

华北电力大学

专业硕士学位论文

大规模新能源经直流送出系统暂态过电压 及抑制策略研究

Research on Transient Overvoltage and Suppression Strategy of Large-scale New Energy Through DC Transmission System

周国涛

2025 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: 10054
密 级: 公开

专业硕士学位论文

大规模新能源经直流送出系统暂态过电压 及抑制策略研究

硕 士 研 究 生: 周国涛

导 师: 刘崇茹教授

企 业 导 师: 杨冬梅高级工程师

申 请 学 位: 能源动力硕士

专 业 领 域: 电气工程

学 习 方 式: 全日制

所 在 学 院: 电气与电子工程学院

答 辩 日 期: 2025 年 5 月

授予学位单位: 华北电力大学

Classified Index: TM721.1

U.D.C: 621.3

Thesis for the Professional Master's Degree

**Research on Transient Overvoltage and Suppression
Strategy of Large-scale New Energy Through DC
Transmission System**

Candidate:	Zhou Guotao
Supervisor:	Prof.Liu Chongru
Enterprise mentor:	Yang Dongmei Senior Engineer
Academic Degree Applied for:	Master of Energy and Power Engineering
Speciality:	Electrical Engineering
Cultivation ways:	Full-time
School:	School of Electrical and Electric Engineering
Date of Defence:	May, 2025
Degree-Conferring-Institution:	North China Electric Power University

摘 要

基于电网换相换流器的高压直流输电系统（LCC-HVDC）是实现我国西北“沙戈荒”地区新能源电力远距离大容量输送的主要方式之一。随着新能源占比持续增长，直流换相失败引发的无功失衡问题更加严峻，加剧了送端暂态过电压，甚至造成新能源机组脱网，影响新能源送出和消纳。本文从送出系统结构和过电压机理出发，构建了一种大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架，有效抑制了由换相失败引起的暂态过电压，主要工作如下：

1) 厘清了大规模新能源经直流送出系统结构、数学模型及控制策略；分析了换相失败故障下 LCC-HVDC 系统暂态过电压的产生原因及其演化特性；针对暂态过电压的传导能力，分析了新能源基地在故障期间的电压响应特性；基于功率-电压关系模型，本文构建了过电压水平与功率波动之间的定量关系式，并系统分析了过电压产生的主要驱动因素。研究揭示，送端暂态过电压的根源在于直流无功消耗的削减与滤波器无功增发的叠加效应，二者共同催生了送端无功的冗余，进而引发电压的暂态攀升，送端电网强度的降低则会进一步加剧暂态过电压的严重程度。

2) 提出了基于改进直流控制的暂态过电压抑制策略。对于整流侧，针对故障期间常规 PI 定电流控制对直流电流指令过度超调而引起电流过低的问题，基于非线性控制理论，提出了一种二阶滑模定电流控制策略，在满足电流控制基本需求的基础上，有效减少了电流超调，提高整流站无功消耗量；对于逆变侧，针对故障期间常规电流指令无法有效抑制暂态过电压的问题，提出了一种考虑直流电流可行域的电流指令优化策略，故障期间根据系统状态动态调节指令，从而实现暂态过电压有效抑制，通过仿真验证了所提策略的正确性。

3) 构建了一种含新能源参与的大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架。首先考虑了新能源机组的非线性特征和无功吸收能力，根据新能源就地电压特征提出了一种新能源二阶滑模无功控制策略；结合所提改进直流控制，建立了一种大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架，形成完整有效的暂态过电压抑制方案，保证新能源机组的安全稳定。基于我国西北地区某特高压直流示范工程及其配套新能源基地的实证分析，对比了多种控制策略在暂态过电压抑制中的表现，验证了所提暂态过电压抑制策略的有效性。

关键词：送端暂态过电压；换相失败；LCC-HVDC；非线性控制；大规模新能源

Abstract

High voltage direct current transmission system based on grid commutation converter (LCC-HVDC) is one of the main ways to realize the long-distance and large-capacity transmission of new energy power in the ' Shagehuang ' area of northwest China. With the continuous growth of the proportion of new energy, the problem of reactive power imbalance caused by DC commutation failure is more serious, which aggravates the transient overvoltage at the sending end, and even causes the new energy unit to be off-grid, affecting the delivery and consumption of new energy. Based on the structure and overvoltage mechanism of the sending system, this paper constructs a transient overvoltage suppression framework for large-scale new energy through DC sending system, which effectively suppresses the transient overvoltage caused by commutation failure. The main work is as follows :

1) The structure, mathematical model and control strategy of large-scale new energy DC transmission system are clarified. The causes and evolution characteristics of transient overvoltage in LCC-HVDC system under commutation failure are analyzed. Aiming at the conduction ability of transient overvoltage, the voltage response characteristics of new energy base during fault are analyzed. Based on the power-voltage relationship model, this paper constructs a quantitative relationship between overvoltage level and power fluctuation, and systematically analyzes the main driving factors of overvoltage. The research reveals that the root cause of the transient overvoltage at the sending end lies in the superposition effect of the reduction of DC reactive power consumption and the reactive power increase of the filter. The two together lead to the redundancy of the reactive power at the sending end, which in turn leads to the transient rise of the voltage. The reduction of the strength of the sending end power grid will further aggravate the severity of the transient overvoltage.

2) A transient overvoltage suppression strategy based on improved DC control is proposed. For the rectifier side, aiming at the problem that the conventional PI constant current control over-overshoots the DC current command during the fault period and causes the current to be too low, based on the nonlinear control theory, a second-order sliding mode constant current control strategy is proposed. On the basis of meeting the basic requirements of current control, the current overshoot is effectively reduced and the reactive power consumption of the rectifier station is improved. For the inverter side, aiming at the problem that the conventional current command cannot effectively suppress the transient overvoltage during the fault period, a current command optimization strategy considering the feasible region of

DC current is proposed. During the fault period, the command is dynamically adjusted according to the system state, so as to realize the effective suppression of transient overvoltage. The correctness of the proposed strategy is verified by simulation.

3) A transient overvoltage suppression framework for large-scale new energy transmission system with new energy participation is constructed. Firstly, considering the nonlinear characteristics and reactive power absorption capacity of new energy units, a new energy second-order sliding mode reactive power control strategy is proposed according to the local voltage characteristics of new energy. Combined with the proposed improved DC control, a transient overvoltage suppression framework for large-scale new energy through DC transmission system is established to form a complete and effective transient overvoltage suppression scheme to ensure the safety and stability of new energy units. Based on the empirical analysis of a UHV DC demonstration project and its supporting new energy base in Northwest China, the performance of various control strategies in transient overvoltage suppression is compared, and the effectiveness of the proposed transient overvoltage suppression scheme is verified.

Keywords: Transient overvoltage at sending end, commutation failure, LCC-HVDC, nonlinear control, large-scale new energy

目 录

第 1 章 绪论.....	1
1.1 课题研究背景及意义.....	1
1.2 国内外研究现状.....	2
1.2.1 暂态过电压机理研究.....	2
1.2.2 暂态过电压抑制策略研究.....	3
1.3 本文主要研究工作.....	5
第 2 章 大规模新能源经直流送出系统结构及暂态过电压特性	7
2.1 引言	7
2.2 大规模新能源经直流送出系统结构	7
2.2.1 LCC-HVDC 数学模型及控制策略	8
2.2.2 新能源机组数学模型及控制策略.....	9
2.3 大规模新能源经直流送出系统暂态过电压特性	12
2.3.1 LCC-HVDC 暂态过电压特性	12
2.3.2 新能源基地暂态过电压特性.....	14
2.4 送端暂态过电压影响因素	16
2.5 本章小结.....	19
第 3 章 基于改进直流控制的暂态过电压抑制策略	21
3.1 引言	21
3.2 二阶滑模定电流控制策略	21
3.2.1 二阶滑模分析.....	22
3.2.2 定电流控制设计.....	25
3.2.3 仿真验证.....	30
3.3 电流指令优化策略.....	34
3.3.1 直流电流可行域.....	34
3.3.2 电流指令设计.....	36
3.3.3 仿真验证.....	37
3.4 本章小结.....	39
第 4 章 大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制策略	41
4.1 引言	41
4.2 新能源二阶滑模无功控制策略	41
4.2.1 滑模控制设计.....	41
4.2.2 无功指令设计.....	44
4.2.3 仿真验证.....	47
4.3 大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架	49

4.4 送端暂态过电压抑制效果验证50

 4.4.1 所提抑制策略与无抑制策略过电压对比50

 4.4.2 所提抑制策略与现有策略过电压对比52

4.5 本章小结.....54

第5章 结论与展望56

 5.1 全文总结.....56

 5.2 研究展望.....57

参考文献.....58

第 1 章 绪 论

1.1 课题研究背景及意义

在“十四五”规划的指导下，我国能源绿色转型的战略部署将沙漠、戈壁及荒漠区域作为新能源基地建设的重点区域，这一举措对优化能源结构和实现低碳发展具有重要意义。为落实国家“双碳”战略目标，国家发展改革委联合国家能源局制定了《以沙漠、戈壁及荒漠地区为重点的大型风电光伏基地规划布局方案》，我国“沙戈荒”新能源基地建设进程正呈现出加速推进态势^[1-3]。

我国西北地区是“沙戈荒”新能源基地建设的核心区域，已形成多个标志性示范项目集群，例如内蒙古库布其沙漠风光氢储一体化基地项目、宁夏腾格里沙漠千万千瓦级光伏基地项目等。然而，西北地区新能源开发面临资源禀赋与能源需求空间分布不匹配的结构性矛盾^[4,5]，主要表现为以下两个方面：西北地区作为新能源资源富集区，其本地能源需求相对有限，导致新能源电力就地消纳能力不足；由于本地负荷与新能源发电规模严重失衡，叠加电网调峰能力有限，弃风、弃光^[6,7]现象成为制约新能源高效利用的突出瓶颈。因此，为实现新能源资源的高效利用与优化配置，我国正着力构建以大规模集中化开发为基础、远距离输送为支撑的“西电东送”能源调配体系^[8]。

电网换相换流器型高压直流输电技术（Line Commutated Converter based High Voltage Direct Current, LCC-HVDC）凭借其大容量、远距离输电、高可靠性及经济性等优势，已成为支撑新能源大规模外送的重要手段之一。LCC-HVDC 单回线路输送功率可达数千兆瓦^[9,10]，能够满足大规模新能源基地的电力外送需求，同时实现数千公里的高效电力传输^[11]，有效解决新能源资源与负荷中心逆向分布的结构性矛盾。此外，LCC-HVDC 技术成熟且工程经验丰富^[12,13]，系统稳定性强，适合长周期、大容量输电场景，在远距离、大容量输电场景下，其单位输送成本相对较低^[14]，投资回报率较高。

对于 LCC-HVDC，换相失败是一种常见的典型故障^[15]，而由于晶闸管固有的特性，换相失败的发生往往难以完全避免。相较于直流闭锁引发的暂态过电压，换相失败引起的过电压持续时间较短（仅为毫秒级），且在短时间内电气量波动更为剧烈^[16]，具体表现为：故障初期，受端直流电压急剧降低，直流电流随之上升，导致送端换流站的无功需求大幅增加，送端交流系统出现暂态低电压；随着低压限流作用的启动，直流电流随参考值的降低而快速回落，整流站的无功消耗大幅减少，而此时整流站内的动态无功装置无法及时撤出，短时间持续输出大量无功，冗余无功馈入送端电网，导致短时间内出现暂态过电压^[17]。

随着暂态过电压传导至新能源基地，剧烈的电压波动可能会引起新能源机组脱网^[18,19]，严重影响新能源的送出和消纳。近年来，我国已发生多起由于直流换相失败导致新能源机组大面积脱网的恶性事件：2015 年天山换流站发生换相失败故障，新疆哈密新能源基地超 200 台风电机组脱网，损失出力约 50 万千瓦，配套光伏电站也出现连锁脱网现象；2018 年祁连换流站因交流系统短路引发连续换相失败，甘肃河西走廊 400 余台风电机组脱网，损失出力超 70 万千瓦。

随着新能源基地出力的不断增大，常规电源逐步退出运行，送端电网的强度逐渐降低，换相失败引发的暂态过电压问题将更加严峻^[20]，这对新能源基地的安全稳定运行构成了显著挑战。另一方面，换相失败期间电气量在短时间内波动幅度大，过电压出现迅速，且抑制难度较高。在此背景下，为保证新能源的持续稳定送出并提升系统的抗扰动能力，深入研究由换相失败引起的大规模新能源经直流送出系统的暂态过电压抑制策略，对实际工程应用具有重要意义。

1.2 国内外研究现状

在大规模新能源直流外送系统中，换相失败的发生可能会引发送端交流系统暂态过电压。目前国内外学者已从多个方面对上述过电压问题及抑制策略展开了深入研究，下文将从换相失败引起的新能源送出系统暂态过电压机理及抑制策略两个方面进行讨论，系统归纳国内外研究现状。

1.2.1 暂态过电压机理研究

现有研究普遍认为，大规模新能源经直流送出系统暂态过电压与送端电网强度和直流整流侧的无功盈余有着密切的关系。文献[21]研究了换相失败期间暂态过电压的影响因素，基于交流滤波器和换流站无功消耗规律，指出送端暂态过电压与直流输送功率以及送端电网的强度密切相关。文献[22,23]通过构建送端交流系统等值模型，并根据故障期间送端交流系统无功平衡关系，推导了换相失败场景下直流送端暂态过电压的具体计算公式，并分析了其形成机制。文献[24]研究了直流逆变侧交流电压扰动对送端电网的影响，通过分析逆变侧交流电压变化时整流侧触发角和直流电流的响应，得出送端换流站会随着直流电流变化依次表现出动态无功负荷和无功电源的特征。文献[25]详细阐述了直流控制系统参数对暂态过电压的影响，表明直流系统整流侧定电流控制以及逆变侧低压限流环节的参数会影响换相失败期间换流站无功消耗量，进而对送端暂态过电压产生影响。文献[26]搭建了我国华北地区某新能源汇集系统仿真算例，建立其等值数学模型，通过 RLC 电路响应理论阐释过电压产生原因，其中短路故障后谐振是暂态过电压关键诱因之一。

随着大量新能源机组接入送端电网,近年来研究发现,换相失败期间新能源机组的控制策略和响应特性也会对送端暂态过电压产生重要影响。文献[27]分别建立了直驱风电机组以及双馈风电机组在低压穿越-稳态控制-高压穿越三种控制模式下的暂态无功电压响应模型。文献[28]系统研究了风电机组在换相失败期间的暂态过电压特性,分析了不同运行工况以及控制器参数对双馈风机无功出力特性的影响。文献[29,30]研究了换相失败期间新能源机组的有功出力以及无功出力的变化特征,表明故障清除后如果未能及时撤回风机无功指令,控制延时会导致暂态过电压问题进一步恶化。文献[31]表明由于故障期间电压“先低后高”持续时间较短,低电压阶段过电流未衰减彻底,将产生较大转子电流,引发风机脱网。文献[32]详细分析了故障期间新能源场站内无功补偿设备与过电压之间的联系,表明当直流系统所需无功大幅降低时,场站内无功设备同样不能及时撤出,无功盈余量进一步攀升,过电压程度加剧。文献[33]表明风电机组在低压穿越期间有功出力大幅减少,同时无功补偿设备退出存在时间延时,无功不能瞬时得到调整,风电场无功过剩,暂态过电压加剧。

由此可知,国内外学者已针对换相失败引发的送端暂态过电压产生原因及影响因素展开了一系列研究,并取得了一定成果。研究表明,通过改进直流系统和新能源机组的控制策略来抑制暂态过电压的思路是切实可行的。然而,针对大规模新能源经直流送出的场景,相关研究仍缺乏较为系统的总结与归纳。因此,本文将系统梳理暂态过电压的产生机理和特性,从改进直流系统控制和优化新能源机组控制两个角度出发,提出有效的暂态过电压抑制策略。

1.2.2 暂态过电压抑制策略研究

针对换相失败场景下送端系统暂态过电压的抑制策略,现有研究根据作用对象和机制主要可以分为以下三类:其一为直流系统暂态过电压抑制策略,其二为配置无功补偿设备,其三为新能源暂态过电压抑制策略。

(1)直流系统暂态过电压抑制方法。直流系统在抑制换相失败后暂态过电压方面的研究已经相对成熟。文献[34]出了一种同时考虑电压波动并精准衡量暂态过电压峰值的评估指标,并根据该指标分析了直流系统控制参数对暂态过电压的影响,表明通过降低测量环节时间常数、调整定电流控制中积分系数以及低压限流环节的电压限制,均能在一定程度上抑制送端暂态过电压。文献[35]从分析后续换相失败机理出发,提出了一种能避免发生后续换相失败的过电压抑制策略,修正 VDCOL 输出电流整定值,通过计算和调整整流侧输出触发角使得系统冗余无功降低。文献[36]针对整流侧传统 PI 定电流控制的不足,提出一种可以预测直流电流变化趋势的 PI 控制参数动态优化策略,同时改进修正了

逆变侧低压限流环节参数，在一定程度上送端暂态过电压得到了改善。文献[37]提出了一种 LCC-HVDC 换流站宽带建模方法，能够精准预测故障期间直流电气量的动态响应。文献[38]设计了一种直流斩波器，该斩波器是由多个耗能晶闸管串联而成，并接于逆变侧直流线路，故障时通过释放能量给予控制器充足响应时间，避免电流过低，有效降低送端无功冗余。文献[39-41]从抑制换相失败的角度出发，对直流系统整体进行了改进，包括增大故障期间逆变器触发超前角、降低直流电流以及安装限流器等方法，通过降低换相失败发生的概率，间接避免送端暂态过电压的产生。

(2) 配置无功补偿设备。除了优化直流系统控制之外，还有一系列研究希望通过加装无功补偿设备，来吸收掉故障期间送端的冗余无功。文献[42]理论分析表明，配置 STATCOM 能够提高故障过程中的电网强度，加快系统恢复稳定，降低暂态过电压。文献[43]设计了一种低残压避雷器，通过能量的瞬时耗散进而实现抑制暂态过电压，然而，这种抑制效果较为依赖参数的调节，并且在系统运行过程中，频繁的高幅值冲击电流可能导致避雷器受到严重冲击老化，从而威胁换流站的安全与稳定运行。文献[44]对比了大容量无功补偿设备与常规补偿设备的动态无功支撑能力，从理论原理、响应特性以及仿真验证三个方面，论证了大容量无功补偿设备在抑制暂态过电压方面的效果。文献[45,46]提出了直流送端静止无功补偿器和同步调相机的优化配置方案。文献[47]研究了调相机在抑制送端暂态过电压中的作用，研究表明调相机能够动态吸收和补偿无功功率，同时限制暂态低电压和过电压，但为了降低成本，仍需要与常规无功补偿设备进行配合使用。然而配置无功补偿设备不可避免地会增加投资支出，且运行维护成本较高，很难满足经济性方面要求。

(3) 新能源暂态过电压抑制方法。新能源机组通常具有一定的无功吸收能力，现有研究大多通过在风电场侧加入附加控制策略以及引入辅助硬件电路进行暂态过电压的抑制。文献[48]研究了风电机组的控制器参数及其故障穿越能力与暂态过电压之间的联系作用，并通过仿真分析验证，在电网电压长时间变化下，双馈风机的动态响应会进一步加剧过电压。文献[49,50]研究了风机转子侧变流器控制参数对风电机组无功特性的影响，并采用粒子群优化算法对控制器参数进行重新设置，暂态过电压幅值得到了显著降低。文献[51,52]基于双馈风电机组控制参数与无功响应之间的关系，设计了一种风机无功控制策略，改善风机的抗扰动能力，同时采用优化算法对控制参数进行改进，提高风电机组对暂态过电压的主动抑制能力。文献[53]提出了一种改进的电压无功控制策略，该策略包含无功功率控制延迟补偿和基于电压时间序列预测的功率指令优化，通过优化风机无功出力并减少过电压期间风机不合理的无功分配，从而抑制暂态过

电压。文献[54]提出了一种高穿期间双馈风机转子电流抑制策略，通过减少过电压期间风机撬棒的投入次数，改善了双馈风机无功出力特性。文献[55,56]提出了一种考虑虚拟磁链的直驱风机改进控制策略，该策略在换相失败期间补偿风机无功电流，增强了风机的无功吸收能力，从而在一定程度上抑制了送端暂态过电压。同时也有部分文献对风电机组加入辅助硬件电路进行暂态过电压抑制开展了研究。文献[57]研究表明，在高电压穿越区间，网侧换流器的功率反转现象会引发直流电容电压的升高。通过控制高穿期间网侧换流器发出感性无功功率，能够显著减少直流斩波电路的投入次数。

综上所述，现有的暂态过电压抑制方法大多忽略了直流系统和新能源机组的非线性特征，仍采用传统的线性控制方法，导致过电压抑制效果有限。同时，现有研究主要集中于对直流系统和新能源机组进行单一控制改进或加装各类无功补偿设备，缺乏对送端暂态过电压整体抑制方法的系统性研究。因此，亟需充分考虑直流系统和新能源机组的非线性特性，进一步完善并提出基于直流与新能源协调控制的送端暂态过电压整体抑制策略。

1.3 本文主要研究工作

本文围绕大规模新能源经直流送出系统中由换相失败引发的暂态过电压问题展开研究。针对当前国内外研究的局限性，本文充分考虑了直流系统和新能源机组的非线性特性及其调节能力，分别从直流侧和新能源侧提出了相应的暂态过电压抑制策略，并设计了大规模新能源经直流送出系统的暂态过电压抑制框架。具体研究工作如下：

第二章参考实际工程，建立了大规模新能源经直流送出系统的基本结构及数学模型。分析了换相失败故障下送端暂态过电压的产生原因和演化特性，并将故障过程划分为电流上升、下降及恢复三个阶段，详细阐述了每个阶段各系统电气量的暂态响应过程，为后文提出针对性的过电压抑制策略提供了理论依据。针对过电压的传导能力，分析了新能源基地在故障期间的电气响应特性。基于系统功率平衡方程，构建了过电压水平与功率波动之间的定量关系式，进一步揭示了有功和无功变化对过电压的影响规律。

第三章提出了一种基于改进直流控制的暂态过电压抑制策略。首先对直流系统整流侧控制进行改进，针对故障期间常规 PI 定电流控制会因为对直流电流指令过度超调而引起电流过低，从而加剧暂态过电压的问题，基于非线性控制理论，提出了一种二阶滑模定电流控制策略，在满足电流控制基本需求的基础上，有效减少了电流超调。然后对直流系统逆变侧控制进行改进，针对故障期间常规电流指令无法有效抑制暂态过电压的问题，提出了一种考虑直流电流可

行域的电 流指令优化策略，故障期间根据系统状态动态调节指令，在避免后续换相失败的同时，有效地抑制了暂态过电压。

第四章构建了含新能源参与的大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架。首先，基于新能源机组的无功吸收能力和非线性特性，结合新能源就地电压特征，提出了一种新能源二阶滑模无功控制策略。其次，将所提出的改进直流控制策略与上述无功控制策略相结合，构建了一种大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架，形成了完整且有效的暂态过电压抑制方案。最后，以我国西北地区某特高压直流示范工程及其配套新能源基地为研究对象，通过仿真验证对比了多种控制策略在暂态过电压抑制中的表现，验证了所提抑制策略的有效性。

