

# 单相跳闸对换相过程的影响机理及连续换相失败抑制方法

赵盛, 李博通, 李斌, 姚斌

(天津大学 电气自动化与信息工程学院 智能电网教育部重点实验室, 天津 300072)

**摘要:**对逆变侧交流系统因接地故障而单相跳闸后换流母线处电压的相位特征进行了研究,理论分析表明交流系统切除故障相将导致逆变器各换相电压的相位差发生变化。在此基础上,对单相跳闸后的逆变器换相过程进行了分析,发现在现有的等间隔触发方式下,直流系统的换相过程将受到影响,甚至面临换相失败的风险。因此,提出了基于触发角偏差量的换相失败判断方法,该方法能够可靠判断当前系统参数下单相跳闸是否会引发连续换相失败。基于换相电压相位差提出了一种适用于逆变侧交流系统单相跳闸后的逆变器触发方式以抑制换相失败。PSCAD仿真结果表明,所提出换相失败判断方法能可靠预测单相跳闸引发的换相失败,所提出的换流器触发方式可以有效抑制连续换相失败。

**关键词:**高压直流输电;单相跳闸;触发角偏差量;换流器触发方式;连续换相失败;抑制方法

**中图分类号:**TM 721.1

**文献标志码:**A

**DOI:**10.16081/j.epae.202003006

## 0 引言

相比于高压交流输电,高压直流输电在大容量、远距离输送方面的经济性和灵活性的优势突出,被广泛运用于跨大区远距离输电及非同步电网互联等场合,在我国“西电东送”和“全国联网”战略中扮演着重要角色<sup>[1-3]</sup>,为调整我国能源分配格局、保证经济快速稳定发展做出了巨大贡献<sup>[4]</sup>。

目前我国大多数高压直流输电工程为LCC型电网换相高压直流输电,换流站中采用无自关断能力的晶闸管作为换流器件。晶闸管在关断后须承受一定时间的反压才能恢复正向阻断能力,否则将发生换相失败<sup>[1]</sup>。换相失败可分为单次换相失败与连续换相失败,单次换相失败发生后,直流功率可以在短时间内恢复,对系统的冲击较小;连续换相失败会引起直流系统直流电流激增、输送功率波动,严重时会造成交直流混联系统失稳<sup>[5]</sup>。因此如何抑制换流器连续换相失败已成为当前直流输电领域中面临的一个难点<sup>[6-7]</sup>。

目前业内已经对换相失败的产生机理及影响因素进行了研究,主要集中在电压幅值、故障合闸角以及谐波电压3个方面。文献[7]提出了基于换相电压时间面积的换相失败分析方法,在此基础上研究了交流电压幅值降低对换相失败的影响。文献[8]分析了不同故障合闸角下交流系统故障暂态分量特性及其对应的换相电压时间面积特性,揭示了故障

合闸角对换相失败的影响。文献[9]在换相电压时间面积方法的基础上考虑了谐波电压换相时间面积,定量分析了谐波对换相失败的影响。然而,尚未有文献对交流系统单相跳闸对换相过程造成的影响进行分析和研究。

在单次换相失败的抑制策略方面,文献[10]提出了换相失败预测控制方法CFPREV(Commutation Failure PREvention),该方法的核心思想是在检测到交流系统故障后立即减小逆变侧触发角,提前触发以抑制换相失败。文献[11]用正余弦分量检测交流故障,并将该方法与文献[10]的方法结合,形成了一种可以有效避免单次换相失败的改进方法(CFPRED)。在连续换相失败的抑制策略方面,文献[12]提出了一种基于渐变恢复理论的新型动态低压限流环节(VDCOL)控制方式,通过延缓直流功率恢复速率降低系统发生故障时对交流系统的无功需求,有效抑制了后续换相失败的发生。文献[13-14]分析了仅通过提前触发角抑制换相失败的局限性,认为当触发角提前过多时,容易导致直流电流增大,反而会导致换相失败,并提出通过直流电流模糊预测控制策略来抑制换相失败的方法。上述文献从交流系统发生短路故障入手对换相失败进行抑制,没有考虑交流系统因短路故障而单相跳闸引起的电气特征的变化,也没有针对其可能引发的换相失败提出相应的对策。

实际的交直流混联工程中交流系统广泛采用了单相重合闸技术,即在交流线路发生单相接地故障后,故障线路的断路器单相跳闸以切除故障相,然后进行单相重合使系统恢复正常运行。随着我国特高压直流输电工程逐渐增多,“强直弱交”的矛盾将会更加明显,对于馈入弱交流系统的直流工程而言,故

收稿日期:2019-08-09;修回日期:2020-01-08

基金项目:国家电网公司总部科技项目(基于全域信息的失灵保护和自适应重合闸技术研究)

Project supported by the Science and Technology Program of SGCC(Research on Breaker Failure Protection and Adaptive Reclosure based on the Whole Filed Information)

障相的切除会导致交流系统进一步变弱<sup>[15]</sup>,并使交流系统处于三相不对称的运行状态,换相难度加大,极有可能导致换相失败的发生。

本文就逆变侧交流系统单相跳闸对换相过程的影响及相应的对策问题展开研究。首先分析交流系统单相跳闸后换流母线处的电压相位特征及相位偏差对换相过程造成的影响;然后结合现有等间隔触发方式在换相电压相位存在偏移情况下的不足,提出了针对单相跳闸是否会导致换相失败的判断依据以及一种适用于交流系统单相跳闸后的换流器新型触发方式。

## 1 逆变侧交流系统单相跳闸后换流母线电压相位特征分析

图1为逆变侧带双回线的交直流系统接线图,换流母线左端连接换流变压器与换流站逆变器,右端通过2回并联输电线路连接受端电网。正常运行时,逆变站的直流功率经交流输电线路被输送至受端电网,同时,逆变器通过逆变站的换流母线电压进行换相,换流母线处的电压由逆变侧受端电网提供。

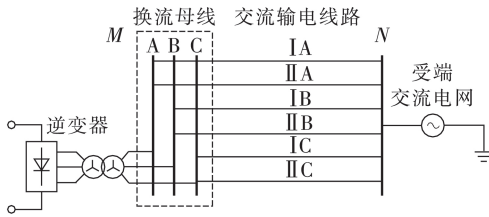


图1 逆变侧交直流系统接线示意图

Fig.1 Wiring diagram of AC and DC system at inverter side

为了研究交流系统一回线单相跳闸后的稳态过程对逆变器换相失败的影响,对图1中各设备采用工频稳态量对应的序分量进行等效,得到跳闸后换流母线电压的等值计算电路复合序网图如图2所示。

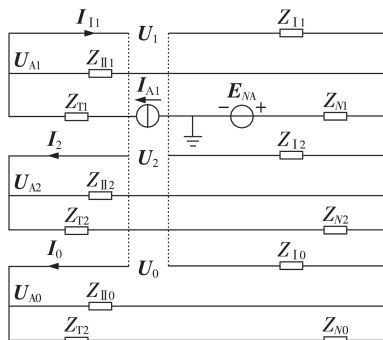


图2 换流母线电压的计算等值电路

Fig.2 Equivalent circuit for calculation of commutating bus voltage

图2中, $Z_{11}$ 、 $Z_{12}$ 、 $Z_{10}$ 分别为I回线路的正、负、

零序阻抗; $Z_{11}$ 、 $Z_{12}$ 、 $Z_{10}$ 分别为II回线路的正、负、零序阻抗; $Z_{T1}$ 、 $Z_{T2}$ 、 $Z_{T0}$ 分别为换流变压器的正、负、零序漏抗; $Z_{N1}$ 、 $Z_{N2}$ 、 $Z_{N0}$ 分别为受端系统的正、负、零序阻抗; $U_{A1}$ 、 $U_{A2}$ 、 $U_{A0}$ 分别为换流母线处A相的正、负、零序电压; $U_1$ 、 $U_2$ 、 $U_0$ 分别为断口处的正、负、零序电压; $E_{NA}$ 为N侧交流系统A相等值电源; $I_{11}$ 为I回线路的正序电流; $I_{A1}$ 为逆变站等效电流源输出的A相正序电流,其在数值上等于正常运行时逆变器注入换流母线的A相正序电流,其大小取决于直流系统的电流值。如图2所示,逆变侧交流系统I回线路A相跳闸(为便于叙述,下文简称为IA跳闸)后,等效于其正、负、零序网络在断口处并联。

当交流输电线路发生单相接地故障后,换流母线电压降低、直流电压跌落,低压限流控制器通过减小直流电流整定值降低换相难度,在单相跳闸后,故障被清除,换流母线处的换相电压幅值迅速恢复,在直流系统定电流控制器的作用下,直流电流将恢复至故障前的正常运行水平<sup>[1]</sup>。因此本文认为故障相跳闸后逆变站等效电流源输出的正序电流与正常运行时相同。

IA跳闸后,换流母线处A相的正、负、零序电压可表示为:

$$\begin{cases} U_{A1} = E_{NA} + I_{A1} Z_{N1} + I_{A1} \frac{Z' Z_{11}}{Z' + Z_{11}} \\ U_{A2} = I_2 \frac{Z_{T2} Z_{12}}{Z_{T2} + Z_{N2} + Z_{12}} \\ U_{A0} = I_0 \frac{Z_{T0} Z_{10}}{Z_{T0} + Z_{N0} + Z_{10}} \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} Z' = Z_{11} + Z_2 // Z_0 \\ Z_2 = Z_{12} + (Z_{T2} + Z_{N2}) // Z_{12} \\ Z_0 = Z_{10} + (Z_{T0} + Z_{N0}) // Z_{10} \end{cases} \quad (2)$$

