

摘 要

本课题来自唐山钢铁集团股份有限公司带钢厂。由于窄带钢生产线上不配备投资甚大的厚度自控系统，目前产品的尺寸精度控制仍依赖于操作者的经验，致使其命中率不高产品质量差，特别是当试图在窄带生产线上开发较宽、较薄的新产品或轧制新的钢种时该问题愈趋突出。故准确预报轧制时的力能参数，进而提高产品尺寸精度是当前窄带生产企业提高经济效益、保持可持续发展的当务之急。

但有关带钢热连轧时的力能计算，目前无论是理论模型还是经验、半经验模型，其计算结果均偏差过大，无法满足现代轧钢生产对产品精度的要求。本硕士论文以唐钢带钢厂的设备、工艺条件为基础，在研究了传统与现代的各种计算模型与方法的基础上，开发出窄带钢热连轧时的力能参数预报系统软件。本软件对窄带的轧制压力计算首次提出并采用了考虑奥氏体再结晶变化的修正函数，使预报精度明显提高；对轧制力矩的计算考虑了变形参数对力臂系数的影响，从而使力矩的计算更为贴近实际。

本硕士论文得到如下结果：

1、对窄带生产线上轧制普碳钢时再结晶规律的研究，所得到的结果与实测符合的较好，说明本研究给出的模型组合用于窄带热连轧的生产实际是可行的。首次将理论与实验的结果应用于窄带现场，为在生产实际中控制与预报窄带的组织性能提供了理论基础；

2、对窄带钢热轧时的力能计算，首次考虑了再结晶不充分导致的残留应变对轧制负荷的影响，使预报精度得到明显提高；利用该结果预设辊缝得到的轧件厚度与实测板厚十分接近。这表明本研究用于控制窄带产品的尺寸精度可取代对人工经验性“试调”的依赖，并为新产品的开发提供了工艺设计与实际操作依据；

3、通过对轧件头尾温差及头尾厚度差的研究与计算，所得结果与现场实测基本相符；将该成果用于控制带钢的通条尺寸，可提高窄带产品的精度“命中率”，并有望将目前窄带的精度水平提高到“宽带级”；

4、对窄带生产线，若试图以增加坯料的长度来增大卷重，从保护设备安全角度，目前的变形规程无论是生产中宽规格产品还是生产较窄规格都是不适宜的；

5、本研究对轧后冷却过程中的组织变化进行了计算机模拟，对带材的微观组织及宏观性能进行了预报。经金相检验，预报出的组织结构与显微观测结果符合得较好；力学性能实验表明，预报出的性能与实测基本相符，这对调整窄带的产品结构，提高窄带的组织性能，具有重要参考价值。

本课题在如下两方面尚需进一步研究：

- 1、本文仅对以 Q235 为代表的普碳钢进行了研究，其它钢种的开发还需做大量工作；
- 2、软件的功能及适用性有待在实际应用中通过大量实测不断完善。

关键词：窄带钢，再结晶软化，轧制力能

Research and Exploitation on the Prediction System of force & energy in Hot Strip Rolling

Abstract

The thesis is supported by strip factory of Tangshan Steel and Iron Group Stock Ltd. At present because of without thickness self-controlled system on narrow strip production line, the dimension precision of product is still relied on the manipulator's experience. It results in low shoot rate and bad product quality. The question is extrusive especially wider or thinner products are tried exploiting on the strip product line. Under current circumstance therefore improving the dimension precision of product through accurately predicting the rolling force is the urgent target for strip-company in order to increase economy benefit and keep continuance development.

The warp of calculation result of force and energy in continuous strip rolling, whether it is calculated by theoretical model or experiential or semi-experiential model, is too great. So it cannot supply the need of high precise for rolling product. On the basis of the machine and technology condition of Tangshan strip factory and finishing investigating all kinds of calculate model and methods, a system software of predicting force and energy in continuous strip rolling is exploited. The modified function of considering austenite recrystallization change is performed for the first time in this software; it can obviously improve the predicting precise. Furthermore the influence of geometry parameter in distortional section on arm coefficient is considered in calculating of rolling moment, which makes results equal to the fact value.

The conclusions are as follows:

1、 Through the research on recrystallization disciplinarian of narrow strip, the results are agreed well with measurement value. It shows that it is feasible when investigative model is used in strip continuous product line. It also performs theoretical base in controlling and predicting the structure and property of narrow strip.

2、 The influence of remnant strain because of not enough recrystallization on rolling load is considered for the first time in computing of rolling force, it can obviously improve the predicting precise. The predicted height of work piece is also accorded with the measurement value using the force result. It shows that controlling dimension precise can replace the method

of “test modification” and offer the base for technology design and factual manipulation in exploiting new kinds.

3、 Though research and calculating of temperature and height warp between the top and bottom of work piece, the calculating value is basically agreed with the measurement value on spot. The precise of strip product can be improved, which maybe reach the level of broad strip if the results are using in controlling the whole strip dimension.

4、 From protecting the equipment’s safety, it’s unsuitable for whether broad strip or narrow strip to improve curve weight by increasing work-piece length at current deform regulations in narrow product line.

5、 Through the computer simulation of changed structure field on air-cooling austenite, changed structure content on strip section is obtained, the finial changed structure content and property are gained. The predicted structure and property are basically agreed with the measurement result through metallurgical micro-observation.

The thesis is needed further researching in following two factors:

1、 Its investigation is only based on only one kind of general carbon steel Q235, but a great deal of other work will be done on other steel kinds.

2、 The function and application of software will be continued improving through a great deal measurement in its factual use.

Key Words: narrow strip, recrystallization soften, rolling force and energy

独 创 性 说 明

本人郑重声明：所呈交的论文是我个人在导师指导下进行的研究工作及取得研究成果。尽我所知，除了文中特别加以标注和致谢的地方外，论文中不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果，也不包含为获得河北理工学院或其他教育机构的学位或证书所使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所做的任何贡献均已在论文中做了明确的说明并表示了谢意。

签名：_____ 日期：____年__月__日

关于论文使用授权的说明

本人完全了解河北理工学院有关保留、使用学位论文的规定，即：学校有权保留送交论文的复印件，允许论文被查阅和借阅；学校可以公布论文的全部或部分内容，可以采用影印、缩印或其他复制手段保存论文。

（保密的论文在解密后应遵循此规定）

签名：_____ 导师签名：_____ 日期：____年__月__日

引 言

在利用计算机自动控制轧制过程的今天，控制系统用到的诸多数学模型中，轧制压力模型被认为是最为重要的计算模型，它是确定轧钢设备负荷、合理制定轧制工艺规程、提高轧材尺寸精度的依据之一。轧制时力能预报的准确程度，直接影响着轧钢生产过程的连续性和稳定性。此外，准确预报轧制负荷还能使轧制线上的力能分布更为合理（如等负荷）以降低电耗；在开发新品种、新工艺（如低温轧制、超级钢开发等）时预报轧机和电机的负荷情况以使设计更为合理可行等等。因此，对钢在热轧时力能负荷的预报始终是人们普遍关注的课题。但是轧件在孔型中变形时的力能计算，目前无论是理论模型还是经验、半经验模型，其预报结果均偏差较大。按传统观点一般认为，计算与实测相差 20%即认为可满足工程上的要求，对连轧薄带钢生产这显然是不够的，更何况这些模型的计算结果还经常远远超过 20%。因此，最大限度地提高轧制力能的预报精度就显得更为重要。

众所周知，在宽带钢的热连轧生产中，产品的尺寸精度依赖于自适应厚度自控系统，其压力模型在轧制过程中不断地得到修正，从而使薄带的尺寸精度得到保证。但在窄带钢生产线上一般不配备这种投资甚大的厚度自控系统，故目前轧件尺寸的精度控制仍依赖于操作者的经验，致使尺寸精度的命中率不高，特别是当试图在窄带钢生产线上轧制较宽、较薄的产品时该问题愈趋突出。故准确预报轧制时的力能参数，进而提高产品尺寸精度就成为企业的当务之急。

1. 绪 论

1.1 课题来源

本课题来自唐山钢铁集团股份有限公司带钢厂。近年来该厂无论在生产工艺、设备及产品结构等方面均发生了很大变化。投资三千余万元的“热轧窄带钢工艺优化与创新”改造项目历时三年于 2000 年 4 月全部完成,并取得巨大的经济与社会效益。但在窄带钢生产线上轧制 $h < 2.0\text{mm}$ 的薄带,或 $b \geq 355\text{mm}$ 中宽带时轧机能否承受?在开发新品种或新工艺时,该生产线上的设备何处是薄弱环节?以及如何采用辊缝预测来取代经验式的反复调试,从而保证在轧制中宽带、薄带时的尺寸精度?无疑这些问题的解决对企业的可持续发展是至关重要的。

1.2 研究的目的和意义

轧制力能预报的研究始终是国内外普遍关注的课题,研究表明^[1],影响轧制负荷的因素主要有两个,一是金属变形时所处的应力状态,另一是金属本身的变形抗力。多少年来,人们对此进行了大量的研究,迄今已查明比较起来应力状态的影响相对较为稳定,而变形抗力的影响则波动较大。关于变形抗力,目前国内外仍然是采用实验室实测后经数据处理所得到的回归模型进行计算,所以不同的试验条件及化学成分其结果不同。更为重要的是,所有的回归模型均未考虑轧件在变形过程中因奥氏体再结晶不充分导致硬化对变形抗力的影响,这是轧制负荷预报偏离实测过大的重要原因。

为解决因奥氏体再结晶不充分所致的“残余应变”的累积对变形抗力的影响,日本的斋藤经研究提出了计算“残余应变率”的模型^[2],但他仅建立了残余应变率与轧后保温时间的关系,这对复杂的再结晶行为是远远不够的,故预报结果并不理想^[3],在大多数情况下也不适用。可见目前关于再结晶软化不充分对轧制负荷的影响,在定量上还没有得到很好的解决。

本课题的研究针对唐钢带钢厂的实际情况,试图将变形过程中其内部的再结晶软化程度对变形抗力的影响引入轧制压力的计算,进而提高热连轧时力能参数的预报精度。

1.3 课题研究的主要内容

课题的研究内容分为三部分:

1.3.1 带钢热连轧再结晶规律的研究

研究板带钢的再结晶规律,一方面控制带钢组织结构的需要,另一方面也因再结晶导致的组织结构的变化又明显影响轧制负荷,因此金属在变形过程中再结晶的定量化计算具有极重要的意义。

现已查明,金属热变形时发生的再结晶现象显著影响变形奥氏体及轧后铁素体晶粒的尺寸,进而影响钢材的使用性能。故近些年来奥氏体的再结晶问题在组织性能控制与预报课题中得到广泛关注,目的是对金属在变形过程中发生的物理冶金变化进行定量化的预报。但有关再结晶行为的计算模型,不同的研究者给出的计算结果差别较大,基本上都是在遵循理论规律的前提下,通过实验室实验得到经验或半经验模型,真正直接应用于生产实践的很少。本研究针对唐钢带钢厂的生产实际,借助于理论与实验的计算模型,通过计算机模拟来研究窄带钢热轧过程中各道次奥氏体的再结晶规律,将所得到的计算结果进行实验验证,并在实际生产中通过力能预报进行间接验证和修正。从而初步尝试将理论与实验的研究应用于现场,为在实际生产中控制与预报棒材的组织性能,也为提高力能预报精度提供理论基础。在此基础上进而研究窄带钢热轧过程中的再结晶现象对轧制负荷的影响。

1.3.2 窄带热轧时单位压力的研究

传统的观点认为,单位压力的研究由两部分组成,一是变形抗力,二是应力状态,前者反映的是金属本身性质的影响,后者则是轧制时变形区几何形状、外端及接触面摩擦规律的影响。迄今仍没有考虑金属在轧制变形过程中其内组织结构的变化对单位压力的影响,这是导致轧制负荷的预报值与实测发生较大偏差的重要原因。本课题将通过再结晶规律的研究寻求金属再结晶软化程度对轧制负荷的影响规律,并将其引入单位压力的定量化计算,从而使轧制负荷的预报精度得到提高。

1.3.3 带钢热连轧力能参数预报系统软件的开发与应用

在上述两阶段研究结果的基础上,开发带钢热连轧时预报轧制负荷的计算机软件。该软件应具有操作方便的界面,满足现场所需的精度,灵活实用的功能。即,对该软件

在实用方面要求：资料能归档；结果能比较；应用要广泛；精度要可靠。在功能方面要求：输入要简练；输出要全面；调整要灵活；操作要方便。

软件开发成功后，首先交付现场进行试用于测试，然后根据反馈的信息修正计算模型并改进有关的使用功能，从而使其不断完善。

1.4 课题研究的主要方法

1.4.1 变形抗力模型的分析 and 选择

一般认为，在钢种一定时，影响单位压力的因素主要是金属的变形抗力与变形区的应力状态。两者相互比较而言，前者的影响波动较大，而后者则相对较为稳定。因此要想提高力能的计算精度，慎重分析和选用变形抗力模型显得就十分重要。目前所有的变形抗力模型都是针对某一（或某一类）钢种经试验后进行数理统计回归而得，因此有其一定的适用条件，同时模型的形式及对各影响项的处理均有一定的差别。针对唐钢现场实际的轧制条件，热轧薄带的钢种为 C-Mn 钢，对应于该条件下的变形抗力模型可供选择者有美坂佳助^[1]、志田茂^[1]及周纪华式^[1]。将该三者的计算结果与实测进行比较，通过分析来确定使用哪个模型。

1.4.2 轧制力能算法的分析

利用各种不同轧制压力计算模型如：Ekelund 式、Sims 式、才利柯夫式等均可针对不同的变形条件选用，通过与现场的实测数据的比较，可判断出适合不同轧制条件下的模型，建立一套适合唐钢带钢厂现场力能参数计算机模拟系统的计算公式。

1.4.3 根据 C-Mn 钢的再结晶规律对轧制力能计算结果的分析与修正

利用再结晶软化程度对轧制负荷的影响来改善轧制压力计算偏差过大，其关键的环节是能否使奥氏体再结晶软化定量化的计算机模拟结果更接近于现场实际。

由于在热带钢连轧中，金属流动须满足体积不变条件，随着轧制进程，在轧件截面不断减小的同时，轧制速度不断增大，故将对再结晶规律产生明显影响，这样会产生“残留应变”，而残留应变将导致金属变形抗力的升高，进而影响轧制力的计算值，则出现了轧制压力的计算值与实测值的偏差。这一问题仍处于研究之中。笔者根据带钢热连轧时的再结晶规律，提出奥氏体再结晶的修正函数，即将金属热变形时的再结晶变化引入轧制压力的计算，使力能参数的预报精度得到显著地提高。

2. 文献综述

2.1 国内外窄带钢的生产与发展状况

目前国外窄带钢的发展基本处于停滞状态，对窄带的需求主要通过将宽带纵切的办法得到。这种办法不仅使金属的消耗量增大，而且明显提高了生产成本。

相比较而言，国内的窄带钢却仍有着较强的生存能力，但其前景也不容盲目乐观。我国现有热轧窄带钢轧机 40 余套，冷轧窄带钢轧机约 420 套^[4]。窄带钢产量逐年增加，且增长速度较快。但其生产线大多为跟踪式或半连续式，设备陈旧，工艺落后，这就造成了窄带钢的产量低，产品结构不合理等不良后果。我国国内，窄带钢总生产能力约为 1400~1600 万吨，97%为普碳钢，而用于焊管市场需求量不足 800 万吨，这种钢种失调导致了市场上出现了普碳钢供大于求的现象，而且产品规格多集中在带宽 128~300 毫米，带厚 2.5~4.0 毫米的范围之内。带宽在 300~400 毫米，厚度小于 2.0 毫米的带钢以及高强度合金钢在国内外均属空白。到目前为止，只能用宽带纵切或厚带冷轧深加工得办法来满足，这种方法势必使能耗加大，成本增高。普通窄带钢产品作为焊管原料得到广泛应用，而用于诸如小家电、小五金、量具、刃具等深加工的窄带钢不到总需求量的 15%，每年约 250 万吨低合金、合金优质钢靠采用宽板带裁剪、切碎的方法来得到，金属、能源消耗较大，生产成本较高。故窄带钢市场近年供大于求现象日趋严重，已处于低价位无序竞争局面。一方面将每卷 20 余吨的宽板卷带钢用于规模小、品种多的“微细型”加工企业是一种极不合理的资源利用；另一方面，普通窄带钢却大量积压，远未发挥其断面小，成本低，转产快且易换品种的特点；第三，我国窄带整体技术水平低，产品附加值低，急待技术创新优化品种结构。可见我国扁平材的生产与利用在资源配置方面既不合理又不平衡。以上这些就会造成：对于窄带钢生产厂家，产品积压，效益下降，面临生存危机；对于深加工企业，生产成本明显增高；对于国家能源分配，资源消耗上造成极大浪费。造成这一局面的主要原因是我国目前窄带产品结构的不合理，即窄带钢的供货方向主要瞄向了焊管企业。所以我国众多的窄带企业要在激烈的市场竞争中争得一席之地，就必须优化产品结构，不断开发新产品，充分发挥窄带生产线品种多，批量小，转产快的优势，彻底改变窄带钢以焊管原料市场为主要供货方向的不合理局面。

2.2 窄带产品的市场需求分析

我国的窄带钢需求层次多样化。热轧带钢一般用作焊管，冷弯型钢，冷轧带钢的原料，它用于建筑（煤气管，水道管，结构用管，电缆用管，建筑构件）；家电（自行车，缝纫机，洗衣机，电视机，电风扇等）；机电（电机，变压器，仪表，工具，刃具，农机，纺织机械等）；轻工（家具，玩具，灯具，文教用品，食品包装，小五金等）等部门。

从现阶段看，我国宽带轧机虽然已具有一定的规模，但对窄带钢而言，国内还有许多由它供料的中小焊管机组，冷弯机组。此外，热轧窄带还要给冷轧窄带钢轧机及特殊用途的窄带钢轧机等供料。因此，我国窄带热轧机仍然不会被宽带轧机所取代。据资料统计，1997年生产的水煤气管已经超过260万吨。因此，具有一定规模的用连铸坯一火成材的热轧窄带钢轧机在目前仍有很大的生存空间。据调查，许多进行板带深冲、深加工的小企业还急需原料，而进行深加工的企业所需要的带钢，对组织性能，尺寸精度，表面质量等要求较高，且多为超低碳钢或超低硅钢。此外，低合金优质钢、高碳钢、高锰钢、低合金高强度钢和磨具钢等各种品种钢，每年的市场需求量可高达300万吨，这就需要窄带钢的生产企业优化窄带钢的产品结构，开发焊管以外的用于深加工的新产品，填补窄带产品的市场空白^[5]。

热轧窄带钢生产的主要竞争对手是热轧宽带钢。热轧宽带钢车间生产的纵切窄带费用相当于热轧定尺板，目前武钢和宝钢生产的纵剪热轧带卷几乎与热轧横切定尺板价格相同。由于热轧宽带轧机装备水平高，设备复杂，尽管车间生产规模大，但是单位投资相对较高，热轧宽带钢车间生产纵切带钢需纵切机组，则每吨带钢增加近120元加工费。热轧窄带钢车间设备简单，规模小，单位投资低，由于固定资产原值低，使窄带钢折旧，利息等单位固定费用降低；热轧窄带轧机使用的连铸方坯（或矩形坯）价格低于热轧宽带轧机使用的连铸板坯，因而使热轧窄带钢的原料费用相对降低。这些都是热轧窄带轧机生产的带钢低成本的有利因素。目前热轧宽带车间生产纵切带钢加工费约为400元/吨；热轧窄带车间生产带钢，生产状态较好的原有的窄带轧机加工费约为200~250元/吨；新建的热轧窄带轧机加工费约为300~350元/吨。

但是，窄带轧机在质量和成材率方面处于劣势，热轧宽带轧机生产纵切卷成材率约为96%，而热轧窄带轧机生产的带卷成材率多为92%~93%，成材率低造成的金属损失

约为 60 元 / 吨。但装备水平较高, 管理较好的热轧窄钢车间产品成材率已达 95%, 很接近热轧宽带钢的成材率, 因而, 成材率造成的损失仅有 15~20 元 / 吨。窄带以其低的加工费, 可以承受这种损失。因此, 在生产一般热带的情况下, 窄带轧机仍有一定市场。宽带轧机规模大, 适用特大型钢铁企业。而窄带规模小, 投资少, 较灵活, 适用中小钢铁企业。窄带以其成本低, 售价低, 能满足我国多层次消费市场的需求而具有一定的竞争力, 能于宽带钢在相当时期内并存, 占有市场一席之地目前应抓住时机对已建成的工艺设备落后的窄带生产车间进行改造, 以增强生命力, 从长远看, 不宜大量建设新的窄带钢生产车间。

2.3 金属再结晶行为在定量化研究方面的进展

对 C-Mn 钢的再结晶行为的研究, 从与板带钢热轧有关的国外资料中可以发现系统描述中厚板、板带的描述。在应变速率达到 100s^{-1} 和其它热轧条件下, 轧制过程中微观组织的变化以及产生动态回复、动态再结晶、次动态再结晶和静态再结晶的机理及与其相关参数的各种计算模型^{[6]~[12]}在文献中均有报道。

动态再结晶的发生需要一定的条件: 当变形过程中应变值达到甚至超过临界应变 ϵ_c 和 Z 因子 (Zener-Hollomon 参数) 小于临界 Z 因子两个条件同时满足时, 动态再结晶才能发生。在温度范围为 $900\sim 1100^\circ\text{C}$, 变形速度在 10 s^{-1} 试验条件下对低碳钢圆柱体试样进行压缩变形, 同时对其微观组织模型进行了研究。Sellers 提出了除微合金钢的所有钢在热变形中有关动态再结晶的表达式和用 Avrami^[9]方程描述的静态再结晶动力学, 而且指出静态再结晶是大量位错相互抵消的过程。在发生动态再结晶的临界应变 ϵ_p 的表达式中, Zener-Hollomon 参数的指数范围是 0.15~0.175, 这个数值随钢中碳的百分含量而变化。

有的文献^[13]就典型平板轧制过程进行了探讨, 其变形条件是平均应变为 0.1~0.4、应变速率为 $1\sim 20\text{ s}^{-1}$ 和间隙时间为 5~100s。研究者作了大量的试验, 所用到的实验设备是具有大应变和较短间隙时间的轧机, 并在此基础上并提出了一些计算模型, 所需要的一些数据是通过扭转实验获得的。在研究组织方面除了已经发生变形的组织外, 发生静态再结晶是主要的组织变化过程。然而, 热轧带钢厂, 有可能产生很高的变形速率 ($>1000\text{ s}^{-1}$), 很短的间隙时间 ($<10\text{ms}$) 和高的积累应变 (>4.0)。在上述的工作条件下, 使动态再结晶可能

发生。如果有真正的动态再结晶发生和随后的软化产生,则次动态再结晶也可能发生。静态再结晶模型是建立在 Sallers 修改 Avrami^[16]方程的基础上,并给出了和包含 0.06~0.25 C, 0.3~1.7Mn 的 C-Mn 钢有关的一些常数,这些常数是通过在不同范围的原始晶粒尺寸(40~150 μm),应变和温度的 C-Mn 钢样品进行扭转实验测得的。

此外有不少文献^{[13]-[14]}描述了微合金钢 Nb、V、Ti 等微合金元素对再结晶动力学的影响。和以上所提到的普碳钢不一样,这些钢由于发生形变诱导析出使其在较低温度的再结晶过程中有不同的变化。到目前为止,对这种钢的研究还只限于在有低 Nb 含量(0.013~0.03wt%)的钢,有 Cu 和 Ni 的附加元素,应变从 0.3~2.4,温度从 850~1000℃ 这样的条件下进行^[13]。如前所述,再结晶过程中变化是由于在低温条件下发生的应变诱导析出引起的。Sellars 和 Dutta^[14]提出的模型用来预报在 Nb 微合金中由于化学成分的作用使析出开始的温度 t_{ps} 发生变化,并且提出了表征静态、动态再结晶的物理参数的相关表达式。同时还考虑了变形残余应变和可能发生的部分再结晶过程^[15]。

2.4 “残留应变”对金属变形抗力的影响

传统的变形抗力模型及有关计算公式几乎都是指一道次变形条件下钢的变形抗力的大小,而在实际的多道次轧制过程中,尤其是控制轧制、低温轧制等新工艺的开发与推广,“残留应变”的影响越来越受到广泛的关注。传统的力能预报模型给出的结果其精度远远不能达到现代对钢材精度的要求。有人对低碳含铌钢的变形抗力进行了测定^[16],并且进行理论上的研究与计算,将计算值和实测值加以比较后,发现在 900℃ 以上变形时,实测值与计算值有良好的一致性,说明在较高的奥氏体温度区内道次变形抗力与前道次变形基本无关,而在 900℃ 以下变形时,随着变形温度的降低,两者之间的差别愈趋明显,到 750℃ 附近时实测值已达到计算值的两倍以上,这说明前道次变形引起的加工硬化在道次间隙时间之内没有完全的软化,还有一部分残留下来,从而明显地影响到下面道次的变形抗力^[17]。

文献^[2]中给出了 Si-Mn 钢在加热到 1150℃ 后,间断地给予各为 10% 的三次变形的温度和待温时间对软化率(X)的影响。如图 2.1 和图 2.2 所示。

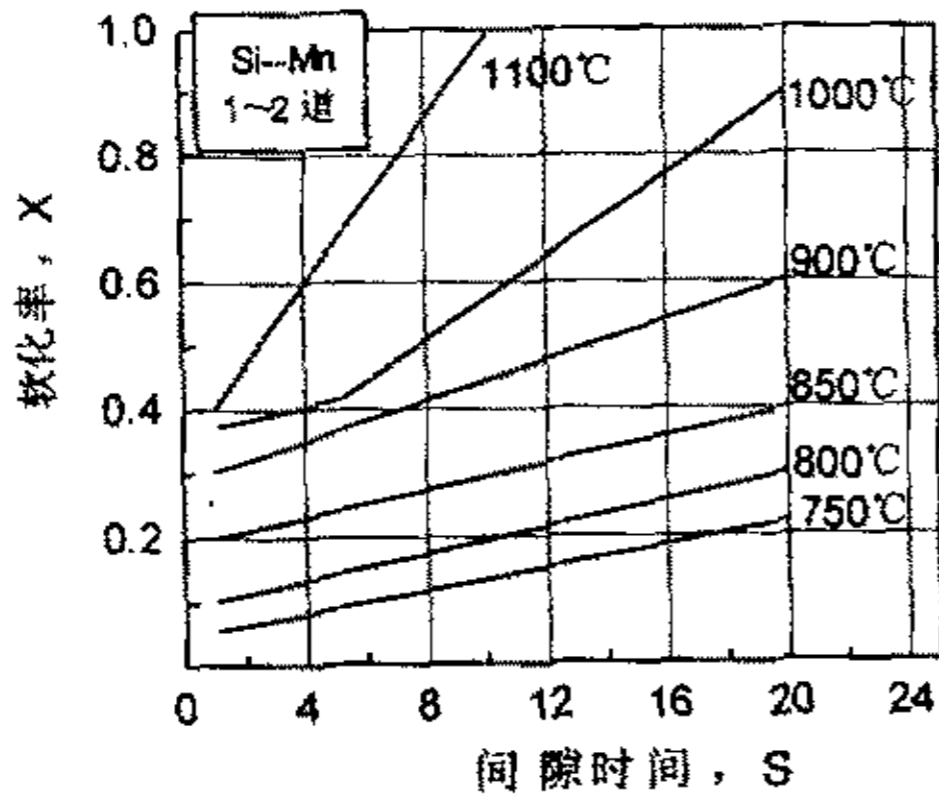


图 2.1 第一道和第二道变形间的软化率
Fig 2.1 Soften rate between the first pass and the second pass

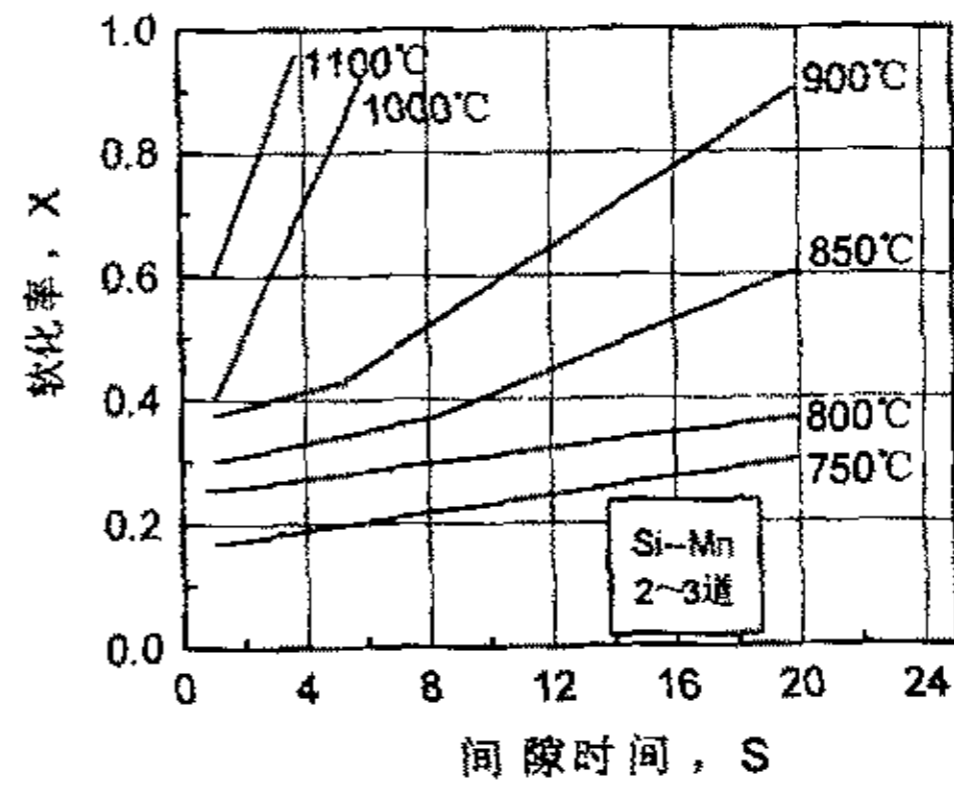


图 2.2 第二道和第三道变形间的软化率
Fig 2.1 Soften rate between the second pass and the third pass

由图 2.1 和图 2.2 可见, 在同一变形条件下, 第二道和第三道之间的软化率比第一道和第二道之间的软化率随着变形量的增大而变大, 这主要是由于残留应变的存在影响着下一道次的“实质应变”所致。

有关残留应变对变形抗力影响的计算, 日本的斋藤研究了低碳 Si-Mn 钢和含铌钢在 800 和 900°C 时实质应变和变形后保温时间对残留应变率 λ 的影响, 但这不但对多道次轧制来说远远不够, 而且对窄带热连轧的实际变形条件也相差甚远。残留应变率 λ 不仅变形后保温时间有关, 还与变形温度和变形量密切相关。当变形温度降低、道次间隔时间变短时, λ 值呈现非线性单调上升。随着变形程度的增大, λ 值先升后降, 出现峰值 [2]。 λ 与这三种变形参数的关系用数学模型表示为:

$$\lambda = a_0 \varepsilon^{a_1} \exp(-a_2 t_{0m}) \exp(a_3 / T_K) \quad (2.1)$$

式中: T_K —前一道次的变形温度, K;

t_{0m} —前一道次与本道次间的间隔时间。

对式 2.1 采用带阻尼的高斯、牛顿法进行非线性回归分析得到 λ 的数学模型整理如下:

$$\lambda = 0.808 \times 10^{-3} \exp(9059 / T_K) \varepsilon^{0.449} \exp(-0.2 t_{0m}) \quad (2.2)$$

式 2.2 回归分析中, 相关系数 $R=0.919$, 均方根误差 0.226, 可见该模型的相关性较差而计算偏差却较大。更重要的是该式没有给出回归时各参量的取值范围。所有这些均说明该模型在使用方面还存在很多的不确定因素。

3. 实验方案

本研究的实验共分两部分，一为现场实测，二为实验室实验。前者主要实测轧制工艺及力能参数；后者则检测带钢的金相组织与性能。

3.1 生产现场轧制过程试验

3.1.1 唐钢热轧带钢厂的工艺、设备、产品及生产状况

3.1.1.1 工厂概述

唐钢带钢厂原为一个郊区铁厂，1984年并入唐山钢铁集团公司，现有工人1300人。本厂热带分厂拥有一条3/4窄带钢热连轧生产线，2001年产量达到60.5万吨，2002年能达到65万吨，今年的产量还在增加。

1、工艺流程图：

钢坯（过称，组坯，排钢）→加热（1250℃出钢）→ $\Phi 550$ 粗轧机组→热剪（切头）→中轧机组（一立二平，985~1000℃）→飞剪（事故，碎断）→精轧机组（一立二平，一立四平）→扭转导板→三叉机→1#夹送辊→3#夹送辊→蛇行振荡器→平板运输机→五辊矫直机→立式卷曲（<650℃）→检查→称重→包装→入库→2#夹送辊.....

