

华北电力大学

学术硕士学位论文

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

Analysis of Factors Affecting Dynamic Performance
of HVDC Transmission Control System and Research
on Mitigation Strategy of Commutation Failure

谢爵昊

2021 年 06 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

学术硕士学位论文

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

硕士研究生：谢爵昊

导师：刘崇茹教授

申请学位：工学硕士

学科：电气工程

专业：电气工程

所在学院：电气与电子工程学院

答辩日期：2021 年 06 月

授予学位单位：华北电力大学

Classified Index: TM721.1

U.D.C: 621.3

Dissertation for the Academic Master's Degree

**Analysis of Factors Affecting Dynamic Performance
of HVDC Transmission Control System and Research
on Mitigation Strategy of Commutation Failure**

Candidate:	Xie Juehao
Supervisor:	Prof.Liu Chongru
Academic Degree Applied for:	Master of Engineering
Subject:	Electrical Engineering
Speciality:	Electrical Engineering
School:	School of Electrical and Electronic Engineering
Date of Defence:	June, 2021
Degree-Conferring-Institution:	North China Electric Power University

摘 要

换相失败是对高压直流输电系统安全运行的一种巨大威胁,研究表明,当逆变侧发生交流故障,换相失败发生概率将大大提高。目前常用的换相失败预测策略主要是通过大量工程实践经验调节 PI 控制输出触发角提前量,这种方式输出的触发角波动性较大,实际所需的触发角提前量可能与其输出值存在较大差别,普适性较差。

对此,本文主要研究触发角提前量更精确、普适性更广的换相失败抑制策略,从换相失败机理分析、逆变侧关键参数影响和有效抑制换相失败的触发角提前量范围三个方面入手,提出优化后的换相失败抑制策略。

首先,本文介绍了高压直流输电的基础概念,然后考虑到故障发生之后故障相电压的幅值与相位均发生改变,基于换相电压时间面积对单次和连续换相失败进行换相过程分析。

然后,为揭示交流故障中控制系统性能与运行关键参数的关系,针对逆变侧触发提前量和关断角参考值提出合适的动态性能指标,利用 PSCAD/EMTDC 进行动态性能影响分析,并通过 MATLAB 将仿真的离散数据点进行曲面拟合,最后获得了逆变侧触发提前量和关断角参考值以及它们的持续时间与动态性能的影响关系。结果指出,增大触发提前量可以改善动态性能,但是过大不利于系统从故障中恢复;关断角参考值的增大有利于增大换相过程的关断面积,但过大将增加无功消耗,降低系统运行的经济性和安全可靠。

最后,基于上述结论,提出一种以换相电压时间面积为基础,触发角提前量能够根据故障严重程度自适应调节的换相失败抑制策略,简称为 CFCS。仿真结果表明,CFCS 具有减小单次或者是连续换相失败的发生概率的效果,并且控制换相失败发生次数在一次以内,能更好地提升直流系统的动态性能。

本文针对如何提升高压直流输电系统的换相失败抑制能力进行了探索,目标是尽可能地减少发生换相失败的概率,研究结论可为我国电网建设提供一定程度的参考价值与工程实践意义。

关键词: 高压直流输电系统; 换相失败; 预测控制; 动态性能

Abstract

Commutation failure is a great threat to the safe operation of HVDC transmission system. The research shows that commutation failure is likely to occur when AC fault occurs in the inverter side. It is a common method to control commutation failure by adjusting PI parameters. The disadvantage is the actual trigger angle advance may be quite different from its output value, which means it has high volatility and poor universality.

This paper mainly studies the commutation failure control strategy with more accurate trigger angle advance and wider universality. Based on the analysis of commutation failure mechanism, the influence of key parameters on inverter side and the range of trigger angle advance to effectively suppress commutation failure, this paper proposes the optimized commutation failure control strategy.

Firstly, the basic concept of HVDC system is introduced. Considering that the amplitude and phase change of the voltage after the fault occurs, the commutation process of single and continuous commutation failure is analyzed based on the commutation voltage time area.

Furthermore, in order to reveal the relationship between the performance of HVDC control system and the key parameters of inverter side in AC fault, this paper proposes the appropriate dynamic performance index for trigger angle advance and extinction angle. PSCAD and MATLAB are used to analyze the influence of dynamic performance. The simulation results show that trigger angle advance can improve the dynamic performance. But too large is not conducive to the recovery of the system from failure. Besides, the increase of extinction angle is beneficial to increase extinction area of the commutation process. But too much will increase the reactive power consumption and reduce the economy and safety reliability of the system.

At last, based on the above research conclusions, a strategy about commutation failure control(CFCS) based on commutation area is proposed, which can adjust the trigger angle advance adaptively according to fault severity. The PSCAD/EMTDC simulation results show that compared with the existing control, CFCS can effectively reduce the probability of single and continuous commutation failures in HVDC system when AC failure occurs and the frequency of commutation failure is controlled within one time. The dynamic performance of HVDC control system can be improved by using CFCS.

In this paper, how to improve the commutation failure suppression ability of HVDC transmission system is studied. The goal is to minimize the possibility of commutation failure. The research results have theoretical research significance and

engineering practical value for improving the safe operation level of China's power grid.

Keywords: HVDC system, commutation failure, predictive control, dynamic performance

目 录

摘 要..... I

Abstract..... II

目 录IV

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2

1.2.1 换相失败机理研究现状2

1.2.2 HVDC 控制系统性能影响因素研究现状3

1.2.3 换相失败抑制方法研究现状3

1.3 本文的主要工作5

第 2 章 高压直流输电系统与换相失败机理分析7

2.1 高压直流输电系统结构7

2.2 高压直流输电系统控制原理8

2.3 换相失败机理分析9

2.3.1 换相面积的理论推导10

2.3.2 单次换相失败机理分析12

2.3.3 连续换相失败过程分析13

2.4 本章小结14

第 3 章 HVDC 控制系统动态性能影响因素分析16

3.1 动态性能指标简介16

3.2 逆变侧参数对直流输电控制系统动态性能的影响18

3.2.1 实施方案18

3.2.2 逆变侧触发提前量及持续时间对系统动态性能的影响20

3.2.3 逆变侧关断角参考值增加量及持续时间对系统动态性能的影响24

3.3 本章小结27

第 4 章 基于换相面积的换相失败抑制策略研究28

4.1 故障后触发角指令值提前量计算方法28

4.1.1 电压过零点偏移量的计算29

4.1.2 换相角变化量的计算31

4.2 考虑电压幅值与相位变化的换相失败判别方法33

4.2.1 换相失败判别逻辑33

4.2.2 仿真验证36

4.3 基于换相面积的换相失败抑制策略38

4.4 CFCS 在预测型技术路线上的应用40

4.4.1 预测型技术路线下的换相失败响应策略40

4.4.2 应用逻辑42

4.4.3 仿真验证43

4.5 本章小结49

第 5 章 总结与展望50

5.1 结论50

5.2 展望50

参考文献52

攻读硕士学位期间发表的论文及其它成果57

致 谢58

第1章 绪论

1.1 研究背景及选题意义

我国幅员辽阔，能源资源丰富，但是存在能源中心距离负荷中心较远的问题，我国西部与北部分布着约有 80%的能源资源，而我国中部与东部在电力负荷的占比高达 70%，丰富的电力资源无法轻易地输送给电力负荷高的地区。因此，我国的电力建设必须能够提供跨区、长距、大容量的电能传输，将西部丰富的电力资源送往东部与中部这些电力需求高的地区^[1-4]。高压直流输电（High Voltage Direct Current, HVDC）技术能够进行有效远距离输电以及电网跨区互联，同时极大地提升了我国输电运行的可靠性。从上世界末开始，我国便已经开始研究高压直流输电技术，截至今日，已投运的线路已经近 50 条^[5]。2020 年，南方电网已形成“八交十直”的西电东送格局，其中有 8 回高压直流线路落点广东^[6]；国家电网已建成“八交十直”的特高压工程，其中落点于华东电网最多：我国已形成了明显的交直流混联大电网^[7-8]。

表 1-1 近年来我国 LCC-HVDC 工程的建设情况

工程起止位置	输送容量/MW	电压等级/kV	线路全长/km	建成时间
青海-河南	8000	±800	1563	2020
张北-雄安	20000	±1000	315	2020
上海庙-临沂	10000	±800	1230	2019
扎鲁特-青州	10000	±800	1200	2017
锡盟-泰州	10000	±800	1628	2017
晋北-南京	8000	±800	1119	2017
酒泉-湖南	8000	±800	2386	2017
灵州-绍兴	8000	±800	1720	2016

基于晶闸管的电网换相换流器型高压直流（LCC-HVDC）系统是目前高压直流输电工程中最常见的系统，在电网建设、电能传输中起到不可或缺的作用^[9-11]。晶闸管无法立即关断是晶闸管的基本特性，当交流侧发生故障导致换相电压不满足要求时，可能引起换相失败^[12-13]。换相失败会造成一系列的严重后果，如交流电压跌落，直流电流快速上升以及直流功率大幅度跌落等。连续换相失败可能导致直流闭锁，进而引发机组脱网、甩负荷等，这对电网安全稳定运行是一个巨大威胁，如何有效抑制换相失败问题是目前交直流混联电网密切

关注的技术难题^[14-19]。

实际工程中经常通过附加辅助设备、基于直流控制系统的策略、改造换流器拓扑等方式尽可能避免换相失败。器件层面的应用已较为成熟，例如增加无功补偿装置、采用电压源换流器、使用直流限流器等，可以提升换流母线电压的支撑能力^[20-21]。但是不足之处是设备投入成本将大大增加，并且在功率输送和可靠性等多方面还有提升空间。从控制层面出发，目前提前触发的方式被广泛采用，也能够给系统争取动作反应的时间，比较典型的是直流工程中的预测型技术路线，该路线能够采集交流三相电压，与阈值实时比对预测可能发生的换相失败，一旦预测到有发生换相失败的可能，则会通过调节逆变侧触发角指令值实现提前触发，有助于抑制换相失败的发生^[22-26]，不过提前触发也会导致无功功率消耗增加等弊端。触发角指令值的调节大小、是否合理决定了抑制换相失败能力，最终输出的提前量与控制参数紧密相关，且研究表明，如果参数设置不合理导致提前触发过度反而会导致换相失败^[27]。

为了使我国电网运行水平稳步提升，相关研究有必要针对故障后换相失败的发生机理、整体过程进行细致分析，优化现有换相失败预测控制手段，降低换相失败发生的概率。如果因为故障情况过于严重导致无法通过预测的手段避免换相失败，接下来如何通过恰当的抑制策略提升连续换相失败的抑制能力具有重要的理论研究意义及工程实用价值。

1.2 国内外研究现状

1.2.1 换相失败机理研究现状

能够当作换相失败已经发生的参考标志一般认为可以通过关断角获取，当关断角与固有极限关断角有 $\gamma < \gamma_{\min}$ 的关系时即可认为换相失败已发生，其中 $\gamma_{\min}$ 通常取 7° 左右，这与晶闸管恢复阻断能力的时间有关^[24]，换相电压、直流电流、超前触发角等均可以改变关断角的计算值^[28-30]。

文献[31]分析了换相电压在不同类型故障时的变化，基于换相面积对换相失败进行分析，推导了工程中常用的关断角计算式。在此基础之上，文献[32]进一步考虑了故障发生时和故障清除后的直流电流变化。但是上述文献均将换相电压简化为基波，不考虑直流电流快速上升引起的电压畸变。文献[33]认为谐波会导致电压畸变，并且研究了电压畸变与换相失败之间的关系；文献[34]研究了电压畸变对换相失败的影响机理，并基于换流变压器的励磁涌流提出了一种换相失败判别方法。

目前大部分研究主要针对发生交流故障之后的首次换相失败，相关研究已

经较为成熟，但是首次换相失败之后系统处于不稳定的状态，所有物理量均有可能发生大幅波动，逆变侧控制切换频繁，连续换相失败发生的可能大大提高，在连续换相失败的成因、机理及抑制方法上还有许多问题值得探讨与解决。

1.2.2 HVDC 控制系统性能影响因素研究现状

HVDC 系统控制器结构和参数改善方面学者们已经取得许多成果。文献[35]通过列出所有参数集的方式确定了系统能保持稳定的参数范围；在此基础上，文献[36]使 PI 参数整定具备可视化条件，有利于数据交互与快速调节；文献[37]以离线与在线两种方式对 PI 参数进行优化；文献[38-39]基于模糊控制理论在线优化 PI 参数，改善动态特性。基于模糊控制理论设计 PI 控制器具有较好的鲁棒性和适应性，但是目前还存在局限与难点，例如系统性不强，建立整套模糊控制系统难度极大，并且在调参过程中会限制 PI 参数的调节^[40-41]。文献[42]根据系统准稳态公式，提出一种新的融合遗传算法；文献[43]基于粒子群（PSO）优化算法确定了系统能保持稳定的 PI 参数范围；文献[44]对 PSO 算法进行改进后对 VSC-HVDC 系统的控制参数进行优化；文献[45]使用多目标粒子群（MOPSO）算法应用于 MMC-HVDC 控制器 PI 参数的优化；文献[46]分析了定关断角控制在稳态和暂态下的响应特征，并对关断角参考值变化对系统稳态运行的影响做出分析；文献[47]提出一种整流侧触发角控制策略，在故障情况下直接对整流侧触发角进行控制，能够既预防换相失败又兼顾恢复速度。

1.2.3 换相失败抑制方法研究现状

表 1-2 换相失败抑制方法对比

抑制方法	具体方式	控制原理	不足
基于触发角	换相失败预测控制	调节触发角指令值提前触发	增大恢复期间无功消耗
基于无功补偿	静止无功补偿器（SVC）、调相机、静止同步补偿器（STATCOM）	提升交流电压水平	响应时间、增加投资成本
基于限流	低压限流单元（VDCOL）	调节直流电流整定值	电流指令值调节受静态特性影响
基于全控型器件	电压源换流器	全控型器件可自关断	投资成本高

关于换相失败的抑制，基于现有文献提出的方案和策略，目前可以分为几

大类^[63]：（1）基于触发角的抑制方法；（2）基于无功补偿的抑制方法；（3）基于限流的抑制方法；（4）基于全控型器件的抑制方法。表 1-2 列举了关于抑制换相失败的各类方法，并介绍了其实施的具体方式、控制原理与不足。

目前在器件方面的研究已经较为成熟，但是基于控制层面的改进还可以继续深入。现有的基于触发角的抑制方法主要是采集交流三相电压，与阈值实时比对预测可能发生的换相失败，一旦预测到有发生换相失败的可能，则会通过调节逆变侧触发角指令值实现提前触发，有助于抑制换相失败的发生。文献[48]通过测量电压幅值调整 PI 调节器输出的换相失败预测逻辑；在此基础上，文献[49]测量换流母线电压转换为正余弦分量，对文献[48]的方法进行了优化；文献[24]通过增加逆变侧母线电压检测环节，实时对比电压是否出现异常下降，从关断角与直流电流两方面协同控制，提升系统抵御换相失败能力。考虑到文献[48]的触发角提前量仅通过检测到故障后通过比例积分（PI）环节根据工程经验输出，普适性不足的问题，文献[50]使用换流器的交流电压来计算所需的触发角；文献[51]不再认为故障发生后直流电流不变，提高了换相失败判别的准确性。

虽然通过提前触发逆变侧换流阀可以保留足够的换相裕度，但是逆变器侧触发角增加过大会使无功功率吸收增大，进一步降低逆变器侧交流系统的换相电压，影响系统恢复时间，更有可能重新导致换相失败，而触发角增加过小会让提前触发程度不足，同样对直流输电系统的运行性能不利，因此逆变器侧触发角在故障后需要调节至一个适当数值。在目前基于触发角的预防措施研究中，对故障检测方法的改进具有较为成熟的结论，对触发角提前量的定量研究相对较少。因此如何使触发角跟随系统状态调整输出，减少换相失败发生的概率具有研究意义。

综上所述，目前该研究方向的问题与不足如下：

（1）存在的问题工程常用的换相失败预测策略大多通过交流电压幅值与不平衡分量判别环节判定是否发生换相失败，目前虽然已有一些文献考虑了交流相电压过零点偏移量与换相角等因素的影响，但是在计算换流母线电压跌落时仅考虑相电压幅值的跌落，而忽略了电压相角的改变；另外应用于实际工程中的抑制策略大多通过 PI 控制器输出获得故障后逆变侧的触发提前量，面对不同故障严重程度、故障类型以及不同直流输电系统时体现出普适性不足的缺点，因此需要将换相电压过零点偏移量、换相角变化量、相电压相位变化等因素考虑在内，得到不发生换相失败所需要的触发角提前量，以此为基础构建能有效减小换相失败发生概率的控制策略，提高普适性。

（2）现有的研究主要针对定电流控制器或者定关断角控制器的 PI 控制环

节参数，却少有针对其他环节的参数进行对系统的性能影响研究，例如逆变侧的触发提前量以及关断角参考值。在交流故障发生之后，由于换流母线电压发生波动，触发角与关断角也无法保持稳定，需要通过控制减少波动的幅度，因此需要将这两个参数同时考虑并且在换相失败抑制策略中协调配合，尽可能提升换相失败抵御能力。

1.3 本文的主要工作

有效预测换相失败可以避免换相失败所带来的严重后果，控制系统以及保护系统的响应也可以更加及时。本文主要研究 LCC-HVDC 系统的换相失败机理和换相失败抑制策略，本文主要工作如下：

(1) 介绍了高压直流输电系统的构成以及控制原理，考虑故障后故障相电压幅值与相位的波动，通过换相面积法分析故障对换相过程的影响，开展单次与连续换相失败的机理分析。

(2) 介绍了控制系统的动态性能指标，结合高压直流输电系统的实际情况，对比分析了不同的偏差积分性能指标的特点，并选取合适指标，用于研究逆变侧触发提前量及其持续时间、逆变侧关断角参考值增加量及其持续时间对直流输电控制系统动态性能的影响。

(3) 综合考虑换相失败机理分析结论与控制系统动态性能影响因素分析结论，研究了故障后使系统不发生换相失败的触发角提前量范围，提出了改进后基于换相面积的换相失败抑制策略，最后仿真验证了其针对单次与连续换相失败抑制的有效性与适用性。

(4) 总结了本文的研究工作和主要结论，并指出了本文的局限和未来能继续完善和深入研究的方面。

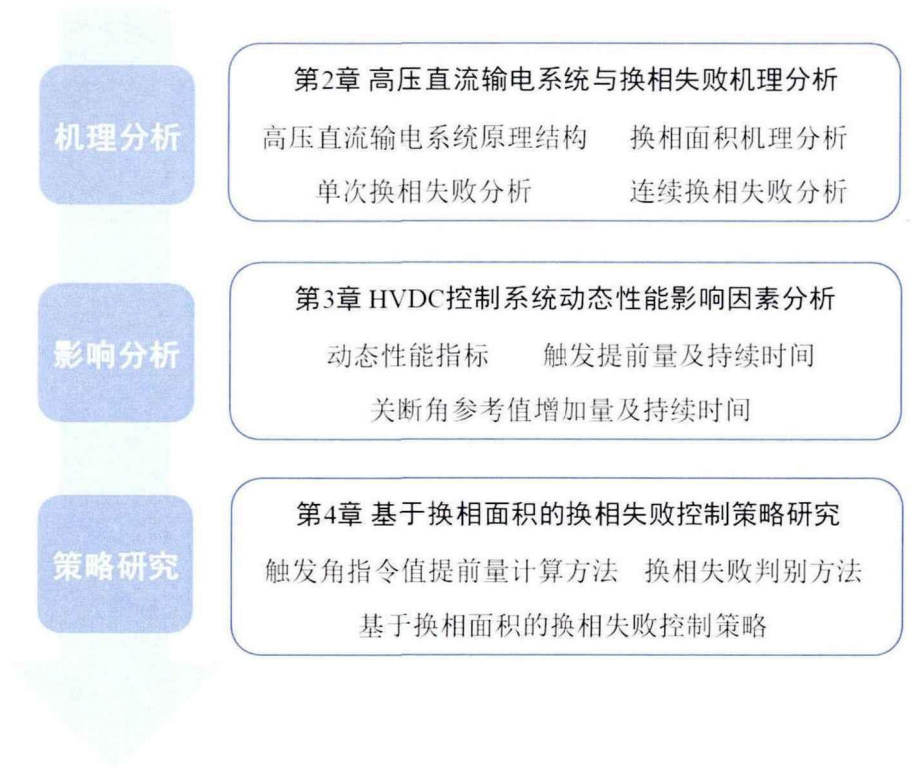


图 1-1 论文整体结构

第2章 高压直流输电系统与换相失败机理分析

换相失败是指当换流桥两个桥臂之间换相结束后，刚退出导通的换流阀在反向电压作用的一段时间内，如果未能恢复阻断能力，或者在反向电压期间换相过程一直未能进行完毕，这两种情况在阀电压转变为正向时被换相的阀都将向原来预定退出导通的阀进行倒换相，这一过程就是换相失败。换相电压-时间面积法（换相面积法）作为研究较为成熟、业内认可度较高的换相失败分析方法，常用于换相失败判别。本章首先介绍了高压直流输电的构成以及控制原理，然后考虑故障后故障相电压幅值与相位的波动，通过换相面积法分析故障对换相过程的影响，开展单次与连续换相失败的机理分析。

