

DOI: 10.19666/j.rlfed.202407171

基于时变预测控制的直流炉供热机组电热协调变负荷策略

张小科¹, 韩崇尚², 郝倚燃², 王建波¹, 张少锋¹, 胡怀中²

(1. 国网河南省电力公司电力科学研究院, 河南 郑州 450000;

2. 西安交通大学自动化科学与工程学院, 陕西 西安 710100)

[摘要] “双碳”背景下要求直流炉供热机组具备快速变负荷能力。对此, 提出一种基于线性时变模型预测控制 (linear time-varying model predictive control, LTV-MPC) 的电热协调变负荷策略, 可同时利用锅炉蓄热和热网蓄热以提高变负荷速率。首先, 对热负荷信号偏差进行积分从而建立等效热负荷模型, 并将其作为预测模型的被控量之一; 然后, 以负荷快速跟踪、机组运行稳定以及供热及时补偿作为 MPC 滚动优化的目标, 进而在线求解每个时刻的最优控制律并作用于机组, 此外, 显式处理了机组运行约束, 确保供热抽汽流量变化不会影响低压缸运行稳定性; 最后, 基于某 350 MW 机组进行仿真验证, 结果表明, 该策略能够实现对于 5% Pe/min 变负荷指令的精准跟踪, 且相较于基于 PID 的电热协调变负荷策略, 热负荷恢复时间缩短 26%。仿真结果验证了所提策略在提升供热机组快速变负荷能力方面的优越性。

[关键词] 直流炉供热机组; 电热协调; 快速变负荷; 热负荷补偿; 时变模型预测控制

[引用本文格式] 张小科, 韩崇尚, 郝倚燃, 等. 基于时变预测控制的直流炉供热机组电热协调变负荷策略[J]. 热力发电, 2025, 54(3): 79-89. ZHANG Xiaoke, HAN Chongshang, HAO Yiran, et al. Electric heating coordinated load variation strategy for once through boiler based on time-varying model predictive control[J]. Thermal Power Generation, 2025, 54(3): 79-89.

Electric heating coordinated load variation strategy for once through boiler based on time-varying model predictive control

ZHANG Xiaoke¹, HAN Chongshang², HAO Yiran², WANG Jianbo¹,
ZHANG Shaofeng¹, HU Huaizhong²

(1. Electric Power Science Research Institute of State Grid Henan Electric Power Company, Zhengzhou 450000, China;

2. School of Automation Science and Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710100, China)

Abstract: Under the background of “dual-carbon” goal, the combined heat and power units with once through boilers are required to have the ability to quickly change load. To address this need, a strategy based on linear time-varying model predictive control (LTV-MPC) for coordinating electricity and heat to change unit load is proposed, which can simultaneously utilize boiler heat storage and heat network heat storage to improve the rate of variable load. Firstly, the deviation of the heat load signal is integrated to establish an equivalent heat load model, which is used as one of the controlled variables in the prediction model. Then, by taking rapid load tracking, stable unit operation, and timely compensation for heating as the objective of MPC rolling optimization, the optimal control law for each moment is solved online, and then it is applied to the unit. In addition, the operational constraints of the unit are explicitly addressed to ensure that changes in the heating extraction flow rate do not affect the operational stability of the low-pressure cylinder. Finally, simulation verification is conducted on a 350 MW unit, and the results show that this strategy can accurately track the 5%Pe/min variable load command. Furthermore, the heat load recovery time is reduced by 26% compared with that of the electric

收稿日期: 2024-07-03

第一作者简介: 张小科 (1985), 男, 硕士, 高级工程师, 主要研究方向为电源调频技术、网源协调技术, zzk5511@126.com。

通信作者简介: 胡怀中 (1974), 男, 博士, 副教授, 主要研究方向为复杂系统的建模与智能控制, huhuaizhong@xjtu.edu.cn。

heating coordinated variable load strategy based on PID. The simulation results have verified the superiority of the proposed strategy in improving the fast load changing capacity of heating units.

Key words: combined heat and power units with once through boilers; electric heating coordination; rapid load change; heating load compensation; time-varying model predictive control

随着“双碳”战略的不断推进,我国新能源发电容量及其占比逐年提高,截止 2023 年 9 月底,全国风电、光电装机容量约占总装机容量的 14.3% 和 18.7%^[1]。风光等新能源发电大规模并网势必会给电网安全运行带来巨大挑战^[2]。为提高电网对新能源发电的消纳能力,要求燃煤火电机组具备快速变负荷能力^[3]。我国北方地区燃煤火电机组中热电联产机组占比较大,且由于火电机组进行供热改造能够同时提高能源利用效率和机组运行经济性^[4-5],热电联产机组占燃煤机组的比例会逐渐提高^[6]。然而,供热机组往往处于“以热定电”的运行模式,机组需要优先保障热负荷稳定。这种控制方式限制了机组快速变负荷的能力,导致机组往往达不到 AGC 考核要求,不利于电网频率安全,因此,提升供热机组变负荷速率十分迫切。

协调控制系统 (coordinated control system, CCS) 对机组快速变负荷的能力有至关重要的影响。实际工程中,CCS 一般采用直接能量平衡 (direct energy balance, DEB) 控制方式,决定热负荷的供热抽汽流量往往独立于 CCS,由单独回路控制^[7]。由于短时间内 DEB 控制方式只利用锅炉蓄热来响应 AGC 指令,为保持主蒸汽压力稳定,机组只能达到较低的变负荷速率。文献[8]为提高机组运行灵活性,提出含柔性因子的炉机协调控制方法,但未能从根本上提高机组变负荷速率。考虑到回热系统中有大量蓄热未被有效利用,有学者设计了基于凝结水节流的快速变负荷策略^[9-12]。该策略同时利用锅炉蓄热和凝结水蓄热加快机组变负荷速率,但此过程会使凝汽器和除氧器水位产生大幅波动,且机组在不同工况下其变负荷能力差异较大^[13-14],在频繁变负荷时存在潜在风险。

已有研究表明,短时间内减小供热抽汽流量可以大幅增加机组功率,且对热用户几乎没有影响^[15]。为充分利用热网蓄热,文献[16]将 AGC 指令分解为慢变信号和快变信号,分别作为燃料前馈和供热抽汽调节蝶阀前馈叠加在原协调控制上,将一部分供热抽汽流量用于响应负荷指令,有效减小了燃料量和主蒸汽压力波动。文献[17]则是将短期功率支撑任务全部交给热网蓄热来承担,并在锅炉侧设计供热

抽汽流量恢复回路,使供热机组能够快速调节发电负荷并稳定主蒸汽压力。上述方案能够充分利用热网蓄热加快机组变负荷速率,但长期运行会影响热用户。为此,文献[18]设计了热负荷补偿回路,并用线性二次型调节器取代原 CCS 的 PID 控制器。文献[19]针对直流炉供热机组设计了带有热负荷补偿的电热协调双重 PID 控制策略。上述方案进一步加快了机组变负荷速率,也避免了长期利用热网蓄热改变机组功率对热用户的影响,但供热抽汽流量恢复较慢,未从根本上解决机组大延迟、大惯性的控制难题。文献[20-21]将预测控制算法分别应用于直流炉纯凝机组和汽包炉供热机组,验证了预测控制在解决机组大延迟、大惯性控制问题时的优越性。以上针对供热机组变负荷的研究大多为汽包炉,针对直流炉供热机组的研究则相对较少,且在利用热网蓄热变负荷的过程中未考虑供热机组安全运行边界。

为解决上述问题,本文以 LTV-MPC 算法为核心,在考虑热负荷精准补偿的前提下,设计了适用于直流炉供热机组快速变负荷的电热协调控制快速变负荷策略,并显式处理机组安全运行边界,确保供热抽汽流量变化不会影响其稳定运行。最后,基于某 350 MW 机组验证所提方案在提升机组变负荷速率、保证机组稳定运行同时实现热负荷快速精准补偿方面的有效性。

