

逆变侧交流电压畸变下 HVDC 运行特性分析

郭紫昱^{1,2}, 林 涛^{1,2}, 王立永³, 翟 学^{1,2}, 徐遐龄⁴

(1. 武汉大学 电气工程学院, 湖北 武汉 430072; 2. 太阳能高效利用湖北省协同创新中心, 湖北 武汉 430072;
3. 国家电网北京市电力公司, 北京 100031; 4. 华中电力调控分中心, 湖北 武汉 430077)

摘要: 推导了逆变侧交流母线电压存在畸变时锁相环的输出特性和阀换相特性, 揭示了谐波电压对逆变侧定熄弧角控制器和低压限电流控制器(VDCOL)带来影响的机理, 解释了谐波电压的存在会减小逆变侧延迟触发角的指令值、降低直流系统传输容量的原因。针对交流母线电压谐波畸变情况下定熄弧角控制不能很好跟踪其整定值的问题, 通过减小电流偏差控制的增益, 有效减小定熄弧角控制在交流电压畸变时的稳态误差量, 降低了传递容量的损失。提出了谐波影响下直流系统稳态工作点的计算方法。PSCAD/EMTDC 仿真验证了理论分析的正确性、改进措施的有效性和计算方法的准确性。

关键词: HVDC 输电; 交流电压; 电压畸变; 谐波分析; 锁相环; 定熄弧角控制; 低压限电流控制器

中图分类号: TM 721.1

文献标识码: A

DOI: 10.16081/j.issn.1006-6047.2017.08.020

0 引言

随着直流输电工程的快速建设, 多馈入直流输电系统逐渐增多^[1]。直流工程中存在的谐波不稳定问题, 在多落点地区逆变侧交流系统之间存在电气耦合关系的背景下变得更加复杂, 主要表现为换流站附近有扰动时, 谐波振荡不易衰减甚至放大, 换流站交流母线电压畸变。此外, 直流换流站交流侧不对称运行时, 负序电压经过本线路换流器调制产生非特征谐波, 影响与其电气距离较近的其他逆变站的正常运行^[2]。单一逆变站换相失败造成的电压畸变, 会引起邻近逆变站的换相失败^[3]。文献[4]对近几年换相失败情况进行了统计和仿真分析, 指出部分直流的换相失败持续时间超过了故障时间, 这与故障清除后换流母线电压恢复过程中的电压畸变有关。综合以上观点, 有必要对电压畸变时期逆变站的稳态工作特性进行研究。

目前, 考虑电压畸变对直流系统影响的研究较少, 文献[5]探索了直流偏磁引起的电压畸变与换相失败之间的关系, 但是仅考虑了电压畸变对相位偏移的影响。文献[6-8]利用开关函数法计算了正常运行条件下换流站主要谐波频次以及谐波电气量的转化关系, 进而得到预防高压直流输电(HVDC)系统发生谐波谐振的一些工程原则, 但分析时采用谐波的小信号模型, 没有考虑电压谐波对 HVDC 控制系统的影响。

收稿日期: 2017-03-27; **修回日期:** 2017-06-12
基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51177111); 太阳能高效利用湖北省协同创新中心重大专项(HBSZD2014003)
Project supported by the General Program of the National Natural Science Foundation of China(51177111) and Solar Energy Efficient Use Collaborative Innovation Center of Hubei Province(HBSZD2014003)

文献[2,9]分析了交流系统发生不对称故障时考虑换流阀非等间隔导通、三相换相角不相等和换相电流非线性等因素的换流器动态过程, 建立改进的换流器序分量开关函数模型, 实现了在交流不对称情况下对 HVDC 系统基波和主要谐波电压、电流分量的分析计算。其研究对象为直流系统交流侧故障, 并没有面向交流电压畸变下 HVDC 系统运行的稳态问题。虽然可以使用数值仿真软件(如 PSCAD/EMTDC)仿真交流母线电压畸变时交直流系统的各种特性, 但不能解释该现象的内在机理。

本文详细分析逆变侧交流母线电压畸变时 HVDC 系统的换相过程和锁相环节的运行情况, 以及对逆变侧定熄弧角控制的影响, 得到交流电压畸变时直流系统传输容量减小的结论。进一步, 针对定熄弧角控制在谐波含量较大的情况下不能很好地跟踪参考值的实际问题, 对电流偏差控制提出了改进, 提高了谐波扰动中逆变侧延迟触发角 α_1 的指令值, 减少了直流传输功率的损失。最后提出了谐波影响下直流稳态工作点的计算方法, 证明了电压畸变时功率减少的结论。

1 逆变侧交流母线电压畸变对逆变侧换流器影响分析

本文采用的 CIGRE-Benchmark 模型如图 1 所示, 图中 R 、 L 、 C_1 分别为直流线路的电阻、电感和电容。整流侧控制系统采用定电流控制, 逆变侧采用定熄弧角控制。为研究在逆变侧交流母线电压畸变时 HVDC 系统的运行, 在交流母线处并联谐波电压源 U_h 。文献[10]计算了该模型在不对称运行时的典型谐波电流, 其中 3 次谐波电流含量最大, 可达 0.469 kA, 同时考虑到 200~300 km 的输电线路对 3 次谐波

电压产生谐振,谐振点处约有 5 倍的放大^[11],故本文以 3 次谐波为对象,分析交流母线电压谐波对锁相环(PLL)触发环节、换流过程的影响。

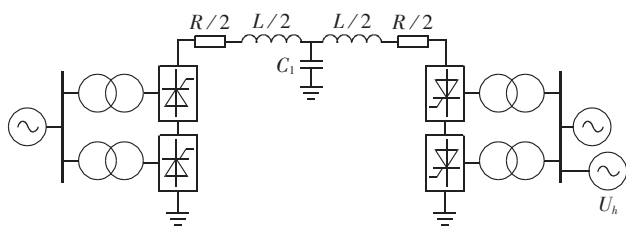


图 1 逆变侧加入谐波源后的 CIGRE-Benchmark 模型

Fig.1 CIGRE-Benchmark model with harmonic voltage source at inverter side

1.1 存在谐波时交流母线波形分析

逆变侧交流母线电压表达式为:

$$\begin{cases} u_a = U_1 \sin(\omega t) + \sum_{h=2}^{h_{\max}} U_h \sin(h\omega t + \varphi_h) \\ u_b = U_1 \sin(\omega t - 2\pi/3) + \sum_{h=2}^{h_{\max}} U_h \sin(h\omega t + \varphi_h - 2\pi/3) \\ u_c = U_1 \sin(\omega t - 4\pi/3) + \sum_{h=2}^{h_{\max}} U_h \sin(h\omega t + \varphi_h - 4\pi/3) \end{cases} \quad (1)$$

