

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.210291

基于振荡能量消耗的发电机阻尼评估方法

祝翰兴¹, 叶华¹, 高磊²

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

2. 中国电力科学研究院有限公司, 北京 100192)

摘要: 为了准确评估多机电力系统中发电机的阻尼特性, 提出了一种基于发电机振荡能量消耗的阻尼评估方法。首先, 推导了基于6阶电气参数模型发电机的振荡能量流的表达式, 克服了现有基于4阶电气参数模型的振荡能量流存在保守性的不足。其次, 建立了基于振荡能量消耗的模式阻尼贡献指标, 提出了基于发电机响应和特征值/特征向量的指标计算方法, 评估了多机系统中发电机的阻尼特性。模式阻尼贡献指标物理意义明确, 所有发电机的指标之和即为振荡模式的衰减因子。最后, 4机2区域系统的分析结果验证了所提方法的准确性和有效性。

关键词: 低频振荡; 阻尼评估; 振荡能量; 发电机模型; 等效电路

Generator damping evaluation method based on oscillation energy consumption

ZHU Hanxing¹, YE Hua¹, GAO Lei²

(1. Key Laboratory of Power System Intelligent Dispatch and Control of Ministry of Education, Shandong University, Jinan 250061, China; 2. China Electric Power Research Institute Co., Ltd., Beijing 100192, China)

Abstract: A damping evaluation method using generator oscillation energy consumption is proposed for accurately evaluate the damping of generators in multi-machine power systems. First, the expression of oscillating energy flow of the generators based on the 6th-order electric parameter model is derived. The method overcomes the conservative nature of the existing oscillation energy consumption method which is based on the 4th-order electrical parameter model. Secondly, based on oscillation energy consumption, a mode damping contribution index and two calculation methods are proposed to evaluate the generator damping characteristic in multi-machine power systems. The mode damping contribution index has clear physical meaning, and the sum of all generator indices is the attenuation factor of the oscillation mode. Finally, the accuracy and effectiveness of the proposed method are validated on the 2-area 4-machine test system.

This work is supported by the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China (No. SGZJ0000KXJS1800293 and No. 521104180019).

Key words: low-frequency oscillation; damping evaluation; oscillation energy; generator model; equivalent circuit

0 引言

大区电网的互联易导致弱阻尼低频振荡^[1-4], 严重影响区域间功率输送^[5-6]和系统安全稳定运行^[7]。为评估励磁、调速系统对发电机的阻尼控制能力的影响以及定位负阻尼发电机, 研究发电机阻尼性能的定量评估方法十分必要。

目前, 评估发电机阻尼性能主要有阻尼转矩分

析法和振荡能量法^[8]。阻尼转矩在单机系统中机理清晰、含义明确。在多机系统中, 发电机参与多个振荡模式, 不存在传统意义上的阻尼转矩系数^[9], 因此难以利用阻尼转矩系数进行多机系统的阻尼评估。振荡能量法是一种新的分析电力系统振荡的方法。文献[10]在假设无励磁调节器的情况下, 证明了发电机的振荡能量消耗与其阻尼转矩具有一致性。文献[11]研究了振荡能量法与特征值分析的关系, 在一定条件下证明了能量消耗系数与振荡模式的实部具有一致性, 并利用能量消耗系数评估了3阶电气参数模型发电机的阻尼。文献[12]基于发电机的电路参数模型提出了适用于6阶模型发电机的

基金项目: 国家电网公司科技项目资助“基于发电机性能差异化及电网主导稳定的网源协调性能评估和优化技术研究”(SGZJ0000KXJS1800293, 521104180019)

能量消耗系数。文献[13]利用电压、电流的瞬时值计算次同步强迫振荡下发电机的振荡能量流,以能流功率的正负判断元件的阻尼特性。文献[14]利用超同步功率和次同步功率之差计算能流功率,证明了次同步振荡中线路电阻产生的阻尼转矩与基于暂态能量耗散分析的结果具有一致性。

上述基于振荡能量消耗的阻尼评估方法主要采用两种模型:(1)基于暂态参数3阶或4阶电气参数模型。由于忽略了阻尼绕组,分析结果具有保守性^[15]。(2)基于电阻和电感参数的6阶电路参数模型。实际上这些参数不易获得,限制了方法的适用性。此外,上述研究中提出的用于阻尼评估的能量消耗系数都是基于特征值和特征向量定义的,无法利用发电机的时域响应进行计算,具有明显的应用局限性。

为此,本文提出基于6阶电气参数模型同步发电机振荡能量消耗的阻尼评估方法。首先,推导了基于电路参数的发电机振荡能量流;其次,通过参数转化得到了基于电气参数的发电机振荡能量流;然后,基于振荡能量消耗平均速率与模式衰减因子之间的一致性,提出了评估发电机阻尼性能的指标及两种计算方法。最后,在4机2区域系统中验证了所提方法的准确性和有效性。

1 基于6阶电气参数模型的振荡能量流

1.1 基于电路参数模型的振荡能量流

文献[16]定义了流入发电机的振荡能量即振荡能量流 W_G 的一般形式,如式(1)。

$$W_G = \int -P_e d\delta - i_d du_q + i_q du_d \square W_{Gm} + W_{Gd} + W_{Gq} \quad (1)$$

式中: P_e 为发电机输出的电磁功率; δ 为发电机功角; i_d 、 i_q 分别为 d 、 q 绕组的电流; u_d 、 u_q 分别为 d 、 q 绕组的电压; $W_{Gm} = \int -P_e d\delta$ 、 $W_{Gd} = \int -i_d du_q$ 、 $W_{Gq} = \int i_q du_d$ 分别为流入转子机械部分、 d 轴和 q 轴的振荡能量。

为了实现将基于电路参数模型的振荡能量流转化为基于电气参数的振荡能量流,需要保留电气参数和电路参数之间的对应关系,因此本文将“单位励磁电压/单位定子电压”发电机基准值系统^[17]下同步发电机基本方程代入式(1),推导得到同步发电机6阶电路参数模型的振荡能量流(具体过程见附录A)。

$$W_{Gm} = \frac{1}{2} T_1 \omega_0 \Delta \omega^2 - \int P_m d\delta + \int D_m \omega_0 \Delta \omega^2 dt \quad (2)$$

$$W_{Gd} = \frac{1}{2} X_d i_d^2 + \frac{1}{2} X_r i_r^2 + \frac{1}{2} X_D i_D^2 + X_{aD} i_D i_r - X_{ar} i_d i_r - X_{aD} i_d i_D + \int (-u_r i_r + R_r i_r^2) dt + \int R_D i_D^2 dt \quad (3)$$

$$W_{Gq} = \frac{1}{2} X_q i_q^2 + \frac{1}{2} X_g i_g^2 + \frac{1}{2} X_Q i_Q^2 + X_{gQ} i_Q i_g - \quad (4)$$

$$X_{ag} i_q i_g - X_{aQ} i_Q i_q + \int R_g i_g^2 dt + \int R_Q i_Q^2 dt$$

式中: $\Delta\omega$ 为发电机转速偏差; ω_0 为额定转速; T_1 为发电机惯性时间常数; P_m 为原动机输入的机械功率; D_m 为机械阻尼系数; i_w 为绕组电流; R_w 为绕组电阻; X_w 为绕组自感系数; X_{vw} 为绕组间互感系数(v, w 代表绕组 d, q, f, g, D, Q , 在互感系数中 d, q 用 a 表示); u_f 为励磁电压。

