

华北电力大学

学术硕士学位论文

考虑锁相环及换相失败的直流系统闭环动态
相量建模研究

Research on Closed-loop Dynamic Phasor Model of
DC System Considering Phase-locked Loop and
Commutation Failure

单俊儒

2021 年 6 月

国内图书分类号：TM74
国际图书分类号：621.3

学校代码：10079
密级：公开

学术硕士学位论文

考虑锁相环及换相失败的直流系统闭环动态 相量建模研究

硕士研究生：单俊儒

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：电气与工程学院

答辩日期：2021年6月

授予学位单位：华北电力大学

Classified Index: TM74

U.D.C: 621.3

Dissertation for the Academic Master's Degree

**Research on Closed-loop Dynamic Phasor Model of
DC System Considering Phase-locked Loop and
Commutation Failure**

Candidate:	Shan Junru
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

为了满足经济社会发展的客观需要,我国高压直流输电技术发展迅速。现阶段,我国电网已成为世界上规模最大、电压等级最高的交直流混联电网。

直流线路的不断建成也为系统仿真带来了新的挑战,为解决交直流混联系统暂态响应难以快速精确求解的问题,本文基于动态相量法基本原理,对电网换相换流器型高压直流输电全系统重新进行了详细的建模推导,并在此基础上,建立了完整的直流系统闭环动态相量仿真模型。

论文首先对直流系统换流器进行分析,建立了含锁相环的换流器动态相量模型,并在这一过程中改进现有开关函数,使其能够反映交流不对称情况下换流器的工作过程。随后,本文将锁相环输出与改进开关函数相结合,使用时域信号计算方法代替传统动态相量的频域卷积,进一步提高了模型的计算速度和精度。同时,针对逆变侧易出现的换相失败情况,本文提出复合判据和开关函数修正法对其进行快速判断和处理,拓展了模型的适用性。

建立换流器动态相量模型后,本文进一步对直流线路、直流控制系统和换流变压器进行精细化建模,并在明确直流系统各部分连接及交互方式的基础上,形成了直流系统的闭环仿真流程。将本文所建闭环动态相量仿真模型应用于CIGRE BENCHMARK 标准直流系统并在多种故障类型下进行仿真,各算例的计算结果进一步证明了其相较于传统动态相量模型的优势。

本文在考虑锁相环及换相失败的基础上,对直流系统进行的闭环动态相量建模研究,进一步拓展了动态相量理论在电力系统仿真中的应用。为未来现代电力系统的精确在线实时仿真提供了可能。

关键词: 电网换相换流器型高压直流输电; 动态相量法; 锁相环; 换相失败; 闭环仿真

Abstract

In order to meet the objective needs of economic and social development, HVDC transmission technology has developed rapidly in China. At this stage, the power grid of China has become the world's largest AC/DC hybrid power grid with the highest voltage level.

The continuous construction of DC lines also brings new challenges to system simulation. In order to solve the problem that the transient response of AC/DC hybrid system is difficult to calculate quickly and accurately, a detailed modeling of the entire LCC-HVDC system is carried out based on the dynamic phasor method in this thesis. On this basis, a complete closed-loop dynamic phasor model of the DC system is established.

Firstly, the HVDC converter is analyzed in this thesis and the dynamic phasor model of converter with phase-locked loop(PLL) is established. The existing switching function is also improved in this process, so that it can reflect the working process of converter under AC asymmetry condition. By combining the output of PLL with improved switching function, the time-domain signal calculation method is used to replace the frequency-domain convolution of the traditional dynamic phasor, which further improves the calculation speed and accuracy. At the same time, for commutation failure that is easy to occur on the inverter side, a composite criterion and a switching function modification method are proposed to judge and process it quickly, which expands the applicability of the model.

After establishing the dynamic phasor model of converter, this thesis further models the DC line, DC control system and converter transformer. Then on the basis of clarifying the connection and interaction modes of each part of the DC system, the closed-loop simulation process of the DC system is finally formed. Applying the model built in this thesis to the CIGRE BENCHMARK standard system, the simulation results under multiple fault types further prove its advantages over traditional dynamic phasor models.

Based on the consideration of phase-locked loop and commutation failure, this thesis conducts the research of closed-loop dynamic phasor model on DC system, and this further expands the application of dynamic phasor theory in power system simulation. It also provides the possibility for accurate real-time simulation of modern power system in the future.

Keywords: LCC-HVDC, dynamic phasor method, phase-locked loop(PLL), commutation failure, closed-loop simulation

目 录

摘 要 I

Abstract II

第 1 章 绪 论 1

 1.1 课题背景及研究意义 1

 1.2 国内外研究动态 2

 1.2.1 换流阀级建模 3

 1.2.2 换流器级建模 4

 1.2.3 现有建模的主要问题 5

 1.3 论文的主要工作 6

第 2 章 动态相量模型基础 8

 2.1 动态相量理论概述 8

 2.1.1 正弦信号及其相量表示 8

 2.1.2 动态相量原理 8

 2.1.3 动态相量特性 9

 2.2 传统 LCC-HVDC 动态相量模型 11

 2.2.1 传统动态相量建模原理 11

 2.2.2 传统动态相量模型评价 13

 2.3 本章小结 15

第 3 章 考虑锁相环及换相失败的换流器动态相量模型 16

 3.1 直流系统锁相环模型 16

 3.1.1 锁相环工作原理 16

 3.1.2 锁相环建模及求解方法 17

 3.2 改进开关函数分析与建模 18

 3.2.1 延迟触发角与换相角的修正 18

 3.2.2 改进开关函数的分解与叠加 20

 3.2.3 换相失败工况的处理方法 22

 3.3 时域信号计算方法 23

 3.4 本章小结 24

第 4 章 直流系统闭环仿真研究 25

 4.1 直流线路建模分析 25

4.1.1 T 型等效电路	25
4.1.2 直流线路故障模型	28
4.2 直流控制系统建模	29
4.2.1 整流侧控制环节	30
4.2.2 逆变侧控制环节	30
4.2.3 VDCOL 环节	31
4.2.4 控制系统建模小结	32
4.3 换流变压器建模	32
4.4 直流系统闭环仿真流程	33
4.5 本章小结	35
第 5 章 仿真验证与结果分析	37
5.1 仿真系统简介与算例描述	37
5.2 仿真图像对比	38
5.2.1 一次系统电气量对比	38
5.2.2 二次系统电气量对比	43
5.3 仿真结果分析	44
5.4 本章小结	46
第 6 章 结论与展望	47
6.1 本文的主要成果	47
6.2 工作展望	48
参考文献	49
攻读硕士学位期间发表的论文及其它成果	53
致 谢	54

第 1 章 绪 论

1.1 课题背景及研究意义

进入 21 世纪后，特别是近年以来，我国经济社会快速发展，社会总用电负荷不断攀升^[1]。截至 2020 年，我国全社会用电量已达到 75110 亿千瓦时。其中，中东部省份占比最大，山东、广东、江苏三省的用电量稳居前三。据中电联预计，到 2025 年，全社会用电量将增至 9.5 万亿千瓦时，整个“十四五”期间的年均增速将达到 5%^[2]。而从发电端看，目前我国电力来源仍以火力发电为主，但风电和光伏发电量迅速增长，仅 2020 年，风电发电量同比增长便达到 10.7%，光伏发电量增长达到 8.1%。在国家倡导清洁能源、大力发展光伏和风电情况下，未来风电、光伏发电量将持续保持上升趋势^[3,4]。

我国能源发展的基本国情和日益增长的工业、民用用电需求也对电力系统的发展提出了新的要求。一方面，我国能源资源与电力负荷呈逆向分布，煤炭、水力和风光等资源多分布于中西部地区，而负荷中心却集中于中东部地区^[5]。据统计，我国 60% 以上的煤炭及水力资源集中于西部地区，绝大多数风电及光伏资源集中于“三北”地区。相比之下，我国 70% 的用电负荷集中于中东部的 16 个省市中，空间错位明显；另一方面，随着“碳达峰、碳中和”目标的明确^[6]，我国电力结构绿色低碳化特征日益明显。考虑到我国自然资源存在“总量大、人均不足”的突出问题，清洁能源必须选择“大基地、大电网、大市场”的发展路线^[7,8]。但目前来看，我国清洁能源发展仍存在网源建设不协调、与大型清洁能源基地开发配套的电网送出项目规划核准相对滞后等问题。这就导致我国电力供需仍以省内平衡和就地消纳为主，且导致了大量的“弃风、弃光”现象。

为了解决上述问题，实现资源优化配置，同时缓解我国中东部负荷中心用电紧张并提高西部地区新能源消纳，我国实施了“西电东送、全国联网”的发展战略^[9]，这一战略决定了必须进一步加大电网建设。而在电网互联建设过程中，高压直流输电(High Voltage Direct Current, HVDC)由于具有距离远、容量大和控制灵活的独特优势，在我国电网系统的整体格局中发挥了重要作用^[10]。其中，电网换相换流器型高压直流输电(Line Commutated Converter High Voltage Direct Current, LCC-HVDC)更是凭借其低廉的成本和巨大的输送容量，逐渐发展成为交直流混联电网的主要组成部分。现阶段我国已有 30 余项直流工程建成并投入运行，其中，2019 年投运的准东-皖南 $\pm 1100\text{kV}$ 直流更是目前世界电压等级最高、输送距离最远、输送容量最大的特高压输电工程。直流电网与交流电网一起，共

同构成了我国电力系统的坚强骨架。在未来,我国将建成世界上结构最复杂、交直流并列运行特征最明显的电力系统网架^[11,12]。

但另一方面,交直流电网混联也显著提升了电力系统的运行难度和复杂度,并使得电网运行特性出现了一系列不同于纯交流系统的变化^[13-16]。结合我国电网日益明显的交直流并行趋势,相关课题的研究显得尤为迫切。而为了全面掌握高压直流输电加入后的系统暂稳态特性,必须进行电力系统仿真。

从已有研究与实践来看,电力系统仿真作为分析电力系统动态过程的重要手段,在电网安全稳定运行、系统规划设计和继电保护参数整定等领域均发挥了重要作用^[17]。对于交直流混联电网而言,整流侧与逆变侧耦合紧密,任一位置的故障均会对整个系统产生影响。同时,换流站中大量电力电子器件的加入,也会使混联系统具有明显的非线性特征。因此,有必要对具有全新特性的交直流混联系统进行更加深入的仿真研究。

电力系统仿真的基本原理为根据系统结构建立各元件的数学模型,同时选择合适的计算方法对其进行求解,从而获得各电气量的仿真结果。在这一过程中,所采用的模型是否能够准确反映实际电力系统的真实动态过程将直接影响仿真结果的可靠性^[18]。此外,模型还要兼顾计算速度,否则在系统规模扩大时将严重影响仿真效率。对于混联系统而言,上述问题的关键便在于建立能够准确反映高压直流输电系统工作过程的快速仿真模型。

因此本文针对目前直流系统特别是 LCC-HVDC 系统建模领域存在的问题,以动态相量理论为基础,增加了对于锁相环和换相失败情况的讨论与处理,同时使用时域信号计算方法代替现有动态相量模型的频域卷积,进而提出了精度更高、速度更快的直流全系统闭环动态相量计算方法。本文所作研究大大增加了动态相量模型的应用价值,对动态相量模型的实用推广具有很强的现实意义。

1.2 国内外研究动态

如前所述,高压直流输电技术的广泛应用,对电力系统的稳态工况和暂态特性都产生了不可忽视的影响。因此,为了更好地分析系统的动态特征,从而为电网设计、规划和控制提供参考,越来越多的学者开始聚焦于直流系统建模领域^[19],而建立准确直流系统模型的关键便在于对换流器的分析与处理。现阶段围绕换流器这一直流系统核心部件,相关学者进行了大量的建模研究,根据建模方法的不同,直流系统模型也可相应分为两大类^[20]:换流阀级模型和换流器级模型。下面,本文将对两类建模进行分别介绍。

1.2.1 换流阀级别建模

换流阀级别建模主要包括电磁暂态模型和状态空间模型,由于其建模精确到具体的开关器件——晶闸管而得名,因此具有很高的仿真精度。此类模型的建立过程为首先对晶闸管进行建模分析^[21],随后根据直流系统的拓扑结构对晶闸管进行组合。因此,根据晶闸管建模原理的不同便可对换流阀级别模型进行相应的分类。

1.2.1.1 电磁暂态模型

现有电磁暂态模型对晶闸管有多种处理方法,其中可变电阻等效法应用最为广泛。这一方法将导通状态下的晶闸管等效为小阻值电阻,关断状态下的晶闸管等效为大阻值电阻。此种处理可以使网络结构始终保持稳定,从而在不影响精度的同时减少不必要的计算,例如 RTDS、EMTDC/PSCAD 等电磁暂态仿真软件均广泛使用可变电阻模型对晶闸管进行处理。使用可变电阻等效法后,可进一步参照系统拓扑及各阀的通断状态对换流器列写节点电压方程^[22],此方程的求解涉及到导纳系数矩阵的求逆运算。因此在 EMTDC/PSCAD 中,为了提高仿真效率同时避免零除,一般将导通状态下的等效电阻设置为略大于零的数值^[23]。另一方面,系统规模扩大时,大型系数矩阵的求逆将耗费巨大的计算资源,针对这一问题,现阶段出现了许多优化算法。一种算法是将与换流阀关联的节点放置于整个系数矩阵的最后位置,仅对剩余节点形成的分块矩阵进行初始三角分解^[24],分块矩阵的规模较小从此有效降低了计算量。还有研究指出由于系统导纳矩阵具有稀疏性,因此可以在节点优化排序后只存储非零元素进行后续计算^[25]。文献[26]指出,对于较大的系统,可见其分解为子系统进行分别求解,从而缩小系数矩阵的规模,方便求逆运算。

此外,还有一类电磁暂态模型将导通时的晶闸管等效为电感,而将关断时的晶闸管等效为电容。悉尼大学的 Hui 与 Christopoulos 基于寄生电感与寄生电容的概念提出了这一建模方法^[27]。随后为了进一步缩短振荡衰减时间,文献[28]从增加系统阻尼角度出发,对电容支路进行了串联电阻处理。文献[29]将这一方法应用于 LCC-HVDC 的建模仿真中,其优点为开关状态变化前后系统的导纳矩阵不发生变化,因此可以对系数矩阵提前求逆,减小了计算的复杂度。

1.2.1.2 状态空间模型

状态空间模型使用状态变量分析法对直流系统建立模型^[30],作为一种近年来兴起的新型换流阀级别建模,其理论基础为晶闸管的理想开关模型。理想开关模型认为晶闸管导通时为短路,关断时为开路。与电磁暂态模型不同,采用理想

开关后直流系统在每种开关状态下都会产生不同的网络拓扑结构,因此需要对所有可能的开关状态分别列写状态方程。该方法的主要优点有二:一是可以通过求解齐次微分方程组得到一次系统的解析解,二是可以通过变步长数值积分计算控制系统响应,摆脱了小仿真步长的限制,避免了数值稳定性问题^[31]。

1.2.2 换流器级别建模

相比于换流阀级别模型,换流器级别建模将换流器视为一个整体,只关心其交流侧与直流侧电气量的数学关系,因此精细度上不及前者,但在仿真速度上优势明显。此类建模可分为准稳态模型和动态相量模型两大类。

1.2.2.1 准稳态模型

准稳态模型描述了系统稳定运行时的换流器特性,其本质上是一种平均值模型,忽略了系统的暂态过程,因此计算量极小。准稳态模型基于如下假设^[32]:换流母线交流电压三相平衡、不考虑交直流系统谐波、换流器输出的直流电压与直流电流平直且没有能量损失。上述假设在大扰动下过于苛刻,因此准稳态模型常被用于直流系统小信号稳定性分析之中^[33,34]。

在准稳态模型基础上,相关学者又陆续进行了 LCC-HVDC 阻抗模型的研究。文献[35]率先对单馈入 LCC-HVDC 系统临界阻抗的计算方法进行了介绍。随后,文献[36]在准稳态条件下建立了混合多馈入直流系统的小信号模型,并利用该模型对多馈入直流系统运行阻抗的概念与求解方法进行了说明。文献[37]进一步依据输入响应建立了直流系统的阻抗矩阵模型并应用该模型进行了系统的振荡分析。与准稳态模型类似, LCC-HVDC 阻抗模型主要被应用于从理论上对小扰动稳定性进行分析。

1.2.2.2 动态相量模型

动态相量法通过对时域信号的傅里叶分解,根据需求选取占主导地位的频率分量进行计算,可以在保证计算速度的基础上分析具有快速动态特性的电力电子元件及相关系统。正是由于这一优势,动态相量模型被引入高压直流输电系统的建模计算中。

美国加利福尼亚大学教授 Sanders 等于 1991 年首次提出动态相量的概念^[38],并使用动态相量方法建立了高频电力电子电路的动态相量模型。其后相关学者陆续进行了同步发电机^[39,40]、感应电机^[41,42]、可控串补装置(Thyristor Controlled Series Compensator, TCSC)^[43-45]及统一潮流控制器(Unite Power Flow Controller, UPFC)^[46-48]等的动态相量建模研究。

LCC-HVDC 系统内部包含大量的非线性电力电子器件, 因此天然适合进行动态相量建模。现阶段针对 LCC-HVDC 系统已经出现了许多动态相量建模的研究成果。文献[49]以三相交流电压对称为前提, 考虑交流侧基频分量与直流侧直流分量, 对正常工况下的 6 脉波换流器进行了动态相量建模。文献[50]将上述模型拓展至 12 脉波 LCC-HVDC 系统。该模型可用于大信号、低频暂态仿真。文献[51]讨论了交流三相不对称情况下换相过程的不对称及换相电压过零点的偏移, 并对贵广 II 回直流和 CIGRE 标准直流模型进行了动态相量建模, 拓展了动态相量模型的适用范围。文献[52]对交直流系统谐波进行了综合分析, 指出为了提高换流器动态相量模型在不对称故障下的计算精度, 交流侧应考虑基波分量与 3 次谐波分量, 直流侧应考虑直流分量与 2 次谐波分量。文献[53]在换流器动态相量模型的基础上, 进一步对直流线路和控制系统进行了建模, 初步实现了直流系统的闭环计算。

1.2.3 现有建模的主要问题

虽然现阶段针对高压直流输电系统的建模研究取得了很大进展, 但上述相关模型仍然存在一定的问题:

电磁暂态模型可以详细模拟复杂系统中各类元件的快速暂态过程, 被广泛应用于 PSCAD 等电力系统商业仿真软件中。其优点为计算精度高, 可以适用于包括换相失败在内的所有工况。但采用可变电阻对晶闸管进行等效时仍然面临计算量较大的问题, 尤其在系统规模扩大时大型矩阵的求逆运算会导致仿真效率大大降低。此外, 插值^[54]与数值振荡抑制算法^[55]也在无形中消耗了计算资源; 而采用电感电容等效方法时, 模型的暂态特性较为复杂, 且在开关状态切换时可能造成虚拟的能量损失^[56]。同时, 为了达到较高的计算精度, 此类模型的仿真步长大多要求在 $10\mu\text{s}$ 之内, 因此同样对仿真硬件提出了更高的要求。

