

DOI: 10.13228/j.boyuan.issn0449-749x.20180272

板形设定模型参数优化与控制技术应用

李伯群¹, 范璇¹, 李伟红¹, 张大庆¹, 范垂林²

(1. 辽宁科技大学电信学院, 辽宁 鞍山 114051; 2. 鞍山钢铁股份有限公司板带热轧厂, 辽宁 鞍山 114001)

摘要: 板形设定模型是整个板形自动控制系统中非常重要的一部分, 决定着带钢头部板形的控制精度。板形精度既为热轧带钢的一项重要质量指标, 又为衡量产品市场竞争力的主要因素。板形控制是带钢热轧的核心技术, 为目前轧制技术研究开发的热点。阐述了鞍钢 1780 线 PC 轧机板形设定模型功能和构成, 对轧辊热凸度模型参数进行了优化, 在模型自学习中对各机架给予适量的平直度及凸度反馈, 从而提高了板形设定模型精度。由于实际轧制过程的非线性、时变性, 传统 PID 的控制已近极限, 为进一步提高控制品质, 板带平直度反馈采用非线性 PID 控制策略, 其参数整定范围较宽, 易于工程实现。通过对现场大量的轧制数据统计, 在应用模型参数优化程序后, 热轧板的平直度与凸度的头部命中率有了一定的提高。

关键词: 热连轧; 热凸度模型; 模型自学习; 非线性 PID 控制

文献标志码: A **文章编号:** 0449-749X(2019)02-0041-07

Parameter optimization of shape setting model and application of control technology

LI Bo-qun¹, FAN Xuan¹, LI Wei-hong¹, ZHANG Da-qing¹, FAN Chui-lin²

(1. School of Electronic and Information Engineering, University of Science and Technology Liaoning, Anshan 114051, Liaoning, China; 2. Strip Hot Rolling Mill, Anshan Iron and Steel Co., Ltd., Anshan 114001, Liaoning, China)

Abstract: The shape set model is a very important part of the automatic shape control system, and it determines the accuracy of strip head profile and flatness. The shape precision is not only an important quality index in the hot strip rolling, but also decides the market competitiveness of the product. The shape control strategy has been a core technology in the hot strip mill, which is a hot topic for rolling research. The structure and function of the PC shape set control system are described about 1780ASP, whose parameters of hot roller crown model have been optimized. The feedback of the strip crown and flatness is introduced in model self-learning for standers, which can effectively improve the accuracy of the shape set model. Due to the non-linearity and time-varying of the practical rolling process, the traditional PID control is close to the limit. In order to further improve the control quality, the flatness feedback of the strip adopts the nonlinear PID control strategy, which has a wide range of parameters tuning and is easy to realize in engineering. The production data has shown that the shape control precision was improved after application of the optimization program.

Key words: hot strip mill; hot roller crown model; model self-learning; nonlinear PID control

板凸度和板形是板带材的重要质量指标, 板凸度和板形在线控制技术是板带材轧制生产中的核心技术, 目前国内一直处于依靠巨资引进的状态。本文对带钢热连轧生产中板凸度和板形在线控制技术的相关方面进行了研究, 将研究成果应用到现场中, 取得了较好的应用效果, 这对改变中国热连轧生产核心技术一直依靠引进的局面具有重要的现实意义^[1-2]。

随着用户对板形质量要求的提高和对宽、薄规格产品需求量的增加, 解决热轧板形问题、提高带材板形质量将是板带生产企业迫在眉睫的重点问题^[3-6]。轧制技术的发展需要强有力的技术支撑, 既要有充分的理论研究, 又需要丰富的实践经验, 为进一步提高板带控制精度, 近 20 多年来各公司研发了一系列板形控制的新技术^[7-12]。

板形设定模型由轧辊热凸度模型、轧辊磨损凸

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(61273011)

作者简介: 李伯群(1970—), 男, 博士, 教授; **E-mail:** lbqhylyxab@163.com; **收稿日期:** 2018-07-03

度模型、带钢凸度分配计算模型、影响系数及学习功能组成,为了使带钢轧出后能获得理想的凸度和平直度,需设定上下辊交叉角和弯辊力。

1 板形设定模型参数优化

在板带轧制过程中,工作辊与高温轧件接触、变形、摩擦会使其温度升高,从而产生热辊型,热辊型的变化进而影响辊缝形状,凸度计算方程见式(1)。

$$C_h = P/K_p - F/K_F - \xi_0 \cdot \chi \cdot C_0 - \xi_w \cdot (\chi \cdot C_R + C_W + C_H + C_{LRN}) + \eta \cdot C_h^{-1} + C_0 \quad (1)$$

式中: C_h 为有载时辊缝中部开度与板边处辊缝开度之差,即轧出轧件的凸度; P 为轧制力; K_p 为轧机横向刚度; F 为弯辊力; K_F 为弯辊力横向刚度; C_R 、 C_W 、 C_H 、 C_{LRN} 分别为轧辊原始凸度、磨损凸度、热凸度、工作辊凸度预测误差补偿量; C_h^{-1} 、 C_0 分别为来料凸度及由 PC 轧机的 PC 角产生的机械凸度; ξ_0 、 χ 、 ξ_w 、 η 分别为 PC 角影响系数、与带钢宽度有关的系数、工作辊影响系数、板凸度遗传系数; C_0 为带钢凸度常数。

