

适用于不对称情况的线换相换流器动态相量模型

曾淑云¹, 江全元¹, 陆韶琦¹, 赵敏², 徐希望²

(1. 浙江大学电气工程学院, 浙江省杭州市 310027; 2. 中国电力科学研究院有限公司, 北京市 100192)

摘要: 为满足大规模交直流输电系统快速精确仿真的需求, 采用动态相量法对不对称情况下的线换相换流器进行建模。首先分析不对称情况下换流器的实际触发及换相原理, 提出计及换流器交流侧 3 次谐波、直流侧 2 次谐波时的触发角和换相角计算方法, 改进传统的换流器开关函数, 在此基础上, 通过忽略不必要项建立适用于不对称运行情况的计及低次非特征谐波的换流器动态相量模型, 以简化模型的计算过程。将其应用于 Cigre-Benchmark 标准直流系统, 与 PSCAD 仿真结果对比, 结果表明模型准确有效。基于改进开关函数模型, 进一步判断换相失败与否, 结果表明计及交流侧 3 次谐波以及直流侧 2 次谐波能更准确有效地判断换相失败。

关键词: 线换相换流器; 不对称情况; 非特征谐波; 动态相量; 换相失败

0 引言

中国一次能源与负荷逆向分布的特点以及直流输电成熟可靠的大容量、远距离输电技术, 使得高压直流输电在中国得到了广泛的应用^[1-7]。换流阀作为直流输电系统的核心设备, 其准确的数学建模也是研究直流输电的关键^[8-9]。目前换流器和机电暂态模型的研究已经高度成熟^[10-11]。电磁暂态考虑了换流器高频开关的动作过程和动态特性, 在大规模的交直流混联电网中, 由于计算能力和所需数据量大的限制, 难以对所有元件的各种电磁暂态特性进行分析; 在机电暂态仿真中, 换流器一般采用准稳态模型, 其仅考虑了系统中的基波正序分量, 建立在换流器各相触发及换相对称且其交直流侧均不考虑谐波的前提下, 在分析不对称故障时有较大误差^[12-13]。因此作为对准稳态模型的补充, 建立适用于不对称情况的动态相量模型至关重要。

动态相量模型以反映元件动态特性的详细时域模型为基础进行傅里叶变换, 通过忽略某些不重要的项来简化系统, 使得仿真步长变大, 与机电暂态模型相比, 在保证仿真速度的基础上提高了仿真精度, 因此在电力系统中得到了快速的发展和应^[14-15], 已经成功地应用于逆变型分布式电源微电网建模^[16-17]、交直流输电系统建模^[18]、谐波分析^[19]、次

同步振荡分析^[20]、柔性交流输电系统 (FACTS) 器件建模^[21]。文献^[22]将动态相量法应用于高压直流输电系统, 以传统的开关函数表示了换流器的动作过程, 但假定开关函数三相对称, 直流系统不存在纹波, 仅适用于理想的对称系统; 交流系统发生不对称故障时, 换流器交直流侧产生的各次谐波将有可能影响系统的稳定运行。文献^[23]提出了不对称故障下直流系统存在二次谐波, 但仍假定不对称故障时换流器开关函数三相对称, 未考虑同步电压偏移的实际情况。文献^[24]分析了不对称工况下换流器触发时刻偏移和三相换相角不平衡的换流器动态特性, 提出了基于序分量的动态相量模型, 但未考虑谐波对换流器导通特性的影响。

针对现有研究的不足, 本文对换流器的传统函数进行修正, 将得到的改进开关函数与动态相量法相结合, 建立了计及谐波的动态相量模型, 其适用于高压直流输电系统各种运行工况和故障的动态特性研究, 最后通过算例验证了模型的有效性。基于改进开关函数模型判断是否发生换相失败, 结果表明, 考虑谐波更准确有效。

1 非对称运行情况下换流器运行特征

1.1 非对称运行情况下高压直流系统谐波分析

交流系统在发生不对称故障时, 换流器两侧会产生各次谐波, 当两侧谐波含量较大时, 换流阀的触发和换相过程会受到较大的影响。其中, 交流侧电压影响换流阀的触发和换相过程, 直流侧电流也会直接影响换流阀的换相持续时间。不对称故障时,

收稿日期: 2017-07-16; 修回日期: 2018-01-10。

上网日期: 2018-05-04。

国家自然科学基金资助项目(51677164); 国家电网公司科技项目(SGZJ0000KJJS1600465)。

换流器开关函数在基本分量的基础上叠加修正分量和换相分量,各分量经傅里叶分解后奇次分量远大于偶次分量^[24],当忽略开关函数中的偶次分量时,直流侧仅含偶次谐波,交流侧仅含奇次谐波,由于直流侧装有平波电抗和直流滤波器,可忽略高次谐波仅考虑2次谐波,由动态相量乘积特性可知,其通过换流器后转变为基频分量和3次谐波。在Cigre-Benchmark系统标准模型中的母线处设置多种不对称故障,对换流器交流侧电压和直流侧电流进行频谱分析,故障严重时,以交流侧母线分别发生单相、两相、相间经过渡电阻短路为例,交流侧电压和直流侧电流的低次谐波含量见附录A表A1。直流侧2次谐波峰值会占直流分量的50%以上,4次谐波不到直流分量的5%,随着谐波次数上升,其所占比重急速下降;交流侧电压3次谐波分量可达到基频分量的15%左右,5次谐波分量不到基频的5%。因此交流侧电压可以只考虑3次谐波。综上所述,在换流器交流侧主要考虑3次谐波,直流侧考虑2次谐波。

