

管级阻尼电阻和阻尼电容; R_{dc} 为晶闸管级直流均压电阻;TCU为晶闸管的触发控制单元; L_v 为阀电抗器; C_s 为折算到阀组件级的杂散电容。

换流阀在运行时可以根据其状态分为如图2所示的4个阶段:阀开通(t_1)→阀通态(t_1-t_2)→阀关断(t_2)→阀断态(t_2-t_3)。图中, ΔU_F 为换流阀开通电压; di_1/dt 为开通时刻的电流上升率; ΔU_R 为换流阀关断电压; di_2/dt 为关断时刻的电流下降率。

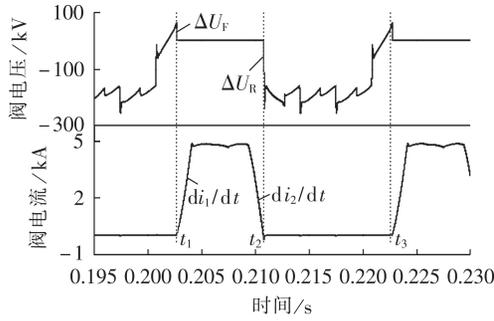


图2 换流阀电压和电流波形

Fig.2 Waveforms of voltage and current of converter valve

在整个运行周期内,换流阀损耗 P_v 按频率相关性可以分为3个部分^[15]:与频率无关的 P_{v0} 、与频率成正比的 P_{v1} 和与频率平方成正比的 P_{v2} 。按频率相关性汇总后的换流阀总损耗计算公式如下:

$$P_v = P_{v0} + P_{v1} + P_{v2} = k_1 U_v^2 + k_2 I_d + k_3 I_d^2 + (k_4 U_v^2 + k_5 U_v + k_6) f + k_7 U_v^2 f^2 \quad (1)$$

其中, U_v 为换流变阀侧线电压有效值; I_d 为换流阀运行电流; f 为系统频率; k_1-k_7 为与换流阀设计相关的参数,一般为常数。 $k_1 U_v^2$ 对应的主要是单阀中直流均压电阻的损耗,由于直流均压电阻较大,该部分损耗占换流阀总损耗的比例较小,可忽略; $k_2 I_d + k_3 I_d^2$ 对应的是阀通态下通流回路压降引起的损耗,主要是晶闸管通态损耗和阀电抗器线圈损耗,这部分损耗直接通过冷却系统散热; $k_4 U_v^2 f$ 对应的是电容器电压变化在阻尼电阻上充放电产生的损耗,是阻尼电阻损耗的主要来源; $k_5 U_v f$ 对应的是单阀关断损耗; $k_6 f$ 对应的是阀电抗器铁芯损耗中的磁滞损耗以及阀内晶闸管的开通扩散损耗,这部分损耗较小,因此也可以忽略; $k_7 U_v^2 f^2$ 对应的是换流阀电压变化在阻尼电阻上引起的损耗。

2 换流阀等效试验方法研究

由式(1)可以知道,为了正确地再现热效应,当换流阀运行试验的试验频率低于工作频率时,就要调整试验条件以近似补偿与频率相关的损耗差值,调整的方法一般为对试验电压和电流分别增加一个折算系数,以保证在试验频率下的阀总损耗不低于工作频率下的阀总损耗,同时对于换流阀的关键器件——

晶闸管,需要对其在不同工作频率下的结温也进行等效。

晶闸管和阻尼电阻的损耗占到换流阀总损耗的90%以上,是换流阀损耗的主要来源。晶闸管损耗主要由通态损耗、开通扩散损耗和阀关断时反向恢复电流在晶闸管内流过产生的损耗(约为阀关断损耗的60%)组成,其中开通扩散损耗占比较小,可以忽略;阻尼电阻损耗主要由与阻尼电阻相关的损耗分量、与阻尼电容相关的损耗分量以及阀关断时反向恢复电流在阻尼电阻上产生的损耗(约为阀关断损耗的40%)组成。因此单级晶闸管和阻尼电阻的损耗计算如下:

$$\begin{cases} P_{thy} = \frac{k_2 I_d + k_3 I_d^2 + 0.6 k_5 U_v f}{N_t} \\ P_{rc} = \frac{(k_4 U_v^2 + 0.4 k_5 U_v) f + k_7 U_v^2 f^2}{N_t} \end{cases} \quad (2)$$

