Vol.40 No.1 Jan. 2020 59

考虑电流指令跟踪能力的PQ控制逆变型 分布式电源故障模型

魏传芝1,施啸寒1,张恒旭1,慈松2,刘 洋3

(1. 山东大学 电网智能化调度与控制教育部重点实验室,山东 济南 250061;

2. 美国内布拉斯加大学林肯分校 电气与计算机工程学院,美国 林肯 68588;

3. 国网山东省电力公司电力科学研究院,山东 济南 250002)

摘要:从逆变型分布式电源(IIDG)的数学模型、控制原理和参数设计角度出发,分析不同参数、故障前工况和 故障严重程度条件下变流器电流对其指令的跟踪情景,进而提出一种考虑变流器电流指令跟踪能力的 IIDG 对称故障模型。该模型根据变流器电流能否准确跟踪指令将IIDG等值为压控电流源和压控电压源这2个阶 段,可更加准确地反映对称故障期间IIDG的控制特性。与现有方法及电磁暂态仿真软件计算结果的对比分 析表明,所提方法在简化计算的同时具备更高的计算精度。

关键词:配电网;逆变型分布式电源;对称故障模型;PQ控制;故障穿越;故障分析;模型 中图分类号:TM 71

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.201912033

0 引言

电压源型换流器(VSC)具有功率解耦控制、单 位功率因数运行以及功率双向流动等特点,在风力 发电、光伏发电、燃料电池等分布式电源并网中广泛 应用[1]。通常可以将经过变流器并网的分布式电源 统一称为逆变型分布式电源(IIDG)。IIDG的发展 丰富了分布式能源的利用手段,但其在配电网(DN) 中的大量接入也会显著改变配电网故障特性,引起 基于电流的传统故障定位策略判断失误,引发过电 流保护的误动或拒动,缩小距离保护的保护范围并 增加误动的可能性,造成自动重合闸装置重合失败 及误动作等^[2-3]。因此有必要研究 IIDG 的故障特性 及其对配电网故障特性的影响。

为了精确描述IIDG的故障特性及其对配电网 的影响,学者们通过仿真计算研究了分布式电源对 配电网故障特性的影响[34]。然而,仿真计算需要建 立复杂的仿真模型,且耗时较长;采用IIDG等值模 型进行故障分析则耗时较少,但模型精度是一个需 要考虑的重要指标。为此,学者们对IIDG的精确故 障建模及含IIDG配电网的故障分析方法展开研究。 文献[5]在IIDG渗透率较低时,使用幅值为额定电 流2倍的电流源模拟 IIDG 对配电网故障特性的影

收稿日期:2019-05-13:修回日期:2019-10-17

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51707108);山东省 自然科学基金资助项目(ZR2017QEE015);山东省高等学校 科学技术计划项目(J18KB146)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China (51707108), the Natural Science Foundation of Shandong Province(ZR2017QEE015) and the Higher Educational Science and Technology Program of Shandong Province(J18KB146)

响;文献[6]提出使用电压源与可变阻抗串联等值分 布式电源故障模型的方法,从而计及分布式电源出 力变化的影响;文献[7-18]指出由控制策略决定的 变流器输出特性是构建 IIDG 故障模型时需要考虑 的关键因素。在此思想指导下,学者们分别研究了 恒功率控制(PQ控制)^[9-16]、恒压恒频控制(V/f控 制)^[16]以及下垂控制(droop 控制)^[16]下的 IIDG 故障 模型。在广泛应用的 PQ 控制型 IIDG 故障建模方 面,文献[9]使用恒定功率源与恒定电流源组成的分 段模型等值 IIDG,模拟变流器过流限制前后 IIDG 故 障特性的差异;文献[10]结合德国低电压穿越的要 求,提出考虑故障期间 IIDG 对电网无功支撑行为的 IIDG三相短路故障模型;文献[11-12]基于正序电压 控制方法构建复合序网,实现不对称故障条件下的 IIDG模型构建: 文献 [13] 推导了基于正负双序独立 控制策略下的短路电流表达式并分析了短路电流的 影响因素。在IIDG故障模型的基础上,文献[14]进 一步提出基于迭代计算分析含多个IIDG的配电网 故障特性的方法;文献[15]提出将多台IIDG等值为 单台IIDG的故障模型,进而简化配电网故障分析。 上述研究中,学者们提出适应多种控制方法及故障 穿越要求的故障模型构建方法,但均以IIDG变流器 电流准确跟踪指令为前提。由于变流器通常以满足 额定工况下的功率输出能力和并网电能质量为原则 进行设计[1],而故障穿越期间的电流限幅值则以不 超过元器件电压电流耐受能力为准则[17],二者设计 出发点的差异会导致故障穿越期间出现变流器电流 无法准确跟踪指令的情况,破坏现有 PQ 控制型 IIDG 故障建模方法的前提条件,降低模型精度。

针对上述问题,本文以IIDG故障穿越期间变流

器电流跟踪指令情景分析为基础,提出一种考虑电流指令跟踪能力的PQ控制型IIDG对称故障模型构建方法,提高基于故障模型的三相对称故障分析精度。首先,介绍了IIDG数学模型和双闭环解耦控制策略;其次,简要总结了考虑故障穿越策略的IIDG故障模型构建方法;然后,从两电平变流器参数设计角度出发,详细分析了不同参数和工况下变流器电流对指令的跟踪情况,推导了电流不能跟踪指令时变流器电气量需满足的约束条件,进而提出了新型IIDG对称故障模型构建方法;最后,以典型设计参数和运行工况为例,将所提方法及现有方法的故障计算结果与基于详细电磁暂态模型的仿真结果进行对比,验证了本文方法的有效性。

