

经 LCC-HVDC 输电送出系统单端混合等值计算

王宾, 何小才

(新型电力系统运行与控制全国重点实验室(清华大学电机系), 北京市 海淀区 100084)

Single Terminal Mixed Equivalence Calculation of Power Transmission System via LCC-HVDC

WANG Bin, HE Xiaocai

(National Key Laboratory of New Power System Operation and Control (Department of Electrical Engineering, Tsinghua University), Haidian District, Beijing 100084, China)

ABSTRACT: The dynamic equivalent calculation of the existing line commutated converter based HVDC (LCC-HVDC) transmission system depends on the synchronous real-time measurement of the voltage at the sending and receiving ends, and it is impossible to realize the single-end transient equivalent calculation of the transmission system through LCC-HVDC. Based on the dynamic phasor equivalent calculation framework of the DC system, the paper proposes an equivalent calculation scheme of the DC transmission system through LCC-HVDC based on the single-terminal AC voltage information of the inverter side only, demonstrates the feasibility of the hybrid equivalent calculation framework of the quasi-steady state model of the rectifier side and the dynamic phasor model of the inverter side, solves the key problems such as accurate identification of commutation failure, as well as compares and analyzes the multi-scenario faults through simulation. It is proved that the proposed calculation framework can achieve accurate real-time calculation of the response of LCC-HVDC transmission system under the large transient disturbance of AC line fault at the receiving end when the information of the AC system at the sending end is missing.

KEY WORDS: HVDC transmission; dynamic phasor; single-end equivalence; commutation failure

摘要: 现有电网换相换流器型高压直流输电(line commutated converter based HVDC, LCC-HVDC)输电系统动态等值计算依赖于送受端电压同步实时量测, 无法实现经 LCC-HVDC 输电送出系统的单端暂态等值计算。论文基于直流系统动态相量等值计算框架, 提出仅基于逆变侧单端交流电压信息的经 LCC-HVDC 直流输电送出系统的等值计算方案, 论证整

流侧准稳态模型+逆变侧动态相量模型的混合等值计算框架的可行性, 解决换相失败准确判别等关键问题, 仿真对比分析了多场景故障, 证明所提出的计算框架在送端交流系统信息缺失的情况下, 能实现受端交流线路故障暂态大扰动下经 LCC-HVDC 输电送出系统响应的准确实时计算。

关键词: 高压直流输电; 动态相量; 单端等值; 换相失败

0 引言

电网换相换流器型高压直流输电(line commutated converter based HVDC, LCC-HVDC)承担着大容量点对点功率输送的重要职能, 是交直流混联大电网的重要组成部分。受端交流母线近区出口故障易引发换相失败甚至直流闭锁等连锁动作, 同时直流输电的非线性控制策略也直接决定了直流馈入受端交流线路的短路电流特性, 并影响相关的继电保护动作, 呈现出明显的交直流耦合特性^[1-3]。如果能计算类似交流系统中“戴维南等值”的经 LCC-HVDC 直流送出系统的单端等值, 则可实现: 1) 分析逆变侧交流继电保护的動作特性对直流系统连续换相失败的影响; 2) 实时在线评估直流控保参数的合理性; 3) 逆变侧交流电压预测下的直流输电闭锁风险评估等。

针对不同应用需求, LCC-HVDC 输电系统主要有以下 4 种等值模型: 1) 电磁暂态模型: 求解微分方程, 仿真精度最高、仿真步长最小, 适用于离线式高精度仿真计算; 2) 状态空间模型: 利用换流器导通拓扑结构变化间隔内电路仍然为线性的特点, 通过差分方程代替微分方程求解直流输电系统的暂态响应; 3) 准稳态模型: 基于平均值思想的稳态模型, 计算时间尺度大, 适用于小扰动分析、

基金项目: 国家自然科学基金项目(52077116); 国家电网有限公司科技项目(5100-202199511A-0-5-ZN)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (52077116); Science and Technology Project of State Grid Corporation of China (5100-202199511A-0-5-ZN).

潮流计算等;前3种模型由于建模过于详细、假设过强或时间尺度过大等原因,难以实现受端交流大扰动下经 LCC-HVDC 输电送出系统暂态响应的快速精确求取;4) 动态相量模型:是一种电磁暂态模型的低阶近似模型,仅关注起主要作用的频率分量,具有暂态响应计算精度高、计算速度快等特点,计算速度和精度均介于电磁暂态模型和准稳态模型之间^[2,4]。文献[5]首次将动态相量法运用到 LCC-HVDC 换流器建模中,但仅考虑了交流系统的工频分量和直流系统的直流分量,在交流系统发生不对称大扰动时计算误差较大;文献[2]建立考虑换相失败的换流器动态相量模型,提出利用开关函数时域值直接相乘(以下简称时域法)代替传统动态相量模型中频域卷积(以下简称频域法)的计算方法,避免了频域法对交直流系统的低频假设,降低了计算量的同时保证了换相失败后高频暂态响应的计算精度,但由于没有考虑锁相环,暂态时触发角计算误差较大;文献[4]建立考虑锁相环的换流器动态相量模型,提升了触发角的计算精度,同样采用时域法,降低了计算量,但依然没有给出时域法中开关函数的简化解析表达式及物理意义,阻碍了时域法拓展应用。同时目前的 LCC-HVDC 动态相量模型均为双端等值模型(以下简称双端等值模型),需逆变侧和整流侧同步输入交流电压实时采样值,对实际工程中通信链路提出极高且不甚合理的要求,实用性较差。特别是,其无法实现基于单端量测信息的等值计算,也没有考虑送端交流系统的影响,制约了其在电网控保等实时性要求高的场合应用。因此研究基于动态相量法的经 LCC-HVDC 输电送出系统的单端等值模型(以下简称单端等值模型)具有重要的工程实际意义。

针对上述需求,本文建立考虑锁相环和换相失败的逆变侧动态相量模型,确定了动态相量时域法中开关函数的简化解析表达式及其物理意义,在降低计算量的同时保证了计算精度;建立考虑短路比的整流侧准稳态模型,提高缺乏送端交流信息下的整流侧准稳态模型计算精度;实现经 LCC-HVDC 输电送出系统的单端精确等值,并验证其有效性。

1 等值建模方案及可行性分析

1.1 等值建模技术需求

以图1所示的三峡近区至华东电网的交直流混联电网拓扑为例,实际电网中保护、控制等具有多

种应用场景对应着不同等值计算需求,因此,单端等值模型需要考虑等值规模、等值精度和计算延时等主要指标。

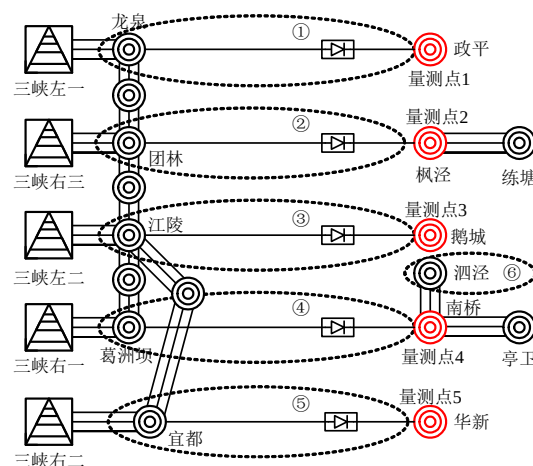


图1 三峡近区至华东电网拓扑示意图

Fig. 1 Topology diagram from the three gorges nearby area to east china power grid

