

无缝钢管文集

金如崧

一九九三年十一月

250

前 言

我将近卅年来译、写的关于无缝钢管生产技术的文章进行了整理,选择其中的 20 篇文章,约 25 万字,编辑成这本文集。就文章的内容而言,可分为以下五部分,即:

1. 第一篇文章是关于无缝钢管生产技术发展的简史,是“The Seamless Story”(“无缝史话”)一书的提要。

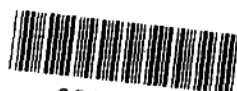
2. 关于“顶管”、“周期轧管”、“钢管热扩”、“钢管张力减径”等四种钢管生产工艺的七篇文章(第 2 篇~第 8 篇),其中除了第 7、第 8 两篇文章外,都是在成都无缝钢管厂工作期间写的。

3. 关于钢管连轧工艺的四篇文章(第 9 篇~第 12 篇)是在宝钢无缝钢管厂工作期间写的,文章内容主要涉及全浮动芯棒连轧管工艺和限动芯棒连轧管工艺两方面。

4. 关于无缝钢管生产技术发展趋势的五篇文章(第 13 篇~第 17 篇)分别写于 70 年代初、80 年代中叶和 90 年代初。这种对发展趋势的展望仅系一孔之见,供参考。

5. 第五部分包括三篇文章(第 18 篇~第 20 篇),涉及油井管生产及西德、日本一些钢管厂的情况。

在本文集编辑、整理及印制的过程中得到汉堡技术贸易公司林圣和先生的支持和资助,特此志谢!



0358797

目 录

T-18/12

d

v

前言

1. “无缝史话”提要	(1)
2. 辊式孔型顶管机轧管时的金属流动	(5)
3. 采用无杯底空心坯顶制无缝钢管的设置	(24)
4. 国外大直径钢管的生产方法	(26)
5. 钢管减径机的轧辊孔型设计	(52)
6. 钢管张力减径机	(73)
7. 钢管张力减径工艺的理论基础及其发展	(77)
8. 周期轧管生产工艺的现状	(91)
9. 钢管连轧工艺的发展	(94)
10. 论现代化的连轧管厂	(103)
11. 限动芯棒连轧管工艺的发展及其现状	(110)
12. 连轧管轧制工艺中金属流动不均匀的原因以及 为改善轧制条件而采取的措施	(120)
13. 连续铸钢对于无缝钢管生产技术发展的影响	(198)
14. 钢管热轧技术的发展	(217)
15. 钢管热轧新工艺剖析	(226)
16. 由“Tube 90”展望无缝钢管生产技术的发展趋势	(237)
17. 钢管生产技术的新进展——Tube America 91 的新提示	(245)
18. 关于油井管生产技术的研究	(250)
19. 新日铁八幡厂的无缝钢管生产	(265)
20. 西德、日本无缝钢管厂参观小结	(271)

1 《无缝史话》提要

J Perc Boore 所著“无缝史话”(The Seamless Story)一书于 1951 年在洛杉矶出版。这是一本叙述 1855~1951 年近百年的无缝钢管工业早期历史,具有史料价值的书,全书共 17 章 285 页,附有早期的钢管技术文献和专列目录。

现从九个方面,突出无缝钢管生产技术发展过程中具有历史意义的大事,对该书加以浓缩提要改写成本文,以使我国读者对于无缝钢管工业发展的早期历史有一个梗概的了解。

1 无缝钢管生产的早期历史

在 19 世纪,人们就开始了无缝钢管生产的研究。关于无缝钢管生产的最早记载是 1836 年。在 19 世纪 40 年代,人们已开始用冲压法生产无缝钢管,或者采用锻造或钻孔的方法生产空心坯,然后用热轧或冷拔的方法进行延伸来获得无缝钢管。这些生产方法的缺点是制造成本高。

1862 年 8 月 29 日,乔治·瓦尔特·森迪(George Walter Dyson)取得关于斜轧法基本发明的专利权。1866 年 3 月 17 日,F·C·巴客韦尔(F·C·Bakewell)制造成功一台以矫直或轧制棒材的斜轧机。1870 年,迪森和霍尔(Hall)一起取得一项关于生产无缝钢管的专利。在 1867~1881 年间,共有 5 个有关斜轧工艺的专利发表,由此可见,在 19 世纪人们已应用斜轧原理进行无缝钢管生产的种种试验。

关于无缝钢管生产早期历史中最引人注目的发现应是曼内斯曼兄弟在 1886 年用斜轧穿孔法通过一道工序将实心棒变成无缝钢管的发明。

2 斜轧穿孔机的发明

斜轧穿孔机是曼内斯曼兄弟发明的。曼内斯曼兄弟早期生活于德国的莱姆赛特市(Remscheid)。该市是一个以生产剪刀、斧头、镰刀、锉刀等产品的工业城市,并以生产索林根刀片闻名于世。马·曼内斯曼 1857 年 12 月 30 日生于莱姆赛特市,青年时期进入卡洛特堡工业大学学习,随后又进入波恩大学专攻物理学,毕业后在其父设于莱姆赛特市的锉刀工厂工作。其兄莱·曼内斯曼 1856 年 5 月 13 日生于莱姆赛特市,1873 年进入汉诺威综合工业大学学习机械设计,毕业后又进入柏林技术大学学习工程学和冶金学。

19 世纪,在斜轧工艺已取得专利并有一定应用经验,无缝钢管已可生产但制造成本太高,而自行车工业需要大量无缝钢管的情况下,促使了斜轧穿孔工艺的发展。第一根穿孔还是在 1886 年 8 月 22 日凌晨 2 时 30 分穿孔成功的。这一工艺的成功是曼内斯曼兄弟近一年辛勤试验的结果,试验时为了保密和不受外界干扰,最后的斜轧穿孔试验是从 8 月 21 日晚间开始,直至第二天凌晨斜轧穿孔成功。斜轧穿孔试验成功对斜轧穿孔机的发明具有重大历史意义。

