

# 七电平电流源型换流器无源逆变试验与分析

杨宝峰<sup>1</sup>, 王志文<sup>1</sup>, 罗振鹏<sup>1</sup>, 王志和<sup>1</sup>, 韩俊飞<sup>2</sup>

(1. 内蒙古工业大学 电力学院, 内蒙古 呼和浩特 010080;

2. 内蒙古电力科学研究院, 内蒙古 呼和浩特 010020)

**摘要:**普通晶闸管换流阀无关断电流的能力,需要借助电网电压完成换相,不适用于没有交流电网的无源逆变电路。为了将晶闸管换流阀应用于柔性交直流电网,以并联十二脉动晶闸管换流器为前级,以七电平直流电流分配单元为后级构成级联型电流源逆变器。七电平直流电流分配单元不仅实现了对直流母线电流的动态平均分配,而且形成了周期性的直流电流过零点,为十二脉动晶闸管换流器提供零电流换相条件,从而实现晶闸管换流阀的强迫换相。实现强迫换相的晶闸管换流阀外特性相当于全控型逆阻器件,因此换流器可实现无源逆变。在对电路拓扑、调制方法进行详细分析的基础上,设计了额定功率为0.5 MW的七电平柔性直流换流器试验装置,以三相电阻为负载,进行了无源逆变试验。试验结果验证了大电流工况下,晶闸管换流阀与多电平直流电流分配单元协同作用实现晶闸管换流阀受控关断的可行性和可靠性。

**关键词:**晶闸管换流阀;七电平;强迫换流;电流源换流器;无源逆变;级联

**中图分类号:**TM 46

**文献标志码:**A

**DOI:**10.16081/j.epae.202104023

## 0 引言

晶闸管换流器是直流输电工程中常用的交直流变换单元,换流阀的控制极无关断能力,所以常规直流输电要求逆变器所接的交流系统提供换相电压和电流,即受端交流系统必须有交流电源<sup>[1]</sup>。向弱交流系统及无电源的负荷区送电常采用基于电压源换流器的柔性直流输电技术<sup>[2-4]</sup>,但柔性直流换流站的损耗要明显高于常规直流换流站<sup>[5]</sup>。基于电压源换流器的柔性直流技术不仅应用于高压输电领域,近几年在城市配电网等中低压配电领域也呈快速发展趋势<sup>[6-7]</sup>。

作为电压源换流器的对偶存在,电流源换流器具有交流侧升压、短路耐受能力强和直接电流控制等优点<sup>[8]</sup>。适用于电流源换流器的全控型逆阻器件(门极可关断晶闸管(GTO)、集成门极换流晶闸管(IGCT)等)的容量及驱动电路功率较大<sup>[9]</sup>,试验室研究技术门槛较高,一般多用于相对特殊的大功率传动场合<sup>[10]</sup>;小容量电流源样机试验常用器件为绝缘栅双极型晶体管(IGBT)串联二极管形式<sup>[11-12]</sup>,降低了驱动电路的功率,但相应增加了器件损耗。为了利用电流源的固有优势,降低器件使用门槛,文献

[13]研究了基于混合开关的电流型整流器,文献[14]研究了三模块并联的三相多电平整流器,文献[15]研究了整流侧采用电网换相换流器、逆变侧采用脉宽调制电流源换流器的混合直流输电系统,但仅进行了仿真分析。

针对电流源换流器的研究现状,为了将电流源换流器应用于柔性输配电等大功率场合,特别是当前只有电压源换流器能够胜任的向弱交流系统以及无电源的负荷区送电的柔性输配电工程,本文根据近年来注入式电流源换流器的主要研究成果(如:文献[16]中首次提出三电平注入式电流源换流器拓扑;文献[17]基于此电路拓扑进行了小功率样机整流试验;文献[18]论述了五电平注入式电流源换流器的调制方法和小功率整流试验),以并联结构的十二脉动晶闸管换流器为前级、七电平直流电流分配单元为后级构成级联型电流源逆变器(交流侧电流谐波畸变率随直流电平数的增加而降低,当直流电平数大于等于7时,交流侧电流谐波畸变率小于3%<sup>[19]</sup>),设计了额定功率为0.5 MW的柔性直流换流器,完成了直流电流为1000 A的无源逆变试验。试验结果验证了大电流工况下晶闸管换流阀强迫换流的可行性和可靠性,为晶闸管换流阀组应用于柔性交直流输配电提供技术支撑。

