第 52 卷 第 5 期：2430-2441 高电压技术 Vol.52, No.5: 2430-2441
2026 年 5 月 31 日 High Voltage Engineering May 31, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20241992

故障恢复期间跟网型逆变器暂态过电压分析及抑制

许奕晨，许津铭，凌子涵，谢少军
（南京航空航天大学自动化学院，南京 211106）

摘　要：低电压故障恢复期间跟网型逆变器容易产生并网点过电压问题。该文首先根据光伏系统各控制环路及并网线路的动态过程，分析了故障恢复期间并网点过电压的产生机理，认为无功及有功电流响应不当是造成暂态过电压的主要因素。因此，无功及有功电流基准恢复特性以及电流控制特性共同影响暂态过电压的大小。据此，提出了一种优化电流恢复特性的过电压抑制策略，该抑制策略较传统的电流基准直接切换方式具有更好的过电压抑制能力。最后通过仿真和实验验证了理论分析的正确性以及所提过电压抑制策略的有效性。

关键词：跟网型逆变器；低电压穿越；故障恢复；暂态特性；过电压抑制；电流基准切换

Transient Overvoltage Analysis and Suppression of Grid-following Inverters During Fault Recovery

XU Yichen, XU Jinming, LING Zihan, XIE Shaojun
(College of Automation Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 211106, China)

Abstract: Grid-following inverters are prone to transient overvoltage at the point of common coupling during low voltage fault recovery. This paper first analyzes the mechanism of overvoltage at the point of common coupling based on the dynamic processes of various control loops and grid-tied lines in the photovoltaic system during fault recovery. It is believed that improper response of reactive and active currents is the main factor causing transient overvoltage. Therefore, the reactive and active current reference recovery characteristics, as well as the current control characteristics, jointly affect the magnitude of transient overvoltage. Based on these transient characteristics, this paper proposes an overvoltage suppression strategy for optimizing the characteristics of current recovery. This control strategy has better overvoltage suppression capability than the traditional current reference direct switching method. Finally, the correctness of the theoretical analysis and the effectiveness of the proposed overvoltage suppression strategy were verified through simulation and experiments.

Key words: grid-following inverter; low voltage ride through; fault recovery; transient characteristics; overvoltage suppression; current reference switching

0　引言

近年来由于大量电力电子设备接入电网，高比例新能源的新型电力系统将面临较大的安全运行风险[1-2]。因此，为保障电网安全可靠运行，新型电力系统一方面需要提升新能源场站的故障穿越与动态调节能力，另一方面需要提高自身对新能源消纳的支撑能力[3-5]。根据 GB/T 37408—2019 要求，自并网点电压发生异常起直至故障清除，光伏逆变器需要注入和并网点电压相关的无功电流，从而支撑并网点电压[6-7]。发生低电压故障后，并网逆变器进入低电压穿越(low-voltage ride through, LVRT)模式，需注入无功电流来抬升并网点电压。但是故障清除后，由于逆变器自身控制参数不合适或恢复方式不当，并网点会出现暂态过电压问题。

针对暂态过电压的产生机理，短路故障[8-9]、电网电压跌落[10-11]等均可能引起故障恢复期间系统无功过剩，从而迅速抬升并网点电压。功率源如无功补偿装置或逆变器自身，在 LVRT 过程中一般呈现增发无功电流以支撑电压的特征，若故障清除后无功回撤不及时，则会导致暂态过电压的产生[12]。文献[13]进一步考虑故障清除时刻并网点电压存在相位突变，而锁相环需要时间来跟踪电网相位，从而导致输出电流与电流基准存在一定偏差，进而影响暂态过电压幅值。文献[9]则在此基础上定量求解了

基金资助项目：国家自然科学基金(52277184)；国家电网有限公司总部科技项目(4000-202355091A-1-1-ZN)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (52277184), Science and Technology Project of SGCC (4000-202355091A-1-1-ZN).

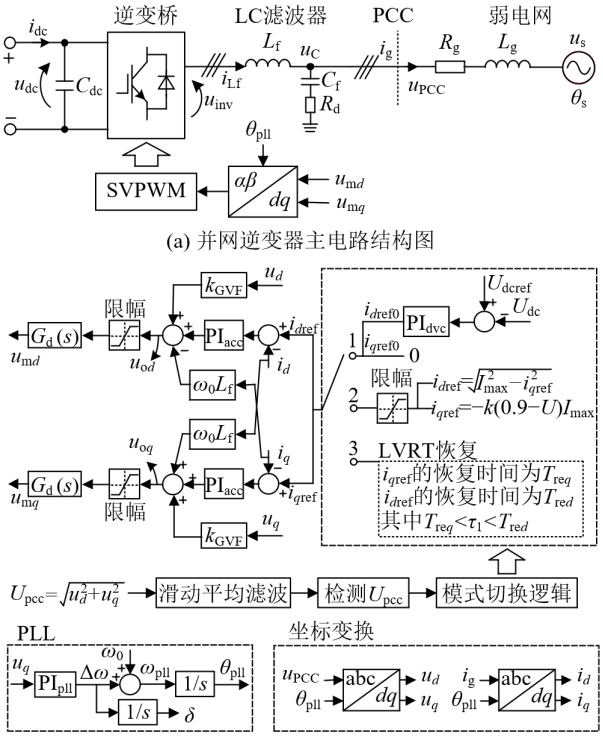
暂态过电压幅值的表达式，并结合表达式及锁相环动态，分析了不同系统参数对暂态过电压的影响。上述文献在分析过电压时，主要关注的是无功回撤过慢带来的影响，但实际恢复过程中模式切换带来的电流基准突然变化也会对暂态过电压产生影响，而此时电流环的动态特性往往无法忽略。

针对暂态过电压的抑制策略，主要分为 2 类：一类是对影响暂态过电压的关键参数进行优化与设计[14-18]；另一类则是在故障恢复期间优化控制策略[9,19-20]。文献[15-18]通过减小 LVRT 的无功注入系数，调整有功注入百分比，及增大短路比等措施来抑制暂态过电压。对控制策略的优化则重点关注系统的暂态特性，文献[9]通过给锁相环提供相位补偿来提高系统响应速度，减少了无功回撤所需的时间，从而减少了暂态过电压的持续时间。文献[13-14]提及了故障清除后有功电流应按指定斜率恢复，但并未深入讨论电流基准变化对暂态过电压的影响机制，具体的斜坡恢复参数设计也不清楚。

综上所述，目前有关故障恢复期间暂态过电压问题的研究，主要集中在对逆变器关键参数的优化以及锁相环动态的改进方面，忽略了模式切换带来的电流基准变化，以及电流环动态对暂态过电压的影响。针对这种情况，本文基于光伏跟网型逆变器，推导了计及电流环动态的跟网型逆变器大干扰模型，结合模型分析了故障恢复期间逆变器主电路以及控制环路的动态特性，阐明了暂态过电压的产生机理，在此基础上提出了一种基于电流恢复特性优化的暂态过电压抑制策略，并通过 MATLAB/Simulink 仿真以及三相逆变器实验平台验证了理论分析的准确性以及所提过电压抑制策略的有效性。

1 光伏跟网型逆变器主电路及控制结构

本文采用典型的三相 dq 旋转坐标系下的并网逆变器结构，主电路如图 1(a)所示，控制结构如图 1(b)所示。逆变器功率部分包括直流母线、逆变桥、LC 滤波器和交流电网。控制部分包括直流电压外环、电流内环、锁相环(phase-locked loop, PLL)、空间矢量脉宽调制(space vector pulse width modulation, SVPWM)环节、模式切换等。其中，u_{dc} 为直流母线电压；u_{inv_abc} 为桥臂输出电压，也就是调制电压 u_{m_abc}；u_{C_abc} 为滤波电容电压，即公共耦合点(point of common coupling, PCC)电压 u_{PCC_abc}；i_{Lf_abc} 为逆变器侧电感电流；i_{g_abc} 为入网电流；R_g 和 L_g 为电网



(a) 并网逆变器主电路结构图

(b) 并网逆变器控制结构图

图 1 并网逆变器主电路及控制结构图

Fig.1 Power circuit and control structure diagram of grid-tied inverter

阻抗；u_{s_abc} 为电网电压；i_d、i_q 和 u_d、u_q 分别为 i_{g_abc} 和 u_{PCC_abc} 经过 Park 变换后转换到 d、q 轴的分量；U_{pcc} 为 PCC 的电压幅值；θ_{PLL} 为 PLL 的输出相角，θ_s 为电网电压相角。

