

面向“碳达峰、碳中和”的新型电力系统的潮流计算

王睿¹, 孙秋野^{1*}, 胡伟^{2,3}, 张化光¹, 王鹏³

(1. 东北大学信息科学与工程学院, 辽宁省 沈阳市 110819;

2. 湖南大学机械与运载工程学院, 湖南省 长沙市 410082;

3. 南洋理工大学能源研究所, 新加坡 637141)

Power Flow Calculation of New Power System for Carbon Peaking and Carbon Neutralization

WANG Rui¹, SUN Qiuye^{1*}, HU Wei^{2,3}, ZHANG Huaguang¹, WANG Peng³

(1. College of Information Science and Engineering, Northeastern University, Shenyang 110819, Liaoning Province, China;

2. College of Mechanical and Vehicle Engineering, Hunan University, Changsha 410082, Hunan Province, China;

3. Energy Research Institute, Nanyang Technological University, Singapore 637141)

Abstract: In new power system with high proportion of renewable energy, since the impedance features of the power electronic converter is not considered, the accuracy of power flow calculation is degraded. Thus, this paper firstly presents a power flow calculation approach based on local controller impedance features for the new power system consisting of plenty of distributed generations. Firstly, the source-side equivalent output impedance matrix of the converter is estimated by small-signal perturbation approach and the equivalent transformation among the dq axis, $\alpha\beta$ axis and abc axis. Then, the bus line equivalent impedance model is converted to the bus-bus line impedance model. Moreover, the equivalent impedance model is embedded into Jacobian matrix iterative process to improve the accuracy of the power flow calculation approach. In the end, the power flow calculation based on local controller impedance features is simulated by IEEE-4 bus test systems, PG&E-69 bus test systems and IEEE-118 bus test system, indicating that the proposed power flow calculation approach is more accurate.

Keywords: power flow calculation; impedance specifications; distributed generation; new power system

摘要: 在含高比例可再生能源的新型电力系统中, 由于不考虑电力电子变换器的阻抗特性, 使得潮流计算的精度降低。为此, 需要一种基于本地控制器阻抗特性的由大量分布式发电

机组组成的新型电力系统潮流计算方法。首先, 基于小信号扰动法和dq轴、 $\alpha\beta$ 轴、abc轴之间的等效变换, 对变换器的源端等效输出阻抗矩阵进行了估计。然后将总线-分布式电源等效阻抗模型转化为总线-总线的阻抗模型。同时, 将等效阻抗模型嵌入雅可比矩阵迭代过程中, 提高了潮流计算方法的精度。最后, 利用IEEE-4 总线测试系统、PG&E-69 总线测试系统和IEEE-118 总线测试系统对基于本地控制器阻抗特性的潮流计算进行了仿真, 表明所提出的潮流计算方法更为准确。

关键词: 潮流计算; 阻抗参数; 分布式电源; 新型电力系统

0 引言

含高比例可再生能源的新型电力系统是能源领域“碳达峰、碳中和”的重要途径, 其中包含了大量的分布式电源(distributed generators, DGs)^[1-2]。由于大多数分布式发电设备属于可再生能源, 分布式发电设备减少了碳排放以及运行成本。同时, 新型电力系统是整合这些可再生能源的完美解决方案^[3]。目前, 新型电力系统的核心问题是高效率变换器的设计、系统电压/频率的控制、能量管理等^[4-5]。然而, 具有大量分布式电源的电力系统的潮流计算也是一个非常重要的问题^[6]。当前新型电力系统尚未给出完整的定义, 目前学术届相对公认的新型电力系统所具备的关键特质是高比例可再生能源和高比例电力电子设备, 简称“双高”电力系统^[5]。本文面向包含“双高”特性的电力系统展开研究, 主要考虑高比例可再生能源和高比例电力电子设备对潮流计算的准确性的影响, 提出了

基金项目: 国家重点研发计划(2018YFA0702200); 国家自然科学基金重点项目(U20A20190)。

National Key Research and Development Program of China (2018YFA0702200); National Natural Science Foundation of China (U20A20190)。

相应的电力系统潮流计算。

文献[7-17]广泛研究了各种DGs组成的新型电力系统的基于牛顿迭代法的潮流计算。文献[7]从分布式电源功率波动的角度出发,将最大功率点跟踪下的常数 k_{opt} 模型嵌入潮流计算中,以解决风电波动问题。然而,这种方法忽略了风力涡轮机转子转速的上/下限。因此,提出了功率调节下双馈感应发电机的潮流计算模型^[8]。此外,考虑负荷和分布式电源的变化,文献[9]提出了一种高可靠性潮流计算模型。文献[10]从模块化多电平变换器(modular multilevel converter, MMC)的角度出发,提出了模块化多电平变换器及其等效电路的数学模型,并给出了相应的潮流计算模型。随着分布式电力系统的发展,输电系统与分布式电力系统之间的相互作用不容忽视。因此,文献[11]研究了将输电和分布式电力系统视为一个整体的全局潮流计算方法。近年来,一些学者采用下垂控制策略^[12-16]对以电力电子变换器为主的新型电力系统基于修正牛顿迭代法的潮流计算进行了广泛的研究。在系统频率不再固定的孤岛式新型电力系统运行特点的背景下,平衡节点不再适用于潮流计算。为了解决这个问题,文献[12]通过对传统的牛顿-拉夫逊迭代法进行简单有效的修正而对新型电力系统进行潮流计算。此外,文献[13]研究了考虑虚拟阻抗的交直流新型电力系统潮流计算。同时,通过对本地发电机的下垂控制器仿真,文献[14]提出了改进的针对辐射网络的正反向扫描法和针对网状网络的电流注入法。然后,文献[15]将潮流计算方法扩展到实时下垂控制的新型电力系统中。上述方法的主要特点是结合了可变系统频率和下垂关系。然而,它们是在静止参考系中实现的,并没有提供使动态模型线性化的基本信息。因此,文献[16]研究了确定下垂控制的新型电力系统运行点的方法。在实际电力系统中,基于P&Q控制器的电流源型变换器仍然占据主导地位^[17]。因此,本文对以电流源变换器为主的新型电力系统的潮流计算进行了较为深入的研究。