相比较而言,式(2)—式(4)可以更清楚地揭示基于6阶电路参数模型发电机的振荡能量流的特点:

1) 流入机械部分的振荡能量 W_{Gm} 由旋转坐标系下的转子动能 $T_1 \omega_0 \Delta \omega^2 / 2$ 、流入调速系统的振荡能量 $[-P_m d\delta]$ 和机械阻尼耗散 $[D_m \omega_0 \Delta \omega^2 dt]$ 组成。若考虑转速变化, $[-P_m d\delta]$ 变为 $[-T_m d\delta]$, 代表机械转矩所做的功的负值; 若忽略原动机的调节作用, $[-T_m d\delta]$ 可进一步简化为由于功角偏移而增加的势能 $-T_m \Delta \delta$ 。

2) 流入 d 、 q 轴绕组的振荡能量 W_{Gd} 、 W_{Gq} 由定转子绕组的自感能量、互感能量、绕组耗散、励磁绕组能量构成,且这些能量与实际电能数值上相等。

1.2 基于电气参数模型的振荡能量流

在实际工程中,相较于发电机电路参数模型,发电机电气参数模型应用更为广泛。常用电力系统机电暂态仿真软件,如 PSASP、BPA、PSSE 等,均采用发电机电气参数模型。其中,发电机的暂态和次暂态电抗和时间常数可以容易地通过实验获得^[18]。为此本节通过参数转化的方法将式(3)和式(4)转化为基于电气参数模型的振荡能量流。主要包括3个步骤:1) 电流变量转化;2) 模型参数转化;3) 微分项转化。为节约篇幅,下面直接给出推导结果,具体过程见附录B。从而可得完全由电气参数表示的 W_{Gd} 和 W_{Gq} 。

$$W_{Gd} = \frac{1}{2} X_d'' i_d^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{E_q'^2}{X_d - X_d'} + \frac{(E_q' - E_q'')^2}{X_d' - X_d''} \right) - \quad (5)$$

$$\frac{\int E_{fd} \dot{E}_q' dt}{X_d - X_d'} + \frac{T_{d0}' \int \dot{E}_q'^2 dt}{X_d - X_d'} + \frac{T_{d0}'' \int \dot{E}_q''^2 dt}{X_d' - X_d''}$$

$$W_{Gq} = \frac{1}{2} X_q'' i_q^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{E_d'^2}{X_q - X_q'} + \frac{(E_d' - E_d'')^2}{X_q' - X_q''} \right) + \quad (6)$$

$$\frac{T_{q0}' \int \dot{E}_d'^2 dt}{X_q - X_q'} + \frac{T_{q0}'' \int \dot{E}_d''^2 dt}{X_q' - X_q''}$$

式中: E'_d 、 E'_q 为暂态电势; E''_d 、 E''_q 为次暂态电势; $E_{fd} = u_f$ 为励磁电压; X'_d 、 X'_q 为暂态电抗; X''_d 、 X''_q 为次暂态电抗; T'_{d0} 、 T'_{q0} 和 T''_{d0} 、 T''_{q0} 分别为暂态和次暂态时间常数。

1.2.1 与基于 4 阶电气参数模型振荡能量流的比较

文献[19]推导了 4 阶电气参数模型的发电机振荡能量流:

$$W_{G,4} = \frac{1}{2} T_J \omega_0 \Delta \omega^2 - \int P_m d\delta + \int D_m \omega_0 \Delta \omega^2 dt + \frac{1}{2} \left(X'_d i_d^2 + X'_q i_q^2 + \frac{E_q'^2}{X_d - X'_d} + \frac{E_d'^2}{X_q - X'_q} \right) - \frac{\int E_{fd} \dot{E}'_q dt}{X_d - X'_d} + \frac{T'_{d0} \int \dot{E}'_q^2 dt}{X_d - X'_d} + \frac{T'_{q0} \int \dot{E}'_d^2 dt}{X_q - X'_q} \quad (7)$$

与式(7)相比, 本文的推导结果中包含与次暂态电势 E''_q 、 E''_d 相关的量, 它们表示流入 D 阻尼绕组与 Q 阻尼绕组的振荡能量。可知, 采用 6 阶发电机模型进行阻尼评估时, 能准确反映发电机的实际阻尼水平。

1.2.2 振荡能量流的等效电路

相较于基于电路参数模型的发电机振荡能量流, 基于电气参数模型的发电机振荡能量流可以很容易地得到振荡能量流的等效电路, 进而揭示发电机阻尼与振荡能量流的关系。

结合式(2)、式(5)和式(6), 将式(1)的 3 个组成部分按照振荡能量的性质^[20]划分为: 积分不定的供给项、积分正定的耗散项和仅与当前状态有关的储能项, 如式(8)所示。

$$\left\{ \begin{aligned} \int -P_e d\delta &= \underbrace{-\int P_m d\delta}_{\text{供给项}} + \underbrace{\int D_m \omega_0 \Delta \omega^2 dt}_{\text{耗散项}} + \underbrace{\frac{1}{2} T_J \omega_0 \Delta \omega^2}_{\text{储能项}} \\ \int -i_d du_q &= \underbrace{-\frac{\int E_{fd} \dot{E}'_q dt}{X_d - X'_d}}_{\text{供给项}} + \underbrace{\frac{T'_{d0} \int \dot{E}'_q^2 dt}{X_d - X'_d} + \frac{T'_{q0} \int \dot{E}'_d^2 dt}{X'_d - X''_d}}_{\text{耗散项}} + \underbrace{\frac{1}{2} (X''_d i_d^2 + \frac{E_q'^2}{X_d - X'_d} + \frac{(E'_q - E''_q)^2}{X'_d - X''_d})}_{\text{储能项}} \\ \int i_q du_d &= \underbrace{\frac{T'_{q0} \int \dot{E}'_d dt}{X_q - X'_q} + \frac{T'_{d0} \int \dot{E}'_d dt}{X'_q - X''_q}}_{\text{耗散项}} + \underbrace{\frac{1}{2} (X''_q i_q^2 + \frac{E_d'^2}{X_q - X'_q} + \frac{(E'_d - E''_d)^2}{X'_q - X''_q})}_{\text{储能项}} \end{aligned} \right. \quad (8)$$

将式(8)左侧的机网接口作为等效电路的端口, 将储能项作为等效电容或等效电感的能量, 耗散项作为等效电阻吸收的能量, 供给项作为控制器控制作用的等效电源, 构造发电机振荡能量流的等效电路如图 1 所示。图中: $C = T_J / \omega_0$, $R_1 = \omega_0 / D_m$, $R_2 = (X_d - X'_d) / T'_{d0}$, $R_3 = (X'_d - X''_d) / T''_{d0}$, $R_4 = (X_q - X'_q) / T'_{q0}$, $R_5 = (X'_q - X''_q) / T''_{q0}$, $L_1 = X_d - X'_d$, $L_2 = X'_d - X''_d$, $L_3 = X_q - X'_q$, $L_4 = X'_q - X''_q$ 。在图 1(a)和图 1(b)中, 左端为控制器注入发电机的振荡能量(供给能量), 右端为发电机注入电网的振荡能量。