## 1 拓扑、调制及原理分析

本文采用的基于混合开关的七电平强迫换流电流源逆变器的电路拓扑如图1所示。该拓扑在文献[16]所提拓扑的基础上做了如下改进:①在并联十二脉动换流器结构中,以半控型器件(晶闸管 $S_{y1}$ — $S_{y6}$ 和 $S_{d1}$ — $S_{d6}$ )替代逆阻型全控器件;②在直流分配

收稿日期:2020-12-30;修回日期:2021-02-26

基金项目:内蒙古自治区科技重大专项(2019ZD027);内蒙古自治区高等学校技术研究项目(NYZY19077)

Project supported by the Major Science and Technology Special Fund of Inner Mongolia Autonomous Region (2019ZD027) and the Research Program of Science and Technology at Universities of Inner Mongolia Autonomous Region(NYZY19077)

单元中,以IGBT串联二极管( $S_{yr1}-S_{yr6}$ 和 $S_{dr1}-S_{dr6}$ ,图中以开关符号简易表示)替代逆阻型全控器件;  
③将三电平拓展到七电平。图1中,变压器T的变比分别为 $k_n:1(y)$ 和 $k_n:\sqrt{3}(d)$ ;  $I_{r1}-I_{r6}$ 为直流分配单元6条支路的直流电流;  $I_y$ 、 $I_d$ 分别为y组和d组三相桥输入直流电流;  $I_{dc}$ 为直流母线电流;  $U_{dc}$ 为直流母线端电压;  $L_{dc}$ 为直流母线电抗器电感值;  $U_{dcy}$ 、 $U_{dcd}$ 分别为y、d组桥输出直流电压;  $i_{ay}$ 、 $i_{ad}$ 为变压器2套副边的a相绕组电流;  $i_A$ 为变压器原边A相绕组电流。

开关器件的调制方式满足:

(1)2组桥各桥臂上的晶闸管开关频率与交流电源频率相同,触发顺序为1-2-3-4-5-6-1,每隔 $60^\circ$ 电角度触发一个桥臂上的开关;

(2)y组桥与d组桥相应序号晶闸管间隔 $30^\circ$ 电角度触发(超前或滞后对应变压器绕组相序,这里采用y绕组各相超前d绕组各相 $30^\circ$ );

(3)直流电流分配单元的开关频率为晶闸管开关频率的6倍,每间隔 $5^\circ$ 电角度,连接同一组晶闸管桥的电流分配开关有且只有1路进行切换;

(4)各直流电流分配单元对边IGBT互锁触发;

(5)一定时间周期内,直流电流分配单元各开关遍历所有设定的开关组合状态;

(6)直流电流分配单元开关的组合切换为两晶闸管桥提供周期性零电流区间,保证晶闸管实现零电流强迫换相。

满足如上条件的开关组合状态并不唯一,实际应用中可根据优化目标,如支路电流波动率、支路电感电压应力、易于计算机编程等得到优化的开关组合状态,受篇幅限制,有关开关组合状态的优化另文论述。下面以逆变器接入交流电源的电压矢量为参考,给出一组可用的开关状态如图2所示( $\alpha$ 为晶闸管 $S_{y1}$ 的触发角)。图中,以空白框表示y组桥各开关的导通状态,以斜线框表示d组桥各开关的导通状态。对于晶闸管桥,只给出了 $S_{y1}$ 、 $S_{d1}$ 的触发脉冲( $S_{y1}$ 、 $S_{d1}$ ),其他各桥臂开关的触发脉冲按各自序号依次滞后 $60^\circ$ 。

由图1和图2可知,直流电流满足如下关系:

$$I_{dc} = I_y + I_d \quad (1)$$

$$\begin{cases} I_y = \sum_{j=1}^6 S_{yrj} I_{rj} \\ I_d = \sum_{j=1}^6 S_{drj} I_{rj} \end{cases} \quad (2)$$