在雅可比矩阵迭代过程中,新型电力系统变换器中本地控制器的等效阻抗会对线路阻抗和导纳矩阵产生影响。如果错误地忽略本地控制器的等效阻抗,将导致不准确或完全错误的潮流计算结果。因此,应考虑阻抗规格以反映电力电子变换控制器的影响。文献[18-22]研究了两种主要的阻抗规范:基于测量的方法和基于建模的方法。文献[18-19]首先提出了一种基于测量的直流新型电力系统或分布式电力系统阻抗规

范。此外,文献[20-21]首先针对风电场特性提出了基于测量或建模的双馈感应发电机阻抗规范,以评估系统稳定性。同时,在文献[22]中研究了基于模型建立的等效p-n序列阻抗矩阵的变换器。然而,据作者所知,目前并没有学者从潮流计算的角度研究P&Q控制器的等效阻抗矩阵。因此,为了提高传统的牛顿迭代潮流计算的精度,本文提出了一种基于本地控制器阻抗特性的含大量分布式发电机的新型电力系统潮流计算方法。本文所提方法的主要特点和优点如下:

1)建立了基于稳态阻抗参数的abc轴等效阻抗模型,以反映本地电力电子变换控制器对系统导纳矩阵的影响。

2)为了提高导纳矩阵的精度,提出了总线-总线阻抗变换,因为分布式发电机的输出等效阻抗模型不能直接应用于潮流计算。

3)为了提高潮流计算方法的准确性,提出了将等效阻抗模型嵌入雅可比矩阵迭代过程。

1 电流源变换器在ABC坐标系下的阻抗模型矩阵

电流源变换器的典型控制拓扑图如图1所示^[23]。然后,建立源端输出阻抗矩阵,以反映本地控制器对导纳矩阵的影响。本文中分布式电源采用的控制策略基于文献[1]的定功率控制模式。同时,建立P&Q控制变换器的电流/电压动态模型如下:

$$\begin{cases} V_d = I_d(R_{line} + L_{line}s) - \omega L_{line}I_q + V_{0d} \\ V_q = I_q(R_{line} + L_{line}s) + \omega L_{line}I_d + V_{0q} \\ I_d = C_{line}V_{0d}s - \omega C_{line}V_{0q} + I_{0d} \\ I_q = C_{line}V_{0q}s + \omega C_{line}V_{0d} + I_{0q} \end{cases} \quad (1)$$

式中: V_d 、 V_q 、 I_d 和 I_q 分别为电流源变换器在d-q坐标系下的输出电压和输出电流; V_{0d} 、 V_{0q} 、 I_{0d} 和 I_{0q} 分别为电流源变换器在d-q坐标系下的电压和电流; C_{line} 、 L_{line} 和 R_{line} 分别为输出的线路电容、线路电感及线路电阻; ω 为电流源变换器角速度; s 为拉普拉斯算子。同时,在控制器中嵌入电压电流双环PI控制器以提升输出电压电流效果:

$$\begin{cases} I_d^* = G_i(V_{0d}^* - V_{0d}) - \omega C_{line}V_{0q} + KI_{0d} \\ I_q^* = G_i(V_{0q}^* - V_{0q}) + \omega C_{line}V_{0d} + KI_{0q} \\ V_d^* = G_v(I_d^* - I_d) - \omega L_{line}I_q + V_{0d} \\ V_q^* = G_v(I_q^* - I_q) + \omega L_{line}I_d + V_{0q} \end{cases} \quad (2)$$

式中: I_d^* 、 I_q^* 、 V_d^* 和 V_q^* 分别为电流源控制器在d-q

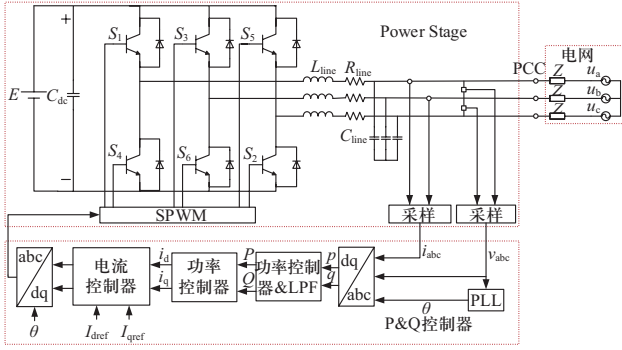


图1 电流源变器典型控制器拓扑

Fig. 1 The typical controller structure of the current-source inverter

坐标系下的电流和电压信号; G_v 和 G_i 分别为电压电流双环PI控制器 ($G_v = k_{vp} + k_{vi}/s$, $G_i = k_{ip} + k_{ii}/s$); K 为前馈增益。此外, 瞬时视在功率由电流源逆变器 d-q 轴上的输出电流和电压获得, 如式 (3) 所示。为了在不发生振荡的情况下测量输出有功功率和无功功率, 采用低通滤波器获得平均有功功率/无功功率, 如式 (4) 所示:

$$\begin{cases} p = 1.5(V_{0d}I_{0d} + V_{0q}I_{0q}) \\ q = 1.5(V_{0d}I_{0q} - V_{0q}I_{0d}) \end{cases} \quad (3)$$

$$\begin{cases} P = \frac{\omega_c}{s + \omega_c} p \\ Q = \frac{\omega_c}{s + \omega_c} q \end{cases} \quad (4)$$

