相短路接地故障，故障持续时间 0.5s，仿真结果如图 3-15 和图 3-16 所示。

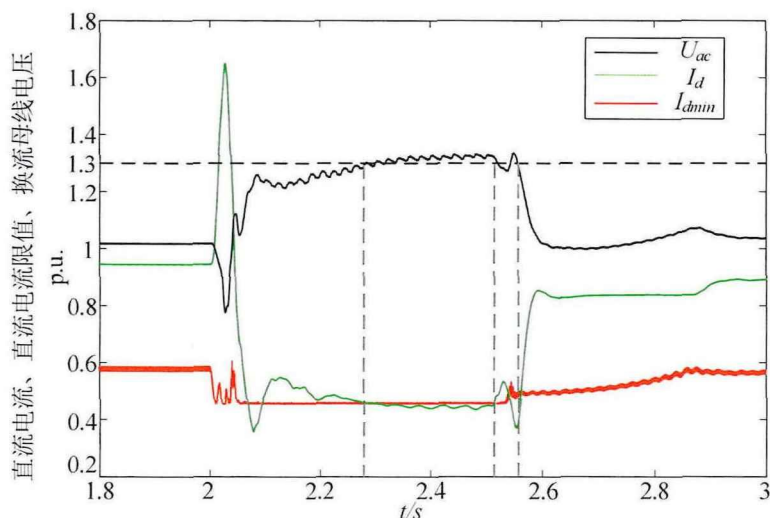


图 3-15 直流电流边界运行时换流母线电压运行曲线

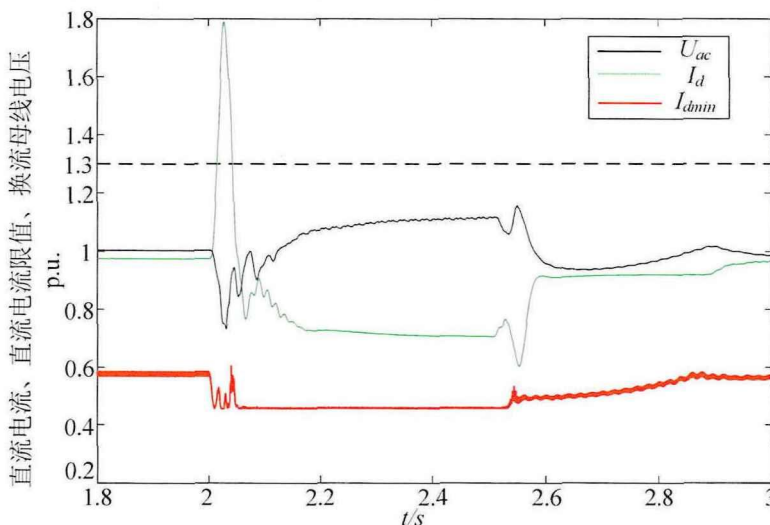


图 3-16 直流电流限值内运行时换流母线电压运行曲线

由图 3-15 和图 3-16 可知，当直流电流运行区间位于 I_{dmin} 曲线之下时，在故障持续阶段及故障清除阶段，交流母线过电压水平超过 1.3p.u.。随着直流电流的逐步增大，交流母线过电压水平逐渐降低至 1.3p.u.以下，直流电流曲线与 I_{dmin} 曲线的交点意味着此时的过电压水平刚好达到 1.3p.u.，如图中虚线位置所示。当直流电流运行于该曲线上时，整流侧换流母线电压则始终位于 1.3p.u.以下，有利于风电场在故障期间及故障恢复阶段保持运行。

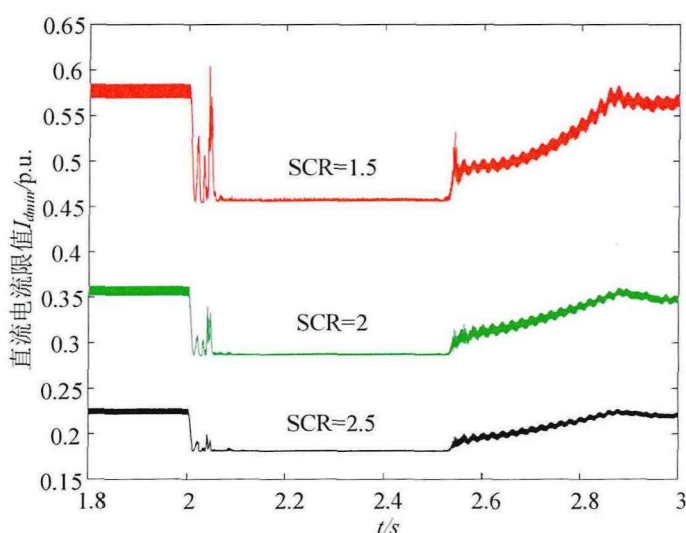


图 3-17 送端短路比对 I_{d-min} 的影响

由式(3-16)，进一步考虑送端交流系统短路比对 I_{dmin} 曲线的影响，更改送端系统短路比，设置同样故障类型，得到仿真结果如图 3-17 所示，由图可知，随着交流系统短路比降低， I_{dmin} 曲线上移，意味着此时整流站需要吸收更多的无功功率才能将过电压水平抑制到 1.3p.u.以下，该过程与第二章过电压影响因素分析相符合，当交流系统短路比降低，过电压水平升高，整流站吸收功率增大， I_{dmin} 变大。

3.5 考虑后续换相失败及过电压约束的直流电流可行域

由 3.3 节及 3.4 节，形成考虑后续换相失败及过电压约束的直流电流可行域，该可行域上限受后续换相失败曲线 I_{dmax} 约束，当直流电流大于该曲线运行时，将可能会引发故障持续期间及恢复节段的后续换相失败；可行域下限受过电压曲线 I_{dmin} 约束，当直流电流小于该曲线运行时，将会导致送端换流母线过电压峰值超过 1.3p.u.。

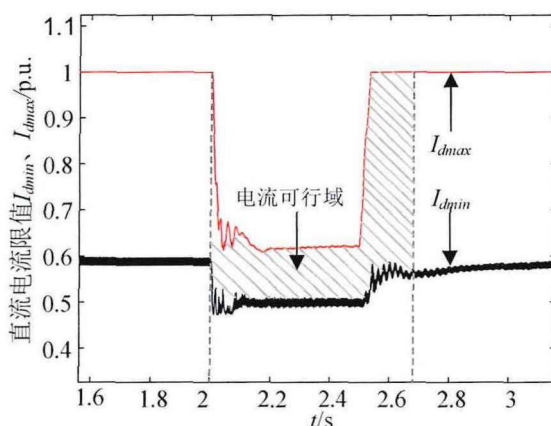


图 3-18 全部可行区间示意图

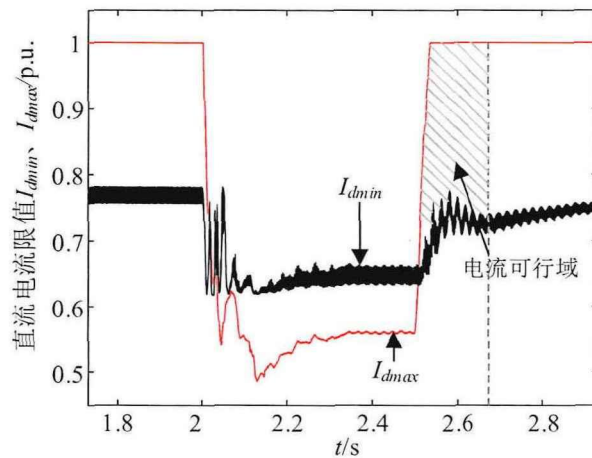
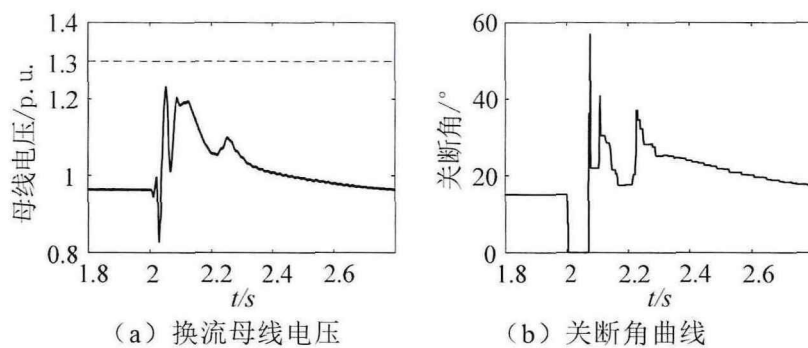