本文的技术路线如图 1-1 所示。

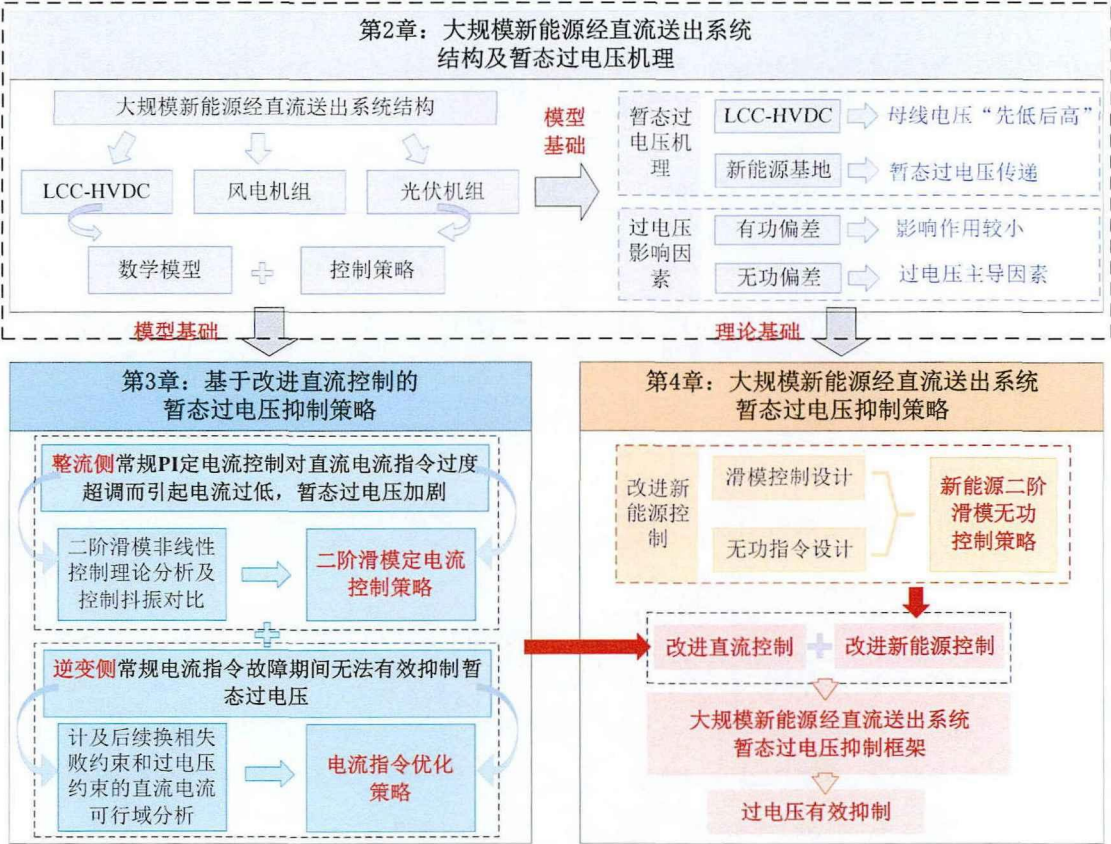


图 1-1 本文技术路线图

第 2 章 大规模新能源经直流送出系统结构及暂态过电压特性

2.1 引言

直流并网是西北地区新能源基地能源外送的主要途径，然而在直流换相失败期间，电气量会发生短时大幅波动，过电压出现迅速，抑制难度较高。本章首先基于实际工程，建立了大规模新能源经直流送出系统的基本结构及数学模型；随后，分析了换相失败故障下送端暂态过电压的产生原因和演化特性，将故障过程划分为电流上升、下降及恢复三个阶段，并详细阐述了每个阶段各系统电气量的暂态响应过程，为后文提出针对性的过电压抑制策略提供了理论依据。此外，针对过电压的传导能力，分析了新能源基地在故障期间的电气响应特性。最后基于系统功率平衡方程，建立了过电压水平与功率波动之间的定量关系式，进一步揭示了有功和无功变化对过电压的影响规律。

2.2 大规模新能源经直流送出系统结构

以我国西北地区某特高压直流示范工程及其配套新能源基地为研究对象，基于 PSCAD/EMTDC 仿真软件，构建了如图 2-1 所示的大规模新能源经直流送出系统模型。送端系统由于常规电源支撑能力有限，交流电网强度较低，导致电压稳定性问题较为突出。直流系统采用双极 LCC-HVDC 结构，与特高压直流示范工程架构一致。送端新能源基地由两个包含若干风电机组的风电场以及一个包含若干光伏机组的光伏场站共同组成，其新能源并网点通过一定距离的交流输电线路与送端交流母线 PCC1 点相连。

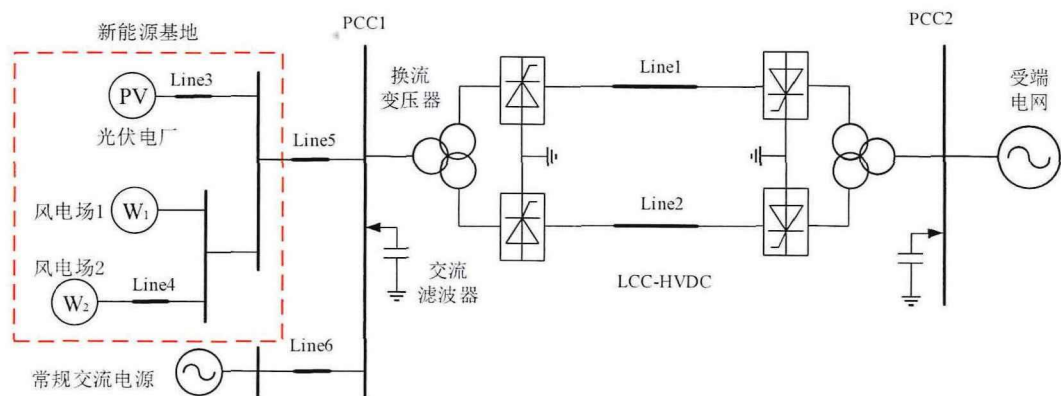


图 2-1 大规模新能源经直流送出系统结构

2.2.1 LCC-HVDC 数学模型及控制策略

双级结构 LCC-HVDC 是大规模新能源经直流送出系统的重要组成部分之一，正负双极均由两个 12 脉动换流器构成，其系统等效图如图 2-2 所示。

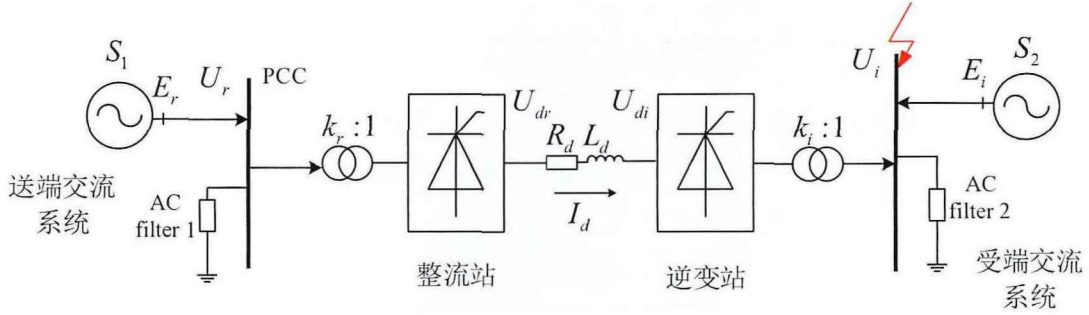


图 2-2 LCC-HVDC 系统等效图

为了方便后续分析，此处给出其数学模型，由文献[43]，对于双极结构 LCC-HVDC，有

$$U_{dr} = N(1.35U_r \cos \alpha - \frac{3}{\pi} X_{cr} I_d) \quad (2-1)$$

$$U_{di} = N(1.35U_i \cos \beta + \frac{3}{\pi} X_{ci} I_d) \quad (2-2)$$

$$P_{dr} = NU_{dr} I_d \quad (2-3)$$

$$Q_{dr} = P_{dr} \tan \varphi \quad (2-4)$$

$$U_{dr} - U_{di} = I_d R_d \quad (2-5)$$

$$\cos \varphi = \cos \alpha - \frac{X_{cr} I_d}{\sqrt{2} U_r} \quad (2-6)$$

式中： I_d 为直流电流； N 为直流极数； U_{dr} 为送端直流电压； U_{di} 为受端直流电压； U_r 为送端交流母线电压； U_i 为受端交流母线电压； X_{cr} 为整流站换相电抗； X_{ci} 为逆变站换相电抗； $\cos \varphi$ 为整流站功率因数； P_{dr} 为整流站传输有功功率； Q_{dr} 为整流站消耗无功功率压； α 为整流侧换流器触发角； β 为逆变侧换流器触发超前角。

LCC-HVDC 控制系统通过调节晶闸管触发脉冲的相位，从而精确调控系统各项状态参数。为满足多样化控制需求，系统可灵活采用定电流、定功率、定电压及定关断角等多种控制策略。此外，为了确保系统的安全性和稳定性，还引入了电流偏差控制、低压限流控制（VDCOL）以及电流裕度控制等辅助环节。下面将以 LCC-HVDC 的典型控制模式为例，详细分析其控制逻辑的实现过程。

整流站控制系统的核心功能是实现有功功率的传输，通常采用 PI 定电流控制，其控制框图如图 2-3 所示。PI 定电流控制将直流电流测量值与电流参考值之间的偏差作为输入，当输入量不为 0 时，PI 控制器会根据差值大小动态调整整流站换流阀的触发角，直至电流偏差被彻底消除，确保直流电流稳定在目标值范围内。

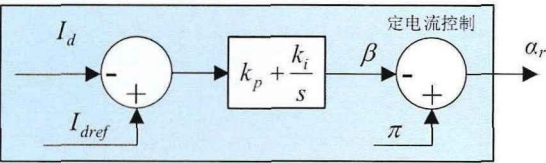


图 2-3 整流站控制框图

逆变站控制系统的核心任务是确保直流系统的稳定性，其主要控制策略是通过设定关断角来实现，并在发生故障时切换为定电流模式。此外，系统还配备了低压限流控制（VDCOL）模块，用于在故障情况下限制电流，从而降低连续换相失败的风险，其控制框图如图 2-4 所示。在系统正常运行时，如果逆变侧的关断角测量值与指令值出现偏差，PI 控制器动态调整逆变站换流阀的触发角，完成定关断角控制，并向整流站传输预设的直流电流指令值。当系统发生故障时，低压限流控制环节会启动，向整流站发送较低的直流电流指令，以减少后续换相失败的可能性。同时，逆变站会切换为定电流控制模式，PI 控制器通过调节换流阀的触发角来限制故障电流，确保系统的安全运行。

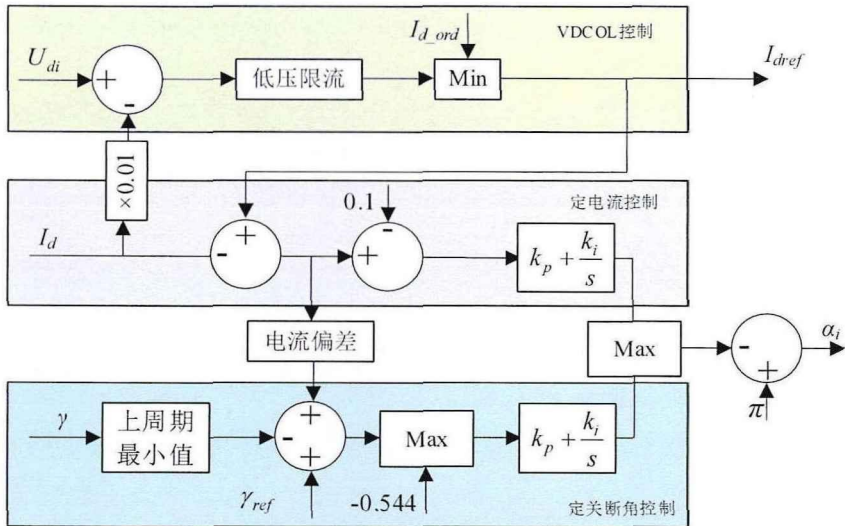


图 2-4 逆变站控制框图

2.2.2 新能源机组数学模型及控制策略

根据直流示范工程及其配套新能源基地项目的实际情况，新能源基地内包含若干双馈风电机组和光伏机组，其并网等效结构分别如图 2-5 和图 2-6 所示。

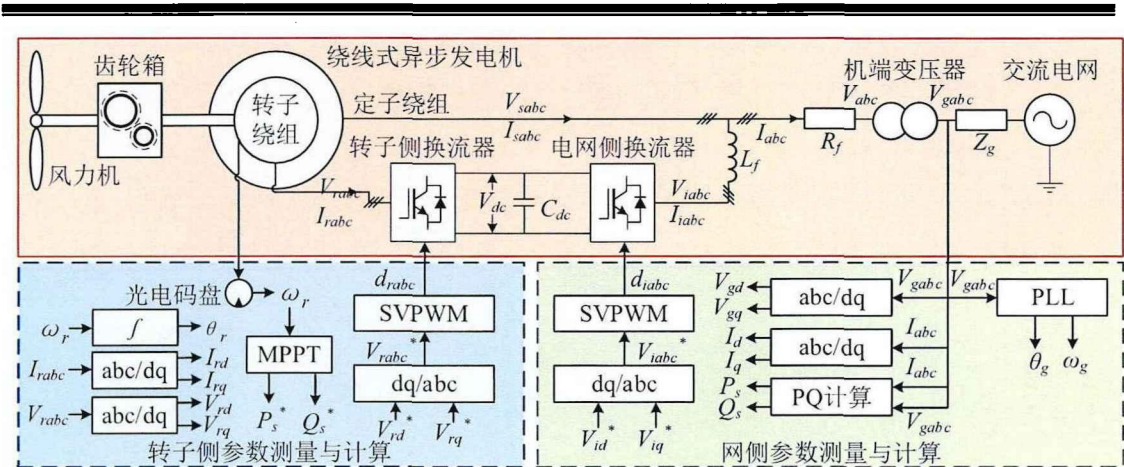


图 2-5 双馈风电机组并网等效图

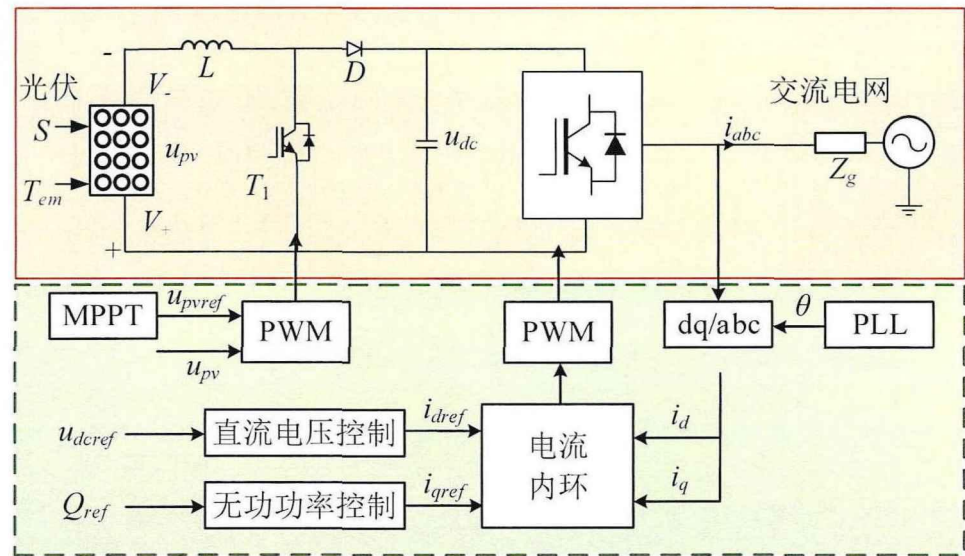


图 2-6 光伏机组并网系统等效图

具体而言，双馈风电机组主要由风力机、齿轮箱、转子绕组、定子绕组、电网侧换流器、转子侧换流器、机侧变压器等核心部件构成。光伏发电系统由光伏阵列、直流斩波电路、最大功率点追踪（MPPT）控制器、全桥逆变装置及升压变压器构成完整能量转换链。光伏阵列作为系统的能量输入端，通过串并联结构集成大量光伏电池单元，输出直流电能经直流斩波电路进行电压调节后，由 MPPT 控制器实时追踪动态环境参数以实现能量输出的最大化。经优化的直流电能通过全桥逆变装置转换为工频交流电，最终由升压变压器提升至电网额定电压等级，完成电能注入。

由上述分析可知，双馈风电机组和光伏机组均通过新能源并网逆变器将新能源电能注入交流电网。新能源并网逆变器具备维持直流母线电压稳定和实现系统功率因数校正的双重功能，并借助电网电压定向控制策略实现双向能量流

动管理。由于双馈风机与光伏机组的并网逆变器结构相似，为便于后续研究，本节以光伏并网逆变器为例，给出其数学模型表达式。

光伏并网逆变器结构图如图 2-7 所示，系统以辐照度 s 和环境温度 T_{tem} 作为输入参量。光伏阵列通过最大功率点跟踪算法实时解算动态工况下的功率极值，由此生成最优直流电压参考值 U_{pvref} 。该设定值与实时采集的阵列端电压 U_{pv} 构成闭环控制回路，经比例积分控制器输出具有自适应特性的脉宽调制信号，驱动直流升压单元完成母线电压提升。升压后的电能通过电压源型换流器实现三相逆变，并基于锁相环同步机制与交流电网实现相位同步及功率交互。

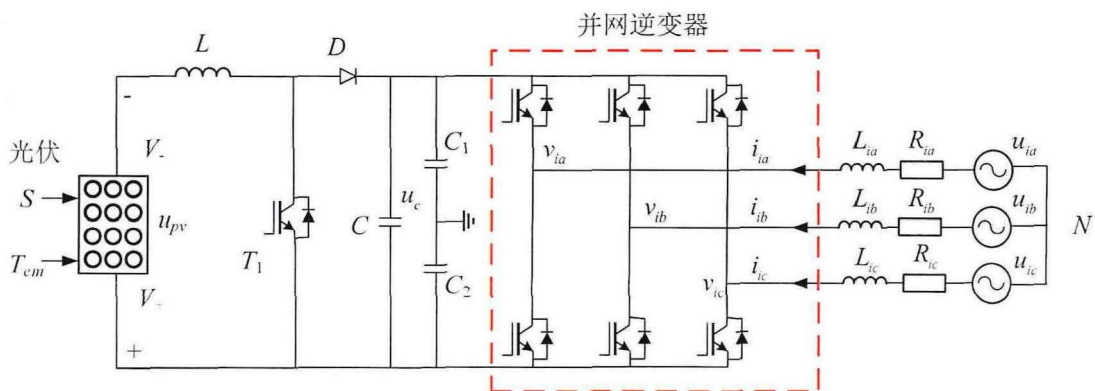


图 2-7 光伏并网逆变器结构图

由 KVL 方程，可推导出式(2-7)。

$$\begin{cases} u_{ia} = R_{ia} i_{ia} + L_{ia} \frac{di_{ia}}{dt} + v_{ia} \\ u_{ib} = R_{ib} i_{ib} + L_{ib} \frac{di_{ib}}{dt} + v_{ib} \\ u_{ic} = R_{ic} i_{ic} + L_{ic} \frac{di_{ic}}{dt} + v_{ic} \end{cases} \quad (2-7)$$

式中： u_{ia} 、 u_{ib} 、 u_{ic} 和 i_{ia} 、 i_{ib} 、 i_{ic} 分别为网侧电压、电流； v_{ia} 、 v_{ib} 、 v_{ic} 为并网逆变器相电压； R_{ia} 、 R_{ib} 、 R_{ic} 和 L_{ia} 、 L_{ib} 、 L_{ic} 分别为网侧电阻、滤波电感。

将式(2-7)中三相静止坐标系的各变量分别进行坐标变换，可得到：

$$\begin{cases} v_{id} = -R_i i_{id} - L_i \frac{di_{id}}{dt} - \omega_i L_i i_{iq} + u_{id} \\ v_{iq} = -R_i i_{iq} - L_i \frac{di_{iq}}{dt} + \omega_i L_i i_{id} + u_{iq} \end{cases} \quad (2-8)$$

式中： u_{id} 、 u_{iq} 分别为网侧电压 d 轴和 q 轴分量； v_{id} 、 v_{iq} 分别为并网逆变器电压 d 轴和 q 轴分量； i_{id} 、 i_{iq} 分别为并网逆变器电流 d 轴和 q 轴分量； ω_i 为网侧同

步角速度。

光伏并网逆变器控制框图如图 2-8 所示，其主要功能是保持直流电压稳定，并调节光伏并网逆变器与电网之间的无功功率交换。通常，为了确保并网逆变器以单位功率因数运行，通常将无功功率交换的指令值设置为 0；在故障情况下，通过灵活调节无功功率交换量，能够有效缓解故障的影响。并网逆变器一般采用双闭环控制结构，内环为电流控制环，外环为电压控制环，最终生成交直轴电压参考值，经过派克变换和 SPWM 调制后输出电压信号。

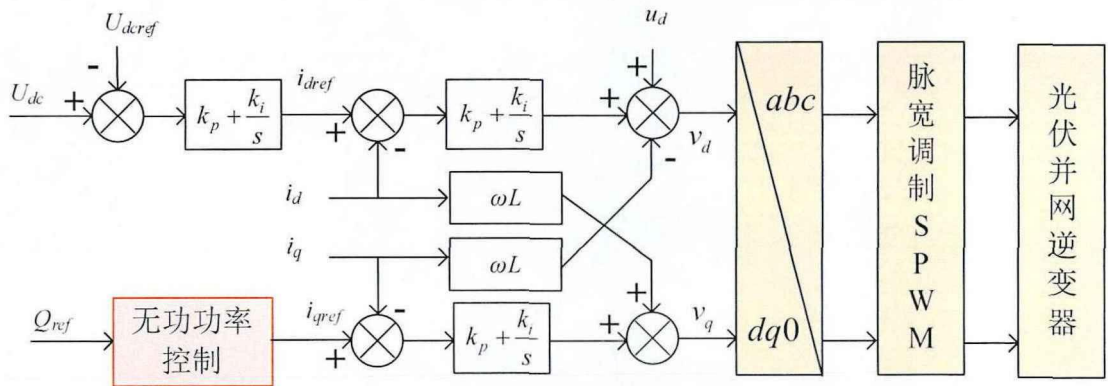


图 2-8 光伏并网逆变器控制框图

2.3 大规模新能源经直流送出系统暂态过电压特性

2.3.1 LCC-HVDC 暂态过电压特性

当受端交流电网发生短路故障时，可能导致逆变侧换流器出现双阀组并联导通的桥臂直通状态，从而使直流极间电压呈指数特性骤降至零电位。根据直流电流的响应特性，换相失败引发的暂态过电压可分为三个阶段：直流电流升高阶段、直流电流降低阶段以及直流电流恢复阶段。

(1) 直流电流升高阶段

在换流器双桥臂异常导通的暂态过程中，直流侧呈现等效短路特性，而交流端口则处于高阻抗状态，导致直流电流快速升高，同时逆变侧直流电压也迅速下降。由于短时间内整流侧直流电压未发生显著变化，而直流电流已上升至较高水平，根据式(2-3)和式(2-4)，整流系统吸收的无功功率随直流电流的增加而快速上升，从而从送端交流系统吸入大量无功功率，最终导致送端交流母线出现暂态低电压现象。

(2) 直流电流降低阶段

逆变侧直流电压的快速降低以及直流电流的升高会触发逆变侧低压限流控制环节，直流电流参考值由原先的额定值迅速降低至一个较小值，以确保直流系统的安全运行，直流电流随之进入下降阶段。

由于该较小的电流指令传输至整流侧定电流控制环节，与当前较高的电流实际值产生较大的偏差，导致 PI 控制器对直流电流的超调过大，最终引起直流电流过低。根据式(2-3)和式(2-4)，过低的直流电流会导致整流系统吸收的无功功率显著减少。然而，由于之前为满足整流系统无功需求已投入大量无功补偿设备，且受延时作用影响，这些补偿设备无法及时退出，导致整流站内出现大量无功冗余。这些冗余的无功功率注入交流电网，进一步引发送端暂态过电压。此外，由于常规无功补偿设备的无功补偿量与交流电压呈正相关，在过电压情况下甚至可能增发无功，加剧无功冗余，使暂态过电压问题更加严重。

(3) 直流电流恢复阶段

故障清除后，直流电流和直流电压逐步恢复，整流系统的无功需求量也随之逐渐回归正常水平。与此同时，无功补偿设备正常退出运行，送端系统的无功冗余逐步减少，送端交流电压逐渐恢复至正常范围。