2.1 高压直流输电系统结构

图 2-1 展示了高压直流输电系统的构成图，两侧为送受端交流系统，整流站与逆变站包含换流变压器、换流器等元件，换流器会包含 6 个或者 12 个换流阀，输电系统通过直流线路进行连接，直流输电系统的构成大多采用直流单极输电、直流双极输电、直流多回线输电等。

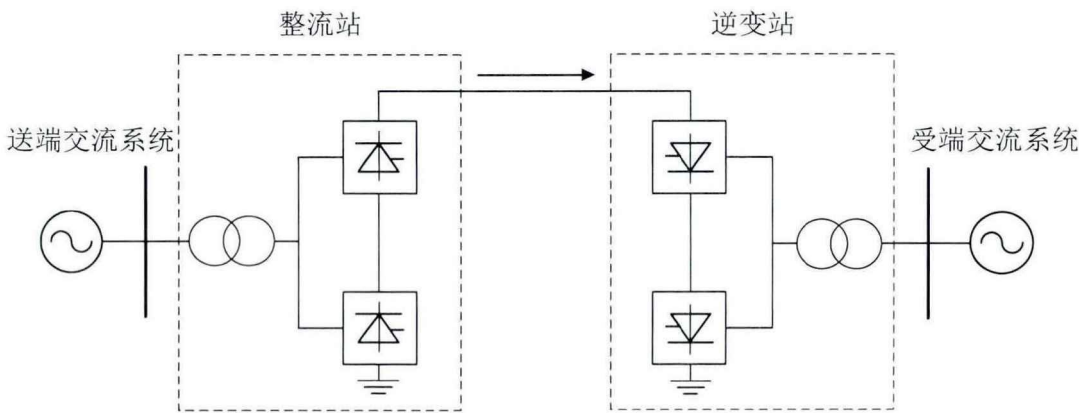


图 2-1 高压直流输电系统构成图

从理论上考虑，直流系统的输送功率可以是双向的，不过按照我国的实际国情，建设高压直流输电系统的工程的初衷是能够将能源资源丰富地区的电能传输到电力负荷较重、需求较大的地区，实现跨区、长距和大容量电能输送，因此交流系统按照两侧的供求关系分为送端与受端。

换流器主要起到功率转换的作用，远距离输电采用直流输电，因此两端的交流功率需要转化为直流功率。整流站包含整流器，将交流变换为直流。逆变站包含逆变器，将直流变换回交流。

换流变压器能够将交流电压变化为换流器所需的换相电压，是换流站里的核心设备，它还能够将直流系统与交流系统隔离，起到保护作用，换流变压器中的漏抗能够限制短路电流，保护系统安全。

2.2 高压直流输电系统控制原理

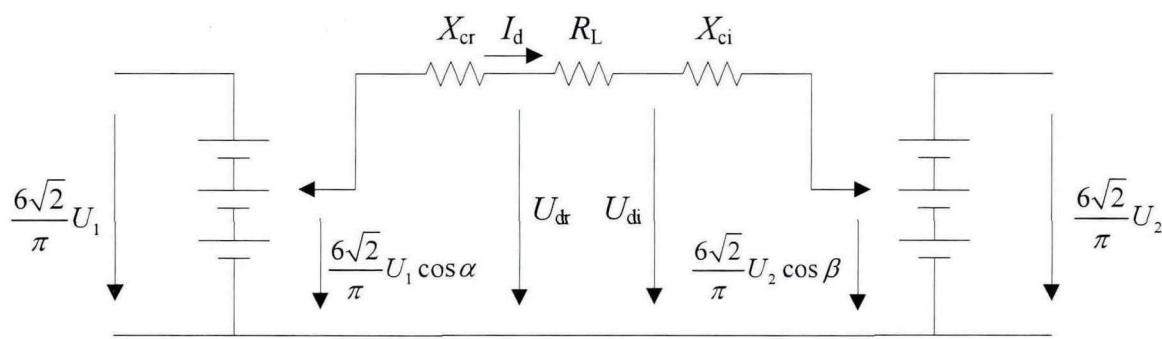


图 2-2 直流输电系统等值电路

直流输电系统的等值线路如图 2-2 所示，图中的系统为单极直流输电系统，换流器为 12 脉动换流器，图中各个变量定义如表 2-1 所示。

表 2-1 变量定义表

名称	符号	单位
空载线电压有效值（1 为整流侧，2 为逆变侧）	$U_1、U_2$	kV
短路电抗（r 为整流侧，i 为逆变侧）	$X_{cr}、X_{ci}$	Ω
直流电流平均值	I_d	kA
直流电压（r 为整流侧，i 为逆变侧）	$U_{dr}、U_{di}$	kV
整流侧触发角	α	$^{\circ}$
逆变侧触发角	β	$^{\circ}$
直流回路等值电阻	R_L	Ω

由图 2-2 可推导出两侧的直流电压为：

$$U_{dr} = \frac{6\sqrt{2}}{\pi}U_1\cos\alpha - \frac{6}{\pi}X_{cr}I_d \tag{2-1}$$

$$U_{di} = \frac{6\sqrt{2}}{\pi}U_2\cos\beta + \frac{6}{\pi}X_{ci}I_d \tag{2-2}$$

或

$$U_{di} = \frac{6\sqrt{2}}{\pi}U_2\cos\gamma - \frac{6}{\pi}X_{ci}I_d \tag{2-3}$$

因此可推导出直流电流表达式为

$$I_d = \frac{U_{dr} - U_{di}}{R_d} \tag{2-4}$$

或

$$I_d = \frac{\frac{6\sqrt{2}}{\pi}(U_1 \cos \alpha - U_2 \cos \beta)}{R_d + \frac{6}{\pi}(X_{cr} + X_{ci})} \tag{2-5}$$

由式(2-1)至(2-5)可知，直流电压与直流电流受到 U_1 、 U_2 、 α 、 β 的控制，通常调节 U_1 、 U_2 是通过调节变压器分接头，但这种方式不具备快速响应性，在暂态过程当中作用甚微，因此调节触发角 α 、 β 才能够对高压直流输电系统的暂态过程起到影响^[20]。

2.3 换相失败机理分析

图 2-3 为 6 脉动逆变器的电路图，图中 U_d 为逆变侧的直流电压； $V_1 \sim 6$ 均为换流阀，下标为编号，从 1 至 6 轮流导通； I_d 为直流电流； i_a 、 i_b 、 i_c 为三相交流电流； L_{ar} 、 L_{br} 、 L_{cr} 分别为交流系统的换相电抗； e_a 、 e_b 、 e_c 为三相交流电压。

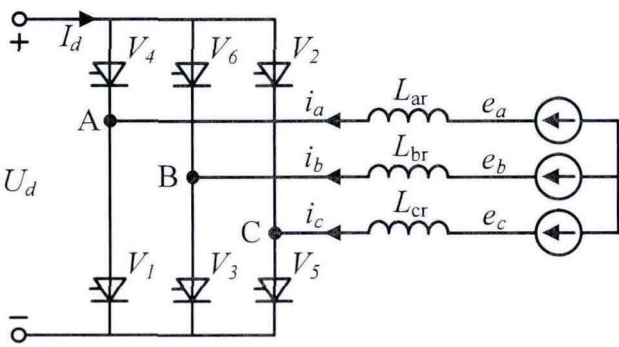


图 2-3 6 脉动逆变器电路图

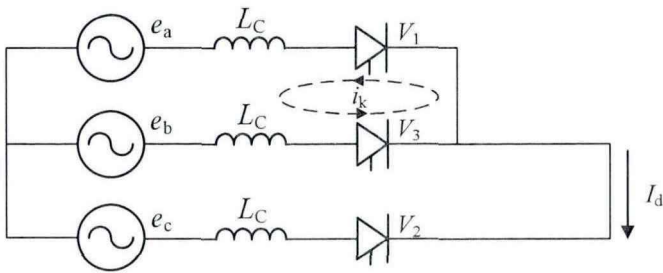


图 2-4 换相过程表示图

如图 2-4 所示，此时阀 V_1 正在向 V_3 换相，共同导通的阀为 V_2 。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抗大小相等，因此统一表示为 L_C 。此时 A 相支路与 B 相支路并联，两个支路电压相等，有：

$$e_a + L_C \frac{di_1(t)}{dt} = e_b + L_C \frac{di_3(t)}{dt} \quad (2-6)$$

式(2-6)经过化简后可得

$$L_C \frac{di_1(t)}{dt} - L_C \frac{di_3(t)}{dt} = \sqrt{2}U_L \sin \omega t \quad (2-7)$$

式中， U_L 为换流母线线电压的有效值。

在换相过程中，直流电流 I_d 与换相电流满足如下关系：

$$I_d = i_1(t) + i_3(t) \quad (2-8)$$

2.3.1 换相面积的理论推导

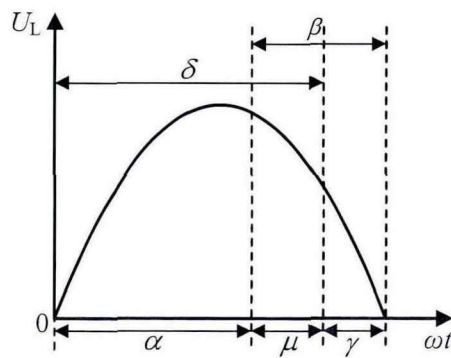


图 2-5 换相过程中的不同角度关系

换相过程中的不同角度关系如图 2-5 所示，其中： α 为触发延迟角， β 为触发超前角， δ 为关断延迟角， μ 为换相角（对应电流转移过程）， γ 为关断角。整个换相过程起始于 $t = \alpha / \omega$ 时，终止于 $t = (\alpha + \mu) / \omega = \delta / \omega$ 时，在 $t \in [\alpha / \omega, (\alpha + \mu) / \omega]$ 整个时间段内为电流转移阶段，在 $t \in [\delta / \omega, (\delta + \gamma) / \omega]$ 时间内，晶闸管在换相电压的作用下回到关断状态。在正常情况下，各角度关系如式(2-9)所示。

$$\begin{cases} \alpha + \mu + \gamma = \pi \\ \beta = \pi - \alpha \\ \gamma = \beta - \mu \end{cases} \quad (2-9)$$

从换流阀正向导通至关断，换相电压与时间轴围成的面积称为换相面积^[51]。

换相面积根据换相过程的开始与结束可以分为叠弧面积和关断面积，叠弧面积的物理意义是电感建立磁链的过程^[34]；关断面积对应晶闸管恢复阻断能力的过程^[53]。换相面积是一个固定值，如果因为交流故障等原因导致叠弧面积过大，关断面积过小时，就有可能引发换相失败。

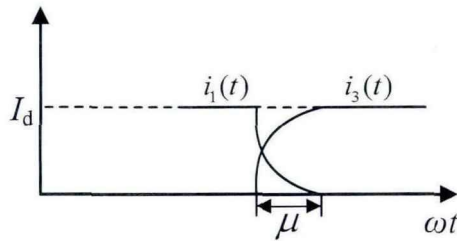


图 2-6 换流阀从 V_1 换至 V_3 时电流关系图

在逆变器换相过程中，流过换流阀 V_1 的电流从 I_d 减小至 0，流过换流阀 V_3 的电流从 0 增加至 I_d ，可见电流是在换相电压的作用下从 V_1 转移至 V_3 。在 $t \in (\frac{\alpha}{\omega}, \frac{\alpha+\mu}{\omega})$ 时间内对式(2-7)积分，有：

$$\int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\alpha+\mu}{\omega}} \left(L_c \frac{di_1(t)}{dt} - L_c \frac{di_3(t)}{dt} \right) dt = \int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\alpha+\mu}{\omega}} \sqrt{2} U_l \sin \omega t dt \quad (2-10)$$

换相过程的开始与结束时刻的阀 V_1 与阀 V_3 的电流有如下关系：

$$\begin{cases} i_1(\frac{\alpha}{\omega}) = I_d & i_1(\frac{\alpha+\mu}{\omega}) = 0 \\ i_3(\frac{\alpha}{\omega}) = 0 & i_3(\frac{\alpha+\mu}{\omega}) = I_d \end{cases} \quad (2-11)$$

因此式(2-10)的左侧可以变化为

$$\int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\alpha+\mu}{\omega}} \left(L_c \frac{di_1(t)}{dt} - L_c \frac{di_3(t)}{dt} \right) dt = 2L_c I_d = 2S_{demand} \quad (2-12)$$

式中， S_{demand} 为叠弧面积的需求量，代表着能够完成换相的所需最小叠弧面积。

式(2-10)的右侧可以变化为式(2-13)

$$\int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\alpha+\mu}{\omega}} \sqrt{2} U_l \sin \omega t dt = S_{supply} \quad (2-13)$$

式中， S_{supply} 为叠弧面积的提供量。

换相过程的物理意义其实是电感中能量转移的过程。叠弧面积的需求量 S_{demand} 的物理意义是换相电压建立磁链的过程，而叠弧面积的提供量 S_{supply} 的物理意义是换相电压在磁链中的蓄积量。

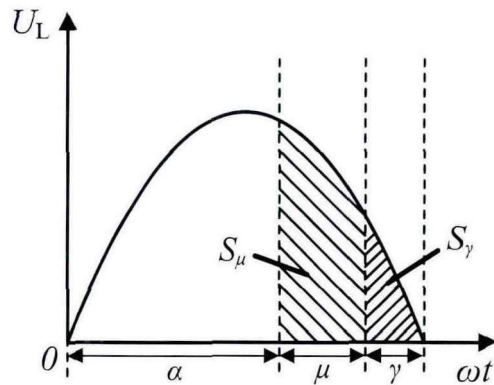


图 2-7 叠弧面积与关断面积示意图

如图 2-7 所示，图中有两块阴影面积， s_{μ} 为叠弧面积，当系统处于稳态时有式(2-14)所示的等式关系； s_{γ} 为关断面积，可以用式(2-15)进行计算。

$$S_{\mu} = S_{supply} = S_{demand} \tag{2-14}$$

$$S_{\gamma} = \int_{\frac{\alpha+\mu}{\omega}}^{\frac{\pi}{\omega}} \sqrt{2}U_L \sin \omega t dt \tag{2-15}$$

2.3.2 单次换相失败机理分析

晶闸管无法立即关断是晶闸管的基本特性，晶闸管需要经过一段时间才能够恢复正向阻断的能力，因此当电流过零点时晶闸管无法同时达到关断状态。晶闸管恢复正向阻断能力的过程会一直保持在整个关断过程，但是如果施加的反向电压已经结束，变为施加正向电压时，晶闸管还处于恢复阻断能力的过程中，那么关断过程将结束，晶闸管又将因为正向电压而恢复导通，这也是晶闸管的基本特性，换相失败因此发生。

在逆变侧发生换相失败的风险远高于整流侧，正因如此，LCC-HVDC 系统的换相失败总是在逆变侧换流站发生，引起换相失败的主要因素是交流侧故障。假定在这种故障情况下触发角不变，叠弧面积将与直流电流成比例增加，因此在故障后关断角减小，图 2-8(a)展示了换相电压幅值的降低是如何影响换相过程的，图中绿色区域为故障前叠弧面积需求量，红色区域为故障后叠弧面积需求量。不对称故障会导致电压畸变，最为常见的不对称故障是单相短路故障，占比高达 80%。这种类型的故障会引起故障相电压幅值跌落，同时会导致电压的相位偏移。相位可能会向前或者向后偏移，不过只有向后的相位偏移会对换相过程有负面影响，向后的相位偏移对换相过程的影响如图 2-8(b)所示，图中绿色区域与红色区域的意义与图 2-8(a)相同。

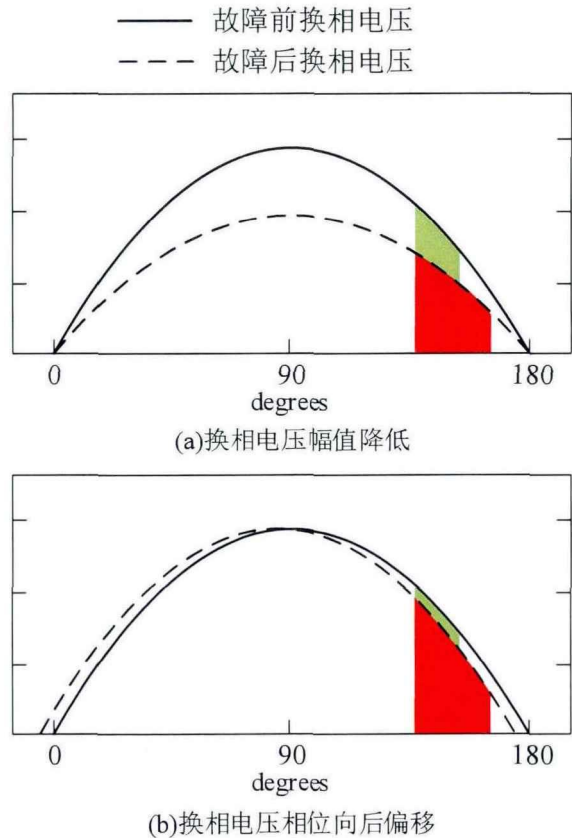


图 2-8 故障后叠弧面积需求量变化图

逆变侧交流故障会导致换相电压无法保持在原波形，电压幅值下降和相位前移使 S_{demand} 增大，当 S_{demand} 大于 S_{supply} 所能提供的极限时，高压直流输电系统将发生换相失败。

2.3.3 连续换相失败过程分析

首次换相失败之后，高压直流输电系统会通过控制系统及时做出调节，如提前触发和提高关断角参考值等，减小发生后续换相失败的概率。然而对于像换流母线三相接地故障等较为严重的故障，则极有可能发生后续二次、三次换相失败。连续换相失败会对直流系统造成极其严重的后果，换相回路的短路时间延长，直流电流无法降低至正常值，送受端功率失衡，严重情况下会导致直流系统闭锁、连锁机组脱网、甩负荷等后果。另外在换相失败期间以及恢复阶段，高压直流输电系统有一定概率出现电压失稳的问题，这有可能引发后续换相失败。

换相面积 S_{cmt} 由叠弧面积与关断面积两部分组成，如式(2-16)所示。

$$S_{cmt} = S_{\mu} + S_{\gamma} = \int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\pi}{\omega}} \sqrt{2}U_L \sin \omega t dt \tag{2-16}$$

认为换相面积保持恒定，则在换相过程中会有

$$S_{\gamma} = S_{cmt} - S_{demand} = \int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\pi}{\omega}} \sqrt{2}U_L \sin \omega t dt - L_c I_d \tag{2-17}$$

如果系统发生短路故障，叠弧面积需求量 S_{demand} 增加，叠弧面积提供量 S_{supply} 为了需要满足需求量的增加不得不增大换相角，使换相过程保持得更久，关断面积受到换相过程延长的影响逐渐减小，当小于临界关断面积时就会发生换相失败。

若干周期内的关断面积表达式可通过类比式(2-17)得到

$$S_{k\gamma} = S_{kcmt} - S_{kdemand} = \int_{\frac{\alpha+k\pi}{\omega}}^{\frac{\pi+k\pi}{\omega}} \sqrt{2}U_L \sin \omega t dt - L_c I_{kd} \tag{2-18}$$

式中， k 为周期数。关断面积如果在每个周期都不能达到临界关断面积，说明晶闸管在每个周期都无法恢复正向阻断能力，换流阀之间的换相过程无法成功进行，最终不断累积导致连续换相失败。