1 IIDG 数学模型及其 PQ 控制策略

两电平 VSC 结构简单且成本较低,在功率为 750 kW 以下的分布式电源并网中应用较多^[18],本文 以此为例进行分析。图1给出了经两电平 VSC 并网 的 IIDG 拓扑结构。图中,*R*、*L*为交流滤波器等效参 数;*e_k*、*i_k*(*k*=a,b,c)分别为电网电压和电流;*v_k*(*k*=a, b,c)为 VSC 逆变电压;*V*_{dc}为分布式电源和前级变换 器等效成的直流电压源。



图 1 IIDG 主电路拓扑 Fig.1 Main circuit topology of IIDG

同步旋转坐标系下,VSC交流部分的数学模型为^[1]:

$$\begin{cases} v_{d} = L \frac{\mathrm{d}i_{d}}{\mathrm{d}t} + Ri_{d} - \omega Li_{q} + e_{d} \\ v_{q} = L \frac{\mathrm{d}i_{q}}{\mathrm{d}t} + Ri_{q} + \omega Li_{d} + e_{q} \end{cases}$$
(1)

其中, v_{d} 、 v_{q} 和 e_{d} 、 e_{q} 分别为变流器逆变电压和并网点 电压的d、q轴分量; i_{d} 、 i_{q} 分别为变流器输出电流的 d、q轴分量; ω 为同步角速度。

实际工程中,VSC可采用图2所示的由功率外 环和电流内环构成的双环控制系统。



图 2 IIDG 变流器的控制框图 Fig.2 Control block diagram of IIDG converter

图 2 中, P_{ref}、Q_{ref}和P、Q分别为VSC 有功功率、无 功功率的指令值和实际值; i_{dref}、i'_{dref}和 i_{qref}、i'_{gref}分别为 限幅前、后有功电流指令值和无功电流指令值; v_{md}、 v_{mq}分别为调制电压指令值的d、q轴分量。通过功率 外环计算得到电流内环的电流指令,进而控制分布 式电源并网功率等于设定值。电流内环则通过调整 触发脉冲控制变流器电流跟踪电流指令,改善变流 器动态调节性能并提供过流保护接口。为实现PQ 独立控制,电流环一般采用前馈解耦控制策略^[1]:

$$\begin{cases} v_{\rm md} = \left(k_{\rm p} + \frac{k_{\rm i}}{s}\right) \left(i_{\rm dref}' - i_{\rm d}\right) - \omega L i_{\rm q} + e_{\rm d} \\ v_{\rm mq} = \left(k_{\rm p} + \frac{k_{\rm i}}{s}\right) \left(i_{\rm qref}' - i_{\rm q}\right) + \omega L i_{\rm d} + e_{\rm q} \end{cases}$$

$$(2)$$

其中, k_{μ} 和 k_{i} 分别为电流内环 PI 控制器的比例系数 和积分系数,且其在d轴和q轴通常采用相同的控制 参数。

图 2 中限幅环节 1 用于限制电流指令不超过变 流器极限值,防止变流器过流烧毁,通常为:

$$i'_{kref} = \min\left\{i_{kref}, \frac{i_{kref}}{\sqrt{i_{dref}^2 + i_{qref}^2}}I_{max}\right\} \quad k = d, q \qquad (3)$$

其中,*I*_{max}为变流器电流极限值,一般取额定电流的 1.5~2倍^[17]。为满足电网对IIDG的故障穿越要求, 故障穿越期间的限幅方法通常会根据相关并网标准 进行调整。

限幅环节2用于保证调制波幅值不大于1,避免 出现非线性调制,通常基于式(4)实现。

$$v'_{mk} = \min\left\{v_{mk}, \frac{v_{mk}}{\sqrt{v_{md}^2 + v_{mq}^2}}\right\} \quad k = d, q$$
(4)

其中, v'md 和 v'mg 分别为 vmd 和 vmg 的限幅结果。

2 电流准确跟踪指令时的 IIDG 故障等值 模型

已有研究表明^[8]:电网发生故障后,IIDG先经历 一段与变流器并网控制密切相关的暂态过程,随后 进入与故障穿越控制密切相关的准稳态过程。在暂 态过程中,IIDG并网电流迅速变化,且含有直流、2 次谐波和3次谐波,由于变流器具有快速调节能力 而可以迅速达到相对稳定状态,因此该过程通常较 短(毫秒级)。在准稳态过程中,IIDG表现为与控 制、故障前状态、故障情况相关的受控源,是影响其 故障特性的主要阶段,也是故障模型的等值目标。

当变流器电流准确跟踪指令时,IIDG可采用受 控电流源等值,且电流源控制规律与故障穿越期间 的IIDG控制策略有关。根据德国故障穿越策略要 求^[19],故障期间IIDG应向电网提供无功功率支撑,)

其电流指令值为:

$$\begin{cases} i_{dref} = P_{ref} / U_{PCC} \\ i_{qref} = K_{q} \Delta U_{PCC} \\ \Delta U_{PCC} = U_{PCC} - U_{PCC0} \end{cases}$$
(5)

其中, U_{PCC} 为IIDG并网点电压; U_{PCCO} 为故障前电压; K_q 为无功支撑比例系数,其反映了IIDG故障穿越时 向电网无功支撑要求的高低,德国规定不小于2,而 我国尚未给出具体数值。

