

换流阀换相过冲电压理论计算及运行方式影响研究

乐 波¹, 唐英杰², 厉 璇¹, 徐 政²

(1. 国网经济技术研究院有限公司, 北京 102209; 2. 浙江大学电气工程学院, 杭州 310027)

摘 要: 换流阀最大峰值持续运行电压(peak value of continuous operating voltage, PCOV)是换流站绝缘配合工作的重要参考数据, 明确 PCOV 对应的运行工况有助于缩小计算范围, 降低计算时间。建立 6 脉动整流器的阀电压波形的分时间段表达式, 根据换相过冲电压计算原理分析阀电压跃变与阀电压峰值之间的关系, 论证了计算 PCOV 时所参照的跃变时刻和运行工况。同样对逆变器的电压跃变情况进行分析, 发现逆变器内换相过冲对阀电压峰值的影响远小于整流器。进一步对实际工程中使用的 12 脉动换流器中邻桥换相过程对阀电压波形的影响进行推导, 明确了 12 脉动换流器阀 PCOV 不受邻桥换相过程的影响。以 3 个不同电压等级的实际工程为例, 计算出额定工况和长期过负荷工况下决定阀电压峰值的阀侧线电压值和跃变电压值。提出在计算阀 PCOV 时推荐以长期过载方式作为直流输电工程运行方式, 以整流模式作为换流器运行模式。

关键词: 换流器; 换相过冲; 最大峰值持续运行电压; 电压跃变; 运行方式

Study on Theoretical Calculation of Commutation Overvoltage of Converter Valve and the Influence of Operation Mode

YUE Bo¹, TANG Yingjie², LI Xuan¹, XU Zheng²

(1. State Grid Economic and Technology Research Institute Co., Ltd., Beijing 102209, China;

2. College of Electric Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: The peak value of continuous operating voltage(PCOV) of converter valve is an important reference datum for insulation coordination of converter station. Defining the corresponding operating conditions of PCOV is helpful to narrow the calculation range and reduce the calculation time. Consequently, the expression of valve voltage waveform of 6-pulse rectifier is established in different time intervals, and the relationship between valve voltage jump and peak value of valve voltage is analyzed according to the calculation principle of commutation overvoltage. Then the jump time and operation condition for calculating PCOV are demonstrated. The same method is used to analyze the voltage jump of the inverter and it is found that the effect of commutation overshoot on valve peak voltage is much smaller than that of the rectifier. The influence of the adjacent bridge commutation process on the valve voltage waveform of the 12-pulse converter is further deduced. It is clear that the PCOV of the 12-pulse converter valve is not affected by the adjacent bridge commutation process. The side voltage value and jump voltage value of the valve which determine the peak value of valve voltage under a rated working condition and long-term overload working condition are calculated by taking three practical projects with different voltage grades as examples. The conclusion can be drawn that long-term overload mode is recommended as the operation mode of HVDC transmission project and rectification mode as the operation mode of converter when calculating the PCOV of valve.

Key words: converter; valve peak voltage; peak value of continuous operating voltage; voltage jump; operation mode

0 引言

直流输电换流阀是高压直流输电工程的核心设备, 目前常用的基于电网换相换流器的高压直流(line commutated converter high voltage direct current,

LCC-HVDC)输电系统中的晶闸管阀存在换相过程, 在退出阀关断瞬间会产生换相过冲电压, 该电压的存在会增大阀电压峰值, 对阀的过电压保护水平具有重要影响。实际工程中进行绝缘配合时, 多根据经验选择较为保守的换相过冲系数对含换相过冲电压的阀电压峰值进行估计, 但关于换相过冲系数的取值并没有充分的依据。因此, 开展换相过冲电压

对阀电压峰值的影响研究具有重要的理论意义和实用价值。

目前国内外仅有少量文献对阀电压峰值的计算原则进行阐述。文献[1-3]中提到, 在决定合适的换流站避雷器参数时, 需要参考避雷器安装位置处的持续运行电压最大峰值(peak value of continuous operating voltage, PCOV), 并用持续运行电压峰值(crest value of continuous operating voltage, CCOV) 乘上过冲系数经验值对 PCOV 进行估算。根据 GB/T 311.3—2017《绝缘配合第三部分: 高压直流换流站绝缘配合程序》和 IEC 60071-5: 2014 中定义, CCOV 指的是换流站直流侧设备上持续运行电压的最高峰值, 但不包括换相过冲; 而 PCOV 则将换相过冲计算在内。由于 PCOV 与 CCOV 之间关系比较复杂, 很少有文献对此进行过研究。

文献[4]以复龙换流站为例, 利用实时数字仿真系统(real time digital simulation system, RTDS)对简化模型进行仿真, 对不同运行工况和设备参数下的换流变压器阀侧绕组的 PCOV 进行了计算, 讨论了持续运行状态下阀电压峰值的影响因素, 但文章仅对仿真结果进行归纳, 并未做进一步的理论分析。

文献[5-8]对晶闸管阀关断后短时反向恢复特性进行数学建模, 提出多种适用于阀关断应力仿真的阀等效电流源模型; 在此基础上文献[9-10]结合等效电路对换相过冲电压进行计算, 并提出阻尼电路的设计方法。文献[11]详细阐述了根据叠加原理利用等效电路计算换相过冲电压的方法; 文献[12]在此基础上对晶闸管阀关断模型进行适当改进, 从而使得计算结果与物理特性更加相符。上述文献的侧重点都在于如何根据已知的电路参数和器件特性对换相过冲电压进行精确计算, 而对阀电压峰值的出现时刻和幅值影响因素没有做深入分析。

本文推导了不考虑换相过冲的 6 脉动整流器阀持续运行电压的分时间段表达式, 在此基础上深入分析整流器运行状态对阀关断电压跃变的影响及其与阀电压峰值的关系, 并进一步将结论推广到逆变器和 12 脉动换流器中。最后, 文章以 3 个不同电压等级的实际工程为例, 计算得到额定工况和长期允许过载工况下电压跃变的大小。

1 CCOV 与 PCOV

由于直流侧设备和避雷器周期性地承受换相过冲电压, 因此阀及阀避雷器持续运行电压峰值是

避雷器保护水平和性能参数设计的重要指标。一个工频周期内整流运行时各桥臂上阀承受的电压波形示意图见图 1。PCOV 和 CCOV 已于图中标识。

CCOV 可由式(1)给出

$$U_{\text{CCOV}} = \frac{\pi}{3} \times U_{\text{di0m}} = \sqrt{2}U_{\text{v0}} \quad (1)$$

式中: U_{di0m} 表示直流工程系统设计计算出的 6 脉动换流器的理想空载直流电压最大值; U_{v0} 表示换流变压器阀侧电压(不包括谐波电压)。CCOV 计算方法明确, 而 PCOV 的确定则较为困难, 主要有以下两个原因: 一是因为换相过冲电压本身的计算非常复杂, 是一时间很短的暂态过程; 二是因为换流器运行状态在一定范围内变化, 换相过冲电压在各阀关断过程中均存在, 难以确定在哪一种工况下于哪一时刻的阀电压峰值可以被认定为 PCOV。

数字仿真工具性能的提高为实现大规模复杂电路的时域计算提供了条件, 目前, 通过计算机模拟的手段获取较为准确的 PCOV 是可行的, 也是研究中通常使用的方法[4]。为了提高计算精度, 可以考虑采用适用频谱范围更广的宽频模型代替低频模型[13-15], 并选取较小的仿真步长, 但是仿真计算的时间也随之大幅提高。若此时继续在整个运行工况范围内对 PCOV 进行扫描计算, 则效率很低。本文将从阀跃变电压入手, 对阀电压峰值的变化规律进行探究, 以确定计算 PCOV 对应的工况和对应的时刻。

