

# 考虑锁相环和换相失败的 LCC-HVDC 闭环动态相量仿真模型

单俊儒<sup>1</sup>, 刘崇茹<sup>1\*</sup>, 李欢<sup>2</sup>, 魏伟<sup>2</sup>

(1. 新能源电力系统国家重点实验室(华北电力大学), 北京市 昌平区 102206;  
2. 直流输电技术国家重点实验室(南方电网科学研究院有限责任公司), 广东省 广州市 510663)

## Closed-loop Dynamic Phasor Simulation Model of LCC-HVDC Considering Phase-locked Loop and Commutation Failure

SHAN Junru<sup>1</sup>, LIU Chongru<sup>1\*</sup>, LI Huan<sup>2</sup>, WEI Wei<sup>2</sup>

(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources (North China Electric Power University), Changping District, Beijing 102206, China; 2. State Key Laboratory of HVDC (Electric Power Research Institute, China Southern Power Grid), Guangzhou 510663, Guangdong Province, China)

**ABSTRACT:** In order to solve the problem that the transient response of AC/DC hybrid system is difficult to calculate quickly and accurately, a detailed modeling of the entire LCC-HVDC system was carried out based on the dynamic phasor method in this paper. Firstly, the dynamic phasor model of converter with phase-locked loop (PLL) was established. By combining the output of PLL with an improved switching function, the working process of the converter was accurately restored, and the calculation speed and accuracy were improved. Subsequently, through accurate modeling of the DC line and control system, the closed-loop calculation of the system was realized. At the same time, for commutation failure that is easy to occur on the inverter side, a composite criterion and a switching function modification method were proposed to judge and process it quickly, which expands the applicability of the model. The model built in this paper was applied to the CIGRE Benchmark standard system, and the simulation results under multiple fault types further proved its advantages over traditional dynamic phasor models.

**KEY WORDS:** line commutated converter high voltage direct current (LCC-HVDC); dynamic phasor method; phase locked loop (PLL); closed-loop calculation; commutation failure

**摘要:**为解决交直流混联系统暂态响应难以快速精确求解的问题,文中基于动态相量法基本原理,对电网换相换流器型高压直流输电(line commutated converter high voltage direct current, LCC-HVDC)全系统进行详细的建模推导。首先建

立含锁相环的换流器动态相量模型,通过将锁相环输出与改进开关函数相结合,准确还原换流器的工作过程,提高计算的速度和精度。随后,通过对直流线路和控制系统的精确建模,实现了系统的闭环计算。同时,针对逆变侧易出现的换相失败情况,提出复合判据和开关函数修正法对其进行快速判断和处理,拓展模型的适用性。将所建模型应用于 CIGRE Benchmark 标准直流系统,多故障类型下的仿真结果进一步证明了其相较于传统动态相量模型的优势。

**关键词:** 电网换相换流器型高压直流输电; 动态相量法; 锁相环; 闭环计算; 换相失败

## 0 引言

我国能源资源与用电负荷呈逆向分布的特点,使得具有远距离、大容量输电功能的高压直流输电技术在我国发展迅速。截至 2019 年,我国已有 30 余项直流工程投入运行,交直流混联电网的形成对系统的安全稳定特别是故障情况下的暂态响应产生了不可忽视的影响<sup>[1-3]</sup>。因此,如何对直流系统进行准确建模和快速求解成为了当前相关领域的研究热点。

在各类型高压直流输电技术中,电网换相换流器型高压直流输电(line commutated converter high voltage direct current, LCC-HVDC)由于成本低廉且输送容量大,是现阶段交直流混联电网的主要组成部分。目前对于 LCC-HVDC 系统的建模主要分为换流阀级模型和换流器级模型两种<sup>[4]</sup>。其中,换流

基金项目:南方电网公司科技项目(ZBKJXM20180104).  
China Southern Power Grid Technology Project  
(ZBKJXM20180104).

阀级模型包括基于理想开关的状态空间模型<sup>[5]</sup>和基于可变电阻的电磁暂态模型<sup>[6]</sup>。前者在不同开关状态下网络结构不同，每种结构需分别列写微分方程。对于大系统而言，开关状态组合繁多，方程数量急剧增加，仿真速度大大下降；电磁暂态模型<sup>[7]</sup>与之类似，在系统规模扩大时，大型系数矩阵的求逆十分复杂，同样会面临运算量剧增的问题。因此，换流阀级模型计算精度高，但由于建模复杂，多适用于小规模系统的分析。相比之下，以准稳态模型<sup>[8-10]</sup>和动态相量模型<sup>[11]</sup>为代表的换流器级模型通过简化建模过程，在针对大系统的计算方面具有明显的速度优势。但准稳态模型以三相对称为前提且只考虑基波分量<sup>[12]</sup>，无法对不对称故障进行精确计算。动态相量模型则通过对时变信号的傅里叶分解，根据需要选择占主导的频率进行分析，很好的平衡了仿真精度和仿真速度两项指标，因此在交直流混联系统的计算中具有广泛的应用前景。

文献[13]将动态相量法应用于高压直流输电系统，建立了适用于理想运行工况的换流器动态相量模型。文献[14]考虑了不对称故障下换相电压偏移的影响，拓展了模型的适用范围。文献[15]进一步对交直流系统谐波进行了综合考虑，提升了换流器模型的计算精度。在此基础上，文献[16]建立了包括直流线路和控制系统在内的 LCC-HVDC 全系统动态相量仿真模型，实现了闭环计算。

然而，高压直流输电系统动态相量模型的研究仍然存在以下问题：1) 以开环模型为主，只针对换流器进行了动态相量建模，在具体仿真时仍需外界输入触发角和直流电流数据，因此只能实现系统的离线开环计算，在一定程度上限制了动态相量模型在实际工程领域的应用；2) 尽管在闭环计算方面做了尝试，但由于缺少对锁相环等关键器件的建模，闭环计算暂态仿真结果误差较大且无法对换相失败情况进行准确计算。

针对上述研究中存在的问题，本文对包括锁相环在内的 LCC-HVDC 全系统进行完整详细的动态相量建模。在此基础上，通过锁相环输出与开关函数动态相量模型的结合，将开关函数变换至时域，进而使用时域相乘代替传统动态相量法的频域卷积，使模型在计算精度和速度上明显提升。同时，通过对换相失败情况下开关函数的修正，本模型对于逆变侧大扰动下的暂态响应也有很好的计算效果。

## 1 LCC-HVDC 闭环动态相量建模关键问题

目前单独使用换流器动态相量模型进行系统开环计算时已经能够取得不错的效果<sup>[15]</sup>，但在尝试将换流器、直流线路和控制系统等一二次设备联合进行全系统闭环仿真时，计算结果却出现了较大偏差<sup>[16]</sup>。究其原因，主要是直流线路对于误差的放大作用，下面做详细分析和解释。

动态相量法以傅里叶变换为数学基础，在任一时间窗 $(t-T, t)$ 内，时变信号  $x(\tau)$  的  $q$  阶动态相量求解方法如下：

$$\langle X \rangle_q(t) = \frac{1}{T} \int_{t-T}^t x(\tau) e^{-jq\omega\tau} d\tau \quad (1)$$