综上，在换相失败期间，直流系统送端交流电压的变化过程也可分以为三个阶段：首先出现暂态低电压，随后产生暂态过电压，最终恢复至正常水平。

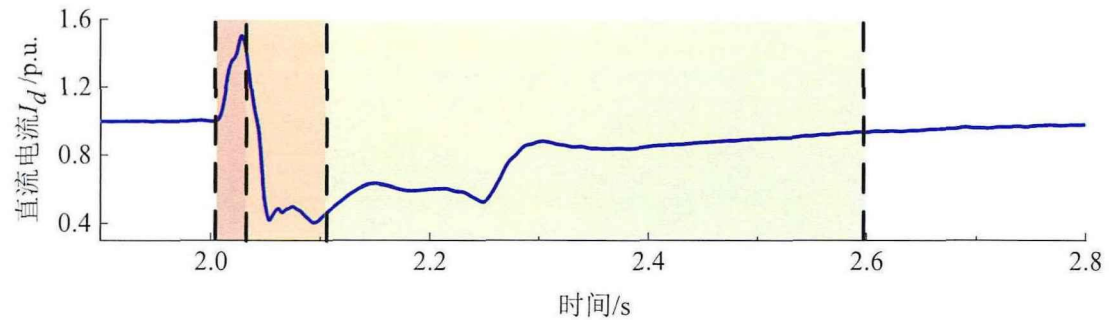


图 2-9 直流电流响应曲线

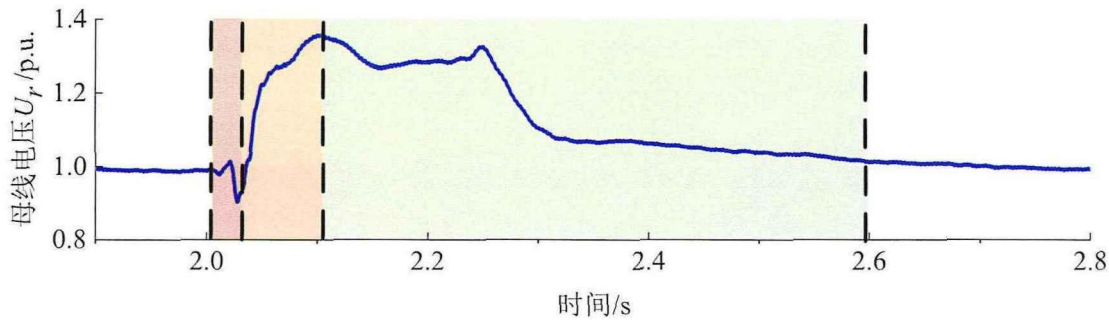


图 2-10 交流母线电压响应曲线

2.3.2 新能源基地暂态过电压特性

鉴于送端交流母线与常规交流电源及新能源并网点间的输电线路长度有限,

线路对地电容的分布参数被忽略。同时考虑到交流输电线路的电压为高压输电线路，忽略线路电阻。图中 U_n 、 U_s 和 U_r 分别为新能源并网点、常规交流电源以及送端交流母线电压有效值； P_n 、 Q_n 、 Q_{n1} 分别为新能源机组汇入送端交流母线的有功功率和无功功率以及新能源机组发出的无功功率； P_s 、 Q_s 、 Q_{s1} 分别为常规交流电源汇入送端交流母线的有功功率和无功功率以及常规交流电源发出的无功功率； Q_{cr} 为直流系统整流站滤波器提供的无功功率； X_n 、 X_s 分别为新能源并网点、常规交流电源与送端交流母线之间的交流线路等值阻抗。

根据潮流计算，可以得到新能源并网点电压与送端交流母线电压之间的关系，有

$$U_n = \sqrt{(U_r + \frac{Q_n}{U_r} X_n)^2 + (\frac{P_n}{U_r} X_n)^2} \quad (2-9)$$

从式(2-9)中可以看出，故障时，大量冗余无功馈入新能源交流输电线路，由于电压降落的存在，新能源并网点电压会明显高于送端交流母线电压。

为验证上述理论分析的正确性，在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上搭建如图 2-13 所示的仿真模型，并设置受端交流母线在 2s 时发生单相接地故障，故障持续时间为 0.2s，以模拟直流系统换相失败过程。同时，通过多次仿真调整新能源并网点与送端交流母线之间的等值电抗，模拟新能源基地与送端交流母线电气距离的变化，进而测试电气距离对新能源并网点暂态过电压的影响。最终得到如图 2-14 和图 2-15 所示的仿真结果。仿真结果表明，在送端交流电压波动过程中，新能源并网点的电压会经历先降低后升高的暂态变化。此外，新能源基地的暂态过电压水平显著高于送端交流母线电压，且随着等值电抗的增大，新能源并网点的过电压水平略有降低。

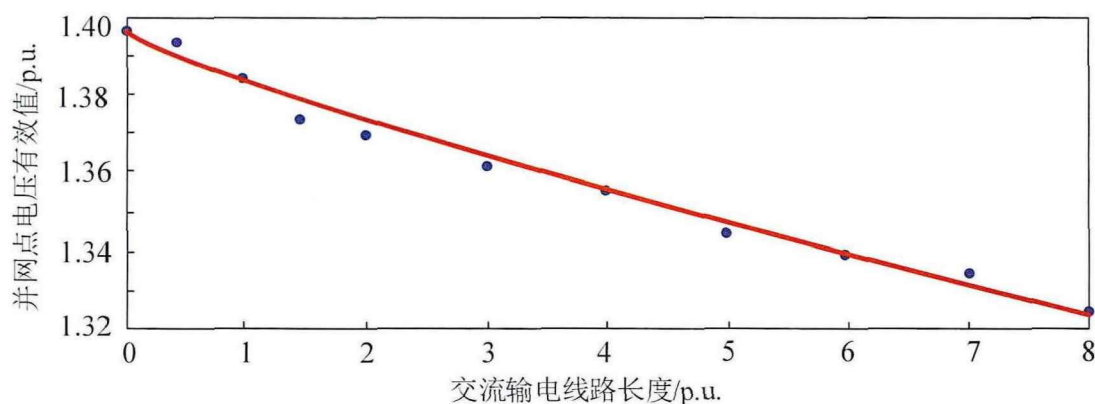


图 2-14 新能源并网点过电压与输电线路长度的关系

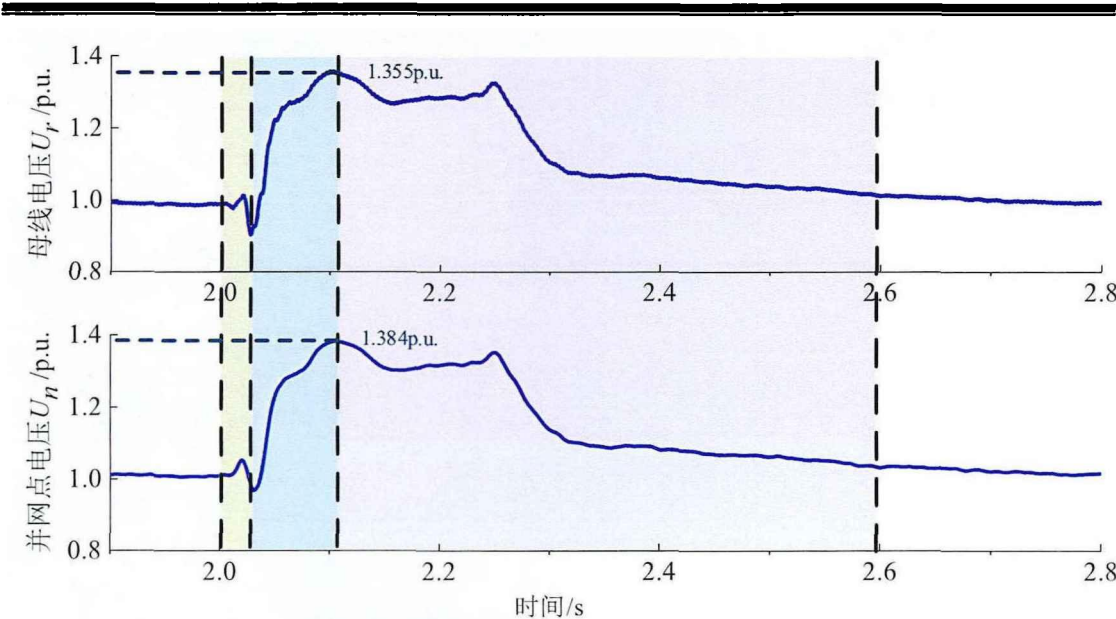


图 2-15 新能源基地暂态过电压特性曲线

2.4 送端暂态过电压影响因素

根据上节对大规模新能源经直流送出系统暂态过电压特性的分析可知，换相失败期间系统内部功率会出现大幅波动。为深入探讨功率波动与暂态过电压之间的关系，本节基于系统功率平衡方程，建立了过电压水平与功率波动之间的定量关系式，揭示了有功和无功变化对过电压的影响规律。

在分析 LCC-HVDC 系统送端暂态过电压特性时，由于送端交流母线与常规交流电源及新能源并网点之间的输电线路长度有限，线路对地电容的分布参数可忽略不计。此外，由于新能源基地通常通过高压线路将电能汇集至送端交流母线，线路电阻远小于线路电抗，因此线路阻抗仅保留电抗部分。

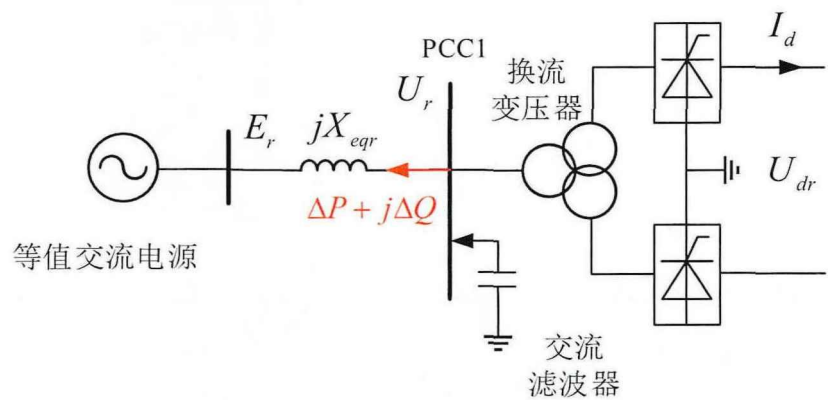


图 2-16 送端电网等值电路

将图 2-13 所示送端电网结构进行等值简化，得到如图 2-16 所示的送端电网

等值电路图。图中 E_r 为送端系统等值交流电源电压； X_{egr} 为送端系统等值阻抗。

ΔP 、 ΔQ 分别为换相失败期间系统有功功率变化量和无功功率变化量。

正常工况下，系统功率平衡，即：

$$P_{nN} + P_{sN} = P_{drN} \quad (2-10)$$

$$Q_{nN} + Q_{sN} + Q_{crN} = Q_{drN} \quad (2-11)$$

式中： P_{nN} 、 Q_{nN} 分别为正常工况下新能源机组汇入送端交流母线的有功功率和无功功率； P_{sN} 、 Q_{sN} 分别为正常工况下常规交流电源汇入送端交流母线的有功功率和无功功率； P_{drN} 、 Q_{drN} 以及 Q_{crN} 分别为正常工况下直流系统输送的有功功率、整流站消耗的无功功率以及无功补偿设备发出的无功功率。

由 2.3 节分析可知，在换流器双桥臂异常导通的暂态过程中，直流电流快速升高，同时逆变侧直流电压迅速下降。整流系统吸收的无功功率随直流电流的增加而快速上升，从而从送端交流系统吸入大量无功功率，最终导致送端交流母线电压和新能源并网点电压均出现下降。在直流电流降低阶段，由于 PI 控制器对直流电流的超调过大，导致直流电流过低。过低的直流电流使整流系统吸收的无功功率显著减少，而此时已投入的大量无功补偿设备因延时作用无法及时退出，导致整流站内出现大量无功冗余。这些冗余的无功功率注入交流电网，进一步引发送端暂态过电压。暂态过电压期间，有功功率和无功功率的关系如式(2-12)和式(2-13)所示。

$$P'_n + P'_s = P'_{dr} \quad (2-12)$$

$$Q'_{dr} = P'_{dr} \tan \varphi_r = U_{dr} I_d \tan \varphi_r \quad (2-13)$$

式中： P'_n 、 Q'_n 分别为故障工况下新能源机组汇入送端交流母线的有功功率和无功功率； P'_s 、 Q'_s 分别为故障工况下常规交流电源汇入送端交流母线的有功功率和无功功率； P'_{dr} 、 Q'_{dr} 以及 Q'_{cr} 分别为故障工况下直流系统输送的有功功率、整流站消耗的无功功率以及无功补偿设备发出的无功功率。

因此换相失败期间系统有功功率变化量和无功功率变化量可以表示为：

$$\Delta P = P_{drN} - P'_{dr} = P_{nN} + P_{sN} - P'_{dr} \quad (2-14)$$

$$\Delta Q = Q_{drN} - Q'_{dr} = Q_{nN} + Q_{sN} + Q_{cr} - Q'_{dr} \quad (2-15)$$

送端交流母线电压可以表示为式(2-16)所示。

$$U'_r = \sqrt{(U_{rN} + \Delta U_r)^2 + (\delta U_r)^2} \quad (2-16)$$

式中： ΔU_r 和 δU_r 可以用下式表示

$$\begin{cases} \Delta U_r = \frac{\Delta Q X_{eqr}}{U_{rN}} \\ \delta U_r = \frac{\Delta P X_{eqr}}{U_{rN}} \end{cases} \quad (2-17)$$

所以有

$$U'_r = \sqrt{\left(U_{rN} + \frac{\Delta Q X_{eqr}}{U_{rN}}\right)^2 + \left(\frac{\Delta P X_{eqr}}{U_{rN}}\right)^2} \quad (2-18)$$

又因为送端系统等值阻抗 X_{eqr} 和送端交流系统容量 S_{cr} 满足如下关系:

$$S_{cr} = \frac{U_{rN}^2}{X_{eqr}} \quad (2-19)$$

短路比(SCR)通常用来衡量送端电网强度, 有

$$SCR = \frac{S_{cr}}{P_{dN}} \quad (2-20)$$

联立式(2-18)、(2-19)、(2-20), 可得:

$$U'_r = \sqrt{\left(U_{rN} + \frac{\Delta Q}{SCR P_{dN}}\right)^2 + \left(\frac{\Delta P}{SCR P_{dN}}\right)^2} \quad (2-21)$$

从式(2-21)可以看出, 送端交流母线暂态过电压程度与系统有功功率变化量和无功功率变化量以及送端电网短路比均有显著关系。

在换相失败的暂态过程中, 送端暂态过电压受有功功率变化量 ΔP 和无功功率变化量 ΔQ 的共同影响。然而, 基于式(2-21)的理论分析表明, 两者对过电压的贡献度存在显著差异。鉴于直流系统中, 有功功率与无功功率之间存在固有耦合特性, 难以实现独立调控。因此, 为准确确定影响过电压的关键因素, 需要通过试验进一步揭示有功和无功变化对过电压的影响规律。

利用 PSCAD/EMTDC 仿真平台搭建如图 2-16 所示送端电网等值模型, 当额定传输功率 $P_{dN}=1000\text{MW}$ 时, 仿真对比不同 ΔP 与 ΔQ 以及 SCR 对送端暂态过电压的影响, 仿真结果如图 2-17 所示。

实验数据表明, 有功功率和无功功率的变化均会引发不同程度的暂态过电压。不同电网强度下相同功率波动引起的过电压幅值也会存在显著差异, 随着 SCR 的降低, 过电压程度加剧。然而在相同送端电网强度条件下, 无功功率的波动对过电压的影响程度明显要高于有功功率的波动对过电压的影响程度, 这一结论可由式(2-21)的理论推导与图 2-17 的实验数据得到充分验证。进一步研究发现, 在交流过电压期间, 直流系统的无功功率消耗显著减少, 同时送端交流滤波器因交流电压升高额外输出无功功率。因此, 送端暂态过电压的根源在

于直流无功消耗的削减与滤波器无功增发的叠加效应，二者共同催生了送端无功的冗余，进而引发电压的暂态攀升。并且送端电网强度的降低会进一步恶化送端暂态过电压。

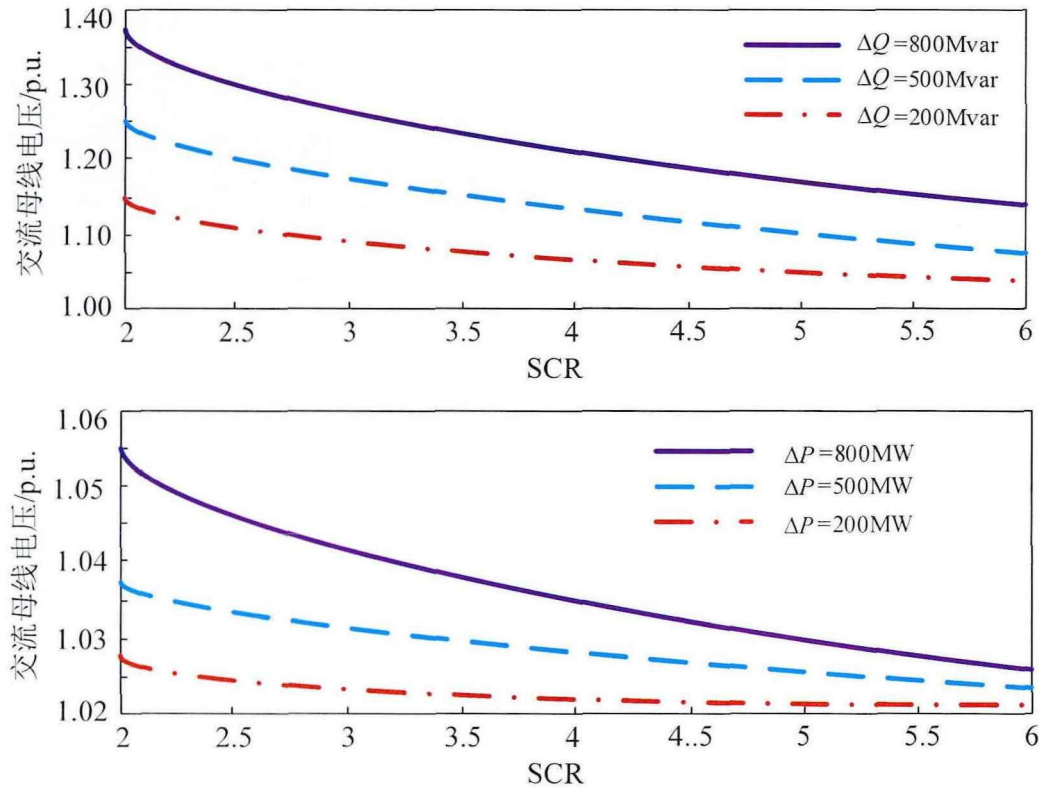


图 2-17 功率变化量以及 SCR 对过电压的影响

2.5 本章小结

本章首先建立了大规模新能源经直流送出系统的基本结构及数学模型。然后，研究了换相失败故障下送端暂态过电压的产生原因和演化特性。接着，针对暂态过电压的传导特性，分析了新能源基地在故障期间的电气响应特性。最后基于系统功率平衡方程，建立了过电压水平与功率波动之间的定量关系式，进一步揭示了有功和无功变化对过电压的影响规律。基于研究，得出以下结论：

- (1) 换相失败导致的 LCC-HVDC 暂态过电压主要经历直流电流升高、降低和恢复三个阶段，整体呈现电压“先低后高”的变化趋势。
- (2) 送端交流电压波动过程中，由于暂态过电压的传导能力，新能源基地在换相失败期间也会存在交流电压“先低后高”的变化趋势。此外，新能源基地的暂态过电压水平显著高于送端交流母线电压，且随着等值电抗的增大，新能源并网点的过电压水平略有降低。
- (3) 系统有功功率和无功功率的变化均会引发不同程度的暂态过电压。在不

同电网强度下，相同功率波动引起的过电压幅值存在显著差异，且随着短路比 SCR 的降低，过电压程度进一步加剧。在相同送端电网强度条件下，无功功率波动对过电压的影响程度明显高于有功功率波动的影响。因此，送端暂态过电压的根本原因在于直流无功消耗的削减与滤波器无功增发的叠加效应，二者共同导致送端无功冗余，进而引发电压的暂态攀升。此外，送端电网强度的降低会进一步加剧暂态过电压的严重程度。

第3章 基于改进直流控制的暂态过电压抑制策略

3.1 引言

根据第二章的分析可知,换相失败引发送端暂态过电压的根本原因是故障期间送端系统存有大量冗余无功。整流站消耗的无功功率快速降低是其中最为关键影响因素之一,而整流站消耗的无功功率与直流电流大小密切相关^[22],因此本章将从改善故障期间直流电流响应角度出发,改进直流系统控制,抑制暂态过电压。针对整流侧,传统PI定电流控制在故障期间容易因对直流电流指令的过度超调而导致电流过低,进而加剧暂态过电压问题。为解决这一问题,本章基于非线性控制理论,提出了一种二阶滑模定电流控制策略。滑模控制作为一种非线性控制方法,能够根据系统状态动态切换控制结构,在暂态情况下仍保持良好的控制性能。同时相较于其他非线性控制方法,具有鲁棒性强、结构简单且易于实现的优势。该策略在满足电流控制基本需求的基础上,有效减少了电流超调,提升了整流侧的控制精度和暂态稳定性。针对逆变侧,传统电流指令在故障期间无法有效抑制暂态过电压。为此,本章提出了一种考虑直流电流可行域的电流指令优化策略。该策略在故障期间根据系统状态动态调节电流指令,从而实现对暂态过电压的有效抑制。通过改进直流系统整流侧及逆变侧控制,送端过电压得到显著降低。

3.2 二阶滑模定电流控制策略

大规模新能源经直流送出系统是一个典型的非线性系统,控制环节繁多,控制过程复杂。PI控制作为一种线性控制方法,具有结构简单、使用方便等特点,在控制系统中受到广泛使用。然而在实际应用中,PI控制并非在所有情况下都能展现出理想的控制效果。对于一个复杂非线性系统,尤其是在对控制精度要求较高的系统中,为了确保静态性能的优化,PI控制器的增益往往需要被调高,然而,增益过大会导致系统稳定性大幅下降,甚至引发振荡。滑模控制作为一种非线性控制方法,以其独特的优势在控制领域得到了广泛应用。其核心在于能够根据系统状态动态切换控制结构,从而在稳态和暂态情况下均保持良好的控制性能。此外,滑模控制还具有鲁棒性强、结构简单且易于实现的特点,使其在高精度控制场景中表现出色。例如,在无人机控制等领域,滑模控制已被成功应用并取得了显著效果^[60]。因此本节从直流系统非线性特性出发,采用非线性控制方法,提出一种二阶滑模定电流控制策略,在提高直流电流控制精度的基础上,保证系统的稳定,降低送端暂态过电压。

3.2.1 二阶滑模分析

3.2.1.1 基础滑模理论

滑模控制（Sliding Mode Control, SMC）是一种非线性控制方法，作为一种高效的非线性控制技术，滑模控制（Sliding Mode Control, SMC）通过动态切换控制函数，确保系统状态量始终沿着预先设计的滑模面运行。滑模面的设计完全基于控制需求，具有极强的抗干扰能力，能够有效应对复杂环境下的系统参数波动和外部扰动。

系统 $\dot{x}=f(x)$ ， $x\in R^n$ 的状态空间中存在一个滑模面 $s(x)=0$ ，该滑模面将状态空间划分为滑模面的上层 $s(x)>0$ 和下层 $s(x)<0$ 。在滑模控制中，滑模面是系统状态空间中的一个关键界面。对于一个具有稳定平衡点的系统，初始状态点可以随机分布于状态空间内。当初始点与滑模面的距离较远时，控制作用会驱动状态点逐渐向滑模面靠拢。一旦状态点到达滑模面（即切换面），它将受到两个或多个独立控制函数的共同作用。在理想情况下，这些控制函数会以极高的频率交替切换，从而确保状态点始终保持在滑模面上，并沿着滑模面向平衡点趋近^[61]。

