

华北电力大学

专业硕士学位论文

抑制高压直流输电系统后续换相失败的控制 策略研究

Research on the control strategy to suppress the
subsequent commutation failures of high-voltage DC
transmission system

李志显

2023 年 5 月

国内图书分类号：TM721.1
国际图书分类号：621.3

学校代码：10079
密级：公开

专业硕士学位论文

抑制高压直流输电系统后续换相失败的控制 策略研究

硕士研究生：李志显

导师：刘崇茹教授

企业导师：李振动

申请学位：能源动力硕士

专业领域：电气工程

培养方式：全日制

所在学院：电气与电子工程学院

答辩日期：2023 年 5 月

授予学位单位：华北电力大学

Classified Index: TM721.1

U.D.C: 621.3

Dissertation for the Professional Master's Degree

**Research on the control strategy to suppress the
subsequent commutation failures of high-voltage DC
transmission system**

Candidate:	Li Zhixian
Supervisor:	Prof. Liu Chongru
Enterprise mentor:	Li Zhendong
Academic Degree Applied for:	Master of Energy and Power Engineering
Speciality:	Electrical Engineering
Cultivation ways:	Full-time
School:	School of Electrical and Electronic Engineering
Date of Defence:	May, 2023
Degree-Confering-Institution:	North China Electric Power University

摘 要

随着高压直流输电工程的快速发展，交直流之间耦合日趋紧密，LCC-HVDC(line commutated converter high voltage direct current)系统发生后续换相失败将给交直流系统安全稳定运行带来巨大风险。目前抑制后续换相失败控制策略多从故障特征入手，并未深入研究直流系统控制特性对后续换相失败的影响机理，因此研究抑制高压直流输电系统后续换相失败的控制策略十分必要。本文分析了后续换相失败机理，提出了换相能力指标来改进对直流故障程度的描述方式，并基于此提出了一种计及电流偏差控制(current error controller, CEC)特性的后续换相失败抑制措施，主要完成了以下工作：

首先，论述了高压直流输电系统后续换相失败的影响机理。主要分析了直流换相中的临界换相面积理论，阐明了直流系统恢复正常换相需要满足的条件；分析了直流控制系统的行为特性对于后续换相失败的影响，阐明了电流偏差控制器斜坡函数斜率将影响直流控制模式的切换，增大其斜率能在一定范围内增强系统抵御后续换相失败的能力。

其次，提出了基于换相能力指标 S_{CCI} (commutation capability index)的 CEC 斜率动态计算抑制方法。针对前述机理分析结论，对现行控制中存在的“过补偿”、“欠补偿”问题进行了详细讨论，并基于考虑变化率增量的临界换相面积理论对系统换相能力进行了分析，提出了换相能力指标 S_{CCI} 定量评估换流逆变侧交流故障对直流系统的影响。设计了一种基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算抑制方法，通过动态调整 CEC 斜率大小来满足系统换相需求，从而达到抑制后续换相失败的效果。通过在 PSCAD/EMTDC 平台中仿真对比 CIGRE HVDC 标准算例和所提抑制策略的抑制效果，验证了所提方法的有效性。

最后，提出了一种附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略，解决了在严重单相接地故障下基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率调整不充分的问题。通过分析逆变侧单相接地故障导致的故障相相电压幅值跌落、相位偏移等因素的影响，基于临界换相面积理论推导出了 CEC 输出的补偿量表达式，进一步克服了在严重单相接地故障下的“欠补偿”问题。结合合理的启动、投入、退运等判据，形成了完整的抑制策略并进行了仿真验证。

关键词：高压直流输电系统；后续换相失败机理分析；换相能力指标；电流偏差控制器；CEC 斜率动态计算方法

Abstract

With the rapid development of high-voltage direct current transmission engineering, the coupling between AC and DC is becoming increasingly close. Subsequent commutation failures in the LCC-HVDC (line commutated converter high voltage direct current) system will bring huge risks to the safety and stability of the AC and DC systems. At present, control strategies for suppressing subsequent commutation failures mainly focus on fault characteristics, while the impact mechanism of DC system control characteristics on subsequent commutation failures has not been thoroughly studied. Therefore, it is necessary to study control strategies for suppressing subsequent commutation failures in HVDC transmission systems. This article analyzes the mechanism of subsequent commutation failures, and proposes a commutation capability index to improve the description of DC fault severity. Furthermore, a suppression measure for subsequent commutation failures is proposed which takes into account the CEC (current error controller) characteristics. The main work is as follows:

Firstly, the impact mechanism of subsequent commutation failures in HVDC transmission system is discussed. The critical commutation area theory in DC commutation is mainly analyzed and the conditions are clarified that need to be met for the DC system to restore normal commutation. Besides, this paper analyzes the influence of the DC control system behavior on the subsequent commutation failure, then expounding that the slope of the CEC ramp function will affect the switching of the DC control mode. That is to say, increasing its slope can enhance the ability of the system to resist the subsequent commutation failure within a certain range.

Secondly, a CEC slope dynamic calculation suppression method based on the commutation capability index (S_{CCI}) was proposed. In response to the above mechanism analysis conclusion, a detailed discussion was conducted on the "over compensation" and "under compensation" problems existing in current control. Based on the critical commutation area theory considering rate of change increment, the commutation capability of the HVDC system was analyzed. In addition, the commutation capability index S_{CCI} was proposed to quantitatively evaluate the impact of AC faults at the inverter side on DC system. A suppression method for CEC slope calculation based on S_{CCI} was designed, which dynamically adjusts the CEC slope to meet the system commutation requirements and achieve the effect of suppressing subsequent commutation failures. The effectiveness of the proposed method was verified by comparing the suppression effects of the CIGRE HVDC benchmark model and the proposed suppression strategy through simulation on the

PSCAD/EMTDC platform.

Finally, a strategy for CEC slope dynamic adjustment with additional compensation increment was proposed to solve the problem of CEC slope insufficient adjustment under severe single line-to-ground fault. By analyzing the influence of factors such as amplitude drop and phase shift of AC phase voltage caused by the single line-to-ground fault on the inverter side, an expression for the compensation of CEC output was derived based on the critical commutation area theory, further overcoming the problem of "under compensation" under severe single line-to-ground fault. A complete suppression strategy has been formed and validated by combining reasonable criteria such as startup, input and shutdown.

Keywords: High-voltage transimission system, mechanism analysis of subsequent commutation failures, commutation capability index, current error controller, CEC slope dynamic calculation method

目 录

第 1 章 绪论.....	1
1.1 课题背景及研究的目的和意义	1
1.2 后续换相失败抑制措施国内外研究现状	2
1.2.1 配备辅助装置.....	2
1.2.2 直流控制系统调节.....	3
1.3 论文的主要工作.....	5
第 2 章 高压直流输电系统后续换相失败机理分析	6
2.1 引言.....	6
2.2 临界换相面积理论.....	6
2.3 电流偏差控制对后续换相失败的影响	9
2.3.1 逆变侧直流控制系统功能.....	10
2.3.2 后续换相失败机理分析.....	16
2.4 本章小结.....	19
第 3 章 基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算抑制方法	20
3.1 引言.....	20
3.2 考虑变化率增量的系统换相能力分析	20
3.2.1 故障切除后的关断角过补偿现象.....	20
3.2.2 换相失败过程中的关断角欠补偿现象	21
3.3 基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算方法	24
3.3.1 换相能力指标 S_{CCI}	24
3.3.2 CEC 斜率动态计算方法.....	25
3.4 控制策略仿真验证与分析	28
3.4.1 三相接地短路故障效果验证.....	29
3.4.2 单相接地短路故障效果验证.....	31
3.4.3 附加控制策略故障水平检验.....	32
3.5 本章小结.....	33
第 4 章 附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略	35
4.1 引言.....	35
4.2 单相接地故障下 CEC 输出补偿量的计算.....	35
4.3 抑制策略的启动及投入判据	38
4.3.1 基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算启动信号.....	38
4.3.2 CEC 斜率动态计算附加控制投入信号.....	38
4.3.3 单相接地故障下附加控制的切换时序	39
4.4 抑制策略的仿真验证与分析	42

4.4.1 轻微不对称故障典型案例分析.....42

4.4.2 严重不对称故障典型案例分析.....43

4.4.3 严重对称故障典型案例分析.....45

4.4.4 抑制后续换相失败效果验证.....46

4.5 本章小结.....50

第 5 章 结论与展望52

参考文献.....54

第 1 章 绪 论

1.1 课题背景及研究的目的和意义

我国一次能源与用电负荷具有逆向分布的特点,为了满足能源送出与电力供应需求,输送距离远、输电容量大的高压直流输电(high voltage direct current, HVDC)技术在我国快速发展^[1-5],电网换相换流器型直流输电(LCC-HVDC)是我国交直流混联电网的主要组成部分^[6]。截至目前,国家电网建成投运“十四交十二直”26 项特高压工程,核准、在建“两交三直”5 项特高压工程,我国已形成“三华”电网、东北电网、西北电网、南方电网 4 个大型同步电网,并以特高压交直流为主体连接五大综合能基地与主要负荷中心。特高压交直流混联、电力大规模跨区输送已成为国家电网典型特征,近 5 年已投产的特高压直流工程如表 1-1 所示。

表 1-1 近 5 年已投产特高压直流输电工程一览表

工程名称	额定功率 (MW)	距离 (km)	投运时间(年)
白鹤滩-浙江±800kV 高压直流工程	8000	2080	2022
青海-河南±800kV 高压直流工程	8000	1587	2020
淮东-皖南±1100kV 高压直流工程	12000	3324	2019
上海庙-山东±800kV 高压直流工程	10000	1230	2019
扎鲁特-青州±800kV 高压直流工程	10000	1234	2018
锡盟-泰州±800kV 高压直流工程	10000	1600	2018

换相失败是由晶闸管组成的半控直流换流阀的一种固有特性,晶闸管只能控制换流阀的导通而无法控制其关断。为了确保换相成功,应该保证充足的反向电压作用时间来恢复换流阀的关断状态,当反向电压持续时间不足时,就会发生换相失败^[7-8]。由于常规高压直流输电工程采用晶闸管作为换流元件,因此换相失败是 LCC-HVDC 系统最常见的问题之一^[10-12]。从 2004 年到 2019 年,在国家电网公司负责运营的高压直流输电工程中共计发生了 1353 次换相失败,每年每工程平均发生 9.1 次换相失败,甚至有些工程每年发生换相失败超过 15 次^[13]。随着常规大直流工程的快速发展,直流系统换相失败对电网产生的影响也越来越严

重,该问题可引发直流电流冲击和短暂功率中断,从而严重威胁交直流系统的安全稳定运行^[14-17]。按发生次数来分类,在 LCC 换流器中退出导通的阀在反向电压作用的一段时间内,首次发生未能恢复阻断能力的情况称为首次换相失败;发生首次换相失败后,换相过程仍未恢复,再次发生一次或多次的换相失败的情况称为后续换相失败^[18-21]。在不采取措施的情况下电网至多可以承受单回特高压直流 2 次左右换相失败^[8]。在故障及时清除后,换流站均可恢复至正常换相状态,LCC-HVDC 系统重新恢复稳定运行;若故障未能及时清除,则发生后续换相失败带来的问题可能超出电网承受范围^[22]。以华东电网为例,2014 年某 500kV 线路 C 相故障跳闸重合不成功,造成近区某特高压直流连续 2 次换相失败,对送端特高压交流长南线产生约 1600MW 的有功冲击,连续功率冲击在严重情况下可能引起送端系统功角大幅摆动,造成送端电网功角失稳^[23]。因此,研究高压直流输电系统后续换相失败问题的机理、影响因素,以及在首次换相失败已经无法避免的情况下,如何通过恰当的控制策略提升系统抑制后续换相失败的能力,对于我国电网安全可靠运行意义重大。

1.2 后续换相失败抑制措施国内外研究现状

由于直流控制系统作为识别交流系统电气量的滞后控制环节,难以避免识别故障时发生首次换相失败,因此首要措施为尽快切除交流故障,其次再寻求其他的抑制措施。目前抑制后续换相失败的方法一般通过配备辅助装置和直流控制系统调节实现,有以下几类措施。

1.2.1 配备辅助装置

1.2.1.1 无功补偿装置

在交流系统发生严重故障导致换流母线电压出现大幅跌落时,容易导致直流系统无法正常换相。在逆变侧加装无功补偿设备能够有效抑制交流电压幅值的波动以及提高系统暂态电压,起到支撑换流母线电压的作用,可以在一定程度上降低高压直流输电系统发生后续换相失败的几率。

无功装置主要有同步调相机、静止无功补偿器(SVC)和静止同步补偿器(STATCOM)等设备。在同步调相机的基础上,新一代同步调相机具有更大容量和具备良好的无功输出特性,可以提高受端交流系统的强度^[24-25]。文献[26]提出了在暂态无功支撑约束下的调相机无功协调优化方法,并考虑了与直流换流站交流滤波器的协调配合,提升了电网抵御后续换相失败的能力。目前,同步调相机已在锡盟—泰州、扎鲁特—青州等特高压直流工程中得到应用^[27]。SVC 具备成

熟的技术,原理是依靠静电电容器产生无功功率,有着运维简单、可靠性高、功率损耗小等优点,它可以提高交流母线的瞬时电压稳定性来保证换相平稳^[28],但其存在电容器电压越低提供感性无功越少的缺点。STATCOM 具有反应速度快、更少谐波和无功功率连续可调等优点,且在电压较低时仍能向直流系统注入较大无功功率^[29]。但其缺点是投资运行成本高、控制策略较为复杂。文献[30]通过分析永仁—富宁直流工程中 STATCOM 装置的控制策略和暂态响应特性,揭示了大容量 STATCOM 对受端电网换流电压的影响,证明了富宁换流站 3 套 STATCOM 装置对直流系统的稳定运行提供了支撑作用。

1.2.1.2 直流限流器

首次换相失败发生后会导致直流电流快速上升,直流电流上升的幅值和速率则会影响后续换相失败的发生^[31],因此通过直流限流器来限制直流电流的快速上升,可在一定程度上减小直流系统发生后续换相失败的概率。目前可大致分为传统型直流限流器^[32]、电力电子型直流限流器^[33-35]和超导型直流限流器^[36-40]。

传统型直流限流器即直流回路中的平波电抗器,实质为带有铁芯的电感式直流限流器。在高压直流输电系统的保护与控制中,抑制直流电流是解决换相失败的核心问题之一,而电感式直流限流器可以有效抑制直流电流上升的幅值和速率。然而平波电抗器的过度使用会影响系统正常运行的电压水平、控制系统动态调节反应速度和运行经济性,因此传统型直流限流器的调节范围存在限制。

电力电子型直流限流器是以电力电子器件为核心构成的限流器,可以实现限流阻抗的快速投切从而抑制直流电流的目的。文献[35]提出了一种适用于高压电直流电网的混合式限流器拓扑,使用半控型电力电子器件既降低了稳态损耗、有效节约了成本,又保持了较好的限流效果。超导型直流故障限流器则是基于超导材料的特殊性质的实际应用之一。超导型直流故障限流器在直流系统正常运行时阻抗接近于 0,不会影响系统正常运行;在故障时阻抗迅速增大,从而有效抑制直流电流的升高。相比于电力电子型直流限流器,超导直流限流器在高压大容量直流输电的应用场景中解决了通态损耗大的问题,同时凭借着对电网正常稳定运行无干扰且能有效抑制直流故障电流的优点,有望成为高压直流输电快速发展的支撑技术^[41-43]。

1.2.2 直流控制系统调节

配备辅助装置在有效提升直流系统抵御后续换相失败的能力的同时带来了经济性和适配性等新问题,工程实际应用存在难度。有研究表明后续换相失败的主要诱因是逆变侧控制器交互不当^[44],因此国内外学者也一直高度关注从直流

系统控制策略的角度来有效抑制后续换相失败,从直流控制系统的角度出发提出相应改善措施,比较有代表性的策略主要有优化改进低压限流单元(voltage dependent current order limiter, VDCOL)和对关断角裕度进行补偿两大类。

文献[45]分析了 VDCOL 对大扰动后交直流混合输电系统电压和功率恢复的影响机理,证明了 VDCOL 控制环节对于直流输电系统故障恢复特性有改善作用。因此从改进 VDCOL 控制特性的角度,学者们展开了一系列的研究。文献[46]通过改进 VDCOL 的数学模型从而达到优化 VDCOL 的暂态响应特性的目的,优化了直流系统发生故障后的恢复特性,有效抑制了后续换相失败的发生。文献[47]通过对换相失败的机理分析,给出了可以实时量化换相失败风险的虚拟换相面积缺乏指标,并基于此提出了一种根据直流电流和换相电压动态变化来调节直流电流指令值的直流电流限制策略,替代了原有 VDCOL 的功能。此后,在改进 VDCOL 的基础上,学者们也开始尝试寻找新的低压限流方法来替代 VDCOL,达到抑制后续换相失败的目的。文献[48-49]通过研究直流电流指令值、逆变侧交流母线电压基波分量与无功功率交换量之间的动态相关性,提出了替代 VDCOL 的直流电流指令值实时计算方法。

增加关断角裕度方面,文献[50]考虑故障恢复期间直流电流、换相电压幅值跌落、换相电压偏移角的影响,提出了一种关断角动态补偿控制方法;文献[51]分析了触发角偏差的来源以及触发角偏差对控制系统的影响,提出了一种基于触发角偏差对关断角进行补偿的抑制措施。

上述研究均从优化控制策略的角度出发不断完善抑制后续换相失败的方法。此外,国内外学者从后续换相失败机理分析和计及控制行为的后续换相失败抑制方法展开了研究。文献[52]指出在换相失败恢复期间,直流系统逆变侧控制模式的切换是导致后续换相失败发生的根本原因,文献[53]研究了故障暂态阶段预测型定关断角控制与电流偏差控制器(current error controller, CEC)的关系,并提出了一种自适应电流偏差控制环节。文献[54]从直流系统中电流偏差控制环节入手,提出一种能根据交流故障严重程度动态调整关断角增量的控制策略,提高后续换相失败的免疫力;文献[55]在文献[54]的基础上对关断角增量上限和启动电压进行了调整,提升了故障期间的直流传输功率。文献[56]提出一种针对系统状态改变而自适应调整电流偏差控制的斜率的方法,通过逆变侧换流母线电压跌落幅值表征交流故障严重程度,并根据其大小动态调节 CEC 斜坡函数斜率,从而达到抑制后续换相失败的目的。但是,通过逆变侧换流母线电压跌落幅值指导直流控制系统进行调整,可能导致故障期间存在关断角裕度不足以及故障切除后对关断角过度补偿等现象,从而对后续换相失败的抑制效果有限。

综上所述,从优化控制策略角度入手的抑制后续换相失败研究颇多,但后续

换相失败中直流控制的作用研究仍不够明晰;对于计及直流系统控制模式切换的电流偏差控制环节提出的控制策略在工程实用性上仍存在提升空间。因此,直流控制系统对后续换相失败影响的机理分析以及相应的后续换相失败抑制策略还需要进一步的研究分析。

1.3 论文的主要工作

本文在详细分析了直流控制系统中电流偏差控制对后续换相失败的影响机理后,提出了一种基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算抑制方法。该控制策略有两大特点:一是考虑换相期间直流电流和换相电压的变化率,基于换相能力指标 S_{CCI} 来定量评估系统换相能力强弱,改进了对于直流故障严重程度的描述方式,通过在线计算得到 CEC 输出量。二是考虑单相接地故障下的换相电压过零点偏差量,推导得到了 CEC 输出补偿量的解析表达式,具有一定的通用性,增强了 CEC 在严重单相接地故障下的控制效果。论文后续章节安排如下:

第 2 章分析了 LCC-HVDC 系统临界换相面积理论,证明了换相失败是否发生与电气量之间的匹配关系息息相关,为从直流系统控制行为分析后续换相失败机理奠定了基础;介绍了逆变侧直流控制系统的组成和功能,阐明了电流偏差控制对直流控制切换的关键作用,分析了计及直流控制行为的后续换相失败机理。

第 3 章基于临界换相面积理论,考虑了各电气量的变化率增量影响,对系统换相能力进行了分析;指出了目前描述故障严重程度存在的问题,提出了能够描述系统换相能力的指标 S_{CCI} ;根据 S_{CCI} 对直流故障严重程度的描述,设计了基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算抑制方法,该方法可以通过 S_{CCI} 的变化对 CEC 中斜坡函数斜率进行调整,从而加速直流控制模式切换、抑制后续换相失败的发生;在 PSCAD/EMTDC 仿真平台中采用 CIGRE HVDC 标准模型验证了该附加控制策略的有效性。

