DOI:10.13228/j.boyuan.issn0449-749x.20190047

连退机组炉辊辊型曲线综合优化设定技术开发

白振华[1,2], 许 鹏[1], 王晓雷[1], 何召龙[1], 王云祥[1]
(1. 燕山大学国家冷轧板带装备及工艺工程技术研究中心, 河北 秦皇岛 066004;
2. 燕山大学亚稳材料制备技术与科学国家重点实验室, 河北 秦皇岛 066004)

摘 要: 针对以往连退机组在辊型曲线的优化设计过程仅考虑通板稳定而不考虑到板形控制、仅采用分工艺段单独优化而不考虑全炉段协同设定的问题,在大量的现场试验与理论研究的基础上,既考虑到连退机组的通板稳定性又考虑到板形控制,同时还兼顾到炉内上下游工艺段之间的有机联系,构造出了相应的炉辊辊型优化目标函数,提出了一套适合于连退机组的全炉段炉辊辊型曲线综合优化设定技术,并将其应用到某 1 550 连退机组的生产实践,取得了良好的使用效果,有效地提高了机组的通板稳定性与出口板形质量,为现场创造了较大的经济效益,具有进一步推广应用的价值。

关键词: 连退机组; 辊型优化; 通板稳定; 板形
文献标志码: A **文章编号**: 0449-749X(2019)12-0048-07

Development of comprehensive optimum setting technology for roll profile curve of continuous annealing unit

BAI Zhen-hua[1,2], XU Peng[1], WANG Xiao-lei[1], HE Zhao-long[1], WANG Yun-xiang[1]
(1. National Engineering Research Center for Equipment and Technology of CSR, Yanshan University, Qinhuangdao 066004, Hebei, China; 2. State Key Laboratory of Metastable Materials Science and Technology, Yanshan University, Qinhuangdao 066004, Hebei, China)

Abstract: Aiming at the problem that the design process of roll profile curve optimization of continuous annealing units in the past only considers the stability of the through plate, not the shape control, and only adopts the separate optimization of process sections without considering the coordinated setting of the whole furnace section. On the basis of a large number of field tests and theoretical studies, considering not only the stability of the through plate of the continuous annealing unit but also the shape control, but also the organic relationship between the upstream and downstream process sections in the furnace, the corresponding objective function of roll profile optimization is constructed, and a set of comprehensive optimum setting technology for roll profile curve of whole furnace section suitable for continuous annealing unit is put forward, which is applied to the production practice of a 1 550 continuous annealing unit and achieved good results. It has effectively improved the stability of the through plate and the quality of the exit plate of the unit. It has created greater economic benefits for the site and has the value of further popularization and application.

Key words: continuous annealing unit; optimization of roller profile; through plate stability; strip shape

连续退火过程中带钢的稳定通板是保证机组连续、高速生产的关键,直接影响机组的生产效率与产品质量。如果高速带钢稳定通板性不佳,不仅会大大降低生产效率,而且还会造成产品的降级或判废,造成十分惨重的经济损失,同时也成为机组持续发展和进一步提升的瓶颈[1-6]。与此同时,在市场竞争日趋激烈的情况下,板带产品的美观情况、质量优劣成为了当下赢得市场份额的关键因素,而带钢的板形又直接制约着上述因素,成为了重中之重,其质量的好坏直接影响着下游的工序[7-8]。实际连退生产过程中,炉辊的辊型与通板的稳定性以及炉内带钢的板形质量密切相关[9-11]。为了提高连退机组通板的稳定性与产品的板形质量,对炉辊辊型进行优化已经成为一种重要的手段。对于连退机组炉辊的辊型优化问题,国内外学者曾经进行过较多的研究,比较典型的有杨静等[12-13]在分析了炉辊对高速通板技术的影响的基础上将有限元法和解析法相结合,对带钢瓢曲现象产生中双锥度辊辊型的作用做了分

基金项目: 河北省自然科学基金资助项目(E2016203385); 重型机械协同创新计划课题资助项目(ZX01-20140400-05)
作者简介: 白振华(1975—), 男, 博士, 教授; **E-mail**: bai_zhenhua@aliyun.com; **收稿日期**: 2019-02-13

析；李志伟[14]分别分析了连退炉内凸度辊、单锥度辊和双锥度辊对带钢防跑偏能力的影响；杨士弘等[15]在探讨连续退火炉炉辊辊型对带钢运行影响的基础上，通过建立理想辊型对热凸度和不同张力状态下的带钢跑偏和自纠偏做了分析；白振华等[16]以带钢稳定通板作为辊型优化设计的目标函数建立了一套适用于连退炉内炉辊的辊型优化模型，设计出了相应的辊型优化曲线。但纵观上述所有研究可以看出，在以往的研究中对于辊型优化的设计仅仅考虑到通板稳定问题，而没有考虑到连退过程中的板形控制问题；并且在辊型优化设计过程中，往往采用分工艺段单独设定的方法，而没有考虑到全炉段协同设定的问题。实际上，上游工艺段的出口板形就是下游工艺段的来料板形，两者之间存在着不可分割的联系。这样，如何既考虑到连退机组的通板稳定性又考虑到板形控制，同时还兼顾到炉内上下游工艺段之间的有机联系来优化炉辊辊型曲线就成为现场技术攻关的重点与难点。本文即在此背景下围绕该问题而展开。