1.2 交流侧考虑三次谐波的实际触发角计算

Cigre-Benchmark直流标准系统换流变压器及12脉冲双桥整流器部分见附录A图A1,由两个单桥整流器串联组成。换流器模型的输入量为交流母线电压、直流线路电流、控制器输出的触发指令角、锁相环输出的同步初相位,输出量为交流母线电流、直流线路电压;逆变侧类同。

近年来换流器的控制系统多采用等相位间隔触发,在这种控制方式下,控制器控制系统能独立地以锁相环输出的同步相位为基础产生等相位间隔触发信号。其工作原理是将d轴电压分量作为误差输入比例-积分(PI)环节,通过负反馈调节使得误差趋于零,从而跟踪换相线电压的相角,星形-星形变压器侧输出的同步初相位^[22] φ_{PLL} 为:

$$\varphi_{PLL} = \arctan\left(\frac{U_\alpha \cos \varphi_\alpha - U_\beta \sin \varphi_\beta}{-U_\alpha \sin \varphi_\alpha - U_\beta \cos \varphi_\beta}\right) \quad (1)$$

式中: U_α, U_β 和 $\varphi_\alpha, \varphi_\beta$ 分别为换相线电压在静止坐标系下的 α, β 轴分量幅值和初相角。

正常情况下,两个单桥六脉冲换流器相差 30° 相角依次导通,因此成为12脉冲双桥。不对称情况下,实际换相线电压发生偏移,上下两个单桥整流器触发及换相过程相互独立,可先对星形-星形变压器侧单桥整流器进行分析。单桥整流器的结构图见附录A图A2,触发脉冲编号表示触发的换流阀编号,当系统发生不对称故障时,在单个周期内,触发指令角仍保持等间隔,但由于系统存在负序分量和3次谐波分量,锁相环输出的同步相位和实际的各

换相线电压相位不相等,发出触发指令时,实际的换相线电压可能为负,换流阀不能立即导通,造成实际触发角不等于触发指令角,换相角也会随之改变。

以ca换相为例,详细分析换流阀延迟导通及关断的情况, u_{ca}' 为锁相环输出的同步电压, u_{ca} 为实际换相线电压, σ_{ca} 为不对称情况下 u_{ca} 滞后于 u_{ca}' 的电角度, θ_{ca} 为换流阀相对于触发信号滞后导通的电角度。实际的触发过程分为如图1所示的三种情况。

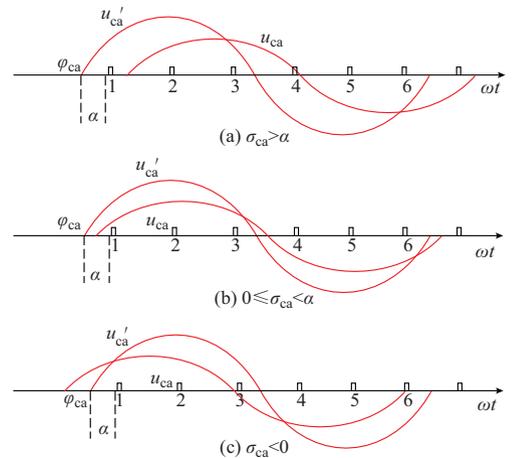


图1 不对称情况下触发原理

Fig.1 Trigger principle under unbalanced condition

设三相不对称换相线电压分别为:

$$\begin{cases} u_{ab} = U_{ab1} \cos(\omega t + \varphi_{ab1}) + U_{ab3} \cos(3\omega t + \varphi_{ab3}) \\ u_{bc} = U_{bc1} \cos(\omega t + \varphi_{bc1}) + U_{bc3} \cos(3\omega t + \varphi_{bc3}) \\ u_{ca} = U_{ca1} \cos(\omega t + \varphi_{ca1}) + U_{ca3} \cos(3\omega t + \varphi_{ca3}) \end{cases} \quad (2)$$

式中: $U_{ab1}, U_{bc1}, U_{ca1}$ 分别为换相线电压基波的幅值; $\varphi_{ab1}, \varphi_{bc1}, \varphi_{ca1}$ 分别为换相线电压基波的初相角; $U_{ab3}, U_{bc3}, U_{ca3}$ 分别为换相线电压3次谐波的幅值; $\varphi_{ab3}, \varphi_{bc3}, \varphi_{ca3}$ 分别为换相线电压3次谐波的初相角。

令式(2)各换相线电压为零,可求得各换相线电压过零时刻对应的电角度 $\varphi_{ab0}, \varphi_{bc0}, \varphi_{ca0}$ 。从式(2)可以看出,3次谐波叠加在一次谐波的基础上会使过零点发生偏移,进而影响实际的触发角。此时根据锁相环输出的同步电压过零点可以计算出各阀产生触发脉冲的时刻,其中3,5,1处产生触发信号时刻分别对应上半桥ab换相、bc换相、ca换相;6,2,4处产生触发信号时刻分别对应下半桥ab换相、bc换相、ca换相,各上半桥换相时刻分别为 $\varphi_{ab} = -\varphi_{PLL} + 2\pi/3$; $\varphi_{bc} = -\varphi_{PLL} - 2\pi/3$; $\varphi_{ca} = -\varphi_{PLL}$ 。令 σ_{ca} 为实际换相线电压 u_{ca} 滞后于同步电压 u_{ca}' 的电角度。

