

展轧制法。图 14-23 表示了表 14-3 中轧制规程 2 的板坯横断面变化情况，可产生最有效的增宽（几乎 30%）。对强迫宽展轧制生产的冷热轧材详细的检查表明，与无宽展轧制的轧件相比在表面质量、板形或组织性能特性方面没有差别。

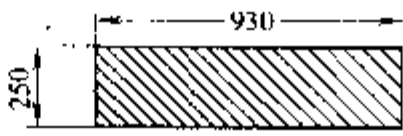




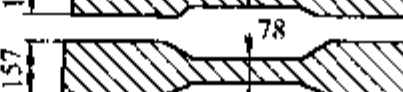
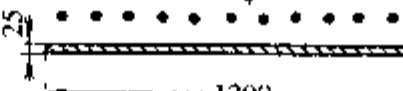
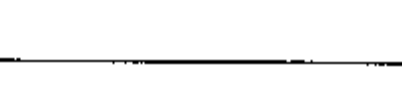
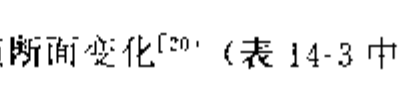
道次号	道次类型	条材横断面尺寸/mm×mm
0	坯料尺寸	
1	平	
2	槽	
3	平	
4	槽	
5	平	
6	槽	
7~9	平	
10	平	

图 14-23 强迫宽展轧制时板坯横断面变化^[20]（表 14-3 中轧制规程 2）

14.14 利用带可变环形凸出块的轧辊增宽

图 14-24 描述了一种由联合工程公司和国际轧钢咨询公司（United Engineering and International Rolling Mill Consultants）共同提出的用方坯轧制扁平产品的生产方法^[21]。

利用方坯作热轧原料的优点在于能利用这种形状减小头部辐射损失。并且因方坯轧制成板带包含有纵向和横向延伸，减小了最终板带中呈现的各向异性。

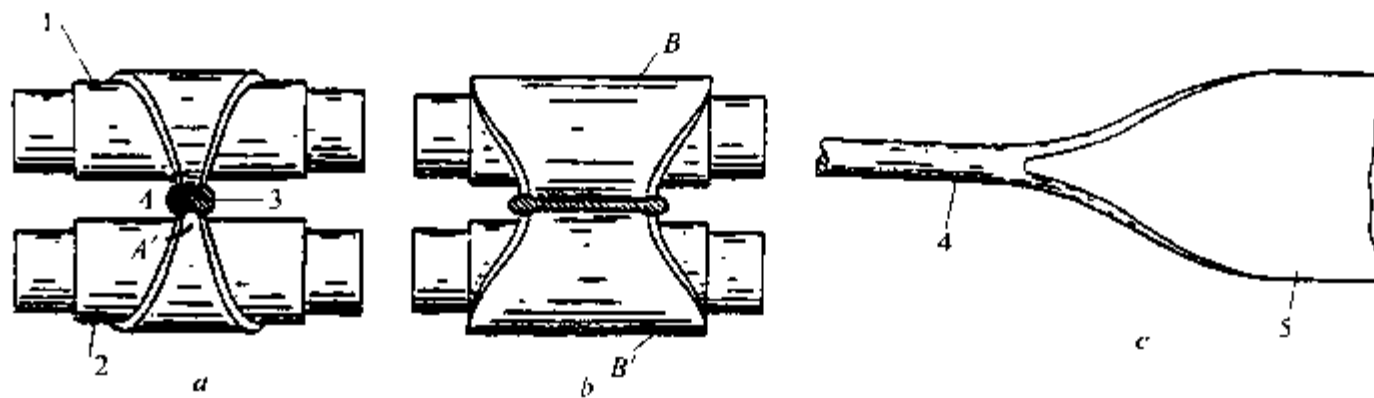


图 14-24 采用带可变环形凸出块的轧辊使钢坯增宽^[21]

1- 上辊；2 下辊；3 坯料；4 展宽前的坯料；5 展宽后的坯料

如图 14-24a 和 14-24b 所示，工作辊有对称的放射状工作面，每个工作面分别从轧辊中

点处狭窄区域 A 和 A' 开始, 放射到较宽区域 B 和 B' , 沿轧辊宽度扩展。开始时, 钢坯咬入, 首先与狭窄区域 A 和 A' 接触。随着轧制的进行, 与钢坯接触的工作面逐渐变宽, 导致轧材碾平和增宽。如图 14-24c 所示, 当较宽区域 B 及 B' 与材料接触时, 辊缝放开一些, 轧材在返回道次产生部分回缩。辊缝再靠近, 窄区域与材料接触进一步碾平和增宽, 最后轧成板带。

14.15 利用大凸度辊增宽

利用由联合工程公司和国际轧钢咨询公司^[22]共同提出的大凸度辊法具有下列增宽功能 (图 14-25):

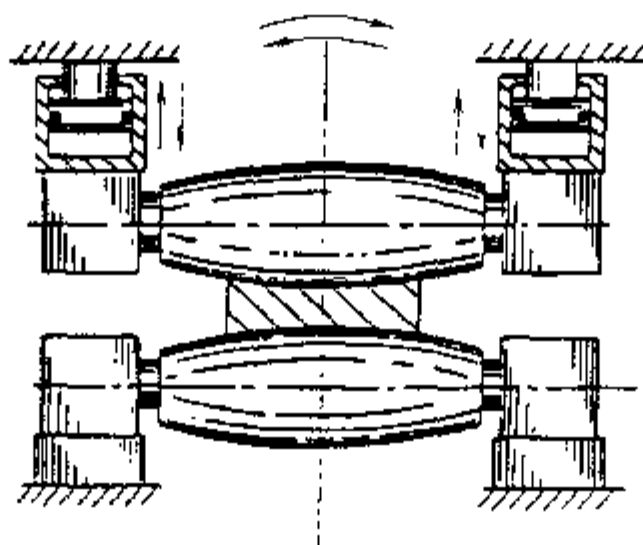


图 14-25 利用大凸度轧辊增宽^[22]

(1) 利用不均匀厚度压下来促进宽展。这限制了板坯中心区域的延伸, 引起较大的横向金属流动。

(2) 利用轧辊凸度促进增宽, 因其使横向辊缝增加, 因而促进金属在该方向的金属流动。增加轧辊凸度, 可以达到轧制力的横向分量比限制金属流动的横向摩擦力大的条件。位于距离板坯中心 S 的区域横向金属将自由流动, 其最小值如下:

$$S_{\min} = \mu R \quad (14-7)$$

式中 μ ——摩擦系数;

R ——轧辊凸度半径。

(3) 引入轧辊垂直和水平面摇摆运动促进增宽。

利用大凸度增宽法可使宽度增加的同时整个板坯宽向的厚度也减小。

14.16 利用锥形辊增宽

将锥形辊应用于粗轧机首先是由日本住友金属公司的平松(Hiramatsu)^[23]提出的, 目的是改善板坯平面形状控制。这个观点后来经联合工程公司和国际轧钢咨询公司^[24]发展用来促进板坯宽展, 即用锥形辊使板坯横断面形成狗骨形状, 接着用水平轧机碾平板坯。该方法可通过下列方式完成:

(1) 利用如图 14-26a 中所示的两个双向横移轧辊, 每根轧辊对面一侧作成锥面。轧辊的轴线位置根据板坯尺寸进行调整。

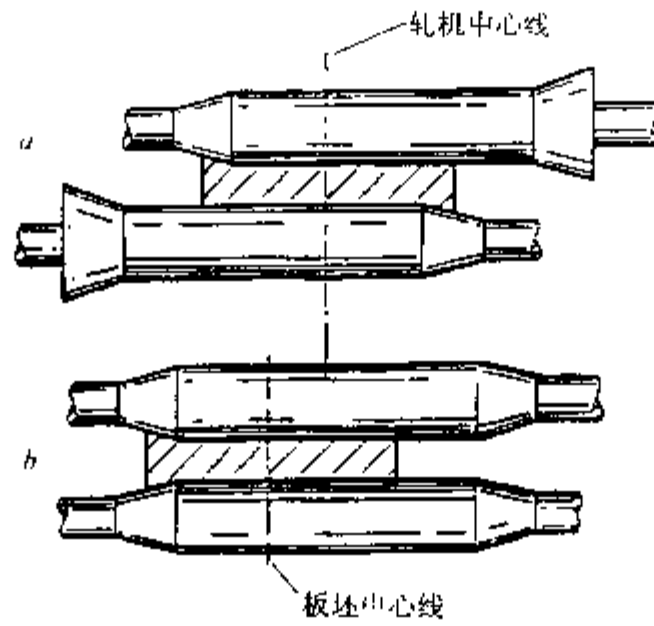


图 14-26 用产生狗骨形板坯的方法增宽^[24]
a—锥度轧辊相对板坯横移；*b*—板坯相对锥形辊横移

(2) 利用同一边制造成锥面的两个轧辊（如图 14-26*b*）。这种情况下，轧辊或板坯向同一方向横移，在板坯的一侧生成狗骨形。然后在下一机架上对板坯另一侧进行同样的操作。

(3) 利用一个锥形辊与一个普通平辊配合。

上述方法将产生同样的结果，而且必须根据其每个特定应用场合选择。

参考文献

1. O. Tsubakihara, "Technologies That Have Made Direct Concatenation of Continuous Casting and Hot Rolling Possible," *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 27, 1987, pp. 81-102.
2. O. Tsubakihara, et al, "Technology for Changing Mold Width at High Speed and its Application to Continuous Casting - Direct Rolling Process," *Nippon Steel Technical Report*, No. 23, June 1984, pp. 77-84.
3. V.B. Ginzburg, *Steel-Rolling Technology: Theory and Practice*, Marcel Dekker, New York, 1989.
4. "Slab Sizing Press," Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd. Publication, Tokyo, 1988.
5. M. Chaboud, et al, "Large Width Reductions of Slabs," *Revue de Metallurgie - CIT*, Nov. 1984, pp. 867-875.
6. P. Holterhoff, "The New Roughing Train in the 2-m Hot Strip Mill at Sollac," *Metallurgical Plant and Technology*, Vol. 9 No. 2, 1986, pp. 12-18.
7. "Hydraulic AWC Edger for Hot Rolling," Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd. Publication, No. 8403-1000, Tokyo, 1984.
8. M. de Vathaire, et al, "Automatic Operation of Sollac Reversing Roughing Mill," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 1, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. A.9.1 - A.9.7.
9. A.V. Wiebel, "United States Steel's Breakthrough in Continuous-Continuous Casting," *Linear Casting of Steel Shapes*, Association of Iron and Steel Engineers, Pittsburgh, Pa., 1970, pp. 135-144.
10. M. Takeuchi, et al, "Heavy Width Reduction in Rolling of Slabs," *Nippon Steel Technical Report*, No. 21, June 1983, pp. 235-246.
11. J.O. Pera, et al, "Optimal Width Reductions in Hot Strip Mills," *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 26, 1986, pp. 206-211.
12. J.-I. Kokado, et al, "Influence of Heavy Width-Reduction Rolling of Continuously Cast Slabs on Metallographic Structure and Mechanical Properties at Slab Edge," *Journal of Japan Society for Technology of Plasticity*, Vol. 25 No. 277, 1984, pp. 123-128.
13. T. Matoba, et al, "Feasibility Study on Edger in Finishing Mills, Study on Strip Edging - I," *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 24, 1984, p. B-149.
14. N. Tazoe, et al, "Characteristics of Metal Deformation by Strip Edging, Study on Strip Edging - II," *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 24, 1984, p. B-150.
15. K. Kawamura, et al, "Study of Application for Actual Edger in Finishing Mills, Study on Strip Edging - III," *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 24, 1984, p. B-151.
16. S. Timoshenko, *Theory of Buckling*, Corona Publishing Co., 1952.
17. E.T. Greenfield, U.S. Patent No. 1,217,750, Feb. 27, 1917.
18. H.M. Gersman, U.S. Patent No. 1,814,593, July 14, 1931.
19. M. Okado, et al, U.S. Patent No. 4,294,094, Oct. 13, 1981.
20. T. Hope, et al, "Hi-Spred: A New Hot Rolling Process Which Can Affect Major Changes of Slab Width," *Proceedings of 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 1, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. A.13.1 - A.13.5.
21. V.B. Ginzburg, U.S. Patent No. 4,793,169, Dec. 27, 1988.
22. V.B. Ginzburg, U.S. Patent No. 4,735,116, April 5, 1988.
23. T. Hiramatsu, Japan Patent No. 57-52504, March 29, 1982.
24. V.B. Ginzburg, U.S. Patent No. 4,730,475, March 15, 1988.

15 压缩调宽方法

15.1 调宽压力机的分类

压缩减宽是通过挤压调宽机 (squeezing presses) 或调宽压力机 (sizing presses) 实现的, 一般通过压缩工具在与工件平面平行的平面上往复运动完成。

压缩减宽过程在某种程度上取决于压缩锤头长度与板坯受到减宽部分的长度之间的关系。从这方面看, 调宽压力机可分为如下两个基本类型^[1]:

- (1) 长锤头调宽压力机, 其锤头长度 L_s 比板坯原始长度长, 如图 15-1a 所示;
- (2) 短锤头调宽压力机, 其锤头长度 L_s 比板坯原始长度短, 如图 15-1b 和 15-1c 所示。

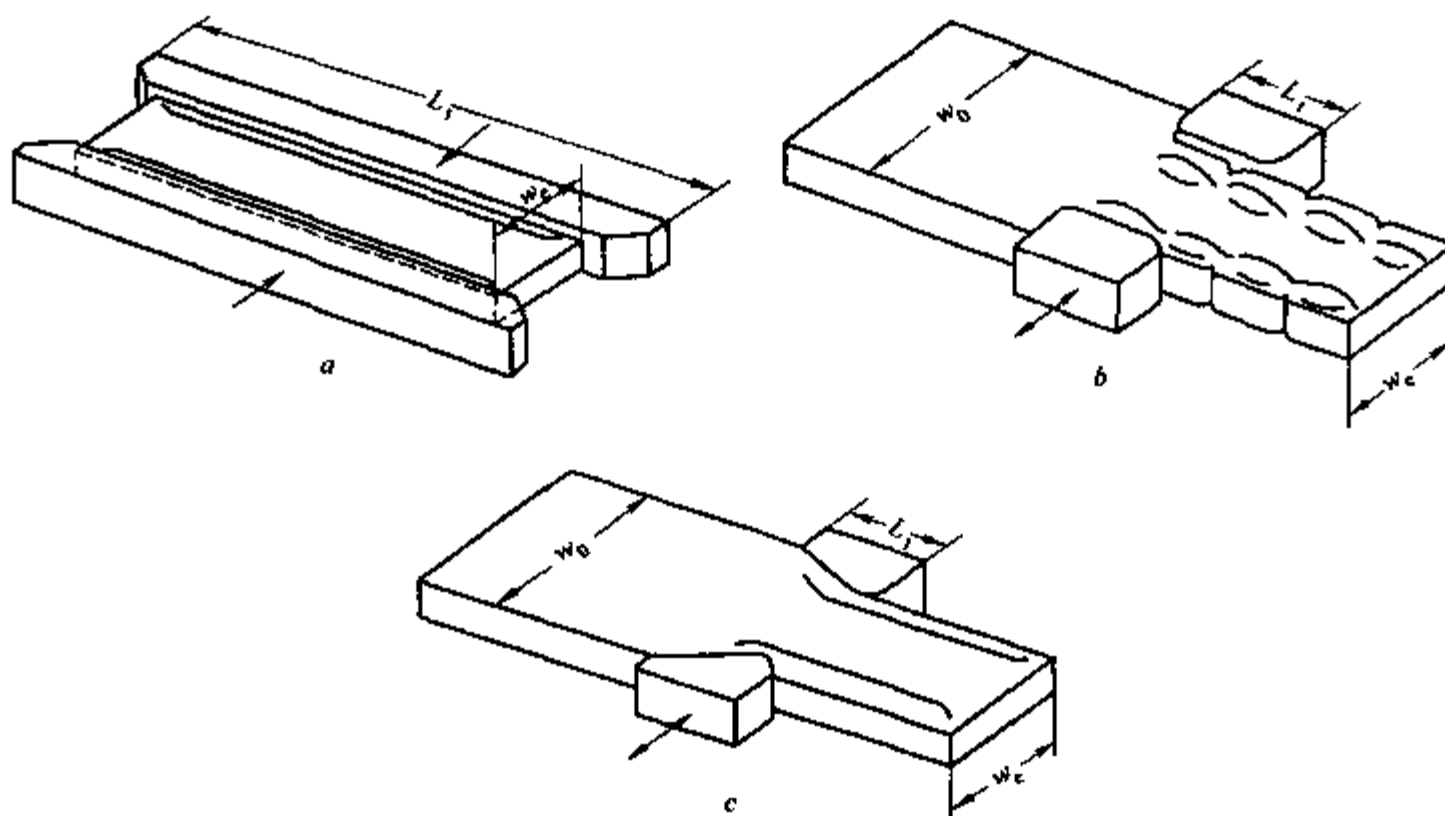


图 15-1 不同类型的调宽压力机^[9]

a 长锤头型; b 带平直压缩工具的短锤头型; c 带锥度压缩工具的短锤头型

对于长锤头调宽压力机来说, 锤头压缩工件通常只需一个行程。而短锤头调宽压力机减宽则需要一系列压缩工具的往复运动与工件的前进运动, 工件的运动可能在锤头的行程之间进行, 也可能锤头与工件的运动同时进行。短锤头调宽压力机可以按如下方法分类:

(1) 起-停式调宽压力机。在起-停式调宽压力机中, 工件在压缩过程中保持在一个静止的位置。在每个压缩行程完成之后, 压缩工具撤回, 工件由一个独立的机构, 如夹持辊向前送至下一个工作位置。在这种类型的调宽压力机中, 压缩工具接触区的形状可以是矩形的 (图 15-1a 和图 15-1b), 也可以是部分带锥度的 (图 15-1c)。这种设计上的差异显著地影响到实现一定的减宽量所需的压缩工具的行程。实际上, 当压缩工具的形状是矩形时, 由两个压缩锤头实现的最小总行程量等于板坯减宽量。当压缩工具带有锥度部分时, 减宽可

以由实际上小于减宽量的工具行程来实现。

(2) 连续式调宽压力机。连续式调宽压力机对工件的压缩与工件的前进是同步的，这通常是通过为压缩工具设计一种复杂的运动来实现的。据报道，这种运动提高了工件边部的表面质量。在这种调宽压力机中，压缩工具接触区具有为实现压缩工具与工件之间的预期接触方式所需的特殊形状。工具的断面形状可以是平的或是带孔型的。与立辊轧边机类似，在调宽压力机中使用带孔型的压缩工具使鼓形的最高处向板坯的中部靠近，从而提高调宽效率。

(3) 摇动式调宽压力机。在摇动式调宽压力机中，对板坯的压缩方式与起-停式调宽压力机类似。另外，压缩工具具有一种摇动运动。这种设计综合了起-停式调宽压力机结构简单的优点和连续式调宽压力机在边部表面质量方面的优点。

在多数调宽压力机中，工件在水平面上被往复运动的锤头压缩，如图 15-1 所示。但是，在某些调宽压力机的设计中，工件在压缩前先靠一种特殊的倾翻机构垂直定位，然后利用至少一个压缩工具在垂直平面内的往复运动进行减宽，如图 15-2 所示^[2]。

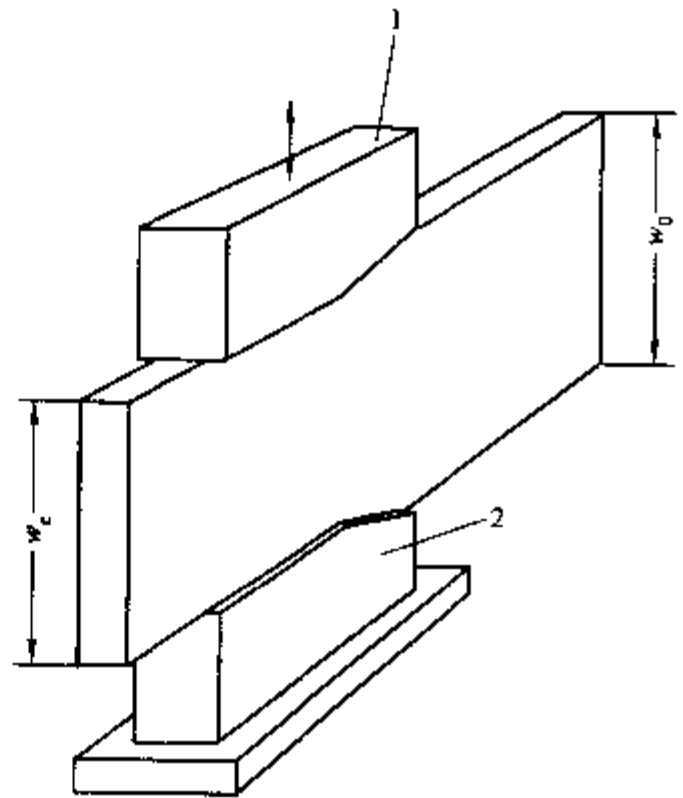


图 15-2 板坯垂直定位的短锤头起-停式调宽压力机

1—往复运动的压缩工具；
2—固定的压缩工具

15.2 长锤头调宽压力机

长锤头调宽压力机的主要作用有两个：第一，可以提供真正的矩形板坯；第二，进行板坯减宽。为了达到这些目的，锤头的长度比板坯的长度稍微长一些。

大量的长锤头调宽压力机安装在一些 20 世纪 30 年代中期和 40 年代早期的第一代热带轧机中。定尺通常是在板坯宽展后进行。联合工程与铸造公司 (United Engineering and Foundry)^[3]制造的长锤头调宽压力机技术参数如下：

压缩工具长度	6.096m
最大板坯厚度	185.75mm
185.75mm 板坯最大单行程减宽量	76.2mm
驱动类型	带曲柄的电机驱动机构
电机功率	522kW
电机速度	500r/min
压缩速度	5 行程/min

图 15-3 所示的是一种液压调宽压力机，也是美国联合工程与铸造公司于 70 年代早期制造的^[4]。在这种压力机中，压缩工具之间的初始间隙由丝杠-螺母机构设定：该间隙略大于板坯的初始宽度。压缩动作是由位于压力机一侧的液压缸实现的。在压缩之前，板坯被抬起到夹紧机构的挡板，以防止板坯翘曲。压缩后，板坯由辊道向前传送。

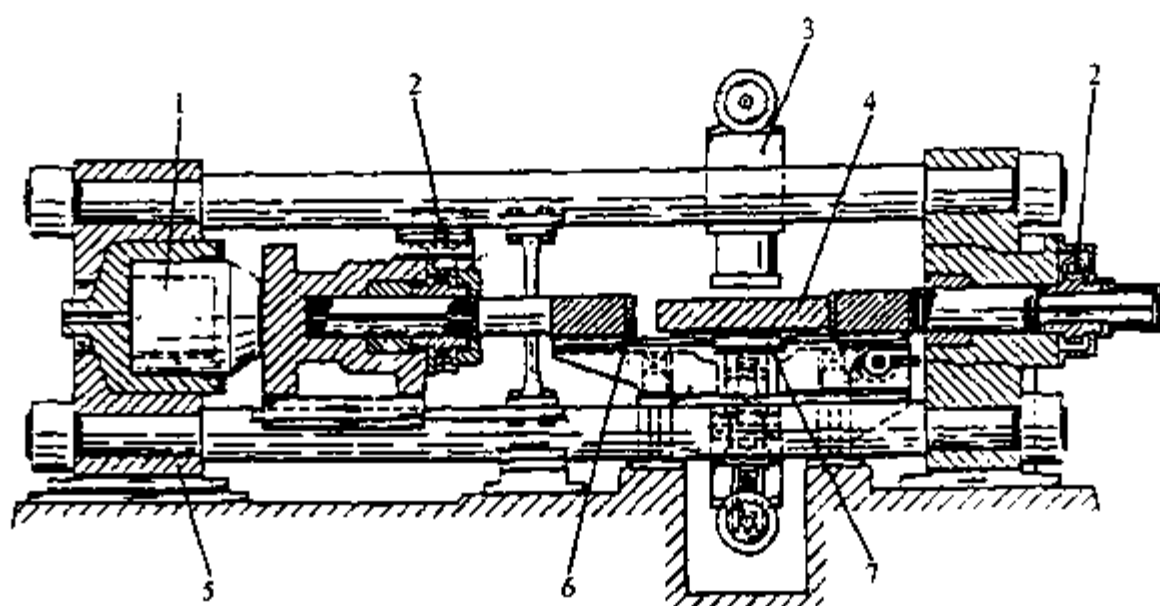


图 15-3 联合工程与铸造公司制造的带有液压驱动的调宽压力机^[4]

1—液压缸；2—丝杠-螺母机构；3—夹紧机构；4—板坯；5—主框架；
6—压缩工具；7—板坯提升机构

15.3 短锤头调宽压力机

短锤头调宽压力机的工作原理与用于压缩棒材产品的锻压原理有密切的关系。在短锤头调宽压力机中，锻压原理被扩展应用到板材产品的定尺，而以往只能使用轧机进行减厚和减宽。

用于板材产品调宽的第一批调宽机中有一台是由巴拉穆 (Balamuth)^[5]提出的。在这台调宽机中，一组压缩工具以很高的频率振动，400~10000 次/s，工件在垂直或水平方向上，或是在两个方向上都受到挤压。这种振动使工件变软，并且降低了工具与工件之间的摩擦力。

图 15-4 简要说明了在板坯减厚时振动定尺机的应用。工件靠入口和出口的夹持辊向前传送，而压缩工具在与板坯平面垂直的平面内往复运动。压缩工具的这种振动是由安装在压缩工具上的振动器产生的。

15.4 短锤头起-停式调宽压力机的设计

现代的短锤头起-停式调宽压力机的压缩工具有两个不同的面，即平面和斜面。这种压力机的工作原理如图 15-5 所示。在压缩原始宽度为 w_0 的板坯之前，压缩工具张开，板坯前进，板坯头部位于压缩工具的平面之间的区域。然后，压缩工具压缩板坯直到板坯的头部达到期望的宽度 w_c (图 15-5a)。然后，通过压缩工具的振动对板坯余下的部分进行压缩。

