

计及锁相环动态响应特性的光伏并网系统 故障电流解析计算

郑涛, 邹芃葢, 王子鸣

(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)

Fault Current Analysis of Photovoltaic Grid-connected System Considering Dynamic Response Characteristics of PLL

ZHENG Tao, ZOU Pengying, WANG Ziming

(State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System With Renewable Energy Sources (North China Electric Power University), Changping District, Beijing 102206, China)

ABSTRACT: Phase Locked Loop (PLL) plays an important role in the grid-following (GFL) inverter grid-connected system. When the system fails and causes the point of common coupling (PCC) voltage to have a phase jump, the deviations of the PLL may have a great influence on the fault current characteristics due to the dynamic response process of the PLL. The existing studies only give the analytical expression of the fault current when the deviations is constant. The analytical calculation of the fault current considering the PLL dynamic phase locking error needs to be further improved. Considering the dynamic response characteristics of the PLL, this paper analyzes the influence of the PLL deviations on the analytical calculation of the fault current of the photovoltaic grid-connected system. Ignoring the response time of the current inner loop, the analytical calculation model of the fault current considering the dynamic response characteristics of the PLL is established. The influence mechanism of the dynamic response characteristics of the PLL on the fault current is revealed, and the harmonic characteristics of the fault current are clarified. Finally, the correctness of the proposed fault analytical calculation model is verified by the MATLAB/Simulink simulation.

KEY WORDS: photovoltaic grid-connected system; fault current analysis; PLL; dynamic characteristics

摘要: 锁相环(phase locked loop, PLL)在光伏跟网型(grid-following, GFL)逆变器并网系统中发挥着重要的作用。当系统发生故障且导致公共耦合点(point of common coupling, PCC)电压发生相位跳变时,由于锁相环存在动态响应过程,其锁相偏差会对故障电流特性产生较大影响。现

有研究仅给出了 PLL 锁相偏差为常数下的故障电流解析表达式,考虑锁相环动态相位偏差的故障电流解析计算亟需进一步完善。针对这一问题,该文章计及锁相环的动态响应特性,分析了锁相环的锁相偏差对光伏并网系统故障电流解析计算的影响。在忽略电流内环响应时间的基础上,建立了考虑锁相环动态响应特性的故障电流解析计算模型,揭示了故障期间锁相环的动态响应特性对故障电流的影响机理,明确了故障电流的谐波特性。最后,基于 MATLAB/Simulink 仿真分析,验证了所提故障解析计算模型的正确性。

关键词: 光伏并网系统; 故障电流计算; 锁相环; 动态响应特性

DOI: 10.13335/j.1000-3673.pst.2022.1092

0 引言

随着负荷的持续上升和环境压力的日益增长,以太阳能和风能为代表的新能源装机容量逐年上升。截至 2021 年,我国并网太阳能发电装机容量 30656 万 kW,比上年末增长 20.9%^[1]。新能源电源通过逆变器与电网相连,逆变器的性能直接决定了新能源并网系统的运行特性^[2-3]。逆变器的常见控制模式主要包括构网型(grid forming, GFM)和跟网型。其中,构网型逆变器主要应用于弱交流系统和孤岛供电中^[4-5]。发生故障时,由于维持内电势不变,导致短路电流过大,难以实现有效限流和故障穿越^[6]。目前光伏并网逆变器多采用跟网型控制,通过调节电流的幅值和相角,控制注入电网的功率。

在光伏并网系统中锁相环通过跟踪公共耦合点(point of common coupling, PCC)电压相位,实现受控电流与电网的相位同步。当 PCC 点电压发生跌落时,锁相环锁相失败,系统的同步稳定性受到影响^[7]。目前针对锁相环的研究主要集中在小扰动下

基金项目:国家自然科学基金联合基金项目(批准号:U2166205)。

Project Supported by the Joint Funds of the National Natural Science Foundation of China (Grant No. U2166205).

分析锁相失败对系统稳定性的影响,然而考虑锁相环动态特性对新能源并网系统故障电流解析的影响的研究目前不够完善,主要体现在:分布式电源特性过于简化^[8-11]、未考虑锁相环动态响应过程^[12-15]和未准确计算锁相误差^[16-20]三个方面。

文献[8-15]在故障暂态过程的分析中忽略了分布式电源的自身特性,未考虑锁相环动态响应过程。文献[8-11]进行故障暂态过程分析时,将分布式电源等效为恒流源或受控恒流源,忽略了如电源容量的自身特性,未计及不同控制策略下的电源的外特性,因而无法准确求解暂态电流解析式。文献[12-15]在故障暂态过程的分析中均未考虑锁相环动态响应过程。文献[12-13]将分布式电源分为机组并网与逆变器并网两类激励源,假设故障配电网为线性,运用叠加定理迭代求解短路电流,但求解过程忽略了逆变器控制环节对暂态电流的影响。文献[14]考虑了直流侧光伏电池电源特性,推导出不同控制目标下故障稳态阶段的电流表达式,但忽略了锁相环的动态相位偏差对故障电流的影响。文献[15]建立了分布式电源在对称故障和不对称故障下短路电流的计算模型,计算模型假设锁相环能快速锁定正序电压。

文献[16-20]在求解短路电流的过程中未能准确计及锁相环的动态响应特性。文献[16]定性地指出光伏并网系统中短路电流受锁相环等非线性环节的影响,但未描述明确的故障机理。文献[17]分析了锁相环与电流内环的交互作用机理,阐述了电网强度对上述机理的影响,但未建立逆变电源的故障电流解析模型。文献[18]虽然提出了计及锁相环输出动态特性的逆变电源故障电流解析方法,但仅将锁相误差定义为常数,未能准确计及锁相偏差为时变的情况。文献[19]针对弱电网下直驱风机并网系统的构网型换流器,考虑短路故障后的机端相位跳变与锁相环动态特性,得到了不同电压跌落程度下的故障电流数值解,但未能得到故障电流解析解。文献[20]以逆变型电源并网侧单相电压跌落为研究场景,给出了求解锁相环输出相角的二阶非线性微分方程,但仅得出相角的数值解,并未得到故障电流表达式。求解故障电流解析解后,能够明确不同故障场景下的故障特性,进一步对保护的整定计算、保护判据的构建奠定基础。综上所述,考虑锁相环动态响应特性的短路电流解析工作亟需进一步完善。

基于此,本文以光伏并网系统为研究背景,在充分考虑 PLL 锁相偏差的前提下,推导并建立了三

相短路故障时暂态电流的解析计算模型。首先求解了锁相环锁相偏差的表达式,明确了影响锁相环动态响应特性的主要因素。其次,在忽略电流内环响应过程基础上,计及锁相偏差对坐标变换的影响,通过逆变器控制系统方程得到逆变器端口电压解析表达,最终建立故障电流的解析模型。本文通过理论分析,揭示了三相短路故障下锁相偏差对故障电流的影响机理,并分析了故障电流的谐波特性。通过 MATLAB/Simulink 仿真结果验证了所提故障解析模型的正确性。

1 光伏并网系统控制策略

光伏阵列经逆变器并网,其拓扑结构如图 1 所示,光伏并网系统主要由光伏阵列、直流侧电容 C 、逆变器等组成。图 1 中 U_{dc} 为直流侧电容电压, e_{abc} 为 PCC 点电压。

