XXXX

双馈变速抽水蓄能机组动态建模及典型工况运行特性分析

易海琼[1]，张国毅[2]，李一铮[1]，叶　荣[3]，苗世洪[2]
（[1]国网经济技术研究院有限公司，北京 102209；[2]强电磁技术全国重点实验室（华中科技大学），湖北 武汉 430074；[3]国网福建省电力有限公司经济技术研究院，福建 福州 350003）

摘 要：双馈变速抽水蓄能机组是新型电力系统中的关键柔性支撑设备。传统小扰动线性化模型适用于稳态附近的局部动态分析，但对大范围工况变化过程中水力暂态、非线性耗散及水-机-电多时间尺度耦合过程的刻画能力有限。针对该问题，本文建立双馈变速抽水蓄能机组动态模型，并对其典型工况运行特性进行仿真分析。首先，综合考虑引水管道水流惯性与刚性水锤效应、水泵水轮机动态特性及交流励磁暂态过程，建立机组水-机-电暂态耦合模型。其次，基于端口受控哈密顿（port-controlled Hamiltonian，PCH）理论对引水系统水力子系统进行能量结构重构，并引入Bregman散度构造移位Lyapunov函数，分析该水力子系统在给定运行域内相对于非零流量平衡点的渐近稳定性。在此基础上，进一步分析水流惯性时间常数对能量衰减和机械转矩暂态响应的影响，建立归一化综合评价方法，并在基准权重条件下分析其参数取值。最后，基于MATLAB/Simulink针对发电、抽水、多工况转换、功率阶跃扰动及深度电压跌落等场景开展仿真研究。结果表明，所建模型能够反映双馈变速抽蓄机组在不同运行方式和扰动条件下的水力、机械及电气暂态变化规律；在基准权重条件下确定的水流惯性时间常数能够改善机械转矩暂态响应与稳态收敛性能，使机组在典型工况下表现出较好的功率跟踪、工况转换和暂态恢复能力，验证了所建模型及参数分析方法的有效性。

关键词：双馈变速抽水蓄能；动态建模；运行特性；端口受控哈密顿系统；水流惯性时间常数
doi：10.19799/j.cnki.2095-4239.2026.0535
中图分类号：TM 612　　文献标志码：A　　文章编号：2095-4239（XXXX）XX-1-15

Dynamic Modeling and Operating-Characteristic Analysis of Doubly Fed Variable-Speed Pumped-Storage Units under Typical Conditions

YI Haiqiong[1], ZHANG Guoyi[2], LI Yizheng[1], YE Rong[3], MIAO Shihong[2]
([1]State Grid Economic and Technological Institute, Beijing 102209, China; [2]State Key Laboratory of Advanced Electromagnetic Technology, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China; [3]State Grid of Fujian Province Power Company Technical Research Institute, Fuzhou 350003, China)

Abstract: Doubly fed variable-speed pumped-storage units are key flexible support devices in new-type power systems. Conventional small-signal linearized models are suitable for local dynamic analysis near steady-state operating points, but have limited capability to describe hydraulic transients, nonlinear dissipation, and hydro-mechanical-electrical coupling during wide-range operating condition transitions. To address this issue, this paper develops a

收稿日期：2026-06-23；修改稿日期：2026-08-04。
基金项目：国家电网有限公司总部科技项目（52130025002U-376-ZN）；
第一作者：易海琼（1979—），女，教授级高级工程师，E-mail：yihaiqiong@chinasperi.sgcc.com.cn.；通信作者：苗世洪（1963—），男，博士、教授，主要从事电力系统运行与控制等方面的研究。E-mail：shmiao@hust.edu.cn。
引用本文：易海琼, 张国毅, 李一铮, 等. 双馈变速抽水蓄能机组动态建模及典型工况运行特性分析[J]. 储能科学与技术, XXXX, XX(XX): 1-15.
Citation：YI Haiqiong, ZHANG Guoyi, LI Yizheng, et al. Dynamic Modeling and Operating-Characteristic Analysis of Doubly Fed Variable-Speed Pumped-Storage Units under Typical Conditions[J]. Energy Storage Science and Technology, XXXX, XX(XX): 1-15.

dynamic model of a doubly fed variable-speed pumped-storage unit and analyzes its typical operating characteristics. A hydro-mechanical-electrical transient coupling model is established by considering penstock water-flow inertia, rigid water-hammer effects, pump-turbine dynamics, and AC excitation transients. The hydraulic subsystem is reformulated using port-controlled Hamiltonian theory, and a shifted Lyapunov function based on Bregman divergence is constructed to analyze its asymptotic stability around a nonzero-flow equilibrium, and its parameter value is analyzed using a normalized comprehensive evaluation method under a baseline weighting scenario. MATLAB/Simulink simulations under generating, pumping, multi-mode transition, power-step disturbance, and severe voltage-dip scenarios show that the proposed model can describe the transient behavior of the unit, and that the parameter value determined under the baseline weighting scenario provides a reasonable balance between mechanical torque response speed and steady-state convergence within the investigated cases.

Keywords: doubly fed variable-speed pumped storage; dynamic model; operating characteristics; port-controlled Hamiltonian system; water-flow inertia time constant

随着新型电力系统中风电、光伏等波动性可再生能源渗透率的提升，具备大范围功率调节能力的双馈变速抽水蓄能（DF-VSPS）机组已成为保障电网频率与电压稳定的关键调节资源[1-3]。DF-VSPS机组不仅能通过转速调节实现水力效率的最优跟踪，还能利用交流励磁技术在发电与抽水工况下实现功率的快速四象限运行[4]。然而，要实现对该系统的精确控制，需要建立能够反映其本质动力学特性的数学模型。

DF-VSPS系统是一个典型的水-机-电耦合非线性系统，涵盖了引水系统、水泵水轮机、双馈电机等多个物理环节。在典型工况转换过程中，机组运行点跨度大，水力惯性、导叶动作和电磁暂态过程相互耦合，使系统响应呈现明显的非线性特征[5]。部分研究通过机电暂态建模探讨了模型预测控制方法，但其对水力侧非线性特性的处理仍存在一定简化[6]。传统小扰动线性化模型或传递函数模型结构简单、便于控制器设计和局部稳定性分析，但在机组遭遇输入功率扰动和电网侧电压扰动时，对引水系统非最小相位特征、水锤效应及能量耗散过程的刻画能力有限[7]。因此，有必要从能量流动和耗散结构出发，建立能够反映水力侧非线性特征及其与机电环节耦合关系的动态模型。端口受控哈密顿系统理论因其在处理能量互联、阻尼耗散与结构分解方面的优势，为复杂非线性系统的建模提供了新视角[8]。对于双馈变速抽蓄机组，PCH框架能够从能量函数和耗散矩阵出发，描述引水系统水力暂态过程中的能量储存、输入与耗散关系，为水力侧非线性环节的稳定性分析提供结构化方法。现有针对抽蓄系统的PCH建模多侧重于电网侧控制或通用能量控制结构，对包含非线性引水系统在内的水力暂态耗散机理研究仍不充分。特别是在非零运行平衡点附近，如何构造适用于额定流量工况的能量函数，并将其用于给定运行域内的稳定性分析，仍是抽蓄机组非线性建模中的关键问题[9-10]。

针对上述不足，本文围绕双馈变速抽水蓄能机组的动态建模及典型工况运行特性分析开展研究。首先，综合考虑长引水管道中的水流惯性、刚性水锤效应、水泵水轮机动态特性及交流励磁暂态过程，建立双馈变速抽蓄机组水-机-电暂态耦合模型。其次，基于端口受控哈密顿理论对引水系统水力子系统进行能量结构重构，并引入Bregman散度构造移位Lyapunov函数，分析其在给定运行域内相对于非零流量平衡点的渐近稳定性。在此基础上，分析水流惯性时间常数对能量衰减、流量建立和机械转矩暂态响应的影响，并建立综合评价方法，分析基准权重条件下水流惯性时间常数的优化取值。最后，通过设置发电、抽水、多工况转换、功率阶跃及深度电压跌落等仿真场景，验证所建模型对双馈变速抽蓄机组典型运行特性和暂态扰动响应的刻

画能力。技术路线图如图1所示。

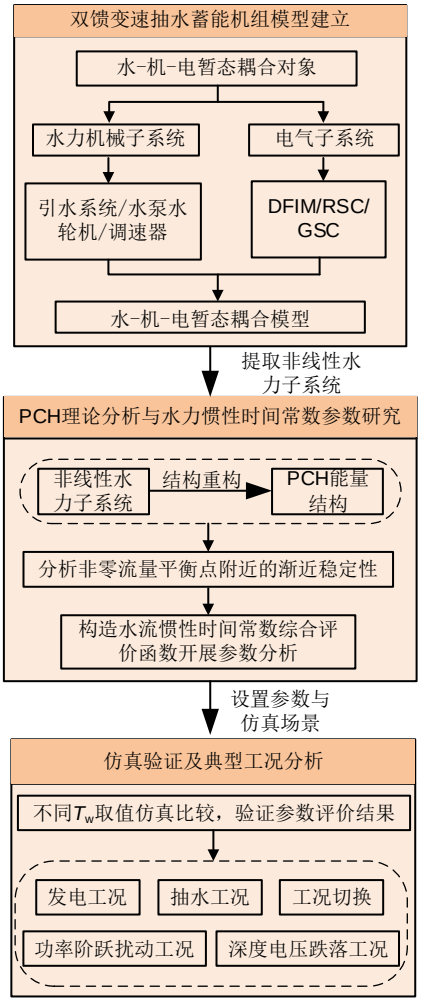


图1 技术路线图

Fig. 1 Technical framework of the proposed study

1 双馈变速抽水蓄能机组动态建模

双馈式变速抽水蓄能机组是一种兼具储能与发电功能的新型水力调节设备。与传统的同步抽蓄机组不同，其采用双馈异步电动机，通过转子侧变流器进行交流励磁实现变速运行，使水泵水轮机在复杂水头波动下能够进行转速寻优并改善运行效率[11]。同时，双馈抽蓄机组通过解耦控制能够实现定子侧有功功率与无功功率的解耦调节，在发电模式和抽水模式下均可参与电网频率调节与电压支撑，从而提升系统的动态调节能力。

