第 49 卷 第 2 期：747-759　　高电压技术　　Vol.49, No.2: 747-759
2023 年 2 月 28 日　　High Voltage Engineering　　February 28, 2023
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20211821

向微网供电的直流系统控制模式无缝切换策略

徐晓宇[1]，王　鑫[1]，蔡梦路[1]，赵成勇[1]，宣佳卓[2]，陆　翌[2]
（1. 华北电力大学新能源电力系统国家重点实验室，北京 102206;
2. 国网浙江省电力有限公司电力科学研究院，杭州 310014）

摘　要：在微电网中，不同控制模式之间的切换是不可避免的，如何在不同控制模式之间切换时减小频率电压等指标的波动，对保证用户的供电质量至关重要。首先对不同控制策略之间的误差进行了量化分析，并给出了一种优化的控制策略无缝切换方法，包括 *dq* 轴/参考相角校准环节和大扰动瞬时功率补偿环节，对不同控制环的输出调制波进行修正/补偿。然后以某混合直流系统为例，利用上述补偿策略设计了可实现控制模式无缝切换的微网直流供电策略，包括混合直流系统无缝接入微网策略和大扰动时控制模式无缝切换策略。相比传统的无缝切换，该策略考虑了直流输电系统的送受端协调问题和不同控制模式之间的参考相角误差，并可提供一定的瞬时功率支撑，从而可减小因微网结构变化产生的波动。仿真结果表明该策略能够实现混合直流系统在不同控制模式之间的无缝切换，并且在微网发生大扰动时能够有效支撑系统的频率和电压。

关键词：微网直流供电；无缝接入；无缝切换；混合直流；瞬时功率支援

Control Mode Seamless Transfer Strategy of DC System Supplying Power to Microgrid

XU Xiaoyu[1], WANG Xin[1], CAI Menglu[1], ZHAO Chengyong[1], XUAN Jiazhuo[2], LU Yi[2]
(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China; 2. State Grid Zhejiang Electric Power Co., Ltd. Research Institute, Hangzhou 310014, China)

Abstract: In microgrid, transfer between different control mode is unavoidable, and it is essential to reduce the impact of frequency and voltage while transferring to guarantee the power supply quality. Firstly, we quantify and analyze the errors between different control strategies and present an optimized method for seamless transfer, including a *dq*-axis/reference phase angle calibration and a large disturbance instantaneous power compensation, and implementing calibration/compensation of modulation wave. Then, taking a hybrid DC system as an example, we adopt the above compensation strategy to design a DC power supply strategy for isolated microgrid that can achieve seamless transfer of control mode. The strategy includes the seamless access of the hybrid DC system to the isolated network and the seamless transfer strategy of control mode during large disturbances. Compared with the traditional seamless strategy, this strategy considers the coordination of the feeder/receiver sides in the DC transmission system and the reference phase angle error between different control modes, and provides certain instantaneous power support, thus the impacts caused by changes in the microgrid structure are reduced. Simulation results show that this strategy can not only achieve seamless transfer between different control modes, but also effectively support the frequency and voltage of the system during large disturbances in an isolated network.

Key words: DC system supplying power to microgrid; seamless access; seamless transfer; hybrid DC transmission; instantaneous power support

0　引言

含高比例可再生能源的微网系统存在着供电波动大、电能质量差等问题，如果直接接入交流电网，会对系统的可靠性、稳定性带来较大的影响，但通过直流系统对孤网供电，具有减小弱孤电网对备用容量的依赖性、增强微网运行可靠性等若干优点[1]。直流系统对孤网进行可靠供电的同时，在适当的时机改变其控制策略可以维持整个孤网的供电水平和稳定性，因此研究直流系统控制模式的无缝切换技术对微网直流供电系统的稳定性有着至关重要的作用。

目前国内外针对控制模式无缝切换的研究，主

基金资助项目：国家电网有限公司科技项目(5500-202019066A-0-0-00)。
Project supported by Science and Technology Project of SGCC (5500-202019066A-0-0-00).

要集中在主动预同步策略以及并网/孤岛 2 种模式之间的无缝切换。微网无缝切换的目标之一是避免控制器内部在切换控制策略时产生的暂态冲击。文献[3]在通用下垂控制器的基础上引入虚拟电流的概念，通过预同步操作消除了并网瞬间因并网开关两侧电压不一致而造成的冲击，但并未涉及到 2 个不同控制策略之间的无缝切换。在切换控制模式时若不采用平滑策略，则会造成控制器的饱和问题，进而带来一定的暂态冲击。文献[4]通过对内外环控制器输出值和输入电流进行补偿实现了微网定有功/无功模式和定电压/频率模式之间的无缝切换，但未考虑到实际控制系统产生的参考相角误差。文献[5]利用具有抗饱和能力的比例谐振控制器和比例积分控制器，避免了在切换控制模式时比例积分(proportional integral, PI)环节的饱和问题，但在设计上述控制器参数时存在一定难度。文献[6-10]通过微网中的储能变流器控制整个微网实现并网/孤岛运行，对储能变流器的容量以及控制性能有较高要求。

微网无缝切换的另一目标是减小因外部系统变化而产生的波动。文献[11]利用二阶广义积分器滤除电压谐波，可以忽略电网电压波动的影响，避免了模式切换的误动作，增强了孤岛/并网无缝切换的稳定性，但在主网故障时退出换流器与主网的连接进一步加剧了主网和微网的波动。文献[12]通过改进锁相环结构，孤岛和并网模式时采用同一个锁相环来实现两者之间的无缝切换，但因为主网输送的功率突然消失，在并网切换至孤岛瞬间仍存在一定的瞬态波动。针对减小微网因退网而产生的瞬态波动，文献[13-16]将不同控制模式进行了统一化处理，其中文献[16]通过整合并网/孤岛模式的控制环实现了不同模式之间的无缝切换，实验结果表明即使在非计划性孤岛时，该策略也能自动且平滑地维持孤岛电压/频率波动在允许范围内，但上述整合控制器的设计较为复杂。

上述研究集中于微网与交流主网之间的无缝切换，但都未涉及到直流系统方面的研究，文献[17]提出了一种在模块化多电平换流器直流侧发生孤岛时的控制模式无缝切换策略，在直流系统切换控制模式时需要经过一定的斜坡切换过程，同时也忽略了实际控制环节产生的参考相角误差，送受端的控制策略协调也需要进一步的研究。

综上所述，本文所研究的向微网供电的直流系统控制模式无缝切换过程中存在如下困难：

1）不同控制策略之间存在实际控制系统带来的误差，切换控制策略后的饱和问题难以避免。

2）外部系统结构发生变化时并网换流器的无缝切换策略也应维持系统电压/频率的稳定性，这进一步提高了控制器的设计要求和难度。

3）目前有关直流系统向微网供电的控制策略无缝切换研究较少，其送受端控制策略协调存在一定的问题。

本文为了实现以控制模式无缝切换为目标的直流系统向含高比例可再生能源微网供电策略，以送端为电网换向换流器(line-commuted converter, LCC)受端为级联三电平换流器(cascaded neutral point clamped three-level converter，CNPC)的混合直流系统与含高比例可再生能源的微网为例，首先提出了 CNPC 在不同控制模式之间的改进无缝切换方法，然后根据该方法设计了一套混合直流向微网供电策略：(1)混合直流系统无缝接入微网的控制策略；(2)当 CNPC 在微网中运行时，系统发生大扰动时(例如柴油发电机或风机退网) CNPC 控制方式的紧急柔性切换策略。最后利用 PSCAD/EMTDC 软件进行仿真分析，验证了以上 2 种供电策略的可行性。

1 系统结构

图 1 为本文研究的通过直流系统供电的微网结构，其中直流系统为受端级联型三电平换流器，其正负双极各通过 3 个三电平子模块以直流侧串联，交流侧并联的方式接入公共耦合点(point of common coupling，PCC)处，送端传统真双极半控 LCC 的混合直流系统。微网中包括双馈风机、光伏、柴

