

交流系统接地故障对 HVDC 的影响分析

马玉龙, 肖湘宁, 姜旭

(电力系统保护与动态安全监控教育部重点实验室(华北电力大学), 北京市昌平区 102206)

Analysis of the Impact of AC System Single-Phase Earth Fault on HVDC

MA Yu-long, XIAO Xiang-ning, JIANG Xu

(Key Laboratory of Power System Protection and Dynamic Security Monitoring and Control under Ministry of Education (North China Electric Power University), Changping District, Beijing 102206, China)

ABSTRACT: The paper analyses the dynamic process of HVDC converter, including voltage characteristic of converter AC bus, phase-locked loop (PLL) and the commutation characteristic of valve, when single-phase earth fault occurs in AC system, which is the most typical fault among all AC system faults. An improved method based on switching function is presented to determine voltage harmonic component in dc side. In the method, voltage in dc side is divided into three groups, corresponding to positive sequence of AC side voltage, negative sequence of AC side voltage and variation of valve conduction time respectively. An equivalent circuit for calculating dc side harmonics is set up, in which the converter at fault side is represented by an equivalent harmonic voltage source while the converter at the other side is represented by average commutation impedance accounting for the commutation courses. A test system is established in PSCAD/EMTDC to verify the analysis. Results show that the analysis of converter's dynamic process is correct and high accuracy is gained in harmonics calculation. The improved switching function method solved the problem that switching function cannot be used to unsymmetrical operation of converter, and thus can be used in harmonic analysis in single-phase earth fault and unsymmetrical operation of converter. The presented method can be applied to the value determination and verification of harmonic protection in HVDC control and protection system.

KEY WORDS: power system; HVDC; AC system; single-phase earth fault; switching function; harmonic; phase-locked loop (PLL)

摘要: 以最常见交流系统单相接地故障为例, 详细分析了 HVDC 换流器的动态过程, 包括换流母线电压特性、锁相环输出特性和阀换相特性。提出改进的开关函数法以求解故障期间的直流电压, 该方法将直流侧电压表示为 3 部分, 分别对应交流侧正序电压、负序电压以及导通时间变化量。建立了直流侧谐波计算的等值电路, 该电路中故障侧换流器以谐波电压源

表示, 其幅值由开关函数计算得到, 对侧换流器计及了换相过程的影响并以换相电抗的平均值表示。算例以及与 PSCAD/EMTDC 的结果对照表明对故障期间换流器的动态过程分析正确, 直流电压和谐波计算准确。该文所提出的改进的开关函数法解决了开关函数法不能应用于换流器不对称运行的问题, 并可用于交流系统单相接地故障及阀不对称运行时的谐波分析。该谐波计算方法可用于 HVDC 控制保护中谐波保护定值的整定计算与校核。

关键词: 电力系统; 高压直流输电; 交流系统; 单相接地故障; 开关函数; 谐波; 锁相环

0 引言

高压直流输电(HVDC)工程日渐增多, 分析交流系统故障或扰动情况下 HVDC 的动态响应^[1-4]、控制保护策略^[5-7]已成为研究热点。

在各类交流系统故障中, 单相接地占绝大多数, 分析单相接地故障对 HVDC 的影响具有代表性, 然而现有文献资料很少系统、深入地分析这一故障时换流器的动态过程。

换流器工作于非理想条件时将影响换流器的换流过程, 在交、直流两侧产生非特征谐波。在诸多 HVDC 的谐波分析理论中, 开关函数法^[8-9]获得了极大成功。该理论以开关函数模拟晶闸管的通断状态, 视直流电压和交流电流分别为开关函数对交流电压和直流电流的调制, 通过傅立叶级数展开分析交、直流两侧的电压、电流频谱。该方法物理意义清晰, 分析过程简洁明了, 便于理解。然而, 传统的开关函数法假定换流器工作于理想状态, 当换流器处于非理想状态时难以使用。

HVDC 工程的控制保护除了快速反应于直流系统内的故障外, 还配备有后备保护, 比如以直流电

流非特征谐波为特征量的谐波保护^[10]。HVDC 控制保护系统的谐波保护主要针对交流系统的故障和扰动，为了具有选择性及灵敏性，它与交流系统故障的最大清除时间相配合，即动作时间略大于交流系统故障的最大清除时间(如三常直流工程设置为 1.3s)。另外，HVDC 的直流侧平波电抗器等设备的参数设计也须考虑非特征谐波的影响。然而，交流系统故障及换流器不对称运行时如何计算直流电流的谐波分量、如何等效两侧换流器及交流系统，一直没有很好地解决^[11-13]。