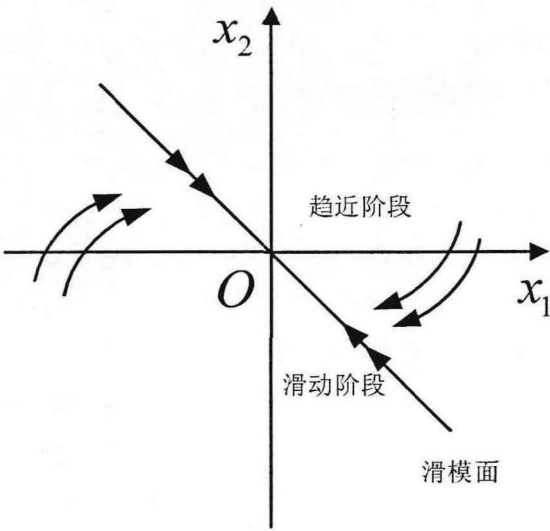


图 3-1 滑模控制原理

滑模控制的抗干扰能力虽强，但其离散化控制信号易引发高频抖振。理论上，若控制结构切换无延迟，系统状态可沿滑模面无抖振地收敛至平衡点。但实际应用中，信号采样、执行器动态特性等均会导致切换滞后。更关键的是，滑模控制的趋近律设计通常要求状态点以较大速度抵达滑模面，而该速度与抖振强度呈正相关，成为实际工程中难以规避的矛盾。

滑模变结构控制在实际应用中，由于系统状态点无法严格限定于滑模面，而是反复穿越切换面，导致抖振现象发生。如图3-2所示， u^+ 和 u^- 分别代表两种控制结构， $s(x)=0$ 代表滑模面，而轨迹 a 则描绘了状态点在抖振作用下的运动路径。这种穿越行为不仅影响控制精度，还可能对系统稳定性造成不利影响。

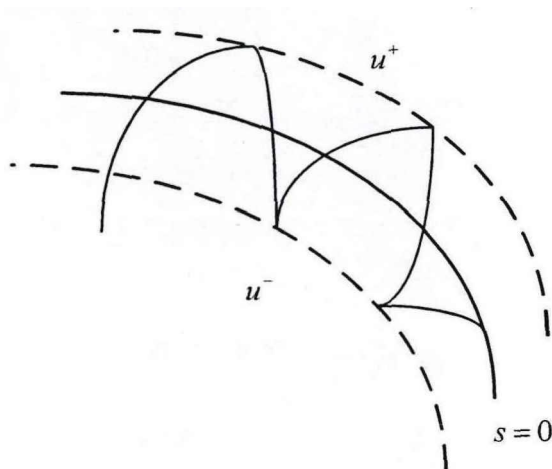


图 3-2 抖振示意图

滑模控制中的抖振现象对系统性能的危害主要体现在两方面：一是高频振荡引起的能量损耗和硬件损伤；二是滑模面动态平衡的破坏，导致状态点出现超调或不稳定。这些负面效应严重限制了滑模控制在工程中的应用。因此，必须采取针对性措施抑制抖振，以提升系统的可靠性和控制精度。

3.2.1.2 二阶滑模

二阶滑模控制是一种改进型的滑模控制方法，在非线性系统控制中得到了广泛应用。与传统滑模控制存在的抖振问题相比，在二阶滑模控制中，不连续控制项被转移至更高阶的滑模面，使得系统状态在滑模面上的运动更加连续和稳定，从而有效避免了抖振现象的发生。

二阶滑模控制适用于以下形式的非线性系统：

$$\begin{cases} \dot{x} = f(x) + g(x)u \\ s = s(x) \end{cases} \quad (3-1)$$

式中： x 为系统状态变量， u 为控制输入， $f(x)$ 、 $g(x)$ 为光滑未知函数， $s(x)$ 为设计的滑模量。

为了保证二阶滑模控制的严密性，对光滑未知函数 $f(x)$ 和 $g(x)$ 做全局有界的假设：

$$\begin{cases} |f(x)| \leq C \\ 0 < K_m \leq g(x) \leq K_M \end{cases} \quad (3-2)$$

式中： C 、 K_m 和 K_M 均为常数，且为正值。

定义 $s(x)=0$ 为滑模面，二阶滑模控制的主要任务是确保系统状态在有限时间内收敛至滑模面，并保持二阶滑动模态。这一目标通过以下滑模流形实现：

$$\dot{s}(x) = s(x) = 0 \quad (3-3)$$

假设滑模量 $s(x)$ 关于控制输入 u 的相对阶为1，即：

$$\frac{\partial \dot{s}(x)}{\partial u} = 0 \quad (3-4)$$

此时有

$$\begin{cases} \dot{s}(x) = \frac{\partial s}{\partial x} [f(x) + g(x)u] \\ \ddot{s}(x) = \frac{\partial \dot{s}}{\partial x} [f(x) + g(x)u] + \frac{\partial \dot{s}}{\partial u} \dot{u} \end{cases} \quad (3-5)$$

将控制输入 u 的导数 $\dot{u}$ 定义为新的控制变量，通过不连续控制 $\dot{u}$ 使滑模量 $s(x)$ 趋近于零，并维持二阶滑动模态 $\dot{s}(x) = s(x) = 0$ 。由于 u 通过对 $\dot{u}$ 积分获得，其连续性有效抑制了系统的高频抖振。二阶滑模的运动轨迹如图3-3所示。

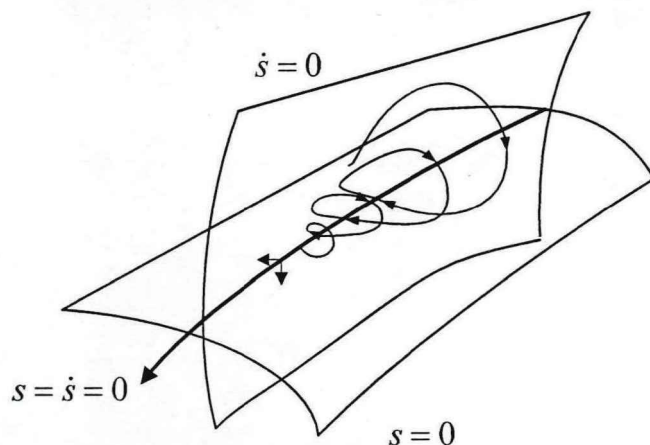


图 3-3 二阶滑模运动轨迹

二阶滑模控制方法本质上是一种等效变结构控制方法，控制输入 u 由切换控制 u_{sw} 和等效控制 u_{eq} 组成，分别负责将状态变量带入二阶滑动模态，并确保状态变量保持在二阶滑模面内。

$$u = u_{eq} + u_{sw} \quad (3-6)$$

等效控制的计算方法为将 $\dot{s}=0$ 和 $u = u_{eq}$ 带入式(3-5)中，即可通过系统状态

空间表达式求出等效控制 u_{eq} 的具体表达式。

在滑模控制中，切换控制通常采用二阶滑模算法，其中超螺旋算法（Super-Twisting Algorithm, STA）因其独特的螺旋式收敛特性而得到广泛应用。超螺旋算法的状态轨迹在相平面内围绕原点快速收敛，并在有限时间内达到稳定状态。这种设计不仅显著提升了控制性能，还通过优化算法结构有效抑制了传统滑模控制中存在的高频抖振现象，从而实现了更平滑、更稳定的控制效果。

此算法是现有的二阶滑模算法中唯一不需要滑模量导数信息的算法，并且在滑模量 s 关于控制输入 u 的相对阶为 1 时可以直接应用，而无需引入新的控制量 $\dot{u}$ ，能够大大简化控制系统的设计，二阶滑模超螺旋算法的切换控制率如下：

$$\begin{cases} u_{sw} = u_1 + u_2 \\ u_1 = -\lambda_1 |s|^{\frac{1}{2}} \text{sign}(s) \\ \dot{u}_2 = -\lambda_2 \text{sign}(s) \end{cases} \quad (3-7)$$

式中： λ_1 、 λ_2 为正常数。

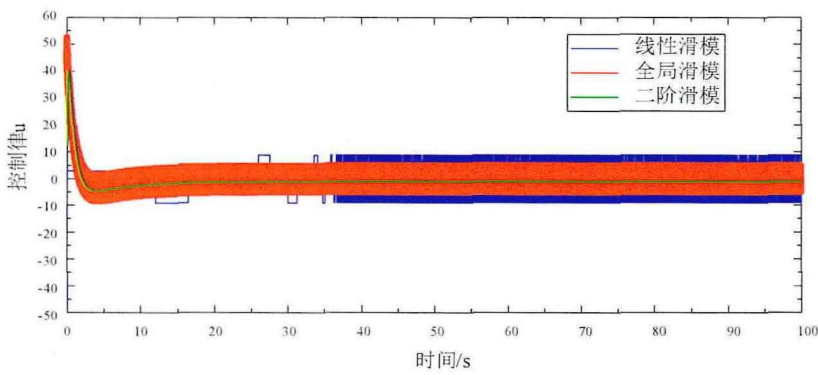


图 3-4 抖振对比图

通过仿真验证来对比二阶滑模与传统滑模在抑制抖振上的效果差距。如图 3-4 所示，我们可以看到，由于二阶滑模此时不连续的高频切换量不再直接影响控制律,而是以时间积分的形式出现在切换控制律中,从而获得连续的控制信号,因此二阶滑模能够显著抑制传统滑模控制中的抖振缺陷。

3.2.2 定电流控制设计

(1) 状态空间式求取

由上述分析可知，二阶滑模定电流控制设计的第一步需要求取 LCC-HVDC 的状态空间表达式。根据图 2-2 所示 LCC-HVDC 系统等效图可得：

$$\dot{I}_d = \frac{1}{L_d}(U_{dr} - I_d R_d - U_{di}) \quad (3-8)$$

由于在定电流控制设计过程中,对于整流侧换流器只需要关注其输入输出特性而无需关注其中换流阀的具体工作状态,为方便计算以及简化控制器设计,因此采用准稳态模型对整流侧换流器进行等值,送端直流电压 U_{dr} 与整流侧触发角 α 为的关系可以用式(3-9)表示。

$$U_{dr} = 1.35 U_r \cos \alpha - (3/\pi) X_{cr} I_d \quad (3-9)$$

将式(3-9)带入式(3-8)中,可得:

$$\dot{I}_d = 1.35 \frac{1}{L_d} U_r \cos \alpha - \frac{1}{L_d} \left[\frac{3X_{cr}}{\pi} I_d + I_d R_d + U_{di} \right] \quad (3-10)$$

由于定电流控制信号触发角 α 蕴含在非线项中,不满足控制器设计的一般形式,需要对式(3-10)进一步处理,在系统稳定运行点 α_0 处一阶泰勒展开线性化,得到处理后的系统动态方程为:

$$\dot{I}_d = 1.35 \frac{1}{L_d} U_r [\cos \alpha_0 - \sin \alpha_0 (\alpha - \alpha_0)] - \frac{1}{L_d} \left[\frac{3X_{cr}}{\pi} I_d + I_d R_d + U_{di} \right] \quad (3-11)$$

式中: α_0 为直流稳定运行时整流侧触发角。

将其写为标准的非线性系统形式,则:

$$\dot{x} = f(x) + g(x)u \quad (3-12)$$

式中:系统状态变量 x 为直流电流 I_d ,控制输入 u 为定电流控制信号触发角 α ,光滑未知函数 $f(x)$ 、 $g(x)$ 的具体表达式如式(3-13)所示:

$$\begin{cases} f(x) = 1.35 \frac{1}{L_d} U_r (\cos \alpha_0 + \alpha_0 \sin \alpha_0) - \frac{1}{L_d} \left[\frac{3X_{cr}}{\pi} I_d + I_d R_d + U_{di} \right] \\ g(x) = -1.35 \frac{1}{L_d} U_r \sin \alpha_0 \end{cases} \quad (3-13)$$

(2) 滑模量定义

二阶滑模定电流控制设计的第二步需要设计合适的滑模量,使得系统状态处于滑模面上时有着理想的控制效果。

定电流控制的设计目标是在系统控制规则突变及各种外界扰动发生时,直流电流 I_d 均能严格跟踪其参考信号 I_{dref} 。根据设计目标选取跟踪误差 e 作为滑模量 s 的定义:

$$s = e = I_{dref} - I_d \quad (3-14)$$

滑模量的导数为:

$$\dot{s} = -f(x) - g(x)u \quad (3-15)$$

这里定义的滑模量 s 关于控制输入 u 的相对阶满足为 1 的条件, 可以继续二阶滑模定电流控制律的设计。

(3) 控制律设计

二阶滑模定电流控制设计的第三步需要设计二阶滑模定电流控制律, 由于二阶滑模属于等效变结构控制, 控制输入 u 由等效控制 u_{eq} 和切换控制 u_{sw} 组成, 因此需要对等效控制 u_{eq} 和切换控制 u_{sw} 分别进行设计。

根据 3.2.1 等效控制律 u_{eq} 的设计方法, 将 $\dot{s}=0$ 和 $u=u_{eq}$ 带入式(3-15)中, 则:

$$u_{eq} = \frac{-f(x)}{g(x)} \quad (3-16)$$

根据 3.2.1 切换控制律 u_{sw} 的设计方法, 采用二阶滑模超螺旋算法, 则:

$$\begin{cases} u_{sw} = u_1 + u_2 \\ u_1 = -\lambda_1 |s|^{\frac{1}{2}} \text{sign}(s) \\ \dot{u}_2 = -\lambda_2 \text{sign}(s) \end{cases} \quad (3-17)$$

将式(3-16)、式(3-17)带入式(3-6)中可以得到二阶滑模定电流控制律, 如式(3-18)所示:

$$u = \frac{-f(x)}{g(x)} - \lambda_1 |s|^{\frac{1}{2}} \text{sign}(s) - \int \lambda_2 \text{sign}(s) \quad (3-18)$$

将式(3-18)带入式(3-15)中可以得到滑模量的导数, 如式(3-19)所示:

$$\dot{s} = -g(x)[- \lambda_1 |s|^{\frac{1}{2}} \text{sign}(s) - \int \lambda_2 \text{sign}(s)] \quad (3-19)$$

(4) 稳定性分析

二阶滑模定电流控制设计需要对所设计控制器进行稳定性分析。

为了验证所设计的二阶滑模定电流控制的稳定性, 对式(3-15)利用李亚普洛夫函数进行稳定性证明。为便于分析, 将式(3-15)变化为以下形式:

$$\begin{cases} \dot{s} = -m |s|^{\frac{1}{2}} \text{sign}(s) + v \\ \dot{v} = -n \text{sign}(s) \end{cases} \quad (3-20)$$

式中: $m = -\lambda_1 g(x)$ 、 $n = -\lambda_2 g(x)$ 。

引入新的状态变量:

$$\mathbf{Z}^T = [z_1 \quad z_2] = \left[|s|^{\frac{1}{2}} \operatorname{sgn}(s) \quad v \right] \quad (3-21)$$

对上式求导:

$$\dot{\mathbf{Z}}^T = [\dot{z}_1 \quad \dot{z}_2] = \left[\frac{1}{2|z_1|} (z_2 - mz_1) \quad -\frac{n}{|z_1|} z_1 \right] \quad (3-22)$$

$\mathbf{Z}$ 的导数为:

$$\dot{\mathbf{Z}} = \begin{bmatrix} \dot{z}_1 \\ \dot{z}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{2|z_1|} (z_2 - mz_1) \\ -\frac{n}{|z_1|} z_1 \end{bmatrix} = \frac{1}{2|z_1|} \begin{bmatrix} -m & 1 \\ -2n & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \end{bmatrix} \quad (3-23)$$

定义李雅普洛夫函数:

$$V(\mathbf{Z}) = \mathbf{Z}^T \mathbf{P} \mathbf{Z} \quad (3-24)$$

式中: $\mathbf{P} = \begin{bmatrix} \lambda_1 + 4\lambda_2^2 & -2\lambda_2 \\ -2\lambda_2 & 1 \end{bmatrix} = \mathbf{P}^T > 0$ 是一个对称正定矩阵。

可得李雅普洛夫函数 $V(\mathbf{Z}) \geq 0$ 。

对 $V(\mathbf{Z})$ 进行求导:

$$\dot{V}(\mathbf{Z}) = \dot{\mathbf{Z}}^T \mathbf{P} \mathbf{Z} + \mathbf{Z}^T \mathbf{P} \dot{\mathbf{Z}} = -\frac{1}{|z_1|} \mathbf{Z}^T \mathbf{Q} \mathbf{Z} \quad (3-25)$$

$$\text{式中: } \mathbf{Q} = \begin{bmatrix} -4n\lambda_2 + m(\lambda_1 + 4\lambda_2^2) & -\frac{1}{2}(\lambda_1 + 4\lambda_2^2) + n - m\lambda_2 \\ -\frac{1}{2}(\lambda_1 + 4\lambda_2^2) + n - m\lambda_2 & 2\lambda_2 \end{bmatrix}.$$

所以当矩阵 $\mathbf{Q}$ 为正定矩阵时, 函数 $\dot{V}(\mathbf{Z}) \leq 0$, 根据李雅普洛夫第二定律可知式(3-20)是稳定的。

设:

$$n = m\lambda_2 + \frac{1}{2}(\lambda_1 + 4\lambda_2^2) \quad (3-26)$$

矩阵 $\mathbf{Q}$ 可简化为:

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} (m-2\lambda_2)(\lambda_1 + 4\lambda_2^2) - 4m\lambda_2^2 & 0 \\ 0 & 2\lambda_2 \end{bmatrix} \quad (3-27)$$

其特征值为:

$$\begin{cases} p_1 = (m-2\lambda_2)(\lambda_1 + 4\lambda_2^2) - 4m\lambda_2^2 \\ p_2 = 2\lambda_2 > 0 \end{cases} \quad (3-28)$$

若矩阵 Q 为正定矩阵，有 $p_1 > 0$ ，则：

$$m > \frac{2\lambda_2(\lambda_1 + 4\lambda_2^2)}{\lambda_1} \quad (3-29)$$

将 m 、 n 带入式(3-26)和式(3-29)中，可以得到矩阵 Q 为正定矩阵的约束条件：

$$\begin{cases} \lambda_1 > 0 \\ \lambda_2 > 0 \\ \lambda_1 + \frac{\lambda_1^2}{4\lambda_2^2} > 0 \end{cases} \quad (3-30)$$

只要二阶滑模定电流控制参数满足上述条件，控制系统则是李亚普洛夫稳定的。

(5) 控制器参数整定

根据二阶滑模控制原理，若系统在有限时间内满足收敛条件，则相关参数适用于定电流控制设计。为优化参数，利用仿真实验分析表明：当参数 λ_1 过小时，系统响应延迟显著； λ_1 过高则削弱稳定性。同时， λ_2 增大可加速趋近滑模面，但过高会导致失稳。最终需结合仿真数据，在响应速度与稳定性间实现参数最优配置。

通过计算机多次迭代仿真，本文所选取的控制器参数如图 3-1 所示。

表 3-1 控制器参数

控制方法	控制参数	数值
PI 定电流控制	k_p, k_i	1.09, 91.57
二阶滑模定电流控制	λ_1, λ_2	60, 4

二阶滑模定电流控制的设计具体流程图如图 3-5 所示。首先建立系统等值数学模型，其次根据系统模型求取系统状态空间表达式；然后定电流控制的设计目标定义合适的滑模量，并判断滑模量关于控制输入是否满足相对阶为 1，若是，进行控制律设计，若否，则须重新定义满足要求的滑模量，再进行控制律设计；控制律的设计采用等效变结构控制的设计方法，分别设计等效控制和切换控制；最后需要根据李亚普洛夫稳定性判断方法对所设计控制律进行分析判断，得到满足系统稳定的控制器参数范围，若控制器参数不在上述范围内，则需要重新确定控制器参数，若在上述范围中，则二阶滑模定电流控制设计结束，输出控制律。

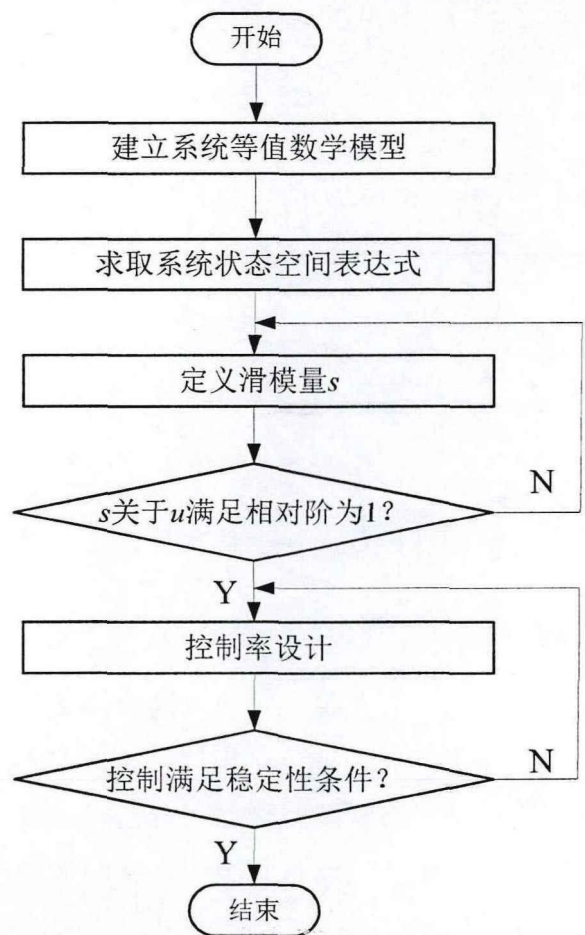


图 3-5 二阶滑模定电流控制设计流程图

3.2.3 仿真验证

在 PSCAD/EMTDC 仿真平台中，基于国际大电网会议（CIGRE）直流标准模型，将整流侧的传统 PI 定电流控制替换为本文提出的二阶滑模定电流控制，并通过控制器参数设计确保两种控制方法在稳态控制性能上具有可比性，以便更直观地对比其在工况变化下的动态响应特性。通过电流阶跃响应试验和小扰动试验验证了所提控制在稳态条件下的性能，同时通过轻微故障和严重故障试验测试了其在暂态工况下的响应特性，结果表明二阶滑模定电流控制不仅能够满足稳态控制需求，还在故障期间显著提升了系统对电流波动和暂态过电压的抑制能力，从而验证了其在提升系统动态响应和暂态稳定性方面的优势。

(1) 电流阶跃响应实验

首先通过电流阶跃响应试验验证二阶滑模定电流控制方法的基本控制性能。如图 3-6 分别为电流阶跃响应试验在不同定电流控制方法下的直流电流响应曲

线以及直流传输有功功率响应曲线。

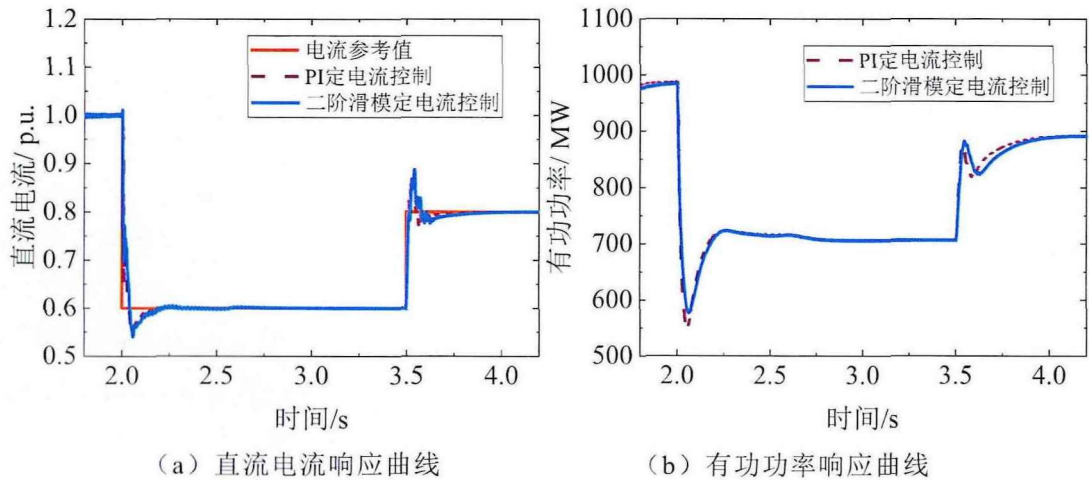


图 3-6 电流阶跃响应试验下系统曲线

在本节所选取的控制参数下，当直流电流参考值发生变化时，二阶滑模定电流控制有着和 PI 定电流控制相差不大的超调量、响应时间以及稳态误差，能够满足直流系统定电流控制的基本控制要求。同时，两种控制方法下的直流系统传输有功功率也有着近似的响应特性。