2 6 脉动整流器阀电压波形分析

2.1 6 脉动整流器阀电压分时间段表达式

6 脉动整流器接线方式如附录 A 图 A1 所示, 各阀按开通顺序编号, 记作 V_i , $i \in \{1, 2, 3, 4, 5, 6\}$ 。

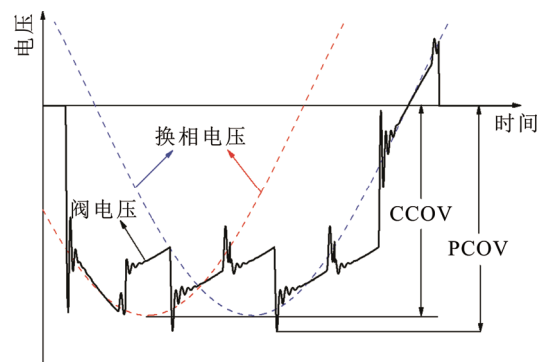


图 1 整流运行时阀两端的持续运行电压

Fig.1 Continuous operating voltage at both ends of the valve during rectification operation

表示正常工作状态下, 6 脉动整流器工作在 2-3 工况, 换相角 $\mu_r < 60^\circ$, 阀电压呈周期性变化。以 V_1 两端不考虑换相过冲的理想电压 u_{V1} 为例, 分析整流器阀两端电压的变化规律。选择 V_1 换相电压自然过零点时刻为时间零点, 假设系统三相平衡且只含基波分量, 并按照式(2)对阀电压瞬时值 u_{V1} 进行标么化处理

$$u_{V1}^* = \frac{u_{V1}}{E_{VL-L}} \quad (2)$$

式中, 阀侧空载线电压幅值 E_{VL-L} 被选为电压基值, 若无特殊说明, 后文的电压均采用标么值, 变量名省去标么值符号“*”。据此可得一个工频周期内的阀电压典型波形, 如图 2 所示, 设定 C_i 对应 V_i 换相电压的自然过零点, P_i 对应 V_i 触发脉冲发出时刻, D_i 对应 V_i 关断时刻。 u_{V1} 由不同时刻各桥臂上阀的开关状态决定, 各时间区间所对应的开通阀的编号如图中所示。从 u_{V1} 的连续性出发, 可以将波形划分为 8 个相互连接的时间段, 在各时间段的交接时刻存在电压跃变。以 α 表示触发延迟角, u_{V1} 各时间段的表达式如表 1 所示, θ 为电角度。

各时间段的交接时刻对应阀的开通或者关断, u_{V1} 在该时刻存在跃变。结合表 1 分析, 一个工频周期内, u_{V1} 经历 8 次跃变, 各跃变时刻对应的跃变前电压 U_{init} 、跃变电压 ΔU_{step} 以及跃变后电压 U_{top} 如表 2 所示。

2.2 换相过冲与跃变电压的关系

换相过冲电压在阀开、断瞬间产生, 是阀状态改变时产生的电压过冲现象。以往的文献分析表明, 阀开通过程产生的电压跃变不影响阀电压的峰值^[16], 影响阀电压峰值的电压跃变发生在阀关断时刻。当流过关断阀的电流减小为 0 时, 晶闸管基区仍然存在过剩载流子, 随后关断阀中会出现持续时间很短的反向电流^[17], 该过程被称为晶闸管的反向恢复过程。反向电流与回路中的电感电容相互作用产生振荡, 在各阻断阀两端产生反向尖峰电压, 即换相过冲电压, 进而影响阀反向电压峰值。

根据叠加原理, 计及换相过冲电压的阀电压可以分解为起始电压和振荡电压。起始电压由阀关断时刻交流母线电压的幅值和相位决定, 考虑到阀关断时段非常短, 其数值可以由 U_{init} 表示。振荡电压由强迫振荡分量和自由振荡分量组成, 其中强迫振荡分量表现为阶跃形式, 其数值为 ΔU_{step} , 自由振荡分量是由阶跃电压和系统阻尼特性共同决定的高

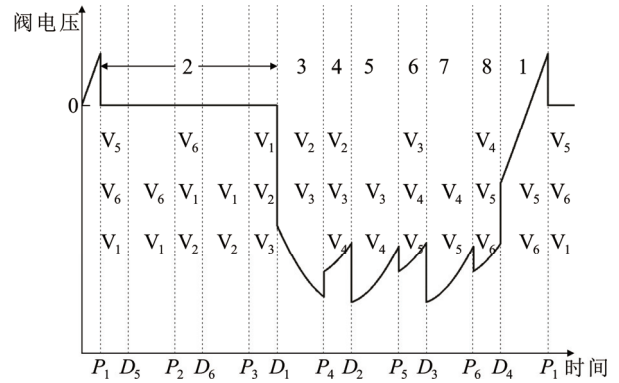


图 2 6 脉动整流器阀电压波形(不含换相过冲)

Fig.2 6-pulse rectifier valve voltage waveform(excluding commutation overshoot)

表 1 阀 1 电压的分段表达式

时间段序号	θ/rad	u_{V1}
1	$(0, \alpha)$	$\sin \theta$
2	$(\alpha, \alpha+2\pi/3+\mu t)$	0
3	$(\alpha+2\pi/3+\mu t, \alpha+\pi)$	$\cos(\theta-\pi/6)$
4	$(\alpha+\pi, \alpha+\pi+\mu t)$	$\sqrt{3}/2 \cos \theta$
5	$(\alpha+\pi+\mu t, \alpha+4\pi/3)$	$\cos(\theta-\pi/6)$
6	$(\alpha+4\pi/3, \alpha+4\pi/3+\mu t)$	$\sqrt{3}/2 \cos(\theta-\pi/3)$
7	$(\alpha+4\pi/3+\mu t, \alpha+5\pi/3)$	$\sin \theta$
8	$(\alpha+5\pi/3, \alpha+5\pi/3+\mu t)$	$\sqrt{3}/2 \cos(\theta-2\pi/3)$

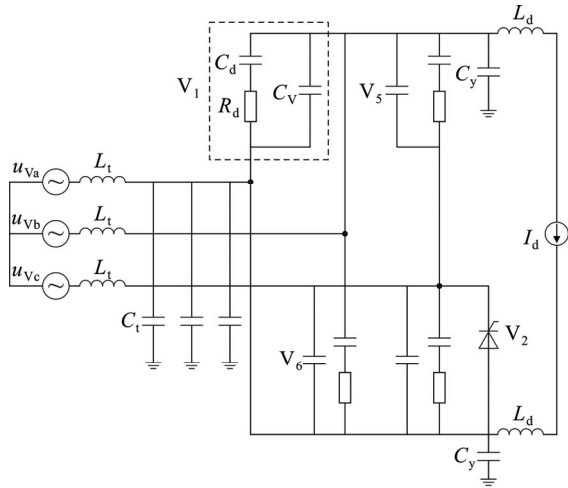
表 2 跃变时刻及对应的跃变电压

阀开关动作	U_{init}	ΔU_{step}	U_{top}
P_1	$\sin \alpha$	$-\sin \alpha$	0
D_1	0	$-\sin(\alpha+\mu t)$	$-\sin(\alpha+\mu t)$
P_4	$-\cos(\alpha-\pi/6)$	$1/2 \sin \alpha$	$-\sqrt{3}/2 \cos \alpha$
D_2	$-\sqrt{3}/2 \cos(\alpha+\mu t)$	$-1/2 \sin(\alpha+\mu t)$	$-\cos(\alpha+\mu t - \pi/6)$
P_5	$-\cos(\alpha+\pi/6)$	$-1/2 \sin \alpha$	$-\sqrt{3}/2 \cos \alpha$
D_3	$-\sqrt{3}/2 \cos(\alpha+\mu t)$	$-1/2 \sin(\alpha+\mu t)$	$-\cos(\alpha+\mu t - \pi/6)$
P_6	$\sin(\alpha-\pi/3)$	$-1/2 \sin \alpha$	$-\sqrt{3}/2 \cos \alpha$
D_4	$-\sqrt{3}/2 \cos(\alpha+\mu t)$	$1/2 \sin(\alpha+\mu t)$	$\sin(\alpha+\mu t - \pi/3)$

