

李雨, 卢毅, 雷鸣, 等. 柔直流换流器和应涌流影响特性分析及暂态冲击抑制方法研究[J]. 水利水电技术(中英文), 2025, 56(6): 174-183. DOI: 10.13928/j.cnki.wrahe.2025.06.015

LI Yu, LU Yi, LEI Ming, et al. Study on the impact characteristics of inrush currents on flexible HVDC converter and transient impulse suppression methods [J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 2025, 56(6): 174-183. DOI: 10.13928/j.cnki.wrahe.2025.06.015

# 柔直流换流器和应涌流影响特性分析及暂态冲击抑制方法研究

李雨<sup>1</sup>, 卢毅<sup>1</sup>, 雷鸣<sup>2</sup>, 王一振<sup>2</sup>, 胡家睿<sup>2</sup>, 王之谦<sup>2</sup>

(1. 国网冀北电力有限公司电力科学研究院, 北京 100045; 2. 天津大学 智能电网教育部重点实验室, 天津 300072)

**摘要:**【目的】针对高压柔性直流(柔直)输电系统中应涌流暂态冲击引发换流器保护动作而停运的问题,【方法】首先阐述和应涌流的产生机理,然后对不同并网电压电流采集控制方式下换流器运行受和应涌流的影响特性进行研究。在此基础上,提出一种基于网侧-阀侧控制模式切换的和应涌流下换流器暂态冲击抑制方法。最后在 MATLAB/Simulink 软件中搭建实际工程的电磁暂态模型进行仿真验证。【结果】仿真结果表明,不同采集控制方式会显著影响和应涌流下换流器的暂态电气特性。【结论】相比于网侧采集控制方式,所提出的阀侧采集控制方法可大幅降低换流器受和应涌流的扰动影响,换流器桥臂电流峰值和子模块电容电压波动分别减小 40%和 67%,有助于柔直流换流器安全平稳运行。

**关键词:** 柔性直流输电; 和应涌流; 模式切换; 暂态冲击抑制; 影响因素

DOI: 10.13928/j.cnki.wrahe.2025.06.015

开放科学(资源服务)标志码(OSID):

中图分类号: TM72

文献标志码: A

文章编号: 1000-0860(2025)06-0174-10



## Study on the impact characteristics of inrush currents on flexible HVDC converter and transient impulse suppression methods

LI Yu<sup>1</sup>, LU Yi<sup>1</sup>, LEI Ming<sup>2</sup>, WANG Yizhen<sup>2</sup>, HU Jiarui<sup>2</sup>, WANG Zhiqian<sup>2</sup>

(1. State Grid Jibei Electric Power Research Institute, Beijing 100045, China; 2. Key Laboratory of the Ministry of Education on Smart Power Grids, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

**Abstract:** [Objective] In order to address the issue of shutdowns caused by converter protection actions due to inrush currents and transient impulses in high-voltage flexible direct current (HVDC) transmission systems, [Methods] first, the generation mechanism of inrush currents was explained. Then, the impact characteristics of inrush currents on the operation of modular

收稿日期: 2024-05-22; 修回日期: 2024-07-09; 录用日期: 2024-07-12; 网络出版日期: 2024-08-29

基金项目: 国网冀北电力有限公司科技项目(52018K22001C); 国家自然科学基金项目(52207219)

作者简介: 李雨(1982—), 男, 正高级工程师, 硕士, 主要从事电力系统过电压分析与绝缘配合、雷电防护、电磁暂态仿真等方面的研究。Email: liyu5086@126.com

通信作者: 雷鸣(1990—), 男, 副教授, 博士, 研究方向为大功率电力电子变流器拓扑及控制、柔性直流输电、电能质量治理等。Email: ming.lei@tju.edu.cn

©Editorial Department of Water Resources and Hydropower Engineering. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license.

multilevel converter (MMC) under different grid voltages and current collection control method were investigated. Based on this, a transient impulse suppression method for MMC under inrush currents was proposed, which involved switching between the grid-side and valve-side control modes. Finally, an electromagnetic transient model of the actual engineering system was built in MATLAB/Simulink for simulation verification. [ Results ] The simulation result demonstrated that different collection control method had a significant impact on the transient electrical characteristics of MMC under inrush currents. [ Conclusion ] Compared to the grid-side control method, the proposed valve-side collection control method significantly reduces the disturbance impact of inrush currents on the converter. The peak current in the converter bridge arm and the voltage fluctuation of the submodule capacitor decrease by 40% and 67%, respectively, which can ensure the safe and stable operation of the flexible HVDC converter.

**Keywords:** flexible HVDC transmission; inrush current; control mode switching; transient impulse suppression; influence factor

## 0 引言

在“双碳”目标的背景下,推进新能源发电替代传统化石能源发电是未来电力系统发展的必然趋势<sup>[1-2]</sup>。然而,我国大规模新能源基地多分布于“三北”地区,而负荷中心多集中于中东部地区,因此需要研究适用于新能源发电的大容量远距离输电技术<sup>[3]</sup>。基于电压源型换流器的高压柔性直流(柔直)输电技术具有无换相失败风险、有功无功解耦调节和运行方式灵活的优势,已广泛应用于大规模新能源直流送出、电网异步互联等实际工程<sup>[4-5]</sup>。为了进一步提升输电容量和运行灵活性,柔直输电系统通常采用双极可独立运行的真双极拓扑结构<sup>[6-7]</sup>。当一极换流器故障停运或检修时,另一极换流器可不受影响独立运行,从而有效提高柔直输电系统的装备利用率和经济效益<sup>[8]</sup>。

真双极柔直输电系统的正负极换流器通过换流变压器(换流变)并联于同一公共交流母线,因此在正负极换流变先后并网投运的过程中,常出现一极换流变空载并网引发另一极正在运行的换流变出现和应涌流的现象<sup>[9-10]</sup>。和应涌流将引起正在运行的换流器阀侧及桥臂电流出现较大暂态冲击,严重时可触发换流阀过流保护保护装置动作而闭锁,影响柔直系统安全运行<sup>[11-12]</sup>。

目前,国内外学者针对和应涌流的研究主要聚焦于机理、识别、抑制三个方面。在和应涌流机理方面,毕大强等<sup>[13]</sup>较早建立了并联型、级联型和应涌流的双变压器运行数学模型,在线性化简化假设的基础上定性揭示了影响和应涌流幅值和饱和速度的若干因素。司马文霞等<sup>[14-15]</sup>进一步考虑了变压器铁芯深度饱和的非线性特性,改进了变压器励磁涌流分析模型。尹相根<sup>[16]</sup>团队建立了运行变压器副边接无源负载、有源负载等复杂场景下的和应涌流模型,揭示了

