



分类号: TG335.4 密 级:

U D C : 学校代码: 10127

内蒙古科技大学

硕士学位论文

论文题目: 中型 H 型钢微张力连轧过程

变形数值模拟

英文题目: Numerical simulation on micro-tension

continuous rolling process of

H-beam with middle-sized

学 位 类 别: 工学硕士

研 究 生 姓 名: 武晨霞 学号: 201002009

学科(领域)名称: 材料加工工程

指 导 教 师: 陈林 职称: 教授

协助指导教师: 职称:

2013 年 6 月 9 日

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，也不包含为获得内蒙古科技大学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：武晨霞 日期：2013.6.9

关于学位论文使用授权的说明

本人完全了解内蒙古科技大学有关保留、使用学位论文（纸质版和电子版）的规定，即：本人唯一指定研究生院有权保留送交学位论文在学校相关部门存档，允许论文在校内被查阅和借阅，可以采用影印、缩印或其他复制手段保存论文。在论文作者同意的情况下，研究生院可以转授权第三方使用查阅该论文。

（保密的论文在解密后应遵循此规定）

签名：武晨霞 导师签名：陈丹 日期：2013.6.9

摘 要

随着 H 型钢国际需求量的不断增加, 市场必须对 H 型钢生产提出更严格的要求, 所以 H 型钢轧制工艺参数的分析与改进成为了科学研究的热点。本文结合首钢长钢 H 型钢厂万能轧机生产 H 型钢的工艺布置, 利用 DEFORM 有限元软件模拟了 H 型钢 CCS 万能连轧 5 道次轧制, 分析研究了 H 型钢轧制过程中各道次轧件的变形规律以及连轧过程中金属流动对尺寸精度的影响。

本文以弹塑性变形理论为基础, 建立了 H 型钢万能连轧变形过程的有限元模型, 利用 DEFORM 有限元软件, 分析了 H 型钢在万能孔型中应力、应变演变规律, 研究了无张力及微张力连轧速度不平衡率对万能孔型中尺寸精度的影响。模拟计算结果表明: 在万能无张力连轧过程的各个道次中, 不同的压下量会导致轧件应力有所差别, 但其变化趋势基本相同, 轧件的翼缘和腹板连接的圆弧处等效应力均比较大, 最大等效应力为 243 MPa。随着 CCS 万能连轧的进行, 连轧前 3 道次随着变形量的增加其等效应力呈现上升趋势, 而后 2 道次由于变形量的减少其等效应力也有所下降。

CCS 万能轧制的最终轧件总宽度为 401.2mm, 翼缘高度为 201.3mm, 翼缘厚度为 12.8mm, 腹板厚度为 8.2mm。终轧道次的 H 型钢各部位的尺寸均满足国家标准要求。计算结果表明: H 型钢孔型系统设计、轧制规程以及终轧道次 H 型钢各部位尺寸均符合生产技术要求。

在 UR-ER-UF 三机架万能张力连轧条件下, 当速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 -0.144~0.144 范围内变化时, UR 道次与 ER 道次间以及 ER 道次与 UF 道次间的张力都表现为由微堆张力状态到微拉张力状态变化, 其张力值变化范围分别是 -6.04MPa~7.25MPa 和 -5.15MPa~5.20MPa, 这一规律符合现场生产实际情况。横向金属流动位移最大值区域都是位于轧件的翼缘, 最大位移值为 6.87 mm; 纵向位移最大值区域都是位于轧件翼缘的端部, 最大位移值为 5.88mm。轧件的翼缘高度值在 197.5mm~202.8mm 之间变化, 翼缘厚度值在 12.5mm~13.6mm 之间, 腹板厚度的变化范围在 7.4mm~8.50mm 之间, 成品尺寸满足公差标准。

关键词: H 型钢; 万能连轧; 微张力; 数值模拟; 尺寸精度

Abstract

The market must put forward more strict demands on H-beam production with the international requirement of H-beam increasing, so the analysis and improvement on rolling technological parameter of H-beam has become the focus of scientific research. Combined with process layout of H-beam with universal mill of H-beam factory in the Changzhi, CCS tandem rolling 5 times rolling of H-beam has been simulated by DEFORM FEM software, deformation law of each pass and metal flow 's influence on the dimensional precision in the rolling process of H-beam has been analysed and researched.

Based on the elastic-plastic deformation theory, the FEM model in the universal rolling deformation process of H-beam has been established. The evolvement rule of stress and strain in the universal hole pattern of H-beam has been analysed, micro-tension tandem rolling speed unbalance rate's effect on dimensional accuracy of universal hole pattern has been researched. The simulation results show that: different rolling reduction will lead to different stress of workpiece, but the variation trend nearly same. The effective stresses in the flange and web joint are fairly big, the maximum is 243 MPa. Along with the CCS universal rolling, the effective stress of former three passes appears rising trend with deformation increasing, but the effective stress of last two pass drop because of deformation reducing.

Final total width of the CCS universal rolling is 401.2mm, the flange's height is 201.3mm, the flange's width is 12.8mm, the thickness of web is 8.2mm. The size of H-beam's each part of final rolling pass meets national standard. The calculation results show that: pass schedule design and the size of H-beam's each part of final rolling pass all meet production technological needs.

The maximum displacement area of metal lateral flow is located in the flange and the maximum value is 6.87 mm. The maximum area of vertical displacement is located in the end of flange and the maximum value is 5.88mm. The height value of flange changes from 197.5mm to 202.8mm. The thickness of flange is between 12.5mm and 13.6mm. The

thickness of web changes from 7.4mm to 8.50mm. So the finished size meets the tolerance standard.

Key Words: *H-section steel; Universal rolling; Micro-tension; Numerical simulation; Dimensional precision*

目 录

摘要	I
Abstract	II
引言	- 1 -
1 文献综述	- 3 -
1.1 前言	- 3 -
1.1.1 H 型钢简介及特点	- 6 -
1.1.2 国内外 H 型钢生产历史和现状	- 6 -
1.2 H 型钢的生产工艺流程	- 7 -
1.2.1 长钢 H 型钢生产工艺流程	- 8 -
1.2.2 长钢 H 型钢轧机布置形式	- 9 -
1.3 有限元法及其应用	- 9 -
1.3.1 有限元法及其在金属成型中的应用	- 9 -
1.3.2 大型有限元分析软件简介	- 10 -
1.3.3 H 型钢连轧的有限元仿真现状	- 11 -
1.4 课题的提出及研究内容及技术路线	- 14 -
1.4.1 课题的提出	- 14 -
1.4.2 课题的研究内容及技术路线	- 15 -
1.5 课题研究的目的和意义	- 16 -
2 弹塑性有限元基本理论	- 17 -
2.1 弹塑性有限元虚功方程	- 17 -
2.2 弹塑性大变形本构方程	- 18 -
2.3 弹塑性增量理论	- 20 -
3 H 型钢万能连轧理论及模拟方案的制定	- 22 -
3.1 连续轧制基本理论	- 22 -
3.1.1 连续轧制的速度匹配转数	- 22 -

3.1.2 机架间张力与轧制速度不平衡量的关系	23 -
3.2 制定模拟方案	23 -
3.2.1 H 型钢孔型系统的制定	23 -
3.2.2 H 型钢无张力连轧模拟规程的制定	26 -
3.2.3 H 型钢微张力连轧模拟规程的制定	27 -
3.3 本章小结	28 -
4 H 型钢万能连轧数值模型建立	29 -
4.1 H 型钢连轧过程有限元模型的建立	29 -
4.1.1 建立几何模型	29 -
4.1.2 设置边界条件和接触体定义	30 -
4.1.3 选择材料模型	31 -
4.2 三维网格重构	33 -
4.3 后处理	33 -
4.4 本章小结	34 -
5 无张力万能连轧变形各道次轧件断面模拟结果分析	35 -
5.1 CCS 万能连轧各道次轧件断面等效应力分析	35 -
5.2 CCS 万能连轧变形各道次等效应变分析	37 -
5.3 各道次金属位移流动分析	40 -
5.3.1 轧件截面的金属 Y 方向（横向）流动规律	40 -
5.3.2 轧件截面的金属 Z 轴（纵向）流动规律	42 -
5.4 本章小结	43 -
6 微张力万能连轧变形各道次轧件断面模拟结果分析	46 -
6.1 微张力连轧条件下轧件在各个孔型中的尺寸变化	46 -
6.1.1 万能粗轧机 UR 道次变形规律分析	46 -
6.1.2 轧边机 ER 道次变形规律分析	48 -
6.1.3 万能精轧机 UF 道次变形规律分析	50 -
6.2 三机架连续轧制张力分析	52 -

6.3 微张力连轧条件下 UF 道次应力分析	- 53 -
6.4 三机架微张力连轧条件下 UF 道次流动位移分析	- 58 -
6.5 无张力与张力连轧条件下，轧件在 UF 孔中位移云图的比较结果	- 61 -
6.6 本章小结	- 63 -
结论	- 65 -
参考文献	- 67 -
在学研究成果	- 72 -
致谢	- 73 -

引 言

H 型钢是一种断面形状类似于大写拉丁字母“H”的经济高效型材，它又称为万能钢梁、平行翼缘工字钢或宽边工字钢。其具有轻质高强、结构合理、稳定性好、构造方便等特点，力学性能明显优于其它钢材。随着我国经济与科技的迅猛发展，建筑行业蒸蒸日上，用热轧 H 型钢制作钢构件可节约钢材 30%~40%，且其造型美观，加工方便，安装简易，自问世以来，在建筑工程和公用设施建设中已承担着举足轻重的作用，如：钢结构工业厂房，海洋钻井平台，港口建设，公路建设，民用建筑，大跨度桥梁等方面。作为一种高效多用途、新型环保型材，H 型钢在我国钢结构领域的市场潜力十分巨大，它的发展受到人们的重视。

自 20 世纪末以来，计算机科学技术飞速发展，计算力学与计算机数值模拟相结合，改变了以往传统的轧制研究工艺，开辟了新的轧制技术空间，可以针对各种轧制过程开展三维数值模拟，以达到产品几何尺寸预测、力能和工艺参数优化等目的。

目前，最先进的型钢生产技术是采用近终形连铸异形坯为原料，热装热送，应用万能轧制法进行连轧。最近几十年，我国学习并引进了国外的生产技术，基本可以应用万能轧制法，但缺乏系统的理论研究。国外已经掌握了万能轧制法，但国内起步较晚，有两所大学的研究较前沿。东北大学的徐旭东等人^[1]借助显性动力学有限元技术对不同变形参数下的 H 型钢轧制过程进行了数值模拟，分析了各主要因素对轧制力的影响情况，对改进现场工艺有一定的参考作用。燕山大学的崔振山等人^[2]利用热弹塑性有限元法模拟了 H 型钢在万能孔型中的变形情况，分析了金属流动规律与腰腿间的金属交换规律，对防止金属缺陷有很大的参考价值。

首钢长钢 H 型钢厂引进德国西马克公司的 H 型钢生产线的全套技术及关键设备，于 2007 年 8 月建成投产。目前，长钢 H 型钢厂的产品种类主要有：HW100×100，HW125×125，HW150×150，HW175×175，HW200×200，HW250×250，HM150×100，HM200×150，HM250×175，HM300×200，HM350×250，HN200×100，HN250×125，HN300×150，HN350×175，HN400×200，HN450×200 和 HN500×200，同时也可生产槽钢，角钢，扁钢，工字钢。

为了能更好的研究热轧 H 型钢，提供充分的理论指导，本文将依托长钢现场提供的轧制规程对热轧 H 型钢的生产线进行数值模拟，利用弹塑性大变形有限元

DEFORM 软件，建立 H 型钢在万能孔型中连轧的有限元模型，研究万能张力连续轧制过程的变形机理，阐明万能微张力连轧对 H 型钢各部分金属流动规律、尺寸形状、应力-应变分布规律的影响机理。

本论文的研究内容为高强度、高韧性 H 型钢新产品的开发、产品缺陷分析、设计方案的优化和改进等提供科学、可靠的技术手段，为现场生产提供了充分的理论指导。

1 文献综述

1.1 前言

H 型钢是一种边部内侧与外侧平行的宽翼缘工字钢，与普通工字钢相比，腹板高（H）与翼缘宽（B）相差不大， $H/B=0.95\sim1.46$ ，具有抗弯、抗压性能好，侧向刚度和截面模数大，结构科学合理，单重轻，高度在 100~1000mm 之间灵活变化，规格多，节约金属等优点。并且其翼缘端部为直角，可以很方便地组合焊接成各种不同几何形状和尺寸的构件，使用灵活方便。以热轧 H 型钢为主的钢结构件，稳定性强，承受冲击和振动能力强，广泛应用于地震多发带的建筑用钢，在承受相同载荷的情况下，H 型钢比同类工字钢可节约金属 10%~15%，在桥梁上可减重 15%~20%，适用于多种场合，为国民经济建设发挥了日益增强的作用。H 型钢在国际市场需求量非常大，且钢铁行业不断发展，特别是腹板总宽度在 400mm~1000mm 的大中型 H 型钢受到人们的广泛关注，所以我们要开发更高强度、更高性能的产品，H 型钢将得到迅速的发展^[3]。

H 型钢在国外已经有一百多年的生产历史了，且各国执行标准不同。目前，世界 H 型钢标准大致分为 4 个体系，欧洲主要是英国、法国和德国，其各自的标准为英国标准 BS4-1993，法国标准 NF A 5 和德国标准 DIN1025，且他们的标准都按照欧洲标准 EN10034 执行。美国、中国和日本这三个国家自成体系，美国标准为 ASTM A6/A6M，中国标准为 GB/T11263，日本标准为 JISG，这些国家的 H 型钢具体标准规格列于表 1.1 中^[4]。

表 1.1 主要国家的 H 型钢标准^[4]

• 标准代号	系列	规格数量		规格范围/mm			
	名称	/个	截面高度	翼缘宽度	腹板板厚	翼缘板厚	
美国	ASTMA6 /A6M	W	273	106-1118	100-454	4.3-78	4.9-125
		HP	11	204-361	207-378	10.5-20.4	10.7-20
		M	18	76-318	47-127	2.3-8.0	3.3-10.6
中国	GB/T11263	HW	29	100-502	100-470	6-45	8-70
		HM	14	148-594	100-302	6-14	9-23

续表 1.1

•	标准代号	系列	规格数量		规格范围/mm		
		名称	/个	截面高度	翼缘宽度	腹板板厚	翼缘板厚
中国	GB/T11263	HN	48	100-1008	50-303	4.5-21	7-40
		HT	27	95-390	48-198	3.2-6.5	4.5-9.5
		HE-A	24	96-990	100-300	5-16.5	8-31
法国	NF A 5-204	HE-B	24	100-1000	100-300	6-19	10-36
		HE-C	1	320	305	16	29
		HE-M	24	120-1008	106-310	12-21	20-40
德国	NF A 5-205	IPE	18	80-600	46-220	3.8-12	5.2-19
	DIN1025-2	IPB	24	100-1000	100-300	6-19	10-36
	DIN1025-3	IPBL	24	96-990	100-300	5-16.5	8-31
	DIN1025-4	IPBV	25	120-1008	106-310	12-21	20-40
	DIN1025-5	IPE	18	80-600	46-220	3.8-12.0	5.2-19
英国	BS 4-1	H 型钢梁	72	127.0-926.6	76.0-420.5	4.0-21.4	6.8-36.6
		H 型钢柱	31	152.4-474.6	152.2-424.0	5.8-47.6	6.8-77.0
		H 型钢桩	17	200.2-361.4	205.9-378.5	9.5-30.3	9.5-30.4
日本	JIS G 3192	H 型钢	53	100-918	50-432	4.5-45	7-70
	JIS G 5536	H 型钢柱	19	200-502	204-470	10-21	11-35

从表 1.1 中可以看出，日本标准中的规格数量为 72 个，而美国 ASTM A6 /A6M 标准中有 291 个规格的 H 型钢，是日本的四倍；在欧洲国家中，英国很多产品规格与美国基本类似，但其数量仅为 120 个，德国和法国的 H 型钢产品规格数量相同，都是 91 个；我国的 H 型钢产品规格数量为 118 个^[4]。综上所述，美国的 H 型钢产品规格最多，范围也最广。

H 型钢的品种规格很多，可以进行如下几种分类：

- (1) 按生产方式可分为轧制 H 型钢和焊接 H 型钢。
- (2) 按用途分类可分为 H 型钢梁、H 型钢柱、H 型钢桩、厚边 H 型钢梁。
- (3) 按尺寸规格划分为大、中、小号 H 型钢。

(4) 按产品边宽分类,可分为宽边、中边和窄边 H 型钢,2005 版产品分类标准里新增加了一种薄壁 H 型钢^[5]。

长钢集团 H 型钢厂的生产车间引进的德国西马克的生产设备和技术,采用国际上先进的 CCS 万能连轧技术生产 H 型钢,其生产的 H 型钢品种规格如表 1.2 所示。

表 1.2 长钢 H 型钢品种规格表

类别	型号	截面尺寸（mm）				截面尺寸	理论重量
	（宽度×高度）	H×B	t1	t2	r	（m ² ）	kg/m
宽翼 H 缘 H 型 W 钢	100×100	100×100	6	8	10	21.9	17.2
	125×125	125×125	6.5	9	10	30.31	23.8
	150×150	150×150	7	10	13	40.55	31.9
	175×175	175×175	7.5	11	13	51.43	40.3
	200×200	200×200	8	12	16	64.28	50.5
		#200×204	12	12	16	72.28	56.7
中翼 H 缘 H 型 M 钢	250×250	250×250	9	14	16	92.18	72.4
		#250×255	14	14	16	104.7	82.2
	150×100	148×100	6	9	13	27.25	21.4
	200×150	194×150	6	9	16	39.76	31.2
	250×175	244×175	7	11	16	56.24	44.1
	300×200	294×200	8	12	20	73.03	57.3
窄翼 H 缘 H 型 N 钢	350×250	340×250	9	14	20	101.5	79.7
	200×100	198×99	4.5	7	13	23.59	18.5
		200×100	5.5	8	13	27.57	21.7
	250×125	248×124	5	8	13	32.89	25.8
		250×125	6	9	13	37.87	29.7
	300×150	298×149	5.5	8	16	41.55	32.6
350×175	300×150	300×150	6.5	9	16	47.53	37.3
	346×174	6	9	16	53.19	41.8	
		350×175	7	11	16	63.66	50

续表 1.2

类别	型号	截面尺寸（mm）				截面尺寸	理论重量
	（宽度×高度）	H×B	r			（m ² ）	kg/m
窄翼 H 缘 H 型 N 钢	400×200	396×199	7	11	16	72.16	56.7
		400×200	8	13	16	84.12	66
	450×200	446×199	8	12	20	84.95	66.7
		450×200	9	14	20	97.41	76.5
	500×200	496×199	9	14	20	101.3	79.5
		500×200	500×200	10	16	20	114.2
	#506×201	11	19	20	131.3	103	

1.1.1 H 型钢简介及特点

H 型钢可以取代普通的工字钢、螺纹钢、槽钢，它边宽、腰薄，形状特殊，其抗弯性能好，抗压能力强，侧向刚度大，使用范围宽，规格多，便于组合铆焊连接，具有合理的经济断面，节省材料，便于设计等优点^[6]。它是截面分配优化、强重比较大的绿色环保产品，作为钢结构体系中材料的重要组成部分，形状科学合理，塑性和韧性好，结构稳定性高，不论是承受弯曲力矩、压力载荷、还是偏心荷重都表现出其优良的特性，所以 H 型钢被广泛应用在高层建筑、港口建设、起重运输机械、电力交通等领域^[7]。

1.1.2 国内外 H 型钢生产历史和现状

随着现代工业的迅猛发展，方、圆、角钢等简单断面型钢已经不能满足大型工程的使用需求，而 H 型钢作为一种截面分配更加优化、承载能力更强的高效经济断面型材，在工程建筑、石油平台等领域占据了举足轻重的地位^[8]。

国外 H 型钢的发展历史已经有一个多世纪了，最初起源于 20 世纪初欧洲的卢森堡。1851 年法国人采用二辊轧制方法轧出四种规格普通型工字钢，高度在 100~178mm，其大幅度提高了钢梁的生产效率，很快又生产出高度 80~600mm 的工字钢，高宽比为 1/2~1/3，斜度 8~17%，由于其翼缘窄只能作钢梁使用，那时 H 型

钢只能焊接生产。1850 年~1860 年间,人们发明了万能轧机,这种轧机除配置上下两根主动驱动的水平辊外,两侧还设置被动的立辊,四个辊形成一个孔型,可以方便地根据用户要求的产品尺寸量材使用,同一万能孔型所轧出的同一系列 H 型钢可具有多种腰厚和边厚尺寸,使产品的规格数量大大增加。1876 年法国人又利用万能轧机轧制平行翼缘钢梁,出现了轨底侧面的挤出现象,只用单机架轧制无法解决此问题,虽然增加了机架,仍然得不到好的结果。1890 年在美国 E.M.Bultz 开发出了闭式孔型万能轧机,用 8 个机架连续轧制生产出了 H 型钢产品。1957 年 9 月第一批 IPE 系列的宽腿工字钢即 H 型钢在德国培因厂诞生。从日本在 1961 年引进万能轧机后,H 型钢占据了型钢轧制的主要地位。随着石油危机的爆发,到 1980 年钢梁产量总量大幅度下降,而标准钢梁的下降尤其明显。危机过后,H 型钢产量迅速恢复,这时工字钢在发达国家遭淘汰。

我国马钢股份有限公司在 1993 年引进万能型钢轧机,率先建设了一条大中型 H 型钢生产线。1998 年和 1999 年马钢和莱钢分别引进德国和日本的 H 型钢生产设备并相继投产,计划生产多规格 H 型钢产品,成为到目前为止最大的两个 H 型钢生产基地。2005 年马钢又引进小规格热轧 H 型钢生产线,截止 2008 年底,H 型钢年产量达到了 200 万吨。2003 年日照钢铁公司成立,主要生产中型 H 型钢,远销国外。2007 年,长钢引进德国西马克公司成熟的先进轧机机组的轧制方法和主体设备,建成第一条中型 H 型钢生产线,该生产线于 2007 年 8 月初,加热炉开始点火进行热试车,2007 年 8 月 28 日成功调试出首支合格的 H 型钢产品。产品规格为腹板高 100~500mm,翼缘宽为 100~260mm,设计产能为 60 万吨,2008 年 5 月达到设计产量。2011 年 5 月达到 6.2 万吨的历史最高水平。

据国际上通行的标准预测,我国中型材的需求量应为钢材总量的 5%~7%,现在消耗量还达不到这个比例^[9]。中型材的市场还有开发潜力,但我国的中型材总生产能力大于市场需求。H 型钢的应用领域相当广泛,如:高层建筑是 H 型钢的主要用户,在造船和港口的建设上也广泛应用 H 型钢以及桥梁、工业钢结构件、煤矿建设等也需要 H 型钢。H 型钢的问世,给社会和企业均带来巨大的效益,大力推广 H 型钢是历史的必然。

1.2 H 型钢的生产工艺流程

H 型钢可用焊接和轧制两种方法生产。焊接 H 型钢是将厚度合适的带钢裁成合

理的宽度，在连续式焊接机组上将边部和腰部焊接在一起。但焊接 H 型钢易出现金属消耗大、生产经济效益低、耐疲劳能力不够等缺陷。因此，H 型钢生产多以轧制方式为主。在实际轧制生产中，通常将万能轧机和轧边端机组成一组可逆连轧机，每道次施加相应的压下量，将坯料轧成所需规格形状和尺寸的产品。

