

基于连续体模型的电力系统机电距离研究

王德林^{1,2}, 王小艳³

(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. 西南交通大学电气工程学院, 四川 成都 610031; 3. 西安电力高等专科学校, 陕西 西安 710032)

摘要: 基于电力系统的连续体模型, 通过机电距离的概念研究机电扰动在电力系统中的传播特性, 可以将大型电力系统划分为研究系统和外部系统, 或将外部等值系统划分为多个同调的子区域, 这是动态等值必需的前提步骤。定义了一个新的复合机电距离, 给出了其物理意义和计算方法。通过 New England 10 机 39 节点标准测试系统, 用连续体建模和所给出的定义计算出发电机之间的复合机电距离。相应的结果表明: 连续体建模和公式的计算结果在该发电机惯性与其它发电机相近时比较接近, 而当该发电机惯性与其它发电机相差很大时精度有一定误差。

关键词: 电力系统; 连续体模型; 复合机电距离; 机电波; 机电动态

Study on electromechanical distance of power system based on the continuum model

WANG De-lin^{1,2}, WANG Xiao-yan³

(1. State Key Laboratory of Power Transmission Equipment & System Security and New Technology, Chongqing University, Chongqing 400044, China; 2. School of Electrical Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China; 3. Xi'an Electric Power Institute, Xi'an 710032, China)

Abstract: Based on the continuum model for power system, through the analysis of the propagation characteristics of electromechanical disturbance by utilizing the concept of electromechanical distance, a large-scale power system can be divided into studying system and external system, or the external equivalent system can be divided into several coherent subsystems, which is a necessary premise-step for dynamic equivalence. In this paper, a novel composite electromechanical distance is defined, and its physical meanings and computing method are also presented. Through the New England 10-machine 39-bus test system, the composite electromechanical distances between the corresponding generator buses are computed by taking the continuum modeling approach and the definition presented in this paper. The results show their agreement when the generator inertia is relatively closed to other generators'. However, the computation precision exists a little error when the generator inertia is rather far from others.

Key words: power system; continuum model; composite electromechanical distance; electromechanical wave; electromechanical dynamics

中图分类号: TM712; TM734 文献标识码: A 文章编号: 1674-3415(2010)22-0025-07

0 引言

电力系统动态等值是大规模互联电力系统实时仿真、动模实验和进行动态稳定计算的有效手段^[1-2]。区域划分(包括研究系统和外部系统的划分、外部系统中同调子区域的划分)合理与否直接关系到

到动态等值结果的准确程度。通过区域划分, 可将系统中所有发电机按照地理区块划分为数量不多的同调子系统, 进一步将外部系统中的同调区域进行动态等值, 从而有效地简化系统的复杂性、减小系统的计算规模、提高动态等值的准确性^[3-4]。

目前, 国际上已经发展了多种区域划分方法, 文献[5]基于距离测量的思想, 通过研究电气距离(导纳距离)、反射距离和加速距离等, 将电力系统进行区域划分, 并对相应区域中的发电机进行了同调识别, 进而等值为一台聚合发电机。Kokotovich等基于奇异摄动理论提出的慢同调分区法^[6], 通过

基金项目: 教育部高等学校博士学科点专项科研基金资助项目(200806131023); 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开放基金课题(2007DA10512708407); 中央高校基本科研业务费专项资金(SWJTU09CX029)

计算分群矩阵 L_g 来达到分区的目的。由于该方法物理概念强,且分区不受故障地点的影响,因而受到多数学者的较高评价。但此方法存在着两个不足:

(1)特征值及特征向量的计算要花费大量机时;(2)如何选择分区数 n 使等值系统对原系统有较理想的响应。文献[7]提出了一种有效而实用的慢同调分区算法来计算分群矩阵 L_g ,使电力系统动态等值在满足工程精度下能显著地提高计算速度,从而可在电力系统控制中心内作为快速估算动态稳定的一个重要组成部分。该方法将一个电力系统按其地理位置及电气结构等特点划分为几个同调区域,避免了特征值及特征向量的计算,大大地缩减了计算时间。

早在 1984 年,文献[8]就把机电距离概念应用于电力系统暂态稳定的动态等值的区域划分。通过比较和分析电力系统中发电机之间的机电距离,将电力系统划分为研究系统和外部系统,研究系统采用精确的数学模型,对外部系统中的各个同调的子区域分别进行动态等值而简化为数量较少的聚合发电机,且聚合发电机采用低阶模型,这样就大幅度降低了电力系统的维数,减少了暂态分析过程中的计算量。

机电距离 (Electromechanical Distance, ED) 是一个用来估计与给定的扰动相关的暂态现象在电力系统中传播的概念^[9-10]。其定义方式有多种,并没有统一的定义。文献[9-10]研究了电力系统在紧急状态下暂态现象的传播问题,根据机电距离的基本定义,提出了复合机电距离的概念,扩展了机电距离的应用范围,能够处理给定运行条件下的一组紧急情况,或某一特定的紧急情况在不同运行条件下的稳定性问题以及影响电力系统不同部分的程度。文中列举了四种最基本的距离定义,即

(1) 初始功角加速度的绝对值

$$\overline{ED}_{li} \stackrel{\text{def}}{=} |a_{i0}| \quad (1)$$

这种定义可以得出功角变化的轨迹,包括扰动的严重程度和扰动持续期间系统的网架结构,表示了发电机吸收突变力矩的能力,从而更加准确地预测下一个时刻的扰动情况,广泛应用于暂态稳定的研究。不过该定义在划分研究系统和外部系统时,精确度不高。