通过对轧辊热凸度模型参数不断优化,如实地反映轧制过程中的轧辊热凸度情况,需要对轧辊热辊型模型进行精确的计算。该计算流程根据轧辊辊身的温度分布计算出轧辊的热膨胀量,从而得出轧辊的热凸度。

1.1 轧辊热凸度模型

一方面,轧辊工作时辊身中部接受带钢传来的变形热和高温热量,使其温度升高;另一方面,轧辊两端向四周散热,使其温度降低。因此,工作辊形成中部温度高、两端温度低的辊温分布。一般工作辊中部比边部的热膨胀大,使工作辊产生热凸度。工作辊的热辊型一直是板形研究和控制领域里的

$$T(m,n) = T^{-1}(m,n) + \{ [T^{-1}(m-1,n) - T^{-1}(m,n)] \cdot C_x(m-1,n) + [T^{-1}(m+1,n) - T^{-1}(m,n)] \cdot C_x(m,n) + [T^{-1}(m,n+1) - T^{-1}(m,n)] \cdot C_y(m,n) + [T^{-1}(m,n-1) - T^{-1}(m,n)] \cdot C_y(m,n-1) +$$

$$C_{ctc}(k) \cdot C_{ic}(m) \cdot [T_c(m) - T^{-1}(m,n)] + C_{cta}(k) \cdot C_{ia}(m) \cdot [T_A(m) - T^{-1}(m,n)] + C_Q(k) \cdot Q(m,n) \} \cdot \frac{\Delta\tau}{c_{ap}(m,n)} \quad (3)$$

式中: $T(m,n)$ 为经过 $\Delta\tau$ 时间后节点的温度; $T^{-1}(m,n)$ 为上次计算时节点的温度; $C_x(m,n)$ 为工作辊轴线方向节点间热传导; $C_y(m,n)$ 为工作辊半径方向节点间的热传导; $C_{ctc}(k)$ 、 $C_{cta}(k)$ 、 $C_Q(k)$ 为修正系数; $C_{ic}(m)$ 为工作辊冷却水与节点 m 的热传导; $T_c(m)$ 为冷却水温度; $C_{ia}(m)$ 为工厂环境温度与节点 m 的热传导; $T_A(m)$ 为工厂环境温度; $Q(m,n)$ 为进入节点 (m,n) 的热量; $c_{ap}(m,n)$ 为节点 (m,n) 的

薄弱环节,实现工作辊热辊型的在线预测更是板形控制的主要难题之一^[13]。轧辊热变形的求解分两步进行,即首先确定轧辊内的温度场,然后根据温度场的计算结果确定轧辊的热变形。

1.1.1 轧辊温度场在线计算模型

(1) 划分网格。将轧辊按辊身长度方向分成 M 份,按辊径方向分成 N 份,这样就把轧辊分成了二维网格,通过对网格各节点温度的分析来确定轧辊的温度分布,进而计算出轧辊的热膨胀量及热凸度。为了方便,假设工作辊完全对称,这里仅研究半个辊身、半个辊径,工作辊的网格划分如图 1 所示。

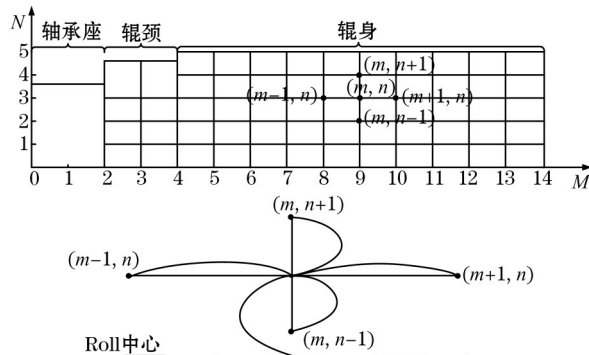


图 1 1780ASP 工作辊网格划分

Fig. 1 Field grid cells of work roller in 1780ASP

(2) 温度场数学模型。依据上述网格划分,定义轧辊轴线方向为 x 轴,辊径方向为 y 轴。在任意时刻 t ,轧辊表面温度为 $T(y,x,t)$ 。根据热平衡原理,二维瞬态温度场见式(2)。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{c_p \cdot \rho} \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{1}{y} \cdot \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) \quad (2)$$

式中: c_p 为比热容; ρ 为轧辊密度; λ 为热导率。

(3) 有限差分方程。1780ASP 采用的有限差分方程为

比热容。

1) $C_{ic}(m)$ 的表达式见式(4)。冷却水由工作辊冷却水和切水板与工作辊接触部分形成的水池两部分组成。

$$C_{ic}(m) = [\lambda_{cp}(m) + \lambda_{cc}(m)] \cdot 2\pi \cdot r \cdot [\Delta x(m-1)/2 + \Delta x(m)/2] \quad (4)$$

