

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.241331

火电机组一次调频简化模型改进与电力系统 频率安全约束解析计算

黄怡涵^{1,2}, 王小海³, 张红光⁴, 陈磊², 郝玲², 杨志国⁴

(1. 国网江苏省电力有限公司苏州供电分公司, 江苏 苏州 215000; 2. 新型电力系统运行与控制全国重点实验室(清华大学电机工程与应用电子技术系), 北京 100084; 3. 内蒙古电力(集团)有限责任公司, 内蒙古 呼和浩特 010090;
4. 内蒙古电力(集团)有限责任公司电力调度控制分公司, 内蒙古 呼和浩特 010090)

摘要: 随着新型电力系统中新能源和电力电子设备占比的提高, 频率安全问题成为影响系统安全稳定运行的瓶颈之一。为了满足电网侧对大规模电力系统频率响应特性解析分析的需求, 首先对现有解析法所用火电机组一次调频简化模型进行改进, 建立了综合考虑负荷反馈控制特性、阀位限幅特性及主汽压力稳态值影响的火电机组一次调频二阶简化模型。然后, 为准确反映机组在不同运行工况下真实的调频特性, 基于机组实时测量的稳态运行数据, 提出了一次调频简化模型参数的在线确定方法。最后, 为了实现系统频率安全约束的解析计算, 对平均系统频率模型进行开环处理。将机组一次调频简化模型应用于平均系统频率开环模型中, 提出了系统频率安全约束的解析计算方法。仿真结果表明, 所提简化模型及频率安全解析分析方法能够对系统频率安全特性进行有效评估, 且具有较高的求解精度。

关键词: 系统频率响应; 一次调频; 火电机组; 频率安全约束

Improvement of simplified primary frequency regulation model for thermal power units and analytical calculation of power system frequency security constraints

HUANG Yihan^{1,2}, WANG Xiaohai³, ZHANG Hongguang⁴, CHEN Lei², HAO Ling², YANG Zhiguo⁴

(1. Suzhou Power Supply Company, State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd., Suzhou 215000, China; 2. State Key Laboratory of Power System Operation and Control (Department of Electrical Engineering, Tsinghua University), Beijing 100084, China; 3. Inner Mongolia Power (Group) Co., Ltd., Hohhot 010090, China; 4. Branch of Power Dispatching Control, Inner Mongolia Power (Group) Co., Ltd., Hohhot 010090, China)

Abstract: With the increasing penetration of renewable energy and power electronic devices in modern power systems, frequency security has become one of the bottlenecks affecting safe and stable power system operation. In order to meet the analytical needs from the grid-side for frequency response in large-scale power systems, the simplified model of primary frequency regulation (PFR) for thermal power units employed in the existing analytical methods is first improved. A second-order simplified model is established, which comprehensively considers the characteristics of the load feedback control, valve position limitation, and the influence of steady-state main steam pressure. Then, to accurately reflect the real PFR characteristics of units under different operating conditions, an online method for determining PFR model parameters is proposed based on real-time steady-state operating data. Finally, to enable analytical calculation of system frequency security constraints, the average system frequency model is treated as an open-loop system. By integrating the simplified PFR model into the open-loop average system frequency model, an analytical method for calculating the frequency security constraints is developed. Simulation results indicate that the proposed simplified model and analytical method for frequency security assessment can effectively evaluate the frequency security characteristics with high accuracy.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52207115).

Key words: system frequency response; primary frequency regulation; thermal power unit; frequency security constraint

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(52207115); 内蒙古电力(集团)有限责任公司科技项目资助(发文号: 内电科创〔2024〕5号)

0 引言

随着新型电力系统的建设, 规模化新能源实现并网运行^[1]。新能源出力具有随机波动的特性, 同时大容量特高压直流闭锁可能带来巨大的功率冲击, 这导致新型电力系统遭受功率扰动的风险提升、扰动容量增大, 新型电力系统需要更强的调节能力以应对可能出现的功率冲击。但同时, 随着风电、光伏等新能源机组装机容量迅速增长, 新型电力系统中传统同步机组发电量占比逐渐减小, 造成系统同步转动惯量及一次调频能力降低^[2-5]。在两方面因素的叠加影响下, 频率安全问题在新型电力系统中日益凸显。

为了监测系统频率安全特性, 需要在实际扰动发生前, 对系统在预设扰动下的频率响应特性进行实时评估。目前有关系统频率响应(system frequency response, SFR)的研究方法大致可分为3类。

1) 智能算法。该方法基于特定系统在功率扰动前后的大量实测数据进行样本训练及测试, 得到描述 SFR 特性的预测模型。文献[6]采用基于人工神经网络和支持向量回归的预测模型对 SFR 特性进行了估计。该方法需要依赖大量动态运行数据, 且模型预测准确度会受到数据精度及数据量大小的影响, 同时缺乏一定的可解释性和普适性。

2) 时域仿真法。在建立各并网运行机组的仿真模型后, 通过时域仿真得到扰动后系统频率在一段时间内的动态响应特性, 该方法在 SFR 特性分析中被普遍使用。但随着并网运行机组数量的增加, SFR 仿真模型的复杂度增大, 且待确定的模型参数增多。因此, 该仿真分析方法需要考虑模型精度和仿真速度之间的相互制约与平衡。

3) 解析法。该方法基于解析表达式进行 SFR 特性的快速分析。文献[7]提出了低阶 SFR 模型并给出了频率偏差的解析表达式。在多机 SFR 特性方面, 现有研究通常采用模型参数聚合和模型开环两类方法来实现解析计算。在参数聚合研究方面, 文献[8]在文献[7]的基础上, 提出了多机 SFR 模型参数的聚合方法, 将多机模型聚合为单机模型进行系统频率的解析计算, 但忽略了火电机组阀位限幅环节的影响。文献[9]针对文献[8]存在的问题, 采用等效阀门开度与系统频率的两段线性函数近似分析多机调速器阀位限幅的影响, 但未明确分析当多机系统中部分火电机组达到阀位限幅、部分机组未达到限幅时, 该聚合等效方法的适用性与合理性。在开环模型研究方面, 文献[10-11]分别采用经过原点和频率极值点的斜坡函数和抛物线函数代替实际频差输入, 将

平均系统频率闭环模型简化为开环模型。文献[12]构造了形式为 $\Delta f(t) = -ate^{-bt}$ 的曲线, 该曲线在频差极值点前对实际频差曲线的拟合效果明显优于文献[10-11], 提高了开环简化模型的计算精度。

解析法能够实现对 SFR 特性的快速评估, 但需要对机组模型进行简化, 而现有火电机组一次调频简化模型主要存在以下问题: 1) 调节系统通常采用开环控制模型, 其结构简单, 但目前机组调节系统大多由数字电液(digital electro-hydraulic, DEH)控制系统侧和协调控制系统(coordinated control system, CCS)侧共同实现一次调频功能, 该简化模型和实际特性不符; 2) 模型几乎均未考虑锅炉主汽压力的重要影响; 3) 部分模型没有合理且准确地考虑阀位限幅环节对机组出力的影响。上述问题影响了系统频率响应解析计算方法的准确性。

为了满足电网侧对大规模电力系统频率安全解析分析的需求, 针对现有解析法所用模型存在的问题, 本文在平均系统频率开环模型的基础上, 建立了考虑 DEH 和 CCS 侧控制特性、阀位限幅特性及运行工况下主汽压力稳态值影响的火电机组一次调频二阶简化模型, 同时提出了不同工况下机组一次调频模型参数的在线确定方法。在此基础上, 本文提出了系统频率安全约束的解析计算方法, 可有效提高解析计算精度, 对实现频率安全在线评估及预警具有重要意义。