1　全炉段炉辊辊型优化设定技术的开发

1.1　炉辊辊型优化的特点

炉辊在连续退火过程中起着至关重要的作用，其与运行过程中的带钢相接触，因此，辊型的好坏对连续退火过程中带材通板稳定性及板形的变化起着重要的影响。对于连退机组而言，根据现场跟踪调研与理论研究，辊型的改善主要分为 9 点：(1)通常情况下，只有机组在检修时会对辊子进行更换，所以针对辊型的优化应综合考虑到在检修前辊子磨损情况，保证辊子在磨损前后的状态下都可以正常工作；(2)一套炉辊辊型应适应产品大纲中的产品，通过产量情况，保证加权系数的准确性；(3)辊型优化目标对象主要为酸轧来料板形中的常规板形，为保证最终优化结果能够应用于实际，应除去恶劣板形，利用酸轧机组出口板形控制、张应力在线调节等方法对恶劣板形进行处理。恶劣板形不放在辊型优化设计中作为研究对象；(4)从辊子互换特性角度出发，相同工艺部分的辊子(含上下辊)需满足能够互相替换的要求，故同一工艺部分辊子辊型优化最终结果应相同；(5)对辊子辊型优化时，安装误差不作为考虑因素；(6)对辊子热凸度优化设计时，热凸度的值选择正常状态下的均值，热凸度的改变主要受钢种和产品影响，可从张应力入手对其进行针对性调节；(7)辊型的优化设计过程不是统一进行的，而是以预热段为起点，逐级向各个工艺段进行优化；(8)张应力值通常设置为基态，以此来保证在连退生产中板形和通板稳定控制的灵活性；(9)在对辊子辊型设计优化时，带材在横向上的温度选择正常状态下的均值，其温度的改变可从连退状态下张应力入手，对其进行针对性调节[17-18]。

1.2　炉辊辊型曲线优化参数的构造

如图 1 所示，在连退机组中，可将辊型曲线分成预热段、加热段、均热段、缓冷段、快冷段、时效段、终冷段等 7 个大区[19]，并假设每组内炉辊单元数分别为 $n_1, n_2, \cdots, n_j, \cdots, n_7$，而每组辊型曲线构造一个 6 次曲线进行优化。以炉辊中心为原点建立坐标系，以工作侧为正、传动侧为负，如图 2 所示。相关曲线方程见式(1)。

$$D_{yj}(x) = D_{0j} + \sum_{k=0}^{6} \alpha_{ykj} \left(\frac{2x}{L_j}\right)^k \tag{1}$$

式中：j 为工艺段编号，$j=1$ 代表预热段，$j=2$ 代表加热段，$j=3$ 代表均热段，$j=4$ 代表缓冷段，$j=5$ 代表快冷段，$j=6$ 代表时效段，$j=7$ 代表终冷段；$D_{yj}(x)$ 为第 j 段炉辊的辊径分布，mm；D_{0j} 为 j 工艺段最大辊径，mm；L_j 为 j 工艺段辊长，mm；α_{ykj} 为 j 工艺段辊子特征参数；x 为横向坐标值；k 为过程参数。