在每个振动循环中，压缩工具后撤，在其平面部分与板坯之间形成一个大小为 m 的缝隙 (图 15-5b)。这样可使板坯向前移动一个距离 s ， s 由下式计算 (图 15-5c)：

$$s = \frac{m}{\tan \varphi_0} \quad (15-1)$$

式中 φ_0 —压缩工具的斜面倾角。

平均板坯进给速度 v_s 可如下计算：

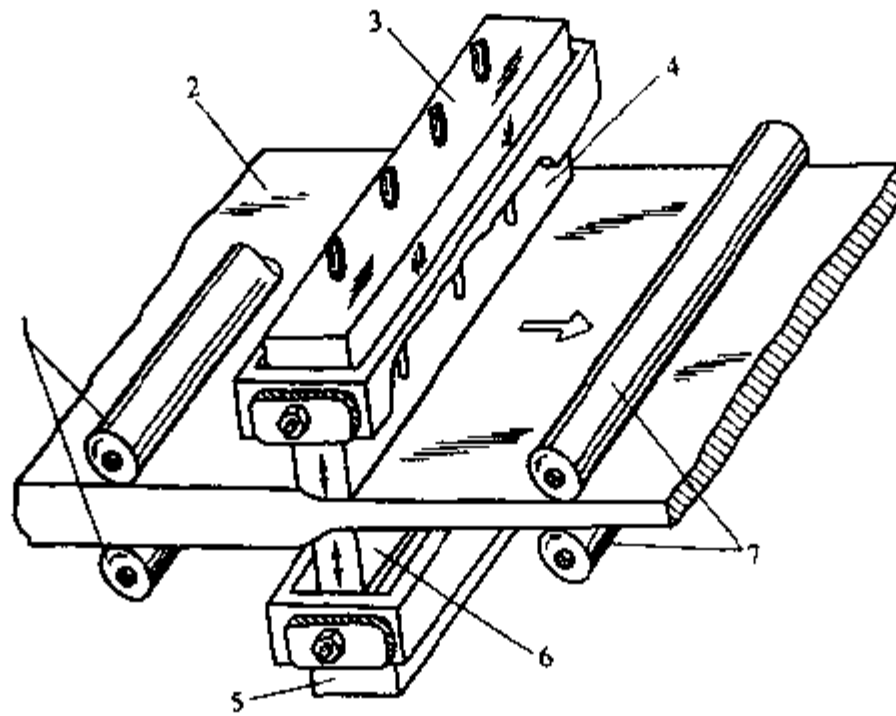


图 15-4 振动定尺机的简要说明^[6]

1—入口夹持辊；2—轧制的板材；3—上振动器；4—上压缩工具；5—下振动器；
6—下压缩工具；7—出口夹持辊

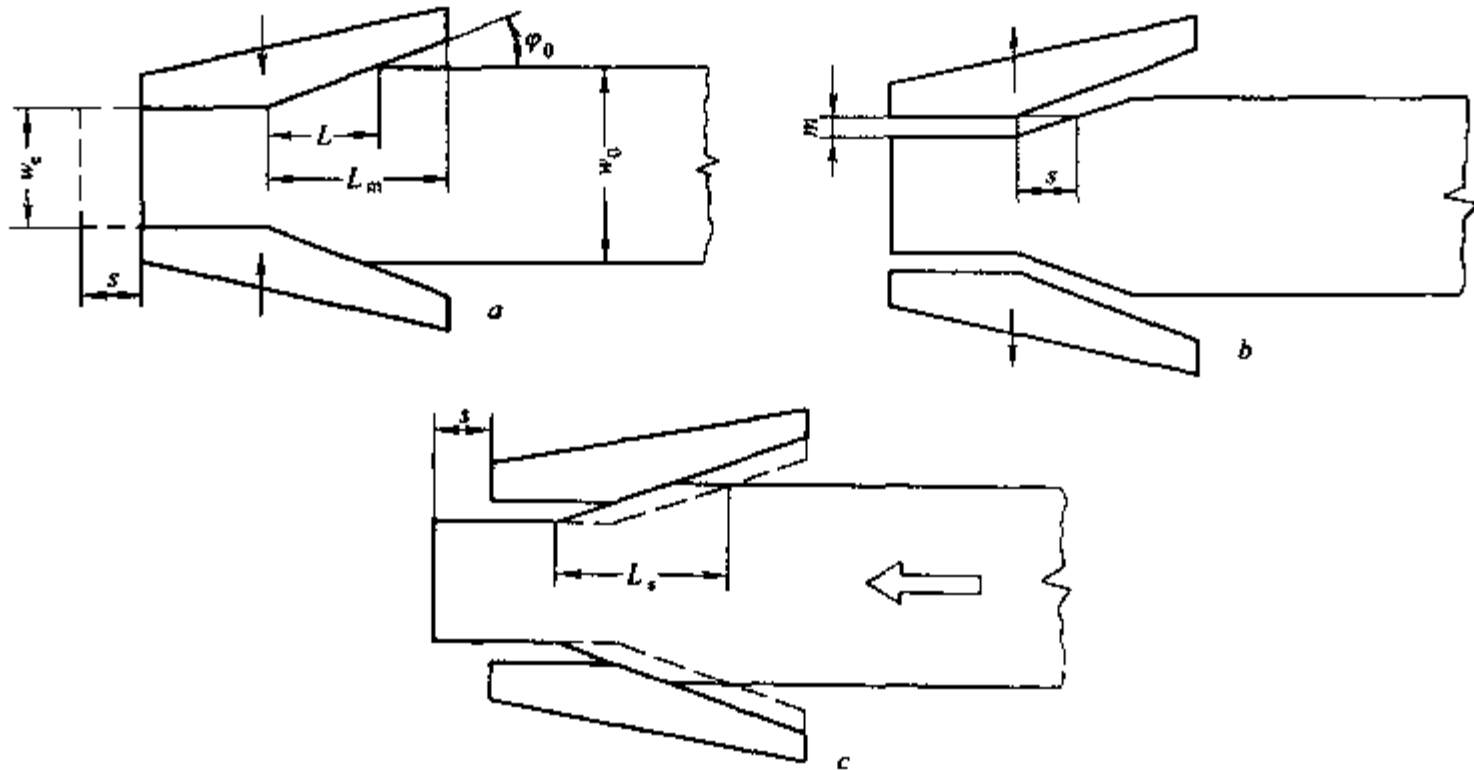


图 15-5 短锤头调宽压力机的工作原理

$$v_s = \frac{mn}{\tan \varphi_0} \quad (15-2)$$

式中 n ——振动频率。

板坯与压缩工具之间的接触长度 L_s 等于 (图 15-5c)：

$$L_s = \frac{L_m}{d_{cm}} (d_c + 2m) \quad (15-3)$$

式中 L_m ——对应于最大减宽量 d_{cm} 的接触长度；

d_c ——减宽量。

压缩工具的往复运动通常是由液压缸或曲轴机构产生的。图 15-6 和图 15-7 说明了日

15.5 短锤头起-停式调宽压力机的使用性能

平 (Hira)^[9]和二阶堂 (Nikaido)^[10]等考察了川崎制铁公司水岛厂的短锤头起-停式调宽压力机的运转性能特点。

研究表明, 压缩工具的斜面倾角 φ_0 对调宽后的板坯断面形状有很大的影响。如图 15-8 所示, 随着压缩工具的斜面倾角 φ_0 的增大, 板坯的狗骨形变得更明显。根据式 15-1 和式 15-2, 压缩工具的斜面倾角也影响在两个行程循环之间板坯前进的距离 s 和板坯的平均进给速度 v 。这个角度的优化值为 13° 。

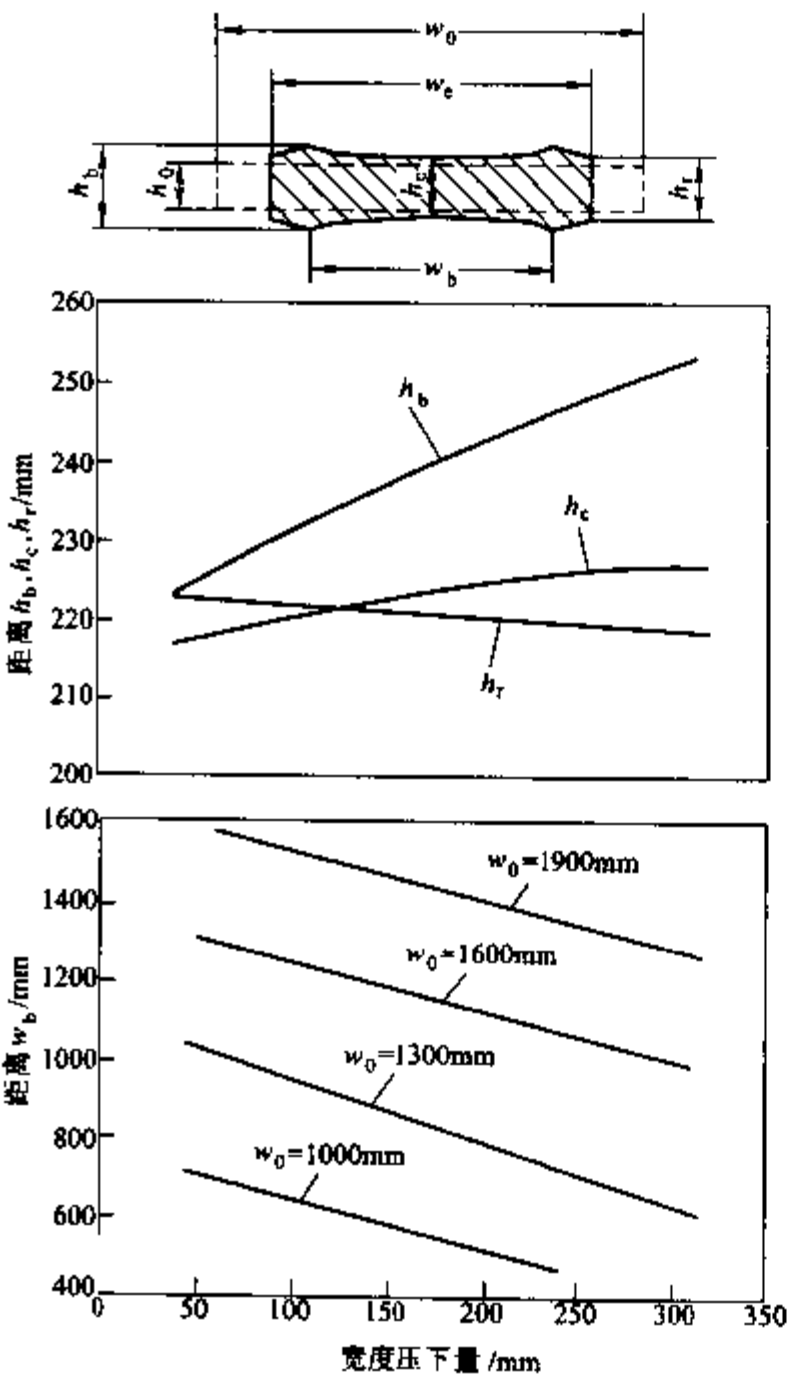


图 15-9 压缩减宽对板坯断面形状的影响^[9]。

短锤头调宽压力机的调宽效率依赖于许多因素。调宽效率随着减宽量的增加和板坯宽度的减小而增大, 如图 15-12 所示。调宽效率还随着压缩工具倾角的减小而增大, 如图 15-

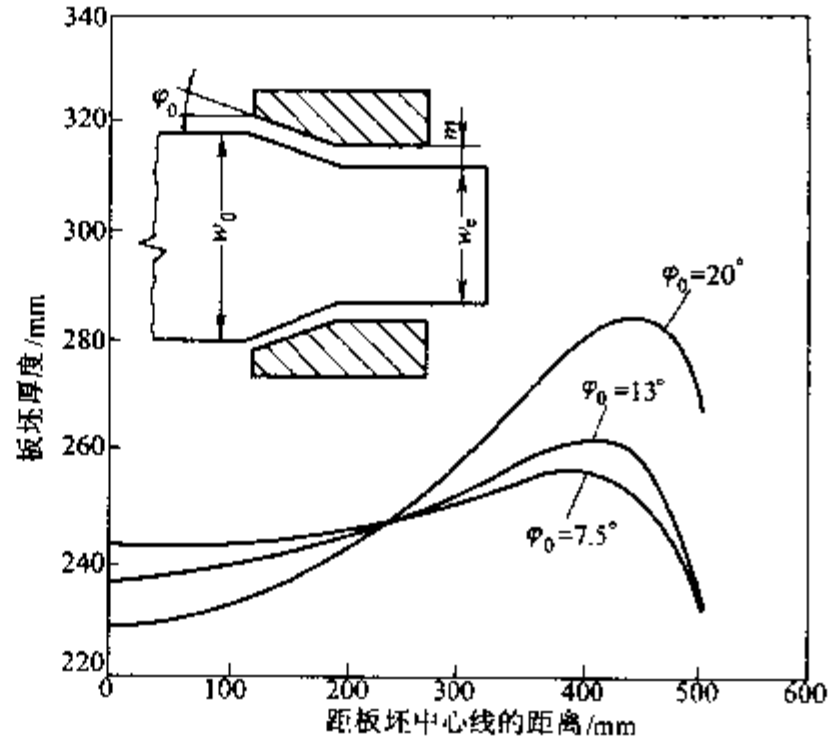


图 15-8 压缩工具的角度对板坯断面形状的影响^[10]

$h_0 = 220\text{mm}; w_0 = 1300\text{mm};$
 $w_c = 1000\text{mm}; 2m = 170\text{mm}$

图 15-9 总结了平等人的实验结果, 考虑了压缩减宽对板坯断面形状主要参数的影响。随着减宽量的增加和压缩工具接触厚度 h_r 略微减小, 板坯突起处的最大厚度 h_b 和板坯中心线处的厚度 h_c 增大。对于各种初始宽度的板坯, 狗骨峰顶的距离 w_b 也以基本相同的速率随着减宽量的增加而减小。

与轧制调宽相比, 压缩调宽的优点在于显著地减小了板坯平面形状的变形。平等人还认为板坯的平面形状依赖于压缩工具的几何尺寸与板坯的几何尺寸之间的关系, 还依赖于它们的相对位置, 如图 15-10 所示。

与轧制调宽相同, 压缩减宽量的增加导致废料头长度增加 (图 15-11), 但是在减宽量相同时, 这种损失的绝对值明显小于轧制调宽的损失。

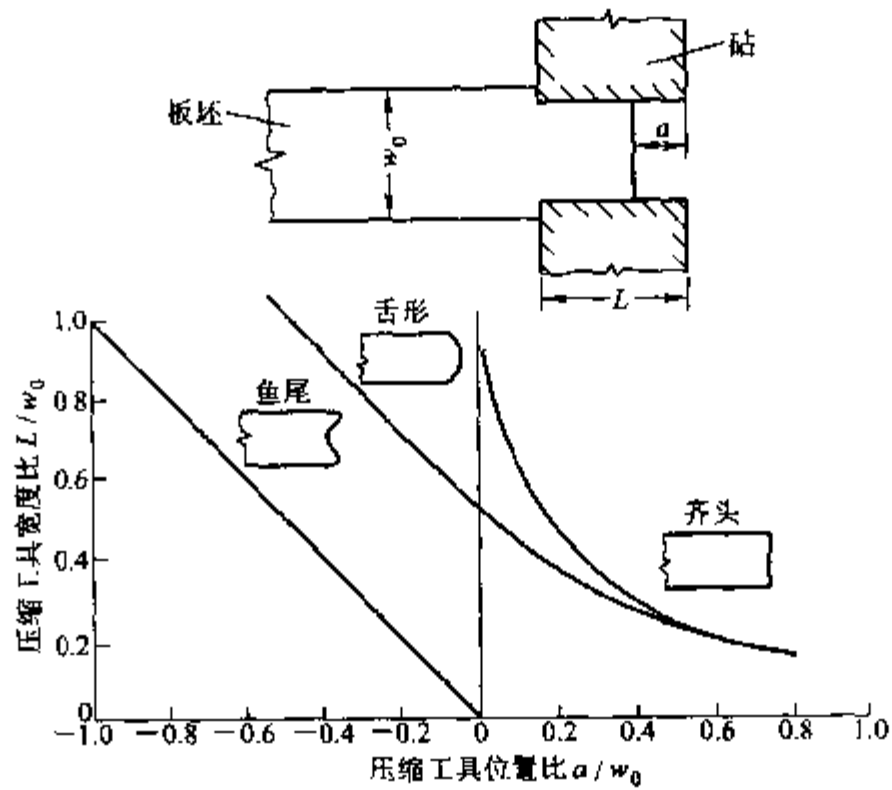


图 15-10 板坯调宽时几何尺寸参数对板坯端部形状的影响^[9]

13 所示。人们发现调宽压力机的载荷几乎与减宽量成线性比例关系。另外，对于相同的初始板坯厚度 h_0 和减宽量，初始板坯宽度 w_0 对挤压载荷的影响很小（图 15-14）。

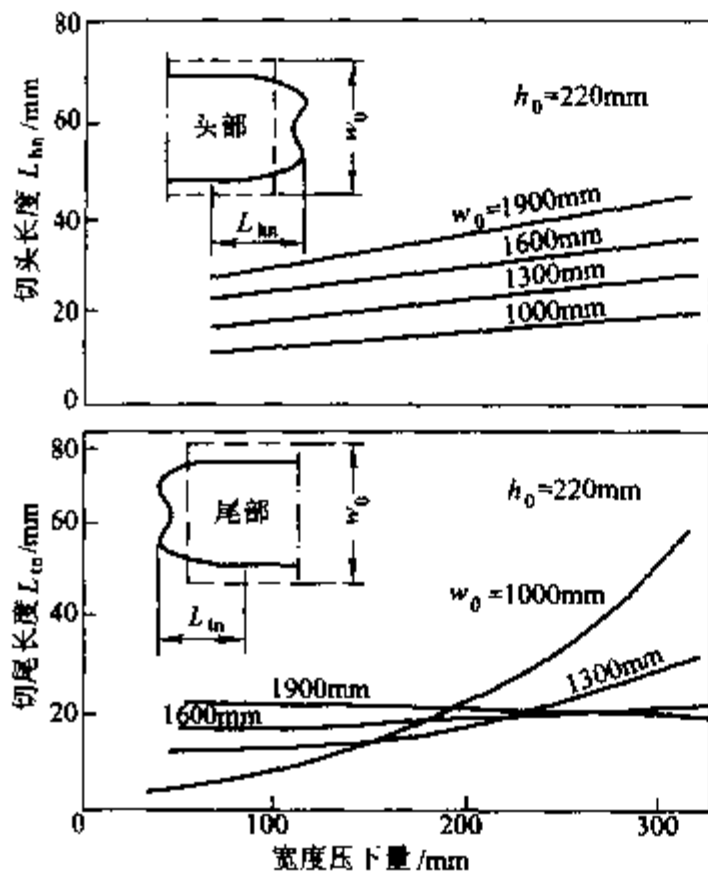


图 15-11 用调宽压力机调宽时
轧件头尾废料头的长度^[10]

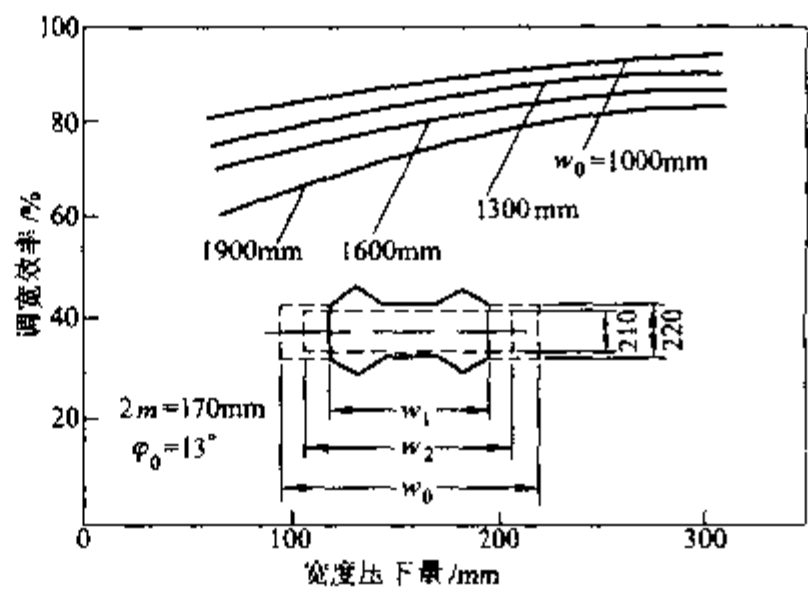


图 15-12 减宽量和板坯宽度对调宽
压力机调宽效率的影响^[10]

川崎公司水岛厂的调宽压力机的技术指标如下^[10]：

最大减宽量	300mm
锤头倾角	13°
曲轴半径	50mm

想^[11~13]。

典型的延伸锻造设备的工作原理如图 15-15^[11]所示。摆动锻锤 2 通过连杆 4 和 5 与偏心轴 7 和 8 相连，它们被安置在工件 1 的进给方向的横向上。驱动轴 10 和 11 带动偏心轴 7 和 8 按箭头所指的同一方向旋转。相对于旋转方向，位于摇摆锻锤 2 入口侧的偏心轴 8 比位于出口侧的偏心轴 7 超前旋转约 150°。因此，在偏心轴 7 离开上死点和摇摆锻锤 2 的出口端接触工件之前，偏心轴 8 已经到达下死点并已使工件变形。

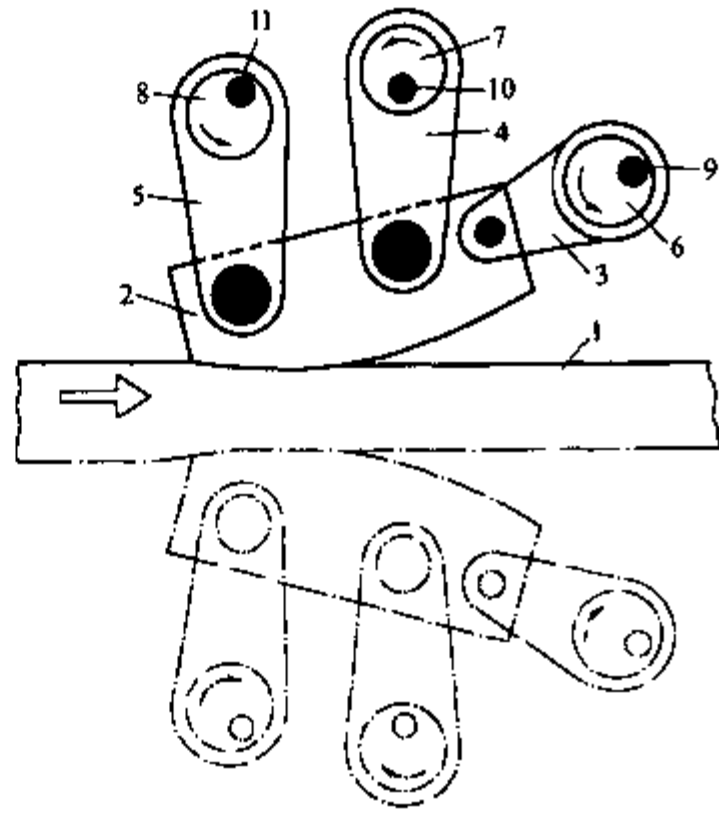


图 15-15 考克斯 (Kocks) 的延伸锻造设备的简图^[11]

1—工件；2—摇摆锻锤；3、4、5—连杆；6、7、8—偏心轴；9—转轴；10、11—驱动轴

第三个偏心轴 6 由转轴 9 驱动，通过连杆 3 提供摇摆锻锤 2 的前进和返回运动。摇摆锻锤 2 的前进运动始于偏心轴 7 离开上死点之前。

与锻锤 2 相对的摇摆锻锤安装在工件 1 的对侧，以同样的方式工作。在一个摇摆锻周期之内，相对的两个锤头先互相靠近，对工件进行压缩，然后同时向出口侧移动，这就产生了工件的进给运动。

15.7 连续式调宽压力机的设计和操作

图 15-16 简要说明了日本石川岛播磨 (IHI) 制造的连续式调宽压力机的设计，它安装在日本住友金属鹿岛厂 (Sumitomo Metal Industries Kashima Works) 的热带轧机中^[14]。

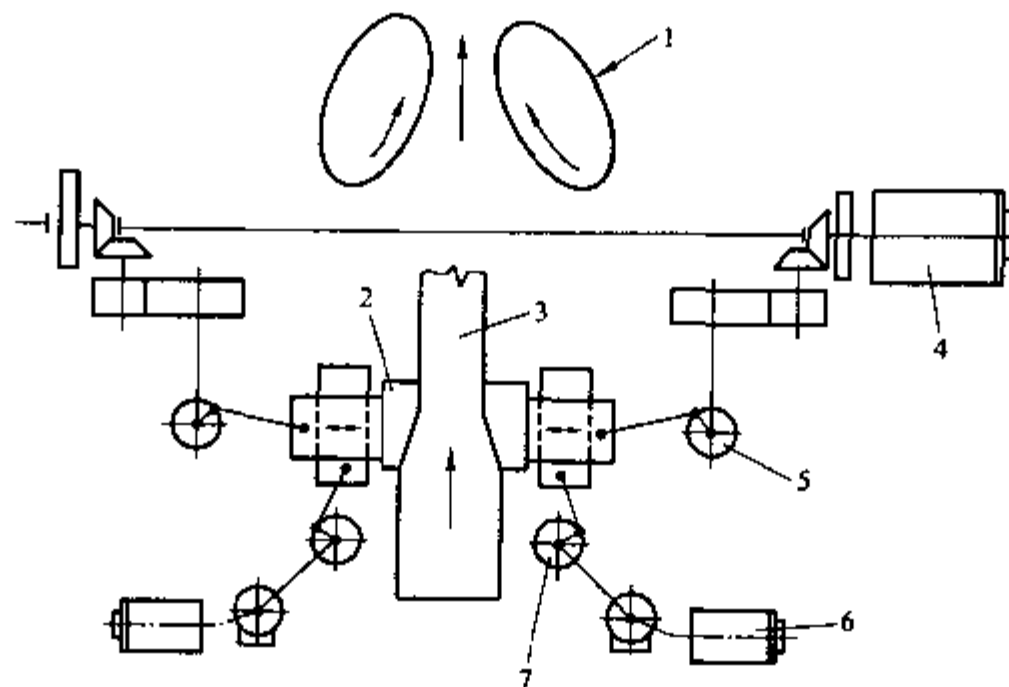


图 15-16 安装在住友金属鹿岛厂热带轧机中的石川岛播磨的连续式调宽压力机简图^[14]

1—压缩工具；2—压缩工具；3—板坯；4—横向驱动电机；5—横向曲柄机构；6—纵向驱动电机；7—纵向曲柄机构

压缩工具在横向和纵向上的两种主要运动由两个独立的部分驱动。横向运动产生对板坯的压缩,它是由横向驱动电机通过两个分别与一个压缩工具连接的横向曲柄机构产生的。板坯的进给运动是靠压缩工具的同步纵向运动实现的,而纵向运动是由两个独立的纵向驱动电机通过它们各自的曲柄机构产生的。

压缩工具在纵向和横向上的协调运动产生了锤头的椭圆形运动轨迹,如图 15-16 所示。据报道,这种运动消除了在起-停式调宽压力机调宽过程中可能出现的表面缺陷。

调宽压力机安装在立辊除鳞机的上游,并在板坯沿轧制方向运动时减小板坯的宽度。住友金属鹿岛厂的调宽压力机的主要参数如下^[11]:

每道次的最大减宽量	350mm
最大压力	27MN
往返频率	35~50 行程/min
板坯步进速度	20m/min

这种连续式调宽压力机的一个主要特点是板坯的进给速度恒定,与板坯的减宽无关。压力机首先对板坯的头部进行压缩(图 15-17a)。然后,当减宽量小时,压力机沿整个板坯的长度方向进行压缩(图 15-17b)。当减宽量大时,在完成定尺循环之前,压力机首先对板坯的尾部进行压缩(图 15-17c),然后再对板坯余下部分进行压缩(图 15-17d),以便得到良好的板坯头尾形状。

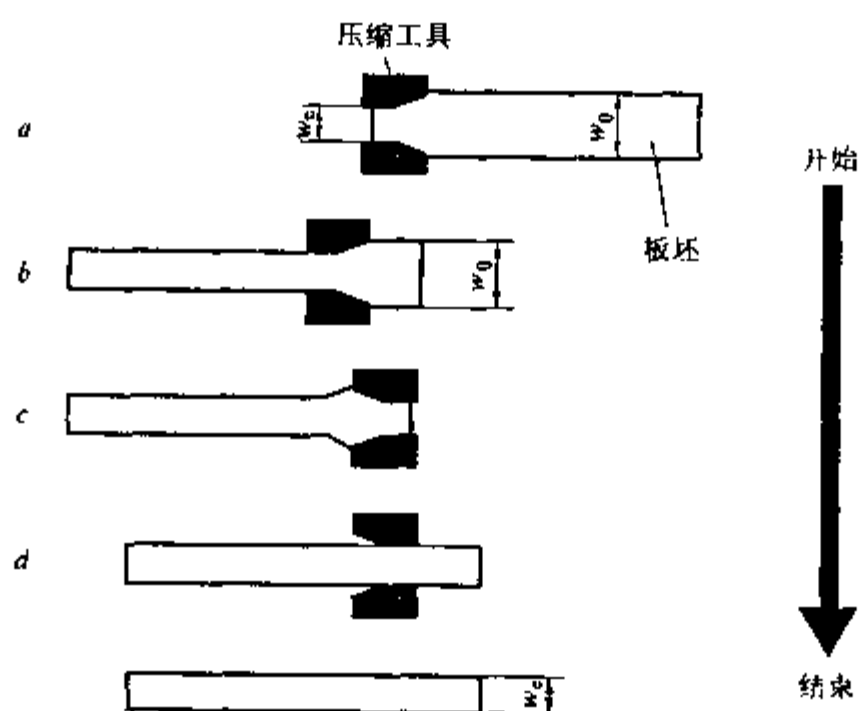


图 15-17 安装在住友金属鹿岛厂的石川岛播磨连续式调宽压力机的板坯减宽过程^[14]

住友金属鹿岛厂的调宽压力机是用来减少连铸机的标准板坯宽度的数量,并且增加平均板坯宽度。这样有助于增加连铸机的产量和直接热装率,并能减少加热燃料的消耗,提高轧机产量,如表 15-1 所示。

表 15-1 安装在住友金属鹿岛厂的 IHI 连续式调宽压力机的预期效果^[14]

参 数	使用压力机之前	使用压力机之后(计划)
三号连铸机的生产能力/t·月 ⁻¹	240000	300000
三号连铸机的生产速度 ⁽¹⁾ /t·h ⁻¹	365	444

参 数	使用压力机之前	使用压力机之后 (计划)
直接热装率/%	70	80
热装率/%	40	24
直接轧制率/%	30	56
燃料消耗/ $\text{kJ} \cdot \text{t}^{-1}$	888×10^3	733×10^3
装炉温度 ^① /C	440	625
连铸板坯宽度 ¹ /mm	1166	1355
连铸板坯宽度数量/个	19	5
板坯宽度的增量/mm	50	250
热带厂的成材率/%	98.8	98.9

① 平均值。

15.8 摇摆式调宽压力机

摇摆式调宽压力机平面图如图 15-18 所示, 它是由联合工程公司与国际轧钢咨询公司^[15]联合研制的。

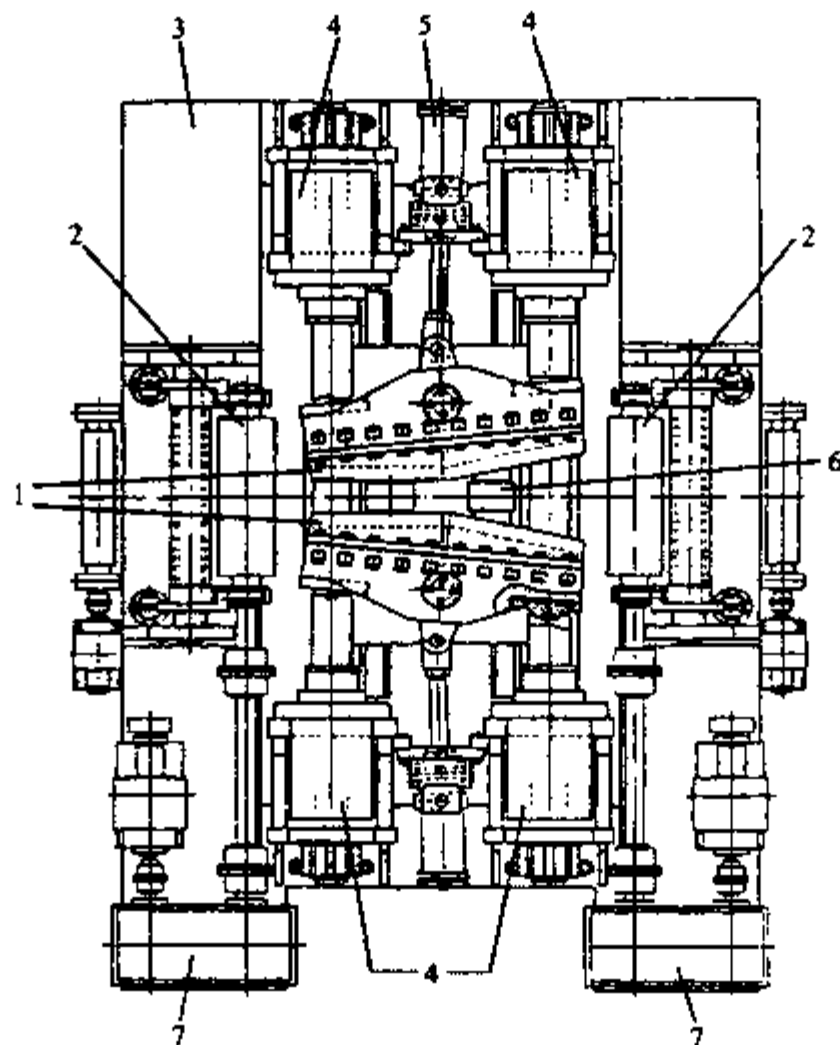


图 15-18 联合工程公司开发的摇摆式调宽压力机的平面图^[15]

1 压缩工具; 2—夹持辊; 3—基本框架; 4 加载液压缸; 5—平衡液压缸;
6 板坯支承辊; 7 夹送辊传动

这种压力机采用模块结构, 很容易在现场组装。四个液压缸由四个机座固定, 四个机座靠紧固螺栓和轴承座成对连接起来。紧固螺栓承受液压缸的分离力, 而轴承座承受反作

用力。轴承座的滑动面与锤头夹具接触并为之导向。在轴承座之间和辊道中心线上的框架上安装了一对支承板坯的惰性辊，该框架由液压缸支承。这台压力机装置了入口和出口夹持辊，以便在整个压缩过程中送进板坯，并控制板坯的位置。夹持辊在压力机压缩行程之间送进板坯，在压缩行程中夹持板坯，并将板坯回送进行尾部压缩。

摇摆式调宽压力机使用带有平行和锥度部分的压缩工具。为了提供不同的斜面倾角，并且考虑到板坯的移动方向，压缩工具的锥度方向可以反转，因此每个压缩工具由一对液压缸驱动。图 15-19 说明了一种操作模式，描述如下：

- (1) 在对一块新板坯进行压缩之前，压缩工具分开，靠液压缸调整它们的相对位置，使其头部平行而尾部与板坯形成 φ_0 。
- (2) 板坯向前运动，使其头部位于两个压缩工具之间的位置。然后液压缸动作，对板坯进行压缩。如图 15-19a 所示， L_c 是两个相邻液压缸之间的距离。
- (3) 然后压缩工具在水平面内转动，由压缩工具尾部对板坯进行附加的压缩，直到压缩工具尾部与板坯完全接触（图 15-19b）。同时，压缩工具的头部转动，离开板坯。
- (4) 接着压缩工具靠液压缸的缩回移动，离开板坯一段距离 m （图 15-19c）。
- (5) 板坯前进一段距离 s （图 15-19d）。这就完成了第一个循环，后续循环均如此进行。

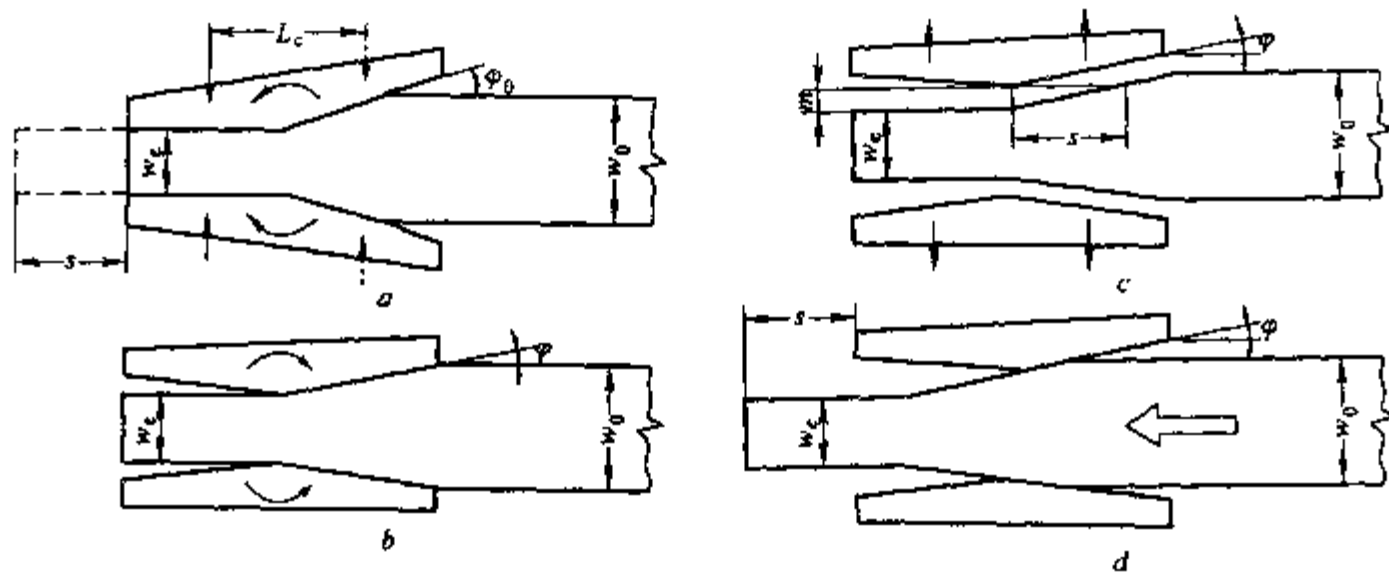


图 15-19 摇摆式调宽压力机的工作原理^[15]

当需要逆向轧制时，倾斜位置和压缩工具的头部与尾部的运动也反过来。液压缸的位置通过带反馈信号的伺服阀来控制，反馈信号由液压缸位置传感器提供。

过程控制计算机接收到有关板坯参数的输入数据，如入口厚度和宽度、出口宽度、压缩速度等，并计算液压缸位置调节器的基准位置和夹持辊调节器的倾斜基准位置。这台计算机还负责液压缸摆动与夹持辊旋转之间的同步。

如前所述，调宽压力机压缩工具的摆动运动消除了压力机压缩工具起-停运动造成的凹陷，平滑了板坯边部表面。图 15-20 清楚地表明了这种平滑过程，其中图 15-20a 对应图 15-19a，图 15-20b 对应图 15-19b。在压缩过程中，板坯与压缩工具之间的接触长度逐渐从压缩循环开始时的长度 L_0 （图 15-20a）变化到循环结束时的长度 L_c （图 15-20b）。

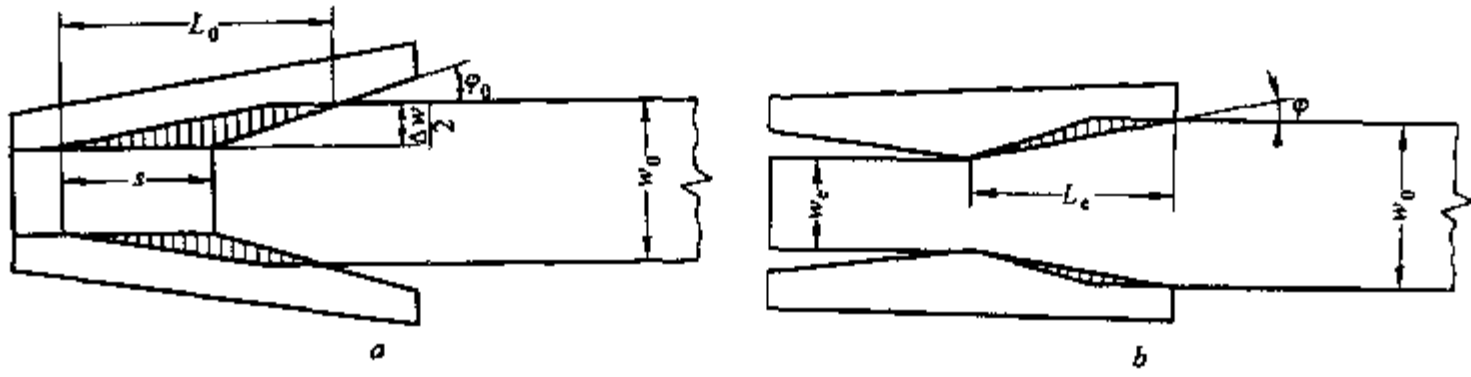


图 15-20 利用摇摆式调宽压力机对板坯减宽^[35]

15.9 调宽压力机的优化设计

在调宽压力机的设计过程中，要追求的目标如下：

- (1) 防止板坯的翘曲；
- (2) 板坯的精确定位；
- (3) 振动和冲击的抑制；
- (4) 稳定地支撑压缩力。

下述是为达到这些目标所提出的一些有特点的设计：

(1) 防止板坯翘曲。在压缩板坯的头部时，在压缩工具的平行部分之间有发生翘曲的倾向(图 15-21a)，而在板坯的尾部则在压缩工具的倾斜部分之间有发生翘曲的倾向(图 15-21b)。为了防止这种翘曲的发生，使用强力夹持辊对板坯的头尾进行夹持。

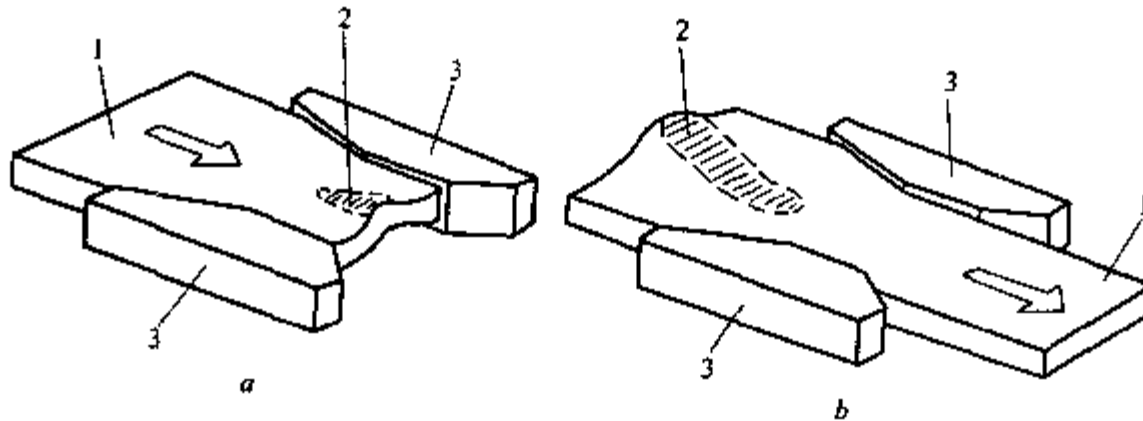


图 15-21 起-停式调宽压力机防止板坯翘曲的方法^[16]

a—头部；b—尾部

1—板坯；2—夹持辊夹持位置；3—压缩工具

(2) 板坯的准确定位。对于各种调宽压力机来说，板坯精确定位的问题是普遍存在的。就起-停式调宽压力机而言，板坯的压缩和传送是分别操作的，也就是说，板坯是在停止的时候被压缩的。这样一来，不仅板坯可以相对于压缩工具精确定位，而且夹持辊还可以用来防止板坯翘曲和扭弯。

在连续式调宽压力机中，板坯挤压和传送动作是合在一起的，这导致了在挤压过程中精确定位的困难。但是，这个问题可以通过使用带孔型的压缩工具来缓和，这种压缩工具将板坯凸起的峰顶向板坯的中心线推进，增加了板坯的调宽效率，另外还提供精确的板坯

参考文献

1. V.B. Ginzburg, *Steel Rolling Technology: Theory and Practice*, Marcel Dekker, New York, 1989.
2. "Vertical Slab Sizer Undergoing Trials," *33 Metal Producing*, Feb. 1991, p. 37.
3. J. Kelly, Jr., "Carnegie-Illinois Steel Corp. New Hot Strip Mill at McDonald, Ohio," *AI&SEE Yearly Proceedings*, 1935-36, pp. 337-345.
4. M.D. Stone and H.H. Talbot, U.S. Patent No. 3,580,032, May 25, 1971.
5. L. Balamuth, U.S. Patent No. 3,495,427, Feb. 17, 1970.
6. T. Kimura, U.S. Patent No. 4,578,983, April 1, 1986.
7. T. Naoi, et al, "Development of a Slab Sizing Press," *Hitachi Review*, Vol. 37 No. 4, 1988, pp. 189-194.
8. H. Nikaido, et al, U.S. Patent No. 4,760,728, Aug. 2, 1988.
9. T. Hira, et al, "Deformation of Slab under Heavy Reduction of Width by Sizing Press," *Kawasaki Steel Technical Report*, No. 22, May 1990, pp. 32-40.
10. H. Nikaido, et al, "Development of Slab Sizing Press for Heavy Width Reduction in Hot Strip Mills," *Iron and Steel Engineer*, Sept. 1990, pp. 21-26.
11. F. Kocks, U.S. Patent No. 3,583,192, June 8, 1971.
12. H. Uebing, et al, U.S. Patent No. 3,114,276, Dec. 17, 1963.
13. F. Kocks, U.S. Patent No. 3,911,720, Oct. 14, 1975.
14. "Sumitomo Metal Starts Up Slab Sizing Press," *33 Metal Producing*, Jan. 1989, pp. 41-42.
15. V.B. Ginzburg, et al, U.S. Patent No. 5,046,344, Sept. 10, 1991.
16. H. Nikaido, et al, "Hitachi's Highly Reliable Slab Sizing Press," *Hitachi Review*, Vol. 39 No. 4, 1990, pp. 183-188.

16 调宽工艺优化

16.1 减少切损的方法

可通过防止板坯端部形成非矩形形状即所谓的鱼尾或舌头来减少立轧后的切损。已经提出且成功地用于解决这个问题的一些方法如下^[1]：

(1) 利用凸形板坯法。这种方法是指由连铸机生产出凸形板坯，这种板坯经水平轧制后，其中心延伸较大而使鱼尾减少。

(2) 润滑轧制法。这种方法是指孔型辊立轧时施加润滑。因为轧辊润滑减小了轧辊咬入时的摩擦系数，所以狗骨形变小。

(3) 后推板坯轧制法。该方法中，从后部将板坯推入立辊来进行轧边。这种推入可由推力装置（图 16-1a）或水平轧机（图 16-1b）来实现。

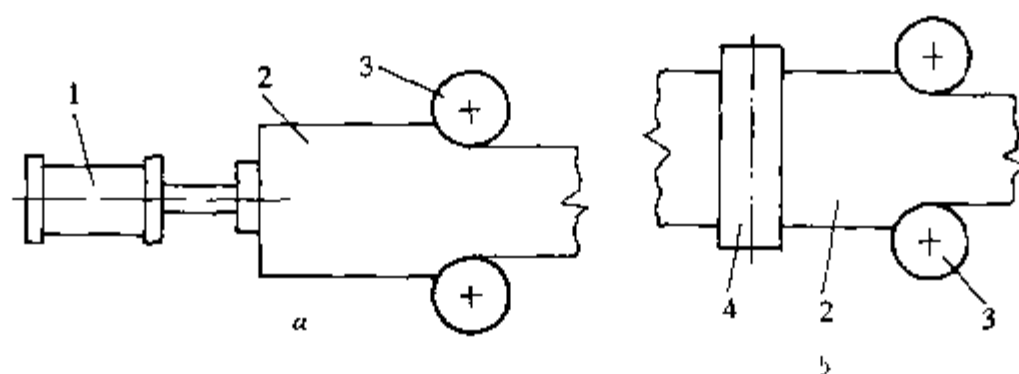


图 16-1 使用推力装置 (a) 和水平机架 (b) 将板坯推入立辊^[1]

(4) 凸形断面轧制法。按照该方法，立轧前通过水平凹辊轧制使板坯得到凸的横断面轮廓。

(5) 利用可变孔型尺寸轧辊法。利用孔型辊能显著提高调宽效率。然而，这种方法的应用仅限于板坯厚度与轧槽尺寸相匹配的情况。确实，一旦板坯厚度变得小于轧槽高度时，立辊的辊环就不再对鼓形的形成进行限制，这样板坯的横断面将与用平辊或立辊所得到的情况相似。这个问题可以通过使用具有可变孔型尺寸立辊来解决。

(6) 板坯端部预成形法。该方法就是在立轧前对板坯边端部进行压缩。

凸形断面轧制法、利用可变孔型尺寸轧辊法及板坯端部预成形法等将在以下章节详细介绍。

16.2 凸形断面轧制法

凸形断面轧制法对切损的影响由琼 (Chong) 等^[2]进行了研究。板坯的凸度通过水平凹辊轧制得到。

为了定量研究轧辊凹度对端部切损的影响，作了平辊及凹形辊轧制塑料泥实验，凹形辊为在 200mm 辊面长度上具有 0.1mm 和 0.15mm 凹度。实验中相同原始尺寸的板坯轧制到最终厚度大约 2.5mm 左右。

经过10道次轧制,厚度从名义的23mm减少到4.5mm。表明轧材凸度对平面形状有较大的影响。如图16-2所示,当采用0.15mm凹度轧辊辊形时,端部切损比用平辊时减少50%。

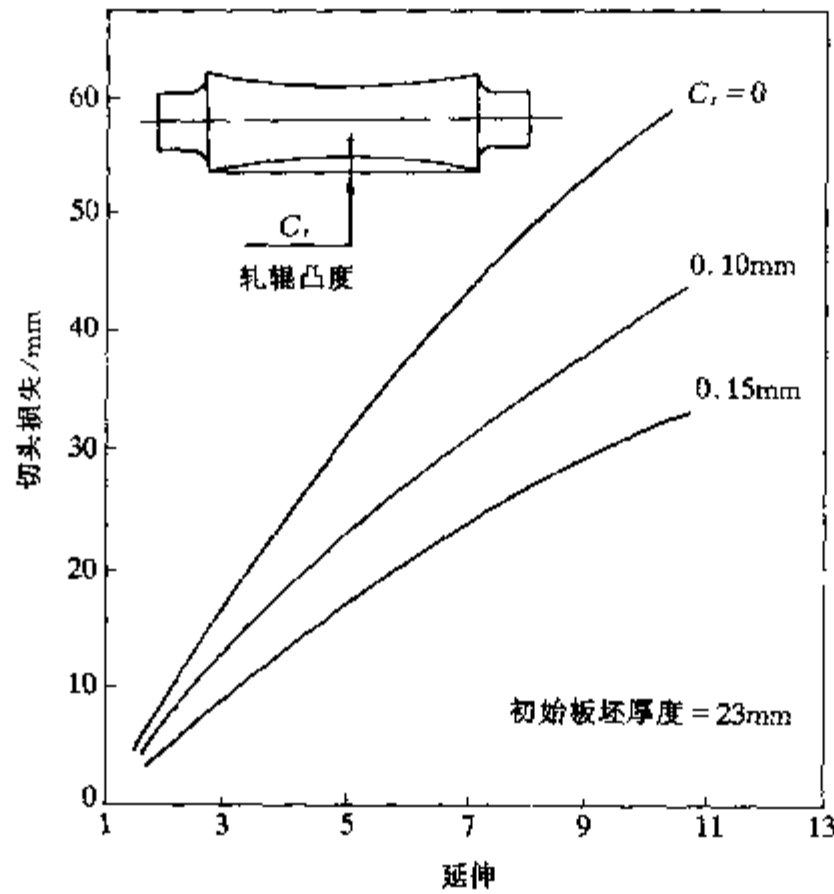


图 16-2 轧辊辊形对水平轧制时端部切损长度的影响^[2]

16.3 可变孔型尺寸轧辊法的应用

已有以下两种基本的可变孔型尺寸轧辊法得到应用:

(1) 可调孔型尺寸轧辊法。这种可调孔型尺寸轧辊的设计法是由联合工程与铸造公司 (United Engineering and Foundry) 提出的^[3]。这种方法中 (图 16-3), 合成辊由两个主要部分组成, 其中一部分是带不可调辊环的轧辊主体, 另一部分则是可调辊环。每一部分都有允许调整孔型尺寸的螺纹。这种调整通过由安装在可调辊环上部的两个马达组成的调整机构及两套圆柱齿轮完成。