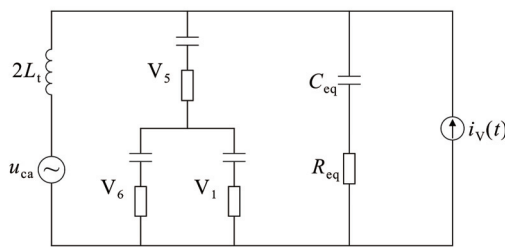
频分量^[18], 其峰值被称作换相过冲电压 ΔU_{ovst} 。在电压跃变时刻, 考虑换相过冲的阀电压尖峰值 U_{peak} 可以表示为

$$U_{peak} = U_{top} + \Delta U_{ovst} \quad (3)$$

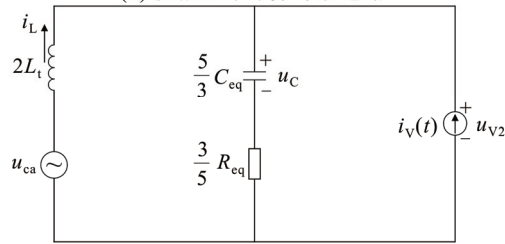
以 V_2 关断后的反向恢复过程为例, 整流器的等效电路如图 3(a)所示。图中, u_{Va} 、 u_{Vb} 和 u_{Vc} 表示换流变阀侧相电压; L_t 表示换相电感; 导通阀用短路线表示; 阻断阀以阀并联阻尼电路的电容 C_d 和电阻 R_d 以及阀并联电容 C_v (虚线框内部分)表示; C_t 表示换流变压器绕组、交流母线及穿墙套管等对地杂散



(a) 阀关断期间的换流器工作电路



(b) 换相过冲计算等效电路



(c) 换相过冲计算简化电路

图3 V2反向恢复期间的换流器等效电路

Fig.3 Converter equivalent circuit during V2 reverse recovery

电容; C_y 表示直流开关场母线和穿墙套管及电抗器等对地杂散电容; 直流侧以平波电抗器 L_d 和恒定电流源 I_d 表示。 C_t 和 C_y 通常为 nF 级, 对换相过冲电压的影响较小^[11]。

通过适当的简化和电路变换, GBZ 30424—2013《高压直流输电晶闸管阀设计导则》提出了用于辅助阀阻尼回路设计的简化等效电路, 在此基础上可以进一步得到如图 3(b)所示的考虑阀反向恢复特性的阀关断电压计算电路^[19-20]。 C_{eq} 和 R_{eq} 分别表示经过星三角变化之后得到的阀等效并联电路的电容和电阻; $u_{ca} = u_{Vc} - u_{Va}$, u_{ca} 即为关断阀跃变电压。处于反向恢复过程的退出阀通常采用时变电流源 $i_V(t)$ 表示, 该模型参数不仅取决于阀内串联晶闸管本身的反向恢复特性, 还与正向持续导通电流 I_F 和换相过程结束时刻的阀电流变化率 $di_V(t)/dt$ 相关,

且 $di_V(t)/dt = u_{ca}/(2L_t)$ 。图 3(c)是图 3(b)的化简形式, i_L 表示电感电流, u_C 表示关断阀阻尼电容电压, u_{V2} 表示关断阀反向恢复电压, 列出系统的状态方程

$$\begin{bmatrix} \frac{du_C}{dt} \\ \frac{di_L}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{5}{3C_{eq}} \\ -1 & -\frac{5R_{eq}}{3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_C \\ i_L \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & \frac{5}{3C_{eq}} \\ 1 & -\frac{5R_{eq}}{3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{ca} \\ i_V(t) \end{bmatrix} \quad (4)$$

进一步可以得到

$$\frac{6}{5}L_t C_{eq} \frac{d^2 u_C}{dt^2} + R_{eq} C_{eq} \frac{du_C}{dt} + u_C + u_{ca} + 2L_t \frac{di_V(t)}{dt} = 0 \quad (5)$$

以换相阶段末段 V_2 电流减小为 0 的时刻为时间起点, 有 $u_C(0)=0$ 、 $i_L(0)=0$ 。求解该 2 阶微分方程, 最终可以得到 u_{V2} , 进而得到换相过冲电压。显然, 跃变电压、换相电感、阻尼回路和晶闸管反向恢复特性均会对换相过冲电压产生影响。一般地, 阀关断电压跃变 $\Delta U_{stepoff}$ 越大, 引起的换相过冲越大^[5-8]。

阀关断过程也会引起其余阻断阀两端电压产生振荡, 非关断阀两端的电压跃变大小与关断阀电压跃变有关, 因此也能在一定程度上反映非关断阀两端的换相过冲。根据图 3(b)可以看出, 关断阀自身承受的换相过冲电压要大于其余阻断阀, 由分压原理可知, 关断阀自身承受的换相过冲电压是同相阻断阀的 1.5 倍, 是非同相阻断阀的 3 倍。

2.3 跃变时刻与阀电压峰值的关系

V_5 和 V_6 关断时, V_1 保持导通, $u_{V1}=0$; V_1 、 V_2 、 V_3 和 V_4 关断时, V_1 处于关断状态, 需要考虑换相过冲对 u_{V1} 的影响。由表 2 可知, D_1 和 D_4 时刻所对应的 ΔU_{step} 分别为 $-\sin(\alpha+\mu_t)$ 和 $1/2\sin(\alpha+\mu_t)$, D_2 和 D_3 时刻对应的 ΔU_{step} 均为 $-1/2\sin(\alpha+\mu_t)$ 。 D_4 时刻阀电压绝对值向减小的方向跃变, 换相过冲不会产生阀电压峰值。 D_1 、 D_2 和 D_3 时刻阀电压绝对值向增大的方向跃变, 换相过冲可能产生阀电压峰值。

从表 2 可以看出, 当 $\alpha+\mu_t=\pi/2$ 时, D_1 时刻对应的 U_{top} 取到最大值 1; 当 $\alpha+\mu_t=\pi/6$ 时, D_2 和 D_3 时刻对应的 U_{top} 取得最大值 1。同时可以看到, D_1 时刻 V_1 为关断阀, $\Delta U_{stepoff}=\sin(\alpha+\mu_t)$, $\Delta U_{stepoff}$ 随着 $\alpha+\mu_t$ 的增大而增大, $\alpha+\mu_t=\pi/2$ 时 $\Delta U_{stepoff}$ 取得最大值 1。