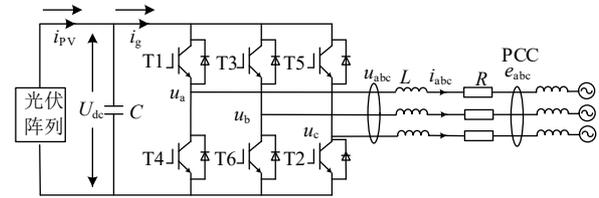


图 1 光伏并网系统结构图

Fig. 1 Photovoltaic grid-connected system structure diagram

根据图 1 可知,逆变器端口电压 u 和光伏输出电流 i 之间的物理方程如式(1)所示。

$$u_{abc} = L \frac{di_{abc}}{dt} + Ri_{abc} + e_{abc} \quad (1)$$

式中: L 与 R 分别为逆变器端口到 PCC 点之间的等效电感与电阻;下标 a、b、c 分别表示静止坐标系下的 A、B、C 三相。

1.1 逆变电源并网运行控制策略

正常运行情况下,光伏并网逆变器大多采用基于电网电压定向的矢量控制方式,其控制方程为^[21]

$$\begin{cases} i_d^{\text{ref}} = (U_{dc}^{\text{ref}} - U_{dc})(K_{vp} + \frac{K_{vi}}{s}) \\ u_d^{\text{ref}} = e_d + Ri_d - \omega_0 Li_q + (K_{ip} + \frac{K_{ii}}{s})(i_d^{\text{ref}} - i_d) \\ u_q^{\text{ref}} = e_q + Ri_q + \omega_0 Li_d + (K_{ip} + \frac{K_{ii}}{s})(i_q^{\text{ref}} - i_q) \end{cases} \quad (2)$$

式中: i_d^{ref} 、 i_q^{ref} 和 i_d 、 i_q 分别为内环电流参考值与实际值的 d 轴和 q 轴分量; U_{dc}^{ref} 为直流母线电压参考值; u_d^{ref} 、 u_q^{ref} 为外环电压参考值的 d 轴和 q 轴分量; e_d 为光伏交流侧 PCC 点电压 d 轴分量; K_{vp} 、 K_{vi} 和 K_{ip} 、 K_{ii} 分别为电压外环和电流内环 PI 控制的比例、积分系数; ω_0 为电网角频率。正常运行状态

下, d 轴电流内环的参考值 i_d^{ref} 由电压外环给出, q 轴电流内环的参考值 i_q^{ref} 为零。

电网发生短路故障后, 传统的低压穿越控制策略要求: 当故障后的并网点电压在额定电压的 20%~90% 之间时, 电流内环参考值不再由电压外环提供, 而是根据并网点电压跌落程度直接给定 q 轴电流参考值, 从而实现无功电流注入; 为了在逆变器不过流的情况下发出允许的最大有功功率, d 轴电流指令值取 i_{d0}^{ref} 和 $\sqrt{(KI_N)^2 - (i_q^{\text{ref}})^2}$ 之间的较小值, 其中 i_{d0}^{ref} 为故障前逆变器电流内环有功电流指令值, 如式(3)所示。

$$\begin{cases} i_d^{\text{ref}} = [i_{d0}^{\text{ref}}, \sqrt{(KI_N)^2 - (i_q^{\text{ref}})^2}] \\ i_q^{\text{ref}} = \begin{cases} 0, \frac{U}{U_N} > 0.9 \\ 2(0.9 - \frac{U}{U_N})I_N, 0.2 \leq \frac{U}{U_N} \leq 0.9 \\ KI_N, \frac{U}{U_N} < 0.2 \end{cases} \end{cases} \quad (3)$$

式中: K 值的大小与逆变器的限幅环节有关, 一般取 1.2~1.5, 本文取 1.5; I_N 为额定电流; U_N 为并网点额定电压。

1.2 锁相环控制原理

本文以经典的三相同步锁相环 SRF-PLL (synchronous-reference-frame PLL) 为例进行分析, 其控制结构如图 2 所示。

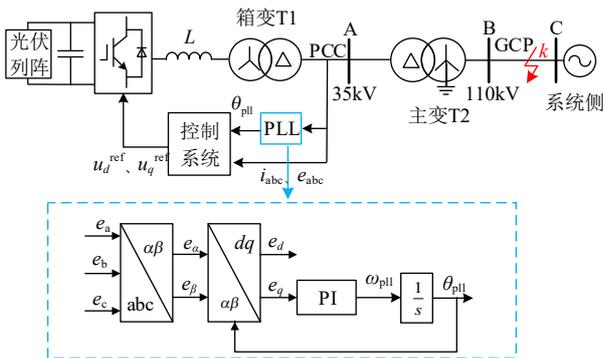


图 2 光伏并网系统拓扑及锁相环控制结构

Fig. 2 Structure of synchronous-reference-frame PLL

锁相环输入光伏 PCC 点电压 e_{abc} , 通过静止坐标变换和同步坐标变换得到 dq 坐标系下的 e_{dq} , 电网电压的相角跳变可以通过 e_q 来描述。 e_q 经过 PI 控制得到电压的角频率 ω_{pll} , 通过积分可以得到锁相环输出的相位 θ_{pll} , 实现对电压相位的追踪。

根据锁相环的工作原理, 由图 2 可以得到锁相环的传递函数为

$$e_q(K_p + \frac{K_i}{s}) = s\theta_{\text{pll}} \quad (4)$$

2 计及锁相环动态响应的光伏系统故障特性分析

传统新能源故障电流解析方法是将逆变器控制方程、逆变器与 PCC 点之间的物理方程联立消除, 得到关于故障电流的二阶常系数微分方程, 再进行求解计算^[22-24]。当考虑 PLL 锁相误差后, 此时二阶微分方程变为 dq 耦合的二阶变系数微分方程, 难以进一步求解。

考虑到锁相误差是通过坐标变化影响 dq 轴的解耦特性, 进而影响故障电流的解析计算。本节基于锁相环和电流内环响应的不同时间尺度, 在忽略电流内环的响应过程, 降低故障电流方程阶数的基础上, 计及锁相偏差对坐标变换的影响, 通过逆变器控制系统方程得到逆变器端口电压解析表达, 进而通过逆变器端口电压与 PCC 点电压之间的物理方程建立故障电流解析计算模型。

2.1 锁相环与电流内环的控制响应时间分析

为了保证光伏并网系统控制电流内环能够实现快速响应, 通常按照典型 I 型系统设计电流内环的控制参数。其中, 电流内环 PI 控制器比例、积分参数为

$$\begin{cases} K_{ip} = \omega_c L \\ K_{ii} = \omega_c R \end{cases} \quad (5)$$

式中 $\omega_c = 2\pi f_c$, 截止频率 f_c 设置为开关频率的 1/20。当系统出现故障时, 以 d 轴电流为例, $\Delta i_{d(t)}$ 的暂态响应时间约为 1ms 左右^[15]。

考虑锁相环的动态响应过程, 锁相环跟踪实际相位跳变需要 20~100ms^[19], 其响应时间相比电流内环的响应时间较长, 对故障后光伏电流输出的影响不可忽略。本文为计及锁相环的动态特性对光伏故障输出电流的影响, 忽略电流内环的响应时间, 即故障后电流实际值能够快速跟踪电流参考值。

2.2 锁相环动态响应特性分析

锁相环可以实现光伏侧与并网系统之间的相位同步, 输出电压的相位与角频率。当系统侧发生故障后, PCC 点电压相位跳变, 但由于锁相环的动态响应过程, 故障暂态阶段锁相环输出的相位无法即时跟踪其电压相位, 进而导致锁相环输出的相位与实际相位之间存在锁相偏差。

设输入锁相环 PCC 点电压 e_{abc} , 相位为 θ_0 , 幅值为 E_m , 可以得到 e_{dq} 的表达式为

$$e_{dq} = T_{2r/3s} e_{abc} = [E_m \cos(\theta_0 - \theta_{\text{pll}}) \quad E_m \sin(\theta_0 - \theta_{\text{pll}})]^T \quad (6)$$

当锁相偏差较小时，可以近似处理为 $\sin(\theta_0 - \theta_{pll}) \approx (\theta_0 - \theta_{pll})$ 。将 e_q 带入锁相环传递函数式(4)中

$$(\theta_0 - \theta_{pll})E_m(K_p + \frac{K_i}{s}) = s\theta_{pll} \quad (7)$$

由式(7)可以得到锁相环输出的相位 θ_{pll} 的表达式为

$$\theta_{pll}(s) = \theta_0(s) \frac{E_m K_p s + E_m K_i}{s^2 + E_m K_p s + E_m K_i} \quad (8)$$