光伏逆变器通过直流电压外环给定有功电流基准初值 i_{dref0}，将给定无功电流基准初值 i_{qref0} 设为 0 以实现单位功率因数运行[21]。电流环采用比例积分(proportional-integral, PI)控制，k_{GVF} 为 PCC 电压比例前馈，u_{od}、u_{oq} 为电流环 d、q 轴的输出，并分别对其进行限幅，u_{md}、u_{mq} 为逆变器 d、q 轴的调制电压。$G_d(s)$为数字控制延迟环节，通过 Pade 近似，可将其表达式近似表示为：

$$G_d(s)=e^{-sT_d}\approx\frac{-0.5sT_d+1}{0.5sT_d+1} \tag{1}$$

式中：T_d 为等效延时；s 为 Laplace 算子。本文主要考虑的故障类型为电网电压幅值的三相对称跌落。当光伏并网逆变器检测到 PCC 点电压跌落到 0.9 pu 以下时，需要切换到 LVRT 模式，如图 1 所示。该模式下逆变器需要注入随 PCC 点电压实时变化的无功电流，且响应时间不超过 60 ms。图 1(b)中模式 2 为 LVRT 模式，通常逆变器在 LVRT 模式下都

采用无功电流优先的注入方式，且为了防止无功电流注入超过限定值，需要对其进行限幅处理，其表达式为：

$$i_{q\mathrm{ref}}=\begin{cases}-k(0.9-U_{\mathrm{pcc}}/U_0)I_{\max}, i_{q\mathrm{ref}}>-I_{\max}\\ -I_{\max}, i_{q\mathrm{ref}}\le -I_{\max}\end{cases} \tag{2}$$

式中：k 为无功电流注入系数；U_0 为 PCC 电压单位功率因数运行下的稳态值；$I_{\max}$ 为交流侧最大输出电流值。满足无功电流支撑要求后，利用剩余电流给定有功电流基准，其计算式为：

$$i_{d\mathrm{ref}}=\begin{cases}\sqrt{I_{\max}^2-i_{q\mathrm{ref}}^2}, i_{q\mathrm{ref}}>-I_{\max}\\ 0, i_{q\mathrm{ref}}\le -I_{\max}\end{cases} \tag{3}$$

上述 LVRT 模式下各物理量之间的矢量关系如图 2 所示，其中 δ 为 θ_{pll} 与 θ_{s} 的差值，ω_{pll} 为 PLL 输出的角频率，$\boldsymbol{i}_{\mathrm{ref}}$ 为电流基准矢量 $\boldsymbol{i}_{d\mathrm{ref}}$、$\boldsymbol{i}_{q\mathrm{ref}}$ 的和，$\boldsymbol{U}_{\mathrm{pcc}}$、$\boldsymbol{U}_{\mathrm{s0}}$ 为 PCC 电压和电网电压的矢量。式(2)中的负号表示注入的为容性无功电流，与图 2 中无功电流正方向相反，起到支撑 PCC 电压的作用。

逆变器在 LVRT 模式下进入稳态后，将维持无功和有功注入不变。当故障清除后，若检测到 U_{pcc} 恢复到 0.9 pu 以上，则为抑制 PCC 的暂态过电压，逆变器会从 LVRT 模式切换到所提 LVRT 恢复模式，最后再切回直流电压外环以单位功率因数模式运行，具体的模式切换逻辑和控制策略将在第 3 章中详细阐述。

2 故障恢复期间 PCC 过电压机理分析

2.1 计及电流环动态的并网逆变器建模

根据 GB/T 37408—2019，当检测到 PCC 电压恢复到 0.9 pu 以上时，逆变器需要从 LVRT 模式切换回单位功率因数运行，即 dq 轴的电流基准需要由式(2)、式(3)给定切换为纯有功注入，待稳定后再切回到直流电压外环。由于涉及电流基准的切换，因此电流环动态会影响逆变器的暂态特性[22]，本节将计及 PLL、电流环以及功率电路动态对并网逆变器进行建模。根据图 1(a)中的功率电路部分可列写出逆变器侧和网侧电路的微分方程，其表达式为：

$$\begin{cases}L_{\mathrm{f}}\dfrac{\mathrm{d}i_{L_{\mathrm{f}}_\mathrm{abc}}}{\mathrm{d}t}=u_{\mathrm{m}_\mathrm{abc}}-u_{\mathrm{c}_\mathrm{abc}}\\ C_{\mathrm{f}}\dfrac{\mathrm{d}(u_{\mathrm{c}_\mathrm{abc}}-R_{\mathrm{d}}(i_{L_{\mathrm{f}}_\mathrm{abc}}-i_{\mathrm{g}_\mathrm{abc}}))}{\mathrm{d}t}=i_{L_{\mathrm{f}}_\mathrm{abc}}-i_{\mathrm{g}_\mathrm{abc}}\\ L_{\mathrm{g}}\dfrac{\mathrm{d}i_{\mathrm{g}_\mathrm{abc}}}{\mathrm{d}t}+R_{\mathrm{g}}i_{\mathrm{g}_\mathrm{abc}}=u_{\mathrm{c}_\mathrm{abc}}-u_{\mathrm{s}_\mathrm{abc}}\end{cases} \tag{4}$$

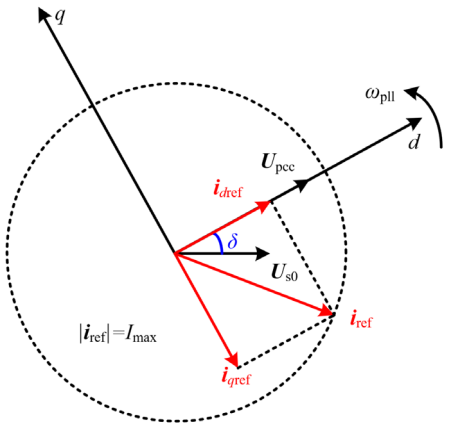


图 2 LVRT 期间逆变器各物理量的矢量图

Fig.2 Vector diagram of different physical quantities of the inverter during LVRT

将式(4)中的三相电压电流做 Park 变换，就可以得到 dq 轴的电路动态方程，其表达式如下：

$$\begin{cases}L_{\mathrm{f}}\dot{i}_{Lfd}=u_{\mathrm{md}}-u_d+(\omega_0+\dot{\delta})L_{\mathrm{f}}i_{\mathrm{Lfq}}\\ L_{\mathrm{f}}\dot{i}_{Lfq}=u_{\mathrm{mq}}-u_q-(\omega_0+\dot{\delta})L_{\mathrm{f}}i_{\mathrm{Lfd}}\\ C_{\mathrm{f}}\dot{u}_d=i_{\mathrm{Lfd}}-i_d+(\omega_0+\dot{\delta})C_{\mathrm{f}}u_q+\\ \qquad C_{\mathrm{f}}R_d(\dot{i}_{\mathrm{Lfd}}-\dot{i}_d-(\omega_0+\dot{\delta})(i_{\mathrm{Lfq}}-i_q))\\ C_{\mathrm{f}}\dot{u}_q=i_{Lfq}-i_q+(\omega_0+\dot{\delta})C_{\mathrm{f}}u_d+\\ \qquad C_{\mathrm{f}}R_d(\dot{i}_{\mathrm{Lfq}}-\dot{i}_q+(\omega_0+\dot{\delta})(i_{\mathrm{Lfd}}-i_d))\\ L_{\mathrm{g}}\dot{i}_d=u_d-U_{\mathrm{s}}\cos\delta+(\omega_0+\dot{\delta})L_{\mathrm{g}}i_q-R_{\mathrm{g}}i_d\\ L_{\mathrm{g}}\dot{i}_q=u_q+U_{\mathrm{s}}\sin\delta-(\omega_0+\dot{\delta})L_{\mathrm{g}}i_d-R_{\mathrm{g}}i_q\end{cases} \tag{5}$$

式中：i_{Lfd}、i_{Lfq} 为 $i_{\mathrm{Lf_abc}}$ 的 dq 轴分量；ω_0 为标称电网角频率；上标“·”代表对状态变量的微分。式(5)从上至下按 dq 轴总共分为 3 组，分别是逆变器侧动态、电容支路动态以及网侧动态。再根据图 1(b)，可列写出 PLL 的动态方程为：

$$\begin{cases}\dot{\delta}=\Delta\omega\\ \Delta\dot{\omega}=k_{\mathrm{p,pll}}\dot{u}_q+k_{\mathrm{i,pll}}u_q\end{cases} \tag{6}$$

