

全功率变速抽蓄机组调速系统稳定性分析及参数优化

栾一航^{1,2}, 孙建军^{1,2}, 庄凯勋^{1,2}, 张远志^{1,2}, 查晓明^{1,2}, 丁理杰^{3,4}

(1. 综合能源电力装备与系统安全湖北省重点实验室, 武汉 430072; 2. 武汉大学电气与自动化学院, 武汉 430072; 3. 国网四川省电力公司电力科学研究院, 成都 610041; 4. 电力物联网四川省重点实验室, 成都 610041)

摘要: 功率优先控制下全功率变速抽蓄机组调速器与变流器响应速度的较大差异使其面临转速反调、振荡乃至失稳的潜在风险。为此, 建立了功率优先控制下全功率变速抽蓄机组线性化模型, 提取了机组转速稳定性的关键影响因素, 并据此推导了机组出力调节过程中以调速器控制参数为自变量的转速稳定域解析表达式, 相较常规稳定域计算方法, 该表达式在保证准确性的同时极大降低了计算量。基于所提稳定判据, 分析了机组工作水头对机组稳定域的影响及调速器参数对机组转速特性的影响, 并提出了实时计算调速器控制参数较优取值的简便方法, 仿真结果表明, 该方法能有效抑制机组出力调节过程中的转速振荡现象。

关键词: 全功率变速抽蓄机组; 功率优先控制; 小信号建模; 稳定性分析; 调速系统; 控制参数优化

Stability Analysis and Parameter Optimization of the Governor System for Full-power Variable Speed Pumped Storage Units

LUAN Yihang^{1,2}, SUN Jianjun^{1,2}, CHUANG Kaihsun^{1,2}, ZHANG Yuanzhi^{1,2}, ZHA Xiaoming^{1,2}, DING Lijie^{3,4}

(1. Hubei Key Laboratory of Power Equipment & System Security for Integrated Energy, Wuhan 430072, China;

2. School of Electrical Engineering and Automation, Wuhan University, Wuhan 430072, China;

3. State Grid Sichuan Electric Power Company Electric Power Research Institute, Chengdu 610041, China;

4. Power Internet of Things Key Laboratory of Sichuan Province, Chengdu 610041, China)

Abstract: The large difference in response speed between the governor and the converter of the full-power variable-speed pumped storage unit (full-power VSPS) under power priority control brings about the potential risks of speed undershoot, oscillation and even instability. Therefore, a linearized model of the full-power VSPS under power priority control is established, and the key influencing factors of the unit speed stability are extracted. Accordingly, an analytical expression of the speed stability domain with the governor control parameters as the independent variable during the unit output regulation is derived. Compared with the conventional stability domain calculation method, this expression greatly reduces the amount of calculation while ensuring the accuracy. Based on the proposed stability criterion, the influence of the unit working head on its stability domain and the influence of the governor parameters on the unit speed characteristics are analyzed, and a simple method for real-time calculation of the optimal value of the governor control parameters is proposed. Simulation results show that this method can be adopted to effectively suppress the speed oscillation phenomenon during the output regulation of the full-power VSPS.

Key words: full-power VSPS; power priority control; small signal modeling; stability analysis; governor system; control parameters optimization

0 引言

随着“双碳”战略的逐步推进, 新能源并网容量逐年增加, 其随机性与波动性为电网的安全稳定灵活运行带来了空前的挑战, 也对储能设备提出了

更高的要求^[1-3]。抽水蓄能作为目前技术最成熟、经济性最好的储能技术, 成为了我国重点发展的对象^[4]。其中全功率变速抽蓄机组(full-power VSPS)出力调节范围最宽, 响应速度最快, 且可在常规定速抽蓄机组上直接改装而来, 随着大容量变流器成本的不断降低^[5], 其综合优势正逐步体现。

全功率变速抽蓄机组内部物理过程较为复杂, 其过渡过程涉及全功率变流器及水轮机调速器 2 个

基金资助项目: 中国博士后科学基金(2024T170676); 国网四川省电力公司科技项目(521997230004)。

Project supported by China Postdoctoral Science Foundation(2024T170676), State Grid Sichuan Electric Power Co., Ltd. Science and Technology Project (521997230004).

独立的控制环节,前者响应时间远小于后者,且二者可以分别控制转速及电磁功率 2 个不同的物理量,因此可根据变流器所控制的物理量将机组的基本控制策略分为转速优先控制及功率优先控制 2 类^[6]。前者出力调节较为缓慢,但过渡过程中机组轴系所受冲击较小,且始终能够跟随机组最优效率点^[7],后者功率调节较为迅速,但过渡过程中水锤效应完全作用于轴系,由此引发的转速反调^[8]及振荡^[9-10]现象为机组带来了潜在的轴系损伤甚至失稳的风险。从系统安全的角度出发,需要机组具有尽可能快的出力调节速度,因此如何保障功率优先控制下机组的转速稳定成为亟待解决的问题。

目前国内外对于全功率变速抽蓄机组的研究尚处于起步阶段,相关运行案例及实测数据较少。文献[11]介绍了奥地利 Malta Oberstufe 全功率变速抽蓄机组的实测波形,尽管其采用了功率优先控制,但出于机组安全的考虑,其在负荷调节过程中功率指令均以较为平缓的斜坡信号(每秒调节 0.5%)形式给出,并未充分发挥功率优先控制的调节性能。文献[12]介绍了国内首台全功率变速抽蓄机组——春厂坝变速抽蓄机组的控制策略及运行特性,当其采用功率优先控制时观测到了较为明显的转速振荡现象。

对于全功率变速抽蓄机组调速系统稳定性的研究则同样较为缺乏。文献[13]建立了功率优先控制下全功率变速抽蓄机组的小信号模型,但其只定性给出了转速振荡的主要影响因素,并未进行进一步定量分析。文献[7]重点分析了功率优先控制下机组初始转速对甩负荷过程中机组稳定性的影响机理,但未分析各控制参数对稳定域的影响。文献[14-15]分析了变速抽蓄机组与直驱风电机组联合系统的稳定性,但未侧重分析调速器参数对系统稳定性的影响。相比之下,针对常规水电机组调速系统稳定性的分析相对成熟,能够为全功率变速抽蓄机组相关研究提供一定的参考。如文献[16-17]建立了常规水电机组调速系统的精细化模型,并利用 Hopf 分岔理论对系统多时间尺度振荡现象的机理进行了深入分析。文献[18]分析了调速器参数对电网频率稳定性的影响,重点研究了超低频振荡的产生机理及相应的抑制策略。文献[19]推导了常规水电机组快速功率模式下负荷调节过程中的稳定域,在引入转速控制环路后,其分析方法能够推广至变速抽蓄机组的研究中。

基于此,本文首先建立了功率优先控制下全功率变速抽蓄机组整体的线性化模型,推导了电磁功率指令与机组转速之间的传递函数。在此基础上,分析了转速稳定性的主要影响因素,并据此对传递函数进行了降阶处理,针对降阶后的系统推导了以调速器控制参数为变量的稳定域解析计算方法,并给出了稳定判据的修正方法以消除降阶带来的负面影响。基于稳定边界解析表达式,进一步分析了工作水头对稳定域的影响,得出了机组稳定域随工作水头的上升而缩小的规律。最后,分析了调速器控制参数对机组转速反调及振荡的影响,并结合稳定边界给出了计算调速器控制参数较优取值的简便方法。

1 功率优先控制下全功率变速抽蓄机组建模

采用功率优先控制时,全功率变速抽蓄机组的整体结构如图 1 所示。在机电暂态时间尺度下,描述机组运行特性最为关键的物理量为其电磁功率与转速,其中电磁功率受机侧变流器控制,响应时间较快(毫秒级),而机组转速受水轮机调速器控制,响应速度较慢(秒级)。为了便于后续分析,首先做出简化假设^[20],如下文所述。