第 4 章针对第 3 章中存在的严重单相故障控制效果不理想的问题,分析了逆变交流侧单相接地故障下换相电压过零点偏移量、相电压幅值跌落的大小、相电压相角偏移的大小对临界换相面积的影响,并由此设计了一种附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略,保证了不对称故障下的控制效果和系统运行的经济性。最后采用不同故障类型的典型案例和大量故障工况对本文所提控制策略和现存抑制策略进行了对比分析,并进一步引入换相失败敏感因子(commutation failure susceptibility index, CFSI)对本文所提抑制策略进行了性能分析,验证了其有效性和优越性。

第 5 章对本文的创新点和所做的工作进行了总结,分析了研究工作中仍存在的缺陷与不足,并展望了未来抑制后续换相失败控制策略的研究工作。

第 2 章 高压直流输电系统后续换相失败机理分析

2.1 引言

逆变侧交流系统故障会使得换流母线电压幅值降低，造成正在换相的换流阀未能恢复关断能力又承受正向电压而继续导通，无法完成完整的换相过程，这一现象被称为换相失败。在首次换相失败后的恢复阶段，存在逆变侧直流控制系统各环节充分作用后仍然发生后续换相失败的问题。因此，本章先从临界换相面积理论出发，推导出直流系统恢复正常换相需要满足的条件，再从逆变侧直流控制系统中定电流、定关断角控制模式切换和电流偏差控制器入手，梳理首次换相失败后直流输电系统逆变控制器的作用规律，阐明了导致后续换相失败的关键原因。

2.2 临界换相面积理论

LCC-HVDC 中 12 脉动逆变器如图 2-1 所示。其中上 6 脉动器的变压器为 Δ -Y 联结变压器，下 6 脉动器的变压器为 Y-Y 联结变压器； V_1 - V_{12} 为逆变器阀臂编号，数字代表导通顺序； I_d 为直流电流， U_d 为直流电压， 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， e_a 、 e_b 、 e_c 分别为交流系统三相相电压。

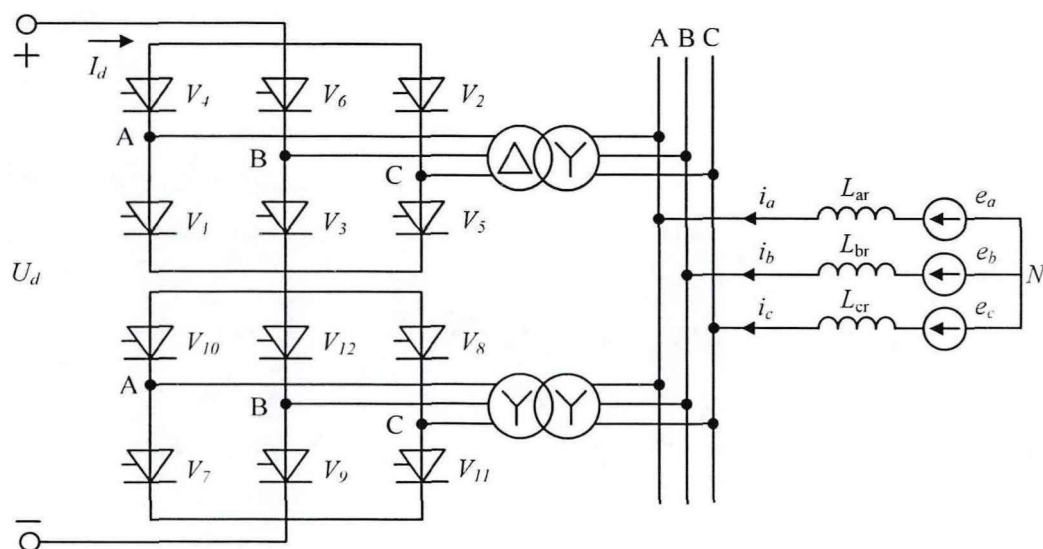


图 2-1 12 脉动换流器拓扑

12 脉波逆变器在正常运行的情况下存在 12 个导通运行工况和 12 个换相运

行工况，以 Δ -Y 联结逆变器为例，在一个交流周期内阀的导通情况为： V_1 、 V_2 导通/ V_1 、 V_2 、 V_3 导通/ V_2 、 V_3 导通/ V_2 、 V_3 、 V_4 导通/ V_3 、 V_4 导通/ V_3 、 V_4 、 V_5 导通/ V_4 、 V_5 导通/ V_4 、 V_5 、 V_6 导通/ V_5 、 V_6 导通/ V_5 、 V_6 、 V_1 导通/ V_6 、 V_1 导通/ V_6 、 V_1 、 V_2 导通。取由 V_1 、 V_2 导通状态向 V_2 、 V_3 导通状态转变的电路分析换相过程，如图 2-2 所示，其中 i_k 为流过 k 号换流阀的换相电流， $k=1\sim12$ ；对于大容量换流变压器可认为三相换相电抗大小近似相等^[57]，因此将换相电感统一表示为 L_c 。

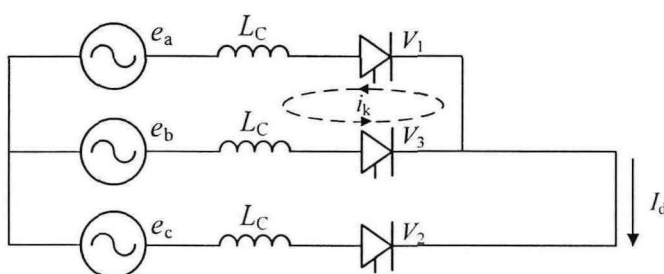


图 2-2 换相过程电路图

阀 V_1 在向阀 V_3 换相过程中， V_1 、 V_2 、 V_3 均导通，A、B 两相支路可认为相并联，由基尔霍夫电压定律可知：

$$e_a + L_c \frac{di_1(t)}{dt} = e_b + L_c \frac{di_3(t)}{dt} \quad (2-1)$$

将式(2-1)中相电压表示为线电压可得

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

其中 U_L 为换流母线电压有效值， ω 是系统角频率。

如图 2-2 所示，直流电流和换相电流关系满足

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

对于晶闸管的动态特性而言，由通态转为断态的过程称为关断，由断态转为通态的过程称为开通，这一内部正反馈的过程需要时间，加上外电路电感的限制，因此其状态的转变不可能瞬时完成。以 Δ -Y 联结逆变器为例，逆变器换相过程中的各角度关系如图 2-3 所示，其中 α 为逆变侧触发角， β 为触发超前角， μ 为换相角， γ 为关断角，编号①~⑥表示换流阀的编号。

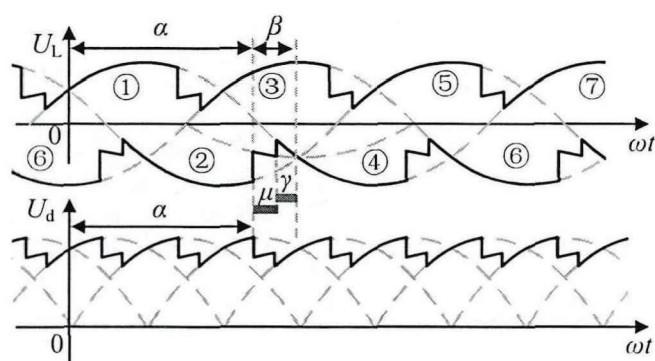


图 2-3 逆变器换相过程各角度关系

各角度关系之间满足如下公式

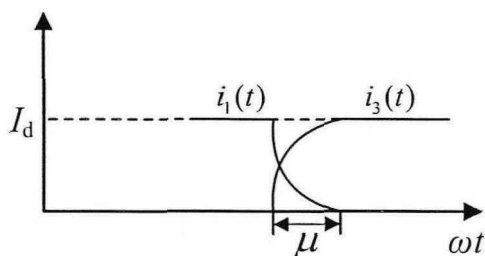
$$\alpha + \beta = \pi \quad (2-4)$$

$$\mu + \gamma = \beta \quad (2-5)$$

因此可知，换相过程开始于 $t = \alpha/\omega$ 时刻，结束于 $t = (\alpha + \mu)/\omega$ 时刻，对式(2-2)等式左侧在换相过程中进行积分，可得

$$\int_{\frac{\alpha}{\omega}}^{\frac{\alpha+\mu}{\omega}} \left(L_c \frac{di_1(t)}{dt} - L_c \frac{di_3(t)}{dt} \right) dt = L_c \left\{ \left(i_1 \left(\frac{\alpha+\mu}{\omega} \right) - i_1 \left(\frac{\alpha}{\omega} \right) \right) - \left(i_3 \left(\frac{\alpha+\mu}{\omega} \right) - i_3 \left(\frac{\alpha}{\omega} \right) \right) \right\} \quad (2-6)$$

在 V_1 、 V_2 导通状态向 V_2 、 V_3 导通状态转变过程中，阀电流的关系如图 2-4 所示。


 图 2-4 阀 V_1 换相至阀 V_3 时阀电流关系

在正常运行工况下，直流电流 I_d 保持恒定，因此阀 V_1 和阀 V_3 阀电流满足如下关系

$$\begin{cases} i_1 \left(\frac{\alpha}{\omega} \right) = I_d, i_3 \left(\frac{\alpha}{\omega} \right) = 0 \\ i_1 \left(\frac{\alpha+\mu}{\omega} \right) = 0, i_3 \left(\frac{\alpha+\mu}{\omega} \right) = I_d \end{cases} \quad (2-7)$$

将式(2-7)代入式(2-6)可得

$$\int_{\alpha}^{\alpha+\mu} \frac{1}{\omega} \left(L_c \frac{di_1(t)}{dt} - L_c \frac{di_3(t)}{dt} \right) dt = -2L_c I_d \quad (2-8)$$

其中负号表示电流方向而不表示大小。由上式可知,当直流电流 I_d 保持恒定时,式(2-2)等式左侧在换相阶段的积分为一定值。换相过程中逆变侧换流母线电压对时间的积分被称为电压-时间面积,简称为换相面积^[58],式(2-8)推导得出的定值即为在正常工况下满足直流系统换相需求的换相面积临界值,定义换相面积需求量 $S_{\mu,demand}$ 为

$$S_{\mu,demand} = 2L_c I_d \quad (2-9)$$

换相面积需求量 $S_{\mu,demand}$ 物理含义为阀 V_1 在换相至 V_3 的过程中,阀臂电感建立磁链并从 V_1 转移至 V_3 所需的外界能量,这意味着逆变侧换流母线电压有效值与换相时间存在着制约关系,两者关系的失衡将会导致换相面积需求量不足,直流系统将面临换相失败的风险。

对式(2-2)等式右侧在换相阶段进行积分,可得

$$\int_{\alpha}^{\alpha+\mu} \frac{1}{\omega} \sqrt{2} U_L \sin \omega t dt = \sqrt{2} U_L (\cos \gamma + \cos \alpha) \quad (2-10)$$

将上式等式右侧表达式定义为换相面积提供量 $S_{\mu,supply}$, 如下

$$S_{\mu,supply} = \sqrt{2} U_L (\cos \gamma + \cos \alpha) \quad (2-11)$$

换相面积提供量 $S_{\mu,supply}$ 物理含义为换流母线电压在阀臂电感建立起的磁链中所储存的能量,换流阀的实际换相面积即为换相面积提供量。当换流母线电压积累量足够提供换相面积需求量,即 $S_{\mu,supply} \geq S_{\mu,demand}$ 时,系统能够正常换相;若不能,即 $S_{\mu,supply} < S_{\mu,demand}$ 时,则认为晶闸管不能完全关断,直流系统发生换相失败。因此需要保证换相面积提供量满足换相需求,系统才能正常运行。

综上所述,临界换相面积理论证明了换相失败是否发生与换流母线电压有效值、直流电流、触发角、关断角之间的耦合关系息息相关,这为后续换相失败机理分析奠定了理论基础。

2.3 电流偏差控制对后续换相失败的影响

从交流故障清除开始到直流传输功率即将恢复正常的阶段中,直流电流快

速上升将导致系统发生后续换相失败，若要抑制直流电流，则必须精确且快速地控制整流侧和逆变侧直流电压之间的压差，故直流控制保护系统的控制目标和具体策略将成为重点研究对象。此外，该阶段中直流控制模式将发生切换，最终按照故障前的正常控制策略实现直流功率的传输，此阶段的控制效果也将决定直流系统是否会发生后续换相失败，因此控制策略切换的判据、功率恢复的爬坡过程、直流控制保护系统应对关断角急剧下跌的策略，均为后续换相失败机理分析中应重点研究的对象。

本节将通过讨论故障恢复期间的直流控制特性，介绍电流偏差控制器的功能与作用，阐明增大电流偏差控制器的斜率可以加速故障恢复、抑制后续换相失败的机理。

2.3.1 逆变侧直流控制系统功能

高压直流输电的优势一直备受学者们的关注与研究，为了更好地比较和评估不同方法和控制策略，HVDC 控制工作组在 1991 年 CIGRE 会议上提出了第一个有关 HVDC 系统控制研究的标准模型^[59]，全称为 CIGRE HVDC Benchmark Model。换相失败问题是 HVDC 直流逆变侧特有的问题，因此针对 HVDC 逆变侧直流控制系统展开研究，CIGRE HVDC 中逆变侧直流控制系统结构框图如图 2-5 所示。其中 I_{CO} 为手动输入电流值， γ_{min} 为逆变器上下桥臂最小关断角， I_{dref} 为直流电流指令值， ΔI_d 为电流偏差， $\Delta \gamma_{CEC}$ 为 CEC 输出的关断角增量， $\Delta \gamma$ 为关断角偏差， β_c 为定电流(constant current, CC)控制超前触发角， β_G 为定关断角(constant extinction angle, CEA)控制超前触发角， α_i 为逆变侧触发角。

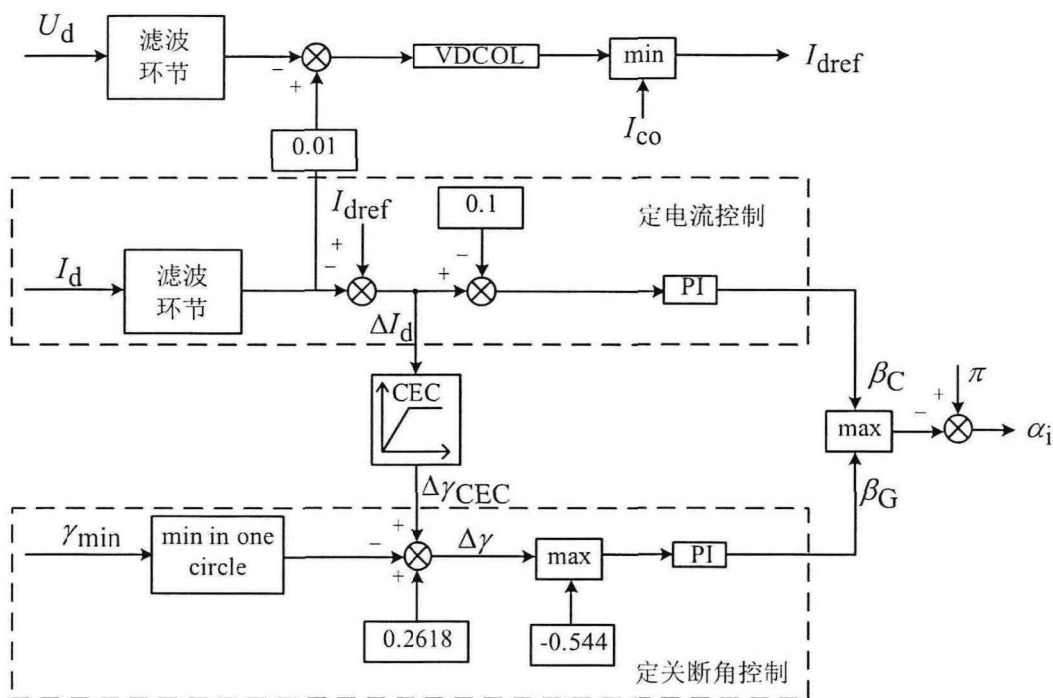


图 2-5 CIGRE HVDC 直流控制系统结构

2.3.1.1 低压限流单元

为了抑制直流电压迅速降低且直流电流快速升高的问题，VDCOL 将根据直流电压强制降低直流电流指令值，从而控制直流功率的传输，让系统稳定运行在“低电压小电流”的工作状况^[60]，为逆变器正常换相创造条件。CIGRE HVDC 标准模型中 VDCOL 的输入量是直流电压，属于 DC-VDCOL 类别^[61]，即会根据输出直流电压的变化，来调整直流电流指令值，其特性曲线如图 2-6 所示。 I_{high} 为 VDCOL 的高电流指令值阈值， I_{low} 为低电流指令值阈值， U_{high} 为 VDCOL 的高电压门槛值， U_{low} 为低电压门槛值， U_v 为启动电压。

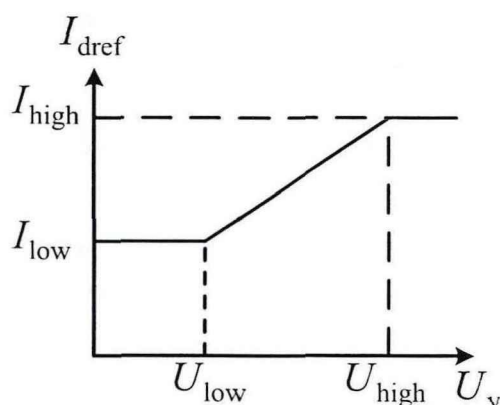


图 2-6 VDCOL 特性曲线

VDCOL 启动电压和电流指令值的函数关系为

$$I_{dref} = \begin{cases} I_{high}, & U_v \leq U_{low} \\ \frac{I_{high} - I_{low}}{U_{high} - U_{low}} U_v + \frac{I_{low} U_{high} - I_{high} U_{low}}{U_{high} - U_{low}}, & U_{low} < U_v \leq U_{high} \\ I_{low}, & U_v > U_{high} \end{cases} \quad (2-12)$$

当系统处于低电压状态下时，VDCOL 将适时降低直流电流指令值，减小直流功率的传输，待系统恢复正常后，VDCOL 输出的电流指令值也恢复原值，因此通过 VDCOL 可以缓解故障期间逆变器对于交流系统的无功需求，有助于直流系统传输的快速恢复^[62]。

2.3.1.2 定电流控制

定电流控制可简称为 CC 控制，逆变侧 CC 控制与整流侧 CC 控制原理相同。逆变侧直流电流实测值作为输入量，经过一阶惯性环节滤除谐波脉动后得到直流电流值，该值与 VDCOL 输出的电流指令值 I_{dref} 作差得到电流偏差 ΔI_d 。当检测到 ΔI_d 存在时，PI 控制器会正相关地调节 CC 控制的超前触发角 β_c ，达到控制直流电流的目的。下面将结合 HVDC 等值电路方程来说明定电流控制的调节作用，直流输电系统等值电路如图 2-7 所示。

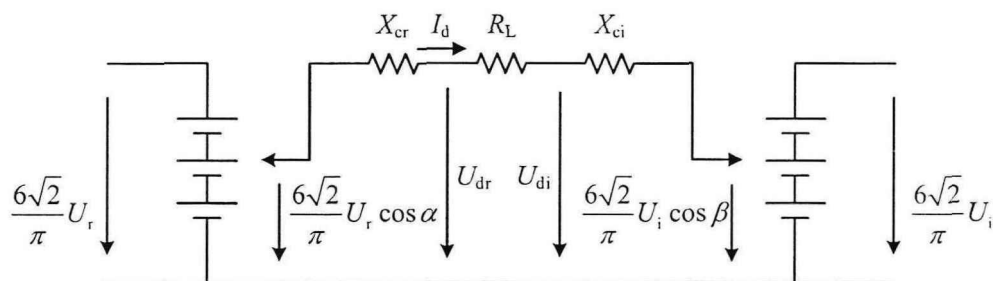


图 2-7 HVDC 系统等值电路

图 2-7 中各变量名称及定义如表 2-1 所示，其中下标 r 表示整流侧，下标 i 表示逆变侧。

表 2-1 变量定义表

名称	符号	单位
空载换流母线电压有效值	U_1 、 U_2	kV
等值换相电抗	X_{cr} 、 X_{ci}	Ω
直流电流	I_d	kA
直流电压	U_{dr} 、 U_{di}	kV
整流侧触发角	α	$^\circ$
逆变侧超前触发角	β	$^\circ$
直流线路电阻	R_L	Ω