1 电力系统频率安全约束解析计算

1.1 电力系统频率安全约束

本文在分析 SFR 特性时, 忽略网络结构的影响、假设全网频率一致, 采用平均系统频率(average system frequency, ASF)模型^[7]进行研究, 如图 1 所示。该假设是为了实现解析分析所必需的简化, 是 SFR 特性分析中普遍的处理方式^[13-14], 其误差在工程可接受范围内。

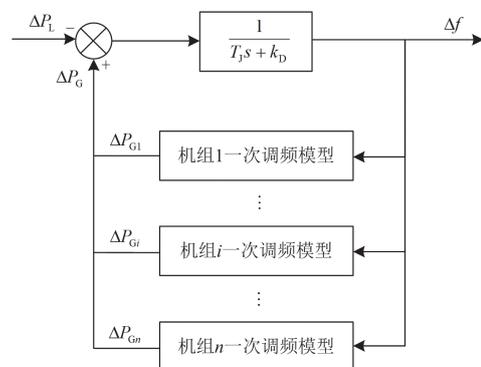


图 1 平均系统频率模型

Fig. 1 Average system frequency model

图 1 中: ΔP_L 为功率扰动量; ΔP_{Gi} 为第 i 台机组的功率调节量; Δf 为系统频率偏差; T_J 为系统总的惯性时间常数; k_D 为负荷频率调节效应系数; n 为系统中参与一次调频机组的数量。

系统频率响应的关键指标包括最大频率变化率、最大频差和稳态频差^[15], 最大频率变化率理论值和稳态频差的解析计算都比较简单, 最大频差解析计算困难, 是本文的研究对象。需要注意的是, 最大频率变化率通常可分为理论值和工程测量值, 本文所指最大频率变化率为理论值, 即扰动初始瞬间的频率变化率。此外, 由于频率问题中的高频问题能够采用切机等措施进行处理, 而通过切负荷解决低频问题时可能构成电力安全事故, 低频问题的严重性相对更高, 因此本文重点针对低频问题进行研究。

基于图 1 所示的 ASF 模型进行分析, 可列出系统频率响应方程为

$$\Delta P_L - \sum_{i=1}^n \Delta P_{Gi} + T_J \frac{d\Delta f}{dt} + k_D \Delta f = 0 \quad (1)$$

由式(1)可知, 发生功率扰动 ΔP_L 后, Δf 开始下降, 直到机组与负荷的功率调节量和功率扰动量相等时, 系统频率偏差达到极值点。假设系统频差在 t_m 时刻达到极值, 则有

$$\sum_{i=1}^n \Delta P_{Gmi} - k_D \Delta f_{\text{nadir}} = \Delta P_L \quad (2)$$

式中: ΔP_{Gmi} 为第 i 台机组在 t_m 时刻的功率调节量; Δf_{nadir} 为最大频差。

系统频率安全要求 $|\Delta f_{\text{nadir}}| \leq |\Delta f_m|$, Δf_m 为系统要求的频率偏差限值, 由于上述频率偏差均为负值, 因此频率安全约束为 $\Delta f_{\text{nadir}} \geq \Delta f_m$ 。基于式(2), 可得系统频率安全约束方程^[10,12]为

$$\sum_{i=1}^n \Delta P_{Gmi} - k_D \Delta f_m \geq \Delta P_L \quad (3)$$

在式(3)成立的情况下, 当系统承受 ΔP_L 的功率扰动时, 能够保证系统频率不低于设定的频率安全限值; 此外, 式(3)左侧可记为 $\Delta P_{L \max}$, 即

$$\Delta P_{L \max} = \sum_{i=1}^n \Delta P_{Gmi} - k_D \Delta f_m \quad (4)$$

式中: $\Delta P_{L \max}$ 为给定最大频差限值下系统能够承受的最大功率扰动量。但是, 式(3)和式(4)还无法实现解析计算。

1.2 频率安全约束的解析计算方法

为了实现系统频率安全约束的解析计算, 需要对 ΔP_{Gmi} 进行解析计算。本文采用文献[10]和文献[12]

中的方法, 将 ASF 模型开环, 然后采用构造的频差曲线来近似实际的频差曲线, 作为各机组一次调频模型的输入, 以得到调频功率 ΔP_{Gmi} 的解析计算式。ASF 开环模型的结构如图 2 所示。

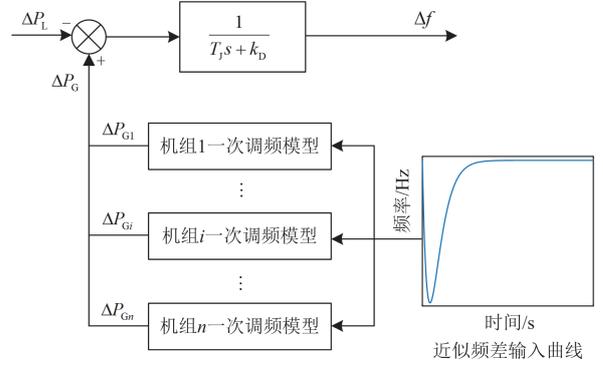


图 2 平均系统频率开环简化模型

Fig. 2 Simplified open-loop model of the average system frequency

由于文献[12]中构造的频差曲线在频差极值点前对实际频差曲线的拟合效果明显优于直线近似曲线及抛物线近似曲线, 因此本文采用文献[12]中的近似频差输入曲线, 其时域 $\Delta f(t)$ 表达式为

$$\Delta f(t) = -ate^{-bt} \quad (5)$$

式中: t 表示时间。使构造曲线和实际频差曲线间满足以下关系: 1) 构造曲线初始斜率等于实际频差曲线的初始变化率; 2) 构造曲线极值点和实际频差极值点重合。因此可得

$$\begin{cases} a = \frac{\Delta P_L}{T_J} \\ b = \frac{1}{t_m} \\ t_m = -e \frac{T_J \Delta f_m}{\Delta P_L} \end{cases} \quad (6)$$

然后, 将式(5)的频差输入曲线作为输入, 通过机组 i 的一次调频模型, 得到输出的调频功率曲线 $\Delta P_{Gi}(t)$, 进一步得到最大频差时刻的调频功率 ΔP_{Gmi} 。在得到 ΔP_{Gmi} 后, 即可根据式(3)判断系统是否满足频率安全约束。为了实现 ΔP_{Gmi} 的解析计算, 机组一次调频模型必须进行简化, 否则无法获得解析解。

本文考虑的调频资源包括火电、水电以及新能源电源。相比于火电, 水电和新能源的调频过程较为简单。水电机组和新能源机组一次调频模型分别如图 3 和图 4 所示。其中, 进行以下假设: 1) 从目前实际情况来看, 绝大部分进行了调频改造的新能

源场站主要提供的是一次调频(下垂控制), 提供惯量响应的相对很少, 因此, 本文根据目前实际情况, 对新能源机组主要考虑下垂控制; 2) 在建模过程中, 忽略机组调节系统模型中死区的影响^[9,11]。

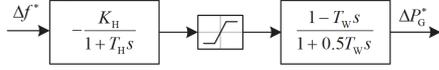


图3 水电机组一次调频模型

Fig. 3 PFR model for hydropower units

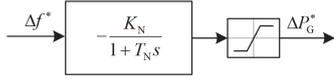


图4 新能源机组一次调频模型

Fig. 4 PFR model for renewable energy units

图3中: Δf^* 和 ΔP_G^* 分别为频率和输出功率变化量的标幺值; K_H 为水电机组频率偏差放大倍数; T_H 为水电机组调速器时间常数; T_W 为水流惯性时间常数; 为了实现水电机组输出功率的解析计算, 将导叶开度限幅环节近似前移至输入环节进行考虑。图4中: K_N 为新能源机组频率偏差放大倍数; T_N 为描述逆变器响应速度的时间常数。