其中, $S_{yrj}$ 、 $S_{drj}$ 为第j条支路的开关函数,导通取1,关

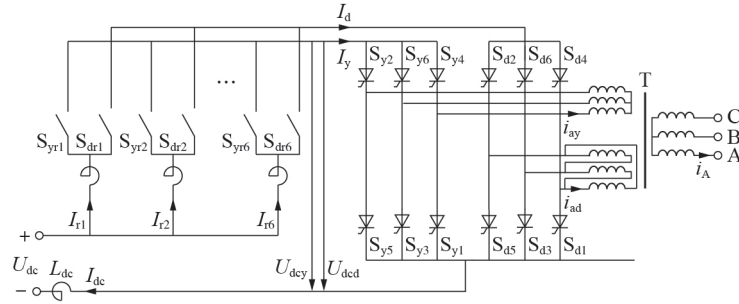


图1 七电平强迫换流电流源逆变器拓扑

Fig.1 Topology of seven-level forced commutated current source converter

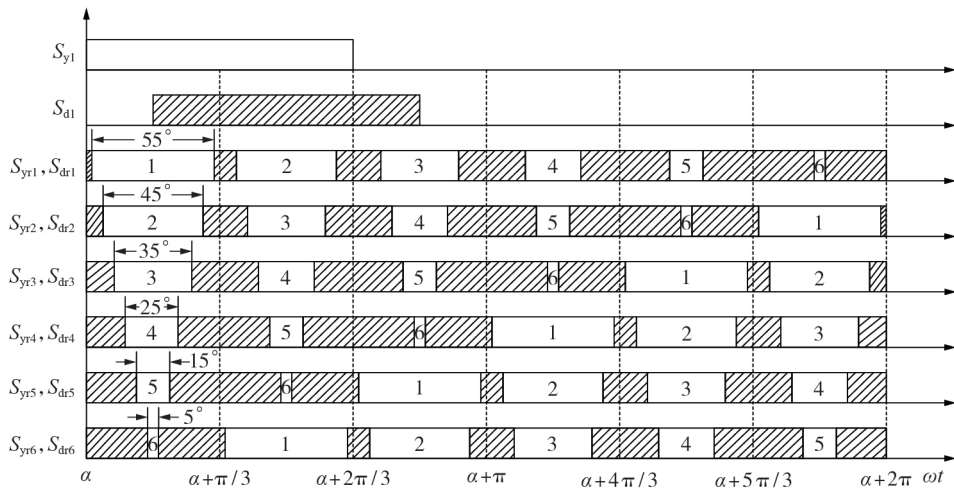


图2 开关状态

Fig.2 Switching states

断取0;  $I_{rj}$  为第  $j$  条支路直流电流瞬时值。

$I_{rj}$  与直流电压的关系如式(3)所示。

$$I_{rj} = I_{rj0} + \frac{1}{L_j} \int_{t_0}^{t_0 + \Delta t} [S_{yrj}(U_{dc} - U_{dcy}) + S_{drj}(U_{dc} - U_{dcd})] dt \quad (3)$$

其中,  $I_{rj0}$  为  $t_0$  时刻第  $j$  条支路的电流值;  $L_j$  为第  $j$  条支路的电感;  $\Delta t$  为以  $t_0$  时刻为起点的任意时间增量。

稳态工况下, 各支路电流的平均值  $\bar{I}_{rj}$  相等, 且有:

$$\bar{I}_{rj} = \frac{I_{dc}}{6} \quad (4)$$

变压器原边 A 相输出电流为:

$$i_A = \frac{1}{k_n} (i_{ay} + \sqrt{3} i_{ad}) \quad (5)$$

$$i_{ay} = \begin{cases} 0 & \alpha - \pi/6 \leq \omega t < \alpha, \alpha + 2\pi/3 \leq \omega t < \alpha + \pi, \\ & \alpha + 5\pi/3 \leq \omega t < \alpha + 11\pi/6 \\ I_y & \alpha \leq \omega t < \alpha + 2\pi/3 \\ -I_y & \alpha + \pi \leq \omega t < \alpha + 5\pi/3 \end{cases} \quad (6)$$

$$i_{ad} = \begin{cases} I_d/3 & \alpha - \pi/6 \leq \omega t < \alpha + \pi/6, \\ & \alpha + \pi/2 \leq \omega t < \alpha + 5\pi/6 \\ 2I_d/3 & \alpha + \pi/6 \leq \omega t < \alpha + \pi/2 \\ -I_d/3 & \alpha + 5\pi/6 \leq \omega t < \alpha + 7\pi/6, \\ & \alpha + 3\pi/2 \leq \omega t < \alpha + 11\pi/6 \\ -2I_d/3 & \alpha + 7\pi/6 \leq \omega t < \alpha + 3\pi/2 \end{cases} \quad (7)$$