当考虑单端等值模型应用于逆变交流侧保护装置时,需计算逆变侧交流母线背侧所有系统的单端等值模型,比如立足图1中的南桥换流站交流母线(量测点4),需建立南桥—泗泾和葛南直流单端等值并联后的等值模型;当应用于直流控保系统参数优化和换相失败风险预测时,只需关注本直流系统的运行状态,即区域④葛南直流单端等值模型即可;而当应用于大规模直流馈入的仿真场景中,针对图1所示电网拓扑,则需要分别立足量测点1—5建立区域①—⑤对应的单端等值模型。为了保证等值模型的普适性,本文仅考虑如图2所示的简单交一直一交输电系统,包括送端交流系统、整流器、直流线路、逆变器和控制系统、受端交流系统5部分。

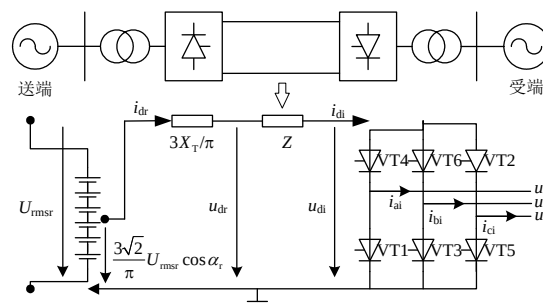


图2 经 LCC-HVDC 输电送出系统单端等值方案

Fig. 2 Single terminal equivalent scheme of power transmission system via LCC-HVDC

考虑控保等实时性要求高的应用场合,因此等值精度考虑以准确判断是否发生系统级连续换相失败为标准,保证对可能导致的直流闭锁故障进行正确判断和预测,防止因直流闭锁造成大规模潮流转

移、过负荷等一系列连锁故障; 计算延时考虑交流侧控保装置和直流控保约 20 ms 的动作时间, 计算延时应在 5 ms 以内, 兼顾保护的可靠性和快速性需求。

1.2 等值建模方案可行性分析

由于整流侧交流信息的缺失, 只能对送端交流系统做出合理的假设。理论上, 对整流侧交流系统的电压相位做出任何的先验假设都不合理, 因为直流系统能够实现任意相位差、频率相异的两个交流网络互联。但考虑到实际交直流混联电网中, 目前的送端系统一般为容量较大、网架较强的强交流系统, 即便在未来送端含大量新能源比例的场景中, 在逆变侧交流系统受扰的情况下, 整流侧运行工况依然明显优于逆变侧, 送端交流电压可以维持一定的稳定水平, 同时由于整流侧触发角通常较小, 换相失败风险低。即便在送端含有高比例新能源的情况下, 交流电压支撑能力下降, 短路电流受限, 但由于整流侧通常为定功率和定电流控制, 定功率控制也是通过计算直流电流整定值进行控制, 受端发生交流故障时, 整流侧直流电流将得到快速有效的控制, 因此送端高新能源比例场景对单端等值中送端的建模影响是有限的。再结合目前主流模型的特点: 动态相量模型、电磁暂态模型和状态空间模型均为微秒步长级模型, 虽然暂态时计算精度较高, 但需交流侧输入电压瞬时值; 而准稳态模型仅需交流侧输入电压有效值, 且在电路参数及控制系统参数已知的情况下, 准稳态模型能够反映阀组于准稳态尺度下的交直流电气量调制关系, 并且具有反映控制器控制行为的能力, 如式(1)所示:

$$u_{dr} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} NU_{mstr} \cos \alpha_r - \frac{3X_T}{\pi} i_{dr} \quad (1)$$

式中: U_{mstr} 为整流侧交流母线线电压; N 为六脉动换流器个数; X_T 为换相等效电抗; α_r 为整流侧触发角; u_{dr} 和 i_{dr} 分别为整流侧直流电压和直流电流。该模型仅需要控制器输出的延迟触发角(以下简称触发角)瞬时值以及交流电网的相电压幅值作为输入参数, 在缺乏送端详细交流电压信息下, 整流侧直流电压可通过送端交流电压幅值和整流侧控制器输出的触发角计算得到, 不需要对送端交流系统的电压相角做出强假设, 因此, 准稳态模型是送端阀组等值唯一可采用的等值模型。基于此, 本文单端等值模型采用“整流侧准稳态模型+逆变侧动态相量模型”的等值方案, 如图 2 所示, 其中 Z 为直流线路等值阻抗。

由于准稳态模型和动态相量模型的计算步长不一致, 准稳态模型为基于工频周期内的平均值思想建立的平均值模型, 因此其步长通常为工频周期, 即 20 ms, 而动态相量模型为微秒步长级模型, 因此需为两种模型进行接口设计, 包括接口位置和数据交互方式。可以利用直流线路天然的隔离作用, 作为模型接口, 两侧仅需进行直流电压的交互, 不用对送端交流系统相位做任何假设。

对于接口数据交互方式, 目前主要有串行、并行和迭代交互方式^[6]。如图 3 中①→②→③→④的串行交互方式, 精度高, 但交互时需同步等待, 效率低; 并行交互方式无需同步等待, 效率高, 但在准稳态计算步长内无法获取动态相量侧的暂态响应, 精度低, 其时序如图 3 的⑤→⑥→⑦; 而迭代式交互方式在每一步动态相量模型步长下都进行两侧数据交互, 无需同步等待, 在暂态计算时兼顾了交互效率和精度, 其时序如图 3 中的⑧→⑨→⑩。因此, 本文计算选择迭代式数据交互方式。

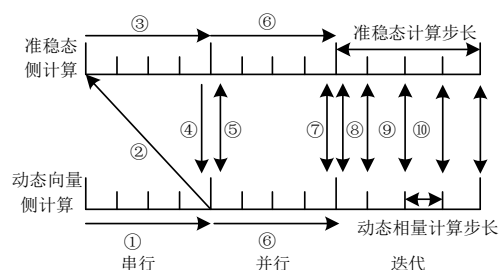


图 3 串行、并行、迭代数据交互

Fig. 3 Serial, parallel or iterative data interaction modes

实现上述单端混合等值方案, 还需解决如下关键问题: 1) 受端交流系统故障时逆变侧极易发生换相失败, 因此逆变侧动态相量模型需准确识别换相失败并刻画换相失败后的高频暂态响应, 而目前动态相量模型仅有时域法能刻画换相失败后的高频暂态响应, 但该方法目前只给出了开关函数的无穷级数表达, 没有给出简化后开关函数的解析表达式, 阻碍了时域法的应用^[7-10]; 2) 尽管整流侧交流电压稳定水平明显优于逆变侧, 但在受端发生交流故障时整流侧交流电压的幅值和相位仍伴有一定程度的波动, 且波动程度与送端交流电源短路比紧密联系, 而从准稳态模型计算公式可知, 其难以考虑交流电压相位变化对直流电压的影响, 将直接影响整流侧准稳态模型暂态时的等值精度。