负载特性和和应涌流波形的影响规律。在和应涌流识别方面,林湘宁<sup>[17]</sup>和谷君等<sup>[18]</sup>基于时差法提出变压器和应涌流准确辨识方法,其中林湘宁团队基于变电站区域信息准确区分和应涌流及内、外故障,谷君等则根据线路侧电流变化信息准确辨识变压器和应涌流及内、外部故障情况。毕大强<sup>[19]</sup>和葛宝明<sup>[20]</sup>等提出了基于非饱和区等效瞬时电感的变压器和应涌流判别方法,可有效防止差动保护装置误动作。PETER等<sup>[21]</sup>基于数学形态法改进了波形梯度准则,可有效提升对换流变涌流及内部故障鉴别的准确性。

现有文献针对变压器空载投入后励磁涌流的抑制方法已有深入研究,提出了一次侧串电阻<sup>[22-23]</sup>、选相合闸<sup>[24-25]</sup>、削弱剩磁等<sup>[26-27]</sup>一系列抑制方法。上述励磁涌流抑制方法可视为从产生源头对和应涌流进行间接抑制。在和应涌流直接抑制方面,陈志伟等<sup>[28-29]</sup>提出一种嵌入直流变流器的变压器结构,通过直流变流器向变压器注入直流电流的方式降低变压器磁通饱和程度从而抑制和应涌流。然而,目前柔直工程中换流变普遍为传统变压器,若采用上述措施则需要对柔直换流变进行大规模改造与替换。林湘宁等<sup>[30]</sup>提出通过控制其他柔直换流站主动提供不平衡接地电流,抵消本区域柔直换流变磁通直流偏置,实现和应涌流抑制。但是,该策略需要多个柔直换流站协同配合运行于不平衡模式,实际工程中实现较为困难。李晓华等<sup>[31]</sup>提出通过增强交流电网强度、降低运行极输电功率等方式减小和应涌流;袁宇波等<sup>[32]</sup>提出通过不同交流母线给变压器充电、将变压器中性点断开等方式防止和应涌流。然而,因投资成本高、影响换流站运行保护方式等因素,以上方法在实际工程中应用受限。如何充分利用换流器自身控制灵活性的优势,实现换流器暂态电气冲击低成本高效抑制,仍有待研究。

针对上述问题,本文在分析和应涌流对柔直换流

器影响特性的基础上, 提出一种基于控制模式切换的和应涌流下换流器暂态冲击抑制方法, 仅通过切换控制模式即可提升换流器对和应涌流的抗扰能力。该方法无需增加硬件投资, 实现方式简单, 容易应用于实际工程。本文内容安排如下, 首先阐述柔直系统和应涌流的产生机理, 然后对不同并网电压电流采集控制方式下换流器运行受和应涌流的影响特性进行研究。在此基础上, 提出基于网侧-阀侧控制模式切换的和应涌流下换流器暂态冲击抑制方法。最后通过仿真对所提抑制方法的有效性进行验证。

## 1 真双极柔直系统和应涌流产生机理

### 1.1 真双极柔直系统结构

以一端为例, 真双极柔直系统结构如图 1(a) 所示, 图中  $\vec{u}_s = [u_{sa}, u_{sb}, u_{sc}]$  为电网内电势,  $\vec{u}_g = [u_{ga}, u_{gb}, u_{gc}]$ 、 $\vec{i}_g = [i_{ga}, i_{gb}, i_{gc}]$  为正极网侧电压、电流;  $\vec{u}_v = [u_{va}, u_{vb}, u_{vc}]$ 、 $\vec{i}_v = [i_{va}, i_{vb}, i_{vc}]$  为正极阀侧电压、电流;  $\vec{i}_g$ 、 $\vec{i}_v$  均以流向阀侧为正方向,  $u_{dc}$  为正极直流母线电压, CB 为断路器。真双极柔直系统换流站包含可独立运行的正极换流器和负极换流器。正极、负极换流器在交流侧通过换流变并联于同一母线, 即公共耦合点 (Point of Common Coupling, PCC), 在直流侧串联并通过中点接地。

为了满足高压大容量电能变换需求, 柔直换流器通常采用模块化多电平换流器 (Modular Multilevel Converter, MMC)。MMC 电路拓扑结构如图 1(b) 所示, 含有三相六个桥臂, 每个桥臂由  $n$  个半桥或全桥子模块 (Submodule, SM) 与桥臂电感  $L_{arm}$  串联构成。以半桥 SM 为例, 每个 SM 由两个 IGBT 和一个直流电容  $C_{SM}$  构成。

### 1.2 和应涌流产生机理及危害

如图 1(a) 所示, 正常运行时, 假设正极处于运行状态, 即正极 MMC1 处于解锁状态, 正极换流变  $T_1$  处于投入状态; 负极处于停运状态, 即负极 MMC2 处于闭锁状态, 负极换流变  $T_2$  处于切除状态。

一旦负极投运, 在某一时刻闭合 CB 使  $T_2$  空载并网,  $T_2$  网侧会产生励磁涌流, 其中含有大量直流和谐波分量。电源内电阻上的直流压降, 导致 PCC 处电压发生直流偏置, 随着时间推移引发换流变  $T_1$  的磁通饱和。  $T_1$  磁通饱和进一步诱发其励磁支路电流产生大量直流和谐波分量, 引发和应涌流和 MMC1 阀侧暂态电气冲击, 易导致 MMC1 桥臂过流保护和