双馈变速抽水蓄能模型主要包括水力机械部分和电气部分。水力机械部分由引水系统、可逆式水泵水轮机和电液调速器系统组成，用于描述机组发电与抽水过程中的水力暂态和机械功率转换过程；电气部分由双馈异步电机（DFIM）、转子侧变流器（RSC）、网侧变流器（GSC）和控制系统组成，通过合适的控制方法实现机组安全稳定运行[12]。其系统模型如图2所示。

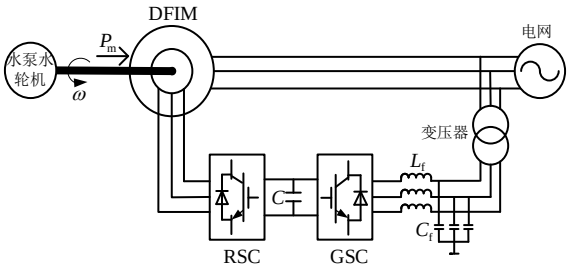


图2 双馈变速抽水蓄能机组

Fig. 2 Doubly Fed variable-speed pumped storage

1.1 水泵水轮机动态模型

1.1.1 水泵系统模型

水泵系统模型主要由开度优化器、调速器伺服执行系统、引水系统和水泵本体四部分组成[13]。图3为水泵系统的控制模型。其中，H_0为静态水头，P_{set}为有功功率参考值，K_{g1}为调速器前馈补偿环节的比例系数，τ_{g1}，τ_{g2}为前馈补偿环节和分配阀惯性环节的时间常数，H_{calc}为动态水头，H_d为净驱动水头，Q_d为动态流量，Q_{nl}为空载流量，η表示水泵效率，P_{mp}为水泵输出的机械功率。

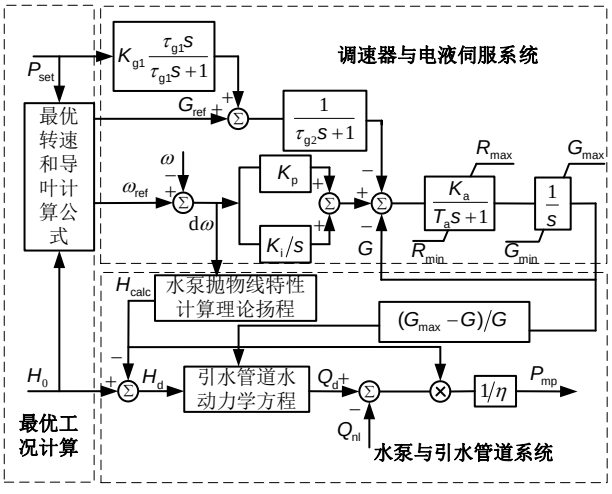


图3 水泵系统的控制模型

Fig. 3 Control model of the pump system

双馈抽蓄系统在抽水工况运行时，机组的转速和有功功率主要由转子侧变流器进行快速闭环追

踪。因此，水泵导叶不主要承担转速闭环调节功能，而是采用基于水力特性的协联优化开环控制策略，以实现最佳运行效率。变速抽蓄机组在常规运行期间，其水头和功率通常具有较大的动态变化范围，实际工况偏离额定运行区将导致效率衰减。为保证机组在不同水头与功率指令下均能高效运转，通常基于水泵水轮机的综合特性曲线，通过实时调节最优转速和导叶开度来追踪最高效率。本文采用线性方程对转速—导叶开度优化环节进行等效近似[6]，以生成最优转速和导叶开度指令；引水系统主动态仍保留水力惯性、管道摩擦及水锤效应所引起的非线性特征。其数学表达如下：

$$\begin{cases}\omega_{\mathrm{ref}} = -0.05 + 1.25(P_{\mathrm{set}} - 0.8) - 0.25(H_0 - 0.8)\\ G_{\mathrm{ref}} = 0.8 + (P_{\mathrm{set}} - 0.8) - (H_0 - 0.8)\end{cases} \tag{1}$$

在抽水工况下，水泵产生的有效扬程受系统静水头约束，还和机组的实时转速和动态流量呈现复杂的非线性耦合关系。为了在动态仿真模型中体现这一物理特性，采用基于流体力学基本方程推演的抛物线特性多项式，其数学表达式如下：

$$H_{\mathrm{calc}} = (A_0 + A_1 Q_{\mathrm{d}} + A_2 Q_{\mathrm{d}}^2)(1 + \mathrm{d}\omega)^2 \tag{2}$$

式中：A_0、A_1、A_2为特性曲线多项式拟合常数，由水泵内部特性决定。

在抽水模式下，引水管道动力学方程可以由下式表示：

$$\frac{\mathrm{d}Q_{\mathrm{d}}}{\mathrm{d}t} = \frac{1}{T_{\mathrm{w}}}(H_{\mathrm{calc}} - H_0 - H_{\mathrm{f}}) \tag{3}$$

式中：H_{f}为扬程损失，其可以表示为：

$$\begin{cases}H_{\mathrm{f}} = f_{\mathrm{g}} Q_{\mathrm{d}}^2\\ f_{\mathrm{g}} = \dfrac{G_{\max} - G}{G}\end{cases} \tag{4}$$

式中：f_{g}为导叶摩擦系数。

抽水工况下的效率η由动态流量和转速决定。可以用多项式函数进行拟合，得到运行特性曲线方程[14]：

$$\eta = c_0 + c_1\frac{Q_{\mathrm{d}}}{\omega} + c_2\frac{Q_{\mathrm{d}}^2}{\omega^2} + c_3\frac{Q_{\mathrm{d}}^3}{\omega^3} \tag{5}$$

式中：c_1、c_2、c_3为拟合系数。

1.1.2 水轮机系统模型

水轮机系统模型由引水系统、调速器系统和水轮机本体三部分组成。调速器系统接收转速偏差信号，调节抽蓄系统的导叶开度，从而改变引水系统的有效水头和动态流量并作用于水轮机本体产生机械转矩，机械转矩驱动转子运动并改变转速，转速差再反馈回调速器，形成闭环控制[15]。

图4为水轮机调速器控制模型。其中，$\Delta\omega$为机组转速偏差变化量，R_1为调差系数，K_{p}、K_{i}、K_{d}分别为调速器的比例、积分和微分系数，K_{a}和T_{a}为液压伺服系统的增益和时间常数，G_{ref}、G分别为目标导叶开度和导叶开度，$R_{\max}$和$R_{\min}$为限制导叶动作快慢的速率限幅最大值和最小值，$G_{\max}$和$G_{\min}$为限制导叶行程边界的位置限幅最大值和最小值。调速器控制模型主要由偏差计算环节、PID控制算法以及电液伺服执行系统三大部分组成。由图可知，外部输入的机组转速偏差与控制器输出端的调差系数反馈信号相减，构成综合误差并送入PID控制器中，得到目标导叶开度。随后，将目标导叶开度输入带有位置负反馈的伺服随动系统，依次经过代表液压配压阀动态响应的一阶惯性环节以及代表主接力器油缸动作的积分环节，最终转化为实际导叶开度；同时为反映电液伺服执行系统的实际动作约束，模型中设置了速率限幅和位置限幅环节，以限制导叶开度变化率和导叶开度范围。系统根据输入指令与运行状态，动态调节导叶开度，从而改变水轮机的水力输入和机械功率输出。

引水系统采用水轮机非线性动态模型，其与水轮机本体的联合动态模型可表示为[16]：

$$\begin{cases}H_{\mathrm{t}} = \left(\dfrac{Q}{K_{\mathrm{t}}G}\right)^2\\ \dfrac{\mathrm{d}Q_{\mathrm{d}}}{\mathrm{d}t} = \dfrac{1}{T_{\mathrm{w}}}(H_{\mathrm{t}} - H_{\mathrm{s}} - H_{\mathrm{f}})\\ P_{\mathrm{mt}} = Q(H_{\mathrm{t}} - \beta\Delta\omega)\\ H_{\mathrm{f}} = fQ|Q|\end{cases} \tag{6}$$

式中：H_{t}为水轮机的有效水头，H_{s}为水轮机的静水头，H_{f}为管道沿程摩擦水头损失，Q为引水管中的流量，G为导叶开度，K_{t}为水轮机增益系数，T_{w}为水流惯性时间常数，P_{mt}为水轮机输出机械功率，β为转速阻尼系数，$\Delta\omega$为机组转速偏差变化量，f为摩擦系数。

机械转矩可进一步表示为：

$$T_{\mathrm{m}} = \frac{P_{\mathrm{m}}}{\omega_{\mathrm{m}}} \tag{7}$$

式中：T_{m}为水泵水轮机机械转矩，ω_{m}为机组机械角速度。由上述关系可知，T_{w}并不直接作用于机械转矩，而是通过改变动态流量的建立速度及有效水头的变化过程，影响水力功率的传递，进而改变机械转矩的动态响应。其作用路径可概括为：

$$T_{\mathrm{w}} \rightarrow \frac{\mathrm{d}Q_{\mathrm{d}}}{\mathrm{d}t} \rightarrow (Q, H_{\mathrm{t}}) \rightarrow P_{\mathrm{m}} \rightarrow T_{\mathrm{m}} \tag{8}$$