由图 1 可以看出, 稳态时 $\dot{\delta} = \dot{u}_d = \dot{u}_q = 0$, 端口电压均为 0, 无振荡能量流动; 受扰后 $\dot{\delta}$ 、 \dot{u}_d 、 $\dot{u}_q \neq 0$, 端口电压不为 0, 发电机与电网间发生振荡能量流动, 控制器向发电机供给或吸收振荡能量。振荡能量流动的过程中存在着损耗, 在时域表现为振荡的衰减。发电机的振荡能量消耗越快, 其阻尼性能更强。从这一角度出发, 本文第 2 节将基于振荡能量消耗评估发电机的阻尼性能。

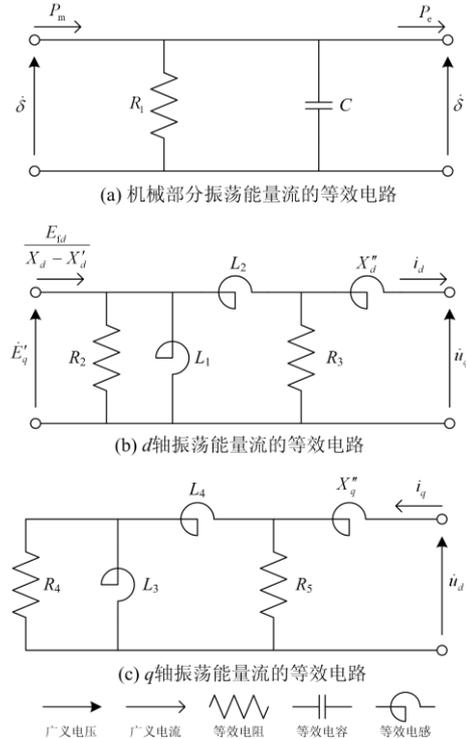


图 1 发电机振荡能量流的等效电路

Fig. 1 Equivalent circuit of generator oscillation energy flow

2 基于振荡能量消耗的发电机阻尼评估

2.1 发电机振荡能量消耗

基于振荡能量消耗的阻尼评估方法不关心系统总能量的多少, 而是基于发电机的振荡能量消耗来

评估其阻尼特性。

发电机总的振荡能量消耗为图 1(a)和图 1(b)左端口控制器吸收的能量和图 1 中所有等效电阻消耗能量的总和, 对应式(8)右侧所有积分项的总和。若忽略调速系统的控制作用, 令 P_m 为常数, 则调速系统在一个振荡周期 T 内净发出的振荡能量为 $P_m \Delta \delta(t+T) - P_m \Delta \delta(t) \approx 0$ 。此时, 第 i 台发电机的总振荡能量消耗为

$$W_{\text{GD}i} = \int (D_{mi} \omega_0 \Delta \omega_i^2 - \frac{(E_{idi} - T'_{d0i} \dot{E}'_{qi}) \dot{E}'_{qi}}{X_{di} - X'_{di}}) dt + \int (\frac{T''_{d0i} \dot{E}_{qi}^2}{X'_{di} - X''_{di}} + \frac{T'_{q0i} \dot{E}_{di}^2}{X_{qi} - X'_{qi}} + \frac{T''_{q0i} \dot{E}_{di}^2}{X'_{qi} - X''_{qi}}) dt \quad (9)$$

当控制器供给的振荡能量大于等效电阻消耗的振荡能量时, 发电机向电网注入振荡能量, 为负阻尼振荡源。反之, 当发电机的振荡能量消耗为正时, 其对振荡起阻尼和抑制作用, 振荡能量消耗越快, 阻尼水平越高。因此, 通过计算和评估发电机的振荡能量消耗情况, 可以评估其阻尼水平。

2.2 基于发电机振荡能量消耗的单模式阻尼贡献指标

从能量守恒的角度出发, 从 t_0 时刻到 t 时刻系统全部振荡能量的降低等于振荡能量消耗, 即

$$W(t) + \int_{t_0}^t \dot{W}_D(t) dt = W(t_0) \quad (10)$$

式中: $W(t)$ 为系统全部振荡能量; $W_D(t)$ 为振荡能量消耗。

对于单个振荡模式 $\lambda = -\sigma \pm j\omega$, 系统第 j 个状态变量 x_j 的时域响应为

$$x_j = c |\varphi_j| e^{-\sigma t} \cos(\omega t + \angle \varphi_j + \theta) \quad (11)$$

式中: φ_j 为模式 λ 右特征向量对应变量 x_j 的分量; c 和 θ 为与系统状态相关的常数。

由于系统全部振荡能量 $W(t)$ 为 x_j 的二次型函数, 经过一个振荡周期 T 后, x_j 衰减为原来的 $e^{-\sigma T}$ 倍, 而 W 衰减为原来的 $e^{-2\sigma T}$ 倍, 即 $W(t+T) = e^{-2\sigma T} W(t)$ 。于是, 在 $t+T$ 时刻, 式(10)可改为

$$e^{-2\sigma T} W(t) + \int_{t_0}^{t+T} \dot{W}_D(t) dt = W(t_0) \quad (12)$$

联立式(12)和式(10), 可定义振荡能量消耗的平均速率 $\bar{W}_D(t)$, 进而得到其与衰减因子 σ 之间的关系。

$$\bar{W}_D(t) \square \frac{1}{T} \int_t^{t+T} \dot{W}_D(t) dt = \frac{1 - e^{-2\sigma T}}{T} W(t) \approx 2\sigma W(t) \quad (13)$$

在 n 机电力系统中, 系统的振荡能量主要由发电机消耗。于是有

$$\bar{W}_D(t) \approx \sum_{i=1}^n \bar{W}_{\text{GD}i}(t) \quad (14)$$

将式(14)代入式(13)中, 可得发电机振荡能量消耗的平均速率与衰减因子 σ 的一致性关系:

$$\sum_{i=1}^n \frac{\bar{W}_{\text{GD}i}(t)}{2W(t)} \approx \sigma \quad (15)$$

从模式衰减因子构成的角度出发, 定义模式阻尼贡献指标 $\sigma_{\text{MDC}i}$ 以评估发电机 i 的阻尼性能。

$$\sigma_{\text{MDC}i} = \frac{\bar{W}_{\text{GD}i}(t)}{2W(t)} \quad (16)$$

2.3 基于发电机振荡能量消耗的多模式阻尼贡献指标

当系统响应中含有多个振荡模式时, 由于系统全部振荡能量为状态变量的二次型函数, 不同模式的振荡能量难以从系统全部振荡能量中区分出来并直接提取, 发电机振荡能量消耗亦是如此。为此, 本节从系统响应是由各个振荡模式响应的叠加这一特性的思路出发, 从系统响应中区分和提取各模式的振荡响应, 进而构建多模式阻尼贡献指标。

对于 n 机电力系统, 系统的响应最多包含 $n-1$ 个解耦的振荡模式。系统第 j 个状态变量 x_j 的响应为

$$x_j = \sum_{r=1}^{n-1} x_{jr} = \sum_{r=1}^{n-1} c_r |\varphi_{jr}| e^{-\sigma_r t} \cos(\omega_r t + \angle \varphi_{jr} + \theta_r) \quad (17)$$