为使圆棒(生产锉刀的原材料)在距表面一定深度范围内具有比较均匀的硬度,而心部具有较高的韧性,曼内斯曼兄弟改进了三辊斜轧机,并在这种斜轧机上轧制圆棒,这一试验导致了斜轧穿孔原理的发现,从而发明了用斜轧穿孔工艺生产无缝钢管的方法。

1893年,爱迪生参观芝加哥世界工业博览会,有人问他对什么展出最感兴趣,他明确地回答是“曼内斯曼钢管”。可见,曼内斯曼斜轧穿孔工艺在当时的工业界已引起了巨大反响。

当时许多有声望的技术权威认为曼内斯曼兄弟的斜轧穿孔专利违背物理学的基本原理,认为所发明的原理和两兄弟所从事的工作大相径庭,锉刀生产与斜轧穿孔是风马牛不相及。而曼内斯曼兄弟在发明斜轧穿孔工艺后的30~40年间对此也没发表过任何声明,因此使斜轧穿孔工艺的发明蒙上了一点神秘色彩。

从斜轧穿孔工艺发明以来,经过65年,对于这一工艺过程中各种作用力是如何相互影响,以致使实心坯形成穿孔坯这一点,至今许多技术权威的意见还颇为分歧。

有人认为这一发明具有很大的偶然性。但是,曼内斯曼兄弟在成功地穿轧出第一根穿孔坯前18个月,即已提出斜轧穿孔的专利申请。因此,可以认为,两兄弟是在详尽研究这一过程后,在肯定理论结论的基础上,经过一系列试验而发明这一工艺的。

3 世界上最老的几个钢管厂

曼内斯曼兄弟在成功地穿出第一根空心坯后的当月(1886年8月),即在莱姆赛特市成立了第一个钢管厂。1887年在萨尔不吕肯(Saarbrücken)建立了波斯(Bous)钢管厂,1888年在伯核姆(Böhem)也建立了一个钢管厂。到1890年,这几家钢管厂(除在英国的一家钢管厂外)又合并为德——奥曼内斯曼钢管公司。该公司总部起初设在柏林的德意志银行,1893年迁至杜塞尔多夫(Düsseldorf)。后来,在拉特(Rath)又建立了一座焊管厂,该厂在1906年也并入曼内斯曼钢管公司。1894年秋,在美国康涅狄格州(Connecticut)哈特福德市(Hartford)成立了普泊(Pope)——曼内斯曼钢管公司,其主要产品为小于 $\varnothing 51\text{mm}$ (2英寸)的自行车用和锅炉用无缝钢管。1895年,美国曼内斯曼公司成立。

4 周期式轧管机的发明

1892年,曼内斯曼兄弟经过长时间的研究后,开始了周期式轧管试验。早在1841年,卡其(Church)和哈雷(Harlow)就在英国取得了周期式轧管工艺设想的专利,后来曼内斯曼兄弟取得改进完善这一工艺的专利,斯蒂费尔也取得了类似的专利。因此,周期式轧管机的发明应该说是他们共同努力的结果。“皮尔格”(Pilger)即周期式,这一字源于“Pilgrim”。后者是朝圣者的意思。朝圣者的步伐是“向前两步,后退一步”。将周期轧管机的操作和朝圣者的步伐相联系,曼内斯曼兄弟给这一工艺取名为“皮尔格”。早期的周期式轧管机采用人工喂料,并将芯棒称为“推入杆”(Poking bar)。

5 斯蒂费尔穿孔机的发明

1897~1898年,斯蒂费尔两次取得锥辊式穿孔机以及圆盘式穿孔机的发明专利。斯蒂费尔1862年2月17日生于瑞士苏黎世附近的奥利康市,1881年毕业于苏黎世工业大学,1889年10月在英国曼内斯曼公司工作,1894年去美国。1902年秋,他协助成立了标准公司(Standard),该公司以制造无缝钢管设备著称于世。1926年,标准公司和埃特纳(Aetna)公司合并为埃特纳——标准公司,斯蒂费尔任副总裁,直至1932年退休。斯蒂费尔认为,曼内斯曼穿孔工艺中钢管外层表面的扭变和表面缺陷的形成是有联系的,因此,他提出了用圆盘

轧辊来取代原筒式轧辊。该穿孔机力求在无扭变的情况下实现穿孔过程,这一发明在欧美得到广泛应用,并取得斯蒂费尔穿孔机发明专利。在1897年—1898年间,斯蒂费尔发表了锥辊式穿孔机的基本设想、随后又发表了以圆盘取代锥式轧辊的专利,并在标准无缝钢管公司首先设置了圆盘式穿孔机。

早在20世纪20年代,B&W钢管公司就在一台小型穿孔机上进行了锥辊穿孔试验。该轧机的轧辊轴可在垂直和水平两个方向进行调整。试验结果表明,60°角的锥辊式穿孔机具有节能和毛管质量好的优点,并对管坯的钢质要求不高。关于锥辊的角度,斯蒂费尔早在1897年就提出56°30′是最佳角度的设想,后来的实验也证实这一设想是正确的。

6 自动轧管机的发展

自动轧管机是在20世纪初发展起来的。由于机车、汽车、轴承、钻井等工业的发展,对无缝钢管的需求量剧增。当时美国发展无缝钢管面临的问题是解决周期式轧管机人工喂料的问题和发展新的轧管工艺。面对这一形势,斯蒂费尔和尼卡逊(Nicholson)联合进行了自动轧管机的研究。

第一台自动轧管机是1903年11月在格林威利(Greenville)试验成功的,随后在1905年又增设了均整机和定径机。这样,一套名符其实的生产热轧成品管的自动轧管机组就形成了。

在1906~1907年,埃尔伍德市(Ellwood)的国家标准厂(National Standard)扩建时,将格林威利厂的三重式轧机迁至该厂,使得国家标准厂能自己生产管坯。接着又增设了3套自动轧管机组,每一机组均由斯蒂费尔穿孔机、新的自动轧管机、二台均整机和定减径机组成。