直流线路上的直流电流 I_d 可表示为

$$I_d = \frac{\frac{6\sqrt{2}}{\pi} U_r \cos \alpha - \frac{6\sqrt{2}}{\pi} U_i \cos \beta}{X_{cr} + R_L + X_{ci}} \quad (2-13)$$

若电流偏差 ΔI_d 增大时，说明此时直流电流指令值增大，直流系统期望提高直流电流的大小。 ΔI_d 经过 PI 调节得到的 β_c 会相应增大，从而使得逆变侧超前触发角 β 增大。由式(2-13)可知， I_d 会相应增大，符合预期控制效果。由此可知调整逆变器的超前触发角可以在一定范围内快速控制直流电流，因此定电流控制也是直流系统常用的控制手段之一^[63]。

2.3.1.3 定关断角控制

定关断角控制(CEA 控制)又称为定 γ 控制。相比于整流侧，定关断角控制

是直流系统逆变侧特有的控制，旨在防止直流逆变侧发生换相失败。CIGRE HVDC 标准系统的逆变侧直流控制系统采用封装模块表示，其输入输出量如图 2-8 所示。

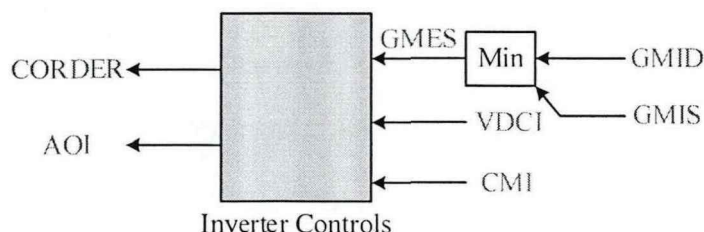


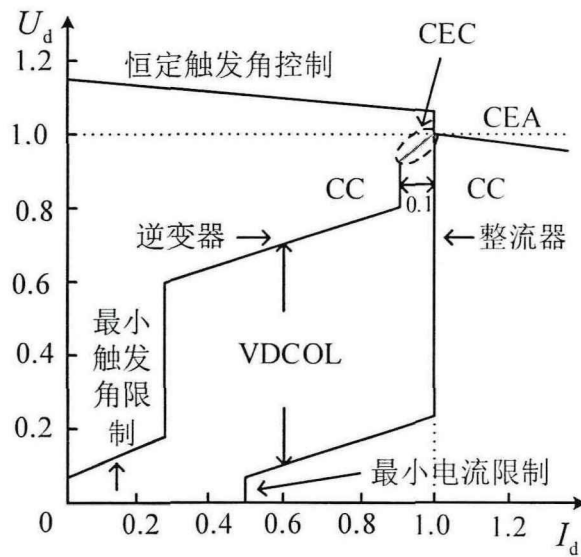
图 2-8 CIGRE HVDC 标准系统逆变侧控制模块

其中 CORDER 为直流电流指令值，AOI 为逆变侧触发角，VDCI 为逆变侧直流电压实测值，CMI 为逆变侧直流电流实测值。GMID 是逆变器上桥臂的关断角测量值，GMIS 是逆变器下桥臂关断角测量值，将两测量值取最小值输入 CEA 控制。

CEA 控制的主要任务就是将逆变器的关断角控制在给定参考值 γ_{ref} (CIGRE HVDC 标准模型设置为 15° ，实际工程中通常为 17°) 附近，以确保关断角的裕度，减小换相失败的概率。将逆变器上下桥臂关断角取最小值也是为了保证关断角补偿拥有充分的裕度，避免出现测量值大于实际值，导致 CEA 控制欠补偿的情况。值得注意的是，关断角数值过大会增加直流系统的无功需求^[64-65]，因此 CEA 控制中设置了限幅环节，从而兼顾到了系统运行的经济性。

2.3.1.4 电流偏差控制器

直流系统在运行中根据直流电压-直流电流运行特性选择不同的控制方式，从而实现整流器和逆变器的协调控制，直流系统的 U_d-I_d 特性曲线如图 2-9 所示。


 图 2-9 直流系统 U_d - I_d 运行特性

直流系统整流侧配置了恒定触发角控制和 CC 控制，逆变侧配置了 CC 控制、CEA 控制、VDCOL 控制以及电流偏差控制(简称 CEC 控制)。当系统运行于稳态运行点($U_d=1.0\text{pu}$, $I_d=1.0\text{pu}$)时，整流侧处于 CC 控制，逆变侧采用 CEA 控制。为了防止整流侧和逆变侧 CC 控制曲线重合而导致的电流指令值混乱，在两者间设置了 10% 的电流裕度进行区分。当系统偏离正常运行点、直流电流运行在 0.9~1.0pu 时，由于逆变侧 CEA 控制和整流侧恒定触发角控制的曲线斜率相近，容易出现直流电压小幅波动导致直流电流大幅摆动的情况^[66]。为了使得该区域的控制方式快速切换，通常在 CC 控制和 CEA 控制之间引入一个正斜率 CEC 控制，如图 2-9 红线所示。

当电流偏差 ΔI_d 增大时，CEC 将输出关断角增量 $\Delta \gamma_{\text{CEC}}$ 加在 CEA 控制中，增大关断角偏差 $\Delta \gamma$ ，从而保证 CEA 控制使得实际关断角稳定在参考值附近。

CIGRE HVDC 标准系统中 CEC 控制器的函数关系如下所示

$$\Delta \gamma_{\text{CEC}} = \begin{cases} \Delta \gamma_{\text{max}}, & \Delta I_d \geq \Delta I_{d\text{max}} \\ \frac{\Delta \gamma_{\text{max}}}{\Delta I_{d\text{max}}} \Delta I_d, & 0 \leq \Delta I_d < \Delta I_{d\text{max}} \\ 0, & \Delta I_d < 0 \end{cases} \quad (2-14)$$

式中 $\Delta I_{d\text{max}}$ 为电流偏差饱和值， $\Delta \gamma_{\text{max}}$ 为 CEC 输出量饱和值。当电流偏差达到

饱和后，CEC 控制器将持续输出饱和值，CEC 控制特性曲线如图 2-10 所示。

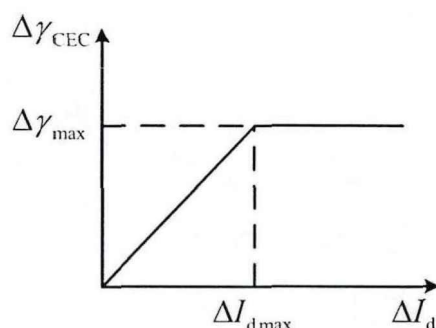


图 2-10 CEC 控制特性曲线

作为 CC 控制和 CEA 控制切换区域间的辅助控制环节，CEC 控制有着加速模式切换的作用，因此也被称为 γ 加速控制^[67]。因此要研究后续换相失败中直流控制的交互情况，CEC 控制器应列为重点研究对象之一。

2.3.2 后续换相失败机理分析

在故障恢复过程中，当逆变侧控制处于 CC 控制模式时，CEA 控制器失效，因此关断角会出现不受控制的下跌趋势，导致后续换相失败的发生。为了更清晰地说明上述过程，采用 CIGRE HVDC 标准模型展开详细分析。

发生首次换相失败后，直流电流和直流电压由于 PI 控制器超调现象均趋向零。当直流电流小于电流指令值时，电流偏差 ΔI_d 不再为零，由电流偏差控制特性可知，此时 CEC 启动。黑色虚线内为 CEC 动作阶段，如图 2-11 所示。

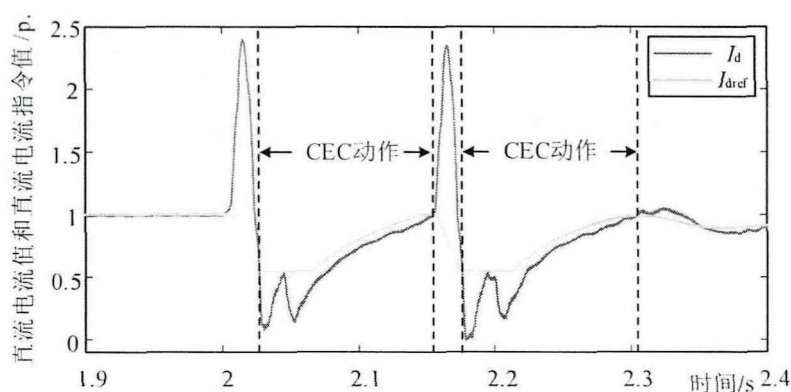


图 2-11 CEC 启动时直流电流与指令值关系

电流偏差控制的启动提前于逆变侧的模式切换,当直流电流小于指令值时,直流系统通过启动 CEC 从而快速增大 CEA 控制器输出的超前触发角 β_G , 逆变侧超前触发角变化如图 2-12 所示。

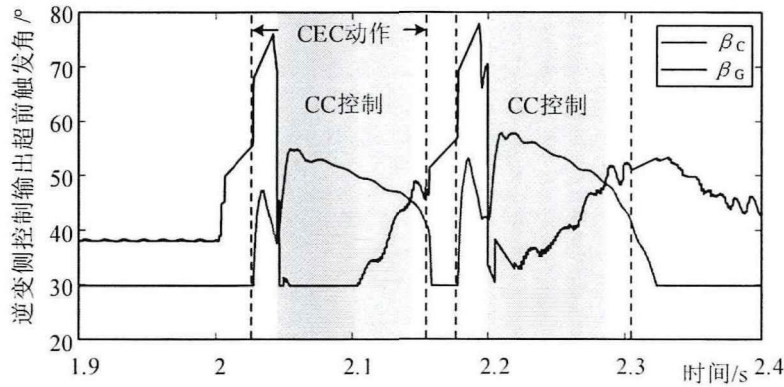


图 2-12 逆变侧超前触发角

CEC 动作增大逆变侧超前触发角,从而达到快速提升关断角的目的。随后关断角 γ 被提升到一个较大的数值,将导致换相面积提供量 $S_{\mu, supply}$ 显著减小。为了维持系统正常换相的外界能量输入,此时 γ 角回调需求明显,因此 β_G 会快速下降来调整关断角大小。当 β_G 等于 CC 控制器的输出超前触发角 β_c 时,逆变侧控制模式将会切换为 CC 控制,如图 2-12 中蓝色面积部分所示。此阶段直流电压处于爬坡恢复期,同时 CEC 处于动作状态,逆变侧、整流侧处于 CC 控制模式,导致电流控制目标不明确^[44],使得直流电流在整流侧、逆变侧的电流指令值之间波动,持续回升。直流电压趋势如图 2-13 所示。

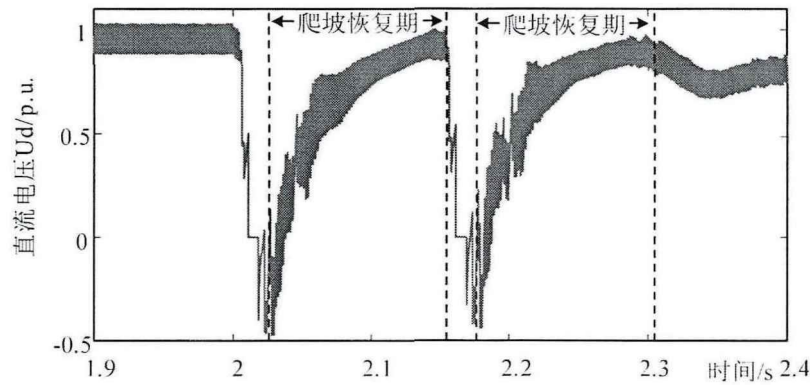


图 2-13 直流电压恢复过程

然而此阶段逆变侧定关断角控制器失效,直流电流的持续回升伴随关断角

的持续下跌，关断角调整趋势如图 2-14 所示。

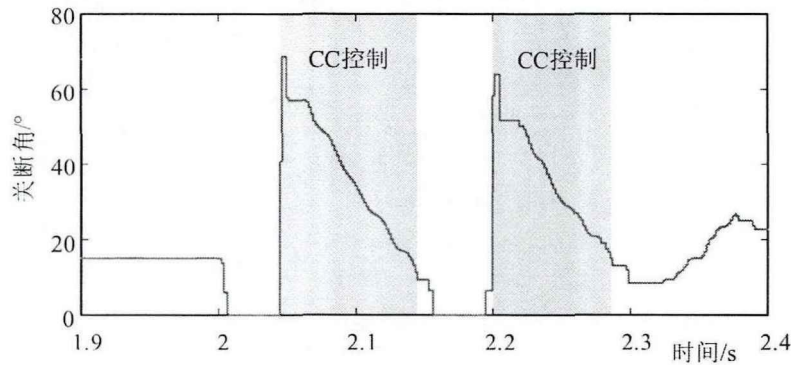


图 2-14 关断角调整趋势

由式(2-9)、(2-11)及临界换相面积理论分析可知，该过程会使得换相面积需求量 $S_{\mu,demand}$ 持续增长到大于换相面积提供量 $S_{\mu,supply}$ ，便导致直流系统发生后续换相失败。因此这个阶段需要逆变侧控制器的协调配合，加速 CC 控制向 CEA 控制的切换，使得关断角重新受控。

CC 控制和 CEA 控制的快速切换要靠电流偏差控制调节器实现，而由图 2-5 可知，在逆变侧处于 CC 控制模式时，关断角逐渐向参考值回归， $\Delta\gamma_{CEC}$ 在 $\Delta\gamma$ 中占比逐渐上升，此时 $\Delta\gamma_{CEC}$ 对逆变侧控制模式的切换起了关键作用，CEC 输出量 $\Delta\gamma_{CEC}$ 如图 2-15 所示。

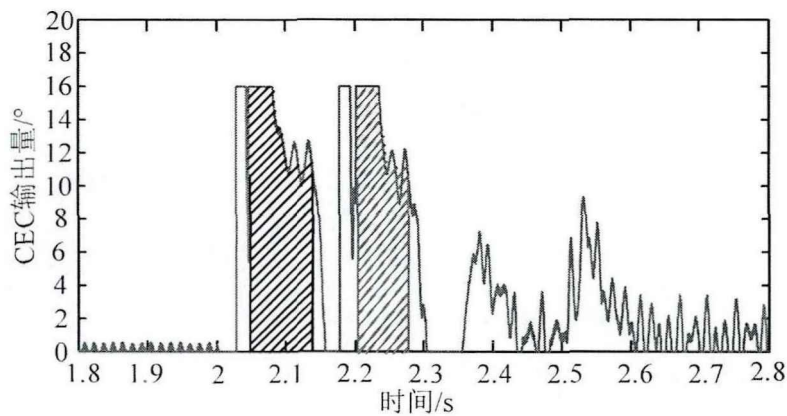


图 2-15 CEC 输出量 $\Delta\gamma_{CEC}$ 特性曲线

关断角增量 $\Delta\gamma_{CEC}$ 与时间轴围成的面积表示从故障恢复期关断角所需缺额 $\Delta\gamma_{\Sigma}$ 。图 2-15 中黑色阴影、红色阴影分别表示首次换相失败和后续换相失败恢

复过程中, 逆变侧处于 CC 控制时 CEC 输出的积累量。若在首次换相失败后的恢复过程中, CEC 输出无法满足该缺额, CEA 控制器输出的超前触发角 β_G 仍然较小, 关断角裕度不足, 则会发生后续换相失败; 在第二次恢复过程中逆变侧处于 CC 控制时, 超前触发角 β_G 继续累加, 直至关断角恢复为参考值、逆变侧控制模式稳定为 CEA 控制为止。因此, 在逆变侧 CC 控制模式中增大 CEC 的斜率, 可以提高 CEC 输出的关断角增量, 从而加速逆变侧控制模式的切换。

综上所述, CEC 控制器参数设置对系统抵御后续换相失败具有重要意义。可以通过增大 CEC 的斜率来提高关断角偏差 $\Delta\gamma$, 从而使得逆变侧直流控制模式由 CC 控制快速切换至 CEA 控制, 从而增强系统抵御后续换相失败的能力。

2.4 本章小结

本章首先介绍了临界换相面积理论, 为后续换相失败机理分析奠定了理论基础, 并以 CIGRE HVDC 直流系统为例研究了电流偏差控制器对后续换相失败的影响, 得到以下结论:

(1) 直流系统正常的功率传输依赖于换流母线电压有效值、直流电流、触发角、关断角的相互匹配。当换相面积需求量无法得到满足时认为晶闸管无法完全关断, 此时系统发生换相失败。

(2) 逆变侧处于 CC 控制模式时, CEA 控制对于关断角的控制失效。该阶段直流电流控制目标不明确, 将导致直流电流的持续回升且伴随关断角的持续下跌, 因此直流系统发生后续换相失败的风险大幅增加。

(3) CC 控制和 CEA 控制的快速切换需要靠电流偏差控制调节器实现, 因此电流偏差控制器的调节特性是后续换相失败抑制措施的重点研究对象。可以通过增大 CEC 的斜率来提高关断角偏差 $\Delta\gamma$, 使得逆变侧直流控制模式由 CC 控制快速切换至 CEA 控制, 从而降低系统发生后续换相失败的风险。

第3章 基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算抑制方法

3.1 引言

临界换相面积理论证明了对于后续换相失败机理的分析应该考虑系统电气量、控制策略、保护动作等多因素的耦合情况。本章将基于临界换相面积理论设计一种能够定量有效评估直流系统换相能力的指标 S_{CCI} ，改进对直流系统故障严重程度的描述方式；将该指标应用于直流控制系统中的电流偏差控制器，通过指标的数值变化来动态调整 CEC 斜坡函数的斜率大小，快速有效地抑制直流系统后续换相失败。

3.2 考虑变化率增量的系统换相能力分析

3.2.1 故障切除后的关断角过补偿现象

逆变侧换流母线电压幅值跌落的大小 ΔU_m 可以用来判断交流系统故障的严重程度，因此根据 ΔU_m 的值来调整 CEC 斜坡函数的斜率^[54-56]是一种比较常见的方法，但这可能导致关断角增量的过度补偿（下均简称为“过补偿现象”），见图 3-1。

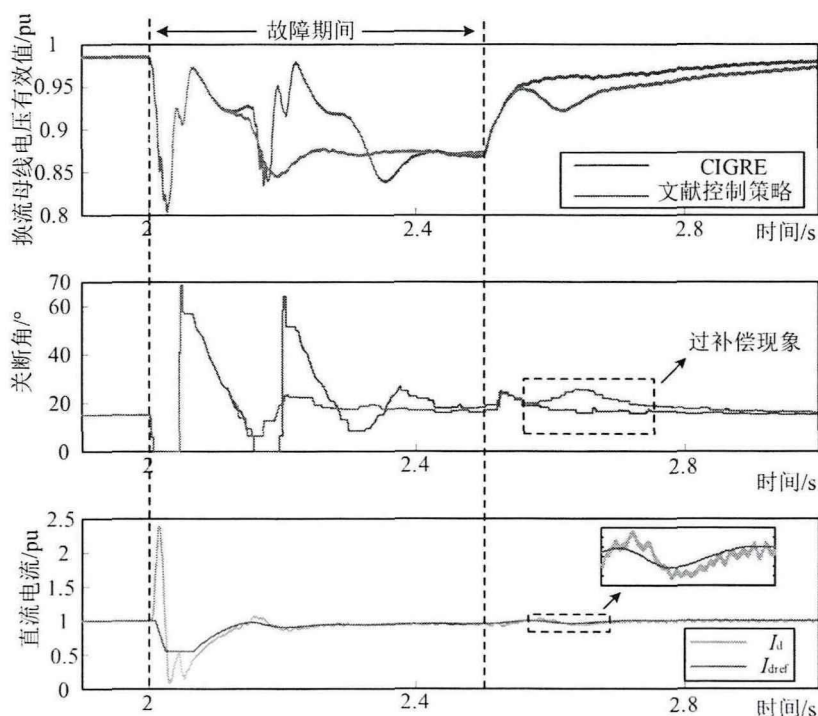


图 3-1 过补偿现象

当故障切除时，逆变侧交流母线电压仍处于较低水平，逆变侧处于 CEA 控制模式，此时 CEA 把关断角控制在参考值附近，会抑制直流电流的增大，从而使得直流电流围绕指令值产生波动。当直流电流小于电流指令值时，CEC 便会启动，此时根据 ΔU_m 计算 CEC 斜率，会对关断角偏差继续进行增量补偿。然而此时系统已恢复了正常换相，关断角无需补偿，即产生了过补偿现象。关断角过补偿现象会增大逆变器的无功消耗，造成逆变侧交流母线电压幅值 U_m 短时跌落。由上述分析可知， ΔU_m 阈值设置的精准程度将直接影响控制策略的控制效果，而实际工程中逆变侧交流母线电压幅值 U_m 受多方因素影响、难以预测，使用 ΔU_m 描述故障严重程度从而指导 CEC 斜率的调整难以保证直流保护控制系统的控制效果。

