

华北电力大学

硕士学位论文

特高压直流输电系统的换相失败预测控制策略研究

Research on Control Strategy for Commutation
Failure Prediction of UHVDC Transmission System

徐诗甜

2020年04月

国内图书分类号：TM721.1

学校代码：10079

国际图书分类号：621.3

密级：公开

硕士学位论文

特高压直流输电系统的换相失败预测控制策略研究

硕士研究生：徐诗甜

导师：刘崇茹教授

申请学位：工学硕士

学科：电气工程

专业：电力系统及其自动化

所在学院：电气与电子工程学院

答辩日期：2020年04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 Master Degree

**Research on Control Strategy for Commutation
Failure Prediction of UHVDC Transmission System**

Candidate:	Xu Shitian
Supervisor:	Prof. Liu Chongru
Academic Degree Applied for:	Master of Engineering
Subject:	Electrical Engineering
Speciality:	Power System and its Automation
School:	School of Electric & Electronic Engineering
Date of Defence:	April, 2020
Degree-Conferring-Institution:	North China Electric Power University

摘要

换相失败是指换流阀没有足够的去游离裕度，无法在换相电压反向之前完成完整换相的现象。由交流系统故障引起的换相失败是特高压直流输电系统的重点关注问题。现有换相失败预测控制策略是根据工程经验调整其比例积分控制器（PI）来得到逆变侧触发角提前量，处理简单，而且不能区分故障的严重性，无法自适应调整逆变侧触发角提前量，从而可能造成调整量过大或无法抑制换相失败。深入研究特高压直流输电系统的换相失败预测控制策略十分必要。

首先，本文采用换相电压时间面积分析方法，考虑直流电流变化、交流电压谐波以及阀导通时刻偏移对换相失败的影响，并针对 12 脉动逆变器在不同运行工况下的临界换相面积公式进行了理论推导。

然后，提出了一种换相失败预测（CFPM）控制策略。在逆变器侧交流系统故障后，CFPM 会根据交流电压与直流电流的实时变化情况，计算逆变侧触发角的提前量，减小晶闸管阀的触发角，以确保足够的换相裕度。本文将 CFPM 分别应用到 CIGRE HVDC 控制策略与预测型定关断角技术路线上，通过 PSCAD/EMTDC 仿真对比了其有效性。仿真结果表明：相较于现有控制，CFPM 能提高系统的换相失败抵御能力。

最后，研究了现有换相失败策略不适应分层接入方式下的特高压直流输电系统的原因，并针对逆变侧换流器电流耦合与其连接的不同电压等级交流系统电压耦合问题，提出了适用于分层接入方式的换相失败协调控制策略。经 PSCAD/EMTDC 仿真验证，该控制策略可以缓解分层接入方式下不同电压等级层面换流器的同时换相失败问题。

关键词：直流系统；换相失败；机理分析；预测控制；协调控制

Abstract

Commutation failure refers to the phenomenon that the converter does not have enough margin to complete the commutation before the commutation voltage is reversed. Commutation failure caused by AC system failure is an important concern of ultra high voltage direct current (UHVDC) transmission systems. Aiming at obtaining the order of the trigger angle on the inverter side, commutation failure prevention (CFPREV) is to adjust its proportional integral (PI) controller instead of theoretical calculation. However, the severity of the fault cannot be distinguished. It is necessary to study control strategy for commutation failure prediction of UHVDC transmission system.

Firstly, this thesis analyzes the mechanism of commutation considering the effects of DC current variation, AC voltage harmonics and phase shift of valve conduction, which is based on the time area analysis method of commutation voltage. Then this thesis analyzes commutation process of the 12-pulse inverter under different operating conditions.

Furthermore, this thesis proposes a commutation failure prediction (CFPM) control strategy. According to the real-time change of AC voltage and DC current, CFPM will calculate the theoretical order of the triggering angle in real time adaptively and temporarily when AC system at the inverter side fails. Based on the Cigre_Benchmark HVDC model, CFPM is applied to the CIGRE control strategy and ABB strategy respectively. And the effectiveness is compared through simulation based on the electromagnetic transient program PSCAD / EMTDC. The results show that CFPM can improve the immune ability of the system effectively.

Finally, for the hierarchical connecting UHVDC transmission system, this thesis analyzes the reason for the inadaptability of the conventional commutation failure strategy. In order to solve the problem of current coupling and voltage coupling, this thesis proposes a coordinated control strategy for commutation failure prediction. Based on the electromagnetic transient program PSCAD / EMTDC, it turns out that the proposed commutation failure prediction control can alleviate the commutation failure problem of different voltage levels.

Keywords: DC system, commutation failure, mechanism analysis, predictive control, coordinated control

目 录

摘要.....	I
Abstract.....	II
第 1 章 绪论.....	1
1.1 研究背景及选题意义	1
1.2 国内外研究现状	3
1.2.1 换相失败机理研究现状	3
1.2.2 换相失败抑制措施研究现状.....	3
1.2.3 分层接入方式下的换相失败研究现状	5
1.2.4 需要解决的主要问题	5
1.3 本文的主要工作	6
第 2 章 基于换相面积法的换相失败机理分析	7
2.1 6 脉动逆变器换相过程分析	7
2.1.1 正常运行工况下	7
2.1.2 三相对称故障工况下	9
2.1.3 三相不对称故障工况下	10
2.2 12 脉动逆变器换相过程分析	13
2.2.1 正常运行工况下	13
2.2.2 三相对称故障工况	15
2.3 本章小结	17
第 3 章 基于触发角提前量计算的换相失败预测控制	18
3.1 提升换相失败抵御能力的逆变侧触发角提前量计算方法	18
3.1.1 相电压过零点偏移量的计算.....	18
3.1.2 换相角变化量的计算	20
3.2 基于触发角提前量计算的换相失败预测控制策略	21
3.3 CFPM 控制方法在 CIGRE HVDC 上的应用	23
3.3.1 CIGRE HVDC 系统的直流控制	23
3.3.2 应用逻辑	24
3.3.3 仿真验证	25

3.4 CFPM 控制方法在预测型技术路线上的应用	28
3.4.1 预测型技术路线下的换相失败响应策略	28
3.4.2 应用逻辑	31
3.4.3 仿真验证	32
3.5 本章小结	34
第 4 章 分层接入方式下的换相失败协调控制策略研究	36
4.1 分层接入方式对换相失败的影响	36
4.1.1 分层接入方式下的控制系统	36
4.1.2 分层接入方式下的换相失败分析	38
4.2 分层接入方式下的换相失败协调控制策略	39
4.3 模型仿真与验证	40
4.3.1 仿真模型简介	40
4.3.2 分层接入方式下的换相失败协调控制有效性验证	41
4.4 本章小结	44
第 5 章 总结与展望	45
5.1 结论	45
5.2 展望	45
参考文献	47
攻读硕士学位期间发表的论文及其它成果	51
攻读硕士学位期间参加的科研工作	52
致 谢	53

第1章 绪论

1.1 研究背景及选题意义

我国能源分布的特点是资源分布与能源消耗呈逆向分布。在我国的西部、北部地区，聚集了大量的可再生能源和煤炭资源等，但是能源需求主要集中在经济相对发达的中部和沿海地区。因此，为解决我国能源与负载中心的逆向分配问题，高压直流输电（HVDC）作为一种远距离大功率电力输送、电网异步互联的有效途径，成为了优化电网资源配置、协调区域经济发展的重要手段，并在我国西电东送和全国电力系统联网工程中起到了关键作用^[1-5]。

表 1-1 我国投运以及在建的 UHVDC 工程

工程名称	受端接入交流系统方式	额定功率 /MW	直流电压 /kV	输送距离 /km	投运时间
准东-皖南	分层	12000	±1100	3324	2019.12
上海庙-山东	分层	10000	±800	1230	2019.1
扎鲁特-青州	分层	10000	±800	1200	2017.12
锡盟-泰州	分层	10000	±800	1628	2017.9
晋北-江苏	单层	8000	±800	1119	2017.6
酒泉-湖南	单层	8000	±800	2386	2017.6
灵州-绍兴	单层	8000	±800	1720	2016.9
洛溪渡-浙西	单层	8000	±800	1700	2014.7
哈密南-郑州	单层	8000	±800	2192	2014.1
锦屏-苏南	单层	7200	±800	2059	2012.12
向家坝-上海	单层	6400	±800	1907	2010.7

其中，由于晶闸管具有高功率处理能力和低工作功率损耗，基于晶闸管的电网换相换流器型高压直流（LCC-HVDC）系统在实际电力工程中应用广泛，在交直流混合大电网的点对点主输电中承担着重要作用^[6-8]。与 HVDC 系统相比，特高压直流输电（UHVDC）系统具有更高的电压等级、更远的传输距离与

更大的电力传输容量^[9]。UHVDC 系统作为能源互联网的重要一环，特别是在解决我国川电外送、疆电外送和藏电外送等问题中，发挥着重要作用。随着 UHVDC 技术的发展和广泛应用，南方电网中的珠三角地区和国家电网中的长三角地区已形成多直流密集馈入的受端电网^[2]。目前，我国在建或已投运的 UHVDC 工程如表 1-1 所示。

然而多馈入直流系统集中落入受端负荷系统，输送容量也不断提升，会造成潮流无法合理疏散以及一系列电压支撑问题。为了从电网结构上有效解决该问题，国家电网公司提出了一种 UHVDC 系统分层接入交流电网的方式，可提高其多馈入短路比和电压支撑能力^[4]。表 1-1 中已经建成的锡盟-泰州、扎鲁特-青州、上海庙-山东以及在建的准东-皖南直流输电工程都为分层接入方式，其余为传统单层接入^[11-12]。

目前 UHVDC 系统的整流器及逆变器均采用 LCC，它由多个晶闸管串联组成。由于晶闸管缺乏自关断能力，换流阀的换相电压由相连的交流系统提供，在交流系统受到扰动时可能会发生换相失败^[13-14]。在多个大容量 UHVDC 系统解决受端电网电力资源匮乏问题的同时，单个或多个直流系统的换相失败引起的有功和无功冲击，也将给电力系统的安全稳定带来严峻挑战^[15-17]。逆变侧交流系统故障或者靠近逆变器站的开关动作而导致交流电压下降 10%~14% 以下时，可能会发生换相失败。换相失败在短时间内导致受端系统大量有功、无功功率短缺和电压、电流的剧烈波动，其中电流的骤增会使晶闸管阀过热，缩短器件寿命。若发生连续换相失败可能造成直流系统单极或双极闭锁，送、受端功率不平衡，甚至引发严重的级联故障，机组断网、甩负荷等，进而严重威胁电网安全^[18-22]。

UHVDC 系统功率传输水平的进一步提高，也意味着换相失败引起的功率和电压波动对交流系统的影响更加严重，并且向相邻交流线路的功率转移将更多，对受端交流系统也会造成更大冲击^[23-24]。考虑到分层接入方式下直流逆变侧连接的多个不同电压等级交流系统分别具有不同的参数和运行特性，分层接入方式相较于常规接入方式，对于换相失败的控制更加复杂^[12,25-26]。减小高、低电压等级层面换流器同时换相失败的概率，能够有效提高 UHVDC 系统的功率传输能力。

为提高我国电网的安全运行水平，有必要对系统交流故障后的换相失败机理进行分析。优化现有换相失败预测控制手段、对分层接入方式下不同电压等级层面间的换相失败预测控制进行协调配合，具有重要的理论研究及工程实用价值。

1.2 国内外研究现状

近年来国内外学者对交直流混联系统的换相失败问题进行了广泛深入的研究。目前关于 UHVDC 系统换相失败的研究内容可以分为对传统 UHVDC 系统的换相失败研究与对分层接入方式下 UHVDC 系统的换相失败研究。其中传统 UHVDC 系统的换相失败研究又可以分为换相失败机理、换相失败的抑制方法两大类型。

1.2.1 换相失败机理研究现状

作为 UHVDC 系统最常见的故障之一，换相失败的发生与很多因素有关，其中交流系统故障、滤波器组的投切、远端电压传播等造成的换流母线电压幅值跌落与直流电流增加，是导致逆变侧换流器发生换相失败的主要原因^[27-29]。

文献[13]分析了交流系统发生三相故障和单相故障时的换相电压变化规律，考虑了过渡电阻的变化，提出了基于换相面积的换相失败分析方法，并推导了在实际工程中广泛运用的关断角计算公式。在此基础上，文献[30]进一步考虑了故障时刻和故障后直流电流变化的影响。然而上述文献将换相电压视为基波，忽略了当直流电流的快速上升、变压器饱和从而引起的换相电压畸变现象。文献[31]利用换相面积法，研究了电压畸变对换相失败的影响机理，并提出了基于励磁涌流的换相失败快速判别方法。

目前换相失败的机理分析大部分都是基于 6 脉动逆变器来进行理论分析，鲜有对 12 脉动逆变器的换相过程与换相失败的临界条件进行分析。另外，对于换相失败的影响因素分析简化较多，具体量化指标还不够深入。

1.2.2 换相失败抑制措施研究现状

关于换相失败的抑制，现有文献已经提出了许多解决方案，主要可以分为四大类^[27-29]：（1）基于限流的预防措施；（2）基于无功补偿的预防措施；（3）基于电力电子技术的预防措施；（4）基于触发角的预防措施。

基于限流的抑制措施方面，在首次换相失败发生之后，通过对直流电流进行限制可以降低换相面积的需求量，减少换流站的无功消耗，从而减轻发生后续换相失败的风险。文献[33]提出了一种限流手段，在检测到交流系统故障时通过降低整流侧电流指令来减小换相的直流电流。然而直流母线通常距离较长，整流侧电流指令变化不够快，因此该方法效果不明显^[32]。低压限流环节（VDCOL）旨在通过根据交流电压或直流电压限制直流电流来保护 HVDC 系统，有学者通过改进 VDCOL 来降低换相失败风险^[34-36]。文献[36]研究表明

VDCOL 的启动电压波动剧烈且持续时间长会造成直流系统换相失败难以恢复,提出了一种基于 VDCOL 启动电压的实时计算控制方法,改进后的启动电压变化缓慢,有助于系统的尽快恢复。

基于无功补偿的抑制措施方面,无功补偿设备能够支撑交流母线的电压幅值,增加了换相面积,进而抑制换相失败。文献[37]提出了一种基于无功补偿优化配置的换相失败抑制方法,该方法能够根据电气距离确定无功补偿的区域,从而优化其配置方式。文献[38]针对交流侧接地故障,以故障发生时的换流母线电压跌落为判别依据,提出了静止无功补偿器(SVC)的优化设计方法及换相失败抑制策略。

基于电力电子技术的抑制措施方面,文献[27,39]通过在晶闸管阀和换流变压器之间采用串联电容器来减少无功功率消耗,称为基于电容器换相的高压直流输电技术(CCC-HVDC)。电容器有助于提供更大的换相裕度并防止换相失败。但是,CCC-HVDC 的使用导致晶闸管阀上产生过大的电压应力,大大缩短了器件寿命,因此并未得到广泛使用。另外,超导故障限流器(SFCL)也可用于抑制换相失败。文献[40]定性地描述了 SFCL 对换相失败的抑制效果,[41]使用磁通耦合型 SFCL 来抑制连续换相失败。但是,SFCL 并不是完全可控的,无法根据不同故障强度来抑制故障电流。

当前 UHVDC 工程中逆变器的主要控制为定关断角控制,是通过控制逆变器关断角为指定值来避免关断角过小而发生换相失败。定关断角控制器的输出量就是触发角,最终作用到逆变侧换流阀的触发角上。若逆变侧换流器提前触发,则换相面积增加,进而换相裕度得到了提升,预防换相失败的发生。

目前实际工程中主要使用的关断角控制主要分为实测型定关断角控制技术路线(简称为实测型技术路线)与预测型定关断角控制技术路线(简称为预测型技术路线)两种类型。实测型技术路线是通过比较电压过零信号和电流过零信号得到关断角,充分发挥了反馈的重要作用,精度较高,典型代表是 SIEMENS 公司直流设备控制逻辑。预测型技术路线通过对采集的一次系统的相关电气量直接进行计算,得到发生故障前逆变侧换流器的提前触发指令,响应速度较快,典型代表是 ABB 公司直流设备控制逻辑。CIGRE 基准模型中使用的控制策略在很大程度上以实测型技术路线为参考,因此实际上属于同类策略,可以代表实测型技术路线。

现有基于触发角控制的换相失败预测控制,主要是在检测到可能会引发换相失败的交流系统扰动时,按照预设规则立即提前触发逆变侧换流器的触发角。这些控制的主要区别是:1)故障检测方法;2)计算触发角提前量方法。

关于故障检测方法,预测型技术路线中的换相失败预防控制(CFPREV)广

泛应用于高压直流输电工程中，该方法通过零序分量与交流电压模值变化量检测来预测是否会发生换相失败，但是由于相间短路故障可能不会产生零序分量，因此 CFPREV 在此情况下的灵敏度相对较低^[43, 44]。文献[45]通过检测 sin-cos 分量优化了 CFPREV。文献[32]使用功率分量故障检测方法来改进对交流系统单相和三相故障的识别。文献[33]通过识别逆变器直流电流上升速率来判别换相失败。文献[46]根据阀侧电流特征来检测换相失败。

关于触发角提前量的计算，CFPREV 并没有考虑如何根据不同故障强度确定逆变侧触发角的提前量，而仅是检测到故障后通过比例积分（PI）环节根据工程经验输出一个提前量。文献[47]使用换流器的交流电压来计算所需的触发角，改进了对连续换相失败的抑制效果。

虽然通过对逆变侧换流阀的提前触发，能保持足够的换相裕度。但是若逆变侧触发角提前量过度增加，会使无功功率消耗增加，将进一步导致逆变侧交流系统换相电压降低，对系统恢复不利。若逆变侧触发角提前量过少，则换相裕度不足，无法抵御换相失败。因此，逆变侧触发角提前量需要适当。然而目前研究对基于触发角的预防措施中，对故障检测方式的改进较多，对触发角提前量计算的研究相对匮乏，因此需要对能提升换相失败抵御能力的触发角提前量理论分析做深入研究。

1.2.3 分层接入方式下的换相失败研究现状

在直流分层接入方式下，常规预防换相失败控制无法完全适应，对不同电压等级换流站的换相失败抑制效果有限。文献[48]指出分层接入方式无法使不同电压等级换流站换相失败分层隔离，针对该问题提出了分极分层的接入方式，并对两种接入方式进行了对比分析。文献[50]为解决分层接入系统中换相失败预防控制无法正常作用的问题，对换相失败预防控制逻辑进行了优化，修正了电压变化幅值系数、控制增益、自保持环节时间常数和协同程度等相关参数。文献[51]提出了一种基于逆变侧关断角的分层接入特高压直流输电系统高低端逆变器间的协调控制策略。

1.2.4 需要解决的主要问题

(1) 现有工程常用的换相失败预防控制策略仅通过交流电压幅值与不平衡分量失败识别换相失败，未考虑交流相电压过零点偏移量与换相角等因素的影响；仅根据工程经验通过调整 PI 来确定故障后逆变侧触发角的提前量，对不同系统、不同故障类型、不同故障强度下的普适性较差。因此需要理论计算出交流系统故障后能提升换相失败抵御能力的逆变侧触发角提前量范围，并提出相