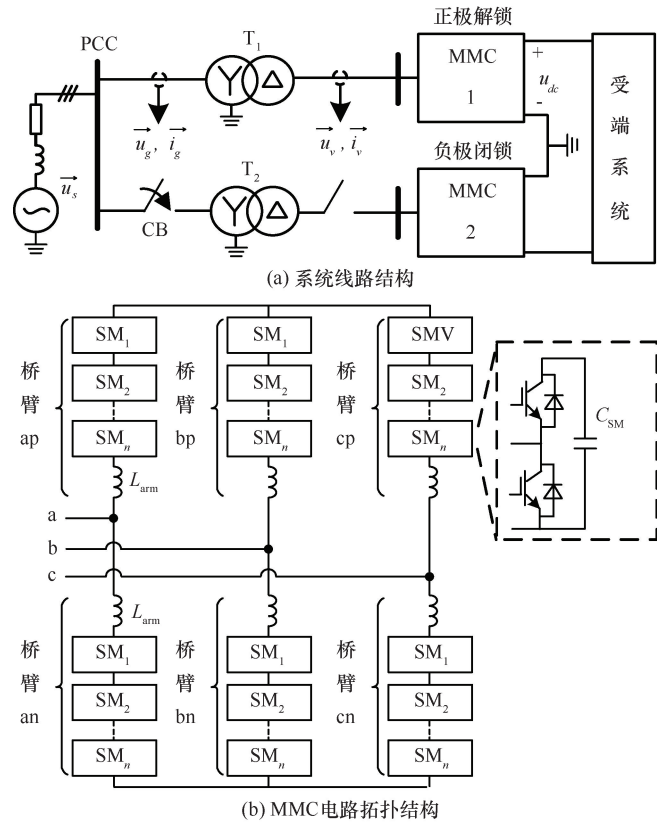


图 1 真双极柔直系统结构

Fig. 1 Diagram of true bipolar flexible HVDC system structure

电容过压保护动作而停运。

## 2 换流器受和应涌流影响特性分析

### 2.1 换流器典型并网信号采集及控制方式

MMC 典型信号采集及控制系统框图如图 2 所示, 信号采集可采用网侧采集和阀侧采集两种方式。

在网侧采集方式下, 采集网侧电压  $\vec{u}_g$ 、网侧电流  $\vec{i}_g$ 。为方便控制, 以 Ynd1 变压器为例, 对  $\vec{u}_g$ 、 $\vec{i}_g$  按式(1)和式(2)进行 Y/Δ 变换, 得到等效至阀侧的电压

$$\vec{u}'_g = [u'_{ga}, u'_{gb}, u'_{gc}], \text{ 电流 } \vec{i}'_g = [i'_{ga}, i'_{gb}, i'_{gc}], \text{ 即}$$

$$\begin{cases} u'_{ga} = (u_{ga} - u_{gc}) / (3N_{Y\Delta}) \\ u'_{gb} = (u_{gb} - u_{ga}) / (3N_{Y\Delta}) \\ u'_{gc} = (u_{gc} - u_{gb}) / (3N_{Y\Delta}) \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} i'_{ga} = N_{Y\Delta}(i_{ga} - i_{gc}) \\ i'_{gb} = N_{Y\Delta}(i_{gb} - i_{ga}) \\ i'_{gc} = N_{Y\Delta}(i_{gc} - i_{gb}) \end{cases} \quad (2)$$

式中,  $N_{Y\Delta}$  为网侧阀侧绕组匝数比;  $\vec{i}_g$ 、 $\vec{i}'_g$  均以流向阀侧为正方向。

若变压器采用其他绕组形式, 则需进行相应电

压、电流变换。在阀侧采集方式下, 采集阀侧电压  $\vec{u}_v$ 、阀侧电流  $\vec{i}_v$ 。当忽略变压器励磁和漏阻抗时,  $\vec{u}'_g$ 、 $\vec{i}'_g$  分别与  $\vec{u}_v$ 、 $\vec{i}_v$  相等。

如图 2 所示, 采集的电压、电流信号通过锁相环 (Phase-Locked Loop, PLL) 和 abc/dq 坐标变换, 得到电压、电流的 dq 轴分量  $u_d$ 、 $u_q$ 、 $i_d$ 、 $i_q$ 。外环负责直流电压(直压)控制或交流功率控制, 并生成电流参考值  $i_d^{\text{ref}}$ 、 $i_q^{\text{ref}}$ 。典型控制方式下, 通常设置 q 轴电流参考值  $i_q^{\text{ref}}$  为 0, 以实现单位功率因数运行。内环利用比例-积分 (Proportional-Integral, PI) 控制器实现交流电流闭环跟踪。此外, 利用解耦项和前馈项可进一步提升电流动态控制性能。由图 2(b) 可知,  $L$  为从 MMC 交流端口看去的交流侧总等效电感,  $\omega$  为工频角频率。 $\vec{e}_v^{\text{ref}}$  为 MMC 交流侧三相内电势的参考值。

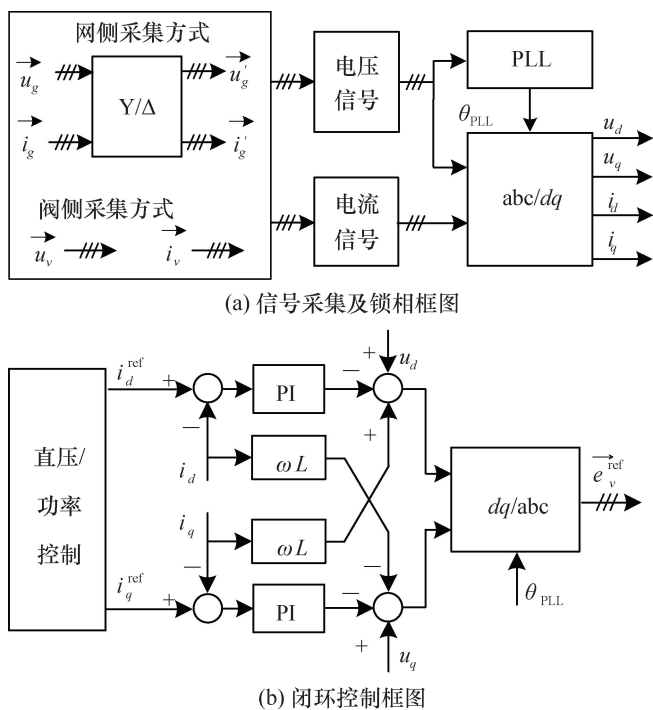


图 2 换流器典型并网信号采集及控制系统框图

Fig. 2 Block diagram of typical grid-connected converter signal acquisition and control system

## 2.2 不同并网采集控制方式下换流器受和应涌流影响特性

现有文献未考虑不同并网采集控制方式下和应涌流对 MMC 暂态电气冲击的影响。在网侧、阀侧采集控制方式下 MMC 受和应涌流的影响如图 3 所示。换流变  $T_1$ 、 $T_2$  用 T 型等效电路表示。高压大容量换流变通常采用各相磁路独立的绕组结构, 即 a、b、c 相变压器均为三个单相变压器。图 3 重点展示了 a 相变

压器等效电路, 在不影响定性结论的前提下, 为叙述简便起见,  $T_1$ 、 $T_2$  变比假设均为 1, 并忽略变压器漏电阻和励磁损耗等效电阻。 $L_{\sigma 1}$ 、 $L_{\sigma 2}$ 、 $L_{k1}$ 、 $L_{k2}$  分别为  $T_1$  和  $T_2$  原副边漏电感,  $L_{m1}$ 、 $L_{m2}$  分别为  $T_1$  和  $T_2$  励磁电感,  $i_{m1}$ 、 $i_{m2}$  分别为  $T_1$  和  $T_2$  的励磁电流。 $R_s$ 、 $L_s$  为所连交流电网内阻和内电感。