单相跳闸后系统的负序、零序电流为:

$$\begin{cases} I_2 = I_{A1} \frac{Z_{11}}{Z_{11} + Z'} \frac{Z_0}{Z_0 + Z_2} \\ I_0 = I_{A1} \frac{Z_{11}}{Z_{11} + Z'} \frac{Z_2}{Z_0 + Z_2} \end{cases} \quad (3)$$

相比于跳闸后,正常运行时换流母线相电压中不存在负序分量与零序分量,即正序电压等于相电压。因此,故障前A相电压可表示为:

$$U'_A = U'_{A1} = E_{NA} + I_{A1} Z_{N1} + I_{A1} \frac{Z_{11} Z_{11}}{Z_{11} + Z_{11}} \quad (4)$$

其中, $U'_A$ 为故障前A相电压; $U'_{A1}$ 为故障前换流母线处A相正序电压。

利用式(4)可定量计算出故障前A相电压。 $U'_A$ 与 $E_{NA}$ 的夹角随着受端系统正序阻抗 $Z_{N1}$ 、交流输电

线路序阻抗 $Z_{11}$ 和 $Z_{11}$ 以及等效电流源输出的A相正序电流 $I_{A1}$ 的增大而增大。将 $U'_A$ 依次顺时针旋转 $120^\circ$ 、 $240^\circ$ 可得到正常运行时的B相电压 $U'_B$ 和C相电压 $U'_C$ ,单相跳闸前换流母线处三相电压的相量图见附录A中图A1。

对于高压交流电网,阻抗中的感抗分量通常比电阻大1个数量级<sup>[16]</sup>,故为了简化分析过程,假设图2中阻抗均为纯感性,即所有的阻抗值 $Z$ 均用电抗值 $jX$ 近似代替。定义 $k_1$ 、 $k_2$ 、 $k_0$ 分别为换流母线电压正、负、零序附加系数,对单相跳闸后的三相电压表达式进一步整理可得到式(5),具体展开过程见附录B。

$$\begin{cases} U_A = U'_A + j(k_1 + k_2 + k_0)I_{A1} \\ U_B = U'_B + j(a^2k_1 + ak_2 + k_0)I_{A1} \\ U_C = U'_C + j(ak_1 + a^2k_2 + k_0)I_{A1} \end{cases} \quad (5)$$

其中, $j k_1 I_{A1}$ 为单相跳闸后A相正序电压的附加量,记作 $\Delta U_{A1}$ ,将 $\Delta U_{A1}$ 分别顺时针旋转 $120^\circ$ 、 $240^\circ$ 可得到B相正序电压附加量 $\Delta U_{B1}$ 、C相正序电压附加量 $\Delta U_{C1}$ ;  $j k_2 I_{A1}$ 为跳闸后A相负序电压的附加量,记作 $\Delta U_{A2}$ ,将 $\Delta U_{A2}$ 分别顺时针旋转 $240^\circ$ 、 $120^\circ$ 得到B相电压负序附加量 $\Delta U_{B2}$ 、C相电压负序附加量 $\Delta U_{C2}$ ;  $j k_0 I_{A1}$ 为单相跳闸后A相零序电压的附加量,记作 $\Delta U_{A0}$ ,B相零序电压附加量 $\Delta U_{B0}$ 、C相零序电压附加量 $\Delta U_{C0}$ 与 $\Delta U_{A0}$ 大小相等且相位相同。因此,换流母线处三相电压的相量关系如附录C中图C1所示。图中,红色相量表示跳闸后的换流母线处三相电压,每个相电压相量均由相应的正、负、零序电压相量相加得到; $\Delta\varphi_A$ 、 $\Delta\varphi_B$ 、 $\Delta\varphi_C$ 分别为 $U'_A$ 、 $U'_B$ 、 $U'_C$ 与 $U_A$ 、 $U_B$ 、 $U_C$ ,即跳闸前后A、B、C相电压的相位偏差。对于A相电压,其正序、负序、零序电压附加量相位一致,叠加后A相电压相位发生明显改变;对于B、C相电压,正序、负序、零序电压附加量间的角度均为钝角,经叠加之后相电压的相位改变量较小。因此IA跳闸后,换流母线处A相电压的相位变化量 $\Delta\varphi_A$ 较大,B相电压的相位变化量 $\Delta\varphi_B$ 、C相电压的相位变化量 $\Delta\varphi_C$ 较小。

因此可以得到以下结论:正常运行时,换流母线处三相电压对称,相位互差 $120^\circ$ ,逆变侧交流系统中某一相故障跳闸后,换流母线处故障相电压的相位会提前,其余非故障各相电压的相位几乎不变,换流母线处的三相电压相位不再是对称关系。同时由式(5)可知,故障相电压相位偏差量大小与输电线路序阻抗、直流电流(决定逆变器输出电流)、变压器漏抗大小等因素有关。另外,如果逆变侧双回交流线路为同杆并架结构,那么还需考虑线间互感对换流母线相位偏差计算结果的影响。

## 2 相位偏差对换相过程的影响

### 2.1 单相跳闸后换流器触发角变化情况

目前大多数直流输电工程采用的12脉动换流器拓扑结构如图3所示。该拓扑结构的12脉动换流器的触发方式均为等间隔触发,其特点是相邻2次触发信号之间的时间间隔为固定值( $30^\circ$ 电角度对应的时间),且触发间隔不会随换相电压的相位关系而实时调整。本文中的换相电压为换流变压器阀侧电压,阀侧电压可根据换流母线电压与变压器绕线方式等信息计算得到。

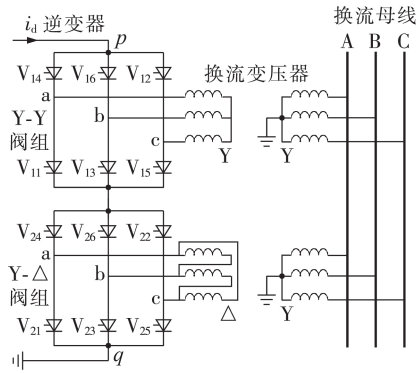


图3 12脉动逆变器接线图

Fig.3 Wiring diagram of 12-pulse inverter

将逆变站换流母线处的三相电压瞬时值分别记为 $u_a$ 、 $u_b$ 、 $u_c$ ,逆变站换流母线处的三相线电压瞬时值分别记为 $u_{ac}$ 、 $u_{bc}$ 、 $u_{ba}$ 、 $u_{ca}$ 、 $u_{cb}$ 、 $u_{ab}$ ,则逆变器等间隔触发方式如图4所示。

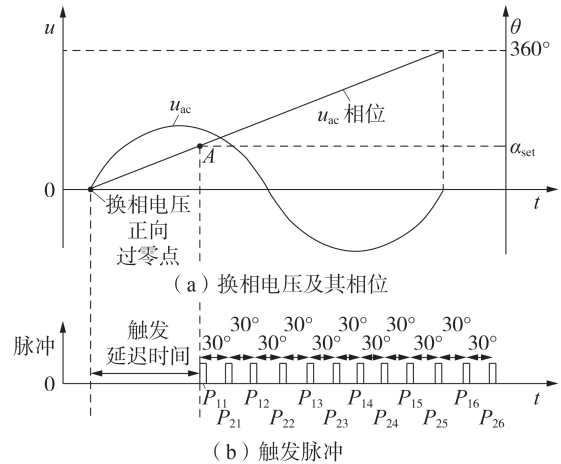


图4 逆变器等间隔触发方式

Fig.4 Isometric triggering mode of inverter

如图4所示,当锁相环(PLL)检测到 $u_{ac}$ 的相位等于极控系统发出的触发角指令值(图中点A处)时,阀控系统发出阀 $V_{11}$ 的触发脉冲,依次间隔 $30^\circ$ 所对应的时间后发出其余各换流阀的触发脉冲。正常运行时,由于换流母线处三相电压相位互差 $120^\circ$ ,1个周期12次换相对应的换相电压在坐标系上对称



分布,相邻换相电压的相位间隔为 $30^\circ$ ,所以采用等间隔触发方式时,各换流阀的触发角均等于触发角指令值,各换流阀能够实现正常触发。

交流系统单相跳闸后,换流母线处各相电压相位不对称,相位的偏差由换流母线传至换流变阀侧,导致各个换流阀的换相电压相位发生变化。如果仍然按照等间隔方式进行触发,逆变器各阀的触发角将产生偏移。以 $V_{11}$ 和 $V_{21}$ 的触发过程为例,存在换相电压相位偏差时逆变器触发过程如图5所示。图中, $t_{11}$ 、 $t_{21}$ 分别为换流阀 $V_{11}$ 、 $V_{21}$ 的触发时刻,2个换流阀的触发脉冲相差 $30^\circ$ 电角度。