应的换相失败预测控制策略。

(2) 对于分层接入方式,其高、低压电压等级下耦合特性对换相失败影响的分析不够深入,传统换相失败预测控制策略对非故障层的换相失败抑制效果有限。因此分层接入方式下换相失败预防控制的协调策略也需要深入研究。

1.3 本文的主要工作

有效预测换相失败有助于及时制定和实施保护措施。本文的主要研究工作是针对传统接入方式与分层接入方式下的 LCC-HVDC 系统的换相失败机理与预测控制方法进行展开。本文各章节的具体工作内容安排如下:

第 2 章,首先基于 6 脉动逆变器,利用换相面积分析方法,研究换相失败机理,考虑直流电流变化、交流电压谐波以及阀导通时刻偏移对换相失败的影响;然后针对 12 脉动逆变器,分析在不同工况下的换相过程与临界换相面积表达式。

第 3 章,基于第 2 章理论分析结果,计算交流系统故障后交流系统相电压过零点偏差量与换相偏移角增量,建立故障后逆变侧触发角提前量范围的计算方法,提出能够提高换相失败抵御能力的预测型控制策略,并对不同故障类型、不同故障时刻、不同故障电感下的换相失败抑制效果进行了验证。

第 4 章,研究了传统换相失败预防控制策略在分层接入方式下效果有限的原因,并针对逆变侧不同电压等级交流系统间的电压耦合与换流阀组串联的直流电流耦合问题,提出了协调不同层面换相失败控制策略的方法。最后在 PSCAD/EMTDC 对不同故障类型下的控制策略有效性进行了验证。

第 5 章对本文所做工作与主要创新点进行了总结,并展望了 UHVDC 系统换相失败预测控制策略的后续研究工作。

第2章 基于换相面积法的换相失败机理分析

如果换流阀没有足够的去游离裕度，无法在换相电压反向之前完成完整换相的情况，称之为换相失败。由交流系统故障引起的换相失败可能在短时间内导致受端系统大量有功、无功功率短缺和剧烈的电压、电流波动。换相电压时间面积法（简称换相面积法）是一种常见的换相失败判别方法，本文采用这种方法对 12 脉动逆变器在不同工况下的临界换相面积进行理论分析和计算。

2.1 6 脉动逆变器换相过程分析

2.1.1 正常运行工况下

图 2-1 为单桥 6 脉动逆变器的结构图，其中： $V_1 \sim V_6$ 为组成 6 脉动逆变器的 6 个换流阀代号，按代号顺序轮流导通； e_a, e_b, e_c 分别为交流系统三相相电压； i_a, i_b, i_c 为流入交流系统的电流； L_{ar}, L_{br}, L_{cr} 分别为交流系统三相的换相电感； I_d 为逆变侧的直流电流； U_d 为逆变侧的直流电压。

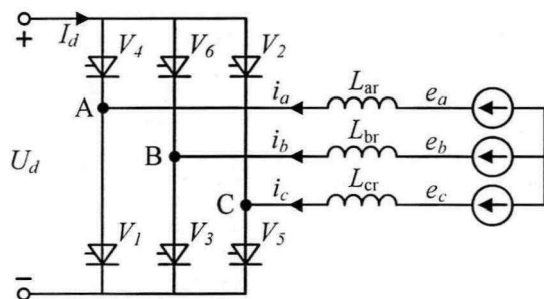


图 2-1 6 脉动逆变器结构图

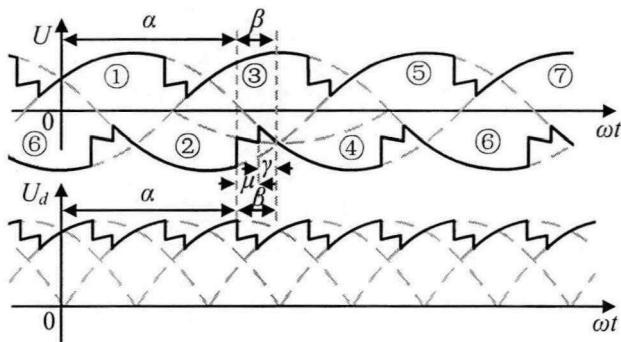


图 2-2 逆变器电压波形图

6 脉动逆变器换相过程的电压波形如图 2-2 所示，其中： $\alpha, \beta, \gamma, \mu$ 依次为逆变器触发延迟角（简称逆变侧触发角）、触发超前角、关断角和换相角；编号 1~6 分别表示逆变器中换流阀 1~6 的导通情况。正常运行时， α, β 由直流

输电系统的控制器决定，各角度之间的关系如式(2-1)所示。为了成功地换相，从将关闭阀向刚导通阀的转换必须在换相电压变负之前完成。

$$\beta = \pi - \alpha = \mu + \gamma \quad (2-1)$$

以 V_1 向 V_3 换相为例分析其换相过程，列写该过程的基尔霍夫电压方程，可视换流变压器系统交流电压为换相电压，即得到阀电流与换相电压之间的电路关系。

$$e_b - R_b i_3(t) - L_{br} \frac{di_3(t)}{dt} = e_a - R_a i_1(t) - L_{ar} \frac{di_1(t)}{dt} \quad (2-2)$$

其中： $i_1(t)$ 和 $i_3(t)$ 分别为流过换流阀 V_1 、 V_3 的瞬时电流； e_{ba} 为加在 V_1 、 V_3 间的换相线电压， L_{ar} 和 L_{br} 分别为 A、B 两相的换相电感。

对于大容量换流变压器，其漏抗约等于换相感抗分量，所以可忽略换相电阻，并认为三相的换相电感大小相等，即 $L_{ar} = L_{br} = L_{cr} = L_r$ 。在此换相过程中，直流电流与阀电流的关系满足：

$$i_1(t) + i_3(t) = i_d(t) \quad (2-3)$$

因此式(2-2)可以简化为式(2-4)。

$$L_r \frac{di_3(t)}{dt} - L_r \frac{di_1(t)}{dt} = e_b - e_a = e_{ba} = \sqrt{2}E \sin \omega t \quad (2-4)$$

式中， E 表示换流母线的线电压有效值， ω 是系统角频率。

在对应的换相时段 $[(\pi-\beta)/\omega, \theta/\omega]$ 对式(2-4)两边积分，故有

$$\int_{(\pi-\beta)/\omega}^{\theta/\omega} 2L_r \frac{di_3}{dt} dt = \int_{(\pi-\beta)/\omega}^{\theta/\omega} (e_a - e_b) dt \quad (2-5)$$

换相过程结束时有 $\theta = \pi - \gamma$ ，因此完整的换相时间段为 $[(\pi-\beta)/\omega \sim (\pi-\gamma)/\omega]$ ，在该时间段内对式(2-4)进行积分有

$$\begin{aligned} & L_r \left(i_3 \left(\frac{\pi-\gamma}{\omega} \right) - i_3 \left(\frac{\pi-\beta}{\omega} \right) \right) - L_r \left(i_1 \left(\frac{\pi-\gamma}{\omega} \right) - i_1 \left(\frac{\pi-\beta}{\omega} \right) \right) \\ &= \frac{\sqrt{2}E}{\omega} (\cos(\pi-\beta) - \cos(\pi-\gamma)) \end{aligned} \quad (2-6)$$

换相过程起止时刻的阀电流为

$$\begin{aligned} i_1 \left(\frac{\pi-\beta}{\omega} \right) &= I_d; \quad i_3 \left(\frac{\pi-\beta}{\omega} \right) = 0 \\ i_1 \left(\frac{\pi-\gamma}{\omega} \right) &= 0; \quad i_3 \left(\frac{\pi-\gamma}{\omega} \right) = I_d \end{aligned} \quad (2-7)$$

即可得到系统三相对称时，工程中使用关断角 γ 的计算公式为

$$\gamma = \arccos\left(\frac{\sqrt{2}I_d\omega L_r}{E} + \cos\beta\right) \quad (2-8)$$

定义作用在换相支路上的换相电压在时间上的积分就是换相电压时间，简称换相面积 A ，能成功完成换相所需要的最小换相面积为临界换相面积 A_{cr} ，换流阀的实际换相面积称为换相面积提供量 A_{pro} 。换相过程的物理本质是电感中储存的能量从换相的两个阀臂电感之间转移的过程， A_{cr} 的物理本质为换相电压在电感中建立起磁链的过程，而 A_{pro} 的物理本质为建立起磁链的换相电压累积量^[16]。若 A_{pro} 小于 A_{cr} ，则认为晶闸管不能完全关断，发生换相失败。

对于完整的换相过程，换相面积提供量 A_{pro} 可以由式(2-9)计算，临界换相面积 A_{cr} 可以由式(2-10)计算。

$$A_{pro} = \int_{(\pi-\beta)/\omega}^{(\pi-\gamma)/\omega} \sqrt{2}E \sin(\omega t) dt \quad (2-9)$$

$$A_{cr} = \frac{1}{2} \int_{(\pi-\beta)/\omega}^{(\pi-\gamma)/\omega} \left[L_r \frac{di_3}{dt} - L_r \frac{d(i_d - i_3)}{dt} \right] dt = L_r i_d(t) \quad (2-10)$$

在系统正常运行工况下，直流线路中存在的平滑电抗器，能够限制电压快速变化引起的电流变化率以消除纹波，因此可以认为直流电流不变。由式(2-10)可以看出，正常运行工况下的换相面积 A_{cr} 也可以视为恒定值，换相电感引起的磁链降低量保持不变。进一步地，由式(2-10)可以求得换相过程中换相电感对应的平均直流电压降低值 A_μ ，正常运行工况下 A_μ 为一恒定值。

$$A_\mu = \frac{3}{\pi} \omega L_r I_d \quad (2-11)$$

2.1.2 三相对称故障工况下

逆变侧交流系统发生三相对称故障，各换流阀的换相角主要受到交流侧电压和直流侧电流的影响，可以不考虑谐波的影响。交流系统故障导致换流阀的换相电压降低，若此时发生了换相失败，则逆变侧存在短路回路，直流电流会迅速增加；若换相电压降低程度较小未引发换相失败，由于在刚故障时直流控制来不及作用，系统两侧换流器的电压差增大，因此直流电流还是会增大。

根据上述分析，系统运行中故障情况下，直流电流会发生不平稳变化， $dI_d/dt \neq 0$ 直流电流不变的假设条件不再成立。对上述换相过程，考虑逆变侧交流系统故障时直流电流变化情况时，对式(2-5)进行修正后有如下关系：

$$\int_{(\pi-\beta)/\omega}^{\theta/\omega} 2L_r \frac{di_3}{dt} dt = \int_{(\pi-\beta)/\omega}^{\theta/\omega} (e_a - e_b) dt + \int_{(\pi-\beta)/\omega}^{\theta/\omega} L_r \frac{di_d}{d\omega} dt \quad (2-12)$$

对于换流阀完整的换相过程，换相结束时有：

$$2L_r i_3(\pi - \gamma) = \int_{(\pi - \beta)/\omega}^{(\pi - \gamma)/\omega} (e_a - e_b) dt + L_r [i_d(\pi - \gamma) - i_d(\pi - \beta)] \quad (2-13)$$

由式(2-13)可得，影响换流阀是否能够成功换相的关键因素有换相起止时刻对应的直流电流、换相电压幅值以及逆变侧触发提前角 β 。且系统在故障情况下未发生换相失败的必要条件有：

$$i_3(\pi - \gamma) = i_d(\pi - \gamma) \quad (2-14)$$

如果系统在三相对称故障情况下未发生换相失败，结合式(2-13)与式(2-14)可推导出

$$L_r [i_d(\pi - \gamma) + i_d(\pi - \beta)] = \int_{(\pi - \beta)/\omega}^{(\pi - \gamma)/\omega} (e_a - e_b) dt \quad (2-15)$$

将上述过程进行推广总结，即有以下结论：

因此当系统处于对称故障工况，考虑直流电流变化时，若阀 $V_m \rightarrow V_n$ 成功换相，则必然满足不等式(2-16)。

$$L_r [i_d(t_{2max}) + i_d(t_1)] < \int_{t_1}^{t_{2max}} \Delta U dt \quad (2-16)$$

$$A_{pro} = \int_{t_1}^{t_{2max}} e_{mn} d\omega t \quad (2-17)$$

$$A_{cr} = \frac{1}{2} L_r [i_d(t_{2max}) + i_d(t_1)] \quad (2-18)$$

式中， ΔU 为换流阀相对应的换相电压， t_1 为阀 V_n 的触发时刻， t_{2max} 为换相结束时刻（关断角为 γ_{min} ）。

由式(2-18)可知，如果系统运行在三相对称故障工况，则需要考虑直流电流的变化， A_{cr} 的大小与换相过程中起止时刻对应的直流电流大小有关。

2.1.3 三相不对称故障工况下

若逆变侧交流系统发生三相不对称故障，那么除了需要考虑直流电流的波动外，换相失败机理还需要考虑直流侧电流、交流侧电压的谐波影响以及实际的逆变侧换流阀触发情况。

2.1.3.1 考虑非对称运行情况下的谐波影响

系统处于三相不对称故障工况时，断路器开断、直流电流上升引起换流变压器饱和、大量电力电子器件的异常运行等，都会导致谐波的产生，此时换流母线电压不是标准正弦量^[52]。

图 2-3 表明了谐波对换相过程的影响，其中： E_{LL} 、 E'_{LL} 分别为不考虑谐波、考虑谐波后的线电压； α 、 γ 、 μ 依次为逆变器触发角、关断角和换相角； γ' 、

μ' 分别为考虑谐波后的关断角和换相角； A 、 A' 分别为不考虑谐波、考虑谐波后的换相面积，且有 $A=A'$ 。如图 2-3 所示，由于谐波的存在会导致交流电压发生畸变，使得在规定的 μ 内无法正常换相， μ 发生后移，导致相应的换相时间增加，从而换相角增加（ $\mu < \mu'$ ），关断角减小（ $\gamma > \gamma'$ ）。当 $\gamma' \leq \gamma_{min}$ 时，则表示畸变后的电压在最大的换相面积提高量 A_{pro} 也小于不发生换相失败的临界面积 A_{cr} ，则会发生换相失败。

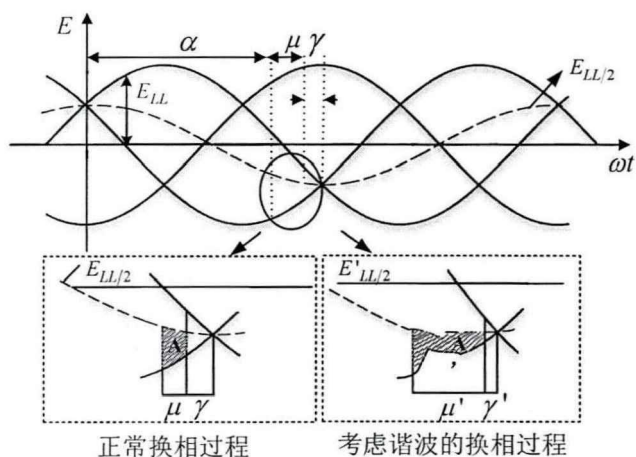


图 2-3 谐波对换相过程的影响

考虑 n 次（ $n \geq 2$ ）谐波的影响，阀 1 向阀 3 换相时的换相电压为

$$U_{\omega h} = e_1 \sin(\omega t) + \sum_{n=2}^N e_n \sin(n\omega t + \varphi_n) dt \quad (2-19)$$

式中， e_n 为 n 次谐波电压的幅值； φ_n 为 n 次谐波的相角。

将式(2-19)代入式(2-18)，可得到

$$\begin{aligned} i_d(t_{2\max}) + i_d(t_1) &= \int_{t_1}^{t_{2\max}} \frac{e_1 \sin(\omega t) + \sum_{n=2}^N e_n \sin(n\omega t + \varphi_n) dt}{L_r} = \\ &= \int_{t_1}^{t_{2\max}} \frac{e_1 \sin(\omega t)}{L_r} dt + \sum_{n=2}^N \int_{t_1}^{t_{2\max}} \frac{e_n \sin(n\omega t + \varphi_n)}{L_r} dt = \\ &= \int_{t_1}^{t_{2\max}} \frac{e_1 \sin(\omega t)}{L_r} dt + \frac{e_n \cos(n\alpha + \varphi_n) - e_n \cos(n\pi - n\gamma + \varphi_n)}{n\omega L_r} \end{aligned} \quad (2-20)$$

式中 $\sum_{n=2}^N \int_{t_1}^{t_{2\max}} e_n \sin(n\omega t + \varphi_n) dt$ 是所有谐波分量的叠加。

则考虑谐波影响的三相不对称故障工况下的临界换相面积 A_{cr} 可以由式(2-21)计算得到

$$A_{cr} = \frac{L_r}{2} \int_{t_1}^{t_{2\max}} \frac{e_1 \sin(\omega t)}{L_r} dt + \frac{e_n \cos(n\alpha + \varphi_n) - e_n \cos(n\pi - n\gamma + \varphi_n)}{n\omega L_r} \quad (2-21)$$

若换相成功，则 t_l 时刻需要满足：

$$\omega t_l = \alpha + \mu \leq 180^\circ - \gamma_{mn} \quad (2-22)$$

若式(2-22)不成立，则说明 A_{cr} 小于 A_{pro} ，换相裕度不足，发生换相失败。

2.1.3.2 阀导通时刻偏移对换相失败的影响

换流器使用锁相环（PLL）锁定一个同步电压的相位，并以此为相位为基准依次延迟 $\pi/3$ 作为各阀的触发脉冲基准（12 脉动换流器为依次延迟 $\pi/6$ ），随后根据触发角延迟 α_{ord} 依次给出触发脉冲。在三相不对称运行工况下，锁相环的同步初相位会变化，逆变侧的最终触发指令值会与实际值产生偏差，因此需要考虑阀导通时刻偏移对触发角的影响。

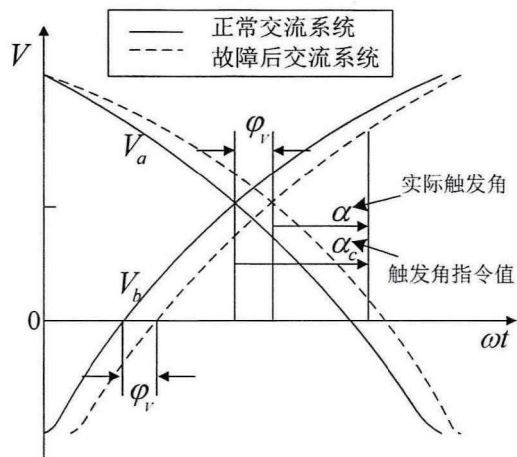


图 2-4 交流系统扰动下的触发角延迟角指令值与实际值

图 2-4 显示了实际触发延迟角如何受触发延迟角指令值和交流系统的影响，其中： α 、 α_c 分别为换流器的实际触发角与触发角指令值； V_a 、 V_b 分别为 A 相与 B 相交流电压； ϕ_r 为故障后的交流电压交叉点偏移量；实线表示额定状态下，虚线表示故障后状态。当交流系统受到扰动时，如虚线所示，电压交叉点的实际位置将发生变化。在扰动状态下，由于参考点的变化， α 与 α_c 会不相同。产生此现象的原因是，PLL 内部动态系统不能即时跟踪交流系统的位置。

