

东北大学

硕士学位论文

热连轧机板形控制系统分析研究

姓名：李新文

申请学位级别：硕士

专业：材料加工工程

指导教师：刘相华;徐建忠

20090601

热连轧机板形控制系统分析研究

摘 要

板形精度是衡量热轧带钢质量的一项主要指标和决定产品市场竞争力的重要因素。目前,板形控制技术已成为热轧带钢生产的核心技术之一,也是当前研究开发的前沿和热点。

本文以东北大学轧制技术及连轧自动化国家重点实验室与首钢迁安分公司热轧厂合作项目“首钢 2160mm 热轧过程控制系统消化吸收”为背景,结合现有的板形控制理论与控制方法,系统地研究了带钢热连轧板形控制理论及板形控制技术,如辊系弹性变形、轧辊热凸度及磨损、辊缝内金属流动;分析原有源代码,总结出具体数学模型,并实现离线计算。研究工作取得以下成果:

(1) 介绍了首钢 2160mm 热连轧机组的装备、工艺流程;分析了该机组板形控制系统结构、PCFC(凸度、断面形状和平直度控制)总体策略、PCFC 设定算法;通过拟合得到各工作辊 CVCplus 辊型曲线方程的系数,计算出工作辊横移位置与辊缝等效凸度的关系。

(2) 研究了轧辊热凸度和磨损的数学模型;根据传热基本方程和边界条件,采用有限差分法计算了工作辊温度场,确定了各单元的温度增量,计算并修正了工作辊热膨胀量,得出工作辊热凸度;分别求出工作辊均匀磨损和工作辊局部磨损,然后通过加权确定了工作辊磨损量。

(3) 确定了带钢宽度变化和平直度的求解方法;根据已有数据、物理模型和边界条件建立线性方程组,计算出轧制力向量,然后求出带钢宽度变化和平直度;

(4) 分析五块样本带钢数据,对比热凸度和磨损的模型计算结果与实际值,两组数据吻合较好;对比它们的工作辊横移位置和弯辊力的计算值,差别较小,模型计算稳定;分析带钢凸度和平直度结果表明,模型控制性能良好。

关键词:热连轧机;板形;辊型;凸度;平直度;CVC;温度场;轧辊磨损;金属流动

Study on Shape Control System for Hot Strip Mill

Abstract

The shape accuracy of hot rolled strip is one of the main quality indexes, which decides on the market competitiveness of products. At present, shape control technology has become one of the core technologies in hot strip rolling and also the frontier and hot point of current research and development.

On basis of the project of State Key Laboratory of Rolling and Automation (RAL), Northeastern University and Shougang“Strip Shape Control System digestion for Shougang 2160mm Hot Strip Mill”, and according to the existing shape control theory and technology as well as the production field, the paper has studied the strip control theory and technology systematically for hot strip mill, such as elastic deformation of the roll system, thermal crown and wear, metal flow within the roll gap; the original source code has been analyzed and the specific mathematic model has been concluded; at last, off-line calculation has been carried out. The research achievement is as follows:

(1) The equipment and the technological process of Shougang 2160mm hot strip mill have been introduced; the overall structure of the shape control system, the overall strategy of PCFC (Profile, Contour and Flatness Control) system, and the PCFC setup algorithm have been analyzed; the corresponding relationship of work roll shifting position and the equivalent crown of the roll gap has been calculated with the curve equation fit for CVCplus roll profile and the calculation of respective coefficients for every roll.

(2) The calculation flow of roll thermal crown and wear model has been analyzed; the temperature field of the work roll has been obtained by finite difference method according to basic heat transfer equation and boundary condition, so the temperature increment of every element, the thermal expansion and thermal crown of work roll have been determined; the work roll wear has been obtained with weighted sum of two wear model results.

(3) The solution method of width change and the flatness of the strip has been determined; the roll pressure vector has been obtained by the linear equations which are established on the data, physical model and boundary condition, and then the width change and the flatness can be determined.

(4) The data of the similar sample strips have been analyzed; the model calculation value of thermal crown and wear has been completely consistent with actual value after comparison; there has been little difference of the calculation value of the work roll shifting position and bending force between the similar strips, so the model calculation has been stable; comparing with the strip crown and flatness, the model has excellent control performance.

Key words: hot strip mill; shape; roll profile; crown; flatness; CVC; temperature field; roll wear; metal flow

第 1 章 绪 论

1.1 研究背景及意义

近年来，我国热轧带钢轧机得到快速发展；截至 2008 年底，我国国内已建成投产的热轧宽带钢轧机共 56 套，设计能力 1.67 亿 t。其中，常规热连轧机 38 套，设计能力 12370 万 t；薄板坯连铸连轧机组 14 套，设计能力 4040 万 t；炉卷轧机 4 套，设计能力 320 万 t^[1]。不同规格轧机的机组数量和产能情况如表 1.1 所示。按原计划，我国仍将有 40 余条热轧宽带钢轧机将建设。2008 年我国热轧带钢轧机实际生产 15160 万 t，实际表观消费量为 13865 万 t^[2]。

表 1.1 2008 年底我国建成投产的热轧宽带钢轧机规格情况

Table 1.1 Size situation of hot wide strip mill in our country by the end of 2008

项目	数据			
宽度规格/mm	1250	1400~1600	1700~1900	>2000
机组数量/条	6	13	28	9
设计能力/×10 ⁴ t	1090	3505	7930	4205

随着科学技术的发展，各工业部门对宽带钢的需求量愈来愈多，对宽带钢质量的要求也愈来愈高。尤其是用户对汽车钢板、镀锡钢板、硅钢板等成品薄板的板形提出很高要求。若带钢板形不良，出现波浪、翘曲、局部高点、边部减薄等缺陷，将严重影响各工业部门产品的质量及寿命。板形精度是衡量热轧带钢的一项主要的质量指标和决定产品市场竞争力的重要因素。目前，板形控制技术已成为热轧带钢生产的核心技术之一，也是当前研究开发的前沿和热点。

首钢迁安分公司热轧厂 2006 年引进 Siemens 公司的 2160mm 热连轧机组，该机组具有世界领先水平控制技术，但 Siemens 提供的二级控制系统源代码冗余、函数结构错综复杂，且关键技术以“黑箱”形式提供，对于二级控制系统功能的开发、消化、吸收及再创新造成极大的障碍。

本文依托东北大学轧制技术及连轧自动化国家重点实验室与首钢迁安分公司热轧厂合作项目“首钢 2160mm 热轧过程控制系统消化吸收”，并结合生产现场，系统地研究带钢热连轧板形控制理论及板形控制技术，如轧辊弹性变形、热凸度及磨损、辊缝内

金属流动、CVC 辊型等；分析原有板形控制系统，修改、整理、补充首钢 2160mm 热连轧机板形控制系统现有的源代码，实现离线计算，为正常生产和故障排除提供理论指导，对提高热连轧板形控制水平有重要的意义。

1.2 热连轧板形控制理论研究现状

板形理论主要包括辊系弹性变形理论、热凸度和磨损理论、金属三维变形理论和张应力分布理论，其中辊系弹性变形理论有相当重要的地位，这是因为轧辊的弹性变形直接影响到最终产品的断面形状。某些扰动因素，例如轧制力变化对板形的影响，是通过轧辊弹性变形体现的；而某些控制板形的手段，例如液压弯辊、HC 轧机等也是通过轧辊变形实现的。所以，只有从本质上充分地研究轧辊的弹性变形，才能准确地预测一定工艺条件下的轧后带钢断面形状、张应力分布和平直度，找出板形随各种扰动因素及控制因素的变化而变化的规律，从而为确定正确的工艺参数、寻找改善板形的途径、探索控制板形的方法提供可靠的理论依据。

1.2.1 辊系弹性变形

（一）解析方法

解析方法是研究轧辊弹性变形的重要方法，它的理论基础是 M.D.Stone 1965 年引入的文克尔弹性基础梁假定^[3]。该方法较为合理地处理了工作辊与支撑辊之间的接触压力分布问题，并为建立工作辊与支撑辊的挠曲微分方程创造了条件。

日本学者盐崎对 Stone 的工作进行了大量的改进^[4]。盐崎工作的重点也是液压弯辊控制效果的研究。为了避免联立求解微分方程组，С.Е.Рокотян 将轧制力从双弹性基础中分离出来，只视支撑辊为弹性基础，工作辊的分段挠曲线最后转化为第 II 类费雷德-荷蒙积分方程，由该方程迭代计算出辊间接触压力，最终求出工作辊挠度曲线^[5]，但未考虑剪力对挠度的影响。

1964 年 В.П.Полухин 提出双层梁法^[5]。他将工作辊和支撑辊系视为一个双层梁系统，假设辊间压力与压扁量成正比，压扁刚度为常数。辊间压力分布假设成一定形式的函数，通过辊间垂直方向的位移协调条件和平衡方程求出。

连家创提出了四次曲线形式的辊间压力分布假设^[6]。本城恒对双层梁模型作了辊间压力与两辊轴线接近量成正比的假设^[4]，避免了对辊间接触压力分布函数的设定。双层梁法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，这是辊系弹性变形理

论的一大突破。但由于受计算条件的限制,压扁刚度横向为常值和辊间接触压力的假设问题,还必须通过其它途径来解决。

钟掘等^[7]用解析法计算了 CVC 四辊轧机有载辊缝。但由于解析方法的局限性,例如轧制压力分布、轧辊凸度和磨损分布的假定都不能客观、真实地反映实际情况,剪切挠度的处理也不够理想,同时解析方法计算烦杂,所以应用受到了一定的限制。

(二) 影响函数方法

影响函数方法是一种离散化方法。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的单元离散化,应用数学物理方程中影响函数的概念先确定对各单元施加单位力时在辊身各点引起的变形,然后将全部载荷作用时在各单元引起的变形叠加,就得出各单元的变形值,从而可以确定出口处的厚度分布和张力分布等。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定,可以灵活的处理各类复杂问题。目前很多重要的板形理论问题和工程实际问题都采用这种方法处理轧辊的弹性变形。

影响函数法是由 Shohet^[8]于 1968 年首先提出来的。他导出了工作辊和支撑辊的弹性弯曲影响函数和弹性压扁影响函数,并给出了计算轧辊弹性变形的影响函数方法。该方法求解四辊轧机辊系弹性变形,主要考虑轧制压力、接触压力、辊凸度以及张力横向分布的不均匀性。

浦项制铁公司采用轧辊分割模型,通过辊系弹性变形计算获得带钢冷轧过程中板形及边部减薄量,建立起描述边部减薄的控制模型^[9]。徐建忠等^[10-15]采用影响函数法开发了适用于普通四辊轧机、PC 轧机、CVC 轧机的四辊轧机辊系弹性变形解析模块,并在此基础上开发了热轧带钢凸度影响率计算软件,研究了轧辊直径、工作辊弯辊力、支撑辊凸度、单位宽轧制压力等对热轧带钢凸度的影响规律。孔祥伟等^[16]采用刚塑性有限元与影响函数法相结合的耦合计算方法分析带钢和轧辊的变形,通过计算给出支撑辊的最佳凸度范围。胡贤磊等^[17,18]根据中厚板轧制过程的受力模型,利用影响函数法,计算出轧件宽度、工作辊半径、支撑辊半径、工作辊凸度、支撑辊凸度及轧制力等因素对辊缝及辊系弹跳的影响。魏立群等^[19]采用轧辊弹性变形影响函数法,计算了四辊轧机板宽与板凸度等相互关系,同时确定出产生最大板凸度的带钢宽度。Z.Y.Jiang 等^[20]用影响函数法计算了轧制极薄带材工作辊辊端接触压力。白金兰等^[21]将变分法与影响函数法相结合建立了冷轧带钢张应力分布计算模型,并用影响函数矩阵法开发了考虑轧件张应力分布的 6H3C 轧机辊系弹性变形计算模型。王宝峰等^[22]用影响函数法分析了冷轧带钢普通四

轧机辊系弹性变形,用于预报轧件出口断面形状。

(三) 有限元法和边界元法

为了提高辊系弹性变形的计算精度,有限元、边界元等数值方法被引入辊系弹性变形计算领域。三维有限元法和边界元法无需任何假设,有限元法与边界元法可以详尽地描述整个辊系的应力和变形^[23,24],因而用在对辊系弹性变形分析和轧辊强度分析方面颇具实际意义。但其计算量大,计算时间长,且辊间接触宽度极小而使其难于计算压力和压扁,所以该法在用于实际的板形控制方面受到了一定的限制。日本学者采用平面有限元法分析了轧辊应力场,并对轧辊进行了三维应力有限元分析;国内学者则在考虑辊间非线性接触摩擦的基础上建立了辊系弹性变形有限元算法^[25]。近年来,边界元在辊系弹性变形和应力分析中的应用也逐渐受到重视^[26,27]。有限元与边界元法假设条件少,能模拟复杂的轧辊几何形状和边界条件,与实际辊系十分逼近。但计算量过大、相对前两种方法计算时间较长。

1.2.2 轧辊热凸度和磨损

(一) 轧辊热凸度的解析解法

轧辊温度场的计算是求解轧辊热凸度的前提。采用解析法计算轧辊热凸度的典型代表是 Unger^[28]。1976~1978 年,在一系列假定和数学简化的基础上,求出了轧辊温度场的解析表达式,采用分离变量法可求得轧辊温度场^[29];利用上述温度场,根据弹性力学中无限长圆柱体温度轴对称分布的唯一解求得轧辊轴向任意位置热膨胀量。采用上述模型计算了轧辊的热凸度,并讨论了不同冷却条件下轧辊温度场和热凸度的稳态分布^[30]。

文献[31]将轧辊看成位于温度为 T_0 环境中的无限长圆柱体,采用半解析级数(贝塞尔函数)法计算轧辊的温度场,进而建立了一个在线热凸度预报模型;文献[32]结合三维热边界条件,用解析法求解二维 Fourier 热传导方程,建立了热凸度在线计算模型;文献[33]采用 Laplace 变换法建立了轧辊横断面内温度场计算模型。

解析法大都采用傅立叶变换和分离变量法对导热微分方程进行求解,必须对热边界条件进行大量的简化,一般只能解决比较简单的传热问题,计算轧辊温度场和热变形快捷方便;但由于轧辊温度场的边界条件复杂,即使是对于稳态问题,解析方法的整个推证和计算过程相当麻烦。

(二) 轧辊温度场的数值方法

有限差分方法(FDM)是计算机数值模拟最早采用的方法。该方法是一种直接将微分

问题变为代数问题的近似数值解法。将求解域划分为差分网格,采用 Taylor 级数展开方法,把控制方程中的导数用网格节点上的函数值的差商代替进行离散,从而建立以网格节点值为未知数的代数方程组^[34]。

1974 年盐崎宏行^[35]从能量守恒的观点,建立了轧辊温度场的有限差分格式。由于支撑辊在辊身方向上温差不大,1975 年有村等从热传导微分方程出发,集中研究了冷轧和热轧中工作辊的热变形^[36]。

目前,有限差分法已成为计算轧辊温度场和热凸度的主要工具。文献[37]采用有限差分法计算了工作辊横截面和轴对称平面内瞬态温度场,考虑了冷却水的喷射角、轧辊表面温度、喷嘴距离、流量和压力对温度场的影响;文献[38]采用有限差分法计算了工作辊轴对称平面内瞬态温度场;文献[39]采用有限差分法计算了工作辊横截面内稳态温度场;文献[40]采用有限差分法建立了热带钢连轧机工作辊二维温度场及热辊形的仿真模型,并利用实际生产参数进行仿真。文献[41]作者采用有限差分法建立了 CVC 轧机工作辊热凸度计算模型,仿真计算并与实测值进行了对比。

由于计算机计算速度的提高,目前有限差分法已可应用于热带钢连轧机精轧机组工作辊温度场和热凸度的在线计算与预报。我国宝钢从日本三菱公司引进的 1580PC 热带钢连轧机精轧机组工作辊温度场和热凸度在线计算与预报就采用了有限差分法^[42]。

德国 SMS 公司用有限元法对工作辊的温度场和热凸度进行了计算。工作辊的温度分布是三维热传导的结果,但是由于轧辊热条件的轴对称性,有限元法可降为二维,大大缩短了计算时间,将此模型应用于在线设定计算。对于热凸度的计算,他们将轧辊分成切片,并且每个切片单独考虑,一旦计算出轧辊径向的温度分布,每个切片的膨胀量就可以直接求出。将所有切片的计算结果都叠加在一起就可以给出轧辊的热凸度。刘相华等^[43,44]采用有限元在轧辊温度场分析做了许多离线模拟研究工作。梅瑞斌、李长生等研究了有限元在轧制过程中的在线应用取得了重大进展^[45]。李俊洪等^[46]采用有限条元法对轧制过程中工作辊温度场和热凸度进行计算和预报。

有限元和有限条元法计算量大,很难满足现场实时控制的要求;有限差分法计算简便快捷,在满足工程要求的计算精度下,计算速度快,计算也较稳定。因此,在工程上一般采用差分法求解工作辊温度场。

(三) 轧辊磨损

工作辊总磨损是指沿与轧件相接触整个辊身长度方向的轧辊磨损。引起这种磨损的因素包括热力学和机械疲劳共同作用引起的研磨及影响较小的腐蚀磨损^[47]。

根据 Sibakin 的研究,在热轧带钢精轧机组中轧辊总磨损的偏差(即因磨损导致的轧辊中部和两端的半径差)与轧制力成线性比例关系^[48]; Somers 等^[49]发现工作辊的磨损速度与工作辊的直径成反比。

在由 Nakanishi 等^[50]采用的热轧带钢轧机轧辊磨损模型中,假定带材边部的局部磨损 C_e 与带材中部的局部磨损 C_m 成正比。Gilbertson^[51]发现在除鳞后带钢表面呈明显的条带状。Tong 和 Chakko^[52]在轧制试验中观察到支撑辊中部的磨损通常要严重一些。支撑辊磨损量很大程度上取决于轧辊的材质和轧辊的表面硬度。

研究表明轧辊磨损严重地影响着带钢边部的凸度和边部减薄。Sibakin 等通过对测量数据的统计分析了支撑辊磨损对带钢凸度的影响,得出如下结论:以半小时为周期通过接触时间所测量的结果,带钢凸度随轧辊中部膨胀的增加成线性下降;带钢凸度随带钢宽度的增加线性下降;带钢凸度在支撑辊回转的前 10 转内增加,随后保持不变。

李长生等^[53]利用自行开发研制的热磨损试验机,研究了高铬铸铁、高速钢轧辊的磨损量与工艺参数的关系,通过各种条件下的大量试验数据,回归得到热轧带钢轧辊磨损的数学模型。丁修堃总结出轧辊磨损和带钢轧制长度、轧制负荷分布及轧辊磨损系数成正比,分段计算轧辊磨损量^[54]。何安瑞等^[55]分析了热轧精轧机组工作辊磨损机理,在大量实测的基础上,综合考虑影响轧辊磨损的几个主要因素,得出半经验半理论、具有较高精度的工作辊磨损模型。孔祥伟等^[56]以宝钢 2050mm 热连轧机为研究对象,采用现场在线磨损计算模型进行离线模拟计算,优化了磨损计算模型参数。

1.2.3 金属三维变形

金属三维变形研究是一个十分重要的研究领域,三维变形时的变形参数和力能参数方面的研究无论在理论上还是在实践上均有重要的意义。就板形而言,边部流动问题是一个典型的三维问题,并且由于三维问题涉及到轧制理论的许多基本问题,例如摩擦边界条件的确定,弹性区和塑性区的分界等,所以解决起来相当困难。早期在实验研究方面, E.Siebel 和 W.Lueg^[4]做了大量工作,他们的关于三维流动规律、轧制压力分布等方面的实测结果一直是进行理论研究的宝贵资料。

(一) 解析方法

解析方法是分析轧制理论问题的主要方法,例如处理平面问题的 T. Karman 方程^[57]和 E.Orowan 方程都是利用解析方法求解的。但是解析这些微分方程非常困难,平面问题尚且如此,三维问题就可想而知了。20 世纪 60 年代柳本左门等^[58,59]在二维 Karman

方程基础上又增加了一个横向平衡微分方程,并采用了包含三个主应力的塑性条件,解析了热轧中三维变形条件下的卡尔曼微分方程。

A.盖列依根据 A.И.采里科夫关于移动体积的概念^[4],用解析方法研究了轧件三维变形的流动规律,给出了轧件边部的展宽曲线。

20 世纪 70 年代,户泽康寿等^[60,61]提出了三维解析法的全理论式解并修正,进行了带钢的三维变形解析。从 20 世纪 60 年代开始对金属三维变形的解析法作过一些探索性的研究,但由于采用过多简化假设,边界条件处理粗糙,没有得到满意的结果。

(二) 数值法

用解析方法求解三维问题时,遇到了很大的困难。为了使问题简化,而不得不采用较多的假定,这样一来,计算结果严重地偏离实际情况。最初,特罗斯特尝试采用差分法计算带钢的宽展。衫山纯一等根据盖列依对金属流动规律的研究结果和奥洛夫及特罗斯特的数值计算方法^[62],联合求解二维变形区和三维变形区中金属变形及压力分布。他将二维变形区的计算结果作为三维区的应力边界条件,然后根据盖列依的理论,研究了三维区域金属流动状态及展宽区的形状,据此建立起三维区金属位移的应变场,并进而求出了金属的变形力能参数。但是,由于假定的出口、入口边界条件缺乏理论根据,所以难以定量地给出与实际一致的结果。

1973 年小林史郎和 C.H.李提出刚塑性有限元法并应用在热轧。刘相华等^[63]应用刚塑性有限元法计算了厚板平轧、板坯立轧及带凸度板轧制的应力及变形。60 年代末 P.V.马卡尔(Marcal)和山田嘉昭导出弹塑性矩阵发展出弹塑性有限元法^[64]。赵德文等采用弹-塑性有限元和刚-塑性有限元对轧件变形应力场和应变场进行了分析^[65]。有限元法虽可详尽地描述整个辊系的应力和变形,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。

(三) 变分法

用变分法研究轧制过程金属三维变形的基本思想是:首先根据轧制过程的特点构造满足边界条件的速度函数;其次根据最小能量原理确定函数中的待定参数;最后进行三维应力与变形的计算和分析。

采用变分法研究板带轧制三维变形,国外塔尔诺夫斯基的单参数速度场模型^[66]、小林史郎的三参数速度场模型^[67]、加腾和典的三参数速度场模型和五参数速度场模型^[68,69]。国内最具有代表性的工作是连家创教授提出的用变分法求解辊缝中金属的横向流动,进而确定前张力的横向分布^[70,71]。为了进一步提高上述变分法求解前张力横向分布

的计算精度,黄传清博士对求解欧拉微分方程时的简化进行修正^[72]。王宏旭博士在文献[70,71]的基础上提出用更高次的多项式来拟合入口、出口带材的横向厚度分布^[73,74],用以提高前张应力的计算精度。

总之,变分法已成为求解辊缝中金属横向流动问题广泛应用的方法,在轧制压力的横向分布、宽展量与前张力横向分布的计算方面都与试验结果较为吻合。但由于在求解欧拉微分方程及张应力公式推导过程中作了不少近似和简化,使出口横向位移及张应力横向分布计算结果存在一定误差,尤其在带钢边部计算结果误差较大。

1.3 热连轧板形控制技术研究现状

1.3.1 液压弯辊

液压弯辊是开发与应用最早的板形控制技术。基本原理是:通过向工作辊或支撑辊辊颈施加液压弯辊力,瞬时改变轧辊的有效凸度,改变承载辊缝形状和轧后带钢的延伸沿横向分布,从而达到改善板形的目的。

弯辊系统分为工作辊弯辊和支撑辊弯辊。根据弯辊力作用面不同,弯辊系统分为垂直弯辊和水平弯辊;垂直弯辊系统通常分正弯辊系统和负弯辊系统。正弯辊系统中,弯辊力使辊缝增大;负弯辊系统中,弯辊力使辊缝减小^[75]。

1.3.2 轧辊横移

轧辊横移系统主要目的:扩大带钢凸度的控制范围;减少带钢边部减薄;均匀轧辊磨损及热凸度。

日本日立公司于20世纪七十年代初期开发HC轧机^[76],工作辊弯辊、中间辊轴向移动。通过上下中间辊反方向相对横移,改变工作辊与中间辊的接触长度,有效的消除了有害接触弯矩,同时也增加了工作辊弯辊的控制效果。

在HC轧机的基础上发展起来的UC轧机^[77],中间辊弯辊控制带钢的二次板形;工作辊弯辊控制带钢的四次板形;中间辊可扩大中间辊和工作辊的控制效果。上述控制手段相互结合,即可对生产中所出现的各种板形缺陷实现有效的控制。