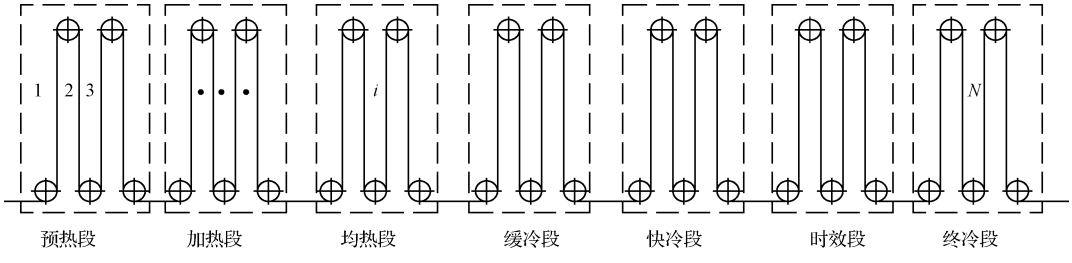


图 1　连退炉内炉辊单元划分

Fig. 1　Division of roller unit in continuous refiner

由式(1)可知，在已知各个区域辊型的前提下，第 i 单元辊子辊型可由式(2)及式(3)表示。

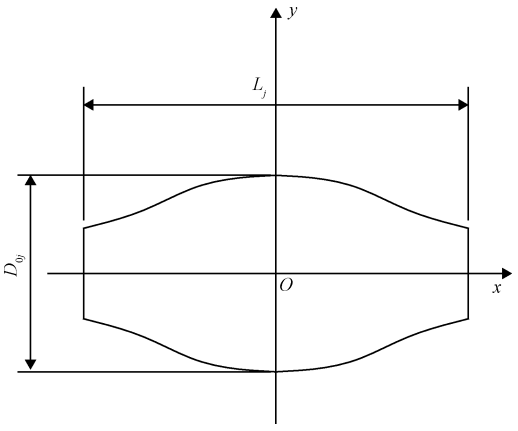


图 2 炉辊辊型示意图

Fig. 2 Diagram of roller profile of furnace roller

$$D_{ysi}(x)=\begin{cases}D_{y1}(x), & i\leqslant n_1\\ D_{y2}(x), & n_1<i\leqslant n_1+n_2\\ \vdots & \\ D_{yj}(x), & \sum_{k=2}^{j}n_{k-1}<i\leqslant\sum_{k=2}^{j}n_k\\ \vdots & \\ D_{y7}(x), & \sum_{k=2}^{6}n_{k-1}<i\leqslant\sum_{k=2}^{7}n_k\end{cases}\tag{2}$$

$$D_{yxi}(x)=\begin{cases}D_{y1}(x), & i\leqslant n_1\\ D_{y2}(x), & n_1<i\leqslant n_1+n_2\\ \vdots & \\ D_{yj}(x), & \sum_{k=2}^{j}n_{k-1}<i\leqslant\sum_{k=2}^{j}n_k\\ \vdots & \\ D_{y7}(x), & \sum_{k=2}^{6}n_{k-1}<i\leqslant\sum_{k=2}^{7}n_k\end{cases}\tag{3}$$

式中：i 为单元号；$D_{ysi}(x)$、$D_{yxi}(x)$ 分别为连退炉内任意第 i 单元上、下炉辊的原始辊型曲线；n_1 为预热段的单元数；n_2 为加热段的单元数；n_j 为第 j 工艺段的单元数。

由此，辊子辊型的优化设计可变为对各工艺部分辊子特性参数 α_{ykj} 的优化。

1.3 炉辊辊型优化目标函数的构造

辊型优化结果最终要适应产品大纲里各种规格，各规格产品同时要求需包括全部工况。故通过给定产品大纲中种类数为 m_1，并对不同种类分别用 k_1 表示（令 $k_1=1,2,\cdots,m_1$），假定不同产品在产量中占比为 β_{k_1}；同时设每类产品对应 m_2 类常规酸轧出口板形情况，用 k_2 来标记来料板形（令 $k_2=1,2,\cdots,m_2$），并设每类板形所占比例为 β_{k_2}；最后将炉辊的磨损状态按照总退火带钢长度定义为 m_3 类（一般定义 100 km 为一档），用 k_3 来标记磨损状态。这样，对于一个特定的连退过程而言，在默认炉辊安装误差为 0、炉辊热凸度与带钢温度的横向分布取常规的均值、张力设定在基态而钢种及产品规格、炉辊磨损状态及酸轧来料板形都确定的情况下，由文献[16,20-21]可以知道，其任意第 i 个单元的板形、跑偏因子、瓢曲指数可以用式(4)的函数来表示。

$$\begin{cases}\beta_{k_1k_2k_3i}(x)=f_1[\beta_{k_1k_2k_3(i-1)}(x)',D_{ysi}(x),D_{yxi}(x)]\\ \beta_{k_1k_2k_3i}(x)'=f_2[\beta_{k_1k_2k_3(i-1)}(x)',D_{ysi}(x),D_{yxi}(x)]\\ \psi_{k_1k_2k_3i}=f_3[\beta_{k_1k_2k_3(i-1)}(x)',D_{ysi}(x),D_{yxi}(x)]\\ \lambda_{k_1k_2k_3i}=f_4[\beta_{k_1k_2k_3(i-1)}(x)',D_{ysi}(x),D_{yxi}(x)]\end{cases}\tag{4}$$

式中：$\beta_{k_1k_2k_3i}(x)$ 为生产品种序号为 k_1、板形品种序号为 k_2 的产品时，在炉辊磨损情况序号为 k_3 的情况下任意第 i 单元的单元内板形，I；$\beta_{k_1k_2k_3i}(x)'$ 为生产品种序号为 k_1、板形品种序号为 k_2 的产品时，在炉辊磨损情况序号为 k_3 的情况下任意第 i 单元的单元外板形，I；$\beta_{k_1k_2k_3(i-1)}(x)'$ 为生产品种序号为 k_1、板形品种序号为 k_2 的产品时，在炉辊磨损情况序号为 k_3 的情况下任意第 $(i-1)$ 单元的单元外板形，I；$\psi_{k_1k_2k_3i}$ 为生产品种序号为 k_1、板形品种序号为 k_2 的产品时，在炉辊磨损情况序号为 k_3 的情况下任意第 i 单元的跑偏因子；$\lambda_{k_1k_2k_3i}$ 为生产品种序号为 k_1、板形品种序号为 k_2 的产品时，在炉辊磨损情况序号为 k_3 的情况下任意第 i 单元的瓢曲指数；f_1 为 $\beta_{k_1k_2k_3i}(x)$ 所对应的函数；f_2 为 $\beta_{k_1k_2k_3i}(x)'$ 所对应的函数；f_3 为 $\psi_{k_1k_2k_3i}$ 所对应的函数；f_4 为 $\lambda_{k_1k_2k_3i}$ 所对应的函数。