2 基于时域法的逆变器动态相量建模

为提升动态相量模型的计算精度和速度, 首先

需要精确快速刻画开关函数,而开关函数的精确表达依赖于延迟触发角(以下简称触发角)和换相重叠角(以下简称换相角)的准确计算。但此时开关函数仍然为不可导的分段函数,需确定简化后开关函数的解析表达式及其物理意义,进行解析计算的同时保证其存在理论上的物理意义;同时在逆变器发生换相失败时,晶闸管导通时序行为发生变化,需能快速准确判断换相失败的发生并相应地修改开关函数,以具备表征换相失败后直流系统急剧的高频暂态响应。

2.1 触发角和换相角计算

经 LCC-HVDC 输电送出系统一般采用等间隔触发方式,即通过换流器内的锁相环(phase-locked loop, PLL)输出交流电压同步相位 θ 生成 6 个等相位间隔触发信号。其工作原理是将三相坐标系转化为 dq 坐标系中,将 d 轴分量作为误差输入到 PI 环节中,使其误差趋近于零,其输出的同步相位初相位^[10-13] φ_{PLL} 为

$$\varphi_{\text{PLL}} = \arctan\left(\frac{U_{\alpha} \cos \varphi_{\alpha} - U_{\beta} \sin \beta}{-U_{\alpha} \sin \varphi_{\alpha} - U_{\beta} \cos \varphi_{\beta}}\right) \quad (2)$$

受端交流系统发生不对称故障时,晶闸管换相电压将出现偏移,导致锁相环输出同步相位与实际换相电压相位不一致,在实际换相过程中触发角也会发生改变。令 $\Delta\varphi$ 为实际换相电压相位与同步参考相位的相位差,以滞后为正向,控制系统给定触发角指令为 α_{iord} ,实际触发角为 α_i ,实际触发时刻相对实际换相电压过零点偏移角度为 α_i^{μ} ,则逆变侧实际触发角与偏移角度如式(3)所示:

$$\begin{cases} \alpha_i = \max(\Delta\varphi, \alpha_{\text{iord}}) \\ \alpha_i^{\mu} = \max(\alpha_i - \Delta\varphi, 0) \end{cases} \quad (3)$$

换相角计算为

$$\mu = \arccos\left[\cos(\alpha_i^{\mu}) - \frac{\sqrt{2}X_T i_{\text{di}}}{U_{\text{rms}}}\right] - \alpha_i^{\mu} \quad (4)$$

式中: U_{rms} 为换相电压有效值; X_T 为换相等效电抗,因此需补偿换相电压相位偏移。在此基础上,熄弧角^[4]计算为

$$\gamma = \pi - \alpha_i^{\mu} - \mu \quad (5)$$

2.2 改进动态相量模型及其物理意义

动态相量模型以开关函数为基础,以 A 相为例,电压开关函数 S_{va} 和电流开关函数 S_{ia} 的 K 阶动态相量表达式为

$$\begin{cases} \langle S_{\text{va}} \rangle_K = j \frac{1-(-1)^K}{4K\pi} \left(\sum_{k=0,\mu} e^{-jK(\alpha+\frac{2\pi}{3}+k)} - e^{-jK(\alpha+k)} \right) \\ \langle S_{\text{ia}} \rangle_K = \frac{1-(-1)^K}{2K^2\pi\mu} \left(\sum_{k=0,\mu} e^{-jK(\alpha+\frac{2\pi}{3}+k)} - e^{-jK(\alpha+k)} \right) \end{cases} \quad (6)$$

对于 B、C 相开关函数,其表达与 A 相相似,分别与 A 相存在 $-2\pi/3$ 、 $2\pi/3$ 的相位偏移,表示为

$$\begin{cases} \langle S_{\text{mb}} \rangle_K = \langle S_{\text{va}} \rangle_K e^{-jK2\pi/3}, m = \text{v}, \text{i} \\ \langle S_{\text{mc}} \rangle_K = \langle S_{\text{va}} \rangle_K e^{jK2\pi/3}, m = \text{v}, \text{i} \end{cases} \quad (7)$$

再将开关函数相量值变换回时域值,以电压开关函数为例:

$$S_{\text{v}\varphi}(t) = 2 \text{Re} \sum_{K=1}^{+\infty} \langle S_{\text{v}\varphi} \rangle_K e^{jK\theta}, \varphi = \text{a}, \text{b}, \text{c} \quad (8)$$

时域法相对于频域法有以下优点:1)不用采用频域法中的卷积计算,降低计算量;2)摆脱了频域法中附有的低频假设,可以描述换相失败后的高频暂态响应。但时域法也带来两个问题:1)难以平衡开关函数表达上的计算速度和精度,由动态相量反变换回时域值时,无法考虑动态相量所有阶次;2)物理意义不清晰,频域法中取交直流系统起主要作用的频率分量进行计算,物理意义清晰明了,而时域法仅是将开关函数进行简化表达,缺乏明确的物理意义。因此确定时域法中开关函数动态相量值反变换需要考虑哪些阶次并确定其物理意义,是解决上述问题的关键。

时域法中计算直流电压 u_d 直接利用时域相乘,即:

$$u_d = S_{\text{va}} u_a + S_{\text{vb}} u_b + S_{\text{vc}} u_c \quad (9)$$

先对 $S_{\text{va}} u_a$ 进行分析,再推广到三相:

$$S_{\text{va}} u_a = \sum_{K=1}^{+\infty} 2 \text{Re}(\langle S_{\text{va}} \rangle_K e^{-jK\omega t}) \sum_{k=1}^{+\infty} U_k \sin(k\omega t + \varphi_k) \quad (10)$$

式中:等式右边第二项表示将交流电压表示为各谐波分量的叠加; U_k 、 φ_k 分别为交流电压 k 次谐波幅值和初始相位。由此可见,开关函数的每个阶次分量均要和交流电压的每个频率分量进行时域相乘,因此假设取开关函数的阶次次数为 K ,取交流电压的频率次数为 k ,则开关函数的 K 阶相量表达和两者的相乘结果分别为

$$\begin{aligned} 2 \text{Re}(\langle S_{\text{va}} \rangle_K e^{-jK\omega t}) \cdot U_k \sin(k\omega t + \varphi_k) = \\ \sum_{n=1,-1} \frac{nU_k}{2K\pi} \left\{ \sum_{m=0,\mu} \cos\left[K\left(\alpha + \frac{2\pi}{3}\right) - (K+nk) \cdot \right. \right. \\ \left. \left. \omega t - n\varphi_k \right] - \cos\left[K\alpha - (K+nk)\omega t - n\varphi_k \right] \right\} \quad (11) \end{aligned}$$

式(11)包含 $K+k$ 次和 $K-k$ 次两类余弦项。将其拓展到三相, 分别为: $\cos[K\alpha-(K+k)]\omega t-\varphi_k+n(K+1)]$ 和 $\cos[K\alpha-(K-k)]\omega t+\varphi_k+n(K-1)]$, 其中 n 对应 A、B、C 相分别取值 0、 $2\pi/3$ 、 $-2\pi/3$ 。