尽管可以使用数值仿真软件(如 PSCAD/EMTDC)仿真故障时交直流系统的各种特性，但该方法只能得到结果，并不能对现象进行解释，在某些情况下也不便使用。而本文则试图揭示故障时换流器工作的内在机理。

如上所述，本文将系统、深入地分析交流系统单相接地故障时换流器的动态行为。为求解换流器不对称运行产生的非特征谐波，提出改进的开关函数法，并进一步提出谐波计算的等值电路。

1 换流器的动态行为分析

1.1 交流系统单相接地故障的特性

交流系统发生单相接地故障后，HVDC 换流母线电压将不平衡，这一方面会引起锁相环(PLL)电路的相位失真，另一方面不能建立正常的换相电压，引起阀开通或关断的延迟。

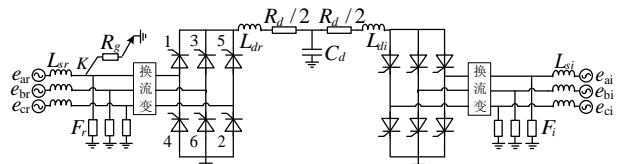


图 1 6 脉动 HVDC 示意图

Fig. 1 Sketch map of 6-pulse HVDC

图 1 中，换流母线经过渡电阻 R_g 接地后，由电力系统故障分析^[14]知故障位置处 A 相电流和电压的正、负、零序量分别为

$$I_{A+} = I_{A-} = I_{A0} = E_A / (3R_g + j(x_{1\Sigma} + x_{2\Sigma} + x_{0\Sigma})) \quad (1)$$

$$U_{A+} = E_A - jx_{1\Sigma} I_{A+} = U_{A+} \angle j U_{A+} \quad (2)$$

$$U_{A-} = -jx_{2\Sigma} I_{A+} = U_{A-} \angle j U_{A-} \quad (3)$$

$$U_{A0} = -jx_{0\Sigma} I_{A+} = U_{A0} \angle j U_{A0} \quad (4)$$

式(1)~(4)中， E_A 为正序等值电动势，由于换流器可以视作恒流源负载(内阻无穷大)，故 E_A 即故障前相电压； R_g 为接地电阻； $x_{1\Sigma}$ 、 $x_{2\Sigma}$ 、 $x_{0\Sigma}$ 分别为正、负、零序网等值阻抗。

一般 $x_{1\Sigma} = x_{2\Sigma}$ ，可得故障位置处的相电流、相电压及线电压为

$$I_A = 3I_{A+} = 3E_A / (3R_g + j(2x_{1\Sigma} + x_{0\Sigma})) = I_A \angle j I_A \quad (5)$$

$$U_A = E_A - j(2x_{1\Sigma} + x_{0\Sigma}) I_{A+} = U_A \angle j U_A \quad (6)$$

$$U_B = E_B - j(x_{0\Sigma} - x_{1\Sigma}) I_{A+} = U_B \angle j U_B \quad (7)$$

$$U_C = E_C - j(x_{0\Sigma} - x_{1\Sigma}) I_{A+} = U_C \angle j U_C \quad (8)$$

$$U_{CA} = U_A - U_C = E_{CA} - jx_{1\Sigma} I_A = U_{CA} \angle (-\pi/6 + j U_{CA}) \quad (9)$$

$$U_{AB} = U_B - U_A = E_{AB} + jx_{1\Sigma} I_A = U_{AB} \angle (-5\pi/6 + j U_{AB}) \quad (10)$$

$$U_{BC} = U_C - U_B = E_{BC} = E_{BC} \angle \pi/2 \quad (11)$$

当 R_g 从 $0 \rightarrow \infty$ 变化时，故障点处各电气量轨迹如图 2 所示。从图 2 可看出，故障期间 U_{BC} 保持不变，这一特征为比较故障前、后 PLL 的输出提供了统一的参考相位。