式中: x_{jr} 为 x_j 中关于第 r 个振荡模式 $\lambda_r = -\sigma_r \pm j\omega_r$ 的分量 ($r=1, 2, \dots, n-1$); φ_{jr} 为模式 λ_r 右特征向量对应变量 x_j 的分量; c_r 和 θ_r 为与系统初始状态相关的常数。

实际上, 式(17)中的分量 x_{jr} 表示当电力系统在受到特定扰动后且只有振荡模式 λ_r 被激发时, 系统的时域响应。由于此时系统响应中只含有一个振荡模式, 系统的振荡能量消耗 $W_{D,r}(t)$ 和振荡能量 $W_r(t)$ 之间也满足能量守恒定律, 即

$$W_r(t) + \int_{t_0}^t \dot{W}_{D,r}(t) dt = W_r(t_0) \quad (18)$$

利用 2.2 节中建立单模式情况下发电机阻尼贡献指标相同的思路, 可得多机系统中发电机关于振荡模式 λ_r 振荡能量消耗的平均速率 $\bar{W}_{\text{GD}i,r}$ 与模式衰减因子 σ_r 之间的一致性关系:

$$\sum_{i=1}^n \frac{\bar{W}_{\text{GD}i,r}(t)}{2W_r(t)} \approx \sigma_r \quad (19)$$

定义模式阻尼贡献指标 $\sigma_{\text{MDC}i,r}$ 以评估发电机 i 在第 r 个模式下的阻尼性能。

$$\sigma_{\text{MDC}i,r} = \frac{\bar{W}_{\text{GD}i,r}(t)}{2W_r(t)} \quad (20)$$

需要说明的是, 虽然含有多个振荡模式的系统

响应可以由单个振荡模式响应线性加和得到, 但是系统振荡能量和振荡能量消耗不具有叠加性质, 即:

$$W(t) \neq \sum_{r=1}^{n-1} W_r(t), \quad W(t_0) \neq \sum_{r=1}^{n-1} W_r(t_0), \quad \bar{W}_D(t) \neq \sum_{r=1}^{n-1} \bar{W}_{D,r}(t)。$$

2.4 模式阻尼贡献指标计算

在实际应用中, 计算振荡能量 $W_r(t)$ 十分困难。为此, 本节提出一种只需计算发电机振荡能量消耗的平均速率 $\bar{W}_{GD_i,r}$ 即可得到模式阻尼贡献指标的方法。

将式(20)除以式(19)以消去 $W_r(t)$, 从而得到完全依赖于振荡能量消耗的模式阻尼贡献指标 $\sigma_{MDCi,r}$ 。

$$\sigma_{MDCi,r} = \frac{\bar{W}_{GD_i,r}(t)}{\sum_{j=1}^n \bar{W}_{GD_j,r}(t)} \sigma_r \quad (21)$$

式中:

$$\begin{aligned} \bar{W}_{GD_i,r}(t) = & \frac{1}{T_r} \int_t^{t+T_r} (D_{mi} \omega_0 \Delta \omega_{i,r}^2 - \frac{(E_{tdi,r} - T'_{d0i} \dot{E}'_{qi,r}) \dot{E}'_{qi,r}}{X_{di} - X'_{di}}) dt + \\ & \frac{1}{T_r} \int_t^{t+T_r} (\frac{T''_{d0i} \dot{E}_{qi,r}{}^2}{X'_{di} - X''_{di}} + \frac{T'_{q0i} \dot{E}'_{di,r}{}^2}{X_{qi} - X'_{qi}} + \frac{T''_{q0i} \dot{E}_{di,r}{}^2}{X'_{qi} - X''_{qi}}) dt \end{aligned} \quad (22)$$

其中: T_r 为第 r 个振荡模式的周期, 状态变量的下标 r 表示该变量的响应中关于第 r 个振荡模式的分量。

2.4.1 基于特征值和特征向量的计算方法

利用 $\bar{W}_{GD_i,r}$ 与 $K_{EDCi,r}$ 之间的正比关系^[19], 式(21)可以转化为

$$\sigma_{MDCi,r} = \frac{K_{EDCi,r}}{\sum_{j=1}^n K_{EDCj,r}} \sigma_r \quad (23)$$

式中, $K_{EDCi,r}$ 为第 i 台发电机关于第 r 个模式的能量消耗系数。

$$\begin{aligned} K_{EDCi,r} = & \frac{T'_{d0i} |\lambda_r \varphi_{E'_{qi,r}}|^2}{X_{di} - X'_{di}} + \frac{T''_{d0i} |\lambda_r \varphi_{E''_{qi,r}}|^2}{X'_{di} - X''_{di}} + \frac{T'_{q0i} |\lambda_r \varphi_{E'_{di,r}}|^2}{X_{qi} - X'_{qi}} + \\ & \frac{T''_{q0i} |\lambda_r \varphi_{E''_{di,r}}|^2}{X'_{qi} - X''_{qi}} - \frac{\text{Re}(\lambda_r \varphi_{E'_{qi,r}} \varphi_{E'_{di,r}}^*)}{X_{di} - X'_{di}} + D_{mi} \omega_0 |\varphi_{\omega i,r}|^2 \end{aligned} \quad (24)$$

其中, 上标*表示共轭。

2.4.2 基于发电机时域响应的计算方法

在实际应用中, 计算模式阻尼贡献的关键在于获得发电机振荡能量消耗的平均速率以及振荡模式衰减因子。利用发电机时域响应计算其对第 r 个振荡模式 λ_r 的阻尼贡献的步骤如下。

1) 计算扰动后系统的暂态电势 E'_q 、 E'_d , 次暂态电势 E''_q 、 E''_d , 具体方法详见附录 C。为了后续

表述方便, 将上述电势与 ω 和 E_{fd} 统一记为 x_j ;

2) 利用系统辨识算法(如 Prony、HHT 等)对系统响应进行分析, 得到系统的振荡模式 $\lambda_r = -\sigma_r \pm j(2\pi/T_r)$ 及其响应 x_{jr} ;

3) 将 x_{jr} 代入式(9), 计算各发电机的振荡能量消耗 $W_{GD_i,r}$ ($i=1,2,\dots,n$), 其中各变量的导数用一阶差分代替;

4) 将 σ_r 、 T_r 和 $W_{GD_i,r}$ 代入式(21), 计算得到各发电机对振荡模式 λ_r 的阻尼贡献指标 $\sigma_{MDCi,r}$ 。

2.5 讨论

1) 由式(23)和式(21)均可计算模式阻尼贡献指标 $\sigma_{MDCi,r}$ 。前者基于系统的特征值与特征向量, 后者直接利用发电机的时域响应。与文献[12]中基于 6 阶电路参数发电机模型的能量消耗系数相比, 实用性更好。

2) 与文献[19]中基于 4 阶发电机电气参数模型得到的能量消耗系数 $K_{EDCi,r}$ 相比, 式(24)增加了第 2 项和第 4 项, 反映了基于 6 阶电气参数模型的发电机振荡能量消耗, 以此为基础的发电机阻尼性能评估更加准确。