式中  $\omega = 2\pi/T$ 。在此基础上，传统动态相量模型根据相量乘积特性，使用频域相乘计算直流电压  $v_d$ ，以其直流量  $\langle v_d \rangle_0$  为例，公式为

$$\begin{aligned} \langle v_d \rangle_0 &= \langle v_a \rangle_1 \langle S_{va} \rangle_1^* + \langle v_b \rangle_1 \langle S_{vb} \rangle_1^* + \langle v_c \rangle_1 \langle S_{vc} \rangle_1^* + \\ &\langle v_a \rangle_1^* \langle S_{va} \rangle_1 + \langle v_b \rangle_1^* \langle S_{vb} \rangle_1 + \langle v_c \rangle_1^* \langle S_{vc} \rangle_1 \end{aligned} \quad (2)$$

式中： $\langle v_a \rangle_1$ 、 $\langle v_b \rangle_1$ 、 $\langle v_c \rangle_1$  分别为交流三相电压的一阶动态相量； $\langle S_{va} \rangle_1$ 、 $\langle S_{vb} \rangle_1$ 、 $\langle S_{vc} \rangle_1$  分别为三相电压开关函数的一阶动态相量。

直流线路在系统正常运行条件下，其直流量占主导地位，若不考虑线路对地电容的影响，此时的稳态直流电流  $i_d(t)$  可由下式求出：

$$i_d(t) = \frac{\langle v_{dr} \rangle_0 - \langle v_{di} \rangle_0}{r_d} \quad (3)$$

式中： $\langle v_{dr} \rangle_0$ 、 $\langle v_{di} \rangle_0$  分别为整流侧和逆变侧直流电压的直流量； $r_d$  为直流线路电阻。若此时整流侧直流电压出现了 1% 的误差，根据式(3)，有：

$$\begin{aligned} i_d(t) &= \frac{\langle v_{dr} \rangle_0(1 \pm 1\%) - \langle v_{di} \rangle_0}{r_d} = \\ &\frac{\langle v_{dr} \rangle_0 - \langle v_{di} \rangle_0}{r_d} \pm 0.01 \frac{\langle v_{dr} \rangle_0}{r_d} \end{aligned} \quad (4)$$

以 CIGRE Benchmark 系统为例，直流线路电阻  $r_d = 5\Omega$  而额定直流电压为 500kV，额定直流电流为 2kA。经计算可得此时直流电流偏差量为 1kA。由此可知，直流电压 1% 的偏移便可使直流电流产生 50% 的误差。

在全系统闭环仿真时，由于整流侧控制系统采用定电流控制，尽管该误差并不会体现在稳态直流电流的计算结果上，但会使整流侧触发角指令值出现明显偏差，进而影响直流电压的计算。这一问题在系统故障时将更为突出，严重影响动态相量模型

对于系统暂态响应的计算精度。

## 2 含锁相环的高精度换流器动态相量模型

为提高换流器动态相量模型的计算精度，本文建立了锁相环模型，讨论了不对称故障下延迟触发角的修正方法，并提出改进开关函数模型对各换相过程进行分别描述。在此基础上，本文将锁相环模型与改进开关函数模型结合，进而使用时域相乘代替频域卷积，并提出复合判据和开关函数修正法对逆变侧换相失败情况进行快速判断和处理。

### 2.1 锁相环模型

现阶段高压直流输电工程一般采用等间隔触发方式，在该触发方式下，控制系统以锁相环计算的同步换相电压相位过零点为基准，延迟  $\alpha$  电角度向各阀依次发出触发脉冲，其中  $\alpha$  为触发角指令值。在 GIGRE Benchmark 系统中，使用的是如图 1 所示的锁相环模型，其输入的交流母线三相电压经  $\alpha\beta 0$  变换和一系列 PI 环节后，输出  $\theta$  即为当前时刻母线 A 相同步电压的相位。

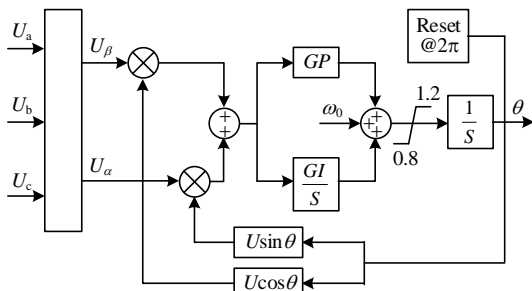


图 1 锁相环模型

Fig. 1 Model of PLL

控制系统根据锁相环输出的  $\theta$  值来计算当前时刻各同步换相电压的相位，以 Y-Y 型变压器侧单桥换流器为例，其同步换相电压相位计算公式如下：

$$\begin{cases} \theta_{ac} = \theta - \frac{\pi}{6} \\ \theta_{ba} = \theta - \frac{\pi}{6} - \frac{2\pi}{3} \\ \theta_{cb} = \theta - \frac{\pi}{6} + \frac{2\pi}{3} \end{cases} \quad (5)$$

式中  $\theta_{ac}$ 、 $\theta_{ba}$ 、 $\theta_{cb}$  分别代表同步换相电压  $U_{ac}$ 、 $U_{ba}$ 、 $U_{cb}$  的相位。对于 Y- $\Delta$  型变压器侧单桥换流器，只需在此基础上依次滞后  $\pi/6$  即可。该同步相位是本文后续分析的基础。

### 2.2 延迟触发角的修正

交流不对称故障会使换相电压出现偏移，此时

锁相环输出的同步相位和实际换相电压相位并不相等，实际换相过程的延迟触发角也会发生改变，因此需要对指令值  $\alpha$  进行修正。以 CA 相换相过程为例，换相电压的偏移共有三种情况，如图 2 所示。图中： $U_{ac}$  为按锁相环输出同步相位  $\theta_{ac}$  绘制的同步换相电压波形； $U'_{ac}$  表示实际的换相电压； $\delta_{ac}$  表示二者的相位差，以  $U'_{ac}$  滞后为正； $P_1$ — $P_6$  代表各换流阀的触发脉冲。