(2) 初始加速功率的绝对值

$$\overline{ED}_{2i} \stackrel{\text{def}}{=} |P_{i0}| \quad (2)$$

这种定义以每一台发电机所获得的不平衡功率为特征,表示在扰动的作用下发电机的参与程度。它不但包括了扰动严重程度的信息,还涉及到了扰

动前和扰动持续期间的运行状况。

(3) 扰动前的转移导纳

$$\overline{ED}_{3i} \stackrel{\text{def}}{=} |Y_{ik}| \quad (3)$$

这种定义表示了扰动和发电机之间电气距离的远近。

(4) 惯性常数

$$\overline{ED}_{4i} \stackrel{\text{def}}{=} M_i \quad (4)$$

这种定义表示每一台发电机在扰动前和扰动持续期间的参与程度。

电力系统中发电机之间的机电距离不但与系统的网架结构有关,也与扰动发生的位置有关^[11-12]。

不过,文献[9]中的复合机电距离与系统的网架结构和扰动位置无关。因而可以更合理地将大系统划分为多个同调的子区域,从而得到减小系统计算规模的目的。实际上,在对一个电力系统内部区域和外部区域进行划分时,通常同时应用多种机电距离的定义,然后通过模糊聚类分析,最终确定两部分区域的边界。其它的还有所谓多种复合机电距离的定义方式,都是上述四种基本定义的交集或并集、或者它们的某种组合^[9]。进一步分析可知,式(1)~

(4)的四种机电距离定义一般不在一个数量级,因而其所谓的机电距离只是一个评价发电机之间“距离远近”的相对性指标。已有文献[9-10]中的机电距离定义均为相对值,因而它们给出的只是判断发电机之间相对机电距离的指标,并没有给出绝对机电距离的定义方法,无法定量研究机电扰动在系统中的运动规律。

本文通过机电距离的概念研究机电扰动在电力系统中传播的绝对时间,首先定义了一个具有时间量纲的复合机电距离,给出了其物理意义和计算方法。通过对 New England 10 机 39 节点标准测试系统的仿真研究表明:连续体建模和本文公式的计算结果基本一致,表明连续体模型可以通过机电距离概念描述电力系统中机电动态的传播特性。

1 复合机电距离的定义

扰动发生后的 $t=0^+$ 时刻,电力系统中发电机的加速(或减速)功率与该发电机到扰动点的转移导纳成正比,因而可以认为 \overline{ED}_{2i} 和 \overline{ED}_{3i} 是等价的,即 $\overline{ED}_{2i} \propto \overline{ED}_{3i}$ 。另外,转子的初始功角加速度绝对值与施加在该发电机上的加速(或减速)功率和转子惯性常数的比值成正比^[13],即

$$|a_{i0}| \propto \left| \frac{P_{i0}}{M_i} \right| \propto \left| \frac{Y_{ik}}{M_i} \right| \Leftrightarrow \overline{ED}_{li} \propto \frac{\overline{ED}_{2i}}{\overline{ED}_{4i}} \quad (5)$$

因此, \overline{ED}_{i_1} 是 \overline{ED}_{2i} 、 \overline{ED}_{3i} 和 \overline{ED}_{4i} 的一种代数组合。

发电机在加速功率作用下进入暂态过程, 由于各发电机的加速度不同, 它们的功角变化也不相同, 因而发电机之间会有功率交换, 导致了发电机不会按照初始加速度做严格的匀加速 (或减速) 运行。文献[5]指出在扰动持续的较短时间内, 发电机的转子角不会发生很大的改变, 因此可以认为时间 $t > 0^+$ 后, 在扰动引起的加速功率作用下, 各发电机均做严格的匀加速运动, 即不考虑发电机之间的功率交换。根据经典力学中的运动定理, 可得发电机转子的功角增量 θ_i 为

$$\theta_i = \frac{1}{2} a_i t_i^2 \quad (t_i > 0^+) \quad (6)$$

忽略阻尼, 即 $d_i = 0$, 由式 (6) 可得

$$a_i = \frac{d^2 \theta_i}{dt^2} = \frac{P_i}{M_i} \quad (7)$$

由式 (6) ~ 式 (7) 和文献[14]的式 (21), 可得

$$t_i = \sqrt{2M_i/B_i} \quad (8)$$

式 (8) 表示发电机按照恒定的初始加速度 a_i 做匀加速 (或减速) 运动, 转过增量角 θ_i 所需要的时间, 单位为 s。不过, 实际电力系统中, 随着时间的变化发电机的加速度绝对值会变小, 因此用式 (8) 算出的时间要比实际时间保守。