1906年,美国无缝钢管公司改建,增设了自动轧管机和冷拔机组。1907年,匹兹堡钢管公司对比弗·佛思(Beaver Falls)厂进行了改建,也增设了自动轧管机,由此奠定了美国无缝钢管生产以自动轧管机组为主的局面。

7 关于狄塞尔(Diescher)轧管机

狄塞尔轧管机的主要部分和穿孔机一样。穿孔机具有固定的上、下导板,而狄塞尔轧管机采用高速回转的大直径导盘代替导板。狄塞尔轧管机是著名的工程师狄塞尔设计的。经过试验,1932年在比弗·佛思厂建造了一台狄塞尔轧管机。此后,在匹兹堡钢管公司和国民钢管公司也安装了同样的轧机,这些轧机都是用来生产小口径钢管的。

8 关于弗伦(Foren)轧管机和连续轧管机

1932年,在格努伯(Globe)钢管公司安装了一台由该厂工程师弗伦设计的轧管机。弗伦轧管机为21机架连续轧管机,这是在钢管工业发展史上对连续轧管机的第三次尝试。第一次试验是在1904年,在埃尔伍德市的5机架连续轧管机上进行的。第二次试验是在1913~1921年间,在匹兹堡钢管公司(Monessen)厂的7机架连续轧管机上进行的。连续轧管机所生产的钢管内外表面质量好,壁厚比较均匀,但是受当时整体工业水平的限制而未能得到迅速发展。

第二次世界大战后,国民钢管公司将无缝钢管生产集中到伽里(Gary)厂,并决定在伽

里厂建造张力减径机,1949年,与连续轧管机匹配的张力减径机投产。当时张力减径机的轧出速度为548.6m/min。罗伦(Lorain)厂从1941年开始对张力减径机进行试验。与连续轧管机配套是在1949年。

9 关于阿塞尔(Assel)轧管机、冷轧管机和光亮退火炉

1937年,蒂姆肯(Timken)轴承公司在伍斯特尔(Wooster)厂安装了由阿塞尔工程师设计的三辊轧管机。如同通常所用的芯棒轧机一样,三辊轧管机所生产的管子内表面质量好,但这种轧机仅适宜于生产厚壁轴承管。

20世纪30年代是钢管工业大发展的年代,出现了狄塞尔轧机、弗伦轧机和阿塞尔轧机。此外还有下列两件大事值得一提:

(1)钢管冷轧洛克莱特(Rockrite)工艺出现。第一台冷轧管机是在1931年制成、1934年投入使用的。到30年代末期,冷轧管机已得到广泛应用。

(2)连续光亮退火炉的出现。30年代航空工业的发展对冷轧钢管提出了较高的要求,而许多钢管厂只能生产表面有轻锈的钢管。萨米里尔(Summerill)钢管公司于1932年建成了光亮退火炉,第一次生产出表面光亮的冷轧冷拔钢管。

10 结语

“The Seamless Story”一书值得一读,阅读此书必将增加对无缝钢管生产技术发展历史的了解。当今一些国家从事钢管生产技术研究的人员对此书颇感兴趣,这是从扩大知识面、推陈出新的角度出发的。当今新的无缝钢管生产工艺诸如CPE艺、MPM工艺、Accu-Roll工艺等几乎无一不与古老工艺有关。因此,虽然该书技术性不强,但对从事钢管生产的人士来说,仍不失为值得一读的好书。

2 辊式孔型顶管机轧管时的金属流动

W. Dobrucki 著

摘 要

本文作者最近在英国钢铁学会会志上发表了几篇关于辊式孔型顶管生产工艺的文章,这篇文章是其中的第三篇。在撰写本文前曾经做了两个实验。第一个实验是在正常生产的情况下在一台生产用的顶管机上进行的,另一个实验是在实验室进行的,采用了铅锭和辊式孔型的模型(按一定比例制作的)。本文将讨论从这两个实验中所取得的结果。

顶管工艺过程的主要阶段是形成管壁的阶段,此外还有一个初始阶段,即杯底进入辊式孔型的阶段,本文将参照顶管过程的基本参数对于和这两个阶段有关的现象加以分析。

引言:顶管过程基本参数的研究

由作者所作的两项实验确定了顶管工艺过程的基本参数及其对于顶管时负荷状态的影响。在随后所写的文章中作者确认:对于金属流动的状态和合成负荷的大小来说,影响最大的是沿管子周界减壁量的不均匀分布和当管壁包紧心棒表面时所产生的摩擦。作者指出:在管子通过辊式孔型时有两个迥然不同的顶管阶段,即:形成管壁的主要阶段和通过杯底时的初始阶段。本文详尽地论述了这两个顶管阶段的情况,此外还考虑了以下几方面和某些参数:

- I) 由于变形而产生的金属加工硬化;
- II) 在塑性变形区管壁和轧辊表面的摩擦以及管壁和芯棒表面的摩擦;
- III) 同一时间内管子处于几架孔型中时各架孔型的相互影响;
- IV) 决定作用于轧辊上合成力倾斜角大小的因素。

在研究杯底通过孔型这一问题时,曾指出这一过程中在孔型内所产生的负荷取决于杯底的尺寸大小。并论述了由于杯底的金属流动而产生的金属移位这一复杂的现象。

在这篇文章的结束部分对于辊式孔型顶管时金属流动这一问题得出了一般性的结论。并给出和本文主题有关的、值得进一步探讨的一些问题。

管壁的金属流动

一) 实验中所应用的铅锭的屈服强度与塑性变形量的关系。

由于顶管工艺过程在生产高合金钢管中的应用^①,在顶管工艺发展和顶管机设计方面有进一步考虑变形过程中所产生加工硬化现象的必要。在进行各项试验时也同样产生加工硬化现象。

关于决定加工硬化对于试验结果的影响的问题采用了“Larke”氏方法来解释试验数据。

^① 碳钢的含碳量不大于 0.8%; 钢护管及其他合金钢含锰量不大于 0.6%, 含铬量不大于 1.0%; 不锈钢、耐酸钢、热强钢含锰量不大于 2%, 含砂不大于 1.2%, 含铬量不大于 18%, 含镍量不大于 11%。