该传递关系表明，水流惯性时间常数不仅影响水流建立过程，也是决定机械转矩上升速度、瞬态超调和稳态收敛性能的重要参数。

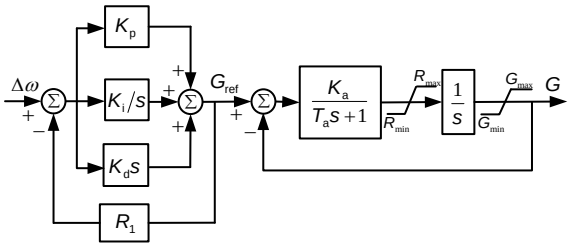


图4　水轮机调速器控制模型

Fig. 4　Hydro turbine governor control model

引水管道是双馈变速抽蓄机组水力暂态过程中的关键环节，其水流惯性、管道摩擦阻力及水头变化直接影响动态流量和机械转矩的建立过程。上述引水系统模型为后续水力惯性作用机理分析提供了基础。第2章将在此基础上提取引水系统非线性水力子系统，利用PCH理论重构其能量结构，分析水流惯性时间常数对能量衰减及机械转矩暂态响应的影响，并进一步开展关键参数优化。

1.2　双馈电机机电暂态模型

1.2.1　交流励磁双馈感应电机模型

本文采用同步旋转dq坐标系建立交流励磁双馈感应电机的机电暂态模型，其同步旋转坐标系下的磁链方程可以表示为[17]：

$$\begin{cases}\psi_{sd}=L_s i_{sd}+L_m i_{rd}\\ \psi_{sq}=L_s i_{sq}+L_m i_{rq}\\ \psi_{rd}=L_m i_{sd}+L_r i_{rd}\\ \psi_{rq}=L_m i_{sq}+L_r i_{rq}\end{cases}\tag{9}$$

式中：u_{sd}、u_{sq}和u_{rd}、u_{rq}分别为定子和转子电压的d轴和q轴分量；i_{sd}、i_{sq}和i_{rd}、i_{rq}分别为定子和转子电流的d轴和q轴分量；ψ_{sd}、ψ_{sq}和ψ_{rd}、ψ_{rq}分别为定子和转子磁链的d轴和q轴分量。L_s为两相定子绕组的自感，L_r为两相转子绕组的自感，L_m为定子与转子绕组间的互感。

同步旋转坐标系下的电压方程为：

$$\begin{cases}u_{sd}=R_s i_{sd}+\dfrac{d\psi_{sd}}{dt}-\omega_s\psi_{sq}\\ u_{sq}=R_s i_{sq}+\dfrac{d\psi_{sq}}{dt}+\omega_s\psi_{sd}\\ u_{rd}=R_r i_{rd}+\dfrac{d\psi_{rd}}{dt}-\omega_{sl}\psi_{rq}\\ u_{rq}=R_r i_{rq}+\dfrac{d\psi_{rq}}{dt}+\omega_{sl}\psi_{rd}\end{cases}\tag{10}$$

式中：R_s为定子电阻，ω_s和ω_{sl}为定子频率和转差角频率，同时ω_r为转子转速对应的电频率，其满足：

$$\omega_{sl}=\omega_s-\omega_r\tag{11}$$

1.2.2　变流器暂态模型与解耦控制

双馈异步电机的转子侧变流器（RSC）直接与双馈电机转子绕组相连，通过向转子绕组注入频率、幅值和相位可调的交流励磁电流，并在发电和抽水工况下采用不同的控制策略实现机组变速恒频运行以及功率的灵活调节[18]。其控制框图如图5所示。

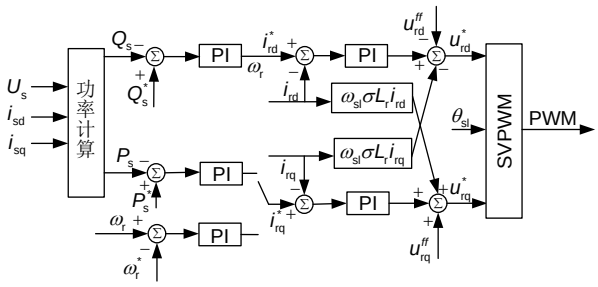


图5　转子侧变流器控制框图

Fig. 5　Control block diagram of rotor-side converter

图5中：u_{rd}^{ff}，u_{rq}^{ff}为前馈解耦项，其表达式为：

$$\begin{cases}u_{rd}^{ff}=\dfrac{L_m}{L_s}\left(\dfrac{R_s}{L_s}\psi_{sd}+\omega_r\psi_{sq}\right)\\ u_{rq}^{ff}=\dfrac{L_m}{L_s}U_s-\dfrac{L_m}{L_s}\left(\dfrac{R_s}{L_s}\psi_{sq}+\omega_r\psi_{sd}\right)\end{cases}\tag{12}$$

$\sigma=(L_sL_r-L_m^2)/L_sL_r$为漏磁系数，$u_{rd}^*$、$u_{rq}^*$为SVPWM的参考信号，$\theta_{sl}$为转差相位角度。

而网侧变流器（GSC）交流侧接入电网，直流侧与直流母线相连，用于维持直流母线电压的稳定，实现转差功率在转子侧、直流母线与电网之间的双向传输。GSC能为转子侧变流器提供稳定的直流电压，向电网提供动态无功支撑，并具备惯量响应能力[19]。其控制框图如图6所示。

图6中：U_{dc}为直流母线电压，Q_g为网侧无功功率，i_{gd}、i_{gq}分别为网侧d轴电流和网侧q轴电流，u_{gd}、u_{gq}分别为网侧d轴电压和网侧q轴电压，v_{dg}^*和v_{qg}^*为生成SVPWM波的电压指令信号，θ_s为电网电压的相位角度。

由上述分析可知，电气侧变流器控制能够提供快速的功率调节能力，但机组的整体暂态过程还受到引水系统水力惯性和水泵水轮机动态迟滞的显著

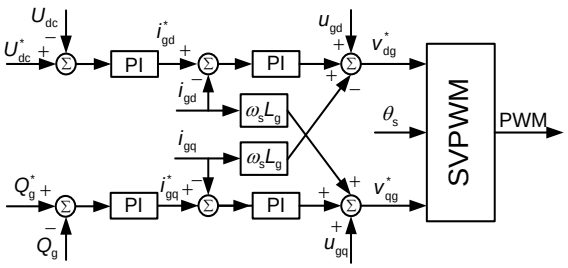


图6 网侧变流器控制框图

Fig. 6 Control block diagram of grid-side converter

影响。特别是在导叶动作和功率指令变化过程中，水流惯性会改变流量及水力功率的建立速度，并进一步影响机械转矩的超调、振荡和收敛过程，传统小扰动模型主要适用于给定运行点附近的局部分析，难以完整反映上述非线性能量变化。因此，下文基于PCH理论对引水系统进行能量结构重构，并分析水流惯性时间常数对机械转矩暂态响应特性的影响。

2 水力惯性机理与参数优化

2.1 基于PCH理论的水力惯性稳定性分析

在机组暂态运行过程中，引水系统受长引水管道、大流量运行及水体惯性的影响，呈现明显的动态迟滞和非最小相位特征。当导叶快速开启时，水流惯性可能使有效水头和机械功率在短时间内出现暂态反向响应，进而引起机械转矩波动。传统线性化模型主要描述平衡点附近的局部动态，难以直接揭示扰动条件下水力能量的存储与耗散过程[20]。为此，本文在刚性水柱假设下保留水流惯性、管道摩阻及水头变化等非线性因素，并利用PCH理论对双向工况下的水力子系统进行能量结构重构。

在刚性水柱假设下，发电工况下引水管道的水力动态方程为

$$T_w\frac{dQ}{dt}=H_s-H_t-H_f \tag{13}$$

结合水轮机的非线性流量特性 $Q=G\sqrt{H_t}$ 及管道摩擦阻力 $H_f=fQ|Q|$，在正常正向流动工况下，水力系统的非线性状态方程可表示为：

$$T_w\dot{Q}=H_s-(\frac{1}{G^2}+f)Q^2 \tag{14}$$

为从能量流动角度分析系统稳定性，并揭示其能量耗散机理，将式（14）表示的非线性系统状态方程重构为端口受控哈密顿标准形，如式（15）所示：

$$\dot{x}=[J(x)-R(x)]\nabla h(x)+g(x)u \tag{15}$$

式中：$h(x)$代表系统的总储能，$J(x)$为反对称矩阵，代表动能与势能的无损转换，$R(x)$为正定阻尼矩阵，表征水流摩擦及水力做功引起的能量耗散，$\nabla h(x)$为哈密顿函数的梯度，$g(x)$为外部输入矩阵，u为外部施加的控制输入。该方程表明，系统状态变化是由内部能量的无损转换、能量耗散以及外部能量注入共同决定的。

选取引水管内水柱的水力动量作为状态变量 $x=T_wQ$，并定义系统的哈密顿函数为流体动能：

$$h(x)=\frac{1}{2T_w}x^2=\frac{1}{2}T_wQ^2 \tag{16}$$

其对状态变量求梯度即为水力系统的流量：

$$\nabla h(x)=\frac{x}{T_w}=Q \tag{17}$$

将式（14）与式（15）进行对比映射，可推导得到发电工况水力PCH系统的各特征矩阵：

$$\begin{cases}\boldsymbol{J}=0\\ \boldsymbol{R}=(\dfrac{1}{G^2}+f)Q\\ \mathbf{gu}=H_s\end{cases} \tag{18}$$