HC轧机和UC轧机均为中间辊横移的六辊轧机,对于四辊轧机来说,横移技术的应用则采取的是工作辊横移方式。工作辊横移通常选用一定的横移辊型予以配合,其主要辊型有单锥度辊型、CVC辊型及UPC辊型等。

采用单锥度辊型的轧机，亦称四辊 HC 轧机，即 HCW 轧机^[78]。它是通过单锥度工作辊横向移动，达到降低带材边部减薄和改善板形的目的。采用 CVC 辊型的轧机，即 CVC 轧机，是德国 SMS 公司于 1982 年开发的一种轧机^[79]。辊型曲线大多采用三次多项式或五次多项式来描述。采用 UPC 辊型的轧机，即 UPC 轧机，是德国 MDS 公司开发的又一新型轧机^[80]，工作辊采用的是雪茄型辊型。工作辊横移式轧机如图 1.1 所示。

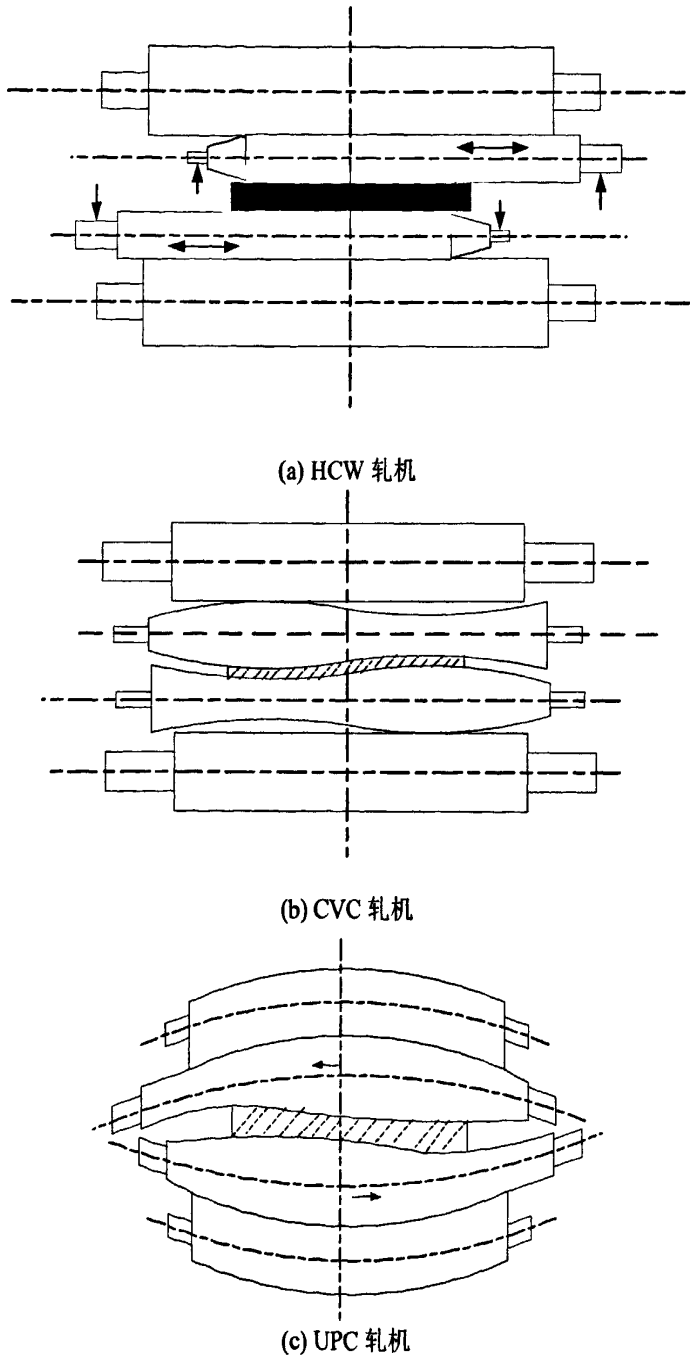


图 1.1 工作辊横移式轧机
Fig.1.1 Work roll shifting mill

21 世纪初，法国克莱西姆公司开发了 SmartCrown 轧机^[81]，可以通过 SmartCrown 轧辊的横移来改变辊缝的凸度，也达到控制板形的目的。但这种轧辊的设计理念完全不同于 CVC 轧辊。SmartCrown 轧辊的辊型曲线可用正弦和线性函数迭加来描述，对于任何窜辊位置，无载辊缝形状总是其余弦函数。这种轧机，具有较大的凸度控制范围；与传统的轧辊相比，磨辊的次数大大减少；能够消除各种板型缺陷等优点，目前世界上许多钢厂中已在运用。

1.3.3 轧辊交叉

轧辊交叉技术中最为经典的轧机为日本新日铁和三菱重工公司共同开发的四辊 PC 轧机^[82]，如图 1.2 所示。轧辊交叉角一般为 0~1.5°。工作原理是：成对的工作辊和支撑辊交叉，使得轧辊辊缝呈抛物线形，相当于工作辊具有原始凸度，轧辊等效凸度 C_r 可用下式表示：

$$C_r = \frac{b^2 \tan^2 \theta}{2D_w} = \frac{b^2}{2D_w} \theta^2 \tag{1.1}$$

式中， b 为带钢宽度，mm； θ 为交叉角，rad； D_w 为工作辊直径，mm。

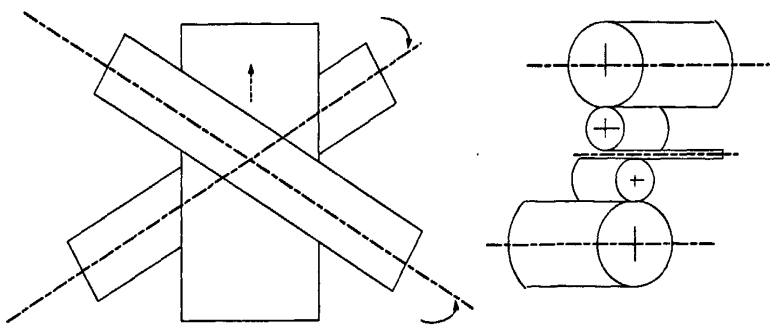


图 1.2 轧辊交叉示意图

Fig. 1.2 Illustration of pair-crossed rolling mill

PC 轧机的板形控制能力很强，位于各种轧机之首。通常 PC 轧机只需 1.0° 的交叉角，便可以与同规格的 CVC 轧机相匹敌，所以 PC 轧机得到了较快的发展和应用。PC 轧机首次用于新日铁君津 4700mm 精轧机。第二套是 1997 年底投产的浦项 3 号 4300mm 中厚板轧机。

此外 PC 轧机还具有刚度大，厚度精度高、辊耗少、蛇形少等优点，但是由于 PC 轧机需要安装角度调整和侧推力支撑两套机构，结构复杂，造价高，且轴向力大(一般

为轧制力的 5%~10%)等缺点。

1.3.4 液压胀形轧辊

1974 年日本住友公司开发出了一张凸度可变的轧辊，称为 VC 轧辊(Variable Crown Roll System)或液压胀形轧辊^[83]，其结构原理图如图 1.3 所示。

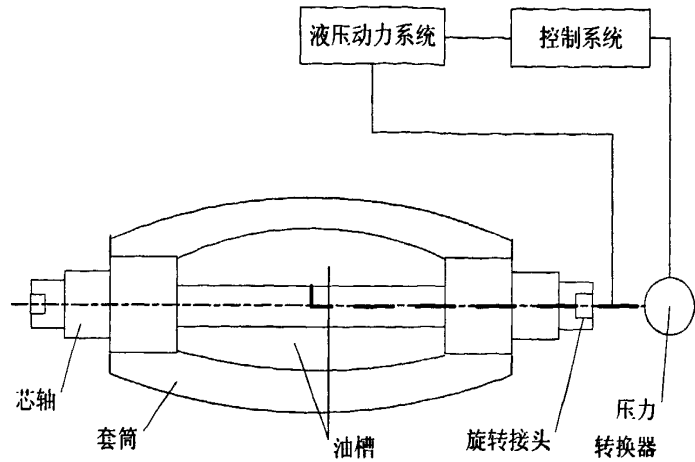


图 1.3 液压胀形系统控制图

Fig. 1.3 Control figure of hydric expending system

液压胀形轧辊由芯轴与辊套组成。在芯轴与辊套之间设有液压腔，高压液体经高速旋转的高压接头由芯轴进入液压腔。在高压液体的作用下，辊套外胀，产生一定的凸度。调整液体压力的大小，可以连续改变辊套凸度，迅速校正轧辊的弯曲变形，达到控制板形的目的。辊套与芯轴两端在一定长度内采用过盈配合，一方面对高压液体起密封作用，另一方面在承受轧制载荷时，传递所需要的扭矩，并保证轧辊的整体刚度。

实际运用中，即可将工作辊制成 VC 辊，也可将支撑辊制成 VC 辊。虽然 VC 轧辊内部设有一个油槽，但其整体刚度并不次于实心轧辊。与弯辊技术相配合，可以扩大板形控制范围，校正复杂的复合浪形缺陷。VC 轧机首先运用于日本和歌山厂 4300mm 中厚板轧机，随后在美、韩、法等国也大量运用，经多年的发展和改进，人们利用此类技术有开发出新型的 TP(Taper Priston)轧辊技术及 SCR 膨胀技术等。

1.3.5 轧辊分段冷却

在轧制过程中，由于变形功、摩擦功的生热效应与周围介质作用的动态平衡，使轧辊产生所谓的热凸度。如果通过某种特殊的温度控制方法，使温度沿辊身的不均匀分布所形成的热凸度，能够对其它机械因素所引起的辊缝不均起到一定的补偿作用，便可以

达到控制板形的目的。在板带生产中，控制辊身温度分布规律的工艺方法，主要是对轧辊进行分段冷却。

轧辊分段冷却的研究工作较多。研究者从不同的角度给出了轧辊温度分布及相应热凸度的计算方法。例如采用双排喷嘴喷射冷却液对轧辊进行分段冷却，每个喷嘴的流量均经过精确的计算，并可以单独控制。宝钢 1580mm 采用了工作辊分段冷却的方式，对轧辊温度分布进行控制^[84]。

通过改变热凸度来控制板形的最大优点，是可以消除非对称的板形缺陷。但由于轧辊的热惯性大、响应速度慢，特别是对宽厚板轧机，为了达到所需求的辊型变化，有时可以需要半个小时之久，难以实现实时板形控制。

1.4 本文的研究思路与主要研究内容

本文以东北大学轧制技术及连轧自动化国家重点实验室与首钢迁安分公司热轧厂合作项目——“首钢 2160mm 热轧过程控制系统消化吸收”为背景，以该板形控制系统原有程序为对象，结合现有的板形控制理论和控制方法，分析获得的原有源代码，整理代码结构，补充缺失内容，删除冗余代码，修改错误代码，最终实现离线模拟和将代码应用于其它轧机。论文主要研究内容如下：

- (1) 研究首钢 2160mm 热连轧机板形控制系统组成、板形控制策略及板形预设定策略、工作辊辊型；
- (2) 分析轧辊热凸度和磨损模型；
- (3) 分析金属流动模型；
- (4) 对比现场数据，分析模型合理性。

第 2 章 热连轧板形控制系统总体结构

2.1 首钢 2160mm 热连轧机组概况

首钢 2160mm 热连轧系统的关键设备和控制技术由西马克公司和西门子公司提供；粗轧和精轧机装备有非常先进的调节系统及高效率的带钢轧制工艺模型，终轧和卷取温度精度高，从而确保了带钢的板形好、表面质量优、尺寸偏差小、性能稳定，采用的先进工艺技术有：板坯、粗轧、精轧的高压水除鳞；板坯热装热送；间断式短锤头的 SMS 定宽；带有 CVCPlus 装备的板形和平直度控制；长行程液压辊缝调节系统的厚度控制；可灵活控制的层流冷却；无芯轴移送钢卷的热卷箱；热轧的工艺润滑；钢带性能预报；卷取机“踏步控制”(Step Control)。

原料为热装的连铸坯，钢种为低碳钢、碳素结构钢、低合金钢、深冲钢、汽车用钢、锅炉和压力容器用钢、造船钢、管线钢、Welten800、双相钢、IF 钢，厚度为 230~250mm，宽度为 900~2050mm；成品带钢厚度为 1.5~19.0mm，宽度为 750~2030mm，设计产能为 400 万 t/年。

主要设备有步进梁式加热炉 4 座；除鳞机 2 组；调宽压力机；两辊可逆粗轧机 R1；四辊可逆粗轧机 R2 和立辊轧机 E2；热卷箱；飞剪；精轧机 6 架；带有层流冷却的输出辊道；地下卷取机 2 组；钢卷输出系统；平整轧机和剪切线。6 架精轧机均配有工作辊液压弯辊和工作辊横移装置。

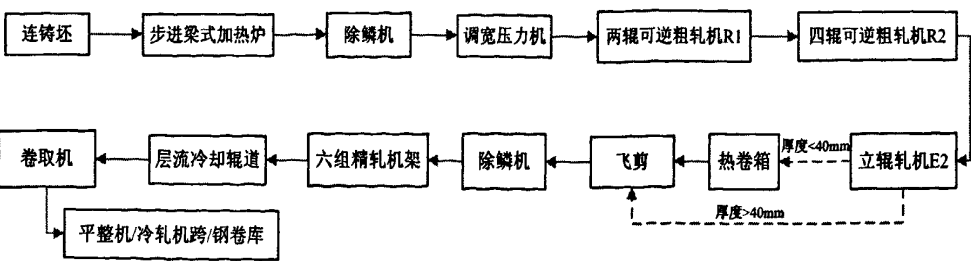


图 2.1 首钢 2160mm 热连轧机组工艺流程图

Fig. 2.1 Process flow chart of Shougang 2160mm hot strip mill

工艺流程如图 2.1 所示：板坯自连铸机直接传送到再加热炉，在板坯加热后，移出加热炉并运至除鳞机除鳞；调宽压力机减小板坯宽度，然后板坯进入 R1 和 R2，在粗轧机轧制 3~5 个道次，粗轧机 R2 前的立辊轧机将进行宽度控制；中间坯厚度控制在

30~60mm，厚度小于 40mm 的中间坯将用热卷箱再供给精轧机，厚度大于 40mm 的中间坯将不进入热卷箱直接进入精轧机；精轧后的钢带进入层流冷却部分达到所要求的卷取温度，在地下卷取机卷取，地下卷取机采用踏步控制；在移出卷取机、经过打包后，钢卷经过钢卷输送系统被送到平整机/冷轧机跨/钢卷库。

2.2 PCFC 系统涉及概念的定义

板凸度为带钢中心处厚度与左右边部代表点厚度平均值的差值。比例凸度为板凸度与带钢中心厚度的比值。边部代表点一般取离板带边部 25mm 或 40mm 处，以消除边部减薄对板凸度的影响，如图 2.2 所示。

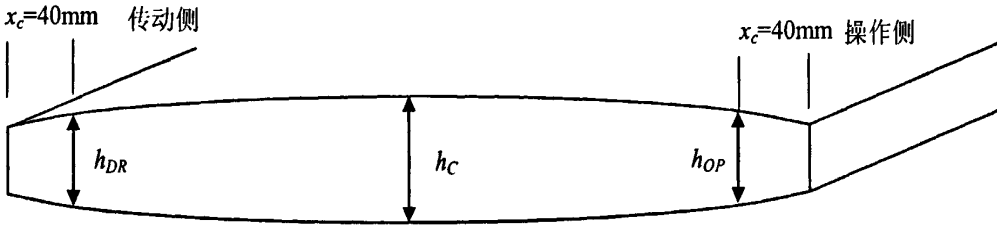


图 2.2 板凸度定义

Fig. 2.2 Definition of strip crown

$$C_h = h_c - \frac{h_{OP} + h_{DR}}{2} \quad (2.1)$$

式中， C_h 为板凸度，mm； h_c 为带钢中心厚度，mm； h_{OP} 为操作侧距离带钢边部 40mm 处的厚度，mm； h_{DR} 为传动侧距离带钢边部 40mm 处的厚度，mm。

$$C_{RATIO} = \frac{C_h}{h_c} \quad (2.2)$$

板形缺陷分潜在板形不良和表观板形不良。带钢表观板形不良采用平直度衡量，单位为 I，1 个 I 单位相当于相对长度差为 10^{-5} 。

$$I = \frac{\Delta L}{L} \times 10^5 \quad [I] \quad (2.3)$$

$$I = \left(\frac{\pi}{2} \times \frac{H}{L} \right)^2 \times 10^5 \quad (2.4)$$

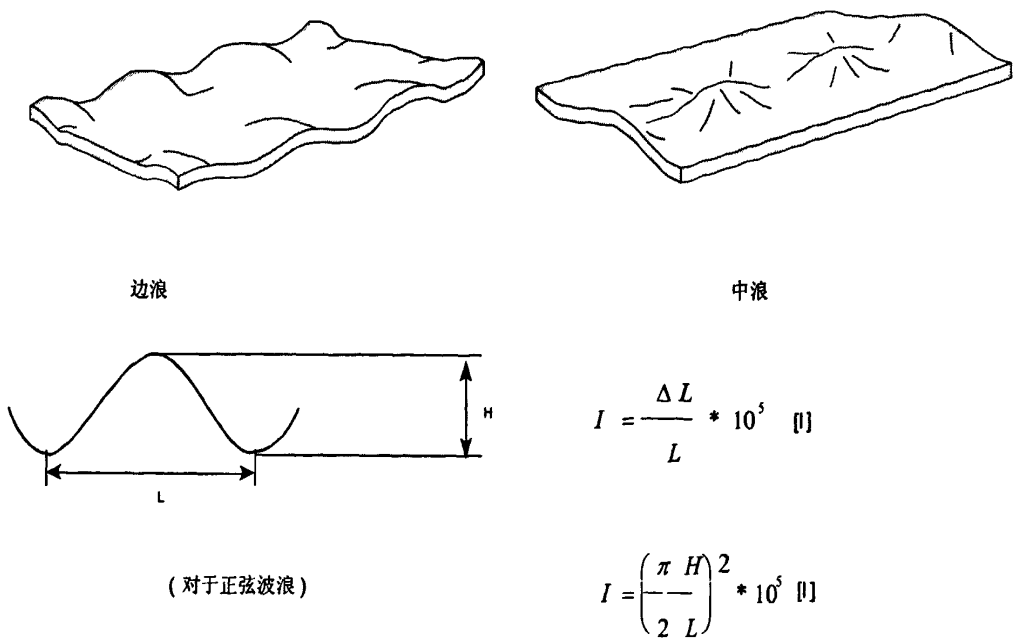


图 2.3 带钢平直度的定义
Fig. 2.3 Definition of strip flatness

2.3 PCFC 系统结构

PCFC（凸度、断面形状及平直度控制）系统，即板形控制系统，主要目的是控制终轧产品的凸度使其达到目标值，同时避免带钢出现翘曲和断面形状缺陷。

带钢断面形状取决于负载辊缝形状。负载辊缝形状是工作辊原始辊型曲线、工作辊弹性挠曲和压扁、工作辊磨损和热膨胀的叠加。因此，带钢断面形状和平直度控制只能通过辊系弹性变形、轧辊磨损和热膨胀、金属横向流动以及应力分布的在线模型来完成。在 PCFC 系统中，对应的模型有辊系弹性变形模型、轧辊热凸度和磨损模型及金属横向流动模型。

这些模型是通过物理方法建立的，对任何类型的轧机都是成立，但是一些参数需要针对具体轧机特性在试运行中进行调整，而且有的参数可以在轧机正常运行中通过在线适应机制进一步优化。

PCFC 系统包括二级过程自动化设定系统和一级基础自动化控制系统，如图 2.4 所示。二级过程自动化设定系统的功能：在精轧设定计算完成后，进行设定值的计算并把设定值和模型敏感度发送给一级控制系统。由于热轧过程有穿带和正常轧制两种不同的运行模式，所以二级 PCFC 系统能够对这两种运行模式执行计算。包括以下计算内容：

- 轧辊弯曲、横移和冷却模式；

- 工作辊和支撑辊的热凸度；
- 各机架出口带钢断面形状；
- 各机架出口带钢平直度预测值；
- 一级控制系统的所需参数。

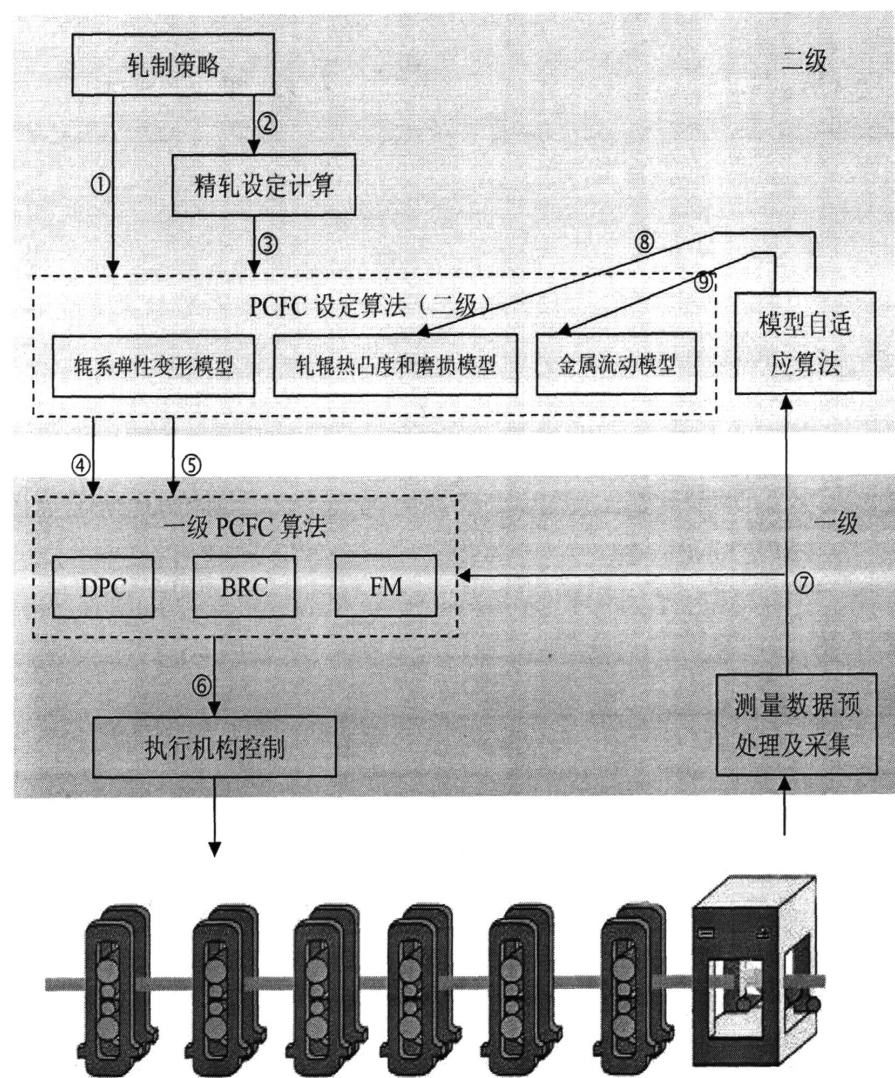


图 2.4 PCFC 系统的总体结构

Fig. 2.4 Overall structure of PCFC system

图注：

- ① 各机架的带钢凸度、断面形状和平直度
- ② 各机架的带钢厚度、轧制力的分配值
- ③ 轧制力、压下量等的预报值
- ④ PCFC 设定值
- ⑤ 一级 PCFC 算法所需的参数

- ⑥ 执行机构设定值
- ⑦ 轧制力和弯辊力的测量值、断面形状的测量值
- ⑧ 轧辊温度模型中的传热系数（例如，从轧辊到冷却水或乳化液的传热系数）
- ⑨ 金属流动模型中的摩擦系数

一级基础自动化控制系统的任务：接收和执行二级控制系统确定的设定值；向二级控制系统发送实测数据以满足模型自适应的需要。此外，为了保证带钢凸度、断面形状和平直度的目标值，一级控制系统应该对执行机构的设定值进行动态调整。具体包括以下内容：

- 动态凸度控制 DPC—在轧制力和热凸度变化时，为保持带钢凸度恒定而进行的弯辊控制；
- 弯辊补偿控制 BRC—在轧制过程中，当弯辊控制不能保持恒定凸度或带钢断面形状不在目标范围时，进行负载条件下的工作辊横移控制(轧辊有可变凸度的辊型)。
- 平直度监控 FM—在轧制过程中进行平直度控制，只要在轧机出口处使用单独的平直度装置连续地测量带钢平直度值。