1 机组非线性模型及其特性分析

1.1 机组非线性模型

抽汽式热电联产机组供热部分结构如图 1 所示。中压缸排汽一部分通过供热调节阀 (LV 阀) 进入低压缸继续做功,另一部分通过快关阀 (EV 阀) 进入热网加热器与热网循环水进行换热。2 个阀门相互配合可以改变中压缸排汽用于供热和发电的比例。一般情况下, EV 阀在现场很少动作,且通过 EV 阀调节供热抽汽流量的调节裕量小,典型机组通过调节 LV 阀可引起供热抽汽流量大幅变化^[18]。

与纯凝机组相比,供热机组只在中压缸排汽环节之后有所不同: LV 阀开度变化只会影响电热负荷分配,而对其之前环节几乎无影响^[22]。因此,文献[23]在直流炉纯凝机组模型^[24]的基础上,采用经典的

LV 阀控制中排压力模式，从汽轮机抽汽环节的质能平衡角度建立了直流炉供热机组模型，该模型与实际机组运行数据对比有较好精度。模型具体为：

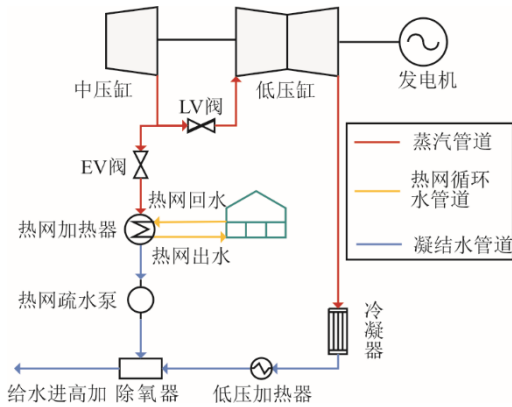


图1 抽汽式供热机组供热部分结构
Fig.1 Structural diagram of the heating part of the extraction type heating unit

$$\left. \begin{aligned}
 T_p \frac{dr_B}{dt} &= -r_B + e^{-\tau s} u_B \\
 c_1 \frac{dp_m}{dt} &= \frac{(d_1 - lh_m)(h_{st} - h_{fw})}{(lh_m - h_{fw})} D_{st} + \\
 &\quad k_0 r_B + (h_{fw} - d_1) D_{fw} \\
 c_2 \frac{dh_m}{dt} &= \frac{(d_2 - lh_m)(h_{st} - h_{fw})}{(lh_m - h_{fw})} D_{st} + \\
 &\quad k_0 r_B + (h_{fw} - d_2) D_{fw} \\
 c_H \frac{dp_h}{dt} &= (1 - \alpha) k_T p_{st} u_T - k_{LP} p_h \cdot u_H - \\
 &\quad k_1 m_w (b_1 p_h + b_2 - T_{in}) \\
 T_s \frac{dP}{dt} &= -P + k_{LP} p_h u_H + \alpha k_T p_{st} u_T \\
 p_m - p_{st} &= g(p_m) \\
 D_{st} &= u_T f(p_{st}) \\
 h_{st} &= h(p_{st}) \\
 D_h &= k_2 k_1 m_w (b_1 p_h + b_2 - T_{in})
 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中： T_p 、 T_s 分别为制粉环节惯性时间常数和汽轮机惯性时间常数，s； r_B 为炉膛内燃料量，kg/s； τ 为制粉环节延迟时间，s； u_B 为给煤指令，kg/s； p_m 、 p_{st} 和 p_h 分别表示中间点压力、主蒸汽压力和中压缸排汽（中排）压力，MPa； h_{fw} 、 h_m 和 h_{st} 分别为给水焓值、中间点焓值和主蒸汽焓值，kJ/kg； D_{fw} 、 D_{st} 分别为给水流量和主蒸汽流量，kg/s； c_H 为热网加热器蓄热系数，MJ/MPa； α 为高中压缸做功占汽轮机做功的比例，%； k_T 、 k_{LP} 分别为汽轮机高压缸增益和低压缸增益，MW/MPa； u_T 、 u_H 分别为主蒸汽阀门开度和供热调节阀开度，%； k_1 为热网循

环水有效比热容，MJ/(t·℃)； m_w 为热网循环水流量，t/h； T_{in} 为热网循环水回水温度，℃； P 为机组有功功率，MW； D_h 为供热抽汽流量，t/h； k_2 为供热抽汽有效热量折合抽汽流量系数，t/MJ； b_1 、 b_2 为热网加热器壳侧饱和温度与中排压力的增益与偏置； l 为静态参数； c_1 、 c_2 、 d_1 、 d_2 均为动态参数； $g(\cdot)$ 、 $f(\cdot)$ 、 $h(\cdot)$ 表示函数映射关系。各系数、参数和函数映射关系求解方法可参考文献[23]。

热网加热器为表面式加热器，热网循环水在管侧流动，吸收来自壳侧的供热抽汽热量，供热抽汽释放热量后凝结为当前工况下的饱和水。当循环水温度发生变化时，壳侧饱和和水压力也发生变化，受压差-流量定量关系影响，供热抽汽流量也会改变。忽略加热器流动压差，加热器内蒸汽饱和压力等于中排压力，因此，只要控制中排压力稳定，机组在一定范围内就能够自动实现供热需求。

结合纯凝机组协调控制方式及上述分析，将供热机组协调控制系统确定为以给煤量、给水量、主蒸汽阀门开度以及 LV 阀开度为输入，机组功率、中间点焓值、主蒸汽压力以及中排压力为输出的 4 输入 4 输出非线性系统。

1.2 开环特性分析

在 MATLAB 仿真平台对上述模型进行开环扰动试验，各输入量对输出量的影响如图 2 所示。结合机组运行特性分析如下。

1) 给煤指令阶跃增加后，各输出量缓慢变化且均在 1 000 s 左右到达稳态，锅炉大延迟、大惯性的特性导致瞬态响应过程较慢，但总能量输入增加是各输出量能够维持在稳态的基础。

2) 给水指令增加导致水煤比失调，因此中间点焓值显著下降。此时由于给煤量不变，即机组总的能量输入不变，因此各级压力及功率会在小幅波动后逐渐恢复至初值。

3) 主蒸汽阀门开度增加导致进入汽轮机的蒸汽流量瞬间变大，因此机组功率和中排压力明显上升。此时由于机组总能量输入不变，因此机组功率逐渐恢复至初值。由于此过程快速释放了锅炉蓄热，因此主蒸汽压力会有明显下降。

4) LV 阀开度增加改变了中压缸排汽用于供热和发电的比例，使得进入低压缸的蒸汽流量增加导致机组功率增加，同时中排压力有所下降。而 LV 阀位于中压缸之后，因此对中间点焓值和主蒸汽压力几乎没有影响。

由机组开环扰动特性可知，利用主蒸汽阀和 LV

阀可以快速改变机组功率，且改变 LV 阀开度几乎不会对主蒸汽压力产生影响，因此，2 个阀门相互配合不仅可以提高机组变负荷速率，还可以减小机组因主蒸汽压力波动造成的运行不稳定性。此时只