特征矩阵中，$\boldsymbol{J}=0$表明单阶水力子系统内部没有无损能量交换，同时 $Q>0$，阻尼矩阵 $R(x,G)>0$，这从物理上代表了摩擦和做功消耗了水柱的动能，该水力子系统在正向流动工况下具有明确的阻尼耗散结构。其内部的水流振荡能够随着能量的消耗而自然平息，为后续Lyapunov稳定性分析提供基础。

为分析系统在稳态工作点时的能量平衡机制，设机组稳态运行时的导叶开度保持稳态值 G^*，此时系统达到平衡，对应的稳态流量为 Q^*，状态量定义为 $x^*=T_wQ^*$，此时系统在平衡点处的等效稳态阻尼为 $R_0=(1/G^{*2}+f)$，由于在平衡点处，系统状态不再发生变化，即状态导数 $\dot{x}=0$，将其代入非线性方程式（14），必须满足以下稳态平衡条件：

$$H_s=R_0(Q^*)^2 \tag{19}$$

因此，发电工况下的非零流量平衡点为：

$$Q^*=\sqrt{\frac{H_s}{R_0}}=\sqrt{\frac{H_s}{G^{*-2}+f}}. \tag{20}$$

该非零流量平衡点存在的基本条件为 $H_s>0$，$G>0$，$f\geqslant 0$，$T_w>0$。为定量分析平衡点附近的局部收敛特性，令流量偏差为：$\delta Q=Q-Q^*$，将 $Q=Q^*+\delta Q$ 将代入式（14），并利用式（19）所

示平衡条件，可得：

$$T_w\delta\dot{Q} = -2R_0Q^*\delta Q - R_0(\delta Q)^2 \tag{21}$$

由于二阶项相对于线性主导项的比例为$|\delta Q|/(2Q^*)$,在固定水头、导叶开度和转速条件下，非零流量平衡点附近的小幅扰动中上述比值远小于1，局部近似成立，可在平衡点附近忽略二阶小量。则线性化状态方程为：

$$\delta\dot{Q} = -\frac{2R_0Q^*}{T_w}\delta Q \tag{23}$$

由此得到非零流量平衡点处的局部特征值：

$$\lambda_g = -\frac{2R_0Q^*}{T_w} < 0 \tag{24}$$

由于线性化偏差响应满足：

$$\delta Q(t) = \delta Q(0)e^{\lambda_g t} \tag{25}$$

当$\lambda_g < 0$时，$\delta Q(t)$随时间指数衰减至零。根据非线性系统局部稳定性的间接判据，发电工况非零流量平衡点局部渐近稳定。式（23）同时表明，T_w增大会减小特征值的绝对值，使平衡点附近的流量恢复速度降低。

上述局部特征值主要描述平衡点附近小幅扰动下的收敛特性。为进一步分析有限幅值扰动条件下水力能量相对于非零平衡点的变化规律，引入Bregman散度，构造移位Lyapunov函数：

$$V(x) = h(x) - h(x^*) - \nabla h(x^*)^T(x - x^*) \tag{26}$$

将式（25）化简，得到以水流额定动能偏差表示的Lyapunov函数：

$$V(Q) = \frac{1}{2}T_w(Q - Q^*)^2 \tag{27}$$

从式（26）可知$V(Q) \geqslant 0$，该函数在所考虑运行域内正定，且仅在当前工作点$Q = Q^*$时取零值。对$V(Q)$沿系统运行轨迹求导，观察其能量耗散特性：

$$\dot{V}(Q) = \frac{\partial V}{\partial x}\dot{x} = (Q - Q^*)(T_w\dot{Q}) \tag{28}$$

将式（14）代入式（27）得：

$$\dot{V}(Q) = -R_0(Q + Q^*)(Q - Q^*)^2 \tag{29}$$

式（28）为移位Lyapunov函数导数的精确表达式，未采用小扰动近似，也未忽略高阶项。在发电正向流动域内，实际流量与额定流量均大于零（$Q > 0$，$Q^* > 0$），因此$\dot{V}(Q) \leqslant 0$恒成立，从能量耗散的角度，表明了即使在刚性水柱假设、静水头与导叶开度保持恒定且水流维持正向的条件下，所提取的单状态引水水力子系统相对于非零流量平衡点渐近稳定。

因此，不包含零流量边界的子水平集为：

$$\Omega_{c,g} = \{Q: V(Q) \leqslant c\}, 0 < c < \frac{1}{2}T_w(Q^*)^2 \tag{30}$$

式（29）可作为发电工况非零流量平衡点局部吸引域的保守估计。进一步设机组允许流量范围为$Q_{min} \leqslant Q \leqslant Q_{max}$，根据状态向量场在流量上下边界处指向允许区间内部的条件，可得

$$\left(\frac{1}{G^2} + f\right)Q_{min}^2 \leqslant H_s \leqslant \left(\frac{1}{G^2} + f\right)Q_{max}^2 \tag{31}$$

式（30）给出了流量、水头、导叶开度及管道摩阻之间的理论稳定运行区间。当不等式成立时，系统处于允许流量范围内的稳定运行域；任一不等式取等号时，系统位于相应理论边界。若左侧条件不满足，则在流量下边界处有$Q^* < 0$，流量可能继续向零流量或反向流动方向发展；若右侧条件不满足，则在流量上边界处有$Q^* > 0$，流量可能继续增加并越过允许上限。

为了与1.1.1节抽水工况模型保持一致，定义$Q_p = Q_d > 0$为沿抽水方向的流量幅值。在静扬程、导叶开度和转速保持恒定的条件下，抽水工况水力动态方程可整理为：

$$T_w\dot{Q}_p = b_0 + b_1Q_p + b_2Q_p^2 = F_p(Q_p) \tag{32}$$

定义$\chi_\omega = (1 + d\omega)^2$，则式（31）各量可表示为：

$$\begin{cases} b_0 = \chi_\omega A_0 - H_0 \\ b_1 = \chi_\omega A_1 \\ b_2 = \chi_\omega A_2 - f_g(G) \end{cases} \tag{33}$$

选取抽水方向水流的等效水力动量为状态变量：$x_p = T_wQ_p$，并与发电工况构造同样的哈密顿函数$h_p(x_p)$，因此式（31）与式（15）对比映射，可推导得到抽水工况水力PCH系统的各特征矩阵：

$$\begin{cases} \boldsymbol{J}_p = 0 \\ \boldsymbol{R}_p = -(b_1 + b_2Q_p) \\ \boldsymbol{g}_p\boldsymbol{u}_p = b_0 \end{cases} \tag{34}$$

在满足$\boldsymbol{R}_p > 0$的运行区间内，抽水工况水力子系统具有正阻尼耗散结构。与发电工况相同，由于抽水水力子系统为单状态系统，其互联矩阵满足$\boldsymbol{J}_p = 0$。

令流量偏差为：$\delta Q_p = Q_p - Q_p^*$，抽水工况非零平衡点满足：

$$F_p(Q_p) = 0 \tag{35}$$

当$b_2 \neq 0$时，定义判别式$\Delta p = b_1^2 - 4b_2b_0$，若$\Delta p > 0$，则两个平衡点为：

$$Q_{p,\pm}=\frac{-b_1\pm\sqrt{\Delta p}}{2b_2} \tag{36}$$

与发电工况相同，若证明平衡点局部渐近稳定，特征值需满足：

$$\lambda_p=\frac{d}{dQ_p}\left(\frac{F_p(Q_p)}{T_w}\right)\Bigg|_{Q_p=Q_p^*}=\frac{b_1+2b_2Q_p^*}{T_w}<0 \tag{37}$$

则 $Q_{p,-}$ 的平衡点具有局部稳定性。因此，在 $\Delta p>0$、$Q_p^*>0$ 和 $T_w>0$ 条件下，抽水工况非零流量平衡点局部渐近稳定。针对稳定平衡点 Q_p^*，构造移位 Lyapunov 函数：

$$V_p(Q_p)=\frac{1}{2}T_w(Q_p-Q_p^*)^2 \tag{38}$$

沿系统轨迹求导，并利用 $F_p(Q_p^*)=0$，可得精确表达式：

$$\dot{V}_p=(Q_p-Q_p^*)^2\left[b_1+b_2(Q_p+Q_p^*)\right] \tag{39}$$

令抽水流量偏差为 $\delta Q_p=Q_p-Q_p^*$，式（38）可进一步写为：

$$\dot{V}_p=\left(-\sqrt{\Delta p}+b_2\delta Q_p\right)(\delta Q_p)^2=-R_{p,\Delta}(\delta Q_p)^2 \tag{40}$$

式中 $R_{p,\Delta}$ 为抽水工况相对于非零平衡点的增量阻尼。当 $R_{p,\Delta}>0$ 时，有 $\dot{V}_p<0$，抽水工况非零流量平衡点在相应运行域内渐近稳定。同时根据以上分析，满足 $R_{p,\Delta}>0$ 的平衡点邻域可作为抽水工况局部吸引域的保守估计；等号对应理论稳定边界，表达式大于零时，移位 Lyapunov 函数不再保证单调衰减。