状态空间模型^[30,31]需要对换流器每种开关状态下的网络分别列写状态方程, 通过求解微分方程组得到各电气量的解析解。但系统中换流器数目增多后, 开关状态组合种类大大增加, 方程数量也随之迅速攀升, 因此同样存在仿真速度下滑的问题。

准稳态模型^[32-34]以交流三相对称为前提且只考虑基波分量, 该模型的最大优势在于拥有极快的计算速度, 但在计算大扰动或交流不对称故障时由于假设前提不再成立, 因此误差极大。

动态相量模型在准稳态模型的基础上进行改进, 增加了对于主导频次谐波的考虑, 从而兼顾了仿真速度与精度的要求, 因此是一种极具前景的直流系统建模方法。但现阶段动态相量建模的相关研究仍然存在以下不足: (1) 在使用动态相

量法对换流器进行建模的过程中均缺少对于锁相环的考虑^[49-53],且开关函数的构造不够精确^[49-50,52-53],对系统谐波的考虑不够充分^[49-51],因此精度上仍有提升的空间;(2)逆变侧在大扰动下发生换相失败时,换流阀的导通时间和次序发生改变,此时现有换流器模型无法进行精确计算^[49-53],从而限制了动态相量模型的应用范围;(3)现有模型大多只对换流器建立了动态相量模型^[49-52],没有对直流线路和直流控制系统等进行进一步分析建模,所提模型仍属于开环模型,只能进行离线仿真计算。少数闭环建模研究仍然处于初始阶段^[53],且尚未摆脱上述第(1)、(2)点不足,对直流全系统所含部件的建模分析也不够全面。这一系列问题局限了动态相量模型的应用前景。

对上述四种模型的特点与不足进行对比分析,总结见表 1-1:

表 1-1 现有直流系统仿真模型比较

模型类别		特点	不足
换流阀级别 建模	电磁暂态模型	能够准确模拟系统各元件的快速暂态过程,计算精度极高	计算量大,系统规模扩大时仿真效率下降明显
	状态空间模型	对各开关状态分别列写状态方程,不存在数值振荡问题	方程数量随换流器数目增多而急剧增加,仿真效率明显下滑
	准稳态模型	基于准稳态假设,本质上属于平均值模型,计算速度极快	未对交流不对称和系统谐波进行考虑,对暂态过程的仿真精度极差
换流器级别 建模	动态相量模型	通过傅里叶分解选取主要频次谐波进行分析计算,在保证计算速度的同时提高了仿真精度	现有动态相量模型对不对称故障和换相失败情况的计算精度仍然不足,且缺少闭环仿真研究

1.3 论文的主要工作

动态相量模型理论上可以兼顾电力系统仿真对于精度和速度的要求,因此在未来拥有极为广阔的应用前景。

本文深入研究了直流系统的动态相量建模方法,对包含换流器、直流线路、控制系统和换流变压器部分在内的 LCC-HVDC 全系统进行了详细的分析,并在考虑直流系统锁相环的基础上,建立了不同于已有研究的高精度快速动态相量模

型。同时，本文将动态相量模型的应用场景进一步拓展至换相失败情况下，其研究工作对动态相量模型在高压直流输电仿真领域的推广具有重要的价值。

本文的具体内容如下：

(1) 本文第一章绪论部分首先对课题的背景和意义进行了阐述，介绍了我国现阶段能源发展概况及发展高压直流输电技术的必要性。在此基础上，进一步对现有高压直流输电系统，尤其是 LCC-HVDC 系统的建模和仿真技术进行分类概括，并对本文的主要工作进行总结。

(2) 本文第二章首先介绍对比了传统相量及动态相量的有关概念，并对动态相量的有关特性进行了解释。随后，详细阐述了现有传统动态相量模型的建模原理，并在此基础上，进一步分析了其存在的不足之处，进而指出建立改进动态相量模型的必要性。

(3) 本文第三章在考虑锁相环及换相失败的基础上，建立了直流系统换流器的高精度动态相量仿真模型。首先介绍了直流系统锁相环的工作原理，并在此基础上建立了锁相环模型。随后，改进传统动态相量模型使用的开关函数，使其在不对称故障和换相失败条件下也能够准确描述换流器的开关状态。最后，通过使用时域相乘代替传统动态相量模型的频域卷积，进一步提高了所建换流器模型的精度和速度。

(4) 本文第四章实现了 LCC-HVDC 全系统的闭环仿真计算，主要工作为在第三章的基础上进一步对直流线路、直流控制系统和换流变压器部分进行分析与建模，并对直流系统各部分间的连接与交互方式进行梳理，最终形成了完整的直流系统闭环仿真流程。

(5) 本文第五章对所建闭环动态相量模型进行了全面的仿真验证与性能分析。首先选择 MATLAB 语言对本文所建模型进行编程实现，随后以 CIGRE BENCHMARK 标准直流作为仿真系统，设置多种故障类型进行计算并将仿真结果与传统动态相量模型和 PSCAD 软件的仿真结果进行对比，仿真图像及对结果的量化分析均进一步验证了本文所建模型的有效性和优越性。

(6) 本文第六章主要从结论与展望两方面对全文内容进行简要总结，进一步提炼了本文的创新点，并对未来模型的改进方向提供了可能的思路。

第2章 动态相量模型基础

2.1 动态相量理论概述

2.1.1 正弦信号及其相量表示

根据电路理论，正弦信号可由相量进行表达，对于正弦信号(2-1)

$$u(t) = U \cos(\omega t + \varphi) \quad (2-1)$$

在确定的角频率 ω 下，其对应的相量形式为：

$$\dot{U} = U e^{j\varphi} = U \angle \varphi \quad (2-2)$$

由此可见，时域的正弦信号与频域下的相量形式是一一对应的关系。同理，正弦信号也可由相量形式经反变换得到：

$$u(t) = \operatorname{Re}(\dot{U} e^{j\omega t}) \quad (2-3)$$

由于电力系统在稳态时，各交流电气量均为工频的正弦信号，因此使用相量法进行分析时可以略去对于频率的讨论，即略去旋转分量 $e^{j\omega t}$ ，只对幅值 U 和相角 φ 进行运算，大大降低了计算的复杂度。

2.1.2 动态相量原理

由前述分析可知，相量法适用于同频率正弦信号的分析。对于非正弦信号，可以借鉴这一思路，通过傅里叶分解，将其变换为一系列不同幅值、不同频率和不同相位的正弦信号的叠加，这便是动态相量法的由来。

下面从数学角度对动态相量法的原理进行解释^[49]，对于时域信号 $x(\tau)$ ，在任一区间 $(t-T, t)$ 内，都可以将其分解为式(2-4)所示的傅里叶级数形式：

$$x(\tau) = \sum_{k=-\infty}^{\infty} X_k(t) e^{jk\omega\tau} \quad (2-4)$$

式中： $\omega=2\pi/T$ ， $X_k(t)$ 为时域信号的 k 阶傅里叶系数，也被称为 k 阶动态相量，记为 $\langle x \rangle_k$ 。其计算方法为：

$$\langle x \rangle_k = X_k(t) = \frac{1}{T} \int_{t-T}^t x(\tau) e^{-jk\omega\tau} d\tau \quad (2-5)$$

由此可见，动态相量 $\langle x \rangle_k$ 为时间 t 的函数，其可以理解为在宽度为 T 的时间窗内对时域信号进行傅里叶分解得到的傅里叶系数。当 t 改变时，时间窗在时间轴上滑动形成“滑动窗”，相量值也随之变化，因此称其为动态相量，动态相量

也即信号的时变傅里叶分解，如图 2-1 所示。

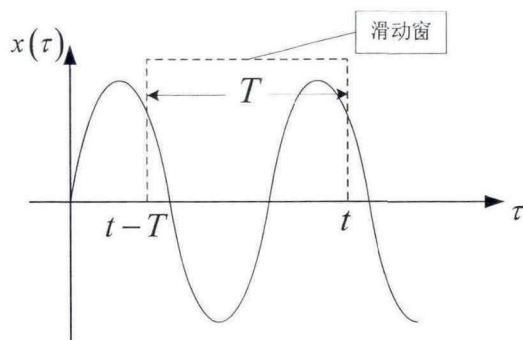


图 2-1 信号的时变傅里叶分解

下面进一步从时域和频域两个角度对动态相量的概念进行解释。从时域角度，动态相量是在选定给定宽度 T 的“滑动窗”后对时域信号在窗内进行的实时傅立叶分解，各阶时变的傅立叶级数即为各阶动态相量，通过反变换可将动态相量还原至原始时域信号；从频域角度，非正弦信号中包含有不同的频率分量，动态相量将其表示为直流分量、基频分量和高次谐波分量组合的形式，各阶动态相量即为各次频率分量的复数包络。

2.1.3 动态相量特性

根据上文中对动态相量的有关定义，可以推导出动态相量具有以下运算特性，这将在后续的动态相量建模应用中发挥重要作用。

2.1.3.1 加法特性

对于时域信号 $x(t)$ 、 $y(t)$ 和 $z(t)$ ，若其满足：

$$z(t) = x(t) + y(t) \quad (2-6)$$

则根据动态相量的概念，不难推导出其对应的 k 阶动态相量同样满足：

$$\langle z \rangle_k = \langle x \rangle_k + \langle y \rangle_k \quad (2-7)$$

必须特别指出的是，式(2-7)成立的前提为上述三个信号在相同的基频频率下进行傅里叶分解。

2.1.3.2 乘积与卷积特性

首先讨论动态相量的乘积特性，对于实数 a 和时域信号 $x(t)$ 、 $y(t)$ ，若满足：

$$y(t) = a \cdot x(t) \quad (2-8)$$

则对应的动态相量同样满足：

$$\langle y \rangle_k = a \cdot \langle x \rangle_k \quad (2-9)$$

但对于时域下两信号相乘的形式，此时不能再对动态相量作简单的对应相乘

处理。例如，现有时域信号 $x(t)$ 、 $y(t)$ ，则二者乘积的动态相量满足：

$$\langle xy \rangle_k = \sum_i \langle x \rangle_{k-i} \cdot \langle y \rangle_i \quad (2-10)$$

即时域信号的乘积对应频域动态相量的卷积，下面给出证明：

设存在时域信号 z ，其 k 阶动态相量表达式为：

$$\langle z \rangle_k = \sum_i \langle x \rangle_{k-i} \cdot \langle y \rangle_i \quad (2-11)$$

则根据式(2-4)可得：

$$\begin{aligned} z(t) &= \sum_{k=-\infty}^{\infty} \langle z \rangle_k e^{jk\omega t} = \sum_{k=-\infty}^{\infty} \sum_{i=-\infty}^{\infty} \langle x \rangle_{k-i} \cdot \langle y \rangle_i e^{jk\omega t} \\ &= \sum_{k=-\infty}^{\infty} \sum_{i=-\infty}^{\infty} \langle x \rangle_{k-i} e^{j(k-i)\omega t} \cdot \langle y \rangle_i e^{ji\omega t} \\ &= \sum_{i=-\infty}^{\infty} \left(\langle y \rangle_i e^{ji\omega t} \sum_{k=-\infty}^{\infty} \langle x \rangle_{k-i} e^{j(k-i)\omega t} \right) \\ &= \sum_{i=-\infty}^{\infty} \left(\langle y \rangle_i e^{ji\omega t} x(t) \right) = y(t) \cdot x(t) \end{aligned} \quad (2-12)$$

式(2-10)得证，此即动态相量的卷积特性。

2.1.3.3 微分特性

动态相量同样具有微分特性，以时域信号 $x(t)$ 为例，其 k 阶动态相量的微分关系满足：

$$\left\langle \frac{dx}{dt} \right\rangle_k = \frac{d}{dt} \langle x \rangle_k + jk\omega \langle x \rangle_k \quad (2-13)$$

根据动态相量的定义，结合分部积分公式，可对式(2-11)进行推导，过程如下：

$$\begin{aligned} \left\langle \frac{dx}{dt} \right\rangle_k &= \frac{1}{T} \int_{t-T}^t \frac{dx(\tau)}{dt} e^{-jk\omega\tau} d\tau \\ &= \frac{1}{T} \int_{t-T}^t \frac{d}{dt} (x(\tau) e^{-jk\omega\tau}) d\tau + jk\omega \frac{1}{T} \int_{t-T}^t x(\tau) e^{-jk\omega\tau} d\tau \\ &= \frac{d}{dt} \frac{1}{T} \int_{t-T}^t x(\tau) e^{-jk\omega\tau} d\tau + jk\omega \langle x \rangle_k \\ &= \frac{d}{dt} \langle x \rangle_k + jk\omega \langle x \rangle_k \end{aligned} \quad (2-14)$$

在微分特性方面，动态相量与传统相量的不同之处在于，等号右侧第一项相量的微分部分仍然得到了保留，这进一步证明了其能够反映信号的动态特性。

2.1.3.4 共轭特性

动态相量本质上是由傅里叶分解得到的复数，因此与传统相量一样满足共轭

性质，即：

$$\langle x \rangle_{-k} = \langle x \rangle_k^* \quad (2-15)$$

式中，上标*表示相量的共轭。

2.1.3.5 时域值与动态相量值的相互变换

时域值至动态相量值的变换可根据前述动态相量的定义，由式(2-5)直接得到，于此不再赘述。但动态相量变换至时域值时，直接使用傅里叶反变换在实际应用中并不方便。为简化计算，常结合动态相量的共轭性质，使用式(2-16)进行变换：

$$x(\tau) = \langle x \rangle_0 + 2\text{Re} \left(\sum_{k=1}^{\infty} \langle x \rangle_k e^{jk\omega\tau} \right) \quad (2-16)$$

式中，Re 表示取实部。

2.2 传统 LCC-HVDC 动态相量模型

前文指出，动态相量具有能够反映系统动态特性和高频特性的优点，而 LCC-HVDC 换流器中包含大量的非线性电力电子器件，在开关通断及系统故障过程中，产生了大量的高频次谐波，此时基于“相量法”的准稳态模型会产生很大的误差，因此相关学者陆续将动态相量理论引入 LCC-HVDC 系统建模领域并取得了一定进展。此类模型在原理上基本相同，为了与本文所建模型进行区别，将其称为传统 LCC-HVDC 动态相量模型，本节将对此类模型进行总结分析。

2.2.1 传统动态相量建模原理

以 6 脉波换流器为例对传统 LCC-HVDC 动态相量模型的建模原理进行解释，所得结论可以很方便地推广至实际直流输电工程的应用之中。以整流侧为例，6 脉波换流器的结构示意图如图 2-2 所示。

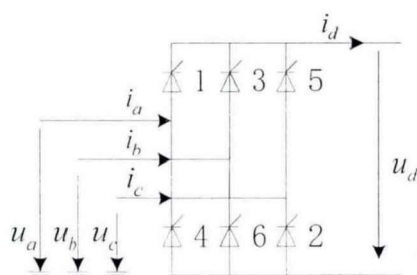


图 2-2 6 脉波换流器的结构示意图

图中， u_a 、 u_b 、 u_c 分别为换流器阀侧三相交流电压， i_a 、 i_b 、 i_c 分别为换流器阀侧三相交流电流。 u_d 为换流器直流侧出口电压， i_d 为换流器直流侧直流电流。

进一步的,动态相量模型通过引入开关函数的概念,使用调制理论表达换流器交流侧与直流侧的电气量关系。调制理论认为,交流电压经电压开关函数调制后得到直流电压,而直流电流经电流开关函数调制后得到交流电流。以图 2-2 为例,调制理论^[57]可表示为式(2-17)和式(2-18)的形式:

$$u_d = u_a S_{au} + u_b S_{bu} + u_c S_{cu} \quad (2-17)$$

$$\begin{cases} i_a = i_d S_{ai} \\ i_b = i_d S_{bi} \\ i_c = i_d S_{ci} \end{cases} \quad (2-18)$$

式中: S_{au} 、 S_{bu} 、 S_{cu} 分别代表各相电压开关函数, S_{ai} 、 S_{bi} 、 S_{ci} 分别代表各相电流开关函数。将式(2-17)、(2-18)与式(2-7)、(2-11)结合,便可得到其动态相量表达如下式所示:

$$\langle u_d \rangle_k = \sum_i \sum_{p=a,b,c} \langle u_p \rangle_{k-i} \langle S_{pu} \rangle_i \quad (2-19)$$

$$\langle i_p \rangle_k = \sum_i \langle i_d \rangle_{k-i} \langle S_{pi} \rangle_i \quad (2-20)$$

式中: $p=a,b,c$ 分别表示 a 相、 b 相和 c 相。现有研究指出^[52],为保证动态相量模型对暂态过程特别是不对称故障的计算精度,直流侧必须考虑直流分量和 2 次谐波分量,而交流侧必须考虑基波分量和 3 次谐波分量。因此结合式(2-15),直流电压动态相量的具体计算公式变为:

$$\begin{cases} \langle u_d \rangle_0 = \sum_{p=a,b,c} \langle u_p \rangle_1 \langle S_{pu} \rangle_1^* + \sum_{p=a,b,c} \langle u_p \rangle_1^* \langle S_{pu} \rangle_1 \\ \quad = 2 \operatorname{Re} \left(\sum_{p=a,b,c} \langle u_p \rangle_1 \langle S_{pu} \rangle_1^* \right) \\ \langle u_d \rangle_2 = \sum_{p=a,b,c} \langle u_p \rangle_1 \langle S_{pu} \rangle_1 + \sum_{p=a,b,c} \langle u_p \rangle_1^* \langle S_{pu} \rangle_3 \end{cases} \quad (2-21)$$

交流电流动态相量的具体计算公式变为:

$$\begin{cases} \langle i_p \rangle_1 = \langle i_d \rangle_0 \langle S_{pi} \rangle_1 + \langle i_d \rangle_2 \langle S_{pi} \rangle_1^* + \langle i_d \rangle_2^* \langle S_{pi} \rangle_3 \\ \langle i_p \rangle_3 = \langle i_d \rangle_0 \langle S_{pi} \rangle_3 + \langle i_d \rangle_2 \langle S_{pi} \rangle_1 + \langle i_d \rangle_2^* \langle S_{pi} \rangle_5 \end{cases} \quad (2-22)$$

得到动态相量值后,还需将其变换至时域,将式(2-21)与(2-22)分别带入式(2-16),可得直流电压与交流电流的时域值为:

$$\begin{cases} u_d(t) = \langle u_d \rangle_0 + 2 \operatorname{Re} \left(\langle u_d \rangle_2 e^{j2\omega t} \right) \\ i_p(t) = 2 \operatorname{Re} \left(\langle i_p \rangle_1 e^{j\omega t} + \langle i_p \rangle_3 e^{j3\omega t} \right) \end{cases} \quad (2-23)$$