换相电压、直流电流、触发角三者的改变会使换相电压往不同的方向偏移，三者之间相互钳制^[54]。改变换相电压、直流电流和触发角对换相电压的影响如图 2-9 所示。

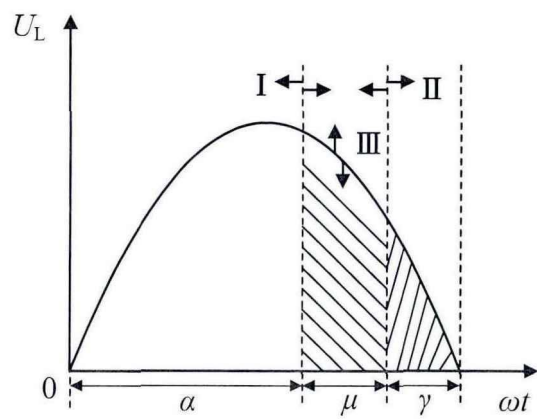


图 2-9 改变不同物理量对换相电压的影响

图中有三个表示变化方向的箭头，其中I为触发角指令值变化引起的换相面积变化，II为换相电抗以及直流电流变化引起的换相面积变化，III为交流电压变化引起的换相面积变化。

2.4 本章小结

本章首先介绍了高压直流输电的构成以及控制原理，然后考虑故障后故障相电压幅值与相位的波动，基于换相电压时间面积法对故障后引起的换相失败进行机理分析。结论如下：

(1) 对称故障与不对称故障对换相面积带来的虽然都是负面影响，但是影响的结果略有不同。不对称故障会导致电压畸变，最为常见的不对称故障是单相短路故障，占比高达 80%。这种类型的故障会引起故障相电压幅值跌落，同时会导致电压的相位偏移。相位可能会向前或者向后偏移，不过只有向后的相位偏移会对换相过程有负面影响。

(2) 通过连续换相失败的机理分析可得，关断面积与叠弧面积的相互关系对连续换相失败的发生有着紧密联系，通过推导的关断面积表达式可知关断面积主要受到交流电压、直流电流和触发角的影响，关断面积如果在每个周期都不能达到临界关断面积，说明晶闸管在每个周期都无法恢复正向阻断能力，换流阀之间的换相过程无法成功进行，最终不断累积导致连续换相失败。

第3章 HVDC 控制系统动态性能影响因素分析

研究表明，受端电网中的交流侧发生故障会严重威胁电网安全，而高压直流输电系统中配备了多种控制环节以应对故障引起的连锁反应，其中最重要便是设置合适的控制环节参数。合适的参数能够极大提升 HVDC 控制系统的性能，控制系统受到扰动之后能够以尽可能短的调节时间恢复稳定。现有的研究主要针对定电流控制器或者定关断角控制器的 PI 控制环节参数，却少有针对其他环节的参数进行对系统的性能影响研究，例如逆变侧的触发提前量以及关断角参考值。在交流故障发生之后，由于换流母线电压发生波动，触发角与关断角也无法保持稳定，需要通过控制减少波动的幅度，因此需要将这两个参数同时考虑并且在换相失败抑制策略中协调配合，提出合适的动态性能指标，研究逆变侧触发提前量及其持续时间、关断角参考值增加量及其持续时间对直流输电控制系统动态性能的影响，尽可能提升换相失败抵御能力。

3.1 动态性能指标简介

控制系统在运作中分为动态和稳态。稳态与动态是一种随时转化的关系，一个处于稳态的系统有可能受到扰动，系统将不再保持稳态，此时系统内的各个控制环节启动，通过不断调节使系统达到一个新的稳态，这一段过程成为动态。当控制系统发生故障等大扰动时，输入量相较于扰动前会发生突变，控制系统中的控制器会对故障引起的变化进行调节，控制器的调节时间和系统的调节过程与评价该系统的控制性能好坏方面密切相关。常用的动态性能指标如表 3-1 所示：

表 3-1 常用的单项动态性能指标

指标	含义
上升时间 t_r	从终值的 0.1 倍上升到 0.9 倍所需时间
峰值时间 t_p	响应大于终值且到达首个峰值的时间
调节时间 t_s	响应稳定在终值 $\pm 5\%$ （或 $\pm 2\%$ ）范围内所需的时间
超调量 $\sigma\%$	响应的最大值与终值的差与终值的比值
衰减比 n	相邻两个同向波幅的最大值之比

单项的系统指标非常清楚直观，这些指标能够表征响应的快速性和对期望响应的逼近性，不过这些性能指标常相互矛盾，需要进行折中处理。但高压直

流输电控制系统阶数高，内部结构错综复杂，并且处于变化的状态，因此控制理论中通常采用积分形式计算性能指标。

在高压直流输电控制系统中，其任意一个环节的输入与输出量的偏差，也称作余差，都是反映控制系统性能好坏的一环。控制器在调节过程中输入与输出的误差在时间上的积分称为偏差积分，表达式为

$$J = \int_0^{\infty} f(e(t), t) dt \quad (3-1)$$

式(3-1)所表示的目标函数反映了偏差及调节时间，如果系统经过较长时间恢复至稳态，则会因为调节时间过长，整体积分结果较大，控制系统的动态性能不佳。

常用的偏差积分性能指标如下所示：

(1) 平方偏差积分(ISE)

$$J_{ISE} = \int_0^T e^2(t) dt \quad (3-2)$$

(2) 时间乘平方偏差积分(ITSE)

$$J_{ITSE} = \int_0^T t e^2(t) dt \quad (3-3)$$

(3) 绝对值偏差积分(IAE)

$$J_{IAE} = \int_0^T |e(t)| dt \quad (3-4)$$

(4) 时间绝对偏差乘积分(ITAE)

$$J_{ITAE} = \int_0^{\infty} t \cdot |e(t)| dt \quad (3-5)$$

不同的偏差积分公式适用于不同的控制系统，并且应用各个偏差积分指标的特点来筛选或调试控制系统时，对最终的调节结果也不一样，以一个简单二阶传递函数的阶跃响应为例，如图 3-1 所示：ISE 性能指标和 ITSE 指标能够筛选过渡过程中出现大偏差的系统；IAE 指标能够筛选过渡过程中出现小偏差的系统；而 ITAE 指标能够筛选出调节时间较短的系统。

上述四种偏差积分性能指标具有不同的优点，根据使用场景的不同可以灵活调整选择。其中，在控制参数整定领域，由于 ITAE 具有较好的实用性和选择性，得到了广泛的应用^[56-59]。基于 ITAE 的动态性能指标能够更容易筛选出暂态调节时间较短的系统，因为 ITAE 指标可以令控制系统在初始时刻的大误差通过时间加权的方式减小，降低了意义不大的初始时刻对积分计算的误差。如果系统的动态性能欠妥，则恢复至稳态需要经过较长时间，在恢复过程中较靠后的时间内会因为调节时间偏大，ITAE 数值也较大。

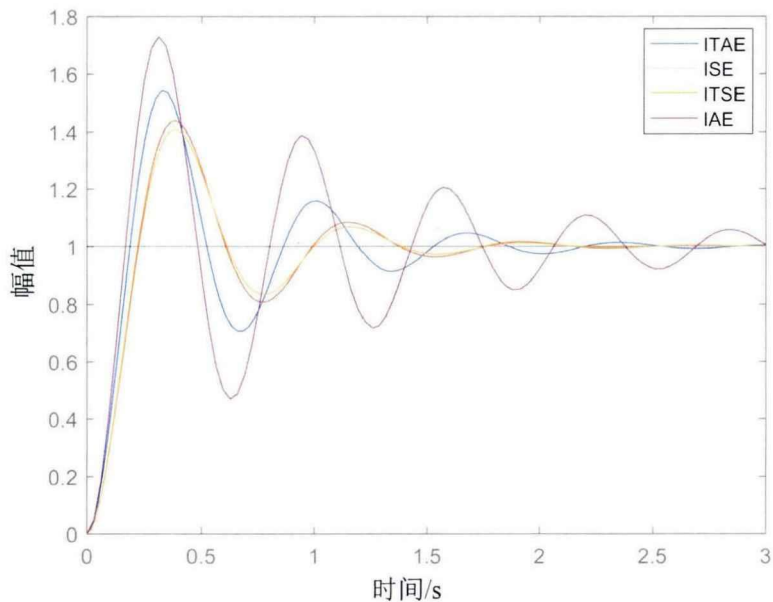


图 3-1 不同偏差积分准则的校正曲线

3.2 逆变侧参数对直流输电控制系统动态性能的影响

3.2.1 实施方案

本节将表 3-2 的 A 组和 B 组分别作为变量组，A 组以 $(\Delta\beta, t_{\Delta\beta})$ 表示，B 组以 $(\Delta\gamma, t_{\Delta\gamma})$ 表示，其中， $\Delta\beta$ 为触发提前量， $t_{\Delta\beta}$ 为触发提前量的持续时间， $\Delta\gamma$ 为关断角参考值增加量， $t_{\Delta\gamma}$ 为关断角参考值增加量的持续时间。在线路发生故障后，需要第一时间尽快切除故障，因为故障会导致低电压与过电流，这对设备是一个巨大的威胁。故障切除时间越短，暂态稳定极限越高，电网的输电能力也可以得到提升。故障切除时间通常分为两段时间，这和线路中动作时间的顺序相关，第一段时间为保护装置的动作时间，通常取 60~120 ms，第二段时间为断路器动作时间，通常为 60~150 ms，因此故障切除时间基本为 120~270 ms。另外在机电暂态仿真中的严重故障切除时间通常为 0.9s，考虑真实情况下系统的反应速度肯定更快以及延迟闭锁带来的影响，因此考虑参数调节的持续时间上限为 0.5s。

当仿真 A 组的参数影响时，保持 B 组参数均为 0，其余同理。结合 PSCAD 中的 multiple run 功能可以方便地遍历参数变化量，仿真后将计算出的 ITAE 值导入 MATLAB 形成散点图，再通过曲面拟合分析逆变侧触发角的提前量及其持续时间、关断角参考值增加量及其持续时间对直流输电控制系统动态性能的影响。

表 3-2 参数范围和步长的设置

分组编号	参数	范围	步长
A	触发提前量 $\Delta\beta (^{\circ})$	[0.1,20]	0.1
	触发提前量持续时间 $t_{\Delta\beta}(s)$	[0.1,0.5]	0.01
B	关断角参考值变化量 $\Delta\gamma (^{\circ})$	[0.1,5]	0.1
	关断角参考值变化量持续时间 $t_{\Delta\gamma}(s)$	[0.1,0.5]	0.01

考虑到单相接地故障为最常见的故障，三相短路故障为最严重的故障^[60]，本节通过仿真对逆变侧触发提前量及其持续时间、关断角参考值增加量及其持续时间对直流输电控制系统的动态性能的影响进行分析。仿真模型基于 PSCAD/EMTDC 平台，采用 CIGRE BENCHMARK 标准测试模型。故障位置均设置在逆变侧换流母线处，严重程度以接地电感的大小表示，接地电感越小，故障程度越严重，详细设定见表 3-3 所示。

表 3-3 故障设置详细信息

故障编号	故障类型	发生时刻/s	持续时间/s	严重程度/H
F1	单相短路故障	3.001	0.2	0.8
F2	三相短路故障	3.001	0.2	0.9

通过仿真可得到两种故障设置情况下的逆变侧交流电压、电流和阀电流的波形，如图 3-2 所示。

由图 3-2 的阀电流波形可知，CIGRE BENCHMARK 标准测试模型在单相故障和三相故障情况下在故障发生时即发生首次换相失败，之后单相接地故障在 3.17s 时发生后续换相失败，三相接地故障在 3.16s 发生后续换相失败，两者均处于故障切除后的恢复过程。接下来将通过改变 $(\Delta\beta,t_{\Delta\beta})$ ， $(\Delta\gamma,t_{\Delta\gamma})$ 共两组四个参数研究它们对直流输电控制系统动态性能的影响。

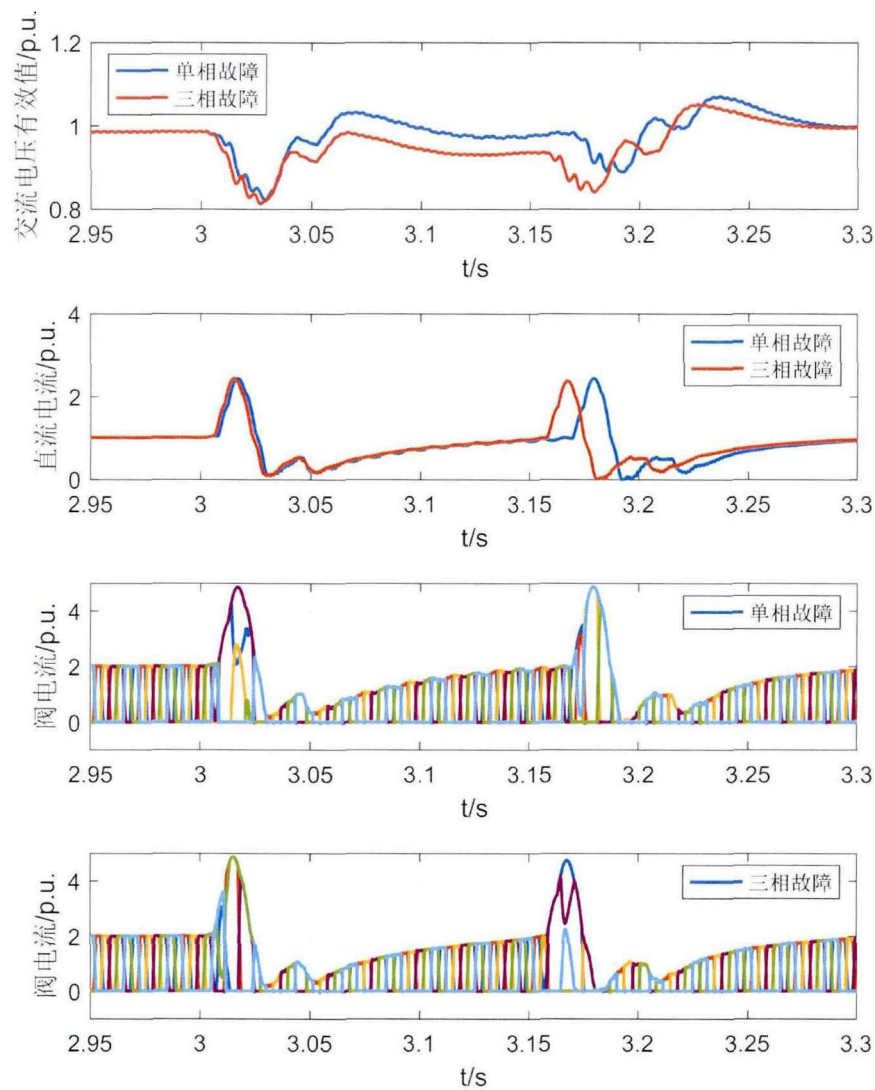


图 3-2 单相故障和三相故障下的暂态响应

3.2.2 逆变侧触发提前量及持续时间对系统动态性能的影响

图 3-3(a)是在单相故障下通过改变触发提前量和触发提前量的持续时间计算出的 J_{ITAE} 值形成的散点图，图 3-3(b)是由散点图拟合出的曲面拟合结果，其中 x 轴为触发提前量的持续时间， y 轴为触发提前量， z 轴为 J_{ITAE} 。

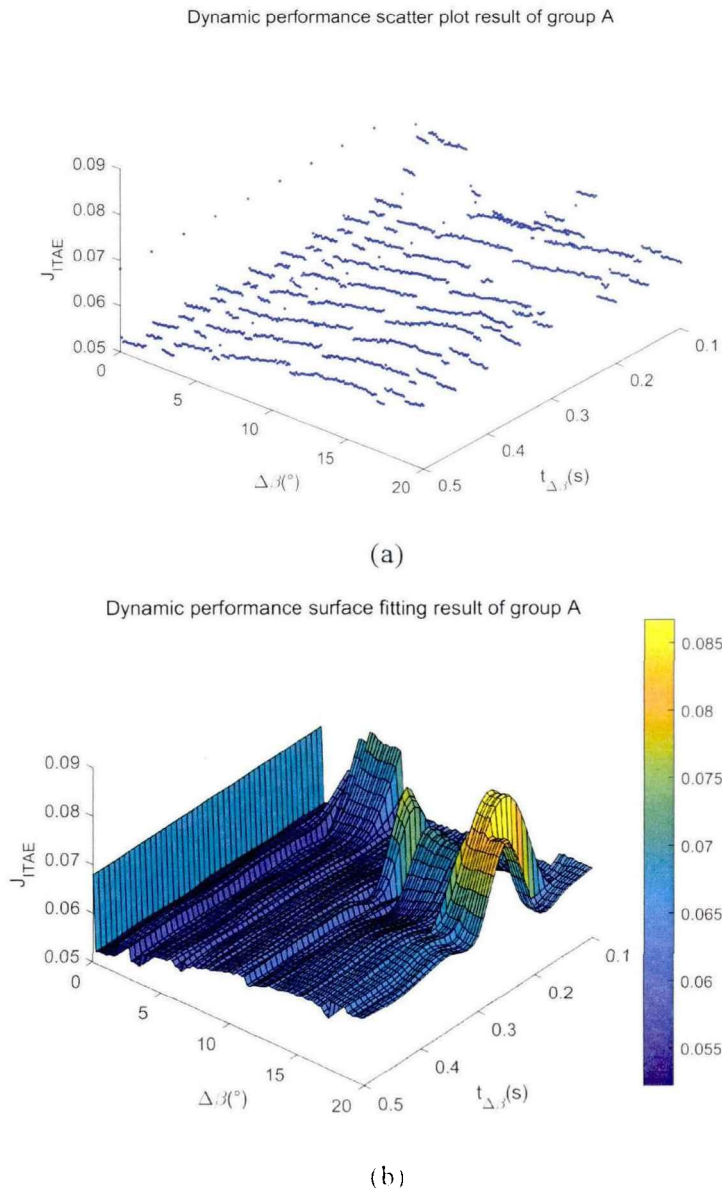


图 3-3 单相故障时 A 组的动态性能散点图以及曲面拟合结果

由图 3-3(a)、(b)可以看出，当 $\Delta\beta \in (0,1,6)$ 时，逆变侧触发角指令值提升较小，此时因为关断面积小于临界关断面积，无法避免后续换相失败的发生，动态性能不佳。当 $\Delta\beta \in (6,10)$ 时，无论持续时间的长短，都可以有效避免在故障恢复过程中的第二次换相失败，同时也使 ITAE 的数值大大降低，提高了控制系统的动态性能。当 $\Delta\beta > 10$ ，并且 $t_{\Delta\beta} \approx 0.23s$ 时， J_{ITAE} 升高至 0.08 左右，动态性能大幅降低，当持续时间继续增大， J_{ITAE} 恢复至约为 0.053，动态性能得到提升。触发提前量的持续时间对于动态性能的影响相对于提前量的数值变化带来的影响要小一些，图中当 $\Delta\beta$ 取任意值且 $t_{\Delta\beta} \in (0.23,0.5)$ 时呈现持续时间越久， J_{ITAE} 越高，动态性能越差的趋势。

图 3-4(a)是在单相故障下通过改变触发提前量和触发提前量的持续时间计算出的 J_{ITAE} 值形成的散点图，图 3-4 (b)是由散点图拟合出的曲面拟合结果，其中 x 轴为触发提前量的持续时间， y 轴为触发提前量， z 轴为 J_{ITAE} 。