计及故障穿越策略后,限幅环节1可修改为如 式(6)所示。

$$\begin{cases} i'_{\text{qref}} = \max \left\{ K_{\text{q}} \Delta U_{\text{PCC}}, -I_{\text{max}} \right\} \\ i'_{\text{dref}} = \min \left\{ P_{\text{ref}} / U_{\text{PCC}}, \sqrt{I_{\text{max}}^2 - (i'_{\text{qref}})^2} \right\} \end{cases}$$
(6)

式(6)表明:故障穿越期间,IIDG可等值为以故 障前工况 *P*_{ref}为参数,以并网点电压 *U*_{PCC} 为控制量的 受控电流源,其故障电流的相量形式如式(7)所示, 等值模型如图3所示。

图3 电流准确追踪指令时的故障等值模型

Fig.3 Fault equivalent model when current tracking current command accurately

3 变流器电流指令跟踪情景分析

上述分析以电流指令准确跟踪为前提,但变流器电流控制能力有限,故障穿越期间可能会出现 IIDG电流无法跟踪指令的情况。下面从变流器参数设计角度出发,通过比较变流器电流逆变能力极限与式(6)给出的电流指令,分析不同情景下变流器电流指令跟踪情况。

3.1 VSC直流电压和滤波器参数设计

仍以图1所示的采用L型滤波的两电平VSC为例,设计参数为影响变流器交流侧特性的直流电压 V_{de} 、滤波电感L、开关频率 f_s 和电流谐波要求 Δi_{max} 。

由文献[1]可知滤波电感L应满足:

$$\frac{\left(2V_{\rm dc} - 3U_{\rm m}\right)U_{\rm m}T_{\rm s}}{2V_{\rm dc}\Delta i_{\rm mm}} \leqslant L \leqslant \frac{2V_{\rm dc}}{3I_{\rm m}\omega} \tag{8}$$

其中,U_m为并网点相电压幅值;T_s为开关周期;I_m为 交流侧电流幅值。L的上、下限分别对应电流跟踪 速度要求和谐波要求。

为了直观表述,基于式(9)所示的基值系统对各 变量进行标幺化处理。

$$U_{\rm B} = U_{\rm N}, \ S_{\rm B} = S_{\rm N}, \ V_{\rm deB} = U_{\rm B}/\sqrt{3}$$
 (9)

其中, U_{B} 、 S_{B} 分别为交流电压基值和功率基值,分别 取额定线电压 U_{N} 和额定容量 S_{N} ; V_{deB} 为直流电压基 值,取交流侧额定相电压。 将式(8)进行标幺化处理及变量代换后得:

 $k \left(2 - 3\sqrt{2} U_{\rm PCC} / V_{\rm de}\right) U_{\rm PCC} < Z_{\rm L} < \sqrt{2} V_{\rm de} / (3I_{\rm p}) \quad (10)$

其中, Z_L 为交流滤波器阻抗的标幺值; I_p 为交流侧电流的标幺值; $k=(1/\Delta i_{max})[\pi/(f_s/f)],f$ 为基波频率,k反映了VSC设计的谐波要求和开关频率,其值越大对应电感的滤波任务越重。

同时,VSC逆变电压应在其逆变能力范围内,因 此滤波电感、逆变电流和直流电压还应满足^[1]:

$$\left(U_{\rm PCC} + Z_{\rm L}I_{\rm p}\sin\varphi\right)^2 + \left(Z_{\rm L}I_{\rm p}\cos\varphi\right)^2 \leq \left(MV_{\rm dc}\right)^2 \quad (11)$$

其中,φ为功率因数角;M为以相电压有效值表示的 直流电压利用率,取值如式(12)所示。

$$M = \begin{cases} 1/2\sqrt{2} & \text{采用 SPWM} \\ 1/\sqrt{6} & \text{采用 SVPWM} \end{cases}$$
(12)

根据式(12),采用正弦脉宽调制(SPWM)时, $M = 1/2\sqrt{2}$;采用空间矢量脉宽调制(SVPWM)时, $M = 1/\sqrt{6}$ 。

联立式(10)和式(11),可基于额定工况下电流 谐波含量及功率因数要求确定 V_{de} 和 Z_{L} 的可选区域。 通常, Δi_{max} 为5%~20%, f_{s} 为1~5kHz,则k的取值范 围为0.05 π ~ π ;功率因数范围为0.9(滞后)~1。此时 V_{de} (标幺值,后同)和 Z_{L} (标幺值,后同)的可行域如 图4所示。图中,实线、点划线、虚线分别对应谐波 控制、电流跟踪速度和功率因数限制。



图4 SVPWM下V_{de}和Z_L的可行域

Fig.4 Feasible region of V_{dc} and Z_L under SVPWM

由图4可见:Z_L的实际上限取决于功率因数要 求,且当考虑直流电压限制时,实际可行域为实线和 虚线之间右侧斜三角区域。不同功率因数及k确定 的可行域表明:减小额定功率因数(即提高无功输出 能力要求)会降低Z_L上限;k增加(即Z_L滤波任务增 加)会升高Z_L下限。综上,额定工况下无功输出能 力要求越高,滤波任务越重,可行域越小且向右上方 移动。

以国家标准要求的额定功率因数为0.98为 例^[20],同时假定*Z*_L滤波任务中等(*k*=0.2π)、直流电 压幅值最大值为3.8 p.u.,则可行域为图4中粗实线 ①、粗虚线②围成的区域,下文将基于此区域展开 电流指令越限分析。