为了掌握机电扰动在一定的时间内能在电力系统中蔓延多大的范围, 基于机电扰动在任意两点间的传播时间这个绝对量, 根据式 (8) 定义一个新的复合机电距离, 该复合机电距离表示扰动出现后, 发电机按照恒定的初始加速度做匀加速 (或减速) 运动而转过增量角 θ_i 所需要的时间, 即

$$\overline{ED}_i \stackrel{def}{=} w \times t_i = w \sqrt{2M_i/B_i} \quad (9)$$

式中: \overline{ED}_i 的单位为 s; w 为误差修正因子。

式 (9) 意味着发电机的惯性 M_i 越大, 在相同加速功率的作用下加速度越小, 机电波传播的阻碍也越大, 所以机电距离也就越大; 同样发电机和扰动发生点之间的转移电纳 B_i 越大, 发电机获得大加速功率也越大, 在惯性相同时加速度也越大, 机电波传播的阻碍也越小, 所以机电距离也就越小。分析表明, 当 $w = 1$ 时, 用式 (9) 定义的机电距离划分研究系统和外部系统, 将使得研究系统的范围较大, 外部系统偏小。不过, 这个差异对于某一特定的研究对象来说是固定的。因而可以通过改变 w 因子修正误差。经验表明, 在系统规模较小的情况下, 取 $w \approx 0.9$ (经验值) 效果较为理想。

2 复合机电距离的计算

假定所要研究的电力系统有 N_B 条节点 (母线)、

有 N_G 个发电机节点, 其余均为负荷节点。根据潮流计算结果, 通过发电机的暂态电抗 x'_d 求出发电机节点的电势 E' 。这样网络中就增加 N_G 个电势节点, 其节点注入电流为潮流计算中发电机节点的注入电流, 原网络中发电机节点的注入电流变为零, 该节点成为联络节点, 负荷节点的负荷用恒定阻抗 (导纳) 代替后, 负荷节点的注入电流也为零, 变为联络节点^[3]。

将 N_G 个电势节点编号为 $N_B+1, N_B+2, \dots, N_B+N_G$, 则包括发电机电势节点的网络矩阵 Y 将为 $(N_B+N_G) \times (N_B+N_G)$ 阶方阵, 即

$$\begin{bmatrix} \dot{\boldsymbol{i}} \\ \dot{\boldsymbol{i}}_{N_G} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{Y}_{N_B N_B} & \boldsymbol{Y}_{N_B N_G} \\ \boldsymbol{Y}_{N_G N_B} & \boldsymbol{Y}_{N_G N_G} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\boldsymbol{U}} \\ \dot{\boldsymbol{E}}'_{N_G} \end{bmatrix} \quad (10)$$

式中: $\dot{\boldsymbol{i}} = [\dot{i}_1, \dot{i}_2, \dots, \dot{i}_{N_B}]^T$ 为网络节点的注入电流列向量; $\dot{\boldsymbol{U}} = [\dot{U}_1, \dot{U}_2, \dots, \dot{U}_{N_B}]^T$ 为网络节点的电压列向量; $\dot{\boldsymbol{i}}_{N_G} = [\dot{i}_{N_B+1}, \dot{i}_{N_B+2}, \dots, \dot{i}_{N_B+N_G}]^T$ 为发电机节点的注入电流列向量; $\dot{\boldsymbol{E}}'_{N_G} = [\dot{E}'_{N_B+1}, \dot{E}'_{N_B+2}, \dots, \dot{E}'_{N_B+N_G}]^T$ 为发电机节点的暂态电势列向量。

因为原网络的发电机节点和负荷节点的注入电流都为零, 所以式 (10) 中 $\dot{\boldsymbol{i}} = \mathbf{0}$, 即可消去联络节点, 得

$$\dot{\boldsymbol{i}}_{N_G} = \boldsymbol{Y}'_{N_G N_G} \dot{\boldsymbol{E}}'_{N_G} \quad (11)$$

式中

$$\boldsymbol{Y}'_{N_G N_G} = \boldsymbol{Y}_{N_G N_G} - \boldsymbol{Y}_{N_G N_B} \boldsymbol{Y}_{N_B N_B}^{-1} \boldsymbol{Y}_{N_B N_G} = \begin{bmatrix} Y_{11} & Y_{12} & \cdots & Y_{1, N_G} \\ Y_{21} & Y_{22} & \cdots & Y_{2, N_G} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ Y_{N_G, 1} & Y_{N_G, 2} & \cdots & Y_{N_G, N_G} \end{bmatrix} \quad (12)$$

为对称矩阵, 即 $Y_{ij} = Y_{ji}$, 它由各发电机内电势节点的自导纳和互导纳组成。

求式 (12) 中 $\boldsymbol{Y}'_{N_G N_G}$ 的虚部的绝对值, 可得

$$\boldsymbol{B} = |\text{imag}(\boldsymbol{Y}'_{N_G N_G})| \quad (13)$$

式中, B_{ij} 表示发电机节点 i 和 j 之间的转移电纳。当发电机母线 i 上的负荷有功功率发生突变时, 系统中的发电机节点 j 与 i 之间的机电距离通过式 (9) 和式 (13) 可计算为

$$\overline{ED}_{ij} = w \sqrt{2M_j/B_{ij}} \quad (14)$$

同样, 当发电机母线 j 上的负荷有功功率发生突变时, 发电机母线 i 与 j 之间的机电距离可计算为

$$\overline{ED}_{ji} = w \sqrt{2M_i/B_{ji}} \quad (15)$$

比较式 (12) ~ (15) 可知, 尽管发电机之间

的转移电纳矩阵 \mathbf{B} 是对称的, 即 $B_{ij}=B_{ji}$, 但一般情况下 $M_i \neq M_j$, 所以 $\overline{ED}_{ij} \neq \overline{ED}_{ji}$, 可见, 机电距离是有方向性的, 即电力系统中发电机之间的机电距离关系图实际上是有向图。这是因为发电机之间的转移电纳矩阵表示两者之间的电气距离, 与发电机转子的惯性没有关系, 仅与网架结构有关; 而机电距离除了与网架结构有关, 还与发电机转子的惯性有极大的关系。因而, 当条输电线路 ij (如果存在) 两端的发电机惯性不相等时, 尽管两者的电气距离是相同的, 但机电扰动沿着不同的方向传播时所遭遇的阻碍是不相同的, 所以它们之间的机电距离也是不相同的。对于实际电力系统来说, 机电扰动的传播方向很难确定, 因而没有方向的机电距离关系图更能适应电力系统的需要。本文根据式 (14) 和 (15) 给出发电机节点 i 和 j 之间机电距离的代数平均值为

