

工学硕士学位论文

四辊 CVC 热连轧机板形板凸度
控制能力研究

张彩霞

燕山大学

2010 年 5 月

国内图书分类号：TG333.7

国际图书分类号：6

工学硕士学位论文

四辊 CVC 热连轧机板形板凸度 控制能力研究

硕 士 研 究 生：张彩霞

导 师：彭 艳 教授

申请学位级别：工学硕士

学 科、专 业：机械设计及理论

所 在 单 位：机械工程学院

授予学位单位：燕山大学

Classified Index: TG333.7

U.D.C.: 6

Dissertation for the Master Degree in Engineering

SHAPE AND PROFILE CONTROL STUDY OF FOUR- HIGH CVC HOT STRIP MILL

Candidate:

Zhang Caixia

Supervisor:

Prof. Peng Yan

Academic Degree Applied for:

Master of Engineering

Speciality:

Machinery Design and Theory

University:

Yanshan University

燕山大学硕士学位论文原创性声明

本人郑重声明：此处所提交的硕士学位论文《四辊 CVC 热连轧机板形板凸度控制能力研究》，是本人在导师指导下，在燕山大学攻读硕士学位期间独立进行研究工作所取得的成果。据本人所知，论文中除已注明部分外不包含他人已发表或撰写过的研究成果。对本文的研究工作做出重要贡献的个人和集体，均已在文中以明确方式注明。本声明的法律结果将完全由本人承担。

作者签字：

日期： 年 月 日

燕山大学硕士学位论文使用授权书

《四辊 CVC 热连轧机板形板凸度控制能力研究》系本人在燕山大学攻读硕士学位期间在导师指导下完成的硕士学位论文。本论文的研究成果归燕山大学所有，本人如需发表将署名燕山大学为第一完成单位及相关人员。本人完全了解燕山大学关于保存、使用学位论文的规定，同意学校保留并向有关部门送交论文的复印件和电子版本，允许论文被查阅和借阅。本人授权燕山大学，可以采用影印、缩印或其他复制手段保存论文，可以公布论文的全部或部分内容。

保密 ☐，在 年解密后适用本授权书。

本学位论文属于

不保密 ☐。

(请在以上相应方框内打“√”)

作者签名：

日期： 年 月 日

导师签名：

日期： 年 月 日

摘 要

随着工业生产的不断发展，用户对热轧宽带钢的质量要求越来越高，带钢板形成了衡量带钢质量的重要因素，同样成为国内各大钢铁企业努力追求产品形象的目标。本文主要采用设备法研究首钢迁钢 2160 热连轧精轧机组四辊 CVC 轧机的板形板凸度控制能力，分析了四辊 CVC 轧机工作辊横移、工作辊弯辊及板宽对带钢板形板凸度的影响；并针对现场轧辊表面剥落现象对辊间接触压力进行了分析。

文章首先介绍了四辊 CVC 轧机工作原理及优缺点。

其次确立了四辊 CVC 热连轧机板形板凸度计算模型。对普通四辊轧机的辊系变形进行力学分析，在此基础上分析了四辊 CVC 轧机的辊型曲线；基于分割模型的影响函数法，建立了四辊 CVC 轧机辊系变形模型；采用 SIMS 公式计算轧制压力；采用条元变分法求解前后张应力分布。利用 C 语言编制相关程序，为下步分析提供计算工具。

然后对四辊 CVC 热连轧机板形进行研究。分析了工作辊横移、弯辊力及板宽对前张应力的影响，为现场的板形控制提供理论依据。

最后精确计算工作辊横移，工作辊弯辊，带钢宽度变化以及工作辊辊径和支承辊辊型对板凸度的影响，得出工作辊弯辊和横移对板凸度的调节范围。同时通过对辊间接触压力的分析，可看出四辊 CVC 轧机辊间接触压力的峰值位于轧辊的端部；通过采用特殊的支承辊辊型可改善轧辊接触压力的分布。

关键词 CVC 轧机；工作辊横移；工作辊弯辊；板凸度；板形

Abstract

With the development of industrial production, the user right to the quality of hot-rolled wide strip has become increasingly demanding, with steel strip to form a measure of the quality of important factors, also become a major domestic iron and steel enterprises in their efforts to pursue product image goals. This paper using equipment ways mainly studied shape and profile control of the four-high CVC hot strip mill of QianGang 2160, analysis the effect of the four-high CVC mill work roll shifting, work roll bending force and strip width to shape and profile, and analyze contact between rolls to learn factors of rolls flake.

This paper first described working principle, advantages and disadvantages of the four-high CVC hot strip mill.

Secondly, the ordinary four-high mill rolls deformation mechanical analysis, based on the analysis of four-high CVC mill roll-shaped curve, and also establish the metal lateral movement and the SIMS mathematical models including tension, the preparation of the four-high CVC mill rolls' profile and shape model for the next step analysis calculation tool.

Then, the shape study of the four-high CVC hot mill, and analysis of work roll shifting, work roll bending force and strip width on tensile stress influence to provide shape control theoretical basis for the location.

Finally, accurate calculation the effect of work roll shifting and work roll bending force, strip width change, the work roll diameter and the backup roll's shape to strip profile, and draw the adjustment range of work roll shifting and work roll bending force to strip profile. The rolls contact pressure maximum lie rolls port, which can be obtained through the use of a special backup roll's shape to improve the distribution of contact pressure between rolls.

Keywords CVC hot mill; Work roll shifting; Bending force; Profile; Shape

目 录

摘要

Abstract

第 1 章 绪论	1
1.1 概述	1
1.2 板带轧机板形板凸度理论研究现状	1
1.2.1 辊系模型的研究进展	1
1.2.2 金属模型的研究进展	2
1.3 CVC 轧机简介	5
1.3.1 CVC 轧机的工作原理	5
1.3.2 CVC 轧机的优缺点	7
1.4 课题的来源及研究内容	8
第 2 章 四辊 CVC 轧机板形板凸度数学模型建立	9
2.1 普通四辊轧机辊系弹性变形力学模型	9
2.1.1 支承辊轴线挠度	10
2.1.2 工作辊轴线位移	11
2.1.3 轧辊接触表面的弹性压扁	13
2.1.4 轧辊之间位移协调方程及辊间压力的求解	14
2.1.5 轧件出口厚度横向分布	15
2.2 CVC 轧机的辊系变形模型分析	15
2.2.1 CVC 轧辊辊型分析	15
2.2.2 2160CVC 轧辊辊型曲线方程	17
2.3 带张力的 SIMS 轧制力模型	19
2.4 金属横向流动	21
2.5 本章小结	26
第 3 章 四辊 CVC 轧机板形控制特性分析	27

3.1 板形的表示方法	27
3.1.1 相对长度差表示法	27
3.1.2 波形表示法	28
3.1.3 相对长度差表示法与波形表示法之间的关系	29
3.1.4 应力(应变)差	29
3.1.5 张力差表示法	29
3.1.6 带钢断面形状的多项式表示法	29
3.2 带钢板形的改善方法	30
3.2.1 工艺方法	30
3.2.2 设备方法	31
3.3 四辊 CVC 轧机板形分析	33
3.3.1 工作辊横移对板形的影响	33
3.3.2 工作辊弯辊对板形的影响	34
3.3.3 板宽对板形的影响	35
3.4 本章小结	37
第 4 章 四辊 CVC 轧机板凸度及辊间压力分析	38
4.1 板凸度分析	38
4.1.1 工作辊横移对板凸度的影响	38
4.1.2 工作辊弯辊对板凸度的影响	41
4.1.3 带钢宽度的变化对板凸度的影响	43
4.1.4 弯辊力与工作辊横移的最佳配合控制板凸度	44
4.1.5 支承辊辊型对板凸度的影响	46
4.1.6 工作辊辊径对板凸度的影响	47
4.2 辊间接触压力分析	49
4.2.1 工作辊横移对辊间接触压力的影响	49
4.2.2 工作辊弯辊力对辊间接触压力的影响	51
4.2.3 带宽对辊间接触压力的影响	52
4.2.4 辊型对辊间接触压力的影响	53
4.3 本章小结	55
结论	56

参考文献.....57

攻读硕士学位期间承担的科研任务与主要成果.....61

致谢62

作者简介.....63

第 1 章 绪论

1.1 概述

近年来，随着科学技术的发展，板带钢对整个国家的工业、国防、农业及其它关键性领域中的生产技术和进步有着举足轻重的影响，板带钢的产量和所占比重反映了一个国家的钢铁工业水平。为此，我国不断引进新的轧钢工艺设备，提高生产技术水平，截至到 2008 年，我国钢产量超过 5 亿吨^[1-5]，这标志着我国已成为钢材大国。随着汽车、造船、建筑、仪表、电子和家用电器等行业的发展，板带钢的生产比例会进一步提高。与此同时，用户对板带钢的质量要求也愈来愈高，板形板凸度精度已成为热轧带钢产品的重要质量指标。

板形问题的理论研究和应用始于六十年代末期，M.D.Stone 的关于轧辊弹性变形的弹性基础梁理论及轧机液压弯辊技术的应用，使板形理论及控制技术取得了较大的进展。关于辊系变形的计算，人们进行了大量的研究；对于金属模型，人们同样提出了许多研究方法，并取得了较大进展^[6-9]。在这些模型中，将辊系变形和金属三维变形同时考虑，建立精确的轧制压力和前后张力分布数学模型是进行板形控制理论研究的关键。

1.2 板带轧机板形板凸度理论研究现状

1.2.1 辊系模型的研究进展

在板带轧制中，轧件的出口断面形状恰恰就是负载辊缝形状，因而辊系模型理论在板形理论中占有相当重要的地位。现有的辊系模型理论可分为三类：整体模型解析法、分割模型影响函数法及数值计算方法。

1.2.1.1 整体模型解析法 在整体模型解析法中因考虑辊间接触变形方法的不同又分为：考虑赫兹接触问题的双层梁模型和弹性基础梁模型。双层梁不仅考虑了轧辊的弹性压扁，而且考虑了辊间位移协调问题。但压扁刚度沿梁轴线假设为常数，这影响了双层梁法的求解精度^[10]。弹性基础梁模型广泛应用于建筑力学中，1965 年斯通^[6]首次借用来分析辊系变形，后来

盐崎在斯通工作的基础上进行了重大改进，本城又对斯通和盐崎所建立的模型作了实质性的改进，他将轧制压力处理成辊系的外力，可由轧制理论公式确定。当然，作为解析方法，不可避免地作了许多简化，存在一些局限性。

1.2.1.2 分割模型的影响函数法 分割模型影响函数法是一种离散化的方法。它的基本思想是：将轧辊离散成若干单元，将轧辊所承受的载荷及轧辊弹性变形也按相同单元离散化，应用数学物理中关于影响函数的概念，先确定对各单元施加单位力时在辊身各离散点引起的变形，然后将全部载荷作用时在各单元引起的变形叠加，得出各单元的变形值，从而可确定出口处的厚度分布。由于采用了离散化的方法，所以对轧制压力、辊间接触压力以及轧辊凸度等的分布无需作出假设，可以很灵活地处理各类复杂问题。目前板形理论中求解辊系变形问题一般采用这种方法。

绍特 (Shohet, K. N) 首先应用影响函数的概念分析了轧辊的弹性变形，导出了工作辊和支承辊弹性弯曲的影响函数^[7]，并在此基础上给出了计算轧辊弹性变形的影响函数法，这是板形理论研究方面的重要成果。艾德瓦尔兹 (Edwards, W. J.) 等用影响函数法研究轧辊的弹性变形^[11]时对绍特工作做了改进。但仍存在一些问题，如辊间弹性压扁及工作辊与轧件弹性压扁问题，处理得缺乏科学性，因而难以得到理想的结果。继绍特和艾德瓦尔兹之后，一些作者进一步完善，如户泽康利用弹性力学理论推导出轧制压力引起的工作辊弹性压扁影响函数^[12]。

1.2.1.3 数值算法 数值计算方法主要有：有限元法^[13]、边界元法^[8]、有限梁叠合法^[9]和差分法^[10]。有限元法和边界元法可详尽地描述整个辊系的应力和变形，故对辊系变形分析和轧辊强度分析都有意义。但其计算量过大，且因辊间接触宽度极小而使其压力和压扁计算困难。有限梁叠合法能较好地解决支承辊弹性压扁的轴向分布，但未解决工作辊与轧件之间的弹性压扁问题。另外，差分法和有限元法及解析法可用于轧辊热变形分析。

1.2.2 金属模型的研究进展

关于轧制带材金属模型的理论研究，目前常用的方法有：变分法、三

维差分法、有限元法、边界元法以及条元法。下面分别简述这些方法的研究进展。

1.2.2.1 变分法 变分法又称能量法。用变分法研究轧制过程金属三维变形的基本思路是：首先根据轧制过程的特点，构造满足位移边界条件的位移(或速度)函数；其次根据最小能量原理，确定位移函数中的待定参数(或函数)；最后进行三维应力与变形的计算和分析^[14]。国内最具有代表性的工作是 80 年代初，连家创教授提出的用变分法求解辊缝中金属的横向流动，进而确定前张应力的横向分布。用这种方法求出的宽展量与实测值相比基本相符。

变分法已成为求解辊缝中金属横向流动问题的实用工程计算法。但在求解欧拉微分方程及张应力公式的推导过程中作了不少的近似和简化，使得出口横向位移和张应力横向分布的计算结果均存在误差，尤其是在带钢边部的计算结果误差较大。

1.2.2.2 三维差分法 三维差分法又称三维解析法。它的基本思路是：把变形区纵向和横向的平衡微分方程都取差分形式，并与塑性条件、塑性流动方程、体积不变条件和边界条件等联立，用数值法和迭代法求出三向应力在变形区的分布和板宽边缘形状曲线。但该算法的缺点是：需要根据不同轧制条件由经验确定剪应变修正系数，且优化过程能否收敛取决于初值的选取^[15]。

1.2.2.3 有限元法 有限元法是把被研究的物体分割为有限个单元，通过对每个单元的求解来获得整体的近似解，可以对变形区内的位移场、速度场、应力场合应变场等给出详细的描述。不足是程序计算量过大，边界条件处理困难等。

70 年代初，人们开始将有限元法用于金属成形过程的分析，并取得进展，板带轧制问题三维分析主要是弹塑性有限元^[16]和刚塑性有限元^[17]。另外，已有大型通用有限元分析程序(商业软件)用于板带轧制问题三维分析。

(1)弹塑性有限元 弹塑性有限元法可以求出塑性区的扩展、出辊后轧件的弹性恢复、轧件内部的应力应变分布和裂纹缺陷^[18-20]等问题，特别是还可以计算轧后的残余应力。但是，由于用弹塑性有限元法求解时要把每

一增量步中算出的应力增量、应变增量和位移增量迭加到前一迭代步中，故存在累积误差。为减少误差而采取的细化单元网格和增加迭代步骤等措施，又会导致计算机容量、速度和计算时间等方面的问题。

(2)刚塑性有限元 与弹塑性有限元法相比，刚塑性有限元法不存在求解过程中应力的累计误差，不存在要求单元逐步屈服问题，因而可以用数目相对较少的单元来求解大变形量问题，已成为求解金属塑性加工问题的一种新的有力工具。目前，用刚塑性有限元法研究轧制过程三维变形的工作相对较多，研究工作涉及到厚板轧制的多种情况，以及薄板轧制和前张应力分布^[21]。

(3)商业软件程序 二十世纪七十年代后出现了各种功能很强的大型通用有限元分析程序(商业软件)，如 MARC, ANSYS, ABAQUS 等^[22]。这些软件在诸多的自然科学和工程技术领域里发挥了巨大的技术和经济效益。商业软件程序一般是以弹塑性有限元为基础，又不同于一般弹塑性有限元。从早期的有限元计算程序发展到现在的商业软件，后经历了有限元计算程序、有限元分析与设计软件、智能性有限元结构分析软件和集成化有限元软件开发环境。商业软件可以提供丰富的材料库和单元类型，有着强大的处理分析结果的功能，同时为用户提供了丰富的利用空间。

1.2.2.4 边界元法 边界元法是 60 年代后期发展起来的一种数值解法。与有限元法在连续体域内划分单元的基本思想不同，边界元法仅在计算对象的边界上划分单元，用满足控制方程(边界积分方程)的函数去逼近边界条件，求得边界的近似解后，再对内部需要求解的点求解^[23]。因此，与有限元法相比，边界元法具有单元和未知数少，数据准备简单等优点。但用它求解非线性问题时，区域积分在奇异点附近具有强烈的奇异性，需要进行特殊处理。

边界元法用于分析轧制过程的三维变形，可以考虑摩擦力、变形抗力等各种影响因素在变形区内的变化，对变形区的位移场、速度场、应力场和应变场等进行详细的计算，但数据准备复杂，计算量大，时间长，由于计算过程中的误差，很难得到较高精度的计算结果。特别是当轧件薄而宽，必须划分数目很多的单元时，这一问题更加突出，更难得到较好符合实际

的计算结果。

1.2.2.5 条元法 条元法是由刘宏民教授于 1985 年提出的，后经发展并应用于板带轧制过程仿真的一种数值方法^[24]。这种方法的优点是：使问题降维，计算量大大减少，适合工程应用，能够分析其它方法目前尚未做到的大宽厚比(1000 以上)的板带轧制过程。根据出口横向位移沿条元宽度(横向)插值函数的不同形式，条元法目前可分为常条元法^[25-26]、线性条元法^[27-29]和三次样条函数条元法^[30-37]。常条元法的横向位移沿条元宽度为常量，在节线上不连续。线性条元法的横向位移沿条元宽度线性变化，在节线上连续，而横向一阶导数在节线上不连续。三次样条函数条元法的横向位移沿条宽按三次样条函数变化，在节线上连续，且其横向一阶和二阶导数在节线上也连续。根据本构关系的不同，条元法可分为刚塑性条元法和弹塑性条元法。

郑振忠博士在已有条元法的基础上，提出了一种新的求解带材张应力横向分布的条元变分法^[38]：以轧制变形区为研究对象，将其划分为许多纵向条元，根据最小能量原理，通过对单个条元的变分，由欧拉微分方程求得条元上出口横向位移函数模式；再通过对整个变形区的变分，由一组线性方程直接求得条元节线上的出口横向位移值；进而确定前张应力的横向分布。

1.3 CVC 轧机简介

1.3.1 CVC 轧机工作原理

CVC 轧机^[39]，即连续可变工作辊凸度的板带轧机，凸度调节范围大，可预设定，也可以在轧制过程中调整，在热轧和冷轧中得到广泛的应用。其辊身曲线呈 S 形，两个外形相同的工作辊互相倒置 180 度布置，通过两辊沿相反方向对称移动，得到连续变化的不同凸度辊缝形状，其效果相当于配置了一系列不同凸度的轧辊。沿辊身长度方向，辊缝形状处处相等，横移距离为零时，板凸度为零，如图 1-1 所示；当上工作辊向右、下辊向左移动相同的距离时，带钢中心辊缝变小，板凸度小于零，为正横移，如图 1-2 所示；当如图 1-3 所示位置时，在带钢中心处辊缝变大，板凸度大于零，

为负横移。工作辊横移距离不同，辊缝的凸度也随之而异。这样就可以得到从中凹到中凸的辊缝形状，实现辊缝凸度的连续调节。如果同弯辊结合起来，则可以大大提高该类轧机的板形控制能力。2160 现场目前使用的工作辊辊型，正横移实现负凸度，负横移实现正凸度，上下工作辊必须横移相等的距离。