3 算例仿真

利用 4 机 2 区系统验证本文方法的有效性。发电机采用 6 阶模型, 参数分别为: $X''_d=0.10$, $X''_q=0.12$, $X'_d=0.2$, $X'_q=0.35$, $X_d=1.8$, $X_q=1.7$, $T''_{d0}=0.03$ s, $T''_{q0}=0.05$ s, $T'_{d0}=8$ s, $T'_{q0}=0.4$ s, $R_a=0.0025$, $T_{J1}=T_{J2}=58.5$ s, $T_{J3}=T_{J4}=55.575$ s。AVR 和 PSS 的传递函数框图如图 2 所示, 模型参数为: $T_r=0.01$ s, $K_a=100$, $T_a=0.01$ s, $T_B=10$ s, $T_C=1$ s, $T_w=10$ s, $T_1=0.21$ s, $T_3=0.3$ s, $T_2=T_4=0.03$ s, $K_S=6$ 。有功负荷采用恒功率模型, 无功负荷采用恒阻抗模型。系统存在 3 个振荡模式, 分别为 G1、G2 相对于 G3、G4 的振荡模式(模式 1)、G1 相对于 G2 的模式(模式 2)和 G3 相对于 G4 的模式(模式 3)。

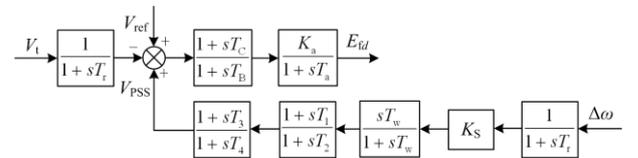


图 2 励磁系统框图

Fig. 2 Block diagram of excitation system

3.1 基于 6 阶电气参数模型阻尼评估方法的准确性验证

本节将 2.4.1 节中提出的基于 6 阶电气参数模型的阻尼评估方法, 与文献[12]中基于 6 阶电路参数

模型和文献[19]中基于 4 阶电气参数模型的阻尼评估方法进行对比,以验证本文方法的准确性和有效性。

发电机的电路参数通过牛顿法求解参数关系方程得到,包括: $X_{ad}=1.7$, $X_f=1.8063$, $X_D=1.7$, $X_{aq}=1.58$, $X_g=1.8492$, $X_Q=1.58$, $R_f=0.2258$, $R_D=3.3333$, $R_g=4.6230$, $R_Q=4.6$, 令 $K_S=0$ 。利用三种方法分别计算各发电机对 3 个模式的阻尼贡献,如表 1 所示。

表 1 发电机模式阻尼贡献

Table 1 Generator's mode damping contribution

模型	发电机	模式阻尼贡献		
		模式 1	模式 2	模式 3
6 阶电路参数	G1	0.022	0.264	0.054
	G2	0.036	0.466	0.063
	G3	0.069	0.061	0.250
	G4	0.106	0.080	0.530
	σ	0.233	0.871	0.897
4 阶电气参数	G1	-0.091	0.125	0.074
	G2	-0.123	0.334	0.075
	G3	0.114	0.046	0.105
	G4	0.159	0.115	0.366
	σ	0.059	0.620	0.620
6 阶电气参数	G1	0.022	0.264	0.054
	G2	0.036	0.466	0.063
	G3	0.069	0.061	0.250
	G4	0.106	0.080	0.530
	σ	0.233	0.871	0.897

由表 1 可见,采用 6 阶电气参数和 6 阶电路参数模型,发电机对模式的阻尼评估结果完全等价。

当采用 6 阶电气参数模型时, G1 和 G2 均对模式 1 呈现正阻尼,而采用 4 阶电气参数模型时,评估结果显示 G1 和 G2 呈现明显的负阻尼。对于模式 2 和模式 3,与 4 阶电气参数模型相比,采用 6 阶模型时强相关发电机呈现出更强的阻尼水平。综上所述可知,采用本文提出的基于 6 阶电气参数的阻尼评估方法结果正确。相比较而言,采用 4 阶电气参数模型进行阻尼评估时,结果保守,甚至出现负阻尼机组误判。

3.2 基于发电机时域响应进行阻尼评估的有效性验证

下面通过对比 2.4.1 节中基于特征值和特征向量计算得到的模式阻尼贡献指标和 2.4.2 节中基于发电机时域响应计算得到的模式阻尼贡献指标,说明后者的有效性。

在母线 5、母线 6 间的线路中设置三相瞬时短路故障,在 $t=1$ s 时刻故障发生, $t=1.08$ s 时刻故障切除,获得 $t=2\sim 12$ s 时间段内的发电机响应。首先,计算发电机的暂态电势和次暂态电势,并对响应进行 Prony 分析,辨识得到系统的模式 1 和模式 2 以

及响应中关于模式 1 和模式 2 的分量。然后,计算各发电机的关于模式 1 和模式 2 的振荡能量消耗,结果如图 3 所示。最后,利用振荡能量消耗计算各发电机对模式 1 和模式 2 的阻尼贡献。同样地,在母线 10、母线 11 间的线路中设置三相瞬时短路故障,计算各发电机对模式 3 的阻尼贡献,如表 2 所示。为了进行比较,表 2 同时给出了基于特征值和特征向量计算的模式阻尼贡献指标。可见,基于发电机时域响应和基于特征值/特征向量计算得到的模式阻尼贡献结果相近。

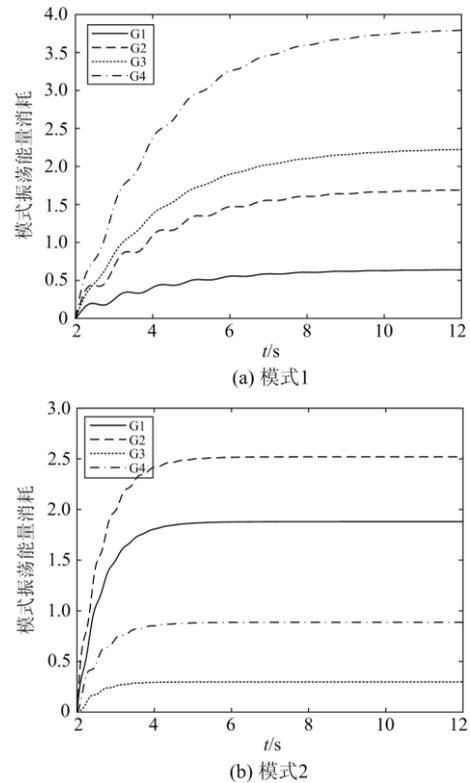


图 3 发电机的振荡能量消耗

Fig. 3 Mode oscillation energy consumption of generators

表 2 两种方法计算的发电机模式阻尼贡献

Table 2 Mode damping contribution of generators based on two methods

计算方法	发电机	模式阻尼贡献		
		模式 1	模式 2	模式 3
基于特征值/ 特征向量	G1	0.022	0.264	0.054
	G2	0.036	0.466	0.063
	G3	0.069	0.061	0.250
	G4	0.106	0.080	0.530
基于发电机 时域响应	G1	0.021	0.293	0.022
	G2	0.042	0.488	0.081
	G3	0.066	0.003	0.320
	G4	0.102	0.086	0.467

