

东北大学

博士学位论文

中厚板轧机过程控制模型的研究

姓名：胡贤磊

申请学位级别：博士

专业：材料加工工程

指导教师：刘相华;王国栋

20030801

摘要

本文以首钢 3500mm 中厚板轧机改造项目为背景, 以中厚板轧机控制模型为主线, 对控制模型系统框架、厚度精度控制、温度控制、板形与板凸度设定控制以及轧制规程分配等进行了研究, 开发了相应的在线控制软件, 现场应用取得了良好的效果。具体研究内容和主要结果如下:

(1) 采用影响函数法分析辊系弹性变形, 利用计算结果给出可用于在线控制的辊系变形线性计算模型。将辊系弹性变形模型和全长压靠弹性曲线结合, 构造出精度和完备性都优于传统模型的轧机弹跳新模型。与传统弹跳模型比较, 新模型具有以下优点: ①轧辊尺寸、轧辊凸度、轧件宽度和轧制力等因素对轧机弹跳的影响都可以通过该模型得到体现; ②简化轧机弹跳模型的测量。只需要测量基本辊径、基本凸度的全长压靠曲线, 然后结合辊系弹性变形计算即可得到完整的弹跳模型, 避免换辊后重复测量刚度。证明了刚度差异产生的轧辊微小倾斜对轧制中心线处的设定辊缝基本没有影响。引入相对油膜厚度零点的概念, 并给出相对油膜厚度模型的计算方法和测量方法。分析弹跳方程零点漂移对轧制力模型自学习的影响, 得知如果轧件出口厚度的计算全部采用弹跳方程计算值, 则弹跳方程零点漂移对轧制力模型的自学习基本没有影响。

(2) 选择适合中厚板轧制过程的变形抗力模型, 根据大量的实验数据, 提出适合于工程在线用的简易残余应变数学模型, 通过理论分析得知采用该模型可以将残余应变对变形抗力的影响控制在 6% 以内。构造了合理的变形抗力模型参数的修正算法来消除温度模型累计误差对厚度精度的影响。

(3) 分析热辐射和对流、高压水除鳞、与轧辊接触产生的热传导和轧制塑性功等因素对温度变化的影响, 得出相应的数学模型。利用该模型分析了厚板温度梯度与轧件厚度和时间的规律, 为实测表面温度转化轧件平均温度的处理提供了理论支持。针对实测温度的特点, 给出一次除鳞后实测温度的有效性判断准则, 并利用插值法和相似法给出除鳞后温度的计算方法。给出开轧温度的计算算法和自学习算法, 使开轧温度的计算精度更符合实际。结合中厚板控温轧制的特点, 将终轧温度看成是控温温度的单调增函数, 并提出相应的算法来确定控温温度和终轧温度。

(4) 分析了厚度控制系统和板形开环控制的关系, 通过理论推导得出轧制宽薄轧件时, AGC 对板形影响较大, 而对厚度控制精度贡献不大。并在此基础上, 提出适用于中厚板轧制的板形锁定法, 理论推导和现场应用均已证明, 这种方法能够在对厚度控制微小影响的前提下, 避免轧制宽薄材时板形容易出现边浪的缺陷。

(5)根据平面形状控制的要求以及中厚板的轧制特点制定了相应的中厚板轧制策略原则。针对展宽阶段的轧制特点,提出展宽阶段轧制规程分配新方法—可变道次的综合负荷平衡分配法,这种分配方法综合考虑设备能力的充分发挥,使得各个道次的综合负荷函数值相等。针对伸长阶段的轧制特点,提出伸长阶段轧制规程分配新方法—负荷协调分配法。该方法通过定义一个虚拟最大轧制力限制系数来调节各道次轧制力,使得最后三个道次轧制力线性下降,满足板形控制的要求,而前面道次尽量发挥轧机的能力采取大压下量。进而将后三个道次的轧制力下降斜率作为变量,如果出现板形问题,可以通过调整斜率改变轧制负荷的分配。

本文的研究结果,针对中厚板在线实时控制,具有很强的实用性。所开发的中厚板轧机过程控制模型已成功应用于首钢中厚板厂一期改造和二期改造工程,为我国中厚板轧机过程模型控制研究起到积极的促进作用。

关键词: 中厚板, 过程控制模型, 弹跳方程, 影响函数, 轧制力, 变形抗力, 残余应变, 板形, 凸度, 轧制规程, 综合负荷

Process Control Models for Plate Mill

ABSTRACT

Under the background of the 3500mm plate mill reforming project in Capital Steel, taking the process control models of a plate mill as a main frame, the precision of gage control, rolling temperature presetting, flatness and crown control, optimization of the passes schedule were studied, the related software has been developed, some of them put into on site application and the results were satisfaction. The main works and results are as following:

(1) The elastic deformation of plate mill is divided into two parts: the rolls elastic deformation and stand stretch. By Influence Function Method the rolls elastic deformation was researched on different deformation conditions, then an on-line linear calculation model was made by the results. After combination of the rolls elastic deformation calculation model and kiss roll spring curve, a new spring model is got. Comparison with the traditional models, this model has following advantages: ①The influence of roll size, roll crown plate width and rolling force on mill elastic deformation is easily calculated by the model, the model structure is more complete and it's accuracy is high; ②The measurement process of mill spring model can be greatly simplified. The new model can be got by measuring the kiss roll spring curve on basis roll diameter and basis roll crown. The repeated measurement of kiss roll spring curve is unnecessary. It is proved that the influence of roll inclination by stiffness difference of stand two sides on setting gap control at the rolling center line can be ignored. The conception of relative oil gauge zero is introduced and the calculation model and measure method is also analyzed. Base on the theory analysis, if the plate exit gauges are calculated by the same spring model, the influence of the model zero deviation on rolling force self-learn can be ignored.

(2) The suitable deformation resistance formula is adopted for rolling force calculation. Base on a lot of test data, a simple on-line model is build for calculating residual strain. The influence of residual strain on deformation resistance is limited to 6% by this model through theory analysis. A proper correction algorithm of deformation resistance model parameters is build for reducing the influence of temperature model accumulating error on gage control.

(3) Base on the heat transfer theory, temperature model is build after the research of the influence of heat radiation, high-pressure water descaling, thermal conductivity by roll contact and plastic work on temperature variation. The relationship of plate temperature gradient and the plate gauge and time can be done by this temperature model. The relationship shows the method how to transfer the

plate measure temperature into the plate average temperature. The availability judge criterions of plate measure temperature after the first descaling are got on the base of measure temperature characteristic. Then the interpolation method and analogue method can be used for calculating descaling temperature. The application of calculation algorithm and self-learn algorithm of start temperature can make the result nearer to the reality. Base on the characteristic of control temperature rolling, the finishing temperature is the monotone increasing function of control temperature. The calculation algorithm is put forward for determining the proper control temperature and finishing temperature.

(4) Base on the relationship of the gauge control system and the shape open loop control, it is proved that AGC has a rather large effect on plate shape but less contribution on gauge precision when the plate is wide and thin. Then the Shape-Lockage-on-Method is put forward for settling the problem. This method has a little effect on gauge precision but avoid the shape defect when rolling wide and thin plate.

(5) Base on the requirement of plan view and the plate rolling technology the rolling strategy calculation principle is determined. Then a new draft schedule calculation method-Variation Pass Number Unified Load Balancing Method is put forward for broadening phase. This method can make full use the capability of different equipment and the unified load value of different passes is equal. A new draft schedule calculation method-Load Coordination Distribution Method is put forward for elongation phase. This method can adjust the pass rolling force by defining the dummy maximum rolling force limit coefficient. It can make the rolling forces of last three pass decreasing linearly for protecting the plate shape and the rolling forces of front passes are large for big draft. Then take the force slope of last three passes as a variable, if the slope results in shape defect, it is adjusted for modifying the draft schedule. Another draft schedule calculation method-Crown Shape Vector Method is also applied for elongation phase. This method take the plate cross flow into consideration, so is has strong effect on controlling the plate shape when rolling wide and thin plate.

The research results in the thesis have strong practicability for plate on-line control. The process control models base on the results are applied successfully in first-stage construction and second-stage construction of Plate mill at Capital Steel Co and it is positive to accelerate the research of plate process control models in our country.

Keyword: plate, process control model, spring model, influence function method, rolling force, deformation resistance, residual strain, shape, crown, pass draft schedule, unified load

声 明

本人声明所呈交的学位论文是在导师的指导下完成的。论文中取得的研究成果除加以标注和致谢的地方外，不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果，也不包括本人为获得其它学位而使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所作的任何贡献均已在论文中作了明确的说明并表示谢意。

本人签名: 

日 期: 2003 年 5 月

第1章 绪论

1.1 研究背景、目的和意义

本文依托于首钢中厚板厂四辊精轧机液压 AGC 及控轧、控冷自动化控制系统改造工程。该工程依靠国内技术力量,开发中厚板生产急需的高精度厚度控制技术、TMCP 技术、控制冷却技术、平面形状控制技术、板凸度和板形控制技术、组织性能预测与控制技术、人工智能应用技术、中厚板厂全厂自动化与计算机控制技术等一系列具有自主知识产权的关键技术,建立以 3500mm 强力中厚板轧机和加速冷却设备为核心的整条国产化的中厚板生产线。建成后轧机年产量 70 万吨(其中优质品种钢占 70%以上),装机水平、工艺软件水平、控制水平和产品质量水平达到国内领先,并具有一定国际竞争能力,满足我国国民经济各部门对优质、高附加值中厚板的需求,为轧钢厂的改造和建设树立国产化的样板。

中厚钢板是国民经济发展所必须的重要钢铁材料,是国家工业化不可缺少的钢材品种,也是国家钢铁工业及钢铁材料的水平的一个重要标志。从世界工业化国家看,中厚板的需求量约占钢材总量的 10%~16%。如图 1.1 所示。我国中厚板的生产量呈逐年上升趋势,年产量占钢材总量的比例已达 12%左右,但仍然满足不了国内消费需求,每年仍需进口大量中厚板^[1,2]。2002 年到 2003 上半年,国内中厚板产量增长更快,而且有多家企业投资筹建新的中厚板轧机。

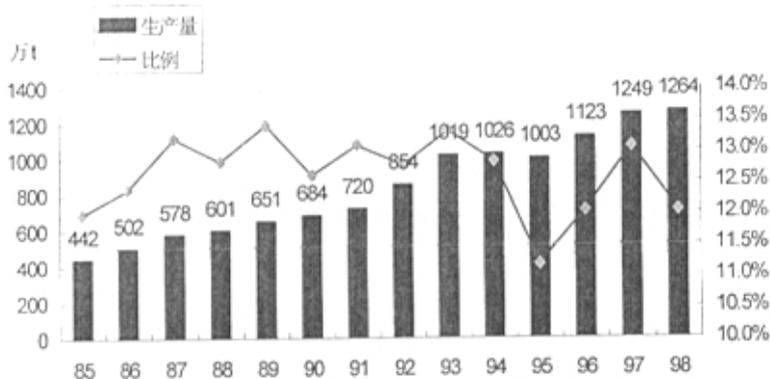


图 1.1 1985~1998 年我国中厚板生产量及占钢材总量的比例
Fig1.1 The domestic plate production quantity and its percentage of steel products quantity from 1985 to 1998

近几年随着国民经济的发展,对中厚板行业提出了更高的要求,因而促使中厚板生产工艺和装备水平相应提高,并逐步形成了以双机架四辊轧机为主的格局。一些先进的工艺和设备,如液压 AGC,过程计算机,测厚仪,测宽仪、辊切剪,加速冷却,无氧化热处理、平面形状控制等被广泛采用。

目前除了引进项目外,国内绝大多数厂家基本上还都是停留在人工手动轧制的水平上,二级过程机的自动控制处于空白状态,使得各种先进的技术还处于理论和试验状态,无法在大生产中转化成效益。

本文结合该改造工程,开发具有完全自主产权的轧机二级过程机设定模型系统,并结合实际生产情况将轧机过程控制模型系统用于在线设定,同时对不同模型的算法进行优化改进,来提高过程控制精度从而大幅提高产品的质量。这项工作对提高我国中厚板生产的技术水平具有重要意义。

1.2 中厚板轧机的发展趋势

通常用辊身长度来表示中厚板轧机的规模。辊身长度直接决定了所能轧制钢板的最大宽度,它可体现一个国家建造大型船舶、舰艇和油气输送管道的实力^[1-8]。下面以辊身长度为线索,分别介绍国内外中厚板轧机的状况和发展趋势。

1.2.1 国外中厚板轧机的发展

50~60年代宽厚板轧机建设较多的是美国,当时以4064mm式厚板轧机为主,此期间美国建有4064mm厚板轧机共7套。60年代后期至70年代初期厚板轧机的领先地位转向日本,这时期日本建有4724mm双机架四辊式厚板轧机5套。1971年意大利建造一套4826mm双机架厚板轧机,韩国建一套4724mm双机架厚板轧机。1976~1977年间日本建造3套5500mm特宽厚板轧机。建造这种特级厚板轧机主要是生产大直径 UOE 钢管用宽钢板和宽幅面、长定尺的造船钢板。1985年德国迪林根厂在4800mm厚板轧机前面增建5500四辊厚板轧机,这是当今世界最强大的一台特宽厚板轧机。近年来国外新建的宽厚板轧机有1997投产的韩国浦项3号4300mm单机架厚板轧机和东国公司的4300mm双机架厚板轧机^[1,3]。

总的来说,从60年代中期到80年代,世界中厚板轧机的发展动向,主要集中在建设先进的厚板轧机、淘汰落后的旧轧机和小规格的轧机上,增加轧机的能力(提高产量、劳动生产率、产品质量、产品精度等)、提高竞争力是这个时期的显著特点。世界上原有中厚板轧机约120套,通过新建、改造和淘汰,截至1999年,世界各国现有辊身长度 ≥ 3000 mm的厚板轧机77套。这77套轧机中辊身长度在5000mm及以上的轧机有13套(其中5500mm轧机有4套),辊

身长度在 4700mm~4826mm 轧机有 6 套^[1,3]。表 1.1 列出了世界各国 4700mm 以上轧机^[3]。

表 1.1 世界各国 4700mm 以上宽厚板轧机
Tab 1.1 Plate Mill over 4700mm on the World

序号	国家	厂名	投产日期 (RM/FM)	轧机		年产能力 /万吨	技术水平 /年代
				尺寸/mm	型式 (RM+FM)		
1	日本	神户.加古川	1968.4/1972.10	4724+4724	4h+4h	180	70
2	日本	新日铁.名古屋	1975.2/1968.3	4800+4700	4h+4h	168	70
3	日本	新日铁.君津	1968.2	4724+4724	4h+4h	240	70/90
4	日本	日本钢管.福山	1970.11/1985.11	4700+4700	4h+4h	240	70
5	日本	住友金属.鹿岛	1974.5/1970.10	5450+4830	4h+4h	192	70/80
6	日本	川崎.水岛	1976.3	() +5500	() +4h	180	80
7	日本	新日铁.大分	1977.1	() +5500	() +4h	140	80
8	日本	日本钢管.鹿岛	1976.12	5500	4h	180	80
9	日本	日本制钢.室兰	1941	5280	4h	36	40
10	韩国	浦项第二厚板厂	1989/1978	4724+4724	4h+4h	180	80
11	美国	留肯司科茨维尔	1906/1918 (1950 改)	3560+5230	3h+4h	31	60
12	美国	美国钢公司.格里	1962	4064+5335	4h+4h	120	70
13	德国	曼纳斯曼.米尔海姆	1952 (1960 改)	5000(5100)	4h+4h	192	70/80
14	德国	迪林根	1985/1970 (1982 改)	5500+4800	4h+4h	150	80
15	俄罗斯	下塔吉尔	1946	5000	4h	30	50
16	俄罗斯	莫斯科	1940	5300	4h	50	50
17	俄罗斯	伊尔诺斯克	1984	5000	4h	100	80
18	意大利	塔兰托	1971	4826+4826	4h+4h	230	70
19	法国	迪林根敦克尔克	1962/1984	4300+5000	4h+4h	120	80

注：RM—粗轧机；FM—精轧机；() 表示预留

80 年代厚板轧机的研究重点转向各项工艺新技术、控制系统和相应的技术装备的开发。其中一些先进的控制技术和装备从热轧带钢轧机移植过来，如步进式加热炉，钢板的厚度、宽度和板形控制技术，板形控制轧机 (PC、CVC)，轧制线的过程控制计算机系统等^[3, 4, 6~11]。

现代化的四辊厚板轧机以高精度、高刚度、高功率、大转矩为显著特点。以 1985 年投产的迪林根公司 5 500 mm 轧机为例，其支撑辊直径为 $\phi 2400\text{mm}$ ，牌坊断面为 $9\,940\text{ cm}^2$ ，牌坊单重 390 t，最大轧制力为 108 MN，轧机刚度为 10.4 MN/mm，主电机功率为 $2 \times 10\,900\text{ kW}$ ，最大轧制力矩为 $2 \times 4\,500\text{ kNm}$ ，最

大轧制速度为 7.35 m/s 。现代四辊轧机普遍设有液压弯辊系统，用于凸度和板形控制^[7,12]。

80年代后附设立辊的厚板轧机增多，主要型式为附着在水平轧机入口或出口，如日本大分厂厚板轧机，浦项 2#，3# 厚板轧机^[3,4]在四辊轧机入口处设立辊。水岛厂在四辊轧机出口设立辊。立辊普遍配备液压 AWC 系统。

厚板轧机的板形控制设备以往主要采用工作辊或支撑辊弯辊装置，直到现在工作辊弯辊仍被普遍采用。同时先进的热连轧带钢板形控制设备已经逐步移植到厚板上。如日本 NKK 福山厂 4700mm 轧机^[4,13]和大分厂 5500mm 轧机采用工作辊横移技术 (WRS)^[4]，其移动量最大达到 1000mm，同时设强力工作辊弯辊装置 (WRB)。1991 年日本君津厂 4724mm 厚板轧机改造成 PC 轧机并配有 WRB，提高轧机小时产量 15%^[4,14]。1997 年投产的浦项 3# 厚板轧机采用的也是 PC 轧机^[4]。瑞典 SSAB3650mm 厚板轧机由 SMS 更新为 3700mmCVC+WRB 四辊轧机^[4]。

在自动控制方面，国外现代化厚板轧机的计算机控制系统大多已经配置了 4 级计算机系统，即基础自动化级、过程控制级、生产控制级和生产管理级。其系统结构合理、硬件设备新、应用软件功能完善，将整个工厂的设备控制、过程控制、生产控制和生产管理都纳入到计算机系统的管理和控制范围，从而有效的保证工艺设备的最佳运转、轧机能力的充分发挥及高要求的产品质量^[4,5]。

现代的 4700mm 以上宽厚板轧机所达到的各项技术指标是以往厚板轧机所不能比拟的^[3]。

- 成品宽度宽：4724mm 厚板轧机的最大成品宽度为 4500mm，5500 厚板轧机为 5200~5350mm。
- 轧件长度长：厚板成品长度一般为 25m，而大分厂达到 30m。最大轧件长度一般不超过 50m，而川崎水岛长最长达 58m，新日铁大分厂最长达 63m。
- 产品厚度大：水岛厂 5500mm 厚板轧机轧制钢板的最大厚度为 410mm，新日铁名古屋 4800 / 4700mm 厚板轧机轧制钢板的最大厚度达到 700mm。
- 坯料重量大：大分厂设计最大坯重为 42.8t，实际最大坯重为 29.9t，水岛厚板厂最大坯重为 28t，鹿岛厚板厂设计最大坯重为 50t，可轧制最大坯重为 40t。
- 成材率高：水岛厂 5500mm 厚板轧机钢板成材率达 94.9%，是世界上

最高水平。

1.2.2 国内中厚板轧机的发展

我国各中厚板厂家装机水平低，生产规模小。目前，仅有三套 4000mm 以上的中厚板轧机，其余均为 2300~3500mm 的中板轧机，且有相当部分为单机架轧机，4700mm 以上的中厚板轧机我国还没有。七十年代以后，我国中厚板行业为适应世界发展趋势，经过“七五”至“九五”的技术改造，逐步用四辊轧机淘汰了落后的三辊劳特式轧机，或扩建改造增加辊身长度，大幅度提高了现有轧机的生产能力，扩大了企业生产规模。在我国现有中厚板生产厂家中，生产规模最大的是鞍钢新轧钢股份有限公司厚板厂和上海浦东钢铁公司厚板厂，年生产能力均约 100 万 t，其余厂家多在 30~80 万 t/a 之间（2002 年新余中板、济钢中板、南钢中板的年产量都达到 80 万吨以上）。与日本、德国等工业发达国家比较看（见表 1.2），我国中厚板的总体生产规模尚可，但存在着中厚板生产厂家多、生产能力分散等问题。各厂家生产设备、技术水平与国外相比有很大差距^[3,4,15-17]。

表 1.2 我国中厚板生产规模与国外比较

Tab 1.2 The comparison of production capacity between China and developed country

国家	中 国	日 本	德 国
厂 家 数 量	27	8	5
总规模(万 t)	1300	1620	600
平均规模(万 t)	50	202	120
生产规模	鞍钢厚板厂	日本钢管福山厚板厂	迪林根厚板厂
最大厂家	上海浦钢厚板厂	新日铁大分厚板厂	

如表 1.3 所示，将代表我国先进水平的上海浦钢厚板厂、一般水平的重钢五厂与代表国际先进水平的日本大分厚板厂和德国迪林根厚板厂进行比较，可以看出，在轧机设备参数、规模和装备水平上国内厚板厂家与国外先进水平的差距是非常大的。轧机水平不高，将直接制约产品品种的开发和产品质量的提高。在一些轧制力仅为 30~60MN 的轧机上，难以实施真正意义上的控制轧制工艺技术。这也是我国目前相当部分的高、精、尖产品不能生产而需依赖进口的一个重要原因^[2]。

表 1.3 我国中厚板轧机水平与国际先进水平比较

Tab 1.3 The plate mill level comparison between domestic plant with foreign advanced plant

厂 家 项 目	国内先进水平	国内一般水平	国际先进水平	
	上海浦钢厚板厂	重钢五厂	日本大分厚板厂	德国迪林根厚板厂
最大轧制力/MN	60	30	98	89
主电机容量/kW	5750×2	4250	8000×2	8700×2
除鳞水压力/MPa	15	15	19.6	16.7
自动厚度控制	有	无	有	有
弯辊装置	无	无	有	有
工作辊尺寸/mm	φ960×4200	φ750×2450	φ1020×5500	φ1120×4800
支持辊尺寸/mm	φ1800×4000	φ1500×2400	φ2400×5400	φ2400×4250

1.3 中厚板轧制过程控制技术的发展

随着世界经济的发展对厚板产品的要求不断提高,使得厚板生产工艺与装备水平相应提高、中厚板生产的新工艺和新技术在国内外现代化厚板厂广为采用,从而带动中厚板过程控制技术的蓬勃发展,特别是计算机控制技术的飞速发展为中厚板过程控制的应用打下坚实基础。

纵观中厚板过程控制的应用历程,可以分为两个阶段:人工操作阶段和计算机控制阶段。二十世纪六十年代以前基本上属于人工操作阶段。在这个阶段,中厚板轧机的自动化控制技术已经完全成熟,自动厚度控制(AGC)、自动板形控制(AFC)也开始进入应用阶段。但是在这个阶段,数字计算机尚处于初始发展阶段,因此,在这个阶段真正的过程控制还没有建立起来,轧机的工艺参数和基础自动化各子单元的工作参数完全由操作工或工艺人员凭经验设定。由于中厚板轧制过程是一个非常复杂的物理过程,轧制条件和状态不断发生变化,过程特性复杂并难以掌握,所以单纯靠人工操作很难达到上述要求,所生产的钢板的质量也比较差。

二十世纪六十年代后期,随着数字计算机控制技术的成熟,数字计算机被大量引入轧钢生产的控制中,具有真正意义上的分级计算机控制系统逐步得到采用。所有的轧制工艺参数、基础自动化各子系统的工作参数的设定均由计算机完成。采用计算机进行过程设定,具有下列优点:

(1)能够迅速适应轧制规格的变换。如果采用手动控制,当轧件的规格品种发生变化时,需花费较长时间才能调整好精确的设定值。当通过过程控制计算

机对轧制过程进行自动设定时,由预先编制的程序很快就可以计算出新的设定值。另外,过程设定不仅可以对表征轧制过程的物理量进行控制,使其保持不变或按一定规律变化,并且能够根据轧制工艺参数的波动情况进行自适应控制和自学习控制。

(2)能显著提高轧件的尺寸精度。在中厚板生产中,采用计算机进行过程设定可以提高一些独立控制系统如 AGC、AFC 等的控制性能。对这些系统本身来说,它们尚不具备适应工艺条件、设备条件变换的性能,而采用过程机对这些系统的状态参数设定,就可以大幅提高带钢的尺寸精度。

(3)可以显著提高带钢的力学性能。在中厚板生产中,最终产品的组织性能与轧制过程中的温度制度密切相关,所以温度控制的精度直接关系到最终产品的力学性能。在轧制过程中轧件的温度会由于本身的辐射、对流及热传导传热而降低;同时由于塑性功转化为热能,温度会上升。轧制和热传导引起的温度变化受轧件厚度、压下率与轧制速度的影响,而热辐射和对流则受材质、温度和轧件厚度的影响。这些影响因素错综复杂,手动控制不仅需要相当高的熟练程度,而且存在较大的偏差。采用计算机通过计算控制上述因素,可以大幅提高精轧的温度控制精度,从而提高带钢的力学性能。

除上述优点外,采用计算机过程控制还具有减少误轧次数、精简操作环节、提高轧制节奏等优点。

日本厚板轧制过程控制技术的发展基本上代表了世界厚板轧制过程控制技术的发展。表 1.4 为 60 年代~90 年代日本厚板轧制过程控制技术的发展过程^[19]。

因为中厚板轧制过程控制涉及轧制过程数学模型、板厚控制、平面形状和板宽控制、板形控制和轧制规程的制定等诸多内容。下面针对这几个方面加以阐述。

表 1.4 60 年代~90 年代日本厚板轧制过程控制技术的发展过程
Tab 1.4 Progress of plate rolling technology in Japan between 60's~90's

	1970	1975	1980	1985	1990
1 控制模型	操作诀窍 操作技能表格化、标准化	轧制力/温度/变形抗力模型, 厚度仪模型	凸度/平直度模型 平面形状模型	侧弯控制模型 宽度模型	
2 传动装置	电动 AGC MG 发电机组	可控硅发电机组	液压 AGC	近置式轧边机 液压 AWC 控冷设备 数字式发电机组	强力热矫直机 WRS 轧机 PC 轧机 AC 可变速
3 检测仪表	X 射线测厚仪 压力计	γ 射线测厚仪 平直度仪-1 红外测温仪	凸度仪 测宽仪 测长仪	轧机前后凸度仪 侧弯仪 扫描式测温仪	近置式测厚仪 翘曲仪 平直度仪
4 计算机能力	进口过程机 国产 0.25-0.05MPS	国产过程机 16B _H 0.15MPS	16B _H 0.9MPS 数据母线 DDC 1	32B _H 3.7MPS 光数据母线 DDC 2	32B _H 4.8MPS 大容量、高速数据母线 DDC 3
5 控制方法	电动 AGC	板厚、板宽控制 自学习控制 液压 AGC 凸度平直度设定控制	平面形状控制 控制冷却	侧弯控制 TFP 控制	前馈 AGC 监控 AGC 翘曲控制 凸度平直度动态控制

1.3.1 轧制过程数学模型和算法的发展

轧制过程涉及众多数学模型，如轧制力模型、轧制力矩模型、温度模型等等，每个模型的建立都是通过一系列简化与近似建立起来。

数学模型的发展与计算机计算能力的发展分不开。早期过程计算机的计算能力比较弱，轧制过程数学模型大多是简化公式和表格^[20]，而且数据的采集和处理很麻烦，这些限制对轧制过程数学模型的设定精度影响很大。

随着计算机的能力迅速发展和价格的下降，轧制过程数学模型的型式和精度有了质的飞跃，其结构性、合理性以及精度上比以前有了很大提高，而且能

完成大量的数值计算。象有限差分法和影响函数法的复杂计算程序对于早期的过程机设定程序是无法运行的，现在都能够在计算机上很快的运行。当前用于中厚板轧制过程在线控制的数学模型结构有两大类：一类是以欧美为代表的模型，它是以实测数据为基础的统计模型；另一类是以日本为代表的模型，它是以轧制理论为基础构建出来的理论—统计模型。

为了适应现场不断变化的状态，提高轧制过程数学模型的设定精度，自学习过程被引入到在线设定。轧制过程数学模型的计算值与实测值之间存在偏差，偏差产生原因主要有三种：(1) 模型本身误差；(2) 测量误差；(3) 生产条件引起误差。上述原因造成的模型计算偏差，可以通过收集轧制过程实测信息对数学模型中的系数进行在线修正，使之能自动跟踪轧制过程状态的变化，从而减少计算值与实际值之间的偏差。这种提高模型计算精度的方法称为数学模型的自学习^[21~24]。

自学习算法主要包括：增长记忆递推回归法；渐消记忆递推回归法；指数平滑法等。前二种方法可以同时多个回归系数进行自适应修正，但它只适用于线性模型，而不适合于非线性模型。目前实际生产的在线控制算法通常采用指数平滑法^[23~26]和最小二乘法。

层别的划分(将影响模型计算精度的主要因素看成是一个多维空间，然后对这个多维空间划分成多个小单元体，不同单元体对应的数学模型参数不同)也是提高轧制过程数学模型的一个有效方法，但是它必须与自学习方法进行结合才能发挥出相应的效果^[27]。因为轧制过程数学模型一般都是非线性模型，其计算精度取决于数学模型的非线性拟合程度。采用层别划分在某种意义上降低了模型的非线性程度，所以可以大幅度提高数学模型的计算精度。

另一方面随着社会发展、技术进步，人们对带钢产品质量提出更高的要求。而经典轧制理论在一定程度上无法适应新的要求。因此，以有限元等数值模拟技术为代表的新轧制理论与方法应运而生。

有限元法将连续的变形体通过单元离散化，利用线性关系将多个微单元体组合起来描述事物整体受力和变形的复杂特性，从而解决经典轧制理论所不能解决的诸多问题。目前，有限元法已成功地用于轧件的稳定变形、非稳定变形、调宽轧制等方面^[28~37]。

有限元法虽然可以解决一些经典轧制理论所无法解决的问题，但轧制过程具有多变量、强耦合、非线性、时变性等复杂特性，有限元很难精确完整地将这些特点一一表述出来。如不同轧制过程中金属流动的边界条件和摩擦条件很难精确描述，而这些问题是有限元法计算的重要影响因素。因此，面对这些复

杂问题，人们又提出利用人工智能方法处理轧制过程所面临的问题。

1.3.2 人工智能技术在轧制中应用的进展

人工智能方法避开对轧制过程深层规律的无止境探求，通过模拟人脑来处理那些实实在在发生了的事情。它不从轧制基本原理出发，而是以大量事实数据作为依据，实现对轧制过程的优化控制^[38]。

人工智能技术已经应用到轧钢领域的多个方面。神经网络被用于轧制力预测^[39-45]、识别轧辊偏心^[46]、板形控制^[47-50]、板形板厚综合控制^[51]和预测热轧带钢组织性能^[52,53]。为了提高精轧机组轧制力预设定精度，Siemens 公司的 N.F.Fortmann 等^[54]在德国 Krupp-Hoesch 钢铁公司 Westfalen 热轧厂的热带钢连轧设定计算中采用了神经网络这一新的信息处理工具，该厂采用该系统后，轧制力预报精度提高了 12.4%。

模糊逻辑与模糊控制被用于中厚板轧制规程的分配^[55]、冷轧带钢板形分解^[56-59]、热轧带钢头部轧制的模糊动态设定^[60]、轧辊分段冷却^[48,59,61]、板厚—张力模糊解耦控制^[62]。日本古河铝工业株式会社福井厂将模糊控制引入第二 FCM 上进行轧辊分段冷却控制。实际运行结果表明，采用模糊控制后，局部板形减少一半，并且可以实现高速轧制，生产率提高 20%。

专家系统作为人工智能的一个重要分支，开始时用于加热炉出炉节奏控制^[63,64]，轧制负荷分配^[65]、精整线上的板卷运输^[66]以及带钢厚度精度诊断^[67]等对实时性要求不高的生产过程，用作诊断、控制、计划与设计、物流管理系统等。近年来，随着专家系统理论的逐渐完善和计算机技术的飞速发展，专家系统开始应用于一些实时控制系统如轧制规程设定与控制^[68]以及板形控制中^[69]，并取得了较好的效果。

除去上述方法外，人工智能的另一项新技术遗传算法也开始在轧钢过程中应用，如东北大学的孙晓光^[70]和澳大利亚伍伦贡大学的 K.Tieu 教授带领的研究组利用遗传算法对轧制规程进行优化^[71]，东北大学吕程^[72]等人利用遗传算法预测立辊短行程控制参数。

目前，人工智能技术在轧钢工业中的发展趋势是充分利用各种人工智能技术的优点，将各种人工智能技术结合在一起使用，以克服各种人工智能技术所固有的缺陷，尽可能的减少人对系统的干涉，最大限度的提高系统精度。

1.3.3 中厚板厚度控制

由于中厚板轧制过程的特点是轧件长度短，每道次的轧制时间及两道次之间的间隙时间都短，对钢板头尾部分的厚度公差要求严格，一般认为钢板沿长

度方向厚度的均匀性比板厚的绝对值显得更重要，因此在 70 年代中期以前，普遍采用头部锁定式 AGC 来实现厚度控制，即相对 AGC 方式。但随着对中厚板精度要求的提高以及负公差轧制工艺的要求，中厚板的绝对厚度也受到逐步重视，使得绝对值 AGC 得到广泛应用。目前厚度自动控制已经是现代化中厚板生产中实现厚度高精度轧制的重要手段，控制方式也比较多，例如 GM-AGC，前馈 AGC、反馈 AGC、监控 AGC 等等。厚度控制技术已日趋成熟，中厚板的同板厚差精度已达到很高的水平。

在 AGC 系统发展的过程中^[19]，经历了进步较大的 3 个阶段：液压 AGC 的采用；绝对值 AGC 的采用；近置式 γ 射线测厚仪的监控 AGC 或反馈 AGC 系统的应用。图 1.2 表示的是采用不同的 AGC 系统所得到的不同厚度精度。由图 1.2 可见，随着 AGC 技术的不断进步，中厚板的厚度偏差在逐渐减小。目前，中厚板的厚度精度最好可达 $50 \mu\text{m}$ 。

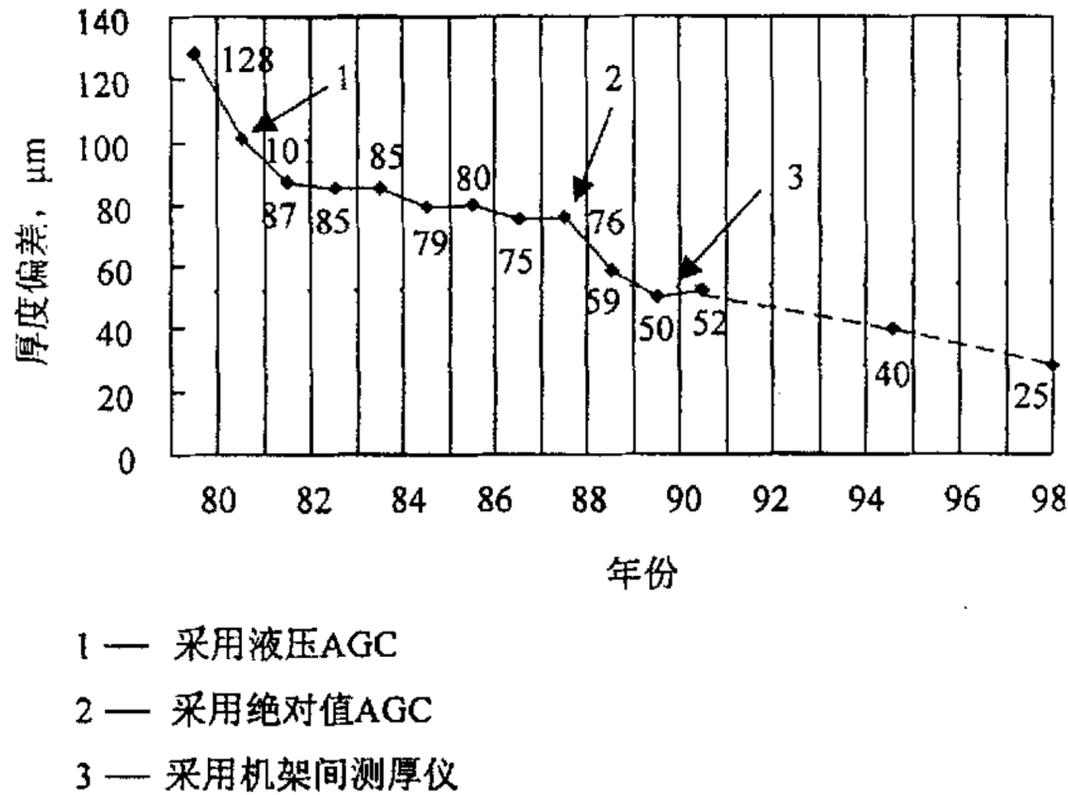


图 1.2 各种 AGC 系统的厚度精度比较

Fig.1.2 The comparison of gauge precision by the different AGC system

(1) 液压 AGC

60 年代末，由于伺服阀的改进，以及液压技术的进步，开发了液压 AGC 新技术。与电动 AGC 相比，液压 AGC 系统不仅惯性小，对轧辊辊缝调节反应速度快，厚调精度高，带钢成品质量高，而且还可以改变轧机刚性系数。表 1.5 中的数据清楚表明液压 AGC 与电动 AGC 对比具有很大的优越性^[73]。液压 AGC 系统已成为厚度自动控制系统发展的新方向。为获得良好的异板厚差和同板厚

差，必须进行基于高精度 AGC 模型的液压压下位置控制^[46, 47]。

表 1.5 液压 AGC 与电动 AGC 性能对比

Tab.1.5 The performances comparison of hydraulic AGC with electric AGC

项目	液压 AGC	电动 AGC
执行机构	油缸	压下螺丝
响应	阶跃特性 达 90% 响应需 0.035 s	达 90% 响应需 0.36 s
	频率特性 -3dB 时为 15Hz	-3dB 时为 0.6Hz
压下螺丝负荷	轻载 (轧制时无作用)	重载 (轧制时控制)
压下螺丝推力轴承	轻载	重载
负荷极限	68.6MN	39.2MN

(2) 绝对值 AGC

对于传统的锁定方式 AGC，当设定计算有误差时，带钢头部厚度会产生偏差。因而使带钢产生不合格厚度过长的缺陷。为解决这个问题，开发了绝对值 AGC^[46]。

绝对值 AGC 技术^[74]最先在 1976 年在鹿岛建设的厚板轧机上被正式使用。其厚度精度达到当时的最高水平 $1\sigma = 87\mu\text{m}$ 。其控制原理图见图 1.3。

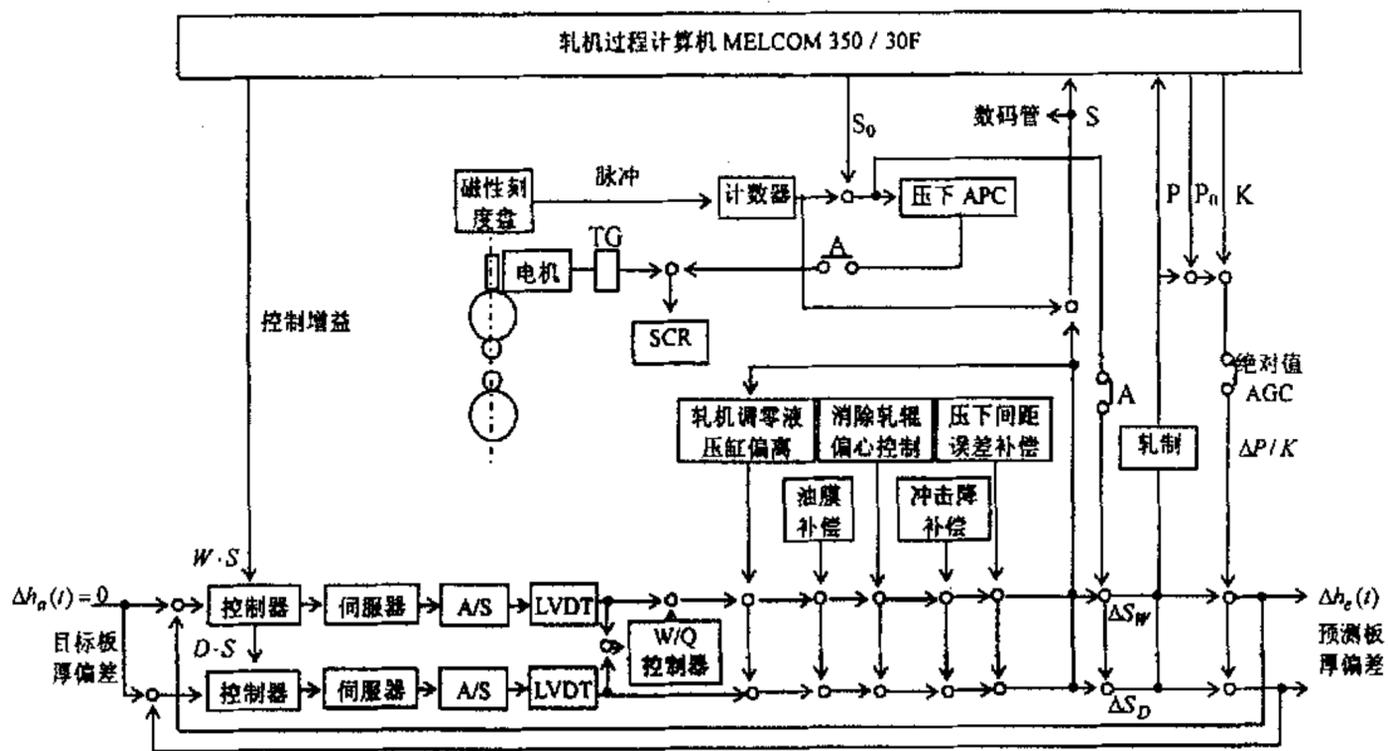


图 1.3 绝对值 AGC 系统框图

Fig 1.3 The system structure figure of the absolute AGC

绝对值 AGC 的工作原理是：当轧件头部咬入轧机之后，将实测轧制力和预设轧制力进行比较，修正辊缝，使带钢实测厚度趋近设定时的目标厚度。由于绝对值 AGC 是从带钢头部开始按目标厚度控制，因而提高了带钢全长厚度精度。但是绝对值 AGC 采用的实测厚度是根据测厚仪模型计算出来的，所

以使用高精度绝对值 AGC 的前提必须满足几个条件:

- 高精度的轧制力预报模型
- 高精度的测厚仪模型
- 高精度的前馈补偿, 包括油膜厚度补偿、轧辊热膨胀补偿、轧辊磨损补偿、头部沉入补偿以及支撑辊偏心补偿等。

日本住友公司鹿岛厚板厂采用的测厚仪模型如式 (1-1) [75]。

$$h = S + P / M_H (M_0) + \delta_1 + \delta_2 + \Delta S_0 \quad (1-1)$$

式中:

- h : 轧件出口板厚;
- S : 无载辊缝;
- P : 轧制力;
- M_H : 机架钢性系数;
- M_0 : 轧机刚度 (换辊时测量算出);
- δ_1 : 轧辊弯曲量;
- δ_2 : 轧辊压扁量;
- ΔS_0 : 自适应项 (根据测厚仪实测算出)

在轧制时根据压下规程计算出各道次的板厚、轧制力, 然后用式 (1-1) 计算出轧机设定辊缝值。根据式 (1-2) 还可以计算出轧件的出口厚度。

$$h' = S + \Delta S + (P + \Delta P) / M_H (M_0) + \delta'_1 + \delta'_2 + \Delta S_0 \quad (1-2)$$

式中:

- h' : 轧件出口板厚;
- ΔS : 轧辊间隙变化量;
- ΔP : 预测轧制力与实际轧制力的差值;
- δ'_1 : 轧制中的轧辊弯曲量;
- δ'_2 : 轧制中的轧辊压扁量

在轧制过程中, 虽然 δ'_1 和 δ'_2 随着轧制力不同而变化, 但是与其他项相比较很微小, 可以认为和式 (1-1) 计算得到的 δ_1 和 δ_2 相等。因此绝对值 AGC 根据式 (1-1) 和式 (1-2) 以及轧制过程轧制力的变化可以动态进行辊缝调整。为了使绝对值 AGC 正确控制, 根据轧机出口处 γ 射线测厚仪来进行学习计算, 提高测厚仪模型的精度 ($1\sigma = 55\mu\text{m}$)。

日本神户钢铁公司加古川厚板厂在建立高精度的测厚仪模型时, 用实测轧

机伸长量预测轧机机架的变形量，然后将辊间压力和工作辊与轧件之间的压力用四次多项式来表示，从而导出轧辊变形模型^[76]。另外，该厂采用摄动法求解二次传导方程，设计了工作辊温度曲线的高精度模型。以实测轧辊磨损为基础，建立了轧辊磨损模型。采用该测厚仪模型后的厚度精度比前一个模型的精度提高约 15%。

(3) 近置式 γ 射线测厚仪

液压 AGC 对于控制中厚板头部之外的部分的厚度是有效果的，但是由于数学模型精度的限制，绝对值 AGC 控制方式很难得到满意的结果，导致中厚板头部精度仍然不够理想。由此在精轧机附近安装近置式 γ 射线测厚仪的方案被一些厂家采用，这样可以采用前馈控制、反馈控制和自适应控制来提高中厚板的头部厚度精度。

图 1.4 是日本住友公司鹿岛厚板厂的精轧机厚度控制系统^[75]。由于该厂采用近置式 γ 射线测厚仪，所以在轧制过程的前向道次可以测到轧后板厚，在其反向道次可以测到轧件入口厚度。利用该 γ 射线测厚仪在前向道次采用监控 AGC，在反向道次采用前馈 AGC 对轧件厚度进行控制。

监控 AGC 的框图如图 1.5。用近置式 γ 射线测厚仪测量轧后板厚，其测量值一般延迟 0.4~0.8 秒后才能得到，因此在一般的监控 AGC 中增益无法取大值。为了补偿相应滞后，住友金属应用史密斯的无效时间补偿原理，独自开发出相应的技术用高增益进行控制。具体来说，用测厚仪模型计算轧制过程的板厚，以此作为假定的近置式 γ 射线测厚仪测量板厚，然后控制辊缝使假定的近置式 γ 射线测厚仪测量板厚与目标板厚一致。同时跟踪假定的测厚仪测量点直至到达近置式 γ 射线测厚仪，比较两者的测量厚度差值，以修正其误差。

此外，由于前滑等因素的影响，很难在钢板长度方向的同一个点上比较测厚仪模型计算板厚与近置式 γ 射线测厚仪测定的板厚，所以住友金属在跟踪程序中已经考虑了板厚测量滞后和前滑率等因素。

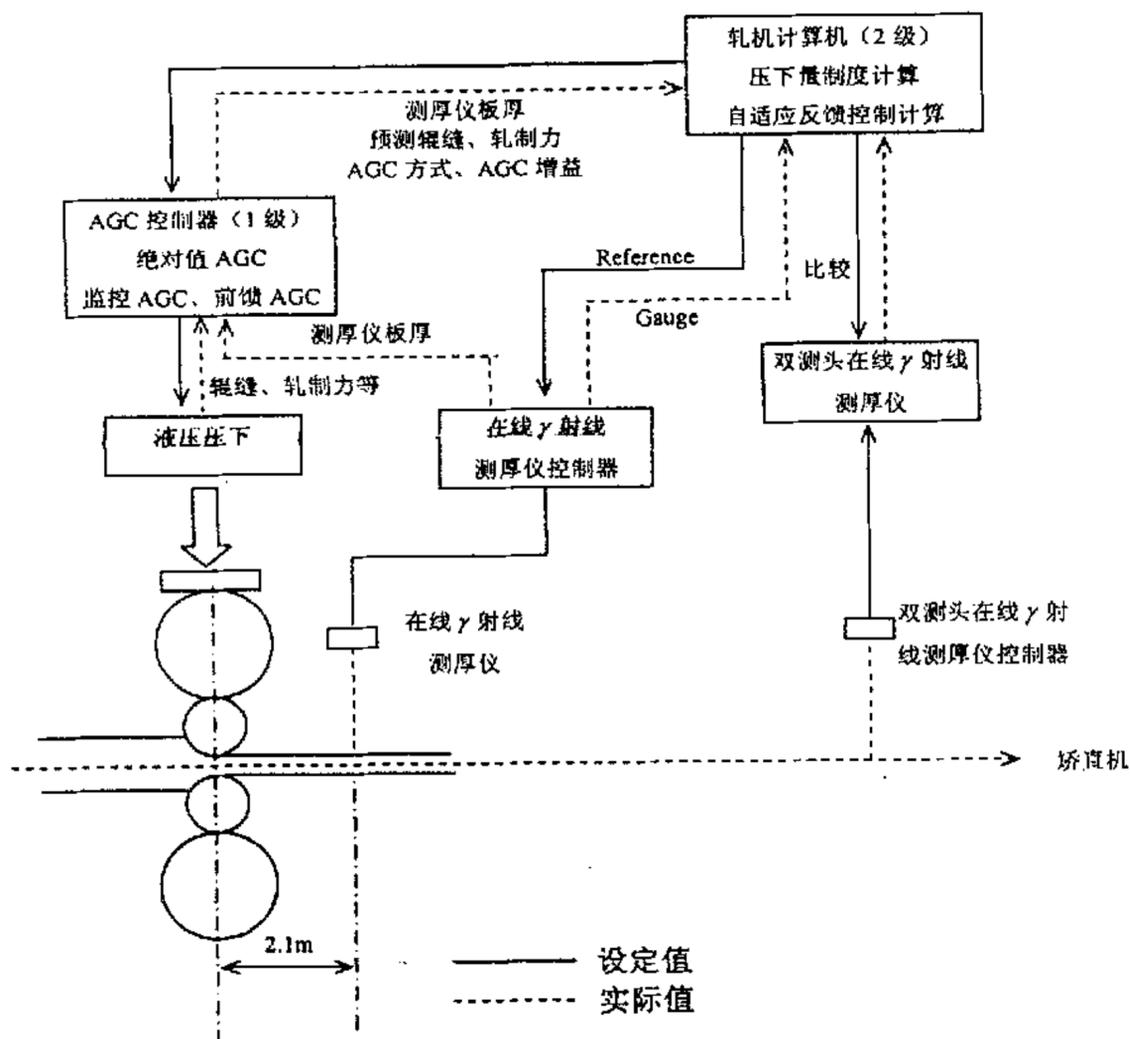


图 1.4 精轧机板厚控制系统
Fig 1.4 The gauge control system of finishing

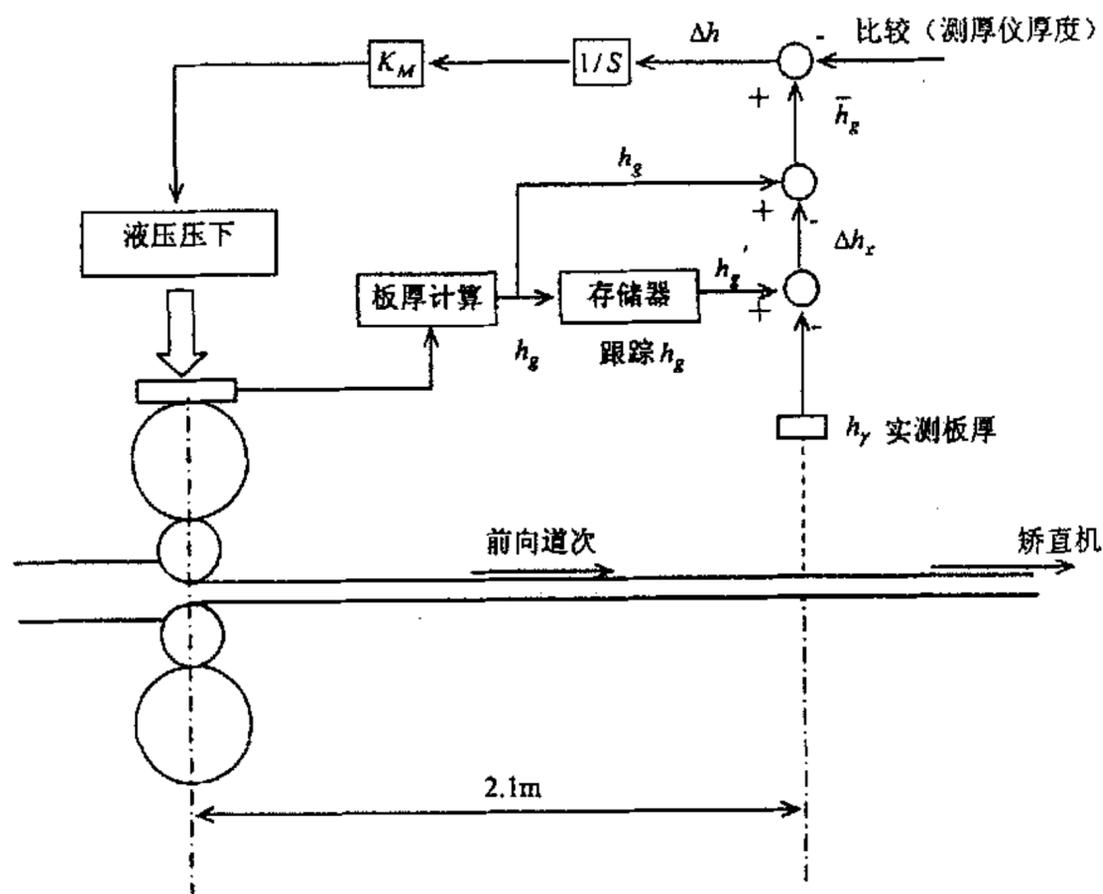


图 1.5 应用史密斯法的监控 AGC 系统
Fig 1.5 The monitor AGC system by using Smith method

前馈 AGC 系统（如图 1.6）根据测定的轧件入口厚度，预先考虑由此产生的轧制力的波动进行辊缝 FF-AGC 控制。该系统与监控 AGC 一样，需要跟踪纵向板厚位置。住友金属除了考虑钢板的移动速度，还考虑了 γ 射线测厚仪测定板厚时的延时、液压压下装置的响应滞后和后滑率等因素。

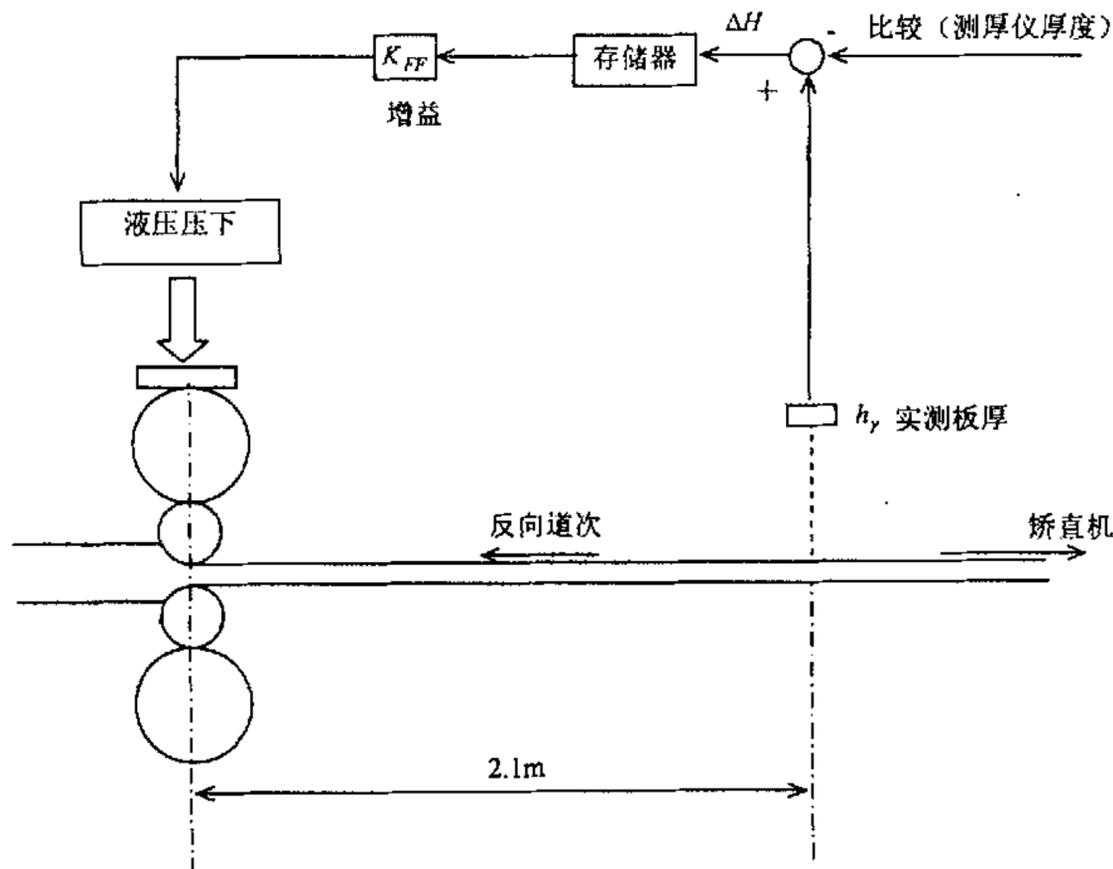


图 1.6 前馈 AGC 控制系统
Fig 1.6 The feed-forward AGC control system

采用近置式 γ 射线测厚仪用于监控 AGC 后，该厂的厚度精度从 1992 年的 $100\mu\text{m}$ （采用绝对值 AGC）降低到 93 年 11 月的 $55\mu\text{m}$ 。可增加成材率 0.5%。

1.3.4 中厚板平面形状和宽度控制

为了减低成本，提高成材率，从 70 年代开始一系列的平面形状控制方法^[77-88]逐渐用于中厚板轧制过程。平面形状控制的目的是控制成品钢板的矩形化，减少切头、切尾及切边损失。

如图 1.7 所示，平面形状控制和宽度控制涉及的内容有：

- 中厚板平面形状预测模型的研究
- 平面形状测量装置的开发
- 立辊轧边机的有效利用
- 轧制前板坯的加工技术
- 平面形状控制技术的开发

日本川崎制铁公司水岛厂开发的控制辊缝开口度来改变轧件厚度的 MAS

法 (Mizushima Automatic Plan View Pattern Control System) [81,84,85]。该方法定量预测轧后钢板的平面形状,并算出成形阶段最后一个道次板厚的变化曲线(称为成形 MAS 法)或展宽阶段最后一个道次板厚的变化曲线(称为展宽 MAS 法),并利用绝对值 AGC 方式进行辊缝的控制,采用 MAS 法后,该厂的成材率提高了约 4.4%。