图 2-5 显示了系统发生不对称故障时的实际触发过程。其中： V_1 、 V_3 、 V_5 为对应阀 1、阀 3、阀 5 的触发脉冲； α_{mn} 、 μ_{mn} 、 γ_{mn} 为 mn ($mn=ca, ab, bc$) 相的实际触发延迟角、换相角和关断角； $|A_{fab}|$ 表示发生不对称故障后的换相电压面积。发生故障后， α_{ca} 、 α_{ab} 、 α_{bc} 不再相等。由于故障前三相电压对称，各换流阀的触发脉冲基准点刚好是其对应换相电压的正负过零点，可以正常触发导通，且各个阀的触发角相同。在不对称故障工况下，由于三相电压不对称，存在换相线电压过零点偏移，导致阀导通时刻偏移，各阀之间的实际触发过程会有所不同，所以不对称故障工况下因为 PLL 电压不平衡，使阀导通时刻偏移，造成

换流阀触发延迟。

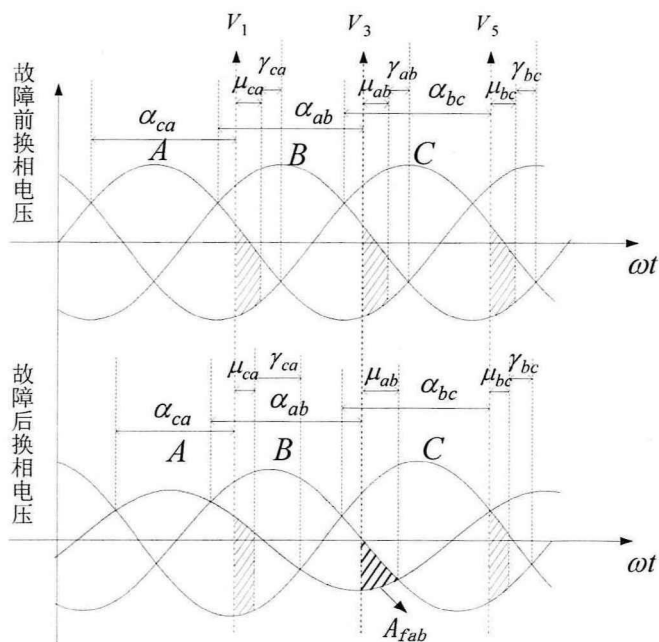


图 2-5 不对称故障对逆变器实际触发过程的影响

2.2 12 脉动逆变器换相过程分析

2.2.1 正常运行工况下

HVDC 中常用的 12 脉动逆变器结构如图 2-6 所示。该换流器由上下两个 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测绕组而并联^[1]。其中上 6 脉动换流变压器为星/角接线 (Δ/Y)，下 6 脉动换流变压器为星/星接线 (Y/Y)。 V_1 至 V_{12} 表示 12 个阀， e_a, e_b, e_c 分别为逆变侧交流系统三相电压。

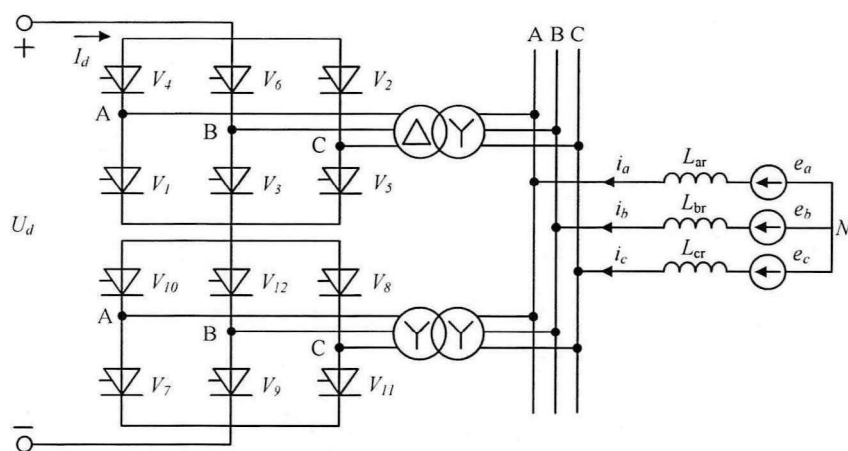


图 2-6 12 脉动换流器结构

表 2-1 12 脉动逆变器的换相过程

变压器接法	换相过程	换相电压 ΔU
Δ/Y	$V_6 \rightarrow V_2$	U_b''
	$V_3 \rightarrow V_5$	$-U_b''$
	$V_4 \rightarrow V_6$	U_a''
	$V_1 \rightarrow V_3$	$-U_a''$
	$V_2 \rightarrow V_4$	U_c''
	$V_3 \rightarrow V_1$	$-U_c''$
Y/Y	$V_7 \rightarrow V_9$	$U_b' - U_a'$
	$V_9 \rightarrow V_{11}$	$U_c' - U_b'$
	$V_{11} \rightarrow V_7$	$U_a' - U_c'$
	$V_8 \rightarrow V_{10}$	$U_c' - U_a'$
	$V_{10} \rightarrow V_{12}$	$U_a' - U_b'$
	$V_{12} \rightarrow V_8$	$U_b' - U_c'$

正常运行情况下，星/角接线换流阀的换相电压比星/星接线中的换流阀换相电压滞后 30° 。12 脉动逆变器中换流阀的正常运行方式为工况 4-5，指的是在 30° 的重复周期中，4 个阀臂和 5 个阀臂轮流导通的运行方式，分别对应工况 4 和工况 5。以 V_1 向 V_3 换相为例，在工况 4 下，4 个导通的阀为 V_1 、 V_2 、 V_7 、 V_8 ，均未经历换相过程，等效电路如图 2-7(a)所示。在工况 5 下，5 个导通的阀为 V_1 、 V_2 、 V_3 、 V_7 、 V_8 ，其中 V_1 正在向 V_3 换相，等效电路如图 2-7(b)所示。

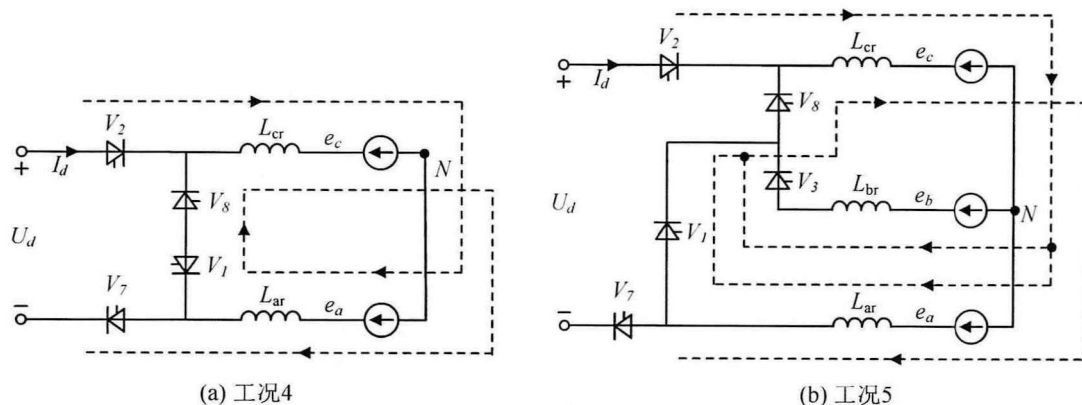


图 2-7 12 脉动换流器工况 4、5 下的等效电路图

正常运行工况下, 12 脉动换流器中 V_1 向 V_3 换相机理和 6 脉动换流器中 V_1 向 V_3 换相机理一致, 在 2.1.1 节中有详细分析推导, 此处不再赘述。

2.2.2 三相对称故障工况

在故障运行工况下, 由于 12 脉动换流器运行原理比 6 脉动换流器更加复杂, 因此对于其机理分析在 2.1.1 节的基础上做进一步研究。同样以从 V_1 到 V_3 的换相过程为例, 分别对在工况 4 和工况 5 时间段内发生三相对称故障的情况做分析。

2.2.2.1 在工况 4 时发生三相故障

当在换流器运行在工况 4 (V_1 、 V_2 、 V_7 、 V_8 导通) 的时间段内换流母线发生三相故障。此时从 V_1 到 V_3 的换相过程将受故障后换相电压 E' 的影响。根据换相过程中的等效电路关系, 可以列写故障后的基尔霍夫电压方程, 得到阀电流和换相电压之间的关系。

$$L_r \frac{di_3(t)}{dt} - L_r \frac{di_1(t)}{dt} = e'_{ba} = \sqrt{2}E' \sin \omega t \quad (2-23)$$

其中, E' 是表示故障后的换流母线电压的线电压有效值, 在对称故障的情况下, E' 的值随时间逐渐减小。

在换相时段 $[(\pi-\beta)/\omega, (\pi-\gamma_{min})/\omega]$ 对式(2-23)两端进行积分, 可得

$$L_r \int_{(\pi-\beta)/\omega}^{(\pi-\gamma_{min})/\omega} \frac{di_3}{dt} - L_r \int_{(\pi-\beta)/\omega}^{(\pi-\gamma_{min})/\omega} \frac{di_1}{dt} = \sqrt{2} \int_{(\pi-\beta)/\omega}^{(\pi-\gamma_{min})/\omega} E'(t) \sin \omega t d(\omega t) \quad (2-24)$$

由于是在从 V_1 到 V_3 的换相过程之前发生三相故障, 所以当换相过程结束时, 流经 V_3 的电流将逐渐增加, 并且将大于正常工作点的直流电流。换流阀起止时刻的电流可以由式(2-25)计算。

$$\begin{aligned} i_1 \left(\frac{\pi - \gamma_{min}}{\omega} \right) &= 0; \quad i_3 \left(\frac{\pi - \gamma_{min}}{\omega} \right) = I_d' \left(\frac{\pi - \gamma_{min}}{\omega} \right) \\ i_1 \left(\frac{\pi - \beta}{\omega} \right) &= I_d' \left(\frac{\pi - \beta}{\omega} \right); \quad i_3 \left(\frac{\pi - \beta}{\omega} \right) = 0 \end{aligned} \quad (2-25)$$

将式(2-25)代入式(2-24)的左边项, 可以得到此换相过程对应的临界换相面积 A_{cr} 的计算表达式。

$$A_{cr} = L_r I_d' \left(\frac{\pi - \gamma_{min}}{\omega} \right) \quad (2-26)$$

由式(2-26)可知, 若故障发生在工况 4, 其临界换相面积只与故障时刻电流有关。与式(2-18)对比可得, 故障发生在工况 4 下的临界换相面积计算表达式形式与 6 脉动逆变器的基本一致, 区别在于直流电流取值的不同。

2.2.2.2 在工况 5 时发生三相故障

当在换流器运行在工况 5 (V_1 、 V_2 、 V_3 、 V_7 、 V_8 导通) 的时间段内换流母线发生三相故障。此时从 V_1 到 V_3 的换相过程将分为两个阶段。一个阶段是从 $(\pi-\beta)/\omega$ 到 $(\pi-\beta+\theta)/\omega$ 的时间段, 在此阶段, 换相过程将在正常换相电压下进行。另一个阶段是从 $(\pi-\beta+\theta)/\omega$ 到 $(\pi-\gamma_{min})/\omega$ 的时间段, 在此阶段, 换相过程将在故障后换相电压下进行 (θ 表示三相故障发生的时刻)。详细计算过程如下。

在 $[(\pi-\beta)/\omega, (\pi-\beta+\theta)/\omega]$ 时间段内, 阀电流和换相电压之间的基本关系可以表示为

$$L_c \int_{(x-\beta)/\omega}^{(x-\beta+\theta)/\omega} \frac{di_3(t)}{dt} - L_c \int_{(x-\beta)/\omega}^{(x-\beta+\theta)/\omega} \frac{di_1(t)}{dt} = \int_{(x-\beta)/\omega}^{(x-\beta+\theta)/\omega} \sqrt{2}E \sin \omega t d(\omega t) \quad (2-27)$$

换相过程中换流阀在开始时刻与故障发生时刻的阀电流为

$$\begin{aligned} i_1\left(\frac{\pi-\beta}{\omega}\right) &= I_d; \quad i_3\left(\frac{\pi-\beta}{\omega}\right) = 0 \\ i_3\left(\frac{\pi-\beta+\theta}{\omega}\right) &= I_d - i_1\left(\frac{\pi-\beta+\theta}{\omega}\right) \end{aligned} \quad (2-28)$$

将式(2-28)代入式(2-27), 可以求解在故障发生时刻 V_3 的电流。

$$i_3\left(\frac{\pi-\beta+\theta}{\omega}\right) = \frac{\sqrt{2}E}{2\omega L_r} (\cos(\beta-\theta) - \cos \beta) \quad (2-29)$$

在 $[(\pi-\beta+\theta)/\omega, (\pi-\gamma_{min})/\omega]$ 的时间段内, 从 V_1 到 V_3 的换相电压此时即为故障换相电压下。阀电流和换相电压之间的关系为可以由式(2-30)进行计算。同样地, E' 值的大小随时间逐渐减小。

$$L_r \int_{(x-\beta+\theta)/\omega}^{(\pi-\gamma_{min})/\omega} \frac{di_3}{dt} - L_r \int_{(x-\beta+\theta)/\omega}^{(\pi-\gamma_{min})/\omega} \frac{di_1}{dt} = \sqrt{2} \int_{(x-\beta+\theta)/\omega}^{(\pi-\gamma_{min})/\omega} E'(t) \sin \omega t d(\omega t) \quad (2-30)$$

换流阀换相过程中故障时刻和结束时刻的阀电流为

$$\begin{aligned} i_1\left(\frac{\pi-\beta+\theta}{\omega}\right) &= I_d - i_3\left(\frac{\pi-\beta+\theta}{\omega}\right) \\ i_1\left(\frac{\pi-\gamma_{min}}{\omega}\right) &= 0; \quad i_3\left(\frac{\pi-\gamma_{min}}{\omega}\right) = I_d' \end{aligned} \quad (2-31)$$

$[(\pi-\beta)/\omega, (\pi-\beta+\theta)/\omega]$ 时间段的临界换相面积可以将式(2-28)代入式(2-27)的左边项计算得到, $[(\pi-\beta+\theta)/\omega, (\pi-\gamma_{min})/\omega]$ 的时间段的临界换相面积将式(2-31)代入式(2-30)的左边项计算得到。因此, 在工况 5 时发生故障后的临界换相面积 A_{cr} 计算表达式为:

$$A_{cr} = \begin{cases} \frac{\sqrt{2}E}{\omega} [\cos(\beta - \theta) - \cos \beta] & \theta \in \left[\frac{\pi - \beta}{\omega}, \frac{\pi - \beta + \theta}{\omega} \right] \\ \frac{L_r(I_d + I_d')}{2} - \frac{\sqrt{2}E}{\omega} [\cos(\beta - \theta) - \cos \beta] & \theta \in \left[\frac{\pi - \beta + \theta}{\omega}, \frac{\pi - \gamma_{\min}}{\omega} \right] \end{cases} \quad (2-32)$$

将式(2-32)与式(2-18)对比可得以下结论：对于 12 脉动换流器，如果故障发生在非换相时段（工况 4），则其临界换相面积与基于 6 脉动逆变器推导的临界换相面积公式的形式基本一致，只与故障时刻对应的电流有关；若故障发生在换相时段内（工况 5），则基于 6 脉动逆变器推导的临界换相面积公式不再适用，此时临界换相面积既与故障发生时刻有关，也与故障时刻电流有关，换相失败机理更加复杂。

2.3 本章小结

本章节以 6 脉动逆变器为基础，利用换相面积法，总结分析了不同工况下的换相失败机理。针对 12 脉动逆变器，分析了正常运行工况下各阀组的换相过程，并对不同工况下的临界换相面积公式进行了理论推导。结论如下：

（1）对于 6 脉动逆变器，在故障工况下由于直流电流的变化以及换相电压谐波的产生，临界换相面积不再是一恒定值，其大小与换相时段起止电流、换相电压谐波分量有关。

（2）对于 12 脉动逆变器，若故障发生在非换相时段（工况 4），则临界换相面积与 6 脉动逆变器的基本一致，只与故障时刻电流有关；若故障发生在换相时段（工况 5），则基于 6 脉动逆变器推导的临界换相面积公式不再适用，此时临界换相面积与故障发生时刻有关，换相失败机理更加复杂。

第3章 基于触发角提前量计算的换相失败预测控制

交流系统发生故障后，交流电压的下降以及直流电流的增加是发生换相失败的主要因素。故障发生后，交流相电压过零点偏移量增大、换相角增加、换流器关断角减小，同时故障清除后直流控制模式的切换频繁也会增加发生换相失败的概率。现有的换相失败预测控制策略，例如工程中广泛使用的 CFPREV，是根据交流电压的零序分量检测与 $abc/\alpha\beta$ 变换来识别交流不对称故障与对称故障，但是仅考虑了交流电压幅值与不平衡分量对换相失败的影响，未考虑交流相电压过零点偏移量与换相角等因素的影响。另外，CFPREV 是根据工程经验通过调整 PI 来整定故障后逆变侧触发角的提前量，因此对不同系统、不同故障类型、不同故障强度下的普适性也有待提高。

针对上述问题，基于第 2 章的换相失败机理分析，研究能提升换相失败抵御能力的触发角提前量范围，提出相应的换相失败预测控制策略。将提出的控制策略分别应用到可以代表实测型技术路线的 CIGRE 标准测试模型控制与预测型技术路线中，以验证其有效性与适用性。

3.1 提升换相失败抵御能力的逆变侧触发角提前量计算方法

3.1.1 相电压过零点偏移量的计算

当逆变侧交流系统发生单相短路接地故障，假设交流系统未故障相的电压保持不变，故障相电压跌落 ΔV ，其电压波形由图 3-1 所示。 α 、 γ 、 μ 依次为故障前的逆变侧触发角、关断角和换相角， γ' 、 μ' 分别为故障后的关断角和换相角， φ 为故障后由于交流电压不对称产生的电压过零点偏差量。故障后假设直流系统控制还未作用，触发角 α 保持初始指令值未变。故障前的各角度关系可由(2-1)计算。故障后各角度的关系可由(3-1)计算。

$$\pi - \alpha = \mu' + \gamma' + \varphi \quad (3-1)$$

用式(3-1)减去式(2-1)，可以得到故障前后关断角的偏差量。由图 3-1 可以看出，故障后逆变侧关断角 γ' 减小，换相角 μ' 增大，系统发生换相失败的概率增加。为提升系统故障后的换相失败抵御能力，应该使故障后逆变侧保持足够的换相裕度，关断角需要维持在原额定值，则逆变侧控制系统的触发角指令值提前量 $\Delta\alpha_{cal}$ 对应关断角变化量的大小，即等于交流相电压过零点偏差量 φ 与换相角的变化量 $\Delta\mu$ 之和，如式(3-2)所示。若保证故障后关断角至少大于系统的最小关断角，则由式(3-3)可计算得到逆变侧触发角指令值提前量的最小值 $\Delta\alpha_{min}$ 。

$$\Delta\alpha_{cat} = \gamma_{ref} - \gamma' = \varphi + \Delta\mu \quad (3-2)$$

$$\Delta\alpha_{min} = \gamma_{min} - \gamma' = \varphi + \Delta\mu + \gamma_{min} - \gamma_{ref} \quad (3-3)$$