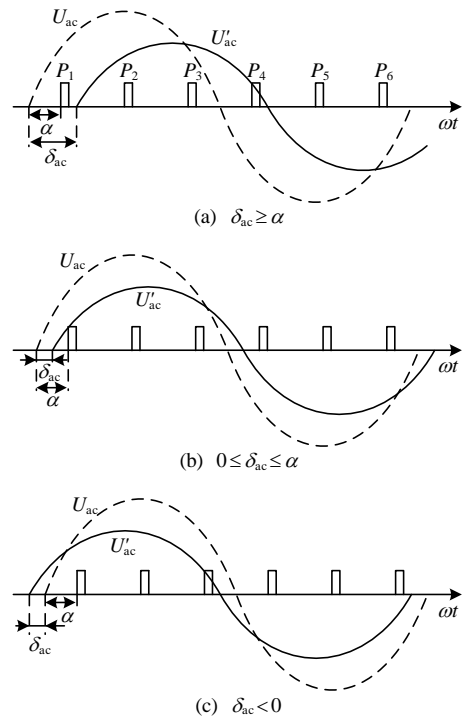


图 2 实际换相电压偏移情况

Fig. 2 Actual commutation voltage offset

直流系统工作时，系统以同步电压  $U_{ac}$  的相位过零点为基准延迟指令值  $\alpha$  对阀 1 发出触发脉冲。由此可见，对于情况(a)，当触发脉冲到达时，实际换相电压  $U'_{ac}$  仍为负值，因此阀 1 无法按时导通。直至  $U'_{ac}$  过零，阀 1 才承受正压导通，此时的延迟触发角  $\alpha_{ac} = \delta_{ac}$ 。而对于图 2(b)、(c)两种情况，脉冲到达时阀 1 皆可正常导通，无需对指令值进行修正。综上，对 CA 相换相延迟触发角的修正可以写为如下统一形式：

$$\alpha_{ac} = \max(\alpha, \delta_{ac}) \quad (6)$$

除此之外，换相角计算公式中同样需要使用到延迟触发角。以 CA 换相为例，换相角  $\mu_{ac}$  的计算公式为

$$\mu_{ac} = \arccos\left(\cos \alpha_{ac}^{\mu} - \frac{\sqrt{2} X_r i_d}{E_{ac}}\right) - \alpha_{ac}^{\mu} \quad (7)$$

式中： $X_r$  为换相电抗， $E_{ac}$  为实际换相电压有效值。由换相角计算公式的推导过程可知， $\alpha_{ac}^{\mu}$  与  $\alpha_{ac}$  不同， $\alpha_{ac}^{\mu}$  的计算以实际换相电压为基准，换言之，是阀 1 导通时刻相对于实际换相电压  $U'_{ac}$  过零点的角度。因此对于情况图 2(a)，实际换相电压  $U'_{ac}$  过零后阀 1 立刻导通，此时  $\alpha_{ac}^{\mu}=0$ ；而对于情况图 2(b)、(c)，此时的  $\alpha_{ac}^{\mu}=\alpha-\delta_{ac}$ 。综上，修正后的用于换相角计算的延迟触发角可写为如下统一形式：

$$\alpha_{ac}^{\mu} = \max(\alpha - \delta_{ac}, 0) \quad (8)$$

因此，对于 m 相至 n 相换相过程，延迟触发角需按不同用途进行如下修正：

$$\begin{cases} \alpha_{mn} = \max(\alpha, \delta_{mn}) \\ \alpha_{mn}^{\mu} = \max(\alpha - \delta_{mn}, 0) \end{cases} \quad (9)$$

### 2.3 改进开关函数模型

不对称故障下相邻两相的换相过程不再对称，因此开关函数需对换相周期内所有的换相过程进行分别描述。在 2.2 节已经计算出各换相过程实际延迟触发角及换相角的基础上，本文使用改进的开关函数模型，以同步电压相位为基准，将各相开关函数分解为基本分量、延迟触发分量和换相分量的叠加，并通过傅里叶分解求解各分量的动态相量。

以 A 相开关函数为例，在同步电压  $U_{ac}$  的基准下对 A 相开关函数进行分解，如图 3 所示。图中， $S_{an}$ 、 $S_{a\alpha}$ 、 $S_{a\mu\nu}$ 、 $S_{a\mu i}$  分别表示 A 相开关函数的基本分量、延迟触发分量、电压开关函数换相分量和电流开关函数换相分量。各分量的  $q$  阶动态相量值求

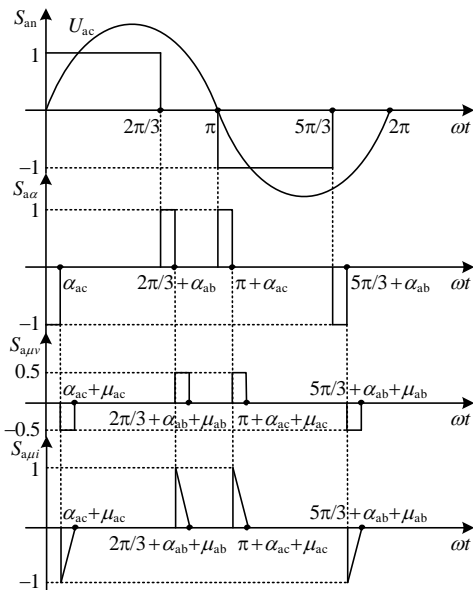


图 3 A 相开关函数分解

Fig. 3 A-phase switching function

解如下：

$$\begin{cases} \langle S_{an} \rangle_q = \frac{1}{2\pi q} \{ [\sin(\frac{2q\pi}{3}) - \sin(\frac{5q\pi}{3})] + \\ \quad j[\cos(q\pi) + \cos(\frac{2q\pi}{3}) - \cos(\frac{5q\pi}{3}) - 1] \} \\ \langle S_{a\alpha} \rangle_q = \langle S_i \rangle(q, \alpha_{ac}) - \langle S_i \rangle(q, \alpha_{ab}) e^{-j\frac{2q\pi}{3}} \\ \langle S_{a\mu\nu} \rangle_q = 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{ac}) e^{-jq\alpha_{ac}} - \\ \quad 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{ab}) e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{ab})} \\ \langle S_{a\mu i} \rangle_q = \langle S_w \rangle(q, \alpha_{ac}, \mu_{ac})(1 - e^{-jq\pi}) - \langle S_w \rangle \cdot \\ \quad (q, \alpha_{ab}, \mu_{ab}) [e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{ab} - \alpha_{ac})} - e^{-jq(\frac{5\pi}{3} + \alpha_{ab} - \alpha_{ac})}] \end{cases} \quad (10)$$

为表述方便，式(10)中引入了辅助函数  $\langle S_i \rangle(q, \eta)$  ( $\eta = \alpha, \mu$ ) 和  $\langle S_w \rangle(q, \alpha, \mu)$ ，其详细表达如下：

$$\begin{cases} \langle S_i \rangle(q, \eta) = \frac{1}{2\pi q} \{ [\sin(q\pi + q\eta) - \sin(q\eta)] + \\ \quad j[\cos(q\pi + q\eta) + 1 - \cos(q\pi) - \cos(q\eta)] \} \\ \langle S_w \rangle(q, \alpha, \mu) = \frac{1}{2\pi q^2 \mu} [(jq\mu - 1)e^{-jq\alpha} + e^{-jq(\alpha + \mu)}] \end{cases} \quad (11)$$

由此，A 相电压开关函数  $S_{av}$  和电流开关函数  $S_{ai}$  的  $q$  阶动态相量可由对应分量的叠加求出，公式如下：

$$\begin{cases} \langle S_{av} \rangle_q = \langle S_{an} \rangle_q + \langle S_{a\alpha} \rangle_q + \langle S_{a\mu\nu} \rangle_q \\ \langle S_{ai} \rangle_q = \langle S_{an} \rangle_q + \langle S_{a\alpha} \rangle_q + \langle S_{a\mu i} \rangle_q \end{cases} \quad (12)$$