以 a 相为例, 当  $T_1$  的 a 相磁通饱和而引发和应涌流时,  $T_1$  的 a 相励磁电流  $i_{m1a}$  中将产生大量直流和谐波分量, 对电流控制环路而言其可视为扰动电流。当  $T_1$  三相发生不同程度的磁通饱和时,  $T_1$  三相励磁电流  $\vec{i}_{m1} = [i_{m1a}, i_{m1b}, i_{m1c}]$  将产生不同的谐波和直流分量。由于在不同绕组形式下,  $\vec{i}_{m1}$  均可表示为  $\vec{i}_g$  和  $\vec{i}_v$  的线性组合, 即可认为  $\vec{i}_{m1}$  由网侧电流  $\vec{i}_g$  和阀侧电流  $\vec{i}_v$  共同提供。 $\vec{i}_{m1}$  在  $T_1$  原副边的分配比例取决于原副边等效阻抗, 阻抗越小的支路将流过更多的励磁电流。

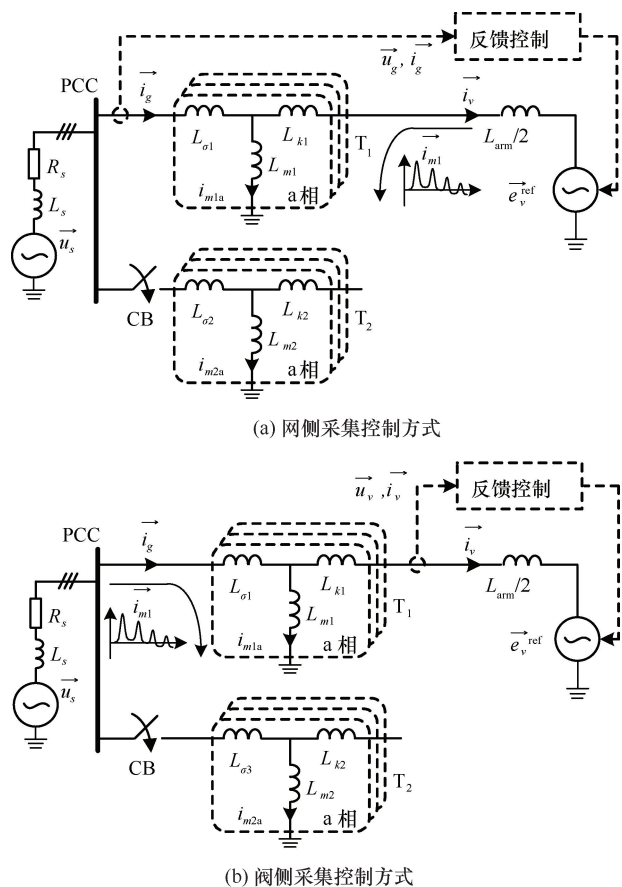


图 3 不同并网采集控制方式下 MMC 受和应涌流影响对比示意

Fig. 3 Comparison diagram of the impact of inrush currents on MMC under different grid-connected signal acquisition and control methods

如图 3(a) 所示, 在网侧采集控制方式下, 网侧电流  $\vec{i}_g$  被直接闭环反馈控制。由于电流内环 PI 控制器对直流偏置和谐波均有较强抑制作用,  $T_1$  原边等效阻抗相比于副边更大, 因此励磁电流内直流和谐波分量大部分流向阀侧, 从而引起 MMC 较大的暂态电气冲击, 易造成 MMC 桥臂电流峰值和有效值增加、子模块电容电压波动增加、子模块内半导体器件电气应力增大等影响。如图 3(b) 所示, 在阀侧采集控制方式下, 阀侧电流  $\vec{i}_v$  被直接闭环反馈控制, 此时  $T_1$  副边等效阻抗相比于原边更大, 因此励磁电流内直流和谐波分量大部分流向网侧, 不会对 MMC 造成显著电气冲击, 有助于 MMC 安全运行。

### 3 基于控制模式切换的和应涌流下换流器暂态冲击抑制方法

#### 3.1 模式切换控制方法

基于以上分析, 本文提出了基于网侧-阀侧控制模式切换的和应涌流下换流器暂态冲击抑制方法。定义  $dq$  轴相关电气分量在模式切换前后满足以下公式

$$x_{dq} = \begin{cases} x_{gdq} & S = 0 \\ x_{vdq} & S = 1 \end{cases} \quad (3)$$

式中, 变量  $x$  为电流  $i$  或电压  $u$ ; 下标  $dq$  为  $dq$  轴分量; 下标  $g$  为网侧采集量; 下标  $v$  为阀侧采集量;  $S$  为切换开关,  $S = 0$  代表未切换,  $S = 1$  代表切换。

公式(3)表示, 切换前采用网侧采集的  $dq$  轴电气量, 切换后采用阀侧采集的  $dq$  轴电气量。

由网侧控制模式切换到阀侧控制模式过程中, 需考虑换流变对交流等效电感参数的影响。切换前后, 等效电感  $L$  满足

$$L = \begin{cases} L_l + L_{arm}/2 & S = 0 \\ L_{arm}/2 & S = 1 \end{cases} \quad (4)$$

式中,  $L_l$  为变压器原副边总漏感;  $L_{arm}$  为 MMC 桥臂电感。

模型切换控制如图 4 所示。在和应涌流未发生时, MMC 正常运行于如图 2 所示的网侧控制模式。当发生和应涌流后, MMC 切换至阀侧控制模式。

PLL 锁得阀侧电压  $\vec{u}_v$  相位为  $\theta_v$ , 并对  $\vec{u}_v$  和  $\vec{i}_v$  进行  $dq$  变换, 分别得到  $dq$  轴分量  $u_{vd}$ 、 $u_{vq}$ 、 $i_{vd}$ 、 $i_{vq}$ 。内环反馈电流  $d$  轴分量  $i_d$  由  $i_{gd}$  切换为  $i_{vd}$ , 内环反馈电流  $q$  轴分量  $i_q$  由  $i_{gq}$  切换为  $i_{vq}$ ; 电压前馈项  $d$  轴分量  $u_d$  由  $u_{gd}$  切换为  $u_{vd}$ , 电压前馈项  $q$  轴分量  $u_q$  由  $u_{gq}$  切换为  $u_{vq}$ ; 解耦项中电感系数  $L$  由  $L_l + L_{arm}/2$  切换为  $L_{arm}/2$ 。