其中, U_1 为基波电压幅值; U_h 为 h 次谐波电压幅值; φ_h 为 h 次谐波电压初相位; $h_{\max}$ 为谐波最大次数。通常运行状态下,由于滤波器的作用, U_h 较小,交流母线电压波形为基波波形。当存在特定次谐波含量超标时,交流母线电压波形将发生畸变。以 3 次谐波为例,当 $U_1 = 126.81 \text{ kV}$ 、 $U_3 = 8.31 \text{ kV}$ 、 $\varphi_3 = 0$ 时,交流母线 a、c 相电压波形如图 2 中实线所示,虚线表示基波波形。图中, α 为延迟触发角; t_a 为其对应的电角度。

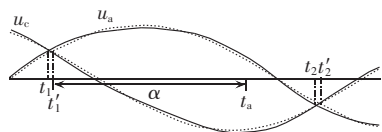


图 2 逆变侧交流母线 3 次谐波电压畸变波形

Fig.2 Distorted 3rd harmonic voltage of inverter-side AC-bus

在 3 次谐波电压影响下, ac 线电压的过零点(即图 2 中 $u_c = u_a$ 的点)较电压波形未发生畸变时有了一个角度的偏移。设畸变时线电压过零点对应的时刻为 t_1, t_2 , 基波线电压过零点为 t'_1, t'_2 , 利用式(1)可以分别求解图 2 中的交流母线电压畸变前、后线电压过零时刻。

线电压过零时刻的偏移将影响实际超前触发角 β 的大小。这取决于换流器触发相位控制中的 PLL 在畸变时的工作特性。

1.2 交流母线电压畸变对 PLL 的影响

换流器触发相位控制是 HVDC 控制系统中用来

改变换流阀的触发相位、实现 HVDC 系统及其换流装置运行状态调节的控制环节。目前, HVDC 换流器普遍采用 PLL 触发相位控制系统^[2]。PLL 工作原理见图 3, 图中 K, T 为比例积分环节控制器系数, ω_0 为系统工频角速度。PLL 的误差输入量为:

$$e = u_\alpha \cos \theta - u_\beta \sin \theta \quad (2)$$

$$u_{\alpha\beta} = T u_{abc} \quad (3)$$

$$u_{\alpha\beta} = \begin{bmatrix} u_\alpha \\ u_\beta \end{bmatrix}, \quad u_{abc} = \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix}$$

$$T = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix}$$

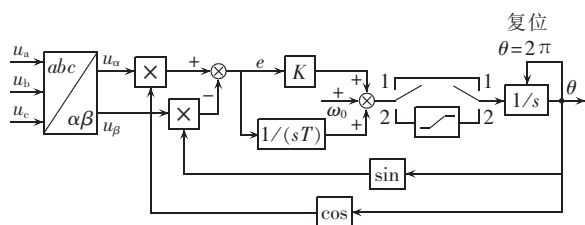


图 3 HVDC 锁相环原理图

Fig.3 Schematic diagram of PLL in HVDC

当换相母线电压只存在基波分量时,基于上述式子,可以将误差输入量 e 表示为:

$$e = U_1 \sin(\omega t - \theta) \quad (4)$$

稳态时输出量 $e = 0$, θ 以角速度 ω 完全跟踪 a 相电压。当交流母线三相电压存在畸变时(见图 2),误差输入量 e 的表达式为:

$$e = U_1 \sin(\omega t - \theta) + U_3 \sin(3\omega t + \varphi_3 - \theta) \quad (5)$$

此时稳态输出 θ 追踪 2 个分量,分别以角速度 ω 和 3ω 追踪 a 相电压基波分量和 3 次谐波分量。考虑到误差 e 经过比例积分环节后仅作为基波角速度 ω 的修正量,且式(5)中 U_1 远大于 U_3 ,故输出量 θ 的角速度仍然保持在基波角速度附近进行小范围波动。图 4 显示了 3 次谐波电压存在时 PLL 追踪频率的变化。

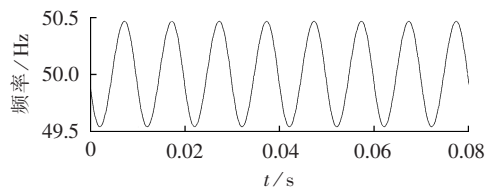


图 4 交流母线电压畸变时 PLL 频率追踪范围变化

Fig.4 Variation of PLL frequency tracking under AC-bus voltage distortion

图 4 仿真结果显示了交流母线电压畸变前后 PLL 输出值 θ 的追踪频率均保持在基波频率附近,

以 100 Hz 频率小幅波动, PLL 在交流母线电压畸变时仍跟踪 a 相基波电压。下文将不考虑交流母线畸变对 PLL 输出的影响,认为 PLL 仍然锁定 a 相基波电压。

工程实践中采用等间距触发的控制方式,将 PLL 的输出值 θ 渐次移相 30° 和 60° 分别作为 12 脉动桥和 6 脉动桥的触发脉冲^[12-13]。由于 PLL 只能锁定基波电压相位,结合 1.1 节中交流母线电压畸变后线电压过零点发生偏移的结论,很容易得到换流电压畸变后逆变侧超前触发角 β 将发生变化的结论。