实际上，在式(4)中，当 $i=1$ 时，$\beta_{k_1k_2k_30}(x)'$ 就是酸轧来料板形，是一个确定值，也就是说，此时单元内外板形主要就取决于本单元的炉辊原始辊型。进一步地，在第 1 个单元的炉辊原始辊型与酸轧来料板形都确定的情况下，那么第 1 个单元的单元外板形也就是第 2 个单元的来料板形。以此类推，最终可以将连退炉内单元内外板形、跑偏因子、瓢曲指数都写成原始辊型的函数，即将式(4)转换成式(5)所述方程。

$$\begin{cases}\beta_{k_1k_2k_3i}(x)=f_5[D_{ysi}(x),D_{yxi}(x)]\\ \beta_{k_1k_2k_3i}(x)'=f_6[D_{ysi}(x),D_{yxi}(x)]\\ \psi_{k_1k_2k_3i}=f_7[D_{ysi}(x),D_{yxi}(x)]\\ \lambda_{k_1k_2k_3i}=f_8[D_{ysi}(x),D_{yxi}(x)]\end{cases}\tag{5}$$

式中：f_5、f_6、f_7、f_8 分别为单元内板形、单元外板形、跑偏因子、瓢曲指数关于原始辊型的函数。

将式(2)与式(3)代入到式(5)，得到连退炉内各单元的单元内外板形、跑偏因子以及瓢曲指数与炉辊特性参数之间的函数关系，见式(6)。

$$\begin{cases}\beta_{k_1k_2k_3i}(x)=f_9[X_j]\\ \beta_{k_1k_2k_3i}(x)'=f_{10}[X_j]\\ \psi_{k_1k_2k_3i}=f_{11}[X_j]\\ \lambda_{k_1k_2k_3i}=f_{12}[X_j]\\ X_j=\{\alpha_{ykj}\quad k=0,1,2,\cdots,6\}\end{cases}\tag{6}$$

式中：f_9 为单元内板形关于炉辊特性参数的函数；f_{10} 为单元外板形关于炉辊特性参数的函数；f_{11} 为跑偏因子关于炉辊特性参数的函数；f_{12} 为瓢曲指数关于炉辊特性参数的函数；X_j 为炉辊特性参数。

辊型的优化设计过程不是统一进行的，而是从预热段开始，各个工艺段逐级优化。优化的最终结果要求产品在全部工况下：(1)单元内外板形尽量最好；(2)跑偏因子、瓢曲指数尽量最小。由此，针对某一产品和工况来说，j 单元内优化目标函数见式(7)。

$$\begin{cases}F_{k_1k_2k_3j}(X_j)=A_1F_{k_1k_2k_3j1}(X_j)+(1-A_1)F_{k_1k_2k_3j2}(X_j)\\ F_{k_1k_2k_3j1}(X_j)=\dfrac{A_2}{n_1}\displaystyle\sum_{i=1}^{n_1}S_{k_1k_2k_3i}+\dfrac{1-A_2}{n_1}\sum_{i=1}^{n_1}S_{k_1k_2k_3i}',\quad j=1\\ F_{k_1k_2k_3j1}(X_j)=\dfrac{A_2}{n_j}\displaystyle\sum_{i=\sum_{k=2}^{j}n_{k-1}+1}^{\sum_{k=2}^{j}n_k}S_{k_1k_2k_3i}+\dfrac{1-A_2}{n_j}\sum_{i=\sum_{k=2}^{j}n_{k-1}+1}^{\sum_{k=2}^{j}n_k}S_{k_1k_2k_3i}',\quad j=2,3,\cdots,7\\ F_{k_1k_2k_3j2}(X_j)=\dfrac{1}{n_1}A_3\displaystyle\sum_{i=1}^{n_1}\dfrac{\psi_{k_1k_2k_3i}}{\psi^*}+(1-A_3)\dfrac{1}{n_1}\sum_{i=1}^{n_1}\dfrac{\lambda_{k_1k_2k_3i}}{\lambda^*},\quad j=1\\ F_{k_1k_2k_3j2}(X_j)=\dfrac{1}{n_j}A_3\displaystyle\sum_{i=\sum_{k=2}^{j}n_{k-1}+1}^{n_1}\dfrac{\psi_{k_1k_2k_3i}}{\psi^*}+\dfrac{1}{n_j}(1-A_3)\sum_{i=\sum_{k=2}^{j}n_{k-1}+1}^{n_1}\dfrac{\lambda_{k_1k_2k_3i}}{\lambda^*},\quad j=2,3,\cdots,7\\ S_{k_1k_2k_3i}=\dfrac{1}{B}\displaystyle\int_{-\frac{B}{2}}^{\frac{B}{2}}|\beta_{k_1k_2k_3i}(x)|\,\mathrm{d}x\\ S_{k_1k_2k_3i}'=\dfrac{1}{B}\displaystyle\int_{-\frac{B}{2}}^{\frac{B}{2}}|\beta_{k_1k_2k_3i}(x)'|\,\mathrm{d}x\\ X_j=\{\alpha_{ykj}\quad k=0,1,2,\cdots,6\}\end{cases}\tag{7}$$