换流器等值无法如电磁暂态模型一样精细, 但也需能表征交直流主要的耦合关系, 结合交直流系统的主要谐波传递规律: 直流系统的直流分量和二次谐波分量分别主要来自于交直流系统基频分量和三次谐波分量, 根据该规律, 则 K 需满足条件:

$$\begin{cases} k=1 \\ K+k=0 \\ \text{mod}(K+k,3)=0 \end{cases} \quad \text{或} \quad \begin{cases} k=1 \\ K-k=0 \\ \text{mod}(K-k,3)=0 \end{cases}, \quad (12)$$

$$\begin{cases} k=3 \\ K+3=\pm 2 \\ \text{mod}(K+k,3)=0 \end{cases} \quad \text{或} \quad \begin{cases} k=3 \\ K-3=\pm 2 \\ \text{mod}(K-k,3)=0 \end{cases}$$

由式(12)再结合 $K>0$ 可解出 $K=1$, 即: 将分段的电压开关函数简化为一正弦函数, 如图 4 所示。

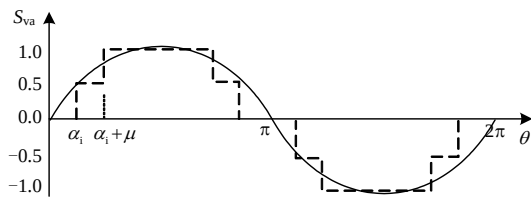


图 4 A 相电压开关函数简化波形
Fig. 4 Simplified waveform of phase A voltage switching function

当 $K=1$, 稳态运行时, 交流电压仅含基频分量:

$$u_d = S_{va}u_a + S_{vb}u_b + S_{vc}u_c = \frac{3\sqrt{3}U_1}{2\pi} [\cos(\alpha) + \cos(\alpha + \mu)] \quad (13)$$

再结合:

$$\mu = \arccos[\cos(\alpha) - \frac{\sqrt{2}i_d X_T}{\sqrt{3}U_1/\sqrt{2}}] - \alpha \quad (14)$$

得:

$$u_d = \frac{3\sqrt{3}U_1}{2\pi} \{ \cos(\alpha) + \cos[\alpha + \arccos(\cos(\alpha) - \frac{\sqrt{2}i_d X_T}{\sqrt{3}U_1/\sqrt{2}}) - \alpha] \} = 2.34U_{1rms} \cos(\alpha) - \frac{3X_T}{\pi} i_d \quad (15)$$

式中 U_{1rms} 为交流相电压基频分量的有效值。可见: 稳态运行时动态相量时域法等效于准稳态模型。

当 $K=1$, 且交流电压含有三次谐波分量时, 则:

$$u_d = 2.34U_{1rms} \cos(\alpha) - \frac{3X_T}{\pi} i_d + \frac{3\sqrt{3}U_3}{\pi} \cos(\frac{\mu}{2}) \cos(\alpha + \mu/2 + 2\omega t + \varphi_3 - \pi/6) \quad (16)$$

此时, 直流电压不仅含有直流分量, 还含有交

流电压三次谐波引起的二次谐波分量。

因此将开关函数简化为正弦函数时, 不仅可以降低开关函数建模计算量, 还可以描述交直流系统的主要谐波传递规律, 在提高计算速度的同时又能保证较高的计算精度。

2.3 换相失败判断及开关函数的修改

换相失败后的晶闸管导通时序行为将发生改变, 开关函数也应进行相应修改, 对六脉动换流器上下两桥进行独立的开关函数修改^[14]:

$$\begin{cases} S_P = S_P + S_Q + S_W, & t_b \leq \omega t \leq t_b + T \\ S_Q = 0, & t_b \leq \omega t \leq t_b + T \\ S_R = 0, & t_b \leq \omega t \leq t_b + T \end{cases} \quad (17)$$

式中: t_b 为发生换相失败的时刻; T 为换相周期; P 为换相起始相; Q 为换相目标相; W 为剩余相。

熄弧角判据判断换相失败发生, 速度快, 但故障暂态过程时熄弧角计算误差较大, 判断精度较低^[15-16]; 而换相电压时间面积判据判断正确率高, 但需积分运算, 判断速度慢^[17-19]。因此结合两者的优点, 利用熄弧角判据进行初判, 当熄弧角小于定熄弧角控制的整定值 γ_0 时, 即 $\gamma < \gamma_0$, 直流系统视为进入暂态运行状态, 换相失败风险较高, 再利用换相电压时间面积进行复判, 换相电压时间面积判据利用换相电压时间面积 S 与换相所需磁链 Φ 进行比较^[20], 即:

$$\begin{cases} S = \int_{\alpha/\omega}^{\pi-\gamma_{min}/\omega} U_{mn}(t) dt \\ \Phi = L_c [I_d(t = \alpha/\omega) + I_d(t = \pi - \gamma_{min}/\omega)] \\ S < \Phi \end{cases} \quad (18)$$

式中: U_{mn} 为由 m 相向 n 相换相时的换相电压; γ_{min} 为最小熄弧角, 若复判判断发生换相失败, 则判定为换相失败, 反之, 则判定为未发生换相失败。

3 整流侧准稳态模型及直流线路建模

准稳态模型虽然具有反映控制器控制行为的能力, 但其利用交流电压有效值进行计算, 难以反映因交流电压相位变化对直流电压的影响, 因此需补偿因相位变化对准稳态模型精度的影响。同时在建立逆变侧和整流侧模型的基础上, 还应建立控制器和直流线路模型, 形成一个能自行收敛的闭环等值模型。

3.1 整流侧准稳态建模

受端交流故障引发逆变器换相失败后, 直流电流急剧上升, 由于整流侧一般为定电流控制, 整流

侧触发角也会跟随直流电流变化,此时整流侧交流母线幅值和相位也会伴随一定的波动,同时由于直流电流对直流电压值的影响较小,倍数关系为 $3X_T I_{d0}/\pi$,可忽略不计,因此整流侧直流电压主要受整流侧触发角、交流电压的影响。

通过直流电压对整流侧触发角和交流电压幅值求偏导:

$$\begin{cases} \frac{\partial u_{dr}}{\partial U_{msr}} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} N \cos \alpha_r \\ \frac{\partial u_{dr}}{\partial \alpha_r} = -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} N U_{msr} \sin \alpha_r \end{cases} \quad (19)$$

当受端发生故障时,直流电流上升,暂态时 α_r 会急剧增加甚至大于 90° (暂态时 $\sin \alpha_r$ 大于 $\cos \alpha_r$),可知暂态时直流电压对触发角的偏导是远大于对交流母线电压有效值的偏导,同时由于整流侧没有发生交流故障, U_{msr} 波动较小,因此对直流电压的影响远小于触发角的影响,可忽略不计,仅考虑触发角对直流电压的影响。虽然不考虑交流电压幅值对直流电压的影响,但交流电压的相位在暂态时依然会改变,当相位改变时,锁相环来不及跟踪实际交流电压相位,造成实际控制器输出的整流侧触发角指令 α_{rord} 与整流侧触发角 α_r 不一致,造成整流侧直流电压的计算误差较大,因此,需补偿整流侧触发角。