如图1(a)所示,换流阀1处产生触发指令时,

换流器应从阀 5,6 导通变为阀 6,1 导通,其对应上半桥 ca 相换相的情况, u_{ca} 还未到过零点,实际换相线电压为负,阀 1 不能立刻导通;当 u_{ca} 过零时,换流阀 1 阳极和阴极间建立正向电压,阀 1 导通,ca 相开始换相。同理,阀 4 处产生触发指令时,换流器应从阀 2,3 导通变为阀 3,4 导通,其对应下半桥 ca 相换相的情况, u_{ca} 为正,阴极电压大于阳极电压,反向过零时才能立即导通,与上半桥一致。因此,当 $\sigma_{ca} > \alpha$ 时,延迟触发角 $\theta_{ca} = \sigma_{ca} - \alpha$,实际触发角。

如图 1(b)所示,阀 1 处产生触发指令时 u_{ca} 已经到达过零点,实际换相线电压为正,阀 1 立刻导通,ca 相开始换相。同理,阀 4 处产生触发指令时, u_{ca} 为负,阴极电压小于阳极电压,立即导通,与上半桥一致。因此,当 $0 < \sigma_{ca} < \alpha$ 时,延迟触发角 $\theta_{ca} = 0$,实际触发角 $\alpha_{ca} = \alpha - \sigma_{ca}$ 。

如图 1(c)所示,实际换相线电压超前同步电压。与图 1(b)所示的情况类同,阀 1 处产生触发指令时 u_{ca} 已经到达过零点,实际换相线电压为正,阀 1 立刻导通,ca 相开始换相。同理,阀 4 处产生触发指令时, u_{ca} 为负,阴极电压小于阳极电压,立即导通,与上半桥一致。因此,当 $\sigma_{ca} < 0$ 时,延迟触发角 $\theta_{ca} = 0$,实际触发角 $\alpha_{ca} = \alpha - \sigma_{ca}$ 。

ab 相换相和 bc 相换相的原理与 ca 相换相相同。由此可以求得各实际触发角 α_{xy} 和延迟触发角 θ_{xy} ,下标 xy 表示从 x 相换至 y 相(xy 取 ab, bc, ca)。

对于星形-三角形变压器侧单桥整流器,由于电压经过星形-三角形变压器后会发生移相,此时锁相环输出的同步相位为:

$$\varphi_{PLL}' = \varphi_{PLL} - \frac{\pi}{6} \quad (3)$$

星形-三角形变压器侧单桥整流器与星形-星形变压器侧单桥整流器分析过程一致,根据式(2)和式(3)求得的同步初相位,可求得相应的实际触发角及延迟触发角。

1.3 考虑 3 次谐波和 2 次谐波的换相角计算

由传统的换相角计算公式可知,换相角与交流侧电压和直流侧电流有直接关系^[25-26],上下两个单桥串联,直流侧电流相等且均为直流线路电流,在分析换相角时,上下两个单桥原理一致。因此对单桥换流器进行分析。以阀 1 到阀 3 的换相过程为例,即 a 相换相至 b 相,换流器在换相过程中的等值电路见附录 A 图 A3。换相期间,阀 1 和阀 3 同时导通,换相电流 i_k 从零变为直流线路电流,换相过程中,换相环路满足电压基尔霍夫定律,即

$$L_Y \frac{di_3}{dt} - L_Y \frac{di_1}{dt} = u_b - u_a \quad (4)$$

式中: L_Y 为等效换相电感; i_1 为流经阀 1 的瞬时电流; i_3 为流经阀 3 的瞬时电流; u_a 和 u_b 分别为 a 相和 b 相交流电压, $u_b - u_a = u_{ab}$; $i_1 = i_k$, $i_3 = I_d - i_k$,其中 I_d 为直流线路电流。

将其代入式(4)中并对等式两边积分,在换相期间有:

$$\int_{\varphi_{ab0} + \alpha_{ab}}^{\varphi_{ab0} + \alpha_{ab} + \mu_{ab}} \frac{u_{ab}}{X} d\omega t = I_d - 2i_k \Big|_{\varphi_{ab0} + \alpha_{ab}}^{\varphi_{ab0} + \alpha_{ab} + \mu_{ab}} \quad (5)$$

$$I_d = I_{d0} + I_{d2} \cos(2\omega t + \varphi_{id2}) \quad (6)$$

式中: X 为等值换相电抗; μ_{ab} 为 a 相换相至 b 相时的实际换相角; I_{d0} 为直流线路上电流的直流分量; I_{d2} 为直流线路上电流二倍频分量; φ_{id2} 为二倍频分量的初始相角。换相初始时刻, $i_k = I_d$,换相结束时, $i_k = 0$ 。