(2) 多孔型轧辊法。调宽能力也可通过采用在一对轧辊上用两个或多个不同尺寸的孔型来提高。在由梅斯塔机器公司 (Mesta Machine) 提出的

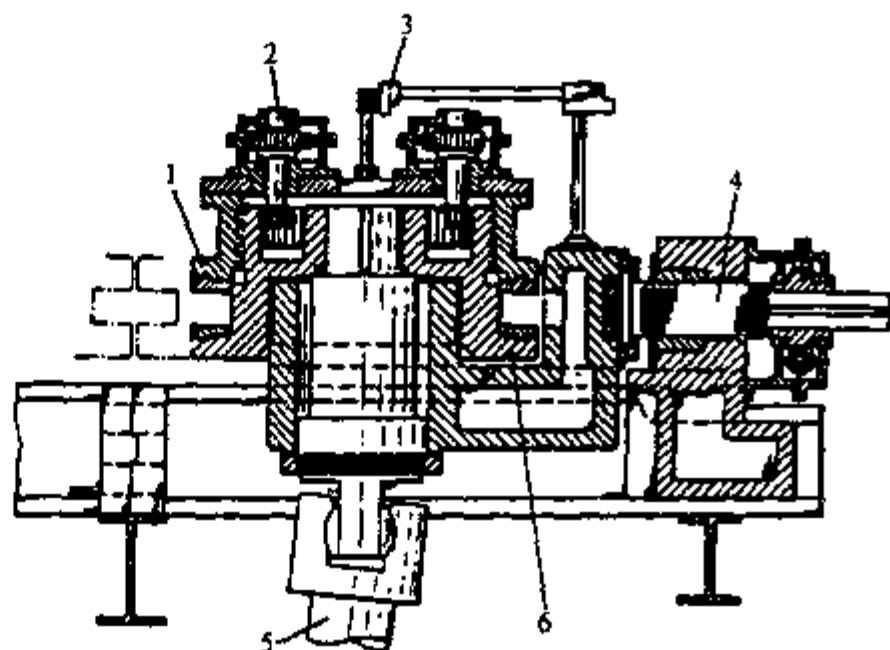


图 16-3 具有可调孔型尺寸的立辊^[3]

- 1—可调辊环; 2 辊环位置调整机构;
- 3—电信号收集装置; 4—辊缝调整机构;
- 5—连接轴; 6—不可调辊环

设计方法中^[4]，立辊通过花键类连接器与连接轴相连（图 16-4）。轧辊高度调整机构位于每个立辊下，其作用是为所选孔型在轧制线上定位。

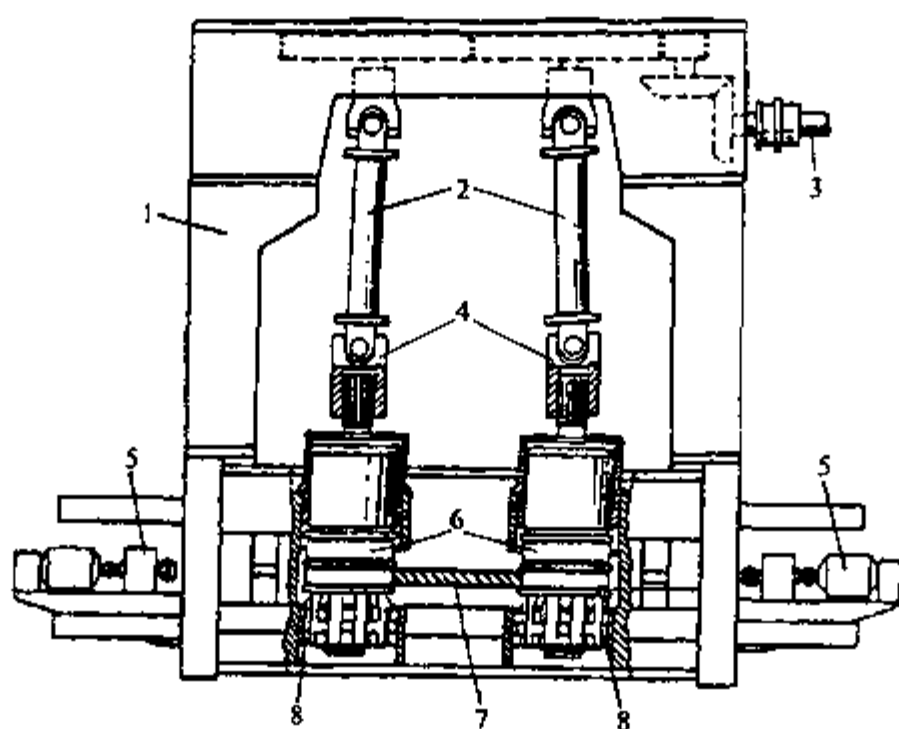


图 16-4 具有多孔型辊的立轧机架^[4]

1—牌坊；2—连接轴；3—传动轴；4—连接器；5—辊缝调整机构；6—轧辊；
7—板坯；8—轧辊高度调整机构

16.4 板坯端部预成形法

通过下列方法来实现板坯的端部预成形，如图 16-5 所示：

- (1) 火焰切割；
- (2) 轧辊压边；
- (3) 压缩。


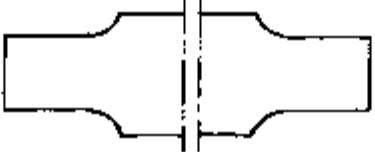
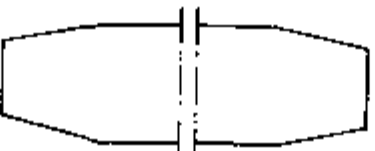
预成形方法	预成形后板坯平面形状	方法的效果
火焰切割		导致切损
轧辊压边		仅对尾部有效
压缩		对头尾部均有效

图 16-5 板坯端部预成形^[1]

用火焰切割使板坯端部预成形将导致很大的切损。已表明轧辊立轧仅对板坯尾部预成形有效，而压缩预成形则对板坯头尾部均有效。

16.5 板坯端部压缩预成形法

图 16-6 描述了采用由日本石川岛播磨公司 (IHI) 开发的压边法^[6]预成形板坯端部的效果。这种压边法是立轧前对板坯端部的角部进行压缩。与常规立轧相比，据说采用该方法可减少切损 30%。

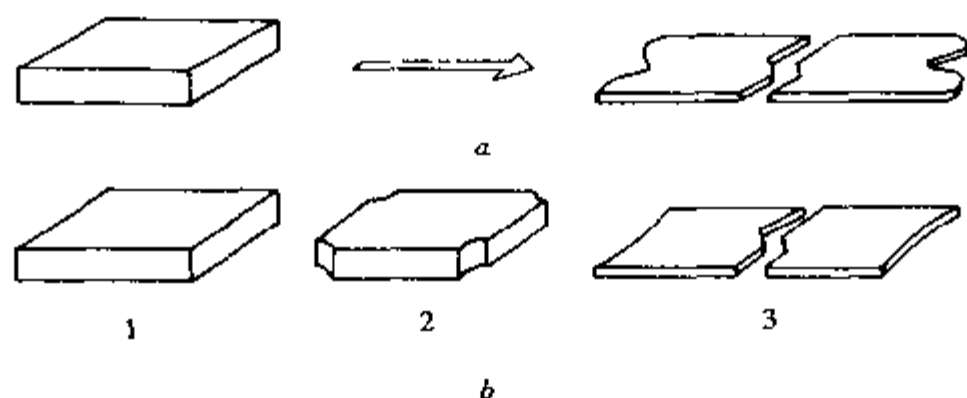


图 16-6 板的平面形状^[15]

a- 常规轧制；b- 板坯端部压缩预成形法

1-板坯；2-压缩后的板坯；3-轧制后的板坯

由日本日立公司 (Hitachi) 开发的预成形压力机^[7]的简图如图 16-7 所示。该设备包括一对锤头 2，锤头的中间部分是扁平的，与板坯边部平行，而它的末端部分有锥度。锤头 2 在横向往复移动，它们的运动由导向杆 5 及导位板 7 保证。该运动由带活塞杆 4 的液压缸 3 实现。

板坯 1 通过辊道 6 送进压力机，在锤头 2 之间定位。压力锤头有沟槽可防止板坯翘曲并使隆起位置移向板坯中央。

板坯端部压缩预成形的效果可通过优化预成形长度 L 及锤头角度 φ_0 来提高。一项由三好 (Miyake) 等^[5]用塑性泥 (模拟比 1/15) 进行的研究表明，切损随着预成形长度 L 增加而成指数下降，如图 16-8 所示。

16.6 板坯端部压缩预成形法的特性

粟津原 (Awazuhara) 等^[7]对不采用预成形时立轧后鱼尾长度 (图 16-9a) 与采用预成形时 (图 16-9b、c) 的鱼尾长度进行了比较。表明压缩预成形时，采用的锤头所带锥度 φ_0 越小，鱼尾长度越小。

板坯端部预成形既可以采用仅有倾斜部分的锤头 (图 16-9b) 完成，也可以采用倾斜与平直部分相结合

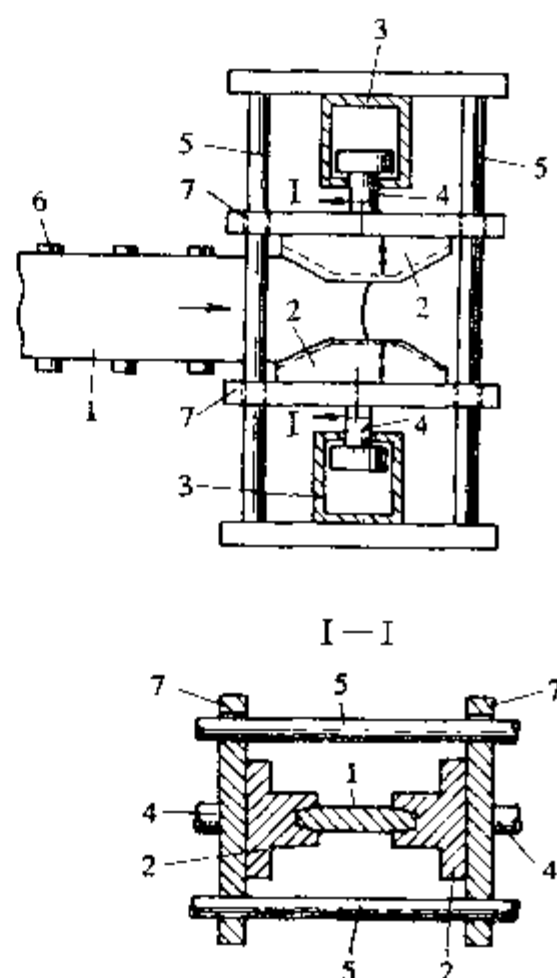


图 16-7 日立公司板坯预成形压力机的示意图^[7]

1-板坯；2-锤头；3-液压缸；
4-活塞杆；5-导向杆；
6-辊道；7-定位板

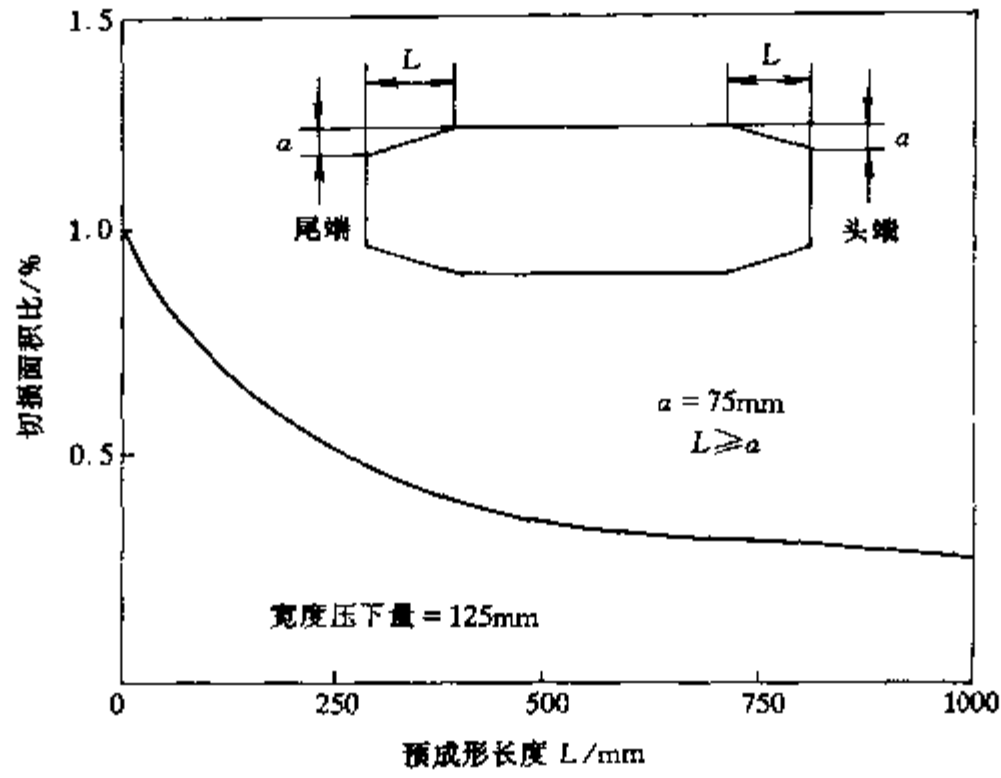


图 16-8 板坯预成形长度与切损面积比之间的关系^[5]

的锤头 (图 16-9c) 实现。后者将使鱼尾长度大量减小。

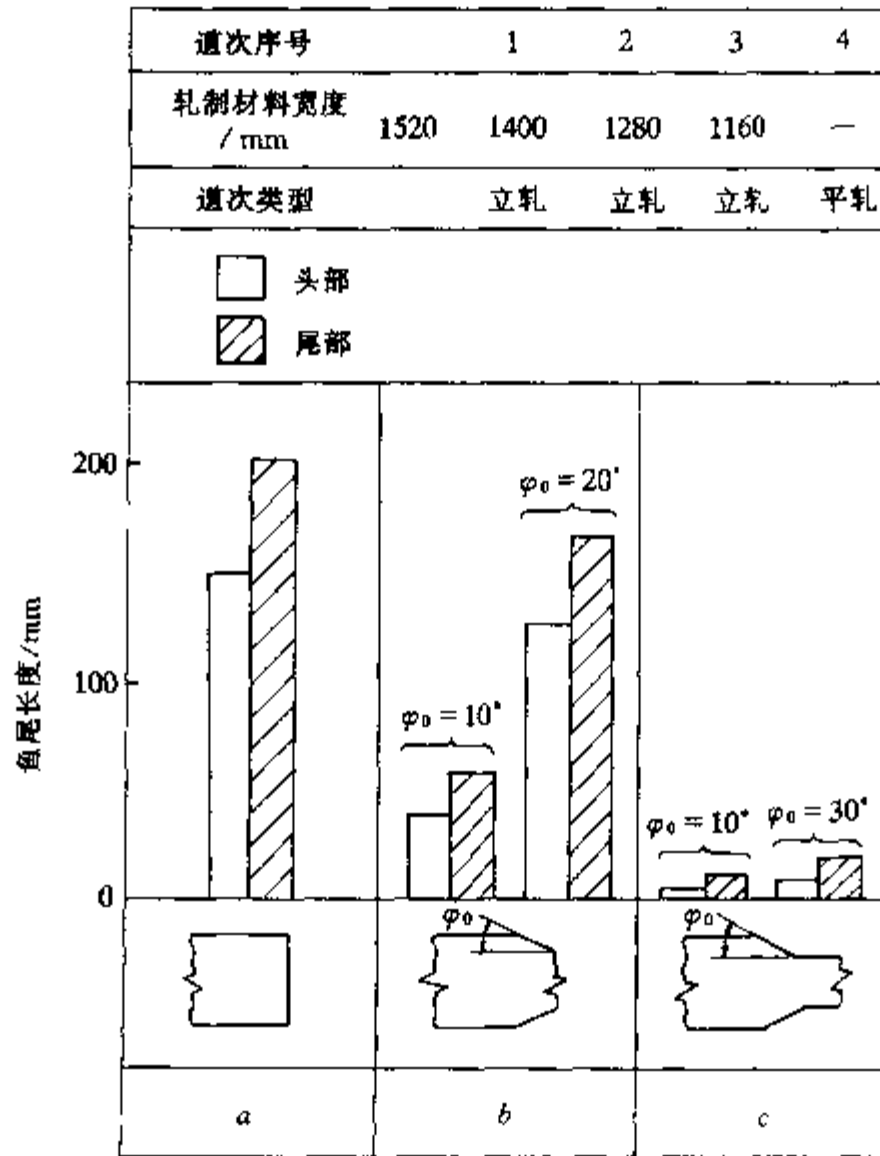


图 16-9 立轧后鱼尾长度^[7]

a—没有压缩预成形；b—用带锥面的锤头预成形；c—用带锥面及平直面的锤头预成形

图 16-10 给出了一个比较常规立辊轧边、后部强力推进板坯轧制及板坯端部预成形时所生成的总切损量的情况。对于减宽量大约为 10% 时，与常规立轧相比，后部强力推进轧制法和预成形法均可减少切损 50% 以上。减宽量超过 10% 后，随着减宽量增加其改进效果也增加^[8]。

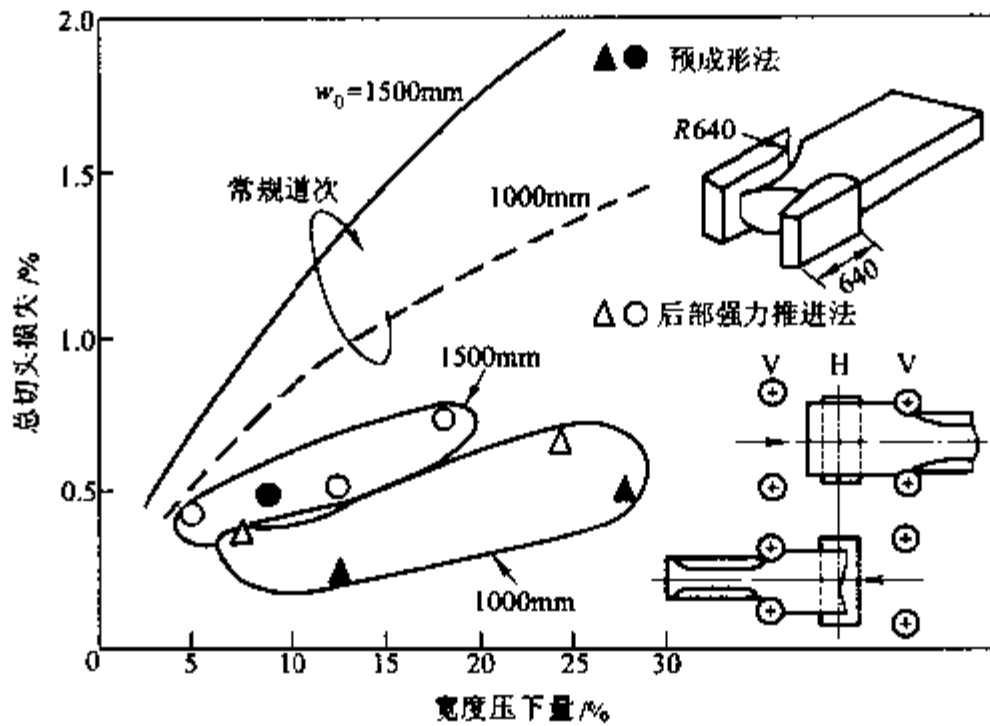


图 16-10 板坯端部预成形法和后部强力推进板坯轧制法减少切损的情况^[8]

16.7 退返轧制工艺

板坯端部预成形的另一种变化是由日本川崎制铁公司^[9]开发的所谓“退返轧制法”（图 16-11）。应用于水平轧机上轧制钢锭，退返轧制法包括如下 5 个步骤：

步骤 1：初始压下以便去除氧化铁皮和减小钢锭厚度及宽度方向的锥度。

步骤 2：厚度方向上初次退返轧制，厚度初始值为 h_1 ，这将在铸锭头端形成一个台阶而成为 h_2 （图 16-11a）；接着让板坯空过（图 16-11b），并沿厚度方向在铸锭尾端进行退返轧制；随后反方向轧制（图 16-11c），使金属向退返轧制中形成的台阶流动。

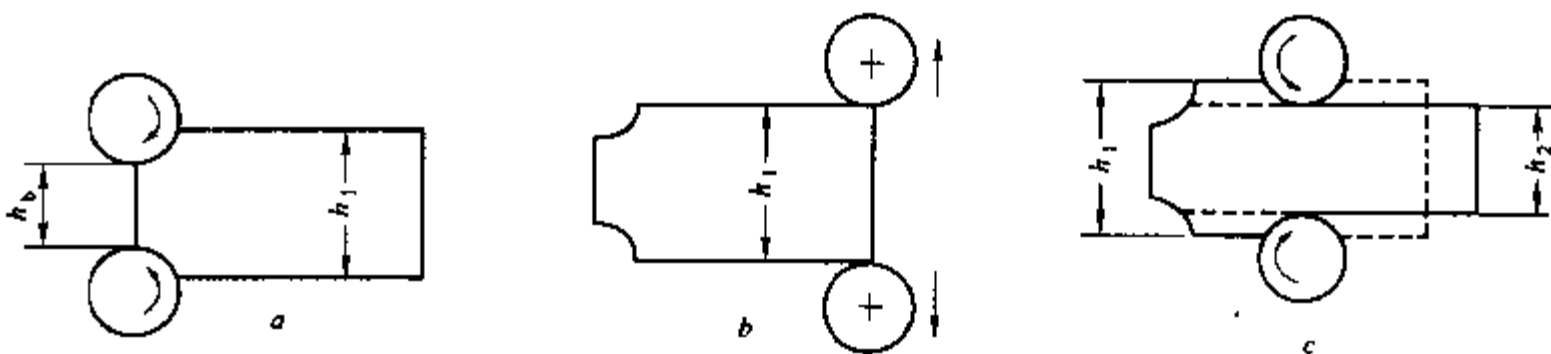


图 16-11 退返轧制法的示意图^[9]

a—退返轧制（形成台阶）；b—钢锭无压缩通过；c—在相反方向轧制（充满台阶）

步骤 3：宽度方向上退返轧制，导致铸锭头、尾端部形成台阶，接着金属向台阶流动。
步骤 4：第二次厚度方向上退返轧制，锭头、尾端部产生台阶，消除步骤 3 中形成的狗骨。

步骤 5: 最后小压下, 而金属向残余台阶流动。

据报道, 这种工艺与常规轧制操作相比, 可减少切损 4%。

16.8 防止板坯横断面脱方的方法

板坯横断面脱方的主要原因是板坯一侧升高。一般可用孔型辊或带底腔的锥度辊来防止脱方。

另一种防止脱方的方法是最近由国分 (Kokubo) 等^[10]提出的, 如图 16-12 所示。当两立辊轴线垂直于板坯前进方向时, 板坯有一侧升高的倾向, 倾斜角度为 β 。为了防止这种升高, 这边的立辊以与板坯前进方向成 θ 角度斜置。对于可逆道次, 立辊斜置角为 θ_0 。其作用是产生轧辊切向力 f_0 的一个分量 f (图 16-12a) 将板坯推向辊道, 如图 16-12b 所示。

图 16-13 给出了由国分等人提出的倾斜立辊装置简图。立辊下轴颈由一个球面止推轴承支持, 而上轴颈则依靠一套安装在缸里的活塞进行径向约束。就静态缸而言, 通过活塞的合适定位, 立辊就能够以所需角度斜置。

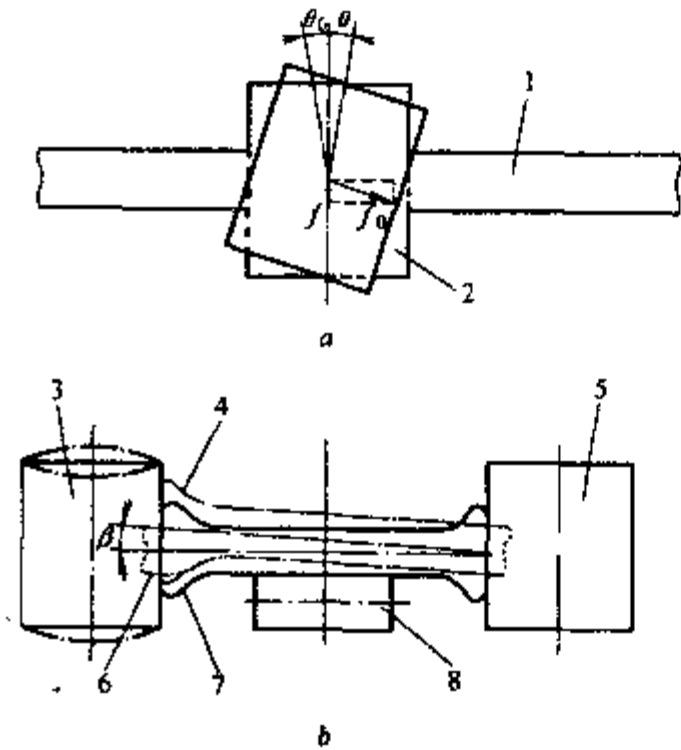


图 16-12 采用倾斜立辊防止板坯升高^[10]
1—板坯; 2—轧辊; 3—倾斜立辊;
1—当两个辊均不倾斜时板坯升高;
5—直立立辊; 6—立轧前板坯横断面;
7—当一个辊倾斜时的板坯位置; 8—辊道

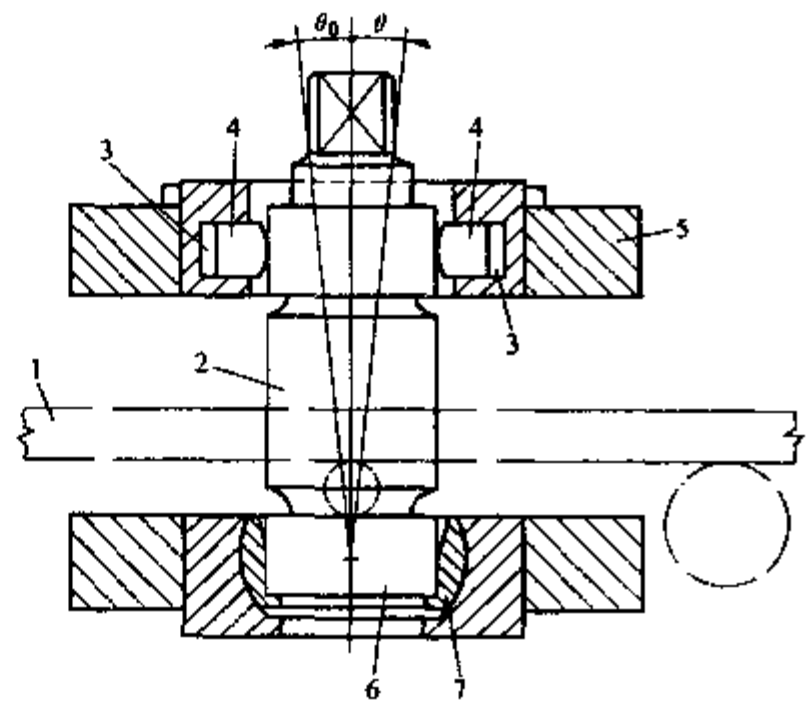


图 16-13 倾斜立辊装置简图^[10]
1—板坯; 2—辊身; 3—液压缸;
4—活塞; 5—牌坊; 6—辊颈;
7—球面推力轴承

16.9 防止板坯翘曲的方法

减宽量太大将导致板坯翘曲 (图 16-14), 对此通常常限定压边量的最大允许值来避免。然而, 可利用压辊和挡块使这个值增加。如图 16-15 所示, 三种防止翘曲的系统是:

- (1) 中心支撑;
- (2) 两端支撑;

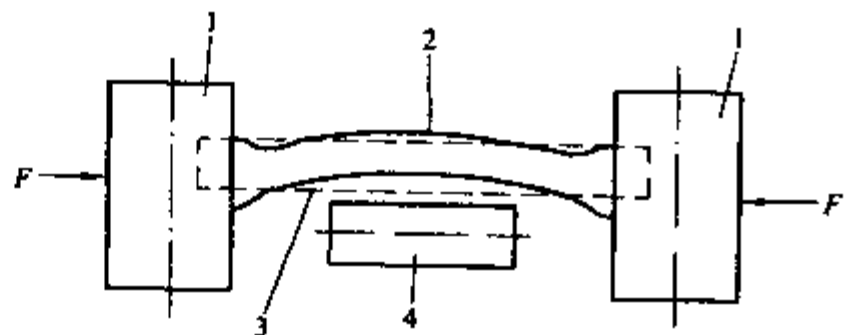


图 16-14 立轧时板坯翘曲
1—立辊; 2—立轧后的板坯形状;
3—立轧前的板坯形状; 4—辊道

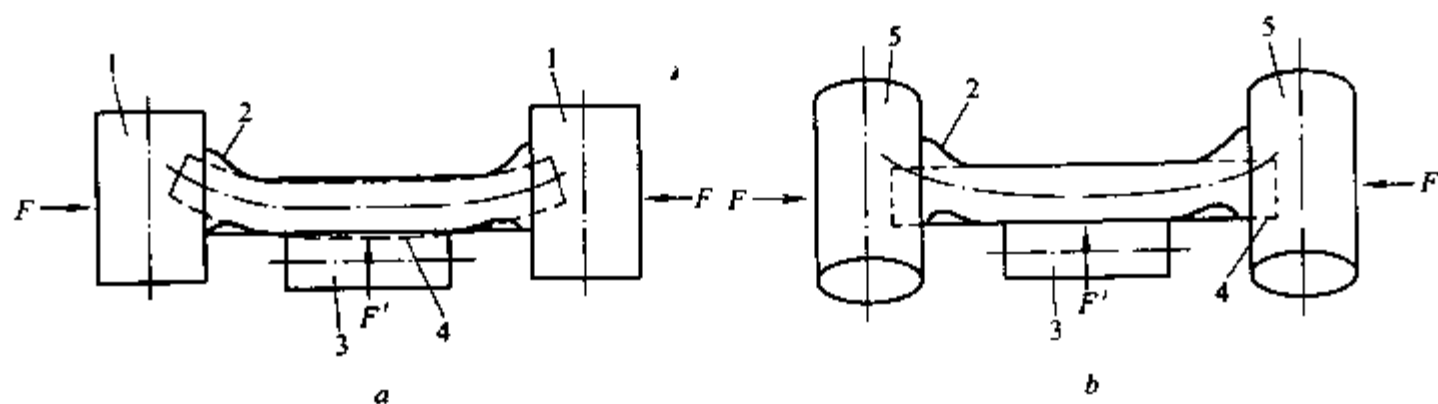


图 16-17 防止板坯翘曲的两种方法^[10]

a 具有下弯的断面形状的板坯；b—倾斜立辊

1—立辊；2—立轧后的板坯形状；3—辊道；4—立轧前的板坯形状；5—倾斜立辊

辊法^[11]来防止。每个 V 形槽轧辊（图 16-18）有一个平直段和一个沟槽段，这可根据轧制条件，通过两个 V 形槽轧辊同时垂直移动来选择。沟槽段能用来进行有约束轧制，因而可防止板边折叠。

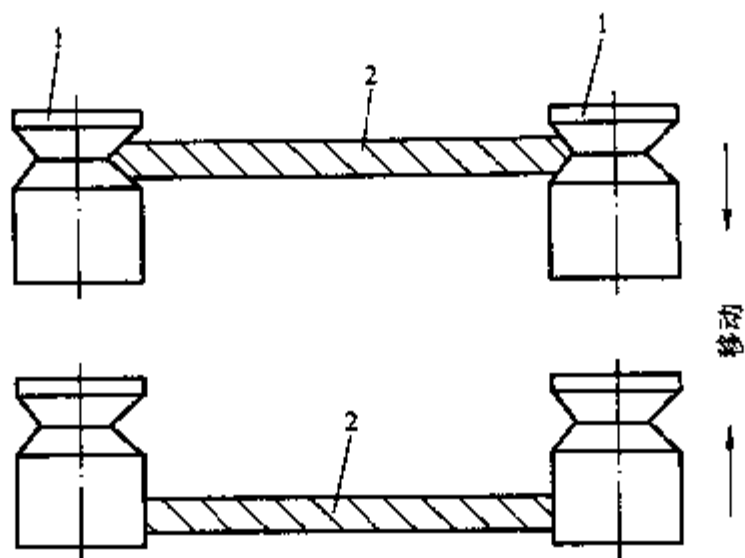


图 16-18 用 V 形槽轧辊防止板坯边部折叠^[11]

1—V 形槽轧辊；2—板坯

16.11 最优调宽工艺选择

热轧带钢轧机的最优调宽工艺必须具有下列特征：

- (1) 调宽能力能够满足生产率的要求；
- (2) 切损最小；
- (3) 资金投入最小；
- (4) 操作及维护费用低。

热轧带钢轧机的理想调宽范围通常是根椐生产率及连铸机调宽能力决定的，因为两个系统要大体平衡。当总生产率提高时，通常连铸机要求铸坯宽度变化减少，因而调宽的大部分任务要由热轧带钢厂承担。

只有当热轧带钢轧机的理想调宽范围选定时，才能进行比较分析以便选择最优调宽工艺（图 16-19）^[13]。这个分析可通过利用离线模型如联合工程公司与国际轧钢咨询公司开发

的 MILLMAX 离线计算机模型等方便地完成。MILLMAX 模型的一些特点如下^[41]：

- (1) 可适应于大范围现有或可能的轧机配置；
- (2) 准确模拟现有轧制条件；
- (3) 补插准确，模型校正时对不同于现有条件的情况具有适应能力；
- (4) 实用性强，利用了一些经验常数，用于很大的产品范围；
- (5) 校正能力强，可利用标准检测仪器和本厂的在线仪表进行校正。

要达到补插准确，模型必须建立在轧制过程的物理学基础之上。模型中所用到的算法描述轧材的如下 4 个特性：

- (1) 几何形状；
- (2) 温度；
- (3) 变形抗力；
- (4) 时间，与不同加载条件、几何形状和温度有关。

一旦这些相关参数确定后，轧钢设备的载荷参数和生产率便可很容易地被计算出来。

对于轧制过程，目前的经验方法提供了大量信息，可用于开发准确描述轧件及轧钢设备特性的算法。一个模拟轧制减宽的计算机模型的校正，很容易通过在可用的或稍作修改的轧钢设备上进行轧制实验来实现。然而，用压力机减宽就不是这种情况，因为目前仅有少数几台调宽压力机投入了使用。

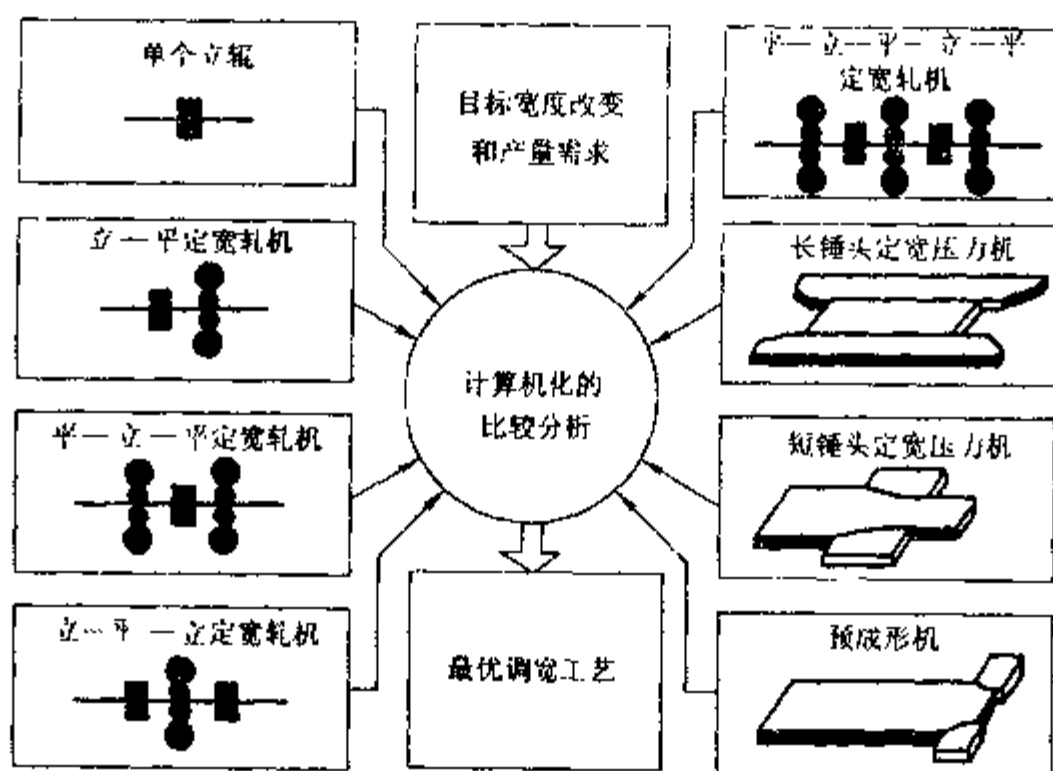


图 16-19 最优调宽工艺的选择

为了解决这个问题，联合工程同设计工程分析部合作进行了压缩时轧件变形三维有限元分析。图 16-20 描述了一个板坯有限元分析网格，其原始厚度和宽度分别为 228.6mm 和 1016.0mm，用带孔型的锤头进行压缩。该图明显表明有狗骨形成和沿轧件整个横断面板坯增厚。

利用 MILLMAX 模型完成的调宽工艺比较分析，能显示不同类型轧边机、定尺轧机和调宽压力机的特性及侧压工具几何形状对调宽效率的影响，考虑了影响调宽的主要因素。这种模型能计算产品尺寸和所有立-平道次的主要轧制参数，其中包括狗骨变形，板坯宽展

Industries)提出的这个分析的主要目的在于,确定用于现有粗轧机组的最优轧制规程,以便能达到减宽 150mm 的能力。布置 1 表明现有粗轧机组包括下列设备:

- (1) 不可逆平辊立轧机 VN;
- (2) 返回道次二辊水平轧机 HB;
- (3) 附属可逆立辊轧机 VR;
- (4) 可逆四辊水平轧机 HR。

现有轧机改造前所能实现的调宽范围的计算机模拟结果如图 16-22 所示。图中的上线表示无板坯轧边、水平道次自由宽展情况下所能产生的最大宽度,而下线对应于当利用轧

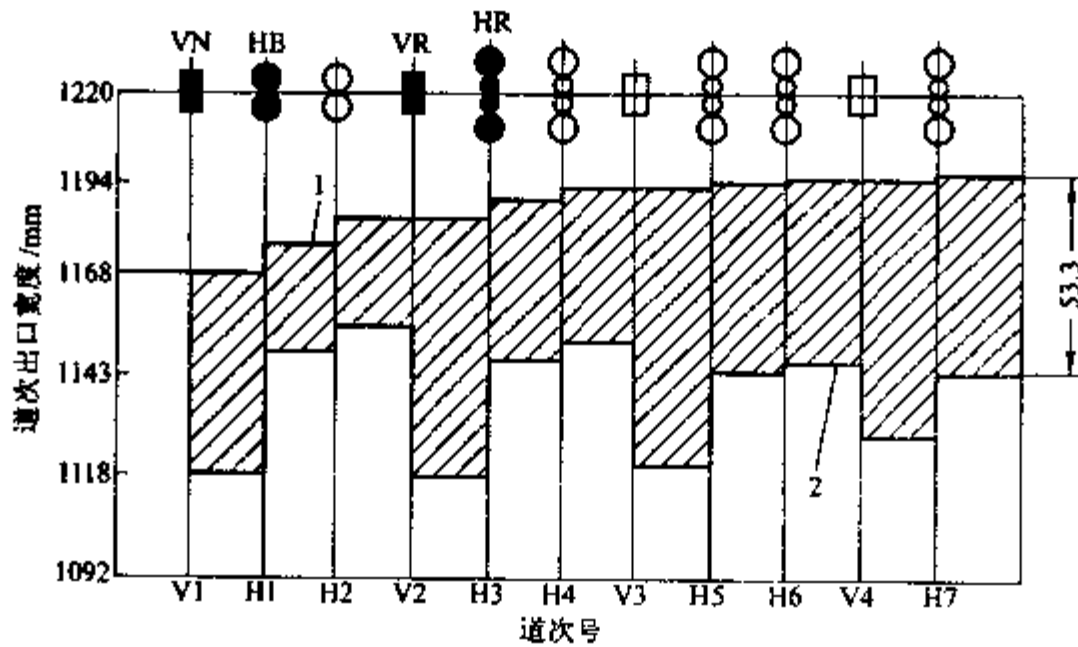


图 16-22 现有轧机改造前的最大调宽范围^[14]
1- 最大宽展; 2 最大立轧量

机的全部轧边能力时所能获得的最大可能减宽量。把从相同原始宽度所能得到的最大与最小宽度之差定义为调宽范围。那么,对于原始宽度为 1168mm 的板坯,现有轧机可提供的最大调宽范围为 53mm。

从优化的观点来研究轧机配置如图 16-21 所示,包括如下主要特点:

- (1) 用一架可逆孔型立轧机 VR 代替不可逆平辊立轧机 VN (布置 2~7);
- (2) 用一架可逆水平轧机 HR 代替返回道次水平轧机 HB (布置 4、5、7 和 8);
- (3) 增加一架可逆立辊轧机 VR,布置在返回道次水平轧机 HB 后(布置 6)或可逆水平轧机 HR 前(布置 7 和 8);
- (4) 安装一台调宽压力机 SP,取代现有不可逆平辊立轧机 VN (布置 9),或布置在现有返回道次水平轧机 HB 之后(布置 10)。

由 MILLMAX 模型所提供的比较分析附带有资产成本分析,帮助钢铁生产厂家对最优轧机现代化改造作出一个客观选择。它表明,调宽压力机能提供最大的调宽范围。但是有时采用调宽压力机未必合适,因为需高投资成本。同时可以看出,所建议的很多轧机布置,其中包括现有立辊轧机和水平轧机的改造,对达到所需调宽范围是合适的。

轧制操作是影响粗轧机组调宽能力的一个十分重要的因素。调宽范围随着粗轧期间厚度压下道次增加而显著增加。例如,图 16-23 给出了按照布置 7 计算得到的两种调宽范围。它们都对应于原始厚度为 229mm、宽度 1168mm 的板坯。这两种情况下,板坯经粗轧后出

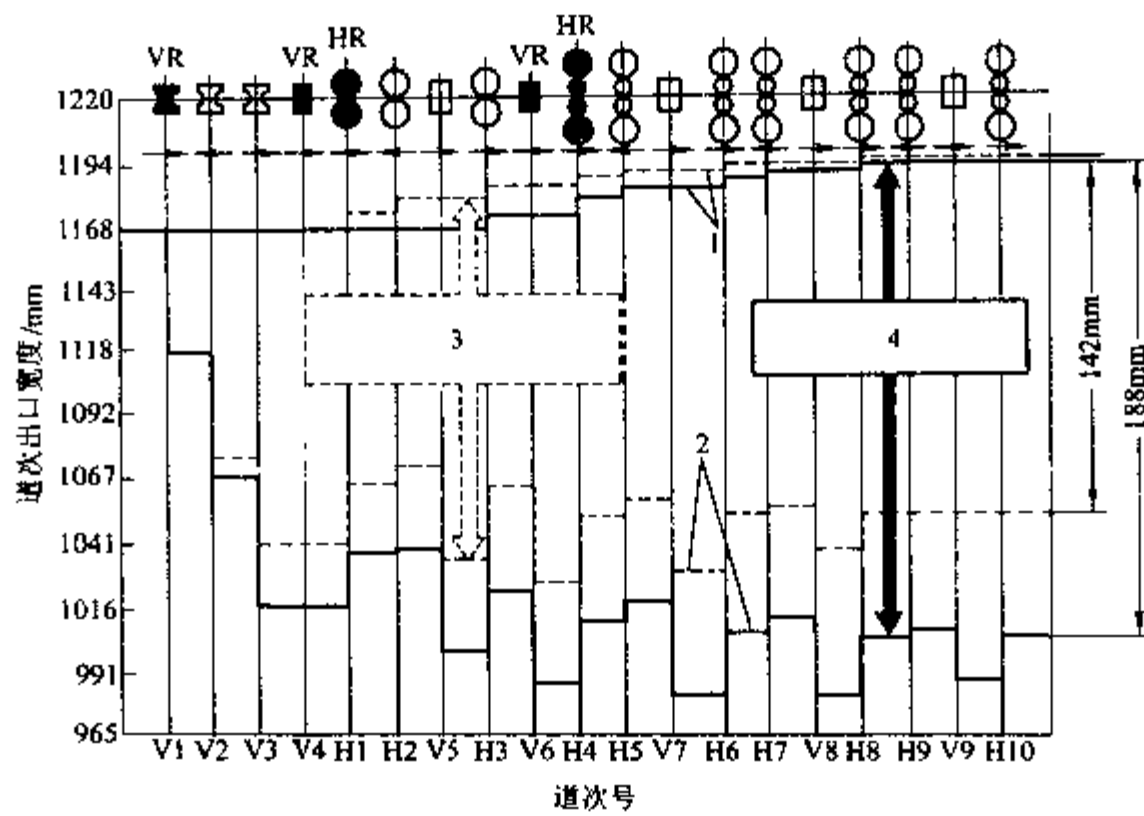


图 16-23 按照布置 7 优化的调宽范围^{[1][2]}

1—最大宽展；2—最大立轧量；3—8 个厚度压下道次；4—10 个厚度压下道次

口厚度为 23mm。它们的差别在于厚度压下道次不同。第一种情况，如点划线所示，厚度压下道次为 8 道次，结果整体调宽范围为 142mm；第二种情况，如实线所示，厚度压下道次为 10 道次，因而整体调宽范围增至 188mm。

参考文献

1. N. Tazoe, "Prevention of Fish Tail During Intensive Edging in Hot Roughing Mill Line," *IHI Engineering Review*, Vol. 14 No. 3, July 1981, pp. 42-47.
2. C.J. Chong, et al, "Plan View Plate Prediction Model for Plate Rolling," *Paper presented at the 1989 AISE Spring Conference*, Cincinnati, Ohio, April 1989.
3. M.D. Stone and H.H. Talbot, U.S. Patent No. 3,580,032, May 25, 1971.
4. H. Lemper, U.S. Patent No. 3,670,587, June 20, 1972.
5. Y. Miyake, et al, "Investigation on Reducing Crop Loss in Hot Strip Mill," *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 20, 1980, p. B-446.
6. N. Tazoe, "New Forms of Hot Strip Mill Width Rolling Installations," *Paper presented at the 1984 AISE Spring Conference*, Dearborn, Mich., April 1984.
7. H. Awazuhara, et al, U.S. Patent No. 4,387,586, June 14, 1983.
8. T. Matoba, et al, "Reduction of Crop Loss in Slab Edge Rolling - 1," *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 22, 1982, p. B-272.
9. M. Matsuzaki, et al, "A New Method of Slab Rolling for Prevention of Growth of Crops," *Tetsu-to-Hagane*, Vol. 67 No. 15, 1981, pp. 2350-2355.
10. I. Kokubo, et al, U.S. Patent No. 4,712,414, Dec. 15, 1987.
11. M. Inoue, et al, "Development of a Process for Manufacturing Trimming Free Plates," *Transactions of The Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 28, 1988, pp. 448-455.
12. M. Nihei and T. Kimura, U.S. Patent No. 4,651,550, March 24, 1987.
13. V.B. Ginzburg, et al, "Width Control in Hot Strip Mills," *Iron and Steel Engineer*, June 1991, pp. 25-39.
14. V.B. Ginzburg, et al, "Application of Off-line Computer Model MILLMAX[®] at Weirton Steel's Hot Strip Mill," *AISE Year Book*, 1988, pp. 226-235.
15. V.B. Ginzburg, *Steel Rolling Technology: Theory and Practice*, Marcel Dekker, New York, 1989.

17 自动宽度和平面形状控制系统

17.1 宽度测量系统的分类

宽度测量系统可分为如下两大类：

- (1) 非接触式；
- (2) 接触式。

非接触式宽度测量系统总是包括一个光学仪器，它靠垂直光柱扫描轧材平面形状或水平光柱扫描轧材边部来感知轧材宽度。采用垂直光柱的仪器，其工作原理是板边的位置可通过板坯和它的背景之间的光反差值来进行光学定位。测量时，板坯图像由一个将信息传送给测量电器元件的光敏传感器检测到。

接触式宽度测量系统是基于应用被测工件与转换器的物理接触，转换器能将测量宽度转换为另外一个常用电信号表示的物理参量。

光学尺寸测量可通过下列方法完成：

- (1) 比较法；
- (2) 摄影法；
- (3) 混合法。

这些方法在下面章节作以简单介绍。

17.2 宽度测量的比较法

以比较法为基础的宽度测量系统估计物体的像，物体被一个已知的光学放大系统投影到刻度标准仪上。已知透镜聚焦长度及物体和摄像头的距离，像的大小就能反映物体的真实尺寸。

为了在高速下自动完成这个过程，摄像头内胶卷被直线排列的小感光元件代替。每个感光元件传送一个与它所视光强及所暴露时间成比例的电信号。物体的尺寸可通过探查每个感光元件是白的还是黑的来得到。所有白的感光元件的数量表示物体真实宽度。

板坯宽度和厚度测量系统的比较法是由澳大利亚 BHP 公司 (Broken Hill Proprietary Co.) 开发的。图 17-1 给出了用两个摄像系统测量板坯宽度及厚度的示意图。被测板坯宽度 w 及厚度 h 可由下列公式给出^[2]：

$$w = \frac{1}{d_v} (Y_T - Y_1) (m_{2x} - m_{1x}) \quad (17-1)$$

$$h = \frac{1}{d_x} (X_1 - X_1) (m_{2y} - m_{1y}) \quad (17-2)$$

式中 X_T 、 Y_T ——分别为水平、垂直聚焦点距离；

X_1 、 Y_1 ——分别为板宽、板厚之半；

m_{1x} 、 m_{2x} ——与板坯宽度相对应的像长度；

m_{1y} 、 m_{2y} ——与板坯厚度相对应的像长度。

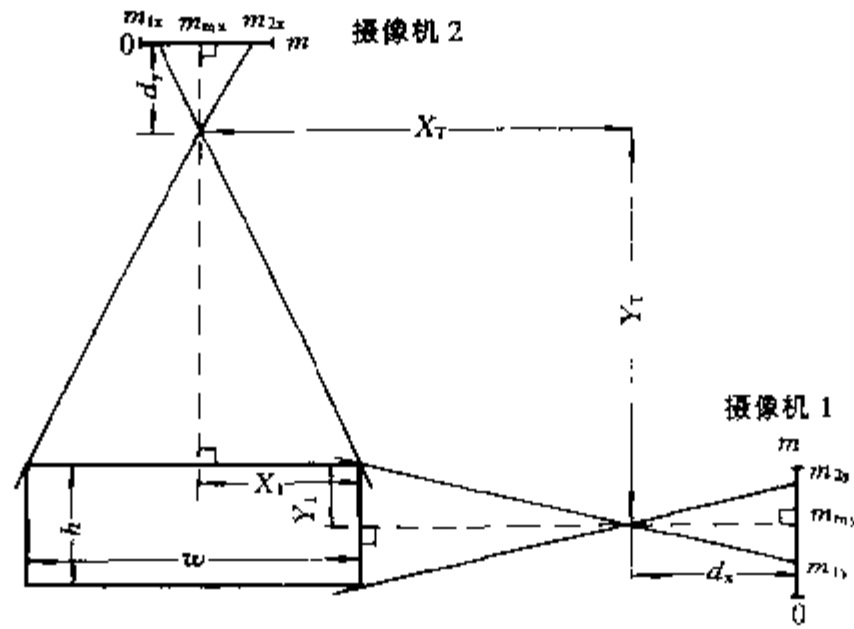


图 17-1 在 BHP 系统中所用宽度、厚度测量原理^[2]

17.3 宽度测量的摄影法

宽度测量的摄影法是以测量出物体边界所对应的角度为基础，按照三角关系计算物体尺寸。为了能够自动、快速地进行测量，采用了一种通过光电探测器扫描生成像的移动镜系统。当物体边界经过光电探测器时，移动镜的角度位置表示物体所对角度值。基于这种方法的测量系统将利用具有大量多角布置反射镜的旋转鼓，以便能高速连续重复这个过程。

宽度测量的摄影法用在 UPL-Scanex 系统中^[3]，它采用了一种飞速影像技术。在如图 17-2 所示的这个系统中，通过一个能产生随时间变化的电压扫描信号的探测器扫描被测物品的像。经过进一步处理，扫描信号转换成一个与产品尺寸成比例的方形脉冲。为了减小距离误差，用两台摄影设备设置材料的名义宽度，在被测材料的两边各置一个。材料宽度设定值与名义宽度之间的偏差可用扫描摄像机探测出来。

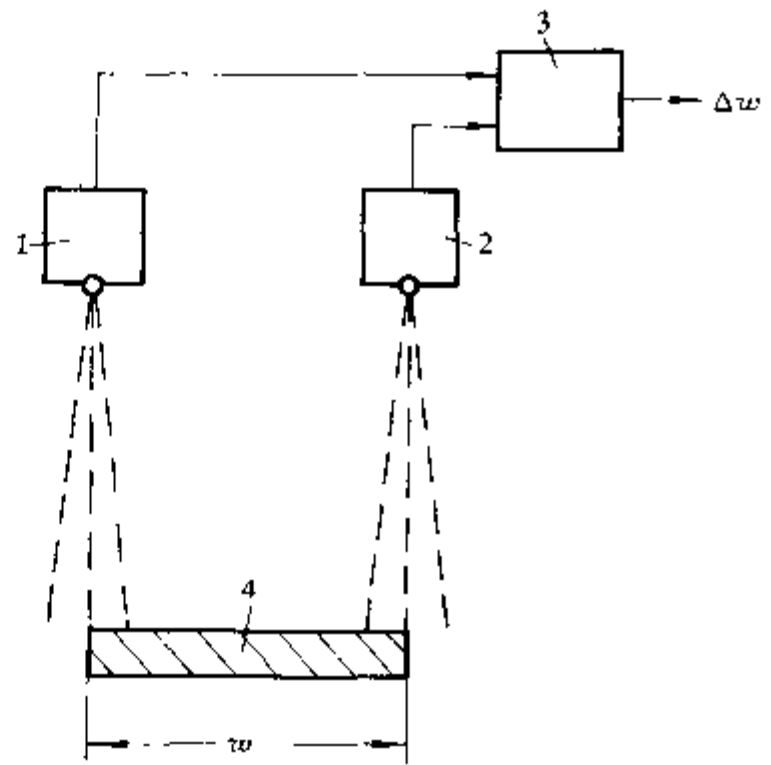


图 17-2 UPL-Scanex 系统的宽度测量原理^[3]