不难发现, D_2 和 D_3 时刻对应的 U_{top} 相同, 而且在 D_2 和 D_3 时刻 V_1 均为与关断阀(V_2 和 V_3)非同相的阻断阀, D_2 和 D_3 时刻所对应的 ΔU_{step} 和 ΔU_{ovst} 相同, 可以推断考虑换相过冲之后 D_2 和 D_3 时刻所对应的阀电压尖峰值也相同。

2.4 PCOV 所对应的计算工况

图 4 给出了在 $0 \leq \alpha + \mu_t \leq 90^\circ$ 范围内, D_1 、 D_2 和 D_3 时刻分别对应的 U_{top} 和 $\Delta U_{\text{stepoff}}$ 的变化情况, D_1 时刻对应的 $U_{\text{top}}(D_1)$ 和 $\Delta U_{\text{stepoff}}$ 完全重合, D_2 和 D_3 时刻对应的 U_{top} 相等, 在图中以 $U_{\text{top}}(D_{23})$ 表示。

可以看出, 当 $\alpha + \mu_t > 60^\circ$ 时, D_1 时刻对应的 U_{top} 大于 D_2 及 D_3 时刻对应的 U_{top} , V_1 为关断阀, 阀电压峰值最大值必定出现在 D_1 时刻, 且随着 $\alpha + \mu_t$ 的增大而增大。在考虑某些特定场景(例如低压限流、直流故障恢复阶段等)时, 换流器可能短时运行在大触发角的暂态工况下, 以往的文献大部分都以 $\alpha + \mu_t = 90^\circ$ 为参考状态进行换流阀阻尼电路的参数设计^[9]。

阀避雷器参数的设计通常以安装点的持续运行电压为参考, 典型的整流器控制策略为触发角按定电流控制, 换流变分接头按定触发角控制, 整流器保持小角度运行, 以减少无功消耗。正常工作状态下整流器的触发角一般设置在 $12.5^\circ \sim 17.5^\circ$ 范围内, 而换相角与系统主回路参数和额定运行工况有关, 正常运行状态下 12 脉动桥运行在 4-5 工况, $\mu_t \leq 30^\circ$, 考虑一定的安全裕度, 可以认为 $\mu_t \leq 27.5^\circ$, 即 $12.5^\circ \leq \alpha + \mu_t \leq 45^\circ$ 。在该运行范围内, D_1 时刻对应的 U_{top} 和 $\Delta U_{\text{stepoff}}$ 均远小于上述暂态工况, 由此可知, 以暂态运行期间的阀电压峰值对持续运行电压峰值 PCOV 进行估计显然会得出过于保守的结论, 进而抬高避雷器的保护水平。

在正常运行工况下, 即 $12.5^\circ \leq \alpha + \mu_t \leq 45^\circ$ 时, 对 PCOV 的讨论存在以下问题:

(1) D_1 时刻对应的 U_{top} 始终小于 D_2 及 D_3 时刻的 U_{top} , 而 D_1 时刻对应的 ΔU_{ovst} 却大于 D_2 及 D_3 时刻的 ΔU_{ovst} 。由于 U_{top} 和 ΔU_{ovst} 在各时刻间的大小关系并不一致, 则无法直接确定阀电压峰值是出现在 D_1 时刻还是 D_2 及 D_3 时刻。

(2) D_2 及 D_3 时刻对应的 U_{top} 存在极值, 其变化趋势随着 $\alpha + \mu_t$ 的增大而先增后减, 而 $\Delta U_{\text{stepoff}}$ 则随着 $\alpha + \mu_t$ 的增大单调递增, 进而导致 ΔU_{ovst} 也呈现单调递增的趋势。若阀电压峰值在 D_2 及 D_3 时刻取得, 则无法直接确定 PCOV 所对应的运行工况。

文献[11-12]均对正常运行状态下的阀 PCOV 出现的时刻和工况进行了讨论, 得到:

(1) 存在某一临界值, 当 $\alpha + \mu_t$ 大于该临界值时, 阀电压峰值在 D_1 时刻取得; 当 $\alpha + \mu_t$ 小于该临界值时, 阀电压峰值在 D_2 及 D_3 时刻取得。

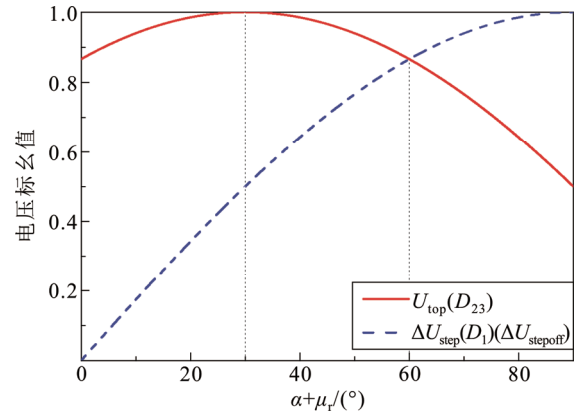


图 4 U_{top} 和 $\Delta U_{\text{stepoff}}$ 与 $\alpha + \mu_t$ 的关系

Fig.4 Relationship between U_{top} , $\Delta U_{\text{stepoff}}$ and $\alpha + \mu_t$

(2) 正常运行状态下的 $\alpha + \mu_t$ 小于(1)中提到的临界值, 即正常运行状态下阀电压峰值应该在 D_2 及 D_3 时刻取得。

除此之外, 文献[11]还指出, 正常运行状态下出现 PCOV 的工况对应 $\alpha + \mu_t = 30^\circ$ 。与前文分析对照, 该工况下 D_2 及 D_3 时刻对应的 U_{top} 刚好取得最大值 1。由于上述结论均是通过参数扫描计算得到, 物理意义不够清晰, 不存在严格的证明逻辑, 前述问题依然没有得到很好的解释。

由于 ΔU_{ovst} 与 $\Delta U_{\text{stepoff}}$ 呈正相关, 假设在某一正常运行状态下, 关断阀承受的换相过冲电压满足

$$\Delta U_{\text{ovst}} = m \Delta U_{\text{stepoff}} \quad (6)$$

式中 m 表示过冲与跃变电压的比值, 其取值范围与阀阻尼回路设计有关。进而可以得到 D_1 、 D_2 和 D_3 时刻对应的含换相过冲的阀电压尖峰值 $U_{\text{peak}}(D_1)$ 和 $U_{\text{peak}}(D_{23})$ 的表达式:

$$U_{\text{peak}}(D_1) = (1 + m) \sin(\alpha + \mu_t) \quad (7)$$

$$U_{\text{peak}}(D_{23}) = \cos(\alpha + \mu_t - \frac{\pi}{6}) + \frac{m}{3} \sin(\alpha + \mu_t) \quad (8)$$

令 $U_{\text{peak}}(D_1) = U_{\text{peak}}(D_{23})$, 则由式(7)、(8)可以得到临界条件 $\tan(\alpha + \mu_t) = 3\sqrt{3} / (4m + 3)$ 。定义

$$\phi_{\text{crit}} = \arctan\left(\frac{3\sqrt{3}}{4m + 3}\right) \quad (9)$$

当 $\alpha + \mu_t > \phi_{\text{crit}}$ 时, D_1 时刻阀电压峰值大于 D_2 及 D_3 时刻阀电压峰值; 当 $\alpha + \mu_t < \phi_{\text{crit}}$ 时则相反。 ϕ_{crit} 随 m 变化的曲线如图 5 所示。