2.3.1 PCFC 总体策略

当带钢宽且薄时，带钢比例凸度的变化通常会改变带钢的平直度。这种现象是由于金属横向流动行为引起的，并且带钢越薄、越宽横向流动行为被抑制得越严重。PCFC 总体策略是上游机架通过改变带钢比例凸度将轧件凸度控制到一定程度，使之达到设定的比例凸度目标值；下游机架须严格遵循比例凸度恒定原则，进行带钢平直度的控制。

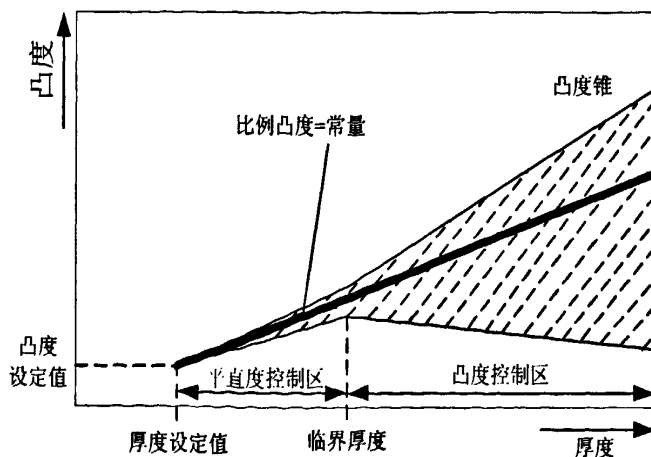


图 2.5 凸度控制策略
Fig. 2.5 Control strategy of crown

图注：

- 在起先的道次/机架形成目标凸度
- 在最后的道次/机架保持带钢比例凸度恒定：
 - (1) 通过轧制力分布
 - (2) 通过 CVC/PC 设定
 - (3) 通过工作辊弯曲设定
- 这个目标可以通过精轧设定计算和凸度及平直度控制的密切配合来实现

PCFC 设定算法首先通过把总体比例凸度变化目标值分配到各个机架上，计算每一机架出口的带钢目标凸度和断面形状，得到机架间和出口处带钢凸度的合理分配值。其次，设定算法调用数值优化程序为 PCFC 所有的执行机构确定设定值，使原先计算的目标带钢凸度和断面形状能够尽可能达到。如果优化后的执行机构设定值超出给定的限定范围，那么设定值就确定为最接近的可实现的带钢目标凸度及断面形状以及相应次序（从第一机架到最后一个机架）的带钢比例凸度变化值。

为了完成 PCFC 的总体功能，系统把粗轧机出口的来料（中间坯）板形作为精轧机计算的一个输入。这个凸度可以通过粗轧机过程机的凸度模型计算来得到。

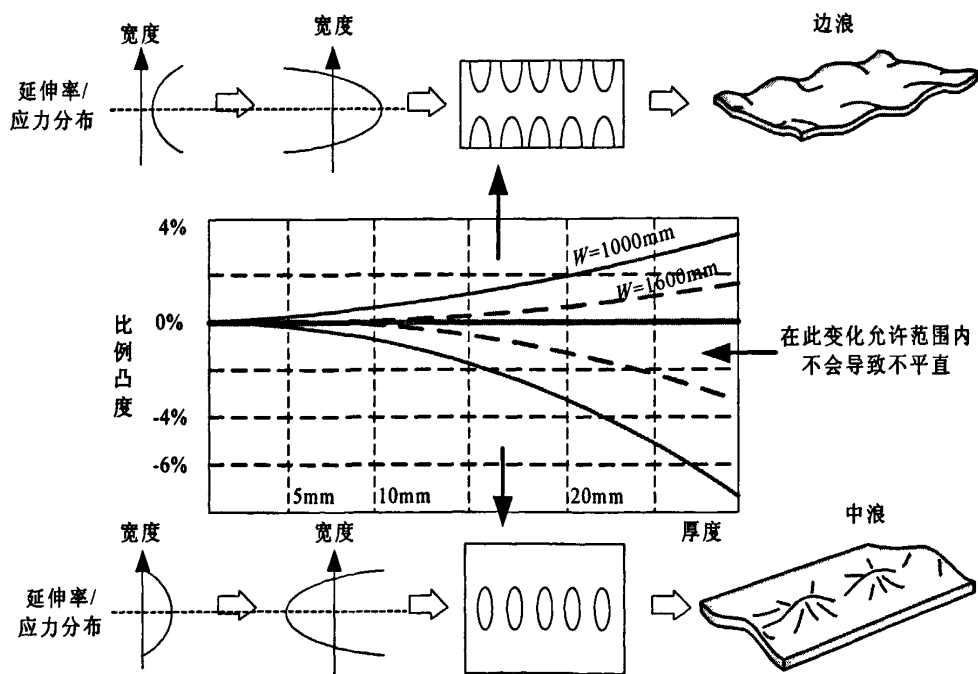


图 2.6 不同宽度的比例凸度变化范围

Fig. 2.6 Relative crown change range corresponding to different width

对轧机每个单独的机架，轧后带钢断面形状等于该机架的辊缝断面形状。辊缝断面形状是下列因素的叠加：

- 工作辊初始凸度
- 由执行机构产生的凸度（即轧辊横移和弯曲）
- 工作辊弹性变形（即轧辊挠曲和压扁）
- 工作辊热凸度和磨损

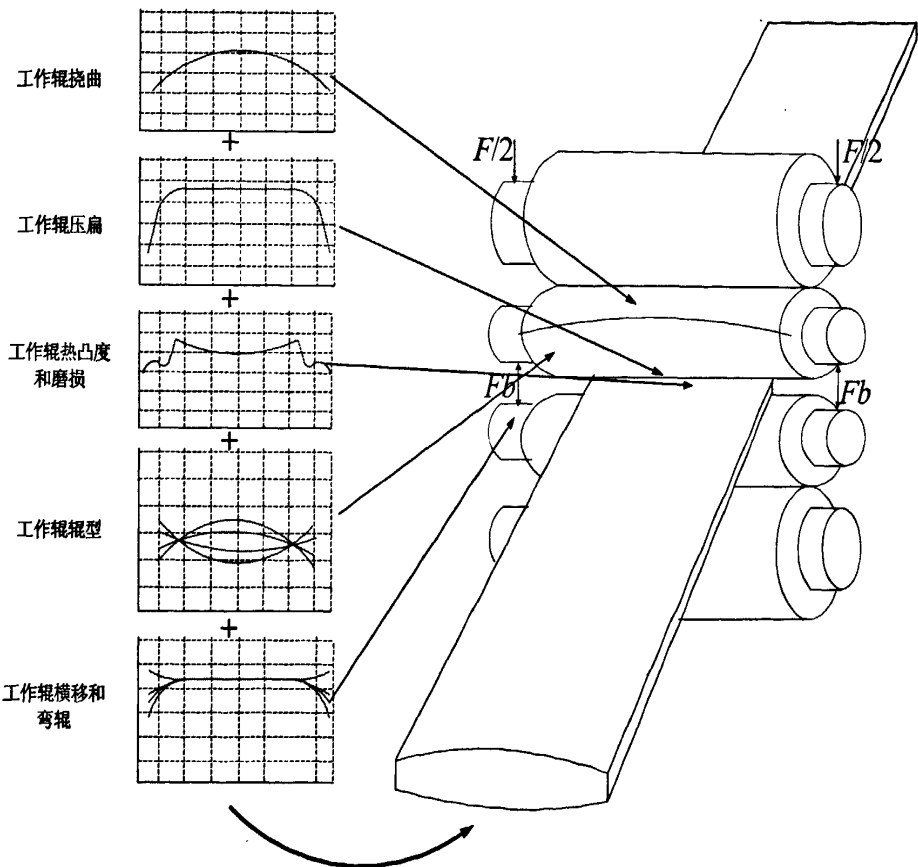


图 2.7 辊缝断面形状因素
Fig. 2.7 influence factor on roll gap profile

这些起作用的因素的后两项在轧制过程中会变化而且不可测量；因此它们需要用合适的模型来“监控”。轧辊温度模型及时计算工作辊和支撑辊的温度分布变化量，可以得到它们各自的热凸度。辊系弹性变形模型计算工作辊和支撑辊的弹性变形。本模型输入变量有轧制力和弯辊力、轧辊的几何尺寸和材料性质、带钢和工作辊之间辊缝处的横向轧制力分布。辊缝处的横向轧制力分布是金属流动模型提供的，金属流动模型还根据来料带钢平直度估算值估算出口处带钢平直度。

2.3.2 PCFC 设定算法

符号规定： $\theta_i(z)$ 表示第*i*机架带钢出口凸度($i=1\sim n$)， $s_i(z)$ 表示第*i*机架带钢出口平直度($i=1\sim n$)，表示 $\theta_0(z)$ 第1机架带钢入口凸度， $s_0(z)$ 表示第1机架的带钢入口平直度。

对于*n*机架精轧机组，第1机架带钢的入口凸度和入口平直度是未知的，但对于多机架精轧机组（一般大于5架）两者对板形设定计算的影响较小，因此可以估计其值的大小。带钢的入口凸度 $\theta_0(z)$ 取带钢入口厚度的1%（厚度的横向分布假设呈二次曲线分布），入口平直度 $s_0(z)$ 取0。

对于*n*机架精轧机组， $\theta_0(z)$ 和 $s_0(z)$ 可按上述方法估计其值，保证末机架带钢出口凸度 $\theta_n(z)$ 和出口平直度 $s_n(z)$ 为带钢目标凸度 $\theta_T(z)$ 和目标平直度 $s_T(z)$ 的前提下，确定中间机架的带钢入口板形，同时各机架的带钢出口平直度必须位于平直度死区内，避免出现平直度缺陷。

$$\underline{S}_i(z) \leq S_i(z) \leq \bar{S}_i(z) \quad (i=1\sim n) \quad (2.5)$$

第一步，采用带钢板形预测模型（SSE）通过迭代计算确定各机架的带钢入口凸度 $\theta_{i-1}(z)$ 和入口平直度 $s_{i-1}(z)$ 。当无法满足板形良好要求时，需要修正目标凸度 $\theta_T(z)$ ，使其与当前目标凸度差值最小。

第二步，根据各机架带钢的入口板形和出口板形采用金属流动模型计算其轧制力的横向分布。

第三步，采用工作辊压扁模型根据各机架轧制力横向分布计算工作辊与带钢接触区域的辊面压扁，采用轧辊挠曲模型计算各机架在平衡弯辊力下的轧辊挠曲变形，采用轧辊热凸度和磨损模型计算当前轧辊的热凸度和磨损；然后根据出口板形确定各机架需要的辊缝形状调节量。

第四步，在考虑各板形控制器（弯辊和横移）调节范围及调节策略（如均匀工作辊磨损等）的前提下，确定各机架的板形控制器的最优设定值。

2.4 工作辊辊型曲线

经过对磨削工作辊的数据进行多项式拟合，CVCplus 轧辊辊型用下面公式描述：

$$R(x) = R_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3 + a_4x^4 + a_5x^5 \quad (2.6)$$

式中， x 为轴向坐标； $R(x)$ 为 x 点处的半径； R_0 为名义半径； $a_1 \dots a_5$ 为多项式系数。

对于不同的 CVC 辊型，多项式系数 $a_1 \dots a_5$ 是不同的。某一个特定的 CVC 轧辊具体的设定值（最大和最小的 CVC 可调范围）对应一组轧辊断面形状的多项式系数，从而决定 CVC 轧辊每一点 x 处的半径。轴向坐标 x 开始在上工作辊辊身的操作侧边缘，对应地，下工作辊辊身的驱动侧边缘。

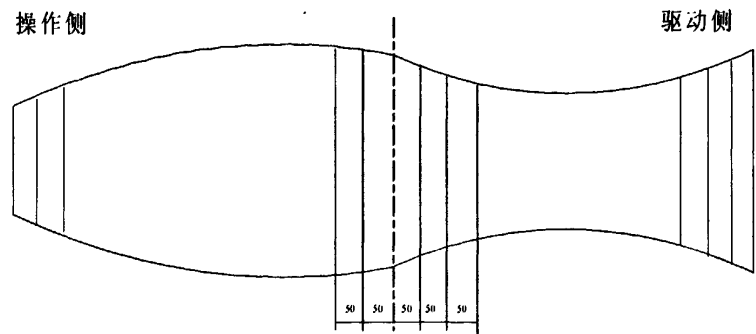


图 2.8 上 CVC 工作辊示意图
Fig. 2.8 Illustration of upper CVC work roll

2.4.1 F1~F2 机架的工作辊

F1~F2机架的工作辊的CVCplus曲线方程：

$$R(x) = R_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3 + a_4x^4 + a_5x^5$$

式中， $a_1=0.213875\text{E-}02$ ； $a_2=-0.250000\text{E-}05$ ； $a_3=0.833333\text{E-}09$ ； $a_4=0.100000\text{E-}25$ ； $a_5=0.100000\text{E-}25$ ； $R_0=474.528\text{mm}$ 。

表 2.1 计算参数
Table 2.1 Calculation parameter

参数	辊身长度	名义直径	轧辊左端直径	轧辊右端直径
数值/mm	2200	949.0558	948.5764	951.4236
参数	轧辊最小横移位置	轧辊最大横移位置	轧辊最小等效凸度	轧辊最大等效凸度
数值/mm	-100	100	-0.5	0.5

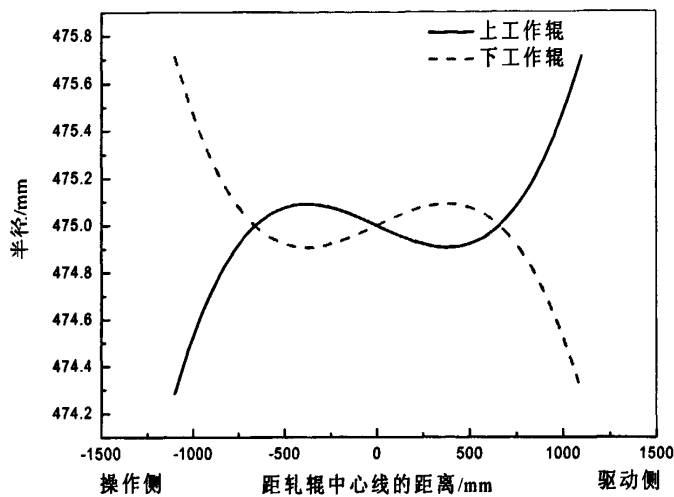


图 2.9 工作辊辊型曲线
Fig. 2.9 Work roll contour curve

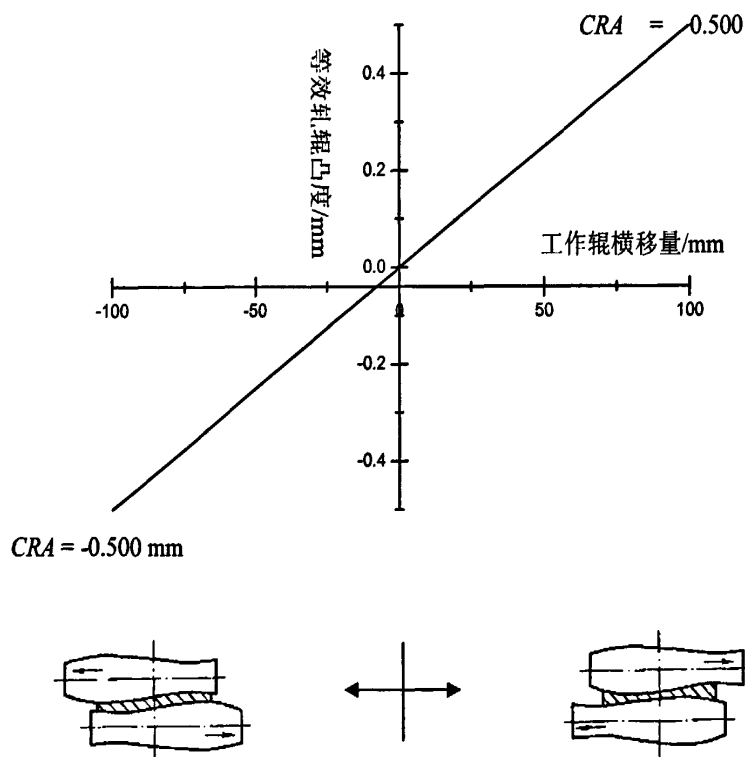


图 2.10 不同横移位置 CVC 轧辊的等效凸度
Fig. 2.10 Equivalent crown of CVC roll at different shift location

图 2.10 为 CVC 轧辊横移位置与等效凸度的关系。由图 2.10 可知，CVC 轧辊横移位置与等效凸度成线性关系。

图 2.11 为不同横移位置下 CVC 轧辊辊缝凸度。由图 2.11 可知，当上轧辊横移位置为-100mm 时，上下两轧辊之间辊缝等效凸度为 0.5mm，随着轧辊横移距离的增加，其辊缝等效凸度逐渐减小，当轧辊横移距离为 100mm 时，上下两轧辊之间辊缝等效凸度为-0.5mm。

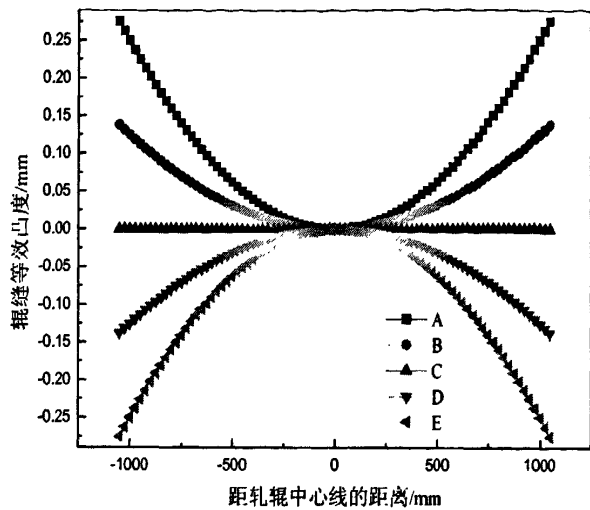


图 2.11 不同横移位置 CVC 轧辊辊缝等效凸度

Fig. 2.11 Equivalent roll gap crown of CVC roll at different shift location

A. $s = -100\text{mm}$; B. $s = -50\text{mm}$; C. $s = 0\text{mm}$; D. $s = 50\text{mm}$; E. $s = 100\text{mm}$

2.4.2 F3~F4 机架的工作辊

F3~F4机架的工作辊的CVCplus曲线方程：

$$R(x) = R_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3 + a_4x^4 + a_5x^5$$

式中， $a_1 = 0.213875\text{E-}02$ ； $a_2 = -0.250000\text{E-}05$ ； $a_3 = 0.833333\text{E-}09$ ； $a_4 = 0.100000\text{E-}25$ ； $a_5 = 0.100000\text{E-}25$ ； $R_0 = 374.528\text{mm}$ 。

表 2.2 计算参数

Table 2.2 Calculation parameter

参数	辊身长度	名义直径	轧辊左端直径	轧辊右端直径
数值/mm	2200	749.056	748.5764	751.4236
参数	轧辊最小横移位置	轧辊最大横移位置	轧辊最小等效凸度	轧辊最大等效凸度
数值/mm	-100	100	-0.5	0.5

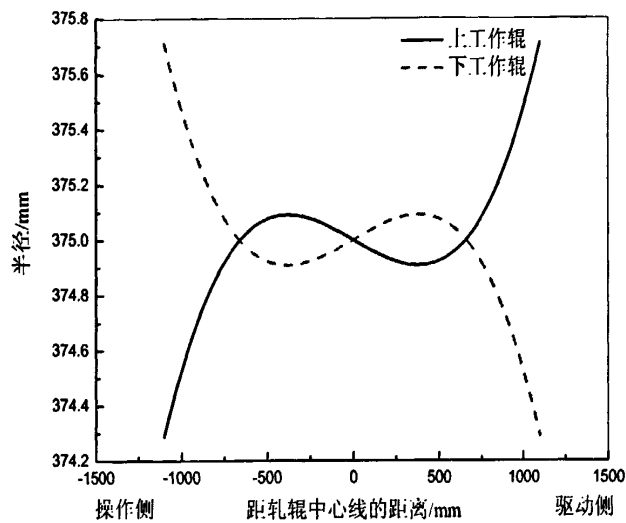


图 2.12 工作辊辊型曲线

Fig. 2.12 Work roll contour curve

经过计算，CVC 轧辊横移位置与等效凸度的关系、不同横移位置下 CVC 轧辊辊缝凸度和 F1~F2 机架的相同。

2.4.3 F5~F6 机架的工作辊

F5~F6机架的工作辊的CVCplus曲线方程：

$$R(x) = R_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3 + a_4x^4 + a_5x^5$$

式中， $a_1=0.134713E-02$ ； $a_2=-0.167500E-05$ ； $a_3=0.583333E-09$ ； $a_4=0.100000E-25$ ； $a_5=0.100000E-25$ ； $R_0=309.745mm$ 。

表 2.3 计算参数

Table 2.3 Calculation parameter

参数	辊身长度	名义直径	轧辊左端直径	轧辊右端直径
数值/mm	2200	619.49	619.185	621.178
参数	轧辊最小横移位置	轧辊最大横移位置	轧辊最小等效凸度	轧辊最大等效凸度
数值/mm	-100	100	-0.03	0.35

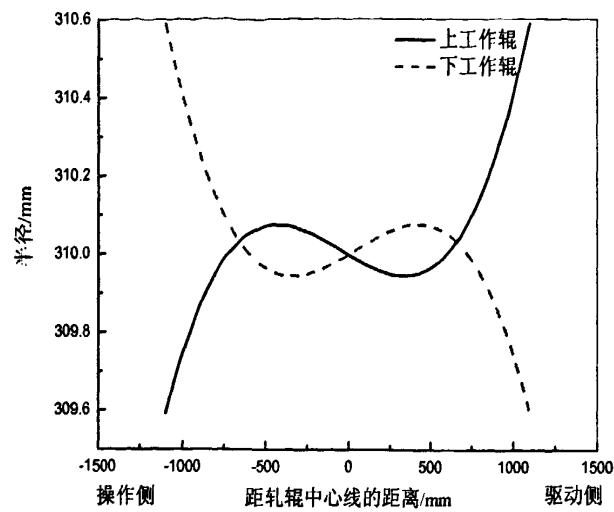


图 2.13 工作辊辊型曲线

Fig. 2.13 Work roll contour curve

图 2.14 为 CVC 轧辊横移位置与等效凸度的关系。由图 2.14 可知，CVC 轧辊横移位置与等效凸度成线性关系。

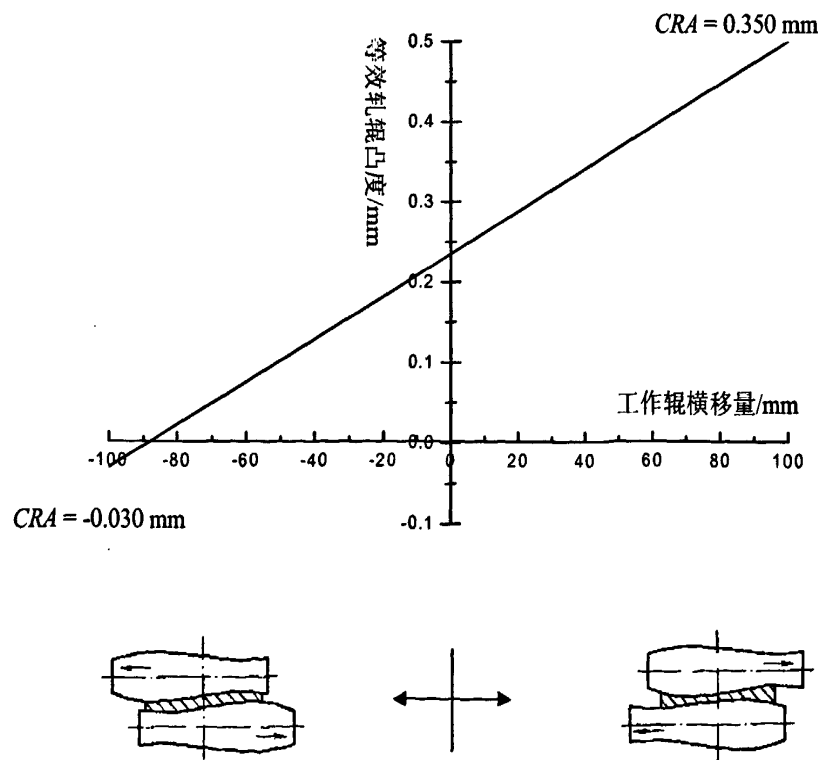


图 2.14 不同横移位置 CVC 轧辊的等效凸度

Fig. 2.14 Equivalent crown of CVC roll at different shift location

图 2.15 为不同横移位置下 CVC 轧辊辊缝凸度。由图 2.15 可知, 当上轧辊横移位置为-100mm 时, 上下两轧辊之间辊缝等效凸度为 0.35mm, 随着轧辊横移距离的增加, 其辊缝等效凸度逐渐减小, 当轧辊横移距离为 100mm 时, 上下两轧辊之间辊缝等效凸度为-0.03mm。