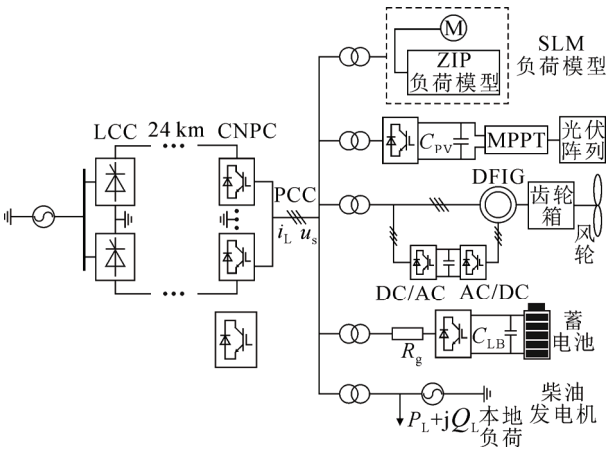


图 1 微网直流供电系统结构

Fig.1 Structure of microgrid supplied by DC system

油发电机、蓄电池储能系统、综合负荷。其中蓄电池处于“浮充”状态，作为微网的备用电源[18]。

在传统的采用主从控制的微网中，系统的运行模式及控制策略通常由微网中的主控电源决定，该主控电源通常为柴油发电机或者蓄电池储能[7-8]。柴油发电机一般都是以主控电源的形式在微网中运行，蓄电池无法采用电压/频率(定 U/f)控制使微网接入直流系统。而当柴油发电机退网时，由蓄电池的定 U/f 控制来实现并网或作为大扰动时的紧急控制策略可能存在蓄电池容量不足、过充或过放电等问题。在本文搭建的微网直流供电系统中，CNPC 与微网通过并网开关相连，当 CNPC 在微网中处于辅助电源运行时，其控制模式采用定直流电压/无功功率(定 U_{dc}/Q)来向微网辅助供电，送端 LCC 采用定直流电流控制来控制直流系统输送的功率而不用考虑受端的直流侧均压交流侧均流问题[19]。当 CNPC 处于启动、检修状态，或者直流侧以及送端交流侧发生故障时需要退出与微网的联网，在启动完成、检修结束、故障清除后 CNPC 又需要重新与微网联网时，由于蓄电池在浮充状态下不与微网产生功率交换，而 CNPC 又具有灵活的控制系统，故可采用 CNPC 的定 U/f 控制来实现与微网的主动预同步，同时又能保证蓄电池的备用状态并且无需考虑其容量和控制水平；在微网发生大扰动时，联网的 CNPC 又能作为主控电源提供充足的平衡功率，维持微网的母线电压、频率水平；此时送端 LCC 采用定电压控制来维持直流侧电压水平。

2　CNPC 控制模式改进无缝切换方法

在不同的微网运行状态下，CNPC 可以投入不同的控制模式。CNPC 各个级联的子模块使用相同的控制策略，与一般的电压源换流器一样，其控制策略为直接电流控制。以交流侧三相电压为例，θ_s 为交流三相电压经过锁相环得出的角度，也即 d 轴与 a 轴的夹角，如图 2 所示。其中，θ_{ref} 为经 U/f 控制给出的相角，u_{d_2}、u_{q_2} 分别为 U/f 控制给定的 dq 轴电压，φ 为功率因数角，I_s 为交流相电流峰值，$\Delta\theta$ 为相角误差，Δu_d 和 Δu_q 分别为 dq 轴电压误差，d_1q_1 轴为定 U_{dc}/Q 控制下的派克变换坐标系，d_2q_2 轴为定 U/f 控制下的派克变换坐标系。

以 CNPC 的定 U_{dc}/Q 控制和定 U/f 控制为例，不同控制模式使用的派克变换参考相角也不相同。因此，在模式切换的瞬间，控制环节输出的调制波会因以下 2 个因素而发生突变：(1)PI 环节输出量突变；(2)派克变换参考相角突变，导致 dq 轴分量突变。下面将分析这 2 种因素在切换前后的突变量并给出补偿方案。

1）PI 环节输出值校准

在 CNPC 的内外环控制中，外、内环各有一组 PI 环节，切换控制模式的瞬间为了保证最终内外环输出的调制波 dq 轴分量不发生突变，首先要确保 PI 环节的输出值不发生突变，因此引入补偿量(以电压为例)d_u、q_u[20]，其计算式为：

$$d_u=\begin{cases}u'_{d_2}(t)-u'_{d_1}(t), & t<t_0\\ u'_{d_2}(t_0)-u'_{d_1}(t_0), & t\ge t_0\end{cases} \tag{1}$$

$$q_u=\begin{cases}u'_{q_2}(t)-u'_{q_1}(t), & t<t_0\\ u'_{q_2}(t_0)-u'_{q_1}(t_0), & t\ge t_0\end{cases} \tag{2}$$

式中：t_0 为切换控制策略的时刻；下标 d_1、d_2 和 q_1、q_2 与图 2 中 d_1q_1 轴和 d_2q_2 轴所表示含义一致，用上述下标表示的电压量为对应轴的内环输出值。

2）电压电流 dq 轴校准

理论上，当 CNPC 处于定 U/f 控制时，由于外环电压 q 轴分量整定值设定为 0，系统电压相角应该与定 U/f 控制给定的相角相等，但由于外环电压跟踪性能等原因，2 者并不严格相等，存在一恒定相角差 $\Delta\theta$，也就是说，实际电网电压向量 U_s 应与图 3 中的 d_2 轴重合，参考相角应为 θ_{ref}，而通过锁相环得出的电网电压参考相角却为 θ_s，如图 2、图 3 所示，θ 为不同控制模式下使用的参考相角。

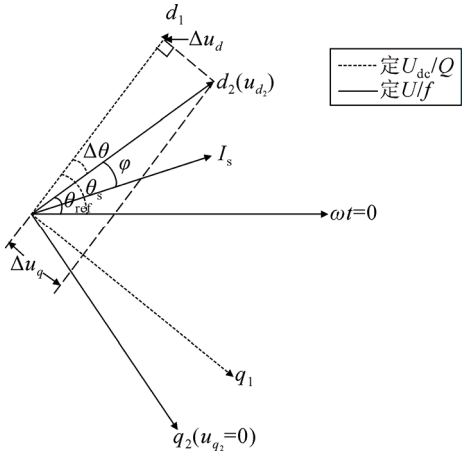


图 2　不同控制模式下的 dq 轴分量

Fig.2　dq axis components under different control modes

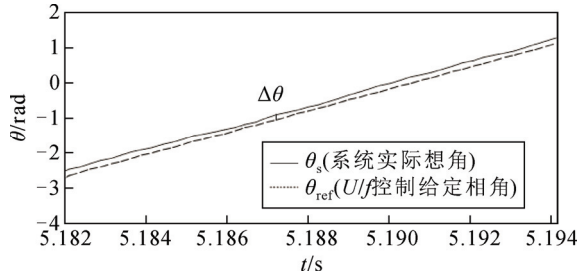


图 3 控制系统参考相角的不一致

Fig.3 Inconsistency of reference phase angle in control system

该相角差一般可达到 0.2 rad 左右，对于同一套控制系统而言，该相角差一般不因运行工况的改变而改变，因此可以将该相角差视作一个可以事先得知的常量。然而，由于定 U_{dc}/Q 模式的参考相角为网侧锁相环给出的角度，无法对其进行校正，故只能对经派克变换后的电压电流以及输出调制波 dq 轴分量进行补偿。以交流侧电压、电流为例，经不同参考相角的派克变换结果如图 2 所示。

假定三相电压瞬时值为

$$\begin{cases} u_{sa}=U_s\cos\theta_s \\ u_{sb}=U_s\cos\left(\theta_s-\dfrac{2}{3}\pi\right) \\ u_{sc}=U_s\cos\left(\theta_s+\dfrac{2}{3}\pi\right) \end{cases} \tag{3}$$

式中：U_s、θ_s 分别为三相电压幅值、相角。

由图 3 可知，以电压分量为例，电流分量同理，当从定 U/f 模式切换为定 U_{dc}/Q 模式时，此时在参考相角 θ_s 的变换下，电网电压 U_s 可以分解为图 3 中 u_{d2} 分别在 d_1、q_1 轴上的投影。根据 $u_{d_2}=U_s$、$\theta_s=\theta_{ref}+\Delta\theta$，可以在切换瞬间给定 U_{dc}/Q 的电压 dq 轴分量上加上如下的补偿量：

$$\begin{cases} \Delta u_d=U_s\left(1-\cos\Delta\theta\right) \\ \Delta u_q=U_s\sin\Delta\theta \end{cases} \tag{4}$$

$$\begin{cases} \Delta i_d=I_s\left(\cos\left(\varphi+\Delta\theta\right)-\cos\varphi\right) \\ \Delta i_q=I_s\left(\sin\left(\varphi+\Delta\theta\right)-\sin\varphi\right) \end{cases} \tag{5}$$