3.3 励磁增益对机组阻尼的影响

下面利用 2.4.1 节中提出的基于 6 阶电气参数模型的阻尼评估方法评估 G1 和 G2 的励磁增益 K_a 对自身阻尼的影响。当 K_a 从 200 增加到 400 时, G1 和 G2 对模式 1—3 的阻尼贡献如图 4 所示。可见, 对于区间模式 1, 当送端机组 G1 和 G2 的励磁增益增大时, 它们对模式 1 的阻尼贡献显著降低。G1 对模式 2 的阻尼贡献随增益增大而小幅下降。此外, 由于 G1 和 G2 不参与局部模式 3, 励磁增益变化对它们的模式阻尼贡献无影响。

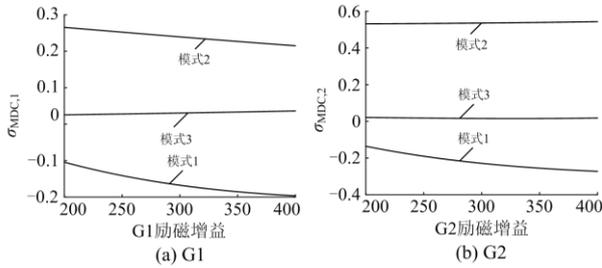


图 4 励磁增益与模式阻尼贡献的关系
Fig. 4 Relationship between exciter gain and mode damping contribution

3.4 PSS 对机组阻尼的影响

下面利用 2.4.1 节中提出的基于 6 阶电气参数模型的阻尼评估方法评估 PSS 对发电机阻尼的影响。在所有机组都不装设 PSS 和各机组分别装设 PSS 共计 5 种情况下, 发电机对模式 1—3 的阻尼贡献如图 5 所示。由图可知, 对于区间模式 1, 当在送端机组 G1 和 G2 上装设 PSS 后, G1 或 G2 的模式阻尼贡献显著增加, G3 和 G4 的模式阻尼贡献基本不变。

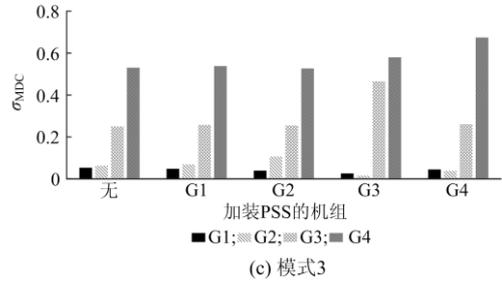
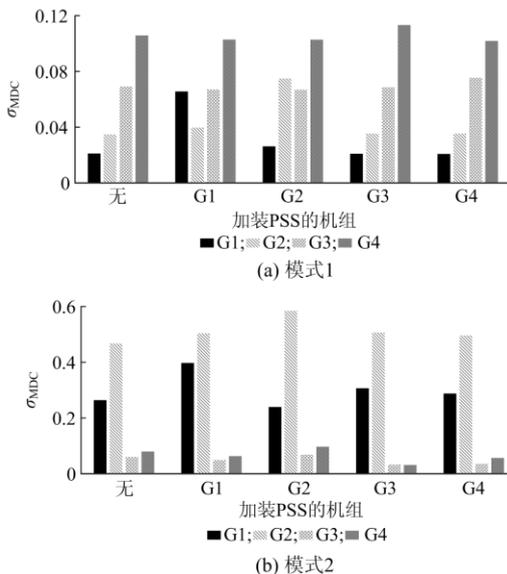


图 5 加装 PSS 后发电机的模式阻尼贡献
Fig. 5 Generator's mode damping contribution after PSS installation

当在受端机组 G3 或 G4 加装 PSS 时, 所有发电机的模式阻尼贡献变化不大。这与文献[19]中的结论一致。对于局部模式 2 和 3, 由图 5(b)和图 5(c)可知, 只有在强相关机组上装设 PSS, 其对模式的阻尼贡献才会有显著增加。

4 结论

本文提出基于 6 阶电气参数模型的发电机振荡能量消耗的阻尼评估方法。通过理论分析和算例仿真得到如下结论:

- 1) 模式阻尼贡献指标与发电机振荡能量消耗的平均速率成正比, 所有发电机的模式阻尼贡献指标之和为模式的衰减因子, 具有清晰的物理意义。
- 2) 方法考虑了 D、Q 绕组的阻尼作用, 克服了基于 4 阶模型的发电机振荡能量流消耗的阻尼评估方法的保守性甚至误判负阻尼机组的不足。
- 3) 方法只需电气参数和电势变量即可实现阻尼评估, 与基于 6 阶电路参数模型的发电机振荡能量消耗的阻尼评估方法相比, 参数易得。
- 4) 模式阻尼贡献指标既可利用特征值和特征向量, 又可利用发电机的时域响应数据进行计算, 工程实用性强。

附录 A

同步发电机的转子运动方程为

$$\begin{cases} \dot{\delta} = \omega_0 \Delta\omega \\ T_J \dot{\omega} = P_m - P_e - D_m \Delta\omega \end{cases} \quad (A1)$$

式中: δ 和 ω 分别为发电机功角和转速; $\Delta\omega$ 为转速偏差; ω_0 为额定转速; T_J 为发电机惯性时间常数; P_m 为原动机输入的机械功率; P_e 为发电机输出的电磁功率; D_m 为机械阻尼系数。

同步发电机的基本方程为

$$\begin{cases} \dot{\psi}_f = u_f - R_f i_f \\ \dot{\psi}_g = -R_g i_g \\ \dot{\psi}_D = -R_D i_D \\ \dot{\psi}_Q = -R_Q i_Q \\ \begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_f \\ \psi_D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_d & X_{af} & X_{aD} \\ X_{af} & X_f & X_{fD} \\ X_{aD} & X_{fD} & X_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -i_d \\ i_f \\ i_D \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \psi_q \\ \psi_g \\ \psi_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_q & X_{ag} & X_{aQ} \\ X_{ag} & X_g & X_{gQ} \\ X_{aQ} & X_{gQ} & X_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -i_q \\ i_g \\ i_Q \end{bmatrix} \\ u_d = -\psi_q \\ u_q = \psi_d \end{cases} \quad (A2)$$

式中： ψ_w 为绕组磁链； i_w 为绕组电流； R_w 为绕组电阻； X_w 为绕组自感系数； X_{vw} 为绕组间互感系数； u_w 为绕组电压（ v, w 代表绕组 d, q, f, g, D, Q ，在互感系数中 d, q 用 a 表示）。

将式(A1)代入 W_{Gm} 中，得

$$\begin{aligned} W_{Gm} &= \int -P_e d\delta = \int (T_J \dot{\omega} - P_m + D_m \Delta\omega) d\delta = \\ &= \int T_J \dot{\omega} \dot{\delta} dt - \int P_m d\delta + \int D_m \Delta\omega \dot{\delta} dt = \\ &= \int T_J \omega_0 \Delta\omega d\omega - \int P_m d\delta + \int D_m \omega_0 \Delta\omega^2 dt = \\ &= \frac{1}{2} T_J \omega_0 \Delta\omega^2 - \int P_m d\delta + \int D_m \omega_0 \Delta\omega^2 dt \end{aligned} \quad (A3)$$