1.2.1 长钢 H 型钢生产工艺流程

长钢 H 型钢厂轧机选用了德国西马克-梅尔公司的 X-H 轧制技术，在三机架可逆连轧机上往复轧制后，不再设置精轧机就可轧制出成品，与传统的 H-H 轧制技术比较，减少了一台精轧机。从国外生产实践看，X-H 法生产的 H 型钢的质量和性能不比传统的 H-H 法差，更重要的是减少了一架轧机，从而节约了成本和场地。

长钢热轧 H 型钢的生产流程如图 1.1 所示，将异形连铸坯经过精整和称重后，通过输送辊道送入步进式加热炉中加热到 $1200\sim 1250^{\circ}\text{C}$ 出炉，然后经过高压水除鳞后由辊道送入二辊可逆开坯机粗轧，经 7~13 道次往复粗轧后，由热锯切除头部未成形部分，并进行高压水除鳞，然后送入万能轧机进行精轧。精轧机组由一台万能粗轧机，一台轧边机和一台万能精轧机组成。轧件由锯机进行切头后被分别送往步进式冷床进行快速冷却。冷却后的轧件经辊道输出，进入八辊悬臂式矫直机，经矫直后进入编组台架，当达到设定的编组支数后，轧件输出到冷锯辊道进行锯切。锯切后的产品进入检查台架，经检查后，合格的产品进入码垛台架，不合格的产品进入剔除台架。码垛后的产品在打捆后，经称重机称重后按照不同等级，不同长度挂上标牌，再经传送辊道和拉入小车拖上成品台架，然后由行车吊入成品库，等待外运。

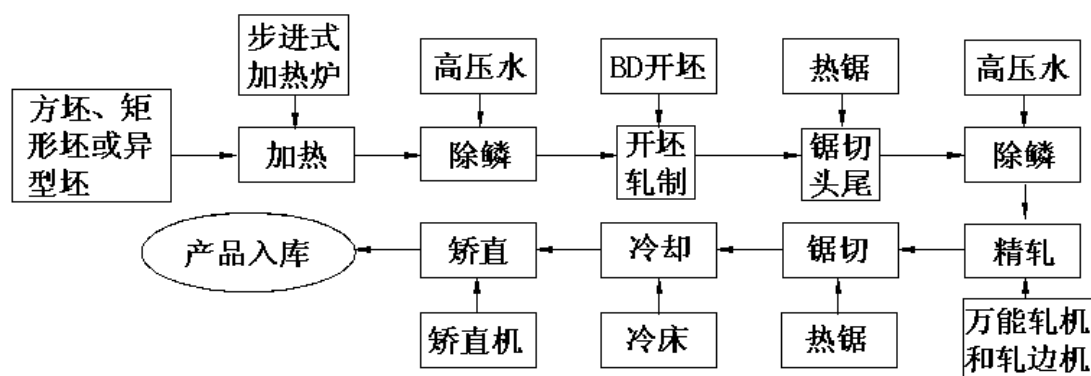


图 1.1 热轧 H 型钢轧制工艺流程

1.2.2 长钢 H 型钢轧机布置形式

长钢 H 型钢采用 CCS 紧凑式万能连轧机组，全长 10.5m，通过采用三架轧机串列可逆式布置，组成了生产型钢的核心单元。这种典型的串列可逆机组的布置形式由两架万能轧机组成，中间是一架法兰式轧边机，第一架采用 X 轧法，第三架采用 H 轧法，形成 X-H 轧制法。三架轧机的辊系和轴承座同步更换，更换平台在轧线外侧，这种轧机组成的优点是产量适中，占地少，投资省，能耗低，效率高，且运用了 AGC 及液压辊缝调节系统，在进一步改善了产品质量的同时使得生产型钢变得更加经济。由于多机架连轧，对张力控制有很高的技术难度，要求操作水平很高，目前都是采用计算机控制。

1.3 有限元法及其应用

1.3.1 有限元法及其在金属成型中的应用

有限元法是 20 世纪中期兴起的一种综合利用现代力学、数学及计算机科学等知识的边缘科学。随着计算机应用技术的大力推广，有限元法主要利用计算机采用分片部分近似，从而逼近整体的研究思路解决物理问题，以变分法为理论基础来求解微分方程的数值模拟结果。有限元法最初的意义是求解结构的平面问题，随着科学技术的普及，已经由二维问题扩宽到三维问题，由静力学问题延伸到动力学问题，由线性问题扩展到非线性问题，由弹性材料提升到弹塑性、粘塑性和复合材料，由结构力学发展到流体力学、传热学、电磁学等学科，从航空技术领域拓展到土木建筑、机械制造、航天、水利工程、造船、电子技术及原子能等，由单一物理场的求解发展到多物理场的耦合，其应用的广度和深度都已经得到了大力的支持^[10~12]。

金属塑性成形是一个十分复杂的变形过程。从连续介质流体力学的观点来看，塑性变形过程中不仅存在物理非线性即应力与应变之间的非线性，而且存在几何非线性，即应变与位移之间的非线性，再加上初始条件的复杂性和数学处理上的种种困难等，导致了人们很久以来一直通过采用简化、假设的方法和利用经验、试验数据以及图解、模型等方式来回避上述疑难杂症，才能对金属成形过程予以研究和分析。这必然难以跟上飞速发展的工业生产的脚步。随着有限元技术与塑性成形理论的相互渗透以及计算机硬件和相关软件技术的综合利用，有限元数值仿真模拟技术

在金属塑性加工过程中的应用已得到迅猛发展，因其操作方便，在生产实践中已作为必备工具普遍使用。

采用大变形有限元法分析金属塑性成形问题，既能计算工件的变形规律和应力-应变分布，还能计算金属成形过程结束后工件的残余应力、残余应变的分布，有效地处理加载和卸载问题。在金属塑性大变形的成形问题中，有时因弹性变形很小，故可以忽略不计，只计算塑性变形。这时，我们就可以通过刚塑性有限元法分析金属成形过程的变形问题，由于不需要考虑材料的弹塑性如何变化，所以为了节约仿真计算时间，在保证模拟精度的前提下，通常适当增大弹塑性法的增量步长。

目前，有限元数值模拟技术及其应用在金属塑性成形中已经取得了巨大的进步，但还是不能完全满足生产需要，有限元数值仿真技术还有待于进一步发展和完善，尤其在误差分析与控制能力模块要加强，增加自适应能力和参数求解的优化功能，以便加强模拟分析的可靠性，提高计算效率和精度，增强实用性并且逐渐拓宽其应用领域。

1.3.2 大型有限元分析软件简介

大型通用有限元分析软件一般包括结构动、静力分析，稳定性分析以及非线性分析等，有的还包含热传导、热应力、流体等分析，有非常齐全的单元库。这些软件都具有良好的前处理界面，各种强大的分析功能都通过了不同行业的大量实际算例的反复验证，其解决复杂问题的能力和效率，已得到学术界和工程界的公认。常用的大型有限元分析软件有 MARC，ANSYS，DEFORM，ABAQUS 等，这些软件都允许用户将自己开发的子程序与原代码程序连接在一起，实现二次开发，已达到最理想的效果。

MARC 是具有超凡的非线性计算功能的隐式求解器，能够快速的处理各种线性和非线性结构分析。它的前处理界面提供了丰富的结构单元、连续单元及特殊单元等单元库，这些单元都具有处理大变形材料非线性和几何非线性的功能，美国通用公司借助 Marc 公司的产品做汽车的碰撞模拟分析，取代了传统的真实汽车模拟碰撞，提高了安全性，节约了经济成本，取得了非常满意的效果。

美国 ANSYS 软件有强大的前处理能力、加载处理能力和后处理能力，它能与多数 CAD 软件数据接口，实现了资源的共享和交换。ANSYS 在我国有着大量的用

户群，能够在结构、流体、磁场、电场、声场等学科做研究，在核工业、石油化工、汽车交通、航空航天、金属塑性成形等领域有着广泛的应用。

ABAQUS 是一套功能强大的非线性有限元软件，其解决问题的方法分为显式和隐式两种，它包括一个丰富的、可建立和编辑几何形状的单位库，主要有 ABAQUS/Standard 和 ABAQUS/Explicit 两个模块，ABAQUS/Standard 能分析如静力学、动力学、电磁学等复杂的非线性物理场耦合。ABAQUS/Explicit 主要采用显式动力学有限元做专门用途的分析，适用于模拟如冲击和爆炸等短暂、瞬时的动态问题。

DEFORM 是对在一个集成环境内综合建模、成形、热传导和成形设备特性，并基于工艺模拟系统的有限元模拟仿真分析软件。它专门用于各种金属成形工艺和热处理工艺的模拟仿真分析，可模拟自由锻、模锻、挤压、拉拔、轧制、摆辗、辊锻等多种塑性成形工艺过程，且具有友好的用户图形界面，操作使用简单方便。它是一个面向用户、与 CAD 软件无缝连接的商品化有限元分析软件。同时该软件提供了丰富的材料库，几乎包含了所有常用的材料的弹塑性变形数据、热能数据、晶粒长大数据、材料硬化数据和破坏数据等。

本课题主要利用大变形有限元 DEFORM 软件，对 H 型钢万能孔型热连轧过程进行数值模拟，将待处理的对象划分为有限个单元，采用网格重构技术，提取轧件稳定断面节点的变形规律进行分析，得到了一些有用的结论，对 H 型钢万能精轧具有一定的参考价值。

1.3.3 H 型钢连轧的有限元仿真现状

H 型钢万能连轧过程是一个非常繁琐的非线性变形过程，其中涉及到边界条件的非线性以及材料物理参数的非线性。由于传统的科学方法对许多轧制条件都做了假设，而且需要做大量的实验，并被局限在有限的条件和特定的环境里，人力和财力消耗巨大。近年来随着有限元软件的不成熟和完善，H 型钢连轧过程数值模拟研究已经有了长足的发展，许多学者以大变形有限元软件为平台，通过把应力场和温度场相互热力耦合，对 H 型钢轧制过程进行数值仿真，精确分析出了 H 型钢的变形规律和奥氏体微观组织演变规律等，大变形有限元法的快速发展为 H 型钢新产品的开发以及孔型设计方案的优化和改进提供了便捷和可靠的理论技术手段。

随着我国 H 型钢产业的不断发展,需求量的快速增多,计算机数值模拟技术在 H 型钢轧制过程中的应用也逐渐深入并普及,特别是在孔型设计的优化、产品尺寸的预估以及工艺优化等方面都有着广泛应用。有限元的不断发展以及随后出现的商业软件为研究 H 型钢轧制过程提出了新的思路和方法,很多学者已经应用有限元软件模拟 H 型钢连轧过程,从而达到预测 H 型钢产品质量以及优化生产工艺的目的。

有关 H 型钢的仿真分析近来在国内有多篇文章发表,其中采用热力耦合数值模拟方法,康永林等人^[13],对大型 H 型钢轧制过程中的应力-应变状态、断面内部金属流动、轧制力能参数以及轧件变形和温度场变化进行了仿真分析,从而指导工艺设计及生产。孙会朝、王文生等^[14]针对 HN800×300 大型 H 型钢连轧过程的第四道次建立了万能孔型轧制有限元仿真模型,得出了不同摩擦系数对 H 型钢断面纵向位移分布没有影响,但影响宽展量的变化。

刘才^[15]利用粘塑性、钢塑性、弹塑性等三种有限元法分析了处理轧制问题的边界条件,提出了有限元的发展方向。后来刘相华等^[16]应用刚塑性有限元法计算了 H 型钢微张力轧制,求解出了轧制过程中的前滑、宽展、平均单位压力、轧制力矩等各种力能参数。

借助有限元分析软件 ANSYS/LS-DYNA,陈伟,朱国明等^[17]建立了 H 型钢三机架往复连轧过程三维仿真模型,深入研究了轧件截面在稳定轧制时的金属流动规律、轧件变形规律以及轧辊轧制力的变化情况,为提高孔型设计精度和产品质量提供了依据和思路。马光亭、臧勇等^[18]对 H 型钢的万能轧制过程进行了有限元仿真建模,从后处理器中可以看出横断面内不同位置的质点的位移大小、方向各不相同,金属流动情况复杂,并深入分析了平辊和立辊压下方向的金属流动规律,为孔型设计提供技术支持。

朱国明、康永林等人^[19]在轧后强制冷却翼缘和改变温差条件下,采用 ANSYS 模拟分析了 HN700×300 规格大型 H 型钢残余应力分布状态,通过改变 H 型钢终轧断面的温度分布,可使截面温差降低,改善了轧后 H 型钢的残余拉、压状态的应力值。李洪斌、张树江等人^[20]采用大型有限元分析软件 ANSYS/LS-DYNA 对 H 型钢连轧过程进行了数值模拟,计算出了腹板和翼缘之间在轧制方向上的相互作用应力,说明了在翼缘内部存在拉应力,腹板内部存在压应力,且靠近翼缘与腹板交界处的压应力最大,从而为孔型设计和 H 型钢生产温度调控提供了参考价值。赵旭光

等人^[21]在此基础上,用自行编制的程序优化了不合理环节,为进一步分析稳定承载力作了理论依据,避免了复杂的理论准备。

徐东涛^[22],郭娟^[23]等借助大变形有限元软件 ANSYS,构建了 H 型钢轧后控制冷却过程中不同温度下温度场变化的模拟平台,开发出了 H 型钢在线控冷方法,深入研究了降温过程,对改善工艺制度和改进控制冷却技术具有指导意义,且其最优方案的数值模拟结果与试验数据吻合较好。

陈连生、俞俊杰等人^[24]利用 DEFORM-3D 软件对 H 型钢开坯轧制过程中的温度场、应力场以及金属流动进行了有限元模拟,为合理制定开坯孔型轧制规程奠定了基础。

贺庆强、袁宝民等人^[25]采用 Gleeble-1500 实验数据建立了 Q235B 流变应力模型,通过 FORTRAN 程序将其符合到 ABAQUS 显示积分算法中,模拟典型 H 型钢七架次热连轧过程,计算出了各架次的力能参数且对轧件内部奥氏体演变过程作了简单分析,并对动态再结晶奥氏体体积分数以及道次间隙期间晶粒的长大和温度分布情况作了详细论述。模拟证明必须依靠后续的精轧连轧过程才能实现翼缘的奥氏体晶粒细化,而为了有效利用粗轧对腹板奥氏体晶粒的细化作用,要尽量减少粗轧后到入精轧机组的传送和切头时间。

Lin Chen, Zhiyang Zhang 等人^[26]介绍了冷弯型钢的变形机理,利用有限元 ABAQUS 软件主要分析了在第五道次应力和应变的变化规律,模拟结果显示,在整个变形过程中,轧件的等效应力和等效应变值随着轧制时间延长逐渐增加,使人们对型钢冷弯过程变形情况有了更加全面的认识。

赵燕等人^[27]借助热力耦合弹塑性三维有限元方法,以莱钢 H 型钢生产线为平台,主要采用网格重构方法分析了型钢轧制过程 TM 机组可逆连轧中轧件变形行为和温度场分布,为生产实践提供了理论依据。

M.Kiuchi, J. Yanagimoto^[28]采用综合计算的复合元法详细解析了 H 型钢万能连轧过程,以铅试件为研究对象,分析了轧制过程中的应力-应变以及金属流动分布规律、轧制力大小和翼缘宽展特点,让我们清楚了解到 H 型钢 CCS 连轧的变形过程。

Lin Chen, Wei Tong^[29]等利用有限元 ABAQUS 软件建立了 H 型钢的九辊矫直实体模型,深入研究了 H 型钢在九辊连续矫直过程中的弹塑性变形,通过分析应力-应变分布规律和轧件残余应力,为更深远的研究和控制 H 型钢矫直后的残余应力奠定了理论基础。

Zhongliang Tian, Hu Zhu, Lin Chen 等人^[30]利用大变形弹塑性有限元 ABAQUS 软件模拟了包钢重轨平立辊轧制过程，深入分析了初始应力以及矫直过程对残余应力的影响。模拟结果表明了残余应力主要分布在轨头，在矫直力与矫直工艺相互作用下，初始应力越大，最终的残余应力也就越大。

Hanlin Ding, Kazuki Hirai, Tomoyyuki Homma 等人^[31]利用有限元软件 DEFORM-3D 对 AM50 镁合金在不同温度和轧辊轧制速度下的显微组织演变进行了模拟。基于高温拉伸和压缩实验，在 DEFORM 中提出了本构方程和动态再结晶模型。模拟结果表明：非均匀应变分布导致了非均匀的再结晶显微结构。减小表面温度或增加轧辊速度将有助于改进再结晶晶粒，表面温度比轧辊速度对再结晶分数影响更大。在高温下以快速的轧辊速度热轧 AM50 镁合金板材，可以得到均匀细致的再结晶晶粒的显微组织。

Lin Chen 和 Zeyuan Li^[32]利用弹塑性有限元 DEFORM 软件对异型坯开坯轧制五道次中的应力变化规律进行了数值模拟，分析得出前四道次轧件内部等效应力再逐渐增大，到最后一道次由于变形减小，等效应力也降低，且在各个道次中，腹板和翼缘连接处的圆弧处等效应力最大，设计孔型时应多考虑应力较大部位。

山东大学的李永明等人^[33]利用商用有限元软件 ABAQUS 对 H 型钢开坯后的精轧过程进行了数值模拟，得到了各个道次的截面积、截面形状、轧制负荷以及变形情况，为分析不同型号，不同力能参数的轧制工艺提供了方便，模拟结果与现场实际生产相吻合，为进一步优化工艺参数，提高轧材质量以及轧制效率提供了参考依据。

1.4 课题的提出及研究内容及技术路线

1.4.1 课题的提出

随着 H 型钢市场需求量的扩大，必须对 H 型钢提出更严格的要求。提高 H 型钢质量的主要途径是使其重型化、合金化、热处理化，而采用传统的连铸坯+孔型法+人工检查工艺生产的 H 型钢工艺已不能满足电力、化工等部门对 H 型钢尺寸精度、外观平直度以及内外表面质量的要求，特别是传统工艺存在几何尺寸的不对称、外观平直度和残余应力等缺陷，所以使用万能轧机来生产高精度 H 型钢已成为必然趋势。且近年来计算机应用的逐渐增加，CAD/CAE 技术在 H 型钢塑性成形工

艺的研究中取得了巨大的进步。应用有限元数值模拟技术与塑性成型工艺相结合的方法研究整个成型过程，可以极大地降低产品开发成本、缩短产品开发周期，进而提升产品的竞争力。

针对目前 H 型钢万能连轧变形研究中有待深入的方面，即 H 型钢万能微张力连轧过程变形、连轧机架间微张力（无张力）孔型系统对连轧变形及尺寸精度的影响，开展理论和实验研究，从而深化复杂断面 H 型钢连轧变形过程机理的研究。

影响 H 型钢尺寸精度的工艺参数主要有：轧制速度、轧制温度、轧制力、BD 开坯机最终轧件尺寸、轧机刚度、孔型设计精度等。由于采用连续轧制，必须要严格控制万能机组机架间的张力，而轧辊速度的变化会直接导致张力的变化，从而影响 H 型钢几何尺寸精度。

本文围绕着连轧中的核心问题之一即张力的问题，研究速度对张力产生的影响，解析使 H 型钢连轧机架间产生的张力为零或最小的张力控制轧制，以及最大限度地保证尺寸精度的微张力万能轧制，完成 H 型钢万能微张力连轧控制，从而深化 H 型钢万能连轧变形过程机理的研究。

连轧最后一道次的主要作用是精轧轧件，使轧件的形状和尺寸满足用户需求。通过改变最后一道次万能精轧机 UF 的速度不平衡率，研究在不同万能张力连轧条件下，万能粗轧机 UR、轧边机 ER 以及万能精轧机 UF 三机架间的张力、速度不平衡率以及轧件几何尺寸三者之间的关系，解决 H 型钢万能微张力连轧如何影响尺寸精度的关键问题。

1.4.2 课题的研究内容及技术路线

本文利用大变形有限元 DEFORM 软件，选取 H400×200 规格、Q235 钢种的 H 型钢为研究对象，采用分段计算及网格重构方法对 H 型钢的热连轧过程进行仿真研究。从紧凑式 H 型钢万能张力连续轧制变形方面入手：

（1）首先收集国内外对 H 型钢连轧研究的所有文献资料，进行认真阅读、分析和总结，在前人研究的基础上，提出影响 H 型钢成品尺寸精度的新因素以及控制轧制的新方法。

（2）对 H 型钢进行热模拟试验，获得其应力-应变曲线，为 H 型钢连轧有限元模型提供数据。

(3) 对 H 型钢连轧过程进行分析, 利用非线性有限元分析软件 DEFORM 建立 H 型钢万能孔型轧制的三维数值模型, 按照现场规程, 模拟 H 型钢连轧过程, 分析万能粗轧机 UR、轧边机 ER 以及万能精轧机 UF 三机架连续轧制的特点, 研究在连轧各个道次, 轧件内部的应力-应变分布规律; 研究 H 型钢各部分压下率差异对连轧轧制过程中金属流动的影响。

(4) 改变 UR-ER-UF 三机架连轧万能精轧机 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$), 采用有限元 DEFORM 软件, 对万能粗轧机 UR 道次、压边轧机 ER 道次和万能精轧机 UF 道次这三个道次的连续轧制过程进行数值模拟。分析机架间张力与轧制速度不平衡率的关系以及机架间张力与 H 型钢的腰腿部宽度变化量的关系, 解析 H 型钢在精轧最后一道次中应力应变的分布规律及机架间张力变化的定量关系, 阐明万能微张力连轧对 H 型钢各部分金属流动规律、尺寸形状、应力-应变的影响机理。

1.5 课题研究的目的和意义

近年来 H 型钢的主要生产方式是连轧, 在万能孔型中微张力轧制是轧制理论的前沿之一。以往的学者对连轧 H 型钢的应用和控制做过一系列研究, 原田利夫^[34]对各轧制参数与连轧张力的关系只做过实验, 缺乏系统的理论依据。李华萍^[5]介绍了 H 型钢微张力轧制变形过程, 说明了微张力轧制可以有效地控制产品的边宽, 减少轧机金属消耗, 升级产品质量, 提高生产能力。且应用实验数据检验了理论的精确度。

目前 H 型钢的轧辊设计缺乏充分完善的成形理论, 多以现场的经验设计为主, 依赖试错法、经验公式获取工艺规律, 在设计阶段并不能确定金属变形以及金属消耗是否合理, 轧辊设计的尺寸是否正确, 一旦出现质量缺陷就会增加成本, 不能及时交货^[6]。后来为了减少轧机调试时间, 缩减成本, 我们采用有限元软件模拟轧制成形过程, 且这种方法得到了广泛地认可和应用。H 型钢连轧开发最重要的课题是要使连续轧机机架间的体积速度相同, 即要使两个机架间的速度产生不平衡时机架间张力调节至 0 或最小值。开发不产生尺寸变化的轧制技术及控制系统是连续轧制研究最重要的内容。因此看重对微张力轧制 H 型钢过程进行理论研究和计算机仿真是非常重要的。

2 弹塑性有限元基本理论

在金属成形问题的研究中，有弹性变形和（或）塑性变形的出现，相对于塑性变形来说，弹性变形在金属总体的变形量中占的分数是非常小的，但是如果考虑弹性变形的影响，则可以用合理的有限元模型仿真来分析金属成型且使其计算精度提高，这种分析方法称为弹塑性有限元法。

在分析弹塑性变形中的小弹塑性变形问题时，其标准为变形体内质点的位移和转动较小，应变与位移几乎成线性关系；如若变形体内质点的位移或者转动比较大时，则应变与位移不再成线性关系，必须按照大弹塑性问题来处理^[35,36]。应用有限元方法分析问题时，常用增量理论来求解弹塑性变形问题，因为在弹塑性变形中，描述应力与应变关系的曲线常为非线性，无法像解决线弹性问题一样简单地求解出物体最后的变形形状，必须将整个变形体所受的载荷分解成若干个增量步，逐步加载。