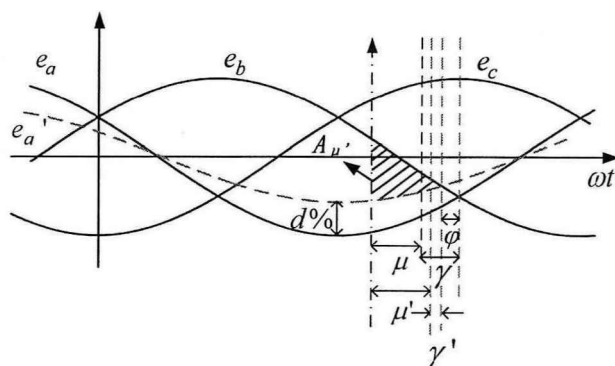


图 3-1 A 相电压下降 $d\%$ 时的电压波形

接下来分别计算故障后的相电压过零点偏移量与故障前后的换相角偏移量。以 6 脉动换流器为例，交流系统三相线对地电压可以用式(3-1)表示：

$$\begin{cases} e_a = E_m \cos(\omega t + 60^\circ) \\ e_b = E_m \cos(\omega t - 60^\circ) \\ e_c = E_m \cos(\omega t - 180^\circ) \end{cases} \quad (3-4)$$

$E_a' = E_m(1-d\%)\cos(\omega t + 60^\circ)$ 为故障后的 A 相电压，由交流相电压之间的交点关系式(3-5)来计算电压过零点偏移量 φ 的大小。

$$E_m(1-d\%)\cos(\omega t + 60^\circ) = E_m \cos(\omega t - 60^\circ) \quad (3-5)$$

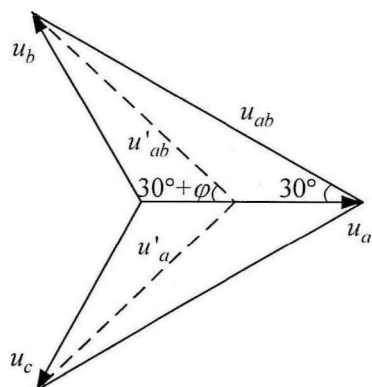


图 3-2 A 相故障电压相量图

正常工况下，A 相与 B 相交点的相位为 0° 或者 180° ，三相电压的交点相位间隔 120° 。交流系统发生不对称故障后交流电压不再平衡，交流相电压过零点发生相位偏移，该相位偏移量大小受电压大小的影响。相位偏移可能是前移或者是后移，相位前移时会使关断角减小。为使各相换流阀均不出现换相失败，需要考虑相位前移对换相过程的负面影响。此情景下 A 相电压降低，A 相与 B 相交点前移，相电压过零点偏移量为提前量，因此可以求得：

$$\varphi = -\arctan\left(\frac{d\%}{\sqrt{3}d\% - 2\sqrt{3}}\right) \quad (3-6)$$

3.1.2 换相角变化量的计算

通过换相电压之间的关系来求解故障后的换相角 μ' 。当电流从阀 V_1 换到阀 V_3 时，换相电压可表示为：

$$U_{a'b} = e_{a'} - e_b = E_m K \sin(\omega t + \varphi) \quad (3-7)$$

其中 $K = \sqrt{d\%^2 - 3d\% + 3}$ ， φ 的大小可由式(3-6)求得。

在故障发生时刻后的一个周波内直流电流变化很小，假设直流电流不变。由式(2-10)、式(2-11)可知，若直流电流不变，其临界换相面积 A_{cr} 为一常数值，换相电抗引起的电压降低量 A_μ 也保持不变。因此可以假设在 A 相电压降低的情况下， A_μ 的大小不发生变化。

基于霍尔基夫电压定律，可以求得发生单相接地故障后换相过程对应的电压降落值 A_μ ：

$$\begin{aligned} A_\mu &= \int_{\alpha}^{\alpha+\mu'} \frac{e_{a'} - e_b}{2} d\omega t \\ &= \frac{E_m K}{2} [\cos(\alpha + \varphi) - \cos(\alpha + \mu' + \varphi)] \end{aligned} \quad (3-8)$$

联立式(3-8)和式(2-11)，得到故障后换相角 μ' 的计算表达式为：

$$\mu' = \arccos \left[\cos(\alpha + \varphi) - \frac{6\omega L_r I_d}{\pi E_m K} \right] - (\alpha + \varphi) \quad (3-9)$$

所以故障前后的换相角变化量为：

$$\Delta\mu = \mu' - \mu_0 = \arccos \left[\cos(\alpha + \varphi) - \frac{6\omega L_r I_d}{\pi E_m K} \right] - (\alpha + \varphi) - \mu_0 \quad (3-10)$$

将式(3-6)、式(3-10)代入到式(3-2)中，得到故障后为保证合适换相裕度的逆变侧触发角指令值提前量 $\Delta\alpha_{cal}$ ：

$$\Delta\alpha_{cal} = -\arctan\left(\frac{d\%}{\sqrt{3}d\% - 2\sqrt{3}}\right) + \arccos \left[\cos(\alpha + \varphi) - \frac{6\omega L_r I_d}{\pi E_m K} \right] - (\alpha + \varphi) - \mu_0 \quad (3-11)$$

对于三相对称故障情况，交流系统三相的电压幅值均降低，故障后的换相角变化量仍然可以用式(3-10)进行计算，只是不存在相电压过零点偏移，即 φ 为 0。

3.2 基于触发角提前量计算的换相失败预测控制策略

3.1 章节中考虑了交流系统故障后的换流母线电压跌落与直流电流增量，通过对相电压过零点偏差量与换相偏移角增量的计算，进一步得到了能提升换相失败抵御能力的触发角提前量范围。基于此计算方法，提出一种换相失败预测控制策略，并将该控制方法简称为 CFPM。CFPM 的输入为直流电流 I_d 、逆变侧换流母线三相电压 U_{ac} 、换流器逆变侧触发角 α_{inv} 与关断角 γ 的实时测量值，输出为逆变侧触发角提前量 $\Delta\alpha_{cal}$ 。该输出可以作为关断角参考值的补充量，或者作为一种附加量对现有换相失败预测控制的效果进行优化。

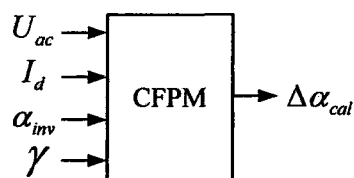


图 3-3 所提出的换相失败预测控制模块示意图

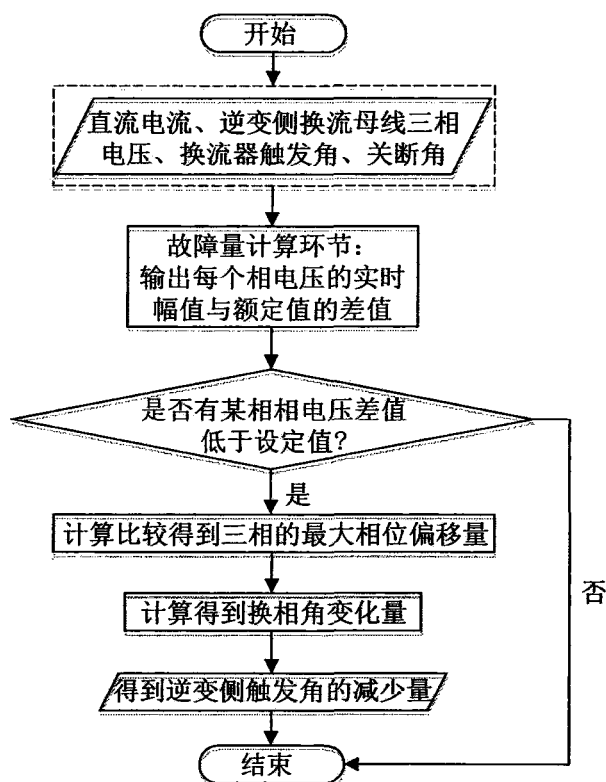


图 3-4 CFPM 实现步骤的流程图

CFPM 的详细实现步骤概括如下，其流程如图 3-4 所示。

(1) 通过故障信号环节来确定每个相电压的幅值 V_i ($i=a, b, c$) 是否低于电压设定值 V_{set} ，故障信号识别逻辑如图 3-5 所示；

(2) 若有某相电压低于设定值，则通过故障量计算环节输出每个相电压的实时幅值与额定幅值 V_{m_ref} 的差值，即交流电压相电压的幅值跌落量 ΔV ，然后比较得到三相电压跌落值的最大值 ΔV_{max} ，故障量计算环节如图 3-6 所示；

(3) 若三相电压对称，则相电压过零点偏差量为零；否则通过公式(3-6)计算出最大相电压过零点偏差量 φ ；

(4) 若有任何相电压幅值低于设定值，则使用公式(3-10)计算由交流母线电压幅值降低和直流电流增加引起的换相角增量 $\Delta\mu$ ；

(5) 计算最大相电压过零点偏差量与换相角增量之和，输出逆变侧触发角的提前量 $\Delta\alpha_{cal}$ ，逆变侧触发角提前量计算步骤的控制实现如图 3-7 所示。

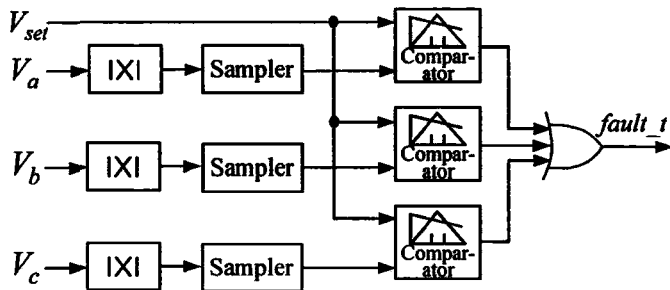


图 3-5 故障信号识别逻辑图

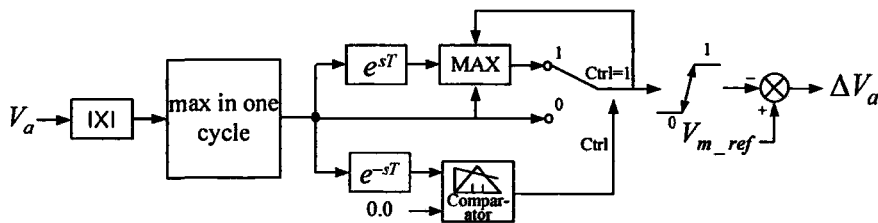


图 3-6 控制故障量计算环节的控制框图（以 A 相为例）

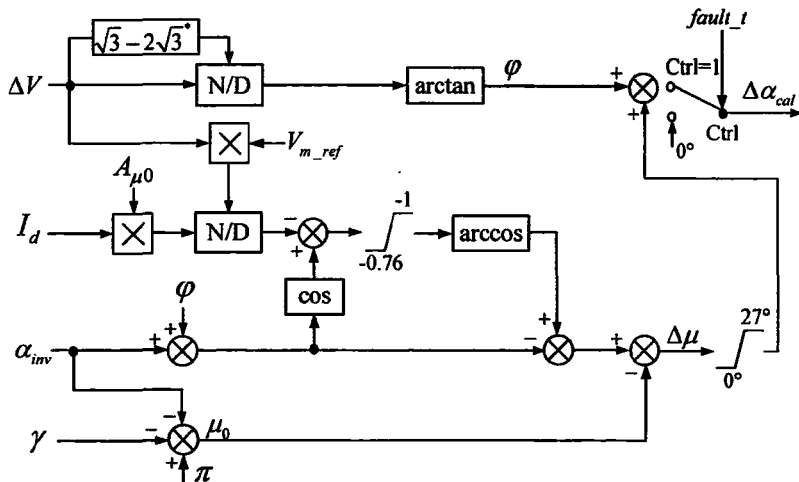


图 3-7 触发角计算环节的控制框图

由于设计的控制器未涉及到双极控制层级，利用 PSCAD/EMTDC 仿真软件，以 CIGRE HVDC 标准测试模型作为基础研究对象，来验证所提出的基于触发角变化量计算的换相失败抑制控制策略。

3.3 CFPM 控制方法在 CIGRE HVDC 上的应用

3.3.1 CIGRE HVDC 系统的直流控制

直流输电的运行控制是通过晶闸管触发脉冲的相位控制来改变换流器的直流电压实现的。基本的控制有以下 4 种方式：定电流控制（CC）、定电压控制（CV）、定功率控制以及逆变侧的定关断角控制（CEA）。

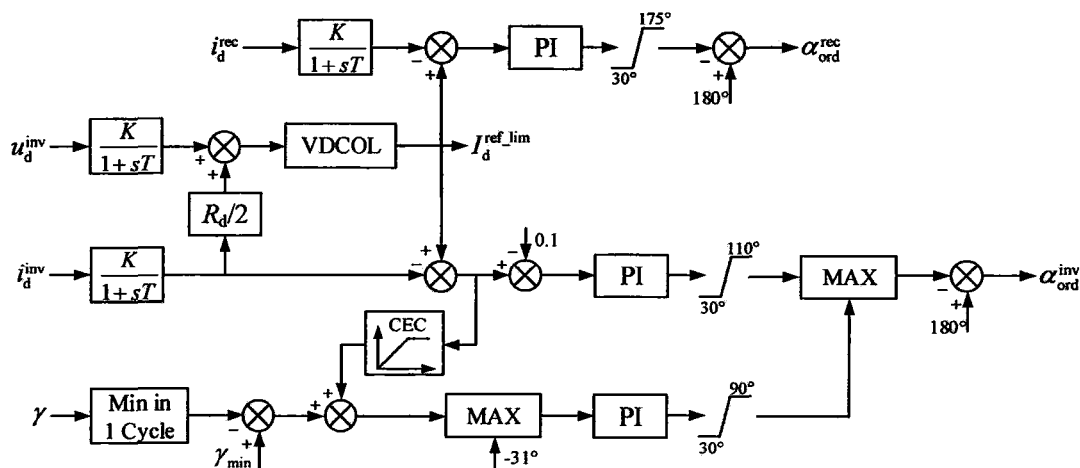


图 3-8 CIGRE 控制策略框图

CIGRE HVDC 直流系统的整体控制逻辑如图 3-8 所示。其整流侧采用定电流和定最小触发角 (α_{min}) 控制，同时配有低压限流环节 (VDCOL)。逆变侧采用定电流和定关断角控制，同时产生整流侧的电流指令。为尽快使电流回升至给定值，定关断角控制器还配备有电流偏差控制环节 (CEC)。

如图 3-9 所示，直流输电就是在整流器和逆变器的运行中按照预设规则选择不同的控制方式，以实现整流器与逆变器之间的协调控制。在正常情况下，CIGRE HVDC 系统的稳定运行工作点是由整流器上的定电流控制和逆变器上的定关断角控制确定。在故障工况下，例如直流电流剧烈减小，则整流器将以最小的触发角值保持恒定电流，而逆变器则在定电流控制下运行。如果在整流器和逆变器都控制直流电流，则在整流器和逆变器达到稳定运行工作点之前，系统将很容易受到交流电压微小变化的影响。由于换相电压的振荡，直流电流容易快速增加或者减小，这种直流电流的波动会增加发生换相失败的概率。

3.3.3 仿真验证

逆变侧交流系统故障而引起换流母线电压跌落的故障类型分为对称与不对称故障，以三相接地故障和单相接地故障为例，对比应用 CIGRE、CFPM 两种控制方法下对换相失败的抑制效果。

考察逆变侧的最终触发角指令值、CFPM 故障量识别环节输出、逆变侧控制模式切换情况以及换流器阀电流。由于逆变侧是 12 脉动换流器连接到星形接线方式 (Y/Y) 变压器和星角接线方式 (Y/Δ) 变压器，这两种接线方式下换流阀的换相失败情况虽然并不完全相同，但差别不大，本小节换流器阀电流的仿真结果均以 YY 接线变压器侧的阀电流为代表，来反映是否发生换相失败。文献[30]指出，与阻性、容性接地故障相比，感性接地故障是最严重的故障类型，因此本文在仿真验证中均以接地电感的大小来衡量故障严重程度。

设置逆变侧交流系统在 2.0s 时刻经接地电感 $L=1.2H$ 发生三相接地故障，故障持续时间为 0.1s，分别应用 CIGRE、CFPM 两种控制方法后系统的各物理量响应对比如图 3-11 所示。

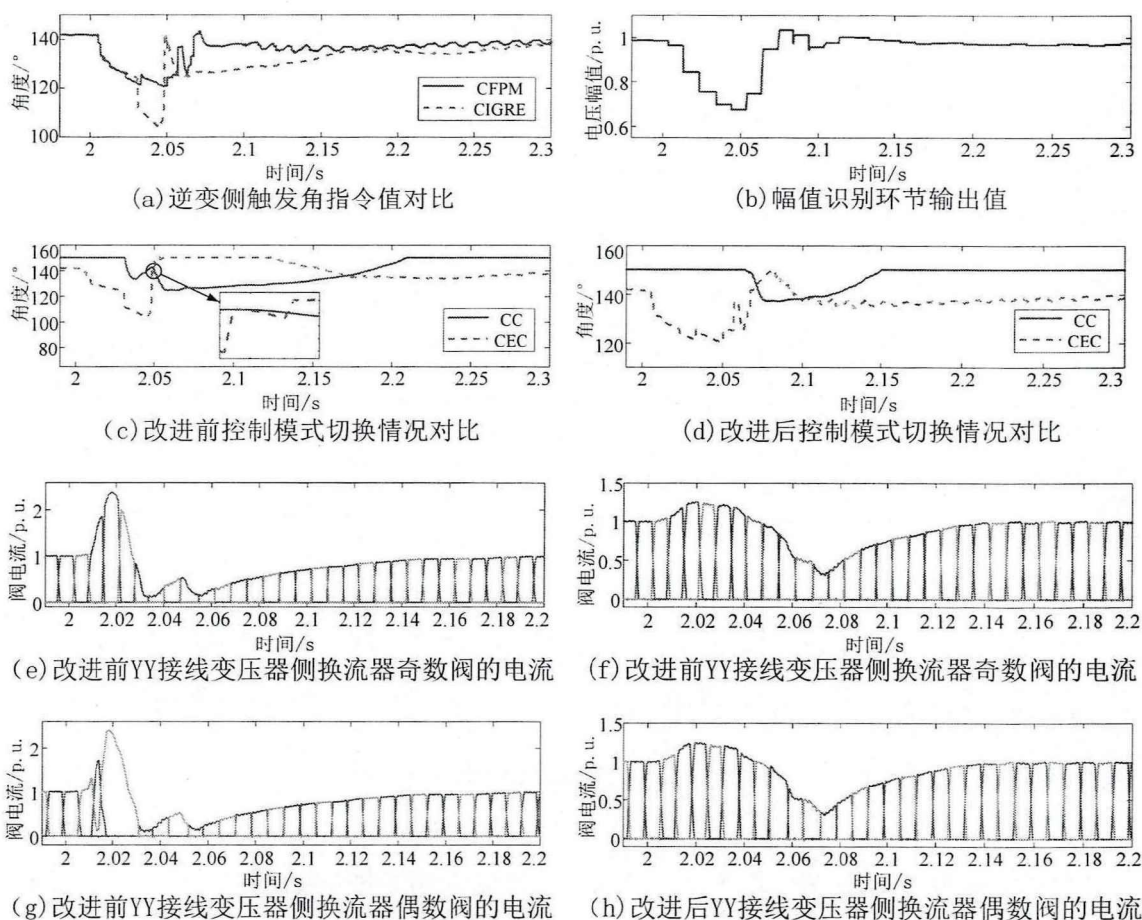


图 3-11 发生三相接地故障后两种控制方式下的系统响应对比图

由图 3-11(g)、(h)可以看出,应用 CIGRE 控制的直流系统在故障清除后会在换流阀中发生换相失败,而应用 CFPM 控制的直流系统在发生三相接地故障后能够有效抑制换相失败。由图 3-11(a)可知,相较于 CIGRE 控制,应用 CFPM 控制时,在故障清除后能够自适应调整输出的触发角提前量,避免了触发角指令值不必要的剧烈波动,改善了由于触发角过度增加所导致的无功功率消耗增加与换流电压进一步下降的问题。图 3-11(c)、(d)表明,应用 CIGRE 控制的直流系统在故障清除后,其逆变侧在定关断角控制和定电流控制中频繁切换;对于应用 CFPM 控制的系统,由于 CFPM 输出的触发角提前量提前附加到了关断角参考值上,使定关断角与定电流控制输出的触发角指令值差值变大,减缓了控制方式的频繁切换。