$$\overline{ED}_{ij}^{av} = \overline{ED}_{ji}^{av} = \frac{w}{2} (\overline{ED}_{ij} + \overline{ED}_{ji}) \quad (16)$$

在电力系统规模较小时, 或者两部分系统通过单条输电线路 (称为联络线路) 或单个的母线 (称为联络节点) 连通时, 由式 (13) 计算出的转移电纳矩阵 \mathbf{B} 中将会有零值, 那么通过式 (14) 或式 (15) 计算出的机电距离将会是无穷大, 这种情况就是由于单个的联络线路或联络节点造成的。对于这种特殊情况, 只要分别计算出相应发电机节点到联络节点的机电距离, 然后相加即可。

机电距离是评估电力系统中发电机之间机电扰动传播的一个相对性指标。在实际应用中, 划分电力系统的研究系统和外部系统时, 不同的机电距离定义得出的结果也不完全相同, 因而需要综合考虑各种不同定义划分的结果。

3 电力系统的连续体建模

3.1 连续体机电波方程

连续体模型从波传播的视角研究机电扰动在电力系统中的传播特性^[15-18]。本文根据线路阻抗参数大小设定线路的长度, 将空间上离散分布的发电机、负荷等集中参数通过空间滤波过程进行连续化处理, 从而得到了能够用来研究机电扰动传播的电力系统连续体模型。文献[14,19]给出描述连续体模型中机电波传播的一维非线性偏微分方程为

$$m(x) \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} + d(x) \frac{\partial \theta}{\partial t} = b(x) \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} - g(x) \left(\frac{\partial \theta}{\partial x} \right)^2 + p_m(x) \quad (17)$$

式中: 时间 t 的单位为 s ; $\theta(x, t)$ 为电压相角增量, 单位为弧度 (rad); $m(x)$ 、 $d(x)$ 、 $b(x)$ 、 $g(x)$ 、 $p_m(x)$ 均为标幺值, 分别表示连续体模型中按密度形式分

布的发电机转子惯性时间常数、阻尼系数、线路电纳、线路电导、机械功率。

实际电力系统的网架结构是相当复杂的, 其实只要能合理的处理线路分支这个关键问题, 就可以运用本文的一维波动方程式 (17) 研究复杂电力系统中机电扰动的传播。

3.2 发电机转子惯性的连续化处理

对于发电机转子惯性的处理, 本文采用具有高度连续性和光滑性的 Gauss 函数^[20-21]。一般情况下, 与发电机母线相连的线路规格并不总是完全相同, 而且发电机母线通常也是多条线路的汇合点, 因此发电机惯性如何在这些线路上分配还需要研究。本文采取了一种简单的处理方法, 即按母线的出线数平均分配母线上的发电机转子惯性。假设转子惯性为 M 的发电机所连接的母线上有 n 条线路, 长度分别为 l_i ($i=1, 2, \dots, n$), 如图 1 所示。将发电机惯性连续地分布于与其相连接的线路上, 称为连续化处理, 如图 2 所示。若第 i 条线路上的惯性密度函数具有如下形式

$$m_i(x_i) = M_0 e^{-C_i x_i^2} \quad (i=1, 2, \dots, n; 0 < x_i < l_i) \quad (18)$$

式中: M_0 为 Gauss 函数在其中心点处 (母线位置) 的最大值; x_i 为第 i 条线路上的一个空间点, 同时也表示到中心点的距离; C_i 为第 i 条线路上发电机惯性的变化梯度, 一般来说与连续体建模逼近真实系统的程度有关, 可根据情况适当选择。

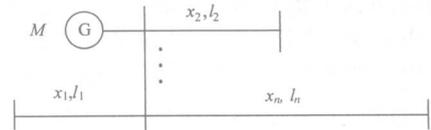


图 1 发电机母线及其关联的输电线路

Fig. 1 A generator bus and its associated power transmission

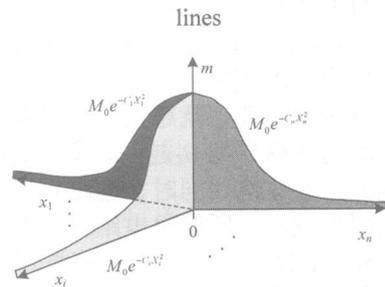


图 2 发电机转子惯性的连续化处理

Fig. 2 The continuous treatment of a generator rotor's inertia

为保证连续化处理前后与该母线相关的惯性不改变, 可令

$$M = \sum_{i=1}^n \int_{l_i} m_i(x_i) dx_i = M_0 \sum_{i=1}^n \int_{l_i} e^{-C_i x_i^2} dx_i \quad (19)$$