综合式(1)~(7)可得到交直流电流关系。

变压器原边 A 相输出电流有效值  $I_{Arms}$  为:

$$I_{Arms} = \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_0^\pi i_A^2 d(\omega t)} = \frac{\sqrt{4 + \sqrt{3}}}{3k_n} \sqrt{1 + \frac{11 - 6\sqrt{3}}{13 \times 6^2}} I_{dc} = \frac{0.7986}{k_n} I_{dc} \quad (8)$$

变压器原边 A 相输出电流的基波有效值  $I_{A1}$  为:

$$I_{A1} = \frac{8I_{dc}}{\sqrt{6}k_n\pi} \sin \frac{\pi}{72} \left[ 3 + \sum_{j=1}^5 j \cos \left( \frac{\pi}{6} - \frac{j\pi}{36} \right) \right] = \frac{0.7983}{k_n} I_{dc} \quad (9)$$

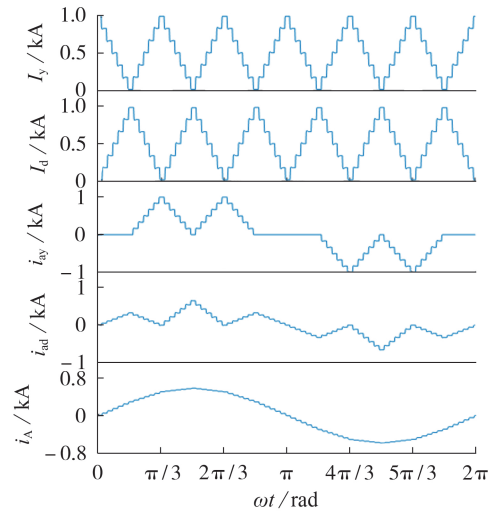
变压器原边 A 相输出电流的总谐波畸变率  $I_{THD}$  为:

$$I_{THD} = \frac{\sqrt{I_{Arms}^2 - I_{A1}^2}}{I_{A1}} \times 100\% = 2.74\% \quad (10)$$

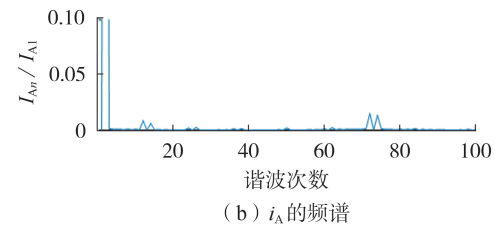
## 2 仿真研究

本文仿真基于 PSCAD 软件, 采用与图 1 相同的电路拓扑, 变压器变比分别为 2:1(y) 和 2: $\sqrt{3}$ (d), 直流电流分配单元各支路的  $L_j$  均为 10 mH,  $L_{dc}$  为 50 mH, 直流电源采用恒流源模型, 变压器原边输出接三相星形电阻负载, 电阻阻值为 1  $\Omega$ 。一个电源周期的稳态电流仿真波形见图 3, 图中  $I_{An}$  为 A 相输出电流的  $n$  次谐波有效值。

由图 3(a) 可见,  $I_y$ 、 $I_d$  均为七电平阶梯脉动直流, 每级阶梯宽度为  $\pi/72$ , 且两者呈现波形互补, 合成直



(a) 主要电流波形



(b)  $i_A$  的频谱

图3 稳态电流仿真波形

Fig.3 Simulative waveforms of steady-state current

流电流  $I_{dc}$  的平均值为 1.012 kA, 直流电压平均值为 0.505 kV; 每个电源周期内  $I_y$ 、 $I_d$  分别形成 6 倍频数量的直流电流过零点, 分别为 y 组和 d 组晶闸管提供零电流换相条件, 从而实现晶闸管换流阀的强迫换相;  $i_{ay}$ 、 $i_{ad}$  为交流非正弦电流波形, 但通过变压器绕组感应合成的原边 A 相绕组电流  $i_A$  由 72 级阶梯组成, 且具有良好的正弦度, 其有效值为 0.41 kA; 逆变器输出三相交流功率为 0.504 MW, 系统功率损耗为 1.32%。图 3(b) 为  $i_A$  的频谱, 其总谐波畸变率为 2.36%, 小于理论分析值 2.74%, 其原因是仿真模型中各开关吸收电路工作使得谐波畸变率进一步降低, 谐波中主要成分为 71、73 次谐波, 其次为 11、13 次谐波。