式中：$F_{k_1k_2k_3j}(X_j)$ 为生产品种序号为 k_1、板形品种序号为 k_2 的产品时，在炉辊磨损情况序号为 k_3 的情况下的最佳辊型优化目标函数；$F_{k_1k_2k_3j1}(X_j)$ 为单元内外板形综合控制目标函数；$F_{k_1k_2k_3j2}(X_j)$ 为通板稳定性综合控制目标函数；A_1 为板形与稳定通板加权系数；$S_{k_1k_2k_3i}$ 为生产品种序号为 k_1、板形品种序号为 k_2 的产品时，在炉辊磨损情况序号为 k_3 的情况下第 i 单元的单元内板形好坏特征参数；$S_{k_1k_2k_3i}'$ 为生产品种序号为 k_1、板形品种序号为 k_2 的产品时，在炉辊磨损情况序号为 k_3 的情况下第 i 单元的单元外板形好坏特征参数；A_2 为单元内外板形加权系数；ψ^* 为炉内临界跑偏因子；λ^* 为炉内临界瓢曲指数；A_3 为跑偏及瓢曲加权系数；B 为带材宽度。

需要说明的是，式(7)所述相关辊型优化目标函数，仅仅是对于单个产品及工况而言的，由于炉辊在整个检修周期内是不更换的，因此，现场要求一套炉辊辊型能够适应所有的钢种与工况。基于此，可以将优化目标函数用式(8)来表示。

$$\begin{cases}G(X_j)=A_4G_1(X_j)+(1-A_4)G_1(X_j)\\ G_1(X_j)=\dfrac{1}{m_3}\displaystyle\sum_{k_3=1}^{m_3}\sum_{k_2=1}^{m_2}\beta_{k_2}\sum_{k_1=1}^{m_1}[\beta_{k_1}F_{k_1k_2k_3j}(X_j)]\\ G_2(X_j)=\dfrac{1}{m_3}\displaystyle\sum_{k_3=1}^{m_3}\sum_{k_2=1}^{m_2}\beta_{k_2}\beta_{k_1}\\ \{\max|F_{k_1k_2k_3j}(X_j)-G_1(X_j)|\quad k_1=1,2,\cdots,m_1\}\\ X_j=\{\alpha_{ykj}\quad k=0,1,2,\cdots,6\}\end{cases}\tag{8}$$

式中：$G(X_j)$ 为任意第 j 工艺段辊型综合优化目标函数；A_4 为均值与峰值加权系数；$G_1(X_j)$ 为目标函数中的均值量，均值越小，表示段内及单元外板形

及通板稳定性整体较好；$G_2(X_j)$ 为目标函数中的峰值量，峰值越小，表示段内及单元外板形及通板比较平稳。

这样，通过辊型优化目标函数式(8)就可以将连退过程中炉辊的辊型优化问题转换为寻找一组最佳辊型特性参数。

$X_j=\{\alpha_{ykj}\quad k=0,1,2,\cdots,6;j=1,2,\cdots,7\}$ 使得目标函数 $G(X_j)$ 最小，采用 powell 优化方法[22]很快就可以得到优化结果。

2 辊型优化理论现场应用及效果分析

某 1 550 连退机组投产初期，所有工艺段都采用相同的炉辊辊型，导致辊型不能适应不同工艺段的需求。这样，为了改善机组出口板形、提高通板稳定性，特利用本文所述相关技术分工艺段对炉辊辊型进行了优化，优化辊型如图 3 所示。在优化过程中，板形与稳定通板加权系数 A_1 取 0.4，单元内外板形加权系数 A_2 取 0.7，跑偏及瓢曲加权系数 A_3 取 0.5，均值与峰值加权系数 A_4 取 0.5，最终目标函数值为 0.393，相关目标函数的进化过程曲线如图 3 所示。与此同时，为了对比优化辊型与原辊型的差异，在图 4 中同时给出优化前炉辊的辊型曲线。采用优化辊型后，机组通板稳定性大大提高，跑偏发生率平均下降了 25.6%，热瓢曲发生率下降了 22.3%；板形质量也有了较大的改善，成品板形封闭率