即

$$M_0 = M \int_{i=1}^n e^{-C_i x_i^2} dx_i \quad (20)$$

3.3 机电波方程的空间差分化处理

用数值方法求解描述机电动态传播的非线性偏微分方程式 (17), 需要将方程中对空间坐标 x 的微分近似处理为差分^[22-23]。设差分的步长为 Δx , 在非母线位置的空间坐标 x_i 处的电压相角增量为 θ_i , 与 x_i 相邻的点为 x_{i-1} 和 x_{i+1} , 则方程式 (17) 变为

$$m_i \Delta x \frac{d^2 \theta_i}{dt^2} + d_i \Delta x \frac{d \theta_i}{dt} = \frac{1}{\Delta x} [b_{i-1,i} (\theta_{i-1} - \theta_i) + b_{i+1,i} (\theta_{i+1} - \theta_i)] - \frac{1}{2 \Delta x} [g_{i-1,i} (\theta_{i-1} - \theta_i)^2 + g_{i+1,i} (\theta_{i+1} - \theta_i)^2] + p_{mi} \Delta x \quad (21)$$

设母线 j 所在空间坐标 x_j 处的电压相角增量为 θ_j , 与 x_j 相邻的点有 n 个 (等于该母线的出线数), 为 x_{j+k} ($k=1, 2, \dots, n$), 则方程式 (17) 变为

$$m_j \Delta x \frac{d^2 \theta_j}{dt^2} + d_j \Delta x \frac{d \theta_j}{dt} = \frac{1}{\Delta x} \sum_{k=1}^n b_{j+k,j} (\theta_{j+k} - \theta_j) - \frac{1}{n \Delta x} \sum_{k=1}^n g_{j+k,j} (\theta_{j+k} - \theta_j)^2 + p_{mj} \Delta x \quad (22)$$

式中包含了电力系统结构的拓扑连接关系。经空间的差分处理后, 方程式 (17) 变成一个常微分方程组, 其中方程的个数由差分步长 Δx 决定; Δx 越小, 方程组中包含的方程个数越多。

4 算例仿真及分析

4.1 连续体模型仿真

本文算例采用 New England 10 机 39 节点标准测试系统, 所有的线路分别进行 5 等分处理。第 i

条母线上引入 Gauss 形式的机电扰动 (幅度为 5), 在与其直接相连接线路上的分布为 (令 $C_i \equiv 0.1$)

$$\theta_i^{\text{dist}} = -5 \times \exp(-0.1 \times k^2), \quad (k=0, 1, \dots, 4) \quad (23)$$

式中, θ 的单位为度 (deg)。

(1) 令机电扰动发生在 30 号母线, 对由式 (21) 和式 (22) 组成的微分方程组进行时域仿真, 可得扰动引起发电机母线的相角增量 $\Delta \theta_i(t)$ 在 $t \in [0, 1 \text{ s}]$ 内的变化曲线如图 3 所示, 并将母线的电压相角增量的第一个极值点出现的时间作为两条母线之间的机电距离, 相应的数据填入表 1。

(2) 分别令式 (23) 中的扰动发生于第 31~39 号母线, 得出相应的数据填入表 1 中。

4.2 复合机电距离的公式计算

根据 New England 10 机 39 节点标准测试系统的网架结构数据, 用式 (14) 或式 (15) 计算出相应母线之间的机电距离如表 2 所示。

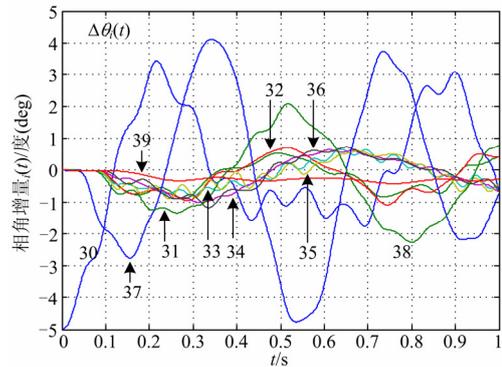


图 3 扰动发生在 30 号母线时第 31~39 条母线上相角增量 $\Delta \theta_i(t)$ 的变化曲线

Fig. 3 The variation curves of voltage angle's increments $\Delta \theta_i(t)$ at buses 31~39 as the disturbance occurs at bus 30

表 1 发电机母线之间的机电距离 (连续体建模)

Tab. 1 The electromechanical distance between two generator bus—continuum modeling

| 初始扰动所在母线 | 发电机母线 i 和 j 之间的机电距离 \overline{ED}_{ij} | | | | | | | | | |
|----------|----------------------------------------------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| | $j=30$ | 31 | 32 | 33 | 34 | 35 | 36 | 37 | 38 | 39 |
| $i=30$ | 0 | 0.31 | 0.32 | 0.32 | 0.32 | 0.32 | 0.32 | 0.22 | 0.30 | 0.31 |
| 31 | 0.28 | 0 | 0.22 | 0.28 | 0.27 | 0.28 | 0.28 | 0.27 | 0.27 | 0.29 |
| 32 | 0.29 | 0.22 | 0 | 0.30 | 0.30 | 0.28 | 0.29 | 0.30 | 0.29 | 0.34 |
| 33 | 0.21 | 0.22 | 0.22 | 0 | 0.17 | 0.22 | 0.20 | 0.21 | 0.20 | 0.22 |
| 34 | 0.23 | 0.23 | 0.23 | 0.18 | 0 | 0.23 | 0.23 | 0.23 | 0.23 | 0.23 |
| 35 | 0.20 | 0.21 | 0.21 | 0.22 | 0.23 | 0 | 0.19 | 0.20 | 0.20 | 0.22 |
| 36 | 0.25 | 0.26 | 0.26 | 0.25 | 0.26 | 0.20 | 0 | 0.25 | 0.25 | 0.26 |
| 37 | 0.19 | 0.20 | 0.20 | 0.20 | 0.21 | 0.21 | 0.21 | 0 | 0.21 | 0.20 |
| 38 | 0.33 | 0.36 | 0.33 | 0.34 | 0.34 | 0.34 | 0.35 | 0.32 | 0 | 0.37 |
| 39 | 0.68 | 0.61 | 0.62 | 0.66 | 0.67 | 0.67 | 0.68 | 0.66 | 0.64 | 0 |