3.2.2 换相失败过程中的关断角欠补偿现象

通过 ΔU_m 大小动态调整 CEC 斜率还可能存在关断角补偿裕度不足的现象，下面通过对换相过程中的能量转移进行分析，说明其原因。

由 2.2 节分析已知系统换相过程中的各角度关系, 现将 LCC 换流器换相过程中换相电压与时间轴围成的面积和各角度关系表示为图 3-2 所示。其中 S_μ 为换相面积不再赘述, S_γ 为关断面积, 对应晶闸管恢复阻断能力的过程^[57]。

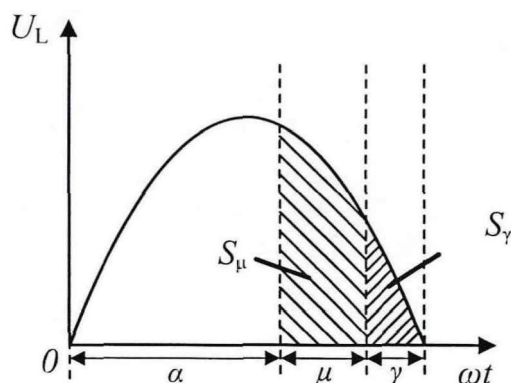


图 3-2 换相过程中角度关系

为了保证晶闸管在换相过程中能够完全关断, 需要保证关断面积 S_γ 不受挤压, 因此需要满足换相面积最大提供量不小于换相面积需求量。对于式(2-11)分析可知, 当触发角 α 取最大值且关断角 γ 取最小值时换相面积提供量得到最大值。触发角 α 的最大值通常取图 2-5 逆变侧直流控制系统中输出的逆变侧触发角最大值; 关断角 γ 的取值存在下限, 一般认为当关断角小于逆变器换相所需的最小关断角时, 会发生换相失败。实际工程中, 晶闸管换相所需的最小关断时间大约为 $400\mu\text{s}$, 电角度表示为 7.2° ^[68], 因此可将最小关断角取为 $\gamma_0=7.2^\circ$, 则换相面积最大提供量表示为

$$S_{\mu, \text{supply_max}} = \sqrt{2}U_L (\cos \gamma_0 + \cos \alpha_{\max}) \quad (3-1)$$

当系统运行于正常工况下时, 直流电流一般认为恒定不变, 此时换相面积需求量为一定值, 如式(2-9)所示。然而换相过程中由于换相电流的影响, 直流电流不能保持恒定不变, 文献^[31]考虑了换相期间直流电流的变化, 修正了换相过程中的换相面积需求量, 因此修正后的 $S_{\mu, \text{demand}}$ 如下

$$S_{\mu, \text{demand}} = 2L_c (I_d + \Delta I_d) \quad (3-2)$$

其中 ΔI_d 是直流电流函数在故障发生时刻忽略二阶及以上余项的泰勒展开的表达式, 设 t_0 为故障时刻, 则 ΔI_d 表示为

$$\Delta I_d(\Delta t) = \frac{dI_d(t_0)}{dt} \Delta t + \frac{d^2 I_d(t_0)}{dt^2} \frac{\Delta t^2}{2} \quad (3-3)$$

此外，在三相对称故障和不对称故障情况下，换流母线电压变化率均会影响关断角 γ 的计算^[69-70]，因此为了更精确地计算换相面积提供量，准确地表示系统所能提供的换相能力，应当考虑换相期间换相电压的变化，修正后的换相面积最大提供量应表示为

$$S_{\mu, \text{supply_max}} = \sqrt{2}(U_L + \Delta U_L)(\cos \gamma_0 + \cos \alpha_{\max}) \quad (3-4)$$

同理式中 ΔU_L 表示为

$$\Delta U_L(\Delta t) = \frac{dU_L(t_0)}{dt} \Delta t + \frac{d^2 U_L(t_0)}{dt^2} \frac{\Delta t^2}{2} \quad (3-5)$$

正常情况下，逆变器换相角为 $20 \sim 30^\circ$ ，因此将换相角下限 20° 对应的工频时间 1.111ms 作为时间微分量代入计算，采用下限的原因是换相期间在合理范围内采集信号越多，计算值越准确。

要保证直流系统正常换相，需要满足换相面积最大提供量不小于换相面积需求量，即满足

$$\sqrt{2}(U_L + \Delta U_L)(\cos \gamma_0 + \cos \alpha_{\max}) - 2L_c(I_d + \Delta I_d) \geq 0 \quad (3-6)$$

式(3-6)中的变量为换相电压、触发角和直流电流，逆变侧交流母线电压有效值仅为直流系统发生换相失败的影响因素之一，因此仅通过 ΔU_m 的大小动态调整 CEC 斜率来实现关断角补偿，并不能保证提供的换相角补偿量能够满足式(3-6)，即不能保证换相能量需求得到满足，导致恢复过程中关断角欠补偿现象的存在，从而影响直流控系统抑制后续换相失败的效果。

综上所述，通过 ΔU_m 的大小指导 CEC 调整参数来补偿关断角偏差的补偿方式可能存在“过补偿”或“欠补偿”现象，从而影响控制策略的控制效果，延缓系统换相能力的恢复。因此，下文将以充分考虑多方面因素、更贴合描述直流系统故障严重程度的换相能力指标为依据，对 CEC 斜坡函数斜率参数进行调整。

3.3 基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算方法

3.3.1 换相能力指标 S_{CCI}

为了解决补偿裕度不足的问题，本文提出换相能力指标 S_{CCI} 定量评估系统的换相能力，量化系统是否能够提供满足换相过程的能量。

定义换相能力指标 S_{CCI} 如下

$$S_{CCI} = \sqrt{2}(U_L + \Delta U_L)(\cos \gamma_0 + \cos \alpha) - 2X_c(I_d + \Delta I_d) \quad (3-7)$$

换相能力指标 S_{CCI} 反映了换相电压、触发角、直流电流三个换相影响因素的制约关系，从能量的角度说明了换相失败现象发生的本质，解决了以单一影响因素作为控制判据带来的“过补偿”、“欠补偿”等问题。 S_{CCI} 可以作为抑制换相失败控制策略的启动判据，也可以作为判断系统换相能力强弱的依据。换相失败过程中的关断角、阀电流和本文提出的换相能力指标 S_{CCI} 对比如图 3-3 所示。

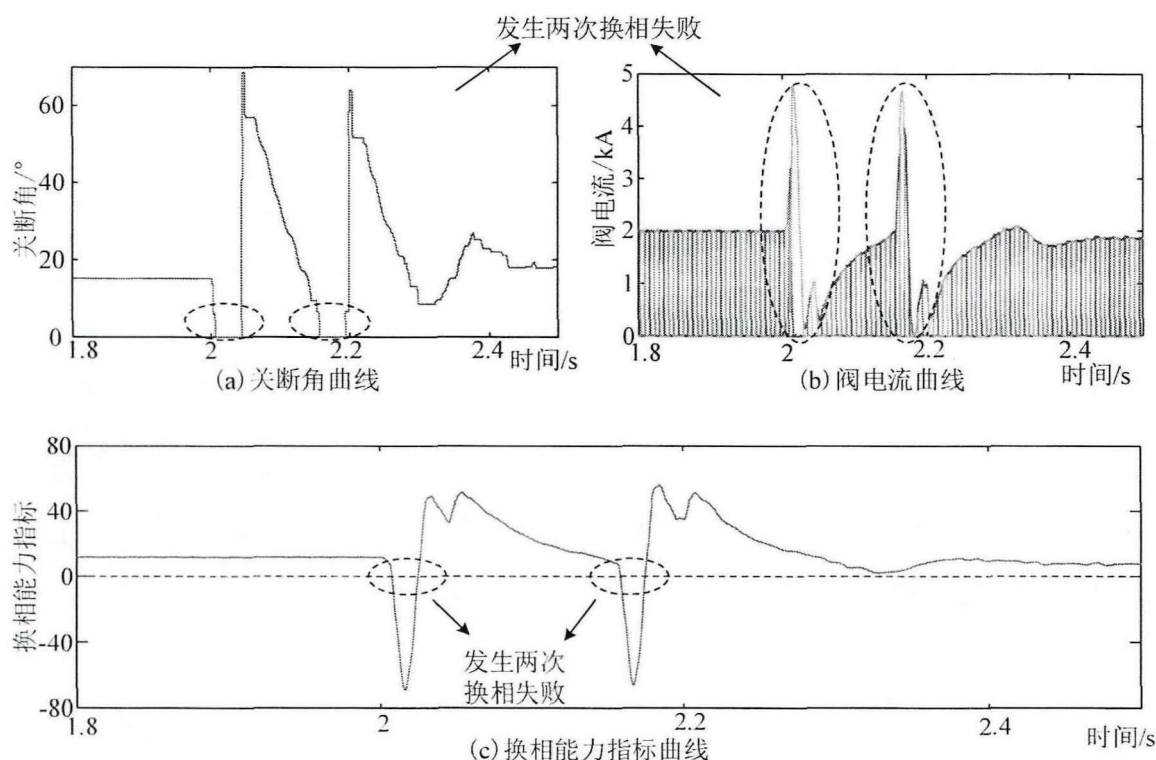


图 3-3 换相能力指标

上图表明系统发生两次换相失败，换相能力指标 S_{CCI} 能够准确判断发生后

续换相失败是否发生：当 $S_{CCI} \geq 0$ 时直流系统正常换相，当 $S_{CCI} < 0$ 时会发生换相失败现象。并且，换相能力指标值越小，说明此时系统正常换相所需能量缺额越大。

3.3.2 CEC 斜率动态计算方法

通过 S_{CCI} 的数值变化来动态调整 CEC 斜坡函数的斜率大小，能够加快逆变侧模式切换，准确响应系统的换相需求。当逆变侧交流母线发生短路故障导致 S_{CCI} 数值快速降为负，说明系统发生了换相失败，此时根据 S_{CCI} 的数值变化来改变 CEC 斜坡函数斜率。

本文通过设定电流偏差调整值 ΔI_H 改变曲线斜率，从而获得更合理的 $\Delta \gamma_{CEC}$ 来抑制换相失败。电流偏差调整值 ΔI_H 如图 3-4 所示。其中红色曲线表示调整以后的 CEC 斜坡函数曲线， ΔI_{dmax1} 为调整以后的电流偏差最大值。

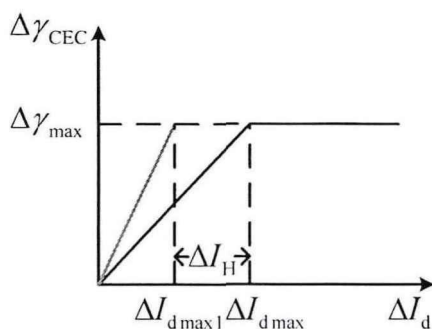


图 3-4 电流偏差调整值示意图

当逆变侧交流母线发生短路故障时， S_{CCI} 数值快速降为负，此时根据 S_{CCI} 数值的变化增大 CEC 斜坡函数斜率，CEC 斜坡函数特性曲线变为红色曲线。由图 2-5 分析可知，CEC 斜坡函数特性曲线斜率的增大可以提高关断角偏差 $\Delta \gamma$ 的数值，有利于换流阀恢复正常换相。但电流偏差控制中斜坡函数的斜率过大时不利于直流系统传输功率的恢复。为了保证系统的经济运行，本文设置 $\Delta \gamma_{max}$ 恒为 16° ^[54]。

现定义电流偏差调整值 ΔI_H 为

$$\Delta I_H = k \Delta S_{max} \quad (3-8)$$

其中 k 为比例系数， ΔS_{max} 用来描述故障期间系统换相能力的需求，是换相能力

指标差值，定义为

$$\Delta S_{\max} = S_{\text{CCl0}} - S_{\text{CClmin}} \quad (3-9)$$

其中 S_{CClmin} 为故障过程中换相能力指标的最小值， S_{CCl0} 为系统正常运行情况时换相能力指标值。当 $\Delta S_{\max}$ 越大时，表明系统发生越严重的故障，后续发生换相失败风险越大。

由式(3-9)可知，换相能力指标差值最大值 $\Delta S_{\max}$ 可以用来描述发生故障后，系统恢复至正常换相时所需能量的缺额。由式(3-7) S_{CCl} 定义表达式，可以将该能量缺额等效为换相电压有效值缺额，即表示为

$$\Delta S_{\max} = U_{\text{supply}} \Delta t \quad (3-10)$$

其中 U_{supply} 是换相电压有效值需求量， Δt 为故障持续时间。

换相电压有效值需求量是交流量，若从直流控制系统角度出发寻求补偿，应将交流电压需求量转化为直流电压需求量。当关断角恒定时，逆变器的直流电压平均值表达式为

$$U_d = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} U_L \cos \gamma - \frac{3}{\pi} X_r I_d \quad (3-11)$$

上式中 X_r 为换相电抗。当逆变侧发生交流故障时，可以认为直流电流瞬时不受影响，此时直流电压的需求量 $U_{d,\text{supply}}$ 可以表示为

$$U_{d,\text{supply}} = \Delta U_d = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} U_{\text{supply}} \cos \gamma_{\text{ref}} \quad (3-12)$$

上式中 ΔU_d 为直流电压缺额，关断角取参考值是为了对应恢复到正常运行工况下的直流电压缺额，一般取值为 15° 。得到直流电压缺额后再通过 VDCOL 环节计算出电流指令值的调整量，最终得到电流偏差调整值。由于 VDCOL 中运算均为标么值，要对直流电压需求量进行标么化，因此设置直流电压基准值 $U_{dB}=500\text{kV}$ ，VDCOL 中电流指令值的调整量应为

$$\Delta I_{\text{dref}} = m \frac{I_{\text{dmax}} - I_{\text{dmin}}}{U_{\text{high}} - U_{\text{low}}} \frac{U_{d,\text{supply}}}{500} = \frac{0.9m}{500} U_{d,\text{supply}} \quad (3-13)$$

式中 m 为直流电压缺额 $U_{d,\text{supply}}$ 占启动电压区间的比例，在 CIGRE HVDC 标准测试算例中， I_{dmax} 取 1.0pu ， I_{dmin} 取 0.55pu ， U_{high} 取 0.9pu ， U_{low} 取 0.4pu 。结合

大量故障工况下的仿真结果以及所提策略的控制效果，近似取 $m=0.2$ 。CIGRE HVDC 标准模型中 VDCOL 特性曲线如图 3-5 所示。

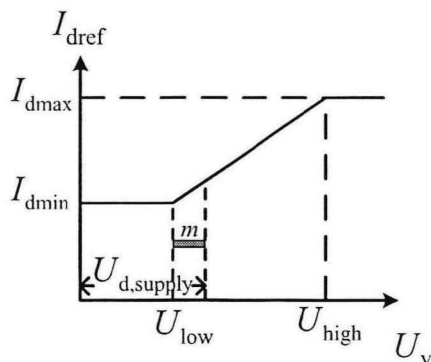


图 3-5 VDCOL 特性曲线

值得注意的是，在实际工程中 VDCOL 的参数会先经过动模实验和系统调试确定终值，具有科学性和实用性^[47]，因此对于不同实际工程，VDCOL 的参数选取存在偏差， m 取值也会出现相应变化。

因此，电流偏差调整值 ΔI_H 可表示为

$$\Delta I_H = \Delta I_{dref} = \frac{0.0016 \cos \gamma_{ref}}{\Delta t} m \Delta S_{max} \quad (3-14)$$

比例系数 k 表示为

$$k = \frac{0.0016 \cos \gamma_{ref}}{\Delta t} m \quad (3-15)$$

综上所述，基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算附加控制如图 3-6 所示。

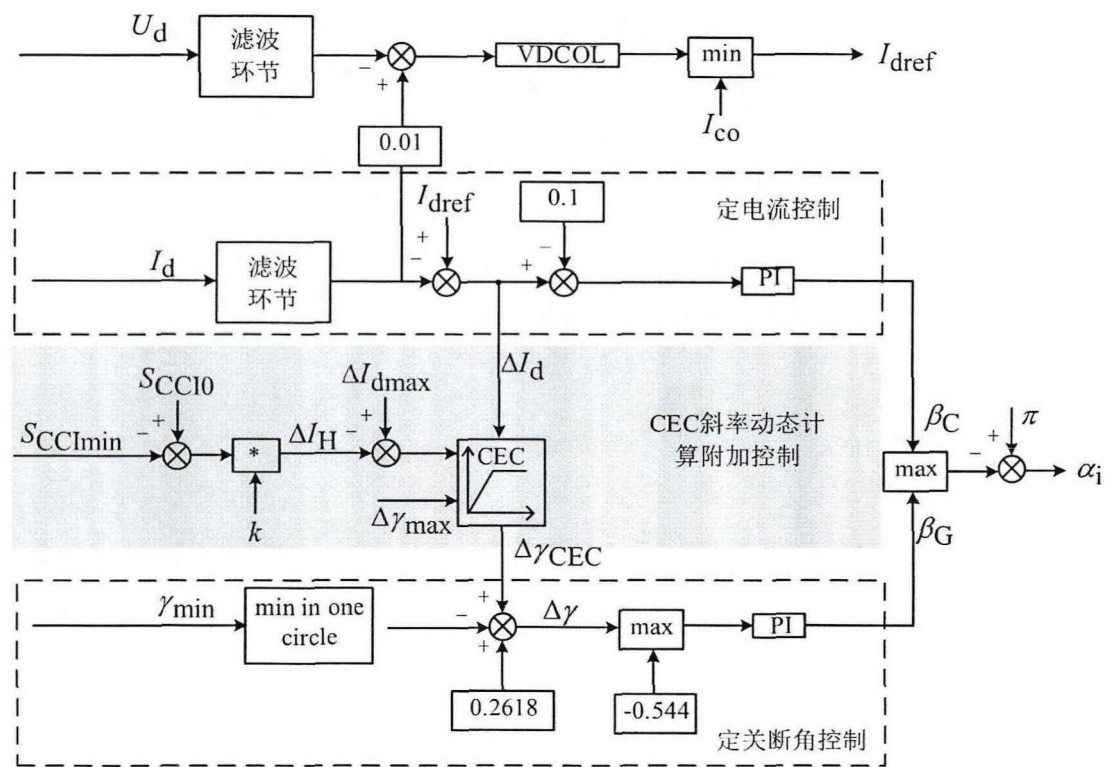


图 3-6 基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算附加控制

3.4 控制策略仿真验证与分析

本文在 PSCAD/EMTDC 平台中采用 CIGRE 标准模型^[71-72]验证所提的控制策略对后续换相失败的抑制效果，CIGRE HVDC 模型主设备系统结构图如图 3-7 所示。

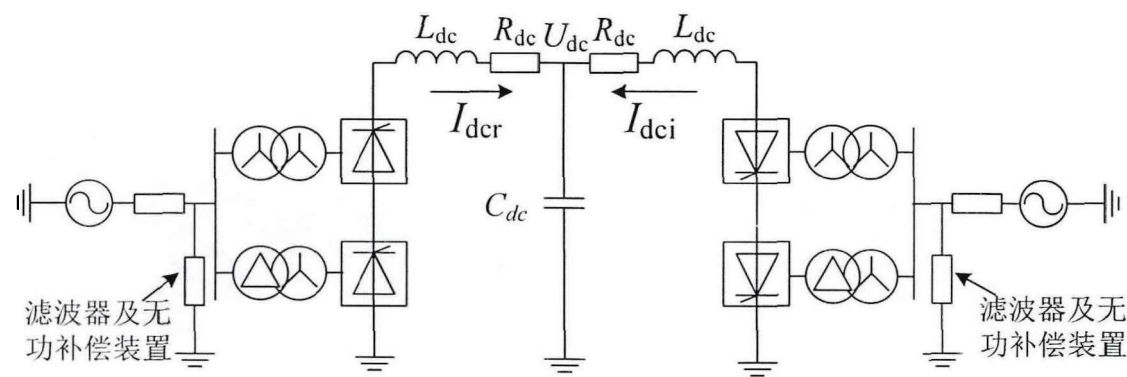


图 3-7 CIGRE HVDC 主设备系统结构

图中 L_{dc} 、 C_{dc} 、 R_{dc} 分别为直流线路的电感、电容和电阻； U_{dc} 为直流线路中点电容电压； I_{dcr} 和 I_{dci} 分别为整流侧和逆变侧的直流电流，系统参数见表 3-1。