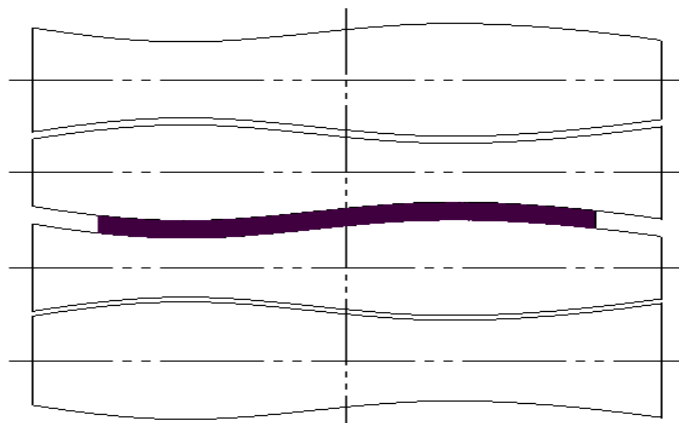


图 1-1 工作辊不横移
Fig.1-1 No shift of work roll

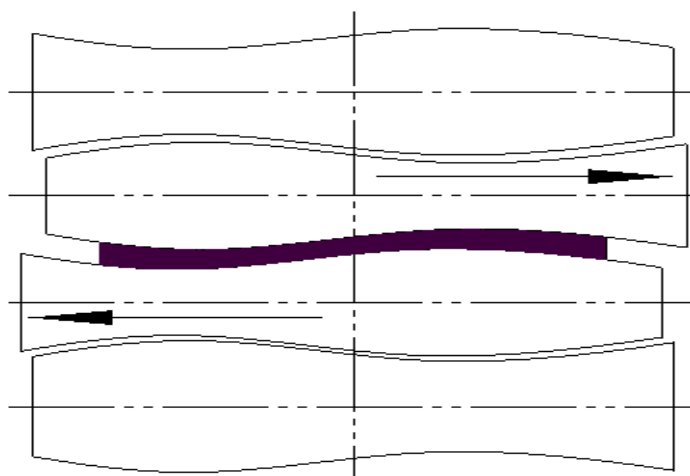


图 1-2 工作辊正横移
Fig.1-2 Positive shift of work roll

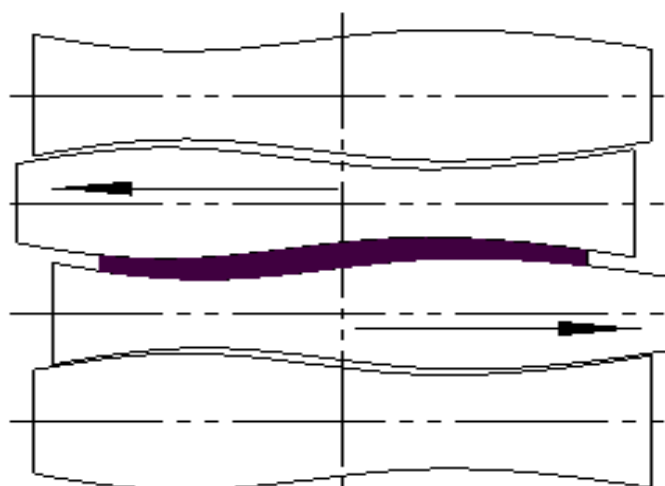


图 1-3 工作辊负横移

Fig.1-3 Negative shift of work roll

1.3.2 CVC 轧机的优缺点

CVC 轧机自从被开发出来后，因为它具有一系列的优点^[40-41]，在全世界得到了迅速的推广。其主要优点如下：

(1)不仅辊凸度可调的范围大，而且能连续调节，再加上液压弯辊系统，显著扩大了板形控制范围；

(2)仅一对磨好的轧辊就能满足多种轧制规格的需求，可大大提高轧机的适应能力：可轧制多种不同的钢种，产品的宽度与厚度显著扩大，可连续改变轧制系统；

(3)轧辊工作时间显著延长，可大大减少换辊次数；轧制能力强，便于换辊；

(4)轧制力下降；

(5)轧辊磨损减轻。由于 CVC 辊可以横向移动，在轧辊整个使用过程中，与其它类型的轧机相比，可以均匀轧辊的磨损量，总体上大大降低了 CVC 轧辊的磨损；

(6)轧辊位置更加稳定；

(7)道次压下量大；

(8)轧制道次可减到最小；

- (9)带材表面质量提高;
- (10)带材的制导更加容易和平稳;
- (11)带材更加平直;
- (12)带材边废料减少。

任何一种产品都有两面性，CVC 轧机也有其不足之处，主要表现为：

(1)CVC 轧机的横移主要用于满足凸度设定，不能消除轧辊的磨损不均。因此，在轧辊边部出现磨损加剧现象，带钢横断面出现局部高点，影响带钢表面质量；

(2)CVC 轧机辊型复杂，磨削要求精度高，在线研磨技术实施比较困难；

(3)CVC 轧机上下工作辊由于热凸度差异和磨损差异，造成带钢出现楔形，容易造成轧件在轧机内部的跑偏。

1.4 课题来源及研究内容

首钢迁钢热轧 2160 生产线在轧制过程中经常出现成品凸度不断下降的现象，有时甚至会出现非常大的负凸度，轧机的板凸度控制能力不足，导致大多数弯辊力和工作辊横移位置都在极限上。通过改进 CVC 辊型曲线，增强了轧机的板凸度控制能力，但以前的轧制条件不再适合新的辊型，为达到成品板形板凸度要求，需分析新辊型下各因素对板形板凸度的影响，以便现场更好的控制成品板形板凸度。

本文研究内容：

(1)分析工作辊横移、弯辊力及板宽对板形的影响；

(2)凸度控制是单机架或单道次调控行为，各自在单独的机架或道次上实现^[4-5]，由于前三机架与后三机架采用不同的工作辊辊型，故分别以 F2、F4 为研究对象，分析工作辊横移、弯辊力、带钢宽度及支承辊辊型对板凸度的影响，同时拟合工作辊横移与板凸度的线性的关系，为现场的板凸度控制提供理论依据；

(3)针对现场轧辊表面剥落，对辊间接触压力进行分析。

第 2 章 四辊 CVC 轧机板形板凸度数学模型建立

板形理论主要包括轧辊弹性变形理论、轧辊的热变形理论、金属三维变形理论和张应力分布理论^[42-43]，其中轧辊弹性变形理论占有相当重要的地位。这是因为，轧制产品是在变形了的弹性体轧辊作用下产生出来的，轧辊的弹性变形直接影响到最终产品的板形板凸度。

在板带轧制中，如果忽略轧出板带的弹性恢复，板带的板凸度可看做有载工作辊辊缝的形状。某些扰动因素，例如轧制力变化对板形板凸度的影响，是通过轧辊弹性变形体现的；而某些控制板形板凸度的调节装置，例如液压弯辊等也是通过轧辊变形实现的。所以，只有从本质上充分研究轧辊的弹性变形及金属模型，才能为板形板凸度控制提供可靠的理论依据。

2.1 普通四辊轧机辊系弹性变形力学模型

对普通四辊轧机^[44-51]辊系受力状态简化后，可得如图 2-1 所示力学模型。图 2-1 中， $p_l(y)$ 为单位宽度轧制压力， $q(y)$ 为单位宽辊间接触压力， F_s^l 和 F_s^r 分别为左、右压下支点的支反力， L_s 为左、右压下支点距离， L_w 和 L_b 分别为工作辊、支承辊辊身长度， F_w 为工作辊弯辊力， L_{fw} 为工作辊弯辊辊缸间距， B 为轧件宽度， $C = (L_s - L_w)/2$ 。

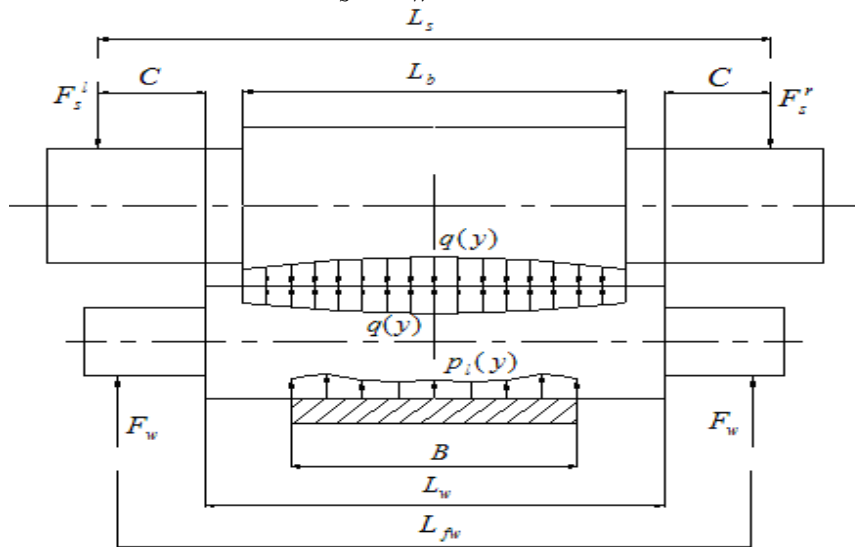


图 2-1 四辊轧机辊系受力示意图

Fig.2-1 Loaded diagram of rolls of 4-high mill

轧辊的单元划分如图 2-2 所示，在支承辊辊身长度 L_b 范围内，将辊身分为 n 段，作用于轧辊上的载荷亦按相同单元离散化，每段宽度为 Δy_i ，每段中点的横向坐标为 $y_i (i = 1, 2, \dots, n)$ 。

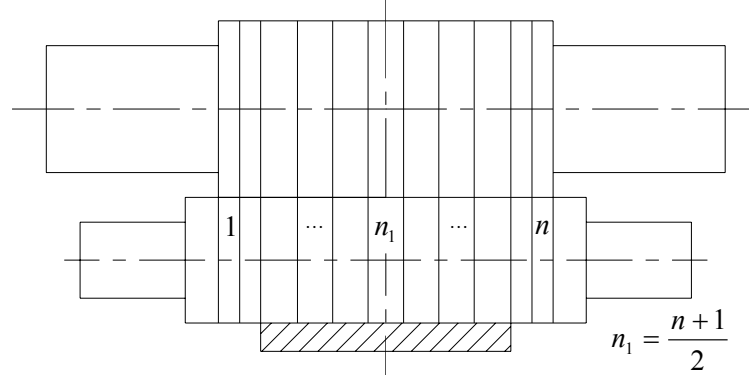


图 2-2 四辊轧机辊系分段图

Fig.2-2 Subsection diagram of rolls of 4-high mill

2.1.1 支承辊轴线挠度

如图 2-1 所示的辊系变形，以左压下支点为坐标原点，若不考虑支承辊弯辊力作用，在对称轧制条件下，支承辊轴线挠度主要是辊间接触载荷引起的挠度，其任意单元轴线的挠度 f_{bi} 可表示为

$$f_{bi} = \sum_{j=1}^n \alpha_{bij} \Delta y_j q_j \quad (i = 1, 2, \dots, n) \quad (2-1)$$

式中 α_{bij} ——支承辊弯曲影响系数，它表示在 y_j 点作用单位力，在 y_i 点引起的挠度

当 $y_i \geq y_j$ 时，有

$$\begin{aligned} \alpha_{bij} = & \frac{1}{6E_b I_b^R L_s^2} \{ 2(L_s - y_i)(L_s - y_j)(y_j^3 - C_l^3) + (L_s - y_i)y_j [3L_s(y_i^2 - y_j^2) - \\ & 2(y_i^3 - y_j^3)] + 2y_i y_j [(L_s - y_i)^3 - C_l^3] \} + \frac{C_l^3}{3E_b I_b^R L_s^2} [(L_s - y_i)(L_s - y_j) + y_i y_j] + \\ & \frac{\alpha_Q C_l}{G_b A_b^R L_s^2} [(L_s - y_i)(L_s - y_j) + y_i y_j] + \frac{\alpha_Q}{G_b A_b^R L_s^2} [(L_s - y_i)(L_s - y_j)(y_j - C_l) - \\ & (L_s - y_i)y_j(y_i - y_j) + y_i y_j(L_s - C_l - y_i)] \end{aligned} \quad (2-2)$$

当 $y_i \leq y_j$ 时

$$\alpha_{bij} = \frac{C_l^3}{3E_b I_b^R L_s^2} [(L_s - y_i)(L_s - y_j) + y_i y_j] + \frac{1}{6E_b I_b^R L_s^2} \{2(L_s - y_i)(L_s - y_j)(y_i^3 - C_l^3) + (L_s - y_j)y_i[3L_s(y_j^2 - y_i^2) - 2(y_j^3 - y_i^3)] + 2y_i y_j[(L_s - y_j)^3 - C_l^3]\} + \frac{\alpha_Q C_l}{G_b A_b^R L_s^2} [(L_s - y_i)(L_s - y_j) + y_i y_j] + \frac{\alpha_Q}{G_b A_b^R L_s^2} [(L_s - y_i)(L_s - y_j)(y_i - C_l) - (L_s - y_j)y_i(y_j - y_i) + y_i y_j(L_s - C_l - y_i)] \quad (2-3)$$

其中 $C_l = (L_s - L_b)/2$, mm

式中 E_b, G_b ——支承辊杨氏弹性模量, 剪切弹性模量, GPa

I_b^R, I_b^r ——支承辊辊身、辊颈的惯性矩, mm⁴

A_b^R, A_b^r ——支承辊辊身、辊颈的横截面积, mm²

α_Q ——截面系数, 对于圆截面, $\alpha_Q = 1.11$

2.1.2 工作辊轴线位移

工作辊轴线位移由刚性位移、轧制压力引起的挠曲位移、工作辊与支承辊间接接触压力引起的挠曲位移、工作辊弯辊力引起的挠曲位移四部分组成。

工作辊任意单元轴线的位移 f_{wi} 可表示为

$$f_{wi} = f_{wi}^K + \sum_{j=1}^n a_{wij} \Delta y_j (p_{lj} - q_j) - \alpha_{Fwi} F_w \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (2-4)$$

式中 α_{wij} ——轧制力及辊间压力引起的工作辊弯曲影响函数

α_{Fwi} ——工作辊弯辊力引起的工作辊弯曲影响函数

f_{wi}^K ——工作辊轴线的刚性位移, mm

工作辊任意单元轴线的刚性位移与轴身端部支承辊轴线位移及辊间压扁量有关, 可表示为

$$f_{wi}^K = C_1 + \frac{(C_2 - C_1)}{L_w} (y_i - C) \quad (2-5)$$

式中 C_1, C_2 ——工作辊辊身左、右端轴线刚性位移, mm

f_{wi}^K ——工作辊轴线的刚性位移, mm

当 $y_i \leq y_j$ 时, 有

$$a_{wij} = \frac{(L_w + C - y_j)(y_i - C)}{6E_w I_w^R L_w} \left[L_w^2 - (y_i - C)^2 - (L_w + C - y_j)^2 \right] + \frac{\alpha_Q (L_w + C - y_j)(y_i - C)}{G_w A_w^R L_w} \quad (2-6)$$

当 $y_i \geq y_j$ 时, 有

$$a_{wij} = \frac{(L_w + C - y_i)(y_j - C)}{6E_w I_w^R L_w} \left[L_w^2 - (y_j - C)^2 - (L_w + C - y_i)^2 \right] + \frac{\alpha_Q (L_w + C - y_i)(y_j - C)}{G_w A_w^R L_w} \quad (2-7)$$

式中 E_w, G_w ——工作辊的杨氏弹性模量和剪切弹性模量, GPa

I_w^R ——工作辊辊身的惯性矩, mm^4

A_w^R ——工作辊辊身的横截面积, mm^2

α_{Fwi} 的表达式如下

$$\alpha_{Fwi} = \frac{x_i \left[\left(\frac{L_{fw} - L_b}{2} - s \right) (L_b^2 - x_i^2) + \left(\frac{L_{fw} - L_b}{2} + s \right) (2L_b^2 - 3L_b x_i + x_i^2) \right]}{6L_b E I_w} \quad (2-8)$$

2.1.3 轧辊接触表面的弹性压扁

2.1.3.1 工作辊与支承辊之间的压扁 工作辊与支承辊之间的弹性压扁量, 即两轧辊中心线的接近量 δ_{wbi} , 可按平面应变条件下的半平面体模型分析求解, 得到

$$\delta_{wbi} = \lambda_i q_i \quad (i = 1, 2, \dots, n) \quad (2-9)$$

式中 λ_i ——辊间弹性压扁影响函数, 其表达式为

$$\lambda_i = \frac{2(1-\nu_w^2)}{\pi E_w} \left(\ln \frac{2R_{wi}}{b_i} - \frac{1}{8} \frac{1-4\nu_w}{1-\nu_w} \right) + \frac{2(1-\nu_b^2)}{\pi E_b} \left(\ln \frac{2R_b}{b_i} - \frac{1}{8} \frac{1-4\nu_b}{1-\nu_b} \right) \quad (2-10)$$

式中 ν_w, ν_b ——工作辊、支承辊的波松比

R_{wi}, R_b ——工作辊、支承辊半径, mm

b_i ——辊间接触压扁半宽度, mm, 表示为

$$b_i = \sqrt{\frac{4}{\pi} q_i \left(\frac{1-\nu_w^2}{E_w} + \frac{1-\nu_b^2}{E_b} \right) \frac{R_w R_b}{R_w + R_b}} \quad (2-11)$$

2.1.3.2 与轧件接触的工作辊表面的压扁 由于轧件宽度小于辊身长度, 与轧件接触的工作辊的压扁, 可按半空间模型分析求解^[14]。

$$\delta_{wi} = \sum_{i=1}^n \delta_{wi}(X_i) p_{li} \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (2-12)$$

其中

$$\begin{aligned} \delta_{wi}(X_i) = & \frac{1-\nu_w^2}{\pi E_w \Delta x} \left\{ \ln \frac{\sqrt{l_d^2 + \left(X_i + \frac{\Delta x}{2}\right)^2} + X_i + \frac{\Delta x}{2}}{\sqrt{l_d^2 + \left(X_i - \frac{\Delta x}{2}\right)^2} + X_i - \frac{\Delta x}{2}} + \frac{X_i + \frac{\Delta x}{2}}{l_d} \ln \frac{\sqrt{l_d^2 + \left(X_i + \frac{\Delta x}{2}\right)^2} + l_d}{\left|X_i + \frac{\Delta x}{2}\right|} - \right. \\ & \frac{X_i - \frac{\Delta x}{2}}{l_d} \ln \frac{\sqrt{l_d^2 + \left(X_i - \frac{\Delta x}{2}\right)^2} + l_d}{\left|X_i - \frac{\Delta x}{2}\right|} - \frac{1}{2(1-\nu_w)} \left[\frac{X_i + \frac{\Delta x}{2}}{\sqrt{R_w^2 + \left(X_i + \frac{\Delta x}{2}\right)^2}} - \frac{X_i - \frac{\Delta x}{2}}{\sqrt{R_w^2 + \left(X_i - \frac{\Delta x}{2}\right)^2}} \right] - \\ & \left. \ln \frac{\sqrt{R_w^2 + \left(X_i - \frac{\Delta x}{2}\right)^2} - \left(X_i - \frac{\Delta x}{2}\right)}{\sqrt{R_w^2 + \left(X_i + \frac{\Delta x}{2}\right)^2} - \left(X_i + \frac{\Delta x}{2}\right)} \right\} \end{aligned} \quad (2-13)$$

式中 l_d ——考虑压扁后的轧辊与轧件接触弧长度的水平投影, mm

2.1.4 轧辊之间位移协调方程及辊间压力的求解

2.1.4.1 工作辊与支承辊之间的位移协调方程 由工作辊与支承辊之间的位移协调原理, 可得

$$f_{wi} = f_{bi} + \delta_{wbi} + \Delta D_i \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (2-14)$$

式中 ΔD_i ——工作辊与支承辊之间的原始间隙或空载间隙(凸度), 表示为

$$\begin{cases} \Delta D_i = \frac{1}{2}(\Delta D_{wi} + \Delta D_{bi}) \\ \Delta D_{wi} = D_w(\frac{L_s}{2}) - D_w(y_i) \\ \Delta D_{bi} = D_b(\frac{L_s}{2}) - D_b(y_i) \end{cases} \quad (i=1,2,\dots,n)$$

式中 D_w 、 D_b ——工作辊与支承辊直径分布函数

2.1.4.2 工作辊的力与力矩平衡方程

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^n q_i \Delta y_i = \sum_{i=1}^n p_{li} \Delta y_i + 2F_w \\ \sum_{i=1}^n q_i y_i \Delta y_i = \sum_{i=1}^n p_{li} y_i \Delta y_i + F_w L_s \end{cases} \quad (2-15)$$

2.1.4.3 辊间接触压力的求解 式(2-14)、式(2-15)联立，共 $n+2$ 个方程，未知数 $q_i (i=1,2,\dots,n)$ 与 C_1 、 C_2 也为 $n+2$ 个，从而可求辊间接触压力 $q_i (i=1,2,\dots,n)$ 和 C_1 、 C_2 。

2.1.5 轧件出口厚度横向分布

解得辊间压力分布与工作辊轴线左、右端部刚性位移之后，可以根据下式求解出口板厚横向分布

$$h_i = s_0 + 2f_{wi} + 2\delta_{wi} + \Delta D_{wi} + f_{bbi}^K \quad (i=1,2,\dots,n) \quad (2-16)$$

式中 s_0 ——初始辊缝设定值，mm

δ_{wi} ——工作辊与轧件之间的弹性压扁量，mm

f_{bbi}^K ——上下支承辊的刚性位移，mm， f_{bbi}^K 表示为

$$f_{bbi}^K = \frac{F_s^l}{K_g} + \frac{F_s^r - F_s^l}{K_g} \frac{y_i}{L_s} \quad (2-17)$$

式中 K_g ——单片牌坊的刚度

2.2 CVC 轧机的辊系变形模型分析

与普通的四辊轧机相比，2160 精轧机组采用的四辊 CVC 轧机工作辊与支承辊都采用特殊的辊型曲线^[55-58]及工作辊的横移来实现辊缝凸度的连续可变，所以普通四辊轧机的辊系变形的影响函数模型不能直接用于计算，

需对普通四辊轧机的影响函数模型进行改进。

2.2.1 CVC 轧辊辊型分析

通过 CVC 轧机工作原理可知,工作辊的半径沿辊身长度方向是变化的,可用函数 $y(x)$ 来描述,建立如图 2-3 所示的坐标系。

图 2-3 中, L 为轧辊辊身长度的一半, D 为上、下两辊轴线间的距离, $y_{u0}(x)$ 为上辊半径函数, $y_{b0}(x)$ 为下辊半径函数。

若以工作辊辊身左端面为坐标原点,则可设上工作辊辊型曲线函数为

$$y_{u0}(x) = A_0 + A_1x + A_2x^2 + A_3x^3 \quad (2-18)$$

下工作辊的辊型曲线函数为

$$y_{b0}(x) = A_0 + A_1(2L - x) + A_2(2L - x)^2 + A_3(2L - x)^3 \quad (2-19)$$

则工作辊型形成的辊缝函数为

$$g_0(x) = D - y_{u0}(x) - y_{b0}(x) \quad (2-20)$$

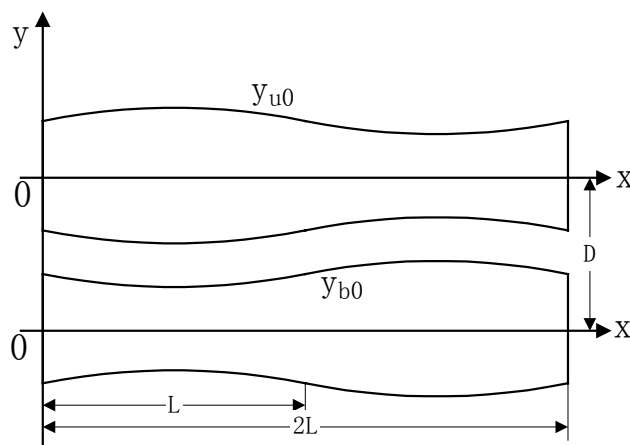


图 2-3 辊型分析

Fig.2-3 Analysis of roll crown

CVC 轧机上下辊辊型关于原点对称,故可得上辊辊型与下辊辊型函数之间的关系为

$$y_{b0}(x) = y_{u0}(2L - x) \quad (2-21)$$

可得辊缝函数

$$g_0(x) = D - y_{u0}(x) - y_{u0}(2L - x) \quad (2-22)$$

工作辊横移指上下工作辊同时向相反的方向横移相同的距离,当上工作辊向右,下工作辊向左横移 s 距离后,上下工作辊的辊型曲线函数分别变

为

$$y_{u1}(x) = y_{u0}(x-s) = A_0 + A_1(x-s) + A_2(x-s)^2 + A_3(x-s)^3 \quad (2-23)$$

$$y_{b1}(x) = y_{b0}(x+s) = A_0 + A_1(2L-x-s) + A_2(2L-x-s)^2 + A_3(2L-x-s)^3 \quad (2-24)$$