有限元分析法的基本思想是求解边界值，用较简单的问题代替复杂问题，常用来分析动态或静态的物理系统，应用非常广泛。在应用虚功方程、本构方程和增量理论等变分原理的方法求解各种弹塑性问题时，通常把偏微分方程的求解问题，通过利用能量积分，转化为求解泛函极值的问题，这种求解手段已经得到并被大家广泛用之^[36]。

2.1 弹塑性有限元虚功方程

J.-L.拉格朗日在 1764 年提出的虚功原理，是分析静力学的重要原理。其表述为：对载荷系（力系）作用下处于平衡状态的变形体给予一个符合约束条件的微小虚位移时，则外力在虚位移上所作的虚功，一定与变形体内应力在虚应变上所作的虚功相等^[35]。拉格朗日提出的虚功原理适用于弹性变形、塑性变形和弹塑性变形等变形问题。当变形体形式较弱时，其平衡条件可以表达为虚功方程，其变形过程中的每一时刻都必须符合这个平衡条件。

现设一个处于平衡受力状态的塑性变形体，其体积为 V ，总表面积为 S 的变形体的一部分表面为 S_σ ，作用在 S_σ 上的表面力为 T_i ，作用在变形体上的单位体积力的分量为 F_i ，应用虚功原理^[36]，变形过程中某一瞬间 t 时刻，Euler 描述的虚功方程的数学表达式为：

$$\int_{S_\sigma} T_i \delta \mu_i ds + \int_V F_i \delta \mu_i dV = \int_V \sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij} dV \quad (\text{式 2.1})$$

外力和应力之间的关系可通过上述虚位移和虚应变的数学关系式来表达。若将(式 2.1)中的位移变分 $\delta \mu_i$ 用速度变分 δv_i 来代替, 则虚功率方程可表达为:

$$\int_{S_\sigma} T_i \delta v_i ds + \int_V F_i \delta v_i dV = \int_V \sigma_{ij} \varepsilon_{ij} dV \quad (\text{式 2.2})$$

式中, σ_{ij} 为欧拉应力张量的分量; δv_i 为物体内部质点的虚速度分量; ε_{ij} 为阿尔曼斯应变速率张量分量^[36,37]。

2.2 弹塑性大变形本构方程

通常把应力和应变率, 或应力张量与应变张量之间的函数关系称为本构方程, 也叫本构关系, 它可以反映物质宏观性质。金属的弹塑性本构关系是一种瞬态关系, 它不仅具有非线性性质, 且与塑性变形过程中的应变和加载路径有关。在本构方程中, 可用欧拉参数来描述变形形态, 用柯西应力张量和阿尔曼斯应变张量表达应力与应变的本构关系。因为柯西应力张量的物质导数 $\dot{\tau}_{ij}$ 不是客观张量, 若用变形速率张量与导数 $\dot{\tau}_{ij}$ 直接建立本构关系, 将满足不了本构方程的客观条件, 所以常用久曼应力张量来描述本构关系^[38]。对于各向同性材料的弹塑性大变形问题, 为了反映加载历史, 可以采用速率型本构方程来求解。

阿尔曼斯应变速率张量与久曼应力变化率张量的关系式为:

$$(\dot{\tau}_{ij})^J = D_{ijkl} e_{kl} \quad (\text{式 2.3})$$

式中 D_{ijkl} —弹塑性张量;

$(\dot{\tau}_{ij})^J$ —久曼应力变化率张量;

e_{ij} —阿尔曼斯应变速率张量。

对于各向同性硬化材料, 应用塑性流动理论, 通过求解普朗特-劳斯方程得出 D_{ijkl} 。

在小变形理论的前提下, 得到速率型的普朗特-劳斯方程为:

$$\dot{\sigma}_{ij} = \frac{E}{1+\nu} \left[\left(\delta_{ik} \delta_{ji} + \frac{\nu}{1-2\nu} \delta_{ij} \delta_{kl} \right) \varepsilon_{kl} - \alpha \dot{\lambda} \sigma_{ij} \right] \quad (i,j,k,l=1,2,3) \quad (\text{式 2.4})$$

$\bar{\sigma}$ -等效应力； σ_{ij} -应力分量； $\dot{\sigma}_{ij}$ -应力偏量； $\bar{\varepsilon}^P$ -等效塑性应变； ε_{ij} -应变分量； E -杨氏模量； ν -泊松比。其中：

$$\dot{\lambda} = \frac{1}{\frac{2}{3}\bar{\sigma}^2 \left(1 + \frac{2}{3}H \frac{1+\nu}{E}\right)} \sigma_{kl} \dot{\varepsilon}_{kl} \quad (\text{式 2.5})$$

$$H = \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}^P} \quad (\text{式 2.6})$$

δ_{ij} -克罗内克尔符号； α -载荷性质判断因子，在塑性加载或者中性变载过程中 $\alpha=1$ ；弹性加载过程或卸载过程中， $\alpha=0$ ^[38]。

$$\dot{\sigma}_{ij} = \frac{d\sigma_{ij}}{dt} \quad (\text{式 2.7})$$

采用式（2.4）分析弹塑性大变形有限元时，用 $\dot{\tau}_{ij}^J$ 替代 $\dot{\sigma}_{ij}$ ，把 ε_{ij} 改为 e_{kl} ，用柯西应力 τ 替代欧拉应力 σ ，将式（2.5）代入式（2.4）后得：

$$\dot{\tau}_{ij}^J = \frac{E}{1+\nu} \left[\delta_{ij} \delta_{jl} + \frac{\nu}{1-2\nu} \delta_{ij} \delta_{kl} - \alpha \frac{\dot{\tau}_{ij} \dot{\tau}_{kl}}{\frac{2}{3}\tau^2 \left(1 + \frac{2}{3}H \frac{1+\nu}{E}\right)} \right] \dot{e}_{kl} \quad (\text{式 2.8})$$

又已知拉格朗日应力张量 ζ_{ij} 和欧拉应力张量 σ_{ij} 的关系式为：

$$\zeta_{ij} = j \frac{\partial X_p}{\partial x_i} \sigma_{ij} \quad (\text{式 2.9})$$

对比式（2.3）和式（2.9），可得：

$$D_{ijkl} = \frac{\dot{E}}{1+\nu} \left[\delta_{ij} \delta_{jl} + \frac{\nu}{1-2\nu} \delta_{ij} \delta_{kl} - \alpha \frac{\dot{\tau}_{ij} \dot{\tau}_{kl}}{\frac{2}{3}\tau^2 \left(1 + \frac{2}{3}H \frac{1+\nu}{E}\right)} \right] \quad (\text{式 2.10})$$

这样，对于三维弹塑性变形，借助小位移小应变的本构方程式（2.4），可得到更加具有普遍意义的本构方程式（2.10），它对于小位移小变形和大位移大变形情形都适用。

2.3 弹塑性增量理论

增量理论又称塑性流动理论，是相对于全量理论而言的。它是描述材料在一般加载条件下，金属塑性变形过程中的应力与应变增量或应变速率之间关系的物性方程，它与加载过程某一瞬间的变量关系较密切，与加载历史关系不大。在简单加载的条件下，我们才能对弹塑性变形体建立全量应力和应变之间的关系。如果本构关系是用增量理论表示的，则可以统称为增量理论或流动理论，它是金属塑性加工力学的重要基本方程之一，下面简述增量理论的三个主要内容。

(1) 屈雷斯加 (Tresca) 屈服准则和米塞斯 (Mises) 屈服准则

屈服准则也称塑性条件，主要用来描述物体内的某个质点在不同应力状态下由弹性变形过渡到塑性变形，且持续进行塑性变形状态的力学条件。对于单向拉伸问题，变形体由弹性变形状态进入塑性变形状态，此时屈服准则为 $\sigma = \sigma_s$ 。对于任意应力状态，描述变形体应力状态，需要 6 个应力分量（或 3 个主应力分量），应力状态非常复杂，因此常用假设法描述材料由弹性变形状态进入塑性变形状态的判据。屈服准则是求解塑性成形问题必要的补充方程。

“屈雷斯加屈服准则”是描述变形体内的质点受到的最大切应力达到某一定值时，就发生塑性变形。所以该准则又称为“最大剪应力准则”。其表达式可以写成：

$$\tau_{\max} = \left| \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \right| = C \quad (\text{式 2.11})$$

德国力学家米塞斯于 1913 年提出了另一个“米塞斯屈服准则”，即“物体内的某一质点在一定变形的条件下，其应力偏张量的第二不变量 J_2' 达到定值时，此点进入塑性状态”，可以用下列式子表示：

$$f(\sigma_{ij}') = J_2' = C \quad (\text{式 2.12})$$

$$\text{因为 } J_2' = \frac{1}{6} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right] = C \quad (\text{式 2.13})$$

且处于塑性状态的点，其应力分量 σ_{ij} 的函数满足屈服准则：

$$f(\sigma_{ij}) = 0 \quad (\text{式 2.14})$$

所以等效应力 $\bar{\sigma}$ 的表达式为：

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (\text{式 2.15})$$

(2) 流动准则

流动准则是表示材料达到屈服后，塑性变形增量的方向假定，即塑性变形增量各分量之间按什么比例变化的一种比例关系。

塑性应变增量与应力的数学关系可以用 Prandtl-Reuss 公式表示^[36,39]：

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} \quad (\text{式 2.16})$$

式中， $d\varepsilon_{ij}^p$ —塑性应变增量； ∂G —与屈服函数相关的塑性势函数^[36,39]。

(3) 硬化准则

硬化准则是描述屈服随着塑性应变增大而变大的函数，也是描述材料进入塑性变形后的后继屈服函数^[36]。实验数据表明，发生硬化的材料确实存在后继屈服曲面，不过用实验方法无法完全确定其大小、形状。当塑性应变增大时，材料变形的各向异性效应也更明显，为了使问题简单，可以简化假设各种条件，应用简单的等向强化模型^[35]。模型函数的形式为：

$$f(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p, K) = 0 \quad (\text{式 2.17})$$

式中， K —随加载时间变化的硬化参数。

而各向同性硬化材料在进入塑性变形后，不是无规则的变形，而是其加载曲面均匀地向外在物体表面四周扩展^[36]。应用 Mises 屈服函数，其后继屈服函数的表达式为：

$$\begin{cases} f(\sigma_{ij}, K) = f - k = 0 \\ f = \frac{1}{2} S_{ij}' S_{ij}' \\ k = \frac{1}{3} \sigma_s^2 \end{cases} \quad (\text{式 2.18})$$

弹塑性准则常采用各向同性硬化准则，各向同性硬化材料的后继屈服满足米塞斯屈服准则，等效塑性应变 $\bar{\varepsilon}_p$ 与现时的后继屈服应力 σ_s 的关系式为^[36]：

$$\bar{\varepsilon}_p = \int d\bar{\varepsilon}_p = \int \left(\frac{2}{3} d\varepsilon_{ij}^p \cdot d\varepsilon_{ij}^p \right)^{\frac{1}{2}} \quad (\text{式 2.19})$$

3 H 型钢万能连轧理论及模拟方案的制定

3.1 连续轧制基本理论

连续轧制属于金属塑变成型，分为纵向轧制和横向轧制，是用轧机把金属辗轧成各种不同断面的板材、棒材或异形材的方法，在轧钢生产中所占的比重日益增大。

3.1.1 连续轧制的速度匹配转数

连轧机组各个机架顺序排列，并通过轧件互相联系，轧件同时穿过数架轧机进行轧制。各个机架连续运转时，随着轧件的断面不断被压缩，其轧制速度递增，保持正常稳定的连续轧制的条件是轧件在轧制线上每一机架的秒流量必须维持相等。

连续轧制时，轧辊半径 R 、轧辊转速 n 、轧件伸长率 λ 、前移系数 δ 、后移系数 ν 有一定的数学关系^[40]。

根据体积不变原理可得：

$$V_{2in} S_1 = V_{2out} S_2$$

$$V_{2in} = \nu_2 V_{R2}$$

$$V_{2out} = \delta_2 V_{R2} \quad (\text{式 3.1})$$

$$\lambda_2 = S_1 / S_2$$

$$\nu_2 \lambda_2 = \delta_2$$

式中， V_{in} —轧件入口速度； V_{out} —轧件出口速度； S —轧件断面面积； δ —前移系数； ν —后移系数； λ —伸长率。

根据轧件出前一机架的速度等于轧件进入后一机架的速度，可以得到式 3.2：

$$V_{1out} = V_{2in}$$

$$\delta_1 V_{R1} = \nu_2 V_{R2} \quad (\text{式 3.2})$$

$$\delta_1 (2\pi R_1 n_1) = \nu_2 (2\pi R_2 n_2)$$

式中， n —轧辊转速； R —轧辊半径。

利用式 3.1、3.2，可以得出在连续轧制时，两机架的轧辊转速有如下关系：

$$n_2 = (\delta_1 / \delta_2) (R_1 / R_2) \lambda_2 n_1 \quad (\text{式 3.3})$$

3.1.2 机架间张力与轧制速度不平衡量的关系

连轧张力微分方程是目前描述连续轧制过程比较常用的微分方程，其表达式为：

$$\frac{d\sigma}{dt} = \frac{E}{L}(V_{out} - V_{in}) \quad (\text{式 3.4})$$

式中 σ —张力； V_{out} 、 V_{in} —出口、入口速度； t —时间； E —杨氏模量； L —机架间距。

当两台机架连轧时，两机架间的张力（ σ ）与速度不平衡率（ $\Delta n/n_0$ ）的关系为：

$$\sigma = \alpha(\Delta n/n_0) \quad (\text{式 3.5})$$

式中， n_0 —无张力连轧时的配合转数， Δn —轧辊不平衡转数，从式 3.5 可知，两机架间的张力与两机架的速度不平衡率成线性关系^[41]。

3.2 制定模拟方案

德国西马克公司生产的 CCS（Compact Cartridge Stands）-紧凑型易更换式轧机主要用于多规格型钢的生产，其轧机布置形式常采用串列式，连续可逆轧制型钢，这种机组一般由两架万能轧机和一架法兰式轧边机组成，三机架往复轧制若干次，轧机全部采用 CCS 万能连轧技术^[42]。

本文中，设计 H 型钢在万能孔型中一共往复连轧 5 道次，各道次都是分别由万能粗轧机 UR、轧边机 ER 及万能精轧机 UF 组成。其中万能轧机的上下、左右两个辊的直径都相等，通过改变万能孔型中水平辊和立辊之间的辊缝来调整各个道次的压下量，轧边机由上、下两个水平辊组成，主要是用来加工翼缘的平直度以及控制边宽。在 CCS 连续轧制过程中，以开坯轧制最后一道次得到的轧件作为精轧的坯料，万能粗轧机、轧边机和万能精轧机组成 CCS 可逆连轧机组使轧件往复轧制若干次，最终满足用户需要。

3.2.1 H 型钢孔型系统的制定

合理的型钢孔型设计在型钢生产中起着重要的作用，为实际生产带来许多优势，首先可以保证成品断面合格，内部组织良好，金属残余应力小；其次可以使轧机金属消耗少，提高生产技术指标，节约生产成本，提高生产效率。设计孔型时也

要考虑车间条件和各个主辅设备的布置形式，以使设计的孔型满足车间设备和生产工艺的要求。

(1) 坯料的选择

在 H 型钢生产中，坯料的选择也对成品质量和性能起着非常重要的作用。合理的坯料形状对孔型设计和轧制工艺方案的制定有如下帮助：

- (a) 可以适当的减少轧制道次，降低工作量；
- (b) 优化孔型设计；
- (c) 大大减少了基础建设工作，降低了设备投资。

H 型钢万能精轧的来料形状为异型连铸坯，本次设计选取的异型坯坯料为开坯轧制最后一道次的轧件，尺寸为 545 mm×217 mm×35 mm×75 mm，断面面积为 40766mm²，详细尺寸见图 3.1。

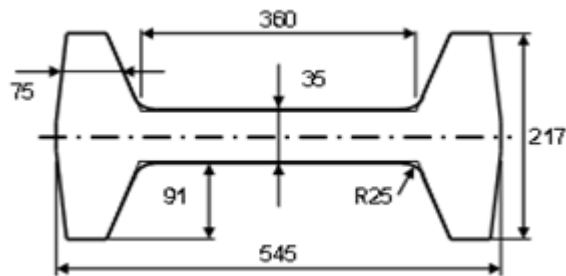


图 3.1 异型坯断面尺寸

H 型钢在 CCS 万能孔型中轧制完成后，成品 H 型钢尺寸为 400 mm×200 mm×8 mm×13mm，断面面积为 8508mm²，详细尺寸见图 3.2。

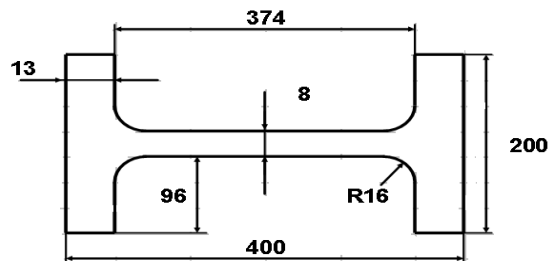


图 3.2 成品断面尺寸

(2) H 型钢 CCS 万能连轧各机架孔型设计

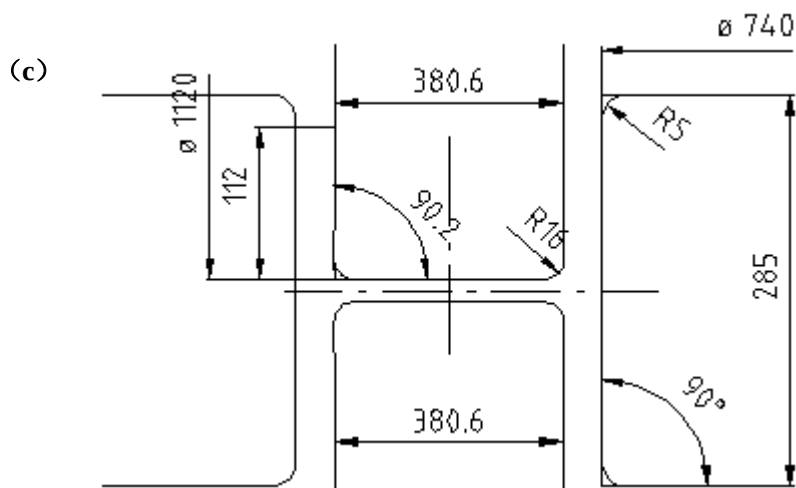


图 3.3 CCS 连轧机组孔型尺

(a) UR 孔 (b) ER 孔 (c) UF 孔

3.2.2 H 型钢无张力连轧模拟规程的制定

本文依托长钢 H 型钢厂万能连轧机的布置形式, 设计 400×200 型钢的 CCS 精轧的轧制规程列于表 3.1。

表 3.1 CCS 连轧机组轧制规程

道次	孔型	辊缝 (mm)		变形量	速度	rpm
		水平辊	立辊	(mm)	(m/s)	(1/min)
1	UR	31.4	65.8	3.60	3.00	54.25
	ER	43.4		9.20	3.00	92.77
	UF	27	55.3	4.40	3.50	63.38
2	UF	23.1	46.2	3.90	3.09	56.01
	ER	35.1		8.30	3.09	95.41
	UR	19.5	37.9	3.60	3.80	68.92
3	UR	16.4	30.9	3.10	3.22	58.50
	ER	28.4		6.70	3.22	99.53
	UF	13.8	25.2	2.60	4.00	72.51
4	UF	11.6	20.5	2.20	3.42	61.99
	ER	23.6		4.80	3.42	105.56

续表 3.1

道次	孔型	辊缝 (mm)		变形量 (mm)	速度 (m/s)	rpm (1/min)
		水平辊	立辊			
4	UR	9.9	16.9	1.70	4.20	76.10
5	UR	8.5	14.1	1.40	4.15	75.17
	ER	20.5		3.10	4.15	128.12
	UF	8	13	0.50	4.50	81.47

3.2.3 H 型钢微张力连轧模拟规程的制定

H 型钢万能精轧一共来回往复轧制五道次，前四道次采用现场轧制规程，改变连轧最后一道次万能精轧机 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$)，采用大变形有限元 DEFORM 软件对三机架万能连轧过程进行数值模拟。当改变 UF 的速度不平衡率时，分析万能粗轧机 UR 和轧边机 ER 间张力以及轧边机 ER 和万能精轧机 UF 间张力的变化情况，研究在 UR 孔型、ER 孔型和孔型 UF 中，轧件的尺寸变形特点以及轧件稳定截面的应力和应变的变化规律。

最后一道次万能精轧机 UF 的速度不平衡率共分为 7 种情况，即： $\Delta n/n_0 = 0.048, 0.096, 0.144, -0.144, 0, -0.096, -0.048$ ，按照长钢 H 型钢厂现场轧制规程，最后一道次中万能精轧机 UF 的水平轧辊的轧制速度 $V_{UF} = 4.50\text{m/s}$ ，即轧辊转速 $n_0 = 81.47\text{r/min}$ 。万能精轧机 UF 的速度不平衡率各数值见表 3.2。

表 3.2 万能精轧机 UF 速度不平衡率 ($\Delta n = (69.74-81.47)/81.47 = -0.144$)

UF($\Delta n/n_0$)	轧辊转速 $n/(\text{r/min})$	轧制速度 $v/(\text{m/s})$
-0.144	69.74	3.85
-0.096	73.65	4.07
-0.048	77.56	4.28
0	81.47	4.15
0.048	85.38	4.71
0.096	89.29	4.93
0.144	93.20	5.15

3.3 本章小结

本章主要阐述了张力连轧的基本理论，即机架间张力、轧制速度不平衡率以及轧辊的匹配转速三者之间的关系；设计出了万能孔型及坯料截面形状，制定了 CCS 万能连轧时无张力条件下轧制过程的模拟方案以及改变 UF 道次速度不平衡率，万能粗轧机 UR、轧边机 ER 和万能精轧机 UF 三机架连轧的模拟方案。

4 H 型钢万能连轧数值模型建立

4.1 H 型钢连轧过程有限元模型的建立

本文主要采用弹塑性有限元 DEFORM 软件，对 H 型钢万能连轧过程进行数值模拟。在进行模拟计算时，材料参数的选择，轧件与轧辊的几何配辊模型，轧件网格划分的细密程度轧件网格划分的细密程度边界条件的设置都对模拟结果的计算精度起着至关重要的作用，所以我们要适当地选择和处理上述参数^[4,40]。下面介绍有限元建模的主要方法和万能连轧的模拟步骤。

4.1.1 建立几何模型

对塑性加工过程进行模拟仿真，最关键的是要保证模拟计算的准确性。因此，首先要建立合适的几何模型。

本文在建立有限元模型时遵守的原则是：在计算机性能允许的前提下，尽量不简化模型，即在模拟过程中模型的几何尺寸采用现场的实际尺寸^[43]。坯料的尺寸采用实际开坯轧制最后一道次孔型尺寸，轧件网格图如图 4.1 所示。