- 1) 忽略暂态过程中电容电压的波动,即暂不考虑电网对机组的影响。
- 2) 假设机侧变流器能够立即响应电磁功率指令。
- 3) 不考虑抽蓄机组参与无功调节的情况。

由于变速抽蓄机组内部发生着复杂的水-机-电耦合物理过程,因此本文采用子模块建模的方法,首先建立图 1 中各子模块的模型,最终整合得到机组整体模型。

引水系统由上下水库、引水管道及调压井等设备组成,是机组内部水流流动的通道。在忽略水头损失的情况下,描述引水系统水力学特性最为常用

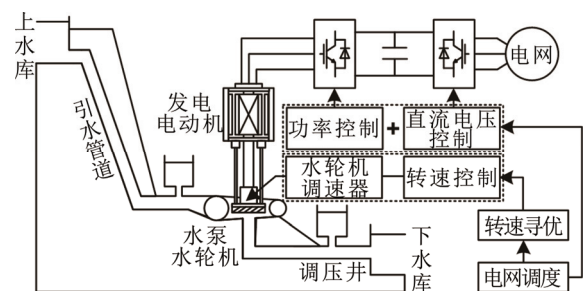


图 1 功率优先控制下全功率变速抽蓄机组整体结构

Fig.1 Overall structure of the full-power VSPS under power priority control

的 3 阶弹性水击模型如式(1)所示^[21]。其中, ΔH 为水头(即单位重量水的能量)偏差量的相对值; ΔQ 为流量偏差量的相对值; T_w 为水锤效应时间常数; T_r 为水击波相长(即水击波在引水管道中往复传递 1 次所需时间); s 为复频率参数。

$$\frac{\Delta H(s)}{\Delta Q(s)} = -T_w \frac{\frac{1}{24} T_r^2 s^3 + s}{\frac{1}{8} T_r^2 s^2 + 1} \quad (1)$$

机组正常运行时转速变化范围相对较小($\pm 15\%$ 额定转速以内), 水泵水轮机全特性曲线在这一范围内近似线性, 因此可以采用如式(2)所示的基于额定工作点局部线性化的 6 参数模型近似描述水泵水轮机的运行特性。其中, ΔT_m 为机械转矩偏差量相对值; $\Delta \omega$ 为转速偏差实际值; Δy 为导叶开度偏差值; e_x 、 e_{qx} 、 e_y 、 e_{qy} 、 e_h 、 e_{qh} 为水泵水轮机的 6 个传递系数; ω_n 为额定转速。

$$\begin{cases} \Delta T_m = e_x \frac{\Delta \omega}{\omega_n} + e_y \Delta y + e_h \Delta H \\ \Delta Q = e_{qx} \frac{\Delta \omega}{\omega_n} + e_{qy} \Delta y + e_{qh} \Delta H \end{cases} \quad (2)$$

由于水泵水轮机的特性, e_x 一般为负, e_y 与 e_{qy} 则恒为正。此外, 定义水泵水轮机综合特性系数如式(3)所示, 由文献[22]可知, $e > 0$ 恒成立。

$$e = \frac{e_h e_{qy}}{e_y} - e_{qh} \quad (3)$$

水轮机调速器通过伺服电机调节导叶开度, 最终实现机组转速的调节, 其控制方程如式(4)所示。其中, T_y 为接力器响应时间常数; k_p 与 k_i 分别为调速器 PI 控制器的比例增益与积分增益; $\Delta \omega_{ref}$ 为转速指令偏差值, 由转速寻优环节给出。

$$\Delta y(s) = \frac{1}{T_y s + 1} \frac{k_p s + k_i}{s} (\Delta \omega_{ref}(s) - \Delta \omega(s)) \quad (4)$$

变速抽蓄机组的一大优势为其能够根据功率指令调整转速, 使机组始终工作于最优效率点, 转速指令的调整通过转速寻优环节实现。转速指令与功率指令一般可以采用多项式加以拟合^[23], 为便于后续分析, 本文将转速寻优环节近似为如式(5)所示的线性形式, 其中 ΔP_{ref} 为电磁功率指令偏差值; k 为比例系数。

$$\Delta \omega_{ref} = k \Delta P_{ref} \quad (5)$$

忽略发电电动机内部损耗, 其运行特性可由如式(6)所示的转子运动方程加以描述, 其中 J 为机组整体惯量; D 为阻尼系数; T_{mn} 为水泵水轮机额定

转矩; ΔT_{em} 为电磁转矩偏差值。

$$\Delta \omega(s) = \frac{1}{Js + D} (T_{mn} \Delta T_m(s) - \Delta T_{em}(s)) \quad (6)$$

在小扰动下, 机组电磁转矩的计算式可以近似为式(7)。然而在发电工况下负荷调节过程中, 由于电磁转矩为制动转矩, 转速项的引入将引起严重的正反馈现象。以出力降低为例加以说明, 此时电磁转矩迅速下降, 转速则对应上升以维持电磁功率不变, 而转速的上升将进一步引起电磁转矩的下降, 进而导致正反馈的形成。这种正反馈在绝大多数参数配合下将直接导致模型的失稳, 因此在后续分析中仅保留式(7)的第 1 项。

$$\Delta T_{em} = \frac{\Delta P_{em}}{\omega_n} - \frac{T_{mn} \Delta \omega}{\omega_n} \quad (7)$$

结合式(1)~式(7), 可以得到功率优先控制下机组简化控制框图如图 2 所示。将其化简可以得到功率指令偏差值 ΔP_{ref} 与转速偏差值 $\Delta \omega$ 之间的传递函数如式(8)所示, 其中分母与分子各阶次系数 a_i 与 b_j 均为与机组参数有关的常数, 其表达式较为复杂, 详见附录 A。需要注意的是, 当机组稳态工作点偏离额定点时(即调节前出力不等于额定功率时), 需将附录 A 中的 ω_n 替换为对应出力下的最优转速, 将 T_{mn} 替换为对应出力下的水泵水轮机机械转矩, 后续附录同理。

$$\frac{\Delta \omega(s)}{\Delta P_{ref}(s)} = \frac{\sum_{j=0}^5 b_{5-j} s^j}{\sum_{i=0}^6 a_{6-i} s^i} \quad (8)$$

由于建模过程进行了较多的简化, 因此需要将其与文献[8]中的详细模型进行对比以验证其准确

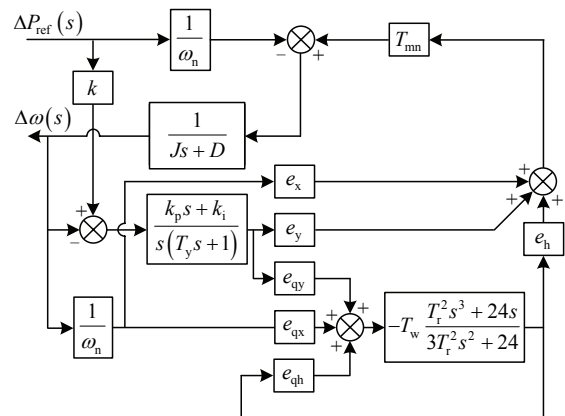


图 2 功率指令-转速简化传递函数模型

Fig.2 Simplified transfer function model of power command-rotational speed

性。以某全功率变速抽蓄机组为例进行验证, 机组各参数如表 1 所示(后续分析均沿用表 1 参数), 机组工作于额定发电工况下, $t=10\text{ s}$ 时功率指令下调 2%, 得到采用简化模型及详细模型时机组转速变化情况如图 3 所示。

由于模型中机组转速偏差值多次过零点, 因此本文采用相对均方根误差来衡量所提简化模型的精确度, 本文所提简化模型在 10~60 s 区间内的相对均方根误差为 4.88%, 即其与机组详细模型有较好的一致性, 而保留式(7)第 2 项的小信号模型则直接失稳。因此本文所提简化模型可以用于后续机组稳定性的分析。