其中, P_{thy} 为单级晶闸管损耗; P_{rc} 为单级晶闸管阻尼电阻损耗; N_t 为单阀串联总级数。

式(2)中的 k_5 与晶闸管的反向恢复电荷 Q_{rr} 有关^[16]:

$$k_5 \approx \sqrt{2} Q_{rr} \sin(\alpha + \mu) \quad (3)$$

其中, α 、 μ 分别为换流阀运行时的触发角、换相角。

而 Q_{rr} 与晶闸管关断时刻的电流下降率 di_2/dt 有关,其关系可以从晶闸管厂家提供的反向恢复电荷与结温、关断电流下降率的试验曲线中进行曲线拟合得到,拟合公式如下^[16]:

$$Q_{rr} = Q_{90} (di_2/dt)^a e^{b(T_j - 90)} \quad (4)$$

其中, Q_{90} 为 $di_2/dt=1 \text{ A}/\mu\text{s}$ 、结温 90°C 时的晶闸管反向恢复电荷值; a 、 b 为拟合系数; T_j 为晶闸管结温实际值。

而关断时刻电流下降率 di_2/dt 的计算公式如下:

$$di_2/dt = \sqrt{2} U_v \sin(\alpha + \mu) / (2L_t) \quad (5)$$

其中, L_t 为换流变漏感。

将式(4)和式(5)代入式(2),同时考虑到换流阀运行试验时晶闸管结温一般控制在 90°C ,因此修正后的式(2)如下:

$$\begin{cases} P_{thy} = \frac{k_2 I_d + k_3 I_d^2 + 0.6 k_5' U_v^{1+a} f}{N_t} \\ P_{rc} = \frac{(k_4 U_v^2 + 0.4 k_5' U_v^{1+a}) f + k_7 U_v^2 f^2}{N_t} \end{cases} \quad (6)$$

其中, k_5' 为修正后的系数。

$$k_5' = Q_{90} \frac{[\sqrt{2} \sin(\alpha + \mu)]^{1+a}}{(2L_t)^a} \quad (7)$$

换流阀冷却回路由多个阀组件的冷却支路并联组成,而阀组件的冷却回路一般分为串联水路和并联水路,以如图3所示的串联水路为例,晶闸管结温的计算公式为:

$$T_j = T_{in} + \frac{\Delta T}{2} + P_{thy} R_{ja} = T_{in} + \frac{N_{zj}(P_{thy} + P_{rc})}{2\rho CL} + P_{thy} R_{ja} \quad (8)$$

其中, T_{in} 为阀组件进水温度; ΔT 为阀组件进、出水温差; R_{ja} 为晶闸管 PN 结到冷却液的热阻; N_{zj} 为阀组件内串联晶闸管数目; ρ 为冷却液密度; C 为冷却液比热容; L 为冷却液流量。

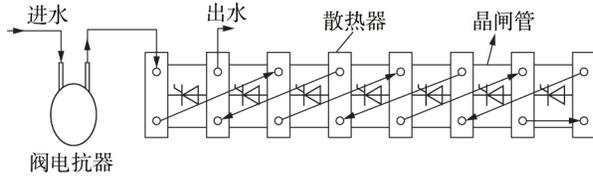


图3 阀组件串联水路示意图

Fig.3 Schematic diagram of valve assembly series waterway

由于晶闸管是换流阀中承担电压和电流应力的主要器件,且晶闸管的结温对其电压和电流耐受能力有很大的影响,因此综合式(6)和式(8),同时考虑到试验时阀冷系统的流量及进水温度可控(即在不同频率系统中换流阀试验时可以保持相同的冷却条件),提出基于晶闸管结温的运行试验等效方法:通过适当修正电压和电流的比例系数,使得不同工作频率下的晶闸管损耗和阻尼损耗相同,从而实现不同工作频率下晶闸管结温相同的目的。