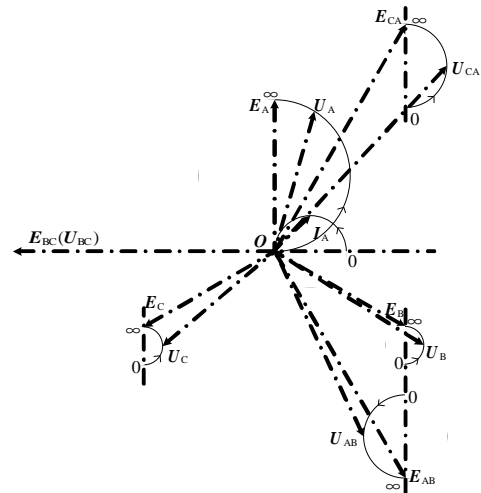


图 2 A 相经过渡电阻接地后的电压、电流相量轨迹图
Fig. 2 Phasor locus of voltages and currents when phase A is earthed through transition resistance R_g

1.2 故障期间 PLL 特性分析

早期 HVDC 工程发生若干起谐波不稳定事故后，工程实践中转而采用等间距触发的控制方式，该方式的核心是：基于 ab 变化的 PLL 技术，将 PLL 的输出渐次移相 $\pi/6$ 和 $\pi/3$ 作为 12 脉动桥和 6 脉动桥的触发脉冲，见图 3。其中 PLL PI 调节器的误差输入量为

$$e = u_a \sin q - u_b \cos q \quad (12)$$

$$\text{而 } U_{a\beta} = T_{a\beta} E_{abc} \quad (13)$$

其中：

$$U_{a\beta} = \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \end{bmatrix}, T_{a\beta} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ 0 & \sqrt{3}/2 & -\sqrt{3}/2 \end{bmatrix}, E_{abc} = \begin{bmatrix} e_{ca} \\ e_{ab} \\ e_{bc} \end{bmatrix}$$

可求得三相对称时 $e = \sin(\omega t - \pi/6 - q)$, PLL 调节的效果是 $e = 0$, 即输出 q 严格跟踪输入 e_{ca} 的相位。当交流系统故障时, PLL 的输入三相电压不对称, 此时 q 一般不能保持对 e_{ca} 相位的同步跟踪, 且在不采取任何措施的情况下(见图 3 中开关 P 置于 1 位置), 其线性度会严重失真, 如图 4(a)所示。令 $e = 0$, 则由式(12)、(13)得此时 PLL 的输出为

$$q = \tan^{-1}(U_b / U_a) = f(\omega t, U_{CA} j_{U_{CA}}, U_{AB} j_{U_{AB}}, E_{BC}) = f_1(\omega t, R_g, x_{1\Sigma}, x_{0\Sigma}, E_A) \quad (14)$$

为了改善 PLL 输出的线性度, 常对 PI 调节器的输出加一限幅环节(图 3 中开关 P 置于 2 位置), 将其输出限定在系统基频 ω_0 附近。此时不妨令 $q = \omega t + j_q$, PI 调节器调节的结果是消除误差量 e 中的直流分量, 据此关系并由式(12)、(13)可推得

$$j_q = \frac{U_a \sin j_a + U_b \cos j_b}{U_a \cos j_a - U_b \sin j_b} = f_2(R_g, x_{1\Sigma}, x_{0\Sigma}, E_A) \quad (15)$$

j_q 即故障时 PLL 输出的相位偏移, 如图 4(b)。图 5 为不同序阻抗下 R_g 从 $0 \rightarrow 30 \Omega$ 变化时 j_q 的变化轨迹。当正序、负序、零序阻抗相等时 j_q 的最大偏移量相同, 但随着序阻抗的增大所对应的 R_g 也增大, 如图 5(a)。此时正序、负序阻抗相等, j_q 的最大偏移量随着零序阻抗的增大而减小, 如图 5(b)。

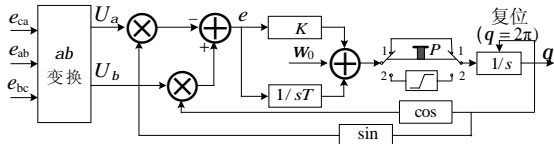
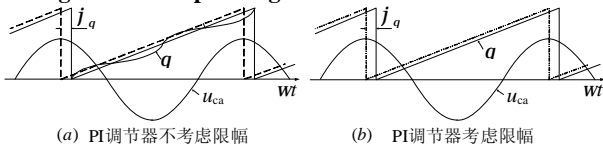