带钢厂使用的钢坯是由唐钢二炼钢厂提供的连铸坯，有165×165mm，165×225mm和165×280mm三种规格。钢坯运到带钢厂后，经过过称组坯，排钢等一系列工序，由推钢机推入加热炉，进行加热。不同规格的钢坯，加热温度不同，例如，Q235钢需加热到1200℃左右出钢。热坯在加热炉中需加热一个小时，冷坯需加热一个半小时。此加热炉为三段式，预热段的钢坯与烟气逆流，钢坯可加热到700~800℃；在加热段，因加热炉的能力较低，需强化加热到1300℃，最高温度受到加热炉中耐火材料的限制；钢坯进入均热段，此段保持钢坯内外温度的均匀性，使其无明显的黑心，黑印，钢坯出炉温度一般为1100~1250℃。加热好的钢坯由推钢机推出，进入 $\Phi 550$ 粗轧机组，该机组共有两架轧机，轧较窄的带材一般是1#粗轧机8道次，2#粗轧机1道次，而轧制较宽带材时，通过1#粗轧机4道次，2#粗轧机3道次。然后经过飞剪切头后，进入中精轧机组进行连轧。出精轧机组的带钢，经过三叉区后，分成两线，经夹送辊夹持和蛇行振荡器可使长度为100~300m的带钢缩短为原长的1/10，并对带钢进行冷却。随后经五辊矫直

机矫直后，进入立式卷曲机进行卷曲。卷曲后得带钢卷再经过检查、称重、包装等一系列工序后，便可以入库了。

2、轧制设备

(1) 主要轧制设备

加热炉：三段连续式，端进侧出，烧重油。由燃烧系统，炉体系统，排烟系统，冷却系统，余热回收系统和自动控制系统几部分组成。加热炉的外形尺寸为：35.38×5.104m；有效尺寸：33.64×3.944m。炉底强度：533 Kg/m²·h，加热能力：60 t/h。此加热炉可同时加热，165×165 mm 的坯料 205 根，165×225 mm 的坯料 150 根，165×280 mm 的坯料 120 根。

推钢机：齿条式，最大推力 120 吨，行程 3m，电机 55 Kw，YZR315S-10

出钢机：齿条式，最大推力 1.5 吨，行程 5.7m，电机 18.5 Kw，1/2R225M-8

粗轧机组：由两架横列式三辊半开半闭式轧机组成

轧辊直径：1# 520~585mm；2# 530~590mm

辊身长度：1500mm

轧辊材质：镍铬钼钨无限冷硬铸铁；肖氏硬度：77~85（注：中精轧机组的轧辊材质同上），三根轧辊轴由一台电机驱动，电机型号：

YR2300-12，功率：2300Kw；

转速：495r/min；主减速机：非标 A=1800mm；传动比：6.07

轧制力：1# 1870 KN；2# 882 KN

轧制力矩：1# 68.7KN；2# 34.3KN

轧辊转速：81.54 r/min；轧制线速度：2.35 m/s

调节辊缝：中辊固定，手动压下。

中轧机组：由一架立辊轧机和两架平辊轧机组成。

精轧机组：由两架立辊轧机和两架二辊平辊轧机及四架四辊平辊轧机组成。见参数附表 A。

(2) 辅助设备

粗轧后热剪：它是一个固定剪，最大剪切力是 160 吨，其主要作用是切头。

飞剪：也是用于切头尾的设备。带钢如果切头不准，对 1# 精轧机的冲击作用很大。有时在出现事故的情况下，立即对带钢进行碎断。

扭转导板：其主要的的作用使带钢由平铺状态逐渐变成竖立状态，为使带钢顺利进入三叉区做准备。

蛇形振荡器：其作用有两个：（1）控制冷却；（2）缩短长度。带钢出了精轧机组后，每条带钢大概长 100~300m，经蛇形振荡器后，长度可缩短为原长的 1/10，这样可以减少厂房的长度。

立式卷取机：共有 480~520 个卷头，卷取直径为 1.1~1.3m，三个助卷辊成 120 度分布；卷曲张力：70~500Kg；卷曲速度：4.5~9.0m/s。

五辊矫直机：被动传动。

翻钢装置：液压驱动。

微型收集槽：液压驱动。

3.1.1.2 该厂的产品及技术改造方面的情况

1、产品情况

带钢厂生产以普碳钢为主，产品规格的范围为宽度 128~355mm，厚度为 1.8~4.0mm，而且主要的销售场地是焊管企业。目前，带钢厂正不断的进行改造和完善，努力的提高产量和开发新品种。唐钢热轧窄带钢厂制定了五年（2000~2004）技术改造品种发展规划，其中开发的冷弯型钢、汽车用焊接钢管、石油钻采用焊管、电焊锅炉钢已经投入到在生产中应用，而长期开发的汽车用冷加工焊管、石油化工用管以及在钢管表面涂层、涂镀等技术的运用将在 2003~2004 一年内完成。从上面可以看出，唐钢热轧窄带钢厂为了在夹缝中生存，经过技术改造及充分发挥现场设备应有的生产能力，扩大了品种规模，生产高附加值的产品，已经走上了质量、品种、规模综合效益型的发展道路，从而为其将来的立于不败之地奠定了坚实的基础。

2、唐钢带钢厂的生产技术改造

带钢厂现在的生产是经过技术创新以后得到的。原来的轧制方式为跟踪式，即先由 Φ 550 轧机开坯，轧制厚度为 20mm 左右的带钢，切成 2.3m 定尺，再由燃煤加热炉加热，最后由 2 立 5 平共 7 架 Φ 300 跟踪式轧机轧成 128~205mm \times 2.5~4.0mm 系列窄带钢，单重仅为 50Kg，年产量 14 万吨左右。这条需两火成材的生产线，工艺、设备均较落后，产

量低, 质量差, 消耗大, 利润小。经过改造后, 带钢厂已将原来落后的生产工艺优化改造成新型 3/4 连轧、一火成材的窄带钢生产线, 单卷重量由 50Kg 提高到 1200Kg, 年产量猛增至 60 余万吨。原来采用单一规格的粗轧坯, 只能生产最宽为 205mm、最薄为 4.0mm 的窄带, 优化改造后采用唐钢自产 165mm×165mm、165mm×225mm、165mm×280mm 三种规格的连铸坯, 能够生产最宽达 355mm、最薄为 1.8mm 的窄带钢, 尤其是宽度 310mm~355mm 及厚度在 2mm 以下的超薄带填补了国内窄带钢产品的空白。到 2000 年, 该厂生产技术、品种、质量、钢耗、能耗等指标均达到同行业领先水平, 取得了显著的经济与社会效益, 经过此次的技术改造, 也使带钢厂在同行中立足于长足的地位。在对窄带钢生产工艺进行优化改造的过程中, 对生产线上的有关设备、电控等系统进行改造、重组与创新; 为适应新产品的生产, 自动化水平也需要相应的提高; 此外优化后的新工艺还必须考虑和解决企业的环境污染问题。改造过程成功采用了“W 型展宽孔型设计”等 6 项该厂的专利新技术, 并将金属在变形时的再结晶软化规律引入力能参数预报, 实现工艺上的整体优化^[6]。

3.1.1.3 改造后的经济效益分析

唐钢带钢厂改造完成后, 产品的产量、质量均得到明显提高, 取得显著的经济效益。表 2.1 给出了逐年改造的经济技术指标的完成情况。其中 1997 年是改造前两火成材的指标, 1998 年以后的诸年为改造后一火成材的指标。由表可见, 唐钢带钢厂自 1998 年实施生产工艺的优化与创新技改项目, 产量指标逐年增加, 而能源及金属消耗明显降低。对不同年按统一口径计算, 1998、1999、2000 年分别比改造前的 1997 年多创效益 3830.2、8315.2、15562.1 万元, 平均年多创效益 9235.8 万元。本项目累计投资 8170 万元, 回收期为 0.88 年。

表 3.1 唐钢带钢厂改造前后技术经济指标对比

Table 3.1 Comparison of technical-economical target of strip steel before and after reconstruction

年	1997	1998	1999	2000
产量(万 t)	13.8	19.5	31.9	50.0
成材率(%)	93.3	95.7	96.0	96.6
燃耗(kg·t)	210.0	104.0	46.8	42.0
标煤(kg·t ⁻¹)	145	71.8	64.2	51.0
电耗(kW·h·t ⁻¹)	89.0	84.6	73.2	54.8

3.1.1.4 改造后社会效益分析

唐钢带钢厂技改项目取得成功后, 3 年来为国家多生产各种规格窄带钢 55.8 万吨, 节约金属 2.84 万吨, 工序能耗由 181Kg/t 降到 73.1Kg/t, 大大降低了能源消耗, 环境污染得到明显改善。产品品种方面, 成功开发出宽 355mm 及厚度 1.8mm 系列的较宽、超较薄窄带产品, 填补了国内市场的空白。较宽系列的窄带钢产品主要用于生产直径 100mm 焊管, 目前各焊管厂家均采用宽带纵切的办法解决, 金属切损率约为 3%~5%; 对厚度在 2mm 以下的窄带需求, 则通过进口薄宽带钢经纵切或利用厚度深加工获得, 前者每年耗费大量外汇, 后者使生产成本明显增加。本技改项目的成功, 一方面每年为国家节省了外汇, 同时还能节约金属损耗、降低焊管生产厂家的生产成本。

3.1.2 现场试验方案

精轧机组轧制压力的实测采用北京自动化研究院研制的 GH-2e 型实体压磁式测压仪, 电机负荷通过实测轧制过程中的电流值确定; 中轧机组的轧机负荷利用实测电流值进行反算, 所得结果作为其实测轧制压力。

本研究设计的现场实测方案见附表 B。因若使实测参数服从正态分布规律, 所测数据越多越好, 故对每个规格的试验都尽可能地大量测数, 这样一方面可使测得的数据呈正态分布, 便于寻求其规律性; 另一方面对实测数据取统计平均值时也更为可靠。

本研究所测钢种共三种: Q195、Q215、Q235; 规格按宽度划分为: 180 系列、210 系列、255 系列、280 系列和 355 系列; 实测的厚度范围: 2.0~3.95mm, 每个品种的现场试验时各测 15~20 组数据。测试过程中对数据前后的一致性与相关性予以特别关注, 以使所测数据前后统一、可靠, 反映客观规律。轧件各道次的实际厚度通过现场强行停车轧卡后逐道测量其头部及尾部的尺寸, 并分头尾截取试样以备金相检测及性能测试; 各道次的实际辊缝以换辊后利用铝板被压靠时所测得的厚度作为辊缝值。

3.2 实验室实验

3.2.1 实验方法

实验室实验只要包括两部分: 金相实验和性能实验。

1、金相实验

金相实验室进行金相组织的检测实验，通过光学显微镜（奥地利莱雪特公司 MeF-3 型），主要是测量晶粒等级、各组成相的体积百分数，拍出金相组织的照片。测量方法^[7]如下：

(1) 晶粒级别

晶粒级别的判定只要是采用比较法，即将测量对象与标准图样进行比较定出级别。这种方法简单而且效率高，但往往有测量者的主观因素而带来的误差，精确性和再现性差，同时，所得到的级别再表明组织的量上没有确切的物理概念。

(2) 各组成相的百分数

本实验主要采用记点法来进行测量。记点法有两种，其一是直接数出在单位面积被测组织所占的点数 (P_A)；另一种方法是用标准的网格放在被直接测量的组织或金相显微镜的目镜内，数出落在被测组织内的点数，再除以被测量用网格的总数 (P_P)，所求得的商值就为所测各种相的百分数。本次实验中用到的是第二种方法，即 P_P 法。由于测量者的主观因素的影响，一般所测得的各种组织体积百分数的精度较低。

2、性能实验：

性能实验在带钢厂的性能测试中心进行测得带钢的最终性能参数，如 σ_s 、 σ_b 、 δ_5 等参数。

3.2.2 实验方案

1、金相实验方案：

- (1) 将试样切割成所需的长度；
- (2) 将试样进行打磨抛光；
- (3) 用 2% 的乙醇酒精对试样进行腐蚀处理；
- (4) 在显微镜下观察其金相组织，同时计算铁素体和珠光体的体积百分数，观察铁素体的晶粒度；
- (5) 拍出金相组织照片。

2、力学性能实验方案

- (1) 取样：在卷曲处，用气割焊割头尾约 50cm 长的带钢；
- (2) 选取试件：在南京周宇机床制造有限公司制造的剪板机（型号：011—

6.3×2000, 可剪最大板厚 6.3mm, 可剪最大板宽为 2000mm) 上把样品剪成 24mm 宽的试件, 头部和尾部各取三个, 并且对其进行编号, 分别为头 1、头 2、头 3 和尾 1、尾 2、尾 3。

(3) 铯试件:

在牛头铯床将试样的宽度方向上一边铯去约 2mm, 最后试件的宽度是 20±0.5mm。

(4) 力学性能实验:

在济南试验机厂制造的液压式万能试验机 (型号: WE—100, 试验级别: 1 级) 上进行屈服点、抗拉强度以及延伸率的试验。在试样上进行双刻度标识, 标度尺寸是 50mm, 其目的是防止断口出现在标识刻度上, 无法测量延伸的长度, 使延伸率的计算变得困难。

3.2.3 实验结果

1、金相实验结果:

实验测得的规格 353×3.75mm 最终的组织实验结果如表 3.2 所示。

表 3.2 规格 353×3.75mm 组织实测表
Table 3.2 Measurement value of microstructure of scale 353×3.75mm

353×3.75	铁素体 (%)	珠光体 (%)	贝氏体 (%)
实测值	74.9	25.1	-----

2、力学性能实验结果:

试验测得的规格 353×3.75mm 最终的力学性能如表 3.3 所示。

表 3.3 规格 353×3.75mm 实测力学性能表
Table 3.3 Force property of scale 353×3.75mm

353×3.75	拉力强度 Mpa	屈服强度 MPa	屈服负荷 KN	延伸率 %
头 1	495	340	25.1	35.9
尾 1	490	335	24.8	37.2
头 2	475	325	24.3	36.8
尾 2	475	335	25.0	36.8
头 3	480	335	25.1	38.6
尾 3	490	340	24.5	32.6

4. 窄带热轧过程中变形温度的分析与计算

4.1 轧制过程中的温度变化的分析

在热轧生产过程的工艺参数：变形程度、变形速度和轧制温度中，变形程度和变形速度相对来说比较容易确定，而轧制温度是一个极为重要，也是十分复杂的工艺参数。影响轧制温度的因素很多，并且在实际生产中是千变万化的，但是主要的影响因素是传导、对流、辐射、摩擦热、变形热等，此外还有轧件表面上的氧化层也对其温度的变化产生明显的影响。因此，正确计算金属在热轧过程中的温度，是准确预报轧制负荷的第一步，也是指导新产品、新工艺设计的基础。

在计算轧制过程中带材的温度变化时，主要的影响因素为：

- (1) 变形热效应，即轧件塑性变形时的变形功转化为热能，结果使轧件的温度升高，用 Δt_w 表示；
- (2) 辐射散热，即轧件表面向周围空气介质辐射热量，造成轧件的温度下降，用 $\Delta t_{\text{区}}$ 表示；
- (3) 冷却水导致的热损失：即轧制过程中用于冷却轧辊和导卫装置的冷却水溅到轧件表面带走的热量，结果使轧件温度下降，用 Δt_s 表示；
- (4) 空气对流散热：即轧件在运行过程中由于空气对流带走一部分热量，其结果轧件温度下降，用 Δt_u 表示；
- (5) 摩擦热，即轧件和轧辊两表面产生相对滑动时的摩擦热，使轧件温度上升，用 Δt_f 表示；
- (6) 热传导导致的热损失，即轧件与轧辊、辊道等表面的接触，使轧件向轧辊、辊道等的传导热，结果使轧件温度下降，以 Δt_B 表示；

这样，轧制过程中的温度变化 Δt 可表示为^[8]：

$$\Delta t = \Delta t_w + \Delta t_f - (\Delta t_{\text{区}} + \Delta t_u + \Delta t_s + \Delta t_B) \quad (4.1)$$

由式(4.1)可见，每一道次的温度变化是上述诸多影响因素综合作用的结果。在带材的轧制过程中，冷却水带走的热量所引起的温降是一个不确定的影响因素，其对轧件温度的定量化影响无法通过理论计算得到解决，所以必须通过现场的大量实测，然后对

理论计算的温度模型进行修正；研究表明，在高温状态下，轧件与空气对流产生的温降与辐射相比非常小，可忽略；板带热轧时产生的摩擦热与变形热相比也很小，本研究将其忽略，因此计算时只考虑了轧件的辐射温降、变形热产生的温升及轧件与轧辊接触产生的接触温降三者的影响，而对其它因素的综合影响在辐射温降的计算式中考虑。这样在计算轧制温度时可以则其计算公式变为：

$$t_{i+1} = t_i - \Delta t_{Bi} + \Delta t_{wi} - \Delta t_{区i} \quad (4.2)$$

4.2 温度计算模型的分析与选择

4.2.1 轧件和轧辊接触所产生的接触温降^[8]

$$\Delta t_{Bi} = 1.83 \times 10^{-2} \frac{\sqrt{R \arccos(1 - \frac{h_{i-1} - h_i}{2R})}}{h_{i-1} + h_i} (t_{i\lambda} - 60) \sqrt{\frac{1 + S_i}{V_{cpi}}} \quad (4.3)$$

其中： $t_{i\lambda}$ —第 i 道次前（ i 机座前）进入轧辊的带材温度， $^{\circ}\text{C}$ （反余弦函数以弧度表示）；

S_i —第 i 道次轧制时的前滑值；

V_{cpi} —第 i 道次中的平均轧制速度， m/s ；

4.2.2 塑性变形功产生的温升^[8]：

$$\Delta t_{wi} = 2300 P_{均i} \frac{\lg[1/(1 - \varepsilon_i)]}{C_{材} \rho_{材}} \eta_{放} \quad (4.4)$$

其中： $P_{均i}$ —在第 i 道次（第 i 机座）中，轧件作用于轧辊的平均单位压力，公斤力/厘米²；

$C_{材}$ —轧件在给定温度区间的比热， $\text{KJ/kg} \cdot ^{\circ}\text{C}$ ；

$\rho_{材}$ —轧件的密度， Kg/m^3 ；

$\eta_{放}$ —塑性变形中的放热系数；

ε_i —轧件在第 i 道次（第 i 机座）的相对变形。

4.2.3 机架间的温降

机座间产生的温降主要考虑辐射温降，至于轧件和空气之间的对流在高温阶段与辐射相比很小可忽略；与导卫装置等接触传热以及冷却轧辊时的水对轧件温度的影响均

通过实测对模型进行修正来综合考虑, 这样不但可以简化计算而且还与现场实际更为贴近。

粗轧阶段由于轧件的横截面积较大, 不考虑轧件内部的温度梯度, 利用斯蒂芬—玻尔兹曼定律计算辐射到环境中的热量^[9]:

$$\Delta T_s = \frac{S \cdot \xi \cdot A_r}{\rho \cdot C \cdot V} (T^4 - T_a^4) \cdot t \quad (4.5)$$

其中: ξ —辐射系数, 其值为 0.56~0.66;

C —轧件质量热容, 其值为 0.156 Kal/(Kg·°C);

S —玻尔兹曼系数, 其值为 1.38×10^{-12} Kal/(m²·K⁴);

A_r —轧件的辐射面积, m²;

V —轧件的辐射体积, m³;

ρ —轧件的密度, 其值为 7200~7300 kg/m³。

在中精轧阶段, 各架轧机之间的距离很短形成了连轧关系。各道次的辐射温降可利用下式求得^[8]:

$$\Delta t_{\text{区}i} = k_{\text{钢}} \frac{T_i^4}{h_i} \tau_{\text{区}i} \times 10^{-12} \quad (4.6)$$

其中: T_i —第 i 道次后直接从轧辊中轧出的带材温度, K;

$\tau_{\text{区}i}$ —带材通过轧机机座间区段的时间, s;

$k_{\text{钢}}$ —与钢种有关的系数, 对于碳素钢: $k_{\text{ct}}=19.5$;

对于合金钢: $k_{\text{ct}}=17.5$ 。

而在计算带材从 F6 (终轧阶段最后一架轧机) 出口到卷曲的过程中, 温度也是不断降低的, 其主要是辐射引起的温降, 由于此过程没有冷却水, 因此可以用下面的公式^[10]来计算:

$$\Delta t = 12.9 \frac{Z}{h} \left(\frac{T_i}{1000} \right)^4 \quad (4.7)$$

其中: T_i —前一道次的绝对温度, K;

Z —辐射时间, s;

h_1 —前一道次轧件的轧出厚度, mm。

4.3 计算结果及与实测的比较

经过计算机模拟计算,得到的最后各道次的轧制温度结果如图 4.1 所示。图中方块为实测的温度,该实测位置分别为粗轧末架(C7)出口处、精轧第一架(F1)入口及精轧末架(F6)出口处。

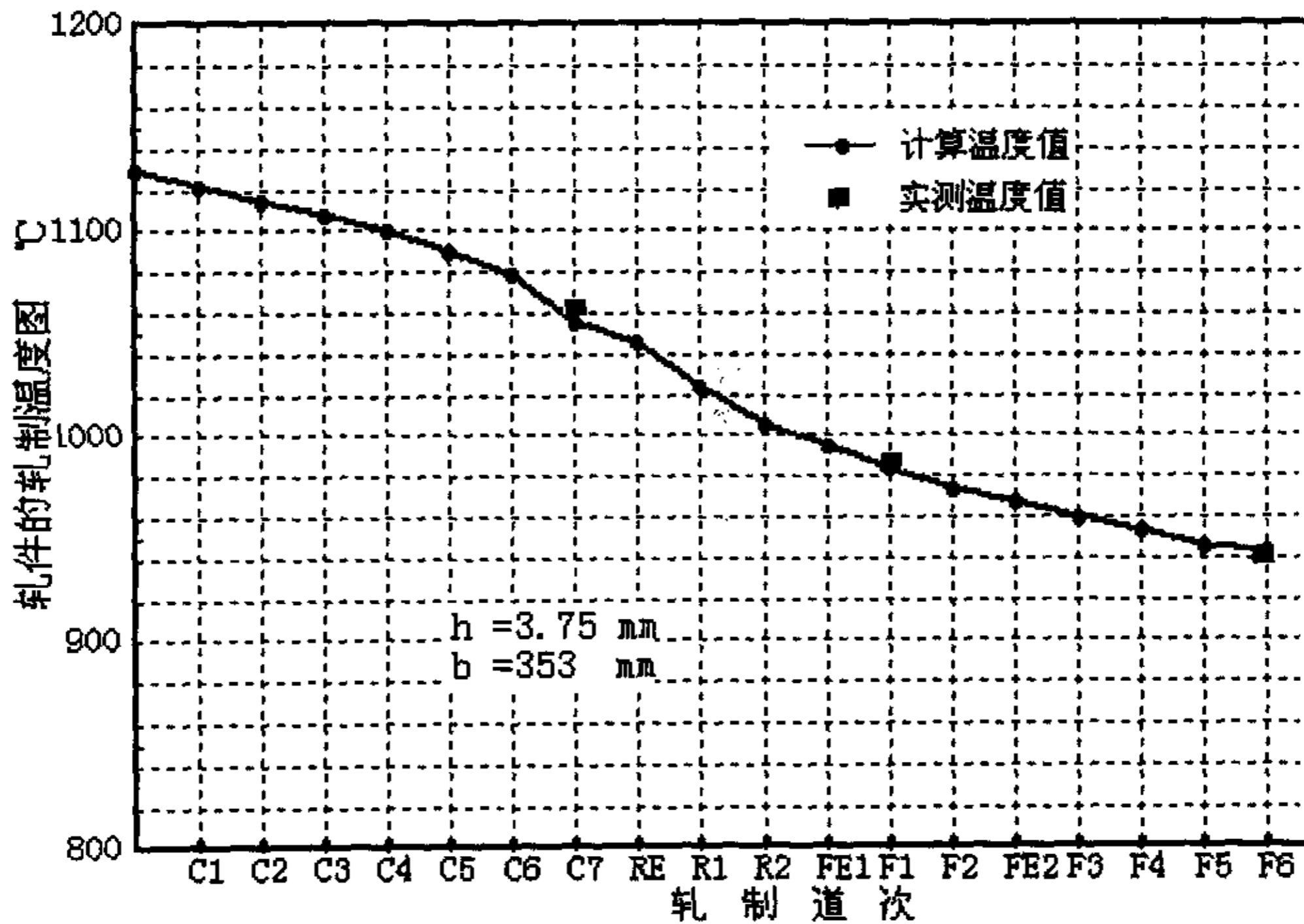


图 4.1 各道次的轧制温度图
Fig 4.1 Rolling temperature of every pass

从图 4.1 中可见,对窄带钢热轧条件下,整个轧制过程轧件的温度以温降为主,无温升现象,温降幅度大约为 180℃左右。图中的给出的实测点表明,本计算与现场实测基本相符。

5 再结晶规律的研究

随着控轧控冷技术在理论上的进展,为控制热轧钢材的宏观性能,对金属在热变形时再结晶规律的研究与应用是至关重要的。特别是计算机的应用及自动化水平的提高使轧制速度愈趋加快,如高速线材的轧制速度已高达 130m/s 以上;棒材热连轧尽管受到冷床的限制其轧速也达到了 18m/s;带钢热连轧的轧制速度也高达 20 余 m/s。一些新工艺及新技术在轧钢生产中的成功开发与应用使轧制温度愈趋降低,开发超级钢时的控温轧制、以节能为目的的低温轧制等等。所有这些都对金属的再结晶软化程度产生重大影响。众所周知,根据控制轧制理论,奥氏体再结晶的变化除了影响金属的微观组织及宏观性能外,对轧制时设备负荷的影响也越来越引起人们广泛关注,这是因为任何新工艺新技术的应用以及新产品的开发都必须以保证设备安全为前提。由上可见,无论是从控制金属的组织性能考虑还是从准确预报轧制负荷出发,都必须研究金属在整个热轧过程中奥氏体的再结晶规律。

迄今为止,人们在该领域的研究表明,在定性的变化规律方面理论上较为成熟,人们的认识也较为一致,然而在定量化的研究方面则不同的研究者^{[3][7]}给出的再结晶行为的计算模型无论是模型的形式、取值范围还是计算结果均差别很大。基本上都是在遵循理论规律的前提下,在实验室实验研究的基础上得到的经验(或半经验)模型,而能够直接用于生产现场者极少。因此,对窄带钢生产厂家,在目前以开发新产品、提高产品质量作为其可持续发展战略的形式下,研究窄带热轧过程中的再结晶规律不但具有重要的理论意义,更具有的显著的实际应用价值。

本研究针对唐钢带钢厂的生产实际,借助于理论的计算模型和实验室的实验结果,通过计算机模拟研究了窄带钢 3/4 热连轧过程中各道次奥氏体的再结晶规律及其奥氏体晶粒大小的变化,初步尝试将理论和实验的研究应用于窄带钢的生产现场,为在实际生产中控制与预报带材的组织结构、提高轧制负荷的精确性提供理论上的依据。

唐钢带钢厂采用自产 165×165mm、165×225mm、165×280mm 三种规格的连铸坯,能够生产最宽达 355mm、最薄为 1.8mm 的窄带钢,钢种以普碳钢为主,现场试验时轧件的化学成分为: C: 0.17、Mn: 0.43、Si: 0.23、P<0.017、S<0.033;开轧温度为

1130℃左右，成品速度为 5.0~10m/s。2002 年 10 月在该生产线上试轧 435mm 的中宽带获得成功。如图 5.1 为唐钢带钢厂的车间平面布置示意图。

如图 5.1 为唐钢带钢厂的车间平面布置示意图。



图 5.1 唐钢带钢厂车间平面布置示意图

Fig 5.1 Plate layout of strip hot mills in Tangshan Steel

1.推钢式加热炉；2.Φ500×2粗轧机；3.160吨热剪；4.一立二平中轧机；5.飞剪；6.二立六平精轧机；7.热带自动扭转装置×2；8.平板运输机；9.热带立式卷取机

5.1 再结晶计算模型的研究

多年来，许多学者对奥氏体再结晶的定量化计算进行了大量的实验研究，分别提出了各自具有不同形式的模型，所得到的计算结果差别甚大。一般认为，再结晶规律在定量方面产生巨大差异的原因主要有二：一是实验条件，二是化学成分。因此在进行模型形式的选择时须考虑实验研究时的变形温度、变形速度及变形大小的是否与现场实际的变形条件相接近；其次还必须考虑实验研究时的钢种及化学成分与现场实际所轧钢种是否相近，以便尽可能提高再结晶定量化计算的可靠性。

图 5.2 是本研究对窄带热轧时金属再结晶计算机模拟流程图。图中 Z 为 Zener-Hollomon 参数^[8] (Z 因子)，其值可按下式计算：

$$Z = \dot{\epsilon} \cdot \exp(Q / RT) \quad (5.1)$$

其中： $\dot{\epsilon}$ ——变形速度，1/s；

Q ——自扩散激活能，J/mol；

T ——变形温度，K；

R ——气体常数，KJ/(mol·K)

Z_{lim} 是临界 Z 因子，其值^[8]为：

$$Z_c = 5 \times 10^{15} \cdot \exp(-0.0155 \cdot d_0) \quad (5.2)$$

式 5.2 中 d_0 是某道次轧前的奥氏体晶粒尺寸， μm ；动态再结晶临界变形量 ϵ_c 为^[8]：

$$\varepsilon_c = (5/6) \cdot \varepsilon_p \quad (5.3)$$

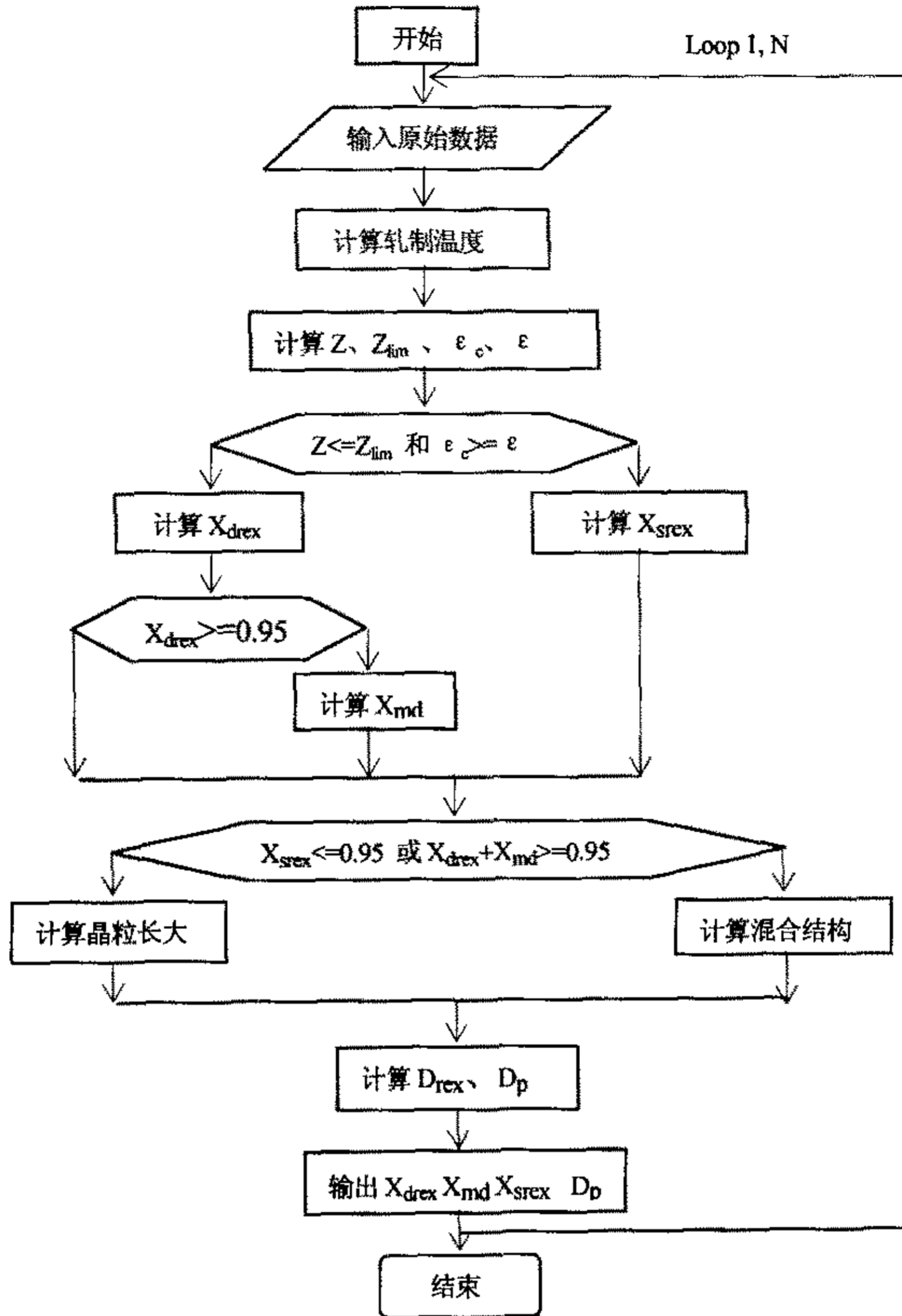


图 5.2 再结晶计算流程图
Fig 5.2 Calculating flow chart

ε_p 是应力峰值变形程度，由下式给出^[8]

$$\varepsilon_p = 1.32 \times 10^{-2} (d_0)^{0.174} (\dot{\varepsilon})^{0.165} \cdot \exp(2930/T) \quad (5.4)$$