设故障后， e_{abc} 电压相位发生 $\Delta\theta$ 跳变(由于故障相位跳变具有随机性，本文以相位向后跳变为例进行分析)，将其转换至频域下为 $\Delta\theta(s) = \Delta\theta/s$ 的阶跃信号。此时锁相环的输入信号为锯齿波分量叠加阶跃分量，如图3所示。

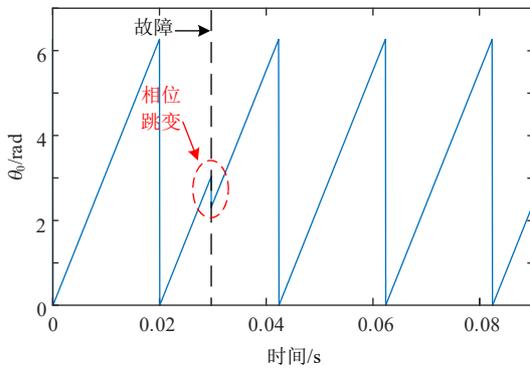


图3 公共耦合点电压故障相位跳变图

Fig. 3 Phase jump diagram of voltage fault at PCC

其中，阶跃分量的响应转换至时域后对应相位跳变角 $\Delta\theta$ 经过锁相环控制器的输出，即锁相环输出的相位与实际相位之间的锁相偏差。因此，通过求解阶跃分量的响应，可以得到锁相环输出的相位与实际相位之间的偏差 $\Delta\theta_{pll}$ 。将频域下 PCC 点电压实际跳变 $\Delta\theta(s)$ 带入式(8)可以得到响应为

$$\Delta\theta_{pll}(s) = \frac{\Delta\theta}{s} \cdot \frac{E_m K_p s + E_m K_i}{s^2 + E_m K_p s + E_m K_i} = \frac{\Delta\theta(E_m K_p s + E_m K_i)}{s(s - s_1)(s - s_2)} \quad (9)$$

式中，

$$s_{1,2} = \frac{-E_m K_p \pm \sqrt{(E_m K_p)^2 - 4E_m K_i}}{2} \quad (10)$$

当 $E_m < \frac{4K_i}{K_p^2}$ 时， $s_{1,2}$ 为复数，设 $s_{1,2} = \zeta \pm j\omega_s$ ，

反变换至时域下该响应对应的锁相环输出的相位偏差为

$$\Delta\theta_{pll} = L^{-1}[\Delta\theta_{pll}(s)] = -A + e^{-\frac{t}{\tau}} [A \cos(\omega_s t) + B \sin(\omega_s t)] \quad (11)$$

式中，

$$\begin{cases} \zeta = -\frac{E_m K_p}{2}, \tau = -\frac{1}{\zeta} \\ \omega_s = \frac{\sqrt{(E_m K_p)^2 - 4E_m K_i}}{2} \\ A = -\frac{E_m K_i \Delta\theta}{\zeta^2 + \omega_s^2} \\ B = \frac{E_m K_p \Delta\theta}{\omega_s} + \frac{E_m K_i \zeta \Delta\theta}{(\zeta^2 + \omega_s^2)\omega_s} \end{cases} \quad (12)$$

由式(11)和(12)可知，锁相偏差 $\Delta\theta_{pll}$ 是一个随时间变化的偏差量。故障发生时刻 $\Delta\theta_{pll}=0$ ；当锁相环最终追踪到故障跳变角后， $\Delta\theta_{pll}=\Delta\theta$ 。

锁相环的动态响应特性受锁相环控制参数、电压跌落程度以及相角跳变程度的影响。其中，衰减时间系数 τ 和谐波角频率 ω_s 的大小受电压跌落程度、锁相环的控制参数等影响；PCC 点电压相位跳变 $\Delta\theta$ 的大小主要影响谐波分量的幅值，当相位跳变严重时，谐波分量幅值增大。

为实现解耦控制，光伏采用 dq 轴分量分别控制，电压电流经过坐标变换时，锁相偏差 $\Delta\theta_{pll}$ 会导致 dq 不再解耦，进而影响故障电流。因此，有必要进一步建立考虑锁相偏差的故障电流解析计算模型。

2.3 考虑锁相环动态响应特性的故障电流计算模型

当考虑锁相偏差 $\Delta\theta_{pll}$ 对光伏并网系统故障电路解析式的影响时，由于 $\Delta\theta_{pll}$ 是通过影响派克变换与派克反变换过程，对故障期间在光伏并网系统造成影响，其影响路径图如图4所示。

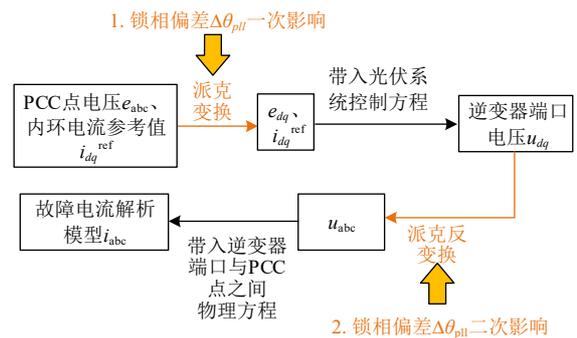


图4 锁相偏差影响路径图

Fig. 4 Influence path diagram of phase lock deviation

光伏逆变器控制框图如图5所示，当光伏并网交流侧发生故障时，若光伏并网点电压跌落至0.9pu以下，根据光伏低压穿越控制策略，电压外环断开，电流内环参考值 i_d^{ref} 、 i_q^{ref} 由式(3)给出，在故障阶段为定值。

由2.1节分析可知，电流内环在故障暂态阶段能够实现快速的跟踪响应，即

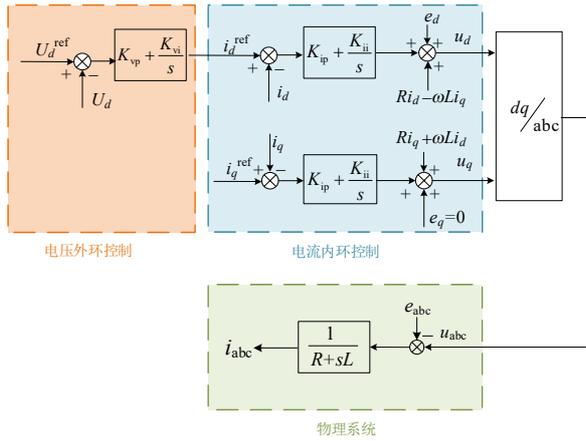


图 5 光伏逆变器控制框图

Fig. 5 Control diagram of inverter of the PV

$$\begin{cases} i_d = i_d^{ref} \\ i_q = i_q^{ref} \end{cases} \quad (13)$$

当光伏交流侧发生对称故障时，PCC 点电压幅值 E_m 发生瞬间跌落。设故障前电压的实际相位为 θ_0 ，故障发生相位跳变后电压的实际相位为 θ_1 。即故障后 PCC 点电压表达式为

$$\begin{bmatrix} e_a \\ e_b \\ e_c \end{bmatrix} = E_m \begin{bmatrix} \cos \theta_1 \\ \cos(\theta_1 - 120^\circ) \\ \cos(\theta_1 + 120^\circ) \end{bmatrix} \quad (14)$$

根据锁相环采集的相位信息，派克变换矩阵为

$$T_{2r/3s} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \alpha & \cos(\alpha - 120^\circ) & \cos(\alpha + 120^\circ) \\ -\sin \alpha & -\sin(\alpha - 120^\circ) & -\sin(\alpha + 120^\circ) \end{bmatrix} \quad (15)$$

其中，正常运行时 d 轴与 a 轴的夹角 $\alpha = \theta_0$ ；当故障发生相位跳变后，由 2.2 节分析可知，锁相环输出的相位信息存在 $\Delta\theta_{pll}$ 的锁相偏差，因此故障后 $\alpha' = \theta_0 - \Delta\theta_{pll}$ 。光伏 PCC 点电压矢量如图 6 所示。