式中: ω_c 是低通滤波器截止频率。对于稳态点附近的微小扰动, 电流源变器在 d-q 轴上源侧阻抗建模可用线性方程表示为

$$\mathbf{Z}_{dq} = \begin{bmatrix} Z_{dd} & Z_{dq} \\ Z_{qd} & Z_{qq} \end{bmatrix} = \mathbf{Z}_1^{-1} \mathbf{Z}_2 \quad (5)$$

式中: ω^* 表示变器角速度; $\mathbf{Z}_1 = \begin{bmatrix} z_{111} & z_{112} \\ z_{121} & z_{122} \end{bmatrix}$, $\mathbf{Z}_2 = \begin{bmatrix} z_{211} & z_{212} \\ z_{221} & z_{222} \end{bmatrix}$,

$$\begin{aligned} z_{111} = z_{122} &= -\left(\frac{L_{\text{line}} C_{\text{line}} s^2 + (R_{\text{line}} + G_i) C_{\text{line}} s}{G_i} + G_v \right), \\ z_{112} = -z_{121} &= \frac{\omega^* C_{\text{line}} L_{\text{line}} s + (R_{\text{line}} + G_i) \omega^* C_{\text{line}}}{G_i} - \omega^* C_{\text{line}}, \\ z_{211} = z_{222} &= \frac{R_{\text{line}} + L_{\text{line}} s + (1-K) G_i}{G_i}, \quad z_{212} = -z_{221} = 0. \end{aligned}$$

鉴于上述的电流源变器在 d-q 轴上阻抗建模矩阵是对称分量。因此, 可以通过 d-q 模型和 p-n 模型之间的关系来获得序列域阻抗矩阵^[24]。此外, 由于对称分量的存在, 零序分量可以忽略不计。因此, 轴上正负序阻抗矩阵如式 (6) 所示, 并可进一步切换到

式 (7)。

$$\mathbf{Z}_{pn} = \frac{1}{2} \times \begin{bmatrix} [1 \ j] \mathbf{Z}_{dq} \begin{bmatrix} 1 \\ -j \end{bmatrix} & [1 \ j] \mathbf{Z}_{dq} \begin{bmatrix} 1 \\ j \end{bmatrix} \\ [1 \ -j] \mathbf{Z}_{dq} \begin{bmatrix} 1 \\ -j \end{bmatrix} & [1 \ -j] \mathbf{Z}_{dq} \begin{bmatrix} 1 \\ j \end{bmatrix} \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$\mathbf{Z}_{pn} = \begin{bmatrix} Z_{pp} & 0 \\ 0 & Z_{nn} \end{bmatrix} \quad (7)$$

式中: $\mathbf{Z}_{pn}$ 表示对角矩阵, 为 p-n 序列的阻抗矩阵; Z_{pp} 和 Z_{nn} 分别表示 pp 和 nn 序列阻抗值。同时, abc 轴上的相量阻抗矩阵可以通过 p-n 轴上的序列域阻抗矩阵提供, 如式 (8) 所示:

$$\begin{bmatrix} Z_a \\ Z_b \\ Z_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} Z_{pp} \\ Z_{nn} \\ Z_{00} \end{bmatrix} \quad (8)$$

式中: $a = e^{j(2\pi/3)}$ 是对应于 120° 相移的复数; Z_{00} 表示 00 序列阻抗, 在这种情况下可忽略不计^[24]。因此, 电流源变器在 abc 轴上的等效阻抗矩阵可以表示为图 2。

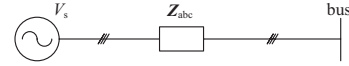


图2 等效单机单负荷电力系统

Fig. 2 Equivalent single machine single load power system

2 基于本地控制器阻抗特性的修正潮流计算方法

在本章中, 提出基于上述等效阻抗矩阵模型的 abc 轴电流源变器修正潮流计算方法。如图 3 所示, 需要将 abc 轴上电流源变器的等效输出阻抗模型转换为总线-总线阻抗模型, 以直接应用于雅可比矩阵迭代过程中的系统导纳矩阵。

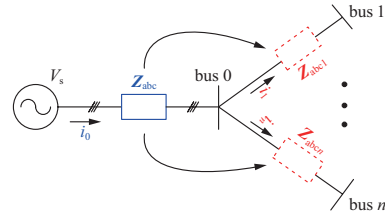


图3 总线-总线阻抗变换流程图

Fig. 3 The bus-bus line impedance transformation process diagram

假设电流源变器的输出等效阻抗表示为 $\mathbf{Z}_{abc}$ 。同时, DG 连接到总线 0, 总线 0 连接到总线 1……总线 n。根据基尔霍夫电流定律, 电流源变器的输出电流为