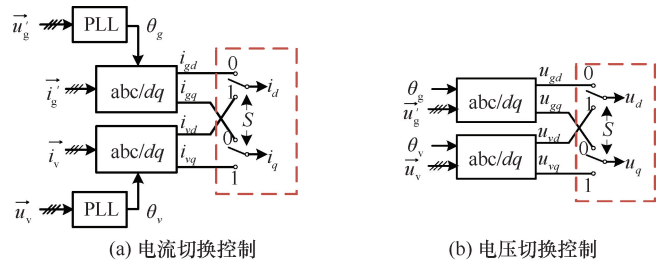


图 4 模式切换控制框

Fig. 4 Block diagram of control mode switching

为进一步防止切换过程中 MMC 交流内电势突变, 在切换时刻  $t_s$  按式(5)对电流内环  $d$ 、 $q$  通道上积分器的存储值  $x_d$ 、 $x_q$  进行重置, 即

$$\begin{cases} x_d \Big|_{t=t_s^+} = \left[ x_d + u_{vd} - u_{gd} + \left( K_p + \frac{\omega L_{arm}}{2} \right) i_{vd} - \left( K_p + \frac{\omega L_{arm}}{2} + \omega L_l \right) i_{gd} \right] \Big|_{t=t_s^-} \\ x_q \Big|_{t=t_s^+} = \left[ x_q + u_{vq} - u_{gq} + \left( K_p - \frac{\omega L_{arm}}{2} \right) i_{vq} - \left( K_p - \frac{\omega L_{arm}}{2} - \omega L_l \right) i_{gq} \right] \Big|_{t=t_s^-} \end{cases} \quad (5)$$

式中,  $t_s^+$  为切换时刻;  $t_s^-$  为切换前一拍的时刻;  $K_p$  为电流内环 PI 控制器的比例系数。

#### 3.2 其他讨论

控制模式切换的使能信号  $S$  主要有两种产生方式。方式一在识别出和应涌流发生后使能模式切换。为防止换流器因暂态电气冲击而引发桥臂过流或电容过压保护动作, 对和应涌流识别算法的快速性要求较高。方式二针对站内同一交流母线下接双回变压器的特定场景, 直接利用站内空载变压器的合闸信号使能

另一回换流器的模式切换,在和应涌流发生前启动阀侧控制模式,可有效抵御和应涌流带来的换流器暂态电气冲击。

在空载换流变投入后,随着励磁涌流的衰减,已运行换流变的和应涌流也逐渐衰减,如图5所示。当检测到和应涌流基本消失后,可由阀侧控制模式切换回网侧控制模式,而不影响 MMC 正常工况下的运行。

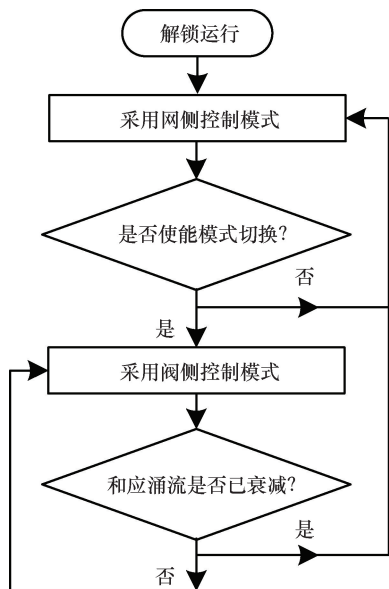


图5 控制模式切换逻辑流程

Fig. 5 Flowchart of control mode switching logic

## 4 仿真验证

为了验证理论分析及所提方法的正确性,在 MATLAB/Simulink 软件中搭建柔直系统仿真模型,仿真参数如表1所列。设置三种仿真工况,对换流变  $T_2$  空载投入后换流器 MMC1 的暂态电气波形进行仿真对比。工况1中采用传统网侧控制方法;工况2中采用所提控制方法,且模式切换无延迟;工况3中采用所提控制方法,但模式切换有延迟。

表1 系统仿真参数

Table 1 System simulation parameters

参数	数值
MMC 额定容量/MVA	800
额定网侧电压/阀侧电压/kV	500/220
额定直流电压/kV	500
桥臂子模块个数/个	250
子模块电容电压额定值/kV	2
子模块电容容值/mF	12
桥臂电感/mH	100
换流变容量/MVA	800
换流变总漏抗/p. u.	0.1

### 4.1 工况1:采用传统网侧控制方法

初始时,MMC1 从电网吸收 0.2 p. u. 有功。在 6 s 时刻,断路器 CB 闭合,换流变  $T_2$  空载投入电网。 $T_2$  原边三相励磁涌流  $i_a$ 、 $i_b$ 、 $i_c$  波形如图6所示。可见三相励磁涌流不对称,含有直流分量和大量低次谐波,涌流峰值达 3.1 kA。6~7 s 期间,励磁涌流衰减较快;7 s 之后,励磁涌流衰减较为缓慢。

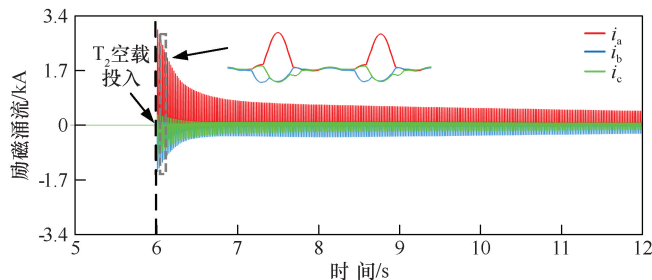


图6 工况1下  $T_2$  励磁涌流仿真波形

Fig. 6 Simulation waveforms of  $T_2$  excitation inrush currents under Case 1

工况1中,由于 MMC1 采用传统网侧控制方法,阀侧三相电流  $i_{ra}$ 、 $i_{rb}$ 、 $i_{rc}$  出现较大涌流,如图7所示。其中,阀侧 b 相涌流最为严重,电流绝对值峰值相比  $T_2$  空载投入前增大约 90%。阀侧三相电流不对称,含有明显的直流偏置和低次谐波,并导致 MMC1 桥臂电流波形畸变;b 相下桥臂电流  $i_{an}$  绝对值峰值相比  $T_2$  空载投入前增加约 88%,如图8所示,其中  $i_{ap}$ 、 $i_{an}$  分别为 a 相上下桥臂电流。此外,桥臂瞬时功率的波动进一步引起电容电压波动增大,b 相上下桥臂电容电压最大波动率均超过 6%,相比  $T_2$  空载投入前增加约 300%,如图9所示,其中  $u_{SM\_ap}$ 、 $u_{SM\_an}$  分别为 a 相上下桥臂平均电容电压。其他各相桥臂电流、电容电压波形均出现不同程度的增大。随着励磁涌流的衰减,MMC1 阀侧电流、桥臂电流、电容电压波动也随之衰减。