要给煤、给水能够迅速调整，就能保证变负荷的长期性以及供热的及时恢复，而预测控制能够基于未来输入预测未来输出，因而在解决大延迟、大惯性问题时具有显著优势。

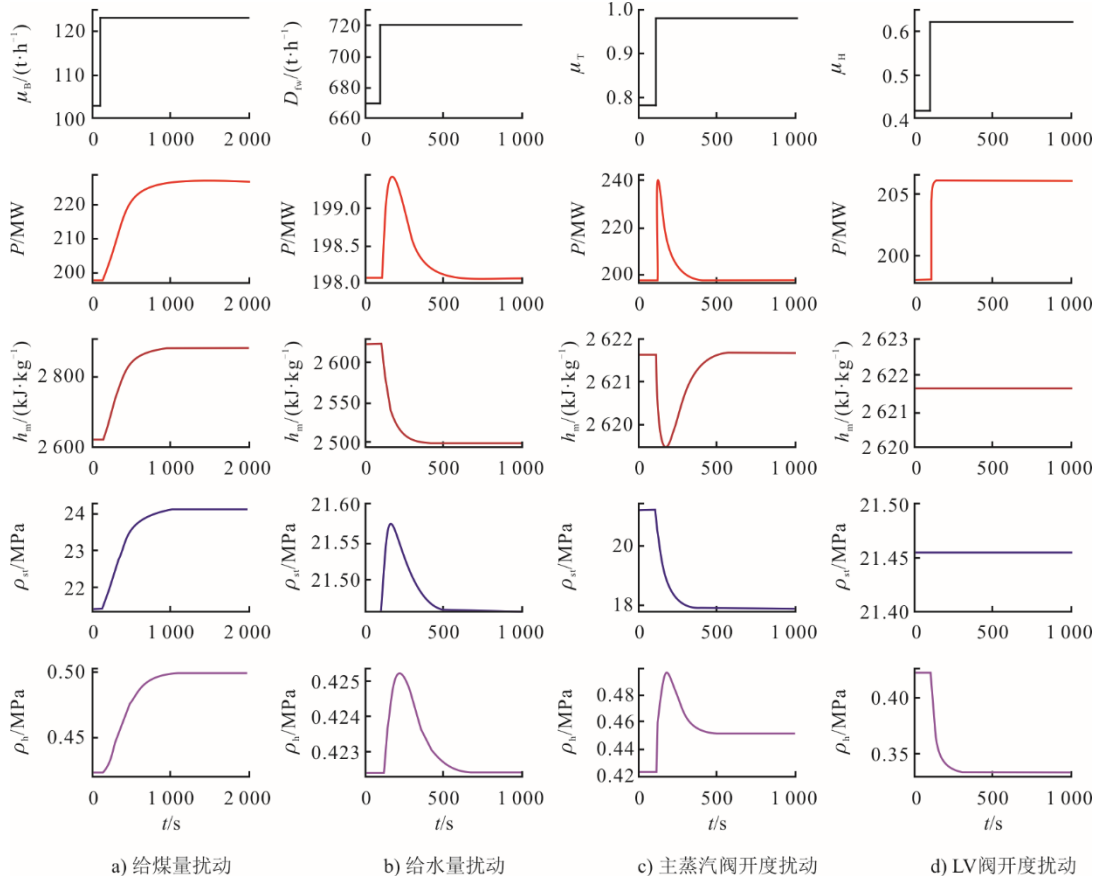


图 2 机组开环扰动响应特性

Fig.2 Response characteristics of the unit with open-loop disturbance

2 基于 LTV-MPC 的快速变负荷策略

LTV-MPC 结合了 MPC 的基本框架和线性时变系统的特性，通过预测未来系统行为并提前进行优化，进而提高系统的控制性能。首先，需要建立系统的线性时变模型；其次，基于模型预测未来系统状态；然后，求解包含目标函数和约束条件的优化问题，得到最优控制序列；最后，将控制序列的第一个控制量应用于系统，并重复上述过程实现滚动优化控制。LTV-MPC 通过在线滚动优化实现实时控制，不仅能够快速地适应系统参数和环境的变化，还能够显式地处理输入和输出的约束条件，确保系统的安全稳定运行。

针对直流炉供热机组快速变负荷时的电热协调控制问题，本文设计了图 3 所示的 LTV-MPC 控制方案。图 3 中， R 为参考输出向量， Y 为预测输

出向量， ΔU 为基于当前状态和预测输出的最优控制序列， ΔU^* 为第一组最优控制序列，即下一时刻作用于机组的控制序列。

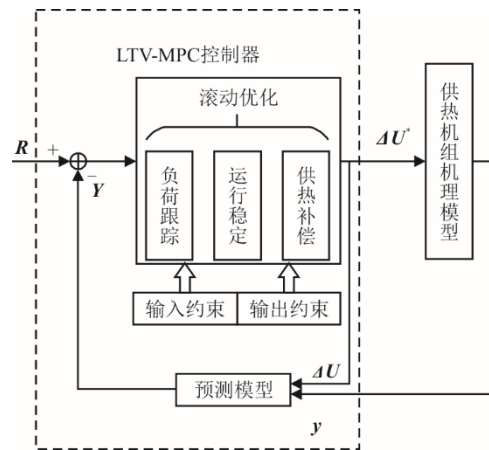


图 3 供热机组 LTV-MPC 控制结构

Fig.3 LTV-MPC structural diagram of the heating unit

该方案以机组线性化状态空间模型为预测基础,在满足系统约束前提下,以负荷快速准确跟踪、机组运行稳定以及热负荷及时补偿作为优化目标,利用机组当前状态以及未来可能采取的输入,在有限时域内对机组输出进行预测,并解出该目标下的最优控制序列,最后只取第一组控制序列作用于机组,在下一时刻重复此步骤以实现滚动优化。LTV-MPC方案不仅可以解决锅炉大惯性、大延迟的控制难题,实现负荷快速跟踪及供热及时恢复,还可以通过滚动优化有效减少外部扰动及模型失配等问题。

2.1 等效热负荷时变模型

在通过改变供热抽汽流量改变机组发电负荷的过程中,热网循环水吸收的热量也随之变化。由于供热抽汽流量与中排压力直接相关,若在每次响应AGC指令后,仅仅将表征实时热负荷的中排压力恢复到设定值,那么长期以此方式运行无疑会对热用户产生影响,因此,本文借鉴文献[19]的思路,将相应时段内中排压力积分中值也作为被控量。

$$p_{h,lm} = \frac{\int_{t_0}^t p_h dt}{t - t_0} \quad (2)$$

式中: $p_{h,lm}$ 为 $[t_0, t]$ 时段内的中排压力积分中值,即该时段内的等效热负荷。

中排压力及其等效值同时作为被控量能够使热负荷在支撑电负荷后得到及时且精准的恢复,同时保证等效热负荷恢复过程中中排压力不会出现大幅波动。

2.2 预测模型

为方便控制器设计,将系统状态变量 \mathbf{x} 确定为 $\mathbf{x} = [r_B, p_m, h_m, p_h, P, p_{h,lm}]^T$, 输出量 \mathbf{y} 确定为 $\mathbf{y} = [P, h_m, p_{st}, p_h, p_{h,lm}]^T$ 在平衡点 $(\mathbf{x}_{eq}, \mathbf{u}_{eq})$ 处,设偏移控制量 $\bar{\mathbf{u}}$ 为 $\bar{\mathbf{u}} = \mathbf{u} - \mathbf{u}_{eq}$, 偏移状态量 $\bar{\mathbf{x}}$ 为 $\bar{\mathbf{x}} = \mathbf{x} - \mathbf{x}_{eq}$, 偏移输出量 $\bar{\mathbf{y}}$ 为 $\bar{\mathbf{y}} = \mathbf{y} - \mathbf{y}_{eq}$ 。通过一阶泰勒展开的方式可获得平衡点附近邻域内的小偏差线性模型,将其离散化,可得:

$$\begin{cases} \bar{\mathbf{x}}_{k+1} = \mathbf{A}_k \bar{\mathbf{x}}_k + \mathbf{B}_k \bar{\mathbf{u}}_k \\ \bar{\mathbf{y}}_k = \mathbf{C}_k \bar{\mathbf{x}}_k \end{cases} \quad (3)$$

由于给煤指令到锅炉实际进煤量的过程存在较大的延迟环节,因此,为使预测模型能够准确反映延迟环节对系统各环节的影响,本文将延迟给煤指令纳入状态变量,即:

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{x}}_{k+1} \\ \Delta \bar{\mathbf{u}}_{B,k} \\ \vdots \\ \Delta \bar{\mathbf{u}}_{B,k-\tau+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_k & \cdots & 0 & \mathbf{B}_{k1} \\ 0 & \cdots & 0 & 0 \\ \vdots & & \vdots & \vdots \\ 0 & \cdots & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{x}}_k \\ \Delta \bar{\mathbf{u}}_{B,k-1} \\ \vdots \\ \Delta \bar{\mathbf{u}}_{B,k-\tau} \end{bmatrix} + \\ \begin{bmatrix} 0 & \mathbf{B}_{k2} & \mathbf{B}_{k3} & \mathbf{B}_{k4} \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \bar{\mathbf{u}}_k \\ \bar{\mathbf{y}}_k = \begin{bmatrix} \mathbf{C}_k & \mathbf{0}_{1 \times n_d} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{x}}_k \\ \Delta \bar{\mathbf{u}}_{B,k-1} \\ \vdots \\ \Delta \bar{\mathbf{u}}_{B,k-\tau} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (4)$$