New England 39 节点系统是一个非均匀电力系统，因而根据式 (14) 和式 (15) 可知，表 1 和表 2 中的数据是不对称的，即 $\overline{ED}_{ij} \neq \overline{ED}_{ji}$ 。通过式 (16)

可计算出表 1 和表 2 中机电距离的代数平均值，如图 4 和图 5 所示，用两种方法求出的平均机电距离之间的误差如图 6 所示。

表 2 发电机母线之间的机电距离 (本文式 (14) 和式 (15) 计算)

Tab. 2 The electromechanical distance between two generator bus—computed by (14) ~ (15)

| 初始扰动所在母线 | 发电机母线 i 和 j 之间的机电距离 \overline{ED}_{ij} | | | | | | | | | |
|----------|----------------------------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| | $j=30$ | 31 | 32 | 33 | 34 | 35 | 36 | 37 | 38 | 39 |
| $i=30$ | 0 | 0.230 | 0.236 | 0.249 | 0.355 | 0.232 | 0.360 | 0.091 | 0.209 | 0.442 |
| 31 | 0.271 | 0 | 0.117 | 0.276 | 0.394 | 0.257 | 0.399 | 0.268 | 0.416 | 0.490 |
| 32 | 0.256 | 0.108 | 0 | 0.233 | 0.333 | 0.218 | 0.338 | 0.250 | 0.374 | 0.549 |
| 33 | 0.301 | 0.284 | 0.261 | 0 | 0.080 | 0.148 | 0.230 | 0.270 | 0.317 | 1.117 |
| 34 | 0.451 | 0.425 | 0.391 | 0.084 | 0 | 0.222 | 0.345 | 0.404 | 0.474 | 1.672 |
| 35 | 0.293 | 0.276 | 0.254 | 0.154 | 0.210 | 0 | 0.100 | 0.262 | 0.308 | 1.085 |
| 36 | 0.395 | 0.372 | 0.342 | 0.209 | 0.298 | 0.087 | 0 | 0.354 | 0.415 | 1.465 |
| 37 | 0.120 | 0.299 | 0.304 | 0.293 | 0.418 | 0.273 | 0.424 | 0 | 0.191 | 0.606 |
| 38 | 0.231 | 0.390 | 0.381 | 0.288 | 0.412 | 0.269 | 0.417 | 0.161 | 0 | 1.07 |
| 39 | 0.155 | 0.146 | 0.178 | 0.324 | 0.463 | 0.302 | 0.469 | 0.162 | 0.343 | 0 |

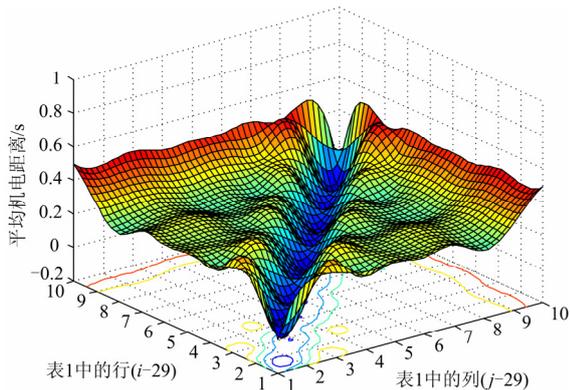


图 4 用连续体模型求出的平均机电距离

Fig. 4 The average electromechanical distance solved by the continuum modeling

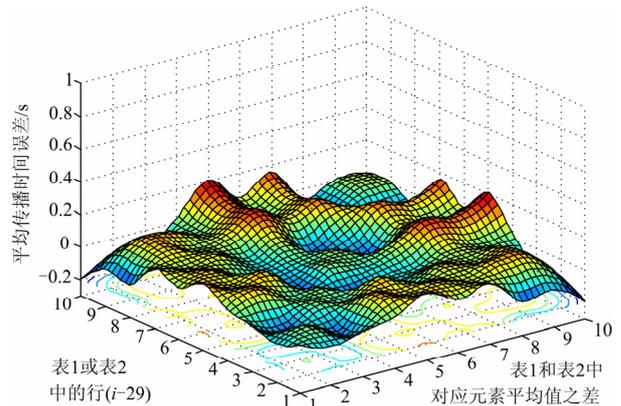


图 6 两种方法计算出的平均机电距离之间的误差

Fig. 6 The errors between the average electromechanical distance computed by the two models