图 3-19 部分可行区间示意图

当 $I_{dmax} > I_{dmin}$ 时，如图 3-18 所示，该可行域全部存在，此时应控制直流电流运行在该可行域内；当 $I_{dmax} < I_{dmin}$ 时，如图 3-19 所示，该可行域部分存在，说明该故障水平较为严重，逆变侧换流母线电压下跌过大或整流侧换流母线过电压水平过高，超过直流系统调控上限，在故障持续阶段及恢复阶段仅依靠直流系统无法兼顾过电压抑制与直流稳定性，此时应优先保证直流系统稳定性，以 I_{dmax} 为电流上限约束，防止后续换相失败对直流电网及交流电网造成剧烈冲击，过电压问题则需要与风电场站或与无功装置的投切进行配合抑制。

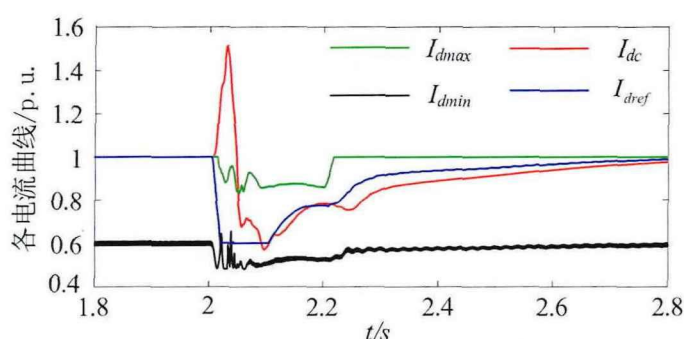
进一步利用仿真详细说明以上两种电流可行域存在的情况。

当直流电流存在全部可行域时，在故障持续及恢复阶段，保证直流电流在可行域内运行即可在抑制过电压的同时保证直流系统稳定性，使得直流系统在故障持续期间仍能保持一定功率输送，在故障切除后能够快速恢复至额定功率输送，如图 3-20 所示。



(a) 换流母线电压

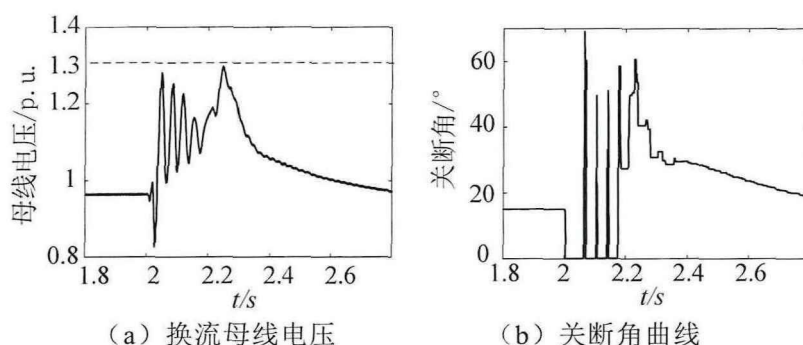
(b) 关断角曲线



(c) 直流电流、直流电流指令值、过电压约束曲线、后续换相失败约束曲线

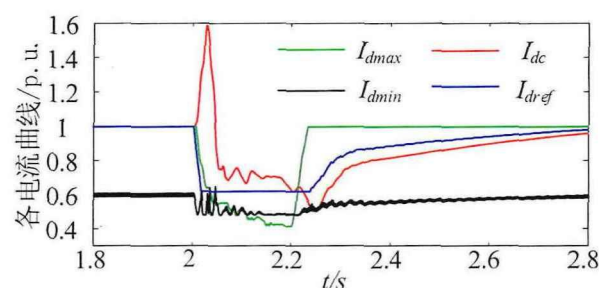
图 3-20 直流电流运行于全部可行域时各电气量

当在故障持续阶段，因故障类型及严重程度，导致 I_{dmax} 较低，有 $I_{dmax} < I_{dmin}$ ，此时存在部分直流电流可行域，若按照常规 VDCOL 恢复或按照过电压约束曲线恢复，会引起直流系统的多次换相失败，如图 3-21 所示，多次的换相失败将会造成换流母线电压多次波动，对系统造成较大冲击，易引起风机的大范围脱网，不利于系统的恢复。



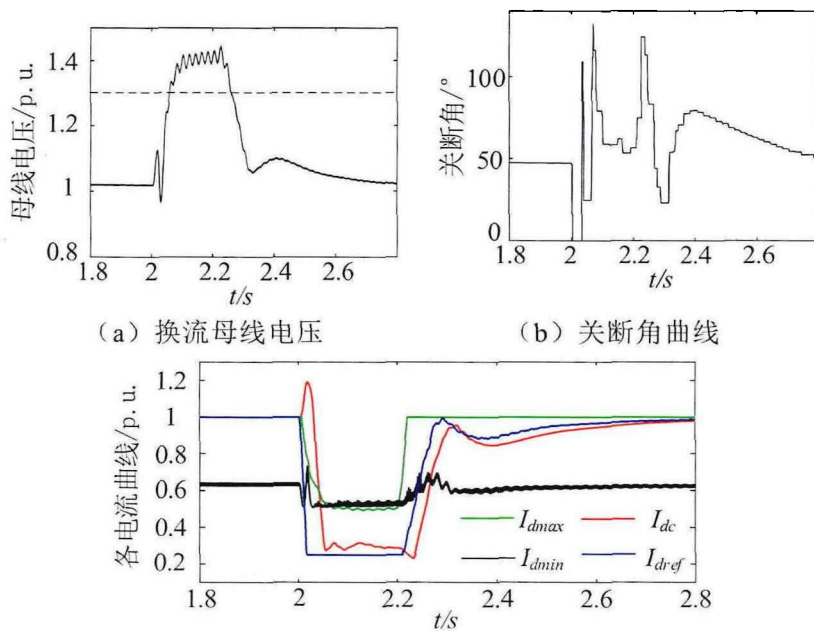
(a) 换流母线电压

(b) 关断角曲线



(c) 直流电流、直流电流指令值、过电压约束曲线、后续换相失败约束曲线

图 3-21 部分可行域存在且直流电流以过电压约束曲线运行时各电气量



(c) 直流电流、直流电流指令值、过电压约束曲线、后续换相失败约束曲线

图 3-22 部分可行域存在且直流电流以后续换相失败约束曲线运行时各电气量

若降低故障期间的直流电流，使其低于后续换相失败约束曲线运行，则在首次换相失败后，直流系统恢复正常换相，但较低的直流电流会导致整流站吸收的无功降低，使得过电压水平超过 1.3p.u. ，同时因在故障持续期间保持过低的直流电流，则在故障切除时直流电流以较低水平开始恢复，同样会助增过电压水平，不利于直流系统恢复。

3.6 本章小结

本章针对换相失败故障下，直流电流控制参数对直流系统稳定性及整流侧换流母线电压的影响效果进行分析，并进一步分析直流系统参与过电压调控能力，主要结论如下：

1) 分析了常规 VDCOL 参数变化对直流系统稳定性及整流侧换流母线电压的影响，论证了直流电流大小对直流系统稳定性和换流母线过电压水平调节效果的矛盾性，直流电流维持在较高水平或以较快速度恢复时，有利于对整流侧换流母线过电压的抑制，但会增大后续换相失败风险；直流电流维持在较低水平或以较慢速度恢复时，会降低后续换相失败风险，但对换流母线过电压抑制效果变差。同时利用仿真证明了固定参数的 VDCOL 环节不能灵活适应不同故障。

2) 基于传统 VDCOL 的不足，综合考虑过电压抑制约束与后续换相失败约束对直流电流运行区间进行限制：首先采用换相面积理论，推导了在故障持续

阶段及恢复阶段引起换相失败的临界电流曲线 I_{dmax} 并进行了仿真验证，证明在该曲线以下运行时，不会引起换相失败问题；其次从送端换流母线过电压水平推导过电压约束下的临界电流曲线 I_{dmin} 并进行仿真验证，证明在该曲线以上运行时，不会引起过电压超过 1.3p.u.问题。最后，结合两条临界电流曲线形成了综合考虑后续换相失败约束及过电压抑制约束的直流电流可行域，该可行域根据 I_{dmax} 与 I_{dmin} 的相对大小关系分为两类：存在全部可行域以及存在部分可行域。为换相失败后直流系统电流的控制优化提供了理论依据与优化方向。

第 4 章 双馈风机经 LCC-HVDC 送出系统过电压协同抑制策略

4.1 引言

由 3.2 及 3.3 节的直流系统电流约束分析可知，在换相失败情况下，直流电流存在可行区间，以常规 VDCOL 环节进行控制时，可能会引起过电压或后续换相失败。同时，3.3 小节也说明直流系统对过电压的抑制效果存在上限，超出上限则需要风电场进行协调抑制。本章结合第三章节推导的直流电流可行域，结合双馈风机运行特性，提出过电压协同抑制方案，改善换流母线暂态电压特性，保证风电机组不脱网运行，并通过仿真模型对所提抑制策略进行验证。