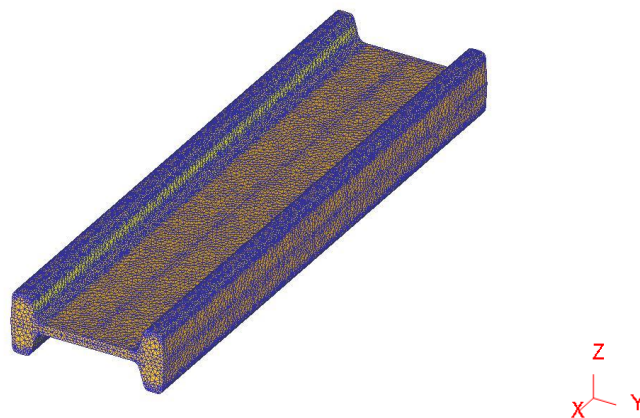


图 4.1 轧件网格图

CCS 连轧机组采用单道次可逆轧制，在几何模型装配时要需遵守 3 个原则：水平辊圆柱端面与轧件腰部接触；水平辊圆角部位与腰腿连接的圆弧处接触；立辊圆柱端面与腹板外表面接触^[44]。

几何模型先在 PRO/E 软件中建立装配好，再由数据交换格式文件导入到 DEFORM 中定义好装配位置。轧件与轧辊的几何模型装配图如图 4.2 所示。

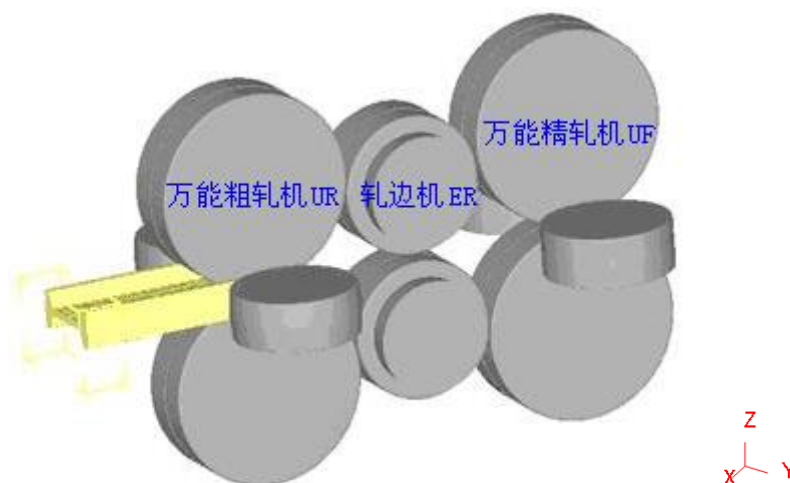


图 4.2 轧件与轧辊的几何模型图

4.1.2 设置边界条件和接触体定义

根据现场轧制情况，主要设置三个工具的边界条件：

(1) 水平辊：水平辊为主动辊，定义其转动中心坐标和转动角速度，轧辊转动的线速度方向与轧件运动方向相同且具有相同的数值，将水平辊与坯料定义从属关系，即刚体与柔体的接触，同时定义合适的摩擦系数^[45]；

(2) 立辊：立辊定义为从动辊，靠与坯料之间的摩擦力带动其转动，在前处理器中把立辊与坯料的接触定义为刚-柔接触，输入相应的摩擦系数，定义轧辊的转动中心，对它的旋转中心轴施加相应的约束^[45]；

(3) 推板：为了便于钢坯咬入轧机中，给推板一个略低于水平辊切向速度的线速度；推板定义为刚体，靠摩擦力带动坯料咬入轧机^[45]；

H 型钢的万能连轧变形过程非常复杂，在有限元模拟中常采用速度控制法，一旦轧件进入轧机，则脱离推板，实现稳态轧制后，以一定的匀速直线运动。

其他边界条件如表 4.1 所示：

表 4.1 其他边界条件^[46]

参数	取值
上下轧辊的初始温度/ (°C)	200
环境温度/ (°C)	50
接触热传导系数/ ($W \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)	37.6
对流换热系数/ ($W \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)	65.0
辐射系数	0.8
热容	778
玻耳兹曼系数/ ($W \cdot m^{-2} \cdot K^{-4}$)	5.67×10^{-8}
摩擦及塑性功生热系数	0.5/0.9
剪切摩擦系数	0.7

4.1.3 选择材料模型

不同的材料参数对模拟的分析结果的影响也不同，在应用有限元 DEFORM 软件进行计算机模拟时，软件前处理器自带大量的材料模型参数供用户选择。依托现场实际生产情况，本文在模拟 H 型钢连续轧制时，轧辊均定义成刚性体，依照材料参数选择合适的刚性材料模型，轧件材料模型选择弹塑性材料模型^[4]，钢种选用 Q235 钢，其化学成分见表 4.2。

表 4.2 H 型钢的化学成分（质量分数） (wt/%)

牌号	C	Si	Mn	S	P	Als	Ni	Ti	Mo	V
Q235B	0.164	0.210	0.446	0.012	0.015	0.018	0.015	0.023	0.021	0.022

首先，利用现有的 Gleeble-1500 热模拟机可得到材料的基本参数。我们选择 Q235 钢为实验对象，选取五个实验温度分别为 1150 °C、1100 °C、1050 °C、1000 °C、950 °C，以 10 °C / s 的速率把试件升温至上述温度，停留保温 2 分钟后再以 0.1 s⁻¹ 的加载速率进行加载，即可获得模拟所需要的 Q235 钢在不同温度下的应力-应变曲线，其真应力-真应变关系曲线如图 4.3 所示。

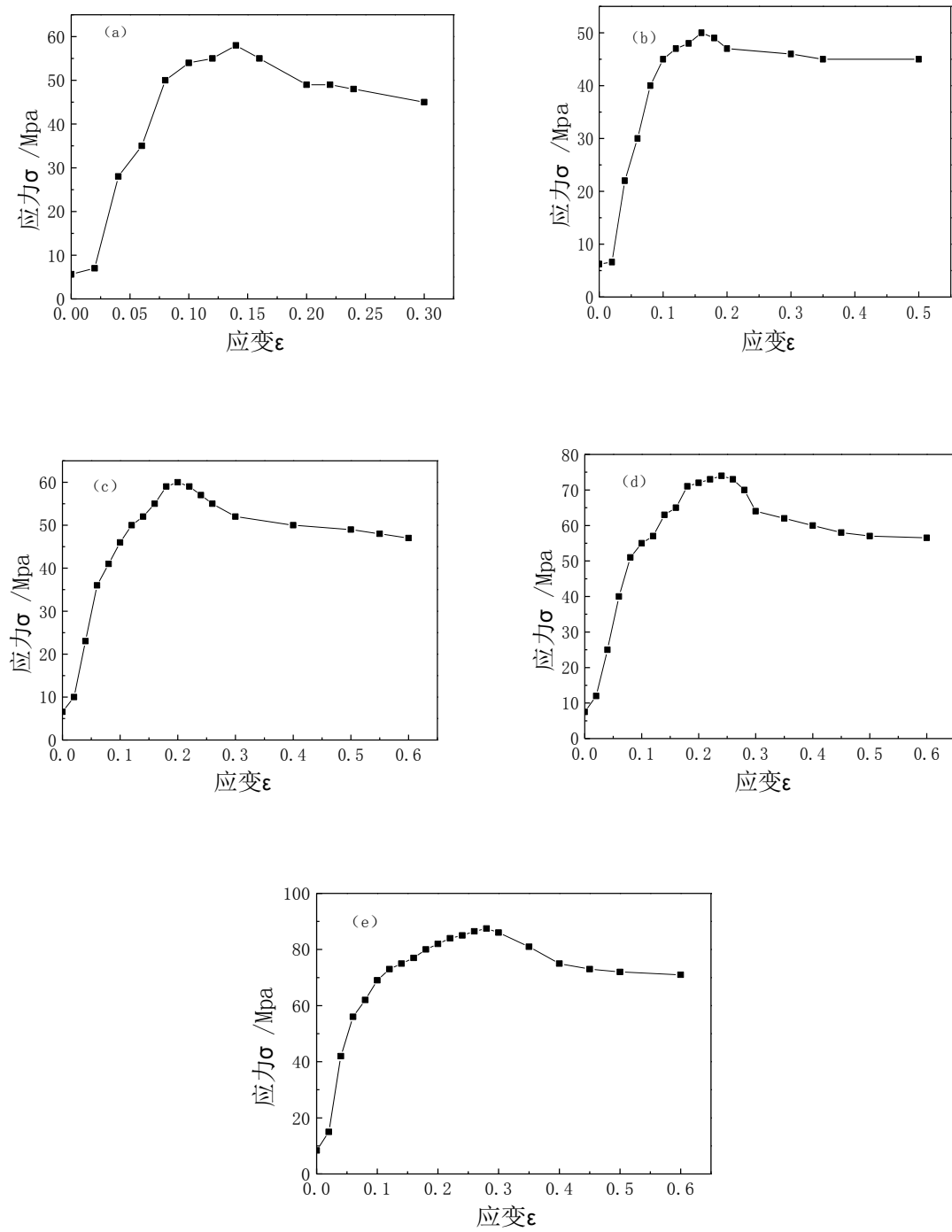


图 4.3 Q235 钢在不同变形温度和变形速率条件下的真应力-真应变曲线

- (a) 变形温度 1150°C，变形速率 0.1 s⁻¹ (b) 变形温度 1100°C，变形速率 0.1 s⁻¹
 (c) 变形温度 1050°C，变形速率 0.1 s⁻¹ (d) 变形温度 1000°C，变形速率 0.1 s⁻¹
 (e) 变形温度 950°C，变形速率 0.1 s⁻¹

随后，利用均值处理的方法，根据所得的应力-应变曲线，获得 Q235 钢在不同温度下材料的杨氏模量 E 和泊松比 μ ；表 4.3 为 Q235 钢在不同温度下的力学性能参数。

表 4.3 Q235 钢性能参数

温度 (T) / (°C)	初始屈服应力 (σ) / (Mpa)	弹性模量 (E) / (GPa)	泊松比 (μ)
950	8.34	1.23	0.348
1000	7.52	1.28	0.345
1050	6.57	1.25	0.345
1100	6.23	1.21	0.355
1150	5.57	1.16	0.360

4.2 三维网格重构

H 型钢在万能孔型中进行连续轧制，第一道次初始轧件尺寸是 545mm×217mm×35mm×75mm 的异形轧件，轧制结束后 H 型钢的翼缘厚度为 13mm，翼缘高度为 200mm，腹板厚度为 8mm，由于连续轧制道次比较多，如果只采用一套网格，会产生严重的单元畸变，严重影响计算精度，甚至轧件在最后道次会产生严重的大变形而无法提取所需数据^[47]。为了对 H 型钢万能连轧过程进行顺利的计算机仿真，可以采用三维网格重构技术，以保证分析的可行性和结果的准确性。本论文中，在轧制完成一道次，后一道次提取前一道次的坯料截面，在三维绘图软件中拉成体，导入有限元软件中进行网格重新划分，这种网格重构技术，既继承了原节点的所有信息，也改善了网格畸变，重新生成优良的四面体网格，提高计算精度^[36]。

4.3 后处理

计算机模拟完成后，通过 DEFORM 的后处理器，可以直观明了地看到轧件内部金属流动规律以及任意稳定截面上的应力、应变分布云纹图，还可以显示轧件在每一步的变形动态图^[48]，使用户能方便地理解模拟结果，预测成形质量和成形缺

陷。在本文中，轧件内部的金属流动位移大小以及应力、应变云纹图都是通过后处理模块提取的结果图^[49~51]。

4.4 本章小结

本章主要阐述了通过实验手段如何获得 Q235 钢的真应力-真应变曲线以及材料的杨氏模量和泊松比；介绍了弹塑性有限元模型建立的基础条件以及怎样设置模拟的基本步骤可以使结果更加精准。

5 无张力万能连轧变形各道次轧件断面模拟结果分析

H 型钢的万能轧机轧制由主动的上下一对水平辊及左右一对无驱动纵轧辊而进行，且水平轧辊比纵轧辊的外径要大。本设计采用万能粗轧机 UR、轧边机 ER 和万能精轧机 UF 组成串列式连轧机组，依照现场轧制规程，即机架间张力为零的情况下，利用 DEFORM 软件对 H 型钢 CCS 连轧过程进行数值模拟。

5.1 CCS 万能连轧各道次轧件断面等效应力分析

利用 DEFORM 软件后处理器提取 CCS 连轧过程中轧件的任意稳定截面的一层单元，后处理器显示的各道次的等效应力分布状态如图 5.1 所示。

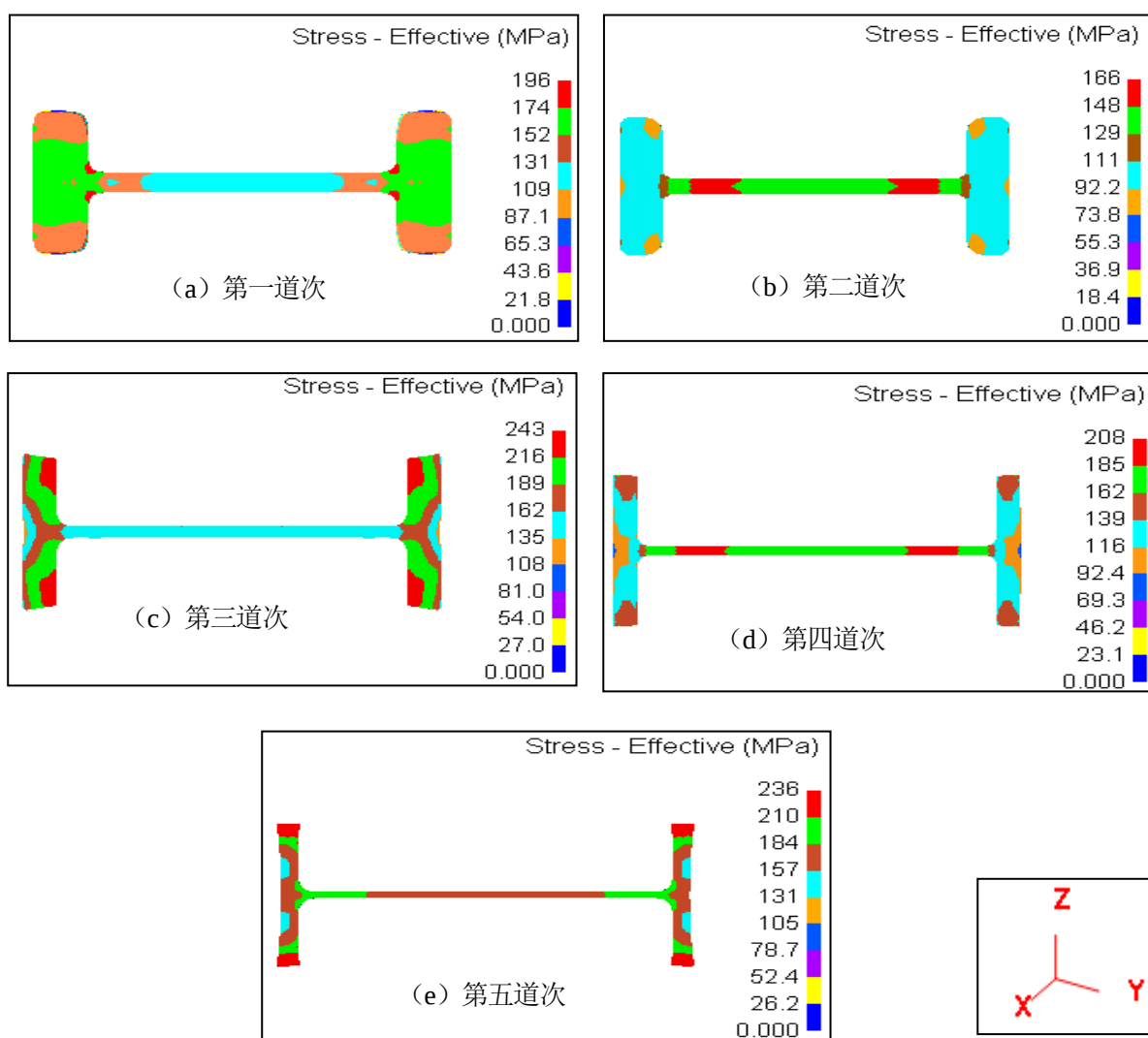


图 5.1 CCS 连轧机组轧制等效应力分布图

如图 5.1 所示，对于 CCS 万能连轧机组而言，随着轧辊压下量的不同，轧件在不同道次的相对变形量也不同，故轧件等效应力也有所差别。CCS 万能连轧的主要目的是使接近成品的异形轧件轧成用户需要的标准成品尺寸，经过精轧机后轧件的内侧和外表面都变得平直。H 型钢在万能孔型中进行连续轧制，为了获得性能良好的产品质量，轧件大部分部位应该处于三向压应力状态。由于 H 型钢连轧的万能孔型为对称孔型，上下两轧辊辊径以及轧辊各点线速度均相同，所以对称面上的应力分布也相同，且呈现出上下左右对称分布的局面。从图 5.1 各个道次轧件的稳定截面图可以看出，轧件上的各部分应力沿横轴和纵轴分别对称。

在万能连轧过程的各个道次中，轧件的翼缘和腹板的等效应力都比较大。由图 5.1 (a) 第 1 道次可知，腹板和翼缘交界的圆弧处受到的等效应力比其他部位都大，最大值为 196MPa。由图 5.1 (b) 第 2 道次和图 5.1 (d) 第 4 道次可知，轧件的最大应力发生在腹板的两端接近翼缘处，其最大应力分别为 166MPa 和 208MPa。H 型钢万能连轧的主要作用是对翼缘进行深加工，从图 5.1 (b) 第 3 道次和图 5.1 (d) 第 5 道次可明显看出，翼缘处最大等效应力值为 243MPa 和 236MPa。H 型钢在万能孔型中轧制变形，连轧前 3 道次的相对变形量逐渐增大，所以轧件内部的最大等效应力也增大；而后 2 道次由于轧辊压下量较小，相对变形量减少，所以其最大等效应力也有所下降^[4]。

为了进一步研究 H 型钢万能连轧过程中的等效应力变化情况，取腹板中部、腹板与翼缘交界的圆弧处以及翼缘端部的关键节点 P1、P2 和 P3^[4]，提取位置如图 5.2 所示。

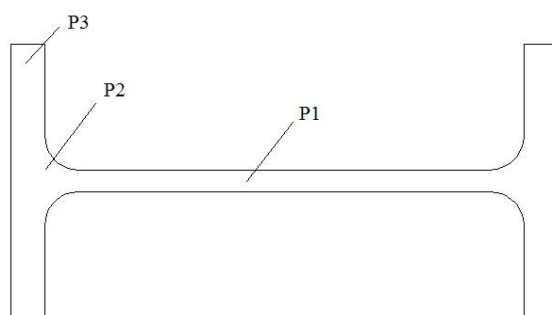


图 5.2 节点提取位置

利用 DEFORM 后处理器提取 H 型钢在各个道次轧后稳定断面的腹板中部、腹板与翼缘交界的圆弧处以及翼缘端部的关键节点 P1、P2 和 P3^[4]，分析各自的等效应力值如图 5.3 所示。

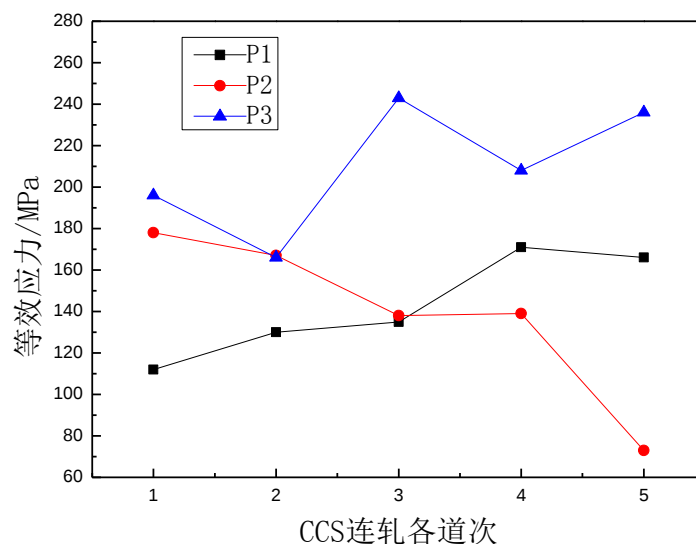


图 5.3 CCS 连续轧制 5 道次关键点部位等效应力变化图

由图 5.3 可知，CCS 连轧各道次轧件的腹板中部和翼缘端部的等效应力都呈现上升趋势。第一道次腹板中部 P1 点的应力值为 112 MPa，经过 5 道次来回轧制后上升到了 166MPa。轧件每经过轧边机，其翼缘受到轧边机横向的较大的轧制力，发生了较大的变形，轧件随后进入万能精轧机，水平辊侧面和立辊端面同时轧制翼缘，且翼缘窄而高，所以端部受到很大的作用力，其内部应力值也就比较大，P3 点在各道次的最大应力值分别为 196MPa、166MPa、243MPa、208MPa、236MPa，第三道次应力值最大。随着 CCS 万能连轧的进行，轧件端部的变形量越来越大，其应力随着变形量的增加而呈现上升趋势。腹板和翼缘交界的圆弧处的 P2 点的等效应力随着变形量的增加呈下降趋势，整个连轧过程，其应力值范围为 73MPa~178 MPa。

5.2 CCS 万能连轧变形各道次等效应变分析

依照 CCS 万能无张力连轧的轧制规程进行模拟轧制后，沿着轧件的横断面方向，提取轧件在任意稳定截面的等效塑性应变云纹图，具体等效应变分布情况如图 5.4 所示^[52]。

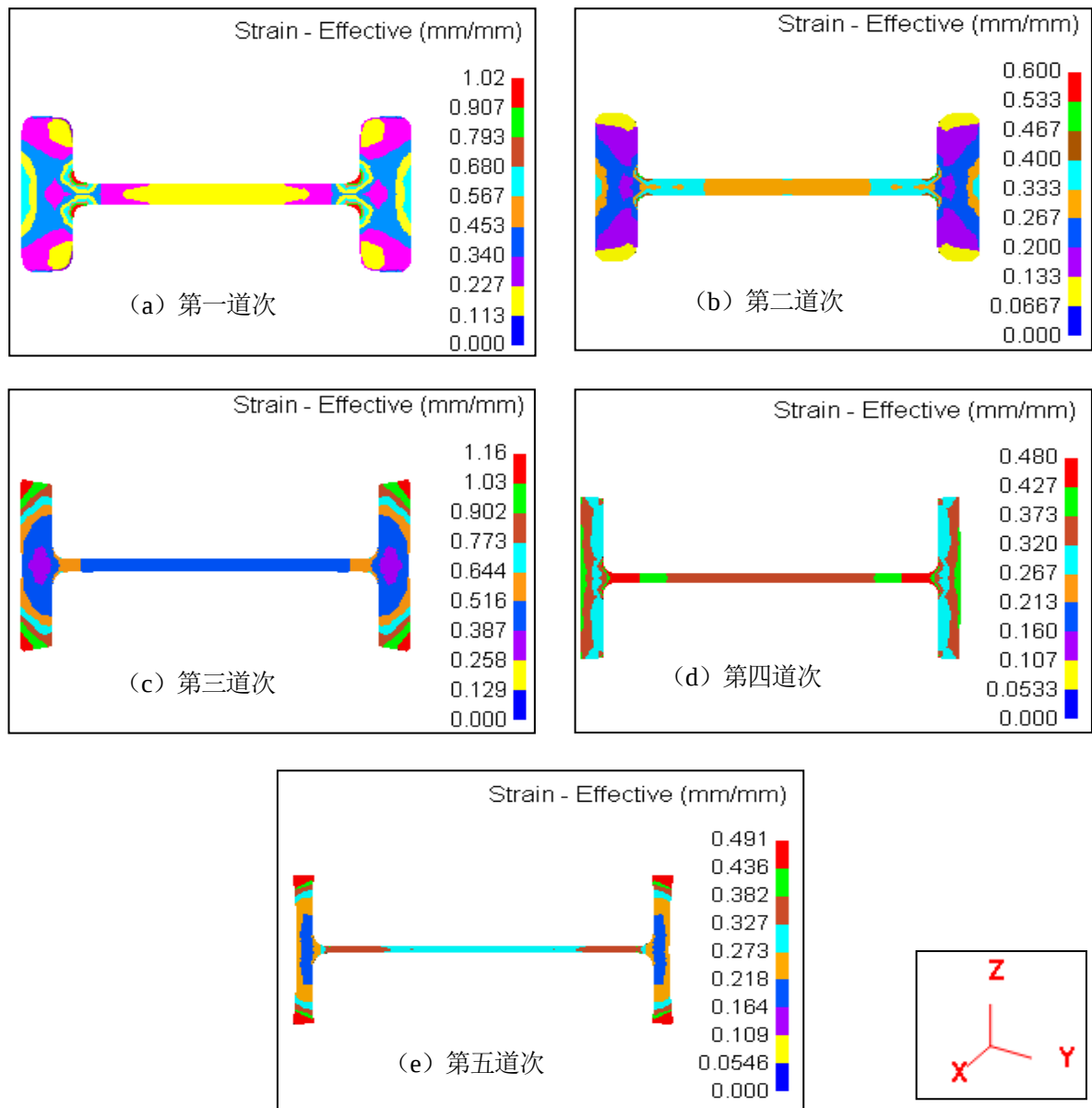


图 5.4 CCS 连轧机组轧制等效应变分布图

从图 5.4 的轧件断面等效应变云纹图中可以看出，由于 H 型钢为对称的 H 形，形状较罕见，各个断面都受到轧辊的挤压作用，变形过程极为复杂，所以各质点的等效应变分布也不不太均匀。轧件翼缘的变形量相对较大，腹板变形较小，虽然轧边机对翼缘端部施加压下，使翼缘端部产生了很大的变形，但是由于翼缘高度大，变形没有深透，仅局限在翼缘顶端，所以翼缘两顶端部变形量较大。从图 5.4 (a)