(2) 小扰动下响应速度对比试验

在 3s 时设置逆变侧参考电压突然出现下降。图 3-7 分别为小扰动下整流侧直流电流、直流电压的响应曲线。

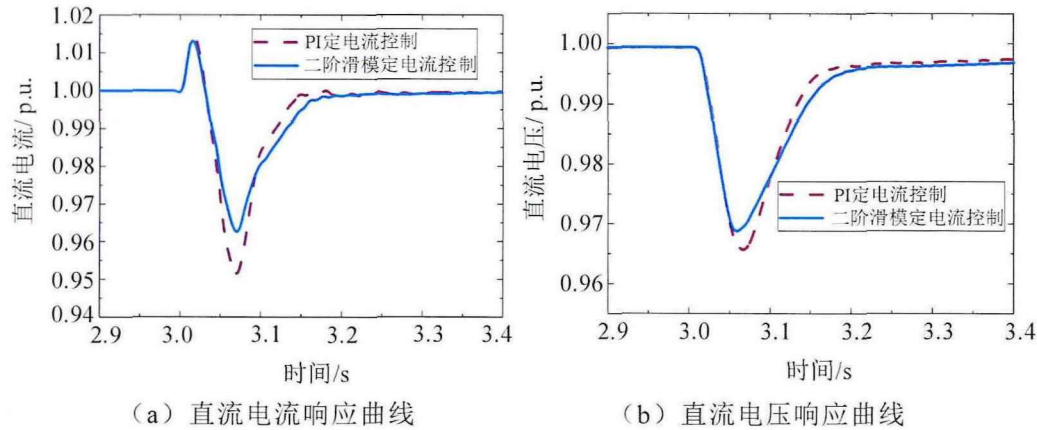


图 3-7 电流阶跃响应试验下系统曲线

由图 3-7 可以看出，在小扰动工况下，PI 定电流控制会导致直流电流的波动幅值较大，而二阶滑模定电流控制则能显著减小电流波动幅度，同时加快系统的恢复速度。相比之下，二阶滑模控制在性能上明显优于传统的 PI 控制。在直流电压的恢复速度上，二阶滑模定电流控制效果稍好，在恢复速度上明显快

于 PI 定电流控制。

(3) 轻微故障对比试验

本节通过在受端交流母线处连接接地电感来模拟交流输电线路中发生的单相接地故障，1 s 时受端交流母线发生单相接地故障，故障持续时间为 0.1s。

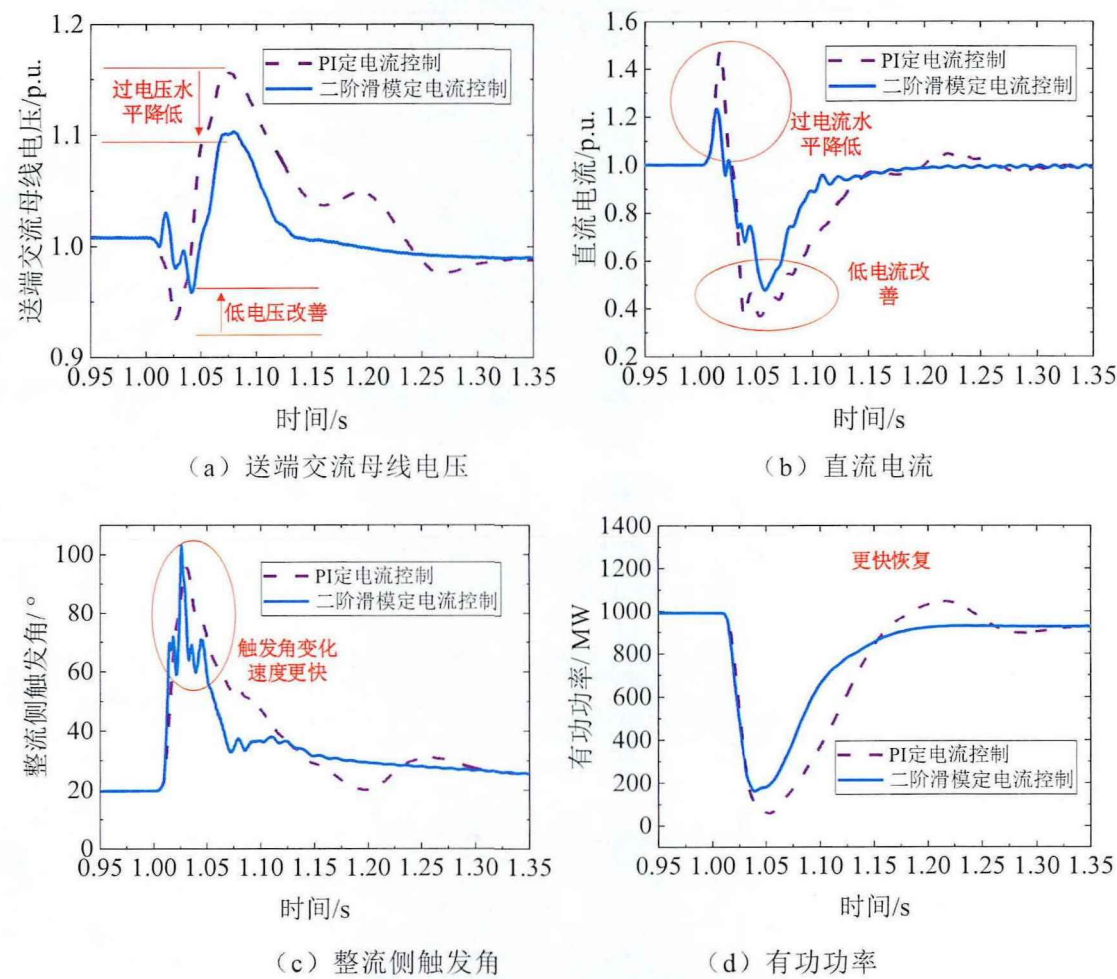


图 3-8 轻微故障下各电气量下响应曲线

由图 3-8 可知，当受端交流母线发生单相故障后，系统发生换相失败，送端交流电压整体呈现先低后高的变化趋势。由于二阶滑模定电流控制相比于 PI 定电流控制能够对电流变化更加敏感，可以更快速地增大或减小整流侧触发角，从而能够降低过电流水平并且改善由于超调作用导致的低电流水平。过电流水平的下降导致整流器从送端交流系统吸收的无功减少，暂态低电压得到改善；低电流水平的上升引起整流器消耗的无功功率增加，整流侧无功盈余量减小，因此而能够更显著地改善暂态过电压，在 1.07s 时的暂态过电压从 1.155p.u. 下降到了 1.101p.u.。在改善暂态过电压的同时，直流系统有功功率的恢复速率加

快，在一定程度上优化了直流系统的动态性能。

(4) 严重故障对比试验

本节通过在受端交流母线处连接接地电感来模拟交流输电线路中发生的三相接地故障，1 s时受端交流母线发生三相接地故障，故障持续时间为 0.1s。

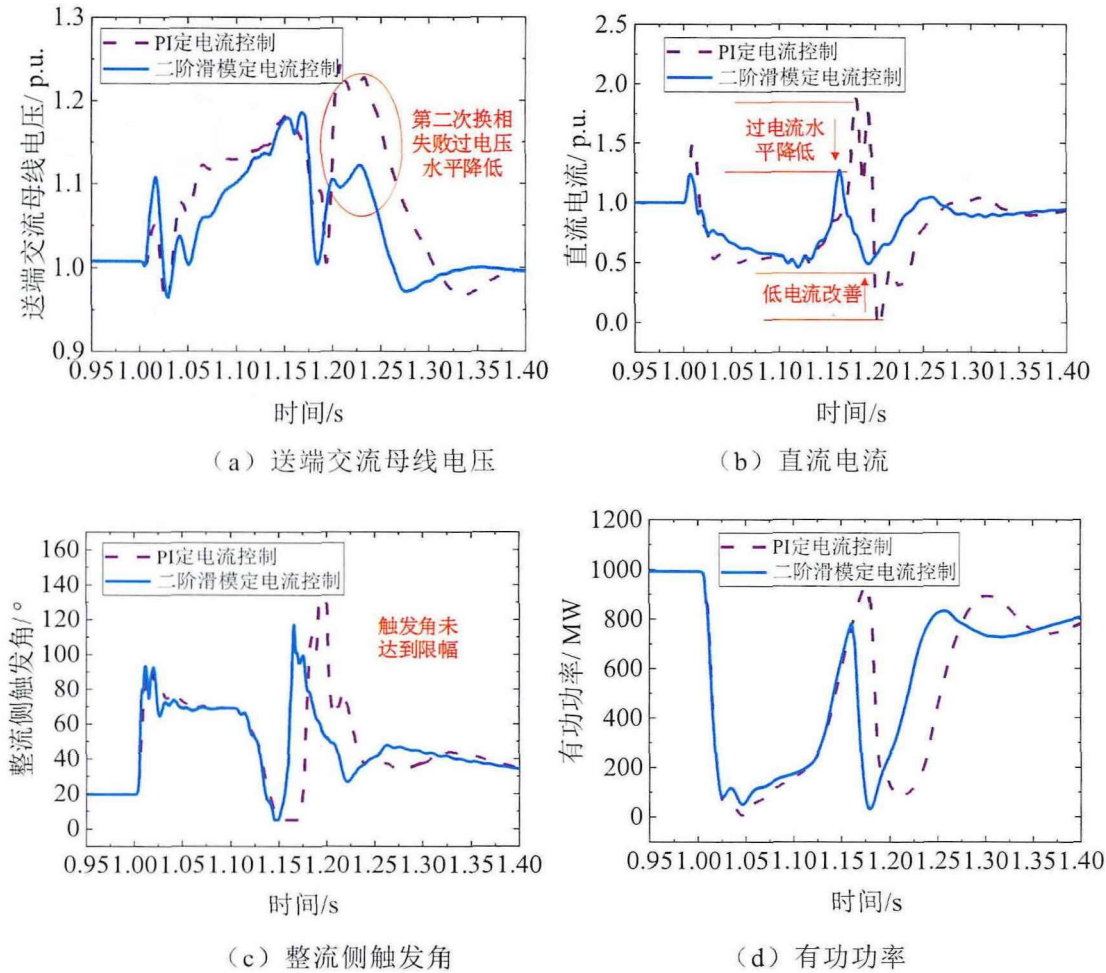


图 3-9 严重故障下各电气量响应曲线

如图 3-9 所示，当受端交流母线发生三相故障后，系统经历了两个周期的换相失败，同时送端交流母线过电压出现了两个峰值。在第一次换相失败周期内，由于两种控制策略下的低电流水平大致相同，送端交流母线过电压的第一个峰值也相近，于 1.15s 时达到 1.175 p.u.；然而，在系统恢复过程中发生第二次换相失败时，PI 定电流控制下的直流电流从换相失败时的最大值迅速下降至接近零，导致送端交流母线过电压的第二个峰值高达 1.245 p.u.。相比之下，二阶滑模定电流控制通过更快地调节整流侧触发角信号，显著改善了第二次换相失败期间的过电流和低电流水平，将第二个过电压峰值降低至 1.121 p.u.。此外，由于电流水平的提升，所提控制策略不仅降低了后续换相失败的风险，还

加快了直流系统有功功率的恢复速率，同时避免了整流侧触发角达到限幅，从而进一步优化了直流系统的动态性能。

3.3 电流指令优化策略

二阶滑模定电流控制虽然能在一定程度上抑制暂态过电压，但如果故障时直流电流指令自身就并不合理，那么定电流控制的抑制效果将极为有限。由文献[63]可知，在换相失败情况下，传统 VDCOL 控制环节给出的电流指令过低会加剧暂态过电压，过高则可能会引起后续换相失败，直流电流指令存在一个约束条件，即直流电流可行域。因此，为了进一步抑制暂态过电压，需要在考虑直流电流可行域的基础上，对故障期间直流电流指令进行优化，根据系统状态动态调节指令，实现送端暂态过电压的有效抑制。

3.3.1 直流电流可行域

直流电流可行域是指在直流系统运行过程中，能够同时满足以下两个约束条件的直流电流取值范围：一是避免直流系统发生后续换相失败，二是确保过电压不会越限。因此，直流电流的取值受到换相失败约束和过电压约束的双重限制。

为了避免发生后续换相失败，需要对直流电流上边界 进行求解。根据临界换相面积理论，当换相面积^[63]提供量大于换相面积需求量时，晶闸管能够正常恢复阻断能力，系统完成换相；当换相面积提供量小于换相面积需求量时，晶闸管承受反向电压的时间不足，不能恢复阻断能力，系统无法正常换相，进而换相失败。

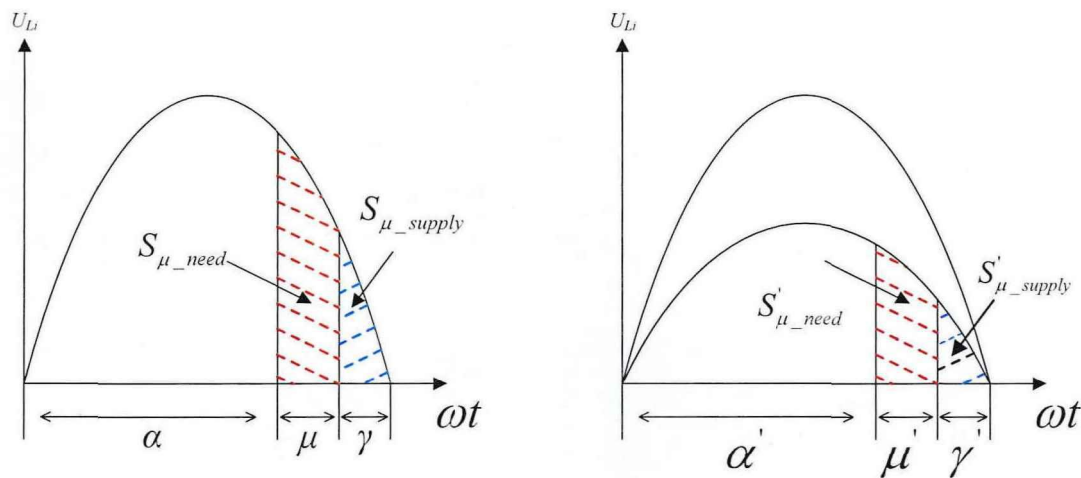


图 3-10 换相面积示意图

图 3-10 为正常工况和故障工况下换相面积示意图，图中 S_{μ_supply} 为正常工况换相面积提供量； S_{μ_need} 为正常工况换相面积需求量； S'_{μ_supply} 为故障工况换相面积提供量； S'_{μ_need} 为故障工况换相面积需求量。正常工况下换相面积提供量大于换相面积需求量；故障工况下由于换相时间延长，导致换相面积需求量增大，换相面积提供量受到压缩，可能引发换相失败。因此存在一个临界换相面积，此时需求量等于提供量，如式(3-31)所示。

$$\int_{\frac{\pi-\beta}{\omega}}^{\frac{\pi-\gamma_{\min}}{\omega}} \sqrt{2}U_{Li} \sin \omega t dt = \frac{\sqrt{2}U_{Li}}{\omega} (\cos \gamma_{\min} - \cos \beta) \quad (3-31)$$

式中： $\gamma_{\min}$ 为晶闸管最小关断角，一般取 7.2° 。

为了避免后续换相失败，故直流电流上边界 $I_{d\max}$ 的取值为

$$I_{d\max} = \frac{\sqrt{2}U_i (\cos \gamma_{\min} - \cos \beta)}{2X_{ci}} \quad (3-32)$$

为了避免过电压越限，需要对直流电流下边界 $I_{d\min}$ 进行求解。

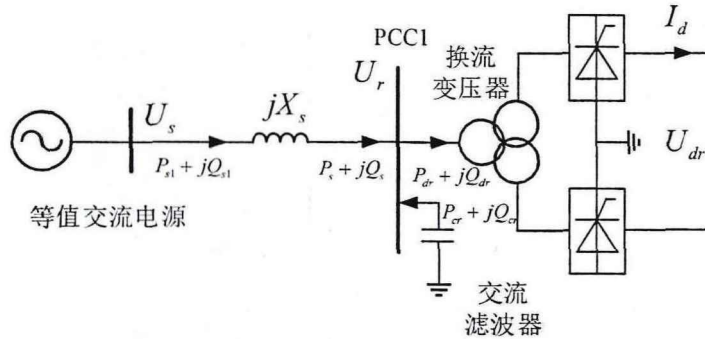


图 3-11 送端简化电网

如图 3-11 所示，正常工况下，系统无功功率平衡，有

$$Q_{sN} + Q_{crN} = Q_{drN} \quad (3-33)$$

送端交流母线电压可以用式(3-34)表示

$$U_{rN} = U_{sN} - \frac{Q_{sN}X_s}{U_{sN}} - j \frac{P_{sN}X_s}{U_{sN}} \quad (3-34)$$

由于有功功率对电压变化影响较小，忽略上式有功分量部分，有

$$U_{rN} = U_{sN} - \frac{Q_{sN}X_s}{U_{sN}} \quad (3-35)$$

当发生换相失败时，暂态过电压期间，无功功率满足关系

$$Q'_s + Q'_{cr} = Q'_{dr} \quad (3-36)$$

同理，此时送端交流母线电压表示为式(3-37)

$$U_r' = U_{sN} - \frac{Q_s' X_s}{U_{sN}} \quad (3-37)$$

当 U_r' 处于过电压临界状态 $U_{r\max}$ 时，式(3-36)中三个量分别为

$$\begin{cases} Q_s' = \frac{U_{sN}^2 - U_{r\max} U_{sN}}{X_s} \\ Q_{cr}' = \left(\frac{U_{r\max}}{U_{rN}} \right)^2 Q_{crN} \\ Q_{dr}' = I_d \sqrt{(1.35U_{rN})^2 - U_{dr}^2} \end{cases} \quad (3-38)$$

为了避免过电压越限，故直流电流下边界 $I_{d\min}$ 的取值为

$$I_{d\min} = \frac{\frac{U_{sN}^2 - U_{r\max} U_{sN}}{X_s} + \left(\frac{U_{r\max}}{U_{rN}} \right)^2 Q_{crN}}{\sqrt{(1.35U_{rN})^2 - U_{dr}^2}} \quad (3-39)$$

综上所述，为了避免后续换相失败和过电压越限，直流电流存在一定取值范围，即直流电流可行域，在设计电流指令时，需考虑可行域约束。

3.3.2 电流指令设计

由本文第二章机理分析可知，造成送端无功冗余其中一个主要原因就是整流站消耗无功功率的剧烈减少。整流站消耗无功功率与直流电流密切相关，若增大直流电流指令 I_{dref} ，整流站消耗无功功率将会提升。

低电压期间，单次换相失败造成的低电压持续时间通常不会超过 100ms，且小于整流器的电流调节响应时间，为了保证直流系统的稳定，仍采用逆变侧低压限流环节给出的电流指令；过电压期间，直流电流的降低造成整流站消耗无功减少，从正常情况下的 Q_{drN} 降低至 Q_{dr}' ，相当于送端系统损失了部分无功负荷。因此为了补偿这部分损失的无功负荷，需要通过优化电流指令，根据系统状态动态提升直流电流，使 ΔQ_{dr} 尽量保持不变。

过电压期间，令期望的整流站消耗无功功率 $Q_{dr}' = Q_{drN}$ ，有

$$I_{dref} = \frac{Q_{drN}}{\sqrt{(1.35U_{rN})^2 - U_{dr}^2}} \quad (3-40)$$

由于直流电流存在可行域，电流指令设计范围有限，有

$$I_{d\min} \leq I_{dref} \leq I_{d\max}$$

(3-41)

电流指令优化控制策略结构如图 3-12 所示。正常工况以及换相失败初始阶段时，切换为控制模式 1，采用常规低压限流指令；换相失败结束时刻，切换为控制模式 2，采用电流优化指令，指令值根据系统状态实时计算得到。

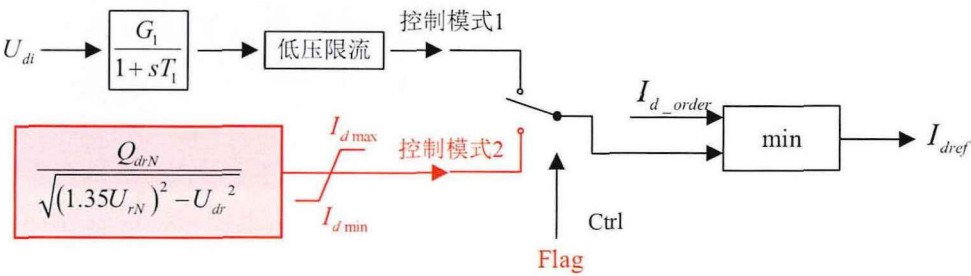


图 3-12 电流指令优化控制结构

3.3.3 仿真实证

在 PSCAD/EMTDC 中搭建国际大电网会议（CIGRE）直流标准模型，通过仿真对比分析本节所提电流指令优化策略对暂态过电压抑制的有效性。

(1) 轻微故障对比试验

本节通过在受端交流母线处连接接地电感来模拟交流输电线路中发生的单相接地故障，1 s 时受端交流母线发生单相接地故障，故障持续时间为 0.1s。

由图 3-13 可知，当受端交流母线发生单相故障后，系统发生换相失败，送端交流电压整体呈现先低后高的变化趋势。换相失败结束瞬间，优化前的电流指令仍维持在一个较低水平，影响直流电流的恢复；优化后电流指令跟随系统状态迅速提高，直流电流恢复速度加快。随着直流电流水平的提升，优化后整流站消耗无功功率大幅增加，无功消耗最低点仍有 1945Mvar,相较于优化前整流站无功消耗最低点提升了 565Mvar，因此显著降低了送端系统的无功冗余量。随着送端系统无功冗余的减少，送端暂态过电压水平也得到了显著降低，在 1.07s 时的暂态过电压从 1.156p.u.下降到了 1.076p.u.。除此之外，直流有功功率传输恢复速度也得到明显提升，提高了直流系统的稳定运行能力。

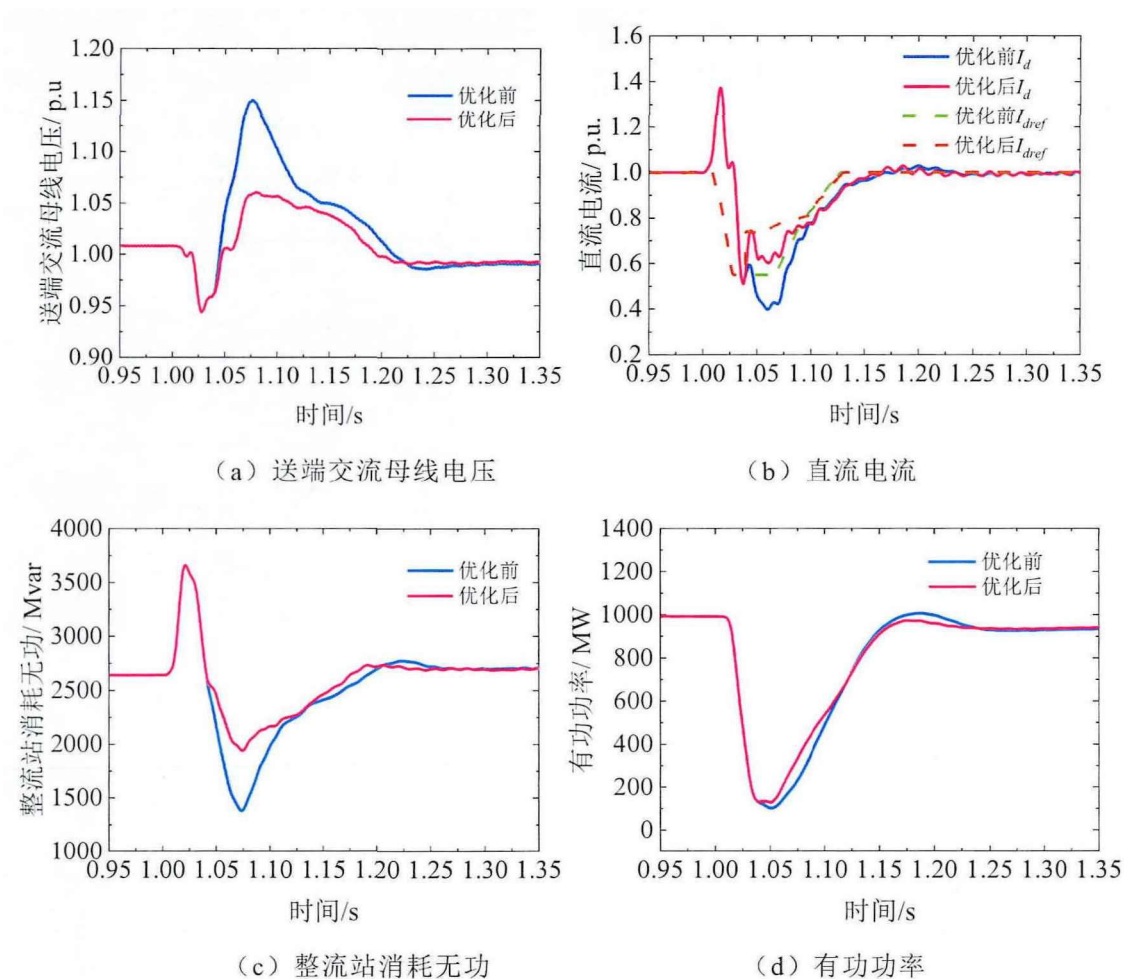


图 3-13 轻微故障下各电气量下响应曲线

(2) 严重故障对比试验

本节通过在受端交流母线处连接接地电感来模拟交流输电线路中发生的三相接地故障，1 s 时受端交流母线发生三相接地故障，故障持续时间为 0.1s。

如图 3-14 所示，在电流指令未优化的情况下，当受端交流母线发生三相故障后，传统电流指令未能根据故障严重程度进行动态调整，仍然保持固定值输出，导致直流系统发生两次换相失败，并伴随直流电流的剧烈下降。由于整流站消耗的无功功率大幅减少，送端交流母线过电压出现了两个峰值。相比之下，本文提出的电流指令优化策略能够根据系统状态实时调整电流指令，有效避免了后续换相失败的发生。同时，由于直流电流恢复速度加快，整流站消耗的无功功率显著增加，送端交流母线的暂态过电压水平得到显著抑制。此外，该策略还加快了直流系统有功功率的恢复速率，进一步优化了系统的动态性能。