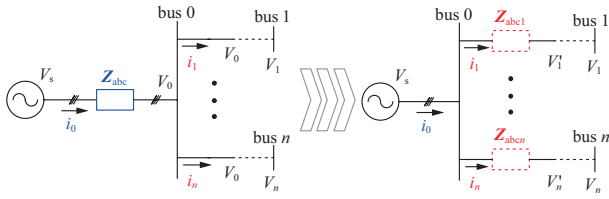


图4 总线-总线阻抗变换原理图

Fig. 4 The bus-bus line impedance transformation principle diagram

$$i_0 = i_1 + i_2 + \dots + i_n \quad (9)$$

式中： n 表示连接到总线0的总线数量，如图4所示。其中 $V_0 = V_1 = \dots = V_n$ ，公式(9)可被化做公式(10)，并进一步得到公式(11)和(12)。

$$i_0 = \frac{V_s - V_0}{Z_{abc}} = \frac{V_s - V_1}{Z_{abc1}} + \dots + \frac{V_s - V_n}{Z_{abcn}} \quad (10)$$

$$Z_{abcj} = \frac{i_0}{i_j} Z_{abc} = \frac{i_1 + i_2 + \dots + i_n}{i_j} Z_{abc} \quad (11)$$

$$Z_{abcj} = \frac{i_1 + i_2 + \dots + i_n}{i_j} \frac{V_s}{V_s} Z_{abc} = \frac{S_1 + S_2 + \dots + S_n}{S_j} Z_{abc} \quad (12)$$

其中 $j=1, 2, \dots, n$ 。 S 表示视在功率。因此，如果DG安装在总线 i 上，从总线 i 到总线 j 的线路阻抗可以被表示为

$$Z_{abci \leftrightarrow j}^* = Z_{abcj} + Z_{abci \leftrightarrow j} \quad (13)$$

式中： $Z_{abci \leftrightarrow j}$ 表示不考虑DG i 本地控制器时的总线 i 到总线 j 的线路阻抗； $Z_{abci \leftrightarrow j}^*$ 表示本地控制器等效模型下总线 i 到总线 j 的整个线路阻抗。因此可以得到节点的阻抗矩阵 $\mathbf{Z}_B$ 和节点导纳矩阵 $\mathbf{Y}_B$ ，其中 $\mathbf{Y}_B = [G_{ij} + jB_{ij}]_{m \times m}$ ， m 为总线的个数。根据文献[6]，有功/无功功率不平衡注入和电压不平衡注入可表示为

$$\Delta P_i = P_i - \sum_{j=1}^m \left[e_{di} (G_{ij} e_{dj} - B_{ij} e_{qj}) + e_{qi} (G_{ij} e_{qj} + B_{ij} e_{dj}) \right] \quad (14)$$

$$\Delta Q_i = Q_i - \sum_{j=1}^m \left[e_{qi} (G_{ij} e_{dj} - B_{ij} e_{qj}) - e_{di} (G_{ij} e_{qj} + B_{ij} e_{dj}) \right] \quad (15)$$

$$\Delta V_i^2 = V_i^2 - (e_{di}^2 + e_{qi}^2) \quad (16)$$

式中： e_{di} 和 e_{qi} 分别表示第 i 个总线电压的实部和虚部。因此，修正潮流计算过程如图5所示。

3 仿真结果

在本章中，采用了IEEE-4总线测试系统来验证所提出的潮流计算方法的准确性。此外，对辐射网电力

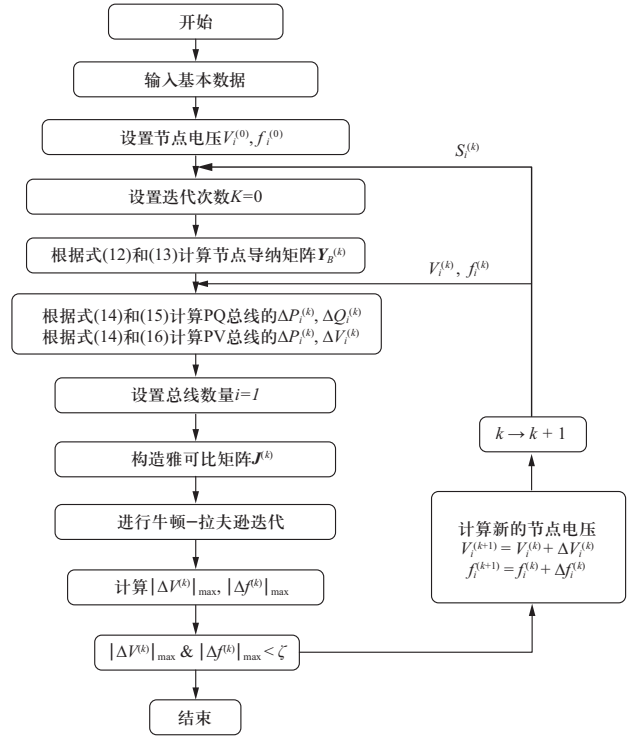


图5 修正潮流计算流程图

Fig. 5 The modified power flow calculation flow diagram

系统和环网电力系统分别进行了测试，以验证所提出的修正潮流计算在不同分布式可再生能源渗透率下的性能。本文仅将等效阻抗嵌入雅可比矩阵当中，从计算复杂度的角度来看，本文方法不会增加计算时间。

3.1 IEEE 4总线模拟测试系统

针对IEEE4总线模拟测试系统，分别给出实际系统的电压-功角结果、传统潮流计算的电压-功角结果和本文提出潮流计算的电压-功角结果。电流源本地控制器的参数如下： I_{dref} 和 I_{qref} 的数值分别是IEEE标准系统中P&Q节点的有功功率和无功功率与额定电压的比值， $G_i = 10/s + 800$ 、 $G_v = 0.9/s + 1.5$ 、 $L_{line} = 2 \text{ mH}$ 、 $R_{line} = 0.005 \Omega$ 、 $C_{line} = 5 \mu\text{F}$ 和 $\omega^* = 100 \pi \text{ rad/s}$ 、 $\omega_c = 20 \pi \text{ rad/s}$ 、 $K = 0.1$ 。如图6所示，DG安装在IEEE-4总线模拟测试系统的3rd总线上。如图7和图8所示，系列1代表常规潮流计算的电压幅值和功角结果，系列2代表所提出的潮流计算的电压幅值和功角结果，系列3代表实际系统的电压幅值和功角结果。系列2的计算结果利用图5所示的修正潮流计算流程过程获得，即将等效阻抗嵌入雅可比矩阵当中，以此体现本地控制器的等效阻抗对潮流计算结果的影响。通过图7和图8可知，所提出的潮流计算结果更接近于实际值。从而验证了所提出的潮流计算方法的准确性。

