

# 基于分布式电源主动控制的配电网合环电压波动抑制方法

欧阳金鑫<sup>1</sup>, 陈纪宇<sup>1</sup>, 袁毅峰<sup>1,2</sup>, 许守东<sup>3</sup>

(1. 重庆大学 输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室, 重庆 400044;

2. 广东电网有限责任公司东莞供电局, 广东 东莞 523009;

3. 云南电网有限责任公司 电力科学研究院, 云南 昆明 650217)

**摘要:**配电网合环操作可能导致节点电压波动甚至越限,不仅影响负荷的正常运行,还威胁分布式电源(DG)的安全。为此,提出了一种通过DG主动控制,以抑制配电网合环电压波动的新思想。通过分析合环过程中电压波动的产生机理和影响因素,量化了抑制合环过程电压波动的控制需求,进而构建了抑制合环电压波动的DG可行功率集;通过刻画DG的功率可控范围,提出了基于可行功率集与功率可控范围交集判别的DG最优控制点计算方法,并提出了基于DG主动控制的配电网合环电压波动抑制方法。算例表明,该方法能够最大限度上抑制配电网故障恢复过程的合环电压波动,有效提升故障恢复过程的安全性和可靠性。

**关键词:**主动配电网;分布式电源;故障恢复;电压波动;功率控制

**中图分类号:**TM76

**文献标志码:**A

**DOI:**10.16081/j.epae.202303001

## 0 引言

故障恢复是指电网发生故障并隔离后,通过一系列手段,在保证系统安全的前提下最大限度地恢复失电负荷的过程<sup>[1]</sup>。网络重构是常规配电网故障恢复的主要手段,其本质为网络的合解环。然而,若联络开关两侧节点电压差较大,合环后环网中将产生较大的环流,加上合环瞬间的电流非周期分量,可能造成设备过载,影响保护的正确动作。文献[2]通过建立合环转供分析模型,提出了合环稳态电流和冲击电流的计算方法。文献[4-6]在计及合环电流安全的合环判据基础上,提出了求解计及过程安全性的配电网重构开关顺序的递归算法。但是,受限于支路容量、节点电压等约束,网络重构常常面临着参数越限等问题<sup>[5]</sup>。

随着全球能源危机和环境污染问题的日益严峻,风电、光伏(photovoltaic, PV)等分布式电源(distributed generator, DG)接入配电网中的比例逐年增长<sup>[6]</sup>。DG具有灵活的功率控制能力,可以改善接入点附近的电压分布,为防止合环电流越限提供了新手段,使原本仅依靠单侧电源难以实现的网络重构方案变得可行<sup>[7]</sup>。文献[8]建立了计及正常运行和合解环过程中节点电压和线路传输功率约束的配电网重构模型,但是仅考虑了合解环后的稳态电气量。文献[9]利用环网潮流控制器的功率解耦控

制优势,消除了合环产生的冲击电流,但因电网拓扑或改造投资等因素无法得到广泛应用。文献[10]充分挖掘DG在主动配电网的调控潜力,建立了合环电流约束校验及DG出力调节优化模型,提出了配电网不停电转供方法。文献[11]分析了DG投切、网络重构等操作引起的冲击电流,将整个恢复持续时间划分为一系列周期,进而提出了考虑动态约束的故障恢复新思想。上述研究均着眼于确保合环电流不越限,忽视了在变电站恒定出口电压的影响下,合环电流中的非周期分量传导至下游馈线,导致各节点电压出现波动甚至越限。

事实上,随着DG渗透率的不断提高,上级电网等效电源有效短路比逐步降低,电压波动问题愈发明显<sup>[12]</sup>。此外,由于配电网电力电子化程度加深,以DG为代表的电力电子变换装备对电压波动极其敏感,可能因低/高电压穿越失败而脱网,加剧源荷功率不平衡。现已有少量研究人员关注到了故障恢复中的电压波动问题。文献[13]通过仿真发现随着DG渗透率的不断增加,合环电压波动也随即增加,并提出优先解列靠近合环点的DG,以保证合解环操作的安全性,但同时也削弱了DG对配电网的支撑作用。

针对主动配电网恢复过程中的合环电压波动和越限问题,本文提出了一种基于DG主动控制的合环电压波动抑制的新思想。通过分析合环过程中电压波动的产生机理和影响因素,量化了抑制合环电压波动的控制需求,从而刻画了抑制合环电压波动的DG可行功率集;通过构建DG功率可控范围,提出了基于可行功率集与功率可控范围交集判别的DG最优控制点计算方法以及合环电压波动抑制方法。本文所提方法能够尽可能减少合环电压非周期

收稿日期:2022-07-17;修回日期:2023-01-06

在线出版日期:2023-03-06

基金项目:重庆市自然科学基金面上项目(cstc2019jcyj-msxmX0321)

Project supported by the General Program of Natural Science Foundation of Chongqing(cstc2019jcyj-msxmX0321)

分量,最大限度地抑制配电网故障恢复过程的合环电压波动。

## 1 配电网故障恢复过程解析

当配电网发生故障并隔离后,通常首先闭合失电负荷附近的联络开关,将负荷连通至最近的馈线或变电站;然后通过合解环,对剩余的网络进行重构,从而完成故障恢复。在恢复负荷的同时避免线路过载和节点电压越限是配电网故障恢复的主要目标<sup>[14]</sup>。图1为含DG的配电网示意图。图中: $U_i$  ( $i=1, 2, \dots, 5$ )为节点*i*的电压相量; $I_{12}$ 、 $I_{23}$ 、 $I_{34}$ 和 $I_{54}$ 分别为支路 $L_{1-2}$ 、 $L_{2-3}$ 、 $L_{3-4}$ 和 $L_{5-4}$ 的电流相量; $P_{Li}$ 、 $Q_{Li}$ 分别为复电后节点*i*的有功和无功负荷; $P_{gi}$ 、 $Q_{gi}$ 分别为节点*i*接入的DG有功和无功功率。由图可见,节点1、5为2个独立的电源节点,除节点1、5外的某电源节点引出的馈线发生故障并隔离后,部分非故障区负荷失电。对节点2、3的负荷承载力进行评估后,通过不同的联络开关将失电负荷分区转移至节点2、3,实现复电。此后,为进一步优化配电网潮流分布,需闭合联络开关支路 $L_{34}$ 进行2条馈线的合环操作,再断开合适的支路开关以重新分配2条馈线上的负荷。

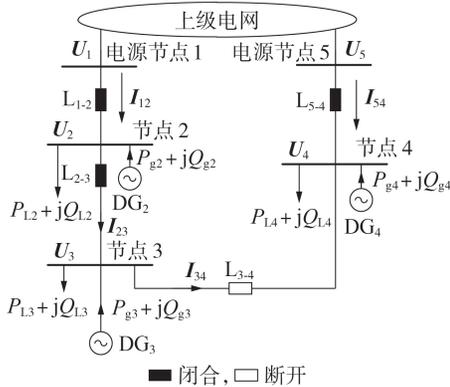


图1 含DG的配电网示意图

Fig.1 Schematic diagram of distribution network with DGs

由于配电网电压等级较低、线路相对较短且输送功率较小,可忽略节点电压降的横分量、线路对地导纳和线路功率损耗<sup>[15]</sup>。在节点3和4合环前,各节点的电压幅值可写为:

$$U_{2,ol} = \frac{U_1 + \sqrt{U_1^2 - 4[(P_{m2} + P_{m3})R_{12} + (Q_{m2} + Q_{m3})X_{12}]}}{2} \quad (1)$$

$$U_{3,ol} = \frac{U_{2,ol} + \sqrt{U_{2,ol}^2 - 4(P_{m3}R_{23} + Q_{m3}X_{23})}}{2} \quad (2)$$

$$U_{4,ol} = \frac{U_5 + \sqrt{U_5^2 - 4(P_{m4}R_{54} + Q_{m4}X_{54})}}{2} \quad (3)$$