4.2 基于直流电流可行域的直流系统控制策略

由第三章分析结论可知，直流系统参与过电压调控能力受到后续换相失败约束影响，根据故障类型及故障严重程度，存在全部可行域和部分可行域，当全部可行域存在时，仅凭直流系统的调节能力即可满足过电压抑制要求。此时直流电流需满足条件如式(4-1)。

$$I_{d\min} < I_{dc} < I_{d\max} \quad (4-1)$$

但当存在部分可行区间时，无法在故障持续期间及故障恢复阶段满足过电压抑制要求，此时需要优先保证直流系统稳定性，使其不受后续换相失败影响，此时直流电流需满足条件：

$$I_{dc} < I_{d\max} \quad (4-2)$$

综上所述，不论直流电流可行域是全部存在还是部分存在，始终存在的约束条件为后续换相失败约束，因此设置直流电流控制方式及启动逻辑如图 4-2 所示：

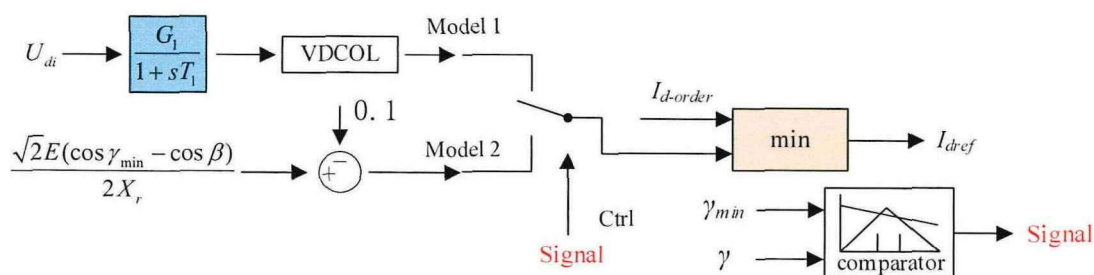


图 4-2 直流电流控制逻辑

在稳态运行情况下，采用常规经 VDCOL 环节的定电流控制 Model 1，当检测到关断角 γ 小于换相失败临界关断角时，控制模式切换为 Model 2，直流电流

指令值由后续换相失败约束曲线计算公式得到，并考虑直流电流在控制过程中的波动性减去 0.1 作为阈值，该阈值的选取可根据工程实际中直流系统控制参数确定。当故障切除后，经延时后控制切换回 Model 1 运行。考虑到如 3.2.2 小节所述情况，当 $I_{dmax} > I_{dmin}$ 且二者相差较大时，恢复阶段过快的直流电流恢复速度可能带来的低电压问题，对控制逻辑进行进一步修改，加入直流电流变化斜率限制，如图 4-3 所示，当 $I_{dmax} - I_{dmin}$ 大于某一限值时，经过大量仿真试验该限值取 0.2，说明此时故障严重程度轻微，过电压水平较低，加入上升斜率限制，斜率的取值可根据输送容量及直流电流额定值的大小进行设定，防止过快的直流电流恢复引起恢复阶段的低电压问题。

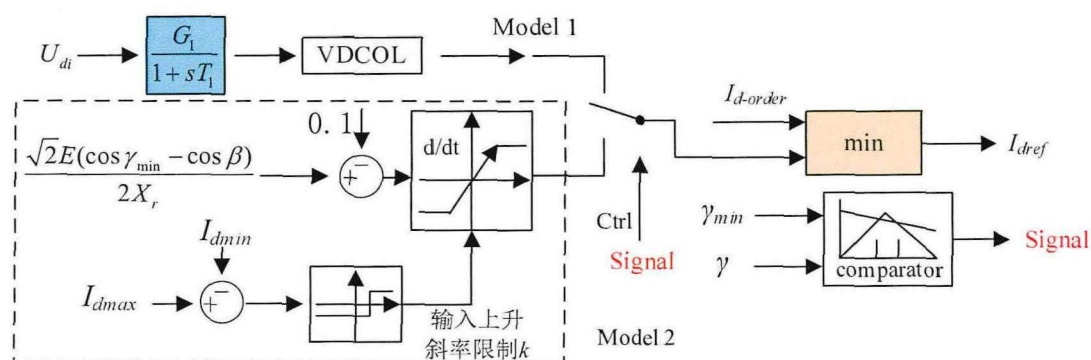


图 4-3 改进直流电流控制逻辑

4.3 双馈风机参与的过电压协同抑制方案

当过电压水平超过直流系统调控能力时，需引入风电机组对过电压进行协同抑制。双馈异步风力发电机技术成熟，具有效率高、适应性和稳定性好以及成本低的优势^[59]，是目前国内风机装机容量占比最高的机型，本节以双馈机型为例，说明风电参与过电压协同抑制方案，对于直驱风机也可用相似的方法整定。

4.3.1 双馈风机控制方式介绍

双馈风机结构如图 4-4 所示，由机械部分、定子、转子和控制系统组成。双馈风机的定子侧与电网直接相连，转子侧通过背靠背变流器接入电网。背靠背变流器靠近电网一侧称为网侧变流器，靠近转子一侧称为机侧变流器，机侧变流器可以调节发电机发出的有功和无功功率，网侧变流器可以调节整个双馈风力发电系统的功率因数，具有灵活的有功和无功功率调节能力。机侧与网侧变流器的结构如图 4-5 和图 4-6 所示。

机侧变流器进行有功功率和电网电压控制，通过最大功率点跟踪控制有功功率输出，通过给定电网电压额定值转化为无功功率给定值实现电网电压控制。网侧变流器有两个作用，一是控制直流电压恒定；二是提供电网所需的无功功率。DFIG 网侧变流器实现直流电压外环和并网电流的内环控制，在恒定直流支撑电压等于设定值的前提下，实现电网电压定向下的 d 、 q 轴正序电流和负序电

流的解耦控制，根据不同的控制目标，实现网侧并网电流的最优控制，通常情况下，为保证变流器的单位功率因数运行，将网侧无功功率指令值设为 0，通过修改网侧无功功率指令值即可灵活调整双馈风机输出无功功率。

4.3.2 双馈风机过电压协同抑制方案

由 3.3 小节可知为抑制过电压在 1.3p.u.水平，整流站需吸收的无功功率计算公式为

$$Q_{dr-\min} = I_{d\min} \sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}'^2} = \frac{(E_r - 1.3U_{Lr})E_r}{X_r} + 1.3^2 Q_{crN} \quad (4-3)$$

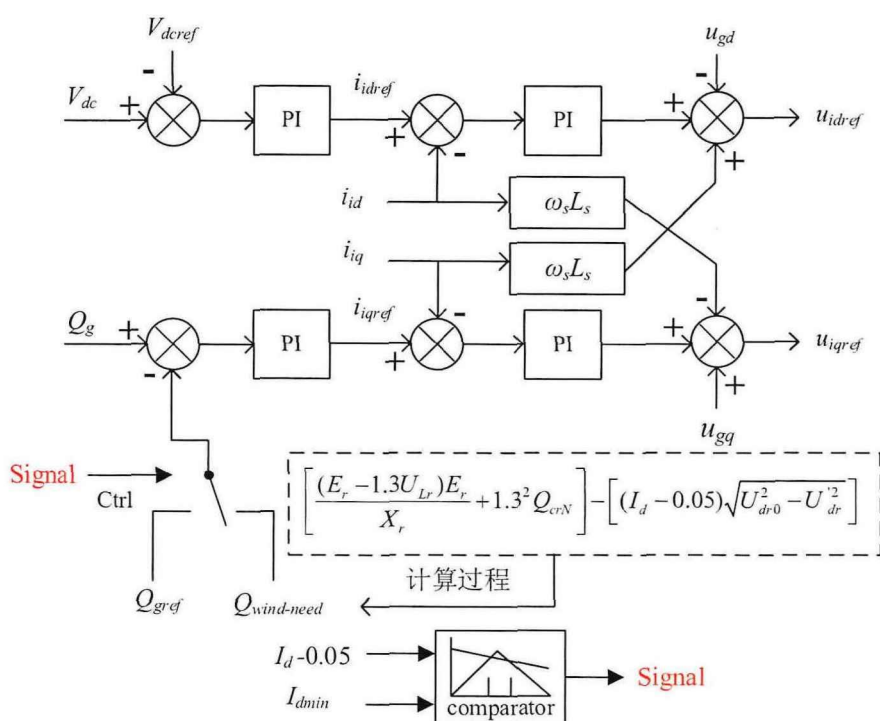
由 4.2 小节直流系统控制策略可知，在当前控制策略下，整流站实际吸收的无功功率计算公式为

$$Q_{dr} = I_d \sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}'^2} \quad (4-4)$$