图5为整流侧等效电路拓扑图,图中 U_N 为整流侧交流母线电压额定有效值; P_N 为直流额定功率; Z 为送端电源等值阻抗,可由送端电源短路比和相关额定电气量计算得到:

$$|Z| = \frac{U_N^2}{P_N} \cdot \frac{1}{K_{SCR}} \quad (20)$$

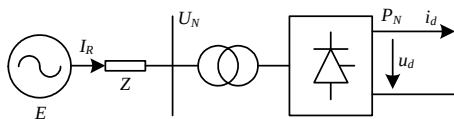


图5 整流侧等效电路拓扑图

Fig. 5 Equivalent circuit topology diagram of rectifier side

为简化计算,不计送端电源损耗, Z 视为纯电感元件。根据图5的拓扑图,以及换流器交流电流滞后交流电压 α_r 电角度可得:

$$\begin{cases} \dot{E} = U_N \angle \varphi + k_1 \omega L I_d \angle \varphi - \alpha_r + \pi/2 \\ Z = \omega L \\ P_N = U_{d0} I_{d0} = \sqrt{3} U_N I_{RN} \cos \alpha_{r0} \end{cases} \quad (21)$$

式中: φ 为母线电压相位; ωL 为等效阻抗 Z 视为纯

电感时的感抗; U_{d0} 、 I_{d0} 、 I_{RN} 、 α_{r0} 分别表示稳定运行时的直流电压、直流电流、交流电流有效值、整流侧触发角; k_1 为直流电流转换到交流电流 I_R 有效值的比例系数,即 $k_1 I_d = I_R$,可有正常运行时刻的值比较得到:

$$k_1 = \frac{U_{d0}}{\sqrt{3} U_N \cos \alpha_{r0}} \quad (22)$$

令正常运行时母线相位为 0 rad ,即 $\varphi=0 \text{ rad}$, $I_d=I_{d0}$,假设 U_N 的幅值不变,则故障前后有方程组:

$$\begin{cases} \dot{E} = U_N \angle 0 + k_1 \omega L I_{d0} \angle -\alpha_r + \pi/2 \\ \dot{E} = U_N \angle \varphi + k_1 \omega L I_d \angle \varphi - \alpha_r + \pi/2 \end{cases} \quad (23)$$

解得:

$$\varphi = \arccos[\text{Re}(\frac{U_N \angle 0 + k_1 \omega L I_{d0} \angle -\alpha_r + \pi/2}{U_N + k_1 \omega L I_d \angle -\alpha_r + \pi/2})] \quad (24)$$

式中 φ 为母线电压实际相位,通过该实际相位构造三相交流电压,作为PLL的输入,得到整流侧锁相环输出同步相位 θ_r ,利用实际相位减去锁相环输出同步相位可得到相位偏差量 $\Delta\varphi_r$,即:

$$\Delta\varphi_r = \varphi - \theta_r \quad (25)$$

当 $\Delta\varphi_r > 0$ 时,说明实际母线电压相位超前于锁相环输出同步相位,反之则滞后于锁相环输出同步相位。则实际整流侧触发角为

$$\alpha_r = \alpha_{rord} + \Delta\varphi_r \quad (26)$$

3.2 控制器和直流线路建模

控制器输入为逆变侧直流电压、逆变侧直流电流、整流侧直流电路以及逆变侧熄弧角,输出为整流侧触发角指令 α_{rord} 和逆变侧触发角指令 α_{iord} ,如图6所示。本文根据国际大电网会议高压直流输电标准测试模型(以下简称HVDC标准测试模型)中的控制器进行精细化建模,保留所有限幅、选择等多目标非线性环节,利用数值积分的方式获取控制器响应,将微分方程变换为差分方程,进一步提升单端等值模型的精度^[2]。

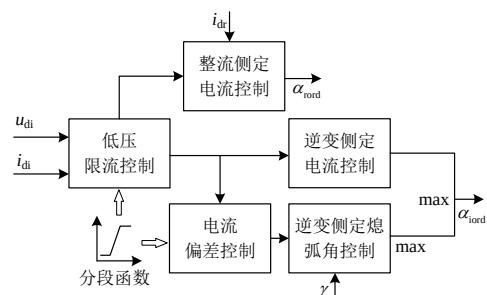


图6 控制器建模示意图

Fig. 6 Schematic diagram of controller modeling

直流线路采用 T 型等效电路, 如图 7 所示, 图中: R 、 L 、 C 分别代表直流线路等效电阻、电感和对地等效电容; u_c 表示对地电容电压。

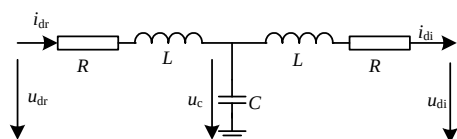


图 7 直流线路模型

Fig. 7 DC line model

3.3 单端等值建模计算流程

图 8 给出完整的 LCC-HVDC 送出输电系统的完整单端等值计算流程图。与以往经 LCC-HVDC 输电送出系统动态相量模型相比, 本文所提模型在逆变侧根据换相电压相位偏移改进触发角和换相角计算, 确定动态相量时域法开关函数的简化解析表达式, 考虑换相失败下对开关函数的修改, 添加换相失败判断和开关函数修改分支; 在整流侧建立考虑送端电源短路比的准稳态模型。