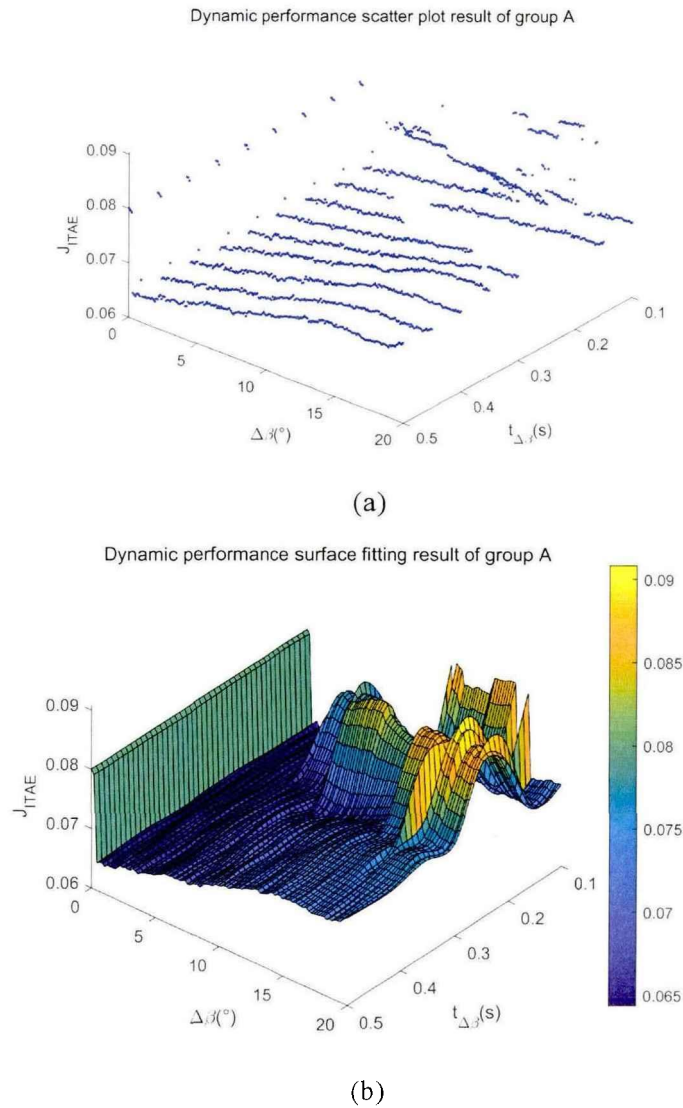


图 3-4 三相故障时 A 组的动态性能散点图以及曲面拟合结果

由图 3-4(a)、(b)可以看出，当 $\Delta\beta \in (0.1, 10)$ ， $t_{\Delta\beta} \in (0.1, 0.2)$ 时， J_{ITAE} 均保持在 0.065 左右，动态性能良好；当 $\Delta\beta > 10$ ， $t_{\Delta\beta} \in (0.1, 0.2)$ 时，由于触发提前量的增大导致换流器无功功率的消耗进一步升高，逆变侧的交流电压将再次跌落，同时电压的降低又将进一步引起直流电流再次飙升，动态性能降低， J_{ITAE} 升高明显，约为 0.085；当 $\Delta\beta > 7.5^\circ$ ，并且 $t_{\Delta\beta} \approx 0.23s$ 时， J_{ITAE} 再次升高至 0.085 左右，动态性能降低；当 $t_{\Delta\beta}$ 保持在一个较大数值时，例如 $t_{\Delta\beta} = 0.5s$ ， J_{ITAE} 均能够维持在 0.07 左右，呈现较良好的动态性能。

针对增大持续时间 $t_{\Delta\beta}$ 有助于改善控制系统动态性能、避免后续换相失败发生的情况，故障情况的设置如表 3-3 中故障编号 F1 所示，设定 $\Delta\beta=18^\circ$ ， $t_{\Delta\beta}$ 分别为 0.13s、0.23s 和 0.33s。在该故障条件下，系统的各物理量对比结果如图 3-5 所示。其中从左至右，从上至下分别为：逆变侧交流电压、直流电流、直流有功功率、交流无功功率、超前触发角、关断角。

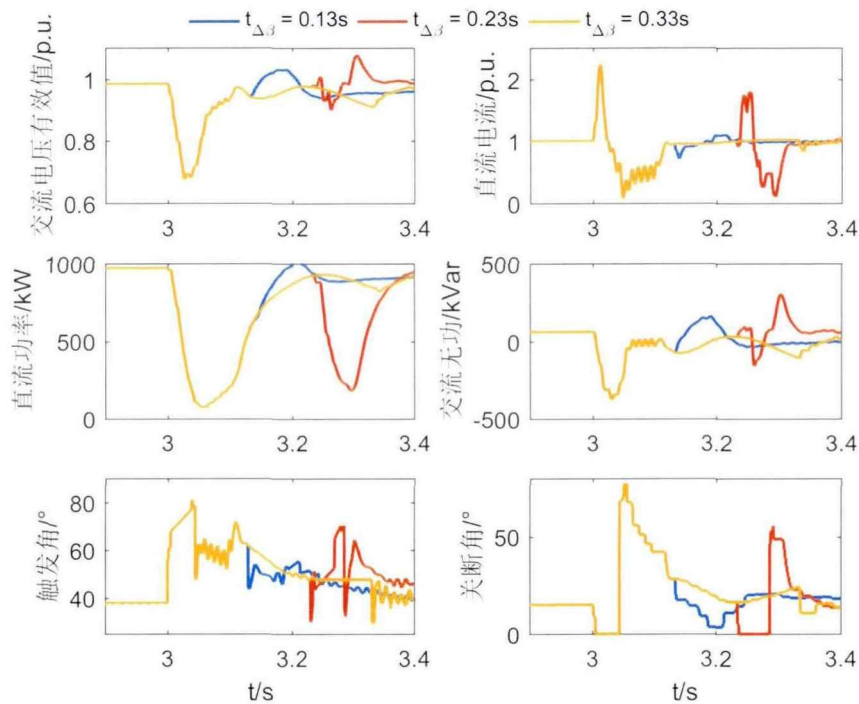


图 3-5 单相故障下设定不同 $t_{\Delta\beta}$ 时系统各物理量波形

由图 3-5 可见，只有当 $t_{\Delta\beta}=0.23s$ 时，直流电流出现两次尖峰，同时关断角 γ 出现两次大幅跌落至 0° 的情况。在 $t_{\Delta\beta}=0.13s$ 和 $t_{\Delta\beta}=0.33s$ 时，在交流系统故障后关断角均只有一次降至 0° 。当 $t_{\Delta\beta}=0.13s$ 时，系统处于故障后的恢复阶段，逆变侧处于定关断角控制，此时逆变侧的无功消耗会因为提前触发而减小，逆变侧交流电压水平回升，关断角逐渐恢复至正常值。当 $t_{\Delta\beta}=0.23s$ 时，关断角在该时刻约为 18° ，此时定关断角控制输出的触发角指令值小于稳态值 38° ，因此定关断角控制会通过增大关断角测量值 γ_m 和参考值 γ_{ref} 之差使 PI 控制的输入增加，从而使触发角指令值回升，但是关断角测量值 γ_m 本身处于较低的数值，因此当差值增大时关断角测量值 γ_m 会减小至 0° 。当 $t_{\Delta\beta}=0.33s$ 时，与 $t_{\Delta\beta}=0.23s$ 的情况类似，定关断角控制将通过增大差值升高触发角指令值，但是此时关断角约为 26° ，具有足够的下降裕度使 PI 控制的输入增大，因此此时不会发生

第二次换相失败。

3.2.3 逆变侧关断角参考值增加量及持续时间对系统动态性能的影响

图 3-6(a)是在单相故障下通过改变关断角参考值增加量和关断角参考值增加量的持续时间计算出的 J_{ITAE} 值形成的散点图，图 3-6(b)是由散点图拟合出的曲面拟合结果，其中 x 轴为关断角参考值增加量的持续时间， y 轴为关断角参考值增加量， z 轴为 J_{ITAE} 。

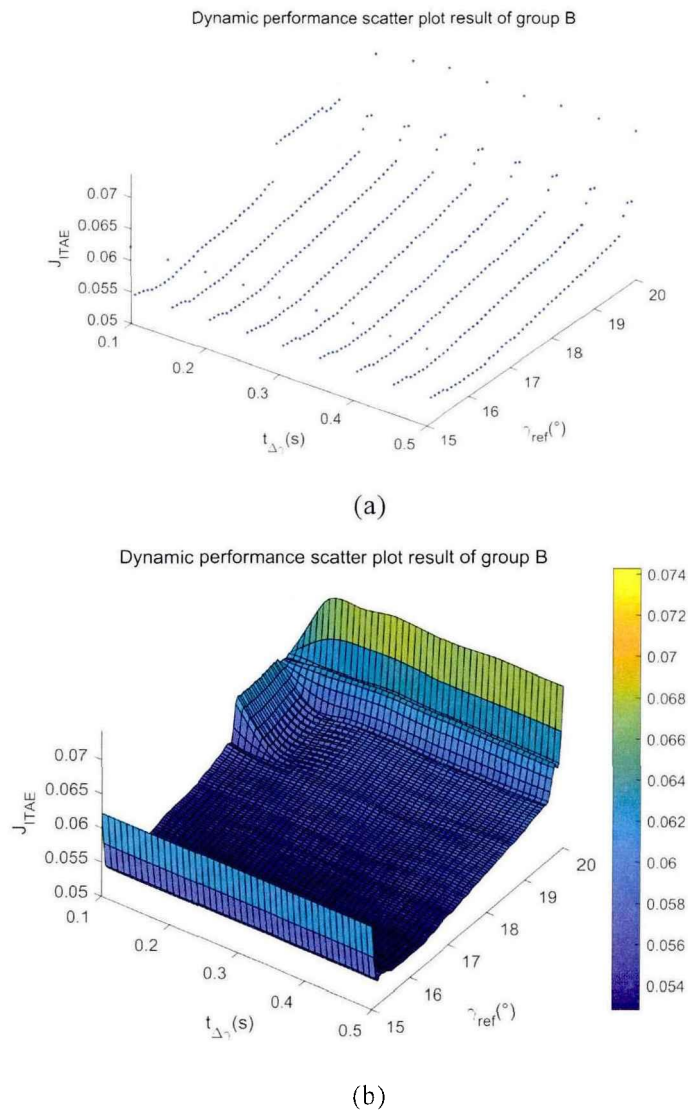


图 3-6 单相故障时 B 组的动态性能散点图以及曲面拟合结果

由图 3-6 (a)、(b)可以看出，增大关断角参考值后可以很好的改善动态性能和避免后续换相失败， J_{ITAE} 保持在 0.05 左右。当 $\Delta\gamma > 18^\circ$ 时， J_{ITAE} 值升高至 0.58 左右，随着 $t_{\Delta\gamma}$ 的增大， J_{ITAE} 降低至 0.05。当 $\Delta\gamma > 20^\circ$ 时，关断角参考值的增加量已经属于很大的数值，而关断角增加与无功功率消耗存在正相关的关系，因

此无功功率受此影响消耗变大，交流电压也将受到影响而下降，电压的降低不可避免带来电压差的升高，直流电流势必受到影响而再次升高，因此就算持续时间保持得再久都无法避免后续换相失败的发生。关断角参考值的增加对故障后的动态性能有改善作用，但是过大反而会恶化动态性能，而持续时间对动态性能的影响比较微小，处于基本保持不变的状态。

图 3-7(a)是在单相故障下通过改变关断角参考值增加量和关断角参考值增加量的持续时间计算出的 J_{ITAE} 值形成的散点图，图 3-7 (b)是由散点图拟合出的曲面拟合结果，其中 x 轴为关断角参考值增加量的持续时间， y 轴为关断角参考值增加量， z 轴为 J_{ITAE} 。

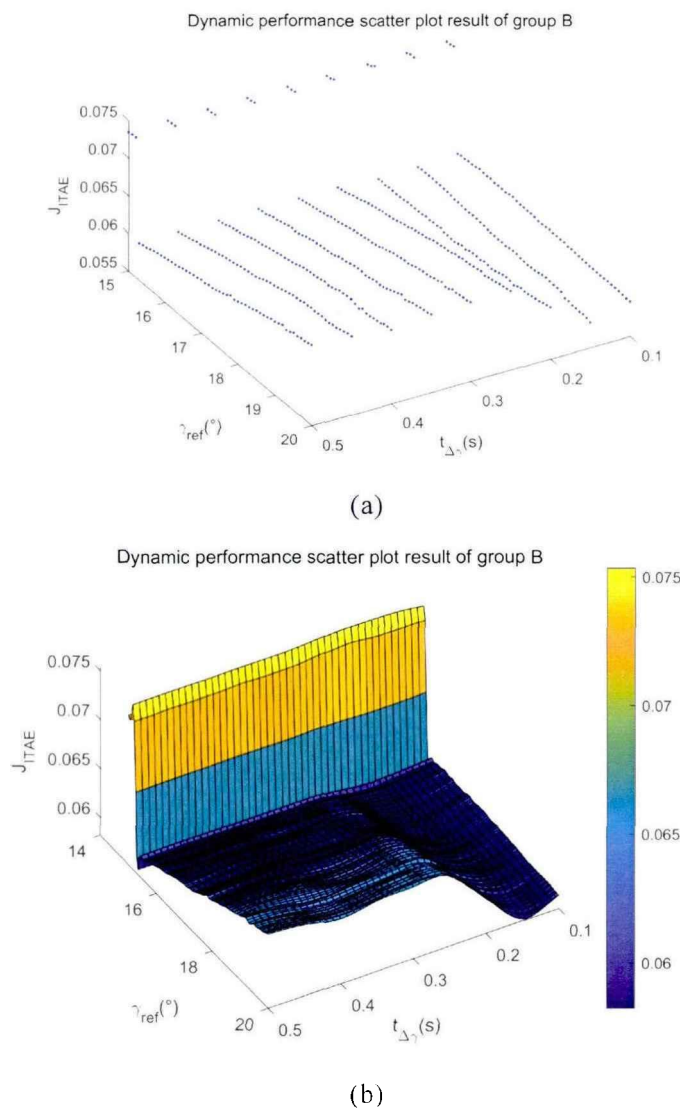


图 3-7 三相故障时 B 组的动态性能散点图以及曲面拟合结果

由图 3-7 (a)、(b)可以看出，在不同的关断角参考值和持续时间的情况下，动态性能的总体情况类似于单相故障时改变逆变侧关断角参考值的情况。由于

三相故障为较严重的故障情况，从动态性能的角度上看，无论是关断角参考值还是持续时间都和 J_{ITAE} 成正相关关系，从换相失败的角度上看，是因为故障较为严重，提高了因为关断角过大导致的无功需求过多而重新使换相失败发生的关断角上限值，所以在图中并未出现因为关断角参考值过大而重新出现换相失败的情况。

针对增大持续时间 $t_{\Delta\gamma}$ 有助于改善控制系统动态性能、避免后续换相失败发生的情况，故障情况的设置如表 3-3 中故障编号 F1 所示，设置三种参数调整情况：1) 提升关断角参考值避免后续换相失败；2) 关断角参考值设置过大重新导致换相失败；3) 通过延长持续时间避免后续换相失败。在该故障条件下，各物理量对比结果如图 3-8 所示。其中从左至右，从上至下分别为：逆变侧交流电压、直流电流、直流有功功率、交流无功功率、超前触发角、关断角。

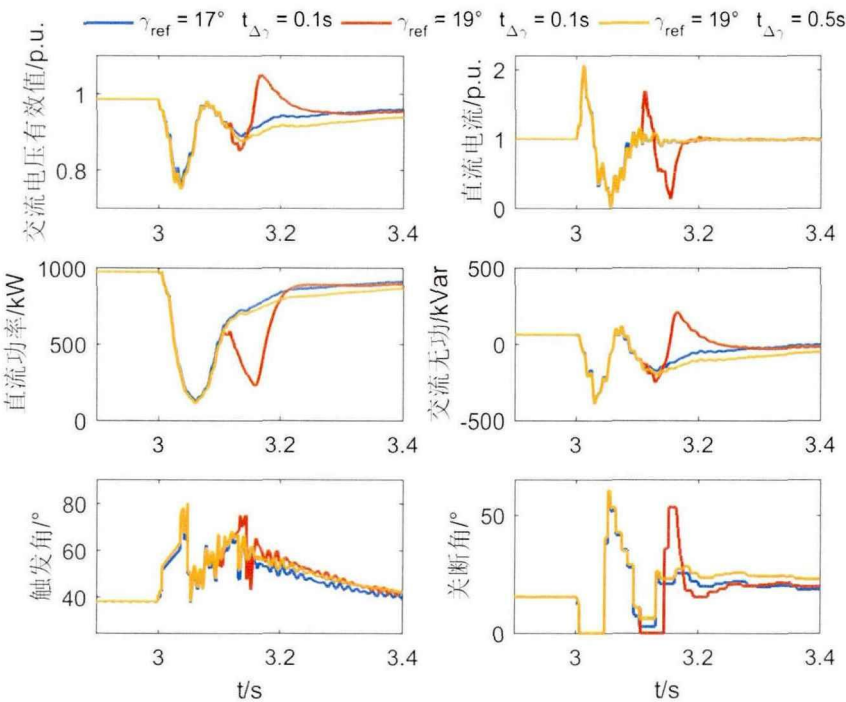


图 3-8 单相故障下设定不同 $t_{\Delta\gamma}$ 时系统各物理量波形

由图 3-8 可见，当 $\Delta\gamma = 17^\circ$ ， $t_{\Delta\gamma} = 0.1s$ 时，关断角参考值的升高直接使关断面积增大，直至大于最小关断面积时，后续的换相失败得以避免。当 $\Delta\gamma = 19^\circ$ ， $t_{\Delta\gamma} = 0.1s$ 时，关断角参考值 γ_{ref} 将在 3.1s 降低至 15° ，同时故障切除时刻也在 3.1s，之后关断角将逐渐减小至稳态值，此时逆变侧的定关断角控制会在 γ_{ref} 下降的时刻将 PI 控制的输入减小，触发角指令值下降，关断面积将减少，由于小于最小关断面积导致了后续换相失败，动态性能降低。当延长 $t_{\Delta\gamma}$ 至 0.5s 时，由

于关断角参考值在 3s-3.5s 始终保持在 19° ，定关断角控制的 PI 控制输入保持在正值的时间比之前更长，这能够使触发角指令值升高，增加关断面积，改善动态性能从而降低换相失败发生的概率。

3.3 本章小结

本章首先通过介绍了控制系统的单项动态性能指标与偏差积分性能指标，结合高压直流输电系统的实际情况，对比分析了不同的偏差积分性能指标的特点，并选取 ITAE 指标应用于逆变侧触发提前量及其持续时间、逆变侧关断角参考值增加量及其持续时间对直流输电控制系统动态性能的影响的分析中，结论如下：

(1) 偏差性能积分指标具有良好的抑制初始时刻误差的优点，控制系统的性能通过偏差性能积分指标也能够得到较为全面、综合的体现。偏差性能积分指标中的 ITAE 指标具有优良的选择性与实用性，因此经常应用在控制系统的性能指标选择中。

(2) 通过增大逆变侧触发提前量可以改善控制系统的动态性能，但是过大也不利于系统从故障中恢复，反而会恶化动态性能，同时增加触发提前量的持续时间能够使动态性能得到提升。

(3) 逆变侧关断角参考值的增大有利于增大换相过程的关断面积，减小关断角实际值的暂态波动，改善控制系统的动态性能，但关断角参考值调整过大也存在弊端，其中最直接的就是导致换流器更多的无功消耗，因此应合理调节关断角参考值，兼顾系统的稳定性与经济性。

第4章 基于换相面积的换相失败抑制策略研究

高压直流输电系统中的受端系统发生交流故障后，换相失败发生的概率会大幅度提升。现有的高压直流输电工程多以 SIEMENS 或 ABB 公司的控制策略为基础，在抑制换相失败上已具有一定效果，但是还存在许多亟待研究和优化的问题。目前许多文献已经对如何抑制换相失败这个问题做出了许多研究思路与方案，其中一部分方案存在着无法在输电系统的运行性能与降低换相失败概率之间找到合适的平衡点的问题，这也是抑制换相失败的难点之一。并且换相失败抑制措施多从增大触发角、限制直流电流、提升电流指令值灵敏度等角度出发，但这些措施相互独立，难以协调应用。

针对上述问题，第 2 章的换相失败机理分析说明了换相电压、直流电流和触发角在暂态过程中不断波动，而触发角主要受到直流控制系统的控制；第 3 章控制系统的动态性能分析说明动态性能良好与减小换相失败发生概率之间存在相关关系，另一方面第 3 章得到了适合的逆变侧触发提前量与逆变侧关断角参考值增加量有助于改善控制系统动态性能且抑制后续换相失败的定性结论。根据目前较为成熟的逆变侧的定关断角控制理论，其输入为关断角，输出为触发角，因此触发角在暂态过程中的波动程度很大程度上关乎定关断角控制的控制性能，如果定关断角控制的输出，即触发角，能够具备实时自适应的功能，则十分有利于避免换相失败的发生。本章研究故障后使系统不发生换相失败的触发角提前量范围，提出改进后基于换相面积的换相失败抑制策略，最后仿真验证了其针对单次与连续换相失败抑制的有效性与适用性。

4.1 故障后触发角指令值提前量计算方法

逆变侧发生单相短路故障后的电压波形由图 4-1 所示，图中可以看出故障相电压幅值跌落 $d\%$ 。 α 为故障前的逆变侧触发角， γ 和 γ' 分别为故障前后的关断角， μ 和 μ' 分别为故障前后的换相角。故障发生之后短时间内直流控制系统暂时无从即时做出调整，因此可以认为故障前后的触发角 α 不发生改变。故障前的各角度关系可由(2-9)计算。故障后各角度的关系可由(4-1)计算。

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

令(4-1)与(2-9)相减，则故障前后关断角的偏差量可得

$$\gamma_{ref} - \gamma' = \Delta\varphi + (\mu' - \mu) = \Delta\varphi + \Delta\mu \quad (4-2)$$