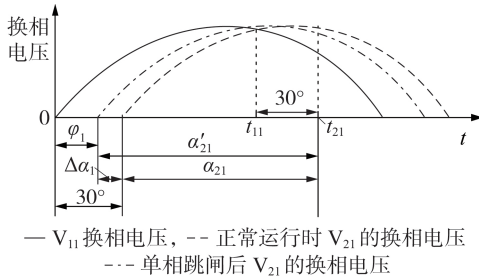


图5 存在换相电压相位偏差时的逆变器触发过程

Fig.5 Inverter triggering process under commutation voltage phase deviation

当换相电压相位出现偏差后, $V_{21}$ 的换相电压如图5中虚线所示,可以看出, $V_{11}$ 、 $V_{21}$ 的换相电压相位差变为 $\varphi_1$ ,此时换流阀 $V_{21}$ 的触发角将由 $\alpha_{21}$ 变为 $\alpha'_{21}$ ,触发角偏差量 $\Delta\alpha_1 = 30^\circ - \varphi_1$ ,即换流阀的触发角偏差量与对应换相电压之间的相位偏差量相同。因此,设相邻2个换流阀的换相电压相位差为 $\varphi_i$ ,则可以得到各换流阀的触发角实际偏差量计算公式为:

$$\Delta\alpha_n = 30n - \sum_{i=1}^n \varphi_i \quad (6)$$

其中, $\Delta\alpha_n$ 为1个导通周期内第 $n+1$ 个导通的换流阀的触发角偏差量。正常运行时相邻2个换相电压相位差 $\varphi_i = 30^\circ$ , $\Delta\alpha_n = 0$ ,各换流阀的触发角不会波动。当相邻2个换相电压的实际相位差不等于 $30^\circ$ 时,如果触发脉冲仍按照间隔 $30^\circ$ 依次触发,将造成各个换流阀的触发角偏离额定触发角,对同一个系统而言, $\Delta\alpha_n$ 可以代表系统单相跳闸后换流母线处电压相位的不对称程度, $\Delta\alpha_n$ 越大,越不利于换相。

## 2.2 触发角偏差对换相过程的影响

由于晶闸管没有自行关断的功能,阀的关断依赖于另一个阀的开通,所以当换流器中某个阀的触发角较大时会使得相邻共极组阀的关断过程受到影响。阀 $V_{13}$ 实际触发角变大对阀 $V_{11}$ 关断过程造成的影响如图6所示。图中, $t_3$ 为阀 $V_{13}$ 的触发时刻,同时也是阀 $V_{11}$ 开始换相的时刻,此时阀 $V_{11}$ 的换相角为 $\mu_{11}$ ,关断角为 $\gamma_{11}$ 。当阀 $V_{13}$ 的触发角变大时,阀 $V_{11}$

的换相角变为 $\mu'_{11}$ ,关断角变为 $\gamma'_{11}$ 。

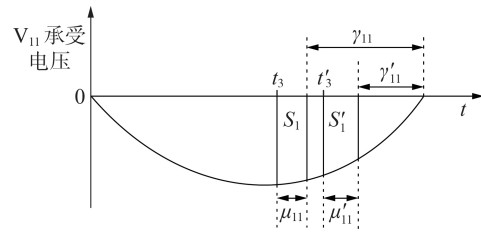


图6 不同的触发角对关断角的影响

Fig.6 Influence of different firing angles on extinction angle

由图6可知,触发角增大会从2个方面影响换流器的换相过程,具体分析如下。

(1) 阀 $V_{11}$ 从开始换相至阀电压由负变正的过零点之间的裕度偏小,即:

$$\mu'_{11} + \gamma'_{11} < \mu_{11} + \gamma_{11} \quad (7)$$

(2) 当直流电流不变时,每个换相过程中换相电压与时间所围成的面积相等<sup>[6]</sup>。由于 $t_3 < t'_3$ ,为保证 $S_1 = S'_1$ ,必有:

$$\mu'_{11} > \mu_{11} \quad (8)$$

综合(1)、(2)可知,阀 $V_{13}$ 的触发角变大将导致阀 $V_{11}$ 的关断过程受到较大影响,不仅会使换相裕度偏低,还将导致换相角偏大,从而进一步导致关断角减小。

## 2.3 基于触发角偏差量的换相失败预测判据

根据已知理论,逆变器触发角 $\alpha$ 为<sup>[1]</sup>:

$$\alpha = \arccos\left(\frac{\sqrt{2} X_r i_d}{U_1} - \cos \gamma\right) \quad (9)$$

其中, $\gamma$ 为关断角; $X_r$ 为等效换相电抗; $i_d$ 为流入逆变器的直流电流; $U_1$ 为交流换相电压有效值。设 $\alpha_{\text{nor}}$ 、 $\gamma_{\text{nor}}$ 分别为逆变站额定触发角和关断角; $\gamma_{\text{min.set}}$ 为换流阀的换相失败临界关断角,一般情况下 $\gamma_{\text{min.set}} = 8^\circ$ 。当 $\gamma < \gamma_{\text{min.set}}$ 时,就会发生换相失败。由式(9)可知, $\alpha$ 与 $\gamma$ 呈负相关,因此当系统关断角为 $\gamma_{\text{min.set}}$ 时触发角最大,记为 $\alpha_{\text{max.set}}$ 。根据式(9)可以得到:

$$\begin{cases} \cos \gamma_{\text{nor}} + \cos \alpha_{\text{nor}} = \frac{\sqrt{2} X_r i_d}{U_1} \\ \cos \gamma_{\text{min.set}} + \cos \alpha_{\text{max.set}} = \frac{\sqrt{2} X_r i_d}{U_1} \end{cases} \quad (10)$$

因此有:

$$\cos \alpha_{\text{max.set}} = \cos \gamma_{\text{nor}} + \cos \alpha_{\text{nor}} - \cos \gamma_{\text{min.set}} \quad (11)$$

将 $\alpha_{\text{max.set}}$ 与 $\alpha_{\text{nor}}$ 作差可以得到保证不发生换相失败的最大触发角偏差量如式(12)所示。

$$\Delta\alpha_{\text{max.set}} = \alpha_{\text{max.set}} - \alpha_{\text{nor}} = \arccos(\cos \gamma_{\text{nor}} + \cos \alpha_{\text{nor}} - \cos \gamma_{\text{min.set}}) - \alpha_{\text{nor}} \quad (12)$$

设 $\Delta\alpha_{n,\text{max}}$ 为1个导通周期内 $\Delta\alpha_n$ 的最大值,则定义触发角偏差判据表达式为:

$$\Delta\alpha_{n,\max} > \Delta\alpha_{\max,\text{set}} \quad (13)$$

该判据一方面根据式(12)计算得到触发角临界偏差量 $\Delta\alpha_{\max,\text{set}}$ ,同时根据式(5)、(6)所述方法求解出当前系统参数和结构下发生单相跳闸后各换流阀的最大触发角偏差量 $\Delta\alpha_{n,\max}$ ,将二者进行对比,满足判据的系统将在单相跳闸后发生换相失败。该判别方法的具体流程见附录D中图D1。对于任意一个系统而言,如果计算得到的各换流阀触发角最大偏差量大于偏差临界值,则可认为单相跳闸会导致换相失败。因此在进行电力系统规划时,应当将此判据作为边界条件之一加以考虑,尽量避免此类输电工程出现。对于已经投运的此类直流工程,当系统发生单相故障后,可以选择三相重合闸方式进行切除故障,或采取调整触发脉冲的措施(如第3节所介绍的改进触发方式)以避免换相失败的发生。

### 3 基于换相电压稳态相位差的换流器改进触发方式

原先的等间隔触发方式下触发脉冲每隔 $30^\circ$ 触发一次,然而交流系统单相跳闸使各换流阀的触发角出现偏差,可能进一步导致换相失败。本方案通过计算跳闸后换流母线处各换相电压的相位偏差量调整相邻触发脉冲的时间间隔,减轻因换流母线处换相电压相位偏差对逆变器换相过程造成的不利影响,改进后的触发脉冲生成过程如图7所示。

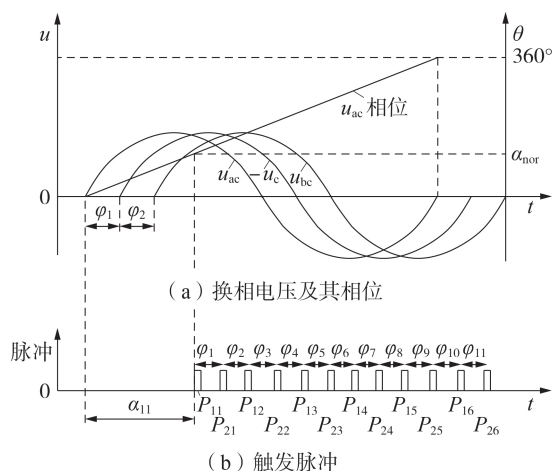


图7 改进后的换流器触发方式

Fig.7 Improved triggering mode of converter

改进方式的具体步骤如下。

(1)利用系统参数与线路参数计算 $k_1$ 、 $k_2$ 、 $k_0$ 。获取额定运行时逆变器输出的三相电流,以及换流母线处的三相电压的幅值和相位。

(2)将步骤(1)中得到的结果代入式(5),计算得到IA跳闸后换流母线处的三相电压,推导出换流变阀侧电压相位的变化情况,并据此得到11个换相电压之间的稳态相位差 $\varphi_1 - \varphi_{11}$ 。 $\varphi_i (i=1, 2, \dots, 11)$ 由2