式中：$\Delta\omega$ 为锁相环 PI 控制环节的输出；$k_{\mathrm{p,pll}}$ 和 $k_{\mathrm{i,pll}}$ 为锁相环的 PI 参数。同样可列写出电流内环的动态方程为：

$$\begin{cases}u_{od}=k_{\mathrm{p,acc}}(i_{d\mathrm{ref}}-i_d)+k_{\mathrm{i,acc}}\int(i_{d\mathrm{ref}}-i_d)\mathrm{d}t-\\ \qquad \omega_0L_{\mathrm{f}}i_q+k_{\mathrm{GVF}}u_d\\ u_{oq}=k_{\mathrm{p,acc}}(i_{q\mathrm{ref}}-i_q)+k_{\mathrm{i,acc}}\int(i_{q\mathrm{ref}}-i_q)\mathrm{d}t+\\ \qquad \omega_0L_{\mathrm{f}}i_d+k_{\mathrm{GVF}}u_q\end{cases} \tag{7}$$

式中：$k_{\mathrm{p,acc}}$ 和 $k_{\mathrm{i,acc}}$ 为电流内环的 PI 参数。此外，延时环节也可列写出相应的表达式为：

$$\begin{cases}\dot{u}_{md}=\dfrac{2}{T_d}u_{od}-\dfrac{2}{T_d}u_{md}-\dot{u}_{od}\\ \dot{u}_{mq}=\dfrac{2}{T_d}u_{oq}-\dfrac{2}{T_d}u_{mq}-\dot{u}_{oq}\end{cases}\tag{8}$$

假定故障恢复前逆变器在 LVRT 模式下已经进入稳态，则认为此时的 $i_{q\mathrm{ref}}$、$i_{d\mathrm{ref}}$ 为定值。结合式(5)—(8)，选取状态变量 $\boldsymbol{x}=[\delta, \Delta\omega, u_{od}, u_{oq}, u_{md}, u_{mq}, i_{Lfd}, i_{Lfq}, u_d, u_q, i_d, i_q]^{\mathrm{T}}$，就得到了计及电流内环动态的并网逆变器 12 阶模型[23]。

2.2 故障清除后模式未切换对 PCC 电压的影响

当电压跌落故障清除后，电网电压幅值 U_s 恢复，从时间尺度上来看，网侧动态会先响应。结合式(5)第 3 组的网侧动态方程可以看出，U_s 突增后 i_d 的导数从零变为负，i_q 的导数从零变为正，从而使得 i_d 减小，i_q 增大，偏离电流基准值。由于实际电流与基准之间的偏差，结合式(7)，u_{od} 增大，u_{oq} 减小为负值，而 PCC 电压为 u_d、u_q 的矢量和，因此其值也会逐渐增大，同时 PCC 电压的相位也会偏离 PLL 的输出相位 θ_{pll}。当 U_{pcc} 增大到 0.9 pu 时，若逆变器由于电压误检测等原因而未能从 LVRT 模式切换回单位功率因数模式，即 $i_{d\mathrm{ref}}$、$i_{q\mathrm{ref}}$ 维持不变，则 i_d、i_q 会在电流环的作用下继续跟踪上原先的 $i_{d\mathrm{ref}}$、$i_{q\mathrm{ref}}$。但由于锁相环动态较慢，因此 PCC 电压与 PLL 的相位差会使电流基准失准[14]，使 PCC 电压在进入稳态前上下波动。在逆变器进入稳态后，结合式(5)中的网侧动态，可以得到稳态下 PCC 电压 dq 轴分量 u_d、u_q 的表达式为：

$$\begin{cases}u_d=R_{\mathrm{g}}i_d-\omega_0L_{\mathrm{g}}i_q+U_{\mathrm{s0}}\cos\delta\\ u_q=R_{\mathrm{g}}i_q+\omega_0L_{\mathrm{g}}i_d-U_{\mathrm{s0}}\sin\delta\end{cases}\tag{9}$$

式中：U_{s0} 为 1 pu 时的电网电压幅值。又由于 PLL 稳态下 u_q=0，根据式(9)可求得：

$$\begin{cases}\delta=\arcsin\dfrac{R_{\mathrm{g}}i_q+\omega_0L_{\mathrm{g}}i_d}{U_{\mathrm{s0}}}\\ U_{\mathrm{pcc}}=u_d=R_{\mathrm{g}}i_d-\omega_0L_{\mathrm{g}}i_q+U_{\mathrm{s0}}\cos\delta\end{cases}\tag{10}$$

通常电网阻抗中 R_{g}<<ω_0L_{g}，根据式(10)中 δ 的表达式，$R_{\mathrm{g}}i_q+\omega_0L_{\mathrm{g}}i_d$ 的值在维持容性无功注入时比纯有功注入时要更小，因此维持容性无功注入时 δ 的稳态值要更小。一方面注入的无功未退出，另一方面 δ 的稳态值更小，根据式(10)，U_{pcc} 的稳态值要更大，导致 PCC 出现过电压问题。上述 2 种模式下的各物理量也可用矢量图表示，如图 3 所示。

图 3 中 dq 轴表示单位功率因数运行下的参考系，$\boldsymbol{U}_0$、$\boldsymbol{i}_{d\mathrm{ref}0}$ 为 dq 轴下 PCC 电压与电流基准的矢量。$d'q'$轴则表示故障清除后维持无功注入进入稳态后的参考系，$\boldsymbol{U}'_{\mathrm{pcc}}$、$\boldsymbol{i}'_{d\mathrm{ref}}$、$\boldsymbol{i}'_{q\mathrm{ref}}$、$\boldsymbol{i}'_{\mathrm{ref}}$ 为 $d'q'$轴下 PCC 电压与电流基准的矢量。δ_0 和 δ'分别为 dq 轴和 $d'q'$轴下 PLL 与电网电压的相角差。由图 3 可以更清晰地看出，若无功退出不及时，则 PCC 会产生过电压。因此，故障清除后 PCC 电压的检测应快速、准确，以抑制无功盈余引起的过电压。

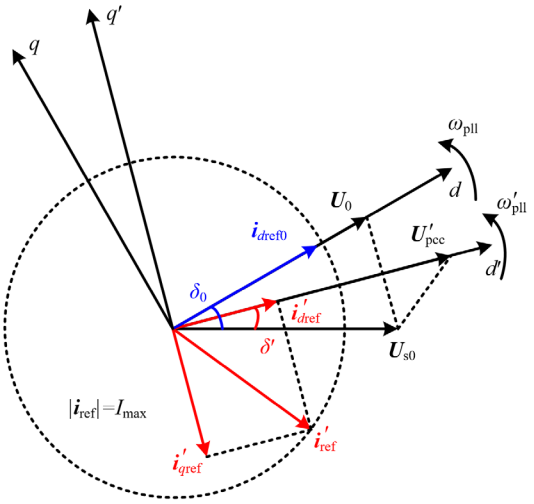


图 3 故障恢复后稳态下不同模式的 PCC 点电压对比图

Fig.3 Comparison of the voltage at PCC in different modes after fault recovery

2.3 模式切换后电流环动态对 PCC 电压的影响

除了无功盈余引起的过电压，模式切换带来的电流基准突变也会抬升 PCC 电压，但其影响更为严重。在检测到 PCC 电压恢复到 0.9 pu 后，逆变器通常都是从 LVRT 模式直接切换回单位功率因数模式运行，此时有功和无功电流基准都是阶跃变化的。由于电流基准的阶跃变化，根据式(5)可以看出，PI 控制中积分项是缓慢变化的，不会直接影响到电流环的输出；而 PI 控制中的比例项会成为一个阶跃变化量，导致电流环输出突增。通常逆变器都会对电流环输出进行限幅，如图 1(b)所示。本文采用的限幅方式为分别对 u_{od}、u_{oq} 进行限幅(详见附录 A 图 A1)。图 A1 中虚线表示的 u_{od} 为正常运行时的电流环输出，实线表示的 u'_{od}、u'_{oq} 为模式切换瞬间的电流环输出。其中，后者容易触发限幅，导致调制波饱和，而调制波饱和后会使逆变桥臂输出畸变的高压，从而在 PCC 形成暂态过电压。此时，PCC 处的暂态过电压是由电流环输出突增引起的，是经过电流环的快速响应所形成的；且实际电流需要在电

流环的作用下跟踪上变化后的电流基准，因此在该时间尺度下锁相环动态引起的电流基准失准对PCC电压的影响很小，可忽略不计，即造成暂态过电压的主要原因是电流环的动态特性。