式中, $\Delta\varphi$ 为故障后由于交流电压不对称产生的电压过零点偏差量, $\Delta\mu$ 为故障前后换相角变化量。

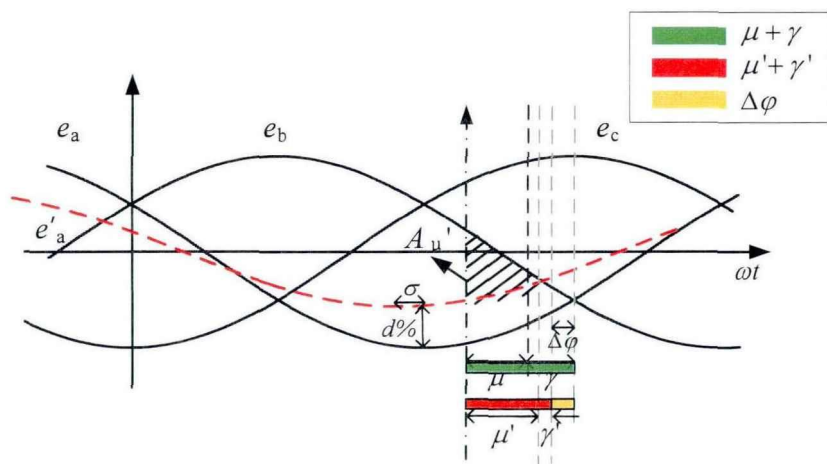


图 4-1 故障后的三相电压波形

由图 4-1 可得, 在交流侧发生 A 相单相接地故障后, A 相电压降低, 换相角尽可能增大以提供足够多的换相面积, 因此有 $\mu' > \mu$, 关断角受影响而减小, 有 $\gamma' < \gamma$ 。此时为了保证系统具有足够的换相失败抵御能力, 则必须提供足够的换相裕度, 使关断面积处于最小关断面积之上。因此逆变侧控制系统的触发角指令值提前量应该对应关断角变化量的大小, 也等于换相电压过零点偏差量与换相角变化量之和, 即有

$$\Delta \alpha = \gamma_{ret} - \gamma' = \Delta \varphi + \Delta \mu \quad (4-3)$$

若需保证故障后的关断角始终保持在系统的临界(最小)关断角 $\gamma_{\min}$ 之上, 则可通过计算出逆变侧触发角指令值的最小提前量 $\Delta\alpha_{\min}$ 。

$$A\alpha_{\text{min}} = \gamma_{\text{min}} - \gamma^* = A\varphi + A\mu \quad (4-4)$$

將式(4-3)代入式(4-4)可得

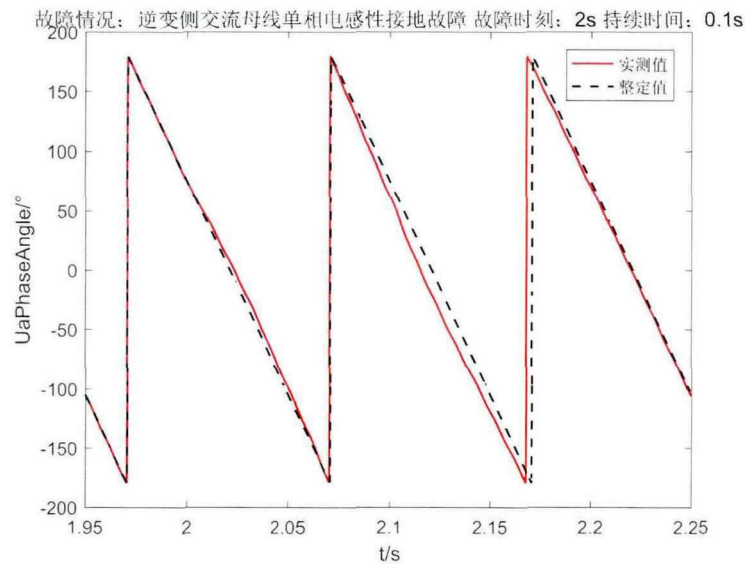
$$\Delta\alpha_{\min} = \gamma_{\min} - \gamma_{ref} = \Delta\varphi + \Delta\mu \quad (4-5)$$

此时可获得不发生换相失败的触发角指令值应调整为

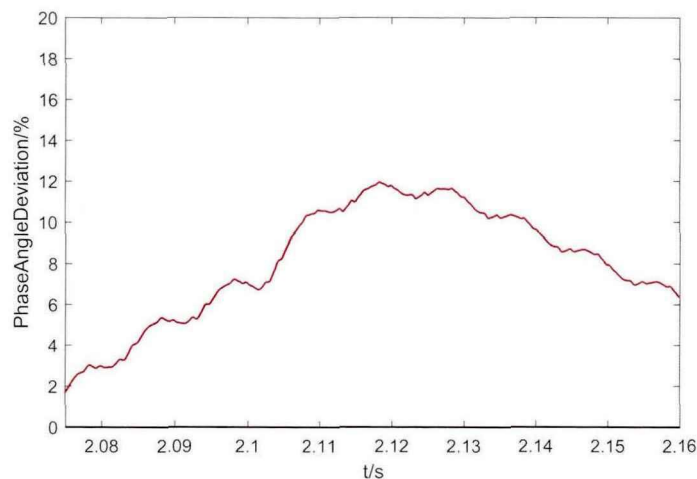
$$\alpha_{\text{arbitrary min}} = \alpha - \Delta\alpha_{\text{min}} \quad (4-6)$$

故障后的换相电压过零点偏移量 $\Delta\varphi$ 与故障前后的换相角变化量 $\Delta\mu$ 在后文进行求解。

4.1.1 电压过零点偏移量的计算



(a)故障后电压相位的实测值与整定值对比



(b) 电压相位实测值与整定值之间的误差

图 4-2 故障相电压产生的相位偏差示意图

目前已有很多文献推导过故障后换相电压过零点偏移量的计算表达式，大部分只考虑到故障相电压幅值跌落而假定相角不变。但是，如图 4-2 所示，设置逆变侧交流母线发生单相电感性接地故障，故障时刻为 2s，故障持续时间为 0.1s，通过仿真可以看出在 2s 之后，A 相相电压相位实测值与整定值出现了明显误差，特别是时刻在 2.03s 和 2.12s 附近，故障后相位的实际值与整定值之间的偏差程度最高可达到 12%，如果不考虑故障相电压相位变化情况，将会影响后续触发角提前量的计算精确度，从而影响整体换相失败抑制策略的有效性。以下推导考虑故障后换相电压相位改变在内的电压过零点偏移量的计算。

交流系统三相的相电压瞬时值如式(4-7)表示，式中 E_m 表示换流母线相电压幅值。

$$\begin{cases} e_a = E_m \cos(\omega t + 60^\circ) \\ e_b = E_m \cos(\omega t - 60^\circ) \\ e_c = E_m \cos(\omega t - 180^\circ) \end{cases} \quad (4-7)$$

故障后的三相电压向量图如图 4-3 所示，图中 A 相是故障相，故障相电压幅值跌落 $d\%$ ，电压相位偏移量为 σ ，则故障后的 A 相电压可表示为：

$$e'_a = E_m(1-d\%) \cos(\omega t + 60^\circ + \sigma) \quad (4-8)$$

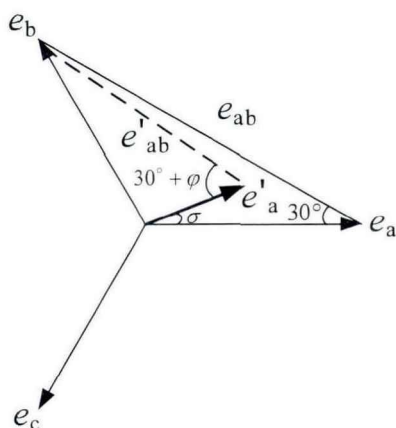


图 4-3 故障后的三相电压向量图

按照式(4-7)所表示的电压波形，稳态时 A 相电压与 B 相电压的交点应该处于 $\omega t = k \cdot 180^\circ (k \in \mathbb{Z})$ ，三相电压互相间隔 120° ，但是三相电压的相位关系会由于不对称故障的发生而发生改变，进而换相电压降低和换相电压相位偏移。换相电压相角可能会向前或者向后偏移，不过只有向前的相位偏移会对换相过程有负面影响，详细内容已在 2.3.2 节中阐述。故障前后相电压之间的交点关系式有：

$$E_m(1-d\%) \cos(\omega t + 60^\circ + \sigma) = E_m \cos(\omega t - 60^\circ) \quad (4-9)$$

化简之后可以求得换相电压过零点偏移量：

$$\Delta\varphi = -\arctan\left[\frac{(1-d\%)(\cos\sigma - \sqrt{3}\sin\sigma) - 1}{(1-d\%)(\sqrt{3}\cos\sigma + \sin\sigma) + \sqrt{3}}\right] \quad (4-10)$$

4.1.2 换相角变化量的计算

当系统正常运行时，直流线路中的平波电抗器具有消除纹波的功能，可以让直流电流尽可能输出为理想直流，因此可认为直流电流保持不变。由式(2-12)可以看出，正常运行工况下的换相面积 S_{demand} 在直流电流不变的情况下也可以

视为恒定值，换相电抗引起的电压降低保持不变。

换相过程中由换相电抗对应的电压降低程度 s_μ 如式(4-11)所示，正常运行工况下 s_μ 为一恒定值，当直流电流由于受扰而上升时，由于换相电抗引起的换相角和电压降低程度也将增加，从而导致加剧了关断角下降的程度，换相失败发生频率更加频繁。

$$S_\mu = \frac{3}{\pi} \omega L_c I_d \quad (4-11)$$

故障前后换相角变化量的计算主要通过换相电压之间的关系来获得，故障后换相线电压可以表示为

$$\begin{cases} U_{ab} = e_a' - e_b = E_m K \sin(\omega t + \Delta\varphi) \\ K = \sqrt{K_1 + K_2 + 1} \\ K_1 = d\% \cos^2 \sigma - 2d\% \cos^2 \sigma - d\% \cos \sigma + \cos^2 \sigma + \cos \sigma \\ K_2 = d\% \sin^2 \sigma - 2d\% \sin^2 \sigma - \sqrt{3}d\% \sin \sigma + \sin^2 \sigma + \sqrt{3} \sin \sigma \end{cases} \quad (4-12)$$

其中 $\Delta\varphi$ 的大小可以通过式(4-10)求得。

根据式(2-12)和式(4-11)可知，换相面积需求量 S_{demand} 与换相电抗引起的电压降低 s_μ 恒定，因此可以假定交流侧发生故障后 s_μ 为一个定值。

根据基尔霍夫电压定律，故障后叠弧面积所对应的时间内的电压降落 s_μ 为

$$S_\mu = \int_{\alpha}^{\alpha+\mu'} \frac{e_a' - e_b}{2} d\omega t = \frac{E_m K}{2} [\cos(\alpha + \Delta\varphi) - \cos(\alpha + \mu' + \Delta\varphi)] \quad (4-13)$$

联立式(4-11)和式(4-13)，可得故障后换相角 μ' 的表达式为

$$\mu' = \arccos \left[\cos(\alpha + \Delta\varphi) - \frac{2S_\mu}{E_m K} \right] - (\alpha + \Delta\varphi) \quad (4-14)$$

因此故障前后的换相角变化量为

$$\Delta\mu = \mu' - \mu = \arccos \left[\cos(\alpha + \Delta\varphi) - \frac{2S_\mu}{E_m K} \right] - (\alpha + \Delta\varphi) - \mu \quad (4-15)$$

因此故障后使系统不发生换相失败的触发角提前量 $\Delta\alpha$ 为

$$\begin{cases} \Delta\alpha = \Delta\varphi + \Delta\mu = f(d\%, \sigma) \\ \Delta\varphi = -\arctan \left[\frac{(1-d\%)(\cos \sigma - \sqrt{3} \sin \sigma) - 1}{(1-d\%)(\sqrt{3} \cos \sigma + \sin \sigma) + \sqrt{3}} \right] \\ \Delta\mu = \mu' - \mu = \arccos \left[\cos(\alpha + \Delta\varphi) - \frac{2S_\mu}{E_m K} \right] - (\alpha + \Delta\varphi) - \mu \end{cases} \quad (4-16)$$

目前有文献指出，触发角提前量过大将会影响换相过程，当 $\Delta\alpha$ 大于 27.2°

时有可能会引起换相失败概率不减反升^[62]，因此，需要将触发角指令值提前量的上限定为 27.2° 。

以上分析的情况均基于单相接地故障的情况，而对于三相对称故障，在故障之后三相电压均产生跌落，换相电压过零点与之前一致，即 $\Delta\varphi=0$ ，式(4-15)同样适用于计算故障前后的换相角变化量。

4.2 考虑电压幅值与相位变化的换相失败判别方法

4.2.1 换相失败判别逻辑

在实际工程应用中，关断角的计算基于式(4-17)实现：

$$\gamma = \arccos\left(\frac{\sqrt{2}I_d\omega L_r}{E} + \cos\beta\right) \quad (4-17)$$

可以看出，式(4-17)仅考虑了幅值，并未考虑换相电压相角的变化带来的影响，因此如果在故障时继续使用该式进行计算，计算结果的准确性必然下降。

为实现换相失败的准确判别，本节考虑故障后电压幅值与相位均发生变化，提出一种优化后的换相失败判别逻辑。将电压幅值与相位变化同时考虑的好处是能更准确地对故障发生后电压波形的变化情况做出分析，减小对换相失败判别结果的误差影响。

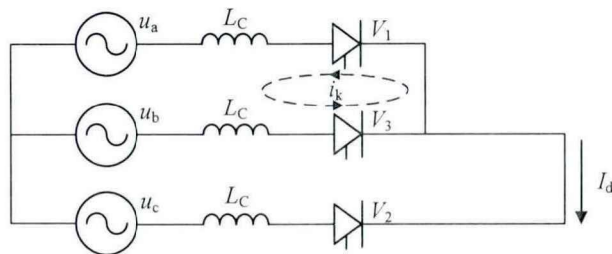


图 4-4 逆变器换相过程表示图

根据图 4-4 所示，有：

$$u_b - u_a = L_c \frac{di_k}{dt} - L_c \frac{d(I_{d0} - i_k)}{dt} \quad (4-18)$$

式中， u_a 和 u_b 分别为 A、B 相的相电压； I_{d0} 为正常情况下的直流电流； i_k 为换相环流； ωL_c 为换相电抗。因此有：

$$i_k = -\frac{U_{xy0}}{2\omega L_c} \cos\omega t + C' \quad (4-19)$$

式中， U_{xy0} 为正常运行时的线电压幅值（ $xy=ab, bc, ca$ ）； C' 为待定积分常数。

当 $\omega t = \pi - \beta_0$ 时，换相开始，此时阀 V_3 尚未导通，因此流过阀 V_3 的电流 i_k 为 0，故可得：

$$C = -\frac{U_{ab0}}{2\omega L_C} \cos \beta_0 \quad (4-20)$$

当 $\omega t = \pi - \gamma_0$ 时，换相结束，此时流过阀 V_3 的电流 $i_k = I_{d0}$ ，故可得：

$$I_{d0} = -\frac{U_{ab0}}{2\omega L_C} (\cos \beta_0 - \cos \gamma_0) \quad (4-21)$$

式(4-20)和式(4-21)中， γ_0 为故障前的关断角； β_0 为故障前的超前触发角。

由于控制器做出调节具有延时，所以故障发生后短期内认为 β_0 不变。故障后尚未发生换相失败时，由式(4-21)可以推导出具有相似表达形式的故障后直流电流表达式：

$$I_{d1} = -\frac{U_{ab}}{2\omega L_C} [\cos(\beta_0 - \Delta\varphi) - \cos(\gamma - \Delta\varphi)] \quad (4-22)$$

式中： I_{d1} 为故障后直流电流； U_{ab} 为故障后的线电压幅值； $\Delta\varphi$ 为故障后换相电压过零点偏移量； γ 为故障后的关断角。

故障后尚未发生换相失败时，直流电流可近似认为不变，此时 $\gamma \in [\gamma_{\min}, \gamma_0]$ 。其中， $\gamma_{\min}$ 指能够换相成功的最小关断角， γ_0 指稳态运行时的关断角，实际工程中 $\gamma_{\min} \approx 6^\circ - 8^\circ$ ， $\gamma_0 \approx 15^\circ$ 。通过统计 $\Delta\varphi$ 在不同故障情况下的数值，可知 $\Delta\varphi < 0$ 或者 $\Delta\varphi$ 是一个大小偏小的正数。由此可以得到 $\gamma - \varphi \in [0^\circ, 90^\circ]$ ，根据(4-21)和式(4-22)求得关断角计算式为：

$$\begin{cases} \gamma = \arccos(M) + \Delta\varphi \\ M = (\cos \gamma_0 - \cos \beta_0) \frac{U_{ab0}}{U_{ab}} + \cos(\beta_0 - \Delta\varphi) \end{cases} \quad (4-23)$$

当交流侧发生故障后并且已经发生换相失败时，直流电流无法近似认为不变，继续使用上式进行计算将和实际值产生较大偏差：

(1) 如果交流侧发生的是程度严重的故障，则电压波动较大，式(4-22)将不再适用。此时若用式(4-23)进行关断角计算，则会因为 $\frac{U_{ab0}}{U_{ab}}$ 和 $\Delta\varphi$ 较大，使 $M > 1$ 而导致 $\arccos(M)$ 无解，则 γ 也无解。另外一个情况是当 $M \approx 1$ 时，此时 $\arccos(M) = 0$ ，则 $\gamma = \Delta\varphi$ ，因此 $\gamma < 0$ 或者是一个数值较大的正数。

(2) 如果交流侧发生的是程度轻微的故障，则电压波动较小，此时换流阀将被倒换相，式(4-22)仍然成立。由于式(4-23)中 $\frac{U_{ab0}}{U_{ab}}$ 和 $\Delta\varphi$ 处于数值较低的水

平，可以得到 $M<1$ ，由于直流电流被认为是定值会使 M 偏小一些，即 γ 增大。当输电系统在即将发生但又未发生换相失败的临界点时，有一定可能出现误判，即判断为换相失败。

故障后尚未发生换相失败时，关断角计算值不会一直保持在 γ_0 不变，此时虽然有 $\gamma>\gamma_0$ ，但是还处于不发生换相失败的范围之内。经过仿真分析，当关断角计算值超过 35.4° 时，可以认为计算值过大，判定换相失败发生，令 $\gamma_{\max}=35.4^\circ$ 。

根据以上分析可得，当 $\gamma \notin [\gamma_{\min}, \gamma_{\max}]$ 或者无解时，可认为发生了换相失败；当 $\gamma \in [\gamma_{\min}, \gamma_{\max}]$ ，可认为换相失败未发生，误差仅在即将发生但又未发生换相失败的临界点上。

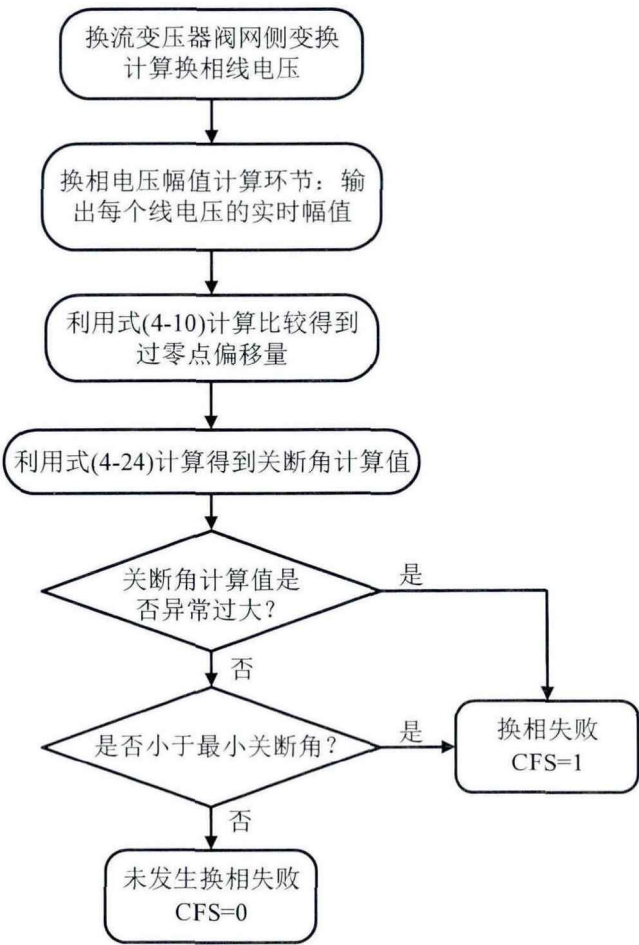


图 4-5 换相失败判断流程图

换相失败判别的具体步骤如下：

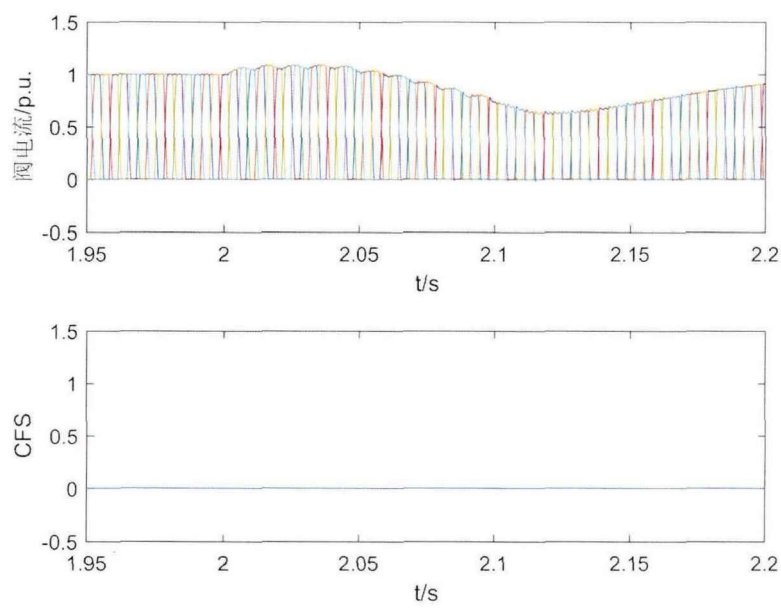
- (1) 输入逆变侧直流母线换相线电压、故障前关断角稳态值、故障前超前触发角稳态值，对应(4-23)中的 U_{ab0} 、 γ_0 、 β_0 ；
- (2) 发生故障后，测量故障后的换流母线电压幅值 U_{id} ；