此时工作辊型形成的辊缝函数为

$$g(x) = D - y_{u1}(x) - y_{b1}(x) \quad (2-25)$$

横移后辊缝函数 $g(x)$ 与 CVC 辊型函数之间的关系为

$$g(x) = D - y_{u0}(x-s) - y_{u0}(2L-x-s) \quad (2-26)$$

将式(2-23)和式(2-24)代入式(2-25)，得

$$g(x) = 2[3A_3(s-L) - A_2](x-L)^2 + 2[(A_3s-L)^3 - A_2(s-L)^2 + A_1(s-L) - A_0] + D \quad (2-27)$$

可见， $g(x)$ 是关于 $x=L$ 对称的抛物线，采用三次 CVC 辊型曲线形成的辊缝函数是抛物线形的二次曲线。

将式(2-27)分解成两部分，即

$$g(x) = g_h(x) + g_c(x) \quad (2-28)$$

$$\text{且} \quad g_h(x) = 2[A_3(s-L)^3 - A_2(s-L)^2 + A_1(s-L) - A_0] + D \quad (2-29)$$

$$g_c(x) = 2[3A_3(s-L) - A_2](x-L)^2 \quad (2-30)$$

沿辊缝宽度方向， $g_h(x)$ 相同，为一常数。

$$g_h(x) = g(L) \quad (2-31)$$

$g_h(x)$ 为辊缝中点的厚度，它决定了轧机出口的带钢厚度，与板形控制无关。 $g_h(x)$ 随横移量 s 的变化而变化。因此，当 CVC 轧辊横移后，需对辊缝进行补偿调整。

$$g_c(x) = g(x) - g(L) \quad (2-32)$$

$g_c(x)$ 是辊缝宽度方向任意一点 x 与中点 $x=L$ 的辊缝差，称之为辊缝凸度函数，它决定了 CVC 轧辊对板形的控制能力。由式(2-30)可知， $g_c(x)$ 与 A_2 、 A_3 有关，而与 A_0 、 A_1 无关。

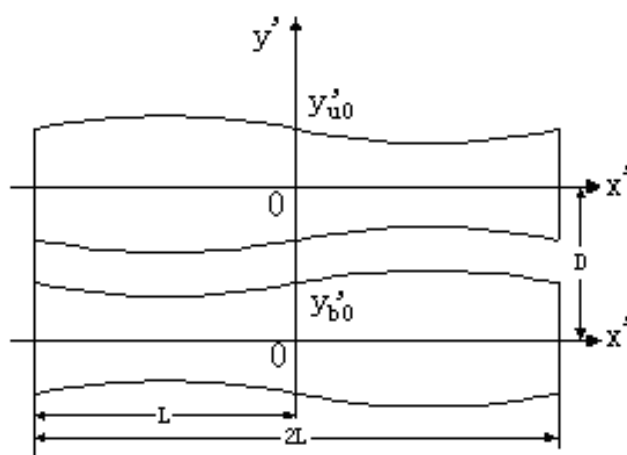


图 2-4 轧辊坐标系

Fig.2-4 The coordinates of rolls

为了方便对 CVC 辊系进行分析，可按图 2-4 所示的坐标系，则在此坐标下，辊缝函数可表示为

$$g(x') = D - y'_{u0}(x' - s) - y'_{b0}(2L - x' - s) \quad (2-33)$$

2.2.2 2160CVC 轧辊辊型曲线方程

2160 粗轧与精轧之间采用板卷箱控制，故精轧组目前配置为 6 机架，精轧工作辊和支承辊都采用 3 次 CVC 辊型曲线。合理的 CVC 工作辊辊型曲线可以在工作辊横移范围内较好的控制板形板凸度，目前现场应用的工作辊辊型方程为

$$R(x) = a_3x^3 + a_2x^2 + a_1x + R_0 \quad (2-34)$$

式中 a_1, a_2, a_3 ——辊型参数，具体数值见表2-1

R_0 ——原点的工作辊半径；对于上工作辊原点在操作侧，下工作辊原点在驱动侧，mm

表 2-1 工作辊辊型参数

Table2-1 Work roll contour parameter

主要参数	a_1	a_2	a_3
$F_1 \sim F_3$	0.343130E-02	-0.313725E-05	0.820197E-09
$F_4 \sim F_6$	0.163722E-02	-0.153787E-05	0.410099E-09

从上表可以看出，现场使用了两种不同的曲线方程，其辊型曲线如图

2-5 及图 2-6 所示。

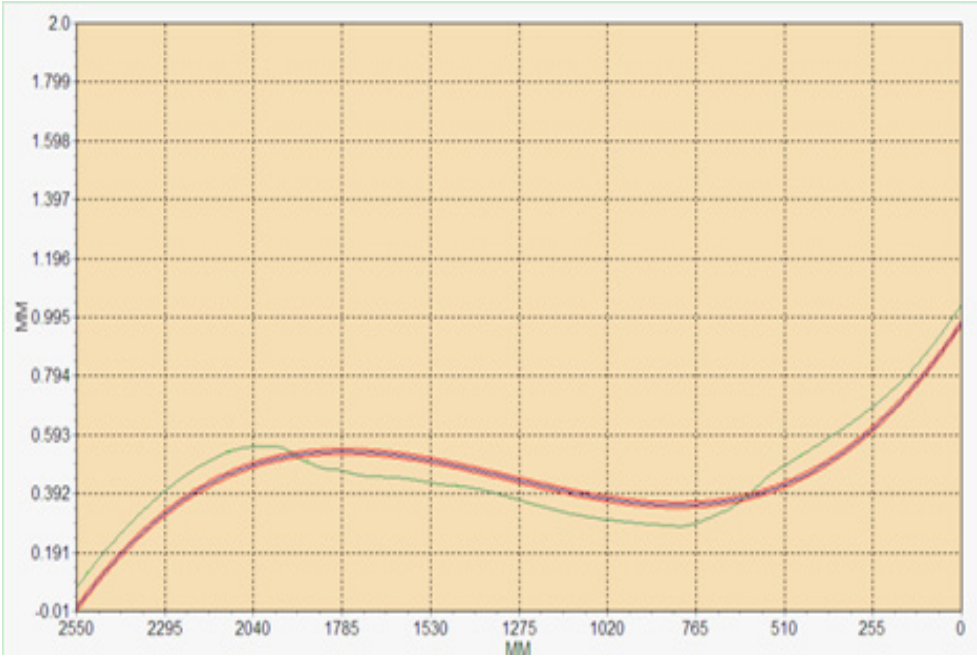


图 2-5 前三机架工作辊型曲线

Fig.2-5 The first three work roll-shaped curve

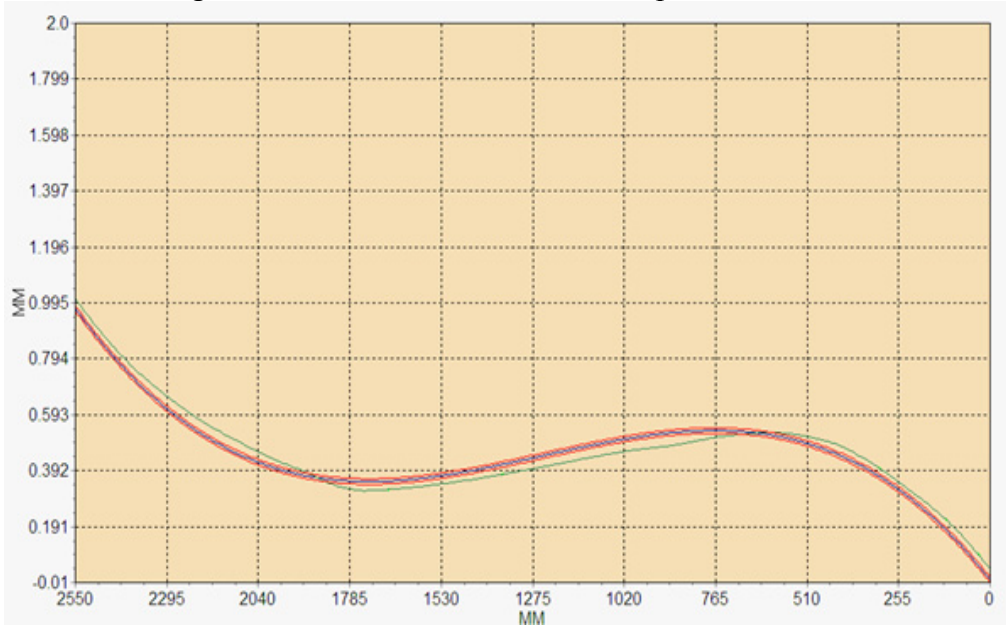


图 2-6 后三机架工作辊型曲线

Fig.2-6 The after three work roll-shaped curve

2160 mm 轧机参数如下表 2-2 所示，根据表中工作辊辊身长度与支承辊辊身长度，在不考虑工作辊与支承辊中心偏移的条件下，工作辊在 $-150 \sim 150$ mm 之间横移时，工作辊与支承辊总能接触，所以四辊 CVC 轧

机单元离散化与普通四辊轧机相同。需要改进的是在普通四辊轧机的辊系变形的工作辊和支承辊半径求解函数中增加辊型函数；在工作辊横移时，假设工作辊偏移轧机中心线为 s ，则需在式(2-5)至式(2-8)中的 C 改为 $C+s$ 即可。

利用以上分析，在普通四辊辊系变形程序基础上，可编制 CVC 轧机辊系变形程序，其流程图如图 2-7 所示。该程序输出结果可包括带钢的出口厚度、辊间压扁、辊间压力、工作辊挠度等数据。

表 2-2 轧机参数

Table2-2 Mill parameters	
主要参数	大小及单位
工作辊半径	400 mm
工作辊辊身长度	2550 mm
支承辊半径	750 mm
支承辊辊颈直径	910 mm
支承辊辊身长度	2250 mm
工作辊轴承座间距	3500 mm
支承辊轴承座间距	3350 mm
工作辊的弹性模量	1.7
工作辊的泊松比	0.3
支承辊的弹性模量	2.2
支承辊的泊松比	0.3

2.3 带张力的 SIMS 轧制力模型

$$P = Bl_d Q_p K_s K_T \tag{2-35}$$

式中 P ——轧制力，kN
 Q_p ——外摩擦(应力)影响系数
 K_s ——决定于金属材料化学成分以及变形的物理条件——变形温度、变形速度及变形程度的金属变形阻力， $K_s = 1.15\sigma$ MPa
 σ ——金属塑性变形阻力

K_T ——前后张应力对轧制力的影响系数

$$Q_P = \sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}} \left[\frac{1}{2} \sqrt{\frac{R}{h_1}} \ln \frac{1}{1-\varepsilon} - \sqrt{\frac{R}{h_1}} \ln \frac{h_m}{h_1} + \frac{\pi}{2} \arctan \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}} \right] - \left[\frac{\pi}{4} + \frac{\sigma_0}{K} - \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} \left(\frac{\sigma_0 - \sigma_1}{K} \right) \gamma \right] \quad (2-36)$$

式中 h_m ——中性面高度, mm, $h_m = h_1 + R\gamma^2$

γ ——中性角, 可表示为

$$\gamma = \sqrt{\frac{h_1}{R}} \tan \left[\frac{1}{2} \arctan \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}} + \frac{\pi}{8} \ln(1-\varepsilon) \sqrt{\frac{h_1}{R}} + \frac{1}{2} \sqrt{\frac{h_1}{R}} \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_0}{K} \right) \right] \quad (2-37)$$

考虑轧辊的弹性压扁, 采用 Hitchikok 接触弧长公式

$$l_d = \sqrt{R_{wi} \Delta h_i + \left(8R_{wi} P_c \frac{1-\nu^2}{\pi E} \right)^2} + 8R_{wi} P_c \frac{1-\nu^2}{\pi E} \quad (2-38)$$

式中 P_c ——接触弧上的平均单位压力, MPa

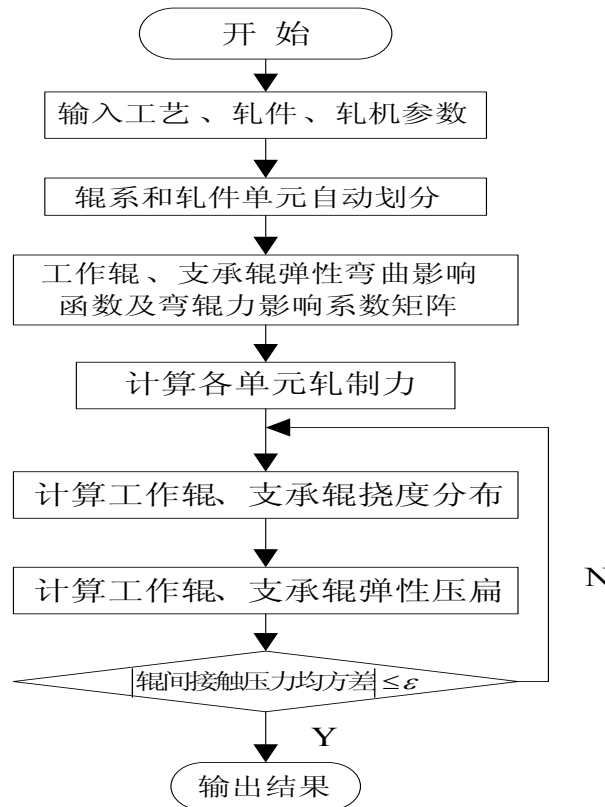


图 2-7 辊系变形计算流程图

Fig.2-7 Calculation flow chart of the rolls system deformation

变形阻力按孙一康的《带钢热连轧数学模型基础》中由北科大管克智、周纪华教授实验回归的数据。选择的材料为 Q235，见表 2-3。

表 2-3 变形抗力

Table2-3 Flatness resistance									
钢种	变形速度	$t^{\circ} / ^{\circ}\text{C}$							
	s^{-1}	850	900	950	1000	1050	1100	1150	1200
Q235	1	195.81	164.65	138.44	116.41	97.88	82.30	69.20	58.19
	5	217.97	187.68	161.61	139.15	119.82	103.17	88.84	76.49
	10	228.27	198.57	172..77	150.27	137.20	113.72	98.92	86.05
	20	239.05	210.09	184.64	162.28	142.62	125.34	110.16	96.81
	30	245.60	217.14	191.98	169.74	150.07	132.68	117.31	103.72

2.4 金属横向流动

条元变分法^[14]通过对单个条元的变分，由欧拉微分方程求得条元上的出口横向位移函数模式；再通过对整体带材的变分，由一组线性方程直接求得条元节线上的出口横向位移值，从而解决了金属横向流动和前张力横向分布的一次求解问题。

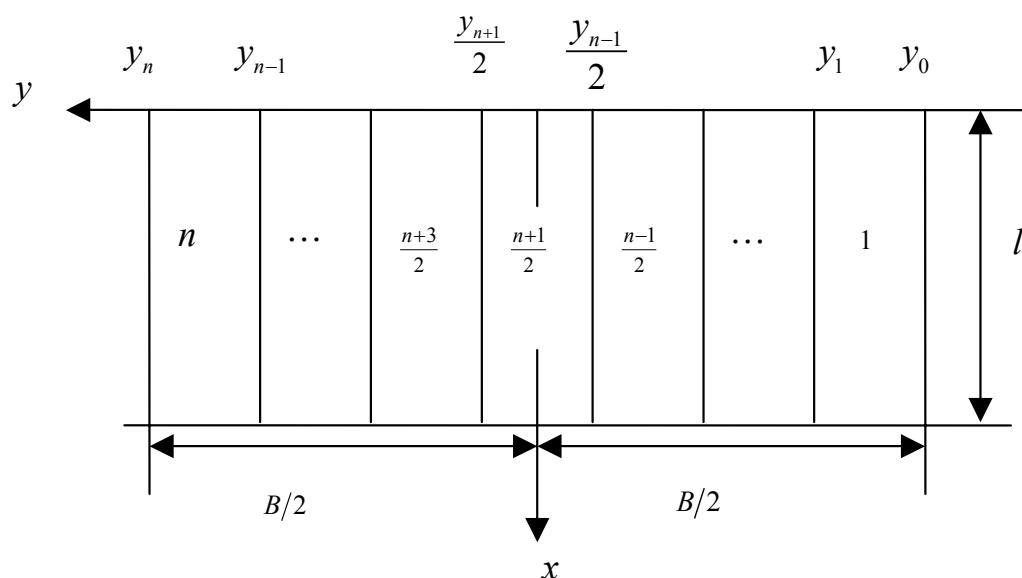


图 2-8 变形区条元划分

Fig.2-8 The streamline strip element division in deformation zone

如图 2-8 所示, 将整个带宽划分为 n 个纵向条元。节线横向坐标用 $y_i (i = 0, 1, \dots, n)$ 表示, 节线上的出口横向位移用 $u_i = u(y_i)$ 表示, n 为奇数, 单元宽度 $s_i = y_i - y_{i-1} (i = 1, 2, \dots, n)$ 。

条元上金属横向位移 U_i 的模型为

$$U_i(x, y) = \left[1 - \frac{h_i(x) - h_{li}}{h_{0i} - h_{li}} \right] u(y) \quad (i = 1, 2, \dots, n) \quad (2-39)$$

式中 h_{0i}, h_{li} ——条元的入口厚度和出口厚度, 取条元宽度中点的值, mm

$h_i(x)$ ——变形区条元厚度, $h_i(x) = h_{li} + (h_{0i} - h_{li})(x/l)^2$, mm

$u(y)$ ——条元上的出口横向位移函数, 待定

条元总变形功率 N_{zi} 为

$$N_{zi} = \bar{v}_1 \bar{h}_1 \int_{y_{i-1}}^{y_i} F_i[y, u(y), u'(y)] dy \quad (i = 1, 2, \dots, n) \quad (2-40)$$

$$\begin{aligned} \text{其中 } F_i[y, u(y), u'(y)] = & 2k_s \frac{\Delta h_i}{h_{mi}} \sqrt{1 - u'(y) \frac{h_{mi}}{\Delta h_i} + \left[u'(y) \frac{h_{mi}}{\Delta h_i} \right]^2} + \\ & 2\bar{\tau} \int_0^l \frac{C_i}{h_{li} + \Delta h_i \varphi^2} \sqrt{(\varphi_n^2 - \varphi^2)^2 + 4\varphi^2 \left[\frac{u(y)}{C_i} \right]^2} d\varphi + \\ & \frac{1 - \nu^2}{2E} \sigma_{li}^2(y) \end{aligned} \quad (2-41)$$

$$\text{其中 } h_{mi} = \frac{h_{0i} + h_{li}}{2}; \quad C_i = \frac{\Delta h_i l_d}{h_{ni}}; \quad \varphi = \frac{x}{l_d}; \quad \varphi_n = \frac{x_n}{l_d}$$

条元上前张应力 $\sigma_{li}(y)$ 的模型为

$$\sigma_{li}(y) = \frac{T_1}{B\bar{h}_1} + \frac{E}{1 - \nu^2} \left[1 + \frac{h_{li}(y)}{\bar{h}_1} - \frac{h_{0i}(y)}{\bar{h}_0} - \frac{l_{0i}(y)}{\bar{l}_0} + u'(y) - \frac{u_n - u_0}{B} \right] \quad (i = 1, 2, \dots, n) \quad (2-42)$$

式中 $\bar{h}_0, \bar{h}_1, \bar{l}_0$ ——带材入口厚度、出口厚度和来料长度的横向平均值, mm

Δh_i ——条元的压下量 ($h_{0i} - h_{li}$), 取条元宽度中点的值, mm

x_n ——中性点坐标

T_1 ——前张力, kN

l_{0i} ——条元来料长度, 取条元宽度中点的值, mm

条元上后张应力 $\sigma_{0i}(y)$ 的模型为

$$\sigma_{0i}(y) = \frac{T_0}{B\bar{h}_0} + \frac{E}{1-\nu^2} \left\{ \frac{\bar{h}_0 h_{1i}(y) [1+u'(y)]}{\bar{h}_1 h_{0i}(y) \left[1 + \frac{u_n - u_1}{B} \right]} - \frac{l_{0i}(y)}{\bar{l}_0} \right\} \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (2-43)$$

式中 T_0 ——后张力, kN

根据最小能量原理, 轧制时条元的总变形功率应最小, $u(y)$ 必须满足欧拉微分方程

$$\frac{\partial F_i}{\partial u} - \frac{d}{dy} \left(\frac{\partial F_i}{\partial u'} \right) = 0 \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (2-44)$$

将式(2-41)和式(2-42)代入式(2-44), 根据文献[14]的简化方法, 并考虑到 h_{0i}, h_{1i}, l_{0i} 沿条宽不变, 则欧拉方程变为一个二阶齐次线性微分方程

$$u'' - K_i^2 u = 0 \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (2-45)$$

其中 $K_i^2 = \frac{8\bar{\tau} h_{mi} (1-\nu^2)}{E h_{mi} \Delta h_i l \zeta_i}$

$$\zeta_i = 1 + \frac{3k_s h_{mi} (1-\nu^2)}{2E \Delta h_i}$$

由边界条件

$$y = y_{i-1}, u = u_{i-1}, y = y_i, u = u_i \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (2-46)$$