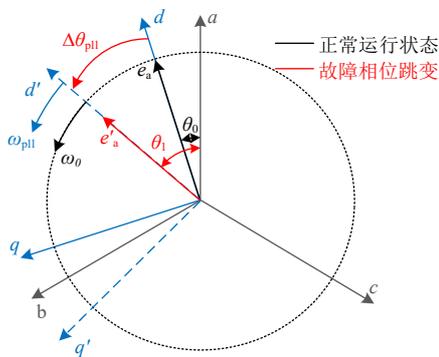


图 6 光伏公共耦合点电压矢量图

Fig. 6 Voltage vector diagram of PCC

当故障跳变角较小时，根据泰勒展开公式，忽略高阶分量，可以近似处理为 $\sin\Delta\theta_{pll} \approx \Delta\theta_{pll}$ 。PCC 点电压 e_{abc} 经派克变换后，可以得到 e_d 、 e_q 的表达式为

$$\begin{bmatrix} e_d \\ e_q \end{bmatrix} = T_{3s/2r} \begin{bmatrix} e_a \\ e_b \\ e_c \end{bmatrix} = E_m \begin{bmatrix} \cos \Delta\theta_{pll} \\ \sin \Delta\theta_{pll} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} E_m \cos \Delta\theta_{pll} \\ E_m \Delta\theta_{pll} \end{bmatrix} \quad (16)$$

将 i_{dq} 与 e_{dq} 的表达式带入光伏控制方程(本文 1.1 节中式(2))中，可以得到逆变器输出端口电压 u_d^{ref} 、 u_q^{ref} 在故障阶段的表达式。其中 u_d 在故障暂态阶段为定值， u_q 为定值与锁相环相位偏差量的叠加，为了计算表达方便将 u_d 、 u_q 中的常数项分别设为 M_1 、 M_2 ，如式(17)所示

$$\begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_m + Ri_d^{ref} - \omega_0 Li_q^{ref} \\ E_m \Delta\theta_{pll} + Ri_q^{ref} + \omega_0 Li_d^{ref} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_1 \\ E_m \Delta\theta_{pll} + M_2 \end{bmatrix} \quad (17)$$

由于在派克反变换中同样会引入锁相偏差 $\Delta\theta_{pll}$ ，因此由内环控制得到的端口电压 u_d 、 u_q 经过逆变换后需要进一步求解。式(17)进行派克反变换后，三相静止坐标系下逆变器端口电压为

$$u_{abc} = T_{3s/2r} [u_d \quad u_q]^T = \begin{bmatrix} u_d \cos(\theta_0 + \Delta\theta_{pll}) - u_q \sin(\theta_0 + \Delta\theta_{pll}) \\ u_d \cos(\theta_0 + \Delta\theta_{pll} - 120^\circ) - u_q \sin(\theta_0 + \Delta\theta_{pll} - 120^\circ) \\ u_d \cos(\theta_0 + \Delta\theta_{pll} + 120^\circ) - u_q \sin(\theta_0 + \Delta\theta_{pll} + 120^\circ) \end{bmatrix} \quad (18)$$

以 a 相电压为例，将 u_{dq} 与 $\Delta\theta_{pll}$ 的表达式带入式(18)中，可以解得故障后逆变器端口电压的解析表达式为

$$u_a = K_1 \cos(\theta_0 + \varphi) + K_2 e^{-\frac{2t}{\tau}} \cos \theta_0 + K_3 e^{-\frac{t}{\tau}} \cos[(\omega_0 + \omega_s)t + \gamma + \beta] + K_4 e^{-\frac{2t}{\tau}} \sin[(\omega_0 + 2\omega_s)t + \mu] \quad (19)$$

式中 K_1 、 K_2 、 K_3 、 K_4 与 γ 、 β 、 μ 、 φ 的具体表达式参见附录。逆变器控制系统得到的端口电压 u_{abc} 经过物理方程 $u_{abc} = L di_{abc} / dt + Ri_{abc} + e_{abc}$ 可以建立起与输出电流 i 之间的联系，以 a 相电压为例

$$u_a = L \frac{di_a}{dt} + Ri_a + e_a \quad (20)$$

针对关于故障电流 i_a 的一阶线性微分方程，通过求解此方程可以最终得到故障电流的解析表达式

$$i_{a(t)} = Ce^{-\int \frac{R}{L} dt} + e^{-\int \frac{R}{L} dt} \int \left(\frac{u_a - e_a}{L} \right) e^{\int \frac{R}{L} dt} dt \quad (21)$$

将 e_a 和 u_a 表达式式(14)和式(20)带入 a 相电流的解析表达式中，最终得到的故障电流解析表达式为

$$\begin{aligned}
 i_{a(t)} = & C e^{\frac{-R}{L}t} + I_1 \sin(\omega_0 t + \varphi) + I_2 \sin(\omega_0 t + \Delta\theta) + \\
 & I_3 e^{\frac{-2t}{\tau}} \sin(\omega_0 t) + \\
 & I_4 e^{\frac{-t}{\tau}} \sin[(\omega_0 + \omega_s)t + \gamma + \beta] + \\
 & I_5 e^{\frac{-2t}{\tau}} \sin[(\omega_0 + 2\omega_s)t + \mu]
 \end{aligned} \tag{22}$$

式中 I_1 – I_5 的具体表达式参见附录。由式(22)可知, 考虑锁相环的动态响应后, 故障电流中除 2 组工频分量外, 还有 4 部分构成: 2 组衰减的指数函数与三角函数的乘积, 对应故障后不断振荡衰减(衰减时间常数不同)的谐波分量; 1 组二倍频衰减的指数函数与工频分量的乘积; 1 组常数衰减指数函数的乘积, 对应故障电流里的直流衰减分量。

综上, 考虑锁相环动态响应特性的故障电流解析计算模型建立的具体求解思路如图 7 所示。

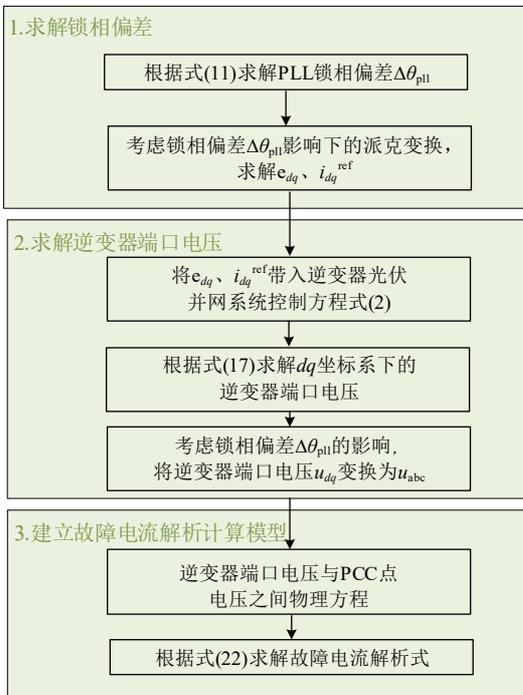


图 7 故障电流求解思路图
Fig. 7 Flow chart of fault transient analysis

3 仿真实验与分析

3.1 故障电流解析计算模型的验证

为验证本文所提的计及锁相环动态响应特性的故障电流解析计算模型的准确性, 基于 MATLAB/Simulink 仿真平台搭建了如图 8 所示的光伏并网仿真系统, 光伏输出经过箱变 T1 升压至 35kV, 通过集电线后经过主变 T2 升压至 110kV 接入系统侧, 其中箱变 T1 高压侧为 PCC 点, 主变 T2 高压侧为并网侧^[25]。光伏逆变器以及线路的相关参数如表 1 所示。

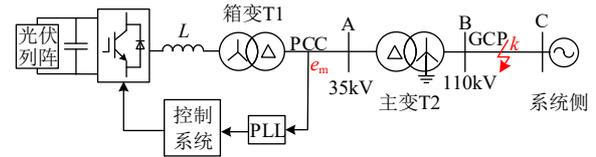


图 8 仿真系统结构
Fig. 8 Simulation system structure

参数	数值	参数	数值
额定容量/MVA	0.25	变压器 T1 变比	0.38/35
电流环控制参数 K_{ip}	0.3	变压器 T2 变比	35/110
电流环控制参数 K_{ii}	20	滤波电感/ μ H	20
锁相环控制参数 K_p	180	滤波电阻/ $m\Omega$	0.37
锁相环控制参数 K_i	3200	直流母线电容/ μ F	8000