3.2 故障期间电流指令与电流逆变能力极限比较

以有功、无功电流为变量,改写式(11)得:

$$\left(U_{\rm PCC} + Z_{\rm L}I_{\rm pq}\right)^2 + \left(Z_{\rm L}I_{\rm pp}\right)^2 \leq \left(MV_{\rm dc}\right)^2 \qquad (13)$$

其中,*I*_{pp}、*I*_{pq}分别为变流器相电流有功和无功分量。

若变流器采用SVPWM方式,求解式(13)即可得以*I*₁₀表示的变流器逆变能力极限为:

$$I_{\rm pp_max} = \sqrt{\frac{1}{6} \left(V_{\rm dc} / Z_{\rm L} \right)^2 - \left(U_{\rm PCC} / Z_{\rm L} + I_{\rm pq} \right)^2} \quad (14)$$

以文献[14]中数据为例,即无功支撑比例系数 $K_q=2和电流限幅值I_{max}=2 p.u.,针对图4可行域中不$ 同参数组合,比较不同工况和电压跌落条件下的式(6)与式(14),即可确定电流指令是否超过变流器电流逆变能力。根据比较结果可将参数可行域划分为3个区域:大概率越限区域(区域1)、可能越限区域(区域2)和不越限区域(区域3)。划分结果和不同参数组合下电流指令及逆变能力之间的大小关系分 $别如图5和图6所示。图中,<math>I_{pp_max}$ 、 i'_{dref} 、 P_{ref} 、 U_{PCC} 均为 标幺值。

当指令曲面在变流器电流逆变能力曲面之上时 会出现变流器电流无法跟踪指令的情况(以下简称 指令越限)。由图6可见:变流器设计参数位于区域 1时,指令越限概率很高,此时若故障前重载,电压 跌落至0.8 p.u.左右就可能出现指令越限,即使故障 前轻载,电压深度跌落至0.3 p.u.附近时也会出现指 令越限;设计参数位于区域2时也可能发生指令越 限,但只会在故障前负载较重(超过0.5 p.u.)、电压 跌落至0.5 p.u.附近发生;设计参数位于区域3时不 会出现指令越限。

为了在较小开关频率下获得较好的滤波效果, 有时会选择较大的滤波电感,从而使变流器设计方 案进入区域1,导致故障穿越期间 IIDG 并网电流无 法跟踪指令。提高 f_s会增大区域3的范围,但并不 影响区域1和区域2的大小;提高故障穿越期间 IIDG 对电网的无功支撑要求(如增大K_q或考虑故障 前无功电流^[10-11])或提升最大允许电流 I_{max},将增加 故障期间变流器电流逆变难度,导致区域1和区域2 如图7所示向左下方移动,从而增大 IIDG 出现电流 指令越限的可能性。







4 考虑电流指令跟踪能力的故障模型

电流指令越限时,变流器并网控制系统将到达 线性调制边界,变流器无法根据电流调节需要继续增 大逆变电压而稳定工作在最大逆变电压处。此时式 (13)中的等号成立,IIDG变流器可用电压源表示:

$$V_{\text{IIDG.f}} = V_{\text{max}} \left(v'_{\text{md}} + j v'_{\text{mg}} \right) = V_{\text{max}} \angle \theta \qquad (15)$$

其中, V_{max} 为变流器的最大逆变电压,即 MV_{dc} ; θ 为 V_{IDEf} 超前 U_{PCC} 的角度。

限幅环节2发挥限幅作用且达到稳态时,限幅 后的调制电压矢量幅值和相角保持不变,其限幅过 程如图8所示。图中, V_{m1} 、 V_{m2} 和 ΔV_m 分别为相邻时 刻 t_1 、 $t_2(t_1 < t_2)$ 对应的调制电压指令矢量及其变化 量; Δv_{md} 、 Δv_{mg} 分别为 ΔV_m 的d、q轴分量; V'_m 和 v'_{md} 、 v'_{mg} 分别为限幅后的 V_m 及其 d_q 轴分量。当且仅当 V_m 随时间推移仅增加幅值而角度不变时, V'_m 的幅值和 相角才能保持恒定,因此 ΔV_m 的角度与 V'_m 相同,即:

$$\tan\theta = \Delta v_{\rm md} / \Delta v_{\rm md} \tag{16}$$



图 8 SVPWM 时电压矢量指令限幅 Fig.8 Limitation of voltage vector command under SVPWM

由式(2)得,稳态时
$$\Delta v_{mq}$$
表达式为:

$$\Delta v_{\rm mk} = k_{\rm i} \left(i'_{\rm kref} - i_k \right) \left(t_2 - t_1 \right) \quad k = d, q \tag{17}$$

联立式(16)和式(17)得:

$$\tan \theta = \left(i_{qref}' - i_{q}\right) / \left(i_{dref}' - i_{d}\right)$$
(18)

稳态时变流器逆变电压及并网电流满足:

$$\boldsymbol{V}_{\text{IIDG.f}} = \boldsymbol{U}_{\text{PCC}} + \left(\boldsymbol{i}_d + \boldsymbol{j}\boldsymbol{i}_q\right)\boldsymbol{Z}_{\text{L}}$$
(19)

联立式(6)、式(15)、式(18)和式(19)即可 求解θ。

综上所述,考虑电流指令跟踪能力的IIDG故障 模型如图9所示。其由阶段1的受控电流源模型和 阶段2的受控电压源模型两部分构成,并以电流指 令是否越限(是否满足式(13))作为切换条件。