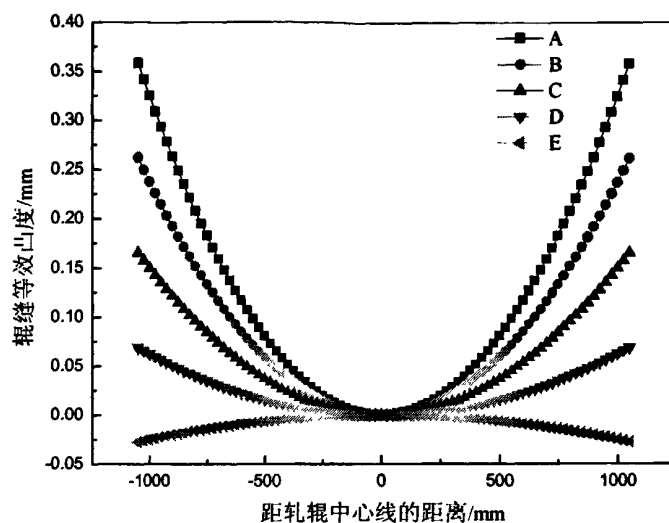


图 2.15 不同横移位置 CVC 轧辊辊缝等效凸度

Fig. 2.15 Equivalent roll gap crown of CVC roll at different shift location

A. $s = -100\text{mm}$; B. $s = -50\text{mm}$; C. $s = 0\text{mm}$; D. $s = 50\text{mm}$; E. $s = 100\text{mm}$

2.5 本章小结

- (1) 介绍了首钢 2160mm 热连轧机组的装备、工艺流程;
- (2) 对本文用到的凸度和平直度进行说明;
- (3) 分析了该轧机的 PCFC 系统结构、PCFC 总体策略、PCFC 设定算法;
- (4) 通过拟合得到各工作辊 CVCplus 辊型曲线方程的系数, 计算出工作辊横移位置与辊缝等效凸度的关系。

第 3 章 轧辊热凸度和磨损模型分析研究

在热轧过程中，因热膨胀造成的工作辊辊型变化严重影响带钢的板形。精确地计算工作辊热变形，并且将其应用于带钢凸度和平直度的控制系统中是非常必要的。工作辊热变形的计算由二级计算机执行，其功能是计算工作辊的热膨胀量，计算结果用于精轧设定计算以及带钢板形控制系统。

轧辊磨损也是影响带钢板形的重要因素，支撑辊磨损影响工作辊弹性变形，进而影响带钢板形；而工作辊磨损则直接影响带钢板形。轧辊磨损规律及磨损量是热轧带钢生产中难以定量控制的因素，深入研究轧辊磨损，对实际生产具有十分重要的意义。

3.1 工作辊温度场的计算

轧辊温度场原则上是一个三维非稳态系统，考虑到轧辊回转周期与热凸度对轧制条件变化的响应时间相比为二阶小，故而忽略轧辊在圆周方向的温度变化，采用简化二维非稳态盐崎差分算法计算温度场。因工作辊温度场的对称性，只考虑二分之一轧辊。将轧辊按轴向、径向二维方向分割单元，轧辊的二分之一剖面网格划分如图 3.1 所示。

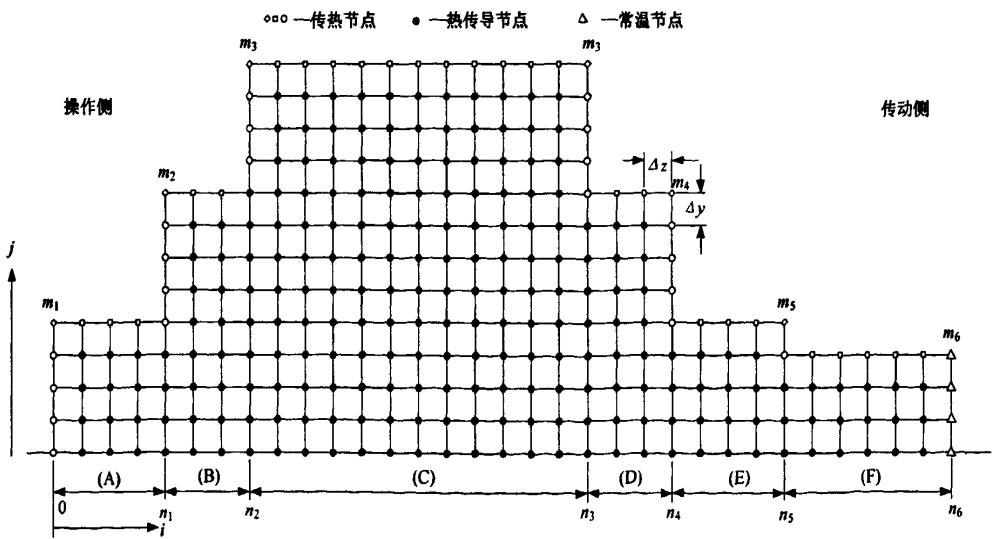


图 3.1 工作辊网格划分

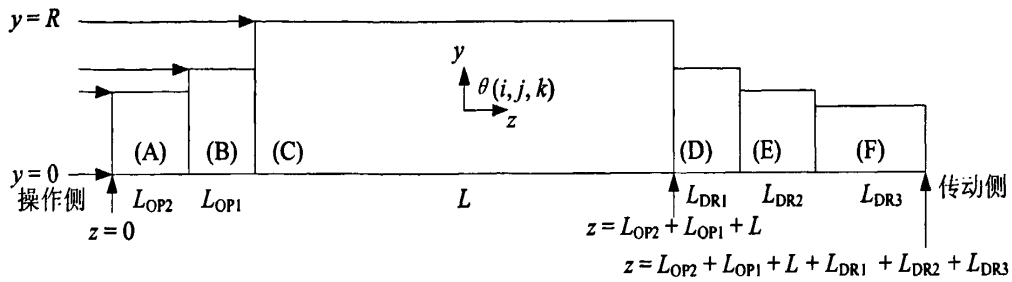
Fig. 3.1 Mesh generation of work roll

3.1.1 传热基本方程

二维非稳态轧辊温度场计算简化模型如图 3.2 所示, 工作辊传热基本方程如下:

$$c \times \rho \times \frac{\partial \theta}{\partial t} = \lambda \times \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) \quad (3.1)$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} \text{—前向差分; } \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \text{—中间差分} \quad (3.2)$$



(A、E、F)—空冷; (B、D)—轴承摩擦传热; C—带钢传热、冷却水和空冷散热

图 3.2 工作辊温度场计算简化模型

Fig. 3.2 Simplified model of work roll temperature field

图注: R_{OP2} —半径(A); R_{OP1} —半径(B); R —半径(C); R_{DR1} —半径(D); R_{DR2} —半径(E); R_{DR3} —半径(F);

L_{OP2} —长度(A); L_{OP1} —长度(B); L —长度(C); L_{DR1} —长度(D); L_{DR2} —长度(E); L_{DR3} —长度(F)。

3.1.2 边界条件

(1) 辊身部分 C 的表面的换热

$$\begin{aligned} -\lambda \times \frac{\partial \theta}{\partial y} \Big|_{y=R} &= r_s \times h_s \times (\theta|_{y=R} - \theta_s) \\ &+ r_w \times h_w \times (\theta|_{y=R} - \theta_w) \\ &+ r_A \times h_A \times (\theta|_{y=R} - \theta_A) \end{aligned} \quad (3.3)$$

式中, h_s 为工作辊与带钢热交换系数, $W/(mm^2 \cdot ^\circ C)$; θ_s 为带钢温度(由 RSUC, MSUC), $^\circ C$; r_s 为工作辊与带钢换热的比率系数; h_w 为工作辊与轧辊冷却水的热交换系数, $W/(mm^2 \cdot ^\circ C)$; θ_w 为轧辊冷却水温度, $^\circ C$; r_w 为工作辊与轧辊冷却水换热的比率系数; h_A 为工作辊与空气的换热系数, $W/(mm^2 \cdot ^\circ C)$; θ_A 为空气温度, 固定值, $^\circ C$; r_A 为工作辊与空气换热的比率系数; $\theta|_{y=R}$ 为 $y=R$ 时的工作辊温度。

(2) 被轴承包围部分 B 和 D 的表面传热

$$-\lambda \times \frac{\partial \theta}{\partial y} \Big|_{y=R_{OP1} \text{ or } R_{DR1}} = r_B \times h_B \times (\theta \Big|_{y=R_{OP1} \text{ or } R_{DR1}} - \theta_B) \quad (3.4)$$

式中, h_B 为工作辊与轴承的换热系数, $W/(mm^2 \cdot ^\circ C)$; θ_B 为轴承温度, 固定值, $^\circ C$; r_B 为工作辊与轴承换热的比率系数($=1.0$)。

(3) A、E、F 表面以及 A、B、C、D、E 侧端面的传热

$$-\lambda \times \frac{\partial \theta}{\partial y} \Big|_{y=R_{OP2}, \text{ etc}} = r_A \times h_A \times (\theta \Big|_{y=R_{OP2}, \text{ etc}} - \theta_A) \quad (3.5)$$

$$\text{或者 } -\lambda \times \frac{\partial \theta}{\partial z} \Big|_{z=L_{OP2}, \text{ etc}} = r_A \times h_A \times (\theta \Big|_{z=L_{OP2}, \text{ etc}} - \theta_A) \quad (3.6)$$

(4) F 端面的固定温度(任意时间)

$$\theta(z = L + L_{OP2} + L_{OP1} + L_{DR1} + L_{DR2} + L_{DR3}) = \theta_E \quad (3.7)$$

式中, θ_E 为轧辊 F 端面温度(常量)。

(5) 工作辊轴线初始温度

$$\theta(y = 0) = \theta_C \quad (3.8)$$

式中, θ_C 为轧辊中部温度(变量)。

(6) 工作辊表面处的初始温度

θ_i 为工作辊初始表面温度, 空气温度或者水温设为常量。

$$\theta_A = \text{const}; \quad \theta_w = \text{const} \quad (3.9)$$

3.1.3 网格节点最大编号的确定

A、B、C 部分径向网格节点最大编号:

$$\begin{cases} m_1 = \text{round}(R_{OP2} / \Delta y) + 1 \\ m_2 = \text{round}(R_{OP1} / \Delta y) + 1 \\ m_3 = \text{round}(R / \Delta y) + 1 \end{cases} \quad (3.10)$$

A~E 轴向网格节点最大编号:

$$\begin{cases} n_1 = \text{round}(L_{OP2} / \Delta z) + 1 \\ n_2 = \text{round}[(L_{OP2} + L_{OP1}) / \Delta z] + 1 \\ n_3 = \text{round}[(L_{OP2} + L_{OP1} + L) / \Delta z] + 1 \\ n_4 = \text{round}[(L_{OP2} + L_{OP1} + L + L_{DR1}) / \Delta z] + 1 \\ n_5 = \text{round}[(L_{OP2} + L_{OP1} + L + L_{DR1} + L_{DR2}) / \Delta z] + 1 \\ n_6 = \text{round}[(L_{OP2} + L_{OP1} + L + L_{DR1} + L_{DR2} + L_{DR3}) / \Delta z] + 1 \end{cases} \quad (3.11)$$

3.1.4 工作辊传热的差分方程及节点温度的计算

对时间变量使用向前差分, 对位置变量使用中间差分。令 $\alpha = \lambda / (c \times \rho)$, 则式(3.1)可以由式(3.12)描述。

$$\begin{aligned} \frac{\theta(i, j, k+1) - \theta(i, j, k)}{\Delta t} = \alpha \times & \left\{ \frac{\theta(i+1, j, k) - 2 \times \theta(i, j, k) + \theta(i-1, j, k)}{(\Delta y)^2} \right. \\ & \left. + \frac{\theta(i, j+1, k) - 2 \times \theta(i, j, k) + \theta(i, j-1, k)}{(\Delta z)^2} \right\} \end{aligned} \quad (3.12)$$

式中, i 为节点 y 方向坐标; j 为节点 z 方向坐标; k 为时间坐标; α 为导温系数。

(1) 对于 $i > 1$ 的内部节点, 温度计算公式:

$$\begin{aligned} \theta(i, j, k+1) = \theta(i, j, k) + \alpha \times \Delta t \times & \left\{ \frac{\theta(i+1, j, k) - 2 \times \theta(i, j, k) + \theta(i-1, j, k)}{(\Delta y)^2} \right. \\ & \left. + \frac{\theta(i, j+1, k) - 2 \times \theta(i, j, k) + \theta(i, j-1, k)}{(\Delta z)^2} \right\} \end{aligned} \quad (3.13)$$

(2) 对于 $i=1$ 节点的内部节点, $\theta(i-1, j, k)$ 不能计算, 由于节点坐标关于轧辊轴线对称, 所以 $\theta(i-1, j, k) = \theta(i+1, j, k)$ 。因此, 轧辊轴线温度计算公式:

$$\theta(i, j, k+1) = \theta(i, j, k) + \alpha \times \Delta t \times \left\{ \frac{\theta(i+1, j, k) - 2 \times \theta(i, j, k) + \theta(i-1, j, k)}{(\Delta y)^2} + \frac{\theta(i, j+1, k) - 2 \times \theta(i, j, k) + \theta(i, j-1, k)}{(\Delta z)^2} \right\} \quad (3.14)$$

(3) 工作辊表面温度的计算

① 对于工作辊辊身 C 部分表面，与带钢接触部分受热温度升高，非接触部分因水冷和空冷温度降低。由式(3.10)可知 $m = m_3$ ，根据边界条件式(3.3)可得：

$$\begin{aligned} -\lambda \times \frac{\theta(m, j, k) - \theta(m-1, j, k)}{\Delta y} &= r_{sj} \times h_s \times [\theta(m, j, k) - \theta_s] \\ &+ r_{wj} \times h_w \times [\theta(m, j, k) - \theta_w] \\ &+ r_{Aj} \times h_A \times [\theta(m, j, k) - \theta_A] \end{aligned} \quad (3.15)$$

$$\theta(m, j, k) = \frac{\lambda \times \theta(m-1, j, k) + \Delta y \times (r_{sj} \times h_s \times \theta_s + r_{wj} \times h_w \times \theta_w + r_{Aj} \times h_A \times \theta_A)}{\lambda + \Delta y \times (r_{sj} \times h_s + r_{wj} \times h_w + r_{Aj} \times h_A)} \quad (3.16)$$

② 工作辊 B、D 部分表面，与轴承摩擦而获得热量使温度升高，根据边界条件式(3.11)可得温度计算公式：

$$\theta(m, j, k) = \frac{\lambda \times \theta(m-1, j, k) + \Delta y \times (h_B \times \theta_B)}{\lambda + \Delta y \times h_B} \quad m = m_2 \quad (3.17)$$

③ 工作辊 A、E、F 部分表面，只有空冷，根据边界条件式(3.12)可得温度计算公式：

$$\theta(m, j, k) = \frac{\lambda \times \theta(m-1, j, k) + \Delta y \times (r_A \times h_A \times \theta_A)}{\lambda + \Delta y \times r_A \times h_A} \quad m = m_1 \text{ or } m_6 \quad (3.18)$$

(4) 轧辊侧端面节点空冷温度的计算

① 左侧端面节点空冷温度的计算 ($j=1, n_1, n_2$)

$$-\lambda \times \frac{\theta(i, j, k) - \theta(i, j+1, k)}{\Delta z} = r_A \times h_A \times [\theta(i, j, k) - \theta_A] \quad (3.19)$$

$$\theta(i, j, k) = \frac{\lambda \times \theta(i, j+1, k) + \Delta z \times r_A \times h_A \times \theta_A}{\lambda + \Delta z \times r_A \times h_A} \quad (3.20)$$

② 右侧端面节点空冷温度的计算 ($j = n_3, n_4, n_5$)

$$-\lambda \times \frac{\theta(i, j, k) - \theta(i, j-1, k)}{\Delta z} = r_A \times h_A \times [\theta(i, j, k) - \theta_A] \quad (3.21)$$

$$\theta(i, j, k) = \frac{\lambda \times \theta(i, j-1, k) + \Delta z \times r_A \times h_A \times \theta_A}{\lambda + \Delta z \times r_A \times h_A} \quad (3.22)$$

(5) 轧辊角部节点空冷温度的计算

① 左侧角部节点空冷温度的计算 ($j = 1, n_1, n_2; i = m_1, m_2, m_3$)

$$-\lambda \times \frac{\theta(i, j, k) - \theta(i+1, j-1, k)}{\Delta(yz)} = r_A \times h_A \times [\theta(i, j, k) - \theta_A] \quad (3.23)$$

$$\begin{cases} \theta(i, j, k) = \frac{\lambda \times \theta(i+1, j-1, k) + \Delta(yz) \times r_A \times h_A \times \theta_A}{\lambda + \Delta(yz) \times r_A \times h_A} \\ \Delta(yz) = \sqrt{(\Delta y)^2 + (\Delta z)^2} \end{cases} \quad (3.24)$$

② 右侧角部节点空冷温度的计算 ($j = n_3, n_4, n_5; i = m_1, m_2, m_3$)

$$-\lambda \times \frac{\theta(i, j, k) - \theta(i-1, j-1, k)}{\Delta(yz)} = r_A \times h_A \times [\theta(i, j, k) - \theta_A] \quad (3.25)$$

$$\begin{cases} \theta(i, j, k) = \frac{\lambda \times \theta(i-1, j-1, k) + \Delta(yz) \times r_A \times h_A \times \theta_A}{\lambda + \Delta(yz) \times r_A \times h_A} \\ \Delta(yz) = \sqrt{(\Delta y)^2 + (\Delta z)^2} \end{cases} \quad (3.26)$$

(6) 恒温节点的温度

根据边界条件式(3.7)，恒温节点温度处理：

$$\theta(i, n_6, k) = \theta_E \quad i = 1 \sim m_6 \quad (3.27)$$

通常 $\theta_E = \theta_A$ ， θ_A 为空气温度。

3.2 相关参数的确定

3.2.1 带钢温度的分布

(1) 带钢温度分布曲线如图 3.3 所示，可以采用如下公式计算：

$$T_s(x) = T_s^{\text{CAL}} - \Delta T_s \times \left(1 - \frac{2x}{B}\right)^6 \quad (3.28)$$

式中， ΔT_s 为带钢边部温降， $^{\circ}\text{C}$ ； T_s^{CAL} 为带钢中心温度的设定计算值， $^{\circ}\text{C}$ 。

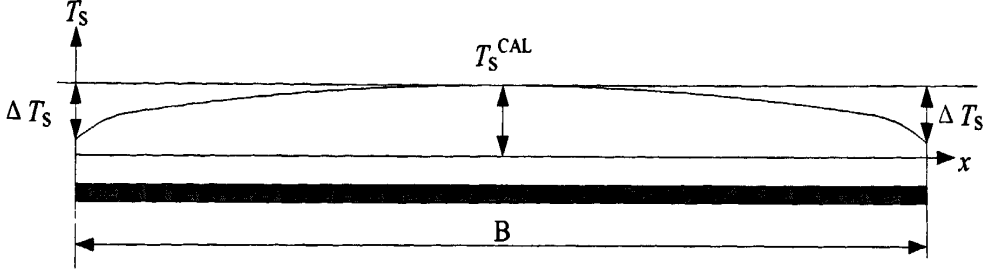


图 3.3 带钢温度分布曲线

Fig. 3.3 Temperature distribution curve of strip

(2) 带钢温度沿工作辊宽度方向的分布

带钢左侧边部与工作辊左端面的距离：

$$x_{\text{STS}} = 0.5 \times (L_{\text{RB}} - B) - x_{\text{RS}} \quad (3.29)$$

带钢右侧边部与工作辊左端面的距离：

$$x_{\text{STE}} = x_{\text{STS}} + B \quad (3.30)$$

带钢左侧边部对应的工作辊轴向节点编号：

$$n_s = \text{int} \left[\frac{x_{\text{STS}}}{\Delta z} + 0.5 \right] + n_2 \quad (3.31)$$

带钢右侧边部对应的工作辊轴向节点编号：

$$n_e = \text{int} \left[\frac{x_{\text{STE}}}{\Delta z} \right] + n_2 \quad (3.32)$$

① 与轧辊接触部分带钢温度的计算 $j = (n_s \sim n_e)$ ：

$$\begin{cases} x_R = (j - n_2) \times \Delta z \\ \theta_{sj} = T_s - \Delta T_s \times \left[1 - \frac{2(x_R - x_{\text{RS}})}{B} \right]^6 \end{cases} \quad (3.33)$$

② 与轧辊非接触部分带钢温度的计算 $n_2 \leq j < n_s$ 或 $n_E < j \leq n_3$:

$$\theta_{sj} = 0.0$$

(3.34)

式中， B 为精轧带钢宽度，mm； T_s^{CAL} 为带钢温度精轧设定计算值，℃。

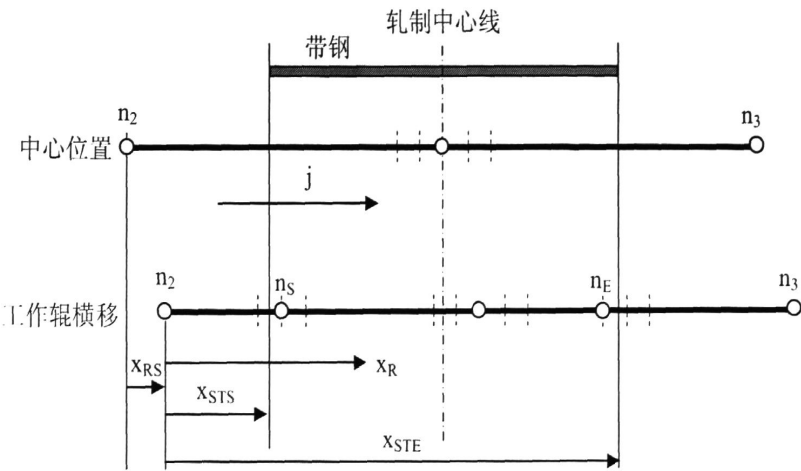


图 3.4 带钢温度沿工作辊宽度方向的分布

Fig. 3.4 Strip temperature distribution along width of work roll

3.2.2 带钢加热比率和工作辊冷却比率的确定

设轧辊转速为 $N(\text{rpm})$ ，旋转周期—旋转一圈使用的时间为 $60/N(\text{秒})$ ，工作辊温度计算周期为 Δt 。轧辊转一圈的加热和冷却过程如图 3.5 所示。

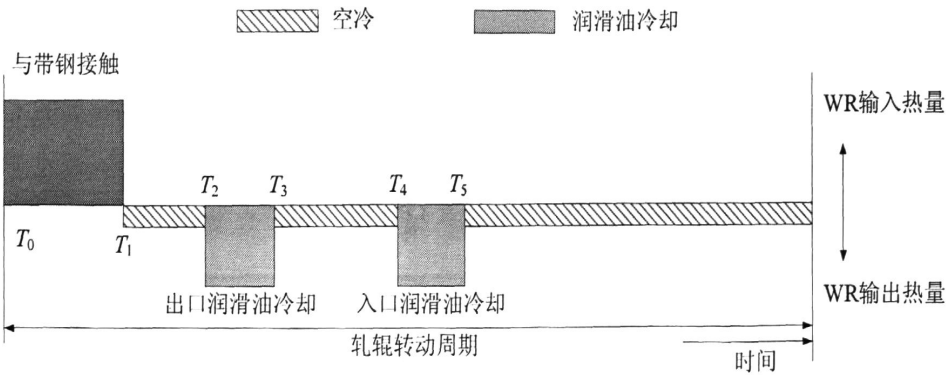


图 3.5 轧辊转一圈的加热和冷却过程

Fig. 3.5 Heating and cooling process during roll rotating one cycle

(1) 带钢加热比率的确定

当 $n_2 \leq j \leq (n_s - 2)$ 或 $(n_E + 2) \leq j \leq n_3$ 时:

$$r_{sj} = 0.0 \quad (3.35)$$

当 $j = (n_s - 1)$ 或 $j = (n_E + 1)$ 时:

$$r_{sj} = \frac{T_1 - T_0}{(60 / N)} = \frac{L_d}{2 \times \pi \times R} \times \eta \quad (3.36)$$

$$\eta = \left(\frac{B / 2}{\Delta z} \right) - n_w \quad (3.37)$$

$$n_w = \text{int} \left(\frac{B / 2}{\Delta z} \right) \quad (3.38)$$

当 $n_s \leq j \leq n_E$ 时:

$$r_{sj} = \frac{T_1 - T_0}{(60 / N)} = \frac{L_d}{2 \times \pi \times R} \quad (3.39)$$