在下文的仿真算例中, 故障前光伏逆变器均处于单位功率因数运行状态, 光伏输出的有功功率为 1.0pu。设 $t=0s$ 时在图 8 中 k 点处发生三相短路故障, 故障后 PCC 点电压 e_m 幅值跌落至 0.4pu。根据 1.2 节光伏低压穿越的要求, 故障后电流内环的参考值由式(3)给定, 即故障后 dq 轴电流参考值 $i_d^{ref}=0.9$, $i_q^{ref}=1.2$ 。

图 9 给出了故障后 PCC 点电压相位跳变情况与锁相环输出的相位 θ_{pll} 。由图 9(a)可知, 在故障发生时, PCC 点电压相位向后跳变 9° 。由图 9(b)可知, 在故障暂态阶段由于锁相环动态特性, 其输出的相位 θ_{pll} 存在动态响应过程, 基于锁相环输出相角的 dq 旋转角速度不再是稳定的工频角速度, 进而对光伏输出的故障电流造成一定的影响。

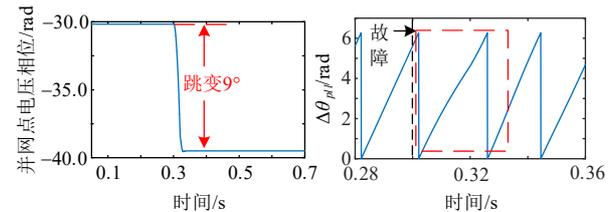
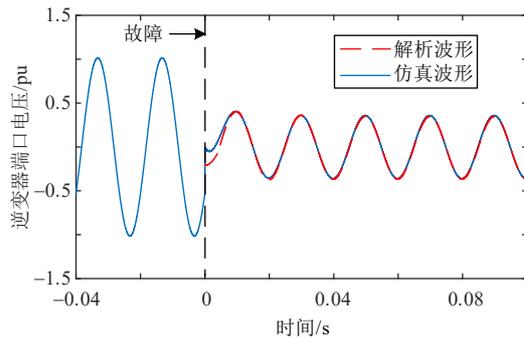


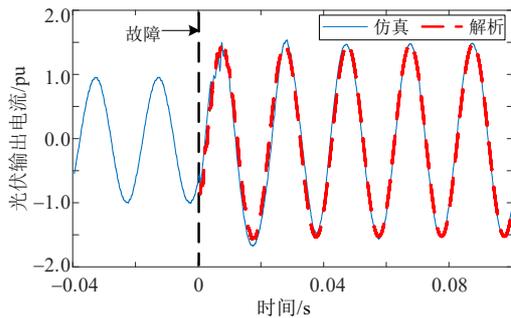
图 9 公共耦合点电压相位与 PLL 输出相位波形
Fig. 9 Simulation waveform of PCC voltage phase and PLL output phase

由逆变器端口电压式(19)可以得到解析波形, 将仿真得到的逆变器端口电压波形与解析波形进行拟合, 如图 10(a)所示。同理, 根据本文 2.3 节推导得到的故障电流解析式(22), 可以得到在该仿真下光伏输出电流的解析波形。图 10(b)和(c)分别为输出故障电流解析波形与仿真波形的拟合与误差百分数。根据图 10(b)可知, 解析计算波形与仿真波形吻合度较好, 验证了故障电流解析计算模型的准确性。由图 10(c)可知, 故障电流解析波形的误差百分数在较长时间窗内小于 3%, 验证了本文所提的计及锁相环动态响应下故障电流解析计

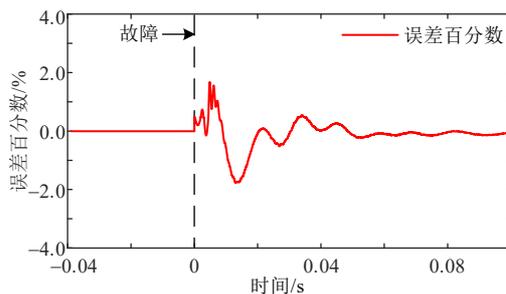
算模型的准确性。



(a) 逆变器端口电压仿真波形与解析波形拟合图



(b) 光伏输出故障电流仿真波形与解析波形拟合图



(c) 故障电流误差百分数

图 10 逆变器端口电压与故障电流波形

Fig. 10 Waveform of inverter port voltage and fault current

为进一步明确故障电流中谐波含量，利用 Matlab/Prony 算法^[26-27]，对光伏输出电流波形中的暂态分量的幅值、衰减系数、初相位信息数据进行提取。通过 prony 算法得到表 2 所示的各暂态分量的相关数据。

根据正文 2.3 节推导的故障电流解析表达式 (22)，代入本文仿真模型参数得到的具体表达式为

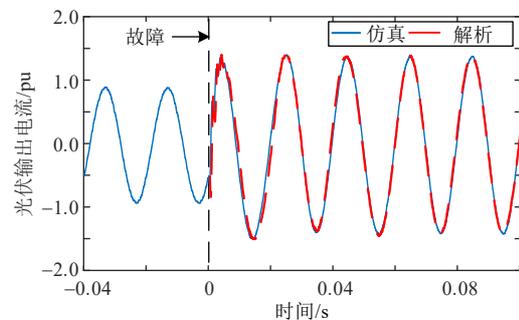
表 2 暂态分量基本参数
Table 2 Basic parameters of transient component

Prony 算法	参数			
	幅值	衰减系数	频率/Hz	初相位/rad
直流衰减	-0.253	0.012	—	—
工频	1.305	—	50	-0.252
工频	-0.304	—	50	-1.518
振荡衰减工频分量	0.177	0.018	50	0
振荡衰减谐波分量	-0.041	0.036	412.894	0.773
振荡衰减谐波分量	0.117	0.018	775.684	-0.521

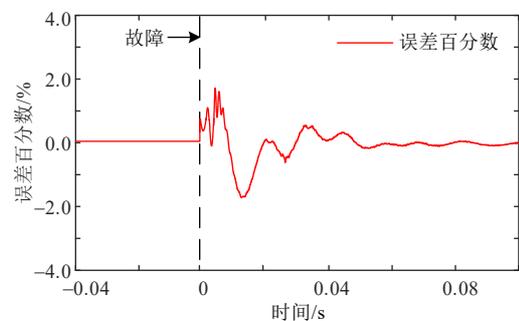
$$i_{a(t)} = -0.276e^{-84t} + 1.276\sin(100\pi t - 0.275) - 0.266e^{-54t}\sin(100\pi - 1.622) + 0.153e^{-54t}\sin(100\pi) - 0.045e^{-27t}\cos(412.89t - 0.759) - 0.210e^{-54t}\sin(775.68t - 0.594) \quad (23)$$

根据表 2 与式(23)可知，故障电流解析式中的谐波含量幅值、频率与仿真 prony 算法得到的谐波含量基本一致。

为进一步验证锁相环不同参数下本文所提的故障电流解析计算模型的准确性，以故障后 PCC 点电压 e_m 幅值跌落至 0.4pu 为例，图 11 为锁相环比例参数 K_p 由 180 调整为 130 时，输出故障电流解析波形的波形拟合及故障电流的误差百分数波形图。



(a) 光伏输出故障电流仿真波形与解析波形拟合图



(b) 故障电流误差百分数

图 11 不同锁相环参数下故障电流波形拟合及误差百分数

Fig. 11 Waveform of fault current fitting and error percentage under different coefficients of PLL

根据图 11(a)(b)可以看出，在合理的范围内调整锁相环的控制参数，光伏输出电流的解析计算波形与仿真波形吻合度较好。解析计算波形与仿真波形的误差保证在较小的范围内，进一步验证了本文所提的计及锁相偏差下故障电流解析计算模型的准确性。