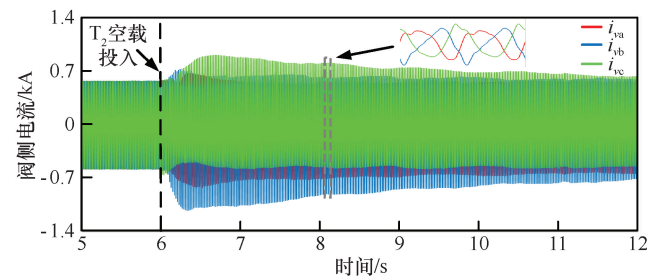


图7 工况1下 MMC1 阀侧电流仿真波形

Fig. 7 Simulation waveforms of valve-side currents of MMC1 under Case 1

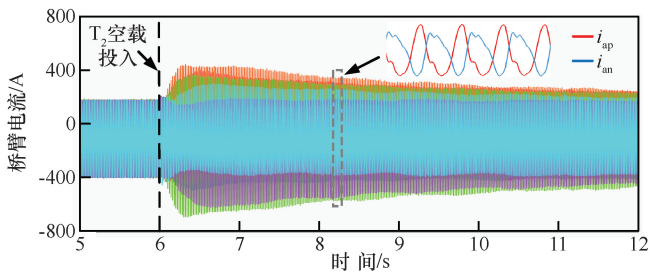


图8 工况1下MMC1桥臂电流仿真波形

Fig. 8 Simulation waveforms of bridge arm currents of MMC1 under Case 1

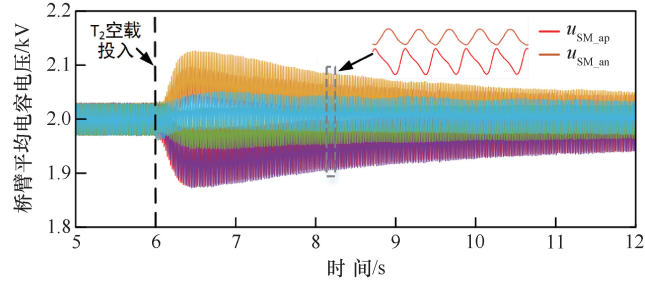


图9 工况1下MMC1桥臂平均电容电压仿真波形

Fig. 9 Simulation waveforms of average capacitor voltages of MMC1's bridge arm under Case 1

#### 4.2 工况2: 采用所提控制方法(模式切换无延迟)

工况2中, 6s时刻断路器CB闭合的同时将CB闭合信号作为控制模式切换的使能信号, 将MMC1由网侧控制模式切换为阀侧控制模式。由图10、图11可知,  $T_2$ 空载投入后MMC1阀侧电流、桥臂电流的暂态冲击显著减小, 所含直流偏置和低次谐波分量大幅降低。与 $T_2$ 空载投入前相比, 阀侧电流峰值增加不超过12%, 桥臂电流峰值增加不超过13%。子模块电容电压波动率不超过2%, 波动率无显著增加, 上下桥臂间子模块平均电容电压保持均衡, 如图12所示。与工况1中采用传统控制方法相比, 采用所提方法后, MMC桥臂电流峰值减小40%, 子模块电容电压波动率减小67%。

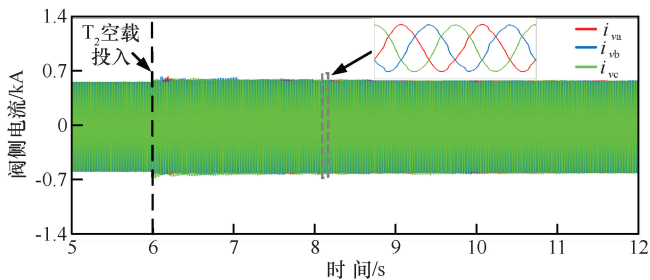


图10 工况2下MMC1阀侧电流仿真波形

Fig. 10 Simulation waveforms of valve-side currents of MMC1 under Case 2

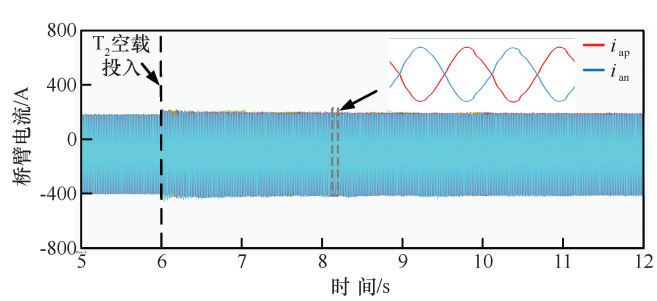


图11 工况2下MMC1桥臂电流仿真波形

Fig. 11 Simulation waveforms of bridge arm currents of MMC1 under Case 2

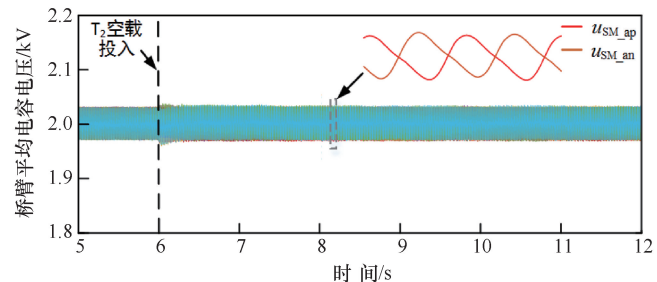


图12 工况2下MMC1桥臂平均电容电压仿真波形

Fig. 12 Simulation waveforms of average capacitor voltages of MMC1's bridge arm under case 2

以上仿真结果表明, MMC1在和应涌流未发生或早期发展阶段切换至阀侧控制模式, 不但有效抑制了换流器承受的暂态电气冲击, 也使换流器运行更早地进入稳态。

#### 4.3 工况3: 采用所提控制方法(模式切换有延迟)

为了进一步验证所提方法的有效性和延迟模式切换的影响, 工况3中在断路器CB闭合后延迟1s将MMC1由网侧控制模式切换为阀侧控制模式。工况3下MMC1的阀侧电流、桥臂电流和桥臂平均电容电压仿真波形如图13—15所示。在6~7s时间段内, 和应涌流已快速产生并对MMC1造成了较大的电气冲击, 相关波形与图7—图9中对应波形相同。