上述分析表明，发电工况的理论稳定边界由静水头、流量、导叶开度和管道摩阻共同决定；抽水工况的理论稳定边界则进一步受到水泵扬程曲线、转速和导叶摩阻特性的影响。水流惯性时间常数 T_w 不改变固定外部参数条件下的平衡点位置及理论稳定边界，但会改变局部特征值的绝对值，从而影响流量偏差和水力能量的衰减速度。本文后续仿真采用 H_s =0.8 pu 和导叶开度限值 $0.01\leqslant G\leqslant 0.975$，并选取不同的正水流惯性时间常数开展对比分析，这些参数满足平衡点存在的基本条件。

当系统越过上述理论边界时，发电工况可能表现为流量向零流量、反向流动或允许上限之外发展；抽水工况则表现为增量阻尼降低至零或转为负值，使流量偏差能量不再衰减。需要指出的是，本文提取的水力子系统为一阶标量系统，边界外主要表现为流量单调偏离平衡点，其自身不能形成独立的持续振荡。在完整水—机—电闭环系统中，水力增量阻尼降低或转负后，与调速器迟滞、机械惯性、轴系动态及电磁暂态过程相互耦合，才可能表现为弱阻尼振荡或状态发散。

综上，本节分别给出了发电和抽水工况下非零流量平衡点的局部稳定条件、吸引域保守内估计及理论稳定边界，为分析水流惯性时间常数对水力能量衰减和机组暂态响应的影响提供了理论基础。

2.2 水流惯性参数影响与优化

双馈变速抽蓄机组包含水力机械、电机及变流器等多个动态环节，其暂态性能受到水力参数、电气参数和控制参数的共同影响。其中，水流惯性时间常数 T_w 是反映引水系统水体惯性、动态迟滞及刚性水锤效应的重要参数，直接影响流量和水力功率的建立过程，并进一步影响机械转矩响应。因此，本节重点分析 T_w 对水力能量衰减和机械转矩暂态特性的影响，并在给定评价函数、权重及模型参数条件下分析其优化取值。

T_w 用于表征引水管中水柱的惯性，其物理意义为在额定水头下，将引水管内的水体由静止加速至额定流速所需的时间。其水力学计算式为[21]：

$$T_w=\frac{L\cdot Q_r}{g\cdot A\cdot H_r} \tag{41}$$

式中：L 表示引水管道等效总长度，Q_r 表示机组额定流量，A 表示引水管道等效截面积，H_r 表示机组额定水头，g 表示重力加速度。

由式（40）可得，水柱越长、流速越快，T_w 就越大。在发电工况下，将式（26）代入式（28）得：

$$\dot{V}(x)\approx-\frac{4R_0Q^*}{T_w}V=\alpha V \tag{42}$$

式中：α 为表征系统恢复能力的能量衰减系数，用于反映系统偏离平衡点后能量偏差的衰减速率。从式（41）可知，随着 T_w 增大，系统能量衰减系数减小，流量偏差和水力振荡的衰减速度降低。结合式（7）机械转矩关系以及机械功率与流量、水头之间的耦合关系可知，T_w 通过改变流量建立速度和水力功率传递过程，进一步影响机械转矩的动态响应。

当 T_w 增大时，系统的有效能量衰减系数 α 明显减小，导致扰动能量的耗散速度降低，流量波动的持续时间延长，从宏观上表现为机组动态响应迟缓、暂态恢复能力下降、相对稳定裕度降低；反

之，当T_w减小时，α增大，引水系统内的水流振荡能够快速衰减，系统对调速器指令的响应速度提高，水力扰动衰减加快。图7给出不同T_w下Lyapunov函数的衰减过程。

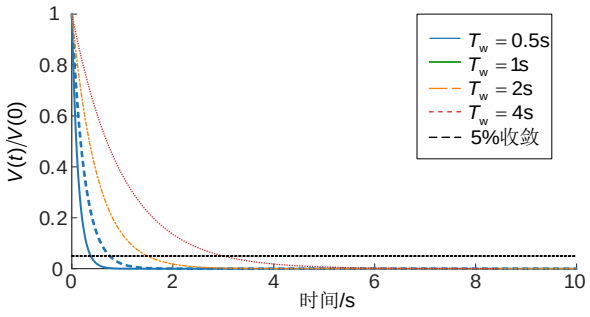


图7 不同T_w下发电工况Lyapunov函数的衰减过程
Fig. 7 Lyapunov function decay under different T_w in generating mode

图中纵坐标表示无量纲Lyapunov函数。从图中可以看出所有曲线均随时间单调衰减至0，表明水力子系统在所考虑运行域内具有稳定恢复趋势；但T_w越大，其逼近平衡点的拖尾过程越长。

同理，在抽水工况下，移位Lyapunov函数的导数可近似写为：

$$\dot{V}_p \approx -\frac{2\beta_p}{T_w}V_p = \alpha_p V_p \tag{43}$$

其中：

$$\alpha_p = -\frac{2\beta_p}{T_w} = -\frac{2(b_1 + 2b_2 Q_p^*)}{T_w} \tag{44}$$

为电动工况下的能量衰减系数。由式（43）可知，在水泵特性、转速、导叶开度及静扬程保持不变的条件下，β_p为常数，水流惯性时间常数T_w越大，能量衰减系数α_p越小，流量偏差的衰减速度越慢。图8给出了不同T_w下电动工况移位Lyapunov函数的归一化衰减过程。

从图中可以看出，在满足$\beta_p > 0$的条件下，各条曲线均随时间逐渐衰减至零，说明抽水水力子系统在所分析平衡点附近具有稳定恢复趋势。随着T_w增大，曲线达到5%初始能量阈值所需的时间明显增加，表明引水系统水流惯性增大会减缓流量扰动能量的耗散过程。该结论属于固定转速、导叶开度和静扬程条件下的小扰动局部分析。

然而，在实际抽水蓄能电站的设计中，不能仅依据动态响应速度单独确定。减小T_w通常需要缩短引水管道长度、增大过流面积或配置调压设施，

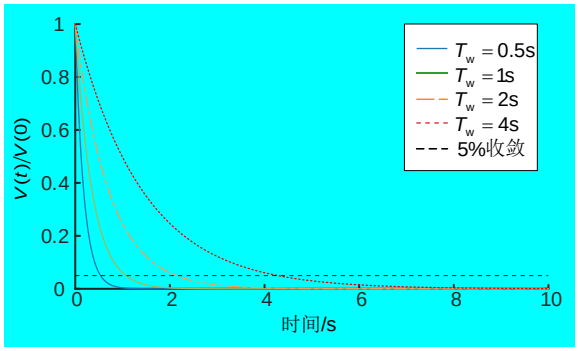


图8 不同T_w下电动工况Lyapunov函数的衰减过程
Fig. 8 Lyapunov function decay under different T_w in pumping mode

可能增加隧洞开挖、管材和水力防护成本；增大T_w则会延缓流量和机械转矩的建立过程，降低机组功率跟踪与暂态恢复性能。为综合权衡工程经济与水力安全要求以及机械转矩暂态性能，引入归一化变量，构建如下综合评价函数：

$$J(T_w) = J_1(T_w) + J_2(T_w) = \frac{k_1}{T_w} + k_2 T_w^2 \tag{45}$$

式中：$J_1(T_w)$为归一化后的工程经济与水力安全代价，用于表征减小T_w所引起的引水隧洞扩径、管线优化及调压设施配置成本；$J_2(T_w)$为归一化后的动态性能代价，用于表征T_w增大所导致的机械转矩响应迟滞、调节时间延长及功率跟踪性能下降；k_1，k_2分别为两类代价的相对权重系数，且均为正数。上述评价项不直接等同于具体工程项目，其目的在于分析两类相互竞争因素对参数选择的共同影响。实际工程应用时，应根据实际引水系统结构和建设成本对评价函数和权重进行重新标定。

对式（44）关于T_w求导并令导数为零，可以得到：

$$T_w^* = \sqrt[3]{\frac{k_1}{2k_2}} \tag{46}$$

由式（45）可知，综合评价函数极小值对应的优化结果取决于权重比k_1/k_2，同时放大或缩小两个权重不会改变最优参数的位置。因此，可将其中一个权重归一化为参考值，并通过权重比描述两类评价指标的相对重要程度。原则上，k_1和k_2应结合实际工程投资、水力安全约束、允许转矩超调量及调节时间等指标进行标定。

由于本文主要用于验证所提参数综合评价方法，将k_2归一化为1，并采用k_1∶k_2=30∶1作为基准权重场景。该权重设置表示在归一化评价尺度

下，仅适用于本算例，不作为不同抽水蓄能工程的通用取值。在所设基准权重及归一化基准下，综合评价函数曲线如图9所示：

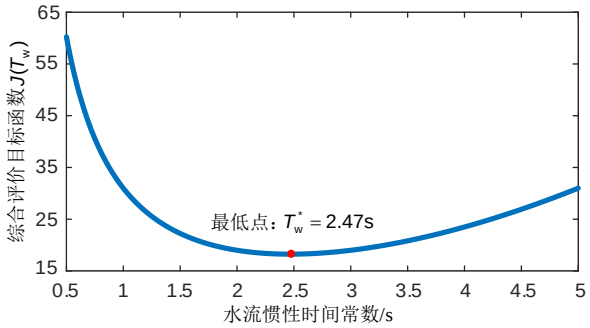


图9 T_w综合代价目标函数曲线

Fig. 9 Comprehensive cost objective function curve of T_w

由图9可知，当$T_w>0$、$k_1>0$、$k_2>0$时，综合评价函数呈凸函数特征，并存在唯一极小值。在T_w较小的区间内，随着T_w继续减小，虽然机械转矩响应速度提高，但水力冲击风险和工程建设代价明显增加，综合代价主要受工程经济性和水力安全约束影响；在T_w较大的区间内，水流及机械转矩建立过程逐渐迟缓，转矩调节时间和振荡衰减时间延长，运行稳定性代价逐渐占据主导地位。在给定的基准权重及模型参数条件下，综合评价函数在T_w=2.47 s附近达到最小值。该参数能够在工程代价、机械转矩响应速度及稳态收敛性能之间取得较好平衡，并作为后续发电与抽水工况机械转矩响应对比及系统暂态仿真的基准参数。需要指出的是，该优化结果依赖于评价函数形式、权重设置及机组参数，实际工程应用中应结合具体电站的引水系统结构、建设成本和机械转矩限值重新标定。