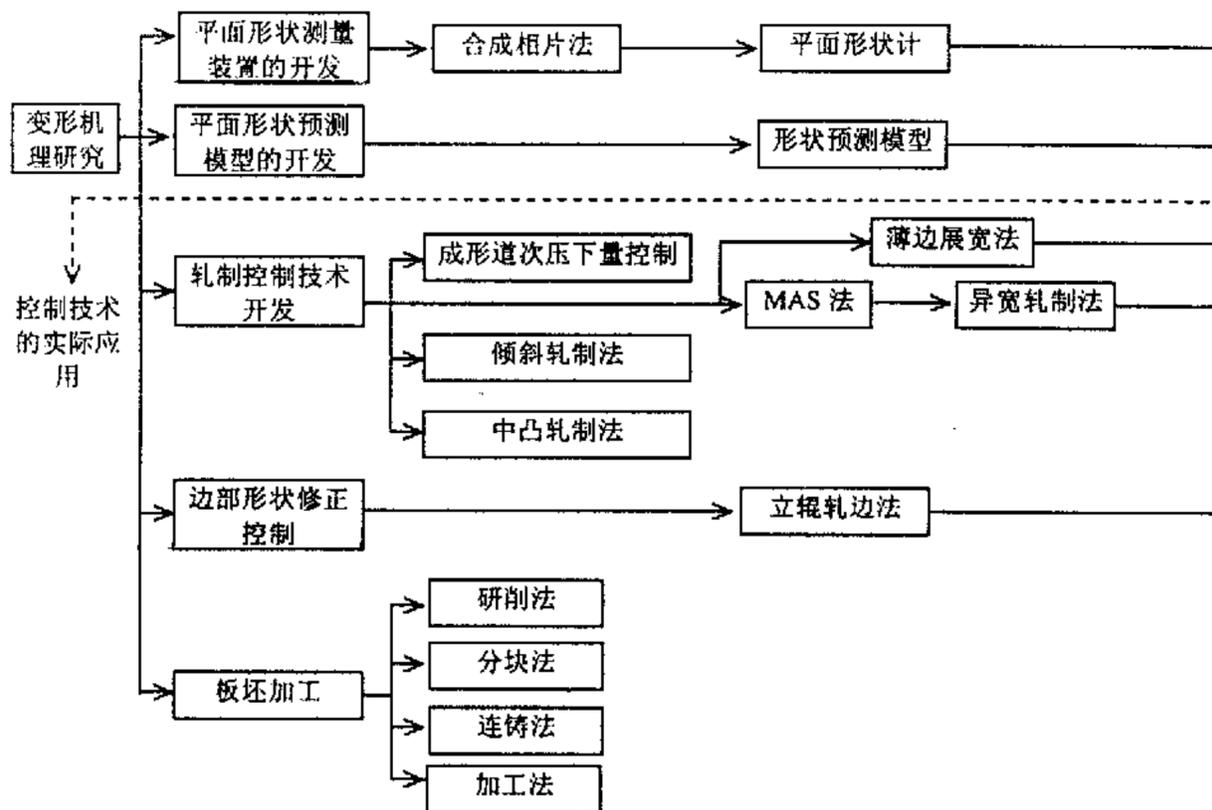


图 1.7 厚板平面形状控制技术和宽度控制技术

Fig 1.7 The plate plan view control technic and the width control technic

日本川崎制铁公司千叶厚板厂开发的薄边展宽轧制法^[78],其特点是在展宽阶段完成后,倾斜上工作辊,对轧件边部进行轧制,然后转钢进入伸长轧制阶段,通过实践证明这种方法可以明显改善头尾形状,从而提高成材率 0.35%左右。如果将这种方法结合立辊轧机进行平面形状控制可以提高成材率 1.5%。

日本钢管公司福山厚板厂开发的狗骨轧制法 (Dog Bone Rolling) ^[82,88],使切头损失减少 65%,成材率提高 2%。

新日铁名古屋厚板厂开发出立辊轧边法^[79]来控制轧件平面形状。该方法根据成品轧件的头尾形状预测模型并对钢板宽度进行绝对控制,生产齐边钢板。该厂在采用该方法后使得厚板成材率提高了 3%,达到了 96.8%。

我国舞阳钢铁公司厚板开发出相应的咬边返回轧制法和留尾轧制法^[1]对改变轧件形状,提高成材率也有明显效果。

目前采用近置式轧边机进行自动宽度控制的方法也得到应用。采用近置式轧边机后使得板宽控制与板厚控制一样,具有绝对值 AWC 和前馈 AWC 功能。根据日本新日铁大分厚板厂的资料,其板宽控制精度在采用了液压 AWC 控制

系统后，其头尾有效板宽的偏差为 $1\sigma = 10.38\text{mm}$ 。

日本川崎制铁公司水岛厂为了大大提高成材率和生产效率，改善物流状况，开发出无切边生产技术（TFP）^[1,89]。该技术涉及以下研究课题：

- 方边：预防狗骨状和重叠
- 直边：宽度偏差控制、头尾宽度不足控制
- 精确宽度：侧弯控制
- 减少切头损失：端部形状控制
- 边部无表面缺陷：预防表面缺陷
- 宽度压下量：预防翘曲、轧制特性条件

图 1.8 反映出中厚板板宽控制精度的发展趋势。

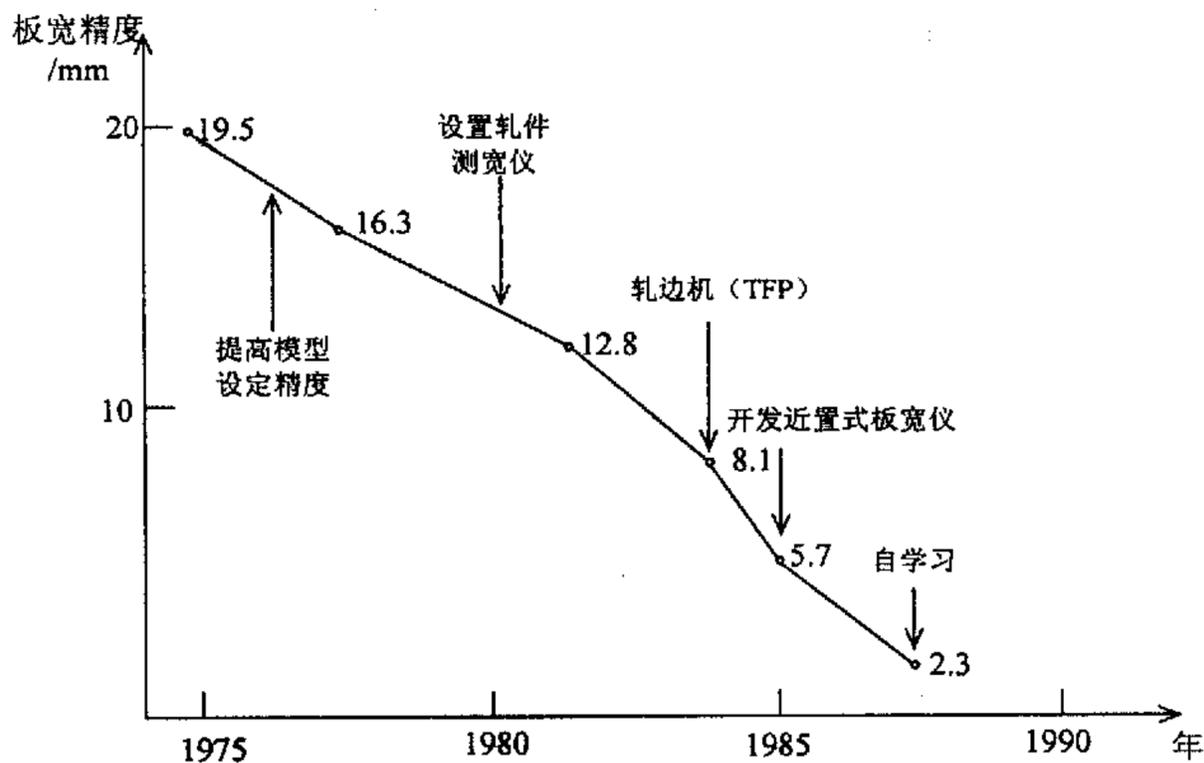


图 1.8 中厚板板宽控制精度的发展趋势

Fig 1.8 The developing trend of plate width control precision

1.3.5 中厚板板形控制和板凸度控制

钢板凸度和平直度是评价钢板质量的重要指标。在厚板轧制过程中，钢板凸度及板形与压下规程、工作辊原始凸度、热凸度等有关。板形控制主要从工艺手段和设备结构上进行考虑。当采用调整轧制规程等工艺手段调整板形时，不可避免地存在响应速度慢、无法进行实时控制的缺陷。鉴于这种情况，实际应用中只能将工艺方法作为板形控制的辅助手段，而主要通过调节相应的板形控制设备达到控制板形的目的。从设备方式和执行机构看，主要板形控制技术包括^[90-94]：液压弯辊、阶梯形支撑辊、轧辊变形、轧辊横移以及轧辊交叉等。

过去在厚板轧制中钢板凸度和平直度控制主要是采用工作辊弯辊技术。鉴于工作辊弯辊工作能力的不足,近年来,在厚板轧机上一些先进的板形控制设备如 WRS 轧机、PC 轧机、CVC 轧机等得到了逐步的应用,使得厚板轧机的控制能力大幅度提高。

(1) 液压弯辊技术^[90-92,95]

这是最早采用的现代板形控制技术,其应用效果早已获得一致公认。作为一种基本板形控制手段,液压弯辊技术在各种板形控制轧机中获得广泛应用。

(2) 阶梯形支撑辊技术^[96,97]

在对传统四辊轧机分析的基础上,为消除板宽范围之外工作辊与支撑辊间的有害接触而提出了阶梯支撑辊(BCM)和大凸度支撑辊(NBCM)技术。

(3) 轧辊横移技术^[90-92]

轧辊横移以日本日立公司的 HC 技术和德国 SMS 公司的 CVC 技术为代表。HC 轧机通过工作辊(中间辊)的轴向移动来适应轧件宽度的变化,消除辊间有害接触区。

CVC 板形控制技术的工作原理是将工作辊磨削成 S 型辊,并呈 180 度反向布置,通过轧辊的轴向移动连续改变辊缝形状。

(4) 轧辊变形技术^[90-91]

轧辊变形技术的原理是采用液压或机械方法改变轧辊辊型以改善辊间接触长度或接触应力分布。目前获得广泛应用的轧辊变形技术有:住友金属的 VC 支撑辊、DAVY 的 NIPCO 支撑辊、CLECIM 的 DSR 支撑辊以及各种形式的自补偿 SC 支撑辊等。

(5) PC 轧机^[98,99]

80 年代初,德国率先将交叉轧制用于轧钢生产。而后,日本的三菱重工和新日铁共同研制开发了对辊交叉轧机。

与其它类型轧机相比,PC 轧机凸度控制范围大,控制精度高,具有有效的边部减薄控制能力,可实现大压下轧制,提高轧制能力,轧辊原始辊型曲线简单。

表 1.6 列出了世界部分先进厚板轧机的板形控制设备。

表 1.6 世界先进厚板轧机的板形控制设备
Tab 1.6 The shape control equipments of advanced plate mills in the world

序号	国家	厂名	轧机		年产能力/ 万吨
			精轧机尺寸/mm	板形控制设备	
1	日本	新日铁.君津	4724	PC	240
2	日本	日本钢管.福山	4700	WRS+WRB	240
3	韩国	浦项第三厚板厂	4300	PC	106
4	瑞典	SSAB	3700	CVC	

日本加古川厚板厂通过控制轧辊冷却水流量的分布,适当改变工作辊热辊型的控制,建立起高精度预测模型^[100]。通过在线结果证明,轧制规格为 6mm×3000mm 的轧件,其凸度为 80 μm。

一套完善的中厚板板形控制系统,首先要确定板凸度与平直度控制策略^[101],即:确定轧制过程中凸度与平直度控制的侧重点。当存在多种执行机构时,决定其操作优先次序,决策执行机构的最佳调节量。其次需要在板形预设定计算中考虑以下四部分内容:轧辊磨损计算模型、轧辊热变形计算模型、执行机构设定模型和自学习模型。板形预设定模型的工作原理如图 1.19 所示。在中厚板进入轧机进行轧制之前,预设定模型在已知来料板形和各道次负荷分配等信息的基础上,根据目标凸度和目标平直度,计算预设定值输出给轧机各执行机构。通常,在当前轧件轧制完成后,计算机将板形执行机构动作实际值和板形实测值送入自学习环节,对预设定模型中的可调参数进行修正,以期在下次轧制同样规格材质轧件时,提高预设定精度。

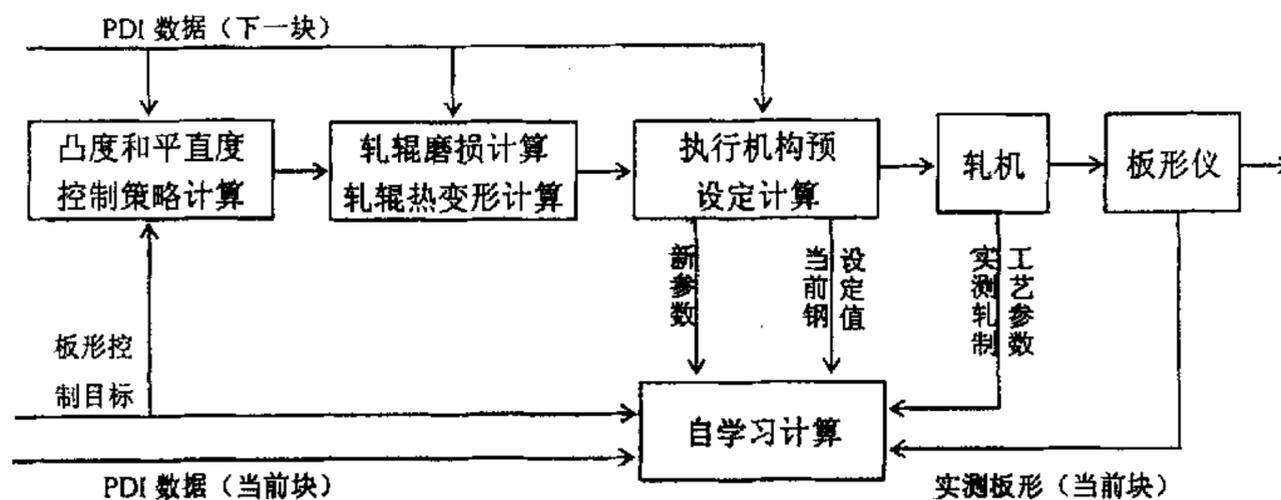


图 1.19 板形设定过程
Fig1.19 The plate shape setting process

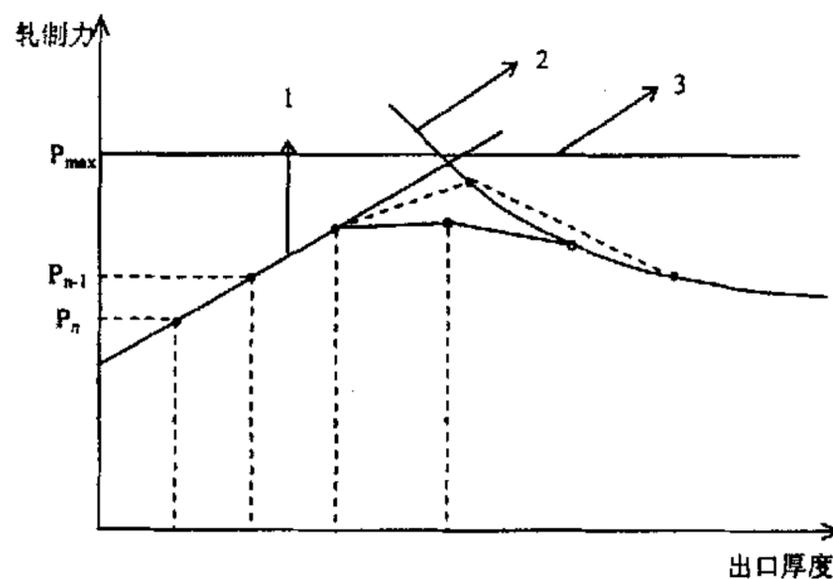
中厚板预设模型要同时实现凸度与平直度的控制，必须在预设模型中充分考虑凸度与平直度的相互影响，不仅要保证轧后凸度达到目标值，也要使平直度处于最佳可调范围内，有利于板形控制模型调节相应设备，使平直度达到目标值。

由于板形预设模型在计算设定值时使用的是预测轧制力，而且轧制过程中由于厚度控制系统的调整和其它随机干扰的影响，轧制力的波动不可避免，造成平直度发生变化。为了快速消除轧制力预测误差和波动对板形的影响，采用平直度反馈控制模型调整板形控制机构进行实时反馈补偿。平直度反馈控制属于闭环预估控制，控制精度受轧制力对平直度影响预测模型精度的限制。当系统配置板形仪时，可根据实测板形信号进行实时修正，以使出口板形达到目标值。

1.3.6 中厚板轧制规程分配

中厚板轧制规程的分配与板形控制^[1,102-113]是密不可分的。下面介绍中厚板轧制规程设定的发展。

最初的中厚板轧制规程设计方法是：前几个道次为满负荷道次，尽量在许可能力范围内加大压下量，减少轧制道次，降低热损失。后几个道次特别是后三个道次为成型道次，需要满足比例凸度恒定的原则。因此传统方法一般采用分段控制策略，即在前面道次以不考虑板凸度和板形的影响，而只在后几个道次严格遵循比例凸度恒定原则，使轧件出口板形稳定^[1]。如图 1.20 所示，



1: 恒比例凸度线; 2: 轧制力矩限制线; 3: 轧制力限制线

图 1.20 中厚板轧制规程分配的恒比例凸度法
Fig 1.20 The constant crown ratio method of the plate draft schedule calculation

后来在轧制规程考虑轧制过程金属横向流动的影响，开发出联合控制凸度—板形轧制规程设计法^[1]。因为等比例凸度控制法需要的轧制道次较多，而且忽略了厚板轧制过程中的金属横向流动。根据试验得知，板形与板凸度有图 1.21 所示的关系。联合控制凸度—板形轧制规程设计法允许在中间道次偏离等比例凸度线，实行一定程度的大压下轧制，只对末道次给予严格控制，考虑到厚板轧制过程金属有较大的横向流动，该方法对板形不会产生太大的影响，却显著提高了轧机的生产能力。其轧制规程分配的示意图如图 1.22 所示。

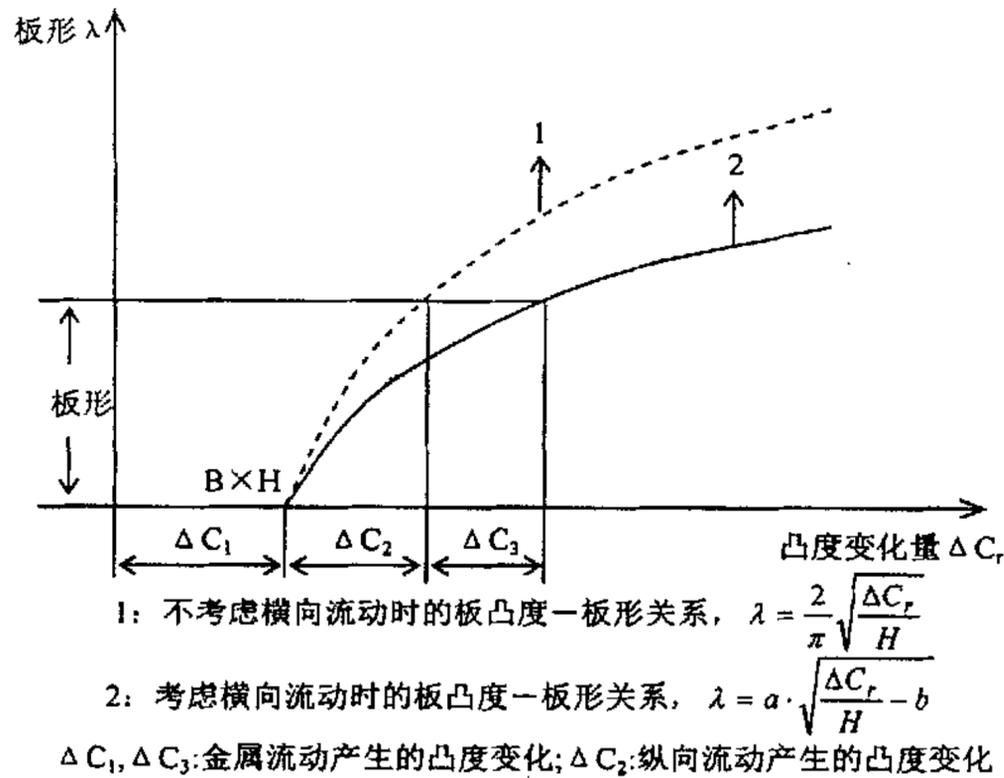


图 1.21 板凸度和板形之间的关系

Fig 1.21 The relation of plate crown and plate shape

凸度—板形矢量分析法^[102]最先由 Nakajima K 等人提出并用于冷连轧规程分配，该方法对轧件的板形控制有非常好的效果。后来 Pekka Mantyla^[103]等人将这种方法应用厚板轧制过程，通过在线应用，该方法对于轧制宽薄板有较好效果。

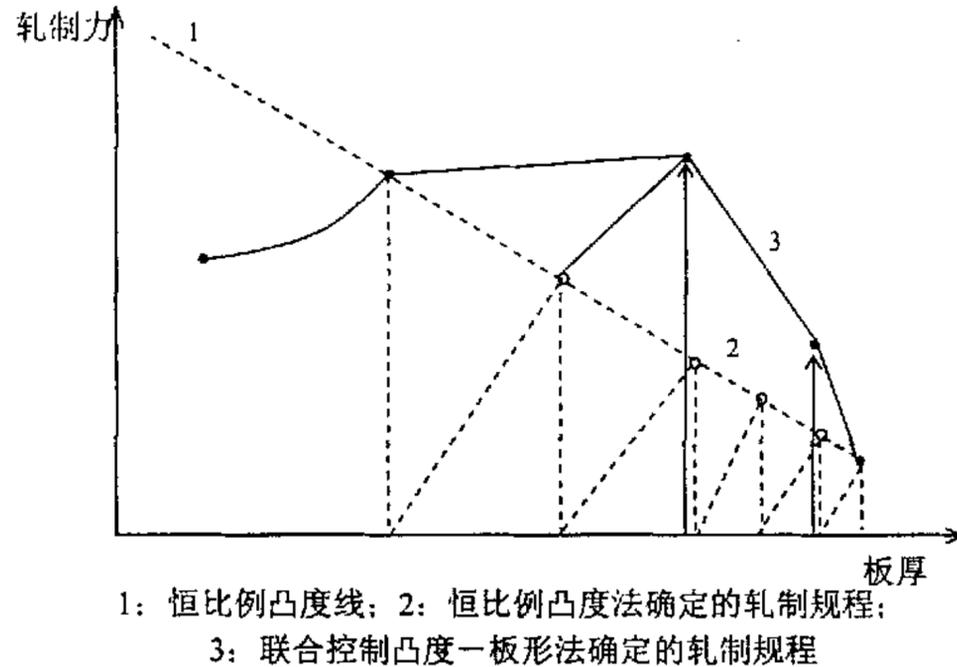


图 1.22 中厚板轧制规程分配的联合控制凸度-板形法

Fig 1.22 The crown and the shape combination control method of the plate draft schedule calculation

随着大凸度控制轧机（如 PC 轧机、CVC 轧机）的出现，中厚板轧制规程的分配方法发生了变化。以 PC 轧机^[10]为例，因为其控制范围足够宽，所以它在所有轧制道次采用一种全新的压下规程分配法——“带有板形控制的满负荷道次分配”。该方法根据终轧厚度、终轧凸度依次反算出各道次入口凸度，然后同时确定压下量的分布和交叉角的大小。图 1.23 是其中某一个道次的的压下量和交叉角的确定方法示意图。由于出口板厚与板凸度已知，则根据等比例凸度原则可以计算出到此入口比例凸度，然后计算出入口板凸度以及板形良好对应的凸度控制范围。采用该方法可以最大幅度的减少轧制道次，同时保持板形良好。

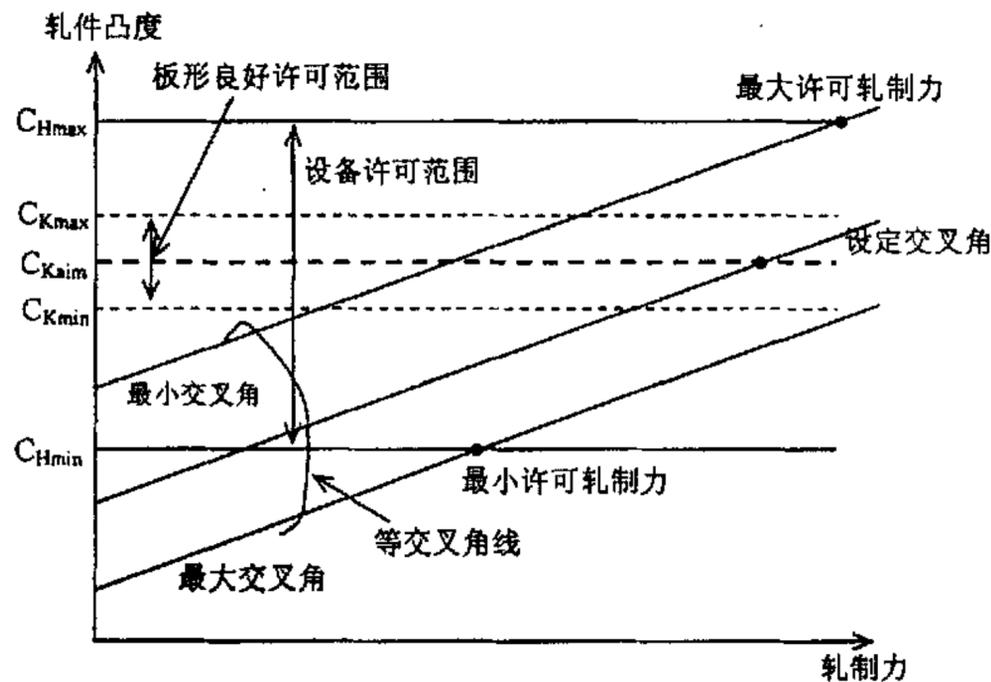


图 1.23 PC 轧机道次压下量和交叉角确定方法

Fig 1.23 The calculation method of pass draft and cross angle of PC plate mill

国内梁国平、白埃民和张进之等人提出综合等负荷分配法^[106,108,110]，并将其应用于中厚板轧制过程，也取得了良好的优化效果。

1.4 本文的主要研究内容

针对国内中厚板轧机过程控制模型系统还处于初级阶段的现状，结合首钢中厚板厂液压 AGC 与控制轧制改造工程项目，开发出适合于在线控制的轧机过程控制模型，并对其中的系统结构、组成、模型、以及为提高精度采用的各种离线与在线训练算法和各种优化策略进行研究。主要研究内容如下：

(1) 建立在线中厚板轧机过程控制模型设定系统框架，这方面的研究国内还处于初级阶段。中厚板轧制过程对在线模型设定系统的要求与热连轧不同，它是一个多道次往返过程，需要根据实测参数与预测值的差值不断地修正后续道次的设定辊缝。过程控制模型对于控制轧件精度的重要性远大于热连轧过程。它涉及轧制策略的制定、轧制规程的预计算、阶段修正计算、道次修正计算和自学习计算。所以如何针对具体轧线工艺布置和仪表布置来设计中厚板轧机过程控制模型设定系统框架是重点研究的对象。

(2) 针对中厚板轧制过程轧件宽度变化范围大、工作辊与支撑辊辊径变化大、工作辊与支撑辊凸度变化大及轧制力变化大等特点，建立比较完备的高精度的弹跳模型。其次研究轧机两侧刚度差异对弹跳模型的影响和油膜厚度模型的建立，为辊缝设定程序的开发提供理论指导。

(3) 结合中厚板工程在线应用的特点，建立高精度的轧制力模型：分析不同因素对轧制力模型计算精度的影响，提出合理的轧制力模型结构；针对目前控轧控冷过程残余应变对变形抗力计算精度影响较大的现象，建立在线残余应变计算模型，并分析模型计算误差对轧制力的影响程度；针对中厚板多道次可逆且温度测量可靠性较低等特点，分析如何消除温度累计误差对轧制力计算精度的影响，提出合理轧制力模型的自学习算法；针对中厚板轧制过程没有实测中间厚度的特点，分析弹跳方程的零点漂移对轧制力修正的影响，给出合理的解决方案，使得轧制力模型的自学习更加完备、合理。

(4) 研究中厚板轧制过程温度的变化特点，采用有限差分法和传热学的相关理论对轧制过程的热辐射、高压水除鳞温降、轧辊接触传热、塑性加工热进行分析，建立高精度的温度计算模型。结合厚板厚度方向存在较大温度梯度的情况，分析厚板温度分布随时间与厚度的变化规律，解决实测表面温度处理方法。针对需要控制轧制的钢种，分析控温温度和终轧温度的函数关系，提出合理的算法来确定控温温度和终轧温度。

(5) 研究中厚板轧制过程的板凸度和平直度变化特点, 建立适合在线控制的中厚板板凸度计算模型, 并分析板形与板凸度的关系, 建立两者的转化模型。

(6) 研究厚度控制和板形开环控制之间的关系, 针对中厚板的轧制特点给出合理的解决方案, 以保证轧件的厚度精度和板形良好。

(7) 中厚板轧制过程存在多阶段、多道次的特点, 其轧制规程的制定比热连轧和冷连轧要复杂很多。首先需要结合中厚板坯料和成品的尺寸给出轧制策略的合理算法, 使轧件最终的矩形化程度更加合理。然后再根据展宽阶段和伸长阶段的轧制特点, 提出适合展宽阶段和伸长阶段的轧制规程分配方法, 使之不仅能够尽量较少道次, 而且满足板形控制的要求。

第2章 轧机过程控制模型设定系统

由于轧钢生产的连续化、高速化和高精度等特点，为实现提高质量、扩大品种增加效益的目标，必须采用计算机对中厚板生产线上的相关生产设备实时准确地进行控制与管理。1978年以来，我国相继引进了多套轧机生产线计算机控制系统，经过多年来不断进行的引进、消化、吸收以及工程实践，设计和开发中国人自己的中厚板轧机过程控制模型和相应软件，不仅是非常必要的，也是完全可行的。

目前国内大部分中厚板轧机都在或准备进行二次改造，其中改造的一个重要环节就是轧机过程控制模型设定系统。随着计算机技术和检测仪表技术的发展，轧制过程的各种实测信息能够更准确、更迅速地传递到过程机系统，如果能够充分地利用这些信息，进行轧制过程的优化、控制和诊断，对于提高产品的质量和产量，具有十分重大的意义。

首钢中厚板轧机及轧制区域的核心装备和技术都是我国自行设计、制造、安装。针对这条生产线的实际情况，东北大学轧制技术及连轧自动化国家重点实验室设计了配套的计算机控制系统和过程控制模型设定系统。

2.1 中厚板生产工艺概况

中厚板的生产工艺与工艺布置是密切相关的，下面以首钢中厚板厂生产线为例介绍中厚板的生产工艺。该厂的工艺布置如图 2-1 所示。

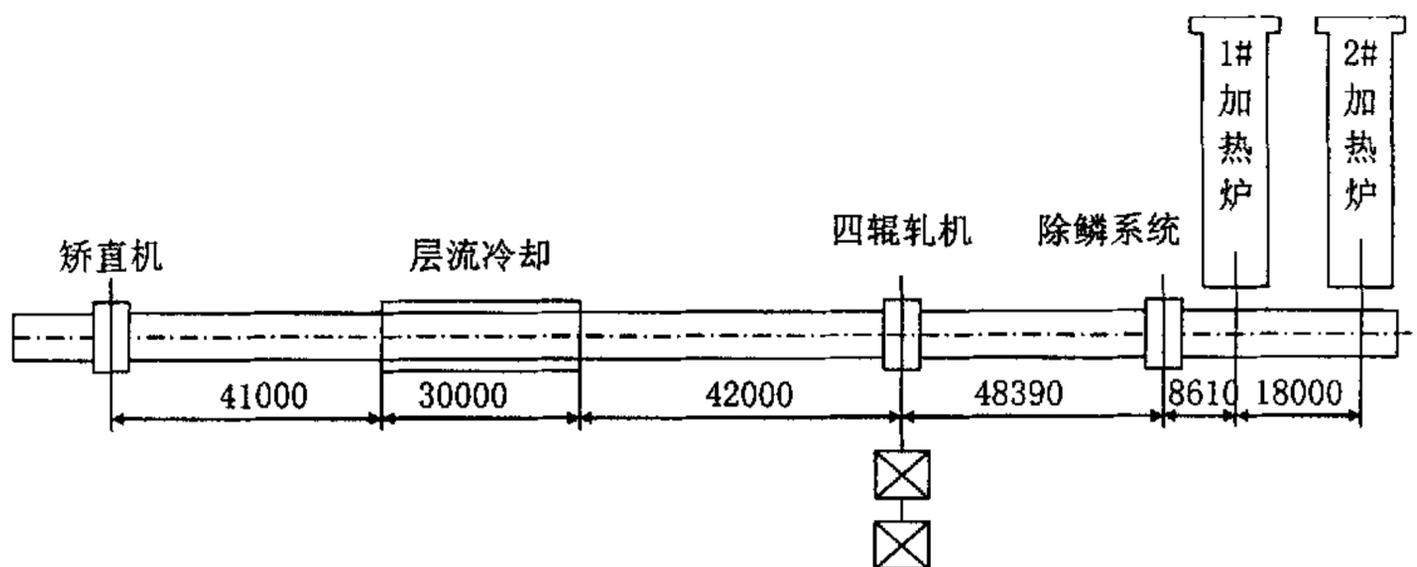


图 2.1 厚板轧机的工艺布置

Fig. 2.1 The schematic diagram of the Plate Plant

其典型生产工艺流程是：连铸坯存放在板坯跨；遵照生产计划的要求将所需板坯通过装料辊道送至相应的推钢式加热炉前，由推钢机送入加热炉，加热到指定温度后出炉；板坯经高压水除鳞后由辊道送往轧机工作辊道；进行成形

阶段轧制，转钢后进行展宽阶段轧制，转钢后进行延伸阶段轧制。对于需要控温轧制的板坯，其延伸阶段分成两部分：控温前阶段和控温后阶段。在控温前阶段完成后，轧件需要运送到待温辊道上进行待温，等到合适的温度后在运送到轧机进行控温后阶段的轧制。轧制过程中根据板坯表面状况用轧机高压水除鳞装置去除二次氧化铁皮。轧制完成的轧件需要通过机后的加速冷却系统进行快速冷却，然后通过输出辊道进入矫直机进行矫直，然后经过冷床空冷、表面检查、切头尾、切边、定尺等一系列工序后运到成品库。

2.2 中厚板轧制生产线的计算机控制系统

2.2.1 计算机控制系统的结构

中厚板生产线控制系统由 2 级计算机组成，其中一级为基础自动化，包括轧机 HAGC 基础自动化系统和控制冷却基础自动化系统；二级为过程控制系统，包括轧机 HAGC 过程控制系统和控制冷却过程控制系统。计算机控制系统结构图如图 2.2。

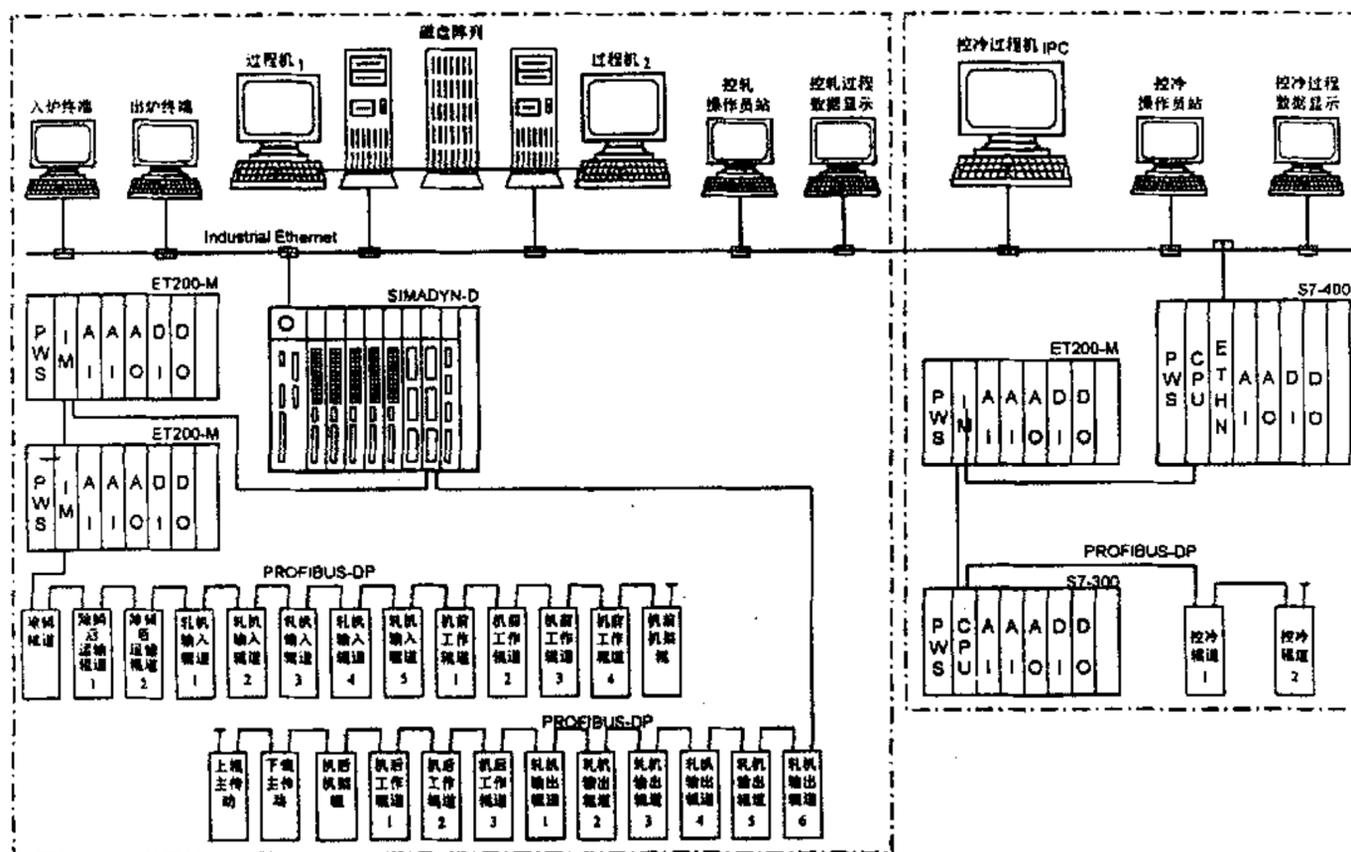


图 2.2 控制系统计算机的结构图

Fig. 2.2 The structure diagram of computer control system

2.2.2 计算机控制系统的硬件描述

二级计算机系统即过程控制系统，分为轧机过程控制模型设定系统和加速冷却过程控制模型设定系统；过程计算机采用美国 COMPAQ 服务器系统 2 台，1 台用于轧机过程控制，另一台用于加速冷却过程控制，镜像磁盘阵列 3*40GB；

过程计算机与基础自动化级 PLC 通过工业以太网相连；同时连接有 6 台终端，用于坯料入炉、出炉、轧制操作和加速冷却操作等过程的监视和控制。

轧机基础自动化采用西门子的 SIMADYN-D 系统，主要进行辊缝设定、AGC 控制和辊道控制；加速冷却采用西门子 S7-400 系统，用于阀门开闭控制、冷却辊道的速度和加速度控制及宽度遮蔽控制。

2.2.3 计算机控制系统的软件及网络平台

所有系统的操作员和监控界面均采用 WINCC 平台进行编程。系统通讯采用工业以太网，现场总线采用 PROFIBUS-DP 网。过程控制模型软件采用 Microsoft VC 进行编程。数据库采用 SQL Server。操作系统采用 Windows2000。

这套计算机控制系统涉及基础自动化、过程模型设定和人机界面，各部分的工作平台都不一样，相互之间的数据通信非常复杂，所以需要相应的系统维护和通讯管理程序。系统维护和通信管理程序与各部分的关系如图 2.3 所示。

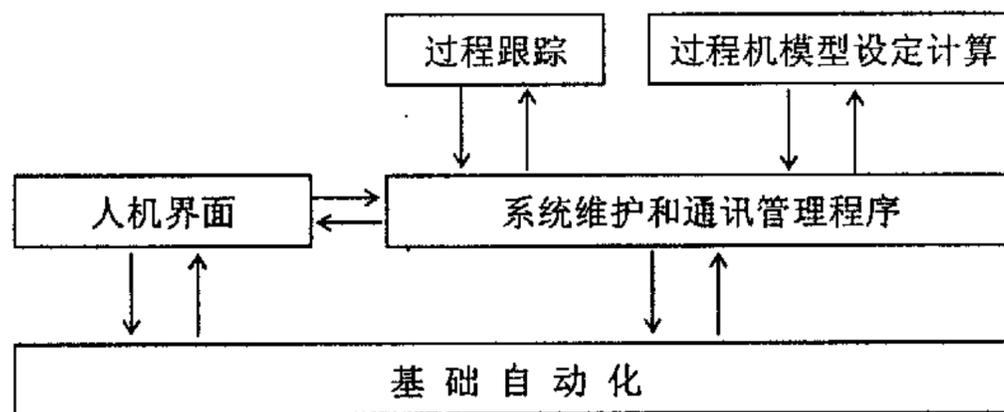


图 2.3 系统维护和通讯管理程序与各部分的关系

Fig.2.3 The relationship between the program of system maintain and communication management and other programs

2.3 过程控制模型设定系统的功能

2.3.1 模型设定系统功能描述

轧机过程控制模型设定系统的主要功能进行过程跟踪、实时数据的处理、轧制规程的设定计算、阶段前修正计算、道次修正计算以及自学习计算。加速冷却过程控制模型设定系统的主要功能是冷却方式的确定、阀门开闭的数量、开口度和分布以及冷却模型的优化和自学习。

轧制过程模型控制主要由过程跟踪、等待出炉确认计算、坯料测温修正计算、阶段修正计算、道次修正计算、自学习计算六个模块组成。在这六个模块中，自学习计算模块对本块钢不起作用，仅仅是对模型中的一些参数进行修正，

作用于下一块钢设定计算过程。而坯料测温修正计算、道次修正计算和阶段修正计算属于轧制过程中的动态设定技术，即利用已获得的检测数据来对设定值进行修正。另外还有一些辅助功能模块，如轧制数据在操作台上的显示，操作台上人工干预、数据通讯、工程记录的归档以及异常情况处理等。轧制过程控制模型的组成、过程控制级四个模块间的关系、以及各个组成模块和基础自动化间的数据流向如图 2.4 所示。由图中可见，在设定计算中居于核心的是数学模型以及模型参数，它决定了轧制过程控制的精度，各个部分都是围绕这个核心起作用的。

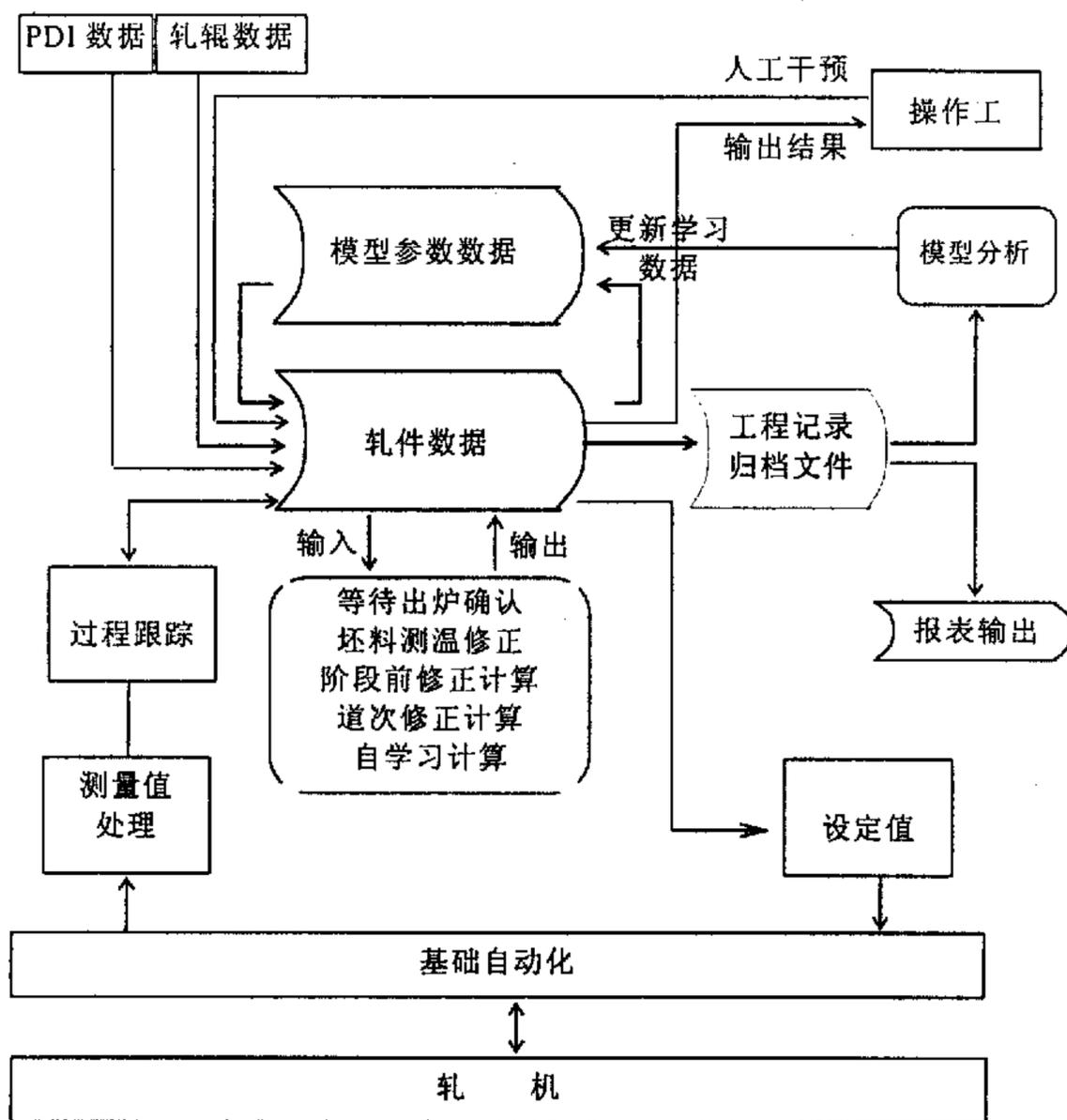


图 2.4 轧机过程机数据流

Fig.2.4 Data flow of process model system of mill

下面介绍具体介绍各部分功能。

2.3.2 过程跟踪功能

过程跟踪从轧件等待出炉开始至加速冷却设备终止。相应的轧线跟踪区域划分和仪表布置见图 2.5(在图上并未标出热金属检测仪,其位置说明见表 2.1)。

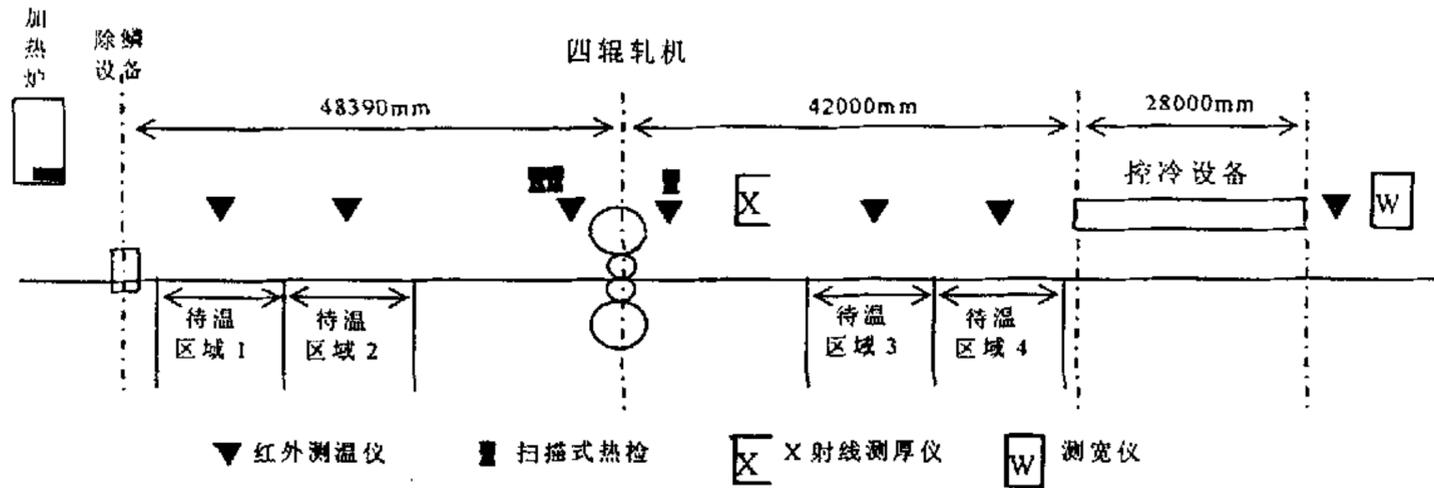


图 2.5 轧线跟踪区域划分和仪表布置

Fig.2.5 The tracking zone division of the rolling line and the instrument layout

表 2.1 热金属检测仪位置与作用说明

Table2.1 The position and action of the hot metal detectors

仪表名称	安装位置	作用及说明
点式 HMD1	除鳞设备前 2000mm	上升沿控制除鳞水开
点式 HMD2	除鳞设备后 800 mm	待温摆动辊道 1 之左边界
点式 HMD3	除鳞设备后 11230 mm	待温摆动辊道 1 之右边界
点式 HMD4	除鳞设备后 12830 mm	待温摆动辊道 2 之左边界
点式 HMD5	除鳞设备后 22430 mm	待温摆动辊道 2 之右边界
点式 HMD6	除鳞设备后 25430 mm	2 待 1 轧时, 轧区之左边界
点式 HMD7	冷却设备前 25800mm	2 待 1 轧时, 轧区之右边界
点式 HMD8	冷却设备前 22800mm	待温摆动辊道 3 之左边界
点式 HMD9	冷却设备前 13200mm	待温摆动辊道 3 之右边
点式 HMD10	冷却设备前 12200mm	待温摆动辊道 4 之左边界
点式 HMD11	冷却设备前 5000 mm	控制冷却开, 上升沿控制冷却开
点式 HMD12	冷却设备前 2200 mm	待温摆动辊道 4 之右边界
点式 HMD13	冷却设备后 4000 mm	控制冷却关, 下降沿控制冷却关
扫描式 HMD1	轧机中心线前 5835mm	自动转钢完成确定; 机前抛钢距离控制
扫描式 HMD2	轧机中心线前 5835mm	自动转钢完成确定
扫描式 HMD3	轧机中心线后 4300mm	机后抛钢距离控制

具体功能描述如下:

- ① 位置跟踪: 根据现场的仪表跟踪轧件在轧线上的物理位置。
- ② 内存中数据区的管理: 中厚板轧制过程在很多情况下需要进行控温轧制, 减少等待时间, 加快轧制节奏, 这样会造成轧制线上同时有多块钢。不同

轧件对应的数据是不同的, 如何管理不同轧件的数据是过程跟踪的重要功能。

③ 任务调度: 当轧件位于轧线相应的位置时, 会激活相应的计算功能。具体讲主要有以下激活事件。

- 当板坯在等待出炉时, 激活等待出炉确认计算;
- 当板坯经过机前的待温区域 1 和待温区域 2 时, 测温仪会检测到板坯的温度, 并激活坯料温度修正计算;
- 在每一阶段轧制前激活阶段修正计算;
- 当道次轧制到中间, 并采集完道次实测数据后, 激活道次修正计算;
- 当轧件轧制完毕, 测到实测厚度后激活自学习计算;
- 当轧件在待温辊道上待温时, 每隔相应的时间, 根据实测温度激活待温时间计算;
- 根据轧制节奏判断是否应该出钢。

④ 数据输入和吊销: 当轧件在轧制过程中发生错误时, 过程跟踪要在内存中取消这块钢的数据, 并作好相应记录。

2.3.3 等待出炉确认功能

等待出炉确认是操作工选择完即将出炉的板坯后由过程跟踪程序激活。其完成的主要任务如下:

① PDI 数据的读入: PDI 数据主要是坯料的长度、宽度、厚度、钢种、炉号和终轧产品的宽度、厚度、切边量, 并根据这些参数查询相关的温度制度、化学成分和控温轧制的相关参数。

② 模型参数的读入: 轧制过程需要的模型参数必须根据前后轧件的材质和规格确定自学习系数。自学习系数通常被用于具有相同轧制参数的轧件。相同轧制参数是指轧件具有相近的材料性能和很小的尺寸偏差。下列自学习系数被从一块钢传到另一块钢。这些参数包括变形抗力自学习系数、轧制力矩自学习系数、辊缝零点值的自适应系数和板形自学习系数。

③ 轧制策略的制定: 中厚板的坯型较少, 而成品规格千变万化, 为此需要针对坯料规格和成品规格确定合理的轧制策略, 尽量减少轧制道次, 还要保证终轧尺寸矩形化程度较好。

④ 轧制规程的确定: 轧制规程的计算需要确定压下规程、速度制度、温度制度以及除鳞制度。压下规程主要确定各道次压下量。速度制度是确定各道次的咬入速度、稳定轧制速度和抛钢速度。

轧制规程的计算, 必须根据轧件的钢种和尺寸要求、设备的各种原始数据,

以及轧制过程的各种工艺上的限制和要求，借助于各种数学模型方程，通过迭代计算算出轧制道次、道次压下量、轧制力、辊缝设定值和轧辊转数等参数。该轧制规程必须保证轧件的终轧厚度、终轧板形和温度在允许范围。预计算需要调用大量的轧制数学模型，并且利用了较多的迭代算法。图 2.5 中列出了其中主要的数学模型及其调用关系。

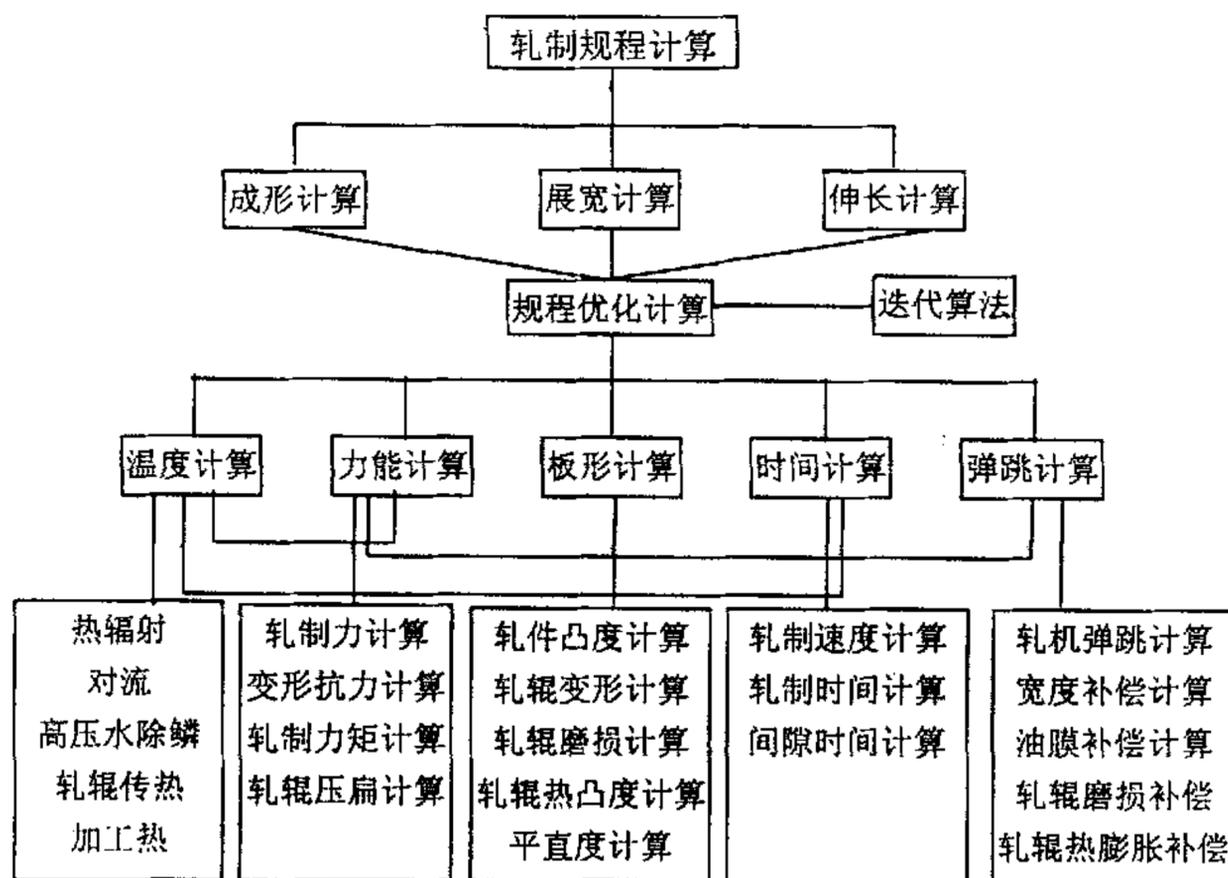


图 2.5 设定模型关系图
Fig.2.5 Relation chart of setup models

⑤ 设定参数极限检查：检查各道次设定值是否超过极限值或安全范围。这些值有轧制力、轧制力矩、轧制功率等。

2.3.4 坯料测温修正计算功能

由于 PDI 提供的出炉温度可能有偏差，如果该温度与实际值差别较大时，会使规程分配和设定值的计算产生较大偏差，所以需要根据一次待温区间和二次待温区间的两个测温仪数据来校正坯料出炉温度。主要功能如下：

① 一次测温 and 二次测温实时数据处理：将采样的实时温度数据进行相应处理，然后判断数据的可靠性和可用性。

② 出炉温度计算：综合一次测温数据、二次测温数据、PDI 开轧温度和开轧温度自学习值，计算出当前轧件的出炉温度。

③ 轧制规程的再计算：根据修正后的出炉温度重新计算轧制规程。

2.3.5 阶段前修正计算功能

由于中厚板轧制过程涉及转钢操作,如果PDI提供的坯料尺寸与实际有出入或轧制过程出现偏差,就会造成轧件宽度超差,对成材率和轧制节奏产生影响。为了避免这种情况发生,在轧机前后推床上安装位移测量系统,该系统可以实时测量推床的开口度,推床对中时的开口度就反映了轧件的宽度。阶段修正计算针对这套位移测量系统进行如下处理:

① 开口度实时数据处理:将采样的实时温度数据进行相应处理,然后判断数据的可靠性和可用性。

② 出炉温度计算:综合除鳞后的测温数据、PDI开轧温度和开轧温度自学习值,计算出当前轧件的出炉温度。

③ 阶段规程的再计算:根据实测宽度信号重新计算本阶段的轧制规程。

2.3.6 道次修正计算功能

道次修正计算由过程跟踪触发。当轧件进入轧机进行轧制后,轧机安装的压头、位移传感器等仪表检测到轧制力、辊缝等信息并传送给过程控制模型设定系统的测量值处理程序,测量值处理程序接收到足够信息进行相应数据处理,然后触发道次修正计算程序。道次修正计算的任务是校正轧制力计算误差,减少由轧制力计算不准而导致的厚度偏差。道次修正程序将实测的轧制力和预计算的轧制力比较,然后根据实测和预测的轧制力间的误差修正变形抗力模型中与材质相关的系数,并对后续道次的轧制力进行修正,并根据弹跳方程重新调整后续道次的设定值,从而提高轧件的厚度精度。

① 测量值处理:将采样的测量值进行相应处理,然后判断数据的可靠性和可用性。

② 轧辊状态更新:计算当前道次对轧辊磨损和热膨胀的影响,并更新相应参数。

③ 轧制力偏差修正计算:比较实测轧制力和预测轧制力的偏差,修正变形抗力模型参数。

④ 厚度偏差修正计算:将当前道次的出口厚度偏差重新分配到后几个道次。

⑤ 重新计算设定值:根据修正后的变形抗力模型和压下分配重新计算后续道次的设定值。

⑥ 设定参数极限检查:检查各道次设定值是否超过极限值或安全范围。这些值有轧制力、轧制力矩、轧制功率等。

2.3.7 自学习计算功能

当轧件完成最后一个道次, 经过机后测厚仪后, 相应的所有道次测量值和终轧产品的测厚厚度被送到自学习计算程序进行处理。自学习计算的主要任务有:

① 弹跳方程零点漂移的计算: 根据轧机出口实测的轧件厚度与弹跳方程的计算出口厚度, 计算弹跳方程的零点漂移。

② 变形抗力模型系数的计算: 将各道次预计算的轧制力和实测的轧制力比较, 根据它们间的差值对变形抗力模型中相关的系数进行修正。

③ 轧制力矩模型修正系数的计算: 将各道次预计算的轧制力矩和实测的轧制力矩比较, 根据它们间的差值对力矩模型计算中相关的系数进行修正。

④ 开轧温度自学习计算: 结合本块钢的开轧温度进行开轧温度的自学习计算, 并用于下一块轧件。

⑤ 板形修正系数计算: 由于没有板形仪, 根据操作工目测板形进行板形修正系数的计算, 并用于调整下一块钢的规程分配。

2.4 本章小结

(1) 以首钢中厚板厂为例, 介绍了中厚板的基本工艺布置和工艺流程、中厚板轧制生产线的计算机控制系统。并针对中厚板轧制过程设计了符合现场要求的中厚板轧机过程控制模型设定系统, 这套系统是国内首次在中厚板领域完全靠自己力量建立的比较完整的轧机过程控制模型设定系统, 能够在实时状态下完成过程跟踪、等待出炉确认计算、坯料测温修正计算、阶段修正计算、道次修正计算、自学习计算等重要功能, 对于国内中厚板轧机过程控制模型设定系统的设计有较强的借鉴意义。

(2) 针对这套轧机过程控制模型设定系统, 细化各部分的功能和触发机制。把过去以研究探索和离线模拟计算为特征的模型系统, 改造为一个充分考虑现场各种复杂条件、能够满足对可靠性、健壮性用更加严格要求的在线实用模型系统。

第3章 提高厚度设定精度的研究

厚度精度是厂家最关心的指标之一。从过程控制模型设定角度看,与厚度精度^[119-122]密切相关的模型有两个:轧制力计算模型和轧机弹跳模型。任何一个模型计算有偏差都会造成厚度精度的下降。其中弹跳模型可以根据实测数据和理论计算进行拟合,其计算精度一般比较高。但轧制力模型的计算精度一直是影响设定精度的瓶颈。轧制力模型的计算精度直接影响辊缝设定精度,严重的话会造成厚度超差。如何对中间道次的厚度偏差进行处理以及进行辊缝重新设定也是板厚控制的重要组成部分。

如图 3.1,中厚板轧制过程的辊缝设定和轧制力自学习是一个有机整体,不能把轧制力模型、弹跳模型、温度模型、变形抗力模型和自学习算法等模型孤立的对待,而应该立足于厚度精度控制这个整体,将中厚板的往返轧制过程看成是一个动态的、连续的过程。

弹跳模型的主要任务是进行辊缝设定与进行道次出口厚度的软测量(既利用弹跳方程、实测轧制力、实测辊缝等参数反算道次出口厚度)。传统的弹跳模型对辊系弹性变形的影响非常粗略,无法满足高精度设定的要求。所以如何合理考虑辊系弹性变形对弹跳模型的影响和构造出实用的在线设定模型非常必要。其次轧机两侧刚度存在一定的差别,轧制过程轧辊一般是倾斜的,如何针对这种现状合理进行弹跳模型的处理是弹跳方程需要考虑的一个问题。另外弹跳模型的零点漂移对出口厚度和辊缝设定有一定影响,而且这种影响对各道次都存在,分析并消除这种影响需要将连续几个道次结合起来进行研究。

轧制力的计算涉及很多因素。首先需要剔除次要因素,选取主要影响因素,是分析轧制力模型的首要任务。其次,残余应变对变形抗力模型的影响目前大多停留在实验阶段,没有适合工程应用的具体模型,而实践证明忽略残余应变的影响会造成较大的计算误差。所以如何提取相应的残余应变模型进行计算是轧制力计算必须考虑的问题。其三,温度模型的累计误差对变形抗力模型和轧制力计算的影响较大,如何通过自学习算法避免这种影响也是轧制力自学习需要重点考虑的因素。

下面针对这些问题进行详细分析。

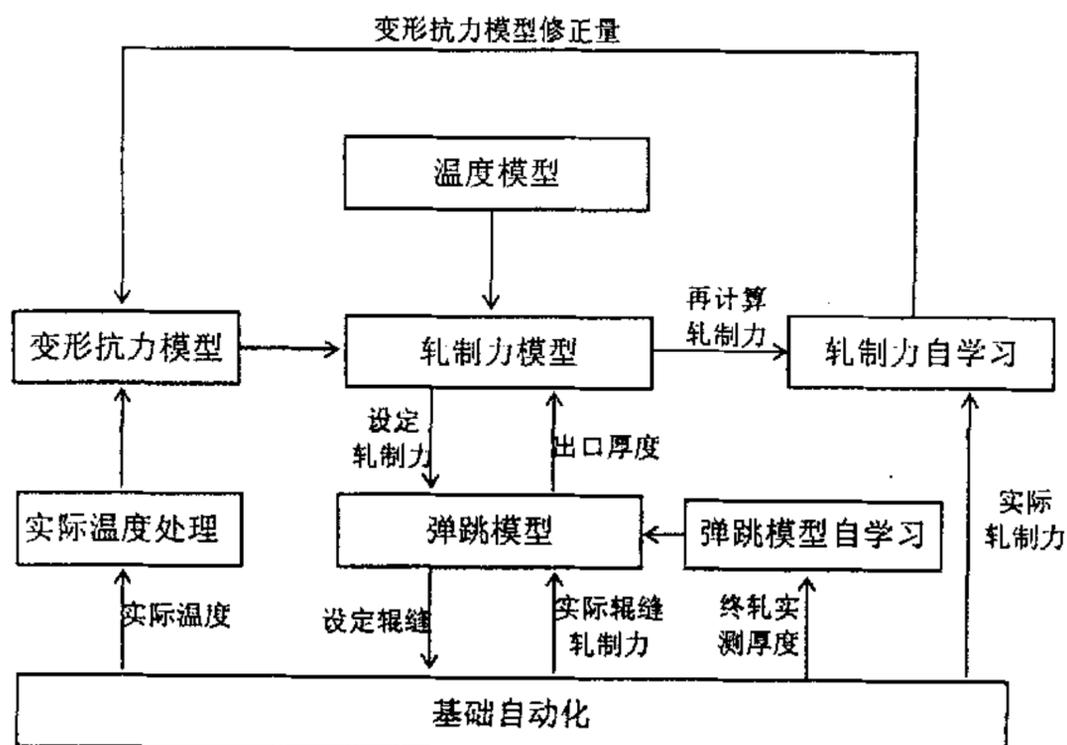


图 3.1 中厚板辊缝设定和轧制力自学习流程

Fig.3.1 Flowchart of gap-setting and rolling force self-adaption for plate rolling

3.1 轧机弹跳模型

弹跳模型和轧制力模型一样是过程控制模型的一个核心部分。理论计算和实践都证明了弹跳模型的计算精度比轧制力模型的精度要高很多。所以在中厚板轧制过程中可以利用弹跳模型来修正轧制力模型，同时利用弹跳模型作为虚拟测厚仪进行轧件出口厚度的软测量。

轧制过程中，轧机弹跳值的计算精度对轧件出口厚度的控制精度影响很大，一般用轧机刚度来表征轧机在外力作用下变形量的大小。因为轧件的厚度控制精度一般需要控制 $150\ \mu\text{m}$ 以内，所以需要精确计算不同因素对轧机刚度的影响。目前对轧机弹跳模型的研究大多还局限于轧辊压靠法和轧制法^[123~126]，根据这两种方法得到的弹跳模型只能大致反映轧件宽度和轧制力对轧机弹跳的影响效果。而中厚板的工作辊换辊周期比较短，辊径变化大，且轧制过程辊凸度的变化也不小，这两种因素对轧机弹跳的影响无法通过这两种方法获得。同时各种因素的交叉耦合作用无法通过传统模型得到体现。

针对传统方法的缺点，作者将影响函数法引入轧机弹跳模型的计算^[127,128]。其原理是将轧制过程的轧机弹性变形分为两大类：辊系弹性变形、牌坊和其它机械部件的弹性变形。利用影响函数法重点分析不同因素对辊系弹性变形的影响；而牌坊和其它机械部件在轧机制造完毕后固定不变，其弹性变形仅仅与轧制力的大小有关，利用实测方法可以得到其弹性变形模型。最后提出新的轧机弹跳模型，利用该模型可以非常方便地分析不同因素对轧机弹跳的影响。

3.1.1 辊系弹性变形分析

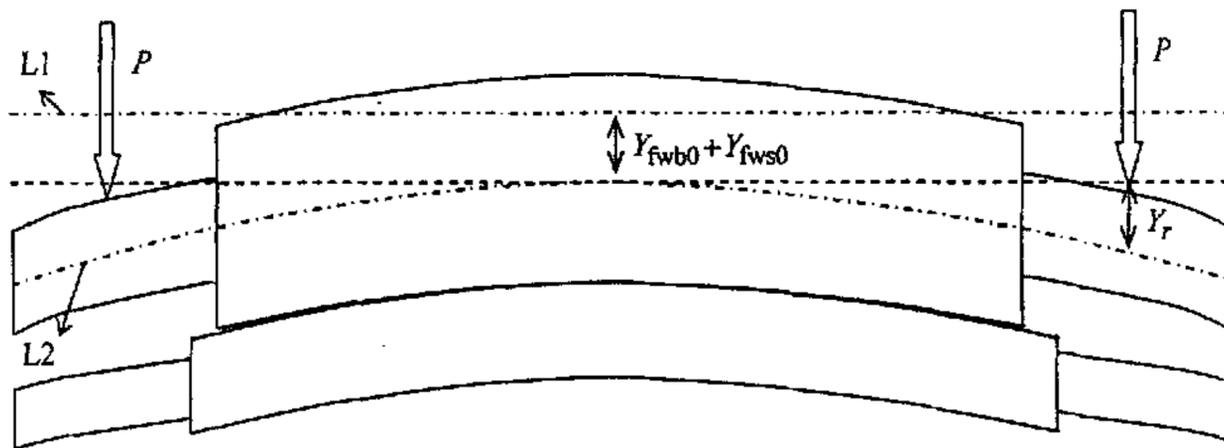
轧机牌坊断面面积越大，辊径越粗，轧机的刚度就越大。根据实测和计算表明辊系弹性变形在总轧机弹性变形中比例最大，而中厚板轧机的轧辊辊径、凸度和轧件宽度变化范围都比较大，这些因素的变化对轧机弹跳的影响很难用实测方法得到理想的结果^[1]。

影响辊系弹性变形的主要因素有：工作辊尺寸、支撑辊尺寸、工作辊凸度、支撑辊凸度、轧件宽度和轧制力。采用影响函数法对普通四辊中厚板的辊系弹性变形进行计算^[90,129-131]，首先作如下假设：

- 轧辊弹性变形沿轴线方向左右对称，沿轧制平面上下对称；
- 辊间压扁和工作辊与轧件的压扁采用中岛的修正半无限体理论^[3]；
- 轧辊的凸度分布曲线是二次抛物线。

图 3.2 反映了辊系弹性变形对轧机弹跳的影响。由于压力是通过压下丝杠或液压缸直接作用在支撑辊轴承座上，所以支撑辊轴承座上的受力点产生的位移就反映了辊系弹性变形对轧机弹跳的贡献。很明显，支撑辊轴线中心点的位移由辊间中心压扁 Y_{fwb0} 和工作辊中心压扁 Y_{fws0} 组成，而支撑辊边部受力点的弹性挠曲变形为 Y_r ，所以该受力点的位移由这三部分组成，该点位移用 Y_s 表示，如公式 (3-1)，

$$Y_s = Y_r + Y_{fwb0} + Y_{fws0} \tag{3-1}$$



L1: 变形前支撑辊轴线; L2: 变形后支撑辊轴线

图 3.2 辊系弹性变形对轧机弹跳的影响
Fig 3.2 Influence of rolls elastic deformation on mill spring

轧制过程辊系的受力模型如图 3.3 所示，可以采用影响函数法进行求解。由于轧辊变形是对称的，只取轧辊的 1 / 4 进行分析，其基本方程和求解过程与第 5 章的轧件机械凸度的求解过程基本相同，这里不做赘述。

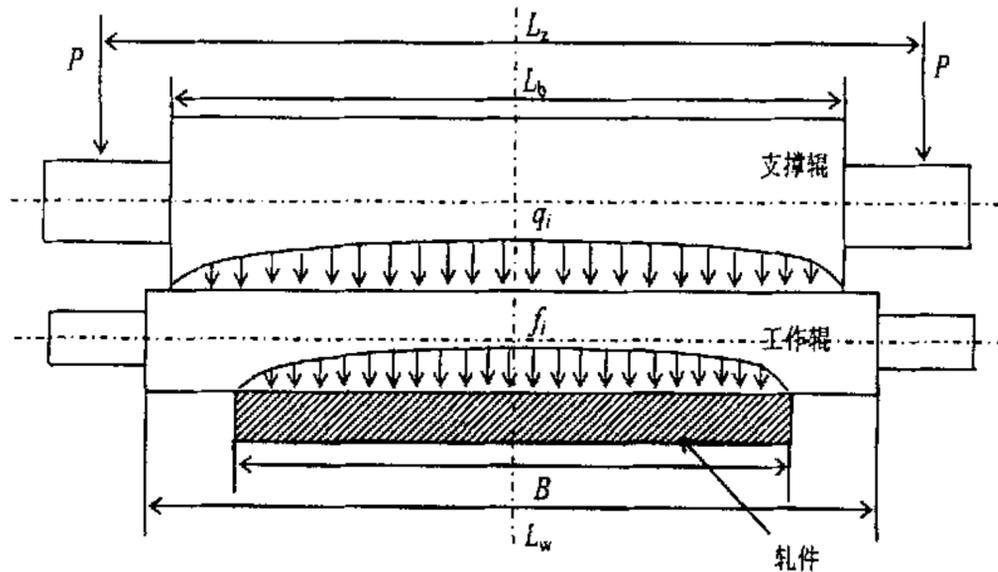


图 3.3 轧制过程中轧辊受力分析

Fig 3.3 Mechanical analysis of rolls in rolling process

另外，支撑辊轴承座上的受力点的挠曲变形 Y_r 需要通过插值法求出。假定支撑辊挠曲曲线可以拟合成四次多项式，

$$Y_r(x) = c_0 + c_1 \cdot x^2 + c_2 \cdot x^4 \tag{3-2}$$

式中： x 是支撑辊轴线坐标值，其坐标零点为轧辊中心线对应的点。

然后将 $x=0, x=L_b/2, x=L_b/4$ 对应计算值代入式 (3-2)，求出多项式系数，最后根据该多项式计算受力点的挠曲变形。

表 3.1 根据首钢轧机列出了计算过程采用的初始参数。

表 3.1 轧辊参数
Table 3.1. parameters of roll

名称	代号/单位	参数
工作辊直径	R_w /mm	475~525
支撑辊直径	R_b /mm	950~1050
支撑辊辊身长	L_b /mm	3400
工作辊初始凸度	C_{w0} / μm	-300~300
支撑辊初始凸度	C_{b0} / μm	-200~200
压下丝杠中心距	L_z /mm	4800

图 3.4~图 3.8 是根据影响函数法计算得到的结果。

如图 3.4，工作辊半径为 500mm，支撑辊半径为 1000mm，工作辊和支撑辊凸度均为 0mm，轧件宽度从 1800mm 变化到 3000mm。如果轧件宽度不变，则轧制力与辊系弹性变形的呈线性关系。对于同一轧制力下，随着轧件宽度的增加，轧辊的弹性变形减小，这与传统模型反映出来的规律完全吻合。

如图 3.5，支撑辊半径为 1000mm，工作辊和支撑辊凸度均为 0mm，轧件宽度为 2500mm，工作辊半径在 450mm 至 550mm 之间变化。如果工作辊辊径

不变，则轧制力与辊系弹性变形呈线性关系。工作辊半径的变化对直线的斜率有一定影响。如果轧制力等于 $2 \times 20\text{MN}$ ，则由工作辊半径变化产生的差别能达到 0.1mm 。

如图 3.6，工作辊半径为 500mm ，工作辊和支撑辊凸度均为 0mm ，轧件宽度为 2500mm ，支撑辊半径从 950mm 变化到 1050mm 。如果支撑辊辊径不变，则轧制力与辊系弹性变形呈线性关系。支撑辊半径的变化对直线的斜率和截距有较大影响，如果轧制力等于 $2 \times 20\text{MN}$ ，则不同直线之间存在的最大差别能达到 0.5mm ，这个数值对厚度精度控制的影响非常大。

如图 3.7，工作辊半径为 500mm ，支撑辊半径为 1000 ，支撑辊凸度为 0mm ，轧件宽度为 2500mm ，工作辊凸度在 -0.3mm 至 0.2mm 之间变动。如果工作辊凸度不变，则轧制力与辊系弹性变形呈线性关系。工作辊凸度的变化对直线的斜率几乎没有影响，但是它影响直线的截距。如果轧制力等于 $2 \times 20\text{MN}$ ，则由工作辊凸度变化产生的差别能达到 0.2mm ，这个数值对厚度精度控制的影响也比较大。

如图 3.8，工作辊半径为 500mm ，支撑辊半径为 1000 ，工作辊凸度为 0mm ，轧件宽度为 2500mm ，支撑辊凸度在 -0.3mm 至 0.2mm 之间变动。如果支撑凸度不变，则轧制力与辊系弹性变形呈线性关系。支撑辊凸度的变化对直线的斜率几乎没有影响，但是它影响直线的截距。在同一轧制力下，支撑辊凸度变化产生的差别能达到 0.15mm ，这个数值对厚度精度控制的影响也比较大。

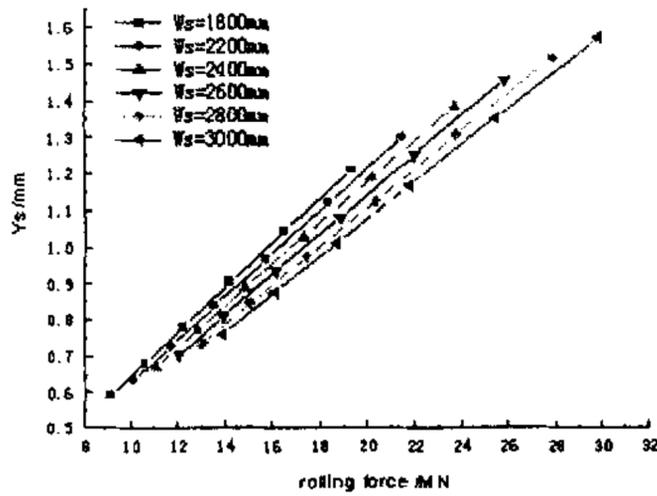


图 3.4 轧件宽度对轧机弹跳的影响
Fig.3.4 Influence of plate width on the mill spring

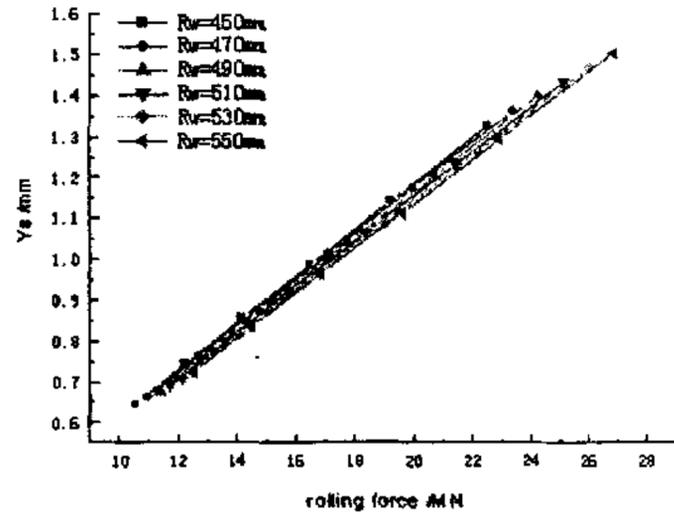


图 3.5 工作辊半径对轧机弹跳的影响
Fig.3.5 Influence of work roll radius on the mill spring

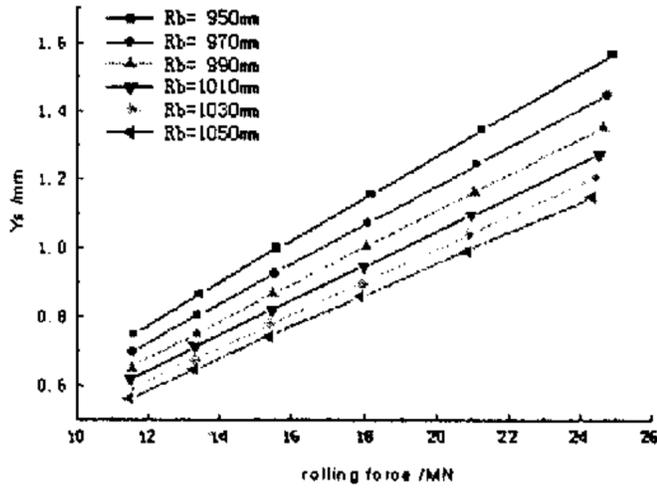


图 3.6 支撑辊半径对轧机弹跳的影响
Fig.3.6 Influence of backup roll radius on the mill spring

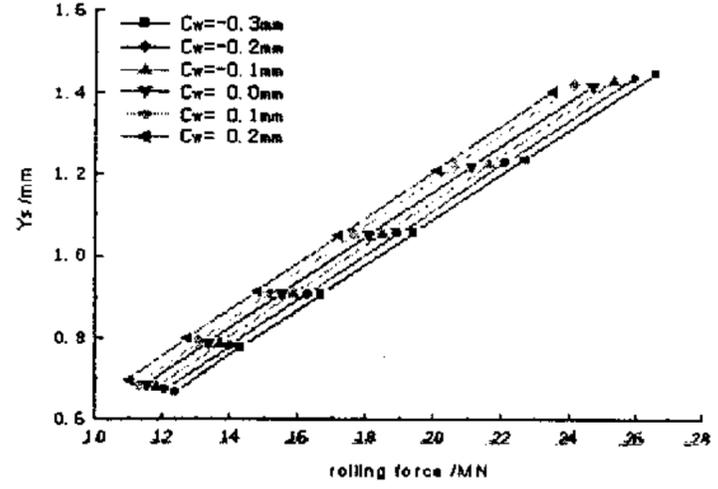


图 3.7 工作辊凸度对轧机弹跳的影响
Fig. 3.7 Influence of work roll crown on the mill spring

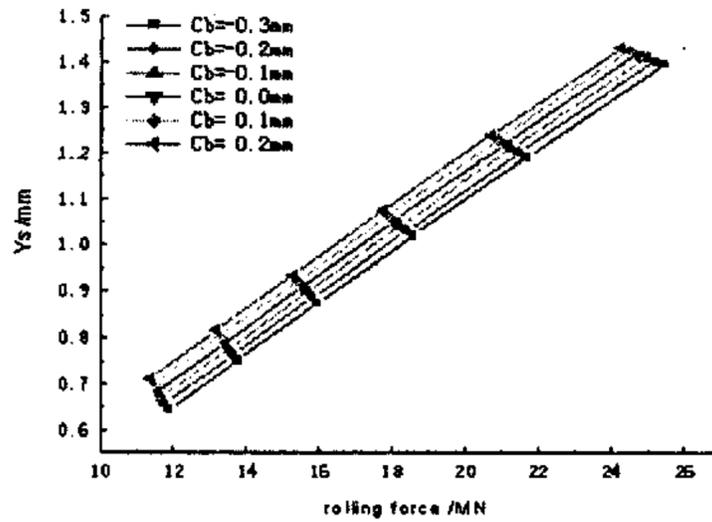


图 3.8 支撑辊凸度对轧机弹跳的影响
Fig.3.8 Influence of backup roll crown on the mill spring

由于弹性变形法的计算时间比较长，无法直接应用与在线应用，所以需要将不同条件下的计算结果表示成变形条件的数学模型。影响辊系弹性变形的各因素之间有耦合作用，如何避免复杂的非线性模型需要通过不断分析和试验。综合图 3.4~图 3.8 的计算结果，作者提出如公式 (3-3) 的线性计算模型 (其中的分析过程这里不再详细推导)，

$$Y_s = \frac{F \cdot K_F}{1000} \tag{3-3}$$

$$K_F = K_{F1} + K_{F2} \cdot \left(\frac{W_3}{W_0} \right)$$

$$K_{F1} = a_1 + a_2 \cdot \left(\frac{R_w}{R_{w0}} \right) + a_3 \cdot \left(\frac{R_b}{R_{b0}} \right) + a_4 \cdot C_w + a_5 \cdot C_b$$

$$K_{F2} = b_1 + b_2 \cdot \left(\frac{R_w}{R_{w0}} \right) + b_3 \cdot \left(\frac{R_b}{R_{b0}} \right) + b_4 \cdot C_w + b_5 \cdot C_b$$

分析公式 (3-3)，可以看出轧辊的弹性变形与轧制力成正比，比例系数 K_F

由两部分组成,其中 K_{F1} 与轧件宽度无关, K_{F2} 与轧件宽度有关。但是 K_{F1} 和 K_{F2} 都是工作辊辊径 R_w 、支撑辊辊径 R_b 、工作辊凸度 C_w 和支撑辊凸度 C_b 的线性函数。这个模型看上去比较简洁,巧妙的将各种影响因素的耦合效果进行综合考虑。如果将相应的部分代入到公式(3-3)展开,即可发现这是一个多元线性模型,而线性模型非常容易用数学方法进行拟合。

根据表 3.1 参数得到计算结果进行回归,得到如表 3.2 所示的模型参数。

表 3.2 模型参数拟合值

Table 3.2 The regress values of model parameters

参数	参数值	参数	参数值
a_1	0.23539	b_1	-0.04947
a_2	-0.04581	b_2	0.023683
a_3	-0.10347	b_3	0.005905
a_4	0.002115	b_4	-0.00475
a_5	0.02394	b_5	-0.00875
$R_{w0}, /mm$	500	$R_{b0}, /mm$	1000
$W_0, /mm$	2000		

该模型计算误差在 4% 以内,如图 3.9 所示,这个偏差能够满足厚度控制精度的要求,而且该模型结构简单,适用于在线控制。

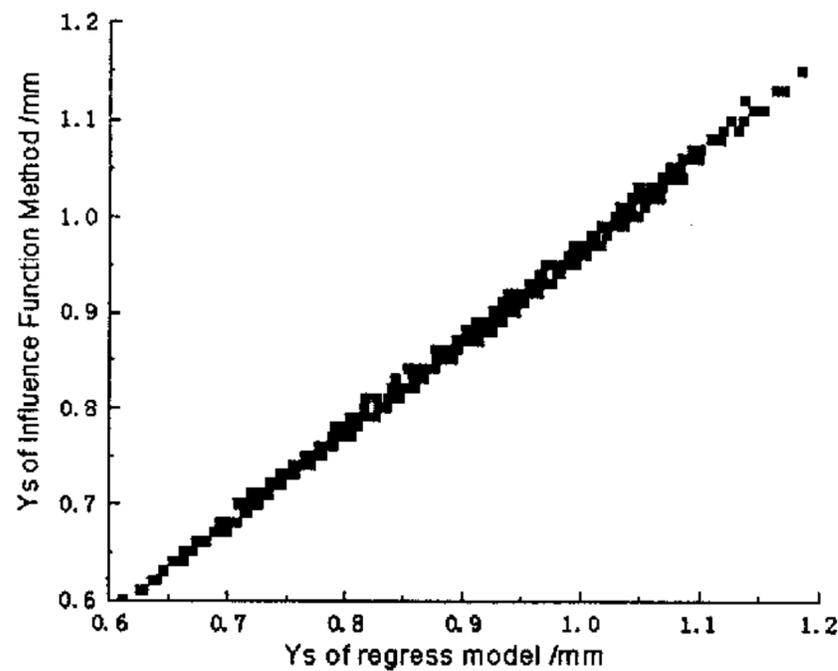


图 3.9 回归模型的计算精度

Fig 3.9 Precision of Y_s regress model

3.1.2 轧机牌坊和相关机械部分的弹性变形

3.1.1 节中介绍了辊系弹性变形的计算方法和数学模型,虽然该模型提高了计算精度,但还有一个问题没有解决:轧机牌坊的弹性变形的求解。牌坊弹性

变形的理论求解非常麻烦，而且精度很难保证。目前常规处理方法是进行轧辊全长压靠，然后采集轧制力信号和辊缝信号，进行曲线拟合。这种方法得到的弹跳模型既包含了牌坊和相关机械部分的弹性变形，还包含了辊系的弹性变形。辊系的弹性变形利用 3.1.1 节的方法进行求解，从而将牌坊和相关机械部分的弹性变形分离出来，解决了轧机牌坊变形的求解问题。

以首钢中厚板厂为例，介绍常规的测量方法—轧辊全长压靠法：

①在转速 20r/m 下，保持液压位置不变进行电动压靠，直至压力达到单侧 2000kN；

②保持电动位置不变，采取压力闭环进行液压压下，初始压力点为 3500kN，然后以 700kN 为步进值调整液压位置；

③在某一压力下，采集压力信号和辊缝信号；

④剔除不合理数据，进行曲线拟合。

图 3.10 和图 3.11 是首钢中厚板轧机两侧实测弹跳曲线，其中的红线为拟合曲线。经过分析，操作侧轧机刚度为 5438kN/mm，而驱动侧轧机刚度为 5290kN/mm。

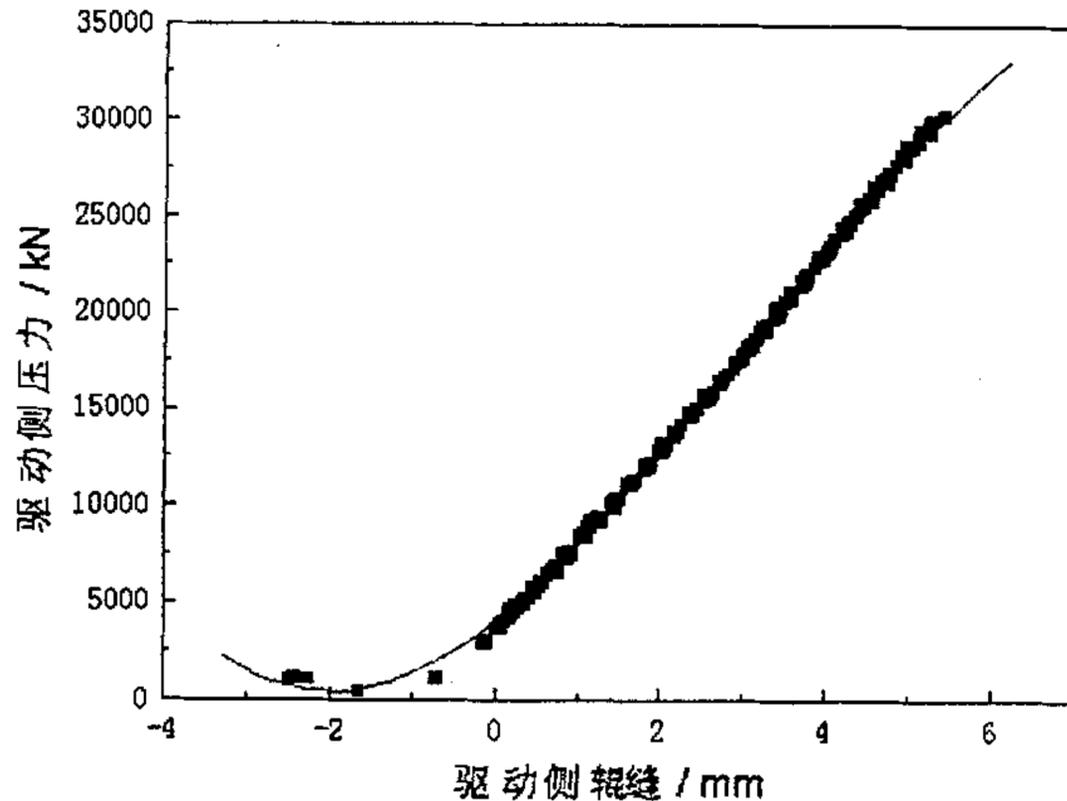


图 3.10 驱动侧弹跳曲线

Fig.3.10 The measure spring curve of driver side

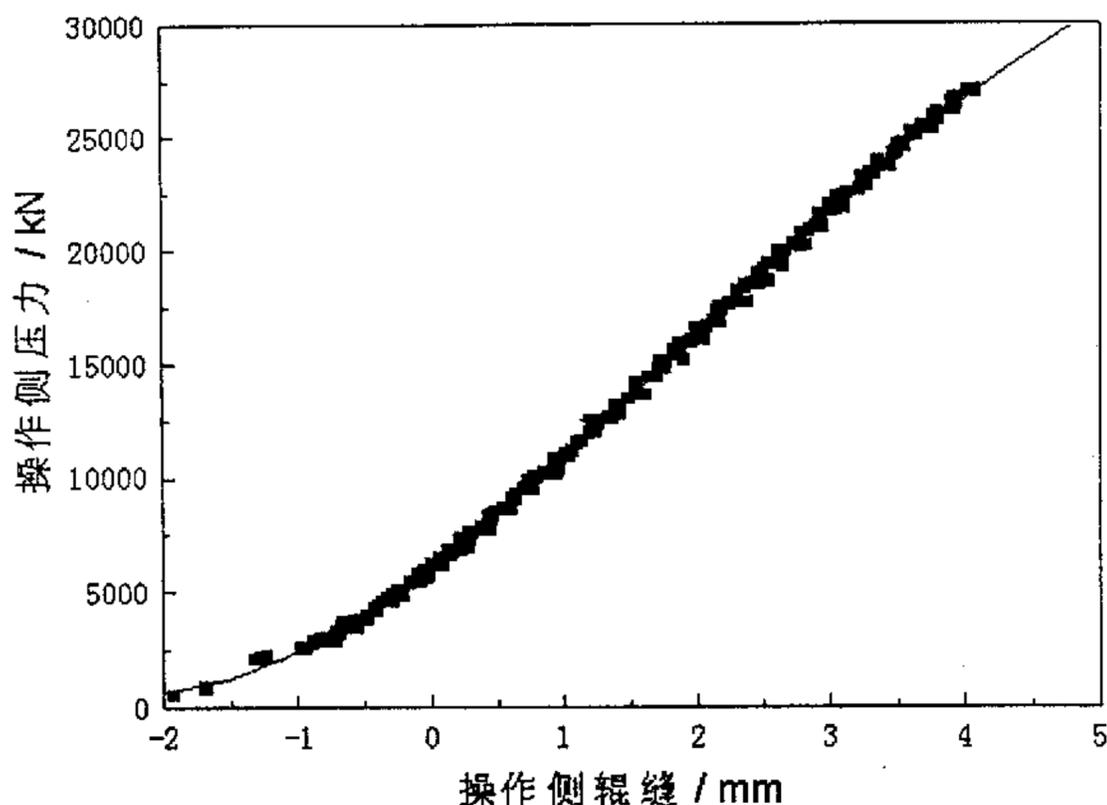


图 3.11 操作侧弹跳曲线
Fig.3.11 The measure spring curve of operator side

3.1.3 油膜厚度计算模型

目前中厚板轧机支撑辊轴承多采用油膜轴承，而油膜轴承的厚度变化与轧制力和轧制速度有关：在同一轧制力下，轧制速度越快，油膜厚度越大；对于同一轧制速度，轧制力越大，油膜厚度越小。

为了消除油膜厚度的影响，需要有相对精确的油膜厚度计算模型。但是在实际轧机上，很难得出准确的绝对油膜厚度计算模型，因为油膜零点无法确定。

参考轧机的调零预压靠过程：为了消除轧机零点辊缝位置的不确定和非线性，轧制前需要进行辊缝预压靠，即使轧辊逐渐压靠，当压力达到调零压力时将此时的辊缝定为相对零辊缝，这个过程称之为调零。受之启发，引入了相对油膜厚度零点的概念。人为地将某轧制力、某一速度对应的油膜厚度定为相对油膜厚度零点。

研究 O.Rynolds 提出的油膜厚度计算模型

$$O_f = \frac{a \left(\frac{N}{F}\right)}{b \cdot \left(\frac{N}{F}\right) + c} \tag{3-4}$$

式中： O_f 是油膜厚度； N 是轧辊转速； F 是轧制压力； a, b, c 是模型参数。

取调零压力 F_0 下转速为基本转速 N_0 时的油膜厚度为相对零点，只要 $\frac{N}{F} = \frac{N_0}{F_0}$ ，则油膜厚度必等于相对油膜度零点值，这样就确定不同压靠力、不同转速下的相对油膜厚度。

以首钢轧机为例，分析油膜厚度的基本测量步骤：

①使轧机开口度基本在 3mm 左右，固定电动位置不变，使工作辊稳定在 20r/m 下转动；

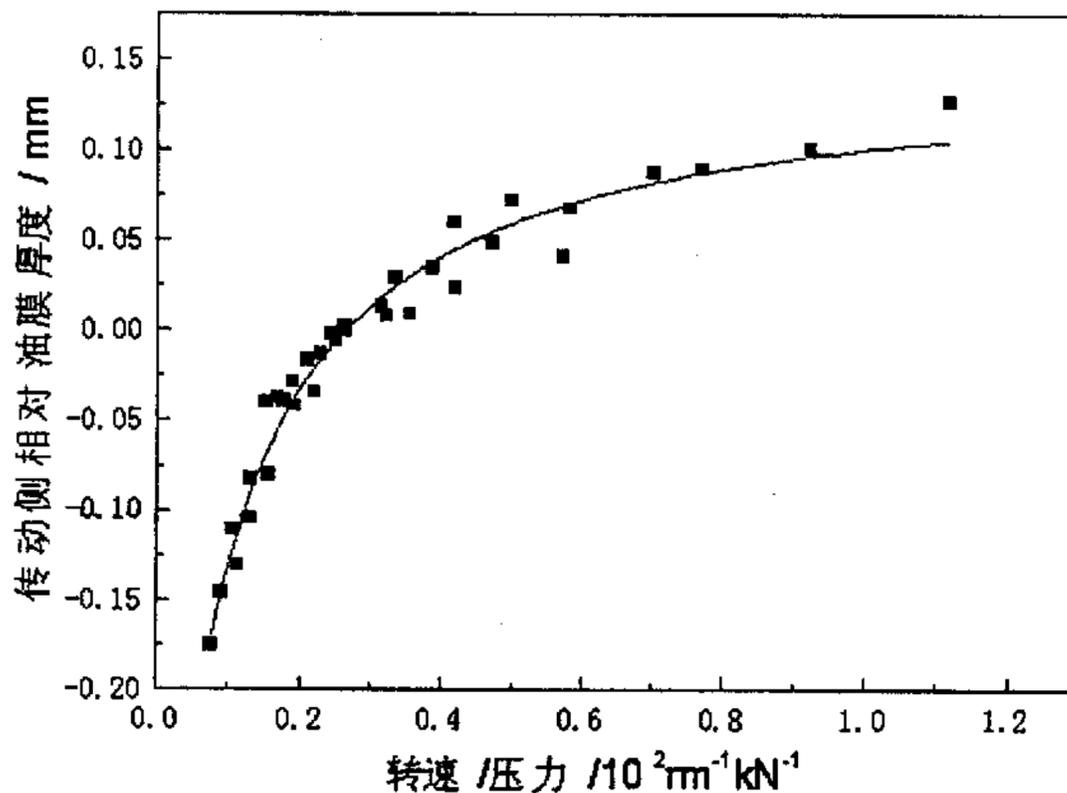
②调整油压，使得油压达到 20Bar，以油压为压力闭环采集辊缝值，然后调整油压（步进值为 20 Bar，直至油压达到 180Bar），在不同压力下采集辊缝值；

③调整轧辊转速（步进值为 10r/m，直至转速达到 60r/m），重复第②步。

将采集的数据进行处理，然后进行数据拟合，得到如式（3-5）和（3-6）的相对油膜厚度计算模型。其图示见图 3.12。

$$O_{f_os} = \frac{3.43718 \times \frac{N}{F}}{-0.27553 \times \frac{N}{F} + 8.71525} \quad (\text{操作侧}) \quad (3-5)$$

$$O_{f_ds} = \frac{0.59787 \times \frac{N}{F}}{-0.26414 \times \frac{N}{F} + 6.75251} \quad (\text{传动侧}) \quad (3-6)$$



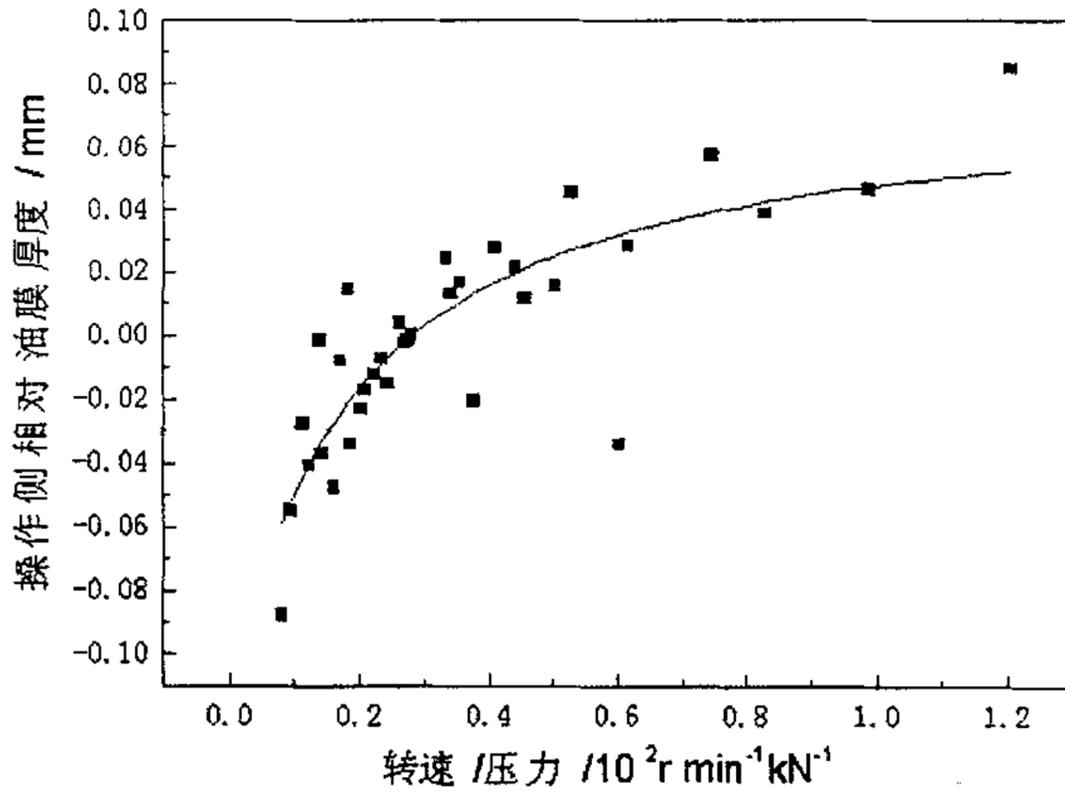


图 3.12 相对油膜厚度与转速和压力的关系

Fig.3.12 Relation of relative oil film gage and rotate speed and pressure load

3.1.4 新型弹跳模型

传统的轧机弹跳模型^[25,123-126]主要有以下几种（为讨论方便，模型忽略了宽度补偿之外的其他因素，如油膜厚度）。

$$h = S - S_0 + \frac{F}{K_0 - C \cdot \Delta W} - \frac{F_0}{K_0} \quad (3-7)$$

$$h = S - S_0 + \frac{F - F_0}{K_0} + A \cdot F \cdot \Delta W \quad (3-8)$$

$$h = S - S_0 + \frac{F - F_0}{K_0} + F \cdot (D1 \cdot \Delta W^2 + D2 \cdot \Delta W) \quad (3-9)$$

式（3-7）仅考虑了轧件宽度对弹跳模型的影响，并将这种影响用 $K = K_0 - C \cdot \Delta W$ 的线性关系表示，其中 C 是一个常量。式（3-8）和（3-9）也仅仅考虑了轧件宽度对弹跳模型的影响。其中公式（3-8）将宽度补偿表示成轧制力和宽度变化的简单乘积关系，公式（3-9）将宽度补偿表示成轧制力和宽度变化的二次函数。

显然，传统的弹跳模型都只考虑了轧制力和轧件宽度对轧机刚度的影响，而辊径和辊凸度的变化在传统模型中没有得到体现。

根据前两节的理论，作者提出如公式（3-10）的弹跳模型。

$$h = S - S_0 + f(F) - f(F_0) + F \cdot (K_{Rw} + K_{Rb} + K_{cw} + K_{cb} + K_w \cdot \Delta W) \quad (3-10)$$

式中：

$f(F)$ —全长压靠拟合曲线;

K_{Rw} —工作辊辊径对轧辊弹性变形的影响系数;

K_{Rb} —支撑辊辊径对轧辊弹性变形的影响系数;

K_{cw} —工作辊凸度对轧辊弹性变形的影响系数;

K_{cb} —支撑辊凸度对轧辊弹性变形的影响系数;

K_W —轧件宽度对轧辊弹性变形的影响系数。

假定在压力为 F 时, 轧机牌坊和相关机械的弹性变形为 $\Delta S(F)$ 。假定轧辊压靠状态, 等价于轧件宽度等于轧辊辊身长时的轧制状态, 辊系弹性变形为 $Y_{s1}(F)$, 而实际轧制时, 轧件的宽度、轧辊的直径和轧辊的凸度都与压靠状态不同, 此时的辊系变形为 $Y_{s2}(F)$ 。 $\Delta S(F)+Y_{s1}(F)$ 等同于全长压靠曲线 $f(F)$, 而 $\Delta S(F)+Y_{s2}(F)$ 等同于实际轧钢过程的弹跳曲线。令两者的差值

$$Y_{s2}(F) - Y_{s1}(F) = F \cdot (K_{Rw} + K_{Rb} + K_{cw} + K_{cb} + K_W \cdot \Delta W) \quad (3-11)$$

式 (3-8) 可以利用第一小节的理论很容易得到。与传统弹跳模型比较模型 (3-7) 具有以下特点: (1) 轧辊半径、轧辊凸度、轧件宽度和轧制力等因素对轧机弹跳的影响都可以通过该模型得到体现; (2) 简化了轧机弹跳模型的测量, 只需要针对基本辊径、基本凸度下全长压靠曲线进行测量, 然后结合辊系弹性变形模型即可得到该新型弹跳模型, 避免换辊后的重复刚度测量。由此可见, 该模型对传统弹跳模型有很大的改善, 其精度和完备性都优于传统模型。

3.1.5 轧机两侧刚度差异对曲线拟合和辊缝设定的影响

在过程机辊缝设定过程中, 一般认为轧机两侧的刚度是相同的, 并由此给出各轧制道次的设定辊缝值。但是轧机在牌坊制造和机械设计过程中, 不可能保证轧机两侧刚度是完全一样的, 而且轧机传动侧因为与联接轴相连会造成传动侧刚度的变化, 所以轧机两侧刚度的差异始终存在, 只是大多数情况下, 其差别较小, 没有引起足够的重视。但是在对轧机进行压靠过程中, 可以得到轧机驱动侧和操作侧两条压靠曲线, 如何由这两条实测曲线获得辊缝设定压靠曲线需要进一步研究^[132]。

根据轧辊倾斜前后的受力分析, 首先进行如下假设:

①轧机刚度驱动侧刚度为 K_1 , 操作侧刚度为 K_2 , 且 $K_1 > K_2$;

②轧件来料厚度分布均一, 且温度分布均一;

③轧辊发生倾斜前后轧制中心线的辊缝位置没有变化 (这一点在后面加以说明, 先假定该条件正确);

④轧辊的凸度分布是左右对称的。

如图 3.13 所示, 在辊缝没有倾斜的情况下, 轧制力 $f(x)$ 的分布如图 3.13a 所示, 轧制力分布以轧制中心线对称分布, 即 $f(x) = f(-x)$, 该轧制力分布使得轧机产生的弹跳为 s , 但是实际情况, 轧辊肯定会发生一定程度的倾斜, 假定倾斜量为 ds , 则轧辊倾斜后的实际轧制力的分布也会发生相应的变化, 其分布为 $g(x)$ 。

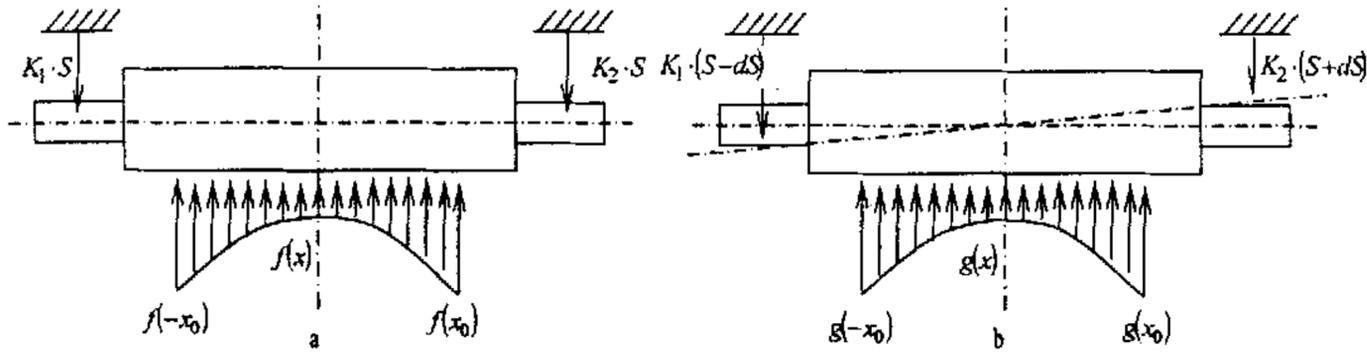


图 3.13 轧机两侧刚度差异对轧制力分布的影响
Fig.3.13 Influence of stiffness difference to rolling force distribution

分析单位长度上的轧制力计算公式, 轧制力公式采用常用的 Sim's 公式 [22-24]。

$$F = 1.15 \cdot o \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h} \cdot Q_p \quad (3-12)$$

其中: o 是变形抗力公式, $o = \exp(a + b/T) \cdot \epsilon^{0.21} \cdot \dot{\epsilon}^{1.3}$ 、 Q_p 是变形区形状影响函数、 $\sqrt{R \cdot \Delta h}$ 是接触弧长。

进一步分析, 在一定范围内 $\epsilon = \ln \frac{H}{h} \cong \frac{\Delta h}{H}$, $\dot{\epsilon} = \frac{\Delta h / H}{t}$, 而 Δh 的微小变化使得变形区形状影响函数 Q_p 的变化很小, 由此将公式 (3-12) 进行变形

$$F = 1.15 \cdot \exp(a + b/T) \cdot (\Delta h / H)^{0.21} \cdot (\Delta h / H / t)^{1.3} \cdot \sqrt{R \Delta h} \cdot Q_p \quad (3-13)$$

$$F = 1.15 \cdot K \cdot (\Delta h)^{0.21} \cdot (\Delta h)^{1.3} \cdot (\Delta h)^{1/2} \quad (3-14)$$

公式 (3-14) 的含义是假定公式 (3-12) 中其它条件不变, 则轧制力正比于 Δh^l , $l \cong 0.21 + 1.3 + 0.5 = 2.01$, 即 $F \propto \Delta h^{2.01}$, 这与我们平常假设 P-H 图上的轧件塑性曲线为线性基本吻合。

轧辊倾斜前的轧制力分布 $f(x)$ 发生倾斜后的轧制力分布 $g(x)$ 实际上有一定的关系。取 X 轴上的对称两点 $-x_0$ 和 x_0 在发生倾斜前后的受力情况进行分析, 发生倾斜后, 因为 $k_1 > k_2$, $-x_0$ 处的压下量会增加, 一般的轧辊倾斜不会太大, 假设倾斜造成的压下量的变化为 dh , 根据 $F \propto \Delta h^{2.01}$, 则有

$$\frac{g(-x_0) - f(-x_0)}{f(-x_0)} = \frac{(1 + dh)^{0.89} \cdot \Delta h^{0.89} - \Delta h^{0.89}}{\Delta h^{0.89}} \quad (3-15)$$

$$\frac{f(x_0) - g(x_0)}{f(x_0)} = \frac{\Delta h^{0.89} - (1 + dh)^{0.89} \cdot \Delta h^{0.89}}{\Delta h^{0.89}} \quad (3-16)$$

则通过对公式(3-12)和公式(3-13)进行级数展开比较,发现压下量变化为10%以下时,其计算结果基本相等,而实际轧制过程 dh 一般不会超过压下量 Δh 的10%,将 $dh=10\%$ 代入公式(3-15)和公式(3-16),得

$$\frac{g(-x_0) - f(-x_0)}{f(-x_0)} = \frac{(1 + 10\%)^{0.89} \cdot \Delta h^{0.89} - \Delta h^{0.89}}{\Delta h^{0.89}} = 0.08853 \quad (3-17)$$

$$\frac{f(x_0) - g(x_0)}{f(x_0)} = \frac{\Delta h^{0.89} - (1 - 10\%)^{0.89} \cdot \Delta h^{0.89}}{\Delta h^{0.89}} = 0.08951 \quad (3-18)$$

综合式(3-17)和式(3-18),可以知道由于轧辊倾斜造成的点 $-x_0$ 处的轧制力增加量与点 x_0 处的轧制力减少量基本相等,其误差不超过千分之二,由此推出公式(3-19)~(3-22)成立,

$$\frac{g(-x_0) - f(-x_0)}{f(-x_0)} = \frac{f(x_0) - g(x_0)}{f(x_0)} \quad (3-19)$$

$$g(-x_0) - f(-x_0) = f(x_0) - g(x_0) \quad (3-20)$$

$$g(-x_0) + g(x_0) = f(-x_0) + f(x_0) \quad (3-21)$$

$$\int_{-x_0}^{x_0} g(x) \cdot dx = \int_{-x_0}^{x_0} f(x) \cdot dx = (K1 + K2) \cdot S \quad (3-22)$$

根据假设③,轧辊倾斜后轧辊中心线的辊缝位置没有变化,压下丝杠的受力变化为

$$K1 \cdot (S - dS) + K2(S + dS) = (K1 + K2) \cdot S + (K1 - K2) \cdot dS \quad (3-23)$$

目前中厚板的总刚度一般在4000kN/mm以上,新建轧机的刚度更大。而轧机两侧刚度的差异也不会太大,假定其差异最大为200kN/mm,同时中厚板轧机轧辊倾斜量 dS 一般不超过轧机弹跳 S 的10%,则有

$$\frac{(K1 - K2) \cdot dS}{(K1 + K2) \cdot S} < \frac{200}{4000} \cdot 10\% = 0.005 \quad (3-24)$$

从式(3-24)可知,由于轧辊倾斜造成的压下丝杠受力之和的变化不超过5%,而另一方面,轧件轧制力之和也基本没有变化,所以可以说压下丝杠受力之和基本不受轧辊倾斜的影响,式(3-23)中的后一项基本可以忽略,并由此说明前面假设③中轧辊发生倾斜前后轧制中心线的辊缝位置没有变化是可信的。

因为轧机在轧制前需要进行预压靠,并以预压靠力作为调零压力。调零操

作对轧机两侧是一样的，都是以调零压力对应的辊缝作为相对零点，如图 3.14 所示。但由于轧机两侧刚度存在差异，所以操作侧和驱动侧的轧机刚度曲线在除了调零压力以外的压力对应的辊缝值不重合，注意这里指的辊缝值是相对辊缝值。在数据处理时，首先取某一压力 F 对应的的操作侧和驱动侧实际辊缝 $S1$ 和 $S2$ ，然后将这两个辊缝值进行求平均处理得平均辊缝值 S 。根据不同的坐标 (S, F) 进行曲线拟合，就可以得到设定用的轧机压靠曲线，如图 3.14 中操作侧和驱动侧实测刚度曲线之间的虚线所示。

如果轧制力的一半大小正好为 F ，则由拟合后的轧机刚度曲线可知辊缝设定值为 S ，但轧辊受力后，会使得轧辊发生倾斜，根据本节的论述可知，虽然轧机两侧刚度存在的一定差异，但是倾斜后的轧机中心线的辊缝 S 基本不会发生变化，且倾斜后的总轧制力基本也没有波动，这与轧机辊缝设定的思想非常吻合，所以上述处理方法是比较合适的方法。

经过处理以后得到的轧机全长压靠弹跳模型如式(3-25)

$$S = -0.731686 \times \left(\frac{F}{1000} - 6\right)^{1/2} + 1.012959 \times \left(\frac{F}{1000} - 6\right)^1 - 0.196829 \times \left(\frac{F}{1000} - 6\right)^{3/2} + 0.01384 \times \left(\frac{F}{1000} - 6\right)^2 \quad (3-25)$$

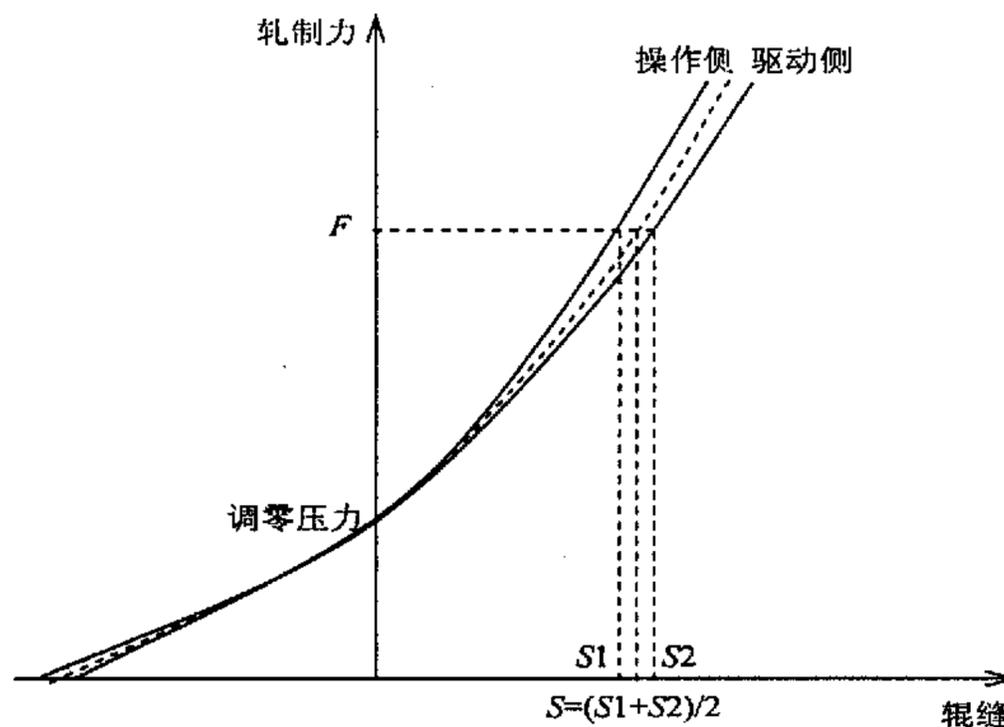


图 3.14 实测刚度曲线的数据处理
Fig.3.14 Data treatment of measure stiffness curve

该模型是一个一元高次多项式，为了避免各系数之间的数量级相差太大，将轧制力进行归一化处理。通过数据分析，可知该模型的拟合精度比较高，最大误差不超过 $8 \mu m$ 。

另外，许多中厚板轧机的测厚仪离轧机比较远，轧制过程一般无法得到实际道次出口厚度，而中厚板轧制过程是一个多道次可逆轧制，道次之间的间隔

有 2s 以上, 在这个间隔时间要进行模型修正计算, 而模型的修正计算又离不开出口厚度参数, 这时可以根据实测轧制力和辊缝值利用刚度曲线计算轧件出口厚度用于模型计算。同样轧机驱动侧和操作侧的实测轧制力和辊缝也会不同, 根据本文第 2 部分的论述可知, 只需要将两侧的辊缝实测值进行平均, 并将轧制力进行求和, 然后代入刚度曲线即可求出合理的轧件出口厚度。通过统计数据表明, 不经过任何处理 (包括采用自学习算法), 弹跳方程计算厚度与测厚仪实测厚度的差别基本不超过 0.2mm。这个精度虽然不够理想, 但是如果结合弹跳方程零点自学习进行处理, 则该差别就能控制在 0.1mm 以内。

3.2 中厚板轧制力模型

中厚板轧制过程产生的宽展较小, 近似于平面变形轧制, 特别对于精轧过程, 其宽展量可以忽略不计。因此可采用热轧轧制力计算公式—西姆斯公式,

$$F = 1.15 \times W \cdot \sqrt{R' \Delta h} \cdot Q_p \cdot \sigma \quad (3-26)$$