1—摄像机 1；2—摄像机 2；
3—电子处理单元；4—板坯

17.4 宽度测量的混合法

宽度测量的比较法及摄影法的主要不足之处是对于倾斜工件，光学系统只能看到与光线轴垂直的平面投影。所以，这个投影不再代表工件的准确宽度。那么，因光学系统不能看出空间物体的位置而引起误差。

为了使宽度测量与工件位置无关，宽度测量的混合法利用了测量的体视学原理。加拿大乔治·科尔克有限公司（George Kelk Ltd）开发的宽度仪中应用了这个原理。如图 17-3 所示，板坯每边 A 和 B 的位置由两台摄像机探测。因为摄像机之间的距离 d 是固定的，点 A 和 B 之间的距离可利用所测角度 α' 、 α'' 、 β' 和 β'' 值按照三角关系计算出来。据报道在扫描器距离轧机辊道上大约 4.5m 的高度，测宽仪测量 2000mm 宽带的精度为 $\pm 1\text{mm}$ 。

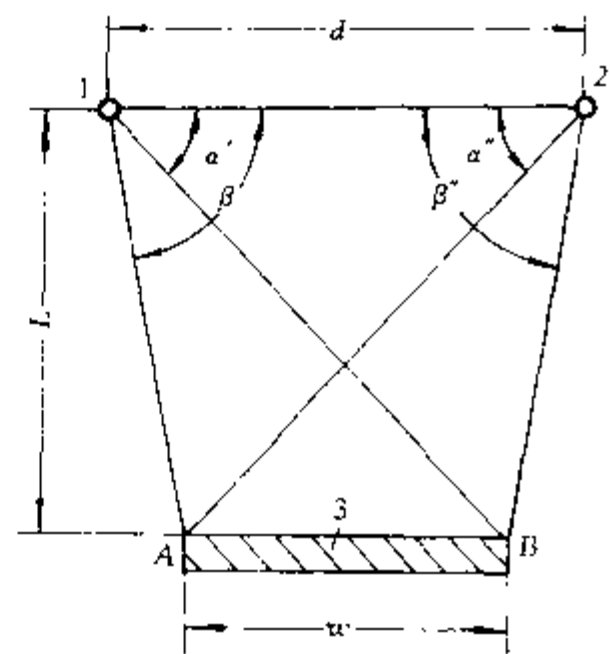


图 17-3 乔治·科尔克有限公司开发的测宽仪中所用宽度测量原理

1—摄像机 1；2—摄像机 2；3—板坯

17.5 水平光束宽度仪

图 17-4 描述了一种由日本川崎制铁公司^[4]开发的激光型宽度仪。该仪器中光束在一个水平面传输。一束氦-氟激光光柱以近似 2.5° 的入射角投射到被测表面。光从该表面反射回来，且反射角等于入射角。

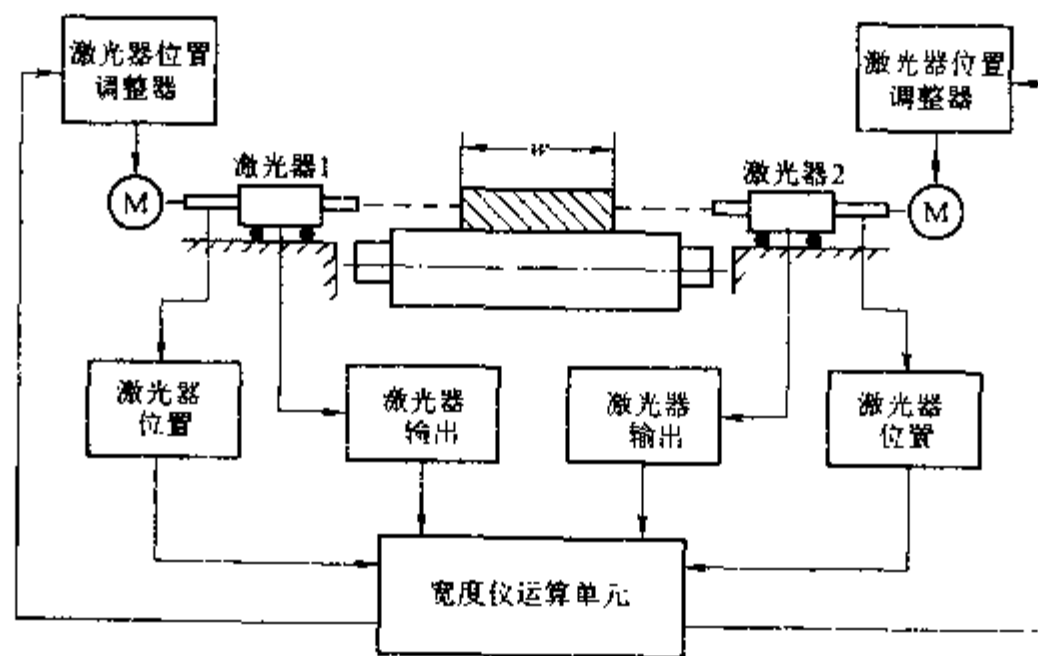


图 17-4 由川崎制铁公司开发的激光型宽度仪^[4]

部分被反射和发散的光用一个透镜接收，它将这个表面产生的亮点图像投射到光电探测器。若所测表面发生位移，光电探测器中图像也移动，光电探测器的输出改变。结果，通过一个算术元件电路获得了一个与该位移成比例的模拟输出。

这种宽度仪包括两个位移表：激光器 1 和激光器 2。位移表的位置由以特定板宽为基础的位置传感器（磁尺）控制，以使辊道上板坯的边部在位移表的测量范围内。板宽通过位移表和位置传感器的输出得出。据报道，该宽度仪的精度可达 $\pm 1\text{mm}$ 。

17.6 接触型宽度测量系统

已提出各种利用轧材与传感器之间机械接触的宽度测量系统。

在由通用电器公司（General Electric）^[5]提出的宽度测量系统中，如图 17-5 所示，位于

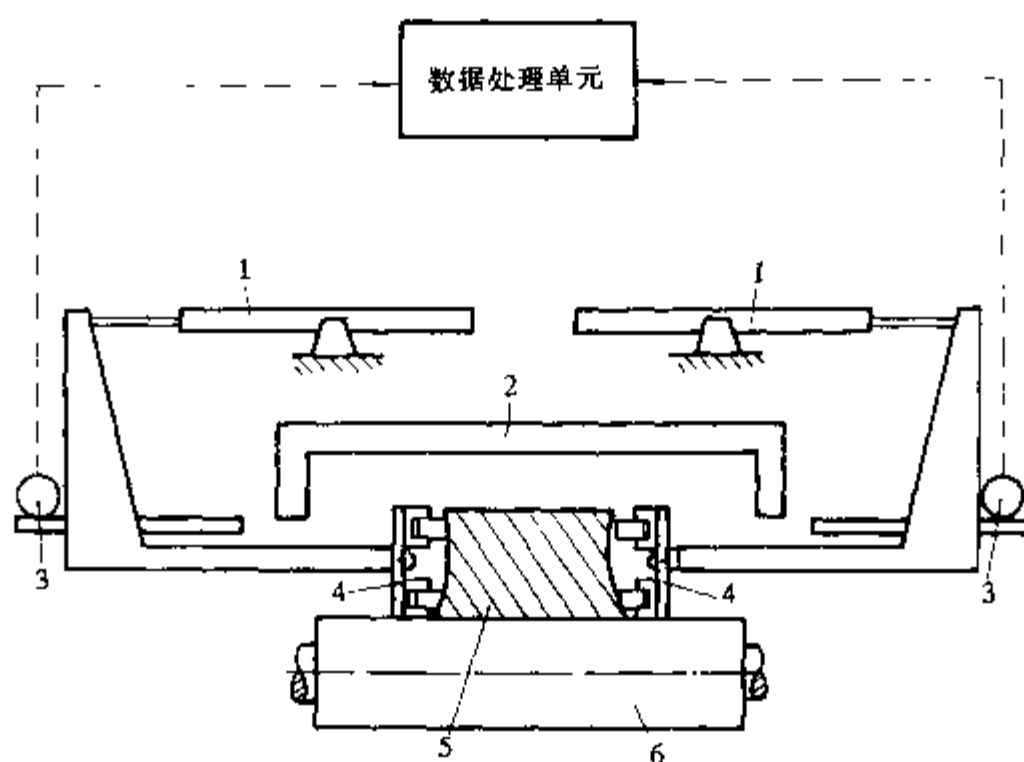


图 17-6 日本新日铁公司开发的接触型宽度仪

1—气缸；2—隔热罩；3—齿条和带旋转编码器的齿轮；4—接触辊单元；5—板坯；6—辊道

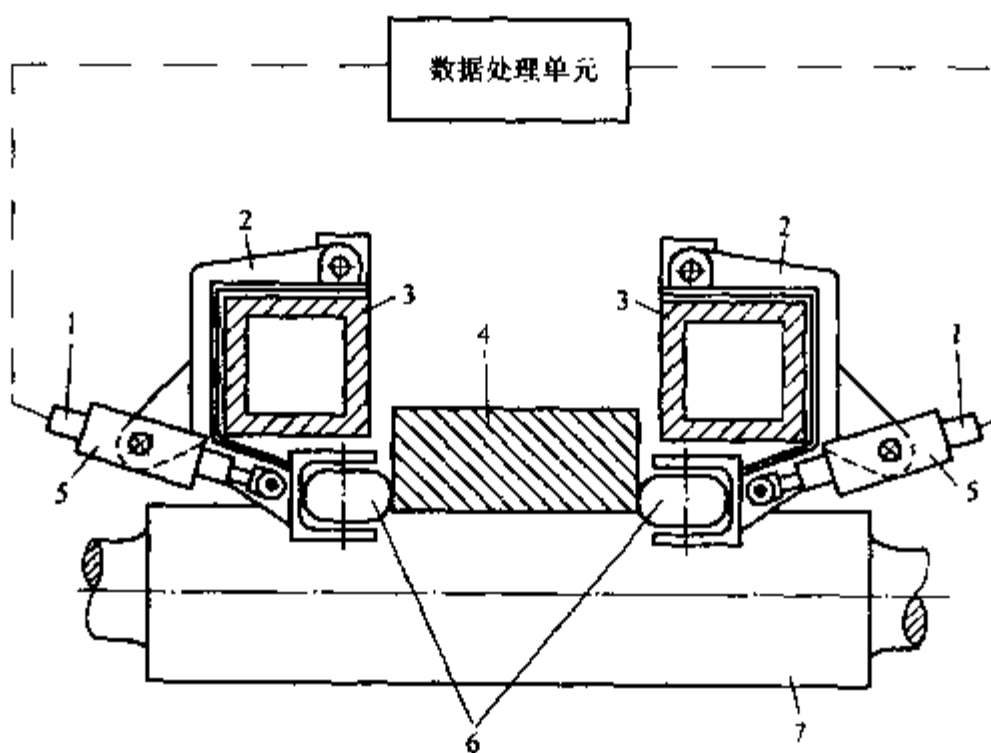


图 17-7 由联合工程公司和国际轧钢咨询公司联合开发的接触式宽度仪

1—位移传感器；2—辊臂；3—侧导板；4—板坯；5—气缸；6—测量辊；7—辊道

17.7 宽度和侧弯测量系统

工件宽度和侧弯可采用由市原 (Ichihara)^[8]提出的沿两边测量工件长度的方法来测量。板中心线的平均侧弯半径 R_c 与板边长度之间的关系为：

$$R_c = 0.5w \frac{l_0 + l_1}{l_0 - l_1} \quad (17-3)$$

式中 w ——板宽；

最大轧边载荷	1.4MN
最大驱动电机	
功率	2×560kW DC
速度	360/720r/min
响应频率	6/12 s ⁻¹

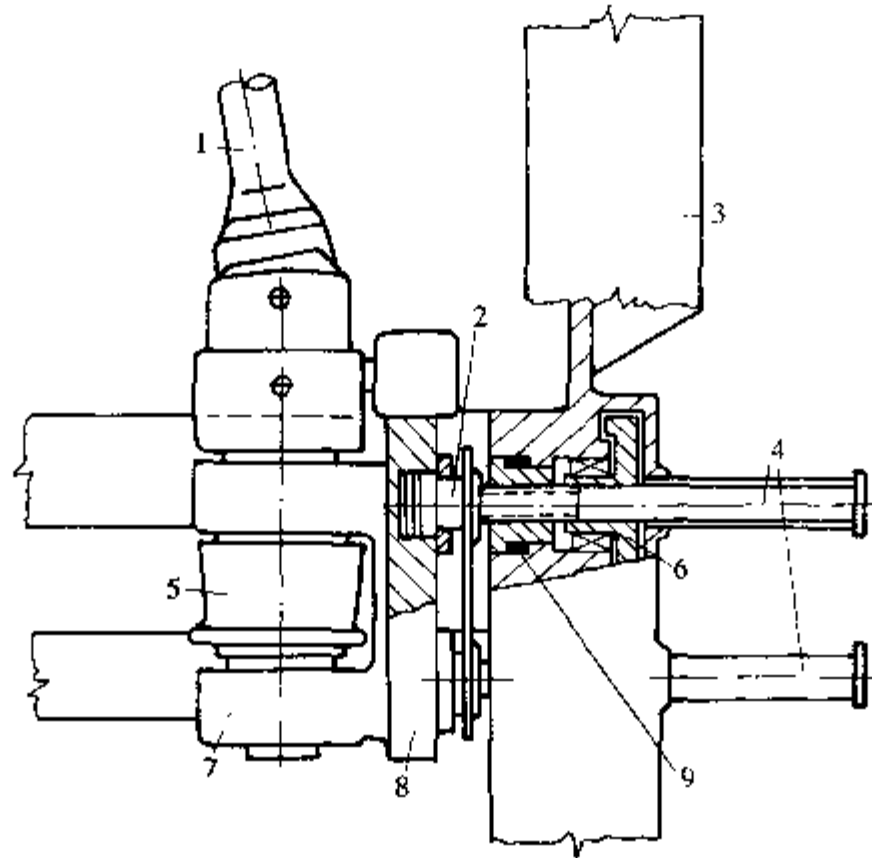


图 17-9 神户制钢公司开发的立式轧边机上宽度控制执行机构^[1]
 1 接轴；2 液压活塞；3 立辊牌坊；4 压下螺丝机构；5 立辊；6 齿轮；
 7 轴承架；8 液压缸块；9 测力压头

17.9 轧边时的宽度控制目标

轧边时的宽度控制目标是减小鱼尾长度以及因水印引起的宽度波动^[11]。

如前所述，通常轧边将导致出现鱼尾（图 17-10a）。为减小鱼尾，立辊辊缝逐渐打开，头端和尾端处形成的板坯较宽，如图 17-10b 所示。这种板坯增宽将补偿因轧边和随后平轧时出现鱼尾而引起的缩窄。

在通常轧边过程中，当板坯出现水印时，水印处狗骨变厚，狗骨在随后平轧（图 17-11a）时产生附加宽展。为补偿这个宽展，立轧时宽度控制系统在水印附近给板坯附加压缩量，如图 17-11b 所示。

17.10 立式轧边机的自动宽度控制系统

单机架立式轧边机的自动宽度控制系统常采用一个液压闭环控制系统。利用这种液压闭环控制系统的第一套系统由英国戴维联合工程公司 (Davy & United Engineering) 于 1969 年提出^[12]。另一种由日本石川岛播磨公司开发的类似系统的控制图如图 17-12 所示。宽度

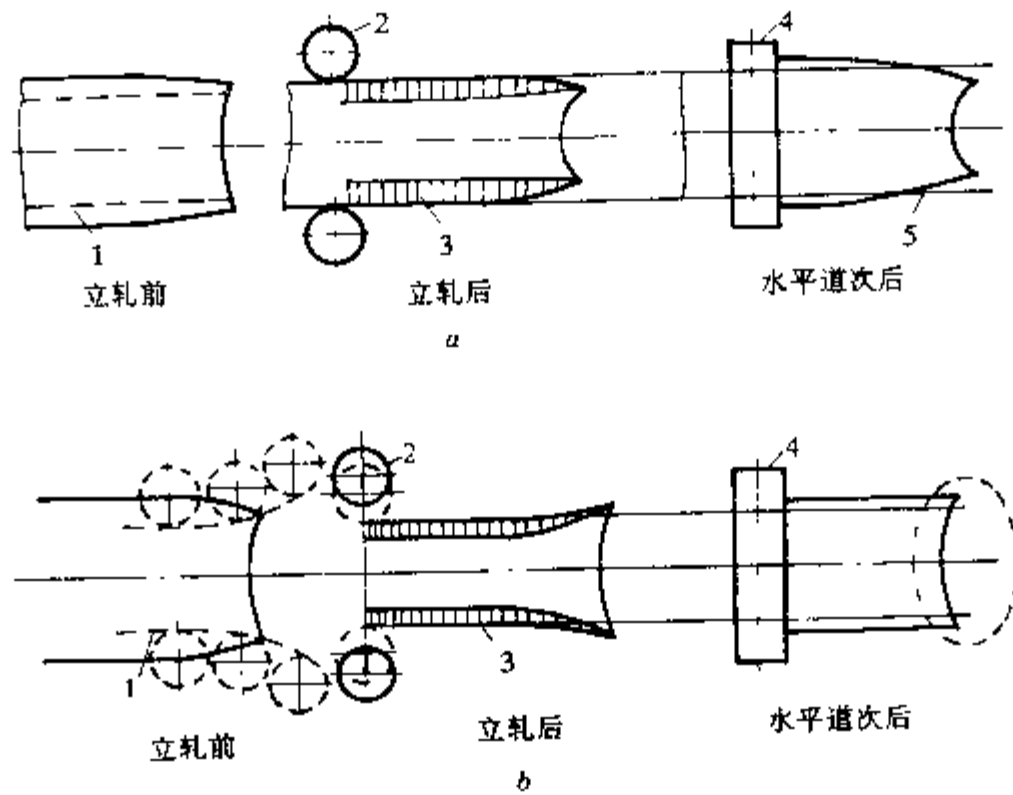


图 17-10 鱼尾的形成^[6]

a—没有自动宽度控制时；b—有自动宽度控制时

1—立辊的轨迹；2—立辊；3—狗骨；4—水平轧机；5—鱼尾

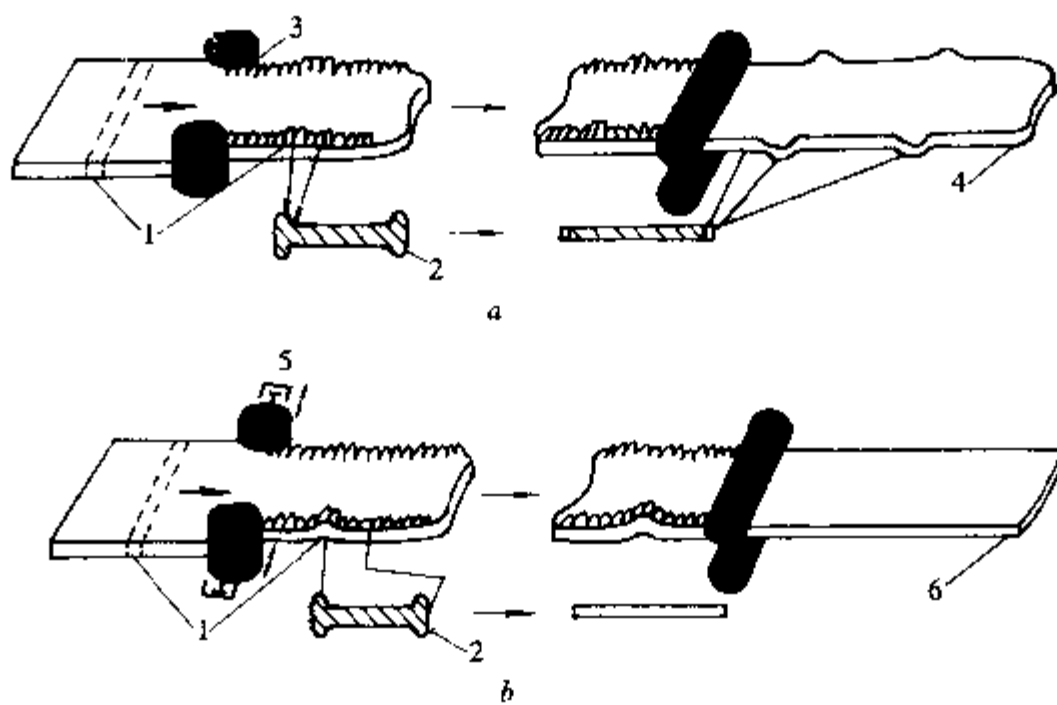


图 17-11 水印对板平面形状的影响^[11]

a—无自动宽度控制；b—有自动宽度控制

1—水印；2—狗骨；3—恒定位置；4—不良形状；5—依程序移动；6—良好形状

波动由一个光学型宽度仪测定，并和一台在线计算机提供的宽度设定基准值比较。所开发的控制信号用于驱动一个调整立辊辊缝的液压伺服机构。

用于单机架立式轧边机的一个典型自动宽度控制系统采用了如下四种基本操作模式：

(1) 辊缝位置控制模式。当系统以此模式工作时，代表辊缝基准值的信号与代表实际辊缝值的信号比较。用误差信号驱动伺服阀，以便得到所需辊缝。这种模式需要利用一个辊缝位置传感器，通常安装在液压缸内。

(2) 宽度仪模式。这种模式与早些开发的用于控制工件厚度的厚度仪模式相似。其控制系统按下列方程得到轧辊辊缝 δ ：

$$\delta = G_0 - P_c/M_c \quad (17-4)$$

式中 G_0 ——未加载时的辊缝设定值；

P_c ——立轧时的轧制力；

M_c ——轧边机刚度。

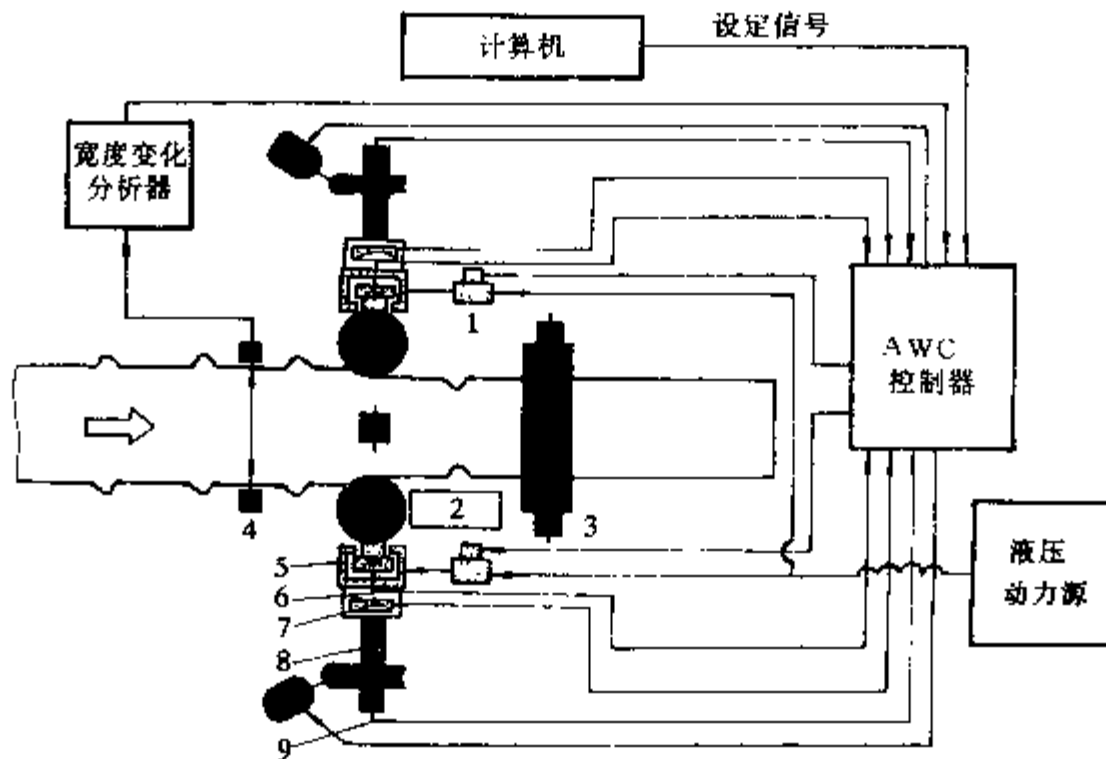


图 17-12 IHI 自动宽度控制系统的原理图^[11]

1—伺服阀；2—立辊；3—水平轧机；4—宽度仪；5—液压缸；6—液压缸位置传感器；
7—测力仪；8—定位螺栓；9—压下位置传感器

因此，宽度仪模式需要采用一个测量辊缝 G_0 的位置传感器和一个测量轧制力 P_c 的载荷或压力传感器。

(3) 反馈控制或宽度监控模式。反馈控制模式通常作为位置模式或宽度仪模式的补充。该模式中，附加辊缝补偿信号由一个安装在轧边机下游的宽度测量仪器提供。因为相关时间滞后，所以这种运行模式仅适于提供长期补偿。

(4) 前馈控制模式。采用前馈控制模式要利用一台安装在被控轧边机上游的宽度测量仪器。下节描述利用前馈控制模式的一个系统。

17.11 前馈控制模式

日本三菱重工 (Mitsubishi Heavy Industries) 开发的宽度控制系统中采用了前馈控制模式，如图 17-13 所示。

一台宽度测量仪安装在轧边机入口侧，以从板头端开始的距离 x 为函数，测量钢板入口的宽度分布 $w_0(x)$ 。作为宽度分布 $w_0(x)$ 与目标宽度 w_0 之差的宽度偏差分布 $\Delta w_0(x)$ 便可计算出来。这个差值储存在宽度偏差寄存器内，通过一个时间滞后装置提供给计算机，它考虑了板材从宽度测量仪输送到轧边机所需时间。