式中: $\Delta \bar{\mathbf{u}}_{B,k} = \bar{\mathbf{u}}_{B,k} - \bar{\mathbf{u}}_{B,k-1}$, 为偏移控制量 $\bar{\mathbf{u}}_B$ 在时刻 k 的增量; \mathbf{B}_{ki} 为第 i 个控制变量对状态变量的输入矩阵, $i=1,2,3,4$ 。

将式(4)简记为:

$$\begin{cases} \tilde{\mathbf{x}}_{k+1} = \tilde{\mathbf{A}}_k \tilde{\mathbf{x}}_k + \tilde{\mathbf{B}}_k \tilde{\mathbf{u}}_k \\ \tilde{\mathbf{y}}_k = \tilde{\mathbf{C}}_k \tilde{\mathbf{x}}_k \end{cases} \quad (5)$$

根据式(5)可以对未来输出量进行预测。定义预测时域为 p , 控制时域为 m , 可得:

$$\begin{cases} \tilde{\mathbf{y}}_{k+1|k} = \tilde{\mathbf{C}}_{k+1} \tilde{\mathbf{x}}_{k+1} = \tilde{\mathbf{C}}_{k+1} \tilde{\mathbf{A}}_k \tilde{\mathbf{x}}_k + \tilde{\mathbf{C}}_{k+1} \tilde{\mathbf{B}}_k \tilde{\mathbf{u}}_{k+1} + \\ \tilde{\mathbf{C}}_{k+1} \tilde{\mathbf{B}}_k \Delta \tilde{\mathbf{u}}_k \\ \tilde{\mathbf{y}}_{k+2|k} = \tilde{\mathbf{C}}_{k+2} \tilde{\mathbf{x}}_{k+2} = \tilde{\mathbf{C}}_{k+2} \tilde{\mathbf{A}}_{k+1} \tilde{\mathbf{A}}_k \tilde{\mathbf{x}}_k + \tilde{\mathbf{C}}_{k+2} \cdot \\ (\tilde{\mathbf{A}}_{k+1} \tilde{\mathbf{B}}_k + \tilde{\mathbf{B}}_{k+1})(\tilde{\mathbf{u}}_{k-1} + \Delta \tilde{\mathbf{u}}_k) + \\ \tilde{\mathbf{C}}_{k+2} \tilde{\mathbf{B}}_{k+1} \Delta \tilde{\mathbf{u}}_{k+1} \\ \vdots \\ \tilde{\mathbf{y}}_{k+m|k} = \tilde{\mathbf{C}}_{k+m} \tilde{\mathbf{x}}_{k+m} = \tilde{\mathbf{C}}_{k+m} \prod_{i=0}^{m-1} \tilde{\mathbf{A}}_{k+i} \tilde{\mathbf{x}}_k + \\ \tilde{\mathbf{C}}_{k+m} \left(\sum_{j=0}^{m-1} [(\prod_{i=j+1}^{m-1} \tilde{\mathbf{A}}_{k+i}) \tilde{\mathbf{B}}_{k+j}] \cdot \right. \\ \left. (\tilde{\mathbf{u}}_{k-1} + \Delta \tilde{\mathbf{u}}_k) + \cdots + \right. \\ \left. \tilde{\mathbf{C}}_{k+m} \tilde{\mathbf{B}}_{k+m-1} \Delta \tilde{\mathbf{u}}_{k+m-1} \right) \\ \vdots \\ \tilde{\mathbf{y}}_{k+p|k} = \tilde{\mathbf{C}}_{k+p} \tilde{\mathbf{x}}_{k+p} = \tilde{\mathbf{C}}_{k+p} \prod_{i=0}^{p-1} \tilde{\mathbf{A}}_{k+i} \tilde{\mathbf{x}}_k + \\ \tilde{\mathbf{C}}_{k+p} \left(\sum_{j=0}^{p-1} [(\prod_{i=j+1}^{p-1} \tilde{\mathbf{A}}_{k+i}) \tilde{\mathbf{B}}_{k+j}] \cdot \right. \\ \left. (\tilde{\mathbf{u}}_{k-1} + \Delta \tilde{\mathbf{u}}_k) + \cdots + \right. \\ \left. \tilde{\mathbf{C}}_{k+p} \left(\sum_{j=m-1}^{p-1} [(\prod_{i=j+1}^{p-1} \tilde{\mathbf{A}}_{k+i}) \tilde{\mathbf{B}}_{k+j}] \cdot \right. \right. \\ \left. \left. \Delta \tilde{\mathbf{u}}_{k+m-1} \right) \right) \end{cases} \quad (6)$$

式中: $\tilde{\mathbf{y}}_{k+1|k}$ 为时刻 k 对时刻 $k+1$ 的预测,以此类推。

p 和 m 的取值关乎控制系统的鲁棒性和灵敏度, p 较小能够提高系统控制性能, 但会降低鲁棒性, 一般覆盖系统主要动态部分即可; m 则与之相反, 一般为预测时域的 1/5~1/4。

定义在时刻 k 预测的 p 步输出向量为 \mathbf{Y}_k , 未来 m 步输入向量为 $\Delta \mathbf{U}_k$, 即

$$\begin{cases} \mathbf{Y}_k = [\tilde{\mathbf{y}}_{k+1|k}, \dots, \tilde{\mathbf{y}}_{k+p|k}]^T \\ \Delta \mathbf{U}(k) = [\Delta \tilde{\mathbf{u}}_k, \dots, \Delta \tilde{\mathbf{u}}_{k+m-1}]^T \end{cases} \quad (7)$$

整理式(6)、式(7), 可得:

$$\begin{aligned} \mathbf{Y}_k &= \mathbf{F}_{\tilde{\mathbf{x}}} \tilde{\mathbf{x}}_k + \mathbf{F}_{\tilde{\mathbf{u}}} \tilde{\mathbf{u}}_{k-1} + \mathbf{F}_{\Delta \tilde{\mathbf{u}}} \Delta \mathbf{U}_k \\ \mathbf{F}_{\tilde{\mathbf{x}}} &= \begin{bmatrix} \tilde{\mathbf{C}}_{k+1} \tilde{\mathbf{A}}_k \\ \tilde{\mathbf{C}}_{k+2} \tilde{\mathbf{A}}_{k+1} \tilde{\mathbf{A}}_k \\ \vdots \\ \tilde{\mathbf{C}}_{k+p} \prod_{i=0}^{p-1} \tilde{\mathbf{A}}_{k+i} \end{bmatrix} \\ \mathbf{F}_{\tilde{\mathbf{u}}} &= \begin{bmatrix} \tilde{\mathbf{C}}_{k+1} \tilde{\mathbf{B}}_k \\ \tilde{\mathbf{C}}_{k+2} [\tilde{\mathbf{B}}_{k+1} + \tilde{\mathbf{A}}_{k+1} \tilde{\mathbf{B}}_k] \\ \vdots \\ \tilde{\mathbf{C}}_{k+p} \sum_{j=0}^{p-1} [(\prod_{i=j+1}^{p-1} \tilde{\mathbf{A}}_{k+i}) \tilde{\mathbf{B}}_{k+j}] \end{bmatrix} \\ \mathbf{F}_{\Delta \tilde{\mathbf{u}}} &= \begin{bmatrix} \tilde{\mathbf{C}}_{k+1} \tilde{\mathbf{B}}_k & \dots & 0 \\ \tilde{\mathbf{C}}_{k+2} [\tilde{\mathbf{B}}_{k+1} + \tilde{\mathbf{A}}_{k+1} \tilde{\mathbf{B}}_k] & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \tilde{\mathbf{C}}_{k+m} \sum_{j=0}^{m-1} [(\prod_{i=j+1}^{m-1} \tilde{\mathbf{A}}_{k+i}) \tilde{\mathbf{B}}_{k+j}] & \dots & \tilde{\mathbf{C}}_{k+m} \tilde{\mathbf{B}}_{k+m-1} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \tilde{\mathbf{C}}_{k+p} \sum_{j=0}^{p-1} [(\prod_{i=j+1}^{p-1} \tilde{\mathbf{A}}_{k+i}) \tilde{\mathbf{B}}_{k+j}] & \dots & \tilde{\mathbf{C}}_{k+p} \sum_{j=m-1}^{p-1} [(\prod_{i=j+1}^{p-1} \tilde{\mathbf{A}}_{k+i}) \tilde{\mathbf{B}}_{k+j}] \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (8)$$