式中: $U_{2,ol}$ 、 $U_{3,ol}$ 和 $U_{4,ol}$ 分别为合环前节点2—4的电

压幅值; $U_1$ 、 $U_5$ 分别为电源节点1、5的电压幅值; $R_{12}$ 、 $X_{12}$ 分别为支路 $L_{1-2}$ 的电阻、电抗; $R_{23}$ 、 $X_{23}$ 分别为支路 $L_{2-3}$ 的电阻、电抗; $R_{54}$ 、 $X_{54}$ 分别为支路 $L_{5-4}$ 的电阻、电抗; $P_{mi}$ 、 $Q_{mi}$ 分别为节点*i*的净有功和无功负荷,即节点有功和无功负荷之差、DG有功和无功功率之差。

忽略合环前各节点负荷、电源和分支线路,以合环前两端节点的电压差作为等效电压源,可得到节点3、4合环前的附加无源环网,如图2所示。图中: $U_{34}$ 为合环前节点3、4的电压差相量; $Z_{12}$ 、 $Z_{23}$ 、 $Z_{34}$ 和 $Z_{54}$ 分别为支路 $L_{1-2}$ 、 $L_{2-3}$ 、 $L_{3-4}$ 和 $L_{5-4}$ 的阻抗; $Z_{eq0}$ 为2个电源节点上一电压等级电网的等效阻抗。

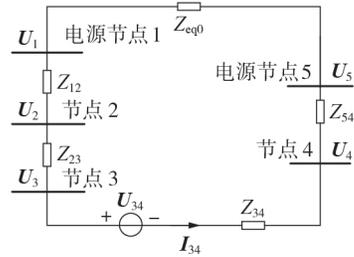


图2 合环前附加无源环网示意图

Fig.2 Schematic diagram of additional passive loop network before loop-closing

通过计算附加无源环网中的环流,可得到合环后流过支路 $L_{3-4}$ 的电流 $I_{34}$ 为<sup>[16]</sup>:

$$I_{34} = \frac{U_{3,ol} e^{j\delta_{3,ol}} - U_{4,ol} e^{j\delta_{4,ol}}}{Z_{eq}} \quad (4)$$

式中: $\delta_{3,ol}$ 、 $\delta_{4,ol}$ 分别为合环前节点3、4的电压初相角; $Z_{eq}$ 为附加无源环网的等效阻抗,可采用单位电流法,利用网络节点阻抗矩阵求得。

合环前,流过支路 $L_{2-3}$ 的电流 $I_{23,ol}$ 和流过支路 $L_{1-2}$ 的电流 $I_{12,ol}$ 为:

$$I_{23,ol} = \frac{P_{m3} - jQ_{m3}}{U_{3,ol} e^{-j\delta_{3,ol}}} \quad (5)$$

$$I_{12,ol} = \frac{P_{m2} - jQ_{m2}}{U_{2,ol} e^{-j\delta_{2,ol}}} + I_{23,ol} \quad (6)$$

式中: $\delta_{2,ol}$ 为合环前节点2的电压初相角。

可得合环后流过支路 $L_{2-3}$ 的稳态电流 $I_{23,cl}$ 为:

$$I_{23,cl} = I_{23,ol} + I_{34} \quad (7)$$

除合环支路外,馈线上其余节点电压在合环前后变化较小,故节点2合环前后的电压可认为近似不变。利用前推回代法,合环后流过支路 $L_{1-2}$ 的电流 $I_{12,cl}$ 可表示为:

$$I_{12,cl} = \frac{P_{m2} - jQ_{m2}}{U_{2,ol} e^{-j\delta_{2,ol}}} + I_{23,cl} \quad (8)$$

根据式(4),流过支路 $L_{3-4}$ 电流的瞬时值 $i_{34}(t)$ 满足:

$$R_{eq} i_{34}(t) + \frac{X_{eq}}{\omega} \frac{di_{34}(t)}{dt} = u_{3,ol}(t) - u_{4,ol}(t) \quad (9)$$

式中: $R_{eq}$ 、 $X_{eq}$ 分别为附加无源环网的等效电阻、电抗; $\omega$ 为系统角频率; $u_{3,ol}(t)$ 、 $u_{4,ol}(t)$ 分别为合环前节点3、4的电压瞬时值。

求解式(9),可得支路 $L_{3-4}$ 的电流瞬时值为:

$$i_{34}(t) = I_{34m} \sin(\omega t + \theta_{34}) \quad (10)$$

式中: $I_{34m}$ 、 $\theta_{34}$ 分别为流过支路 $L_{3-4}$ 电流的峰值和初相角,可由合环前节点3、4的电压幅值与初相角表示为式(11)所示的形式。

$$\begin{cases} I_{34m} = \frac{\sqrt{U_{3,ol}^2 + U_{4,ol}^2 - 2U_{3,ol}U_{4,ol}\cos(\delta_{3,ol} + \delta_{4,ol})}}{|Z_{eq}|/\sqrt{2}} \\ \theta_{34} = \arctan \frac{U_{3,ol}\sin\delta_{3,ol} - U_{4,ol}\sin\delta_{4,ol}}{U_{3,ol}\cos\delta_{3,ol} - U_{4,ol}\cos\delta_{4,ol}} - \arctan \frac{X_{eq}}{R_{eq}} \end{cases} \quad (11)$$

根据式(11),合环后合环支路的稳态电流大小主要受合环节点在合环前的电压幅值及初相角影响。合环节点间的电压幅值或初相角之差越大,流过合环支路的合环稳态电流越大。

## 2 合环过程电压波动特性

由于变压器等电感元件的存在,合环电流除了正弦稳态分量外,还存在非周期分量。合环电流呈现振荡衰减至工频正弦的变化趋势。合环后,流过支路 $L_{1-2}$ 和 $L_{2-3}$ 的电流瞬时值可表示为:

$$i'_{12,cl}(t) = I_{12,cl,m} \sin(\omega t + \theta_{12,cl}) + c_1 e^{-\frac{t-t_0}{T_1}} \quad (12)$$

$$i'_{23,cl}(t) = I_{23,cl,m} \sin(\omega t + \theta_{23,cl}) + c_2 e^{-\frac{t-t_0}{T_2}} \quad (13)$$

式中: $I_{12,cl,m}$ 、 $\theta_{12,cl}$ 分别为合环后流过支路 $L_{1-2}$ 的稳态电流峰值、初相角; $I_{23,cl,m}$ 、 $\theta_{23,cl}$ 分别为合环后流过支路 $L_{2-3}$ 的稳态电流峰值、初相角; $c_1$ 、 $T_1$ 和 $c_2$ 、 $T_2$ 分别为流过支路 $L_{1-2}$ 、 $L_{2-3}$ 的电流非周期分量的初始值和衰减常数; $T_1$ 、 $T_2$ 可取为合环支路上电流非周期分量的衰减常数 $T_c^{[17]}$ ;  $t_0$ 为合环时刻。

由于合环前后电流不能突变,合环电流非周期分量的初始值 $c_1$ 和 $c_2$ 分别为:

$$c_1 = I_{12,ol,m} \sin(\omega t_0 + \theta_{12,ol}) - I_{12,cl,m} \sin(\omega t_0 + \theta_{12,cl}) \quad (14)$$

$$c_2 = I_{23,ol,m} \sin(\omega t_0 + \theta_{23,ol}) - I_{23,cl,m} \sin(\omega t_0 + \theta_{23,cl}) \quad (15)$$

式中: $I_{12,ol,m}$ 、 $\theta_{12,ol}$ 和 $I_{23,ol,m}$ 、 $\theta_{23,ol}$ 分别为合环前支路 $L_{1-2}$ 、 $L_{2-3}$ 的电流峰值、初相角。

由式(5)~(8)可知,合环前后流过支路 $L_{2-3}$ 的电流之差与合环前后流过支路 $L_{1-2}$ 的电流之差相等,即支路的合环电流非周期分量的初始值相等。结合式(7),将电流相量转换为瞬时值表达式可得 $c_1$ 、 $c_2$ 如式(16)所示。

$$c_1 = c_2 = -I_{34m} \sin(\omega t_0 + \theta_{34}) \quad (16)$$

根据基尔霍夫定律,合环后节点2、3的电压瞬时值分别为:

$$u'_{2,cl}(t) = -I_{12,cl,m} |Z_{12}| \sin(\omega t + \varphi_{12} + \theta_{12,cl}) + \sqrt{2} U_1 \sin(\omega t + \delta_1) + c_1 \left( \frac{X_{12}}{\omega T_c} - R_{12} \right) e^{-\frac{t-t_0}{T_c}} \quad (17)$$

$$u'_{3,cl}(t) = U_{3,cl,m} \sin(\omega t + \delta_{3,cl}) + c_1 \left( \frac{X_{12} + X_{23}}{\omega T_c} - R_{12} - R_{23} \right) e^{-\frac{t-t_0}{T_c}} \quad (18)$$