图 5.2 中 D_p 是奥氏体的平均晶粒尺寸， μm 。

5.1.1 动态再结晶模型^[9]

轧制过程中某道次能否发生动态再结晶，取决于 Z 因子是否低于临界 Z 因子 (Z_{lim}) 以及实质应变 (ε) 的大小能否达到或超过发生动态再结晶的临界变形程度 (ε_c)，即只有同时满足

$$\begin{aligned} Z &\leq Z_{lim} \\ \varepsilon &\geq \varepsilon_c \end{aligned}$$

两个条件时，动态再结晶才能发生。理论上 Z 因子的意义是“温度补偿速度”，实际中可通过变形温度和变形速度的不同组合来控制动态再结晶的发生。

动态再结晶是金属在热变形过程中发生的一种再结晶软化过程，Sellars^[10]等人给出了大部分钢种的动态再结晶模型。本研究以唐钢生产的普通 C—Mn 钢为对象选用动态再结晶的计算模型。动态再结晶的晶粒大小 d_{rex} 及再结晶百分数 X_{drex} 的模型为

$$d_{rex} = 10250 \cdot Z^{-0.238} \quad (5.5)$$

$$X_{drex} = 1 - \exp\left(-0.693 \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_c}{\varepsilon_{0.5}}\right)^2\right) \quad (5.6)$$

其中 $\varepsilon_{0.5}$ 是发生 50% 动态再结晶所需的变形量，可用下式确定：

$$\varepsilon_{0.5} = 6.95 \times 10^{-4} \cdot d_0^{0.27} \cdot \dot{\varepsilon}^{0.035} \cdot \exp\left(\frac{7190}{T}\right) \quad (5.7)$$

5.1.2 亚动态再结晶模型^[8]

如果在进行动态再结晶时变形停止（如轧制道次间隙），此时因变形金属的温度还足够高，这些已经形成的动态再结晶晶核和正在长大途中的动态再结晶晶粒还会继续长大，直到长成为正常晶粒的尺寸，这一过程为亚动态再结晶。一般认为亚动态再结晶百分数也应符合 Avrami 方程：

$$X_{mrex} = 1 - \exp(-0.693(t/t_{0.5})^n) \quad (5.8)$$

其中： t 是持续时间；对于亚动态再结晶而言，式 5.8 中的指数 $n=1$ ； $t_{0.5}$ 是发生 50% 亚动态再结晶所需的时间，表达式为：

$$t_{0.5} = 2.13 \times 10^{-6} \cdot \dot{\varepsilon}^{-2/3} \cdot \exp(133000/RT) \quad (5.9)$$

亚动态再结晶晶粒尺寸由下式决定^[14]：

$$d_{md} = 2.6 \times 10^4 \cdot Z^{-0.23} \quad (5.10)$$

5.1.3 静态再结晶模型^{[12][14]}

当变形停止后(热轧间隙时间),以变形蓄积的应变能为驱动力,通过热活化过程发生再结晶成核和长大,从而再生成新的晶粒组织,这个过程就是静态再结晶。静态再结晶分数的计算也遵循式 5.8,但 $t_{0.5}$ 需由下式确定^[12]:

$$t_{0.5} = 3.89 \times 10^{-14} \cdot d_0^{1.0} \cdot \varepsilon^{-2.5} \cdot \exp(Q_s / RT) \quad (5.11)$$

静态再结晶晶粒尺寸型^[14]为:

$$\begin{aligned} d_{srex} &= 18.51 \cdot \ln(T/973) \cdot d_0^{0.374} \cdot \varepsilon^u \cdot \dot{\varepsilon}^{-0.1} \\ u &= -0.5 \cdot d_0^{0.267} \cdot (973/T)^{3.933} \end{aligned} \quad (5.12)$$

5.1.4 晶粒长大模型^{[13][16][26]}

对于所有的钢种,晶粒的长大模型均遵从等温定律,在窄带钢连轧过程中,道次间隙时间很短,温度变化的幅度也较小,故在道次间隙时间里可直接运用等温定律来计算晶粒长大后的尺寸:

$$d^m = d_{rex}^m + k \cdot t \cdot \exp(-Q/RT) \quad (5.13)$$

对于不同的再结晶类型,式 5.13 中的常数 m 、 k 和 Q 的取值如表 5.1 所示:

表 5.1 常数 m 、 k 和 Q 的值
Table 5.1 The value of m 、 k and Q

再结晶类型	m	k	Q
动态	2	3.61×10^{12}	-46300
亚动态	7	1.45×10^{27}	-400000
静态	7.5	4.2×10^{27}	-400000

5.1.5 平均晶粒尺寸的计算^[8]:

如果某道次发生的是部分再结晶,则本道次的晶粒尺寸需按“混晶定律”进行计算,既要考虑再结晶晶粒的长大后的尺寸,又要考虑未再结晶的晶粒尺寸对整体平均晶粒大小的影响,即:

$$d_i = \sum_{j=1}^3 d_{jrex} X_i + d_{i-1} (1 - X_i) \quad (5.14)$$

其中: i ——轧制道次;

j ——再结晶类型, $j=1, 2, 3$ 分别为动态再结晶、亚动态再结晶和静态再结晶。

这样利用式 (5.14) 计算出来的每道次的晶粒尺寸是综合考虑再结晶类型、再结晶百分数、再结晶晶粒尺寸和未再结晶晶粒尺寸四种因素得到的结果。

5.1.6 终轧后再结晶分数及晶粒大小的计算^{[16][26]}

因终轧 (F6) 后的“间隙时间”无限延长, 故对再结晶的计算具有特殊性。此时若仍认为再结晶及其晶粒的变化为等温过程则将产生较大偏差。本研究采用将温度和时间进行离散的方法^[25], 即认为微小时间段 Δt 内温度不变, 然后采用遵循等温规律的相关模型进行计算, 若卷取温度高于相变温度, 则只进行奥氏体的再结晶计算; 若卷取温度低于相变温度则以相变温度为界分别计算奥氏体与铁素体的晶粒长大过程。由于在每个 Δt 内奥氏体 (或铁素体) 的长大均递推承继进行, 即在计算第 $i-1$ 个时间间隔 Δt_{i-1} 内发生再结晶的晶粒在长大的同时, Δt_i 个时间间隔内继续长大, 以此类推, 最终得到经所有各个时间间隔后晶粒长大的尺寸。这样处理能够作到与现场实际最大程度的接近。最终的平均晶粒大小为:

$$\bar{d} = \sum_{i=1}^n X_{j_i} d_{izh} + (1 - \sum_{i=1}^n X_{j_i}) d_0 \quad (5.15)$$

其中: i ——离散的第 i 个时间间隔, $i=1, \dots, n$;

n ——从终轧温度到相变转变温度 A_{r3} 离散的时间间隔数;

d_{izh} ——经历 i 个时间间隔再结晶晶粒长大后的尺寸, μm ;

d_0 ——终轧道次出口的晶粒尺寸, μm ;

\bar{d} ——最终平均晶粒尺寸, μm 。

5.1.7 铁素体转变模型^[27]:

对于普通 C—Mn 钢, 在现场变形条件下, 铁素体核基本上是在奥氏体晶界上生成, 此时转变后的 d_α 的模型为:

$$d_\alpha = 3.75 + 0.18 \cdot d_\gamma + 1.4(C_R)^{-1/2} \quad (5.16)$$

其中: d_γ ——转变前奥氏体晶粒的平均晶粒尺寸, μm ;

C_R ——冷却速度, $^\circ\text{C}/\text{s}$ 。

5.2 再结晶模型的实验修正与验证

上述模型是以分析、对比现场与实验在钢种化学成分方面以及 T 、 ε 、 $\dot{\varepsilon}$ 等变形条件方面为依据进行筛选的，尽管如此模型的计算结果与实验结果还会存在较大差异，故需利用实验结果对其进行修正和验证。

众所周知，奥氏体再结晶规律在控制轧制工艺中占有重要地位，故确定各钢种产生再结晶的条件（再结晶图）以及奥氏体再结晶数量及晶粒大小的控制与预报十分重要。目前研究再结晶的定量化规律有两种方法：一种是采用高温变形抗力曲线。利用试验轧机、热模拟机或热扭转机等进行变形，测定其变形抗力曲线，通过曲线的变化来判断金属内部的再结晶软化程度。该法不能给出再结晶后的晶粒尺寸，同时再结晶软化的定量计算也很难准确；另一种研究方法为显微组织观测法，即将高温时的奥氏体结构急冷至室温，将其几何形貌固定下来，然后对高温时存在的奥氏体晶界进行选择性地侵蚀，在显微镜下观测奥氏体的再结晶数量及其晶粒大小^[28]。

迄今为止，人们还无法在高温状态下直接观测变形时或变形后的奥氏体组织结构的再结晶变化，尤其是动态再结晶，若对其进行显微观测，能够将其组织结构保留到室温所需的冷却速度要足够大，据报道^[29]需达到 $2000^{\circ}\text{C}/\text{s}$ ，这样的冷却速度即使在实验室条件下也是极难实现的。所以迄今利用观测显微组织的方法研究再结晶行为仍然是采用间接观测法（如前所述）。

本研究在对模型的验证时利用了文献^[28]给出的 C-Mn 钢的再结晶实验结果，其试件的化学成分为：C: 0.14~0.24；Mn: 0.35~0.65；Si: 0.15~0.30；P<0.04；S<0.045；先将实验材料加工成梯形试样，以便在其它试验条件相同的情况下，一次轧制就能够得到数个不同变形程度；在试样的大头端钻孔，孔内焊热电耦用以监测温度。加热后原始奥氏体的晶粒平均弦长为 $172\ \mu\text{m}$ ；轧制变形在 $\Phi 200$ 二辊不可逆轧机上进行，轧制速度为 0.7m/s ，轧制温度为 $800\sim 1100^{\circ}\text{C}$ ，相对变形量为 $0\sim 45\%$ 。

根据实验得到的变形奥氏体再结晶图^[30]，见图 5.3 和图 5.4。从图 5.3 中可以看出：轧制温度 800°C ，相对变形量 $< 20\%$ （奥氏体晶粒尺寸平均弦长为 $130\ \mu\text{m}$ ）的区域为未再结晶区；轧制温度 1050°C ，相对变形量 $> 30\%$ （奥氏体晶粒尺寸平均弦长为 $47\ \mu\text{m}$ ）的区域为完全再结晶区。图 5.4 给出了不同压下率时再结晶百分数随温度的变化曲线。

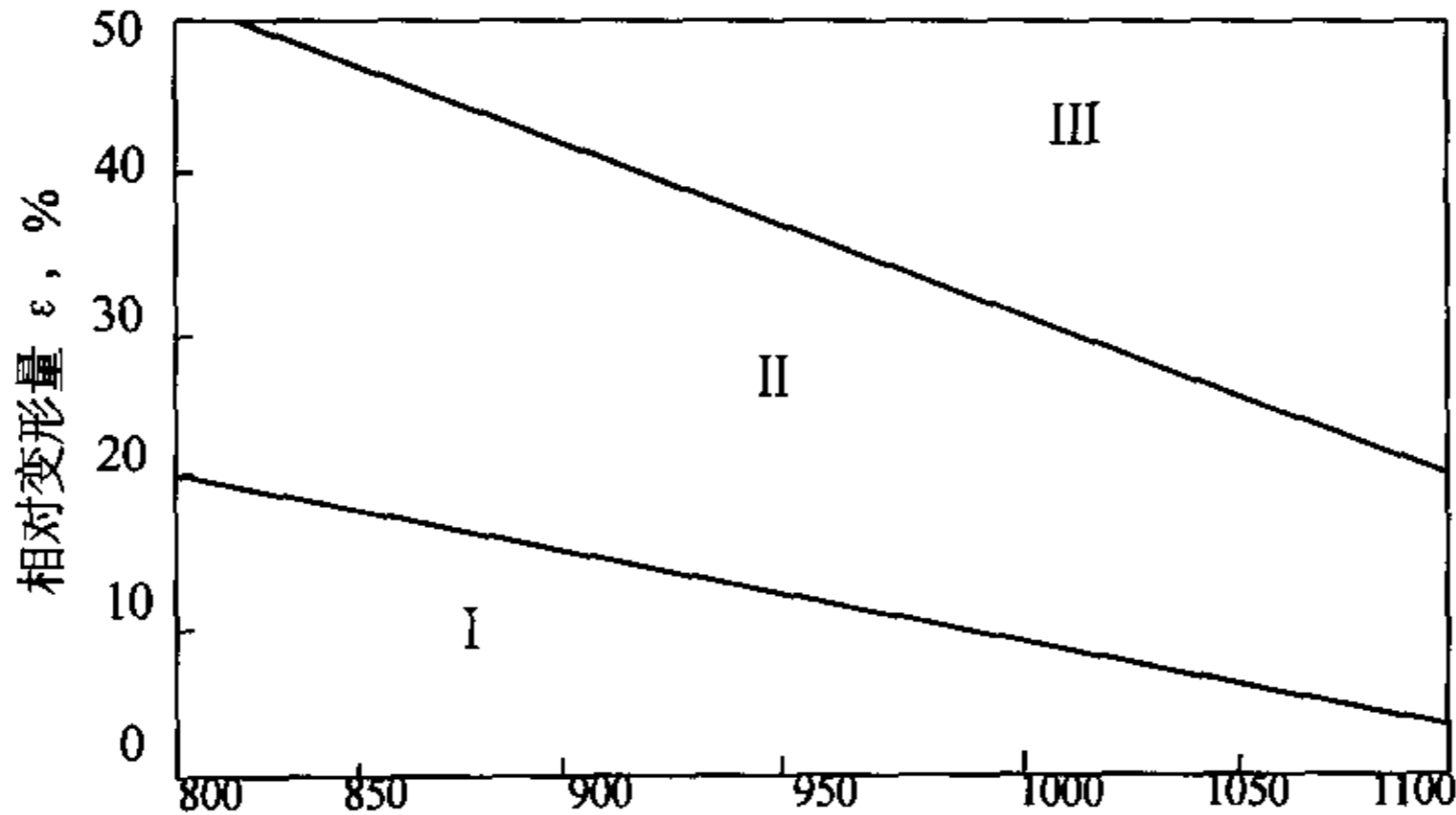


图 5.3 Q235 钢 变形奥氏体再结晶图
 Fig.5.3 Deformed austenite recrystallization of Q235
 加热条件: 1200℃保温 10 分钟, 轧后立即淬火
 I—未再结晶; II—部分再结晶; III—完全再结晶

本研究利用上述再结晶图得到的实测数据, 利用该二图进行插值即可得到各种条件下的实验数据, 利用该实验结果对计算模型中的有关参数进行修正, 使其与实验结果接近。

由于缺乏动态再结晶模型的实测资料, 故目前还无法对其验证及修正。此外根据窄带钢的实际变形条件, 精轧阶段的轧制温度相对较低, 而轧制速度却越来越快, 故此时已不具备发生动态(亚动态)再结晶的条件, 而是以静态再结晶为主。因此对热轧窄带再结晶模型的修正主要是对静态再结晶。

从式 5.8 和式 5.11 可以看出, 对再结晶模型的修正关键是对发生 50%静态再结晶所需的时间 $t_{0.5}$ 模型的修正。在轧制工艺参数中, 对静态再结晶百分数影响最大的是 ε 、 T 以及轧制间隙时间, 而 $\dot{\varepsilon}$ 的影响很小, 在计算中可以略之。由于静态再结晶的形核是在晶界上发生的, 故 d_0 的影响也是不容忽视的。本研究采用“试凑法” $t_{0.5}$ 中的有关指数及系数, 使计算得到的再结晶百分数最大限度的接近实测值。得到的最终修正模型为:

$$t_{0.5} = A \cdot d_0^{1.5} \cdot \varepsilon^{-2.1} \cdot \exp(219000/RT) \quad (5.17)$$

现场的变形条件与静态再结晶的实测条件相比, 最大的差异在于二者的初始奥氏体晶粒尺寸不同(前者约为 $350 \mu\text{m}$, 后者约为 $170 \mu\text{m}$), 但是对于普碳钢的多道次轧制,

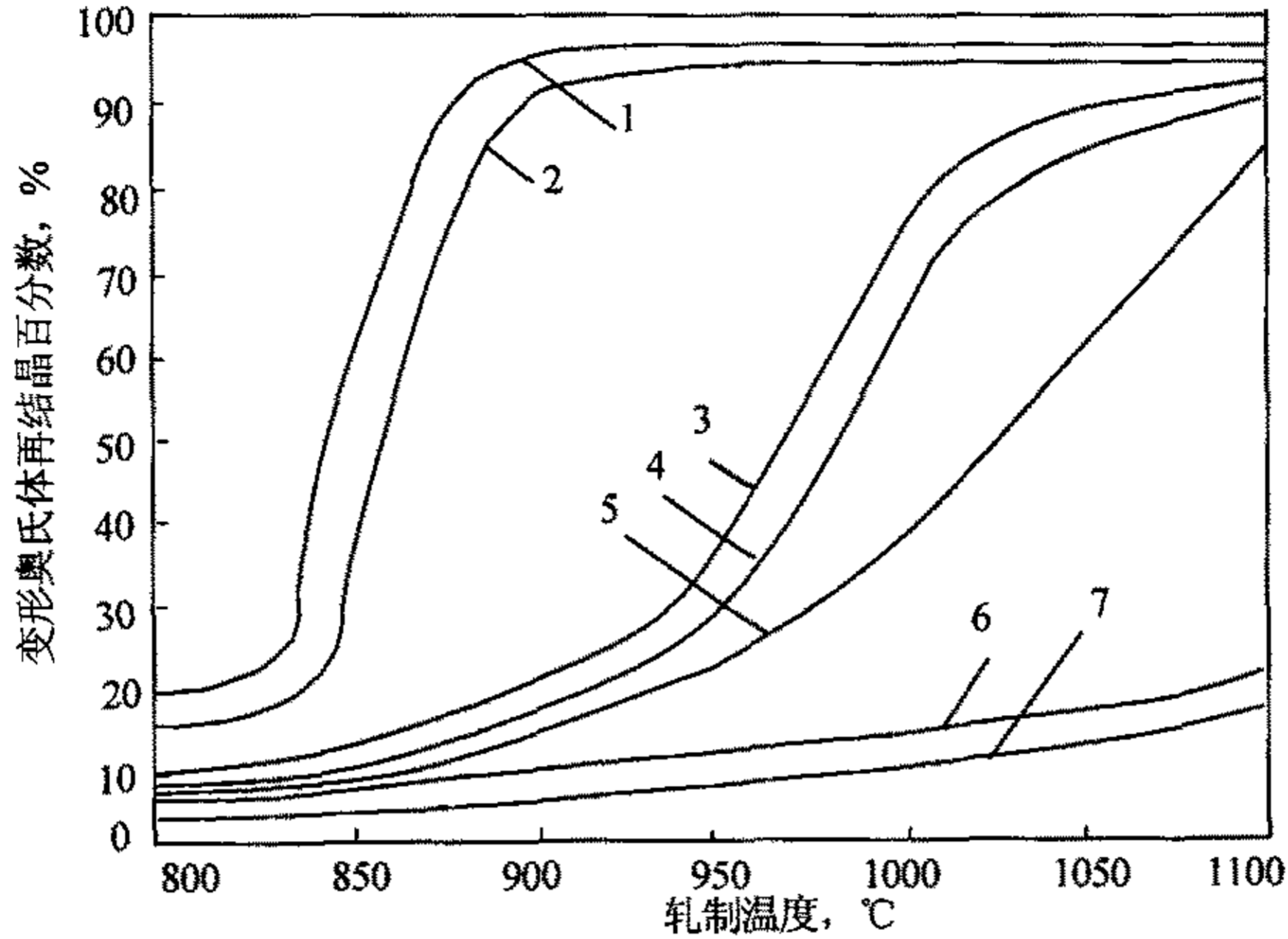


图 5.4 Q235 钢轧制温度与奥氏体再结晶百分数的关系
Fig 5.4 Relation between rolling temperature and deformed austenite recrystallization percent of Q235

加热条件: 1200°C保温, 轧后立即淬火; 相对变形量 ϵ :
1—45%; 2—35%; 3—30%; 4—25%; 5—20%; 6—15%; 7—10%

初始奥氏体晶粒的大小对静态再结晶行为影响很小, 这已被大量实验所验证, 为在显微镜下能明显区分奥氏体结构, 必须在实验室实验时需在轧后立即淬火, 可知将此情况下的实测结果用于带钢 3/4 连轧时, 只有轧制时间越短才能越接近于再结晶的实测条件, 则计算结果也就越接近于实测。

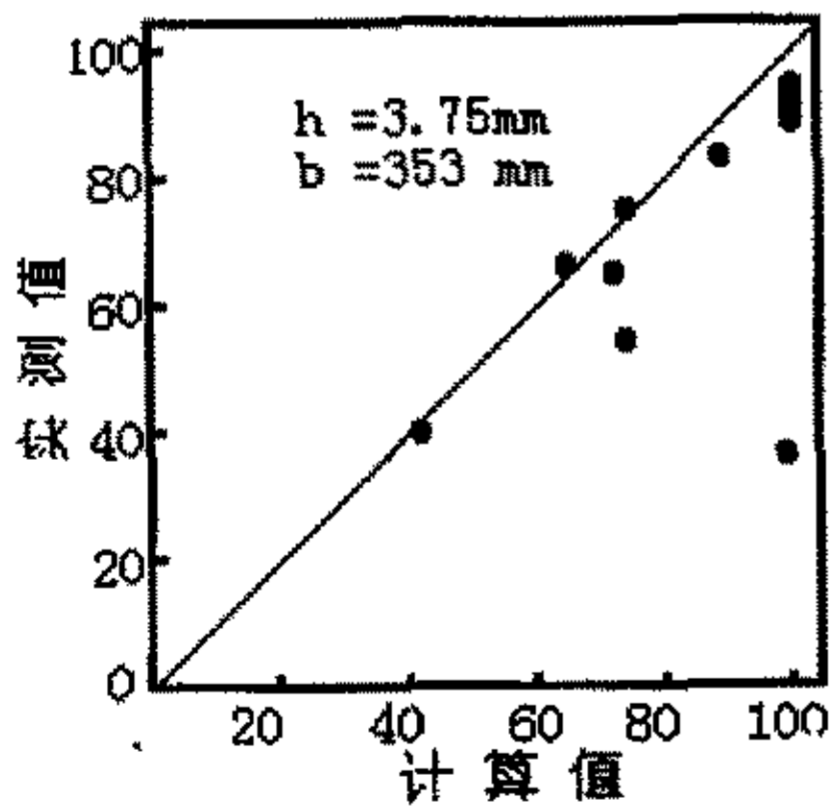


图 5.5 静态再结晶道次计算值和实测值的比较
Fig 5.5 Comparison between calculating and actual values of static recrystallization percentage in finishing pass

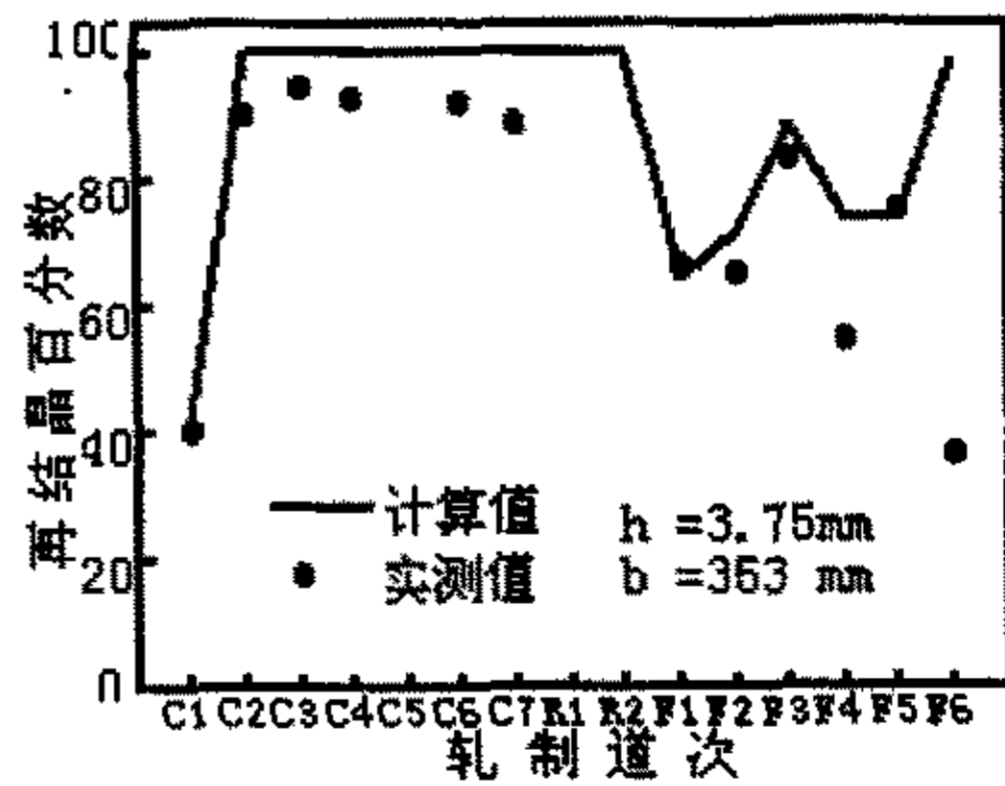


图 5.6 发生静态再结晶道次静态百分数
Fig 5.6 Distribution of recrystallization percentage in recrystallization pass

图 5.5 和图 5.6 是计算值和实测值的比较图和道次分布图。可见除个别道次偏差大外，其他的最大偏差也在 15%以内，故预报与实测符合得较好，而终轧道次预报明显高于实测的主要原因是轧后的间隙时间足够长所致。

从图 5.6 中看出，粗轧阶段凡发生静态再结晶的道次以及精轧阶段所有道次的静态再结晶百分数的计算值均高于实测值，主要是因为粗轧阶段，现场轧制间隙时间较长而实验时的持续时间短所致，在精轧阶段由于现场的晶粒尺寸（约为 20~40 μm ）和实验晶粒尺寸（70 μm ）相比明显小，晶粒越小，晶界就越多，形核的几率也大，则再结晶百分数也越高。图 5.9 是计算得到的各道次静态再结晶百分数分布图，其静态再结晶的大小恰好与图 5.3 的实测再结晶区域图相吻合。上述这些均表明，本研究得到的再结晶预报模型不但与理论结果一致而且与窄带热轧的现场实际相符。

若能在现场逐道截取试样并迅速急冷以观测奥氏体的再结晶情况，则根据观测结果即可验证再结晶模型用在带材热轧中的正确性。但是在生产现场如此取样和检验是极为困难的，甚至是不可能的。若进一步验证再结晶规律在带材热轧中的适用性与可靠性，可根据再结晶软化程度对金属变形抗力的影响，通过计算并实测轧制压力来间接的验证再结晶模型的正确性，本研究后面将有专题论述。

5.3 计算结果的分析与讨论

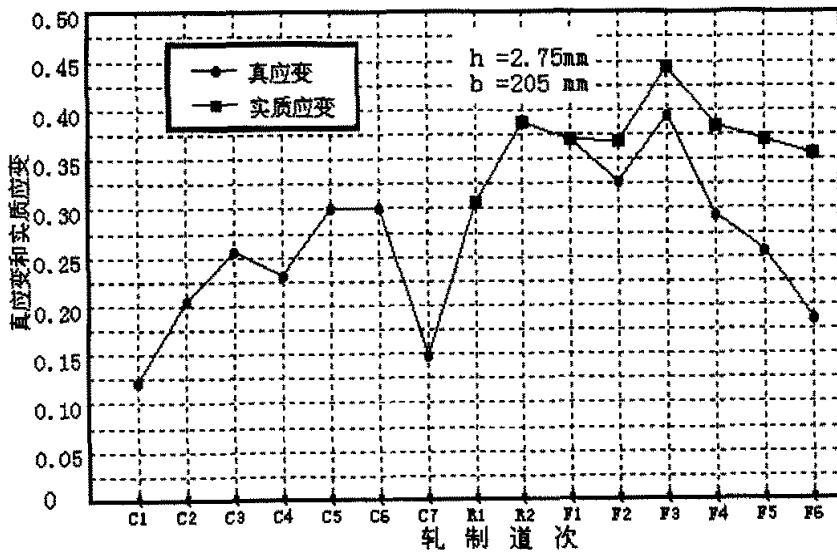
图 5.7 是轧制不同规格时各道次真应变和实质应变的分布图。由该图可以看出粗轧道次和中轧道次（R1 和 R2）实质应变和真应变相等，主要是在精轧道次有所变化。

图 5.8 是轧制不同规格（钢种 Q235）时各道次 Z 因子及真应变的分布，由该图可看出哪些道次在何种变形条件下将发生何种再结晶，作为控制窄带热轧过程中组织结构的依据，使根据工艺参数的各种组合来控制再结晶的类型成为可能。根据该图给出的结果，对窄带钢热轧生产， $Z < Z_{\min}$ 条件极易满足，即影响动态再结晶的主要因素是临界变形量而非 Z 因子——温度与速度的组合具备发生动态再结晶的条件，能否发生动态再结晶关键取决于变形的大小。

图 5.9 给出了各道次的再结晶分布及其晶粒尺寸的预报结果。不难看到，即使在温度较高、轧速较慢的粗、中轧阶段，也并非所有道次均能发生动态再结晶，如 C5（粗轧第五道）及 R1、R2（中轧两道）满足发生动态再结晶的条件，但量很小，基本是以亚动态再结晶为主。除第一道次受咬入条件的限制，因变形较小仅而发生部分静

态再结晶以外，其他道次均发生完全静态再结晶，这显然是粗轧阶段的间隙时间较长所致。由图 5.9 还可看出，在窄带钢的精轧阶段仅发生了静态再结晶，且以部分再结晶为主。其主要原因一是轧制速度越来越快，间隙时间越来越短，使静态再结晶的软化程度受到影响；二是由于精轧阶段的变形相对较小而温度却相对较低，这都使静态再结晶的发展受到遏制。根据上述分析不难看出，本研究得到的窄带钢在热轧过程中再结晶的变化与理论结果一致。

众所周知，若发生的静态再结晶没有完全的软化，金属内将产生“残留应变”而增大下一道次的轧制负荷（如图 5.9 中精轧阶段的 F4~F6 三道次）。当轧制压力增大，将导致轧机的弹跳增加，进而影响产品的尺寸精度；轧制力矩增大，将导致电机负荷增加，从而使电耗增加。因此，对于窄带钢精轧道次的静态再结晶规律应给予足够的重视。