式中各变量均为切换瞬间的值。补偿后的电压电流 dq 轴分量分别为：

$$\begin{cases} u'_{sd}=u_{sd}+\Delta u_d \\ u'_{sq}=u_{sq}-\Delta u_q \end{cases} \tag{6}$$

$$\begin{cases} i'_{sd}=i_{sd}-\Delta i_d \\ i'_{sq}=i_{sq}-\Delta i_q \end{cases} \tag{7}$$

式中：u_{sd}、u_{sq}、i_{sd}、i_{sq} 分别为补偿前的电网电压电流 dq 轴分量。

仍以图 3 为例，在 d_2q_2 坐标系下经过派克反变换得到的三相电压调制波矢量为

$$\boldsymbol{U}_{cs}=\sqrt{u_{cd}^2+u_{cq}^2}\angle\left(\theta_{ref}-\arctan\frac{u_{cq}}{u_{cd}}\right) \tag{8}$$

式中：u_{cd}、u_{cq} 为控制环输出电压调制波 dq 轴分量。

为了使补偿后三相坐标系下的调制波相同，在 d_1q_1 坐标系下的 dq 轴分量应当为

$$\begin{cases} u_{d_1}=\sqrt{u_{cd}^2+u_{cq}^2}\cos\left(\arctan\dfrac{u_{cq}}{u_{cd}}+\Delta\theta\right)= \\ \quad u_{cd}\cos\Delta\theta-u_{cq}\sin\Delta\theta \\ u_{q_1}=\sqrt{u_{cd}^2+u_{cq}^2}\sin\left(\arctan\dfrac{u_{cq}}{u_{cd}}+\Delta\theta\right)= \\ \quad u_{cq}\cos\Delta\theta+u_{cd}\sin\Delta\theta \end{cases} \tag{9}$$

故对定 U_{dc}/Q 模式输出 dq 轴电压调制波补偿量如式(10)、(11)所示。

$$\begin{bmatrix}\Delta u_{cd}\\ \Delta u_{cq}\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}\cos\Delta\theta-1 & -\sin\Delta\theta\\ \sin\Delta\theta & \cos\Delta\theta-1\end{bmatrix}\begin{bmatrix}u_{cd}\\ u_{cq}\end{bmatrix} \tag{10}$$

$$\begin{cases} u'_{cd}=u_{cd}+\Delta u_{cd} \\ u'_{cq}=u_{cq}+\Delta u_{cq} \end{cases} \tag{11}$$

3）参考相角校准

CNPC 若需要从定 U_{dc}/Q 模式无缝切换至定 U/f 模式，考虑到未投入运行的定 U/f 模式的相角 θ_{ref} 与网侧锁相环给出的角度 θ_s 之间的差值 $\Delta\theta$ 为一与频率差有关的周期量，其周期为频率差绝对值的倒数 $1/|f_s-f_{ref}|$，如图 4 所示，其中 f_s 为 PCC 测量所得频率，f_{ref} 为控制系统给定频率，dy 和 dx 分别为选定某点的纵轴和横轴微增量。同时考虑到在切换至定 U/f 模式之前其参考相角 θ_{ref} 可以根据需要进行变更优化，因此需要用阀侧交流电压的瞬时值来时刻优化 θ_{ref} 计算得到一个最优值作为定 U/f 控制的参考相角。

在传统的柔性直流控制系统里，以三相交流电压为例，其派克变换式如下

$$\begin{bmatrix}u_{sd}\\ u_{sq}\end{bmatrix}=\frac{2}{3}\begin{bmatrix}\cos\theta & \cos\left(\theta-\dfrac{2}{3}\pi\right) & \cos\left(\theta+\dfrac{2}{3}\pi\right)\\ \sin\theta & \sin\left(\theta-\dfrac{2}{3}\pi\right) & \sin\left(\theta+\dfrac{2}{3}\pi\right)\end{bmatrix}\begin{bmatrix}u_{sa}\\ u_{sb}\\ u_{sc}\end{bmatrix} \tag{12}$$

由式(12)可以得出，电压 d 轴分量关于参考相角 θ 的函数为

$$u_{sd}(\theta)=\frac{2}{3}\left(u_{sa}\cos\theta+u_{sb}\cos\left(\theta-\frac{2}{3}\pi\right)+u_{sc}\cos\left(\theta+\frac{2}{3}\pi\right)\right) \quad (13)$$

为了使CNPC从定 U_{dc}/Q 模式无缝切换至定 U/f 模式，在定 U/f 模式下的电压 dq 轴分量应与定 U_{dc}/Q 模式下相同，又由于定 U_{dc}/Q 模式 d 轴电压以电网电压向量定位，上述条件可以等价为“定 U/f 模式下的 d 轴电压取最大值”，用数学优化函数 f_{opt} 可表示为

$$f_{opt}=\max\left(\frac{2}{3}\left(u_{sa}\cos\theta+u_{sb}\cos\left(\theta-\frac{2}{3}\pi\right)+u_{sc}\cos\left(\theta+\frac{2}{3}\pi\right)\right)\right) \quad (14)$$

满足上述优化函数取得最大值的自变量 θ 即为所求解。式(13)对 θ 求导并令其为0，得

$$\left(u_{sa}-\frac{1}{2}u_{sb}-\frac{1}{2}u_{sc}\right)\sin\theta+\frac{\sqrt{3}}{2}\left(u_{sc}-u_{sb}\right)\cos\theta=0 \quad (16)$$

$$\theta_0'=\begin{cases}0, & u_{sb}=u_{sc}\\ \pm\dfrac{\pi}{2}, & u_{sb}+u_{sc}=2u_{sa}\\ \arctan\left(\dfrac{\sqrt{3}\left(u_{sc}-u_{sb}\right)}{u_{sb}+u_{sc}-2u_{sa}}\right), & \text{其他}\end{cases} \quad (17)$$

由于得到的 θ_0' 是极值点，d 轴的可能取值为±U_s，为了保证为最大值点，需要将其扩展至(–π, π)，这时得到的 θ_0 才是在全时段使得 d 轴分量最大、q 轴分量为0的角度，也即所需的无缝切换角度。扩展方法是当所求相角使得 d 轴电压取负时，使该相角偏移一个角度 π。

4）大扰动瞬时功率补偿

当受端电网中发生大幅度功率突变，例如发电机、风光储能退网，负荷突然投切时，CNPC 接入的 PCC 频率电压势必会产生大幅度波动，仅仅简单地对 CNPC 进行控制模式的切换并不能很好地抑制这种暂态波动。因此需要在以上 dq 轴和参考相角校准的基础上再加上一类大扰动补偿量。

根据图5的CNPC交流侧等效模型，假设每个模块参数相同且工作状态相同，则近似有

$$\begin{cases}U_1\angle\theta_1=U_2\angle\theta_2=\cdots=U_6\angle\theta_6\\ X_{L1}=X_{L2}=\cdots=X_{L6}\\ P_1+\mathrm{j}Q_1=P_2+\mathrm{j}Q_2=\cdots=P_6+\mathrm{j}Q_6\end{cases} \quad (18)$$

式中：$U_i\angle\theta_i$(i=1，2，…，6)为各子模块换流器出口电压相量；X_{Li}(i=1，2，…，6)为各子模块出口等效电抗；P_i+jQ_i(i=1，2，…，6)为单个子模块的输出功率。$U_0\angle\theta_0$ 为 CNPC 模块交流侧并联点电压相量，U_{PCC} 为 CNPC 交流侧 PCC 处电压；X_{L0} 为 CNPC 交流侧出口滤波器及变压器等效电抗；P_0+jQ_0 为 CNPC 输出总功率，此处及以下均假设流出换流器为正方向。