此时需分配给风电进行吸收的无功冗余量计算公式为

$$\begin{aligned} Q_{wind-need} &= Q_{dr-\min} - Q_{dr} \\ &= I_{d\min} \sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}'^2} - I_d \sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}'^2} \\ &= \left[\frac{(E_r - 1.3U_{Lr})E_r}{X_r} + 1.3^2 Q_{crN} \right] - \left[I_d \sqrt{U_{dr0}^2 - U_{dr}'^2} \right] \end{aligned} \quad (4-5)$$

将计算得到的 $Q_{wind-need}$ 作为风电场站层面指令值，并下发至双馈风机网侧控制中作为网侧无功功率指令值，利用风机进行过电压协同抑制。考虑到过电压抑制需提前投入以及风电机组的快速响应性，因此设置一定启动阈值且该阈值无需设置过大，在经过大量仿真验证后，选取 0.05 叠加在直流电流瞬时值上，实现风电机组的提前启动。双馈风机控制逻辑如图 4-7 所示。



影响，使得风电场站内任一关键节点的电压均能降低，有利于风电机组的稳定运行。

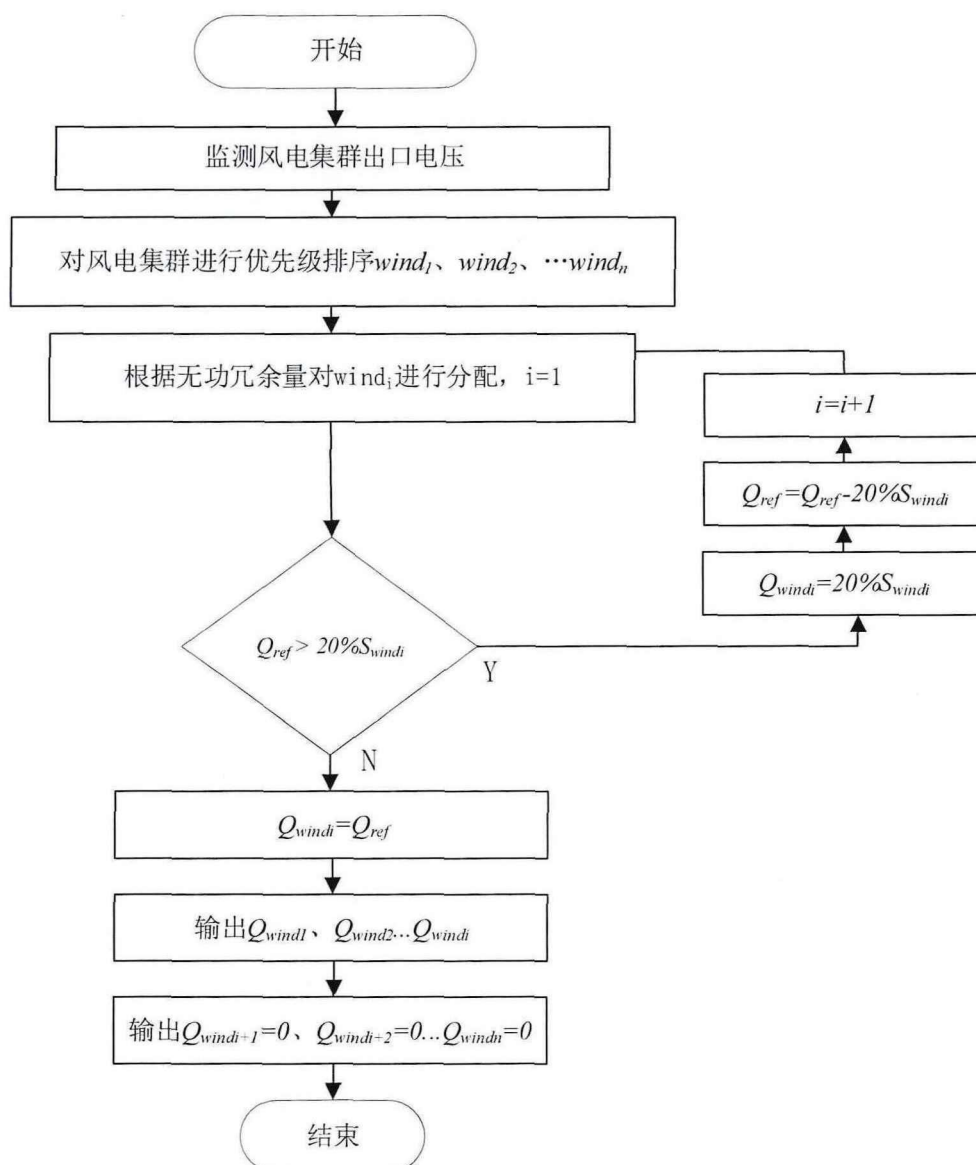


图 4-8 风电集群无功分配方案

4.4 新能源经直流送出系统过电压抑制总体控制策略

将 4.2 小节基于直流电流可行域的直流系统控制方案与 4.3 小节双馈风机参与的过电压协同抑制方案形成完整控制逻辑。当直流系统发生换相失败故障时，利用直流系统优先进行过电压抑制，根据直流电流运行可行域判定依靠直流系统能否在保证直流系统稳定性的前提下将过电压抑制在 1.3p.u.以下，若满足，则进入恢复阶段直流电流上升斜率投入判断，防止过快的直流电流恢复带来的低电压问题。若判定过电压水平超过直流系统调控能力，投入双馈风机控制环

节, 根据式 (4-5) 计算风场无功冗余吸收量, 并根据不同风电集群出口电压相对大小进行优先级排序, 对无功冗余量进行吸收, 进行过电压抑制。完整控制流程如图 4-9 所示。