式中: $\lambda_{cc}(m)$ 为工作辊每转 1 圈,冷却水对工作辊的热导率,表达式见式(5)。

$$\lambda_{cc}(m)=\lambda_c \cdot \frac{l_s}{2\pi r} \quad (5)$$

当工作辊表面温度低于 100 °C 时,有

$$\lambda_c=6870 w^{0.19} \cdot p_{sp}^{0.27} \quad (6)$$

当工作辊表面温度高于 100 °C 时,有

$$\lambda_c=\frac{T-100}{100} \times 2.9 \times 10^6 \cdot w^{0.08} \cdot p_{sp}^{0.05} \cdot \frac{B}{T-T_c} + \frac{200-T}{100} \times 6870 \cdot w^{0.19} \cdot p_{sp}^{0.27} \quad (7)$$

式中: r 为工作辊半径; l_s 为带钢长; w 为冷却水的密度; $B=(\frac{T_c}{16})^{-0.17}$; T 为工作辊表面温度; T_c 为冷却水温度; p_{sp} 为喷嘴压力; $\Delta x(m)$ 为轴线方向节点 (m,n) 间距; $\Delta x(m-1,n)$ 为轴线方向节点 $(m-1,n)$ 间距。

工作辊每转 1 圈,切水板与工作辊形成的水池对工作辊的热传导率 $\lambda_{cp}(m)$ 的表达式见式(8)。

$$\lambda_{cp}(m)=0.023 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr_{cw}^{0.4} \cdot \frac{\lambda_{cw}}{2\pi r} \quad (8)$$

$$Re=\frac{\mu \cdot l_c}{v_{cw}} \quad (9)$$

式中: Re 为雷诺数; λ_{cw} 为喷嘴喷出水的热导率; Pr_{cw} 为挡水板积水的普朗特数; μ 为工作辊的泊松比; l_c 为切水板与工作辊形成的水池深度; v_{cw} 为喷嘴喷出水的动黏度。

2) 工厂环境温度与节点 m 的热传导 $C_m(m)$ 的表达式见式(10)。

$$C_m(m)=\lambda_{cn}(m) \cdot 2\pi \cdot r \cdot [\Delta x(m-1)/2 + \Delta x(m)/2] \quad (10)$$

3) 进入节点 (m,n) 的热量 $Q(m,n)$ 的表达式见式(11)。

$$Q(m,n)=q_r(m) \cdot 2\pi \cdot r \cdot [\Delta x(m-1)/2 + \Delta x(m)/2] \quad (11)$$

式中: $q_r(m)$ 为从带钢来的热流量,由与带钢接触和与带钢摩擦产生的热流量两部分构成,见式(12)。

$$q_r(m)=q_{cr}+q_{fr} \quad (12)$$

接触热流量 q_{cr} 为

$$q_{cr}=(T_m-T) \cdot \frac{\delta_r}{2} \cdot c_{rl} \cdot \rho \cdot v_r \quad (13)$$

摩擦热流量 q_{fr} 为

$$q_{fr}=\Delta T_m \cdot \frac{\delta_r}{2} \cdot c_{rl} \cdot \rho \cdot v_r \quad (14)$$

式中: δ_r 为工作辊侧渗入深度; c_{rl} 为工作辊比热容; v_r 为工作辊速度; T_m 为平衡温度; ΔT_m 为摩擦引起的温升。

每次根据相邻节点的温度及时间,按照上述公式就可计算出节点 (m,n) 的温度。

1.1.2 工作辊表面的热辊型模型

由于轧辊内部存在的不均匀温度场而产生辊

身方向的不均匀热膨胀,形成工作辊热辊型。工作辊表面 k 点膨胀量计算公式为

$$\delta(k)=\sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N \Delta \delta(k,m,n) \cdot T(m,n) \quad (15)$$

$$\Delta \delta(k,m,n)=\frac{4(1+\mu) \cdot \beta}{r} \int_0^r [T(m,n)-T_0] \cdot y dy \quad (16)$$

式中:变量 $\Delta \delta(k,m,n)$ 为节点 (m,n) 温度每增加 1 °C 时工作辊表面 k 点在半径方向的热膨胀量; T_0 为轧辊初始温度; β 为线膨胀系数,钢辊取 $1.28 \times 10^{-5} \text{ mm/}^\circ\text{C}$,铸铁辊取 $1.19 \times 10^{-5} \text{ mm/}^\circ\text{C}$ 。

k 点的膨胀量不仅是由 (m,n) 点形成的,周围各点 $(m-1,n)$, $(m+1,n)$ 等各点对其也有影响,只不过影响程度不同,故需累加。在本模型中 $M=14$, $N=5$, k 为轴向轧辊表面划分的点数, $k=4,5,\dots,14$ 。

1.1.3 热凸度计算

热凸度 C_T 计算公式见式(17)。

$$C_T=2 \left\{ \delta(1) - \left[\delta(k) + \frac{\delta(k+1) - \delta(k)}{\Delta x} \cdot \left(\frac{B^*}{2} - a - (K-1) \cdot \Delta x \right) \right] \right\} \quad (17)$$

式中: $\Delta x = \frac{L_w}{M-1}$; $K = \text{int}(\frac{B^*/2 - a}{\Delta x}) + 1$ B^* 为板宽; L_w 为工作辊辊身长度; a 为带钢凸度的定义距离。