应该指出:随着金属与轧辊接触弧长度的变化,金属的屈服强度^①亦有所变化。然而,由于拉伸试验所确定的铅的机械性质以及实验室中用铅锭所作的顶管试验乃是在 16℃~20℃ 间恒定温度下进行的,而且变形速度缓慢,几乎是不变的,因此可以假定,屈服强度和由拉伸试验所得的曲线有密切的关系,而前者是在单架孔型中所产生的应变函数。在某架孔型中屈服强度的平均值(平均屈服强度)可用下式表示:

$$K_{sar} = \frac{1}{\alpha_c} \int_0^{\alpha_c} K_f \cdot d\alpha \quad (1)$$

其中: α_c = 金属与轧辊接触弧的张角 · α = 接触弧的角座标 · K_f 金属的可变屈服强度,其数值取决于所施加的塑性应变。

作为塑性应变函数的铅的屈服强度曲线由图 1-a 示出。描绘此曲线时假定:在应变一定时屈服强度的数值等于真实应力,即由实验用铅锭中切出一块试样,进行拉伸试验,取得许多平均值以计算屈服强度。计算时,应以由于拉伸而减弱了的截面积为依据。

图 1-b 示出方程(1)积分的图解法,此图的横座标是接触弧的长度 $K=f(\alpha)$,是由图 1-a 重新描绘的,它表示出屈服强度的变化。

以后一形式表示屈服强度曲线(即将屈服强度视作金属与轧辊接触弧张角的函数)亦以点虚线分别示于图 2 中,即作用于轧辊上的平均单位压力 K_w 曲线和作用于心棒上的单位压力 K'_w 曲线。

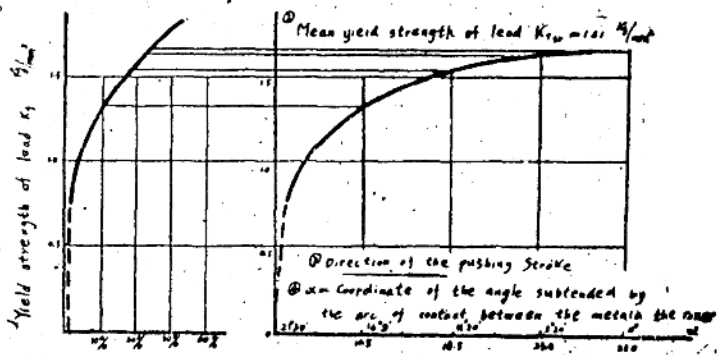


图 1. a 拉伸试验试件截面面积减缩百分率

图 1. b 拉伸试验试件相当截面和减缩百分率 $u\%$ (右)

$$u\% = \frac{\Delta F}{F_0} \times 100\% \text{ (左)}$$

图中: 1. 铅的屈服强度 K_f 公斤/毫米²

2. 铅的平均屈服强度 $K_{sar} = 1.41$ 公斤/毫米²

3. 顶管方向

4. α = 管料与轧辊接触张角的座标

- a. 作为拉伸试验试件截面面积减缩百分率的函数的铅的屈服强度
- b. 作为管料与轧辊间接触弧张角函数的铅的屈服强度

^① (英文译者注),在英国和波兰没有统一的技术术语,各位权威用各种不同的术语来描述“Yield Strength”这一材料性质,譬如有人称之为“材料的塑性强度”,有的则称之为“屈服强度”,后者在拉伸曲线上并不是一个固定点,而是一个与应变有关的变数;有的人特别是欧洲大陆的技术工作者称之为“变形的单位阻抗”。本文中按照 BISRA 的规定,称之为“屈服强度”。

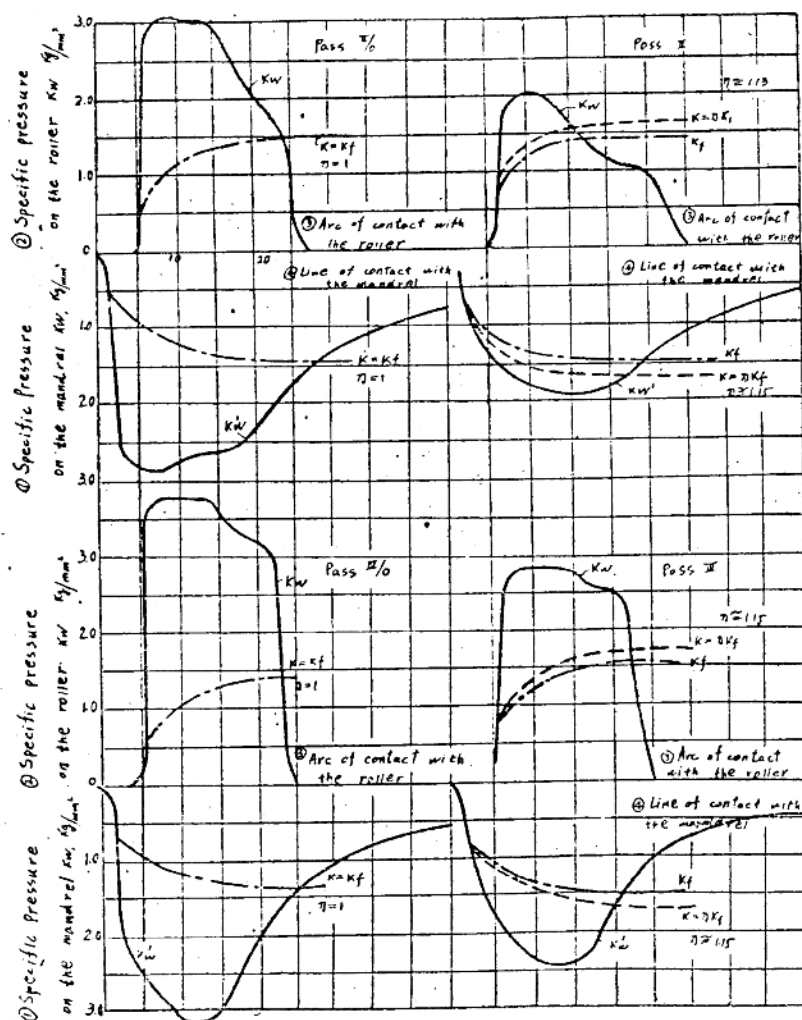


图2 轧辊与管料接触表面以及管料与心棒接触表面上单位压力的分布,图上金属的屈服强度(K_f)及其极限值($K=\eta K_f$)的曲线是移置于其上的。

图中: 1. 作用在心棒上的单位压力 KW' 公斤/毫米² 2. 作用在轧辊上的单位压力 KW 公斤/毫米²
 3. 与轧辊的接触弧长度 4. 与心棒的接触线长度