表 3-1 CIGRE HVDC 标准算例系统参数

直流系统参数	数值	交流系统参数	整流侧	逆变侧
额定电压/kV	500	线电压基准值/ kV	345	230
额定容量/MW	1000	变压器容量/MVA	603.73	591.79
直流线路电阻/ Ω	2.5	变压器变比	345/213	230/209
平波电抗器电感/H	0.597	变压器漏抗/p.u.	0.18	0.18
线路中点电容/ μ F	26	系统电压频率/Hz	50	50

为了验证 CEC 斜率动态计算方法的有效性，将图 3-6 中附加控制策略与 CIGRE HVDC 的 CEC 输出量进行仿真对比，仿真曲线如图 3-8 所示。

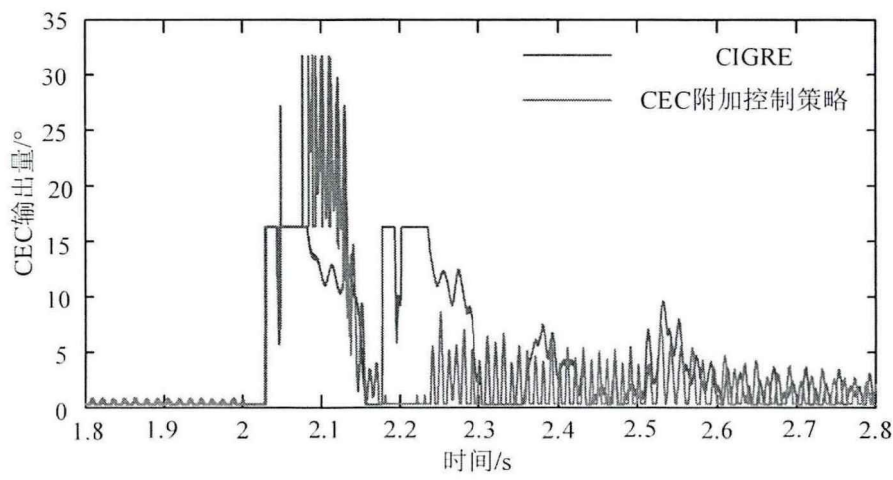


图 3-8 CEC 输出量对比仿真结果

由上图可知，基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算附加控制通过增大 CEC 的斜率，增加了定关断角控制中的关断角偏差 $\Delta\gamma$ ，加速了逆变侧 CC 控制向 CEA 控制模式的切换，符合预期效果。下面将从三相接地短路故障和单相接地短路故障对所提控制策略抑制效果进行仿真验证。

3.4.1 三相接地短路故障效果验证

本节将通过换流母线处经电感接地来模拟实际工程中交流输电线路发生的三相接地短路故障，且通过改变接地电感的大小来模拟故障的严重程度。目前机电暂态仿真中故障切除时间一般设为 0.9s，但是考虑实际切除时间和工程特性，在仿真实验中故障持续时间均设置为 0.5s^[54]。

当逆变站交流母线在 2s 时发生三相接地短路故障，接地电感 $L_f=0.9H$ ，故障持续时间 0.5s，系统各电气量仿真响应特性如图 3-9 所示。

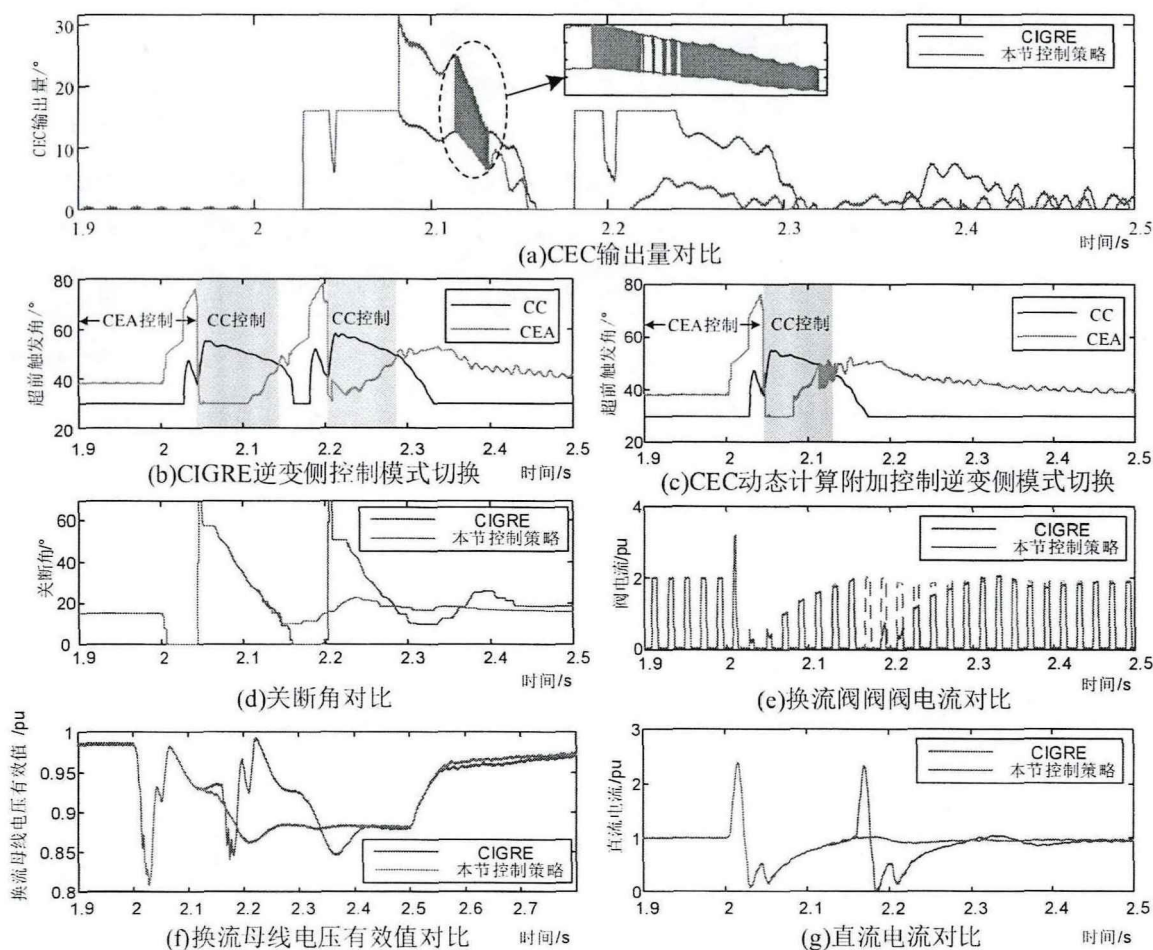


图 3-9 三相接地故障下控制效果对比

在图 3-9(b)中，当定电流超前触发角 β_c 大于定关断角超前触发角 β_g 时，逆变直流控制系统处于 CC 控制模式，反之处于 CEA 控制模式。若要直流传输功率恢复正常，则逆变侧直流控制模式应处于 CEA 控制。由图 3-9(a)可知，基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算附加控制策略提高了 CEC 的输出，快速补充了关断角偏差量。图 3-9(b)-(c)对比了两种控制策略下的直流控制模式，证实了本文所提控制策略在直流恢复过程中完成了 CC 控制至 CEA 控制的快速切换。

在仿真实验中，通常借助关断角实测值小于关断极限角、阀电流不连续、直流电流突增等现象来对换相失败故障进行判断^[69]。由图 3-9(d)、(g)可知，CIGRE HVDC 标准算例系统发生了两次换相失败，而应用本文所提控制策略则

只发生了首次换相失败，有效抑制了后续换相失败的发生。图 3-9(e)、(f)则表明应用本文所提控制策略促进了系统的恢复过程，首次换相失败后不再出现电气量突变的情况。

3.4.2 单相接地短路故障效果验证

当逆变站交流母线在 2s 时发生单相接地短路故障，接地电感 $L_f=0.9\text{H}$ ，故障持续时间 0.5s，系统各电气量仿真响应特性如图 3-10 所示。

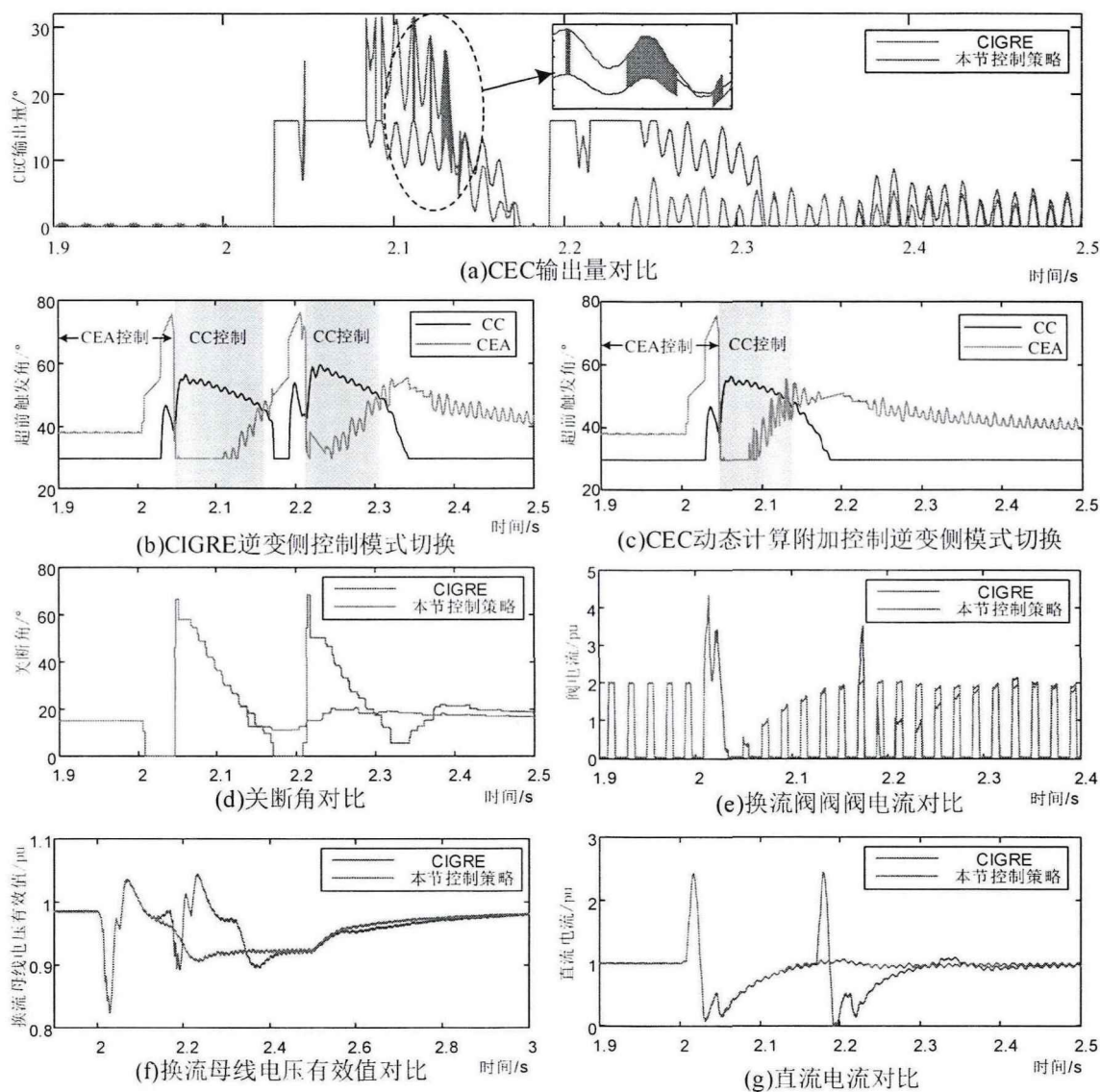


图 3-10 单相接地故障下控制效果对比

图 3-10(a)可知，基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算附加控制策略在系统发生单相接地故障的情况下仍然有效，完成了逆变侧直流控制模式的快速切换，避

免了因直流控制模式反复切换对直流控制系统产生的冲击，系统故障恢复特性得到显著优化，系统抵御后续换相失败能力增强。

3.4.3 附加控制策略故障水平检验

为了进一步验证本节所提控制策略对后续换相失败的抑制效果，需要设置更多不同严重程度交流故障进行仿真实验。现定义故障水平 F_L 如下^[56]：

$$F_L = \frac{U_{LN}^2}{L_f P_N} \times 100\% \quad (3-16)$$

式中 U_{LN} 为换流母线电压额定值， P_N 为直流功率额定值， F_L 越大表明系统交流故障越严重。

对故障水平 F_L 在 5%~50%之间不同严重程度的三相交流故障和单相交流故障进行仿真验证，直流系统发生换相失败次数如表 3-2 所示。

表 3-2 不同交流故障下换相失败发生次数对比

故障水平 /%	接地电感 /H	CIGRE HVDC		CEC 附加控制策略	
		单相故障	三相故障	单相故障	三相故障
5	3.368	0	0	0	0
10	1.684	0	0	0	0
15	1.123	0	2	0	1
20	0.842	2	2	1	1
25	0.674	2	2	1	1
30	0.561	3	2	1	1
35	0.481	3	2	1	1
40	0.421	3	2	1	1
45	0.374	3	2	1	1
50	0.337	3	2	1	1

为了更加直观对比不同故障水平下，本节所提附加控制策略抑制后续换相失败的能力，将表 3-2 可化成折线图进行对比，如图 3-11 所示。

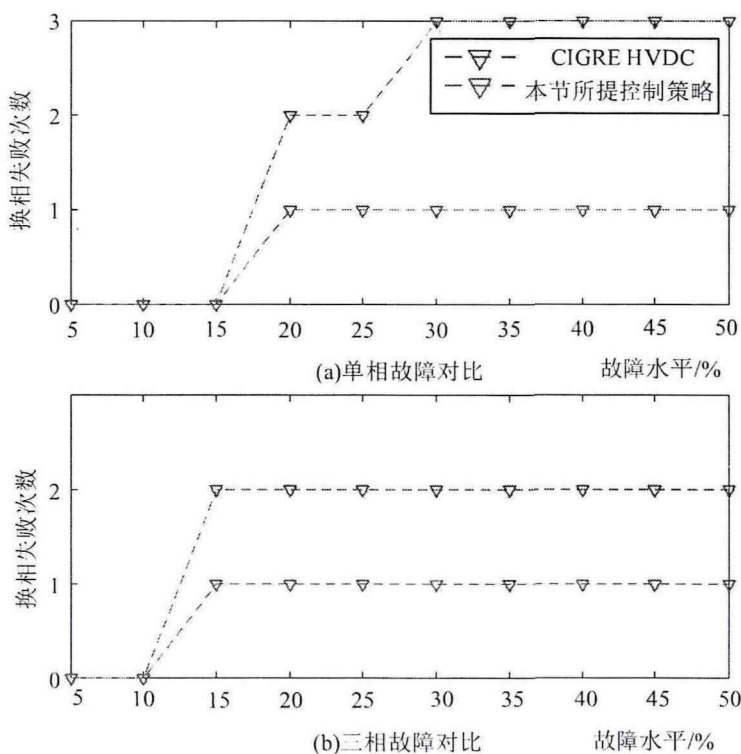


图 3-11 不同故障水平下控制效果对比

由图 3-11 可知，CIGRE HVDC 标准系统在故障水平达到 20%后就开始发生后续换相失败，在故障水平为 30%时甚至出现了多次后续换相失败，而本节所提控制有效抑制了后续换相失败的发生，仅发生了首次换相失败。三相故障下，CIGRE HVDC 在故障水平达到 15%后便出现后续换相失败，然而本节所提控制抑制后续换相失败的能力依然比较稳定。

然而值得注意的是，将接地电感数值调小来模拟更为严重的逆变交流单相接地故障时，尽管本节所提附加控制能够抑制后续换相失败，但关断角在故障恢复期间裕度不足， S_{CCI} 数值接近于 0，控制效果差强人意。因此下一步工作应该针对逆变侧发生交流严重单相接地故障这一应用场景，分析本文所提控制策略抑制效果受限的原因，并根据得到的结论增强 CEC 斜率动态计算附加控制策略的控制效果。

3.5 本章小结

本章通过考虑变化率增量的临界面积理论对 HVDC 系统进行了换相能力

分析,提出了描述系统换相能力的指标 S_{CCI} ;设计了基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算附加控制,并模拟在交流侧发生对称、不对称故障的情况下通过仿真实验验证了所提控制策略的控制效果,可以得到以下结论:

(1)通过考虑变化率增量的临界面积理论而提出的系统换相能力指标 S_{CCI} 考虑了换相过程中电气量的变化,解决了现有研究以 ΔU_m 的大小指导补偿关断角偏差的补偿方式中可能存在的“过补偿”或“欠补偿”现象。

(2)基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算附加控制策略能在直流恢复过程中完成 CC 控制至 CEA 控制的快速切换,从而加速系统恢复过程,有效增强了直流系统抵御后续换相失败的能力。

(3)当逆变交流侧发生较为严重的不对称故障时,本文所提附加控制策略抑制效果不明显,下一步工作应从逆变交流侧入手分析原因,找到本文所提控制策略抑制效果受限的原因并提出相应的抑制措施。

第 4 章 附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略

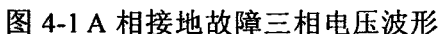
4.1 引言

上章在 CEC 斜率动态计算附加控制策略的仿真验证中发现,当逆变交流侧发生较为严重的单相故障时,即使 CEC 斜坡函数斜率调整充分也难以抑制后续多次换相失败的发生。本章将通过分析交流侧发生单相接地故障后交流相电压幅值、过零点偏移量以及换相角偏移量等因素,并基于第 2 章的临界换相面积理论,推导出此故障类型下 CEC 输出的补偿量表达式。结合设计合理的启动、投入判据,形成完善有效的抑制后续换相失败控制策略,在不同类型的交流故障下均能有效抑制后续换相失败的发生。

4.2 单相接地故障下 CEC 输出补偿量的计算

目前有文献表明,对于较严重的单相接地故障,换相电压会产生较大的过零点偏移量,实际关断角会更小。若只考虑故障相电压幅值跌落而不考虑相角变化,则会影响触发角提前量的计算精确度^[66]。因此,本节将通过分析故障相电压幅值和相角的变化,推导出换相电压过零点偏移量的表达式,提高计算 CEC 输出补偿量的准确性,确保整体抑制后续换相失败控制策略的准确性。

以 A 相发生单相接地故障为例进行分析,如图 4-1 所示,其中 e_a 、 e_b 、 e_c 为三相交流电压, $d\%$ 为相电压跌落幅值百分比, σ 为相电压相位偏移量, e_a' 为故障后的 A 相电压, μ' 为故障后的换相角, γ' 为故障后的关断角, $\Delta\varphi$ 为不对称故障产生的换相电压过零点偏差量。



A 相接地故障发生后，三相交流电压不再平衡，相电压相角将发生偏移，相电压的相角偏移受该时刻电压大小的影响，且位移方向可前可后。文献^[73]表明只有相位前移才对换相过程产生负面影响。为了保证最恶劣环境下各换流阀的正常换相，给关断角留出足够裕度，本节均以相电压相角向前偏移进行公式推导，可以得到 A 相接地故障下的换相电压为

$$U_{ab} = e_a - e_b = E_m K \sin(\omega t + \Delta\varphi) \quad (4-2)$$

$$e_a' = E_m(1 - d\%) \cos(\omega t + 60^\circ + \sigma) \quad (4-3)$$
$$E_m(1-d\%) \cos(\omega t + 60^\circ + \sigma) - E_m \cos(\omega t - 60^\circ) = 0 \quad (4-4)$$
$$\Delta\varphi = -\arctan\left[\frac{(1-d\%) (\cos\sigma - \sqrt{3}\sin\sigma) - 1}{(1-d\%) (\sqrt{3}\cos\sigma + \sin\sigma) + \sqrt{3}}\right] \quad (4-5)$$