式中: W 是轧件宽度、 R' 是考虑弹性压扁的轧辊半径、 Δh 是压下量、 Q_p 是变形区形状影响函数、 σ 是平均变形抗力。

3.2.1 轧辊压扁半径的影响

由于轧辊表面受到轧制力的作用而产生压扁, 使得接触弧长度加大, 导致轧制力的增加。其变化量一般在 2%~3% 左右, 所以必须在计算轧制力时必须考虑轧辊压扁的影响^[22-24,133,134]。计算弹性压扁时, 采用 *Hitchcock* 公式的简化形式:

$$R' = R_0 \left(1 + \frac{C \cdot F}{\Delta h \cdot W} \right) \quad (3-27)$$

式中: F 是轧制力、 R_0 是轧辊初始半径、 Δh 是压下量、 W 是轧件宽度、 $C = \frac{16(1-\nu^2)}{\pi \cdot E} = 2.2 \times 10^{-2} \text{ mm}^2/\text{kN}$ 、 ν 是轧件波松比, 近似等于 0.3、 E 是轧辊弹性模量。

但是在计算轧辊压扁半径时, 需要知道实际轧制力的大小, 而实际轧制力这是我们需要最终计算的结果, 为此可以通过迭代法来提高计算精度, 其计算流程图如图 3.15 所示。根据实际计算结果, 该迭代过程只需 5~6 次即可获得良好精度。

3.2.2 变形区形状影响函数

由于该影响函数的解析解比较繁杂, 不便于计算机在线控制, 因此习惯上

采用其简化回归公式^[22-24]。目前有许多回归公式：

$$\ln Q_p = 0.00806 + 0.218 \cdot \ln \left(\sqrt{\frac{R'}{h}} \cdot \sqrt{\varepsilon} \right) + 0.1318 \cdot \left\{ \ln \left(\sqrt{\frac{R'}{h}} \cdot \sqrt{\varepsilon} \right) \right\}^2 \quad (3-28)$$

$$Q_p = 0.8049 + 0.2488 \frac{l_c}{h_c} + 0.0393 \cdot \frac{l_c}{h_c} \cdot \varepsilon - 0.3393 \cdot \varepsilon + 0.0732 \cdot \frac{l_c}{h_c} \cdot \varepsilon^2 \quad (3-29)$$

式中， $\varepsilon = \frac{H-h}{H}$ ， $l_c = \sqrt{R' \cdot \Delta h}$ ， $h_c = \frac{H+h}{2}$ 。

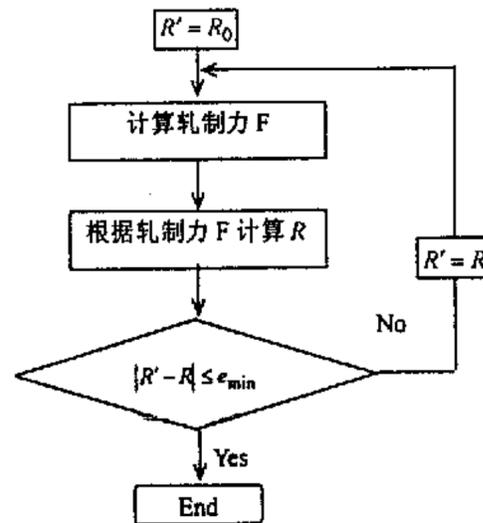


图 3.15 轧辊压扁半径计算流程图
Fig.3.15 Flow chart of calculation of Roll flattening radius

在同一轧辊半径下，针对不同入口厚度，不同的压下率，将不同公式的计算结果加以比较，发现对于同一厚度压下率的变化造成的计算误差通过计算处理可以控制在 3%，而不同厚度造成的计算误差通过数学处理可以减少到 1%。

从上面分析可以看出，轧辊压扁和变形区形状影响函数对轧制力方程的计算精度不大，其偏差可以通过调整，减少到 5% 以内，所以轧制力方程的计算精度主要取决于变形抗力模型的计算精度。

3.2.3 变形抗力公式的影响

变形抗力是轧制力方程中最活跃的因子。不同的钢种其模型参数差别较大，即使对于同一钢种其化学成分也是波动的。参考国内外先进的热连轧厂家和中厚板常用的变形抗力公式，可以看出这些公式有两个重要来源：美坂佳助模型和志田茂模型^[22-24,114,133-140]。

美坂佳助模型：

$$\sigma = \exp \left(k1 + \frac{k2}{T} \right) \cdot \dot{\varepsilon}^{0.13} \cdot \varepsilon^{0.21} \quad (3-30)$$

志田茂模型：

$$\sigma = \exp(a_1 + a_2 \cdot T) \cdot \dot{\varepsilon}^{a_3 + a_4 T} \cdot f(\varepsilon) \quad (3-31)$$

其中, $f(\varepsilon) = 1.3 \left(\frac{\varepsilon}{0.2} \right)^n - 0.3 \frac{\varepsilon}{0.2}$ 。

根据大量研究表明, 变形率的硬化指数对于某一钢种是基本不变的参数。美坂佳助模型将该硬化指数对于不同钢种全视为一个常数, 根据计算表明, 如果美坂公式中的变形率硬化指数上下波动±15%, 变形率在0.1~0.4之间时, 变形率函数的变化基本在±2%以内。而对于志田茂模型其硬化指数随着含碳量的多少而变化, 根据计算, 如果含碳量在0.01%~1.16%之间变化, 变形率在0.1~0.4之间时, 变形率函数的的变化基本在±3%以内。由此可以看出不论采用那种变形抗力模型, 不同钢种之间的变形率的硬化指数的变化对变形率函数的影响较小。

同样的, 变形速率的指数对变形抗力的影响也得到大量测试。总结前人的试验结果, 可以了解到变形速率的指数受变形温度和化学成分的影响。但是在800℃~1050℃范围内, 化学成分对该指数的影响非常小。美坂佳助模型该指数看成与温度和化学成分无关会带来一定拟合误差。而志田茂模型对该指数的考虑比较完善。

至于温度对变形抗力的影响是非常关键的一环, 根据粗略计算, 如果温度变化10℃, 则变形抗力波动值为2~4%之间, 所以提高温度预测精度是提高变形抗力模型计算精度重要的前提。美坂佳助模型和志田茂模型对温度在变形抗力模型的影响的考虑是基本一致的。志田茂模型中还考虑了相变对变形抗力的影响。

综合各种因素, 确定中厚板变形抗力模型的结构可以定义成公式(3-32)

$$\sigma = \exp(a + b \cdot T) \cdot \dot{\varepsilon}^c \cdot \varepsilon^d \quad (3-32)$$

该公式基本上属于美坂佳助类型, 公式中的 $a \sim d$ 与变形条件无关, 但是与轧件的化学成分有关。

3.2.4 残余应变的影响

中厚板控制轧制过程, 变形抗力不仅与变形条件和化学成分有关, 而且还受到变形历程的影响。由于微合金元素Nb、V、Ti的存在, 使得奥氏体晶粒尺寸变化以及形变诱导析出受到一定影响, 从而变形抗力也相应发生较大变化。因为Nb等微合金元素会阻碍奥氏体晶粒的再结晶过程, 上一道次的变形不能得到充分回复, 从而对下一道次的变形抗力产生影响。

定义 Λ 为残余应变与上一道次应变的比值, 即 $\Lambda = \Delta\varepsilon / \varepsilon_1$, 该参数是静态回

复动力学的重要参数。很多学者对于不同温度下 Nb 等微合金元素对静态回复过程的影响作了大量试验，得知变形温度在 800℃~950℃之间时， Λ 与控温时间之间基本上呈指数下降。

$$\Lambda = \exp\left(-\frac{\Delta t}{\tau}\right) \quad (3-33)$$

接下来需要采用相应的规则：如果变形温度高于未再结晶区开始温度 T_{crit} 或控温时间超过一定值 t_{crit} 时，忽略累计应变的影响，否则需要考虑上一道次的残余应变对本道次变形抗力的影响。

目前对残余应变的影响大多数停留在试验阶段，且基本上是单道次压缩试验，而多道次残余应变的累计效应则很少有人研究。为了在变形抗力模型中合理的考虑残余应变的影响，且满足应用的需要，作者根据实际情况给出如下方案。

每个道次不论温度与间隙时间多少，均考虑残余应变的影响。

假定对于 C-Mn 钢， $T_{crit} = 900^\circ\text{C}$ ， $t_{crit} = 5\text{s}$ ，其时间常数计算公式为，

如果 $T > 1150$ ， $\tau = 2$ ，如果 $T < 900$ ， $\tau = 5$ ，否则 $\tau = -0.012 \times T + 15.8$ 。

而对于合金钢来说， $T_{crit} = 900^\circ\text{C}$ ， $t_{crit} = 50\text{s}$ ，其时间常数计算公式为，

如果 $T > 1150$ ， $\tau = 4$ ，如果 $T < 900$ ， $\tau = 50$ ，否则 $\tau = 0.77333 \times 10^{-3} \times T^2 - 1.76933 \times T + 10160$ 。

假设控温前每个道次的压下率=25%，道次间隙时间=4s，控温前一共轧制 8 个道次。轧制温度为 1150~950℃，对于普碳钢来说，每个道次的残余应变和轧制力变化值（利用美坂佳助公式）见表 3.3。

表 3.3 残余应变对普碳钢轧制力的影响

道次	1	2	3	4	5	6	7	8
残余应变≈	0	0.2	0.24	0.25	0.37	0.41	0.42	0.43
轧制力变化	0	0.039	0.046	0.048	0.068	0.076	0.076	0.078

假设控温前每个道次的压下率=25%，道次间隙时间=4s，控温前一共轧制 8 个道次。轧制温度为 1150~950℃，对于合金钢来说，每个道次的残余应变和轧制力变化值（利用美坂佳助公式）见表 3.4。

表 3.4 残余应变对控温前合金钢轧制力的影响

Table 3.4 Influence of residual strain on rolling force of alloy steel before temperature holding

道次	1	2	3	4	5	6	7	8
残余应变≈	0	0.35	0.47	0.59	0.80	0.90	0.95	0.97
轧制力变化	0	0.065	0.084	0.102	0.131	0.144	0.151	0.153

假设控温后每个道次的压下率=25%，道次间隙时间=4s，控温后一共轧制 6 个道次。轧制温度为 950~850℃，对于合金钢来说，每个道次的残余应变和轧制力变化值（利用美坂佳助公式）见表 3.5。

表 3.5 残余应变对控温后合金钢轧制力的影响

Table 3.4 Influence of residual strain on rolling force of alloy steel after temperature holding

道次	1	2	3	4	5	6
残余应变≈	0	0.8	1.45	2.08	2.62	3.26
轧制力变化	0	0.131	0.207	0.266	0.310	0.356

根据上述计算结果，可以看出对于普碳钢，由于不需要进行控制轧制，在不考虑残余应变的情况下，其轧制力变化波动不超过 8%。对于合金钢，如果不考虑残余应变的影响，控温前轧制力变化波动为 6%~15%之间；控温后轧制力变化波动为 15%~40%之间。由此可见对于需要控温轧制的合金钢来说，必须考虑残余应变的影响。进一步通过计算发现即使时间常数计算误差有一定误差，可以通过合理的近似计算把这种误差对轧制力模型误差的影响在 6%以内。

由上述分析可以看出，该残余应变的方案能够满足工程轧制力计算的需要，而且模型结构简单，是一种比较理想的方法。

所以在线的中厚板控制轧制过程的变形抗力模型应该包含两个部分：基本变形抗力模型，该模型不考虑累计应变的影响；第二部分用温度的时间指数模型来描述残余应变的影响。

对于中厚板轧制过程而言，仅仅依靠轧制力模型的预测很难满足在线精度控制要求，为此必须采用相应的轧制力修正算法，这部分内容在 3.3 节详细讲解。

3.3 厚度偏差的消除方法

3.3.1 产生厚度偏差的原因和消除策略

厚度偏差的产生有以下主要原因：

- 坯料在加热后热膨胀，造成坯料厚度发生变化；
- 由于模型计算误差，造成道次出口厚度与设定出口厚度不符；
- 许多厂家轧制过程在两个轧机上进行，其中粗轧机上完成成形阶段、展宽阶段的轧制任务，而精轧机上主要完成延伸阶段轧制。粗轧机上一般没有测厚、测力装置，其运送到精轧机上的轧件厚度一般是估算出来的，存在一定偏差。

中厚板在轧制一个道次后，可以根据实测轧制力、实测辊缝等参数利用弹跳模型计算出轧件出口厚度。一般来说，弹跳模型的计算精度要比轧制力模型的计算精度高很多（在这里假设弹跳模型没有误差，弹跳模型的误差对轧制力模型的自学习影响在3.4节介绍），这样可以比较该出口厚度与预测出口厚度的差值，该差值就是厚度偏差。

厚度偏差的消除^[14]应该从两个角度着手：首先根据当前实测参数消除轧制力模型的计算误差，其次需要将已经产生的厚度偏差在后几个道次予以消除。

3.3.2 消除已经存在的厚度偏差

下面针对这个偏差的影响和消除加以分析。如果轧制力模型计算没有误差，而来料厚度有一个波动值，则该波动值对出口厚度的影响通过图3.16的P-H曲线可以显示出来。

在图3.16中曲线A1为轧件塑性曲线，其塑性系数为M，轧机的弹跳曲线为B1，其刚度系数为K（这里为简化起见，把轧件塑性曲线和轧机弹跳曲线当成直线处理），轧件入口厚度为H。

当轧件入口厚度发生偏差时，假设其塑性曲线的斜率不变，根据推导可以得出出口厚度偏差dh与入口厚度偏差dH之间的关系。

$$dh = h_1 - h = \frac{M}{K + M} \cdot dH \quad (3-34)$$

分析中厚板轧制过程：中厚板轧制可以看成是多个轧制道次组成的轧制序列，每相邻两个轧制道次之间有一定的间隔时间。前几个道次轧件的塑性系数较小，一般为轧机刚度的1/3~1/10左右，随着轧制的进行，轧件的塑性系数逐渐增大，在最后几个道次轧件的塑性系数大体为轧机刚度的1倍~3倍。

假设对第一道次的入口厚度偏差不作任何辊缝调节，则第一个道次的入口厚度偏差到最后造成终轧产品的偏差为

$$dh_n = \frac{M_1}{K + M_1} \cdot \frac{M_2}{K + M_2} \cdots \frac{M_n}{K + M_n} \cdot dH \quad (3-35)$$

表 3.6 是根据首钢老 3340mm 中厚板轧机实际轧制过程测得的一组轧制规程数据，轧件宽度为 1960mm，轧机刚度为 4400kN/mm，第一道次入口厚度大约为 45mm。

假设第一道次入口厚度偏差为 2mm，第一道次的轧件塑性系数肯定小于第二道次的轧件塑性系数，所以最后道次的出口厚度偏差

$$dh < \frac{2720}{4400+2720} \cdot \frac{2720}{4400+2720} \cdot \frac{3783}{4400+3783} \cdot \frac{4834}{4400+4834} \cdot \frac{6505}{4400+6505} \cdot \frac{8936}{4400+8936} \cdot 2 = 0.028$$

因为 $\frac{M}{K+M} < 1$ ，特别是前几个道次，该数值更小，所以轧机本身的自然刚度对前面道次产生的厚度偏差具有较强的消除作用。

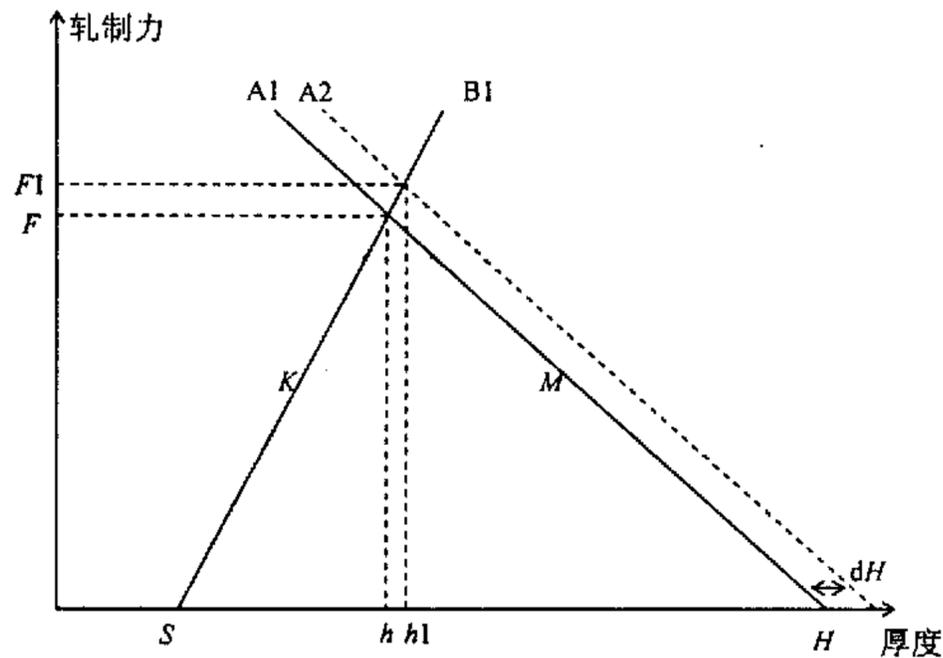


图 3.16 入口厚度波动对出口厚度的影响
Fig.3.16 Influence of entry gauge deviation to exit gauge

表 3.6 实测轧制规程

Table 3.6 Measure schedule

道次	出口厚度 (mm)	轧制力 (kN)	塑性系数 (kN/mm)
1	35.90	13733	<2720
2	29.00	18765	2720
3	23.85	19484	3783
4	19.85	19338	4834
5	17.40	15937	6505
6	16.00	12510	8936

但是为了更快消除厚度偏差的影响，应该在轧制过程中将每个道次的实测数据反算出来的出口厚度偏差按照一定比例关系分配到后面 2~3 个道次。

3.3.3 消除模型误差

在轧制力模型部分分析了轧制力模型的具体形式，认为提高变形抗力公式的计算精度是提高轧制力模型精度的关键。

根据变形抗力模型，变形抗力公式可以分解为三个部分：温度影响函数 $\exp(aT+b)$ 、变形率影响函数 ε^c 、变形速率影响函数 $\dot{\varepsilon}^d$ 。其中变形率影响函数和变形速率影响函数的指数项对于某一钢种是常数（有的变形抗力公式将其表示为温度的函数，实际上对大多数钢种来说温度对它们的影响很小），所以轧制力过程模型参数的调整主要集中在温度影响函数上。

$$\exp(aT+b) = \exp(aT) \cdot \exp(b) = \exp(aT) \cdot k \quad (3-36)$$

公式(3-37)中将温度影响函数进行展开，可以看出，对于模型参数 b 的调整相当于在轧制力模型前面乘以一个比例系数项，而这种方法在许多参考书上都由分析^[1]，它属于一种比较成熟的方法，而对参数 a 的调整涉及温度模型的计算。下面分析如何调整 a 和 b 来消除轧制力模型的误差。

由式(3-36)和实际测量数据可以计算出当前道次的温度影响函数的自然对数值。

$$a'T_1' + b' = \ln \frac{F'}{1.15 \times W \cdot \sqrt{R'\Delta h'} \cdot Q_p' \cdot \varepsilon'^c \cdot \dot{\varepsilon}'^d} \quad (3-37)$$

式中： F' 是实测轧制力、 $\Delta h'$ 是实际压下量、 Q_p' 是变形区形状影响函数的实际值、 T_1' 是当前道次实际温度、 ε' 是实际变形率、 $\dot{\varepsilon}'$ 是实际变形速率。

初始温度影响函数的自然对数值为 $aT_1 + b$ ，令

$$a'T_1' + b' = aT_1 + b + \Delta \quad (3-38)$$

假定下一道次实际温度为 T_2' ，实际道次温度降为 dT_1' ，而根据 T_1 和温降模型计算出来的下一道次温度为 T_2 ，其温度降为 dT_1 ，如果在下一个道次中将修正值 Δ 考虑进去，则有如下推导

$$\begin{aligned} a'T_2' + b' - (aT_2 + b + \Delta) &= a'(T_1' - dT_1') + b' - [a(T_1 - dT_1) + b + \Delta] \\ &= a'T_1' + b' - (aT_1 + b + \Delta) + a \cdot dT_1 - a' \cdot dT_1' = a \cdot dT_1 - a' \cdot dT_1' \end{aligned} \quad (3-39)$$

在前面论述中提到，对参数 b 的调整相当于在轧制力方程前面乘以一个比例因子，这种方法已经有成功应用的基础。为此在模型参数修正过程中假定 $a = a'$ ，则公式(3-39)可以表达为

$$a'T_2' + b' - (aT_2 + b + \Delta) = a \cdot (dT_1 - dT_1') \quad (3-40)$$

从公式(3-40)可以明显知道，如果能将当前道次与下一道次的温度降预测比较准，则下一个道次的模型计算误差也就接近与 0，这正是我们期望达到的目标。即使温度预测存在一定的偏差，其温度偏差造成的影响也能根据下一个

道次的实际轧制数据加以消除，而不至于产生累计误差。中厚板轧制过程道次之间的间隔时间一般有2秒以上，利用这个间隔时间进行模型修正计算完全可以满足实时控制的要求。这样温度模型的累计误差对轧制力计算的影响基本可以控制在一个很小的范围。

由于中厚板轧制过程为多道次可逆轧制，每个道次都需要进行修正计算。上面介绍了某一个道次的修正计算方法，但是如何将前面所有道次的计算结果进行综合还需要分析。一般来说，如果当前道次数为 N ，则 $N-1$ 道次的修正结果对 N 道次影响最大，而前面道次的修正结果对 N 道次影响较小，所以需要 $1\sim N-1$ 道次的结果进行加权处理。

$$\bar{\Delta} = \frac{\sum_{i=1}^{N-1} 1.25^{-(N-i)} \cdot \Delta_i}{\sum_{i=1}^{N-1} 1.25^{-(N-i)}} \quad (3-41)$$

其中 Δ_i 是第 i 道次的修正结果。

还有一点需要说明就是在用实际轧制力来反算 Δ_i 时，该道次的其他参数的计算不能用预计算数值，因为这时的轧制条件发生了变化。如图3.17所示，轧件塑性系数发生变化，造成之间出口厚度发生变化，如果道次修正计算采用原先设定的出口厚度就会发生计算误差。

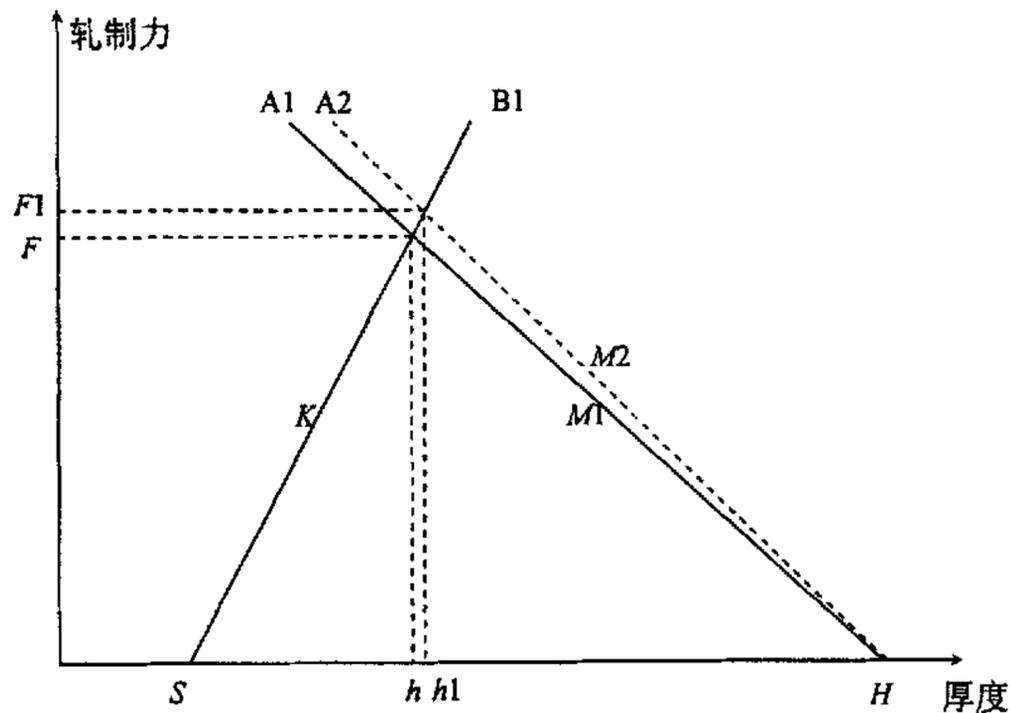


图 3.17 入口厚度波动对出口厚度的影响
Fig.3.17 Influence of entry gauge deviation to exit gauge

如果 Δ_i 的修正值波动偏大，说明模型参数 a 和 b 都需要修正。 b 变化0.1，轧制力就变化11%； b 变化0.15，轧制力就变化16%； b 变化0.2，轧制力就变化22%。初期 b 的调整范围为0.2，待稳定后， b 的调整范围为0.15。超过这个

范围就放弃自学习结果。

3.4 弹跳方程零点漂移对轧制力模型自学习的影响

弹跳曲线在调零压力下对应的数值就是弹跳曲线的零点。该零点在轧制过程中逐渐漂移，漂移量的大小与轧辊的磨损、热膨胀和各种间隙等有关。

因为中厚板轧制是一个多道次可逆轧制过程，在道次间隙时间内需要利用上一道次实测轧制参数来对轧制力模型进行自适应，并对下一道次的辊缝设定值进行修正。但是目前很多中厚板轧机后面的测厚仪距离轧机较远，在轧制过程中不能实测到轧件的厚度，这样轧制力的自适应模型采用的轧件出口厚度只能根据弹跳曲线反算。如果忽略零点漂移对轧制力模型的影响，有可能造成较大的计算误差。下面分析零点漂移对轧制力模型自学习的影响具体有多大^[142]。

辊缝设定过程是先确定轧件入口厚度和出口厚度，然后计算出相应的轧制力，然后根据弹跳曲线算出对应的弹跳值。

图 3.18 分析了零点漂移对 P-H 的影响，在图 3.18 中曲线 A1 为轧件塑性曲线，其塑性系数为 M ，轧机的弹跳曲线为 B1，其刚度系数为 K （这里为简化起见，把轧件塑性曲线和轧机弹跳曲线当成直线处理）；弹跳曲线的零点漂移为 ΔS ，漂移后的弹跳曲线为 B2；轧件入口厚度为 H ，不考虑其他因素对塑性曲线的影响。

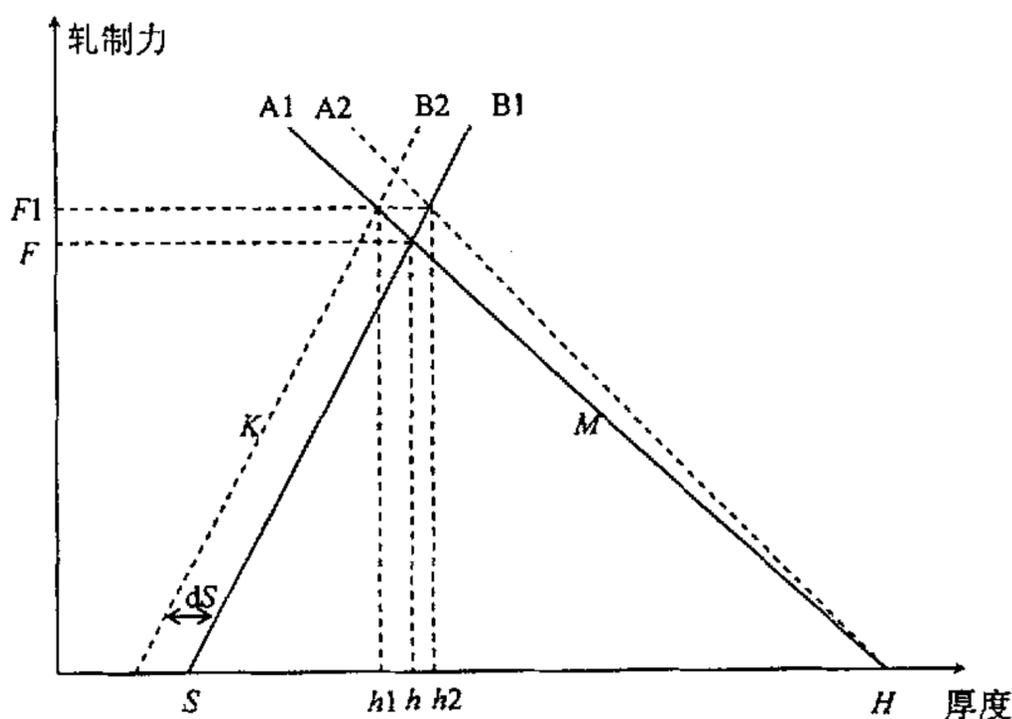


图 3.18 零点漂移对 P-H 的影响
Fig.3.18 Influence of zero wave to P-H graph

弹跳曲线漂移以前，轧制力为 F ，轧件出口厚度为 h 。弹跳曲线漂移 ΔS 以后的轧制力为 $F1$ ，轧件出口厚度为 $h1$ ， $h1$ 是实际轧件的出口厚度，但是利用

弹跳曲线计算轧件出口厚度时不知 dS 的大小，而只知道轧制力 $F1$ ，所以反算出来的轧件厚度为 $h2$ 。根据推导有

$$F1 - F = \frac{dS \cdot K \cdot M}{K + M} \quad (3-42)$$

$$h - h1 = \frac{dS \cdot K}{K + M} \quad (3-43)$$

$$h2 - h = \frac{dS \cdot M}{K + M} \quad (3-44)$$

$$h2 - h1 = dS \quad (3-45)$$

$$M = \frac{F}{H - h} \quad (3-46)$$

$$M' = \frac{F1}{H - h2} = \frac{F + dS \cdot K \cdot M / (K + M)}{H - [h + dS \cdot M / (K + M)]} \quad (3-47)$$

轧制力模型的自适应不能简单的使用 $F1/F$ ，因为轧制力 F 对应的轧件出口厚度是 h ，而轧制力 $F1$ 对应的轧件出口厚度是 $h2$ ，必须将两者出口厚度同一以后才能进行轧制力模型的修正，同一厚度以后轧制力模型的比例系数为

$$r = \frac{M'}{M} = \frac{K + M + dS \cdot K \cdot M / F}{K + M - dS \cdot M / (H - h)} \quad (3-48)$$

可以看出如果弹跳曲线的零点漂移 dS 大于 0，则轧制力模型的比例系数大于 1；反之轧制力模型的比例系数小于 1。

但是需要注意的一点是轧制力模型进行自适应时采用的入口厚度是上一道次的出口厚度（后几个道次由于可能实测到钢板厚度，排除在外），而该出口厚度也是根据弹跳曲线反算出来。假定上一道次弹跳曲线的漂移量和本道次弹跳曲线的漂移量相等，则从式（3-48）可知入口厚度的偏差

$$\Delta H = h2 - h1 = dS \quad (3-49)$$

在图 3.18 的基础上继续考虑入口厚度的偏差带来的影响。如图 3.19 所示，假设 dS 大于 0，则实际入口厚度比轧制力模型采用的入口厚度小。A2 是实际塑性曲线，A1 是根据上一道次实测参数利用弹跳曲线反算出来的塑性曲线。B1 是漂移前的弹跳曲线，B2 是漂移后的弹跳曲线。

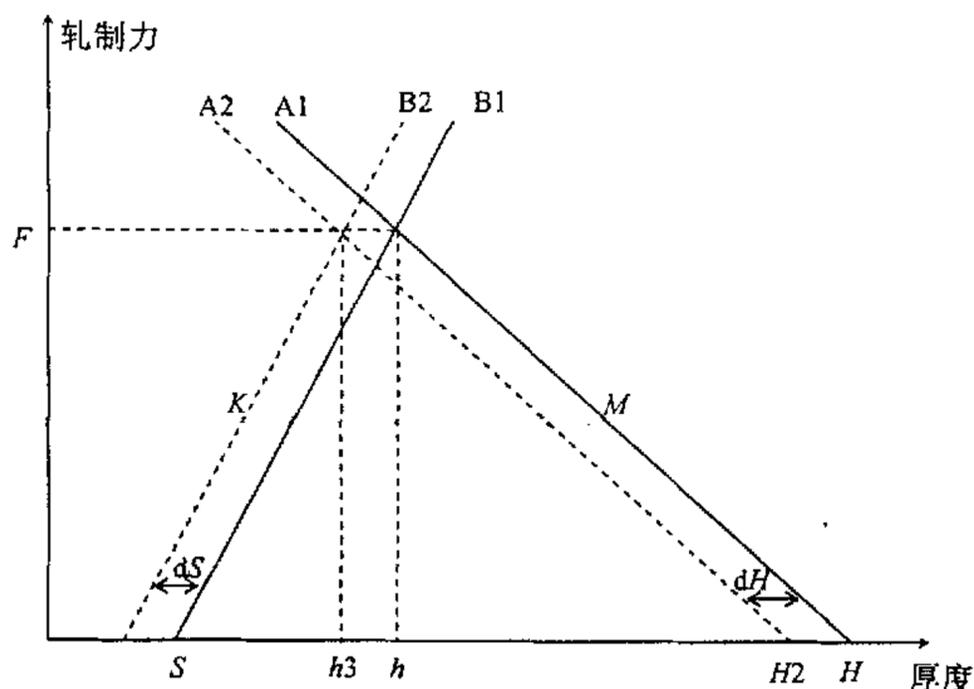


图 3.19 零点漂移造成的入口厚度波动对 P-H 的影响
Fig.3.19 Influence of entry thickness wave to P-H graph

根据图 3.19 的 P-H 图,从几何关系可以推出, A2 和 B2 交点与 A1 和 B1 交点对应的轧制力相等。且有下面关系成立

$$H - h = H2 - h3 \tag{3-50}$$

根据图 3.19, 如果忽略入口厚度变化带来的塑性系数波动的影响, 可以认为弹跳曲线零点漂移对轧制力模型的自适应没有影响。但实际上, 如果轧件入口厚度变小, 而道次压下量不变的话, 轧件的塑性系数会增大。同时由于弹跳曲线零点漂移量相比轧件入口厚度和压下量来说比较小, 对轧件塑性系数影响也很小, 基本上可以忽略。

3.5 本章小结

(1) 将影响函数法应用于轧机弹跳方程的分析, 分析了工作辊辊径、支撑辊辊径、工作辊凸度、支撑辊凸度、轧制力和轧件宽度对轧机弹跳的影响, 得知轧辊的弹性变形与轧制力成正比。利用计算数据构造出简洁的在线辊系弹性变形计算模型。通过数学分析得知该模型的计算误差不超过 4%。

(2) 将轧机弹性变形分解为辊系弹性变形和牌坊弹性变形两部分, 构造出精度和完备性都优于传统模型的新轧机弹跳模型, 并给出相应的计算方法。与传统弹跳模型比较这种新模型具有体现多种因素综合影响和可以避免换辊后的重复测量刚度的优点, 该模型对传统弹跳模型有很大改善。

(3) 分析了轧机两侧刚度差异对辊缝设定的影响, 得知由刚度差异产生的

轧辊微小倾斜对总轧制力的影响很小，轧制中心线处的设定辊缝基本不会发生变化。要得到合理的轧机全长压靠弹跳曲线，需要将轧机两侧的实测曲线进行求平均处理。

(4) 针对实际轧制过程绝对油膜厚度零点不确定的现状，引入相对油膜厚度零点的概念，人为地将某轧制力、某一速度对应的油膜厚度定为相对油膜厚度零点，并给出相对油膜厚度模型的计算方法和测量方法。

(5) 对于控制轧制工艺，残余应变对变形抗力的影响比较大。针对目前在线残余应变模型非常匮乏的现状，作者提出适合于工程用的简易残余应变数学模型，通过理论分析得知采用该模型可以将残余应变对变形抗力的影响控制在6%以内。

(6) 分析了弹跳方程零点漂移对轧制力模型自学习的影响，得知如果轧件出口厚度的计算全部采用弹跳方程计算值，则弹跳方程零点漂移对轧制力模型的自学习基本没有影响，为道次修正计算奠定坚实的基础。

第4章 中厚板轧制过程的温度预测

中厚板轧制过程的温度预测^[92,143-151]是中厚板轧制过程控制模型设定系统的一项重要内容。因为中厚板的温度制度特别是终轧温度对钢板的机械性能影响很大，同时温度模型的计算精度制约着变形抗力模型的计算精度，但另一方面影响温度计算精度的影响因素较多，造成温度模型中的边界换热条件无法精确给出，且测温仪的测量精度经常受氧化铁皮和水汽的干扰而无法得出合理的结果。本章针对中厚板轧制过程的特点对其温度预测和控制进行研究。

4.1 中厚板温度模型的建立和求解

中厚板轧制过程的温度变化范围比较大，其开轧温度一般在 1100℃~1200℃之间，而终轧温度根据钢种不同有很大差别。与带钢热连轧过程的温度变化不同的是：中厚板轧制过程由于轧件比较厚，轧件表面和中心温度差别比较大，但是其头尾的温度差异不太明显。

总的来说，中厚板轧制过程的温度变化范围比较大，其开轧温度一般在 1100℃~1200℃之间，而终轧温度根据钢种不同有很大差别。与带钢热连轧过程的温度变化不同的是：中厚板轧制过程由于轧件比较厚，轧件表面和中心温度差别比较大，但是其头尾的温度差异不太明显。

总的来说，中厚板轧制过程温度变化主要受以下几个因素的共同作用^[92,144,146,150]：

- 热辐射和对流
- 高压水除鳞
- 与轧辊接触产生的热传导
- 塑性功

4.1.1 热辐射和对流

钢板表面热辐射产生的热流密度 q_r 与换热系数 h_r 分别为：

$$q_r = \varepsilon \cdot \sigma \cdot \left[\left(\frac{T_s + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_a + 273}{100} \right)^4 \right] \quad (4-1)$$

$$h_r = \frac{q_r}{T_s - T_a} \quad (4-2)$$

式中：

- ε — 钢板的黑度;
- σ — 热辐射常数;
- T_s — 钢板表面温度;
- T_a — 环境温度。

钢板黑度的准确设定对热辐射造成的温度变化起着决定性作用。图 4.1 中可以看出钢板表面热辐射传热系数 q_r 与钢板温度和黑度 ε 的关系。轧件的黑度与氧化铁皮、表面温度及表面的粗糙度有关。根据在热轧线上测定的结果是加热炉出炉后为 0.8 左右，粗轧机轧制后为 0.6，而精轧机轧制后为 0.58 左右，公式 (4-3) 将钢板黑度考虑成钢板厚度的关系^[1,3],

$$\varepsilon = \frac{(H_0/H - 1) \times 0.58 + 0.8}{H_0/H} \quad (4-3)$$

其中， H_0 是钢板出炉厚度， H 是钢板当前厚度。

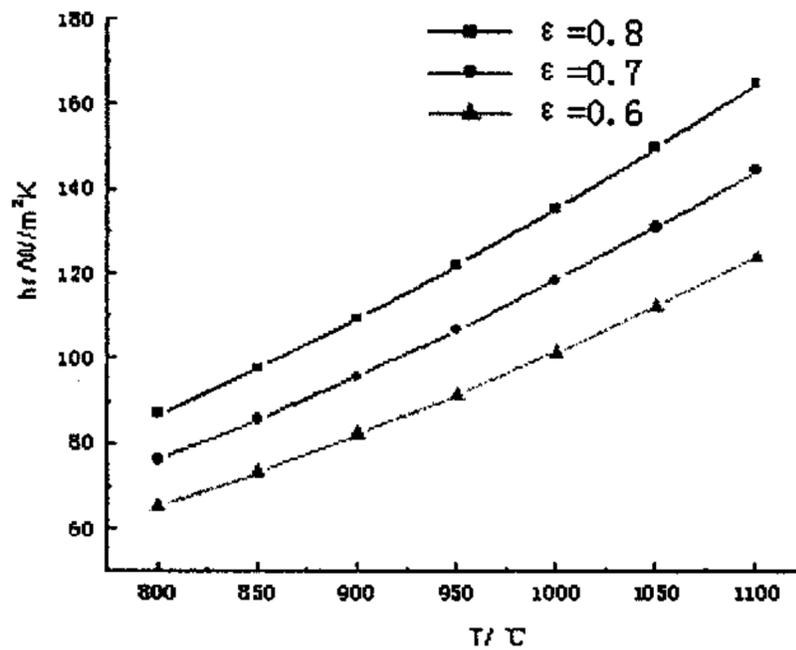


图 4.1 热辐射换热系数 h_r 与钢板表面温度 T 的关系图

Fig4.1 Relation between surface temperature and coefficient of radiation

钢板表面对流产生的热流密度可用公式 (4-4) 表示,

$$q_n = h_n \cdot (T_s - T_a) \quad (4-4)$$

其中 h_n 为对流换热系数。

由于中厚板精轧过程轧制速度不是很高，这样可以将钢板表面的对流换热简化为水平平板表面自然对流换热。这样有公式(4-5)和公式(4-6)^[146,149,150]。

$$Nu = 0.54(G_r \cdot Pr)^{1/4} = \frac{h_n \cdot d}{\lambda_a} \quad (10^5 < G_r \cdot Pr < 2 \times 10^7, \text{层流状态}) \quad (4-5)$$

$$Nu = 0.15(G_r \cdot Pr)^{1/3} = \frac{h_n \cdot d}{\lambda_a} \quad (2 \times 10^7 < G_r \cdot Pr < 3 \times 10^{10}, \text{紊流状态}) \quad (4-6)$$

$$G_r = \frac{g \cdot \beta \cdot (T_s - T_a) d^3}{\nu^2} \quad (4-7)$$

式中:

N_u — 钢板表面的努赛特数;

P_r — 普朗特数;

G_r — 葛拉晓夫数;

g — 重力加速度;

β 是空气的体积膨胀系数;

d — 钢板尺寸特征数, 等于钢板表面除以钢板周长;

ν — 空气粘性系数;

λ_a — 空气的热传导率。

如果 2m 宽、10m 长的钢板, 其表面温度 $T_s = 1000^\circ\text{C}$, 空气温度 $T_a = 25^\circ\text{C}$, P_r 、 β 及 ν 取温度 500°C 对应的数值, 则有

$$G_r = \frac{9.8 \times (1000 - 25) \times 20 / 24}{773 \times 0.84^2 \times 10^{-8}} = 14.6 \times 10^8 \quad (4-8)$$

$$G_r \cdot P_r = 14.6 \times 10^8 \times 0.71 = 1.04 \times 10^9 \quad (4-9)$$

其对流状态属于紊流, 所以有,

$$h_n = \frac{0.15(G_r \cdot P_r)^{1/3} \cdot \lambda_a}{d} = \frac{0.15 \times (1.04 \times 10^9)^{1/3} \cdot 0.052}{20 / 24} = 9.48 \text{ W} / \text{m}^2 \text{ K} \quad (4-10)$$

将该对流换热系数与图 4.1 热辐射换热系数进行比较, 可以看出对流换热基本上为热辐射换热的 7%~10% 左右。为了简化计算, 可以将对流换热系数与热辐射换热系数综合考虑为一个边界换热系数后进行有限差分法的计算。

实际轧制过程中, 通过钢板水平表面与环境产生的热交换占个热交换过程绝大部分, 而通过轧件侧表面与环境产生的热交换很有限, 所以在温度模型中对侧表面产生的热交换忽略不计。假设:

- 轧件长度方向的温度变化很小, 只研究厚度方向的温度梯度变化;
- 热流由厚度中心单向流向表面, 轧件上下表面和宽度方向的温度分布是对称的。

根据假设条件可以将其热辐射和对流传热过程利用一维热传导方程进行求解^[92,147,148,150]。

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (4-11)$$

式中:

α — 导温系数;

τ — 时间;

x — 厚度方向。

该方程的求解可以利用有限差分法^[148]。如图 4.2 所示,用节点 i ($i=1,2,\dots,L$) 将厚度进行均匀离散化 $0 < x < H/2$, 每份的厚度均为 Δx 。同样对时间区域 τ 进行离散化。将 $i \cdot \Delta x$ 处 $n \cdot \Delta \tau$ 时刻的温度记为 T_i^n 。

$$\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_i^n \approx \frac{T_{i+1}^n - T_i^n}{\Delta x} \quad (4-12)$$

$$\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\right)_i^n \approx \frac{T_{i+1}^n - 2T_i^n + T_{i-1}^n}{(\Delta x)^2} \quad (4-13)$$

$$\left(\frac{\partial T}{\partial \tau}\right)_i^n \approx \frac{T_i^{n+1} - T_i^n}{\Delta \tau} \quad (4-14)$$

$$\frac{T_{i+1}^n - 2T_i^n + T_{i-1}^n}{(\Delta x)^2} \approx \frac{1}{\alpha} \frac{T_i^{n+1} - T_i^n}{\Delta \tau} \quad (4-15)$$

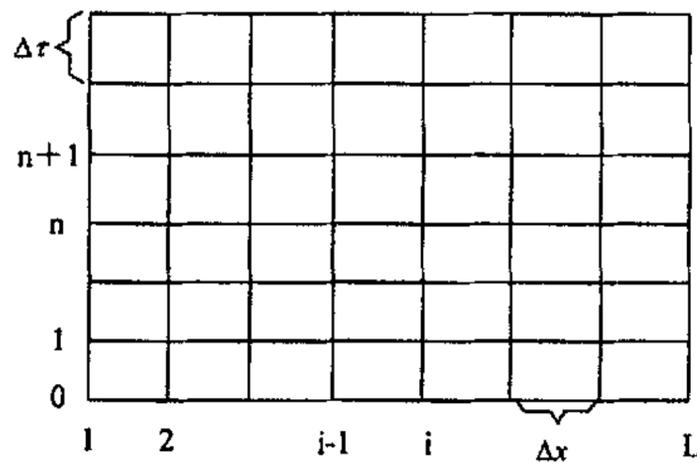


图 4.2 厚度时间离散化
Fig 4.2 Discrete of thick and time

全部差分方程组成的显示格式可写成

$$\begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ \vdots \\ T_L \end{bmatrix}^{n+1} = \begin{bmatrix} 1-2f & 2f & & & \\ f & 1-2f & f & & \\ & & \dots & \dots & \\ & & & 2f & 1-2f-2f\frac{h\Delta x}{\lambda} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ \vdots \\ T_L \end{bmatrix}^n + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 2f\frac{h\Delta x}{\lambda}T_0 \end{bmatrix} \quad (4-16)$$

其中, $f = \frac{\alpha \Delta \tau}{(\Delta x)^2}$, h 是将把热辐射换热系数和对流换热系数综合考虑的换

热系数, λ 是钢板的热传导率, 为了保证算法的稳定性, 要求 $1-2f-2f\frac{h \cdot \Delta x}{\lambda} \geq 0$ 。

轧件黑度的设定对计算结果至关重要^[92,144], 利用上述有限差分法计算轧件黑度在 0.6~0.8 之间波动时, 轧件温度对变化中厚板轧制过程成形展宽轧制类

似于热连轧的初轧，而精轧机（开轧温度 970~1020℃，终轧温度为 830~870℃）类似于热连轧精轧机组（开轧温度基本上为 950℃，终轧温度为 840℃左右），具有很强的可比性。

表 4.1 是将不同黑度、不同厚度在起始平均温度=900℃，时间 10s（一个道次的节奏）对应的热辐射温度降进行对比。

表 4.1 不同黑度、不同厚度下的热辐射温降对比

Fig. 4.1 The comparison of temperature drop by radiation at different blackness and different gauge

轧件黑度	0.6	0.7	0.8
轧件厚度			
40	894	893.4	893
30	892	891.2	890
20	889	887	885
15	885	883	880
10	877	874	870
7	868	863	858

从表中可以看出，轧件黑度在轧件厚度大于10mm时，对热辐射温降模型的计算结果的影响较小，如果终轧产品的厚度大于10mm，轧制道次为6个道次，则在不同黑度值下，根据温度模型计算得出的累计误差基本不会超过20℃，这对轧制力模型的自学习过程不会产生大的影响，能够自学习的计算要求。

初步将热辐射对应的轧件黑度定为0.65。

另外从试验结果比较，自然对流传热的热交换系数基本在 $3.5W/m^2sK \sim 6W/m^2sK$ ，而中厚板轧制过程轧制速度不高，基本满足自然对流的条件。而热辐射的热交换系数 $76W/m^2sK$ （850度） $\sim 85W/m^2sK$ （900度），相比之下，对流造成的热损失为热辐射的5%~7%左右。为此可以简化考虑，将对流造成的热损失一并在热辐射中考虑（适当将黑度放大106%，即黑度从0.6变成为0.64）。

将热辐射和对流综合考虑，可以将黑度取为0.7。

4.1.2 高压水除鳞

中厚板在加热和轧制过程中，其温度较高，在其表面会形成一次或二次氧化铁皮，所以需要利用高压水击破氧化铁皮。因为钢板温度很高，高压水与钢板之间接触后会在钢板表面形成一个很薄的蒸汽膜，同时由于高压水的压力很大，可以假设钢板表面被冲击区域在很短的时间温度从高温降到与蒸汽膜相同的温度。这种传热方式近似于半无限大平板的瞬态热传导^[147]，其热流密度的计

算公式为

$$q_w = -\frac{\partial T}{\partial x}\bigg|_{x=0} = \frac{\lambda \cdot (T_s - T_w)}{\sqrt{\pi \cdot \alpha \cdot t}} \quad (4-17)$$

根据能量守恒有

$$\int q_w d\tau = \frac{2 \cdot \lambda \cdot (T_s - T_w) \cdot t^{1/2}}{\sqrt{\pi \cdot \alpha}} = H \cdot \rho \cdot c \cdot \Delta T_w \quad (4-18)$$

$$\Delta T_w = \frac{2 \cdot (T_s - T_w) \cdot t^{1/2}}{H} \cdot \sqrt{\frac{\lambda \cdot \alpha \cdot t}{\pi}} \cdot k_{coff} \quad (4-19)$$

式中：

T_w — 蒸汽膜的温度，=140℃；

t — 高压水与钢板接触时间；

H — 钢板厚度；

ΔT_w — 钢板平均温度的变化量；

k_{coff} — 高压水除鳞有效系数。

假设初始温度为 1015℃，则来料厚度与平均除鳞温降之间的关系如图 4.3 所示。

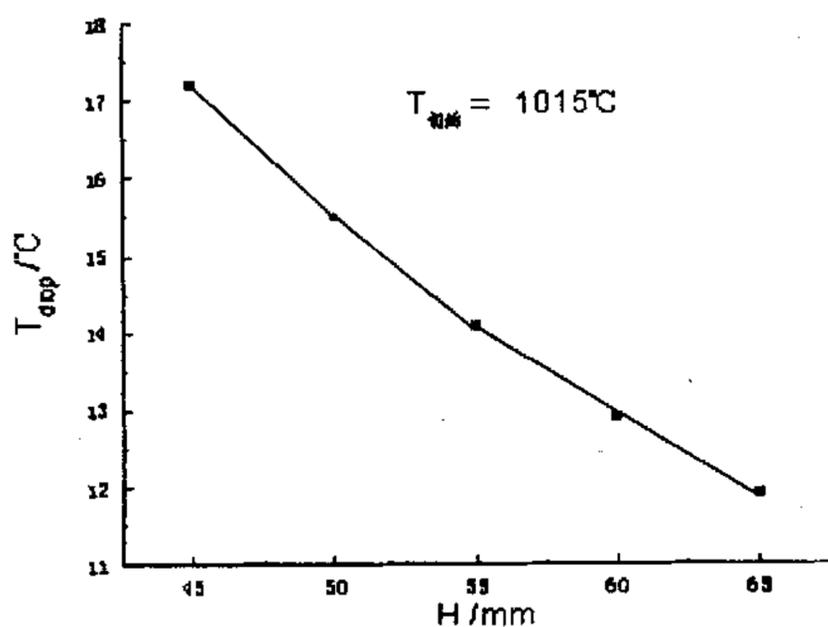


图 4.3 在初始温度为 1015℃时钢板厚度 H 与除鳞温降 T_{drop} 的关系图

Fig.4.3 The relation chart of plate thick and temperature drop by descaling at initial temperature is equal to 1015℃

4.1.3 与轧辊接触产生的热传导

轧制过程中，温度较高的钢板和温度较低的轧辊发生接触，钢板热量流向轧辊，使得钢板温度降低。一般的，钢板与轧辊的接触弧长与轧辊的半径相比很小，则这两者之间的热传导问题可以简化成两个半无限体之间的热传导过程。

同时假设钢板和轧辊之间是全粘着接触，不考虑两者之间摩擦功转换的热。

假设钢板一侧的温度为 T ，其初始温度为 T_0 ，厚度方向的坐标为 x ，而轧辊一侧的温度为 θ ，其初始温度为 θ_0 ，轧辊接触面的垂直方向坐标 l ，钢板的物理常数后面添加 1，轧辊的物理常数后面添加 2，则可以得到下面的基本传热方程和边界条件^[92,144,146]。

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \alpha_1 \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}, \quad \frac{\partial \theta}{\partial \tau} = \alpha_2 \frac{\partial^2 \theta}{\partial l^2} \quad (4-20)$$

$$\lambda_1 \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} = \lambda_2 \left. \frac{\partial \theta}{\partial l} \right|_{l=0} \quad (4-21)$$

半无限体之间的热传导方程可以求出解析解，则有如下结果，

$$T|_{\tau=t, x=y} = T_m + (T_0 - T_m) \cdot \operatorname{erf} \left(\frac{y}{2\sqrt{\alpha_1 \cdot t}} \right) \quad (4-22)$$

$$\theta|_{\tau=t, l=y} = T_m + (\theta_0 - T_m) \cdot \operatorname{erf} \left(\frac{y}{2\sqrt{\alpha_2 \cdot t}} \right) \quad (4-23)$$

$$T_m = \frac{\lambda_1 \cdot \alpha_1^{-1/2} \cdot T_0 + \lambda_2 \cdot \alpha_2^{-1/2} \cdot \theta_0}{\lambda_1 \cdot \alpha_1^{-1/2} + \lambda_2 \cdot \alpha_2^{-1/2}} \quad (4-24)$$

$$\operatorname{erf}(z) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^z e^{-\xi^2} d\xi \quad (4-25)$$

上述边界条件忽略了轧件与轧辊之间的热阻，因而由公式 (4-25) 计算的由轧件向轧辊转移的热量比实际转移的热量大多，为此需要将解析结果乘以小于 1 的系数^[1]，由此得出钢板与轧辊接触产生的平均温降 ΔT_R 为，

$$\Delta T_R = \frac{4 \cdot \eta \cdot \alpha_1 \cdot \sqrt{t} \cdot (T_0 - T_m)}{H_m \cdot \sqrt{\alpha_1 \pi}} \quad (4-26)$$

式中：

H_m — 钢板平均厚度；

η — 修正系数。

4.1.4 塑性功转变为热量引起的温升

变形区内单位体积产生的变形能为^[92,144,146]

$$E = \int K \cdot ds \approx K \cdot \ln \frac{H_k}{H_{k+1}} = \rho \cdot c \cdot \Delta T_E \quad (4-27)$$

$$\Delta T_E = k'_{\text{coff}} \cdot \frac{K \cdot \ln H_k / H_{k+1}}{\rho \cdot c} \quad (4-28)$$

式中：

K —平均变形抗力;

H_k —入口厚度;

H_{k+1} —出口厚度;

ΔT_E —塑性加工热产生的平均温度变化;

k'_{coff} —功转化为热的有效系数,一般的该值取 0.8 左右。

以上不同因素造成的温度变化可以分别求解,然后进行线性迭加即可得到钢板轧制过程中的温度变化。

4.2 温度模型在线应用

在 4.1 节中详细介绍了中厚板轧制过程温度模型的建立和求解,但是在实际轧制过程中应用该模型还存在一些问题,如果这些问题不加以妥善解决,会给温度计算带来较大的误差。这些问题包括:

- 实测温度的处理
- 模型参数调试

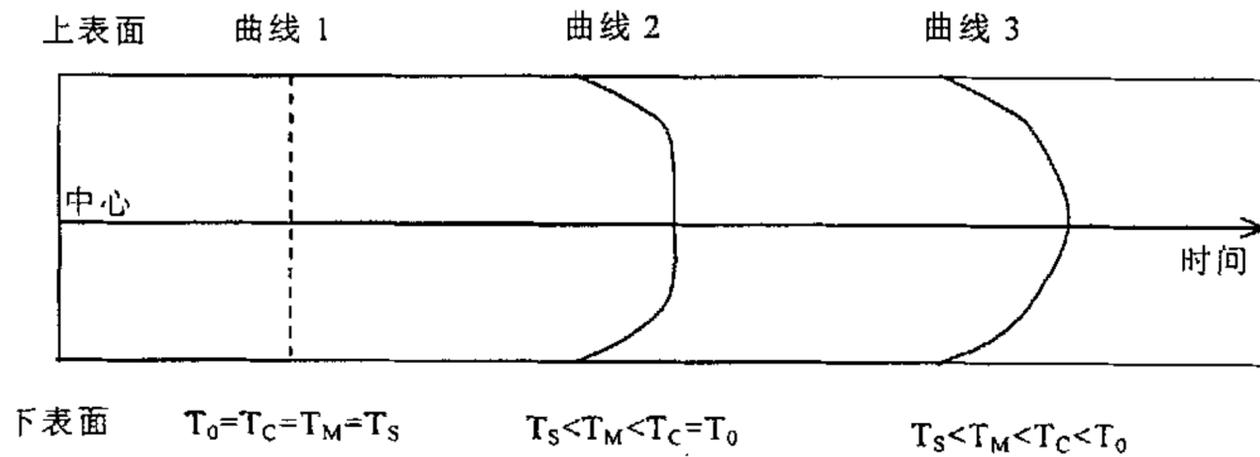
4.2.1 实测表面温度与平均温度

因为中厚板轧制线上安装有一定数量的测温仪,所以如何有效的利用实测温度信息来调整 PDI 数据和温度模型的误差是必须考虑的问题。

轧制过程设定计算采用的温度一般是轧件的平均温度,而测温仪测到的数据是轧件表面的温度,所以需要分析中厚板表面温度与平均温度之间的关系。

因为中厚板轧制过程中,轧件厚度方向存在一定的温度梯度,其温度分布可看成是二次曲线^[151]。如图 4.4 所示。而测温仪测到的温度是轧件表面的温度,一般的轧件表面温度肯定比实际温度要低,轧件越厚,温度差别越大。

仅考虑热辐射和自然对流的影响,假定初始温度 1000℃,且平均分布,在黑度=0.7 时,其表面温度与平均温度差别如表 4.1(a)所示;假定初始表面温度 1000℃,中心温度为 1050℃,温度曲线为二次抛物线分布,在黑度=0.7 时,其表面温度与平均温度差别如表 4.1(b)所示。



T_0 : 初始温度, T_C : 中心温度, T_M : 平均温度, T_S : 表面温度

曲线 1: 初始温度曲线 ($T_C = T_M = T_S = T_0$)

曲线 2: 混合温度曲线 ($T_C = T_0$, T_S 下降然后 T_M 开始下降)

曲线 3: 二次温度曲线 (T_C 开始下降, T_M 、 T_S 继续下降)

图 4.4 温度梯度曲线随时间变化过程

Fig4.4 Varying process of temperature gradient curve with time

为了进一步看出不同厚度, 表面温度与平均温度差随着时间的变化关系, 图 4.5 将厚度 10mm~100mm, 时间变化范围为 10s~60s, 轧件表面温度与平均温度差用图示的方法进行比较 (假定初始温度 1000℃, 且平均分布, 黑度=0.7)。从该图可以看出当轧件厚度超过 50mm 时, 随着温降时间的延长, 轧件平均温度与表面温度的差值趋于稳定。当轧件厚度小于 20mm 时, 轧件平均温度与表面温度的差值随着时间缓慢减小。一般来说中厚板从原始坯料厚度轧制到 60mm 左右时大概需要 50s 左右的时间, 所以可以简单进行如下处理: 如果轧件厚度大于 60mm 时, 其平均温度与表面温度的差值基本等于 35℃, 而当轧件小于等于 60mm 时, 利用图 4.5 的曲线进行查表计算, 并将该结果反馈到温度模型中。