当 $m = 50\%$ 时, $\phi_{\text{crit}} = 46.1^\circ$ 。由于阀阻尼电路的作用, 可以认为 $m \leq 50\%$ ^[21]。因此正常运行时, 总是满足 $\alpha + \mu_t \leq 45^\circ < \phi_{\text{crit}}$, 即 D_2 及 D_3 时刻的阀电压峰值大于 D_1 时刻的阀电压峰值。因此, 计算 PCOV 的时刻应选择 D_2 及 D_3 时刻。

如前所述, D_2 及 D_3 时刻对应的 ΔU_{ovst} 和 U_{top} 随 $\alpha+\mu_r$ 的变化趋势是不一致的。在上述 $\alpha+\mu_r$ 的取值范围内, $0.95 < U_{top}(D_{23}) \leq 1$, 且由于持续传输电流存在最小值, $\mu_r \neq 0$, 则 U_{top} 的取值范围更小。可以认为, $U_{top}(D_{23})$ 的微小变化对阀反向电压峰值的影响很小, 取 $U_{top}(D_{23})=1$ 既能保证足够的安全裕度, 又不会导致计算精度的缺失。此外, 由于 $\Delta U_{stepoff}$ 与 $\alpha+\mu_r$ 正相关, 而 ΔU_{ovst} 与 $\Delta U_{stepoff}$ 也具有相同的变化趋势, 因此 ΔU_{ovst} 的最大值对应于 $\alpha+\mu_r$ 的最大值。同时需要注意到, 作为基值的 E_{VL-L} 由交流母线电压和换流变分接头位置决定, 在本文中 E_{VL-L} 应取为 CCOV。

综上所述, PCOV 应在 α 取得最大值 α_{max} 且 μ_r 取得最大值 μ_{rmax} 时取得, 并且 PCOV 所对应的阀电压尖峰出现在 D_2 或 D_3 时刻。触发角最大值由触发角设定范围决定(通常 $\alpha_{max}=17.5^\circ$), 换相角最大值对应长期允许输送功率 P_d 的最大值(通常情况下 $P_{dmax}=1.1$)。

3 逆变器阀电压波形分析

6 脉动逆变器的接线方式与附录 A 图 A1 中整流器的接线方式基本一致, 但直流电流和直流电压的参考方向相反。按照前文分析 6 脉动整流器内阀电压波形的方法对 6 脉动逆变器进行分析, 发现 6 脉动逆变器内阀电压波形同样由 8 个阶段组成, 各阶段表达式组成的函数集合与整流器非常相似, 区别在于符号和对应关系。同样选取 C_1 为时轴零点, V_1 持续运行电压波形 u_{V1} 如图 6 所示。

事实上, 若令 $\gamma=\alpha$ 、 $\mu_r=\mu_r(\gamma)$ 和 μ_r 分别为逆变器的关断角和换相角, 则逆变器阀电压波形与颠倒后的整流器阀电压波形完全一致, 直流输出电压大小相同。因此, 2.1 节中关于整流器阀电压的分段表达式和跃变电压经过符号变换就可以推广到逆变器中。

当功率传输方向改变时, 换流器将从整流运行方式转换为逆变运行方式。逆变器的典型控制方式为定 γ 角控制或者定电压控制, γ 角过大会消耗大量的无功, 而 γ 角过小则容易导致换相失败, 通常逆变器的 γ 角控制在 $15^\circ \sim 20^\circ$ 之间, 这与整流器 α 角的大小非常接近。忽略直流线路压降可以得到

$$U_{dcn} = U_{dior} \cos \alpha - d_r I_d = U_{dioI} \cos \gamma - d_i I_d \quad (10)$$

式中: U_{dcn} 表示额定直流电压; U_{dior} 和 U_{dioI} 分别表示不控状态下整流器和逆变器的理想空载直流电压; d_r 和 d_i 表示由换相过程引入的等效电阻, 其大

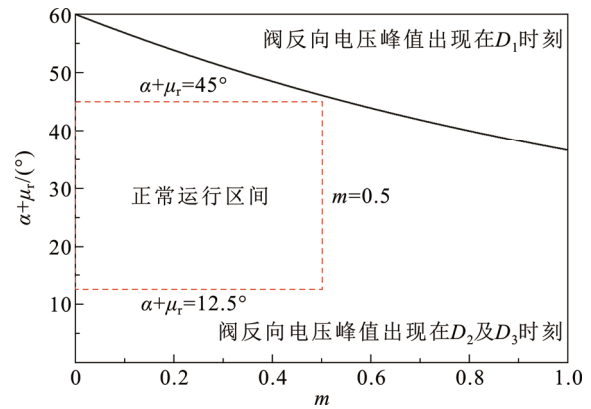


图 5 ϕ_{crit} 与 m 的关系

Fig.5 Relationship between ϕ_{crit} and m

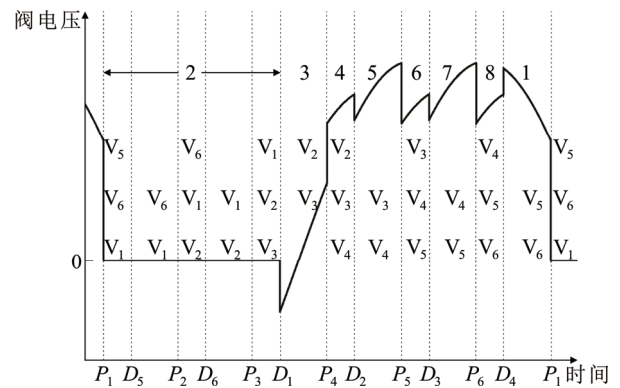


图 6 6 脉动逆变器阀运行电压波形(不含换相过冲)

Fig.6 6-pulse inverter valve operating voltage waveform (excluding commutation overshoots)

小由换相电感决定。从式(10)中可以看出, 当保持交流母线电压及直流线路电压不变时, 对于同一传输功率, 有 $\alpha=\gamma$ 。由于换流变压器、晶闸管和阻尼回路等设备参数不会随着功率传输方向的改变而改变, 逆变运行方式下换相过冲的计算与整流运行时一致。

逆变器内关断阀的跃变电压 $\Delta U_{stepoff} = -\sin \gamma$, 与整流器对比可知, 逆变器阀自身关断时的跃变电压要明显低于整流器, 相应的换相过冲电压也要明显低于整流器。从图 6 中可以看出, 逆变器阀长期承受正向电压, 阀电压仅在 P_4 和 D_4 时刻向增大方向跃变, P_4 时刻 $U_{top} = -\sqrt{3}/2 \cos(\gamma+\mu_r)$ 、 $\Delta U_{step} = 1/2 \sin(\gamma+\mu_r)$, D_4 时刻 $U_{top} = \cos(\gamma-\pi/6)$ 、 $\Delta U_{step} = 1/2 \sin \gamma$ 。由 γ 范围可知, D_4 时刻对应的 $U_{top} < 1$ 。显然, 逆变器阀关断时可能产生阀电压峰值的 D_4 时刻对应的 U_{top} 和 $\Delta U_{stepoff}$ 均小于整流器阀的对应值, 因此含换相过冲的阀电压峰值要低于整流器阀。此外, 根据晶闸管物理特性,