36

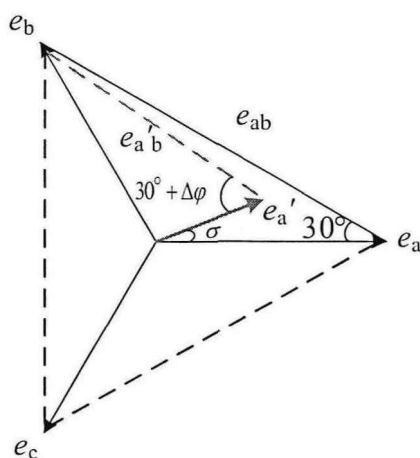


图 4-2 故障后三相电压向量图

将式(4-5)、(4-3)、(4-1)代入式(4-2)，可得 K 的表达式为

$$\begin{cases} K = \sqrt{K_1 + K_2 + 1} \\ K_1 = (d\%)^2 \cos^2 \sigma - 2d\% \cos^2 \sigma - d\% \cos \sigma + \cos^2 \sigma + \cos \sigma \\ K_2 = (d\%)^2 \sin^2 \sigma - 2d\% \sin^2 \sigma - \sqrt{3}d\% \sin \sigma + \sin^2 \sigma + \sqrt{3} \sin \sigma \end{cases} \quad (4-6)$$

在实际系统正常运行中，为了方便计算可以近似认为换相过程中直流电流不发生变化，因此系统正常运行工况下的换相面积需求量为一定值，如式(2-9)所示。进一步地，则可认为正常运行工况下换相电感上的直流电压平均压降 S_μ 同为一定值。基于第 2 章介绍的临界换相面积理论， S_μ 可表示为

$$S_\mu = \int_{\alpha}^{\pi-\gamma'} E_m K \sin(\omega t + \Delta\varphi) d(\omega t) \quad (4-7)$$

对式(4-7)进行化简后，发生不对称故障后的关断角 γ' 可表示为

$$\gamma' = \arccos \left[\frac{S_\mu}{E_m K} - \cos(\alpha + \Delta\varphi) \right] + \Delta\varphi \quad (4-8)$$

因此 CEC 输出量的附加补偿量 $\Delta\gamma_n$ 可表示为

$$\Delta\gamma_n = \gamma' - \gamma_{\text{ref}} = \arccos \left[\frac{S_\mu}{E_m K} - \cos(\alpha + \Delta\varphi) \right] + \Delta\varphi - \gamma_{\text{ref}} \quad (4-9)$$

综上所述，对于逆变交流侧发生严重单相接地故障时，可按照式(4-9)对 CEC 斜率动态计算附加控制策略进行补偿，从而增强其控制效果。

4.3 抑制策略的启动及投入判据

4.3.1 基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算启动信号

系统正常运行时一般认为触发角为定值，因此由换相能力指标 S_{CCI} 定义式(3-7)可知，三相电压有效值和直流电流实测值为本指标的输入量，计算启动信号如图 4-3 所示。

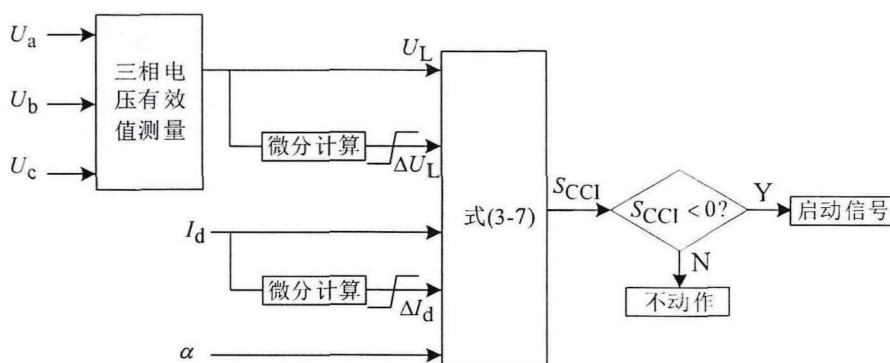


图 4-3 动态计算启动信号逻辑

计算换相电压有效值、直流电流实测值在换相过程中的增量后，与本指标输出量一同代入式(3-7)。若计算所得 S_{CCI} 为负值，意味着此时系统已经发生首次换相失败，存在继续发生后续换相失败的风险，则启动基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算，反之无动作。

4.3.2 CEC 斜率动态计算附加控制投入信号

电流偏差控制中斜坡函数的斜率较大时有利于换流阀的换相过程而不利于传输功率的恢复^[54]，因此针对这一特点，本节对 CEC 的斜率调整设置启动和退出的切换判据，降低不利因素的影响，做到既可以加速逆变侧控制模式切换，又将影响交流母线电压恢复的不利因素降到最低。

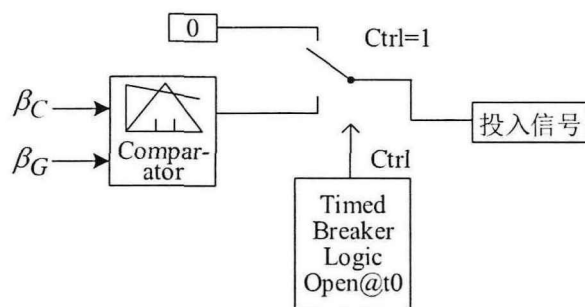


图 4-4 动态计算投入信号逻辑

图 4-4 为 CEC 斜率动态计算附加控制投入逻辑,由两输入比较器(Two Input Comparator)、时控开关逻辑模块(Timed Breaker Logic)和两输入选择器(Two Input Selector)组成。两输入比较器将比较 CC 控制超前触发角 β_C 和 CEA 控制超前触发角 β_G 的大小,当 CC 控制超前触发角更大时输出高电平;时控开关逻辑模块能够保证在直流系统稳定运行后,两输入选择器的输出为两输入比较器支路发出的电平信号。

因此本 CEC 动态计算附加控制的投入判据为:当检测到 $\beta_C > \beta_G$ 时投入运行,当检测 $\beta_C \leq \beta_G$ 时退出控制,这样可以保证该控制策略只在逆变侧处于 CC 控制时起作用,降低了增大 CEC 斜率对系统恢复产生的影响。退出判据则为当逆变侧控制模式发生切换时,两输入比较器会输出低电平,此时 CEC 动态计算附加控制退出运行。

4.3.3 单相接地故障下附加控制的切换时序

为了增强基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算方法在单相接地故障下的控制效果,需要对单相接地故障进行识别检测,有针对性地对 CEC 输出量进行补偿,目前检测单相接地故障的方法一般为零序电压法^[74]。当逆变换流母线电压零序分量的幅值超过所设定的阈值时,说明此时单相接地故障较为严重,投入补偿量增强抑制效果。单相接地故障下 CEC 输出补偿量的计算框图如图 4-5 所示,其中 U_{ref} 为设定相电压参考值, φ_a 为故障后 A 相电压实测相角, φ_0 为 A 相电压初始相角, γ_{ref} 为关断角参考值, U_0 为换流母线电压零序分量, U_{0m} 为零序分量幅值, U_{mref} 为所设零序分量幅值阈值, $\Delta\gamma_n$ 为 CEC 输出补偿量。

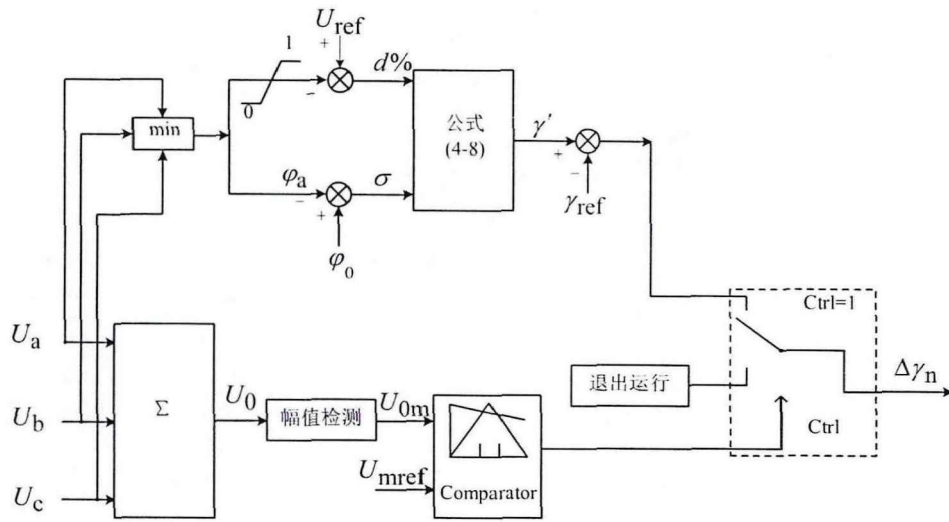


图 4-5 单相接地故障下 CEC 输出补偿量计算

首先，本控制器将实时检测到的相电压相位偏移量和幅值跌落量利用式 (4-8) 计算得到单相接地故障下的实际关断角 γ' ，从而计算得到 $\Delta\gamma_n$ 。其次，实时监测逆变交流侧三相电压有效值求和所得的零序分量 U_0 ，当 U_{0m} 超过设定参考值 U_{mref} 时，两输入比较器输出高电平，投入补偿量 $\Delta\gamma_n$ 。

综上所述，附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略控制框图如图 4-6 所示。

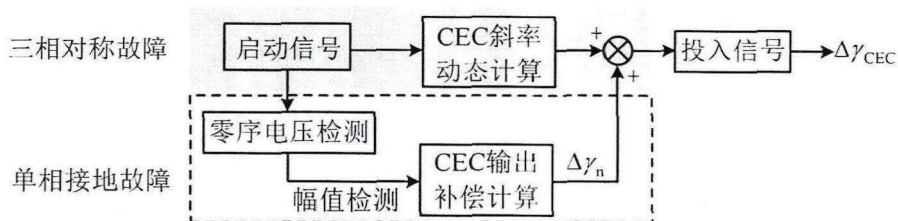


图 4-6 附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略

采用上述控制策略，当交流故障为三相对称故障时，CEC 输出补偿计算环节无动作，不会导致过度补偿而影响系统经济性；发生严重单相接地故障时， $\Delta\gamma_{CEC}$ 得到补偿而增强了附加控制策略的控制效果。附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略完整流程图如图 4-7 所示。当系统经过计算 S_{CCI} 数值得到启动信号后，CEC 动态斜率计算环节便启动。值得注意的是，CEC 动态斜率计算一直保持运行状态，但仅当投入判据生效时 CEC 动态计算出的斜率才应用于 CEC 控制器上。当系统检测到交流故障为单相接地故障且零序电压幅值达到阈值时，

CEC 输出补偿计算环节开始工作，当系统识别到退运信号时，附加控制便退出运行。

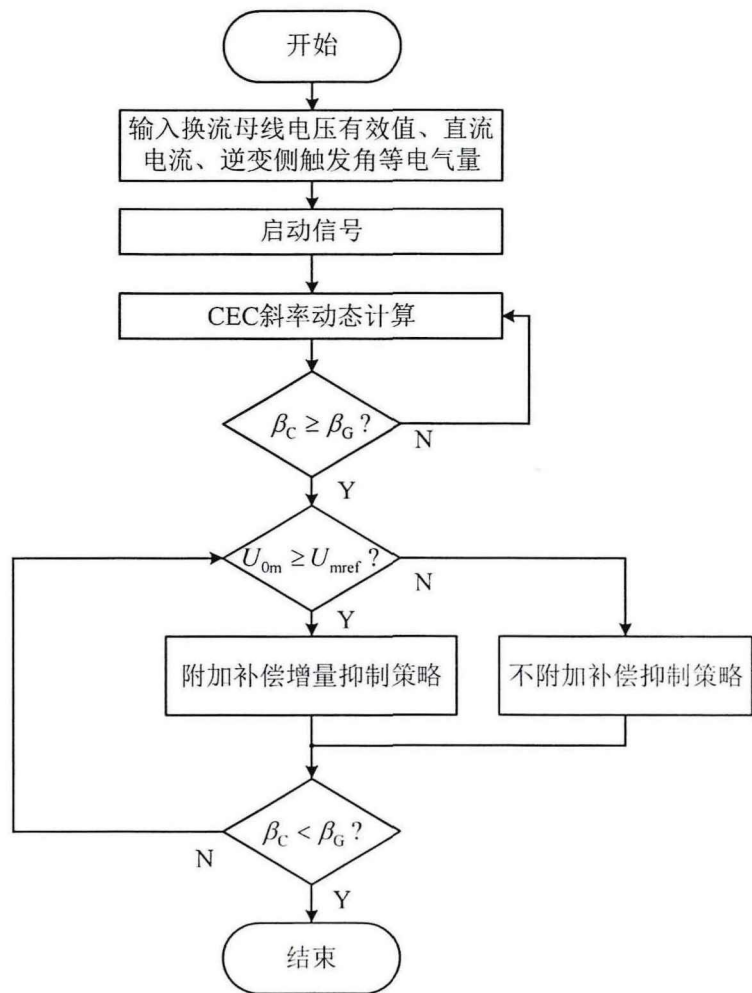


图 4-7 附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略流程图

为了验证附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略在单相接地故障下的优越性,将其与第 3 章所提的附加控制策略进行了仿真对比,两种控制策略的 CEC 输出量对比仿真曲线如图 4-8 所示。

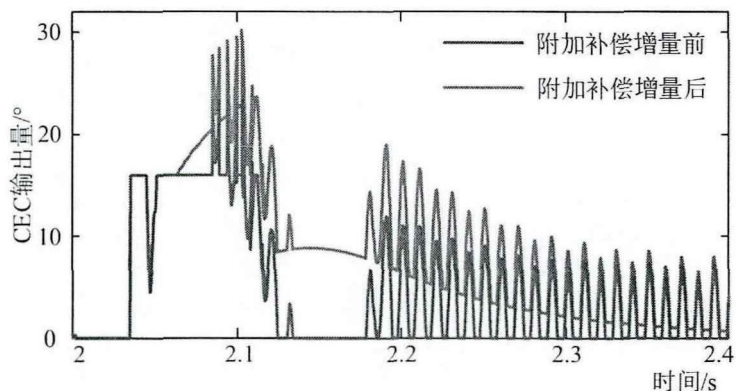


图 4-8 附加补偿增量前后 CEC 输出量对比

在发生严重单相接地故障时,改变 CEC 斜坡函数斜率也难以提供直流系统恢复所需的关断角增量,逆变侧控制模式会发生持续切换,导致直流系统发生一次甚至多次后续换相失败,影响直流系统的恢复。由图 4-8 可知,在附加补偿增量后,明显提高了 CEC 输出量,从而增大 CEA 控制输出的超前触发角 β_G ,使 CC 控制快速切换至 CEA 控制,增强了直流系统抵御后续换相失败的能力。

4.4 抑制策略的仿真验证与分析

本节将以 CIGRE HVDC 标准模型为算例,模拟实际工程中的各种故障类型,与现有控制策略进行对比仿真。仿真验证中的三种控制策略分别为:

控制策略 1: CIGRE HVDC 控制系统。

控制策略 2: 在控制策略 1 的基础上,逆变侧电流偏差控制环节采用文献 [56]的控制。

控制策略 3: 在控制策略 1 的基础上,逆变侧电流偏差控制环节采用本文第 4 章 4.3 节所提控制策略。

4.4.1 轻微不对称故障典型案例分析

故障案例 1: 逆变站交流母线在 2s 时发生单相接地故障,接地电感 $L_f=1\text{H}$,故障持续 0.5s,电气量仿真响应特性如图 4-9 所示。

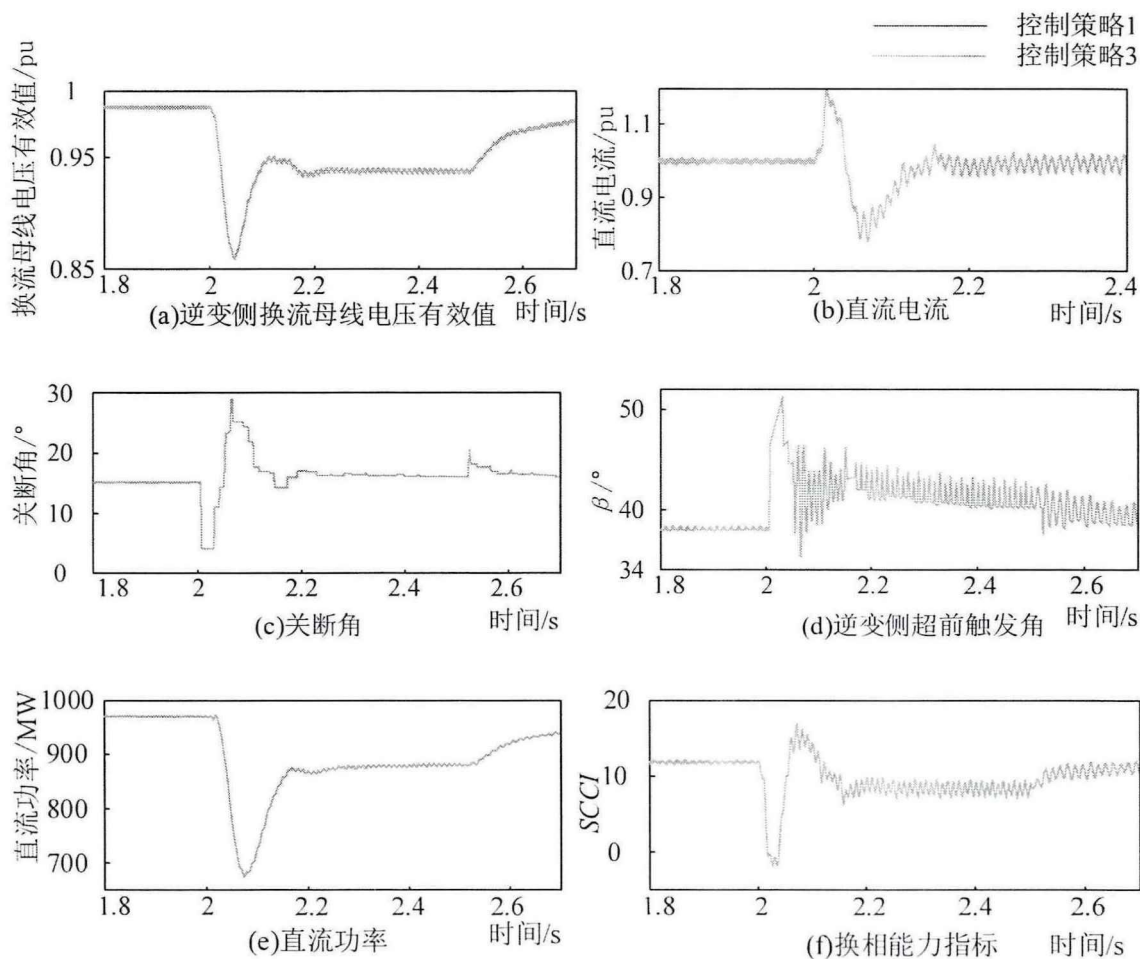


图 4-9 单相接地故障下系统恢复特性($L_f=1H$)

故障案例 1 是等效实际工程中发生的轻微交流故障，设置该案例是为了验证附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略是否存在控制投入不合理、过度补偿影响系统运行经济性等问题。由图 4-9 可知，在该故障条件下，直流系统尚未发生后续换相失败，控制策略 3 与控制策略 1 系统恢复特性高度一致，说明本文所提控制策略仅当系统存在后续换相失败的风险时才启动，当系统发生轻微故障时不启动，即证明了本文所提控制策略的投出判据准确合理，不会影响直流系统的故障恢复能力。