对于 B 相和 C 相开关函数，其原理与 A 相相同，区别在于此时 B 相开关函数以同步换相电压  $U_{ba}$  为基准，而 C 相开关函数以同步换相电压  $U_{cb}$  为基准。由此可得 B、C 两相开关函数的基本分量：

$$\begin{cases} \langle S_{bn} \rangle_q = \langle S_{an} \rangle_q \\ \langle S_{cn} \rangle_q = \langle S_{an} \rangle_q \end{cases} \quad (13)$$

延迟触发分量：

$$\begin{cases} \langle S_{b\alpha} \rangle_q = \langle S_i \rangle(q, \alpha_{ab}) - \langle S_i \rangle(q, \alpha_{bc}) e^{-j\frac{2q\pi}{3}} \\ \langle S_{c\alpha} \rangle_q = \langle S_i \rangle(q, \alpha_{bc}) - \langle S_i \rangle(q, \alpha_{ac}) e^{-j\frac{2q\pi}{3}} \end{cases} \quad (14)$$

电压开关函数换相分量：

$$\begin{cases} \langle S_{b\mu\nu} \rangle_q = 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{ab}) e^{-jq\alpha_{ab}} - \\ \quad 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{bc}) e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{bc})} \\ \langle S_{c\mu\nu} \rangle_q = 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{bc}) e^{-jq\alpha_{bc}} - \\ \quad 0.5 \langle S_i \rangle(q, \mu_{ac}) e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{ac})} \end{cases} \quad (15)$$

电流开关函数换相分量：

$$\begin{cases} \langle S_{b\mu i} \rangle_q = \langle S_w \rangle(q, \alpha_{ab}, \mu_{ab})(1 - e^{-jq\pi}) - \langle S_w \rangle \cdot \\ \quad (q, \alpha_{bc}, \mu_{bc}) [e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{bc} - \alpha_{ab})} - e^{-jq(\frac{5\pi}{3} + \alpha_{bc} - \alpha_{ab})}] \\ \langle S_{c\mu i} \rangle_q = \langle S_w \rangle(q, \alpha_{bc}, \mu_{bc})(1 - e^{-jq\pi}) - \langle S_w \rangle \cdot \\ \quad (q, \alpha_{ac}, \mu_{ac}) [e^{-jq(\frac{2\pi}{3} + \alpha_{ac} - \alpha_{bc})} - e^{-jq(\frac{5\pi}{3} + \alpha_{ac} - \alpha_{bc})}] \end{cases} \quad (16)$$

由此，B、C相电压开关函数和电流开关函数的  $q$  阶动态相量为

$$\begin{cases} \langle S_{bv} \rangle_q = \langle S_{bn} \rangle_q + \langle S_{ba} \rangle_q + \langle S_{b\mu v} \rangle_q \\ \langle S_{cv} \rangle_q = \langle S_{cn} \rangle_q + \langle S_{ca} \rangle_q + \langle S_{c\mu v} \rangle_q \\ \langle S_{bi} \rangle_q = \langle S_{bn} \rangle_q + \langle S_{ba} \rangle_q + \langle S_{b\mu i} \rangle_q \\ \langle S_{ci} \rangle_q = \langle S_{cn} \rangle_q + \langle S_{ca} \rangle_q + \langle S_{c\mu i} \rangle_q \end{cases} \quad (17)$$

至此，所建改进开关函数模型已经可以准确描述不对称故障下换流器各桥臂的导通过程。

### 2.4 锁相环与改进开关函数模型的结合

动态相量法中与式(1)相对应的，时域信号可以由其动态相量值经反变换得到：

$$x(\tau) = \sum_{q=-\infty}^{\infty} \langle X \rangle_q(t) e^{jq\omega\tau} \quad (18)$$

式中  $\omega\tau$  为所求时域信号在当前时刻的相位。根据2.1~2.3节的理论分析，本节将锁相环模型与改进开关函数模型相结合，使用同步换相电压相位表示当前时刻的开关函数相位，将开关函数动态相量值变换至时域，以电压开关函数为例，变换公式为

$$\begin{cases} S_{av}(t) = 2 \operatorname{Re} \sum_{q=1}^Q \langle S_{av} \rangle_q e^{jq\theta_{ac}} \\ S_{bv}(t) = 2 \operatorname{Re} \sum_{q=1}^Q \langle S_{bv} \rangle_q e^{jq\theta_{ba}} \\ S_{cv}(t) = 2 \operatorname{Re} \sum_{q=1}^Q \langle S_{cv} \rangle_q e^{jq\theta_{cb}} \end{cases} \quad (19)$$

式中  $Q$  为开关函数包含的动态相量阶数。相较于式(18)、(19)将物理模型与数学方法相结合，更贴近于换流器的实际工作原理，精度更高。同时，在将开关函数变换至时域后，不再需要使用频域卷积计算直流电压，根据调制理论可得：

$$v_d(t) = v_a(t)S_{av}(t) + v_b(t)S_{bv}(t) + v_c(t)S_{cv}(t) \quad (20)$$

与式(2)相比，使用时域相乘后有两大大优势：1) 不再需要对交流电压作低频为主的假设，进而可以将故障情况下大量的高频次谐波计入换流器模型的计算中，提高了模型的精度；2) 不再需要求解

交流电压的动态相量，节省了运算步骤，考虑到时域相乘的计算复杂度远低于频域卷积，本文方法极大地提高了模型的计算速度。

按相同方法将电流开关函数变换至时域后，各相交流电流也可经时域相乘直接求出，以A相交流电流  $i_a(t)$  为例，计算公式为

$$i_a(t) = i_d(t)S_{ai}(t) \quad (21)$$

式中  $S_{ai}(t)$  为A相电流开关函数的时域值。

### 2.5 换相失败下开关函数的修正

换相失败后的开关函数可以由正常换相时开关函数的叠加得到<sup>[17]</sup>。以电压开关函数为例，若逆变侧发生  $m$  相到  $n$  相的单次换相失败，则其修正方法如表1所示。表中： $t$  为  $m$  相到  $n$  相换相的换相结束时刻； $T$  为换相周期； $\mu_{np}$  为  $n$  相到  $p$  相换相的换相重叠角。

表1 电压开关函数的修正

Table 1 Modification of voltage switching function

叠加区间	m相	n相	p相
$[t, t + T/3]$	$S'_{mv} = S_{mv} + S_{nv}$	0	$S'_{pv} = S_{pv}$
$[t + T/3 - \mu_{np}T/(2\pi), t + 2T/3]$	$S'_{mv} = S_{mv} + S_{pv}$	$S'_{nv} = S_{nv}$	0

进一步的，本文使用复合判据对是否发生换相失败进行判断。对于  $m$  相到  $n$  相换相过程，换相重叠角计算公式为

$$\mu_{mn} = \arccos(\cos \alpha_{mn}^{\mu} - \frac{\sqrt{2}X_r i_d}{E_{mn}}) - \alpha_{mn}^{\mu} \quad (22)$$