式(2-21)至式(2-23)共同组成了现有传统 LCC-HVDC 动态相量模型。以上分

析虽是针对 6 脉波换流器展开的,但作为 12 脉波和双极 12 脉波等一系列直流系统换流器的基本结构单元,相关结论是具有普适性的。

2.2.2 传统动态相量模型评价

前文已经对现有 LCC-HVDC 动态相量模型的建模原理进行了阐述。总的来说,动态相量模型借助调制理论,通过建立能够反映换流器各阀通断状态的开关函数对交直流电气量进行求解。在这一过程中,动态相量法使用傅里叶分解选取占主导地位的频率分量,在频域完成计算后再将结果转换至时域值。其相比于现阶段常用的电磁暂态模型(详细模型)和准稳态模型具有独特的优势,当然也存在一定的不足。

2.2.2.1 传统 LCC-HVDC 动态相量模型优点

如前所述,动态相量法相比于传统相量法具有更大的带宽,可以反映更多的系统谐波特性和动态特性。从另一个角度讲,当动态相量模型只考虑基波成分时,其便转化为基于“低通假定”前提的准稳态模型。而当考虑所有阶次时,动态相量模型则无限逼近于电磁暂态模型。因此,动态相量模型的优点便在于其具有较准稳态模型更高的计算精度和较电磁暂态模型更快的计算速度。三种模型的精度、速度关系分别如图 2-3 和 2-4 所示。



图 2-3 各模型计算精度等级图

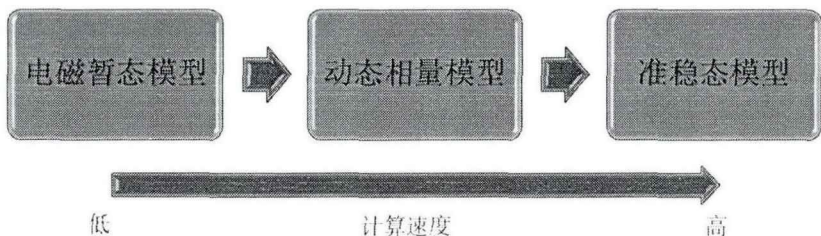


图 2-4 各模型计算速度等级图

动态相量模型的这种优点在含电力电子器件系统,特别是大规模直流输电系统的仿真中具有重要的实用价值。能够在提高计算速度的基础上保有一定的计算精度,这也是动态相量模型的出发点和落脚点。

2.2.2.2 传统 LCC-HVDC 动态相量模型缺点

现有动态相量模型在取得了一定进展的同时也仍存有许多不足之处,本文主要将其总结为以下三点:

(1) 仿真精度仍有较大提升空间

首先,现有研究皆未考虑直流系统锁相环对于换流阀通断过程的影响,这对 LCC-HVDC 系统暂态过程的仿真精度产生了极大的影响;其次,虽然现有研究已经将谐波范围扩展到了直流侧二次谐波和交流侧三次谐波,但直流系统的谐波含量本就十分丰富,特别是不对称故障时,上述考量已不能满足实际工程中对于精度的需求,因此需要对交直流侧谐波进行全面考虑;另一方面,现有模型中对于开关函数的构建也不够准确。不对称故障时,换相电压出现偏移,换流阀可能无法按时导通。同时相邻两相的换相过程也受此影响而不再对称,反映在开关函数上便是图 2-5 中延迟触发角 α 和换相角 μ 的宽度发生变化,这直接影响了计算结果。此时需对开关函数进行重新修正,确保其能够准确描述换流器的开关过程,从而确保仿真精度。

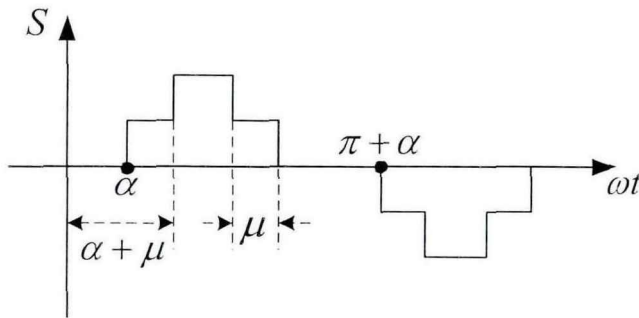


图 2-5 开关函数示意图

(2) 无法精确处理换相失败工况

对于 LCC-HVDC 换流器而言,阀在退出导通状态后需要承受一段时间的反向电压方可恢复阻断能力,如果熄弧角过小,反向电压的作用时间不够,而此时阀电压便由负变正,那么这一退出导通的阀便会重新导通,此种情况即被称作换相失败。换相失败的发生原因有很多,交流系统故障或交流电压上升率过大都有可能引发换相失败。作为 LCC-HVDC 系统必须要进行分析和考虑的异常工况,现有动态相量模型却并不能很好地描述换相失败过程,计算结果误差很大,这限制了动态相量模型的应用场景。

(3) 现有模型大多为开环模型

现有研究大多只针对 LCC-HVDC 系统换流器建立了动态相量模型。从式(2-21)与式(2-22)中可以看出,其计算时需要输入交流电压和直流电流。此外,由于使用了调制理论,还需外界输入触发角数据用于构建开关函数。因此从整体上

看，所建模型无法形成完整的闭环逻辑，只能进行离线的开环仿真计算，这大大限制了动态相量模型在实际工程场景中的应用。

2.3 本章小结

本章首先对动态相量建模的原理进行了介绍，主要解决了何为“动态相量”的问题，为文章后续的分析打下了基础。随后本章对现有研究的建模思路进行了总结，并用公式组的形式对传统 LCC-HVDC 动态相量模型进行了表达，同时通过对其进行进一步分析，指出了现有传统动态相量模型存在的优势与不足，明确了建立精度更高、适用性更广的新型动态相量模型的必要性。

第3章 考虑锁相环及换相失败的换流器动态相量模型

进行 LCC-HVDC 的全系统闭环仿真研究，关键在于构建精度更高的换流器动态相量模型。针对现有传统换流器动态相量模型存在的不足，本章首先对直流系统锁相环进行了讨论，从其工作原理出发进行了建模。随后，分析了不对称故障下延迟触发角和换相角的修正方法，着手构建了高精度的改进开关函数模型，同时提出了复合判据与开关函数修正法判别换相失败情况并处理。最后，将锁相环输出与改进开关函数相结合，创新性地使用时域信号计算方法代替传统动态相量的频域卷积，在提高模型精度的同时也提高了仿真速度，进而拓展了模型的适用范围。

3.1 直流系统锁相环模型

如第 2 章所述，传统动态相量模型使用频域卷积对直流电压和交流电流进行计算。但由于现有换流器动态相量模型皆未对锁相环进行建模，等于在这一计算过程中，默认了开关函数和实际交流电压在同一坐标系下进行傅里叶分解，即计算前提为换流阀通断以实际交流电压相位为参考。

但实际工作过程中，换流阀的通断是以锁相环输出相位为基准的。尤其当直流系统发生故障时，锁相环输出相位与实际交流电压相位并不相等，此时传统动态相量模型便不可避免的产生了误差。综上，有必要对直流系统锁相环进行建模。

3.1.1 锁相环工作原理

本文以 GIGRE BENCHMARK 标准直流系统使用的锁相环为例进行建模，其原理示意图如 3-1 所示。直流系统锁相环在工作时输入换流母线交流三相电压，该交流三相电压首先经过 $\alpha\beta 0$ 变换，随后经过一系列的 PI 和限幅环节，最终输出 θ 即为当前时刻的母线 a 相同步电压相位。

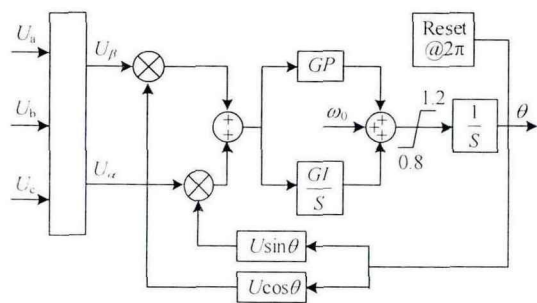


图 3-1 直流系统锁相环工作原理

另一方面,现阶段高压直流输电工程广泛使用等间隔触发方式,所谓等间隔触发方式,即阀控制层以同步换相电压相位过零点为基准,延迟 α 电角度向各阀依次发出触发脉冲 (α 为触发角指令值,下同)。而同步换相电压的相位可以根据锁相环的输出 θ 方便地计算得到,以 Y-Y 型变压器侧单桥换流器为例,锁相环锁定的各同步换相电压相位计算如下:

$$\begin{cases} \theta_{ac} = \theta - \frac{\pi}{6} \\ \theta_{ba} = \theta - \frac{\pi}{6} - \frac{2\pi}{3} \\ \theta_{cb} = \theta - \frac{\pi}{6} + \frac{2\pi}{3} \end{cases} \quad (3-1)$$

式中 θ_{ac} 、 θ_{ba} 、 θ_{cb} 分别代表同步换相电压 U_{ac} 、 U_{ba} 、 U_{cb} 的相位。对于 Y- Δ 型变压器侧单桥换流器,由于其阀侧电压较母线电压滞后,因此锁相环锁定的换相电压相位需在式(3-1)的基础上依次减去 $\pi/6$ 。该同步相位是本章节后续分析内容的基础。

3.1.2 锁相环建模及求解方法

结合图 3-1 可知,锁相环对同步相位的锁定本质上是一个存在 PI 及限幅环节的非线性计算过程。从输入输出角度讲,即为输入当前 t 时刻的交流母线三相电压时域值 $U_a(t)$ 、 $U_b(t)$ 以及 $U_c(t)$,输出此刻的同步电压相位 $\theta(t)$ 。在具体的建模过程中,本文参考 PSCAD 内置的计算逻辑,采用如下所示的计算方法对输出 $\theta(t)$ 进行求解:

$$\begin{cases} U_{\alpha} = \frac{2U_a(t) - U_b(t) - U_c(t)}{\sqrt{3}} \\ U_{\beta} = U_b(t) - U_c(t) \\ Plin = \arctan \frac{U_{\alpha} \cos(\theta(t - \Delta t)) + U_{\beta} \sin(\theta(t - \Delta t))}{U_{\alpha} \sin(\theta(t - \Delta t)) - U_{\beta} \cos(\theta(t - \Delta t))} \\ Int(t) = Int(t - \Delta t) + Plin \cdot f \Delta t \\ WI = Int(t) + G_{pl,i} \cdot Plin + 2\pi f \\ W = \max(2\pi f \cdot Min, \min(2\pi f \cdot Max, WI)) \\ \theta(t) = \text{mod}(\theta(t - \Delta t) + W \Delta t, 2\pi) \end{cases} \quad (3-2)$$

式(3-2)中, Δt 为计算步长, U_{α} 、 U_{β} 分别表示母线三相电压经变换后得到的 α 分量和 β 分量, $\theta(t - \Delta t)$ 为上一时刻(步长)锁相环模型输出的相位结果, $Plin$ 为比

例-积分环节的输入, $Int(t)$ 为当前时刻积分环节的输出, $Int(t-\Delta t)$ 为上一时刻积分环节的输出, f 为交流系统的频率 (本文取为 50Hz), WI 为比例-积分环节的输出, W 为对 WI 进行限幅后的结果, G_{PLL} 、 Min 、 Max 为锁相环模型预先设定的常数参数, 本文中取 $G_{PLL}=10$ 、 $Min=0.8$ 、 $Max=1.2$, $\min$ 表示取最小值, $\max$ 表示取最大值, mod 表示求余。

可以发现, 锁相环模型的计算过程中不但涉及到当前步长的电气量信息, 还需要使用到上一步长的状态量和输出量。针对此类过程的求解, 需要赋定合理的初值, 方便模型快速收敛。

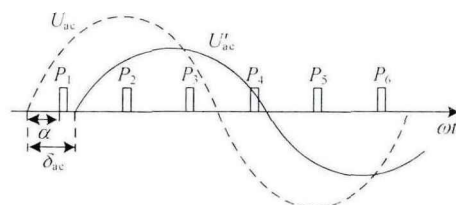
3.2 改进开关函数分析与建模

如前所述, 动态相量模型使用调制理论沟通交流与直流系统, 因此开关函数的准确性直接决定了模型的仿真精度。而现有传统动态相量模型的开关函数大多基于三相对称的假定前提, 无法精确反映不对称故障下换流器的通断状态, 更无法对换相失败等极端工况进行准确描述。因此构建精度更高、适用范围更广的改进开关函数模型具有极大的必要性和实际意义。

3.2.1 延迟触发角与换相角的修正

交流系统发生不对称故障时换相电压产生偏移, 导致锁相环锁定的同步换相电压相位并不等于实际换相电压相位, 从而可能出现换流阀无法按时导通的情况, 这就使得实际换相过程的延迟触发角发生改变, 因此需要在指令值 α 的基础上进行修正。而触发角的改变同样会使换相角发生变化。

下面以 c 相到 a 相的换相过程为例对修正原理进行解释。交流不对称情况下 ca 换相过程的换相电压偏移共有三种情况, 如图 3-2 所示。图中: P_1 — P_6 分别代表换流阀 1—6 的触发脉冲, U_{ac} 为按同步相位 θ_{ac} (θ_{ac} 为锁相环锁定的同步换相电压相位) 绘制的同步换相电压波形; U'_{ac} 表示实际的换相电压; δ_{ac} 表示同步换相电压与实际换相电压二者的相位差, 以 U'_{ac} 滞后 U_{ac} 为正。



(a) $\delta_{ac} \geq \alpha$

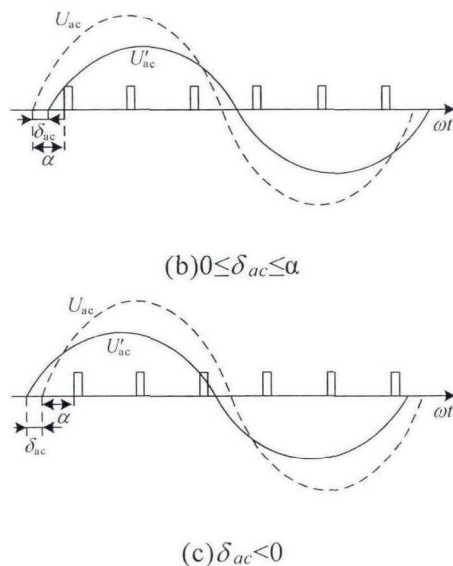


图 3-2 换相电压偏移情况

如前所述，换流器在工作时，直流系统是以锁相环输出相位为基准发出触发脉冲的。反映在图 3-2 中，便是以同步电压 U_{ac} 的相位过零点为基准延迟 α 电角度（指令值）后对阀 1 发出触发脉冲。而换流阀的导通需要同时满足正向电压和收到触发脉冲两点，因此对于图 3-2(a) 中的情况，当触发脉冲到达时，实际换相电压 U'_{ac} 仍为负值，阀 1 无法按时导通。直至 U'_{ac} 过零，阀 1 才承受正压导通，此时的实际延迟触发角 $\alpha_{ac} = \delta_{ac}$ 。而对于图 3-2(b)、(c) 两种情况，触发脉冲到达时实际换相电压 U'_{ac} 已经为正，阀 1 承受正向电压，可以正常导通，因此无需对指令值进行修正。综上，对 ca 换相过程延迟触发角的修正方法可以统一表达为如下形式：

$$\alpha_{ac} = \max(\alpha, \delta_{ac}) \quad (3-3)$$

交流不对称情况下三相电压不再平衡，原本对称的换相过程也会产生偏移，因此需要对实际换相过程的换相角进行讨论。而换相角计算公式中同样需要使用到延迟触发角，以 ca 换相过程为例，此时换相角 μ_{ac} 的计算公式为：

$$\mu_{ac} = \arccos\left(\cos \alpha_{ac}^{\mu} - \frac{\sqrt{2}X_r i_d}{E_{ac}}\right) - \alpha_{ac}^{\mu} \quad (3-4)$$

式中： X_r 为换相电抗， E_{ac} 为实际换相电压有效值。由换相角计算公式的推导过程可知， α_{ac}^{μ} 与 α_{ac} 不同， α_{ac}^{μ} 的计算以实际换相电压为基准，换言之，是阀 1 导通时刻相对于实际换相电压 U'_{ac} 过零点的角度。因此对于图 3-2(a) 中的情况，实际换相电压 U'_{ac} 过零后阀 1 立刻导通，此时 $\alpha_{ac}^{\mu} = 0$ ；而对于情况图 3-2(b)、(c)，阀 1 在接收到触发脉冲 P_1 后才可导通，此时的 $\alpha_{ac}^{\mu} = \alpha - \delta_{ac}$ 。综上，用于换相角计算的延迟触发角其修正方法可写为如下统一形式：

$$\alpha_{ac}^{\mu} = \max(\alpha - \delta_{ac}, 0) \quad (3-5)$$

总结上述分析过程，对于 n 相至 m 相的换相过程，延迟触发角需按不同用途进行如下修正：

$$\begin{cases} \alpha_{mn} = \max(\alpha, \delta_{mn}) \\ \alpha_{mn}^{\mu} = \max(\alpha - \delta_{mn}, 0) \end{cases} \quad (3-6)$$

式中： $m, n=a, b, c$ 且 $m \neq n$ 。进一步地，即可仿照式(3-4)对各实际换相过程的换相角进行计算，于此不再赘述。

3.2.2 改进开关函数的分解与叠加

据前文分析可知，在交流系统发生不对称故障时，相邻两相的换相过程受偏移的换相电压影响而不再对称。因此为了提高最终换流器模型的计算精度，开关函数需对换相周期内包含的所有换相过程进行分别描述。在 3.2.1 节已经对各换相过程实际延迟触发角和换相角的修正方法作出讨论后，本节进一步建立了改进的开关函数模型，并在锁相环锁定的同步换相电压相位基准下，将各相开关函数分解为基本分量、延迟触发分量和换相分量的叠加，同时通过傅里叶分解对各分量的动态相量作出计算。