表 4.1 不同厚度轧件平均温度与表面温度的差值随时间的变化
Table 4.1 The varying process of difference of average temperature and surface with time at different plate gauge

(a)初始温度差=0℃

(b)初始温度差=50℃

℃				℃			
轧件厚度, /mm	时间长度, /s			轧件厚度, /mm	时间长度, /s		
	10	20	30		10	20	30
70	21	28	31	70	38	38	39
60	21	27	29	60	33	34	34
50	21	25	24	50	30	30	29
40	20	21	22	40	26	24	23
30	17	16	17	30	19	18	17
20	12	12	10	20	12	12	11
15	8	8	8	15	9	8	8
10	6	6	5	10	6	5	5
7	4	4	3	7	4	3.5	3

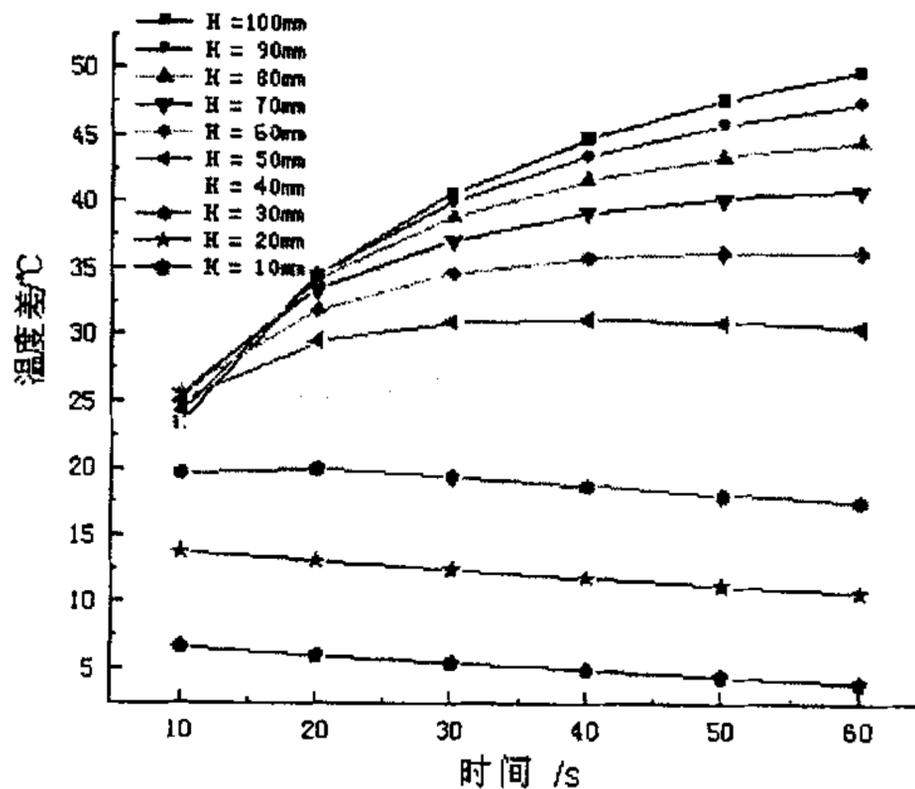


图 4.5 不同厚度轧件平均温度与表面温度的差值随时间的变化
Table 4.5 The varying process of difference of average temperature and surface with time at different plate gauge

上面针对实测表面温度和温度模型的修正方法作了分析，但是有时外界的干扰会使得实测数据发生偏差，所以应该制定相应的原则来避免异常数据的干扰，下面分两种情况分析如何对实测温度校核和处理。

4.2.2 一次高压水除鳞后实测温度的校核和处理

首先需要根据实测温度的采样数据进行合理性分析。如果采样数据满足下面几个要求，就可以初步认为一次高压水除鳞后的实测温度是有效的：

- 采样点数 > 15；
- 采样温度的极差小于 100 °C；
- 平均值大于 950 °C；
- 标准偏差小于 40°C。

其次需要将该有效数据与 PDI 数据进行比较，如果两者的差值小于给定误差限制，则该测量值是有效的，否则根据图 4.6 的过程进行相应的处理。

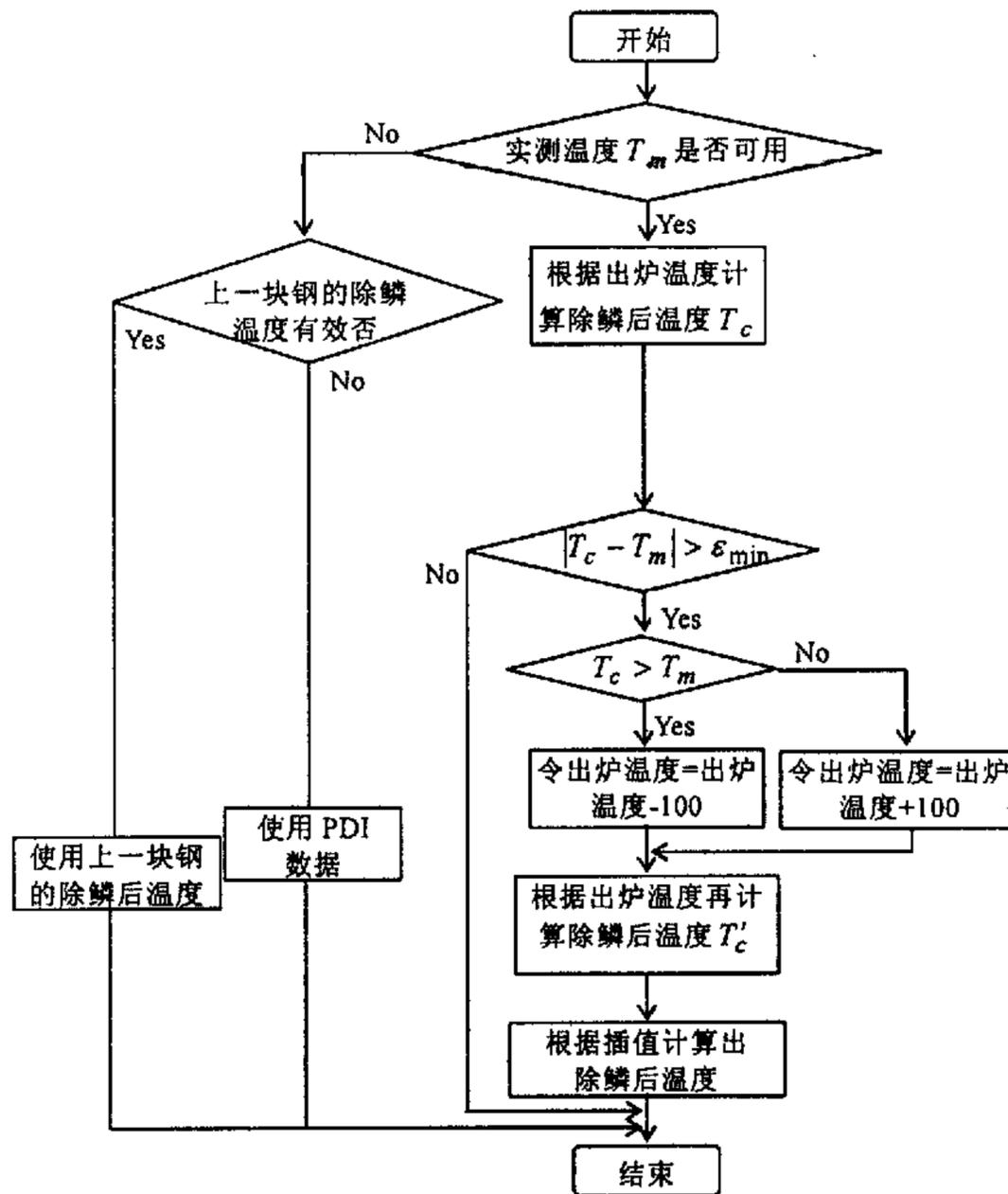


图 4.6 一次高压水除鳞后实测温度的处理
 Fig 4.6 The measure temperature treatment of first high-pressure water descaling

4.2.3 道次实测温度的校核和处理

首先需要根据实测温度的采样数据进行合理性分析。如果采样数据满足下面几个要求，就可以初步认为道次实测温度是有效的：

- 采样点数>15；
- 采样温度的极差小于 100 ℃；
- 平均值大于 750 ℃；
- 标准偏差小于 40℃。

其次需要将有效数据与温度模型的计算结果进行比较，如果两者的差值小于给定误差限制，则该测量值是有效的，否则根据图 4.7 的过程进行相应的处理。

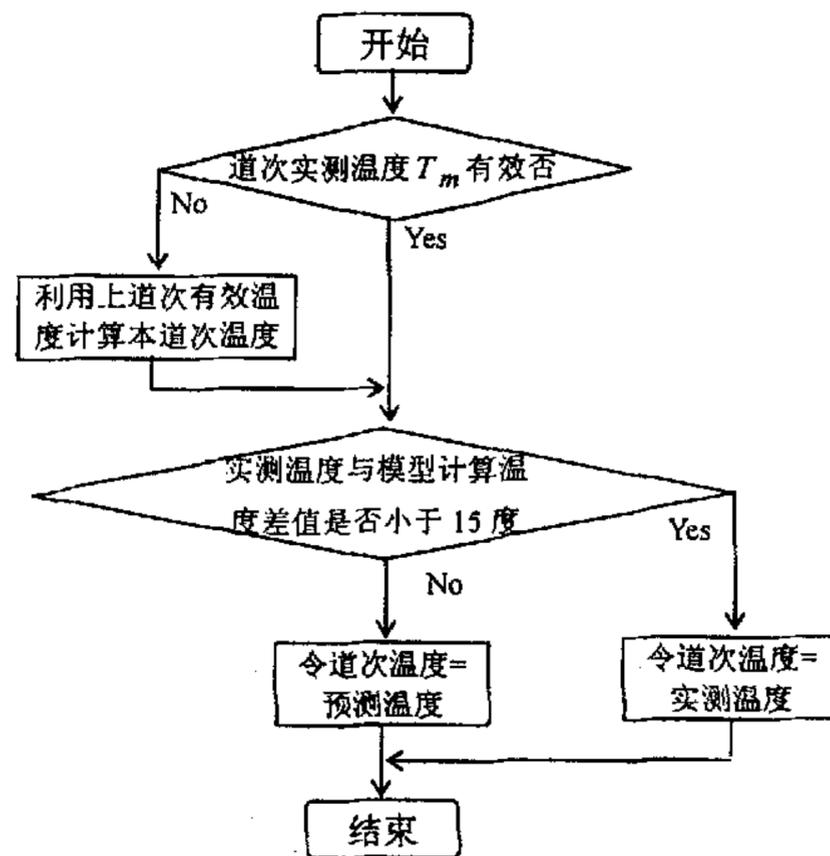


图 4.7 道次实测温度的处理

Fig 4.7 The treatment of pass measure temperature

4.2.4 开轧温度的计算和自学习处理

前面讨论了一次除鳞后实测温度的处理，因为坯料经过一次除鳞后有两次测温，所以开轧温度应该综合两次测温的结果进行计算。

令一次测温和二次测温分别处理的结果是 T_{d1} 和 T_{d2} ，则开轧温度为

$$T_{begin} = k \cdot T_{d1} + (1 - k) \cdot T_{d2} \quad 0 \leq k \leq 1 \quad (4-29)$$

结合开轧温度自学习,可以得到实际开轧温度为

$$T'_{begin(n)} = \alpha \cdot T_{begin(n)} + (1 - \alpha) \cdot T'_{begin(n-1)} \quad 0 < \alpha < 1 \quad (4-30)$$

其中, $T'_{begin(n)}$ 是第 n 块钢的开轧温度自学习值、 $T'_{begin(n-1)}$ 是第 $n-1$ 块钢的开轧温度自学习值、 $T_{begin(n)}$ 是第 n 块钢的开轧温度计算值、 α 是指数平滑系数。

4.3 保证终轧温度的措施

为了提高钢材的强度和韧性,控制轧制工艺得到较大发展。控制轧制的基本思想是:适当调整钢的化学成分,如调整碳锰含量、加入铌、钒、钛等微量元素,同时控制钢的温度制度、变形制度和冷却制度来控制热轧过程钢的组织变化(即常说的,在钢的奥氏体低温终轧阶段进行大压下量轧制),从而获得细化的铁素体组织和珠光体组织,提高钢的强度和韧性。

中厚板的终轧温度是一个非常关键的参数,它对轧件的最终性能及控制冷却参数的设定有很大的影响,为此需要严格保证终轧温度。如果终轧温度和控温温度发生冲突,优先考虑终轧温度,即在保证终轧温度的前提下确定控温温度(待温结束温度)^[152]。

4.3.1 待温时间

根据控制轧制的要求,许多钢在轧制到一定厚度时需要运送到待温辊道上进行控温,直至温度降低到工艺允许值时才能进行下一阶段轧制。轧件在待温辊道上的待温时间是一个重要参数,因为它涉及轧制节奏和过程跟踪的计算,所以需要准确计算待温时间。

计算待温时间是一个迭代过程。很明显,待温时间越长,则轧件的温度越低,即轧件的温度降是待温时间的单调增函数,利用二分法可以很快以较高的精度得到待温时间的解,其求解算法的流程如图 4.8 所示。

为了避免模型计算误差,可以利用待温辊道上的测温仪进行待温时间的修正计算。其修正方法是每隔 5 s 时间进行轧件温度测量,同时进行合理性判断,然后将合理的实测温度与温度模型计算值进行比较,如果两者差值在 15℃ 以内,用实测温度代替模型计算温度并重新计算待温时间,否则维持模型计算温度和时间不变。

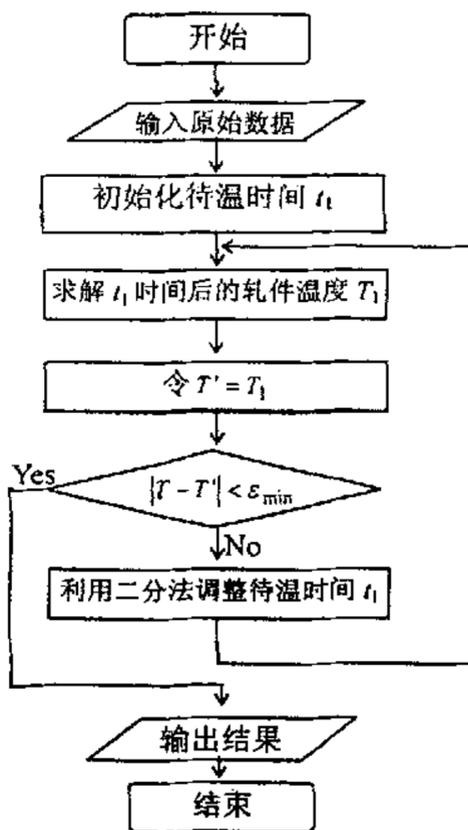


图 4.8 待温时间计算流程图
Fig 4.8 Flow diagram of temperature control time

4.3.2 终轧温度函数的单调性和连续性分析

一般说来，如果控温温度越低，则终轧温度越低，即控温温度 T_s 与终轧温度 T_f 之间为单调增函数。根据连续单调增函数的特点：如果两个自变量对应的函数值的乘积小于 0，则肯定可以在这两个自变量之间找到一点使得该点对应的函数值等于 0，所以如果能够证明单调函数 $T_f = f(T_s)$ 为连续的话，则可以利用二分法很快地求出控温温度。但是，单调函数 $T_f = f(T_s)$ 有可能不连续，其原因是：中厚板轧制是一个多道次可逆过程，其轧制总道次严格上说不是一个固定值，它是在进行轧制规程优化分配时计算出来的，如果轧制总道次不变，则单调函数 $T_f = f(T_s)$ 为连续函数，但是如果待温后的开轧温度变化过大，造成轧制规程发生较大变动，从而使得轧制总道次数发生变动，终轧温度发生较大变化，即单调函数 $T_f = f(T_s)$ 就发生跳跃，其连续性被破坏。为此需要通过特别处理来避免这种情况的发生。

如图 4.9 所示， $T_{s1} \sim T_{s3}$ 代表控温温度， $T_{f1} \sim T_{f4}$ 代表终轧温度，每一个控温温度对应一个终轧温度，即控温温度与终轧温度之间是一一对应关系，而且这种关系是单调关系。假设控温温度从 T_{s1} 连续减小到 T_{s2} 时，轧制规程的总道次数没有发生变化，终轧温度从 T_{f1} 连续减小到 T_{f2} ；而当控温温度刚刚大于 T_{s2}

时，轧制规程的总道次数发生变化，终轧温度从 T_{f2} 突变到 T_{f3} ；当控温温度从 T_{s2} 连续减小到 T_{s3} 时，轧制规程的总道次数没有发生变化，终轧温度从 T_{f3} 连续减小到 T_{f4} 。由此可见求解单调函数 $T_f = f(T_s)$ 的关键是确定 T_{s2} 以及 T_{f2} 、 T_{f3} 的大小。

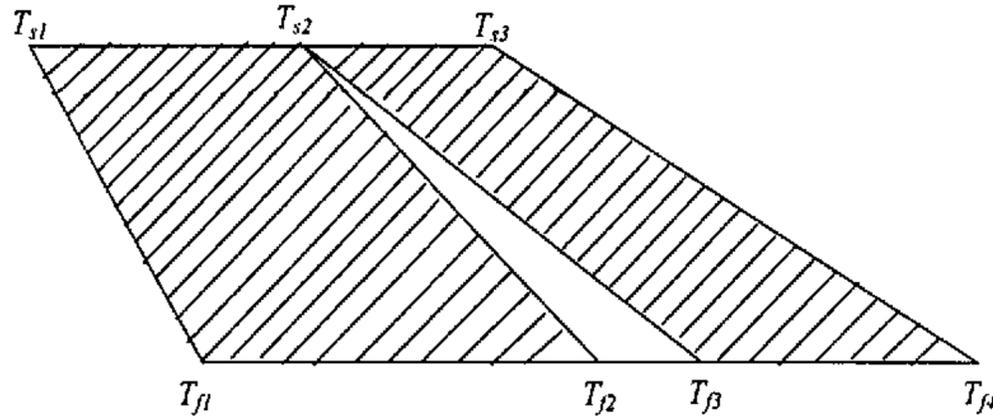
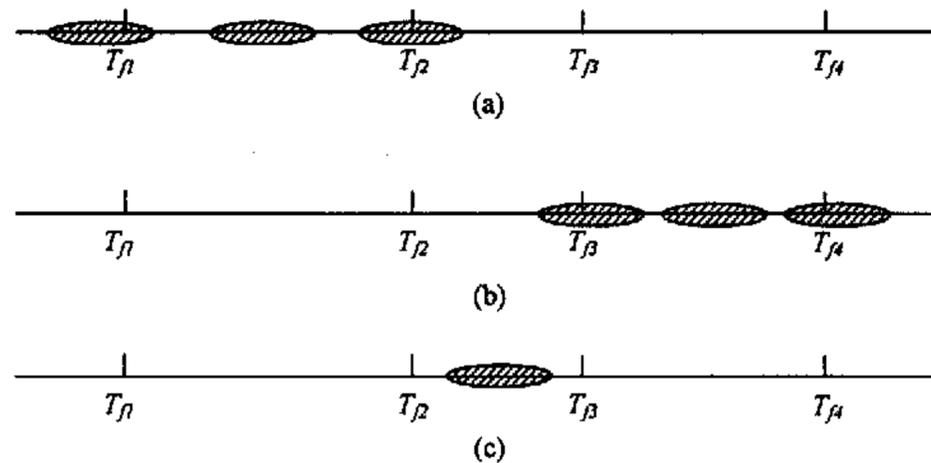


图 4.9 控温温度与终轧温度的对应关系示意图

Fig.4.9 The relationship of control temperature and finish temperature

因为终轧温度也是一个区间范围，假定其范围为 (T_{f01}, T_{f02}) ，如何选择终轧温度需要结合中厚板轧制特点进行计算。从优化规程的角度看，终轧温度的选择应满足总道次数最少，控温时间最短的原则。如图 2(a)和图 2(b)，如果许可终轧温度区间 (T_{f01}, T_{f02}) 与计算终轧温度区间 (T_{f1}, T_{f2}) 或 (T_{f3}, T_{f4}) 重合，则取重合区间的上限值；如果许可终轧温度区间 $(T_{f01}, T_{f02}) \subset (T_{f2}, T_{f3})$ ，则令终轧温度等于 T_{f2} 。当然图 4.10 只是列举了几种典型情况，从本质上说，只要许可终轧温度区间 (T_{f01}, T_{f02}) 与计算终轧温度区间有重合时，则取重合区间的上限为目标终轧温度。



(a) 终轧温度区间 (T_{f01}, T_{f02}) 与 (T_{f1}, T_{f2}) 有重合；(b) 终轧温度区间 $(T_{f01}, T_{f02}) \subset (T_{f2}, T_{f3})$ ；

(c) 终轧温度区间 (T_{f01}, T_{f02}) 与 (T_{f3}, T_{f4}) 有重合；

图 4.10 许可终轧温度区间与计算终轧温度区间的关系示意图

Fig.4.10 The relationship of permit finish temperature and calculating finish temperature

根据这两个原则可以通过以下步骤进行控温时间的计算:

- ① 令 T_{s1} 的初值为控温时间等于 0 时的温度, 计算 $f(T_{s1})$ 和此时的轧制总道次数 n , 如果 $f(T_{s1}) \geq T_{f02}$, 则轧件无法通过控温得到需要的终轧温度, 退出程序。否则执行下一步操作;
- ② 使 T_{s1} 降低 ΔT_{s1} , 求出终轧温度 $f(T_{s1} - \Delta T_{s1})$ 和轧制总道次数 n' ;
- ③ 如果 $|f(T_{s1} - \Delta T_{s1}) - f(T_{s1})| < \varepsilon$, 即计算收敛, $T_{s2} = T_{s1}$, 跳到步骤⑥, 否则进行下一步操作;
- ④ 如果轧制总道次数没有改变, 令 $T_{s1} = T_{s1} - \Delta T_{s1}$, 重复进行步骤②;
- ⑤ 如果轧制总道次数增加, 减少搜索步长, 即令 $\Delta T_{s1} = \Delta T_{s1} / 2$, 重复进行步骤②;
- ⑥ 求出 T_{s2} 相应的 T_{f2} 、 T_{f3} ;
- ⑦ 如果许可终轧温度区间 (T_{f01}, T_{f02}) 与计算终轧温度区间 (T_{f1}, T_{f2}) 或 (T_{f3}, T_{f4}) 的交集不为空集, 则取终轧温度 T_f 等于重合区间的上限值, 跳到步骤⑧;
- ⑧ 如果交集为空集, 即许可终轧温度区间 $(T_{f01}, T_{f02}) \subset (T_{f2}, T_{f3})$, 则令终轧温度等于 T_{f2} , $T_{s'} = T_{s2}$, 退出程序;
- ⑨ 根据连续单调函数的特点利用二分法求解重合区间上限值 T_f 对应的控温温度 $T_{s'}$, 然后退出程序。

如果将上述步骤用流程图 4.11 来表示则可以更加清晰看出该算法的求解过程。

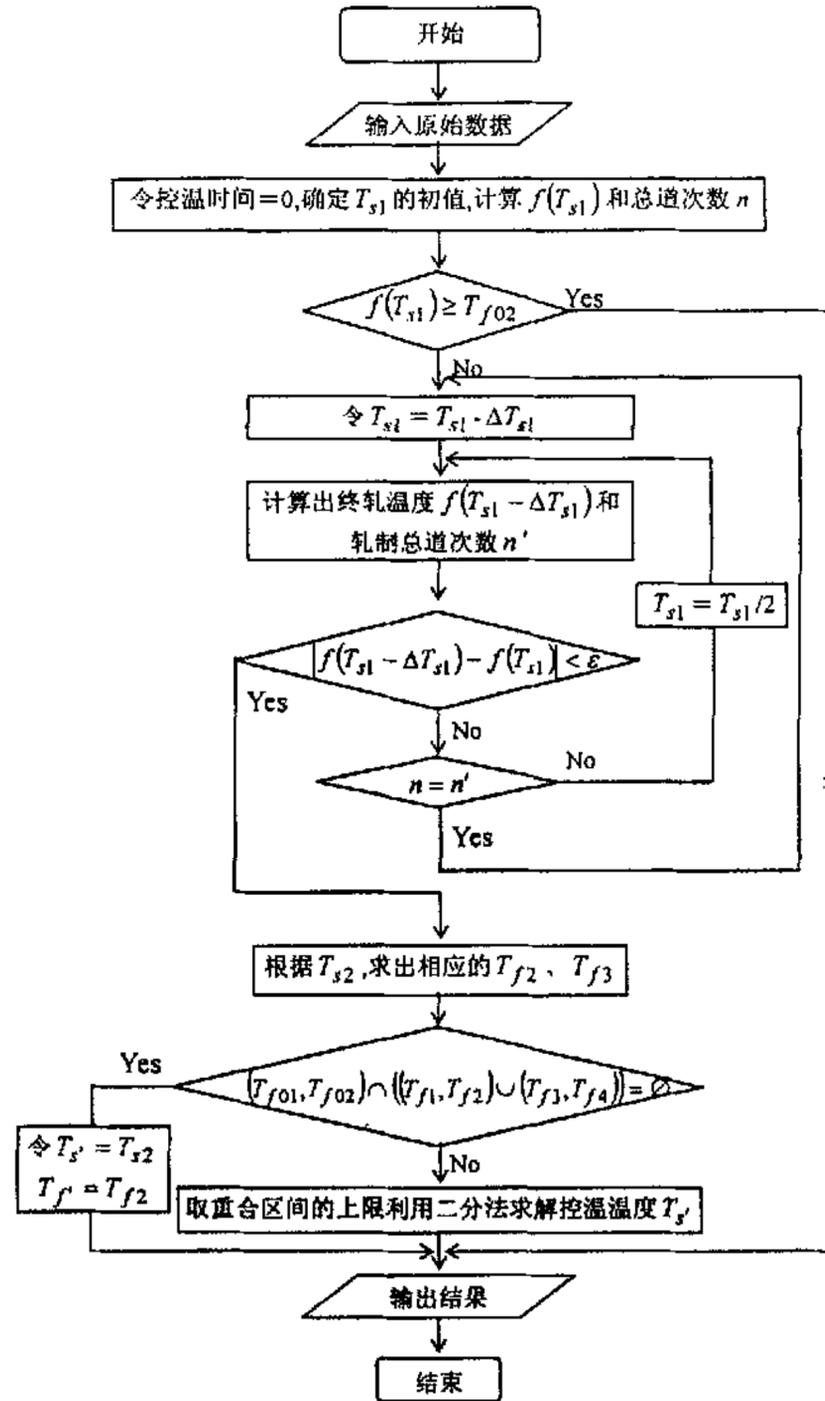


图 4.11 控温温度计算流程图

Fig.4.11 The program flowchart for calculating control temperature

4.4 温度模型的实际应用效果

将上述温度模型的分析结果应用于首钢中厚板厂轧机过程控制模型在线设定系统。根据现场实际终轧温度和预测终轧温度相比较（如图 4.12），可以看出该温度模型的预测精度比较高，终轧温度预测误差基本不超过 20℃。

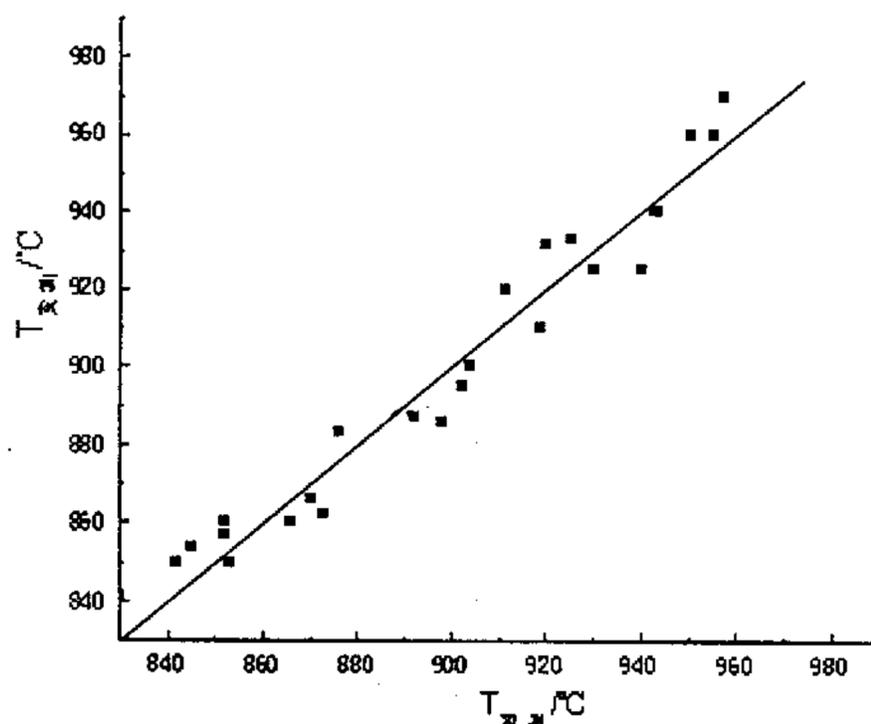
图 4.12 预测终轧温度 $T_{\text{预测}}$ 与实测终轧温度 $T_{\text{实测}}$ 的比较

Fig.4.12 The comparison of predict finishing temperature and the measure values

4.5 本章小结

(1) 分析了热辐射和对流、高压水除鳞、与轧辊接触产生的热传导、轧制塑性功等主要因素对中厚板温度变化的影响，并根据传热学规律得出相应的数学模型，并根据实际情况给出了不同模型的参数范围，使之能够很好的逼近实际的温度变化。

(2) 因为厚板厚度方向存在较大的温度梯度，而这种温度梯度的存在对轧制力计算精度产生较大影响。为此分析了实测表面温度与轧件平均温度的关系，得知当轧件厚度超过 50mm 时，随着温降时间的延长，轧件平均温度与表面温度的差值趋于稳定。当轧件厚度小于 20mm 时，轧件平均温度与表面温度的差值随着时间缓慢减小。一般来说，中厚板从原始坯料厚度轧制到 60mm 左右时大概需要 50s 左右的时间，所以可以简单进行如下处理：如果轧件厚度大于 60mm 时，其平均温度与表面温度的差值基本等于 35℃，而当轧件小于等于 60mm 时，利用图 4.5 的曲线进行查表计算，并将该结果反馈到温度模型中。

(3) 给出除鳞后实测温度的有效性判断准则，并利用插值法和相似法给出除鳞后温度的计算方法。

(4) 给出了开轧温度的自学习算法，使得开轧温度的计算精度更符合实际。

(5) 结合中厚板控温轧制的特点，将终轧温度 T_f 看成是控温温度 T_s 的单调增函数，并提出控温温度和终轧温度的计算算法，避免了单调函数的不连续性。

第5章 板形和板凸度设定控制

5.1 板形及板凸度的基本概念

板形^[90,101]一般包括板带纵横两个方面的尺寸指标。纵向板形直观上表现为板带材的翘曲程度，即通常所讲的平直度。横向板形，指的则是钢板的断面形状，包括板凸度、边部减薄及局部高点等概念。

依据各自的研究角度和控制思想，不同的研究人员采用不同的方式定量描述板材的纵向板形。目前，钢铁工业中常采用下列三种表示法^[90,101]：

(1) 相对长度差表示法 (I 单位法)，如图 5.1 所示。

$$\varepsilon = 10^5 \left(\frac{\Delta L}{L} \right) \tag{5-1}$$

式中： L 为所取基准点的轧后长度； ΔL 为相对基准点的轧后长度差； ε 为 I 单位表示的相对长度差。

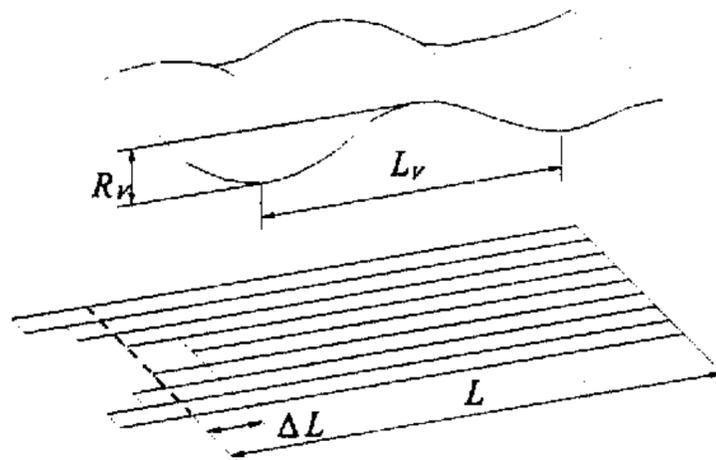


图 5.1 板形的相对差表示法示意图

Fig.5.1 The relative difference notation of the plate shape

(2) 波形表示法 (翘曲度法)，如图 5.2 所示。

$$\lambda = \frac{R_v}{L_v} \times 100\% \tag{5-2}$$

式中： R_v 为波幅； L_v 为波长； λ 为翘曲度。

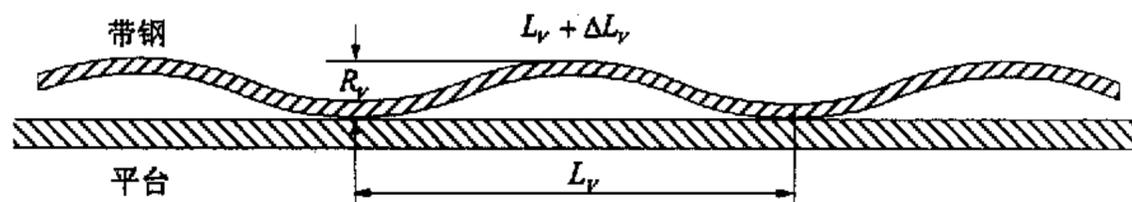


图 5.2 板形的波形表示法

Fig.5.1 The waveform notation of the plate shape

(3) 残余应力表示法

$$\sigma_{re} = a_r \left(\frac{2x}{B} \right)^2 + const \quad (5-3)$$

式中： B 为板宽； x 为所研究点距钢板中心的距离； $const$ 为二次函数常量； a_r 为板形参数； σ_{re} 为辊缝出口处 x 点在钢板中发生的残余应力。

轧后板材在 90% 的中间断面大致具有二次曲线的特性^[90]，而在接近钢板边部处，厚度迅速减小，发生边部减薄现象。工业应用中，板凸度指除去边部减薄区以外断面中间和边部厚度差，如式 5-4 所示。

$$C_h = h_c - h_e \quad (5-4)$$

式中： h_c 为钢板中心厚度； h_e 为钢板边部厚度，一般取距边部距离为 25mm、40mm 或 50mm； C_h 为板凸度。

由于轧件的厚度与其板凸度有密切关系，所以引入了比例凸度的概念。比例凸度是指轧件中心凸度与轧件出口平均厚度的比值，其公式表示为：

$$C_p = \frac{C_h}{\bar{h}} \times 100\% \quad (5-5)$$

式中： C_p 为比例凸度，以百分数表示； \bar{h} 为轧件的平均厚度。

平直度与板凸度有密切关系，可以应用良好板形条件来加以阐述。根据体积不变定律并考虑到良好板形时，可得良好板形的几何关系^[90]：

$$\frac{C_h}{\bar{h}} = \frac{C_H}{\bar{H}} \quad (5-6)$$

式中： C_h 、 C_H 为轧前轧后钢板的凸度； \bar{h} 、 \bar{H} 为钢板轧前轧后的厚度。

冷轧过程要求严格保证良好的板形条件，所以在轧制过程中，尽管板凸度值不断减小，可是比例凸度始终保持不变。热轧过程特别是中厚板轧制过程有所不同，为了满足产品凸度方面的要求，在板形允许的范围内钢板比例凸度可以适当改变。因此，板形变化与板凸度变化的定量关系是板凸度控制的基础。

轧制过程中钢板产生的翘曲或波浪是由轧件宽向的不均匀延伸所至，轧件宽向延伸与该道次板凸度变化直接相关，可用式 (5-7) 表示：

$$\Delta C_p = \left(\frac{C_h}{\bar{h}} - \frac{C_H}{\bar{H}} \right) \times 100\% \quad (5-7)$$

式中： ΔC_p 为钢板比例凸度变化，以百分数表示。

当 $\Delta C_p < 0$ 时，钢板趋向于出现边浪；而当 $\Delta C_p > 0$ 时，钢板多趋向于中浪。但是，由于有内应力的存在，所以只要比例凸度变化在一定的范围内，钢板仍然会保持平直，这一凸度范围就叫做平直度的死区。热轧平直度死区可用下式给出^[25,90,153]：

$$-80 \left(\frac{h}{B} \right)^a < \Delta C_p < 40 \left(\frac{h}{B} \right)^b \quad (5-8)$$

式中： B 为钢板的宽度、 a, b 是模型系数。

根据以上概述，给出平直度与比例凸度差之间的关系式：

$$I = \Delta C_p \times 10^3 \quad (5-9)$$

翘曲度与比例凸度差之间的关系式：

$$\lambda = 6.3661977 \times \sqrt{|\Delta C_p|} \quad (5-10)$$

由上两式得到板形的 I 单位表示与百分数表示的翘曲度关系式：

$$\lambda = 0.201317 \times \sqrt{I} \quad (5-11)$$

5.2 在线板凸度预测模型的建立

要控制板带材的板形与板凸度，必须精确预测轧制过程的板形和板凸度。轧制过程是一个非常复杂的金属成形过程，板形与板凸度的求解^[90,92,130,153-159]必须综合分析轧辊弹性变形和轧件变形。

关于轧辊弹性变形理论的研究和发展，工程上采用较多的是以斯通 (M. D. Stone) 为代表的解析方法和以绍特 (K. N. Shohet) 为代表的影晌函数法 (分割法)^[90,153]。

解析法是研究轧辊弹性变形的重要方法，也是研究最早和最基础的方法，其理论基础是斯通 1965 年引入的文克尔弹性基础梁模型，该模型将支撑辊和板钢板均看成弹性基础，而工作辊为处于弹性基础之间的梁，认为轧制力和支撑辊反力的变化量与工作辊沉陷值成正比，通过求解四阶微分方程求出辊系变形。此方法公式推导复杂，通用性差，难以处理复杂的辊系变形。

影晌函数方法是一种离散化的方法，它的基本思想是将轧辊离散化成若干单元，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，应用数学物理方法中关于影晌函数的概念，先确定对各单元施加单位力时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，就得出各个单元的变形量，从而可以确定出口处的厚度分布。采用离散化方法的主要好处是它不必对轧制压力、辊间接触压力以及轧辊工作凸度的分布作出假定，同时它可以实现轧辊与轧件变形的耦合计算。这种方法可比较精确地分析轧制过程的轧辊弹性变形。

目前工程上采用的精确方法大都是基于影晌函数法，采用这种方法虽然可以得到精确解，但是该法涉及繁琐的迭代过程，计算量大，不适用于直接在线应用。

新日铁在 80 年代初，根据 HC 轧机和普通四辊轧机进行大量的试验，提出了一种新的在线板凸度模型^[102,154-156]。

$$C_h = \xi \cdot C_0 + \bar{\eta} \cdot C_H \quad (5-12)$$

式中, C_h 为出口板凸度; C_H 为入口板凸度; C_0 为轧制力均匀分布时的轧辊凸度, 也称之为机械凸度。 ξ 为机械凸度对轧件出口凸度的影响, 将其称之为机械凸度转化系数, $\xi = \frac{\Delta C_h}{\Delta C_0}$ 。 $\bar{\eta}$ 为入口板凸度对出口板凸度的影响系数, 将其称之为板凸度遗传系数, $\bar{\eta} = \frac{\Delta C_h}{\Delta C_H}$ 。

下面分析该模型的推导过程。

通过理论计算和实际应用, 轧件的出口侧板凸度一般可以用式 (5-13) 表示:

$$C_h = K_F \cdot F + K_B \cdot F_B + K_{cw} \cdot C_w + K_{cb} \cdot C_b \quad (5-13)$$

但是公式 (5-13) 没有考虑入口板凸度的影响, 如果考虑到入口板凸度的存在造成宽度方向延伸率的差异, 可以将公式 (1-13) 进行如下的处理,

$$C_h = K_F \cdot F + K_B \cdot F_B + K_{cw} \cdot C_w + K_{cb} \cdot C_b + \alpha' \cdot \left(\frac{C_H}{H} - \frac{C_h}{h} \right) \quad (5-14)$$

将式 (5-13) 右边看成是机械凸度, 则有,

$$C_h = C_0 + \alpha' \cdot \left(\frac{C_H}{H} - \frac{C_h}{h} \right) \quad (5-15)$$

$$\left(1 + \frac{\alpha'}{h} \right) \left(\frac{C_h}{h} - \frac{C_H}{H} \right) = \frac{C_0}{h} - \frac{C_H}{H} \quad (5-16)$$

$$\frac{C_h}{h} - \frac{C_H}{H} = \xi \cdot \left(\frac{C_0}{h} - \frac{C_H}{H} \right) \quad 0 \leq \xi < 1 \quad (5-17)$$

其中, K_F 为轧机横刚度, F 为轧制力, K_B 为弯辊系数, F_B 为弯辊力, K_{cw}, K_{cb} 分别为工作辊和支撑辊的凸度影响系数, C_w, C_b 分别为工作辊和支撑辊凸度, C_h 为轧件出口凸度, C_H 为轧件入口凸度, α' 为出入口比例凸度差异对轧件凸度的影响系数。

将公式 (5-17) 进行变形, 得公式 (5-18),

$$C_h = \xi \cdot C_0 + (1-\xi)(1-r)C_H \quad (5-18)$$

其中: $1-r = h/H$ 。

令 $\bar{\eta} = (1-\xi)(1-r) = \eta(1-r)$, 则有

$$C_h = \xi \cdot C_0 + (1-\xi) \cdot \frac{h}{H} \cdot C_H \quad (5-19)$$

其中:

C_h : 轧件出口凸度;

C_H : 轧件入口凸度;

ξ : 轧制力均匀分布时的机械凸度对轧件出口凸度的影响。

令 $\eta = 1 - \xi$ ，根据小川茂^[154]等人的试验结果有如公式 (5-20) 的关系，

$$\eta = 0.5 - \frac{1}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{\ln \gamma + 8.1938}{1.1044} \right) \quad (5-20)$$

其中， $\gamma = \frac{D_w^{0.5} h^{1.5}}{\text{width}^2}$ 。

根据以上分析，根据轧制过程的实际情况，可以很方便地计算出轧件的出口凸度值。

这种在线模型由轧辊变形模型和轧件变形模型两部分组成，结构简单，经过大量的在线应用证明了该方法的正确性和方便性。但是这种方法需要对机械凸度进行求解，而这又涉及复杂的计算和建模。下面就首钢 3500mm 轧机为对象来建立中厚板的在线板凸度预测模型。

5.2.1 机械凸度的计算方法

机械凸度的计算采用影响函数法^[90,130]，然后利用数学回归方法进行处理求得机械凸度模型的简化形式。

中厚板轧制过程辊系的受力模型如图 5-2 所示。

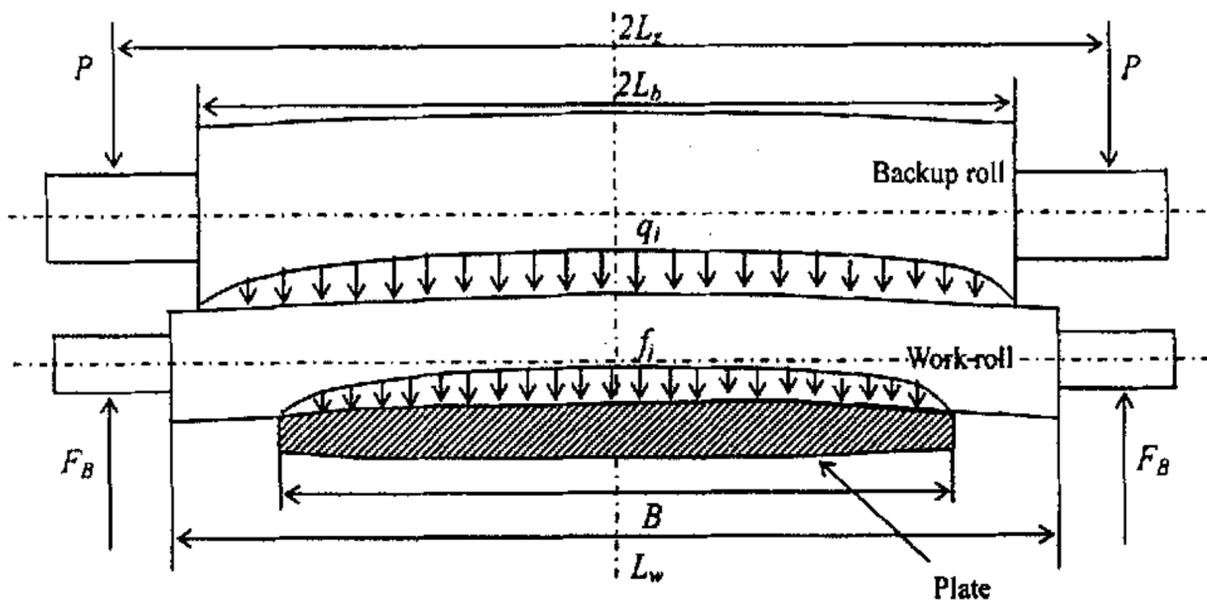


图 5.3 厚板轧机受力模型

Fig 5.3 Mechanical model of roll for plate rolling process

表 5.1 列出了计算过程采用的初始参数。

表 5.1 计算初始条件

Table 5.1 Calculation condition

设备名称	参数	设备名称	参数
工作辊直径 /mm	900~1000	支撑辊凸度 /um	-200~200
支撑辊直径 /mm	1900~2100	辊身长度 /mm	3400
工作辊凸度 /um	-300~300	压下中心距 /mm	4800

工作辊受力平衡方程为

$$Q \cdot \Delta x = F \cdot \Delta x \quad (5-21)$$

其中， Q 是辊间接触压力向量； F 是轧制力向量； Δx 是单元宽度向量。

工作辊和支撑辊挠曲变形方程分别为，

$$Y_w = G_w \cdot (Q - F) \quad (5-22)$$

$$Y_b = G_b \cdot Q \quad (5-23)$$

其中， Y_w 、 Y_b 分别是工作辊和支撑辊挠曲向量； G_w 、 G_b 分别工作辊和支撑辊挠曲影响函数矩阵。

工作辊弹性弯曲影响函数可用卡氏定理求出。对于工作辊离散化后的任意两个单元 i 和 j ，设其中点坐标分别为 x_i 和 x_j ， j 单元对 i 单元的影响函数为

$$G_w(i, j) = \begin{cases} \frac{1}{6E_w I_w} [x_j^2 \times (3x_i - x_j) + (1 + \nu_w) \times D_w^2 \times x_j] & (x_i \geq x_j) \\ \frac{1}{6E_w I_w} [x_i^2 \times (3x_j - x_i) + (1 + \nu_w) \times D_w^2 \times x_i] & (x_i < x_j) \end{cases} \quad (5-24)$$

式中： E_w 为工作辊的杨氏模量； ν_w 为工作辊的泊松比； I_w 为工作辊的抗弯断面模数； D_w 为工作辊直径。

同样可以求得支撑辊的的挠曲影响函数矩阵计算公式为

$$g_b(i, j) = \begin{cases} \frac{1}{6E_b I_b} [3x_i^2 (L_b - x_j) - (x_i - x_j)^3 + (1 + \nu_b)(x_i - x_j)D_b^2] & (x_i \geq x_j) \\ \frac{1}{6E_b I_b} [3x_i^2 (L_b - x_j)] & (x_i < x_j) \end{cases} \quad (5-25)$$

式中： E_b 为支撑辊的杨氏模量； ν_b 为支撑辊的泊松比； I_b 为支撑辊的抗弯断面模数； D_b 为支撑辊直径； L_b 为压下螺丝中心距的 1/2。

辊间压扁方程为，

$$Y_{wb} = G_{wb} \cdot Q \quad (5-26)$$

其中， Y_{wb} 是辊间压扁向量； G_{wb} 是辊间压扁影响函数矩阵。

轧制力引起的工作辊弹性压扁方程为，

$$Y_{ws} = G_{ws} \cdot F \quad (5-27)$$

其中， Y_{ws} 是工作辊压扁向量； G_{ws} 是工作辊压扁影响函数矩阵。

工作辊与支撑辊之间存在辊间接触压力，并引起辊间压扁，同时工作辊与轧件之间存在的轧制力造成工作辊表面发生压扁。

辊间单元压扁接触长度的一半计算模型采用黑尔茨理论：

$$\begin{cases} k_w = \frac{1 - \nu_w}{\pi E_w}, k_b = \frac{1 - \nu_b}{\pi E_b} \\ b = \sqrt{\frac{4q(k_w + k_b)R_w R_b}{(R_w + R_b)}} \end{cases} \quad (5-28)$$

式中： k_w 和 k_b 分别是工作辊和支撑辊弹性压扁常量， E_w 和 E_b 分别是工作辊和支撑辊杨氏模量， ν_w 和 ν_b 分别是工作辊和支撑辊泊松比， R_w 和 R_b 分别是工作辊和支撑辊半径， q 是辊间接触单元压力， b 是辊间单元压扁接触长度的一半。

根据半无限体模型推导出辊间压扁影和工作辊压扁影响函数理论模型。半无限体模型又称为半无限空间模型，它是一个抽象的理论模型。设有一个无限大的平面 π ，在其一侧是半无限大空间，而另一侧是半无限弹性体。如图 5.4，当平面的 O 点上作用垂直力 F_n 时， π 平面上各点及半无限体内各点将会发生弹性变形。

设半无限体的泊松比和杨氏模量分别为 ν 和 E ，其内点 $B(x, y, z)$ 在 F_n 作用下发生的垂直位移 W_B 可以表示为：

$$W_B = \frac{F_n}{2\pi E} [(1+\nu)z^2(r^2+z^2)^{-\frac{3}{2}} + 2(1-\nu^2)(r^2+z^2)^{-\frac{1}{2}}] \quad (5-29)$$

与点 B 对应 π 平面上的点 $A(x, y, 0)$ 的垂直位移可由代入 $z=0$ 得到：

$$W_A = \frac{1-\nu^2}{\pi E} \frac{F_n}{r} \quad (5-30)$$

其中 $r = \sqrt{x^2 + y^2}$ ，当 F_n 作用点不在原点而在点 (a, b) 时 $r = \sqrt{(x-a)^2 + (y-b)^2}$ 。

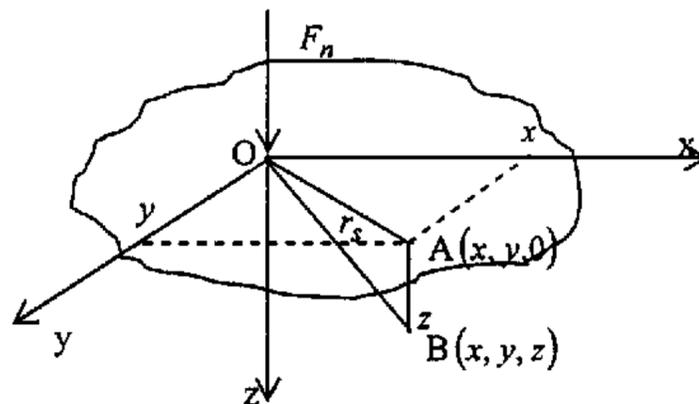


图 5.4 半无限体模型

Fig5.4 Semi-infinite body model

将上述半无限体模型应用于轧辊压扁分析，可以认为实际轧辊接触压扁区很窄，与轧辊直径相比很小，这样就能近似地将轧辊看成一个半无限体。但轧辊实际上并不是半无限体，所以有必要对上述半无限体模型进行修正。中岛提出的修正理论认为，轧辊表面上的接触压力引起表面各点的实际位移 W_R 应该是半无限体位移 W_F 与对应的轧辊轴心位移 W_0 之差，即 $W_R = W_F - W_0$ ，如图 5.5 所示：

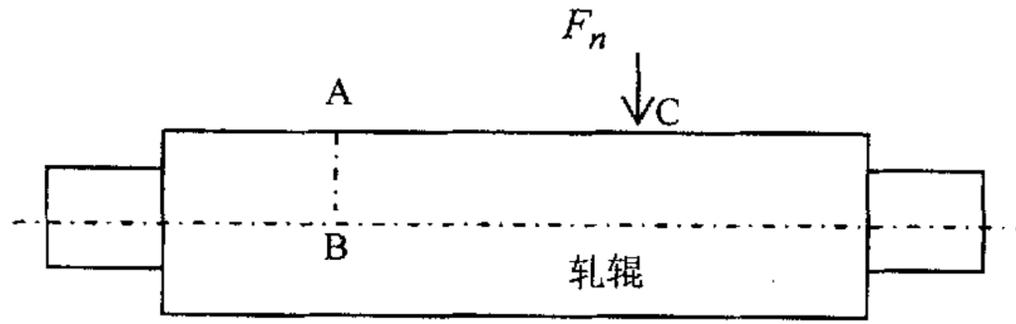


图 5.5 半无限体模型的修正

Fig5.5 Modification of semi-infinite body model

根据修正半无限体修正理论得到的辊间压扁影响函数计算理论模型为

$$\begin{cases} X_i = x_i - x_j \\ G_{wb}(i, j) = F_w(x_i - x_j) + F_b(x_i - x_j) \end{cases} \quad (5-31)$$

$$F(X_j) = M \times \left\{ \frac{3}{4 \times b} [A1 + A2 + A3 - A4 + A5 - A6] - \frac{A7}{2 \times (1 - \nu)} - A8 \right\} \quad (5-32)$$

$$\begin{cases} M = \frac{1 - \nu^2}{E \times \pi \times \Delta x} \\ A = X_i + 0.5 \times \Delta x \\ B = X_i - 0.5 \times \Delta x \\ C = \sqrt{b^2 + A^2} \\ D = \sqrt{b^2 + B^2} \\ A1 = 2 \times b \times \ln \frac{C + A}{D + B} \\ A3 = \frac{B \times D - A \times C}{3 \times b} \\ A4 = \frac{2}{3} \times b \times \ln \frac{C + A}{B + D} \\ A7 = \frac{A}{\sqrt{A^2 + R^2}} - \frac{B}{\sqrt{B^2 + R^2}} \\ A8 = \ln \frac{\sqrt{B^2 + R^2} - B}{\sqrt{A^2 + R^2} - A} \\ A2 = \begin{cases} -2 \times B \times \ln \frac{D + b}{|B|} & |A| = 0 \\ 2 \times A \times \ln \frac{C + b}{|A|} & |B| = 0 \\ 2 \times \left[A \times \ln \frac{C + b}{|A|} - B \times \ln \frac{D + b}{|B|} \right] & |A| \neq 0, |B| \neq 0 \end{cases} \\ A5 = \begin{cases} 0 & |A| = 0 \\ \frac{A^3}{6 \times b^2} \times \ln \frac{C + b}{C - b} & |A| \neq 0 \end{cases} \\ A6 = \begin{cases} 0 & |B| = 0 \\ \frac{B^3}{6 \times b^2} \times \ln \frac{D + b}{D - b} & |B| \neq 0 \end{cases} \end{cases} \quad (5-32)$$

同理可以获得工作辊压扁影响函数。

$$\begin{cases} X_i = x_i - x_j \\ G_{ws}(i, j) = \Phi_w(x_i - x_j) \end{cases} \quad (5-33)$$

$$\Phi(X_j) = N \times [A1 + A2 - A3 - \frac{A4}{2 \times (1 - \nu_w)} - A5] \quad (5-34)$$

$$\begin{cases} N = \frac{1 - \nu_w^2}{E_w \times \pi \times \Delta x} \\ L = \sqrt{R_w \times \Delta h + N \times p} \\ C = \sqrt{L^2 + A^2} \\ D = \sqrt{L^2 + B^2} \end{cases} \quad \begin{cases} A1 = \ln \frac{C + A}{D + B} \\ A4 = \frac{A}{\sqrt{A^2 + R_w^2}} - \frac{B}{\sqrt{B^2 + R_w^2}} \\ A5 = \ln \frac{\sqrt{B^2 + R_w^2} - B}{\sqrt{A^2 + R_w^2} - A} \end{cases}$$

$$A2 = \begin{cases} 0 & |A|=0 \\ \frac{A}{L} \times \ln \frac{C+L}{|A|} & |A|\neq 0 \end{cases} \quad A3 = \begin{cases} 0 & |B|=0 \\ \frac{B}{L} \times \ln \frac{D+L}{|B|} & |B|\neq 0 \end{cases} \quad (5-35)$$

式中：

M 、 N 、 A 、 B 、 C 、 D 、 $A1 \sim A8$ 为中间变量；

L ： j 单元工作辊压扁弧长；

Δx 、 Δh ： j 单元轧件宽度和压下量；

p 、 q ： j 单元的轧制力和辊间接触压力；

b ： j 单元的辊间压扁长度一半；

x_i 、 x_j ：辊间接触 i 和 j 单元的中点坐标；

X_j ： i 、 j 单元中点的距离；

$F_w(x_i - x_j)$ ： j 单元辊间接触压力引起工作辊 i 单元中点压扁量；

$F_b(x_i - x_j)$ ： j 单元辊间接触压力引起支撑辊 i 单元中点压扁量；

$\Phi_w(x_i - x_j)$ ： j 单元轧制力引起工作辊 i 单元中点的压扁量；

$G_{wb}(i, j)$ ：辊间压扁影响函数影响函数；

$G_{ws}(i, j)$ ：工作辊压扁影响函数。

辊间变形协调方程为，

$$Y_{wb} = Y_{wb0} + Y_b - Y_w - (C_w + C_b) \quad (5-36)$$

其中， $Y_{wb0} = [Y_{wb0_flatten}, Y_{wb0_flatten}, \dots, Y_{wb0_flatten}]^T$ ，为常向量。 C_w 、 C_b 分别是工作辊和支撑辊的凸度向量。

工作辊与轧件之间的变形协调方程为，

$$H = H_0 + 2 \cdot (Y_{ws} - Y_{ws0}) + 2 \cdot (C_w - Y_w) \quad (5-37)$$

其中， $H = [h_1, h_2, \dots, h_n]^T$ 为出口厚度向量， $H_0 = [h_0, h_0, \dots, h_0]^T$ 是常向量，是轧件轧后中心处的厚度向量； $Y_{ws0} = [Y_{ws0_flatten}, Y_{ws0_flatten}, \dots, Y_{ws0_flatten}]^T$ ，为常向量。