不发生换相失败的前提为  $\mu_{mn}$  有实数解，且换相过程的熄弧角  $\gamma$  满足：

$$\gamma > \gamma_0 \quad (23)$$

式中  $\gamma_0$  为极限熄弧角。若系统不满足该复合判据，则判断发生了  $m$  相到  $n$  相的换相失败，并对开关函数时域值按表1所示进行修正。相比于换相面积判断法和文献[17]中使用到的换相电压均方根值判断法，该复合判据不需要进行积分运算即可对系统是否发生换相失败进行实时判断，在保证判断准确度的同时进一步加快了模型的计算速度。

## 3 直流线路与控制系统建模

建立换流器动态相量模型后，为进一步实现LCC-HVDC全系统的闭环仿真计算，必须对直流线路和控制系统进行精确建模。

### 3.1 直流线路模型

本文采用T型等效电路对直流线路进行等值，

如图 4 所示， $R$ 、 $L$ 、 $C$  分别表示直流线路的电阻、电感和对地电容。图中： $v_{dr}$ 、 $v_{di}$  为整流侧和逆变侧的直流电压； $i_{dr}$ 、 $i_{di}$  为整流侧和逆变侧的直流电流； $v_c$  为线路中点对地电容的电压。由此可得直流线路微分方程组为

$$\begin{bmatrix} p i_{dr} \\ p v_c \\ p i_{di} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R}{L} & -\frac{1}{L} & 0 \\ \frac{1}{C} & 0 & \frac{1}{C} \\ 0 & -\frac{1}{L} & -\frac{R}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dr} \\ v_c \\ i_{di} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} v_{dr} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \frac{1}{L} \end{bmatrix} v_{di} \quad (24)$$

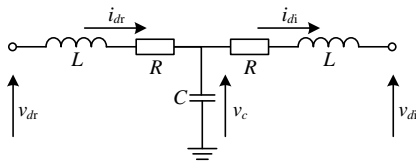


图 4 直流线路的 T 型等效电路  
Fig. 4 T-type equivalent circuit of DC line

将式(24)差分后即可对整流侧和逆变侧直流电流进行求解。

### 3.2 控制系统模型

控制系统根据一次侧的直流电压电流和逆变侧熄弧角  $\gamma$  计算整流侧和逆变侧的触发角指令值  $\alpha_r$ 、 $\alpha_i$ ，可以抽象为如图 5 所示的输入输出模型。

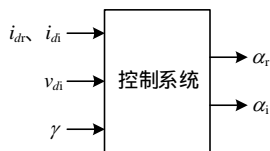


图 5 控制系统输入输出模型  
Fig. 5 I/O model of control system

直流电压电流的计算方法已在前文中进行了推导。对于熄弧角  $\gamma$ ，现有动态相量模型使用公式  $\gamma = \beta - \mu$  进行求解，但考虑到超前触发角  $\beta$  与换相角  $\mu$  的计算过程中同样会有误差的积累，因此该方法精度不高。

本文在将开关函数动态相量值转换至时域值后，进一步通过开关函数过零点求出换流阀的关断时刻  $t_k$ ，同时，由逆变侧三相电压求出各阀对应的自然换相点  $t_{kk}$ ，结合系统角频率  $\omega$ ，则熄弧角  $\gamma$  可表示为

$$\gamma = (t_{kk} - t_k)\omega \quad (25)$$

根据式(25)计算得到的熄弧角  $\gamma$  一方面可作为控制系统的输入量，另一方面也为 2.5 节中所提复

合判据提供了判断基础。

进一步地，本文依照 CIGRE Benchmark 模型极控级进行精细化建模，保留所有选择环节、限幅环节带来的非线性，采用数值积分方法获得控制器的响应，进一步提高了模型的精度。

## 4 计算流程

本文建立的考虑锁相环(phase-locked loop, PLL)和换相失败(commutation failure, CF)的 LCC-HVDC 闭环动态相量(dynamic phasor, DP)仿真模型(PLCF-DP)其仿真流程如图 6 所示。

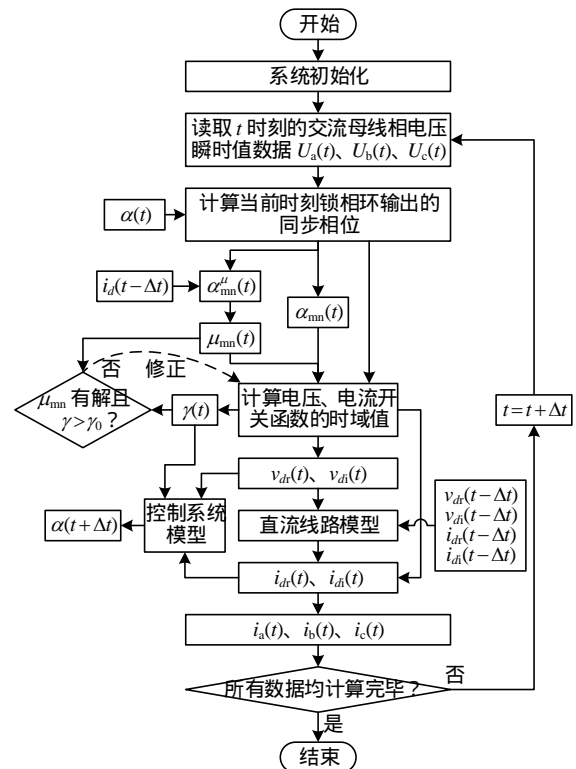


图 6 计算过程流程图

Fig. 6 Flow Chart of Simulation Process

与现有动态相量模型的仿真流程相比，PLCF-DP 模型根据用途对触发角指令值进行分别修正。同时，在与锁相环结合并将开关函数变换至时域后，使用时域相乘计算直流电压并求出熄弧角  $\gamma$ 。考虑到可能发生的换相失败情况，流程中增加了换相失败判断分支，若发生换相失败，则对开关函数进行修正。

## 5 仿真验证与分析

将本文建立的 PLCF-DP 模型应用于 CIGRE Benchmark 标准直流系统，同时编程重现文献[16]的传统动态相量模型，以 PSCAD 电磁暂态仿真结

果作为基准进行对比,进一步说明本模型在精度和速度上的优势。

本文在整流侧和逆变侧共设置了3种故障类型进行仿真计算,其中,逆变侧金属性接地故障时系统发生了换相失败。故障的详细描述见表2。

表2 故障类型描述

Table 2 Description of different fault types

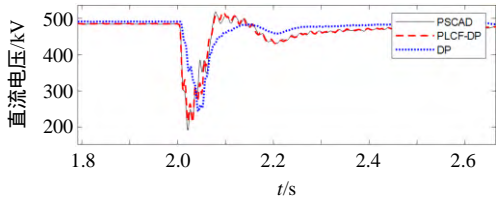
故障类型	故障描述
故障1	整流侧 2s 发生 A 相金属性接地故障,持续 0.05s
故障2	整流侧 2s 发生 A 相金属性接地故障,持续 0.1s, 2.04s 时发生 B 相金属性接地故障,持续 0.05s
故障3	逆变侧 2s 发生 A 相金属性接地故障,持续 0.2s