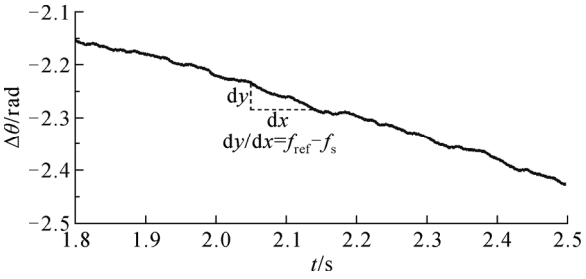


图4　定 U/f 模式给定相角与网侧锁相环相角之差

Fig.4　Difference between the angle given by U/f control and grid-side PLL

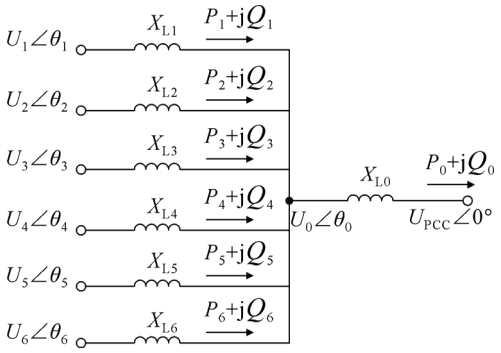


图5　六模块 CNPC 交流侧等效模型

Fig.5　Equivalent model of six module CNPC in AC side

由 PCC 处的电压 U_{PCC} 及功率 P_0+jQ_0 可以算出 CNPC 模块交流侧电压 U_0 及相角为

$$\begin{cases}U_0=\sqrt{\left(\dfrac{Q_0X_{L0}+U_{PCC}^2}{U_{PCC}}\right)^2+\left(\dfrac{P_0X_{L0}}{U_{PCC}}\right)^2}\\ \theta_0=\arcsin\left(\dfrac{P_0X_{L0}}{U_{PCC}U_0}\right)\end{cases} \quad (19)$$

同时，由式(18)、(19)可得流出单个子模块三电平的输出功率为

$$\begin{cases}P_i=\dfrac{1}{6}P_0\\ Q_i=\dfrac{1}{6}\left(Q_0+\dfrac{U_{PCC}^2+U_0^2-2U_{PCC}U_0\cos\theta_0}{X_{L0}}\right)\end{cases} \quad (20)$$

式中，$i=1,\cdots,6$。类似的，可得到三电平阀侧出口电压 $U_i\angle\theta_i$(以 PCC 处电压为参考相角)。而当微网中发生大扰动时(例如柴发意外退网)，PCC 处功率将会产生突变，为了维持 PCC 频率、电压不变，

CNPC 从 PCC 注入微网的功率也要进行相应的调整。为了使该调整能够最大程度弥补柴发退网带来的突变，对每个子模块的网侧及阀侧电压、相角增加如下的大扰动补偿量：

$$\begin{cases} U_i'=k_iU_i \\ \theta_i'=\theta_i+\Delta\theta_i \end{cases} \tag{21}$$

式中：$i=0,\cdots,6$；k_i、$\Delta\theta_i$为控制环节相关补偿量，当 i=1~6 时为内环输出调制波补偿，i=0 时为外环参考电压和锁相环补偿。设大扰动瞬间 CNPC 在图 5 各条支路需要额外提供的功率为ΔP_i和ΔQ_i，一般为功率缺额的 k_p、k_q 倍，而 k_p、k_q 的取值取决于 CNPC 和发生扰动的微源的容量之比，该比值越小其取值越小，最大值为 1，其取值不能过大否则会影响 CNPC 稳定运行。假设扰动瞬间 PCC 电压不变，则各点的电压为

$$\begin{cases} U_i'=\sqrt{\left(\dfrac{(Q_i+\Delta Q_i)X_{\mathrm{L}i}+U_{\mathrm{PCC}}^2}{U_{\mathrm{PCC}}}\right)^2+\left(\dfrac{(P_i+\Delta P_i)X_{\mathrm{L}i}}{U_{\mathrm{PCC}}}\right)^2} \\ \theta_i'=\arcsin\left(\dfrac{(P_i+\Delta P_i)X_{\mathrm{L}i}}{U_{\mathrm{PCC}}U_i'}\right) \end{cases} \tag{22}$$

代入式(22)可以算出式(21)中的补偿量为

$$\begin{cases} k_i=U_i'/U_i \\ \Delta\theta_i=\theta_i'-\theta_i \end{cases} \tag{23}$$

式中，$i=0,\cdots,6$。上述补偿方法仅是对直接电流控制的内外环各相关分量进行了补偿，与具体的换流器拓扑无关，故可以适用于任意有直接电流控制的 VSC 逆变器场景。下面将利用上述校准/补偿方法设计一套以送端 LCC 受端 CNPC 为例的微网直流供电策略，特别是在 CNPC 与微网互联时或微网发生大扰动时的无缝切换策略。

3 以送端 LCC 受端 CNPC 为例的微网直流供电策略

3.1 混合直流无缝接入孤网策略

在 CNPC 接入孤网之前，需要对 CNPC 交流侧进行电压幅值、相位和频率的预同步[21-22]。但是，由于在微网中有柴油发电机的存在，当 CNPC 处于定 *U*/*f* 控制接入微网时，即使满足并网的 3 个条件，系统电压、频率和功率仍然会发生一定程度的扰动，甚至造成柴发和其他微源的脱网。本小节的研究内容是提出当 CNPC 脱网空载运行后，使其无缝、无冲击地接入微网的方案。

为了避免 CNPC 并入微网后发生震荡，保证接入策略的无缝性，需要在并网的瞬间将控制策略从定 *U*/*f* 模式无缝切换为定 U_dc/Q 模式。为了消除 2 种控制模式由于控制性能、滤波环节等原因产生的误差相角 $\Delta\theta$，综合第 2 章中的补偿策略 1、2 对定 U_dc/Q 控制中的各分量进行补偿，从而使得切换控制策略瞬间其突变量最小。对于其中的电流补偿量，由于并网前 CNPC 交流侧处于空载状态，交流电流近似为 0，并且在并网的瞬间电流不能突变，最终得出的切换控制策略时的电流突变量也近似为 0，故可以忽略电流补偿量仅对电压进行补偿。

下面给出从定 *U*/*f* 模式无缝切换为定 U_dc/Q 模式时定 U_dc/Q 模式改进补偿策略，如图 6 所示。经过图 6 修正后，CNPC 只需发出切换指令，即可从定 *U*/*f* 无缝切换至定 U_dc/Q。

结合以上分析叙述，该无缝接入策略包含 2 个部分：(1)CNPC 预同步策略；(2)定 *U*/*f* 控制向定 U_dc/Q 控制无缝切换部分。CNPC 无缝接入孤网的步骤如下：首先启动预同步模块，使 CNPC 电压幅值、频率、相角逐渐与孤网同步，待满足相角差小于 0.05 rad，频率差小于 0.01 Hz，电压幅值差小于 5%时发出并网合闸信号；第 2 步在发送合闸信号的一段延时后(合闸时间+信号延时约为 50 ms)启动控制模式的无缝切换，保证在合闸后不会因定 *U*/*f* 控制与柴油发电机不协调而产生功率、频率的扰动。同时由于直流系统送/受端的控制模式协调，受端从定 *U*/*f* 模式切换至定 U_dc/Q 模式时，送端 LCC 接收到受端的切换信号后，需要从定电压无缝切换为定电流控制，具体方法是在切换时短时投入速率限制器。其中送受端数据传输延时(数据传输、调制解调)约为 0.5 ms。送端 LCC 控制策略以及受端 CNPC 无缝接入控制逻辑将与大扰动时的控制逻辑于 3.2 节一并提出。

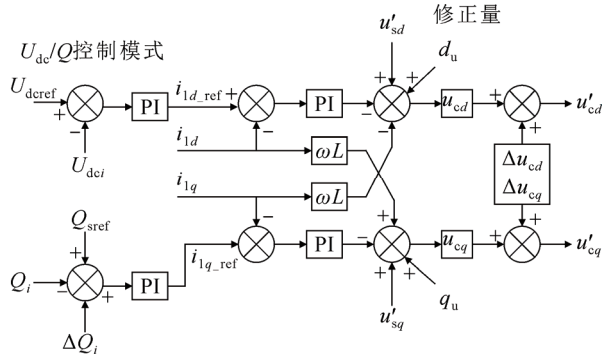


图 6 定 *U*/*f* 至定 U_dc/Q 改进无缝切换策略

Fig.6 Improved seamless transfer strategy from *U*/*f* to U_dc/Q

3.2　大扰动时混合直流控制模式无缝切换策略

本小节以微网中各微源故障退网或负荷非计划性切除这一类大扰动为例提出了 CNPC 的紧急无缝切换策略。当柴油发电机意外退网，CNPC 从柴发退网检测模块(图 7)处接收到信号，需要从定 U_{dc}/Q 立即无缝切换为定 U/f 模式运行，来支撑起全网的电压幅值和功率平衡[23]。在发生扰动前，由于定 U/f 控制处于未投入状态，其参考相角 θ_{ref} 与频率 f_0 均为系统额定值，而微网频率 f_s 一般不为恒定的 50 Hz，于是可以利用第 2 章中叙述的方法校准 PI 输出值、参考相角和 dq 轴分量来平滑控制模式的切换过程，同时为了进一步抑制因柴发退网带来的频率电压波动，引入第 2 章中的大扰动补偿量。