将式(2)和式(6)代入式(5)得到改进的换相角计算公式为:

$$\begin{aligned} \frac{u_{ab1}}{X} \sin(\varphi_{ab0} + \alpha_{ab} + \mu_{ab} + \varphi_{ab1}) - \frac{u_{ab1}}{X} \sin(\varphi_{ab0} + \alpha_{ab} + \\ \varphi_{ab1}) + \frac{u_{ab3}}{3X} \sin(3\varphi_{ab0} + 3\alpha_{ab} + 3\mu_{ab} + \varphi_{ab3}) - \frac{u_{ab3}}{3X} \cdot \\ \sin(3\varphi_{ab0} + 3\alpha_{ab} + \varphi_{ab3}) = 2I_{d0} + I_{d2} \cos(2\varphi_{ab0} + \\ 2\alpha_{ab} + \varphi_{id2}) + I_{d2} \cos(2\varphi_{ab0} + 2\alpha_{ab} + 2\mu_{ab} + \varphi_{id2}) \end{aligned} \quad (7)$$

式(7)等号右边为直流线路换相前后的电流之和,等号左边对应实际换相线电压在换相过程中对时间的积分,即换相电压时间面积,当不考虑交流电压 3 次谐波和直流电流 2 次谐波时,该等式等同于常见的换相角计算公式。

触发偏移角和实际换相角是不对称情况下换流器开关函数模型的两个重要内部电气量,根据上述对换流器触发和换相的理论分析,进一步建立不对称故障下考虑低次非特征谐波的换流器改进开关函数模型。

2 换流器动态相量建模及换相失败判断

2.1 动态相量法基本原理

动态相量法以傅里叶变换为基础,可以将时域中某一信号 $x(\tau)$ 展开成各项傅里叶级数的和,在任一长度为 $(\tau - T, \tau]$ 的区间内,可以表示为^[10]:

$$x(\tau) = \sum_{k=-\infty}^{+\infty} X_k(t) e^{jk\omega_s \tau} \quad (8)$$

式中: $\omega_s = 2\pi/T$; $X_k(t)$ 为第 k 阶动态相量。

在 t 时刻,第 k 阶动态相量可由以下平均运算式表示:

$$X_k(t) = \frac{1}{T} \int_{t-T}^t x(\tau) e^{-jk\omega_s \tau} d\tau = \langle x \rangle_k(t) \quad (9)$$

式中: $\langle \cdot \rangle_k$ 表示第 k 阶动态相量。

由式(9)可以看出,动态相量可定义为时域信号在时间轴上的一段长度为 T 的区间内分解得到的傅里叶系数,当该区间在时间轴上移动时,傅里叶系数就会随时间改变,因此称之为动态相量^[21]。在换流器动态的建模中会用到动态相量法的以下主要性质。对于时域信号 $x(t)$ 和 $y(t)$,分别满足如下特性。

相量乘积特性:

$$\langle xy \rangle_k(t) = \sum_{i=-\infty}^{+\infty} \langle x \rangle_{k-i}(t) \langle y \rangle_i(t) \quad (10)$$

相量加减特性:

$$\langle x(t) + y(t) \rangle_k = \langle x \rangle_k(t) + \langle y \rangle_k(t) \quad (11)$$

相量共轭特性:

$$\begin{aligned} \langle x \rangle_k &= \text{Re}\langle x \rangle_k + j\text{Im}\langle x \rangle_k = \\ & \text{Re}\langle x \rangle_{-k} - j\text{Im}\langle x \rangle_{-k} = \langle x \rangle_{-k}^* \end{aligned} \quad (12)$$

本文的研究针对系统发生不对称故障或者不对称运行的情况。

2.2 换流器动态相量建模

单桥换流器两端的电压电流关系为:

$$\begin{cases} u_d = u_a S_{ua} + u_b S_{ub} + u_c S_{uc} \\ i_a = I_d S_{ia} \\ i_b = I_d S_{ib} \\ i_c = I_d S_{ic} \end{cases} \quad (13)$$

式中: S_{ua}, S_{ub}, S_{uc} 为换流器的电压开关函数; S_{ia}, S_{ib}, S_{ic} 为换流器的电流开关函数。

传统的开关函数^[22]三相对称,各阀依次导通 120° ,但系统在发生不对称故障或在不对称情况下运行时,各相触发及换相不对称。因此需要在原始传统开关函数的基础上加入两个修正分量:导通偏移分量、换相分量。基于本文对导通偏移和换相过程的分析可得相应的换相角和导通偏移角,代入文献[24]的公式可以推导得到各相修正分量,进而求得适用于不对称情况的开关函数。

由于文献[24]中的 a 相开关函数基本分量与不计换相过程的传统开关函数相同,均关于纵轴对称,其建立的前提条件为,锁相环输出的同步初相位为 60° ,且触发指令角为 0° ,而实际情况是由外部电路决定的,因此适应外部电路的开关函数需要在文献[24]基础上进行平移变换。换相和触发过程均与同步初相位有关,锁相环输出的同步初相位为 φ_{PLL} ,控制器输出的触发指令角为 α ,因此各相延迟触发的电角度为 $\pi/3 + \alpha - \varphi_{PLL}$,即实际的改进电压开关函数及电流开关函数需要在文献[24]提出的基础上向右平移 $\pi/3 + \alpha - \varphi_{PLL}$,开关函数各阶动态相量为:

$$\begin{cases} \langle S_{um} \rangle_k = \langle S_{um}' \rangle_k e^{-jk(\alpha + \varphi_{PLL} - \frac{\pi}{3})} \\ \langle S_{im} \rangle_k = \langle S_{im}' \rangle_k e^{-jk(\alpha + \varphi_{PLL} - \frac{\pi}{3})} \end{cases} \quad (14)$$