计算时交流系统频率为 50Hz,仿真步长均设置为 50μs。

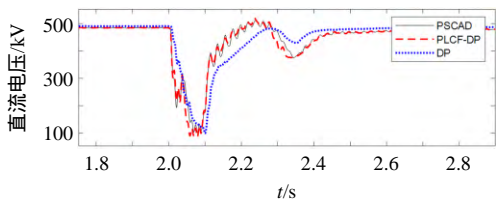
### 5.1 一次系统电气量对比

分别计算出上述3种故障类型下故障侧的直流电压和 A 相交流电流,结果如图 7、8 所示。其中, PSCAD、PLCF-DP、DP 分别表示电磁暂态仿真结果、本文所建动态相量模型仿真结果和文献[16]的传统动态相量模型仿真结果。

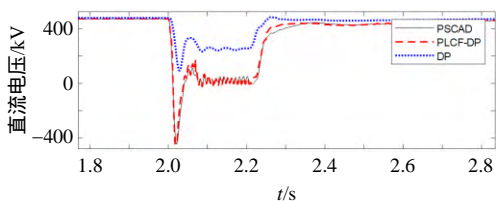
一次系统的仿真图像表明,与文献[16]的传统动态相量模型相比,本文所建 PLCF-DP 模型与电磁暂态仿真结果的吻合度更高,在精度上的提升十



(a) 故障 1



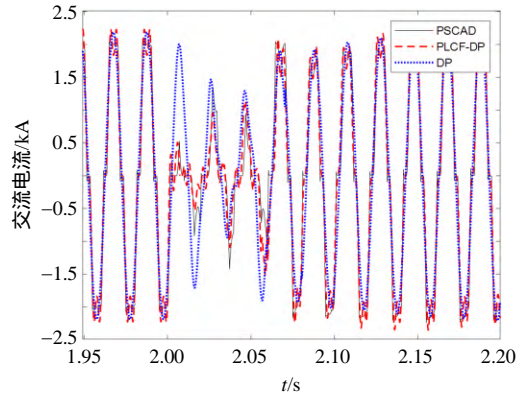
(b) 故障 2



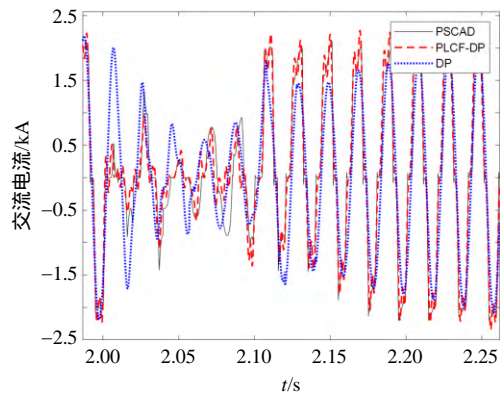
(c) 故障 3

图 7 故障侧直流电压结果对比

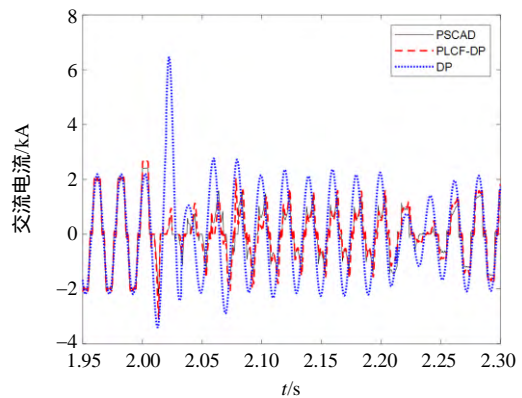
Fig. 7 Comparison of DC voltage on fault side



(a) 故障 1



(b) 故障 2



(c) 故障 3

图 8 故障侧交流电流结果对比

Fig. 8 Comparison of AC current on fault side

分明。同时,由于增加了换相失败判断和修正分支,本文所建模型实现了对于逆变侧大扰动下故障响应的精确计算。

### 5.2 二次系统电气量对比

本文第 1 节的论述指出,整流侧控制系统输出的触发角指令值可以直观地描述所建动态相量模型的精度,因此有必要对其计算结果进行单独分析。将三种模型下计算出的整流侧触发角指令值进行对比,如图 9 所示。

图 9 的结果表明,传统动态相量模型的整流侧

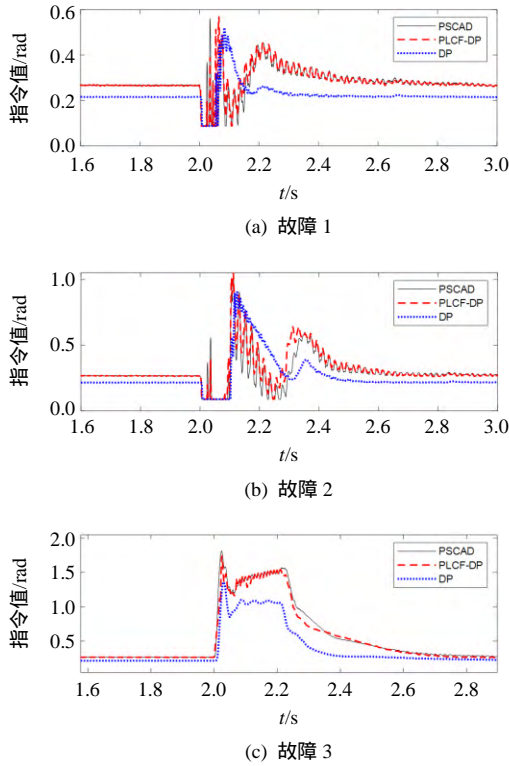


图 9 整流侧触发角指令值对比

Fig. 9 Comparison of firing angle on rectifier side

触发角指令值在稳态时便与电磁暂态仿真值有明显偏差，且这一偏差在故障期间进一步加大，从而验证了第 1 章中的结论。反观本文建立的 PLCF-DP 模型，其整流侧触发角在稳态运行和故障期间都能够很好地跟随实际值，这进一步证明了本文所建模型能够对各故障下系统的暂态响应进行精确计算。

### 5.3 仿真性能分析

对一次系统和二次系统电气量进行综合分析可知，稳态时所建 PLCF-DP 模型的直流电压计算结果其最大偏移度可被控制在 0.1% 以内，此时的仿真结果误差很小。而暂态过程中这一偏移虽略有增加，但考虑到此时直流电压也因为发生故障而大幅跌落，因此绝对误差不大，直流线路对误差的放大作用有限，进而对触发角指令值的影响有限，图 9 的仿真结果也证明了这一点。

进一步的，为验证所提 PLCF-DP 模型相比于传统 DP 模型的优势，本文使用耗时系数对模型的计算速度进行评价，并从平均相对误差和残差相似度<sup>[18]</sup>两方面对模型精度进行分析。