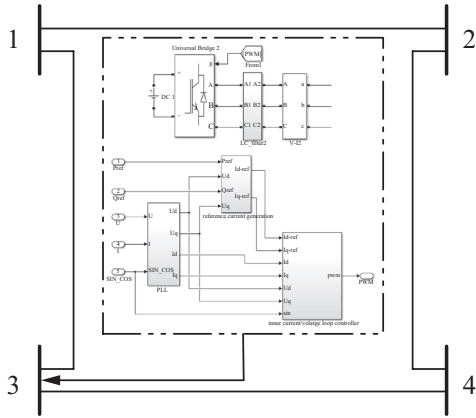


图 6 IEEE-4仿真测试系统

Fig. 6 The IEEE-4 bus simulation test system

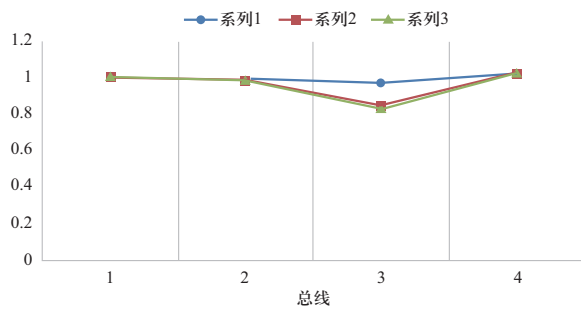


图 7 IEEE-4总线测试系统中电压标么值

Fig. 7 The voltage magnitude in IEEE-4 bus simulation test system

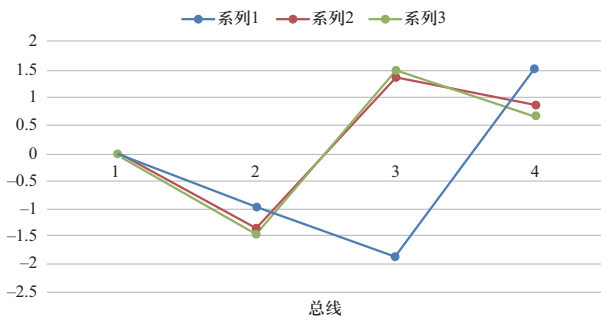


图 8 IEEE-4 总线测试系统中电压相角

Fig. 8 The voltage angle in IEEE-4 bus simulation test system

传统潮流计算的误差来源在于错误地忽略了本地控制器的等效阻抗, 本部分阻抗将会导致潮流计算中的雅可比矩阵的不准确。同时传统方法的潮流计算中第3节点的误差可能超过10%, 因此新型潮流计算技术显得十分重要。

3.2 辐射网电力系统

在本节中, 对辐射网电力系统 (PG&E-69 总线) 进行测试, 以反映电流源变换器的本地控制器对潮流

计算的影响。为了简化计算, 电流源变换器的本地控制器参数相同, $G_i = 10.05 / s + 251.3$ 、 $G_v = 0.265 / s + 10$ 、 $L_{\text{line}} = 2 \text{ mH}$ 、 $R_{\text{line}} = 0.15 \Omega$ 、 $C_{\text{line}} = 45 \mu\text{F}$ 和 $\omega^* = 100\pi \text{ rad/s}$ 、 $\omega_c = 20\pi \text{ rad/s}$ 、 $K = 0.3$ 。

如图9所示, DGs安装在PG&E-69 总线辐射网电力系统的12th总线、26th总线、58th总线和66th总线上。如图10和图11所示, 系列1表示所提出的潮流计算结果, 系列2表示传统潮流计算结果。同时, 通过得到的母线电压的大小和角度, 说明考虑电流源变换器本地控制器的潮流计算结果会发生变化。