式中, L_d 为接触弧长, mm; R 为工作辊半径, mm; B 为精轧带钢宽度, mm。

(2) 工作辊水冷比率的确定

$$r_{wj} = \frac{(T_3 - T_2)_j + (T_5 - T_4)_j}{(60 / N)} = \frac{L_{RCD} + L_{RCE}}{2 \times \pi \times R} \quad (3.40)$$

式中, L_{RCD} 为出口冷却区域弧长, mm; L_{RCE} 为入口冷却区域弧长, mm。

(3) 工作辊空冷比率的确定

$$r_{Aj} = 1 - r_{sj} - r_{wj} \quad (3.41)$$

3.3 工作辊冷却参数的确定

3.3.1 工作辊冷却说明

(1) 侧视图

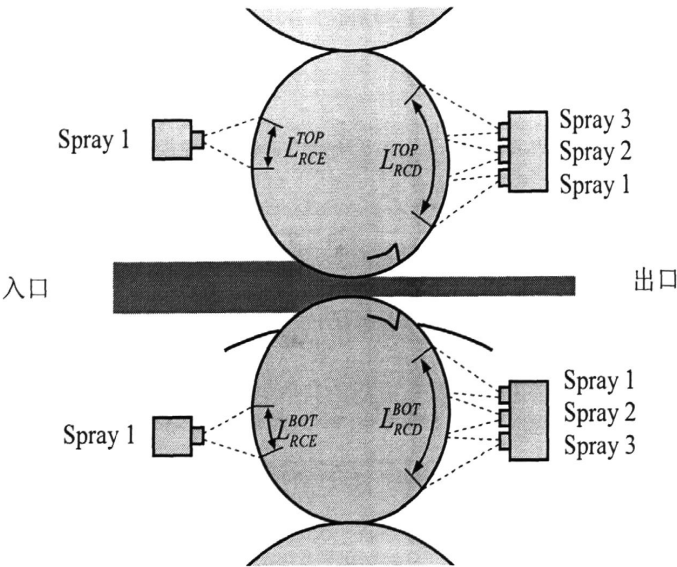


图 3.6 工作辊冷却侧视图

Fig. 3.6 Side view of work roll cooling

图中： L_{RCD} —出口冷却区域弧长； L_{RCE} —入口冷却区域弧长

(2) 正视图

① 沿辊身长度方向的喷嘴布置

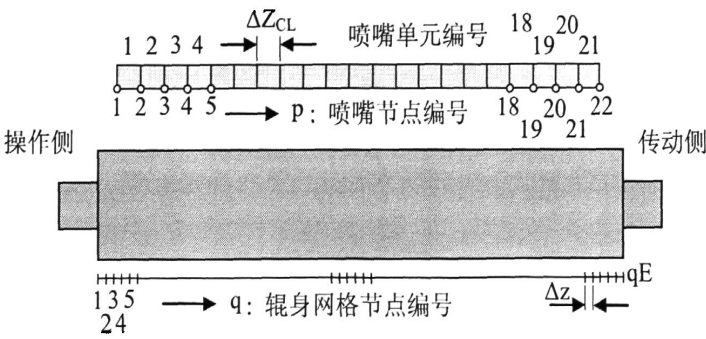


图 3.7 沿辊身长度方向的喷嘴布置

Fig. 3.7 Nozzle layout along roll barrel length

② 水流量分布

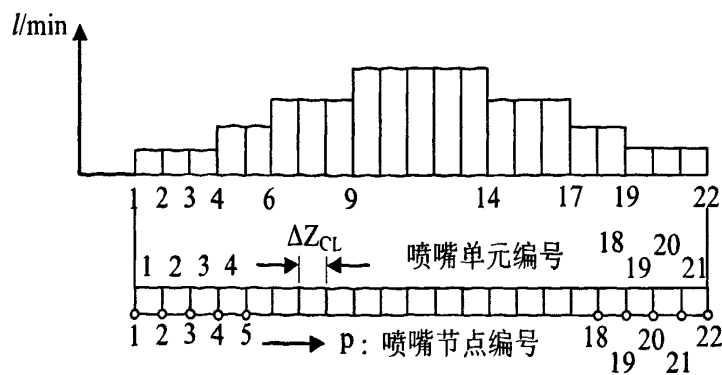


图 3.8 水流量分布

Fig. 3.8 Water flow distribution

③ 工作辊辊身水冷长度分布

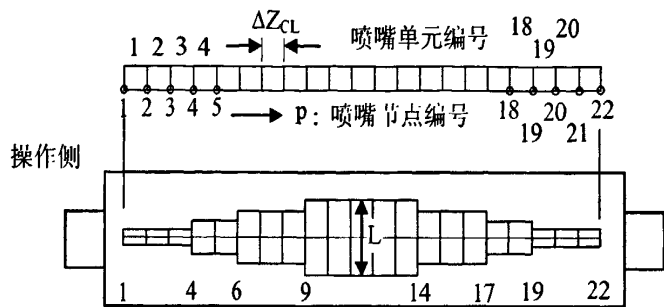


图 3.9 水冷长度分布

Fig. 3.9 Length of water cooling segment

3.3.3 工作辊冷却参数的计算

(1) 与辊身节点($q=1\sim q_E$)对应的工作辊冷却区节点编号 p 的计算

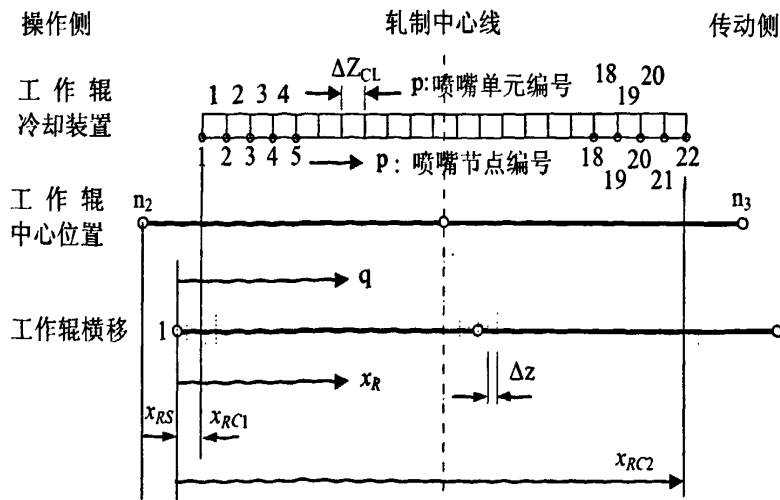


图 3.10 工作辊冷却区节点编号的计算

Fig. 3.10 Node number calculation of work roll cooling segment

工作辊横移后, 水冷区第一个节点和最后一个节点与工作辊辊身左端面的距离:

$$x_{RC1} = \frac{L_{RB}}{2} - \frac{L_{RC}}{2} - x_{RS} \quad (3.42)$$

$$x_{RC2} = x_{RC1} + L_{RC} \quad (3.43)$$

辊身节点($q=1 \sim q_E$)与工作辊辊身左端面的距离:

$$x_R = (q-1) \times \Delta z \quad (3.44)$$

与辊身节点($q=1 \sim q_E$)对应的工作辊冷却区节点编号 p 的计算:

$$p = \begin{cases} 1 + \text{int} \left[\frac{x_R - x_{RC1}}{\Delta z_{CL}} \right] & x_{RC1} \leq x_R \leq x_{RC2} \\ 0 & x_R < x_{RC1} \text{ OR } x_R > x_{RC2} \end{cases} \quad (3.45)$$

(2) 水冷换热系数的确定

工作辊辊面节点编号($q=1 \sim q_E$), 与其对应的工作辊冷却区节点编号为 p 。

$$h_w(q) = \begin{cases} 0.0 & p = 0 \\ h_w(p) & p \neq 0 \end{cases} \quad (3.46)$$

式中, q 为辊身轴向节点编号; q_E 为辊身轴向节点终结编号; p 为轧辊冷却区节点编号。

(3) 工作辊辊身水冷弧长的确定(L_{RCE} , L_{RCD})

工作辊辊身水冷弧长沿轧辊轴向是变化的。工作辊辊面节点编号($q=1 \sim q_E$), 与其对应的工作辊冷却区节点编号为 p , 对于任意直径, 工作辊辊身水冷弧长可以由下式计算:

对于节点编号: $q=1 \sim q_E$

$$L_A^B(q) = \begin{cases} 0.0 & p = 0 \\ L_A^{B \text{ MIN}}(p) - \frac{L_A^{B \text{ MIN}}(p) - L_A^{B \text{ MAX}}(p)}{d^{\text{MAX}} - d^{\text{MIN}}} \times (d - d^{\text{MIN}}) & p \neq 0 \end{cases} \quad (3.47)$$

式中, q 为工作辊辊身轴向节点编号; q_E 为工作辊辊身轴向节点的最终编号; p 为工作辊冷却区节点编号; A 为 RCE 时指入口侧, RCD 时指出口侧; B 为 TOP 时指上辊, BOT 时指下辊; MIN 指最小值; MAX 指最大值; d 为工作辊直径; $L_A^{B \text{ MIN}}$ 、 $L_A^{B \text{ MAX}}$ 可以查表获得。

3.4 工作辊平均温度和热膨胀量

3.4.1 辊身部分平均温度的计算

$$T_{AV} = \frac{1}{\pi R^2} \times \int_0^R [2 \times \pi \times r \times \theta(r)] dr = \frac{1}{\pi R^2} \times \sum_{i=1}^{i_{\max}} [A(i) \times \theta(i)] \quad (3.48)$$

$$A(i) = \begin{cases} \pi \times r(1)^2 & i = 1 \\ \pi \times [r(i)^2 - r(i-1)^2] & 2 < i < i_{\max} \\ \pi \times [R^2 - r(i-1)^2] & i = i_{\max} \end{cases} \quad (3.49)$$

$$\begin{cases} r(i) = \sum_{i=2}^{i_{\max}} \left(r(i-1) + \frac{\Delta y(i)}{2} + \frac{\Delta y(i-1)}{2} \right) \\ r(1) = \Delta y(1)/2 \end{cases} \quad (3.50)$$

式中, T_{AV} 为平均温度, $^{\circ}\text{C}$; $A(i)$ 为 i 位置处的单元面积, mm^2 ; $r(i)$ 为轧辊节点径向坐标, mm ; $\theta(i)$ 为轧辊节点温度, $^{\circ}\text{C}$; R 为轧辊半径, mm 。

3.4.2 热膨胀量的计算

$$C_{TH}^{MDL} = K_{TH} \times (1 + \nu) \times \beta \times \Delta T_{AV} \times R \quad (3.51)$$

式中, C_{TH}^{MDL} 为热膨胀量, mm ; ν 为泊松比, 0.28~0.30; β 为热膨胀系数, 11×10^{-6} ; ΔT_{AV} 为温度增量, $^{\circ}\text{C}$; K_{TH} 为调试系数, 1.0。

3.4.3 热膨胀量的修正

对于辊身部分网格节点的热膨胀量 C_{TH}^{MDL} , 做如下修正: k 点的热膨胀量为其左右两侧相邻 14 个节点热膨胀量加权之和的均值, 如图 3.11 所示。

$$C_{THk} = \frac{1}{\sum_{k-n_9}^{k+n_9} \omega_j} \times \sum_{k-n_9}^{k+n_9} (\omega_j \times C_{THj}^{MDL}) \quad (3.52)$$

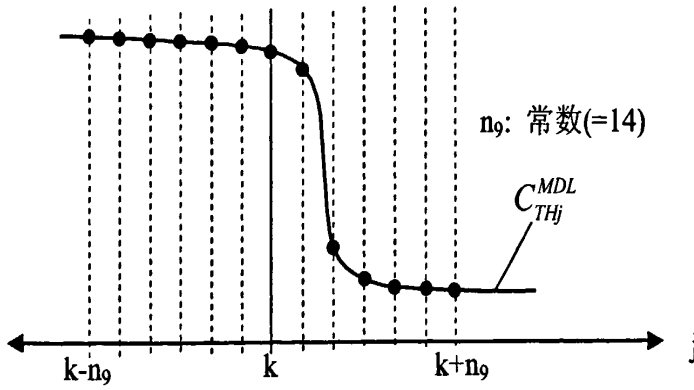


图 3.11 k 点热膨胀量的修正

Fig. 3.11 Thermal expansion correction of k point

(1) 辊身左侧边部(n_9+1)个节点权重系数的确定

$$\begin{aligned}
 & k = n_2 \sim (n_2 + n_9) \\
 & \begin{cases} j = (k - n_9) \sim (n_2 - 1) : \omega_j = 0.0; C_{THj}^{MDL} = 0.0 \\ j = n_2 \sim (k + n_9) : \omega_j = 1 - \frac{(k - j)^2}{(n_9 + 1)^2} \end{cases} \quad (3.53)
 \end{aligned}$$

(2) 辊身中部节点权重系数的确定

$$\begin{aligned}
 & k = (n_2 + n_9 + 1) \sim (n_3 - n_9 - 1) \\
 & j = (k - n_9) \sim (k + n_9) : \omega_j = 1 - \frac{(k - j)^2}{(n_9 + 1)^2} \quad (3.54)
 \end{aligned}$$

(3) 辊身右侧边部(n_9+1)个节点权重系数的确定

$$\begin{aligned}
 & k = (n_3 - n_9) \sim n_3 \\
 & \begin{cases} j = (k - n_9) \sim n_3 : \omega_j = 1 - \frac{(k - j)^2}{(n_9 + 1)^2} \\ j = (n_3 + 1) \sim (k + n_9) : \omega_j = 0.0; C_{THj}^{MDL} = 0.0 \end{cases} \quad (3.55)
 \end{aligned}$$

3.4.4 热凸度计算

工作辊中部与边部的热膨胀量之差称为热凸度。边部膨胀量是操作侧和传动侧的热膨胀量的平均值；工作辊热凸度为上下工作辊热凸度之和。

3.5 工作辊磨损计算

由于影响轧辊磨损的因素十分复杂，很难从理论上建立轧辊磨损预报模型。首钢2160mm板形控制系统采用的是考虑磨损主要影响因素（单位面积轧制力、接触角以及轧辊转速等）的半理论半经验轧辊磨损预报模型。

首钢磨损计算采用两种模型分别进行计算，然后与权重系数相乘叠加在一起。

3.5.1 工作辊均匀磨损计算

工作辊均匀磨损是指沿与轧件相接触整个辊身长度方向的轧辊磨损。

针对每个离散化的单元，根据各单元单位宽轧制力、接触角大小计算轧辊磨损分布。

(1) 计算该周期计算时间内轧制带钢的长度

$$\Delta \text{StripLength} = m_rollingSpeed \times m_sampleTime \quad (3.56)$$

式中， $m_rollingSpeed$ 为轧辊线速度； $m_sampleTime$ 为热凸度和磨损周期运行时间。

(2) 通过线性插值计算最大和最小单元编号，然后确定接触区域编号范围

$$indexRange = endIndex - startIndex \quad (3.57)$$

式中， $startIndex$ 和 $endIndex$ 分别为工作辊与带钢接触区域的开始和结束单元编号。

(3) 根据每个单元的轧制力和接触角计算其磨损值

计算单元相对接触区域的相对位置：

$$u = 1 - 2 \times \frac{i - startIndex}{indexRange} \quad (3.58)$$

计算该单元带钢与工作辊接触角：

$$angle = m_contactAngle(u) \quad (3.59)$$

计算该单元带钢与工作辊接触长度：

$$length = m_contactLength(u) \quad (3.60)$$

计算该单元单位面积轧制力：

$$stress = \frac{m_rollForce(u)}{length} \quad (3.61)$$

计算该单元磨损量：

$$\Delta \text{Wear1} = -m_wearCoefficient \times stress \times contactAngle \times \Delta \text{StripLength} \quad (3.62)$$

式中， $angle$ 为接触角； $length$ 为接触弧长； $stress$ 为单位面积轧制力； ΔWear1 为该单元磨损量； $m_wearCoefficient$ 为磨损系数，由 M2 服务器配置数据设定，该系数是修正磨损大小的主要调节参数。

3.5.2 工作辊局部磨损计算

工作辊与带钢的局部磨损分为中间定常磨损和边部集中磨损，所以假设轧辊磨损曲线为中部为直线，边部为二次曲线的形式。根据平均轧制力分布结合磨损分布影响系数计算轧辊磨损分布。

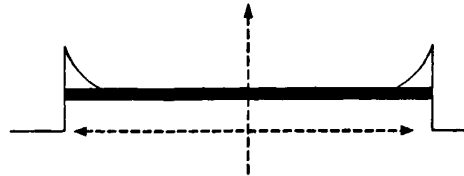


图 3.12 轧辊磨损示意图

Fig. 3.12 Illustration of roll wear

(1) 计算带钢与工作辊接触面积

$$contactArea = m_contactLength \times m_contactWidth \quad (3.63)$$

式中， $contactArea$ 为工作辊与带钢接触面积； $m_contactLength$ 为接触长度； $m_contactWidth$ 为接触宽度。

(2) 计算单位面积的轧制力平均分布

$$stress = \frac{m_rollForce}{contactArea} \quad (3.64)$$

式中， $m_rollForce$ 为轧制力。

(3) 计算平均磨损量

$$deltaWear2 = -m_wearCoefficient \times stress \times contactAngle \times deltaStripLength \quad (3.65)$$

式中， $angle$ 为接触角； $length$ 为接触弧长； $stress$ 为单位面积轧制力； $deltaWear2$ 为该单元磨损量； $m_wearCoefficient$ 为磨损系数，由 M2 服务器配置数据设定，该系数是修正磨损大小的主要调节参数。

(4) 计算带钢与工作辊接触部分的单元编号范围

$$indexRange = endIndex - startIndex \quad (3.66)$$

(5) 根据单元所处位置的不同，计算其磨损影响系数，然后确定各单元磨损量
计算单元相对接触区域的相对位置：

$$u = 1 - 2 \times \frac{i - startIndex}{indexRange} \quad (3.67)$$

计算该单元磨损分布影响系数：

$$a0 = 1 - \frac{m_dy \times (1 - m_xt)}{3} \quad (3.68)$$

$$a2 = a0 \times \frac{m_dy}{(1 - m_xt)^2} \quad (3.69)$$

$$m_corr = \begin{cases} a0 & , 0 \leq u < m_xt \\ a0 + a2 \times (u - m_xt)^2 & , m_xt \leq u \leq 1 \end{cases} \quad (3.70)$$

式中, m_corr 为单元磨损分布修正系数; $a0$ 和 $a2$ 为磨损影响系数分布的方程系数; m_xt 和 m_dy 为影响磨损影响系数分布的变量, 由 M2 服务器进行配置。

根据磨损分布修正系数修正各单元轧辊磨损量

$$\delta Wear2 = \delta Wear1 \times m_corr \quad (3.71)$$

式中, $\delta Wear2$ 为对根据平均轧制力分布计算出的磨损量进行形状修正得到的轧辊磨损量。

3.5.3 工作辊磨损量确定

在分别计算出工作辊各单元的均匀磨损量和局部磨损量后, 根据权重影响系数 m_weight 计算各单元的最终磨损量分布。

$$m_deltaWear = m_weight \times \delta Wear1 + (1 - m_weight) \times \delta Wear2 \quad (3.72)$$

式中, m_weight 为权重系数, 由服务器模型配置数据设定, 程序中为 0.8123。

3.6 本章小结

- (1) 根据传热基本方程和边界条件, 采用有限差分法建立了工作辊温度场计算模型;
- (2) 确定了温度场计算相关系数的计算方法;
- (3) 在得到各单元温度增量的基础上, 确定并修正了工作辊热膨胀量, 进而求出工作辊热凸度;
- (4) 分别确定了工作辊均匀磨损量和工作辊局部磨损量, 然后通过加权得出了工作辊磨损量。

第 4 章 金属流动模型分析研究

金属流动模型计算每个机架的二维（即纵向和横向）轧制力分布。沿宽度方向的一维轧制负荷分配可以通过求接触弧处二维轧制压力分布的积分获得（见图 4.1）。一维轧制负荷分布要做为轧辊挠曲模型的一个输入。

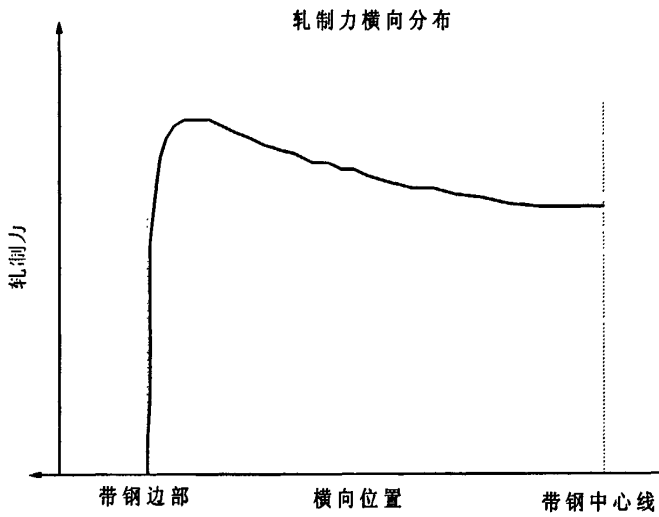


图 4.1 辊缝处的一维轧制负荷分布

Fig. 4.1 One-dimensional rolling load distribution in roll gap

为了计算带钢表面和工作辊接触区的轧制力分布，建立辊缝处的带钢塑性变形物理模型。这个模型包括力的三维平衡、质量守恒和塑性金属流动遵循的应力应变关系。除此之外，带钢和工作辊接触面处的边界条件也将加入到模型。将几何因素（即带钢半厚度 $\ll$ 接触弧长 $\ll$ 带钢半宽度）考虑到带钢轧制模型，所有这些方程和关系可以简化为一个关于轧制力的二维偏微分方程。这个偏微分方程用有限差分法求出数值解。

通过回代，辊缝处的宽度变化可以用二维轧制力分布确定，然后可以依次估算出各个机架辊缝出口的带钢平直度。

辊缝处的轧制负荷或压力分布、金属流动、辊缝出口的带钢平直度都是不可分地相互联系的，所以这不可能单独建立这三个影响因素的模型。

对于输入变量，金属流动模型需要来料的板形和平直度、张应力、材料屈服应力和其他参数。除此之外，建立带钢和工作辊接触面的摩擦剪应力模型还需要两个摩擦系数

(纵向和横向)。这些摩擦系数可以通过适应、经验模型求出。

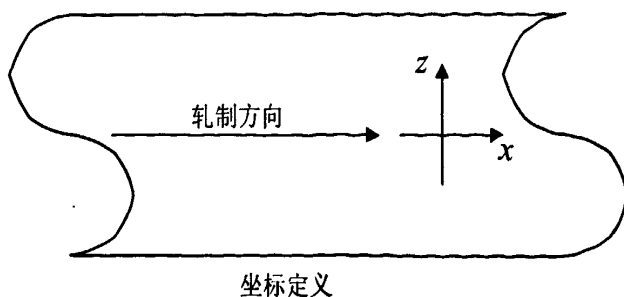


图4.2 金属流动模型的坐标规定

Fig. 4.2 Coordinate definition of metal flow model

4.1 轧制力分布计算

模型先初始化计算所需数据，然后根据物理模型建立计算轧制力分布线性方程组的系数矩阵和结果向量，接着采用双共轭梯度稳定化法解线性方程组，最后重新排布轧制力矩阵得到所需的轧制力向量。