电流环输出的突增主要是PI控制的比例项所导致的，根据式(7)可以看出，电流环PI的比例增益$k_{\mathrm{p,acc}}$以及电流基准的突增量是主要影响因素。减小$k_{\mathrm{p,acc}}$可以缓解比例项对暂态过电压的影响，有一定的过电压抑制作用，但$k_{\mathrm{p,acc}}$同时也会影响电流环的稳态和动态特性，需要折中选取。而积分增益$k_{\mathrm{i,acc}}$则主要影响电流环的动态变化过程，对模式切换瞬间PCC的暂态过电压影响不大。此外，还可以通过减小电流基准的突增量来抑制模式切换引起的暂态过电压，该抑制方法不会改变电流环的动态性能，因此本文将从该角度给出抑制策略。

3 故障恢复期间暂态过电压抑制策略

由2.2、2.3节分析可知，若要抑制PCC的暂态过电压，首先要快速且准确地检测PCC电压是否抬升到0.9 pu以上，从而进行模式切换；另外在模式切换时，要调整PI环节的比例项，不能使电流环输出突增触发调制波饱和，从而抑制PCC电压的暂态突增。本文重点关注第2个原因，提出一种优化电流恢复特性的暂态过电压抑制策略。

要抑制电流环输出的突增，就要求电流基准不能突然变化，且实际电流能快速跟踪上电流基准。根据2.2节的分析，电网电压的恢复使i_d减小，i_q增大，电流基准在模式切换时都是增大的，则有功电流i_d与$i_{d\mathrm{ref}}$的变化方向是相反的，实际有功电流环输出的突增量会增大；而无功电流i_q与$i_{q\mathrm{ref}}$的变化方向是相同的，实际无功电流环输出的突增量会减小。因此本文根据i_d、i_q不同的暂态特性，在恢复阶段增加一个LVRT恢复模式，给定$i_{d\mathrm{ref}}$、$i_{q\mathrm{ref}}$不同的恢复时间来优化电流的恢复特性。

为给出合适的电流基准恢复时间，应结合电流环的响应时间进行考虑。由于电流环与其他环路紧密耦合并且*dq*轴电流也相互耦合，很难直接求解出电流响应的解析表达式，因此需要对逆变器的数学模型进行简化。简化方式为：1）由于电容支路上的电流很小，因此逆变器侧电流近似等于网侧电流；2）由于延时时间较短，因此调制信号近似等于电流环输出。简化后再联立式(5)和式(7)，考虑电压比例前馈约等于1，可使*dq*轴电流解耦，其表达式为：

$$\begin{cases} L_{\mathrm{f}}\dot{i}_d = k_{\mathrm{p,acc}}(i_{d\mathrm{ref}} - i_d) + k_{\mathrm{i,acc}}\int (i_{d\mathrm{ref}} - i_d)\mathrm{d}t \\ L_{\mathrm{f}}\dot{i}_q = k_{\mathrm{p,acc}}(i_{q\mathrm{ref}} - i_q) + k_{\mathrm{i,acc}}\int (i_{q\mathrm{ref}} - i_q)\mathrm{d}t \end{cases} \tag{11}$$

根据式(11)就可以分别解算出i_d、i_q的时域表达式为：

$$\begin{cases} i_d = K_1\mathrm{e}^{-\frac{1}{\tau_1}t} + K_2\mathrm{e}^{-\frac{1}{\tau_2}t} \\ i_q = K_3\mathrm{e}^{-\frac{1}{\tau_1}t} + K_4\mathrm{e}^{-\frac{1}{\tau_2}t} \end{cases} \tag{12}$$

式中：K_1—K_4为幅值系数；τ_1、τ_2为电流响应的时间常数。其中，τ_1、τ_2只和L_{f}、电流环的PI控制参数有关，其表达式为：

$$\begin{cases} \tau_1 = 2/\left(k_{\mathrm{p,acc}}/L_{\mathrm{f}} - \sqrt{\left(k_{\mathrm{p,acc}}/L_{\mathrm{f}}\right)^2 - 4k_{\mathrm{i,acc}}/L_{\mathrm{f}}}\right) \\ \tau_2 = 2/\left(k_{\mathrm{p,acc}}/L_{\mathrm{f}} + \sqrt{\left(k_{\mathrm{p,acc}}/L_{\mathrm{f}}\right)^2 - 4k_{\mathrm{i,acc}}/L_{\mathrm{f}}}\right) \end{cases} \tag{13}$$

根据式(13)易知$\tau_1>\tau_2$，因此电流响应的时间由τ_1主导。电网电压恢复后，由于i_d减小并反向偏离$i_{d\mathrm{ref}}$，因此为使有功电流环输出减小且i_d快速跟踪上$i_{d\mathrm{ref}}$，应保证有功恢复时间大于τ_1。又由于i_q增大并正向接近$i_{q\mathrm{ref}}$，因此为使无功电流环输出减小且使无功快速退出，应保证无功恢复时间大于0且小于τ_1。由此可得电流基准恢复时间的约束表达式为：

$$0 < T_{\mathrm{req}} < \tau_1 < T_{\mathrm{red}} \tag{14}$$

式中：T_{req}为无功电流基准的恢复时间；T_{red}为有功电流基准的恢复时间。根据上述约束，可选择合适的有功无功电流基准恢复时间，以抑制电流环输出突增对PCC暂态过电压的影响。注意到有功无功电流基准的恢复时间是分别选取的，且电流控制中也存在基于电流基准的*dq*轴解耦环节，因此*dq*轴电流之间的动态相互作用很小。本文选取了3种电流基准恢复函数，分别是线性斜坡、指数以及S型曲线上半支，其各自的数学表达式具体见附录A式(A1)。根据GB/T 37408—2019规定，自故障清除时刻开始，有功功率需至少以每秒30%额定功率的速率恢复至故障前的值，同时有功恢复过慢会加重电网的频率跌落[24-25]。此外，斜坡恢复等效于在电流基准中持续注入了谐波扰动源，如果电流基准恢复过慢，那么谐波源就会持续向进网电流中注入谐波，从而在暂态下可以观察到持续的谐波失真。因此在选取恢复时间时，应避免选取过大的边界值。

上述暂态过电压抑制策略也可用控制框图表示，具体见附录A图A2。故障恢复阶段的模式切换逻辑为：逆变器在检测到PCC电压幅值大于0.9 pu

后，先从模式 2 切换到模式 3，待电流基准恢复到原先基准后，再从模式 3 切换到模式 1，详见附录 A 图 A3。

4 仿真与实验验证

4.1 仿真验证

若要精确得到 PCC 电压的暂态变化过程，则需求解多个控制环路以及电路动态构成的高阶方程。由于方程阶数过高难以进行解析，因此需要借助高阶求解器帮助解算各物理量的暂态变化过程。本文通过 MATLAB 中的 *ode*@45 求解器对 2.1 节中得到的 12 阶状态空间模型进行数值求解，得到恢复期间状态变量 u_d、u_q 的暂态变化过程，而 PCC 电压为 u_d、u_q 的矢量和，因此可以进一步得到 PCC 电压幅值 U_{pcc} 的暂态变化过程，从而验证 2.2、2.3 节中过电压分析的正确性。

进一步地，为验证 12 阶模型的准确性以及电压抑制策略的有效性，本文在 MATLAB/Simulink 中搭建了三相并网逆变器的时域仿真模型。为了与实验室平台参数保持一致，数值求解与时域仿真都采用了相同的逆变器参数，详见附录 A 表 A1。根据表A1的参数可以计算得到τ_1=4.85 ms、τ_2=0.146 ms，电流响应时间由 τ_1 主导。根据式(14)，并考虑留有一定裕量，选取 T_{req}=3 ms，T_{red}=10 ms。3 种恢复函数以离散累加的方式实现。故障设置为电网电压 0.4 s 时跌落到 0.4 pu，0.8 s 时恢复到 1 pu。

图 4 为故障恢复期间模式未切换下 U_{pcc} 的数值求解与时域仿真波形以及 $\Delta\theta$ 的仿真波形，其中 $\Delta\theta$ 为 PLL 输出与 PCC 电压的相位差。图 5 为不同运行阶段下 δ 的仿真对比波形。其中，上图为单位功率因数运行下的稳态值，对应图 3 中的 δ_0；下图为模式未切换逆变器进入稳态后的值，对应图 3 中的 δ'。从图 4、图 5 中可以看出，由于无功电流没有及时退出，因此 U_{pcc} 最终稳定在一个较高的电压，并且 $\delta'<\delta$。这与 2.2 节的理论分析一致，验证了理论分析的正确性。PCC 电压在故障清除后的初始阶段偏小，这是因为 $\Delta\theta>0$，即 PCC 电压相位滞后于锁相环相位，此时无功电流基准幅值偏小，从而使得 PCC 电压偏小，具体细节可参考文献[14]。另外，U_{pcc} 的时域仿真波形与数值求解得到的理论波形基本相符，验证了 2.1 节中本文所提计及电流环动态逆变器模型的准确性。