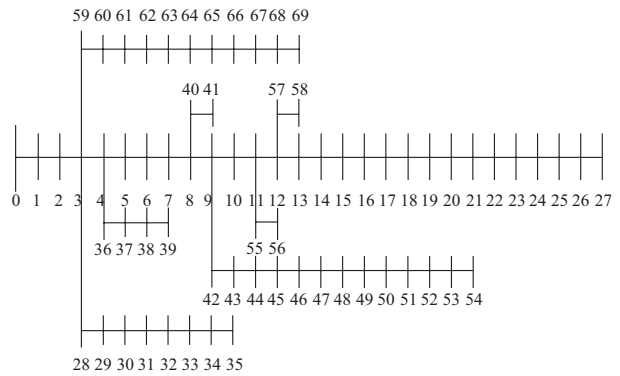


图 9 PG&E-69 总线辐射网电力系统

Fig. 9 The PG&E-69 bus radiation network power system

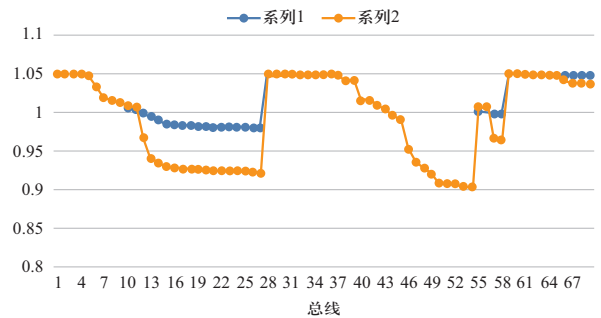


图 10 4个DG的PG&E-69 总线电力系统的电压标么值

Fig. 10 The voltage magnitude in PG&E-69 bus power system with 4 DGs

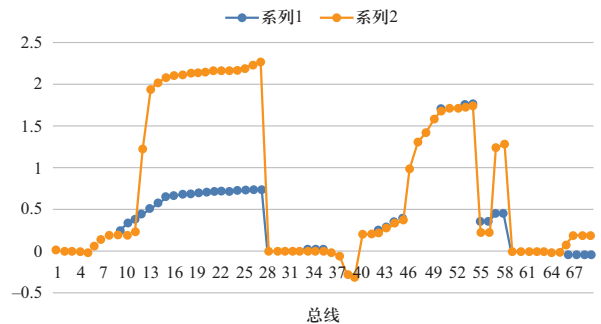


图 11 4个DG的PG&E-69 总线电力系统的电压相角

Fig. 11 The voltage angle in PG&E-69 bus power system with 4 DGs

此外, 总的损耗功率也发生了变化。更多地, 继续在PG&E-69 总线电力系统线辐射网络电力系统的16th总线和20th总线上增加DGs, 分别得到了新的母线电压大小和角度, 如图12和图13所示。说明考虑电流源变换器本地控制器的潮流计算结果会发生很大变

化。因此, 随着分布式可再生能源的增加, 电流源变换器的本地控制器无疑应嵌入到潮流计算中。

3.3 环网电力系统

在本节中, 对环网电力系统(IEEE-118 总线)进行测试, 以反映电流源变换器的本地控制器对潮流计算的影响。

与前述小节类似, 电流源变换器的本地控制器中的参数也相同: $G_i = 4/s + 800$ 、 $G_v = 1/s + 3$ 、 $L_{\text{line}} = 2 \text{ mH}$ 、 $R_{\text{line}} = 0.05 \Omega$ 、 $C_{\text{line}} = 5 \mu\text{F}$ 和 $K = 0.3$ 、 $\omega^* = 100\pi \text{ rad/s}$ 、 $\omega_c = 20\pi \text{ rad/s}$ 。如图14所示, DGs安装在IEEE-118总线环网电力系统的2nd总线、20th总线、33th总线和114th总线中。如图15和图16所示, 系列1代表所提出的潮流计算结果, 系列2代表传统潮流计算结果。从图15