第 1 道次、图 5.4 (b) 第 2 道次和图 5.4 (d) 第 4 道次的等效应变云纹图可以看出，在腹板和翼缘交界的圆弧处的不均匀变形较大，其最大值分别是 1.02、0.6 和 0.48，由于第 3 道次和第 5 道次轧件翼缘端部应力比较大，所以其等效应变的最大值也在翼缘端部，分别为 1.16 和 0.491。

提取模拟轧制中轧件的重点部位，即在 H 型钢腰部、腰腿连接的圆弧处和翼缘处提取 3 个点，如上图 5.2 所示，获取各个点在 CCS 连轧各个道次的等效应变值制图，如图 5.5 所示。

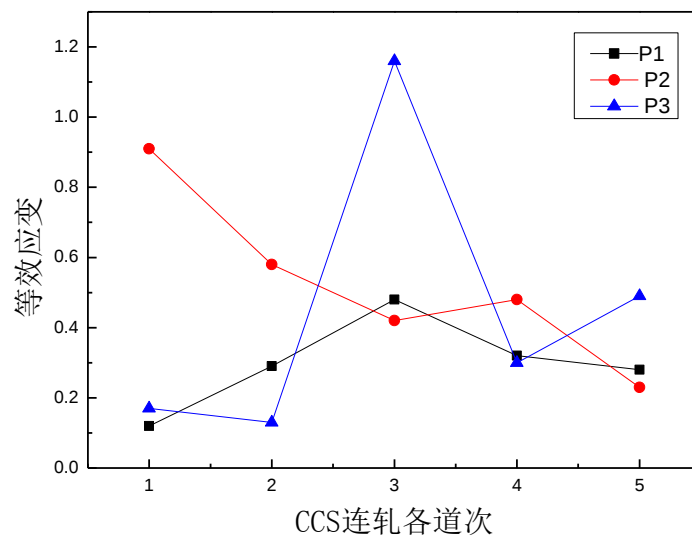


图 5.5 CCS 连续轧制取点部位等效应变变化图

由图 5.5 可以看出，腹板部位应变最小，翼缘部位较高，这是由于应变小的腹板部位限制了应变大的翼缘部位，使两处的金属存在拉扯作用。受到立辊端面压下作用的影响，翼缘对腹板的延伸起了限制作用，而腹板对翼缘的拉动作用是很小的。因此腹板基本上在一个平面上变形，变形较难，翼缘具有上下自由边，变形相对容易。腹板部位的最大应变为 0.48。H 型钢精轧的目的主要是修整翼缘厚度、上表面和内侧的平直度，使其更好的进入矫直机矫直，所以对腹板的压下量比较小，翼缘端部的不均匀变形比较大，其最大等效应变值为 1.16。腹板中部和翼缘端部的塑性应变都是随着 CCS 连轧道次的增加呈先上升后下降趋势。这是因为最后一道次主要是精整轧件形状，得到平直且尺寸符合用户要求的 H 型件，所以变形量很小。

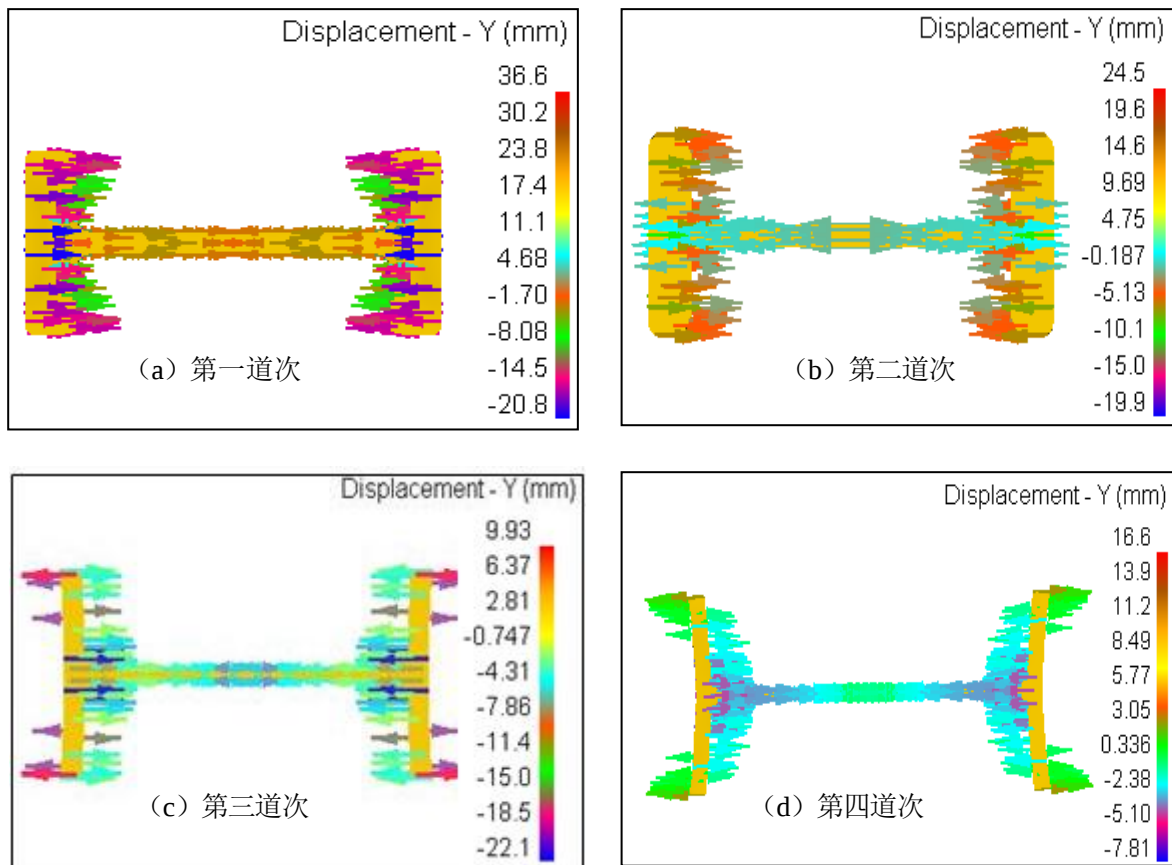
轧件刚刚咬入轧辊时，水平辊端面首先接触腰腿的连接部位，所以其第一道次的等效应变最大，最大值为 0.91，随着连轧的进行，腰腿连接处变形越来越小，其应变值也逐渐减小，到第 5 道次时等效应变减小到 0.22。

5.3 各道次金属位移流动分析

利用有限元 DEFORM 软件的通用后处理器，提取通过在万能孔型中轧件稳定轧制阶段的节点位移，分析断面金属的横向和纵向流动情况。

5.3.1 轧件截面的金属 Y 方向（横向）流动规律

在模拟计算结果的前提下，提取轧制过程中轧件稳定截面上的金属流动位移云纹图，各道次断面金属横向流动规律如图 5.6 所示。



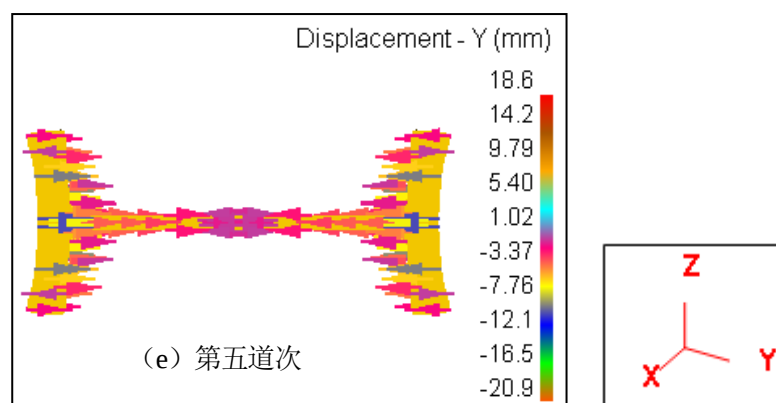


图 5.6 CCS 万能连轧轧件 Y 方向金属流动

H 型钢万能连轧过程中轧件截面尺寸变化比较大，由于 CCS 万能精轧的目的主要是对翼缘表面和内侧的平直度进行加工，所以翼缘的变形量要比腹板大一点，在本文的轧制情形中，金属横向流动的基本规律是沿着与立辊相接触的表面向内部流动^[46]。

图 5.6 给出了万能孔型中轧件断面 Y 方向（横向）的位移，两个翼缘处由于受到水平辊侧面和立辊端面的同时压下作用，金属横向流动比腹板处要大的多，翼缘外侧的金属向内侧流动，尤其是翼缘端部金属流动位移最大，由图 5.6 各道次的平面图可以看出，端部最大位移的绝对值分别为 15.46mm、17.51 mm、20.93 mm、12.15 mm 和 3.98mm。在图 5.6 (b) 第 2 道次、图 5.6 (c) 第 3 道次、图 5.6 (d) 第 4 道次，金属向内部流动趋势大于向外部流动趋势，翼缘变薄。由于轧边机水平辊压下量较小，翼缘外侧中部到端部的横向位移呈现递减趋势。由于轧件的腹板和翼缘相互限制，所以腹板与翼缘连接圆弧处的金属呈现出分别向翼缘和腹板这两个方向流动的趋势。

在接近成品道次，轧辊压下量减少，故流动位移也呈减小趋势。由于腹板受到翼缘的限制作用，金属横向流动速度很慢，纵向流动趋势较大。精轧第一道次来料总宽度为 545mm，翼缘厚度值为 75mm，轧件经过万能连轧机 5 道次的可逆精轧，最终轧件总宽度为 401.2mm，翼缘厚度值为 12.8mm。

5.3.2 轧件截面的金属 Z 轴（纵向）流动规律

在模拟计算结果的前提下，提取万能孔型中轧件稳定截面上的金属流动位移云纹图，各道次断面金属纵向流动规律如图 5.7 所示。

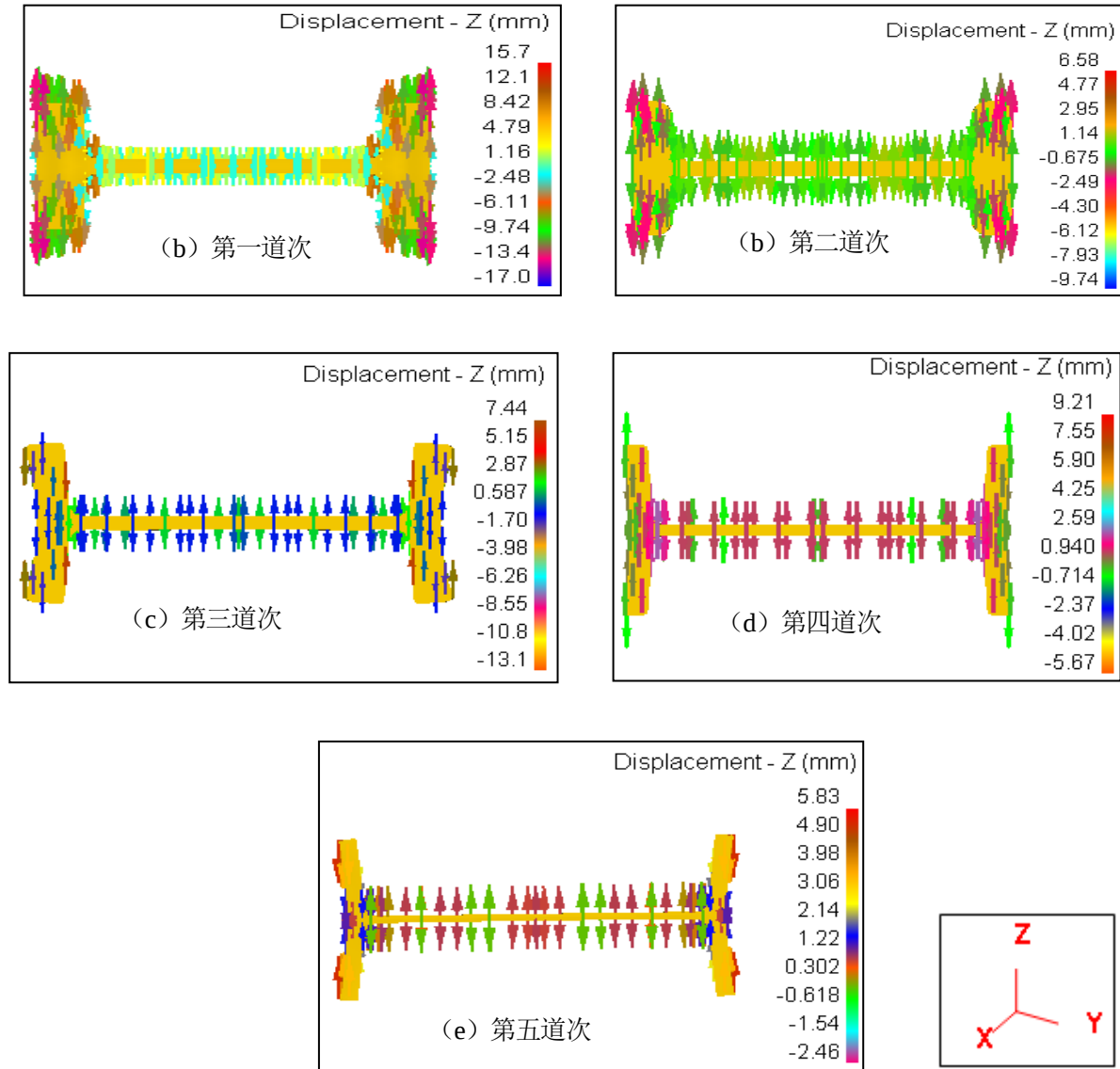


图 5.7 CCS 万能孔型中轧件 Z 方向金属流动

(a) 第 1 道次 (b) 第 2 道次 (c) 第 3 道次 (d) 第 4 道次 (e) 第 5 道次

由图 5.7 可知，万能轧制中各道次轧件断面的 Z 轴（纵向）的金属流动情况，由于水平辊压下量偏小，各道次轧件腹板金属向下流动位移很小且很均匀，其绝对

值在 0mm~7.55mm 之间波动。由于第一道次轧件变形很大，金属纵向流动速度较快。翼缘内侧受平辊侧面质点压下的速度分量，带动金属向下流动，翼缘在水平辊侧面和立辊端面形成的孔型里变形，翼缘顶端发生明显变形，底部由于受到轧边机端部的压力，金属有向上流动的趋势。翼缘顶端金属流动最快，中间处相对较小，分别向上下两个端部移动，最大位移的绝对值分别为 14.5mm、3.65mm、8.07mm、1.31 mm 和 2.65 mm。在第 4 道次和第 5 道次，轧件金属向上流动速度大于向下流动速度，翼缘变高。翼缘与腹板接触的圆弧处金属沿立辊辊身方向自由变形，出现金属“内翻”现象。因此必须在万能轧机后设置轧边机，否则接近圆弧处的腹板可能被拉薄，产生废钢。

由以上分析可知，因为 H 型钢开坯来料腹板很厚，经过开坯轧制后，腹板发生了很大的变形，使其接近成品的轮廓，开坯机多数是二辊轧机，对翼缘加工量较小，因此 CCS 万能连轧的主要目的是对翼缘进行精加工，轧件在万能孔型中翼缘部分的变形比较显著^[4]，这种情形可以从 H 型钢万能连轧的等效应力分布图（图 5.1）、等效应变分布图（图 5.4）和金属流动的云纹图（图 5.6 和图 5.7）的计算分析结果中看出。因为翼缘是由立辊的端面和水平辊的侧面同时作用下产生变形的，并且腹板对它的横向变形有牵制作用，形成典型的限制变形，而翼缘端部没有受到万能孔型的限制作用，最终发生自由变形，这种现象也被上述的模拟结果所证明。轧边机的作用一般是对轧件边端部进行加工并控制边宽，它的端面没有与腹板接触，仅圆弧侧面与腹板和翼缘交界的圆弧处接触，所以腹板在轧边机中没有明显变形。综上所述，H 型钢应用在万能孔型中连轧主要是为了把开坯轧制之后的坯料加工成符合用户要求尺寸的成品，使得轧件断面得到较均匀的延伸，以便减轻产品的内应力及外形上的缺陷。H 型钢经过万能粗轧机开坯轧制之后的翼缘高度为 217mm，腹板的厚度为 35mm，最终轧件经过 CCS 万能连轧之后，H 型钢的翼缘高度为 201.3mm，腹板厚度为 8.2mm。

5.4 本章小结

本章运用大变形弹塑性 DEFORM 软件对 H 型钢在万能孔型中的轧制变形过程进行了仿真模拟，重点研究了连轧过程中各道次轧件内部的等效应力、等效应变分布情况以及稳定截面金属流动位移的变化规律，主要研究结论包含以下几点：

(1) 等效应力分布情况。轧件在万能孔型中连轧变形, 由于轧辊压下量不同, 轧件受到的轧制力就有所不同, 从而轧件内部等效应力也不同, 但是它们有相同的基本变化趋势。随着连轧道次的增加, 金属变形也增大, 轧件受到的应力呈现先上升后下降趋势, 且由于在对称孔型中轧制, 所以轧件稳定截面的应力沿横轴和纵轴对称分布。CCS 万能轧制主要使翼缘和腰部变薄, 同时使翼缘内侧变得平直, 最终呈现出 H 的形状。在万能连轧过程的各个道次中, 轧件的翼缘和腹板的等效应力都比较大, 各道次最大等效应力分别是 196MPa、166MPa、243 MPa、208MPa、236 MPa。轧件翼缘受到水平辊和立辊的同时压下作用产生了较大的变形, 因为翼缘窄而且高, 所以变形没有延伸到中部, 端部的等效应力比较大, 各个道次的最大值分别为 196MPa、166MPa、243MPa、208MPa、236MPa。随着 CCS 万能连轧的进行, 轧件端部的变形量越来越大, 其应力随着变形量的增加而呈现上升趋势。腹板中部的等效应力值由 112 MPa 上升到了 166 MPa, 但是腹板和翼缘交界的圆弧处的等效应力随着变形量的增加呈下降趋势, 其应力值范围为 73 MPa~178 MPa。

(2) 等效应变分布规律。H 型钢特殊的变形条件使得其断面的等效应变分布很不均匀, 万能连轧过程中的第 1 道次、第 2 道次和第 4 道次的不均匀变形主要发生在腹板和翼缘的连接处, 最大等效应变分别是 1.02、0.6 和 0.48。第 3 道次和第 5 道次的等效应变在翼缘端部, 最大值分别为 1.16 和 0.491。H 型钢 CCS 连轧过程中, 翼缘和腹板存在相互“拉扯”作用, 但 H 型钢精轧主要是对翼缘端部进行加工, 所以腹板变形量相对于翼缘较小, 其中部最大应变值为 0.48; 翼缘端部的不均匀变形比较大, 其最大等效应变值为 1.16。随着连轧的进行, 腰腿连接处变形越来越小, 其应变值由第 1 道次的 1.02 减小到了第 5 道次的 0.22。

(3) 金属流动分布规律。轧件在万能孔型中的 Y 方向(纵向)的金属流动位移较大, 两个翼缘处金属横向流动比腹板处要大的多, 翼缘外侧的金属向内侧流动, 尤其是翼缘端部金属流动位移最大, 端部最大位移的绝对值分别为 15.46mm、17.51 mm、20.93 mm、12.15 mm 和 3.98mm。在第 2 道次、第 3 道次、第 4 道次, 翼缘逐渐减薄。在翼缘与腹板的交界处, 金属呈现出分别向翼缘和腹板这两个方向流动的趋势。

对于万能轧制轧件断面的 Z 方向(纵向)的位移, 各道次轧件腹板金属向下流动, 位移很小且很均匀, 其绝对值在 0mm~14.5mm 之间波动。翼缘顶端金属流动最快, 中间处相对较小, 分别向上下两个端部移动, 最大位移的绝对值分别为

14.5mm、3.65mm、8.07mm、1.31 mm 和 2.65 mm。翼缘与腹板接触的圆弧处金属沿立辊辊身方向自由变形，出现金属“内翻”现象。

最终 CCS 万能轧制的总宽度轧为 401.2mm，翼缘高度为 201.3mm，翼缘厚度为 12.8mm，腹板厚度为 8.2mm。经过万能连轧后的 H 型钢各个部位的尺寸均已达到国家标准。

6 微张力万能连轧变形各道次轧件断面模拟结果分析

机架间张力对轧件尺寸和质量控制起着关键的作用,实验证明,1MPa 的张力变化将使轧件的出口尺寸产生约 0.2%的变化,且张力能够改变轧制变形区的应力状态及减小轧辊的弹性压扁^[53]。由《型钢轧制技术》可知,在初始机架产生的微小的机架间张力而产生的尺寸变化在后续机架具有被消除的倾向^[54]。所以本文结合长钢 H 型钢厂万能连轧机组,对轧制规程进行改造,使机架间产生一定的微张力,即改变最后一道次的万能精轧机轧制速度,采用现场利用 DEFORM 软件对 H 型钢 CCS 连轧过程进行数值模拟。