图 9 考虑电流指令越限时的故障等值模型 Fig.9 Fault equivalent model considering spillage of current command

图 10 给出了基于本文所提模型进行含 IIDG 配 电网对称故障计算的流程。需要指出的是,变流器 并网控制通常采用并网点电压矢量定向同步旋转坐 标系 d 轴,因此 IIDG 故障模型的推导也以并网点电 压为参考进行简化分析,所得各角度均为对应矢量 领先并网点电压的相对角度。然而,实际配电网故 障分析通常以主电源电压为参考,IIDG并网点电压



图 10 含 IIDG 的配电网故障分析流程图 Fig.10 Fault analysis flowchart of DN with IIDG

相位不一定为0°,因此联立网络方程与IIDG故障模型时,需要将以并网点电压为参考计算所得的IIDG 注入电流等矢量旋转相应角度变换到配电网主电源 参考坐标系下,修正公式为:

$$X = X_0 (\cos \delta + j \sin \delta)$$
(20)

其中,δ为IIDG并网点电压相角;X。为以并网点电压 为参考得到的矢量(IIDG并网电流、逆变电压等);X 为利用并网点电压相位修正后的矢量。

5 算例分析

为验证本文所提模型的有效性,基于文献[14] 中的配电系统,对比文献[14]所提方法(方法1)和 本文方法(方法2)计算结果与电磁暂态仿真软件 PSCAD / EMTDC 仿真结果。配电系统的电源参数、 线路参数、负荷参数和各 IIDG 容量及故障前工况 仍与文献[14]相同,并进一步考虑了 IIDG 的并网变 压器。IIDG并网变流器参数如下:额定功率因数、 载波频率和谐波电流最大脉动分别为0.98、5 kHz 和5%。选取其可行域即图5中标注的3组参数组 合(2.9 p.u., 0.45 p.u.)、(3 p.u., 0.5 p.u.)和(3.1 p.u., 0.6 p.u.),并网变压器电抗为j0.04 p.u.(基准值为各 IIDG 额定容量和电压)。IIDG 故障穿越期间的无功 功率支撑系数及限幅环节1 限幅值也与文献[14]一 致,均取2。另外,在后续分析计算中以1 MV·A 为统 一基准容量。

5.1 计算精度分析

对于上述的配电系统,假设线路3末端点发生 过渡电阻分别为1.5、0.86、0.4Ω的三相短路故障,分 别采用以上2种方法及仿真软件计算配电网各故障量。为方便对比计算结果,本文采用相量差百分比作为综合反映幅值差异和相位差异的指标。该指标定义为 $\Delta F_{e} = |(F_{e} - F)/F| \times 100\%$,其中 F_{e} 为相量计算值, F_{e} 为相量实际值,相量可以是电压相量或电流相量。

3组参数组合在3种故障工况下的完整计算结 果见附录中表A1-A3。其中,表A2和表A3给出了 变流器采用参数组合2、过渡电阻为0.86Ω时的计 算结果。以仿真结果为实际相量,可将表中数据转 化成2种方法下的计算误差相量百分比,其柱状图 如图11所示。由图11可见:方法2下的故障相量的 计算结果均基本与仿真结果一致,误差相量百分比 均小于5%;方法1对离故障点较远的节点电压 $(U_{\text{SBf}}, U_{\text{Plf}}, U_{\text{Plf}})$ 及相应的 IIDG 注入电流 (I_{IIDG1f}) $I_{\text{IDC2}f}$)的计算结果也与仿真结果基本一致,而对离故 障点较近的节点电压 (U_{P3f}, U_{P4f}) 及对应的IIDG注入 电流(I_{IIDG3f} , I_{IIDG4f})的计算结果明显偏离仿真结果,误 差向量百分比分别超过了10%和50%。附录中图 A1-A9进一步验证了IIDG出现指令越限时,方法2 的计算精度优于方法1。同时表明:变流器参数越 趋近可行区域1,电压跌落程度越接近中等,IIDG电 流指令越限可能性及程度越大,IIDG故障模型精度 对故障分析结果影响也越大,采用双阶段故障模型 的必要性越高。





另外,对比表 A2 中 IIDG 逆变电压计算结果和 仿真结果可见:采用方法1计算得到的 IIDG₃和 IIDG₄逆变电压已超过最大逆变电压(1.225 p.u.),没 有考虑变流器实际特性而改变了 IIDG 输出,使得配 电网整体电压水平高于仿真结果。尽管 IIDG₁和 IIDG₂未进入电流指令越限状态,但配电网电压水平的改变仍使二者注入电流和逆变电压计算结果偏离 仿真结果。方法2考虑了变流器实际逆变能力的限制,避免了IIDG的逆变电压及注入电流偏离其实际 值,因而可获得更准确的计算结果。

5.2 收敛性分析

与方法1相比,方法2采用的双阶段故障模型引 入了双层迭代和模型切换。内层迭代通过联立式 (6)、式(15)、式(18)和式(19)求取 IIDG 并网电流, 采用牛顿法可在大多数情况下经3次左右收敛。变 流器参数取组合2((V_{de}, Z_L)=(3,0.5) p.u.)时,误差 $\mu(k)=|\theta(k+1)-\theta(k)|$ 的典型收敛过程如图12所示。







外层迭代实现网络方程和 IIDG 故障模型的联 立求解,可能会因 IIDG 模型在阶段1 和阶段2 间振 荡切换而显著增加迭代次数,但该振荡可通过在模 型切换条件(式(13))中加入滞环予以消除。变流器 参数取组合2,收敛误差限值取 10⁻⁵时,算例配电系 统在不同故障条件下计算收敛所需的迭代次数如图 13 所示。图中,短路点电压为标幺值。