基于式(5)和图3, 可得水电机组一次调频功率的解析表达式。对于水电机组, 其一次调频模型的输入函数中需要考虑导叶开度限幅环节的影响, 因此需进行分类讨论。当一次调频过程中频差输入未达到限幅时, 频差输入函数不需要进行分段处理, 则水电机组的一次调频功率为

$$\Delta P_G(t) = A_1 e^{s_1 t} + A_2 e^{s_2 t} + (A_3 + A_4 t) e^{-bt} \quad (7)$$

其中:

$$\begin{cases} s_1 = -\frac{2}{T_W} \\ s_2 = -\frac{1}{T_H} \end{cases} \quad (8)$$

$$\begin{cases} A_1 = -\frac{6aK_H T_W^2}{(bT_W - 2)^2 (2T_H - T_W)} \\ A_2 = \frac{2aK_H T_H (T_H + T_W)}{(bT_H - 1)^2 (2T_H - T_W)} \\ A_3 = \frac{2aK_H (b^2 T_H T_W^2 + 2bT_H T_W - 3T_W - 2T_H)}{(bT_W - 2)^2 (bT_H - 1)^2} \\ A_4 = -\frac{2aK_H (bT_W + 1)}{(2 - bT_W)(bT_H - 1)} \end{cases} \quad (9)$$

当一次调频过程中频差输入达到限幅时, 设频率偏差在 t_1 时刻达到限幅, 当 $0 \leq t \leq t_1$ 时, 输出功率

率的时域表达式如式(7)所示, 下面考虑 $t_1 < t \leq t_m$ 时输出功率的时域表达式, 此时, 频差输入曲线的频域 $\Delta f(s)$ 表达式为

$$\Delta f(s) = \frac{\Delta f_{\min}}{s} \quad (10)$$

式中: Δf_{\min} 为频差限幅值。

基于式(10)和图3, 可得水电机组的一次调频功率为

$$\Delta P_G(t) = A_5 e^{s_1(t-t_1)} + A_6 e^{s_2(t-t_1)} + A_7 \quad (11)$$

其中:

$$\begin{cases} A_5 = -\frac{\Delta P_{G0} T_W + \Delta P'_{G0} T_H T_W + K_H T_W \Delta f_{\min}}{2T_H - T_W} \\ A_6 = \frac{T_H (2\Delta P_{G0} + \Delta P'_{G0} T_W + 2K_H \Delta f_{\min})}{2T_H - T_W} \\ A_7 = -K_H \Delta f_{\min} \\ \Delta P_{G0} = \Delta P_G(t_1) \\ \Delta P'_{G0} = \Delta P'_G(t_1) \end{cases} \quad (12)$$

综上可得水电机组一次调频功率的解析表达式, 并可进一步得到最大频差 t_m 时刻的一次调频功率为 $\Delta P_{Gm} = \Delta P_G(t_m)$ 。

基于式(5)和图4, 可得新能源机组在最大频差 t_m 时刻的一次调频功率 ΔP_{Gm} 为

$$\Delta P_{Gm} = \min(\Delta P_{Gm}^0, \Delta P_{G,\max}) \quad (13)$$

式中: $\Delta P_{G,\max}$ 为机组一次调频功率的上限值; ΔP_{Gm}^0 为限幅环节前新能源机组在 t_m 时刻的一次调频功率, 其解析表达式为

$$\Delta P_{Gm}^0 = B_1 e^{-t_m/T_N} + (B_2 + B_3 t_m) e^{-bt_m} \quad (14)$$

其中:

$$\begin{cases} B_1 = \frac{aK_N T_N}{(bT_N - 1)^2} \\ B_2 = -\frac{aK_N T_N}{(bT_N - 1)^2} \\ B_3 = -\frac{aK_N}{bT_N - 1} \end{cases} \quad (15)$$

火电的调频过程更为复杂, 包括锅炉、汽轮机以及复杂的控制系统, 文献[16-18]对火电机组一次调频建模进行了研究, 但模型复杂不适合于解析计算。文献[7]中给出了解析法常用的传统火电机组一次调频简化模型, 模型结构如图5所示。图中: R 为调差系数; T_{RH} 为再热器蒸汽容积时间常数; F_{HP} 为高压缸功率比例; K_m 为机械功率增益系数。

该模型由调速器和汽轮机模型构成, 结构简单,

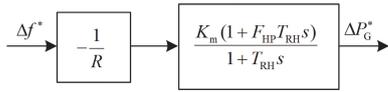


图5 传统火电机组一次调频简化模型

Fig. 5 Traditional simplified PFR model for thermal power units

但主要存在以下问题：1) 调速器采用 DEH 开环控制模型，与目前绝大多数火电机组实际的控制逻辑不符；2) 完全忽略锅炉模型，未考虑主汽压力对火电机组一次调频特性的重要影响；3) 未考虑调速器中阀位限幅环节的重要影响；4) 模型参数固定不变，未考虑模型参数随运行工况的变化特性。

由于上述问题的存在，传统火电机组一次调频简化模型的计算结果和实际调频功率间存在一定的误差。因此，为了保证模型在不同运行工况下的计算精度，需要对火电机组一次调频模型进行修正。

2 火电机组一次调频简化模型改进

2.1 火电机组一次调频二阶简化模型

目前绝大部分火电机组仍然仅采用主汽阀调节技术进行一次调频，因此在建立火电机组一次调频模型时，主要考虑主汽阀调节技术。火电机组一次调频完整模型由调节系统、执行机构、锅炉及汽轮机模型构成^[19]。在本文中，数字电液调节系统和电液伺服系统模型采用文献^[19]中给出的典型模型，其中，调节系统控制方式采用绝大多数火电机组使用的负荷反馈控制方式，具体结构如图6和图7所示。

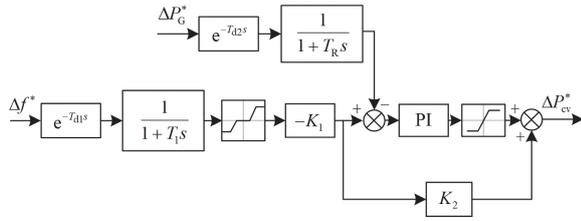


图6 数字电液调节系统模型

Fig. 6 Model of digital electro-hydraulic control system

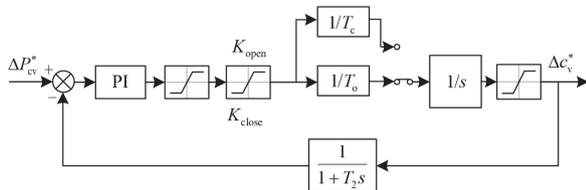


图7 电液伺服系统模型

Fig. 7 Model of electro-hydraulic servo system

图6中： ΔP_{cv}^* 为总阀位指令变化量的标幺值； T_1 为频差测量环节时间常数； T_R 为功率反馈环节时间常数； K_1 为频率偏差放大倍数； K_2 为负荷控制前

馈系数； T_{d1} 和 T_{d2} 分别为频差输入和功率反馈信号的纯延迟时间。

图7中： Δc_v^* 为总阀门开度变化量的标幺值； K_{open} 和 K_{close} 分别为超速开启和关闭系数； T_2 为油动机行程反馈环节时间常数； T_o 和 T_c 分别为油动机开启和关闭时间常数。

对于锅炉及汽轮机简化模型，由于在计算系统频率安全约束时，主要考虑机组在频差极值时刻的一次调频功率，因此在一次调频开始动作到频差达到极值的较短时间内，可建立如下假设。