1.3 交流母线电压畸变对超前触发角 β 的影响

熄弧角 γ 是 HVDC 逆变侧换流器安全运行的重要指标,表征了换相完成后晶闸管承受反向电压的时间^[8]。若 γ 过小,则晶闸管重新承受正向电压时,即使没有新的脉冲信号到达仍有可能导通,造成直流换相失败。 γ 不是一个可以直接控制的量,其大小完全由超前触发角 β 和换相重叠角 μ 决定。通过分析电压畸变对 μ 的影响,才能得到电压谐波畸变对 γ 的影响,进而分析控制系统,特别是定熄弧角控制对交流母线电压畸变的响应情况。

在交流母线电压未发生畸变时,有:

$$\beta = 180^\circ - \alpha \quad (6)$$

以图 2 中 a、c 两相电压为例,由于电压畸变时过线电压过零点相对电压未畸变时有了一个 $\Delta t = t'_2 - t_2$ 的前移量,而触发角仍以基波线电压过零点为基准(图 2 中 t'_1 点),则实际超前触发角 β' 将变为:

$$\beta' = 180^\circ - \alpha - (t'_2 - t_2) \quad (7)$$

图 2 的扰动下,谐波的存在使得 β 变小。考虑到谐波扰动时的谐波相位具有不确定性, $\Delta t = t'_2 - t_2$ 的取值有可能为正也有可能为负。本文对实际超前触发角的分析以式(7)为基础。

根据式(8),谐波对 HVDC 系统的运行还取决于换相重叠角 μ 在扰动中的特性。下面将进行分析。

$$\beta' = \mu + \gamma \quad (8)$$

1.4 交流母线电压畸变对换相重叠角 μ 的影响

本文以传统的 2-3 模式作为分析换相过程的出发点(2-3 模式是指换流器在非换相期间总有两相导通,换相期间三相导通^[14])。图 2 所示换相过程的 2-3 模式示意图如图 5 所示,图中 L_B 为换相变压器

漏电感, X_B 为其阻抗。

即将导通的通路和即将关闭的通路在换相期间形成环路,其中有短路电流 I_k 流过,方向如图 5 所示^[15]。换相过程中 I_k 逐渐由 0 上升到 I_d ,即将导通的 a 相支路电流即为 $I_a = I_k$,即将关闭的 c 相支路电流 $I_c = I_d - I_k$ 。由所述关系,得:

$$\frac{dI_k}{dt} = \frac{u_a - u_c}{2L_B} \quad (9)$$

将式(1)代入式(9),可得:

$$\frac{dI_k}{dt} = \frac{\sqrt{6}U_1}{2L_B} \sin\left(\omega t - \frac{\pi}{6}\right) + \frac{\sqrt{6}U_3}{2L_B} \sin\left(3\omega t - \frac{\pi}{6} + \varphi_3\right) \quad (10)$$

仍以基波电角度作为积分长度,取 ac 相典型换相角度 $13\pi/6$ 作为换相起点,计逆变侧延迟触发角为 α_1 ,换相结束时有 $I_k = I_d$,得到:

$$I_d = \int_{\frac{13\pi}{6} + \alpha_1}^{\frac{13\pi}{6} + \alpha_1 + \mu} \left[\frac{\sqrt{6}U_1}{2L_B} \sin\left(\omega t - \frac{\pi}{6}\right) + \frac{\sqrt{6}U_3}{2L_B} \sin\left(3\omega t - \frac{\pi}{6} + \varphi_3\right) \right] d(\omega t) \quad (11)$$

求解式(11)得到:

$$I_d = \frac{\sqrt{6}U_1}{2X_B} [\cos \alpha_1 - \cos(\alpha_1 + \mu)] + \frac{\sqrt{6}U_3}{2X_B \times 3} \left[\cos\left(\frac{13\pi \times 3}{6} + 3\alpha_1 + \varphi_3\right) - \cos\left(\frac{13\pi \times 3}{6} + 3\alpha_1 + \varphi_3 + 3\mu\right) \right] \quad (12)$$

在定电流控制的作用下, I_d 的值保持不变。通过式(12)即可确定 3 次谐波存在时换相重叠角的大小。

对交流母线存在多次谐波叠加的情况,6 脉动桥换流器一个周期内的换相重叠角可以通过式(13)以数值方式求解:

$$I_d = \frac{\sqrt{6}U_1}{2X_B} [\cos \alpha_1 - \cos(\alpha_1 + \mu)] + \sum_{h=2}^{h_{\max}} \frac{\sqrt{6}U_h}{2X_B h} \left\{ \cos\left[\left(\frac{\pi}{2} + m\frac{\pi}{3}\right)h + h\alpha_1 + \varphi_h\right] - \sum_{h=2}^{h_{\max}} \cos\left[\left(\frac{\pi}{2} + m\frac{\pi}{3}\right)h + h(\alpha_1 + \mu_m) + \varphi_h\right] \right\} \quad (13)$$

其中, $m=1, 2, \dots, 6$, 表示一个周期内的各次换相过程。

在 I_d 和 α_1 已知的情况下,在一个周期内令 m 从 1 至 6 顺次取值,通过数值解法求解式(13)可以得到 μ_m 。将 μ_m 代入式(8),即可得到交流母线畸变条件下每个周期内 γ 的 6 个精确数值解。

式(8)、式(13)推导的结果可以用来分析交流母线电压畸变对 HVDC 控制环节,尤其是逆变侧定熄弧角控制环节的影响。逆变侧定熄弧角控制将直接决定稳态运行情况下逆变侧延迟触发角 α_1 的大小,

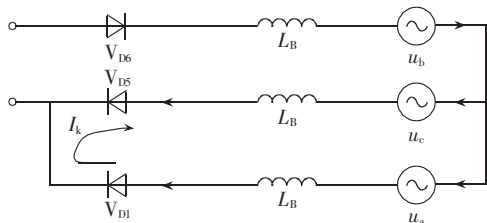


图 5 a 相、c 相换相过程示意图

Fig.5 Schematic diagram of a-c phase commutation

进而决定逆变侧消耗无功的大小,在逆变站未能及时调整补偿电容的情况下降低交流母线电压,进而影响直流功率的传输,给系统的经济性和电网安全稳定带来影响。

2 交流母线电压畸变对直流控制器的影响分析

2.1 交流母线电压畸变对定熄弧角控制的影响

定熄弧角控制的目的是维持熄弧角 γ 为给定值以保证关断后处于高电位的换流阀不会重燃造成换相失败,这是通过调节逆变侧延迟触发角 α_1 来实现的^[16]。CIGRE-Benchmark 模型中采用的定熄弧角控制器结构如图 6 所示。