由图 13 可见:大多数情况下采用方法2得到的 外层迭代次数与方法1相近,为5~7次;只有在模型 切换时的较小电压区间(宽度小于0.1%),方法2迭 代次数会有所增加,但不会超过15次。综上,采用 双阶段故障模型的方法2因双层迭代和模型切换, 计算量大于采用压控电流源模型的方法1,但仍远 小于基于动态模型的仿真计算,可以显著提高计算 精度,因此整体上更有优势。

6 结论

本文以 PQ 控制型 IIDG 的对称故障模型构建为 目标,从并网变流器参数设计角度出发,分析了不同 参数、故障前工况和故障严重程度条件下,变流器电 流对其指令的跟踪情景,提出一种考虑变流器电流 指令跟踪能力的 IIDG 对称故障模型。理论分析和 算例结果表明:变流器滤波电感或过流保护限幅值 较大、故障穿越期间无功支撑要求较高时,IIDG 变 流器电流在故障穿越期间可能无法跟踪指令;采用 计及变流器实际特性影响的双阶段故障模型可获得 更加准确的三相对称故障计算结果。目前,本文模 型仅适用于含 IIDG 配电网的三相对称短路分析,对 于不对称故障,仍可以参照第4节结合并网变流器 具体控制策略推导准稳态下变流器逆变电压的正 序、负序分量表达式,从而形成 IIDG 各序模型,笔者 也将沿上述思路继续开展研究。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

参考文献:

- [1] 张兴,张崇巍. PWM整流器及其控制[M]. 北京:机械工业出版社,2012:113-117.
- [2] 孙鸣,赵月灵,王磊. DG容量及接入方式对变电站继电保护定值的影响[J]. 电力自动化设备,2009,29(9):46-49.
 SUN Ming, ZHAO Yueling, WANG Lei. Impact of DG capacity and location on relay protection of substation[J]. Electric Power Automation Equipment,2009,29(9):46-49.
- [3] 李斌,袁越. 光伏并网点发电对保护及重合闸的影响与对策
 [J]. 电力自动化设备,2013,33(4):10-17.
 LI Bin,YUAN Yue. Impact of grid-connected photovoltaic power generation on protection and reclose, and its countermeasures[J]. Electric Power Automation Equipment, 2013,33(4): 10-17.
- [4] 瞿继平,吴兴全,闫凯,等.光伏电站弱电源特性对送出线路继 电保护的影响[J].电力自动化设备,2015,35(5):146-151.
 QU Jiping, WU Xingquan, YAN Kai, et al. Influence of PV station weak power feature on relay protection of outgoing transmission line[J]. Electric Power Automation Equipment, 2015,35(5):146-151.
- [5] NIMPITIWAN N, HEYDT G T, AYYANAR R, et al. Fault current contribution from synchronous machine and inverter based distributed generators [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2007, 22(1):634-641.
- [6] WAN H. Protection coordination in power system with distributed generation[D]. Hong Kong, China: Hong Kong Polytechnic University, 2006.
- [7] BARAN M E, EL-MARKABY I. Fault analysis on distribution feeders with distributed generators [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2005, 20(4):1757-1764.
- [8] 戴明,贾科,方煜,等.独立运行微电网的故障特性分析及其线路保护研究[J].电力自动化设备,2019,39(4):133-140.
 DAI Ming,JIA Ke,FANG Yu, et al. Fault characteristic analysis and line protection research of independent microgrid
 [J]. Electric Power Automation Equipment,2019,39(4):133-140.
- [9] PLET C A, GRAOVAC M, GREEN T C, et al. Fault response of grid-connected inverter dominated networks[C]//2010 Power and Energy Society General Meeting. Minneapolis, USA: IEEE, 2010:1-8.
- [10] 吴争荣,王钢,李海锋,等. 计及逆变型分布式电源控制特性的 配电网故障分析方法[J]. 电力系统自动化,2012,36(18): 92-96.

WU Zhengrong, WANG Gang, LI Haifeng, et al. Fault characteristics analysis of distribution networks considering control scheme of inverter interfaced distributed generation [J]. Automation of Electric Power Systems, 2012, 36(18):92-96.

- [11] 吴争荣,王钢,李海锋,等.含分布式电源配电网的相间短路故障分析[J].中国电机工程学报,2013,33(1):130-136.
 WU Zhengrong, WANG Gang, LI Haifeng, et al. Analysis on the distribution network with distributed generators under phase-to-phase short-circuit faults[J]. Proceedings of the CSEE,2013, 33(1):130-136.
- [12] 孔祥平,张哲,尹项根,等.含逆变型分布式电源的电网故障电流特性与故障分析方法研究[J].中国电机工程学报,2013,33 (34):65-74.
 KONG Xiangping,ZHANG Zhe,YIN Xianggen, et al. Study on fault current characteristics and fault analysis method of po-

wer grid with inverter interfaced distributed generation[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(34):65-74.

 [13] 常仲学,杨忠礼,宋国兵,等. 正负双序独立控制策略下的逆变 型分布式电源不对称故障电流分析[J]. 电力自动化设备, 2018,38(1):44-51.
 CHANG Zhongxue,YANG Zhongli,SONG Guobing, et al. Analysis on asymmetric fault current characteristics of IIDG under positive-sequence and negative-sequence current respective control strategy[J]. Electric Power Automation Equipment,

[14] 潘国清,曾德辉,王钢,等.含PQ控制逆变型分布式电源的配 电网故障分析方法[J].中国电机工程学报,2014,34(4): 555-561.