图 3 HVDC 锁相环原理图

Fig. 3 Principle diagram of PLL used in HVDC



(a) PI 调节器不考虑限幅 (b) PI 调节器考虑限幅

图 4 交流系统故障后的锁相环输出

Fig. 4 Output of PLL when AC fault occurs

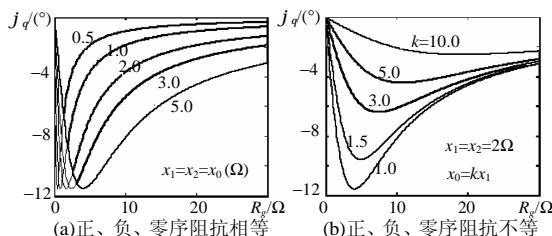


图 5 单相接地时序阻抗对 PLL 输出偏移的影响

Fig. 5 Phase shift of PLL at different sequence impedance when one phase is grounded

1.3 阀的换相分析

正常运行时, 图 1 中 6 脉动桥触发角的参考点是 e_{ca} 、 e_{ab} 、 e_{bc} 的正负过零点。第 1.1 节中的分析

指出, 故障后触发角的参考点将有 j_q 的偏移, 即实际的触发角将比原参考点下的指令值晚 j_q 角度。一般, 阀的触发脉冲宽度是 120° , 当阀被施加以触发脉冲后, 如果阀同时处于正压控制则立即开通, 否则将延时等到正向电压建立才能开通; 故障后母线电压 u_{bc} 的相位不发生变化, 当触发脉冲来临时阀 5、2 均承受正压, 可立即开通; u_{ca} 比 e_{ca} 滞后 $j_{U_{CA}}$, 阀 1、4 能否开通须比较指令值 a 、偏移量 j_q 之和与 $j_{U_{CA}}$ 的关系, 前者大于后者时说明施加触发脉冲时阀正向电压已建立, 可开通, 否则必须等到正向电压建立后才可开通; u_{ab} 与 e_{ab} 相比, 既有滞后也有超前, 当超前时阀 3、6 可以立即开通, 而滞后时能否开通仍须比较指令值 a 、偏移量 j_q 之和与 $j_{U_{AB}}$ 的关系。

触发角的偏移只会造成阀开通时刻的整体延迟, 若触发脉冲到来时阀承受正向电压, 则在忽略换相角时共阳或共阴的 3 个阀保持渐次 120° 的导通区间; 否则被换相的阀将继续导通, 直到要换相的阀建立正压换相, 此时共阳或共阴的 3 个阀不再渐次导通 120° , 而是有长有短。

2 改进的开关函数法

阀臂的开断特性可以用开关函数模拟, 直流侧电压可视为开关函数对交流电压的调制, 其表达式为

$$u_{dc} = u_a S_{ua} + u_b S_{ub} + u_c S_{uc} \quad (16)$$

当忽略换相过程时, 设图 6(a)为 A 相的开关函数, 则 A、B、C 三相的开关函数的傅立叶级数^[8]为

$$\begin{aligned} S_a &= \sum_{n=1}^{\infty} A_n \cos n\omega t \\ S_b &= \sum_{n=1}^{\infty} A_n \cos n(\omega t - 120^\circ) \\ S_c &= \sum_{n=1}^{\infty} A_n \cos n(\omega t + 120^\circ) \end{aligned} \quad (17)$$

$$\text{其中 } A_n = \frac{4}{\pi} \frac{1}{n} \sin \frac{n\pi}{2} \cos \frac{n\pi}{6}$$

考虑换相角后, 换相期间电压将下降为原值的一半, 见图 6(b), 调制函数的系数也相应地修正为 $A_{nu} = A_n \cos(nm/2)$

上述开关函数假定换流器工作于对称状态, 可用于换流器两侧的谐波计算, 但当桥臂非等间距导通时无法使用。为解决这一问题, 将阀的导通区间视作 2 部分组成, 一部分为对称的 120° 区间, 另一部分为修正量。假定换流器不对称运行, 各阀导通