式中: S_{um}' 和 S_{im}' 分别为文献[24]中提出的电压、电流开关函数; S_{um} 和 S_{im} 分别为经过平移变换的电压、电流开关函数; m 取 a, b, c , 分别对应三相。

交流侧只考虑基频分量和 3 次谐波,直流侧只考虑直流分量和 2 次谐波,开关函数只考虑 1 阶、3 阶、5 阶动态相量。根据动态相量乘积特性,可将式(13)转换成换流器的动态相量模型:

$$\begin{cases} \langle u_d \rangle_0 = \sum_{m=a,b,c} \langle u_m \rangle_1 \langle S_{um} \rangle_{-1} + \\ \quad \sum_{m=a,b,c} \langle u_m \rangle_{-1} \langle S_{um} \rangle_1 \\ \langle u_d \rangle_2 = \sum_{m=a,b,c} \langle u_m \rangle_1 \langle S_{um} \rangle_1 + \\ \quad \sum_{m=a,b,c} \langle u_m \rangle_{-1} \langle S_{um} \rangle_3 + \sum_{m=a,b,c} \langle u_m \rangle_3 \langle S_{um} \rangle_{-1} + \\ \quad \sum_{m=a,b,c} \langle u_m \rangle_{-3} \langle S_{um} \rangle_5 \\ \langle i_m \rangle_1 = \langle I_d \rangle_2 \langle S_{im} \rangle_{-1} + \langle I_d \rangle_{-2} \langle S_{im} \rangle_3 + \\ \quad \langle I_d \rangle_0 \langle S_{im} \rangle_1 \\ \langle i_m \rangle_3 = \langle I_d \rangle_2 \langle S_{im} \rangle_1 + \langle I_d \rangle_{-2} \langle S_{im} \rangle_5 + \\ \quad \langle I_d \rangle_0 \langle S_{im} \rangle_3 \end{cases} \quad (15)$$

根据动态相量的定义,将各阶动态相量转换为时域信号为:

$$\begin{cases} u_d = \langle u_d \rangle_0 + 2\text{Re}(\langle u_d \rangle_2 e^{j2\omega t}) \\ i_m = 2\text{Re}(\langle i_m \rangle_1 e^{j\omega t}) + 2\text{Re}(\langle i_m \rangle_3 e^{j3\omega t}) \end{cases} \quad (16)$$

将式(14)代入式(15)和式(16)中可以得到直流侧输出的电压和交流侧输出的电流。对于 12 脉冲换流器,直流侧电压为两个六脉冲换流器输出电压之和,交流侧电流为两个六脉桥输出电流经变压器变换后之和。

2.3 换相失败判断分析

换相失败是高压直流输电系统最常见的故障之一。在换流器中,刚退出的阀在反向电压作用的一段时间内,若其换相过程未结束或阻断能力尚未恢复,则阀侧电压变为正向时,该关断的阀又重新导通,即发生换相失败。换相失败的判定方法有关断角判断法、最小电压降落法和最小换相电压时间面积法^[27]。

本文详细分析了换流器在换相过程中实际触发角和换相角的计算原理,进而可以通过计算关断角判断是否发生换相失败。发生不对称故障时,关断角的计算公式为:

$$\gamma_{xy} = \pi - \alpha_{xy} - \mu_{xy} \quad (17)$$

式中: α_{xy} 和 μ_{xy} 分别为触发超前角和换相角。

实际关断角为:

$$\gamma = \min(\gamma_{ab}, \gamma_{bc}, \gamma_{ca}) \quad (18)$$

由式(7)可知,若换相电压时间面积在换相线电

压变为负时还没达到临界换相时间面积,此时换相角无法求解。因此不发生换相失败的前提是换相角可以求解,且满足:

$$\gamma > \gamma_0 \quad (19)$$

式中: γ_0 为极限关断角。

由于交流侧电压3次谐波影响实际触发角,直流侧电流2次谐波和交流侧电压3次谐波影响换相角,因此,低次非特征谐波能影响关断角的计算,当谐波含量较大时,不计谐波会使得关断角计算误差偏大,导致不能准确地判断换相失败。

3 仿真验证

将本文所提的计及低次非特征谐波的动态相量模型应用于 Cigre-Benchmark 直流标准系统,对换流器两侧的电压电流以及考虑低次非特征谐波时的换相角、触发角、关断角进行研究,将仿真计算结果与 PSCAD 运行结果进行比较,以验证模型的正确性。

3.1 动态相量模型的验证

在整流侧的交流母线处发生 a 相经过渡电阻接地短路故障,经过 0.1 s 后切除故障。此时母线交流电压波形见附录 A 图 A4,分别用动态相量模型和机电、电磁暂态模型进行仿真计算。换流器交流侧电压、直流侧电流的动态相量仿真计算结果与电磁、机电暂态仿真结果对比分别如图 2(a)和图 2(b)所示。