其正向电压阻断能力要明显强于反向电压。

综上，逆变运行方式下的换相过冲电压所造成的影响较弱，计算阀换相过冲时以整流器为工作模式能够保证计算结果具有一定的安全裕度。

4 12 脉动换流器阀电压波形分析

在高压直流输电工程中，常采用 12 脉动换流器以得到更高的电压和更好的谐波特性。12 脉动整流器的接线方式如附录 A 图 A2 所示，12 脉动逆变器的接线方式与附录 A 图 A2 相似，仅直流电压和直流电流的参考方向相反。正常工作状态下，12 脉动换流器工作在 4-5 工况，两个串联的 6 脉动桥 B₁ 和 B₂ 不会同时进行换相，换相角 $\mu_{12} < 30^\circ$ 。在 B₁ 或者 B₂ 进行换相时，换相电压 u_{PCC} 会发生变化，另外一个 6 脉动桥的工况会受到影响。本章将分析 12 脉动桥的阀电压波形变化情况，探讨邻桥换相过程对本桥阀电压波形的影响。

4.1 桥间作用引发的阀电压波形畸变

由于不考虑上下桥换相过程重叠的情况，桥间相互影响仅体现在阀电压波形的时间段 1、3、5 和 7 中。现分别以 V₁ 和 V₂ 为研究对象，对由 B₂ 换相引起的 V₁ 电压 u_{V1} 的波形变化和由 B₁ 换相引起的 V₂ 电压 u_{V2} 的波形变化进行分析，时间零点的选取规则与前述相同。考虑 B₁ 内 V₃ 向 V₇ 换相时 u_{V2} 的波形变化情况，根据附录 A 式(A1)一式(A10)可以得到

$$u_{V2} = \cos(\theta - \frac{\pi}{6}) - \frac{\sqrt{3}X_{sys}}{2(X_{sys} + X_t)} \cos(\theta - \frac{\pi}{3}) \quad (11)$$

式中： X_{sys} 和 X_t 分别表示工频下系统等值电抗和换流变压器漏抗； $\theta \in (\alpha + 5/6\pi, \alpha + 5/6\pi + \mu_{12})$ 。按照相同的方法继续进行分析，可以得出 u_{V1} 和 u_{V2} 受影响区间和对应的波形表达式，如表 3 所示。

从表 3 中解析式可以看出，在不考虑 30° 延迟的情况下， u_{V2} 和 u_{V1} 的波形在对应区间内完全相同，上下桥各阀均在阀开通前最后一次邻桥换相期间和关断后第 1 次邻桥换相期间发生畸变，中间两个阶段内，各相感应电势的作用相互抵消或者不存在，阀电压波形与仅考虑单桥的情况保持一致。因此，邻桥换相过程将在阀电压波形中引入额外的 4 个电压跃变时刻。以 V₂ 为例，各跃变时刻对应的跃变情况如表 4 所示。

从表 4 中可以看出，各跃变时刻对应的 U_{init} 、 ΔU_{step} 和 U_{top} 不仅与 α 、 μ_{12} 有关，还受到交流侧系统

参数 X_{sys}/X_t 的影响， X_{sys}/X_t 越小，波形的畸变程度越小。整流、逆变运行模式下所对应的 12 脉动换流器阀电压波形如图 7 所示，由邻桥换相引入的额外电压畸变已于图中标出。

4.2 桥间相互作用对阀电压峰值的影响

P_7 、 P_{11} 时刻分别对应 V₇ 和 V₁₁ 开通过程， D_7 时刻 $\Delta U_{step} < 0$ ，阀电压绝对值向减小方向跃变，可以推断上述时刻不会出现阀电压峰值。 D_3 时刻 V₃ 关断，阀反向电压增大， $U_{top} = -\sin(\alpha + \pi/6 + \mu_{12})$ ， $\Delta U_{step} = -\sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\sin(\alpha + \mu_{12})$ 。在正常工作状态下， $\alpha + \mu_{12}$ 的范围如前所述， U_{top} 和 ΔU_{step} 均随 $\alpha + \mu_{12}$ 的增大而增大。可以看出， $U_{top} < 1$ ， ΔU_{step} 的大小受到 X_{sys}/X_t 的影响，其数值反映了桥间相互作用的程度。需要注意的是，当交流母线有并联电容器时(事实上现有换流站都安装足够的无功补偿设备)，交流母线电压能够维持稳定， X_{sys} 的等效数值会减小，

表 3 受邻桥换相影响区间内 u_{V2} 和 u_{V1} 的表达式

Table 3 Expression of u_{V2} and u_{V1} in the interval affected by adjacent bridge commutation

阀编号	θ/rad	阀电压标么值
V ₂	$(\alpha + 5\pi/6, \alpha + 5\pi/6 + \mu_{12})$	$\cos(\theta - \pi/6) - \sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\cos(\theta - \pi/3)$
	$(\alpha + 7\pi/6, \alpha + 7\pi/6 + \mu_{12})$	与 6 脉动桥一致
	$(\alpha + 3\pi/2, \alpha + 3\pi/2 + \mu_{12})$	与 6 脉动桥一致
V ₁	$(\alpha + 11\pi/6, \alpha + 11\pi/6 + \mu_{12})$	$\sin\theta - \sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\cos(\theta - \pi/3)$
	$(\alpha + 2\pi/3, \alpha + 2\pi/3 + \mu_{12})$	$\cos\theta - \sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\cos(\theta - \pi/6)$
	$(\alpha + \pi, \alpha + \pi + \mu_{12})$	与 6 脉动桥一致
	$(\alpha + 4\pi/3, \alpha + 4\pi/3 + \mu_{12})$	与 6 脉动桥一致
	$(\alpha + 5\pi/3, \alpha + 5\pi/3 + \mu_{12})$	$\cos(\theta - \pi/3) - \sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\cos(\theta - \pi/6)$

表 4 受邻桥换相影响新增的 u_{V2} 突变

Table 4 New mutation of u_{V2} affected by adjacent bridge commutation

跃变时刻	跃变电压标么值
$P_7: \theta = \alpha + 5\pi/6$	$U_{init} = -\sin(\pi/6 + \alpha)$;
	$U_{step} = \sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\sin\alpha$;
	$U_{top} = -\sin(\pi/6 + \alpha) + \sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\sin\alpha$
$D_3: \theta = \alpha + 5\pi/6 + \mu_{12}$	$U_{init} = -\sin(\pi/6 + \alpha)$;
	$\Delta U_{step} = \sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\sin\alpha$;
	$U_{top} = -\sin(\pi/6 + \alpha) + \sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\sin\alpha$
$P_{11}: \theta = \alpha + 11\pi/6$	$U_{init} = \sin(\pi/6 + \alpha + \mu_{12}) + \sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\sin\alpha$;
	$U_{step} = -\sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\sin\alpha$;
	$U_{top} = -\sin(\pi/6 + \alpha + \mu_{12})$
$D_7: \theta = \alpha + 11\pi/6 + \mu_{12}$	$U_{init} = U_{init} = -\cos(\pi/3 + \alpha)$;
	$U_{step} = -\sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\sin\alpha$;
	$U_{top} = -\cos(\pi/3 + \alpha) - \sqrt{3}X_{sys}/(2(X_{sys} + X_t))\sin\alpha$

从而减轻甚至消除波形的畸变, 降低换相过冲电压对阀反向电压峰值的影响。

因此, 可以认为阀电压峰值不会出现在邻桥阀关断时刻, 即邻桥换相过程不会对阀 PCOV 的计算造成影响。同时可以看到, 基于上述 6 脉动整流器和 6 脉动逆变器的对比, 本节分析方法和所得出的结论同样适用于 12 脉动逆变器。