6.1 微张力连轧条件下轧件在各个孔型中的尺寸变化

6.1.1 万能粗轧机 UR 道次变形规律分析

改变万能精轧机 UF 的速度不平衡率时,万能粗轧机 UR 孔型中 H 型钢翼缘高度的变化情况如图 6.1 所示。

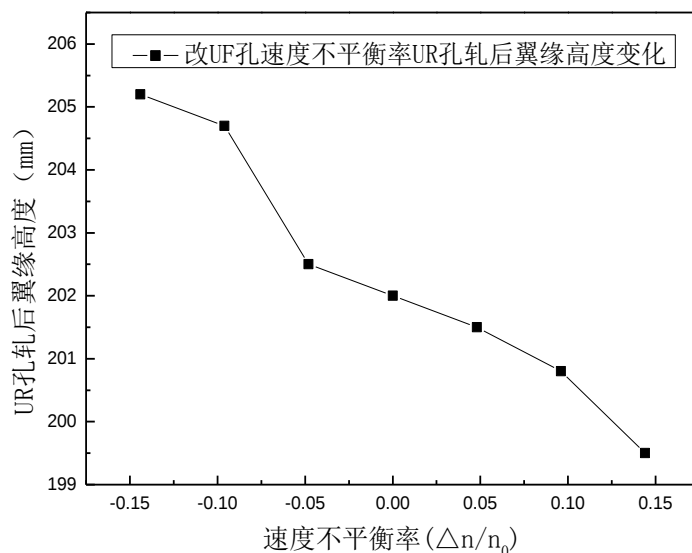


图 6.1 速度不平衡率引起 UR 道次翼缘高度变化

从图 6.1 可知，当 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 -0.144~0.144 之间变化时，轧件从万能粗轧机 UR 出来，翼缘高度在逐渐减小，其高度值在 199.5mm~205.2mm 之间，万能粗轧机 UR 与轧边机 ER 间的连轧关系表现为微堆钢到微拉钢的状态，轧边机 ER 与万能精轧机 UF 之间的连轧关系也是由微堆张力过渡为微拉张力。由于改变当前道次的速度不平衡率，对前一道次中轧件的变形影响相对较小，所以当万能精轧机 UF 的速度不平衡率改变时，万能粗轧机 UR 孔型中 H 型钢翼缘的高度值变化很小，说明改变万能精轧机 UF 的速度不平衡率，对万能粗轧机 UR 孔中轧件变形的影响较小^[40]。

改变万能精轧机 UF 的速度不平衡率时，万能粗轧机 UR 孔型中 H 型钢翼缘厚度的变化情况如图 6.2 所示。

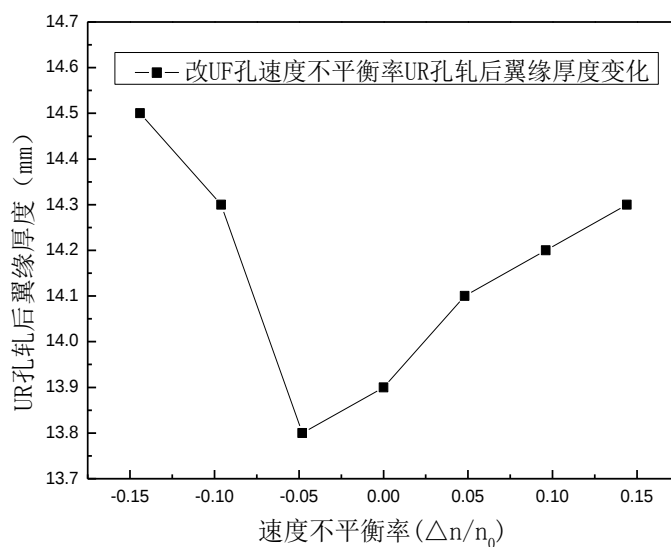


图 6.2 速度不平衡率引起 UR 道次翼缘厚度变化

从图 6.2 可以看出，当连轧最后一道次万能精轧机 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 的变化范围为 -0.144~0.144 之间时，轧件从万能粗轧机 UR 出来，翼缘厚度先减小后增大，翼缘厚度值在 13.8mm~14.5mm 之间，且变化差异比较小。

改变万能精轧机 UF 的速度不平衡率时，万能粗轧机 UR 孔型中 H 型钢腹板厚度的变化情况如图 6.3 所示。

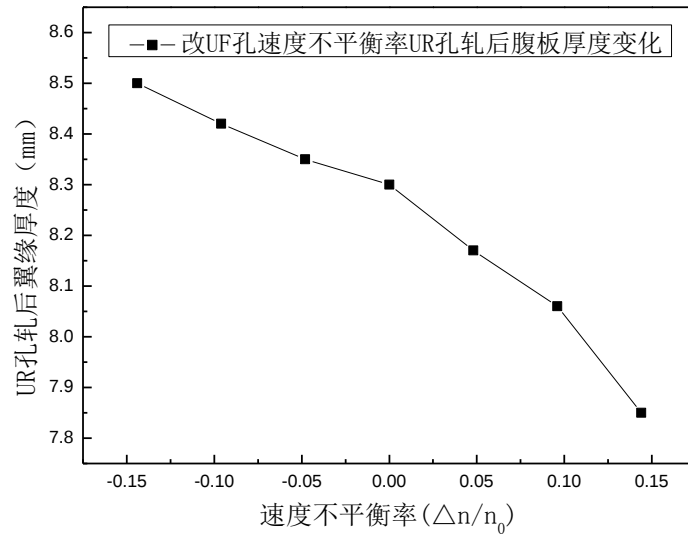


图 6.3 速度不平衡率引起 UR 道次腹板厚变化

从图 6.3 可知，当 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 -0.144~0.144 之间变化时，轧件从 UR 道次出来，H 型钢腹板宽度逐渐减小，改变 UF 道次速度不平衡率时，其腹板厚度的变化范围在 7.85mm~8.50mm 之间。

6.1.2 轧边机 ER 道次变形规律分析

改变万能精轧机 UF 的速度不平衡率时，轧边机 ER 孔型中 H 型钢翼缘高度的变化情况如图 6.4 所示。

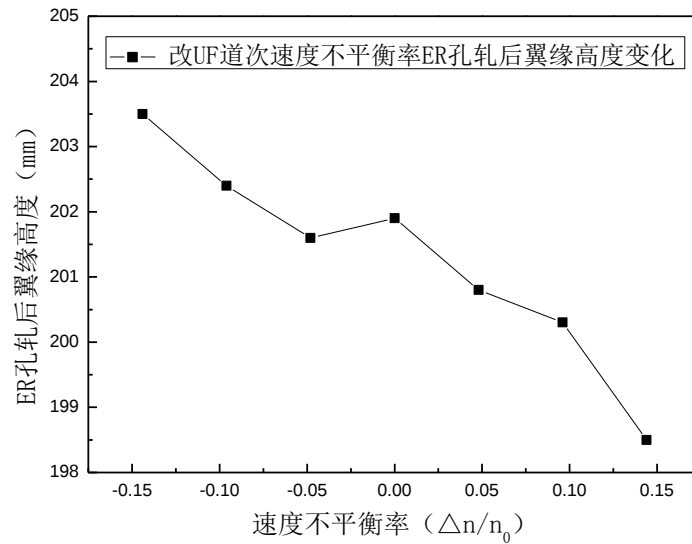


图 6.4 速度不平衡率引起 ER 道次翼缘高度变化

图 6.4 显示了当万能精轧机 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 的变化范围为-0.144~0.144 时, 轧件从 ER 道次出来, 由于边部受到立辊侧面向上的压下作用, 同时张力的存在使得立辊轧制力减小, 翼缘高度在逐渐减小, 其高度值在 198.3mm~203.4mm 之间。因为轧边机的主要作用是轧制翼缘, 使其满足成品需求, 并不与腹板接触, 故轧件从 ER 出来, 其腹板厚度几乎没有变化。

改变万能精轧机 UF 的速度不平衡率时, 轧边机 ER 孔型中 H 型钢翼缘厚度的变化情况如图 6.5 所示。

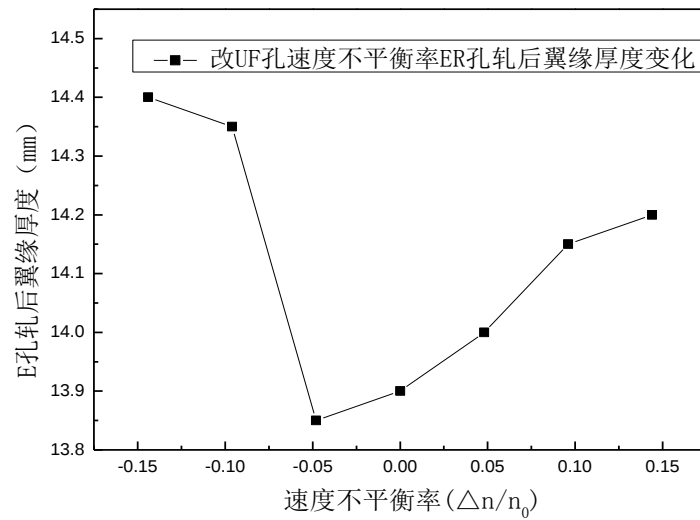


图 6.5 速度不平衡率引起 ER 道次翼缘厚度变化

如图 6.5 可知，当万能精轧机 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 -0.144~0.144 范围内变化时，轧件从 ER 道次出来，翼缘厚度先减小后增大，翼缘厚度值在 13.85mm~14.4mm 之间，且变化差异比较小。

6.1.3 万能精轧机 UF 道次变形规律分析

改变万能精轧机 UF 的速度不平衡率时，万能精轧机 UF 孔型中 H 型钢翼缘高度的变化情况如图 6.6 所示。

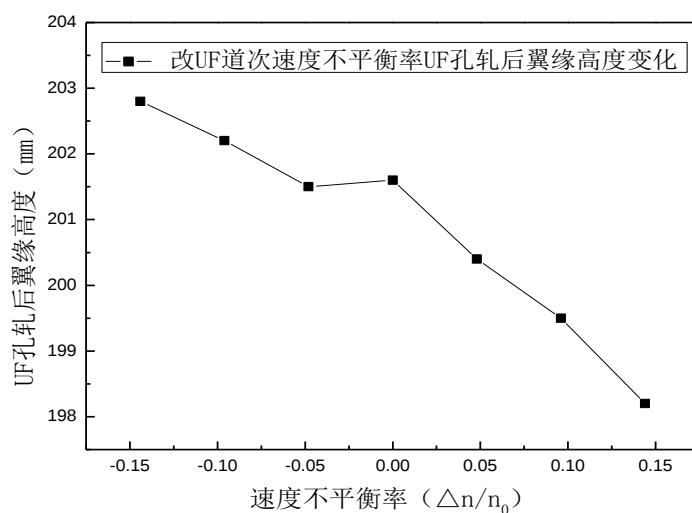


图 6.6 速度不平衡率引起 UF 道次翼缘高度变化

图 6.6 示显出了当万能精轧机 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 的变化范围是 -0.144~0.144 时, UF 道次 H 型钢翼缘高度逐渐减小, 并且减小趋势最为明显, 范围为 198.2mm~202.8mm, ER 道次与 UF 道次间的连轧关系表现为堆钢到拉钢的状态。

改变万能精轧机 UF 的速度不平衡率时, 万能精轧机 UF 孔型中 H 型钢翼缘厚度的变化情况如图 6.7 所示。

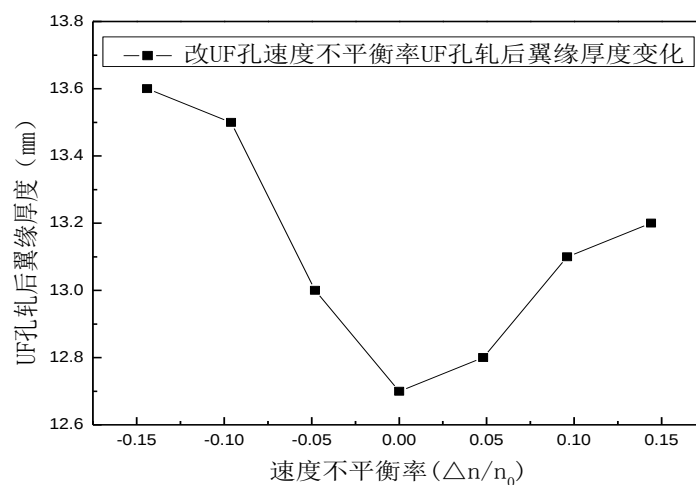


图 6.7 速度不平衡率引起 UF 孔中翼缘厚度变化

从图 6.7 可以看出, 当万能精轧机 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 的变化范围是 -0.144~0.144 时, 轧件从 UF 道次出来, 翼缘厚度先减小后增大, 翼缘厚度值在 12.7mm~13.6mm 之间, 且变化差异比较小。

改变万能精轧机 UF 的速度不平衡率时, 万能精轧机 UF 孔型中 H 型钢腹板厚度的变化情况如图 6.8 所示。

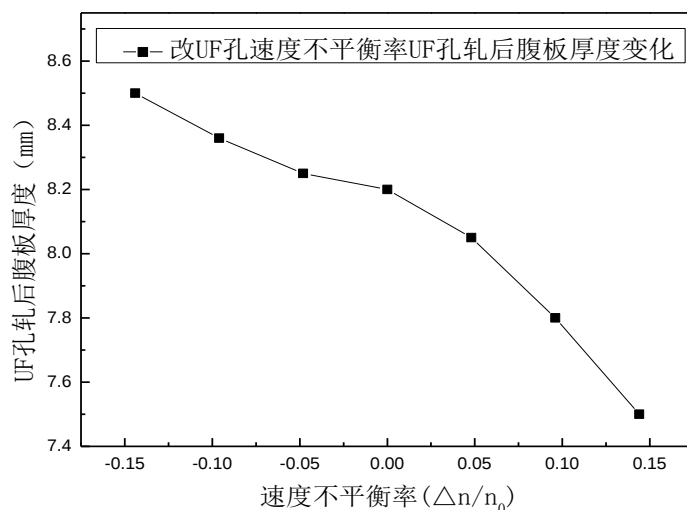


图 6.8 速度不平衡率引起 UF 道次腹板厚度变化

图 6.8 显示出了当万能精轧机 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 -0.144~0.144 范围内变化时, 轧件从 UF 道次出来, H 型钢腹板厚度逐渐减小, 改变 UF 道次速度不平衡率时, 其腹板厚度的变化范围在 7.5mm~8.5mm 之间。

由钢材产品标准汇编^[55]中查到: 成品尺寸为 400mm×200mm×8mm×13mm 规格的产品, 其腹板宽度允许偏差为 ±3mm, 腹板厚度允许偏差为 ±0.7mm, 翼缘高度允许偏差为 ±3mm, 翼缘厚度允许偏差为 ±1mm。以上分析可知, 当 UF 道次速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 -0.144~0.144 范围内变化时, 最终轧件成品尺寸均达到国家标准。

6.2 三机架连续轧制张力分析

图 6.9 为改变最后一道次万能精轧机 UF 的速度不平衡率引起万能粗轧机 UR 与轧边机 ER 和轧边机 ER 与万能精轧机 UF 两个机架间的张力变化情况。

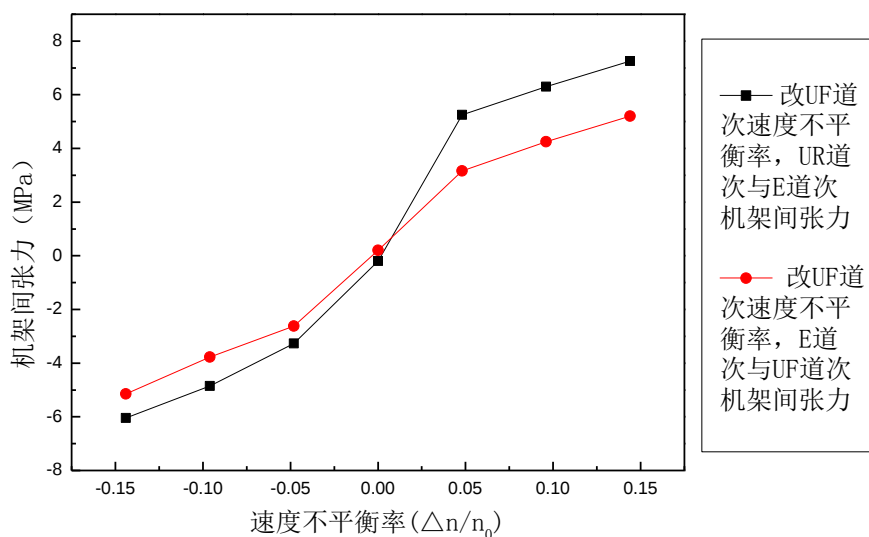


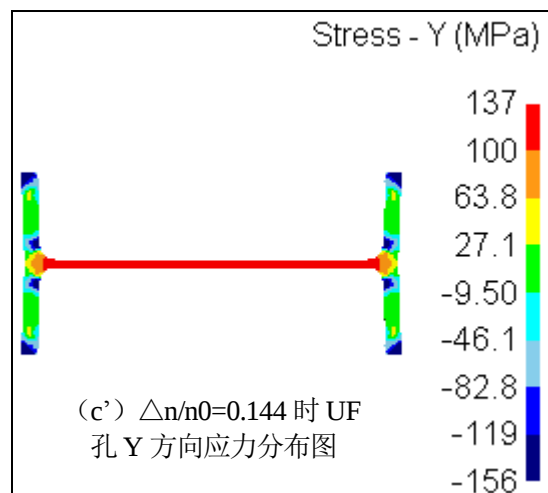
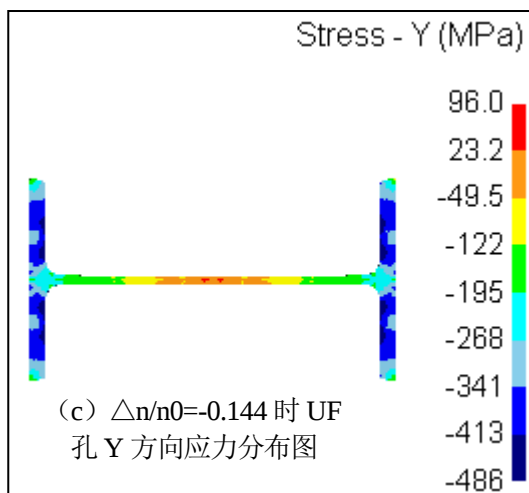
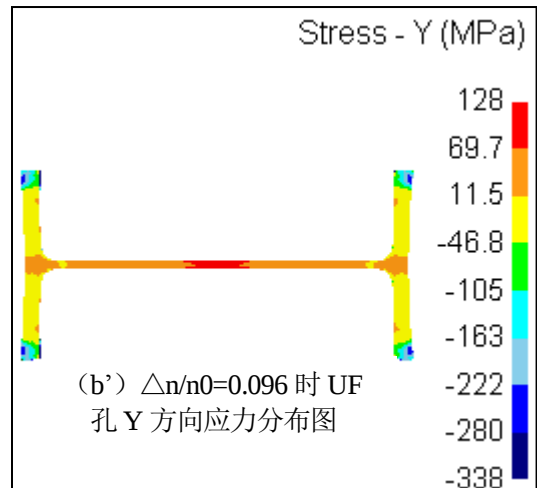
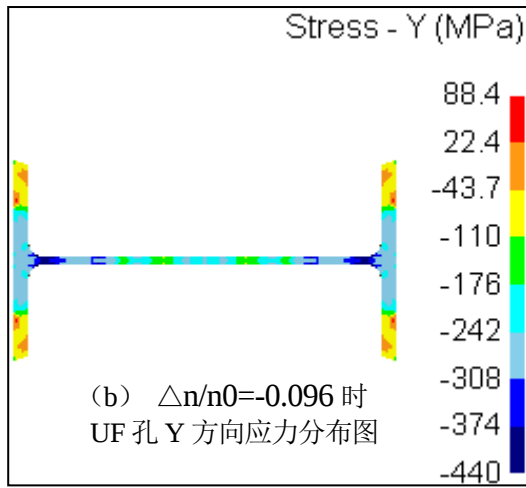
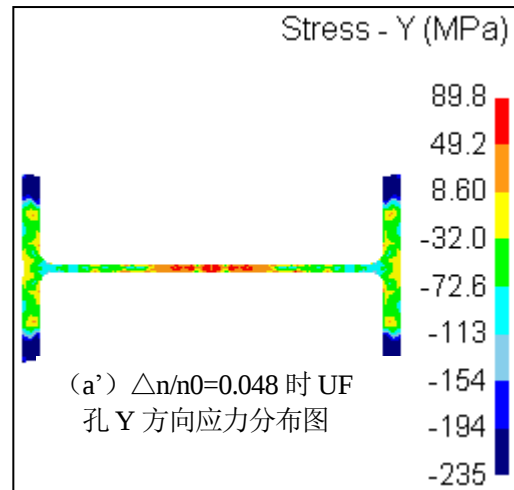
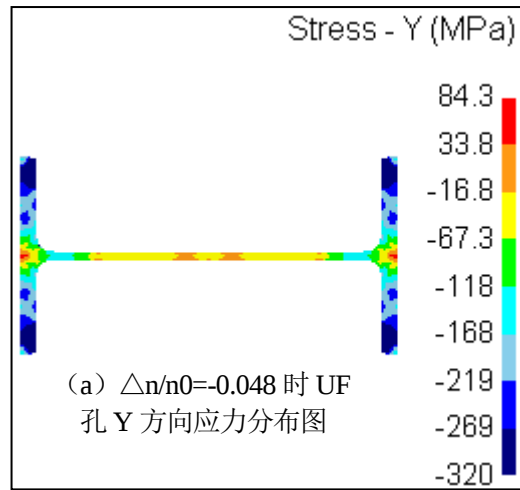
图6.9 改变UF道次速度不平衡率引起的两对机架间张力变化

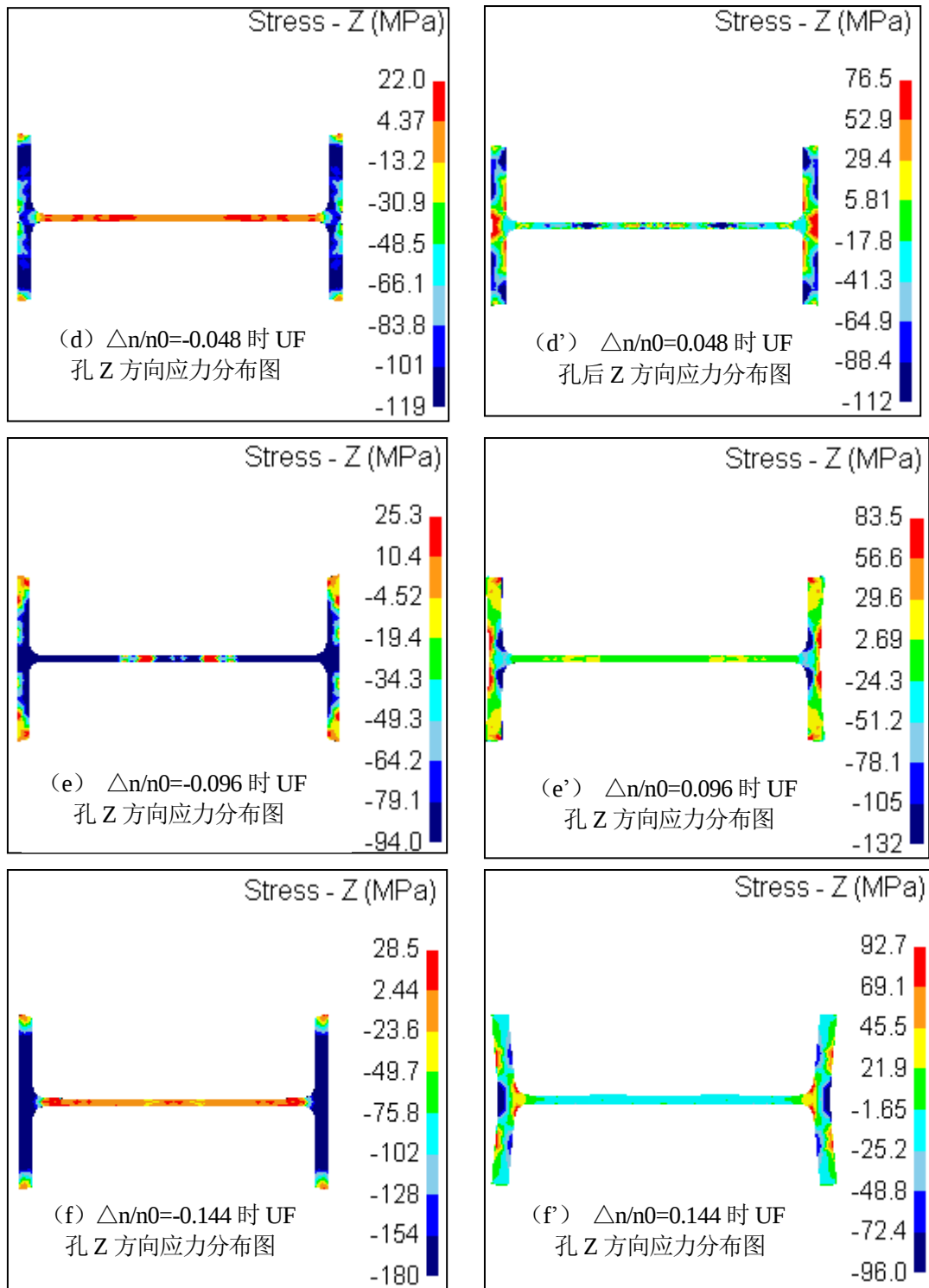
初始机架间产生的微小的尺寸变化会在后续机架的作用下有被消除的倾向，所以特别是在最后的机架，由于无法期待边缘轧制效果，速度的匹配非常重要。当机架间速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 变大时，机架间的张力都变大^[56]。