(3) 将 U_{ab0} 、 γ_0 、 β_0 以及 U_{ab} 代入式(4-23)，得到故障后的关断角 γ ，仅在 $\gamma \in [\gamma_{\min}, \gamma_{\max}]$ 时，判定系统换相成功。

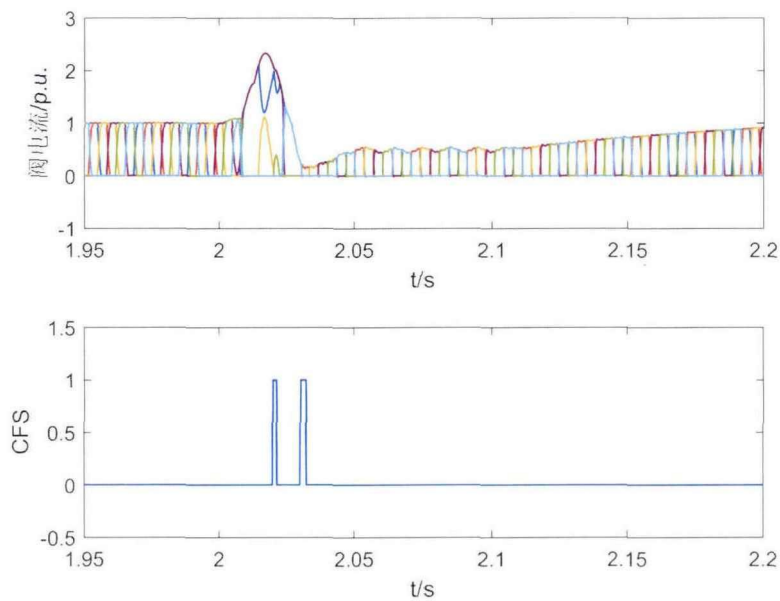
基于上述内容，定义换相失败发生信号 CFS，当该判别逻辑判定系统并未发生换相失败时，CFS=0；当该判别逻辑判定系统发生换相失败时，CFS=1。根据上述原理，换相失败判断流程如图 4-5 所示。

4.2.2 仿真实证

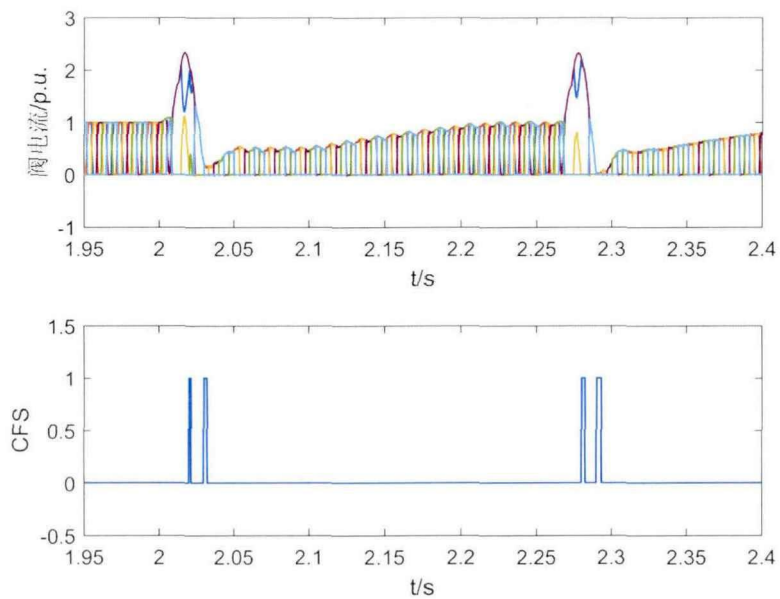
应用 PSCAD/EMTDC 仿真软件，使用 CIGRE BENCHMARK 标准测试模型作为研究基本模型，在逆变侧交流母线处设置经不同大小过渡电感短路的故障，过渡电感越小则越容易发生换相失败，通过比较换相失败判别逻辑的输出结果与换流变压器中的阀电流波形，验证所提判别方法的准确性。换相失败判别逻辑的输出结果与阀电流的对比图如图 4-6 所示。



(a)故障后未发生换相失败



(b)故障后发生单次换相失败



(c) 故障后发生连续换相失败

图 4-6 CFS 判别结果与换流变压器阀电流对比图

由图 4-6 可以看出，在系统处于(a)、(b)、(c)三种不同的故障后状态时，CFS 的输出波形结果与阀电流波形符合，能够准确表征系统换相失败的情况。为进一步验证判别逻辑的可行性，在 CIGRE BENCHMARK 标准测试系统中设置不同接地故障电感下的单相接地故障与三相接地故障，通过所提换相失败判别逻辑输出结果与实际结果的对比如表 4-1 所示。

表 4-1 换相失败判别逻辑输出结果与实际仿真结果对比

故障类型	接地电感/H	CFS	是否发生换相失败	
			判定结果	PSCAD 结果
A 相接地短路	0.98	0	否	否
	0.96	0	否	否
	0.94	0	否	否
	0.92	1	是	是
	0.90	1	是	是
三相接地短路	1.20	0	否	否
	1.18	0	否	否
	1.16	0	否	否
	1.14	1	是	是
	1.12	1	是	是

由表 4-1 可以看出，在不同故障类型和不同接地电感的条件下，换相失败判别逻辑输出结果与实际结果保持一致，所提判别方法的准确性得到了验证。

4.3 基于换相面积的换相失败抑制策略

基于 4.1 节中所提的通过换相电压过零点偏移量与换相角偏移量得到触发角指令值调节量的计算方法,本节提出一种基于换相面积的换相失败抑制策略,简称为 CFCS。CFCS 模块示意图如图 4-7 所示，输入为直流电流 I_d 、逆变侧三相交流电压 U_{AC} 、逆变侧触发角 α 和关断角实测值 γ ，输出为逆变侧触发角指令值提前量 $\Delta\alpha_{min}$ 。

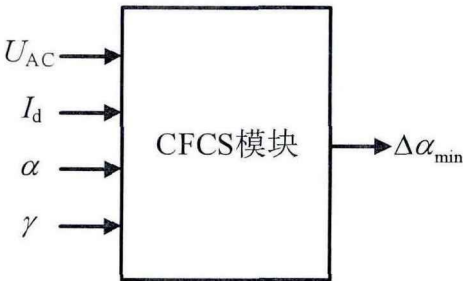


图 4-7 CFCS 控制模块示意图

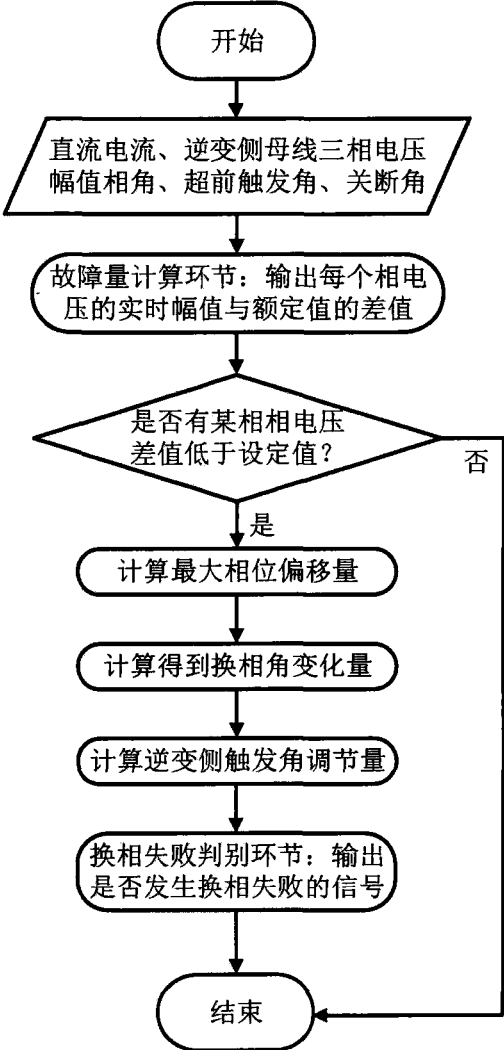


图 4-8 所提算法的实现流程图

CFCS 的实现流程图如图 4-8 所示，流程图所示算法的详细过程可总结如下：

- (1) 故障信号环节具有确定每个相电压的幅值的功能，通过幅值与阈值比较确定是否有电压异常变化，故障信号识别逻辑如图 4-9 所示；
- (2) 当有某相电压低于阈值时，故障量计算环节能够输出相电压实时幅值与额定值之差，以及实时相角与额定相角之差；
- (3) 当判断出有任何相电压低于阈值时，则利用式(4-10)计算换相电压过零点偏移量 $\Delta\varphi$ ，如果是三相对称故障，则 $\Delta\varphi=0$ ；利用式(4-15)计算故障后的换相角变化量 $\Delta\mu$ ；
- (4) 将换相电压过零点偏移量与换相角变化量求和，得到逆变侧触发角提前量 $\Delta\alpha_{\min}$ ，逆变侧触发角提前量的实现逻辑如图 4-10 所示。

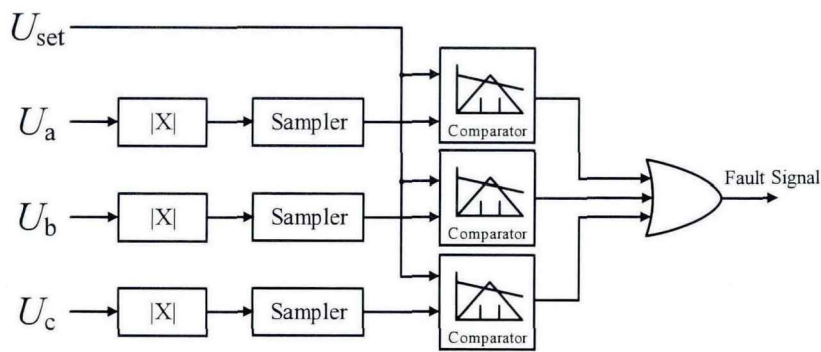


图 4-9 故障识别逻辑图

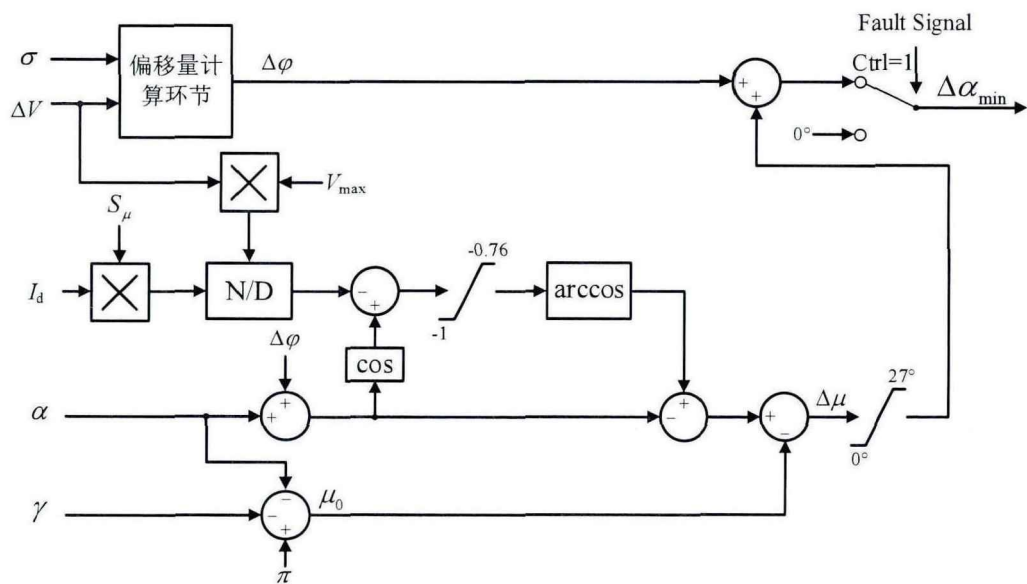


图 4-10 触发角提前量计算环节逻辑图

应用 PSCAD/EMTDC 仿真软件，使用 CIGRE BENCHMARK 标准测试模型作为研究基本模型，将控制环节中添加预测型技术路线，再附加本文所提 CFCS，验证其有效性与普适性。下一节将详细介绍预测型技术路线下的换相失败响应策略的重要环节以及本文所提策略在该系统中的应用逻辑，最后仿真验证 CFCS 能够减小换相失败发生概率的有效性。

4.4 CFCS 在预测型技术路线上的应用

4.4.1 预测型技术路线下的换相失败响应策略

预测型技术路线中的控制方式包括：（1）定电流控制；（2）定电压控制；（3）定关断角控制，3 种控制的控制器互相独立，定电流控制和定电压控制中包含 PI 控制器，定关断角控制的方式是通过采集交流电压数据预测输出的方式进行，主要由逆变侧最大触发角控制器（AMAX）来实现，AMAX 的主要功能

是可以通过输入逆变侧的换流母线电压与直流电流，实时输出触发角。各个控制之间存在限幅的关系，这样能够产生互相协调、互相控制的作用，具体逻辑框图如图 4-11 所示。

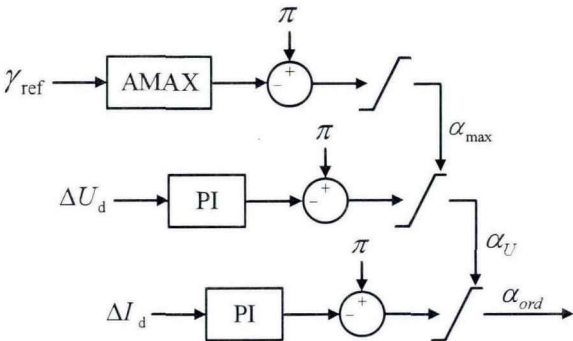


图 4-11 预测型技术路线控制逻辑框图

预测型技术路线能够通过识别交流电压的异常波动，从而在故障后还未发生换相失败时提前启动计算环节，输出触发角提前量，增加换相面积提供量，减小换相失败发生的概率。其换相失败响应策略为：通过换相失败预测控制环节（CFPREV）对换流母线电压进行实时比对监测，一旦比对值出现异常，则系统认为换相失败发生概率提高，通过控制器经过限幅输出的触发角实现提前触发，尽可能保证叠弧面积充裕。以下将介绍 CFPREV 与 AMAX 这两个在预测型技术路线中的重要环节：

(1) CFPREV

换相失败预测功能 CFPREV 能够提高逆变侧的换相失败抵御能力，其控制逻辑框图如图 4-12 所示。图 4-12 中，三相交流电压会经过零序分量检测，若零序分量超过阈值，该环节会输出一个触发角提前量；同时三相交流电压会经过三相故障检测，如果三相交流电压其中任一相的幅值低于阈值，该环节也会输出一个触发角提前量，最后比较两个提前量的大小，取大作为 CFPREV 的输出。

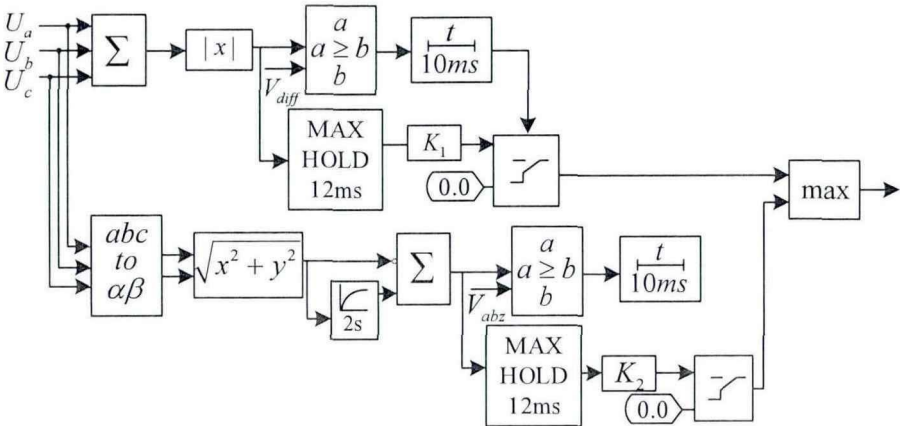


图 4-12 CFPREV 控制逻辑框图

但是 CFPREV 环节只考虑了交流电压幅值改变和零序电压带来的不平衡分量，并未考虑故障相相电压的相位、换相电压过零点和换相角在故障发生之后都发生了改变。此外，CFPREV 触发角提前量的确定依赖于直流工程角度增益的选值，在不同故障类型、故障时刻、故障强度下的普适性不足。

(2) AMAX

AMAX 的原理如式(4-24)所示。

$$\beta = \arccos(\cos \gamma - 2d_x \frac{I_d^{ref_lim}}{I_{dN}} \cdot \frac{U_{d0N}}{U_{d0}} - K(I_d^{ref_lim} - I_d)) \tag{4-24}$$

式中， β 为逆变器的触发超前角， γ 为关断角， I_d 为直流电流， d_x 是电感对应压降， I_{dN} 为额定直流电流， U_{d0} 为逆变侧额定空载直流电压。式中补偿项 $K(I_d^{ref_lim} - I_d)$ 在系统正常运行时保持为零，当系统出现故障时，AMAX 可以在定关断角控制切换为定电流控制时在电压-电流特性曲线中提供正向斜率使控制模式切换更加顺利。

AMAX 的控制逻辑如图 4-13 所示， γ_{ref} 正常情况保持固定，直流电流与直流电压如果出现扰动影响 β 的输出，则可以通过 α_{CFPREV} 的不断调整得到合适的 AMAX 的输出 α_{MAX} ，有利于高压直流输电系统的安全稳定运行。

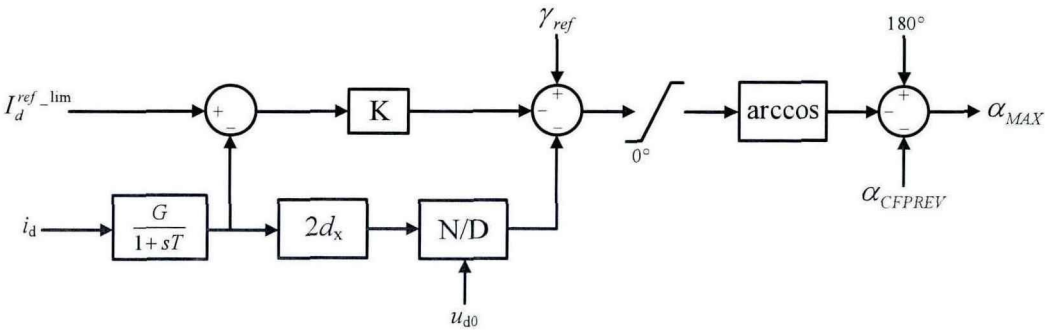


图 4-13 AMAX 的控制逻辑框图

4.4.2 应用逻辑

应用 PSCAD/EMTDC 仿真软件，使用 CIGRE BENCHMARK 标准测试模型作为研究基本模型，将控制环节中添加预测型技术路线，再附加本文所提 CFCS。应用 CFCS 控制后的预测型技术路线整体控制逻辑如图 4-14 所示，其中红色虚线框为替换先前控制的部分，即将预测型技术路线中原有的 CFPREV 控制使用本章所提出的 CFCS 控制进行替换，送至 AMAX 环节。其中对于 AMAX 环节的具体修改如图 4-14 所示。在后文为了便于表述，将应用预测型技术路线的控制称之为 CFPREV 控制，将应用 CFCS 控制方法后的预测型技术路线称之为