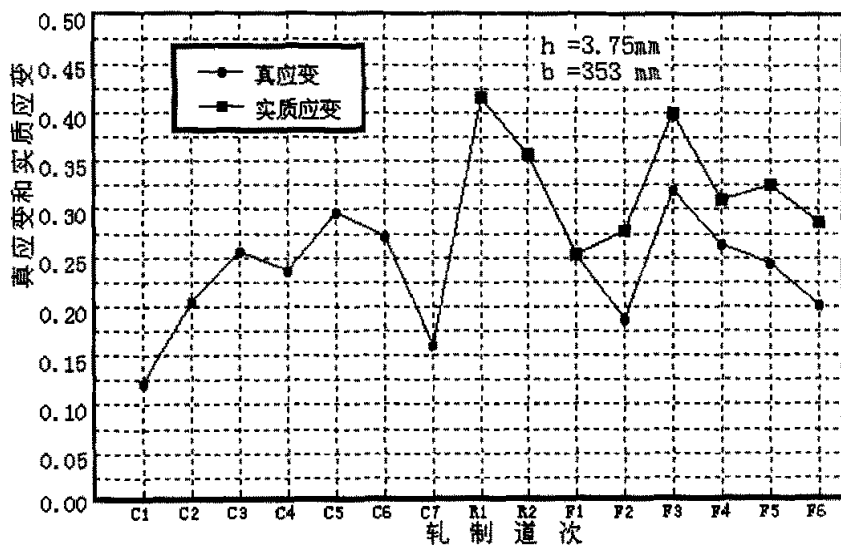
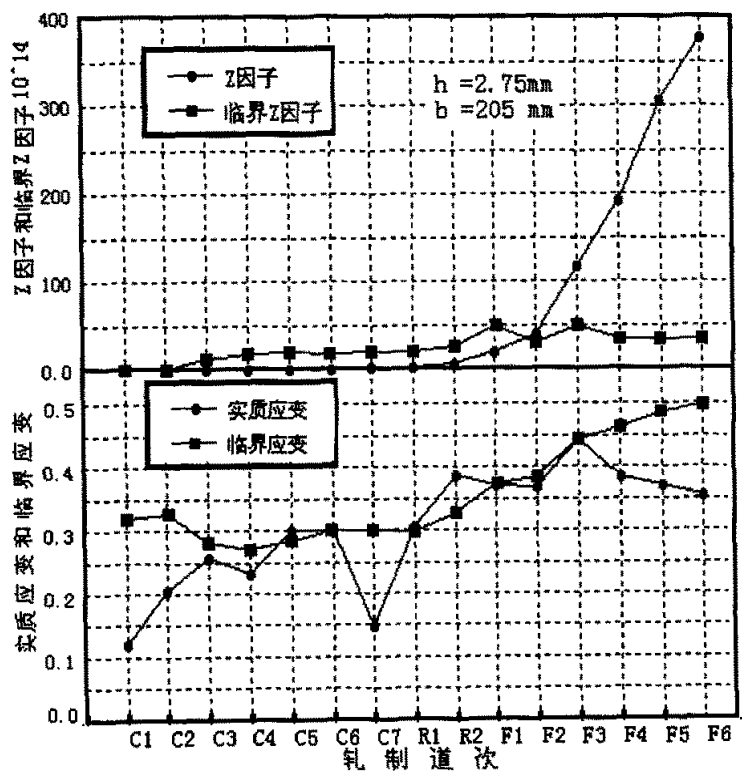


图 5.7 轧制不同规格各道次真应变和实质应变分布图
Fig.5.7 Distribution of strain and real strain in every pass of different scale



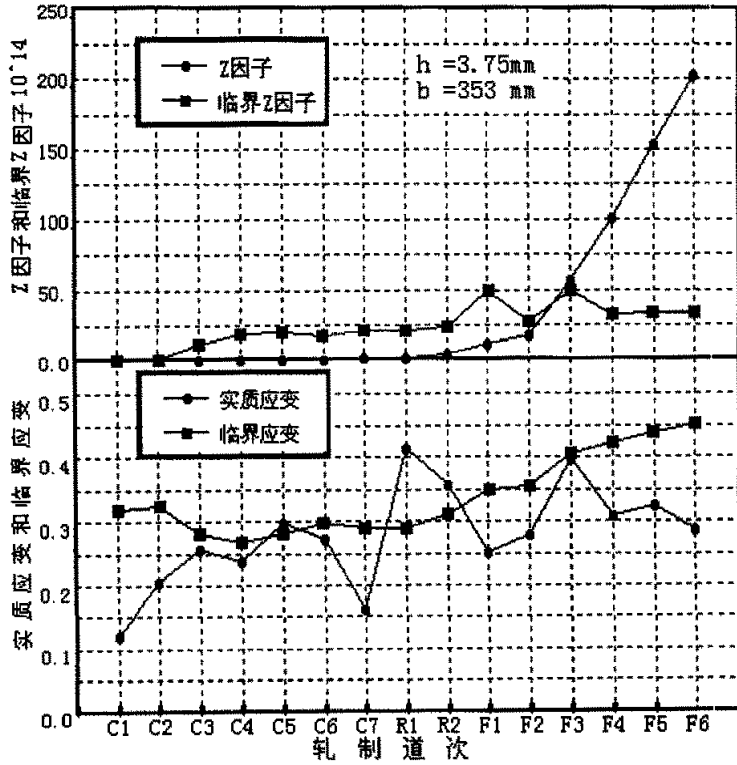
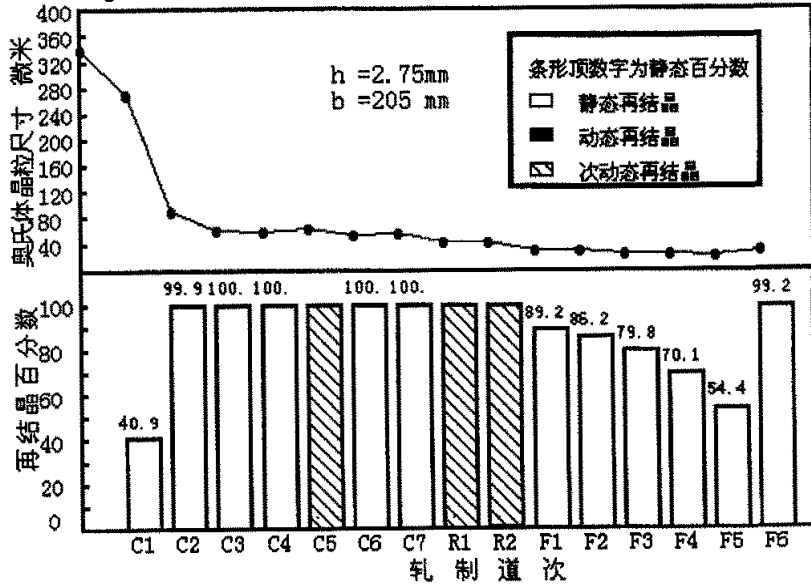


图 5.8 轧制不同规格各道次 Z 因子和变形量分布图

Fig5.8 Distribution of Z and strain in every pass of different scale



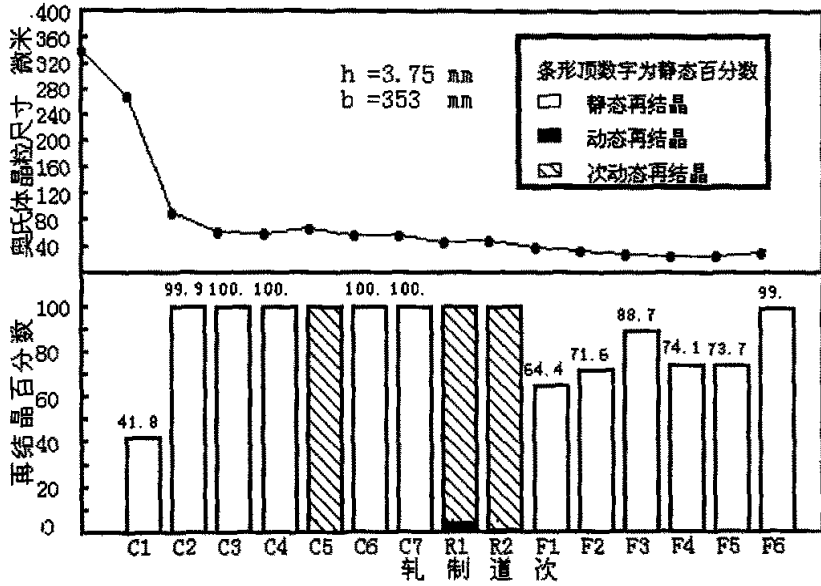


图 5.9 轧制不同规格各道次静态再结晶百分数分布图

Fig5.9 Distribution of recrystallization percent in every pass of different scale

图 5.9 还给出了通过计算机模拟得到的各道次奥氏体平均晶粒尺寸的变化。值得说明的是，在利用式 5.6、式 5.8、式 5.11 计算再结晶百分数和再结晶后的晶粒长大时，各式中的持续时间是某道次轧后的间隙时间，故第 i 道之值的计算点为第 $i+1$ 道次的轧前。

图 5.10 是 353×3.75mm 金相检测照片。试验测得了 10 个不同的视场，其中有 8 个

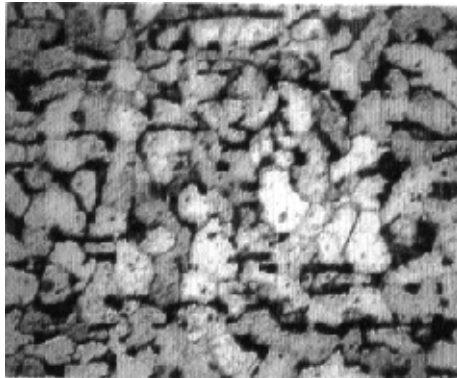


图 5.10 353×3.75mm 带材显微组织照片，×400

Fig 5.10 Microstructure photo of 353×3.75mm strip, ×400

视场实测的铁素体的晶粒大小为 10 级，2 个视场为 9 级。该结果与本研究给出的转变后铁素体晶粒平均尺寸 $11.5\ \mu\text{m}$ （约为 9.9 级）符合的较好。

5.4 阶段总结

利用本研究给出的关于再结晶的组合模型，通过计算机模拟对 C—Mn 钢窄带热轧生产的奥氏体再结晶规律进行的研究，得到如下结论：

1、本研究给出的再结晶及晶粒尺寸的计算模型预报结果与实测符合得较好；针对热轧窄带生产实际得到的再结晶规律与理论结果一致，作为将理论与实验的研究应用于现场的初步尝试，为在实际生产中控制与预报带材的组织性能提供了奥氏体再结晶规律的理论基础，并为再结晶软化不充分时的力能计算提供了修正力能预报的依据；

2、根据本研究得到的计算机模拟结果，对 3/4 窄带钢连轧过程，粗、中轧阶段虽然温度高，变形大，但仍不能发生完全动态再结晶，其组织结构的变化以亚动态再结晶为主；精轧道次以部分静态再结晶为主。窄带热轧的这一组织结构上的变化特点，对轧后的钢材性能、精轧机组的轧制负荷以及产品精度均将产生显著影响，因此在优化轧制工艺时应予以足够的重视；

3、对窄带钢热轧生产，影响动态再结晶的主要因素是变形量而非 Z 因子，即虽然轧制温度与轧制速度的组合具备发生动态再结晶的条件，但能否发生动态再结晶关键取决于变形的大小；

4、由于缺乏关于动态再结晶的实测数据，对动态再结晶的验证与修正尚待进一步的研究。

6 轧制负荷的研究

轧制负荷包括轧机负荷（轧制压力）与电机负荷（功率或力矩）。在利用计算机自动控制轧制过程的今天，控制系统用到的诸多数学模型中，轧制压力模型被认为是最为重要的计算模型，它是确定轧钢设备负荷、合理制定轧制工艺规程、提高轧材尺寸精度的依据之一。轧制时力能预报的准确程度，直接影响着轧钢生产过程的连续性和稳定性。此外，准确预报轧制时的力能参数，可提高轧制产品的合格率来满足用户日益提高的要求；为工艺设计或设备改造时选择轧机或电机提供依据；在开发新品种、新工艺（如低温轧制、控温轧制）时，能使设计更为合理和可行。此外，准确预报轧制负荷还能使轧制线上的力能分布更为合理（如等负荷），从而降低整体工序电耗、减小设备磨损；对各架轧机（或电机）的整体负荷进行监测，有效防止设备事故；找出轧制线上力能负荷的薄弱环节，及时进行调整，以最大限度地发挥设备潜力。因此，对钢在热轧时力能负荷的预报始终是人们普遍关注的课题。同时准确预报钢在轧制时的力能参数对提高企业的经济效益十分重要，最大限度地提高轧制力能的预报精度始终是轧钢技术人员及企业管理人员所追求的目标。

然而迄今为止，对于带钢热连轧时的负荷计算，无论是理论的还是经验、半经验的模型，均未考虑因奥氏体再结晶不充分导致硬化而对变形抗力的影响。近些年来发展起来的控制轧制新工艺（包括超强钢开发）要求在低温下给予大变形，以及轧制过程不断朝连续化、高速化的方向发展，所有这些均导致金属的再结晶软化程度显著降低，特别是对含有 Nb、V、Ti 的钢种更为严重。由此导致的“残留应变”对下道轧制负荷的影响早已引起人们的广泛关注。日本学者斋藤曾在实验的基础上提出关于“残留应变率”的计算模型^[2]，但他仅给出了残余应变率与轧后保温时间的关系，这对复杂的再结晶行为是远远不够的，故其预报结果并不理想，在多数情况下也不适用。因此关于金属在未再结晶或部分再结晶变形条件对轧制负荷的影响目前在定量上还没有得到很好解决。

本文针对唐钢带钢厂的生产实际，在研究金属轧制过程中再结晶规律的基础上试图揭示其对金属变形抗力的影响规律，进而研究再结晶软化程度对轧制负荷的定量化计算。本硕士课题的研究不但在学术上具有重要的理论意义，而且对板带热连轧的生产、设计及新产品开发也具有重要的实际应用价值。

6.1 变形抗力的研究

6.1.1 变形抗力模型的分析与选择

研究表明,当钢种一定时,影响轧制负荷的因素主要有两个:一是金属变形时所处的应力状态,另一是金属本身的变形抗力。经人们进行的大量研究,一般认为应力状态的影响比较起来相对较为稳定,而变形抗力的影响则波动较大。关于变形抗力,目前国内国外仍然是采用实验室实测后经数据处理所得到的回归模型进行计算,所以不同的试验条件及化学成分其结果不同。更为重要的是,所有的回归模型均未考虑轧件在变形过程中因奥氏体再结晶不充分导致硬化对变形抗力的影响,这是轧制负荷预报偏离实测过大的重要原因。对于普通 C—Mn 钢,目前国内国外应用最为广泛的变形抗力模型有三种:美坂佳助式^[1](Misabos)、志田茂式^[1](Shidas)和周纪华式^[1]。图 6.1 是根据现场的变形条件,利用上述三式对 Q235 钢的变形抗力进行计算得到的结果(RE1、FE1、FE2 为立辊)。由图可见志田茂式的计算结果最大,美坂佳助式最小,周纪华式在二者之间。

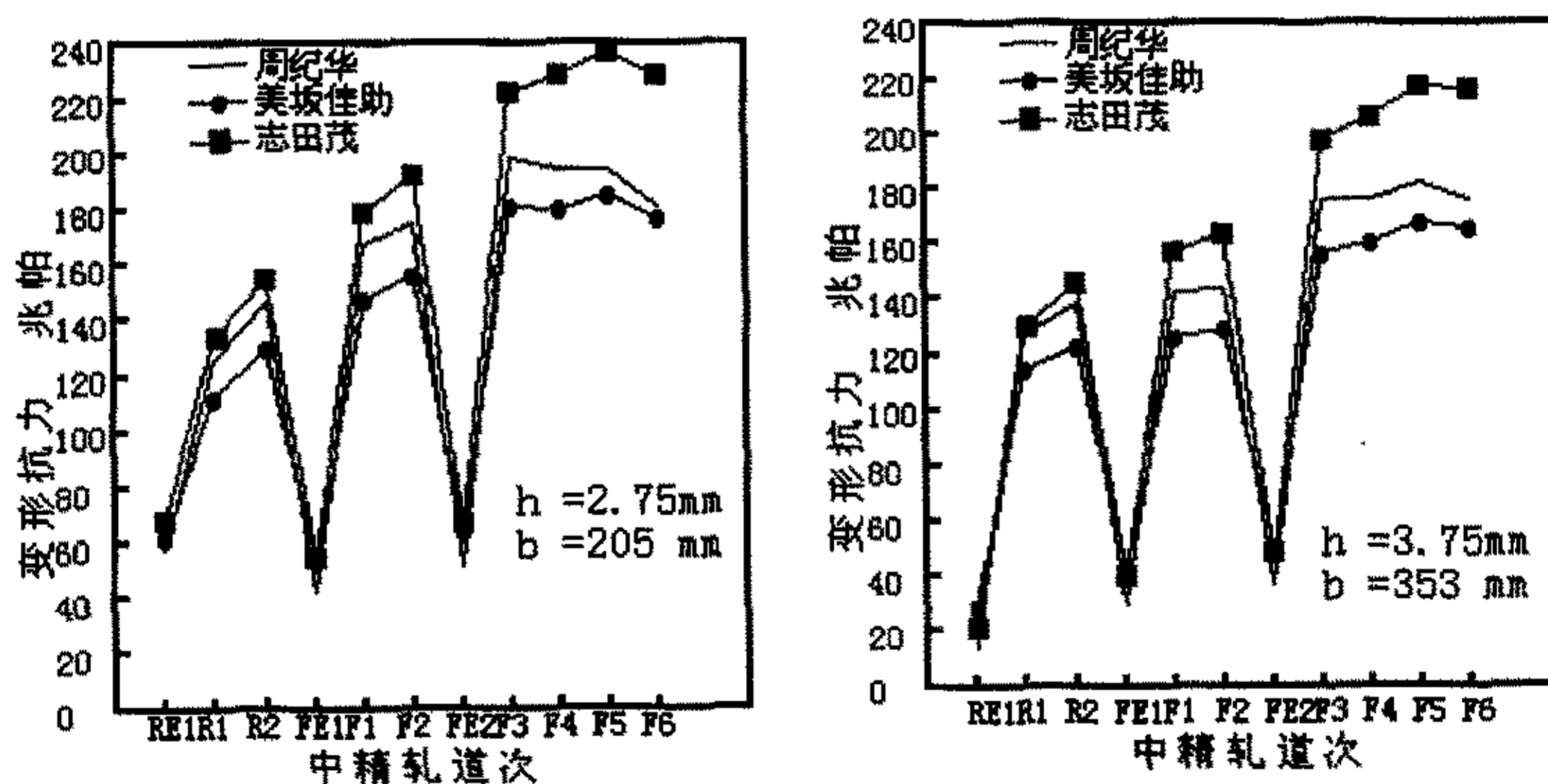


图 6.1 不同规格带钢三种变形抗力模型比较

Fig6.1 Comparison of three strain resistance formula in different scale

这三种变形抗力模型在化学成分、变形速度和变形程度三个影响因素的处理方式各有不同,美坂佳助和志田茂式在化学成分中,只考虑了含碳量的影响,而未考虑 Mn 和 Si 等元素对 σ_s 的贡献,而周纪华式不仅考虑了两个元素 C 和 Mn,还考虑了元素 Si 的影响,故周纪华式考虑的更为全面;在变形速度 $\dot{\epsilon}$ 的影响项中,美坂佳助将变形速度的影响项的指数作为常数,而志田茂和周纪华则把其看作是温度的函数。实际生产中,轧制

温度不断变化, 通过函数 $m = f(T)$ 作为变形速度的影响项, 如此处理实际上综合考虑了变形温度和变形速度对 σ_s 的影响, 可知更符合实际的轧制条件; 在变形程度 ε 的影响项中, 美坂佳助认为是幂函数的单调关系, 而志田茂和周纪华式则认为在高温 ($T > 1000$ °C)、低变速 ($\dot{\varepsilon} \leq 10$ 1/s) 时, 并非是单调的幂函数, 而应该用非线性的函数来表示。

通过以上分析, 针对唐钢带钢厂的生产实际, 本研究选用周纪华式^[1]作为计算变形抗力的模型:

$$\sigma_s = \sigma_0 \exp(a_1 T + a_2) \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{10}\right)^{a_3 T + a_4} \left[a_6 \left(\frac{\varepsilon}{0.4}\right)^{a_5} - (a_6 - 1) \frac{\varepsilon}{0.4} \right] \quad (6.1)$$

$$\text{其中: } T = \frac{t + 273}{1000};$$

σ_0 — $t = 1000$ °C, $\varepsilon = 0.4$, $\mu = 10 \text{ s}^{-1}$ 的基准变形抗力;

t —为轧制温度, 单位 °C;

$\dot{\varepsilon}$ —为变形速度, 1/s;

ε —为真应变;

$a_1 \sim a_6$ 为回归系数, 其值取决于钢种。

6.1.2 残留应变对变形抗力的影响

若将残留应变的累积效果对变形抗力的影响考虑在内, 只需将式 6.1 中的应变 ε 用实质应变来代替, 即把前面各道次所遗留下来的残留应变“折合”到本道次的应变之中, 将其作为“实质应变”, 然后进行变形抗力的计算。故第 i 道次的是实质应变值为:

$$\varepsilon_i = \alpha_i + \beta_i \quad (6.2)$$

式 6.2 中: i ——轧制道次;

ε_i ——实质应变;

α_i ——该道次真应变;

β_i ——直到 $i-1$ 道次的残留应变, 而 β_i 可由下式确定:

$$\beta_i = \lambda_i \cdot \varepsilon_{i-1} \quad (6.3)$$

其中, λ_i 称为残留应变率。日本的斋藤给出的计算“残留应变率”的模型^[2]为:

$$\lambda = \frac{C_2}{(C_1 \varepsilon + C_2) \cdot \exp[C_2 \cdot \Delta t \cdot \exp(-Q/RT)] - C_1 \varepsilon} \quad (6.4)$$

其中: ε ——预变形, 也即第($i-1$)道的实质变形 ε_{i-1} ;

Δt ——轧制间隙时间, s;

C_1 、 C_2 、 Q 是与化学成分有关的量, 根据热轧实测数据进行分析得到

C_1 、 C_2 、 Q 值见下表:

表 6.1 斋藤公式中的常数值
Table 6.1 Constant Value in formula 6.4

钢种	C_1	C_2	$Q(\text{Kcal}/(\text{g} \cdot \text{mol}))$
Nb 钢	5.66×10^9	2.83×10^7	52.1×10^3
Si—Mn 钢	5.96×10^9	4.18×10^7	47.1×10^3

根据图 5.9 给出的再结晶结果, 精轧阶段的 F1~F5 道次均发生了部分再结晶。当发生部分再结晶的第 i 道次的轧件进入第 $i+1$ 架轧机时, 由于第 i 道没有充分软化, 故在第 $i+1$ 道变形时, 前一道 (第 i 道) 的残留应变将对本道次的变形抗力产生影响。假设 X_{ji} 代表第 i 道次静态再结晶的软化百分数, 则

$1 - X_{ji} / 100$ 就是残留应变率 λ'_i , 则第 $i+1$ 道次的残留应变为:

$$\beta_{i+1} = \varepsilon_i \cdot \lambda'_i \quad (6.5)$$

而第 $i+1$ 道次的实质应变则为:

$$\varepsilon_{\text{实}i+1} = \varepsilon_{i+1} + \beta_{i+1} \quad (6.6)$$

这样, 将每道次的实质应变 $\varepsilon_{\text{实}}$ 参与变形抗力的计算, 即得到考虑再结晶软化程度影响的变形抗力值。

图 6.2 是考虑“残留应变”对变形抗力的影响时, 对周纪华式修正前后的比较。

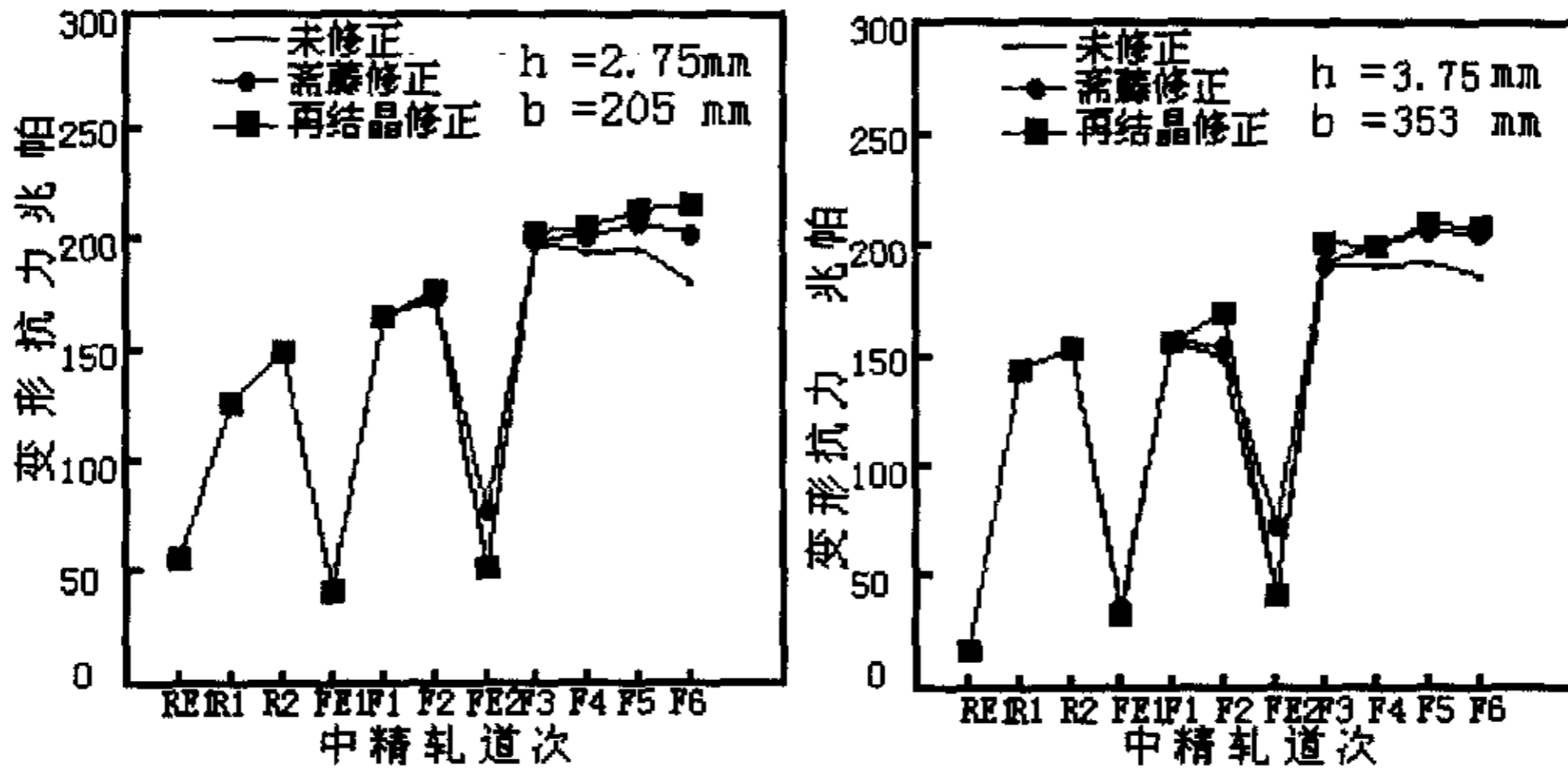


图 6.2 中、精轧各道次“残留应变”对变形抗力的影响

Fig6.2 Influence of remnant strain on distortion resistance in rough and finishing pass

由图可见，按现场目前采用的变形规程，不管轧制较窄规格的 205×2.75mm 还是轧制较宽规格的 353×3.75mm，再结晶软化导致的“残留应变”对变形抗力的影响均较明显。斋滕与再结晶二种修正方法在窄带中、精轧阶段所得的结果较为接近后者给出的结果略高。

由图 6.2 可明显看出，若不将“残留应变”的影响考虑在内，则凡发生部分静态再结晶的道次变形抗力均较低；由式 6.4 可看出，利用斋滕法修正“残留应变”的影响时，对已经发生 100%再结晶软化的道次也认为有“残留应变”，这表明斋滕法在考虑“残留应变”问题时计算上的不合理；相形之下利用再结晶软化程度来修正变形抗力则不但考虑了轧制过程中诸多因素（如轧制温度、变形速度、实质变形以及轧后保温时间等）对“残留应变”的综合影响，而且更符合理论结果。

经现场对轧制负荷的大量测试，表明绝大多数的实测点都与再结晶法修正的结果更为接近，详见本章“轧制负荷和电机负荷的研究”。

6.2 轧制负荷和电机负荷的研究

6.2.1 轧制负荷的计算

根据金属塑性变形理论，轧制压力的可用

$$P = \bar{p} \cdot F \tag{6.7}$$

计算，其中 F 为轧件与轧辊接触面的水平投影面积， \bar{p} 为平均单位压力，对板带钢轧制过程可认为其变形区处在平面变形状态之下，则

$$\bar{p} = n_{\sigma} \cdot K \quad (6.8)$$

其中 n_{σ} 为应力状态影响系数, K 为平面变形抗力 ($K=1.15 \cdot \sigma_s$)。可见在轧制过程中, 轧制压力的大小与反映金属本身性质的变形抗力及反映金属变形时所处的应力状态有关。关于变形抗力问题探讨, 前面已经作了详尽的论述, 这里主要研究应力状态对轧制负荷的影响。

图 6.3 是力能参数的计算流程图。

6.2.1.1 粗轧阶段轧制单位压力计算模型

由于窄带钢需在粗轧阶段进行展宽, 故此时为孔型中轧制的力能求解。对孔型中轧制的力能计算为三维变形, 目前应用最为广泛的是 S.E.klund 提出的半经验模型^[23]。现已查明, 该模型用于发生完全再结晶软化的道次时得到的结果与实测符合得较好^[31]。窄带钢粗轧阶段的变形特点是温度高、轧速慢、变形大、间隙时间长, 一般均可发生完全的再结晶软化, 关于热轧窄带钢的再结晶规律的研究详见 5.3。故本文对窄带钢的粗轧道次选用 S.E.klund 模型模型计算。其平均单位压力计算式为:

$$\bar{p} = (1 + m)(K + \eta \bar{\dot{\epsilon}}) \quad (6.9)$$

其中: m —外摩擦对单位压力影响项。

η —粘性系数。其表达式为: $\eta = 0.1(14 - 0.01 t) \times C_v$ MPa·s

$\bar{\dot{\epsilon}}$ —平均变形速度。按下式计算:

$$\bar{\dot{\epsilon}} = \frac{2v\sqrt{\Delta h/R_z}}{H+h} \quad (6.10)$$

第一项 $(1 + m)$ 是考虑外摩擦的影响, 其经验公式为:

$$m = \frac{1.6f\sqrt{R_z\Delta h} - 1.2\Delta h}{\bar{H} + \bar{h}} \quad (6.11)$$