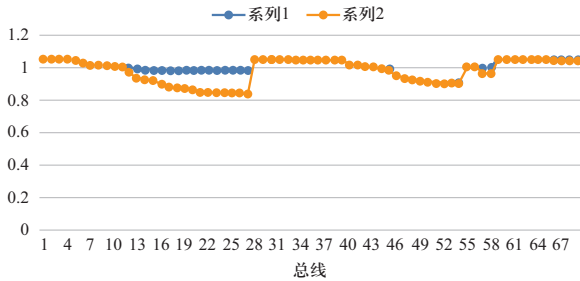


图 12 6个DG的PG&E-69 总线电力系统的电压标么值

Fig. 12 The voltage magnitude in PG&E-69 bus power system with 6 DGs

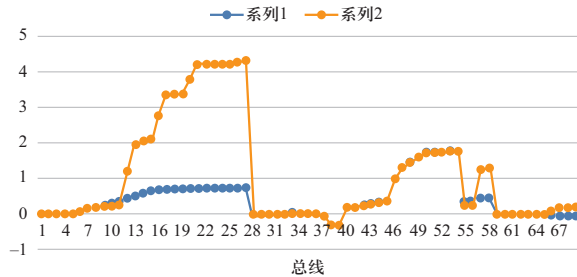


图 13 6个DG的PG&E-69 总线电力系统的电压相角

Fig. 13 The voltage angle in PG&E-69 bus power system with 6 DGs

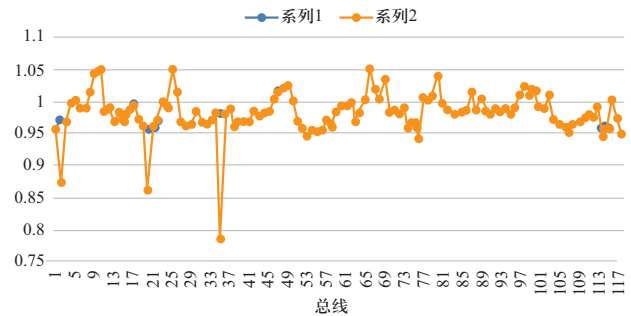


图 15 4个DG的IEEE-118 总线电力系统的电压标么值

Fig. 15 The voltage magnitude in IEEE-118 bus power system with 4 DGs

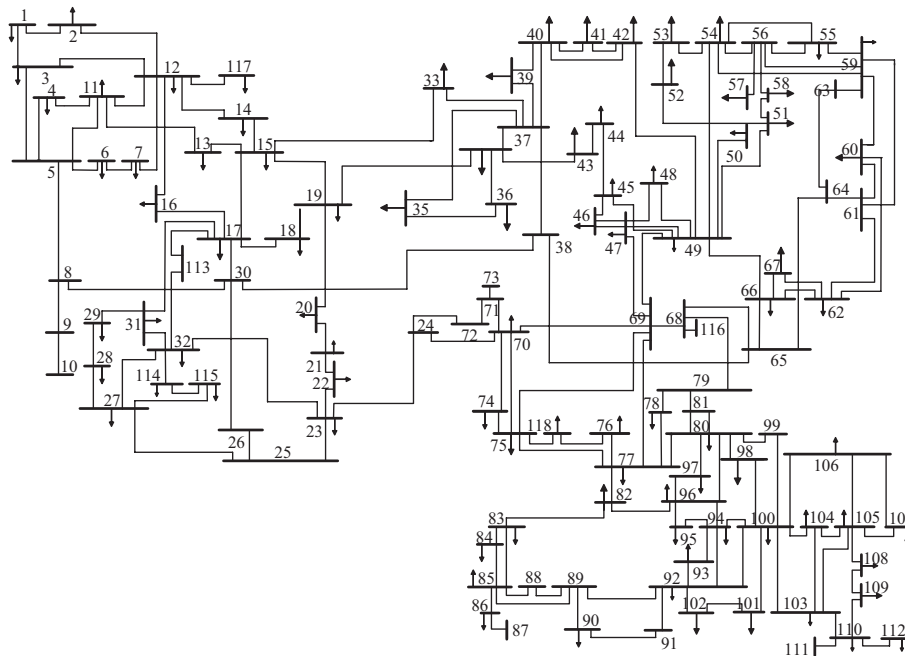


图 14 IEEE-118 总线环网电力系统

Fig. 14 The IEEE-118 bus loop network power system

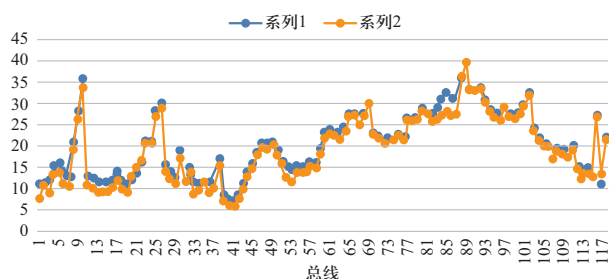


图 16 4个DG的IEEE-118 总线电力系统的电压相角

Fig. 16 The voltage angle in IEEE-118 bus power system with 4-DGs

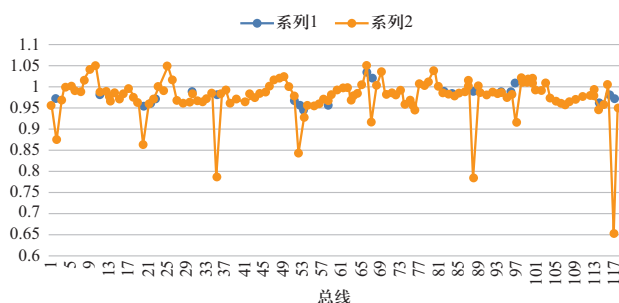


图 17 8个DG的IEEE-118 总线电力系统的电压标么值

Fig. 17 The voltage magnitude in IEEE-118 bus power system with 8-DGs

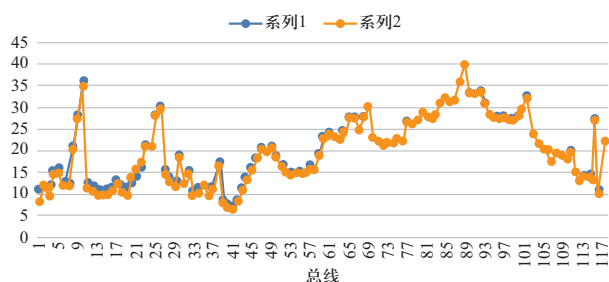


图 18 8个DG的IEEE-118 总线电力系统的电压相角

Fig. 18 The voltage angle in IEEE-118 bus power system with 8-DGs

和图16可以看出, 考虑电流源变换器的本地控制器会改变潮流计算结果。

此外, 总的损耗功率也发生了变化。同时, 继续在IEEE-118 总线辐射网络电力系统的52th总线、67th总线和88th总线、97th总线中增加了DGs。如图17和图18所示, 分别得到了母线电压大小和角度, 说明考虑到电流源变换器本地控制器的潮流计算结果会发生很大变化。因此, 随着分布式可再生能源的增加, 电流源变换器的本地控制器无疑应嵌入到潮流计算中。

4 结论

本文提出了一种改进的基于本地控制器阻抗特性

的新型电力系统潮流计算方法。由于电流源变换器本地控制器的阻抗矩阵对潮流计算过程中的导纳矩阵有一定的影响, 提出了d-q轴阻抗参数模型来反映这种影响。根据帧域变换关系和对称分量特征, 将d-q轴上的阻抗矩阵转化为abc轴上的阻抗矩阵。由于DGs的输出等效阻抗模型不能直接应用于潮流计算, 因此提出了一种改进雅可比矩阵精度的总线阻抗变换方法。最后, 用IEEE-4 总线测试系统、PG&E-69 总线测试系统和IEEE-118 总线测试系统对理论的潮流计算分析结果进行了验证。