1) 对于锅炉模型，在该较短时间内，主汽压力的动态变化相对很小，调频动作前主汽压力初始稳态值的大小对机组调频功率的影响更为显著，因此可忽略锅炉中主汽压力的动态特性^[7]。

2) 对于汽轮机模型，各级抽汽流量与对应抽汽口蒸汽流量间比值的变化^[20]及各级组焓降的变化对机组功率响应特性的影响相对较小，因此假设各级抽汽流量与抽汽点前级组内蒸汽流量间的比值及各级组焓降在该较短时间内保持不变。

3) 对于再热器模型，由于焓-温通道响应特性远慢于压力-流量的变化^[21]，因此忽略再热器内工质温度的动态特性，并采用蒸汽容积效应方程简化描述再热器中蒸汽的流动特性。

基于上述假设，首先建立锅炉简化模型。假设高压主汽调节联合阀的阀门流量函数设计合理，机组总阀门开度和主汽流量间能够较好地满足线性关系^[16-17]，因此可得

$$D_{st} = k_v c_v p_{st} \quad (16)$$

式中： D_{st} 、 p_{st} 分别为主汽流量和主汽压力； k_v 为阀门流量系数； c_v 为总阀门开度。

基于式(16)和第1)个假设条件，可得

$$\begin{cases} D_{st0} = k_v c_{v0} p_{st0} \\ D_{st1} = k_v c_{v1} p_{st0} \end{cases} \quad (17)$$

式中：下标“0”和“1”分别表示调频前初始稳态值和调频期间参数值。

由式(17)可得

$$\Delta D_{st} = k_v \Delta c_v p_{st0} = \frac{D_{st0}}{c_{v0}} \Delta c_v \quad (18)$$

式中： ΔD_{st} 和 Δc_v 分别为主汽流量和总阀门开度的变化量。

然后建立汽轮机简化模型。描述汽轮机特性的方程为

$$P_m = \eta_m \sum D_i \Delta h_i \quad (19)$$

式中： P_m 为汽轮机输出的机械功率； η_m 为汽轮机的机械效率； D_i 为各级组中蒸汽的质量流量； Δh_i

为各级组的实际焓降。

$$\begin{cases} T_{CH} \frac{dD_{HPi}}{dt} = D_{st} - D_{HPi} \\ T_{RH} \frac{dD_{IPi}}{dt} = D_{HPo} - D_{IPi} \\ T_{CO} \frac{dD_{LPi}}{dt} = D_{IPo} - D_{LPi} \end{cases} \quad (20)$$

式中: T_{CH} 、 T_{RH} 和 T_{CO} 分别为高压汽室、再热器和中低压连通管道的蒸汽容积时间常数; D_{HPi} 和 D_{HPo} 分别为高压缸进、出口蒸汽的质量流量; D_{IPi} 和 D_{IPo} 分别为中压缸进、出口蒸汽的质量流量; D_{LPi} 为低压缸入口蒸汽的质量流量。

基于式(19)、式(20)及假设条件 2)、3), 可得汽轮机简化模型如图 8 所示。

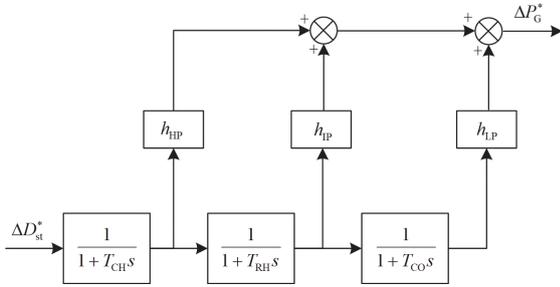


图 8 汽轮机简化模型

Fig. 8 Simplified model of steam turbine

图 8 中: ΔD_{st}^* 和 ΔP_G^* 分别为主汽流量和输出功率变化量的标幺值, 分别以额定主汽流量和额定功率为基准值进行标幺化; h_{HP} 、 h_{IP} 和 h_{LP} 分别为高压缸、中压缸和低压缸的功率系数。对于蒸汽容积时间常数 T_V , 其计算表达式^[22]为

$$T_V = \frac{p_0 V}{D_0} \left. \frac{\partial \rho}{\partial p} \right|_T \quad (21)$$

式中: p_0 和 D_0 分别为当前运行工况下管道内蒸汽压力和管道出口蒸汽流量的稳态值; V 为管道容积; $\partial \rho / \partial p$ 为假设温度不变时蒸汽密度相对压力的变化; T 为温度。

对于功率系数 h_i , 其计算表达式为

$$h_i = \frac{P_{G0,i}}{D_{st0}} \cdot \frac{D_{st,N}}{P_{G,N}} \quad (22)$$

式中: $P_{G0,i}$ 为汽轮机各缸中输出功率的稳态值; D_{st0} 为机组当前运行工况下主汽流量的稳态值; $D_{st,N}$ 和 $P_{G,N}$ 分别为机组主汽流量和输出功率的额定值。

将图 6 和图 7 所示调节系统和执行机构模型与锅炉和汽轮机简化模型相连接, 可以得到火电机组

一次调频中间简化模型。由于中间简化模型阶数较高, 且存在限幅等非线性环节, 仍然难以实现火电机组调频功率的解析计算, 因此需进一步对其进行简化。

1) 由于输入和反馈信号的纯延迟时间 T_{d1} 、 T_{d2} 很短, 因此忽略调节系统模型中的纯延迟环节^[7-12]。同时, 由文献[22]可知, 高压汽室及中低压连通管道的时间常数 T_{CH} 及 T_{CO} 的典型数值分别约为 0.2~0.3 s 和 0.5 s, 而再热器时间常数 T_{RH} 的典型数值约为 5~10 s。测量环节、反馈环节、高压汽室及中低压连通管道的时间常数 T_1 、 T_r 、 T_{CH} 及 T_{CO} 和再热器时间常数 T_{RH} 相比很小, 因此忽略这些小时间常数一阶惯性环节的影响^[7]。

2) 基于假设 1) 进行简化后, 图 6 中频率偏差输入后即经过限幅环节, 频差输入和限幅环节直接相连, 因此, 在输入环节就考虑频率偏差限幅的影响。

3) 电液伺服系统通常能够快速而精确地执行调节系统发出的指令, 其动态特性对机组输出功率的影响相对很小, 因此主要考虑电液伺服系统中阀位限幅环节的重要影响。为实现机组输出功率的解析计算, 将阀位限幅非线性环节的影响分为对高压缸和对中低压缸两部分进行考虑, 将其对高压缸输出功率的影响后移至输出环节进行考虑, 将其对中低压缸输出功率的影响在再热器时间常数 T_{RH} 内进行近似考虑。

基于上述简化, 可以得到如图 9 所示的火电机组一次调频二阶简化模型。

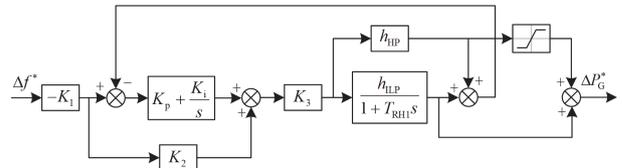


图 9 火电机组一次调频二阶简化模型

Fig. 9 Second-order simplified model of PFR for thermal power units

图 9 中: K_p 和 K_i 分别为 PI 环节的比例和积分系数; h_{LP} 为中低压缸功率系数; T_{RH1} 为包含限幅环节影响的新再热器时间常数; K_3 为主汽压力系数, 用于考虑机组运行工况下主汽压力稳态值的影响, 根据式(18)得到 K_3 , 如式(23)所示。

$$K_3 = \frac{D_{st0}^*}{c_{v0}^*} \quad (23)$$

式中: D_{st0}^* 和 c_{v0}^* 分别为调频前主汽流量和总阀门开度初始稳态值的标幺值。

2.2 一次调频简化模型参数的在线确定方法

机组一次调频模型的参数可分为工况无关参数和工况相关参数。工况无关参数在不同运行工况下固定不变，工况相关参数随机组运行工况的改变而变化。根据文献[23]可知，若修改调节系统逻辑或对执行机构进行机械改造，均需要向电网侧提供对应的试验报告。因此，在正常运行情况下，调速器模型参数为工况无关参数，可根据机组调节系统实际控制逻辑及执行部件响应特性确定相关模型参数。