第二项里的 η 、 $\bar{\dot{\epsilon}}$ 是考虑变形速度对变形抗力的影响。

K 与所轧坯料的化学成分有关。

$$K = 9.8(14 - 0.01 t)(1.4 + C + Mn + 0.3 Cr) \quad \text{MPa}$$

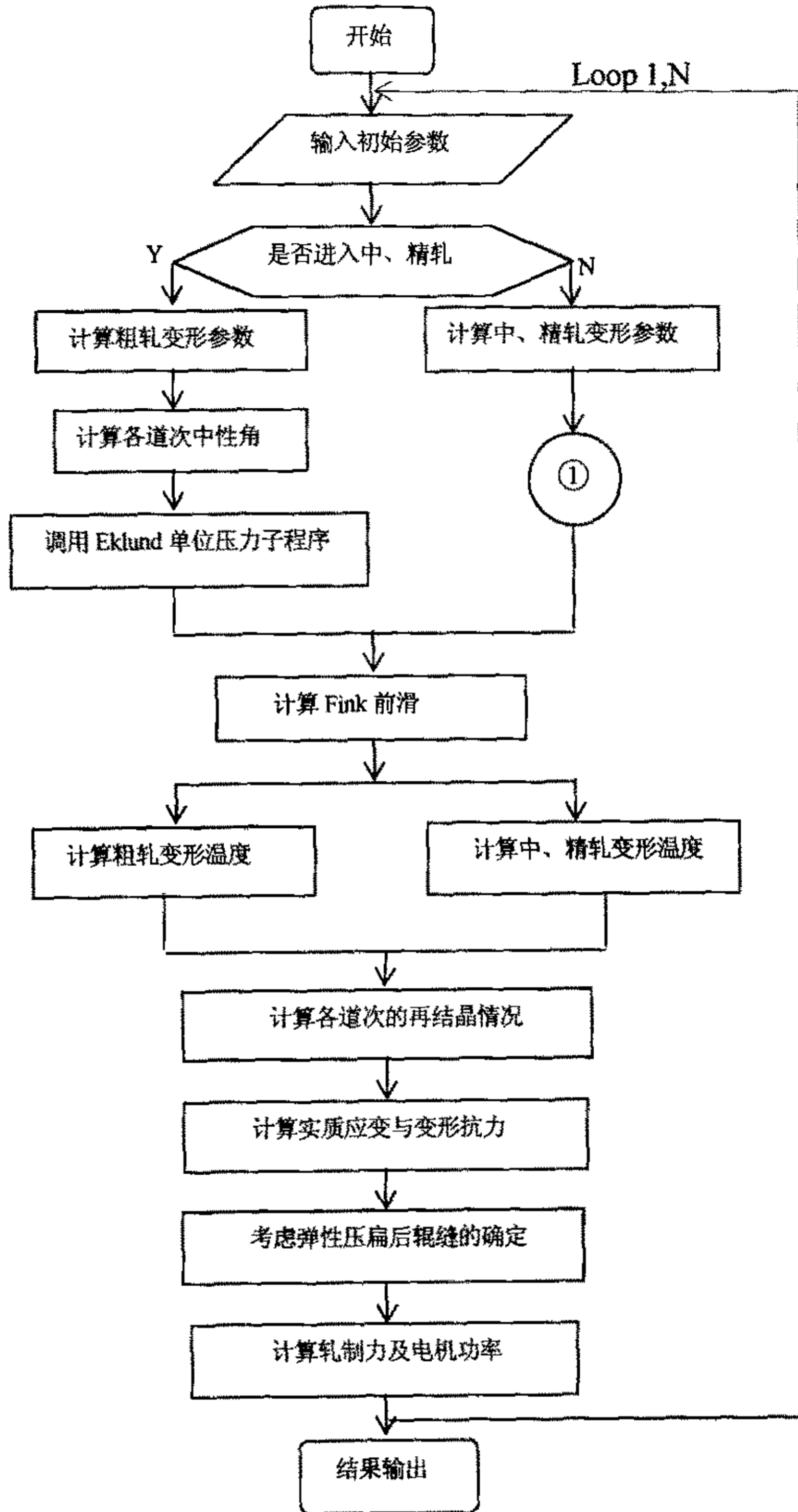
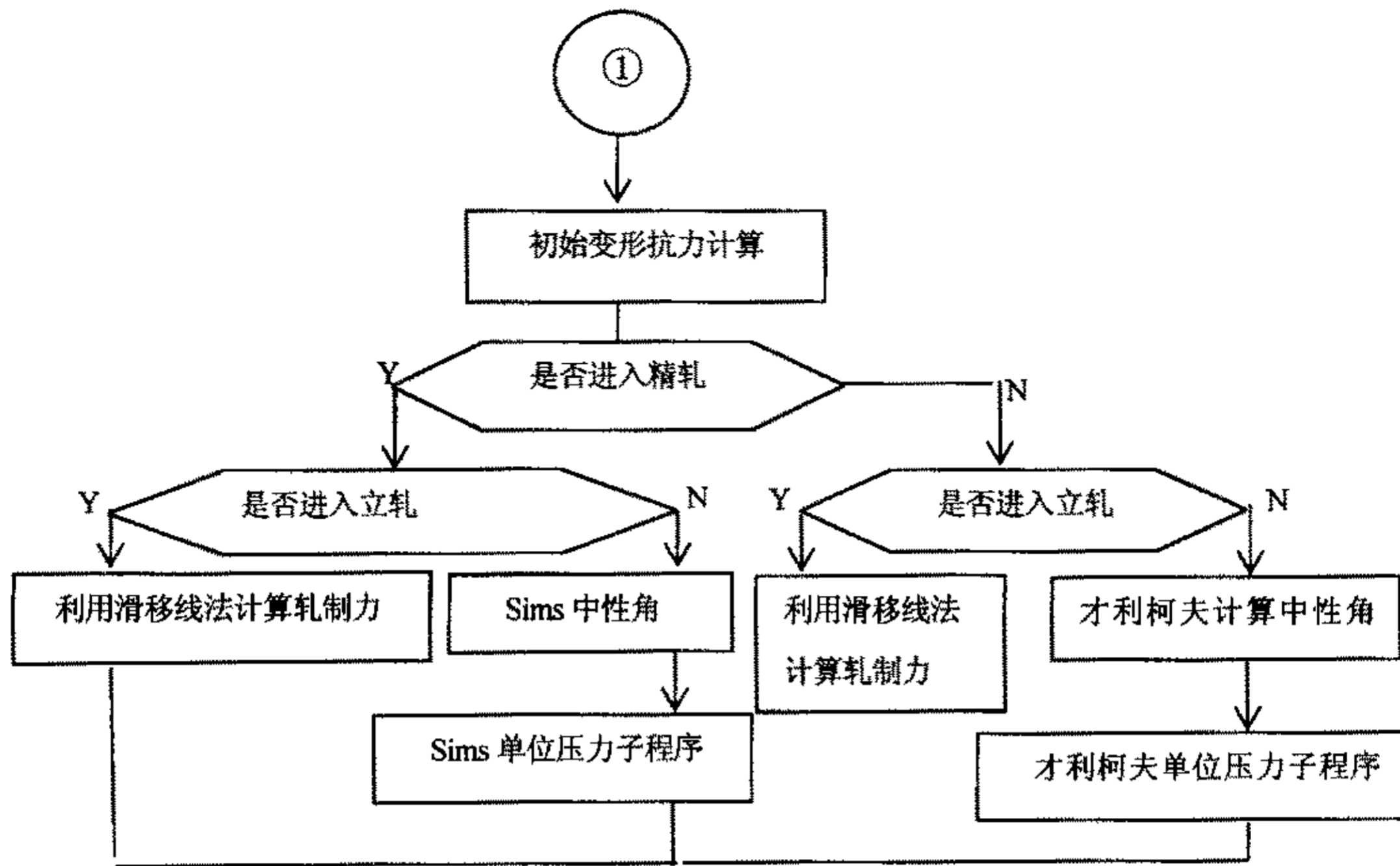


图 6.3 力能参数计算流程图
Fig 6.3 Flow chart of force and energy calculating



上式中： t —轧制温度，单位是 $^{\circ}\text{C}$ ；

C —以%表示的碳含量；

Mn 、 Cr —以%表示的锰、铬的含量；

C_v —为修正系数，如表 6.2 所示；

摩擦系数 f 的表达式：

$$f = a(1.05 - 0.0005t) - 0.056 \times v \quad (v < 5 \text{ m/s})$$

$$f = 0.5 \times (0.84 - 0.0004t) \quad (v > 5 \text{ m/s})$$

对于钢质轧辊 $a = 1$ ，而铸铁材料的轧辊 $a = 0.8$ 。

表 6.2 速度修正系数 C_v 的值
Table 6.2 The value of velocity-modified coefficient

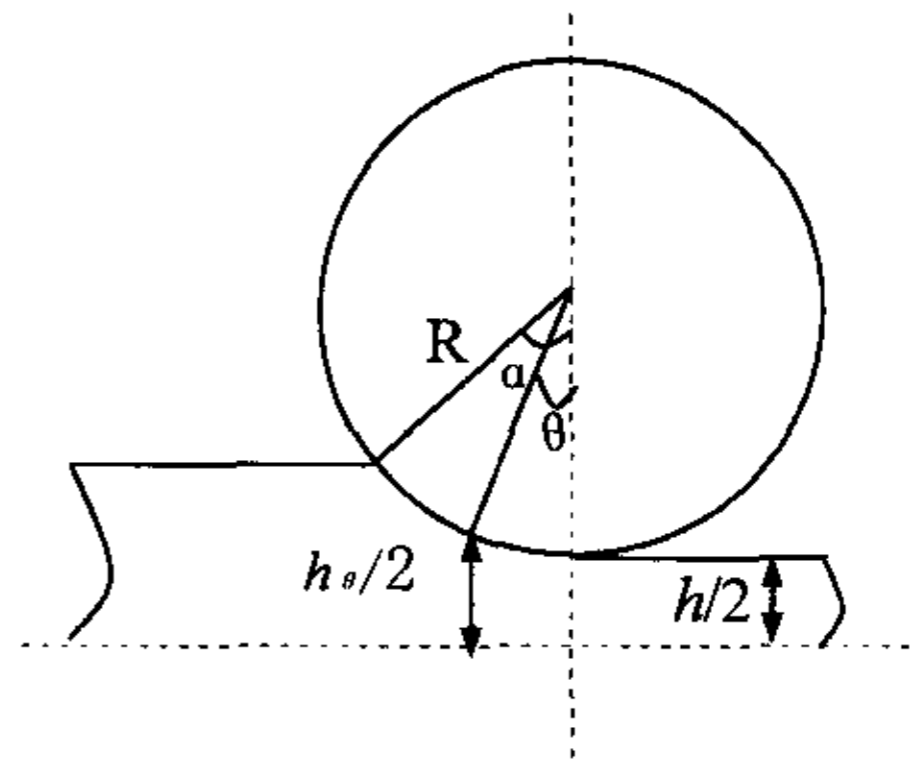
轧制速度 (m/s)	<6	6~10	10~15	15~20	20~90	>90
C_v 系数	1.0	0.8	0.65	0.60	0.55	0.5

6.2.1.2 中轧阶段轧制单位压力计算模型

窄带钢的中轧阶段，来料厚度及压下量均较大，可将其看作中厚板热轧过程，采用 Sims 式计算应力影响系数 n_s 更符合平面变形及接触弧为圆的实际变形过程。

R.B. Sims 模型^[23]是在求解 E.Orowan 方程式所得到的，其基本求解条件为：

- 1、接触面上的摩擦规律为全制动: $\tau_f = \frac{K}{2}$
 - 2、接触面的几何关系为圆弧: $h_\theta = h + R\theta^2$,
- 如右图所示;
- 3、变形抗力在入口及出口处为常数;
 - 4、平面变形。



Sims 变形区几何参数示意图

Sims 式的基本表达式为:

$$n_\sigma = \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}} \arctan \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}} - \frac{\pi}{4} - \sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}} \sqrt{\frac{R}{h}} \ln \frac{h_\gamma}{h} + \frac{1}{2} \sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}} \sqrt{\frac{R}{h}} \ln \frac{1}{1-\varepsilon} \quad (6.12)$$

其中: ε —压下率, $\varepsilon = \Delta h/H$;

h —轧件出口尺寸, mm;

h_γ —中性面高度, mm; 其值可通过下式来确定: $h_\gamma = h + D(1 - \cos \gamma)$;

γ —中性角, 可由前、后滑区的单位压力在中性面处相等得到:

$$\gamma = \sqrt{\frac{h}{R}} \tan \left[\frac{1}{2} \arctan \sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}} + \frac{\pi}{8} \ln(1-\varepsilon) \sqrt{\frac{h}{R}} \right] \quad (6.13)$$

6.2.1.3 精轧阶段轧制单位压力计算模型

在精轧阶段本文选择才利柯夫计算式为轧制单位压力的计算模型。该式是通过求解 Karman 方程得到的, 其求解条件为:

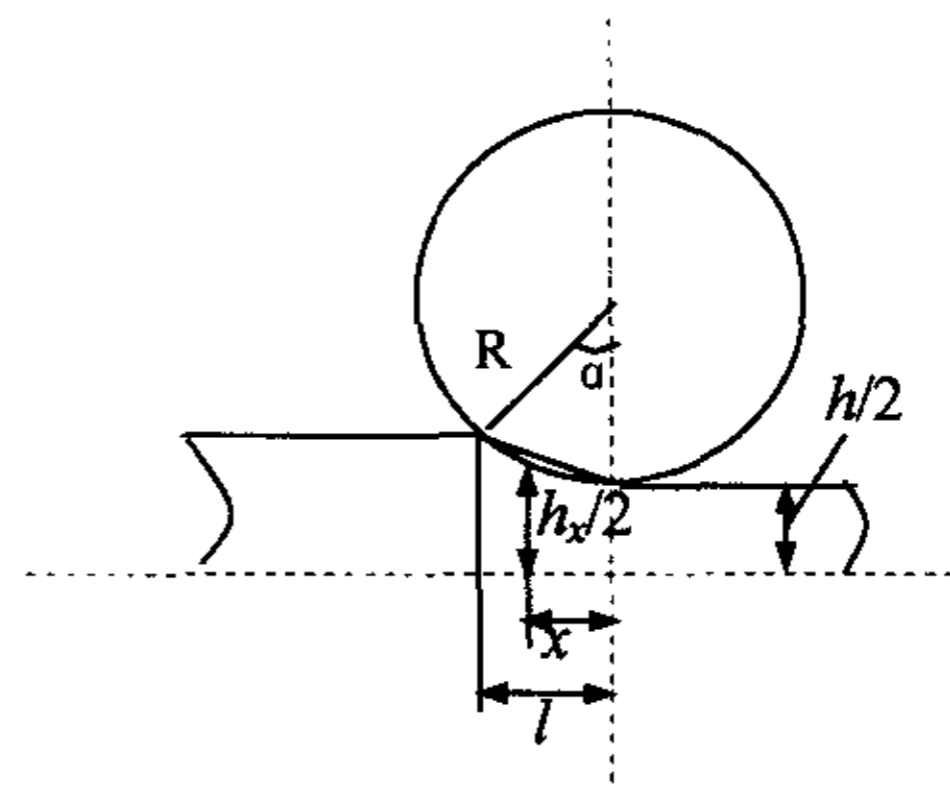
- 1、触面上的摩擦规律为全滑动:

$$\tau_y = f \cdot \sigma_y \quad (f = \text{const});$$

- 2、接触面的几何关系为直线 (以弦代弧):

$$y = \frac{\Delta h}{2l} \cdot x + \frac{h}{2}; \text{ 如右图所示:}$$

- 3、变形抗力在入口及出口处为常数;
- 4、平面变形, 且考虑张力的影响。



才利柯夫式变形区几何参数示意图

由于轧件较薄, 接触面上的摩擦规律按全滑动处理与实际较为接近; 精轧机组各道次均为平面应变问题; 此外精轧阶段的绝对压下量较小, 辊径也相对较小, 故以弦代

弧不会产生过大偏差。故选用才利柯夫模型^[23]计算应力影响系数 n_σ 与现场的精轧道次变形条件相符。该模型为:

$$n_\sigma = \frac{2(1-\varepsilon)}{\varepsilon(\delta-1)} \left(\frac{h_\gamma}{h}\right) \left[\left(\frac{h_\gamma}{h}\right)^\delta - 1\right] \quad (6.14)$$

其中: ε —压下率; $\varepsilon = \frac{\Delta h}{H}$;

$$\delta = f \frac{2l}{\Delta h} = f \sqrt{\frac{2D}{\Delta h}};$$

$\frac{h_\gamma}{h}$ —中性面与出口厚度的比值, 其值为:

$$\frac{h_\gamma}{h} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1) \left(\frac{1}{1-\varepsilon}\right)}}{\delta + 1} \right\}^{1/\delta} \quad (6.15)$$

f —摩擦系数;

T —轧制温度, $^\circ\text{C}$;

D —轧辊工作辊直径, mm;

Δh —各道次的绝对压下量, mm;

6.2.1.4 立辊控宽时的轧制单位压力计算模型

立辊主要是起到控制轧件宽度的作用, 在宽度方向上的压下量很小, 其特点是变形集中于两表面而不能深透。根据金属塑性变形理论, 若 $l/h \leq 0.114$ 则相当于压缩半无限体^[23]。热轧窄带生产线上的三道立辊轧制的变形区几何参数在 $l/h = 0.09 \sim 0.14$ 之间, 可见按滑移线理论将其看作压缩厚件或压缩半无限体进行计算是符合实际变形条件的^[23]:

$$n_\sigma = \left(0.14 + 0.43 \frac{l}{h} + 0.43 \frac{h}{l}\right) \quad \left(\frac{l}{h} > 0.35\right) \quad (6.16)$$

$$n_\sigma = \left(1.6 - 1.5 \frac{l}{h} + 0.14 \frac{h}{l}\right) \quad \left(\frac{l}{h} < 0.35\right) \quad (6.17)$$

$$n_\sigma = 2.57 \quad \left(\frac{l}{h} \leq 0.114\right) \quad (6.18)$$

其中: l —变形区长度, mm;

h —轧件的出口厚度, mm; (在立辊轧制时为轧件的宽度)

6.2.2 电机负荷的计算

电机驱动轧辊的力矩^[35]除了轧制力矩外, 还有附加摩擦力矩、空转力矩和动力矩。因窄带在热连轧过程中速度的变化很小, 故由此产生的动力矩可忽略。

1、附加摩擦力矩的计算:

附加摩擦力矩由轴承中和传动机构中两部分的摩擦产生的, 因此轴承中的摩擦力矩

$$M_{m1} \text{ 为: } M_{m1} = \frac{P}{2} f_1 \frac{d_1}{2} \times 4 = P \times d_1 \times f_1$$

其中: P —轧制力, KN;

d_1 —轧辊辊颈直径, mm;

f_1 —轧辊轴承摩擦系数, 其值等于 0.003。

$$\text{传动机构中的摩擦力矩 } M_{m2}: M_{m2} = \left(\frac{1}{\eta_1} - 1 \right) \frac{M_z + M_{m1}}{i}$$

把两者换算到主电机轴上的附加摩擦力矩应为:

$$M_m = \frac{M_{m1}}{i} + M_{m2} = \frac{M_{m1}}{i\eta} + \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right) \frac{M_z}{i}$$

其中: η_1 —传动机构的效率, 一级齿轮传动的效率一般取 0.96~0.98, 皮带传动效率取 0.85~0.90。

2、空转力矩的计算:

空转力矩的取值通常按经验办法计算: $M_k = (0.03 - 0.06)M_e$

其中: M_e 为电机的额定转矩。 $M_e = N_e / \omega$ (N_e 为电机额定功率; ω 为电机转速, 单位是弧度/秒)。

3、轧制力矩的计算:

$$M_z = 2 \cdot P \cdot l \cdot \chi \quad (6.19)$$

其中: l —变形区长度, mm;

χ —力臂系数, 该值的选取考虑了变形参数对力臂系数的影响。

4、电机功率的确定:

$$N = (M_k + M_m + M_z / i) \times \omega \quad (6.20)$$

其中： ω —轧制时电机的转速，它可由轧制速度求得。

i —电机与轧辊的传动比。

6.3 计算结果的分析与讨论

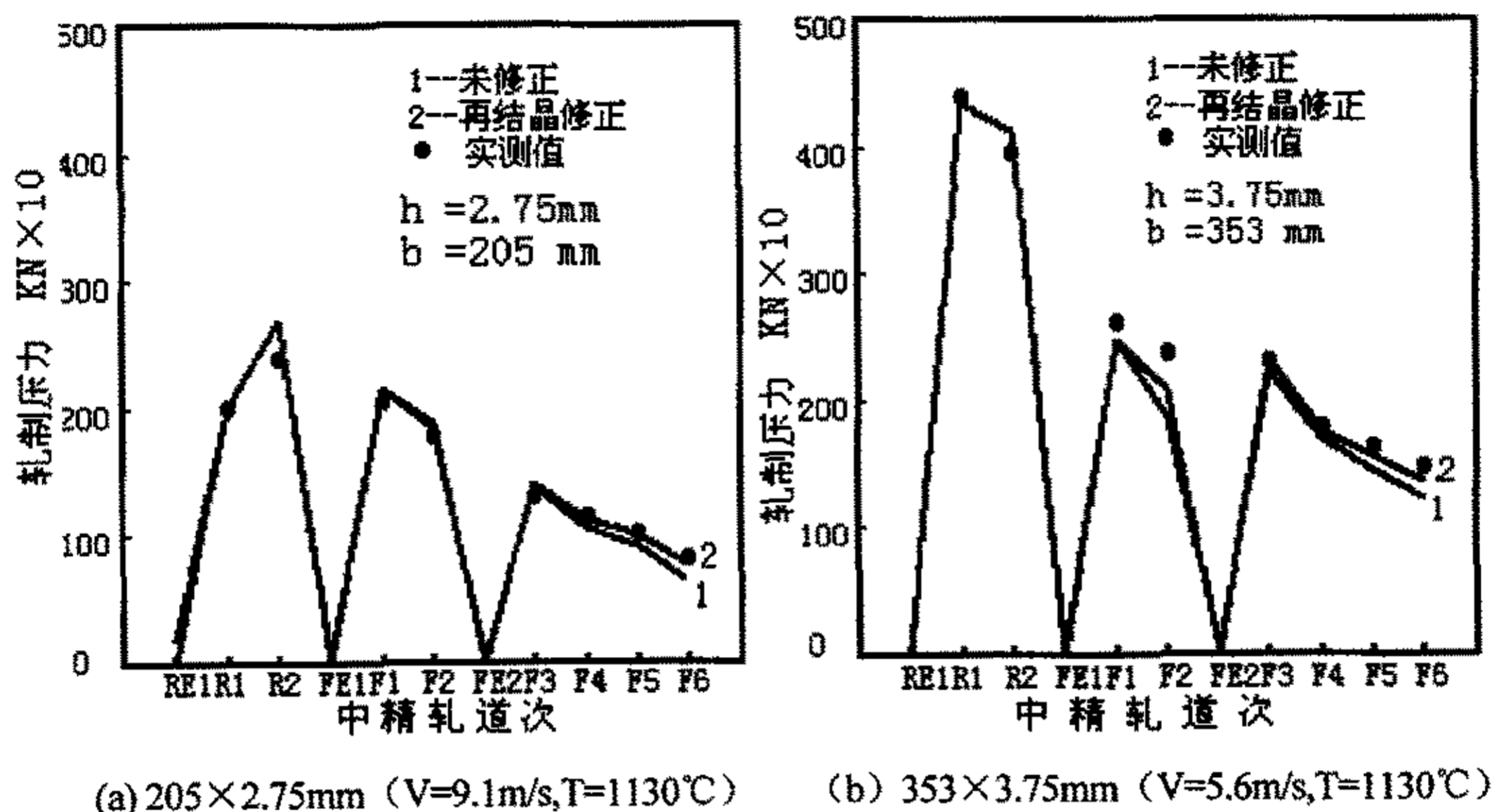


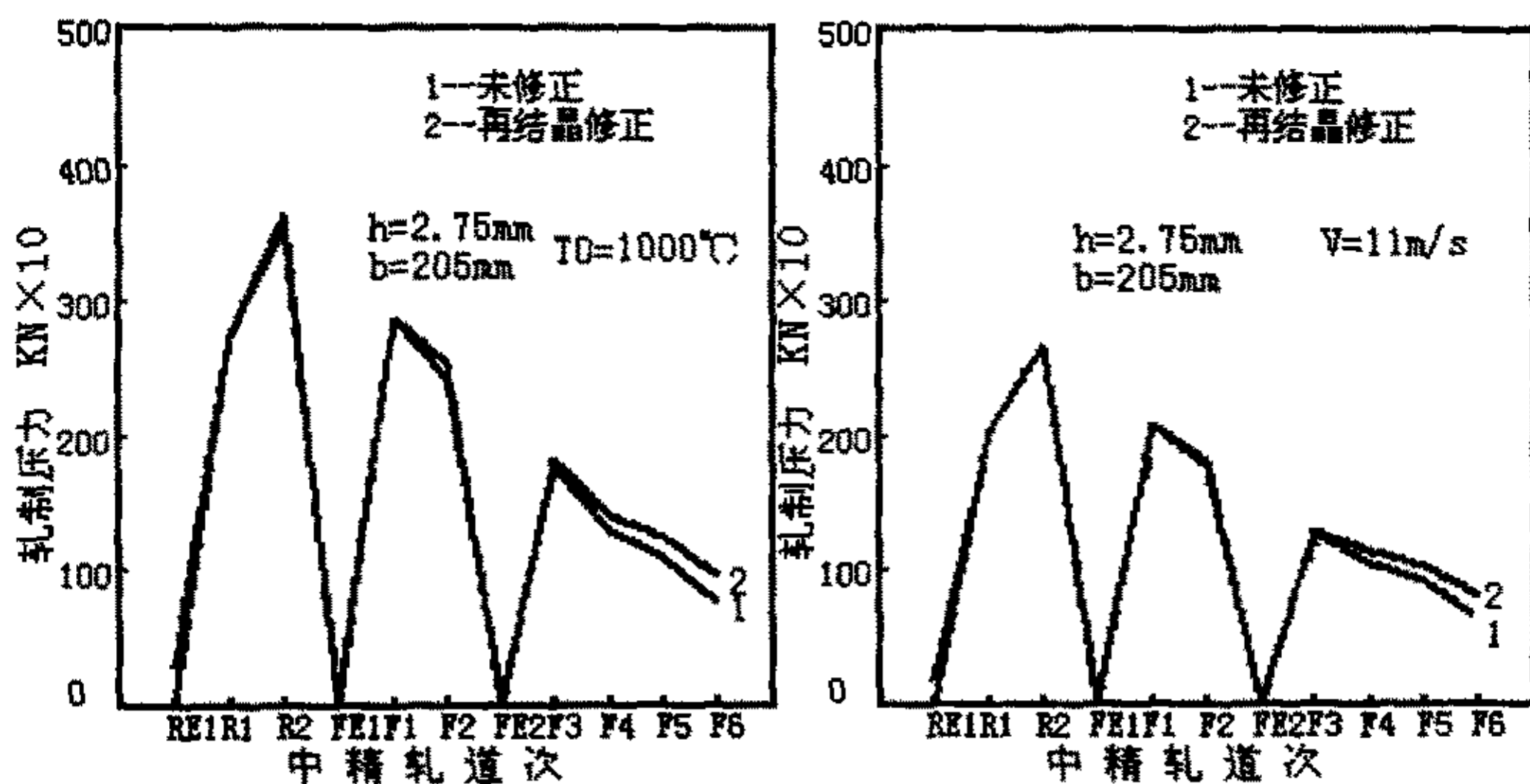
图 6.4 轧制不同规格带钢时再结晶修正的效果

Fig 6.4 Effect of rolling force after modification in different scale

图 6.4 是轧制不同规格带钢时再结晶修正的结果。可见，按目前现场采用的变形规程，不管轧制较窄规格的 $205 \times 2.75\text{mm}$ 还是轧制较宽规格的 $353 \times 3.75\text{mm}$ ，在发生部分再结晶的道次经修正后得到的轧制压力与实测更为接近。因现场轧制温度高、速度低（再结晶软化程度相对较高），故与不考虑“残留应变”的影响相比，二者差别并不大。但若改变变形条件则将明显看出二者的显著差别。图 6.5 给出了规格的 $205 \times 2.75\text{mm}$ 将开轧温度降到 1000°C （图 a）和将终轧速度增大至 11m/s （图 b）时轧制压力的计算结果，可见随再结晶软化程度的降低修正与否的差别愈趋增大。

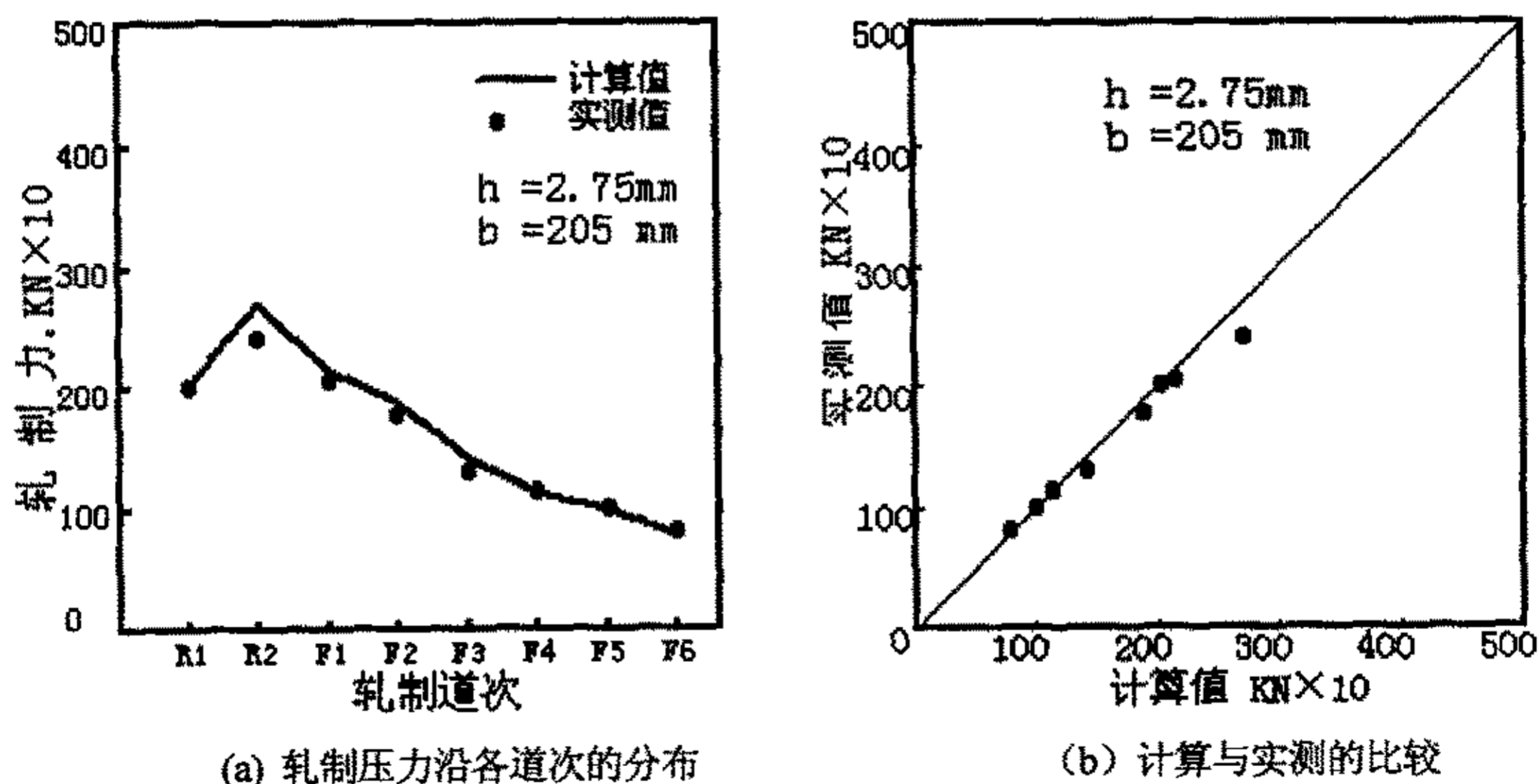
图 6.6 和 6.7 分别为不同规格窄带钢在中、精轧阶段各道次（立辊除外）轧制力的分布以及预报值与实测值的比较，图 6.8 和 6.9 分别为电机功率的分布以及预报与实测的比较。可以看出，在发生充分再结晶软化的道次，轧制压力和电机负荷的预报值与实测差别较小，这表明对窄带钢热连轧的轧制压力计算，中轧阶段选用 Sims 式、精轧阶段采用才利柯夫式对发生完全再结晶软化的道次是适合的；而发生部分再结晶的道次，若将再结晶软化不充分导致的残留应变的影响考虑在内，则预报出的轧制压力和电机负荷均与

实测符合的更好。这充分说明，一方面对窄带钢热连轧，在涉及轧制负荷问题时须考虑变形时金属内部再结晶组织变化的影响的正确性；另一方面也证明本研究考虑奥氏体再结晶软化程度的影响使轧制力能的预报精度得到提高。