2018,38(1):44-51.

PAN Guoqing, ZENG Dehui, WANG Gang, et al. Fault analysis on distribution network with inverter interfaced distributed generations based on PQ control strategy [J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(4):555-561.

- [15] 洪树斌,范春菊,陈实,等. PQ 控制策略下多逆变型电源的故 障等值方法[J]. 电网技术,2018,42(4):1101-1109. HONG Shubin, FAN Chunju, CHEN Shi, et al. Fault equivalent method for multi-inverter interfaced distributed generations under PQ control strategy[J]. Power System Technology, 2018,42(4):1101-1109.
- [16] SHUAI Z, SHEN C, YIN X, et al. Fault analysis of inverterinterfaced distributed generators with different control schemes [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(3):1223-1235.
- [17] NIKKHAJOEI H, LASSETER R H. Microgrid protection [C]// Power Engineering Society General Meeting. Tampa, USA: IEEE, 2007:1-6.
- [18] YARAMASU V, WU B, SEN P C, et al. High-power wind energy conversion systems: state-of-the-art and emerging technologies [J]. Proceedings of the IEEE, 2015, 103(5):740-788.
- [19] TROESTE E. New German grid codes for connecting PV systems to the medium voltage power grid [C] //2nd International Workshop on Concentrating Photovoltaic Power Plants:Optical Design, Production, Grid Connection. Darmstadt, Germany:[s.n.], 2009:1-4.
- [20] 中国电力企业联合会.分布式电源并网技术要求:GB/T 33593-2017[S].北京:中国标准出版社,2017.

作者简介:



魏传芝(1994—),男,山东泰安人,硕 士研究生,主要研究方向为含分布式电源 的配电网故障分析(**E-mail**:201734276@mail. sdu.edu.cn);

施啸寒(1986—),男,山东枣庄人,助 理研究员,博士,研究方向为储能系统的构 建方法、储能在电力系统中的应用(E-mail: shixh@sdu.edu.cn)。

(编辑 李玮)

(下转第72页 continued on page 72)

tribution network based on optimal fuzzy C-means clustering and improved chemical reaction optimization [J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(10):1682-1691.

作者简介:

孔祥玉(1978—),男,天津人,副教授,博士,主要研究方向为电力系统优化运行以及智能配用电技术(E-mail: eekongxy@tju.edu.cn);

王玉婷(1995-),女,天津人,硕士研究生,主要研究方



向为配电网PMU优化配置(E-mail:wyt102@ tju.edu.cn);

袁泉泉(1995—),男,山东威海人,硕 士研究生,主要研究方向为配电网PMU软 件开发(E-mail:yxx037@tju.edu.cn); 于 力(1983—),男,江西上饶人,工

程师,博士,主要研究方向为智能配电网、综合能源规划(E-mail:yuli@csg.cn)。

(编辑 陆丹)

Optimal configuration of PMU based on customized genetic algorithm and considering observability of multiple topologies of distribution network

KONG Xiangyu¹, WANG Yuting¹, YUAN Xiaoxiao¹, YU Li²

Key Laboratory of Smart Grid of Ministry of Education, Tianjin University, Tianjin 300072, China;
 Electric Power Research Institute of China Southern Power Grid, Guangzhou 510080, China)

Abstract: PMU (Phasor Measurement Unit) can provide phasor data for distribution network to improve observability. Considering the imbalance between supply and demand of PMU caused by the large number of distribution network nodes but the few investment cost, an optimal configuration model is proposed with the fixed number of PMU as its constraint condition. The objective function maximizes the network measurement redundancy on the premise of maximizing the number of observable nodes. The influence of multiple topology structures is considered in the model, and the observability is improved by introducing measurement data, such as the data of zero injection node, injection power of node, branch power, and so on. A customized genetic algorithm is proposed to solve the model, which ensures that all individuals are feasible solutions through customized crossover and mutation operations. Finally, the PMU configuration sequence based on the optimal scheme is given. The feasibility and effectiveness of the proposed method are verified by the simulation of IEEE standard system.

Key words: phasor measurement unit; distribution network; observable node; multiple topologies; injection power of node; branch power; customized genetic algorithm; optimal configuration

(上接第65页 continued from page 65)

Fault model of IIDG with PQ control considering tracking capability of current command

WEI Chuanzhi¹, SHI Xiaohan¹, ZHANG Hengxu¹, CI Song², LIU Yang³

(1. Key Laboratory of Power System Intelligent Dispatch and Control of Ministry of Education,

Shandong University, Jinan 250061, China; 2. Electrical and Computer Engineering Department,

University of Nebraska-Lincoln, Lincoln 68588, USA;

3. State Grid Shandong Electric Power Research Institute, Jinan 250002, China)

Abstract: The ability of converter to track current command under different situations including different parameters of IIDG (Inverter Interfaced Distributed Generator), pre-fault conditions and fault severity are analyzed considering the mathematical model, control principle and parameter design of the IIDG. On this basis, a symmetrical fault model of IIDG considering the current tracking capability is proposed, which depicts IIDG as a voltage-controlled current source or a voltage-controlled voltage source according to whether the current of converter can accurately track the command. In this case, the full characteristics of IIDG during faults are covered. In comparison with the existing methods and the calculative results of electromagnetic transient simulation software, the proposed method exhibits higher calculation accuracy and simultaneously simplifies the calculation.