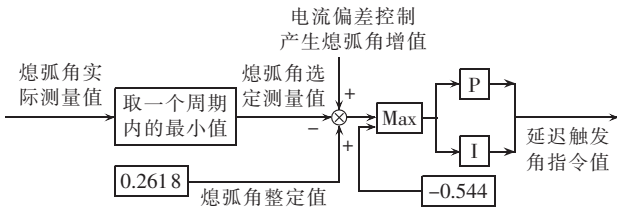


图 6 Benchmark 模型定熄弧角控制器
Fig.6 CEA controller of Benchmark model

定熄弧角控制器的输入量为一个周期内 γ 量测值的最小值 $\gamma_{\min}$,通过将其与整定值 15° 的差值作为 PI 控制器的输入,进而输入相位控制电路,使逆变侧延迟触发角指令值发生变化。其控制调节特性为:

$$\Delta\alpha_1 = -\Delta\beta = -\frac{K_p}{1+K_i} \Delta\gamma_{\min} \tag{14}$$

其中, K_p 、 K_i 分别为 PI 控制器中的比例参数和积分参数; Δ 表示各参数变化量。电流偏差控制作为定熄弧角控制的干扰量,反映了直流电流变化对换相过程的影响。

逆变侧稳定运行且交流母线电压未发生畸变时, $\Delta\gamma=0$,每一周期内任意换相过程的 γ 均能追踪整定值(15°),逆变侧延迟触发角 α_1 指令值固定不变。当交流母线电压开始发生电压畸变时,由式(8)、式(13)可知,每一周期内 γ 值将发生周期变化,存在一个最大值和最小值, α_1 指令值将根据 γ 的最小值发生变化。通常情况下 α_1 指令值将减小以使得每一周期内 γ 的最小值仍能保持在整定值附近。

α_1 指令值的降低将降低直流系统的经济效益。稳态运行时逆变侧直流电压 U_{d1} 、功率因数 ϕ_1 与直流功率 P_{d1} 、 Q_{d1} 关系如下:

$$\begin{aligned} U_{d1} &= \frac{3\sqrt{2}}{\pi} BT_1 E_{ac1} \\ U_{d1} &= -U_{d1} \cos \alpha_1 + \frac{3}{\pi} X_{B1} I_d B \\ \phi_1 &= \arccos(U_{d1}/U_{ac1}) \\ P_{d1} &= U_{d1} I_d, \quad Q_{d1} = P_{d1} \tan \phi_1 \end{aligned} \tag{15}$$

其中, E_{ac1} 为逆变侧交流线电压有效值; U_{d1} 为漏抗前直流电压; T_1 为逆变侧换流变压器变比; B 为串联的桥数; X_{B1} 为逆变侧换流变压器漏抗。在整流侧定电流控制作用下, I_d 保持不变, α_1 在 $(\pi/2, \pi)$ 范围内的减小将造成 P_{d1} 的减小。同时,逆变站消耗的无功功率与直流传输的有功功率的比值变大。在此情况下,若受端交流系统较弱,交流母线电压将会下降,系统电压稳定受到威胁。

综上,交流母线电压畸变降低了逆变侧系统接收的有功功率,并且需要逆变侧就地提供更多的无功功率,降低了直流系统的经济性。

2.2 定熄弧角控制的改进措施

电流偏差控制作为定熄弧角控制的干扰量,反映了直流电流变化对换相过程的影响。当逆变侧实际电流大于控制器的设定值时,换相过程对应的 μ 增大,此时应减小 α_1 以避免 γ 过小。

当交流母线电压存在 h 次谐波畸变时,由开关函数理论可知,直流侧将存在 $h-1$ 次谐波电压和电流^[6]。电流偏差控制将 $h-1$ 次的谐波电流周期性引入定熄弧角控制,使得 α_1 指令值变大并发生周期性振荡, γ 最小值始终存在一个静态误差,给直流线路传输功率带来了不必要的损失。

针对 γ 稳态误差的成因,可以适度减小电流偏差控制引入量的大小,将其乘以一个小于 1 的增益系数 m_1 。这一方法将适度牺牲交流电压畸变时系统工作点动态过程的时间,但是可以减少 α_1 指令值的波动范围,有效减少传输功率的损失。但 m_1 不可过小,否则不能反映直流电流变化对换相过程的影响,表现为动态调整时间过长甚至不能收敛于稳定工作点。本文经过实验,取 $m_1=0.2$ 。

2.3 交流母线电压畸变对低压限电流控制器的影响

低压限电流控制器(VDCOL)的任务是在直流电压或交流电压跌落到某个指定值时对直流电流指令进行限制。在系统受到大扰动时,直流电压或换流母线电压将迅速下降,这时需要启动 VDCOL 来减小直流电流指令值以降低直流功率,这样可以减小故障期间换流站对交流系统的无功需求,帮助恢复交流电压,降低换相失败的概率^[17]。CIGRE-Benchmark 模型中的 VDCOL 结构如图 7 所示。图中, I_{order} 为直