(一) 初始化带钢入口凸度

$$h0Vector[i] = \frac{H}{2} + \theta_{d_i} \quad (4.1)$$

$$i = 0, 1, 2, \dots, MF2NoPointsZp2 - 1; MF2NoPointsZp2 = 42$$

θ_{d_i} 是带钢入口凸度向量，元素是 d_i 处的凸度值

(二) 初始化出口处的带钢凸度

$$h1Vector[i] = \frac{h}{2} + \theta_{d_i} \quad (4.2)$$

$$i = 0, 1, 2, \dots, MF2NoPointsZp2 - 1; MF2NoPointsZp2 = 42$$

式中， θ_{d_i} 是带钢出口凸度向量，元素是 d_i 处的凸度值

(三) 初始化带钢入口平直度

$$v_i = 1 + \Delta_{z_i} \quad (4.3)$$

$$i = 0, 1, 2, \dots, MFNoPointsZ - 1; MFNoPointsZ = 20$$

式中， Δ_{z_i} 是带钢入口平直度向量，元素是 z_i 处的平直度值

(四) 计算单位面积轧制力

$$\bar{P} = \frac{P}{B \times L_d} \quad (4.4)$$

式中, $\bar{P}$ 是单位面积轧制力, MPa; P 是轧制力, MN。

$$kSI = \frac{\tilde{\sigma}}{\sqrt{3}} \quad (4.5)$$

式中, $\tilde{\sigma}$ 是承受应力估计值, MPa。

(五) 定义中间变量

$$\gamma = \frac{\sqrt{3}E_p}{\tilde{\sigma}} \quad (4.6)$$

式中, E_p 是板带入口杨氏模量, MPa; $E_{w,i}$ 是 i 工作辊杨氏模量, MPa。

$$eModRoll = \frac{\sqrt{3}E_{w,0}}{\tilde{\sigma}} \quad (4.7)$$

压下率:

$$\Delta h = \frac{H-h}{H} \quad (4.8)$$

$$\sigma_0 = \frac{\sqrt{3}T}{\tilde{\sigma}} \quad (4.9)$$

式中, T 是带钢入口平均张应力, MPa。

$$\sigma_1 = \frac{\sqrt{3}T^*}{\tilde{\sigma}} \quad (4.10)$$

式中, T^* 是带钢入口平均张应力, MPa。

$$\bar{P}^* = \frac{\sqrt{3}\bar{P}}{\tilde{\sigma}} \quad (4.11)$$

$$h0Vector[i] = 1 + \frac{2\theta_{d_i}}{H} \quad (4.12)$$

$$h1Vector[i] = \frac{h}{H} + \frac{2\theta_{d_i}}{H} \quad (4.13)$$

$$i = 0, 1, 2, \dots, MF2NoPointsZp2-1; MF2NoPointsZp2 = 42$$

(六) 计算纵向摩擦系数

先建立系数矩阵 A 和结果向量 rhs , 再用不完全 LU 因子分解法^[85]求解方程 $A \cdot x = rhs$, 结果向量 x 存放在 rhs 中, 调用经验摩擦模型计算摩擦系数, 填充摩擦系数矩阵。

(1) 建立结果向量

$$rhs[0] = \frac{\sqrt{3}T}{\tilde{\sigma}} - \frac{\sqrt{3}T^*}{\tilde{\sigma}} - 2 \times \log(1 - \frac{H-h}{H}) \quad (4.14)$$

$$rhs[1] = \frac{\sqrt{3}P}{B \times L_d \times \tilde{\sigma}} - \frac{2}{NX} \times \sum_{i=0}^{NX-2} \log\{1 - \Delta h \times [\frac{2 \times (i+1)}{NX} - \frac{(i+1)^2}{NX^2}]\} - \frac{\log(1 - \Delta h)}{NX} + \frac{\sqrt{3}T}{\tilde{\sigma}} - 2 \quad (4.15)$$

(2) 计算系数矩阵

$$A[0][0] = -\frac{\Delta h \times (\sqrt{\Delta h - \Delta h^2} - \sqrt{1 - \Delta h} \times \Delta h^{1.5})}{2 \times [(1 - \Delta h) \times \Delta h]^{1.5} \times [1 - \Delta h]} \quad (4.16)$$

$$A[0][1] = [\Delta h \times (1 - \Delta h)]^{-\frac{1}{2}} \times a \tan \frac{\sqrt{\Delta h}}{\sqrt{1 - \Delta h}} \quad (4.17)$$

$$A[1][0] = -\frac{1}{4 \times NX \times (1 - \Delta h)} - \sum_{i=0}^{NX-2} \frac{\Delta h \times (1 + \Delta h \times \frac{i+1}{NX} \times (x-2)) \times \left[\frac{i+1}{NX} \times \sqrt{\Delta h - \Delta h^2} + a \tan \frac{\sqrt{\Delta h} \times (i+1 - NX)}{NX \times \sqrt{1 - \Delta h}} \right]}{2 \times NX \times [(1 - \Delta h) \times \Delta h]^{1.5} \times \left[1 + \Delta h \times \frac{i+1}{NX} \times (\frac{i+1}{NX} - 2) \right]} \quad (4.18)$$

$$A[1][1] = \sum_{i=0}^{NX-2} \frac{a \tan \sqrt{\frac{\Delta h}{1 - \Delta h}} + a \tan \frac{(i+1 - NX) \times \sqrt{\Delta h}}{NX \times \sqrt{1 - \Delta h}}}{NX \times \sqrt{-\Delta h \times (\Delta h - 1)}} + \frac{a \tan \sqrt{\frac{\Delta h}{1 - \Delta h}}}{\sqrt{\Delta h \times (1 - \Delta h)}} \quad (4.19)$$

式中, $NX = 10$ 。

(3) 求解线性方程组

采用不完全 LU 因子分解法求解线性方程组 $A \cdot x = rhs$, 结果向量 x 存放在向量 rhs 。

(4) 调用经验摩擦模型

$$frictionVa lues[0] = 10.0^{-0.8474 + 0.726 \times B} \quad (4.20)$$

$$frictionValues[1] = 10.0^{-0.4325 + 0.5175 \times B} \quad (4.21)$$

$$kappaX = rhs[0] \quad (4.22)$$

$$kappaZ = \frac{rhs[0]}{m_frictionValues[0]} \quad (4.23)$$

$$vr = \frac{rhs[1]}{rhs[0]} \quad (4.24)$$

(5) 填充摩擦系数向量

$$frictionV ector[i] = \mu_0 \times \left[1 - \left(1 - \frac{frictionVa lues_1}{100} \right) \times \left(\frac{2d_i}{B} \right)^2 \right] \quad (4.25)$$

$i = 0, 1, \dots, MF2NoPointsZp2 - 1$; $MF2NoPointsZp2 = 42$;

(七) 计算接触弧长

$$L_d = \sqrt{\left[\frac{16 \times (1 - \nu_{w,0}^2) \times P}{\pi \times E_{w,0} \times B} + H - h \right] \times R_0} \quad (4.26)$$

式中, $\nu_{w,i}$ 是第 i 工作辊材料的泊松比; $E_{w,i}$ 是 i 工作辊杨氏模量, MPa; P 是轧制力, MN; H 是入口厚度, mm; h 是出口厚度, mm; R_i 是 i 工作辊半径, mm。

$$zFactor = L_d \quad (4.27)$$

$$w0 = \frac{B}{2 \times L_d} \quad (4.28)$$

(八) 初始化轧辊辊型曲线

(1) 初始化厚度向量

$$lzVector[i] = \frac{B \times \left\{ \left[0.5 + \frac{0.6 \times (i+1)}{Nz+1} \right]^{-2} - \left[0.5 + \frac{0.6 \times i}{Nz+1} \right]^{-2} \right\}}{L_d \times \left\{ \left[0.5 + \frac{0.6 \times Nz}{Nz+1} \right]^{-2} - \left[0.5 + \frac{0.6}{Nz+1} \right]^{-2} - 0.5^{-2} + 1.1^{-2} \right\}} \quad (4.29)$$

$i = 0, \dots, Nz$; $Nz = 20$;

$$\begin{aligned} zVectorSI[i] &= \frac{lzVectorSI[0]}{2} + \sum_{m=1}^i lzVectorSI[m] \\ &= \frac{B}{\left(0.5 + \frac{0.6 \times Nz}{Nz+1} \right)^{-2} - \left(0.5 + \frac{0.6}{Nz+1} \right)^{-2} + 1.1^{-2} - 4} \\ &\quad \times \left\{ 0.5 \times \left(0.5 + \frac{0.6}{Nz+1} \right)^{-2} - 2 + \sum_{m=1}^i \left[\left(0.5 + \frac{0.6 \times (m+1)}{Nz+1} \right)^{-2} - \left(0.5 + \frac{0.6 \times m}{Nz+1} \right)^{-2} \right] \right\} \end{aligned} \quad (4.30)$$

$i = 1, \dots, Nz-1$; $Nz = 20$; B 是带钢入口宽度, mm。

厚度向量的第 0 元素:

$$hDiscVector[0] = 0 \quad (4.31)$$

厚度向量的第奇数个元素:

$$\begin{aligned} hDiscVector[2i+1] &= \frac{lzVectorSI[0]}{2} + \sum_{m=1}^i lzVectorSI[m] \\ &= \frac{B}{\left(0.5 + \frac{0.6 \times Nz}{Nz+1} \right)^{-2} - \left(0.5 + \frac{0.6}{Nz+1} \right)^{-2} + 1.1^{-2} - 4} \\ &\quad \times \left\{ 0.5 \times \left(0.5 + \frac{0.6}{Nz+1} \right)^{-2} - 2 + \sum_{m=1}^i \left[\left(0.5 + \frac{0.6 \times (m+1)}{Nz+1} \right)^{-2} - \left(0.5 + \frac{0.6 \times m}{Nz+1} \right)^{-2} \right] \right\} \end{aligned} \quad (4.32)$$

$i = 1, \dots, Nz-1$; $Nz = 20$

厚度向量的第偶数个元素:

$$\begin{aligned}
hDiscVector[2i+2] &= \frac{lzVectorSI[0]}{2} + \sum_{m=1}^{i+1} lzVectorSI[m] \\
&= \frac{B}{\left[0.5 + \frac{0.6 \times Nz}{Nz+1}\right]^{-2} - \left[0.5 + \frac{0.6}{Nz+1}\right]^{-2} + 1.1^{-2} - 4} \\
&\quad \times \left\{ 0.5 \times \left(0.5 + \frac{0.6}{Nz+1}\right)^{-2} - 2 + \sum_{m=1}^i \left[\left(0.5 + \frac{0.6 \times (m+1)}{Nz+1}\right)^{-2} - \left(0.5 + \frac{0.6 \times m}{Nz+1}\right)^{-2} \right] \right\} \\
i &= 1, \dots, Nz-1; Nz = 20
\end{aligned} \tag{4.33}$$

(2) 中间变量初始化

$$xVal = \frac{i}{2 \times MFNoPointsX} \tag{4.34}$$

$MFNoPointsX = 10, i = 0, 1, \dots, MF2NoPointsZp2-1; MF2NoPointsZp2 = 42$

$$zVal = hDiscVector[j] \tag{4.35}$$

$j = 0, 1, \dots, MF2NoPointsZp2-1; MF2NoPointsZp2 = 42$

(3) 计算带钢与轧辊接触区的厚度分布矩阵

判断形参 $xVal$ 、 $zVal$ 是否超界, 若不合要求则进行调节; ind 是 $hDiscVector[i]$ 数组中比 $zVal$ 小的所有元素对应的最大序号。

$$h0 = h0Vector[ind] + \frac{h0Vector[ind+1] - h0Vector[ind]}{hDiscVector[ind+1] - hDiscVector[ind]} \times (zVal - hDiscVector[ind]) \tag{4.36}$$

$$h1 = h1Vector[ind] + \frac{h1Vector[ind+1] - h1Vector[ind]}{hDiscVector[ind+1] - hDiscVector[ind]} \times (zVal - hDiscVector[ind]) \tag{4.37}$$

$$hMatrix[j][i] = h0 \times \left[1 - \frac{h0 - h1}{h0} \times (2 \times xVal - xVal^2) \right] \tag{4.38}$$

(4) 辊型曲线矩阵初始化

$$fMatrix[i][j] = m_hMatrix[i][j]^2 \tag{4.39}$$

$i = 0, 1, \dots, MF2NoPointsZp2-1;$

$j = 0, 1, \dots, MF2NoPointsZp2-1; MF2NoPointsZp2 = 42;$

(九) 入口宽度向量、入口厚度向量、出口厚度向量赋值

$$entryWidthVector[0] = 0 \tag{4.40}$$

$entryWidthVector[i+1]$

$$\begin{aligned}
&= 0.5 \times B \times \frac{\left[0.5 + \frac{0.6}{Nz+1}\right]^{-2} + \left[0.5 + \frac{0.6 \times (i+2)}{Nz+1}\right]^{-2} - \left[0.5 + \frac{0.6 \times (i+1)}{Nz+1}\right]^{-2} - 4 + 2 \times \sum_{m=1}^i \left\{ \left[0.5 + \frac{0.6 \times (m+1)}{Nz+1}\right]^{-2} - \left[0.5 + \frac{0.6 \times m}{Nz+1}\right]^{-2} \right\}}{L_d \times \left\{ \left[0.5 + \frac{0.6 \times Nz}{Nz+1}\right]^{-2} - \left[0.5 + \frac{0.6}{Nz+1}\right]^{-2} - 4 + 1.1^{-2} \right\}} \\
i &= 0, \dots, Nz-1; Nz = 20;
\end{aligned} \tag{4.41}$$

$$\begin{aligned} & \text{entryWidthDifferenceVector}[i] \\ &= \frac{0.5 \times B \times \left\{ \left[0.5 + \frac{0.6 \times (i+2)}{N_z+1} \right]^{-2} - \left[0.5 + \frac{0.6 \times i}{N_z+1} \right]^{-2} \right\}}{L_d \times \left\{ \left[0.5 + \frac{0.6 \times N_z}{N_z+1} \right]^{-2} - \left[0.5 + \frac{0.6}{N_z+1} \right]^{-2} - 0.5^{-2} + 1.1^{-2} \right\}} \end{aligned} \quad (4.42)$$

$$i = 0, 1, \dots, N_z-1; N_z = 20;$$

$$\text{入口厚度向量: } \Xi_i = 1 + \frac{\Theta_{d_{2i}}}{2H} + \frac{\Theta_{d_{2i+1}}}{H} + \frac{\Theta_{d_{2i+2}}}{2H}, \quad (4.43)$$

$$i = 1, 2, \dots, \text{MFNoPointsZ}-1; \text{MFNoPointsZ} = 20$$

$$\text{出口厚度向量: } \xi_i = \frac{h}{H} + \frac{\theta_{d_{2i}}}{2H} + \frac{\theta_{d_{2i+1}}}{H} + \frac{\theta_{d_{2i+2}}}{2H}, \quad (4.44)$$

$$i = 1, 2, \dots, \text{MFNoPointsZ}-1; \text{MFNoPointsZ} = 20$$

(十) 建立计算轧制力分布的线性方程组

由于辊缝内的带钢横向流动对称分布, 将带钢的一半在水平截面划分为 22×12 网格, 对每个单元分别根据带钢中心线边界条件、带钢边部边界条件、入口处三维力平衡、出口处三维力平衡或质量守恒列出系数矩阵 m_A 和结果向量 $m_rhsVector$ 的前 264 行, 再根据带钢塑性流动满足的应力应变关系列出系数矩阵 m_A 和结果向量 $m_rhsVector$ 的后 20 行。

带钢和轧辊接触区划分为 22×12 网格, 如图 4.5 所示, 绿色区域采用带钢中心线边界条件, 青色区域采用入口处三维力平衡条件, 土黄色区域采用出口三维力平衡条件, 紫色区域采用带钢边部边界条件。

(1) 根据带钢中心线边界条件, 对中心线 (绿色区域) 单元列出线性方程

$$m_A[0][0] = 1.0 \quad (4.45)$$

$$m_A[i][i] = 1.0 \quad (4.46)$$

$$m_A[i][i+N_x+2] = -1.0 \quad (4.47)$$

$$m_A[N_x+1][N_x+1] = 1.0 \quad (4.48)$$

$$i = 1, 2, \dots, N_x; N_x = \text{noPointsX} = 10;$$

(2) 根据轧辊接触区入口的三维力平衡, 对入口 (青色区域) 单元列出方程

$$m_A[k][k] = -0.5; \quad (4.49)$$

$$m_A[k][k+1] = -0.5; \quad (4.50)$$

$$m_A[k][k+N_x+2] = 0.5; \quad (4.51)$$

$$m_A[k][k+N_x+3] = 0.5; \quad (4.52)$$

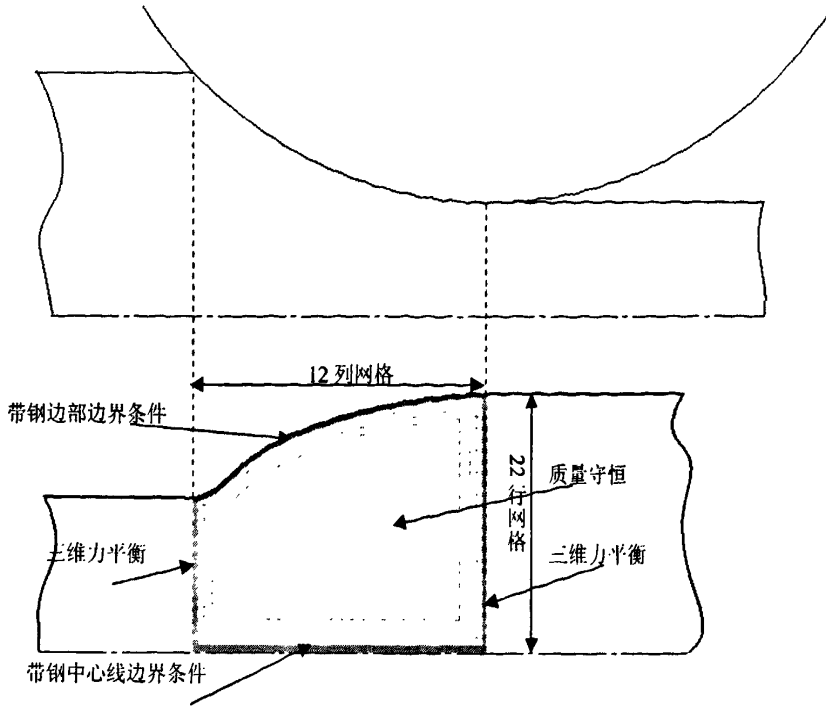


图 4.3 金属流动模型网格划分及边界条件

Fig. 4.3 Mesh generation and boundary condition of metal flow model

$$m_A[k][MFMaxIndex - Nz + i] = - \left(\frac{\Xi_i \times v_i}{\xi_i \times \Gamma_i} + \frac{\Xi_{i+1} \times v_{i+1}}{\xi_{i+1} \times \Gamma_{i+1}} \right) \times \frac{\sqrt{3}E_p}{2 \times v_l \times \tilde{\sigma}} \quad (4.53)$$

$$m_A[k][MFMaxIndex - Nz + i + 1] = \frac{\Xi_{i+1} \times v_{i+1}}{\xi_{i+1} \times \Gamma_{i+1}} \times \frac{\sqrt{3}E_p}{2 \times v_l \times \tilde{\sigma}} \quad (4.54)$$

$$m_rhsVector[k] = \frac{\sqrt{3}E_p}{\tilde{\sigma}} \times \frac{v_{i+1} - v_i}{2} + \frac{\sqrt{3}E_p}{2 \times v_l \times \tilde{\sigma}} \times \left(\frac{\Xi_{i+1}}{\xi_{i+1}} \times v_{i+1} - \frac{\Xi_i}{\xi_i} \times v_i \right) \quad (4.55)$$

式中, Γ_i 为入口宽度差向量。

(3) 根据质量守恒, 对接触区中心 (白色) 单元

$$m_A[k][k - Nx - 2] = - \frac{frictionVector_{2i} \times fMatrix_{2i,2j+1}}{lzVector_i \times NX} \quad (4.56)$$

$$m_A[k][k - 1] = - \frac{lzVector_i + lzVector_{i+1}}{2} \times fMatrix_{2i+1,2j} \times NX \quad (4.57)$$

$$m_A[k][k + 1] = - \frac{lzVector_i + lzVector_{i+1}}{2} \times fMatrix_{2i+1,2j+2} \times NX \quad (4.58)$$

$$m_A[k][k + Nx + 2] = - \frac{frictionVector_{2i+2} \times fMatrix_{2i+2,2j+1}}{lzVector_{i+1} \times NX} \quad (4.59)$$

$$m_A[k][k] = \frac{1}{lx} \times \left[\frac{m_lx^2}{lzVector_i} \times frictionVector_{2i} \times fMatrix_{2i,2j+1} + \frac{lzVector_i + lzVector_{i+1}}{2} \times (fMatrix_{2i+1,2j} + fMatrix_{2i+1,2j+2}) + \frac{lx^2}{lzVector_{i+1}} \times frictionVector_{2i+2} \times fMatrix_{2i+2,2j+1} \right] \quad (4.60)$$

建立结果向量:

$$\begin{aligned} & rhsValue \\ &= rhs_1 \times (hMatrix_{2i+1,2j+2} - hMatrix_{2i+1,2j}) \times NX \\ &+ 4 \times (fMatrix_{2i+1,2j+2} + fMatrix_{2i+1,2j} - 2 \times fMatrix_{2i+1,2j+1}) \times NX^2 \\ &+ \frac{4}{lzVector_i + lzVector_{i+1}} \times \\ &\left[\frac{(frictionVector_{2i+1} \times hMatrix_{2i+1,2j+1} + frictionVector_{2i+2} \times hMatrix_{2i+2,2j+1}) \times (hMatrix_{2i+2,2j+1} - hMatrix_{2i+1,2j+1})}{m_lzVector_{i+1}} \right. \\ &\left. - \frac{(frictionVector_{2i+1} \times hMatrix_{2i+1,2j+1} + frictionVector_{2i} \times hMatrix_{2i,2j+1}) \times (hMatrix_{2i+1,2j+1} - hMatrix_{2i,2j+1})}{m_lzVector_i} \right] \end{aligned} \quad (4.61)$$

$$rhsVector_k = - \frac{(lzVector_i + lzVector_{i+1}) \times rhsValue}{2 \times MFNoPointsX} \quad (4.62)$$

(4) 根据轧辊接触区出口的三维力平衡, 对出口 (黄色区域) 单元列出方程

$$m_A[k][(Nx+2) \times (l+1) + Nx] = \frac{exitThicknessVector_l \times entryWidthDifferenceVector_l}{2} \quad (4.63)$$

$l = 0, 1, 2, \dots, Nz-1;$

$$m_A[k][(Nx+2) \times (l+1) + 1 + Nx] = \frac{exitThicknessVector_l \times entryWidthDifferenceVector_l}{2} \quad (4.64)$$

$l = 0, 1, 2, \dots, Nz-1;$

注意: 此点不考虑带钢宽度可能的变化

$$m_rhsVector[k] = \left(2 - \sqrt{3} \times \frac{exitStripMeanTension}{estimateStress} \right) \times \sum_{n=0}^{Nz-1} (exitThicknessVector_n \times entryWidthDifferenceVector_n)$$

$$Nz = MFNoPointsZ = 20 \quad (4.65)$$

(5) 根据边部边界条件, 对边部 (紫色区域) 单元列出方程

$$m_A[k][k] = 1.0; \quad (4.66)$$

$$m_A[k][k] = 1.0; \quad (4.67)$$

$$m_A[k][k-Nx-2] = 1.0; \quad (4.68)$$

$$m_rhsVector[k] = 0.0; \quad (4.69)$$

$$m_A[k][k] = 1.0; \quad (4.70)$$

(6) 根据带钢宽度变化的附加方程 (材料塑性流动满足的应力应变关系), 列出方程

$$m_A[k][(Nx+2)\times(i+2)+j+1] = \frac{frictionVector_{2i+2} \times fMatrix_{2i+2,2j+1}}{lzVector_{i+1} \times rhs_0 \times Nx} \quad (4.71)$$

$$m_A[k][(Nx+2)\times(i+1)+j+1] = -\frac{frictionVector_{2i+2} \times fMatrix_{2i+2,2j+1}}{lzVector_{i+1} \times rhs_0 \times Nx} \quad (4.72)$$

$$j = 0, 1, \dots, Nx-1$$

$$rhsVector[k] = \frac{frictionVector_{2i+2}}{lzVector_{i+1} \times rhs_0 \times Nx} \times \sum_{j=0}^{Nx-1} (fMatrix_{2i+3,2j+1} - fMatrix_{2i+1,2j+1}) \quad (4.73)$$

$$Nx = MFNoPointsX = 10;$$

$$m_A[k][k] = 1.0; \quad (4.74)$$

(十一) 轧制力向量的线性方程组求解

采用双共轭梯度稳定化法(Bi-Conjugate Gradient Stabilization Method, BiCGSTAB)^[86]求解差分方程 $m_A \cdot m_pressureVector = m_rhsVector$ ，结果存储在向量 $m_pressureVector$ 。