个换相电压的相位作差得到,例如 $u_{ac}$ 与 $-u_c$ 的相位差为 $\varphi_1$ , $-u_c$ 与 $u_{bc}$ 的相位差为 $\varphi_2$ ,依此类推。 $\varphi_1 - \varphi_{11}$ 与各换相电压之间的对应关系如附录E中的表E1所示。

(3)重复步骤(2)中的计算过程,进一步得出其他线路跳闸后各换相电压的相位差,最终得到I A、I B、I C、II A、II B、II C跳闸情况下换相电压稳态相位差预案。

(4)在交流侧某相跳闸后,在步骤(3)中的6组换相电压相位差预案中选定对应组的11个换相电压稳态相位差 $\varphi_1 - \varphi_{11}$ ,在PLL检测到 $u_{ac}$ 的相位等于触发角 $\alpha_{nor}$ 时,发出 $V_{11}$ 的触发脉冲 $P_{11}$ ,并在 $P_{11}$ 的基础上,延迟电角度 $\varphi_1$ 对应的时间形成 $P_{21}$ ,在 $P_{21}$ 生成后延时电角度 $\varphi_2$ 对应的时间形成 $P_{12}$ ,依此类推,并将生成的触发脉冲 $P_{11} - P_{26}$ 按照导通顺序依次分配给各换流阀。由于直流受端交流故障引起的一次换相失败恢复时间大约为 $200 \text{ ms}$ <sup>[17]</sup>,为了避免因调节不及时而导致发生后续换相失败,须在检测到首次换相失败后的 $200 \text{ ms}$ 内将稳态相位差 $\varphi_1 - \varphi_{11}$ 投入逆变器触发系统进行控制。

(5)在发生故障的交流系统重合闸后,退出该触发方式,仍然采用系统跳闸前的等间隔触发方式。

## 4 仿真分析

### 4.1 仿真模型

在PSCAD中搭建交直流输电系统仿真模型如图8所示。直流参数按照我国葛洲坝—南桥直流输电线路进行设置:直流线路全长为 $1045 \text{ km}$ ,额定直流电压为 $\pm 500 \text{ kV}$ ,额定电流为 $1.2 \text{ kA}$ ,额定功率为 $1200 \text{ MW}$ 。极控系统按照国际大电网会议直流输电标准测试系统(CIGRE HVDC Benchmark Model)标准测试模型为参照进行设置,即整流侧设置最小触发角控制和定电流控制,逆变侧设置定关断角控制、定

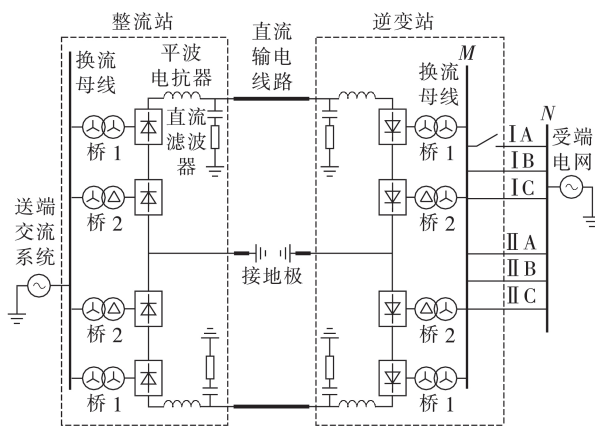


图8 交直流输电系统仿真模型

Fig.8 Simulation model of AC and DC power transmission system

电流控制以及电流偏差控制。整流站最小触发角为 $5^\circ$ , 逆变站额定关断角为 $18^\circ$ , 换流阀的最大超前触发角 $\beta_{\max}=90^\circ$ 。每极桥1所连的换流变压器为Y/Y接线方式, 桥2所连的换流变压器为Y/ $\Delta$ 接线方式。逆变侧换流母线通过双回交流线路与受端电网相连, 即 $z_{11}=z_{12}=0.03+j0.42\ \Omega/\text{km}$ ,  $z_{10}=0.29+j1.16\ \Omega/\text{km}$ , II回线参数同I回线。

#### 4.2 仿真分析与验证

为了验证本文对交流系统单相跳闸后换流母线处相位特征分析的正确性, 对跳闸前后换流母线处三相电压的相位进行仿真。设置逆变侧I回线路于2 s时发生A相接地故障, 故障持续时间为0.5 s, 2.06 s时系统检测到接地故障并且将IA相断路器跳开, 3 s时断路器重合。设置M、N侧系统之间的交流输电线路正序阻抗 $Z_{11}=1.8+j25.2\ \Omega$ 、零序阻抗 $Z_{10}=17.4+j69.6\ \Omega$  (对应本文仿真模型中的输电线路长度为60 km、采用频率相关线路模型的情况), 跳闸前后M侧换流母线处的A相电压相位见图9。

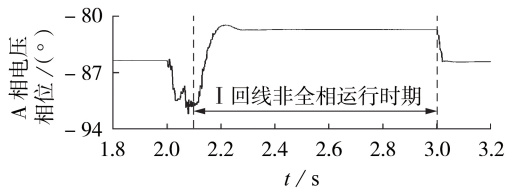


图9 跳闸前、后A相电压相位变化情况

Fig.9 Phase change of phase-A voltage before and after tripping

由图9可知, 在IA相跳闸后的非全相运行期间, A相电压的相位较正常运行时提前了 $3.5^\circ$ 左右。故障相电压相位偏差量大小与输电线路序阻抗 (即线路长度)、逆变器输出电流、变压器漏抗大小等因素有关, 其中对输电线路序阻抗作为变量时的母线处三相电压偏差量进行仿真对比, 结果如表1所示。由表1可见, 故障相电压相位偏差量随交流线路长度的增加而增大。

表1 不同线路长度情况下三相电压相位偏差量

Table 1 Phase deviation of three-phase voltage under different line lengths

| 线路正序<br>阻抗/ $\Omega$ | 线路长<br>度/km | 相位偏差量/ $(^\circ)$ |      |      |
|----------------------|-------------|-------------------|------|------|
|                      |             | A相                | B相   | C相   |
| $0.9+j12.6$          | 30          | 1.84              | 0.12 | 0.04 |
| $1.8+j25.2$          | 60          | 3.50              | 0.32 | 0.16 |
| $2.4+j33.6$          | 80          | 4.62              | 0.48 | 0.26 |
| $3+j42$              | 100         | 5.75              | 0.63 | 0.40 |
| $3.6+j50.4$          | 120         | 6.67              | 0.72 | 0.44 |
| $4.2+j58.8$          | 140         | 7.71              | 0.94 | 0.59 |

变压器漏抗、直流电流值对跳闸前、后故障相电压相位提前量的影响情况见附录F中的表F1。上述仿真结果与第1节的理论分析结果一致, 即在交流

系统中的一回线路处于非全相运行状态时换流母线处三相电压相位将不再互差 $120^\circ$ 。

为了验证本文提出的触发角偏差量的换相失败预测方法以及换相失败抑制策略的有效性, 进行了相应的算例仿真, 具体如下。

(1) 算例1: 设置M、N侧系统之间交流输电线路正序阻抗 $Z_{11}=0.9+j12.6\ \Omega$ 、零序阻抗 $Z_{10}=8.7+j34.8\ \Omega$  (对应于本文中仿真模型的输电线路长度为30 km、采用频率相关线路模型的情况), 2 s时刻在逆变侧I回线路距离M侧母线10 km处发生A相接地故障, 故障持续时间为0.5 s。2.06 s时系统检测到接地故障并将I回线路A相断路器跳开, 故障被切除, 3 s时I回线路A相断路器重合, 系统恢复正常运行。

正常运行时, 逆变器的额定触发角 $\alpha_{\text{nor}}=128^\circ$ , 额定关断角 $\gamma_{\text{nor}}=18^\circ$ , 临界关断角 $\gamma_{\text{min.set}}=8^\circ$ , 根据式(12)可计算得到不发生换相失败的最大触发角偏差量 $\Delta\alpha_{\text{max.set}}=2.92^\circ$ 。根据式(5)和式(6)计算得到此时各换流阀触发角的最大偏差量 $\Delta\alpha_{n,\text{max}}=1.11^\circ$ , 不满足判据 $\Delta\alpha_{n,\text{max}} > \Delta\alpha_{\text{max.set}}$ , 因此判定结果为在逆变侧单相跳闸后不会导致换相失败的发生。故障跳闸后换流母线处各换相电压之间的相位差计算结果如表2所示, 各换流阀的触发角偏差量 $\Delta\alpha_n$ 的计算结果见附录G中的表G1, 单相跳闸后的仿真结果见图10。

表2 故障跳闸后相邻换相电压相位差计算值 (案例1)

Table 2 Phase difference of adjacent commutation voltage after fault trip in Case 1

| 相位差         | 仿真值/ $(^\circ)$ | 计算值/ $(^\circ)$ | 相位差            | 仿真值/ $(^\circ)$ | 计算值/ $(^\circ)$ |
|-------------|-----------------|-----------------|----------------|-----------------|-----------------|
| $\varphi_1$ | 30.72           | 30.70           | $\varphi_7$    | 30.72           | 30.70           |
| $\varphi_2$ | 29.99           | 30.00           | $\varphi_8$    | 29.99           | 30.00           |
| $\varphi_3$ | 29.92           | 29.97           | $\varphi_9$    | 29.92           | 29.97           |
| $\varphi_4$ | 28.96           | 28.90           | $\varphi_{10}$ | 28.96           | 28.90           |
| $\varphi_5$ | 29.35           | 29.32           | $\varphi_{11}$ | 29.35           | 29.32           |
| $\varphi_6$ | 31.06           | 31.11           |                |                 |                 |