C_{cte} 、 C_{cta} 为工作辊冷却水、工厂环境温度对节点温度影响的修正系数。在带钢轧制过程中,轧辊的热膨胀量随轧辊温度的变化而变化,而影响轧辊温度的直接因素就是空冷和水冷两部分,但是无论哪部分最终都是体现在温度的变化对轧辊膨胀量的影响,本次所做的工作主要是根据轧辊的温度变化提取轧辊相应的热膨胀量,即优化轧辊热凸度模型参数 C_Q ,它反映的是进入轧辊热量的修正系数。

1.1.4 进入轧辊热量系数 C_Q 参数优化

以任一轧辊为单位,采集轧辊下机架及轧辊充分冷却后的 2 组曲线数据,把由模型计算的轧辊热凸度与实际轧辊热凸度进行比较分析,采用线性回归计算出轧辊热量系数 C_Q ,使模型计算的轧辊热凸度尽量与实际轧辊热凸度一致。

1.1.5 轧辊实际曲线数据收集

(1) 轧辊从轧机抽出后,使用轧辊曲线测量仪和接触式温度计测量轧辊曲线和轧辊表面温度,并记录停止冷却水到测量时刻的时间,利用空冷模型计算轧辊在这段时间的温降。

(2) 利用磨辊间的磨床设备测量轧辊充分冷却后的轧辊曲线和轧辊温度,轧辊下轧机 14 h 冷却后轧辊曲线如图 2 所示,轧辊下轧机轧辊曲线如图 3 所示。

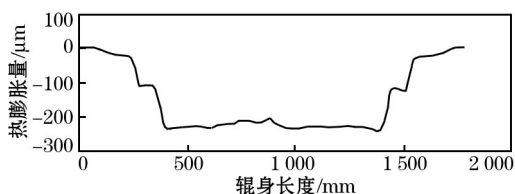


图2 轧辊下轧机 14 h 冷却后轧辊曲线

Fig. 2 Roller cooling curve in fourteen hours after leaving stander

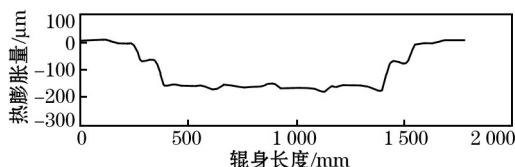


图3 轧辊下轧机轧辊曲线

Fig. 3 Roller curve after leaving stander

1.1.6 轧辊热膨胀量的提取

利用热凸度、磨损凸度膨胀、磨损提取工具提

取轧辊热膨胀量,轧辊热膨胀量曲线如图4所示。轧辊—热膨胀量=轧辊下轧机充分冷却后轧辊量轧辊下轧机轧辊量。

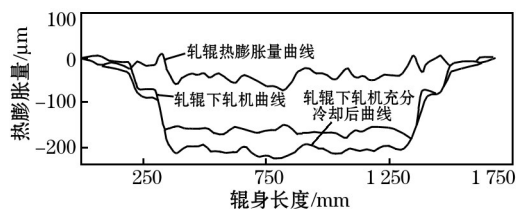


图4 轧辊热膨胀量曲线

Fig. 4 Roller thermal expansion curve

1.1.7 轧辊热凸度计算值与实际测量值的比较及参数回归

工作辊热凸度参数优化工作针对每个工作辊共收集7次使用周期的数据。轧辊热凸度计算值与实际值比较见表1($C_0=1.0$),使用回归参数后重新计算的轧辊热凸度见表2。

表1 轧辊热凸度计算值与实际值比较

Table 1 Comparison between calculated value and practical value of thermal crown of roller

周期	实际轧辊热凸度/ μm							计算的轧辊热凸度/ μm						
	F ₁	F ₂	F ₃	F ₄	F ₅	F ₆	F ₇	F ₁	F ₂	F ₃	F ₄	F ₅	F ₆	F ₇
1	109.6	69.1	145	66.2	54.7	49.8	36.8	57.8	44.9	106.5	48.8	41.9	32.6	24.4
2	51.8	45.5	52.7	63.6	34.5	42.7	36.4	35.7	36.5	36.8	39.6	33.2	27.1	20.9
3	74.5	31.8	60.6	72.7	69.1	34.5	35.5	53.3	51.3	44.5	43.1	35.6	29.2	22.1
4	66.4	59.1	77.3	58.2	61.8	32.6	27.3	59.4	60.2	56.4	55.3	47.9	39.6	30.1
5	92.8	94.5	80.6	63.6	52.7	70.8	61.8	68.6	69.6	60.4	57.4	49.3	40.3	19.7
6	105.6	80.4	109.2	80.6	44.6	47.2	45.2	69.3	62.7	56.1	54.7	39.7	33.5	26.3
7	92.6	76.4	78.7	63.6	62.7	45.5	36.4	62.0	61.7	53.5	43.9	35.9	28.6	20.9

表2 使用回归参数后重新计算的轧辊热凸度

Table 2 Roller thermal crown after regression parameter calculating

周期	F ₁	F ₂	F ₃	F ₄	F ₅	F ₆	F ₇
1	94.6	56.8	132.0	58.2	48.9	41.2	30.6
2	58.8	50.6	42.6	52.2	45.6	33.9	29.2
3	64.8	46.9	69.3	62.6	61.2	37.4	40.2
4	72.3	63.7	85.9	68.5	66.3	45.6	38.6
5	81.6	75.2	94.8	74.7	64.2	56.7	51.6
6	94.8	69.6	92.6	70.4	51.8	39.5	36.2
7	78.1	66.2	80.6	55.9	50.8	37.6	32.1