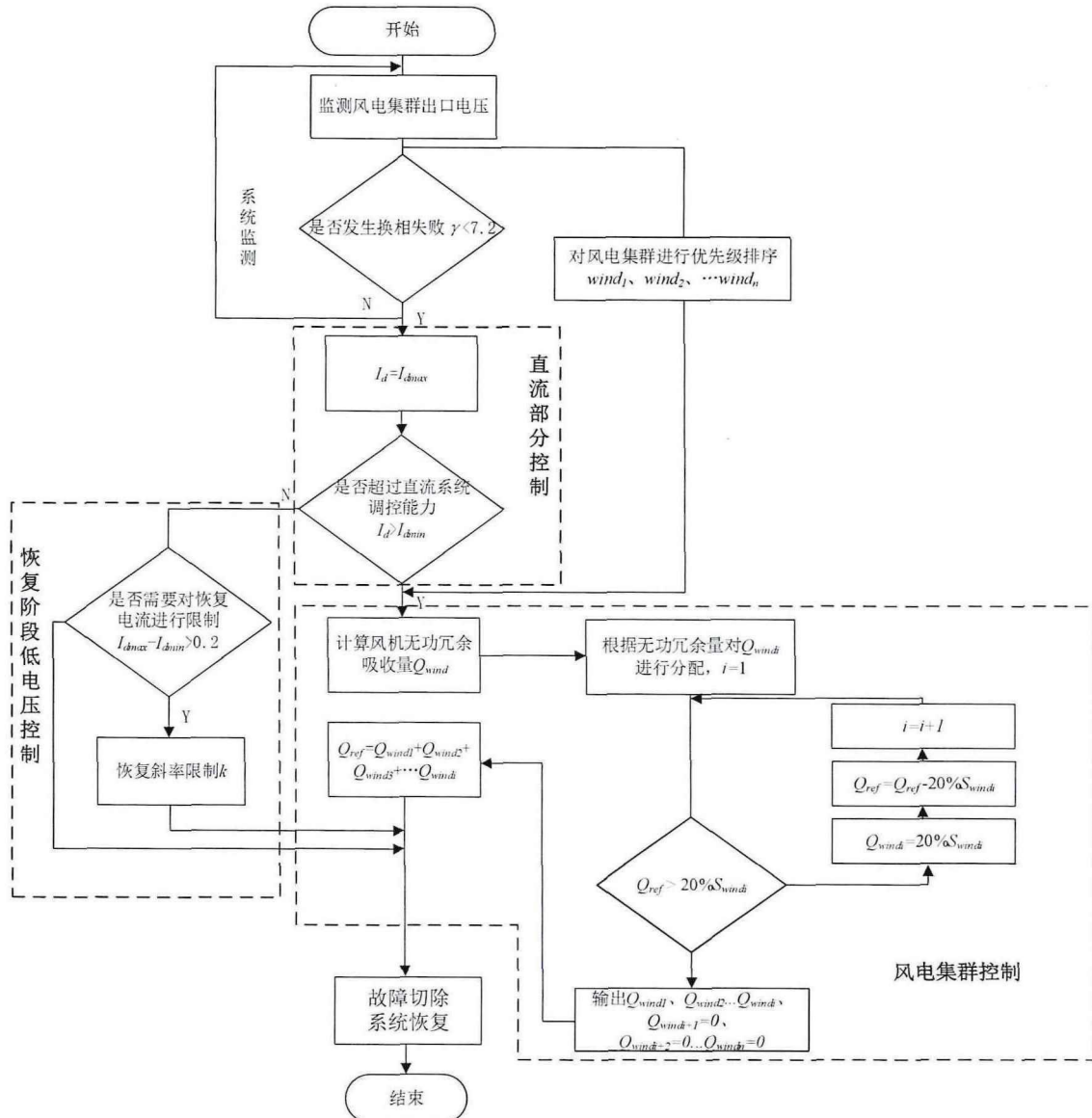


图 4-9 整体过电压抑制策略

4.5 仿真分析

本小节利用 PSCAD 中 CIGRE 模型对控制策略进行验证, 在送端加入等值风场, 风场容量通过风机台数进行修改, 对比不同故障情况下加入控制逻辑与未加入控制逻辑对过电压抑制效果以及对直流系统稳定性的影响。

4.5.1 单相故障情况下协同抑制策略抑制效果

设置逆变侧换流母线经电抗单相短路故障，故障持续时间 0.2s，接地电抗 0.05H。

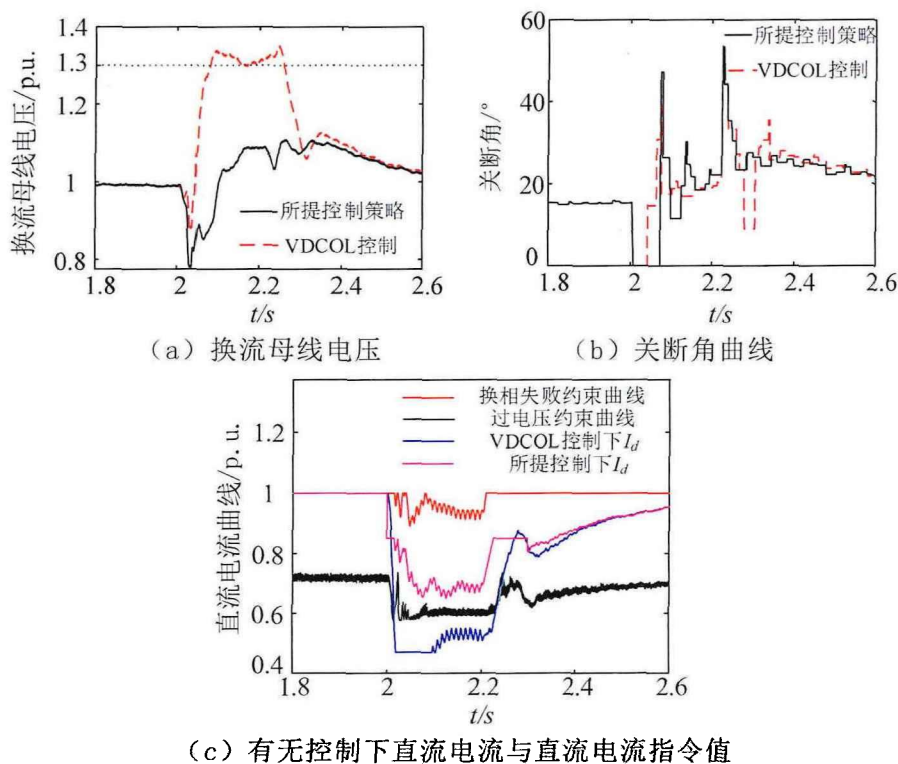


图 4-10 有无控制时各电气量对比

由图 4-10 可知，当单相经阻抗接地故障时，因逆变侧换流母线电压下降较低，因此后续换相失败约束曲线下降程度较轻，常规 VDCOL 环节仍以固定参数进行直流电流调整，使得直流系统无法完全发挥其过电压抑制能力，造成整流侧换流母线电压超过 1.3p.u.。所提控制策略能够根据逆变侧母线电压下降程度进行直流电流灵活调节，不影响对后续换相失败的抵御能力的同时将过电压抑制至 1.3p.u.以下，能够较好达到控制方案预期效果。

4.5.2 三相故障情况下协同抑制策略抑制效果

设置逆变侧换流母线经电抗三相短路故障，故障持续时间 0.2s 通过修改电抗值及不同送端短路比模拟不同故障严重程度及过电压程度。

1) 轻微故障情况下协同抑制策略抑制效果

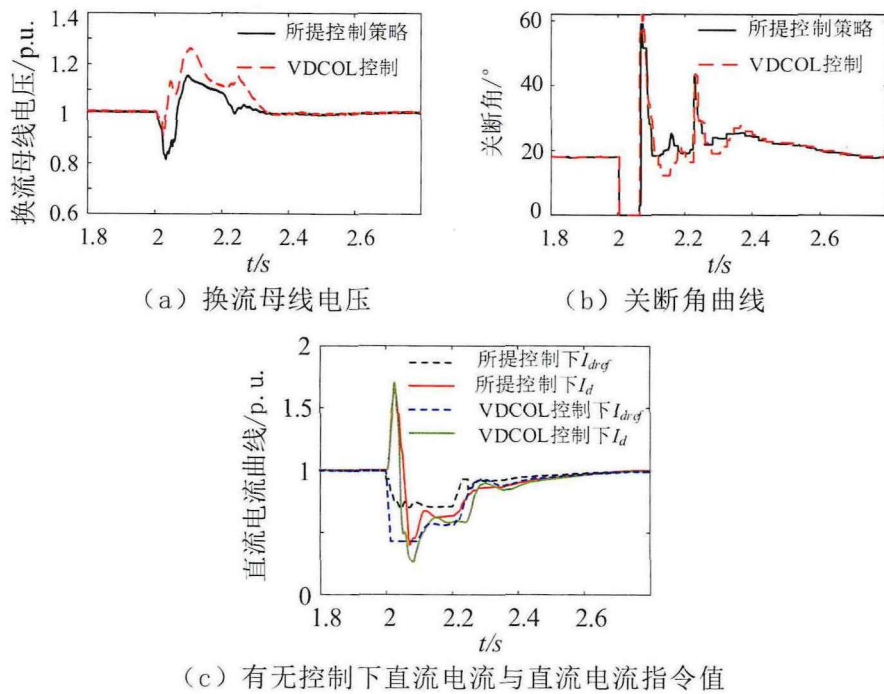


图 4-11 有无控制时各电气量对比

设置逆变侧换流母线经 0.1H 三相短路故障。由图 4-11 可知，当故障较为轻微，送端过电压水平较低，此时并未达到风电机组参与抑制的启动条件，此时只有直流系统参与调节，相较于常规 VDCOL 控制，两种方法均可有效抑制过电压且不引起后续换相失败，所提方法不会引起其他稳定性问题，过电压过程恢复更加平稳，过电压抑制水平更低。

2) 中度故障情况下协同抑制策略效果

设置逆变侧换流母线经 0.065H 三相短路故障，故障持续时间 0.2s 。由图 4-12 可知因故障程度加深，后续换相失败约束曲线相应下降，此时常规 VDCOL 控制环节并不能根据故障严重程度进行调整，仍输出固定直流电流指令值，在该指令值下，直流系统发生多次换相失败。所提控制策略能够根据后续换相失败曲线进行灵活调整，虽然过电压水平略有上升，但并未超过 1.3p.u. ，此时仍未达到风电机组参与抑制的启动条件，且未引起后续换相失败，有利于直流系统更快更平稳的恢复换相。