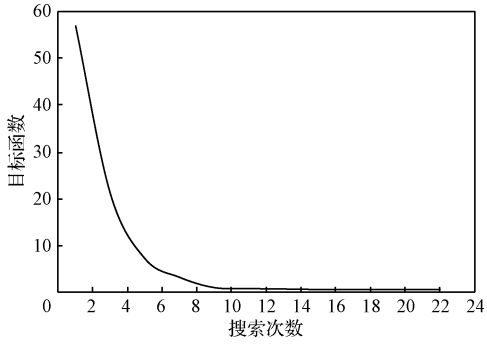
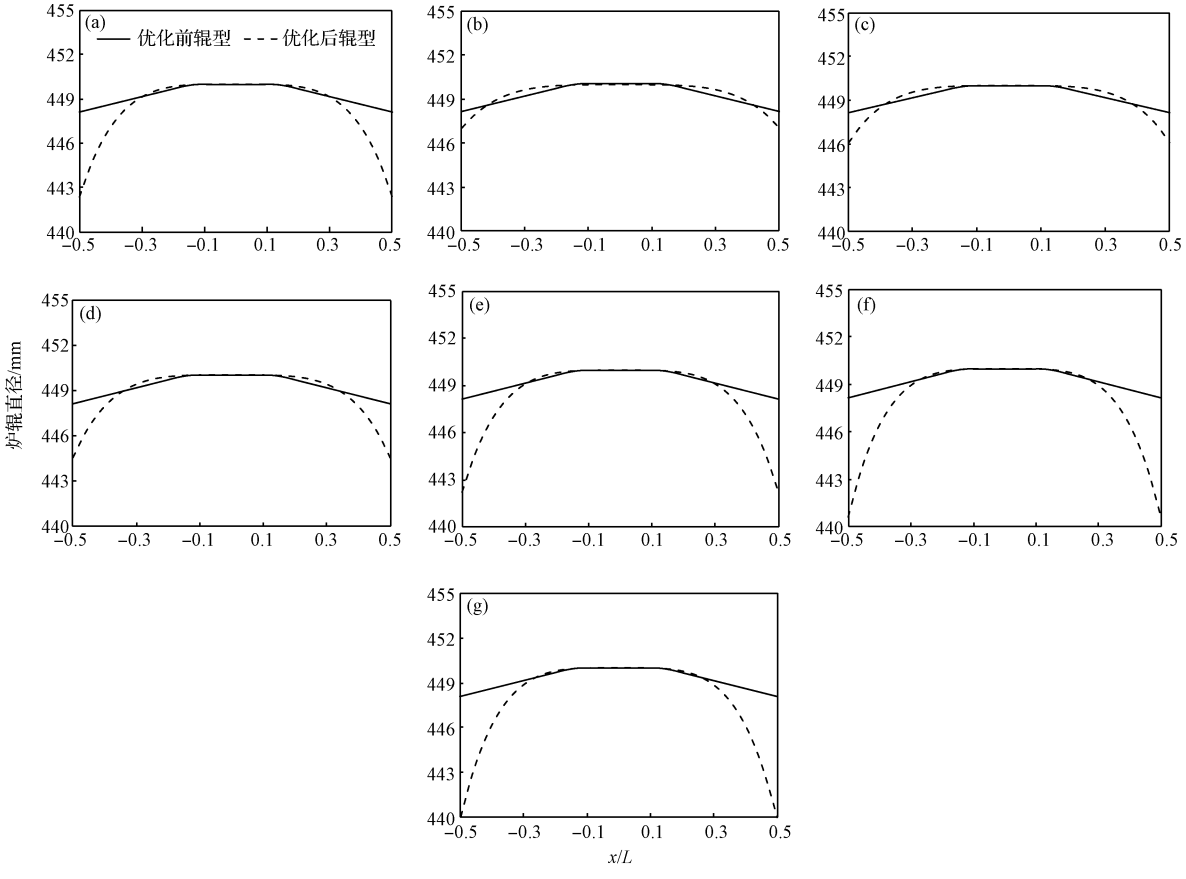


图 3 进化过程曲线

Fig. 3 Evolutionary process curve



(a) 预热段原辊型与优化辊型对比；(b) 加热段原辊型与优化辊型对比；(c) 均热段原辊型与优化辊型对比；(d) 缓冷段原辊型与优化辊型对比；(e) 快冷段原辊型与优化辊型对比；(f) 时效段原辊型与优化辊型对比；(g) 终冷段原辊型与优化辊型对比。