3 算例分析

为验证所建立双馈变速抽蓄机组模型及水流惯性时间常数优化方法的有效性，本文在MATLAB/Simulink中搭建单机无穷大系统仿真模型，分析机组的典型运行特性及暂态响应规律。首先，设置不同T_w对比分析发电与抽水工况下机械转矩的动态响应，考察优化参数下机组在响应速度、瞬态超调和稳态收敛方面的综合性能；随后，采用优化参数开展发电、抽水、多工况转换、功率阶跃及深度电压跌落等场景仿真。主要仿真参数见表1、表2。

表1 双馈变速抽蓄机组电气系统仿真参数

Table 1 Simulation parameters of the electrical system of doubly-fed variable-speed pumped storage unit

序号	参数	数值
1	额定功率P_n/MW	100
2	极对数p	3
3	定子电阻R_s/pu	0.012
4	定子电感L_s/pu	7.37
5	转子电阻R_r/pu	0.013
6	转子电感L_r/pu	7.436
7	网侧电阻R_g/pu	0.105
8	网侧电感L_g/pu	7.92
9	互感L_m/pu	7.27
10	直流侧电容C_{dc}/pu	1.49
11	转动惯量J/(kg · m^2)	30
12	直流侧电压V_{dc}/V	2000

表2 双馈变速抽蓄机组水力系统仿真参数

Table 2 Simulation parameters of the hydraulic system of the doubly-fed variable-speed pumped storage unit

序号	参数	数值
1	静水头高度H_s/pu	0.8
2	永态转差系数R_1	0.5
3	水流惯性时间常数T_w/s	2.47
4	调速器比例系数K_p	1.163
5	调速器积分系数K_i	0.105
6	调速器微分系数K_d	0
7	液压伺服系统增益K_a	3.33
8	液压伺服系统时间常数T_a/s	0.07
9	速率限幅R_{max}、R_{min}/(pu/s)	0.05、-0.1
10	导叶开度限幅G_{max}、G_{min}/pu	0.975、0.01
11	空载流量Q_{nl}/pu	0.06

3.1 水力惯性对机械转矩暂态特性影响

水流惯性时间常数是表示水力惯性的核心参数。基于第二章对引水系统哈密顿能量耗散特性的理论分析，通过变换水流惯性时间常数T_w，在仿真中对比分析系统在大扰动下的动态演化过程。设定T_w分别为0.5 s、2.47 s以及大惯量情况下的5 s，观察机械转矩在发电与抽水两种典型工况下的跟踪表现。

在发电工况下，系统在不同水流惯性时间常数的机械转矩响应曲线如图10所示。由图可知，T_w=0.5 s时，系统收敛最快，但在启动初期产生了最大的瞬时超调，转矩波动峰值接近1.02 pu，这

对机组轴系的机械强度构成了潜在威胁。而在T_w=5 s时，由于水力惯性过大，转矩上升过程极度缓慢，且在接近稳态时存在长达8 s的微幅振荡过程，导致系统调节性能严重滞后。取T_w=2.47 s时，机械转矩的瞬态超调得到抑制，同时其调节时间明显短于大惯量工况，表明该参数能够较好地协调转矩响应速度与暂态平稳性。

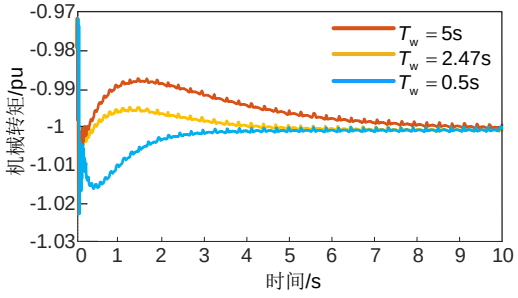


图10 发电工况下不同T_w的机械转矩响应曲线

Fig. 10 Mechanical torque response under different T_w in generating mode

在抽水工况下，系统在不同水流惯性时间常数的机械转矩响应曲线如图11所示。由图可知，当T_w=0.5 s时，系统表现出较高的调节灵敏度，机械转矩在启动瞬间即发生陡升，在不足1 s内便快速逼近额定值。然而，这种极速的转矩阶跃会对水泵和电机轴系造成较大的瞬态机械冲击。当T_w=5 s时，系统呈现出显著的迟缓特性。转矩上升斜率极为平缓，在20 s的仿真区间末端仍未完全收敛至1 pu。这表明过大的水流惯性时间常数会严重拖累系统的动态调节进程，导致抽水启动时间过长。而在T_w=2.47 s时，在启动初期，转矩以平滑的包络线上升，有效削弱了小惯量下的机械应力冲击；在过渡后期，其稳态收敛速度又显著优于大惯量系统，表明水流惯性时间常数在2.47 s时能为机电暂态耦合过程提供较好的阻尼比，确保了抽水工况启动的安全平稳与快速高效。

3.2 发电与抽水工况稳态运行特性分析

图12为发电工况下的波形图，分别展示了定子电压电流、输入电网的有功和无功功率、导叶开度和转子转速波形，规定输入电网的功率为负。

在发电工况启动初期，水力机械侧导叶伺服系统迅速动作，在约0.2 s内将导叶开度由初始状态平滑调节至0.975 pu的最优位置，没有超调和振荡，为机组提供了稳定且恒定的机械转矩输入。发

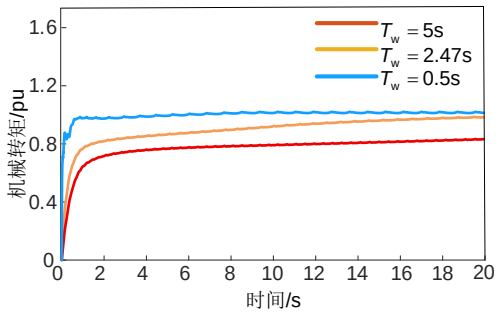


图11 抽水工况下不同T_w的机械转矩响应曲线

Fig. 11 Mechanical torque response under different T_w in pumping mode

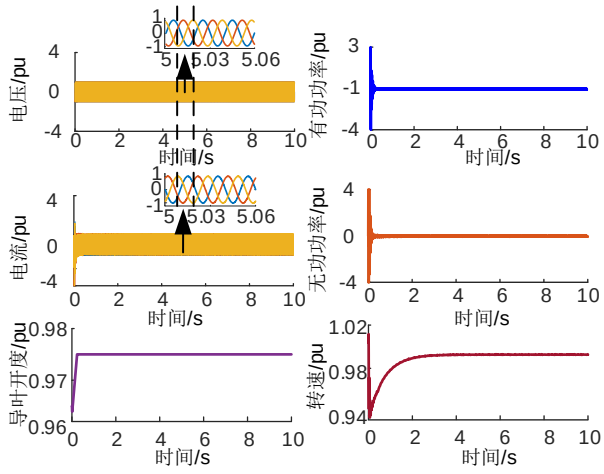


图12 发电工况动态响应波形

Fig. 12 Dynamic responses diagram of generating mode

电机转子由外部原动机拖动，转速经历短暂的加速爬升后，平滑地上升到0.99 pu的额定转速，使机组工作在次同步区；相应地，电磁转矩在初期的调节波动后迅速达到恒定状态，与原动机提供的机械转矩实现动态平衡，确保了机械侧的稳定运转。随着系统进入稳态，从三相定子电压电流5 s-5.06 s的局部放大图可以看出，稳态下的电压与电流波形保持三相对称性，相位差180°，保证了无功功率被控制在0 pu附近，有功功率维持在−1 pu，表明功率流动方向为向电网输入功率方向。

图13展示了抽蓄机组在抽水工况下的动态响应波形。

从图中可以看出，在t=0的初始启动阶段，定子电流出现了短暂的机电暂态振荡，导致有功无功波形出现大幅波动。由于系统的阻尼特性，该高频波动在约0.5 s后迅速衰减并收敛。进入稳态后，

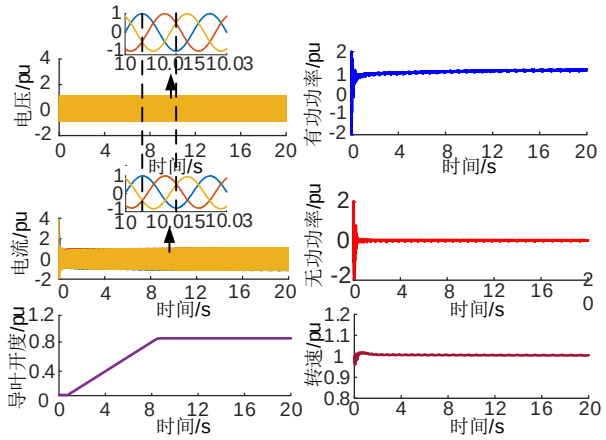


图13 抽水工况动态响应波形

Fig. 13 Dynamic response diagram of pumping mode

从定子电压电流10 s到10.03 s的局部放大图可以看出，稳态下的电压与电流波形保持三相对称性，相位差为0°，无功功率被控制在了0 pu附近，有功功率维持在1 pu，功率流动方向为由电网输入机组方向。抽水工况启动后，导叶开度按预定指令呈线性平滑开启，于约8 s处达到0.85 pu的最优导叶开度并保持恒定，实现了水泵负荷的连续输出。同时，转子转速控制在1.06 pu的额定转速，使其工作在超同步区。进入稳态后，转速曲线上叠加有微小的高频脉动，主要源于转子侧变流器PWM开关动作引入的时间谐波以及电机内部空间谐波共同作用产生的高频脉动电磁转矩。该转矩脉动转化为极小幅度的转速高频纹波，但同步转速整体稳定在±0.02 pu内，未对机组的稳定运行造成影响。