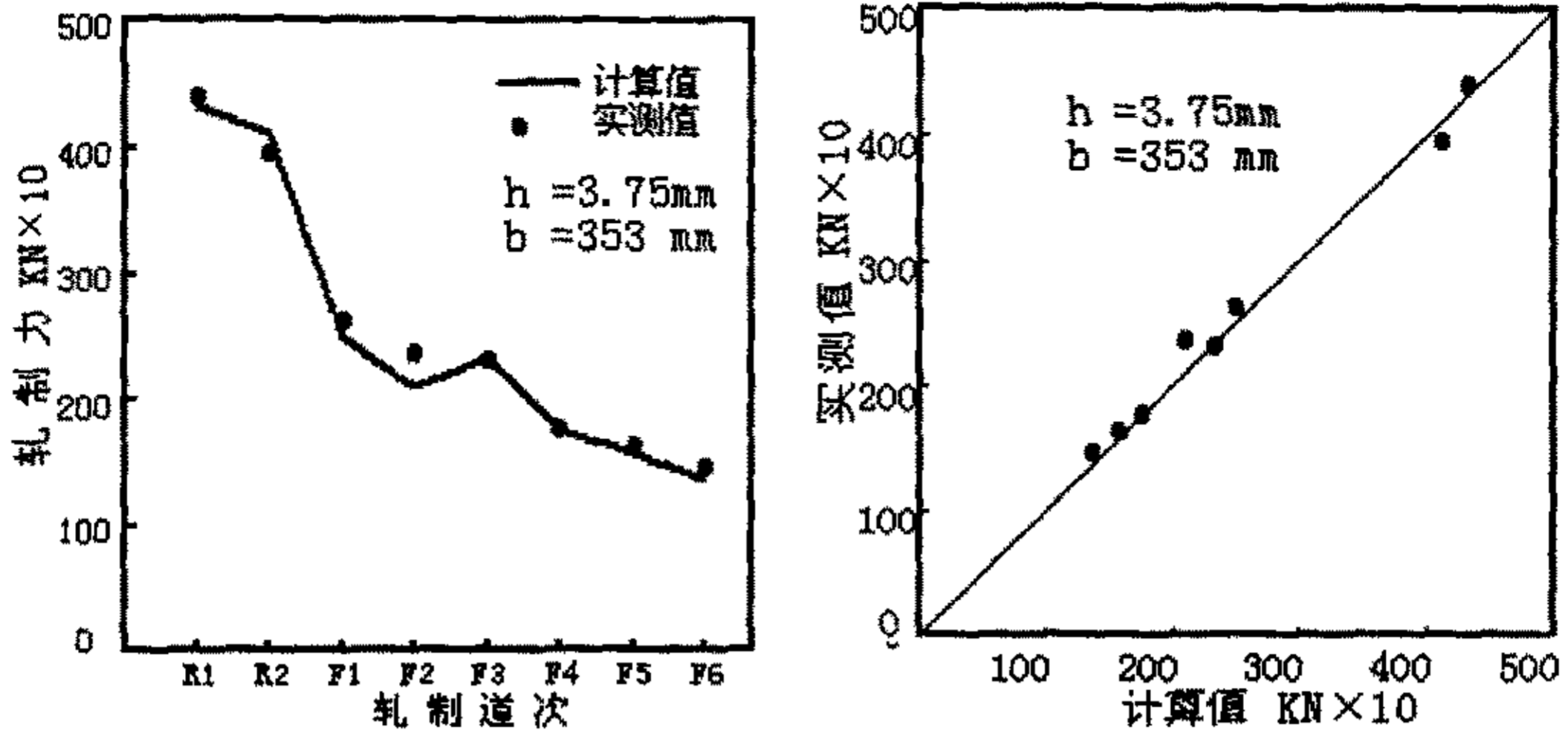
(a) 开轧温度降到 1000°C 时的计算结果 (b) 终轧速度增大至 11m/s 的计算结果

图 6.5 改变 205×2.75mm 的变形条件后考虑再结晶修正与否的比较
 Fig6.5 Comparison of rolling force before and after considering recrystallization of scale 205×2.75mm after changing deform condition



(a) 轧制压力沿各道次的分布 (b) 计算与实测的比较

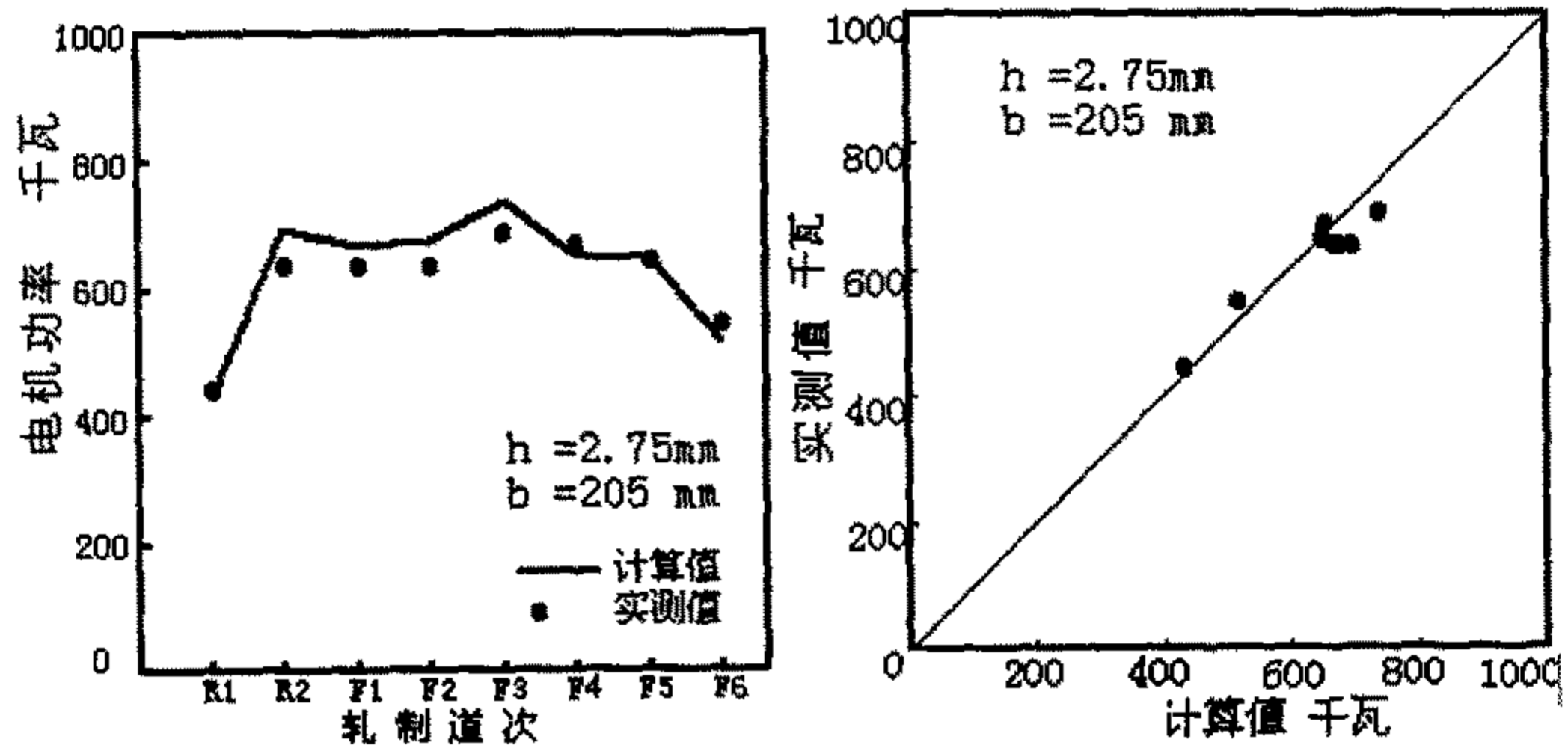
图 6.6 205×2.75mm 中、精轧各道次轧制压力的分布及计算与实测的比较
 Fig 6.6 Distribution and comparison between values of calculating and measurement of rolling force in rough and finish pass in 205×2.75mm



(a) 轧制压力沿各道次的分布

(b) 计算与实测的比较

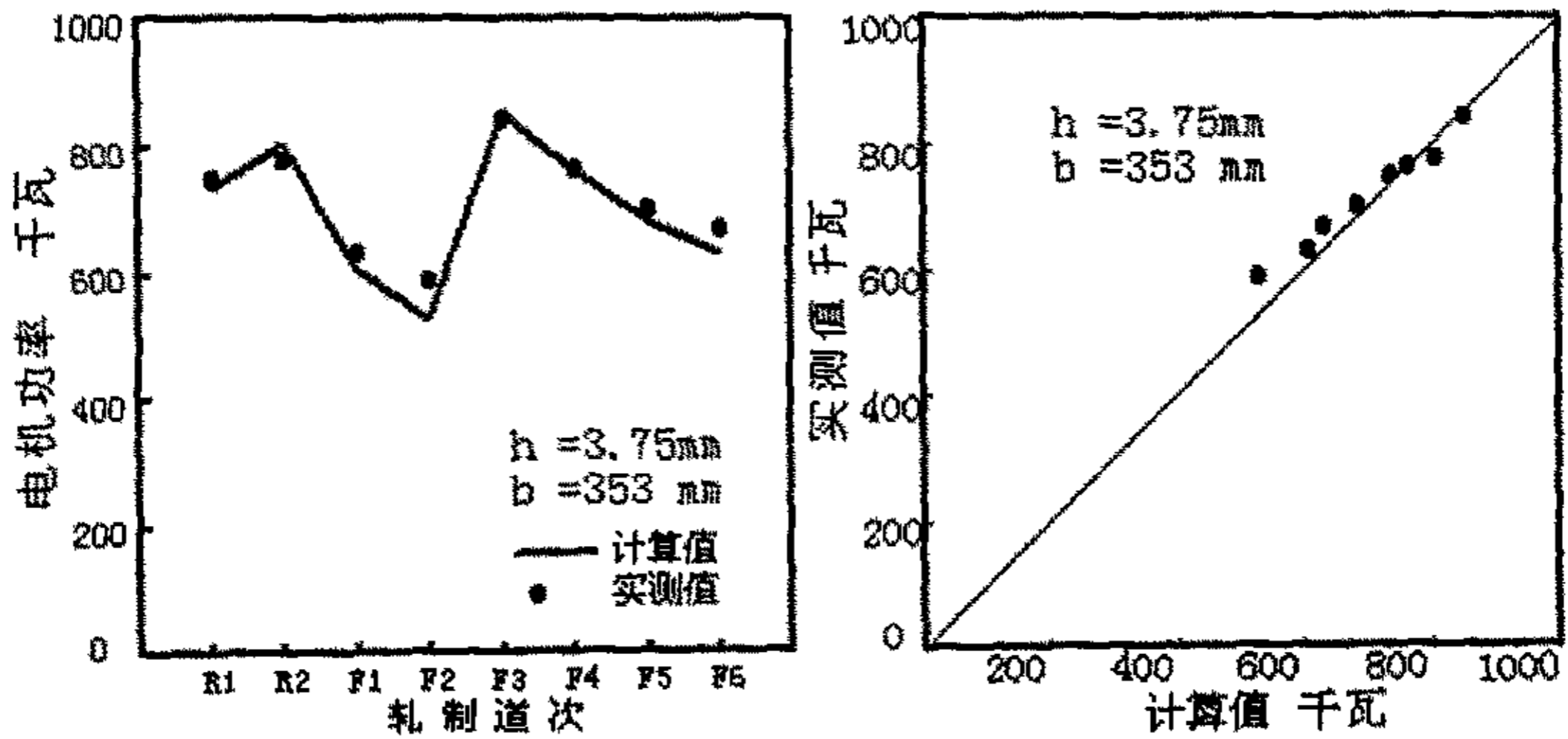
图 6.7 353×3.75mm 中、精轧各道次轧制压力的分布及计算与实测的比较
 Fig 6.7 Distribution and comparison between values of calculating and measurement of rolling force in rough and finish pass in 353×3.75mm



(a) 电机功率沿各道次的分布

(b) 计算与实测的比较

图 6.8 205×2.75mm 中、精轧各道次电机功率的分布及计算与实测的比较
 Fig 6.8 Distribution and comparison between calculating and measurement of machine power in rough and finish pass in 205×2.75mm



(a) 电机功率沿各道次的分布

(b) 计算与实测的比较

图 6.9 353×3.75mm 中、精轧各道次电机功率的分布及计算与实测的比较
 Fig 6.9 Distribution and comparison between calculating and measurement of machine power in rough and finish pass in 353×3.75mm

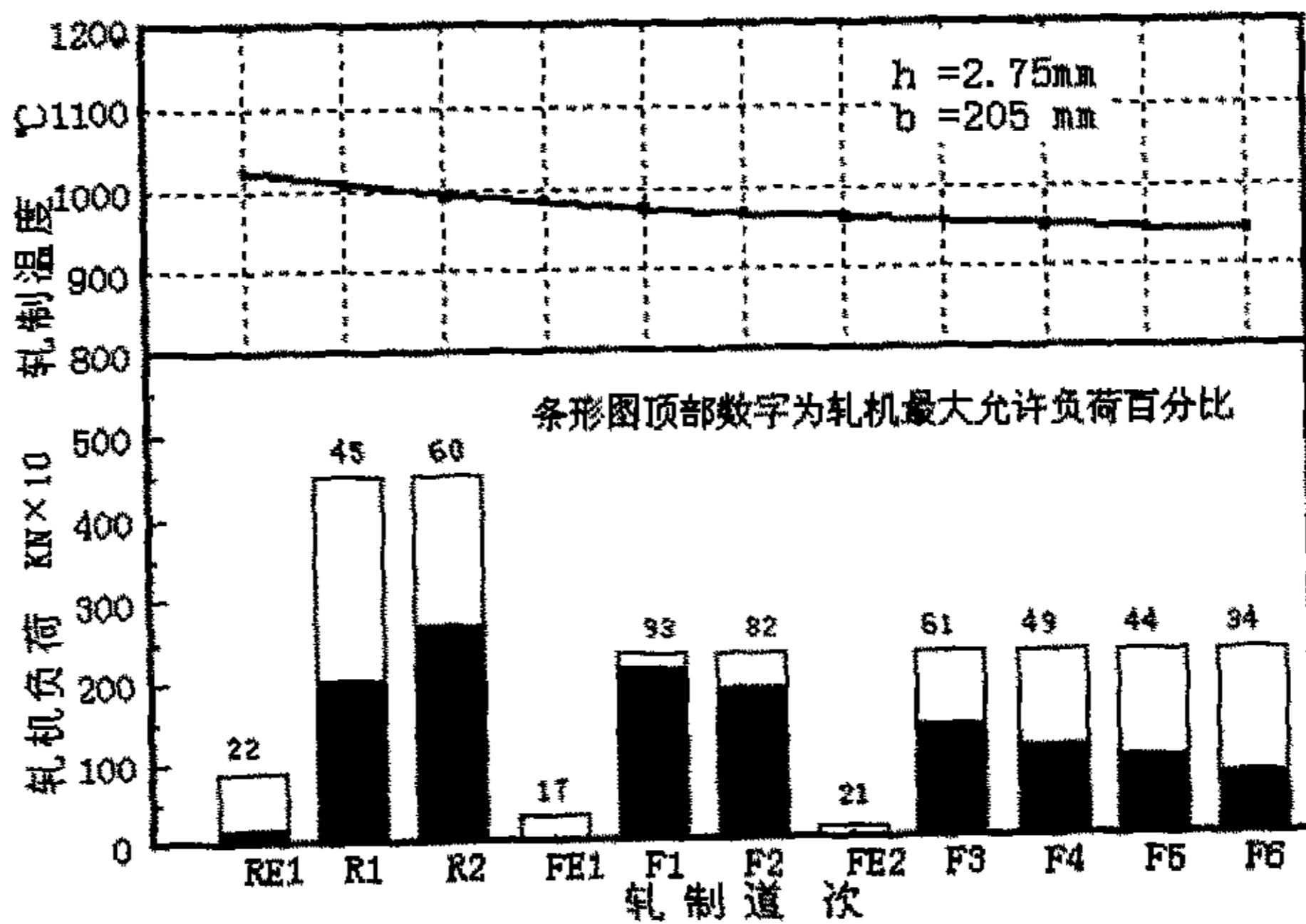


图 6.10 轧制 205×2.75mm 时中、精轧各道次轧机的负荷情况
 Fig 6.10 Column of rolling force in rough and finishing pass in scale 205×2.75mm

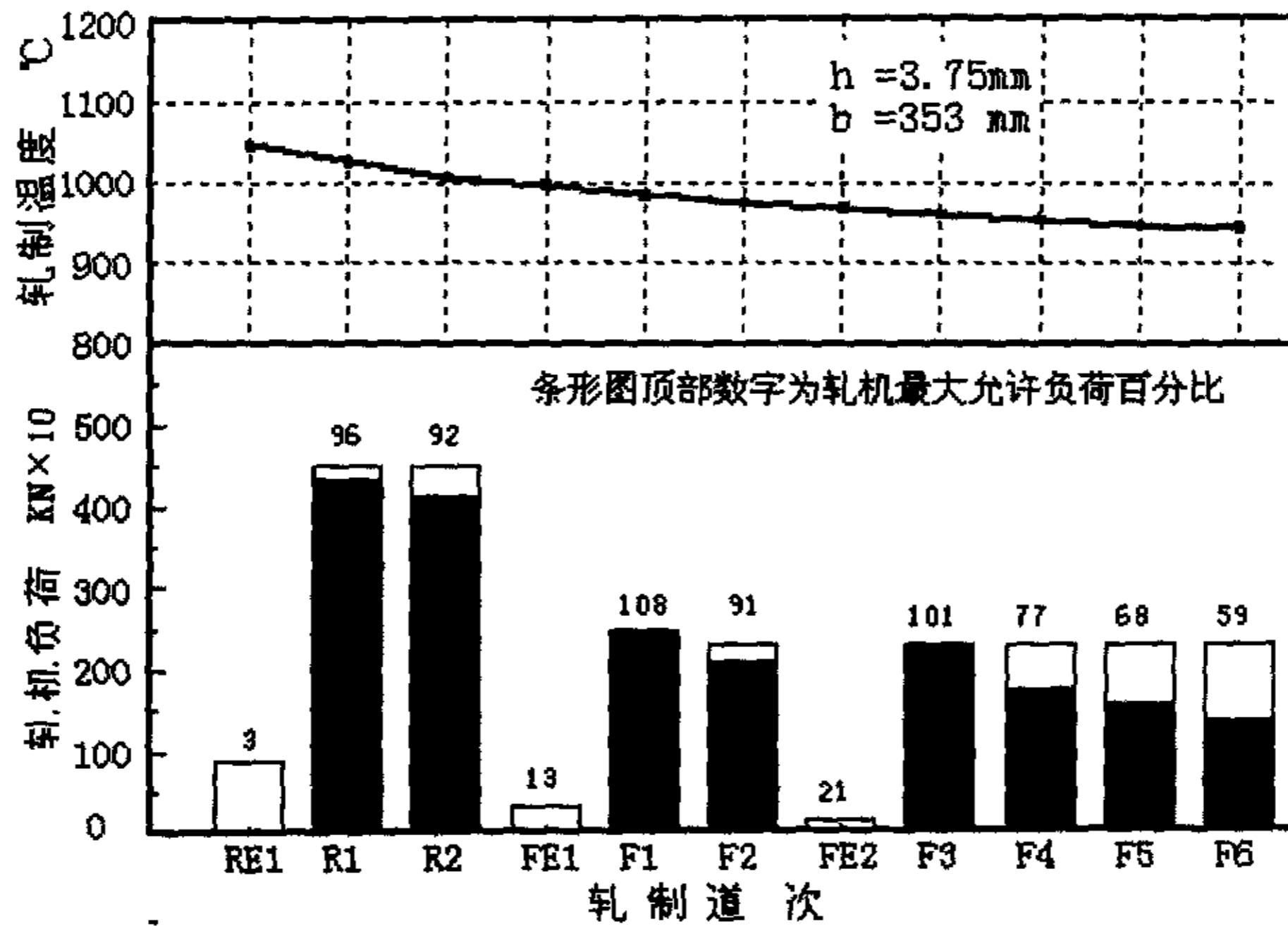


图 6.11 轧制 353×3.75mm 时中、精轧各道次轧机的负荷情况

Fig 6.11 Column of rolling force in rough and finishing pass in scale 353×3.75mm

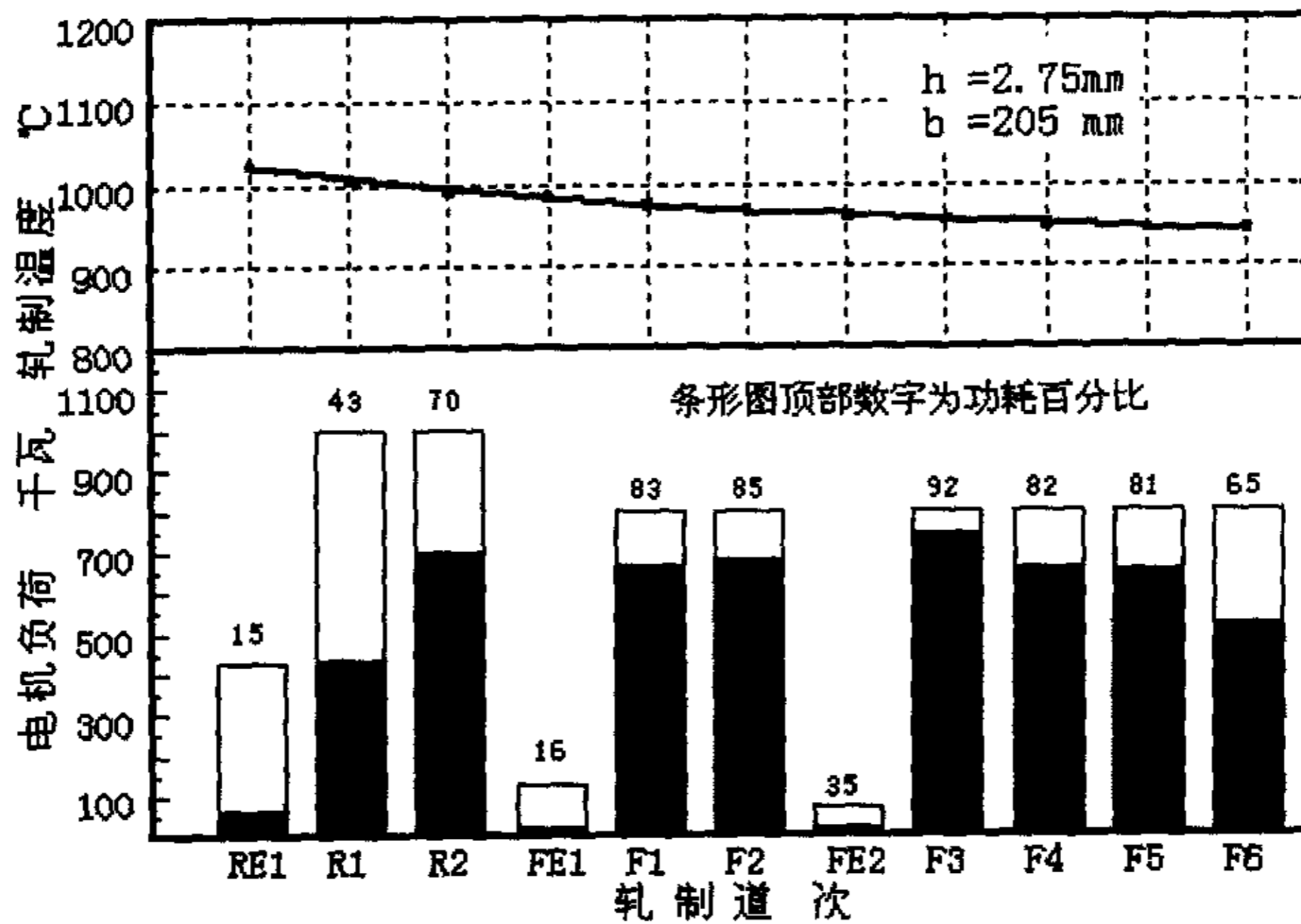


图 6.12 轧制 205×2.75mm 时中、精轧各道次电机的负荷情况

Fig 6.12 Column of machine power in rough and finishing pass in scale 205×2.75mm

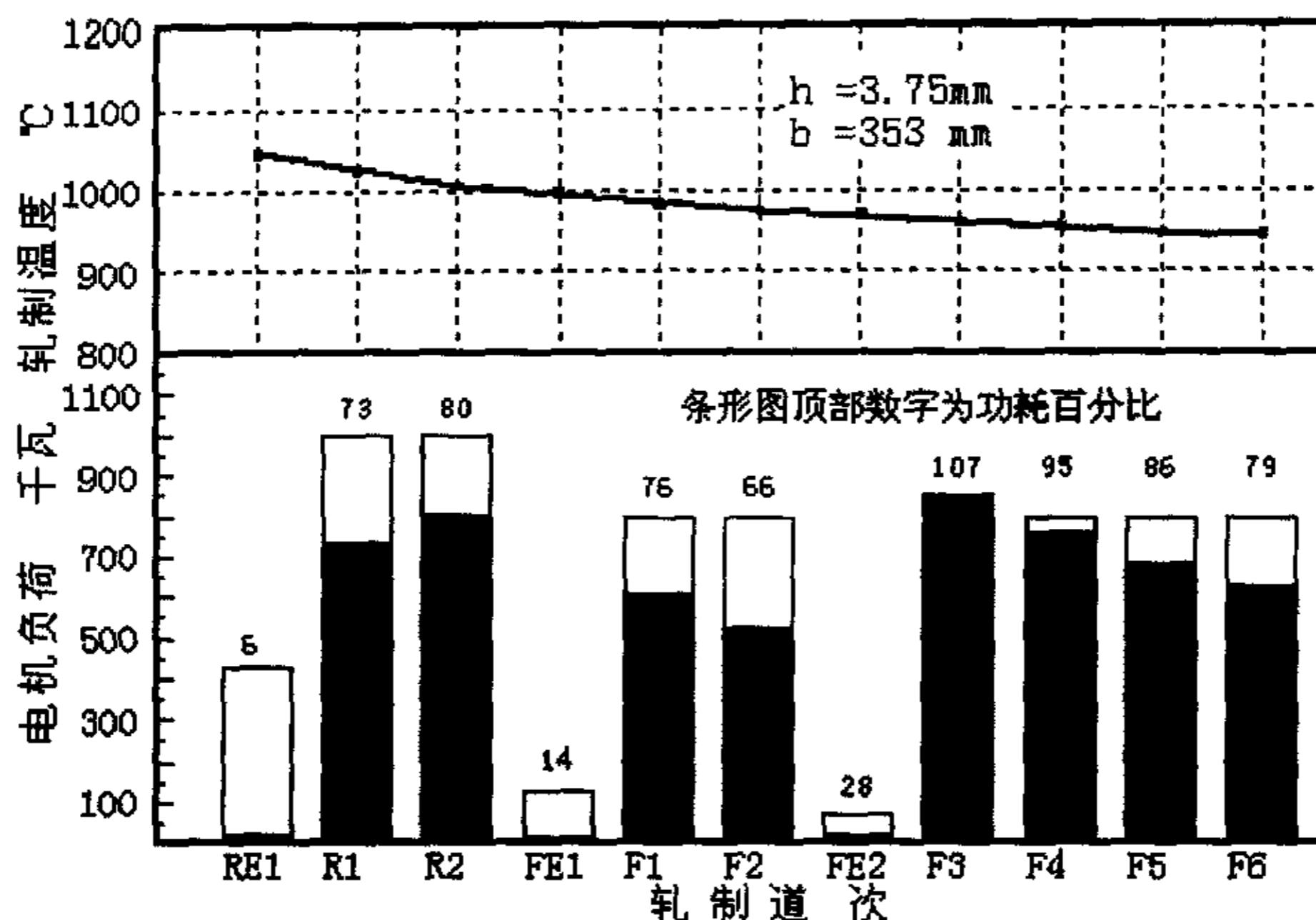


图 6.13 轧制 353×3.75mm 时中、精轧各道次电机的负荷情况

Fig 6.13 Column of machine power in rough and finishing pass in scale 353×3.75mm

图 6.10~图 6.13 是 205×2.75mm 及 353×3.75mm 规格产品时各道次轧制温度与轧制力能的分布。由图可见，在窄带轧制线上开发“中宽”规格的产品时，唐钢带钢厂合理利用了中轧机组能力较大的优势，使轧制线上的轧制力能分布较为平衡（如图 6.11 和 6.13 所示），轧机处在上限左右的满负荷运转虽然可最大限度地发挥设备能力、节省电耗，但还应考虑长期超负荷运转给设备带来的潜在危害。如图 6.10 和 6.12 所示，无论是 205×2.75mm 还是 353×3.75mm，轧机负荷的薄弱环节发生在精轧第一架（F1），而电机负荷的薄弱环节发生在精轧第三架（F3）。

6.4 阶段总结

通过对窄带热连轧时轧制负荷的研究，对现代轧钢生产，在涉及与轧制负荷有关的工艺、设备问题时，须考虑金属在变形过程中其内部的组织变化的影响，再结晶软化越不充分给计算结果带来的偏差越大，这点应与传统的轧制观念相区别。本章研究可得如下结论：

1、与传统的计算轧制负荷方法相比，考虑再结晶软化不充分对轧制负荷的影响后预报值和实测值符合更好；

2、窄带生产线温度高、轧速低，再结晶不充分导致“残留应变”对轧制负荷的影响

并不显著，但若改变变形条件，则随再结晶软化程度的降低对负荷的影响愈趋增大。

3、对窄带钢热连轧的轧制压力计算，中轧阶段选用 Sims 式、精轧阶段采用才利柯夫式对发生完全再结晶软化的道次是适合的，所得结果偏低是由于该二法均是以满足静力许可条件为基础导出、其结果为下界解所致；

4、在窄带生产线上开发“中宽”规格的产品时，现行的轧制规程使轧机处在设备超负荷运转之中，这虽可最大限度地发挥设备能力、节省电耗，但还应考虑给设备带来的潜在危害；

5、无论产品是较窄规格的 $205 \times 2.75\text{mm}$ 还是中宽规格的 $353 \times 3.75\text{mm}$ ，轧机负荷的薄弱环节均发生在精轧第一架（F1），而电机负荷的薄弱环节发生在精轧第三架（F3）。

7 轧制负荷对产品精度和产量的影响

随着市场对带材需求量的不断增加及技术水平的提高,用户对产品尺寸精度的要求也越来越高。由于窄带生产线上不具备宽带轧制时的厚度自控系统,故窄带产品的尺寸精度与宽带相比有较大差距。表 7.1 是国家产品标准^[32]规定的宽带与窄带的公差比较:

表 7.1 热轧普碳钢宽带与窄带厚度公差的比较
Table 7.1 Thickness tolerance between broad and narrow strip of carbon steel in hot rolling

宽 带	厚度, mm	1.8<h<2.8	2.8<h<3.2	3.2<h<4.2	4.2<h<5.5
	公差, mm	±0.17	±0.18	±0.23	±0.27
窄 带	厚度, mm	2.0<h<3.0	3.0<h<5.0		5.0<h<6.0
	公差, mm	±0.20	±0.24		±0.29

由表可见,出于对窄带生产工艺、设备的先进程度及装备水平的考虑,对窄带产品精度的要求也明显低于宽带。

众所周知,带材的厚度是由辊缝的大小决定的,在窄带生产线的设备工艺条件下轧制的带钢,若使其精度达到宽带的水平,辊缝的精确设定起决定性作用。而辊缝的大小受多方面因素的影响,因此要提高产品精度,首先需研究带钢连轧时辊缝的变化规律。一般认为,除了设备本身的影响以外,辊缝的大小主要取决于轧制压力,可知一切影响轧制压力的因素都对带材的出口厚度产生影响。

目前窄带钢的精度控制仍依赖于操作者的经验,致使尺寸精度的命中率不高,特别是在开发低合金、合金优质钢新产品或对尺寸精度要求较高时该问题愈趋突出。因此准确预报轧制时的力能参数,研究轧机刚度,准确预设辊缝,以提高产品尺寸精度对窄带企业的可持续发展至关重要。

本研究拟在准确预报窄带力能负荷的基础上,研究窄带生产线上的Φ550 二辊中轧机、Φ450 二辊精轧机及Φ300 四辊精轧机的刚度、弹跳对轧件厚度的影响,并对带钢热连轧过程中轧辊的弹性压扁问题进行解析与计算,以寻求适于窄带现场应用的辊缝预报模型。

由于热轧窄带时受工艺设备条件的限制,其温度高、轧速慢、卷重小。若从追求高产量,高效益的观点,单卷的重量越大越好。但增大卷重又受诸多条件的限制。首先,增大卷重需增大连铸坯的尺寸,由于连铸时的结晶器出口尺寸一定,增大坯料的尺寸只

能增加长度，故板卷增重受加热炉宽度的制约——需改造加热炉；此外，轧件头尾温差是影响轧件头尾厚差的重要原因。卷重越大，轧件越长，头尾温差就越大，而头尾温度的差异必然导致轧制压力的不同，进而影响轧件的头尾厚度，当这种厚度差严重时则产品的精度指标不合；再者，若想利用提高轧制速度的办法减小增重后的头尾温差又将受实际设备、工艺条件及自控能力的制约。

如何在现有的设备工艺条件下，寻求既能满足产品精度要求、又能最大限度地发挥其设备潜力的最大卷重，这相当于找到了该生产线所能生产的最大产量。显然这是任何一个企业都极为关注的问题。本研究对这一窄带生产线的重要问题进行了科学的计算，以保护设备安全为基础，以提高产品精度及产量为目标，对窄带生产线的增大卷重对头尾厚差的影响进行了研究并给出了是否可行的结论。