将式(A2)代入 W_{Gd} 中，得

$$\begin{aligned} W_{Gd} &= -\int i_d du_q = \int i_d d(X_d i_d - X_{af} i_f - X_{aD} i_D) = \frac{1}{2} X_d i_d^2 - \int X_{af} i_d di_f - \int X_{aD} i_d di_D = \\ &= \frac{1}{2} X_d i_d^2 + \int (\psi_f - X_f i_f - X_{fD} i_D) di_f + \int (\psi_D - X_{fD} i_f - X_D i_D) di_D = \\ &= \frac{1}{2} (X_d i_d^2 - X_f i_f^2 - X_D i_D^2) - X_{fD} \int i_D di_f + i_f di_D + \int \psi_f di_f + \psi_D di_D = \\ &= \frac{1}{2} (X_d i_d^2 - X_f i_f^2 - X_D i_D^2 - 2X_{fD} i_D i_f) + \psi_f i_f + \psi_D i_D + \int \dot{\psi}_f i_f + \dot{\psi}_D i_D dt = \\ &= \frac{1}{2} X_d i_d^2 + \frac{1}{2} X_f i_f^2 + \frac{1}{2} X_D i_D^2 + X_{fD} i_D i_f - X_{af} i_d i_f - X_{aD} i_d i_D + \int (-u_f i_f + R_f i_f^2) dt + \int R_D i_D^2 dt \end{aligned} \quad (A4)$$

将式(A2)代入 W_{Gq} 中，得

$$\begin{aligned} W_{Gq} &= \int i_q du_d = \int i_q d(X_q i_q - X_{ag} i_g - X_{aQ} i_Q) = \frac{1}{2} X_q i_q^2 - \int X_{ag} i_q di_g - \int X_{aQ} i_q di_Q = \\ &= \frac{1}{2} X_q i_q^2 + \int (\psi_g - X_g i_g - X_{gQ} i_Q) di_g + \int (\psi_Q - X_{gQ} i_g - X_Q i_Q) di_Q = \\ &= \frac{1}{2} (X_q i_q^2 - X_g i_g^2 - X_Q i_Q^2) - X_{gQ} \int i_Q di_g + i_g di_Q + \int \psi_g di_g + \psi_Q di_Q = \\ &= \frac{1}{2} (X_q i_q^2 - X_g i_g^2 - X_Q i_Q^2 - 2X_{gQ} i_Q i_g) + \psi_g i_g + \psi_Q i_Q + \int \dot{\psi}_g i_g + \dot{\psi}_Q i_Q dt = \\ &= \frac{1}{2} X_q i_q^2 + \frac{1}{2} X_g i_g^2 + \frac{1}{2} X_Q i_Q^2 + X_{gQ} i_Q i_g - X_{ag} i_q i_g - X_{aQ} i_q i_Q + \int R_g i_g^2 dt + \int R_Q i_Q^2 dt \end{aligned} \quad (A5)$$

附录 B

下面以 W_{Gd} 为例进行介绍。

1) 将绕组电流用(次)暂态电势表示。首先，将式(A2)代入式(3)，用磁链变量表示 W_{Gd} 中的电流变量。然后，利用式(B1)所示绕组磁链与电势之间的关系，将 W_{Gd} 中磁链变量转化为电势变量。

$$\begin{cases} \psi_f = X_f E'_f / X_{af} \\ \psi_D = X_D E''_D / X_{aD} \\ \psi_g = -X_g E'_g / X_{ag} \\ \psi_Q = -X_Q E''_Q / X_{aQ} \\ u_f = R_f E_{fd} / X_{af} \end{cases} \quad (B1)$$

式中： E'_d 、 E'_q 为暂态电势； E''_d 、 E''_q 为次暂态电势； E_{fd} 为励磁电压。

最后，得到以电势变量表示的 W_{Gd} ：

$$\begin{aligned} W_{Gd} &= -\frac{1}{2} (u_q i_d + \frac{1}{R_f} (\dot{\psi}_f \psi_f - \psi_f u_f) + \frac{1}{R_D} \dot{\psi}_D \psi_D) + \\ &= \int (\frac{\dot{\psi}_f^2}{R_f} - \frac{\dot{\psi}_f}{R_f} u_f) dt + \int \frac{\dot{\psi}_D^2}{R_D} dt = \\ &= \frac{1}{2} (\frac{X_f}{X_{af}^2} E'_q E_{fd} - u_q i_d - \frac{X_f^2 \dot{E}'_q}{R_f X_{af}^2} E'_q - \frac{X_D^2 \dot{E}''_D}{R_D X_{aD}^2} E''_D) + \\ &= \int (\frac{X_f^2}{R_f X_{af}^2} \dot{E}'_q{}^2 - \frac{X_f}{X_{af}^2} \dot{E}'_q E_{fd}) dt + \int \frac{X_D^2}{R_D X_{aD}^2} \dot{E}''_D{}^2 dt \end{aligned} \quad (B2)$$

由式(B2)可知, 经过变量转化后的 W_{Gd} 中, 电势的系数完全由电路参数表示, 且只具有两种形式: $X_w^2/R_w X_{aw}^2$ 和 X_w/X_{aw}^2 (w 代表转子 f 和 D 绕组)。前一种形式可进一步分解为 $(X_w/R_w)/(X_{aw}^2/X_w)$, 其分母即为电势系数的第二种形式。

2) 将 X_w/R_w 与 X_{aw}^2/X_w 进一步用电气参数表示。

$$\begin{cases} X_f / R_f = T'_{d0} \\ X_g / R_g = T'_{q0} \\ X_D / R_D = T''_{d0} / \frac{X'_d - X''_d}{X_d - X''_d} \\ X_Q / R_Q = T''_{q0} / \frac{X'_q - X''_q}{X_q - X''_q} \\ X_{af}^2 / X_f = X_d - X'_d \\ X_{aD}^2 / X_D = X_d - X''_d \\ X_{ag}^2 / X_g = X_q - X'_q \\ X_{aQ}^2 / X_Q = X_q - X''_q \end{cases} \quad (B3)$$

式中: X'_d 、 X'_q 为暂态电抗; X''_d 、 X''_q 为次暂态电抗; T'_{d0} 、 T'_{q0} 和 T''_{d0} 、 T''_{q0} 为暂态和次暂态时间常数。

将式(B3)代入式(B2)中, 即可得到完全由电气参数和电势表示的振荡能量流。

3) 进一步利用式(B4)所示的转子电压方程消去式(B2)中的微分项。

$$\begin{cases} T'_{d0} \dot{E}'_q = -\frac{X_d - X''_d}{X'_d - X''_d} E'_q + \frac{X_d - X'_d}{X'_d - X''_d} E''_q + E_{td} \\ T''_{d0} \dot{E}''_q = E'_q - E''_q - (X'_d - X''_d) i_d \\ T'_{q0} \dot{E}'_d = -\frac{X_q - X''_q}{X'_q - X''_q} E'_d + \frac{X_q - X'_q}{X'_q - X''_q} E''_d \\ T''_{q0} \dot{E}''_d = E'_d - E''_d + (X'_q - X''_q) i_q \end{cases} \quad (B4)$$