在利用影响函数求解过程中，辊间压力和轧制力以及轧件的厚度分布均作为变量。其中轧制力的计算采用 *Sim's* 模型。综上所述，轧件机械凸度的计算流

程图如图 5.6 所示。

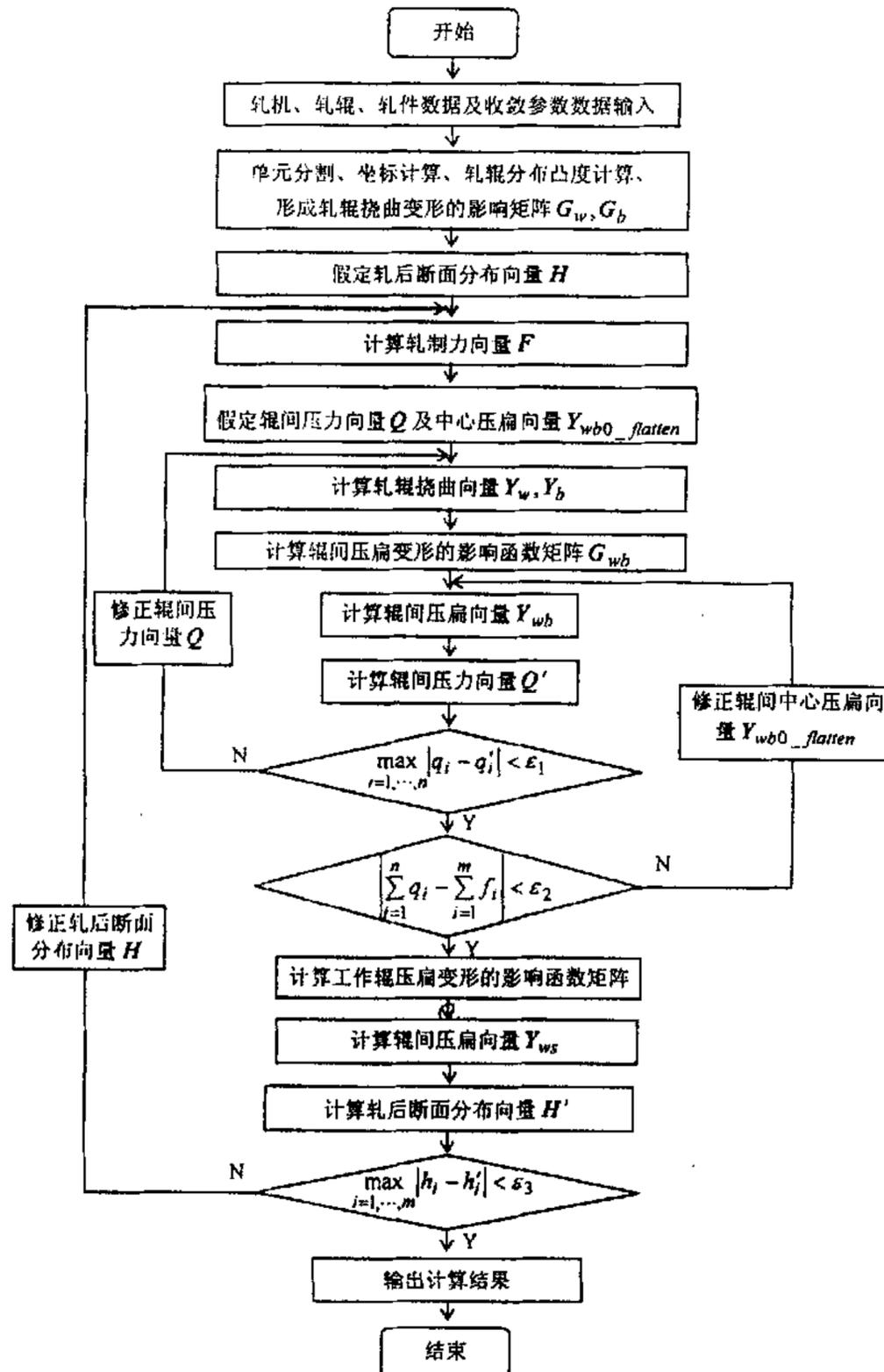


图 5.6 机械凸度的计算流程图
Fig 5.6 Flow chart of calculation of mechanical crown

5.2.2 机械凸度回归数学模型

根据图 5.6 编制的计算程序进行理论计算，由于该计算过程涉及大量迭代，无法应用于在线过程，所以必须将计算结果进行数学处理。根据分析和实验得到如下板凸度计算模型。

$$C_0 = K_F \cdot F + K_B \cdot F_B + C_{XBT} \quad (5-38)$$

其中， K_F 为轧制力影响系数， K_B 为弯辊力影响系数， C_{XBT} 为轧辊凸度影响项， F 为轧制力， F_B 为弯辊力。

通过回归处理，可以得到如公式 (5-39) 的数学模型

$$C_{XBT} = K_{X0} + K_{X1} \cdot C_w \cdot \left(\frac{\text{width}}{\text{length}}\right)^2 + K_{X2} \cdot C_b \cdot \left(\frac{\text{width}}{\text{length}}\right)^2 \quad (5-39)$$

其中， C_w 和 C_b 分别是工作辊和支撑辊原始凸度。
 $K_{X0} = 1.80556E-4, K_{X1} = -2.99673, K_{X2} = -1.14886$ 。该公式的拟合精度为 0.99768。

在计算轧制力的影响时，需要剔除轧辊凸度和弯辊力的影响，为此假定 $F_B = 0, c_w = 0, c_b = 0$ ，然后用式 (5-40) 进行回归，其拟合精度为 0.99737。

$$K_{F_C} = K_{F_C1} + K_{F_C2} \cdot \left(\frac{\text{Width}}{2000}\right) + K_{F_C3} \cdot \left(\frac{\text{Width}}{2000}\right)^2 \quad (5-40)$$

$$K_F = \frac{K_{F_C}}{1000}$$

$$K_{F_C1} = a_1 + a_2 \cdot \left(\frac{R_w}{500}\right) + a_3 \cdot \left(\frac{R_b}{1000}\right)$$

$$K_{F_C2} = a_4 + a_5 \cdot \left(\frac{R_w}{500}\right) + a_6 \cdot \left(\frac{R_b}{1000}\right)$$

$$K_{F_C3} = a_7 + a_8 \cdot \left(\frac{R_w}{500}\right) + a_9 \cdot \left(\frac{R_b}{1000}\right)$$

$$a_1 = -0.0786, a_2 = 0.00844, a_3 = 0.03041$$

$$a_4 = 0.27787, a_5 = -0.10389, a_6 = -0.07044$$

$$a_7 = -0.10079, a_8 = 0.04657, a_9 = 0.01249$$

在计算弯辊力的影响时，需要剔除辊凸度和轧制力的影响，为此假定 $c_w = 0, c_b = 0$ ，然后用公式 (5-40) 消除轧制力的影响，然后用式 (5-41) 进行回归，其拟合精度为 0.99353。

$$K_{B_C} = K_{B_C1} + K_{B_C2} \cdot \left(\frac{\text{Width}}{2000}\right) + K_{B_C3} \cdot \left(\frac{\text{Width}}{2000}\right)^2 \quad (5-41)$$

$$C_B = \frac{K_{B_C}}{1000}$$

$$K_{B_C1} = b_1 + b_2 \cdot \left(\frac{R_w}{500}\right) + b_3 \cdot \left(\frac{R_b}{1000}\right)$$

$$K_{B_C2} = b_4 + b_5 \cdot \left(\frac{R_w}{500}\right) + b_6 \cdot \left(\frac{R_b}{1000}\right)$$

$$K_{B_C3} = b_7 + b_8 \cdot \left(\frac{R_w}{500}\right) + b_9 \cdot \left(\frac{R_b}{1000}\right)$$

$$b_1 = 0.07656, b_2 = -0.15568, b_3 = 0.02882$$

$$b_4 = -0.07638, b_5 = 0.26806, b_6 = -0.07052$$

$$b_7 = 0.22502, b_8 = -0.24113, b_9 = 0.02508$$

其中， Width 是轧件宽度， R_w, R_b 分别是工作辊和支撑辊半径。

虽然该模型结构看上去比较复杂，实际后展开是一个多元线性数学公式，只要按照合理的方法进行处理即可得到相应的模型参数。

根据机械凸度计算模型 (5-38) ~ (5-41) 和凸度遗传系数计算公式 (5-19)、(5-20) 可以很便捷地计算轧件出口凸度的数值。

5.3 板形干扰因子与矢量分析法

作为板形的纵、横向典型指标，板凸度与平直度之间的关系密切，板平直度的控制最终还要归结到板凸度的控制上。在本章第 5.1 节中提到，为获得良好板形，要求板带材沿其横向有均匀的延伸，板带材的轧前与轧后断面各处尺寸比例恒定，即板带材轧前比例凸度要等于轧后比例凸度。但在中厚板生产中，由于轧件存在一定的横向流动，在一定范围内比例凸度发生变化也不会产生板形缺陷，故而在实际轧制时可以根据产品凸度方面的要求进行轧件凸度的修正。

在轧制过程中，轧件比例凸度的变化不是 100% 地转化为延伸率的变化。为了评价轧件比例凸度变化量 $\Delta\bar{C} = c_h/h - C_H/H$ 和延伸率变化量 $\Delta\varepsilon = (le-lc)/lc - (Le-Lc)/Lc$ 之间的关系，可以定义板形干扰因子 $\zeta = \Delta\bar{C} / \Delta\varepsilon$ 。假设轧件轧制过程中，体积为常数，则根据相关资料^[102,154]可以得到如图 5.7 所示的结果以及关系式 (5-42)

$$\zeta = -0.0108 + 4.95754 \times 10^{-5} \times \gamma^{-1} - 1.84756 \times 10^{-9} \times \gamma^{-2} \quad (5-42)$$

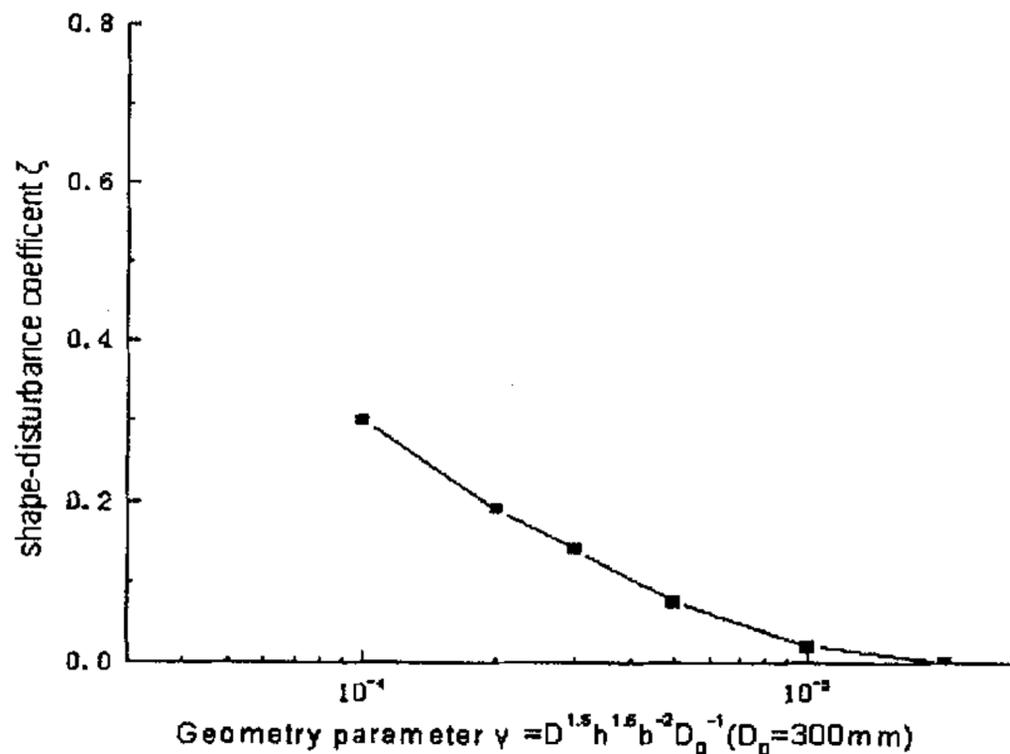


图 5.7 板形系数的试验结果

fig 5.7 Experimental result of shape-disturbance coefficient

为了保证轧制过程板形良好，可以采用矢量分析法^[102,103,154,160]。通过试验

和理论分析，轧件比例凸度变化量 $\Delta\bar{c}$ 和延伸率差值变化量翘曲度 $\Delta\varepsilon$ 之间是线性相关的。在矢量图中，将矢量的实部和虚部分别用 $\Delta\bar{c}_i$ 和 $\Delta\varepsilon_i$ 表示，矢量的倾斜角正切为 ζ_i 。如图所示，假定第 $i-1$ 道次，轧件的变形状态为 $A(\bar{c}_{i-1}, \varepsilon_{i-1})$ ， \bar{c}_{i-1} 为轧件入口比例凸度， ε_{i-1} 为轧件入口延伸率差值。由于轧件在变形过程中，首先是在压力作用下消除入口延伸率差异而变得平直，可以将这种现象看成是轧件延着 $\zeta=1$ 的趋势被压扁，被压扁后轧件的状态为 $A'(\bar{c}_{i-1}, 0)$ 。然后轧件从状态 A' 转移到状态 B （状态 B 的实部为第 i 道次目标比例凸度），矢量 \overline{AB} 的倾斜角正切为 ζ_i ，其数值可以利用公式 (1-42) 计算出来。当比例凸度差异引起的板形变化超过极限值 ε_a 时，就会产生板形缺陷，所以 \bar{c}_i 的数值不能超过 $\bar{c}_{i-1} - \varepsilon_{i-1} + \varepsilon_a / \zeta_i$ 。终轧道次为了获得平直度良好的轧件，则必须满足 $\bar{c}_n = \bar{c}'_{n-1}$ 。

采用板形干扰因子，可以很容易的确定某一轧制道次的轧件的凸度和板形。通过凸度—板形矢量分析法可以在板形良好范围内确定某一道次轧件的出口凸度、轧制力和压下量，这为轧制规程的分配提供很好的帮助，这部分内容在第 6 章详细讨论。

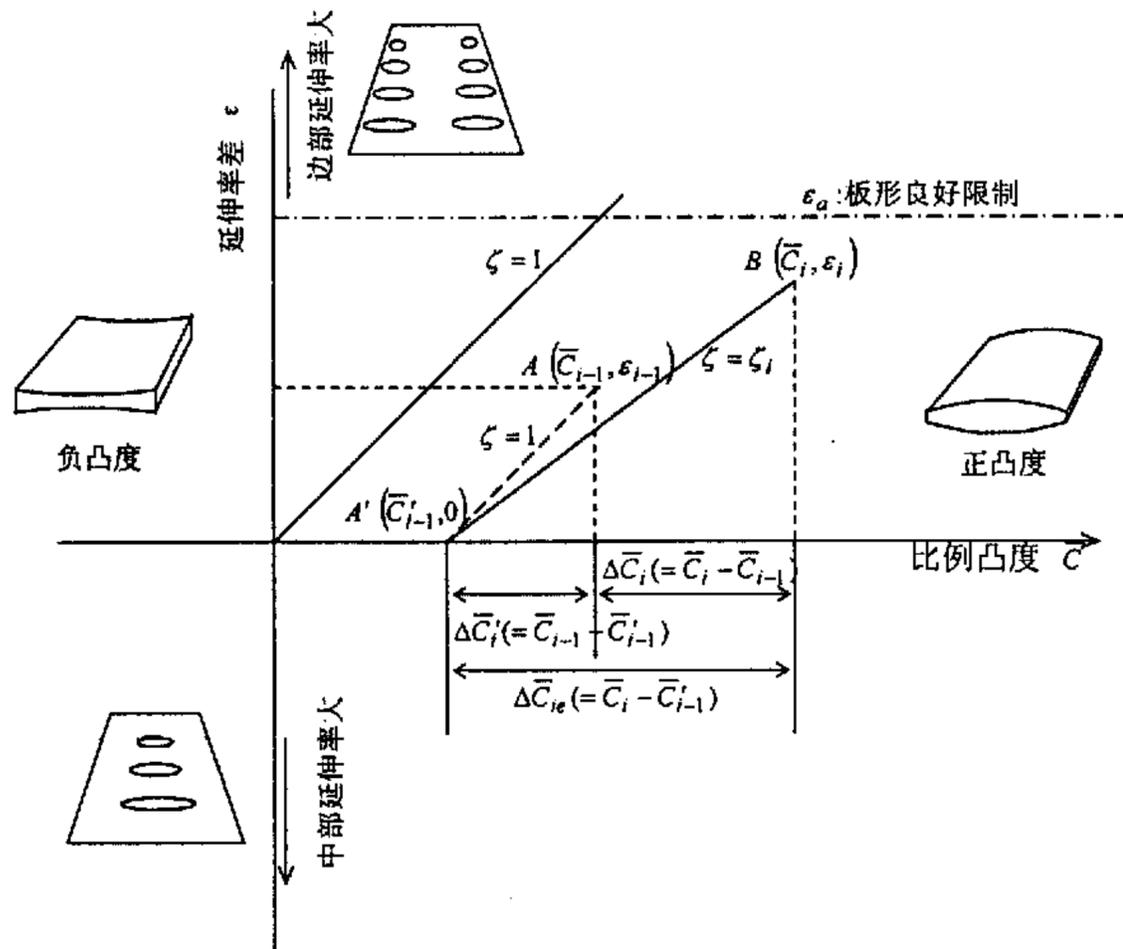


图 5.8 矢量分析法的机理
Fig 5.8 Theory of the vector analysis

5.4 板厚控制与板形控制之间的关系

目前液压厚度控制系统在国内中厚板厂家得到广泛应用。这项技术使得轧件的厚度精度得到明显提高。但同时国内中厚板厂家绝大部分没有板形控制设备和检测设备,为了保证板形与板凸度,一般通过轧制规程分配使得轧制过程的后 3 或 4 个道次满足等比例凸度原则。AGC 控制系统的目标是保证轧件长度方向的厚度均一性,而此时板形控制是开环控制,所以在一定程度上轧件的板形与板凸度会受到损害,这种情况对于轧制宽薄材非常不利。

针对这种情况,作者提出一种控制策略—板形锁定法^[161,162]。这种方法可以有效保护板形与板凸度,而且对厚度精度的影响很小。

5.4.1 AGC 对板形控制的影响

AGC 的控制目标是减少轧件长度方向的厚度偏差。由于 AGC 调节的是纵向厚度,所以弹跳方程的系统误差不会产生严重的不良影响。在轧制过程中直接用于控制的参数为实测辊缝 s 和压力 F ,忽略次要因素,弹跳方程可以简单地用式(5-43)表示。

$$s = h - \frac{F}{K} \quad (5-43)$$

式中, h 是轧件出口厚度; K 是轧机刚度。

在轧制过程中,轧件温度计算误差,来料厚度波动以及黑印的影响等都会造成轧制力的变化,为讨论方便,这里只研究来料厚度波动的影响,而其它因素的影响可以依此类推。如图 5.9 所示,假定轧件的入口厚度有一个波动,即从 H_0 变化到 H_1 ,如果设定辊缝值保持 s_0 不变,则轧件的出口厚度从 h_0 变成 h_1 ,轧制力从 F_0 变成 F_2 。当设定辊缝从 s_0 逐步变为 s_1 ,则轧制力 F_0 变成 F_1 ,显然这种调节方法可以提高轧件出口厚度精度,这种调节方式也就是 AGC 系统的基本工作原理。

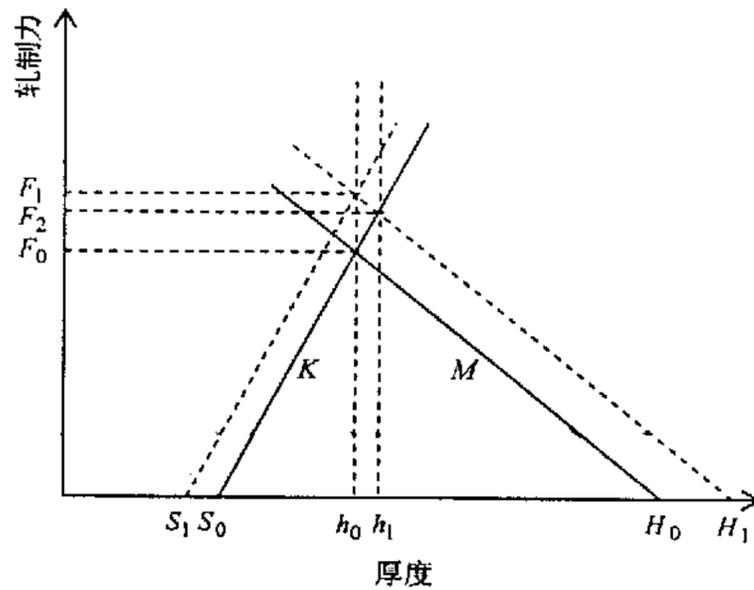


图 5.9 AGC 控制的基本原理
Fig 5.9 Theory of AGC

这种调节方法对板形的影响通过图 5.10 可以看出来。在轧制过程中如果轧件越厚，则温度越高，这意味着轧件的变形抗力和轧件的塑性系数 M 也越小。随着轧件厚度减小，温度下降，轧件的塑性系数会越来越大，所以在不同的厚度条件下同样的来料厚度波动造成的轧制力波动不一样。

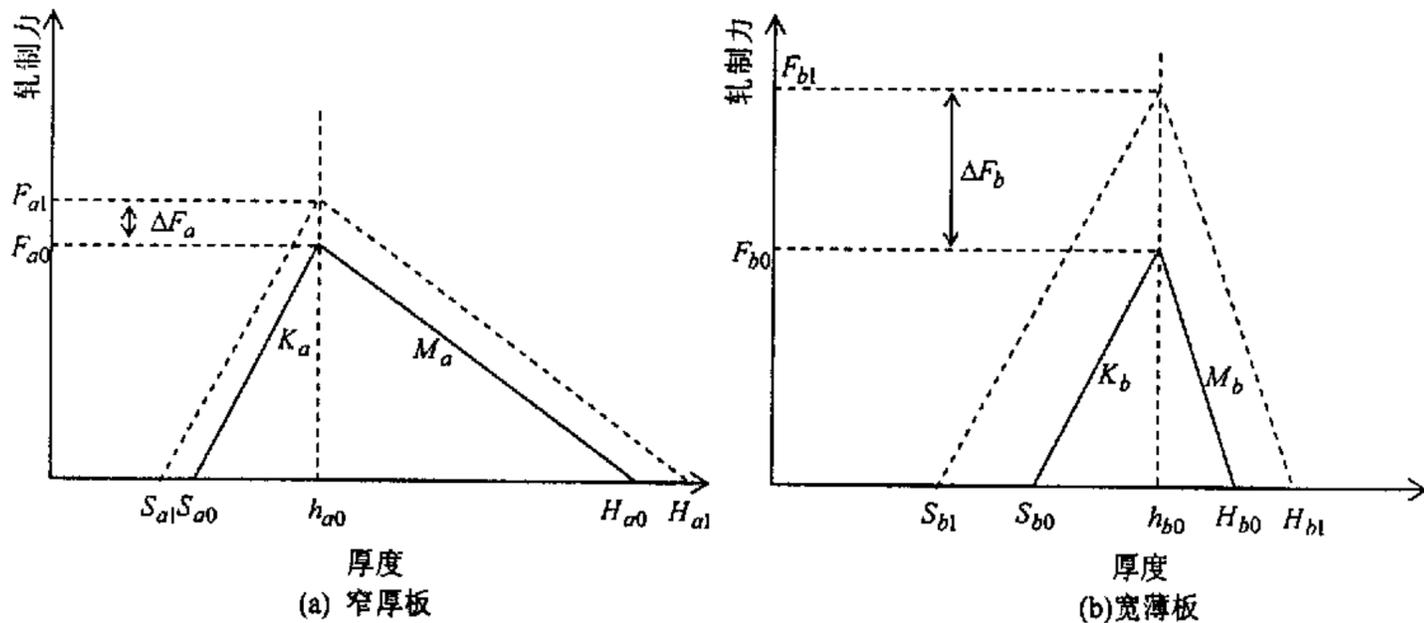


图 5.10 AGC 对板形的影响
Fig 5.10 Influence of AGC on the plate shape

一般的，轧制过程的板凸度 C_r 与轧制力 F 存在式 (5-44) 的关系

$$C_r = \alpha \cdot F + \beta \tag{5-44}$$

其中， α ， β 是模型系数，其大小与轧件宽度、轧辊尺寸和凸度有关。

比例凸度用式 (5-45) 表示，

$$C_p = \frac{\alpha \cdot F + \beta}{h} \tag{5-45}$$

如图 5.10(a)所示，此时轧件宽度较窄且厚度较厚，轧件的比例凸度如式 (5-46) 和 (5-47) 所示，

$$Cp_{a0} = \frac{Cr_{a0}}{h_{a0}} = \frac{\alpha \cdot F_{a0} + \beta}{h_{a0}} \quad (5-46)$$

$$Cp_{a1} = \frac{Cr_{a1}}{h_{a1}} = \frac{\alpha \cdot F_{a1} + \beta}{h_{a0}} \quad (5-47)$$

其比例凸度的变化为,

$$\Delta Cp_a = \Delta Cp_{a0} - \Delta Cp_{a1} = \frac{\alpha \cdot (F_{a0} - F_{a1})}{h_{a0}} = \frac{\alpha \cdot \Delta F_a}{h_{a0}} \quad (5-48)$$

如图 5.10(b)所示, 此时轧件宽度较宽且厚度较薄, 同理可得轧件的比例凸度变化为,

$$\Delta Cp_b = \frac{\alpha \cdot \Delta F_b}{h_{b0}} \quad (5-49)$$

因为有 $h_{a0} > h_{b0}$ 和 $\Delta F_a < \Delta F_b$, 所以有式 (5-50) 成立

$$\Delta Cp_a < \Delta Cp_b \quad (5-50)$$

根据矢量分析法, 比例凸度的变化与板形的关系可用式 (5-51) 表示,

$$\Delta \lambda = \xi \cdot \Delta Cp \quad (5-51)$$

式中, $\Delta \lambda$ 为翘曲度变化; ξ 为板形转化系数, 如果轧件宽厚比越大, 则 $\Delta \lambda$ 值越大。由此可以得出, 轧件越厚, 温度越高, AGC 对板形的影响越小; 轧件越薄, 温度越低, AGC 对板形的影响越大。如果在轧制宽薄板时, 忽略 AGC 对板形的影响, 就会使得轧件的板形恶化。

5.4.2 板形锁定法

板形锁定法其实是一种控制策略, 它的核心思想是在轧制宽薄板的最后一两个道次, 采用 APC 代替 AGC, 从而保护轧件的板形, 同时可以证明, 这种方法对厚度精度的影响很小。

如图 5.11 所示, 虽然轧件的入口厚度 H_0 变为 H_1 , 但是设定辊缝值 S_0 还是保持不变, 此时轧件的出口厚度从 h_0 变为 h_1 , 轧制力从 F_0 变为 F_2 。但是如果投入 AGC, 辊缝从 S_0 变为 S_1 , 轧制力从 F_0 变为 F_1 。

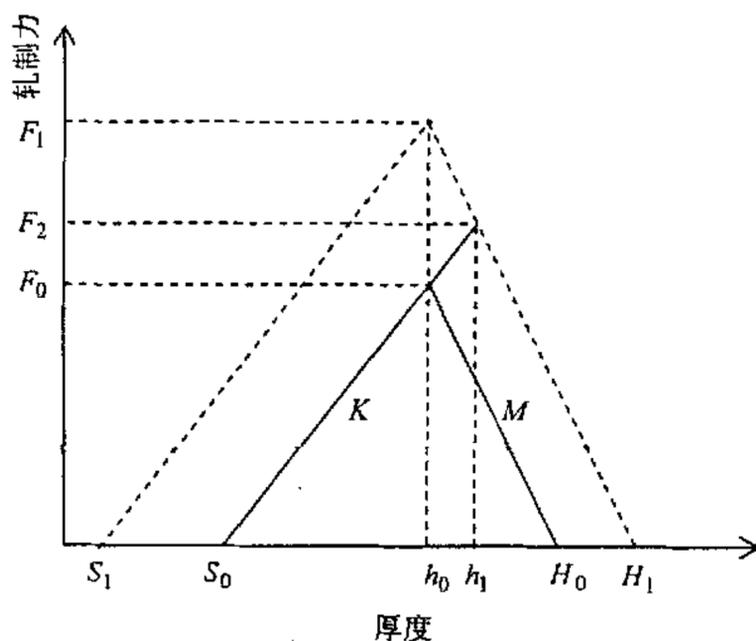


图 5.11 板形锁定法的基本原理
Fig 5.11 Theory of the Shape Lock-on Method

根据上一小节的理论，进行如下的推导：

$$Cr_0 = \alpha \cdot F_0 + \beta, \quad Cp_0 = Cr_0 / h_0 \tag{5-52}$$

$$Cr_1 = \alpha \cdot F_1 + \beta, \quad Cp_1 = Cr_1 / h_0 \tag{5-53}$$

$$Cr_2 = \alpha \cdot F_2 + \beta, \quad Cp_2 = Cr_2 / h_1 \tag{5-54}$$

下面需要证明公式 (5-55) 成立，

$$|\Delta Cp_1| = |Cp_1 - Cp_0| > |\Delta Cp_2| = |Cp_2 - Cp_0| \tag{5-55}$$

$$Cp_1 - Cp_0 = \frac{1}{h_0} (Cr_1 - Cr_0) = \frac{\alpha}{h_0} (F_1 - F_0) = \frac{\alpha \cdot \Delta F_1}{h_0} \tag{5-56}$$

$$Cp_2 - Cp_0 = \frac{Cr_2}{h_1} - \frac{Cr_0}{h_0} = \left(\frac{Cr_2}{h_0} - \frac{Cr_0}{h_0} \right) + \left(\frac{Cr_2}{h_1} - \frac{Cr_2}{h_0} \right) = \frac{\alpha \cdot \Delta F_2}{h_0} + \frac{h_0 - h_1}{h_0 h_1} Cr_2 \tag{5-57}$$

因为 $\alpha \cdot \Delta F$ 与 Cr_2 的数量级相同，而 $\left| \frac{1}{h_0} \right| \gg \left| \frac{h_0 - h_1}{h_0 h_1} \right|$ ，所以式 (5-57) 可以简

化为

$$Cp_2 - Cp_0 \approx \frac{\alpha \cdot \Delta F_2}{h_0} \tag{5-58}$$

$$\left| \frac{Cp_1 - Cp_0}{Cp_2 - Cp_0} \right| = \left| \frac{\Delta F_1}{\Delta F_2} \right| > 1 \tag{5-59}$$

由此，式 (5-55) 得证。

采用表 1 所示计算条件进行计算，可知 APC 对板形的影响远小于 AGC 对板形的影响。

$$Cp_1 - Cp_0 = \frac{\alpha \cdot \Delta F_1}{h_0} = 0.00405 \tag{5-60}$$

$$Cp_2 - Cp_0 \approx \frac{\alpha \cdot \Delta F_2}{h_0} = 0.0008027 \tag{5-61}$$

表 5.2 计算条件
Table 5.2 Calculation condition

计算参数	数值	计算参数	数值
$K, /kN/mm$	44	$\alpha, /mm/kN$	1.12×10^{-5}
$M, /kN/mm$	16 740	$\beta, /mm$	0.256
$H_0, /mm$	6.97	$F_0, /kN$	16 240
$H_1, /mm$	7.1	$F_1, /kN$	18 410
$h_0, /mm$	6	$F_2, /kN$	16 670

在轧制宽薄板时，最后一两个道次的翘曲度变化如果超过 0.3%，则容易发生浪形，所以投入 AGC 进行厚度控制则很有可能引起板形的缺陷，但是如果改用 APC 则基本上不会导致板形恶化。

下面的推导将证明在轧制宽薄板的最后 1 或 2 个道次 AGC 系统对于厚度精度的改善作用很小。

由于 AGC 的调节是一个动态调节过程，来料的厚差无法在瞬间消除，而必须通过相应的 AGC 算法进行逐步消除。以 BISRA 算法^[163-165]为例，

$$\Delta S_{k(k \rightarrow \infty)} = -\frac{C}{K} \Delta P_0 \frac{K+M}{K+(1-C)M}, \quad (5-62)$$

$$\Delta P_{k(k \rightarrow \infty)} = \Delta P_0 \frac{K+M}{K+(1-C)M}, \quad (5-63)$$

$$\Delta h_{k(k \rightarrow \infty)} = \Delta S_{k(k \rightarrow \infty)} + \frac{\Delta P_{k(k \rightarrow \infty)}}{K} = (1-C) \frac{\Delta P_0}{K} \frac{K+M}{K+(1-C)M}. \quad (5-64)$$

其中， ΔS_k 是第 k 次调节后的辊缝采样值； ΔP_0 是来料厚差引起的初始轧制力波动； ΔP_k 是第 k 次调节后的轧制力采样值； Δh_k 是第 k 次调节后的出口厚度偏差值； C 是调节系数。 $\frac{\Delta P_0}{K}$ 实际上就是来料厚度波动引起的出口厚度偏差。轧制宽薄板的最后一两个道次时， $\frac{M}{K}$ 一般大于 3，为了保证 AGC 系统的稳定性，提高收敛速度， C 值不能太大，一般不超过 0.5。取 $\frac{M}{K}=3$ ， $C=0.3$ ，根据式 (5-64) 可知，

$$\Delta h_{k(k \rightarrow \infty)} = \frac{\Delta P_0}{K} \frac{1}{1 + \frac{CK}{(1-C)(K+M)}} = 0.90 \times \frac{\Delta P_0}{K}. \quad (5-65)$$

由来料厚度引起的出口厚度偏差最多只有 10% 能被 AGC 消除，由此可知在轧制宽、薄轧件的后一、两各道次 AGC 的投入对厚度偏差修正没有明显效果。

虽然在轧制中厚板过程中，AGC 控制系统对提高厚度精度有较好的效果，

但是它对板形的开环控制有一定影响，特别是轧制宽薄材时容易出现浪形。本文提出一种针对板形的控制策略—板形锁定法，即在轧制宽薄材的最后一个道次，AGC 不投入，而改用 APC，通过理论推导，采用这种策略不仅对保护板形有很好的作用，而且对厚度精度的影响很小。通过在首钢 3500mm 中厚板轧机上进行应用，发现在轧制宽薄材时运用板形锁定法，轧件的厚度精度几乎没有受到不利影响变化，但轧件的板形得到较大改善。

5.5 本章小结

(1) 分析了新日铁在线板凸度预测模型的原理。并详细介绍了如何利用影响函数法计算轧辊机械凸度，并根据计算结果构造出简洁的线形回归数学模型，其拟合误差不超过 5%，适合实时计算。

(2) 分析了板形干扰因子和概念，指出板形干扰因子和凸度遗传系数的关系。并在此基础上讨论了凸度—板形矢量分析法的原理。

(3) 分析了 AGC 系统和板形开环控制的关系，通过理论推导得出轧制宽薄轧件时，AGC 对板形影响较大，而对厚度控制精度贡献不大。

(4) 提出适用于中厚板轧制的板形锁定法，理论推导和现场应用均已证明，这种方法能够在对厚度控制微小影响的前提下，避免轧制宽薄材时板形容易出现边浪的缺陷。

第6章 负荷分配与轧制规程计算

中厚板轧制规程计算是轧机过程控制模型设定系统的核心内容，它直接影响轧制节奏的快慢，同时最终产品性能和板形质量也与轧制规程的制定密不可分。如果轧制规程制定不合理，还有可能对轧机或电机等设备产生损坏。为了充分发挥设备的能力，尽量减少轧制道次，而又不影响其内在质量和外形尺寸精度，需要对其轧制规程进行优化。

6.1 负荷分配的发展过程

最初负荷分配是在连轧机上发展起来的^[22~24,74,103~113,166]。日本从20世纪60年代初期开始研究高精度轧制规程计算，当时是日本投资兴建板带轧机设备的鼎盛期，同时处于轧制操作计算机化的初期阶段，所以对作为轧制操作中最基本的轧制负荷分配计算提出了各种方案。图6.1表示了轧制负荷分配研究的进展。

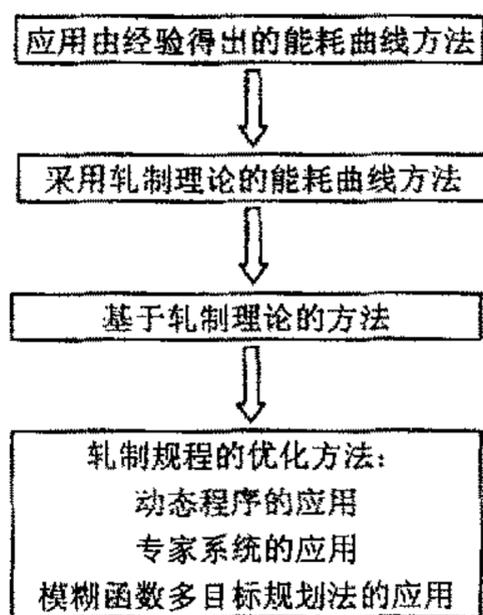


图 6.1 轧制规程计算技术的进程

Fig.6.1 The development of calculation of rolling schedule

6.1.1 能耗曲线法

最初日本八幡钢铁厂热轧的今井一郎开始对能耗曲线作定量化研究^[22,74,166]。今井的方法是采用轧制理论求出轧制负荷的数学方程式，利用力臂系数，采用变形抗力公式等使能耗曲线定量化，

$$\alpha = a_0 (\lambda^m - 1) \tag{6-1}$$

式中： $m = 0.31 + 0.21/h$ 。

假设各个机架轧制功率为 $N'_j (j=1,2,3,\dots,n)$ ，则整个机组对总功率为

$$N_{sum} = \sum_{j=1}^n N'_j \quad (6-2)$$

第 i 机架对累计功率（第 1 架到第 i 机架的功率的累计）

$$N_i = \sum_{j=1}^i N'_j \quad (6-3)$$

现规定 φ_i 为第 i 机架的累计负荷分配系数，则有

$$\varphi_i = \frac{\sum_{j=1}^i N'_j}{\sum_{j=1}^n N'_j} \quad (6-4)$$

由于

$$N' = \frac{A}{t} = a \frac{G}{t} \quad (6-5)$$

式中， A 是轧制能、 a 是单位能耗、 G 是钢坯质量、 t 是轧制时间。

对于各机架来说，钢坯质量 G 和轧制时间 t 是相等的，因此公式 (6-5) 可写成

$$\varphi_i = \frac{\sum_{j=1}^i a'_j}{\sum_{j=1}^n a'_j} = \frac{a_i}{a_{sum}} \quad (6-6)$$

式中， a_i 是第 1 架到第 i 机架的累计能耗、 a_{sum} 是总能耗、 a'_j 是第 j 机架自身的能耗。

根据式 (6-1) 有

$$a_i = a_0 (\lambda_i^m - 1) \quad (6-7)$$

$$a_{sum} = a_0 (\lambda_{sum}^m - 1) \quad (6-8)$$

式中， $\lambda_i = \frac{H_0}{h_i}$ 、 $\lambda_{sum} = \frac{H_0}{h_n}$ 。

代入公式 (6-6)，则得

$$a_0 \left[\left(\frac{H_0}{h_i} \right)^m - 1 \right] = \varphi_i a_0 \left[\left(\frac{H_0}{h_n} \right)^m - 1 \right] \quad (6-9)$$

$$\left(\frac{H_0}{h_i} \right)^m = \varphi_i \left[\left(\frac{H_0}{h_n} \right)^m - 1 \right] + 1 = \frac{\varphi_i [H_0^m - h_n^m] + h_n^m}{h_n^m} \quad (6-10)$$

最后得

$$h_i = \frac{H_0 h_n}{\left[\varphi_i (H_0^m - h_n^m) + h_n^m \right]^{\frac{1}{m}}} \quad (6-11)$$

当 $\varphi = 0$ 时, $h_i = H_0$, 即为钢坯厚度;

当 $\varphi = 1$ 时, $h_i = h_n$, 即为成品厚度。

单位能耗曲线也可以用累计对数变形的形式来表示。不论能耗曲线采用什么形式给出, 只要在给定的 H_0 、 h_n 以及累计能耗分配系数 φ_i 的情况下, 即可推出 h_i 的计算公式。这样给出不同的 φ_i 值, 即可算出各机架的出口厚度。因此厚度分配是否合理, 关键在与 φ_i 分配是否合理。目前许多带钢厂给出的 φ_i 值, 大多是生产经验的总结, 所以其负荷分配一般是可行的, 但不一定是最优的。

6.1.2 轧制理论法

随着计算机技术和轧制理论的发展, 铃木、镰田等提出不用能耗曲线, 所有计算全部依靠轧制理论的方法^[74]。当时轧制理论已经发展到相当成熟的程度, 因此他们采用复杂的非线性方程来表示轧制过程的各种关系, 并进一步求出负荷分配的解, 目前这种方法应用范围最广。

该方法的核心思想如下:

对于连轧机组任一机架负荷 P_i (压下量、轧制力、电机功率) 而言, 当入口厚度 h_{i-1} 和出口厚度 h_i 已知的情况下, 可根据轧制参数的数学模型求出该机架的负荷 P_i , 即轧制负荷是带钢入口厚度和出口厚度的函数 $P_i = f(h_{i-1}, h_i)$ 。为了充分发挥各机架的生产能力并防止负荷超限情况的发生, 一般希望各机架的生产负荷与极限负荷比值一定, 这称之为“等负荷分配”原则^[22,74]。

$$P_1 : P_2 : \dots : P_n = P_{1\max} : P_{2\max} : \dots : P_{n\max} = \alpha_1 : \alpha_2 : \dots : \alpha_n \quad (6-12)$$

式中:

$P_1, P_2 \dots P_n$ — 各机架负荷模型计算值;

$P_{1\max}, P_{2\max} \dots P_{n\max}$ — 各机架的极限负荷;

$\alpha_1, \alpha_2, \dots \alpha_n$ — 负荷分配比例系数;

n — 机架数。

负荷分配比例系数根据生产的实际情况确定, 它可以由操作人员手工设定, 也可以根据待轧带钢的尺寸规格和材料性质由参数系统自动设定。根据式(6-12)可建立如下的负荷分配非线性方程组。

$$\left. \begin{aligned} f_1(h_0, h_1, h_2) &= \alpha_2 P_1 - \alpha_1 P_2 = 0 \\ f_2(h_1, h_2, h_3) &= \alpha_3 P_2 - \alpha_2 P_3 = 0 \\ \dots\dots\dots \\ f_{n-1}(h_{n-2}, h_{n-1}, h_n) &= \alpha_n P_{n-1} - \alpha_{n-1} P_n = 0 \end{aligned} \right\} \quad (6-13)$$

式(6-13)中包括 $n-1$ 个方程。由于负荷 P_i 是 h_{i-1}, h_i 的函数, h_0, h_n 分别为已知来料的厚度和成品带钢厚度, 因此式(6-13)中的未知量即为所求的机架间带

钢厚度 ($h_1 \sim h_{n-1}$), 共 $n-1$ 个, 方程数与未知量数相等。通过解此非线性方程组, 可实现基于负荷成比例的分配优化。将式(6-13)由向量表示可得

$$f(\mathbf{X}) = \mathbf{0} \tag{6-14}$$

式中:

$$\mathbf{X} = \begin{pmatrix} h_1 \\ h_2 \\ \vdots \\ h_{n-1} \end{pmatrix}, \quad f(\mathbf{X}) = \begin{pmatrix} f_1(\mathbf{X}) \\ f_2(\mathbf{X}) \\ \vdots \\ f_{n-1}(\mathbf{X}) \end{pmatrix}, \quad \mathbf{0} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix}$$

将 $f(\mathbf{X})$ 在近似解向量 $\mathbf{X}^{(k)}$ 处, 按泰勒级数展开得

$$f(\mathbf{X}) \approx f(\mathbf{X}^{(k)}) + f'(\mathbf{X}^{(k)}) (\mathbf{X} - \mathbf{X}^{(k)}) \tag{6-15}$$

令左端项为 0 来近似代替方程组

$$f(\mathbf{X}^{(k)}) + f'(\mathbf{X}^{(k)}) (\mathbf{X} - \mathbf{X}^{(k)}) = 0 \tag{6-16}$$

式中:

$$f'(\mathbf{X}^{(k)}) = J = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \frac{\partial f_1}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_1}{\partial x_n} \\ \frac{\partial f_2}{\partial x_1} & \frac{\partial f_2}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_2}{\partial x_n} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \frac{\partial f_{n-1}}{\partial x_1} & \frac{\partial f_{n-1}}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_{n-1}}{\partial x_n} \end{bmatrix}_{\mathbf{X}=\mathbf{X}^{(k)}}$$

线性化后得

$$\mathbf{X}^{(k+1)} = \mathbf{X}^{(k)} - [f'(\mathbf{X}^{(k)})]^{-1} f(\mathbf{X}^{(k)}) \quad k = 0, 1, 2, \dots \tag{6-17}$$

对于雅可比矩阵 $\mathbf{f}'(\mathbf{X})$ 可作如下作理

$$f'(\mathbf{X}) = \frac{f(\mathbf{X} + \Delta\mathbf{X}) - f(\mathbf{X})}{\Delta\mathbf{X}} \tag{6-18}$$

$\Delta\mathbf{X}$ 可给定一极小常量, 通过这样处理可简化雅可比矩阵的计算, 符合在线控制的要求。该方程组的求解一般采用 Newton-Raphson 法, 但是这种方法对初值选取要求比较严格, 初值精度影响着迭代计算的速度和收敛状况。

6.1.3 负荷分配的优化算法

由于轧制理论法基本解决了轧制规程的计算机分配原则, 所以后来的工作基本针对轧制规程的优化进行。

冈户、铃木提出动态规划法来求解连轧过程的最优轧制规程^[74]。下面通过一个 6 机架连轧机组的规程分配加以说明。

如图 6.2 所示, 连轧机中的某机架出口厚度为 h_i 是在一定范围内可以变化的, 其上限为 $h_{\text{上限}}$, 其下限为 $h_{\text{下限}}$, 在上下限范围内, 可以有很多种选择方案

(ABCDEFGH 只是其中的一种), 为了找出 h_i 的最优值, 可以将 $h_{\text{上限}} - h_{\text{下限}}$ 的差值进行 m 等分 (即每个机架的出口厚度可能有 m 个值)。然后利用动态规划法进行求解。

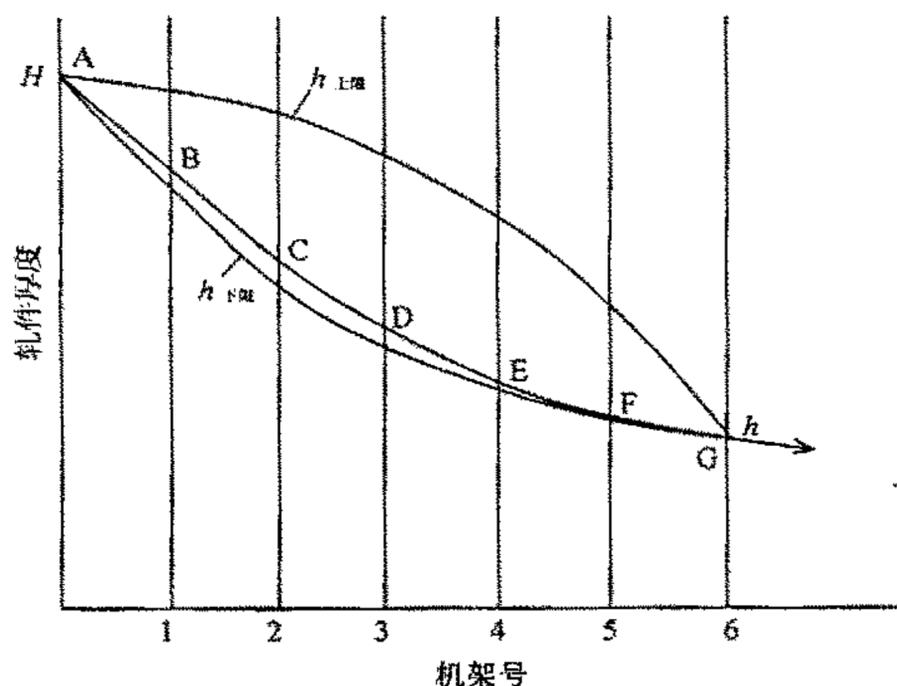


图 6.2 厚度分配的图示
Fig.6.2 Graph of gauge allocation

动态规划的最优化原理为：“一个过程的最优策略具有这样的性质，即无论其初始状态与初始决策如何，随后的诸决策对第一个决策所形成的形态作为初始状态的过程而言，必须构成一个最优策略”。将该原理用于最短路径问题时可以叙述为：一条路径如果是最短路径，则对该路径的任何一点来说，最短路径以此点为起点的剩余部分，仍然是从此点到终点的最短路径。

对于连轧机组的规程分配来说，情况基本与最短路径相似，只是目标函数不是简单的距离，而是根据要求选定的评价函数。

作为优化方法，应用动态规划法进行轧制规程的分配具有下面特点：

动态规划法不是解析方法，适合于采用计算机进行数值求解，因此不会混同极小值与最小值，一定能够得到最小值。

对各机架入口轧件厚度和压下率的附加约束不会增加问题的复杂程度，相反有利于减少数值计算的繁琐程度。

可以简明理解板坯厚度、约束条件等对评价函数的影响大小。

还有诸如罚函数法、拉格朗日法、加权法^[22]等都是对负荷分配的优化方法。另外国内梁国平提出等负荷函数分配法^[106]也是一种功能很强的负荷分配方法。

近十年来，人工智能在轧制规程上的应用得到充分体现：北村^[55]等人提出了根据多目标模糊规划的最佳轧制规程设计算法，村上等人提出专家系统的运用方法^[65]，国内孙晓光^[70]将协同人工智能技术应用于连轧过程的负荷分配等，这里就不一一介绍。

中厚板轧制规程的计算有其自身的特点。因为中厚板轧制过程是在一个机架上完成，而中厚板的轧制一般需要三个阶段：成形阶段、展宽阶段、伸长阶段，不同的轧制阶段采取的轧制规程分配思想也不同。下面就不同阶段的轧制规程计算加以论述。

6.2 中厚板轧制策略的制定

因为中厚板轧机的产品宽度范围和厚度范围很大，而中厚板的坯料规格是有限的，所以中厚板的轧制过程需要进行成形轧制和展宽轧制来适应终轧产品的尺寸要求。不同的产品可能需要的轧制阶段不一样，为此需要根据实际情况制定中厚板的轧制策略。轧制策略的好坏直接影响最终产品的平面形状和成材率，同时它还影响到轧制节奏。一般来说，中厚板的轧制策略^[1]有 5 种，如图 6.3。

图 6.3 中的纵—横—纵轧制策略表示坯料先进行成形轧制，然后进行展宽轧制，最后进行伸长轧制；横—纵轧制策略表示坯料先进行横向展宽轧制，然后进行伸长轧制；纵—横轧制策略表示坯料先进行纵向展宽轧制，然后进行伸长轧制；全纵轧制策略表示坯料直接进行伸长轧制；全横轧制策略表示坯料旋转 90 度后进行伸长轧制。

成形轧制的作用，一般认为是消除板坯表面不平或由于剪断引起的端部压扁的影响，使得展宽轧制前获得准确的坯料厚度减少横轧时的桶形，为提高展宽轧制阶段的板厚精度和展宽精度打下良好的基础，而且成形阶段道次不宜过多，一般为 1~4 个道次。但是成形阶段还有一个重要作用没有得到重视，就是它可以改善最后产品的平面形状。实践证明⁴展宽比越大时，要想获得良好的板形和平面形状，必须增加展宽前轧件的长度，如图 6.4。但是国内中厚板生产过程中为了抢产量，忽视了成形阶段的作用，直接进行横—纵轧制。总体来说，成形阶段轧件温度比较高，轧件厚度值也较大，板形不是制约轧制规程的因素，所以在设备能力范围内尽量采用大压下量。

展宽阶段的作用很明显就是为了满足成品宽度的要求，将成形后的轧件在宽度或长度方向上得到展宽，直至获得成品钢板的毛边宽度为止。目前国内的中厚板生产过程主要采用横向展宽或纵向展宽法进行展宽轧制（对应轧制策略中的横—纵轧和纵—横轧），而角轧方式主要用于三辊劳特式轧机，目前已基本淘汰。展宽轧制使得轧件在纵、横两个方向上都得到变形，有助于改善钢板的各向异性。但是如果纵向变形和横向变形的分配比不合适，会造成轧件成材率降低。

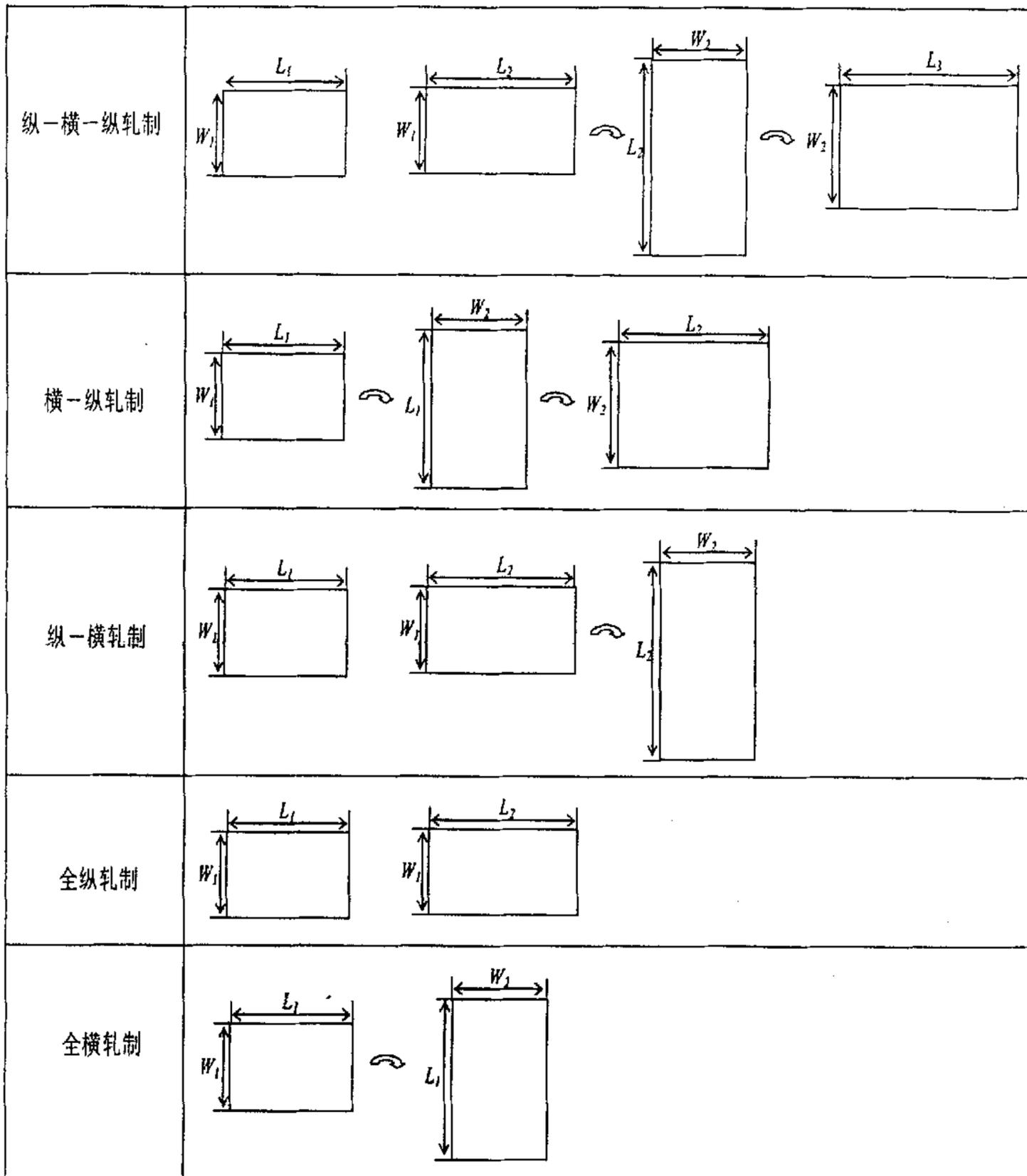


图 6.3 中厚板轧制策略
Fig.6.3 The rolling strategy of plate

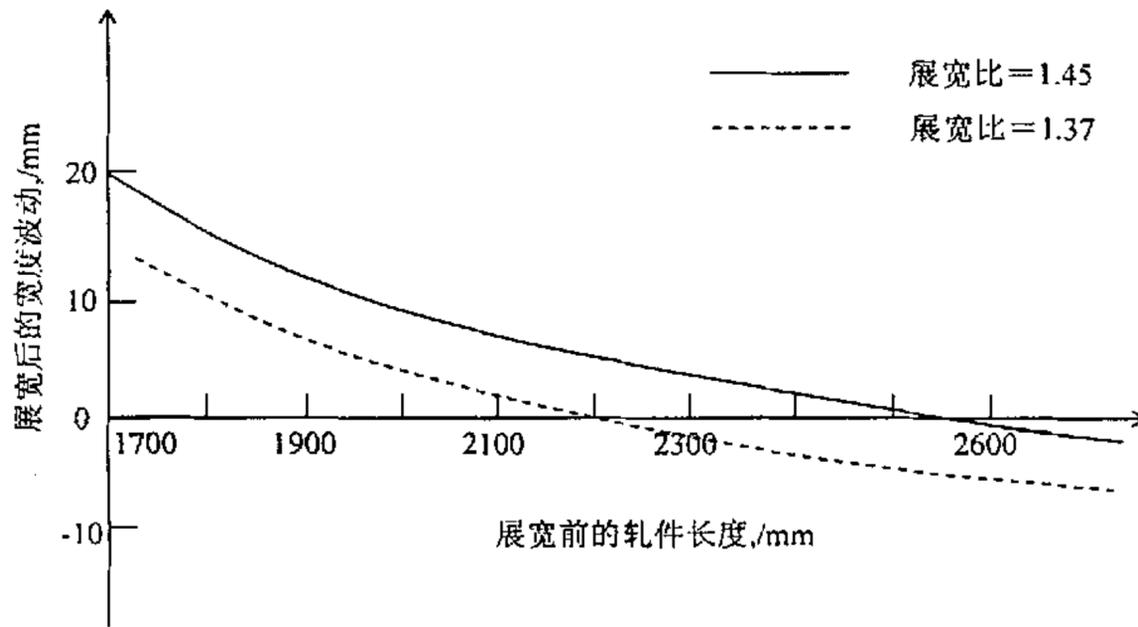


图 6.4 展宽前轧件长度与展宽后的宽度波动值的关系
 Fig.6.4 Relationship between plate length before broadening and width deviation after broadening

展宽轧制时钢板展宽量的变化受板坯形状、展宽量、展宽比和成形轧制的影响，展宽变化量与展宽比（展宽轧制后的板宽与坯料板宽的比值）之间的关系如图 6.5 所示。从图中可以看出：展宽比在 1.4 左右时展宽变化量最小，小于 1.4 时，成品板呈凹形，大于 1.4 时，成品板呈桶形。因此如果展宽比远离 1.4，钢板且边损失增大。此外，展宽轧制时板坯越厚，道次压下量越小，展宽轧制后板坯的侧边折叠量越大。试验证明：当展宽轧制开始时板坯厚度小于 200mm、道次压下量为 20~30mm 时，板坯侧边折叠量较小。总体来说，展宽阶段轧件温度比较高，轧件厚度值也较大，板形已不是制约轧制规程的因素，所以在设备能力范围内尽量采用大压下量。

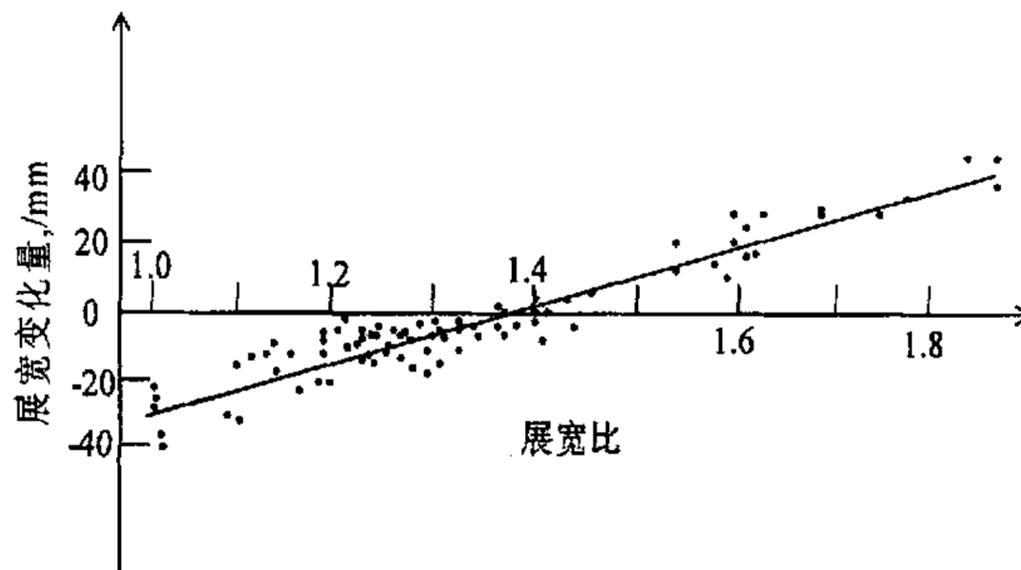


图 6.5 展宽比与展宽量的关系
 Fig.6.4 Relationship between spread ratio and spreading quantitative