## 3 试验验证及分析

试验装置见附录中图 A1, 采用与仿真研究完全相同的电路结构与参数, 额定功率为 0.5 MW。试验装置采用模块化设计, 风冷散热。上半部为直流分配单元, 共 7 个模块, 可开展直流 3~8 电平的试验。本次七电平试验采用 6 个模块工作、1 个模块备用的方式, 每个模块内部主电路由 2 只 IGBT、2 只二极管和 1 只 10 mH 的电抗器构成; 下半部为并联结构的十二脉动晶闸管阀组; 控制器核心 CPU 采用数字信号处理器 (DSP) 与可编程逻辑门阵列 (FPGA) 相结合的架构, 其中 DSP 采用 TI 公司的 TMS320F28335,

FPGA选用的是Altera公司的EP4CE22F256;晶闸管阀组、直流分配单元与控制器之间采用光纤连接。为方便试验,直流电源、直流母线电抗器、变压器、交流负载电阻均采用外置方式。波形记录仪采用YOKOGAWA的DL750,由记录仪专用软件Xviewer读取记录数据生成的直流、交流电流波形见图4。

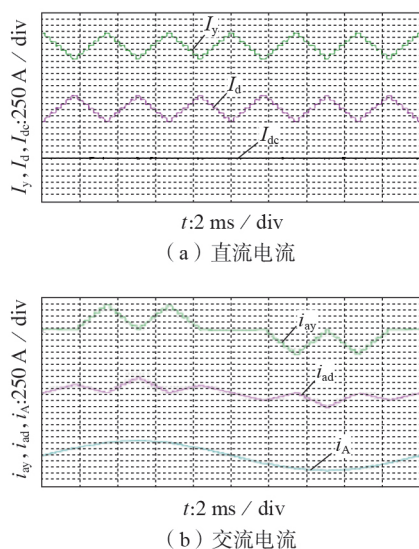


图4 试验电流波形

Fig.4 Experimental waveforms of current

图4与图3的相应波形轮廓相似,数值存在少许偏差。试验电流 $I_{dc}$ 的平均值为1.01 kA,直流电压 $U_{dc}$ 的平均值为0.502 kV。因各支路参数存在一定分散性及控制偏差,所以 $I_y$ 、 $I_d$ 试验波形的各电平宽度亦存在一定分散性,变压器原边A相试验电流 $i_A$ 的有效值为0.407 kA,逆变器输出三相交流功率为0.497 MW,试验系统功率损耗为1.99%,高于仿真功率损耗1.32%。

## 4 结论

由并联十二脉动晶闸管换流器与七电平直流电流分配单元级联构成的电流源逆变器中,七电平直流电流分配单元实现直流母线电流的动态平均分配,形成周期性直流电流过零点,为十二脉动晶闸管换流器提供零电流换相条件,实现晶闸管换流阀的强迫换相。通过仿真与试验,得出以下结论:

(1)实现强迫换相的晶闸管换流阀外特性相当于全控型逆阻器件,换流器可实现无源逆变;

(2)该结构级联型多电平电流源逆变器主桥采用高性价比晶闸管,直流电流分配单元采用小容量器件动态平均分配直流电流,易于以较低成本实现装置的大容量化;

(3)该结构级联型多电平电流源逆变器易于实现电平数扩展,交流输出电流谐波随着电平数量的增加而降低,有利于降低滤波电路成本。

本文研究的试验装置的前级功率器件采用晶闸管并实现了零电流换相,开关损耗较低;后级功率器件采用IGBT串联二极管,开关损耗仍然偏高。后续研究可尝试其他类型功率器件代替IGBT串联二极管、进一步优化试验方案、根据具体应用工况精准设计等措施来进一步降低系统损耗。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