当万能精轧机 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 的变化范围为-0.144~0.144 时，万能粗轧机 UR 与轧边机 ER 间张力值在-6.04MPa~7.25MPa 之间变化，即万能粗轧机 UR 与轧边机 ER 两机架间的张力表现为堆张力到拉张力的状态；轧边机 ER 与万能精轧机 UF 两机架间的张力也呈现出堆张力过渡到拉张力的趋势，不过其张力值相对较小，在-5.15MPa~5.20MPa 之间变化。

6.3 微张力连轧条件下 UF 道次应力分析

随着万能精轧机 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 的变化范围为-0.144~0.144 时，轧件在微张力及无张力连轧过程中 UF 道次稳定截面内部横向和纵向应力的变化情况如图 6.10 所示。





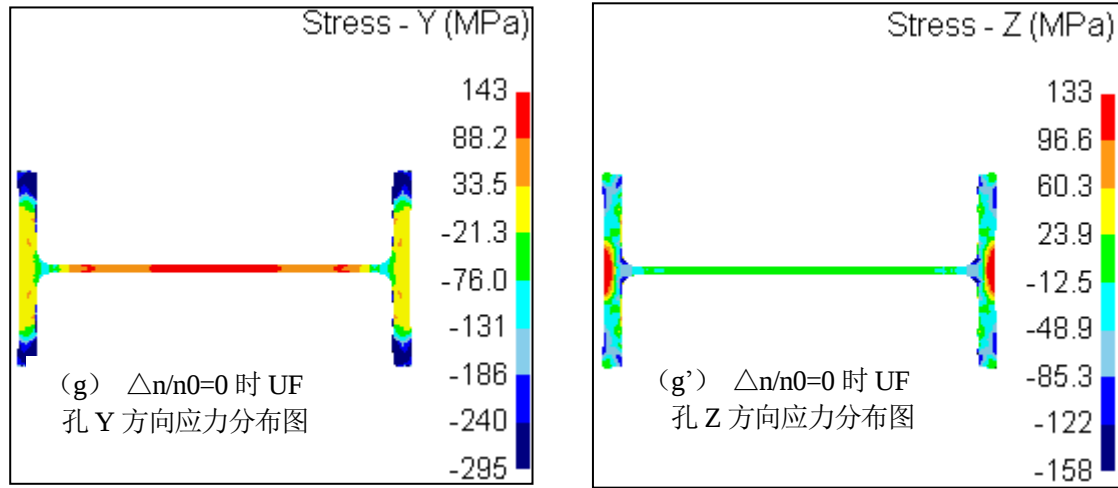


图 6.10 UF 孔轧后稳定截面内部 Y、Z 方向应力云纹图

H 型钢万能连轧很重要的条件就是要维持前机架的秒流量和后机架的秒流量相等，以保持两机架间张力不变。当轧件所能承受的最大张应力值未能达到饱和值时，随着速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 $-0.144 \sim 0$ 范围内变化，两对机架 UR 与 ER，ER 与 UF 之间都表现为微堆张力。随着速度不平衡率的增大，堆张力增大，立辊与腰部接触弧长变长，轧制力有微小的增加，轧件在 Y 方向受到立辊主平面横向压力的分量，所受的轧制力主要发生在翼缘的中部，且接近与腹板的交界处，随着速度不平衡率的增大，轧件内部横向应力也在增加，由图 6.10 (a)、(b)、(c) 可以看出，最大应力值分别为 84.3MPa、88.4MPa、96MPa；轧件在 Z 方向所受的轧制力主要发生在腹板的中部，轧制力主要来源于水平辊纵向的压力，随着速度不平衡率的增大，纵向的轧制力分量在增加，轧件横向的应力也随之增加，由图 6.10 (d)、(e)、(f) 可以看出，最大应力值分别为 22MPa、25.3MPa、28.5MPa。

当速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 $0 \sim 0.144$ 范围内变化时，两对机架 UR 与 ER，ER 与 UF 之间都表现为微拉张力。随着速度不平衡率的增大，拉张力增大，立辊与腰部接触弧长变长，轧制力有微小的增加，水平轧辊与腰部的接触弧长相反变短，但轧制力分布有明显增加的倾向，轧件在 Y 方向受到水平辊横向压力的分量，所受到的轧制力主要发生在腹板的中部，由图 6.10 (a')、(b')、(c') 可以看出，轧件内部最大应力分别为 89.8MPa、128 MPa、137 MPa；轧件在 Z 方向受到立辊纵向压力的分量，所受到的轧制力主要发生在翼缘外侧的中部，随着速度不平衡率的增

大，轧件内部纵向应力也在增加，由图 6.10 (d')、(e')、(f') 可以看出，最大应力分别为 76.5MPa、83.5MPa、92.7MPa。

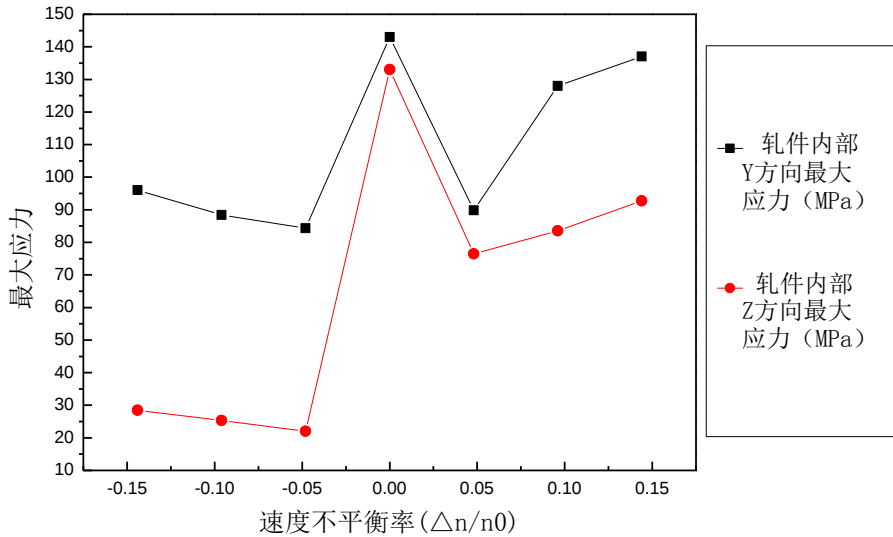


图6.11 轧件内部最大应力随速度不平衡率的变化情况

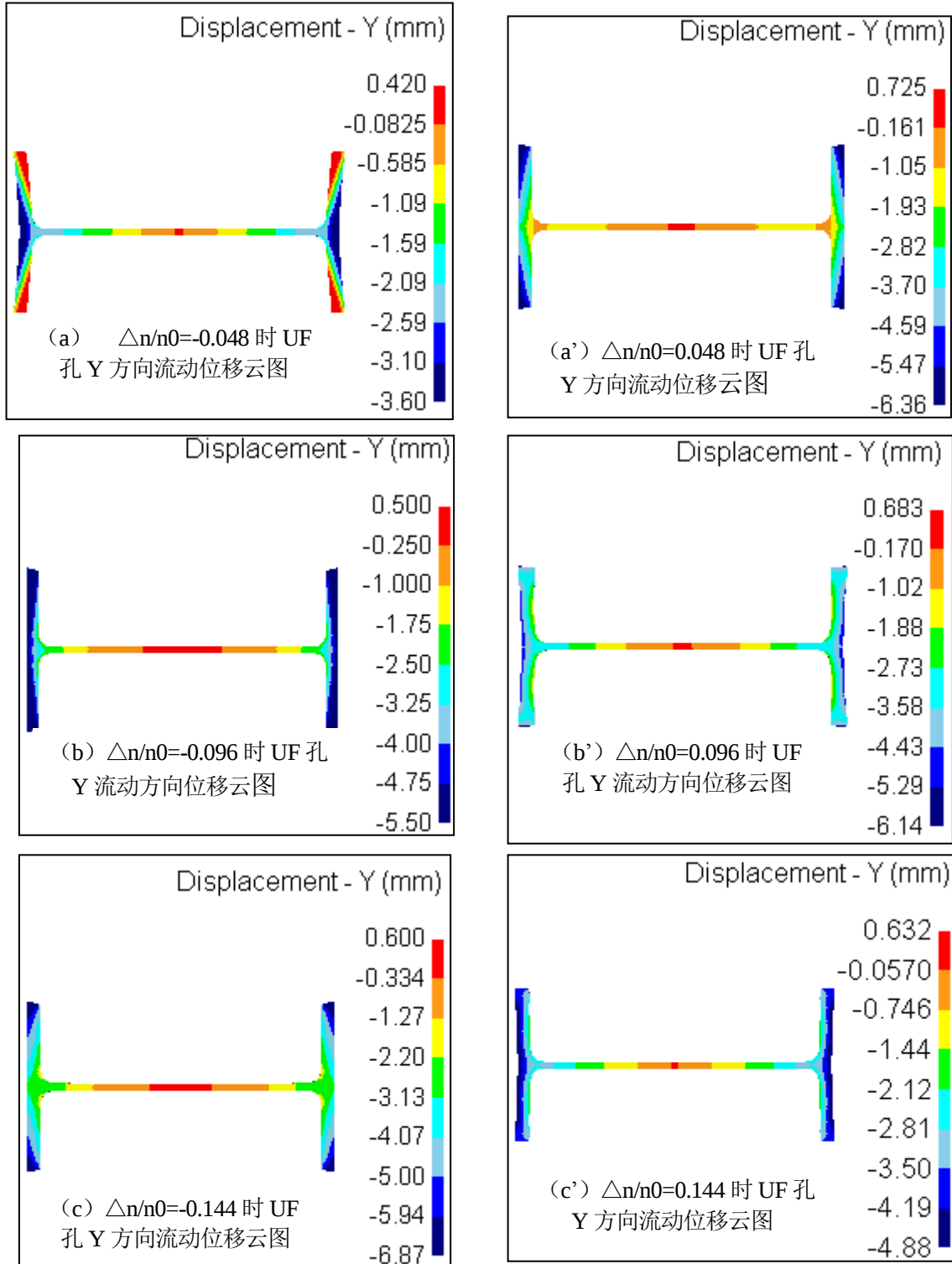
如图 6.11 所示分别为轧件某一稳定截面 Y 方向和 Z 方向轧件内部应力随速度不平衡率的变化情况。在无张力条件下，轧件内部横向最大应力值为 143MPa，而在前张力和后张力的作用下，轧件内部的横向应力有所下降，由于张力影响了变形区内的应力状态，且腰部变形受到了边部金属的限制作用而增加了压应力状态。而后张力使得翼缘变短变薄，从而减小了立辊的横向轧制力。

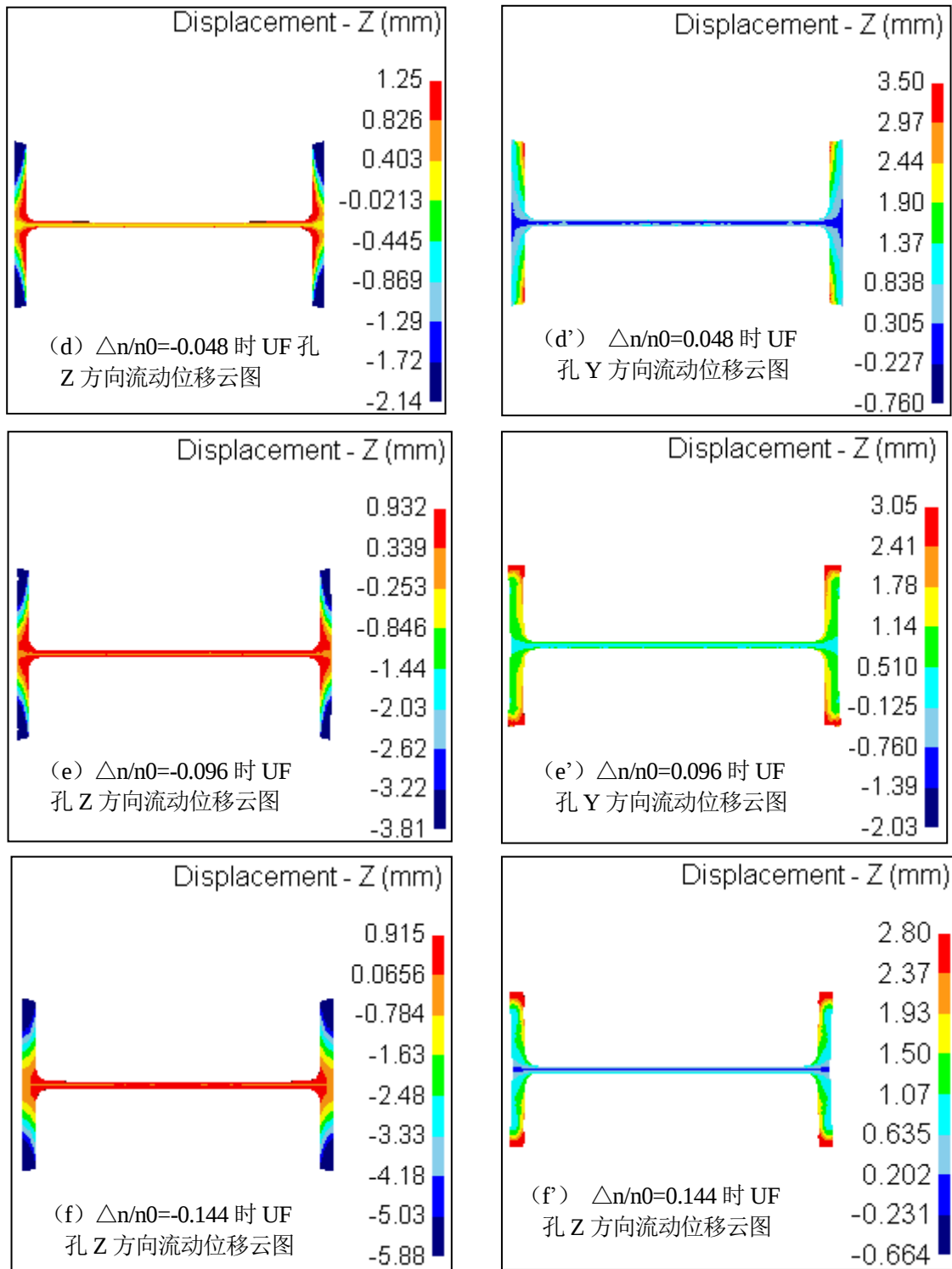
同样，在无张力条件下，轧件内部纵向最大应力值为133MPa，轧件在Z方向所受到的轧制力也有所下降，由于张力的存在使得轧件的腹板变长变薄，水平辊纵向轧制力下降幅度较大，当速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在-0.144~0.144范围内变化时，轧件内部的纵向应力最大相差111MPa。

在拉钢状态下，轧件易于在辊面上打滑，从而降低了轧边机的轧制力，所以在拉钢状态下，立辊轧制力减小的更多。由于张力的存在，明显减小了轧辊的轧制力，使得小轧机能够轧制更大的坯料。这种方式为设备购买节省了经济开支和工艺设计提供了很大的优势。

6.4 三机架微张力连轧条件下 UF 道次流动位移分析

随着 UF 道次速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 -0.144~0.144 范围内变化时, 轧件在微张力及无张力连轧过程中 UF 道次稳定截面内部横向和纵向位移云图的变化情况如图 6.12 所示。





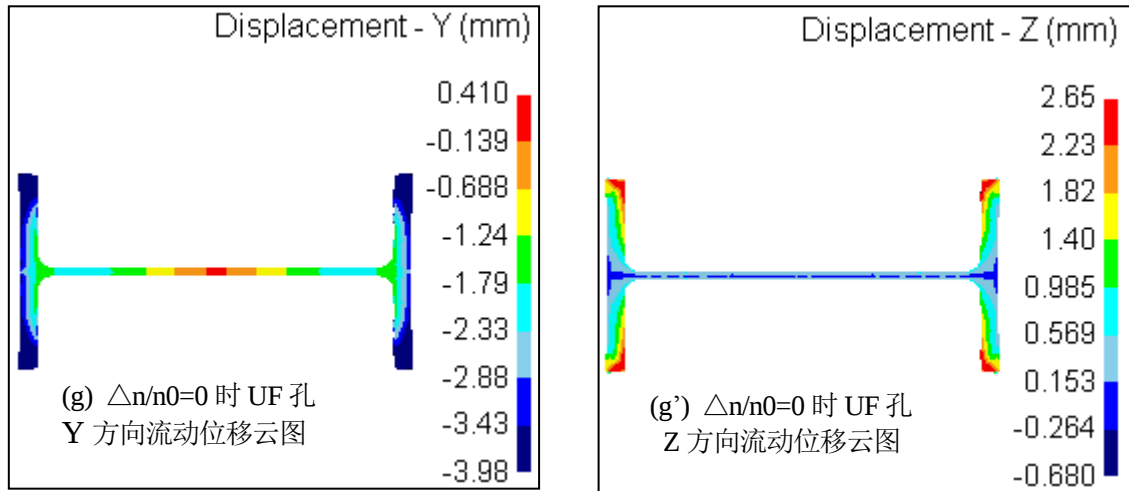


图6.12 改变UF道次的速度不平衡率($\Delta n/n_0=-0.144\sim 0.144$ 变化时),
UF道次轧后, H型钢Y、Z方向位移等值线云图

在本文设计的轧制规程中, H 型钢 CCS 万能连轧一共往复轧制五道次, 改变最后一道次万能精轧机 UF 的速度不平衡率, 导致张力的产生, 对轧件翼缘处的金属流动产生了较大的影响, 对腹板的金属流动变形起了微小的作用。万能轧机 UF 道次速度不平衡率 $\Delta n/n_0$ 在 $-0.144\sim 0.144$ 范围内变化时, UR 道次与 ER 道次, ER 道次与 UF 道次间张力都表现为堆张力到拉张力的状态。

从图 6.12(a~g)中可以看出, 轧件从最后一道次的万能精轧机 UF 出来后, Y 方向位移最大值区域都是位于轧件的翼缘, 最大位移值为 6.87 mm, 当 UF 道次速度不平衡率分别为 $\Delta n/n_0=-0.144$ 、 -0.096 、 -0.048 、 0 、 0.048 、 0.096 、 0.144 时, 轧件内部金属流动在 Y 方向的最大位移绝对值对应为 $UY_{\max}=6.87\text{mm}$ 、 5.5mm 、 3.6mm 、 3.98mm 、 6.36mm 、 6.14mm 、 4.88mm , 由具体数据可见, 在微张力作用下, 轧件内部横向金属流动加快。轧件腹板中间部位金属向 Y 轴正向移动, 且流动位移比较小, 当 UF 道次速度不平衡率 ($\Delta n/n_0=-0.144\sim 0.144$ 范围变化时), 腹板部位位移最大值的变化范围为 $0.410\text{mm}\sim 0.725\text{mm}$ 。

从图 6.12 (h~n) 中可以看出, 轧件从最后一道次的万能精轧机 UF 出来后, Z 方向位移最大值区域都是位于轧件翼缘的端部, 最大位移值为 5.88mm, 当 UF 道次速度不平衡率分别为 $\Delta n/n_0=-0.144$ 、 -0.096 、 -0.048 、 0 、 0.048 、 0.096 、 0.144 时, Z 方向轧件内部金属位移流动最大值对应为 $UZ_{\max}=5.88\text{mm}$ 、 3.81mm 、 2.14mm 、 2.65

mm、3.5 mm、3.05 mm、2.8 mm。当 UF 道次速度不平衡率 ($\Delta n/n_0 = -0.144 \sim 0$ 范围变化时)，轧件处于微堆张力状态，翼缘端部金属沿 Z 轴向下流动，且随着张力的增大，金属流动位移增大；当 UF 道次速度不平衡率 ($\Delta n/n_0 = 0 \sim 0.144$ 范围变化时)，轧件处于微拉张力状态，翼缘端部金属沿 Z 轴向上流动，且随着张力的增大，金属流动位移在逐渐减小。