2.3 优化函数设计

LTV-MPC 在每个时刻在线求解一个有限时域开环优化问题, 而优化函数的设计体现了对控制性能的需求。对于需要快速变负荷的供热机组, 既要保证机组能够快速跟踪或恢复至设定值, 又要保证机组稳定运行。针对该控制需求, 本文设计了如下优化函数:

$$\begin{aligned} \min_{\Delta \mathbf{U}_k} J, \\ J = \|\mathbf{W}_Y (\mathbf{Y}_k - \mathbf{R}_k)\|^2 + \|\mathbf{W}_{\Delta U} \Delta \mathbf{U}_k\|^2 \end{aligned} \quad (9)$$

式中: \mathbf{R}_k 为在时刻 k 确定的未来 p 步的各输出量参

考值, $\mathbf{R}_k = [r_{k+1}, \dots, r_{k+p}]^T$; $\mathbf{Y}_k - \mathbf{R}_k$ 为在时刻 k 预测的未来 p 步内的各输出量跟踪误差; \mathbf{W}_Y 为跟踪误差权重矩阵, 反映了系统跟踪参考值的能力, \mathbf{W}_Y 中对角线元素表示各个输出变量跟踪误差的权重, 负荷误差权重越大, 机组跟踪 AGC 指令的能力越强, 但同时也会影响其他输出量的跟踪效果, 取值不当甚至会造成控制量的剧烈变化; $\mathbf{W}_{\Delta U}$ 为控制量增量权重矩阵, 反映了系统控制量平稳变化的能力, $\mathbf{W}_{\Delta U}$ 中对角线元素表示各个控制量增量的权重, 为避免汽轮机各级压力剧烈变化, 2 个阀门的增量权重明显大于煤水权重, 但同时也应保证机组有足够的快速变负荷能力, 输入输出权重比值越大, 系统鲁棒性越强但灵敏度降低, 确定合适的输入输出权重大小能够实现控制系统灵敏性和鲁棒性的折衷。

2.4 机组运行约束

2.4.1 控制量约束

实际系统中, 控制量及其增量不能无限制地变化, 因此需要对其加以约束:

$$\begin{cases} \mathbf{u}_{\min} \leq \mathbf{u}_k \leq \mathbf{u}_{\max} \\ \Delta \tilde{\mathbf{u}}_{\min} \leq \Delta \tilde{\mathbf{u}}_k \leq \Delta \tilde{\mathbf{u}}_{\max} \end{cases} \quad (10)$$

式中: \mathbf{u}_{\min} 和 \mathbf{u}_{\max} 分别为控制量最小值和最大值; $\Delta \tilde{\mathbf{u}}_{\min}$ 和 $\Delta \tilde{\mathbf{u}}_{\max}$ 分别为控制量增量最小值和最大值。

将控制量约束拓展到整个控制时域内, 即:

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \mathbf{L} \\ -\mathbf{L} \end{bmatrix} \Delta \mathbf{U}_k \leq \begin{bmatrix} \mathbf{u}_{\max} - \tilde{\mathbf{u}}_{k-1} - \mathbf{u}_{k-1} \\ \vdots \\ \mathbf{u}_{\max} - \tilde{\mathbf{u}}_{k+m-1} - \mathbf{u}_{k+m-1} \\ \tilde{\mathbf{u}}_{k-1} + \mathbf{u}_{k-1} - \mathbf{u}_{\min} \\ \vdots \\ \tilde{\mathbf{u}}_{k+m-1} - \mathbf{u}_{k+m-1} - \mathbf{u}_{\min} \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \mathbf{T} \\ -\mathbf{T} \end{bmatrix} \Delta \mathbf{U}_k \leq \begin{bmatrix} \Delta \tilde{\mathbf{u}}_{\max} \\ \vdots \\ \Delta \tilde{\mathbf{u}}_{\max} \\ -\mathbf{u}_{\min} \\ \vdots \\ -\mathbf{u}_{\min} \end{bmatrix} \\ \mathbf{L} = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{n_u} & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} \\ \mathbf{I}_{n_u} & \mathbf{I}_{n_u} & \dots & \mathbf{0} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{I}_{n_u} & \mathbf{I}_{n_u} & \dots & \mathbf{I}_{n_u} \end{bmatrix} \\ \mathbf{T} = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{n_u} & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{I}_{n_u} & \dots & \mathbf{0} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{I}_{n_u} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (11)$$

式中： n_u 为控制量个数。

2.4.2 输出量约束

本文研究的某350 MW机组安全运行范围如图4所示。图4中机组最大和最小出力曲线分别由锅炉最大蒸发量和锅炉最低稳燃负荷决定，供热抽汽流量增大会导致进入低压缸的抽汽流量减少，从而导致发电负荷随之降低。机组在保持锅炉最大蒸发量且达到额定供热工况时，输出功率降低至325 MW，对应图4中点A，同时点A也代表了额定供热工况下低压缸进汽流量的最大值。由于低压缸需保证一定的进汽流量以维持其运行稳定，在额定供热工况下，机组最低输出功率为281 MW，对应图4中点B。同理，工况C表示锅炉在最低稳燃负荷下能提供的最大供热抽汽流量。曲线BC表示某发电负荷下，为保持低压缸稳定运行，供热抽汽流量能达到的最大范围。

传统协调控制方式下机组的升降负荷过程分别如图4中的曲线①、曲线④所示。利用热网蓄热升负荷的过程如曲线②、曲线③所示，该过程会迅速减小供热抽汽流量以增发功率，一般不会影响机组运行稳定性。然而，在降负荷过程中，供热抽汽流量过大会导致低压缸进汽量不足，如曲线⑤、曲线⑥所示。该过程可能会超出机组安全运行边界而影响机组运行稳定性，因此需要在不同工况点下约束供热抽汽流量的变化范围。对于该机组，曲线BC的输出功率可表示为^[7]：

$$P = 0.4062 D_h + 126.4910 \quad (12)$$

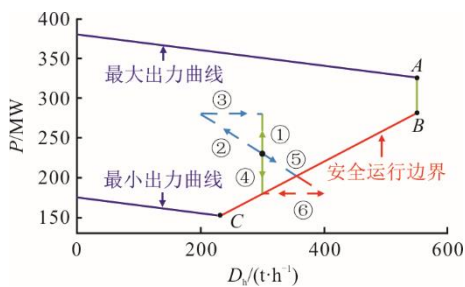


图4 供热机组安全运行范围
Fig.4 Safe operating range of the heating unit

由式(1)可知，在热网循环水流量和回水温度不变的情况下，供热抽汽流量只与中排压力有关，因此，式(12)可以改写为：

$$P = kp_h + b \quad (13)$$

式中： k 、 b 分别为中排压力-功率的增益与偏置。

由此，图4所示的供热机组安全运行边界约束可以表示为：

$$kp_h - P \leq -b \quad (14)$$

将式(3)的输出矩阵 C_k 改写为 $C_{lim}=[0,0,0,k,-1,0]^T$ ，得到以 C_{lim} 为输出矩阵的预测方程为：

$$Y_{k,lim} = F_{\tilde{x},lim} \tilde{x}_k + F_{\tilde{u},lim} \tilde{u}_{k-1} + F_{\Delta U,lim} \Delta U_k \quad (15)$$