二) 实验研究的塑性条件。

按照变形的应变能的理论,塑性的一般条件可以下列关系表示:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2K_f^2 \quad (2)$$

其中 $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$, 是在变形区内某一点上作用于互相垂直方向上的三个主应力, 而 K_f 是金属的屈服强度, 对于理想的均质体金属受拉的屈服强度及其受压的屈服强度假定是一样

的。

Lode 以如下更为简便的形式来表示方程(1),即

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \eta K_f = K \quad (3)$$

其中 η 为一系数取决于变形状态,即

$$\eta = \frac{2}{\sqrt{3 + V^2}} \quad (4)$$

$$\text{而 } V = \frac{2(\epsilon_2 - \epsilon_3)}{(\epsilon_1 - \epsilon_3)} - 1 \quad (5)$$

其中 ϵ_1, ϵ_2 和 ϵ_3 为三个主应变。

可以证明在任何三度应力系统中,主应力可以取任何正值或负值,包括零值在内,而 η 值仅能在 1~1.155 这一狭窄范围内变化,其数值之大小取决于中间主应力值 σ_2 。

由此, $K = \eta K_f$ 只能包含在 K_f 和 1.155 K_f 两个值之间, K 为三度应力系统中金属的屈服强度,这一屈服强度被称为极限屈服强度。

方程式(3)和方程式(2)是等同的,但方程(3)这一形式更适宜于实际应用,如缺乏直接确定应力的合适的方法时,测量实际应变仍是比较容易的。此外,由于 $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ 的这三个应变值比较小,以采用实验确定的变形比较为方便,即:

$$\lambda = \frac{L_k}{L_0} = \frac{\text{通过孔型后的管段长度}}{\text{同一管段在通过孔型前的长度}}$$

$$\gamma = \delta_k / \delta_0 = \frac{\text{通过孔型后的管壁厚度}}{\text{在通过孔型前的管壁厚度}}$$

$$\beta = b_k / b_0 = \frac{\text{通过孔型后管子横截面塑性变形区的宽度}}{\text{在通过孔型前管子横截面塑性变形区的宽度}}$$

根据变形前后体积不变的条件,上述三个变形比具有如下的关系。

即:

$$\lambda \cdot \gamma \cdot \beta = 1 \quad (6)$$

据此,径向应变 ϵ_r 、纵向应变 ϵ_z 及周向应变 ϵ_θ 分别为 $\gamma-1$ 、 $\lambda-1$ 及 $\beta-1$ 。在实验室中用铅锭作顶管试验时,每一道次前后对管子作实际测量。然后,根据其平均值以计算变形比 γ, β, λ 。在辊式孔型中顶管时有两个不同的变形区,即直接受轧辊压力而发生塑性变形的区和无轧辊压力的间接变形区,对这两个变形区要分别计算出变形比。通过实验所得的变形比 γ, β, λ 的数值示于表 I。

为了确定方程式(5)中 V 的数值以及方程式(4)中 η 的数值(指每一道次而言),必须首先正确地处理测得的 $\epsilon_r, \epsilon_\theta, \epsilon_z$ 三个应变和主应变 $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ 的关系。可以假定 $\epsilon_r, \epsilon_\theta, \epsilon_z$ 三个应变,其数值和方向都与主应变相适应。因此,在受轧辊压力而直接发生变形的区域,其应变为:

$$\epsilon_1 = \epsilon_z; \epsilon_2 = \epsilon_\theta; \epsilon_3 = \epsilon_r$$

因此,方程式(5)可化为

$$V = \frac{2\beta - \gamma - \lambda}{\lambda - \gamma} \quad (7)$$

同理,在间接变形区的应变为:

$$\epsilon_1 = \epsilon_2; \epsilon_2 = \epsilon_3; \epsilon_3 = \epsilon_4;$$

$$\gamma = \frac{2\gamma - \lambda - \beta}{\lambda - \beta} \quad (8)$$

用方程式(7)或(8),根据实验数据分别计算两个变形区的 γ 值。然后用方程式(4)计算 η 值。计算所得的结果亦示于表I。

表I 延伸系数 $\lambda=l_k/l_0$ 的平均值,减壁率 $\gamma=\delta_k/\delta_0$ 的周向压缩量,

$$\beta=b_k/b_0=\frac{1}{\lambda\gamma} \text{ 以及系数 } \eta \text{ 值的确定}$$

延伸系数 $\lambda=l_k/l_0$ 的平均值,减壁率 $\gamma=\delta_k/\delta_0$ 分别由测量结果求得。

周向压缩量 $\beta=b_k/b_0=\frac{1}{\lambda\gamma}$ 由 λ, γ 值计算而得。

根据以上求得的 λ, γ, β 值,用方程式(4)、(7)或(8)求系数 η 的数值。

平 辊 孔 型					圆 孔 型				
孔型序号	I/O	II/O	III/O	IV/O	孔型序号	I	II	III	IV
λ	1.04	1.08	1.07	1.07	λ	1.23	1.33	1.33	1.29
N区:直接变形区					N区:直接变形区				
γ	0.92	0.86	0.87	0.87	γ	0.80	0.73	0.73	0.75
β	1.04	1.08	1.07	1.07	β	1.01	1.03	1.03	1.03
η	1.0	1.0	1.0	1.0	η	1.15	1.15	1.15	1.15
Z区:间接变形区					Z区:间接变形区				
γ	1.00	0.98	0.97	0.965	γ	0.95	0.93	0.93	0.98
β	0.96	0.96	0.96	0.965	β	0.84	0.81	0.81	0.80
η	1.15	1.08	1.04	1.00	η	1.10	1.11	1.11	1.13