参考文献

- [1] 王睿, 孙秋野, 秦德豪, 等. 含恒功率负载的弱电网线路阻抗稳定区间辨识: 阻抗技术[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(4): 1284-1294.
WANG Rui, SUN Qiuye, QIN Dehao, et al. Stability-oriented line impedance domain assessment for weak grids with constant power loads: an impedance-based approach[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(4): 1284-1294(in Chinese).
- [2] WANG Z S, HUANG Z J, SONG C H, et al. Multiscale adaptive fault diagnosis based on signal symmetry reconstitution preprocessing for microgrid inverter under changing load condition[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2018, 9(2): 797-806.
- [3] 谢小荣, 刘华坤, 贺静波, 等. 直驱风机风电场与交流电网相互作用引发次同步振荡的机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(9): 2366-2372.
XIE Xiaorong, LIU Huakun, HE Jingbo, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation caused by the interaction between full-converter wind turbines and AC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(9): 2366-2372(in Chinese).
- [4] LI Y S, ZHANG H G, LIANG X D, et al. Event-triggered-based distributed cooperative energy management for multienergy systems[J]. IEEE Transactions on Industrial Informatics, 2019, 15(4): 2008-2022.
- [5] 舒印彪, 陈国平, 贺静波, 等. 构建以新能源为主体的新型电力系统框架研究[J]. 中国工程科学, 2021, 23(6): 61-69.
SHU Yinbiao, CHEN Guoping, HE Jingbo, et al. Building a new electric power system based on new energy sources[J]. Strategic Study of CAE, 2021, 23(6): 61-69(in Chinese).
- [6] WANG R, SUN Q Y, MA D Z, et al. The equivalent impedance characteristic analysis of the AC microgrid and its decoupled power flow calculation[J]. International Transactions on Electrical Energy Systems, 2019, 29(7): e2820.
- [7] MEDINA PADRON J F, FEIJOO LORENZO A E. Calculating steady-state operating conditions for doubly-fed induction generator wind turbines[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2010, 25(2): 922-928.

- [8] LI S H. Power flow modeling to doubly-fed induction generators (DFIGs) under power regulation[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2013, 28(3): 3292-3301.
- [9] YU H, ROSEHART W D. An optimal power flow algorithm to achieve robust operation considering load and renewable generation uncertainties[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2012, 27(4): 1808-1817.
- [10] LIU S, XU Z, HUA W, et al. Electromechanical transient modeling of modular multilevel converter based multi-terminal HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29(1): 72-83.
- [11] SUN H B, GUO Q L, ZHANG B M, et al. Master-slave-splitting based distributed global power flow method for integrated transmission and distribution analysis[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2015, 6(3): 1484-1492.
- [12] MUMTAZ F, SYED M H, HOSANI M A, et al. A novel approach to solve power flow for islanded microgrids using modified Newton Raphson with droop control of DG[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2016, 7(2): 493-503.
- [13] LI C D, CHAUDHARY S K, SAVAGHEBI M, et al. Power flow analysis for low-voltage AC and DC microgrids considering droop control and virtual impedance[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2017, 8(6): 2754-2764.
- [14] JABR R A, DŽAFIĆ I, PAL B C. Compensation in complex variables for microgrid power flow[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(3): 3207-3209.
- [15] ALLAM M A, HAMAD A A, KAZERANI M. A generic modeling and power-flow analysis approach for isochronous and droop-controlled microgrids[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(5): 5657-5670.
- [16] MUELLER J A, KIMBALL J W. An efficient method of determining operating points of droop-controlled microgrids[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(4): 1432-1446.
- [17] WANG R, SUN Q Y, MA D Z, et al. The power flow calculation based on impedance specifications for low-voltage AC microgrid[C]//2018 2nd IEEE Conference on Energy Internet and Energy System Integration. Beijing, China. IEEE, 1-5.
- [18] FENG X G, LIU J J, LEE F C. Impedance specifications for stable DC distributed power systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2002, 17(2): 157-162.
- [19] LIU J J, FENG X G, LEE F C, et al. Stability margin monitoring for DC distributed power systems via perturbation approaches[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2003, 18(6): 1254-1261.
- [20] XIE X R, ZHANG X, LIU H K, et al. Characteristic analysis of subsynchronous resonance in practical wind farms connected to series-compensated transmissions[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(3): 1117-1126.
- [21] CHEN W H, XIE X R, WANG D H, et al. Probabilistic stability analysis of subsynchronous resonance for series-compensated DFIG-based wind farms[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2018, 9(1): 400-409.
- [22] CAO W C, MA Y W, WANG F. Sequence-impedance-based harmonic stability analysis and controller parameter design of three-phase inverter-based multibus AC power systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(10): 7674-7693.
- [23] LUO L, DHOPE S V. Spatiotemporal model reduction of inverter-based islanded microgrids[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2014, 29(4): 823-832.
- [24] RYGG A, MOLINAS M, ZHANG C, et al. A modified sequence-domain impedance definition and its equivalence to the dq-domain impedance definition for the stability analysis of AC power electronic systems[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2016, 4(4): 1383-1396.

收稿日期: 2021-09-22; 修回日期: 2022-01-02。

作者简介:



王睿

王睿 (1993), 男, 讲师, 研究方向为含高比例可再生能源的新型电力系统潮流计算, E-mail: wangrui@ise.neu.edu.cn。

孙秋野 (1977), 男, 教授, 博士生导师, 国家级科技创新领军人才, IET Fellow, 研究方向为多能耦合系统能流分析与分布式优化控制、能源路由器硬件拓扑、自能源状态感知、非侵入式检测与建模、电力设备状态监测技术、人工智能算法设计及应用。通信作者, E-mail: sunqiuye@mail.neu.edu.cn。

胡伟 (1991), 男, 助理教授, 研究方向为含高比例可再生能源的新型电力系统协同控制, E-mail: hithuwei@163.com。

张化光 (1959), 男, 教授, 博士生导师, IEEE Fellow, 研究方向为自适应动态规划、模糊控制、网络控制、混沌控制、能源互联网等, E-mail: zhanghuaguang@mail.neu.edu.cn。

王鹏 (1955), 男, 教授, 博士生导师, IEEE新加坡区主席, IEEE Fellow, 研究方向为配电网可靠性和稳定性评估, 交/直流微电网能量互济控制等, E-mail: epwang@ntu.edu.sg。

(责任编辑 张鹏)