3.2 不考虑锁相偏差的解析结果对比验证

若忽略故障期间锁相偏差的影响，即认为故障期间锁相环能迅速追踪 PCC 点电压相位跳变，则锁相偏差 $\Delta\theta_{pll}=0$ ，锁相环输出的相位信息与 PCC 点

电压相位完全一致，该故障电流解析计算模型如式(24)所示。

$$\begin{cases} i_a = \sqrt{(i_d^{\text{ref}})^2 + (i_q^{\text{ref}})^2} \cos(\omega_0 t + \theta^* + \varphi^*) \\ \varphi^* = \arctan(i_q^{\text{ref}} / i_d^{\text{ref}}) \end{cases} \quad (24)$$

其中 θ^* 是故障前 a 相电流相位。将忽略锁相偏差的暂态电流解析计算模型与本文考虑锁相偏差影响下的解析计算模型进行对比仿真。图 12 为 PCC 点电压 e_m 幅值跌落至 0.4pu 情况下的光伏并网系统故障电流的仿真波形与两种解析波形的拟合图。

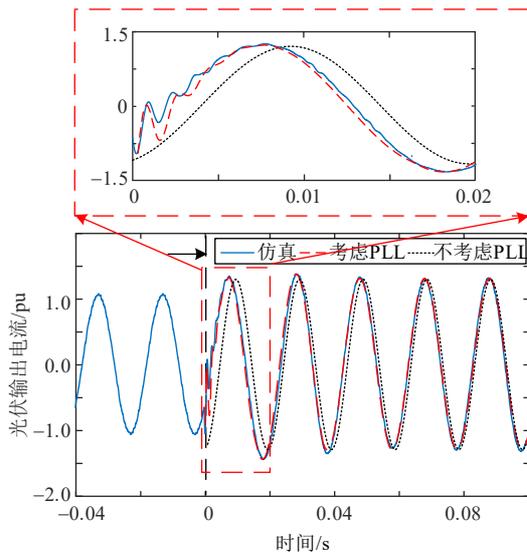


图 12 不考虑锁相偏差下的故障电流波形拟合图
Fig. 12 Waveform of fault current fitting without considering the deviations of PLL

由图 12 可知，相比考虑锁相偏差的影响，忽略锁相偏差的故障电流解析波形在故障后两个周期内的故障暂态阶段误差较大，故障稳态阶段拟合较好。由于锁相偏差会导致最终的故障电流解析模型中引入非工频振荡衰减分量，忽略相偏差影响的故障电流解析计算模型拟合不够准确。此外，由于锁相偏差的存在，锁相环输出相位追踪并网点电压相位存在一定的动态过程，忽略锁相偏差会导致光伏输出故障电流的相位拟合存在较大偏差。

因此，该仿真对比验证可以进一步说明，现有的逆变电源交流送出侧短路故障分析研究针对暂态期间控制系统非线性控制环节的影响缺乏定量考虑，计及锁相偏差的存在能够进一步建立更加精确的故障电流解析计算模型。

3.3 锁相偏差对故障电流暂态特征的影响

锁相偏差对故障电流的影响，主要体现在故障电流解析模型中的衰减时间系数 τ 以及谐波分量，主要受锁相环控制参数、电压跌落程度以及相位跳变角度的影响。

为验证锁相环控制参数 K_p 对衰减时间系数 τ 的影响，在其他因素不变的情况下，调整锁相环比例控制参数 K_p 由小增大，由图 13 所示。

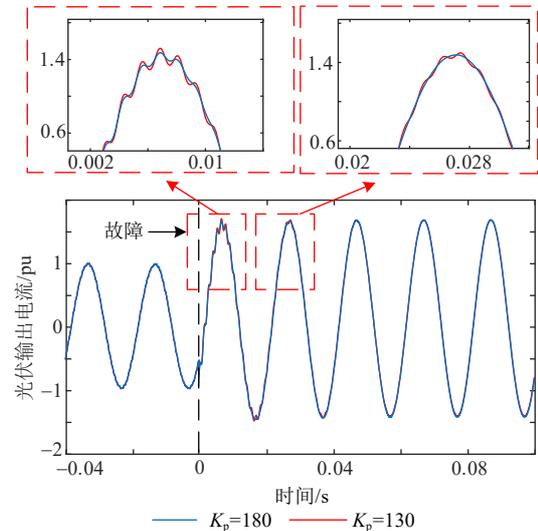


图 13 不同锁相环比例系数下故障电流仿真波形图
Fig. 13 Simulation waveform of fault current under different proportional coefficients of PLL

由图 13 可以看出，当锁相环比例控制参数 K_p 较大时，故障电流暂态持续较短、超调量较小。当 $K_p=130$ ，0.03s 时波形中谐波电流含量仍然较为明显，衰减时间较长。表明当 K_p 增大时，故障电流的衰减时间系数 τ 减小，仿真结论与理论分析一致。

为验证相位跳变角 $\Delta\theta$ 对谐波分量的影响，当故障电压跌落程度不变时，设置 PCC 点电压相位跳变 $\Delta\theta$ 由 9° 上升为 35° ，故障电流如图 13 所示。

当故障电压跌落程度不变但 PCC 点电压相位跳变 $\Delta\theta$ 增大时，由式(12)可知，PCC 点电压相位跳变 $\Delta\theta$ 的大小会影响锁相偏差 $\Delta\theta_{pll}$ 中谐波分量的幅值，当相位跳变严重时，谐波分量幅值增大。此外，当相位跳变角增大时，泰勒展开近似处理时不可忽略锁相偏差 $\Delta\theta_{pll}$ 的高次项，因此会出现更加明显的高次谐波分量。

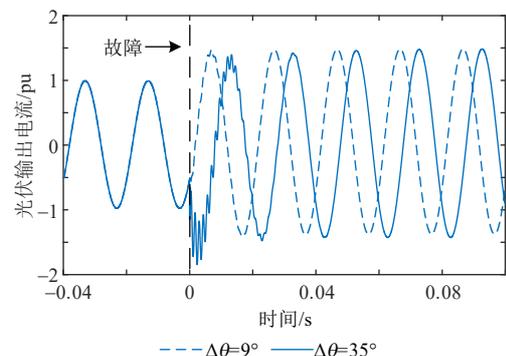


图 14 公共耦合点电压不同相位跳变下故障电流仿真波形
Fig. 14 Simulation waveform of fault current under different phase jump of PCC voltage

由图 14 可以看出, 当相位跳变 $\Delta\theta$ 增大时, 故障电流中衰减的谐波分量幅值增大, 故障电流的谐波含量明显上升, 大约 0.03s 后谐波分量衰减至零, 仿真结果与理论分析一致。

4 结论

本文针对光伏并网系统, 计及锁相环的动态响应特性, 建立了交流侧三相对称故障下光伏输出电流的解析计算模型, 明确了锁相环的动态特性对暂态电流的影响机理。通过本文研究得出以下主要结论:

1) 基于锁相环的动态特性, 分析了当 PCC 点电压发生相位跳变时, 锁相环输出相位与实际相位之间的锁相偏差, 明确了锁相偏差的影响因素。

2) 锁相偏差会通过坐标变换影响故障电流特性, 本文在忽略了电流内环的响应时间的基础上, 建立了考虑锁相动态响应特性的故障电流解析计算模型。

3) 针对锁相偏差对故障电流特性的主要影响因素, 验证了不同相位跳变程度、不同锁相环控制参数下的暂态电流解析模型的准确性。

本文建立的故障电流解析计算模型是以典型的三相同步锁相环为基础, 针对不对称故障下采用的解耦双同步坐标系锁相环对故障电流解析计算模型的影响, 后续将开展进一步的研究工作。