7.1 窄带热轧时头、尾温度的计算机模拟

头尾温差主要是由于轧件在轧制过程中比较长，尾部比头部的散热时间长，故导致尾部温度低于头部。

由于在轧制过程的粗轧阶段，采用的是两架横列式轧机进行轧制，所以轧件是往复轧制，这样将带坯头尾调换，即第 i 道次的带坯尾部变成了第 $i+1$ 道次的头部，轧件的头部和尾部总是在不断变化，头部和尾部的温度的升降各有大小，对尺寸精度的影响不大，而在中精轧阶段，轧制过程形成了 $3/4$ 连轧，头尾温差表现得较为明显，因此认为轧件在粗轧阶段的头部和尾部的温度是相同的，只有在轧件离开粗轧机组进入中轧机组后才产生头尾温差。

1、头部温度的主要计算步骤：

- (1) 窄带热轧过程中各道前滑及轧件出口速度的计算；
- (2) 用两轧机之间的距离除以轧件的出口速度，得到轧件头部经过机座间距的时间，然后按式 (4.3)、(4.4)、(4.6) 计算出轧件头部的辐射温降、接触温降和变形温升，得到各道次的头部温度。

2、尾部温度的主要计算步骤：

- (1) 窄带热轧过程中各道后滑及轧件入口速度的计算；

(2) 用两机架之间的距离除以轧件的入口速度, 得到轧件尾部通过机座间距的时间; 然后按式 (4.3)、(4.4)、(4.6) 计算出轧件尾部的辐射温降、接触温降和变形温升, 得到各道次的尾部温度。

7.2 头、尾厚度的计算

7.2.1 预设辊缝的计算

1、轧机刚度系数的分析与确定

在板带钢轧制过程中, 轧件对轧机的作用力——轧制压力使轧机产生弹跳, 结果导致辊缝增大。一般认为, 在辊缝的变化量中, 轧辊变形占 40%~70%, 机架占 10%~16%, 压下螺丝占 4%~20%, 可见轧辊所占比例最大^[33]。一般认为, 若轧辊材质一定, 轧机的整体刚度系数可近似地表示为辊径的函数, 该函数可根据实测得到的回归模型来确定^[34]。即

$$K = A \cdot D_B \quad (7.1)$$

其中: K —轧机刚度系数, $\text{MN} \cdot \text{mm}^{-1}$;

A —实验常数或回归系数;

D_B —轧辊弹性压扁后的直径, mm 。

2、辊缝设定值的确定

当轧件的厚度一定时, 通过考虑弹性压扁计算得到的轧制压力和轧机刚度就可以得到轧机的弹跳值, 这样在开发新品种时就可以预报出每一架轧机的辊缝值, 从而取代操作者的试凑法或凭经验的试调。若不考虑轧件出轧机后的弹性恢复, 辊缝的预设值为:

$$S_{\text{预}} = h - \frac{P_z}{K} \quad (7.2)$$

其中: P_z —考虑弹性压扁后的轧制压力, 吨。

7.2.2 考虑轧辊弹性压扁时轧制压力的解析与计算

对于热轧薄带, 轧辊的弹性变形导致的辊径及接触弧长度的变化不可忽略, 尤其是在窄带钢生产线上开发薄规格的产品时, 尺寸精度能否合格, 轧辊的弹性压扁问题至关重要^[35]。

轧辊弹性压扁后的接触弧长 l' 可通过 $l' = \sqrt{R' \cdot \Delta h}$ 计算得到, 故只需确定 R' 即可。根据弹性力学可导出 R' 与 R 的关系为:

$$\frac{R'}{R} = 1 + \frac{2CP_0}{\Delta h} \quad (7.3)$$

其中: R 、 R' —分别为考虑与不考虑弹性压扁时的轧辊半径, mm;

$$C = \frac{8(1-\nu^2)}{\pi E}, \text{ 其中 } \nu、E \text{ 分别为轧辊的波松比和弹性模量}^{[36]}$$

P_0 —单位宽度上的总压力;

Δh —压下量, mm。

理论上轧制压力与轧机的弹跳值为线性关系, 据研究^[34]当两个轧辊开始接触时, 轧辊的弹性压扁较小, 随轧制压力的增大, 压扁值逐渐增大, 压扁后的辊径也将逐渐大于原辊径。当轧制压力增大到一定程度, 弹性压扁造成的辊径增加值逐渐减小, 即辊径的变化趋于平缓。

对弹性压扁时的轧制负荷计算, 由于轧制压力与弹性压扁后的辊径相耦合, 故须采用迭代计算。其基本思路如图 7.1 所示:

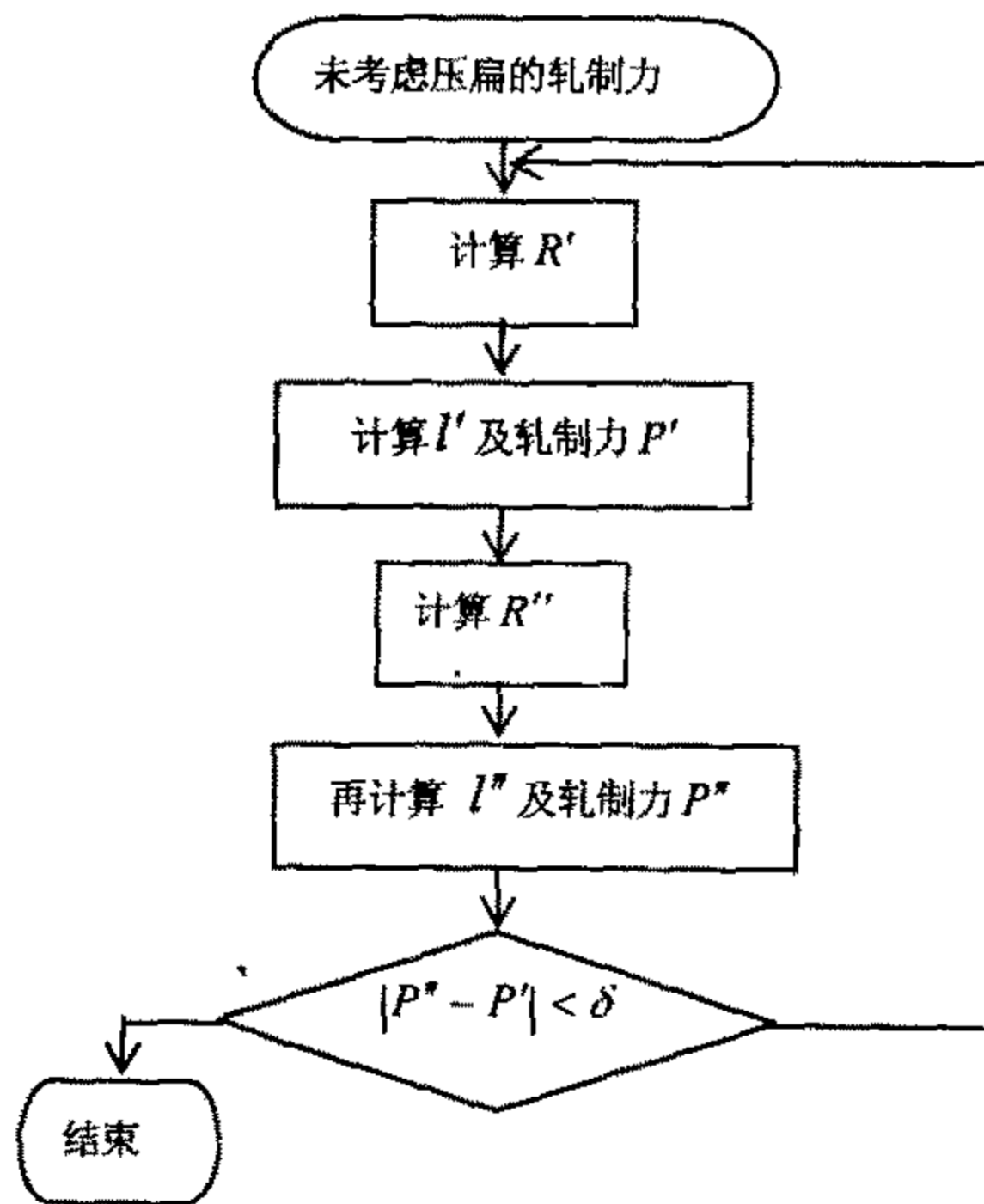


图 7.1 考虑弹性压扁的轧制力计算框图
Fig 7.1 Calculating block of rolling force considering elastic stave

对图 7.1 中的符号说明如下：

- R' 、 l' 、 P' ——本次考虑弹性压扁后轧辊半径、变形区长度和轧制力；
- R'' 、 l'' 、 P'' ——下一次考虑弹性压扁的轧辊半径、变形区长度和轧制力；
- δ ——迭代前后轧制力的允许偏差。

7.2.3 轧件头、尾厚度的计算

轧件头、尾的温度差必导致二者轧制压力差，进而导致轧机的弹跳差，从而产生轧件头、尾的尺寸差。若这一尺寸差过大将使产品在长度方向厚度不均，易导致精度不合。

本研究分别对窄带热连轧过程中轧件的头部和尾部的轧制压力及轧件尺寸进行了计算机模拟。其中对轧制压力的计算，不但考虑了奥氏体再结晶软化规律的影响，还考虑了轧辊弹性压扁与轧制压力的耦合对压力及辊缝的综合影响。

7.3 计算结果的分析与讨论

7.3.1 轧件头尾温差及厚度差的预报

图 7.2（成品规格为 205×2.75mm）和图 7.3（成品规格为 353×3.75mm）分别为轧件在各道次头、尾温度的预报结果，曲线末端的数字为产品的厚度。

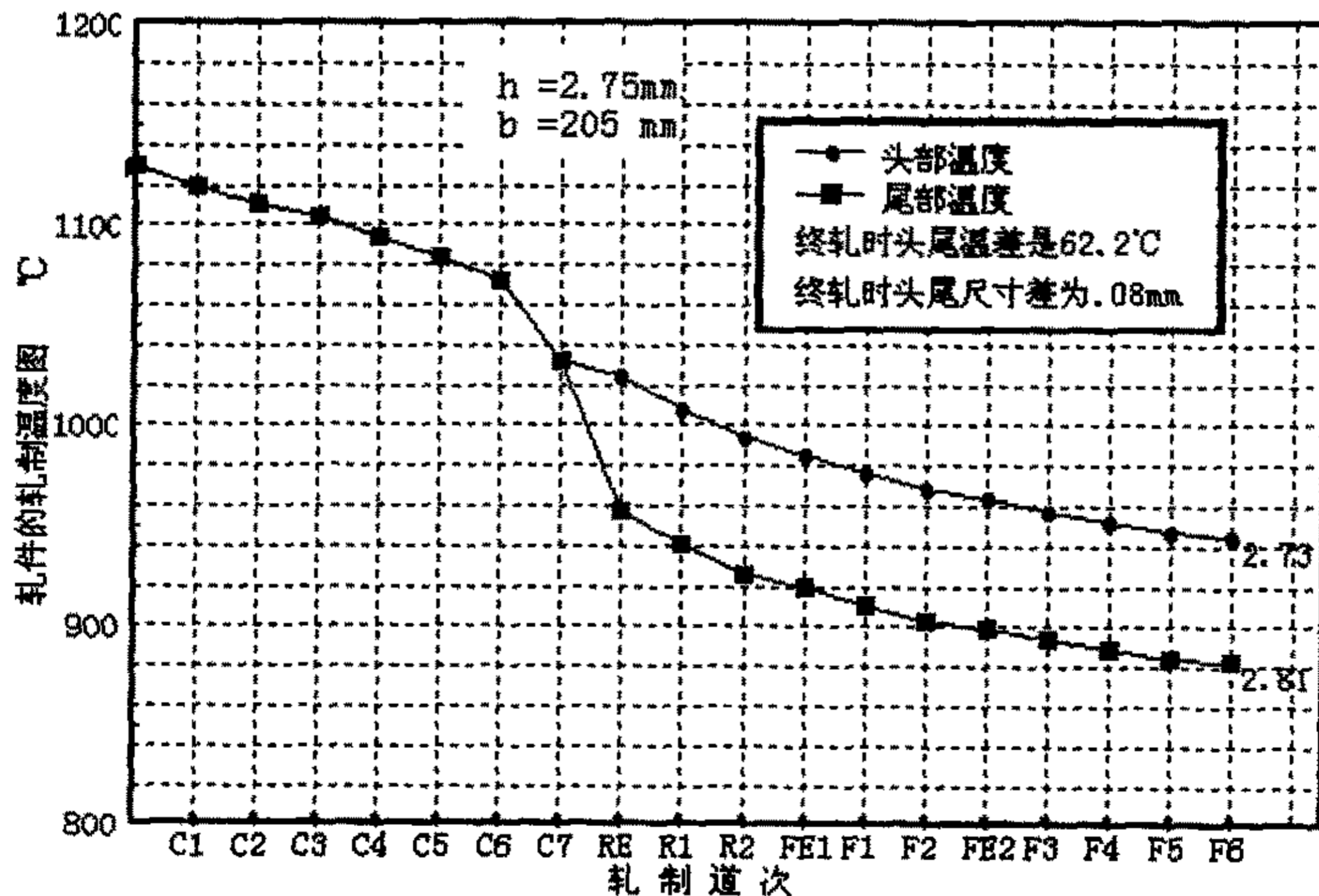


图 7.2 205×2.75mm 产品的头尾温差和头尾厚差图
Fig 7.2 Temperature and thickness difference of strip top and end of 205×2.75mm

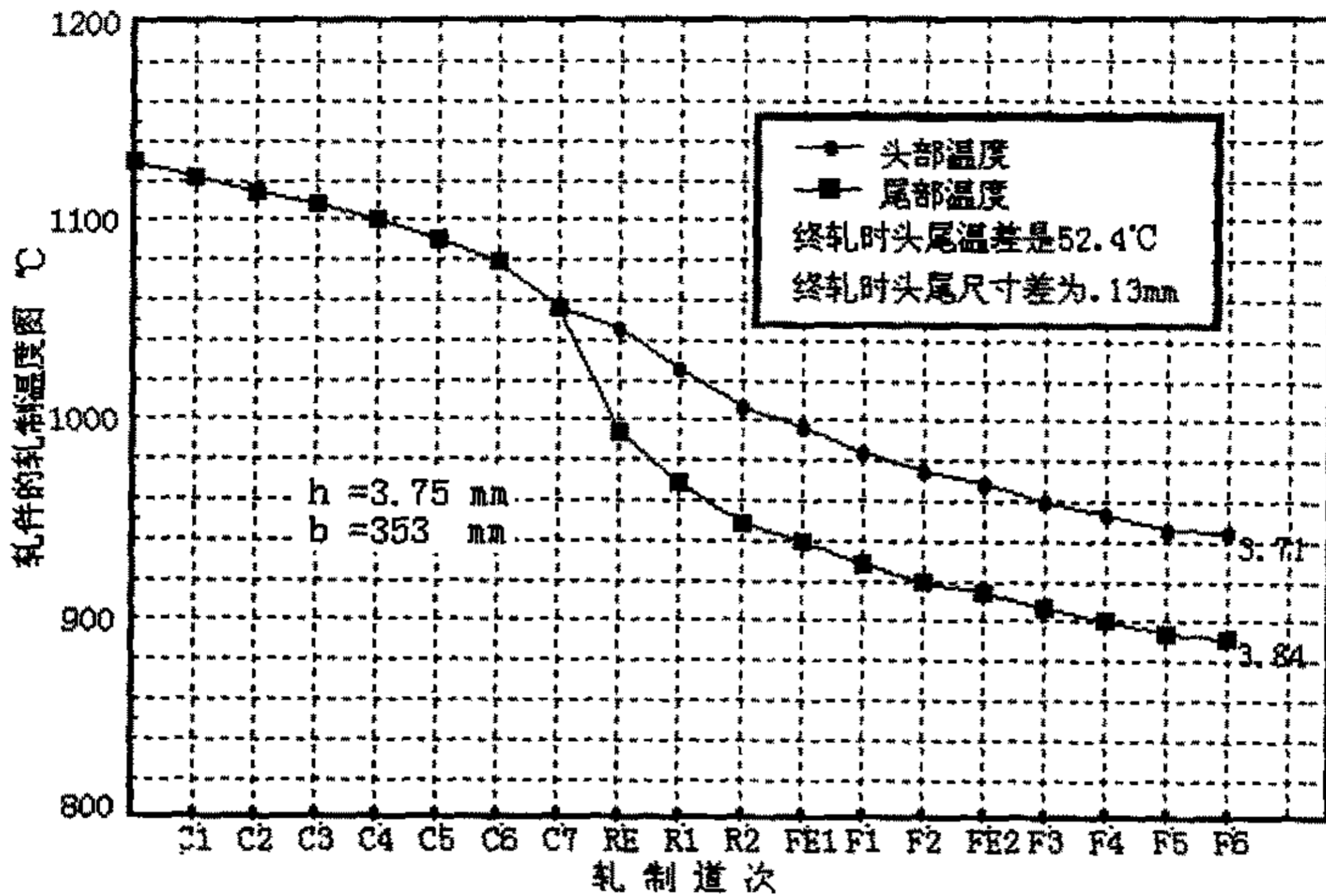


图 7.3 353×3.75mm 产品的头尾温差和头尾厚差图

Fig 7.3 Temperature and thickness difference of strip top and end of 353×3.75mm

由图 7.2 可见，对于 205×2.75mm 规格产品，成品 (F6) 出口处的温差为 62.2°C，头尾厚度差为 0.08mm，和实测的轧件头尾厚差 (约 0.05 mm) 相比稍有偏高。根据表 7.1，若使该规格的产品精度达到宽带±0.17 mm 的水平，在预设辊缝时应将头部的厚度控制在公差小于+0.09mm，否则尾部将超差。

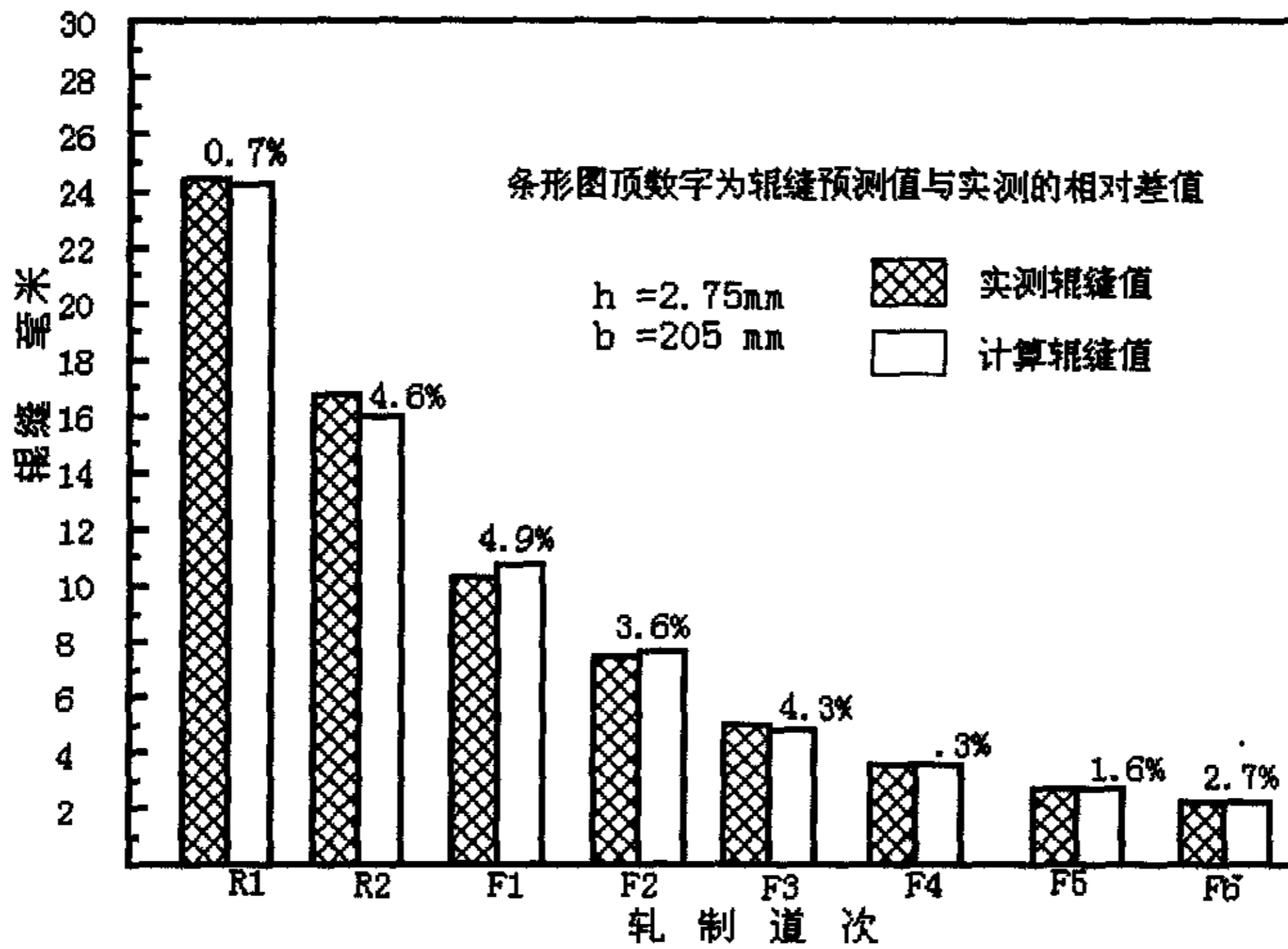
由图 7.3 可见，对于 353×3.75mm 规格产品，成品 (F6) 出口处的温差为 52.4°C，头尾厚差达到 0.13mm，与实测的头尾厚差 (约 0.1 mm) 相比稍偏高。根据表 7.1，若使该规格的产品精度达到宽带±0.23 mm 的水平，在预设辊缝时应将头部的厚度控制在公差小于+0.1mm，否则尾部将超差。

表 7.2 给出了本研究得到的、对不同坯料长度 (不同卷重) 轧件尾部负荷的超载情况。根据该表的结果，无论生产中宽规格 353×3.75mm 还是轧制较窄规格的 205 × 2.75mm，若将原 3.4 米的坯料加大至 4 米以上时，则前者是二辊中轧机(R1、R2)及精轧机前三架 (F1、F2、F3) 的轧机负荷均超载，其中 F1 超载最为严重 (坯长为 4 米时，F1 的轧机负荷达 135%)，而电机负荷的超载主要发生在 F3 上 (坯长为 4 米时，F3 的电机负荷为 108%)；后者是精轧机 F1、F2 的轧机负荷超载，坯长为 4 米时，F1 的轧机负荷达 120%)，而电机负荷的超载发生在精轧机前三架 (F1、F2、F3)，其中 F3 超载

最为严重（坯长为 4 米时，F3 的电机负荷为 114%）。这表明，若以增大坯料的长度来增大卷重，从保护设备安全角度，目前的变形规程无论是生产中宽规格产品还是生产较窄规格都是不适宜的。

表 7.2 不同坯料长度轧件尾部负荷的超载情况
Table 7.2 Overload of end in different work piece length

工艺条件			头尾 温差	头尾 厚差	轧机超负 荷道次	轧机最 大负荷 (%)	电机超负荷 道次	电机最 大负荷 (%)
成品	坯料长	速度						
h×b	m	m/s	℃	mm				
3.75× 353	4.0	5.6	55.5	0.14	R1-R2;F1-F3	135(F1)	F3	108(F3)
	4.4	5.6	58.4	0.15	R1-R2;F1-F3	137(F1)	F3	120(F3)
	5.0	5.6	62.6	0.16	R1-R2;F1-F3	139(F1)	R2、F3	125(F3)
2.75× 205	4.0	9.2	65.6	0.09	F1、F2	120(F1)	F1、F2、F3	114(F3)
	4.4	9.2	68.3	0.09	F1、F2	121(F1)	F1、F2、F3	115(F3)
	5.0	9.2	72.5	0.10	F1、F2	123(F1)	F1、F2、F3	117(F3)



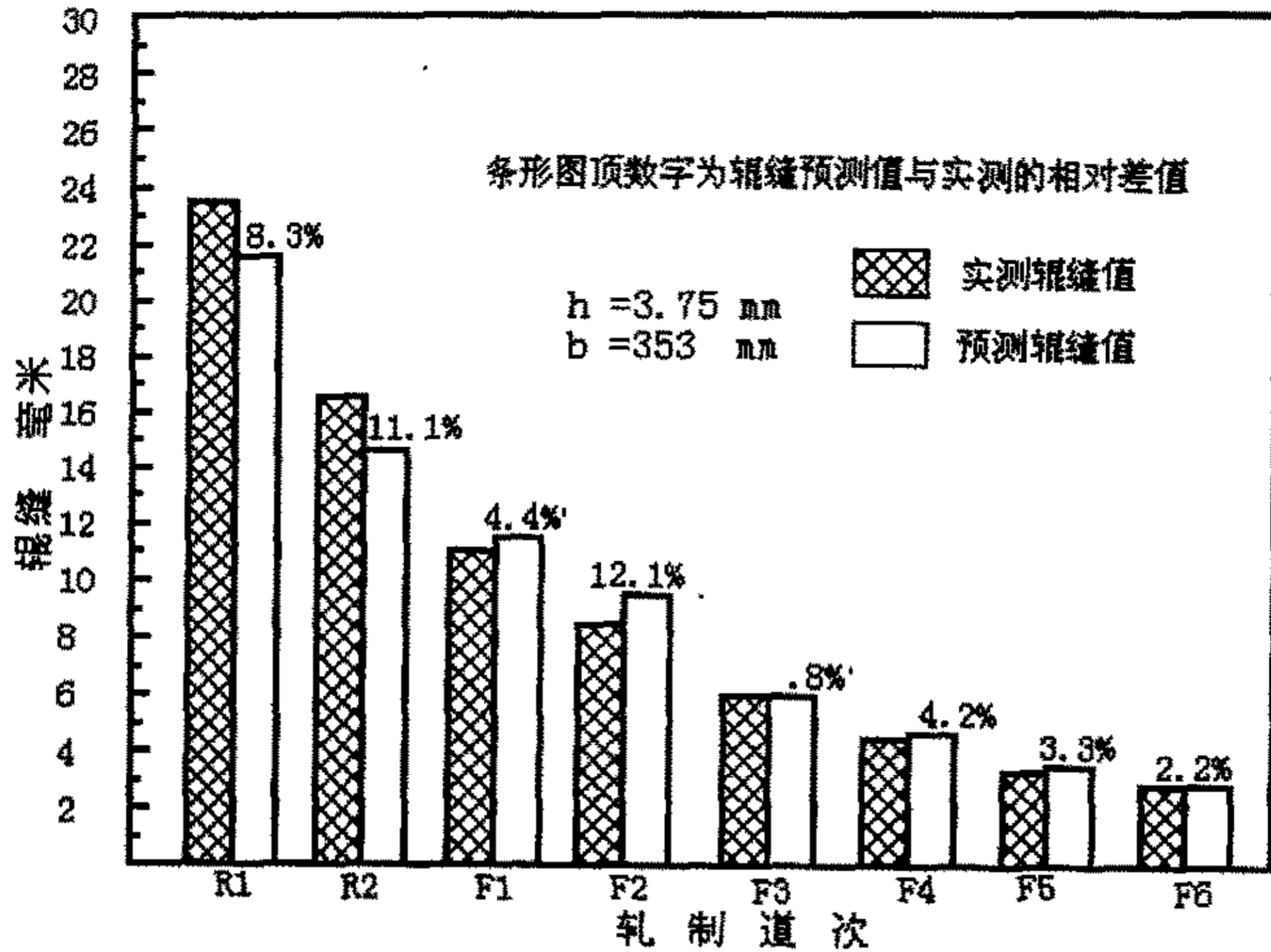


图 7.4 预设辊缝值与实测辊缝的比较

Fig 7.4 Comparison of calculating and measurement value of roller sew

7.3.2 预设辊缝

图 7.4 是对 205×2.75mm 及 353×3.75mm 两个规格产品轧制时各道次预设辊缝值与实测比较。可见本研究给出的辊缝预设结果与实测符合得很好。

若将其作为控制窄带尺寸精度的手段，则可取代目前对“试测、试调”，“再测、再调”的人工经验依赖。

7.4 阶段总结

- 1、本研究得到的窄带头尾温差及头尾厚差与现场实测基本相符；
- 2、利用本研究预报出的头尾厚度差值可用来控制带钢的通条尺寸，从而提高窄带产品的精度“命中率”，并有望将目前窄带的精度水平提高到“宽带级”；
- 3、本研究给出的辊缝预设结果与实测符合得很好，将其作为控制窄带尺寸精度的手段，可取代目前对的人工经验“试调”的依赖；
- 4、对窄带生产线，若以增大坯料的长度来增大卷重，从保护设备安全角度，目前的变形规程无论是生产中宽规格产品还是生产较窄规格都是不适宜的。

8 带材组织性能的计算机模拟与预报

一般情况下,带钢轧后的冷却过程中将发生变形奥氏体向铁素体、珠光体和贝氏体的转变。奥氏体的组织状态和冷却条件会对相变行为产生影响,并决定相变产物、铁素体的体积分数和晶粒尺寸等组织参数^[37],本研究根据前面对再结晶的研究结果对带材在轧后空冷过程过冷中奥氏体的定量化转变进行了计算机模拟,根据模拟结果对带材的宏观性能进行了预报,经金相显微观测及性能测试表明,组织结构及宏观性能的预报结果与实测基本相符。

目前,对于冷却过程中奥氏体的转变,有两种曲线即 CCT 曲线和 TTT 曲线可供选择。CCT 曲线即连续转变曲线,它是由一组不同等速的冷却曲线组成,在温度与时间的坐标系上,标出了各种冷却过程中各种组织转变开始、转变终了的温度及转变量,各种组织的开始、终了。由于它只说明了不同冷却速度下所得到的转变产物、各种产物的开始与终了的时间、温度及最后的转变量,没有说明其转变过程,也即由开始到终了之间的过程,而这是数值模拟所不可少的。为此对此转变过程也提出了多种表达式,但系数无法从 CCT 曲线求出,需要不同冷速冷却过程温度与膨胀量变化曲线,要实现对该曲线进行数值逼近难度很大。而 TTT 曲线即等温转变曲线标出了不同温度等温保持过程中各种转变开始、终了的时间及转变量,各种组织的开始、终了点。采用 TTT 曲线模拟,其数学模型有了理论基础,叠加法则经过反复的校核,可以得到满意的结果,这样 TTT 曲线建立的数学模型所具有的理论基础为实验和修正带来了方便,能够得到与实际相符合的性能数据,为现场的新品种开发提供一定的理论依据。由以上分析可看出,采用 TTT 曲线来模拟带材空冷过程中过冷奥氏体转变不但更为简便、实用,且数学模型还具有较强的理论基础。

该部分的研究从技术路线上分为如下步骤:

- 1、TTT 等温冷却曲线的数值逼近;
- 2、带材空冷过程中奥氏体发生各种转变的计算,计算过程如图 8.1 所示;
- 3、转变结束后带材宏观性能的计算。

图 8.1 中的各种符号说明如下:

TF_s 、 TF_f —铁素体转变开始和转变结束的温度;