式中: $\delta_1$ 为电源节点1的电压初相角; $U_{3,cl,m}$ 、 $\delta_{3,cl}$ 分别为合环后节点3的稳态电压的峰值、初相角; $\varphi_{12} = \arctan(X_{12}/R_{12})$ ,为支路 $L_{1-2}$ 的阻抗角。

由式(17)、(18)可知,在合环电流非周期分量的作用下,合环后各节点电压除正弦稳态分量外,还产生了非周期分量。非周期分量使得合环后节点电压产生波动。合环节点电压瞬时值在非周期分量作用下可能取得的最大值,称为最大合环冲击电压 $U_{vm}$ ,如式(19)所示。

$$U_{vm} = \left| U_{3,cl,m} + c_1 \left( \frac{X_{12} + X_{23}}{\omega T_c} - R_{12} - R_{23} \right) \right| \quad (19)$$

最大合环冲击电压主要取决于合环电流非周期分量的初始值 $c_1$ ,故称 $c_1$ 为合环电压非周期分量系数。与常规配电网不同,主动配电网合环节点的电压峰值和初相角除取决于负荷外,还受到DG功率的影响。合环的2条馈线上分布的净负荷相差越大,合环电压波动越显著。

## 3 合环过程电压波动抑制原理

### 3.1 DG功率可控范围建模

目前常用的DG包括储能系统(energy storage system, ESS)、风电和PV。ESS功率可控、稳定,不考虑短时间内电量损耗的情况下,ESS可灵活调节有功功率,此时其无功功率可控范围为:

$$\begin{cases} Q_{ESS,max} = \sqrt{S_{ESS}^2 - P_{ESS}^2} \\ Q_{ESS,min} = -\sqrt{S_{ESS}^2 - P_{ESS}^2} \end{cases} \quad (20)$$

式中: $Q_{ESS,max}$ 、 $Q_{ESS,min}$ 分别为ESS无功功率的上限和下限; $S_{ESS}$ 为ESS逆变器容量; $P_{ESS}$ 为ESS有功功率,满足 $-P_{ESS,max} \leq P_{ESS} \leq P_{ESS,max}$ , $P_{ESS,max}$ 为ESS最大充放电功率。

正常运行时,风电、PV等DG运行在一定风速、光照条件下的最大有功功率点。由于风/光等气象条件在几分钟内的变化对DG出力影响较小,本文利用故障恢复方案制定时的风电、PV等DG的实时功率作为其有功功率上限,认为DG可及时响应有功和无功功率参考值变化,灵活调控出力大小<sup>[18]</sup>。双馈感应电机(doubly-fed induction generator, DFIG)的功率由定子侧功率和网侧变流器功率组成。其

中,定子侧无功功率受限于最大转子电流,与DFIG有功功率的关系为<sup>[19]</sup>:

$$\begin{cases} Q_{s,\max} = -\frac{3U_s^2}{2X_s} + \sqrt{\left(\frac{3U_s X_m I_{r,\max}}{2X_s}\right)^2 - \left(\frac{P_{\text{DFIG}}}{s-1}\right)^2} \\ Q_{s,\min} = -\frac{3U_s^2}{2X_s} - \sqrt{\left(\frac{3U_s X_m I_{r,\max}}{2X_s}\right)^2 - \left(\frac{P_{\text{DFIG}}}{s-1}\right)^2} \end{cases} \quad (21)$$

式中: $Q_{s,\max}$ 、 $Q_{s,\min}$ 分别为定子侧无功功率的上限和下限; $P_{\text{DFIG}}$ 为DFIG有功功率, $P_{\text{DFIG},\min} \leq P_{\text{DFIG}} \leq P_{\text{DFIG},\text{mpp}}$ , $P_{\text{DFIG},\min}$ 为DFIG维持运行的最小有功功率, $P_{\text{DFIG},\text{mpp}}$ 为故障恢复方案制定时DFIG实时有功功率; $s$ 为转差率; $U_s$ 为定子电压; $X_s$ 、 $X_m$ 分别为定子电抗和励磁电抗; $I_{r,\max}$ 为最大转子电流。

DFIG网侧变流器的无功功率受限于网侧变流器容量,其无功功率可控范围为:

$$\begin{cases} Q_{g,\max} = \sqrt{S_{g,d}^2 - \left(\frac{s}{s-1} P_{\text{DFIG}}\right)^2} \\ Q_{g,\min} = -\sqrt{S_{g,d}^2 - \left(\frac{s}{s-1} P_{\text{DFIG}}\right)^2} \end{cases} \quad (22)$$

式中: $Q_{g,\max}$ 、 $Q_{g,\min}$ 分别为DFIG网侧变流器的无功功率的上限和下限; $S_{g,d}$ 为网侧变流器的容量。

永磁同步发电机(permanent magnetic synchronous generator, PMSG)和PV均通过背靠背变流器与系统交换功率,无功功率可控范围受制于接口变流器的无功功率可控范围,如式(23)所示。

$$\begin{cases} Q_{p,\max} = \sqrt{S_{g,p}^2 - P_p^2} \\ Q_{p,\min} = -\sqrt{S_{g,p}^2 - P_p^2} \end{cases} \quad (23)$$

式中: $Q_{p,\max}$ 和 $Q_{p,\min}$ 分别为PMSG/PV无功功率的上限和下限; $P_p$ 为PMSG/PV有功功率,其满足 $P_{p,\min} \leq P_p \leq P_{p,\text{mpp}}$ , $P_{p,\min}$ 为PMSG/PV维持运行的最小有功功率, $P_{p,\text{mpp}}$ 为故障恢复方案制定时PMSG/PV实时有功功率; $S_{g,p}$ 为接口变流器的容量。

### 3.2 DG主动控制思想

抑制合环电压波动的关键在于尽可能地减小合环后节点电压的非周期分量。因此,可通过使得合环电压非周期分量系数为0来实现。由式(16)可知,合环电压非周期分量系数等于环流在合环时刻的瞬时值的相反数。由于环流的峰值和初相角均与节点合环前的电压有关,故通过在合环前调节DG有功和无功功率可直接抑制合环后电压波动。

功率变化量一定时,距离合环点越近的DG功率变化对合环点上游节点电压的影响越大,故应首先选择最靠近合环点的DG进行调节。联立式(1)~(3)、(11)、(16),求得使合环电压非周期分量系数为0的DG可行功率集,即有效抑制合环电压波

动的DG有功和无功功率范围。图1所示的网络中,合环电压非周期分量系数关于合环节点处DG<sub>3</sub>的有功功率 $P_{g3}$ 和无功功率 $Q_{g3}$ 的关系可表示为式(24)所示的形式。

$$c_1 = -I_{34m}(P_{g3}, Q_{g3}) \sin(\omega t_0 + \theta_{34}(P_{g3}, Q_{g3})) \quad (24)$$

式中: $I_{34m}(P_{g3}, Q_{g3})$ 、 $\theta_{34}(P_{g3}, Q_{g3})$ 分别为环流峰值、初相角关于DG<sub>3</sub>有功和无功功率的函数。

由于合环节点之间必然存在电压差,环流幅值始终不为0。然而,通过调节环流的初相角使环流在合环时刻恰好处于过零点,即可抑制合环电压波动。根据式(11),使 $\theta_{34} = -\omega t_0$ 的节点3的合环前电压峰值 $U_{3,zc}$ 为:

$$U_{3,zc} = \frac{m \cos \delta_{4,ol} - \sin \delta_{4,ol}}{m \cos \delta_{3,ol} - \sin \delta_{3,ol}} U_{4,ol} \quad (25)$$