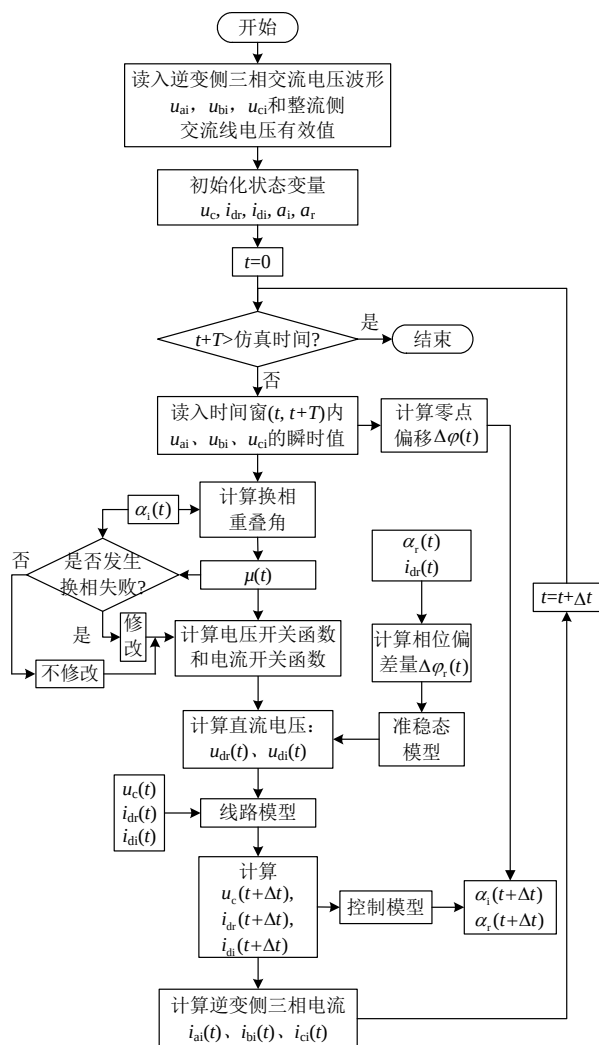


图 8 仿真计算流程

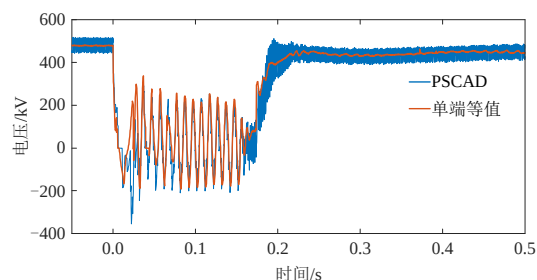
Fig. 8 Simulation calculation process

4 仿真结果及误差分析

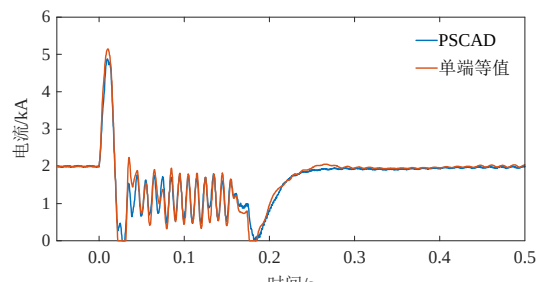
仿真实验验证提出的单端等值方法的正确性, 采用 HVDC 标准测试模型, 故障点均设置在逆变侧交流母线处, 所有故障均为 0s 发生, 持续时间 0.15s。

4.1 送端仅含单一传统交流电源

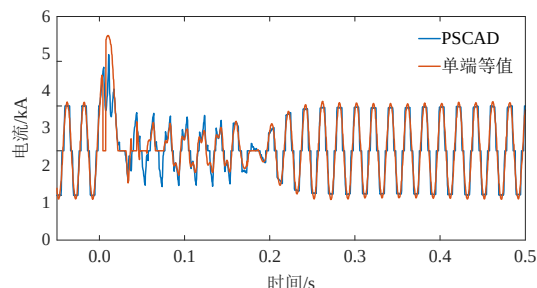
选取 2 个不对称大扰动故障场景、1 个高阻故障场景, 其中, 场景 1: A 相接地故障, 过渡电阻为 1Ω ; 场景 2: AB 两相接地故障, 过渡电阻为 5Ω ; 场景 3: A 相接地故障, 过渡电阻为 500Ω 。仿真结果如图 9—11 所示。



(a) 逆变侧直流电压



(b) 逆变侧直流电流



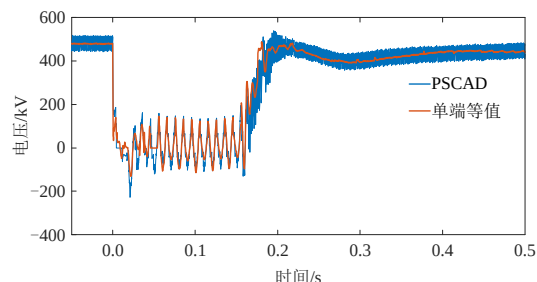
(c) 逆变侧 A 相电流

图 9 场景 1 仿真结果

Fig. 9 Simulation results in scenario 1

4.2 送端系统含一定比例新能源

进一步考虑送端系统采用电压源与新能源机



(a) 逆变侧直流电压

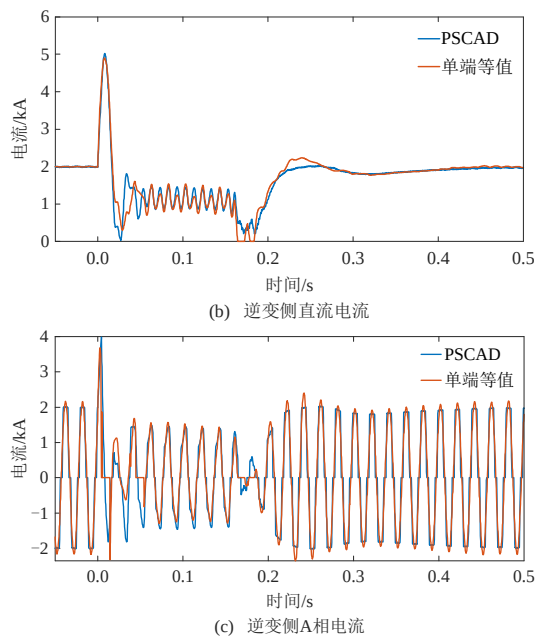


图 10 场景 2 仿真结果

Fig. 10 Simulation results in scenario 2

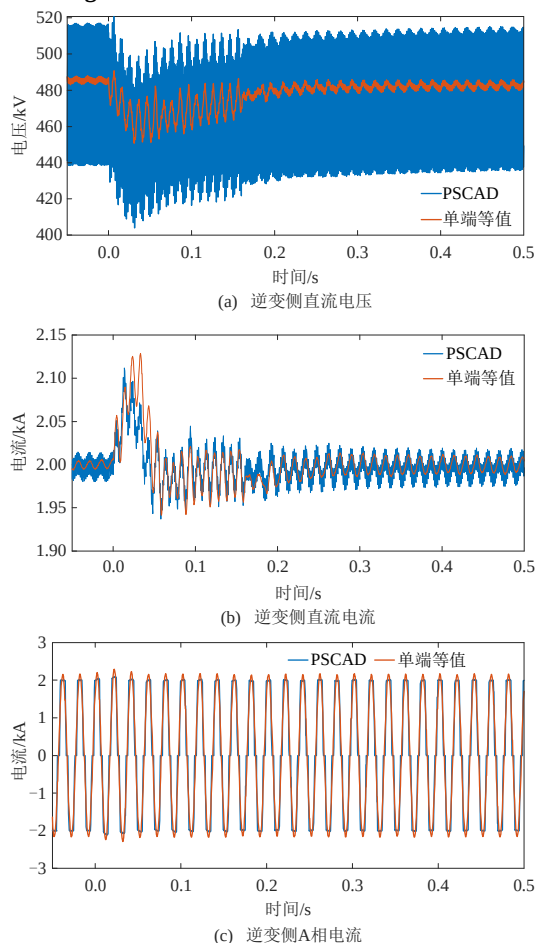


图 11 场景 3 仿真结果

Fig. 11 Simulation results in scenario 3

组(PSCAD 中 type4 风机模型)并联的方式, 短路比为 2.5, 设置场景 4: A 相接地故障, 过渡电阻为 1Ω , 考虑新能源占比分别为 10%、30%、50%的不