6.5 无张力与张力连轧条件下，轧件在 UF 孔中位移云图的比较结果

提取最后一道次万能精轧机 UF 孔型中轧件的金属位移流动云纹图，如图 6.13 所示。

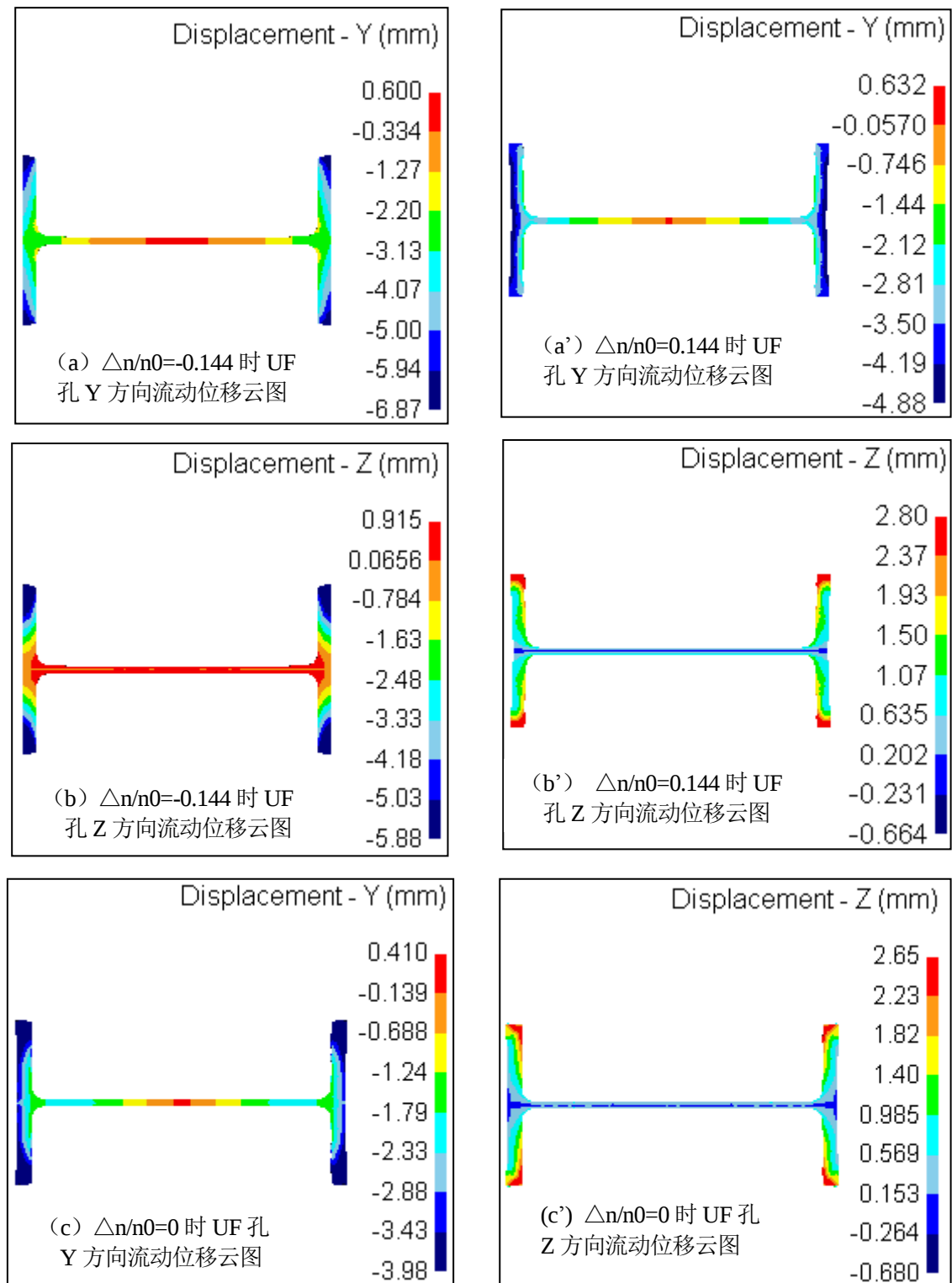


图6.13 改变万能精轧机UF的速度不平衡率($\Delta n/n_0 = -0.144$ 、 0.144)时, 轧件在UF孔中 Y、Z方向流动位移云图

如图 6.13 (a~c') 所示, 改变 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0 = -0.144$), 即轧边轧机 ER 和精轧机 UF 间的连轧关系表现为堆张力时, UF 孔内轧件在 Y 方向的位移最大值区域在翼缘的端部和内部附近, Y 方向的位移流动最大绝对值为 $UY_{\max} = 6.87\text{mm}$, Z 方向的位移最大值区域也在轧件翼缘的端部, Z 方向的位移流动最大绝对值为 $UZ_{\max} = 5.88\text{mm}$ 。改变 UF 道次的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0 = 0.144$), 即压边轧机 ER 和精轧机 UF 间表现为拉张力时, UF 孔内轧件在 Y 方向的位移最大值区域在翼缘的端部和内部附近, 其位移流动最大绝对值为 $UY_{\max} = 6.14\text{mm}$, Z 方向的位移最大值区域也在轧件翼缘的端部, Z 方向的位移流动最大绝对值为 $UZ_{\max} = 2.8\text{mm}$ 。机架间的张力对 UF 道次 H 型钢翼缘部位的变形影响最大, 对腹板尺寸影响相对较小。在无张力条件下, 轧件在 UF 孔中, 金属 Y 方向位移流动的最大值为 $UY_{\max} = 3.98\text{mm}$, Z 方向的位移最大值为 $UZ_{\max} = 2.65\text{mm}$ 。从图 6.13 中可以看出, 当 UF 道次的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0 = -0.144$) 时, 轧件的横向金属流动最大位移在堆钢状态下比无张力状态下大 2.89mm , 轧件的纵向金属流动最大位移在堆钢状态下比无张力状态下大 3.23mm ; 当 UF 道次的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0 = 0.144$) 时, 轧件的横向金属流动最大位移在拉钢状态下比无张力状态下大 0.9mm , 轧件的纵向金属流动最大位移在拉钢状态下比无张力状态下大 0.15mm 。在张力连轧状态下, H 型钢腰部金属纵向流动明显加快, 横向宽展受到限制, 减小了万能轧机侧辊对腿部的轧制力, 有助于对腿部尺寸精度的控制。

6.6 本章小结

H 型钢在 UR-ER-UF 三机架连轧的情况下, 本文主要是通过改变最后一道次万能精轧机 UF 道次的速度不平衡率, 研究轧件在万能粗轧机 UR 孔中、轧边机 ER 孔中和万能精轧机 UF 孔中的变形特点和金属流动规律。并对万能粗轧机 UR 和轧边机 ER 两机架间的张力以及轧边机 ER 和万能精轧机 UF 两机架间的张力变化情况作了总结。

(1) 改变万能精轧机 UF 的速度不平衡率, H 型钢在万能粗轧机 UR 孔型中的变形相对较小, 这是因为下游机架对上游机架的影响不大。改变万能精轧机 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 $-0.144 \sim 0.144$ 范围内变化, 轧件从 UR 和 UF 道次出来, 翼缘高度和腹板厚度都在逐渐减小, 翼缘厚度先减小后增大, 且变化差异比较小。UR 道次轧后, 翼缘高度值在 $199.5\text{mm} \sim 205.2\text{mm}$ 之间变化。腹板厚度的变化范围在

7.85mm~8.5mm 之间，翼缘厚度值在 13.8mm~14.5mm 之间。UF 道次轧后，翼缘高度值在 198.2mm~202.8mm 之间变化，腹板厚度的变化范围在 7.5mm~8.5mm 之间，翼缘厚度值在 12.7mm~13.6mm 之间，轧件变形差异比较明显。轧件从轧边机出来，翼缘高度和厚度都在逐渐减小，其高度值在 198.3mm~203.4mm 之间，厚度值在 13.85mm~14.4mm 之间，由于轧边机没有接触腹板，所以其厚度几乎没有变化。

(2) UF 道次速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 -0.144~0.144 范围内变化，万能粗轧机 UR 和轧边机 ER 两机架间的张力以及轧边机 ER 和万能精轧机 UF 两机架间的张力都表现为由堆张力过渡到拉张力状态，它们各自张力值的变化范围分别是 -6.04MPa~7.25MPa 和 -5.15MPa~5.20MPa。

(3) 当速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$ 在 -0.144~0 范围内变化时)，轧件内部横向应力在腹板与翼缘的连接处比较大，最大值为 96MPa，轧件内部纵向应力主要发生在腹板的中部，其最大应力值分别为 28.5MPa；当速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 0~0.144 范围内变化时，轧件在 Y 方向受到水平辊横向压力的分量，所受到的轧制力主要发生在腹板的中部，轧件内部最大应力分别为 137 MPa；轧件内部纵向应力主要发生在翼缘外侧的中部，其最大应力值为 92.7MPa。

在无张力条件下，轧件内部横向最大应力值为 143MPa，纵向最大应力值为 133MPa，而在微张力状态下，轧件内部的横向和纵向应力都减小了。

(4) 万能轧机 UF 道次速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 -0.144~0.144 范围内变化时，轧件从最后一道次的万能精轧机 UF 出来后，Y 方向金属流动位移最大值区域都是位于轧件的翼缘，最大位移值为 6.87 mm，Z 方向位移最大值区域都是位于轧件翼缘的端部，最大位移值为 5.88mm。

(5) 万能精轧机 UF 道次速度不平衡率 $\Delta n/n_0 = -0.144$ 时，即堆张力条件下，轧件在 UF 孔中 Y 方向金属位移最大值为 6.87 mm，Z 方向位移最大值为 5.88mm；当速度不平衡率 $\Delta n/n_0 = 0.144$ 时，即拉张力条件下轧件在 UF 孔中 Y 方向金属位移最大值为 4.88 mm，Z 方向位移最大值为 2.8mm；当速度不平衡率 $\Delta n/n_0 = 0$ 时，即无张力条件下，轧件在 UF 孔中 Y 方向金属位移最大值为 3.98 mm，Z 方向位移最大值为 2.65mm。

结 论

本文结合首钢长钢 H 型钢厂万能轧机生产 H 型钢的工艺布置, 利用 DEFORM 有限元软件模拟了 H 型钢 CCS 万能连轧 5 道次轧制, 分析研究了 H 型钢轧制过程中各道次轧件的变形规律以及连轧过程中金属流动对尺寸精度的影响, 得出以下主要结论:

(1) H 型钢无张力连轧变形时, 最大等效应力值的范围为 166MPa~243MPa; 等效应变值的范围为 0.48~1.16; 轧件内部金属横向流动位移范围是 3.98mm~20.93mm, 纵向流动位移范围是 1.31mm~14.5mm。万能连轧的主要目的是对轧件翼缘的上表面和内侧的平直度进行深加工, 第 3 道次的等效应力和等效应变变化量最为明显; 连轧前 3 道次随着变形量的增加, 其等效应力和等效应变呈现上升趋势, 而后 2 道次由于变形量的减少其等效应力和等效应变也有所下降, 第 3 道次的金属横向位移也最大, 第 1 道次的金属纵向位移最大。

(2) CCS 万能连轧最终道次轧件的总宽度为 401.2mm, 翼缘宽度为 12.8mm, 翼缘高度为 201.3mm, 腹板厚度为 8.2mm。终轧道次的 H 型钢各部位的尺寸均已达到国家标准。

(3) 当速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 -0.144~0 范围内变化时, 轧件内部横向应力最大值为 96MPa, 纵向应力最大值为 28.5MPa; 当速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 0~0.144 范围内变化时, 轧件内部横向应力最大值为 137MPa, 纵向应力最大值为 92.7MPa。在无张力条件下, 轧件内部横向最大应力值为 143MPa, 纵向最大应力值为 133MPa; 在微张力状态下, 轧件内部的横向和纵向应力均减小。

(4) 当 UF 的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 在 -0.144~0.144 范围内变化时, 轧件在 UF 孔中金属横向和纵向流动位移最大值区域均位于轧件的翼缘, 其值分别为 6.87mm 和 5.88mm。轧件的翼缘高度值在 198.2mm~202.8mm 之间, 翼缘厚度值在 12.7mm~13.6mm 之间, 腹板厚度值在 7.5mm~8.5mm 之间, 成品尺寸均满足公差标准。计算结果表明: 改变当前道次的速度不平衡率对本道次轧件尺寸变形的影响较大, 但是改变前一机架或者后一机架的速度不平衡率时, 对当前道次轧件的尺寸变形的影响相对较小。

(5) 当 UF 道次的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 为 -0.144 时, 轧件的横向金属流动最大位移在堆钢状态下比无张力状态下大 2.89mm, 纵向金属流动最大位移在堆钢状

态下比无张力状态下大 3.23mm；当 UF 道次的速度不平衡率 ($\Delta n/n_0$) 为 0.144 时，轧件的横向金属流动最大位移在拉钢状态下比无张力状态下大 0.9mm，纵向金属流动最大位移在拉钢状态下比无张力状态下大 0.15mm。在张力连轧状态下，H 型钢腰部金属纵向流动明显加快，横向宽展受到立辊的限制作用，减小了万能轧机侧辊对腿部的轧制力，有助于对腿部尺寸精度的控制。

参考文献

- [1] 徐旭东, 王秉新, 刘相华, 等. H 型钢轧制力的数值模拟分析[J]. 钢铁, 2005, 40 (07): 56-59.
- [2] 崔振山, 刘才, 卜勇力. H 型钢热轧过程金属流动的数值模拟[J]. 塑性工程学报, 1999, 06 (03): 74-78.
- [3] 李杰. 浅谈中大型型钢轧制技术的新发展[J]. 科学与管理, 2003, 12 (05): 51-52.
- [4] 毕科新. H 型钢开坯及万能轧制变形过程数值模拟[D]. 包头: 内蒙古科技大学, 2012.
- [5] 李华萍. 微张力控制技术在万能型钢连轧机中的应用[A]. 见: 山东金属学会压力加工学术交流会. 山东金属学会压力加工学术交流会议文集[C]. 北京: 清华大学出版社, 2005: 123-126.
- [6] 岳崇锋, 余万华, 冯光宏. 冷弯成型技术研究现状[A]. 见: 第六届华北(扩大)塑性加工学术年会. 第六届华北(扩大)塑性加工学术年会文集. [C]. 北京: 钢铁研究总院出版社, 2005: 44-50.
- [7] Lee E H, Kobayashi S. New solution to rigid-plastic deformation problems using a method [J]. Trans ASME Engr Ind, 1973, 11(05):865-869.
- [8] 杜立权. H 型钢的轧制与发展[J]. 鞍钢技术, 1998, 04 (04): 21-27.
- [9] 董志洪. H 型钢的过去现在与未来[A]. 见: 中国钢铁年会. 中国钢铁年会论文集(下) [C]. 北京: 冶金局规划研究总院出版社, 1999: 952-955.
- [10] H D Hibbit, P V Marcal, J R Rice. A finite element formulation for problems of large stain and large displacement [J]. J Solid Struct, 1970, 06(06):1069-1470.
- [11] IGUCHI T, OWEN D R J, LIU G Q. Analysis of rolling processes by dynamic explicit elasto-plastic finite element method [A]. In: Kiuchi M. Proceeding of the 7th International Conference in Steel Rolling (STEEL ROLLING, 98) [C]. Chiba: The Iron and Steel Institute of Japan, 1998, 106-173.
- [12] T.E.Arin. Application and implementation of finite element methods [J]. Academic Press, 1992, 32(01):25-38.

- [13] 康永林, 朱国明. 大型 H 型钢轧制过程数值模拟及应用[J]. 山东冶金, 2009, 31 (05) : 1-4.
- [14] 孙会朝, 周俊陵, 许荣昌, 等. 接触摩擦对 H 型钢万能轧制影响的仿真分析[J]. 武汉科技大学学报, 2010, 33 (02) : 143-146.
- [15] 刘才. 有限元法在轧制理论中的应用[J]. 钢铁, 1988, 23 (09) : 63-65.
- [16] 刘相华, 白光润. 万能孔型中带张力轧制 H 型钢的研究[J]. 东北工学院学报, 1986, 05 (01) : 28-31.
- [17] 陈伟, 朱国明, 康永林, 等. H 型钢 X-H 三机架往复连轧过程三维有限元分析[J]. 塑性工程学报, 2007, 14 (04) : 110-114.
- [18] 马光亭, 臧勇, 朱国明, 等. H 型钢万能轧制过程中金属流动的有限元分析[J]. 北京科技大学学报, 2008, 30 (02) : 165-168.
- [19] 朱国明, 康永林, 陈伟, 马光亭, 林积生, 万军. 降低 H 型钢残余热应力的三维有限元仿真分析[J]. 轧钢, 2007, 24 (04) : 22-26.
- [20] 李红斌, 张树江, 葛晓红. H 型钢热轧过程中残余应力有限元模拟[J]. 河南冶金, 2011, 19 (02) : 22-24.
- [21] 赵旭光, 郭生栋. 基于 Ansys 实现残余应力模拟的一种简化方法及其改进[A]. 见: 第七届全国现代结构工程学术研讨会. 第七届全国现代结构工程学术研讨会论文集[C]. 西安: 西安建筑科技大学出版社, 2007: 1315-1319.
- [22] 徐东涛. H 型钢控冷过程温度场的数值模拟[J]. 轧钢, 2007, 24 (02) : 28-31.
- [23] 郭娟, 吴迪, 赵宪明, 等. H 型钢轧后控制冷却的研究与应用[J]. 钢铁研究学报, 2007, 19 (05) : 40-43.
- [24] 陈连生, 俞俊杰, 徐树成. H 型钢开坯轧制有限元模拟研究及分析[A]. 见: 2008 年河北省轧钢技术与学术年会. 2008 年河北省轧钢技术与学术年会论文集(上) [C]. 唐山: 河北理工大学出版社, 2008: 106-109.
- [25] 贺庆强, 袁宝民. H 型钢热连轧工艺过程数值分析[J]. 武汉科技大学学报, 2009, 32 (04) : 360-363.
- [26] Lin Chen, Zhiyang Zhang, Yan Wang. The study of steel channel's cold bending forming process through numerical simulation [A]. In: 2012 International Conference on

Frontiers of Advanced Materials and Engineering Technology. Advanced Materials Research [C]. Germany: Trans Tech Publications, 2012:429-433.

[27] 赵燕, 张炯, 张冠峰. H 型钢可逆连轧过程的仿真分析[J]. 莱钢科技, 2010, 03 (05) : 52-55.

[28] Kiuchi Manabu, Yanagimoto. Jun. Computer aided simulation of universal rolling processes [J]. ISIJ International.1990, 30(02):142-149.

[29] Lin Chen, Wei Tong, Hao Li, et al. The numerical simulation analysis of the straightening process of the large H-shaped steel [A]. In: 2nd International Conference on Advanced Engineering Materials and Technology. Advanced Materials Research [C]. Germany: Trans Tech Publications, 2012:905-908.

[30] Zhongliang Tian, Hu Zhu, Lin Chen, et al. Finite element simulation of residual stress in heavy rail [A]. In: 2nd International Conference on Manufacturing Science and Engineering. Advanced Materials Research [C]. Germany: Trans Tech Publications, 2011:1437-1442.

[31] Ding Hanlin, Hirai Kazuki, Homma Tomoyyuki, et al. Numerical simulation for microstructure evolution in AM50 Mg alloy during hot rolling [J]. Computational Materials Science , 2010,47(04):919-925.

[32] Lin Chen, Zeyuan Li, Kexin Bi. The stress change simulation analysis for beam blank cogging during H-beam rolling [A]. In: International Conference on Materials Science and Manufacturing. Advanced Materials Research [C]. Germany: Trans Tech Publications, 2013:228-231.

[33] 李永明, 张勤河, 贺庆强, 等. H 型钢精轧过程的有限元数值仿真[J]. 计算机仿真, 2009, 26 (03) : 298-301.

[34] 原田利夫. 塑性加工[M]. 北京: 清华大学出版社, 1975: 60.

[35] 张海龙. 中型热轧 H 型钢精轧过程的数字化仿真研究[D]. 山东: 山东大学, 2009.

[36] 张波. H 型钢热轧过程中奥氏体微观组织演变规律研究[D]. 山东: 山东大学, 2010.

[37] 李振山. 不均匀大宽展轧制过程金属流动规律有限元模拟[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2008.

- [38] 王勇. 锻件内部空洞缺陷闭合的研究[D]. 沈阳: 沈阳理工大学, 2008.
- [39] 侯英武. 不锈钢复合板冷轧过程有限元模拟[D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2003.
- [40] 朱虎. 基于万能轧制法钢轨连轧变形机理研究[D]. 包头: 内蒙古科技大学, 2012.
- [41] Qingqiang He, Jia Sun, Baomin Yuan, et al. Numerical analysis of multi-pass rough rolling process of H-beam [J]. Huanan Ligong Daxue Xuebao, 2010, 38(01):144-148.
- [42] 程向前, 闫忠英, 丁建军. CCS-紧凑型易更换式轧机技术介绍[J]. 山西冶金, 2003, 02 (03) : 17-18.
- [43] 陈林, 王建国, 杨文庆, 等. 高速重轨矫直变形过程的三维有限元数值模拟计算[A]. 见: 2006 中国金属学会青年学术年会. 2006 中国金属学会青年学术年会论文集[C]. 北京: 中国金属学会出版社, 2006: 457-460.
- [44] 崔振山, 刘才, 卜勇力. H 型钢热轧过程金属流动的数值模拟[J]. 塑性工程学报, 1999, 06 (03) : 74-78.
- [45] 段明南, 臧勇, 马光亭, 秦勤. H 型钢轧制模型的优化及应用[A]. 见: 2005 中国钢铁年会. 2005 中国钢铁年会论文集[C]. 北京: 冶金局规划研究总院出版社. 2005: 573-577.
- [46] 张波, 张勤河, 张海龙, 陈举华. H 型钢热连轧过程的金属变形分析[J]. 锻压技术, 2009, 34 (03) : 88-91.
- [47] Mark A, Carruth, Julian M, et al. The development of a hot rolling process for variable cross-section I-beams [J]. Journal of Materials Processing Technology. 2012, 212(08):1640-1653.
- [48] 韦东来. 汽车覆盖件成形性分析和数值模拟[D]. 吉林: 吉林大学, 2004.
- [49] T.E.Arin. Applieation and implementation of finite element methods [J]. Acade-mic Press, 1992:25-38.
- [50] Yongang Dong, Wenzhi Zhang, Jianfeng Song. Theoretical and experimental research on rolling force for rail hot rolling by universal mill [J]. Journal of Iron and Steel Research, 2010, 17(01):27-32.
- [51] Pietrzyk M, kedzierski Z. Evolution of the microstucture in hot rolling process [J]. Steel Research, 1993, 12(64):549-556.

- [52] Y Yamada, N Yoshimura, T saktuai. Plastic stress-strain matrix and its application for the solution of elastic-plastic problems by the element method [J]. Int J Mech Sci, 1997, 01(05):56-62.
- [53] 王延溥, 齐克敏. 金属塑性加工学[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2008.
- [54] 中岛浩卫. 型钢轧制技术[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2004.
- [55] 包钢技术质量部. 包钢钢材产品标准汇编[M]. 包头: 包钢集团公司, 2009.
- [56] Min Zhu, Anchao Ren, Yu Ji. Effect of controlled rolling on mechanical property and microstructure of Nb microalloyed H beam [A]. In: 2011 International Conference on Chemical, Material and Metallurgical Engineering. Advanced Materials Research [C]. Germany: Trans Tech Publications. 2012:1654-1657.

在学研究成果

在学期间发表的论文

- [1] Lin Chen, Chenxia Wu, Yan Wang. A simulation study on stress and strain change rule for channel steel cold roll forming process [A]. In: 2012 2nd International conference on Automation, Communication, Architectonics and Materials. Advanced Material Research [C]. Germany: Trans Tech Publications, 2012:183-187.
- [2] Lin Chen, Chenxia Wu, Kexin Bi, Numerical simulation research of equivalent strain in every pass of H-beam in cogging beam blank [A]. In: 2012 2nd International Conference on Chemical, Material and Metallurgical Engineering. Advanced Material Research [C]. Germany: Trans Tech Publications, 2013: 3835-3839.
- [3] 武晨霞, 张志扬, 陈林. H 型钢万能连轧过程中金属流动的仿真分析[J]. 内蒙古科技大学学报, 2013, 32 (02) .
- [4] 张志扬, 武晨霞, 陈林. U75V 钢轨空冷过程中组织场的模拟分析[A]. 见: 第五届内蒙古自治区材料、冶金研究生学术会议. 学术论坛论文集[C]. 包头: 内蒙古科技大学, 2012: 194-198.

致 谢

本论文从选题、计算机调试到最后的撰稿，所有的研究工作都是在陈林教授的耐心指导下完成的。在论文的写作过程中，他倾注了大量的心血。我从本科毕业设计开始便师从于陈老师，非常感谢在我的人生求学路上得到陈老师的教育和引导，他谆谆善诱的教导和治学严谨的态度使我终身受益。

非常感谢刘宇雁教授在生活和学习上给予我体贴的关心和爱护，使我能够顺利完成研究生学业！

非常感谢首钢长治钢铁公司为我的课题研究提供了大量的现场技术数据！

在课题的研究和有限元软件的学习过程中，我的同学孙盛志、张志扬、李泽远以及各位师兄师弟和课题组的老师都给予了大力支持和帮助，在此向他们表示深深地感谢！

特别感谢我的父母，27 年，他们含辛茹苦，给了我最好的生活条件和教育环境。在今后的人生道路上，我要更加努力工作，报答他们的养育之恩！

最后，真心地感谢帮助过我的所有人，祝福他们：幸福快乐！