定义电压等效系数为 $k_U = U_{50Hz} / U_{60Hz}$, 电流等效系数为 $k_I = I_{50Hz} / I_{60Hz}$, 其中 U_{50Hz} 和 U_{60Hz} 分别为 50 Hz 和 60 Hz 下的试验电压参数, I_{50Hz} 和 I_{60Hz} 分别为 50 Hz 和 60 Hz 下的试验电流参数。

按式(6)进行 60 Hz 和 50 Hz 频率下的晶闸管和阻尼损耗等效,可以得到:

$$(k_U^2 f_{50} - f_{60})k_4 U_v^2 + (k_U^{1+a} f_{50} - f_{60})0.4k_5 U_v^{1+a} + (k_U^2 f_{50}^2 - f_{60}^2)k_7 U_v^2 = 0 \quad (9)$$

$$(k_I - 1)k_2 I_d + (k_I^2 - 1)k_3 I_d^2 + (f_{50} k_U^{1+a} - f_{60}) \times 0.6k_5 U_v^{1+a} = 0 \quad (10)$$

式(9)和式(10)中需要求解的是 k_U 和 k_I , 其他的都是与换流阀元器件、运行工况相关的参数,是常数,因此可以先由式(9)求出电压等效系数 k_U , 然后代入式(10)中进一步求出电流等效系数 k_I 。

3 巴西美丽山换阀等效试验系数计算

巴西美丽山二期 ± 800 kV 直流输电工程换流阀和国内特高压换流阀有较大的不同之处,该工程采用单极单 12 脉动换流阀结构,单阀串联级数 120 多个,换流阀的最大稳态过负荷要求高达 1.33 p.u.,同时该工程对换流阀的可靠性及免维护性也提出了较高的要求,因此对应用于 60 Hz 系统的换流阀在国内 50 Hz 的试验系统中进行充分的运行试验等效验证,是换流阀在现场长期稳定可靠运行的重要保证。

美丽山二期换流阀设计参数如下:晶闸管通态

门槛压降为 1.2 V,晶闸管斜率电阻为 0.2 m Ω ,阻尼电阻为 40 Ω ,阻尼电容为 2 μ F,静态均压电阻为 88 k Ω 。

采用式(3)对晶闸管 datasheet 中 90 $^{\circ}$ C 结温下的反向恢复电荷曲线^①进行曲线拟合,得到:

$$Q_{rr} = 3837 \times (di_2/dt)^{0.521} \quad (11)$$

按 1.33 p.u. 的最大过负荷运行工况进行不同频率下的运行试验参数等效,该工况下的运行参数如下:直流电流为 3506 A,直流电压为 800 kV,阀侧线电压有效值为 336.8 kV,触发角为 18 $^{\circ}$,换相角为 26 $^{\circ}$,换流变漏感为 40.5 mH。

将换流阀设计参数以及运行参数代入式(9)和式(10),简化后得到:

$$\begin{cases} k_U^2 + 1.486k_U^{1.521} - 3.017 = 0 \\ k_I^2 + 1.844k_I - 2.855 = 0 \end{cases} \quad (12)$$

求解式(12)得到: $k_U = 1.119$, $k_I = 1.003$ 。

最终得到不同频率下的晶闸管级运行试验参数如表 1 所示。经过电压和电流试验参数等效后,在 50 Hz 合成回路试验系统中进行换流阀运行试验时,可以确保 60 Hz 系统中晶闸管结温相同,不仅保证了试验的等效性,同时也确保了晶闸管的安全性。

表 1 60 Hz 和 50 Hz 系统下的试验参数对比

Table 1 Comparison of test parameters under 60 Hz and 50 Hz systems

参数名称	参数值	
	60 Hz 系统	50 Hz 试验系统
单级试验电压 / kV	2.95	3.30
试验电流 / A	3507	3518
关断电流变化率 / (A $\cdot\mu$ s $^{-1}$)	4.08	4.57
单级晶闸管损耗计算值 / kW	2.98	2.98
单级阻尼损耗计算值 / kW	1.49	1.51
晶闸管结温计算值 / $^{\circ}$ C	88.1	88.2