展宽轧制后，板坯需要旋转 90 度进行伸长轧制，直至满足成品钢板的厚度、板形和性能要求。伸长轧制直接涉及产品最终的厚度精度、板形精度和综合性

能，所以该阶段的轧制规程的分配至关重要。

综合考虑中厚板坯料尺寸、成品尺寸以及成材率对要求，给出中厚板轧制策略制定方法，其计算流程图如图 6.6 所示。通过流程图可以看出，纵—横—纵的轧制策略是优先考虑的轧制策略，同时还要兼顾展宽比接近 1.4 时展宽量最小的条件。

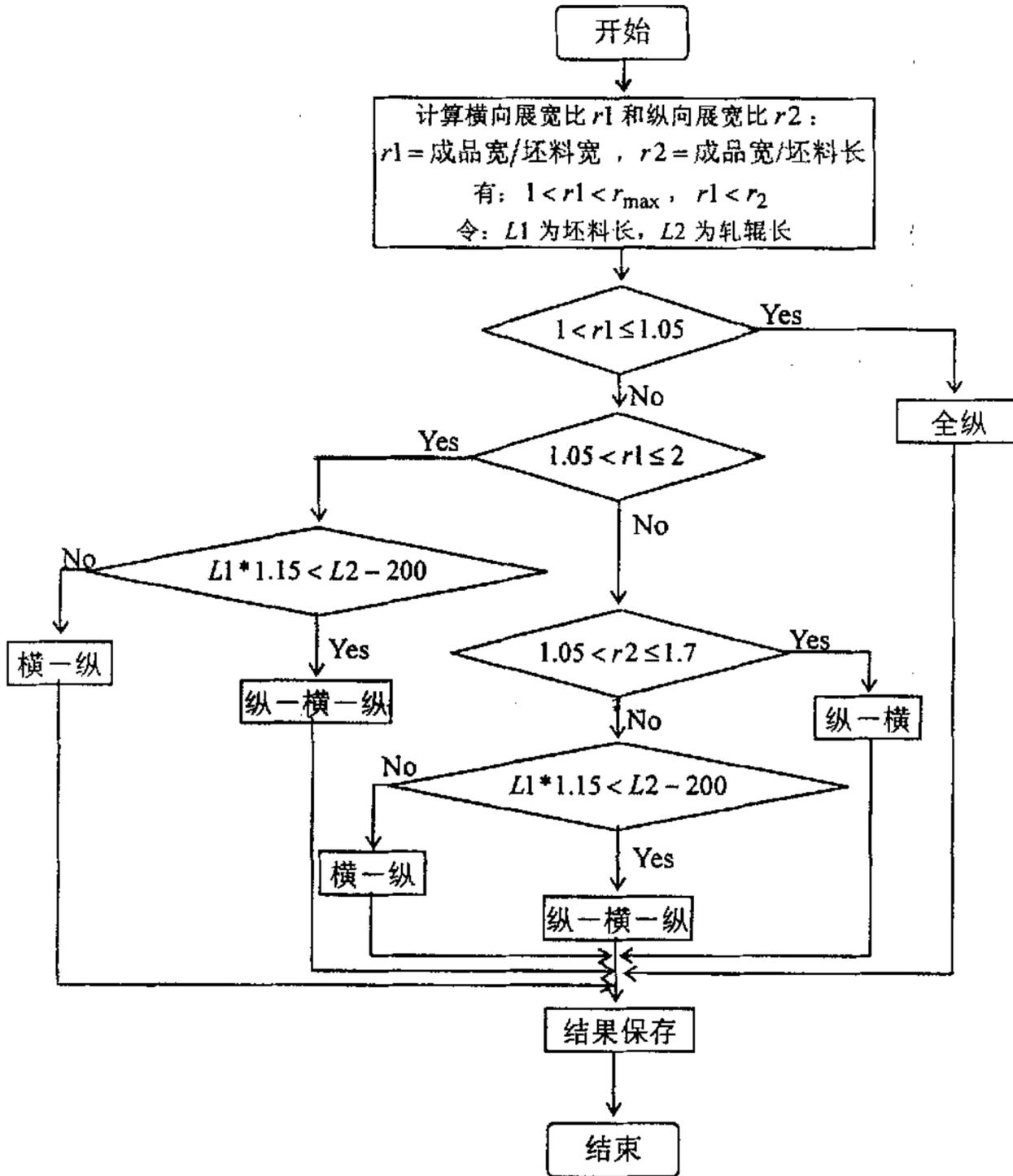


图 6.6 中厚板轧制策略计算流程图

Fig.6.6 Flow chart of calculation of plate rolling strategy

6.3 成形阶段轧制规程的计算

6.2 节已经解释了成形阶段的作用。下面就该阶段的轧制规程加以分析。因为成形阶段轧件的厚度较厚，而且此时轧件的温度较高，所以该阶段的轧制力较小，而且不存在板形恶劣的问题，影响该阶段轧制规程的因素主要有以下几

条:

- 轧辊长度的限制;
- 转钢长度的限制;
- 成形阶段压缩比不超过 2.5;
- 道次压下量不超过最大压下量许可值;
- 轧制力矩不超过最大许可轧制力矩;
- 咬入角不超过最大咬入角限制;
- 最大道次数不超过 4

首先根据前 3 条限制条件确定成形阶段的最大出口厚度 h_{size_target} , 然后根据其他条件求出各道次的许可最大压下量, 假定最大道次不超过 2, 如果第 2 个道次轧件的出口厚度大于 h_{size_target} , 则将该出口厚度作为新的成形阶段目标出口厚度, 否则将成形阶段总压下量一分为二, 每个道次的压下量都相等; 假定最大道次等于 4, 如果第 3 个道次轧件的出口厚度小于 h_{size_target} , 令总轧制道次等于 2, 重新进行计算, 否则最大轧制道次还是等于 4, 进行第 4 道次出口厚度的计算, 如果第 4 个道次轧件的出口厚度大于 h_{size_target} , 则将该出口厚度作为新的成形阶段目标出口厚度, 否则进行道次压下量的调整使得第 4 道次的出口厚度等于目标厚度 h_{size_target} , 其计算流程图如图 6.7。

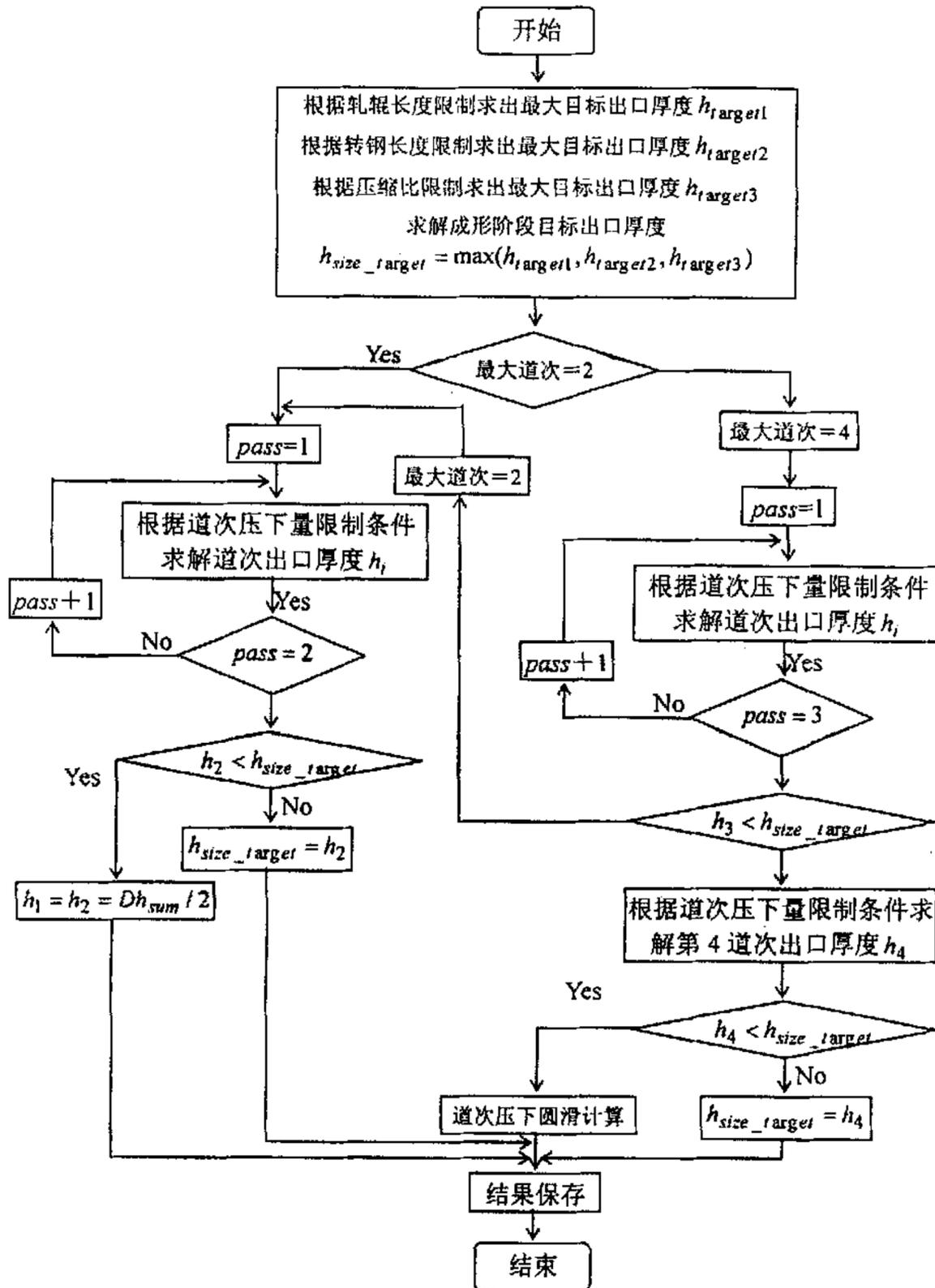


图 6.7 成形阶段轧制规程分配计算流程图
Fig.6.7 Flow chart of schedule design of sizing phase

6.4 展宽阶段轧制规程的制定

展宽阶段需要将轧件进行展宽，因为展宽阶段的轧件长度就是终轧产品的毛边宽度，所以需要对阶段的宽展量进行准确的考虑，同时该阶段轧件的厚度仍然比较厚，压下量对轧件的板形不会出现恶劣的影响，所以在规程分配时不用过多考虑板形的影响。

展宽阶段的规程分配采用等轧制力或等轧制力矩的策略进行压下调整。与连轧过程不同，展宽阶段的轧制总道次数不是一个固定值，而是根据计算得出

的结果。

下面根据中厚板展宽阶段的轧制特点提出展宽阶段的轧制规程计算方法—可变动道的综合负荷平衡分配法。

6.4.1 综合负荷函数

首先介绍综合等负荷函数法的基本思想。综合等负荷函数法^{[1][3]}的基本思想是：假设轧制道次为 n ，各道次的出口厚度为 $h_1, h_2, h_3, \dots, h_n$ ， h_0 是第 1 道次的入口厚度。根据轧制工艺理论有以下关系式，

$$P_i = P_i(h_{i-1}, h_i) \quad (6-19)$$

$$M_i = M_i(h_{i-1}, h_i) \quad (6-20)$$

$$C_i = C_i(h_{i-1}, h_i) \quad (6-21)$$

一般的轧制过程，轧制力 P_i 、轧制力矩 M_i 、轧件凸度 C_i 等参数是道次入口厚度或出口厚度的单调函数。这些函数称为负荷函数。取综合负荷函数 $f_i(h_{i-1}, h_i)$ 的表达形式为式 (6-22)，

$$f_i(h_{i-1}, h_i) = \min\left\{\alpha_{P_i} \cdot \frac{P_{i\max} - P_i}{P_{i\max}}, \alpha_{M_i} \cdot \frac{M_{i\max} - M_i}{M_{i\max}}, \alpha_{C_i} \cdot \frac{C_{i\max} - C_i}{C_{i\max}}\right\} \quad (6-22)$$

取目标函数为公式 (6-23)，

$$\min_{h_0, h_1, \dots, h_n} \max_i \{f_i(h_{i-1}, h_i) | i = 1, 2, \dots, n\} = \max_{h_0, h_1, \dots, h_n} \min_i \{f_i(h_{i-1}, h_i) | i = 1, 2, \dots, n\} \quad (6-23)$$

该目标函数存在且唯一存在最优解，并满足公式 (6-24)。

$$f_1(h_0, h_1) = f_2(h_1, h_2) = \dots = f_n(h_{n-1}, h_n) \quad (6-24)$$

该算法具有以下几点优势：

- ① 适应性强，能够根据需要添加或删除约束条件。
- ② 对于不同工艺要求，可以很灵活的选取分配系数来满足。
- ③ 将其解法简化为求单调函数的最优解，使求解过程简单化。

但是该方法在中厚板展宽阶段应用过程中存在如下问题：

- ① 中厚板展宽阶段轧制总道次数事先是未知的；
- ② 目标函数虽然单调，但如果综合负荷系数取值不当时，会造成某一道次（非最后道次）出口厚度比终轧厚度小的情况，造成迭代计算无法进行。

6.4.2 可变动道的综合负荷平衡分配法

为了使综合等负荷分配法在展宽阶段规程分配得到良好的应用，需要对该算法作出如下改进。

算法采用两层迭代方法，第一层针对总轧制道次进行迭代；第二层针对综

合负荷函数值的平衡协调分配进行迭代求解。

中厚板轧制道次数在规程分配前是不知道的，所以首先需要假设一个轧制总道次数进行初始计算，然后根据计算结果来改变道次数。轧制总道次数的初始值确定方法如下：

首先根据中厚板精轧过程的工艺特点确定一个道次最大压下率 ε_{\max} （对精轧过程来说为该数值为 30% 左右），假设轧制道次数为 n ，则公式 (6-25) 成立。

$$h_0(1 - \varepsilon_{\max})^n < h_{t\text{arget}} \quad (6-25)$$

其中， h_0 为初始厚度， $h_{t\text{arget}}$ 为最终目标厚度。

公式 (6-25) 表达的内容是如果每个道次都采用最大压下率进行轧制，则最后一个道次即第 n 道次的出口厚度肯定小于最终目标厚度。

$$(1 - \varepsilon_{\max})^n < \frac{h_{t\text{arget}}}{h_0} \quad (6-26)$$

$$n = \text{Int}(\ln \frac{h_{t\text{arget}}}{h_0} / \ln(1 - \varepsilon_{\max})) \quad (6-27)$$

一般来说 n 为小数，需要将 n 进行求整处理（公式 (6-27) 中的 Int 为求整函数），然后将求整后的 n 作为第一次外层迭代中总轧制道次的初始值，在此基础上再进行内层的综合负荷函数值的平衡求解。

内层的综合负荷函数值的平衡求解过程是一个迭代过程。为了避免迭代不收敛，在内层迭代过程中作如下处理：

首先不限定综合负荷系数大小，而只要求各道次的综合负荷系数相等，即各轧制道次处于一种等负荷状态，所以内层迭代的收敛判据就是各道次之间的综合负荷系数的差值小于给定误差。如果内层计算收敛后，需要对各个道次的轧制参数进行检查，如果某个道次的轧制参数超过限幅或其综合等负荷函数值超过限制值，返回第一层迭代，将总轧制道次加 1，再重新进行内层迭代，直至在某一定轧制总道次下，道次轧制参数和综合等负荷函数值满足要求。

下面介绍迭代过程的调整方法。

①根据总轧制道次初始化各道次的出口厚度，使得各道次的压下率 ε_i 相等，然后计算各道次的综合负荷函数值 $f_i(h_{i-1}, h_i)$ ，很明显有

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = \dots = \varepsilon_n < \varepsilon_{\max} \quad (6-28)$$

②求解综合负荷函数值最大值对应的轧制道次数 $k1$ 和综合负荷函数值最小值对应的轧制道次数 $k2$

$$f_{k1}(h_{k1-1}, h_{k1}) \geq f_i(h_{i-1}, h_i) \quad i = 1, 2, \dots, n; \text{且 } i \neq k1 \quad (6-29)$$

$$f_{k2}(h_{k2-1}, h_{k2}) \leq f_i(h_{i-1}, h_i) \quad i = 1, 2, \dots, n; \text{且 } i \neq k2 \quad (6-30)$$

③调整 k_1 和 k_2 这两个道次的压下率，调整方法采用二分法。保持其它道次压下率不变，减少 k_1 道次的压下率，增加 k_2 道次的压下率，使得这两个道次的综合负荷函数值相等。因为综合负荷函数对压下率是单调的，令 $C = f_{k_1}(h_{k_1-1}, h_{k_1}) - f_{k_2}(h_{k_2-1}, h_{k_2})$ ， C 也是单调函数，当 $C = 0$ 时这两个道次的综合负荷函数值相等，因为二分法对于单调函数肯定是收敛的，所以调整方法采用二分法可以避免迭代不收敛的问题。

④在 k_1 道次和 k_2 道次的综合负荷函数值相等后，返回②寻找下一对综合负荷函数差值最大的道次进行调整直至所有道次的综合负荷函数值的差别小于给定误差。

该算法的计算流程如图 6.8 所示。

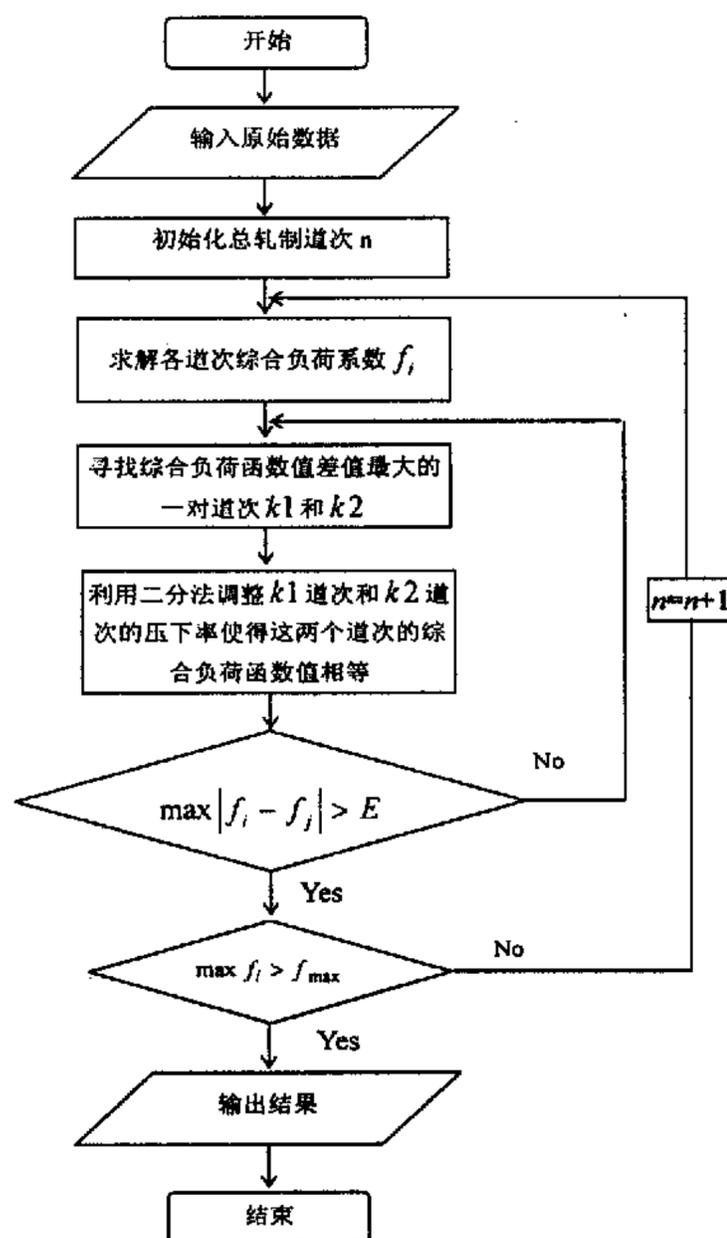


图 6.8 综合等负荷函数法优化分配规程计算框图

Fig.6.8 Flowchart of optimizing roll schedule with equal load function method

采取这样的计算步骤，基本上解决了综合等负荷函数法在中厚板展宽阶段轧制规程分配过程中应用的障碍。

以首钢改造前的设备参数为条件进行优化计算，设备参数如表 6.1 所示。

来料规格为 132mm×2200 mm，展宽阶段目标厚度 47.2mm，钢种为普碳钢，开轧温度 1030℃，通过优化程序计算，经过 6 个道次就可以满足展宽阶段的要求。轧制规程如表 6.2 所示，采用 PIII700，内存 128M 的计算机，其计算时间为 30ms，足够满足中厚板轧制过程实时控制的要求。

表 6.1 设备参数

Table 6.1. Equipment parameters

设备名称	参数	设备名称	参数
工作辊直径/mm	900	最大许可轧制力距/kNm	3400
支撑辊直径/mm	1370	压下方式	电动/液压
辊身长度/mm	3340	电机转速,r/min	0/35/80
最大许可轧制力/kN	40000		

表 6.2 计算轧制规程

Table 6.2. Sample of optimizing schedule

道次	1	2	3	4	5	6
出口厚度 /mm	117.7	103.0	88.2	73.8	60.0	47.2
轧制力 /kN	17 473	19 107	20 884	22 773	25 203	28 119
轧制力距 /kNm	2 430	2 431	2 420	2 392	2 393	2 393

可以看出采取这种算法，可以避免 Newton-Rapson 算法雅可比矩阵的求解，而且其收敛性和计算速度都可以得到保证。

6.5 伸长阶段轧制规程的计算

伸长阶段需要将精确控制轧件的厚度精度和板形精度，所以其轧制规程的分配不能简单的采用等负荷分配。

根据现场轧制经验可知，伸长阶段最后几个道次的压下量对轧件的板形有很大的影响，其轧制力在最后几个道次基本呈线性下降。这与采用恒比例凸度原则进行轧制规程分配是基本吻合的。

在第 5 章讲到钢板轧制时获得良好板形的条件是钢板的比例凸度基本为一恒定值。根据对四辊轧机轧辊弹性变形分析已知，在不考虑轧件横向流动的情况下，道次钢板出口凸度 $(C_R)_i$ 与轧制力之间基本呈线性关系：

$$(C_R)_i = \alpha_i F_i + X_i \tag{6-31}$$

式中， F_i 是第 i 道次的轧制力、 X_i 是其它因素对道次出口凸度的影响、 α_i 是模型参数。

根据等比例凸度要求，可知

$$\frac{\alpha_{i-1} F_{i-1} + X_{i-1}}{h_{i-1}} = \frac{\alpha_i F_i + X_i}{h_i} = \dots = C_p \tag{6-32}$$

$$F_i = \frac{C_P \cdot h_i - X_i}{\alpha_i} \quad (6-33)$$

一般的如果轧件宽度相同,则对于一块钢来说,有 $X_{i-1} = X_i$, $\alpha_{i-1} = \alpha_i$,所以公式(6-33)中,轧制力与轧件的出口厚度之间呈线性关系。

但是如果整个伸长阶段完全按照等比例凸度来进行规程分配,会造成道次数偏多。而实际上中厚板轧制过程中,轧件存在一定的横向流动,即使中间道次偏离恒比例凸度线,实行一定程度的大压下量轧制,而在最后道次给予严格控制,轧件的板形不会产生太大的影响。这种方法可以显著提高轧机的生产能力。但是这种方法需要确定横向流动对板形的影响,通过理论计算难度比较大,一般通过检测仪表进行检测并通过自学习进行修正。

结合首钢和国内中厚板生产厂家的工艺特点,作者提出两种新的轧制规程分配方法:负荷协调分配法和凸度—板形矢量分析法。

6.5.1 负荷协调分配法

该方法充分考虑中厚板的横向流动,只在最后三个道次进行板形控制,即控制最后三个道次的轧制力基本线性下降,而前面道次尽量发挥轧机的能力采取大压下量。同时为了根据终轧钢板的实测板形调整轧制规程,该负荷分配法将后三个道次的轧制力下降斜率作为变量,如果板形出现问题,可以通过调整斜率改变轧制规程的分配。

与展宽阶段的负荷分配一样,伸长阶段的负荷协调分配法需要解决两个问题:

- ①确定轧制总道次数;
- ②合理确定各道次的压下量。

轧制总道次数的解决方法与展宽阶段轧制规程分配的处理方法相同。而道次压下量的确定需要考虑如下因素:

- ①轧制道次数最少(减少轧制时间,加快轧制节奏);
- ②满足目标厚度的要求;
- ③充分考虑板形和横向流动的要求,后三个道次的轧制力与轧件出口厚度基本呈线性关系;
- ④满足设备安全的要求,不能超过极限负荷;
- ⑤满足轧制工艺的要求;
- ⑥规程分配的算法必须不能太复杂,其计算时间要满足实时控制的要求;
- ⑦该优化规程能够根据实测板形自动调整轧制规程。

针对上面的要求,负荷协调分配法在确定某一道次的压下量时,主要考虑

下面几种约束：

- ① 许可最大轧制力 $F_i(dh_i) < k_F \cdot F_{\max}$
- ② 许可最大轧制力矩 $T_i(dh_i) \leq k_T \cdot T_{\max}$
- ③ 许可最大压下量 $dh_i \leq dh_{\max}$
- ④ 许可最大最小相对压下率 $\varepsilon_{\min} \leq \varepsilon_i(dh_i) \leq \varepsilon_{\max}$
- ⑤ 板形限制

其中：

- F_{\max} ：极限最大轧制力；
- T_{\max} ：极限最大轧制力矩；
- dh_{\max} ：许可最大压下量；
- dh_i ：道次压下量；
- ε_{\max} ：许可最大相对压下率；
- ε_{\min} ：许可最小相对压下率；
- k_F 、 k_T ：轧制力和轧制力矩限制系数

这里需要特别说明的是第⑤点，因为板形与轧制力之间关系比较密切，理论和实践都已经证明，如果最后几个轧制道次轧件满足等比例凸度变化，则轧件终轧板形良好，而等比例凸度反映在轧制力上就是最后几个轧制道次的轧制力基本上呈线性下降。如图 1 所示，倒数四个道次的轧制力在一条直线上，但是最后一个道次的轧制力 F_{last} 需要通过终轧产品的板形变化进行调整（这里可以先假设其初始值等于许可最大轧制力的 60%，如何根据终轧产品的浪形来调整 F_{last} 在下面的规程调整部分介绍）。

根据中厚板精轧过程的轧制特点，制定负荷协调分配算法的计算思想。

① 算法首先确定总轧制道次数 n ，其计算过程与展宽阶段相同。

② 轧制总道次数确定后，由于第 n 道次的出口厚度小于目标厚度，所以需要调整轧制规程，使得第 n 道次的出口厚度与目标厚度的差值小于给定误差，即 $|h_n - h_{target}| < e_{\min}$ 。

因为轧制力函数和轧制力矩函数是道次压下量的单调函数，即压下量越大，轧制力和轧制力矩越大，这是一个很重要的前提条件。如果调整轧制力限制系数 k_F ，使之减小，则道次许可最大轧制力也会减小，则许可最大轧制力约束对应的最大压下量也会随之减小。同理轧制力矩、板形也存在一样的关系。针对这种单调关系，可以制定如下调整算法。

在计算过程中选取 k_F 作为调节系数，在计算总轧制道次数 n 时，取 $k_F = 1$ ，

其它限制系数如轧制力矩限制系数等也都取值为 1。在调整轧制规程时，如图 6.9，减小 k_F ，则每个道次的最大压下量也会随之减小。可以肯定如果 k_F 减少到一个合适的数值 k_{F2} 时，第 n 道次的出口厚度正好等于目标厚度。

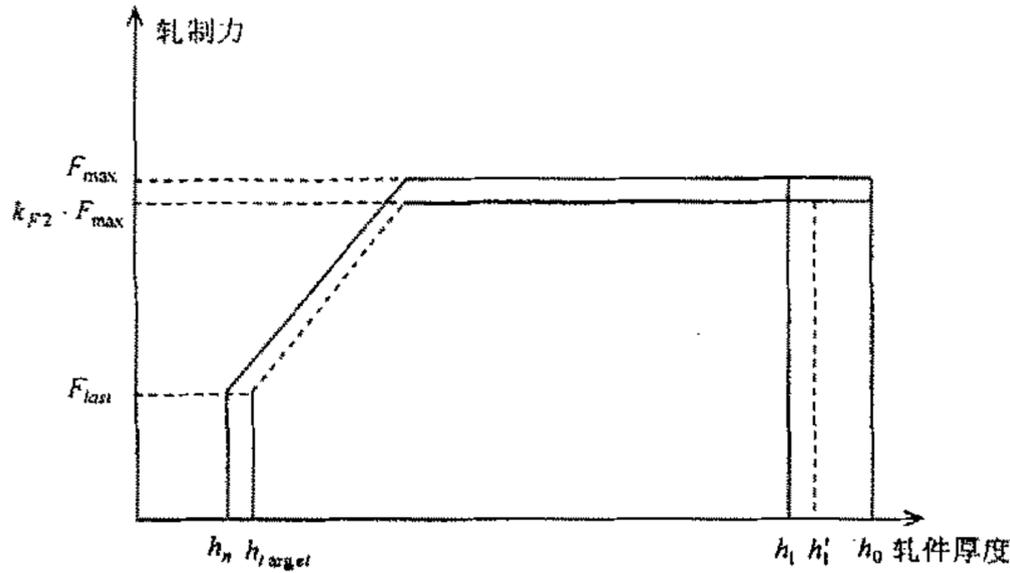


图 6.9 轧制力限制系数与道次最大压下量的关系
Fig.6.9 Relationship between the limit coefficient of rolling force and pass draft

需要说明的时，调整轧制力限制系数 k_F 的同时，其它限制系数如 k_T 等保持不变，在满足约束的前提下求出不同约束对应的最大道次压下量，从中选择最小值作为该道次的最大压下量，很明显，该道次压下量肯定不大于系数 k_F 调整前的道次最大压下量。

上面提到，轧制力与压下量之间是单调关系，则 n 道次出口厚度 h_n 与轧制力限制系数 k_F 之间也是单调的。即函数 $h_n = f(k_F)$ 是单调的，令

$$\Delta h = h_n - h_{target} = f(k_F) - h_{target} = g(k_F) \tag{6-34}$$

则函数 $\Delta h = g(k_F)$ 也是单调的，在计算总道次数的过程中，已知 $g(k_F = 1) < 0$ ，然后选取一个较小的 k'_F ，使得 $g(k'_F) > 0$ ，如图 3.10，因为函数 $g(k_F)$ 是连续单调的，通过二分法，可以很快找到一个 \tilde{k}_F ，使得 $|g(\tilde{k}_F)| < e_{min}$ ，则该轧制力限制系数 \tilde{k}_F 对应的轧制规程就是我们需要的优化规程。

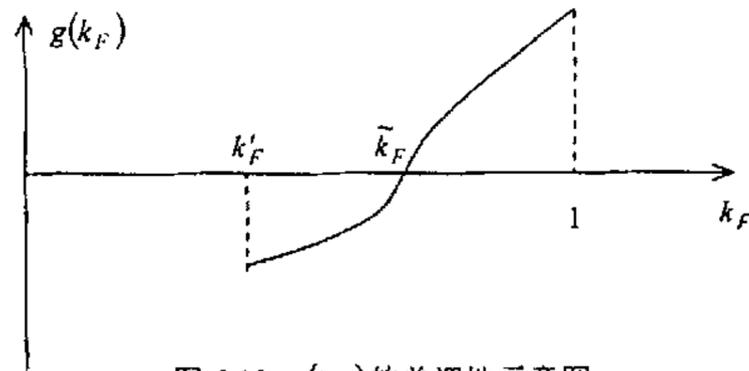


图 6.10 $g(k_F)$ 的单调性示意图

Fig.6.10 The diagram of monotony of $g(k_F)$

图 6.11 是该算法对应的流程图。

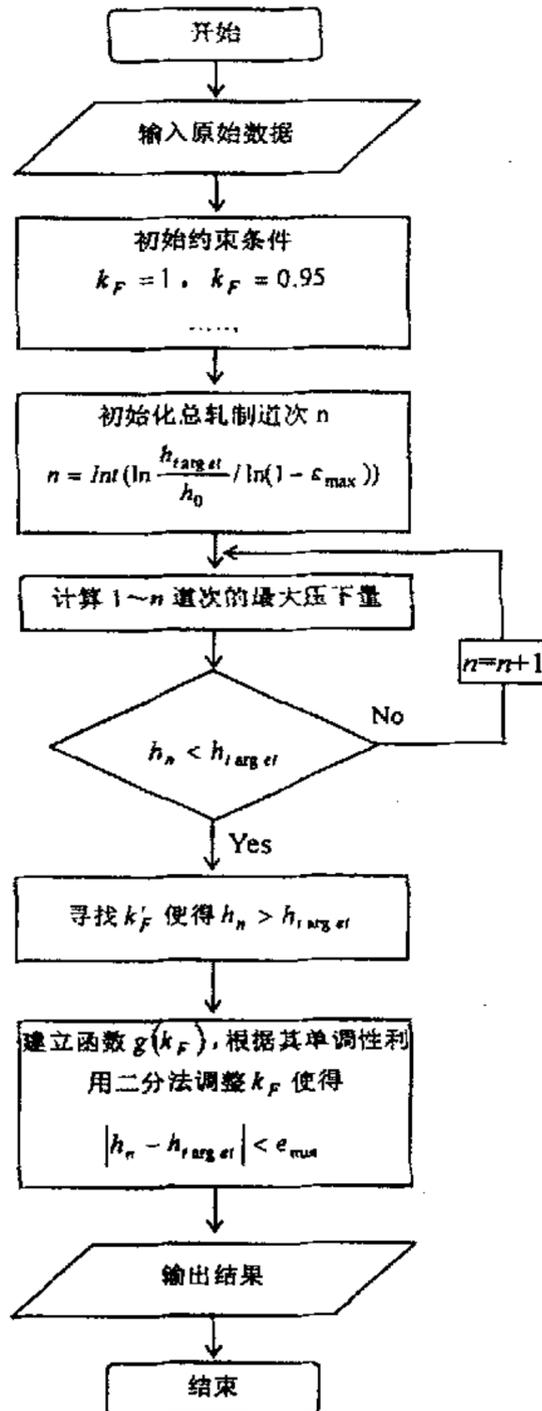


图 6.11 等负荷协调算法计算流程图

Fig.6.11 The flowchart of the Equal Load Coordination algorithm

上述算法计算得到的轧制规程是一个预计算规程，但是实际轧制过程有很多因素在制定轧制规程前是未知的。如轧辊的磨损凸度和热膨胀凸度的影响、

轧件温度的波动都会对轧件的横向流动和板形产生影响，而这些因素的影响很难通过精确的数学模型给出估计。但如果不对轧制规程进行动态调整，则最后几个道次的板形可能恶化，为此需要制定轧制规程的调整方法。

调整方法是调整最后一个道次的轧制力 F_{last} ，如果轧件的最终道次板形出现边浪，则降低 F_{last} ，如果轧件出现中浪则增加 F_{last} 。 F_{last} 减少会使得最后三个道次的许可轧制力相应的减少，但是其他轧制道次的许可轧制力增加，反之 F_{last} 增加会使得最后三个道次的许可轧制力相应的增加，其他轧制道次的许可轧制力减少。这种方法实际是对人工调整轧制规程方法的总结，实践证明这种方法实用性很强，同时比较灵活。

具体操作上可以将轧件的终轧板形分为 5 个档次：大边浪、小边浪、良好、小中浪、大中浪。然后根据实际板形将信号输入到过程机中，轧制规程就根据板形的变化调整 F_{last} ，如果大边浪就使 F_{last} 减少多一些，如果小边浪就使 F_{last} 减小少一些，对应中浪的调整也一样。

表 6.3 是国内某 2500mm 中板轧机的设备参数。选用 16Mn 为代表钢种，精轧来料规格为 40mm×1800mm，终轧规格为 7.5mm×1800mm，来料温度为 1100℃。表 6.4 假设终轧轧制力为 12MN 时的轧制规程，表 6.5 是假设根据表 6.4 的轧制规程进行轧制出现边浪，则通过降低终轧轧制力到 10MN 后计算得到的调整规程，将这两个轧制规程与该厂实际轧制规程相比较，其结果非常吻合。

表 6.3 设备参数表

Table 6.3 Equipment parameter

设备名称	参数 1
工作辊长度 /mm	2500
工作辊直径 /mm	730~780
支撑辊直径 /mm	1460~1560
极限轧制力 /MN	34.3
极限轧制力矩 /kNm	1960

表 6.4 优化轧制规程

Table 6.4 The optimize rolling schedule

轧制道次	1	2	3	4	5	6	7
出口厚度 /mm	31.52	24.24	18.49	14.12	11.06	8.96	7.51
轧制力 /kN	13983	14951	15149	15170	14129	12919	11947

表 6.5 根据边浪进行调整后的轧制规程

Table 6.5 The optimize schedule after adjustment because of edge wave

轧制道次	1	2	3	4	5	6	7
出口厚度 /mm	31.17	23.57	17.73	13.34	10.49	8.66	7.49
轧制力 /kN	14604	15833	15862	15894	13930	11891	10125

6.5.2 凸度—板形矢量分析法

凸度—板形矢量分析法最先由 Nakajima K 等人提出并用于冷连轧规程分配，该方法对轧件的板形控制有非常好的效果。作者将该方法应用到中厚板的轧制规程分配中，使得中厚板的轧制规程不仅可以发挥轧机的能力，而且使得轧件的板形变化更加合理。关于凸度—板形矢量分析法的理论介绍见第 5 章。

根据伸长阶段的轧制特点，将伸长阶段轧制规程计算分解成三个步骤。如图 6.12。第一步是计算伸长阶段前几个道次的压下规程，计算过程中为了充分发挥设备能力，减少轧制道次，应尽量加大各道次的压下量。一旦进入伸长阶段的后三个道次或第一步的计算过程中轧件出现板形缺陷，则进入第二步。在第二步的计算过程中，采用迭代方法使得道次压下量的分配满足板形良好条件，其中凸度和板形的计算采用前面两部分介绍的方法；但另一方面为了不使连续两个道次之间的轧制力发生较大变化，当前道次的轧制力 F_i 不应该小与上一个道次轧制力 F_{i-1} 的 k_{fd} 倍 ($0.6 < k_{fd} < 1$)，如果 $F_i = k_{fd} \cdot F_{i-1}$ ，板形仍然有问题，需要通过第三步进行解决。经过前两步的计算，得到最后一个道次的出口厚度一般与目标厚度不一致，或轧件板形还存在问题，这需要通过第三步进行解决。第三步的计算分成三种情况：(1) 如果终轧厚度小与目标厚度，而且板形良好，这时需要适当降低最大轧制力限制系数 k_{Fmax} ，使得终轧厚度等于目标厚度，这种调整方法对轧件板形不会造成不良影响；(2) 如果终轧厚度大于目标厚度，这时不管轧件板形如何，都必须增加总轧制道次，重新进行规程分配；(3) 如果终轧厚度小与目标厚度，而且板形存在问题，这时适当降低最大轧制力限制系数，使得终轧厚度等于目标厚度，如果板形问题依然没有得到解决，则增加一个道次重新进行规程分配，否则规程计算完成。

依据表 6.3 的参数，选用 16Mn 为代表钢种，精轧来料规格为 40mm×1900mm，终轧规格为 7.7mm×1900mm，来料温度为 1100℃。表 6.6 是通过凸度—板形矢量分析法计算得到的轧制规程，从该轧制规程可以看出，凸度—板形矢量分析法对于板形有很强的控制能力。

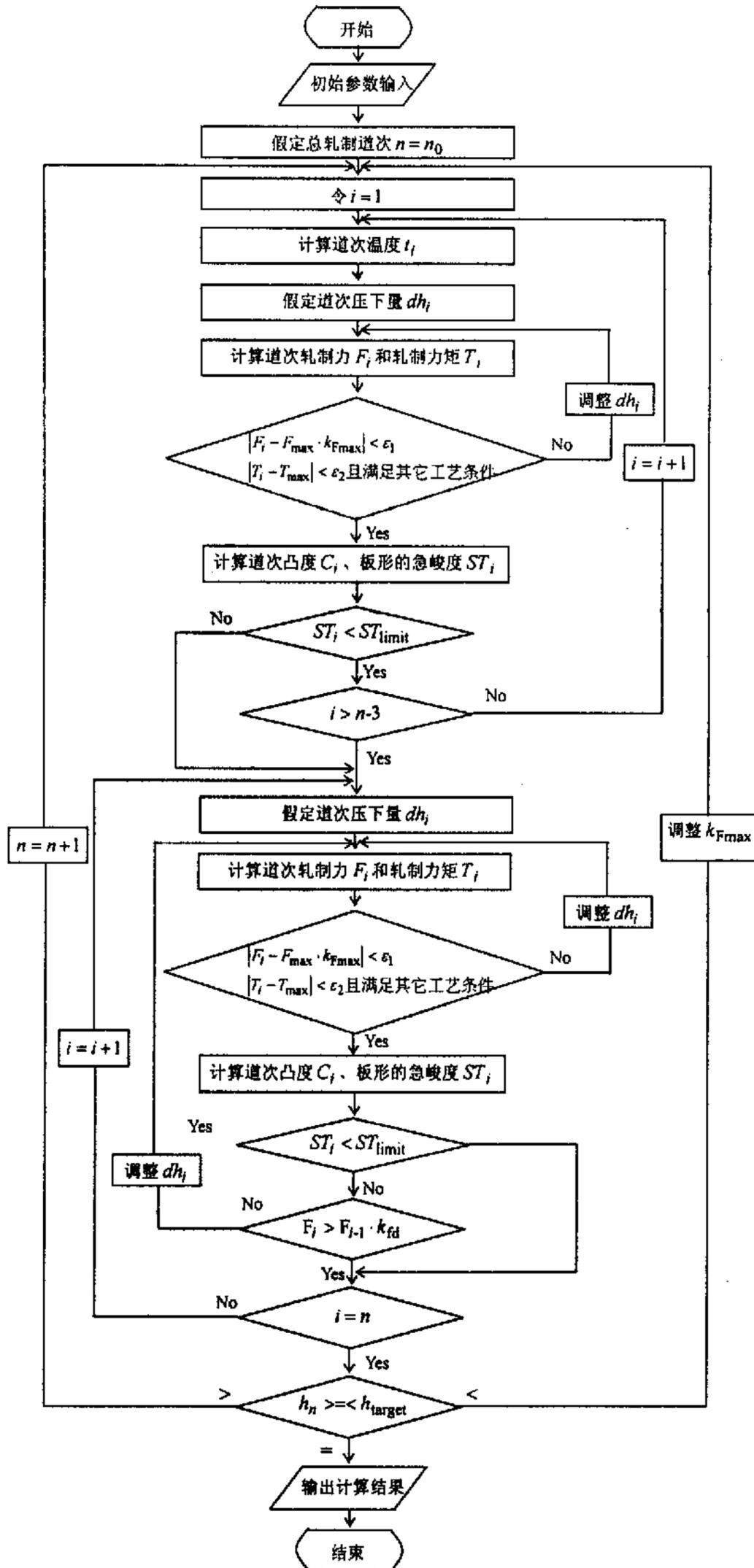


图 6.12 轧辊弹性变形计算流程图
Fig.6.12 Flow chart of roll elastic deformation calculation

表 6.6 优化轧制规程

Table 6.6 The optimize schedule

轧制道次	1	2	3	4	5	6	7
出口厚度 /mm	31.38	23.94	18.09	13.59	10.71	8.85	7.68
轧制力 /kN	14202	14227	14228	14226	13871	11963	10129
凸度 /mm	0.236	0.240	0.221	0.189	0.160	0.139	0.122

这两种规程分配方法在现场都得到充分验证,并取得良好的效果。相比较而言,负荷协调分配法简单实用,符合操作工人的操作习惯;而凸度—板形矢量分析法理论性较强,对于轧制宽薄轧件有很强的板形控制能力。

6.6 本章小结

(1) 分析了中厚板轧制策略的制定原则,并根据板形、平面形状的要求以及中厚板的轧制特点制定了相应的中厚板轧制策略原则。

(2) 提出一种适用于中厚板展宽阶段的轧制规程分配新方法—可变道次的综合负荷平衡分配法。这种分配方法综合考虑设备能力的充分发挥,使得各个道次的综合负荷函数值相等,相比 Newton-Rapson 而言这种综合负荷分配法不需要在初值的选取上花费精力,而且计算速度足够满足实时控制的要求,其编程实现也比较方便。

(3) 在现场调研和理论分析的基础上,提出一种适用于中厚板伸长阶段的轧制规程分配新方法—负荷协调分配法。该方法通过定义一个虚设的最大轧制力限制系数来调节各道次轧制力,使得最后三个道次轧制力线性下降,满足板形控制的要求,而前面道次尽量发挥轧机的能力采取大压下量。进一步的将后三个道次的轧制力下降斜率作为变量,如果出现板形问题,可以通过调整斜率改变轧制负荷的分配。

(4) 将凸度—板形矢量分配法应用于伸长阶段的轧制规程分配。这种算法充分考虑横向流动对板形的影响,对轧制宽薄材的板形控制非常有效。同样该算法的收敛性和计算速度均满足在线控制的要求。

第7章 轧机过程控制模型的现场应用

目前,国内的中厚板厂在轧制过程控制模型的在线应用方面还处于摸索阶段。作者依托首钢中厚板厂改造项目,把前几章的研究结果应用于现场,编制了在线轧机过程控制模型的应用程序。经实际生产证明此程序具有很强的实用性,能够满足在线过程控制的要求,并取得较好的应用效果。

本章将介绍轧机过程模型的现场应用情况,通过与实际生产现场中实测数据的分析对比,阐述这套轧机过程控制模型系统的应用效果。

7.1 平面布置、轧机设备参数与典型钢种控轧控冷工艺

在第2章简单介绍了轧机区域的平面布置和仪表布置,这里就不再介绍首钢中厚板轧机的平面布置。

7.1.1 轧机主要设备参数

轧机主要设备参数如下:

1) 四辊轧机:

- 工作辊尺寸: $\phi 950 \sim \phi 1050 \times 3500\text{mm}$;
- 支撑辊尺寸: $\phi 1900 \sim \phi 2100 \times 3300\text{mm}$;
- 工作辊最大开口度: 330mm (新辊时);
- 机架刚度: 10000kN/mm;
- 主电机: 2台交流同步机、转速 0/50/120rpm; 7000kW/台;
- 轧制速度: 0~6.6m/s;
- Max 轧制长度: 36000mm;
- 最大轧制力矩 3070×2kNm;
- 最大轧制力 70MN;
- 液压压下速度: 0~29mm/s

2) 压下电动机:

- 直流电动机 2×400kW
- 电动压下速度: 0~35mm/s

3) 高压水除鳞装置: 压力 20MPa

4) 机前回转辊道:

- 型式: 锥形辊
- 回转直径: $\phi 4500\text{mm}$
- 辊子锥度: 1:50

- 5) 机前推床
 - 型式: 液压机械
 - 工作开口度: 1200~4800mm
 - 推头长度: 8000mm
- 6) 机后推床
 - 型式: 液压缸传动
 - 工作开口度: 1200~3500mm

首钢中厚板轧机配备较多的高精度测量仪表, 主要仪表如下:

- 压头: 测量轧制力
- 油压传感器: 测量液压缸油压
- MTS: 测量压下丝杠的位移和液压缸两侧位移、轧件宽度
- Sony 磁尺: 测量液压缸中心位移
- X 射线测厚仪
- 红外测温仪: 测量轧件温度
- 绝对值编码器: 测量轧辊转速和偏心
- 扫描式热金属检测器 (HMD): 判断轧件位置
- 点式热金属检测器: 判断轧件位置

通过这些检测仪表, 可以对各道次的轧制力、辊缝、温度、轧辊转速、轧件宽度进行实时测量, 提供给基础自动化和过程机使用。

7.1.2 产品大纲

首钢产品大纲如表 7.1。

原料规格:

- 厚度: 150、180、220、250mm
- 宽度: 1200、1400、1600、1800mm
- 长度: 1800~3000mm
- 最大单重: 11.6 吨

产品规格:

- 钢板厚度: 6~50mm
- 钢板宽度: 1500~3200mm
- 钢板长度: Max 36000mm
- 成品板单重: Max 10.6 吨

表 7.1 产品大纲
Table.7.1 Product scheme

序号	产品品种	代表钢种	产品规格
1	造船用钢板	A,B,D,AH32,AH36, DH32,DH36	8~40×1500~3200×25000~36000
2	管线用钢板	X60,X65,X70	8~25×1500~3200×25000~36000
3	汽车大梁板	09SiVL,16MnL, 16MnREL	8~12×1500~3200×25000~36000
4	桥梁板	16q,Q235q,16Mnq, 15MnVq	8~40×1500~3200×25000~36000
5	锅炉板	16Mng,22g,20g, 15MnVg	8~40×1500~3200×25000~36000
6	压力容器板	16MnR,15MnVR,20R	8~40×1500~3200×25000~36000
7	机械工程用板	KQ450,HJ58	8~40×1500~3200×25000~36000
8	Z 向板	Z15,Z25	8~40×1500~3200×25000~36000
9	普碳钢板	Q235A,Q235B,Q235C, Q235D	6~50×1500~3200×25000~36000
10	低合金钢板	Q345A,Q345B,Q345C, Q345D,Q345E,Q390A, Q390B,Q390C,Q390D, Q390E	6~50×1500~3200×25000~36000

7.1.3 典型钢种的控轧控冷工艺

应用所开发的模型生产的典型钢种控轧控冷工艺如下：

(1)Q235A~D 的控轧控冷工艺制度

- 钢坯开轧温度控制在 1030~1130℃；
- 钢板进行高温再结晶区(1000℃以上)轧制时，道次变形率应>10%，总变形率控制在 60%以上；
- <12mm 的钢板，控制终轧温度 800~850℃，不控冷；
- 生产 12mm 以上规格(含 12mm 规格)时，终轧温度控制在 900℃以下。轧后迅速送控冷区控冷，冷速 5~10℃/s。控冷后返红温度控制在 680~720℃。

(2)Q345A~D 的控轧控冷工艺制度

- 钢坯开轧温度控制在 1030~1080℃，在高温再结晶区(1000℃以上)轧制时，道次压下率≥10%，但不必追求大压下。

- 轧制 $<12\text{mm}$ 的钢板时,终轧温度范围 $800\sim 850^{\circ}\text{C}$;最终道次压下率(平整前)应大于 10% ;轧后空冷。
- 生产厚度 $\geq 12\text{mm}$ 的钢板时,进行两阶段轧制。II阶段开轧温度范围 $860\sim 920^{\circ}\text{C}$,对于较厚规格钢板采用偏下限温度,较薄规格钢板采用偏上限温度。待温厚度为 $2\sim 2.5$ 倍的成品厚度。轧后迅速送控冷区控冷。开冷温度 $\geq 780^{\circ}\text{C}$ 。

(3)16MnR的控轧控冷工艺制度

- 钢坯开轧温度 $1050\sim 1150^{\circ}\text{C}$,高温再结晶区轧制时,道次变形率 $\geq 10\%$ 。钢板的待温厚度为成品厚度的 $2\sim 3$ 倍,精轧开轧温度 $860\sim 900^{\circ}\text{C}$,终轧温度 $800\sim 850^{\circ}\text{C}$,精轧阶段累积变形量 $>50\%$ 。
- 成品厚度 $<12\text{mm}$ 的钢板,轧后不控冷。
- 成品厚度 $\geq 12\text{mm}$ 的钢板,终轧后迅速进入冷却系统控冷,水冷开始温度 $\geq 780^{\circ}\text{C}$,冷却速度 $5\sim 10^{\circ}\text{C/s}$,采用稀疏冷却方式,水冷终止后返红温度 $650\sim 720^{\circ}\text{C}$ 。

(4)20g的控轧控冷工艺制度

- 钢坯开轧温度 $1030\sim 1130^{\circ}\text{C}$,高温再结晶区轧制时,道次变形量应 $\geq 10\%$,总变形量控制在 60% 以上。
- 钢板的待温厚度为成品厚度的 $2\sim 3$ 倍,精轧开轧温度 $860\sim 900^{\circ}\text{C}$,终轧温度 $820\sim 860^{\circ}\text{C}$,精轧阶段累积变形量 $\geq 50\%$ 。
- 成品厚度 $<12\text{mm}$ 的钢板,轧后空冷;
- 成品厚度 $\geq 12\text{mm}$ 的钢板,终轧后迅速进入冷却系统控冷,水冷开始温度 $\geq 800^{\circ}\text{C}$,冷却速度 $5\sim 10^{\circ}\text{C/s}$,采用稀疏冷却方式,水冷终止后返红温度 $650\sim 700^{\circ}\text{C}$ 。

(5)A32、A36、D32、D36的控轧控冷工艺制度

- 钢坯开轧温度 $1030\sim 1150^{\circ}\text{C}$,高温再结晶区轧制时,道次变形量应 $\geq 10\%$,总变形量控制在 60% 以上。
- 钢板的待温厚度为成品厚度的 $2\sim 3$ 倍,精轧开轧温度 $\leq 920^{\circ}\text{C}$,终轧温度 $800\sim 850^{\circ}\text{C}$,精轧阶段累积压下率 $\geq 50\%$ 。
- 成品厚度 $<12\text{mm}$ 的钢板轧后空冷,轧制 $\geq 12\text{mm}$ 的钢板时,终轧终轧后迅速进入冷却系统控冷,水冷开始温度 $\geq 780^{\circ}\text{C}$,冷却速度 $5\sim 15^{\circ}\text{C/s}$,水冷终止后返红温度 $630\sim 680^{\circ}\text{C}$ 。

7.2 轧制规程的在线应用

轧制规程是中厚板轧制过程最基本的制度,它需要根据坯料尺寸、成品尺

寸、温度制度、控轧制度和设备的承载能力来计算轧制策略、各道次的压下量、辊缝以及速度制度，使得最终产品的尺寸精度和内在性能满足客户要求。

在调试和生产过程用，针对不同钢种、不同规格实时调用计算轧制规程，并在轧制过程中进行应用，实践证明几乎所有的产品都可以采用计算轧制规程进行轧钢，个别宽薄规格的轧件为了保证板形需要微调后两个道次的辊缝，而这种调整是由于轧制力计算误差引起的。

另一方面计算机轧制规程的在线应用改善了操作人员制定规程的随意性，同时也使得各道次的轧制负荷，这证明了第6章的轧制规程分配方法完全可以用于在线过程控制。表7.2~表7.7面列出几种典型规格的轧制规程。

表 7.2 典型轧制规程 1
Table 7.2 The typical schedule 1

炉号: 3C2124P82B		钢种: 45#		坯料尺寸: 220 * 1600 * 2950		成品尺寸: 12.0 * 2350 * 36823					
道次	厚度 mm	辊缝 mm	压下量 mm	宽度 mm	凸度 mm	温度	轧制力 MN	变形抗力 MPa	力矩 kNm	速度 rpm	状态
1	200.4	199.9	19.5	2977	0.19	1120	20.7	64	2070	40	除鳞
2	180.9	180.3	19.5	2977	0.22	1117	22.5	69	2249	40	
3	161.4	160.7	19.5	2977	0.24	1112	23.9	73	2393	40	
4	142.0	141.1	19.5	2977	0.26	1109	25.4	77	2543	40	转钢
5	117.0	115.7	24.9	2500	0.38	1103	28.3	86	3204	40	除鳞
6	92.1	90.2	24.9	2500	0.47	1100	33.0	96	3741	40	
7	68.2	65.8	23.9	2500	0.55	1093	38.3	106	4236	40	
8	50.6	48.1	17.7	2500	0.55	1073	38.2	116	3639	50	
9	37.5	35.2	13.1	2500	0.51	1059	36.9	122	3006	50	
10	27.9	25.7	9.7	2500	0.47	1043	35.6	129	2506	50	
11	20.7	18.6	7.2	2500	0.40	1025	35.2	138	2131	50	
12	16.0	14.3	4.7	2500	0.33	1000	31.4	146	1538	60	
13	13.5	12.8	2.6	2500	0.26	971	22.2	143	808	60	
14	12	11.7	1.4	2500	0.21	935	16.6	150	452	70	

表 7.3 典型轧制规程 2
Table7.3 The typical schedule 2

炉号: 3C2022P21 钢种: Q345C											
坯料尺寸: 220 * 1400 * 2550 成品尺寸: 16.0 * 2350 * 20888											
道次	厚度 mm	辊缝 mm	压下量 mm	宽度 mm	凸度 mm	温度	轧制力 MN	变形抗力 MPa	力矩 kNm	速度 rpm	状态
1	195.7	195.0	23.9	2572	0.33	1050	25.5	82	2824	40	除鳞
2	171.8	170.8	23.9	2572	0.38	1049	28.3	90	3136	40	
3	147.9	146.6	23.9	2572	0.42	1044	30.8	96	3412	40	
4	124.0	122.4	23.9	2572	0.47	1041	33.8	103	3744	40	转钢
5	101.0	99.2	23.1	2500	0.50	1036	35.0	108	3808	40	除鳞
6	79	76.6	22.0	2500	0.58	1030	40.0	120	4245	40	
7	62.3	60.3	16.7	2500	0.53	1020	37.3	124	3542	40	
8	49.6	47.8	12.7	2500	0.51	1001	35.7	133	2885	50	
9	40.0	38.4	9.6	2500	0.46	989	32.9	136	2315	50	
10	32.5	30.9	7.5	2500	0.45	935	33.5	151	2075	50	
11	26.5	24.6	6.0	2500	0.46	922	36.0	174	1999	50	
12	21.7	19.8	4.8	2500	0.43	907	36.0	186	1789	50	
13	19.1	18.2	2.7	2500	0.36	876	26.1	188	965	50	
14	17.2	17.1	1.8	2500	0.30	861	20.0	178	610	50	
15	16	15.8	1.3	2500	0.24	843	15.2	168		50	

表 7.4 典型轧制规程 3
Table7.4 The typical schedule 3

炉号: 3A2512P50 钢种: 45#											
坯料尺寸: 220 * 1400 * 2950 成品尺寸: 18.0 * 2350 * 21480											
道次	厚度 mm	辊缝 mm	压下量 mm	宽度 mm	凸度 mm	温度	轧制力 MN	变形抗力 MPa	力矩 kNm	速度 rpm	状态
1	195.8	195.2	23.9	2975	0.31	1071	24.2	78	2677	40	除鳞
2	171.9	171.0	23.9	2975	0.36	1068	26.8	85	2971	40	
3	148.0	146.9	23.9	2975	0.40	1064	29.2	91	3236	40	
4	124.1	122.6	23.9	2975	0.45	1061	32.0	98	3551	40	转钢
5	99.1	97.2	25.0	2500	0.50	1055	36.0	106	4074	40	除鳞
6	74.1	71.3	25.0	2500	0.65	1049	44.2	121	5006	40	
7	54.8	52.1	19.3	2500	0.64	1037	43.7	129	4344	40	
8	40.6	37.9	14.3	2500	0.63	1017	43.4	140	3714	50	
9	30.0	27.5	10.5	2500	0.57	1003	43.4	147	3073	50	
10	23.7	22.2	6.4	2500	0.44	987	41.7	143	1828	50	
11	20.2	19.6	3.7	2500	0.33	969	32.0	135	971	50	
12	18.0	18.4	2.0	2500	0.25	949	22.4	131	493	50	

表 7.5 典型轧制规程 4

Table 7.5 The typical schedule 4

炉号: 3A2028P92 钢种: 16MnR											
坯料尺寸: 220 * 1400 * 3000						成品尺寸: 18.0 * 2200 * 19091					
道次	厚度 mm	辊缝 mm	压下量 mm	宽度 mm	凸度 mm	温度	轧制力 MN	变形抗力 MPa	力矩 kNm	速度 rpm	状态
1	197.7	196.7	21.9	3025	0.28	1041	28.5	82	3028	40	除鳞
2	175.8	174.5	21.9	3025	0.33	1039	31.5	89	3339	40	
3	153.9	152.3	21.9	3025	0.36	1034	33.9	95	3599	40	
4	132.0	130.11	21.9	3025	0.40	1032	36.7	101	3895	40	转钢
5	109.3	107.8	22.6	2350	0.44	1026	31.7	107	3420	40	除鳞
6	86.6	84.5	22.6	2350	0.54	1024	37.2	119	4011	40	
7	68.8	66.9	17.8	2350	0.50	1015	35.3	124	3377	40	
8	55.3	53.6	13.5	2350	0.48	998	33.5	131	2798	50	
9	45.0	43.6	10.3	2350	0.43	986	30.6	134	2224	50	控温
10	34.1	30.6	11.0	2350	0.69	890	50.0	189	3719	50	
11	27.7	25.2	6.4	2350	0.59	878	41.1	204	2350	50	
12	24.1	23.0	3.6	2350	0.43	865	28.6	197	1228	50	
13	22.0	22.1	2.1	2350	0.31	839	20.9	186	654	50	