## 参考文献:

- [1] 赵晓君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京:中国电力出版社, 2012:37.
- [2] 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):3-13.  
TANG Guangfu, HE Zhiyuan, PANG Hui. Research, application and development of VSC-HVDC engineering technology[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(15):3-13.
- [3] 汤赐. 配电网静止同步补偿器的非线性控制方法[J]. 电力自动化设备, 2011, 31(3):18-23.  
TANG Ci. Nonlinear control method of DSTATCOM[J]. Electric Power Automation Equipment, 2011, 31(3):18-23.
- [4] 黄伟煌,饶宏,黄莹,等. 一种基于常规直流输电系统的混合直流改造方案[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(10):2861-2868.  
HUANG Weihuang, RAO Hong, HUANG Ying, et al. A novel refurbishment scheme for reforming the existing LCC-HVDC to hybrid HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(10): 2861-2868.
- [5] 王海田,汤广福,贺之渊,等. 模块化多电平换流器的损耗计算[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(2):112-118.  
WANG Haitian, TANG Guangfu, HE Zhiyuan, et al. Power losses calculation of modular multilevel converter[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(2):112-118.
- [6] 彭克,张新慧,陈羽. 适用于多端柔性互联的交直流配电网潮流计算方法[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(1):22-27.  
PENG Ke, ZHANG Xinhui, CHEN Yu. Power flow calculation algorithm for AC-DC hybrid distribution network with multi-terminal flexible interconnection[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(1):22-27.
- [7] 唐西胜. GB/T 32757—2017《中低压直流配电电压导则》解读[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(1):23-28.  
TANG Xisheng. Interpretation of GB/T 32757-2017 guideline for standard voltages of medium and low voltage DC distribution system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(1):23-28.
- [8] 严干贵,钟诚,苑春明. 多电平电流源变流器研究综述[J]. 电网技术, 2015, 39(7):1940-1947.  
YAN Gangui, ZHONG Cheng, YUAN Chunming. Review of multi-level current source converters research[J]. Power System Technology, 2015, 39(7):1940-1947.
- [9] 欧阳旭东,彭程,胡广振,等. 高压大容量静止同步补偿器功率开关器件选用分析[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(2):113-118.  
OUYANG Xudong, PENG Cheng, HU Guangzhen, et al. Power device characterization and selection of high voltage and high power STATCOM[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(2):113-118.
- [10] WANG Zheng, WU Bin, XU Dewei, et al. A current-source-converter based high-power high-speed PMSM drive with 420 Hz switching frequency[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2012, 59(7):2970-2981.
- [11] SUROSO, NOGUCHI T. Multilevel current waveform generation

- using inductor cells and H-bridge current-source inverter[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2012, 27(3): 1090-1098.
- [12] 郭强, 刘和平, 彭东林, 等. 基于电流源型PWM整流器的高效电池充电系统设计[J]. 电力自动化设备, 2015, 35(6): 23-30.  
GUO Qiang, LIU Heping, PENG Donglin, et al. High efficient battery charging system based on current source PWM rectifiers[J]. Electric Power Automation Equipment, 2015, 35(6): 23-30.
- [13] 姜礼节, 吕征宇. 基于混合开关的三相双重整流桥电流型脉宽调制整流器[J]. 电力系统自动化, 2011, 35(8): 67-71.  
JIANG Lijie, LÜ Zhengyu. Three-phase PWM current source rectifier based on dual rectifier bridges with hybrid switch[J]. Automation of Electric Power Systems, 2011, 35(8): 67-71.
- [14] 白志红, 张仲超. 三相电流型多电平整流器的研究和设计[J]. 电工技术学报, 2011, 26(7): 195-202.  
BAI Zhihong, ZHANG Zhongchao. Research and design of three-phase multilevel current source rectifier[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(7): 195-202.
- [15] 夏冰, 李耀华, 李子欣, 等. 基于PWM-CSC的混合直流输电系统电网故障穿越策略[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(11): 120-126.  
XIA Bing, LI Yaohua, LI Zixin, et al. Research of grid fault ride-through strategy for PWM-CSC based hybrid HVDC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(11): 120-126.
- [16] 杨宝峰, 吴振军, 刘永和, 等. 一种新型并联三电平注入式电流型换流器拓扑[J]. 电工技术学报, 2009, 24(5): 67-72.  
YANG Baofeng, WU Zhenjun, LIU Yonghe, et al. A new topology of three-level reinjection current source converter in parallel[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2009, 24(5): 67-72.
- [17] 武海涛, 刘永和. 具备零电流开关与谐波抑制的电流源型逆变器新拓扑[J]. 高电压技术, 2013, 39(11): 2799-2805.  
WU Haitao, LIU Yonghe. Novel current source converter topology with ZCS and harmonic suppression[J]. High Voltage Engineering, 2013, 39(11): 2799-2805.
- [18] 宋玉美, 游小杰, 郭希铮, 等. 一种可抑制输入不平稳的五电平注入式电流型整流器[J]. 电工技术学报, 2017, 32(17): 199-207.  
SONG Yumei, YOU Xiaojie, GUO Xizheng, et al. A novel five-level reinjection current source rectifier under input voltage unbalance[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(17): 199-207.
- [19] LIU Yonghe. Multi-level voltage and current reinjection AC-DC conversion [D]. Christchurch, New Zealand: University of Canterbury, 2003.