式中: $m = \tan\left(\arctan \frac{X_{eq}}{R_{eq}} - \omega t_0\right)$ 。

联立式(1)~(3),可得关于DG<sub>3</sub>无功功率的一元二次方程为:

$$A Q_{g3}^2 + B Q_{g3} + C = 0 \quad (26)$$

式中:参数A—C分别见附录A式(A1)~(A3)。

由此可得有效抑制合环电压波动的DG有功和无功功率范围,即DG<sub>3</sub>可行功率集表示为:

$$\Phi_{g3} = \left\{ Q_{g3} = \frac{-B(P_{g3}) \pm \sqrt{B^2(P_{g3}) - 4AC(P_{g3})}}{2A} \right\} \quad (27)$$

合环电压波动抑制原理如图3所示。图中:实线为DG<sub>3</sub>的功率可控范围边界; $P_{g,\text{mpp}}$ 为DG<sub>3</sub>有功功率上限; $S_g$ 为DG变流器容量。

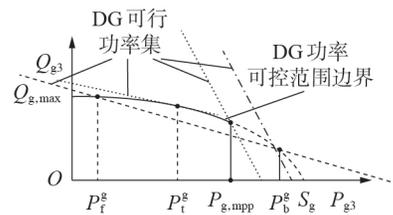


图3 合环电压波动抑制原理

Fig.3 Principle of loop-closing voltage fluctuation suppression

将DG<sub>3</sub>功率可控范围与可行功率集联立,可得关于DG<sub>3</sub>有功功率的一元方程为:

$$Q_{g,\max}(P_{g3}) = \frac{-B(P_{g3}) + \sqrt{B^2(P_{g3}) - 4AC(P_{g3})}}{2A} \quad (28)$$

$$Q_{g,\min}(P_{g3}) = \frac{-B(P_{g3}) - \sqrt{B^2(P_{g3}) - 4AC(P_{g3})}}{2A} \quad (29)$$

若方程的实数根 $P_f^g$ 、 $P_b^g$ 满足 $P_f^g < P_b^g$ 且 $P_f^g < P_{g,\text{mpp}}$ ,则表明DG<sub>3</sub>的功率可控范围与可行功率集相交,如图

3中虚线所示。此时,在 $\left[P_{f,i}^g, \min(P_{b,i}^g, P_{g,mpp})\right]$ 范围内调节 DG<sub>3</sub>有功和无功功率便可完全抑制合环电压波动, DG<sub>3</sub>功率参考值称为有功功率交集时的最优控制点。如果  $P_{f,i}^g = P_{g,mpp}$  或 2 个方程(式(28)、(29))只有 1 个实数根  $P_{f,i}^g$  且  $P_{f,i}^g \leq P_{g,i,mpp}$ , 如图 3 中点线所示, 此时 DG<sub>3</sub> 的功率可控范围与可行功率集为相切关系, 最优控制点为  $\{P_{g,mpp}, Q_{g,max}(P_{g,mpp})\}$  或  $\{P_{f,i}^g, Q_{g,max}(P_{f,i}^g)\}$ 。若式(28)、(29)均无实数根或实数根均大于  $P_{g,mpp}$  时, 则 DG<sub>3</sub> 的功率可控范围与可行功率集不存在交点, 如图 3 中点划线所示, 表明仅调节 DG<sub>3</sub> 的功率无法抑制合环电压波动。

若 DG<sub>i</sub> 的可行功率集与功率可控范围无交集, 应首先调节 DG<sub>i</sub> 的功率使合环电压非周期分量绝对值尽可能最小, 此时 DG<sub>i</sub> 功率参考值称为无功功率交集的最优控制点。进一步地, 根据调节 DG<sub>i</sub> 后的合环电压非周期分量系数与 DG<sub>i</sub> 上游的 DG<sub>i-1</sub> 功率  $P_{g,i-1}$ 、 $Q_{g,i-1}$  的关系确定 DG<sub>i-1</sub> 的可行功率集  $\Phi_{g,i-1}$ 。如果通过 DG<sub>i-1</sub> 功率调节仍不能完全抑制合环电压波动, 则将 DG<sub>i-1</sub> 功率参考值设置为无功功率交集的最优控制点, 再搜索上游的 DG。根据与合环支路的距离远近, 依次调节合环支路上游 DG 的功率以抑制合环电压波动, 直至合环电压非周期分量系数为 0 或所有 DG 均已调节至无功功率交集的最优控制点, 即完成此次合环前的 DG 主动控制。

本文提出的控制方法采用离线计算、在线实施。故障隔离后将配电网各节点电压、有功和无功负荷、DG 有功和无功功率, 以及各分段开关、联络开关的状态等参数上传至配电控制中心; 由控制中心确定故障恢复过程中各个开关的动作次序, 而后计算合环过程产生的电压波动, 最后基于可行功率集与功率可控范围交集判别计算并下发各 DG 有功和无功功率参考值。在合环前短时间内提前改变 DG 有功和无功功率参考值<sup>[20]</sup>, 并在合环后恢复原始出力, 即可有效抑制合环电压波动。

## 4 DG 功率参考值计算方法

### 4.1 存在功率交集时的最优控制点

当 DG 可行功率集与功率可控范围有交集时, 为最大限度地保证消纳, 应尽量避免减小 DG 有功功率。将 DG<sub>i</sub> 功率可控范围代入可行功率集可求得 DG<sub>i</sub> 的 2 个有功功率解  $P_{f,i}^g$ 、 $P_{b,i}^g$ , 分别代入式(27)可得对应的无功功率参考值, DG<sub>i</sub> 的有功和无功功率参考值构成了其最优控制点。当 DG<sub>i</sub> 为 ESS 时, 其有功功率参考值  $P_{g,i,ref}$  为:

$$P_{g,i,ref} = \begin{cases} P_{b,i}^g & P_{g,i}^g \geq P_{b,i}^g \\ P_{f,i}^g & P_{f,i}^g < P_{g,i}^g < P_{b,i}^g \\ P_{f,i}^g & 0 < P_{g,i}^g \leq P_{f,i}^g \end{cases} \quad (30)$$

式中:  $P_{g,i,t}$  为第  $t$  次合环前合环电压波动抑制前 DG<sub>i</sub> 的有功功率。

当 DG<sub>i</sub> 为 DFIG、PMSG 或 PV 时, 则其有功功率参考值为:

$$P_{g,i,ref} = \begin{cases} P_{b,i}^g & P_{g,i,mpp} \geq P_{b,i}^g \\ P_{f,i}^g & P_{f,i}^g < P_{g,i,mpp} < P_{b,i}^g \end{cases} \quad (31)$$

式中:  $P_{g,i,mpp}$  为合环电压波动抑制前 DG<sub>i</sub> 最大有功功率点对应的有功功率。

当 DG<sub>i</sub> 功率可控范围与可行功率集相切时, DG<sub>i</sub> 的有功功率参考值为:

$$P_{g,i,ref} = \begin{cases} P_{g,i,mpp} & P_{g,i,mpp} \in \{P_{f,i}^g, P_{b,i}^g\} \text{ 且 } P_{f,i}^g \neq P_{b,i}^g \\ P_{f,i}^g & P_{f,i}^g = P_{b,i}^g \end{cases} \quad (32)$$

### 4.2 不存在功率交集时的最优控制点

当 DG 可行功率集与功率可控范围无交集时, 其最优控制点可通过粒子群优化算法求解优化模型得到。其中, 目标函数  $F_i$  为最小化合环电压非周期分量绝对值:

$$F_i = \min |c_1^{g,i}(P_{g,i}, Q_{g,i})| \quad (33)$$

式中:  $c_1^{g,i}(P_{g,i}, Q_{g,i})$  为除 DG<sub>i</sub> 功率外其他源荷功率一定时, 合环电压非周期分量系数关于 DG<sub>i</sub> 有功和无功功率的函数。

对于目标函数  $F_i$ , 主要的约束条件包括 DG<sub>i</sub> 功率可控范围约束和支路电流约束, 见附录 A 式(A4)、(A5)。

## 5 算例分析

本节分别采用 IEEE 14 和 IEEE 34 节点系统验证理论研究的有效性。IEEE 14 节点仿真系统如附录 B 图 B1 所示, 节点 8 接入 DFIG, 节点 3、14 分别接入 ESS<sub>1</sub>、ESS<sub>2</sub>, 节点 4 接入 PV。各 DG 运行参数见附录 B 表 B1。根据最靠近合环点的 DG 的功率可控范围与可行功率集是否存在交集, 设计 2 种场景对是否利用 DG 主动控制的合环电压进行比较。