式(15)推导过程与式(8)类似。进一步，可将式(14)所示的输出约束拓展到以 ΔU_k 为自变量的整个预测时域内：

$$F_{\tilde{x},lim} \tilde{x}_k + F_{\tilde{u},lim} \tilde{u}_{k-1} + F_{\Delta U,lim} \Delta U_k \leq \begin{bmatrix} b - C_{lim} y_{eq} \\ \vdots \\ b - C_{lim} y_{eq} \end{bmatrix} - F_{\tilde{x},lim} \tilde{x}_k - F_{\tilde{u},lim} \tilde{u}_{k-1} \quad (16)$$

至此，将带有热源恢复策略的供热机组变负荷控制问题转化为求解带有输入输出约束的二次规划最优解问题。将最优解 ΔU_k^* 的第一个组控制变量作用于被控对象，在每一个采样时刻重复上述过程，实现对被控对象的滚动优化。

3 仿真验证

仿真实验基于某超临界350 MW直流炉抽汽式供热机组，该机组处于定压运行模式下，采样时间为1 s。选取2个稳态工作点1、2进行仿真验证，各平衡点的输入变量见表1，输出变量见表2。

表1 各平衡点输入变量值
Tab.1 Input variable values for each equilibrium point

	$\mu m / (kg \cdot s^{-1})$	$\mu \pi / \%$	$D_{rw} / (t \cdot h^{-1})$	$u_{II} / \%$
点1	103	78	670	42
点2	159	93	1020	45

表2 各平衡点输出变量值
Tab.2 Output variable values for each equilibrium point

	P / MW	$h_m / (kJ \cdot kg^{-1})$	p_s / MPa	p_b / MPa
点1	198	2621	21.46	0.42
点2	278	2476	24.56	0.62

在MATLAB平台上将LTV-MPC方式与DEB控制方式及带有热负荷补偿的电热协调双重PID（以下简称为常规电热协调）控制方式进行对比，验证本方案的有效性。本方案的控制目标是在保证机组运行稳定的前提下尽可能提高机组变负荷速率，并使热源在支撑功率响应后得到及时补偿，通过多组仿真实验，最终设置LTV-MPC控制器参数如下：预测时域 $p=80$ ， $m=5$ ，跟踪误差权重 $W_y = [0.5, 0.02, 8, 5, 150]^T$ ，控制量变化量权重

$W_{AU} = 10^{-4} \times [1, 1, 1, 1]^T$ 。实际 CCS 中, 控制量及其增量不能无限制地变化, 控制量过小或过大易引发安全事故。因此, 根据机组实际机械特性以及对机组运行安全性的考虑, 有必要对二者加以约束: 定义机组控制量上限 $u_{\max} = [200, 100, 1\ 500, 100]^T$ 、下限 $u_{\min} = [95, 70, 500, 35]^T$; 控制量变化量上限 $\Delta \tilde{u}_{\max} = [5, 4, 15, 4]^T$ 、下限 $\Delta \tilde{u}_{\min} = [-5, -4, -15, -4]^T$; 输出约束如式(14)所示。

3.1 升负荷指令测试

机组在平衡点 1 运行至 50 s 时, 施加 17.5 MW/min (5% Pe/min) 升负荷指令, 输出功率由 198 MW 上升至 228 MW。3 种控制方式供热抽汽流量补偿功率扰动的过程如图 5 所示。各输出量响应过程如图 6 所示。

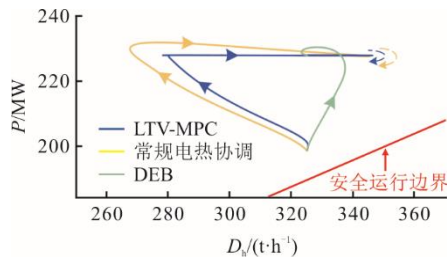
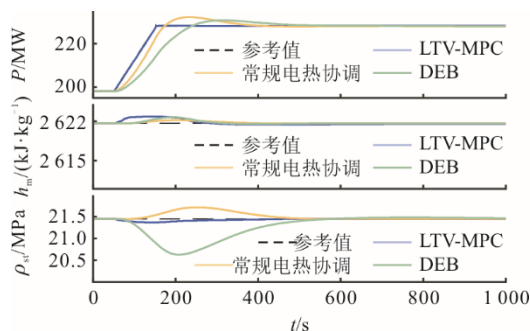
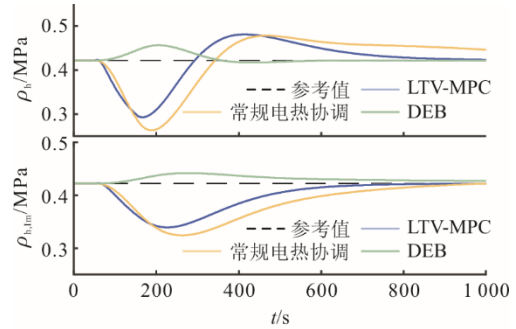


图 5 升负荷时供热抽汽流量-功率变化过程
Fig.5 The variation process of heating extraction flow rate-power during load rising process

图 5 直观地展示了以 DEB 为代表的传统控制方式与电热协调控制方式在变负荷过程中的区别。DEB 控制方式下, 机组升负荷过程中供热抽汽流量变化很小, 但其变负荷速率也十分有限; 常规电热协调方式下, 机组短时间内利用热网蓄热来改变发电功率, 该过程会导致供热抽汽流量大幅变化; LTV-MPC 方式能够同时利用锅炉蓄热和热网蓄热快速提升机组功率, 因此, 相较于常规电热协调方式, LTV-MPC 方式可有效降低供热抽汽流量变化幅度。



a) 升负荷时功率、中间点焓值、主蒸汽压力变化过程



b) 升负荷时中排压力及其等效值变化过程

图 6 升负荷时各输出量变化过程
Fig.6 The variation process of various output quantities during load rising process

由图 6 可知, LTV-MPC 方式能够在保持机组运行稳定的前提下取得更好的功率跟踪效果, 且功率跟踪过程几乎没有超调和稳态误差。

部分被控量调节时间与波动范围见表 3。与 DEB 控制方式和常规电热协调控制方式相比, LTV-MPC 方式下功率响应调节时间分别缩短 42.90% 和 14.50%, 主蒸汽压力波动幅度分别减小 89.55% 和 67.30%。此外, 本方案将中排压力和等效中排压力都作为被控量, 不仅使等效中排压力快速恢复至设定值, 也避免了中排压力难以稳定的问题。相较于常规电热协调控制方式, LTV-MPC 方式下等效中排压力调节时间缩短 26.00%, 中排压力波动幅度减小 18.50%。

表 3 升负荷过程部分被控量性能指标

Tab.3 Performance indicators of partially controlled variables during load rising process

控制方式	调节时间/s		波动幅度/MPa	
	P	$p_{h,lm}$	p_{st}	p_h
DEB	175		0.83	0.03
常规电热协调	117	577	0.26	0.16
LTV-MPC	100	427	0.09	0.13

为进一步说明本方案的有效性, 采用华北电网 AGC 考核指标^[25]对机组功率响应进行评价, 该指标包括调节速率指标 K_1 , 调节精度指标 K_2 , 响应时间指标 K_3 以及综合指标 K_p 。此外, 采用平均绝对误差 (mean absolute error, MAE) 对各被控量进行评价, 各指标评价结果见表 4。

表 4 结果表明, LTV-MPC 方式能够从调节速率、调节精度以及响应时间角度全面提高 AGC 考核指标。 δ_{MAE} 指标则表明 LTV-MPC 方式能够实现主蒸汽压力-中排压力累计误差折衷, 即通过权重分配可以在变负荷过程中不同程度地利用锅炉蓄

热和热网蓄热，同时保证主蒸汽压力和中排压力不会长期偏离设定值，说明 LTV-MPC 在灵活利用锅炉蓄热和热网蓄热方面具有显著优势。

表 4 升负荷指令测试下 AGC 和 MAE 指标
Tab.4 AGC and MAE indicators under load rising command testing