得到式(2-45)的通解为

$$u(y) = \text{csch}(K_i s_i) \left\{ \text{sh}[K_i(y_i - y)] u_{i-1} + \text{sh}[K_i(y - y_{i-1})] u_i \right\} \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (2-47)$$

带材轧制时的总变形功率 N_z 为

$$N_z = \sum_{i=1}^n N_{zi} = \bar{v}_1 \bar{h}_1 \sum_{i=1}^n \int_{y_{i-1}}^{y_i} F_i[y, u(y), u'(y)] dy \quad (2-48)$$

其中 $u'(y) = \text{csch}(K_i s_i) K_i \left\{ -\text{ch}[K_i(y_i - y)] u_{i-1} + \text{ch}[K_i(y - y_{i-1})] u_i \right\}$

$$(i=1, 2, \dots, n) \quad (2-49)$$

将式(2-47)和式(2-49)代入式(2-48), 有

$$N_z = \bar{v}_1 \bar{h}_1 \sum_{i=1}^n \int_{y_{i-1}}^{y_i} F_i[y, u_{i-1}, u_i] dy = N_z(u_0, u_1, u_2, \dots, u_n) \quad (2-50)$$

即带材轧制的总变形功率 N_z 是条元节线出口横向位移 $u_0, u_1, u_2, \dots, u_n$ 共 $n+1$ 个待定参数的函数。根据总变形功率为最小的条件, 有

$$\frac{\partial N_z}{\partial u_j} = 0 \quad (j = 0, 1, 2, \dots, n) \quad (2-51)$$

即

$$\sum_{i=1}^n \int_{y_{i-1}}^{y_i} \frac{\partial F_i}{\partial u_j} dy = 0 \quad (j = 0, 1, 2, \dots, n) \quad (2-52)$$

由式(2-41)和式(2-42), 得

$$\begin{aligned} \frac{\partial F_i}{\partial u_j} = & \left[-k_s + \bar{\sigma}_1 + c_i - e_b(u_n - u_0) \right] \frac{\partial u'(y)}{\partial u_j} + \left(\frac{2k_s h_{mi}}{\Delta h_i} + \frac{E}{1-v^2} \right) u'(y) \frac{\partial u'(y)}{\partial u_j} + \\ & \frac{8\bar{\tau} h_{mi}}{h_{mi} \Delta h_i l} u(y) \frac{\partial u(y)}{\partial u_j} - \frac{\sigma_{li}(y)}{B} \left(\frac{\partial u_n}{\partial u_j} - \frac{\partial u_0}{\partial u_j} \right) \\ & (i = 1, 2, \dots, n; j = 0, 1, 2, \dots, n) \end{aligned} \quad (2-53)$$

其中 $e_b = \frac{E}{1-v^2} \frac{1}{B}$

$$c_i = \frac{E}{1-v^2} \left(1 + \frac{h_{li}}{h_1} - \frac{h_{0i}}{h_0} - \frac{l_{0i}}{l_0} \right)$$

经过化简, 整理可得

$$\begin{aligned} & \sum_{i=1}^n \left\{ \left[-k_s + \bar{\sigma}_1 + c_i - e_b(u_n - u_0) \right] \left(-\frac{\partial u_{i-1}}{\partial u_j} + \frac{\partial u_i}{\partial u_j} \right) + \right. \\ & \left. \left(\alpha_i \frac{\partial u_{i-1}}{\partial u_j} + \beta_i \frac{\partial u_i}{\partial u_j} \right) u_{i-1} + \left(\alpha_i \frac{\partial u_i}{\partial u_j} + \beta_i \frac{\partial u_{i-1}}{\partial u_j} \right) u_i \right\} - \\ & \bar{\sigma}_1 \left(\frac{\partial u_n}{\partial u_j} - \frac{\partial u_0}{\partial u_j} \right) = 0 \quad (j = 0, 1, 2, \dots, n) \end{aligned} \quad (2-54)$$

其中 $\alpha_i = \eta_i \operatorname{cth}(K_i s_i) + \lambda_i \frac{K_i s_i}{\operatorname{sh}^2(K_i s_i)}$

$$\beta_i = -\eta_i \frac{1}{\operatorname{sh}(K_i s_i)} - \lambda_i \frac{K_i s_i \operatorname{ch}(K_i s_i)}{\operatorname{sh}^2(K_i s_i)}$$

$$\eta_i = \frac{k_s h_{mi} K_i}{\Delta h_i} + \frac{4\bar{\tau} h_{ni}}{h_{mi} \Delta h_i l K_i} + \frac{EK_i}{2(1-\nu^2)}$$

$$\lambda_i = \frac{k_s h_{mi} K_i}{\Delta h_i} - \frac{4\bar{\tau} h_{ni}}{h_{mi} \Delta h_i l K_i} + \frac{EK_i}{2(1-\nu^2)}$$

注意到 $\frac{\partial u_i}{\partial u_j} = \begin{cases} 1 & (i=j) \\ 0 & (i \neq j) \end{cases}$, 由式(2-54)可得到 $n+1$ 个线性方程

$$\begin{cases} (\alpha_1 - e_b)u_0 + \beta_1 u_1 + e_b u_n = -k_s + c_1 \\ \vdots \\ \beta_j u_{j-1} + (\alpha_j + \alpha_{j+1})u_j + \beta_{j+1} u_{j+1} = c_{j+1} - c_j & (j=1, 2, \dots, n-1) \\ \vdots \\ e_b u_0 + \beta_n u_{n-1} + (\alpha_n - e_b)u_n = k_s - c_n \end{cases} \quad (2-55)$$

求解线性方程组式(2-55), 可得到节线出口横向位移 $u_0, u_1, u_2, \dots, u_n$ 。将其代入式(2-42)和式(2-49), 可计算前后张应力的横向分布。

综上所述, 可建立如图 2-9 金属模型流程框图。

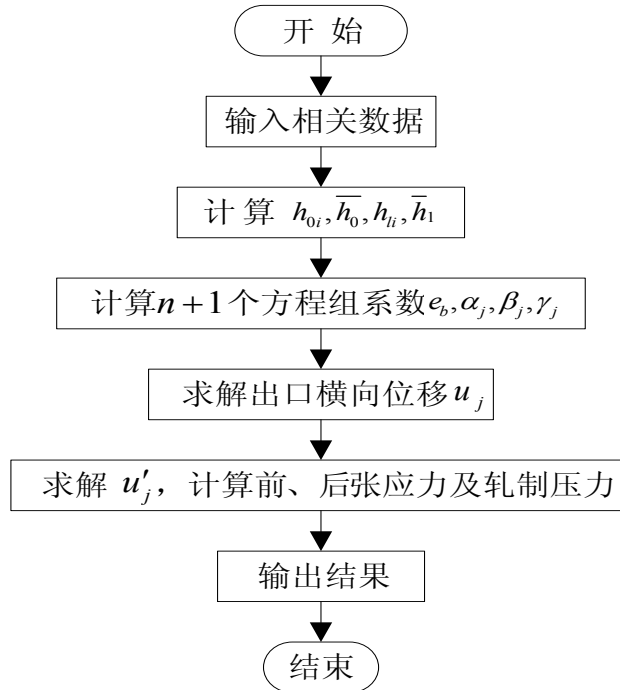


图 2-9 金属模型框图

Fig.2-9 The program flow diagram

2.5 本章小结

本章基于分割模型的影响函数法，建立了四辊 CVC 轧机的辊系变形模型；采用带张力的 SIMS 公式计算轧制压力分布；采用条元变分法建立金属模型；金属模型与辊系模型耦合求解，制定了整体模型计算流程图(图 2-10)；利用 C 语言编制程序，为下一步分析 CVC 轧机板形板凸度控制特性提供了理论基础，具有重要的意义。

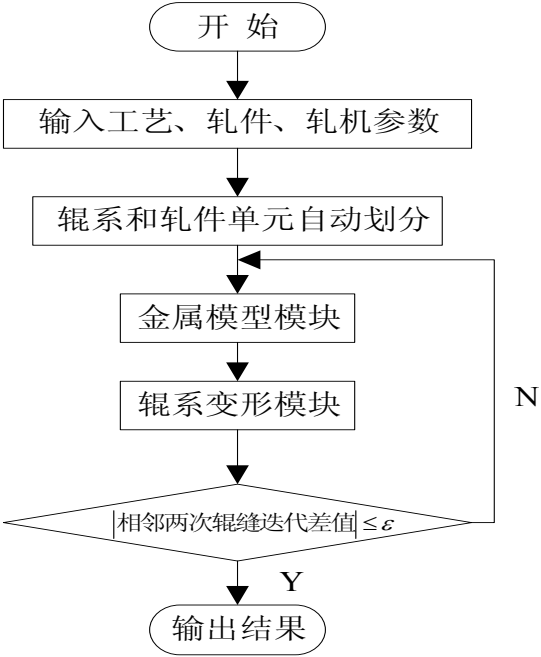


图 2-10 整体模型计算流程图

Fig.2-10 Calculation flow chart of the rolls whole model

第3章 四辊 CVC 轧机板形控制特性分析

所谓板形^[46]，直观地说是指板带的翘曲程度；其实质是指带钢在轧制时，宽度上的各处厚度方向上不均匀塑性变形，或由于带钢冷却不均而导致其在宽度方向上纤维产生不均匀延伸。

在板带轧制中，保证板带板形良好的条件是入口和出口的断面形状相匹配，使带钢在宽度方向上产生等压下率，即相对凸度恒定。由体积不变原理，当沿宽度方向产生等压下率时，板带各小条沿长度方向将发生相等的延伸，内部不会产生内应力，因此不会翘曲。而在实际热轧生产中，由于前机架带钢厚度较厚，轧制时存在一定的宽展，减弱了对相对凸度恒定的要求，在相对凸度变化的一定范围内是不会发生板形的问题。这个相对凸度的变化范围就是 Shohet 准则，此准则指出，如果每次轧制凸度与厚度比的变化在下列极限范围内，则带钢板形良好；超过这个范围将产生边浪；小于将产生中浪。

$$-40\left(\frac{h}{b}\right)^{1.86} < \Delta CR < 80\left(\frac{h}{b}\right)^{1.86} \quad (3-1)$$

$$\Delta CR = \frac{CR_h}{h} - \frac{CR_H}{H} \quad (3-2)$$

式中 CR_h ， CR_H ——出口和入口板凸度， μm

3.1 板形的表示方法

人们根据各自不同的研究角度及不同的板形控制思想采用不同的方式来定量地描述板形^[51]，最常用的表示方法主要有如下几种。

3.1.1 相对长度差表示法

相对长度差表示波浪部分的曲线长度对于平直部分标准长度的相对增长量。把翘曲的带钢裁成若干个纵条并铺平，则在带钢的横向各点有不同的延伸，用此来表示板形，如图 3-1 所示。

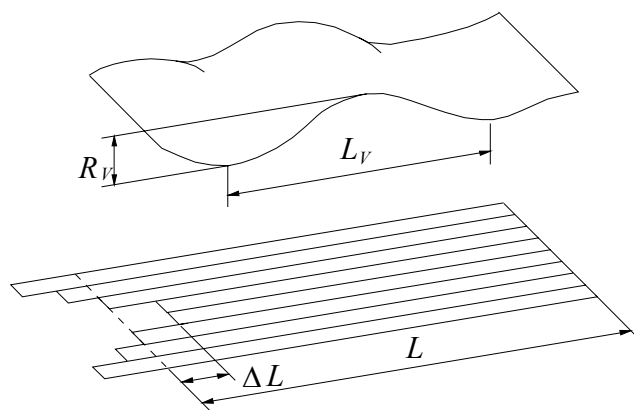


图 3-1 板形的相对差表示法示意图

Fig.3-1 The relative difference notation of the strip shape

通常板形以 I 单位表示，其表达式为

$$I = \frac{\Delta L}{L} \times 10^5 \quad (3-3)$$

式中 I ——带钢板形，以 I 单位表示

ΔL ——带钢纵向延伸差，mm

L ——带钢基准点长度，mm

3.1.2 波形表示法

翘曲的带钢切取一段置于平台上，如将最短纵条视为一条直线，最长纵条视为一正弦波，以翘曲波形来表示板形，则称为翘曲度。翘曲度通常以百分数来表示，如图 3-2 所示。带钢的翘曲度 λ 表示为

$$\lambda = \frac{R_v}{L_v} \times 100\% \quad (3-4)$$

式中 λ ——翘曲度，以百分数表示

R_v ——波幅，mm

L_v ——波长，mm

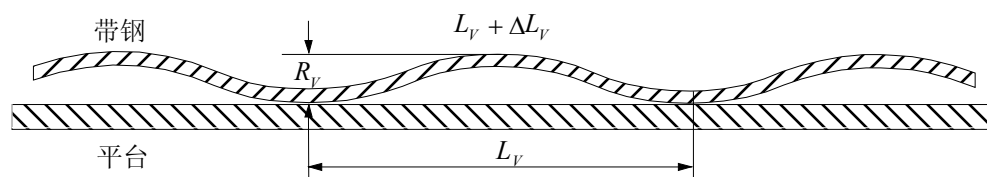


图 3-2 板形的波形表示法

Fig.3-2 The waveform notation of the strip shape

3.1.3 相对长度差表示法与波形表示法之间的关系

翘曲度 λ 与相对长度差 I 之间的关系表示为

$$I = \frac{\Delta L_v}{L_v} \times 10^5 = \left(\frac{\pi R_v}{2L_v} \right) \times 10^5 = \frac{5\pi^2}{2} \lambda^2 \quad (3-5)$$

该式给出了相对长度差表示法和波形表示法之间的关系，只要测出带钢的波形就可以求出相对长度差。

3.1.4 应力(应变)差

当使用测张应力式板形仪时，就以实测的在线带材中不均匀分布前张应力与平均张应力的差值来表示，记为 $\sigma_f(x)$ 。为了和带材前张应力、残余内应力区别，把 $\sigma_f(x)$ 叫做板形检测应力。有时又将弹性拉伸应变差等价于纵向纤维相对长度差，即

$$\sigma_f = E\rho(x) \times 10^{-5} \quad (3-6)$$

3.1.5 张力差表示法

带钢在张力作用下，表现的显性板形消失，转化为潜在的板形。此时在板宽方向出现张力不均匀分布。原来平直部分(即 $\varepsilon = 0$)受张力大，而原来有潜在波浪的部分($\varepsilon > 0$)受到张力小。换句话说，带钢上张力分布与平直度成正比例。如果施加到标准长度部分上的单位张力为 T_0 ，则板宽上某一点的单位张力 $T(x)$ 可用下式表示

$$T(x) = T_0 - \Delta T(x) \quad (3-7)$$

上式说明，在张力作用下板宽方向出现张力偏差 $\Delta T(x)$ ，它与相对长度差成比例，即

$$\Delta T(x) = E\varepsilon(x) \quad (3-8)$$

3.1.6 带钢断面形状的多项式表示法

带钢的板形与带钢断面形状有关，所以为了控制带钢平直度，也可以将带钢板形用断面形状参数来表述。带钢断面形状可以用带钢厚度 $h(x)$ 与板宽方向离中心线距离 x 之间的数学表达式来表示

$$h(x) = h_c + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3 + a_4x^4 \quad (3-9)$$

式中 a_1, a_2, a_3, a_4 ——带钢断面形状特征系数

h_c ——带钢的中心厚度, mm

任何一给定的断面形状, 都能以上式表达, 但是除一次项与两侧压下不等有关外, 一般认为带钢是左右对称的, 所以其他奇次项不存在, 为简化计算, 忽略高次项, 可写成

$$h(x) = h_c + a_1 x + a_2 x^2 + a_4 x^4 \quad (3-10)$$

系数 a_1, a_2, a_4 主要取决于轧辊凸度分布、单位长度轧制压力分布、弯辊力大小及方向。

3.2 带钢板形的改善方法

影响轧后板形的因素有: 来料板形、来料横向厚差、出口横向厚差、金属横向流动状态。对于某一轧制道次而言, 来料板形和来料横向厚差是不可改变的, 因而从理论上讲, 只能通过控制金属横向流动状态和控制出口横向厚差这两条途径来控制板形^[52]。由于板带材的出口横向厚度分布与轧辊辊缝形状有直接关系, 因而控制出口横向厚差实质上就是控制轧辊辊缝形状。

尽管任何一种板形控制方式都只是以上面两种途径之一作为主要作用机理, 但由于改变金属横向流动状态也必然会影响到轧制压力的横向分布, 从而改变辊缝形状, 同样改变辊缝形状必然也会影响金属横向流动, 所以说, 任何一种控制方式都包含着上述两种作用机理。因此, 板形控制方式都不通过其理论上的两种作用机理进行分类, 而只分为工艺方法和设备方法两大类。

3.2.1 工艺方法

传统的板形控制工艺方法主要通过以下几个方面来实现对板形的控制:

(1) 根据轧件规格、变形规律, 设计工作辊的初始辊型(凸度);

(2) 合理安排不同规格产品的轧制顺序;

(3) 调节冷却水的供给量及其沿横向分布, 或对轧辊进行局部加热以改变轧辊的热凸度;

(4)考虑辊系变形及辊型，分配各个机架的负荷；

(5)来料板凸度。

工作辊的初始辊型对带钢板形控制有着非常重要的影响，合理地选择轧辊的原始凸度，可使板形变化始终被限制在轧机控制能力之内，这无疑是获得良好板形的重要保证。

3.2.2 设备方法

3.2.2.1 液压弯辊 液压弯辊出现于 20 世纪 60 年代，是开发与应用最早的板形控制技术，标志着带钢板形控制进入了新时期。其工作原理是通过液压装置对轧辊辊颈施加液压弯辊力，瞬时地改变轧辊的有效凸度，从而改变轧辊辊间压力分布和轧辊弯曲变形。对于四辊轧机而言，液压弯辊可分为工作辊弯辊和支承辊弯辊两种方式。每种方式中又有正弯(弯辊力与轧制载荷的方向相同，轧辊挠度减小)和负弯(弯辊力与轧制载荷的方向相反，轧辊挠度增加)。由于液压弯辊有减小板凸度、改善带钢平直度、提高生产效率及降低辊耗等优点，所以至今广泛应用。

3.2.2.2 辊型优化设计 这是比较传统的板形控制方法。一般来说，一种辊型的设计只针对某一两种规格或品种的带材，随着生产带材品种和规格的日益增多，轧制力与轧辊弯曲挠度变化范围很大，一种辊型很难适应，其变形控制的效果也是有限的。近年来，随着其它板形控制手段如液压弯辊等的不断成熟，辊型配置作为一种配合手段又日益被广泛应用。人们在此项技术先后开发了大凸度支承辊轧机^[53]，可变辊身长度支承辊轧机以及变接触长度支承辊轧机等。

3.2.2.3 可变凸度轧辊 该技术利用液压涨形原理，改变轧辊凸度，调整辊间压力分布，实现板形控制。由于该轧机在轧制中可快速控制轧辊凸度，并有弯辊装置与轧辊横移组合使用的优点，在改造中无需改动旧轧机，所以此类轧机发展很快，除日本应用较多外，美、韩、法等国也大量采用，我国部分钢厂也使用此技术。

3.2.2.4 轧辊横移 采用此类技术开发出来的轧机主要可分成两类，一类是 HC(High Crown)及其派生出来的其他轧辊横移式轧机。HC 轧机是中间辊

可移动的六辊轧机，由日本日立公司于 1972 年开发成功。其原理为通过上下中间辊沿相反方向的相对横移，改变工作辊与中间辊道接触长度，使工作辊和支承辊在板宽范围之外脱离接触，从而有效消除了有害接触弯矩，与此同时，也增强了工作辊弯辊的控制效果。由于该轧机消除了带宽以外工作辊与中间辊的接触，从而减小了工作辊的挠度和带材边部减薄，并可根据需要进行调整，目前已得到广泛应用。在 HC 轧机可移动中间辊和工作辊弯辊基础上，采用小辊径工作辊，增设中间辊弯辊，成为 UC 轧机^[54]，该轧机具有更强的板形控制能力。在 UC 轧机基础上还派生出工作辊也可移动的 HCMW、UCMW 六辊轧机以及仅工作辊轴向移动的 HCW 四辊轧机^[55]等。工作辊横移不仅有利于控制板形，而且非常有利于均匀工作辊的磨损。同时，无论是工作辊移动还是中间辊移动，都能大大提高弯辊的控制效果。但此技术结构复杂、设备投资大、辊间接触压力大、操作维修困难。另一类是 CVC (Continuous Variable Crown) 系列轧机。该轧机最初由联邦德国施罗曼-西马克公司于 1980 年发明，在第一章已有详细的介绍。

3.2.2.5 轧辊交叉 作为四辊轧机的轧辊交叉方式，主要有支承辊单独交叉、工作辊单独交叉和上下轧辊成对交叉三种。前两种单独交叉方式由于会产生较大的轴向力，在实际生产中应用较少。采用工作辊与支承辊成对交叉的四辊轧机 PC (Pair Cross) 轧机^[56]如图 3-3 所示。虽然也会产生一定的轧辊轴向力，但此力要远比前两种方式小的多，得到了广泛的应用。该轧机的突出优点是板形控制能力强，凸度可控范围在所有轧机中最大。其工作原理是通过上下轧辊交叉，形成一个中凹的空载辊缝，工作辊的最小间

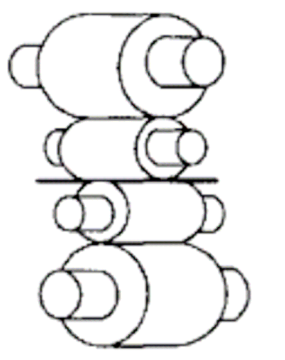


图 3-3 PC 轧机

Fig.3-3 PC mill

隙在沿板块方向成对称的抛物线形状，所以能够产生板凸度控制效应。此外，PC 轧机还具有刚度大、辊耗小、蛇形少等优点。但 PC 轧机需要安装角度调整和侧推力支承的两套机构，所以结构复杂，造价高。同时轴向力偏大，这些都是其缺点所在。