同情况, 仿真结果如图 12 所示。

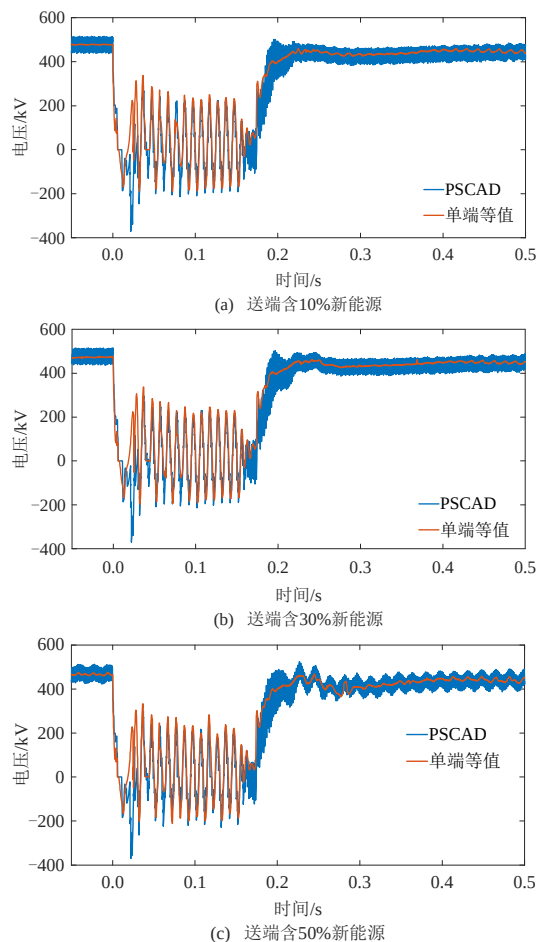


图 12 场景 4 直流电压仿真结果

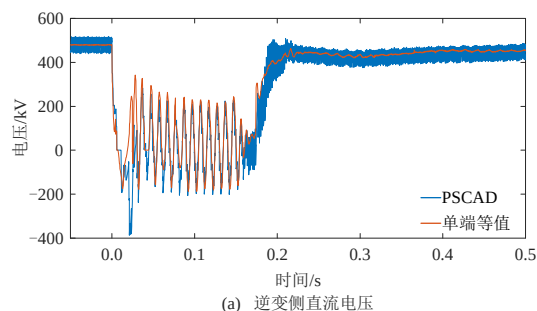
Fig. 12 Simulation results in scenario 4

4.3 送端为交流电网

基于 IEEE 39 节点标准系统测试模型, 在节点 37 与节点 23 分别经过 10 km 架空线路串接 HVDC 标准测试模型的送端和受端。设置场景 5: A 相接地故障, 过渡电阻为 1Ω , 仿真结果如图 13 所示。

表 1 给出本文所提单端等值模型与 PSCAD 仿真模型的相对误差及耗时对比, 计算步长均为 $100\mu\text{s}$, 其中场景四选择送端含 50%新能源的严重工况, 定义平均相对误差为

$$e = \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} (Y_i - y_i) / Y_0 \quad (27)$$



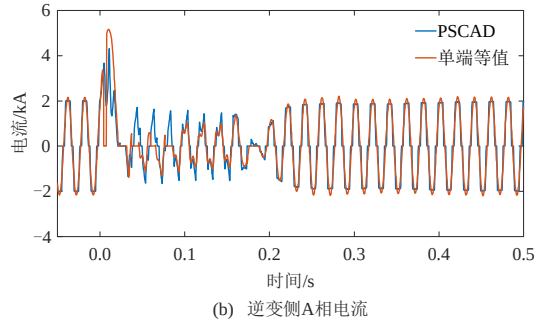


图 13 场景 5 仿真结果

Fig. 13 Simulation results in scenario 5

表 1 故障场景仿真平均相对误差及耗时

Table 1 Average relative error and time consumption of fault scenario simulation

场景	相对误差/%			耗时/s	
	直流电压	直流电流	A 相电流	单端等值	PSCAD
1	-2.137	-1.191	-1.423	1.52	9.31
2	-0.447	-0.337	-1.584	1.57	9.27
3	0.280	-0.194	0.086	1.33	9.36
4	-1.962	-1.830	-1.136	1.51	9.34
5	-2.381	-1.174	-1.293	1.53	9.37

式中： Y_i 为 PSCAD 仿真结果； y_i 为单端等值仿真计算结果； Y_0 为额定值； N 为计算区间采样个数。

由上述结果可知，所有场景下，本文提出的单端等值计算模型相对误差均维持在 2.4% 以内，平均耗时仅为 PSCAD 平均耗时的 15.91%，送端新能源和交流电网的加入对单端等值计算精度和速度的影响很小，能够在提高计算速度的同时又保证了等值计算的精度。

但是需要指出：由于三相短路时换相电压幅值极低，换相过程缓慢，晶闸管每隔 60° 电角度按序导通的行为难以维持，各晶闸管导通的随机性明显增大。因此，本文采用的基于按序导通开关函数的动态相量法，以及预设换相失败导通情况的开关函数修改方法不适用于三相短路故障。

5 结论

本文提出了缺失整流侧交流信息情况下的 LCC-HVDC 直流系统的单端等值混合计算方案，在逆变侧根据换相电压相位偏移改进触发角和换相角计算，确定动态相量时域法开关函数的简化解析表达式，添加实时换相失败判断和开关函数修改模块，在整流侧建立考虑送端电源短路比的准稳态模型。将传统的直流系统动态相量模型从两端电压受控电流源改进为了单端电压受控电流源，实现了与直流系统现场运行点匹配的实时响应输出，在提高

计算速度的同时又保证了等值计算精度。后续需要进一步研究适用于三相短路故障的电磁暂态级单端等值计算方法。

参考文献

- [1] 董新洲, 汤涌, 卜广全, 等. 大型交直流混联电网安全运行面临的问题与挑战[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(11): 3107-3119.
DONG Xinzhou, TANG Yong, BU Guangquan, et al. Confronting problem and challenge of large scale AC-DC hybrid power grid operation[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(11): 3107-3118(in Chinese).
- [2] 王宾, 李志中, 董新洲. 基于动态相量法的直流系统暂态响应实时快速仿真计算方法[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(5): 1608-1617.
WANG Bin, LI Zhizhong, DONG Xinzhou. Real-time rapid simulation method for transient response of LCC-HVDC based on dynamic phasor method[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(5): 1608-1617(in Chinese).
- [3] 单俊儒, 刘崇茹, 李欢, 等. 考虑锁相环和换相失败的 LCC-HVDC 闭环动态相量仿真模型[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(9): 3046-3055.
SHAN Junru, LIU Chongru, LI Huan, et al. Closed-loop dynamic phasor simulation model of LCC-HVDC considering phase-locked loop and commutation failure [J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(9): 3046-3055(in Chinese).
- [4] 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).
- [5] 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).
- [6] 董毅峰, 王彦良, 韩估, 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] 王超. 考虑换相失败的换流站开关函数模型[D]. 保定: 华北电力大学, 2012.
WANG Chao. Modeling of switching function considering commutation failure effects for converter[D]. Baoding: North China Electric Power University, 2012(in Chinese).