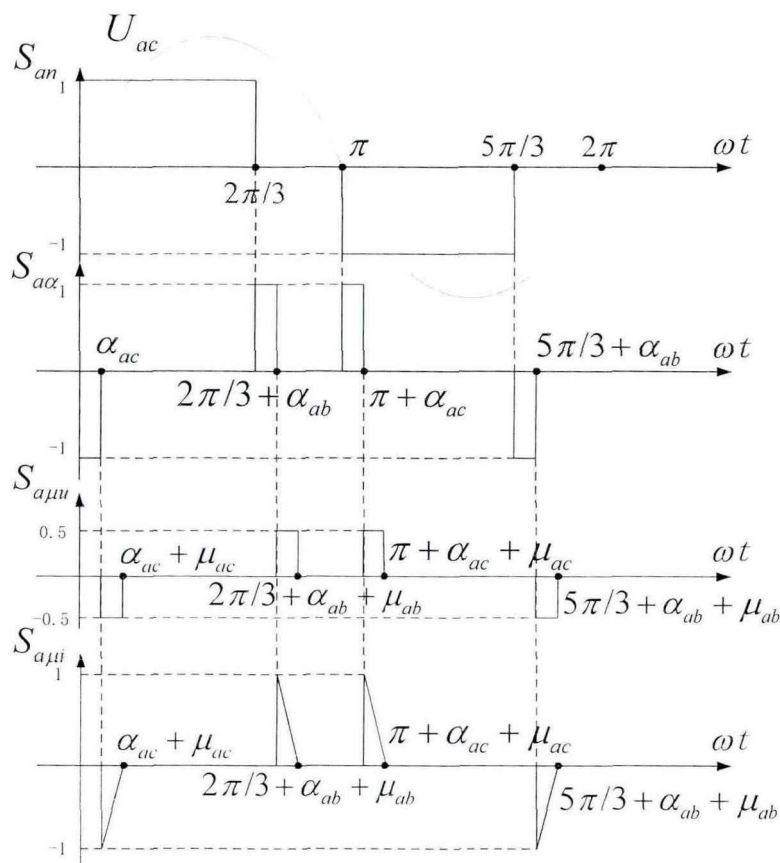


图 3-3 a 相关开关函数分解示意图

以 a 相开关函数为例, 其包含有 ca 换相和 ab 换相两个换相过程, 以锁相环锁定的同步换相电压 U_{ac} 为基准对 a 相开关函数进行分解, 结果如图 3-3 所示。图中, S_{an} 表示 a 相开关函数的基本分量, $S_{a\alpha}$ 为 a 相开关函数的延迟触发分量, $S_{a\mu u}$ 和 $S_{a\mu i}$ 分别为 a 相电压开关函数和电流开关函数的换相分量。在图 3-3 坐标系下对各分量进行傅里叶分解, 可得各分量的 q 阶动态相量值如下:

$$\begin{cases} \langle S_{an} \rangle_q = \frac{1}{2\pi q} \{ [\sin(\frac{2q\pi}{3}) - \sin(\frac{5q\pi}{3})] + \\ j[\cos(q\pi) + \cos(\frac{2q\pi}{3}) - \cos(\frac{5q\pi}{3}) - 1] \} \\ \langle S_{a\alpha} \rangle_q = \langle S_i \rangle(q, \alpha_{ac}) - \langle S_i \rangle(q, \alpha_{ba}) e^{-j\frac{2q\pi}{3}} \\ \langle S_{a\mu u} \rangle_q = 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{ac}) e^{-jq\alpha_{ac}} - \\ 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{ba}) e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{ba})} \\ \langle S_{a\mu i} \rangle_q = \langle S_w \rangle(q, \alpha_{ac}, \mu_{ac})(1 - e^{-jq\pi}) - \langle S_w \rangle \cdot \\ (q, \alpha_{ba}, \mu_{ba}) [e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{ba} - \alpha_{ac})} - e^{-jq(\frac{5\pi}{3} + \alpha_{ba} - \alpha_{ac})}] \end{cases} \quad (3-7)$$

为表述方便, 式(3-7)中引入了辅助函数 $\langle S_i \rangle(q, \eta)$ ($\eta = \alpha, \mu$) 和 $\langle S_w \rangle(q, \alpha, \mu)$, 二者的详细表达式如下:

$$\begin{cases} \langle S_i \rangle(q, \eta) = \frac{1}{2\pi q} \{ [\sin(q\pi + q\eta) - \sin(q\eta)] + \\ j[\cos(q\pi + q\eta) + 1 - \cos(q\pi) - \cos(q\eta)] \} \\ \langle S_w \rangle(q, \alpha, \mu) = \frac{1}{2\pi q^2 \mu} [(jq\mu - 1)e^{-jq\alpha} + e^{-jq(\alpha + \mu)}] \end{cases} \quad (3-8)$$

进一步地, a 相电压开关函数 S_{au} 和电流开关函数 S_{ai} 便可由对应分量的叠加求出, 二者的 q 阶动态相量计算公式如下:

$$\begin{cases} \langle S_{au} \rangle_q = \langle S_{an} \rangle_q + \langle S_{a\alpha} \rangle_q + \langle S_{a\mu u} \rangle_q \\ \langle S_{ai} \rangle_q = \langle S_{an} \rangle_q + \langle S_{a\alpha} \rangle_q + \langle S_{a\mu i} \rangle_q \end{cases} \quad (3-9)$$

对于 b 相和 c 相电压、电流开关函数, 其构建方法与 a 相基本相同, 区别仅有两点: 一是基准电压不同, b 相开关函数在分解时以同步换相电压 U_{ba} 为基准, 而 c 相开关函数以同步换相电压 U_{cb} 为基准; 二是包含的换相过程不同, b 相开关函数包含 ab 换相和 bc 换相过程, 而 c 相开关函数包含 bc 换相和 ca 换相过程。下面以公式形式对 b 、 c 两相开关函数各分量进行表达, 首先是基本分量, 基本分量与换相过程无关, 因此 b 、 c 相开关函数的 q 阶基本分量与 a 相相同:

$$\begin{cases} \langle S_{bn} \rangle_q = \langle S_{an} \rangle_q \\ \langle S_{cn} \rangle_q = \langle S_{an} \rangle_q \end{cases} \quad (3-10)$$

而延迟触发分量和换相分量与换相过程直接关联,因此需要对相应参数进行修改, b 、 c 相开关函数的 q 阶延迟触发分量为:

$$\begin{cases} \langle S_{b\alpha} \rangle_q = \langle S_i \rangle(q, \alpha_{ba}) - \langle S_i \rangle(q, \alpha_{cb}) e^{-j\frac{2q\pi}{3}} \\ \langle S_{c\alpha} \rangle_q = \langle S_i \rangle(q, \alpha_{cb}) - \langle S_i \rangle(q, \alpha_{ac}) e^{-j\frac{2q\pi}{3}} \end{cases} \quad (3-11)$$

电压开关函数的 q 阶换相分量:

$$\begin{cases} \langle S_{b\mu} \rangle_q = 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{ba}) e^{-jq\alpha_{ba}} - 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{cb}) e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{cb})} \\ \langle S_{c\mu} \rangle_q = 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{cb}) e^{-jq\alpha_{cb}} - 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{ac}) e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{ac})} \end{cases} \quad (3-12)$$

电流开关函数的 q 阶换相分量:

$$\begin{cases} \langle S_{b\mu i} \rangle_q = \langle S_w \rangle(q, \alpha_{ab}, \mu_{ab})(1 - e^{-jq\pi}) - \langle S_w \rangle(q, \alpha_{bc}, \mu_{bc}) [e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{bc} - \alpha_{ab})} - e^{-jq(\frac{5\pi}{3} + \alpha_{bc} - \alpha_{ab})}] \\ \langle S_{c\mu i} \rangle_q = \langle S_w \rangle(q, \alpha_{bc}, \mu_{bc})(1 - e^{-jq\pi}) - \langle S_w \rangle(q, \alpha_{ac}, \mu_{ac}) [e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{ac} - \alpha_{bc})} - e^{-jq(\frac{5\pi}{3} + \alpha_{ac} - \alpha_{bc})}] \end{cases} \quad (3-13)$$

同理, b 、 c 相电压开关函数和电流开关函数的 q 阶动态相量可由上述对应分量的叠加求出:

$$\begin{cases} \langle S_{bu} \rangle_q = \langle S_{bn} \rangle_q + \langle S_{b\alpha} \rangle_q + \langle S_{b\mu} \rangle_q \\ \langle S_{cu} \rangle_q = \langle S_{cn} \rangle_q + \langle S_{c\alpha} \rangle_q + \langle S_{c\mu} \rangle_q \\ \langle S_{bi} \rangle_q = \langle S_{bn} \rangle_q + \langle S_{b\alpha} \rangle_q + \langle S_{b\mu i} \rangle_q \\ \langle S_{ci} \rangle_q = \langle S_{cn} \rangle_q + \langle S_{c\alpha} \rangle_q + \langle S_{c\mu i} \rangle_q \end{cases} \quad (3-14)$$

至此,本文已完成各相电压、电流开关函数的构建与动态相量求解,且所建改进开关函数模型已经可以准确描述不对称故障下换流器各桥臂的导通过程。

3.2.3 换相失败工况的处理方法

经过 3.2.1 节和 3.2.2 节的分析,所建改进开关函数模型已经能够适用于正常运行和交流不对称故障情况,但对于换相失败工况仍然无法很好地处理,下面对其进行讨论。

根据论文[58]的分析,换相失败后的开关函数可以由正常换相时开关函数的叠加得到。以电压开关函数为例,若逆变侧发生 m 相到 n 相的单次换相失败,

则其修正方法如表 3-1 所示。

表 3-1 换相失败时电压开关函数的修正

叠加区间	m 相	n 相	p 相
$[t, t + T/3]$	$S'_{mu} = S_{mu} + S_{nu}$	0	$S'_{pu} = S_{pu}$
$[t + T/3 - \mu_{np}T/(2\pi), t + 2T/3]$	$S'_{mu} = S_{mu} + S_{pu}$	$S'_{nu} = S_{nu}$	0

表中： t 为 m 相到 n 相换相的换相结束时刻； T 为换相周期； μ_{np} 为 n 相到 p 相换相的换相重叠角。电流开关函数的修正方法与电压开关函数相同。

进一步的，本文使用复合判据对是否发生换相失败进行判断。如前文所述，对于 m 相到 n 相的换相过程，换相角的计算公式为：

$$\mu_{mn} = \arccos(\cos \alpha_{mn}^{\mu} - \frac{\sqrt{2}X_r i_d}{E_{mn}}) - \alpha_{mn}^{\mu} \quad (3-15)$$

不发生换相失败的前提为根据式(3-15)可以求解出实数 μ_{mn} ，且换相过程的熄弧角 γ 满足：

$$\gamma > \gamma_0 \quad (3-16)$$

式中： γ_0 为极限熄弧角。若系统不满足该复合判据，说明换流阀没有足够的时间恢复阻断能力，因此可以判断发生了 m 相到 n 相的换相失败，并对上文建立的改进开关函数按表 3-1 所示进行修正。相比于文献[58]中使用的换相电压均方根值判断法和相关文献中较多使用的换相面积判断法，本文所提复合判据计算量更小，且不需要进行积分运算即可对系统是否发生换相失败进行实时判断，在保证判断准确度的同时进一步加快了模型的计算速度。

3.3 时域信号计算方法

在对直流系统锁相环进行建模后，可以进一步将锁相环输出与开关函数动态相量相结合，从而实现对信号的时域计算，下面阐述其原理。

与式(2-16)相对应的，开关函数时域值可由其动态相量值经反变换得到，考虑到开关函数的直流分量为 0，具体公式为：

$$S(t) = 2 \operatorname{Re} \left(\sum_{q=1}^{\infty} \langle S \rangle_q e^{jq\omega t} \right) \quad (3-17)$$

式中： ωt 为所求开关函数时域值在当前时刻的相位。根据 3.1~3.2 节的理论分析，结合图 3-3，可以发现由于开关函数是以相对应的同步换相电压为基准进行分解的，因此开关函数相位与同步换相电压相位始终保持一致。考虑到该同步相位由锁相环锁定，本文进而创新性地将锁相环模型与改进开关函数模型相结合，使用锁相环输出的同步换相电压相位表示当前时刻的开关函数相位，从而实现开关函

数动态相量值至时域值的转换，以电压开关函数为例，变换公式如下：

$$\begin{cases} S_{au}(t) = 2 \operatorname{Re} \sum_{q=1}^Q \langle S_{au} \rangle_q e^{jq\theta_{ac}} \\ S_{bu}(t) = 2 \operatorname{Re} \sum_{q=1}^Q \langle S_{bu} \rangle_q e^{jq\theta_{ba}} \\ S_{cu}(t) = 2 \operatorname{Re} \sum_{q=1}^Q \langle S_{cu} \rangle_q e^{jq\theta_{cb}} \end{cases} \quad (3-18)$$

式中： Q 为开关函数包含的动态相量阶数，该值可根据实际需要进行设定。相较于式(3-17)，使用(3-18)可将物理模型与数学方法相结合，更能反映换流器的实际工作过程，具有更高的精度。同时，在求解出开关函数时域值后，可根据调制理论直接进行时域信号计算，不再需要使用传统动态相量法的频域卷积。根据调制理论可得直流电压求解公式为：

$$u_d(t) = u_a(t)S_{au}(t) + u_b(t)S_{bu}(t) + u_c(t)S_{cu}(t) \quad (3-19)$$

与传统动态相量模型使用的式(2-21)相比，式(3-19)的时域相乘法有三大优势：1) 不再需要对交流电压作低频为主的假设，直接使用交流电压时域值进行计算可以将故障情况下大量的高频次谐波直接纳入换流器模型的计算中，提高了模型的精度；2) 不再需要求解交流电压的动态相量，节省了运算步骤；3) 时域相乘本身的计算复杂度远低于频域卷积。基础上述三点，本文方法极大地提高了换流器模型的仿真精度和速度。

同理，按与式(3-18)相同的方法也可将电流开关函数变换至时域。进一步的，各相交流电流也可使用时域相乘直接求出，以 a 相交流电流 $i_a(t)$ 为例，计算公式为：

$$i_a(t) = i_d(t)S_{ai}(t) \quad (3-20)$$

式中： $i_d(t)$ 为直流电流时域值， $S_{ai}(t)$ 为 a 相电流开关函数的时域值。

3.4 本章小结

本章主要针对传统换流器动态相量模型存在的不足进行全方位的改进，首先增加了对于直流系统锁相环的考虑，随后从不对称故障对触发角与换相角的影响出发，将开关函数分解为分量叠加的形式，并对换相失败情况进行了讨论。最后，借助锁相环锁定的同步换相电压相位，可以将开关函数动态相量值变换为时域值，进而使用时域信号计算方法代替频域卷积，提高了换流器模型的仿真精度和速度。需要指出的是，由于整流侧和逆变侧的计算原理相同，因此本章讨论同时适用于整流与逆变两侧，其结论具有一般性和普适性。

第 4 章 直流系统闭环仿真研究

本文前一章节已在考虑锁相环及换相失败的基础上建立了高精度、高仿真速度的换流器动态相量模型。但单独的换流器动态相量模型仍然没有克服传统模型只能进行开环仿真的不足，在计算时仍需输入直流电流和触发角等直流系统内部电气量，这大大限制了模型的应用前景。因此，为了实现直流全系统的闭环仿真，有必要对除换流器外的系统其他部分进行详细的建模，同时还需明确直流系统各部分间连接及交互方式，进而形成直流系统的闭环仿真流程。

4.1 直流线路建模分析

直流线路起着沟通整流侧和逆变侧换流器的关键作用，直流线路建模的目的在于使用换流器模型求解出直流电压后，进一步对直流电流进行求解。

4.1.1 T 型等效电路

考虑到线路对地电容的存在，为了尽可能地提高模型的计算精度，同时又使模型不至于过度复杂，本文选择 T 型等效电路对直流线路进行等值分析。T 型等效电路结构如图 4-1 所示， R 、 L 、 C 分别表示直流线路的电阻、电感和对地电容。

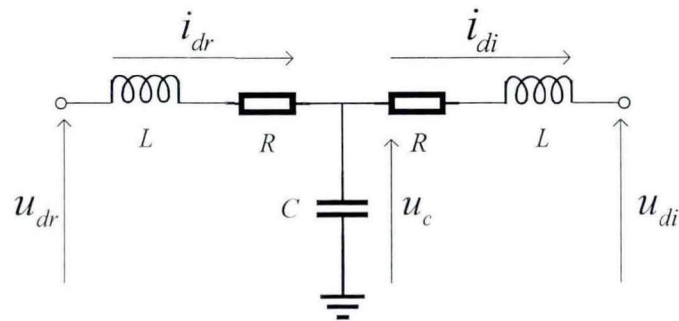


图 4-1 直流线路的 T 型等效电路

图 4-1 中， u_{dr} 、 u_{di} 为整流侧和逆变侧的直流电压，该直流电压可借助换流器动态相量模型，使用式(3-19)计算得到； i_{dr} 、 i_{di} 为整流侧和逆变侧的直流电流，为未知的待求量； u_c 为线路中点电容的对地电压，其受直流电流影响，因此同样属于未知量。可见，直流线路模型的求解本质上可以总结为在已知线路参数的前提下，通过整流侧和逆变侧直流电压求解直流电流的过程。

为了求解图 4-1 所示电路，可列写出直流线路的微分方程组为：

$$\begin{bmatrix} \frac{di_{dr}}{dt} \\ \frac{du_c}{dt} \\ \frac{di_{di}}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R}{L} & -\frac{1}{L} & 0 \\ \frac{1}{C} & 0 & -\frac{1}{C} \\ 0 & \frac{1}{L} & -\frac{R}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dr} \\ u_c \\ i_{di} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} u_{dr} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\frac{1}{L} \end{bmatrix} u_{di} \quad (4-1)$$

考虑到仿真步长的存在和后续编程实现的需要,一般采用差分方法对上式进行求解。由于式(4-1)方程组实际上是通过整流侧和逆变侧阻感元件及中点对地电容元件分别列写微分方程形成的,因此本文在尝试使用差分求解时采用对各元件单独分析的方法。首先是阻感元件,其结构如图 4-2 所示:

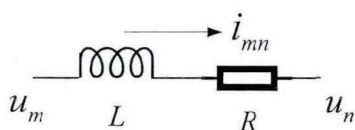


图 4-2 阻感电路模型

图 4-2 中阻感元件对应的方程为:

$$L \frac{di_{mn}}{dt} = u_m - u_n - Ri_{mn} \quad (4-2)$$

应用梯形公式,可得其差分形式为:

$$\begin{aligned} & L \frac{i_{mn}(t) - i_{mn}(t - \Delta t)}{\Delta t} \\ & = \frac{1}{2} [u_m(t) - u_n(t) - Ri_{mn}(t) + u_m(t - \Delta t) - u_n(t - \Delta t) - Ri_{mn}(t - \Delta t)] \end{aligned} \quad (4-3)$$

对其进行整理,可化简为如下形式:

$$i_{mn}(t) = \frac{1}{R_{LR}} [u_m(t) - u_n(t)] + I_{LR}(t - \Delta t) \quad (4-4)$$

$$I_{LR}(t - \Delta t) = A_{LR} i_{mn}(t - \Delta t) + B_{LR} [u_m(t - \Delta t) - u_n(t - \Delta t)]$$

式(4-4)中, R_{LR} 、 A_{LR} 、 B_{LR} 皆是与直流线路参数有关的常量,而在差分计算过程中,上一时刻($t - \Delta t$ 时刻)的各电气量皆可由上一步长的计算求出,因此, $I_{LR}(t - \Delta t)$ 可视为已知的电流源。进一步的,根据式(4-4)的形式,可以将阻感元件的差分模型等效为电流源并联电阻电路,如图 4-3 所示。