回归后F₁~F₇机架C₀的调整值分别为1.238、0.948、1.535、1.289、1.340、1.218、1.362。从表1和表2对比可以看出,重新计算后的参数所得到的热凸度计算值与实际测量的热凸度差值均在20 μm 以

内,这说明调整结果可用。

1.2 弯辊力模型优化

热轧精轧机组板形控制有2个目标:一是保证末机架出口带钢具有目标凸度;二是保证末机架出口带钢的平直度^[14-15]。为此可将精轧机组分为凸度调节、平直度保持和平直度控制3个区段,1780生产线F₁~F₃机为凸度调节区段;F₄~F₆机为平直度保持区段;(F₆)F₇为平直度控制区段。

数学模型由于采用了各种假设,加上建模时环境的平均性质使模型精度受到限制,利用当时环境下的实测数据对模型进行自学习是提高模型在具体环境下预设定精度的主要方法^[16]。

1.2.1 指数平滑法

为了减轻模型自学习的计算工作量,数学模型

可用式(18)表示。

$$y=a_1x_1+a_2x_2+\cdots+a_mx_m+\beta \quad (18)$$

式中: $x_1, x_2, \cdots, x_m$ 分别为对模型有直接影响的因素; 系数 $a_1, a_2, \cdots, a_m$ 分别为这些因素对 y 的作用程度。

由于采用的是线性化模型, 各因素的影响是可以叠加的。在模型自学习计算中, 为了简化问题, 可以把模型参数 $a_1, a_2, \cdots, a_m$ 看作系统特性的固有量而取定值, 系统状态的变化则用式中的常数项 β 来反映, 即系统的状态变化时, 可对模型中系数 β 作相应的修正计算以适应系统特性的变化, 见式(19)。

$$\hat{\beta}_{i(n+1)}=\hat{\beta}_{in}+\alpha_i(\beta_{in}^*-\hat{\beta}_{in}) \quad (19)$$

式中: $\hat{\beta}_{in}$ 为第 i 机架第 n 次设定时 β 的预报值; β_{in}^* 为第 i 机架第 n 次控制后 β 的实测值; $\hat{\beta}_{i(n+1)}$ 为第 i 机架第 $n+1$ 次设定时 β 参数的预报值; α_i 为 i 机架增益系数, $0 \leq \alpha_i \leq 1, i=1 \sim 7$ 。

1.2.2 凸度自学习功能改进

通过 $F_1 \sim F_3$ 凸度调节段, 使 F_3 出口带钢具有目标凸度 CR_3 , 其大小应为

$$CR_3=\frac{h_3}{h_7}CR_{obj} \quad (20)$$

式中: CR_{obj} 为成品凸度控制目标; h_3, h_7 分别为 F_3, F_7 机架出口厚度。

$F_4 \sim F_6$ 则严格保持相对凸度恒定, 即

$$\frac{CR_3}{h_3}=\frac{CR_4}{h_4}=\frac{CR_5}{h_5}=\frac{CR_6}{h_6}=\rho_{obj} \quad (21)$$

其改进模型自学习算法为

$$\hat{F}_{i(n+1)}=\hat{F}_{i(n+1)}^M+\hat{\beta}_{i(n+1)}+\beta_i \cdot h_{in} \cdot \Delta CR_{obj-n} / (h_7 \cdot \frac{\partial CR_i}{\partial F_i}) \quad (22)$$

式中: h_4, h_5, h_6 分别为 F_4, F_5, F_6 机架出口厚度; ρ_{obj} 为要求成品应有的目标相对凸度; CR_4, CR_5, CR_6 分别为 F_4, F_5, F_6 机架目标凸度; i 为机架号, $i=4, 5, 6$; $\hat{F}_{i(n+1)}$ 为第 i 机架 $n+1$ 块钢的弯辊力预报值; $\hat{F}_{i(n+1)}^M$ 为第 i 机架 $n+1$ 块钢的板形模型计算的弯辊力值; β_i 为第 i 机架控制增益系数; $h_{in}, \frac{\partial CR_i}{\partial F_i}, \Delta CR_{obj-n}$ 分别为第 i 机架 n 块钢出口厚度、弯辊力对凸度变化的影响系数、第 n 块钢的目标凸度差。

1.2.3 平直度自学习功能改进

(F_6) F_7 为平直度控制区段, 其改进模型自学习算法为

$$\hat{F}_{i(n+1)}=\hat{F}_{i(n+1)}^M+\hat{\beta}_{i(n+1)}+\gamma_i \cdot \Delta IU_{obj-n} / \frac{\partial \lambda_i}{\partial F_i} \quad (23)$$

式中: i 为机架号, $i=6, 7$; $\frac{\partial \lambda_i}{\partial F_i}$ 为第 i 机架弯辊力对平直度变化的影响系数; ΔIU_{obj-n} 为第 i 机架 n 块钢的目标平直度差; γ_i 为第 i 机架控制增益系数。