火电机组一次调频二阶简化模型中，工况相关参数为主汽压力系数 K_3 、新再热器时间常数 T_{RH1} 以及高压缸和中低压缸功率系数 h_{HP} 、 h_{LP} 。工况相关参数可基于机组分布式控制系统实时采集的热力系统稳态运行数据进行在线计算。其中， h_{HP} 和 h_{LP} 可通过式(22)进行计算； K_3 可通过式(23)进行计算； T_{RH1} 的计算方法将在 3.1 节中具体阐述。上述参数均可在各电厂侧计算平台确定后上送至电网侧计算平台，以提高电网侧平台对大规模电力系统频率特性分析的计算效率。

2.3 模型讨论

和用于系统频率特性解析分析的已有模型相比^[7-12]，本文提出的简化模型具有以下优点。

1) 本文提出的火电机组一次调频模型同时考虑了 CCS 侧负荷反馈控制特性、阀位限幅特性及机组运行工况下主汽压力稳态值的重要影响，更加符合机组实际的控制和运行特性，提高了火电机组简化模型的计算精度。

2) 考虑了模型参数随运行工况的变化特性，模型中工况相关参数均基于机组运行工况下的实测数据在线计算确定，可反映机组在实际运行工况下的调频特性，有助于准确评估系统在不同负荷工况下的频率安全特性。

3 包含改进火电机组一次调频简化模型的电力系统频率安全约束解析计算方法

在确定 ASF 开环模型的具体结构后，本节给出系统频率安全约束的解析计算步骤，即：在给定系统最大频差限值时，解析确定系统所能承受的最大功率扰动量；在给定功率扰动量和最大频差限值时，解析评估系统的频率安全性。

3.1 包含阀位限幅影响的新再热器时间常数确定方法

在图 9 所示的火电机组一次调频简化模型中，阀位限幅对中低压缸输出功率的影响在新再热器时间常数 T_{RH1} 中进行考虑，因此首先给出 T_{RH1} 的确定方法。由于火电机组阀门开度动态特性受频差输入

的影响，同时，阀门开度变化量的上限值将随着机组运行工况的变化而改变，因此 T_{RH1} 的数值与机组运行工况及频差极值大小有关。

在确定 T_{RH1} 时，首先建立对应火电机组的单机 SFR 模型，其中火电机组一次调频模型采用中间简化模型，考虑执行机构模型中阀位限幅环节的影响。将单机系统的最大频差限值取为多机系统的最大频差设定值，通过单机 SFR 模型的时域仿真对该单机系统所能承受的最大功率扰动量 ΔP_{Lmax} 进行迭代求解。

在确定单机系统能够承受的最大功率扰动量后，对采用一次调频二阶简化模型(图 9)的 SFR 开环模型进行分析，基于式(4)、式(6)及图 9，进行 T_{RH1} 的迭代求解。

具体求解步骤如下：

1) 基于 2.2 节，确定当前运行工况下单机 SFR 开环模型中除 T_{RH1} 外其余的模型参数，获取单机系统的最大频差限值 Δf_m 及对应的 ΔP_{Lmax} ；

2) 根据式(6)，得到 a 、 b 、 t_m ，确定频差输入曲线及频差极值时刻；

3) 设置 T_{RH1} 的迭代值；

4) 基于图 9，计算火电机组在 t_m 时刻的功率调节量；

5) 基于式(4)，计算机组及负荷在 t_m 时刻功率调节量之和与 ΔP_{Lmax} 之间的差值，若差值不为 0，则转至步骤 3)继续迭代，若 t_m 时刻机组及负荷的功率调节量之和等于 ΔP_{Lmax} ，则停止迭代，当前迭代值即为 T_{RH1} 的数值。

3.2 系统频率安全约束解析计算步骤

3.2.1 系统一次调频最大扰动量估计

若给定最大频差限值，想要计算在该限值下系统能够承受的最大功率扰动量，则计算流程如图 10 所示，具体解析计算步骤如下所述。

1) 基于 2.2 节和 3.1 节，确定当前运行工况下机组一次调频模型的参数值，上述参数可在各电厂侧确定后上送至电网侧计算平台；

2) 确定 ASF 开环模型中系统惯性时间常数及负荷频率调节效应系数，获取系统规定的最大频差限值 Δf_m ；

3) 设置系统所受功率扰动量的迭代值 ΔP_L^0 ；

4) 根据式(6)，得到 a 、 b 、 t_m 的数值，确定频差输入曲线及频差极值时刻；

5) 根据各类型机组的一次调频模型，计算所有并网运行机组在 t_m 时刻的功率调节量；

6) 基于式(3)和式(4), 计算所有机组及负荷在 t_m 时刻功率调节量之和与功率扰动量 ΔP_L^0 之间的差值, 若差值不为 0, 则转至步骤 3)继续迭代, 若 t_m 时刻所有机组及负荷的功率调节量之和等于 ΔP_L^0 , 则停止迭代, 给定系统最大频差限值为 Δf_m 时, 系统所能承受的最大功率扰动量即为当前迭代值。

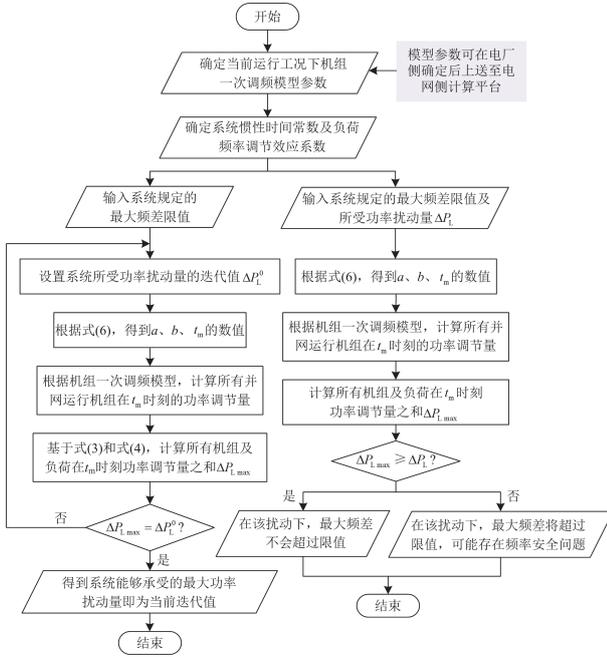


图 10 系统频率安全约束解析计算流程图

Fig. 10 Flowchart for analytical calculation of frequency security constraint

3.2.2 系统频率安全评估

若给定系统可能遭受的功率扰动量和允许的最大频差限值, 想要评估系统在该情况下的频率安全性, 则计算流程如图 10 所示, 具体解析计算步骤如下。

1) 与 3.2.1 节步骤 1) 相同。

2) 确定 ASF 开环模型中系统惯性时间常数及负荷频率调节效应系数, 获取系统规定的最大频差限值 Δf_m 及所受功率扰动量 ΔP_L^0 的数值;

3) 根据式(6), 得到 a 、 b 、 t_m 的数值, 确定频差输入曲线及频差极值时刻;

4) 根据各类型机组的一次调频模型, 计算所有并网运行机组在 t_m 时刻的功率调节量;