CFCS 控制。另外将未考虑故障后相电压相角变化（即 $\sigma=0$ ）的简化 CFCS 控制称为 CFPM 控制。

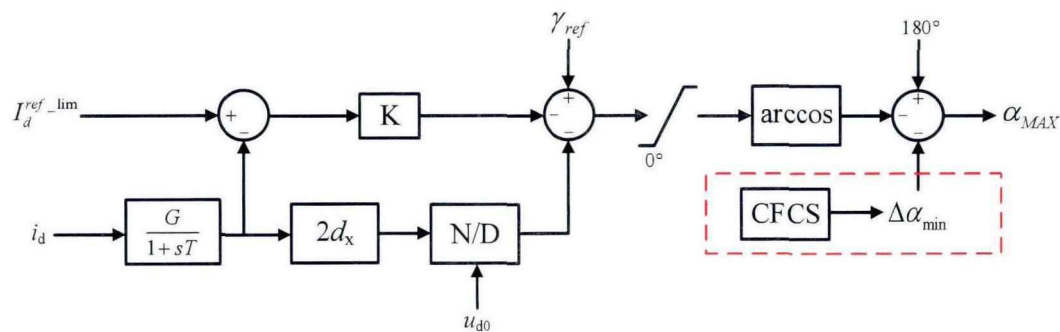
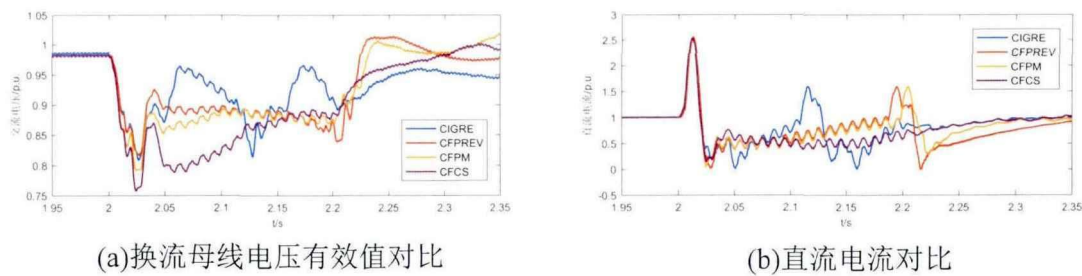


图 4-14 应用 CFCS 控制方法后的 AMAX 控制逻辑框图

4.4.3 仿真实验验证

针对所搭建的仿真模型，分别对以下 4 种控制策略在不同逆变侧交流系统故障下的响应情况进行仿真分析：

- 控制策略I：CIGRE BENCHMARK 标准测试模型中的控制策略；
 - 控制策略II：在 CIGRE 控制策略的基础上加入预测型技术路线，简称为 CFPREV 控制；
 - 控制策略III：在控制策略II的基础上，加入 CFPM 控制代替 CFPREV 控制；
 - 控制策略IV：在控制策略II的基础上，加入 CFCS 控制代替 CFPREV 控制；
- 利用控制策略 I 、 II 、 III分别与本文所提控制策略IV进行对比，以验证 CFCS 在抑制直流输电换相失败方面的作用，研究换流母线电压、直流电流、关断角、触发角指令值等物理量的暂态响应。设置逆变侧交流系统在 2.00s 时刻经接地电感 $L_f=0.62\text{H}$ 发生单相接地故障，故障持续时间为 0.1s，四种控制策略下的系统的各物理量响应对比如图 4-15 所示。



(a)换流母线电压有效值对比

(b)直流电流对比

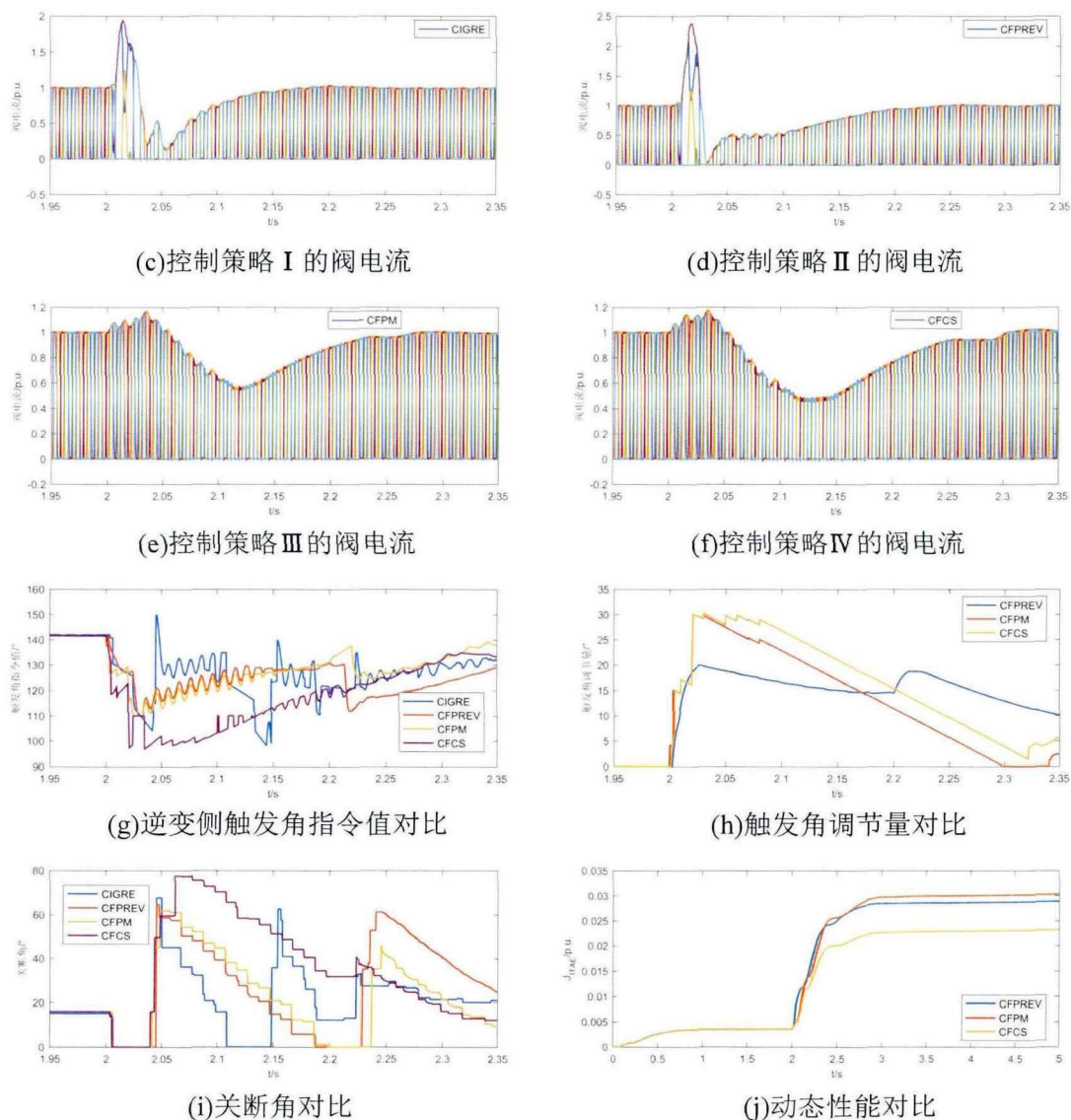


图 4-15 发生单相接地故障后四种控制策略下的系统响应特性（单次换相失败）

由图 4-15(c)、(d)、(e)、(f)阀电流波形可知，CIGRE 原始控制策略和 CFPREV 控制策略在这种故障条件下无法避免换相失败，而 CFPM 控制策略和 CFCS 控制策略避免了换相失败。存在差异的原因是在于故障发生后，CIGRE 原始控制策略和 CFPREV 控制策略中的直流电流上升幅度较大。由图 4-15(h)可知，CFPM 控制和 CFCS 控制能使逆变侧触发角指令值在故障之后根据电压下降的幅度自适应进行调节，因此指令值能够迅速减少至不发生换相失败的安全区间内，而 CIGRE 原始控制策略本身不具备预测功能，另外 CFPREV 控制策略所产生的逆变侧触发角提前量是根据 PI 调节给出的数值，因此在故障初期的反应速度较慢。由图 4-15(j)可知，CFCS 控制策略动态性能优于其余两种控制策略，在故障后能够保持较低的 ITAE 值，未加入 CIGRE 控制策略的原因是 CFPREV 控制策略、CFPM 控制策略与 CFCS 控制策略均在故障后通过在定关断角控制上

额外叠加的方式调整逆变侧触发角，具有对比意义。

在本算例中，设置逆变侧换流母线发生经过不同接地电感的单相短路故障，以临界接地电感作为衡量换相失败抑制策略效果好坏的指标，当接地电感小于临界接地电感时，系统在这种故障条件下才会发生首次换相失败，临界接地电感越小，说明换相失败抑制策略效果越好。仿真中接地电感以 0.01H 为变化步长，故障持续时间均为 0.1s，故障发生时刻从 2s 变化至 2.01s，时间变化步长定为 0.001s，对分别应用了控制策略Ⅰ、Ⅱ、Ⅲ、Ⅳ的直流系统进行测试，结果如表 4-2 所示。表中， L_I 为控制策略Ⅰ在该时刻的临界故障电感值， L_{II} 为控制策略Ⅱ在该时刻的临界故障电感值， L_{III} 为控制策略Ⅲ在该时刻的临界故障电感值， L_{IV} 为控制策略Ⅳ在该时刻的临界故障电感值。

由表 4-2 与图 4-16 可获得以下结论：

- （1）控制策略Ⅱ、控制策略Ⅲ与控制策略Ⅳ对换相失败的抑制效果都明显优越于控制方法Ⅰ；
- （2）在 2.003s~2.005s 时控制策略Ⅲ相对于控制策略Ⅱ对于换相失败抑制效果优化效果相对较弱，在其他时刻控制策略Ⅲ均优于控制策略Ⅱ；
- （3）控制策略Ⅳ仅在 2.001s 时刻的临界换相电感高于控制策略Ⅲ，另外在 2.006s-2.008s 期间对抑制效果的优化效果比较微弱，但是总体上还是要优于控制策略Ⅱ。

表 4-2 单相故障时设定不同故障时刻四种控制策略下的临界故障电感值

故障时刻/s	L_I/H	L_{II}/H	L_{III}/H	L_{IV}/H
2.000	0.94	0.64	0.60	0.52
2.001	0.90	0.62	0.46	0.55
2.002	0.86	0.58	0.56	0.48
2.003	0.80	0.52	0.57	0.42
2.004	0.66	0.56	0.61	0.55
2.005	0.70	0.56	0.59	0.55
2.006	0.85	0.58	0.58	0.57
2.007	0.86	0.61	0.61	0.60
2.008	0.94	0.64	0.61	0.60
2.009	0.93	0.76	0.64	0.59

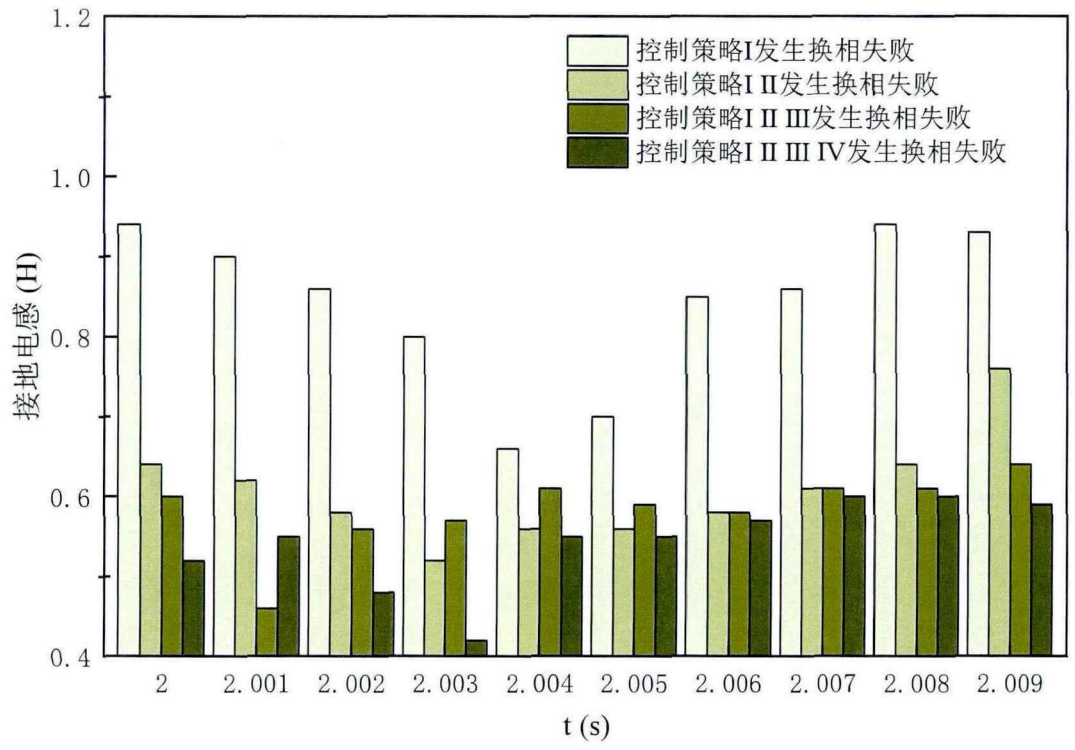
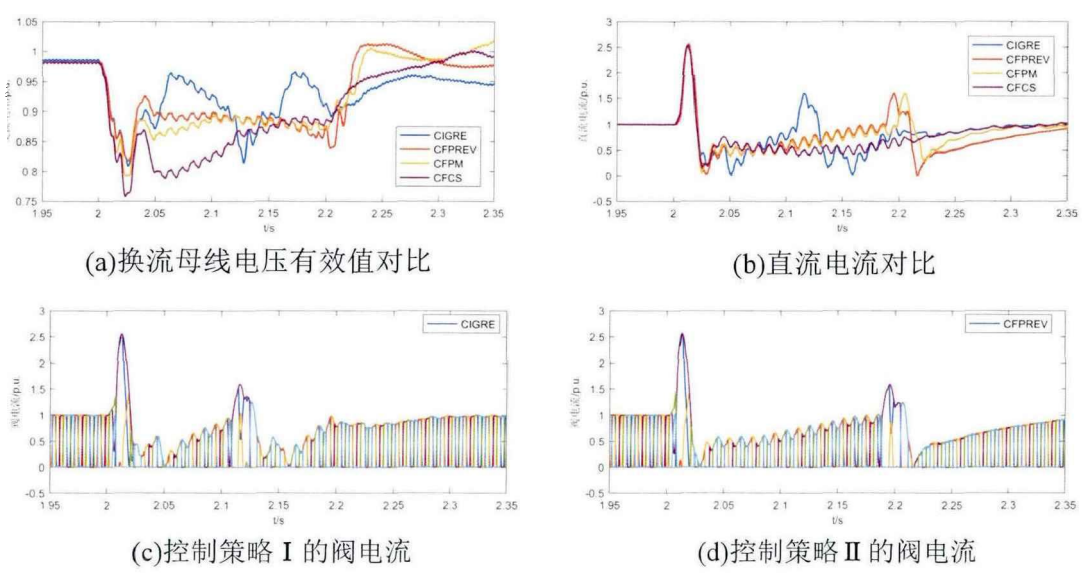


图 4-16 不同控制策略的换相失败抑制效果

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，CFCS 以电压下降的幅度自适应进行触发角调节为基础，并且考虑了故障后相电压相角偏移的影响后，可以认为 CFCS 对首次换相失败的发生具有良好的抑制效果。

为验证所提 CFCS 在连续换相失败发生的情况下的表现效果，设置逆变侧交流系统在 2.00s 时刻经接地电感 $L_f=0.18\text{H}$ 发生单相接地故障，故障持续时间为 0.2s，四种控制策略下的系统的各物理量响应对比如图 4-17 所示。



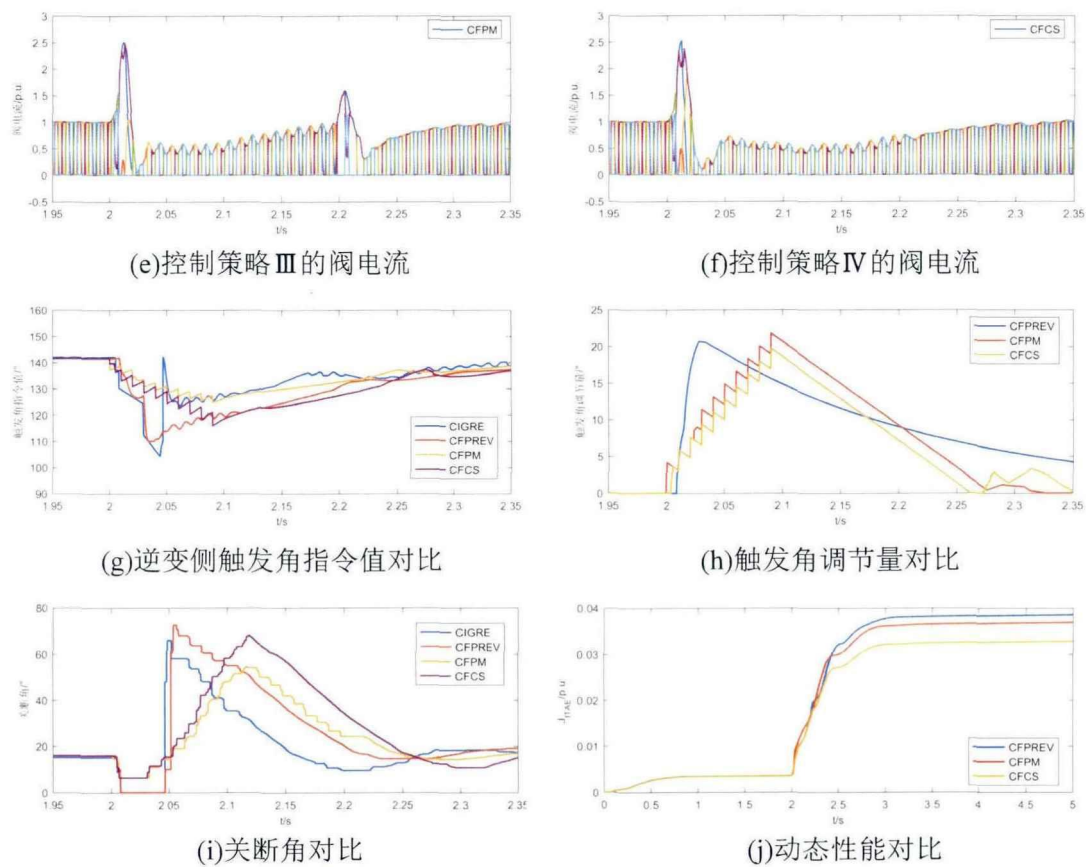


图 4-17 发生严重单相接地故障后四种控制策略下的系统响应特性（连续换相失败）

由图 4-17(c)、(d)、(e)、(f)阀电流波形可知，由于故障情况过于严重，上述所有控制策略均无法避免首次换相失败，之后在换相失败的恢复阶段，应用 CIGRE 原始控制策略的系统发生第二次换相失败，应用 CFPREV 和 CFPM 的系统在故障切除阶段发生第二次换相失败，而应用 CFCS 的系统未发生第二次换相失败。由图 4-17(g)也可看出故障发生后，应用 CFCS 的系统触发角指令值下降速度最快、幅度最大。由图 4-17(h)可知，基于预测型技术路线的 CFPREV 控制、CFPM 控制、CFCS 控制在故障发生后均立即通过控制环节产生触发角指令值提前量，在故障初期 CFPREV 还是因为通过 PI 调节而导致故障初期的反应速度较慢，CFCS 因为计入了相电压相角偏移，计算出的触发角指令值提前量会比 CFPM 输出的提前量更为准确，在故障结束之前，三种控制策略的输出保持着 $\Delta\alpha_{CFCS} > \Delta\alpha_{CFPM} > \Delta\alpha_{CFPREV}$ 的大小关系，由图 4-17(j)可知，CFCS 动态性能优于其余两种控制策略，在故障后能够保持较低的 ITAE 值，可以说明 CFCS 在不同故障严重程度情况下动态性能良好。