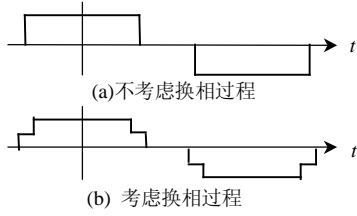


图 6 6 脉动桥的开关函数

Fig. 6 Switch function of 6-pulse converter

区间如图 7(a)(忽略换相角), 则 A、B、C 三相开关函数的分解方法分别如图 7(b)~(d), 其中, 实线为正常导通的开关函数, 虚线为开关函数的修正量。

非对称情况下, 换流母线电压可用正、负、零序量表示, 因此式(16)可写为

$$\begin{aligned}
 u_{dc} = & (u_{a+} + u_{a-} + u_{a0})(S_{uan} + S_{uar}) + (u_{b+} + u_{b-} + u_{b0}) \cdot \\
 & (S_{ubn} + S_{ubr}) + (u_{c+} + u_{c-} + u_{c0})(S_{ucn} + S_{ucr}) = \\
 & (u_{a+}S_{uan} + u_{b+}S_{ubn} + u_{c+}S_{ucn}) + (u_{a-}S_{uar} + u_{b-}S_{ubr} + \\
 & u_{c-}S_{ucr}) + (u_{a0}S_{uan} + u_{b0}S_{ubn} + u_{c0}S_{ucn}) + u_{a0}(S_{uar} + \\
 & S_{ubr} + S_{ucr}) + [(u_{a+} + u_{a-})S_{uar} + (u_{b+} + u_{b-})S_{ubr} + \\
 & (u_{c+} + u_{c-})S_{ucr}] \quad (18)
 \end{aligned}$$

式中, 开关函数 S 的下标 n 表示正常值; r 表示修正值; 第 3 项, 即零序量的直流侧调制量由文献[8]知为 0, 显然第 4 项也为 0, 故式(18)可写为

$$u_{dc} = u_{dcn+} + u_{dcn-} + u_{dcr} \quad (19)$$

式中: u_{dcn+} 对应正序电压与正常导通时的开关函数相作用产生的分量, 由开关函数理论知它对应直流侧电压的直流分量和特征谐波分量; u_{dcn-} 对应负序电压与正常导通时开关函数相作用产生的分量, 包含非特征谐波分量; u_{dcr} 对应正、负序电压与开关函数的修正量相作用产生的分量, 既包含特征谐波分量也包含非特征谐波分量, 对 u_{dcn+} 和 u_{dcn-} 进行修正。当换流母线正、负序电压分别为式(2)、(3)时有

$$\begin{aligned}
 u_{dcn+} = & \sum_{k=0}^{\infty} \frac{3U_{A+}}{2} [A_{6k-1} \cos(6k\omega t + j_{U_{A+}}) + \\
 & A_{6k+1} \cos(6k\omega t - j_{U_{A+}})] \quad (20)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 u_{dcn-} = & \sum_{k=0}^{\infty} \frac{3U_{A-}}{2} [A_{6k+1} \cos((6k+2)\omega t + j_{U_{A-}}) + \\
 & A_{6k-1} \cos((6k-2)\omega t - j_{U_{A-}})] \quad (21)
 \end{aligned}$$

而 u_{dcr} 可由开关函数修正量的级数展开式与正、负序电压之和正交求和得到。

采用上述方法, 将阀非等间距导通的特性表示为与等间距导通对应的开关函数及开关函数的修正量, 进而求解直流电压。这一方法抓住了换流器不对称运行的主要矛盾, 即正序电压产生直流分量和特征谐波, 负序电压产生非特征谐波。计算 u_{dcr} 时

需要开关函数修正量的傅里叶级数, 该级数可由数学手册^[15]方便地查得, 由于其幅值较小且衰减较快, 可忽略高次分量, 在粗略计算中甚至可以忽略。正常导通时开关函数的高次分量衰减比较快, 计算中可只取基波分量。

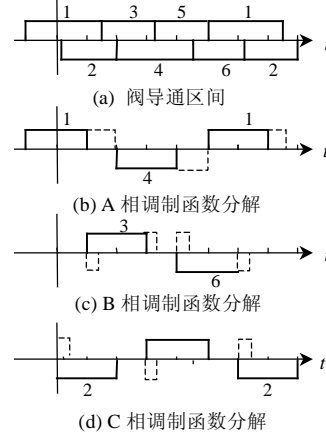


图 7 不对称导通时开关函数的分解
Fig. 7 Decomposition of switch function under unbalanced conduction