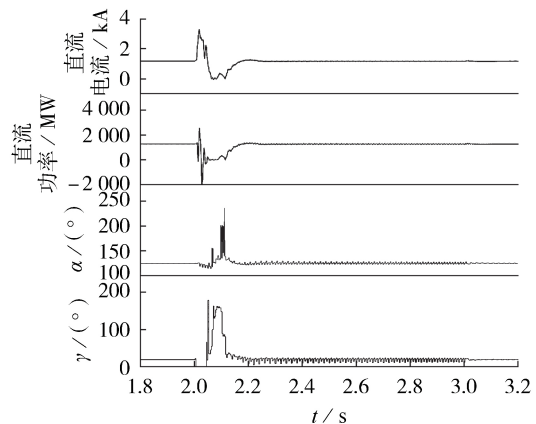


图10 线路阻抗较小时的仿真结果

Fig.10 Simulative results when line impedance is small

由图10可见, 当逆变侧交流系统发生单相接地



故障后,直流电流增大,直流功率降低,逆变器关断角短时跌落至 $0^\circ$ ,直流系统发生首次换相失败。由于 $M/N$ 侧系统之间的电气距离较短,I回线路的A相被切除后,换相电压之间的相位偏差量较小(见表2),因此在发生首次换相失败后的200 ms内直流系统可逐渐从首次换相失败中恢复至正常运行状态,仿真情况与判据的判断结果相符。

(2)算例2:设置逆变站与受端电网之间交流输电线路正序阻抗 $Z_{11} = 3 + j42 \Omega$ 、零序阻抗 $Z_{10} = 29 + j116 \Omega$ (对应本文仿真模型中的输电线路长度为100 km、采用频率相关线路模型的情况),2 s时在逆变侧I回线路的距离 $M$ 侧母线10 km处发生A相接地故障,故障持续时间为0.5 s。2.06 s时系统检测到接地故障并将I回线路A相断路器跳开,故障被切除,2.14 s时投入改进的触发方式,3 s时I回线路A相断路器重合,系统恢复正常运行。

正常运行时,逆变器的额定触发角 $\alpha_{\text{nor}} = 127.3^\circ$ ,额定关断角 $\gamma_{\text{nor}} = 18^\circ$ ,临界关断角 $\gamma_{\text{min.set}} = 8^\circ$ ,根据式(12),可计算得到不发生换相失败的最大触发角偏差量 $\Delta\alpha_{\text{max.set}} = 2.87^\circ$ 。根据式(5)与式(6)计算得到此时各换流阀触发角的最大偏差量 $\Delta\alpha_{n,\text{max}} = 3.14^\circ$ ,满足判据 $\Delta\alpha_{n,\text{max}} > \Delta\alpha_{\text{max.set}}$ ,因此判定结果为在逆变侧单相跳闸之后会发生换相失败。单相跳闸后的仿真结果见图11,故障跳闸后换流母线处各换相电压之间的相位差计算结果如表3所示,各换流阀的触发角

表3 故障跳闸后相邻换相电压相位差计算值(算例2)

Table 3 Phase difference of adjacent commutation voltage after fault trip in Case 2

| 相位差         | 仿真值 /<br>( $^\circ$ ) | 计算值 /<br>( $^\circ$ ) | 相位差            | 仿真值 /<br>( $^\circ$ ) | 计算值 /<br>( $^\circ$ ) |
|-------------|-----------------------|-----------------------|----------------|-----------------------|-----------------------|
| $\varphi_1$ | 32.38                 | 32.21                 | $\varphi_7$    | 32.38                 | 32.21                 |
| $\varphi_2$ | 30.26                 | 30.06                 | $\varphi_8$    | 30.26                 | 30.06                 |
| $\varphi_3$ | 29.49                 | 29.73                 | $\varphi_9$    | 29.49                 | 29.73                 |
| $\varphi_4$ | 26.85                 | 26.91                 | $\varphi_{10}$ | 26.85                 | 26.91                 |
| $\varphi_5$ | 28.04                 | 27.95                 | $\varphi_{11}$ | 28.04                 | 27.95                 |
| $\varphi_6$ | 32.98                 | 33.14                 |                |                       |                       |

偏差量 $\Delta\alpha_n$ 计算结果如附录G中的表G2所示。

如图11所示,直流系统在2 s时刻发生了首次换相失败,在该系统参数情况下,单相跳闸后如果仍然采用等间隔触发方式,系统将发生连续换相失败。仿真结果与判据判定结果一致。

本案例中,受端交流电网与逆变站换流母线的电气距离较远,由第1节分析可知此时在逆变侧交流系统单相跳闸后,导致各换相电压之间的相位差偏差较大,具体见表3。

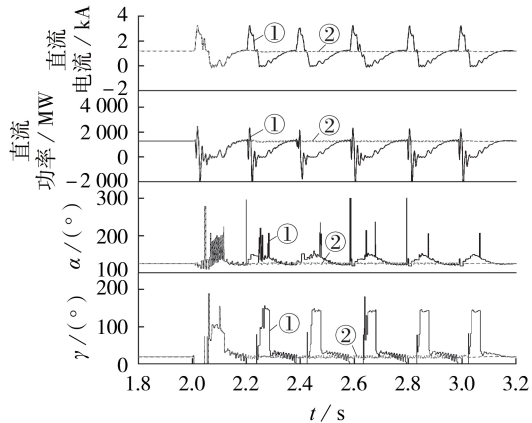
根据已知结论,关断角与直流电流呈负相关<sup>[1]</sup>。首次换相失败发生之后,直流电流在控制系统的作用下逐渐抬升,当直流电流较小时,即使因换相电压相位偏差而导致换流阀的触发角变化,逆变器仍可以保持较大的关断角而不发生换相失败。当直流电流恢复至标准值附近后,如果触发角仍然存在大范围偏差,将可能直接导致关断角低于临界关断角而发生换相失败。因此,当逆变器采用传统的等间隔触发方式时,各换流阀的触发角偏差较大,系统总是在直流电流恢复至标准值附近时刻时发生换相失败。而采用本文提出的改进触发方式后,换相过程得到了有效的改善,换流阀的关断角始终维持在临界关断角以上,换相失败得到了抑制。

## 5 结论

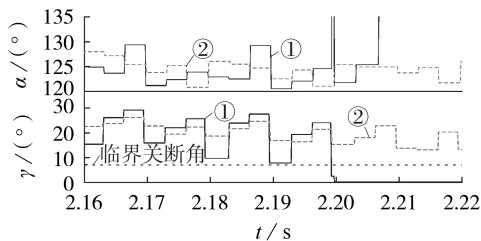
针对因接地故障后单相跳闸引发的换相失败问题,本文研究了逆变侧交流线路发生单相跳闸后换流母线处的电压相位特征,提出了基于触发角偏差量的换相失败预判方法和一种基于换相电压相位差的换相失败抑制方法,得到了以下结论。

(1)对逆变侧交流输电线路一回线单相跳闸之后,换流母线处故障相电压的变化情况以及换流阀触发角的偏移特性进行了研究,提出了基于触发角偏差量的换相失败判断方法。这种换相失败判断方法能够有效判断当前系统参数下单相跳闸是否会引发连续换相失败,可以为直流系统的设计与运行提供技术指导。

(2)研究了一种适用于逆变侧交流输电线路一回线发生单相跳闸后的换流器触发方式,并给出了



(a) 系统运行特性



(b) 局部放大图

①改进前, ②改进后

图11 线路阻抗较大时的仿真结果

Fig.11 Simulative results when line impedance is large

基于换相电压相位差的系统某相跳闸后的触发脉冲调整预案。算例分析表明本文所提触发方案能有效改善逆变侧系统单相跳闸后直流系统的恢复特性并抑制连续换相失败。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