注:晶闸管结温计算值是在进阀水温为跳闸值的条件下计算而得。

4 晶闸管结温试验验证

为本文提出的验证不同频率下换流阀运行试验等效研究方法的正确性,本文在合成试验回路平台上,对美丽山二期换流阀组件在 50 Hz 试验系统下进行了散热器台面测温试验,在散热器台面径向布置 3 个测点,并根据散热器台面温度结合器件损耗及热阻进行晶闸管结温计算^[11]。散热器台面温度测试示意图见附录中图 A1,考虑了电压和电流等效系数后的阀组件试验电压、电流分别为 26.4 kV(单级试验电压 3.3 kV 乘以串联级数 8)、3518 A,控制进阀水温为阀冷进水温度跳闸值,流量为 44 L/min,试验稳定后晶闸管两侧的散热器的台面温度实测值见表 2。

以所测得的散热器台面最高温度 T_1 来对晶闸管结温进行校核,假设晶闸管传递到阳极面散热器的

① 株洲南车时代电气股份有限公司. Datasheet of KPD3200-85Y03. 2015.

表2 运行试验时散热器台面温度实测值
Table 2 Measured value of radiator table
temperature during operational test

位置	T_1	T_2	T_3
阳极面散热器测点	72.5	71.1	69.2
阴极面散热器测点	73.4	71.8	69.6

功耗为 P_L ,传递到阴极散热器的功耗为 P_R ,根据图3所示的阀组件冷却水路模型,可列出:

$$\begin{cases} T_j - T_{s,L} = R_{jc} P_L \\ T_j - T_{s,R} = R_{jc} P_R \\ P_L + P_R = P_t \end{cases} \quad (13)$$

其中, R_{jc} 为晶闸管单面散热时结到壳的热阻; P_t 为单个晶闸管损耗; $T_{s,L}$ 为晶闸管阳极面散热器的台面最高温度, $T_{s,R}$ 为晶闸管阴极面散热器的台面最高温度,可通过光纤测温试验测得。

对式(13)进行联立求解,可得:

$$T_j = [(T_{s,L} + T_{s,R}) + R_{jc} P_t] / 2 = [(72.5 + 73.4) + 9.8 \times 2.98] / 2 \approx 87.6 (\text{°C}) \quad (14)$$

采用本文计算得到的电压和电流试验等效系数,在50 Hz系统下进行合成运行试验,通过散热器台面测温试验得到晶闸管结温约为87.6 °C,与50 Hz系统下的晶闸管结温计算值88.2 °C比较接近,从而证明了基于晶闸管结温等效的不同频率下换流阀运行试验等效研究方法的正确性。

5 结论

本文针对不同频率下换流阀的运行试验等效,在基于损耗补偿的基础上,进一步考虑晶闸管结温的影响,采用晶闸管结温等效原则,提出了不同系统频率下的运行试验等效研究的具体方法,并以应用于60 Hz系统的巴西美丽山二期换流阀为例,从理论上推导出其在国内50 Hz的合成试验系统中进行运行试验时的电压和电流等效系数,并在合成回路上进行散热器台面测温试验,对晶闸管结温计算值进行校核,验证了运行试验等效研究方法的正确性。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

[1] 黄华,方太勋,刘磊,等.晶闸管换流阀反向恢复特性建模及阻容参数优化设计[J].电力自动化设备,2017,37(1):187-190.
HUANG Hua, FANG Taixun, LIU Lei, et al. Modeling of reverse recovery characteristic and optimal design of resistance and capacitance parameters for thyristor converter valve[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(1): 187-190.

[2] 雷霄,孙棚,李新年,等.适应大容量直流接入弱受端的直流极控系统优化控制方法[J].电力自动化设备,2017,37(9):205-209.
LEI Xiao, SUN Xu, LI Xinnian, et al. Optimization methods of pole control system for large-capacity HVDC accessing to weak receiving system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(9): 205-209.