图 6、图 7 则为故障恢复期间模式切换后不同

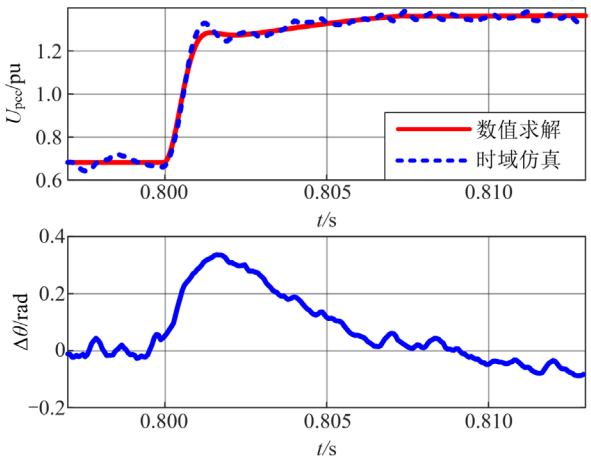


图 4 模式未切换下 U_{pcc} 与 $\Delta\theta$ 的仿真波形

Fig.4 Simulation waveforms of U_{pcc} and $\Delta\theta$ without mode switching

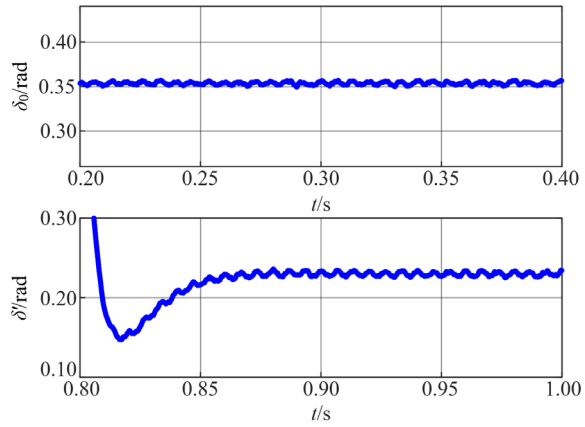


图 5 不同运行阶段下的 δ 的仿真对比波形

Fig.5 Simulation comparison waveforms of δ under different operating stages

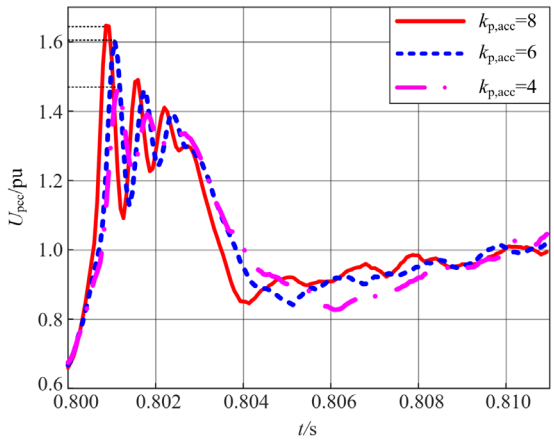


图 6 模式切换后不同 $k_{p,acc}$ 下 U_{pcc} 的仿真波形

Fig.6 Simulation waveforms of U_{pcc} under different $k_{p,acc}$ after mode switching

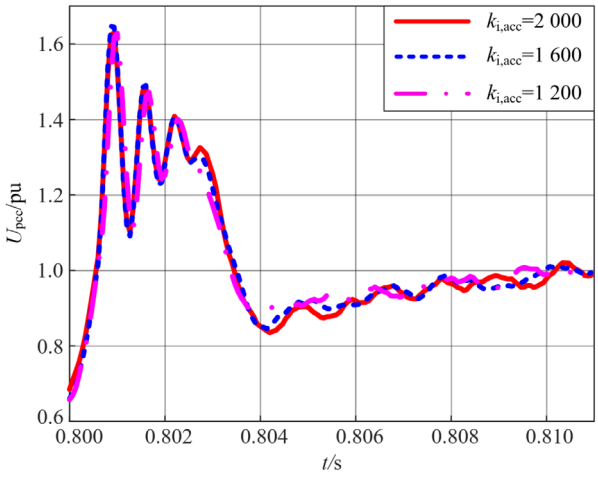


图 7 模式切换后不同 $k_{i,acc}$ 下 U_{pcc} 的仿真波形

Fig.7 Simulation waveforms of U_{pcc} under different $k_{i,acc}$ after mode switching

电流环 PI 参数下 U_{pcc} 的时域仿真波形。根据图 6 可知，较大的 $k_{p,acc}$ 会增大模式切换后的暂态过电压，这与 2.3 节中的理论分析相符。这是因为 $k_{p,acc}$ 增大会使电流环 PI 的比例项增大，从而使得电流环输出突增引起的调制波饱和更严重。而较大的 $k_{i,acc}$ 只会影响电流环的动态性能，增大动态调节的超调量，这与图 7 中 U_{pcc} 的仿真波形相符，同样验证了 2.3 节中电流环参数影响分析的正确性。

图 8(a)给出了未采用抑制策略时调制波和 PCC 电压的仿真波形，图 8(b)则给出了相对应的电流基准与实际电流仿真波形。从图 8(b)中可以看出，由于未采用抑制策略，电流基准阶跃变化使得模式切换后电流环输出突增，从而导致图 8(a)中调制波触发限幅，进而形成了 PCC 畸变的暂态过电压。图 9(a)给出了采用抑制策略后调制波和 PCC 电压的仿真波形，其中采用的恢复函数为线性斜坡函数，图 9(b)给出了相对应的电流基准与实际电流仿真波形。从图 9(b)中可以看出，采用抑制策略后，i_d、i_q 都很快跟踪上了电流基准，既削弱了电流环输出的突增，又使得 PCC 电压快速进入稳态，因此图 9(a)中的调制波未触发限幅，暂态过电压得到了很好的抑制。上述仿真对比波形验证了本文所提过电压抑制策略的有效性。

此外，附录 A 图 A4 给出了相同故障和电流基准恢复时间下采用不同恢复曲线(线性斜坡、指数、S 型上半支)的 U_{pcc} 仿真波形。从图 A4 中可以看出，3 种恢复曲线对暂态过电压的抑制效果是相近的，