### 5.1 场景 1: 不存在功率交集

故障隔离后支路 L<sub>8-12</sub> 的联络开关立即合闸, 基于文献[21]所提的故障恢复方法可得随后的开关动作次序为: ①在 0.5 s 闭合 L<sub>3-9</sub>, 断开 L<sub>6-7</sub>; ②在 1.5 s 闭合 L<sub>5-14</sub>, 断开 L<sub>4-5</sub>。支路开关闭合前, 各 DG 均分别于 0.3 s、1.3 s 调节有功和无功功率。

支路 L<sub>3-9</sub> 闭合前根据式(28)、(29)可知, 此时仅调节距合环点最近的 ESS<sub>1</sub> 无法完全抑制合环电压波动, 需联合 PV 进行控制。根据对 4.2 节优化模型的求解, ESS<sub>1</sub> 最优控制点的有功功率为 0.82 MW, 无功功率为 1.26 Mvar; PV 最优控制点的有功功率为 1.5 MW、无功功率为 0.41 Mvar。由此, 关于是否利用 DG 主动控制下节点 3 的 A 相电压波形、ESS<sub>1</sub> 和 PV 的有功和无功功率曲线如图 4 所示。

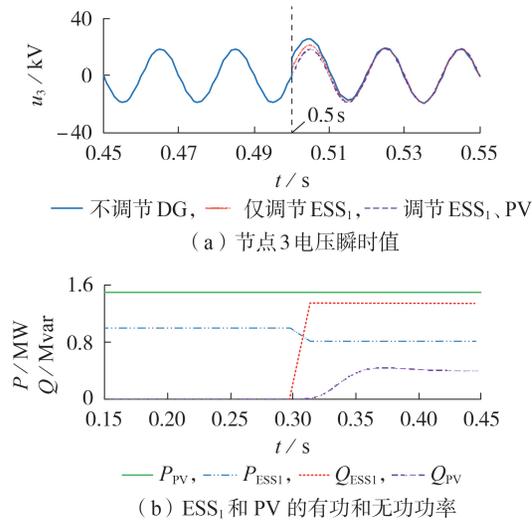


图4 场景1下支路 $L_{3,9}$ 闭合时的电气量  
Fig.4 Electrical parameters when Branch  $L_{3,9}$  is closed in Scenario 1

图4(a)中,未采取DG主动控制时支路 $L_{3,9}$ 开关闭合瞬间,由于合环电压非周期分量的存在,电压峰值瞬间升至26.10 kV,已远远超过节点所接入源荷的允许范围。当按图4(b)仅调节 $ESS_1$ 时,节点3电压上升幅度相比未采取DG主动控制时略有减小,但最大合环冲击电压仍超过1.1 p.u.。当合环前极短时间内同时调节 $ESS_1$ 和PV时,虽然可能降低其消纳能力,但此时节点3电压平稳过渡至18.59 kV,基本无冲击产生。随后,支路 $L_{5,14}$ 闭合前 $ESS_2$ 最优控制点的有功和无功功率分别为1.39 MW、1.05 Mvar,DFIG最优控制点的有功和无功功率分别为0.83 MW、0.95 Mvar。仿真可得支路 $L_{5,14}$ 闭合前、后节点14的A相电压波形以及DFIG、 $ESS_2$ 的有功和无功功率曲线如附录B图B2所示。当未采取DG主动控制时,支路 $L_{5,14}$ 开关闭合瞬间节点电压峰值升至30.02 kV。当按图B2(b)仅调节 $ESS_2$ 时,合环瞬间节点14电压越限程度有所减弱。当同时调节 $ESS_2$ 和DFIG时,合环瞬间节点14电压经历小幅度波动后逐步稳定至18.66 kV,合环电压波动得到有效抑制。

## 5.2 场景2:存在功率交集

故障隔离后支路 $L_{8,12}$ 的联络开关立即合闸,随后在0.5 s闭合 $L_{3,9}$ ,断开 $L_{7,9}$ ;在1.5 s闭合 $L_{5,14}$ ,断开 $L_{11,13}$ 。支路开关闭合前,各DG均分别于0.3、1.3 s调节DG有功和无功功率。

根据式(28)、(29), $ESS_1$ 的可行功率集与其可控范围存在交集,故仅调节 $ESS_1$ 便可完全抑制支路 $L_{3,9}$ 闭合时的合环电压波动。根据式(30)~(32)可求得 $ESS_1$ 最优控制点的有功和无功功率分别为1.0 MW、1.13 Mvar。由此,是否采取DG主动控制下节点3的A相电压波形和 $ESS_1$ 的有功和无功功率曲线如图5

所示。综合图5(a)、(b)可见,相比未采取DG主动控制,节点3的电压波动程度明显减小,虽然出现了略微畸变的情况,但处于允许的变化范围内。随后,支路 $L_{5,14}$ 闭合前调节该馈线上 $ESS_2$ ,其最优控制点的有功和无功功率分别为1.39 MW、0.79 Mvar。支路 $L_{5,14}$ 闭合前后节点14的A相电压波形和 $ESS_2$ 的有功和无功功率曲线如附录B图B3所示。综合图B3(a)、(b)可见,利用本文所提方法在合环前调节 $ESS_2$ 有功和无功功率,节点14的最大合环冲击电压相比于未采取DG主动控制时降低31.7%,有效保证了负荷等设备的安全。

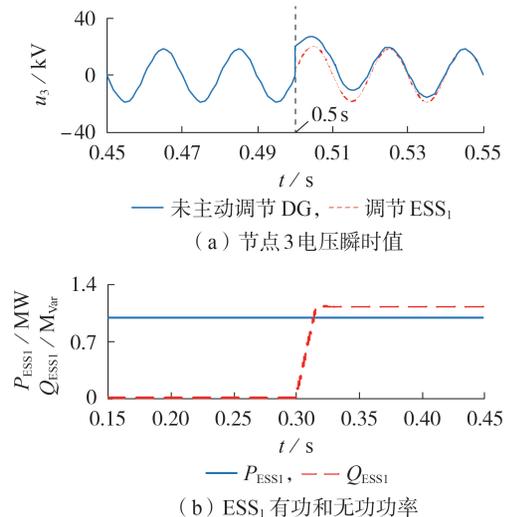


图5 场景2下支路 $L_{3,9}$ 闭合时的电气量  
Fig.5 Electrical parameters when Branch  $L_{3,9}$  is closed in Scenario 2

为验证本文所提方法在节点更多的系统中的适用性,本文进一步采用IEEE 33节点系统进行仿真。由于篇幅限制,仿真结果详见附录C。

## 6 结论

配电网故障恢复过程中的合环操作会导致馈线上各节点出现电压波动,从而影响供电可靠性。为此,本文提出了一种基于DG主动控制的配电网合环电压波动抑制方法,量化了抑制合环过程电压波动的控制需求,进而构建抑制合环电压波动的DG可行功率集,并提出了基于可行功率集与功率可控范围交集判别的DG最优控制点计算方法以及合环电压波动抑制方法。理论分析和算例表明,该方法能够最大限度地抑制配电网故障恢复过程的合环电压波动,进一步提高供电电能质量和配电网安全运行水平。本文基于确定的网络重构方案展开研究,后续将结合开关动作与DG主动控制协同的故障恢复方法开展研究。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