Key words: distribution network; inverter interfaced distributed generator; symmetrical fault model; PQ control; fault ride through; fault analysis; models

3 组参数组合在 3 种过渡电阻下的故障分析基本信息如表 A1 所示,组合 2 在过渡电阻为 0.86 Ω 时的 计算结果见表 A2 和表 A3。所有算例条件下 2 种方法的计算误差如图 A1—A9 所示,对比各图可见:

(1) 当无 IIDG 出现电流指令越限时(如算例 1、3),方法 1 与方法 2 均能获得良好计算精度,计算 误差在 5% 以内;若有 IIDG 出现指令越限,方法 1 计算精度明显低于方法 2。

(2)过渡电阻相同时,从组合1至组合3电流指令越限 IIDG 个数递增,方法1计算误差也对应增 大,表明变流器参数越趋近可行域区域1,电流指令越限对故障分析影响越大,采用双阶段故障模型必要 性越高。

(3)参数组合相同时,中等电压跌落更容易导致 IIDG 电流指令越限,对故障分析结果影响也越大。

Table A1	表 A1 算作 Summary	列信息 ^r of ca	汇总表 ses'infor	matio	n		
参数	过渡电阻	算例	短路点		模型	阶段	
$(V_{\rm dc}, Z_{\rm l})$	$/\Omega$	编号	电压/p.u.	DG_1	DG_2	DG ₃	DG_4
	1.5	1	0.635	1	1	1	1
组合1	0.86	2	0.441	1	1	2	2
(2.9 p.u., 0.45 p.u.)	0.4	3	0.240	1	1	1	1
	1.5	4	0.630	1	1	1	2
组合 2	0.86	5	0.430	1	1	2	2
(3 p.u., 0.5 p.u.)	0.4	6	0.238	1	2	1	2
	1.5	7	0.607	1	1	2	2
组合3	0.86	8	0.411	1	2	2	2
(3.1 p.u., 0.6 p.u.)	0.4	9	0.211	2	2	2	2

表 A2 各 IIDG 注入电流和逆变电压 Table A2 Injection current and inverter voltage of each IIDG

方法	Judgi f /n II	$I_{\text{HDG2}} f/n \parallel$	Iupca (n II		Vudgi f /n II	Vudga f /n II	Vudga f /n II	Vudga f /n u
714	Tibol.i / prai	TID02.17 pres	Theory Prair	AllDO4.17 pres	, iibdiii , piai	, 11D02.1 / Prut	, indesti , pran	, IID04.1 / Prat
方法 1	1.588∠-55.17°	6.849∠-56.61°	7.000∠-80.37°	4.000∠-80.03°	1.099∠-0.13°	1.166∠3.32°	1.321∠-9.18°	1.324∠-9.22°
方法 2	1.655∠-57.26°	7.169∠-58.62°	5.492∠-118.59°	3.103∠-120.64°	1.105∠-0.43 °	1.178∠3.10°	1.225∠-40.18°	1.225∠-42.46°
仿真	1.663∠-57.20°	7.200∠-58.53°	5.510∠-116.56°	3.126∠-118.16°	1.108∠-0.43	1.180∠3.10°	1.225∠-39.04°	1.225∠-41.80°

表 A3 各母线故障电压和各线路故障电流 Table A3 Fault voltage of each bus and fault current of each line

	Table A5 Fa	un vonage of ca	ach bus and fau	it current or c	
方法	U _{sb.f} /p.u.	$U_{\rm pl.f}$ /p.u.	$U_{\rm p2.f}$ /p.u.	$U_{\rm p3.f}$ /p.u.	$U_{ m p4.f}$ /.pu.
方法1	0.711∠-27.10°	0.710∠-27.58°	0.643∠-31.87°	0.458∠-58.61°	0.467∠-58.69°
方法2	0.689∠-28.24°	0.688∠-28.70°	0.617∠-33.40°	0.430∠-63.51°	0.440∠-65.46°
仿真	0.689∠-28.21°	0.688∠-28.67°	0.617∠-33.36°	0.431∠-63.56°	0.440∠-65.24°
方法	<i>I</i> _{L1.f} /p.u.	<i>I</i> _{L2.f} /p.u.	<i>I</i> _{L3.f} /p.u.	<i>I</i> _{L4.f} /p.u.	I _{Load1} /p.u.
方法 方法1	$I_{\rm L1.f}$ /p.u. 1.344 \angle -10.30°	$I_{\text{L2.f}}$ /p.u. 39.617 \angle -53.41°	$I_{L3.f}$ /p.u. 46.457 \angle -53.89°	$I_{\text{L4.f}}$ /p.u. $1.325 \angle 53.46^{\circ}$	<i>I</i> _{Load1} /p.u. 2.711∠-34.71°
方法 方法1 方法2	$I_{L1.f}$ /p.u. $1.344 \angle -10.30^{\circ}$ $1.243 \angle -6.71^{\circ}$	$I_{L2.f}$ /p.u. 39.617 \angle -53.41° 41.488 \angle -54.95°	$I_{L3.f}$ /p.u. 46.457 \angle -53.89° 48.644 \angle -55.49°	$I_{L4.f}$ /p.u. $1.325 \angle 53.46^{\circ}$ $2.653 \angle -3.92^{\circ}$	$I_{\text{Load1}}/\text{p.u.}$ 2.711 \angle -34.71° 2.626 \angle -35.83°





Fig.A9 Calculative reslts of Case 9