以上: l_0 是在孔型前杯状体的长度

l_k 是在孔型后杯状体的长度

δ_0 是在孔型前杯状体的壁厚

δ_k 是在孔型后杯状体的壁厚

b_0 是在孔型前变形区的平均宽度 b_k 是在孔型后变形区的平均宽度

如此得出每一架孔型的 η 值,再假定这些数值代表每一架孔型中平均的和恒定的状态,则可以绘出作为轧辊和管料接触弧张角函数的极限屈服强度曲线,即

$$K = \eta K_f = f(\alpha)$$

图2示出I/O、II/O、III/O、IV/O各架孔型的上述曲线。

三)在辊式孔型顶管过程中由于管壁减薄而产生的金属加工硬化。

由图2心棒表面上单位压力分布曲线可以看出,随着接触线长度的增大金属加工硬化现象就逐渐消退。为便于讨论起见,假定轧辊作用于管料上的压力沿着与心棒纵轴方向约成45°角的滑移线传递给心棒。轧辊对于金属流动具有显著影响的区域的界限是由这些滑移线确定的。在界限上以及界限外,由于管壁是弹性地包紧心棒,由此即产生对心棒的压力。但随着管料逐渐通过孔型,孔型后的管段长度增长,这一压力便逐渐变小,最后趋于一个恒定值。由实验确知:管料作用于心棒上某一点的压力在该点离开轧辊影响区后将较最终剩余压

力增大 30~50%。离开辊式孔型后作用于心棒上弹性包紧力的增大是由于金属加工硬化的影响,而这一加工硬化现象乃发生在辊式孔型内。在用铅锭作实验时,随后的加工硬化消失期约为 15 秒,与此同时包紧心棒的压力亦有所减退。

毫无疑问,用铅锭作试验时,经观察发现,加工硬化现象的出现以及它对于单位压力大小的影响和这一现象发生在用钢坯轧管时的情况有很大的区别。关于加热到再结晶温度以上的钢的加工硬化现象的实质,以及它的消退速度尚未加以充分的研究。然而,可以确信,钢的加工硬化的消退速度大大地大于铅,一般碳钢的加工硬化的消退速度则大于某些合金钢(如不锈钢)。但是,无论如何加工硬化现象的消失需要有一定的时间。

从正确掌握顶管过程的角度出发,使在相邻机架间加工硬化消退所需的时间短于管段通过相邻机架所需的时间乃是一个基本要求。当顶管机架布置一定时,在相邻机架间发生再结晶所需的时间给选择适当的顶管速度提供了前提。相邻机架间距愈大,则可以采用较大的顶管速度。

已经知道,再结晶速度随着温度和原始减壁量的提高而增大。在顶管过程中维持较高的而且恒定的金属温度,不仅可以降低金属的屈服强度,减少包紧心棒的压力,而且容易使钢管尺寸更加精确,产生较高的再结晶速度。

为了消除加工硬化的有害影响,必须使管坯加热得好,心棒的加热也要均匀。设计轧辊孔型的方法需要改进,以便在对成品管尺寸及几何形状精确性产生良好影响的条件下,得以采用较大的减壁量、较快的顶管速度、和机架间距大的较少的机架。

四)减壁量的不均匀分布

辊式孔型顶管过程与环式孔型顶管过程的基本区别是:在前一过程中减壁量的不均匀分布(对管子横断面而言,见图 3)。因此,可以说将辊式孔型很理想地当作环式孔型看待会产生很大的不准确性。

顶管前,在铅锭表面上划以长方形格子,然后观察其外表面的变化情况。

图 4(略)示出这一变化在直接承受轧辊压力区域所发生的金属移置和管壁发生间接延伸区域的金属移置有显著的区别。不与轧辊接触的部分管壁的延伸量约等于两个变形区延伸量的平均值。而格子横向尺寸的变化过小,用直接测量所划线条之间的距离难以得知。在间接变形区管壁和心棒间空隙的形成显示出由承受轧辊压力的直接变形区向间接变形区的横向金属流动(见图 5,略)。金属由一个区域向另一个区域移置的程度可由横向(或周向)变形率 β 的数值来确定(见表 1)。

试验过程中,采用了几个具有较低弹性模数的铅锭。图 6(略)示出了这些铅锭通过具有平辊的辊式孔型 $\Pi/0$ 时破裂的情形。可以看到,破裂由最大壁厚处开始(图 6a),对破裂情形加以研究(图 6b),发现原始裂缝和管轴成 90° ,已经超过金属分离的阻力。裂缝随后发展的特征是“滑移线式”,即与管子圆柱表面的母线倾斜成 45° 角。

受轧辊压力而产生塑性变形的区域承受三个互相垂直的压应力的作用。但在间接变形区只有两个应力,即是纵向张力和切向压力。这时的径向应力为零,因为在这一区域管料既不与轧辊接触亦不与心棒接触,故在径向不可能有任何应力。由于在间接变形区张力占优势(见表 1,系数 η 值为 1.08—1.00),在这一区域内的管料并没有达到屈服应力值,但已超过其对于分离的阻力的极限值。