4.3 双 12 脉动换流器的阀电压情况

特高压直流工程维持高电压运行状态, 考虑到阀的耐压能力有限, 特高压换流站在直流侧可能以双 12 脉动桥串联的模式形成单级。

在正常运行状态下双桥的触发脉冲相同, 对应阀的工作状态保持一致, 换相过程同时发生, 因此阀电压不会在前述时刻以外产生其他的畸变。与 6 脉动桥换相过程相比, 双 12 脉动桥换相过程中公共阻抗(系统等值阻抗)上流过两倍的换相电流, 因此也会产生两倍的感应电压。不过, 由于两个 12 脉动桥对应的换相回路一致, 因此, 各相由于换相电流增加而产生的额外的感应电压相互抵消, 阀电压波形与仅考虑单 12 脉动桥的情况保持一致。

因此, 可以认为在计算阀 PCOV 时不用考虑双 12 脉动桥之间的相互影响。

5 算例

根据以上分析, 本文分别对±660、±800、±1 100 kV 3 个电压等级的直流输电工程在持续运行状态下阀的跃变电压进行计算。其中, ±660 kV 工程换流站采用单 12 脉动桥作为单级结构, ±800 kV 和 ±1 100 kV 均采用双 12 脉动桥串联的单级结构。各工程额定运行参数和设备参数如表 5—表 7 所示, 其中 U_{dNR} 表示整流侧额定直流电压, P_{dN} 表示额定直流功率, I_{dN} 表示额定直流电流, α_N 表示整流侧额定触发延迟角, $\Delta\alpha$ 表示触发延迟角的变化范围, α_{min} 表示触发延迟角的最小值, γ_N 表示逆变侧额定熄弧角, R_{dc} 表示直流电阻, U_T 表示串联晶闸管压降, $d_r\%$ 表示换流器相对阻性压降, $u_{kR\%}$ 和 $u_{kI\%}$ 分别表示换流变压器短路电压百分数。

根据直流输电系统稳态数学模型^[22]可以对上述工程的持续运行工况进行估算。表 8—表 13 分别对应±660、±800、±1 100 kV 3 个电压等级的直流输电工程的计算结果, 其中列出了输送额定功率($\alpha=17.5^\circ$, $P_d=1$)和长期过载工况($\alpha=17.5^\circ$, $P_d=1.1$)分别对应的换流器阀侧理想空载线电压有效值 U_v 、

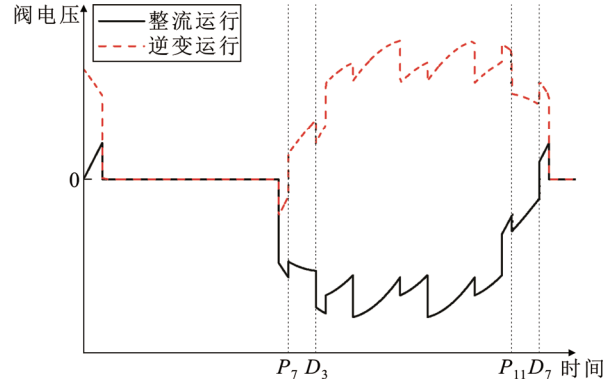


图 7 12 脉动换流器阀电压波形

Fig.7 12-pulse converter valve voltage waveform

表 5 某±660 kV 直流输电工程系统参数

Table 5 System parameters of ±660 kV HVDC

transmission project			
参数	取值	参数	取值
U_{dNR}/kV	660	R_{dc}/Ω	6.6
P_{dNR}/MW	3 960	U_T/kV	0.3
I_{dN}/kA	3	$d_r\%$	0.3
$\alpha_N/(\circ)$	15	$u_{kR\%}/\%$	16
$\Delta\alpha/(\circ)$	-2.5~2.5	$u_{kI\%}/\%$	16
$\alpha_{min}/(\circ)$	5	$\gamma_N/(\circ)$	18

表 6 某±800 kV 直流输电工程系统参数

Table 6 System parameters of ±800 kV HVDC

transmission project			
参数	取值	参数	取值
U_{dNR}/kV	800	R_{dc}/Ω	4
P_{dNR}/MW	6 400	U_T/kV	0.3
I_{dN}/kA	4	$d_r\%$	0.3
$\alpha_N/(\circ)$	15	$u_{kR\%}/\%$	18
$\Delta\alpha/(\circ)$	-2.5~2.5	$u_{kI\%}/\%$	16.7
$\alpha_{min}/(\circ)$	5	$\gamma_N/(\circ)$	17

表 7 某±1 100 kV 直流输电工程系统参数

Table 7 System parameters of ±1 100 kV HVDC

transmission project			
参数	取值	参数	取值
U_{dNR}/kV	1 100	R_{dc}/Ω	26.63
P_{dNR}/MW	12 000	U_T/kV	0.3
I_{dN}/kA	5.45	$d_r\%$	0.3
$\alpha_N/(\circ)$	15	$u_{kR\%}/\%$	20
$\Delta\alpha/(\circ)$	-2.5~2.5	$u_{kI\%}/\%$	22
$\alpha_{min}/(\circ)$	5	$\gamma_N/(\circ)$	17

换相角 μ 和关断阀跃变电压标幺值 $\Delta U_{stepoff}$ 。

由表 8—表 13 可以看出, 与输送额定功率时相比, 长期过载工况阀侧电压和跃变电压更大, 阀电

表 8 某±660 kV 直流输电工程额定运行参数

Table 8 Rated operating parameters of ±660 kV HVDC transmission project

运行模式	U_V/kV	$\mu/(\circ)$	$\Delta U_{stepoff}$
整流	280.89	19.96	0.608 1
逆变	270.92	19.71	0.309 0

表 9 某±660 kV 直流输电工程长期过载运行参数

Table 9 Long-term overload operation parameters of ±660 kV HVDC transmission project

运行模式	U_V/kV	$\mu/(\circ)$	$\Delta U_{stepoff}$
整流	283.34	21.44	0.628 6
逆变	272.35	21.11	0.309 0

表 10 某±800 kV 直流输电工程额定运行参数

Table 10 Rated operating parameters of ±800 kV HVDC transmission project

运行模式	U_V/kV	$\mu/(\circ)$	$\Delta U_{stepoff}$
整流	172.32	21.81	0.633 6
逆变	165.46	20.88	0.292 4

表 11 某±800 kV 直流输电工程长期过载运行参数

Table 11 Long-term overload operation parameters of ±800 kV HVDC transmission project

运行模式	U_V/kV	$\mu/(\circ)$	$\Delta U_{stepoff}$
整流	174.00	23.41	0.634 8
逆变	166.54	22.30	0.292 4

表 12 某±1 100 kV 直流输电工程额定运行参数

Table 12 Rated operating parameters of ±1 100 kV HVDC transmission project

运行模式	U_V/kV	$\mu/(\circ)$	$\Delta U_{stepoff}$
整流	239.63	23.59	0.657 2
逆变	216.28	25.58	0.292 4

表 13 某±1 100 kV 直流输电工程长期过载运行参数

Table 13 Long-term overload operation parameters of ±1 100 kV HVDC transmission project

运行模式	U_V/kV	$\mu/(\circ)$	$\Delta U_{stepoff}$
整流	242.21	25.30	0.679 4
逆变	216.64	27.38	0.292 4

压峰值更大。此外，整流模式对应的换流器阀侧电压和跃变电压大于逆变模式。因此，选择整流运行模式和直流输电工程长期过载运行方式作为 PCOV 计算的参考工况是可靠的。

6 结论

1) 计算阀 PCOV 的运行方式建议选择直流输电工程长期过载运行方式，换流器的工作模式建议选择整流工作模式。理论上 6 脉动整流器阀电压峰值可以出现在 D_1 、 D_2 和 D_3 时刻，但考虑阀阻尼电路的作用后，证明正常运行状态下阀电压峰值最大值出现在 D_2 及 D_3 时刻。