3.3 发电—停机—抽水多工况连续转换分析

图14展示了双馈抽水蓄能机组在不同工况间连续切换时的动态响应波形。在设定为70 s的仿真周期内，包含了由停机-发电-停机-抽水-停机的工况转换全过程。波形记录了定子电流、有功功率、无功功率以及水头高度的动态变化过程。

仿真开始的5 s内，系统处于待机状态，转子转速维持在约0.92 pu的空转状态。在5 s时机组切入至发电工况，由水头高度波形可知，水头标幺值由1 pu线性下降至0.9 pu，表明机组正在利用上水库放水进行发电。在此期间，系统有功功率约为-1 pu，转子转速标幺值稳定在0.99 pu，机组运行在亚同步发电状态。此外，机组无功功率指令设定为0 pu，实际输出无功紧随参考值，实现了有功与无功功率的近似解耦控制，保证了并网点的单位功率因数运行。

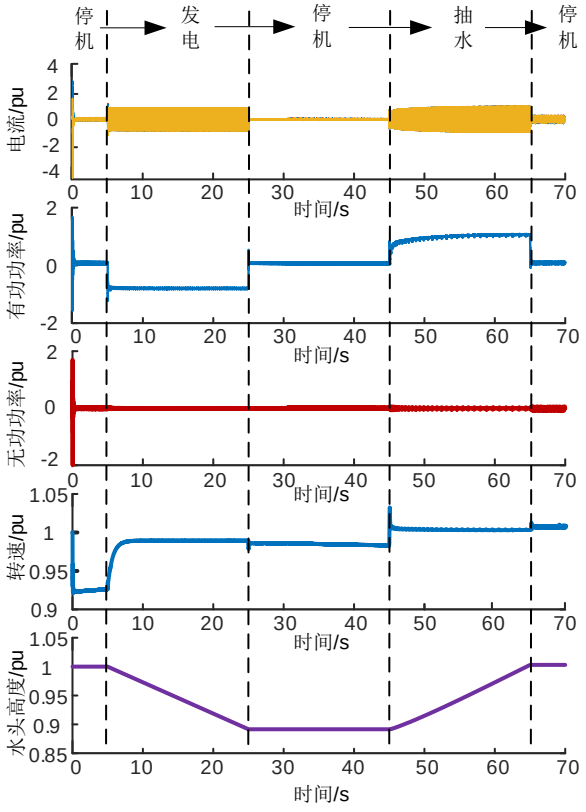


图14 工况切换动态响应图

Fig. 14 Dynamic response waveforms of operating mode switching

在25 s时，机组接收到工况切换的指令，进入停机状态。该阶段水库停止充放水，水头高度保持0.9 pu左右。电流幅值大幅衰减至趋近于零，导致系统有功功率跌落至0，但机组转速并未归零，而是维持在1.0 pu的同步转速附近，反映了大惯量系统在机械制动前的空转特性。在卸除机械转矩进入无动力惯性运转后，机组通过施加机械阻尼消耗旋转动能实现制动，短时间内转速衰减缓慢。

在45 s时，系统由停机工况转入抽水工况。水头高度从0.9 pu开始回升，表明水泵克服扬程向上水库抽水。此时，有功功率由0 pu阶跃并迅速跟踪至正向额定值1 pu，机组切换为电动机模式，从电网吸收有功功率以驱动水泵。同时，在转子侧变频器的励磁控制下，转速迅速跨越同步点，并稳定在1.06 pu左右，机组进入超同步抽水状态。在65 s时，系统完成抽水后再次进入停机卸载状态，有功功率归零，转速维持在空转状态。

在设定的70 s连续工况转换过程中，机组分别在5 s、25 s、45 s和65 s完成运行指令切换，有功功率能够在发电额定值、零功率及抽水额定值之间转换，无功功率始终维持在0 pu参考值附近；机组在跨越同步转速及模式反转瞬间，定子电流与有功功率通过暂态调整，未引发系统失稳。仿真结果表明，所采用的控制策略在该工况切换场景下具有较好的四象限运行能力和暂态跟踪性能。

3.4 功率阶跃扰动下的功率跟踪特性分析

为验证系统在输入源剧烈波动工况下的动态调节与跟踪能力，对抽水蓄能机组发电工况稳态运行的2 s-7 s和抽水工况稳态运行的8 s-12 s分别施加从1 pu到0.75 pu和0.5 pu的三级连续阶跃扰动。

图15展示了发电工况下的机械功率、定子电流、定子侧有功功率和无功功率波形。当2 s-7 s区间内输入的机械功率发生阶跃跌落时，系统能够迅速感知并做出响应。在机械转矩指令突变的瞬间，有功功率仅经历极短的暂态过渡过程便迅速收敛，并紧密跟踪至-0.75 pu和-0.5 pu的功率稳态值。功率跟踪过程超调量小、调节时间较短，表明系统具有较好的功率跟踪性能。同时由无功功率波形可知，在2 s至7 s有功功率大幅波动的区间内，系统的无功功率始终稳定在0 pu附近，表明系统在进行快速有功功率跟踪的同时，能够维持良好的有功与无功解耦控制，实现了稳定的单位功率因数运行。

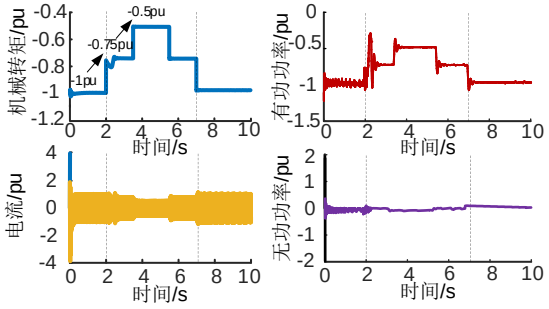


图15 发电工况功率跟踪图

Fig. 15 Power tracking under generation mode

图16展示了双馈抽水蓄能机组在抽水工况下的功率跟踪波形。由于在抽水工况下机组作为电动机拖动水泵，需要克服静水头和管道摩擦阻力，将水流自下而上进行输送。建立这种逆向的稳定水流需要克服较大的水力惯性，物理过程本身相对缓慢，导致双馈抽蓄系统在抽水工况下到达稳态的过渡时间相对较长。在输入机械功率处于0.9 pu时开始施加阶跃扰动，扰动时间为8 s至12 s。与发电工况相同，双馈抽水系统在抽水工况下同样具有较好的功率跟踪性能，并且无功功率保持在0 pu附近，能够实现稳定的单位功率因数运行。

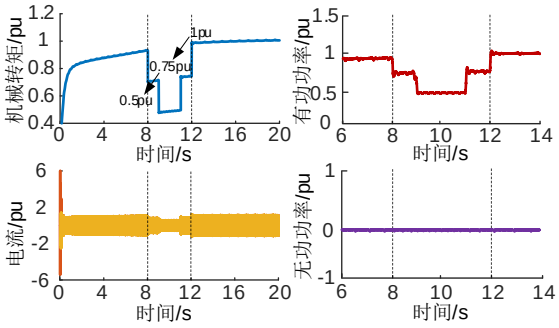


图16 抽水工况功率跟踪图

Fig. 16 Power tracking under pumping mode

综合上述结果，发电工况下在2 s至7 s连续改变机械功率指令后，定子侧有功功率能够依次跟踪至-0.75 pu和-0.5 pu的稳态值，同时无功功率始终维持在0 pu参考值附近。在抽水工况下，8 s至12 s期间施加相应的多级阶跃扰动后，机组有功功率同样能够跟踪给定指令，无功功率保持在0 pu附近。相较于发电工况，抽水工况的功率过渡过程相对较长，这与抽水过程中需要克服静水头、管道阻力和水流惯性相一致。仿真结果验证了所建模型在双向功率调节和暂态跟踪分析中的适用性。

3.5 深度电压跌落扰动下的暂态响应分析

为进一步检验所建模型在电气扰动下的暂态响应特性，设置机端电压在5 s时跌落至0.2 pu，并在5.15 s时恢复至额定值。仿真结果如图17所示，在电压跌落期间，机端电压幅值显著降低，定子电流迅速增大并出现暂态冲击，表明深度电压跌落使机组电磁暂态过程发生剧烈变化。受电压突变影响，有功功率和无功功率均在故障发生及故障切除瞬间产生明显波动，其中无功功率在电压恢复初期出现较大幅值的暂态响应，起到支撑电压恢复的作用。在5.15 s机端电压恢复后，定子电流以及有功、无功功率均经历短时衰减振荡，振荡幅值随时间逐渐减小，并在约5.5 s时恢复至稳态运行区间。由此可知，从故障切除至主要电气量恢复稳定的过程约持续0.35 s。在本文设置的0.2 pu电压跌落深