[3] 罗汉武,乐健,毛涛,等.±800 kV特高压直流换流站二次设备回路传导电磁干扰特性[J].电力自动化设备,2018,38(1):173-178.
LUO Hanwu, LE Jian, MAO Tao, et al. Conducted electromagnetic interference of secondary equipment circuit in ±800 kV UHVDC converter station[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(1): 173-178.

[4] 程改红,殷威扬.巴西美丽山特高压直流输电系统设计特点[J].中国电力,2015,48(7):22-26.
CHENG Gaihong, YIN Weiyang. Design of Belo Monte UHV-DC transmission project in Brazil[J]. Electric Power, 2015, 48(7): 22-26.

[5] 周静.巴西美丽山二期特高压直流工程系统设计[J].高电压技术,2016,42(10):3102-3109.
ZHOU Jing. System design of Belo Mountain UHVDC phase II transmission project[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(10): 3102-3109.

[6] International Electrotechnical Commission. Thyristor valves for high voltage direct current power transmission part 1: electrical testing: IEC60700-1[S]. Geneva, Switzerland: International Electrotechnical Commission Press, 2009.

[7] 中国国家标准化管理委员会.高压直流输电晶闸管阀第1部分:电气试验:GB/T 20990.1—2007[S].北京:中国标准出版社,2007.

[8] 贺恒鑫,何俊佳.用于高压直流输电的晶闸管换流阀运行试验回路等价性比较[J].高压电器,2006,42(3):201-204.
HE Hengxin, HE Junjia. Equivalence evaluation of operational test circuits of HVDC thyristor valves[J]. High Voltage Apparatus, 2006, 42(3): 201-204.

[9] 许钊,周会高,刘朴,等.±1100 kV特高压直流输电晶闸管阀运行试验系统设计[J].高电压技术,2012,38(2):400-406.
XU Fan, ZHOU Huigao, LIU Pu, et al. Design for ±1100 kV UHVDC thyristor valve operational test circuit[J]. High Voltage Engineering, 2012, 38(2): 400-406.

[10] 高冲,查鲲鹏,汤广福,等.±1100 kV特高压直流输电换流阀运行试验研究[J].智能电网,2013,1(1):79-84.
GAO Chong, ZHA Kunpeng, TANG Guangfu, et al. Operational tests research on the thyristor valve for ±1100 kV UHVDC power transmission[J]. Smart Grid, 2013, 1(1): 79-84.

[11] 才利存,常忠廷,李娟.±800 kV/6250 A锡盟—泰州直流输电工程换流阀合成运行试验[J].中国电力,2016,49(11):20-25.
CAI Licun, CHANG Zhongting, LI Juan. Thyristor valve synthetic operational test of ±800 kV / 6250 A Ximeng-Taizhou UHVDC project[J]. Electric Power, 2016, 49(11): 20-25.

[12] 周会高,许钊,贾一凡,等.特高压直流输电换流阀运行试验的预期参数[J].高电压技术,2010,36(1):74-80.
ZHOU Huigao, XU Fan, JIA Yifan, et al. Prospective testing parameters for operational test of thyristor valves for ultra high voltage direct current[J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(1): 74-80.

[13] 许钊,周会高,张长春,等.用于60 Hz电力系统的高压直流换流阀运行试验等效方法[J].高电压技术,2010,36(1):74-80.
XU Fan, ZHOU Huigao, ZHANG Changchun, et al. Equivalent method of operational test for HVDC thyristor valve used in 60 Hz electric power system[J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(1): 74-80.

[14] 张建彪,黄华,张翔,等.高压直流换流阀晶闸管结温计算研究[J].电工电气,2017(8):24-26.
ZHANG Jianbiao, HUANG Hua, ZHANG Xiang, et al. Calculation research of thyristor's junction temperature with high voltage direct current converter valve[J]. Electrotechnics Electric, 2017(8): 24-26.

[15] 中国国家标准化管理委员会.高压直流换流站损耗的确定:

GB/T 20989—2007[S]. 北京:中国标准出版社,2007.

[16] 解婷,汤广福,郑健超,等. 高压直流晶闸管故障电流下反向电压特性的分析[J]. 中国电机工程学报,2012,32(1): 140-146.