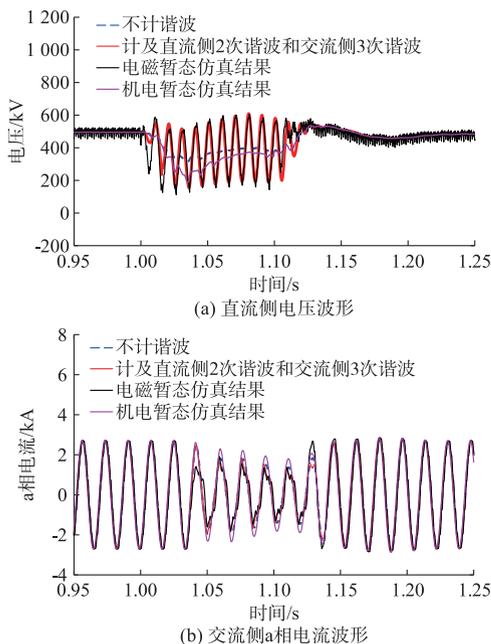


图2 仿真结果对比

Fig.2 Comparison of simulation results

由于交流系统零序分量不能通过该系统的换流变压器,因此经换流器得到的交流电流变换到网侧后也不包含零序分量,为方便对比验证,此处的 PSCAD 运行结果已经滤除零序。若滤除换流器交流侧电流和直流侧电压的谐波,将动态相量仿真计算结果与电磁暂态仿真波形进行对比,波形如图 3 所示。

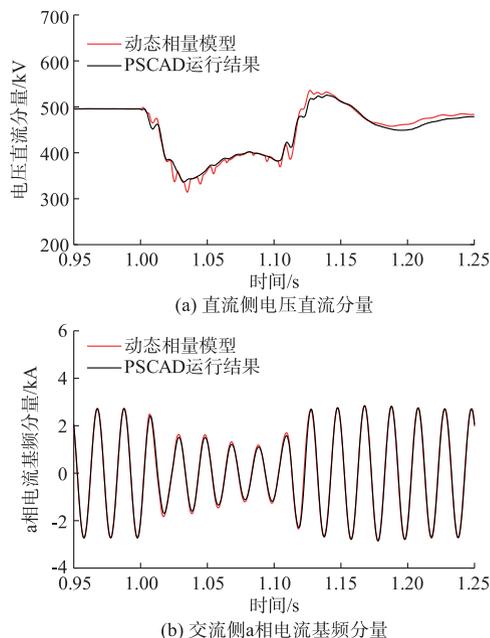


图3 滤除谐波后仿真结果对比

Fig.3 Comparison of simulation results after filtering harmonics

由图 2 和图 3 可以看出,不对称情况下,机电暂态仿真结果准确度较低,本文所提出的换流器动态相量模型与电磁暂态仿真结果相吻合,且比文献 [24] 中提的换流器两侧不计谐波时电压电流幅值和相位更接近电磁仿真结果,结果更为精确。将电磁暂态中直流侧电压直流分量和交流侧电流基频分量提取出来进行分析,动态相量模型仍然准确有效,进一步证明了模型的正确性。

3.2 计及低次非特征谐波时实际触发角和换相角

在逆变侧的交流母线处设置 ab 两相经过渡电阻相间短路,为消除控制器影响,在故障情况下达到稳态时,固定控制器输出的触发指令,以星形-星形变压器侧逆变器为例,其两侧的输入量见附录 A 表 A2。

分别对不计 3 次谐波和计及 3 次谐波时计算实际触发角,与 PSCAD 运行结果进行比对,换流器实际触发角见附录 A 表 A3。2 次谐波对实际触发角计算结果没有影响,但交流侧电压计及 3 次谐波时,实际触发角计算结果更准确。

而发生不对称故障时,直流侧 2 次谐波所占比重远大于 3 次谐波所占比重,因此研究时,在不计谐波的基础上,加入直流侧 2 次谐波,再加入交流侧 3 次谐波进行分析,在 PSCAD 中,实际换相角无法直接获取,因此通过测量的实际触发角及实际关断角计算得出。各换流阀换相角分析结果见附录 A 表 A4。交流侧 3 次谐波和直流侧 2 次谐波均能影响换相角,计及谐波后更接近 PSCAD 仿真结果。当系统谐波所占比重较小时,其产生的影响可以忽略,此时可通过传统的换相角计算公式求取换相角。

3.3 低次非特征谐波对关断角的影响

设置临界关断角 $\gamma_0 = 8^\circ$,在逆变侧 ab 相设置相间短路,系统在不对称状态下达到稳态时,换流器两端输入量见附录 A 表 A5。由此得出计及各次谐波时系统的实际关断角,以星形-三角形变压器侧逆变器为例,如表 1 所示。

表 1 各换流阀的实际关断角
Table 1 Actual extinguishing angle of converter

实际熄弧角	$\gamma_{ab}/(^{\circ})$	$\gamma_{bc}/(^{\circ})$	$\gamma_{ca}/(^{\circ})$	换相失败
不计谐波	116.31	29.74	75.50	否
计及直流侧 2 次谐波	118.03	13.70	77.96	否
本文模型	118.85	无解	76.78	是
PSCAD 运行结果	118.69	0	76.23	是

由 PSCAD 测量得到的关断角可知,此时系统发生换相失败,与计及交流侧 3 次谐波和直流 2 次谐波的判断换相失败结果一致,而不计谐波时关断角的计算结果与计及谐波时相差很远,特别是在系统处于发生换相失败的边缘时,不考虑谐波会使得判断结果完全不同,因此考虑低次谐波能更准确地判断换相失败与否。