5) 计算所有机组及负荷在 t_m 时刻的功率调节量之和, 并判断功率调节量之和与功率扰动量之间的关系是否满足式(3)所示的频率安全约束条件, 若满足, 则代表在该功率扰动下系统最大频差不会超过设定的限值, 若不满足, 则代表系统在该功率扰动下最大频差将超过限值, 系统可能存在频率安全问题。

4 系统频率安全案例分析

4.1 频率安全约束解析计算方法验证

本节将基于 MATLAB 平台, 验证 ASF 开环模型的精度及频率安全约束解析计算方法的准确性。对 100 个随机组成的十机系统进行分析, 系统中包含 8 台火电机组、1 台水电机组和 1 台新能源机组。

设置系统的最大频差限值为 -0.2 Hz, 根据 3.2.1 节中的解析计算步骤, 可以得到对应最大频差限值为 -0.2 Hz 时, 系统能够承受的最大功率扰动量 $\Delta P_{L \max}$ 。在处理器为 AMD Ryzen Threadripper 3970X 32-Core、主频为 3.70 GHz、运行内存为 256 GB 的计算机上采用 Matlab R2021b 进行最大功率扰动量的解析计算时, 计算 100 个十机系统一次调频最大扰动量所需要的求解时间约为 0.103 s。

为了验证火电机组一次调频简化模型及开环解析方法的准确性, 将功率扰动量 $\Delta P_{L \max}$ 代入 ASF 完整闭环模型中, 通过时域仿真得到系统实际的频率偏差极值, 并将实际频差极值与设定的频差限值进行对比。其中, ASF 完整闭环模型中水电和新能源机组一次调频模型结构如图 3 和图 4 所示, 火电机组模型采用一次调频中间简化模型, 由 DEH 调节系统模型(图 6)、电液伺服系统模型(图 7)、锅炉简化模型(式(19))及汽轮机简化模型(图 8)构成。火电机组的运行工况及模型参数将基于 5 台实际机组参数进行随机选取, 机组部分参数及运行工况数据见附录 A 表 A1—表 A8, 水电和新能源机组的运行工况及模型参数将在一定范围内随机生成, 仿真步长为 0.001 s。

计算实际频差极值与设定值之间的相对误差绝对值, 对比结果如图 11 所示。

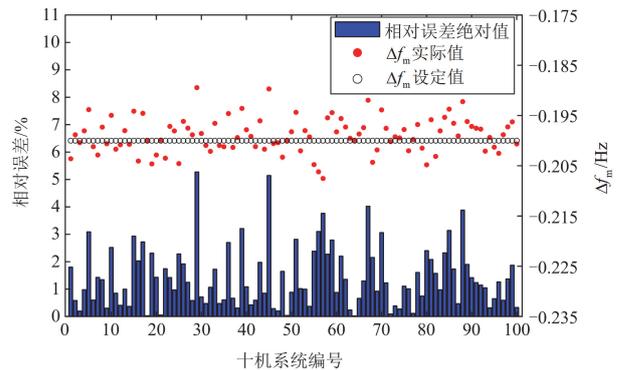


图 11 在低频系统时频率偏差极值的解析计算误差
Fig. 11 Analytical calculation error of the maximum frequency deviation in low-frequency system

同时, 在每个系统最大功率扰动量计算值的附近随机选取 20 个扰动值, 根据 3.2.2 节判断在该扰

动下系统频率是否满足安全约束，随后将该扰动值代入实际 ASF 闭环系统中，将仿真得到的实际频差极值和系统频率安全解析评估结果绘制于图 12 中。

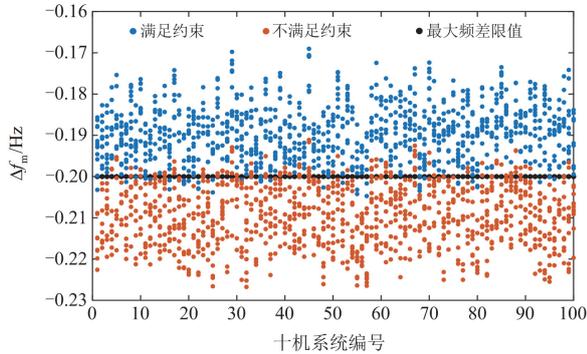


图 12 系统频率安全解析评估结果

Fig. 12 Analytical assessment results of the system frequency security characteristics

由图 11 可知，在 100 个案例中，系统实际频差极值和设定值间相对误差的绝对值最大为 5.27%，最小为 0.02%，平均误差为 1.42%，由对比结果可知，火电和水电机组一次调频模型的简化方法及 ASF 模型开环近似方法所造成的误差很小，能够满足对系统频率安全解析分析的要求。由图 12 可知，根据解析评估结果，对于满足系统频率安全约束的案例，其中绝大部分案例的实际频差极值未低于频率安全设定限值；对于不满足系统频率安全约束的案例，其中绝大部分案例的实际频差极值确实低于了频率安全设定限值，系统存在频率安全风险。本文提出的 ASF 简化模型及解析计算方法能够实现对系统频率安全的快速准确分析，具有较高的实用性。

为验证本文方法在高频问题下的适用性，选取相同的 100 个十机系统，将最大频差限值设置为 0.2 Hz，采用同样的方法计算实际频差极值与设定值之间的相对误差绝对值，对比结果如图 13 所示。

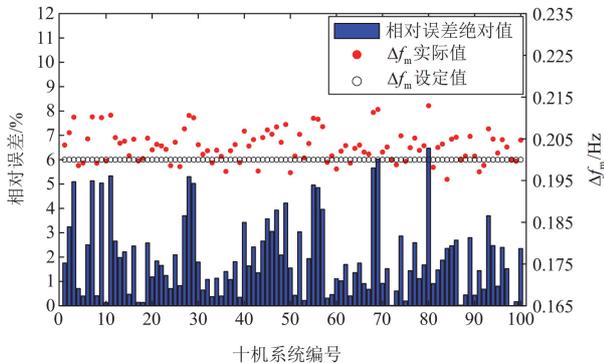


图 13 在高频系统时频率偏差极值的解析计算误差

Fig. 13 Analytical calculation error of the maximum frequency deviation in high-frequency system

由图 13 可知，系统实际频差极值和设定值间相对误差的绝对值最大为 6.47%，最小为 0.0017%，平均误差为 1.97%，由对比结果可知，本文提出的 ASF 简化模型及解析计算方法在研究高频问题时同样适用。

4.2 多种火电机组一次调频简化模型的对比

进一步将 4 种火电机组一次调频简化模型进行对比，模型一为本文模型(图 9)，模型二在本文模型基础上，忽略火电机组阀门限幅的影响^[7-8,11-12]，模型三为火电机组调节系统模型采用 DEH 开环控制^[7-12]，模型四在本文模型基础上，假设不同工况下主汽压力均为额定值且模型参数固定不变^[7-12]，忽略热力参数偏离额定值所带来的影响。首先，以火电机组单机系统为例，在单机 SFR 模型中分别采用上述 4 种火电机组一次调频简化模型，将相同功率扰动下的频率响应仿真曲线与完整模型的仿真曲线进行对比，其中，完整模型由 DEH 调节系统模型(图 6)、电液伺服系统模型(图 7)、锅炉简化模型(式 (19))及汽轮机简化模型(图 8)构成。以 4.1 节中第 1 个案例的第 3 台火电机组为例进行仿真研究，建模对象为附录 A 中的机组 2，额定容量为 600 MW，此时机组运行于 60%额定负荷下，机组部分参数可见附录 A 表 A1—表 A8。在仿真开始时刻设置系统功率扰动量为 3.79% $P_{G,N}$ ，频率响应仿真曲线的对比结果如图 14 所示。