指标/控制方式	DEB	常规电热协调	LTV-MPC	
AGC	K_1	0.41	0.94	1.00
	K_2	1.82	1.80	1.97
	K_3	1.53	1.68	1.87
	K_p	1.14	2.85	3.69
P/MW	1.99	1.20	0.13	
$h_m/(kJ \cdot kg^{-1})$	0.15	0.10	0.32	
δ_{MAE}	p_{st}/MPa	0.20	0.06	0.02
	p_b/MPa	0.01	0.05	0.04
	$p_{h,lm}/MPa$	0.01	0.04	0.03

3.2 降负荷指令测试

机组在平衡点 2 运行至 50 s 时，施加 17.5 MW/min (5% Pe/min) 降负荷指令，输出功率由 278 MW 下降至 248 MW。3 种控制方式下供热抽汽流量补偿功率扰动的过程如图 7 所示。各输出量响应过程如图 8 所示。

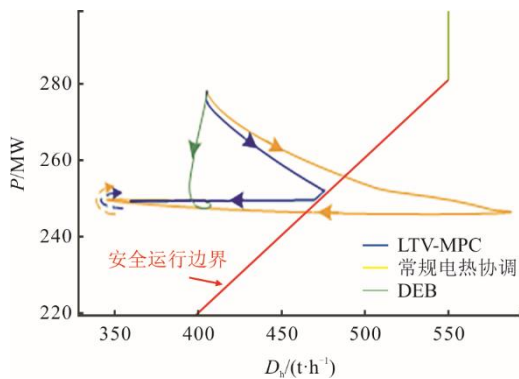
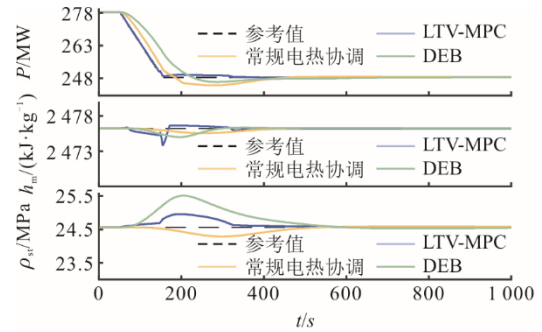
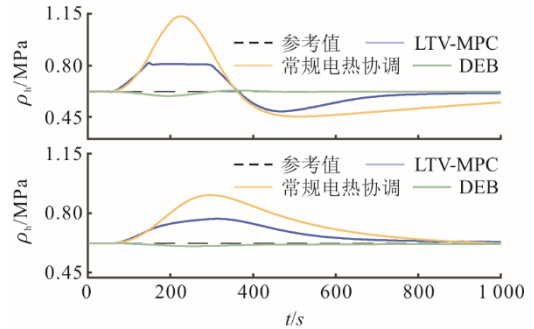


图 7 降负荷时供热抽汽流量-功率变化过程
Fig.7 The variation process of heating extraction flow rate-power during load descending process

由图 7 可知：降负荷过程中，电热协调控制方式能够增大供热抽汽流量以减小机组出力；LTV-MPC 方式能够在机组安全边界内充分利用供热抽汽流量的可调范围，最大程度地提高机组变负荷速率，在运行至安全边界时，供热抽汽流量不再增大，避免低压缸进汽流量过低而影响机组稳定性。与之相比，常规电热协调控制方式难以处理系统约束，导致机组超出安全运行边界。



a) 降负荷时功率、中间点焓值、主蒸汽压力变化过程



b) 降负荷时中排压力及其等效值变化过程

图 8 降负荷时各输出量变化过程
Fig.8 The variation process of various output quantities during load decrease

表 5 降负荷过程部分被控量性能指标
Tab.5 Performance indicators of partially controlled variables during load descending process

控制方式	调节时间/s		波动幅度/MPa	
	P	$p_{h,lm}$	p_{st}	p_b
DEB	164		0.95	0.03
LTV-MPC	103	560	0.38	0.20

图 8 结果表明，降负荷过程中，LTV-MPC 方式仍能取得较好的控制效果。与 DEB 控制方式相比，LTV-MPC 方式下功率响应调节时间缩短了 37.2%，主蒸汽压力波动幅度减小 60.0%。由于常规电热协调方式超出机组安全边界，后续不再与其对比。同时也可以看到，机组降负荷过程中主蒸汽压力出现快速小幅上升现象，这是由于 LTV-MPC 方式约束了中排压力变化范围，当机组利用热网蓄热降负荷至安全边界后，中排压力不再增大，即低压缸进汽流量不再降低，此时热网蓄热不再承担降负荷任务，转而全部交给锅炉蓄热承担。该转换过程中机组运行稳定，充分说明 LTV-MPC 方式在解决机组输出约束时的优越性。

同样地，采用华北电网 AGC 考核指标和 δ_{MAE} 指标对控制效果进行评价，结果见表 6。

表 6 降负荷指令测试下 AGC 和 MAE 指标
Tab.6 AGC and MAE indicators under load descending command testing

指标	δ_{DEB}	LTV-MPC	
AGC	K_1	0.51	0.97
	K_2	1.86	1.93
	K_3	1.57	1.87
	K_p	1.50	3.49
δ_{MAE}	P/MW	1.67	0.26
	$h_m/(kJ \cdot kg^{-1})$	0.16	0.16
	p_{st}/MPa	0.22	0.06
	p_h/MPa	0	0.08
	$p_{h,lm}/MPa$	0.01	0.06

表 6 结果表明, 即使利用热网蓄热降负荷至安全边界, LTV-MPC 方式仍能取得良好的控制效果。该方式下 AGC 性能指标仍能够得到全方面提升。与升负荷过程的 δ_{MAE} 指标相比, 降负荷过程中主蒸汽压力和中排压力的 δ_{MA} 指标略有上升, 这是由于该过程包含了锅炉和热网共同承担降负荷任务到仅由锅炉承担降负荷任务的转变, 导致主蒸汽压力和中排压力恢复慢, 而功率的 δ_{MA} 指标基本不变, 说明机组在约束范围内仍能保持较好的功率跟踪效果。

4 结 论

针对直流炉抽汽式供热机组快速变负荷问题, 本文提出 LTV-MPC 控制策略, 其能够充分利用锅炉蓄热和热网蓄热以加快机组变负荷速率, 并设计热负荷精准恢复策略, 该策略有效减小对热用户影响, 同时建立约束条件保障机组安全平稳运行。基于某 350 MW 机组进行仿真验证, 主要结论如下。

1) 相较于 DEB 控制方式和常规电热协调控制方式, LTV-MPC 方式能够提高机组快速变负荷能力, 使机组能够达到 5% 变负荷速率。

2) LTV-MPC 能够有效解决供热机组大惯性、大延迟控制问题, 大幅减小机组变负荷过程中主蒸汽压力及中排压力波动, 同时缩短热负荷恢复过程。

3) 由于能够显示处理系统输入输出约束, LTV-MPC 能够保障供热机组变负荷过程更加平稳且始终运行在安全范围内。

[参 考 文 献]

[1] 国家能源局. 国家能源局 2023 年四季度新闻发布会文字实录 [EB/OL]. (2023-10-31)[2024-05-17]. https://www.nea.gov.cn/2023-10/31/c_1310748132.htm.

National Energy Administration. Text transcript of the National Energy Administration's press conference for the fourth quarter of 2023[EB/OL]. (2023-10-31)[2024-05-17]. https://www.nea.gov.cn/2023-10/31/c_1310748132.htm.