图 4 优化前后辊型曲线对比

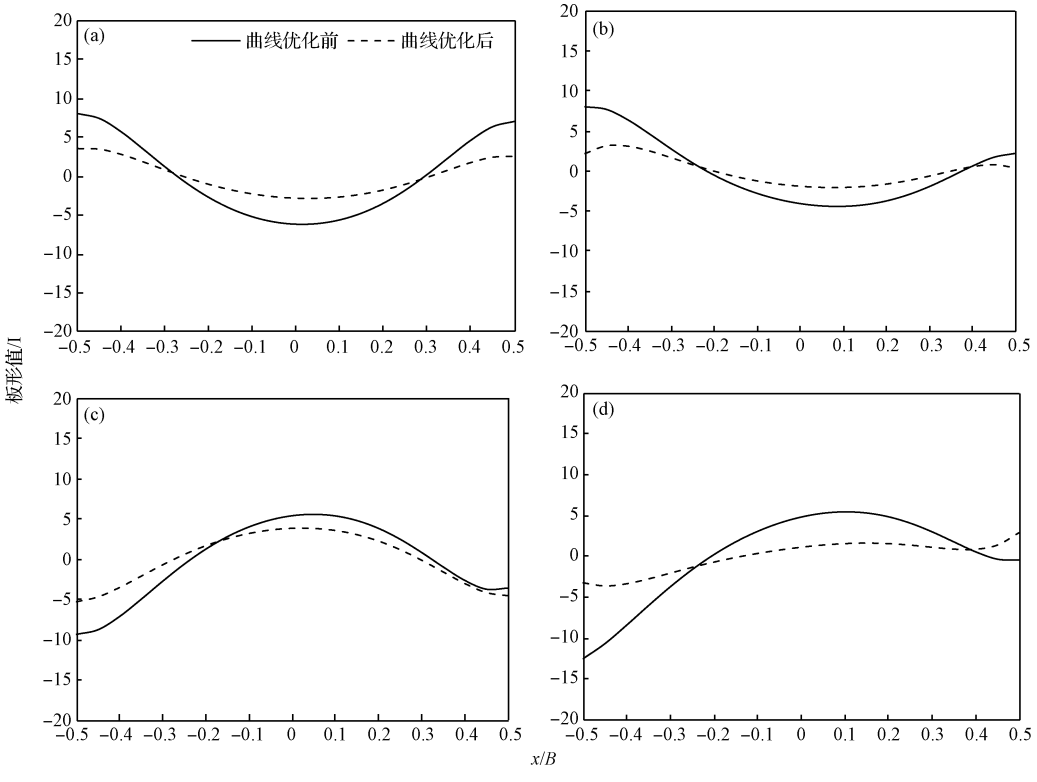
Fig. 4 Comparison of roller profile curves before and after optimization

下降了 15.6%，给机组创造了较大的经济效益。最后，为了定量分析炉辊辊型曲线的优化效果，特选择 4 个典型规格产品，基本特性参数见表 1。同时给出采用优化辊型曲线与原辊型曲线两种情况下的连退机组板形出口及通板稳定情况，结果分别如图 5 及表 2 所示。

表 1　辊型曲线试验产品基本特性参数

Table 1　Basic characteristic parameters of roller profile curve test product

项目	1	2	3	4
钢种	CQ	DQ	EDDQ	DDQ
规格/(mm×mm)	1 220×0.9	1 350×0.6	1 350×0.6	1 200×0.7



(a) 1 号辊型优化前后出口板形对比；(b) 2 号辊型优化前后出口板形对比；
(c) 3 号辊型优化前后出口板形对比；(d) 4 号辊型优化前后出口板形对比。

图 5　辊型优化前后出口板形分布对比

Fig. 5　Contrast of exit profile distribution before and after roll profile optimization

表 2　某产品辊型曲线优化效果分析

Table 2　Analysis of roll profile curve optimization effect of a product

名称		产品 1	产品 2	产品 3	产品 4
板形值/I	优化前	14.3	12.4	15.0	17.8
	优化后	6.2	5.2	9.3	6.1
跑偏因子相对最大值	优化前	0.77	0.81	0.86	0.89
	优化后	0.56	0.61	0.62	0.62
跑偏因子相对平均值	优化前	0.65	0.58	0.66	0.64
	优化后	0.43	0.45	0.47	0.45
瓢曲指数相对最大值	优化前	0.84	0.79	0.85	0.81
	优化后	0.61	0.62	0.60	0.63
瓢曲指数相对平均值	优化前	0.59	0.57	0.59	0.54
	优化后	0.38	0.39	0.42	0.41

通过图 5 及表 2 可以清楚地看出，辊型经过优化，机组出口板形和通板稳定性相较于优化前都得到了显著提高，这表明辊型优化能够取得很好的实际效果。

3 结论

(1)根据连退机组各个炉辊单元间稳定通板性各不相同的特点，将各单元综合考虑，以单元内外板形最优和跑偏因子、瓢曲指数尽可能最小为首要目标，提出一个辊型综合优化目标函数。

(2)将整个连退炉当做一个整体进行统一协同优化，兼顾板形控制与稳定通板，设计了一套全新的炉辊辊型曲线，并提出了相应的优化方案。

(3)采用优化后的炉辊辊型曲线不但可以提高通板的稳定性、降低热瓢曲与跑偏的概率，而且可以改善机组出口板形质量，给机组创造经济效益，具有进一步推广应用的价值。

参考文献：

[1] 黄海生. 新钢连退炉内张力控制优化[J]. 轧钢，2016，33(5)：84.（HUANG Hai-sheng. Tension control optimization in continuous withdrawal of Xingang[J]. Steel Rolling，2016，33(5)：84.）