## 参考文献:

- [1] 赵毓君. 高压直流输电工程技术[M]. 2版. 北京:中国电力出版社,2011:124.
- [2] 尹纯亚,李凤婷,陈伟伟,等. 单极闭锁引起直流健全极换相失败分析[J]. 电力自动化设备,2019,39(11):114-119.  
YIN Chunya, LI Fengting, CHEN Weiwei, et al. Commutation failure risk analysis of sound pole caused by DC monopole blocking[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(11):114-119.
- [3] 李欢,赵晓斌,杨煜. 高压直流工程熄弧角测量异常引发换相失败故障的分析与处理[J]. 电力自动化设备,2019,39(3):214-218.  
LI Huan, ZHAO Xiaobin, YANG Yu. Analysis and treatment of commutation failure caused by abnormal extinction angle in HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(3):214-218.
- [4] 张烁. 高压直流输电系统线路保护、故障重启及故障测距方法的研究[D]. 天津:天津大学,2014.  
ZHANG Shuo. Research on HVDC line protection, DC line fault recovery and fault location[D]. Tianjin:Tianjin University, 2014.
- [5] 何剑,张健,郭强,等. 直流换相失败冲击下的两区域交流联络线功率波动峰值计算[J]. 中国电机工程学报,2015,35(4):804-810.  
HE Jian, ZHANG Jian, GUO Qiang, et al. Peak value calculation of power oscillation on AC tie-line for two-area interconnected power systems caused by HVDC commutation failure[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(4):804-810.
- [6] RAHIMI E, GOLE A M, DAVIES J B, et al. Commutation failure in single-and multi-infeed HVDC systems[C]//The 8th IEE International Conference on AC and DC Power Transmission. London, UK:IEEE, 2006:182-186.
- [7] 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.
- [8] 王钢,李志铿,黄敏,等. HVDC 输电系统换相失败的故障合闸角影响机理[J]. 电力系统自动化,2010,34(4):49-54,102.  
WANG Gang, LI Zhikeng, HUANG Min, et al. Influence of initial fault voltage angle on commutation failure identification in a HVDC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(4):49-54, 102.
- [9] 王峰,刘天琪,周胜军,等. 谐波对HVDC系统换相失败的影响机理及定量分析方法[J]. 中国电机工程学报,2015,35(19):4888-4894.  
WANG Feng, LIU Tianqi, ZHOU Shengjun, et al. Mechanism and quantitative analysis method for HVDC commutation failure resulting from harmonics[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(19):4888-4894.
- [10] ZHANG Lidong, DOFNAS L. A novel method to mitigate commutation failures in HVDC systems[C]//Proceedings of International Conference on Power System Technology. Kunming, China:IEEE, 2002:51-56.
- [11] 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.
- [12] 郭利娜,刘天琪,李兴源. 抑制多馈入直流输电系统后续换相失败措施研究[J]. 电力自动化设备,2013,33(11):95-99.  
GUO Lina, LIU Tianqi, LI Xingyuan. Study on the measures about inhibiting the follow-up commutation failures in multi-infeed HVDC systems[J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33(11):95-99.
- [13] 袁阳,卫志农,王华伟,等. 基于直流电流预测控制的换相失败预防方法[J]. 电网技术,2014,38(3):565-570.  
YUAN Yang, WEI Zhinong, WANG Huawei, et al. A DC current predictive control based method to decrease probability of commutation failure[J]. Power System Technology, 2014, 38(3):565-570.
- [14] 高楷,孙国强,卫志农,等. 基于直流电流模糊预测控制的换相失败预防策略[J]. 电网技术,2015,39(9):2498-2504.  
GAO Kai, SUN Guoqiang, WEI Zhinong, et al. A DC current fuzzy predictive control based strategy to decrease probability of commutation failure[J]. Power System Technology, 2015, 39(9):2498-2504.
- [15] 洪潮. 馈入弱交流系统的直流输电换相失败恢复特性对输电能力的影响分析[J]. 南方电网技术,2017,11(3):6-12,24.  
HONG Chao. Analysis on the influence of commutation failure fault recovery characteristics of HVDC connected to weak AC system on transmission capability[J]. Southern Power System Technology, 2017, 11(3):6-12, 24.
- [16] 王子民,汪娟娟,傅闯,等. 基于单相锁相环的高压直流分相触发相位控制[J]. 电力系统自动化,2018,42(21):160-165.  
WANG Zimin, WANG Juanjuan, FU Chuang, et al. Individual phase control of high voltage direct current based on single-phase locked loop[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(21):160-165.
- [17] 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.

## 作者简介:



赵盛

赵盛(1994—),男,山西文水人,硕士研究生,研究方向为电力系统继电保护与控制(E-mail:zhaoshengtju@163.com);

李博通(1981—),男,河北保定人,副教授,博士,研究方向为电力系统继电保护与控制(E-mail:libotong@tju.edu.cn);

李斌(1976—),男,天津人,教授,博士,主要研究方向为电力系统继电保护与控制(E-mail:binli@tju.edu.cn)。

(编辑 任思思)

(下转第55页 continued on page 55)



## Online monitoring of transient stability based on largest Lyapunov exponent dynamic characteristics of response trajectory

HUANG Dan, SUN Huadong, ZHOU Qinyong, ZHANG Jian, JIANG Yilang, ZHANG Yichi

(State Key Laboratory of Power Grid Safety and Energy Conservation, China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China)

**Abstract:** On the basis of stability criterion theory of LLE (Largest Lyapunov Exponent) in nonlinear dynamic system, the online monitoring method of system model-free transient rotor angle stability is researched. An improved LLE estimation method is proposed, which is adopted to analyze the dynamic characteristics and key features of LLE of the relative rotor angle response trajectory. On this basis, a transient stability monitoring method based on the LLE dynamic characteristics of response trajectory is proposed. Aiming at the practical problem of incomplete PMU (Phasor Measurement Unit) placement, an online transient stability monitoring scheme based on the critical generator pair is proposed to reduce the computational cost and speed up the stability monitoring. The simulative results of IEEE 10-generator 39-bus system verify the effectiveness of the proposed scheme.

**Key words:** transient stability monitoring; largest Lyapunov exponent; response time series; critical generator pair; wide-area information

(上接第24页 continued from page 24)

## Influence mechanism of single-phase tripping on commutation process and suppression strategy of continuous commutation failure

ZHAO Sheng, LI Botong, LI Bin, YAO Bin

(Key Laboratory of Smart Grid of Ministry of Education, School of Electrical Automation and Information Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

**Abstract:** The phase characteristics of the voltage at the converter busbar after the single-phase tripping of inverter-side AC system due to the grounding fault are studied. The theoretical analysis shows that cutting the fault phase of AC system will change the phase difference of the inverter commutation voltage. On this basis, the inverter commutation process after single-phase tripping is analyzed, which shows that under the existing equal interval triggering mode, the commutation process of the DC system will be affected, and there is even the risk of commutation failure. Therefore, a commutation failure judgment method based on the amount of trigger angle deviation is proposed, which can reliably determine whether the single-phase tripping under the current system parameters will cause continuous commutation failure. Based on the phase difference of the commutation voltage, an inverter triggering method suitable for the single-phase tripping of inverter-side AC system is proposed to suppress the commutation failure. The results of PSCAD simulation show that the proposed commutation failure judging method can reliably predict the commutation failure caused by single-phase tripping, and the proposed converter triggering mode can effectively suppress the continuous commutation failure.

**Key words:** HVDC power transmission; single-phase tripping; trigger angle deviation; converter triggering mode; continuous commutation failure; suppression method

附录 A

根据式（5），得到正常运行时换流母线处三相电压的相量图如图 A1 所示。

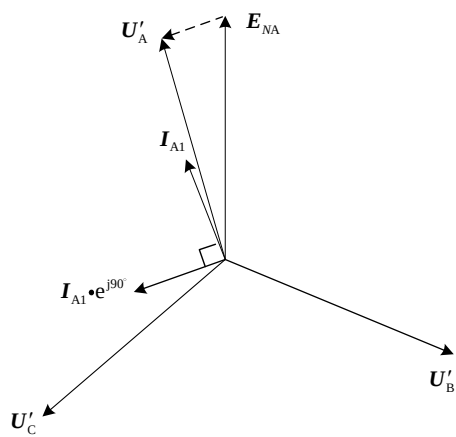


图 A1 单相跳闸前换流母线处三相电压的相量  
Fig. A1 Three-phase voltage vector of commutated bus before tripping

## 附录 B

令  $a = e^{j120^\circ}$ ，跳闸后换流母线处的三相电压可以表示为：

$$\begin{bmatrix} \mathbf{U}_A \\ \mathbf{U}_B \\ \mathbf{U}_C \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ a^2 & a & 1 \\ a & a^2 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U}_{A1} \\ \mathbf{U}_{A2} \\ \mathbf{U}_{A0} \end{bmatrix}$$