2) 逆变器阀在运行过程中主要承受正向电压，其阀电压峰值小于相对应的整流器阀，即阀 PCOV 的计算可以只考虑 6 脉动桥整流运行工况。

3) 12 脉动换流器阀电压波形会受到邻桥换相过程的影响，且影响程度取决于系统阻抗和换流变压器漏抗的大小，但邻桥换相过程并不影响阀电压峰值最大值的计算方法，即阀电压峰值最大值的计算可以只按照 6 脉动桥考虑。进一步的，当换流站单极采用 12 脉动桥串联模式时，阀 PCOV 的计算依然可以只按照 6 脉动桥考虑。

附录见本刊网络版(<http://hve.epri.sgcc.com.cn/CN/volumn/current.shtml>)。

参考文献 References

- [1] 周沛洪, 何慧雯, 戴敏, 等. ±1 100 kV 直流换流站避雷器布置、参数和设备绝缘水平的选择[J]. 高电压技术, 2014, 40(9): 2871-2884.
ZHOU Peihong, HE Huiwen, DAI Min, et al. Selection of arresters arrangement, parameters and apparatuses insulation[J]. High Voltage Engineering, 2014, 40(9): 2871-2884.
- [2] 万磊, 范冕, 何慧雯. ±1 100 kV 特高压直流换流站直流场雷电侵入波过电压研究[J]. 电瓷避雷器, 2016(1): 69-77.
WANG Lei, FAN Mian, HE Huiwen. Study on lightning intruding wave overvoltage of UHVDC ±1 100 kV converter station[J]. Insulators and Surge Arresters, 2016(1): 69-77.
- [3] 郭贤珊, 赵峥, 付颖, 等. 昌吉—古泉±1 100 kV 特高压直流工程绝缘配合方案[J]. 高电压技术, 2018, 44(4): 1343-1350.
GUO Xianshan, ZHAO Zheng, FU Ying, et al. Insulation coordination scheme for ±1 100 kV UHVDC project from Changji to Guquan[J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(4): 1343-1350.
- [4] 钱珞江, 李高望, 李存军. UHVDC 高端换流变阀侧电压 PCOV 的一种数字仿真模型[J]. 电力建设, 2015, 36(9): 69-72.
QIAN Luojiang, LI Gaowang, LI Cunjun. A PCOV digital simulation model of HV transformer valve side voltage in UHVDC system[J]. Electric Power Construction, 2015, 36(9): 69-72.
- [5] MATTESON F M, RUHL H J, SHAFER P O, et al. The recovered charge characteristics of high power thyristors[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 1976, 12(3): 305-311.
- [6] REVANKAR G N, SRIVASTAVA P K. Turn off model of an SCR[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics & Control Instrumentation, 1975, 22(4): 507-510.
- [7] LEE C W, PARK S B. Determination of thyristor reverse recovery current parameters[J]. IEE Proceedings B—Electric Power Applica-

- tions, 1988, 135(2): 91-96.
- [8] CHOKHAWALA R S, CARROLL E I. A snubber design tool for P-N junction reverse recovery using a more accurate simulation of the reverse recovery waveform[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 1991, 27(1): 74-84.
- [9] 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.
- [10] 郝勇, 刘云霞, 曾继伦. 基于指数恢复模型的晶闸管阻容吸收参数设计[J]. 电气技术, 2010(2): 20-23. HAO Yong, LIU Yunxia, ZENG Jilun. A parameter design of RC snubber for thyristors based on exponential recovery model[J]. Electrical Engineering, 2010(2): 20-23.
- [11] 郭焕, 温家良, 汤广福, 等. 高压直流输电晶闸管阀关断的电压应力分析[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(12): 1-6. GUO Huan, WEN Jialiang, TANG Guangfu, et al. Analysis of the turn-off voltage stress on HVDC thyristor valve[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(12): 1-6.
- [12] 高冲, 张静, 周建辉, 等. 基于晶闸管反向恢复电流分段拟合的直流换流阀换相过冲电压计算方法研究[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(2): 547-554. GAO Chong, ZHANG Jing, ZHOU Jianhui, et al. Study on the calculation of the commutation overshoot of HVDC valve based on the piecewise fitting of reverse recovery current of thyristor[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(2): 547-554.
- [13] 孙海峰. 换流站换流系统的宽频电路建模方法和应用的研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2010. SUN Haifeng. Research and application of wideband circuit modeling method of converter systems in converter station[D]. Beijing, China: North China Electric Power University, 2010.
- [14] 郭焕, 汤广福, 查鲲鹏, 等. 直流输电换流阀杂散电容和冲击电压分布的计算[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(10): 116-122. GUO Huan, TANG Guangfu, ZHA Kunpeng, et al. Calculation on stray capacitances and impulse voltage distribution HVDC converter valve[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(10): 116-122.
- [15] 张文亮, 汤广福. ± 800 kV/4 750 A 特高压直流换流阀宽频建模及电压分布特性研究[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(31): 1-6. ZHANG Wenliang, TANG Guangfu. Study on wide-band model and voltage distribution of ± 800 kV/4 750 A UHVDC valves[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(31): 1-6.
- [16] 仲崇山, 杨仁刚, 李成榕. 动态均压缓冲电路引起的晶闸管电流应力计算方法[J]. 电网技术, 2011, 35(3): 124-128. ZHONG Chongshan, YANG Rengang, LI Chengrong. An approach to calculate current stress caused by dynamic voltage-sharing snubber circuit during thyristor turning-on process[J]. Power System Technology, 2011, 35(3): 124-128.
- [17] YUE K, PANG L, YOU H, et al. Reverse recovery characteristics of high power thyristors in HVDC converter valve[J]. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2017, 24(4): 2132-2140.
- [18] 波谢 A B. 直流输电结线及运行方式[M]. 华北电力学院直流输电研究室, 译. 北京: 水利电力出版社, 1979: 156-175. SHIEBER A B. HVDC transmission lines and operation mode[M]. HVDC Transmission Research Office of North China Electric Power University, translated. Beijing, China: Water Resources and Electric Power Press, 1979: 156-175.
- [19] 解婷, 汤广福, 郑健超, 等. 高压直流晶闸管阀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.
- [20] UNDELAND T M, PETTERTEIG A, HAUKNES G, et al. Diode and thyristor turn-off snubbers simulation by KREAN and an easy to use design algorithm[C]//Conference Record of the 1988 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting. Pittsburgh, USA: IEEE, 1988: 647-654.
- [21] BEAUSEJOUR Y, KARADY G. Valve damping circuit design for HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1973, 92(5): 1615-1621.
- [22] 徐政. 交直流电力系统动态行为分析[M]. 北京: 机械工业出版社, 2004: 32-35. XU Zheng. Dynamic behavior analysis of AC-DC power system[M]. Beijing, China: China Machine Press, 2004: 32-35.



YUE Bo
Post-doctorate
Professor



XU Zheng
Ph.D., Professor
Corresponding author

乐波

1976—, 男, 博士(后), 教授级高级工程师
主要从事高压技术和直流输电相关研究和设计工作
E-mail: yuebo@chinasperi.sgcc.com.cn

徐政(通信作者)

1962—, 男, 博士, 教授, 博导
主要研究方向为大规模交直流电力系统分析、直流输电与柔性交流输电、风力发电技术与风电场并网技术
E-mail: xuezheng007@zju.edu.cn

收稿日期 2019-09-25 修回日期 2019-11-10 编辑 程子丰