## 参考文献:

- [1] 陆秋瑜,江里舟,别朝红,等. 考虑用户能量优化调度的配电网灾后故障恢复策略[J]. 电力系统自动化,2023,47(1):44-54.  
LU Qiuyu,JIANG Lizhou,BIE Zhaohong,et al. Post-disaster fault restoration strategy for distribution network considering optimal scheduling of user-side energy[J]. Automation of Electric Power Systems,2023,47(1):44-54.
- [2] 赖胜杰,夏成军,纪焕聪,等. 计及负荷等值阻抗的配电网合环转供电分析模型[J]. 电工技术学报,2022,37(11):2859-2868.  
LAI Shengjie,XIA Chengjun,JI Huancong,et al. An analysis model for power transfer from loop closing in distribution network considering load equivalent impedance[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2022,37(11):2859-2868.
- [3] 刘健,孙泉,张小庆,等. 配电网合环分析与合环条件判断[J]. 电力系统自动化,2014,38(11):130-135.  
LIU Jian,SUN Quan,ZHANG Xiaoqing,et al. Analysis on and criteria for loop closing operation for distribution grids[J]. Automation of Electric Power Systems,2014,38(11):130-135.
- [4] 朱嘉麒,朱炳铨,徐玮韡,等. 计及过程安全性的配电网重构开关顺序优化[J]. 电力自动化设备,2019,39(5):37-44.  
ZHU Jiaqi,ZHU Bingquan,XU Weiwei,et al. Switch sequence optimization of distribution network reconfiguration considering process security[J]. Electric Power Automation Equipment,2019,39(5):37-44.
- [5] PAMSHETTI V B,SINGH S,SINGH S P. Combined impact of network reconfiguration and volt-var control devices on energy savings in the presence of distributed generation[J]. IEEE Systems Journal,2020,14(1):995-1006.
- [6] 徐岩,张荟,孙易洲. 基于变异粒子群算法的主动配电网故障恢复策略[J]. 电力自动化设备,2021,41(12):45-53.  
XU Yan,ZHANG Hui,SUN Yizhou. Fault recovery strategy of active distribution network based on mutation particle swarm optimization algorithm[J]. Electric Power Automation Equipment,2021,41(12):45-53.
- [7] ZHANG Qianzhi,MA Zixiao,ZHU Yongli,et al. A two-level simulation-assisted sequential distribution system restoration model with frequency dynamics constraints[J]. IEEE Transactions on Smart Grid,2021,12(5):3835-3846.
- [8] 武鹏,程浩忠,刘育权,等. 考虑合环约束的配电网重构方法[J]. 电力系统自动化,2017,41(11):163-168.  
WU Peng,CHENG Haozhong,LIU Yuquan,et al. Distribution network reconfiguration method considering loop closing constraints[J]. Automation of Electric Power Systems,2017,41(11):163-168.
- [9] XING Xuetao,LIN Jin,WAN Can,et al. Model predictive control of LPC-looped active distribution network with high penetration of distributed generation[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy,2017,8(3):1051-1063.
- [10] 周念成,谷飞强,雷超,等. 考虑合环电流约束的主动配电网转供优化模型[J]. 电工技术学报,2020,35(15):3281-3291.  
ZHOU Niancheng,GU Feiqiang,LEI Chao,et al. A power transfer optimization model of active distribution networks in consideration of loop closing current constraints[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2020,35(15):3281-3291.
- [11] XU Yin,LIU C C,WANG Zhiwen,et al. DGs for service restoration to critical loads in a secondary network[J]. IEEE Transactions on Smart Grid,2019,10(1):435-447.
- [12] 张谦,陈民权,郝文清,等. 电力系统动态电压的单调控制特性[J]. 电力自动化设备,2022,42(6):161-169.  
ZHANG Qian,CHEN Minquan,HAO Wenqing,et al. Monotone control characteristics of dynamic voltage in power system[J]. Electric Power Automation Equipment,2022,42(6):161-169.
- [13] 章琰天,陶劲松,陈宇航,等. 含分布式电源的配电网合解环操作安全性分析[J]. 武汉大学学报(工学版),2016,49(6):930-936.  
ZHANG Yantian,TAO Jinsong,CHEN Yuhang,et al. Security analysis of operation of loop closing or opening in distribution network with distributed generations[J]. Engineering Journal of Wuhan University,2016,49(6):930-936.
- [14] 陈玮,周贤正,李晏君,等. 考虑电动汽车配置的主动配电网鲁棒孤岛恢复[J]. 中国电机工程学报,2018,38(增刊1):58-67.  
CHEN Wei,ZHOU Xianzheng,LI Yanjun,et al. A robust islanding restoration policy for active distribution network considering optimal allocation of emergency electric vehicles[J]. Proceedings of the CSEE,2018,38(Supplement 1):58-67.
- [15] 陈珩. 电力系统稳态分析[M]. 4版. 北京:中国电力出版社,2015:76-85.
- [16] 章坚民,相炜,罗刚,等. 配电网30°相角差线路不停电转供的解决方案及关键分析[J]. 电力系统自动化,2018,42(1):74-81.  
ZHANG Jianmin,XIANG Wei,LUO Gang,et al. Solution and its key issue analysis for load transfer without power interruption of distribution lines with 30° phase angle difference[J]. Automation of Electric Power Systems,2018,42(1):74-81.
- [17] 甘国晓,王主丁,李瑞,等. 配电网合环冲击电流计算方法及其简化计算公式[J]. 电力系统自动化,2014,38(20):115-120.  
GAN Guoxiao,WANG Zhuding,LI Rui,et al. Methods and simplified formulas for calculating surge currents from loop closing in distribution networks[J]. Automation of Electric Power Systems,2014,38(20):115-120.
- [18] CHEN Lijuan,DENG Zhenli,XU Xiaohui. Two-stage dynamic reactive power dispatch strategy in distribution network considering the reactive power regulation of distributed generations[J]. IEEE Transactions on Power Systems,2019,34(2):1021-1032.
- [19] OUYANG Jinxin,TANG Ting,YAO Jun,et al. Active voltage control for DFIG-based wind farm integrated power system by coordinating active and reactive Powers under wind speed variations[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion,2019,34(3):1504-1511.
- [20] 袁小明,程时杰,胡家兵. 电力电子化电力系统多尺度电压功角动态稳定问题[J]. 中国电机工程学报,2016,36(19):5145-5154,5395.  
YUAN Xiaoming,CHENG Shijie,HU Jiabing,et al. Multi-time scale voltage and power angle dynamics in power electronics dominated large power systems[J]. Proceedings of the CSEE,2016,36(19):5145-5154,5395.
- [21] 李大鹏. 含分布式电源的智能配电网的故障自愈技术研究[D]. 天津:天津大学,2012.  
LI Dapeng. Study of self-healing techniques for smart distribution networks with DGs[D]. Tianjin:Tianjin University,2012.

## 作者简介:

欧阳金鑫(1984—),男,副教授,博士,主要研究方向为电力系统保护与控制(E-mail:jinxinoy@163.com);

陈纪宇(1999—),男,硕士研究生,主要研究方向为电力系统保护与控制(E-mail:chenjiyu@163.com);

袁毅峰(1997—),男,硕士,主要研究方向为电力系统保护与控制(E-mail:767531169@qq.com)。

(编辑 任思思)

## Loop-closing voltage fluctuation suppression method of distribution network based on active control of distributed generators

OUYANG Jinxin<sup>1</sup>, CHEN Jiyu<sup>1</sup>, YUAN Yifeng<sup>1,2</sup>, XU Shoudong<sup>3</sup>

- (1. State Key Laboratory of Power Transmission Equipment & System Security and New Technology, Chongqing University, Chongqing 400044, China;
2. Dongguan Power Supply Bureau of Guangdong Power Grid Corporation, Dongguan 523009, China;
3. Electric Power Research Institute, Yunnan Power Grid Co., Ltd., Kunming 650217, China)

**Abstract:** The loop-closing operation of the distribution network may lead to node voltage fluctuation or even limit crossing, which may not only affect the normal operation of the load, but also threaten the safety of distributed generator (DG). Aiming at this problem, a new idea for suppressing loop-closing voltage fluctuation based on DG active control in the distribution network is proposed. By analyzing the generation mechanism and influencing factors of voltage fluctuations in the process of loop closing, the control requirements for suppressing loop-closing voltage fluctuation is quantified, and the feasible power range of DG that suppresses the loop-closing voltage fluctuations is constructed. By portraying the controllable power range of DG, the calculation method of control reference value of DG based on the intersection of feasible power range and controllable power range is proposed. The method of loop-closing voltage fluctuation suppression of distribution network based on active control of DG is proposed. The results of case study show that the proposed method can suppress the loop-closing voltage fluctuation of the fault restoration to the maximum extent, and effectively improve the safety and reliability of the fault restoration.