F_7 用于平直度反馈控制 ($\frac{CR_7}{h_7}=\rho_{obj}$), 以最终保证平直度。如果平直度反馈控制调节量过大, 进而会影响到成品凸度, 则可以将平直度控制区段扩大到 F_6 。

上述的方法即将本块钢带坯凸度、平直度的头部测量值适量地引入到下一块钢弯辊力设定中, 以提高板带头部板形控制精度。其相应的控制增益系数视轧制的不同层别及工艺要求给出。

2 先进板形控制技术

2.1 FBK-ASC(反馈板形控制)

当实际平直度和目标平直度有差异时, 弯辊力的调节量 ΔF 由式(24)决定。

$$\Delta F=(K_p \Delta IU+K_i \sum \Delta IU) \cdot 1 / \frac{\partial IU}{\partial F} \quad (24)$$

$$\Delta IU=IU_0-IU \quad (25)$$

式中: ΔF 为应调节的弯辊力, Pa; IU_0 为目标平直度, I; K_p, K_i 分别为比例系数和积分系数; $\frac{\partial IU}{\partial F}$ 为弯辊力对平直度的影响系数, I/Pa。

为进一步提高控制品质, 这里采用非线性 PID 控制策略, 其基本原理如下^[17]:

(1) 比例增益参数 K_p 。简要说, 为保证系统有较快的响应速度, 比例增益参数 K_p 在偏差大时应较大, 同时为了减少超调量, 希望偏差 $\Delta \lambda$ 逐渐减小时, 比例增益也随之减小。基于此可构造如下非线性函数

$$K_p(\Delta IU(t))=a_p+b_p(1-\operatorname{sech}(c_p \Delta IU(t))) \quad (26)$$

$$\operatorname{sech}(x)=\frac{2}{e^{\Delta IU(t)}+e^{-\Delta IU(t)}}$$

式中: a_p, b_p, c_p 为正实常数; 当误差 $\Delta IU(t) \rightarrow \pm \infty$ 时, K_p 取最大值 a_p+b_p ; 当 $\Delta IU(t)=0$ 时, K_p 取最小值 a_p ; b_p 为 K_p 的变化区间, 调整 c_p 的大小可调整 K_p 的变化速率。

(2) 积分增益参数 K_i 。当误差信号较大时, 希望积分增益不要太大, 以防止响应产生震荡, 有利于减小超调量; 而当误差较小时, 希望积分增益增大, 以便快速消除系统的稳态误差。根据积分增益的希望变化特性, 可构造如下非线性函数

$$K_i(\Delta IU(t))=a_i \operatorname{sech}(c_i \Delta IU(t)) \quad (27)$$

式中: a_i 为正实常数; K_i 的取值范围为 $(0, a_i)$, 当 $\Delta IU(t)=0$ 时, K_i 取得最大值; c_i 的取值决定了 K_i 的变化快慢程度。

(3) 微分增益参数 k_d 。在控制初期, 偏差为正时, 微分增益系数 k_d 应逐渐增大, 这样可以保证在不影响响应速度的前提下, 抑制超调的产生; 在偏差为负时, 继续增大 k_d , 从而增大反向控制作用, 减少超调量。根据 k_d 的变化要求, 在构建其非线性函数时应考虑到误差变化速率的符号, 所构建的非线性函数为

$$k_d(\Delta IU(t)) = a_d + b_d / (1 + c_d e^{d_d \cdot \Delta IU(t)}) \quad (28)$$

式中: a_d 、 b_d 、 c_d 、 d_d 为正实常数; a_d 为 k_d 的最小值, $a_d + b_d$ 为 k_d 最大值, 当 $\Delta IU(t)=0$ 时, $k_d = a_d + b_d / (1 + c_d)$, 调整 d_d 的大小可调整 k_d 的变化速率。

非线性 PID 调节器的控制输入为

$$u(t) = K_p(\Delta IU(t))\Delta IU(t) + K_i(\Delta IU(t))\int_0^t \Delta IU(t)dt + k_d(\Delta IU(t))\frac{d\Delta IU(t)}{dt} \quad (29)$$

由上述分析可知, 通过合理选择非线性函数中的各项参数, 在不失稳定性的前提下, 可同时提高控制系统的快速性与准确性。另外, 由于非线性 PID 调节器的增益参数能够随偏差的大小而变化, 因而其抗干扰能力较常规线性 PID 控制强。基于上述的控制算法, 在常规 PID 控制参数整定好的基础上, 可考虑给予 $\pm(10\% \sim 15\%)$ 的控制量变化, 以确定比例、积分、微分的 a 、 b 值, 进而再确定相应的变化速率。