设置逆变侧交流系统在 2.0s 经接地电感 $L=0.7\text{H}$ 发生单相接地故障,持续时间为 0.1s,分别应用 CIGRE、CFPM 两种控制方法后系统的各物理量响应对比如图 3-12 所示。

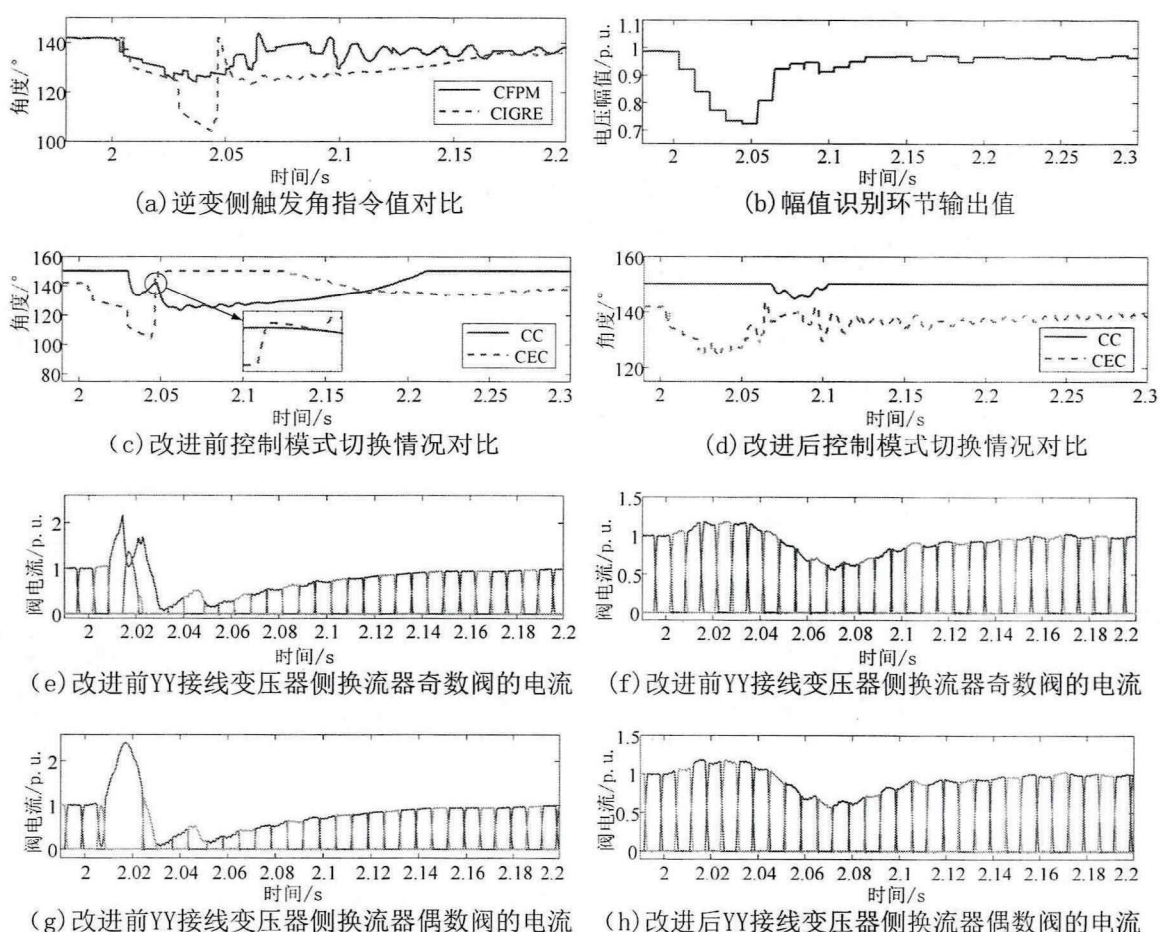


图 3-12 发生单相接地故障后两种控制方式下的系统响应对比图

由图 3-12(g)(h)可以看出,应用 CIGRE 控制的系统未能躲避换相失败,而

应用 CFPM 控制的系统在发生单相接地故障后能够有效抑制换相失败。图 3-12(a)表明, 故障发生后, 应用 CFPM 控制的逆变侧触发角指令值会随着关断角参考值的增加而减小; 故障清除后, 由于交流电压恢复, 关断角的参考值返回到初始值, 触发角指令值也恢复正常。由图 3-12(c)、(d)可知, 与发生三相接地故障的情况相似, 相比较于 CIGRE 控制, 应用了 CFPM 控制方法的直流系统能够有效避免逆变侧控制方式的频繁切换。

另外, 对比图 3-11(a)与图 3-12(a), 应用 CFPM 控制后的逆变侧触发角指令值趋势基本一致, 说明故障类型对所提 CFPM 控制的换相失败抑制效果影响不大。

为进一步验证算法的可行性, 以测试其抑制换相失败的能力, 在 CIGRE HVDC 标准测试系统中设置不同接地故障电感下的三相接地故障和单相线接地故障, 故障时刻均为 2.0s, 故障持续时间均为 0.1s。表 3-1 和表 3-2 列出了各种故障条件下的换流母线最小相电压与发生换相失败的情况。其中, L 表示该故障条件下的接地电感, V_P 表示逆变侧交流母线故障后最小相电压峰值, CF 表示是否发生换相失败。

表 3-1 不同三相接地故障条件下两种控制方式的换相失败抑制效果对比

应用 CIGRE 控制			应用 CFPM 控制		
L (H)	V_P (p.u.)	CF	L (H)	V_P (p.u.)	CF
1.05	0.65	是	1.05	0.55	是
1.1	0.67	是	1.1	0.57	是
1.15	0.68	是	1.15	0.62	否
1.2	0.73	是	1.2	0.64	否
1.25	0.726	否	1.25	0.65	否
1.3	0.76	否	1.3	0.66	否

表 3-2 不同单相接地故障条件下两种控制方式的换相失败抑制效果对比

应用 CIGRE 控制			应用 CFPM 控制		
L (H)	V_P (p.u.)	CF	L (H)	V_P (p.u.)	CF
0.4	0.60	是	0.4	0.54	是
0.5	0.75	是	0.5	0.59	是

应用 CIGRE 控制			应用 CFPM 控制		
L (H)	V_P (p.u.)	CF	L (H)	V_P (p.u.)	CF
0.6	0.755	是	0.6	0.66	否
0.7	0.888	是	0.7	0.74	否
0.8	0.895	是	0.8	0.73	否
0.9	0.90	是	0.9	0.75	否
1.0	0.77	否	1.0	0.77	否

由表 3-1 和表 3-2 可知,应用 CFPM 控制比应用 CIGRE 控制的故障后换流母线最小相电压幅值相对较小。这是因为应用 CFPM 控制,会在故障发生后提前逆变侧触发角而使得交流电压降低,然而由于关断角的参考值增加,即使交流电压下降,也有足够的换相裕度,不会发生换相失败。对于三相接地故障,应用 CIGRE 控制在接地电感为 1.25H 时就已发生换相失败,而应用 CFPM 控制在接地电感为 1.15H 时才会发生换相失败;对于单相接地故障,应用 CIGRE 控制在接地电感为 0.9H 时已发生换相失败,而应用 CFPM 控制在接地电感为 0.5H 时才会发生换相失败。因此相较于 CIGRE 控制方法,应用 CFPM 控制可以有效地减缓交流电压和直流电流的变化,提升系统的换相失败抵御能力,有助于高压直流系统的稳定运行。

3.4 CFPM 控制方法在预测型技术路线上的应用

3.4.1 预测型技术路线下的换相失败响应策略

预测型技术路线的实现主要由定关断角控制、电压调节器 (VCA)、电流控制放大器 (CCA) 三者通过彼此限幅的联系方式来完成。其中定关断角控制功能主要由逆变侧最大触发角控制器 (AMAX) 来实现,AMAX 通过采集到的换流母线电压以及直流电流计算出换流器所需要的触发角。这样,通过各控制环节之间的限幅作用 (减小上限或增大下限),各环节间的相互联系由图 3-13 所示,最终得到触发角的指令值。

为了应对换相失败,预测型技术路线能够于电网遭受扰动时对换相失败进行预测并且使直流系统在换相失败后迅速恢复。其换相失败响应策略为:通过换相失败预测控制环节 (CFPREV) 对交流电网进行故障检测,一旦检测到交流故障,立即减小逆变侧触发角,以降低发生换相失败的概率和避免发生连续换相失败。其应对换相失败时所采取的策略一般由以下几个环节组成。

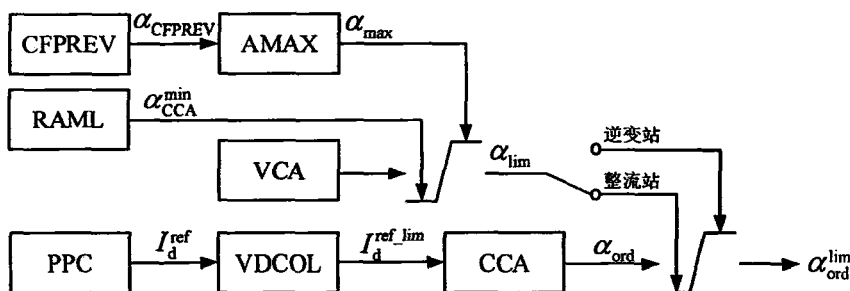


图 3-13 预测型技术路线下的整体控制逻辑框图

3.4.1.1 VDCOL

VDCOL 又称低压限流环节，是作用于电流指令 I_d^{ref} 的最后一个功能。VDCOL 的作用是，在因某些故障而导致直流电压下降时，根据预先设定的 U_d-I_d 特性曲线来限制 I_d 的大小，待直流电压恢复到某一程度时，又恢复 I_d 的整定值。

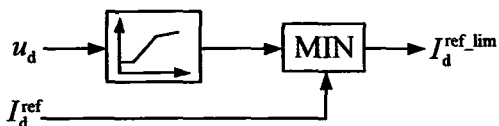


图 3-14 VDCOL 的控制逻辑框图

以逆变站为例，假设其近处的交流电网产生故障，导致交流电压大幅度减小，继而使站内换流器产生换相失败故障。此时，直流电流 I_d 过大。因此，为了限制持续的过电流，需要对换流器的控制特性进行改进，即在直流电压较低时，限制直流电流。

3.4.1.2 AMAX

AMAX 又称逆变器最大关断角控制。它可以使逆变侧处于“负电阻”状态，当受端电网较弱，能够避免当关断角为定值时，直流电压将随着直流电流的增大而减小所带来的稳定性问题。AMAX 的设计原理如式(3-12)所示。

$$\beta = \arccos(\cos \gamma - 2 * d_x * \frac{I_d^{ref_lim}}{I_{dN}} * \frac{U_{d0N}}{U_{d0}} - K(I_d^{ref_lim} - I_d)) \quad (3-12)$$

式中， β 为逆变器的触发超前角， γ 为关断角， I_d 指线路流过的直流电流， d_x 是逆变器的相对感性直流压降。 I_{dN} 和 U_{d0N} 分别是额定直流电流以及逆变侧换流器的额定空载直流电压。计算 β 时，若将 $\Delta I = I_d^{ref_lim} - I_d$ 作为附加量考虑进去，则可以增加稳定性。其中，控制电流误差项的增益 K 即可对 AMAX 曲线的正斜率进行调节。

当计算 β 后，有 $\alpha = 180^\circ - \beta$ 可计算出最大的触发延迟角 α 。由于逆变站的 CCA 环节的电流指令 $I_d^{ref_lim}$ 比整流站要小 0.1p.u, I_d 始终大于逆变侧的 $I_d^{ref_lim}$ (此

处的 $I_d^{ref_lim}$ 是指减去电流裕度后的电流指令），从而迫使逆变侧 CCA 的输出为一直其上限。为了实现逆变器以定 α 运行，将 AMAX 的输出送至 CCA，作为其上限。

在系统正常运行时，由于补偿项 $K(I_d^{ref_lim} - I_d)$ 为零，AMAX 起到定关断角的作用。一旦系统发生故障，逆变站由定熄弧角控制向定电流控制转换时，AMAX 在 U_d-I_d 特性曲线中起到提供正向斜率的过渡效果。

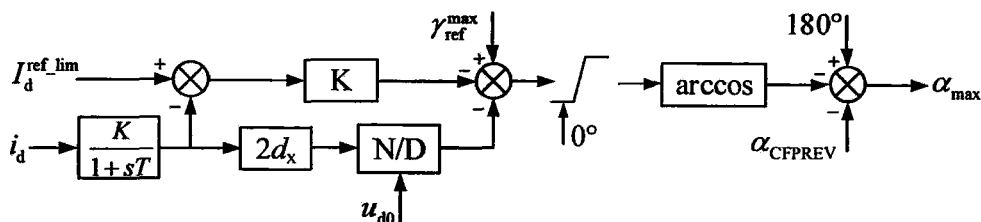


图 3-15 AMAX 的控制逻辑框图

3.4.1.3 CFPREV

CFPREV，又称换相失败预测环节，其作用主要是当逆变站交流电网出现故障时，减小换相失败发生的可能性。CFPREV 共包括两个子环节用来检测交流故障。一是利用三相相电压之和计算零序电压来检测交流不对称故障，当交流系统未出现故障时，零序电压分量的值一般极小，接近于 0。一旦其交流侧出现单相故障，则零序电压分量明显增大。当零序电压分量的绝对值大于所设标准 dif_level 时，则启动 CFPREV。二是利用了 $abc/\alpha\beta$ 变换计算交流电压模值来检测三相故障，在系统正常时，电压模值的值十分接近于 1。

一旦出现三相故障且电压模值在故障前后的数值之差高于限定的标准 abz_level，CFPREV 将立即被激活，发挥控制作用。CFPREV 启动则表明交流系统发生了故障，此时该环节会迅速将所检测到的差值转化为角度，输出角度可以用式(3-13)计算。该角度作为负增量被送至 AMAX，使其输送至 CCA 并充当其上限的 AMAX 减小，进而迫使逆变器触发角减小以提前产生触发脉冲，增大关断角，最终减小了发生连续换相失败故障的风险。该环节的框图如图 3-16 所示。

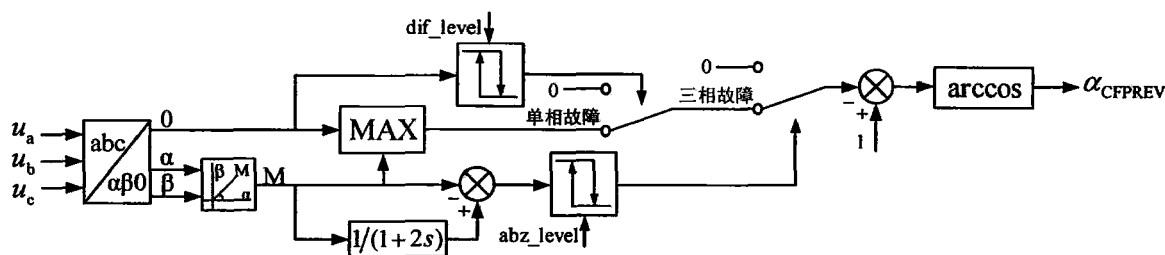


图 3-16 CFPREV 的控制逻辑框图

$$AMIN_CFPREV = \arccos[1 - \max(g_{\alpha\beta}\Delta U_{\alpha\beta}, g_0 U_0)] \quad (3-13)$$

其中, $\Delta U_{\alpha\beta}$ 为交流系统所连的换流母线电压变化量, U_0 为交流系统所连的换流母线零序电压分量, $g_{\alpha\beta}$ 为 $abc/\alpha\beta$ 变换检测电压模值时对应的角度增益, g_0 为零序电压检测时对应的角度增益, 一般在直流工程中 $g_{\alpha\beta}$ 取为 0.2, g_0 取为 0.15。

可以看出, CFPREV 环节通过交流电压的零序分量检测与 $abc/\alpha\beta$ 变换来识别交流不对称故障与对称故障, 但是仅考虑了交流电压幅值与不平衡分量对换相失败的影响, 未考虑交流相电压过零点偏移量与换相角等因素的影响。另外, CFPREV 触发角提前量的确定依赖于直流工程角度增益的选值, 无法准确计算出直流系统避免发生换相失败的准确触发角提前量, 对不同系统、不同故障类型、不同故障强度下的普适性也有待提高。本章节所提出基于触发角提前量计算的换相失败预测控制方法可以解决这些问题。

3.4.2 应用逻辑

在 PSCAD/EMTDC 仿真软件上建立 CIGRE HVDC 标准测试系统及其控制系统仿真模型。将所提的基于触发角提前量的换相失败预测方法 (CFPM) 应用到预测型技术路线中。应用 CFPM 控制后的预测型技术路线整体控制逻辑如图 3-17 所示, 其中红色虚线框表示为对原始控制的修改部分, 即将预测型技术路线中原有的 CFPREV 控制使用本章所提出的 CFPM 控制进行替换, 并将 CFPM 控制的输出作为输入送至 AMAX 环节。其中对于 AMAX 环节的具体修改如图 3-18 所示。在 3.4 小节中, 为方便描述, 将应用了预测型技术路线的控制称之为 CFPREV 控制, 将应用 CFPM 控制方法后的预测型技术路线称之为 CFPM 控制。