3.2.2.6 轧辊分段冷却 轧辊冷却法包括控制冷却、局部冷却以及局部感应加热等方法，其原理是通过控制轧辊热凸度来控制板形。由于该法响应速度慢，因而实际使用有一定的局限性。

随着板带轧机板形控制技术的发展，除以上介绍的六种常用的板形控制手段外，开发的轧机种类也越来越多。

3.3 四辊 CVC 轧机板形分析

3.3.1 工作辊横移对板形的影响

对于 CVC 轧机而言，工作辊横移是板形控制的主要手段，2160 CVC 轧机工作辊的最大横移量 s 为 $\pm 150\text{ mm}$ 。以 F6 为研究对象，在表 3-1 条件下，计算在工作辊横移 $s=\pm 50\text{ mm}$ 、 $\pm 100\text{ mm}$ 、 $\pm 150\text{ mm}$ 及不横移 7 种情况的前张应力，如图 3-4 所示。

表 3-1 F6 计算条件

Table3-1 Calculation condition of F6	
轧件宽度	1500 mm
出口厚度	2.024 mm
弯辊力	0 kN

由图 3-4 可知，在工作辊从横移-150 mm 到 150 mm 变化时，曲线形状由中凸变为中凹。在负横移位置，板形主要为边浪，随负横移位置越大，边浪越明显；从中点向正横移位置移动时，在 100 mm 附近时板形最理想，但随着工作辊的继续正横移，板形出现中浪的趋势。由此可知，为轧制高精度板形的带钢，工作辊的横移应控制在正横移 100 mm 附近，同时与弯辊力结合来确定横移的最佳位置。

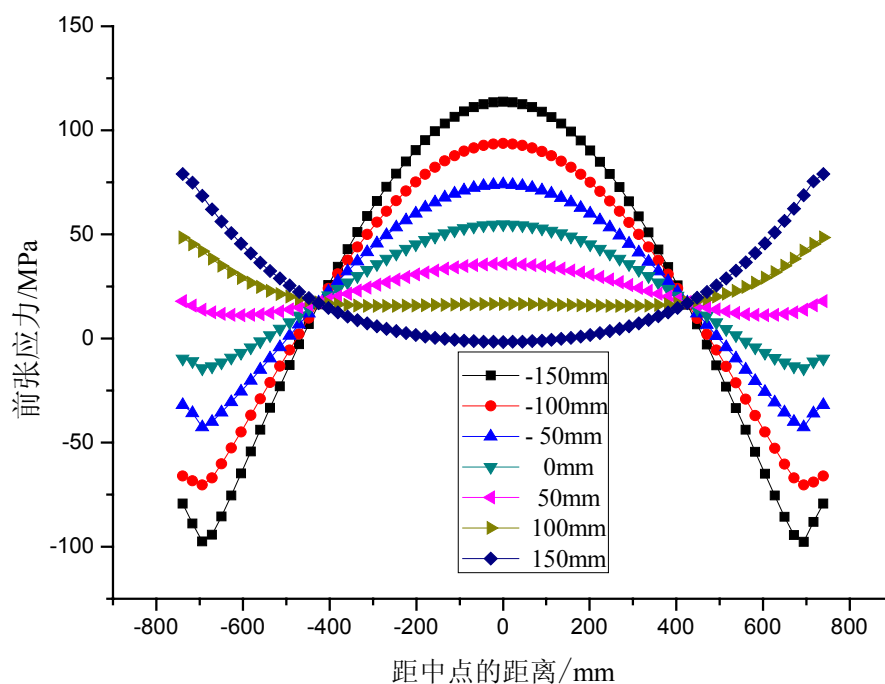


图 3-4 工作辊横移对板形的影响

图 3-4 The effect of work roll shift on shape

3.3.2 工作辊弯辊对板形的影响

工作辊弯辊是板形控制中不可或缺的一种手段，弯辊力合理有效的实施是改善带钢板形、提高带钢表面质量的必由之路。2160 mm 精轧机组弯辊力 F_w 可在 $-1500 \sim 1500$ kN 之间变化，对板形控制能力强。本小节以 F6 为研究对象，在工作辊横移 50 mm、轧件宽度 $B=1500$ mm、不同弯辊力计算条件，分析了弯辊力对板形的影响，如图 3-5 所示。

由图 3-5 可知，随着弯辊力由负到正，曲线形状由中凸变为中凹，板形由边浪过度为中浪，为得到良好的板形，应施加正弯辊力，目前现场也是通过正弯辊力来调节板形；弯辊力在 1000 kN 左右时，板形最理想。

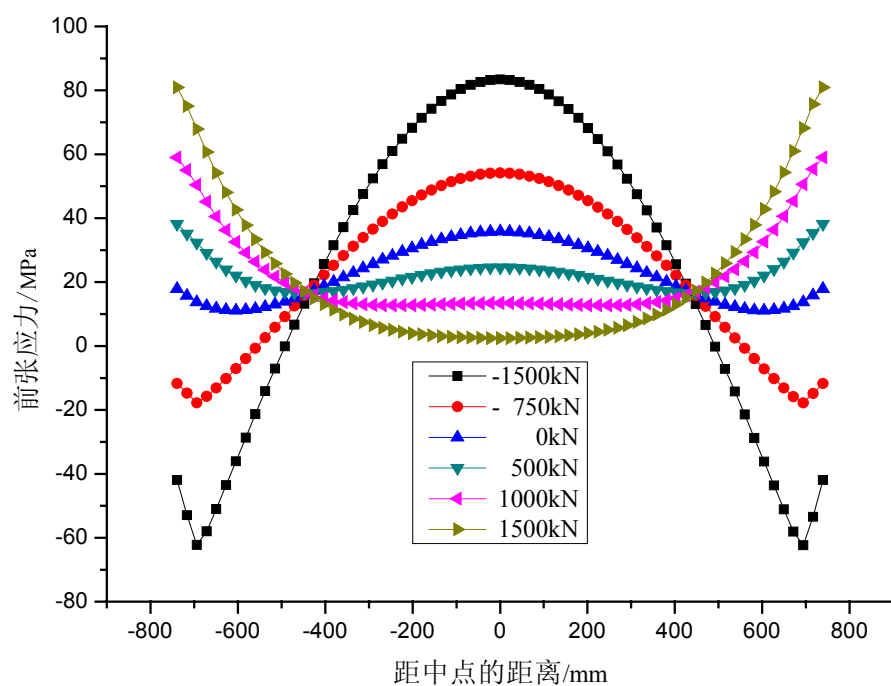
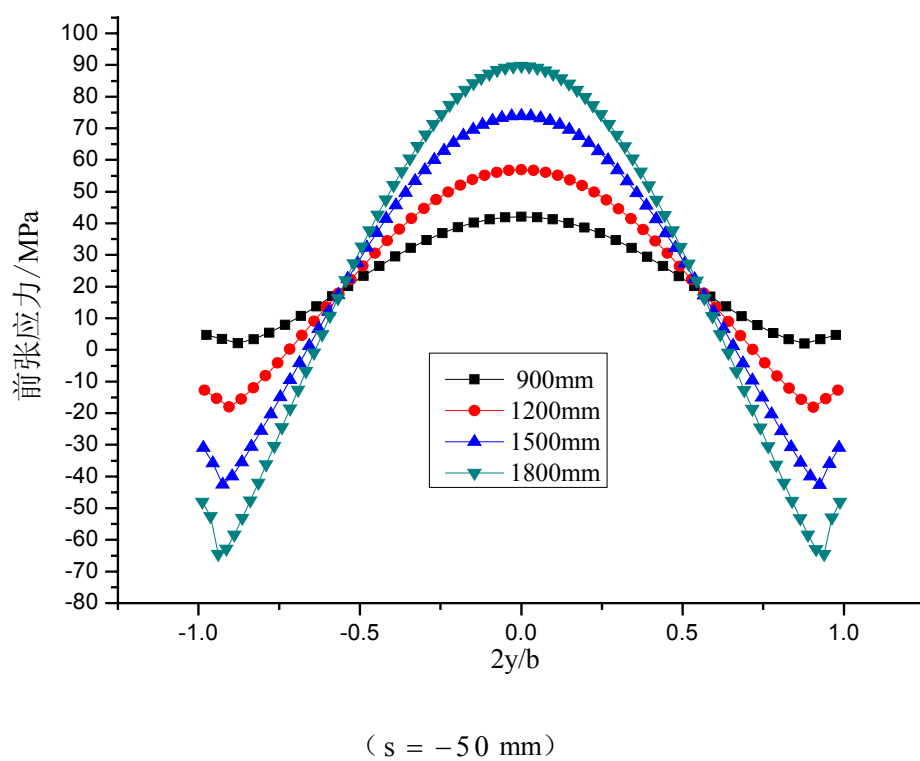
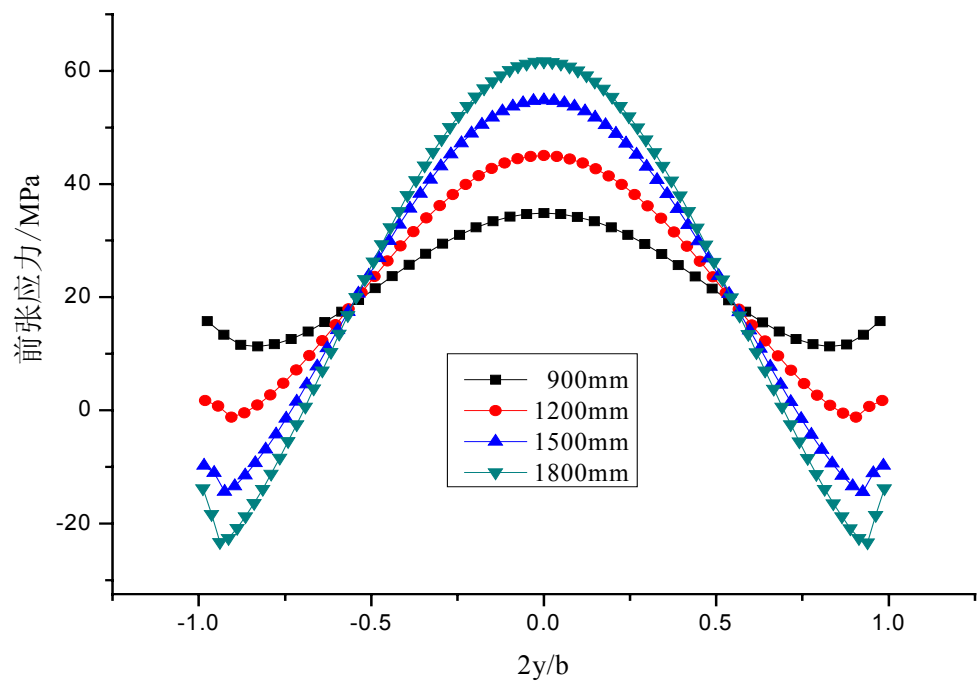


图 3-5 弯辊力对板形的影响

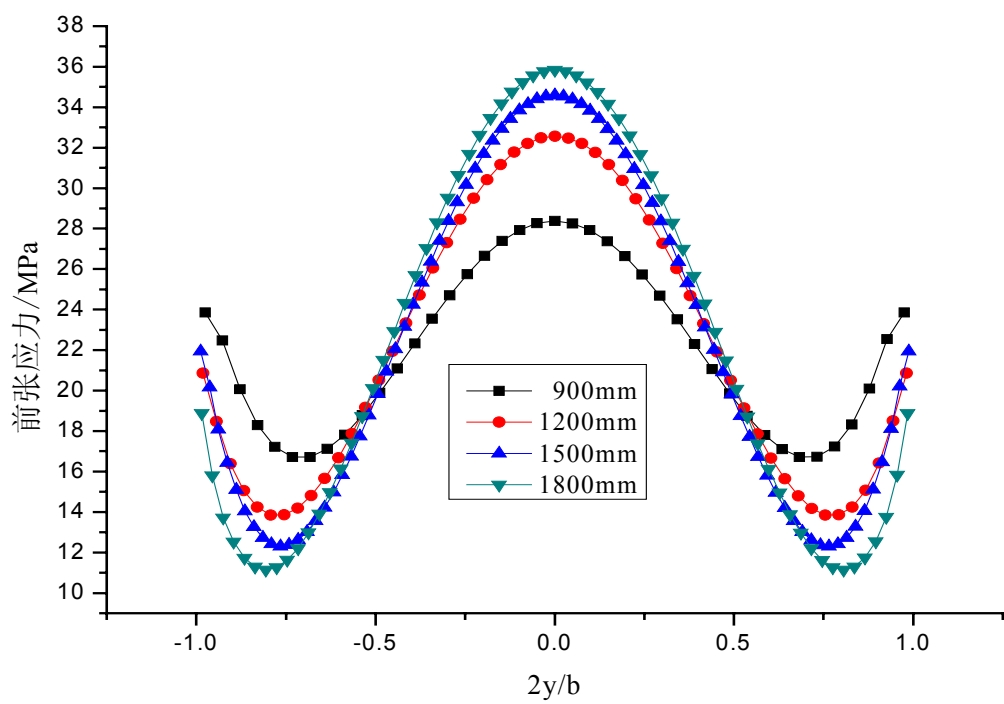
Fig.3-5 The effect of bending force on shape

3.3.3 板宽对板形的影响





(s = 0 mm)



(s = 50 mm)

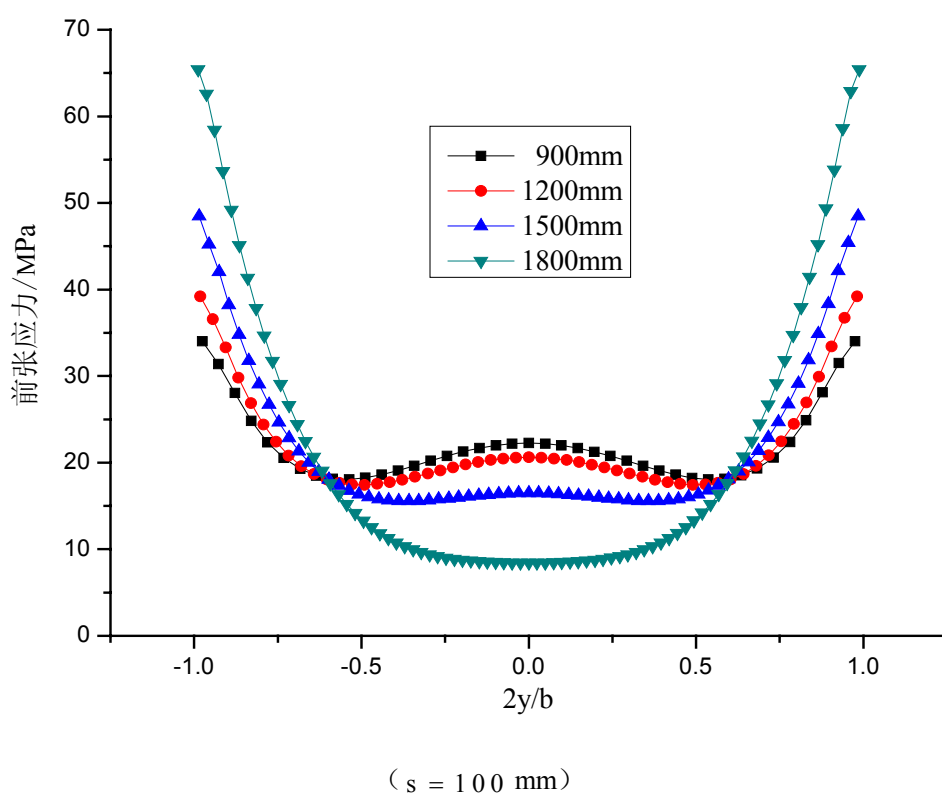


图 3-6 宽度变化对板形的影响

Fig.3-6 The effect of strip width on shape

板宽对板形的影响如图 3-6 所示。板宽变化对板形的影响相当大，由窄变宽时，板形由边浪向中浪方向变化。对不同宽度的轧件，通过工作辊的横移，都可以出现从边浪到中浪的各种板形。这说明四辊 CVC 轧机对不同宽度的带材，都具有较强的板形调控能力。

3.4 本章小结

本章首先介绍了板形的表示方法及改善方法；其次分析工作辊横移、工作辊弯辊及带钢宽度变化对板形的影响。研究表明，四辊 CVC 轧机通过工作辊横移与工作辊弯辊合理配合，可实现对不同宽度带钢板形的调控。

第 4 章 四辊 CVC 轧机板凸度及辊间压力分析

如果忽略轧出带钢的弹性恢复, 则其出口的断面形状(板凸度)就应与有载时工作辊的辊缝形状完全相同。因此, 对板凸度的研究就可转化为对有载时工作辊辊缝形状的研究。实际生产中也常常是通过控制工作辊的实时辊缝形状, 来实现板凸度的在线调节。

辊缝形状与很多的因素有关系: 工作辊的辊型、支承辊的辊型、弯辊力、横移量及带钢的宽度, 轧机刚度等都对辊缝形状有不同程度的影响。对于四辊 CVC 轧机来说, 弯辊力和工作辊横移量的影响比较大, 在不同的调控作用下呈现不同的辊缝形状。

4.1 板凸度分析

板凸度^[46]是指板中心处厚度与边部代表点处的厚度之差, 有时为强调没有考虑边部减薄, 又称它为中心板凸度。其表达式为

$$C_h = h_c - \frac{1}{2}(h_{el} + h_{er}) \quad (4-1)$$

式中 C_h ——带钢的中心凸度, mm

h_c ——带钢的中心厚度, mm

h_{el} , h_{er} ——为带钢边部左右代表点(一般指离边部约 40 mm)的厚度, mm

4.1.1 工作辊横移对板凸度的影响

对一定宽度的轧件, 在压下位置不变的条件下, 通过工作辊横移可明显的改变轧件出口厚度, 从而改变轧件的出口板凸度。以 F2、F4 为研究对象, 在表 4-1 及表 4-2 条件下, 计算在工作辊横移 ± 50 mm、 ± 100 mm、 ± 150 mm 及不横移 7 种情况的轧件出口断面形状及轧后板凸度如图 4-1 至图 4-3 所示。

由图 4-1 及图 4-2 可知, 在工作辊从横移-150 mm 到 150 mm 变化时, 带钢的出口厚度曲线逐渐平缓, 带钢边部厚度逐渐变大, 而带钢中心厚度保持不变。尤其对于 F2 机架, 从工作辊横移 100 mm 开始, 带钢边部厚度大于中心点厚度, 板凸度为负值。对于 F4 机架, 带钢边部的出口厚度虽有

逐渐变大，但边部的厚度总比中心的厚度小。

表 4-1 F2 计算条件

Table4-1 Calculation condition of F2	
轧件宽度	1500 mm
出口厚度	16.24 mm
弯辊力	0 kN

表4-2 F4计算条件

Table4-2 Calculation condition of F4	
轧件宽度	1500 mm
出口厚度	9.916 mm
弯辊力	0 kN

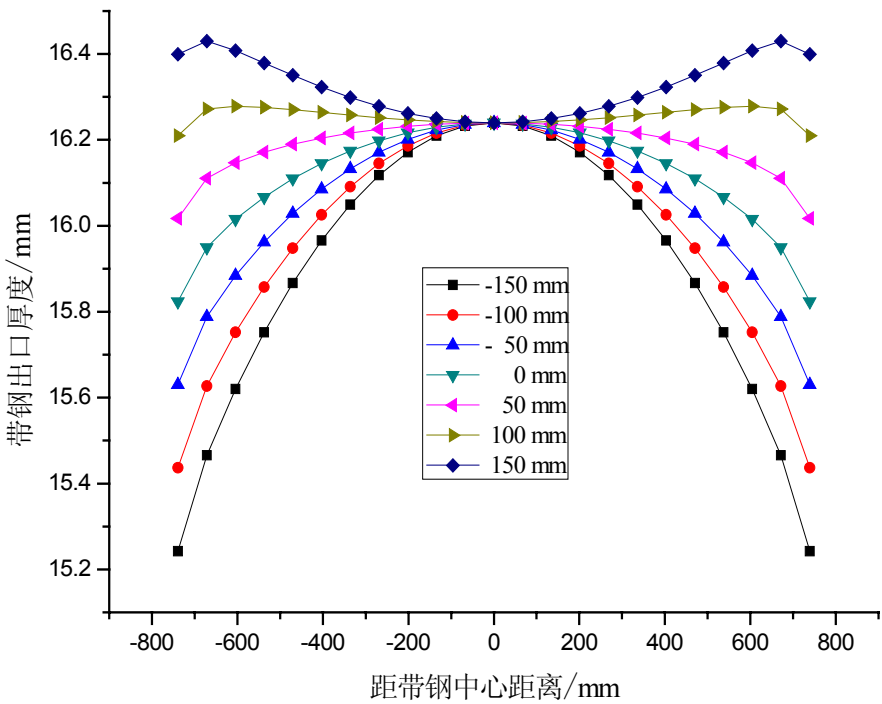


图 4-1 F2 工作辊横移对带钢出口断面形状的影响

Fig.4-1 The effect of work roll shift on strip steel exit shape,F2

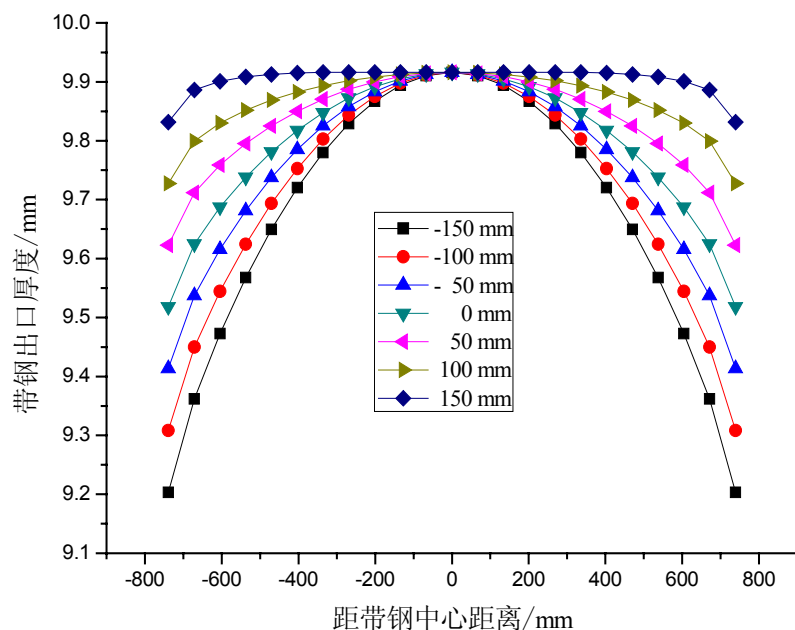


图 4-2 F4 工作辊横移对带钢出口断面形状的影响

Fig.4-2 The effect of work roll shift on strip steel exit shape,F4

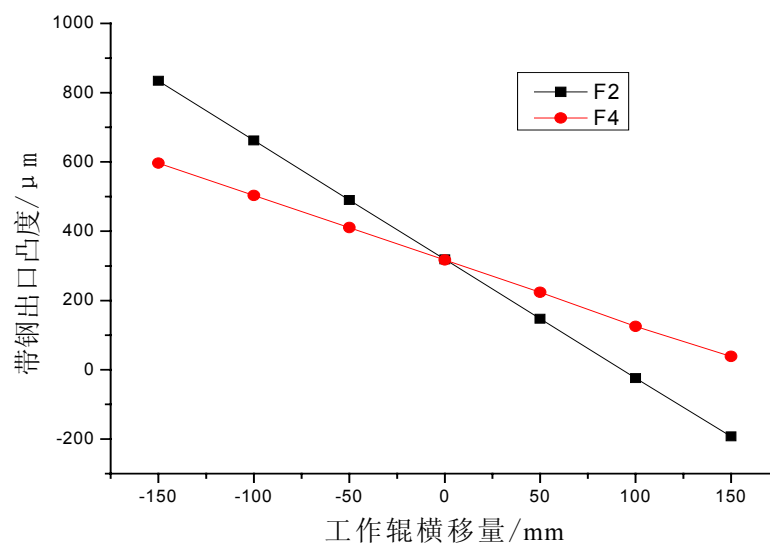


图 4-3 工作辊横移对板凸度的影响

Fig.4-3 The effect of work roll shift on strip steel profile

由图 4-3 可知，工作辊横移对板凸度的影响很大，可有效地控制带钢的出口凸度。工作辊由中点向右横移，板凸度减小；向左横移，板凸度增大；工作辊的原始凸度为正值；F2 机架凸度控制范围远远大于 F4 机架，故为更好的控制板凸度，对于轧件凸度的控制要集中在前 3 架，对于后 3 架主要用来平直度的控制。一般认为：工作辊横移与板凸度之间基本是线性关系，