4 结语

本文详细分析了换流器在不对称情况下的触发及换相过程,提出了换流器交流侧和直流侧分别含有较大含量的 3 次谐波和 2 次谐波,建立了反映换流器开关状态的改进开关函数模型和简化的动态相量模型。通过仿真对比验证了模型的正确性。本文提出的模型也能用于判断换相失败,基于模型的仿真和理论计算,在系统发生换相失败的临界状态附近,计及低次非特征能更准确地判断换相失败是否发生。相较于传统机电暂态模型只能分析对称情况的局限性,本文提出的换流器动态相量模型适用于不对称的运行工况,并且能通过计及或忽略相应的谐波来提高模型的精度或速度。

值得说明的是,本文的关键是对不对称运行情况下的换流器进行动态相量建模,尚未对高压直流

输电系统各元件进行详细分析,下一步要考虑对全系统实现闭环的动态相量建模,以适应实际高压直流输电系统的需求。同时,本文基于分析判断换相失败进一步验证模型的有效性,在考虑各种因素时,为简化分析过程,忽略了一些谐波,牺牲了一定的精度,在换相失败的判断上将作定量的研究。上述内容将在后续研究工作中有所体现。

附录见本刊网络版 (<http://www.aeps-info.com/aeps/ch/index.aspx>)。

参考文献

- [1] 姜姝. HVDC 换流器故障分析与保护原理研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2010.
- [2] 高媛, 韩民晓. 特高压直流输电多端馈入方式稳态特性研究[J]. 电网技术, 2014, 38(12): 3447-3452.
GAO Yuan, HAN Minxiao. Steady state characteristic of multi infeed UHVDC power transmission [J]. Power System Technology, 2014, 38(12): 3447-3452.
- [3] 纪锋, 曹均正, 陈鹏, 等. 高压直流输电系统逆变侧阀饱和和电抗器电气应力研究[J]. 高电压技术, 2014, 40(8): 2579-2585.
JI Feng, CAO Junzheng, CHEN Peng, et al. Research of electrical stress on saturable reactor in inverter valve of high voltage direct current transmission system [J]. High Voltage Engineering, 2014, 40(8): 2579-2585.
- [4] 喻锋, 王西田, 林卫星, 等. 模块化多电平换流器快速电磁暂态仿真模型[J]. 电网技术, 2015, 39(1): 257-263.
YU Feng, WANG Xitian, LIN Weixing, et al. Fast electromagnetic transient simulation models of modular multilevel converter [J]. Power System Technology, 2015, 39(1): 257-263.
- [5] 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: 12-13.
- [6] 梁旭明, 张平, 常勇. 高压直流输电技术现状及发展前景[J]. 电网技术, 2012, 36(4): 1-9.
LIANG Xuming, ZHANG Ping, CHANG Yong. Recent advances in high-voltage direct-current power transmission and its developing potential [J]. Power System Technology, 2012, 36(4): 1-9.
- [7] BAHMAN M P, JOHNSON B. The ABCs of HVDC transmission technologies [J]. IEEE Power Energy Magazine, 2007, 5(2): 32-44.
- [8] 汤广福. 高压直流输电装备核心技术研发及工程化[J]. 电网技术, 2012, 36(1): 1-6.
TANG Guangfu. R&D and application of key technologies for HVDC equipment [J]. Power System Technology, 2012, 36(1): 1-6.
- [9] 陈子聪. LCC-HVDC 和 VSC-HVDC 输电系统的通用建模方法和运行特性分析[D]. 上海: 上海交通大学, 2014.
- [10] 李兴源. 高压直流输电系统的运行和控制[M]. 北京: 机械工业出版社, 1998: 68-117.
- [11] KUNDUR P. Power system stability and control [M]. 周孝信,