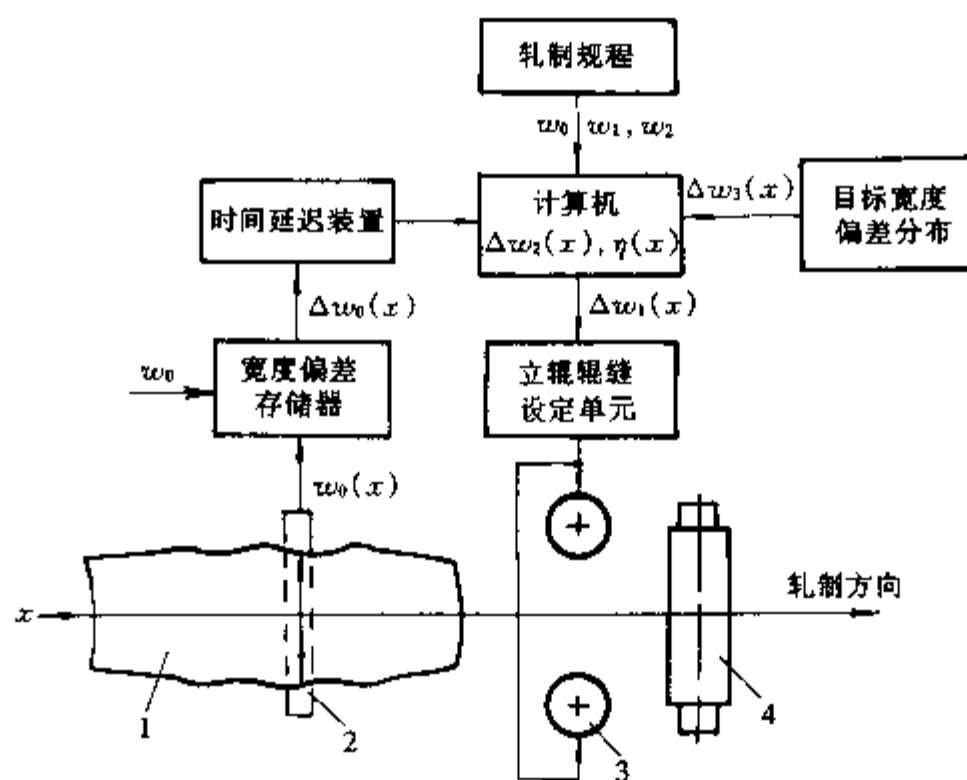


图 17-13 三菱重工开发的前馈宽度控制系统原理图^[13]

1- 板坯；2 宽度测量装置；3 立辊轧机；4 水平轧机

轧制前，上层计算机计算下列数据并将其提供给下层计算机：

- (1) 轧边机入口处板宽的目标宽度 w_0 ；
- (2) 立辊开口度设定值 w_1 ；
- (3) 假设仅立轧过程中产生的狗骨在随后平轧时的板宽 w_2 ；
- (4) 水平轧制后板宽 w_3 ；
- (5) 水平轧机出口处所要求的目标宽度偏差分布 $\Delta w_3(x)$ 。

下层计算机计算出确保水平轧制后获得目标宽度偏差分布 $\Delta w_3(x)$ 所需立辊开口度分布 $\Delta w_1(x)$ 。 $\Delta w_1(x)$ 的计算是通过考虑轧边效率 $\eta(x)$ 得到的。所得 $\Delta w_1(x)$ 值供给前馈控制系统的立辊辊缝设定元件。

17.12 前馈-反馈组合控制模式

同时采用前馈和反馈操作控制模式可达到最精确的宽度控制。前一种模式通常用于宽度短期补偿，而后者用于宽度长期补偿。

图 17-14 描述了由德国赫施钢铁公司 (Hoesch Stahl) 开发的应用于三机架粗轧机的自动宽度控制系统^[14]。一般板坯厚度压下五道次，其中第一机架和最后机架各一道次，第二机架可逆轧三道次。

宽度仪 A 所得实际宽度测量值 w_0 前馈给过程计算机，该计算机给出相应基准值用于调整轧边机 V1 和 V2 各自的宽度设定值 Δw_1 及 Δw_2 。同时，宽度仪 B 所测实际宽度 w_2 反馈给过程机然后改善上游轧边机 V1 和 V2 的轧辊辊缝设定值 Δw_1 及 Δw_2 。轧边机 V3 的轧辊辊缝控制也以同样的前馈-反馈方式，利用宽度仪 B 和 C 的信号 w_2 及 w_3 来实现。

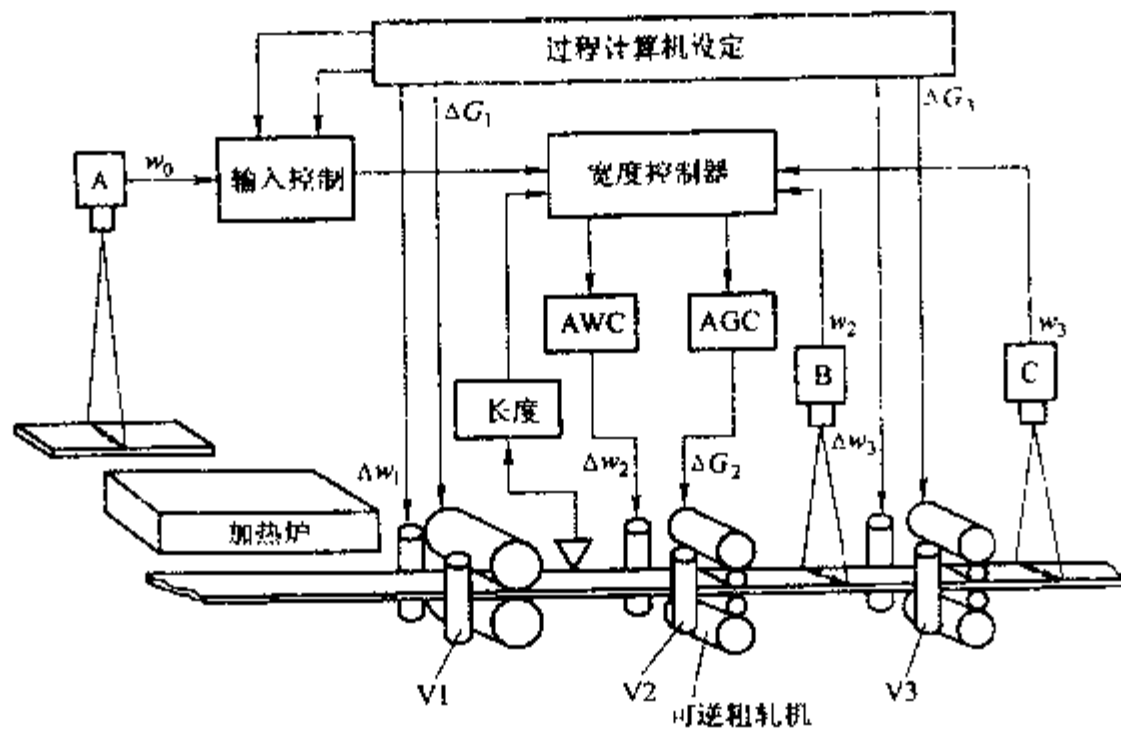


图 17-14 赫施钢铁公司开发的自动宽度控制系统原理图^[14]

17.13 展宽轧机的宽度控制系统

如前所述，可通过在两个带轱环的水平轧辊之间轧制并随后在平直水平辊间将板坯轧平的方法使板坯增宽。

图 17-15 简要介绍了由日本钢管公司 (NKK) 提出的用于某展宽轧机上的宽度控制系统。该系统中，宽度控制器将宽度基准值与安装在展宽轧机上游的宽度传感器测得的实际宽度进行比较。然后，轧辊轱缝控制器利用误差信号调整展宽轧机的轱缝，以便得到所需板宽。

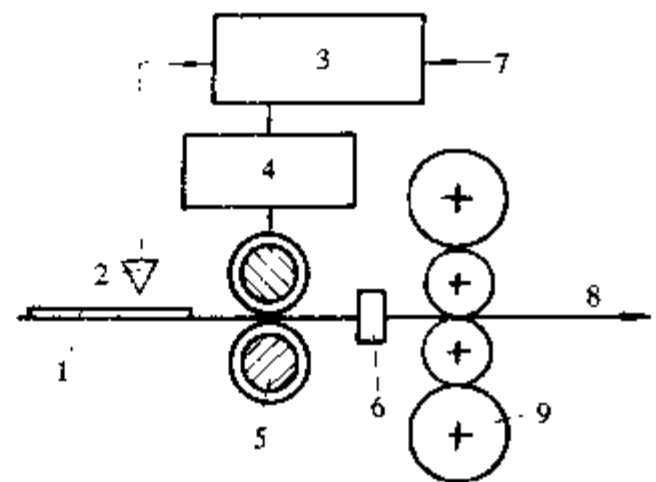


图 17-15 展宽轧机的宽度控制系统原理图^[15]

1—板坯；2—宽度仪；3—宽度控制器；
4—轱缝控制器；5—展宽轧机；6—立辊轧机；
7—宽度基准；8—轧制方向；9—水平轧机

17.14 热连轧机的综合宽度控制系统

当代热连轧机的自动宽度控制系统能对粗轧机和精轧机进行产品宽度的连续监控和恰当的补偿^[11,16,17]。

由日本新日铁开发的自动宽度控制系统如图 17-16 所示，包括如下功能^[18]：

- (1) 轧边机设定 (ESU)；
- (2) 粗轧自动宽度控制 (RAWC)；
- (3) 精轧自动宽度控制 (FAWC)。

轧边机设定 (ESU) 控制是在板宽预测值和目标值基础上，对轧边机轱缝进行设定。粗轧自动宽度控制 (RAWC) 是由立辊在轧制过程中轱缝可变控制来实现。RAWC 系统能对平均宽度进行控制 (以一根轧件为单位进行控制)，也能减少每个轧件的宽度波动 (在一根轧件内进行控制)。

精轧自动宽度控制 (FAWC) 可通过对精轧机组之间的张力可变控制来实现。以粗轧机

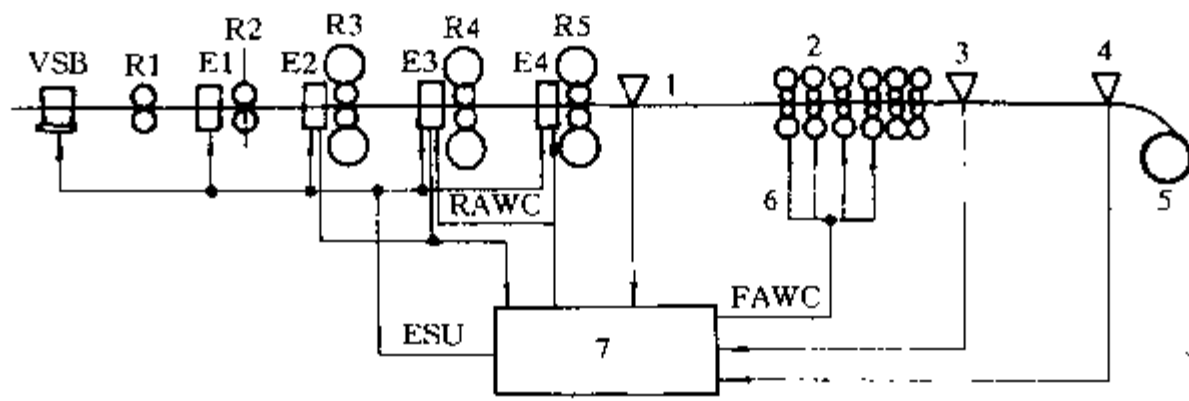


图 17-16 新日铁自动宽度控制系统原理图^[19]

1—粗轧宽度仪；2—精轧机；3—精轧宽度仪；4—卷取宽度仪；5—卷取机；6—活套控制器；
7—AWC计算机

最终宽度仪所测宽度为基础，给出前馈控制信号来修正机架间张力基准值。由安装在最后一架精轧机之后和卷取机附近的宽度仪给出宽度反馈控制信号。

17.15 平面形状控制的目标

轧制短的中厚板大致分为下列三个基本阶段，如图 17-17 所示：

(1) 成形轧制 (sizing rolling)，此阶段将板坯纵向轧制得到所需中间厚度；

(2) 展宽轧制 (broadside rolling)，为获得所需板宽，将板坯旋转 90° 横向轧制；

(3) 精轧 (finishing rolling)，板坯又转 90°，轧制成最终厚度。

每道次以恒定压下量进行中厚板轧制时，将产生与理想矩形明显偏离的平面形状^[19,20]。精轧板平面形状与板坯厚度、纵向延伸和展宽延伸有关。当展宽延伸较小而纵向延伸较大时，中厚板头尾端的切损 B 呈凸形，边切损 A 呈鼓形，如图 17-18a 所示。反过来，展宽延伸大而纵向延伸小时，头尾端部切损 D 变成凹形而边切损 C 成了桶形（图 17-18b）。

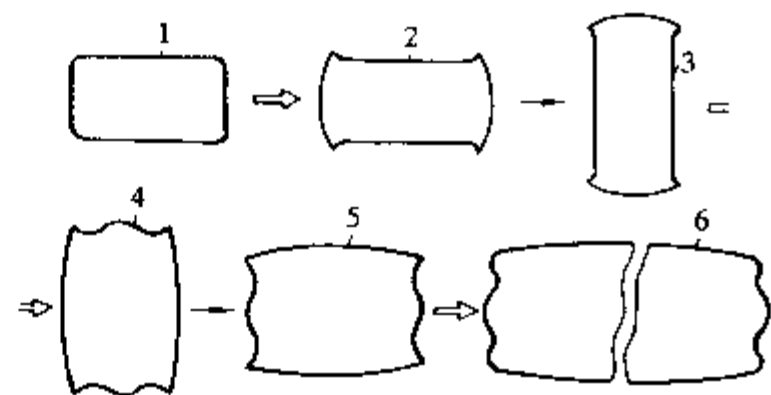


图 17-17 轧制期间中厚板平面形状的变化过程
1—板坯；2—成形轧制后；3—展宽轧制前；
4—展宽轧制后；5—精轧前；6—精轧后

每道次以恒定压下量进行中厚板轧制时，将产生与理想矩形明显偏离的平面形状^[19,20]。精轧板平面形状与板坯厚度、纵向延伸和展宽延伸有关。当展宽延伸较小而纵向延伸较大时，中厚板头尾端的切损 B 呈凸形，边切损 A 呈鼓形，如图 17-18a 所示。反过来，展宽延伸大而纵向延伸小时，头尾端部切损 D 变成凹形而边切损 C 成了桶形（图 17-18b）。

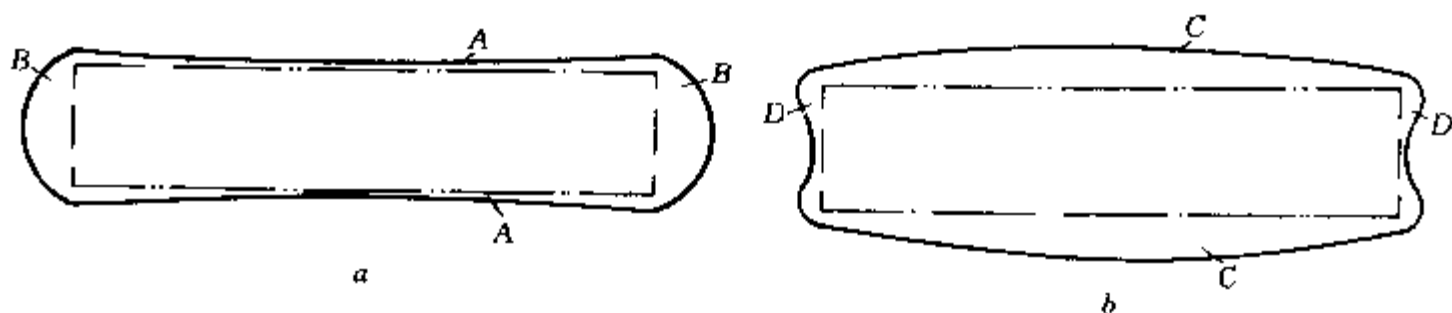


图 17-18 轧制后中厚板平面形状^[19]

a—展宽延伸较小而纵向延伸较大时；b—展宽延伸较大而纵向延伸较小时

“平面形状控制”这一术语通常是指使轧制的钢板形成理想矩形的技术。已开发了很多

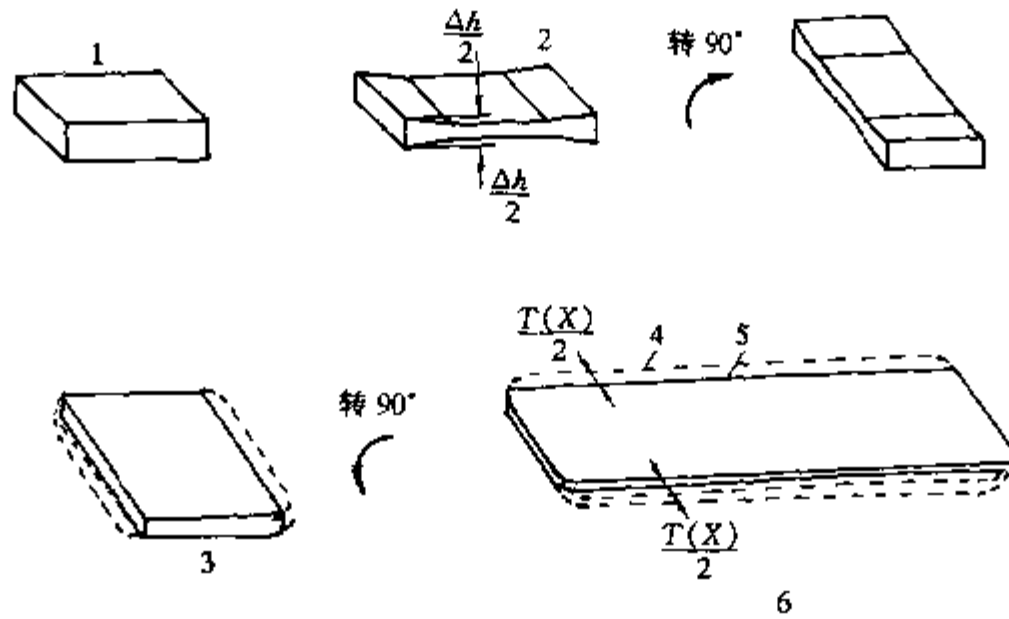


图 17-20 用于较大展宽延伸和较小纵向延伸的成形 MAS 法工序^[19]
 1—板坯；2—成形轧制后的厚度分布；3—展宽轧制后的平面形状；4—常规轧制；
 5—MAS 轧制；6—精轧后的平面形状

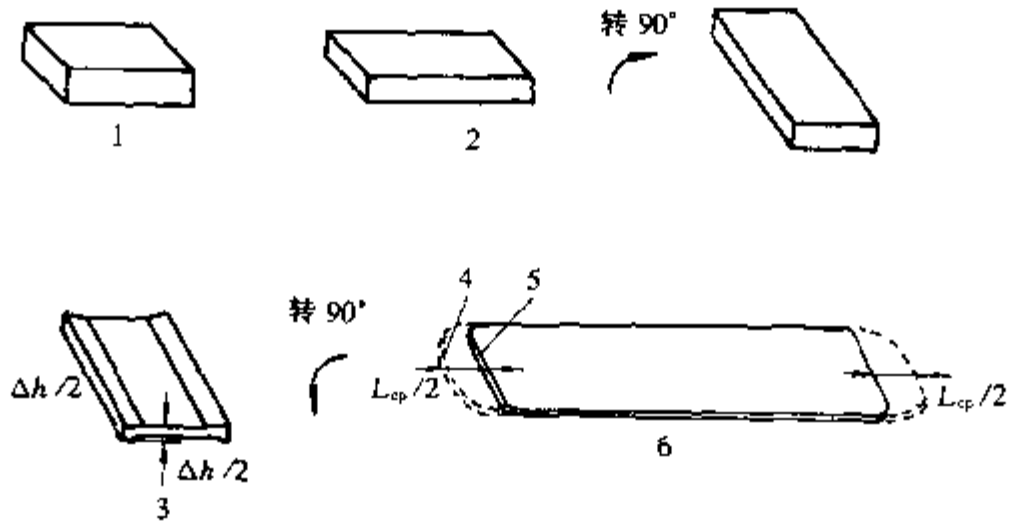


图 17-21 展宽轧制的 MAS 法^[19]
 1—板坯；2—成形轧制；3—展宽轧制后的厚度分布；4—常规轧制；5—MAS 轧制；
 6—精轧后的平面形状

17.17 自动平面形状控制系统

一种典型的自动平面形状控制系统是作为大家所熟悉的自动厚度控制系统的一个补充。图 17-22 给出了自动平面形状控制系统的框图，它作为以厚度计原理为基础的液压自动厚度控制系统的一个补充部分。测轧制力的载荷传感器的输出信号 P 被表示轧机刚度的 K_s 值相除。 P/K_s 值信号等于轧机伸长，它连同辊缝传感器的输出信号 C_0 、厚度基准值 h_r 和平面形状计补偿信号 Δh_c 一起输入到辊缝调节器中。

辊缝调节器按下式运算得到辊缝基准值 h_r ：

$$h_r = C_0 + \frac{P}{K_s} + \Delta h_c \quad (17-7)$$

平面形状检测仪补偿信号 Δh_c 等于 $\Delta h(x)$ 或 $\Delta h(y)$ ，可通过式 17-5 和式 17-6 计算出来，这取决于板厚及展宽与纵向延伸之间的关系。式 17-5 和式 17-6 中的坐标 X 和 Y 值，通过一个与工作辊或支撑辊相联的角度位置传感器测出，如图 17-22 所示。

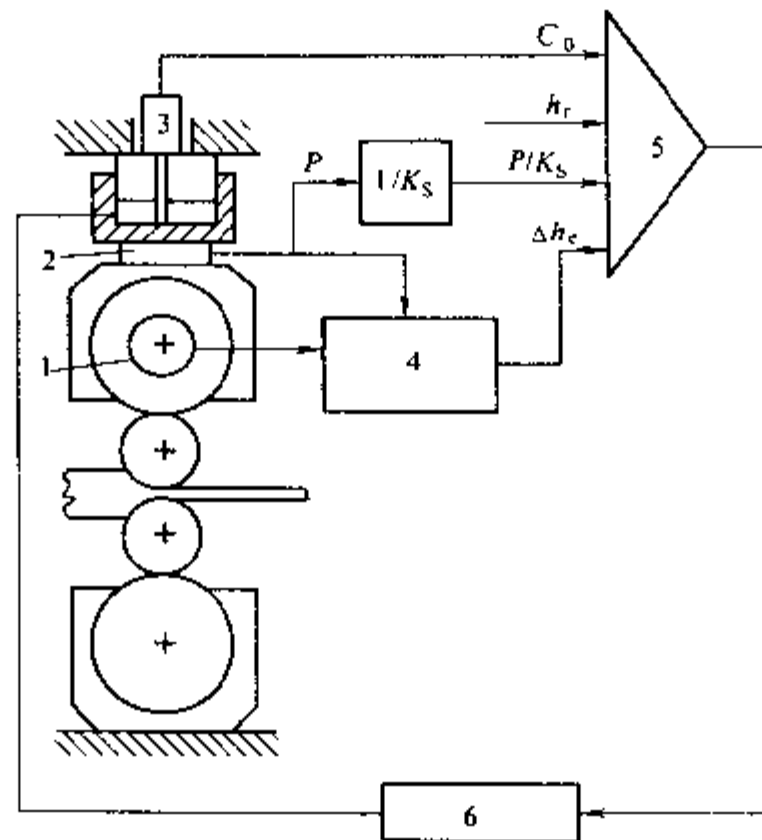


图 17-22 自动平面形状控制系统原理图

- 1 轧辊角度位置传感器；2—载荷传感器；3 轧辊辊缝传感器；4 平面形状辊缝调整控制器；
5—辊缝调节器；6 伺服阀

表 17-1 给出了日本钢管公司开发的狗骨轧制法中所用中厚板轧机和液压设备的主要参数。利用这些技术规范可对下列极端条件进行准确控制：

最大狗骨长度	500mm
最大狗骨高度	20mm
最大轧制速度	1m/s

表 17-1 日本钢管公司开发的狗骨轧制 (DBR) 法中所用中厚板轧机及
液压设备的主要参数^[21]

设 备	参 数
工作辊	直径：1050mm 辊身长度：1700mm
支撑辊	直径：1980mm
电动机	功率：2×4500kW dc 速度：40/100 r/min
辊缝控制液压缸	油：阻燃油 直径：1060mm 冲程：50mm 速度：50mm/s 位置：上支撑辊轴承座上 最大受力：22.5MN (每个缸)

设 备	参 数
伺服阀	容量: 757L/min (每个伺服阀) 数量: 4 (每个液压缸 2 个)
主 泵	容量: 154L/min (每个伺服阀) 数量: 3 压力: 31.5MPa

另外, 因为轧制延伸, 液压缸有效行程需要大于 20mm。可采用最大速度 50mm/s、最大行程 50mm 的背压型液压缸。据报道, 这套自动平面形状控制系统可使成材率增加 1.5%~2%。

17.18 正向轧制平面形状控制

当不要求中厚板展宽轧制时, 平面形状控制可通过利用带锥端工作辊的双向辊横移的方法实现, 正如联合工程公司和国际轧机咨询公司^[24]共同所提出的。

如图 17-23 所示, 每个工作辊中间是平直圆柱形部分而一端有扩出锥形段, 对面端有缩回锥形段。两个工作辊布置是横向对称的, 即一个辊的扩出锥形段朝着另一个辊的缩回锥形段。

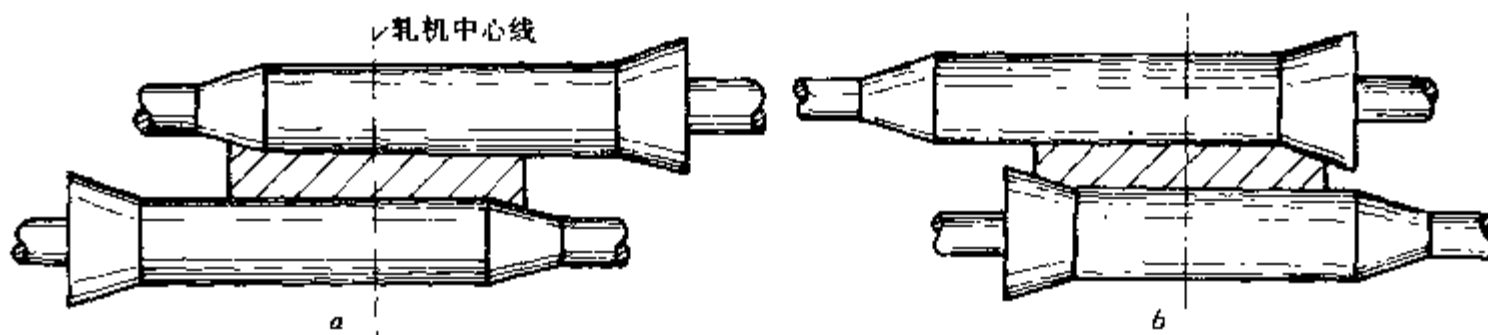


图 17 23 两种平面形状控制方式^[24]

a- 边部加厚; b- 边部减薄

图 17-23a 所示的轧辊横移配置将产生较厚的板边。而图 17-23b 中轧辊横移配置时, 将导致向下斜板边。应用轧辊的平直段可以进行随后平轧。这靠移动轧辊使它们的中心线与轧机中心线重合来实现。