对上式展开后整理可得到：

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathbf{U}_A = \mathbf{E}_{NA} + \mathbf{I}_{A1} \mathbf{Z}_{N1} + \mathbf{I}_{A1} \frac{\mathbf{Z}' \mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}' + \mathbf{Z}_{II1}} + \mathbf{I}_2 \frac{\mathbf{Z}_{T2} \mathbf{Z}_{II2}}{\mathbf{Z}_{T2} + \mathbf{Z}_{N2} + \mathbf{Z}_{II2}} + \mathbf{I}_0 \frac{\mathbf{Z}_{T0} \mathbf{Z}_{II0}}{\mathbf{Z}_{T0} + \mathbf{Z}_{N0} + \mathbf{Z}_{II0}} = \\ \mathbf{U}'_A + \mathbf{I}_{A1} \left( \frac{\mathbf{Z}' \mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}' + \mathbf{Z}_{II1}} - \frac{\mathbf{Z}_{II1} \mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}_{II1} + \mathbf{Z}_{II1}} + \frac{\mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}_{II1} + \mathbf{Z}'} \frac{\mathbf{Z}_0}{\mathbf{Z}_0 + \mathbf{Z}_2} \frac{\mathbf{Z}_{T2} \mathbf{Z}_{II2}}{\mathbf{Z}_{T2} + \mathbf{Z}_{N2} + \mathbf{Z}_{II2}} + \frac{\mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}_{II1} + \mathbf{Z}'} \frac{\mathbf{Z}_2}{\mathbf{Z}_0 + \mathbf{Z}_2} \frac{\mathbf{Z}_{T0} \mathbf{Z}_{II0}}{\mathbf{Z}_{T0} + \mathbf{Z}_{N0} + \mathbf{Z}_{II0}} \right) = \\ \mathbf{U}'_A + \mathbf{I}_{A1} \left( \frac{\mathbf{X} \mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}' + \mathbf{X}_{II1}} - \frac{\mathbf{X}_{II1} \mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}_{II1}} + \frac{\mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}'} \frac{\mathbf{X}_0}{\mathbf{X}_0 + \mathbf{X}_2} \frac{\mathbf{X}_{T2} \mathbf{X}_{II2}}{\mathbf{X}_{T2} + \mathbf{X}_{N2} + \mathbf{X}_{II2}} + \frac{\mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}'} \frac{\mathbf{X}_2}{\mathbf{X}_0 + \mathbf{X}_2} \frac{\mathbf{X}_{T0} \mathbf{X}_{II0}}{\mathbf{X}_{T0} + \mathbf{X}_{N0} + \mathbf{X}_{II0}} \right) \\ \mathbf{U}_B = a^2 \left( \mathbf{E}_{NA} + \mathbf{I}_{A1} \mathbf{Z}_{N1} + \mathbf{I}_{A1} \frac{\mathbf{Z}' \mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}' + \mathbf{Z}_{II1}} \right) + a \mathbf{I}_2 \frac{\mathbf{Z}_{T2} \mathbf{Z}_{II2}}{\mathbf{Z}_{T2} + \mathbf{Z}_{N2} + \mathbf{Z}_{II2}} + \mathbf{I}_0 \frac{\mathbf{Z}_{T0} \mathbf{Z}_{II0}}{\mathbf{Z}_{T0} + \mathbf{Z}_{N0} + \mathbf{Z}_{II0}} = \\ \mathbf{U}'_B + \mathbf{I}_{A1} \left( a^2 \frac{\mathbf{Z}' \mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}' + \mathbf{Z}_{II1}} - a^2 \frac{\mathbf{Z}_{II1} \mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}_{II1} + \mathbf{Z}_{II1}} + a \frac{\mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}_{II1} + \mathbf{Z}'} \frac{\mathbf{Z}_0}{\mathbf{Z}_0 + \mathbf{Z}_2} \frac{\mathbf{Z}_{T2} \mathbf{Z}_{II2}}{\mathbf{Z}_{T2} + \mathbf{Z}_{N2} + \mathbf{Z}_{II2}} + \frac{\mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}_{II1} + \mathbf{Z}'} \frac{\mathbf{Z}_2}{\mathbf{Z}_0 + \mathbf{Z}_2} \frac{\mathbf{Z}_{T0} \mathbf{Z}_{II0}}{\mathbf{Z}_{T0} + \mathbf{Z}_{N0} + \mathbf{Z}_{II0}} \right) = \\ \mathbf{U}'_B + \mathbf{I}_{A1} \left( a^2 \frac{\mathbf{X} \mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}' + \mathbf{X}_{II1}} - a^2 \frac{\mathbf{X}_{II1} \mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}_{II1}} + a \frac{\mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}'} \frac{\mathbf{X}_0}{\mathbf{X}_0 + \mathbf{X}_2} \frac{\mathbf{X}_{T2} \mathbf{X}_{II2}}{\mathbf{X}_{T2} + \mathbf{X}_{N2} + \mathbf{X}_{II2}} + \frac{\mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}'} \frac{\mathbf{X}_2}{\mathbf{X}_0 + \mathbf{X}_2} \frac{\mathbf{X}_{T0} \mathbf{X}_{II0}}{\mathbf{X}_{T0} + \mathbf{X}_{N0} + \mathbf{X}_{II0}} \right) \\ \mathbf{U}_C = a \left( \mathbf{E}_{NA} + \mathbf{I}_{A1} \mathbf{Z}_{N1} + \mathbf{I}_{A1} \frac{\mathbf{Z}' \mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}' + \mathbf{Z}_{II1}} \right) + a^2 \mathbf{I}_2 \frac{\mathbf{Z}_{T2} \mathbf{Z}_{II2}}{\mathbf{Z}_{T2} + \mathbf{Z}_{N2} + \mathbf{Z}_{II2}} + \mathbf{I}_0 \frac{\mathbf{Z}_{T0} \mathbf{Z}_{II0}}{\mathbf{Z}_{T0} + \mathbf{Z}_{N0} + \mathbf{Z}_{II0}} = \\ \mathbf{U}'_C + \mathbf{I}_{A1} \left( a \frac{\mathbf{Z}' \mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}' + \mathbf{Z}_{II1}} - a \frac{\mathbf{Z}_{II1} \mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}_{II1} + \mathbf{Z}_{II1}} + a^2 \frac{\mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}_{II1} + \mathbf{Z}'} \frac{\mathbf{Z}_0}{\mathbf{Z}_0 + \mathbf{Z}_2} \frac{\mathbf{Z}_{T2} \mathbf{Z}_{II2}}{\mathbf{Z}_{T2} + \mathbf{Z}_{N2} + \mathbf{Z}_{II2}} + \frac{\mathbf{Z}_{II1}}{\mathbf{Z}_{II1} + \mathbf{Z}'} \frac{\mathbf{Z}_2}{\mathbf{Z}_0 + \mathbf{Z}_2} \frac{\mathbf{Z}_{T0} \mathbf{Z}_{II0}}{\mathbf{Z}_{T0} + \mathbf{Z}_{N0} + \mathbf{Z}_{II0}} \right) = \\ \mathbf{U}'_C + \mathbf{I}_{A1} \left( a \frac{\mathbf{X} \mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}' + \mathbf{X}_{II1}} - a \frac{\mathbf{X}_{II1} \mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}_{II1}} + a^2 \frac{\mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}'} \frac{\mathbf{X}_0}{\mathbf{X}_0 + \mathbf{X}_2} \frac{\mathbf{X}_{T2} \mathbf{X}_{II2}}{\mathbf{X}_{T2} + \mathbf{X}_{N2} + \mathbf{X}_{II2}} + \frac{\mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}'} \frac{\mathbf{X}_2}{\mathbf{X}_0 + \mathbf{X}_2} \frac{\mathbf{X}_{T0} \mathbf{X}_{II0}}{\mathbf{X}_{T0} + \mathbf{X}_{N0} + \mathbf{X}_{II0}} \right) \end{array} \right.$$

令：

$$\left\{ \begin{array}{l} k_1 = \frac{\mathbf{X} \mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}' + \mathbf{X}_{II1}} - \frac{\mathbf{X}_{II1} \mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}_{II1}} \\ k_2 = \frac{\mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}'} \frac{\mathbf{X}_0}{\mathbf{X}_0 + \mathbf{X}_2} \frac{\mathbf{X}_{T2} \mathbf{X}_{II2}}{\mathbf{X}_{T2} + \mathbf{X}_{N2} + \mathbf{X}_{II2}} \\ k_0 = \frac{\mathbf{X}_{II1}}{\mathbf{X}_{II1} + \mathbf{X}'} \frac{\mathbf{X}_2}{\mathbf{X}_0 + \mathbf{X}_2} \frac{\mathbf{X}_{T0} \mathbf{X}_{II0}}{\mathbf{X}_{T0} + \mathbf{X}_{N0} + \mathbf{X}_{II0}} \end{array} \right.$$

可推出：

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathbf{U}_A = \mathbf{U}'_A + (k_1 + k_2 + k_0) \mathbf{I}_{A1} \mathbf{j} = \mathbf{U}'_A + \Delta \mathbf{U}_{A1} + \Delta \mathbf{U}_{A2} + \Delta \mathbf{U}_{A0} \\ \mathbf{U}_B = \mathbf{U}'_B + (a^2 k_1 + a k_2 + k_0) \mathbf{I}_{A1} \mathbf{j} = \mathbf{U}'_B + \Delta \mathbf{U}_{B1} + \Delta \mathbf{U}_{B2} + \Delta \mathbf{U}_{B0} \\ \mathbf{U}_C = \mathbf{U}'_C + (a k_1 + a^2 k_2 + k_0) \mathbf{I}_{A1} \mathbf{j} = \mathbf{U}'_C + \Delta \mathbf{U}_{C1} + \Delta \mathbf{U}_{C2} + \Delta \mathbf{U}_{C0} \end{array} \right.$$



附录 C

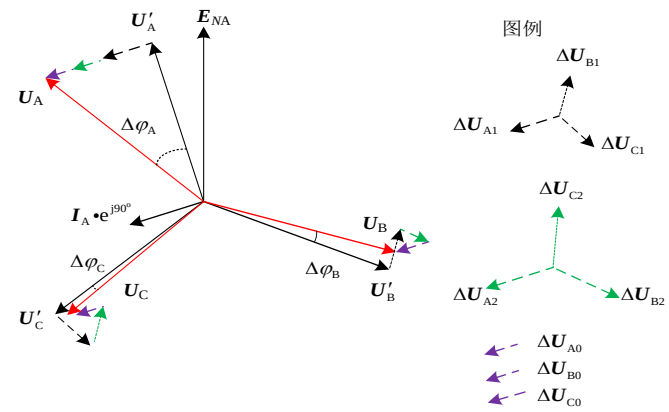


图 C1 单相跳闸前后换流母线处三相电压  
Fig.C1 Three-phase voltages of commutated bus before and after single-phase tripping