3 谐波计算的等值电路

由第 2 节的讨论结果知, 进行直流侧相关计算时, 本侧换流器可以用谐波电压源等值, 以下讨论对侧换流器的等效模型。

文献[16]指出, 在换流母线无功电源充足的条件下, 换流母线可视作理想电源。换流器一般均工作于 2-3 模式, 即非换相期间 2 阀导通(见图 8(a)), 换相期间 3 阀导通(见图 8(b)), 则从换流器直流侧向交流系统看进去的电感曲线如图 8(c)。为简化计算, 用平均电感代替图 8(c)的脉动电感, 有

$$L_{ceq} = \frac{3/2 \cdot L_c \cdot m + 2L_c \cdot (\pi/3 - m)}{\pi/3} = (2 - \frac{3m}{2\pi})L_c \quad (22)$$

式中 L_c 为换流变的漏电感。

至此, 本侧换流器以谐波电压源代替、对侧换流器以等值电感代替, 并考虑直流线路的阻抗后可得到与图 1 相对应的直流侧谐波计算等值电路如图 9, 图中谐波电压源 e_h 由式(19)计算得到。

综合第 1~3 节的分析结果, 得计算直流侧谐波的步骤如下:

- (1) 求解换流母线处的 U_A 、 U_{CA} 和 PLL 的相位偏移 j_q 。
- (2) 确定各阀的导通宽度与始末时刻。
- (3) 使用改进的开关函数法计算直流侧等值谐波电压源。
- (4) 利用直流侧谐波等值电路计算谐波电流等

量。

对于非换流母线处的接地故障，主要会引起换流母线电压的跌落和不平衡，此时只需在步骤(1)中相应考虑，而谐波计算方法仍然适用。如果交流系统接地故障发生于逆变侧，前述对 PLL 和触发时刻的分析仍适用，在未发生换相失败的情况下谐波计算方法仍适用。换相失败非本文研究重点，且文献[17-18]对单相接地故障或母线电压跌落引起的换相失败进行了详细的分析，本文不再赘述。

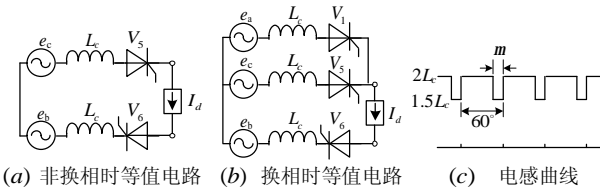


图8 换流器等值电路及等值电感

Fig. 8 Equivalent circuit and inductance of converter

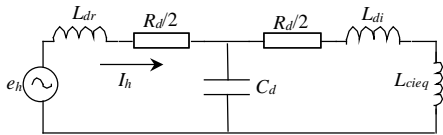


图9 直流侧谐波计算等值电路

Fig. 9 Equivalent circuit for calculating dc side harmonic

4 算例验证

在图1系统中，主要设备参数为：整流侧电源为525kV，内阻抗 $X_s=2.0\Omega$ ，换流变容量 $S_n=892.5\text{MVA}$ ，变比为525kV/210.4kV，短路电压为0.16pu；逆变侧电源为500kV，内阻抗为 $X_s=0.2\Omega$ ，换流变容量为 $S_n=851.1\text{MVA}$ ，变比为500kV/200.4kV，短路电压为0.16pu；直流线路为 $R_d=8\Omega$ ， $L_{dr}=L_{di}=0.12\text{H}$ ， $C_d=10\mu\text{F}$ 。为排除控制系统调节器的影响，两侧换流器均工作于定触发角方式，定值分别设为 15° 、 140° ，此时对应 $I_d=3000\text{A}$ ， $U_d=250\text{kV}$ 。对于工程中采用的非定触发角的控制方式，由于故障期间低压限流(VDCL)功能的作用，使得触发角大致维持在原触发角附近，采用原值计算不致引起太大误差。

设换流母线A相经过渡电阻 $R_g=0.5\Omega$ 接地。图10中 F_A 、 F_B 、 F_C 为实际的触发角， F_B 、 F_C 滞后 U_{AB} 、 U_{BC} ，可立即开通，而 F_A 超前于 U_{CA} ，触发脉冲到来时，阀1、4还未建立正压，故不能立即开通，须延时 5.8° ($30^\circ - j_q + a + j_{U_{CA}}$)才能开通，也即阀1、4导通区间缩短为 114.2° ，阀5、2导通区间增加为 125.8° 。