从图 4-3 也可验证此理论。即

$$\Delta C_h = K_h \cdot s \quad (4-2)$$

式中 K_h ——工作辊横移影响系数, $\mu\text{m}/\text{mm}$

由最小二乘法及上图结果, 可拟合在 $B=1500\text{ mm}$ 条件下, F2、F4 带钢出口板凸度与工作辊横移间的关系为

$$\text{F2: } \Delta C_h = -3.4367 \cdot s + 318.55 \quad (4-3)$$

$$\text{F4: } \Delta C_h = -1.8932 \cdot s + 317.906 \quad (4-4)$$

将此规律运用于现场, 即可根据所需的板凸度, 相应地设定工作辊横移位置, 以满足断面形状和板凸度的控制要求。

4.1.2 工作辊弯辊对板凸度的影响

工作辊弯辊对板凸度的影响是通过辊端施加液压弯辊力改变辊系的有载辊缝形状实现的, 液压弯辊具有操作简单、响应速度快优点, 因此被用于在线调整带钢的板凸度。目前现场主要采用工作辊正弯辊的方式调整板凸度, 本小节研究了 F2 机架及 F4 机架正弯辊力对带钢出口厚度及板凸度的影响, 如图 4-4 至图 4-6 所示。计算条件为工作辊横移 $s=-50\text{ mm}$ 、轧件宽度 $B=1500\text{ mm}$ 、不同弯辊力。

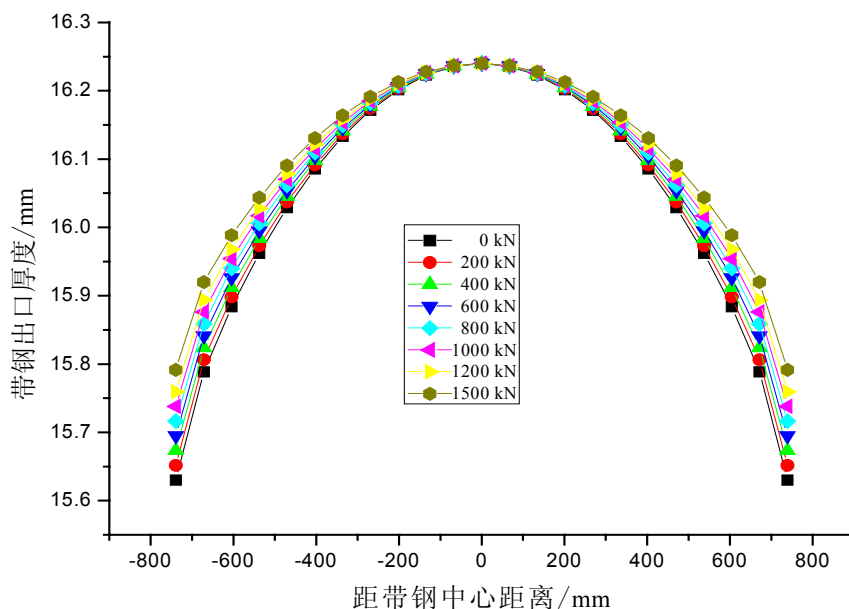


图 4-4 F2 弯辊力对带钢出口断面形状的影响

Fig.4-4 The effect of bending force on strip steel exit shape,F2

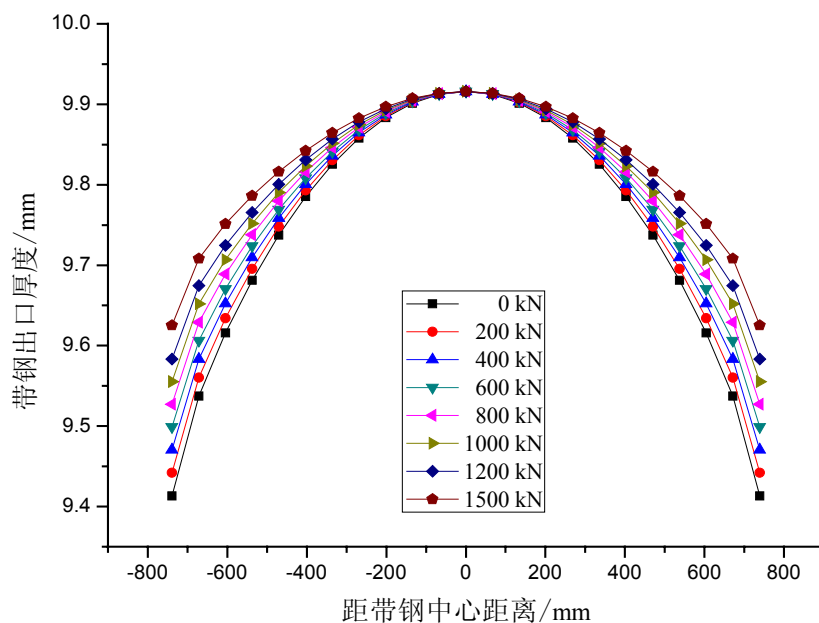


图 4-5 F4 弯辊力对带钢出口断面形状的影响

Fig.4-5 The effect of bending force on strip steel exit shape,F4

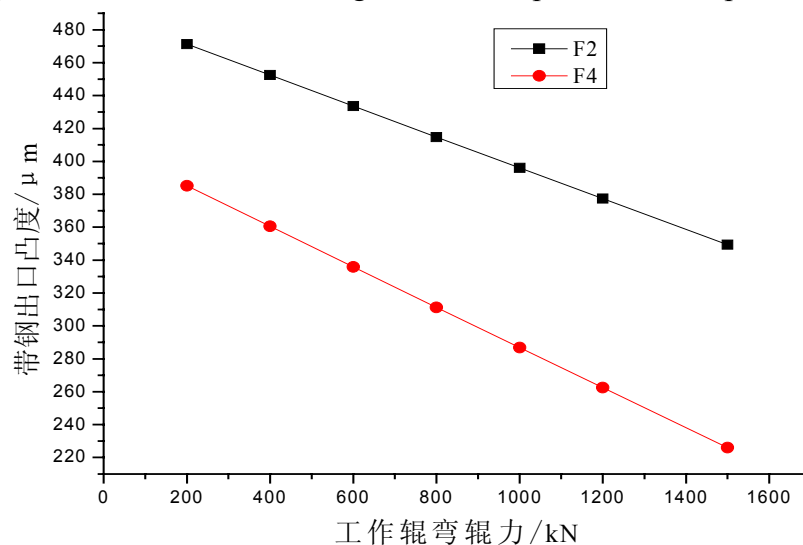


图 4-6 弯辊力对板凸度的影响

Fig.4-6 The effect of bending force on strip steel profile

由上三图可知，弯辊力对带钢出口横向厚差和板凸度的影响明显小于工作辊横移产生的影响，对于板凸度的控制，工作辊横移作为主要控制手段，而弯辊力作为辅助手段，但不能缺少，其作用是微调凸度。弯辊力通过改变有载辊缝形状两边的开度来改变带钢出口断面形状，离轧辊端部越近，辊缝开度受弯辊力的影响越大，辊缝中心所受的影响最小。在弯辊力

由 0 kN 到 1500 kN 变化时, F2 机架及 F4 机架带钢端部出口厚度分别增大了 161.2 μm 和 211.97 μm 。在 F4 机架施加弯辊力比 F2 机架施加同样的弯辊力对带钢出口厚度的影响要大。

由图 4-6 可知, 弯辊力与板凸度呈线性关系, 直线斜率为工作辊弯辊横向刚度。利用最小二乘法可拟合 F2、F4 工作辊弯辊的横向刚度分别为 -0.094 及 -0.125。

4.1.3 带钢宽度的变化对板凸度的影响

带钢宽度的变化在很大程度上影响其出口凸度, 由于工作辊长度大于带钢宽度, 工作辊间的轧制力是由带钢来传递的。

简支梁挠曲理论认为^[46], 轧辊挠曲及由此产生的板凸度随轧制力增大而增大, 由于工作辊间的轧制力是通过带钢来进行传递的, 因此轧制力的大小在很大程度上取决于带钢的宽度, 两者存在着线性关系, 即轧制力正比于带钢宽度。这是因为在轧制过程中, 我们经常要保证单位轧制力恒定不变。

图 4-7 为工作辊横移 0 mm、弯辊力 $F_w = 0$ kN 条件下, F2 及 F4 在不同带宽条件下, 带钢宽度对板凸度影响示意图。

从图 4-7 中可知, 带钢宽度对板凸度的影响比较复杂。在带宽从最小轧制条件到最大轧制宽度时, 板凸度从小逐渐变大, 在达到峰值时, 又突然变小。对于带宽在中间状态($B = 800 \sim 1800$ mm)时, 带宽对凸度的影响可以简化为线性关系, 可认为是最佳轧制宽度。但较窄及较宽的状态下, 其影响比较复杂, 这是因为随着带钢宽度的增加, 工作辊的横向刚度也在相应地增大, 但增大的轧制力已克服不了工作辊横向刚度增大带来的影响, 故板凸度反而有减小的趋势。

对于宽带钢, 一般认为带钢宽度为轧辊辊身的 70%-80%时, 板凸度达到最大值^[46]。从图 4-7 可以看出, 带钢宽度在 2000 mm 附近时, 带钢板凸度达到最大, 当宽度继续增加时, 板凸度随着带钢宽度的增加反而减小, 这就说明在轧制该宽度的轧件凸度最易超标。在现场轧制前, 根据轧机的轧制能力, 首先判断轧制的带钢的宽度范围, 对于过宽与过窄的来料, 不

能盲目的轧制，以免造成轧机的破坏及不必要的浪费。

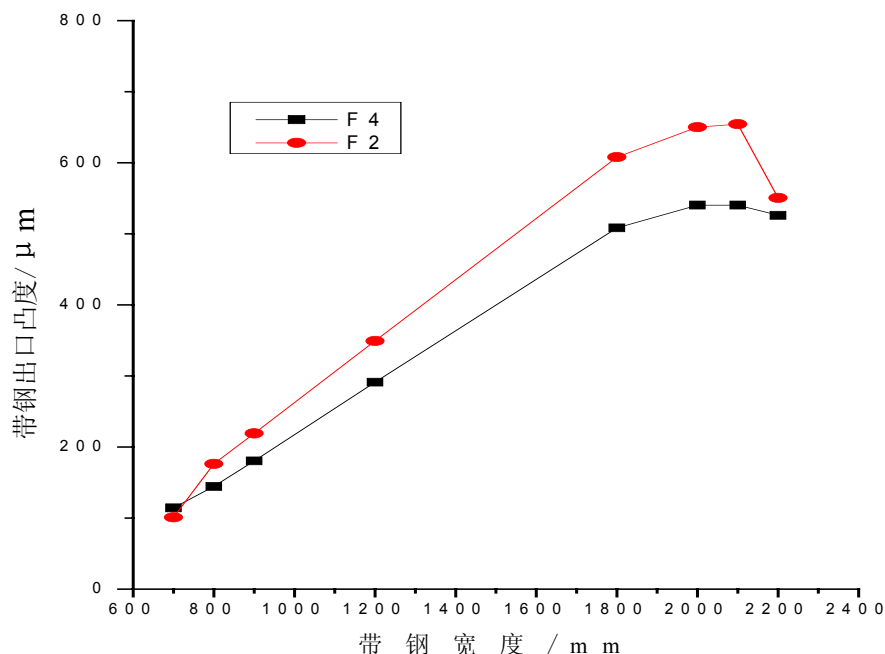


图 4-7 带钢宽度对板凸度的影响

Fig.4-7 The effect of strip steel width shape on profile

4.1.4 弯辊力与工作辊横移的最佳配合控制板凸度

工作辊弯辊与工作辊横移是CVC轧机控制带钢板形板凸度的两种独立方法。从前边的分析可知，工作辊横移与弯辊力对板凸度的影响都为较好的线性关系，现场中使用弯辊力与工作辊横移的最佳配合，将更好的控制凸度，达到平直度精度。

在实际操作中，通常采用预先设定合适的工作辊横移位置，再精调弯辊力的大小，来达到对板形板凸度的精确控制。

图 4-8 和图 4-9 为 F2、F4 机架在表 4-1 和 4-2 条件下，不同工作辊横移、不同弯辊力与板凸度的关系图。

由图 4-8 所示，正弯辊力与板凸度成直线关系，同时随着工作辊由 $-150 \sim 150 \text{ mm}$ 横移，板凸度等比例下降；F2 机架在工作辊横移与正弯辊力同时配合下，板凸度可在 $-339.8 \sim 834.2 \mu\text{m}$ 之间调节；每一横移量对应不同的板凸度的调节范围。在实际轧制时，我们可以按上图 7 个不同横移位置来确定工作辊横移量与弯辊力的最佳配合。

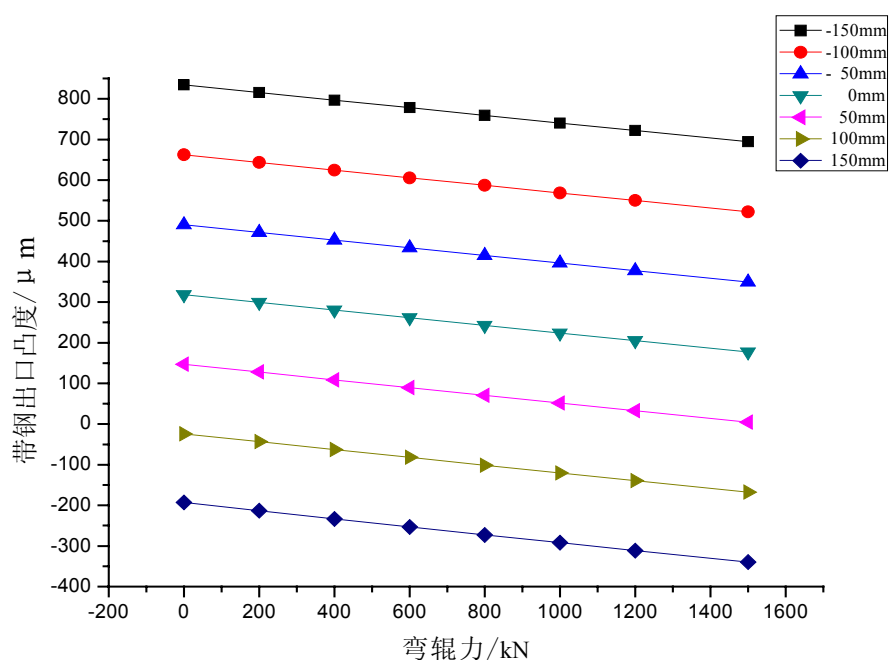


图 4-8 F2 工作辊横移与弯辊力配合对板凸度的影响

Fig.4-8 The effect of work roll shifting and bending force on profile,F2

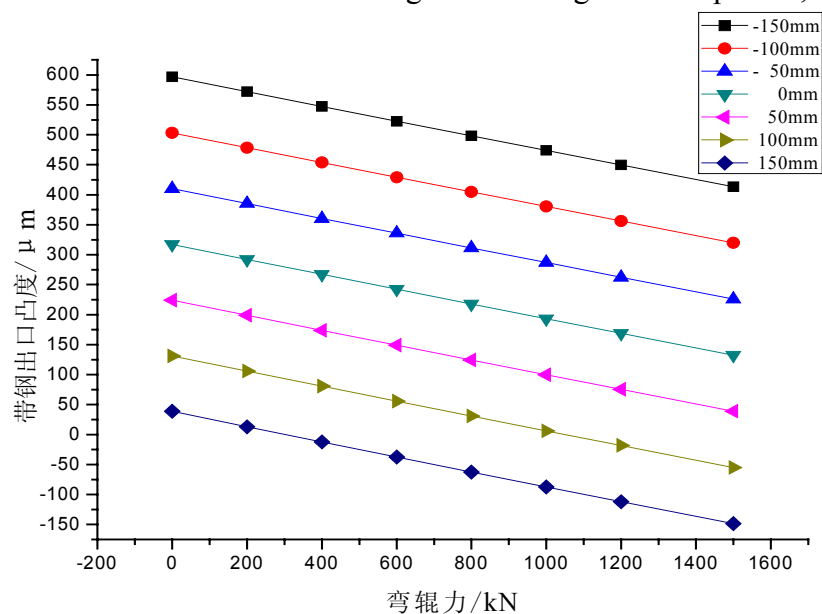


图 4-9 F4 工作辊横移与弯辊力配合对板凸度的影响

Fig.4-9 The effect of work roll shifting and bending force on profile,F4

由图 4-9 所示，随着工作辊由 $-150 \sim 150 \text{ mm}$ 横移，板凸度可在 $-148.6 \sim 596.65 \mu\text{m}$ 之间调节；但对于同一出口凸度的控制，可有不同的工作辊横移量与弯辊力的配合来实现，这需从保证板带板形板凸度良好的角度来确定最佳配合。

4.1.5 支承辊辊型对板凸度的影响

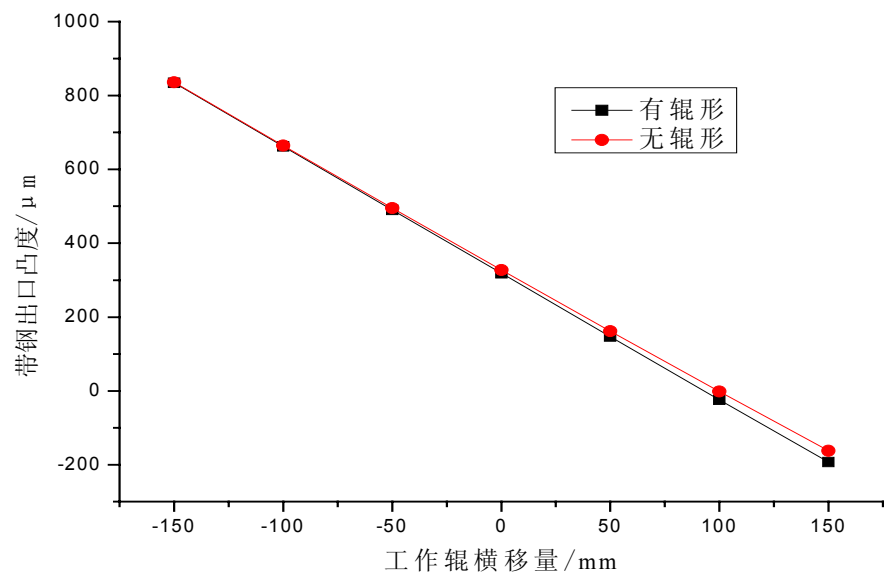


图 4-10 F2 支承辊辊型对板凸度的影响

Fig.4-10 The effect of backup roll shape on profile,F2

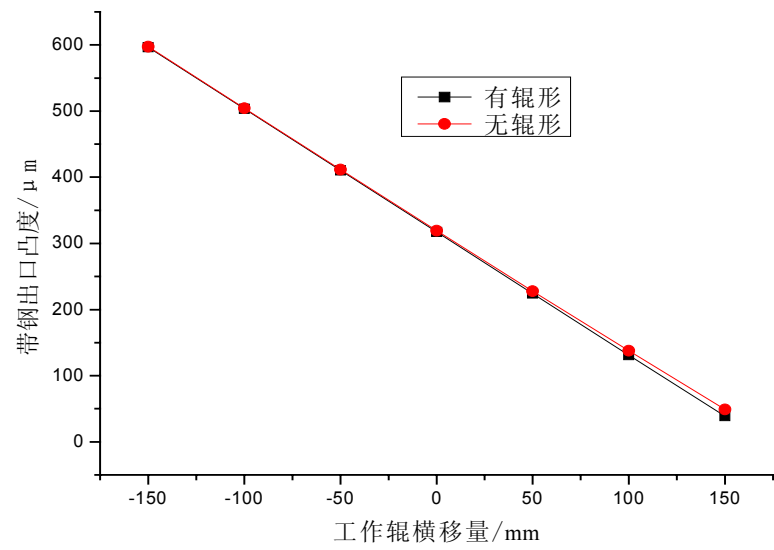


图 4-11 F4 支承辊辊型对板凸度的影响

Fig.4-11 The effect of backup roll shape on profile,F2

图 4-10 及图 4-11 为支承辊辊型^[61]对板凸度的影响。其计算条件为工作辊横移 $s=0$ mm、轧件宽度 $B=1500$ mm、弯辊力 $F_w=0$ kN，辊型参数见表 4-3。