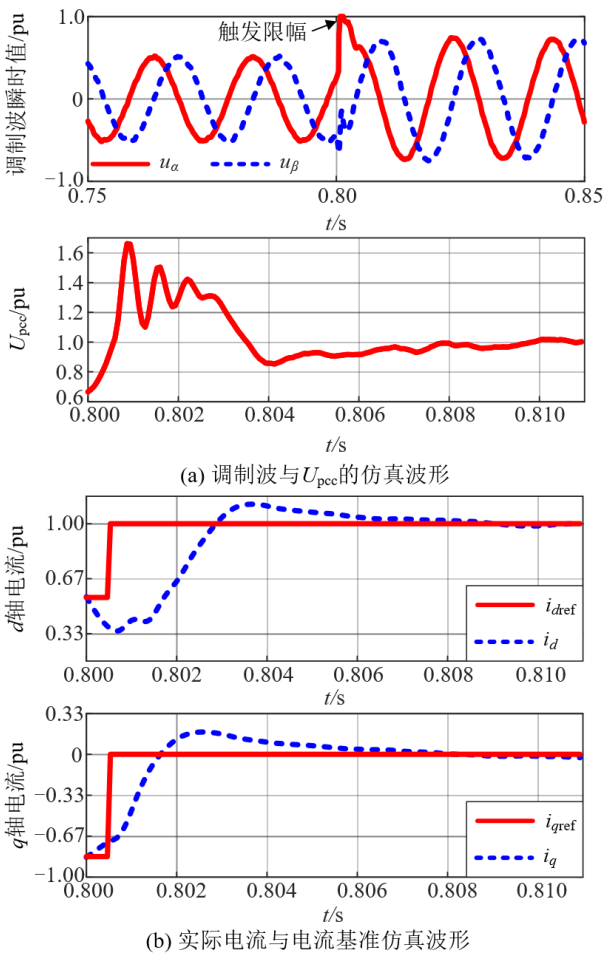


图 8 未采用抑制策略的调制波和电压电流的仿真波形

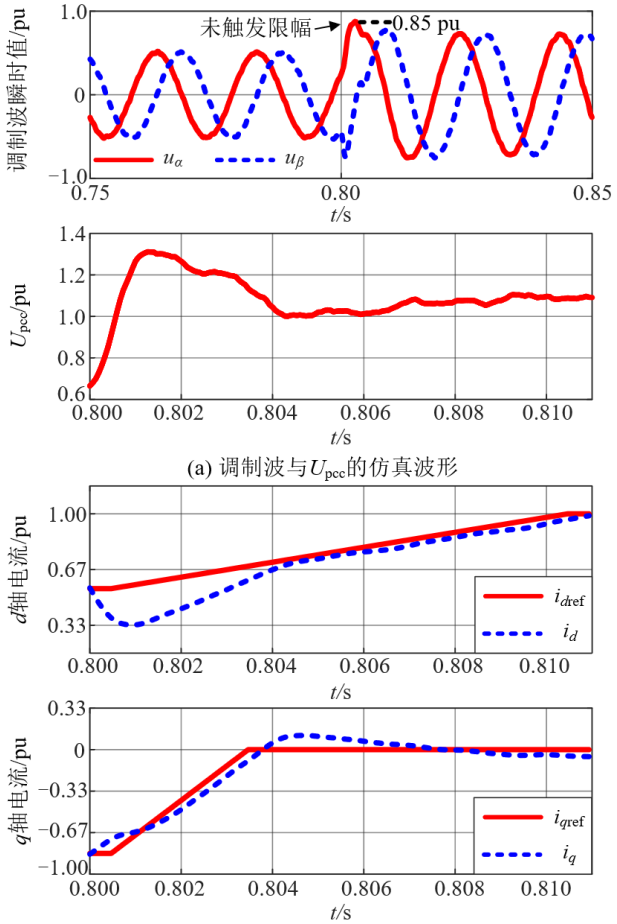
Fig.8 Simulation waveforms of modulated waves, voltage and current without adopting suppression strategy

只是在暂态过程上存在一定区别。这一方面说明了对暂态过电压抑制起主导作用的是选取合适的电流基准恢复时间，另一方面也说明了该抑制策略能够适用于不同的电流基准恢复曲线。

附录 A 图 A5 给出了采用线性斜坡函数时不同有功无功电流基准恢复时间下 U_{pcc} 的仿真波形。其中，实线波形的电流基准恢复时间与 4.1 节中选取的一致，其 PCC 暂态过电压的抑制效果更优；虚线波形为有功电流基准恢复时间在设计范围外的 U_{pcc} 的仿真波形，由于有功电流基准恢复速率比电流环的调节动态快，实际电流很难快速跟踪上电流基准，因此恢复阶段电流环输出更大，从而使得该阶段的 PCC 电压更大；点划线波形为无功电流基准恢复时间在设计范围外的 U_{pcc} 仿真波形，虽然有功恢复速率较慢使得点划线波形与实线波形在 PCC 电压峰值上的抑制效果相近，但是由于无功恢复时间较长，因此其 PCC 过电压持续时间更长。

4.2 实验验证

为了进一步验证上述理论分析以及抑制策略的有效性，本文搭建了一台三相并网逆变器样机用于实验验证，实验平台详见附录 A 图 A6。实验平台采用数字信号处理器(digital signal processor, DSP)TMS320F28335 来采样和控制算法的实现。采用电网模拟器(IT7900P)来模拟电网电压跌落。在逆变器和电网模拟器之间串入电感来模拟电网阻抗。由附录图 A4 可知，3 种恢复曲线的暂态过电压抑制效果相近，实验中采用线性斜坡函数作为恢复曲线，实现方式同样采用离散累加。此外，由于实验中可能存在 PCC 电压短暂波动的情况，会引起电压检测异常，因此本文在实验中对采样得到的 PCC 电压信号进行了滑动平均滤波，以减轻电压振荡对电压检测的影响。具体实验参数与附录 A 表 A1 一致，故障设置为待系统稳定运行后，调节电网模拟器电压为 0.4 pu，当逆变器进入 LVRT 模式并稳定运行后，再将电压调回至 1 pu。各电压电流波形通过电压、电流传感器获得并通过示波器给出。



(a) 调制波与U_{pcc}的仿真波形

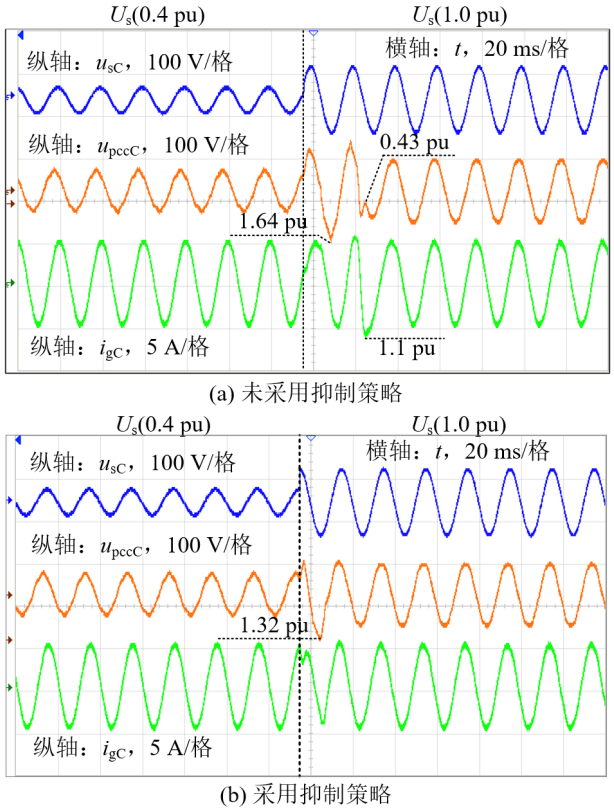
(b) 实际电流与电流基准仿真波形

图 9 采用抑制策略后调制波和电压电流的仿真波形

Fig.9 Simulation waveforms of modulated waves, voltage and current after adopting suppression strategy

图 10(a)、(b)分别给出了未采用抑制策略和采用抑制策略时恢复阶段 C 相电网电压、PCC 电压、进网电流的实验波形。从图 10(a)中可以看出，未采用抑制策略的 C 相 PCC 处出现了较为严重的暂态过电压问题，与图 8(a)的仿真结果基本相符。同时，由于电流基准的突增，三相电流也存在超调现象，并且无功超调会引起 PCC 电压暂降。由于 DSP 程序中设有防止误触发判断，因此逆变器未再次进入 LVRT 模式。而采用过电压抑制策略后，如图 10(b)所示，C 相 PCC 处过电压得到了较好地抑制，同时进网电流没有出现超调现象，因此也没有出现电压暂降的问题。另外，图 10(b)中过电压的持续时间也相应减少，这是因为实际电流快速跟踪上了电流基准，抑制了 PCC 的电压振荡，与图 9(a)中的仿真结果也相符。

图 11(a)、(b)分别给出了 $T_{red}<\tau_1$ 和 $T_{req}>\tau_1$ 时的恢复阶段 C 相电网电压、PCC 电压、进网电流的实验波形。从图 11(a)中可以看出，由于有功电流基



(a) 未采用抑制策略

(b) 采用抑制策略

图 10 故障恢复阶段不同策略下的 C 相电网电压、PCC 电压及进网电流实验波形

Fig.10 Experimental waveforms of C-phase grid voltage, PCC voltage and grid current under different strategies during fault recovery

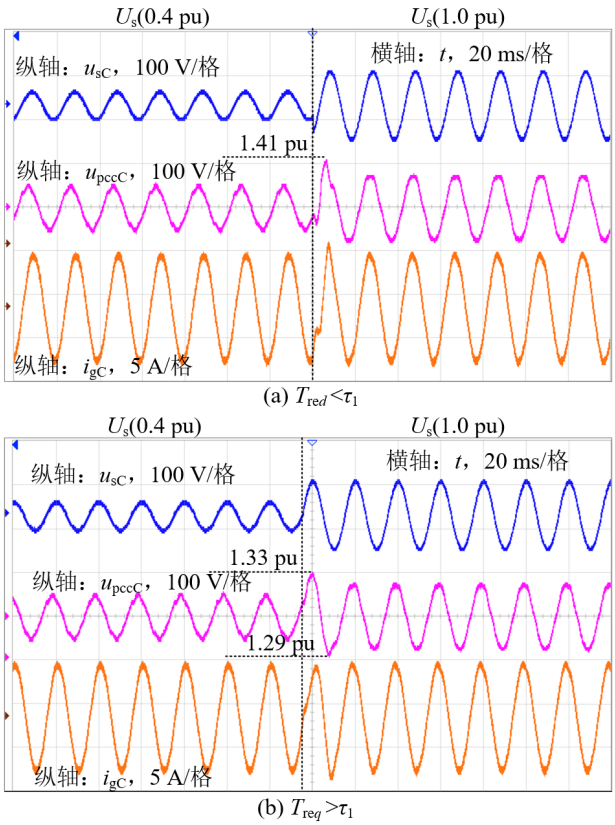


图 11 故障恢复阶段恢复时间不在约束内的 C 相电网电压、PCC 点电压、进网电流实验波形

Fig.11 Experimental waveforms of C-phase grid voltage, PCC voltage and grid current with recovery time outside the constraint during fault recovery