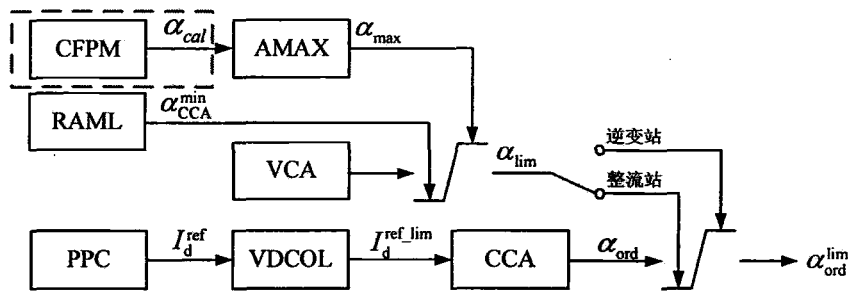


图 3-17 应用 CFPM 控制方法后的预测型技术路线整体控制框图

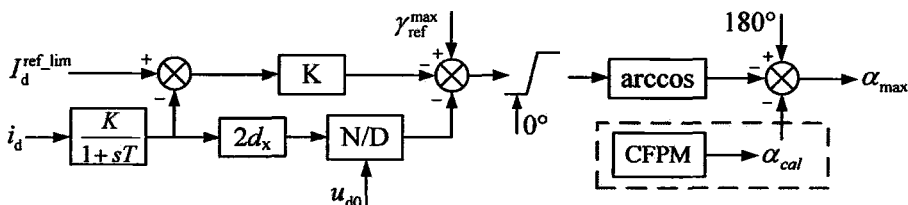
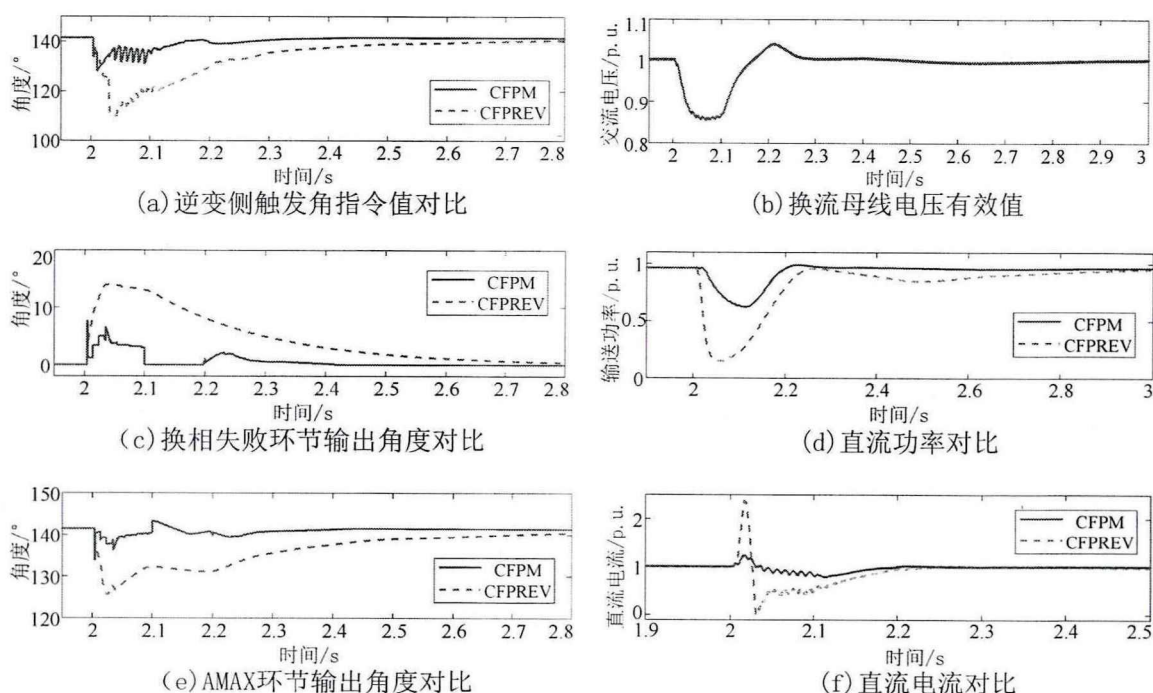


图 3-18 应用 CFPM 控制方法后的 AMAX 控制逻辑图

3.4.3 仿真验证

通过考察逆变侧换流器阀电流、逆变侧触发角指令、换流母线电压有效值、直流电流、直流功率、各控制环节输出等物理量在故障后的响应情况，来对比分别应用 CFPREV、CFPM 控制后的换相失败抑制效果。设置逆变侧交流系统在 2.002s 时刻经接地电感 $L=0.45\text{H}$ 发生单相接地故障，故障持续时间为 0.1s，两种控制方式下系统的各物理量响应对比如图 3-19 所示。

由图 3-19 (i)、(j)可知，应用 CFPREV 控制时系统发生了换相失败，而应用 CFPM 控制时未发生换相失败。其直接原因在于故障发生后，应用 CFPREV 控制时对应的直流电流较大。由图 3-19(c)可知，应用 CFPM 控制效果更好的根源在于，其逆变侧触发角在故障后能根据故障电压跌落值自适应计算，使其迅速减少到了能使其不再发生换相失败的参考值上；而应用 CFPREV 控制方法时逆变侧触发角是根据一个 PI 调节给出的调节值，因此在故障初期增长较慢。由图 3-19(d)、(f)可以看出，CFPM 控制比 CFPREV 控制具有更快的直流功率恢复速度，改善了直流系统在故障后的恢复特性。图 3-19(h)可以得到，由于应用 CFPM 控制时在故障发生初期就已抑制换相失败的发生，因此还可以改善交流电压谐波畸变的情况，有助于直流系统的稳定运行。



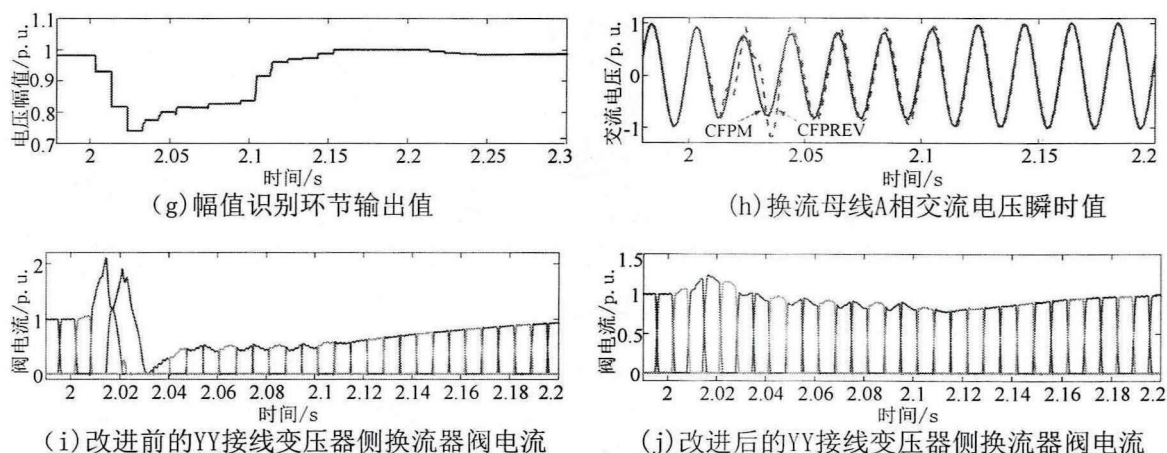


图 3-19 发生单相接地故障后两种控制方式下的系统响应对比图

由于换流母线电压的跌落幅度、交流系统故障的发生时刻、换流母线电压的过零点偏移等都会影响换相失败。所提的 CFPM 控制考虑了换流母线电压的幅值与过零点偏移的影响，但未包含故障发生时刻的影响。因此为更加全面的研究所提 CFPM 控制策略的有效性，本节进一步探讨不同故障发生时刻对 CFPM 控制效果的影响，并利用临界故障电感 L_{min} 来表明应用不同控制策略时高压直流输电系统对换相失败的抵御能力。 L_{min} 即为在该故障时刻不发生换相失败的最小电感值。临界故障电感的值越大，说明系统抵御换相失败的能力越强。

在本算例中，设置逆变侧换流母线经过不同接地电感的 A 相短路故障，接地电感 L_r 大小为 0.2~1.0H，以 0.01L 为变化步长，故障持续时间均为 0.1s，故障发生时刻从 2s 至 2.01s 以 0.001s 时间步长，对分别应用了 CIGRE、CFPREV、CFPM 3 种控制方法的直流系统分别进行测试。其中控制方式 I 表示 CIGRE HVDC 标准测试系统应用的是原始的 CIGRE 控制策略；控制方式 II 表示应用的是预测型技术路线控制策略，即 CFPREV 控制方法；控制方式 III 表示应用的是改进后的预测型技术路线控制策略，即 CFPM 控制方法。对不同仿真时刻、不同接地电感情况下 3 种控制方法下临界故障电感的测试结果对比如图 3-20 与表 3-3 所示。

表 3-3 不同时刻发生单相故障时三种控制方式下的临界故障电感值

	2.000	2.001	2.002	2.003	2.004	2.005	2.006	2.007	2.008	2.009
I	0.94	0.90	0.86	0.80	0.66	0.70	0.85	0.86	0.94	0.93
II	0.64	0.62	0.58	0.52	0.56	0.56	0.58	0.61	0.64	0.76
III	0.52	0.44	0.45	0.52	0.51	0.54	0.56	0.54	0.51	0.53

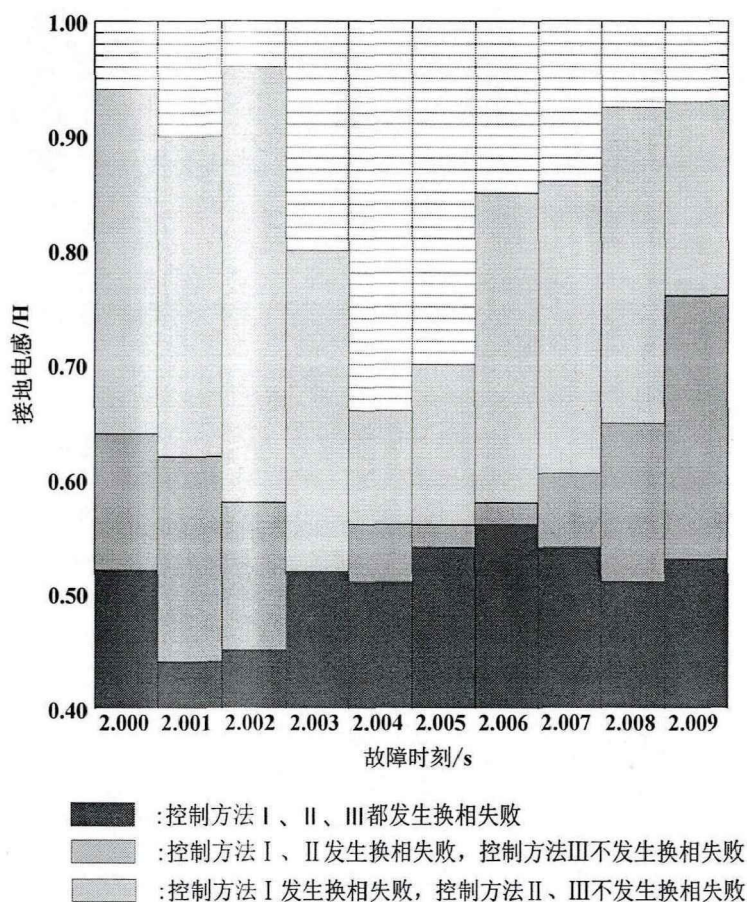


图 3-20 不同时刻发生单相故障时三种控制方式下的换相失败抑制效果

由表 3-3 与图 3-20 可以得到以下结论：

(1) 控制方法 II 与控制方法 III 对换相失败的抑制效果都明显优越于控制方法 I；(2) 在 2.000s~2.002s、2.007~2.009s 发生单相接地故障时，控制方法 III 的控制效果都明显优越于控制方法 II，在 2.003s~2.005s 时控制方法 III 相对于控制方法 II 对于换相失败抑制效果优化效果相对较弱。

对控制波形进行分析发现，出现结论 (2) 的原因有两个方面：一是当发生单相故障时，不对称故障引起的电压谐波会使得交流母线电压故障量计算环节的识别结果会有些误差，如果能使用同步相量测量装置 (PMU)，可以对换相失败的抑制效果做进一步提升；二是 CFPM 控制的优越性主要体现在对首次换相失败的抑制，因此不同故障时刻会使不同的换相失败控制方法有不同的抑制效果。但是总体而言，本文所提的 CFPM 控制策略能对首次换相失败的发生具有良好的抑制效果。

3.5 本章小结

本章基于换相失败的机理分析，研究了为保证交流系统故障后换流阀仍有足够换相裕度的逆变侧触发角提前量范围的计算方法，并提出了一种换相失败预测控制策略（CFPM）。为验证该控制策略的有效性，分别应用在了 CIGRE 控制以及预测型技术路线控制策略中，通过 PSCAD/EMTDC 对不同故障类型、不同故障时刻、不同故障强度下的换相失败抑制效果进行了仿真验证，并有以下结论：

（1）所提的逆变侧触发角提前量的理论计算方法，考虑了交流系统故障后的换流母线电压跌落与直流电流增量，通过对相电压过零点偏差量与换相偏移角增量的计算，进而得到能够提升换相失败抵御能力的逆变侧触发角提前量。

（2）所提的基于触发角提前量计算的换相失败预测控制策略（CFPM），在逆变器侧交流系统故障后，会根据交流电压与直流电流的实时变化情况，自适应输出逆变侧触发角提前量，减小晶闸管阀的触发角，以确保足够的换相裕度。

（3）CFPM 具有良好的响应速度。由于 CFPM 不需要比例积分控制器，且所有控制动作均在逆变器侧完成，不存在通信时间延迟，能在交流故障发生初期快速动作。

（4）CFPM 具有广泛的适用性，该方法可以作为附加控制，分别应用到现有直流工程控制常用的实测型与预测型技术路线中，均能提升换相失败抑制效果。对于实测型技术路线，CFPM 控制作为补充量叠加至关断角参考值；对于预测型技术路线，CFPM 控制可以替换原有的 CFPREV 环节。

第4章 分层接入方式下的换相失败协调控制策略研究

UHVDC 系统分层接入交流电网的方式，能够提高系统多馈入短路比和电压支撑能力，引导电网潮流合理分布，具有技术和经济上的独特优势，因此在远距离大容量输电方面得到了广泛的应用。考虑到分层接入时逆变侧同一极的各换流器运行于不同的交流系统中，不同交流系统的参数差异以及电气耦合等因素，传统换相失败控制也无法完全适应。应该如何重新设计适合分层接入方式下的换相失败控制策略，成为亟需解决的关键技术问题。针对该问题，需要深入分析分层接入方式下发生换相失败的具体原因，进一步提出可以协调不同层面换相失败控制策略的方法。

4.1 分层接入方式对换相失败的影响

4.1.1 分层接入方式下的控制系统

对于 UHVDC 系统，常规接入方式下的系统主回路如图 4-1(a)所示，分层接入方式下的系统主回路如图 4-1 (b)所示。二者相比较，UHVDC 系统采用受端分层接入方式时，虽然其主回路依然为双阀组串联结构，但是其逆变侧同一极相串联的两个阀组分别和不同电压等级的交流电网相连接。高、低电压等级层面的换流器分别接入 1000kV 交流电网与 500kV 交流电网。图 4-1 中的换流器均为 6 脉动换流器，每两个 6 脉动换流器串联构成 12 脉动换流单元。之所以将逆变侧的高压端换流器接入 500kV 交流电网，是考虑到换流变压器的绝缘性能要求^[49]。

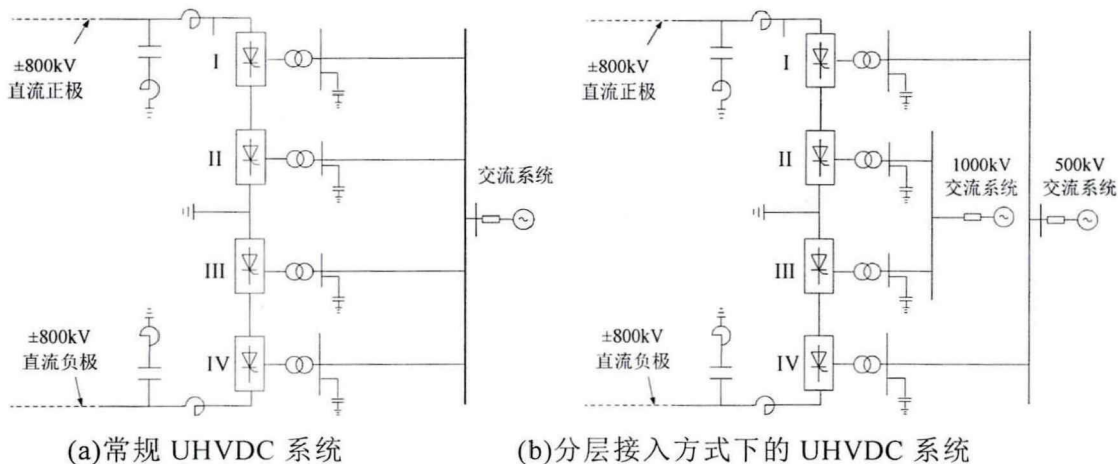


图 4-1UHVDC 系统主回路图

对整流侧来说，由于该侧的换流器均接入同一交流电网，整流侧的直流控

制依然可以按照常规 UHVDC 系统的方式进行结构和功能上的设计。即整流站配置电流控制器，该站同一极下各换流器根据同一个触发角 α 触发。因此，整流侧不需要在换流器之间增设电压测量点。当各换流器所连接的换流变压器的变比相同时，换流器两端电压自然就实现平衡。

对于逆变侧来说，其对应的主回路依然和常规 UHVDC 系统一样，因此其控制系统依旧可以与常规直流控制系统一样，只是需要采用分层结构，以让直流控制系统相对独立地对来自不同交流电网的稳定控制信号进行合理地响应，如图 4-2 所示。

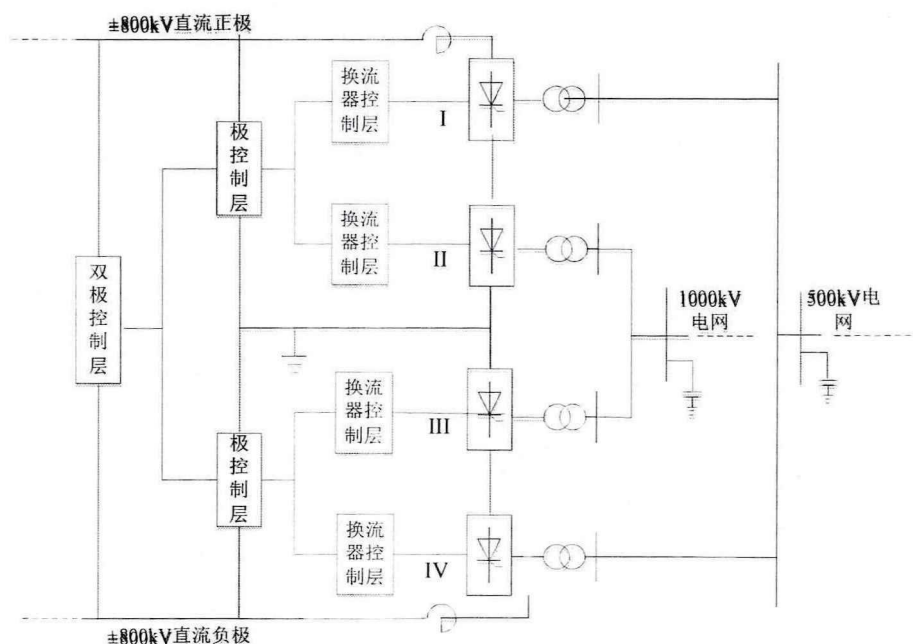


图 4-2 分层接入方式下的 UHVDC 系统逆变侧控制结构

一般来说，按照控制级别的高低，依次为站控层（双极控制层）、极控层、换流器控制层。以一侧换流站为例，其受端换流站按站配置一套双极层控制设备、按极配置 2 套极层控制设备以及 4 套独立的换流器控制设备。