需要说明的是, 由于计算电磁转矩时将转速近似为额定转速, 这将导致发电工况下功率指令上升时阻尼转矩被高估, 进而导致系统稳定域的计算偏乐观, 而功率指令下降时阻尼转矩则被低估, 进一步导致系统稳定域的计算偏保守。在抽水工况下由于电磁转矩变为驱动转矩, 得出的结论将与之相反。然而, 在机组正常运行时转速变化范围较窄, 因此忽略转速变化对稳定域计算结果的影响较小。

2 机组调速系统稳定判据

由于式(1)所示的引水系统含有 2 个虚轴上的极点, 因此系统对调速器控制参数的要求较为严格, 需要给出以其为变量的系统稳定域表达式, 从而为功率优先控制下机组的控制参数整定提供指导。

2.1 稳定性数值分析

式(8)是一个 6 阶系统, 难以得到便于工程应用的稳定域解析表达式。因此本文首先通过数值计算得出稳定域的大致性质, 提取稳定域的主要影响因素, 并据此对系统进行降阶, 进而得出机组的简化稳定判据。采用 Routh-Hurwitz 稳定判据^[24]计算如式(8)所示系统的稳定域, 计算过程详见附录 B, 通过数值计算得到的机组调速系统稳定域如图 4 所示。

接下来分析几个主要参数对机组稳定域的影响, 在其他参数不变的情况下, 分别改变 ω_n 、 T_h 、 T_r 、 T_y 的值, 采用同样的方法绘制机组的稳定域, 结果如图 5 所示。

由图 5 可知, 机组额定转速 ω_n 对稳定域的影响较大, 随着 ω_n 的上升, 稳定边界显著向左上方移动。水流惯性时间常数 T_h 对稳定域的影响同样较大, 随着 T_h 的增加, 稳定边界显著向左下方移动。而水击波相长 T_r 对稳定域的影响较小, 随着 T_r 的增加, 稳

表 1 机组主要仿真参数

Table 1 Main simulation parameters of the unit			
参数	数值	参数	数值
额定功率/MW	5	e_x	-0.5(发电), 1(抽水)
T_w/s	2	e_h	1.5(发电), 1.5(抽水)
T_r/s	1	e_y	1(发电), 0.3(发电)
T_y/s	0.2	e_{qx}	0(发电), 0.3(抽水)
$\omega_n/(\text{rad}\cdot\text{s}^{-1})$	30π	e_{qh}	0.5(发电), 0.5(抽水)
k	0.5	e_{qy}	1(发电), 0.3(抽水)

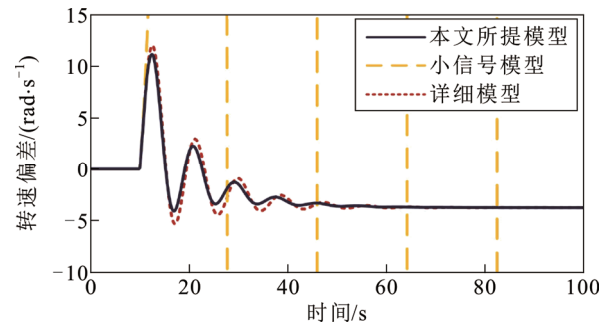


图 3 本文模型与小信号模型及详细模型的对比图

Fig.3 Comparison of simplified model, small signal model and detailed model

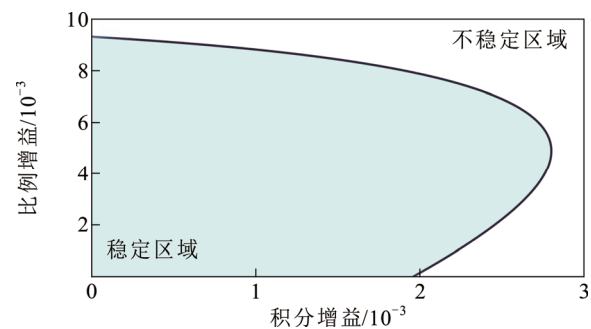


图 4 稳定域数值计算结果

Fig.4 Numerical calculation results of the stability domain

定边界略微向左下方移动。继电器时间常数 T_y 对稳定域的影响同样较小, 随着 T_y 的增加, 稳定边界略微向左下方移动, 这与定速抽蓄机组中 T_y 对稳定域的影响规律是不一致的^[19]。

由式(1)与式(8)可知, 弹性水击现象的存在使得系统的阶数增加 2 阶, 而这一现象对系统稳定域的影响较小, 因此可以暂时将其忽略。当 $T_r=0$ 时, 即采用刚性水击模型时, 系统的总阶数从 6 阶降至 4 阶, 极大简化了 Routh-Hurwitz 判据的计算量。因此在接下来的分析中, 本文将基于刚性水击模型推导机组稳定域的解析表征, 并引入相关修正系数补偿因忽略 T_r 对稳定域造成的不利影响。

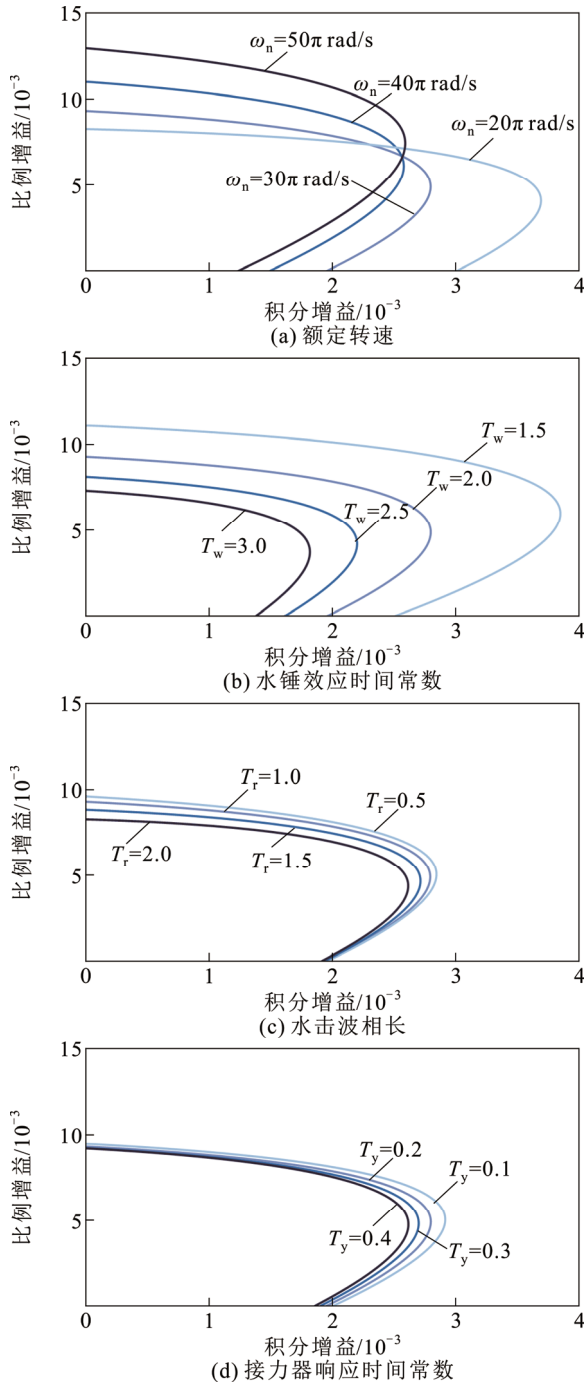


图5 各参数对稳定域的影响

Fig.5 Impact of various parameters on the stability domain

2.2 简化稳定判据及其修正

2.2.1 理论分析

当 $T_r=0$ 时, 机组的传递函数可以改写为如式(9)所示形式, 其中 a'_i 与 b'_j 为由机组参数有关的常数, 其表达式较为复杂, 详见附录 C。需要注意的是, 分母上只有 a'_2 、 a'_3 和 a'_4 与控制参数有关, 且由式(3)可知, a'_0 、 a'_1 、 a'_3 与 a'_4 恒大于 0。

$$\frac{\omega(s)}{\Delta P_{\text{ref}}(s)} = \frac{\sum_{j=0}^3 b'_{3-j} s^j}{\sum_{i=0}^4 a'_{4-i} s^i} \quad (9)$$