2.2 RF-ASC(轧制力板形控制)

在热连轧机轧制过程中, 轧制力会随着众多相关因素的变化而变化(例如带钢温度波动), 尤其是当 AGC 投入时, 所引起的轧制力频繁变化。轧制力板形控制的目的是保证带钢全长凸度与平直度不受 AGC 破坏, 并使其等于头部的设定值(或锁定值)。为保证出口板形, 弯辊力的调节量 ΔP_i 由式(30)决定。

$$\Delta P_i = (A \cdot \Delta F_i - B \cdot \Delta FB_i) \cdot \frac{1}{a} \cdot K_i \quad (30)$$

$$\Delta F_i = F_{\text{act}_i} - F_{0i} \quad (31)$$

$$\Delta FB_i = (P_{\text{act}_i} - P_{0i}) \cdot a \quad (32)$$

式中: ΔP_i 为第 i 机架应调节的弯辊力, Pa; F_{act_i} 为第 i 机架的实际轧制力, N; F_{0i} 为第 i 机架的轧制力锁定值, N; P_{act_i} 为第 i 机架的实际弯辊力, Pa; P_{0i} 为第 i 机架的弯辊力锁定值, Pa; a 为弯辊力到轧制力

的转换系数, N/Pa; A 、 B 、 K_i 为板形控制系数和第 i 机架的可调增益系数。

针对不同的轧制层别, 给出合适的控制及增益系数, 可完成自动板形控制。

3 应用结果

按如下规则调整模型:

(1) $F_4 \sim F_6$ 的弯辊力调整。根据实际测量的带钢凸度调整 $F_4 \sim F_6$ 的弯辊力。如果实际测量的凸度大于 $CR_{\text{obj}} + IU_1$, 则按等比例凸度原则加大 $F_4 \sim F_6$ 的弯辊力; 如果实际测量的凸度小于 $CR_{\text{obj}} - IU_1$, 则按等比例凸度原则减小 $F_4 \sim F_6$ 的弯辊力。目标凸度值 CR_{obj} 及控制精度 IU_1 由工艺给出。

(2) F_6 、 F_7 的弯辊力调整。根据实际测量的带钢平直度调整 F_6 到 F_7 的弯辊力。如果实际测量的平直度偏差 $\Delta IU > IU_2$, 则认为此块带钢边浪较大, 应适当加大 F_6 、 F_7 的弯辊力; 如果实际测量的平直度偏差 $\Delta IU < -IU_2$, 则认为此块带钢中边浪较大, 应适当减小 F_6 、 F_7 的弯辊力, IU_2 为控制精度, 由工艺给出。

优化前后各收集同一层别厚度为 1.98 mm 带钢 2 个月的轧制数据, 其平直度与凸度的头部命中目标对比分别如图 5 和图 6 所示。

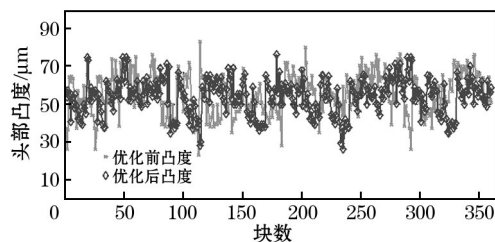


图 5 模型优化投入前后的凸度头部命中对比

Fig. 5 Application comparisons of strip head crown before and after optimization

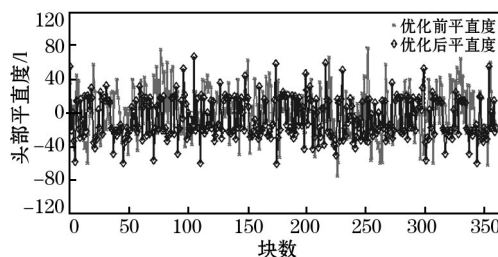


图 6 模型优化投入前后的平直度头部命中对比

Fig. 6 Application comparisons of strip head flatness before and after optimization

该轧制单位轧制计划中凸度的目标值为 $(50 \pm 18) \mu\text{m}$, 平直度的目标值为 $(0 \pm 40)^\circ$ 。各收集 360

块钢,优化前落在凸度目标值内的比例为 85.28%,优化后落在凸度目标值内的比例为 93.06%;优化前落在平直度目标值内的比例为 86.38%,优化后落在平直度目标值内的比例为 92.50%。通过对各轧制层别大量生产数据的统计,投入板形设定模型优化与控制系统后的带钢头部凸度和平直度的命中率分别提高了 7%和 5%以上。

4 结论

本文对热轧带钢板凸度和板形在线控制系统及数学模型进行了研究,通过对轧辊热凸度模型参数的优化,并对模型自学习系统、自动板形控制系统在鞍钢 1780ASP 进行了在线应用,其中板带平直度采用非线性 PID 控制策略。大量现场统计数据表明,投入该系统后带钢穿过精轧机组的头部质量较未投入时有了明显的改善,反映了该模型良好的适应性和控制精度,能够满足工业生产需要。下一步工作研究的重点是对动态二维热传导差分方程其他修正系数优化以提高热凸度模型精度,并在板形反馈控制上进一步优化非线性 PID 控制参数。

参考文献:

- [1] 孙一康. 冷轧板带轧机的模型与控制[M]. 北京:冶金工业出版社, 2016. (SUN Yi-kang. Model and Control in Hot and Cold Strip Mill[M]. Beijing: Metallurgy Industry Press, 2016.)
- [2] 孙宝, 张小平. 基于的动态规划在热连轧板形板厚协调控制中的应用[J]. 中北大学学报: 自然科学版, 2010, 31(2): 193. (SUN Bao, ZHANG Xiao-ping. Application of dynamic programming on coordination control of strip shape and thickness in hot continuous rolling based on Matlab[J]. Journal of North University of China: Natural Science Edition, 2010, 31(2): 193.)
- [3] 刘天武, 何安瑞, 杨荃, 等. 平坦度反馈控制系统在热连轧中的应用[J]. 冶金自动化, 2010, 34(4): 22. (LIU Tian-wu, HE An-rui, YANG Quan, et al. Application of flatness feedback control system to hot tandem rolling[J]. Metallurgical Industry Automation, 2010, 34(4): 22.)
- [4] 邵健, 何安瑞, 孙文权, 等. 面向生产全过程的热轧带钢精准控制核心技术[J]. 中国冶金, 2017, 27(5): 45. (SHAO Jian, HE An-rui, SUN Wen-quan, et al. Precise control core technology of hot rolling strip in whole production process[J]. China Metallurgy, 2017, 27(5): 45.)
- [5] 张明生, 孙腾飞. 热轧平整机组挫伤缺陷控制的研讨[J]. 中国冶金, 2017, 27(2): 50. (ZHANG Ming-sheng, SUN Teng-fei. Discussion on control of contusion defect of skin pass mill for hot strip[J]. China Metallurgy, 2017, 27(2): 50.)
- [6] 郭薇, 王秋娜, 王凤琴, 等. 热连轧工作辊热平衡的优化研究与应用[J]. 中国冶金, 2017, 27(7): 50. (GUO Wei, WANG Qiu-na, WANG Feng-qin, et al. Research and application of optimization of thermal balance of work roll in hot strip mill[J]. China Metallurgy, 2017, 27(7): 50.)
- [7] GUO Zhang-feng, XU Jian-zhang, LI Chang-sheng, et al. Shape setup system for 1 700 hot strip mill[J]. Journal of Iron and Steel Research, International, 2007, 14(5): 27.
- [8] Mohieddine Jelali. Performance assessment of control systems in rolling mill-application to strip thickness and flatness control[J]. Journal of Process Control, 2007(17): 805.
- [9] 杨滋, 闻成才. 马钢 2250HSM 层流冷却控制系统升级改造[J]. 中国冶金, 2017, 27(4): 41. (YANG Zi, WEN Cheng-cai. Upgrade and improvement of 2250 HSM laminar cooling control system in Masteel[J]. China Metallurgy, 2017, 27(4): 41.)
- [10] 田宝亮, 牛培峰. 电磁加热梁在带钢板形优化中的设计与应用[J]. 钢铁, 2017, 52(12): 54. (TIAN Bao-liang, NIU Pei-feng. Design and application of electromagnetic heating beam in shape optimization of strip[J]. Iron and Steel, 2017, 52(12): 54.)
- [11] 王雪松, 李群, 王志勇, 等. 首秦公司管线钢板形控制的研究与实践[J]. 中国冶金, 2018, 28(5): 51. (WANG Xue-song, LI Qun, WANG Zhi-yong, et al. Research and application of shape control of pipeline steel in Shouqin Company[J]. China Metallurgy, 2018, 28(5): 51.)
- [12] 杨利坡, 张哲, 王东城, 等. 冷轧带钢板形控制机理智能协同调控模型[J]. 钢铁, 2017, 52(7): 52. (YANG Li-po, ZHANG Zhe, WANG Dong-cheng, et al. Mechanism-intelligent coordination shape control model of cold strip[J]. Iron and Steel, 2017, 52(7): 52.)
- [13] 赵旭亮, 安雯筠, 陆正宏, 等. 热带常规轧机工作辊辊形曲线的研究[J]. 轧钢, 2008, 25(5): 10. (ZHAO Xu-liang, AN Wen-jun, LU Zheng-hong, et al. Research on work roll contour of conventional hot strip mill[J]. Steel Rolling, 2008, 25(5): 10.)
- [14] 邵健, 何安瑞, 杨荃, 等. 热连轧机板形设定控制系统仿真及应用[J]. 钢铁研究学报, 2008, 20(6): 53. (SHAO Jian, HE An-rui, YANG Quan, et al. Simulation and application of shape set control system in hot tandem rolling mill[J]. Journal of Iron and Steel Research, 2008, 20(6): 53.)
- [15] 李海军, 赵旭亮, 徐建忠, 等. 带钢热连轧机板形预设定策略[J]. 钢铁研究学报, 2009, 21(10): 18. (LI Hai-jun, ZHAO Xu-liang, XU Jian-zhong, et al. Strip shape preset strategy for hot tandem mill[J]. Journal of Iron and Steel Research, 2009, 21(10): 18.)
- [16] 许磊, 曾庆亮, 胡贤磊, 等. 中厚板轧机轧制力自学习模型的应用[J]. 钢铁研究学报, 2009, 21(12): 17. (XU Lei, ZENG Qing-liang, HU Xian-lei, et al. Application of self-learning model for rolling force of plate mill[J]. Journal of Iron and Steel Research, 2009, 21(12): 17.)
- [17] 刘金琨. 先进 PID 控制及其仿真[M]. 北京: 电子工业出版社, 2016. (LIU Jin-kun. Advanced PID Control and Matlab Simulation[M]. Beijing: Publishing House of Electronics Industry, 2016.)