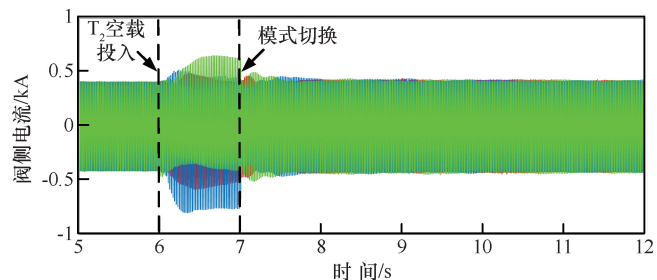


图13 工况3下MMC1阀侧电流仿真波形

Fig. 13 Simulation waveforms of valve-side currents of MMC1 under Case 3

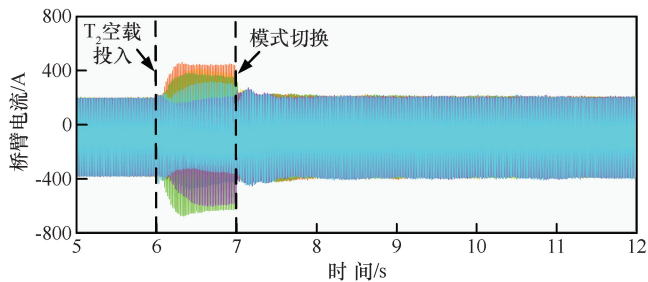


图 14 工况 3 下 MMC1 桥臂电流仿真波形

Fig. 14 Simulation waveforms of bridge arm currents of MMC1 under Case 3

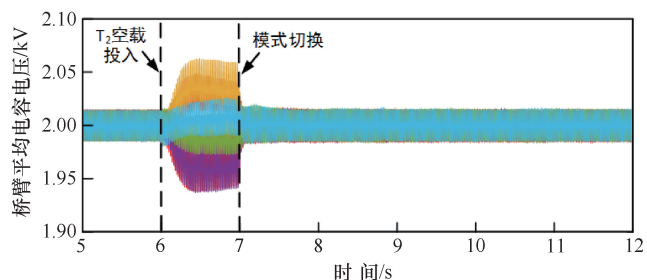


图 15 工况 3 下 MMC1 桥臂平均电容电压仿真波形

Fig. 15 Simulation waveforms of average capacitor voltages of MMC1's bridge arm under case 3

在 7 s 后, 由于 MMC1 切换为阀侧控制模式, 阀侧电流的直流偏置和谐波分量得到了快速抑制, 大约经过 0.5 s 后 MMC1 运行开始进入准稳态, 如图 13—图 15 所示。稳态时 MMC1 阀侧电流、桥臂电流和子模块电容电压波形与图 10—图 12 中对应波形相同。

以上仿真结果充分验证了所提控制方法对抑制换流器和应涌流暂态冲击的有效性, 且越早使能模式切换越有利于抑制换流器阀侧电流、桥臂电流冲击和子模块电容电压波动, 防止子模块因电气应力增加而损坏。

## 5 结论

针对柔直输电系统和应涌流易引发换流器暂态过压过流而停运的实际工程问题, 本文在和应涌流产生机理的基础上, 深入分析了在不同采集控制方式下换流器受和应涌流的影响特性, 提出了基于网侧—阀侧控制模式切换的换流器暂态冲击抑制方法, 并通过仿真验证了所提方法的有效性。所提方法无需增加硬件投资, 实现方式简单, 有望应用于实际工程。具体结论如下。

(1) 不同采集控制方式会显著影响和应涌流下 MMC 的暂态运行特性。相比于网侧采集控制方式,

阀侧采集控制方式可大幅降低 MMC 受和应涌流的扰动影响。

(2) 相比于传统网侧采集控制方法, 所提基于网侧—阀侧控制模式切换方法可显著降低和应涌流对柔直换流器的暂态电气冲击。在本文所用仿真参数和工况下, 采用所提方法时柔直换流器桥臂电流暂态峰值及子模块电压波动率相比于采用传统网侧采集控制方法时分别减小 40% 和 67%。

(3) 在和应涌流发生后, 换流器模式切换的延迟越短越有助于降低换流器内部电气应力, 并缩短恢复至运行稳态的时间。

本文从提升 MMC 对和应涌流的暂态抗扰能力角度出发开展相关研究, 未来将进一步研究基于柔直换流器主动控制的换流变磁通退饱和方法。

## 参考文献 (References):

- [1] 周业荣, 李相锐, 绳博宇, 等. 水风光蓄互补发电系统中风光容量配置研究[J]. 水利水电技术(中英文), 2023, 54(11): 1-14.  
ZHOU Yerong, LI Xiangrui, SHENG Boyu, et al. Study of wind-photovoltaic optimal capacity configuration in hydro-wind-photovoltaic-pumped storage complementary power generation system[J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 2023, 54(11): 1-14.
- [2] 常宝真, 罗萍萍, 林济铿. 高光伏渗透率配电网的电压协调控制策略研究[J]. 水利水电技术(中英文), 2023, 54(10): 203-212.  
CHANG Baozhen, LUO Pingping, LIN Jikeng. Research of voltage coordinated control strategy of high photovoltaic penetration distribution network [J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 2023, 54(10): 203-212.
- [3] 刘振亚, 张启平, 董存, 等. 通过特高压直流实现大型能源基地风、光、火电力大规模高效率安全外送研究[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(16): 2513-2522.  
LIU Z Y, ZHANG Q P, DONG C, et al. Efficient and security transmission of wind, photovoltaic and thermal power of large-scale energy resource bases through UHVDC projects[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(16): 2513-2522.
- [4] 汤广福, 贺之渊, 庞辉. 柔性直流输电工程技术研究、应用及发展[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(15): 3-14.  
TANG G F, HE Z Y, PANG H. Research, application and development of VSC-HVDC engineering technology [J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(15): 3-14.
- [5] 汤广福, 贺之渊, 滕乐天, 等. 电压源换流器高压直流输电技术最新研究进展[J]. 电网技术, 2008, 32(22): 39-44.  
TANG G F, HE Z Y, TENG L T, et al. New progress on HVDC technology based on voltage source converter [J]. Power System