[2] 卢秉仲，张霞，王亚东. 薄规格超宽幅汽车板连退热瓢曲控制和优化[J]. 轧钢，2018，35(3)：37.（LU Bing-zhong，ZHANG Xia，WANG Ya-dong. Control and optimization of continuous cooling ladle bending of thin gauge ultra-wide automobile plate[J]. Steel Rolling，2018，35(3)：37.）

[3] 王少飞，唐伟，窦爱民，等. 提高 CVC 冷连轧机板形控制能力的新工艺技术[J]. 冶金自动化，2018，42(3)：42.（WANG Shao-fei，TANG Wei，DOU Ai-min，et al. New process technology for improving strip shape control ability of CVC cold tandem rolling mill[J]. Metallurgical Automation，2018，42(3)：42.）

[4] 张君，张岩岩，兴百宪，等. 基于辊径方差最小的三次 CVC 辊型参数设计方法[J]. 轧钢，2017，34(5)：41.（ZHANG Jun，ZHANG Yan-yan，XING Bai-xian，et al. Design method of cubic CVC roll profile parameters based on minimum variance of roll diameter[J]. Steel Rolling，2017，34(5)：41.）

[5] 白振华，陈双玉，钱承，等. 连续退火过程带钢跑偏模型及其影响因素[J]. 塑性工程学报，2016，23(2)：28.（BAI Zhen-hua，CHEN Shuang-yu，QIAN Cheng，et al. Strip deviation model during continuous annealing process and its influencing factors[J]. Journal of Plastic Engineering，2016，23(2)：28.）

[6] 王瑞. 连续退火过程带钢稳定通板综合控制技术研究[D]. 秦皇岛：燕山大学，2017.（WANG Rui. Research on Integrated Control Technology of Strip Stable Pass Plate in Continuous Annealing Process[D]. Qinhuangdao：Yanshan University，2017.）

[7] 靳振伟，滕洪宝，张长利，等. 高强钢 SFB700 热轧板形缺陷的成因及控制措施[J]. 中国冶金，2018，28(7)：50.（JIN Zhen-wei，TENG Hong-bao，ZHANG Chang-li，et al. Causes and control measures of shape defects in SFB700 hot rolled high strength steel[J]. China Metallurgy，2018，28(7)：50.）

[8] 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. Core technology of precise control for hot rolled strip for the whole production process[J]. China Metallurgy，2017，27(5)：45.）

[9] 刘华强，杨荃，王晓晨，等. 热轧宽带钢工作辊磨损辊型预报模型及应用[J]. 轧钢，2018，35(4)：45.（LIU Hua-qiang，YANG Quan，WANG Xiao-chen，et al. Prediction model and application of work roll wear profile of hot rolled broadband steel[J]. Steel Rolling，2018，35(4)：45.）

[10] 郑海燕，王道金，刘顺明，等. 冷轧连退炉内带钢跑偏控制[J]. 轧钢，2017，34(5)：86.（ZHENG Hai-yan，WANG Dao-jin，LIU Shun-ming，et al. Strip deviation control in cold rolling continuous stripping furnace[J]. Steel Rolling，2017，34(5)：86.）

[11] 刘顺明，李冠雄，任秋红，等. 宽幅带钢初始板形及跑偏机理研究[J]. 轧钢，2018，35(3)：49.（LIU Shun-ming，LI Guan-xiong，REN Qiu-hong，et al. Initial shape and deviation mechanism of wide strip[J]. Steel Rolling，2018，35(3)：49.）

[12] 杨静，唐荻，苏岚，等. 双锥度辊辊形参数对带钢瓢曲变形的影响[J]. 北京科技大学学报，2010，32(9)：1215.（YANG Jing，TANG Di，SU Lan，et al. Effect of roll shape parameters of double taper rolls on bending deformation of strip steel[J]. Journal of Beijing University of Science and Technology，2010，32(9)：1215.）

[13] 杨静，杨进，李卫杰. 连退炉内炉辊的选择与优化设计[J]. 工业炉，2011，33(6)：23.（YANG Jing，YANG Jin，LI Wei-jie. Selection and optimum design of rollers in continuous removal furnace[J]. Industrial Furnace，2011，33(6)：23.）

[14] 李志伟. 连续退火机组炉辊辊型的设计与选择[J]. 鞍钢技术，2007(13)：33.（LI Zhi-wei. Design and selection of roll profile for continuous annealing unit[J]. Angang Technology，2007(13)：33.）

[15] 杨士弘，杨海水，张鹏，等. 连续退火炉中带钢跑偏分析[J]. 河北冶金，2017(12)：47.（YANG Shi-hong，YANG Hai-shui，ZHANG Peng，et al. Analysis of strip deviation in continuous annealing furnace[J]. Hebei Metallurgy，2017(12)：47.）

[16] 白振华，王云祥，王瑞，等. 连续退火机组炉内炉辊辊型综合优化技术[J]. 中国机械工程，2017，28(14)：1759.（BAI Zhen-hua，WANG Yun-xiang，WANG Rui，et al. Comprehensive optimization technology of roll profile in furnace of continuous annealing unit[J]. China Mechanical Engineering，2017，28(14)：1759.）

（下转第 69 页）