XIE Ting, TANG Guangfu, ZHENG Jianchao, et al. Analysis on reverse voltage characteristics of HVDC thyristor valves in the fault state[J]. Proceedings of the CSEE,2012,32(1): 140-146.



张翔

要研究方向为高压直流输电、直流融冰等
(E-mail: zhangxiang@nrec.com);

黄华(1984—),男,江苏海门人,高级工程师,硕士,通信作者,主要研究方向为晶闸管换流阀相关技术(E-mail: huanghua@nrec.com);

周晨(1989—),男,江苏海安人,工程师,硕士,主要研究方向为晶闸管换流阀相关技术(E-mail: zhouchen@nrec.com)。

(编辑 李莉)

作者简介:

张翔(1978—),男,安徽明光人,高级工程师,硕士,主

Operational test equivalent study of converter valve under different system frequencies

ZHANG Xiang, HUANG Hua, ZHOU Chen, ZHANG Zijing, SHI Yangyang, ZHENG Li

(Nanjing NR Electric Co., Ltd., Nanjing 211102, China)

Abstract: The operational test of the converter valve is one of the key tests to ensure the steady and reliable operation of the converter valve. On the basis of loss compensation, the specific calculation method of equivalent parameters of operational tests under different system frequencies is deduced based on the equivalence principle of thyristor junction temperature. Taking Belo Monte phase II valve which is working in 60 Hz system for example, its operational test parameters in the domestic 50 Hz synthetic test system are calculated, and the temperature measuring test of the radiator table is carried out on the synthetic circuit to check the junction temperature of the thyristor. The test results prove the validity of the equivalent test method, which provides test guidance for subsequent domestic converter valve going overseas.

Key words: converter valve; operational tests; equivalent study; thyristor junction temperature; test parameters

(上接第219页 continued from page 219)

Impact of lightning impulse voltage on measuring accuracy of primary and secondary integration-set of distribution equipment

HE Xiang¹, ZHAO Haiyang², CHENG Xian², XU Mingming¹, ZHU Jianpeng², MA Jianwei¹

(1. State Grid Henan Electric Power Research Institute, Zhengzhou 450001, China;

2. School of Electrical Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: In order to solve the reliability problem caused by the electromagnetic interference of the secondary equipment in PSIDE (Primary and Secondary Integration-set of Distribution Equipment), an anti-interference measuring system is designed. Based on the lightning impulse voltage test circuit and the anti-interference measuring system, the lightning impulse voltage interference test of the PSIDE is conducted, and the reason of the decline of its measurement accuracy is obtained by time-frequency domain analysis of the transformer voltage waveform. Two protection schemes are proposed. One is adding protection device in the feeder terminal reference unit and the other is adding filter device at the secondary output end of the transformer. The effect of the protection schemes are analyzed and tested. The results show that lightning impulse voltage is transmitted to the secondary equipment through transformer, which results in high coupling voltage at the secondary side of transformer. The peak value of the coupling voltage is up to several kilovolts while the frequency is arranged from several MHz to 30 MHz, which has a great impact on the accuracy of transformer. By adding high frequency filter device in outlet terminal of the secondary side of transformer, the peak value of the coupling voltage is effectively reduced, the interference signal intensity is reduced to 20% of the original value and the phase and ratio differences of the transformer are reduced to 40% of the original values.

Key words: lightning impulse voltage; primary and secondary integration-set; measuring accuracy; electromagnetic interference; secondary equipment; voltage transformer

附录

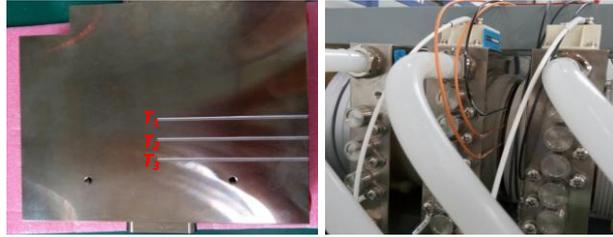


图 A1 散热器台面测温示意图

Fig.A1 Schematic diagram of surface temperature measurement of illustration radiator