微网大扰动检测模块见图 7，图中 H_{edge} 为系统频率变化率门槛值，ε为系统稳态时小扰动造成的最大频率变化率。根据文献[24]，采用额定值计算可得 PCC 处频率变化率最高为 66.71 Hz/s，超出门槛值则表示柴发发生意外退网。因此以系统频率偏差不超过 0.5 Hz 为第 1 道门槛，以系统频率变化率($\mathrm{d}f/\mathrm{d}t$)不超过整定的数值 H_{edge} 为第 2 道门槛，当 PCC 频率满足式(24)时，发出柴发退网信号，将 CNPC 从定 U_{dc}/Q 模式立即切换为定 U/f 模式，并提供一定的瞬时功率支撑。

$$\begin{cases} \left| f_{sref} - f_s \right| > 0.5 \\ \left| \dfrac{\mathrm{d}f}{\mathrm{d}t} \right| > H_{edge} \end{cases} \tag{24}$$

对于风光储组合型电源，储能只在稳态时平滑风光功率，而风光发生故障退网(或出力大幅度波动)需要由 CNPC 进行支撑，此时由于风光储几乎无旋转惯量，其频率变化率显然满足

$$-66.71 < \mathrm{d}f/\mathrm{d}t < -\varepsilon \tag{25}$$

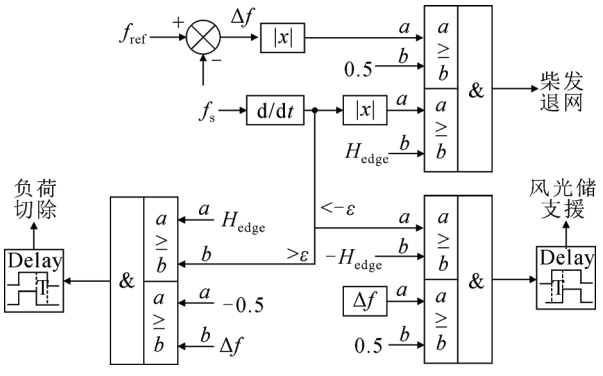


图 7　大扰动检测模块

Fig.7　Large disturbance detection module

式中ε在不同的微网中有不同的计算方法，作为第 3 道门槛来区分大、小扰动。本文中该值设定为风储荷稳态时功率波动造成的最大频率变化率(10 Hz/s)。

而对于含异步电机的综合负荷发生非计划性切除，仅有异步电机提供很小的旋转惯量，因此 PCC 处频率变化率满足

$$\varepsilon < \mathrm{d}f/\mathrm{d}t < 66.71 \tag{26}$$

上述风光储荷造成的扰动不会使微网失去主电源(柴发)，CNPC 无需进行模式切换，只需要在送端 LCC 加上如下的电流补偿量：

$$\Delta I_d = \frac{\Delta P_w}{U_{dc}} \tag{27}$$

式中：ΔP_w 为风、光、储、荷任一部分发生上述故障前送出的有功功率；U_{dc} 为送端直流电压。此时，当流出 PCC 的有功因送端支援而增加后，流出 PCC 的无功会随之减小，因此要对 CNPC 的无功功率整定值作相应修正，从而保持 PCC 电压不变。由图 5 易得，图 6 中受端各子模块无功功率整定值补偿量为

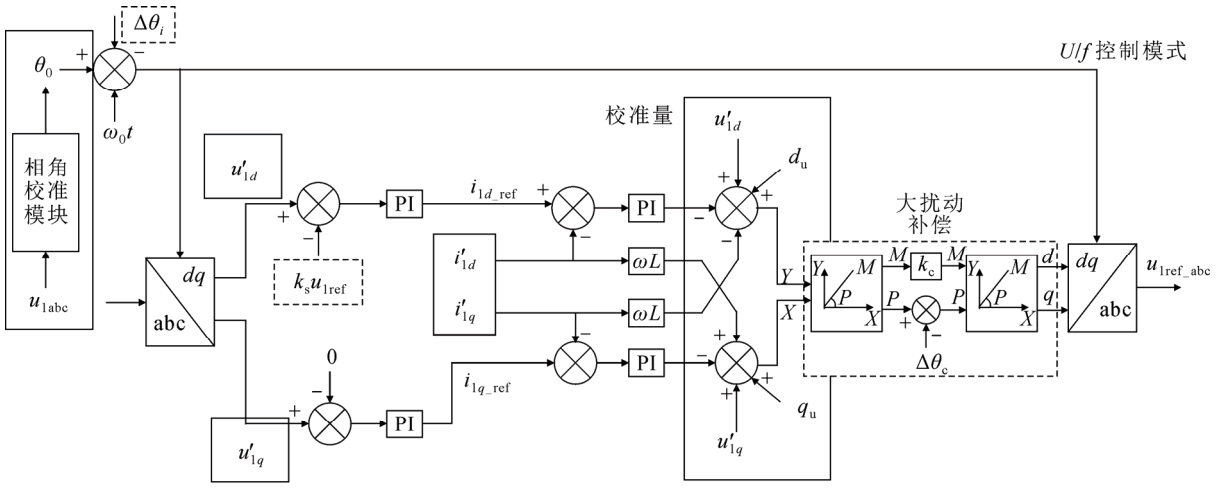
$$\Delta Q_i = \frac{X_{L0}\left(\Delta P_w^2 + 2P_0\Delta P_w\right)}{6U_{PCC}^2} \tag{28}$$

需要说明的是，为了防止在柴发退网时风光储荷判断模块误动，需要让风光储荷判断信号延时一段时间(例如 5 ms)后再输出。

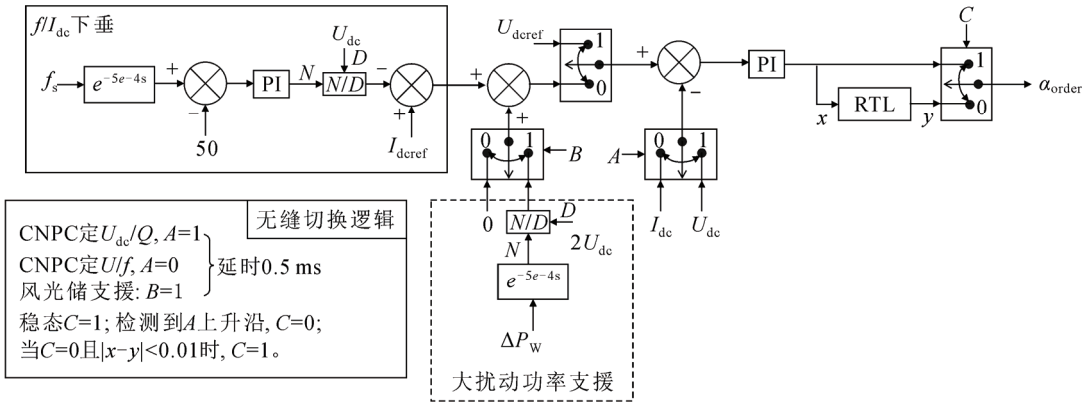
以上 3 道门槛和延时环节保证了大扰动检测的可靠性。根据本节和第 2 章后半部分，可以设计出一套微网发生大扰动时 CNPC 控制模式紧急无缝切换策略，受端 CNPC 定 U/f 模式的补偿量和控制策略逻辑图以及送端 LCC 控制策略如图 8、图 9 所示，图 8(a)中实线框部分为切换控制模式时的校准量，虚线框部分为发生大扰动时的补偿量，图 8(b)中 A、B、C 分别对应图中各个控制开关的切换依据，x 和 y 分别对应输入速率限制器(RTL)前/后的触发角。