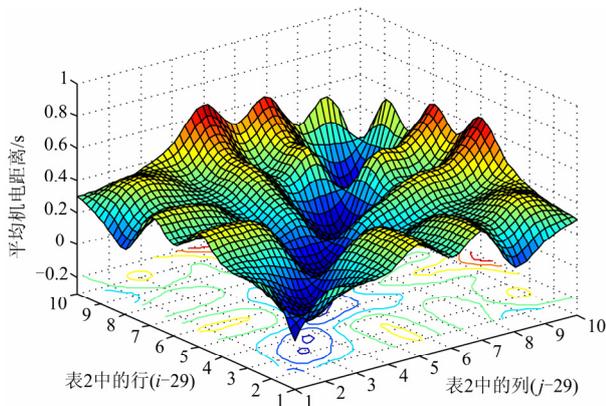


图 5 用本文公式 (16) 算出的平均机电距离

Fig. 5 The average electromechanical distance solved by (16) presented in this paper

4.3 结果分析

基于上面的仿真，可以得出如下的结论：

(1) New England 测试系统中，所有发电机之间都有线路可以连通，扰动发生后，所有的发电机同时加速 (或减速)，但是发电机彼此之间的电气距离不完全相等，发电机的转子惯性也不完全相同，因而发电机的加速度大小也不相同，发电机的摇摆规律也不一致，这样在宏观上就有可能观察到机电扰动传播的波过程。

(2) 用连续体建模仿真 New England 测试系统中机电扰动传播，与本论文自定义的复合机电距离计算出的结果绝大部分基本一致，结果表明相对误差在 5% 之内。只是在个别发电机 (比如，第 39

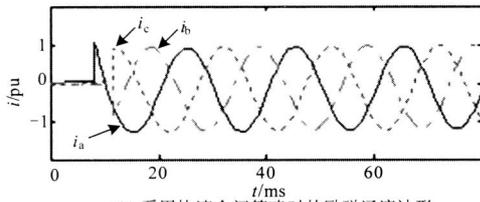
号)上差异较大,这是因为第39号发电机本是加拿大系统的等值机,其惯性远远超出了正常的实际发电机,对一般机电扰动的所作出的反应极其微弱,甚至可以忽略不计。连续体建模是机电扰动的波头在系统中多次反射后形成的综合加速功率作用下的结果,而用复合机电距离计算出的结果区没有考虑这一因素,所以两者的差异较大,如图6中的峰值所示。

5 结论

本文基于连续体模型,从波传播的角度研究电力系统中发电机之间的机电距离,通过连续体建模、以及自定义的复合机电距离对 New England 10 机 39 节点标准测试系统计算了发电机之间的机电距离,目的是为电力系统动态等值的区域划分提供相关数据,用来估计机电扰动在一定时间内能在电力系统内传播多大的范围,进一步划定电力系统内部区域和外部区域的边界,减小相关分析的规模。研究电力系统中发电机之间机电距离,可以为电力系统在线动态安全稳定分析提供一些决策信息,对于连续体模型在实际电力系统中的应用具有重要意义。

参考文献

- [1] 倪以信, 陈寿孙, 张宝霖. 动态电力系统理论和分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2002.
- [2] 王锡凡, 方万良, 杜正春. 现代电力系统分析[M]. 北京: 科学出版社, 2003.
- [3] 马大强. 电力系统机电暂态过程[M]. 北京: 水利电力出版社, 1988.
- [4] 余耀南. 动态电力系统[M]. 北京: 水利电力出版社, 1985.
- [5] Lee S T Y, Schweppe F C. Distance measures and coherency recognition for transient stability equivalents[J]. IEEE Trans on PAS, 1973, 92(5): 1550-1557.
- [6] Kokotovic P V, et al. Coherency based decomposition and aggregation[J]. Automatica, 1982, 18 (1).
- [7] 黄强, 吴际舜. 互联电力系统的实用同调分区法[J]. 上海交通大学学报, 1988, 22 (4): 62-74.
HUANG Qiang, WU Ji-shun. A practical approach to coherency based area decomposition for interconnected power system[J]. Journal of Shanghai Jiao Tong University, 1988, 22 (4): 62-74.
- [8] Pai M A, Adgaonkar R P. Electromechanical distance measure for decomposition of power systems[J]. Intern Journ of Electric Power and Energy Systems, 1984, 6 (4): 249-254.
- [9] Belhomme R, Pavella M. A composite electromechanical distance approach to transient stability[J]. IEEE Trans on Power Systems, 1991, 6 (2) 622-631.
- [10] Belhomme R, Pavella M, Xue Y. Electromechanical distances for identifying contingency propagation in transient stability studies[C]. //Proc of the IFAC Intern Symp on Power Systems and Power Plant Control. Seoul(Korea): 1989: 940-945.
- [11] Oscar Y L, Fette P D M. Electromechanical identity recognition as alternative to the coherency identification[C]. //UPEC 2004, 39th Internationa. 2004: 1078 - 1085.
- [12] Oscar Y L. Development of intelligent, robust, and nonlinear models in dynamic equivalencing for interconnected power systems[D]. Michael Fette: University of Paderborn, 2006.
- [13] Anderson P M. Power System Control and Stability[M]. New York: Wiley, 2003.
- [14] 王德林, 王晓茹, Thorp J S. 电力系统的连续体系机电波模型[J]. 中国电机工程学报, 2006, 26(17): 30-37.
WANG De-lin, WANG Xiao-ru, Thorp J S. Electromechanical wave continuum model for power system[J]. Proceedings of the CSEE, 2006, 26 (17): 30-37.
- [15] Murphy R J. Power system disturbance monitoring[C].// Western Protective Relay Conf. Spokane WA: 1994: 17-20.
- [16] Lesieutre B C, Scholtz E, Verghese G C. Impedance matching controllers to extinguish electromechanical waves in power networks[C].//IEEE Conf on Control Applications, Glasgow(Scotland): 2002.
- [17] Thorp J S, Seyler C E, Phadke A G. Electromechanical wave propagation in large electric power systems[J]. IEEE Trans on Circuits Syst I, 1998, 45 (6): 614-622.
- [18] Scholtz E. Observer-based monitors and distributed wave controllers for electromechanical disturbances in power systems[D]. EECS: MIT, 2004.
- [19] 王德林, 王晓茹. 电力系统连续体模型中机电波传播特性研究[J]. 中国电机工程学报, 2007, 27(16): 43-48.
WANG De-lin, WANG Xiao-ru. Study on characteristics of electromechanical wave propagation in the continuum model for power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2007, 27 (16): 43-48.
- [20] Parashar M, Thorp J S, Seyler C E. Continuum modeling of electromechanical dynamics in large electric power systems[J]. IEEE Trans on Circuits Syst I, 2004, 51(10): 1848-1858.
- [21] Parashar M. Continuum modeling of power networks[D]. Ithaca, NY: Cornell University, 2003.