据此, 利用 Routh-Hurwitz 稳定判据, 上述系统稳定的条件简化为式(10)与式(11)成立。

$$a'_1 a'_2 - a'_0 a'_3 > 0 \quad (10)$$

$$a'_3 (a'_1 a'_2 - a'_0 a'_3) - a_1'^2 a'_4 > 0 \quad (11)$$

对上述判据进行进一步分析。式(10)的边界为一条直线, 式(11)的边界为双曲线, 而由于 a'_1 与控制参数无关, a'_4 为仅与 k_i 有关的正值, 且 a'_3 恒为正值, 因此当 $k_i=0$ 时, 式(10)、(11)与 k_p 轴正半轴的交点重合, 换言之, 式(11)所示直线与式(10)所示双曲线的下半支相交。

进一步地, 分析式(11)所示双曲线渐近线的性质。首先需要说明的是, 双曲线的渐近线强调其在无穷远点处的性质, 因此渐近线的斜率相比截距更为重要。对于式(11)这类非标准形式的双曲线, 在求取其渐近线斜率时, 只需省略所有一次项与常数项, 并做代换 $k_p=k_1 k_i$, 即可化为关于渐近线斜率 k_L 的一元二次方程。而由于 a'_4 仅与 k_i 有关, 因此将式(11)省略一次项与常数项后的形式如式(12)所示, 其中 k_1 与 k_2 分别为式(11)中 k_p 与 k_i 的系数, k_3 与 k_4 分别为方程 $a'_3=0$ 中 k_p 与 k_i 的系数。

$$(k_1 k_L + k_2)(k_3 k_L + k_4) k_i^2 = 0 \quad (12)$$

由式(12)可知, 式(11)所示双曲线的渐近线斜率为式(10)与 $a'_3=0$ 所对应的直线的斜率。而由于式(10)所示直线与式(11)所示双曲线的下半支相交, 且必然只有 1 个交点, 因此式(10)所示直线必然处于式(11)所示双曲线的上半支的下方, 且 2 者永不相交。

接下来证明直线 $a'_3=0$ 与式(11)所示的双曲线下半支不相交。即计算直线 $a'_3=0$ 与 k_i 轴的交点坐标, 并将其代入式(11), 可以证明代入后的值恒小于 0, 详细过程见附录 D。即直线 $a'_3=0$ 与 k_i 轴的交点在双曲线式(11)的下半支以外, 2 者永不相交。沿用表 1 数据对上述分析进行验证, 结果详见附录 E, 结果同样表明式(9)中所示系统的稳定域为双曲线下半支与坐标轴所围成的面积。

对式(11)做进一步的简化, 可以得到稳定边界关于 k_p 与 k_i 的显式表达式(13), 其中 x_1-x_7 为与机组参数有关的系数, 其表达式较为复杂, 详见附录 F。系统的稳定域即为式(13)与坐标轴围成的区域。

$$f(k_p, k_i) = (x_2^2 x_1 + 2x_3 x_2) k_p k_i - x_6 x_2^2 k_i^2 - (x_7 x_2 x_1 + x_7 x_3) k_p^2 - (x_4 x_2 x_1 + 2x_6 x_5 x_2 + x_7 x_1^2) k_i + (x_3 x_2 x_1 + x_5 x_3 + x_7 x_4 x_1 + x_7 x_6 x_5) k_p - (x_5 x_4 x_1 + x_6 x_5^2) = 0 \quad (13)$$

T_r 的增大将导致稳定域的缩小, 因此采用刚性水击模型计算得到的稳定域较为乐观, 需要加以修正。而由图 5 可知, 当 T_r 改变时, 稳定域边界线近似表现为横向及纵向的放缩, 因此结合式(1)的形式, 引入如式(14)所示的修正系数即可补偿因忽略 T_r 造成的稳定域误判。

$$f\left(\left(1 + \frac{T_r^2}{24}\right) k_p, \left(1 + \frac{T_r^2}{72}\right) k_i\right) = 0 \quad (14)$$

对比图 4 所示的全阶判据、式(13)所示的降阶判据及式(14)所示的改进判据, 结果如图 6 所示。由图 6 可知, 降阶判据结果较为乐观, 可能造成稳定性的误判, 而改进判据则与全阶判据基本重合, 即本文所提出的改进判据能够在极大降低计算量的基础上保证稳定域计算结果的准确性。而在抽水工况下稳定域的推导过程中, 仅涉及到机组参数值及控制环节符号的改变, 稳定域的推导过程、表达式及基本形状都是基本一致的。

2.2.2 仿真验证

沿用表 1 所示的各项参数, 在全功率变速抽蓄机组机电暂态仿真模型中验证式(14)中推导的稳定域的准确性。机组工作于额定工作点, 在 $t=10\text{ s}$ 处功率指令下调 2%, 得到不同调速器控制参数下机组在发电及抽水工况下的转速变化情况, 仿真结果如图 7 所示。

由图 7 可知, 当控制参数在稳定域内时, 机组转速收敛到特定常数; 而当控制参数在稳定域外时, 机组转速则是发散的。此外, 式(13)给出的降阶判

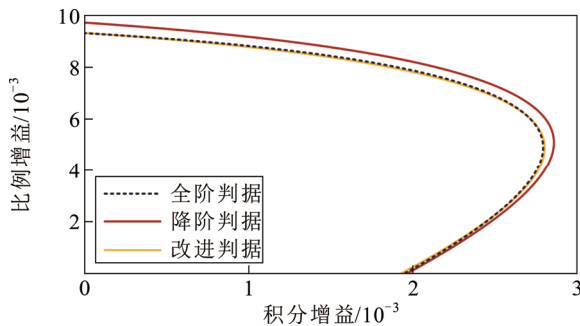


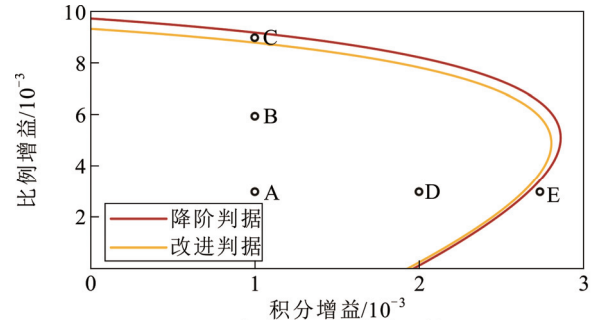
图 6 改进判据与全阶判据对比图

Fig.6 Comparison between improved criterion and full-order criterion

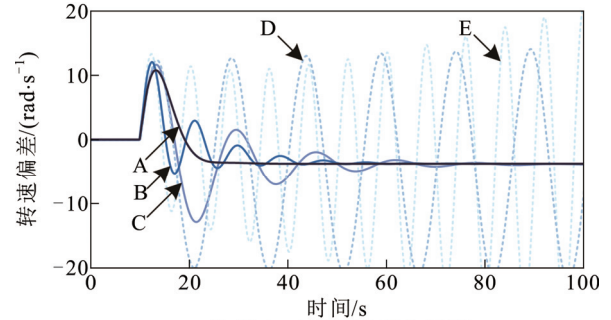
据会导致稳定域的乐观估计, 而式(14)给出的改进判据则能够缓解这一问题。

2.3 不同水头下稳定域的变化规律

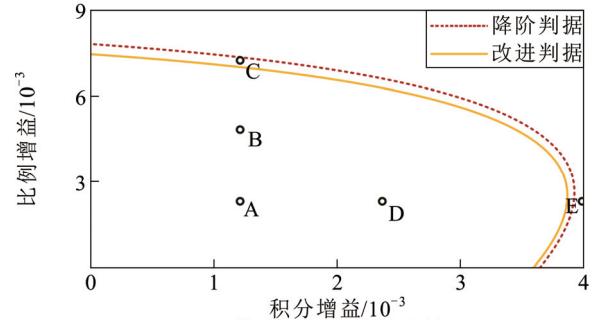
由式(14)与附录 F 可知, 水泵水轮机的 6 个传递系数对机组的稳定域同样有着较大影响。不同于常规水电机组, 抽蓄机组有着更宽的水头变化范围, 且对于同一水泵水轮机, 不同水头下其各传递系数也将发生改变, 因此有必要分析出力一定时不同水头下机组稳定域的变化规律。