为了进一步验证 CFCS 是否在其它故障条件下也对 HVDC 系统换相失败有抑制作用，现定义故障水平：

$$F_l = \frac{U_L^2}{\omega L_r} \frac{1}{P_d} \times 100\% \tag{4-25}$$

式中： U_L 是换流母线电压； ω 是角频率； L_r 为接地电感； P_d 为额定功率。
 F_l 可作为故障严重程度的体现，数值越大，故障越严重。

设置 F_l 在 20%-50%之间变化，表示故障的程度从轻微至严重，观察并统计系统在控制策略I、控制策略IV下发生换相失败的次数，统计结果如图 4-18 所示。

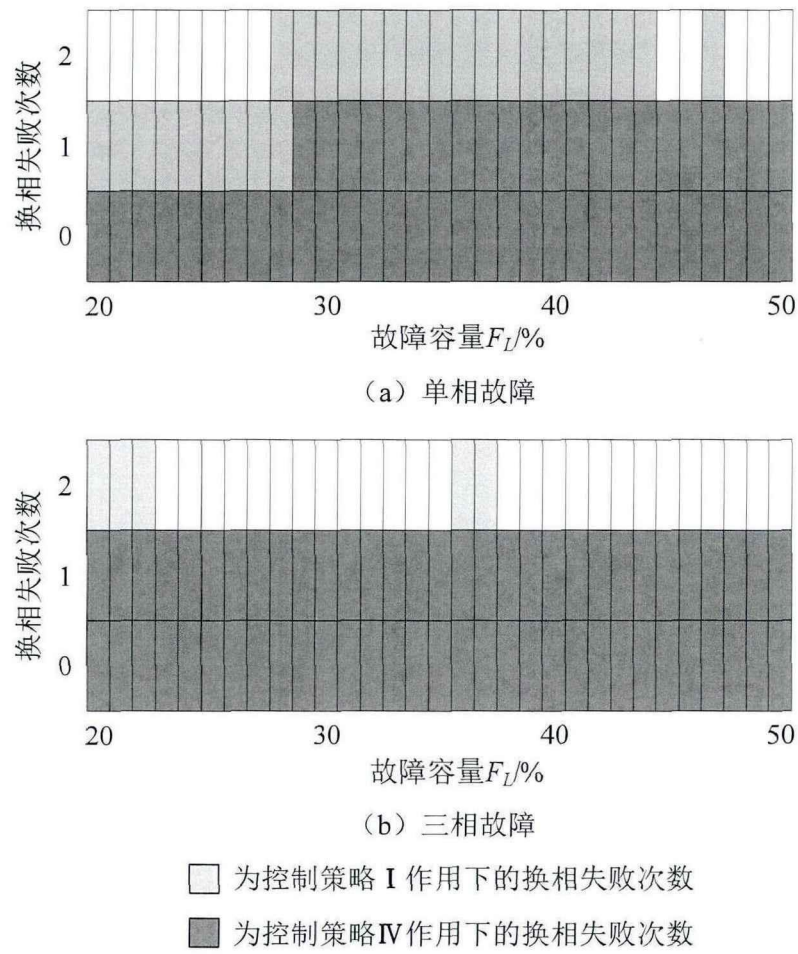


图 4-18 控制策略I与控制策略IV对连续换相失败的抑制效果

从图 4-18 可以看出，在单相故障情况下，控制策略I在较严重的故障情况下，会发生连续换相失败，图中存在浅灰色面积不随着故障情况加重而断续的情况，原因可能是和故障时刻有关系，故障时刻的不同将影响控制策略的控制效果，这一点也在表 4-2 中有体现；在三相故障情况下，控制策略I同样在一些故障水平下发生了连续换相失败，反观控制策略IV在单相或者是三相短路故障的情况下均未发生连续换相失败，说明所提 CFCS 控制策略可以降低严重故障

后发生连续换相失败的概率，并且在发生首次换相失败之后，所提 CFCS 控制策略能控制换相失败次数在一次以内。

4.5 本章小结

本章研究了一种故障后大幅降低换相失败概率的触发角指令值提前量计算方法，并考虑故障后电压幅值与相位均发生变化，提出一种优化后的换相失败判别逻辑，最后提出改进后基于换相面积的换相失败抑制策略（CFCS）。通过理论分析和仿真验证，结论如下：

（1）所提的逆变侧触发角指令值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幅值与相角的改变，并将这种改变造成的影响考虑进相电压过零点偏差量与换相偏移角增量的表达式中，获得新的触发角指令值提前量；

（2）所提的换相失败判别逻辑计及交流系统故障后的换流母线电压跌落的幅值和相角变化，通过对换相电压过零点偏差量的计算，能够准确表征系统换相失败的情况，在仿真验证环节通过不同严重程度故障验证了所提的换相失败判别逻辑的有效性；

（3）所提的基于换相面积的换相失败抑制策略（CFCS）在逆变侧发生故障后，能够根据交流电压变化程度自适应调整触发角指令值提前量，可以有效减小换相失败的概率，并且 CFCS 不包含 PI 控制器，不存在延迟，具备快速动作的能力。

（4）CFCS 因为计入了故障相电压相角偏移，计算出的触发角指令值提前量会比 CFPM 输出的提前量更为准确，能够有效降低故障后发生连续换相失败的概率。

第5章 总结与展望

5.1 结论

LCC-HVDC 的换相失败问题是电网发展建设中绕不开的问题, 如何避免故障持续期间或者是故障切除后的恢复过程发生换相失败, 提升直流系统的故障穿越能力, 对于交直流系统的稳定运行有着重要意义。本文以机理分析为基础, 结合仿真验证, 围绕 HVDC 控制系统动态性能影响因素与换相失败抑制策略展开了研究。本文主要结论如下:

(1) 关断面积与叠弧面积的相互关系对连续换相失败的发生有着紧密联系, 通过推导的关断面积表达式可知关断面积主要受到交流电压、直流电流和触发角的影响, 关断面积如果在每个周期都不能达到临界关断面积, 说明晶闸管在每个周期都无法恢复正向阻断能力, 换流阀之间的换相过程无法成功进行, 最终不断累积导致连续换相失败。

(2) 引入适用于高压直流输电系统的偏差性能积分指标, 通过增大逆变侧触发提前量可以改善控制系统的动态性能, 但是过大也不利于系统从故障中恢复, 反而会恶化动态性能, 同时增加触发提前量的持续时间能够使动态性能得到提升。逆变侧关断角参考值的增大有利于增大换相过程的关断面积, 减小关断角实际值的暂态波动, 改善控制系统的动态性能, 但关断角参考值调整过大也存在弊端, 其中最直接的就是导致换流器更多的无功消耗, 因此应合理调节关断角参考值, 兼顾系统的稳定性与经济性。

(3) 逆变侧触发角提前量与关断角参考值的增加量均能够降低系统发生换相失败的概率, 触发角指令值在暂态过程中如果能够实时自适应调整将十分有利于避免换相失败, 而逆变侧定关断角控制包含了这两个与换相失败密切相关的物理量, 因此对现有的预测型技术路线中的定关断角控制做出优化, 提出了一种基于换相面积的换相失败抑制策略(CFCS), CFCS 具有良好的动态性能, 在逆变侧发生故障后, 在故障初期能够快速动作, 根据交流电压变化程度自适应调节逆变侧触发角指令值提前量, 降低换相失败概率。同时 CFCS 因为计入了故障相电压相角偏移, 计算出的触发角指令值提前量较未考虑的情况具有更好的准确性, 能够有效降低交流故障发生时直流系统发生连续换相失败的概率。

5.2 展望

鉴于本人水平与时间有限，许多问题还在未来有待深入研究：

(1) ITAE 偏差性能积分指标具有较好的实用性和选择性，后续可将表征高压直流输电系统控制性能的重要参数考虑在内，如故障后功率恢复时间等，设计更具有直流输电领域特征的动态性能指标；

(2) 本文未对所有类型的短路故障进行仿真验证，未对各种故障下的临界接地电感进行研究，今后可研究更多故障状态，对比和总结不同故障对换相失败的影响大小；

(3) 多馈入直流输电系统同样会发生换相失败，并且多馈入直流输电系统由于包含多条直流线路与交流线路，换相失败机理分析将更加复杂，关于多馈入直流输电系统中的换相失败问题可以作为未来可以进一步研究的方向。

参考文献

- [1] W. Long, S. Nilsson. HVDC transmission: yesterday and today[J]. IEEE Power and Energy Magazine, 2007, 5(2): 22-31
- [2] N. Hingorani. High-voltage DC transmission: a power electronics wordhorse[J]. IEEE Spectrum, 1996, 33(4): 63-72
- [3] 张勇军. 高压直流输电原理与应用[M].北京:清华大学出版社, 2012
- [4] 王永平, 赵文强, 杨建明, 等. 混合直流输电技术及发展分析[J]. 电力系统自动化, 2017,41(07):156-167
- [5] 饶宏, 冷祥彪, 潘雅娴, 等. 全球直流输电发展分析及国际化拓展建议[J]. 南方电网技术, 2019,13(10):1-7
- [6] 黄欣, 左郑敏, 孙雁斌, 等. “十三五”广东可接纳西电能力研究[J]. 广东电力, 2017,30(07):18-23
- [7] C. Duan, A. Leon , L. Gibson , et al. Dimension reduction of decision variables for multireservoir operation: A spectral optimization model[J]. Water Resources Research, 2016, 52(1):6054-9
- [8] 陈国平, 李明节, 许涛, 等. 我国电网支撑可再生能源发展的实践与挑战[J]. 电网技术, 2017,41(10):3095-3103
- [9] S. Mirsaeidi, X. Dong, D. Tzelepis, et al. A Predictive Control Strategy for Mitigation of Commutation Failure in LCC-Based HVDC Systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018(1):1-1
- [10] 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
- [11] C. Guo, Y. Zhang, A. Gole, et al. Analysis of dual-infeed HVDC with LCC-HVDC and VSC-HVDC[C]. Power & Energy Society General Meeting. IEEE, 2013
- [12] 申洪明, 黄少锋, 费彬, 等. 基于数学形态学的换相失败检测新方法[J]. 电工技术学报, 2016,31(04):170-177
- [13] 刘俊磊, 王钢, 李海锋, 等. HVDC 系统换相失败对交流电网继电保护影响的机理分析[J]. 中国电机工程学报, 2013,33(19):111-118
- [14] Y. Cui, M. Zhang, M. Dong, et al. HVDC System Commutation Failure Transient Judgement Method[C]. Advanced Science and Industry Research Center. Proceedings of 2019 International Conference on Advanced Electrical, Mechatronics and Computer Engineering(AEMCE 2019), 2019

- [15] 倪晓军, 赵成勇, 许韦华, 等. 降低直流输电换相失败概率的改进拓扑及其控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2015,35(04):811-820
- [16] 屠竞哲, 张健, 王建明, 等. 大规模直流异步互联系统受端故障引发送端稳定破坏的机理分析[J]. 中国电机工程学报, 2015,35(21):5492-5499
- [17] Y. Shao, Y. Tang. Fast evaluation of commutation failure risk in multi-infeed HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(1): 646-653
- [18] M. Liu, C. Yang, F. Shi, B. Zhang, L. Wang, M. Sun, X. Wang. Consecutive Commutation Failure Mitigation Caused by AC Filters Switching[J]. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2019,486(1):562-572
- [19] Q. Wang, C. Zhang, X. Wu, et al. Commutation failure prediction method considering commutation voltage distortion and DC current variation[J]. IEEE Access, 2019,7: 96531-96539
- [20] 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(S1):1-10
- [21] S. Teleke, T. Abdulahovic, T. Torbjorn, et al. Dynamic Performance Comparison of Synchronous Condenser and SVC[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2008,23(3): 1606-1612
- [22] L. Liu, S. Lin, K. Liao, et al. Extinction angle predictive control strategy for commutation failure mitigation in HVDC systems considering voltage distortion[J]. IET Generation, Transmission&Distribution, 2019,13(22):5171-5179
- [23] 刘席洋, 王增平, 乔鑫, 等. 交直流混联电网换相失败分类及抑制措施研究综述[J]. 智慧电力, 2020,48(06):1-7+34
- [24] 袁阳, 卫志农, 雷霄, 等. 直流输电系统换相失败研究综述[J]. 电力自动化设备, 2013,33(11):140-147
- [25] L. Zhang, L. Dofnas. A novel method to mitigate commutation failures in HVDC systems[C]. International Conference on Power System Technology. IEEE, 2002
- [26] W. Yao, C. Liu, J. Fang. Probabilistic analysis of commutation failure in LCC-HVDC system considering the CFPREV and the initial fault voltage angle[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020,vol. 35:715-724
- [27] 郑超, 周静敏, 李惠玲, 等. 换相失败预测控制对电压稳定性影响及优化措施[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(12):179-183
- [28] 欧阳金鑫, 张真, 肖超. 直流输电系统换相失败预防控制改进策略[J]. 电力系统自动化, 2020,44(22):14-21
- [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):499-513+647

- [30] Y. Tang, C. Zheng. Review on Influencing Factors of Commutation Failure in HVDC Systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2019.
- [31] V. Thio, B. Davies, L. Kent. Commutation failures in HVDC transmission systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1996, 11(2):946-957
- [32] E. Rahimi, M. Gole, B. Davies, et al. Commutation Failure Analysis in Multi-Infeed HVDC Systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(1):378-384
- [33] 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
- [34] 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.
- [35] 杨汾艳. 直流输电系统主回路和控制器参数优化选择研究[D].浙江大学, 2007
- [36] J. Wu, H. Sun, B. Liu, et al. Visualized tuning of PI parameters for CIGRE HVDC controller[J]. Electric Power Automation Equipment, 2012:115-120
- [37] S. Yao, Y. Hu, M. Han, et al. Parameter Optimization of PI Controllers in Emergency Power Support[J]. Applied Mechanics and Materials, 2013:2560-2568
- [38] M. Abdullah. Novel Fuzzy-Based Self-Adaptive Single Neuron PID Load Frequency Controller for Power System[J]. Power Electronics and Drives, 2019,4(1)
- [39] Z. Yin, H. Liang, G. Li. Experimental study of VSC-HVDC under fuzzy adaptive PI control, Electric Power Automation Equipment, 2008, vol. 28:49-53
- [40] S. Tunyasirirut. Adaptive fuzzy PI controller for speed of separately excited DC motor, Proceedings of the IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics, 1999:196-201
- [41] L. Wang, Q. Lu, Y. Ye. Fuzzy-PI regulated field oriented control of linear induction motor in urban transit, Control Theory & Applications, 2009, vol. 26:734-738
- [42] 喻锋, 王西田, 杨煜, 黎小林. 一种混合遗传算法在 HVDC 定电流控制器参数优化中的应用[J]. 电力系统保护与控制, 2014,42(09):126-131
- [43] X. Mao, J. Xia, C. Zhang, et al. Study on Peak-Load Control Strategy for Wind Power System Based on Particle Swarm Algorithm[J]. Smart Grid, 2017,7(5)
- [44] Q. Deng, Y. Zhang, X. Li. Optimal design for VSC-HVDC controller based on improved PSO algorithm[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2017,vol. 54:74-80,
- [45] G. Xie, C. Liu, B. Ling. Layered parameter optimization of MMC-HVDC PI

- controller[J]. Modern Electric Power, 2018, vol. 35:87-94
- [46] L. Luo, Y. Lei, Y. Li, et al. Effects of constant arc extinguishing angle controller on HVDC transmission system[J]. Proceedings of the CSU-EPSCA, 2009, vol. 21:97-102
- [47] C. Liu, C. Li, Y. Wei, et al. Commutation failure prevention strategy based on rectifier side trigger angle emergency control[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, vol. 39:10-18
- [48] D. Dofnas, L. Zhang. A novel method to mitigate commutation failures in HVDC systems[C]. Proceedings of International Conference on Power Technology. Kunming: International Conference on Power Technology, 2002:51-56
- [49] 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
- [50] 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(7):34946-34953
- [51] 刘济豪, 郭春义, 刘文静, 等. 基于改进换相面积的直流输电换相失败判别方法[J]. 华北电力大学学报(自然科学版), 2014,41(01):15-21
- [52] 涂仁川, 王胜, 关红兵, 等. 糯扎渡特高压直流输电工程无功控制策略研究[J]. 南方电网技术, 2013,7(06):31-36
- [53] L. Jiang, Z. Li, Z. Liang. Investigation on an optimized topology design of the HVDC converter valve to mitigate commutation failure[C]. Industrial Electronics & Applications. IEEE, 2016
- [54] 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(5):20-26
- [55] 李越. 高压直流输电系统的仿真与交流侧故障时的换相失败特性研究[D]. 华北电力大学(北京), 2017
- [56] 杨婷婷, 洪烽. 基于 ITAE 最优控制律的 CFB 锅炉优化控制[J]. 华北电力大学学报(自然科学版), 2016,43(01):65-70
- [57] Y. Nie, Y. Zhang, Y. Zhao, et al. Wide-area optimal damping control for power systems based on the ITAE criterion[J]. International Journal of Electrical Power and Energy Systems, 2019, 106
- [58] T. Ajiboye, O. Popoola, O. Oniyide, L. Ayinla. PID controller for microsatellite yaw-axis attitude control system using ITAE method[J]. TELKOMNIKA (Telecommunication Computing Electronics and Control), 2020, 18(2)
- [59] 朱红萍, 罗隆福. 基于 ITAE 指标的 PID 控制器参数优化设计[J]. 智能控制技术电气自动化, 2009, 31(6): 37-39

- [60] T. Wang, L. Wan, G. Bu. Mechanism and calculation method study of DC system contributed short-circuit current with three-phase short-circuit fault on inverter side[J]. Power System Technology, 2016, vol. 40:1313-1319
- [61] S. Zhao, P. Dong, Y. Pu. Research on influence of inverter side control strategy on commutation failure[J]. Power System Technology, 2016, vol. 40: 3840-3848
- [62] 李晓华, 张陈泽宇, 蔡旺延, 等. 基于三相同时刻采样值算法的 HVDC 换相失败预测改进[J]. 电力系统保护与控制, 2020,48(20):170-176
- [63] 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

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] Juehao Xie, Chongru Liu and Jinyi Shen, Effects of Inverter Side Parameters on Stability and Dynamic Performance of HVDC Transmission Control System[C], 2020 10th International Conference on Power and Energy Systems (ICPES), December 26-28, 2020, Chengdu, China, pp. 61-66.(EI 收录号:20210910007959)
- [2] Zhiyu Li, Huan Li, Chongru Liu, Wei Wei and Juehao Xie, LCC-HVDC Small Signal Model Considering the Influence of Voltage Variation[C], 2021 IEEE 4th International Electrical and Energy Conference (CIEEC), May 28-30, 2021, Wuhan, China.(EI 收录)

（二）参加的科研项目工作

- [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。2018.12-2021.6，主要研究人。

致 谢

三年研究生生涯马上就要进入尾声，加上本科四年，我已经在华电待了七年。从刚进校的青春懵懂与年少无知，到现在即将进入社会的向往与憧憬，这段时光让我对人生、对未来有了更深刻明朗的认知。值此论文完成之际，向老师、同学、家人、朋友致以最诚挚的感谢！

首先要感谢的是我的导师刘崇茹教授。刘老师治学严谨，精益求精，知识渊博，言传身教，无论是组会还是平时的交流，都会十分细心地解答遇到的问题并给出指导意见。这次论文的撰写从选题到框架的确定，以及后续的内容修改直至定稿，老师多次指点迷津，帮助我开拓研究思路。在此，我对刘老师致以最崇高的敬意！

感谢课题组的兄弟姐妹们，大家一起相处互帮互助，互相分享，让我度过了快乐温暖的三年时光。感谢已经毕业工作的徐诗甜师姐以及喻建瑜师兄，在百忙之际还是抽空很详细地解答我的疑惑；感谢大直流组的黎晓师兄对我在科研上的照顾；感谢我的同门侯延琦、李至峪、单俊儒、沈金乙，谢谢你们带给我的欢笑和帮助！

感谢同宿舍的刘春江、段赛飞、郭浩明，是你们让宿舍生活充满欢乐！感谢赵阳等班队以及电院院队的兄弟，以后我一定会怀念跟你们打球时光！

最后，也是最重要的，感谢父母将我带到世间，把幼小的我一点点抚养成人。感谢我的女朋友，经历了生活与科研中的大事小事，希望能牵着你的手继续前进，无论前路平坦坎坷，你的陪伴都会使我坚定向前！

谢爵昊

2021年4月 北京