- Technology, 2008, 32(22): 39-44.
- [6] 郭贤珊, 周杨, 梅念, 等. 张北柔直电网的构建与特性分析[J]. 电网技术, 2018, 42(11): 3698-3707.
- GUO X S, ZHOU Y, MEI N, et al. Construction and characteristic analysis of Zhangbei flexible DC grid[J]. Power System Technology, 2018, 42(11): 3698-3707.
- [7] 李生虎, 李璐璐, 陶帝文, 等. 计及子模块的双极 MMC-HVDC 可靠性及灵敏度分析[J]. 电力系统及其自动化学报, 2023, 35(5): 129-137.
- LI S H, LI L L, TAO D W, et al. Reliability and sensitivity analysis of bipolar MMC-HVDC considering sub-modules[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2023, 35(5): 129-137.
- [8] 何炎, 李周, 李亚州, 等. 基于真双极接线的 VSC-MTDC 系统功率转代策略[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(19): 95-101.
- HE Y, LI Z, LI Y Z, et al. Power conversion strategy of VSC-MTDC system based on real bipolar wiring mode[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(19): 95-101.
- [9] 戚宣威, 尹项根, 张哲, 等. 变压器空投导致相邻元件差动保护误动分析及防范措施[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(3): 129-134.
- QI X W, YIN X G, ZHANG Z, et al. Analysis on mal-operation for current differential protection due to adjacent transformer switching-on and its countermeasures[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(3): 129-134.
- [10] QI X W, YIN X G, ZHANG Z, et al. Study on the unusual misoperation of differential protection during transformer energization and its countermeasure[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(5): 1998-2007.
- [11] 郑伟, 张楠, 周全. 和应涌流导致直流闭锁极保护误动作分析[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(11): 119-124.
- ZHENG W, ZHANG N, ZHOU Q. Analysis of DC blocked pole protection misoperation caused by sympathetic inrush current[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(11): 119-124.
- [12] 黄科峰. 南澳柔性直流输电系统启动中电压跌落原因分析及抑制措施研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2018.
- HUANG K F. Reason Analysis of Voltage Drop in the Process of Charging Startup of Nan'ao HVDC Flexible Transmission System and Suppression Measures Study[D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2018.
- [13] 毕大强, 王祥珩, 李德佳, 等. 变压器和应涌流的理论探讨[J]. 电力系统自动化, 2005, 29(6): 1-8.
- BI Daqiang, WANG Xiangheng, LI Dejia, et al. Theory analysis of the sympathetic inrush in operating transformers[J]. Automation of Electric Power Systems, 2005, 29(6): 1-8.
- [14] 司马文霞, 刘永来, 杨鸣, 等. 考虑铁心深度饱和的单相双绕组变压器改进  $\pi$  模型[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(24): 7131-7140.
- SIMA W X, LIU Y L, YANG M, et al. An improved  $\pi$  model for single-phase two winding transformers considering deep saturation of the iron core[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(24): 7131-7140. deep saturation of the iron core[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(24): 7131-7140.
- [15] SIMA W X, PENG D X, YANG M, et al. Reversible wideband hybrid model of two-winding transformer including the core nonlinearity and EMTP implementation[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2021, 68(4): 3159-3169.
- [16] 王奕, 戚宣威, 罗航, 等. 复杂和应涌流及其对电流差动保护的影响[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(6): 98-105.
- WANG Y, QI X W, LUO H, et al. Complex sympathetic inrush and its influence on current differential protection[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(6): 98-105.
- [17] JIN N, XING J W, LIN X N, et al. Countermeasure on preventing line zero-sequence overcurrent protection from mal-operation due to magnetizing inrush[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(3): 1476-1487.
- [18] 谷君, 郑涛, 肖仕武, 等. 基于时差法的 Y/ $\Delta$  接线变压器和应涌流鉴别新方法[J]. 中国电机工程学报, 2007, 27(13): 6-11.
- GU Jun, ZHENG Tao, XIAO Shiwu, et al. A new algorithm based on time differential method to identify sympathetic inrush of transformers connected in Wye-delta mode[J]. Proceedings of the CSEE, 2007, 27(13): 6-11.
- [19] 毕大强, 孙叶, 王祥珩, 等. 非饱和区等效瞬时电感在判别变压器和应涌流中的应用研究[J]. 电力设备, 2008(4): 21-24.
- BI D Q, SUN Y, WANG X H, et al. Application of equivalent instantaneous inductance in non-saturation zone to identify the sympathetic inrush in transformer[J]. Electrical Equipment, 2008(4): 21-24.
- [20] BAOMING G, DE ALMEIDA A T, QIONGLIN Z, et al. An equivalent instantaneous inductance-based technique for discrimination between inrush current and internal faults in power transformers[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2005, 20(4): 2473-2482.
- [21] ZHAO Y C, CROSSLEY P. Countermeasure to prevent the incorrect blocking of differential protection applied to converter transformers[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(1): 95-105.
- [22] CHEN Z W, LI H N, DONG X F, et al. Magnetizing inrush current elimination strategy based on a parallel type asynchronous closing hybrid transformer[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2023, 38(1): 931-943.
- [23] JAZEBI S, DOGAN R, KOVAN B, et al. Reduction of inrush currents in toroidal transformers by sector winding design[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2016: 1.
- [24] PAN Y L, YIN X G, ZHANG Z, et al. Three-phase transformer

- inrush current reduction strategy based on prefluxing and controlled switching[J]. IEEE Access, 2021, 9: 38961-38978.
- [25] CANO-GONZÁLEZ R, BACHILLER-SOLER A, ROSENDO-MACÍAS J A, et al. Inrush current mitigation in three-phase transformers with isolated neutral [ J ]. Electric Power Systems Research, 2015, 121: 14-19.
- [26] ZHANG S, YAO C G, ZHAO X Z, et al. Improved flux-controlled VFCV strategy for eliminating and measuring the residual flux of three-phase transformers[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(3): 1237-1248.
- [27] KOVAN B, DE LEON F, CZARKOWSKI D, et al. Mitigation of inrush currents in network transformers by reducing the residual flux with an ultra-low-frequency power source[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(3): 1563-1570.
- [28] 陈志伟, 董小飞, 丁国成, 等. 不考虑剩磁非同步合闸技术的混合变压器励磁涌流治理策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(13): 4982-4992.
- CHEN Z W, DONG X F, DING G C, et al. Research on excitation inrush current management strategy of hybrid transformer without considering remanence asynchronous closing technology [ J ]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(13): 4982-4992.
- [29] CHEN Z W, HE Y X, DING G C, et al. Magnetic flux bias compensation based on voltage injection method with an auxiliary DC/DC converter [ J ]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2023, 70(9): 8698-8708.
- [30] MA S M, LIN X N, LI Z T, et al. A system-level suppression method for DC bias based on reverse unbalanced currents in the same transmission section[J]. IEEE Access, 2021, 9: 126967-126975.
- [31] 李晓华, 张冬怡, 丁晓兵, 等. 换流变压器和应涌流的正序二次谐波特性分析[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(13): 202-207.
- LI X H, ZHANG D Y, DING X B, et al. Analysis on positive-sequence second harmonic characteristic of sympathetic inrush current for converter transformer[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(13): 202-207.
- [32] 袁宇波, 李德佳, 陆于平, 等. 变压器和应涌流的物理机理及其对差动保护的影响[J]. 电力系统自动化, 2005, 29(6): 9-14.
- YUAN Y B, LI D J, LU Y P, et al. Physical mechanism of sympathetic inrush of transformer and its influence on differential protection[J]. Automation of Electric Power Systems, 2005, 29(6): 9-14.

(责任编辑 王 璐)