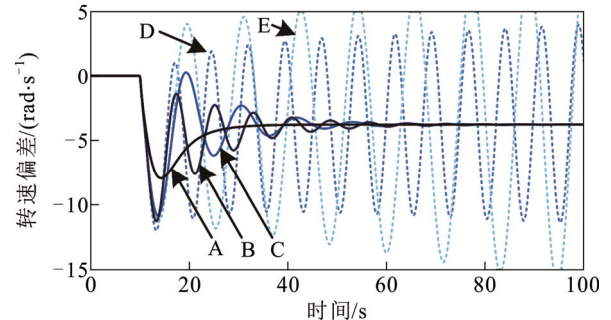
(a) 发电工况参数选取情况



(b) 发电工况转速变化情况



(c) 抽水工况参数选取情况



(d) 抽水工况转速变化情况

图 7 机组稳定域仿真验证

Fig.7 Simulation verification of the unit's stability domain

首先定性分析不同水头下 6 个传递系数的变化规律。水泵水轮机各传递系数主要基于其特性曲线得到^[25], 当机组转速变化较小时, 可将水泵水轮机特性曲线做近似线性化处理^[7], 进一步将单位值换算到实际值后, 即可得到简化后的特性曲线如式(15)所示, 其中 k_5 — k_8 与 b_5 — b_8 为拟合系数, 不随工作点的改变而改变。

$$\begin{cases} \Delta T_m = (k_5 \Delta y + b_5) (k_6 \Delta \omega \sqrt{\Delta H} + b_6 \Delta H) \\ \Delta Q = (k_7 \Delta y + b_7) (k_8 \Delta \omega + b_8 \sqrt{\Delta H}) \end{cases} \quad (15)$$

水泵水轮机的传递系数为式(15)中 ΔT_m 与 ΔQ 关于 $\Delta \omega$ 、 Δy 与 ΔH 的偏导数。需要注意的是, 不同水头下同一功率指令对应的最优转速及导叶开度也将发生改变, 但由于其变幅均远小于水头变幅^[26], 因此假设其为恒定值, 进而式(15)可视为附录 G 中关于 H 的单变量函数。由附录 G 可知, 当 H 增大时, e_x 、 e_y 与 e_{qy} 增大, e_h 与 e_{qh} 减小, 而 e_{qx} 则近似不变。

基于以上分析研究某全功率变速抽蓄机组在不同水头下出力调节过程中以调速器控制参数为自变量的转速稳定域, 其中不同水头下各传递系数及最优转速的变化情况如表 2 所示, 其余参数同表 1。根据式(14)绘制的各工作水头下机组的稳定域结果如图 8 所示。由图 8 可知, 随着工作水头的增加, 机组的稳定边界逐渐向左下移动, 因此在最高水头处机组的稳定性最差。

3 调速器控制参数优化方案

由图 7 可知, 采用功率优先控制的全功率变速抽蓄机组在出力调节过程中可能发生转速的反调及振荡现象, 前者是采用该控制策略时机组发电工况下的固有现象^[5], 而后者则与调速器控制参数的选取有较大关联。因此, 需要对调速器控制参数进行优化以改善过渡过程中机组的转速特性。

初步计算可知, 式(8)所示的系统有 3 个靠近虚轴的极点, 大多数情况下为 1 个实数极点与 1 对共轭复数极点(在 PI 参数都很小时为 3 个实数极点), 机组的转速特性主要受这 3 个主导极点的位置影响。以发电工况为例, 改变调速器控制参数时, 绘制主导极点位置的变化情况, 结果如图 9 所示。

由图 9 可知, k_p 增加时, 实数主导极点逐渐靠近虚轴, 复数主导极点与虚轴的距离先增大后减小, 与实轴的距离逐渐增大。即随着 k_p 的增加, 转速振

表 2 不同水头下机组参数变化

水头相对值	e_x	e_h	e_y	e_{qh}	e_{qy}	$\omega_n/(\text{rad}\cdot\text{s}^{-1})$
1.00	-0.50	1.50	1.00	0.50	1.00	30π
0.95	-0.51	1.52	0.94	0.52	0.99	29.7π
0.90	-0.53	1.58	0.89	0.57	0.97	29.3π
0.85	-0.57	1.69	0.85	0.63	0.94	28.9π
0.80	-0.62	1.81	0.83	0.70	0.91	28.4π

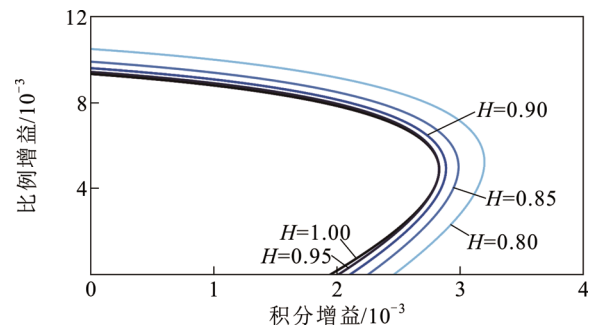


图 8 不同水头下机组的稳定域

Fig.8 Stability domain of the unit under different water heads

荡频率逐渐增大, 衰减速率则先增大后减小。而 k_i 增加时, 实数主导极点逐渐远离虚轴, 复数主导极点与虚轴的距离逐渐减小, 与实轴的距离在 k_p 较小时逐渐增大, 在 k_p 较大时逐渐减小。即随着 k_i 的增加, 转速振荡频率与 k_p 取值有关, 衰减速率则逐渐减小。

因此, 综合考虑过渡过程时间及转速振荡情况, k_p 与 k_i 均不能取过小或过大的值, 而应处于稳定域中心略靠近原点的位置。结合稳定域边界的形状给出一种较优的控制参数选取方案: k_p 取式(14)与纵轴正半轴交点坐标的 1/3, k_i 取式(14)与横轴正半轴交点坐标的 1/3。

综合以上分析, 可以得到机组调速系统控制参数的优化计算流程如图 10 所示。该方法的优势在于无需采用复杂的智能优化算法, 步骤简单无需循环, 计算量较小, 响应速度较快, 且能保证较好的优化效果, 其可应用于各基本参数均已知的全功率变速抽蓄机组调速系统的控制参数优化。

选取 3 台不同参数的全功率变速抽蓄机组以验证所提方法的普适性, 各机组详细参数如表 3 所示(其余参数与表 1 中相同)。在 $t=10\text{ s}$ 时均使功率指令下调 2%, 得到 3 台机组在发电及抽水工况下的转速变化情况如图 11 所示。