度、0.15 s持续时间及相应控制参数条件下，机组在故障切除后能够恢复至稳定运行状态。上述结果表明，所建模型能够反映深度电压跌落过程中机组主要电气量的暂态变化及故障后恢复过程，验证了所建电气暂态模型和控制系统的有效性。

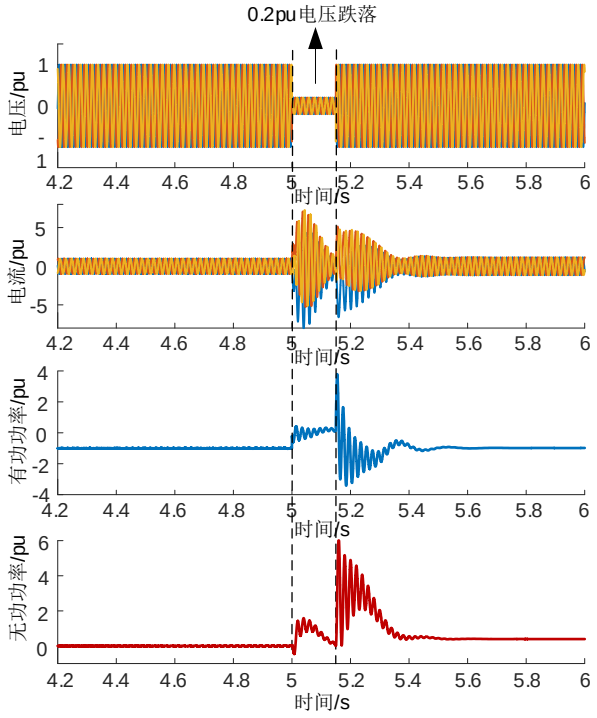


图17 深度电压跌落扰动下机组暂态响应

Fig. 17 Transient responses of the unit under a severe voltage dip

4 结论

本文建立了双馈变速抽水蓄能机组水-机-电暂态耦合模型，并基于PCH理论对引水系统水力子系统进行能量结构重构与稳定性分析，利用MATLAB/Simulink开展运行特性仿真，主要结论如下。

1）所建动态模型综合考虑引水管水流惯性、水泵水轮机动态特性及交流励磁暂态过程，能够准确描述机组发电、抽水及工况转换过程中水力、机械和电气变量之间的耦合关系，为分析双馈变速抽蓄机组暂态运行特性提供了模型基础。

2）基于PCH理论的分析表明，水流惯性时间常数是影响能量衰减和机械转矩暂态响应的重要因素，在本文所设归一化评价函数和基准权重条件下，得到的参数在所比较工况中能够较好兼顾机械转矩响应速度与稳态收敛性能。

3）所建动态模型在发电、抽水、多工况转换、功率阶跃扰动及深度电压跌落场景下均具有较好的功率跟踪和暂态恢复能力，验证了所建模型和参数优化的有效性。

参 考 文 献

[1] 张智, 霍超, 郭尊, 等. 新型电力系统下抽水蓄能集群规划与运营关键问题综述及研究展望[J]. 中国电机工程学报,2025,45(15):5810-5832.
Zhang Zhi, Huo Chao, Guo Zun, et al. Overview and research prospects of key issues in pumped storage cluster planning and operation under the new type power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45(15): 5810-5832.

[2] 陈亚红, 邓长虹, 武荷月. 发电工况可变速抽蓄机组模式切换过程多阶段柔性协调控制[J]. 中国电机工程学报,2021,41(15):5258-5274.
Chen Yahong, Deng Changhong, Wu Heyue. Multi-stage soft coordinated control of variable speed pumped storage unit in the process of mode conversion under the generation condition[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(15): 5258-5274.

[3] 周成, 王豪康, 贾伊杭, 等. 双馈变速抽水蓄能机组附加频率控制策略研究[J]. 大电机技术,2025,(3):10-15.
Zhou Cheng, Wang Haokang, Jia Yihang, et al. Research on additional frequency control strategy for doubly-fed variable speed pump storage units[J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine, 2025, (3):10-15.

[4] 张琦, 杜雄, 丁理杰, 等. 全功率变速抽水蓄能机组的阻抗建模及并网稳定性分析[J]. 电工技术学报,2025,40(13):4229-4240.
Zhang Qi, Du Xiong, Ding Lijie, et al. Impedance modeling and grid-connected stability analysis of variable-speed pumped storage unit with full-size converter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2025, 40(13): 4229-4240.

[5] 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 conversion of doubly-fed variable speed pumped storage[J]. Electric Power Construction, 2023, 44(10): 41-50.

[6] 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):2407-2418.
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): 2407-2418.

[7] 李凯. 可变速抽水蓄能发电—电动机组低电压穿越协同控制方法[D]. 哈尔滨理工大学,2024.
Li Kai. A cooperative control method of pumped-storage power generator-motor units under LVRT conditions[D]. Harbin: Harbin University of Science and Technology, 2024.

[8] 曹兆锦. 基于广义比例积分观测器的拼接弧线电机哈密顿控制策略

[D]. 北京:中国科学院大学,2025.
Cao Zhaojin. Research on Hamiltonian control strategy for spliced-arc linear motors based on a generalized proportional-integral observer[D]. Beijing: University of Chinese Academy of Sciences, 2025.

[9] 薛花, 潘哲晓, 王育飞,等. 基于端口受控耗散哈密顿系统模型的模块化多电平变换器无源反步环流抑制方法[J]. 电工技术学报,2020,35(12):2596-2611.
Xue Hua, Pan Zhexiao, Wang Yufei, et al. MMC passivity-based and backstepping circulating current suppressing method based on port-controlled Hamiltonian with dissipation model[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(12): 2596–2611.

[10] Wang Z M, Zhao X, Li X, et al. Energy-based control for switched uncertain port-controlled Hamiltonian systems with its application to RLC circuit systems[J]. IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics: Systems, 2023, 54(1): 107-118.

[11] 刘公成. 抽水蓄能机组灵活运行特性评估与典型工况稳定性分析[D]. 西北农林科技大学,2024.
Liu Gongcheng. Assessment of flexible operating characteristics and stability analysis under typical operating conditions of pumped storage units[D]. Northwest A&F University, 2024.

[12] 李贻凯, 乔健, 黄凡旗,等. 双馈式变速抽蓄机组水-机-电耦合动态建模仿真技术研究[J]. 大电机技术,2025,(6):46-57+65.
Li Yikai, Qiao Jian, Huang Fanqi, et al. Research on dynamic modeling and simulation technology of water-mechanical-electrical coupling of doubly-fed variable speed pumped storage unit[J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine, 2025, (6): 46–57, 65.

[13] 李世春, 谢佳宏, 刘浩斌,等. 基于蓄电池与变速抽水蓄能混合储能的电网调频协同控制策略[J]. 储能科学与技术,2025,14(11):4277-4288.
Li Shichun, Xie Jiahong, Liu Haobin, et al. Frequency regulation cooperative control strategy of power grid based on hybrid energy storage of storage battery and variable speed pumped storage[J]. Energy Storage Science and Technology, 2025, 14(11): 4277-4288.

[14] 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(03):942-957.
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(03): 942-957.

[15] 庄凯勋, 孙建军, 丁理杰, 等. 提升双馈变速抽水蓄能机组频率响应特性的控制策略[J]. 电工技术学报,2023,38(23):6292-6304.
Zhuang Kaimian, Sun Jianjun, Ding Lijie, et al. Control strategies for improving frequency response characteristics of doubly fed variable-speed pumped storage units[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(23): 6292-6304.

[16] 陆雨婷, 郝思鹏. 变速抽水蓄能自适应调频策略[J]. 电气自动化, 2026,48(3):29-32.
Lu Yuting, Hao Sipeng. Adaptive frequency regulation strategy for variable speed pumped storage[J]. Electrical Automation, 2026, 48(3): 29–32.

[17] Bitew G T, Han M, Mekonnen S A, et al. Pumped energy storage system technology and its AC–DC interface topology, modelling and control analysis: a review[J]. The Journal of Engineering, 2019, 2019(16): 705-710.

[18] 蔡卫江, 李俊, 姜海军, 等. 变速抽水蓄能机组及其调速器建模仿真和调节策略研究[J]. 水电与抽水蓄能,2025,11(6):51-58.
Cai Weijiang, Li Jun, Jiang Haijun, et al. Research on modeling simulation and regulation strategy of variable speed pumped storage unit and governor[J]. Hydropower and Pumped Storage, 2025, 11(6): 51–58.

[19] 汪臻. 双馈型变速抽蓄机组的故障穿越能力评估与混合穿越控制研究[D]. 华中科技大学,2024.
Wang Zhen. Research on LVRT capability assessment and hybrid control of doubly-fed variable speed pumped storage unit [D]. Huazhong University of Science and Technology, 2024.

[20] 张凯迪. 水泵水轮机非线性建模及动力特性研究[D]. 河北工程大学, 2022.
Zhang Kaidi. Study on nonlinear modeling and dynamic characteristics of pump-turbine[D]. Hebei University of Engineering, 2022.

[21] 付亮, 赵志高, 杨建东, 等. 兼顾超低频振荡阻尼特性的水电机组一次调频多目标优化策略[J]. 电力自动化设备,2020,40(6):83-91.
Fu Liang, Zhao Zhigao, Yang Jiandong, et al. Multi-objective optimization strategy of primary frequency regulation for hydropower unit considering damping characteristics of ultra-low frequency oscillation[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(6):83-91.