#### 作者简介:



杨宝峰

杨宝峰(1976—),男,内蒙古赤峰人,高级工程师,博士,主要研究方向为新能源并网发电、电力电子在电力系统中的应用、直线电机技术等(E-mail:bf.y@163.com);

王志文(1995—),男,山东德州人,硕士研究生,主要研究方向为新能源并网发电技术(E-mail:1286201909@qq.com)。

(编辑 李莉)

### Test and analysis of passive inversion for seven-level current source converter

YANG Baofeng<sup>1</sup>, WANG Zhiwen<sup>1</sup>, LUO Zhenpeng<sup>1</sup>, WANG Zhihe<sup>1</sup>, HAN Junfei<sup>2</sup>

(1. Electric Power Institute, Inner Mongolia University of Technology, Hohhot 010080, China;

2. Inner Mongolia Power Research Institute, Hohhot 010020, China)

**Abstract:** Common thyristor converter valve is unable to turn off currents by itself and commutates with the help of the grid voltage, so it is not suitable for the passive inverter circuit without AC grid. In order to apply the thyristor valve in flexible AC/DC grid, the cascaded current source inverter is constituted by using the parallel twelve-pulse thyristor converter as the front stage and the seven-level DC current distribution unit as the back stage. The seven-level DC current distribution unit not only realizes the dynamic average distribution of the DC bus current, but also forms the periodic DC current zero crossing section, which provides the zero current switching condition for the twelve-pulse thyristor converter, so as to realize the forced commutation of thyristor converter valve. The external characteristics of the thyristor converter valve which realizes forced commutation are equivalent to the fully controlled reverse voltage-blocking device, so the converter can realize passive inversion. Based on the detailed analysis of the circuit topology and modulation method, an experimental device of seven-level flexible DC converter with rated power of 0.5 MW is designed, which employs the three-phase resistance as the load to carry out the passive inversion experiment. The test results verify that, under the high current condition, the controlled shutoff of thyristor converter valve under the cooperation of multi-level DC current distribution unit is feasible and reliable.

**Key words:** thyristor converter valve; seven-level; forced commutated; current source converter; passive inversion; cascade

## 附录

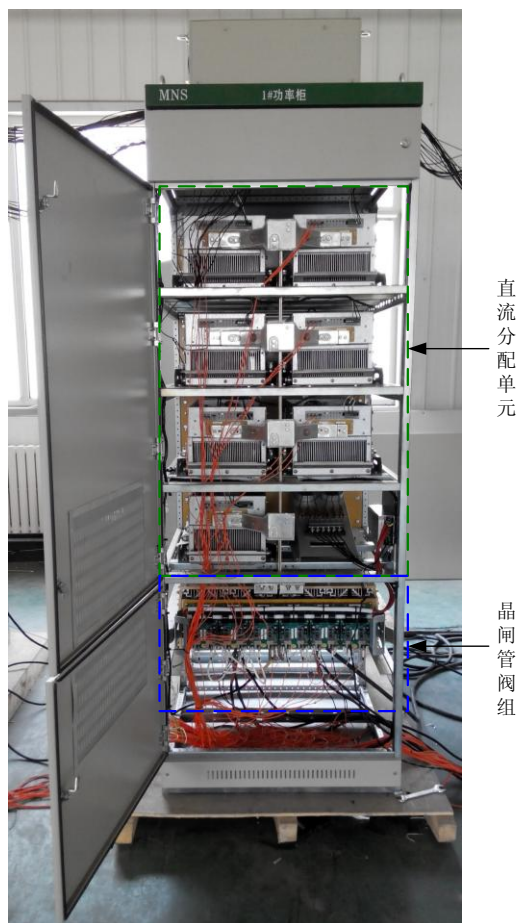


图 A1 试验装置

Fig.A1 Experimental device