由图 11 可知, 在不同的机组参数下, 所述调速器参数优化方案均能有效抑制其出力调节过程中的

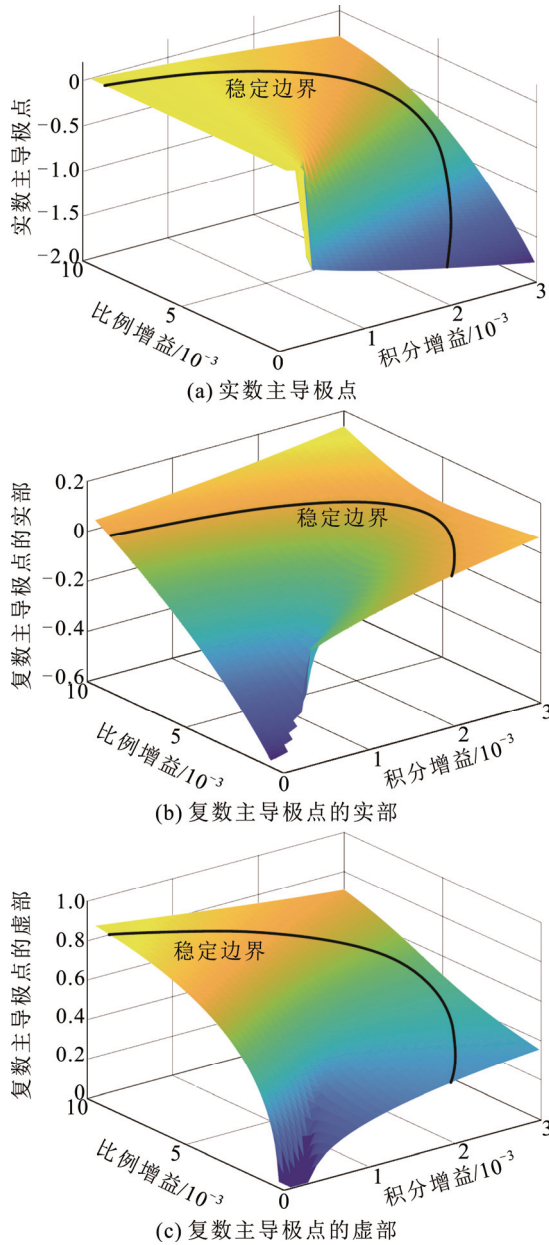


图9 调速器控制参数对主导极点的影响

Fig.9 Effect of governor control parameters on dominant poles

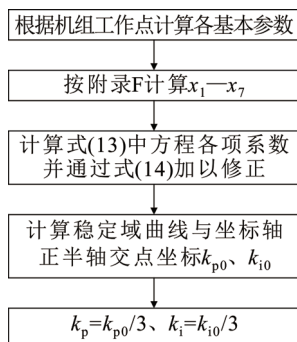


图10 调速器控制参数优化流程

Fig.10 Process of the governor control parameter optimization

表3 3种机组的主要参数

Table 3 Main parameters of three units

参数	不同机组下的取值			
	机组1	机组2	机组3	
$\omega_n/(\text{rad}\cdot\text{s}^{-1})$	30π	40π	50π	
k	0.2	0.3	0.5	
T_w/s	2	1.5	1	
e_x	发电	-0.5	-0.6	-0.4
	抽水	1	1.2	0.8
e_h	发电	1.5	1.2	1.7
	抽水	1.5	1.2	1.7
e_{qx}	发电	0	0	-0.1
	抽水	0.3	0.2	0.4
e_{qh}	发电	0.7	0.5	0.3
	抽水	0.7	0.5	0.3

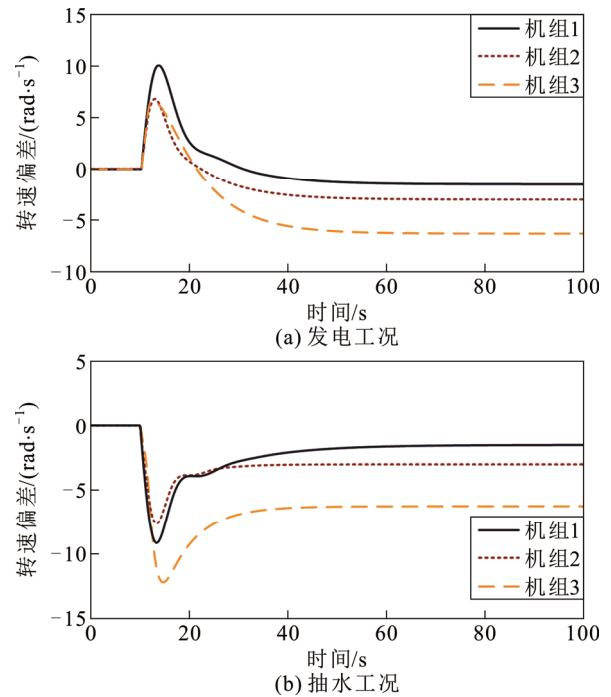


图11 调速器控制参数优化方案验证

Fig.11 Verification of the governor control parameter optimization scheme

转速振荡现象，且发电工况下的转速反调值及抽水工况下的转速超调值也均在允许范围内，这验证了本文所提参数优化方案的普适性。

4 结论

1) 在机电时间尺度下建立了采用功率优先控制的全功率变速抽蓄机组小信号模型，分析了机组稳定域的主要影响因素，并给出了忽略弹性水击效应的机组降阶模型。

2) 基于降阶模型推导了以调速器 PI 参数为自

变量的机组稳定判据, 并引入了相关修正系数以补偿降阶引起的稳定域扩大现象, 最终得到机组稳定域的改进判据。

3) 定性分析了机组工作水头对稳定域的影响规律, 指出机组转速稳定域随工作水头的增加而缩小, 因此机组在最高工作水头处的稳定性最差。

4) 定性分析了调速器控制参数对机组转速的影响规律, 结合稳定边界给出了一种较优的调速器控制参数计算方法。仿真算例证明了该方法具有较强的普适性, 在发电及抽水工况下均能够有效防范机组转速的振荡现象。