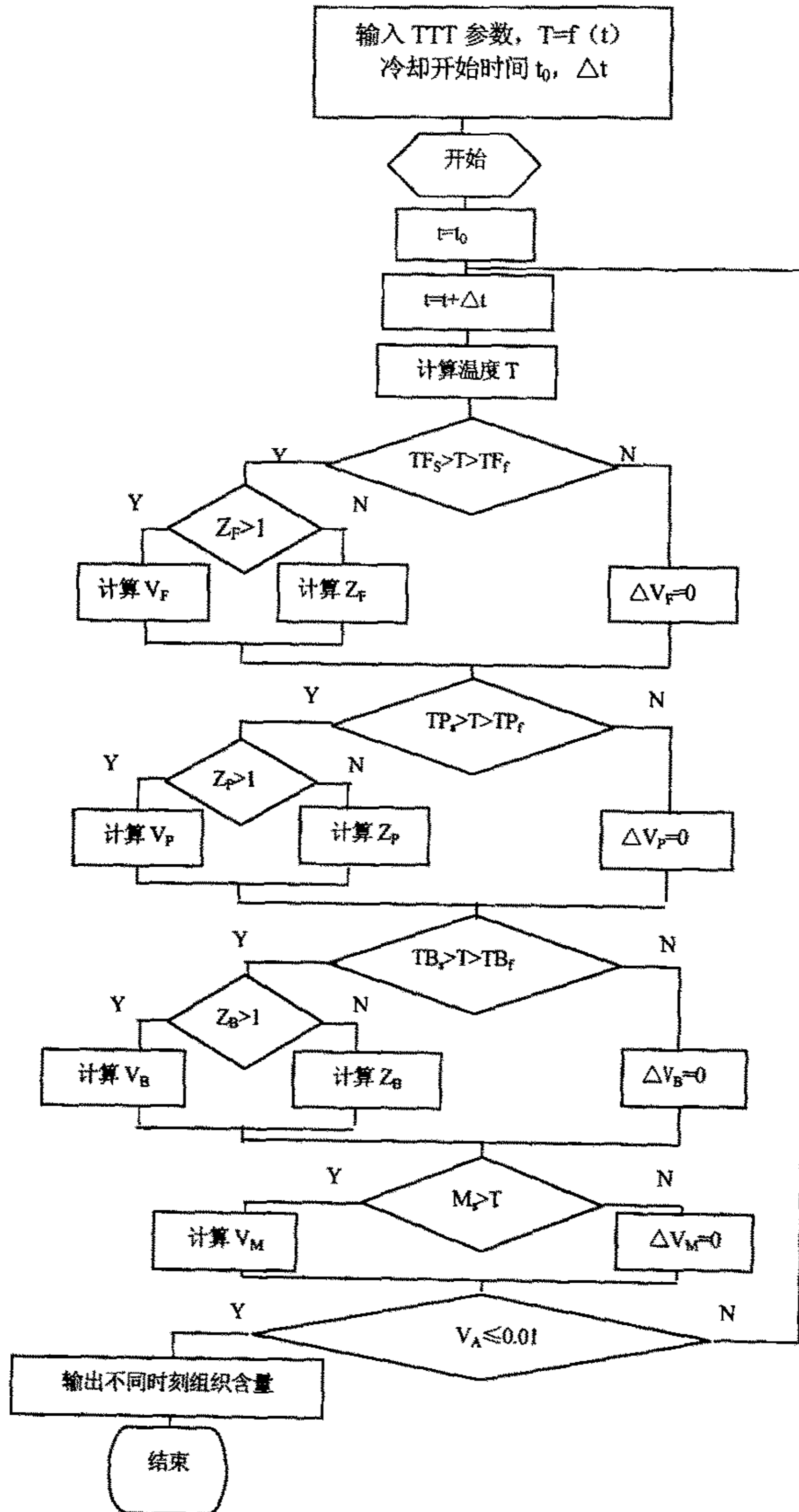


图 8.1 组织转变计算流程图
Fig 8.1 Flow chart of calculating structure transformation

TP_s 、 TP_f —珠光体转变开始和转变结束的温度；

TB_s 、 TB_f —珠光体转变开始和转变结束的温度；

M_s —马氏体转变开始的温度；

ΔV_F 、 ΔV_P 、 ΔV_B 、 ΔV_M —分别为铁素体、珠光体、贝氏体和马氏体的增量；

V_F 、 V_P 、 V_B 、 V_M —分别为铁素体、珠光体、贝氏体和马氏体的转变量；

Δt —时间步长；

Z_F 、 Z_P 、 Z_B —分别为在时间步长内发生铁素体、珠光体、贝氏体转变的孕育期。

8.1 TTT 等温冷却曲线的数值逼近

钢的等温转变曲线标出了不同温度等温保持过程中各组织转变开始、終了的时间及转变量。从 TTT 曲线上可以得到：

(1) 钢从奥氏体温度冷却到不同温度等温所能形成的转变产物（铁素体、珠光体、贝氏体和马氏体）。

(2) 各种转变产物的形成区间——开始和終了温度。

(3) 不同温度下等温，转变开始和終了的时间，转变終了时的各种组织的转变量。

本论文选取了与所研究钢种（Q235）化学成分相近的 16Mn^{[38] [39]} 钢的 TTT 曲线进行模拟，二者的区别在于 Mn 对奥氏体转变的影响。根据热处理原理，Mn 能够延迟奥氏体的分解，即 Mn 的含量越高，将使 TTT 转变曲线右移，预报与实测由此产生的偏差需通过现场的大量实测进行修正。

图 8.2 是根据 16Mn 钢的等温转变曲线进行数值逼近的模拟结果，将其与（图 8.3）对比来看，二者无论是曲线的形状还是具体数值的接近程度均较理想，这样计算机模拟时就具备了 TTT 曲线数值化的计算基础。

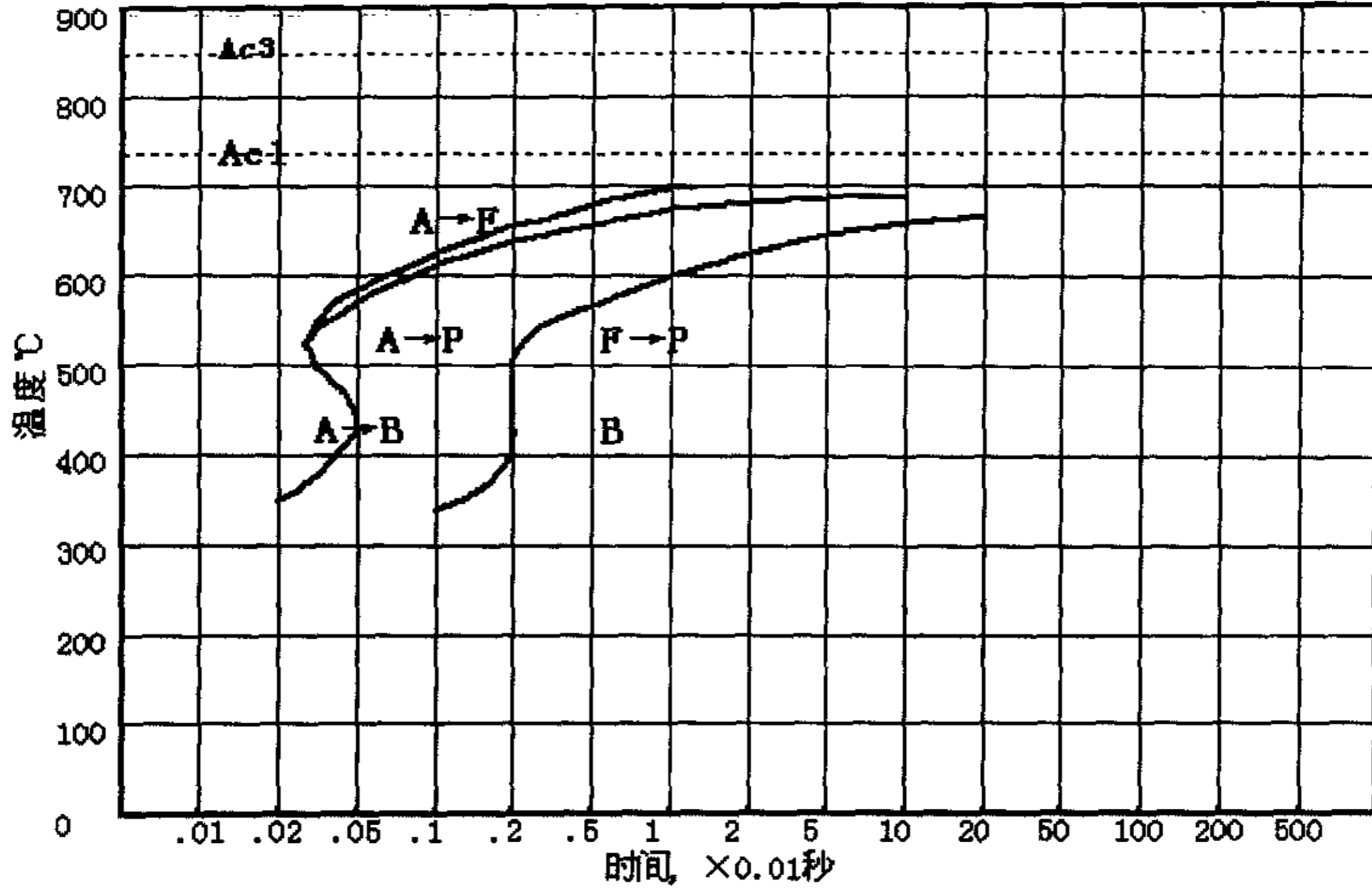


图 8.2 经数值逼近后的 TTT 曲线
Fig 8.2 TTT curve by numerical approximation

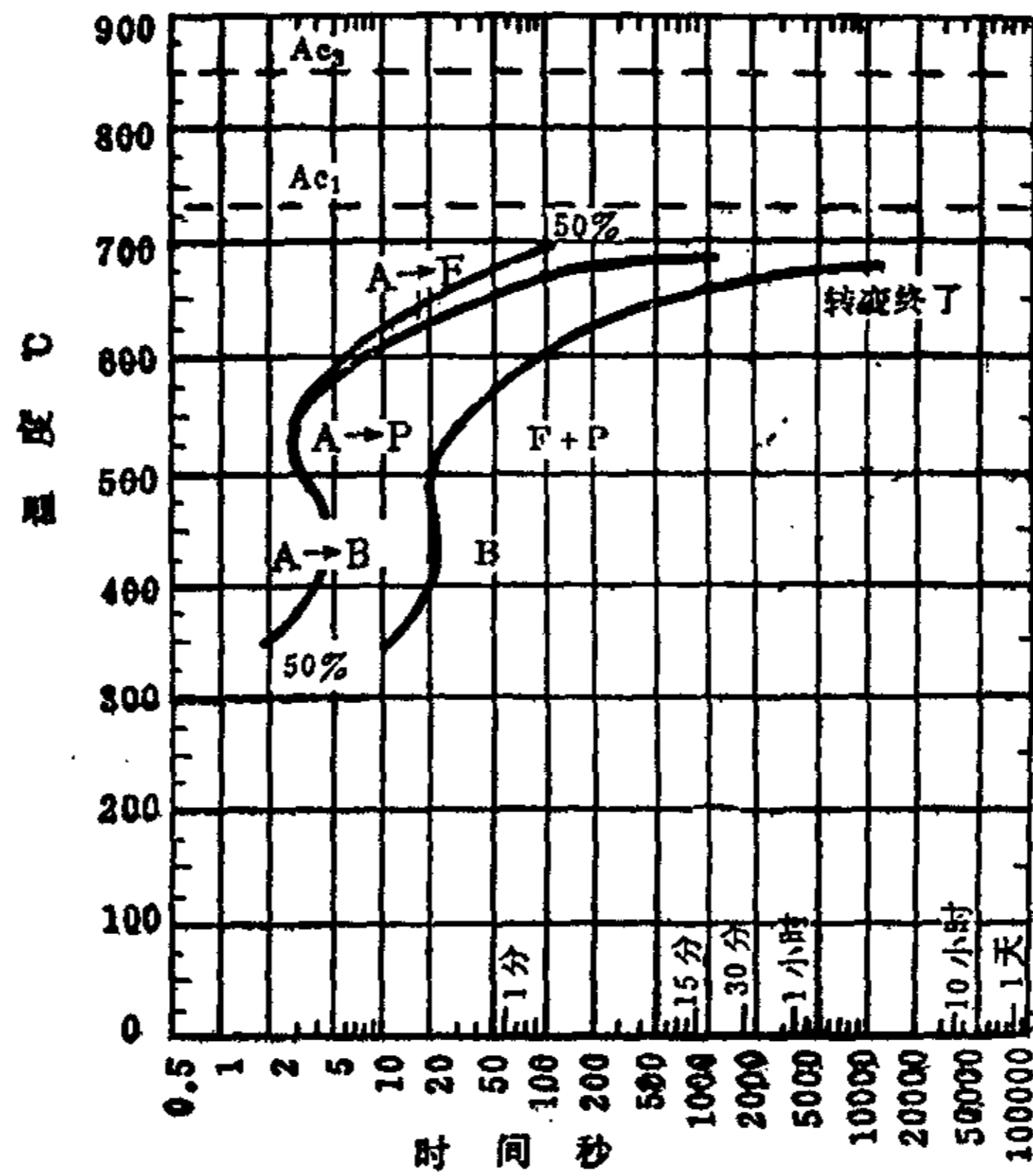


图 8.3 实测的 TTT 曲线
Fig 8.3 TTT curve of measurement

8.2 窄带钢轧后空冷过程中奥氏体转变量的计算

奥氏体在连续冷却转变过程中组织转变的过程是：当温度高于 Ar_3 时，奥氏体处于先共析相变的孕育阶段，温度达到 Ar_3 时，就开始了 $\gamma \rightarrow$ 先共析 α 的相变；当温度低于 Ar_1 时，奥氏体处于共析相变的孕育阶段，温度达到 Ar_1 时，开始发生共析转变^[40]。

当孕育期小于 0.99 时，按 Scheil 公式^[41]来计算相变的孕育期；当孕育期大于 0.99 时，则开始组织转变的计算。

带钢的冷却过程近似为一条阶梯状的折线，故可认为在任一小的时间间隔内奥氏体发生相变的动力学是在相关温度的等温条件下进行的。从上图中可以看出，对于含碳量不同的钢而言，其组织状态是从奥氏体组织逐渐随着温度的不断降低，转变为室温组织，即铁素体和珠光体组织，但是各种组织具体的量化数值要视不同的情况而定。如在 TTT 曲线上，当温度为 T 时，在此温度下保温，若此温度线与铁素体转变开始或结束曲线、珠光体转变开始或结束曲线、上贝氏体转变开始和结束曲线（铁素体转变结束和珠光体转变开始曲线是重合的）及下贝氏体转变开始和结束曲线相交，必须同时满足累积的孕育期达到 0.99，才会有铁素体、珠光体和贝氏体组织的产生。

8.2.1 先共析铁素体的转变量

当温度低于 Ac_1 时，钢将发生共析转变，将共析转变前形成的铁素体称之为先共析铁素体，产生的先共析铁素体的最大量按下式^[42]计算：

$$V_x = \begin{cases} 0, T > T_{Ac3} \\ V_x^0 \frac{T_{Ac3} - T}{T_{Ac3} - T_{Ac1}}, T_{Ac1} < T < T_{Ac3} \\ V_x^0, T_{Ac1} > T \end{cases}$$

其中： V_x^0 是平衡状态下的铁素体的转变量。 (8.1)

8.2.2 珠光体和贝氏体的组织转变量

珠光体和贝氏体的转变是扩散型转变，根据相关理论，等温转变开始的时间是晶粒孕育和形核的过程，而转变开始到终了的这一段时间是晶粒长大的过程，可以用下式^[44]示：

$$V_m = 1 - \exp(-b(T_m)(t_m)^{n(T_m)}) \quad (8.2)$$

其中： t_m 是发生各种转变时的虚拟时间，其表达式为

$$t_m = \Delta t + \left[\frac{\ln(1/1 - V_{m-1})}{b(T_m)} \right]^{1/n(T_m)} \quad (\Delta t \text{ 是间隔时间}) \quad (8.3)$$

式 8.3 中的 $b(T_m)$ 和 $n(T_m)$ 由下式确定:

$$b(T_m) = -\ln(1 - V_s) \alpha_m^{-n(T_m)} \quad \text{其中: } V_s = 0.01 \quad (8.4)$$

$$n(T_m) = \frac{\ln[\ln(1 - V_s) / \ln(1 - V_f)]}{\ln(\alpha_m / \beta_m)} \quad (8.5)$$

在式 8.4 和式 8.5 中, $V_f = 0.99$; α_m 、 β_m 分别是第 m 个时间间隔内的各种组织转变开始和结束的时间。

8.2.3 马氏体的转变量

马氏体转变又称为低温转变, 即是在 M_s 以下比较低的温度下进行的。因为铁原子和碳原子都不能进行扩散, 它是靠切变而进行的相变, 因此也可称为是非扩散型相变 [43]。

在马氏体转变过程中, 马氏体转变量的多少只与转变的最终温度有关, 而与转变发生的时间无关, 具体为:

$$V_x = 1 - \exp[-\alpha(M_s - T)] \quad (8.6)$$

其中: M_s 为马氏体点, T 是温度, α 是常数, 反映马氏体的转变速率, 对于大多数钢种而言, 其值为 0.011。

8.3 带材的宏观性能的计算

钢材的组织结构决定其本身的宏观性能。因此在预报带材的宏观性能时, 应该考虑再结晶晶粒尺寸的影响。宏观性能主要包括金属的屈服应力、抗拉强度以及脆性转变温度。屈服应力 [44]:

$$YS = X_F^{1/3} [35 + 58Mn + 17.4d_\alpha^{-1/2}] + (1 - X_F^{1/3}) [178 + 3.8s^{-1/2}] + 63Si + 3535\sqrt{V \cdot N}, \text{ MPa} \quad (8.7)$$

抗拉强度 [44] 为:

$$TS = X_F^{1/3} [246 + 18.2d_\alpha^{-1/2}] + (1 - X_F^{1/3}) [720 + 3.5s^{-1/2}] + 97Si + 1047V + 2294N, \text{ MPa} \quad (8.8)$$

脆性转变温度 [44] 为:

$$ITT = -(19 + 11.5d_{\alpha}^{-1/2}) + 44Si + 2.2(\%pearlite) + 919\sqrt{V \cdot N}, \quad ^{\circ}\text{C} \quad (8.9)$$

其中: X_F —铁素体转变百分数;

$C, Mn, Si \dots \text{wt}\%$ —各元素重量百分数;

d_{α} —铁素体晶粒大小, mm, 可由下式^[42]确定:

$$d_{\alpha} = 8 + 0.35 \cdot d_{\gamma}^{-0.5}$$

s —珠光体平均片层间距, mm, 可由下式^[44]确定:

$$s = 0.018 / (996 - \bar{\theta}), \quad \bar{\theta} \text{ 为珠光体转变平均温度, } ^{\circ}\text{C}.$$

8.4 组织和性能结果的分析

由图 8.1 流程图计算的组织和性能结果如表 8.1 和表 8.2 所示:

表 8.1 组织百分数实测值和计算值的比较
Table 8.1 Comparison of calculating and measured value of microstructure

	铁素体 (%)	珠光体 (%)	贝氏体 (%)
实测值	74.9	25.1	—
计算值	70.4	29.0	0.6

表 8.2 性能实测值和计算值的比较
Table 8.2 Comparison of calculating and measured value of property

	奥氏体晶粒 尺寸, μm	晶粒 等级	铁素体晶粒 尺寸, μm	晶粒 等级	屈服 强度 MPa	抗拉 强度 MPa	延伸 率 %
实测值			15.6~11	9~10	335	484.2	36.3
计算值	30.48	7.1	9.82	10.3	351	502.1	29.1

表 8.1 和 8.2 中的实测数据是通过在现场取样的试件 (钢种是 Q235) 进行打磨抛光处理后, 用 2%硝酸酒精进行腐蚀处理, 然后在显微镜下观测它们的组织结构得到了各相的体积百分数, 同时并进行晶粒度的测试。如图 8.4 所示, 窄带热轧后经空冷到室温其内部大部分为铁素体 (约占 3/4) 与珠光体组织 (约占 1/4), 与平衡状态下铁素体为 81%相比减小了约 6%, 说明对窄带钢热轧, 因其成品较薄, 故轧后即使在空冷状态下的冷却速度, 也使珠光体含量增加即出现了少量的伪珠光体, 这将导致金属强度增高而韧性降低。

表 8.1 中的计算值是通过数值逼近 16Mn 的 TTT 曲线根据图 8.1 获得的, 其值高于实测值主要是 16Mn 和 Q235 两种钢种的化学成分不同所致, 其最大的差异在于 Mn 和 Si 的含量不同, 对于这两种合金元素而言, Si 对奥氏体等温转变曲线影响不明显, 而 Mn 显著地增加奥氏体等温转变曲线的稳定性, 延迟奥氏体的转变, 使等温曲线向右移动, 这将使珠光体的转变量增加, 铁素体的量减少。

由以上分析, 根据表 8.1 和表 8.2 的结果, 对热轧窄带钢进行的组织与性能计算机模拟结果与实测基本符合。

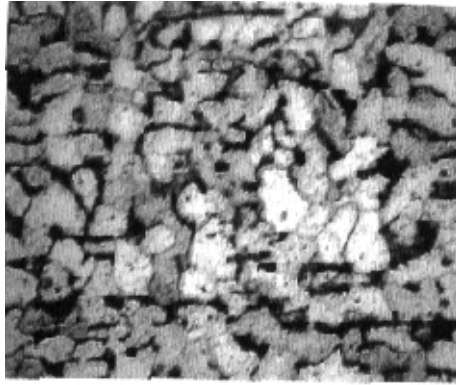


图 8.4 空冷后带材金相组织图 $\times 400$, 铁素体+珠光体
Fig 8.4 Structure of strip after air cooling, $\times 400$, Ferrite +Pearlite

8.5 阶段总结

本研究通过计算机模拟窄带热轧后的空冷冷却过程, 所得到的室温下组织转变及力学性能结果与实测基本相符, 这对调整窄带的产品结构, 提高窄带的组织性能, 具有重要的参考价值。

结 论

通过本论文对热轧窄带奥氏体再结晶规律、力能参数（轧制力和电机功率）以及轧后组织性能的研究，得到以下结论：

1、对窄带生产线上轧制普碳钢时再结晶规律的研究，所得到的结果与实测符合的较好，说明本研究给出的模型组合用于窄带热连轧的生产实际是可行的。首次将理论与实验的结果应用于窄带现场，为在生产实际中控制与预报窄带的组织性能提供了理论基础；

2、对窄带钢热轧时的力能计算，首次考虑了奥氏体再结晶软化程度对轧制负荷的影响，使预报精度得到提高；利用该结果预设辊缝得到的轧件厚度与实测板厚十分接近。这表明本研究用于控制窄带产品的尺寸精度可取代对人工经验性“试调”的依赖，并为新产品的开发提供了工艺设计与实际操作的依据；

3、通过对轧件头尾温差及头尾厚度差的研究与计算，所得结果与现场实测基本相符；将该成果用于控制带钢的通条尺寸，可提高窄带产品的精度“命中率”，并有望将目前窄带的精度水平提高到“宽带级”；

4、对窄带生产线，若试图以增加坯料的长度来增大卷重，从保护设备安全角度，目前的变形规程无论是生产中宽规格产品还是生产较窄规格都是不适宜的；

5、本研究对轧后冷却过程中的组织变化进行了计算机模拟，对带材的微观组织及宏观性能进行了预报。经金相检验，预报出的组织结构与显微观测结果符合得较好；力学性能实验表明，预报出的性能与实测基本相符，这对调整窄带的产品结构，提高窄带的组织性能，具有重要参考价值。

参 考 文 献

- [1] 周纪华, 管克智. 金属变形阻力[M]. 机械工业出版社. 1989
- [2] 王占学. 控制轧制与控制冷却[M]. 冶金工业出版社. 1988
- [3] 张国滨, 张贵杰, 武学泽. 20MnSi 钢静态再结晶模型及其在棒材热连轧中的应用[J]. 河北理工学院学报[J], 2000(4): 23~28
- [4] 宋加, 王泰昌. 我国窄带钢市场及发展前景[J]. 轧钢, 1999(2): 59~61
- [5] 带钢热连轧工艺和设备[M](中级本). 冶金工业出版社. 1985 年
- [6] A.LAASRAOU, J.J.JONAS. Prediction of Temperature Distribution, Flow Stress and Microstructure during the Multipass Hot Rolling of Steel Plate and Strip[J]. ISIJ International, 1991(1): 95~105
- [7] F.H.SAMUEL, S.YUE, J.J.JONAS. Effect of Dynamic Recrystallization on Microstructural Evolution during Strip Rolling[J]. ISIJ International, 1990(3): 216~225
- [8] SUN W PHawbolt E B. Comparison between Static and Metadynamic Recrystallization- An Application to the Hot Rolling of Steels[J]. ISIJ International, 1997(10): 1000~1009
- [9] Shigen Obu NANB, AMitsuru KIT, AMUR. A Prediction of Microstructure Distribution in the through-thickness Direction during and after Hot rolling in carbon steels[J]. ISIJ International, 1992(3): 377~386
- [10] Sellars. Hot-working and Forming Process[J]. The Metal Society. 1980
- [11] Jae Kon Lee. Modelling of Microstructure Evolution during Recrystallization Controlled Rolling[J]. ISIJ International, 1992(3): 368~376
- [12] Ettore ANELLI. Analysis of the Austenite Grain Size Distribution in Plain Carbon Steels[J]. ISIJ International, 1999(3): 271~280
- [13] Ashokkumar, Sudhakar Jha. Modelling the microstructural evolution during hot compression of low carbon[J]. Materials technology steel research, 1993(4): 210~217
- [14] P.D.HODGSON, R.K.GIBBS. Mathematical Model to Predict the Mechanical Properties of Hot Rolled C-Mn and Microalloyed Steels[J]. ISIJ International, 1992(12): 1329~1338
- [15] P.D.HODGSON, R.E. Gloss, 32nd Mechanical Working and Steelmaking Conference[J]. ISS-AIMEWE, Cincinnati. 1991: 527
- [16] S.F.MEDINA. Static Recrystallization Modelling of Hot Deformed Steels Containing Several Alloying Elements[J]. ISIJ International, 1996(8): 1070~1076
- [17] 大千内秋, 大北智良 鋼の热加工の金属学, 日本钢铁协会, 1982: 412
- [18] 李曼云, 孙本荣主编. 钢的控制轧制与控制冷却技术手册[M]. 冶金工业出版社. 1990: 55
- [19] 牟文恒, 张国滨. 唐钢窄带钢生产工艺的优化与创新[J]. 钢铁, 2000(1): 30~33
- [20] 沈桂琴编著. 光学金相技术[M]. 国防工业出版社. 1983: 164~165
- [21] A.И.采利科夫等著, 王克智, 欧光辉等译. 轧制原理手册[M]. 冶金工业出版社. 1989
- [22] V.B.金兹伯格著, 马东涛译, 王国栋校. 板带轧制工艺学[M]. 冶金工业出版社. 1987
- [23] 赵志业编. 金属塑性变形与轧制理论[M]. 冶金工业出版社. 1994
- [24] 窦晓锋, 鹿守理. Q235 低碳钢静态再结晶模型的建立[J]. 北京科技大学学报, 1999(2): 19~21
- [25] 张国滨, 武学泽等. 棒材热连轧奥氏体再结晶规律的研究[J]. 钢铁, 2000(6): 45~48
- [26] Ettore ANELLI. Application of Mathematical Modelling to Hot Rolling and Controlled Cooling of Wire Rods and Bars[J]. ISIJ International, 1992(3): 440~449
- [27] Linao Tamura. Thermomechanical Processing of high-strength low-alloy steel[J]. ISIJ International, 1988(2): 208
- [28] 李曼云, 孙本荣主编. 钢的控制轧制与控制冷却技术手册[M]. 冶金工业出版社. 1990: 90~91.
- [29] N. Hansen. Annealing Processes-Recovery Recrystallization and Grain Growth[J]. Proceeding of the 7th Riso International Symposium on Metallurgy and Materials Science 8~12 Sept. 1986
- [30] 李曼云, 孙本荣主编. 钢的控制轧制与控制冷却技术手册[M]. 冶金工业出版社. 1990: 110~111.

- [31] 张国滨,张贵杰. 根据再结晶变化对棒材轧制负荷的研究与预报[J]. 钢铁, 2001(3): 34~37
- [32] 诸多人等. 国家产品公差标准[M]. 北京:中国机械工业出版社. 1989
- [33] 日本钢铁协会,王国栋译. 板带轧制理论与实践[M]. 北京:中国铁道出版社. 1990:324
- [34] 王彤. 带钢轧机弹性曲线的研究[J]. 轧钢, 2000(2): 8~10
- [35] 王延溥. 金属塑性加工学[M]. 冶金工业出版社. 1997
- [36] 皮萨连科著. 材料力学手册[M]. 北京:中国建筑工业出版社. 1981
- [37] 曲锦波,王绍东. 控轧控冷中奥氏体相变行为的预测模型[J]. 钢铁研究学报, 1997(5): 41~43
- [38] 杨克功编. 钢的等温转变曲线[M]. 黑龙江:黑龙江人民出版社. 1981
- [39] 张世中编著. 钢的过冷奥氏体转变曲线图集[M]. 鞍钢钢铁研究所:冶金工业出版社. 1993:114~202
- [40] 许云波,王国栋,刘相华. 热轧带钢组织-性能预测和控制模型及其应用前景[J]. 钢铁研究学报, 2000(2):64~68
- [41] 盛艳. 棒材控冷过程中组织结构的计算机模拟[硕士论文]. 46
- [42] Thermo-mechanical processing of microalloyed austenite [J]. Iron and Steel, 1998(2): 520~527
- [43] 宋维锡主编. 金属学[M]. 北京科技大学,北京:冶金工业出版社, 1989
- [44] S.LickaJ, WoznickM, KosarT. Pmka . Mathematical Model to Calculate Structure Development and Mechanical of Hot-Rolling and strips[J]. Iron and Steel, 1993(2): 739~743

附录 A 精轧机组设备参数表

序号	项目	FE1	F1	F2	FE2	F3	F4	F5	F6
1	轧制压力 吨	32	230	230	16	230	230	230	230
2	轧制力矩 吨米	1.2	8.6	8.6	8.6	8.6	8.6	8.6	8.6
3	轧制速度 m/s	0.98-2.8	0.1-2.3	1.5-3.5	1.85-4.5	2.29-5.38	3.06-7.22	4.1-8.93	4.52-10.0
4	工作辊直径 mm	480-440	480-440	480-440	480-440	315-290	315-290	315-290	315-290
5	支持辊直径 mm					480-440	480-440	480-440	480-440
6	轧辊开口度 mm	70-510	60	60	70-510	60	60	60	60
7	辊身长度 mm	220	500	500	220	520/500	520/500	520/500	520/500
8	压下螺丝尺寸 mm	T80×4	T/S 200×10	T/S 200×10	T80×4	T/S 200×10	T/S 200×10	T/S 200×10	T/S 200×10
9	压力速度 mm/s	2.9	0.495	0.495	2.9	0.495	0.495	0.495	0.495
10	主电机型号	Z355-4A	Z710- 630P	Z710-630 P	Z355-4A	Z710- 630P	Z710- 630P	Z710- 630P	Z710- 630P
	电机功率 Kw	131	800	75	800	800	800	800	800
	转速 r/min	360-1200	270-800	270-800	360-1200	270-800	270-800	270-800	270-800
	电压 V	400	660	660	660	660	660	660	660
11	压下电机型号	JPZ-1.5-4	ZZJ-804	ZZJ-804	ZZJ-804	JPZ-1.5-4	ZZJ-804	ZZJ-804	ZZJ-804
	功率 Kw	1.5×2	15×2	15×2	15×2	1.5×2	15×2	15×2	15×2
	转速 r/min	1440	725/1800	725/1800	725/1800	1440	725/1800	725/1800	725/1800
12	传动比	8.17	5.41	3.55	4.5	1.55	1.24	1.0	1.0

附录 B 现场实测参数表

		RE1	R1	R2	FE1	F1	F2	FE2	F3	F4	F5	F6	
铝板厚 (辊缝), mm													
辊身长度 mm													
辊辊直径, mm													
辊颈尺寸, mm													
零位压力													
辊颈长度, mm													
轧件尺寸, mm	出口宽度												
	出口厚度												
轧辊转速, rpm													
辊线速度, m/s													
单位张力, kg/mm ²													
空载电流, A													
有载电流, A													
电压, V													
最大允许压力, KW													
轧制温度													
钢种					温度, °C	加热温度			出炉温度				
成份						加热时间 (均热)							
						卷曲温度							
坯料规格:				粗轧尺寸, mm	1	2	3	4	5	6			
成品规格:					孔型高								
中间坯: mm					孔型宽								
					轧件面积								
				延伸系数									
1	轧身长度, mm			轧辊直径, mm			轧颈直径, mm			轧颈长度, mm			
2													
成分		C		Mn	Si		S		P				

致 谢

本论文的研究及撰写工作是在我的导师张国滨教授、牟文恒高级工程师的悉心指导下完成的，可以说论文的每一部分都凝聚着导师的心血和汗水。在两年半的研究生学习中，张老师在学习、工作等方面给予了我悉心的关怀和孜孜不倦的教诲，这些都使我受益匪浅，终生难忘。导师严谨的治学态度，深远、敏锐的洞察力给予了我极大的帮助，并将永远激励我奋发向上。值此成文之际，特向张国滨、牟文恒二位导师表示衷心的感谢，并致以最崇高的敬意。

在读研究生期间，金属材料工程教研室以及研究生处的各位老师都给予我很大的帮助；特别是在实验室实验过程中得到刘新生高级工程师的指导和帮助以及王玉会、董欣和 98 级本科生田亚强、王洪亮等多人在现场实测数据的大力帮助；在与同班的研究生一起生活的两年半中，他们也给予了我莫大的鼓励与支持。在此一并向上述老师、同学们表示衷心的感谢！

此外，也向百忙之中抽出时间为本文进行评阅的老师表示感谢！