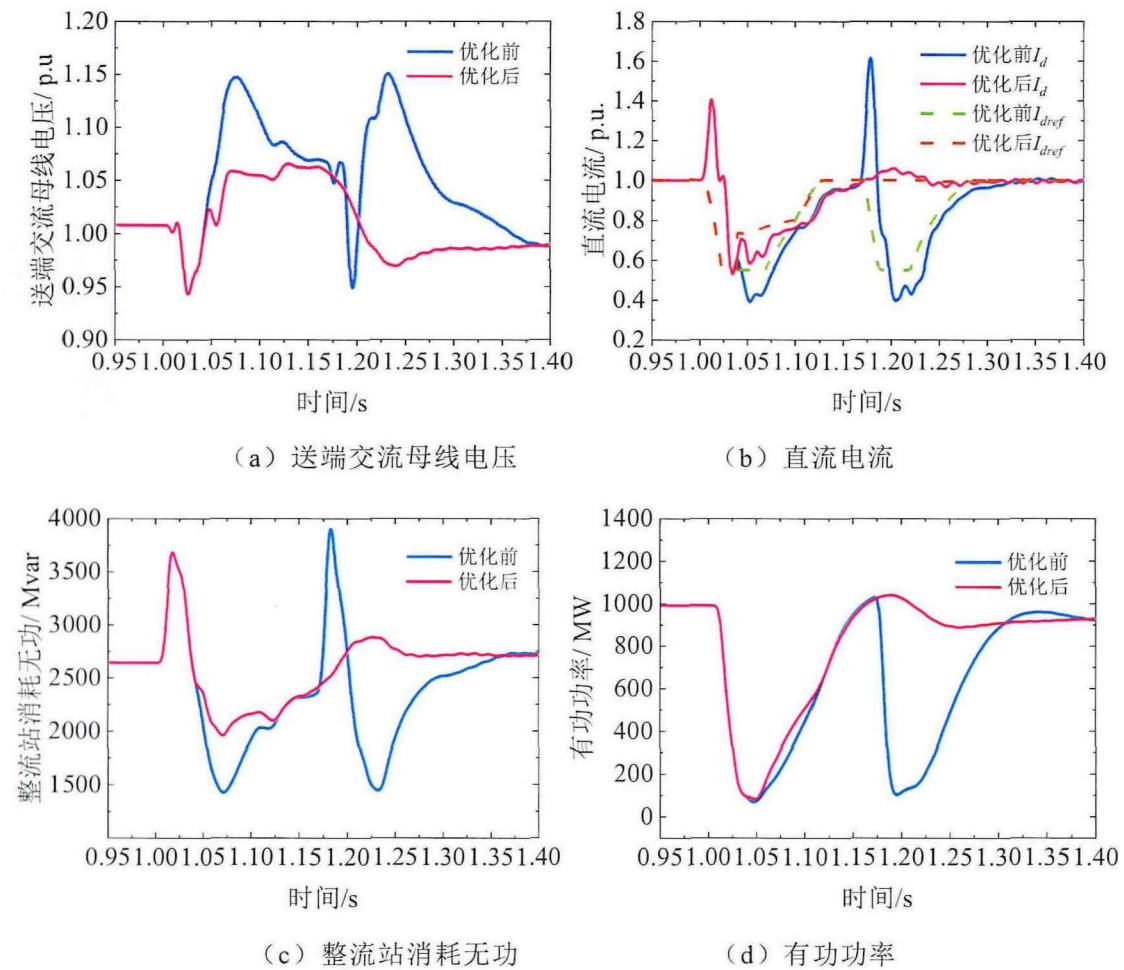


图 3-14 严重故障下各电气量下响应曲线

3.4 本章小结

由于整流站消耗的无功功率与直流电流大小密切相关，本章对直流系统中能够影响直流电流大小的两个关键控制环节进行改进，分别提出了一种二阶滑模定电流控制策略和一种考虑直流电流可行域的电流感知优化策略。为了验证所提改进直流控制策略的正确性，采用国际大电网会议（CIGRE）直流标准模型为算例，分别研究了不同工况下两种改进控制对暂态过电压抑制效果。主要结论如下：

(1) 所提二阶滑模定电流控制策略具有鲁棒性强、控制结构简单、易于实现的优点，同时能够满足定电流控制的基本要求，在超调量、响应时间和稳态误差方面均表现出优异的控制效果。在小扰动工况下，与传统的 PI 定电流控制相比，该策略显著减少了直流电流和直流电压的波动幅度，并加快了系统恢复速率，进一步改善了系统的稳态性能。在轻微故障和严重故障情况下，二阶滑模

定电流控制对直流电流的响应特性进行了明显优化，有效改善了故障期间的过电流和低电流水平，从而显著降低了送端交流母线的暂态过电压幅值。此外，由于电流水平的提升，该策略不仅降低了后续换相失败的风险，还加快了直流系统有功功率的恢复速率，同时避免了整流侧触发角达到限幅，从而进一步优化了直流系统的动态性能。

(2) 所提考虑直流电流可行域的电流指令优化策略在确保系统避免后续换相失败和过电压越限的基础上，通过实时判断系统状态动态调整电流指令。具体而言，在换相失败结束的瞬间，该策略通过提高直流电流指令值，加快了直流电流的恢复速度，从而增加了整流站的无功消耗量，降低了送端系统的无功冗余，进一步抑制了送端交流母线的暂态过电压水平。结合仿真验证，所提策略在多种工况下均表现出良好的暂态过电压抑制效果。同时，所提策略还加快了直流系统有功功率的恢复速率，优化了系统的动态性能，为直流系统的稳定运行提供了有力保障。

第 4 章 大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制策略

4.1 引言

由第二章的研究可知，在送端交流电压波动的过程中，新能源并网点电压也会出现剧烈波动，而第三章提出的改进直流控制对暂态过电压抑制效果存在上限^[63]。因此为了避免新能源机组大量脱网，还需要发挥新能源暂态过电压主动抑制能力，构建送端整体过电压抑制方案。本章考虑了新能源机组的非线性特征和无功吸收能力，根据新能源就地电压特征提出了一种新能源二阶滑模无功控制策略，并仿真验证了所提新能源无功控制策略效果。然后结合第三章提出的改进直流控制，建立了一种大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架，形成完整有效的暂态过电压抑制策略，保证新能源机组的安全稳定。最后基于我国西北地区某特高压直流示范工程及其配套新能源基地的实证分析，对比了多种控制策略在暂态过电压抑制中的表现，验证了本文所提暂态过电压抑制策略的有效性。

4.2 新能源二阶滑模无功控制策略

4.2.1 滑模控制设计

新能源并网逆变器可以调节新能源机组的功率因数，能够灵活控制新能源有功和无功功率，有着一定的过电压抑制能力。本节考虑到新能源机组的非线性特性，从提升系统抗干扰能力及降低对功率指令超调角度出发，分别对并网逆变器电流内环控制以及电压外环控制设计了滑模控制方法，保证系统能够准确有效地跟踪功率指令。

(1) 电流内环控制器

电流内环二阶滑模控制设计首先要求取系统状态空间表达式。由于新能源并网逆变器网侧电阻远小于电感，为方便计算，本节公式推导均将电阻忽略。由第二章分析可知，新能源并网逆变器的数学模型为：

$$\begin{cases} v_{id} = L_i \frac{di_{id}}{dt} + \omega_i L_i i_{iq} + u_{id} \\ v_{iq} = L_i \frac{di_{iq}}{dt} - \omega_i L_i i_{id} + u_{iq} \end{cases} \quad (4-1)$$

式中： u_{id} 、 u_{iq} 分别为网侧电压 d 轴和 q 轴分量； v_{id} 、 v_{iq} 分别为新能源并网逆变器电压 d 轴和 q 轴分量； i_{id} 、 i_{iq} 分别为并网逆变器网侧电流 d 轴和 q 轴分量，正方向为并网逆变器电流流入电网方向； ω_i 为网侧同步角速度。

将上式转化为：

$$\begin{cases} \frac{di_{id}}{dt} = -\frac{1}{L_i}[\omega_i L_i i_{iq} + u_{id}] + \frac{1}{L_i} v_{id} \\ \frac{di_{iq}}{dt} = -\frac{1}{L_i}[-\omega_i L_i i_{id} + u_{iq}] + \frac{1}{L_i} v_{iq} \end{cases} \quad (4-2)$$

电流内环的控制目标是使并网逆变器电流 d 轴和 q 轴分量能够准确跟踪电流分量参考值，为了消除系统静态误差，设计滑模量有

$$\begin{cases} s_1 = e_1 = i_{idref} - i_{id} \\ s_2 = e_2 = i_{iqref} - i_{iq} \end{cases} \quad (4-3)$$

式中： e_1 、 e_2 ——控制误差；

s_1 、 s_2 ——滑模量；

i_{idref} 、 i_{iqref} ——并网逆变器网侧电流 d 轴和 q 轴分量参考值；

滑模量的导数为：

$$\begin{cases} \dot{s}_1 = -\frac{di_{id}}{dt} = f_1(x) + g_1(x)u_1 = \frac{1}{L_i}[\omega_i L_i i_{iq} + u_{id}] + \frac{-1}{L_i} v_{id} \\ \dot{s}_2 = -\frac{di_{iq}}{dt} = f_2(x) + g_2(x)u_2 = \frac{1}{L_i}[-\omega_i L_i i_{id} + u_{iq}] + \frac{-1}{L_i} v_{iq} \end{cases} \quad (4-4)$$

通过验证，这里定义的滑模量 s 关于控制输入 u 的相对阶满足为 1 的条件，因此可以继续二阶滑模控制律的设计。

二阶滑模控制律 v 是由等效控制 v_{eq} 和切换控制 v_{sw} 组成，需要对等效控制 v_{eq} 和切换控制 v_{sw} 分别进行设计。

根据二阶滑模等效控制律 v_{eq} 的设计方法，将 $\dot{s}=0$ 和 $v=v_{eq}$ 带入式(4-4)中，有

$$\begin{cases} v_{eq1} = \frac{-f_1(x)}{g_1(x)} = \omega_i L_i i_{iq} + u_{id} \\ v_{eq2} = \frac{-f_2(x)}{g_2(x)} = -\omega_i L_i i_{id} + u_{iq} \end{cases} \quad (4-5)$$

根据二阶滑模切换控制律 v_{sw} 的设计方法，采用二阶滑模超螺旋算法，有

$$\begin{cases} v_{sw} = v_1 + v_2 \\ v_1 = -\varepsilon |s|^{1/2} \text{sign}(s) \\ \dot{v}_2 = -\lambda \text{sign}(s) \end{cases} \quad (4-6)$$

式中： ε 、 λ 为常数，且为正值。

根据式(4-5)、式(4-6)可以得到电流内环二阶滑模控制律，如式(4-7)所示：

$$\begin{cases} v_1 = v_{eq1} + v_{sw1} \\ v_2 = v_{eq2} + v_{sw2} \end{cases} \quad (4-7)$$

在电流内环中应用前馈解耦控制^[44]，结合式(4-7)得到新能源并网逆变器电流内环的二阶滑模控制律，如式(4-8)所示。图 4-1 为电流内环滑模控制的结构框图。

$$\begin{cases} v_{id} = \omega_i L_i i_{iq} + u_{id} - \varepsilon_1 |s_1|^{1/2} \text{sign}(s_1) - \int \lambda_1 \text{sign}(s_1) \\ v_{iq} = -\omega_i L_i i_{id} + u_{iq} - \varepsilon_2 |s_2|^{1/2} \text{sign}(s_2) - \int \lambda_2 \text{sign}(s_2) \end{cases} \quad (4-8)$$

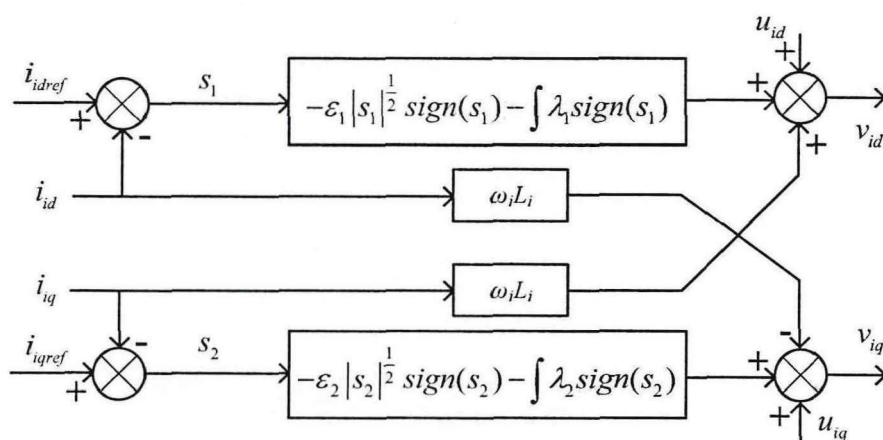


图 4-1 电流内环滑模控制框图

(2) 电压外环控制器

新能源并网逆变器的桥臂由多个全控型器件级联组成，其直流侧电容电压是由模块电容电压支撑，由能量守恒定律可得式(4-9)。

$$\frac{3}{2} (u_d i_d + u_q i_q) = u_{dc} i_{dc} = C_{eq} u_{dc} \frac{du_{dc}}{dt} \quad (4-9)$$

式中： i_{dc} ——并网逆变器直流侧电流；

C_{eq} ——并网逆变器直流侧等效电容。

新能源并网逆变器处于三相平衡电网时的直流侧动态方程为：

$$\frac{du_{dc}}{dt} = \frac{3u_d i_d}{2C_{eq} u_{dc}} \quad (4-10)$$

电压外环控制系统的构建聚焦于双重功能实现：首先确保新能源并网逆变器直流侧电压的动态稳定，其次为电流内环生成精确的参考信号。通过引入微分调节机制可有效提升系统抗扰动能力，据此建立如式(4-11)所示的一阶滑模控制模型：

$$s_3 = e_3 + \beta \frac{de_3}{dt} \quad (4-11)$$

式中： β ——微分项系数；

控制误差为：

$$e_3 = u_{dcref} - u_{dc} \quad (4-12)$$

将式(4-12)带入式(4-11)中得到式(4-13)。

$$\begin{aligned} s_3 &= (u_{dcref} - u_{dc}) + \beta(\dot{u}_{dcref} - \dot{u}_{dc}) \\ &= (u_{dcref} - u_{dc}) + \beta(\dot{u}_{dcref} - \frac{3u_d i_d}{2C_{eq} u_{dc}}) \\ &= (u_{dcref} - u_{dc}) - \frac{3u_d i_d}{2C_{eq} u_{dc}} \end{aligned} \quad (4-13)$$

令 $s_3 = 0$ 得电压外滑模控制律：

$$i_{dref} = \frac{2C_{eq} u_{dc}}{3\beta u_d} (u_{dcref} - u_{dc}) \quad (4-14)$$

图 4-2 为新能源并网逆变器电压外环滑模控制框图。

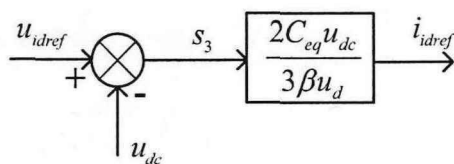


图 4-2 电压外环滑模控制框图

4.2.2 无功指令设计

随着新型电力电子器件响应性能的提升，新能源场站的无功调控速率已突破 20ms 量级^[4]，因此可以利用新能源机组动态无功调节能力抵消换流站滤波器引发的无功扰动。当换相失败引发送端暂态过电压时，改进直流控制可使整流

站消耗无功功率接近正常工况下的无功消耗量 Q_{drN} ，新能源机组吸收滤波器多发出的无功功率，相互配合共同抑制送端暂态过电压。

考虑到新能源基地与送端交流母线存在一定空间距离，若以送端交流母线电气量作为无功指令计算依据将会不可避免地产生时间延迟。为了避免时延造成的影响，本节根据潮流计算，采用新能源并网点电气量作为无功指令设计的计算依据。

为了使新能源机组补偿换流站滤波器引发的无功波动，暂态过电压期间由新能源机组送往送端交流母线的无功功率期望值 Q_{nref} 为：

$$Q_{nref} = Q'_n = Q_{nN} + \Delta Q_{cr} \quad (4-15)$$

ΔQ_{cr} 为换相失败期间换流站滤波器的无功波动量，有

$$\Delta Q_{cr} = Q_{crN} - Q'_{cr} = Q_{crN} - \left(\frac{U'_r}{U_{rN}} \right)^2 Q_{crN} \quad (4-16)$$

由于新能源并网点与送端交流母线存在一定电气距离，无功指令的设计还需要考虑输电线路消耗的无功功率，暂态过电压期间由新能源机组发出的无功功率期望值 Q_{n1ref} 为：

$$Q_{n1ref} = Q'_{n1} = Q_{nN} + \Delta Q_{cr} + Q'_L \quad (4-17)$$

Q'_L 为输电线路消耗的无功功率，有

$$Q'_L = \frac{(P'_n)^2 + (Q'_n)^2}{U_r'^2} X_n \quad (4-18)$$

将式(4-15)、(4-16)、(4-18)带入式(4-17)中，可以得到新能源并网逆变器无功功率指令值：

$$Q_{n1ref} = Q_{nN} + \left[1 - \left(\frac{U'_r}{U_{rN}} \right)^2 \right] Q_{crN} + \frac{(P'_n)^2 + (Q_{nN} + [1 - \left(\frac{U'_r}{U_{rN}} \right)^2] Q_{crN})^2}{U_r'^2} X_n \quad (4-19)$$

故障期间，新能源并网点与送端交流母线的电压关系满足：

$$\left(U'_n - \frac{Q'_L X_n}{U'_n} \right)^2 + \left(\frac{P'_n X_n}{U'_n} \right)^2 = U_r'^2 \quad (4-20)$$

因此故障期间送端交流母线电压 U'_r 可以通过式(4-21)计算：

$$U'_r = \sqrt{\left(U'_n - \frac{Q'_L X_n}{U'_n} \right)^2 + \left(\frac{P'_n X_n}{U'_n} \right)^2} \quad (4-21)$$

因此,由式(4-19)、(4-21)可知,故障期间,新能源并网逆变器的无功功率指令 Q_{n1ref} 可以通过新能源并网点暂态电压 U'_n 、新能源机组发出有功功率 P'_n 和无功功率 Q'_n 、稳态情况下新能源汇入送端交流母线的无功功率 Q_{nN} 得到。该无功功率指令值可以在无需通讯的条件下得到,随着送端电压波动程度而改变。

由于新能源并网逆变器的容量有限,新能源并网逆变器的无功功率指令值存在一个最大无功指令 Q_{nmax} 。

$$Q_{nmax} = \sqrt{S_n^2 - P_n'^2} \quad (4-22)$$

式中, S_n 为新能源并网逆变器容量。

据研究数据,当新能源基地网侧电压突破 1.1 倍标么值时,新能源设备可能触发脱网问题^[18]。针对信号处理与调控指令响应存在的时间滞后特性,建议在新能源基地网侧电压攀升至临界值 1.1p.u.前,优先实施本文设计的新能源二阶滑模无功控制策略,从而提升对过电压的抑制能力。特别需要强调的是,需在保护动作的触发边界设置适当滞环区间,既防止调控模块高频次动作,又避免因保护阈值过低造成系统响应迟滞,进而影响暂态稳定恢复进程。

从工程实践角度分析,电压传感装置的数据采集周期普遍维持在 50-100 微秒区间,而控制逻辑的决策延迟通常控制在 100 微秒级。在 35kV 及以上电压等级电网中,标准规范允许的稳态电压偏差为额定值的 $\pm 5\%$ 。基于设备响应特性和电网运行需求,本研究将动态补偿启动阈值优化为 1.08p.u.,该参数设置既考虑信号传输延迟带来的相位差,又为系统预留了 12%的安全冗余。当电压回落至 1.03p.u.时,系统将智能切换至基础控制模态,这种双阈值配合滞回控制机制的设计,在保障电压调节精度的同时,有效降低了设备动作频次,使系统在故障消除后能快速回归稳态运行。

在换相失败期间,使用送端交流母线的电气量信息来表示新能源并网点电压,如式(4-23)所示。

$$U'_n = \sqrt{(U'_r + \frac{Q'_n X_n}{U'_r})^2 + (\frac{P'_n X_n}{U'_r})^2} \quad (4-23)$$

综上,所提新能源二阶滑模无功控制策略结构如图 4-3 所示。当利用送端交流母线的电气量信息计算出的 U'_n 值达到 1.08p.u.时,投入第四章所提出新能源二阶滑模无功控制策略;基于相同原则同理,退出阈值的 U'_n 计算值确定为 1.03p.u.。

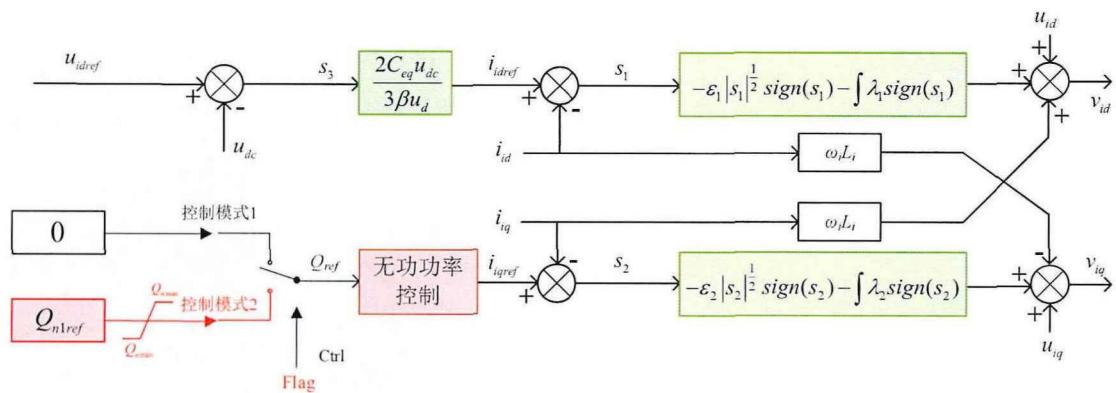


图 4-3 新能源二阶滑模无功控制结构

4.2.3 仿真验证

本小节使用 PSCAD/EMTDC 搭建了国际大电网会议（CIGRE）直流标准模型，在送端加入等值新能源机组，在单相故障和三相故障情况下对比加入与不加入所提新能源二阶滑模无功控制策略对送端暂态过电压及直流系统的影响。