(b) 采用快速合闸策略时的励磁涌流波形

图 8 采用控制策略时的励磁涌流波形

Fig.8 Inrush currents when control strategy is adopted

通过比较图 7 和图 8 的仿真波形发现，通过控制策略合闸之后，励磁涌流得到极大的削减，仿真结果表明了该方法可有效抑制励磁涌流幅值及其暂态过程。

5 结论

本文介绍了控制合闸策略的基本思想及应用方法，并通过仿真试验证实了该方法可有效抑制励磁涌流，使变压器空载投入之后迅速进入稳态运行，同时还得出以下结论：

(1) 延迟合闸策略和快速合闸策略都要求开关能够分相操作，因此仅适合于采用分相开关的大容量变压器。此外，应用快速合闸策略必须已知三相的剩磁，并且后两相的合闸时刻难以确定。而延迟合闸策略只须已知一相的剩磁，另外两相可选择在电压过零时刻合闸，所以，延迟合闸策略能够得到更广泛的应用。

(2) 到目前为止，计算剩磁主要是通过通过对电压积分得到。然而，对于变压器首次投入运行，以及因故障而导致电压波形突变的情况，对电压积分的方法无法求得剩磁。因此，在这些情况下，控制合闸策略尚不能得到最佳的涌流抑制效果。

参考文献

[1] Cui Yu, Abdulsalam S G, Chen Shiuming, et al. A sequential phase energization technique for transformer inrush current reduction—part I: simulation and

experimental results[J]. IEEE Trans on Power Delivery, 2005, 20 (2): 943-949.

[2] Moraw G, Richter W, Hutegger H, et al. Point-on-wave controlled switching of high voltage circuit breakers[J]. CIGRÉ Session, 1988, 13 (2): 1-6.

[3] 孙志杰, 陈云仑. 波形对称原理的变压器差动保护[J]. 电力系统自动化, 1996, 20 (4): 42-46.

SUN Zhi-jie, CHEN Yun-lun. Transformer differential protection based on the characteristic analysis of the first and second half cycle of the magnetizing inrush current[J]. Automation of Electric Power Systems, 1996, 20 (4): 42-46.

[4] 王维俭, 侯炳蕴. 大型机组继电保护理论基础[M]. 2 版. 北京: 中国电力出版社, 1989.

WANG Wei-jian, HOU Bing-yun. The theoretical foundation of large scale generator-transformer set relay protection[M]. Second edition. Beijing: China Electric Power Press, 1989.

[5] Brunke J H. Elimination of transient inrush currents when energizing unloaded power transformers[D]. ETH Zurich, 1998.

[6] 薛敏. 现场去磁法在变压器局放试验中的作用[J]. 华东电力, 2003, 8 (10): 85-86.

XUE Min. The role of field demagnetization in the partial discharge test of transformer[J]. East China Electric Power, 2003, 8 (10): 85-86.

[7] 叶念国. 抑制变压器励磁涌流的新方法[C]. //中国电力系统保护与控制学术研讨会论文集. 2006: 767-772.

YE Nian-guo. A new way suppress excitation inrush of transformer[C]. //China Electric Power System Protection and Control Symposium Proceedings. 2006: 767-772.

收稿日期: 2009-11-27; 修回日期: 2010-01-22

作者简介:

沃建栋 (1976-), 男, 硕士, 从事继电保护专业技术管理工作;

郑涛 (1975-), 男, 博士, 副教授, 主要研究方向为电力系统继电保护与仿真. E-mail: zhengtao_sf@126.com

(上接第 31 页 continued from page 31)

[22] Morton K W, Mayers D F. Numerical solution of partial differential equations[M]. Cambridge: Cambridge University, 2005.

[23] 彭仿麟. 数学物理方程的 MATLAB 解法与可视化[M]. 北京: 清华大学出版社, 2004.

收稿日期: 2009-11-20; 修回日期: 2009-12-31

作者简介:

王德林 (1970-), 男, 博士, 副教授, 主要从事电力系统运行、稳定与控制的研究; E-mail: dlwang@yahoo.cn

王小艳 (1964-), 女, 高级工程师, 讲师, 主要从事电工、电力系统分析方面的理论与应用研究。