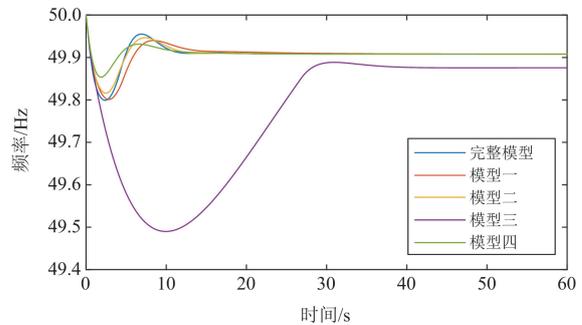


图 14 采用不同火电机组一次调频模型时系统频率响应曲线的对比结果

Fig. 14 Comparison results of SFR curves using different simplified PFR models for thermal power units

由图 14 可知，本文建立的一次调频简化模型在频差极值点前明显具有更高的仿真精度。

进一步对 4 种模型的计算精度进行定量对比，选取 4.1 节中同样的 100 个十机系统，设置系统最大频差限值为 -0.2 Hz，在 ASF 开环模型中分别采用上述 4 种火电机组一次调频简化模型进行最大功率扰动量的计算，并采用同样的方法计算系统实际频

差极值与设定值之间相对误差的绝对值, 将相对误差对比结果绘制于图 15 中。

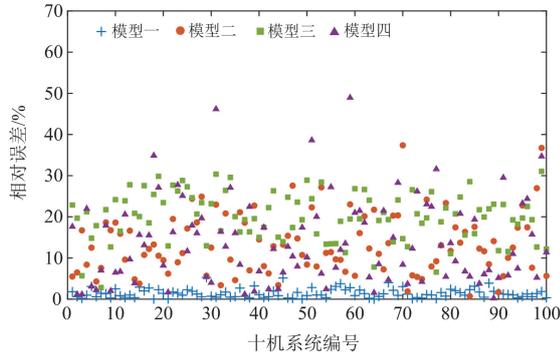


图 15 采用不同火电机组一次调频模型时
相对误差的对比结果

Fig. 15 Comparative results of relative errors using different
simplified PFR models for thermal power units

从图 15 中可知, 4 种模型的平均计算误差分别为 1.42%、13.37%、19.96%和 13.79%。本文建立的火电机组一次调频简化模型综合考虑了控制系统实际特性、阀位限幅情况、主汽压力稳态值影响及模型参数随运行工况变化的特性, 和用于 SFR 解析计算的已有简化模型(模型二、三、四)相比, 极大地提高了简化模型的解析计算精度。对于模型四, 其计算精度在不同案例下差别较大, 这主要是由于不同案例下系统中机组的运行工况各不相同。对于第 59 个案例, 模型四计算误差高达 48.95%, 该案例中有 5 台火电机组运行于深度调峰工况下, 锅炉-汽轮机热力参数偏离额定参数较多, 但模型四未考虑工况变化带来的影响。该对比结果表明, 若忽略不同工况下火电机组热力系统实际运行特性及模型参数的变化特性, 则无法保证负荷工况大范围变化时火电机组模型的计算精度。

上述案例结果验证了 ASF 简化模型及频率安全约束解析计算方法的有效性。

5 结论

本文通过对火电机组一次调频完整模型进行简化, 建立了适用于系统频率安全解析分析的火电机组一次调频二阶简化模型, 并给出了跟随工况变化的机组模型参数在线确定方法。结合 ASF 开环简化模型, 本文提出了系统频率安全约束的解析计算方法。基于理论和案例分析, 本文主要得到以下结论。

1) 火电机组一次调频能力与调节系统实际控制特性、机组运行工况下主汽压力稳态值、阀位限幅

特性及模型参数随工况变化的特性密切相关, 本文建立的火电机组一次调频二阶简化模型能够更为精确地解析计算出火电机组在频差极值时刻的调频功率。

2) 本文提出的系统频率安全约束解析求解方法能够较为准确地计算出给定最大频差限值时, 系统能够承受的最大功率扰动量, 并能有效评估功率扰动下系统的频率安全性, 能够为电网进行频率响应在线分析与安全预警提供有效参考。

本文在建立火电机组一次调频简化模型时忽略了锅炉、汽轮机等部件在频差极值点前较短时间内的动态特性, 随着扰动容量的增加, 系统频差极值的解析计算误差将有所增大。此外, 本文对新能源机组主要考虑下垂控制, 对于未来新能源机组大量具备惯量响应的情况, 还需要进一步研究。上述问题应在后续研究中加以考虑。

附录 A

表 A1 5 台火电机组的机组参数

Table A1 Unit parameters of the five thermal power units

参数	机组 1	机组 2	机组 3	机组 4	机组 5
惯性时间常数/s	10.376	9.844	8.804	9.765	6.576
额定功率/MW	600	600	600	300	300

表 A2 火电机组 1 的运行工况数据

Table A2 Operating data of thermal power unit 1 under
different load conditions

参数	负荷/MW						
	240	270	300	350	450	550	600
总阀门开度/%	89	89	89	89	89	89	94
主汽流量/(t/h)	638.43	708.46	791.27	921.08	1202.09	1510.88	1664.74

表 A3 火电机组 2 的运行工况数据

Table A3 Operating data of thermal power unit 2 under
different load conditions

参数	负荷/MW					
	360	415	490	540	588	600
总阀门开度/%	82	82	83	84	92	91
主汽流量/(t/h)	959.34	1111.03	1327.38	1477.69	1626.56	1659.05

表 A4 火电机组 3 的运行工况数据

Table A4 Operating data of thermal power unit 3 under
different load conditions

参数	负荷/MW					
	180	240	300	375	450	540
总阀门开度/%	45	49	54	69.5	70.5	80.5
主汽流量/(t/h)	556.25	715.78	870.74	1063.46	1275.12	1566.08

表 A5 火电机组 4 的运行工况数据

Table A5 Operating data of thermal power unit 4 under different load conditions

参数	负荷/MW			
	180	225	270	300
总阀门开度/%	63	75	80	98
主汽流量/(t/h)	563.28	695.90	841.67	946.35

表 A6 火电机组 5 的运行工况数据

Table A6 Operating data of thermal power unit 5 under different load conditions

参数	负荷/MW			
	180	225	270	290
总阀门开度/%	58	61.5	71	76
主汽流量/(t/h)	563.28	695.90	841.67	911.47

表 A7 5 台火电机组的 DEH 调节系统模型参数

Table A7 Parameters of the DEH control system model for five thermal power units

参数	机组 1	机组 2	机组 3	机组 4	机组 5
频率偏差上限	0.003	0.003	0.003	0.004	0.004
频率偏差下限	-0.003	-0.003	-0.003	-0.004	-0.004
频率偏差放大倍数	20	20	20.55	20	21.07
PI 环节比例系数	0.24	0.24	0.6	0.235	0.4
PI 环节积分系数	0.8	0.8	0.12	0.1	0.02
PI 环节积分上限	1	1.06	1	1	1
PI 环节积分下限	-1	-1	-1	-1	-1
PI 环节输出上限	10	1.06	1	1	1
PI 环节输出下限	-10	-1	-1	-1	-1
负荷控制前馈系数	1	1	0.45	1	0.72

表 A8 5 台火电机组的电液伺服系统模型参数

Table A8 Parameters of the electro-hydraulic servo system model for five thermal power units

参数	机组 1	机组 2	机组 3	机组 4	机组 5
油动机行程反馈环节时间常数/s	0.02	0.01	0.01	0.02	0.01
PI 环节比例系数	50	15	17	20	7
PI 环节积分系数	1	15	25	1	4
PI 环节积分上限	0.1	1	1	1	1
PI 环节积分下限	-0.1	-1	-1	-1	-1
PI 环节输出上限	10	1	1	1	1
PI 环节输出下限	-10	-1	-1	-1	-1
超速开启系数	0.8	1	1	1	1
超速关闭系数	-1	-1	-1	-1	-1
油动机开启时间常数/s	0.214	1.5	1.38	1.6	1.93
油动机关闭时间常数/s	0.407	1.38	1.6	1.68	2.39
总阀门开度上限	1	1	1	1	1
总阀门开度下限	0.5	0	0	0.05	0

参考文献

[1] 李振垚, 甘德强, 栾某德, 等. 基于全状态模型的自同步电压源并网系统频率稳定分析[J]. 中国电力, 2023, 56(5): 182-192.
LI Zhenyao, GAN Deqiang, LUAN Moude, et al. Frequency stability analysis based on full state model in autonomous-synchronization voltage source interfaced power system[J]. Electric Power, 2023, 56(5): 182-192.