附录见本刊网络版(<http://hve.epri.sgcc.com.cn>)。

参考文献 References

- [1] 李国庆, 刘先超, 辛业春, 等. 含高比例新能源的电力系统频率稳定研究综述[J]. 高电压技术, 2024, 50(3): 1165-1181.
LI Guoqing, LIU Xianchao, XIN Yechun, et al. Research on frequency stability of power system with high penetration renewable energy: a review[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(3): 1165-1181.
- [2] 耿 华, 何长军, 刘浴霜, 等. 新能源电力系统的暂态同步稳定研究综述[J]. 高电压技术, 2022, 48(9): 3367-3383.
GENG Hua, HE Changjun, LIU Yushuang, et al. Overview on transient synchronization stability of renewable-rich power systems[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(9): 3367-3383.
- [3] 黄 萌, 凌扬坚, 耿 华, 等. 功率同步控制的构网型变流器多机交互分析与稳定控制研究综述[J]. 高电压技术, 2023, 49(11): 4571-4583.
HUANG Meng, LING Yangjian, GENG Hua, et al. An overview on multi-VSCs interaction analysis and stability controls of grid-forming converters with power synchronization control[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(11): 4571-4583.
- [4] 刘开培, 朱 蜀, 冯 欣, 等. 双馈式变速抽水蓄能电厂的机电暂态建模及模型预测控制[J]. 高电压技术, 2020, 46(7): 2407-2417.
LIU Kaipei, ZHU Shu, FENG Xin, et al. Electromechanical transient modeling and model predictive control of doubly-fed variable-speed pumped storage power plant[J]. High Voltage Engineering, 2020, 46(7): 2407-2417.
- [5] 梁 亮, 李普明, 刘嘉宁, 等. 抽水蓄能电站自主调频控制策略研究[J]. 高电压技术, 2015, 41(10): 3288-3295.
LIANG Liang, LI Puming, LIU Jianing, et al. Study on the control strategy of pumped storage power station for frequency regulation[J]. High Voltage Engineering, 2015, 41(10): 3288-3295.
- [6] 马小亮. 变频器新应用——变速抽水蓄能水电机组[J]. 电气传动, 2022, 52(2): 3-10.
MA Xiaoliang. New applications of frequency converters——variable speed pumped-storage hydropower facilities[J]. Electric Drive, 2022, 52(2): 3-10.
- [7] CHEN Y H, XU W, LIU Y, et al. Reduced-order system frequency response modeling for the power grid integrated with the type-II doubly-fed variable speed pumped storage units[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(9): 10994-11006.
- [8] 邓宇闻. 可变速抽水蓄能机组暂态运行稳定性分析及调节性能评估[D]. 杨凌: 西北农林科技大学, 2023.
DENG Yuwen. Transient operation stability analysis and regulation performance evaluation of variable speed pumped-storage units[D]. Yangling, China: Northwest A&F University, 2023.
- [9] 邵子轩, 杨威嘉, 廖溢文, 等. 抽水蓄能机组小波动等幅振荡特性与工况点的关联规律[J]. 大电机技术, 2023(1): 37-43.
SHAO Zixuan, YANG Weijia, LIAO Yiwen, et al. Correlation law between sustained oscillation characteristics and operating point of pumped storage units under small fluctuation[J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine, 2023(1): 37-43.
- [10] CHEN Y H, XU W, LIU Y, et al. Small-signal system frequency stability analysis of the power grid integrated with type-II doubly-fed variable speed pumped storage[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2023, 38(1): 611-623.
- [11] CHRISTE A, FAULSTICH A, VASILADIOTIS M, et al. World's first fully rated direct ac/ac MMC for variable-speed pumped-storage hydropower plants[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2023, 70(7): 6898-6907.
- [12] 丁理杰, 史华勃, 陈 刚, 等. 全功率变速抽水蓄能机组控制策略与调节特性[J]. 电力自动化设备, 2024, 44(3): 166-171, 179.
DING Lijie, SHI Huabo, CHEN Gang, et al. Control strategy and regulation characteristics of variable speed pumped storage unit with full-size converter[J]. Electric Power Automation Equipment, 2024, 44(3): 166-171, 179.
- [13] 史华勃, 王渝红, 滕予非, 等. 全功率变速抽水蓄能机组快速功率模式小信号建模[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(4): 162-169.
SHI Huabo, WANG Yuhong, TENG Yufei, et al. Small signal modeling of variable-speed pumped storage unit with full-size converter in fast-power mode[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(4): 162-169.
- [14] 王方洲, 刘开培, 秦 亮, 等. 变速抽水蓄能和直驱风电系统的阻抗建模及稳定性分析[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(17): 61-69.
WANG Fangzhou, LIU Kaipei, QIN Liang, et al. Impedance modeling and stability analysis of power system with variable-speed pumped storage and direct-drive wind turbines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(17): 61-69.
- [15] 王方洲, 谭甜源, 刘开培, 等. 可变速抽水蓄能与直驱风电机组联合运行系统的小信号稳定分析[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(7): 65-72.
WANG Fangzhou, TAN Tianyuan, LIU Kaipei, et al. Small-signal stability analysis of combined operation system of variable-speed pumped storage unit and direct-drive wind turbine unit[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(7): 65-72.
- [16] 赖昕杰. 水轮发电机组调速系统稳定性与过渡过程控制优化研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2021.
LAI Xinjie. Research on stability and transient process control optimization of hydro-turbine governing system[D]. Wuhan, China: Huazhong University of Science and Technology, 2021.
- [17] LAI X J, LI C S, GUO W C, et al. Stability and dynamic characteristics of the nonlinear coupling system of hydropower station and power grid[J]. Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation, 2019, 79: 104919.
- [18] 肖 灿, 王德林, 李振鹏, 等. 抑制电力系统超低频振荡的水轮机调速器参数优化控制研究[J]. 电网技术, 2020, 44(6): 2135-2142.
XIAO Can, WANG Delin, LI Zhenpeng, et al. Research on parameter optimization control of turbine governor for suppressing ultra-low frequency oscillation in power systems[J]. Power System Technology, 2020, 44(6): 2135-2142.
- [19] 鲍海艳, 龙丽婷, 付 亮, 等. 水轮机调速器功率调节模式下负荷调节过渡过程稳定性研究[J]. 农业工程学报, 2019, 35(17): 50-57.

- BAO Haiyan, LONG Liting, FU Liang, et al. Stability of load regulation transition process of hydro turbine governor in power regulation mode[J]. Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering, 2019, 35(17): 50-57.
- [20] 陈亚红, 邓长虹, 刘玉杰, 等. 抽水工况双馈可变速抽蓄机组机电暂态建模及有功-频率耦合特性[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(3): 942-956.
- CHEN Yahong, DENG Changhong, LIU Yujie, et al. Electromechanical transient modelling and active power-frequency coupling characteristics of doubly-fed variable speed pumped storage under pumping mode[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(3): 942-956.
- [21] 刘进杨. 基于全特性曲线抽水蓄能电站典型过渡过程特性分析[D]. 杨凌: 西北农林科技大学, 2017.
- LIU Jinyang. Characteristic analysis of typical transient of pumped storage power station based on characteristic curve[D]. Yangling, China: Northwest A&F University, 2017.
- [22] 杨建东, 赖旭, 陈鉴治. 水轮机特性对调压室稳定断面面积的影响[J]. 水利学报, 1998, 29(2): 7-11.
- YANG Jiandong, LAI Xu, CHEN Jianzhi. The effect turbine characteristic on stable sectional area of surge tank[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1998, 29(2): 7-11.
- [23] CHEN Y H, XU W, LIU Y, et al. Modeling and transient response analysis of doubly-fed variable speed pumped storage unit in pumping mode[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2023, 70(10): 9935-9947.
- [24] 胡寿松. 自动控制原理[M]. 七版. 北京: 科学出版社, 2019: 107-108.
- HU Shousong. Automatic control theory[M]. 7th ed. Beijing, China: Science Press, 2019: 107-108.
- [25] LIU G C, CHEN D Y, LI H H, et al. Dynamical assessment of a PTGS with time delay[J]. IET Renewable Power Generation, 2019, 13(14): 2594-2603.
- [26] 井浩然, 李佳, 赵红生, 等. 双馈变速抽水蓄能全工况转换过程建模与仿真[J]. 电力建设, 2023, 44(10): 41-50.
- JING Haoran, LI Jia, ZHAO Hongsheng, et al. Modeling and simulation of operating condition conversion of doubly-fed variable speed pumped storage[J]. Electric Power Construction, 2023, 44(10): 41-50.