A相和C相开关函数修正量的图形如图11，而

阀3、6导通正常，故B相的开关函数不须修正。故障期间的 U_d 、 I_d 波形及主特征谐波以下的频谱分析如图12，表1给出了工程上最关心的二次谐波分量的详细计算值。由图12和表1可见，理论分析结果与PSCAD/EMTDC仿真结果一致，证明了本文方法的正确性。另外，表1中与负序分量对应的二次谐波分量比较大，这也说明负序分量是产生直流侧二次谐波的主要原因。

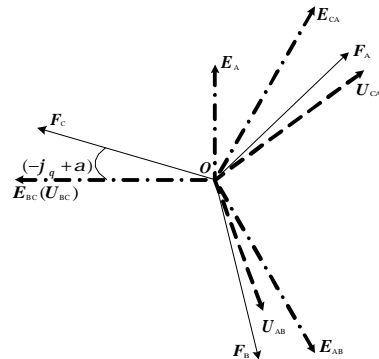


图10 故障后的实际触发角

Fig. 10 Practical firing angle when fault occurs

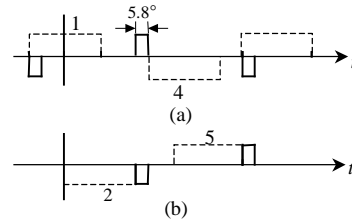


图11 开关函数修正量

Fig. 11 Modified component of switch function

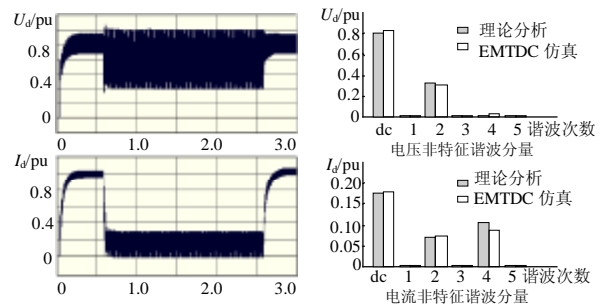


图12 故障期间 U_d 、 I_d 波形及频谱分析

Fig. 12 Waveform of U_d , I_d and their spectrum analysis

表1 计算结果

Tab. 1 Calculation results

基本量	U_{CA}/pu	U_{AB}/pu	U_{BC}/pu	j_q+a	L_{cieq}/H
	$0.935\angle-61.1^\circ$	$0.485\angle-146.3^\circ$	$1.0\angle90^\circ$	25.3°	0.0441
直流分量	u_{dcn+}/pu	u_{dcr}/pu	$u_{dcn+}+u_{dc}/\text{pu}$	EMTDC/pu	误差/%
	0.806	0.002	0.808	0.816	-1.0
二次谐波	u_{dcn-}/pu	u_{dcr}/pu	$u_{dcn-}+u_{dc}/\text{pu}$	EMTDC/pu	误差/%
	0.322	-0.003	0.319	0.314	1.6
二次谐波电流	I_h/pu		EMTDC/pu		误差/%
	0.073		0.076		-3.9

5 结论

交流系统单相接地故障或其它原因引起的换流母线电压不平衡会导致 HVDC 控制系统锁相环输出偏移, 有可能导致阀运行的不对称; 基波负序分量是产生直流侧二次谐波的主要原因。

改进的开关函数法解决了开关函数法不能应用于换流器不对称运行的问题, 具有较高的计算精度, 可用于交流系统单相接地故障及阀不对称运行时的谐波分析。本文方法可用于 HVDC 设备参数的设计和保护定值的校验。