附录 C

为了应用到实际中, 本文通过以下步骤计算发电机内电势 E'_q 、 E'_d 、 E''_q 、 E''_d 。

1) 获取扰动后发电机端电压有效值 V_t 、端电流有效值 I_t 、发电机功率角 φ 、励磁电压 E_{td} 、发电机功角 δ (可利用相量测量技术得到)。

2) 将 V_t 和 I_t 分解成 d 、 q 轴分量, 并利用定子电压方程计算发电机的次暂态电势 E''_q 、 E''_d :

$$\begin{cases} V_d[i] = V_t[i] \sin \delta[i] \\ V_q[i] = V_t[i] \cos \delta[i] \\ I_d[i] = I_t[i] \sin(\delta[i] + \varphi[i]) \\ I_q[i] = I_t[i] \cos(\delta[i] + \varphi[i]) \\ E''_d[i] = V_d[i] + R_a I_d[i] - X''_q I_q[i] \\ E''_q[i] = V_q[i] + R_a I_q[i] + X''_d I_d[i] \end{cases} \quad (C1)$$

3) 利用定子电压方程计算暂态电势的初始值, 并利用 f 绕组和 g 绕组的离散化电压方程计算暂态电势 E'_q 、 E'_d :

$$\begin{cases} E'_d[0] = V_d[0] + R_a I_d[0] - X'_q I_q[0] \\ E'_q[0] = V_q[0] + R_a I_q[0] + X'_d I_d[0] \\ E'_q[i] = (1 - \frac{T_s}{T'_{d0}} \frac{X_d - X''_d}{X'_d - X''_d}) E'_q[i-1] + \frac{T_s}{T'_{d0}} \frac{X_d - X'_d}{X'_d - X''_d} E''_q[i-1] + \frac{T_s}{T'_{d0}} E_{td}[i-1] \\ E'_d[i] = (1 - \frac{T_s}{T'_{q0}} \frac{X_q - X''_q}{X'_q - X''_q}) E'_d[i-1] + \frac{T_s}{T'_{q0}} \frac{X_q - X'_q}{X'_q - X''_q} E''_d[i-1] \end{cases} \quad (C2)$$

式中, T_s 为采样时间间隔。

至此, 计算得到了发电机内电势 E'_q 、 E'_d 、 E''_q 、 E''_d 。

参考文献

- [1] 张艳军, 殷祥翔, 葛延峰, 等. 基于 APIT-MEMD 的电力系统低频振荡模式辨识新方法[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(14): 165-174.
ZHANG Yanjun, YIN Xiangxiang, GE Yanfeng, et al. Low frequency oscillation mode estimation in power system using adaptive-projection intrinsically transformed multivariate empirical mode decomposition[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(14): 165-174.
- [2] 苏安龙, 孙志鑫, 何晓洋, 等. 基于多元经验模式分解的电力系统低频振荡模式辨识[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(22): 113-125.
SU Anlong, SUN Zhixin, HE Xiaoyang, et al. Identification of power system low frequency oscillation mode based on multivariate empirical mode decomposition[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(22): 113-125.
- [3] 李施, 丁仁杰. 一种基于信号相关性的低频振荡辨识方法[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(11): 46-54.
LI Shi, DING Renjie. An identification method for low-frequency oscillation based on signal correlation[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(11): 46-54.
- [4] ZUHAI M, RIHAN M, SAEED M T. A novel method for locating the source of sustained oscillation in power system using synchrophasors data[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2020, 5(4): 320-331. DOI: 10.1186/s41601-020-00178-4.
- [5] YU Y, GRIJALVA S, THOMAS J, et al. Oscillation energy

- analysis of inter-area low-frequency oscillations in power systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2016, 31(2): 1195-1203.
- [6] ZHANG J, CHUNG C, HAN Y. A novel modal decomposition control and its application to PSS design for damping interarea oscillations in power systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2012, 27(4): 2015-2025.
- [7] DELAVARI A, KAMWA I. Sparse and resilient hierarchical direct load control for primary frequency response improvement and inter-area oscillations damping[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(5): 5309-5318.
- [8] SHU Y, ZHOU X, LI W. Analysis of low frequency oscillation and source location in power systems[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2018, 4(1): 58-66.
- [9] SHALTOUT A A, ABU AL-FEILAT K A. Damping and synchronizing torque computation in multi-machine power systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1992, 7(1): 280-286.
- [10] 陈磊, 闵勇, 胡伟. 基于振荡能量的低频振荡分析与振荡源定位: (一) 理论基础与能量流计算[J]. 电力系统自动化, 2012, 36(3): 22-27.
CHEN Lei, MIN Yong, HU Wei. Low frequency oscillation analysis and oscillation source location based on oscillation energy part one mathematical foundation and energy flow computation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2012, 36(3): 22-27.
- [11] 陈磊, 闵勇, 陈亦平, 等. 振荡能量分析和特征值分析的联系及发电机阻尼评估[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(19): 33-40.
CHEN Lei, MIN Yong, CHEN Yiping, et al. Relationship between oscillation energy analysis and eigenvalue analysis and assessment of generator damping[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(19): 33-40.
- [12] CHEN L, XU F, MIN Y, et al. Evaluation of damping of windings in a generator using oscillation energy dissipation[C] // 2014 IEEE PES General Meeting | Conference & Exposition, July 27-31, 2014, National Harbor, MD, USA: 1-5.
- [13] 陈磊, 王文婕, 王茂海, 等. 利用暂态能量流的次同步强迫振荡扰动源定位及阻尼评估[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(19): 1-8.
CHEN Lei, WANG Wenjie, WANG Maohai, et al. Disturbance source location of sub-synchronous forced oscillation and damping evaluation using transient energy flow[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(19): 1-8.
- [14] 任怡娜, 陈磊, 闵勇, 等. 次同步振荡中暂态能量流与电功率和阻尼转矩的关系[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(22): 52-58.
REN Yina, CHEN Lei, MIN Yong, et al. Relationship between transient energy flow, electric power and damping torque in sub-synchronous oscillation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(22): 52-58.
- [15] 刘宪林, 柳焯, 姜和恭. 阻尼绕组作用的单机无穷大系统线性化模型[J]. 中国电机工程学报, 2000, 20(10): 41-45.
LIU Xianlin, LIU Zhuo, LOU Hegong. Linearized model of the one-machine infinite-bus system considering the effect of damper windings[J]. Proceedings of the CSEE, 2000, 20(10): 41-45.
- [16] MOON Y H, CHO B H, LEE Y H, et al. Energy conservation law and its application for the direct energy method of power system stability[C] // IEEE PES Winter Meeting, January 31-February 4, 1999, New York, USA: 695-700.
- [17] 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.
- [18] 鞠平. 电力系统建模理论与方法[M]. 北京: 科学出版社, 2010.
- [19] CHEN L, MIN Y, CHEN Y, et al. Evaluation of generator damping using oscillation energy dissipation and the connection with modal analysis[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29(3): 1393-1402.
- [20] 李颖, 沈沉, 刘锋. 基于能量结构的电力系统振荡分析方法[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(13): 49-56.
LI Ying, SHEN Chen, LIU Feng. A methodology for power system oscillation analysis based on energy structure[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(13): 49-56.

收稿日期: 2021-03-20; 修回日期: 2021-04-13

作者简介:

祝翰兴(1995—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统稳定性分析与控制; E-mail: zhx_ee@163.com

叶华(1981—), 男, 通信作者, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为电力系统稳定性分析与控制、信息物理融合电力系统和柔性直流输电; E-mail: yehua@sdu.edu.cn

高磊(1980—), 男, 博士, 教授级高工, 研究方向为电力系统试验建模、电力系统稳定与控制。E-mail: gaolei@epri.sgcc.com.cn

(编辑 魏小丽)