LUAN Yihang
Ph.D. candidate

栾一航

2001—, 男, 博士生

主要研究方向为抽水蓄能机组的建模、分析及优化控制

E-mail: yh_luan@whu.edu.cn



SUN Jianjun
Ph.D., Professor
Corresponding author

孙建军(通信作者)

1975—, 男, 博士, 教授, 博导

主要研究方向为大功率电力电子技术及其应用、电能质量分析及治理

E-mail: jjsun@whu.edu.cn

收稿日期 2024-09-05 修回日期 2024-11-01 编辑 程子丰

附录 A

式(8)中各项系数的表达式为:

$$\begin{aligned}
 a_0 &= JT_r^2 T_w T_y e_{qh} \omega_n \\
 a_1 &= 3JT_r^2 T_y \omega_n + JT_r^2 T_w e_{qh} \omega_n + T_{mn} T_r^2 T_w T_y e_h e_{qx} - \\
 &\quad T_{mn} T_r^2 T_w T_y e_{qh} e_x + DT_r^2 T_w T_y e_{qh} \omega_n \\
 a_2 &= 3JT_r^2 \omega_n - 3T_{mn} T_r^2 T_y e_x + 3DT_r^2 T_y \omega_n + \\
 &\quad 24JT_w T_y e_{qh} \omega_n + T_{mn} T_r^2 T_w e_{qx} e_h - T_{mn} T_r^2 T_w e_{qh} e_x + \\
 &\quad DT_r^2 T_w e_{qh} \omega_n + T_{mn} T_r^2 T_w \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_p \\
 a_3 &= 24JT_y \omega_n - 3T_{mn} T_r^2 e_x + 3DT_r^2 \omega_n + 24JT_w e_{qh} \omega_n + \\
 &\quad 24T_{mn} T_w T_y e_h e_{qx} - 24T_{mn} T_w T_y e_{qh} e_x + 24DT_w T_y e_{qh} \omega_n + \\
 &\quad 3T_{mn} T_r^2 e_y \omega_n k_p + T_{mn} T_r^2 T_w \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_i \\
 a_4 &= 24J \omega_n - 24T_{mn} T_y e_x + 24DT_y \omega_n + 24DT_w e_{qh} \omega_n + \\
 &\quad 24T_{mn} T_w e_h e_{qx} - 24T_{mn} T_w e_{qh} e_x + 3T_{mn} T_r^2 e_y \omega_n k_i - \\
 &\quad 24T_{mn} T_w \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_p \\
 a_5 &= 24D \omega_n - 24T_{mn} e_x + 24T_{mn} e_y \omega_n k_p + \\
 &\quad 24T_{mn} T_w \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_i \\
 a_6 &= 24T_{mn} e_y \omega_n k_i \\
 b_0 &= -T_r^2 T_w T_y e_{qh} \\
 b_1 &= -T_r^2 T_w e_{qh} - 3T_r^2 T_y + T_{mn} T_r^2 T_w k \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_p \\
 b_2 &= -3T_r^2 - 24T_w T_y e_{qh} + 3T_{mn} T_r^2 e_y k \omega_n k_p + \\
 &\quad T_{mn} T_r^2 T_w k \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_i \\
 b_3 &= -24T_y - 24T_w e_{qh} + 24T_{mn} T_w k \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_p + \\
 &\quad 3T_{mn} T_r^2 e_y k \omega_n k_i \\
 b_4 &= -24 + 24T_{mn} e_y k \omega_n k_p + 24T_{mn} T_w k \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_i \\
 b_5 &= 24T_{mn} e_y k \omega_n k_i
 \end{aligned}$$

附录 B

利用 Routh-Hurwitz 稳定判据计算式(8)所示系统的过程如下, 其中系统稳定的条件为 a_0 、 a_1 、 r_{31} 、 r_{41} 、 r_{51} 与 r_{61} 均为正值(r_{ij} 表示劳斯表 i 行 j 列元素的值):

$$\begin{cases}
 r_{31} = (a_2 a_1 - a_3 a_0) / a_1 \\
 r_{32} = (a_4 a_1 - a_5 a_0) / a_1 \\
 r_{41} = (r_{31} a_3 - r_{32} a_1) / r_{31} \\
 r_{42} = (r_{31} a_5 - r_{32} a_1) / r_{31} \\
 r_{51} = (r_{41} r_{32} - r_{31} r_{42}) / r_{41} \\
 r_{61} = (r_{51} r_{42} - r_{41} a_6) / r_{51}
 \end{cases}$$

附录 C

式(9)中各项系数的表达式为:

$$\begin{aligned}
 a'_0 &= JT_w T_y e_{qh} \omega_n \\
 a'_1 &= JT_y \omega_n + JT_w e_{qh} \omega_n + T_{mn} T_w T_y e_h e_{qx} - \\
 &\quad T_{mn} T_w T_y e_{qh} e_x + DT_w T_y e_{qh} \omega_n \\
 a'_2 &= J \omega_n - T_{mn} T_y e_x + DT_y \omega_n + \\
 &\quad DT_w e_{qh} \omega_n + T_{mn} T_w e_h e_{qx} - T_{mn} T_w e_{qh} e_x - \\
 &\quad T_{mn} T_w \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_p \\
 a'_3 &= D \omega_n - T_{mn} e_x + T_{mn} e_y \omega_n k_p + \\
 &\quad T_{mn} T_w \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_i \\
 a'_4 &= T_{mn} e_y \omega_n k_i \\
 b'_0 &= -T_w T_y e_{qh} \\
 b'_1 &= -T_y - T_w e_{qh} + T_{mn} T_w k \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_p \\
 b'_2 &= -1 + T_{mn} e_y k \omega_n k_p + T_{mn} T_w k \omega_n (e_{qh} e_y - e_h e_{qy}) k_i \\
 b'_3 &= T_{mn} e_y k \omega_n k_i
 \end{aligned}$$

附录 D

直线 $a'_3=0$ 与 k_i 轴的交点对应式(11)的值为:

$$\frac{e_y (T_{mn} e_x - D \omega_n)}{T_w (e_h e_{qy} - e_{qh} e_y)} \left(JT_y \omega_n + JT_w e_{qh} \omega_n + T_{mn} T_w T_y e_h e_{qx} - T_{mn} T_w T_y e_{qh} e_x + DT_w T_y e_{qh} \omega_n \right) < 0$$

附录 E

式(10)、式(11)与直线 $a'_3=0$ 的图像如图 E1 所示。

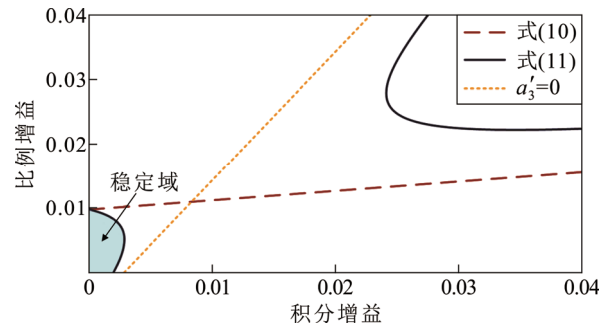


图 E1 稳定域理论分析相关验证

Fig.E1 Related validation of stability domains theoretical analysis

附录 F

式(13)中各项系数的表达式为:

$$\begin{aligned}
 x_1 &= JT_y \omega_n + JT_w e_{qh} \omega_n + T_{mn} T_w T_y (e_h e_{qx} - e_{qh} e_x) + \\
 &\quad DT_w T_y e_{qh} \omega_n \\
 x_2 &= T_{mn} T_w \omega_n (e_h e_{qy} - e_{qh} e_y) \\
 x_3 &= JT_{mn} T_w T_y e_{qh} e_y \omega_n^2 \\
 x_4 &= J \omega_n - T_{mn} T_y e_x + DT_y \omega_n + DT_w e_{qh} \omega_n + \\
 &\quad T_{mn} T_w (e_h e_{qx} - e_{qh} e_x) \\
 x_5 &= T_{mn} e_x - D \omega_n \\
 x_6 &= JT_w T_y e_{qh} \omega_n \\
 x_7 &= T_{mn} e_y \omega_n
 \end{aligned}$$

附录 G

水泵水轮机各传递系数的详细表达式为:

$$\left\{ \begin{aligned}
 e_x &= (k_5 k_6 y + b_5 k_6) \sqrt{H} \\
 e_y &= k_5 k_6 \omega \sqrt{H} + k_5 b_6 H \\
 e_h &= k_5 b_6 y + b_5 b_6 + \frac{k_5 k_6 y \omega + b_5 k_6 \omega}{2\sqrt{H}} \\
 e_{qx} &= k_7 k_8 y + b_7 k_8 \\
 e_{qy} &= k_7 k_8 \omega + k_7 b_8 \sqrt{H} \\
 e_{qh} &= \frac{k_7 b_8 y + b_7 b_8}{2\sqrt{H}}
 \end{aligned} \right.$$