4　仿真验证

本文建立了如图 1 所示的柔性直流向新能源微网孤岛供电系统仿真模型，交直流电压基准值均为额定值，具体参数如表 1 所示，交流侧电压基准值为微网额定母线电压。本文分别对混合直流主动无缝接入孤网和大扰动时混合直流控制模式紧急无缝切换进行了仿真分析，以验证策略的有效性。仿真平台为 PSCAD/EMTDC，仿真步长设置为 15 ms。



(a) 定*U*/*f* 控制模式补偿量



(b) 送端LCC控制策略

图 8 大扰动控制模式无缝切换控制

Fig.8 Seamless transfer strategy for CNPC control mode in large disturbance

表 1 系统的额定参数

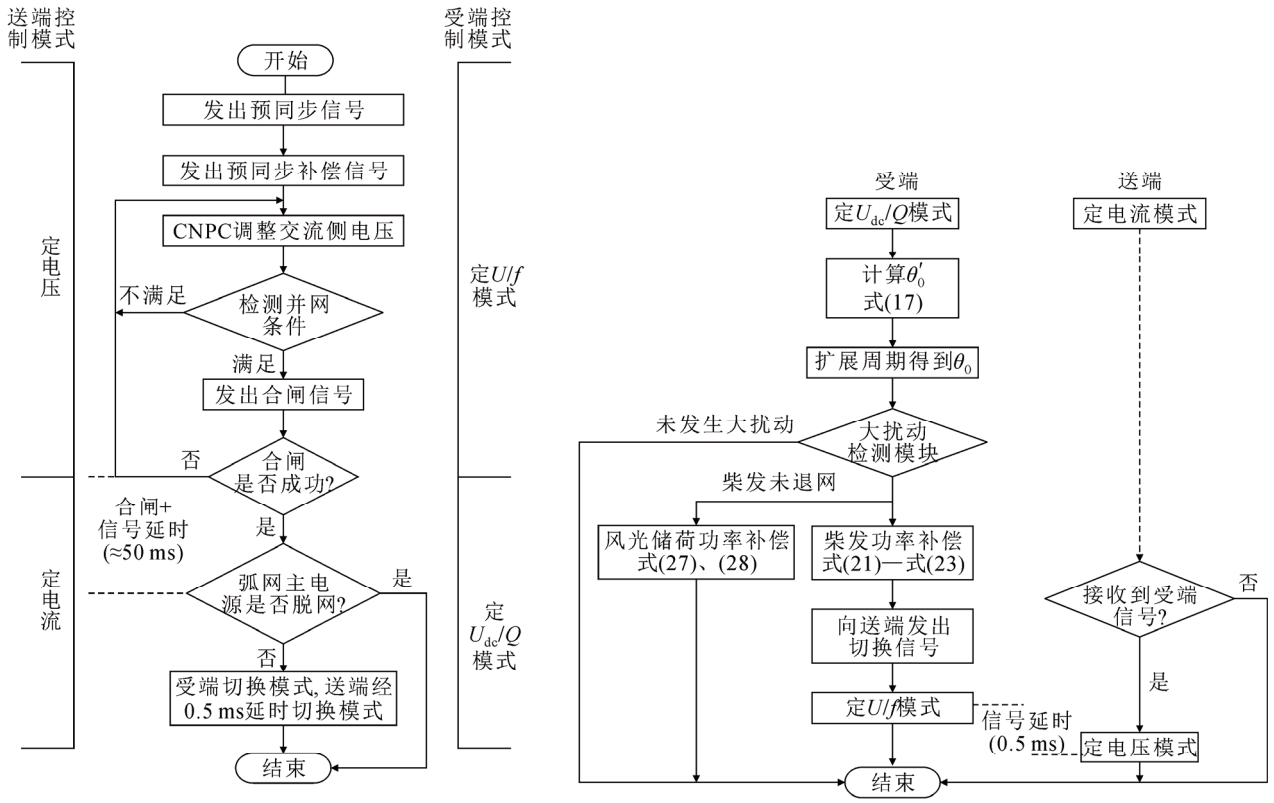
Table 1 System rated parameters

对象	参数名称	数值
换流站	CNPC 三电平额定容量/MVA	3.5
	直流母线额定电压/kV	±10
微网	微网额定母线电压/kV	10
	微网额定频率/Hz	50
	柴油发电机/MVA	3
	柴发本地负荷+综合负荷/MVA	6+j3
	蓄电池/MW	1

4.1 无缝接入孤网

初始状态为 CNPC 交流侧处于空载状态，同时孤网处于频率恢复阶段，其频率由于柴发的调频效果逐渐从 47 Hz 上升至 50 Hz。现于 1.52 s 发出预同步信号，CNPC 控制为定 *U*/*f* 模式，开始执行与孤网的主动预同步，约于 1.8 s 完成并网过程。下面对实现并网后 CNPC 采用传统无缝切换控制策略[12]/改进无缝切换策略至定 U_{dc}/Q 模式这 2 种情形进行了仿真对比分析。

图 10 为 CNPC 在经过预同步后接入孤网瞬间采用传统/改进无缝切换控制策略的效果对比图，图中纵坐标 f、U_{rms}、U_{dc} 分别代表 PCC 处频率、交流电压有效值(其基准值为微网额定母线电压，下文同理)、CNPC 直流侧电压。其中实线显示了 CNPC 在完成预同步接入孤网、采用传统无缝切换控制策略[12]后的各电气量波形。虽然该策略在切换前后共用同一个预同步模块中的锁相环相角从而避免了切换前后因相角差产生的波动，但由于 CNPC 每个模块之间由于控制环节、器件参数等存在细微的差异，各子模块最终完成预同步后的切换相角应存在对应的误差。因此在切换控制后不应使用同一参考相角，而是各模块使用独立的锁相环，并根据该子模块的“$\Delta\theta$”进行第 2 章中相应的修正。同时，由于传统无缝切换策略未考虑到直流输电的应用场景，送端



(a) CNPC无缝接入孤网控制策略　　(b) 大扰动策略逻辑框图

图 9　CNPC 控制模式紧急无缝切换策略框图

Fig.9　Block diagram of emergency seamless transfer strategy for CNPC control mode

LCC 也要切换控制策略，未接入微网前直流系统为空载定电压控制，控制误差近似为 0，接入微网后为定电流控制，由于电感电流不能突变，控制误差变为了直流电流整定值且远大于 0，其硬切换势必会产生一定的暂态冲击。相比之下，CNPC 各子模块采用了第 2 章中的校正环节，送端也采用了图 9 的无缝切换逻辑，在直流系统接入微网瞬间几乎无扰动，并且避免了直流系统接入后产生因控制模式不协调而造成的震荡问题。图 10 中的虚线和表 2 表明，相比传统无缝接入方法，PCC 频率、交直流电压最大波动量分别下降了 77%、69%、76%，验证了该无缝接入策略的有效性。该无缝接入过程中直流系统的动作逻辑为：发出预同步信号→完成预同步→并网合闸→受端 CNPC 从定 U/f 控制无缝切换至定 U_{dc}/Q 控制→送端 LCC 从定电压控制无缝切换至定电流控制。

4.2　大扰动时控制模式紧急无缝切换

初始状态为 CNPC 以辅助电源联于微网中，并且在微网发生大扰动前系统频率已到达稳态 50 Hz。此时 CNPC 控制模式为定 U_{dc}/Q，下面将以柴发退网和风机退网为例分析所提大扰动无缝切换策略的有效性。