- [8] 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).
- [9] 丁天皓, 汪娟娟, 叶运铭, 等. 考虑交直流谐波交互影响的高压直流开关函数建模[J]. 电网技术, 2021, 45(7): 2879-2887.
DING Tianhao, WANG Juanjuan, YE Yunming, et al. Switching function modeling of HVDC converter taking into account AC/DC harmonic interaction [J]. Power System Technology, 2021, 45(7): 2879-2887(in Chinese).
- [10] DARYABAK M, FILIZADEH S, JATSKEVICH J, et al. Modeling of LCC-HVDC systems using dynamic phasors[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(4): 1989-1998.
- [11] DARYABAK M, FILIZADEH S, VANDAEI A B. Dynamic phasor modeling of LCC-HVDC systems: unbalanced operation and commutation failure [J]. Canadian Journal of Electrical and Computer Engineering, 2019, 42(2): 121-131.
- [12] 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(in Chinese).
- [13] 张澜芯. 计及交流不对称影响的换流器动态相量建模[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2019.
ZHANG Lanxin. Dynamic phasor modeling of converter considering the influence of ac asymmetry[D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2019(in Chinese).
- [14] 王宾, 何小才, 郭琦, 等. LCC-HVDC 输电系统单端等值可行性分析[J]. 广东电力, 2021, 34(11): 11-18.
Wang Bin, He Xiaocai, Guo Qi, et al. Feasibility analysis of single-terminal equivalent of LCC-HVDC transmission system[J]. Guangdong Electric Power, 2021, 34(11): 11-18(in Chinese).
- [15] 曾正, 赵荣祥, 杨欢. 含逆变器的微电网动态相量模型[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(10): 65-71.
ZENG Zheng, ZHAO Rongxiang, YANG Huan. Dynamic Phasors model of micro-grid with grid-connected inverters and simulation[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(10): 65-71(in Chinese).
- [16] 李子林, 汪娟娟, 李瑶佳, 等. 基于实际换相电压过零点的高压直流换流器开关函数建模[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(18): 5389-5398.
LI Zilin, WANG Juanjuan, LI Yaojia, et al. A switching function model of HVDC converters based on actual zero crossing points of commutating voltages[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(18): 5389-5398(in Chinese).
- [17] 王钢, 李志铿, 李海峰, 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).
- [18] 王童辉, 贾科, 毕天姝, 等. 基于动态相量理论的高压直流系统换相失败暂态特性[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(23): 78-85.
WANG Tonghui, JIA Ke, BI Tianshu, et al. Transient characteristics of commutation failure of HVDC system based on dynamic phasor theory[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(23): 78-85(in Chinese).
- [19] 贺永杰, 向往, 赵静波, 等. 一种用于 LCC-HVDC 系统小干扰稳定性分析的改进动态相量模型[J]. 电网技术, 2021, 45(4): 1417-1428.
HE Yongjie, XIANG Wang, ZHAO Jingbo, et al. Modified dynamic phasor model for small-signal stability analysis of LCC-HVDC system[J]. Power System Technology, 2021, 45(4): 1417-1428(in Chinese).
- [20] 景柳铭, 王宾, 董新洲, 等. 高压直流输电系统连续换相失败研究综述[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(9): 116-123.
JING Liuming, WANG Bin, DONG Xinzhou, et al. Review of consecutive commutation failure research for HVDC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(9): 116-123(in Chinese).



王宾

在线出版日期: 2023-11-22。

收稿日期: 2023-02-24。

作者简介:

王宾(1978), 男, 博士, 副研究员, 主要研究方向为电力系统继电保护, binw_ee@mail.tsinghua.edu.cn;

何小才(1995), 男, 硕士研究生, 主要研究方向为电力系统继电保护, 603270640@qq.com。

(责任编辑 邱丽萍)

Single Terminal Mixed Equivalence Calculation of Power Transmission System via LCC-HVDC

WANG Bin, HE Xiaocai

(National Key Laboratory of New Power System Operation and Control (Department of Electrical Engineering, Tsinghua University))

KEY WORDS: HVDC transmission; dynamic phasor; single-end equivalence; commutation failure

Line commutated converter based HVDC (LCC-HVDC) is an important component of the AC/DC hybrid power grid, which plays an important role in delivering large capacity point to point power. The fault at the near zone of the receiving end AC bus can easily lead to commutation failure and even HVDC converter station locking. At the same time, the nonlinear control strategy of LCC-HVDC transmission directly determines the short-circuit current characteristics of the HVDC fed into the receiving end AC line, and affects the relevant relay protection operations, showing obvious AC/DC coupling characteristics. If the single end equivalent of the LCC-HVDC DC transmission system similar to the "Thevenin equivalent" in the AC system can be calculated, the followings can be achieved: 1) The impact analysis of the action characteristics of the inverter side AC relay protection on the continuous commutation failure of the HVDC system; 2) Real-time online evaluation of the rationality of HVDC control and protection parameters; 3) Risk assessment of HVDC transmission blocking under the prediction of AC voltage on the inverter side.

The dynamic equivalent calculation of the existing LCC-HVDC transmission system depends on the synchronous real-time measurement of the voltage at the sending and receiving ends, and it is impossible to realize the single-end transient equivalent calculation of the transmission system through LCC-HVDC. Based on the dynamic phasor equivalent calculation framework of the DC system, the paper proposes an equivalent calculation scheme of the DC transmission system through LCC-HVDC based on the single-terminal AC voltage information of the inverter side only, demonstrates the feasibility of the hybrid equivalent calculation framework of the quasi-steady state model of the rectifier side and the dynamic phasor model of the inverter side, and solves the key problems such as accurate identification of commutation failure.

The single ended equivalent model in this paper

adopts the equivalent scheme of "quasi steady state model on the rectifier side + dynamic phasor model on the inverter side", as shown in Fig. 1, where Z is the equivalent impedance of the DC line.

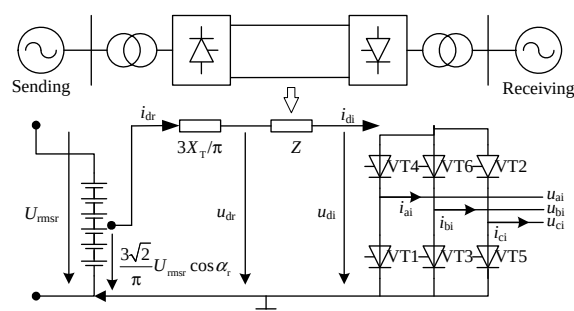
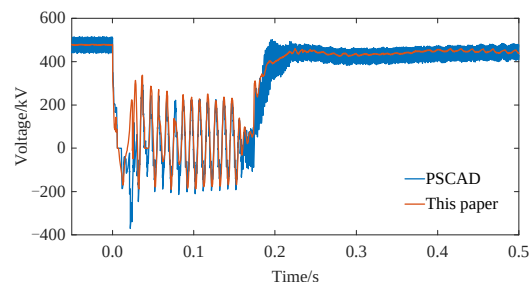
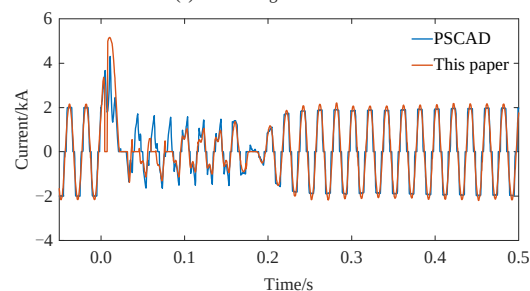


Fig. 1 Single terminal equivalent scheme of power transmission system via LCC-HVDC

Through the multi-scenario faults simulations, it is proved that the proposed calculation framework can achieve accurate real-time calculation of the response of LCC-HVDC transmission system under the large transient disturbance of AC line fault at the receiving end when the information of the AC system at the sending end is missing. Simulation results in shown in Fig. 2.



(a) DC voltage at the inverter side



(b) Phase A current at the inverter side

Fig. 2 Simulation results