[2] ZENG Yukai, YANG Qiufan, LIN Yujun, et al. Fractional-order virtual inertia control and parameter tuning for energy-storage system in low-inertia power grid[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2024, 9(5): 70-83.

[3] 程林, 王吉利, 韩志勇, 等. 新能源接入对区域系统频率稳定的影响及机组改进控制策略[J]. 电力科学与技术学报, 2024, 39(2): 28-34.
CHENG Lin, WANG Jili, HAN Zhiyong, et al. Impact of new energy access on regional system frequency stability and unit improvement control strategy[J]. Journal of Electric Power Science and Technology, 2024, 39(2): 28-34.

[4] 项颂, 苏鹏, 吴坚, 等. 基于多源储能协同的交直流送端系统惯量优化控制模型[J]. 中国电力, 2023, 56(4): 68-76.
XIANG Song, SU Peng, WU Jian, et al. Inertia optimization control model of AC/DC sending-end system based on multi-source energy storage coordination[J]. Electric Power, 2023, 56(4): 68-76.

[5] 李登峰, 张澳归, 刘育明, 等. 考虑设备安全的新能源场站参与电网频率协调控制方法[J]. 智慧电力, 2023, 51(9): 8-15, 96.
LI Dengfeng, ZHANG Aogui, LIU Yuming, et al. Frequency coordination control method of power system contained renewable energy stations considering equipment safety[J]. Smart Power, 2023, 51(9): 8-15, 96.

[6] ALIZADEH M, AMRAEE T. Adaptive scheme for local prediction of post-contingency power system frequency[J]. Electric Power Systems Research, 2014, 107: 240-249.

[7] ANDERSON P M, MIRHEYDAR M. A low-order system frequency response model[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1990, 5(3): 720-729.

[8] SHI Qingxin, LI Fangxing, CUI Hantao. Analytical method to aggregate multi-machine SFR model with applications in power system dynamic studies[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(6): 6355-6367.

[9] 杨牧青, 王程, 葛辰雨, 等. 考虑多阻尼状态与限幅环节的新能源电力系统一次调频备用整定[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(1): 147-160.

- YANG Muqing, WANG Cheng, GE Chenyu, et al. Primary frequency regulation reserve procurement of renewable energy power system considering multiple damping states and governor limiters[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(1): 147-160.
- [10] 林恒先, 侯凯元, 陈磊, 等. 高比例风电电力系统考虑频率安全约束的机组组合[J]. 电网技术, 2021, 45(1): 1-13.
- LIN Hengxian, HOU Kaiyuan, CHEN Lei, et al. Unit commitment of power system with high proportion of wind power considering frequency safety constraints[J]. Power System Technology, 2021, 45(1): 1-13.
- [11] LIU Liu, LI Weidong, BA Yu, et al. An analytical model for frequency nadir prediction following a major disturbance[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 35(4): 2527-2536.
- [12] 易佩, 景志滨, 徐飞, 等. 考虑频率安全约束的电力系统临界惯量计算[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2022, 62(10): 1721-1729.
- YI Pei, JING Zhibin, XU Fei, et al. Calculation of the critical inertia of a power system considering frequency security constraints[J]. Journal of Tsinghua University (Science and Technology), 2022, 62(10): 1721-1729.
- [13] 莫维科, 严焕斌, 赵天阳, 等. 计及调速系统详细模型和调频备用的大扰动下频率最低值预测方法[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(9): 79-87.
- MO Weike, YAN Huanbin, ZHAO Tianyang, et al. Frequency nadir prediction for large disturbances in power systems considering detailed governor system models and frequency regulation reserves[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(9): 79-87.
- [14] 张嘉琪, 胥国毅, 王程, 等. 考虑同步机调差系数灵敏度与频率约束的机组组合[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(13): 102-110.
- ZHANG Jiaqi, XU Guoyi, WANG Cheng, et al. Unit commitment considering the sensitivity of the synchronous generator adjustment coefficient and frequency constraint[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(13): 102-110.
- [15] 李华瑞, 李文博, 李铮, 等. 基于生成对抗网络与度量学习的数据驱动频率安全评估[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(18): 101-111.
- LI Huarui, LI Wenbo, LI Zheng, et al. Data-driven frequency security assessment based on generative adversarial networks and metric learning[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(18): 101-111.
- [16] 郭越, 徐飞, 陈磊, 等. 适用于一次调频能力在线监测的锅炉蓄热系数计算方法[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(5): 1872-1881.
- GUO Yue, XU Fei, CHEN Lei, et al. Identification of boiler heat storage coefficient for online monitoring of primary frequency regulation capability of steam unit[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(5): 1872-1881.
- [17] 黄怡涵, 徐飞, 郝玲, 等. 用于一次调频分析的汽包锅炉模型及参数在线确定方法[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(21): 8332-8344.
- HUANG Yihan, XU Fei, HAO Ling, et al. Drum boiler modeling and online parameter identification for analysis of primary frequency regulation[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(21): 8332-8344.
- [18] 黄怡涵, 郝玲, 陈磊, 等. 适用于多种一次调频技术及工况变化的抽汽凝汽式汽轮机数学模型[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(15): 6065-6078.
- HUANG Yihan, HAO Ling, CHEN Lei, et al. Mathematical model of extraction condensing steam turbine suitable for multiple primary frequency regulation technologies and various operating conditions[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(15): 6065-6078.
- [19] 国家能源局. 同步发电机原动机及其调节系统参数实测与建模导则: DL/T 1235—2019[S]. 北京: 中国电力出版社, 2019.
- National Energy Administration. Guide for modeling and testing of generator's prime mover and governor: DL/T 1235—2019[S]. Beijing: China Electric Power Press, 2019.
- [20] 郭良丹. 利用热网储热技术提高供热机组调峰能力研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2019.
- GUO Liangdan. Study on increasing peak load capacity of heating units by using heat storage technology in heat-supply network[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2019.
- [21] 章臣樾. 锅炉动态特性及其数学模型[M]. 北京: 水利电力出版社, 1987.
- [22] KUNDUR P. 电力系统稳定与控制[M]. 北京: 中国电力出版社, 2002.
- [23] 国家能源局. 电力系统网源协调技术规范: DL/T 1870—2018[S]. 北京: 中国电力出版社, 2018.
- National Energy Administration. Technical specification for power grid and source coordination: DL/T 1870—2018[S]. Beijing: China Electric Power Press, 2018.

收稿日期: 2024-10-04; 修回日期: 2025-01-22

作者简介:

黄怡涵(1999—), 女, 硕士, 研究方向为火电机组一次调频在线建模及其应用。E-mail: huang_yihan_ee@163.com
(编辑 张颖)