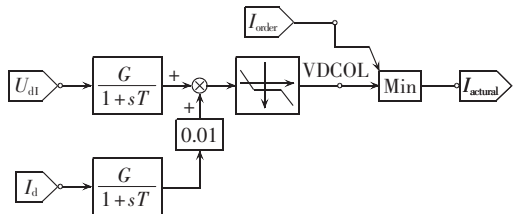


图 7 CIGRE 标准测试系统的 VDCOL 模型
Fig.7 VDCOL model of CIGRE standard test system

流电流的调度指令; I_{actual} 为实际电流指令值。

补偿电阻取为 0.01 p.u. , 使 VDCOL 的输入是直流线路中点处的电压 U_m , 而 VDCOL 的输出则作为整流侧的电流整定值 I_d 。由于补偿电容较小, 近似计算中可以令 U_m 等于逆变侧直流电压 U_{dl} 。Cigre-Benchmark 模型中 VDCOL 的输入-输出关系如下:

$$\begin{cases} I_d = 0.55 & U_{\text{dl}} \leq 0.4 \\ I_d = 0.9 U_{\text{dl}} + 0.19 & 0.4 \leq U_{\text{dl}} \leq 0.9 \\ I_d = U_{\text{dl}} + 0.1 & U_{\text{dl}} \geq 0.9 \end{cases} \quad (16)$$

式(16)可简写为:

$$I_d = H(U_{\text{dl}}) \quad (17)$$

由 2.1 节结论可知, 谐波扰动时逆变侧母线电压下降, 相应的直流线路中点电压降低, 直流电流指令值相应地可能发生变化(取决于 VDCOL 和定电流控制器指令值的大小关系, 取其中较小值作为实际电流指令), 可能造成直流功率的降低。

部分直流的换相失败持续时间超过了故障时间, 这与故障清除之后换流母线电压恢复过程中的电压畸变有关^[4]。特别是直流多馈入地区, 由于换流器的调制作用, 故障之后各个换流站母线在较长时间内有谐波存在。谐波对直流系统的影响是一种长期的、稳态的过程, 有必要对这一过程以稳态的观点进行描述。同时, 为了验证本文主要结论, 即“谐波扰动会造成直流系统传输功率的降低”, 需要对谐波扰动下的直流系统传输功率进行计算。基于以上原因, 本文提出了一种谐波扰动下的交直流潮流算法。

3 交流母线电压畸变时直流系统工作点计算

3.1 基于准稳态模型的交直流潮流计算方法

进一步地分析谐波扰动对直流系统的影响, 通过 2.2 节对定熄弧角控制器的改进, 可以通过潮流计算定量地分析谐波扰动下直流系统的功率受影响情况。

在交直流系统潮流计算中, 利用直流准稳态模型式(15), 交流母线可以当作 PQ 节点来进行处理。在描述整流侧定电流控制特性、逆变侧定熄弧角控制特性时, 直流电流和熄弧角为常数, 可以方便地写出 Jacobian 矩阵的对应元素。对于换流母线, 功率平衡方程为:

$$\begin{cases} \Delta P = P_{\text{load}} - P_{\text{ac}} - P_{\text{dc}} \\ \Delta Q = Q_{\text{load}} - Q_{\text{ac}} - Q_{\text{dc}} \end{cases} \quad (18)$$

在确定直流系统控制方式的前提下, 式(16)中的直流功率可以表示为换流母线电压幅值的函数。以整流侧定电流、逆变侧定熄弧角(CC-CE)方式为例, 直流系统参数可以表示为:

$$\begin{cases} U_{\text{dl}} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} B T_1 E_{\text{acI}} \cos \gamma - \frac{3}{\pi} X_{B1} I_d B \\ U_{\text{dR}} = U_{\text{dl}} + I_d R \\ U_{\text{doR}} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} B T_R E_{\text{acR}} \\ \cos \phi_R = \frac{U_{\text{dR}}}{U_{\text{doR}}} \end{cases} \quad (19)$$

其中, 下标 R 表示整流侧的各变量, 含义对应于逆变侧的各变量。由于控制系统的作用, I_d 和 γ 此时为已知量, 则式(18)中的直流分量可以表示为:

$$\begin{cases} P_{\text{dcl}} = U_{\text{dl}} I_d = f_{\text{dl}}(E_{\text{acI}}) \\ Q_{\text{dcl}} = P_{\text{dcl}} \tan \phi_I = g_{\text{dl}}(E_{\text{acI}}) \\ P_{\text{dcR}} = U_{\text{dR}} I_d = f_{\text{dR}}(E_{\text{acR}}) \\ Q_{\text{dcR}} = P_{\text{dcR}} \tan \phi_R = g_{\text{dR}}(E_{\text{acR}}) \end{cases} \quad (20)$$

此时 Jacobian 矩阵的行数和列数都未发生改变, 只是在换流节点多了直流分量对应的附加项, 可以按照牛顿迭代法或者 PQ 解耦算法快速求解。

交流母线电压畸变时, 依据式(8)、式(13), 逆变侧熄弧角会发生周期性变化, 直流准稳态模型不能描述此时 γ 的动态变化。此外, 考虑到 VDCOL 的作用, 电流指令值也可能发生变化, 需要新的方法来确定电压畸变时直流系统的工作点。

3.2 以逆变侧延迟触发角 α_1 为参数的交直流潮流计算方法

考虑逆变侧延迟触发角 α_1 物理含义清晰, 且通过适度减小电流偏差控制引入量后, α_1 指令值可以稳定在一个常数附近, 式(15)能够描述直流功率的大小, 故本文提出将逆变侧延迟触发角 α_1 作为参数、以整流侧延迟触发角 α_R 作为状态变量的交直流潮流计算方法, 来计算电压畸变时直流系统的工作点。本方法首先将未发生谐波扰动时的 α_1 值作为参数, 记为 α_1^0 , 并且在修正方程中加入直流电流项。

$$\Delta I_d = I_d - (U_{\text{dR}} - U_{\text{dl}}) / R \quad (21)$$

计此时的 I_d 为 I_d^0 , 为扰动前指令值。式(21)中:

$$\begin{cases} U_{\text{dR}} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} B T_R E_{\text{acR}} \cos \alpha_R - \frac{3}{\pi} X_{BR} I_d B \\ U_{\text{dl}} = -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} B T_1 E_{\text{acI}} \cos \alpha_1 + \frac{3}{\pi} X_{B1} I_d B \end{cases} \quad (22)$$