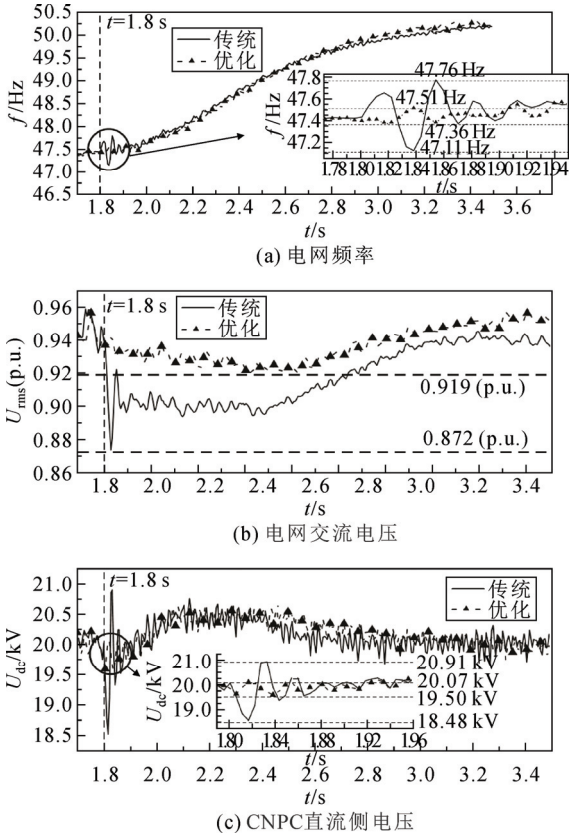


图 10　采用传统/改进无缝切换控制策略对比

Fig.10　Comparison of using conventional/improved seamless strategy

表 2 CNPC 接入孤网后波动量对比

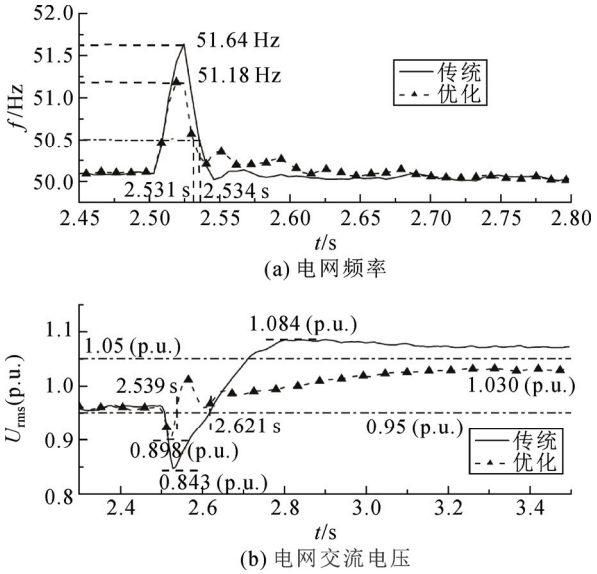
Table 2 Comparison of fluctuation after CNPC connected to isolated microgrid

采用策略	频率波动量/Hz	交流电压最小值(p.u.)	直流电压波动量/kV
传统方法	0.65	0.872	2.43
改进方法	0.15	0.919	0.57

1）于 2.5 s 将柴发突然退出微网，2.508 s 柴发退网检测模块发出柴发意外退网信号，图 11 分别为采用传统[12]/改进无缝切换措施的微网 PCC 处电压、频率波形图。当柴发退网时，若不采取任何措施，PCC 稳态频率会最终超出允许范围，若仅仅切换控制策略可能会引起控制器的饱和，导致控制器调节速度变慢，频率电压恢复速度减缓，不利于整个微网的稳定性。可以看出由于引入了第 2 章中的参考相角校准以及大扰动补偿量，在 CNPC 检测出柴发发生意外退网后不仅顺利完成了从定 U_{dc}/Q 到定 U/f 的无缝切换，其提供的瞬时功率支援还能一定程度上减小控制器发生饱和的可能性，如附录 A 图 A1 所示，PI 控制器的输出波形表明传统策略下 PI 控制器输出会产生大幅度波动，恢复时间长，有发生饱和的风险；而改进策略下 CNPC 为微网提供了额外的有功支援，改善了切换策略时的参考相角，从而缓解由于柴发退网导致的电压、频率波动。其中送端由于发生大扰动前直流电流和直流电压均处于额定值附近，直接硬切换 LCC 的控制策略也不会带来额外冲击。图 11 表明，相比传统无缝切换方法，PCC 频率、交流侧电压最大波动量分别下降了 30%、45%，恢复到允许范围的时间减少了 12%、73%，验证了该无缝接入策略的有效性。该大扰动过程中直流系统的动作逻辑为：CNPC 检测出柴发退网→CNPC 从定 U_{dc}/Q 无缝切换到定 U/f 并提供一定的瞬时功率支援→LCC 从定电流切换到定电压。

2）于 2.5 s 将风机突然退出微网，2.51 s 大扰动模块检测到风机退网，图 12 分别为混合直流供电的送受端不采用/采用大扰动功率支援的微网 PCC 处电压、频率波形。由于送受端大扰动功率支援的存在，风机退网后微网的频率瞬时波动量下降了 6.25%，稳态值上升了 0.23 Hz。同时微网的电压也不会因直流系统输送的额外有功功率而产生过大的波动。

上述大扰动时混合直流控制策略紧急无缝切换效果数据对比列于表 3、4 中。

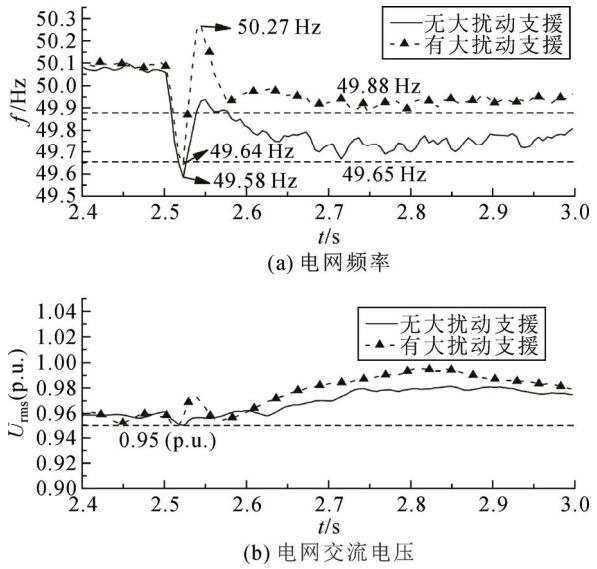


(a) 电网频率

(b) 电网交流电压

图 11 柴发退网后传统/改进无缝切换策略效果对比

Fig.11 Comparison of conventional/improved strategy of seamless transfer after diesel generators off-grid



(a) 电网频率

(b) 电网交流电压

图 12 风机退网后大扰动支援策略效果对比

Fig.12 Comparison of large disturbance support strategy of seamless transfer after wind power generators off-grid

5 结论

文章以送端为 LCC、受端为 CNPC 的混合直流系统向含高比例可再生能源微网供电为例，提出一套可实现控制模式无缝切换的供电策略，并在 PSCAD/EMTDC 中搭建了相关模型进行仿真研究，得出以下结论：

1）直流系统受端换流器 CNPC 在切换控制模式时存在由于控制环节、器件参数等产生的参考相角误差，所提 dq 轴/参考相角校正环节能够有效减少由上述误差带来的相关量突变。

表 3　大扰动时策略效果对比(柴发退网)

Table 3　Comparison of strategy under large disturbance (diesel generators off-grid)

策略	频率波动量/Hz	交流电压波动量(p.u.)	频率/电压的恢复时间/s
传统	1.56	0.239	0.026/0.113
改进	1.10	0.132	0.023/0.031

表 4　大扰动时策略效果对比(风机退网)

Table 4　Comparison of strategy under large disturbance (wind power generators off-grid)

策略	频率瞬时波动量/Hz	频率稳态值/Hz
传统	0.48	49.65
改进	0.45	49.88

2）当微网中发生大扰动时，所提大扰动瞬时功率补偿策略能够通过让直流系统提供额外的瞬时输出功率来支撑微网运行，减小了 PCC 处电压频率波动并加快其恢复速度。

3）在直流系统受端 CNPC 切换控制策略时，所提策略在考虑了信号延时的基础上不仅实现了送受端的控制策略协调运行，还能在微网失去非主电源功率(例如风机退网)时提供一定的功率支撑。

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

参考文献　References

[1] 董旭柱，华祝虎，尚　磊，等. 新型配电系统形态特征与技术展望[J]. 高电压技术，2021，47(9)：3021-3035.
DONG Xuzhu, HUA Zhuhu, SHANG Lei, et al. Morphological characteristics and technology prospect of new distribution system[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(9): 3021-3035.

[2] 张剑云，李明节. 新能源高渗透的电力系统频率特性分析[J]. 中国电机工程学报，2020，40(11)：3498-3506.
ZHANG Jianyun, LI Mingjie. Analysis of the frequency characteristic of the power systems highly penetrated by new energy generation[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(11): 3498-3506.

[3] AMIN M, ZHONG Q C. Resynchronization of distributed generation based on the universal droop controller for seamless transfer between operation modes[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 67(9): 7574-7582.