附录见本刊网络版 (<http://www.dwjs.com.cn/CN/1000-3673/current.shtml>)。

参考文献

- [1] 国家统计局. 中华人民共和国 2021 年国民经济和社会发展统计公报[N]. 中国信息报, 2022-03-01(001).
- [2] HADAVI S, MANSOUR M Z, BAHRANI B. Optimal allocation and sizing of synchronous condensers in weak grids with increased penetration of wind and solar farms[J]. IEEE Journal on Emerging and Selected Topics in Circuits and Systems, 2021, 11(1): 199-209.
- [3] 刘天琪, 周攀, 王顺亮, 等. 考虑多频率谐波动态的模块化多电平换流器建模及耦合特性分析[J]. 电网技术, 2021, 45(8): 3164-3172.
LIU Tianqi, ZHOU Pan, WANG Shunliang, et al. Modular multilevel converter modeling and coupling analysis considering multi-frequency harmonic dynamics[J]. Power System Technology, 2021, 45(8): 3164-3172(in Chinese).
- [4] 桑顺, 齐琛, 张新松, 等. 永磁直驱风电机组的构网型控制与黑启动[J]. 电网技术, 2022, 46(8): 3168-3180, doi: 10.13335/j.1000-3673.pst.2021.2370.
SANG Shun, QI Chen, ZHANG Xinsong, et al. Grid-forming control and black start of PMSG-based direct-driven wind turbine[J]. Power System Technology, 2022, 46(8): 3168-3180, doi: 10.13335/j.1000-3673.pst.2021.2370(in Chinese).
- [5] 贾祺, 严于贵, 李泳霖, 等. 多光伏发电单元并联接入弱交流系统的稳定性分析[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(3): 14-20.
JIA Qi, YAN Gangui, LI Yonglin, et al. Stability analysis of multiple parallel photovoltaic power generation units connected to weak AC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(3): 14-20(in Chinese).
- [6] 许诺翊, 刘威, 刘树, 等. 电力系统变流器构网控制技术的现状与发展趋势[J]. 电网技术, 2022, 46(9): 3586-3594, doi: 10.13335/j.1000-3673.pst.2021.2149.
XU Jieyi, LIU Wei, LIU Shu, et al. Current state and development trends of power system converter grid-forming control technology[J]. Power System Technology, 2022, 46(9): 3586-3594, doi: 10.13335/j.1000-3673.pst.2021.2149(in Chinese).
- [7] 徐政. 电力系统广义同步稳定性的物理机理与研究途径[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(9): 3-9.
XU Zheng. Physical mechanism and research approach of generalized synchronous stability for power systems[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 3-9(in Chinese).
- [8] 洪树斌, 范春菊, 陈实, 等. PQ 控制策略下多逆变器电源的故障等值方法[J]. 电网技术, 2018, 42(4): 1101-1109.
HONG Shubin, FAN Chunju, CHEN Shi, et al. Research on fault equivalence method for multiple inverter-interfaced distributed generation based on PQ control strategy[J]. Power System Technology, 2018, 42(4): 1101-1109(in Chinese).
- [9] WANG Qianggang, ZHOU Niancheng, YE Ling. Fault analysis for distribution networks with current-controlled three-phase inverter-interfaced distributed generators[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(3): 1532-1542.
- [10] KIM I. Short-circuit analysis models for unbalanced inverter-based distributed generation sources and loads[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(5): 3515-3526.
- [11] SHUAI Zhikang, SHEN Chao, YIN Xin, et al. Fault analysis of inverter-interfaced distributed generators with different control schemes[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(3): 1223-1235.
- [12] 董张卓, 刘魁, 张倍倍. 含分布式电源配电网通用故障电流计算方法[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(18): 161-168.
DONG Zhangzhuo, LIU Kui, ZHANG Beibei. A general fault current calculation method for distribution network with distributed generation[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(18): 161-168(in Chinese).
- [13] 杨杉, 同向前, 刘健, 等. 含分布式电源配电网的短路电流计算方法研究[J]. 电网技术, 2015, 39(7): 1977-1982.
YANG Shan, TONG Xiangqian, LIU Jian, et al. Short-circuit current calculation of distribution network with distributed generation[J]. Power System Technology, 2015, 39(7): 1977-1982(in Chinese).
- [14] 贾科, 顾晨杰, 毕天姝, 等. 大型光伏电站汇集系统的故障特性及其线路保护[J]. 电工技术学报, 2017, 32(9): 189-198.
JIA Ke, GU Chenjie, BI Tianshu, et al. Fault characteristics and line protection within the collection system of a large-scale photovoltaic power plant[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(9): 189-198(in Chinese).
- [15] 孔祥平, 张哲, 尹项根, 等. 含逆变器分布式电源的电网故障电流特性与故障分析方法研究[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(34): 65-74.
KONG Xiangping, ZHANG Zhe, YIN Xianggen, et al. Study on fault current characteristics and fault analysis method of power grid with inverter interfaced distributed generation[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(34): 65-74(in Chinese).
- [16] 胡家兵, 袁小明, 程时杰. 电力电子并网装备多尺度切换控制与电力电子化电力系统多尺度暂态问题[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(18): 5457-5467.
HU Jiabing, YUAN Xiaoming, CHENG Shijie. Multi-time scale

- transients in power-electronized power systems considering multi-time scale switching control schemes of power electronics apparatus[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(18): 5457-5467(in Chinese).
- [17] 吴广禄, 周孝信, 王姗姗, 等. 柔性直流输电接入弱交流电网时锁相环和电流内环交互作用机理解析研究[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(9): 2622-2633.
WU Guanglu, ZHOU Xiaoxin, WANG Shanshan. Analytical research on the mechanism of the interaction between PLL and inner current loop when VSC-HVDC connected to weak grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(9): 2622-2633(in Chinese).
- [18] 贾科, 刘浅, 杨彬, 等. 计及锁相环动态特性的逆变电源故障暂态电流解析[J]. 电网技术, 2021, 45(11): 4242-4250.
JIA Ke, LIU Qian, YANG Bin, et al. Transient fault current analysis of the inverter-interfaced renewable energy sources considering the dynamic characteristics of the phase-locked loop[J]. Power System Technology, 2021, 45(11): 4242-4250(in Chinese).
- [19] 盛四清, 田颢璟, 孙大卫, 等. 弱电网中直驱风机对称短路故障电流暂态特性[J]. 华北电力大学学报(自然科学版), 2022, 49(5): 33-41, 51.
SHENG Siqing, TIAN Haojing, SUN Dawei, et al. Transient characteristics of symmetrical short circuit fault current of direct drive fan in weak current network[J]. Journal of North China Electric Power University (Natural Science Edition), 2022, 49(5): 33-41, 51(in Chinese).
- [20] 岑扬, 黄萌, 查晓明. 电网电压不平衡跌落下同步参考坐标系锁相环瞬态响应分析[J]. 电工技术学报, 2016, 31(S2): 28-38.
CEN Yang, HUANG Meng, ZHA Xiaoming. The transient response analysis of SRF-PLL under the unbalance grid voltage sag[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2016, 31(S2): 28-38(in Chinese).
- [21] 郑涛, 王铭灏, 于吉, 等. 相邻变压器空载合闸对光伏输出电流二次谐波分量影响的研究[J]. 电网技术, 2021, 45(2): 570-577.
ZHENG Tao, WANG Minghao, YU Ji, et al. Research on the impact of no-load closing of adjacent transformer on the second harmonic current components of photovoltaic power[J]. Power System Technology, 2021, 45(2): 570-577(in Chinese).
- [22] 常仲学, 杨忠礼, 宋国兵, 等. 正负双序独立控制策略下的逆变型分布式电源不对称故障电流分析[J]. 电力自动化设备, 2018, 38(1): 44-51.
CHANG Zhongxue, YANG Zhongli, SONG Guobing, et al. Analysis on asymmetric fault current characteristics of inverter interfaced distributed generator under positive-sequence and negative-sequence current respective control strategy[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(1): 44-51(in Chinese).
- [23] 马玉梅, 黄清军, 朱东海, 等. 计及变换器输出电压约束的双馈风电机组故障电流特性分析[J]. 电网技术, 2021, 45(11): 4233-4241.
MA Yumei, HUANG Qingjun, ZHU Donghai, et al. Fault current characteristic analysis for DFIG-based wind turbine considering voltage constraint of power converter[J]. Power System Technology, 2021, 45(11): 4233-4241(in Chinese).
- [24] MAHMUD R, NARANG D, HOKE A. Reduced-order parameterized short-circuit current model of inverter-interfaced distributed generators[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(6): 3671-3680.
- [25] 张兴, 曹仁贤. 太阳能光伏并网发电及其逆变控制[M]. 北京: 机械工业出版社, 2011.
- [26] 杨婷. 基于 Prony 算法的电力系统低频振荡特征辨识[D]. 武汉: 华中科技大学, 2018.
YANG Ting. Identification of low-frequency oscillation characteristics of power system based on Prony algorithm[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2018(in Chinese).
- [27] 张俊峰, 陈珉, 杨婷, 等. 低频振荡参数 Prony 辨识中的数字滤波器设计[J]. 电力系统及其自动化学报, 2018, 30(12): 99-104.
ZHANG Junfeng, CHEN Min, YANG Ting, et al. Design of digital filter for recognition of low-frequency oscillation parameters using Prony algorithm[J]. Proceedings of the CSU-EPSA, 2018, 30(12): 99-104(in Chinese).