- 宋永华,李兴源,等译.北京:中国电力出版社,2002:363-385.
- [12] 杨秀,陈陈.基于采样数据模型的高压直流输电动态特性分析[J].中国电机工程学报,2005,25(10):7-11.
YANG Xiu, CHEN Chen. HVDC dynamic characteristic analysis based on sampled-data model[J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(10): 7-11.
- [13] 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-state model[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(12): 33-36.
- [14] 潘武略,徐政,张静.不对称运行条件下 VSC-HVDC 动态相量建模[J].高电压技术,2009,35(7):1705-1710.
PAN Wulue, XU Zheng, ZHANG Jing. Dynamic phasors modeling of the VSC-HVDC under unbalanced conditions[J]. High Voltage Engineering, 2009, 35(7): 1705-1710.
- [15] 姚伟,程时杰,文劲宇.电压源型直流输电的动态相量建模与仿真[J].高电压技术,2008,34(6):1115-1120.
YAO Wei, CHENG Shijie, WEN Jinyu. Modeling and simulation of VSC-HVDC with dynamic phasors [J]. High Voltage Engineering, 2008, 34(6): 1115-1120.
- [16] 胡伟,孙建军,查晓明,等.基于动态相量法的逆变器分布式电源微电网建模与仿真[J].电力系统自动化,2014,38(3):14-18. DOI:10.7500/AEPS20130701015.
HU Wei, SUN Jianjun, ZHA Xiaoming, et al. Modeling and simulation of microgrid including inverter-interfaced distributed resources based on dynamic phasors[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(3): 14-18. DOI: 10.7500/AEPS20130701015.
- [17] 姜宽,王慧芳,林达,等.面向逆变器型分布式电源的快速建模与仿真方法[J].电力系统自动化,2017,41(12):13-19. DOI: 10.7500/AEPS20161130019.
JIANG Kuan, WANG Huifang, LIN Da, et al. Rapid modeling and simulation for inverter-interfaced distributed generators[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(12): 13-19. DOI: 10.7500/AEPS20161130019.
- [18] STANKOVIC A M, SANDERS S, AYDIN T. Dynamic phasors in modeling and analysis of unbalanced polyphase AC machines[J]. IEEE Power Engineering Review, 2007, 22(2): 58.
- [19] 钟庆,黄凯,王钢,等.不对称三相电压下电压源型换流器谐波分析与抑制策略[J].电力系统自动化,2014,38(4):79-85. DOI: 10.7500/AEPS201208161.
ZHONG Qing, HUANG Kai, WANG Gang, et al. Harmonic analysis and elimination strategy for voltage source converter under unbalanced three-phase voltage [J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(4): 79-85. DOI: 10.7500/AEPS201208161.
- [20] 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 timing-varying dynamic phasor[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(7): 1-4.
- [21] ZHI J E, FANG D Z, CHAN K W, et al. Dynamic phasor models of TCR based FACTS[J]. Power System Technology, 2009, 33(1): 26-30.
- [22] 戚庆茹,焦连伟,严正,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 Zheng, et al. Modeling and simulation of HVDC with dynamic phasors[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(12): 28-32.
- [22] 雒文博,赵国良.高压直流输电系统不对称故障建模与仿真[J].中国电机工程学报,2013(7):17-21.
LUO Wenbo, ZHAO Guoliang. Modeling and simulation of asymmetrical faults in HVDC [J]. China Electric Power (Technology Edition), 2013(7): 17-21.
- [23] 洪善宁.交流侧不对称故障时 HVDC 系统多态动态相量模型研究[D].北京:华北电力大学,2008.
- [24] 王钢,李志铿,李海锋,等.交直流系统的换流器动态相量模型[J].中国电机工程学报,2010,30(1):59-64.
WANG Gang, LI Zhikeng, LI Haifeng, et al. Dynamic phase model of the converter of the AC/DC system automation of electric power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(1): 59-64.
- [25] 贡飞龙,刘崇茹,田鹏飞,等.非对称运行状态下换流器改进开关函数模型[J].电网技术,2016,40(5):1301-1307.
YUN Feilong, LIU Chongru, TIAN Pengfei, et al. Improved switching function model of converter suitable for asymmetric operating state[J]. Power System Technology, 2016, 40(5): 1301-1307.
- [26] 李志铿,王钢,李海锋,等.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, WANG Gang, LI Haifeng, et al. An analysis and calculation method of harmonic interaction between AC and DC system under asymmetric operating conditions[J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(6): 42-47.
- [27] 李思思,白仕雄,丁志林,等.基于换相电流时间面积的换相失败判别方法[J].电力系统及其自动化学报,2013,25(2): 98-102.
LI Sisi, BAI Shixiong, DING Zhilin, et al. Current-time area method for the identification of commutation failure [J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2013, 25(2): 98-102.

曾淑云(1993—),女,硕士,主要研究方向:高压直流输电运行与控制。E-mail: zengsy@zju.edu.cn

江全元(1975—),男,通信作者,教授,博士生导师,主要研究方向:电力系统稳定控制、电力系统并行计算、储能系统在电力系统中的应用。E-mail: jqy@zju.edu.cn

陆韶琦(1992—),男,硕士,主要研究方向:大规模交直流电力系统分析。E-mail: sqlu@zju.edu.cn

(编辑 孔丽蓓)

(下转第 150 页 continued on page 150)

Dynamic Phasor Model of Line Commutated Converter Under Unbalanced Conditions

ZENG Shuyun¹, JIANG Quanyuan¹, LU Shaoqi¹, ZHAO Min², XU Xiwang²

(1. College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China;

2. China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China)

Abstract: To meet the need of rapid accurate simulation of the large-scale AC/DC hybrid power system, dynamic phasor method is applied to a model of line commutated converter under unbalanced conditions. Firstly, the principle of switching instants and commutation under unbalanced conditions is analyzed. A calculation method for triggering angle and commutation angle considering the third harmonic at AC as well as the second harmonic at DC is established. The traditional switching function model is improved for unbalanced conditions. Also, calculation process is simplified by ignoring non-essential harmonics, and an advanced dynamic phasor model for the line commutated converter, which is suitable for normal operating and unbalanced conditions, is proposed. Based on the Cigre-Benchmark DC system, the model has been compared with the simulation results from PSCAD, and the result shows the effectiveness of the model. Based on the improved switching function model, the failure of the commutation is further determined. The result shows that the failure of the commutation can be determined efficiently by considering the second harmonic at DC and the third harmonic at AC.

This work is supported by National Natural Science Foundation of China (No. 51677164) and State Grid Corporation of China (No. SGZJ0000KJJS1600465).

Key words: line commutated converter; unbalanced conditions; non-characteristic harmonic; dynamic phasors; commutation failure