参考文献

- [1] 戚庆茹, 焦连伟, 严立, 等. 高压直流输电动态相量建模与仿真[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(12): 28-32.
Qi Qingru, Jiao Lianwei, Yan Li, et al. Modeling and simulation of HVDC with dynamic phasors[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(12): 28-32(in Chinese).
- [2] 杨秀, 陈陈. 高压直流输电的采样数据动态建模[J]. 中国电机工程学报, 2004, 24(7): 30-34.
Yang Xiu, Chen Chen. Sampling-data approach for HVDC dynamic modeling[J]. Proceedings of the CSEE, 2004, 24(7): 30-34(in Chinese).
- [3] 郑超, 周孝信. 基于电压源换流器的高压直流输电小信号动态建模及其阻尼器的设计[J]. 中国电机工程学报, 2006, 26(2): 7-12.
Zheng Chao, Zhou Xiaoxin. Small signal dynamic modeling and damping controller for VSC based HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2006, 26(2): 7-12(in Chinese).
- [4] 黄胜利, 宋瑞华, 赵宏图, 等. 应用动态相量模型分析高压直流输电引起的次同步振荡现象[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(7): 1-4.
Huang Shengli, Song Ruihua, Zhao Hongtu, et al. Analysis and simulating the SSO caused by HVDC using the time-varying dynamic phasor[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(7): 1-4(in Chinese).
- [5] 李兴源, 陈凌云, 颜泉, 等. 多馈入高压直流输电系统非线性附加控制器的设计[J]. 中国电机工程学报, 2005, 25(15): 16-19.
Li Xingyuan, Chen Lingyun, Yan Quan, et al[J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(15): 16-19(in Chinese).
- [6] 江全元, 程时杰, 曹一家. 基于遗传算法的 HVDC 附加次同步阻尼控制器的设计[J]. 中国电机工程学报, 2002, 22(11): 87-91.
Jiang Quanyuan, Chen Shijie, Cao Yijia. Design of HVDC supplementary subsynchronous damping controller using genetic algorithms[J]. Proceedings of the CSEE, 2002, 22(11): 87-91(in Chinese).
- [7] 李国栋, 毛承雄, 陆继明, 等. AC/DC 混合输电系统分散协调控制[J]. 中国电机工程学报, 2005, 25(19): 37-42.
Li Guodong, Mao Chengxiong, Lu Jiming, et al. Decentralized coordinated control of the AC/DC hybrid transmission system[J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(19): 37-42(in Chinese).
- [8] Hu Lihua, Yacamini, Robert. Harmonic transfer through converters and HVDC links[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 1992, 7(3): 514-525.
- [9] 李裕能. 开关函数法用于变流装置的谐波分析[J]. 电网技术, 2000, 24(6): 18-20.
Li Yuneng. Harmonic analysis of applying switching function to current converter[J]. Power System Technology, 2000, 24(6): 18-20(in Chinese).
- [10] 赵畹君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2004.
- [11] 浙江大学直流输电电研组. 直流输电[M]. 北京: 水利电力出版社, 1982.
- [12] 陈红坤. 交直流系统的非特征谐波分析[J]. 武汉水利电力大学学报, 1997, 30(4): 51-55.
Chen Hongkun. Noncharacteristic harmonics analysis of AC/DC transmission system[J]. Journals of Wuhan University of Hydraulic and Electrical Engineering, 1997, 30(4): 51-55(in Chinese).
- [13] Larsen E V, Baker D H, McIver J C. Low-order Harmonic Interactions on AC/DC Systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1989, 4 (1): 493-501.
- [14] 刘万顺. 电力系统故障分析[M]. 北京: 水利电力出版社, 1986.
- [15] 《数学手册》编写组. 数学手册[M]. 北京: 高等教育出版社, 1979.
- [16] 周长春, 徐政. 直流输电准稳态模型有效性的仿真验证[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(12): 33-36.
Zhou Changchun, Xu Zheng. Simulation Validity Test of the HVDC Quasi-steady Model [J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(12): 33-36(in Chinese).
- [17] Thio C V, Davies J B, Kent K L. Commutation failures in HVDC transmission systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1996, 11(2): 946-957.
- [18] 陈树勇, 李新年, 余军, 等. 基于正余弦分量检测的高压直流换相失败预防方法[J]. 中国电机工程学报, 2005, 25(14): 1-6.
Chen Shuyong, Li Xinnian, Yu Jun, et al. A method based on the sin-cos components detection mitigates commutation failure in HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(14): 1-6(in Chinese).

收稿日期: 2006-03-20。

作者简介:

马玉龙(1975—), 男, 博士研究生, 研究方向为高压直流输电, ma_yulong@163.com, mayulong@ncepu.edu.cn;

肖湘宁(1953—), 男, 教授, 博士生导师, 研究方向为电力电子技术、现代电能质量问题。

(责任编辑 喻银凤)