U_{dR} 和 U_{dl} 分别为 α_R 和 α_1 的函数。同时对应地将修正方程中的直流分量都用 α_1 和 α_R 表示。

$$\begin{cases} P_{\text{dcl}} = U_{\text{dl}} I_d = f'_{\text{dl}}(E_{\text{acI}}, \alpha_1) \\ Q_{\text{dcl}} = P_{\text{dcl}} \tan \phi_I = g'_{\text{dl}}(E_{\text{acI}}, \alpha_1) \\ P_{\text{dcR}} = U_{\text{dR}} I_d = f'_{\text{dR}}(E_{\text{acR}}, \alpha_R) \\ Q_{\text{dcR}} = P_{\text{dcR}} \tan \phi_R = g'_{\text{dR}}(E_{\text{acR}}, \alpha_R) \end{cases} \quad (23)$$

将 α_1 值作为参数(不妨以未发生谐波扰动时的 α_1 作为其初值), 此时对含 n 条直流线路数的系统, 换流节点修正方程数由 $4n$ 变为 $4n+1$, 状态变量数由 $4n$ 变为 $4n+1$, 系统仍满足有解条件。

此时系统的潮流矩阵可以表示为:

$$\begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \\ \Delta I_d \end{bmatrix} = -J \begin{bmatrix} \Delta E_{ac} \\ \Delta \theta \\ \Delta \alpha_R \end{bmatrix} \quad (24)$$

利用牛顿迭代法求解式(24),可以得到以此时 α_1^0 值作为触发信号的系统潮流解。此时利用 1.4 节谐波扰动下换相重叠角 μ 的计算方法和式(8),可以得到此 α_1 值下每周期的 γ 最小值 $\gamma_{\min}$ 。将 $\gamma_{\min}$ 与其指令值的差乘以增益 m_2 作为逆变侧延迟触发角增量 $\Delta\alpha_1$,令新的 $\alpha_{1\text{new}} = \alpha_1 + \Delta\alpha_1$ 作为逆变侧触发信号重新进行潮流计算,直至 $\gamma_{\min}$ 收敛于 γ_{ref} 。收敛时的 α_1 记为 α_1^1 ,对应的 U_{d1} 为 U_{d1}^1 。

将此时的 U_{d1}^1 代入式(17),得到新的 I_d 指令值 I_d^1 ,将 I_d^1 和 α_1^1 值代入潮流方程式(24),求解得到状态变量以及 I_d^1 和 α_1^1 ,重复上述过程直至 $|I_d^{k+1} - I_d^k| < \varepsilon$ (ε 为预先设定的收敛值)。输出此时的状态变量、最终的 α_1 和 I_d 以及直流系统的传输功率。

具体流程如图 8 所示。

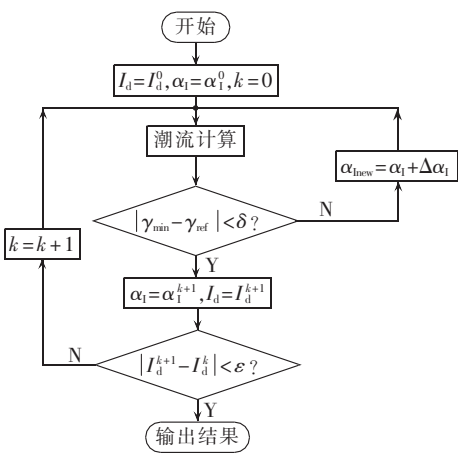


图 8 交流母线电压畸变时直流系统工作点计算流程图

Fig.8 Flowchart of operating point calculation for DC system under AC-bus voltage distortion

4 仿真验证

本文以图 1 所示 CIGRE-Benchmark 模型为算例,利用 PSCAD/EMTDC 软件进行仿真验证。其中基波线电压有效值 220 kV,3 次谐波相电压有效值 7.1 kV,直流系统传输功率 1000 MW。

4.1 交流电压畸变对换相过程的影响

为验证式(8)、式(13)的正确性,首先忽略定熄弧角控制器的作用,在稳态时令逆变侧延迟触发角 α_1 锁定在 141.84° 。仿真得到特定 α_1 控制信号下 γ 量测结果的周期变动情况如图 9 所示。表 1 为交流母线电压畸变前后 γ 仿真值和利用式(8)、式(13)得到的 γ 计算值,其中 3-1 过程表示阀 3 闭合、阀 1 打开的过程,其余依此类推。

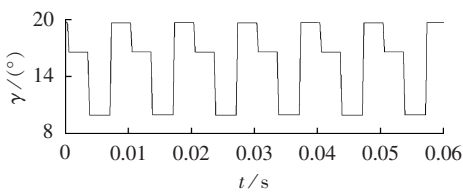


图 9 逆变侧交流母线 3 次谐波电压畸变时熄弧角量测结果

Fig.9 Measured extinction angle under 3rd harmonic voltage distortion of inverter-side AC-bus

表 1 电压畸变前后每周期熄弧角仿真值和计算值

Table 1 Simulative and calculated extinction angles per cycle before and after voltage distortion

换相过程	畸变前 $\gamma/(^\circ)$		畸变后 $\gamma/(^\circ)$	
	仿真值	计算值	仿真值	计算值
3-1	15.12	15.07	19.58	18.36
4-2	15.12	15.07	16.45	16.36
5-3	15.12	15.07	9.98	10.69
6-4	15.12	15.07	19.58	18.36
1-5	15.12	15.07	16.45	16.36
2-6	15.12	15.07	9.98	10.69

由表 1 可知,式(8)、式(13)计算得到的交流母线电压畸变对 γ 的影响趋势和仿真结果一致。误差来自换流器调制后生成的幅值较小的其他次谐波以及仿真软件最小步长(0.45°)的影响。式(8)、式(13)推导的结果可以定量分析交流母线电压畸变对 HVDC 控制环节,尤其是定熄弧角控制环节的影响,进而确定由于谐波带来的换流器 α_1 指令值偏移。

4.2 交流母线电压畸变下定熄弧角控制改进措施和直流系统工作点计算方法

为验证定熄弧角控制改进措施的有效性以及交流母线电压畸变时直流系统工作点计算方法的精确性,在图 1 所示模型中于 2.5 s 时刻加入谐波电源。此情况下逆变侧每周期最小 γ 值 $\gamma_{\min}$ 、逆变侧延迟触发角 α_1 、逆变侧交流母线 a 相电压有效值 U_a 、直流线路传输功率 P_{d1} (标么值,后同)如图 10 所示。其中实线表示标准电流偏差控制下的系统特性,虚线表示电