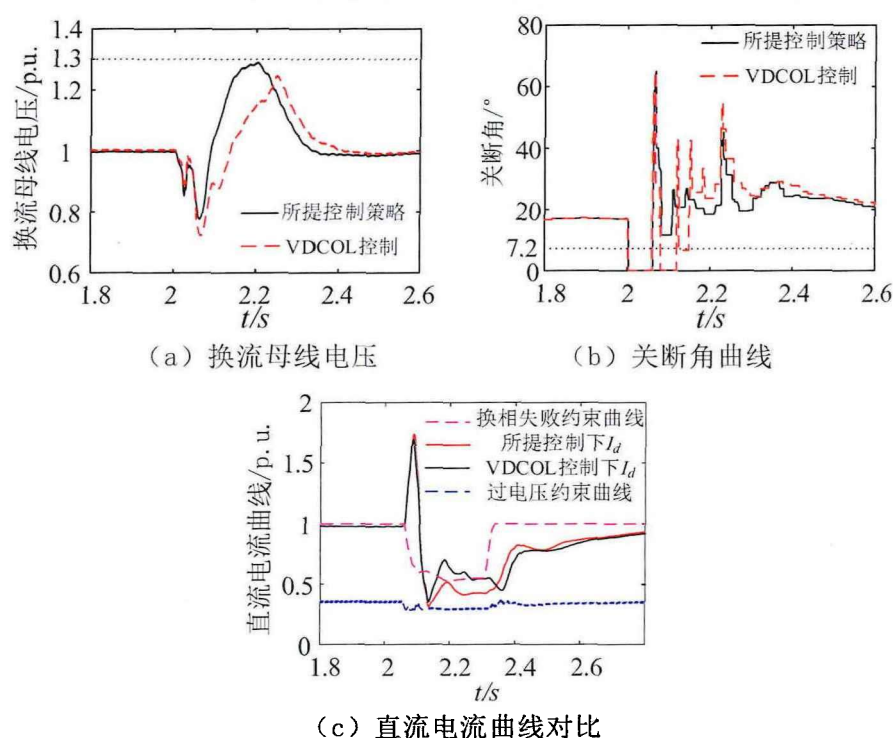


图 4-12 有无控制时各电气量对比

3) 严重故障情况下直流系统与风场协同抑制效果

降低送端短路比，增大换相失败期间过电压程度，逆变侧换流母线经 0.04H 三相短路故障，故障持续时间 0.2s，将风电场站分为 200MW、400MW 两个风电集群，每个风电集群送出线路参数不同。对比所提协同抑制策略与常规控制下的效果。

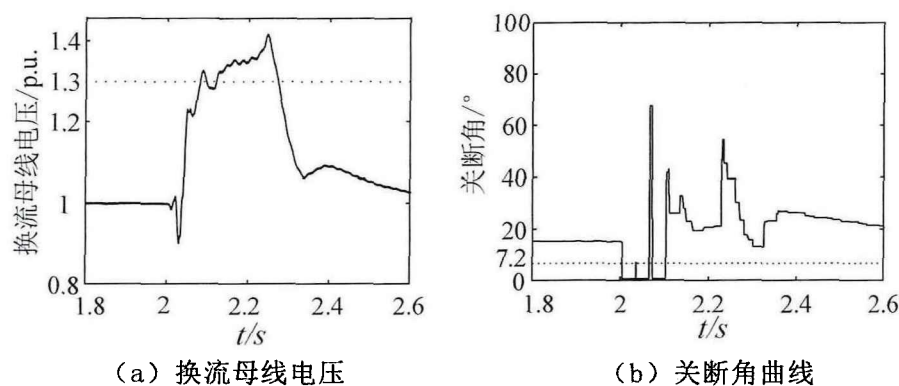


图 4-13 常规控制时换流母线电压与关断角曲线

在常规控制作用下，由图 4-13 可知，整流侧换流母线处过电压超过 1.3p.u 且直流系统发生多次换相失败，多次换相失败的发生导致换流母线处电压发生剧烈波动。

投入控制逻辑后，控制系统根据后续换相失败约束降低了直流电流的运行值，避免了后续换相失败，并根据直流电流与过电压抑制曲线间的差值求取了

风机侧需要吸收的无功冗余量对过电压进行吸收，有效的将过电压降至 1.3p.u. 以下，实现了在保证直流系统不发生后续失败的前提下对过电压进行有效抑制，证明了该控制逻辑的有效性。同时，将所提控制策略与文献[60]所提协同策略进行对比。文献[60]在整流站采用直接触发角控制，通过正常工况下 LCC 整流侧消耗的无功功率和交流母线电压以及过电压期间的直流电压，计算 LCC 整流站触发角设定值，通过更改触发角进而修改直流电流，调节 LCC 消耗的无功功率。文献[60]与本文所提控制策略均能有效抑制过电压，但文献[60]忽略了直流电流变化对后续换相失败的影响，引发多次换相失败，使得整流侧换流母线电压发生大幅波动，对风场及送端电网造成较大冲击。本文所提策略在保证不发生后续换相失败的前提下，对过电压进行有效抑制，过电压抑制过程更加平稳，不会对送端电网及风电场造成多次冲击，体现了所提控制策略的优越性。

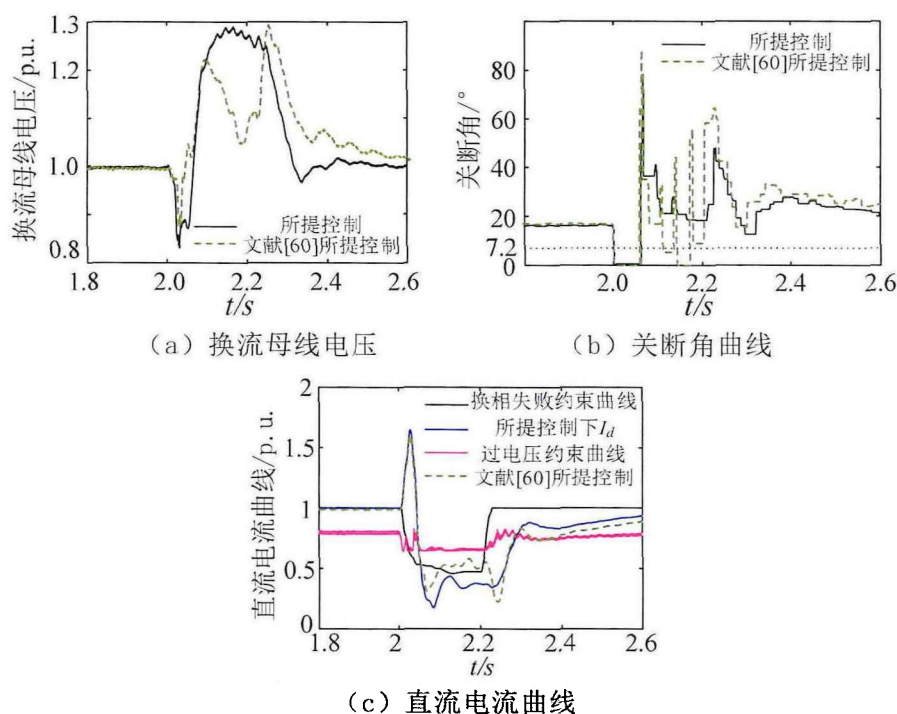


图 4-13 协同抑制策略下换流母线电压、关断角与直流电流曲线

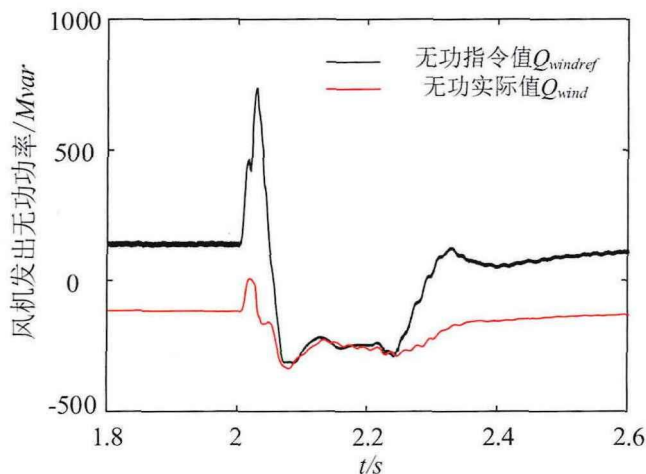


图 4-14 协同控制策略下风电场站发出无功功率

故障过程中风电场站的无功指令值曲线与实际无功变化曲线如图 4-14 所示，结合图 4-13 中换流母线电压曲线可知，风电场站能够有效进行无功冗余量吸收，根据过电压约束曲线计算的无功冗余吸收量能够很好的将过电压水平降至 1.3p.u.以下，证明了该约束曲线的正确性及控制策略的有效性。