4.4.2 严重不对称故障典型案例分析

故障案例 2: 逆变站交流母线在 2s 时发生单相接地故障，接地电感 $L_f=0.7H$ ，故障持续 0.5s，电气量仿真响应特性如图 4-10 所示。

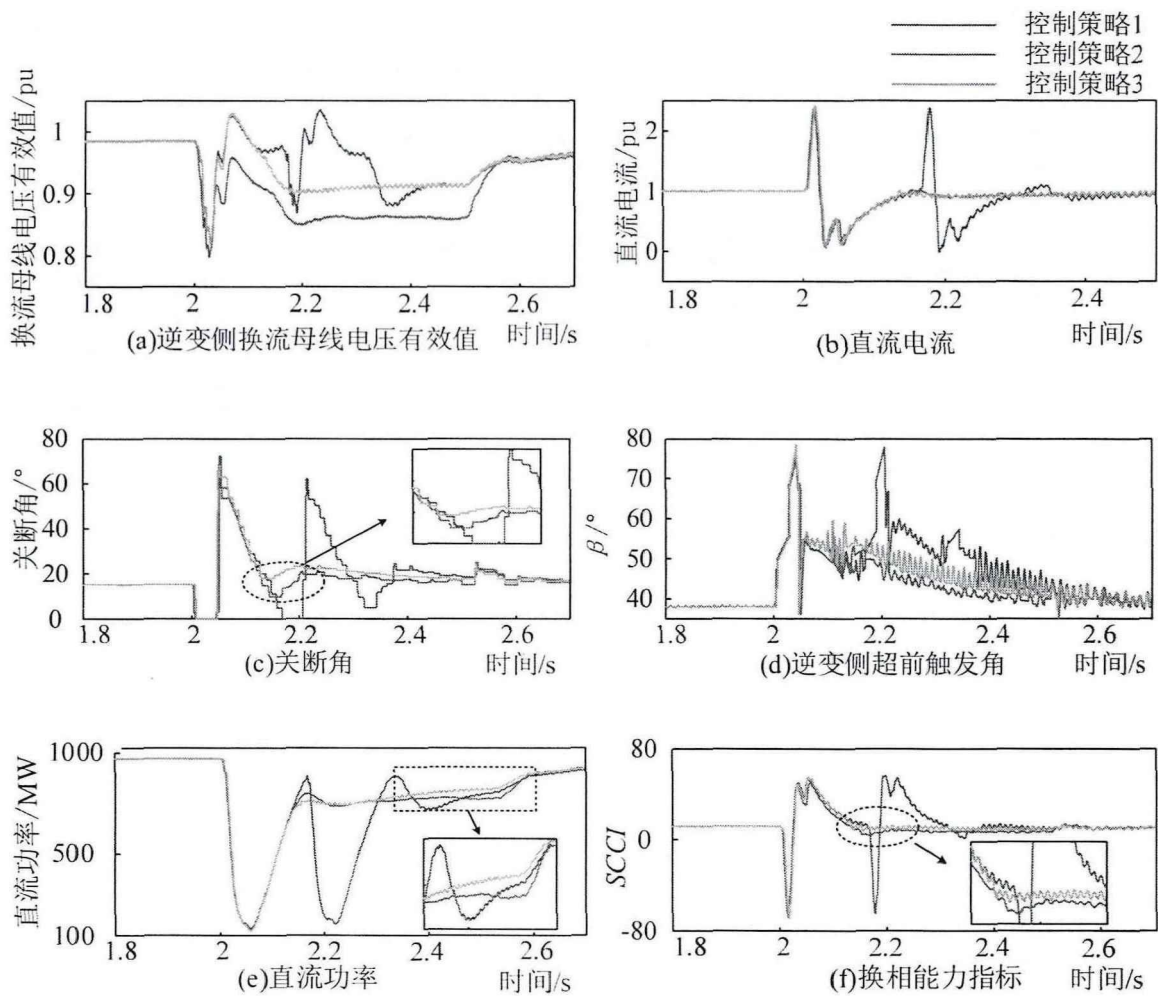


图 4-10 单相接地故障下系统恢复特性($L_f=0.7H$)

故障案例 2 是等效实际工程中交流系统发生严重不对称交流故障的情况(三相电压不平衡度为 23.7%)^[49]。由图 4-10 可知,在该故障情况下,交流系统的故障对直流系统冲击较大,直流输送功率跌落至 134MW,系统发生后续换相失败。控制策略 3 不仅有效抑制了后续换相失败,在故障恢复期间将换流站交流母线电压幅值维持在 0.9pu,相较于控制策略 2 提升了 5.8%,说明了本文所提控制策略精准投运减少了换流母线处的无功损耗,因此故障恢复期间的换流母线电压幅值更大,恢复速度更快。首次换相失败后的恢复期间,控制策略 2 的关断角最小值为 9.87° 而控制策略 3 为 17.85°,可以说明附加补偿增量 CEC 控制策略中的补偿量计算有效提高了关断角裕度,同时故障切除后(2.5s 后)控制策略 3 的直流输送功率恢复特性也优于控制策略 2,进一步验证了本文

所提控制策略的优越性。该案例仿真结果验证了本文所提控制策略在严重单相接地故障下增强了直流系统抵御后续换相失败的能力，且故障恢复特性更优。

4.4.3 严重对称故障典型案例分析

故障案例 3：逆变站交流母线在 2s 时发生三相接地故障，接地电感 $L_f=0.45H$ ，故障持续 0.5s，电气量仿真响应特性如图 4-11 所示。

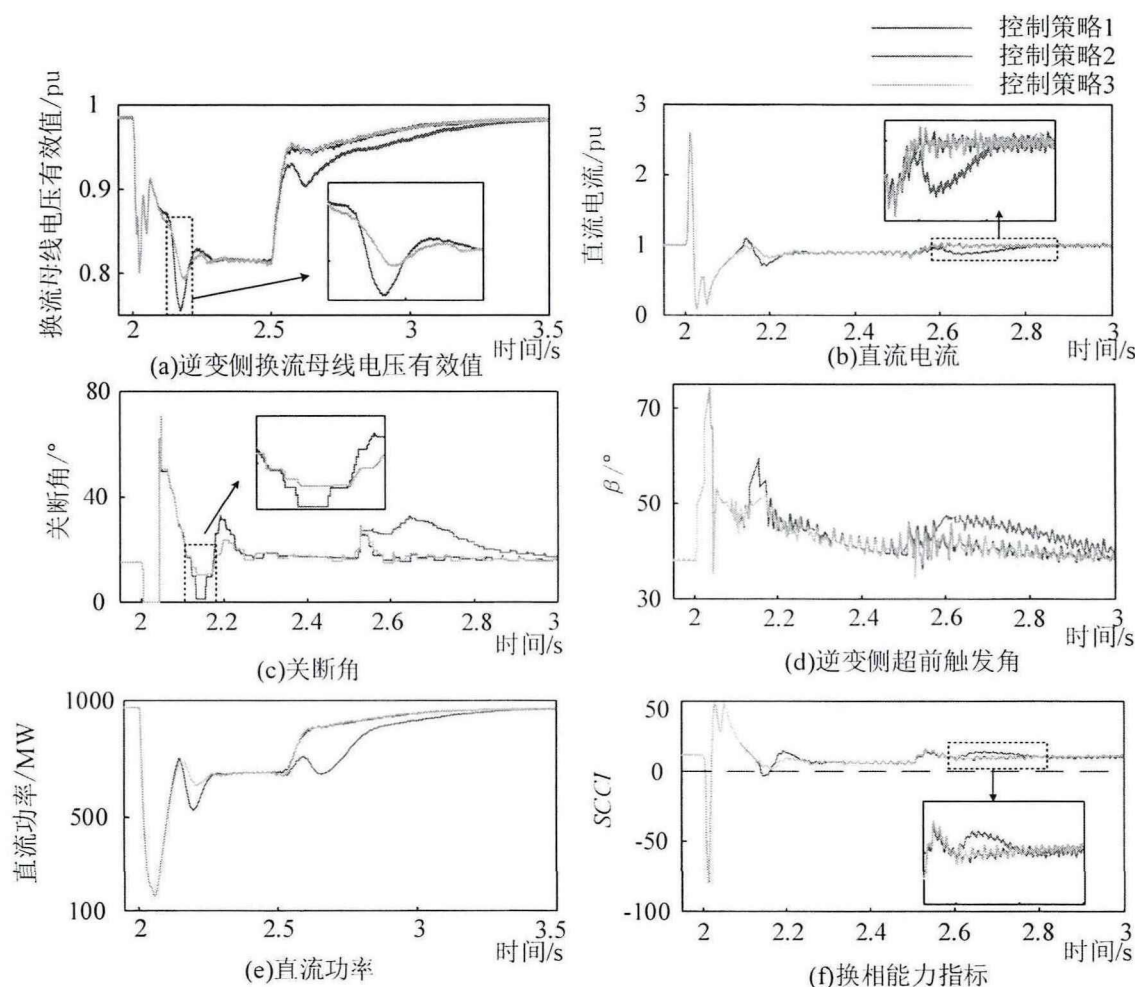


图 4-11 三相接地故障下系统恢复特性($L_f=0.45H$)

故障案例 3 是等效实际工程中发生严重对称交流故障的情况，由于三相对称故障不存在换相电压过零点偏移的现象，对直流系统的冲击弱于严重单相接地故障，因此接地电感大小相同的情况下，单相接地故障更易使直流系统发生后续换相失败。由图 4-11 可知，控制策略 2、3 在故障期间均能提高关断角裕

度，改善系统恢复性能，但故障清除后控制策略 2 恢复性能出现恶化。经过对比分析，改进 CEC 控制策略在 S_{cc1} 恢复为正后便停止投运，不影响系统后续恢复过程；而控制策略 2 以电压幅值跌落作为启动判据无法准确判断系统的换相需求，因而故障清除后对关断角过度补偿，导致系统恢复性能恶化，反而影响了故障恢复过程。该案例仿真结果验证了采用 S_{cc1} 作为依据调整 CEC 斜坡函数斜率方法的优越性。

4.4.4 抑制后续换相失败效果验证

为了进一步验证附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略抵御后续换相失败的能力，将在不同故障水平下对本策略进行验证。考虑到不同的故障发生时间会产生不同的临界换相电压面积，从而影响换相失败的发生概率^[75]，因此在第三章仿真验证的基础上，本次实验以直流系统十分之一周期(即 2ms)为采样步长对不同故障时刻下的故障水平进行测试，分析所提控制策略抑制后续换相失败的能力。仿真实验中，故障发生时刻从 2.000s 采样到 2.018s，故障持续时间仍维持为 0.5s，故障水平从 5%调高到 50%，分别对单相故障和三相故障进行 100 次试验，得到三种控制策略共计 600 次试验的统计结果。CIGRE HVDC 标准模型发生换相失败情况如图 4-12 所示。

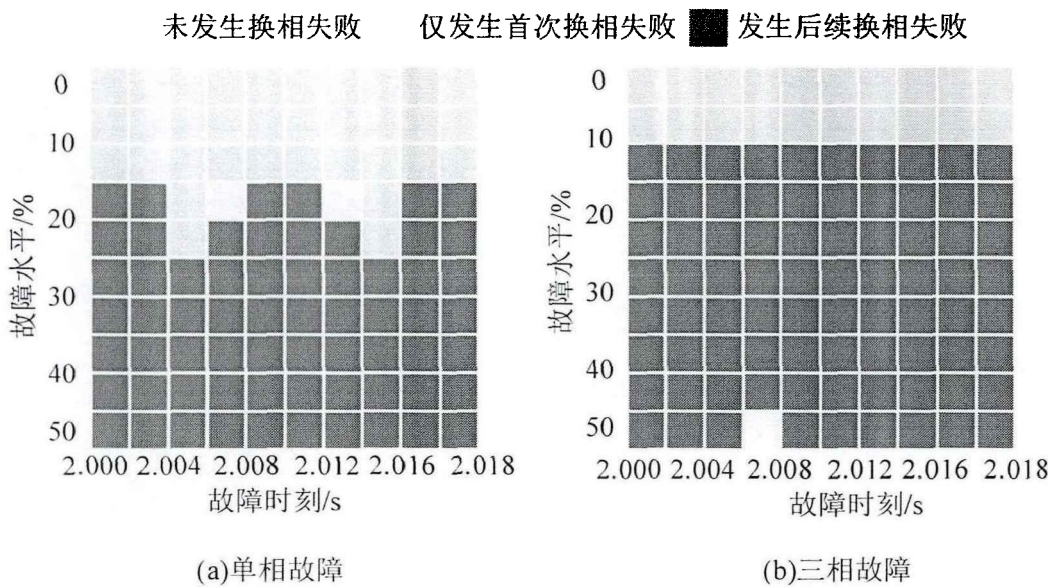


图 4-12 CIGRE HVDC 标准系统换相失败情况

在系统故障水平调高过程中, CIGRE HVDC 在单相故障水平超过 15%时发生后续换相失败, 三相故障水平超过 10%时发生后续换相失败, 抵御后续换相失败能力较弱, 体现了附加控制策略的必要性。采用控制策略二的直流系统发生换相失败情况如图 4-13 所示。

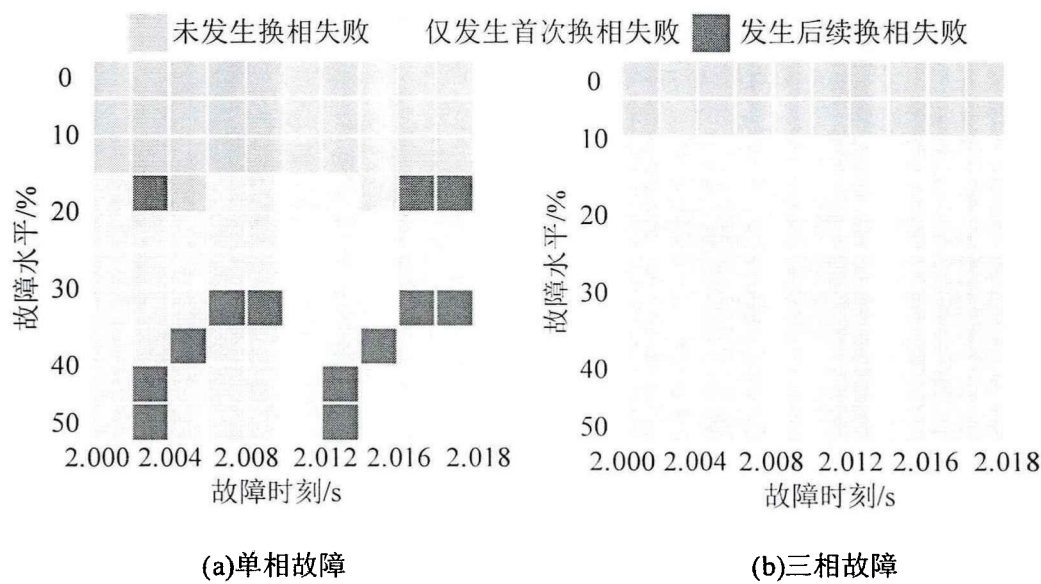


图 4-13 附加控制策略二直流系统换相失败情况

从发生三相交流故障结果来看, 控制策略二有效抑制了后续换相失败的发生,但在单相故障条件下后续换相失败抑制效果不理想,故障水平在 20%、35%、40%、45%、50%下均有后续换相失败的情况发生。分析其原因,一是单相接地故障由于换流母线电压存在三相电压不平衡的问题,对直流系统造成的冲击更大;二是前文所提以换流母线电压有效值跌落幅值判断补偿情况存在的“欠补偿”问题。采用控制策略三的直流系统发生换相失败情况如图 4-14 所示。

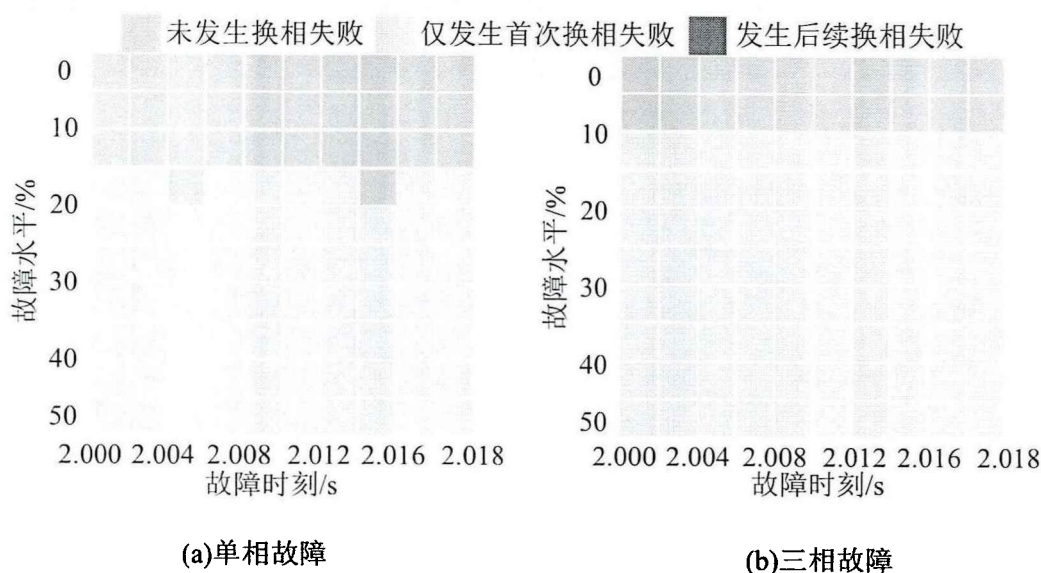


图 4-14 附加控制策略三直流系统换相失败情况

由上图对比可知，本文所提控制策略三在交流侧发生单相接地故障和三相对称故障情况下，针对不同故障时刻均可增强直流系统抵御后续换相失败的能力，促进了直流系统传输功率的快速恢复。

然而尽管附加控制策略二、三在三相故障条件下，对于不同故障时刻均能将换相失败控制在首次发生，但由于附加控制策略二的“过补偿”问题，存在着尽管有些故障水平下没有发生后续换相失败，系统恢复特性仍然变差，后续换相失败仍可能发生的情况；且存在本文所提控制策略在三相故障个别故障水平下，尽管发生了首次换相失败，但是直流传输功率发生扰动较小，系统恢复特性保持良好的情况。

为了更进一步对比本文所提控制策略在降低 HVDC 系统运行时发生后续换相失败的风险方面的优势，将引入换相失败敏感因子(commutation failure susceptibility index, CFSI)对控制策略二和三进行对比分析。CFSI 的表达式为

$$CFSI = \frac{U_L^2}{\omega L_f P_d} \quad (4-10)$$

其中 ω 为系统运行角频率， P_d 为直流实时输送功率。CFSI 可实时评估 LCC 逆变器对换相失败故障的易受影响程度，CFSI 数值越大则表明系统此时发生换相失败的风险越大。

仿真实验设置为：采用不同接地电感值来模拟 LCC-HVDC 系统发生接地故障的严重程度，接地电感采样区间设置为 1.2H 到 0.3H，采样步长为 0.1H。由图 4-12~图 4-14 后续换相失败严重程度分布情况，抽取 2.002s、2.012s 两个具有代表性的故障时刻进行对比分析，故障持续时间维持为 0.5s。两种控制策略在不同故障类别、故障时刻下换相失败敏感因子对比如图 4-15~4-16 所示。

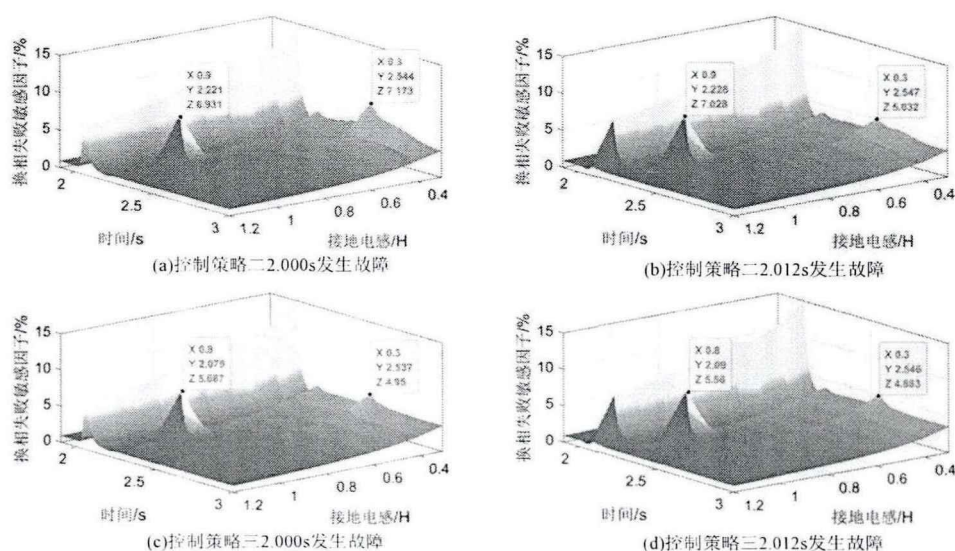


图 4-15 三相对称故障下控制策略 CFSI 数值对比

图 4-15 反映的是三相故障条件下两种控制策略 CFSI 数值统计结果。仿真条件设置以接地电感大小模拟交流故障的严重程度，上图验证了当接地电感值减小时，系统换相失败敏感因子数值增大，发生换相失败的风险增加。图 4-13~图 4-14 表明故障时刻为 2.000s 和 2.012s 时控制策略二、三均为发生后续换相失败，但从 CFSI 数值角度来看，控制策略三性能更优。由图 4-15(a)、(c)故障时刻 2.000s 发生首次换相失败后，由图中数据提示可知，控制策略三进一步将后续换相失败风险降低了 17.95%和 30.99%。图 4-15(b)、(d)在故障时刻 2.012s 发生首次换相失败后，控制策略三在控制策略二的基础上将后续换相失败风险降低了 20.89%和 2.96%。单相故障条件下两种控制策略 CFSI 统计结果对比如图 4-16 所示。