其中，耗时系数定义为动态相量模型计算时间与 PSCAD 计算时间的比值，用  $\varepsilon$  表示。同时，本文选择故障侧直流电压和交流 A 相电流作为反映模型精度的关键电气量，计算其在各故障期间与电

磁暂态仿真结果的平均相对误差和残差相似度。直流电压和交流电流的平均相对误差分别用  $e_v$  和  $e_i$  表示，其数值越小，模型精度越高。对应的残差相似度分别用  $\varphi_v$  和  $\varphi_i$  表示，其计算方法为

$$\begin{cases} \gamma_i = \frac{|y_i|}{\sum_{i=1}^N |y_i|} \\ x_i = 1 - \frac{|y_i - z_i|}{\max(|y_i|, |z_i|)} \\ \varphi = \sum_{i=1}^N \gamma_i x_i \end{cases} \quad (26)$$

式中： $y$ 、 $z$  分别代表电磁暂态仿真结果和所关注动态相量模型的仿真结果； $\varphi$  为残差相似度。残差相似度越高，说明模型计算结果越贴合于电磁暂态仿真结果，即模型准确性越好。分析结果如表 3 所示。

表 3 仿真性能分析

Table 3 Analysis of simulation performance

类型	$\varepsilon$	$e_v/\%$	$e_i/\%$	$\varphi_v/\%$	$\varphi_i/\%$	
故障 1	PLCF-DP	0.85	3.5	6.9	98.2	92.1
	DP	2.35	17.7	22.3	91.7	83.9
故障 2	PLCF-DP	0.86	4.2	8.2	95.1	90.8
	DP	2.42	18.4	25.5	89.8	79.6
故障 3	PLCF-DP	0.92	3.8	7.4	95.2	91.3
	DP	2.81	50.1	36.9	69.2	59.6

由表 3 可知，本文所建 PLCF-DP 模型的计算精度较传统动态相量模型有明显提升。同时，由于本模型使用时域相乘代替了传统动态相量模型的频域卷积，使得计算复杂度大大降低，且不需要对交流电压的动态相量进行求解，进一步节省了运算步骤，因此在计算速度上也有明显优势。

## 6 结论

本文研究了一种考虑锁相环和换相失败的 LCC-HVDC 闭环动态相量仿真模型，结合全文有如下结论：

1) 传统动态相量模型缺少对锁相环等关键器件的建模，无法精确表征故障情况下的换流阀导通特性且仅能覆盖低频范围，其闭环计算时的暂态仿真结果误差较大。针对这一问题，本文将锁相环模型与改进开关函数模型相结合，对换流器的工作过程进行了准确描述，大大提高了动态相量法计算系统暂态响应时的计算精度。同时，通过使用时域相乘代替频域卷积，本文所建模型对全频段特性皆能有所反映，并进一步发挥了动态相量法的速度优

势。仿真结果表明,由于增加了对于换相失败情况的处理,所建 LCC-HVDC 动态相量仿真模型能够实现各类型大扰动下混联系统的快速准确计算。

2) 值得指出的是,由于实现了高压直流全系统的闭环精确计算,本模型所需输入量仅为交流母线相电压。这大大拓宽了模型的使用前景,摆脱了现有电磁暂态仿真必须对具体情况逐一建模的局限性,从而可被广泛应用于交直流混联系统实时计算、故障预警和继电保护参数整定等领域。

3) 影响本文所建 PLCF-DP 模型暂稳态精度的主要因素有二: 换相角计算公式是基于稳态工况推导得到的,因此在暂态过程的计算中可能存在偏差; 开关函数包含的动态相量阶数会直接影响模型的准确度。前者可以通过在换相角计算过程中考虑谐波分量的影响进一步减小计算误差。后者则是由动态相量方法的原理决定的,提高开关函数的阶数虽然可以提高模型的精度,但仿真速度会随之降低。由于开关函数理论上存在无穷多阶,因此模型实际使用时需结合具体需要对动态相量阶数进行合理选择,从而实现计算精度和速度的最优平衡。

## 参考文献

- [1] XU Chu . Unbalanced current analysis and novel differential protection for HVDC transmission lines based on the distributed parameter model[J] . Electric Power Systems Research , 2019 , 171 : 105-115 .
- [2] 王永平,赵文强,杨建明,等.混合直流输电技术及发展分析[J].电力系统自动化,2017,41(7):156-167. WANG Yongping, ZHAO Wenqiang, YANG Jianming, et al . Hybrid high-voltage direct current transmission technology and its development analysis[J] . Automation of Electric Power System , 2017 , 41(7) : 156-167(in Chinese) .
- [3] 郭琦.交直流混联电网运行控制实时仿真技术研究[J].南方电网技术,2017,11(3):59-64. GUO Qi . Research on real-time simulation technology of operation control of AC & DC hybrid power system[J] . Southern Power System Technology , 2017 , 11(3) : 59-64(in Chinese) .
- [4] 贺杨焯,郑晓冬,邵能灵,等.交直流混联电网 LCC-HVDC 换流器建模方法综述[J].中国电机工程学报,2019,39(11):3119-3129. HE Yangyang, ZHENG Xiaodong, TAI Nengling, et al . A review of modeling methods for LCC-HVDC converter in AC/DC hybrid power grid[J] . Proceedings of the CSEE , 2019 , 39(11) : 3119-3129(in Chinese) .
- [5] 李崇涛,林啸,赵勇,等.高压直流输电系统暂态过程的解析解法(一):数学模型[J].电网技术,2017,41(1):1-8. LI Chongtao , LIN Xiao , ZHAO Yong , et al . An analytical solution for transient process of HVDC transmission system part 1-mathematical model[J] . Power System Technology , 2017 , 41(1) : 1-8(in Chinese) .
- [6] 董毅峰,王彦良,韩佶,等.电力系统高效电磁暂态仿真技术综述[J].中国电机工程学报,2018,38(8):2213-2231. DONG Yifeng , WANG Yanliang , HAN Ji , et al . Review of high efficiency digital electromagnetic transient simulation technology in power system[J] . Proceedings of the CSEE , 2018 , 38(8) : 2213-2231(in Chinese) .
- [7] 王成山,李鹏,王立伟.电力系统电磁暂态仿真算法研究进展[J].中国系统自动化,2009,33(7):97-103. WANG Chengshan , LI Peng , WANG Liwei . Progresses on algorithm of electromagnetic transient simulation for electric power system[J] . Automation of Electric Power Systems , 2009 , 33(7) : 97-103(in Chinese) .
- [8] 宋新立,吴小辰,刘文焯,等.PSD-BPA 暂态稳定程序中的新直流输电准稳态模型[J].电网技术,2010,34(1):62-67. SONG Xinli , WU Xiaochen , LIU Wenzhuo , et al . New quasi-steady-state HVDC models for PSD-BPA power system transient stability simulation program[J] . Power System Technology , 2010 , 34(1) : 62-67(in Chinese) .
- [9] 杨帆,陈陈,金小明,等.HVDC 恒功率与准稳态模型在低频振荡分析中的比较[J].电力系统自动化,2008,32(6):9-13,19. YANG Fan , CHEN Chen , JIN Xiaoming , et al . Comparison between constant PQ model and quasi-steady-state model of HVDC in low frequency oscillation analysis[J] . Automation of Electric Power System , 2008 , 32(6) : 9-13 , 19(in Chinese) .
- [10] OSAUSKAS C , WOOD A . Small-signal dynamic modeling of HVDC systems[J] . IEEE Transactions on Power Delivery , 2003 , 18(1) : 220-225 .
- [11] HU L , YACAMINI R . Harmonic transfer through converters and HVDC links[J] . IEEE Transactions on Power Electronics , 1992 , 7(3) : 514-525 .
- [12] 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(in Chinese) .
- [13] 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(in Chinese) .
- [14] 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 phasor model of the converter of the AC/DC system[J] . Proceedings of the CSEE ,2010 ,30(1) :59-64(in Chinese) .
- [15] 曾淑云,江全元,陆韶琦,等.适用于不对称情况的线换相换流器动态相量模型[J].电力系统自动化,2018,42(11):129-135,150. ZENG Shuyun , JIANG Quanyuan , LU Shaoqi , et al . Dynamic phasor model of line commutated converter under unbalanced conditions[J] . Automation of Electric Power Systems ,2018 ,42(11) :129-135 ,150(in Chinese) .
- [16] 赵云灏,刘崇茹,李庚银,等.高压直流输电系统三相动态相量建模与仿真[J].系统仿真学报,2017,29(4):752-760. ZHAO Yunhao , LIU Chongru , LI Gengyin , et al . Modeling and simulation of HVDC systems by three-phase dynamic phasor[J] . Journal of System Simulation , 2017 , 29(4) : 752-760(in Chinese) .
- [17] 王超.考虑换相失败的换流站开关函数模型[D].北京:华北电力大学,2012. WANG Chao . Modeling of switch function considering commutation failure effects for converter[D] . Beijing : North China Electric Power University ,2012(in Chinese) .
- [18] 贾旭东,李庚银,赵成勇,等.电力系统仿真可信度评估方法的研究[J].中国电机工程学报,2010,30(19):51-57. JIA Xudong , LI Gengyin , ZHAO Chengyong , et al . Study of the credibility evaluation method for the power system simulation[J] . Proceedings of the CSEE , 2010 , 30(19) : 51-57(in Chinese) .