- [2] SINSEL S R, RIEMKE R L, HOFFMANN V H. Challenges and solution technologies for the integration of variable renewable energy sources: a review[J]. *Renewable Energy*, 2020, 145: 2271-2285.
- [3] 和萍, 宫智杰, 靳浩然, 等. 高比例可再生能源电力系统调峰问题综述[J]. *电力建设*, 2022, 43(11): 108-121. HE Ping, GONG Zhijie, JIN Haoran, et al. Review of peak-shaving problem of electric power system with high proportion of renewable energy[J]. *Electric Power Construction*, 2022, 43(11): 108-121.
- [4] 祁海波, 邹洋, 李钊, 等. 热电联产机组供热能耗影响因素研究[J]. *热能动力工程*, 2023, 38(6): 88-95. QI Haibo, ZOU Yang, LI Zhao, et al. Study on factors affecting heating energy consumption of cogeneration unit[J]. *Journal of Engineering for Thermal Energy and Power*, 2023, 38(6): 88-95.
- [5] 许朋江, 徐睿, 邓佳, 等. 330 MW 机组采暖抽汽对发电热经济性的影响分析[J]. *中国电机工程学报*, 2020, 40(19): 6257-6264. XU Pengjiang, XU Rui, DENG Jia, et al. Analysis of the influence of heating steam extraction of 330 MW unit on the economy of electric generation[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2020, 40(19): 6257-6264.
- [6] 黄畅, 张攀, 王卫良, 等. 燃煤发电产业升级支撑我国节能减排与碳中和国家战略[J]. *热力发电*, 2021, 50(4): 1-6. HUANG Chang, ZHANG Pan, WANG Weiliang, et al. The upgradation of coal-fired power generation industry supports China's energy conservation, emission reduction and carbon neutrality[J]. *Thermal Power Generation*, 2021, 50(4): 1-6.
- [7] 王耀函. 火电机组蓄能特性与灵活性控制研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2018: 1. WANG Yaohan. Research on energy storage characteristic and flexibility control of thermal power plant[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2018: 1.
- [8] 王冠杰, 田亮, 邓拓宇. 热电联产机组柔性控制仿真研究[J]. *热力发电*, 2023, 52(1): 123-131. WANG Guanjie, TIAN Liang, DENG Tuoyu. Simulation study on flexible control of cogeneration unit[J]. *Thermal Power Generation*, 2023, 52(1): 123-131.
- [9] 刘吉臻, 王耀函, 曾德良, 等. 基于凝结水节流的水电机组 AGC 控制优化方法[J]. *中国电机工程学报*, 2017, 37(23): 6918-6926. LIU Jizhen, WANG Yaohan, ZENG Deliang. An AGC control method of thermal unit based on condensate throttling[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2017, 37(23): 6918-6926.
- [10] 韩中合, 向鹏, 袁景泉, 等. 基于凝结水节流调节的供热机组快速变负荷性能研究[J]. *汽轮机技术*, 2020, 62(1): 6-11. HAN Zhonghe, XIANG Peng, YUAN Jingquan, et al. Research on rapid load change performance of heat supply units based on condensate throttling[J]. *Turbine Technology*, 2020, 62(1): 6-11.
- [11] 赵征, 于悦波, 孙昊天. 基于凝结水节流的新型协调优化控制策略[J]. *动力工程学报*, 2021, 41(2): 107-113. ZHAO Zheng, YU Yuebo, Sun Haotian. Optimization of

- a new coordinated control strategy based on condensate throttling[J]. *Journal of Chinese Society of Power Engineering*, 2021, 41(2): 107-113.
- [12] 张开萍, 高明明, 张洪福, 等. 基于凝结水节流及热网蓄能的循环流化床供热机组变负荷性能研究[J]. *热力发电*, 2022, 51(4): 47-54.
ZHANG Kaiping, GAO Mingming, ZHANG Hongfu, et al. Research on variable load performance of CFB heating unit based on condensate throttle and thermal network energy storage[J]. *Thermal Power Generation*, 2022, 51(4): 47-54.
- [13] 王寒雨, 周丽丽, 胥建群, 等. 超超临界 1 050 MW 机组凝结水节流特性研究[J]. *汽轮机技术*, 2022, 64(4): 295-299.
WANG Hanyu, ZHOU Lili, XU Jianqun, et al. Study on throttling characteristics of condensate of ultra-supercritical 1 050 MW unit[J]. *Turbine Technology*, 2022, 64(4): 295-299.
- [14] 钟祎勃, 孙阳阳, 姚国鹏, 等. 凝结水节流技术在燃煤机组灵活性改造中的应用[J]. *热力发电*, 2018, 47(12): 77-81.
ZHONG Yiqing, SUN Yangyang, YAO Guopeng, et al. Application of condensation water throttling technology in flexibility transformation of coal-fired units[J]. *Thermal Power Generation*, 2018, 47(12): 77-81.
- [15] JIE P F, TIAN Z, YUAN S S. Modeling the dynamic characteristics of a district heating network[J]. *Energy*, 39(1): 126-134.
- [16] 邓拓宇, 田亮, 刘吉臻. 供热机组负荷指令多尺度前馈协调控制方案[J]. *热力发电*, 2016, 45(3): 48-53.
DENG Tuoyu, TIAN Liang, LIU Jizhen. Multi-scale feedforward coordinated control scheme for load command of heat supply units[J]. *Thermal Power Generation*, 2016, 45(3): 48-53.
- [17] 王玮, 孙阳, 刘吉臻, 等. 适应电网快速调频的热电联产机组新型变负荷控制策略[J]. *电力系统自动化*, 2018, 42(21): 63-69.
WANG Wei, SUN Yang, LIU Jizhen, et al. A new variable load control strategy for combined heat and power generation units adapting to fast frequency regulation in the power grid[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2018, 42(21): 63-69.
- [18] WANG W, ZHANG G M, NIU Y G, et al. A new boiler-turbine-heating coordinated control strategy to improve the operating flexibility of CHP units[J]. *International Journal of Control, Automation and Systems*, 2022, 20(5): 1569-1581.
- [19] 王玮, 申朋玉, 李雪寒, 等. 提升直流炉供热机组灵活性的电热协调控制策略[J]. *中国电机工程学报*, 2023, 43(6): 2100-2109.
WANG Wei, SHEN Pengyu, LI Xuehan, et al. Electricity-heat coordinated control strategy for improving the flexibility of a once-through CHP unit[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2023, 43(6): 2100-2109.
- [20] ZENG D L, GAO Y K, HU Y, et al. Optimization control for the coordinated system of an ultra-supercritical unit based on stair-like predictive control algorithm[J]. *Control Engineering Practice*, 2019, 82: 185-200.
- [21] 栾丛超, 贾光瑞, 程成, 等. 基于模型预测控制算法的供热机组负荷控制[J]. *热力发电*, 2022, 51(10): 114-121.
LUAN Congchao, JIA Guangrui, CHENG Cheng, et al. Load control of heating unit based on model prediction algorithm[J]. *Thermal Power Generation*, 2022, 51(10): 114-121.
- [22] 刘鑫屏, 田亮, 王琪, 等. 供热机组发电负荷-机前压力-抽汽压力简化非线性动态模型[J]. *动力工程学报*, 2014, 34(2): 115-121.
LIU Xinping, TIAN Liang, WANG Qi, et al. Simplified nonlinear dynamic model of generating load-throttle pressure-extraction pressure for heating units[J]. *Journal of Chinese Society of Power Engineering*, 2014, 34(2): 115-121.
- [23] 张光明. 热电联产机组灵活运行特性分析与控制研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2022: 1.
ZHANG Guangming. Research on flexible operation characteristics and control of combined heat and power units[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2022: 1.
- [24] 闫姝, 曾德良, 刘吉臻, 等. 直流炉机组简化非线性模型及仿真应用[J]. *中国电机工程学报*, 2012, 32(11): 126-134.
YAN Shu, ZENG Deliang, LIU Jizhen, et al. A simplified non-linear model of a once-through boiler-turbine unit and its application[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2012, 32(11): 126-134.
- [25] 国家能源局华北监管局. 华北区域电力并网运行管理实施细则 [EB/OL]. (2022-07-01)[2024-05-17]. https://hbj.nea.gov.cn/xxgk/fdzdgnr/scxxgk/202311/t20231105_195986.html.
National Energy Administration North China Regulatory Bureau. Implementation rules for grid connection operation management of electric power in north China region[EB/OL]. (2022-07-01)[2024-05-17]. https://hbj.nea.gov.cn/xxgk/fdzdgnr/scxxgk/202311/t20231105_195986.html.

(责任编辑 邓玲惠)