表 7.6 典型轧制规程 5

Table 7.6 The typical schedule 5

炉号: 3B2222P14 钢种: Q345C											
坯料尺寸: 220 * 1400 * 2400						成品尺寸: 30.0 * 2350 * 10485					
道次	厚度 mm	辊缝 mm	压下量 mm	宽度 mm	凸度 mm	温度	轧制力 MN	变形抗力 MPa	力矩 kNm	速度 rpm	状态
1	195.7	195.0	23.9	2420	0.32	1041	24.6	84	2731	40	除鳞
2	171.8	170.8	23.9	2420	0.37	1039	27.4	92	3031	40	
3	147.9	146.7	23.9	2420	0.42	1034	29.8	99	3299	40	
4	124.0	122.4	23.9	2420	0.46	1032	32.7	106	3618	40	转钢
5	102.7	101.1	21.3	2500	0.46	1026	33.1	108	3467	40	除鳞
6	81.4	79.1	21.3	2500	0.57	1021	39.2	121	4104	40	
7	65.0	63.0	16.4	2500	0.53	1011	36.7	125	3371	40	控温
8	53.9	51.9	11.1	2500	0.53	903	37.0	153	2793	40	
9	45.3	42.9	8.6	2500	0.57	893	39.8	181	2654	50	
10	38.1	35.7	7.2	2500	0.57	884	39.8	192	2423	50	
11	34.1	33.1	4.0	2500	0.40	866	27.8	188	1260	50	
12	31.6	31.5	2.5	2500	0.26	855	19.4	172	690	50	
13	30.0	30.6	1.6	2500	0.16	845	13.6	155	389	50	

表 7.7 典型轧制规程 6

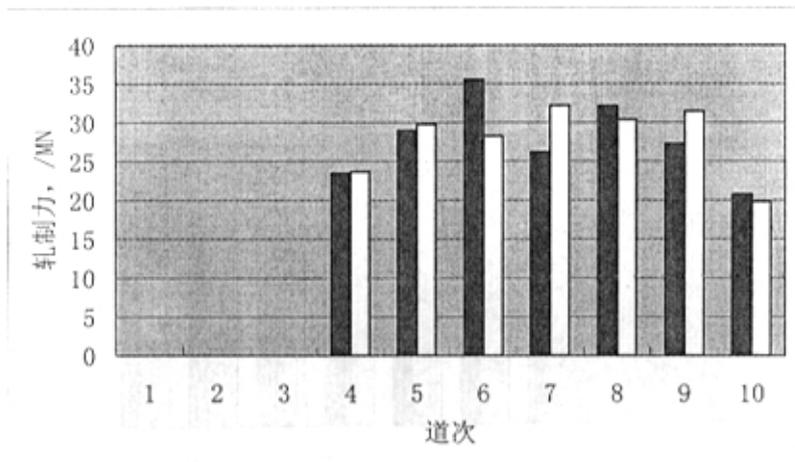
Table 7.7 The typical schedule 6

炉号: 3A2579P45B		钢种: Q235C									
坯料尺寸: 220*1400*2350				成品尺寸: 36.0*1850*10868							
道次	厚度 mm	辊缝 mm	压下量 mm	宽度 mm	凸度 mm	温度	轧制力 MN	变形抗力 MPa	力矩 kNm	速度 rpm	状态
1	203.5	203.6	16.2	2370	0.19	1041	17.1	73	1561	40	除鳞
2	187.3	187.3	16.2	2370	0.22	1039	18.6	79	1693	40	
3	171.2	171.0	16.2	2370	0.24	1035	19.6	83	1782	40	
4	155.0	154.8	16.2	2370	0.26	1033	20.5	87	1868	40	转钢 除鳞
5	137.0	136.8	18.0	2000	0.21	1028	19.6	92	1886	40	
6	119.0	118.60	18.0	2000	0.24	1026	21.7	100	2090	40	
7	101.0	100.4	18.0	2000	0.23	1023	23.9	106	2293	40	控温
8	86.1	85.5	15.0	2000	0.26	1013	22.8	110	2001	40	
9	75.0	74.8	11.1	2000	0.21	1001	19.5	109	1469	40	
10	55.5	51.5	19.5	2000	0.72	874	52.9	193	5291	40	
11	45.2	42.4	10.3	2000	0.57	866	42.3	214	3081	50	
12	39.5	38.2	5.7	2000	0.37	856	29.1	204	1576	50	
13	36.0	35.7	3.5	2000	0.23	839	20.5	190	868	50	

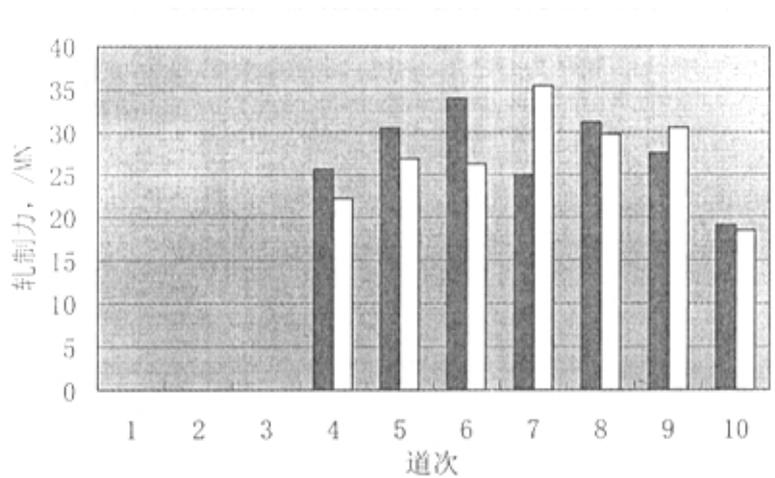
7.3 轧制力模型的应用效果

第 3 章详细论述了轧制力模型、变形抗力模型及其自学习算法, 根据这些模型和算法编制了离线和在线的轧制力预报程序。因为最后一两个道次轧制力精度对厚度控制最关键, 所以只要能控制好最后两个道次的轧制力预测偏差, 则厚度偏差就能控制在较小的范围。通过对实测数据进行分析, 得知在温度制度比较正常的情况下, 即使轧制力模型在初始道次偏差较大, 通过自学习算法, 基本上可以在最后一个道次将轧制力预测偏差修正到 7% 以内。

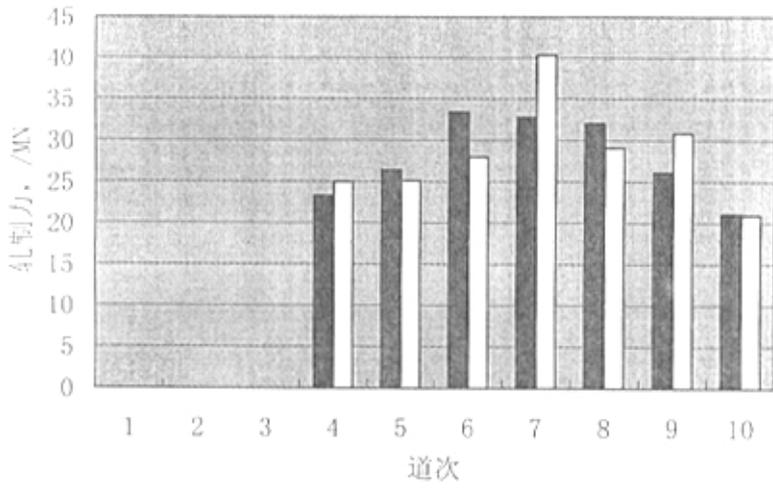
图 7.1 显示了钢种为 Q235C, 厚度等于 16mm 的三块轧件在不同道次实测轧制力和预测轧制力变化趋势。图 7.2 显示了钢种为 Q345C, 厚度等于 14mm 的三块轧件在不同道次实测轧制力和预测轧制力变化趋势。从中可以看出, 最后一个道次轧制力的轧制力误差基本都在 5% 左右。由于首钢基本在倒数第 4 道次进行控温, 而目前控温操作不规范, 造成控温后的开轧温度与工艺制度相差较大, 而且不稳定。这直接影响了几个道次的轧制力预报精度。如果今后加强工艺监督稳定温度制度, 或适当增加控轧厚度使控温后的轧制道次适当增加则最后一个道次轧制力预报精度会更高。



(a)

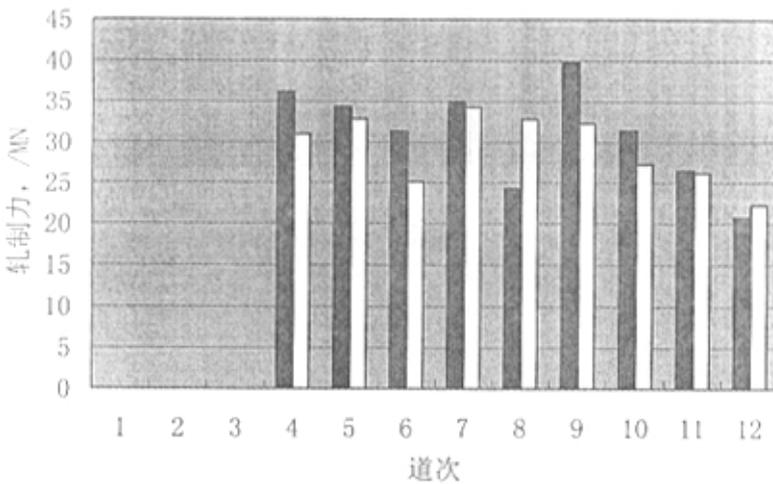


(b)

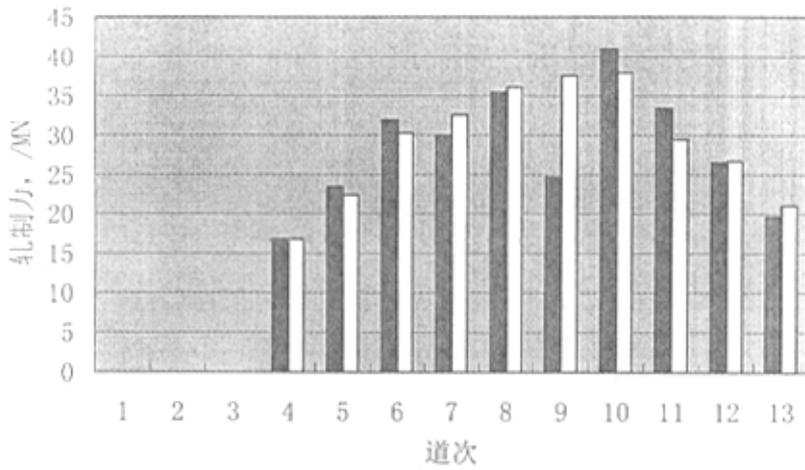


(c)

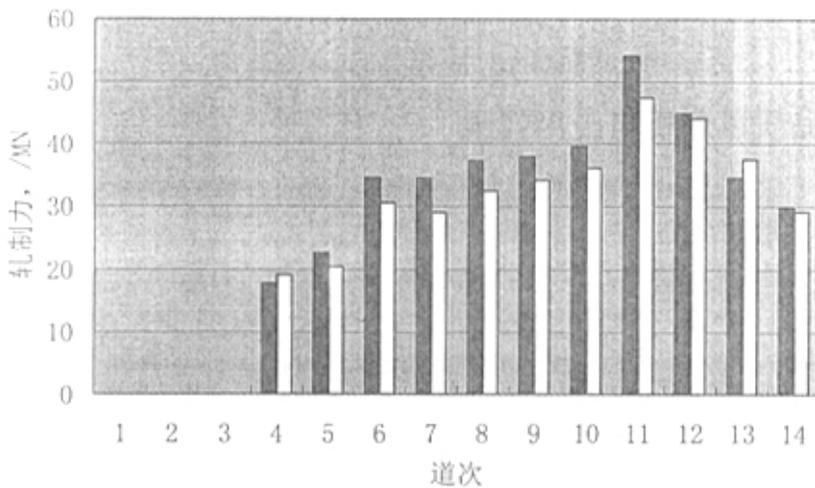
图 7.1 厚度=16mm, 钢种为 Q235C 时的轧制力预测值与实测值对照
Fig.7.3 Comparison of rolling force predict values and the measures when gauge is 16mm and the steel code is Q235C



(a)



(b)



(c)

图 7.2 厚度=16mm，钢种为 Q235C 时的轧制力预测值与实测值对照
 Fig.7.2 Comparison No.6 of rolling force predict values and the measures
 when gauge is 14mm and steel code is Q345C

图7.3对46块钢的终轧道次实测轧制力与预测值之间进行统计分析，得知终轧道次的轧制力预报精度基本在9%左右，基本可以满足轧制力预设定的要求。

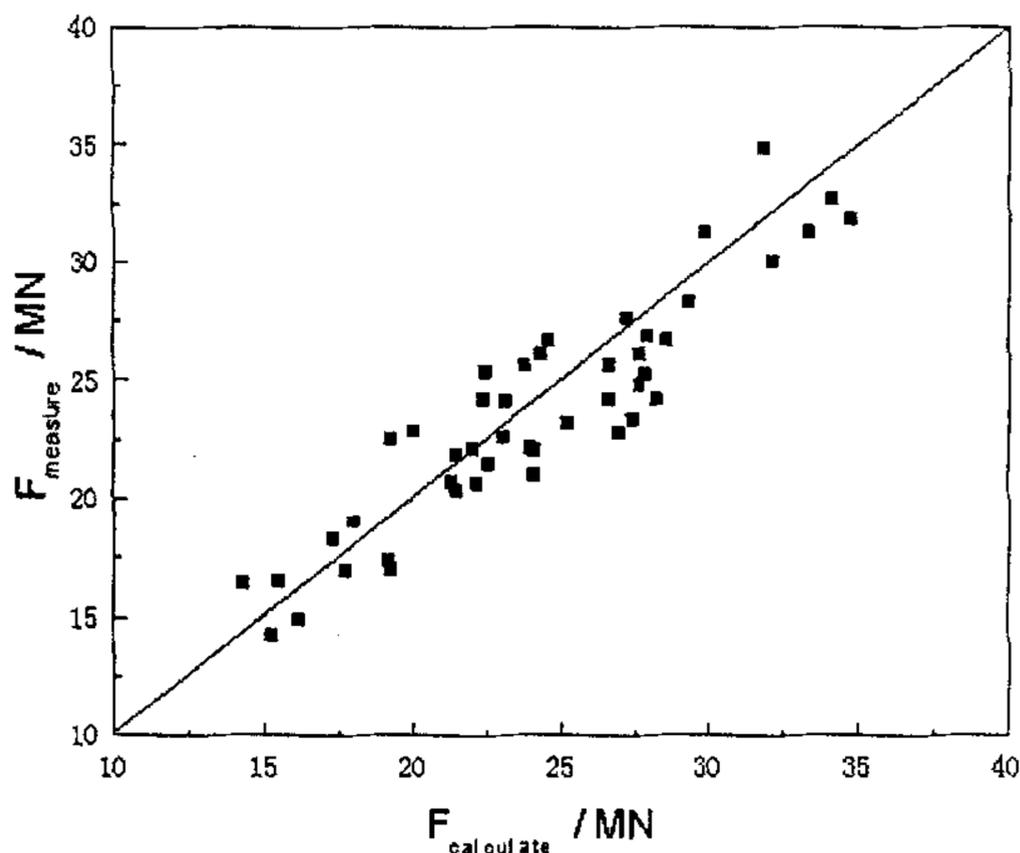


图7.3 终轧道次实测轧制力 $F_{measure}$ 与修正轧制力 $F_{calculate}$ 之间的关系

Fig.7.3 Comparison of the measure rolling force and modified rolling force for the last pass

7.4 产品质量分析与应用效果

在二期改造过程中，首钢轧机过程控制模型系统运行稳定，产品精度和板形质量有了明显的改进，各项指标均达到合同规定的要求。负差盈重率由 1999 年的 1.65% 提高到目前的 2.09%。轧制废品明显减少，6—8 mm 等过去手动轧钢废品率较高的产品，成材率比 1999 年提高 1.74%，达到 88.96%。负差盈重率、薄规格成品成材率创出中板厂历史最好水平。2000 年 1—4 月份，首钢中厚板厂生产切边定尺钢板的负公差盈重率由 1999 年的 1.65% 提高到 1.98%。负偏差盈重和提高薄规格成品成材率两项总计年增效益 384.8 万元。二期改造的合同设计性能指标和实测的性能指标对比列出如表 7.8。

二期改造在 2003 年 1 月热负荷试车成功，投产第 3 个月即达到设计产量。2003 年 2 月底，对轧机 AGC 和控轧控冷的操作功能进行了验收。目前轧机过程控制模型系统还在调试过程中。在调试中可以发现只要设备工作正常，操作规范，这套过程控制模型系统运行比较稳定，通过对 20mm 和 30mm 的轧件进行实际测量，得知其同板差 $\sigma \leq \pm 0.15mm$ ，满足合同规定的要求。而且调试过程中提出的软测厚仪功能和提供计算轧制规程为操作过程提供了极大的方便。

表 7.8 设计性能指标和实测的性能指标对比

Table 7.8 Comparison of design and measure

序号	项目	设计性能指标	实测性能指标
1).	同板差, mm	$\leq \pm 0.1$	0.04
2).	同板差命中率, %	≥ 95	96
3).	异板差, mm	$\leq \pm 0.15$	$\leq \pm 0.15$
4).	异板差命中率, %	≥ 95	95.71
5).	板凸度, mm	≤ 0.15	0.123
6).	镰刀弯, mm/m	≤ 4.0	2.8
7).	控制系统响应周期, ms	≤ 20	20
8).	过程机执行周期, ms	30-100	100

在现场应用的过程中,发现还存在一些问题:

①现场的温度制度不能保持在稳定的水平,即使是连续的几块钢,其温度制度相差较大,使得 PDI 数据、自学习方法和轧制规程无法很快适应这种温度变化,因此,出现了不能适应实际生产的现象。

②PDI 中的坯料数据与实际数据有一定差别,造成成品宽度控制容易超差,影响成材率和产品质量。

③轧制线上的各种仪表经常工作不正常,迫使各班组的操作人员频繁的进行人工干预,影响轧制节奏和操作负担。所以如何结合现场条件,改进程序,调动操作工人的积极性,使产品质量得以稳步提高,是一个亟待解决的问题,具有重大的现实意义。

7.5 本章小结

本章介绍了轧机过程控制模型在首钢中厚板厂的应用情况,并对其应用效果进行了分析。通过实际应用和与实测数据相比较,可以看出该模型控制系统在规程分配、轧制力预测和厚度精度控制方面都取得较好的效果,主要进展如下:

- 1) 终轧道次轧制力预报误差 $\leq 9\%$,且还有提高的余地;
- 2) 一期改造厚度精度为同板差 $\leq \pm 0.1$,异板差 $\leq \pm 0.15$,负差盈重率由 1999 年的 1.65%提高到目前的 2.09%,年增效益 384.8 万元;
- 3) 通过与在线实际规程比较,计算机轧制规程在不投入道次修正学习的前提下,只须人工微调后两、三个道次的辊缝值即可轧出合格的轧件。

综上所述,目前的轧机过程控制模型对于在线实时过程有较强的适应能力,不仅提高了产品尺寸精度,而且使得操作人员的工作负担大为减轻。可以预见

这套系统调试完毕，将对国内中厚板的轧机过程模型控制系统的发展起到很大推进作用。

第8章 结论

本文依托于首钢中厚板轧机改造项目,对中厚板轧机控制模型的系统框架、厚度精度控制、轧制过程的温度预测、板形与板凸度设定控制、轧制规程的优化分配等进行了研究,并将研究结果应用于首钢中厚板厂和其它中板厂的在线控制。主要进展如下:

(1) 针对工艺布置、仪表布置和计算机控制系统设计了符合现场要求的中厚板轧机过程控制模型设定系统,把过去以研究探索和离线模拟计算为特征的模型系统,改造为一个充分考虑现场各种复杂条件、能够满足对可靠性、健壮性用更加严格要求的在线实用模型系统。

(2) 针对弹跳方程和辊缝设定得出如下进展:将影响函数法应用于轧机弹跳方程的分析,分析了工作辊辊径、支撑辊辊径、工作辊凸度、支撑辊凸度、轧制力和轧件宽度对轧机弹跳的影响,得知轧辊的弹性变形与轧制力成正比。利用计算数据构造出简洁的在线辊系弹性变形计算模型。通过数学分析得知该模型的计算误差不超过 4%。基于在线辊系弹性变形计算模型将轧机弹性变形分解为辊系弹性变形和牌坊弹性变形两部分,构造出精度和完备性都优于传统模型的新轧机弹跳模型,这种新模型具有体现多种因素综合影响和可以避免换辊后的重复测量刚度的优点,该模型对传统弹跳模型有很大改善。针对绝对油膜厚度零点不确定的现状,引入相对油膜厚度零点的概念,人为地将某轧制力、某一速度对应的油膜厚度定为相对油膜厚度零点,并给出相对油膜厚度模型的计算方法和测量方法。分析了轧机两侧刚度差异对辊缝设定的影响,得知由刚度差异产生的轧辊微小倾斜对总轧制力的影响很小,轧制中心线处的设定辊缝基本不会发生变化。

(3) 分析轧制力模型各因素对计算精度的影响,指出变形抗力模型是影响轧制力计算精度的主要因素,并综合各种传统变形抗力模型,提出适合中厚板轧制过程的变形抗力模型。并针对目前残余应变模型非常匮乏的现状,作者提出适合于工程用的简易残余应变数学模型,通过理论分析得知采用该模型可以将残余应变对变形抗力的影响控制在 6% 以内。

(4) 分析了弹跳方程零点漂移对轧制力模型自学习的影响,得知如果轧件出口厚度的计算全部采用弹跳方程计算值,则弹跳方程零点漂移对轧制力模型的自学习基本没有影响,为道次轧制力模型的修正计算奠定坚实的基础。

(5) 根据传热学规律,分析了热辐射和对流、高压水除鳞、与轧辊接触产生的热传导、轧制塑性功等主要因素对中厚板温度变化的影响,得出在线温度

数学模型。利用该模型分析厚板温度梯度与轧件厚度和时间的规律,得出实测表面温度与轧件平均温度的关系:当轧件厚度超过 50mm 时,随着温降时间的延长,轧件平均温度与表面温度的差值趋于稳定。当轧件厚度小于 20mm 时,轧件平均温度与表面温度的差值随着时间缓慢减小。

(6) 针对实测温度的特点,给出除鳞后实测温度的有效性判断准则,并利用插值法和相似法给出除鳞后温度的计算方法。给出开轧温度的计算算法和自学习算法,使得开轧温度的计算精度更符合实际。结合中厚板控温轧制的特点,将终轧温度 T_f 看成是控温温度 T_s 的单调增函数,并提出控温温度和终轧温度的计算算法,避免了单调函数的不连续性。

(7) 分析了 AGC 系统和板形开环控制的关系,通过理论推导得出轧制宽薄轧件时,AGC 对板形影响较大,而对厚度控制精度贡献不大。并在此基础上,提出适用于中厚板轧制的板形锁定法,理论推导和现场应用均已证明,这种方法能够在对厚度控制微小影响的前提下,避免轧制宽薄材时板形容易出现边浪的缺陷。

(8) 提出一种适用于中厚板展宽阶段的轧制规程分配新方法—可变道次的综合负荷平衡分配法。这种分配方法综合考虑设备能力的充分发挥,使得各个道次的综合负荷函数值相等,相比 Newton-Rapson 而言这种综合负荷分配法不需要在初值的选取上花费精力,而且计算速度足够满足实时控制的要求,其编程实现也比较方便。

(9) 在现场调研和理论分析的基础上,提出一种适用于中厚板伸长阶段的轧制规程分配新方法—负荷协调分配法。该方法通过定义一个虚设最大轧制力限制系数来调节各道次轧制力,使得最后三个道次轧制力线性下降,满足板形控制的要求,而前面道次尽量发挥轧机的能力采取大压下量。进一步的将后三个道次的轧制力下降斜率作为变量,如果出现板形问题,可以通过调整斜率改变轧制负荷的分配。

参 考 文 献

- [1] 孙本荣, 王有铭, 陈瑛. 中厚钢板生产[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1993.
- [2] 中国材料发展现状及迈入新世纪对策咨询项目—钢铁材料咨询报告, 2000.
- [3] 于世果, 李宏图. 国外厚板轧机及轧制技术的发展(一)[J]. 轧钢, 1999, 10(5):43.
- [4] 于世果, 李宏图. 国外厚板轧机及轧制技术的发展(二)[J]. 轧钢, 1999, 12(6):29.
- [5] 张燕燕. 厚板轧制新工艺与新技术的采用[J]. 轧钢, 1998, 12(6):40.
- [6] 赵昆, 潘安民. 当代宽厚板的生产工艺及技术装备特征[J]. 世界中厚板技术进步译文集, 1999:1.
- [7] 赵昆, 康复. 宽厚板轧机与连铸考察[J]. 世界中厚板技术进步译文集, 1999:11.
- [8] 楠原佑司. 日本厚板生产技术的进步[J]. 世界中厚板技术进步译文集, 1999:19.
- [9] 齋茂则, 西岡潔, 野見山裕治. 新日本製鐵における最近の厚板製造技術の進歩と今後の展望[J]. 新日鐵技報, 1997, No.365: 3.
- [10] 西岡潔, 水谷泰, 掘裕二. 厚板ベアクロスミルにおける大圧下圧延技術[J]. 新日鐵技報, 1997, No.365: 9.
- [11] 西田俊一, 奥村健人ほか. 川崎製鐵における厚鋼板製造プロセス技術の進歩[J]. 川崎製鐵技報, 1998, 30(3):125.
- [12] 孙浩, 陈启祥, 陈林谦. 迪林根厚板厂工艺设备考察[J]. 轧钢, 2000, 17(2):59.
- [13] 邹有武译. 福山厂厚板轧制设备的特点及作业情况[J]. 世界中厚板技术进步译文集, 1999:194.
- [14] Hori Y, Mizutani Y, Ogawa T, *et al.* PC 轧机板形和凸度控制技术[J]. 世界中厚板技术进步译文集, 1999:102.
- [15] 陈启祥, 帅奇. 浅谈我国中厚板的设备及生产[J]. 冶金信息, 2000, 4:21.
- [16] 孙卫华, 孙浩, 孙玮. 我国中厚板生产现状与发展[J]. 山东冶金, 1999, 21(12):13.
- [17] 李峰. 谈我国中厚板轧机的技术改造[J]. 轧钢, 1995, 12(4): 47.
- [18] William L R. Hot rolling of steel[M]. New York, USA: Marrecel Dekker, Inc ,1983.
- [19] 君嶋英彦. 鋼板における寸法制御と精度向上[J]. 鉄と鋼, 1993, 79(3):3.
- [20] Kawatute. I.F.A.C. Proceedings of the third international conference, Digital Computer Application to Process Control. Vol 3, 1971.
- [21] 杨节. 轧制过程数学模型[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1982.
- [22] 孙一康. 带钢热连轧数学模型基础[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1979.
- [23] 刘玠, 孙一康. 带钢热连轧计算机控制[M]. 北京: 机械工业出版社, 1997.
- [24] 孙一康. 带钢冷连轧计算机控制[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2002.
- [25] 汪祥能, 丁修堃. 带钢冷连轧计算机控制[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1996.
- [26] Ishiii T, Wada S, Miyokawa M, *et al.*, Recent technology in hot strip mill[C]. Proceedings of the 7th International Conference on Steel Rolling, Tokyo, Japan, 1998: 711.

- [27] Satoshi N, Hiroshi N, Akira K, *et al.* Adaptive approach to improve the accuracy of a rolling load prediction model for a plate rolling process[J]. *ISIJ International*, 2002,12(40):1216.
- [28] 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.
- [29] 熊尚武. 热带粗轧机组调宽过程的实验与理论研究[D]. 东北大学博士学位论文, 1997.
- [30] 宋叔尼, 刘相华, 王国栋. 刚塑性可压缩材料热轧问题总能耗率泛函极值的存在和唯一性[J]. *科学通报*, 1999,44(17):1898.
- [31] 杜凤山, 刘才, 连家创. 轧制过程板形控制的计算机模拟[J]. *机械工程学报*, 1992,28(6):9.
- [32] 顾卓, 贺毓辛. 平辊薄件轧制的刚塑性有限元计算[J]. *北京钢铁学院学报*, 1986,8(2):83.
- [33] 夏光, 瞿文吉. 板带轧制的边界单元法分析[J]. *北京科技大学学报*, 1989,11(5):443.
- [34] 森谦一郎, 岛进, 小坂田宏造. 刚塑性有限要素法における問題点とその解決法[J]. *塑性と加工*, 1980,21(234):593.
- [35] 森谦一郎. 3次元圧延の剛塑性有限要素法による解析[J]. *塑性と加工*, 1983,24(273):1022.
- [36] 富田佳宏, 进藤明夫, 秋万锡. 2,3次元剛塑性有限要素解析の高速化[J]. *塑性と加工*, 1989,30(338):426.
- [37] 周顺新, 钟掘, 刘光连. 轧机辊系弹性变形的有限元计算[J]. *中南矿冶学院学报*, 1994,25(6):733.
- [38] 王国栋, 刘相华. 金属轧制过程人工智能优化[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2000.
- [39] 王秀梅, 王国栋, 刘相华. 综合神经网络在热连轧机组轧制力预报中的应用[J]. *钢铁研究学报*, 1998, 10(4): 72.
- [40] Lu C, Wang X M, Liu X H, *et al.* Application of ANN in combination with mathematical models in prediction of rolling load of the finishing stands in HSM[J]. *Proceedings of the 7th International Conference on Steel Rolling*, 1998, Chiba, Japan: 206.
- [41] 王秀梅, 王国栋, 刘相华. 人工神经网络和数学模型在热连轧机组轧制力预报中的综合应用[J]. *钢铁*, 1999, 34(3): 37.
- [42] 王秀梅, 吕程, 王国栋等. 轧制力预报中的神经网络和数学模型[J]. *东北大学学报(自然科学版)*, 1999, 20(3): 319.
- [43] Wang X M, Zhang X F, Wang G D, *et al.* Fuzzy neural network in predicting rolling load in hot strip mill[C]. *EPMESEC VII Computational Methods in Engineering and Science*, Elsevier, New Zealand, 1999: 837.
- [44] 王秀梅, 王国栋, 刘相华等. 热连轧中轧制力模型系数回归的新方法[J]. *东北大学学报(自然科学版)*, 1999, 20(5): 522.
- [45] 胡贤磊, 王昭东, 干解民等. 结合模型自学习的BP神经网络的轧制力预报[J]. *东北大学学报(自然科学版)*, 2002,23(11): 1089.
- [46] Aistleitner K, Mattersdorfer L G, *et al.* Neural network for identification of roll eccentricity in rolling mills[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 1996,60: 387.

- [47] 片山恭紀,中島正明,諸岡泰男. ニュロ・ファジイ 应用 センダミアミルの形状制御[J]. 塑性と加工, 1993,34(387):411.
- [48] 片山恭紀,中島正明,諸岡泰男. 新しい制御手法と圧延への適用[J]. 鉄と鋼, 1993,79(3):56.
- [49] 服部哲,中島正明,片山恭紀 ほか. ニュロ・ファジイ 应用 圧延機形状制御システム[J]. 日立評論, 1991,73(8):21.
- [50] 中島正明,服部哲,岡田隆 ほか. ニュロ・ファジイ 应用 パターン計測・制御技法の圧延機形状制御への適用[J]. 日立評論, 1993,75(2):9.
- [51] 周旭東,李連詩,王先進等. 人工神经网络板形板厚綜合控制[J]. 軋鋼, 1995,12(2):16.
- [52] Liu Z Y, Wang G D, Gao W. Prediction of the mechanical properties of hot-rolled C-Mn steels using artificial neural networks[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1996; 57(2): 332.
- [53] 刘振宇, 王昭东, 王国栋等. 应用神经网络预测热轧 C-Mn 钢力学性能[J]. 钢铁研究学报, 1995; 7 (4): 61.
- [54] Portmann N F., Linhoff D, Sorgel G, *et al.* Application of neural networks in rolling mill automation[J]. Iron and Steel Engineer, 1995,72(2): 33.
- [55] 北村章, 首崎博司, 小西正躬ほか. ファジイ多目的計画法による熱延仕上げミルパススケジュール設計[J]. 鉄と鋼, 1993,79 (3) :100.
- [56] Jung J Y, Im Y T, Hyung L K. Development of fuzzy control algorithm for shape control in cold rolling[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1995,48(1-4):187.
- [57] Jung J Y, Im Y T, Hyung L K. Fuzzy-control simulation of cross-sectional shape in six-high cold-rolling mills[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1996,62(1-3):61.
- [58] Jung J.Y, Im Y T. Simulation of fuzzy shape control for cold-rolled strip with randomly irregular strip shape[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1997,63(1-3):248.
- [59] 堺俊夫,前田英樹,菱川滋ほか. ファジイ理論による形状制御[J]. 日立評論, 1989,71(8): 103.
- [60] 小田高士ほか. フスジイ推論タイナミツクセツトアツブ[J]. 塑性と加工,1995,36(10):1145.
- [61] 前田英樹,堺俊夫,服部哲ほか. 圧延形状制御へのファジイ制御の应用[J]. 塑性と加工, 1991,32(361):136.
- [62] 广田ほか. ファジイ理論による板厚、張力干渉防止システムの開発[C]. 147回塑加シンポジキスト, 1992; 59.
- [63] 大貝晴俊ほか. 棒鋼ミルのセツトアツブへのファジイ应用[J]. 塑性と加工, 1993, 34(4): 405.
- [64] Sasaka S, Kozaki Y, Chida Y, *et al.* Fully automated bar mill pacing control system incorporating artificial intelligence[J]. ISIJ International. 1990,30(2): 161.
- [65] 村上史敏, 古川高人, 小土井章夫ほか. 熱延ドラフトスケジュールのエキスパート

- システム[J]. 鉄と鋼, 1993,79 (3) :107.
- [66] Hirao F. An expert system for efficient coil transfer in finishing line of hot strip mill[J]. ISIJ International, 1990, 30 (2): 167.
- [67] 井口弘明ほか. 冷間タンデムミル板厚精度診断エキスパートシステム[J].川崎制鉄技報, 1991,23(3): 225.
- [68] Stirling.D, Seving. S. Combined simulation and knowledge-based control of a stainless steel rolling mill[J]. Expert System with Application, 1991, 3: 353.
- [69] 小西正躬ほか. アルミ箔ミル形状制御エキスパートシステム[J]. 神戸制鋼技報, 1991, 40 (3): 23.
- [70] 孙晓光. 热轧带钢轧机精轧机组负荷分配的协同人工智能设定模型开发[D]. 东北大学博士学位论文, 1996.
- [71] Wang .D.D, Tieu. K et al., Evolutionary optimization of rolling schedule for the setup of a tandem cold rolling mill[C]. Proceedings of the 7th International Conference on Steel Rolling, Chiba, Japan, 1998: 9, 139.
- [72] 吕程, 朱洪涛, 王国栋等. 利用遗传算法优化板坯立轧短行程控制曲线[J]. 钢铁研究学报, 1998, 10(5): 19.
- [73] 张其生. 首钢中厚板四辊精轧机液压 AGC 的研究[B]: 东北大学硕士学位论文,2001.
- [74] 李伏桃, 陈岩, 康永林译. 板带连续轧制[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2002.
- [75] 钟淑荣译. 用厚板精轧机近置式 γ 射线测厚仪提高厚度精度[J]. 世界中厚板技术进步译文集, 1999:80.
- [76] 张朝生译. 厚板轧制中高精度板厚控制技术的开发[J]. 世界中厚板技术进步译文集, 1999:66.
- [77] 萩原康彦,久保多贞夫,八柳博ほか. 厚板平面形状認識装置と最適ステップ設計解析システム[J]. 鉄と鋼, 1981,22: 2426.
- [78] 渡边秀規,高橋祥之,塚原戴司ほか. 厚板圧延新の開発[J]. 鉄と鋼, 1981,22: 2412.
- [79] 笹治峻,久津輪浩一,堀部晃ほか.エツジヤ法による厚板の高歩留り圧延法の開発[J]. 鉄と鋼, 1981,22: 2395.
- [80] 西崎允,小久保一郎,早川初男ほか. エツジヤ圧延による厚板の歩留り向上[J]. 鉄と鋼, 1981,22: 2405.
- [81] 平井信恒,吉原正典,関根稔弘ほか. 厚板圧延における平面形状制御方法[J]. 鉄と鋼, 1981,22: 2419.
- [82] 八子一了,石原慶明,村上史敏,ほか. 福山製鉄所厚板圧延設備の特色と操業[J]. 日本鋼管技報, 1987, No.117: 32.
- [83] 瀬川佑二郎,坪田一哉,井上正敏ほか. 厚板圧延における板クラウン板形状制御システム[J]. 塑性と加工, 1979, 20(217): 119.
- [84] 池田尚弘,坪田一哉,瀬川佑二郎ほか. 压下修正(MAS)圧延法の原理[J]. 鉄と鋼, 1979, 20(4): 304.
- [85] 石井功一,坪田一哉,菊川裕幸ほか. 压下修正(MAS)圧延法の実機への適用[J]. 鉄

- と鋼, 1979, 20(4): 306.
- [86] 平井信恒, 吉原正典, 坪田一哉ほか. 厚板圧延における平面形状制御方法について[J]. 鉄と鋼, 1980, 21(8): 157.
- [87] 井上正敏, 西田俊一, 大森和郎ほか. 厚板圧延におけるトリミングフリー厚鋼板製造技術の確立[J]. 川崎製鉄技報, 1988, 20(3): 183.
- [88] 升田貞和, 平尺猛志, 市之瀬弘之ほか. 厚板圧延における高精度圧延技術[J]. 鉄と鋼, 1981, 22: 2433.
- [89] 池英淑译. 川崎水島无切边厚板(TFP)生产技术[J]. 日本九十年代厚板生产技术与设备, 1998: 86.
- [90] 王国栋. 板形控制和板形理论[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1986.
- [91] Ginzburg V. B.. High-Quality Steel Rolling: Theory and Practice[M]. New York, USA: Marcel Dekker, Inc., 1993.
- [92] 吴国良, 王国栋等译. 板带轧制理论与实践[M]. 北京: 中国铁道出版社, 1989.
- [93] Derek A. Shaw, Thomas I. Burns, Thomas I. P. Hochkeppel et al. Strip profile control technology and economic impact of target profiles. Iron and steel engineer, 1995, 72(9): 22.
- [94] Ginzburg V B, Azzam M. Selection of optimum strip profile and flatness technology for rolling mills[J]. Iron and steel engineer, 1997, 74(7): 30.
- [95] 本城恒 ほか. ダブルチヨツクワークロールベンディングの機能と効果[J]. 石川島播磨技報, 1981, 21(5): 457.
- [96] 渡边英一 ほか. ホットストリップにおける大クラウンバックアップロールによる板プロフィール制御[J]. 塑性と加工, 1982, 23(263): 1139.
- [97] 笠井腾 ほか. 既設ホットストリップミルにおけるスケジュールフリー-圧延対応操作技術[J]. 鉄と鋼, 1988, 29: 1394.
- [98] 中島浩卫, 川本利治, 波多江诚亮 ほか. ベアクロス圧延機(PCミル)の基本特性[J]. 三菱重工技報, 1984, 21(6): 61.
- [99] 大森舜二, 塚本颯彦, 日野裕之 ほか. ベア・クロス圧延機の圧延特性[J]. 塑性と加工, 1987, 28(321): 1067.
- [100] 姜雨, 刘行健译. 中厚板轧机板形控制的开发[J]. 世界中厚板技术进步译文集, 1999: 92.
- [101] 朱洪涛. PC 热连轧机板形模型与智能控制研究[D]. 东北大学博士学位论文, 2000.
- [102] Nakajima K, Asamura T, Kikuma T, et al. Hot strip crown control by six-high mill[J]. Transactions ISIJ, 1984, 24: 284.
- [103] Mantyla P, Myllykoski L, Jonsson N G. Rolling wide thin plates using the profile and shape vector method[J]. Iron and Steel Engineer, 1989, 66(11): 48.
- [104] 贺毓辛. 轧制优化[J]. 钢铁, 1985, 20(1): 9.
- [105] 方云幡, 杨节. 带钢热连轧机规程的优化[J]. 武汉钢铁学院学报, 1988, 1: 51.
- [106] 梁国平. 关于轧机的最佳负荷分配问题[J]. 钢铁, 1980, 15(1): 42-48.
- [107] 告野昌史, 関口邦男, 安部可治. 荷重分配比に基づく設定計算の实用化[C]. 第 43 回塑性加工連合講演会, 1992: 699.

- [108] 白埃民, 周和敏. 综合等负荷函数法的逆向算法[J]. 钢铁, 2001, 36(1): 38.
- [109] 陆济民, 魏立群. 热轧带钢连轧机组轧制规程的优化[J]. 上海冶金专科学校学报, 1989, 10(3): 1.
- [110] 白埃民, 郝付国, 张进之. 综合等负荷函数法在中板生产中的应用[J]. 钢铁, 1993, 28(4): 35.
- [111] 赵忠诚. 中厚板精轧压下量逐步逼近优化法[J]. 钢铁, 1986, 21(8): 18.
- [112] 胡贤磊, 矫志杰, 邱红雷等. 中厚板轧制规程的综合负荷优化分配方法的应用[J]. 钢铁研究学报, 2003, 15(2): 24.
- [113] 胡贤磊, 矫志杰, 邱红雷等. 中厚板精轧轧制规程的负荷协调分配法及其动态调整修改[J]. 钢铁, 2003, 38(4): 34.
- [114] 岡本豊彦, 美坂佳助, 横井玉雄ほか. 新しい厚板ミル計算機制御システム[J]. 住友金属, 1975, 27(3): 74.
- [115] Herinckx M, Leclercq Y. Plate mill and hot strip mill revamping of forges de Clabecq[C]. The 4th rolling steel conference, C12.1- C12.6.
- [116] Chaboud M, Cunche G, Fazan B. A new computer system for normalizing rolling of custom size plates [C]. The 4th rolling steel conference, C10.1- C10.6.
- [117] 高園貴行, 和田凡平, 浜田重行ほか. 厚板自動化への取り組み[J]. 住友金属. 1998, 50(1): 72.
- [118] 胡贤磊, 王君, 王昭东等. 首钢 3340mm 中板精轧机过程模型设定系统[J]. 轧钢, 2003, 20(1): 42.
- [119] 小吴一夫, 塚本英夫, 那波泰行ほか. 厚板压延における最適寸法制御技術[J]. 鉄と鋼, 1981, 22: 2443.
- [120] 大江憲一, 森本禎夫, 梶浦茂実ほか. 厚板压延における高精度板厚制御技術の開発[J]. 鉄と鋼. 1993, 79(3): 318.
- [121] 中島浩衛. 压延理論と寸法制御[J]. 鉄と鋼. 1993, 79(3): 263.
- [122] 湖海克明, 加古幸博, 阿高松男ほか. 厚板の压延における板厚精度の検討[J]. 塑性と加工. 1984, 25(11): 981.
- [123] 孙复森, 刘先礼, 耿庆波等. 绝对 AGC 技术在中厚板生产中的成功应用[C]. 2000 年中厚板会议论文集, 济南, 2000: 58.
- [124] 刘阶. 弹跳方程的建立和机架刚度的测试. 1979 年中国金属学会轧钢学术委员会热连轧板带学术会议报告, 1979.
- [125] 胡贤磊, 矫志杰, 李建民等. 中厚板轧机弹跳模型宽度补偿的结构分析[J]. 轧钢, 2003 (待发表).
- [126] 陈建华, 李冰, 张殿华等. 轧机弹跳量宽度修正[J]. 钢铁, 2003, 38(1): 31.
- [127] 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, Vol.27(3): 1089-1092.
- [128] Hu X L, Wang J, Wang Z D, et al. Analysis of Influence of Roll Elastic Deformation to

- Gage-meter Equation in Plate Rolling[J]. JISR(待发表)..
- [129] 魏立群, 陆济民. 轧辊弹性压扁的计算[J]. 钢铁, 1991,26(12):25.
- [130] 魏立群, 陆济民, 蔡恩沛. 应用变接触长度支承辊改善中厚板板形及横向同板差[J]. 钢铁研究学报, 1999,11(1):23.
- [131] John F M. Computer roll deflection program for predicting strip crown[J]. *Iron and steel engineer*, 1984,61(7):33.
- [132] 胡贤磊, 王昭东, 矫志杰. 中厚板轧机两侧刚度差异对辊缝设定的影响[J]. 钢铁研究学报, 2003(待发表).
- [133] Marokh M, Seredynski F. Roll-force estimateion in plate rolling[J]. *Journal of the Iron and Steel Institute*, 1970,7:695.
- [134] Sims R B, Wright H. Roll force and torque in hot rolling mills(A comparison between measurement and calculation)[J]. *Journal of the Iron and Steel Institute*, 1963,3:261.
- [135] 吉田博, 磯边邦夫, 広瀬勇次ほか. ホットストリップミルにおける圧延荷重予測モデル[J]. 塑性と加工, 1982,23(1): 63.
- [136] Saito Y, Enami T, Tanaka T. The mathematical model of hot deformation resistance with reference to microstructural changes during rolling in plate mill[J]. *Transactions ISIJ*, 1985,25:1146.
- [137] 张进之, 白埃民. 提高中厚板轧机压力预报精度的途径[J]. 钢铁, 1990,25(5):28.
- [138] 孙本荣, 赵佩祥, 朱荣林等. 控制轧制中板变形抗力的研究[J]. 钢铁, 1986,21(4):30.
- [139] 周纪华, 管克智, 刘文仲等. 热连轧机轧制压力数学模型[J]. 钢铁, 1992,27(8):45.
- [140] Hoogen A J, Heesen G J, Hollander F. New approach to predict roll forces in a hot strip mill for small lot sized rolling schedules[C]. The 4th rolling steel conference, B6.1- B6.11.
- [141] 胡贤磊等. 中厚板轧制过程厚度偏差的在线修正方法[J]. 轧钢, 2003(待发表).
- [142] 胡贤磊等. 中厚板弹跳曲线零点漂移对轧制力自适应的影响[J]. 钢铁研究学报, 2003, 15(1): 24.
- [143] 阿高松男, 湖海克明. 板厚方向に温度分布のある板材の圧延理論[J]. 塑性と加工. 1985,26(11):1117.
- [144] 小門純一. 熱間圧延における材料の温度変化の予想計算法に関する基礎的研究[J]. 塑性と加工, 1970,11:816.
- [145] 福田敬爾, 有吉敏彦. 有限要素—最小自乗法による熱伝導逆問題の解析[J]. 鉄と鋼, 1984,8:103.
- [146] 徐申. 中厚板轧制过程中的温度模型[J]. 甘肃冶金, 2000,2:13.
- [147] Frank P I, David P D. *Fundamentals of heat transfer*[M]. USA: John Wiley & Sons, Inc. 1981.
- [148] 俞昌铭. 热传导及其数值分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 1982.
- [149] Kiuchi M, Yanagimoto J, Wakamatsu E. Thermal analysis of hot plate/sheet rolling[C]. *Proceedings of the 7th International Conference on Steel Rolling*. Tokyo, Japan, 1998: 227.

- [150] 胡贤磊, 矫志杰, 李建民. 中厚板精轧过程的高精度温度预测模型研究[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2003, Vol.27(3): 1089.
- [151] 胡贤磊, 李建民, 等. 中厚板轧制过程钢板温度计算的二次曲线建模法[J]. 轧钢, 2002, 19(6): 12.
- [152] 胡贤磊等. 中厚板控制轧制过程控温温度的优化计算[J]. 钢铁研究学报, 2003.
- [153] Shohet K N, Townsend N A. Roll bending methods of crown control in four high plate mills[J]. *JISI*, 1968(11):1088.
- [154] 小川茂, 松本纘美, 浜渦修一ほか. 熱間圧延における板クラウン予測式[J]. 塑性と加工. 1984,11:1034.
- [155] 升田貞和, 平尺猛志, 大西良弘ほか. チャンファバックアップロールを用いホットストリッププロフィール制御[J]. 塑性と加工. 1982,23 (12): 1152.
- [156] 张进之. 解析板形刚度理论[J]. 中国科学(E辑), 2000,30(2),187.
- [157] 河野輝雄, 美坂佳助. コールドタンデムミルにおける板ベロファイル板形状予測モデル[J]. 鉄と鋼, 1981,22: 2542.
- [158] 湖海克明, 加古幸博, 阿高松男ほか. 厚板圧延における板形状制御とそれへの影響因子[J]. 塑性と加工. 1984, 25(9): 813.
- [159] 佐佐木保, 柳本潤, 河野輝雄ほか. 熱延プロフィール予測モデルの高精度化[J]. 鉄と鋼, 1993,79 (3) : 128.
- [160] Hu X L, Wang Z D, Wang J, et al. Application of Crown-Flatness Vector Analysis Method in Plate Mill Draft Schedule[J]. *JISR*, 待发表.
- [161] Inouye M, Fujimoto T, Baba K. Predicted force aiming method for flatness control in plate rolling[J]. *Transactions ISIJ*, 1984,24:69.
- [162] HU X L, Wang J, Wang Z D, et al. Application of Shape Lock-on Method in Plate Rolling[J]. *JISR*. 待发表.
- [163] 白埃民, 周和敏. 轧机与轧制条件对 AGC 稳定性和厚控的影响[J]. 轧钢, 2001,18(6):11.
- [164] 郝付国, 白埃民, 张进之等. 动态设定型 AGC 在中厚板轧机上的应用[J]. 钢铁, 1995,30(7):32.
- [165] 王君, 张殿华, 王国栋. 厚度计型和动态设定型 AGC 的统一性证明[J]. 控制与决策, 2000,15(3):333.
- [166] 王军生. T-WRS&C 冷连轧机组动态变规格模型系统原理与应用研究[D]. 东北大学博士学位论文, 2002.
- [167] 高丽霞, 赵杰锋, 刘微等. 轧长展宽法控制钢板边部形状[C]. 2002 年中厚板年会论文集, 2002: 123-128.

攻读博士学位期间的工作

撰写的论文

- [1] 胡贤磊, 王昭东, 干解民等. 结合模型自学习的 BP 神经网络的轧制力预报[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2002, 23(11): 1089.
- [2] 胡贤磊, 矫志杰, 李建民等. 中厚板精轧过程的高精度温度预测模型[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2003, 24(1): 71.
- [3] 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(3): 284.
- [4] 胡贤磊, 矫志杰, 邱红雷等. 中厚板精轧轧制规程的负荷协调分配法及其动态调整[J]. 钢铁, 2003, 38(4): 34.
- [5] 胡贤磊, 邱红雷, 刘相华等. 中厚板弹跳曲线零点漂移对轧制力自适应的影响[J]. 钢铁研究学报, 2003, 15(1): 24.
- [6] 胡贤磊, 矫志杰, 邱红雷等. 综合等负荷函数法在中厚板规程分配中的应用[J]. 钢铁研究学报, 2003, 15(2): 24.
- [7] 胡贤磊, 王昭东, 矫志杰等. 中厚板轧机两侧刚度差异对辊缝设定的影响[J]. 钢铁研究学报, 2003, 15(3): 14.
- [8] 胡贤磊, 李建民, 王昭东等. 中厚板轧制过程温度计算的二次曲线建模法[J]. 轧钢, 2002, 19(6): 12.
- [9] 胡贤磊, 王君, 王昭东等. 首钢 3340mm 中板精轧机过程模型设定系统[J]. 轧钢, 2003, 20(1): 42.
- [10] 胡贤磊, 吴光蜀, 赵胜国等. 中厚板轧制过程厚度偏差的在线修正方法[J]. 轧钢, 2003, 20(3): 7.
- [11] 胡贤磊, 邱红雷, 矫志杰等. 中厚板轧机模型设定软件的开发[C]. 2002 轧钢会议论文, 2002: 231.
- [12] 胡贤磊, 王昭东, 刘相华等. 热连轧精轧轧制力模型自适应在神经网络预报轧制力中的应用[C]. 2002 轧钢会议论文, 2002: 562.
- [13] 胡贤磊, 王昭东, 王君等. 中厚板轧机弹跳模型的数值分析和应用[J]. 钢铁, 已录用.
- [14] 胡贤磊, 刘文田, 李建民等. 中厚板轧机弹跳模型宽度补偿的结构分析[J]. 轧钢, 2003, 20(4), 待发表.
- [15] 胡贤磊, 邱红雷, 矫志杰等. 中厚板控制轧制过程控温温度的优化计算[J].

- 钢铁研究学报, 2003, 待发表.
- [16] *HU Xian-Lei, WANG Jun, WANG Zhao-Dong, et al.* Application of shape lock-on method in plate rolling[J]. **Journal of Iron and Steel Research**, 已录用.
- [17] *HU Xian-Lei, WANG Jun, WANG Zhao-Dong, et al.* Analysis of influence of roll elastic deformation to gage-meter equation in plate rolling[J]. **Journal of Iron and Steel Research**, 已录用.
- [18] *HU Xian-Lei, WANG Zhao-Dong, WANG Jun, et al.* Application of Crown-Flatness Vector Analysis Method in Plate Mill Draft Schedule[J]. **Journal of Iron and Steel Research**, 已录用.
- [19] 杨红, 胡贤磊. WinCC 的 Globe Script 在中厚板过程机中的应用[J]. 微计算机信息, 2003, 19 (1): 14.
- [20] 邱红雷, 胡贤磊, 刘相华等. 人工神经网络在中厚板轧机轧制力预报中的应用[J]. 材料与冶金学报, 2002, 1 (2): 150.
- [21] 杨红, 胡贤磊, 王昭东等. 中厚板轧机刚度曲线的测试与回归[C]. 2002 轧钢会议论文, 2002:170.
- [22] 王昭东, 胡贤磊, 刘相华等. 具有良好深冲性能的 IF 钢铁素体区热轧直接退火工艺开发[C]. 2002 轧钢会议论文, 2002:488.
- [23] 王昭东, 胡贤磊, 刘相华等. 应用铁素体区热轧工艺开发热轧深冲板[C]. 2002 轧钢会议论文, 2002:455.
- [24] 干解民, 单旭沂, 胡贤磊等. 基于数据集市的轧制力预报 BP 网络的数据挖掘[C]. 2002 轧钢会议论文, 2002:250.
- [25] 王君, 王昭东, 李建平, 牛文勇, 胡贤磊等. 中板控冷及轧线综合过程控制系统[C]. 2002 轧钢会议论文, 2002:235.
- [26] 王君, 王昭东, 李建平, 牛文勇, 胡贤磊等. 3500mm 中厚板轧机自动控制系统[C]. 2002 轧钢会议论文, 2002:598.
- [27] 陈建华, 张其生, 李冰, 吴光蜀, 付卫国, 张殿华, 王君, 胡贤磊. 中厚板轧机油膜厚度模型的研究[J]. 钢铁, 2001, 36 (11): 42.
- [28] 陈建华, 李冰, 吴光蜀, 付卫国, 张其生, 张殿华, 王君, 胡贤磊. 轧机弹跳量宽度修正[J]. 钢铁, 2001, 38 (1): 31.
- [29] 陈建华, 吴光蜀, 李冰, 张其生, 付卫国, 张殿华, 王君, 胡贤磊. AGC 系统高精度厚度计公式的工程研究[J]. 轧钢, 2002, 19 (5): 42.

参加的科研项目

- 1) 中厚板轧机过程控制模型与人工智能研究, 国家经贸委中厚板轧机核心轧制技术及关键设备研制项目子项目, 主要执行人。
- 2) 首钢总公司中厚板技术改造工程四辊精轧机液压 AGC 及控轧、控冷自动化控制系统, 首钢横向项目, 主要执行人。
- 3) 首钢中厚板轧机液压 AGC 计算机控制系统, 首钢横向项目, 主要执行人。
- 4) 基于物理冶金和人工智能的热轧钢材组织性能预测, 国家自然科学基金项目, 主要参加人。
- 5) 南钢中板厂 2500mm 精轧机液压 AGC 和控轧控冷; 南钢横向项目, 主要执行人。
- 6) 营口中板厂 2700mm 精轧机液压 AGC; 营口中板横向项目, 主要执行人。
- 7) 厚板轧制工艺计算机辅助设计, 北京钢铁设计研究总院横向项目, 主要执行人。
- 8) 酒钢技术部轧钢实验室设计和建设, 酒钢横向项目, 主要参加人。
- 9) 智能技术在热轧带钢生产控制中的应用研究; 宝钢横向项目, 主要参加人。

致 谢

本文的研究工作是在导师刘相华教授、王国栋教授的悉心指导下完成的。攻读博士学位期间，两位导师在学习、工作和生活各方面，都给予了作者无微不至的关怀、爱护和帮助。两位导师严谨的治学态度、渊博的科学知识和诚挚的为人使作者受益匪浅。值此论文完成之际，向导师刘相华教授和王国栋教授表示衷心的感谢。

作者十分感谢王君副教授、王昭东副教授、朱伏先教授、张殿华教授、徐建忠副教授、杨红老师、李建平老师、牛文勇老师、何纯玉老师、蔡晓晖老师、李艳梅老师、吴迪教授、赵宪明副教授、邱洪双教授、杜林秀副教授、刘恒立老师、彭赛老师和康宗涛老师等在理论研究和科研实践方面给予的指导和帮助。感谢博士研究生矫志杰、鲍培伟、邱红雷、龚彩军、刘彦春、张晓峰、朱洪涛、王哲、吕程、赵启林、王军生、李建民、孔祥伟和许云波在论文工作上给予的帮助。感谢硕士研究生赵忠、於春月、胡加洪和于明在科研工作上的密切配合。感谢杨子琴、张颖、李钊、沈馨等老师在日常工作上的帮助。

现场科研工作中，得到了首钢中厚板厂吴光蜀厂长、李冰副厂长、李学儒副厂长、王鹤更副厂长、张其生助理、技术科赵胜国科长、机动科陈建华副科长、热轧工段余威副段长和生产科张庆春副科长等领导的大力支持。中厚板厂技术科的陈波、左智宏、李光、李彬及轧钢工段的何立东、卜文革、董建新和钱德增四位班长等人也提供了无私帮助和支持。在此，作者还要特别感谢南钢中板厂技术质量部的廖仕军部长、张华伟、和牛继龙等人，他们的密切配合大大促进了作者的工作，谨向他们表示崇高的谢意。

本论文所涉及的科研项目得到国家经贸委(No.ZZ0113A040201)和首钢的资金支持，在此对首钢公司提供这次实践机会表示深深的谢意。

最后，谨以此文献给我的妻子赵杰女士以及我的家人。

作者简介



胡贤磊，男，1974年10月出生，汉族。1997年毕业于东北大学金属压力加工专业，获工学学士学位。同年免试推荐进入东北大学研究生院材料加工工程专业，师从刘相华教授和王国栋教授，从事中厚板轧机过程机模型和热连轧过程机模型的研究。2000年3月~2003年5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博士学位，主要从事在线中厚板轧机过程机模型控制系统的研究。并于2000年4月留校任教。攻读博士期间，先后参与了多项纵向和横向科研课题：作为主要执行人完成了首钢3340mm中板轧机在线过程机设定模型的改造项目；作为主要执行人完成了酒钢实验轧机的工艺软件编制工作；作为主要执行人与北京钢铁设计研究总院合作开发“厚板轧制工艺计算机辅助设计”软件。目前作为子项目负责人参加了首钢中厚板厂、南钢中板厂、营口中板厂的中厚板轧机过程机改造项目；同时作为主要执行人参加了国家经贸委中厚板轧机核心轧制技术及关键设备研制项目的研究工作。2001年获得蔡冠深奖学金，2001年度和2002年度获得重点实验室一等奖学金。在国内外核心刊物、国内会议上发表论文20余篇，并协助指导硕士研究生2名。