附录 D

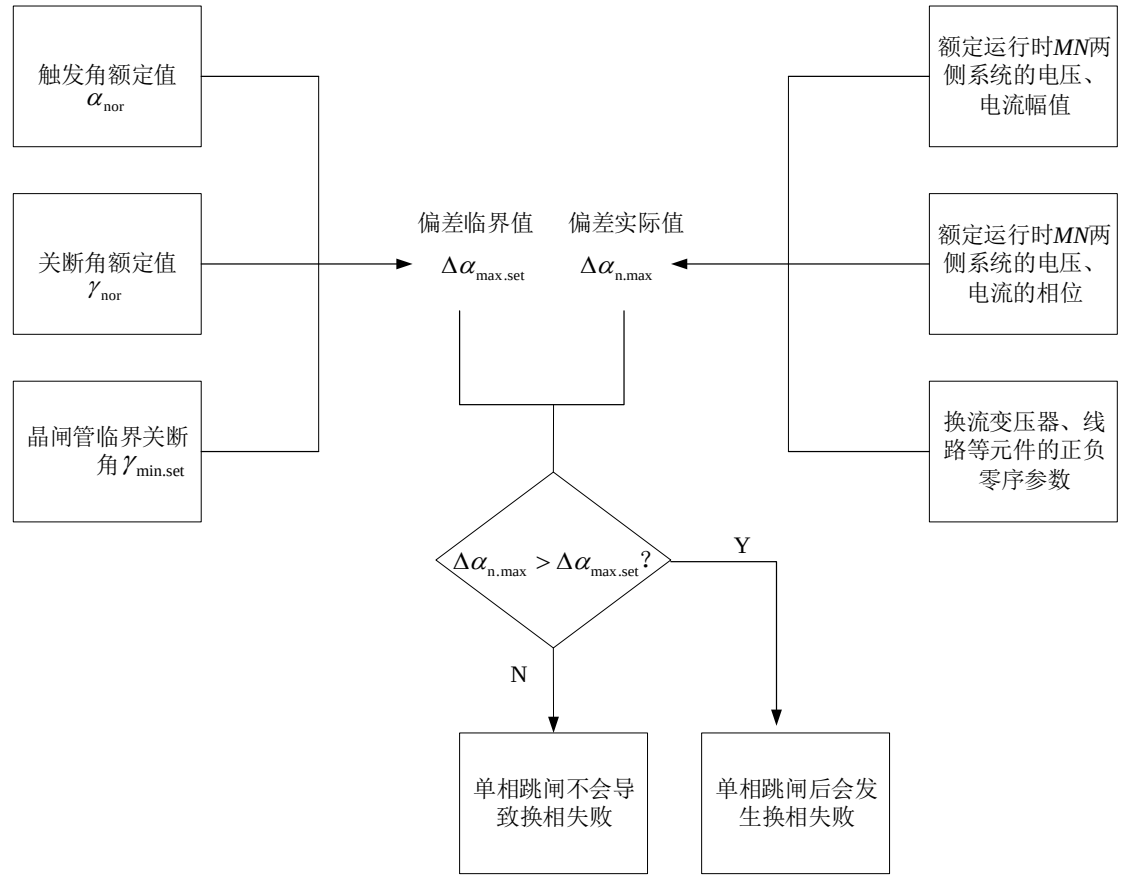


图 D1 三相不对称导致换相失败的临界判据流程图

Fig.D1 Flowchart of critical criterion for commutation failure due to three-phase asymmetry

附录 E

表 E1  $\varphi_i$  与换相电压相位的对应关系

Table E3 Correspondence between  $\varphi_i$  and phase of commutation voltage

| $\varphi_i$ | 换相电压 1   | 换相电压 2   | $\varphi_i$    | 换相电压 1   | 换相电压 2   |
|-------------|----------|----------|----------------|----------|----------|
| $\varphi_1$ | $u_{ac}$ | $-u_c$   | $\varphi_7$    | $u_{ca}$ | $u_c$    |
| $\varphi_2$ | $-u_c$   | $u_{bc}$ | $\varphi_8$    | $u_c$    | $u_{cb}$ |
| $\varphi_3$ | $u_{bc}$ | $u_b$    | $\varphi_9$    | $u_{cb}$ | $-u_b$   |
| $\varphi_4$ | $u_b$    | $u_{ba}$ | $\varphi_{10}$ | $-u_b$   | $u_{ab}$ |
| $\varphi_5$ | $u_{ba}$ | $-u_a$   | $\varphi_{11}$ | $u_{ab}$ | $u_a$    |
| $\varphi_6$ | $-u_a$   | $u_{ca}$ |                |          |          |

附录 F

由于大多数直流工程变压器漏抗百分比介于 12%~18%之间，故本文选取漏抗百分比 12%、15%、18%进行 3 组试验对比。

表 F1 不同直流电流、线路阻抗、变压器漏抗百分比情况下故障跳闸对换相过程的影响

Table C1 Effect of fault trip on commutation process under different DC current, line impedance and transformer leakage reactance

| percentage |                  |                                 |          |          |          |          |          |
|------------|------------------|---------------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|
| 直流电流/kA    | 线路正序阻抗/ $\Omega$ | 故障相电压相位提前量（ $^{\circ}$ ）/是否换相失败 |          |          |          |          |          |
|            |                  | 漏抗百分比12%                        | 漏抗百分比15% | 漏抗百分比18% | 漏抗百分比12% | 漏抗百分比15% | 漏抗百分比18% |
| 1          | 0.9 + j12.6      | 1.48                            | 否        | 1.52     | 否        | 1.54     | 否        |
|            | 1.8 + j25.2      | 2.75                            | 否        | 2.86     | 否        | 2.91     | 否        |
|            | 2.4 + j33.6      | 3.64                            | 否        | 3.71     | 否        | 3.82     | 否        |
|            | 3 + j42          | 4.37                            | 否        | 4.53     | 否        | 4.72     | 否        |
|            | 3.6 + j50.4      | 5.15                            | 否        | 5.45     | 否        | 5.68     | 是        |
|            | 4.2 + j58.8      | 5.81                            | 否        | 6.18     | 否        | 6.47     | 是        |
| 1.2        | 0.9 + j12.6      | 1.75                            | 否        | 1.79     | 否        | 1.82     | 否        |
|            | 1.8 + j25.2      | 3.31                            | 否        | 3.43     | 否        | 3.50     | 否        |
|            | 2.4 + j33.6      | 4.35                            | 否        | 4.49     | 否        | 4.62     | 否        |
|            | 3 + j42          | 5.40                            | 否        | 5.59     | 否        | 5.75     | 是        |
|            | 3.6 + j50.4      | 6.09                            | 否        | 6.40     | 否        | 6.67     | 是        |
|            | 4.2 + j58.8      | 6.92                            | 否        | 7.36     | 是        | 7.71     | 是        |
| 1.4        | 0.9 + j12.6      | 1.95                            | 否        | 2.00     | 否        | 2.05     | 否        |
|            | 1.8 + j25.2      | 3.75                            | 否        | 3.91     | 否        | 4.02     | 否        |
|            | 2.4 + j33.6      | 5.03                            | 否        | 5.22     | 否        | 5.37     | 否        |
|            | 3 + j42          | 6.34                            | 否        | 6.57     | 否        | 6.78     | 是        |
|            | 3.6 + j50.4      | 7.11                            | 是        | 7.52     | 是        | 7.87     | 是        |
|            | 4.2 + j58.8      | 8.20                            | 是        | 8.73     | 是        | 9.09     | 是        |



附录 G

表 G1 算例 1 中计算得到的  $\varphi_i$  与  $\Delta\alpha_n$  值  
TableG1Calculative values of  $\varphi_i$  and  $\Delta\alpha_n$  in Case 1

| $\varphi_i / (^\circ)$ | $\Delta\alpha_n / (^\circ)$ | $\varphi_i / (^\circ)$ | $\Delta\alpha_n / (^\circ)$ |
|------------------------|-----------------------------|------------------------|-----------------------------|
| 30.70                  | -0.7                        | 30.70                  | -0.7                        |
| 30.00                  | -0.7                        | 30.00                  | -0.7                        |
| 29.97                  | -0.67                       | 29.97                  | -0.67                       |
| 28.90                  | 0.43                        | 28.90                  | 0.43                        |
| 29.32                  | 1.11                        | 29.32                  | 1.11                        |
| 31.11                  | 0                           |                        |                             |

表 G2 算例 2 中计算得到的  $\varphi_i$  与  $\Delta\alpha_n$  值  
TableG2Calculative values of  $\varphi_i$  and  $\Delta\alpha_n$  in Case 2

| $\varphi_i / (^\circ)$ | $\Delta\alpha_n / (^\circ)$ | $\varphi_i / (^\circ)$ | $\Delta\alpha_n / (^\circ)$ |
|------------------------|-----------------------------|------------------------|-----------------------------|
| 32.21                  | -2.21                       | 32.21                  | -2.21                       |
| 30.06                  | -2.27                       | 30.06                  | -2.27                       |
| 29.73                  | -2.00                       | 29.73                  | -2.00                       |
| 26.91                  | 1.09                        | 26.91                  | 1.09                        |
| 27.95                  | 3.14                        | 27.95                  | 3.14                        |
| 33.14                  | 0                           |                        |                             |