(十二) 重新排布计算后的轧制力矩阵

线性方程组的求解结果是 284 元素列向量 $m_pressureVector$ ，将向量 $m_pressureVector$ 前 264 个元素依次抽出 22 个 12 元素行向量放到 22(Z 方向)×12(X 方向)矩阵 $pmat$ ，将向量 $m_pressureVector$ 后 20 个元素放到列向量 $dbVec$ 。

(十三) 计算横向轧制力分布

$$h_i = \frac{h}{2} + \frac{H-h}{2 \times L_d^2} \times \left(-L_d + \frac{L_d}{N-1} \times i \right)^2, i = 0, 1, \dots, N-1; N = 50 \quad (4.75)$$

$$P_{l,0} = \frac{2}{\sqrt{3}} - \frac{T}{\sigma_s} \quad (4.76)$$

$$P_{r,N-1} = \frac{2}{\sqrt{3}} - \frac{T^*}{\sigma_s} \quad (4.77)$$

$$P_{l,i+1} = P_{l,i} + \frac{4}{\sqrt{3}} \times \frac{h_{i+1} - h_i}{h_{i+1} + h_i} + 2 \times \frac{\mu \times L_d}{N-1} \times \frac{P_{l,i}}{h_{i+1} + h_i}, \quad (4.78)$$

$$i = 0, 1, \dots, N-2; \mu = 0.45$$

$$P_{r,N-i-2} = P_{r,N-i-1} - \frac{4}{\sqrt{3}} \times \frac{h_{N-i-1} - h_{N-i-2}}{h_{N-i-1} + h_{N-i-2}} + 2 \times \frac{\mu \times L_d}{N-1} \times \frac{P_{r,N-i-1}}{h_{N-i-1} + h_{N-i-2}}, \quad (4.79)$$

$$i = 0, 1, \dots, N-2$$

$$P = \frac{\min(P_{l,0}, P_{r,0}) + \min(P_{l,N-1}, P_{r,N-1}) + 2 \times \sum_{i=1}^{N-2} \min(P_{l,i}, P_{r,i})}{2 \times (N-1)} \quad (4.80)$$

将轧制力矩阵进行 x 方向积分, 得到轧制力沿 z 方向的一维分布向量 $linePressure$, $linePressure$ 亦可做为轧辊挠曲模型的输入。

$$linePressure_i = \left\{ \left[\frac{16 \times (1 - \nu_{w,0}^2) \times P}{\pi \times E_{w,0} \times B} + H - h \right] \times R_{w,0} \right\}^{\frac{1}{2}} \times \frac{1}{MFNoPointsX} \times \frac{\text{estimateStress}()}{\sqrt{3}} \times \sum_{j=1}^{MFNoPointsX} pmat_{i,j} \quad (4.81)$$

$MFNoPointsX = 10$

(十四) 将半宽度的轧制力向量推广到带钢宽度

向量 $linePressure$ 是轧制力沿 z 方向的从轧辊中心向轧辊端部的一维分布向量, 轧制力关于轧辊中心线对称分布, 将向量 $linePressure$ 对称映射到向量 $fullLinePressure$ 就得到轧制力在轧辊全宽度范围内的一维分布。向量 $linePressure$ 22 个元素读取 1~21 映射到向量 $fullLinePressure$ 的 21~41 及 20~0。

向量 $m_zVectorFullSI$ 是沿 z 方向的从轧辊中心向轧辊边部的一维分布向量, $fullzVector$ 关于轧辊中心线点对称分布, 将向量 $m_zVectorFullSI$ 点对称映射到向量 $fullzVector$ 就得到在轧辊全宽度范围内的一维分布。向量 $m_zVectorFullSI$ 22 个元素读取 1~21 映射到向量 $fullzVector$ 的 21~41, 将其对应的负数映射到向量 $fullzVector$ 的 20~0。将数组 $fullzVector$ 进行希尔排序, 形成升序数组, 并移动对应序号的 $fullLinePressure$ 。

4.2 带钢宽度变化和平直度求解

(一) 计算轧辊接触区带钢宽度变化

$$\begin{aligned} & exitWidthVector[i+1] \\ &= entryWidthVector_{i+1} + lx \times \frac{frictionVector_{2i+2}}{m_kappaX} \\ & \times \sum_{j=0}^{MFNoPointsX} \left[\frac{fMatrix_{2i+3, 2j+1} - fMatrix_{2i+1, 2j+1}}{lzVector_{i+1}} - fMatrix_{2i+2, 2j+1} \times \frac{pmat_{i+2, j+1} - pmat_{i+1, j+1}}{lzVector_{i+1}} \right] \end{aligned} \quad (4.82)$$

$i = 0, 1, 2, \dots, N-1; N = MFNoPointsZ = 20;$

$$\begin{aligned}
 & exitDiffWidthVector[i] \\
 & = entryWidthVector_{i+1} - entryWidthVector_i + m_lx \times \\
 & \sum_{j=0}^{MFNoPointsX} \left[\frac{frictionVector_{2i+2}}{kappaX} \times \left(\frac{fMatrix_{2i+3,2j+1} - fMatrix_{2i+1,2j+1}}{m_lzVector_{i+1}} - fMatrix_{2i+2,2j+1} \times \frac{pmat_{i+2,j+1} - pmat_{i+1,j+1}}{lzVector_{i+1}} \right) \right. \\
 & \left. - \frac{frictionVector_{2i}}{kappaX} \times \left(\frac{fMatrix_{2i+1,2j+1} - fMatrix_{2i-1,2j+1}}{m_lzVector_i} - fMatrix_{2i,2j+1} \times \frac{pmat_{i+1,j+1} - pmat_{i,j+1}}{m_lzVector_i} \right) \right]
 \end{aligned} \quad (4.83)$$

(二) 计算轧辊接触区出口平直度

带钢宽度方向各纵条的延伸:

$$VIVer_i = \frac{entryThicknessVector_i \times entryWidthDifferenceVector_i \times m_velocityVector_i}{exitThicknessVector_i \times exitDiffWidthVector_i} \quad (4.84)$$

带钢宽度方向各纵条的平均延伸:

$$vI_{mean} = \frac{\sum_{i=0}^{N-1} (entryThicknessVector_i \times entryWidthDifferenceVector_i \times m_velocityVector_i)}{\sum_{i=0}^{N-1} (exitThicknessVector_i \times exitDiffWidthVector_i)} \quad (4.85)$$

带钢宽度方向各纵条的延伸相对值:

$$VIVer_i = \frac{VIVer_i - vI_{mean}}{vI_{mean}}, \quad i = 0, 1, 2, \dots, N; N = MFNoPointsZ = 20 \quad (4.86)$$

此相对值的最大值和最小值的差值即为带钢出口平直度:

$$\begin{aligned}
 flatness & = \max(VIVer_i) - \min(VIVer_i) \\
 & = \max\left(\frac{VIVer_i - vI_{mean}}{vI_{mean}}\right) - \min\left(\frac{VIVer_i - vI_{mean}}{vI_{mean}}\right) \\
 & = \frac{\max(VIVer_i) - \min(VIVer_i)}{vI_{mean}} = \frac{\Delta L}{L}
 \end{aligned} \quad (4.87)$$

4.3 本章小结

(1) 分析了每个机架的二维轧制力分布方法; 初始化所需数据, 然后根据物理模型和边界条件建立计算轧制力分布线性方程组的系数矩阵和结果向量, 接着求解线性方程组, 整理得到所需的轧制力向量;

(2) 根据轧制力分布, 确定了带钢宽度变化和平直度的计算方法。

第 5 章 现场数据分析

提取首钢 2160mm 热连轧机组的现场数据日志，结合离线计算结果进行对比分析。所轧钢种为 API5L-B，分析过程提取 5 块带钢，带钢精轧入口厚度、终轧厚度、精轧入口宽度、精轧入口温度如表 5.1 所示。

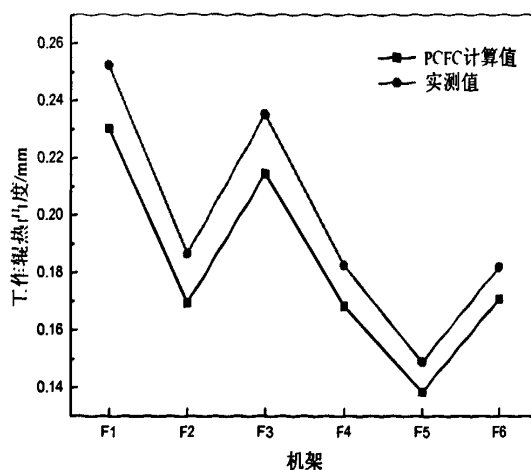
表 5.1 样本带钢参数
Table 5.1 Parameter of sample strip

带钢	入口厚度/mm	终轧厚度/mm	入口宽度/mm	入口温度/℃
1 号	42.01	9.58	1292.0	984
2 号	42.01	9.59	1292.5	984
3 号	42.01	9.60	1293.7	984
4 号	42.04	9.44	1294.6	970
5 号	42.02	9.62	1290.8	1015

从表 5.1 可以看出，带钢精轧入口厚度在 42.04mm~42.01mm 之间，终轧厚度在 9.44mm~9.615mm 之间，精轧入口宽度在 1294.6mm~1290.8mm 之间，入口温度在 970.7℃~1015.4℃之间，所以这些带钢的模型计算结果和实测值有可比性。

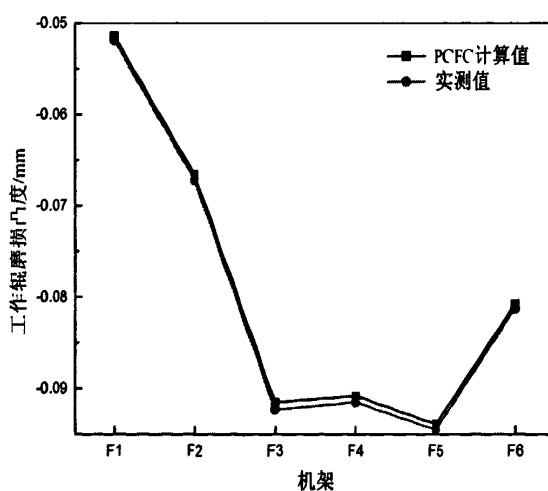
5.1 工作辊热凸度和磨损结果分析

换工作辊时，快速关闭冷却水，迅速抽出上下辊，将表面冷却水擦拭干净，用高精度磨床（精度可达 0.001mm）测量辊型，此时实测值为热凸度和磨损的叠加；待过 2 小时后，轧辊温度分布均匀，再用高精度磨床测量辊型，此时可以得到轧辊磨损值；将两次测量值取差值，可以得到热凸度值。所取样本带钢均是换辊周期的末块，并且在换辊周期内所轧带钢的数量和规格相同。



(a) 轧完 1 号带钢后的工作辊热凸度

(a) Thermal crown of work roll after rolling 1# strip



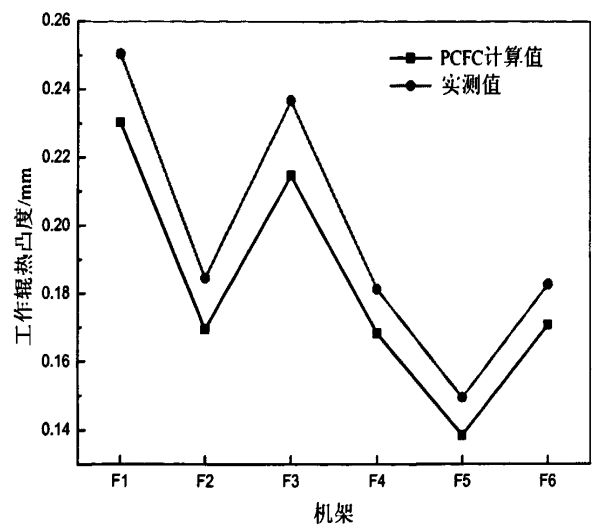
(b) 轧完 1 号带钢后的工作辊磨损

(b) Wear of work roll after rolling 1# strip

图 5.1 轧完 1 号带钢后的工作辊热凸度和磨损

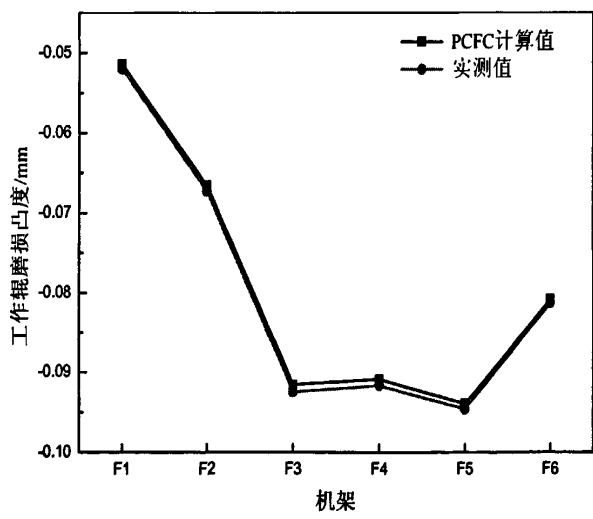
Fig. 5.1 Thermal crown and wear of work roll after rolling 1# strip

轧完 1 号带钢后，工作辊热凸度的 PCFC 计算值与实测值的偏差为 0.0104~0.0221mm，工作辊磨损的 PCFC 计算值与实测值的偏差为 0.0005~0.0008mm。



(a) 轧完 2 号带钢后的工作辊热凸度

(a) Thermal crown of work roll after rolling 2# strip



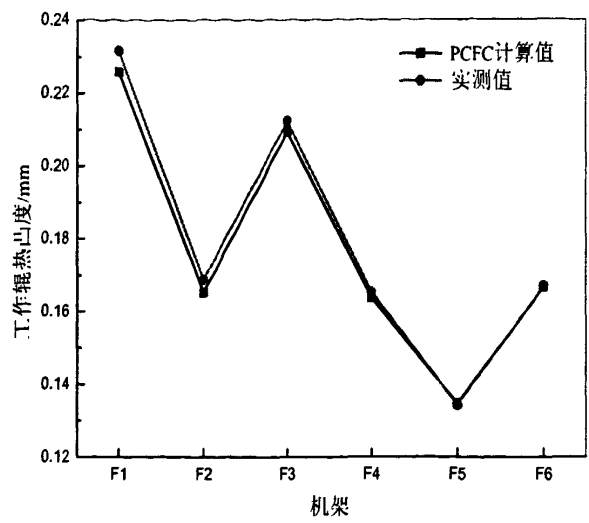
(b) 轧完 2 号带钢后的工作辊磨损

(b) Wear of work roll after rolling 2# strip

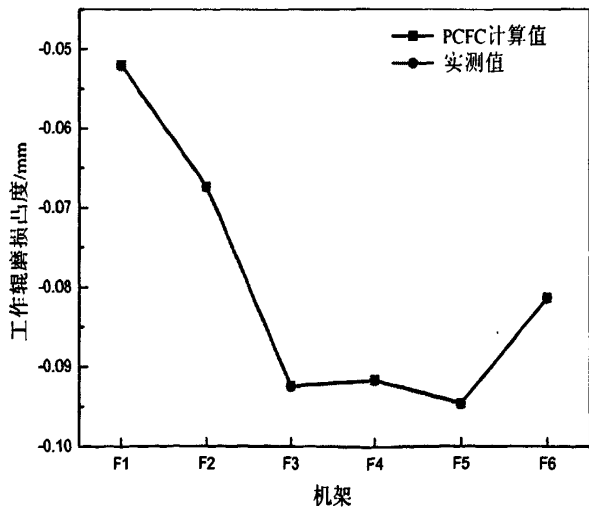
图 5.2 轧完 2 号带钢后的工作辊热凸度和磨损

Fig. 5.2 Thermal crown and wear of work roll after rolling 2# strip

轧完 2 号带钢后，工作辊热凸度的 PCFC 计算值与实测值的偏差为 0.0110~0.0220mm，工作辊磨损的 PCFC 计算值与实测值的偏差为 0.0005~0.0009mm。



(a) 轧完 3 号带钢后的工作辊热凸度
(a) Thermal crown of work roll after rolling 3# strip

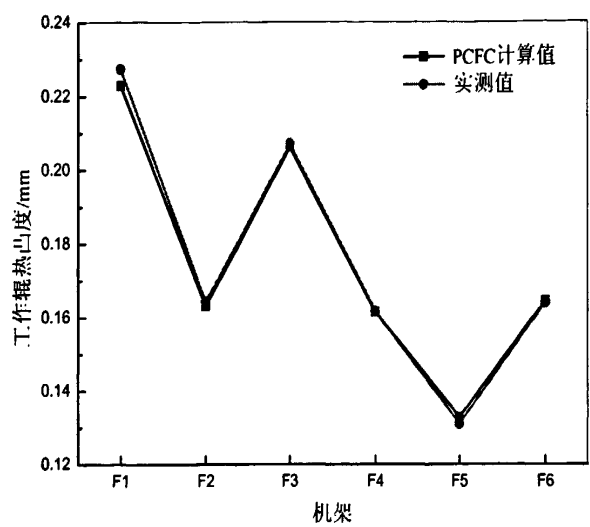


(b) 轧完 3 号带钢后的工作辊磨损
(b) Wear of work roll after rolling 3# strip

图 5.3 轧完 3 号带钢后的工作辊热凸度和磨损

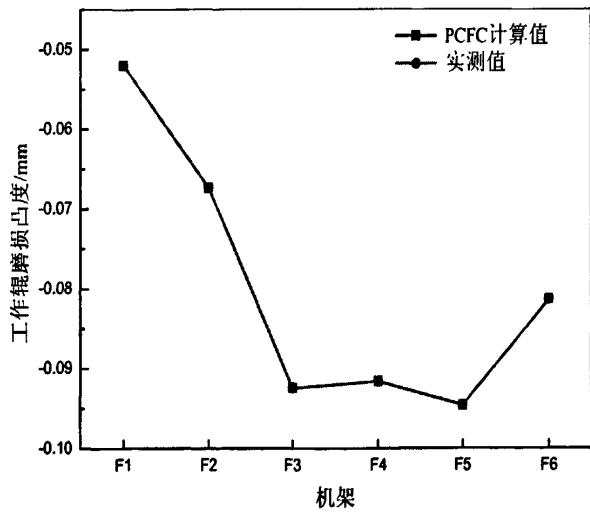
Fig. 5.3 Thermal crown and wear of work roll after rolling 3# strip

轧完 3 号带钢后，工作辊热凸度的 PCFC 计算值与实测值的偏差为 0.0002~0.0057mm，工作辊磨损的 PCFC 计算值与实测值的偏差为 0.0001~0.0001mm。



(a) 轧完 4 号带钢后的工作辊热凸度

(a) Thermal crown of work roll after rolling 4# strip



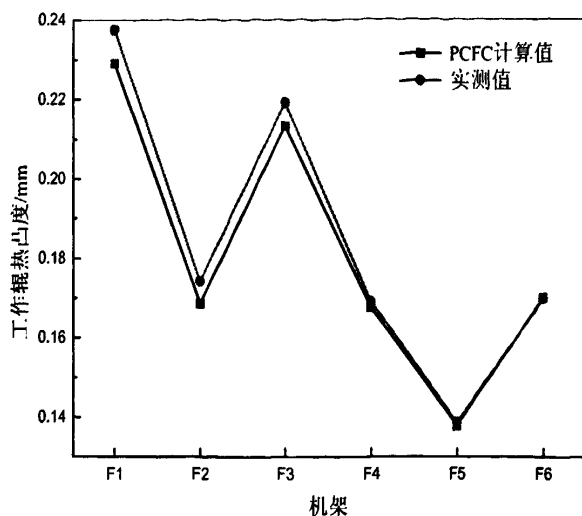
(b) 轧完 4 号带钢后的工作辊磨损

(b) Wear of work roll after rolling 4# strip

图 5.4 轧完 4 号带钢后的工作辊热凸度和磨损

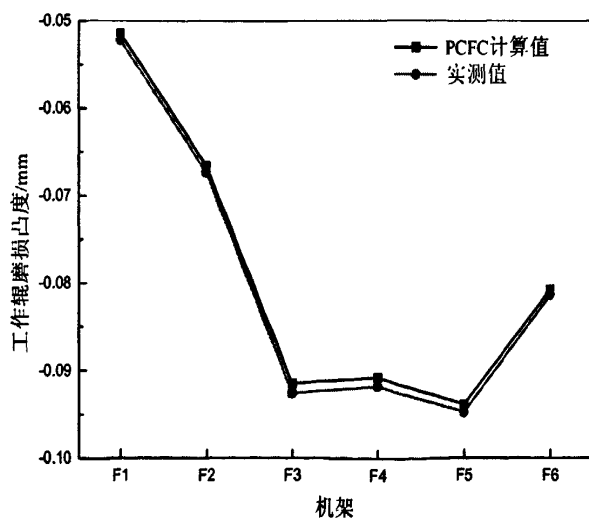
Fig. 5.4 Thermal crown and wear of work roll after rolling 4# strip

轧完 4 号带钢后，工作辊热凸度的 PCFC 计算值与实测值的偏差为 0.0002~0.0045mm，工作辊磨损的 PCFC 计算值与实测值的偏差为 0mm。



(a) 轧完 5 号带钢后的工作辊热凸度

(a) Thermal crown of work roll after rolling 5# strip



(b) 轧完 5 号带钢后的工作辊磨损

(b) Wear of work roll after rolling 5# strip

图 5.5 轧完 5 号带钢后的工作辊热凸度和磨损

Fig. 5.5 Thermal crown and wear of work roll after rolling 5# strip

轧完 5 号带钢后，工作辊热凸度的 PCFC 计算值与实测值的偏差为 0.0002~0.0084mm，工作辊磨损的 PCFC 计算值与实测值的偏差为 0.0006~0.0011mm。

综上所述，这五块带钢的工作辊热凸度、工作辊磨损的 PCFC 计算值和实测值非常接近，说明 PCFC 模型计算比较准确。

5.2 工作辊横移位置和弯辊力结果分析

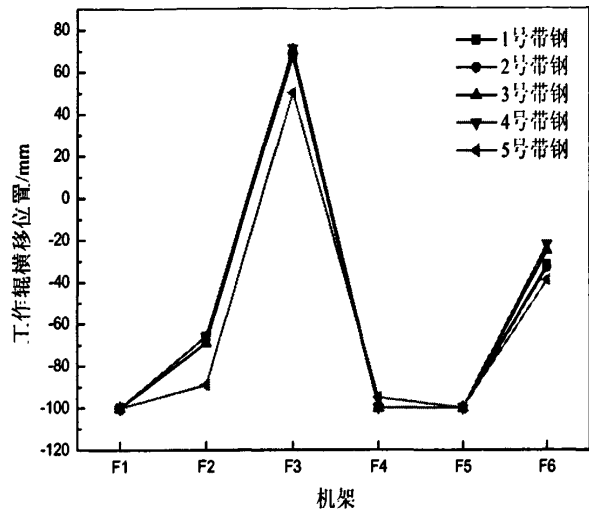


图 5.6 轧制各带钢时的工作辊横移位置计算值

Fig. 5.6 Shifting position calculation result of work roll while rolling strips

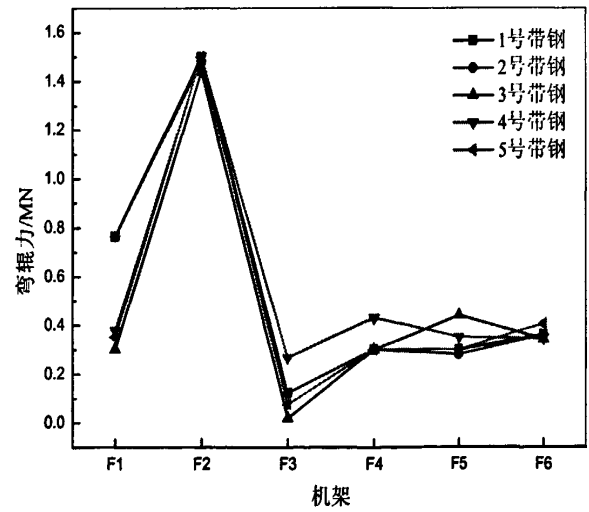


图 5.7 轧制各带钢时的弯辊力计算值

Fig. 5.7 Bending force calculation result of work roll while rolling strips

对比轧制各带钢时的工作辊横移位置和弯辊力，各带钢计算值的趋势相同，数值相差并不大，这说明工作辊横移位置和弯辊力的分配量基本相同，模型计算稳定。

5.3 带钢凸度和平直度结果分析

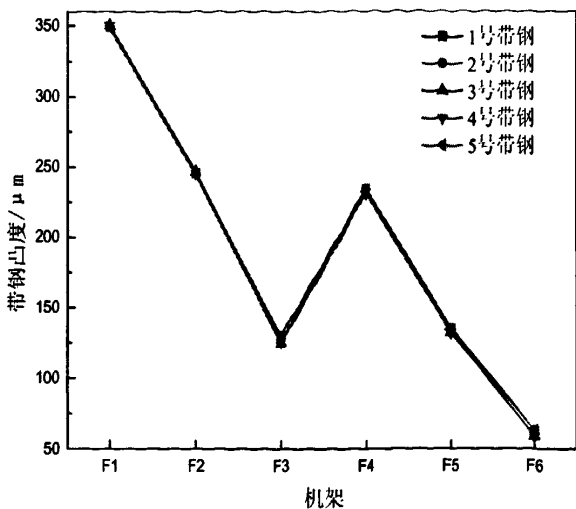


图 5.8 各带钢凸度计算值
Fig. 5.8 Crown calculation value of strips

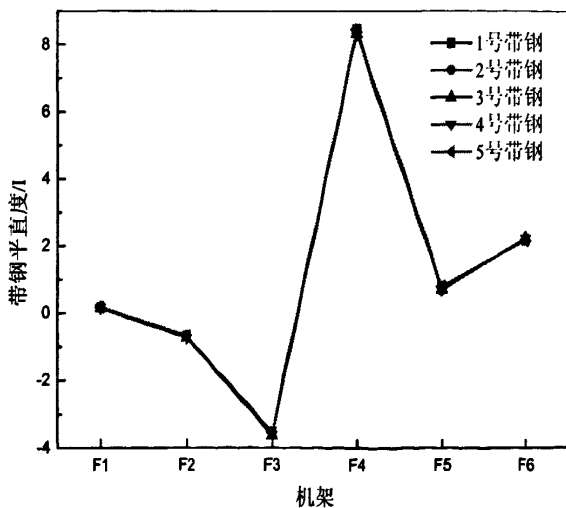


图 5.9 各带钢平直度计算值
Fig. 5.9 Flatness calculation value of strips

由图 5.8 和图 5.9 得出，五块带钢的凸度分配值基本相同，终轧凸度在 $59\sim 63\mu\text{m}$ 之间；五块带钢的平直度分配值也基本相同，终轧平直度在 $2.1\sim 2.3\text{l}$ 之间；在查阅工程记录后，五块带钢的凸度和平直度均达到要求，PCFC 模型控制性能良好。