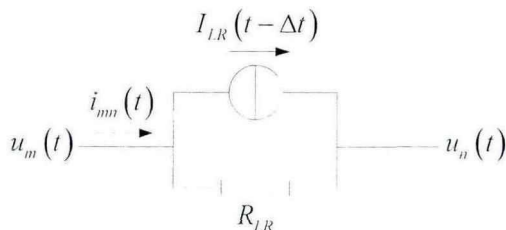


图 4-3 阻感电路差分等效模型

经过上述分析，便可利用当前时刻（ t 时刻）的阻感元件两端电压 $u_m(t)$ 、 $u_n(t)$ 及已知的电流源 $I_{LR}(t-\Delta t)$ 对当前时刻流过阻感元件的电流 $i_{mn}(t)$ 进行计算。

接下来对电容元件进行分析，电容元件如图 4-4 所示：

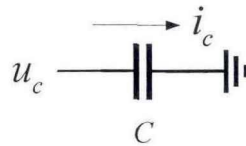


图 4-4 对地电容模型

图 4-4 电容元件对应的电路方程为：

$$C \frac{du_c}{dt} = i_c \tag{4-5}$$

仿照对阻感元件的处理方法，同样利用梯形公式，可以将其化简为与式(4-4)类似的形式如下：

$$i_c(t) = \frac{1}{R_c} u_c(t) + I_c(t-\Delta t) \tag{4-6}$$
$$I_c(t-\Delta t) = A_c u_c(t-\Delta t) - i_c(t-\Delta t)$$

其中， R_c 、 A_c 都是与电容参数有关的常量，同理，可将电容元件的差分模型等效为已知电流源并联电阻的形式，其等效电路见图 4-5：

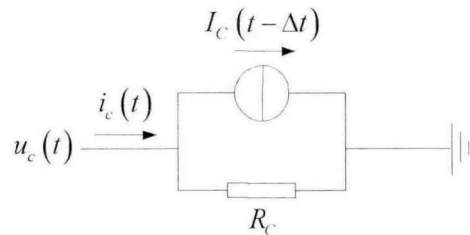


图 4-5 对地电容差分等效模型

由此，便可以得到整个直流线路的差分等效模型如图 4-6 所示：

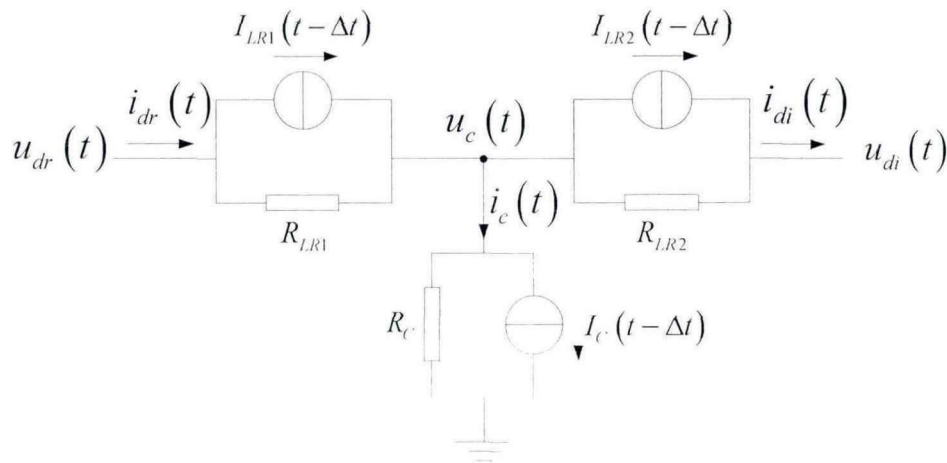


图 4-6 直流线路差分等效模型

图 4-6 中, 各电流源的注入电流皆为已知, 电阻参数为常量, 因此在形成直流线路差分等效模型的基础上, 每个步长内的求解步骤变为:

1、对线路中点列写节点电压方程, 求出中点的电容电压 $u_c(t)$ 。

2、已知 $u_{dr}(t)$ 、 $u_{di}(t)$ 和 $u_c(t)$ 的情况下, 求出各流经各电阻的电流, 进而与已知电流源电流相加, 求出 $i_{dr}(t)$ 、 $i_{di}(t)$ 、 $i_c(t)$ 。

可以发现, 使用上述方法避免了对于微分方程组的直接求解, 因此减少了计算量, 加快了计算速度。

4.1.2 直流线路故障模型

直流线路同样存在发生接地故障的可能性, 在直流线路发生接地故障时, 需要对 T 型电路进行修正。以线路中点接地为例, 考虑具有通用性的阻感接地方式, 模型修正为图 4-7 所示。

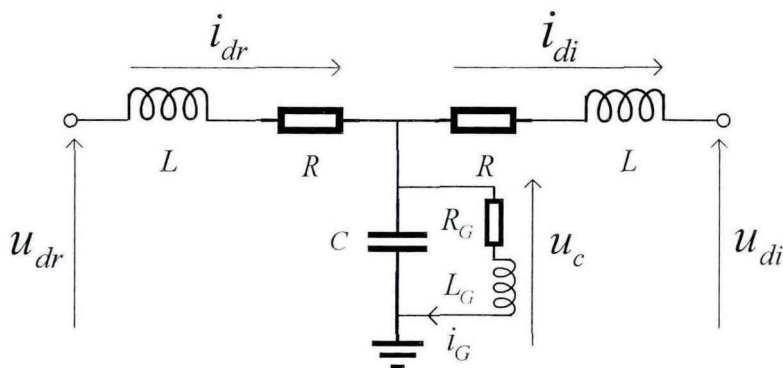


图 4-7 直流线路中点故障的等效电路

图 4-7 中, R_G 、 L_G 分别为接地电阻与接地电感, i_G 为接地阻感支路中流过的电流值。此时的直流线路微分方程组为:

$$\begin{bmatrix} \frac{di_{dr}}{dt} \\ \frac{du_c}{dt} \\ \frac{di_G}{dt} \\ \frac{di_{di}}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R}{L} & -\frac{1}{L} & 0 & 0 \\ \frac{1}{C} & 0 & -\frac{1}{C} & -\frac{1}{C} \\ 0 & \frac{1}{L_G} & -\frac{R_G}{L_G} & 0 \\ 0 & \frac{1}{L} & 0 & -\frac{R}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dr} \\ u_c \\ i_G \\ i_{di} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} u_{dr} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ -\frac{1}{L} \end{bmatrix} u_{di} \quad (4-7)$$

按照同样的差分求解方法即可对方程组(4-7)进行计算。

虽然本小节讨论的情况为直流线路中点接地, 但建模思路是通用的。对于线路其他位置出现的接地故障, 只需将线路电阻在故障点两侧按比例分配即可, 此时需要根据接地点位置对直流线路模型进行再次修改, 于此不再赘述。

4.2 直流控制系统建模

直流线路建模解决了直流电流的求解问题,但进行直流全系统的闭环仿真还需要模型自产触发角指令值 α , 因此需要进一步对直流控制系统进行建模。本节以 CIGRE BENCHMARK 标准直流系统为例进行分析,相关建模思路及求解方法同样适用于 ABB、SIEMENS 等其他控制逻辑。

CIGRE BENCHMARK 标准直流系统极控制层对整流侧和逆变侧分别采用不同的控制逻辑。具体而言,整流侧采用定电流控制逻辑,逆变侧则视情况在定电流与定熄弧角两种控制逻辑下进行切换。此外,为了保证故障的顺利恢复,控制系统还配有低压限流(VDCOL)环节。各环节的配合关系如图 4-8 所示:

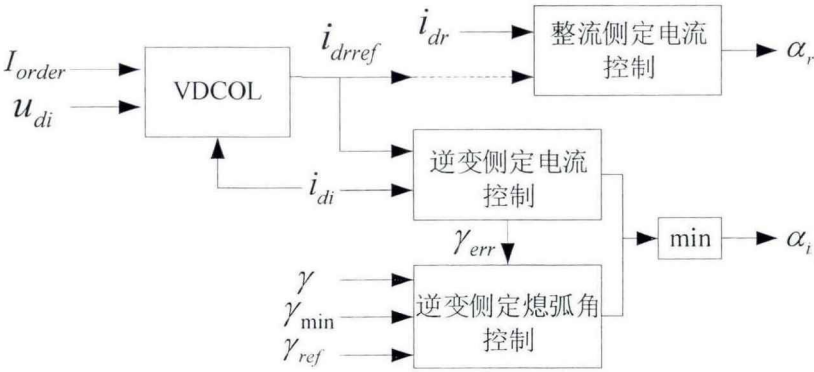


图 4-8 CIGRE 标准直流系统极控制层示意图

图 4-8 中, I_{order} 代表直流电流指令值, γ_{min} 和 γ_{ref} 分别表示最小熄弧角限制和熄弧角参考值, 以上三者皆为预先设定的常数。 i_{drref} 为经 VDCOL 环节计算出的输送给整流及逆变侧定电流控制的直流电流参考值。 γ_{err} 为电流偏差控制输出的熄弧角增量。 γ 表示逆变侧熄弧角的实际测量值。 u_{di} 、 i_{dr} 和 i_{di} 分别为实测的逆变侧直流电压、整流侧直流电流和逆变侧直流电流。 α_r 和 α_i 则分别为控制系统计算出的整流侧和逆变侧的触发角指令值, 从图中可以看出, α_i 是通过对逆变侧两种控制方法各自输出的触发角指令值取最小值得到的。

对于熄弧角 γ , 现有相关模型大多采用公式 $\gamma = \beta - \mu$ 进行求解, 但考虑到超前触发角 β 与换相角 μ 的计算过程中同样会有误差的积累, 因此该方法精度不高。

由于在第 3 章换流器动态相量模型的讨论中, 本文已实现了开关函数动态相量值至时域值的转换, 因此在这一基础上, 可以进一步通过开关函数时域值过零点求出换流阀的关断时刻 t_k 。同时, 由逆变侧三相电压求出各阀对应的自然换相点 t_{kk} , 结合系统角频率 ω , 则熄弧角 γ 可表示为:

$$\gamma = (t_{kk} - t_k)\omega \tag{4-8}$$

根据式(4-8)计算得到的熄弧角 γ 一方面可作为图 4-8 中控制系统的输入量, 另一方面也为 3.2.3 节中所提复合判据(3-16)提供了判断基础。

综上, 直流控制系统的工作过程可以总结为采集直流一次系统各电气量, 经过一系列的计算后分别输出整流侧和逆变侧的触发角指令值。下面本节将对各控制环节的具体求解方法进行简要介绍。

4.2.1 整流侧控制环节

整流侧采用定电流控制方法, 定电流控制的逻辑框图如图 4-9 所示:

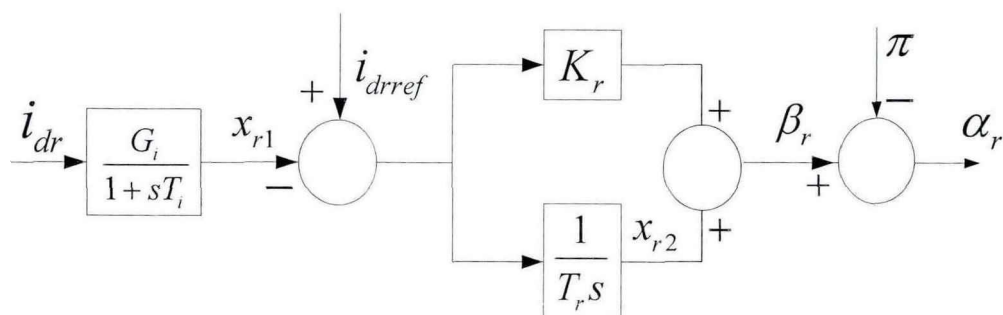


图 4-9 整流侧定电流控制环节逻辑框图

从图 4-9 中可以看出, 控制系统采集到的整流侧直流电流 i_{dr} 首先经过了检测环节, 该部分可用下式的差分形式进行表达:

$$x_{r1}(t) = G_i \left(\frac{x_{r1}(t - \Delta t)}{G_i} e^{-\frac{\Delta}{T_i}} + i_{dr}(t) \left(1 - e^{-\frac{\Delta}{T_i}} \right) \right) \quad (4-9)$$

式中, G_i 和 T_i 分别为检测环节的比例和时间常数。检测环节计算得到的 x_{r1} 和 VDCOL 环节输出的整流侧电流参考值 i_{drref} 一起输入定电流控制的 PI 环节, 最终计算出整流侧的触发角指令值, 相关的计算公式为:

$$\begin{cases} \frac{dx_{r2}}{dt} = -\frac{1}{T_r} x_{r1} + \frac{1}{T_r} i_{drref} \\ \alpha_r(t) = \pi - \beta_r(t) = \pi - x_{r2}(t) - K_r(i_{drref}(t) - x_{r1}(t)) \end{cases} \quad (4-10)$$

式(4-10)中, K_r 和 T_r 分别为整流侧 PI 环节的比例和时间常数。上式同样使用梯形公式进行差分计算, 即可求出当前时刻控制系统输出的整流侧触发角指令值 $\alpha_r(t)$ 。

4.2.2 逆变侧控制环节

逆变侧同时存在定电流与定熄弧角控制, 其中, 定电流控制的求解方法与整流侧定电流控制相同, 因此不再进行叙述。下面主要讨论逆变侧定熄弧角控制,

该控制环节的逻辑框图如图 4-10 所示：

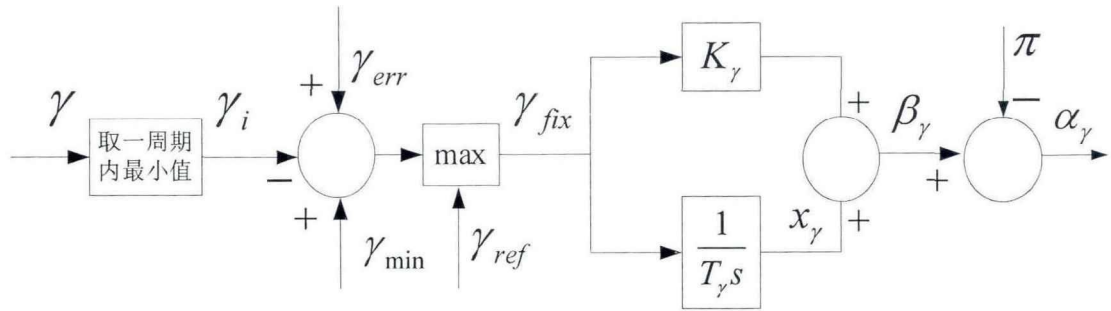


图 4-10 逆变侧定熄弧角控制环节逻辑框图

图 4-10 中， K_γ 和 T_γ 分别为定熄弧角控制 PI 环节的比例和时间常数， α_γ 为逆变侧定熄弧角控制计算得到的触发角指令值。 γ_{fix} 为熄弧角经过各修正环节后的输出值。定熄弧角控制的整个计算流程可以表示为如下公式的形式：

$$\begin{cases} \gamma_{fix}(t) = \max(\gamma_{ref}(t), \gamma_{err}(t) + \gamma_{min}(t) - \gamma_i(t)) \\ \frac{dx_\gamma}{dt} = \frac{1}{T_\gamma} \gamma_{fix} \\ \alpha_\gamma(t) = \pi - \beta_\gamma(t) = \pi - K_\gamma \gamma_{fix}(t) - x_\gamma(t) \end{cases} \quad (4-11)$$

可以看出，逆变侧定熄弧角控制的控制逻辑为首先对实测的熄弧角在一个周期内取最小值 γ_i 。随后，对 γ_i 进行一系列的校准过程后输入 PI 环节，从而计算出定熄弧角控制逻辑下的触发角指令值 α_γ 。该指令值将与逆变侧定电流控制输出的指令值相比较，取最小值后作为最终的逆变侧触发角指令值。由于存在一系列的比较和限幅环节，直流系统逆变侧控制总体而言将呈现非线性的控制特征。

4.2.3 VDCOL 环节

VDCOL 环节主要用于在直流电压大幅跌落时限制系统电流，该控制环节的逻辑框图如图 4-11 所示：

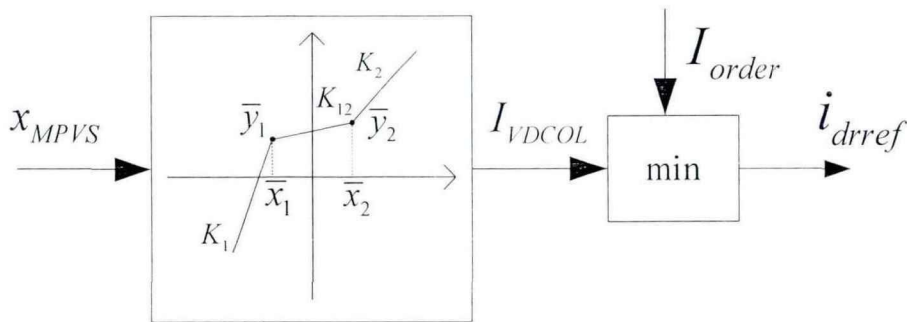


图 4-11 VDCOL 环节逻辑框图

图 4-11 中， x_{MPVS} 为补偿后的直流电压状态变量，该量由逆变侧直流电压与

直流电流经检测环节处理后复合求得,检测环节的求解方法与整流侧定电流控制中相应环节相同,于此不再赘述。 K_1 、 K_{12} 和 K_2 分别表示分段函数各段的斜率,其余各量已在前文进行了解释,上图的处理过程可以表示为:

$$I_{VDCOL} = \begin{cases} K_1(x_{MPVS} - \bar{x}_1) + \bar{y}_1, & x_{MPVS} \leq \bar{x}_1 \\ K_{12}(x_{MPVS} - \bar{x}_1) + \bar{y}_1, & \bar{x}_1 < x_{MPVS} \leq \bar{x}_2 \\ K_2(x_{MPVS} - \bar{x}_2) + \bar{y}_2, & x_{MPVS} > \bar{x}_2 \end{cases} \quad (4-12)$$

$$i_{dref} = \min(I_{VDCOL}, I_{order})$$

计算得到的 i_{dref} 又可进一步作为整流侧及逆变侧定电流控制的输入量。

4.2.4 控制系统建模小结

本节依照 CIGRE BENCHMARK 标准直流系统提供的控制器参数对各控制环节依次列写微分方程,并在建模过程中保留所有选择环节、限幅环节带来的非线性特征,进一步地,本文采用数值积分方法获得控制系统的响应,一系列措施提高了控制系统模型的计算精度。在实际的工程应用中,控制方法和控制参数可能会出现变化,届时只需对相关变量进行调整即可,本节所提模型和求解方法仍然不失普适性。

与第3章中关于锁相环模型的讨论类似,控制系统的求解由于涉及到差分运算,因此需要对各状态量赋定合理的初始值,方便其快速收敛。

4.3 换流变压器建模

由前文叙述可知,换流器动态相量模型中,锁相环输入为换流母线三相交流电压,而依据调制理论,式(3-19)中使用的是阀侧三相交流电压。为了统一输入量,减少模型输入变量的个数,有必要对换流变压器进行分析。不同联接组别的换流变压器结构见图 4-12:

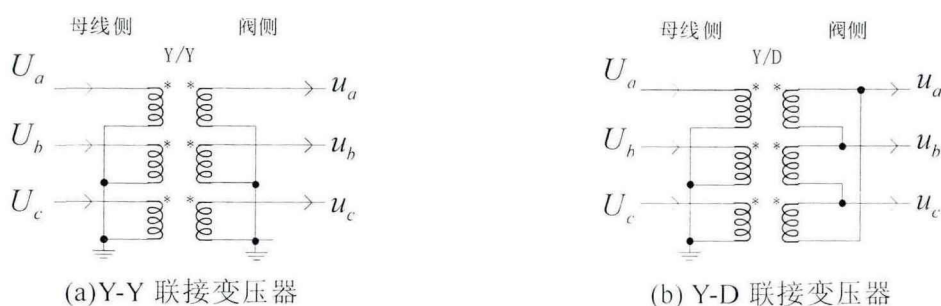


图 4-12 变压器联接组别示意图

图中, U_a 、 U_b 和 U_c 分别表示换流母线三相交流电压, u_a 、 u_b 和 u_c 分别表示阀侧三相交流电压。通常,12脉波换流器由两个6脉波单桥换流器分别通过Y-Y

和 Y-D 联接变压器组成。其中，对于图 4-12(a)所示的 Y-Y 联接变压器，其两侧交流电压的变换关系较为简单，Y-Y 极阀侧电压与换流母线电压的关系可表示为：

$$\begin{cases} u_a = KU_a \\ u_b = KU_b \\ u_c = KU_c \end{cases} \quad (4-13)$$

式(4-13)中， K 为对应换流变压器的变比，下同。但对于图 4-12(b)所示的 Y-D 联接变压器，由于存在相位偏移，此时阀侧电压与换流母线电压的关系变为：

$$\begin{cases} u_{ba} = -KU_a \\ u_{cb} = -KU_b \\ u_{ac} = -KU_c \end{cases} \quad (4-14)$$

可以发现，Y-D 联接变压器能够直接求出的电气量为二次侧（阀侧）线电压。而从换流器的工作原理角度分析，由于任意时刻的三相电压开关函数皆满足：

$$S_{au}(t) + S_{bu}(t) + S_{cu}(t) = 0 \quad (4-15)$$

因此，结合公式(3-19)，Y-D 极直流电压的计算公式可修改为：

$$\begin{aligned} u_d(t) &= u_a(t)S_{au}(t) + u_b(t)S_{bu}(t) + u_c(t)S_{cu}(t) \\ &= u_a(t)S_{au}(t) + u_b(t)S_{bu}(t) + u_c(t)(-S_{au}(t) - S_{bu}(t)) \\ &= (u_a(t) - u_c(t))S_{au}(t) + (u_b(t) - u_c(t))S_{bu}(t) \\ &= u_{ac}(t)S_{au}(t) - u_{cb}(t)S_{bu}(t) \end{aligned} \quad (4-16)$$

将计算得到的 Y-Y 极与 Y-D 极直流电压相加，即可求出 12 脉波系统的直流线路出口电压。

4.4 直流系统闭环仿真流程

本文第 3 章已在考虑锁相环及换相失败的基础上对换流器部分建立了高精度的动态相量仿真模型。随后在本章中，又陆续对直流线路、直流控制系统和换流变压器进行了建模分析，上述模型共同组成了完整的 LCC-HVDC 系统。在此基础上，进一步明确直流系统各部分的连接及交互方式后，即可形成 LCC-HVDC 全系统的闭环动态相量仿真模型。

直流系统工作时，母线交流电压经换流变压器变换后输入换流器模型，经换流器模型计算输出直流电压。该直流电压又进一步输入直流线路模型，经计算输出直流电流返回换流器模型，换流器模型根据该直流电流计算得到交流三相电流。与此同时，控制系统全程不断地读取直流一次系统各电气量信息，经计算分别返回整流侧和逆变侧的触发角指令值，用于控制换流器的通断过程。直流系统

各部分的连接及交互方式如下图所示：

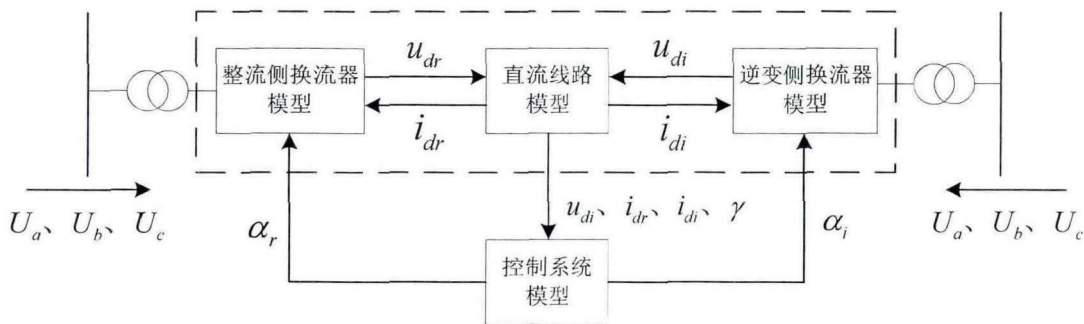


图 4-13 直流系统各部分连接与交互示意图

由此，本文建立了考虑锁相环(phase-locked loop, PL)及换相失败(commutation failure, CF)的 LCC-HVDC 闭环动态相量(dynamic phasor, DP)仿真模型，下文简称为 PLCF-DP 模型，其仿真流程如图 4-14 所示。

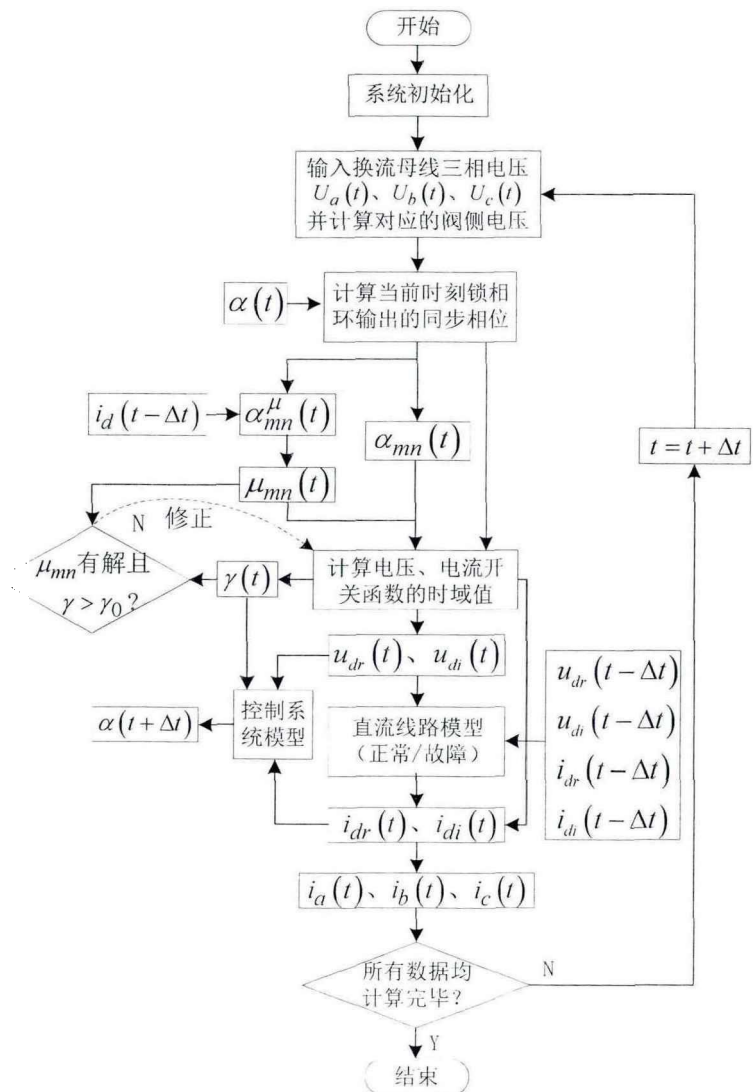


图 4-14 LCC-HVDC 全系统闭环仿真流程图

下面结合图 4-14 对本文所建闭环仿真模型（PLCF-DP 模型）的仿真流程进行详细阐述：

（1）系统初始化，包括系统参数设置和变量赋初值，为后续计算做好准备。

（2）读取当前时刻（ t 时刻）整流侧和逆变侧的换流母线三相电压数据，并计算其对应的阀侧电压。进一步地，根据锁相环模型计算出 t 时刻锁定的同步电压相位。

（3）在指令值的基础上，对延迟触发角进行修正并计算换相角，形成电压、电流开关函数并求解其动态相量。随后与步骤（2）中锁相环输出的同步相位结合，将开关函数变换为时域值并计算熄弧角 γ 。进一步地，根据复合判据判断是否有换相失败情况发生，若发生换相失败，则对开关函数进行修正。

（4）借助调制理论，使用时域相乘计算当前时刻的直流电压。并将计算结果代入直流线路模型，计算得到当前时刻的直流电流。此时，需判断是否为直流线路故障，若是，则使用直流线路故障模型，若否，则使用正常模型。由于直流线路模型使用差分方式进行计算，因此该步骤中还需输入上一步长的直流电压和直流电流计算结果。

（5）将直流一次系统各电气量代入控制系统模型，计算得到控制系统输出的触发角指令值。该指令值将作为下一步长步骤（3）中触发角修正的基础。

（6）借助调制理论，使用时域信号计算方法返回三相交流电流。

（7）判断是否完成所有数据的计算。若否，则令 $t=t+\Delta t$ ，前进至下一步长进行计算，并返回步骤（2）；若已计算完毕，则退出仿真并输出结果。

与现有动态相量模型的仿真流程相比，本文所建 PLCF-DP 模型只需输入换流母线的三相交流电压，即可对整流及逆变两侧的直流电压、直流电流、交流电流等一次系统电气量和触发角指令值等二次系统电气量进行计算。除母线电压外，所有中间电气量全部由模型自产，真正实现了直流系统的闭环仿真。

除了能够进行闭环计算外，PLCF-DP 模型还具有一系列的独特优势：由于所建模型考虑了交流不平衡情况下换流阀导通情况的变化，因此显著提高了对于不对称故障的计算精度；同时，模型将直流系统锁相环纳入到动态相量模型的仿真流程中，并借此实现了时域信号的直接计算，在提高仿真精度的同时也进一步提高了模型的计算速度；此外，由于对换相失败情况进行了讨论和处理，模型对逆变侧大扰动也拥有很好的适用性；最后，通过对直流线路中点接地故障的建模，所建模型也为直流系统内部故障的解决提供了思路。

4.5 本章小结

本章致力于构建 LCC-HVDC 系统的闭环仿真模型。具体工作内容为：在已

建立换流器动态相量模型的基础上，继续对直流线路、控制系统和换流变压器进行详细地分析并建立相应的模型。最终，本章在明确了直流系统各部分间的连接与交互方式后，形成了完整的闭环仿真流程。

所建闭环动态相量仿真模型简称为 PLCF-DP 模型，其所需输入量仅为换流母线三相交流电压，且对于直流系统暂态过程拥有更高的仿真精度和速度。同时由于进行了相关建模，所建 PLCF-DP 模型也可以对换相失败和直流线路故障进行精确仿真。另外需要指出的是，由于在第 3 章换流器建模过程中实现了时域信号的直接计算，因此本章所建模型皆可在时域进行直接求解，不再需要频域转换，从而节省了计算步骤，也提高了模型的计算精度。

第 5 章 仿真验证与结果分析

经过本文前述章节的工作，现已建立了考虑锁相环及换相失败的直流系统闭环动态相量仿真模型。为了验证所提 PLCF-DP 模型的诸多优点，需要进一步在不同工况下对其进行仿真并与现有动态相量模型进行比对。同时，还需要对仿真结果进行量化分析，从而提高说服力。

5.1 仿真系统简介与算例描述

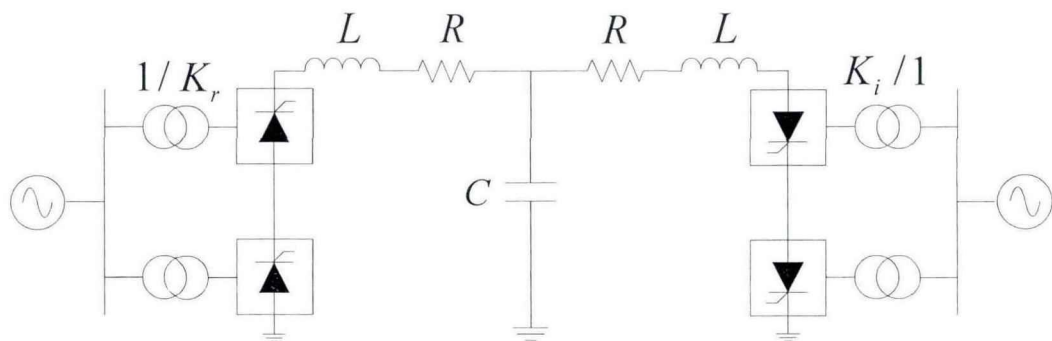


图 5-1 CIGRE BENCHMARK 标准直流系统示意图

本文选择了如图 5-1 所示的国际大电网会议直流输电标准测试系统（CIGRE BENCHMARK 标准直流）对所建模型进行仿真验证。在 CIGRE BENCHMARK 标准直流系统中，整流侧和逆变侧皆采用 12 脉波换流器，其包含的两个单桥 6 脉波换流器分别经过 Y-Y 与 Y-D 联接换流变压器与交流母线相连。直流线路采用 T 型等效电路，直流额定电压 500kV，额定电流 2kA。换流母线接于弱交流系统，系统频率 50Hz，短路比 2.5。直流控制系统与 4.2 节所述一致，整流侧采用定电流控制，逆变侧采用定电流控制与定熄弧角控制，同时配有低压限流 VDCOL 环节。图 5-1 中相关参数的具体数值如下表所示。

表 5-1 直流系统参数

参数种类	$L(\text{H})$	$R(\Omega)$	$C(\mu\text{F})$	K_r	K_i
数值	0.5968	2.5	50	213.46/345	209.23/230

基于上述 CIGRE BENCHMARK 标准直流系统，在 MATLAB 软件中编程实现本文所建 PLCF-DP 模型，同时，编程复现文献[53]的传统动态相量仿真模型，将 PSCAD 仿真输出的电磁暂态计算结果作为基准进行对比，进而说明本文模型在精度和速度上的优势。

为了增强结果的说服力，所设算例必须具有代表性和全面性。因此本文在整流侧、逆变侧和直流系统内部共设置了 4 种故障类型进行仿真计算。其中，算例 3 逆变侧金属性接地故障时系统发生了换相失败。各算例的详细描述见表 5-2。

表 5-2 各算例详细情况描述

算例		算例描述
交流系统故障	算例 1	整流侧母线 2s 时发生 a 相金属性接地故障，持续 0.05s
	算例 2	整流侧母线 2s 时发生 a 相金属性接地故障，持续 0.1s，2.04s 时发生 b 相金属性接地故障，持续 0.05s
	算例 3	逆变侧母线 2s 时发生 a 相金属性接地故障，持续 0.2s
直流线路故障	算例 4	直流线路中点 2s 时发生阻感接地故障，持续 0.05s

在进行仿真计算时，PSCAD 电磁暂态模型、本文所建 PLCF-DP 模型和传统动态相量模型的仿真步长均设置为 $50\mu\text{s}$ 。

5.2 仿真图像对比

分别输出表 5-2 中各算例下三种模型的仿真结果，并在同一坐标系中作出图像，从而方便直观地对各模型的仿真精度进行对比。本小节图像中，PSCAD、PLCF-DP、DP 分别表示电磁暂态仿真结果、本文所建动态相量模型仿真结果和文献[53]所建传统动态相量模型的仿真结果。

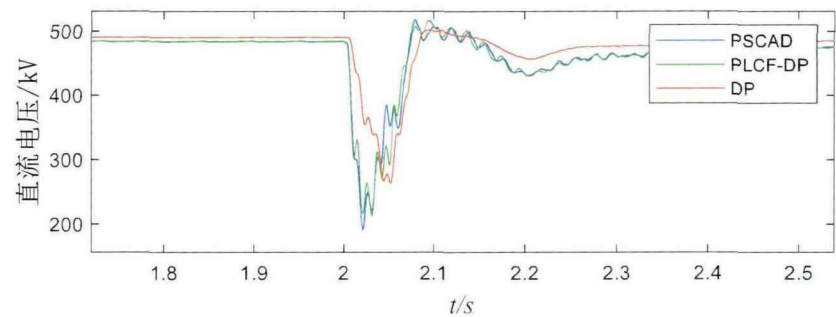
由于本文实现了直流系统的闭环计算，因此为了全面评述仿真效果的优劣，在对一次系统各电气量进行对比的同时，本文也对整流侧触发角这一二次系统关键电气量进行了分析。

5.2.1 一次系统电气量对比

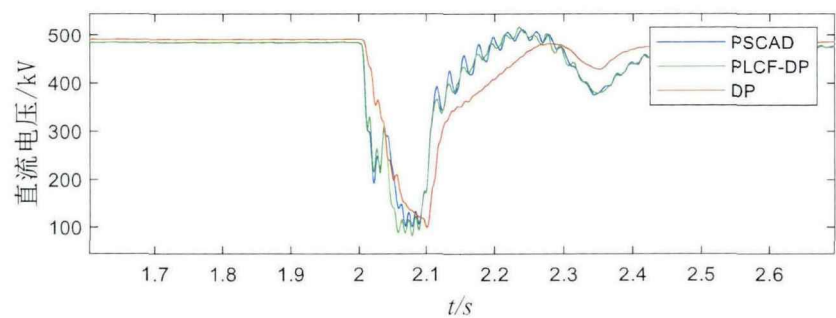
对于一次系统，本文选取直流电压、直流电流和交流 a 相电流作为反映模型精度的关键电气量，分别输出三种模型下的仿真结果。

针对算例 1 至算例 3，由于皆为交流故障，因此输出故障侧的直流电压、直流电流和故障侧交流 a 相电流的仿真曲线进行对比。而对于算例 4，由于文献[53]所建传统动态相量模型缺少对于直流线路故障的分析与建模，因此无法对该算例进行计算。考虑到上述情况，在仿真算例 4 时，只输出 PSCAD 模型和本文所建 PLCF-DP 模型的整流侧直流电压电流和交流 a 相电流进行对比。