站控层，在双极直流输电系统中起到提供双极的功率/电流参考值、控制换流站所输送的直流功率以及协调极间功率等作用。其中设定好的功率整定值或直流电流整定值。

极控制层将站控层传来的功率/电流指令进行相关的控制运算，得到并且向换流器控制层提供其所需要的整定值，如电流整定值 I_{order} 、直流电压整定值 U_{dref} 、关断角整定值 γ_0 等。

类似的，换流器控制层（阀控制层）将上一层的传来的电流指令经过控制运算，生成换流器所需要的触发角指令。它也起到定电压控制、流器闭锁和解锁控制、定熄弧角控制以及定电流控制等控制作用。若控制系统应用预测型技

术路线,则换流器控制层内部另外还需配置如章节 3.4.1 中所介绍的 CCA 环节、VDCOL 环节、VCA 环节、AMAX 环节、CFPREV 等。

4.1.2 分层接入方式下的换相失败分析

由 4.1.1 章节的分析可知,分层接入方式下逆变侧正、负极的高、低电压等级层面换流器的控制均独立配置,对于 CFPREV 控制环节,也是如此。由图 3-16 可以得知 CFPREV 的控制原理:在检测到交流系统故障后,使逆变阀组提前触发以预防换相失败的发生。该环节输入为交流电压,即通过检测换流阀所连交流母线的电压变化来作为启动依据。分层接入方式下,某一层面下 CFPREV 的输出角度 $AMIN_CFPREV_i$ 可以表示为式(4-1)。

$$AMIN_CFPREV_i = \arccos[1 - \max(g_{\alpha\beta}\Delta U_{\alpha\beta i}, g_0 U_{0i})] \quad (4-1)$$

其中, $\Delta U_{\alpha\beta i}$ 为第 i 层交流系统所连的换流母线电压变化量, U_{0i} 为第 i 层交流系统所连的换流母线零序电压分量, $g_{\alpha\beta}$ 为 $abc/\alpha\beta$ 变换检测电压模值时对应的角度增益, g_0 为零序电压检测时对应的角度增益,一般在直流工程中 $g_{\alpha\beta}$ 取为 0.2, g_0 取为 0.15。

分层方式下逆变侧接入高、低端电压等级的交流电网,当逆变侧某一电压等级的交流系统发生故障,称故障所在的交流系统层为故障层面,另一交流系统层为非故障层面。另外称逆变侧换流器连接 500kV 交流系统的层面为低电压等级层面,连接 1000kV 交流系统的层面为高电压等级层面。分层接入方式下传统换相失败控制失效的原因如图 4-3 所示。

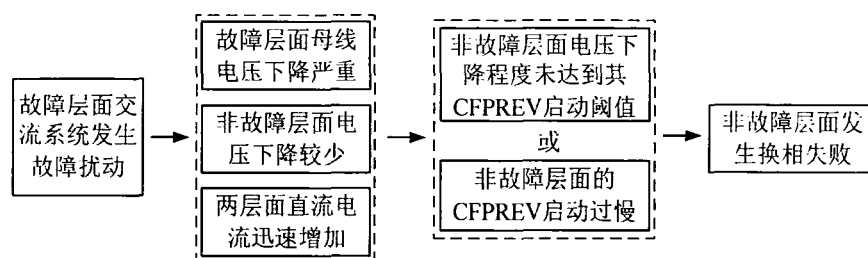


图 4-3 分层接入方式下传统换相失败控制失效的原因

具体来说,逆变侧交流系统发生故障后,故障层面的交流母线电压降低,两层间电压耦合导致非故障层面电压也会有所下降。但是非故障层面离故障点电气距离较远,电压下降程度较轻微,可能不会达到非故障层面 CFPREV 的启动阈值;若达到阈值,动作时间也会晚于故障层的 CFPREV 启动时间,而且输出的逆变侧触发角提前量不足。另外,双阀组串联结构使得换流站的电流耦合,不同层面的直流电流相同,当故障层面的阀组发生换相失败,会使直流电流急剧增大,将有可能直接导致非故障层面的阀组也发生换相失败。据上述分

析可知，故障层发生换相失败的主要因素是其交流换相电压跌落，而非故障层发生换相失败的主要因素是其直流电流剧增。因此通过检测交流电压来启动的 CFPREV 对非故障层面的换相失败预防控制作用十分有限，常规换相失败预防措施无法适应分层接入方式下的直流运行要求。

4.2 分层接入方式下的换相失败协调控制策略

为解决现有常规换相失败预防措施在分层接入方式下的不适应问题，需要考虑两个方面：逆变侧不同电压等级交流系统层面间的电压耦合问题，以及不同层面换流器阀组串联的电流耦合问题。

针对电压耦合问题，可以将故障层换相失败预防控制的输出引入到非故障层换相失败预防控制当中，并引入分层接入方式下的电压耦合影响因子(HVIF)来求得不同层面的电压关系。HVIF_{ji} 意味着当某电压等级层面 i 的换流母线存在扰动，使得该母线电压下降 1%时，另一电压等级层面 j 的换流母线电压的电压变化率^[11]。当两层换流母线的电气联系越强，电压耦合影响程度越大，则 HVIF 越大，HVIF 的值在 0~1 之间。根据式(4-2)可以求得分层接入方式下的电压耦合影响因子。

$$\begin{cases} HVIF_{12} = \frac{|Z'_{12}|}{|Z_{22}|} = \frac{|Z_1|}{|Z'_{12} + Z_1|} \\ HVIF_{21} = \frac{|Z'_{12}|}{|Z_{11}|} = \frac{|Z_2|}{|k^2 Z'_{12} + Z_2|} \end{cases} \quad (4-2)$$

其中， Z_1 和 Z_2 分别为受端连接 500kV 和 1000kV 交流系统的等值阻抗， Z'_{12} 为两个不同电压等级交流系统之间的等值阻抗， k 为联络变压器的变比。

结合 CFPREV 控制作用环节，考虑电压耦合对不同层面电压的影响，将 HVIF 因子带入到式(4-1)，可以分别得到低、高电压等级层面的换相失败预测控制输出角度的补偿系数 k_1 和 k_2 。

$$\begin{cases} k_1 = \frac{\arccos(1 - HVIF_{12} * g_{\alpha\beta})}{\arccos(1 - g_{\alpha\beta})} \\ k_2 = \frac{\arccos(1 - HVIF_{21} * g_{\alpha\beta})}{\arccos(1 - g_{\alpha\beta})} \end{cases} \quad (4-3)$$

针对电流耦合问题，尤其对于逆变侧两个电压等级层面交流系统间联系较弱时，考虑电流耦合对于非故障层换相失败预防控制尤为重要。可以将直流电流引入到换相失败预测控制的输入中，并且得到根据电流增加与交流电压的跌落量，联合计算得到该层换流器阀组应该提前触发的角度，以避免非故障层

由于直流电流增加而发生换相失败。因此可以引入本文第 3 章节所提出的 CFPM 控制模块，该环节实时检测直流电流与交流电压，可以理论计算出每一层能提升换相失败抵御能力的触发角提前量。结合式(4-1)、(4-2)以及式(4-3)，分层方式下的换相失败协调控制输出角度可以用下式计算得到。

$$\begin{cases} \text{CO_CFPREV}_1 = \max[\text{CFPREV}_1, \max(\Delta\alpha_{cal1}, k_1 * \text{AMIN_CFPREV}_2)] \\ \text{CO_CFPREV}_2 = \max[\text{CFPREV}_2, \max(\Delta\alpha_{cal2}, k_2 * \text{AMIN_CFPREV}_1)] \end{cases} \quad (4-4)$$

其中，CO_CFPREV₁、CO_CFPREV₂分别为低、高电压等级层面的换相失败协调控制最终输出的触发角提前量； $\Delta\alpha_{cal1}$ 、 $\Delta\alpha_{cal2}$ 分别为低、高电压等级层面下 CFPM 控制输出的触发角提前量；AMIN_CFPREV₁、AMIN_CFPREV₂为低、高电压等级层面下原始 CFPREV 输出的触发角提前量。

根据式(4-4)，可以设计出分层接入方式下的换相失败协调控制，其控制逻辑如图 4-4 所示。

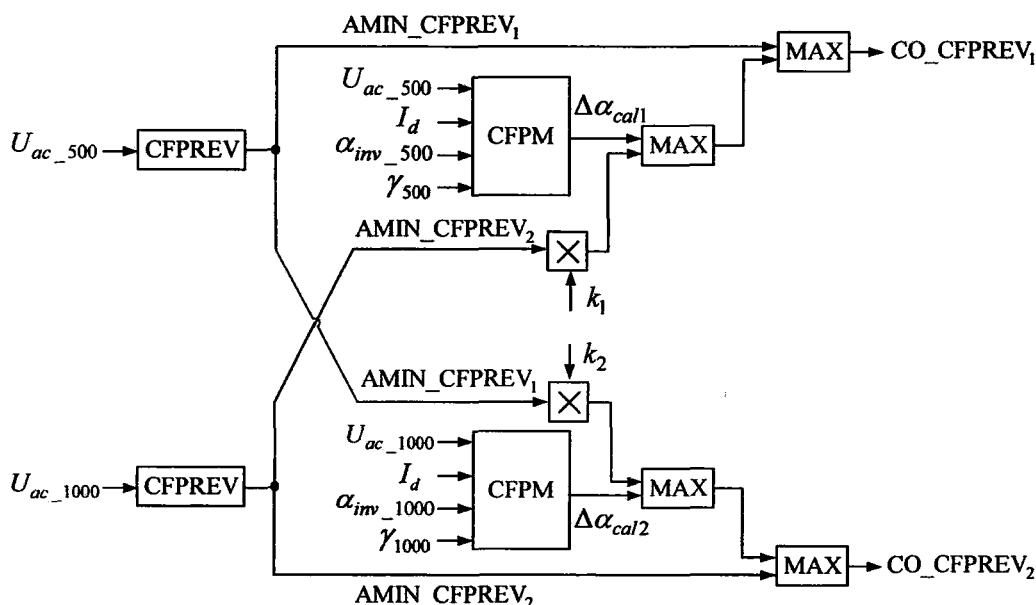


图 4-4 分层接入方式下的换相失败协调控制逻辑

4.3 模型仿真与验证

4.3.1 仿真模型简介

本文在 PSCAD 软件中搭建了 UHVDC 系统以分层方式接入交流电网的电磁暂态仿真模型。该模型主要参数参考锡盟-泰州分层直流工程，具体如表 4-1 所示，逆变侧交流系统条件如表 4-2 所示，逆变侧各换流变的参数如表 4-3 所示。该模型的直流控制系统采用预测型技术路线控制系统。

表 4-1 分层接入方式下的特高压直流输电系统主要参数

参数	数值	参数	数值
双极额定功率/ MW	10000	关断角参考值/ °	18
额定电压/ kV	800	平波电抗器/ mH	4 × 75
额定电流/ kA	6.25	直流线路电阻/Ω	10
触发角参考值/ °	17		

表 4-2 逆变侧交流系统条件

交流系统	额定电压/ kV	等值阻抗/Ω	短路比
500kV 交流电网	525	2.5013+ j14.3456	3.78
1000kV 交流电网	1050	4.0445+ j23.2312	9.35

表 4-3 逆变侧换流变参数

换流器编号	额定变比	漏抗百分比	额定容量/ MW
I	520/158.67	0.20	1400
II	1050/158.67	0.20	1400
III	1050/158.67	0.20	1400
IV	520/158.67	0.20	1400

4.3.2 分层接入方式下的换相失败协调控制有效性验证

分层接入方式下的特高压直流输电模型，设置整流侧为定功率控制，逆变侧为定熄弧角控制，应用所提出的分层接入方式下的换相失败协调控制策略。对称故障情况下以三相接地故障为例，不对称故障情况下以单相接地故障为例，分别对所提换相失败协调控制策略的有效性进行验证。

需要监测的指标有故障后换流变阀侧电流换流母线电压，用来观察故障后换流母线电压下降程度；直流电流、直流电压、直流功率，用来观察故障恢复过程时长和故障后直流系统稳定运行点；不同电压等级层面的换流器阀电流，用来观察故障后直流系统是否发生换相失败；不同电压等级层面的原有 CFPREV 的输出角度、所提换相失败协调控制输出的触发角提前角度，用来比较对抑制换相失败的触发角提前量。

案例一：500kV 逆变侧（低电压等级层面）在 $t=2.0\text{s}$ 时刻发生三相接地故障致使该层面交流母线电压跌落至 0.7p.u. ，故障持续时间为 0.1s ，改进前后不同电压等级层面的各物理量响应对比如图 4-5 所示。图例中蓝色实线的 CO_CFPREV 代表为系统应用所提的换相失败协调控制后的物理量响应，红色虚线的 CFPREV 代表系统应用原有的换相失败预测控制策略。

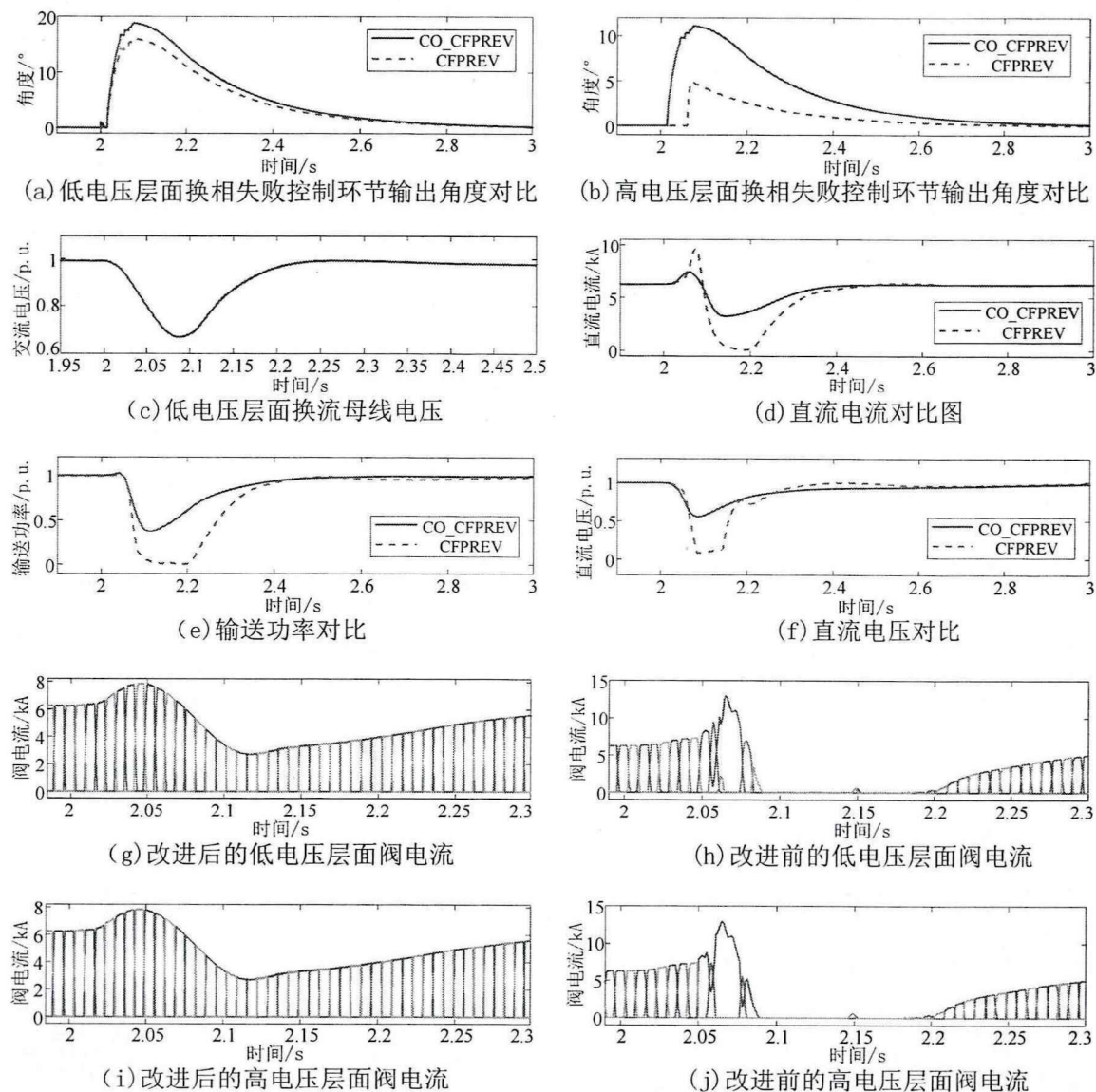


图 4-5 逆变侧 500kV 系统（低电压等级层面）发生三相接地故障

由图 4-5(g)、(h)、(i)、(j)可得，改进后的换相失败协调控制策略可以有效抵御换相失败。原因在于，如图 4-5(a)、(b)所示，改进前低电压等级层面发生三相对称故障，该层面的 CFPREV 虽然正常输出，但是高电压层面 CFPREV 只依靠对其交流电压故障前后幅值差值的识别，输出的触发角提前量不足，因此无法抵御换相失败；而改进后由于高电压等级层面引入了低电压等级层面的

CFPREV 输出量，并且有 CFPM 环节输出的触发角提前量进行补充调节，使得改进后高电压等级层面 CO_CFPREV 输出的触发角提前量略大于原 CFPREV 输出，低电压 CO_CFPREV 层面输出的触发角提前量显著大于原 CFPREV 的输出且作用时间也有提前。由图 4-5(d)、(e)、(f)可以看出，改进后的换相失败协调控制可以使分层接入方式下的直流系统输送功率快速恢复到额定值，并有效抑制了直流电流的增加与直流电压的跌落。

案例二：500kV 逆变侧（低电压等级层面）在 $t=2.0s$ 时刻发生单相接地故障致使该电压等级层面交流母线电压跌落至 $0.85p.u.$ ，故障持续时间为 $0.1s$ ，改进前后的不同电压等级层面各物理量响应对比如图 4-6 所示。