准恢复较快，电流环动态未能跟踪上基准动态，导致电流环输出更大，从而使得该阶段的 PCC 电压更大，这与图 A5 中的仿真结果是相符的。从图 11(b)中可以看出，由于无功电流基准恢复较慢，虽然过电压抑制效果与图 10(b)相近，但是其过电压存在 2 个波峰，持续时间比图 10(b)中更长，这与图 A5 中的仿真结果也是相符的。以上实验波形与理论分析、仿真结果基本一致，验证了理论分析的正确性，同时也验证了所提过电压抑制策略的有效性。

5 结论

1）本文通过分析故障恢复阶段系统各控制环路以及并网线路的暂态过程，明确了恢复阶段过电压的产生机理，即模式未切换引起的 PCC 处持续过电压以及电流基准变化不当造成了 PCC 处的暂态过电压。

2）本文所建立的计及电流环动态的逆变器高阶模型能够很好地描述故障恢复阶段的暂态过程，通过数值求解得到的 U_{pcc} 的动态曲线与时域仿真结果基本相符。

3）本文提出了一种优化电流恢复特性的过电压抑制策略。采用该策略后，电流基准切换平滑，电流环输出不会发生突增，进而不会使调制波发生饱和，且实际电流能快速跟踪上电流基准，对暂态过电压以及电压振荡都起到了很好的抑制效果。

需要指出的是，在电网不对称跌落后再恢复的工况下，同样存在逆变器电流基准变化不当所导致的暂态过电压，本文策略应可提供一定的改进效果，但详细的理论分析及论证有待进一步研究。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

参考文献 References

[1] 谢小荣，贺静波，毛航银，等. “双高”电力系统稳定性的新问题及分类探讨[J]. 中国电机工程学报，2021，41(2)：461-474.
XIE Xiaorong, HE Jingbo, MAO Hangyin, et al. New issues and classification of power system stability with high shares of renewables and power electronics[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(2): 461-474.

[2] 刘 芳，刘 威，汪浩东，等. 高比例新能源电力系统振荡机理及其分析方法研究综述[J]. 高电压技术，2022，48(1)：95-114.
LIU Fang, LIU Wei, WANG Haodong, et al. Review on oscillation mechanism and analysis methods of high proportion renewable energy power system[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(1): 95-114.

[3] 黎 博，陈民铀，钟海旺，等. 高比例可再生能源新型电力系统长期规划综述[J]. 中国电机工程学报，2023，43(2)：555-580.
LI Bo, CHEN Minyou, ZHONG Haiwang, et al. A review of long-term planning of new power systems with large share of renewable energy[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(2): 555-580.

[4] 耿 华，何长军，刘浴霜，等. 新能源电力系统的暂态同步稳定研究综述[J]. 高电压技术，2022，48(9)：3367-3383.
GENG Hua, HE Changjun, LIU Yushuang, et al. Overview on transient synchronization stability of renewable-rich power systems[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(9): 3367-3383.

[5] 刘 勃，陈 中，周 涛，等. 面向新型电力系统的等效惯量评估、需求及优化研究综述与展望[J]. 高电压技术，2025，51(3)：1251-1268.
LIU Bo, CHEN Zhong, ZHOU Tao, et al. Review and prospects on equivalent inertia estimation, requirement, and optimization for new type power systems[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(3): 1251-1268.

[6] 王继磊，张 兴. 多逆变器并联系统暂态稳定性分析及其暂态电流注入策略[J]. 高电压技术，2025，51(1)：390-400.
WANG Jilei, ZHANG Xing. Transient stability analysis and transient current injection strategy of multi-inverter parallel system[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(1): 390-400.

[7] 吕兆方，张 宇，吴林林，等. 新能源机组无功电流注入系数边界分析与改进低电压穿越控制策略[J]. 高电压技术，2025，51(9)：4577-4587.
LÜ Zhaofang, ZHANG Yu, WU Linlin, et al. Boundary analysis of reactive current injection factor of inverters-based power generations and improved low voltage ride through control strategy[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(9): 4577-4587.

[8] 刘其辉，吴 勇，闫佳颖，等. 考虑相位跳变的双馈风电机组低电

压穿越特性分析与暂态过电压抑制[J]. 太阳能学报，2024，45(5)：86-94.
LIU Qihui, WU Yong, YAN Jiaying, et al. Analysis of LVRT characteristics and transient overvoltage suppression of DFIG-based wind turbines considering phase angle jump[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2024, 45(5): 86-94.

[9] 田颢璟，孙大卫，刘 辉，等. 短路故障清除时刻直驱风电机组机端暂态过电压研究[J]. 太阳能学报，2023，44(1)：247-256.
TIAN Haojing, SUN Dawei, LIU Hui, et al. Research on transient overvoltage of PMSG terminal at fault clearing time[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2023, 44(1): 247-256.

[10] 徐式蕴，孙华东，王姝彦，等. 高比例电力电子电力系统过电压(二)：交流对称故障下暂时工频过电压机理[J]. 中国电机工程学报，2024，44(5)：1701-1711.
XU Shiyun, SUN Huadong, WANG Shuyan, et al. Overvoltage of the power system integrated with high proportion of power electronics equipment (II): mechanistic analysis of transient power frequency overvoltage caused by AC symmetrical fault[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(5): 1701-1711.

[11] XU J M, HU Y, QIAN H, et al. Delay-based phase-locked loop parameters design based on stability region of grid-connected single-phase inverter under grid voltage sags[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(11): 11324-11334.

[12] 杜维柱，罗亚洲，李蕴红，等. 风电汇集系统无功盈余导致暂态过电压问题的研究综述[J]. 中国电机工程学报，2022，42(9)：3224-3238.
DU Weizhu, LUO Yazhou, LI Yunhong, et al. Reviews of transient overvoltage problem cause by extra reactive power in large scale wind power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(9): 3224-3238.

[13] 孙大卫，吴林林，刘 辉，等. 弱电网直驱风机低电压穿越特性及其对机端暂态电压的影响[J]. 中国电机工程学报，2021，41(14)：4777-4786.
SUN Dawei, WU Linlin, LIU Hui, et al. Effect of the low voltage ride through characteristics on PMSG terminal transient voltage in weakly-synchronized gird[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(14): 4777-4786.

[14] 赵博元，路 晨，陈 磊，等. 锁相环动态对切换延迟导致的 VSC 暂态过电压的影响[J]. 电网技术，2025，49(1)：284-294.
ZHAO Boyuan, LU Chen, CHEN Lei, et al. Impact of phase-locked loop dynamics on transient over-voltage in VSC due to switching delays[J]. Power System Technology, 2025, 49(1): 284-294.

[15] 贾 科，董学正，毕天姝，等. 接入换流站的新能源交流汇集系统低电压穿越方法[J]. 电网技术，2024，48(6)：2385-2393.
JIA Ke, DONG Xuezheng, BI Tianshu, et al. Low-voltage ride-through method of ac collection system for renewable energy connected to converter station[J]. Power System Technology, 2024, 48(6): 2385-2393.

[16] 郑 超，孙华东，吕思卓. 并网光伏低电压穿越对低频振荡阻尼影响及抑制[J]. 电网技术，2024，48(11)：4464-4472.
ZHENG Chao, SUN Huadong, LÜ Sizhuo. Influence of PV grid connected lvrt control on low-frequency oscillation damping and suppression strategy[J]. Power System Technology, 2024, 48(11): 4464-4472.

[17] 贾俊川，金一丁，赵 兵，等. 风机低电压穿越控制对系统暂态过电压的影响及优化[J]. 电网技术，2021，45(2)：526-533.
JIA Junchuan, JIN Yiding, ZHAO Bing, et al. Impact analysis and performance optimization of LVRT control of wind turbine on transient overvoltage of power system[J]. Power System Technology, 2021, 45(2): 526-533.

[18] XU P, ZHAO W, SU L N, et al. Impact analysis of LVRT control of wind turbine on transient overvoltage of power system[C]//2022 IEEE 6th Conference on Energy Internet and Energy System Integration. Chengdu, China: IEEE, 2022: 946-951.

[19] LI Y B, GUO J B, ZHANG X, et al. Over-voltage suppression methods for the MMC-VSC-HVDC wind farm integration system[J]. IEEE Transactions on Circuits and Systems II: Express Briefs, 2020, 67(2): 355-359.