由图 4-10 及图 4-11 可知，支承辊辊型对板凸度影响很小，甚至可以忽略不计；由此也可得出板凸度主要是受工作辊辊型的影响。从这两个图中，可以看出支承辊有无辊型对板形控制起不到太大作用，可有可无。但实际支承辊辊型的主要作用是为了缓解支承辊辊型对辊间压力的影响，这在后一节有详细的介绍。

表 4-3 支承辊辊型参数

Table4-3 Backup rolls contour parameter		
a_1	a_2	a_3
0.47937	0	-0.875

4.1.6 工作辊辊径对板凸度的影响

带钢的出口厚度受辊系刚度的影响，当工作辊辊径增大时，辊系在轧制力作用下抵抗挠曲的能力增强，从而使带钢的凸度减小。采用现场目前使用频率最多的辊径(如表 4-4)进行模拟，计算得工作辊辊径与板凸度如图 4-12 及图 4-13 所示。其计算条件为工作辊横移 0 mm，轧件宽度 B=1500 mm、弯辊力 $F_w = 0$ kN。

表 4-4 工作辊辊径

Table4-4 Work roll diameter	
F2 工作辊直径 mm	772.8、781.5、799.2、828.6、842.9
F4 工作辊直径 mm	694、700.4、711.3、719.7、738.3、742.7

工作辊直径对板凸度的影响可用工作辊直径影响率来表示

$$k_{dw} = \frac{\Delta c}{\Delta D_w} = \frac{c - c_0}{D_w - D_{w0}} \quad (4-7)$$

式中 ΔD_w ——产生凸度变化 Δc 时对应的工作辊直径的变化

c 、 c_0 ——分别为与工作辊直径 D_w 、 D_{w0} 相对应的板凸度

由图 4-12 及图 4-13 可知，在表 4-2 条件下，随着工作辊辊径的增加，板凸度线性减小。对于 F2 机架，在工作辊直径变化 70.1 mm 时，板凸度变化了 41.7 μm ；F4 机架在工作辊直径变化 48.7 mm 时，板凸度变化了 19.39 μm 。利用随工作辊直径增加，板凸度减小的规律，可适当调节带钢板凸度。

但工作辊直径的增加，会对电机产生大的负荷，此时要考虑电机的功率的允许范围。

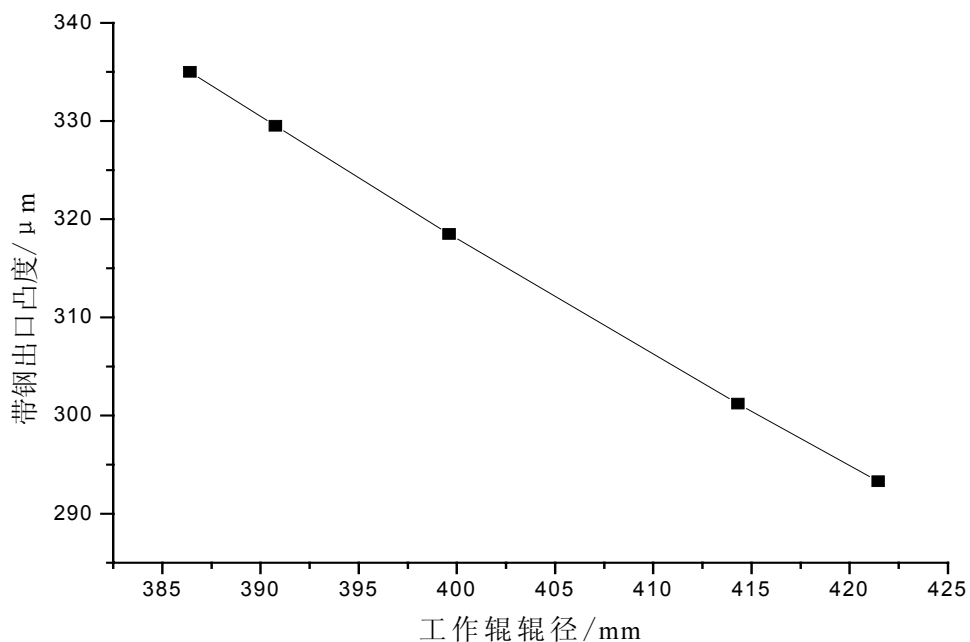


图 4-12 F2 工作辊辊径对板凸度的影响

Fig.4-12 The effect of work roll diameter on profile,F2

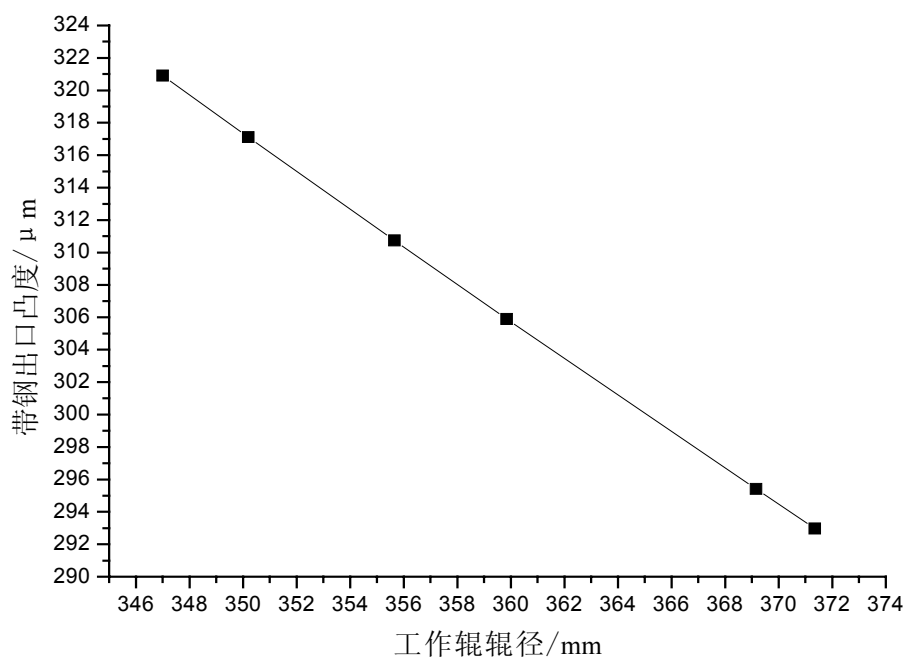


图 4-13 F4 工作辊辊径对板凸度的影响

Fig.4-13 The effect of work roll diameter on profile,F4

4.2 辊间接触压力分析

支承辊表面剥落的实质是辊面的局部过载，而由轧辊受力引起的过大接触压力是产生破坏的主要原因。同时辊间接触压力的分布直接影响辊间负载辊缝的形状、轧辊的磨损以及轧辊强度的校核。CVC 轧机的工作辊辊型及工作辊的横移增大了板形板凸度的控制能力，但轧辊边部的接触压力剧增，在轧辊的端部产生应力集中，加重了轧辊的磨损，严重时会产生辊面刻痕或轧辊表面的脱落，同时也严重影响了带钢的表面质量^[62]。故此分析辊间接触压力，对轧辊强度的校核，轧辊磨损模型的建立及提高轧件的表面质量有现实意义。本节主要从影响板凸度的几个主要影响因素：工作辊横移、弯辊力、带钢宽度及支承辊辊型来分析辊间接触压力。

4.2.1 工作辊横移对辊间接触压力的影响

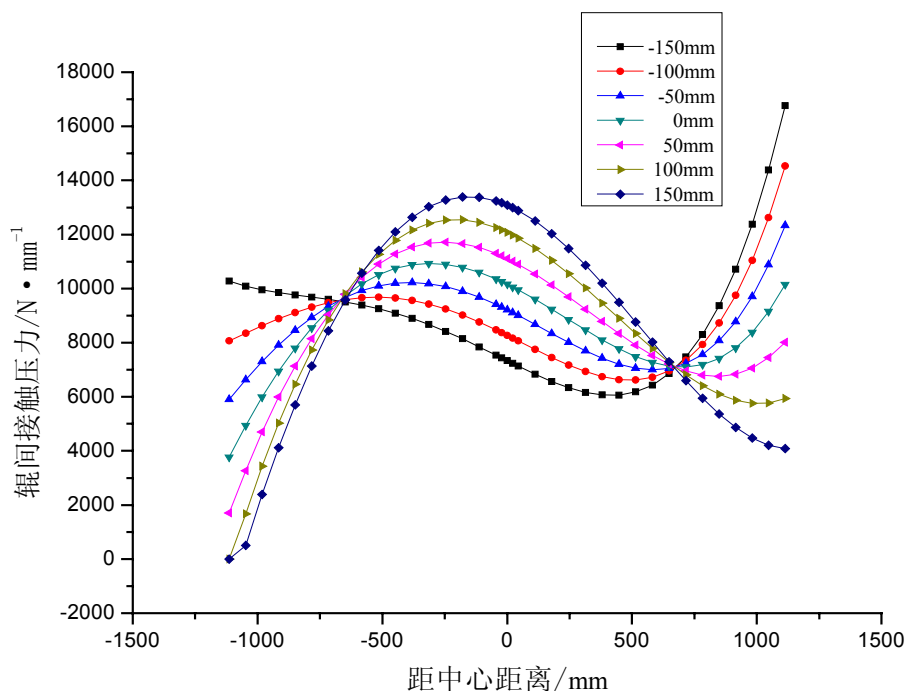


图 4-14 F2 工作辊横移对辊间接触压力的影响

Fig.4-14 The effect of work roll shift on pressure between rolls ,F2

图 4-14 及图 4-15 分别为工作辊横移对 F2、F4 机架辊间接触压力的影响，计算条件为 $F_w = 0$ kN。

由图 4-14 可知，工作辊从左横移极限位置向右横移时，辊间压力的分

布曲线由中凹到中凸变化。当工作辊由中点左横移时，辊间压力峰值出现在最右端，当横移-150 mm 时，辊间压力达到了最大值 $16.767 \text{ kN} \cdot \text{mm}^{-1}$ ；当工作辊由中点向右横移时，辊间压力从左到右由小变大，在轧辊中部达到最大值后再逐渐的变小，对于中部的辊间压力峰值出现在工作辊横移 150 mm，此时的辊间压力值为 $13.387 \text{ kN} \cdot \text{mm}^{-1}$ 。工作辊向左横移时相对于向右移动同样的量，对 F2 轧辊端部破坏要大，同时向左横移的越多，端部辊间压力值越大，对轧辊磨损越大。为延长轧辊的使用寿命，所以在实际生产中，对于前三机架尽量不使用大的左横移量来控制板凸度。

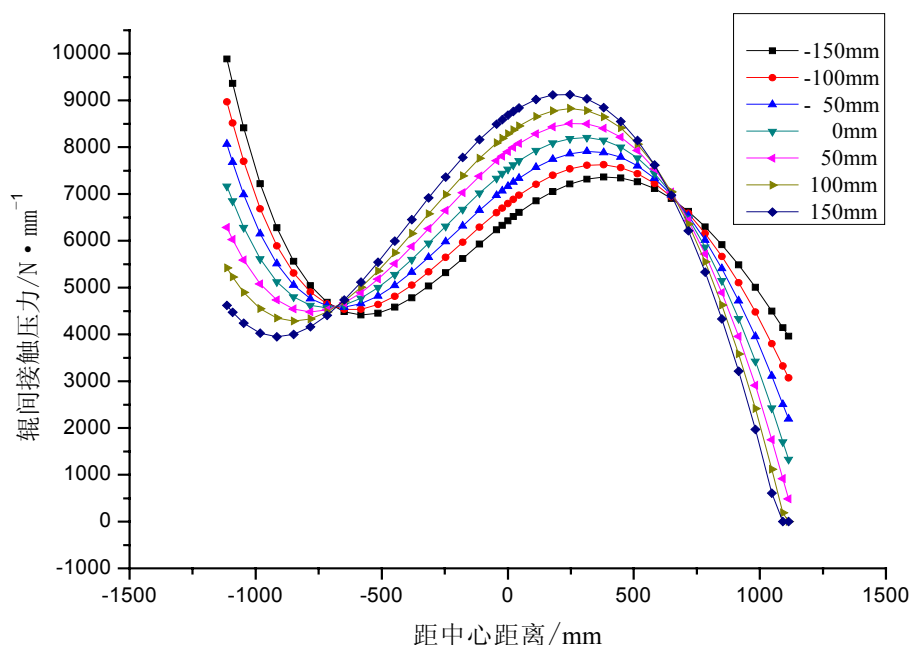


图 4-15 F4 工作辊横移对辊间接触压力的影响

Fig.4-15 The effect of work roll shift on pressure between rolls ,F4

由图 4-15 可知，从轧辊最左端到右端横移，轧辊横移对辊间压力的影响表现先减小后增大，再减小的趋势，辊间压力峰值出现在最左端。当工作辊横移-150 mm 时，辊间压力达到了最大值 $9.883 \text{ kN} \cdot \text{mm}^{-1}$ ；当工作辊向右横移时，轧辊端部辊间压力逐渐变小，而中间部位辊间压力变大，当工作辊横移 150 mm，此时的中间辊间压力值最大值为 $9.116 \text{ kN} \cdot \text{mm}^{-1}$ 。对于后三机架，轧辊左横移对轧辊左端部的破坏比较大，轧辊右移对轧辊中间破坏较大。所以实际生产，要综合考虑，慎重选择横移位置来控制板形板凸度。

4.2.2 工作辊弯辊力对辊间接触压力的影响

由第二章的公式中可知，工作辊施加弯辊力改变了工作辊轴线的挠度，从而使辊间接触状态发生改变，辊间接触压力也相应的发生变化。目前 2160 现场主要采用正弯辊力，本文主要对正弯辊力对辊间接触压力进行分析。图 4-16 和图 4-17 分别为工作辊正弯辊力对 F2、F4 机架辊间接触压力的影响，计算条件为 $s = -50 \text{ mm}$ 。

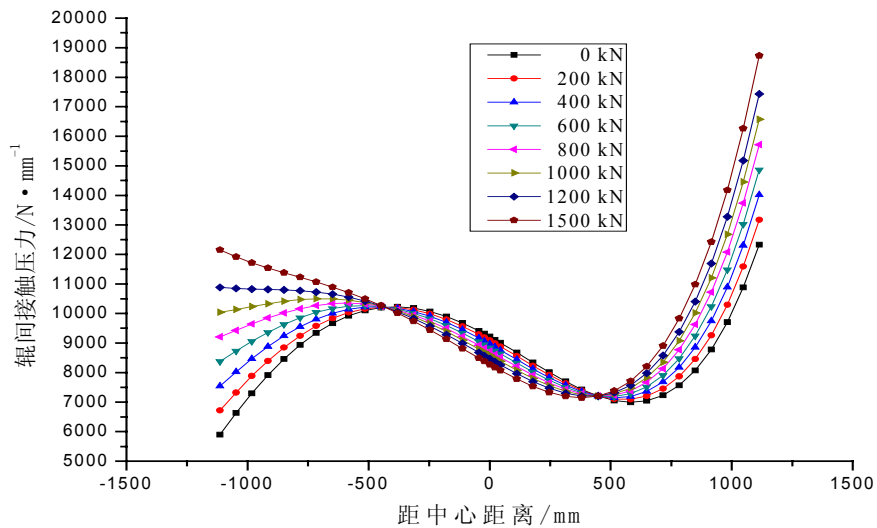


图 4-16 F2 弯辊力对辊间接触压力的影响

Fig.4-16 The effect of bending force on pressure between rolls,F2

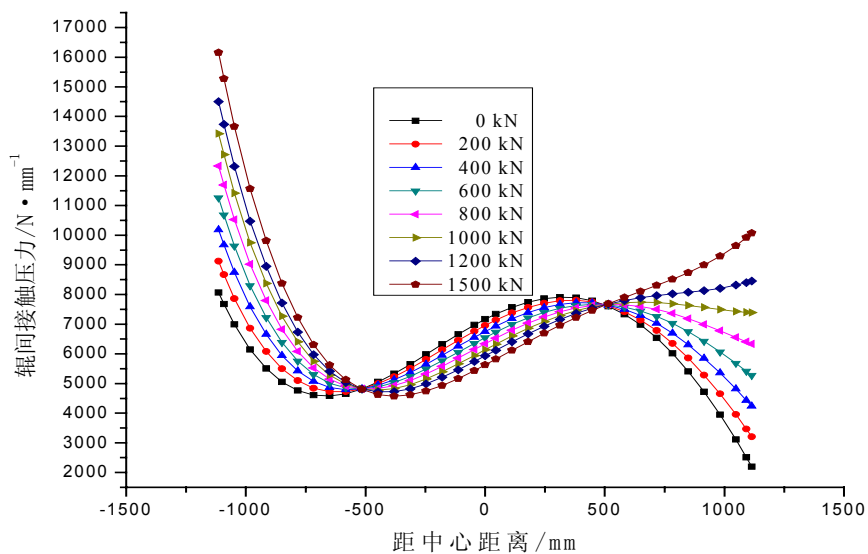


图 4-17 F4 弯辊力对辊间接触压力的影响

Fig.4-17 The effect of bending force on pressure between rolls,F4

由图 4-16 和图 4-17 可知,正弯辊力的施加有利于辊间接触压力的均匀分布,这是因为正弯辊力使工作辊端部反向弯曲,增大了边部接触面积,使中部辊间压力减小。但弯辊力的施加对轧辊端部的影响要远远大于对辊身的影响。随着弯辊力从 0~1500 kN 的增大,轧辊端部辊间接触压力的值不断增大。对于 F2 机架,辊间压力的峰值出现在轧辊的右端,由 0~1500 kN 增大时,辊端接触压力峰值从 $12.33 \text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$ 增大到 $18.729 \text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$,远远超过辊身中部接触压力的最大值 $10.227 \text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$,因此轧辊右端部产生应力集中;对于 F4 机架,辊间压力的峰值出现在轧辊的左端,由 0~1500 kN 增大时,辊端接触压力峰值从 $8.067 \text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$ 增大到 $16.152 \text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$,超过辊身中部弯辊力为 0 时接触压力的最大值 $7.911 \text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$,因此轧辊左端部将产生应力集中。端部的应力集中容易使轧辊端部产生微裂纹,从而引起轧辊剥落。因此,从考虑轧辊磨削周期的角度来说,弯辊力的设定值不能过高。

4.2.3 带宽对辊间接触压力的影响

由 SIMS (西姆斯) 公式可知,带宽与轧制压力成线性关系,随着带钢由窄变宽,轧制压力将随之变大,相应的辊间压力沿辊身方向的分布也发生很大的变化。图 3-5 和图 3-6 分别为带钢宽度对 F2、F4 机架辊间接触压力的影响,计算条件为 $s = -50 \text{ mm}$, $F_w = 0 \text{ kN}$ 。

由图 4-18 和图 4-19 可知,带钢越窄,辊身中部与边部的辊间压力差越大;带宽的增加,可缓解辊间压力的不均匀分布。这是因为轧制窄带时,轧制压力作用于辊身中部相对集中的区域,中部接触区域压力比边部大。随着带钢宽度的增加,由有害区产生的工作辊边部弯曲挠度减少,边部辊间压力增大,接触压力的分布趋于均匀。但宽度越大,引起的边部应力集中越严重,影响轧辊的使用寿命。