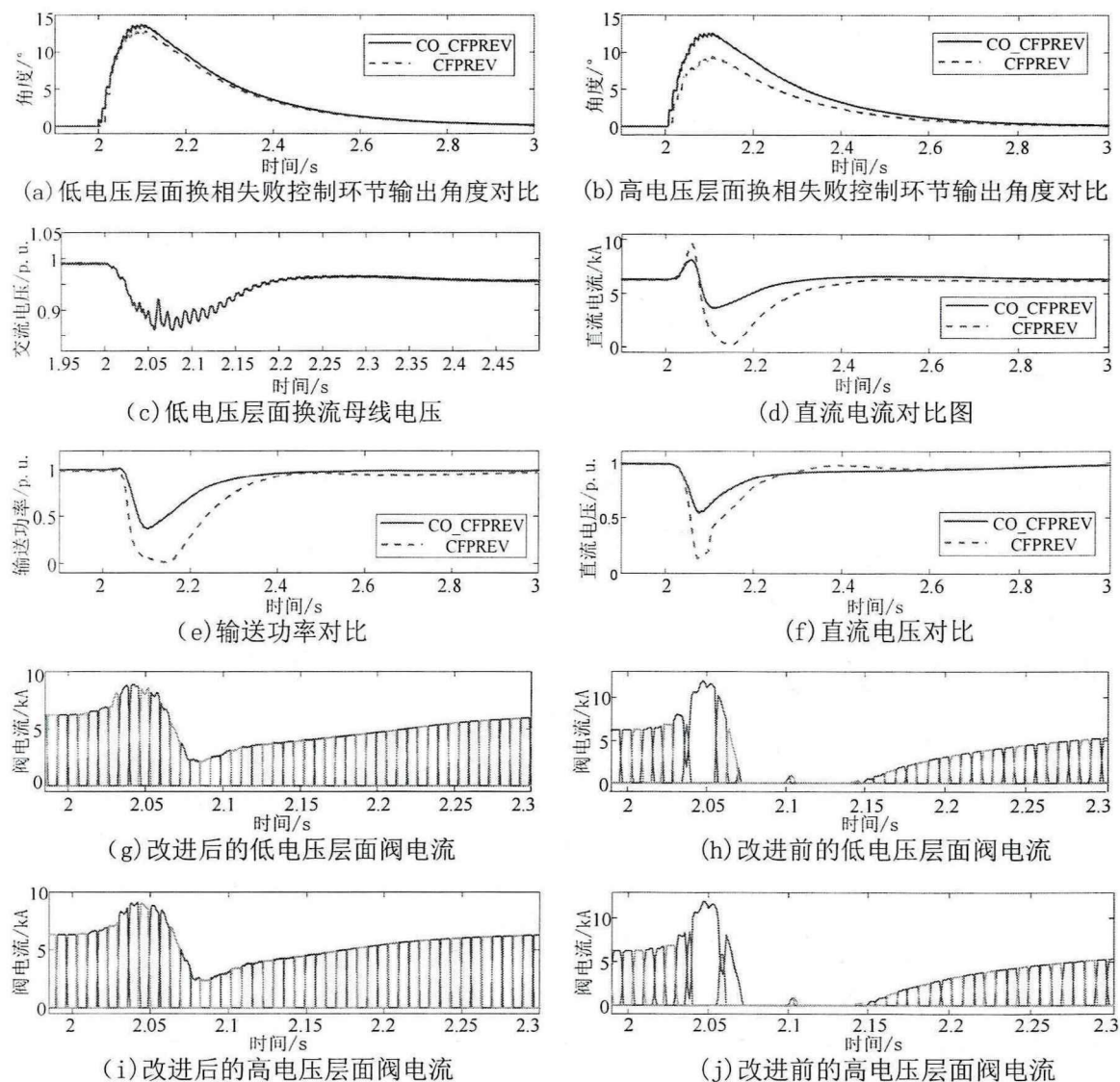


图 4-6 500kV 交流系统（低电压等级层面）发生单相接地故障

由图 4-6(g)、(h)、(i)、(j)可得，改进后的换相失败协调控制策略可以有效抵御换相失败。与案例一类似，如图 4-5(a)、(b)所示，相较于改进前，改

进后的低、高电压等级层面的 CO_CFPREV 输出的触发角提前量都能略大于原 CFPREV 输出并且作用时间提前，进一步提升了分层接入方式下直流系统的换相失败抑制能力。

4.4 本章小结

本章介绍了分层接入方式下的直流控制系统，分析了在这一特殊接线方式下原有换相失败预测控制策略不适应的原因，为降低不同层面发生同时换相失败的概率，提出了一种换相失败协调控制方法。为验证该控制方法的有效性，建立了特高压直流以分层接入方式接入交流系统的电磁暂态仿真模型，对三相接地故障与单相接地故障下该策略的换相失败抑制效果进行了验证，并有以下结论：

(1) 现有 CFPREV 是通过检测交流电压来启动，在分层接入方式下的不适应性体现在两个方面：一是逆变侧不同电压等级交流系统间的电压互相耦合，非故障层的电压仅有轻微跌落，使得非故障层 CFPREV 无法正常启动，或启动较晚并且输出的触发角提前量不足；二是不同层面换流器阀组串联的电流耦合问题，非故障层面的直流电流骤增，容易同时发生换相失败。

(2) 所提换相失败协调控制策略由于引入了电压耦合影响因子，将两电压等级层面的 CFPREV 输出互相作用比较，考虑了电压耦合问题对换相失败的影响；利用本文第三章提出的换相失败预测控制方法（CFPM），反映了直流电流的动态特性，考虑了电流耦合问题对换相失败的影响。

(3) 所提控制可以在某一层面交流系统发生故障后，非故障层的换相失败预测环节输出量作用时间提前，并且输出的触发角提前量增大，有效缓解了分层接入方式下两电压等级层面的同时换相失败问题。

第5章 总结与展望

5.1 结论

LCC-HVDC 的换相失败问题是制约特高压直流输电系统发展的主要瓶颈。本文采用理论分析与仿真验证相结合的方式，围绕特高压直流输电系统的换相失败问题展开了系统的分析与研究。本文主要结论如下：

(1) 对 12 脉动逆变器在不同工况下的临界换相面积进行了理论分析和计算。若故障发生在非换相时段（工况 4），其临界换相面积与 6 脉动逆变器的基本一致，只与故障时刻电流有关；若故障发生在换相时段（工况 5），则基于 6 脉动逆变器推导的临界换相面积公式不再适用，此时临界换相面积与故障发生时刻有关，换相失败机理更加复杂。

(2) 基于换相机理分析，考虑了交流系统故障后的换流母线电压跌落与直流电流增量，通过对相电压过零点偏差量与换相偏移角增量的计算来得到逆变侧的触发角提前量，提出了一种能够提升换相失败抵御能力的逆变侧触发角提前量计算方法。

(3) 基于逆变侧触发角提前量计算方法，设计了一种换相失败预测控制策略（CFPM）。在响应速度方面，CFPM 的所有控制动作均在逆变器侧完成，不存在通信时间延迟，能在交流故障发生初期快速动作，缓解逆变侧控制模式的频繁切换。另外，在有效性方面，CFPM 能根据交流电压与直流电流的实时变化情况自适应调整输出，可以有效抵御换相失败，有利于直流系统的故障恢复。最后，在适用性方面，CFPM 可以作为附加控制，分别应用到现有直流工程控制常用的实测型与预测型技术路线中，均能提升换相失败抑制效果。

(4) 针对逆变侧不同电压等级交流系统层面间的电压耦合与换流器阀组串联的电流耦合问题，通过引入电压耦合影响因子使高低层 CFPREV 相互配合，并引入基于触发角提前量的换相失败预测控制方法来考虑直流电流的影响，设计了一种适应于分层接入方式下的换相失败协调控制策略。所提的换相失败协调控制方法能有效缓解分层接入方式下不同电压等级层面的同时换相失败问题。

5.2 展望

本文研究内容还可以在以下方面继续深入研究：

(1) 本文提出的基于触发角提前量的换相失败预测控制方法，还可以考虑将锁相环触发角偏差量对换相失败带来的影响纳入触发角提前量范围中。此外，同步相位测量装置应用广泛，可以利用其替换所提该控制中的故障量检测环节，

进一步提高交流电压幅值的检测精度，提升对换相失败的抑制效果。

(2) 本文主要考虑的是发生故障后的首次换相失败抑制问题。在后续的研究中，可以对于交流故障持续过程中的连续换相失败机理进行理论研究。并针对已经发生了首次换相失败，对抑制后续换相失败的情况是以后研究的方向之一。

参考文献

- [1] 赵晓君. 高压直流输电工程技术[M]. 2004: 10-16
- [2] 郑超, 汤涌, 马世英, 等. 直流参与稳定控制的典型场景及技术需求[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(22):3750-3759
- [3] 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, 2018:1-1
- [4] 刘振亚, 秦晓辉, 赵良, 等. 特高压直流分层接入方式在多馈入直流电网的应用研究[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(10):1-7
- [5] Karawita C, Annakkage U D. Multi-Infeed HVDC Interaction Studies Using Small-Signal Stability Assessment[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2009, 24(2):910-918
- [6] Mirsaeidi S, Dong X, Tzelepis D, et al. A Predictive Control Strategy for Mitigation of Commutation Failure in LCC-Based HVDC Systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018:1-1
- [7] 周孝信, 陈树勇, 鲁宗相, 等. 能源转型中我国新一代电力系统的技术特征[J]. 中国电机工程学报, 2018(7):1893-1904.
- [8] Guo C, Zhang Y, Gole A, et al. Analysis of dual-infeed HVDC with LCC-HVDC and VSC-HVDC[C]// Power & Energy Society General Meeting. IEEE, 2013
- [9] Xue Y, Zhang X P, Yang C. Commutation Failure Elimination of LCC HVDC Systems using Thyristor-Based Controllable Capacitors[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2017:1-1
- [10] 郭宏光, 吴彦维, 陈大鹏, 等. 分层接入方式下锡泰特高压直流输电系统阀组电压平衡控制[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(02):261-268
- [11] 李新年, 陈树勇, 李凤祁, 等. 特高压直流分层接入方式下预防换相失败的优化措施[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(22):93-103
- [12] 郑超, 李惠玲, 张鑫, 等. 特高压直流分层馈入系统大扰动层间耦合特性及稳定控制[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(9)
- [13] Thio C V, Davies J B, Kent K L. Commutation failures in HVDC transmission systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1996, 11(2):946-957
- [14] Xue Y, Zhang X P. Reactive Power and AC Voltage Control of LCC HVDC System with Controllable Capacitors[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2016, 32(1):1-1
- [15] Mirsaeidi S, Dong X. An Enhanced Strategy to Inhibit Commutation Failure in Line-Commutated Converters[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019:1-1
- [16] 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

- [17] Zhu J, Li Y, Duan X, et al. Efficient approach to quantify commutation failure immunity levels in multi-infeed HVDC systems[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2016, 10(4):1032-1038
- [18] Shao Y, Tang Y. Fast Evaluation of Commutation Failure Risk in Multi-infeed HVDC Systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017:1-1
- [19] Hu Y, Lu J, Zhou H. Commutation Failure Analysis Considering Direct Current Dynamics in LCC-HVDC Systems[C]// 12th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2016). IET, 2016
- [20] Peng W, Jiankun L, Qian Z, et al. Research on Commutation Failure of Jin-Su DC Transmission Project Caused by a Complex AC Fault[J]. High Voltage Apparatus, 2016
- [21] Zhu J, Li Y, Duan X. Application of SFCLs to Inhibit Commutation Failure in HVdc Systems: Position Comparison and Resistance Recommendation[J]. Canadian Journal of Electrical & Computer Engineering, 2017, 40(1):31-40
- [22] Wang F, Liu T Q, Li X Y. Decreasing the frequency of HVDC commutation failures caused by harmonics[J]. IET Power Electronics, 2017, 10(2):215-221
- [23] 邵瑶, 汤涌, 郭小江, 等. 2015 年特高压规划电网华北和华东地区多馈入直流输电系统的换相失败分析[J]. 电网技术, 2011(10):15-21
- [24] 郑超, 马世英, 申旭辉, 等. 强直弱交的定义、内涵与形式及其应对措施[J]. 电网技术, 2017(08):93-100
- [25] 徐式蕴, 贺静波, 樊明鉴, 等. $\pm 1100\text{kV}$ 特高压直流分层接入后受端电网稳定特性及控制措施[J]. 电网技术, 2019(5):1683-1689
- [26] 李程昊, 谭阳琛, 熊永新, 等. 特高压直流多馈入系统换相失败预防协调控制[J]. 电网技术, 2019(10).
- [27] Xue Y, Zhang X P, Yang C. Elimination of Commutation Failures of LCC HVDC System with Controllable Capacitors[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 31(4):1-11
- [28] 郭春义, 赵剑, 刘炜, 等. 抑制高压直流输电系统换相失败方法综述[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(zk)
- [29] 汤奕, 郑晨一. 高压直流输电系统换相失败影响因素研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(02):187-201+335
- [30] Rahimi E, Gole A M, Davies J B, et al. Commutation Failure Analysis in Multi-Infeed HVDC Systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(1):378-384
- [31] 饶宇飞, 张鹏辉, 李程昊, 等. 励磁涌流对高压直流输电系统换相失败的影响机理及评估方法[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(13):54-61
- [32] Guo C, Liu Y, Zhao C, et al. Power Component Fault Detection Method and Improved Current Order Limiter Control for Commutation Failure Mitigation in HVDC[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(3):1585-1593
- [33] 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
- [34] Bunch R, Kosterev D. Design and implementation of AC voltage dependent current order limiter at Pacific HVDC Intertie[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2000, 15(1):293-299
- [35] 李春华, 黄莹, 李岩, 等. 一种基于最大短路电流限制的高压直流输电连续换相失败抑制方法[J]. 南方电网技术, 2018, 12(05):20-26
- [36] 李瑞鹏, 李永丽, 陈晓龙. 一种抑制直流输电连续换相失败的控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(17): 5029-5042+5300
- [37] 周仕豪, 唐飞, 刘涤尘, 等. 考虑降低多馈入直流换相失败风险的动态无功补偿配置方法[J]. 高电压技术, 2018, 44(10):3258-3265
- [38] 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):123-130
- [39] Siyu Z, Jun W, Wenjia C, et al. Study on transient characteristics of CCC-HVDC transmission systems[C]// International Conference on Sustainable Power Generation & Supply. IET, 2013
- [40] Lee H J, Son G T, Yoo J I, et al. Effect of a SFCL on Commutation Failure in a HVDC System[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2013, 23(3):5600104-5600104
- [41] Chen L, Pan H, Deng C, et al. Study on the Application of a Flux-Coupling-Type Superconducting Fault Current Limiter for Decreasing HVdc Commutation Failure[J]. Canadian Journal of Electrical and Computer Engineering, 2015, 38(1):10-19
- [42] 文兆新, 傅闯, 汪娟娟, 等. 高压直流系统常用 3 种基本控制策略的对比分析[J]. 电网技术, 2019, 43(09):3399-3408
- [43] Zhang L, Dofnas L. A novel method to mitigate commutation failures in HVDC systems[C]// International Conference on Power System Technology. IEEE, 2002
- [44] Li X, Li F, Chen S, et al. An Improved Commutation Prediction Algorithm to Mitigate Commutation Failure in High Voltage Direct Current[J]. Energies, 2017, 10(10):1481
- [45] 陈树勇, 李新年, 余军, 等. 基于正余弦分量检测的高压直流换相失败预防方法[J]. 中国电机工程学报, 2005(14):1-6
- [46] 陈光侵, 傅闯, 张勇军. 基于阀侧电流特征的高压直流换相失败检测方法[J]. 电网技术, 2019, 43(10):3488-3496
- [47] A. Zheng, C. Guo, P. Cui, et al. Comparative Study on Small-Signal Stability of LCC-HVDC System With Different Control Strategies at the Inverter Station[J]. IEEE Access, 2019, vol. 7, pp. 34946-34953
- [48] 王玲, 文俊, 司瑞华, 等. UHVDC 分极分层接入方式及其运行特性[J]. 电工技术学报, 2018, 33(4):730-738
- [49] 卢东斌, 王永平, 王振曦, 等. 分层接入方式的特高压直流输电逆变侧最大触

- 发延迟角控制[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(7):1808-1816
- [50] 王艺璇, 张鑫, 穆清, 等. 特高压直流分层接入系统换相失败预防控制参数优化[J]. 高电压技术, 2018, 44(1):329-336
- [51] 杨硕, 郭春义, 王庆, 等. 分层接入特高压直流输电系统协调控制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(15):4356-4363
- [52] 王峰, 刘天琪, 周胜军, 等. 谐波对 HVDC 系统换相失败的影响机理及定量分析方法[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(19):4888-4894

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] Shitian Xu, Chongru Liu*, Chenbo Su and Chao Wang, Correlation Analysis of Wind and Photovoltaic Power Based on Mixed Copula Theory and Its Application into Optimum Capacity Allocation [C]. 2019 2nd IEEE Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2), November 8-10, 2019, Changsha, China.
- [2] Chao Wang, Chongru Liu*, Jianyu Yu and Shitian Xu, Research on Sub-synchronous Oscillation Characteristics between PMSG-based Wind Farms and Weak AC Grids Based on Prony Method [C]. 2019 2nd IEEE Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2), November 8-10, 2019, Changsha, China.
- [3] Bowen Ling, Jianyu Yu, Chongru Liu*, Yu Wang, and Shitian Xu, Analysis of DC transmission line disconnection fault characteristics based on MMC-HVDC system under symmetrical monopole connection mode[C]. 2018 2nd IEEE Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2), October 20-22, 2018, Beijing, China.

(二) 申请及已获得的专利

- [1] 陈卉灿, 徐诗甜, 孙吉波, 刘崇茹, 钱峰, 刘昊宇. 一种全桥子模块的 MMC 电磁暂态等效模型的建模方法. (申请号: 201811124762.7)
- [2] 杨金刚, 刘崇茹, 李顺昕, 沈卫东, 徐诗甜等. 风电场出力相关性分析方法及装置. (申请号: 201811302655.9)

攻读硕士学位期间参加的科研工作

- [1] 南方电网科学研究院科技项目，基于先进控制系统的高压直流故障响应建模研究. 2018.12-2019.11，主要负责人。
- [2] 国家电网冀北经济技术研究院科技项目，低碳冬奥形势下冀北地区新能源出力特性及接入方案研究. 2017.12-2019.01，主要参与人。

致 谢

落笔至此，我即将结束硕士研究生两年半的学习时光，同时也是挥别漫长却又匆匆的学生生涯，回望来路，幸得诸多良师益友相伴相助，在论文付梓之际，当郑重感谢并诚挚祝福。

首先由衷地感谢我的导师刘崇茹教授，感谢在科研过程中给与的指导、建议与帮助。在研究过程中刘老师的悉心指导给了我思路，帮助我理清思路，找到正确的方向。刘老师精益求精的治学精神、严谨细致的教育方式和积极乐观的人生态度在我研究生时光里给了我无限的启发，教诲如春风，师恩似海深。

同时，我要感谢课题组的王宇师兄、苏晨博师兄、王洁聪师姐、黎晓师兄，同门刘昊宇、王超、喻建瑜以及师弟师妹们，感谢他们在我参与科研项目及撰写大论文期间对我给予的鼓励与帮助，让我的校园生活更加轻松温情。

特别感谢含辛茹苦养育我的父母，感谢他们二十年来对我无私的支持，带给我温馨与幸福，他们的关心和爱护是我坚强的后盾，让我心无所累的选择远方。

最后，向所有参考文献的作者表示感谢，向在百忙之中抽出宝贵的时间评阅本文和参加答辩的各位专家老师致以最珍贵的谢意。

徐诗甜

2019年12月 北京