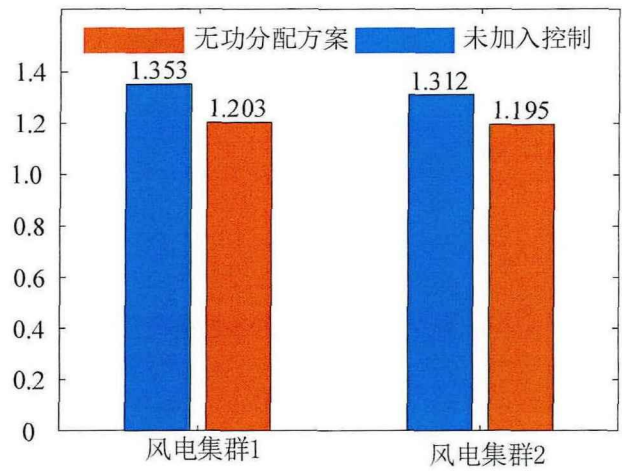


图 4-15 各风电集群出口电压对比

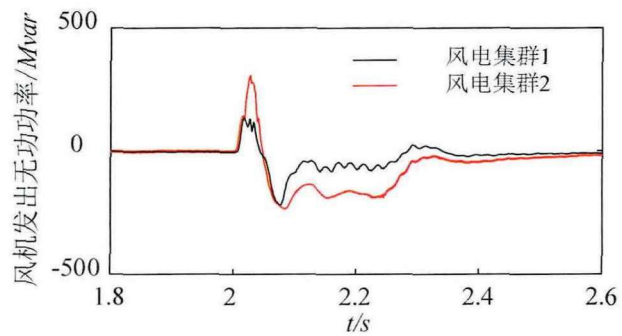


图 4-16 各风电集群发出无功功率

由图 4-15 和图 4-16，此时无功冗余总量被各风电集群按出口电压优先级进

行分配，风电集群 1 优先参与调控，但此时超过风电集群 1 的调节能力，该分配方案使得各风电集群出口电压均有下降，降低了风电机组脱网的风险。

综上所述，所提控制策略能够根据不同故障工况及不同严重程度及时对直流系统与风机进行调整，具有更好的灵活性和过电压抑制能力。

4.6 本章小结

本章针对换相失败故障下送端换流母线过电压现象，结合第三章分析的直流系统参与调控能力，提出了风电场、直流系统共同参与的过电压协同抑制方案，主要结论如下：

1) 直流系统参与过电压调控能力受到后续换相失败约束的影响，根据直流电流的后续换相失败约束曲线与过电压约束曲线的相对大小关系，给出了换相失败故障下直流电流的控制策略，该策略能够充分挖掘直流控制潜能，在保证直流系统稳定性的情况下，优化整流站的无功特性，增加了直流系统控制灵活性，能够适应不同工况故障。同时考虑故障轻微情况下过快的直流电流增长会导致换流母线恢复过程的低电压问题，加入直流电流斜率限制，使得换流母线电压的恢复过程更加平稳。

2) 当过电压水平超过直流系统调控能力时，利用双馈风机进行协调控制，提出过电压协同抑制策略，通过计算得到双馈风电场站层面在直流系统控制策略下仍需吸收的无功冗余量，送入风机网侧无功控制环节，实现直流系统与风电场站对过电压的协同抑制，并通过仿真模型验证了该策略的有效性。利用过电压水平对风电集群进行优先级划分，考虑了不同风电集群的调节能力，提出风电集群协同抑制无功分配方案，该方案能够满足换流母线过电压抑制的要求，同时兼顾了过电压空间分布对风电集群的影响，降低了风电集群脱网的风险。

第 5 章 结论与展望

5.1 全文总结

本文主要围绕风电经 LCC-HVDC 送出系统在换相失败情况下的暂态过电压协同抑制方法展开研究。首先分析了换相失败故障下暂态过电压的产生机理及过电压影响因素；其次，从直流系统本身过电压抑制能力出发，综合考虑过电压抑制和后续换向失败抑制之间的相互制约关系，提出了直流电流运行可行域计算方法，为优化直流系统参与过电压抑制提供了理论指导；然后，基于直流电流可行域设计了风电经 LCC-HVDC 送出系统的暂态电压协调控制策略，针对过电压水平超过直流系统调节能力的严重故障，充分利用风电场无功调节能力进行过电压抑制。最后，通过仿真验证了所提方法的有效性，本文主要工作和创新点如下：

1) 本文定量分析了风电经 LCC-HVDC 送出系统在换相失败故障下引发过电压的机理及影响因素。明晰了换流母线处无功冗余是引起过电压的根本原因，同时分析了风电渗透率、送端电网强弱及输送容量对过电压的影响，随着风电渗透率的升高，过电压水平升高；随着送端电网短路比的降低，过电压水平升高；随着输送容量的升高，过电压水平升高。

2) 利用仿真分析了 VDCOL 环节控制参数在换相失败故障下的过电压抑制效果及对后续换相失败的影响，论证了过电压抑制和后续换向失败抑制之间存在以直流电流为约束的相互制约关系，同时该仿真分析表明固定参数 VDCOL 控制环节存在不能灵活适应不同故障工况的缺点。基于上述理论分析，本文综合考虑了过电压约束及后续换相失败约束，提出直流电流可行域计算方法。该可行域能够清晰表明直流系统过电压调节能力与后续换相失败抑制能力间的制约关系。同时也说明当故障程度较为严重时，仅依靠直流系统无法达到过电压抑制效果，需保证直流系统稳定性，不引发后续换相失败，过电压抑制则需通过其他设备或系统参与进行，为第四章抑制策略提供理论基础。

3) 基于直流电流可行域提出双馈风机参与的暂态电压协同抑制策略，该控制策略在优先保证直流系统不发生后续换相失败，充分挖掘直流系统过电压抑制能力，对直流电流进行灵活控制，使其能够灵活适用于不同故障工况。超过直流系统调控能力的无功冗余量则根据当前直流电流运行曲线与过电压约束曲线差值计算，利用双馈风机无功调节能力对过电压进行抑制，基于换流母线过电压的空间分布对风电集群进行优先级划分，对风电集群进行无功分配。利用 CIGRE 模型进行仿真验证，该方法能够在单相短路接地以及三相短路接地故障

情况下保证直流系统不引起后续换相失败，将换流母线过电压水平抑制在1.3p.u.以下，同时兼顾了过电压空间分布对风电集群的影响，降低了风电机组脱网风险。

5.2 研究展望

本文在以下几方面仍有进一步研究的空间：

1) 本文所搭建的算例模型经过一定简化，能够适用于原理及控制策略的验证，但若想将该控制策略应用于实际系统中，则需要进一步搭建系统详细模型或在实际系统中进行验证。

2) 本文在进行过电压约束曲线计算时，将送端系统进行等值，并未区分风电机组与火电机组响应特性差异，在后续研究中可针对二者的响应特性差异，进行更加细化的研究。

3) 本文所提风电机组参与的协同控制策略并未考虑风场集群内部差异，包括汇集线路差异、不同风机类型响应差异、风电场就地无功补偿投切。因此在后续研究中可以增加对风电场内部差异性的考虑，对风场内部进行进一步无功功率优化。

参考文献

- [1] 舒印彪, 赵勇, 赵良, 等. “双碳”目标下我国能源电力低碳转型路径[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(05): 1663-1672.
- [2] 习近平. 在世界经济论坛“达沃斯议程”对话会上的特别致辞[EB/OL](2021-01-25). https://www.gov.cn/xinwen/2021-01/25/content_5582475.htm?ivk_sa=1023197a.
- [3] 李晖, 刘栋, 姚丹阳. 面向碳达峰碳中和目标的我国电力系统发展研判[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(18): 6245-6259.
- [4] 刘斌, 张玉琼, 等. 西北地区源端基地综合能源系统的技术方案设计及优化研究[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(02): 568-581.
- [5] 国家发展改革委, 国家能源局. 《关于促进新时代新能源高质量发展的实施方案》[EB/OL](2022-05-14). https://www.gov.cn/zhengce/conten/2022-05/30/conten_5693013.htm.
- [6] Yamashita K, Tsukamoto G, Nishikata S. Steady-state characteristics of a line-commutated converter-based high-voltage direct current transmission system for series-connected wind power plants[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2020, 56(4): 3932-3939.
- [7] 马为民. 高压直流输电系统设计[M]. 北京: 中国电力出版社, 2015.
- [8] 徐政. 柔性直流输电系统[M]. 北京: 机械工业出版社, 2013.
- [9] 徐雨哲. 面向直流输电的 MMC 性能提升与轻型化技术研究[D]. 浙江大学, 2021.
- [10] 武兴龙. VSC-HVDC系统的机电暂态建模与电压支撑作用研究[D]. 浙江大学, 2023.
- [11] 刘振亚. 特高压直流输电理论[M]. 北京: 中国电力出版社, 2009.
- [12] 周浩. 特高压交直流输电技术 [M]. 杭州: 浙江大学出版社, 2014.
- [13] 刘泽洪. $\pm 1100\text{kV}$ 特高压直流输电工程创新实践[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(23): 7782-7792.
- [14] 刘泽洪, 郭贤珊, 乐波, 等. $\pm 1100\text{ kV}/12000\text{ MW}$ 特高压直流输电工程成套设计研究[J]. 电网技术, 2018, 42(04): 1023-1031.
- [15] 程建登, 吴斌, 毛文俊, 等. 特高压换流站故障统计与反措[J]. 高压电器, 2018, 54(12): 292-298.
- [16] X. Jin and H. Overvoltage suppression strategy for sending AC grid with high penetration of wind power in the LCC-HVDC system under commutation failure[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(9): 10265-10277.
- [17] Mirsaeidi S, Dong X, Said D M. A fault current limiting approach for