**Key words:** active distribution network; distributed generator; fault restoration; voltage fluctuation; power control

(上接第16页 continued from page 16)

## Cooperative optimization of emergency repair and dispatch for integrated energy system considering mobile energy storage after ice disaster

SUN Liang<sup>1</sup>, SUN Mengmeng<sup>1</sup>, ZHAO Haimeng<sup>1</sup>, SUN Yanxue<sup>2</sup>

- (1. School of Electrical Engineering, Northeast Electric Power University, Jilin 132000, China;
2. Yunfeng Power Plant of Lvyuan Hydropower Company, Northeast Branch of State Grid, Tonghua 134299, China)

**Abstract:** Ice disasters can easily cause large-scale power outages. In this case, the thermoelectric coupling equipment in the integrated energy system can coordinate electrical and thermal output to reduce losses. The ice disaster failure scenarios are simulated based on the typical meteorological data, the double-layer cooperative optimal dispatching model of emergency repair for melt ice, integrated energy system and mobile energy storage system is established, which can reduce the adverse effects of ice disaster. The upper-layer optimization model is the dispatching model of emergency repair for melt ice to ensure rapid power supply restoration of the power grid in the integrated energy system, and the lower-layer optimization model is the dispatching model of the integrated energy system and the mobile energy storage system. The emergency repair progress of melt ice for each fault line in the upper-layer and the real-time load shedding situation of each node in the lower-layer are communicated and optimized mutually, so as to ensure that more fault lines can be repaired in a short time while more power loads can be recovered, and the flexible thermoelectric ratio of cogeneration units is fully utilized to optimize the integrated energy system dispatch and effectively reduce the overall economic loss of the system. In addition, the lower-layer optimization model dispatches the mobile energy storage system according to the load shedding situation of the integrated energy system after failure, so as to further reduce the system load shedding loss and improve the resilience of integrated energy system. The effectiveness of the proposed method is verified by case study simulation.

**Key words:** ice disaster; emergency repair for melt ice; integrated energy system; mobile energy storage system; cooperative optimization

## 附录 A

$$A = X_{23}^2 / U_{3,zc}^2 \quad (A1)$$

$$B = 2 \frac{R_{23} X_{23} P_{g3}}{U_{3,zc}^2} - 2 \frac{R_{23} X_{23} P_{L3}}{U_{3,zc}^2} + \frac{U_1 X_{23}}{U_{3,zc}} - 2 \frac{X_{23}^2 Q_{L3}}{U_{3,zc}^2} - 2X_{23} - X_{12} \quad (A2)$$

$$C = -\frac{R_{23}^2 (P_{g3} - P_{L3})^2}{U_{3,zc}^2} - \left( \frac{U_1 R_{23}}{U_{3,zc}} + R_{12} - 2R_{23} \right) (P_{g3} - P_{L3}) + \quad (A3)$$

$$\frac{X_{23}^2 Q_{L3}^2}{U_{3,zc}^2} - U_{3,zc}^2 + U_1 U_{3,zc} + P_{m2} R_{12} + Q_{m2} X_{12}$$

$$\begin{cases} P_{g,i,\min} \leq P_{g,i,t} \leq P_{g,i,\max} \\ Q_{g,i,\min}(P_{g,i,t}) \leq Q_{g,i,t} \leq Q_{g,i,\max}(P_{g,i,t}) \end{cases} \quad (A4)$$

式中： $P_{g,i,t}$  为  $DG_i$  的有功功率； $P_{g,i,\max}$ 、 $P_{g,i,\min}$  分别为  $DG_i$  有功功率的上、下限； $Q_{g,i,\max}$ 、 $Q_{g,i,\min}$  分别为  $DG_i$  无功功率的上、下限。

$$I_{mn} \leq I_{mn,\max} \quad (A5)$$

式中： $I_{mn}$ 、 $I_{mn,\max}$  分别为流过支路  $L_{mn}$  的电流幅值以及允许流过的最大电流。

## 附录 B

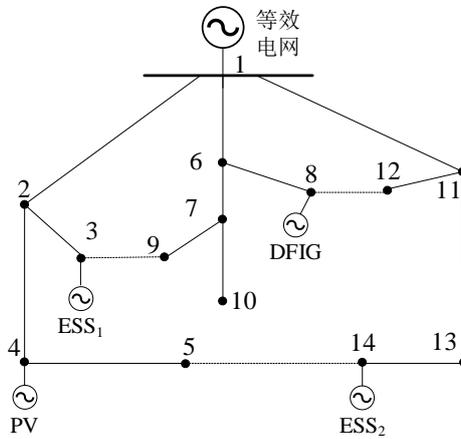


图 B1 IEEE-14 仿真系统  
Fig.B1 IEEE-14 Simulation system

表 B1 DG 运行参数  
Table B1 Operating parameters of DGs

接入节点	DG 种类	初始有功功率/MW	初始无功功率/MVar	容量/(MV·A)
3	ESS <sub>1</sub>	1.0	0	1.5
4	PV	1.5	0	2
8	DFIG	1.5	0	2
14	ESS <sub>2</sub>	1.45	0	1.8

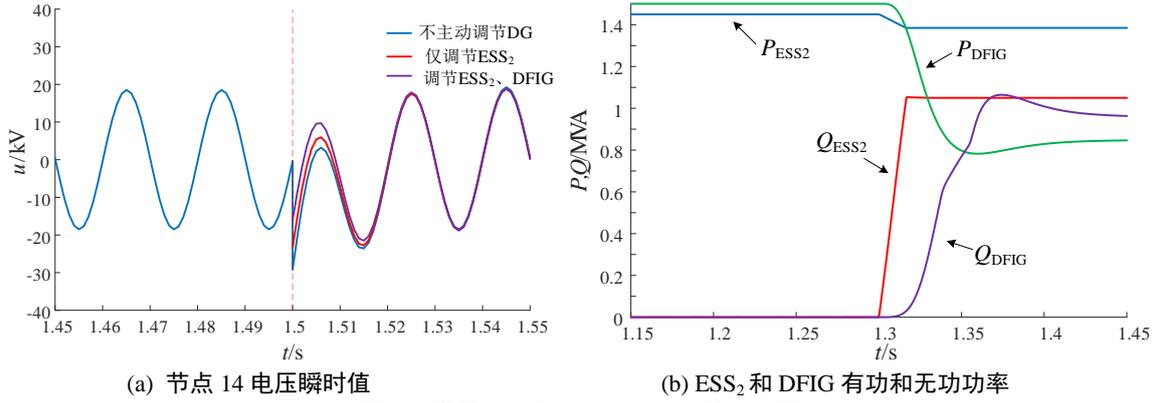


图 B2 场景 1 下支路  $L_{5-14}$  闭合时的电气量  
Fig.B2 Electrical parameters when Branch  $L_{5-14}$  is closed in Scenario 1

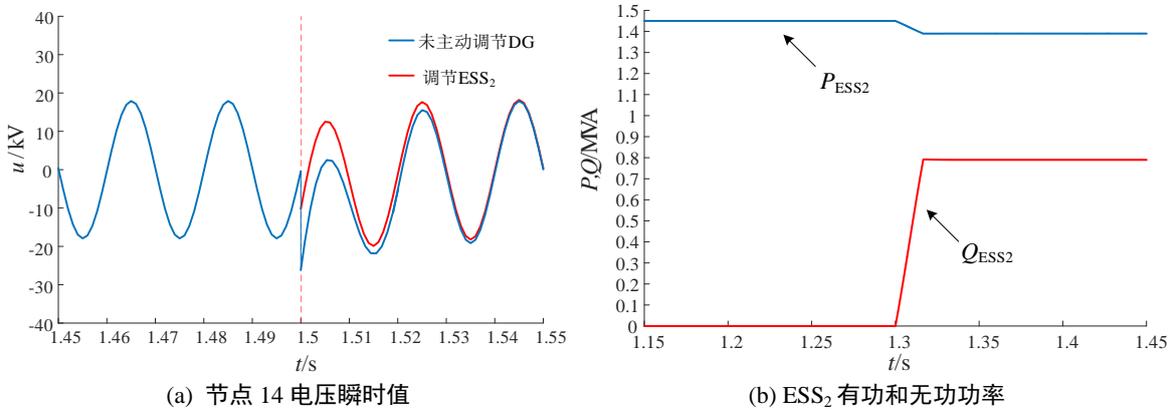


图 B3 场景 2 下支路  $L_{5-14}$  闭合时的电气量  
Fig.B3 Electrical parameters when Branch  $L_{5-14}$  is closed in Scenario 2