(1) 单相故障对比试验

本节通过在受端交流母线处连接接地电感来模拟交流输电线路中发生的单相接地故障，2 s 时受端交流母线发生单相接地故障，接地电抗 0.06H，故障持续时间为 0.2s。

图 4-4 展示了单相故障情况下，有无本文提出的新能源二阶滑模无功控制策略时的电气量响应曲线。从图中可以看出，当受端交流母线发生单相故障后，系统出现换相失败。在本文提出的新能源二阶滑模无功控制策略作用下，新能源机组在故障期间的无功吸收能力显著提升。与未加任何控制的情况相比，送端暂态过电压幅值从 1.34p.u.下降至 1.30p.u.。根据第二章的分析，新能源并网点过电压通常显著高于送端交流母线电压，但在新能源二阶滑模无功控制策略的作用下，其过电压抑制效果更为明显：过电压峰值从无控制时的 1.378p.u.大幅降低至 1.290p.u.，充分验证了所提策略对暂态过电压抑制的有效性。然而，由于直流系统未参与调控，整流站消耗的无功功率在故障期间仍处于较低水平，表明未来可进一步结合直流系统调控以优化整体性能。

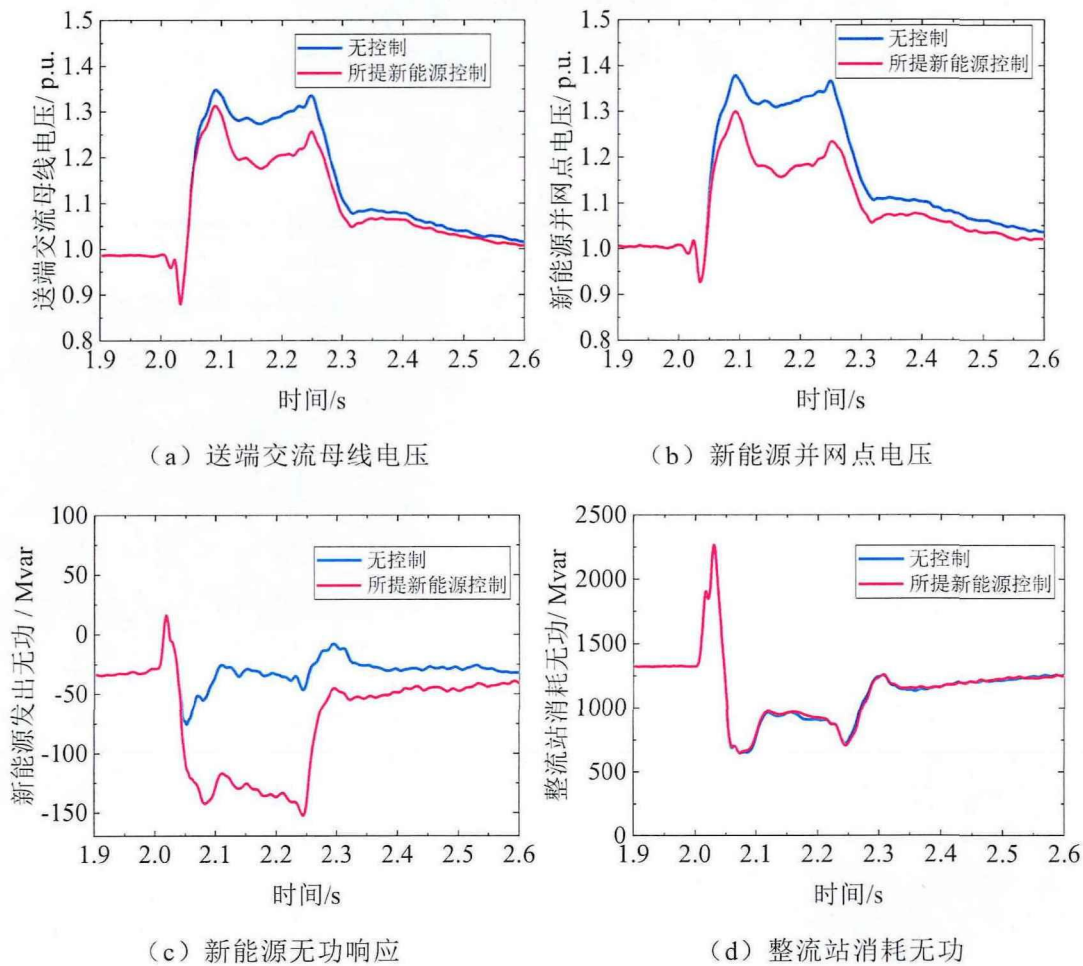


图 4-4 单相故障下各电气量下响应曲线

(2) 三相故障对比试验

本节通过在受端交流母线处连接接地电感来模拟交流输电线路中发生的三相接地故障，2 s 时受端交流母线发生三相接地故障，接地电抗 0.15H ，故障持续时间为 0.2s 。

图 4-5 展示了三相故障情况下，有无本文提出的新能源二阶滑模无功控制策略时的电气量响应曲线。从图中可以看出，当受端交流母线发生三相故障后，系统出现换相失败。在本文提出的新能源二阶滑模无功控制策略作用下，新能源机组在故障期间的无功吸收能力显著提升。与未加任何控制的情况相比，送端暂态过电压幅值从 1.348p.u. 下降至 1.301p.u. 。根据第二章的分析，新能源并网点的过电压通常显著高于送端交流母线电压，但在新能源二阶滑模无功控制策略的作用下，其过电压抑制效果更为明显：过电压峰值从无控制时的 1.374p.u. 大幅降低至 1.293p.u. ，充分验证了所提策略对暂态过电压抑制的有效

性。然而，由于直流系统未参与调控，整流站消耗的无功功率在故障期间仍处于较低水平，同样表明未来可进一步结合直流系统调控以优化整体性能。

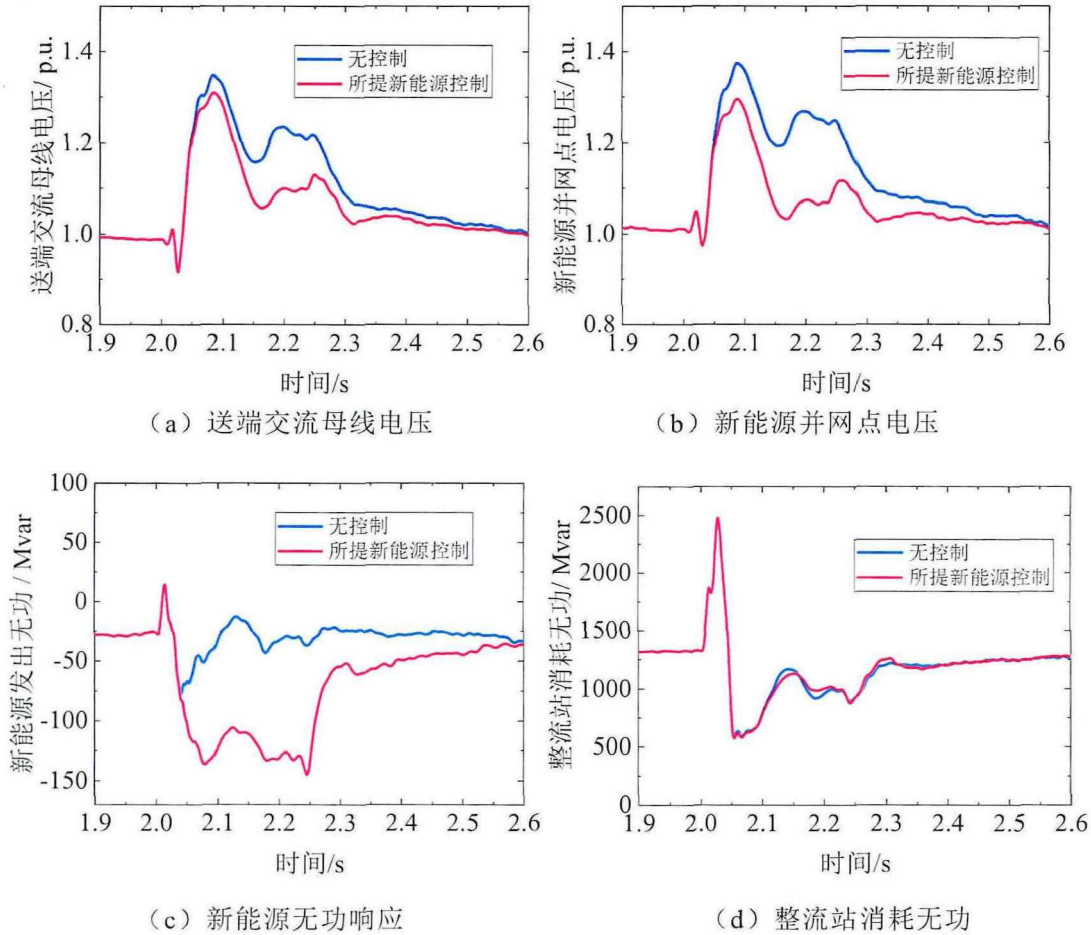


图 4-5 三相相故障下各电气量下响应曲线

4.3 大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架

将 4.2 小节所提新能源二阶滑模无功控制策略与本文第三章所提基于改进直流控制的暂态过电压抑制策略相结合，建立了一种大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架，形成完整的暂态过电压抑制方案。大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架如图 4-6 所示。

正常运行情况下，直流系统和新能源并网逆变器由于采用了二阶滑模控制能够在满足基本控制要求的基础上，系统的抗干扰能力得到了提升。此时指令控制开关位于位置 1，即直流电流跟踪电流额定值，新能源并网逆变器采用定直流电压控制和单位功率因数控制。

当换相失败发生后，直流系统二阶滑模定电流控制能够在一定程度上降低直流电流超调，防止电流过低而造成过多无功冗余。此时指令控制开关切换为

位置 2，直流系统跟踪电流优化指令，在避免发生后续换相失败以及暂态过电压越限的前提下，使 ΔQ_{dr} 尽量保持不变，加快直流电流恢复速度，提高了整流站的无功消耗量，最大程度抑制暂态过电压；新能源机组采用新能源二阶滑模无功控制策略，二阶滑模能够保证新能源准确跟踪功率指令信号，充分发挥新能源机组的无功吸收能力，补偿过电压期间换流站滤波器引发的无功波动，主动支撑送端电网电压。

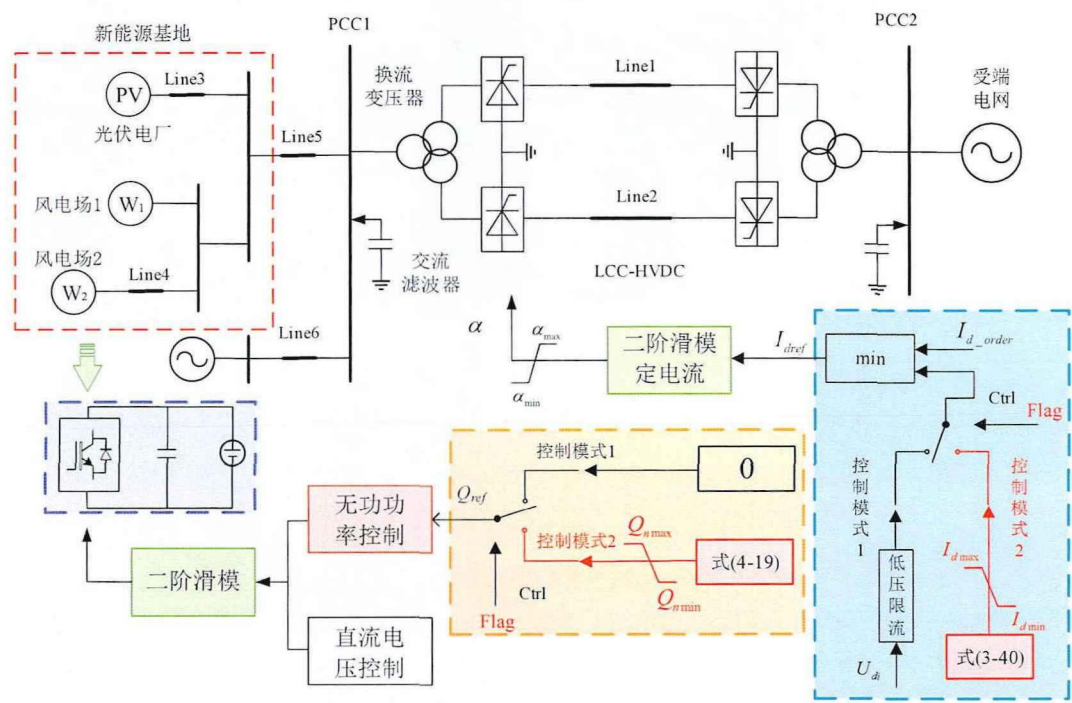


图 4-6 大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架

4.4 送端暂态过电压抑制效果验证

为进行送端暂态过电压抑制效果验证，本小节基于我国西北地区某特高压直流示范工程及其配套新能源基地的实证分析，利用 PSCAD/EMTDC 搭建了如图 2-1 所示的大规模新能源经直流送出系统模型。对所提出的大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制策略进行效果验证，分别对比所提抑制策略、无抑制策略以及文献[62]策略在不同故障情况下的送端暂态过电压抑制能力。

4.4.1 所提抑制策略与无抑制策略过电压对比

(1) 单相故障对比试验

本节通过在受端交流母线处连接接地电感来模拟交流输电线路中发生的单

相接地故障，2 s 时受端交流母线发生单相接地故障，接地电抗 0.1H，故障持续时间为 0.2s。

由图 4-7 可知，当受端交流母线发生单相故障后，系统发生换相失败，所提抑制策略能够加快直流恢复速度，整流站的无功消耗量得到提升，同时在新能源二阶滑模无功控制策略作用下，新能源吸收的无功功率增多，显著降低了送端无功冗余。使送端交流母线第一个暂态过电压峰值由 1.36p.u. 下降到 1.24p.u.，同时消除了第二个过电压峰值，系统电气量的恢复速度也得到显著提升。

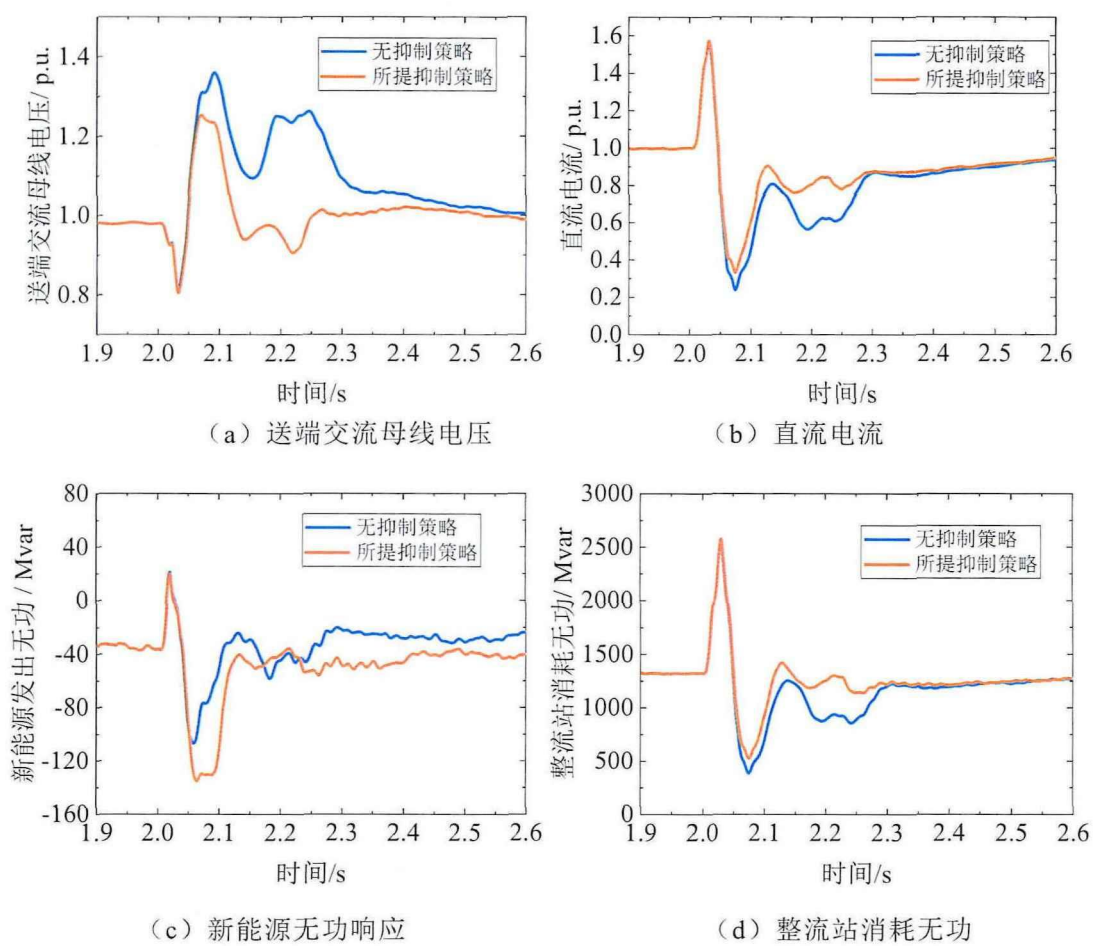


图 4-7 单相故障下各电气量下响应曲线

(2) 三相故障对比试验

本节通过在受端交流母线处连接接地电感来模拟发生的三相接地故障，2 s 时受端交流母线发生三相接地故障，接地电抗 0.1H，故障持续时间为 0.2s。

同理，由图 4-8 可知，当受端交流母线发生三相故障后，系统发生换相失败，所提抑制策略能够加快直流恢复速度，整流站的无功消耗量得到提升，同

时在新能源二阶滑模无功控制策略作用下，新能源吸收的无功功率增多，显著降低了送端无功冗余。使送端交流母线第一个暂态过电压峰值由 1.36p.u. 下降到 1.20p.u.，同时消除了第二个过电压峰值，系统电气量的恢复速度得到显著提升。

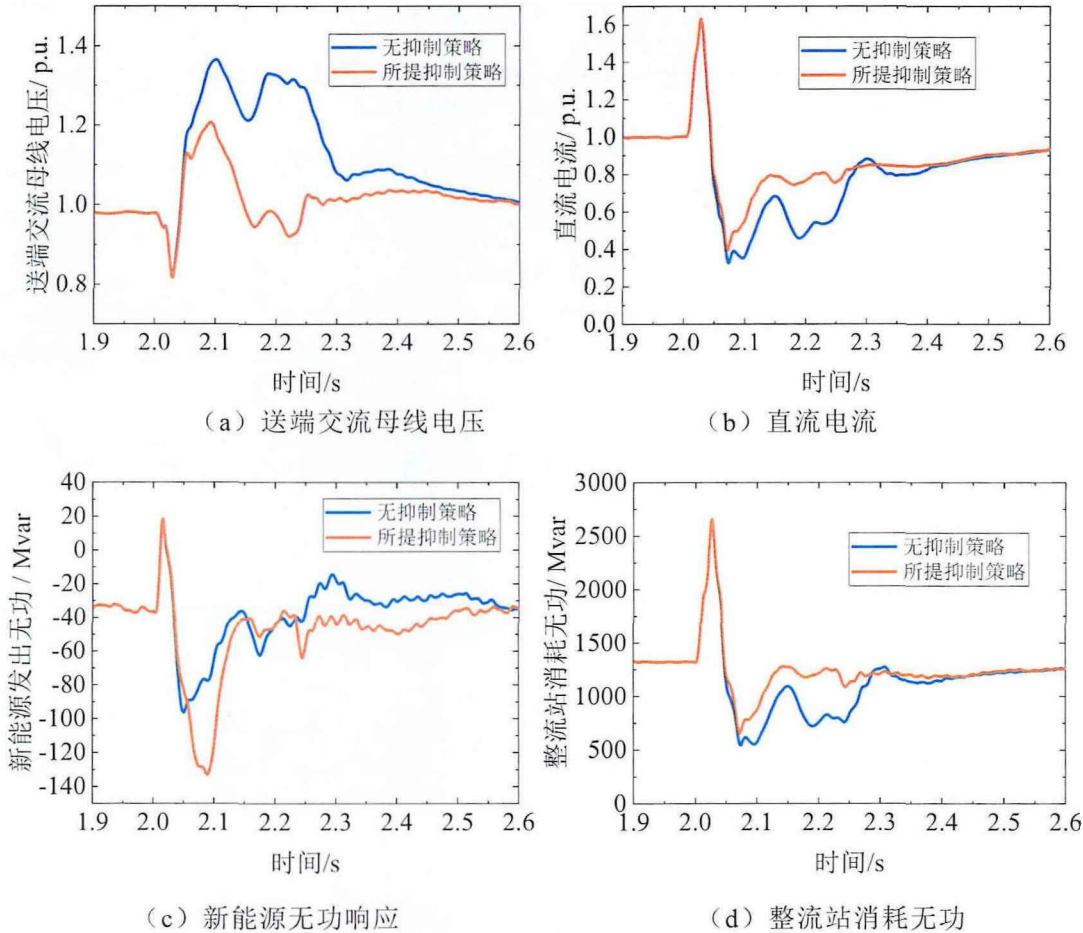


图 4-8 三相故障下各电气量下响应曲线

4.4.2 所提抑制策略与现有策略过电压对比

(1) 单相故障对比试验

本节通过在受端交流母线处连接接地电感来模拟交流输电线路中发生的单相接地故障，对比所提抑制策略与文献[62]策略的过电压抑制效果。2 s 时受端交流母线发生单相接地故障，接地电抗 0.1H，故障持续时间为 0.2s。

由图 4-9 可知，当受端交流母线发生单相故障后，系统发生换相失败，文献[62]通过修改 VDCOL 指令能在一定程度上提高整流站无功消耗量，抑制暂态过电压。但由于文献[62]指令设置不佳，同时缺乏新能源参与协同抑制，暂态过电压抑制效果不好。而本文所提抑制策略从直流系统和新能源机组两方面限