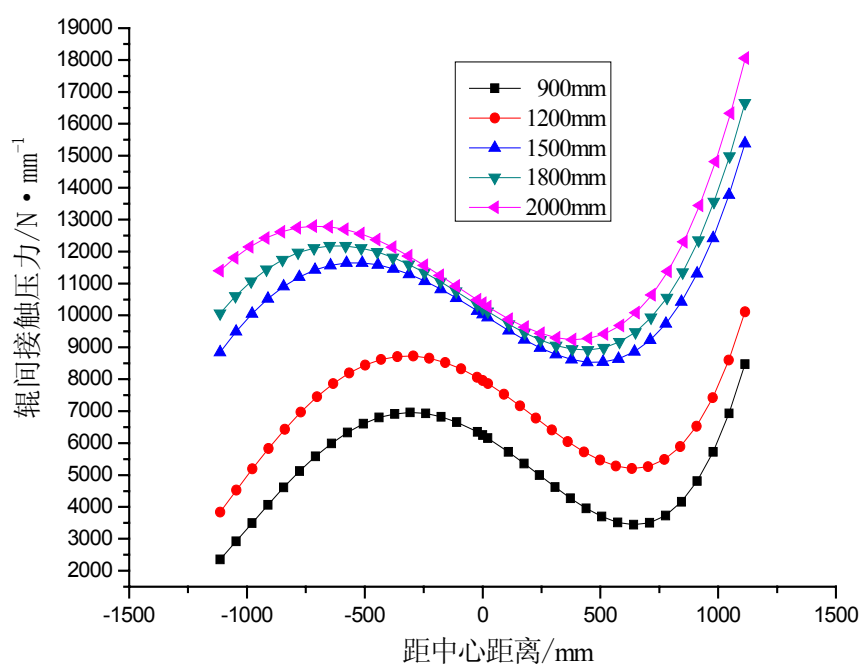


图 4-18 F2 带钢宽度对辊间接触压力的影响

Fig.4-18 The effect of strip steel width on pressure between rolls,F2

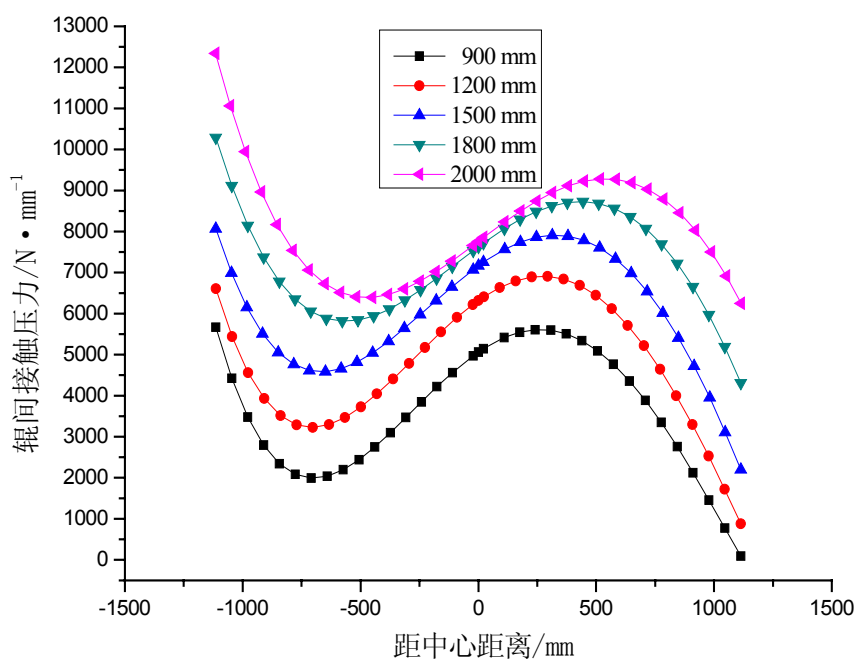


图 4-19 F4 带钢宽度对辊间接触压力的影响

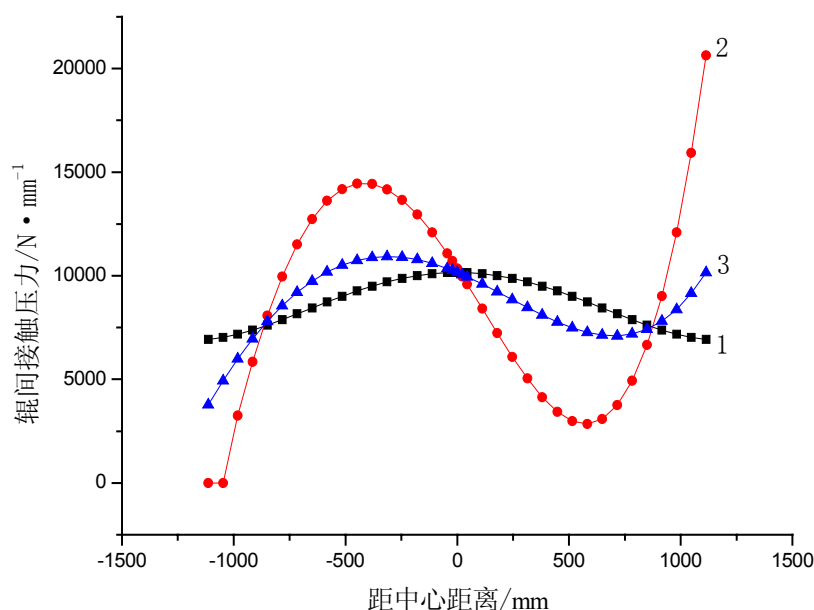
Fig.4-19 The effect of strip steel width on pressure between rolls,F4

4.2.4 辊型对辊间接触压力的影响

工作辊和支承辊的辊型改变了辊间的接触状态，不同的辊型对辊间单

位压力会产生不同的影响。图 4-20 和图 4-21 分别为 2160 目前使用的工作辊和支承辊辊型对 F2、F4 机架辊间接接触压力的影响,计算条件为 $s = 0 \text{ mm}$, $F_w = 0 \text{ kN}$ 。

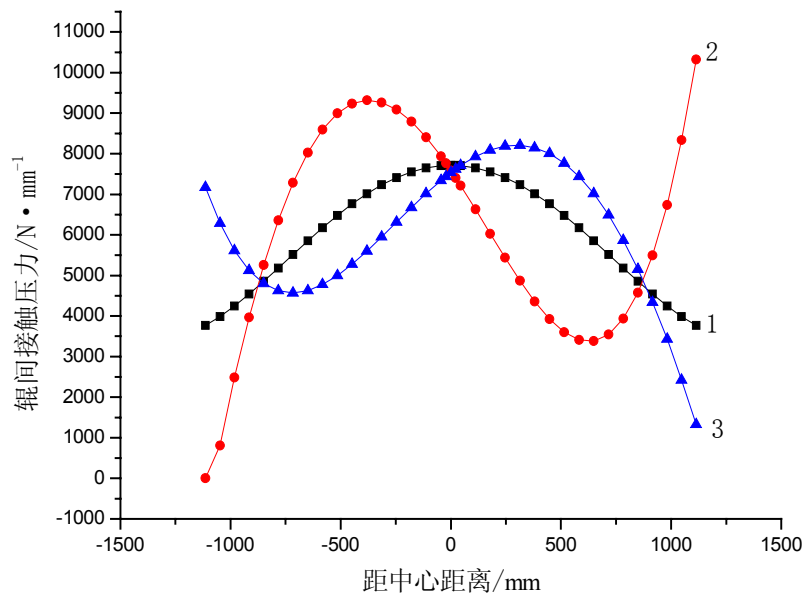
由图 4-20 和图 4-21 可知,工作辊的辊型加剧了辊间接接触应力波动,使辊间接接触压力增大,在轧辊的右端部达到峰值 $20.6296 \text{ kN} \cdot \text{mm}^{-1}$,而在左端部的辊间压力为零,意味着在左端部没有接触。从整体上分析,工作辊的辊型减少了轧辊的使用寿命;为平衡工作辊的不利影响,支承辊增加了辊型,其辊型对辊间接接触应力的曲线有明显的平缓作用,右端部的辊间压力峰值降到了 $10.1544 \text{ kN} \cdot \text{mm}^{-1}$ 。由前一节支承辊辊型对出口凸度影响的分析知支承辊辊型对凸度的影响很小,从表面上看增加支承辊的辊型只是对磨削带来困难,从这节的分析我们可以明确的得出,采用特殊的支承辊辊型可改善不均匀磨损,延长换辊周期,降低辊耗,所以增加支承辊的辊型是十分必要的。此技术在生产中可通过变接触支承辊来实现。



1——普通四辊;2——工作辊带有辊型;3——支承辊和工作辊都有辊型

图 4-20 F2 辊型对辊间接接触压力的影响

Fig.4-20 The effect of roll shape on pressure between rolls,F2



1——普通四辊;2——工作辊带有辊型;3——支承辊和工作辊都有辊型

图 4-21 F4 辊型对辊间接触压力的影响

Fig.4-21 The effect of roll shape on pressure between rolls,F4

综上对四辊 CVC 轧机辊间接触压力的分析可知：辊间接触压力的峰值位于轧辊的端部。因此轧辊的端部成为最容易剥落的位置，为避免轧辊端部的剥落，支承辊端部常做成一段硬度较低的软带，并设计成有一定轴向长度的倒角进行过渡。对于倒角的形状及参数的最优需进一步探讨研究。

4.3 本章小结

本章结合现场使用的轧制规程数据，主要分析了工作辊横移及弯辊力对板凸度的影响，利用最小二乘法回归了工作辊横移与板凸度的线性关系，同时分析了工作辊与弯辊力配合可调节的板凸度范围，为现场板凸度的控制提供了理论依据；其次分析了带钢宽度对板凸度的影响，得出轧制 2000 mm 左右宽的带钢最容易超标；最后通过对辊间接触压力分析，得出支承辊辊型对板凸度的影响很小，其主要是缓和辊间接触压力，减小轧辊的磨损。

结 论

本文以首钢迁钢 2160 热连轧精轧机组为研究对象，针对其新工作辊辊型的板形板凸度调控能力及轧辊剥落现象进行深入研究。基于分割模型的影响函数法，建立了四辊 CVC 轧机辊系变形模型，并与条元变分法耦合，确立了四辊 CVC 热连轧机板形板凸度计算模型。本模型的建立，为现场的板形板凸度控制提供了强有力的理论依据。其主要结论有以下几点：

(1)对不同宽度的轧件，通过调节工作辊横移及弯辊力，可以出现从边浪到中浪的各种板形。这说明四辊 CVC 轧机对不同宽度的带材，具有较强的板形调控能力。

(2)工作辊横移对板凸度的控制范围影响很大：工作辊由中心点向右横移时板凸度减小，向左则相反；板凸度与工作辊横移呈线性关系。

(3)随着正弯辊力的增加，板凸度线性下降；同时轧辊端部辊间压力峰值变大，产生应力集中，故在板形板凸度控制时采用过大的正弯辊力是不可取的。

(4)轧制 2000 mm 左右的带钢时，带钢的板凸度最容易超标；带钢越宽，轧辊端部的应力集中越大，而过窄的带钢加剧了辊间压力分布曲线，过宽过窄的带钢都不适宜轧制。

(5)工作辊辊型增大了板凸度的调节范围，但加剧了辊间压力的分布不均，在轧辊端部产生大的应力集中；而支承辊辊型虽然对板凸度影响很小，却能很好的改善辊间接触压力的分布，减小了不均匀磨损，延长换辊周期，所以增加支承辊的辊型对增强 CVC 轧机的板形板凸度控制是十分必要的。

本文不足之处：在增加支承辊辊型时，为简化其函数，未考虑支承辊倒角对板形板凸度的影响，在分析过程中致使辊间接触压力端部峰值偏大；同时由于时间有限，模型中未考虑磨损模型及水冷模型的影响，还需后续学者做进一步深入研究。

参考文献

- 1 马建明, 吴初国. 缓解当前我国铁矿资源供求矛盾的关键何在. 国土资源情报, 2008, (7):33-35
- 2 余杨斌. 新中国国民经济恢复时期的钢铁工业. 冶金经济与管理, 2008, (7):45-48
- 3 王东城. 基于机理的带钢轧机板形在线设定控制模型研究. [燕山大学博士论文]. 2009:2-4
- 4 岳晓光. 国外热带钢板形板凸度控制轧机的研究和应用. 钢铁厂设计, 1991:67-72
- 5 杨连宏. 热连轧生产中的板形控制技术. 山西冶金, 2001, (1):30-31
- 6 Stone,M.D, Gray.R, Theory and Practical Aspects in Crown Control. AISE Yearly Proceedings, 1965:657-667
- 7 Shohet,K.N, Townsend,N.A. Roll Bending Methods of Crown Control in Four-high Plate Mills. Journal of the Iron and Steel Institute, 1968, (11):1088-1098
- 8 申光宪, 木原淳二. 用边界元法求解轧辊接触表面位移和表面力的研究. 燕山大学学报, 1983, (3):2-5
- 9 于秋林. 四辊轧机辊系弹性变形的理论与实验研究. [燕山大学工学博士学位论文]. 1990:1-75
- 10 王国栋. 板形控制和板形理论. 北京:冶金工业出版社. 1986:104-119
- 11 Edwards,W. J, Spooner,P. D, Automation of Tandem Mills. London:Iron Steel Inst, 1973: 176
- 12 户泽康寿著. 申光宪, 等译. 关于薄板的三元轧制理论. 齐齐哈尔:东北重型机械学院, 1982:1-104
- 13 Chen Xianlin, Zou Jiaxiang. A Specialized Finite Element Model for Investigating Controlling Affecting Behavior of Rolls and Strip Flatness. Proc.of the 4th International Steel Rolling Conference. Deauville, France, 1987, E4:1-7
- 14 刘宏民. 三维轧制理论及其应用. 北京:科学出版社, 1999:1-253
- 15 连家创, 段振勇, 叶星. 三维解析法求解辊缝中金属横向流动问题. 东北重型机械学院学报, 1984,(3):1-9
- 16 喻海良, 赵宪明, 刘相华. 板带精轧过程轧制力的三维弹塑性有限元分析. 钢铁研究学报, 2005, 2(1):14-16
- 17 杜凤山. 三维弹塑性有限元法模拟板带轧制过程. [燕山大学工学博士学位论文]. 1990:3-54

- 18 YU HL, LIU XH, Li XW. Analysis of inclusion deformation and crack generation during rolling with a super-thin layer by FEM. *Materials Letters*, 2008, 62(10-11):1595-1598
- 19 YU Hai-liang, LIU Xiang-hua, LEE Gyoo-Taek. Contact element method with two relative coordinates and its application of prediction of strip profile for a Sendzimir mill. *ISIJ International*, 2007, 47(7):996-1005
- 20 YU Hai-liang, BI Hong-yun, LIU Xiang-hua, TU Yan-feng. Strain distribution of strips with a spherical inclusion during cold rolling *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2008, 18(4):919-924
- 21 鼓钢贤, 张树堂. 前张力对板形影响的研究——刚塑性有限元法求解变形区金属三维流动. *钢铁研究总院学报*, 1986:42-43
- 22 刘立文. 冷轧薄板金属三维变形规律的研究. [北京科技大学工学博士学位论文]. 1998, (5):1-43
- 23 肖宏. 三维弹塑性边界元法模拟板带轧制过程中的研究. [燕山大学工学博士学位论文]. 1991:7-46
- 24 彭艳. 基于条元法的HC冷轧机板形预设控制理论研究及工业应用. [燕山大学博士学位论文]. 2000:81-91
- 25 刘宏民, 连家创, 段振勇. 模拟带材轧制过程的条元法. *机械工程学报*, 1993, 29(4):36-42
- 26 刘宏民, 连家创. 研究冷轧带材金属横向流动和张力的线性条元法. *钢铁研究学报*, 1992, 4(3):37-44
- 27 Liu Hongmin, Lian Jiachuang. Transverse Distribution of Front and Back Tension Stresses in Cold Strip Rolling. *Chinese Journal of Metal Science and Technology*, 1992, 8(6):427-434
- 28 Liu Hongmin, Lian Jiachuang, Duan Zhenyong. Strip Element Method Analyzing the 3-D Stresses and Deformations of Cold Strip Rolling. *Advanced Technology of Plasticity* 1993, 4th International Conference on Technology of Plasticity. Beijing, China: International Academic Publishers, 1993:868-873
- 29 Liu Hongmin, Lian Jiachuang. Simulation of Cold Strip Rolling by Third Power B-Spline Finite Strip Method. *Advances in Engineering Plasticity and its Applications*, Asia-Pacific Symposium on Advances in Engineering Plasticity and its Applications. HongKong: Elsevier Science Publishers B.V, 1993:703-710

- 30 Liu Hongmin, Lian Jiachuang, Duan Zhenyong. Study of the 3 -D Stresses of Cold Strip Rolling Under Center Wave. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 1994, 7(2):91-96
- 31 刘宏民, 连家创, 段振勇. 大宽厚比冷轧带材压力摩擦力张力横向分布的研究. 机械工程学报, 1994,30(增刊):9-14
- 32 刘宏民, 边宇虹. 大宽厚比冷轧带材三维应力分布的样条有限元分析. 工程力学, 1994,11(2):138-143
- 33 Liu Hongmin, Lian Jiachuang, Duan Zhenyong. Study on the Asymmetrical Cold Strip Rolling Under Large Width to Thickness Ratio. Journal of Material Science and Technology, 1996, 12(3):232-234
- 34 边宇虹, 刘宏民. 应用预位移原理求解冷轧板带接触表面摩擦力. 钢铁研究学报, 1994, 6(1):29-35
- 35 Liu Hongmin, Hu Guodong. Study on Strip and Roll Deformation Coupling of Cold Strip Rolling. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 1997, 10(4):268-274
- 36 刘宏民, 连家创, 段振勇. 三次样条函数条元法及对带材轧制过程的模拟. 燕山大学学报, 1998, 22(1):51-55
- 37 刘玉礼. 板厚板形综合调节新型四辊轧机的试验与理论研究. [燕山大学工学博士学位论文]. 1989:1-35
- 38 郑振中. 新型条元法及其对六辊 CVC 宽带轧机轧制过程的仿真研究. [燕山大学工学博士学位论文]. 1999:1-75
- 39 Klaus Klammer. CVC Technology in Cold Rolling Mills. M.P.T, 1985, (3):77-89
- 40 宋建芝. CVC 轧机板形控制能力的研究. [燕山大学工学硕士学位论文]. 1989:5-8
- 41 王祝堂. CVC 轧机. 轻金属, 1995, (3):47-50
- 42 Lian Jiachuang. Analysis of Profile Shape Control in Flat Rolling. Proceeding of the First International Conference on Steel Rolling. Tokyo, Japan, 1980:713-724
- 43 王向荣. 热连轧精轧机组辊系变形与板形的研究. [北京科技大学硕士论文]. 2006:33-35
- 44 哈尔滨工业大学理论力学教研组. 理论力学(上册). 北京:高等教育出版社, 1997:7-100
- 45 曹鸿德. 塑性变形力学基础与轧制原理. 北京:机械工业出版社, 1981:39-40
- 46 刘玠, 杨卫东, 刘文仲. 热轧生产自动化技术. 北京:冶金工业出版社, 2006:83-87
- 47 胡国栋. 轧钢生产工艺及设备. 燕山大学, 2003:26-32

- 48 孙一康. 带钢热连轧数学模型基础. 北京:冶金工业出版社, 1979:46-52
- 49 Wladimir B, Ginzburg. Selection of Optimum Strip Profile and Flatness Technology for Rolling Mills. iron and Steel Engineer, 1997, (7):30-38
- 50 K.N.Shohet, N.A.Townsend. Roll Bending of Tandem Mills.Edition by G.F.Bryant, Iron Steel Institute, London, 1973:34-45
- 51 连家创, 刘宏民. 板厚板形控制. 北京:兵器工业出版社, 1996:41-83
- 52 E.C.Larke. The Rolling of Strip,Sheet and Plate. Chapman and Hall LTD, London, 1963:21-113
- 53 Tsuneo Nakanishi. Application of Work Roll Shift Mill “HCW-Mill”to Hot and Cold Rolling Mills. Iron and Steel Engineer, 1993, (3):32-37
- 54 Montmitonnet, P.etal. Use of a Finite Element Computer Code for Optimization of Rolling Operations. Proc.of 3rdd.Int.Conf. on Tech, Plast, Kyoto, 1990:625
- 55 何伟. CVC 辊型曲线模型开发及其辊系弹性变形研究. [东北大学硕士论文]. 2006:24-25
- 56 K.Yasuda. Rolling of Dead Flat Strip Using UC Mill with Small Diameter Work Rolls. Proc4th Int.Steel Rolling Conf.France:Deauville, 1978:22
- 57 Vladimir B, Ginzburg. Selection of Optimum Strip Profile and Flatness Technology for Rolling Mills. Iron and Steel Engineer, 1997, (7):30-38
- 58 王国栋, 张树堂. 用双阶梯支承辊改善板形. 钢铁, 1993, (6):41-45
- 59 K.Kajiware, N.Fujino. Characteristics of UC Mill and Its Application. Advances in cold Rolling Technology, sept, 1985:115-127
- 60 V.B.金兹伯格著. 姜明东, 王国栋, 等译. 高精度板带材轧制理论与实践. 冶金工业出版社, 2000:352-362
- 61 何安瑞, 张清东. 宽带钢热轧支承辊辊型变化对板形的影响. 北京科技大学学报, 1999, (6):565-567
- 62 熊俊伟. csp 板形控制及工作辊磨损模型研究. [武汉科技大学硕士论文]. 2007:20-22

攻读硕士学位期间承担的科研任务与主要成果

- 1 上海宝山钢铁股份有限公司项目. 《宝钢 1880 热精轧机使用技术研究》(参加者), 2008-2009 年

致 谢

本文的研究工作和论文撰写是在导师彭艳教授的悉心指导下完成的，彭老师严谨的治学态度、渊博的学术知识、丰富的实践经验以及宽厚待人的品格使我受益匪浅。彭老师的博学，让我知道学海无涯仍需努力；彭老师的勤奋，让我明白天道酬勤要坚持始终；彭老师的大度，让我能以宽容之心面对生活。生活中，他教我们如何真诚做人、踏实做事，每一次的谈话都如同春风化雨，指引着我们沿着正确的方向前进。在此谨向彭老师致以崇高的敬意和衷心的感谢。

在程序的调试过程中，得到课题组王东城博士的耐心帮助，在本论文的进展中也得到了孙建亮、单修迎、马博、孙亚波、贾斌、章健、刘云飞等博士及贾广顺、才春辉、马小英、李文强等身边同学的热情帮助，探讨了课题开展的思路、学识，使我拓宽了知识面，开阔了眼界，在此表示深深的感谢。

在课题研究的过程中，得到了首钢迁钢公司热轧分厂郑利元工程师大力支持和热心帮助，为我提供了现场数据，为课题顺利进展提供了材料。在此一并致以最诚挚的谢意。

最后感谢所有参加论文评审的老师 and 答辩委员会的老师！感谢在作者学习和研究期间给予大力支持和帮助的老师、亲人和朋友们！

作者简介



张彩霞，女，1979年4月生，汉族，河北唐山滦南县人。2002年7月毕业于河北科技大学，主修过程装备与控制工程专业并获工学学士学位；2007年9月至今，于燕山大学机械设计及理论专业攻读硕士学位。