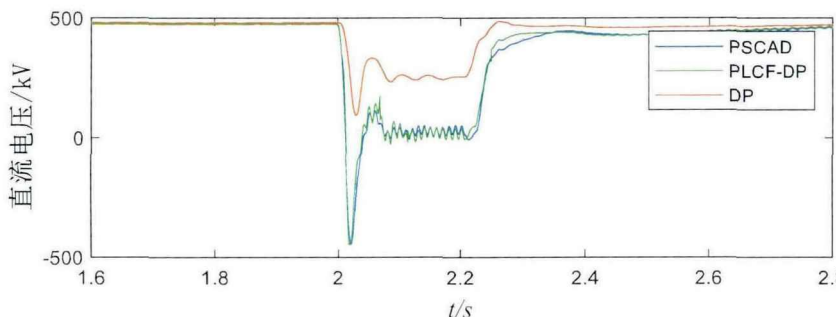
首先是直流电压的仿真结果对比，仿真图像如图 5-2 所示。



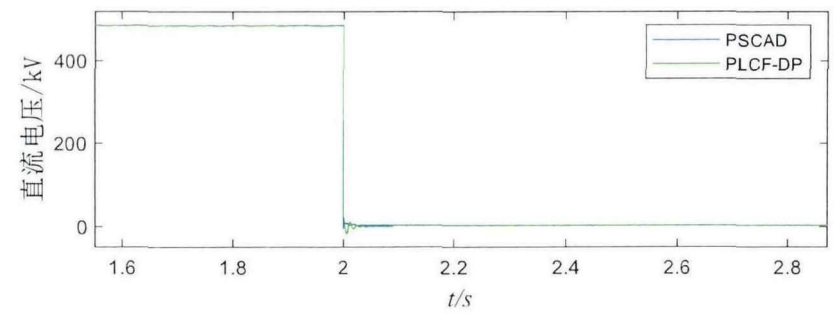
(a)算例 1



(b)算例 2



(c)算例 3



(d)算例 4

图 5-2 直流电压仿真结果对比图

从上图中可以发现，本文所建 PLCF-DP 模型的直流电压仿真曲线与 PSCAD 仿真曲线吻合度极高，计算精度明显高于传统动态相量模型。尤其在算例 3 逆变侧换相失败工况的计算上，传统动态相量此时已经完全失去了准确计算的能力，

而本文所建模型仍然取得了很好的计算结果。这要归功于本文在建立换流器动态相量模型时对于锁相环及换相失败情况的考虑。同时，本文使用的改进开关函数也极大的提升了不对称故障下的计算精度。在此基础上，进一步输出直流电流的仿真结果图如下：

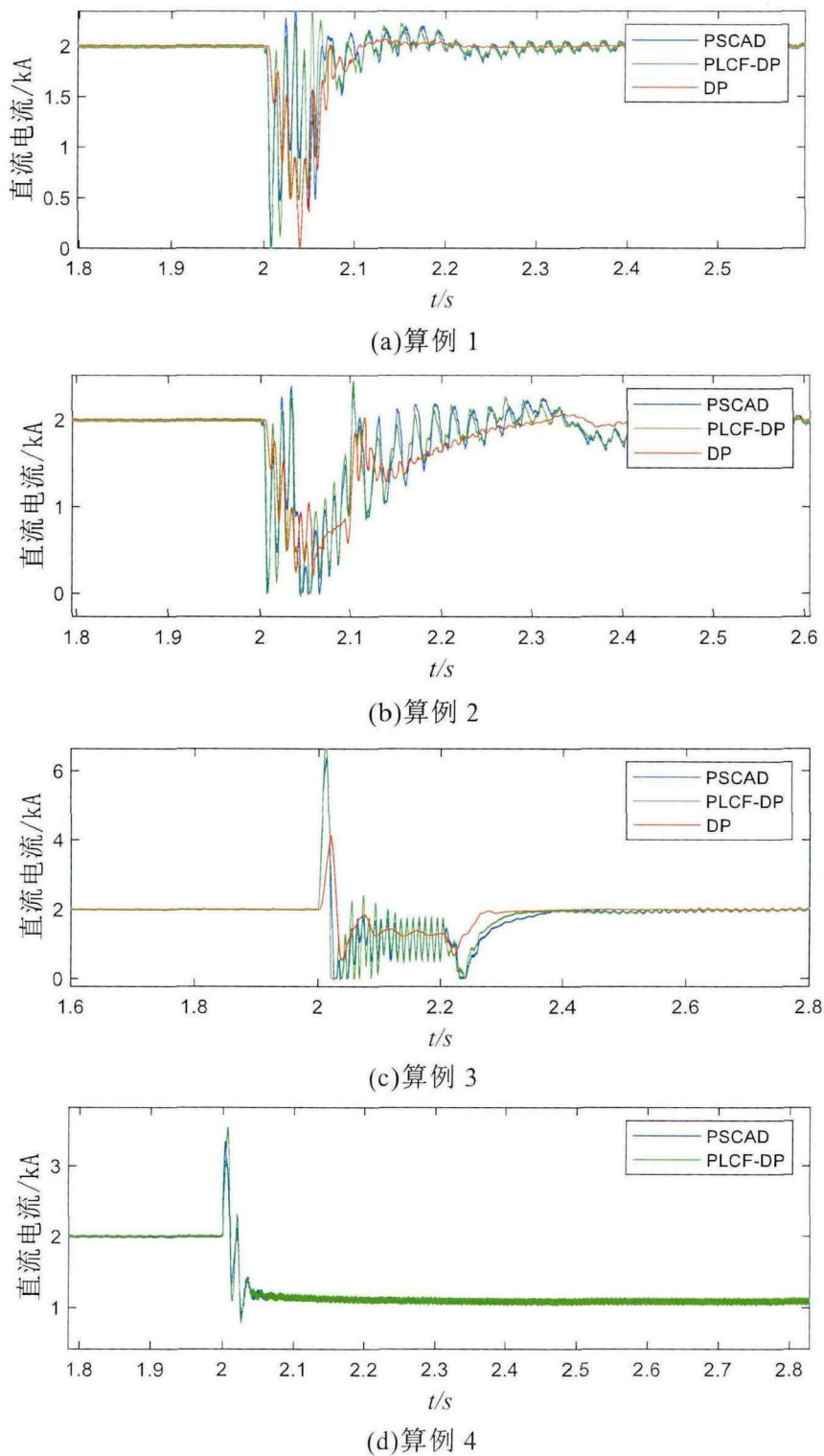
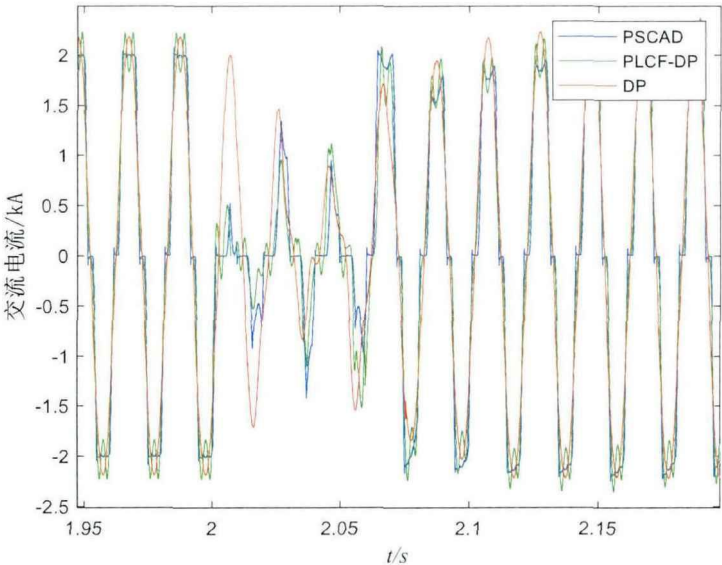


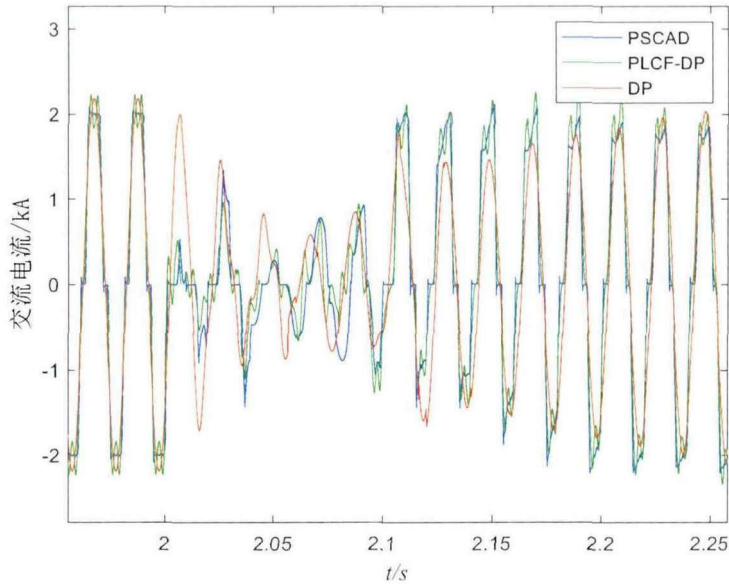
图 5-3 直流电流仿真结果对比图

从图中可以看出，本文所提模型的直流电流仿真曲线与 PSCAD 电磁暂态仿真曲线依然有很高的吻合度，进而说明所建 PLCF-DP 模型对直流电流也有极高的计算精度。反观传统动态相量模型，其直流电流仿真曲线较真实值出现了显著偏差，且这一偏差较先前的直流电压仿真结果更为明显。究其原因，主要是在闭环计算时，直流电流是由线路模型根据直流电压差分计算得到的，因此直流电压的计算误差会在直流电流上被进一步放大。这也进一步说明了在进行闭环仿真时换流器模型必须保证足够的精度，否则误差会在后续的计算步骤中逐渐积累，最终导致输出结果无法准确表征系统真实的暂态特性。

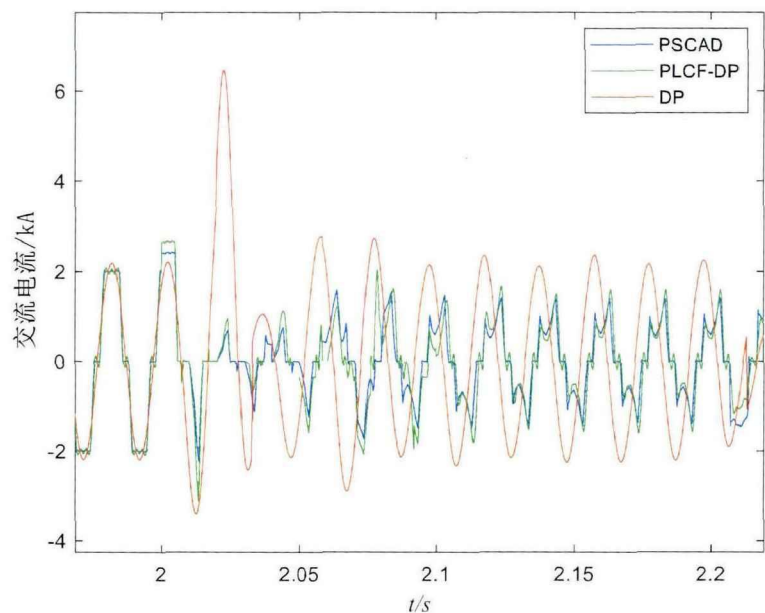
最后，对交流电流的仿真结果进行对比，输出各算例下三种模型的交流 a 相电流仿真曲线如下图所示：



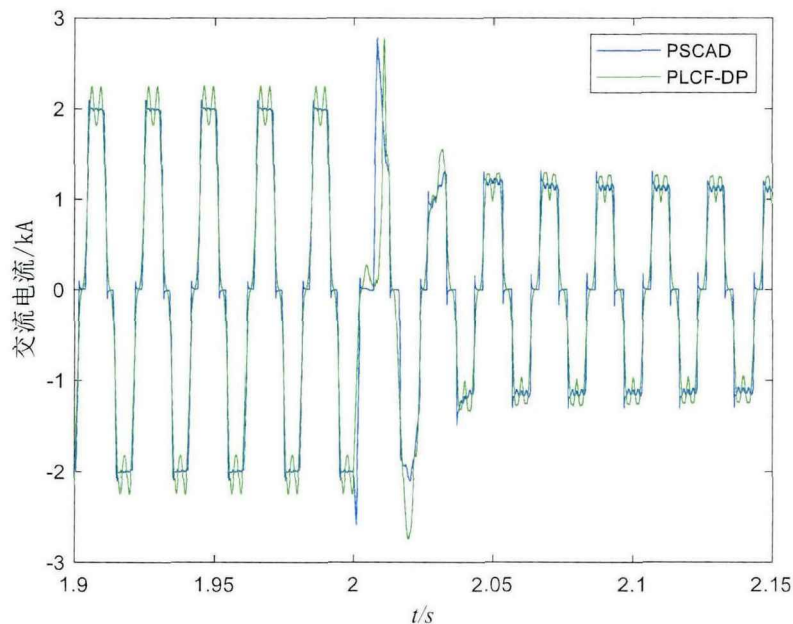
(a)算例 1



(b)算例 2



(c)算例 3



(d)算例 4

图 5-4 交流电流仿真结果对比图

同样，所建 PLCF-DP 模型的交流电流仿真结果也能够取得很高的精度。相比之下，传统动态相量模型则存在明显误差，尤其在算例 3 逆变侧发生换相失败情况时，传统动态相量模型交流电流计算结果的幅值和相位皆出现了较大误差。这是因为其未对换相失败时的开关函数做如表 3-1 所述的叠加修正处理，因此开关函数的幅值和相位已经出现了偏移，加之传统动态相量对于直流电流的计算本就存在较大误差，因此两者相乘自然无法得到准确的交流电流。

综合上述一次系统的仿真结果可以得到如下结论：与传统动态相量模型相

比，本文所建 PLCF-DP 模型在仿真精度上的提升十分明显。且由于增加了换相失败判断和修正分支，本文所建模型实现了对于逆变侧大扰动下故障响应的精确计算。同时，由于对直流线路故障进行了详细的建模分析，本文所建模型也能够对诸如算例 4 的直流系统内部故障进行仿真计算。

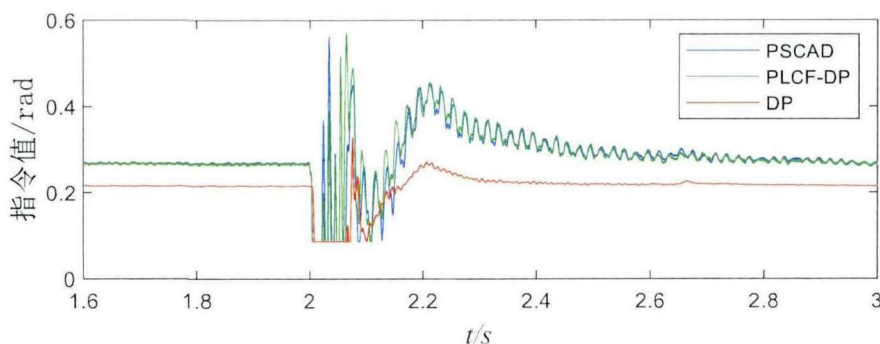
5.2.2 二次系统电气量对比

首先阐述二次系统电气量对比分析的必要性：直流线路在系统正常运行条件下，其直流分量占主导地位，若不考虑线路对地电容的影响和直流电流的波动，此时的稳态直流电流 $i_d(t)$ 可近似由下式求出：

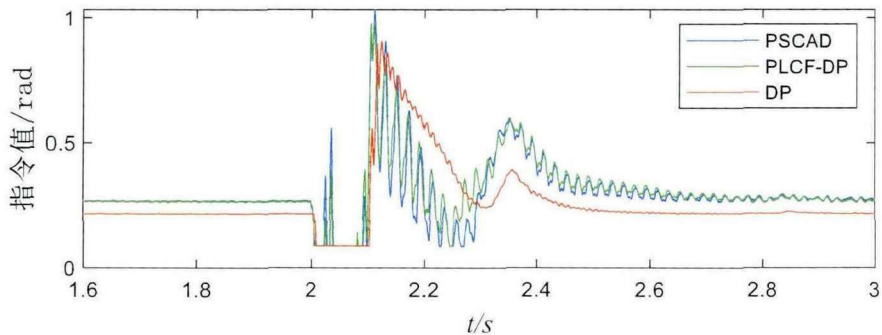
$$i_d(t) = \frac{u_{dr}(t) - u_{di}(t)}{r_d} \quad (5-1)$$

式中： $u_{dr}(t)$ 、 $u_{di}(t)$ 分别为整流侧和逆变侧的直流电压； r_d 为直流线路总电阻。通常直流线路的电阻值较小，以 CIGRE BENCHMARK 系统为例，直流线路总电阻 $r_d = 5\Omega$ 而额定直流电压为 500kV，额定直流电流为 2kA。从式(5-1)中可以看出，此时微小的直流电压偏移便可使直流电流产生极大的误差。但在全系统闭环仿真时，由于整流侧控制系统采用定电流控制，因此该误差并不会完全体现在直流电流的计算结果上，而是同时使整流侧触发角指令值出现明显偏差，进而影响直流电压的计算。这一问题在系统故障时将更为突出，严重影响动态相量模型对于系统暂态响应的计算精度。因此有必要输出整流侧触发角这一二次系统关键电气量的仿真图像进行对比分析。

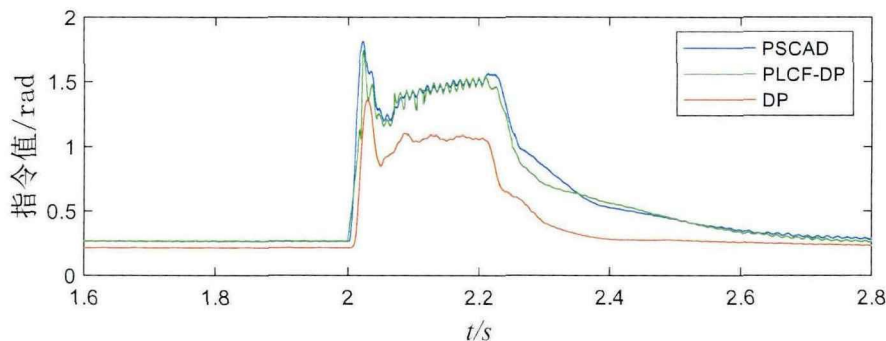
同样地，对算例 1 至算例 3，输出三个模型各自的整流侧触发角指令值进行对比，而对于算例 4，只输出 PSCAD 电磁暂态模型和本文所建 PLCF-DP 模型的仿真结果进行对比，图像如下：