- commutation failure prevention in LCC-HVDC transmission systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2019, 34(5): 2018-2027.
- [18] Rahimi E, Gole A M, Davies J B, et al. Commutation failure analysis in multi-infeed HVDC systems[J]. IEEE Transactions on power delivery, 2010, 26(1): 378-384.
- [19] Jiang M, Guo Q, Sun H, et al. Short-term voltage stability-constrained unit commitment for receiving-end grid with multi-infeed HVDCs[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 36(3): 2603-2613.
- [20] 赵东君. 风电经高压直流输电送出系统的暂态过电压抑制方法研究[D]. 华北电力大学(北京), 2023.
- [21] 孙家豪, 王笑雪, 李光辉等. 换相失败引起送端电网过电压的定量计算及影响因素[J]. 电力系统及其自动化学报, 2020, 32(12): 62-68.
- [22] Pei L, Wang T, Wang J, et al. Transient overvoltage analysis of wind farm PCC caused by HVDC commutation failure under different faults[C]//2021 IEEE/IAS Industrial and Commercial Power System Asia (I&CPS Asia). IEEE, 2021: 1092-1097.
- [23] Wang T, Pei L, Wang J, et al. Overvoltage suppression under commutation failure based on improved voltage-dependent current order limiter control strategy[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2022, 58(4): 4914-4922.
- [24] Yin C, Li F. Analytical expression on transient overvoltage peak value of converter bus caused by DC faults[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(3): 2741-2744.
- [25] 金一丁, 贺静波, 李光辉, 等. 风电基地经特高压直流送出系统换相失败故障(二): 送端风电机组暂态无功电压特性与作用机理分析[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(13): 4738-4749.
- [26] Xie Z, Zhang X, Zhang X, et al. Improved ride-through control of DFIG during grid voltage swell[J]. IEEE Transactions on Industrial electronics, 2014, 62(6): 3584-3594.
- [27] 冀肖彤. 抑制HVDC送端交流暂态过电压的控制系统优化[J]. 电网技术, 2017, 41(03): 721-728.
- [28] 宋明樾. 大规模风电直流送出系统暂态过电压机理分析与抑制策略研究[D]. 华北电力大学(北京), 2023.
- [29] Zhou C, Wang Z, Xin H, et al. A PQ coordination based model predictive control for DFIG high-voltage ride through. IEEE Transactions on Energy Conversion 37.1 (2021): 254-263.
- [30] Liu J, Jiang R, Liu Q, et al. Study on transient overvoltage of wind farm caused

- by fault of HVDC system and its suppression measures[C]//2018 2nd IEEE Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2). IEEE, 2018: 1-6.
- [31] 朱益华, 饶宏, 郭琦, 等. 改善局部电网暂态电压稳定特性的LCC-HVDC控制策略优化[J/OL]. 高电压技术: 1-11[2024-02-29].
- [32] Jiang Y, Zhou M, Hu P, et al. HVDC Transient Reactive Power-Voltage Characteristics and Impact of Control System Parameters During Commutation Failure and Recovery[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(7): 2131-2139.
- [33] Zheng C, Tang Y, Ma S, et al. Study on the dynamic reactive power characteristic of HVDC rectifier stations and optimization measures[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(28): 4886-4896.
- [34] 裴林. 换相失败场景下风火打捆送端系统暂态过电压分析与抑制[D]. 华北电力大学(北京), 2023.
- [35] Yang H, Cai Z, Zhu L, et al. Influence of HVDC control on HVDC reactive power overshoot after large disturbance[C]//2014 International Conference on Power System Technology. IEEE, 2014: 2338-2344.
- [36] 何启皓, 汪娟娟, 关晓羽, 等. 交流故障下高压直流系统无功特性分析及无功控制策略研究[J/OL]. 电网技术: 1-13[2024-02-29].
- [37] Wei Z, Yuan Y, Lei X, et al. Direct-current predictive control strategy for inhibiting commutation failure in HVDC converter[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29(5): 2409-2417.
- [38] Zhang B, Hou P, Hu W, et al. A reactive power dispatch strategy with loss minimization for a DFIG-based wind farm[J]. IEEE transactions on sustainable energy, 2016, 7(3): 914-923.
- [39] 周瑜, 李正烁. 双馈风力发电场无功支撑范围的鲁棒估计[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(05): 86-96.
- [40] 金一丁, 贺静波, 李光辉, 等. 风电基地经特高压直流送出系统换相失败故障(二): 送端风电机组暂态无功电压特性与作用机理分析[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(13): 4738-4749.
- [41] Zheng Z, Ren J, Xiao X, et al. Response mechanism of DFIG to transient voltage disturbance under commutation failure of LCC-HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(6): 2972-2979.
- [42] Luo J, Shi L, Ni Y. A solution of optimal power flow incorporating wind generation and power grid uncertainties[J]. IEEE Access, 2018, 6: 19681-19690.
- [43] Zhang B, Hou P, Hu W, et al. A reactive power dispatch strategy with loss

- minimization for a DFIG-based wind farm[J]. IEEE transactions on sustainable energy, 2016, 7(3): 914-923.
- [44] 金一丁, 于钊, 李明节, 等. 新一代调相机与电力电子无功补偿装置在特高压交直流电网中应用的比较[J]. 电网技术, 2018, 42(07): 2095-2102.
- [45] 林安妮, 黄永章, 林伟芳, 等. 不同动态无功补偿装置对直流系统故障引发送端暂态过电压的抑制效果对比[J]. 电力电容器与无功补偿, 2020, 41(04): 116-122.
- [46] Zhibing W, Yang X, Xitian W. Coordinated control strategy of reactive power for large - scale wind power transmission by LCC - HVDC links[J]. The Journal of Engineering, 2017, 2017(13): 1082-1086.
- [47] 任冲, 柯贤波, 樊国伟, 等. 大规模风电直流送出系统过电压抑制措施及控制方案优化研究[J]. 高压电器, 2020, 56(05): 163-174.
- [48] 杜承洋. 风光火打捆直流外送系统暂态过电压及抑制措施研究[D]. 西安理工大学, 2023.
- [49] 朱丽萍, 刘文颖, 邵冲, 等. 基于调相机与SVC协调的抑制高压直流送端风机脱网的控制策略[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(06): 107-115.
- [50] 韩民晓, 文俊, 徐永海. 高压直流输电原理与运行[M]. 机械工业出版社, 2012.
- [51] 黄梦华, 汪娟娟. 低压限流环节优化控制策略综述[J]. 广东电力, 2018, 31(10): 10-19.
- [52] 汪娟娟, 梁泽勇, 李子林, 等. 高压直流输电系统低功率运行的无功控制策略[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(06): 154-158.
- [53] Dong Z, Li Z, Du L, et al. Coordination strategy of large-scale DFIG-based wind farm for voltage support with high converter capacity utilization[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2020, 12(2): 1416-1425.
- [54] 崔远卓. 高压直流输电系统后续换相失败机理分析与抑制策略研究[D]. 东北电力大学, 2023.
- [55] 谢爵昊. HVDC控制系统动态性能影响因素分析与换相失败抑制策略研究[D]. 华北电力大学(北京), 2021.
- [56] Wei Z, Fang W, Liu J. Variable extinction angle control strategy based on virtual resistance to mitigate commutation failures in HVDC system[J]. Ieee Access, 2020, 8: 93692-93704.
- [57] 李志显. 抑制高压直流输电系统后续换相失败的控制策略研究[D]. 华北电力大学(北京), 2023.
- [58] Lei Y, Mullane A, Lightbody G, et al. Modeling of the wind turbine with a doubly fed induction generator for grid integration studies[J]. IEEE transactions on energy conversion, 2006, 21(1): 257-264.

- [59] Dehghani M, Trojovský P. Osprey optimization algorithm: A new bio-inspired metaheuristic algorithm for solving engineering optimization problems[J]. *Frontiers in Mechanical Engineering*, 2023, 8: 1126450.
- [60] 赵东君, 郭春义, 叶全, 等. 抑制风电场经LCC-HVDC并网系统交流过电压的无功功率分散协同控制方法[J]. *电力自动化设备*, 2024, 44(01): 88-94.