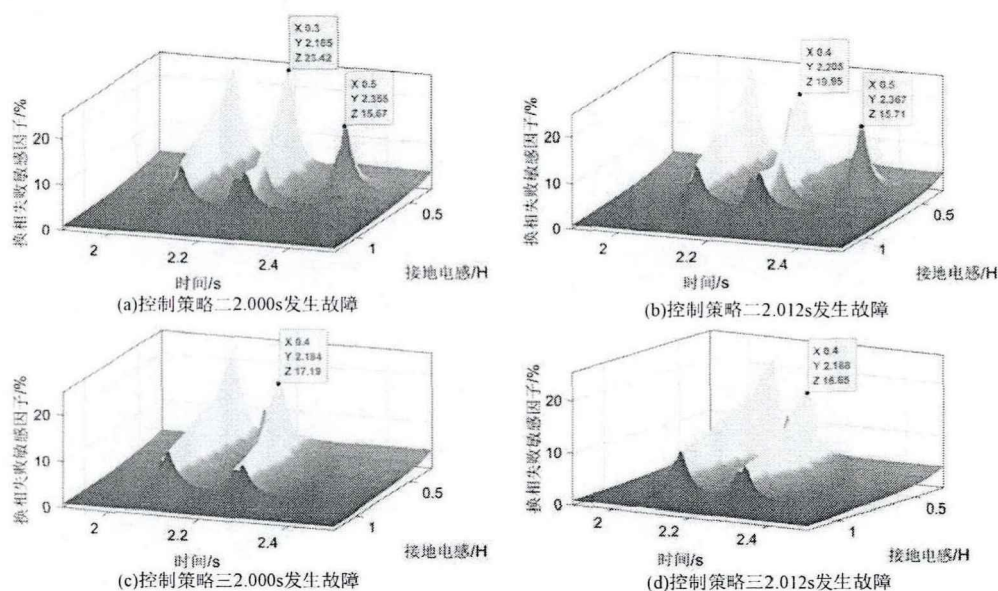


图 4-16 单相接地故障下控制策略 CFSI 数值对比

单相接地故障条件下控制策略三相比控制策略二优越性更为明显：图 4-16(a)、图 4-16(c)在故障时刻 2.002s 发生首次换相失败后，控制策略三将后续第一波 CFSI 峰值降低了 26.60%，且直接消除了后续第二波 CFSI 的波峰；图 4-16(b)、图 4-16(d)在故障时刻 2.012s 发生换相失败后，将后续 CFSI 峰值降低了 16.54%，且消除了进一步发生后续换相失败的风险。

综上所述，本文所提控制策略在三相对称故障和单相接地故障下的控制效果均优于其余两种控制策略，该方法既可以提高故障期间关断角的裕度，又改善了系统故障恢复特性，降低了直流系统发生后续换相失败的风险。

4.5 本章小结

本章分析了逆变交流侧发生单相接地故障对换相过程产生的影响，计算了该故障类别下 CEC 输出量的附加补偿量；设计了附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略，并在故障典型案例和大量工况下进行了仿真试验，得到以下结论：

(1) 当发生较为严重的单相接地故障时，换相电压产生的过零点偏移量会影响临界换相面积的计算，从而影响控制准确度。因此，单相接地故障条件下应考虑相电压幅值和相角的变化对后续换相失败抑制策略的影响。

(2) 基于上述理论分析,本章不仅设计了 CEC 输出附加量的计算环节,还设计了单相接地故障下附加控制的测量、启动、退运等逻辑环节,组成了完整的附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略,增强了 CEC 斜率动态计算附加控制在不对称故障条件下的控制效果,兼顾了后续换相失败的抑制能力和系统运行时的经济性。

(3) 最后基于 CIGRE HVDC 标准测试模型中典型的故障案例和不同故障水平工况,对本章所提控制策略进行了仿真验证。测试结果表明在对称、不对称故障条件下本章所提控制策略均能有效抑制后续换相失败的发生。此外,通过引入换相失败敏感因子 CFSI 和现有控制策略进行对比分析,进一步证明了本文控制策略动态性能的优越性。

第 5 章 结论与展望

后续换相失败导致的直流闭锁可能会威胁到电力系统的电压稳定性和功角稳定性,带来潜在的经济损失。本文采用理论分析和仿真验证相结合的方法,针对高压直流输电系统后续换相失败抑制策略相关问题展开了系统的研究与分析。本文主要结论如下:

(1) 分析了临界换相面积理论,为后续机理分析和提出相应指标奠定理论基础。直流系统正常换相中换相电压、直流电流、触发角和关断角存在耦合关系,通过换相电压单一因素判断交流故障对直流控制系统的影响不够全面,容易造成直流保护控制系统出现交互不当的情况。

(2) 考虑系统恢复过程中的直流控制特性,研究了电流偏差控制器对后续换相失败的影响机理。逆变侧处于 CC 控制模式时,CEA 失去对关断角的控制,关断角将不受控持续下跌,且该阶段直流电流受扰动影响较大,直流电压的小幅波动亦可导致直流电流突升。考虑适当调整 CEC 的参数设置,可以加快直流控制模式切换,使直流系统快速平稳恢复至运行平衡点,降低系统发生后续换相失败的风险。

(3) 基于考虑变化率增量的临界面积理论,提出了描述系统换相能力的指标 S_{CCI} ,设计了一种基于 S_{CCI} 的 CEC 斜率动态计算附加控制。该控制方法对于交流侧故障的描述方式进行了改进,解决了现有研究以 ΔU_m 的大小指导补偿关断角偏差的补偿方式中可能存在的“过补偿”或“欠补偿”现象。该控制能根据 S_{CCI} 动态调整 CEC 的斜率参数,实现了在直流恢复过程中完成 CC 控制至 CEA 控制的快速切换。

(4) 针对严重单相接地故障下,故障相电压幅值跌落和相位偏移对控制效果的影响,设计了一种附加补偿增量的 CEC 斜率动态调整策略。通过理论分析交流侧不对称故障因素的影响,推导出了 CEC 输出附加量的表达式,并配合启动、退运等判据,增强了 CEC 斜率动态计算附加控制在严重单相接地故障条件

下的控制效果,加强了系统后续换相失败的抑制能力并兼顾了系统运行时的经济性。

由于本人水平和时间精力有限,本文研究内容仍存较大提升空间。本文相关内容未来仍能在以下方面继续深入研究:

(1)本文参照实际工程中 VDCOL 的参数确定电流偏差调整值 ΔI_H 的启动区间,然而 VDCOL 相关参数会先经过大量动模实验和系统调试确定终值,因此后续可以考虑电流偏差调整值与系统换相能力的解析关系,进一步提升控制效果。

(2)国内外学者已经对直流控制系统附加策略抑制系统的后续换相失败做出了大量的研究工作,未来可以通过分析不同的应用场景和需求,形成完整的组合抑制策略,从而进一步增强对后续换相失败的抑制效果。

参考文献

- [1] 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+25.
- [2] 刘振亚. 中国特高压交流输电技术创新[J]. 电网技术, 2013, 37(03): 567-574.
- [3] 陈国平, 李明节, 许涛. 特高压交直流电网系统保护及其关键技术[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(22): 2-10.
- [4] H. Son, H. Kim, An algorithm for effective mitigation of commutation failure in high-voltage direct-current systems, IEEE Trans. Power Deliv. 31 (4) (2016)1437–1446.
- [5] A. Alassi, S. Bañales, O. Ellabban, et al. HVDC transmission: technology review, market trends and future outlook, Renew. Sustain. Energy Rev. 112 (2019) 530–554.
- [6] 贺杨焱, 郑晓冬, 邵能灵, 等. 交直流混联电网 LCC-HVDC 换流器建模方法综述[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(11): 3119-3130.
- [7] C. Wang, C. Zhang, X. Kong, et al. Procedure analysis of UHVDC commutation failure, J. Eng 2019 (16) (2019) 3132–3134.
- [8] C.V. Thio, J.B. Davies, K.L. Kent, Commutation failures in HVDC transmission systems, IEEE Trans. Power Deliv. 11 (2) (1996) 946–957.
- [9] S. Mirsaeid, D.M. Said, X. Dong, et al. A predictive control strategy for mitigation of commutation failure in LCC-based HVDC systems, IEEE Trans. Power Electron.34 (1) (2019) 160–170.
- [10] Wang Feng, Liu Tianqi, Li Xingyuan. Decreasing the frequency of HVDC commutation failures caused by harmonics[J]. IET Power Electronics, 2017, 10(2): 215-221.
- [11] Y. Tang, C. Zheng, Review on influencing factors of commutation failure in HVDC systems, Proc. CSEE 39 (2) (2019) 449–513.
- [12] X. Hao, Y. Li, J. Zhu, et al. Efficient approach to quantify commutation failure

- immunity levels in multi-infeed HVDC systems, IET Gener. Transm. Distrib. 10 (4) (2016) 1032–1038.
- [13]S. Lin, J. Liu, L. Liu, et al. A review of commutation failure suppression methods for HVDC systems based on control protection measures, Proc. CSEE 40 (19) (2020) 6045–6059.
- [14]李明节. 大规模特高压交直流混联电网特性分析与运行控制[J]. 电网技术, 2016, 40(04): 985-991.
- [15]Y. Shao, Y. Tang, Fast evaluation of commutation failure risk in multi-infeed HVDC systems, IEEE Trans. Power Syst. 33 (1) (2018) 646–653.
- [16]K. Sun, W. Yao, J. Fang, X. Ai, J. Wen, S. Cheng, Impedance modeling and stability analysis of grid-connected DFIG-based wind farm with a VSC-HVDC, IEEE Trans. Emerg. Sel. Top. Power Electron. 8 (2) (2020) 1375–1390.
- [17]J. Liu, B. Wang, X. Dong, et al. Review of consecutive commutation failure research for HVDC transmission system, Electr. Power Autom. Equip. 29 (9) (2019) 116–123.
- [18]Zhou H., Yao W., Ai X., Li D., Wen J., Li C. Comprehensive review of commutation failure in HVDC transmission systems. (2022) Electric Power Systems Research, 205, art. no. 107768.
- [19]R. Li, Y. Li, X. Chen. A control method for suppressing the continuous commutation failure of HVDC transmission, Proc. CSEE 38 (17) (2018) 5029–5042.
- [20]D.H.L.H. Aik, G. Andersson, Analysis of voltage and power interactions in multi-infeed HVDC systems, IEEE Trans. Power Deliv. 28 (2) (2013) 816–824.
- [21]D.H.A. Lee, G. Andersson. An equivalent single-infeed model of multi-infeed HVDC systems for voltage and power stability analysis, IEEE Trans. Power Deliv. 31 (1) (2016) 303–312.
- [22]汪娟娟, 文兆新, 吴秋媚, 等. 交流故障下高压直流系统的首次换相失败抑制策略[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(21): 7314-7326.
- [23]宋金钊, 李永丽, 曾亮, 等. 高压直流输电系统换相失败研究综述[J]. 电力系统

- 自动化, 2020, 44(22): 2-13.
- [24] D. Jovcic, N. Pahalawaththa, M. Zavahir. Investigation of the use of inverter control strategy instead of synchronous condensers at inverter terminal of an HVDC system, IEEE Trans. Power Deliv. 15 (2) (2000) 704–709.
- [25] Y. Jin, Z. Yu, M. Li, et al. Comparison of new generation synchronous condenser and power electronic reactive-power compensation devices in application in UHVDC/AC grid, Power Syst. Technol. 42 (7) (2018) 2095–2102
- [26] 周挺, 黄慧, 刘林, 等. 基于调相机的直流近区电压无功协调优化方法[J]. 智慧电力, 2019, 47(11): 54-59+66.
- [27] 沙江波, 杨硕, 郭春义, 等. 同步调相机对分层接入特高压直流输电系统的换相失败抑制作用研究[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3552-3561.
- [28] O.B. Nayak, A.M. Gole, D.G. Chapman, et al. Dynamic performance of static and synchronous compensators at an HVDC inverter bus in a very weak AC system, IEEE Trans. Power Syst. 9 (3) (1994) 1350–1358
- [29] J. Burr, S. Finney, C. Booth. Comparison of different technologies for improving commutation failure immunity index for LCC HVDC in weak AC systems. 11th IET Inter. Conf. AC and DC Power Transmission, 2015, pp. 1–7.
- [30] 邢超, 奚鑫泽, 李胜男, 等. 大容量 STATCOM 对于受端直流换流站运行与故障特性影响[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(15): 78-85.
- [31] 王璐, 李凤婷, 尹纯亚, 等. 考虑直流电流变化的 HVDC 系统不对称故障换相失败分析[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(01): 17-23.
- [32] 袁佳歆, 陈凡, 赵晋斌, 等. 电感式直流限流器研究综述[J]. 高电压技术, 2021, 47(05): 1595-1605.
- [33] C. Guo, B. Liu, C. Zhao. A DC chopper topology to mitigate commutation failure of line commutated converter based high voltage direct current transmission, J. Mod. Power Syst. Clean Energy 8 (2) (2020) 345–355.
- [34] X. Wang, M. Wen, J. Zheng, et al. A novel directional relay for AC lines close to the

- HVDC installation, *Int. J. Electr. Power Energy Syst.* 118 (2020) 118105726.
- [35]赵西贝, 许建中, 苑津莎, 等. 一种新型电容换相混合式直流限流器[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(23): 6915-6923+7125.
- [36]王常骐, 李斌, 信赢, 等. 高温超导直流限流器的研究与应用综述[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(18): 179-191.
- [37]A. Hekmati. Proposed design for a tunable inductive shield-type SFCL, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* 24 (4) (2014) 1–7.
- [38]A. Hekmati. Multiobjective design of tunable shield-type superconducting fault current limiter, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* 25 (5) (2015) 5602908.
- [39]H.S. Choi, Y.S. Cho. Critical current equalization via neutral lines in a transformer-type SFCL, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* 18 (2) (2008) 733–736.
- [40]B.C. Sung, D.K. Park, J.W. Park, et al. Study on a series resistive SFCL to improve power system transient stability modeling, simulation, and experimental verification, *IEEE Trans. Ind. Electron.* 56 (7) (2009) 2412–2419.
- [41]H.J. Lee, G.T. Son, J.I. Yoo, et al. Effect of a SFCL on commutation failure in a HVDC system, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* 23 (3) (2013).
- [42]J. Zhu, Y. Li, X. Duan, Y. Li, X. Duan. Application of SFCLs to inhibit commutation failure in HVdc systems position comparison and resistance recommendation, *Can. J. Elect. Comput. Eng.* 40 (1) (2017) 31–40.
- [43]L. Chen, H. Pan, C. Deng, et al. Study on the application of a flux-coupling-type superconducting fault current limiter for decreasing HVdc commutation failure, *Can. J. Elect. Comput. Eng.* 38 (1) (2015) 10–19.
- [44]刘磊, 林圣, 刘健, 等. 控制器交互不当引发后续换相失败的机理分析[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3562-3568.
- [45]付颖, 罗隆福, 童泽, 等. 直流输电控制器低压限流环节的研究[J]. 高电压技术, 2008(06): 1110-1114.
- [46]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.
- [47]刘磊, 林圣, 何正友. 基于虚拟换相面积缺乏量的 HVDC 系统连续换相失败抑制策略[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(18): 5361-5368.
- [48]黄梦华, 汪娟娟, 李瑶佳, 等. 高压直流定无功功率交流故障恢复方法[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(03): 143-148.
- [49]汪家铭, 徐谦, 戴攀, 等. 基于无功反馈控制的后续换相失败抑制方法[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(12): 101-108.
- [50]朱龙臻, 牛翀, 王志冰, 等. 一种抑制连续换相失败的关断角动态补偿控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(22): 7621-7631.
- [51]赵君, 李晓华, 王玉麟, 等. 基于触发角偏差补偿的连续换相失败抑制措施[J/OL]. 电力自动化设备: 1-12[2023-03-05].
- [52]王勇, 尹纯亚, 石岩, 等. 抑制直流连续换相失败的直流电流指令值优化策略[J]. 电力工程技术, 2020, 39(03): 99-106.
- [53]宋新甫, 陈伟伟, 周博昊, 等. 电流偏差控制对换相失败及其恢复过程的影响分析[J]. 电力工程技术, 2022, 41(02): 37-44.
- [54]夏海涛, 周小平, 洪乐荣, 等. 一种抑制后续换相失败的自适应电流偏差控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(15): 4345-4356.
- [55]戴志辉, 潘星宇, 王靖宇. 基于动态电流偏差控制的连续换相失败抑制方法[J]. 电力系统及其自动化学报, 2021, 33(03): 49-58.
- [56]丛新棚, 郑晓冬, 曹亚倩, 等. 考虑恢复过程中换相能力的后续换相失败抑制策略[J]. 上海交通大学学报, 2022, 56(03): 333-341.
- [57]谢爵昊. HVDC 控制系统动态性能影响因素分析与换相失败抑制策略研究[D]. 华北电力大学(北京), 2021.
- [58]H. Yang, Z. Cai, X. Li, et al. Assessment of commutation failure in HVDC systems considering spatial-temporal discreteness of AC system faults, J. Mod. Power Syst. Clean Energy 6 (5) (2018) 1055–1065
- [59]Y. Shao, Y. Tang. commutation failure detection method for HVDC systems based on

- multi-infeed interaction factors, Proc. CSEE 32 (4) (2012) 108–115.
- [60]黄梦华, 汪娟娟. 低压限流环节优化控制策略综述[J]. 广东电力, 2018, 31(10): 10-19.
- [61]刘晓明, 慈文斌, 刘玉田. 直流控制方式对受端电网电压稳定性影响[J]. 电力自动化设备, 2011, 31(4): 69-73, 77.
- [62]汪娟娟, 梁泽勇, 李子林, 等. 高压直流输电系统低功率运行的无功控制策略[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(06): 154-158.
- [63]陶瑜, 马为民, 马玉龙, 等. 特高压直流输电系统的控制特性[J]. 电网技术, 2006(22): 1-4+53.
- [64]徐政. 《交直流电力系统动态行为分析》[J]. 高电压技术, 2004(06): 3.
- [65]李光源. 高压直流输电系统的运行和控制[M]. 北京: 科学出版社, 1998.
- [66]晁武杰, 邓超平, 黄均纬, 等. 一种抑制后续换相失败的变斜率电流偏差控制方法[J]. 电力建设, 2023, 44(01): 73-81.
- [67]尉龙, 宋吉江, 孙磊. 基于 PSCAD 的 CIGRE HVDC 模型控制系统研究[J]. 山东理工大学学报(自然科学版), 2014, 28(05): 69-75.
- [68]Z. Wei, W. Fang, J. Liu. Variable extinction angle control strategy based on virtual resistance to mitigate commutation failures in HVDC system, IEEE Access 8 (2020) 93692–93704.
- [69]黄梦华, 傅闯, 汪娟娟, 等. 单相接地时高压直流换相电压相位偏移量特性[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(12): 162-168.
- [70]王峰, 刘天琪, 李兴源, 等. 考虑直流电流上升及交流电压下降速度的换相失败分析[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(22): 111-117.
- [71]S. Tamai, H. Naitoh, F. Ishiguro, et al. Fast and predictive HVDC extinction angle control[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1997, 12(3): 1268-1275.
- [72]Jinxin Ouyang, Zhen Zhang, Mengyang Li. A Predictive Method of LCC-HVDC Continuous Commutation Failure Based on Threshold Commutation Voltage Under Grid Fault[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(1): 118-126.

- [73]徐诗甜. 特高压直流输电系统的换相失败预测控制策略研究[D]. 华北电力大学(北京), 2020.
- [74]李新年, 陈树勇, 庞广恒, 等. 华东多直流馈入系统换相失败预防和自动恢复能力的优化[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(06): 134-140.
- [75]徐敬友, 谭海燕, 孙海顺, 等. 考虑直流电流变化及交流故障发生时刻影响的 HVDC 换相失败分析方法[J]. 电网技术, 2015, 39(05): 1261-1267.