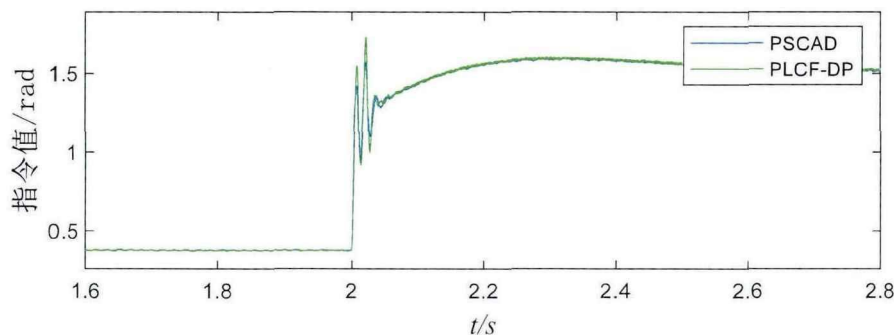
(a)算例 1



(b)算例 2



(c)算例 3



(d)算例 4

图 5-5 整流侧触发角指令值仿真对比图

图 5-5 的仿真结果表明，传统动态相量模型的整流侧触发角指令值在稳态时便与电磁暂态仿真值有明显偏差，且这一偏差在故障期间进一步加大，从而验证了本小节开头的有关论断。反观本文建立的 PLCF-DP 模型，其整流侧触发角在稳态运行和故障期间都能够很好地跟随实际值，这进一步证明了本文所建模型能够对各故障下系统的暂态响应进行精确计算。

5.3 仿真结果分析

对一次系统和二次系统电气量进行综合分析可知，稳态时所建 PLCF-DP 模型的直流电压计算结果其最大偏移度已可被控制在 0.1%以内，此时的仿真结果误差很小。而暂态过程中这一偏移虽略有增加，但考虑到此时直流电压也因为发

生故障而大幅跌落，因此绝对误差不大，直流线路对误差的放大作用有限，进而对触发角指令值的影响有限，图 5-5 的仿真结果也证明了这一点。

进一步的，为验证所提 PLCF-DP 模型相比于传统 DP 模型的优势，还需要对仿真结果进行量化分析。本文使用耗时系数对模型的计算速度进行评价，并从平均相对误差和残差相似度^[59]两方面对模型精度进行分析。

其中，耗时系数定义为动态相量模型计算时间与 PSCAD 计算时间的比值，用 ε 表示。同时，本文选择直流电压和交流 α 相电流的仿真结果进行误差分析，计算上述两电气量在各故障期间与电磁暂态仿真结果的平均相对误差和残差相似度。直流电压和交流电流的平均相对误差分别用 e_v 和 e_i 表示，其数值越小，模型精度越高。对应的残差相似度分别用 φ_v 和 φ_i 表示，其计算方法为：

$$\begin{cases} \lambda_i = \frac{|y_i|}{\sum_{i=1}^N |y_i|} \\ x_i = 1 - \frac{|y_i - z_i|}{\max(|y_i|, |z_i|)} \\ \varphi = \sum_{i=1}^N \lambda_i x_i \end{cases} \quad (5-2)$$

式中： y 、 z 分别代表电磁暂态仿真结果和所关注动态相量模型的仿真结果； φ 为残差相似度。残差相似度越高，说明模型计算结果越贴合于电磁暂态仿真结果，即模型准确性越好。分析结果如表 5-3 所示。

表 5-3 仿真性能分析

类型		ε	$e_v/\%$	$e_i/\%$	$\varphi_v/\%$	$\varphi_i/\%$
算例 1	PLCF-DP	0.85	3.5	6.9	98.2	92.1
	DP	2.35	17.7	22.3	91.7	83.9
算例 2	PLCF-DP	0.86	4.2	8.2	95.1	90.8
	DP	2.42	18.4	25.5	89.8	79.6
算例 3	PLCF-DP	0.92	3.8	7.4	95.2	91.3
	DP	2.81	50.1	36.9	69.2	59.6
算例 4	PLCF-DP	0.91	4.7	9.4	94.4	92.9
	DP	--	--	--	--	--

由表 5-3 可知，通过对锁相环及换相失败情况的考虑与处理，本文所建 PLCF-DP 模型的计算精度较传统动态相量模型有明显提升，且实现了对于直流

线路故障的计算。同时，由于本模型使用时域相乘代替了传统动态相量模型的频域卷积，使得计算复杂度大大降低，且不需要对交流电压的动态相量进行求解，进一步节省了运算步骤，因此在计算速度上也有明显优势。可以预见的是，在系统规模扩大时，这一优势将更加明显。

5.4 本章小结

为了证明所建 PLCF-DP 模型相比于传统动态相量模型的巨大优势，本章使用 MATLAB 语言对两者进行了编程实现，并以 PSCAD 电磁暂态仿真结果为基准，在 CIGRE BENCHMARK 系统下进行了多种算例的仿真对比。一次及二次系统电气量的仿真图像皆直观地表明所建 PLCF-DP 模型相比传统动态相量模型误差更小，从而能够更加精确地对直流系统暂态过程进行描述。对仿真结果的量化分析更证明了所建 PLCF-DP 模型不仅拥有更高的仿真精度，在仿真速度方面也取得了长足的进步。

第 6 章 结论与展望

本文研究了一种考虑锁相环及换相失败的 LCC-HVDC 闭环动态相量仿真模型,本章将结合全文各章节内容,对取得的主要成果和未来的努力方向进行说明。

6.1 本文的主要成果

总结全文,现对所做研究的创新点总结如下:

(1) 传统动态相量模型缺少对于锁相环等关键器件的建模,无法精确表征故障情况下的换流阀导通特性且仅能覆盖系统低频谐波。同时,其所使用的开关函数也缺乏对于交流不对称情况的考虑,从而导致传统动态相量模型的暂态仿真结果误差较大。针对这一问题,本文在换流器建模过程中增加了对于直流系统锁相环的讨论,并将建立的锁相环模型与改进开关函数模型相结合,实现了对于换流器工作过程的准确描述,大大提高了动态相量法计算系统暂态响应时的计算精度。同时,建立锁相环模型后,可以进一步使用时域相乘代替频域卷积,从而使本文所建模型对全频段特性皆能有所反映,且进一步发挥了动态相量法的速度优势。

(2) 传统 LCC-HVDC 动态相量模型无法对换相失败情况进行精确仿真计算。针对这一不足,本文提出复合判据对是否发生换相失败进行判断,若确定发生了换相失败,即使用开关函数修正法进行处理。仿真结果表明,由于增加了对于换相失败情况的讨论,所建 LCC-HVDC 闭环动态相量仿真模型能够实现逆变侧大扰动下直流系统的快速准确计算。

(3) 值得指出的是,传统动态相量模型大多为开环的离线仿真模型,而本文所建 PLCF-DP 模型通过对直流线路、直流控制系统和换流变压器的建模,实现了高压直流全系统的闭环精确计算,其所需输入量仅为换流母线三相电压。这大大拓宽了模型的使用前景,摆脱了现有电磁暂态仿真必须对具体情况逐一建模的局限性,从而可被广泛应用于交直流混联系统实时计算、故障预警和继电保护参数整定等领域。

(4) 本文对直流线路接地故障进行了分析与建模,为直流系统内部故障的动态相量求解提供了思路,虽然文中只讨论了直流线路中点接地的故障特性,但相关建模及求解方法是通用的,未来可对直流线路其他位置的接地故障继续进行仿真验证。

6.2 工作展望

(1) 现阶段影响本文所建 PLCF-DP 模型暂稳态精度的主要因素有二：①换相角计算公式是基于稳态工况推导得到的，因此在暂态过程的计算中可能存在偏差；②开关函数包含的动态相量阶数会直接影响模型的准确度。

因此在未来对模型进行改进和应用时，对于因素①，可以通过在换相角计算过程中进一步考虑谐波分量，尤其是主导频次谐波分量的影响从而减小计算误差；对于因素②，考虑到其是由动态相量方法的原理决定的，提高开关函数的阶数虽然可以提高模型的精度，但仿真速度会随之降低，且由于开关函数理论上存在无穷多阶，因此模型实际应用时需结合具体需求对动态相量阶数进行合理选择，从而实现计算精度和速度的最优平衡。

(2) 本文所建 PLCF-DP 模型实现了直流系统的闭环仿真，但尚未对交流系统进行建模分析，也未对交直流系统的混合仿真进行进一步探究。针对这一问题，本文在已有研究内容的基础上形成的初步设想为：将直流系统返回的三相交流电流作为交流系统的输入，由所建交流系统模型计算出母线三相电压作为本文 PLCF-DP 模型的输入，从而实现交直流系统的逐步长反复交替求解。

(3) 除此之外，对于换流阀故障，目前动态相量模型仍然没有很好的求解方法。结合本文对于换相失败情况的处理经验，初步设想为从开关函数入手，若判断出现换流阀故障，则将故障换流阀对应的相开关函数做修正处理，相关课题应在未来继续进行深入研究。

参考文献

- [1] 能源发展“十三五”规划[R]. 北京: 国家发展改革委员会, 2016
- [2] 陈宏, 赖春艳. 我国电力能源需求响应发展现状与展望[J]. 电力与能源, 2021, 42(01): 87-90
- [3] 张琳. 创新转型实现高质量发展——电力行业“十四五”发展展望[J]. 中国电力企业管理, 2020(33): 18-20
- [4] 张运洲, 张宁, 代红才, 等. 中国电力系统低碳发展分析模型构建与转型路径比较[J]. 中国电力, 2021, 54(03): 1-11
- [5] 刘斌, 张玉琼, 麻林巍, 等. 西北地区源端基地综合能源系统的技术方案设计及优化研究[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(02): 568-581
- [6] 习近平. 在第七十五届联合国大会一般性辩论上的讲话[J]. 中华人民共和国国务院公报, 2020(28): 5-7
- [7] 樊宇琦, 丁涛, 孙瑜歌, 等. 国内外促进可再生能源消纳的电力现货市场发展综述与思考[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(05): 1729-1752
- [8] 刘瑞丰, 王睿, 刘庆, 等. 促进新能源发展的西北电力调峰容量市场机制初探[J]. 电网与清洁能源, 2020, 36(09): 93-99
- [9] 宋云亭, 郑超, 秦晓辉. 大电网结构规划[M]. 北京: 中国电力出版社, 2012
- [10] 曾南超. 高压直流输电在我国电网发展中的作用[J]. 高电压技术, 2004, 30(11): 11-12
- [11] 袁清云. 特高压直流输电技术现状以及在我国的应用前景[J]. 电网技术, 2004, 29(14): 1-3
- [12] 汤广福, 庞辉, 贺之渊. 先进交直流输电技术在中国的发展与应用[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(07): 1760-1771
- [13] XU Chu. Unbalanced current analysis and novel differential protection for HVDC transmission lines based on the distributed parameter model[J]. Electric Power Systems Research, 2019, 171: 105-115
- [14] 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(7): 156-167
- [15] 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
- [16] 汤涌, 郭强, 周勤勇, 等. 特高压同步电网安全性论证[J]. 电网技术, 2016, 40(01): 97-104

- [17] 郭琦. 交直流混联电网运行控制实时仿真技术研究[J]. 南方电网技术, 2017, 11(3): 59-64
- [18] 吴红斌, 丁明, 李生虎. 直流输电模型和调节方式对暂态稳定影响的统计研究[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(10): 32-37
- [19] 黄冠标, 翟鹤峰, 赵利刚, 等. 基于 FPGA 的高压直流输电系统建模与实时仿真[J]. 电力系统及其自动化学报, 2021, 33(02): 122-128
- [20] 贺杨焯, 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): 3119-3129
- [21] 刘阳, 王少杰, 戴玲, 等. 高压直流输电用晶闸管关断特性分析及建模仿真[J]. 高电压技术, 2020, 46(12): 4447-4454
- [22] 周孝信, 田芳, 李亚楼, 等. 电力系统并行计算与数字仿真[M]. 北京: 清华大学出版社, 2014: 185-187
- [23] 董毅峰, 王彦良, 韩估, 等. 电力系统高效电磁暂态仿真技术综述[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(8): 2213-2231.
- [24] Watson N, Arrillaga J. Power systems electromagnetic transients simulation [M]. London: The Institution of Engineering and Technology, 2007:92-95
- [25] Sato N, Tinney W F. Techniques for exploiting the sparsity of the network admittance matrix [J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1963;82(69):944-950
- [26] 岳程燕, 田芳, 周孝信, 等. 电力系统电磁暂态-机电暂态混合仿真的应用[J]. 电网技术, 2006(11): 1-5
- [27] Hui S Y R, Christopoulos C. A discrete approach to the modeling of power electronic switching networks[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 1990,5(4):398-403
- [28] Pejovic P, Maksimovic D. A method for fast time-domain simulation of networks with switches[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 1994,9(4):449-456
- [29] He Yangyang, Zheng Xiaodong, Tai N, et al. Research on the inductance/capacitance switch model for an LCC-HVDC converter in an AC/DC hybrid grid[J]. Energies, 2018,11(4):692
- [30] 李崇涛, 林啸, 赵勇, 等. 高压直流输电系统暂态过程的解析解法(一): 数学模型[J]. 电网技术, 2017, 41(1): 1-8
- [31] 李崇涛, 林啸, 赵勇, 等. 高压直流输电系统暂态过程的解析解法(二): 算法与算例[J]. 电网技术, 2017, 41(1): 8-13
- [32] 周长春, 徐政. 直流输电准稳态模型有效性的仿真验证[J]. 中国电机工程

学报, 2003, 23(12): 33-36

- [33] OSAUSKAS C, WOOD A. Small-signal dynamic modeling of HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2003,18(1):220-225
- [34] Ni Xiaojun, Gole A M, Zhao Chengyong, et al. An improved measure of AC system strength for performance analysis of multi-infeed HVDC systems including VSC and LCC converters[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018,33(1):169-178
- [35] 徐政. 联于弱交流系统的直流输电特性研究之一——一直流输电的输送能力[J]. 电网技术, 1997(01):12-16
- [36] 倪晓军, 赵成勇, 郭春义, 等. 混合双馈入直流输电系统中 LCC-HVDC 对 VSC-HVDC 系统强度的影响[J]. 电网技术, 2017, 41(08):2436-2442
- [37] Liu Huakun, Xie Xiaorong, Liu Wei. An oscillatory stability criterion based on the unified dq-frame impedance network model for power systems with high-penetration renewables[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(3):3472-3485
- [38] Sanders S R, Noworolski J M, Liu X Z, et al. Generalized averaging method for power conversion circuits[J]. IEEE Trans on Power Electronics, 1991,6(2): 251-259
- [39] Stankovic A M, Sanders S R, and Aydin T. Dynamic phasors in modeling and analysis of unbalanced polyphase AC machines[J]. IEEE Trans on Power Systems, 2002,17(1):107-113
- [40] Stankovic A M, Lesieutre B C, and Aydin T. Applications of generalized averaging to synchronous and induction machines[C]. 28th North American Power Symposium, M.I.T., 1996:277-282
- [41] Stankovic A M, Lesieutre B C, and Aydin T. Modeling and analysis of single-phase induction machines with dynamic phasors[J]. IEEE Trans on Power Systems, 1999,14(1):9-14
- [42] Stankovic A M, Lesieutre B C, and Aydin T. Phasor-dynamic approach to modeling and analysis of single-phase induction machines[C]. 29th North American Power Symposium, Wyoming, 1997:1-6
- [43] 党杰, 刘涤尘, 柏晓路, 等. 考虑谐波特性的简化 TCSC 动态相量法模型[J]. 中国电机工程学报, 2007(28): 74-78
- [44] Mattavelli P, Verghese G C, and Stankovic A M. Phasor dynamics of thyristor-controlled series capacitor systems[J]. IEEE Trans on Power Systems, 1997,12(3):1259-1267
- [45] Yun Lei, Liu Dichen, Zhou Chaoqun, et al. Modeling and Simulation of TCSC with Dynamic Phasors Considering Harmonic Characteristics[C]. 2009

- International Conference on Energy and Environment Technology, Guilin, 2009:176-179
- [46] 刘国静, 祁万春, 黄俊辉, 等. 统一潮流控制器研究综述[J]. 电力系统及其自动化学报, 2018, 30(12): 78-86
- [47] Stefannov P C, Stankovic A M. Modeling of UPFC operation under unbalanced conditions with dynamic phasors[J]. IEEE Trans on Power Systems, 2002,17(2): 395-403
- [48] 陈传宝. 统一潮流控制器的建模仿真技术研究[D]. 华北电力大学, 2018
- [49] 戚庆茹, 焦连伟, 严正, 等. 高压直流输电动态相量建模与仿真[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(12): 28-32
- [50] Daryabak M, Filizadeh S, Jatskevich J, et al. Modeling of LCC-HVDC systems using dynamic phasors[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014,29(4): 1989-1998
- [51] 王钢, 李志铿, 李海锋, 等. 交直流系统的换流器动态相量模型[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(1): 59-64
- [52] Liu Chongru, Bose A, Tian Pengfei. Modeling and analysis of HVDC converter by three-phase dynamic phasor[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(1):3-12
- [53] 赵云灏, 刘崇茹, 李庚银, 等. 高压直流输电系统三相动态相量建模与仿真[J]. 系统仿真学报, 2017, 29(4): 752-760
- [54] Lin Jiming, Marti J R. Implementation of the CDA procedure in the EMTP[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1990,5(2):394-402
- [55] 王成山, 李鹏, 黄碧斌, 等. 一种计及多重开关的电力电子时域仿真插值算法[J]. 电工技术学报, 2010, 25(06): 83-88
- [56] Qi Li, Woodruff S, Steurer M. Study of power loss of small time-step VSC model in RTDS[C]//The Proceedings of the 2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting. Tampa,2007:1-7
- [57] 郭春义, 宁琳如, 王虹富, 等. 基于开关函数的 LCC-HVDC 换流站动态模型及小干扰稳定性[J]. 电网技术, 2017, 41(12): 3862-3868
- [58] 王超. 考虑换相失败的换流站开关函数模型[D]. 北京: 华北电力大学, 2012
- [59] 贾旭东, 李庚银, 赵成勇, 等. 电力系统仿真可信度评估方法的研究[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(19): 51-57

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] 单俊儒, 刘崇茹, 李欢, 魏伟. 考虑锁相环和换相失败的 LCC-HVDC 闭环动态相量仿真模型[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(09): 3046-3056.
- [2] 单俊儒, 刘崇茹, 李欢, 魏伟. HVDC 系统高精度闭环动态相量仿真模型[J]. 南方电网技术, 2021, 15(04): 10-18.
- [3] Junru Shan, Chongru Liu. Real-time Rapid Simulation Model for Faults Near the DC Drop Point Based on Dynamic Phasor Theory[C]. The 4th IEEE Conference on Energy Internet and Energy System Integration, 2020, Wuhan, China.

（二）参与项目

南方电网科学研究院: 基于先进控制系统的高压直流故障响应建模研究. 项目主研究人. 2018 年 12 月至 2021 年 6 月.

致 谢

首先我要衷心感谢我的导师刘崇茹教授在研究生期间对本人的关心和照顾。刘老师渊博的学识，严谨的态度和细心的教导令我受益匪浅，她的言传身教将使我终生受益。我还要感谢郑乐老师对我毕业论文的指导，郑老师的博学与专业给了我很大启发。同时我要感谢我的父母，感谢他们给我提供的物质基础能够让我免于面对生活的压力，从而顺利完成研究生的学业。最后，我要感谢实验室的全体同门，尤其是师兄师姐对我无私的帮助，感谢他们对我的支持！