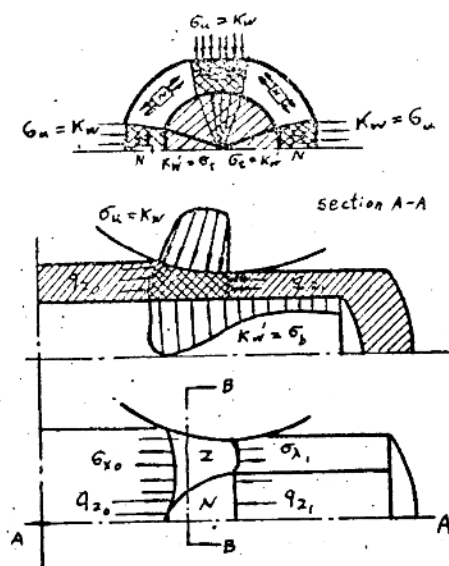


图3 沿管子周界减壁量的不均匀分布

图中: N 区直接承受轧辊压力, 直接变形, Z 区间接变形, $\sigma_k = k_w$ 等于轧辊下的单位压力, $\sigma_b = k_w$ 等于心棒上的单位压力; σ_{λ} 和 σ_c 分别代表作用在间接变形区的纵向应力和切向应力; q_z 等于受轧辊压力而发生塑性变形的区域的原始纵向应力, 这些应力由于沿管子周界减壁量的不均匀性而引起的。

由应用铅锭作顶管试验而得到的单位压力的分布曲线可以看出, 在每一架孔型中原始压力数倍于满足塑性条件的屈服强度的极限值 K , 顶管过程中这样高的原始压力的出现只能作如下的解释: 在金属进入塑性变形区的那一点有原始压应力存在。在用模型进行研究时采用的是短管, 因此这一区域巨大的压应力(由上述曲线可以证实它的存在)不可能由于管壁包紧心棒之力所产生, 其出现只能看成是对于不承受轧辊压力发生间接变形区的那部分金属的张应力的反作用(见图3)。

平均单位压力 K_{avr} 的数值乃由轧辊力 $P_{\text{压}}$ 计算而得, 后者乃是当管子破尾端通过孔型时进行测量而得的, 此时管壁包紧心棒之力是微不足道的, 因此用 $P_{\text{压}}$ 以计算单位压力, 可以避免管壁包紧心棒之力对于单位压力计算值大小的影响。

$$K_{avr} = P_{\text{压}} / F_d \quad (9)$$

其中 F_d = 管料与轧辊接触表面在轧辊孔型对称轴相垂直的平面上的投影。

按照某些文章关于这一问题的理解, 平均单位压力 K_{avr} 可以用极限屈服强度 $K = \eta K_f$ 和另一因素的乘积来表示。这一因数取决于孔型特征参数(如孔型的形状、尺寸、减径量、摩擦系数、前张力等)。

为了对于所研究的过程推导出一个与所使用的材质的性质无关的类似的函数, 将采用铅锭作试验所得之结果用一个无因次的比例值来表示:

$$K_{avr} / \eta K_{fr}$$

如上所述,系数 η 的数值由试验数据计算而得(见表 1)。材质的平均屈服强度 K_{lr} 由方程式(1)图解而得。

将所得到的结果绘成曲线如图 7 所示,由此图显而易见,相对于延伸率 λ_c 值小的函数 $K_{wr}/\eta K_{lr}$ 的曲线处于上部。在平均延伸率为 1.07 的平辊孔型内, K_{wr}/K_{lr} 的数值大大地高于延伸率为 1.33 的圆孔型内的相对值。

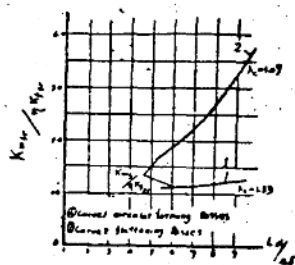


图 7 根据测量所得结果绘出的 $K_{wr}/\eta K_{lr}$ 函数的曲线

图中:① λ_c 在某一孔型中的延伸率。

⑤ ηK_{lr} 材质的平均极限屈服强度。

② l_a 接触弧长度。

⑥ 曲线 1 圆孔型。

③ $\Delta\delta = \delta_0 - \delta_k$ 绝对减壁量。

⑦ 曲线 2 平辊孔型。

④ K_{wr} 轧辊下的平均单位压力。

对于这一事实只能作如下的解释:间接变形区域的管段对于直接受轧辊压力而变形部分的轧辊压力的大小产生了影响。因此,不可避免的减壁量的不均匀分布是决定顶管过程进展的最重要因素,而且它对于轧辊、心棒压力的大小有所影响。

(五)心棒为管壁所包紧——摩擦力



图 8 由于管壁握住心棒而引起的摩擦力 τ 以及由于握紧作用而造成的原始应力 q_0 。

轧辊所施出的压力使管料产生塑性变形,同时使心棒产生弹性变形。离开轧辊压力区后心棒具有恢复原状的趋势,此时它将弹性变形递给管料。由于这一作用,心棒被管壁紧紧包住。在管子始端(杯底端)进入下一机架的时刻,管壁沿着心棒表面在与顶管方向相反的方向滑动。这种相对运动一开始,由于表面的不平整和心棒上出现的波纹,包紧力将有所增大。正常情况下,顶管过程中由于管料迅速冷却

所产生的收缩将促使包紧力进一步增大。包紧力与摩擦系数的乘积就是摩擦力。摩擦力阻碍管料与心棒的相对滑动,但对管料挤入轧辊间隙则具有促进作用。

摩擦力所发生的作用以及它和弹性模数大小的关系(试验中用的是铅)如图 9 所示。这些作用是:推力 Q 和摩擦系数值以及弹性模数有关系,而且随着管段逐渐通过机架,在机架前管段的长度渐渐变短,推力由 Q_{SA} 降为 Q_{SB} 轧辊压力亦具有类似关系。上述结论在测量脱离心棒所需的力时得到进一步证实。

在实验中由于所采用的管坯长度有限,而且没有热收缩现象,因此关于摩擦力对于顶管过程的实际作用不能作出充分的定论。根据实验仅可以确定管壁包紧心棒的趋势随着以下诸因素的增长而增大,即:

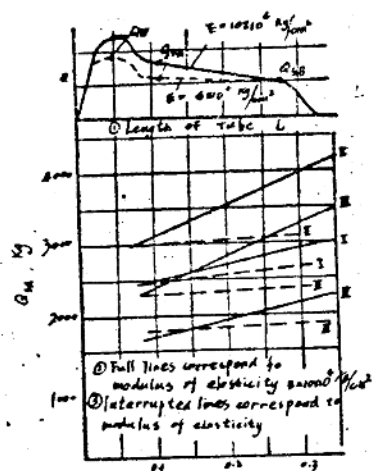


图9 铅的摩擦系数和弹性模数对于在 I、II、III、IV 道孔型中推力 Q_{m0} 的影响。

图中:①管长 L。

- ②实线相当于弹性模数 $E=10 \times 10^4$ 公斤/厘米²
- ③虚线相当于弹性模数 $E=6 \times 10^4$ 公斤/厘米²
- ④心棒表面上的摩擦系数 μ

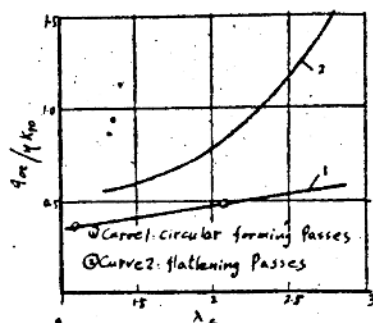


图10 由于管壁握紧心棒而产生的初应力 q_m 和总延伸系数 λ_c 的关系

图中:①曲线1:圆孔型;②曲线2:平孔型

i)弹性模数(指塑性变形管料轧制温度时的数值)。

ii)管料与心棒之间的摩擦系数。

iii)变形剧烈程度,管壁愈薄,延伸率愈大,变形愈剧烈,图10示出这一关系。

在工厂中采用表面光洁度不同的各种心棒进行了试验,其结果如下:

i)由于心棒表面逐渐粗糙,摩擦系数逐渐增大,顶管负荷亦有规律地增大。在第一架圆孔型机架增加3%的负荷,而在最后一架孔型中增加18%的负荷。

ii)用直径为60毫米的心棒测量。其负荷增加率的数值大于直径为100毫米的心棒。可以相当确切地说,顶管负荷的增大主要是由于管壁包紧心棒之力所产生的摩擦力。

因此,管壁包紧心棒产生摩擦力,而摩擦力是对于顶管负荷具有基本影响的第二个因素。

六)管子同时通过几个机架时的影响

一般塑性方程式可写作如下形式:

$$\sigma_t - \eta K_t = \sigma_s \quad (11)$$

应用于轧辊孔型的塑性区域,此式写为:

$$K_u - \eta K_f = K_s \quad (12)$$

其中 $\sigma_t = K_u$ = 单位轧辊压力, $\sigma_s = K_s$ 被称为金属流动的单位阻力(勿与变形单位阻力

相混淆！)

值得注意： K_w 和 K_f 都是压力，数值上是负数。

由图 2 可以看到，对于孔型 I / O 与 I 在轧辊下的塑性变形区的后端单位压力 K_w 的绝对值可能小于 ηK_f ，即：

$$|K_w| < |\eta K_f|$$

要满足上述条件， K_f 的数值一定是正值，即它是张应力，一般被称为前张力。

对于孔型 I 而言，具有和孔型 I / O 与 I 相类似的情况。

其他的孔型（如孔型 N / O 与 N）在变形区后端的单位压力 K_w 的绝对值大于 ηK_f ，即：

$$|K_w| > |\eta K_f|$$

与此相适应， K_f 是负值即压应力，被称为前压力。

前张力或前压力等这些应力和出现在管料及轧辊接触表面的摩擦力相反，且和作用于间接变形区的反作用应力亦相反，可参照图 3。

在直接变形区或间接变形区分布于管子横断面上的应力的代数和可以是正值，在这种情况下合成情况显示出前张力的存在。在某一孔型机架中的前张力自动地使后一孔型机架产生后张力。

假如管壁对心棒施以很大的包紧力或者孔型的几何形状殊异（例如当接触弧张角 α_c 相当小时），在这些情况下塑性区域后部应力的代数和可能达到负值，这样促使管壁金属由轧辊下挤出而拥向前方，这一现象被称为“轧出”（roll-off），在采用辊式孔型顶管过程制造氧气瓶时发生这种现象。

在工厂中测得的负荷曲线示出：当管子破尾端通过孔型时，管料作用于轧辊的压力有所增大；当管子的破尾端离开前一机架时，这一压力又有所增大。由于机架孔型的相互作用，当管子同时处于两个机架孔型中时，轧辊的负荷较轻，在起始的几架孔型中负荷约降低 10%。当通过随后的机架孔型时，随着作用于管子上总的功的增加，这一递减量就不怎么显著，而在最后的机架孔型中这种递减几乎不存在。

讨论机架孔型的相互作用时，应该注意到，根据两种试验的结果均不能肯定其全部作用和意义。

由在工厂中进行的试验可以看出，其他影响孔型机架相互作用的因素亦能在管子同时通过几架孔型时，导致破尾端通过孔型时轧辊力大小的区别。例如以前所讲的顶管机的机架布置是在破尾端离开某架平辊的同时（如 I / O）杯底端进入下一架平辊（如 N / O）；然而圆孔型辊（在本例中孔型 I）置于上述两架孔型之正中。由于上述的机架布置，中间的变形速度减小，而消耗在克服塑性变形区管料与芯棒间摩擦的功则增加。由测量所得的结果不可能确定这些因素对于金属流动和顶管负荷的影响。

为了详细论述在工厂的实际情况下顶制破尾端负荷增加问题，尚须顾及与机架孔型相互作用无关的一些方面。

当破尾端沿冷芯棒滑移时，这一部分管段比其们部分冷却得更剧烈。因此这一部分管料的屈服强度增大，由是破尾端管段包紧芯棒之力亦随之增大。

顶管前在杯状体的孔内投入石墨润滑剂。管子在通过机架孔型的过程中受到延伸，这时管子破尾端所剩下的润滑剂就嫌不足，于是管子破尾端所产生的非润滑面被“metal lip”的