制送端冗余无功，基于直流电流可行域设计电流参考值，使送端交流母线电压由文献[62]的 1.357p.u.下降到 1.250p.u.,且系统恢复速度大大加快。

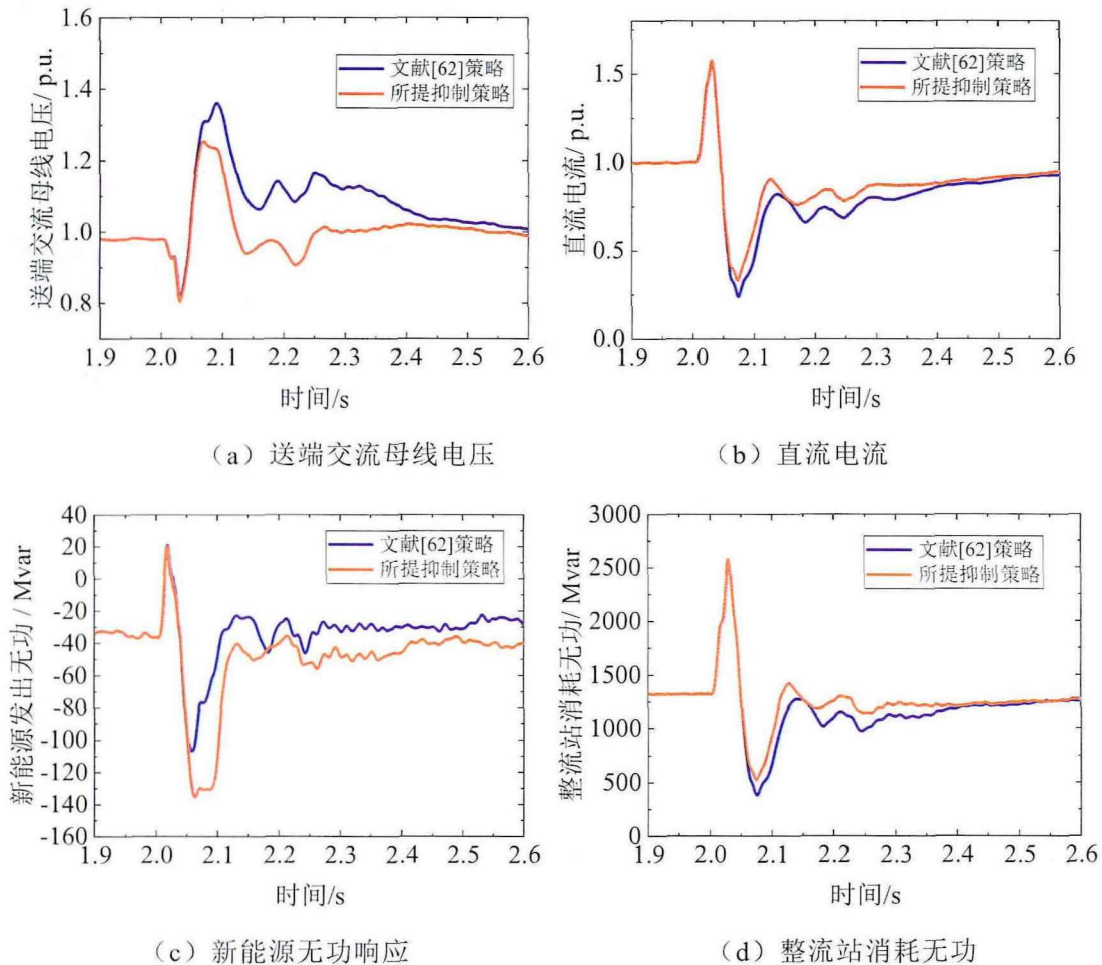


图 4-9 单相故障下各电气量下响应曲线

(2) 三相故障对比试验

本节通过在受端交流母线处连接接地电感来模拟发生的三相接地故障，2 s 时受端交流母线发生三相接地故障，接地电抗 0.1H，故障持续时间为 0.2s。

同理，由图 4-10 可知，当受端交流母线发生三相故障后，系统发生换相失败。文献[62]同样由于指令设置不佳，同时缺乏新能源参与协同抑制，暂态过电压抑制效果不好。本文所提抑制策略从直流系统和新能源机组两方面限制送端冗余无功，送端交流母线电压由文献[62]的 1.364p.u.下降到 1.206p.u.,系统恢复速度得到大大加快。

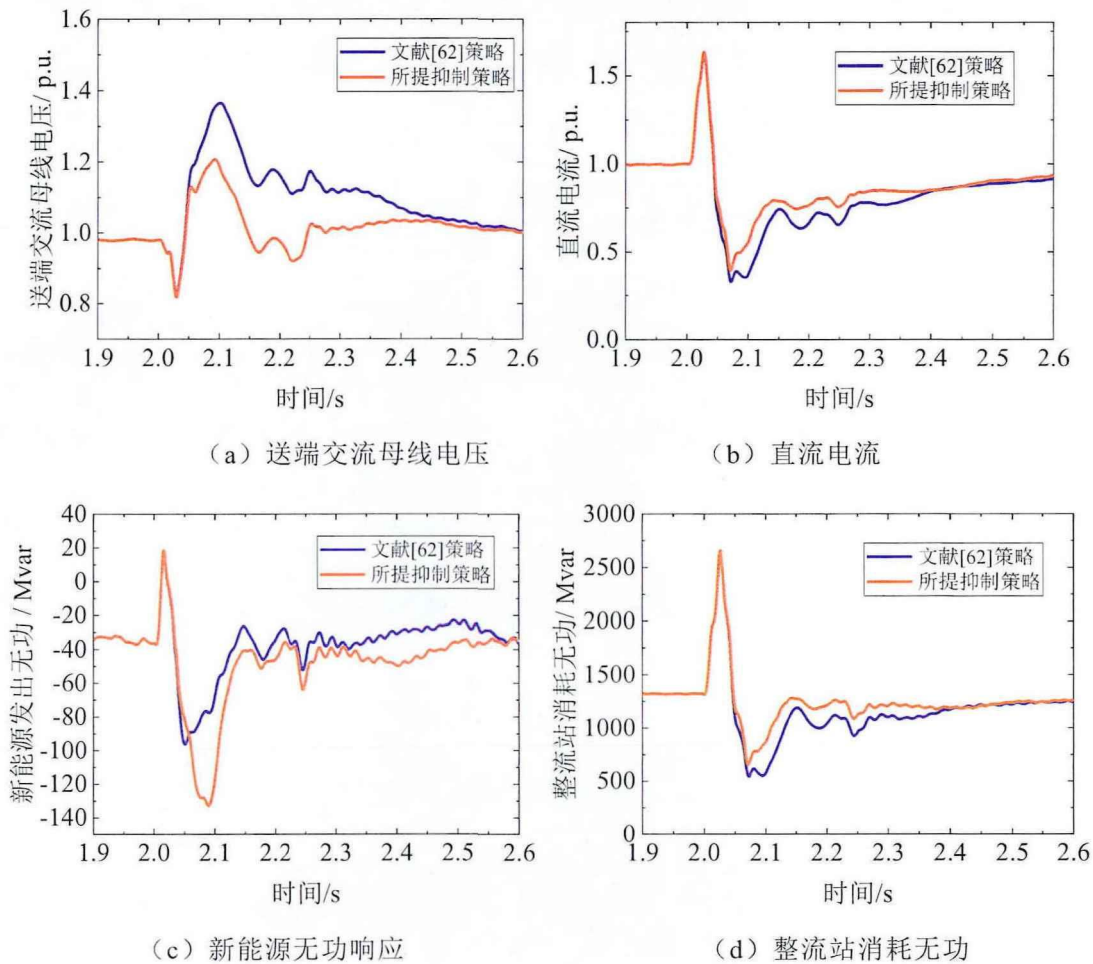


图 4-10 三相故障下各电气量下响应曲线

4.5 本章小结

本章首先考虑了新能源机组的非线性特征和无功吸收能力，根据新能源就地电压特征提出了一种新能源二阶滑模无功控制策略。在此基础上，结合第四章提出的改进直流控制，建立了一种大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架，形成完整有效的暂态过电压抑制方案。最后基于我国西北地区某特高压直流示范工程及其配套新能源基地的实证分析，得到以下结论：

(1)由于新能源具有非线性特征和一定程度的无功吸收能力，本章提出了一种新能源二阶滑模无功控制策略。首先采用二阶滑模控制方法设计新能源并网逆变器控制结构，增强了控制系统抗干扰能力和无功指令跟踪能力。然后根据新能源就地电压特征，设计了暂态过电压期间新能源无功指令，利用新能源机组动态无功调节能力抵消换流站滤波器引发的无功扰动。最后通过仿真验证，对比验证有无所提新能源二阶滑模无功控制策略作用下的系统暂态过电压情况，

结果表明，所提新能源控制策略能在一定程度提高新能源无功吸收能力，抑制暂态过电压。

(2)为了同时发挥直流和新能源对暂态过电压的调控能力，本章结合第三章提出的改进直流控制，建立了一种大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架，形成完整有效的暂态过电压抑制方案，保证新能源机组的安全稳定。最后基于我国西北地区某特高压直流示范工程及其配套新能源基地的实证分析，对比了多种控制策略在暂态过电压抑制中的表现，验证了本文所提暂态过电压抑制策略的有效性。

第 5 章 结论与展望

5.1 全文总结

LCC-HVDC 是实现我国西北“沙戈荒”地区新能源电力远距离大容量输送的主要方式之一。换相失败期间电气量在短时间内波动幅度大，过电压出现迅速，抑制难度较高，另一方面，随着新能源基地出力的不断增大，送端电网的强度逐渐降低，换相失败引发的暂态过电压问题将更加严峻。现有暂态过电压抑制方法大多忽略了直流系统和新能源机组的非线性特征，仍采用传统线性控制方法，同时集中于对直流系统和新能源机组单一进行控制改进以及加装各种无功补偿设备，缺乏送端暂态过电压整体抑制方法，过电压抑制效果有限。针对上述问题，本文围绕大规模新能源送出系统结构、过电压产生机理、直流及新能源非线性过电压抑制策略展开研究，构建了一种大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架。主要研究成果归纳如下：

(1) 大规模新能源经直流送出系统模型构建和暂态过电压特性分析。首先参考我国西北地区某特高压直流示范工程及其配套新能源基地的实际工程，构建了一个大规模新能源经直流送出系统模型。基于该模型，结合大规模新能源经直流送出的系统结构，深入分析了换相失败故障下 LCC-HVDC 系统和新能源基地暂态过电压的演化特性。最后，通过功率电压方程，建立了过电压程度与功率变化的数学模型，并系统研究了过电压的关键影响因素。研究结果表明，送端暂态过电压的根源在于直流无功消耗的削减与滤波器无功增发的叠加效应，二者共同导致了送端无功的冗余，进而引发电压的暂态攀升，送端电网强度的降低则会进一步加剧暂态过电压的严重程度。

(2) 提出了基于改进直流控制的暂态过电压抑制方法。整流站消耗的无功功率与直流电流大小密切相关，首先对直流系统整流侧控制进行改进，针对故障期间常规 PI 定电流控制会因为对直流电流指令过度超调而引起电流过低，从而加剧暂态过电压的问题，基于非线性控制理论，提出了一种二阶滑模定电流控制策略，在满足电流控制基本需求的基础上，有效减少了电流超调，提升了整流侧的控制精度和暂态稳定性。针对逆变侧，传统电流指令在故障期间无法有效抑制暂态过电压。为此，提出了一种考虑直流电流可行域的电流指令优化策略。所提策略能在故障期间根据系统状态动态调节电流指令，从而实现对暂态过电压的有效抑制。

(3) 提出了一种新能源二阶滑模无功控制策略。考虑到新能源具有非线性特征和一定程度的无功吸收能力，首先采用二阶滑模控制方法设计新能源并网逆

变器控制结构，增强了控制系统抗干扰能力和无功指令跟踪能力。然后根据新能源就地电压特征，设计了暂态过电压期间新能源无功指令，利用新能源机组动态无功调节能力抵消换流站滤波器引发的无功扰动。最后通过仿真验证了所提策略的正确性。

(4) 构建了大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架。为了同时发挥直流和新能源对暂态过电压的调控能力，将所提新能源二阶滑模无功控制策略与改进直流控制策略相结合，建立了一种大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架，形成完整有效的暂态过电压抑制方案，保证新能源机组的稳定运行。最后基于我国西北地区某特高压直流示范工程及其配套新能源基地的实证分析，对比了多种控制策略在暂态过电压抑制中的表现，验证了本文所提暂态过电压抑制策略的有效性。

5.2 研究展望

本文在以下几方面仍有进一步研究的空间：

(1) 本文所构建的算例模型与数据基于理想化假设，虽充分满足方法原理验证的需求，但其实际工程应用仍需通过实际系统模型的进一步测试验证。

(2) 本文所提出的新能源控制策略是从新能源机组控制相同点出发设计的，未充分细化风电机组和光伏机组的不同点，例如风电机组还可以优化转子侧控制抑制过电压，后续工作可以针对新能源机组控制差异点进一步细化研究。

(3) 本文所构建的大规模新能源经直流送出系统暂态过电压抑制框架未将无功补偿设备加入考虑范围中，后续研究可以进一步挖掘无功设备对暂态过电压的抑制能力，制定无功设备投入退出规则，并加入到暂态过电压抑制框架中，进一步加强过电压抑制效果。

参考文献

- [1] 王宇, 姜崇学, 宋胜利, 等. 基于源网直储一体化的沙戈荒大规模新能源基地外送方案[J]. 电力系统自动化, 2025, 1-13.
- [2] 关于印发《以沙漠、戈壁、荒漠地区为重点的大型风电光伏基地规划布局方案》的通知[EB/OL].(2024-05-23). <http://www.nmgxny.com/policy/policy20220523993.html>
- [3] 邱威, 贺静波, 樊小伟, 等. 应对特高压直流大扰动的稳定措施综述[J]. 电网技术, 2022. 46(8): 3049-3067.
- [4] F. Nejabatkah and Y. W. Li. Overview of Power Management Strategies of Hybrid AC/DC Microgrid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(12): 7072-7089.
- [5] 全国新能源消纳监测预警中心, 2020 年全国光伏、风电消纳评估分析[EB/OL].(2021.02.07)<http://baijiahaobaiducom's?id=1691019896385819855&wf-spider&for-pc>.
- [6] 周强, 汪宁渤, 冉亮, 等. 中国新能源弃风弃光原因分析及前景探究[J]. 中国电力, 2016, 49(09): 7-12+159.
- [7] W. -C. Ge, G. -P. Zhou, H. -H. Luo, S. -J. Wang, S. Yu-Dong and Y. -F. Ge. Calculation and Consumption Method of Multi-Time Period Abandoned Wind Power[C]//2018 2nd IEEE Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2), Beijing, China, 2018: 1-6.
- [8] 肖玲娟, 蒋海波, 刘长栋. 我国沙戈荒区域新能源外送基地经济性分析[J]. 煤质技术, 2023, 38(1): 21-26.
- [9] 刘振亚. 特高压直流输电理论[M]. 北京: 中国电力出版社, 2009.
- [10] 周浩. 特高压交直流输电技术[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 2014.
- [11] 蔡静, 董新洲. 高压直流输电线路故障清除及恢复策略研究综述[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(11): 181-190.
- [12] O. E. Oni, I. E. Davidson and K. N. I. Mbangula. A review of LCC-HVDC and VSC-HVDC technologies and applications[C]//2016 IEEE 16th International Conference on Environment and Electrical Engineering (EEEIC), Florence, Italy, 2016: 1-7.
- [13] Y. Xue, X. -P. Zhang and C. Yang. Commutation Failure Elimination of LCC HVDC Systems Using Thyristor-Based Controllable Capacitors[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(3).
- [14] 辛保安, 郭铭群, 王绍武, 等. 适应大规模新能源友好送出的直流输电技术与

- 工程实践[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(22): 1-8.
- [15] Wang F, Liu T, Li X. Decreasing the frequency of HVDC commutation failures caused by harmonics[J]. IET power Electronics, 2017, 10(2): 215-221.
- [16] Sohrab M, Dong X, Dimitrios T, et al. A predictive control strategy for mitigation of commutation failure in LCC-based HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(1): 160-172.
- [17] 刘杉, 谭开东, 姜喆, 等. 基于可控自恢复消能装置的直流送端暂态过电压抑制方法[J]. 电力系统自动化, 2024, 48(09): 142-150.
- [18] 马进, 赵大伟, 钱敏慧, 等. 大规模新能源接入弱同步支撑直流送端电网的运行控制技术综述[J]. 电网技术, 2017, 41(10): 3112-3120.
- [19] 沈政委, 孙华东, 汤涌, 等. 传统交流电网与高比例新能源电网连锁故障差异性分析[J]. 电网技术, 2021, 45(12): 4641-4649.
- [20] 孔志达, 宁联辉, 黄阳, 等. 陆上风电分频输电系统暂态过电压分析及抑制[J]. 电网技术, 2025: 1-15
- [21] 郑超. 直流逆变端扰动对整流端影响机制及应对措施[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(07): 1817-1827.
- [22] C. Yin and F. Li. Reactive Power Control Strategy for Inhibiting Transient Overvoltage Caused by Commutation Failure[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(5): 4764-4777.
- [23] C. Yin and F. Li. Analytical Expression on Transient Overvoltage Peak Value of Converter Bus Caused by DC Faults[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(3): 2741-2744.
- [24] 孙家豪, 王笑雪, 李光辉, 等. 换相失败引起送端电网过电压的定量计算及影响因素[J]. 电力系统及其自动化学报, 2020, 32(12): 62-68.
- [25] Xie Q, Zheng Z, Wang Y, et al. Analysis of transient voltage disturbances in LCC-HVDC sending systems caused by commutation failures[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2022, 37(5): 4370-4381.
- [26] 于思奇, 孙大卫, 吴林林, 等. 新能源汇集系统短路故障清除后的暂态过电压机理[J]. 电力自动化设备, 2023: 1-12.
- [27] 何国庆, 王伟胜, 刘纯, 等. 风电基地经特高压直流送出系统换相失败故障(一): 送端风电机组暂态无功电压建模[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(12): 4391-4405.
- [28] 年珩, 金萧, 李光辉. 特高压直流换相失败对送端电网风机暂态无功特性的影响分析[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(13): 4111-4122.
- [29] 屠竞哲, 张健, 刘明松, 等. 考虑风机动态特性的大扰动暂态过电压机理分析[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(11): 197-205.

- [30] 赵宏博, 姚良忠, 王伟胜, 等. 大规模风电高压脱网分析及协调预防控制策略[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(23): 43-50.
- [31] Z. Zheng, J. Ren, X. Xiao, C. Huang, Y. Wang and Q. Xie. Response Mechanism of DFIG to Transient Voltage Disturbance Under Commutation Failure of LCC-HVDC System[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, V35(6): 2972-2979.
- [32] 王伟, 徐殿国, 王琦, 等. 大规模并网风电场的无功电压紧急控制策略[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(22): 8-14.
- [33] 韩民晓, 赵正奎, 郑竟宏等. 新能源场站电网暂态电压支撑技术发展动态[J]. 电网技术, 2023, 47(04): 1309-1327.
- [34] Lu H, Liu Y, Yuan Y, et al. A Transient Voltage Support Strategy Based on Medium Voltage Photovoltaic Grid-Connected Converter During Commutation Failure in the LCC-HVDC System[C]//2023 8th International Conference on Power and Renewable Energy (ICPRE).IEEE, 2023:1658-1664.
- [35] 刘琳, 雷霄, 孔祥平, 等. 抑制换相失败期间送端电网过电压的控制策略研究[J]. 电力工程技术, 2019, 38(3): 60-66.
- [36] 马为民, 蒲莹, 宫勋. 适应高比例新能源电源外送的特高压直流控制器[J]. 电网技术, 2023, 47(03): 1262-1268.
- [37] Masood B, Song G, Al-Fagih L, et al. Investigation and wideband modeling of LCC based ± 800 kV UHVDC converter station for electromagnetic disturbance[C]//2020 International Conference on Engineering and Emerging Technologies (ICEET). IEEE, 2020: 1-6.
- [38] 刘博, 郭春义, 赵成勇. 直流斩波器对抑制换相失败引发的弱送端电网暂态过电压的研究[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3578-3586.
- [39] Liang W, Shen C, Sun H, et al. Overvoltage mechanism and suppression method for LCC-HVDC rectifier station caused by sending end AC faults[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2022.
- [40] Xu J, Lan T, Liao S, et al. A coordinated marginal current control method for LCC-HVDC[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(6): 4569-4582.
- [41] Chen L, Pan H, Deng C, et al. Study on the application of a flux-coupling-type superconducting fault current limiter for decreasing HVDC commutation failure[J]. Canadian Journal of Electrical and Computer Engineering, 2015, 38(1): 10-19.
- [42] 郭春义, 张岩坡, 赵成勇, 等. STATCOM 对双馈入直流系统运行特性的影响[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(25): 99-106+16.
- [43] 左优. 弱支撑的新能源直流外送系统暂态过电压协调抑制策略研究[D]. 华北

- 电力大学(北京), 2024.
- [44] 于钊, 李明节, 等. 新一代调相机与电力电子无功补偿装置在特高压交直流电网中应用的比较[J]. 电网技术, 2018, 42(07): 2095-2102.
- [45] Xie K, Hu B, Singh C. Reliability evaluation of double 12-pulse ultra HVDC transmission systems[J]. IEEE transactions on power delivery, 2015, 31(1):210-218.
- [46] Tian W, Gong J, Li Y, et al. Optimal Configuration of Distributed Synchronous Condenser For High-Proportion Renewable Sending End Power Grid[C]//2022IEEE 5th International Electrical and Energy Conference (CIEEC). IEEE, 2022: 3759-3764.
- [47] 岳涵, 邵广惠, 夏德明, 等. 考虑过电压抑制的特高压直流弱送端系统无功控制策略[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(15): 172-179.
- [48] Zheng Z, Ren J, Xiao X, et al. Response mechanism of DFIG to transient voltage disturbance under commutation failure of LCC-HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(6): 2972-2979.
- [49] Y.Xu,X. Li,Z.Guo,et al. Mechanism of Overvoltage and Strategies of Overvoltage Suppression for UHVDC Systems Powered by Renewable Energy[J]. 2022 5th International Conference on Energy, Electrical and Power Engineering (CEEPE), 2022: 245-250.
- [50] F. Cheng, L. Yao, J. Xu, et al. A comprehensive AC fault ride-through strategy for HVDC link with serial-connected LCC-VSC hybrid inverter[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2022: 175-187.
- [51] Ardjal A, Mansouri R, Bettayeb M. Nonlinear synergetic control of wind turbine for maximum power point tracking[C]. 2017 5th International Conference on Electrical Engineering-Boumerdes, 2017: 1-5.
- [52] de Dieu Nguimfack-Ndongmo J, Kenné G, Nfah E M. Design of nonlinear synergetic controller for transient stabilization enhancement of DFIG in multimachine wind power systems[J]. Energy Procedia, 2016, 93: 125-132.
- [53] B. Pang et al. Transient AC Overvoltage Suppression Orientated Reactive Power Control of the Wind Turbine in the LCC-HVDC Sending Grid[J]. CES Transactions on Electrical Machines and Systems, 2024, 8(2): 152-161.
- [54] 邹乐, 吴学光, 寇龙泽, 等. 电网电压对称骤升下双馈风力发电系统的改进控制策略研究[J]. 电网技术, 2020, 44(04): 1360-1367.
- [55] 刘其辉, 董楚然, 吴勇, 等. 直流换相失败下双馈风电机组特性描述及暂态过电压抑制[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(08): 29-38.
- [56] Tamai S, Naitoh H, Ishiguro F, et al. Fast and predictive HVDC extinction angle control[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1997, 12(3): 1268-

1275.

- [57] 闫佳颖, 刘其辉, 李开心, 等. 基于 DFIG 无功优化控制的直流换相失败暂态过电压抑制[J]. 电力自动化设备, 2024, 44(10): 32-38.
- [58] 李生民, 贾铎, 肖亚敏. 采用新型动态撬棒的 DFIG 低高电压连锁故障穿越技术研究[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(14): 79-86.
- [59] Feltes C, Engelhardt S, Kretschmann J, et al. High Voltage Ride-Through of DFIG-based Wind Turbines[C]//IEEE Power and Energy Society General Meeting, 2008.
- [60] L. Hou, J. Ma and W. Wang. Sliding Mode Predictive Current Control of Permanent Magnet Synchronous Motor With Cascaded Variable Rate Sliding Mode Speed Controller[J]. IEEE Access, 2022, (10)6: 33992-34002.
- [61] B. Xiao, Q. Hu and Y. Zhang. Adaptive Sliding Mode Fault Tolerant Attitude Tracking Control for Flexible Spacecraft Under Actuator Saturation[J]. IEEE Transactions on Control Systems Technology, 2012, (20)6: 1605-1612.
- [62] 裴林. 换相失败场景下风火打捆送端系统暂态过电压分析与抑制[D]. 华北电力大学(北京), 2023.
- [63] 李巨峰. 新能源经直流送出系统直流电流可行域及过电压抑制策略研究[D]. 华北电力大学(北京), 2024.
- [64] 宋明樾. 大规模风电直流送出系统暂态过电压机理分析与抑制策略研究[D]. 华北电力大学(北京), 2023.
- [65] Zheng C, Tang Y, Ma S, et al. Study on the dynamic reactive power characteristic of HVDC rectifier stations and optimization measures[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(28): 4886-4896.
- [66] Zhang B, Hou P, Hu W, et al. A reactive power dispatch strategy with loss minimization for a DFIG-based wind farm[J]. IEEE transactions on sustainable energy, 2016, 7(3): 914-923.
- [67] Wei Z, Yuan Y, Lei X, et al. Direct-current predictive control strategy for inhibiting commutation failure in HVDC converter[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29(5): 2409-2417.
- [68] 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.
- [69] Dong Z, Li Z, Du L, et al. Coordination strategy of large-scale DFIG-based wind farm for voltage support with high converter capacity utilization[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2020, 12(2): 1416-1425.
- [70] Dehghani M, Trojovský P. Osprey optimization algorithm: A new bio-inspired metaheuristic algorithm for solving engineering optimization problems[J]. Frontiers in Mechanical Engineering, 2023, 8: 1126450.