单俊儒

在线出版日期:2020-10-27。

收稿日期:2020-07-10。

作者简介:

单俊儒(1996),男,硕士研究生,研究方向为高压直流输电系统建模与计算,1003434533@qq.com;

\*通信作者:刘崇茹(1977),女,教授,博士生导师,研究方向为交直流混合系统分析与仿真、运行与控制等, chongru.liu@ncepu.edu.cn。

(责任编辑 吕鲜艳)

# Closed-loop Dynamic Phasor Simulation Model of LCC-HVDC Considering Phase-locked Loop and Commutation Failure

SHAN Junru<sup>1</sup>, LIU Chongru<sup>1</sup>, LI Huan<sup>2</sup>, WEI Wei<sup>2</sup>

(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources (North China Electric Power University); 2. State Key Laboratory of HVDC (Electric Power Research Institute, China Southern Power Grid))

**KEY WORDS:** line commutated converter high voltage direct current (LCC-HVDC); dynamic phasor method; phase locked loop (PLL); closed-loop calculation; commutation failure

In order to solve the problem that the transient response of AC/DC hybrid system is difficult to calculate accurately and quickly, a detailed modeling of the entire LCC-HVDC system named PLCF-DP model is carried out based on dynamic phasor method.

In order to establish the dynamic phasor model of the converter, firstly, the switching function is decomposed into basic component, delayed firing component and commutation component. Also, the firing angle and commutation angle of each commutation process are configured independently.

Furthermore, by adding the q-order Fourier coefficients of each components, the q-order dynamic phasor of the switching function can be obtained. Then, by combining it with the output of PLL, the time domain value of the three-phase switching function can be calculated as shown in (1).

$$\begin{cases} S_{av}(t) = 2 \operatorname{Re} \sum_{q=1}^Q \langle S_{av} \rangle_q e^{jq\theta_{ac}} \\ S_{bv}(t) = 2 \operatorname{Re} \sum_{q=1}^Q \langle S_{bv} \rangle_q e^{jq\theta_{ba}} \\ S_{cv}(t) = 2 \operatorname{Re} \sum_{q=1}^Q \langle S_{cv} \rangle_q e^{jq\theta_{cb}} \end{cases} \quad (1)$$

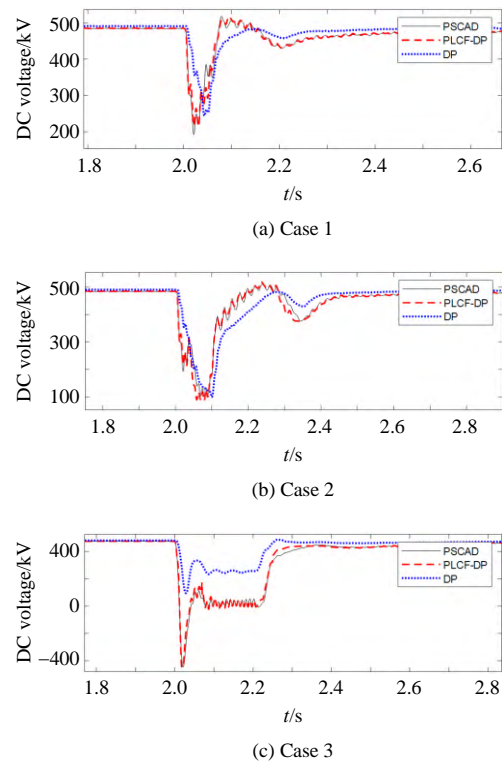
Where  $\theta_{ac}$ ,  $\theta_{ba}$ ,  $\theta_{cb}$  represent the phase of the corresponding commutation voltage locked by the PLL. Therefore, the DC voltage can be calculated by using time domain multiplication instead of using the frequency domain convolution, which improves the calculation speed and accuracy. The calculation formula is (2).

$$v_d(t) = v_a(t)S_{av}(t) + v_b(t)S_{bv}(t) + v_c(t)S_{cv}(t) \quad (2)$$

On this basis, by modifying the switching function in the case of commutation failure, the proposed model realizes the calculation of large disturbances on the inverter side. Subsequently, by modeling the DC line and

control system, the model realizes the closed-loop calculation of the LCC-HVDC system. This means the model only requires input of AC bus voltage, and then it can output the transient response of the system.

Applying the proposed PLCF-DP model to the CIGRE standard system, the simulation results under different fault types further prove its advantages over traditional dynamic phasor (DP) model. Fig. 1 shows the simulation results of the DC voltage.



**Fig. 1 Comparison of DC voltage on fault side**

Also, the model can be used to calculate other electrical quantity. Further analysis of simulation performance shows that the proposed PLCF-DP model has higher calculation accuracy and faster calculation speed than the traditional DP model.