5.4 本章小结

(1) 对比五块样本带钢的热凸度和磨损的 PCFC 计算值、实测值，模型计算结果与实际值吻合较好；

(2) 对比五块样本带钢的工作辊横移位置和弯辊力的计算值, 它们的相互差别较小, 模型计算稳定;

(3) 分析带钢凸度和平直度, 模型控制性能良好。

第6章 结 论

本文以东北大学轧制技术及连轧自动化国家重点实验室与首钢迁安分公司热轧厂合作项目“首钢 2160mm 热轧过程控制系统消化吸收”为背景,以首钢 2160mm 热连轧机组板形控制系统原有程序为对象,结合现有的板形控制理论与控制方法和生产现场,系统地研究带钢热连轧板形控制理论及板形控制技术,如轧辊弹性变形、热凸度及磨损、辊缝内金属流动;分析、整理、补充原有源代码,实现离线计算。研究工作取得以下成果:

(1) 对首钢 2160mm 热连轧机组的装备、工艺流程进行了说明;分析了该机组的板形控制系统结构、PCFC 总体策略、PCFC 设定算法;对磨辊数据拟合得到各工作辊 CVCplus 辊型曲线方程的系数,确定了工作辊横移位置与辊缝等效凸度的关系。

(2) 分析了轧辊热凸度和磨损的计算方法;根据传热基本方程建立二维有限差分方程,采用边界条件计算了工作辊温度场,确定了各单元的温度增量,进而确定了工作辊热凸度;分别计算工作辊均匀磨损和工作辊局部磨损,然后通过加权确定了工作辊磨损量。

(3) 研究了金属流动数学模型,得到带钢宽度变化和平直度;根据已有数据、物理模型和边界条件建立线性方程组,计算出轧制力向量,然后求出带钢宽度变化和平直度;

(4) 以五块样本带钢的数据为分析对象,轧辊热凸度和磨损的模型计算结果与实际值吻合较好;工作辊横移位置和弯辊力的设定值差别较小,模型计算稳定;带钢凸度和平直度设定结果合理,系统控制性能良好。

本文研究内容紧密结合热轧带钢生产实际,研究成果对于提高热轧板带的板形控制精度具有理论指导和实际应用意义。

参考文献

- [1] 黄波. 我国热轧宽带钢轧机建设情况综述[J], 轧钢, 2009, 26(1): 47-52.
- [2] 戚向东. 2008 年我国钢铁行业运行情况分析[J], 冶金管理, 2009, 2: 15-19.
- [3] M.D.Stone, R.Gray. Theory and practical aspects in crown control[C], AISE Yearly Proceedings, 1965: 657-667.
- [4] 王国栋. 板形控制和板形理论[M], 北京: 冶金工业出版社, 1986.
- [5] Vladimir B. Ginzburg. 高精度板带材轧制的理论与实践[M], 姜明东, 王国栋.北京: 冶金工业出版社, 2002: 296-297.
- [6] 连家创. 板形控制的理论基础[J], 东北重型机械学院学报, 1978, 1: 45-56.
- [7] 钟掘, 陈杰. CVC 四辊轧机板形控制解耦模型[J], 中南工业大学学报, 1999, 30(2): 192-193.
- [8] K.N.Shohet, N.A.Townsend. Roll bending methods of crown control in four-high plate mills[J], Journal of Iron and Steel Institute, 1969, (11): 1088~1098.
- [9] G-H Song. Development of numerical formula for edge drop control of cold rolled sheet by simulation [A], South East Asia Iron and Steel Institute, SEAISI 1997 Korea Conference on "Flat Product Technology" Proceedings, Volume 2 (Malaysia), 1997, 5: 14-19.
- [10] 徐建忠, 张凤琴, 龚殿尧, 等. 四辊轧机轧辊弹性变形解析模块的开发[J], 轧钢, 2003, 20(2): 8-11.
- [11] 徐建忠, 张军, 张凤琴, 等. 工作辊弯辊力对热轧带钢凸度的影响[J], 钢铁研究学报, 2003, 15(05): 23-27.
- [12] 徐建忠, 龚殿尧, 王国栋, 等. 轧辊直径对热轧带钢凸度的影响规律[J], 东北大学学报:自然科学版, 2002, 23(12): 1170-1173.
- [13] 徐建忠, 孔祥伟, 王国栋, 等. 大凸度支撑辊带钢凸度的控制能力[J], 东北大学学报:自然科学版, 2003, 24(02): 151-154.
- [14] 徐建忠, 龚殿尧, 刘相华, 等. 单位宽度轧制力对热轧带钢凸度的影响规律[J], 东北大学学报:自然科学版, 2003, 24(03): 280-283.
- [15] 龚殿尧, 徐建忠, 张凤琴, 等. 轧辊凸度及直径对热轧带钢凸度的影响[J], 钢铁研究学报, 2003, 15(03): 17-20.
- [16] 孔祥伟, 徐建忠, 王国栋, 等. 精轧 F7 机架采用平辊实现自由程序轧制的研究[J], 钢铁, 2002, 37(11): 26-29.
- [17] 胡贤磊, 王昭东, 刘相华, 等. 轧辊弹性变形对中厚板辊缝设定的影响[J], 东北大学学报:自然科学版, 2003, 24(03): 284-287.
- [18] 胡贤磊, 赵忠, 邱红雷, 等. 在线高精度中厚板凸度计算模型[J], 东北大学学报:自然科学版, 2004, 25(10): 950-953.

- [19] 魏立群, 陆济民, 卢东华. 板带宽度对板凸度的影响[J], 钢铁研究学报, 1995, (6): 20-26.
- [20] Z.Y. Jiang, H.T. Zhu, A.K. Tieu. Effect of rolling parameters on cold rolling of thin strip during work rolls edge contact [J], Journal of Materials Processing Technology, 2003, 140: 535-541.
- [21] 白金兰, 王军生, 王国栋, 等. 六辊轧机辊间压力分布解析[J], 东北大学学报:自然科学版, 2005, 26(2): 133-136.
- [22] 王宝峰, 麻永林, 等. 轧辊弹性变形与热变形的耦合及其对冷轧带钢出口断面的影响[J], 钢铁, 1998, 33(2):38-40.
- [23] J.Kihara. Application of BEM to Calculation of the Roll Profile in Flat Rolling [J], Proc. of the 4th International Steel Rolling Conf. Deauville-France, June 1987, 2(E1): 1-12.
- [24] A.Chandra. A Boundary Element Formulation for Large Strain-Large Deformation Problems of Viscoplasticity[J], International Journal of Solids Structure, 1984, 20(1):41-53.
- [25] Hu Xianlei, Wang Zhaodong, Zhao Zhong, et al. Gauge-meter model building based on the effect of elastic deformation of rolls in a plate mill[J], Journal of University of Science and Technology Beijing: Mineral Metallurgy Materials (Eng Ed), 2007, 14(4): 381-386.
- [26] J.Kihara. Application of BEM to Calculation of the Roll Profile in Flat Rolling[C], The Science and Technology of Flat Rolling, 4th International Steel Rolling Conference, Deaubille, Fance, 1987, 2:1-12.
- [27] 肖宏, 中光宪, 连家创. 三维弹-塑性边界元法模拟板带轧制过程[J], 钢铁, 1993, 28(3): 39-43.
- [28] Unger Freidmar, Weber Karl Heinz. Effect of the Heat Transfer Coefficient and Roll Radius on the Temperature and Thermal Camber of Rolls in Cold Rolling[J], Neue Huette, 1979, 24(4): 138-140.
- [29] Weber Karl Heinz, Unger Friedmar. Effect of Barrel Length, Strip Length, and Roll Gap on the on the Roll Temperature and Thermal Camber in Cold Rolling[J], Neue Hutte, 1979, 24(9): 331-336.
- [30] Unger, Friedmar; Weber, Karl Heinz; von Wolfersdorf, Lothar. Mathematical Investigations of the Stationary Strip Cold Rolling Process[J], Freiburger Forschungshefte (Reihe) B, 1979, 205:1-44.
- [31] A.Tseng, S.X.Tong, M.Raudensky. Thermal Expansion and evaluations of rolls in rolling processes[J], Steel Research, 1996, 67(5): 188-199.
- [32] G.Schipper. Practical method to calculate effects of work roll cooling on strip shape and crown[J], Ironmaking and Steelmaking, 1996, 23(1): 66-69.
- [33] S.Jarrett, J.M.Allwood. Fast model of thermal camber evolution in metal rolling for online use[J], Ironmaking and Steelmaking, 1999, 26(6): 439-407.
- [34] 辛啟斌. 材料成形计算机模拟[M], 北京: 冶金工业出版社, 2006: 5-12.
- [35] E.P. Slonim. Mathematical simulation of a class of control plants with distributed parameters[J], Automation and Remote Control, 1974, 35(6): 1008-1022.
- [36] R.C.Batra. Cold sheet rolling, the thermoviscoelastic problem, a numerical solution[J], International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1977, 11(4): 671-82.
- [37] G.Van Steden, J.G.M.Tellman. A New Method of Designing a Work Roll Cooling System for Improved Productivity and Strip Quality[C], Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: the Science and Technology of Flat Rolling, Deauville, France, 1987: A.29.1-29.12.

- [38] P.A.Attack. Control of Thermal Camber by Spray Cooling When Hot Rolling Aluminum[J], Ironmaking and Steelmaking, 1996, 23(1): 69-73.
- [39] S.R.Wang, A.Tseng. Macro and Micro Modeling of Hot Rolling Of Steel Coupled by a Micro Constitutive Relationship[J], Iron and Steelmaker, 1996, 15(9): 49-61.
- [40] 张绚丽, 张杰, 魏钢城等. 带钢热连轧机工作辊温度场及热辊形的理论与实验研究[J], 冶金设备, 2002, 6: 1-3.
- [41] X.M.Zhang, Z.Jiang, A.K.Tieu. Numerical modelling of the thermal deformation of CVC roll in hot strip rolling[J], Journal of Materials Processing Technology, 2002: 219-223.
- [42] 解建平. PC 轧机技术及其在宝钢的应用[J], 冶金设备, 2002, 1:27-31.
- [43] 刘相华. 刚塑性有限元及其在轧制中的应用[M], 北京: 冶金工业出版社, 1994: 300-303.
- [44] 刘相华, 胡贤磊. 轧制参数计算模型及其应用[M], 北京: 化学工业出版社, 2007: 187-190.
- [45] 梅瑞斌, 李长生, 刘相华. 刚塑性有限元求解板带轧制过程的初速度场[J], 东北大学学报(自然科学版), 2009, 30(4): 543-546.
- [46] 李俊洪, 连家创, 岳晓丽. 热带钢连轧机工作辊温度场和热凸度预报模型[J], 钢铁研究学报, 2003, 15(6): 25-28.
- [47] J.A.Schely. Tribology in Metalworking: Friction, Lubrication and Wear[M], American Society for Metals, Metal Park, Ohio, 1983: 131-341.
- [48] J.G.Sibakin. Factor Affecting Strip Profile in Cold and Hot Strip Mill[C], Flat Rolled Products: Rolling and Treatment, Metallurgical Society of AIME Conference. 1959, 1: 3-45.
- [49] R.R.Somers. Verification and Application of a Model for Predicting Hot Strip Profile, Crown and Flatness[J], AISE Year Book, 1984: 441-450.
- [50] T.Nakanishi. Application of Work Roll Shift Mill HCW Mill to Hot Strip and Plate Rolling[J], Hitachi Review, 1985, 34(4): 153-160.
- [51] W.F.Gilbertson. Hot Rolled Strip Abnormalities Leading to Ridge in Cold Reduced Sheets and Tinplates[J], Journal of the Iron and Steel Institute, June 1965: 553-561.
- [52] K.N. Tong, M.K.Chakko. Predictions of Roll Spalling in 4-High Mills Based on Fatigue Strength of Roll Materials and Wear Pattern of Rolls[C], AISE Yearly Proceedings, 1964: 539-569.
- [53] 李长生, 张晓明, 刘相华, 等. 轧制过程轧辊磨损数学模型试验研究[J], 机械工程学报, 2002, 38(7): 28-30.
- [54] 丁修堃. 轧制过程自动化[M], 北京: 冶金工业出版社, 2006: 213.
- [55] 何安瑞, 张清东, 等. 热轧精轧机组工作辊磨损分析及预报[J], 冶金设备, 1999, 115: 23-26.
- [56] 孔祥伟, 史静, 徐建忠, 等. 热带钢轧机轧辊磨损预测[J], 东北大学学报: 自然科学版, 2002, 23(8): 790-792.
- [57] T.Von Karman. On the Theory of Rolling[J], Z. ans. Math. U. Mech., 1925, 5:139-141.
- [58] 柳本左门. 压延加工における三次元変形に関する研究[J], 日本機械学会論文集, 1961, 27(178): 800-808.
- [59] 柳本左門, 青木至. 圧延加工における平均圧延圧力と与元との関係式について[J], 日本機械学

- 会论文集, 1967, 33(249): 826-831.
- [60] 户泽康寿, 中村雅勇, 石川孝司. 三次元解析の方法と計算例[J], 塑性と加工, 1976, 17(180): 37-44.
- [61] 户泽康寿, 石川孝司, 岩田德利. 薄板压延の3次元変形に対する改良した解析[J], 塑性と加工, 1982, 23(263): 1181-1187.
- [62] 日本钢铁协会. 板带轧制理论与实践[M], 王国栋, 吴国良. 北京: 中国铁道出版社, 1990:95-101.
- [63] Liu Xianghua, Jiang zhengyi, Wang Guodong. Analysis of 3-D Deformation for Crown Strip Rolling by Rigid-Plastic FEM[A], Proceedings of the 4th International Conference on Technology of Plasticity. Edited by Wang Z. R. and He Yuxin, Beijing China, 1993, 701-707.
- [64] 赵志业, 王国栋. 现代塑性加工力学[M], 北京: 冶金工业出版社, 1987, 140-190.
- [65] 王国栋, 赵德文. 现代材料成形力学[M], 沈阳: 东北大学出版社, 2004, 124-140.
- [66] 赵志业, 王国栋. 现代塑性加工力学[M], 沈阳: 东北工学院出版社, 1986.
- [67] S.I.Oh, S.Kobayashi. An Approximate Method for a three Dimension Analysis of Rolling[J], International Journal of Mechanical Science, 1975, 17(4): 293-305.
- [68] 加藤和典, 室田中雄, 熊谷敏彦. 剛完全塑性材料の平圧延[J], 塑性と加工, 1980, 21(231): 359-367.
- [69] 加藤和典. 3次元圧延のエネルギー法による解析[J], 塑性と加工, 1983, 24(273): 1014-1021.
- [70] 连家创. 变分法求解辊缝中金属横向流动问题[J], 东北重型机械学院学报, 1980, 1: 1-10.
- [71] 连家创, 段振勇. 轧件宽展量的研究[J], 钢铁, 1984, 16(11): 15-20.
- [72] 黄传清. 板带轧机辊系轴向力的理论与试验研究[D], 秦皇岛: 燕山大学, 1994.
- [73] 王宏旭. 板形计算理论和工作辊辊型优化曲线的研究[D], 秦皇岛: 燕山大学, 1996.
- [74] 王宏旭, 连家创, 陈淑云. 四辊冷轧带材中张应力横向分布的求解[J], 钢铁研究学报, 1996, 8(1): 16-19.
- [75] V.B.金兹伯格. 板带轧制工艺学[M], 马东清, 陈荣清, 赵晓林, 等. 北京: 冶金工业出版社, 2003: 513-515.
- [76] Toshiyuki Kajiwara, Kazunori Hata, Hidetoshi Nishi, et al. Recent Trends and New Applications of HC-Mill in Cold Rolling[J], Hitachi Review, 1979, 28(5): 233-238.
- [77] Kazunori Hata, Yasutsugu Yoshimura, Mitsuo Nihei, et al. Universal Crown Control Mill[J], Hitachi Review, 1985, 34(4): 168-174.
- [78] T.Nakanishi, T.Sugiyama, Y.Iida, et al. Application of work roll shift mill 'HCW-MILL' to hot strip and plate rolling[J], Hitachi Review, 1985, 34(4): 153-160.
- [79] Walter Wilms, Lothar Vogtmann, Juergen Kloeckner, et al. Profile and Flatness Control in Hot Strip Mills[J], Metallurgical plant and technology, 1985, 8(6): 74-90.
- [80] Anon. UPC technology modernises hot strip mills[J], Steel Times International, 1989, 13(5): 34-35.
- [81] A.Seilinger, A.Mayrhofer, A.Kainz. SmartCrown - A new system for improved profile and flatness

- control in rolling mills[J], *Metallurgia Italiana*, 2003, 95(3): 60-63.
- [82] Rem Naumovich Kogan, Ivan Mikhailovich Barabash, Elvira Alexeevna Bratslavskaya, et al. Cross rolling mill: US, 4095446[P], 06/20/1978.
- [83] Tetsuya Mukai, Chihiro Hayashi, Masui, Takeshi, et al. Rolling mill using variable crown roll: JP, 6445979[P], 05/24/1979.
- [84] 李兴东, 孙大乐, 连家创, 等. 宝钢 1580 工作辊热变形的数值模拟与实验研究[J], *中国机械工程*, 2006, 17(3): 279-283.
- [85] 现代应用数学手册编委会. 现代应用数学手册: 计算与数值分析卷[M], 北京: 清华大学出版社, 2005: 381.
- [86] 张文生. 科学计算中的偏微分方程有限差分法[M], 北京: 高等教育出版社, 2006: 223.

致 谢

本论文是在刘相华教授和徐建忠教授的悉心指导和亲切关怀下完成的。在学习研究期间，两位导师细心关怀，积极提供各种实践机会和研究条件；在论文写作期间，两位导师热心帮助、指导、督促、鼓励，使我顺利完成论文。在此期间，导师的治学风范和为人师表的作风，使我在做学问和做人两方面都得到了宝贵的人生财富，为此特向导师刘相华教授和徐建忠教授致以最崇高的敬意和最衷心的感谢。

在学习研究过程中，我得到了赵旭亮博士、李海军助教、龚殿尧讲师的关怀和培养，使我能够接触到工业现场和各种技术资料，在此特向他们表示深深的谢意。

特别感谢首钢迁安分公司的余威厂长、马铮高工、张新新高工和唐山港陆钢铁有限公司的陈继林厂长、陆正宏助理、肖勇高工，有了你们的工作支持，我们能够开展研究工作和工业试验，使合作项目能够顺利、高效地完成。

非常感谢喻海良助教，感谢你在学习上的热心关怀和启迪；感谢热连轧项目组的李传喜硕士、杨莎硕士、张晓琳硕士在学习工作中的积极配合。

在课程学习和日常生活当中，我得到了东北大学轧制技术及连轧自动化国家重点实验室的各位领导和老师的关怀和培养，使我能顺利完成课程的学习，在此特向他们表示深深的谢意。

衷心感谢我的父母多年来对我的关心、支持和理解，他们是我前进的动力源泉。

谨以此文献给我即将离别、已经学习生活了六年的母校！

攻读硕士学位期间的工作

学术论文

- [1] LI Xinwen, YU Hailiang, MA Hao, XU Jishan. FE Analysis of Temperature Field of PQF Mandrel, *The 5th International Symposium on Advanced Structural Steels and New Rolling Technologies*, Shenyang: Northeastern University, 2008: 183-192.
- [2] H.L. YU, X.H. LIU, X.W. LI. FE analysis of inclusion deformation and crack generation during cold rolling with a transition layer, *Materials Letters*, 2008, 62(10-11): 1595-1598. (SCI, EI)
- [3] H.L. YU, X.H. LIU, G.T. LEE, X.W. LI, H.D. Park. Numerical analysis of roll deflection for Sendzimir mill, *Journal of Manufacturing Science and Engineering _ Transactions of the ASME*, 2008, 130(1): 011016_1-7. (SCI, EI)
- [4] YU Hai-liang, LIU Xiang-hua, CHEN Li-qing, LI Chang-sheng, ZHI Ying, LI Xin-wen. Influence of Edge rolling reduction on Plate-edge Stress during Finish Rolling Process, *Journal of Iron and Steel Research International*, 2009, 16(1): 22-26. (SCI)
- [5] 赵旭亮, 李海军, 李新文, 徐建忠, 肖勇. 港陆 1250 轧辊热凸度在线预报系统的建立, *第五届先进结构钢及轧制新技术国际研讨会*, 沈阳: 东北大学, 2008: 392-398.
- [6] YU Hai-liang, LIU Xiang-hua, LI Xin-wen. Crack healing in low carbon steels under hot plastic deformation, *Materials and Manufacture Processing*, 2010, 4, accepted.

科研工作

- 1) 东北大学与首钢迁安分公司合作项目: 首钢迁钢 2160mm 热轧过程控制系统消化吸收, 主要参加人.
- 2) 东北大学与唐山港陆钢铁有限公司合作项目: 港陆 1250mm 精轧机板形控制系统开发, 主要参加人.

作者简介

李新文，男，1983年2月生，汉族。2007年7月毕业于东北大学尖子班，主修材料成型及控制工程，获工学学士学位；辅修工业工程。2007年9月~2009年7月，在东北大学轧制技术及连轧自动化国家重点实验室攻读硕士学位，师从刘相华教授和徐建忠教授，主要从事热连轧机板形控制理论及控制技术研究。

攻读硕士期间，先后参与了如下科研课题：作为主要参加人参加了东北大学与首钢迁安分公司合作项目“首钢迁钢 2160mm 热轧过程控制系统消化吸收”；作为主要参加人参加了东北大学与唐山港陆钢铁有限公司合作项目“港陆 1250mm 精轧机板形控制系统开发”。2007~2008 学年度获得东北大学三好研究生、苏州工业园奖学金、RAL 奖学金（一等）；2008~2009 学年度获得辽宁省优秀毕业生、RAL 奖学金（三等）、RAL 学术论文奖；2008 年 12 月获得第五届全国研究生数学建模竞赛三等奖。在国内外刊物和学术会议上发表学术论文 6 篇。