[20] 赵宏博，姚良忠，王伟胜，等. 大规模风电高压脱网分析及协调预防控制策略[J]. 电力系统自动化，2015，39(23)：43-48，65.
ZHAO Hongbo, YAO Liangzhong, WANG Weisheng, et al. Outage analysis of large scale wind power under high voltage condition and coordinated prevention and control strategy[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(23): 43-48, 65.

[21] XU J M, ZHONG J F, KANG J H, et al. Stability analysis and robust parameter design of DC-voltage loop for three-phase grid-connected PV inverter under weak grid condition[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2024, 71(4): 3776-3787.

[22] 许津铭，凌子涵，程 成，等. 并网逆变器非线性特性建模及稳定性研究综述[J]. 高电压技术，2024，50(1)：370-385.
XU Jinming, LING Zihan, CHENG Cheng, et al. Overview on nonlinear modeling and stability analysis of grid-tied inverters[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(1): 370-385.

[23] XU J M, LING Z H, LUO Y H, et al. Synchronization stability analysis and parameter design of grid-following inverters considering the interactions of current control and phase-locked loop[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2024, 12(5): 5013-5027.

[24] LAMMERT G, PREMM D, OSPINA L D P, et al. Control of photovoltaic systems for enhanced short-term voltage stability and recovery[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2019, 34(1): 243-254.

[25] KAWABE K, TANAKA K. Impact of dynamic behavior of photovoltaic power generation systems on short-term voltage stability[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 30(6): 3416-3424.



许奕晨
2001—，男，硕士生
主要从事并网逆变器的暂态稳定性以及故障穿越方面的研究工作
E-mail: xnyxyc@nuaa.edu.cn

XU Yichen



许津铭(通信作者)
1987—，男，博士，副教授，博导
主要从事新能源并网发电技术及电力电子化电力系统等方面的研究工作
E-mail: xjinming01@163.com

XU Jinming
Ph.D.
Associate professor
Corresponding author

收稿日期 2024-12-17 在线出版日期 2025-04-28 编辑 何秋萍

附录 A

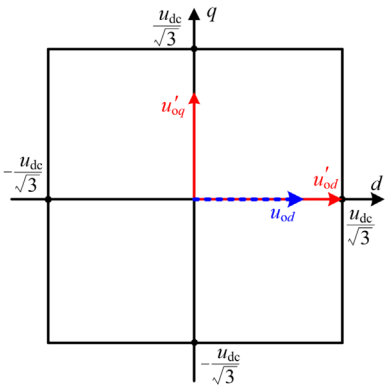


图 A1　电流环输出限幅

Fig.A1　Current loop output limiter

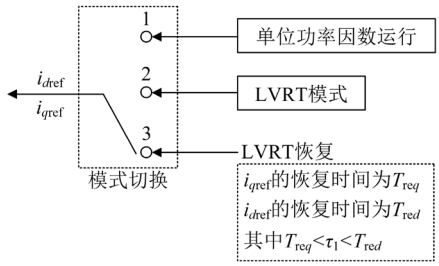


图 A2　暂态过电压抑制策略的控制框图

Fig.A2　Control block diagram of transient overvoltage suppression strategy

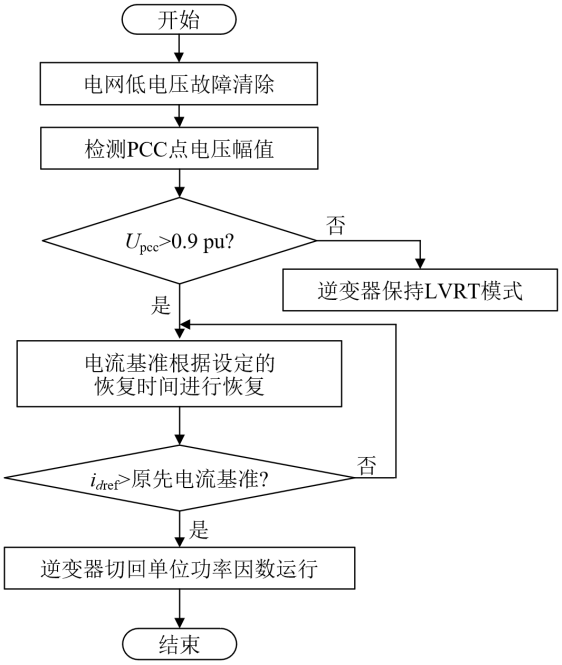


图 A3　故障恢复期间的模式切换逻辑

Fig.A3　Mode switching logic during fault recovery

正文中所述线性斜坡、指数以及 S 型曲线上半支 3 种电流基准恢复函数，其各自的数学表达式为：

$$\begin{cases} I_1 = k_1\left(t-t_0\right)+I_0 \\ I_2 = \mathrm{e}^{k_2(t-t_0)}-1+I_0 \\ I_3 = \dfrac{2N}{1+\mathrm{e}^{-k_3(t-t_0)}}-N+I_0 \end{cases} \tag{A1}$$

式中：I_0 为模式切换前电流基准的稳态值；t_0 为检测到 PCC 点电压达到切换阈值的时刻；N 为电流基准初始值与 I_0 的差值；k_1、k_2、k_3 为恢复系数，可通过选取的电流基准恢复时间与 N 求得。

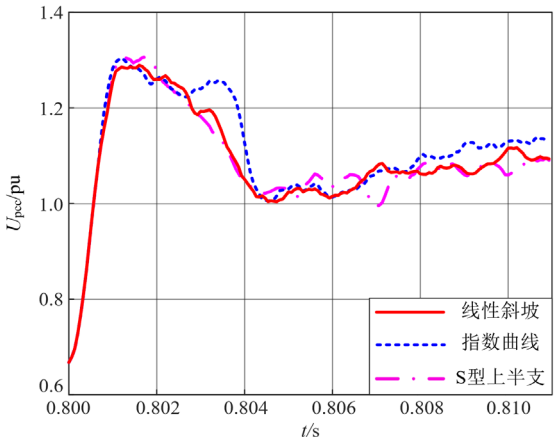


图 A4　相同工况下采用不同恢复曲线的 U_{pcc} 的仿真波形

Fig.A4　Simulation waveforms of U_{pcc} using different recovery curves under the same operating condition

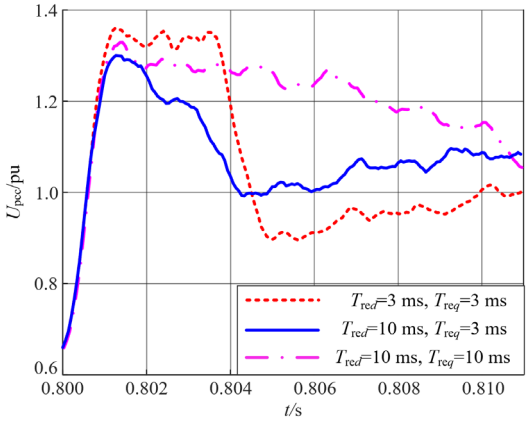


图 A5　不同电流基准恢复时间下 U_{pcc} 的仿真波形

Fig.A5　Simulation waveforms of U_{pcc} under different current reference recovery times

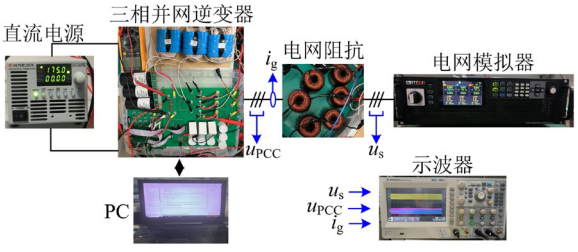


图 A6　小功率三相并网逆变器实验平台

Fig.A6　Experimental platform for low-power three-phase grid-tied inverter

表 A1　并网逆变器系统参数

Table A1　System parameters of grid-tied inverter

主要参数	参数符号	参数取值
额定功率	P_{rated}/W	700
电网电压有效值	U_s/V	55
电网电压频率	f_0/Hz	50
直流侧电压	U_{dc}/V	175
开关频率	f_s/kHz	15
LC 滤波器	L_f/mH, C_f/μF, R_d/Ω	1.135, 10, 2.6
电压前馈系数	k_{GVF}	0.7
锁相环 PI 参数	$k_{p,pll}$, $k_{i,pll}$	1.9, 200
电流环 PI 参数	$k_{p,acc}$, $k_{i,acc}$	8, 1 600
直流电压外环 PI 参数	$k_{p,acc}$, $k_{i,acc}$	0.2, 20
无功注入系数	k	1.8
总延迟	T_d	$1.5/f_s$
短路比	SCR	2.89