### 附录 C

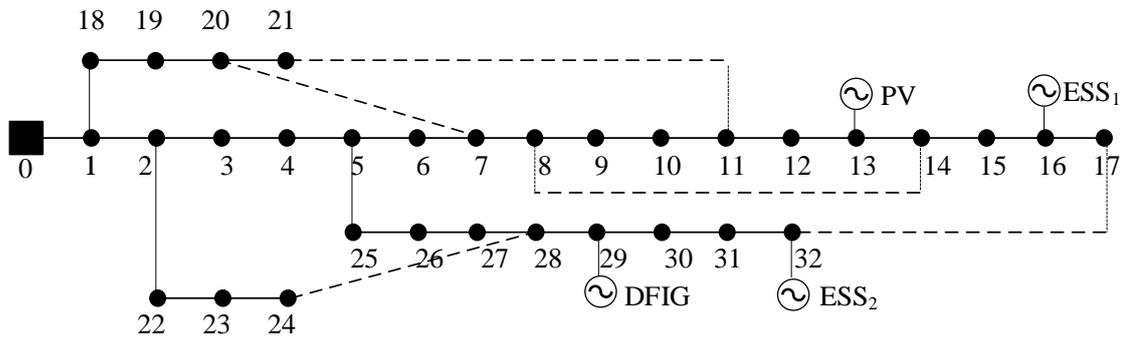


图 C1 IEEE33 节点系统  
Fig.C1 IEEE 33-bus system

为进一步体现本文所提方法在节点数更大的系统中的适用性，采用如图 C1 所示的 IEEE 33 节点系统进行验证。节点 29 接入 DFIG，节点 16、32 分别接入  $ESS_1$ 、 $ESS_2$ ，节点 13 接入 PV。其中各 DG 运行参数同表 B1。设置  $L_{25-26}$  在 0s 发生故障。故障隔离后，节点 26-32 上的负荷处于失电状态，基于文献 [20]所提的故障恢复方法可得后续的支路开关动作次序为：①闭合  $L_{11-21}$ ，断开  $L_{7-8}$ ；②闭合  $L_{8-14}$ ，断开  $L_{12-13}$ 。其中， $L_{11-21}$ 、 $L_{8-14}$  的支路开关分别于 0.5s、1.5s 闭合。支路开关闭合前，各 DG 均分别于 0.3s、1.3s 调节有功和无功功率。

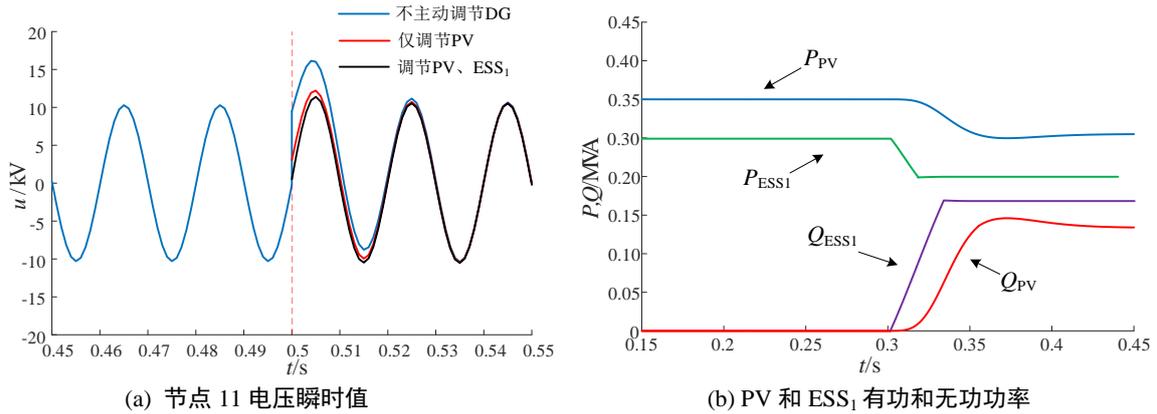


图 C2 场景 3 下支路  $L_{11-21}$  闭合时的电气量  
Fig.C2 Electrical parameters when the Branch  $L_{11-21}$  is closed in Scenario 3

支路  $L_{11-21}$  闭合前，由于仅调节节点 13 的 PV 无法有效抑制合环电压波动，需联合  $ESS_1$  和 PV 进行调节，其中 PV 有功功率参考值为 0.31MW、无功功率参考值为 0.14MVar， $ESS_1$  的有功和无功功率参考值分别为 0.25MW、0.20MVar。由此，是否采取 DG 主动控制下节点 11 的 A 相电压波形以及 PV、 $ESS_1$  的有功和无功功率曲线如图 C2 所示。图 C2(a)中，蓝线、红线和黑线分别为未采取 DG 主动控制、仅调节 PV 以及同时调节 PV、 $ESS_1$  后的电压变化情况。当未采取 DG 主动控制时，支路  $L_{11-21}$  开关闭合瞬间节点 11 电压峰值从 10.29kV 升至 16.14kV。相比未采取 DG 主动控制，合环前仅调节 PV 时节点 11 的电压波动幅度明显减小，但仍然在节点电压安全上限值之上。当同时调节  $ESS_2$  和 PV 时，如图 C2(b)所示，PV 在 0.3s 时有功功率从 0.35MW 降低至 0.31MW，同时调节无功功率至 0.14MVar， $ESS_1$  则分别将有功和无功功率调节至 0.25MW 和 0.20MVar。此时，合环瞬间节点 11 的电压平稳过渡至 10.68kV，最大合环冲击电压为 11.3kV，处于安全范围以内。

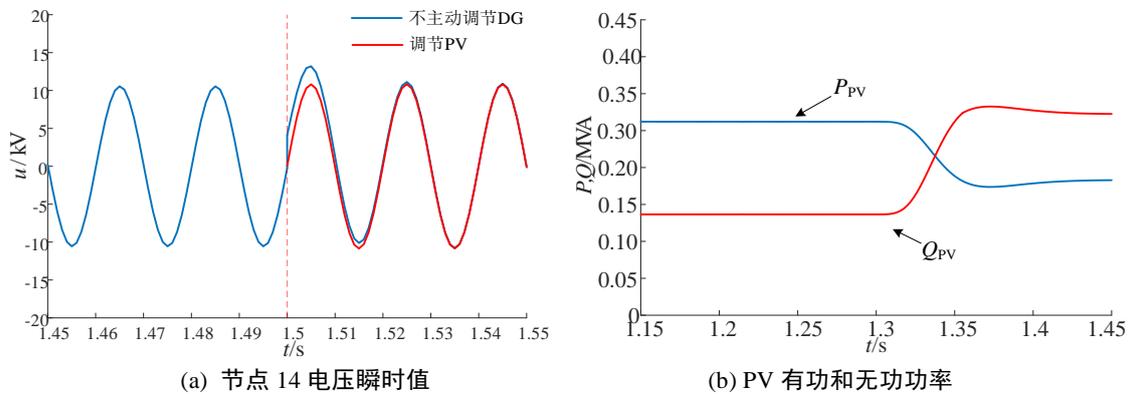


图 C3 场景 3 下支路  $L_{8-14}$  闭合时的电气量  
Fig.C3 Electrical parameters when Branch  $L_{8-14}$  is closed in Scenario 3

实施针对支路  $L_{11-21}$  的控制后，支路  $L_{8-14}$  闭合前，根据 4.1 节可得，PV 的有功功率参考值为 0.18MW、无功功率参考值为 0.32MVar。由此，是否采取 DG 主动控制下节点 14 的 A 相电压波形和 PV 的有功和无功功率曲线如图 C3 所示。图 C3(a)中，蓝线、红线分别为未采取 DG 主动控制和调节 PV 有功和无功功率后的电压变化情况。当未采取 DG 主动控制时，支路  $L_{8-14}$  开关闭合瞬间电压峰值上升至 1.31p.u.。而当合环前调节 PV 有功和无功功率时，节点 14 的最大合环冲击电压为 11.32kV，处于安全范围内。