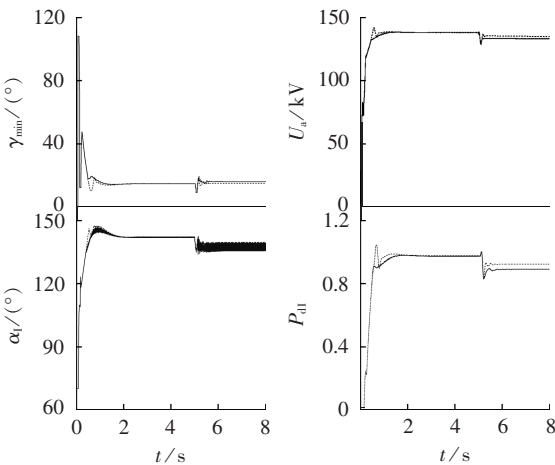


图 10 仿真结果

Fig.10 Simulative results

流偏差控制量乘以 20 % 的增益后的系统特性。仿真结果和 3 节算法的计算结果如表 2 所示。

表 2 电流偏差控制量减小前后仿真结果及计算结果

Table 2 Simulative and calculated system parameters before and after gain reduction of current deviation control

变量	仿真值		计算值 ($m_1=0.2$)
	$m_1=1$	$m_1=0.2$	
U_a/kV	125.1	127.4	127.2
P_{dl}	0.8959	0.9290	0.9298
$\gamma_{\text{min}}/(\text{^\circ})$	16.38	15.25	15.09
$\alpha_1/(\text{^\circ})$	135.5~139	139~139.4	139.6

由图 10 以及表 2 可知,发生谐波扰动后,逆变侧延迟触发角 α_1 指令值有了较大降低,同时系统的功率因数、逆变侧母线电压和系统传输功率降低,直流系统整体效率变差。此外,比较改进前后的曲线,可以看出交流母线电压畸变时,由于电流偏差控制存在的 2 次谐波电流,造成逆变侧定熄弧角控制不能很好地跟踪 15° 的设定值。减少电流偏差控制引入的扰动量后,定熄弧角控制的输出量能够较好地跟踪设定值,系统传输功率相对于扰动量减少前有了一定的提高。不足之处是扰动量减少后 α_1 指令值超调量以及调整时间有所增加。

为验证本文所述稳定点计算方法对 VDCOL 控制特性的描述准确性,将 Benchmark 模型的定电流控制指令值升高,使得扰动前后整流侧的电流指令值由 VDCOL 决定。VDCOL 参数设置与 Benchmark 相同,得到的系统主要参数仿真结果和计算结果如表 3 所示,表中电流指令值、 P_{dl} 、 I_{d} 为标么值。

表 3 定电流控制指令值提高时的系统主要参数仿真和计算结果

Table 3 Simulative and calculated main system parameters with increased constant current control reference

电流指令值	情形	P_{dl}	I_{d}	$\alpha_1/(\text{^\circ})$
1.04762	仿真	0.9284	0.9998	139.62
	计算	0.9288	1.0002	139.62
1.09524	仿真	0.9297	1.0003	139.60
	计算	0.9291	1.0001	139.69
1.14024	仿真	0.9254	0.9996	139.72
	计算	0.9242	0.9999	139.77

由表 3 结果可以看出,相应地提高定电流控制指令之后,VDCOL 指令值将起主要作用,此时的实际电流指令值由谐波扰动发生后的逆变侧直流电压决定。本文所提工作点计算方法和仿真结果较为吻合,可用于在工程实际中对相关问题进行针对性指导。

5 结论

针对逆变侧交流母线电压畸变时系统工作点变

化的问题,本文理论推导了逆变侧交流母线电压存在畸变时 PLL 输出特性和阀换相特性,揭示了谐波电压给逆变侧定熄弧角控制带来影响的机理,证明交流母线电压畸变时直流系统传输容量减小的结论。进一步,针对交流母线电压畸变情况下定熄弧角控制不能很好地跟踪整定值的情况,通过减小电流偏差控制的增益,有效减小定熄弧角控制的稳态误差量,减少直流传输容量的损失,提高了系统的经济效益。最后提出了谐波影响下直流系统稳态工作点的计算方法,为工程实际提供指导。

结合本文研究工作可以得到如下结论:

a. 逆变侧交流母线电压畸变时,换流器自然换相点发生偏移,PLL 只能锁定基波的相位,在逆变侧定熄弧角控制的作用下,逆变侧 α_1 指令值将减小且发生周期性振荡,减少直流线路传输容量,影响系统经济性;

b. 适当减小定熄弧角控制中的电流偏差输入量,可以提高谐波扰动中逆变侧延迟触发角 α_1 的指令值,减少定熄弧角控制的稳态误差量,提高系统传输功率;

c. 准稳态模型不能描述交流母线电压畸变时直流系统工作点的变化,对此本文提出了以逆变侧延迟触发角 α_1 作为参数、以整流侧延迟触发角 α_{R} 作为状态变量、以直流电流 I_{d} 作为补充修正方程的交直流潮流计算方法来确定此时直流系统的工作点,仿真结果证明了所提算法的有效性。

参考文献:

[1] 杨光亮,郇能灵,郑晓冬,等. 多馈入直流输电系统谐波交互影响分析[J]. 电力自动化设备,2016,36(1):105-110.
YANG Guangliang,TAI Nengling,ZHENG Xiaodong,et al. Harmonic interaction analysis for multi-infeed HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(1):105-110.

[2] 马玉龙. 交流系统接地故障对 HVDC 的影响分析[J]. 中国电机工程学报,2006,26(11):144-149.
MA Yulong. Analysis of the impact of AC system single-phase earth fault on HVDC[J]. Proceedings of the CSEE,2006,26(11):144-149.