郑涛

在线出版日期: 2022-08-12。

收稿日期: 2022-06-01。

作者简介:

郑涛(1975), 男, 教授, 博士生导师, 研究方向为电力系统继电保护, E-mail: zhengtao_sf@126.com;

邹芑蕊(1997), 女, 通信作者, 硕士研究生, 研究方向为电力系统继电保护, E-mail: zpenny_97@163.com。

(编辑 李健一)

附录 A

$$\begin{cases} K_1 = \sqrt{(M_1 + AM_2 - A^2 E_m)^2 + (M_2 - AM_1 - AE_m)^2} \\ K_2 = -\frac{A^2 + B^2}{2} E_m \\ K_3 = \frac{1}{2} \sqrt{(A^2 + B^2) [(M_1 + E_m)^2 + (M_2 - 2AE_m)^2]} \\ K_4 = -\frac{E_m}{2} \sqrt{\left(\frac{A^2 - B^2}{2}\right)^2 + A^2 B^2} \end{cases} \quad (A1)$$

$$\begin{cases} \arctan \varphi = -\frac{M_2 - AM_1 - AE_m}{M_1 + AM_2 - A^2 E_m} \\ \arctan \gamma = \frac{A}{B} \\ \arctan \beta = \frac{M_2 - 2AE_m}{M_1 + E_m} \\ \arctan \mu = \frac{A^2 - B^2}{2A^2 B^2} \end{cases} \quad (A2)$$

$$\begin{cases} I_1 = \frac{K_1}{R + \frac{L^2 \omega_0^2}{R}} \sqrt{1 + \left(\frac{L\omega_0}{R}\right)^2} \\ I_2 = -\frac{E_m}{R + \frac{L^2 \omega_0^2}{R}} \sqrt{1 + \left(\frac{L\omega_0}{R}\right)^2} \\ I_3 = \frac{K_2}{(2L\xi + R) + \frac{L^2 \omega_0^2}{2L\xi + R}} \sqrt{1 + \left(\frac{L\omega_0}{2L\xi + R}\right)^2} \\ I_4 = \frac{K_3}{(L\xi + R) + \frac{L^2 (\omega_0 + \omega_s)^2}{L\xi + R}} \sqrt{1 + \left(\frac{L(\omega_0 + \omega_s)}{L\xi + R}\right)^2} \\ I_5 = \frac{K_4}{(2L\xi + R) + \frac{L^2 (\omega_0 + 2\omega_s)^2}{2L\xi + R}} \sqrt{1 + \left(\frac{L(\omega_0 + 2\omega_s)}{2L\xi + R}\right)^2} \end{cases} \quad (A3)$$

Fault Current Analysis of Photovoltaic Grid-connected System Considering Dynamic Response Characteristics of PLL

ZHENG Tao, ZOU Pengying, WANG Ziming

(State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy

Sources (North China Electric Power University)

KEY WORDS: Photovoltaic grid-connected system; fault current analysis; PLL; dynamic characteristics

Phase Locked Loop (PLL) plays an important role in grid-following (GFL) inverter grid-connected system. When faults occur and voltage of the point of common coupling (PCC) has a phase jump, the deviations of PLL will have a huge impact on the fault current characteristics due to the dynamic response process of the PLL. The existing research only gives the analytical expression of fault current when deviations of PLL is constant. So, the analytical calculation of fault current considering PLL dynamic phase deviation needs to be further improved.

Based on this, an analytical calculation model is established, which is designed for photovoltaic output current under three-phase symmetric fault, considering the dynamic response characteristics of PLL.

Firstly, when the voltage of the PCC has a phase jump, according to the transfer function of the PLL, it is equivalent to the sawtooth component superimposed step component in the input signal. By transferring the output of PLL in frequency domain to time domain, the expression of the deviation $\Delta\theta_{pll}$ is as follows:

$$\Delta\theta_{pll} = -A + e^{-\frac{t}{\tau}} [A \cos(\omega_s t) + B \sin(\omega_s t)] \quad (1)$$

Secondly, due to the deviations of PLL affects the decoupling characteristics of the dq axis by the coordinate transformation, it will affect the analytical calculation of the fault current. On the basis of ignoring the response process of current inner loop and taking into account the influence of $\Delta\theta_{pll}$, the analytical expression of inverter port voltage is obtained through the inverter control system equation.

Finally, through the physical equation between the inverter port voltage and the PCC voltage, the analytical model of the fault current is established as follows:

Based on MATLAB/Simulink simulation analysis, the accuracy of the proposed fault current analytical calculation model is verified by comparing with the analytical calculation waveform without considering the deviations of PLL.

$$i_{a(t)} = Ce^{-\frac{R}{L}t} + I_1 \sin(\omega_0 t + \varphi) + I_2 \sin(\omega_0 t + \Delta\theta) + I_3 e^{-\frac{t}{\tau}} \sin(\omega_0 t) + I_4 e^{-\frac{t}{\tau}} \sin((\omega_0 + \omega_s)t + \gamma + \beta) + I_5 e^{-\frac{t}{\tau}} \sin((\omega_0 + 2\omega_s)t + \mu) \quad (2)$$

The flow chart of analytical calculation of fault current considering the dynamic response characteristics of PLL is shown in Fig. 1.

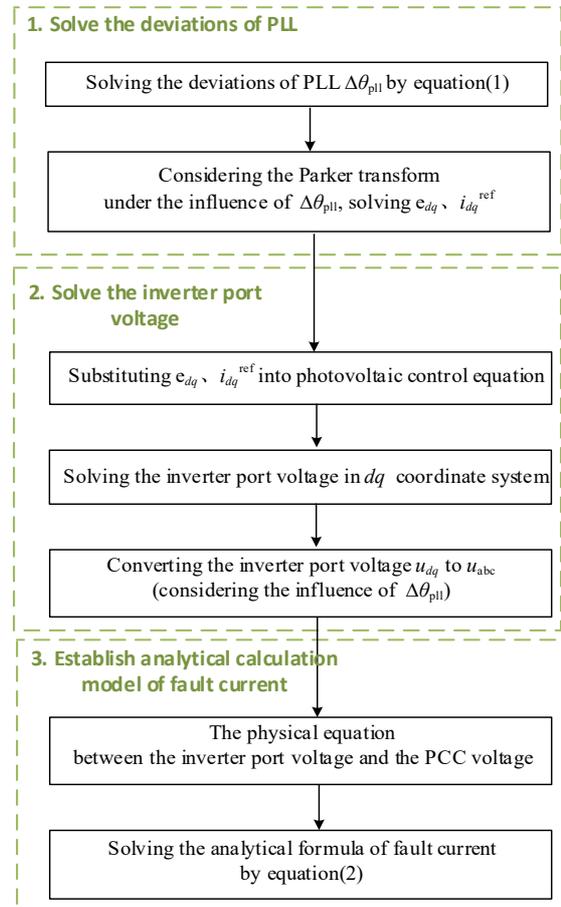


Fig. 1 Flow chart of fault transient analysis