[4] 邱　麟，许　烈，郑泽东，等. 微电网运行模式平滑切换的控制策略[J]. 电工技术学报，2014，29(2)：171-176.
QIU Lin, XU Lie, ZHENG Zedong, et al. Control method of microgrid seamless switching[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2014, 29(2): 171-176.

[5] REZKALLAH M, SINGH S, SINGH B, et al. Implementation of two-level coordinated control for seamless transfer in standalone microgrid[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2021, 57(1): 1057-1068.

[6] 曹浪恒，郑　峰，林祥群，等. 计及储能混合控制算法的微电网运行模式无缝切换控制策略研究[J]. 电测与仪表，2022，59(6)：1-11.
CAO Langheng, ZHENG Feng, LIN Xiangqun, et al. Research on seamless switching control strategy of micro-grid operation mode considering hybrid control algorithm of energy storage[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2022, 59(6): 1-11.

[7] ZHANG K Y, WANG G R, GENG X, et al. A seamless soft transferring method for microgrid energy storage converter[C]// Proceedings of the 2021 13th International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation. Beihai, China: IEEE, 2021: 150-154.

[8] SINGH B, PATHAK G, PANIGRAHI B K. Seamless transfer of renewable-based microgrid between utility grid and diesel generator[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018, 33(10): 8427-8437.

[9] 王　杰，黄文焘，余墨多，等. 柔性互联微网模式紧急切换平滑控制策略[J]. 中国电机工程学报，2022，42(21)：7695-7706.
WANG Jie, HUANG Wentao, YU Moduo, et al. Smooth control strategy for emergency switching of interconnected microgrids via FMS[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(21): 7695-7706.

[10] 张黎明，侯梅毅，朱国防，等. 基于电压电流协同控制的微网运行模式无缝切换策略[J]. 电力系统自动化，2019，43(5)：129-135，158.
ZHANG Liming, HOU Meiyi, ZHU Guofang, et al. Seamless transfer strategy of operation mode for microgrid based on collaborative control of voltage and current[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(5): 129-135, 158.

[11] PRANITH S, KUMAR S, SINGH B, et al. Improved Gaussian filter based solar PV-BES microgrid with PLL based islanding detection and seamless transfer control[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(6): 5815-5825.

[12] TALAPUR G G, SURYAWANSHI H M, XU L, et al. A reliable microgrid with seamless transition between grid connected and islanded mode for residential community with enhanced power quality[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2018, 54(5): 5246-5255.

[13] 徐晓宁，周雪松. 微网脱/并网运行模式平滑切换控制策略[J]. 高电压技术，2018，44(8)：2754-2760.
XU Xiaoning, ZHOU Xuesong. Control strategy for smooth transfer between grid-connected and island operation for micro grid[J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(8): 2754-2760.

[14] 郑　峰，叶　韬，李世春，等. 基于储能广义控制算法的微网并/离网平滑切换控制策略研究[J]. 中国电机工程学报，2019，39(10)：2840-2852.
ZHENG Feng, YE Tao, LI Shichun, et al. Research on grid-connected/islanded smooth transition of microgrid based on generalized control algorithm of energy storage[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(10): 2840-2852.

[15] 米　阳，夏洪亮，符　杨，等. 基于鲁棒下垂控制策略的微网平滑切换[J]. 电网技术，2016，40(8)：2309-2315.
MI Yang, XIA Hongliang, FU Yang, et al. Smooth switching of microgrid operation states based on robust droop control strategy[J]. Power System Technology, 2016, 40(8): 2309-2315.

[16] KWON M, PARK S, OH C Y, et al. Unified control scheme of grid-connected inverters for autonomous and smooth transfer to stand-alone mode[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(1): 416-425.

[17] 宋伟伟. 柔性直流输/配电系统的孤岛检测及其切换控制研究[D]. 广州：华南理工大学，2019.
SONG Weiwei. Research on island detection and switching control of flexible DC transmission/distribution system[D]. Guangzhou, China: South China University of Technology, 2019.

[18] 贾宏杰，王梓博，余晓丹，等. 城市园区微网系统端对端能量交易技术研究现状与展望[J]. 高电压技术，2022，48(7)：2453-2468.

JIA Hongjie, WANG Zibo, YU Xiaodan, et al. State-of-the-art analysis and perspectives for peer-to-peer energy trading technology in urban community microgrid system[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(7): 2453-2468.

[19] 郑安然，郭春义，崔　鹏，等. 特高压混合多端直流输电系统中串联换流阀组间的电压平衡控制策略[J]. 电网技术，2019，43(9)：3408-3414.
ZHENG Anran, GUO Chunyi, CUI Peng, et al. Voltage balancing control strategy of series-connected converter valve groups in hybrid multi-terminal UHVDC transmission system[J]. Power System Technology, 2019, 43(9): 3408-3414.

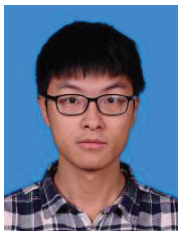
[20] 陈　新，姬秋华，刘　飞. 基于微网主从结构的平滑切换控制策略[J]. 电工技术学报，2014，29(2)：163-170.
CHEN Xin, JI Qiuhua, LIU Fei. Smooth transferring control method of microgrids based on master-slave configuration[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2014, 29(2): 163-170.

[21] 柴秀慧，张纯江，赵晓君，等. 基于自恢复下垂的分布式电源主动同步控制及参数优化[J]. 电力系统自动化，2020，44(19)：128-133.
CHAI Xiuhui, ZHANG Chunjiang, ZHAO Xiaojun, et al. Self-recovery droop based active synchronization control and parameter optimization of distributed generator[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(19): 128-133.

[22] 焦　皎，孟润泉，任春光，等. 交直流微电网 AC/DC 双向功率变换器控制策略[J]. 电力系统保护与控制，2020，48(16)：84-92.
JIAO Jiao, MENG Runquan, REN Chunguang, et al. Bidirectional AC/DC interlinking converter control strategy for an AC/DC microgrid[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(16): 84-92.

[23] CHE L, SHAHIDEHPOUR M, ALABDULWAHAB A, et al. Hierarchical coordination of a community microgrid with AC and DC Microgrids[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2015, 6(6): 3042-3051.

[24] 孙华东，王宝财，李文锋，等. 高比例电力电子电力系统频率响应的惯量体系研究[J]. 中国电机工程学报，2020，40(16)：5179-5191.
SUN Huadong, WANG Baocai, LI Wenfeng, et al. Research on inertia system of frequency response for power system with high penetration electronics[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(16): 5179-5191.



徐晓宇
1998—，男，硕士生
主要从事高压直流输电的研究
E-mail: 1253187610@qq.com

XU Xiaoyu

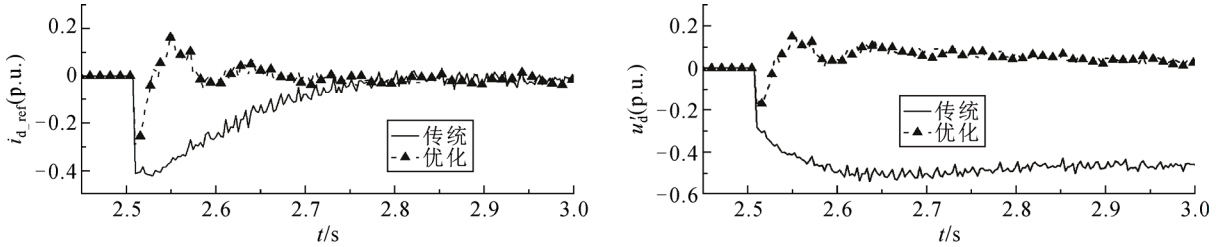


赵成勇(通信作者)
1964—，男，博士，教授，博导
主要从事柔性直流输电、高压直流输电方面的研究工作
E-mail: chengyongzhao2@163.com

ZHAO Chengyong
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期　2021-11-12　修回日期　2022-12-25　　编辑　程子丰

附录 A



(a) 有功外环PI控制器输出值　　(b) *d*轴内环PI控制器输出值

图 A1　柴发退网后 CNPC 传统/改进无缝切换策略饱和/退饱和波形

Fig.A1　Saturation / desaturation waveform of CNPC using conventional/improved seamless strategy after diesel off-grid