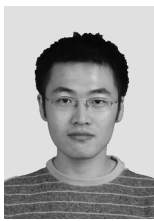
[3] 周勤勇. 多直流馈入受端电网直流受电规模研究[D]. 济南:山东大学,2015.
ZHOU Qinyong. Studies on maximum multi-infeed HVDC's capacity to receiving end power grid[D]. Ji'nan:Shandong University,2015.

[4] 李新年,易俊,李柏青. 直流输电系统换相失败仿真分析及运行情况统计[J]. 电网技术,2012,36(6):266-271.
LI Xinnian,YI Jun,LI Baiqing. Simulation analysis and operation statistics of commutation failure in HVDC transmission system [J]. Power System Technology,2012,36(6):266-271.

[5] 黄敏,郭倩雯,童重立,等. 直流偏磁增大换相失败风险的机理分析及仿真[J]. 华中科技大学学报(自然科学版),2014,42(9):102-106.
HUANG Min,GUO Qianwen,TONG Chongli,et al. Mechanism

- analysis of DC-bias increasing the risk of commutation failure [J]. Journal of Huazhong University of Science & Technology (Nature Science Edition), 2014, 42(9):102-106.
- [6] 徐政. 直流输电系统在交流电势畸变下的谐波特性[J]. 中国电力, 1995, 39(2):8-11.
- XU Zheng. The harmonic characteristics of HVDC system under AC voltage distortion[J]. Electrical Power, 1995, 39(2):8-11.
- [7] 马玉龙. HVDC 换流器的阻抗频率特性[J]. 电力系统自动化, 2006, 30(12):66-69.
- MA Yulong. Study on impedance-frequency characteristic of HVDC converter[J]. Automation of Electric Power Systems, 2006, 30(12):66-69.
- [8] 李伟, 肖湘宁, 郭琦. 直流换相失败期间换相过程微观分析方法[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(3):115-119.
- LI Wei, XIAO Xiangning, GUO Qi. Micro-analysis of valve commutation process during DC commutation failure[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(3):115-119.
- [9] 李志铿. 交流不对称情况下交直流系统谐波分析计算方法[J]. 电力系统自动化, 2010, 34(6):42-47.
- LI Zhikeng. Analysis of forced power oscillation caused by continuous cyclical load disturbances[J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(6):42-47.
- [10] 刘俊磊. 计及直流控制特性的直流系统等值模型及其谐波计算[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(19):67-73.
- LIU Junlei. Multiple steady-state solutions of PMSC under different orientation constraints [J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(19):67-73.
- [11] 谢宁. 大型光伏电站动态建模及谐波特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(36):10-17.
- XIE Ning. Dynamic modeling and characteristic analysis on harmonics of photovoltaic power stations[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(36):10-17.
- [12] 马玉龙. 高压直流输电系统的稳定性分析[D]. 北京: 华北电力大学, 2006.
- MA Yulong. Stability analysis of HVDC system[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2006.
- [13] RIEDEL P. Harmonic voltage and current transfer, and AC- and DC-side impedances of HVDC converters[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2005, 20(3):2095-2099.
- [14] 曾艳, 任震, 余涛. 基于调制迭代谐波分析法的交直流混联输电系统多谐波源研究[J]. 电网技术, 2006, 30(11):26-29.
- ZENG Yan, REN Zhen, YU Tao. Study on multi-harmonic sources in AC/DC hybrid transmission system based on modulation and iterative harmonic analysis method[J]. Power System Technology, 2006, 30(11):26-29.
- [15] 戴熙杰. 直流输电基础[M]. 北京: 水利电力出版社, 1990:185-186.
- [16] 罗隆福. 定熄弧角控制器对直流输电系统的影响分析[J]. 电力系统及其自动化学报, 2009, 21(5):97-102.
- LUO Longfu. Effects of constant arc extinguishing angle controller on HVDC transmission system[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2009, 21(5):97-102.
- [17] 付颖. 直流输电控制器低压限流环节的研究[J]. 高电压技术, 2008, 34(6):1110-1114.
- FU Ying. Study on voltage dependent current order limiter of HVDC transmission system's controller[J]. High Voltage Engineering, 2008, 34(6):1110-1114.

作者简介:



郭紫昱

郭紫昱(1989—),男,河南郑州人,博士研究生,主要研究方向为直流输电和电能质量(E-mail:395845961@qq.com);

林涛(1969—),男,湖北武汉人,教授,博士研究生导师,主要研究方向为电力系统运行与控制、电力系统继电保护与自动装置、新能源发电与智能电网、电能质量分析与控制(E-mail:tlin@whu.edu.cn)。

Influence of inverter-side AC-voltage distortion on HVDC system

GUO Ziyu^{1,2}, LIN Tao^{1,2}, WANG Liyong³, ZHAI Xue^{1,2}, XU Xialing⁴

(1. School of Electrical Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China;

2. Solar Energy Efficient Use Collaborative Innovation Center of Hubei Province, Wuhan 430072, China;

3. State Grid Beijing Electric Power Company, Beijing 100031, China;

4. Central China Electric Power Dispatching and Communication Center, Wuhan 430077, China)

Abstract: The PLL(Phase Locked Loop) output performance and the valve commutation characteristics under the AC-bus voltage distortion of inverter side are deduced to reveal the mechanism of influence brought by the harmonic voltage on the inverter-side CEA (Constant Extinction Angle) controller and VDCOL (Voltage-Dependent Current Order Limiter) and to explain why the harmonic voltage may reduce the reference of inverter-side triggering angel and the transmission capacity of DC system. As the CEA control cannot properly follow its setting under the AC-bus voltage distortion, the gain of current deviation control is reduced to effectively decrease the steady-state error of CEA control and the loss of transfer capacity under the AC-bus voltage distortion. A method for calculating the steady-state operating point of DC system is proposed. PSCAD/EMTDC simulation verifies the correctness of theoretical analysis, the effectiveness of the improved method and the accuracy of calculation method.

Key words: HVDC power transmission; AC voltage; voltage distortion; harmonic analysis; phase locked loops; constant extinction angle control; voltage-dependent current order limiter