17.19 自动侧弯控制系统

轧制扁平材产品时有两类基本方法用于自动侧弯控制。第一种方法通过测量水平机架的驱动侧与操作侧之间的轧制力差值来判定侧弯方向。第二种方法中, 侧弯通过一个板带侧向位移传感器检测出来。

图 17-24 给出了一个由新日铁开发的轧制力检测法的实际应用例子。它的操作原理建立在下列假设基础上: 当产生侧弯时, 轧件拖进变形区时在轧机入口侧将发生摆尾。结果是中厚板移开变形区轧机中心线, 引起两侧轧制力出现差值。自动侧弯控制 (ACC) 系统

采用一种反馈控制，减小轧制力增加那一侧的辊缝。这使凹侧延伸增加，因而使中厚板变直。

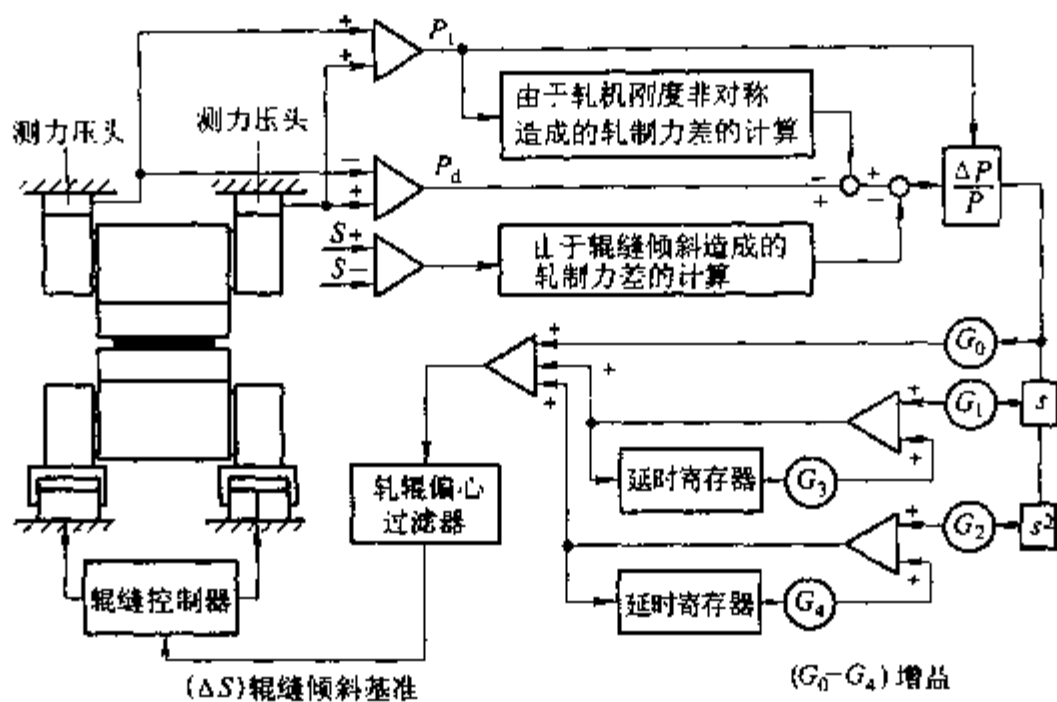


图 17-24 新日铁开发的自动侧弯控制系统^[22]

这种方法的主要缺点是两侧轧制力之差不仅是板侧弯的函数，而且取决于其他因素。如板横向温度波动和轧机两侧间轧辊偏心的不同等。液压缸的延时响应也对该系统的运行产生消极作用。为减少偏心的影响，一级和二级差分由一个数值过滤器合并。

图 17-25 描述了一种由日本石川岛播磨公司^[25]开发的方法和仪器，它用于控制板带 1 在由支撑辊 5 和 14 支撑的水平辊 2 和 3 之间轧制时横向不稳定运动和侧弯。此系统采用了通过安装在轧机上游与下游的板带位移传感器 15 和 23 测量板侧弯的方法。

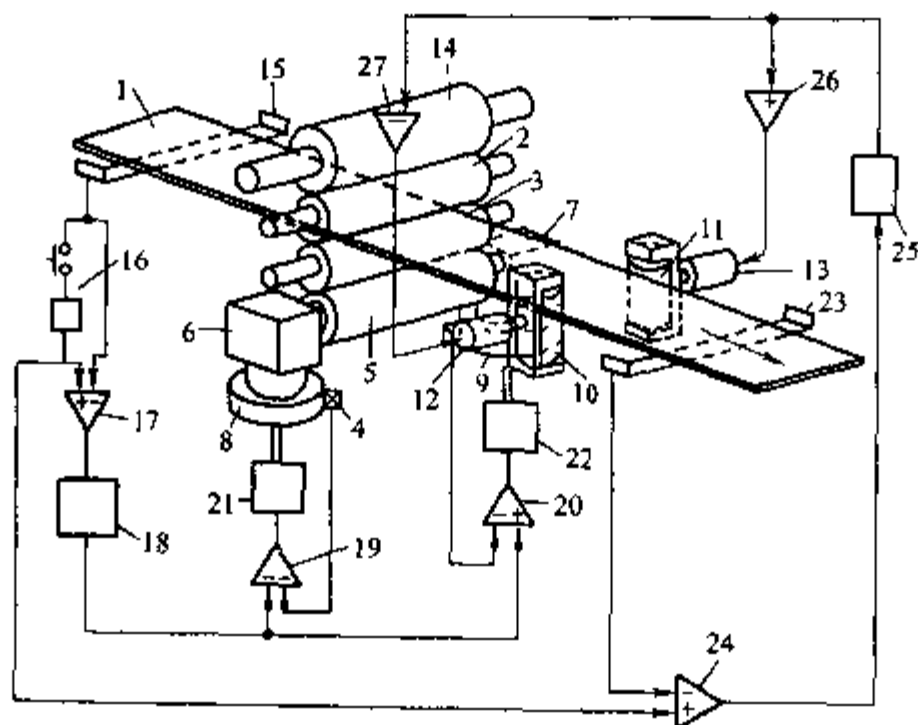


图 17-25 轧材侧向不稳定运动和侧弯的自动控制系统^[25]

安装在上游侧的板带位移传感器 15 的输出信号在一个运算放大器 17 中与基准电路 16 产生的基准信号比较。放大器的输出信号然后经一个侧向位移调节器 18 处理，产生两个

等幅而符号相反的基准信号给调节器 19 和 20。调节器控制伺服阀 21 和 22 的油流量，从而调整安装在下支撑辊 5 的轴承座 6 和 7 下面的液压缸 8 和 9 的伸缩。液压缸的伸缩量由位置传感器 4 测量。

安装在轧机下游侧的板带位移传感器 23 的输出信号在一个运算放大器 24 中与基准信号比较。放大器的输出信号经一个侧弯调节器 25 处理，产生两个等幅而符号相反的基准信号给调节器 26 和 27。调节器控制液压缸 12 和 13 的油流量，从而调整立辊 10 和 11 的侧向位置。

调节器联动控制操作的一个结果是，板带的侧向不稳定运动通过倾斜水平轧机辊缝来控制，而板带侧弯则靠改变立轧机架轧制线来校正。

日本川崎制铁公司已开发出一种用于中厚板轧制的比较独特的侧弯测量方法^[26]。该方法中用三个测量宽向板材位置的传感器进行侧弯测量。这些传感器称作“对中仪”，安装在一个中厚板轧机后轧制线长度方向上。

如图 17-26 所示，三个对中仪位于 A、B、C 处。由这些仪表测得的板中心的相应位置用字母 a、b、c 标注。该侧弯测量系统连续监控点 c 和 d 之间的距离 m 。点 d 是仪表 C 中心线与通过点 a 和 b 的直线的交点。为计算板侧弯，其侧弯曲线由 n 次多项式近似。这种情况下，通过监控距离 m ，有可能排除滑动的影响而准确测量板材侧弯量。

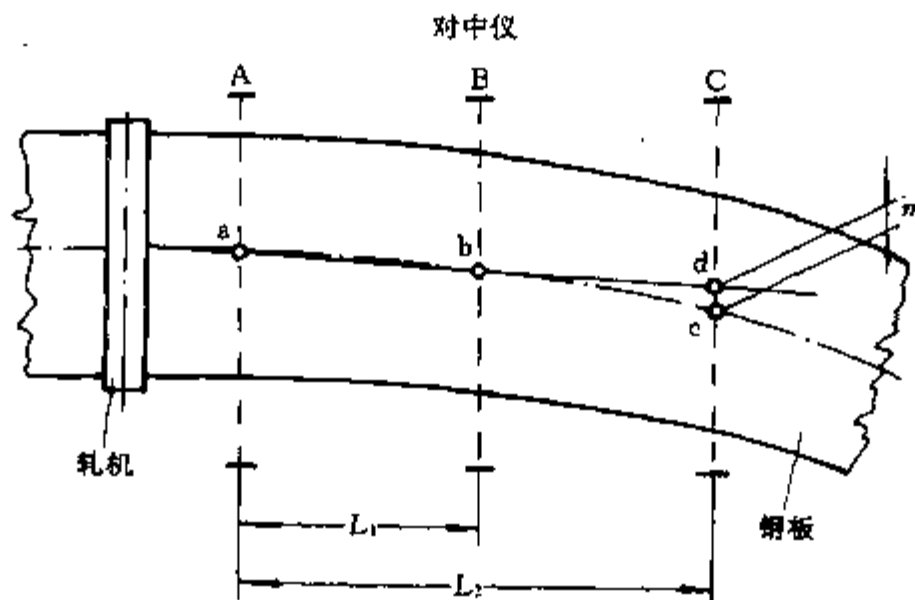


图 17-26 川崎制铁开发的侧弯测量原理^[26]

参考文献

1. G.W. Munch, "Accuband: A Sensor for Automatic Width Control Systems," *Iron and Steel Engineer*, Sept. 1989, pp. 46-51.
2. M. Kenyon, "Australian Developments in Steel Product Measurement and Inspection," *Iron and Steel Engineer*, July 1985, pp. 32-37.
3. H.F. van Moll and E. Meier-Engelen, "Improved Optical Scanning System for Gauging and Control," *Wire World International*, Vol. 16, May/June 1974, pp. 156-159.
4. T. Tomiya, et al, "On-Line Slab Width Gage with Laser Displacement Gages," *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 22, 1982, p. B-350.
5. D.J. Fapiano, U.S. Patent No. 3,550,279, Dec. 29, 1970.
6. S. Nakamura, et al, "Slab Width Control for Hot Direct Rolling," *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 28, 1988, pp. 110-116.
7. V.B. Ginzburg, U.S. Patent No. 4,974,333, Dec. 4, 1990.
8. J. Ichihara, U.S. Patent No. 4,528,756, July 16, 1985.
9. "A New Roll Force AWC System for Roughing Train in Hot Strip Mill," *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 27, 1987, p. 993.
10. "Automatic Width Control Equipment for No. 2 Hot Strip Mill," *IHI Engineering Review*, Vol. 19 No. 1, Jan. 1986, p. 47.
11. "IHI Hydraulic AWC Edger for Hot Rolling," *Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co. Publication*, Tokyo, 1984.
12. J. Dowsing and K.A. Yeomans, UK Patent No. 1,316,959, Sept. 26, 1969.
13. H. Tsukamoto, et al, U.S. Patent No. 4,672,830, June 16, 1987.
14. W. Fabian, et al, "Controlled Slab Rolling in a Roughing Train of a Hot Strip Mill," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 1, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. A.11.1 - A.11.4.
15. M. Okado and T. Ariizumi, U.S. Patent No. 4,294,094, Oct. 13, 1981.
16. "RAWC Edger for Hot Strip Mill," *Mitsubishi Heavy Industries, Ltd. Publication*, Tokyo.
17. T. Nagai, et al, "Improving Strip Width, Profile and Shape Control in Sumitomo Hot Strip Mill," *Restructuring Steelplants for the Nineties*, Institute of Metals, London, 1986, pp. 238-255.
18. T. Sasada, et al, "Modernization Technology of Conventional Hot Strip Mills," *Nippon Steel Technical Report*, No. 18, Dec. 1981, pp. 1-21.
19. T. Yanazawa, et al, "Development of the New Plan View Pattern Control System in Plate Rolling," *Kawasaki Steel Corp. Publication*, Japan, April 1984.
20. K. Tsubota, U.S. Patent No. 4,238,946, Dec. 16, 1980.
21. Y. Haga, et al, "Development of New Plan View Control Technique in Plate Rolling (NKK-DBR)," *Nippon Kokan Technical Report*, No. 39, 1983, pp. 21-30.
22. K. Wakatsuki, et al, "Development of Plate Rolling Technology at NSC Oita Works," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 1, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. C.3.1 - C.3.11.
23. M. Morel, et al, "Quality Control and Production Optimization in Plate Mills Using the HYDRO-PLATE System," *AISE Year Book*, 1984, pp. 221-226.
24. V.B. Ginzburg, U.S. Patent No. 4,730,475, March 15, 1988.
25. H. Kuwano, U.S. Patent No. 4,570,472, Feb. 18, 1986.
26. Y. Tanaka, et al, "Camber Control Techniques in Plate Rolling," *Kawasaki Steel Technical Report*, No. 16, June 1987, pp. 12-20.

第5篇 板凸度和平直度理论

18 轧辊变形对板形的影响

18.1 轧辊变形的主要类型

轧机的轧辊变形有以下两大主要原因^[1,26]：

(1) 由轧制力引起的轧辊变形。在图 18-1 所示的二辊轧机的通常轧制情况下，当在工作辊两端施加轧制力时，轧件在两辊间产生塑性变形。工作辊受到反作用力产生挠曲，使得带材板形具有一种依赖于如轧机尺寸、带材硬度、宽度、轧制力、压下量等多种因素的形状。

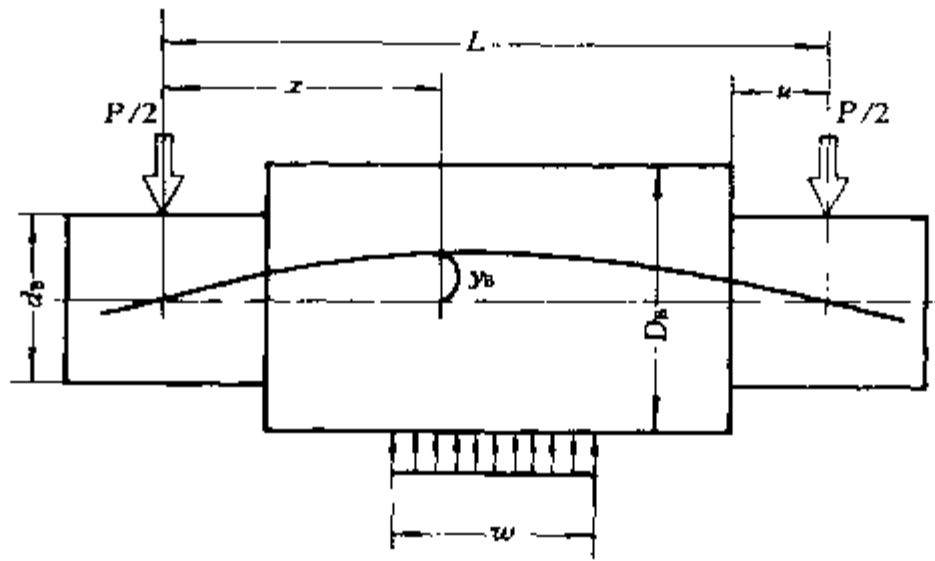


图 18-1 二辊带钢轧机的简支梁挠曲变形^[26]

如图 18-2 所示的四辊轧机的情况，轧制力加在支撑辊两端。因为支撑辊直径通常比工作辊直径大得多，所以工作辊的挠曲取决于支撑辊的挠曲。

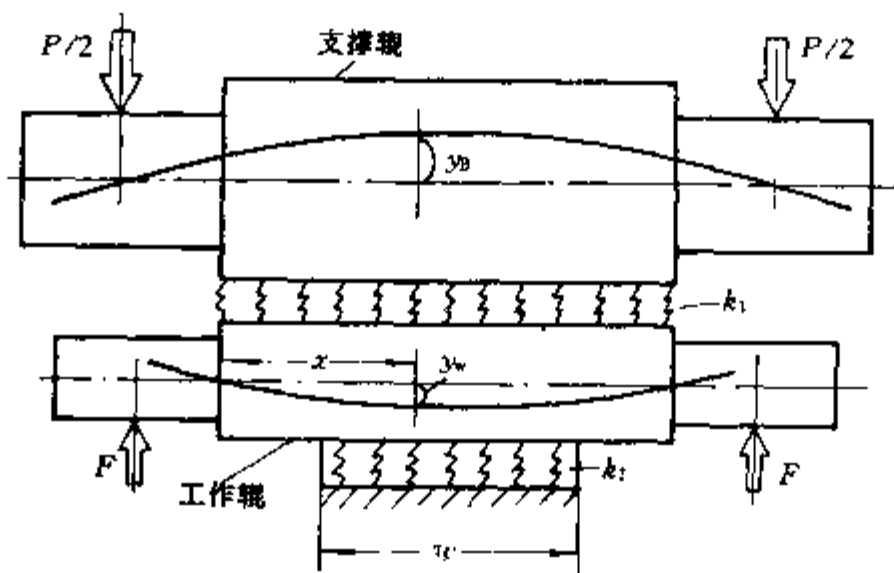


图 18-2 四辊带钢轧机的简支梁挠曲变形模型^[26]

由轧制力引起的轧辊变形的另一种主要形式是轧辊压扁。轧辊压扁现象发生在轧件与工作辊的接触区以及工作辊与支撑辊的接触区。

(2) 由板形调控机构引起的轧辊变形。板形调控机构常用来对轧机的辊缝形状作适当的调整, 以获得良好的板形。

常用来调整辊缝形状的设备是弯辊机构, 它能使轧辊产生水平或垂直面上的弯曲。弯辊力可以加在轧辊轴承座或辊身上。在轧机上对工作辊和支撑辊的弯辊系统都已经实现。

另一种调节辊缝形状的方法是采用可变辊型曲线的轧辊。这种轧辊通常由辊轴和套筒构成, 装在辊轴和套筒之间的液压或机械动力设备可调整辊套的外形。

18.2 轧辊变形模型分类

关于板形的轧辊变形模型的研究发展可追溯到 1958 年, 那时萨克斯尔 (Saxl)^[2] 第一次对四辊轧机作了全面深入的研究。此后, 由于引进了数学模型, 这一领域得到更进一步的拓展。这些模型分类如下:

- (1) 二辊轧机简支梁模型;
- (2) 四辊轧机简支梁模型;
- (3) 分割梁模型;
- (4) 有限元分析模型。

下面将对上述模型作简要叙述。

18.3 二辊轧机简支梁模型

在二辊轧机简支梁模型中, 将工作辊视为线弹性应力梁。在推导梁的挠曲公式时, 我们作了以下假定^[3]:

- (1) 梁的材质均匀, 在拉伸与压缩时的弹性模量相同;
- (2) 梁的横断面相同;
- (3) 梁至少关于一个轴向平面对称;
- (4) 所有的加载和反作用力都与梁的轴线垂直;
- (5) 对于具有紧凑断面的金属梁, 其宽高比等于或大于 8。

板带材的板形可以通过对以下的轧辊的两类挠曲进行叠加来确定:

- (1) 由于轧制力引起的弯曲力使轧辊产生的挠曲;
- (2) 由于轧制力引起的剪切力使轧辊产生的挠曲。

由弯曲力产生的挠曲可由如下的微分方程描述^[4]:

$$E_B I_B \frac{d^2 y_{B1}}{dx^2} = - \frac{P}{2} \left[x - \frac{(x-e)^2}{w} \right] \quad (18-1)$$

$$e = \frac{L-w}{2}$$

式中 E_B ——轧辊弹性模量;

I_B ——在距离 x 处轧辊断面的惯性矩 (图 18-1);

P ——轧制力;

y_{B1} ——在距离为 x 处的轧辊挠度;

L ——轧制力作用点的间距；

w ——带材的宽度。

在轧辊与带材的接触区中， x 的变化范围为：

$$\frac{L-w}{2} \leq x \leq \frac{L}{2} \quad (18-2)$$

在这一范围内，方程 18-1 的解适用于二辊轧机。此解由拉克 (Larke)^[5] 给出如下：

$$y_{B1} = cP \left[x(\beta - 4x^2) + \frac{2(x-e)^4}{w} + 2\mu^3(\alpha - 4) \right] \quad (18-3)$$

其中：

$$c = \frac{4}{3\pi E_B D_B^4}$$

$$\beta = 3L^2 - w^2$$

$$\alpha = 4 \left[\frac{D_B}{E_B} \right]^4$$

因剪切力产生的轧辊挠度由拉克^[5]计算得出，这一结果是在假定轧辊垂直断面上的剪应力呈均匀分布条件下获得的。轧辊和带材的接触区内的轧辊挠度可由如下微分方程给出：

$$G_B \frac{dy_{B2}}{dx} = \frac{2P(L-2x)}{\pi w D_B^2} \quad (18-4)$$

式中 G_B ——轧辊弹性剪切模量；

y_{B2} ——在 x 处的轧辊挠度。

拉克给出了方程 18-4 的解如下：

$$y_{B2} = \frac{2P}{\pi w G_B D_B^2} \left[x(L-x) + \left(\frac{D_B^2}{d_B^2} - 1 \right) wu - e^2 \right] \quad (18-5)$$

由弯曲力和剪切力产生的轧辊总的挠度为：

$$y_B = y_{B1} + y_{B2} \quad (18-6)$$

18.4 四辊轧机的简支梁模型

在四辊轧机的简支梁模型中，工作辊和支撑辊都被认为是完全弹性应力梁。

斯通 (Stone) 和戈雷 (Gray)^[6] 采用的模型中，四辊轧机的轧辊挠曲可看成一个置于弹性基础上的简支梁的挠曲情况，如图 18-2 所示。铁木辛克 (Timoshenko)^[7] 推导了作为这一模型依据的微分方程：

$$E_w I_w = \frac{d^4 y_w}{dx^4} = -k y_w \quad (18-7)$$

式中 E_w ——工作辊的弹性模量；

I_w ——工作辊的惯性矩；

k ——置于弹性基础上的梁的等效常量；

y_w ——工作辊在 x 处的挠度。

此挠度曲线方程的通解为：

$$y_w = e^{\beta x} [A \cos \beta x + B \sin \beta x] + e^{-\beta x} [C \cos \beta x + D \sin \beta x] \quad (18-8)$$

$$\beta = \sqrt{\frac{k}{6EI_w}}$$

示。对于采用了横移轧辊的四辊和六辊轧机，计算轧辊的弹性变形和出口板凸度时，采用了矩阵的方法。

18.6 分割法模型

在分割法中梁的挠曲模型最先由绍特 (Shohet) 和汤森德 (Townsend)^[12]提出，在此模型中，板凸度通过确定以下三个未知量来求出：

- (1) 工作辊和板带间的横向载荷分布；
- (2) 工作辊和支撑辊间的横向载荷分布；
- (3) 工作辊的刚体移动。

因为轧机是关于轧辊中心对称的，所以计算过程仅需考虑轧辊的一半。所用数值方法是将轧辊切分成 m 个单元，如图 18-4 所示，并将轧辊的分布载荷代之以施加在每个单元中心的集中载荷。因为轧件宽度小于辊身长度，所以与轧件接触的轧辊单元数 n 小于 m 。

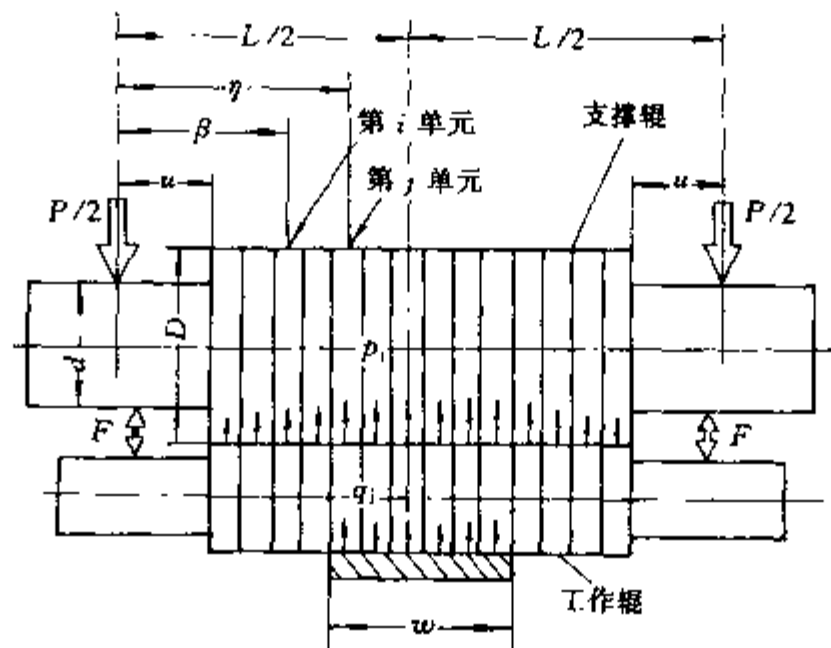


图 18-4 四辊带钢轧机的分割法梁挠曲模型^[25]

(1) 支撑辊的变形。在分割法模型中，支撑辊的变形可以表示为在位置 i 处的轧辊表面的垂直位移：

$$y_B(i) = - \sum_{j=1}^m p_j \alpha_{j,B} \Delta x - Z_B(i) - K_B \quad (18-12)$$

式中 P_j ——工作辊和支撑辊间第 j 个单元每单位宽度上的载荷；

$\alpha_{j,B}$ ——影响系数；

Δx ——单元的宽度；

$Z_B(i)$ ——在 i 处的支撑辊表面的局部接触变形；

K_B ——支撑辊的刚体移动。

(2) 工作辊的变形工作辊变形可表示为工作辊表面在位置 i 处的垂直位移：

$$y_W(i) = \sum_{j=1}^m p_j \alpha_{j,W} \Delta x - \phi_i \sum_{j=1}^m q_j \alpha_{j,W} \Delta x + Z_W(i) - K_W \quad (18-13)$$

式中 q_j ——工作辊和轧件间第 j 个单元上每单位宽度的载荷；

$\alpha_{j,W}$ ——工作辊的影响系数；

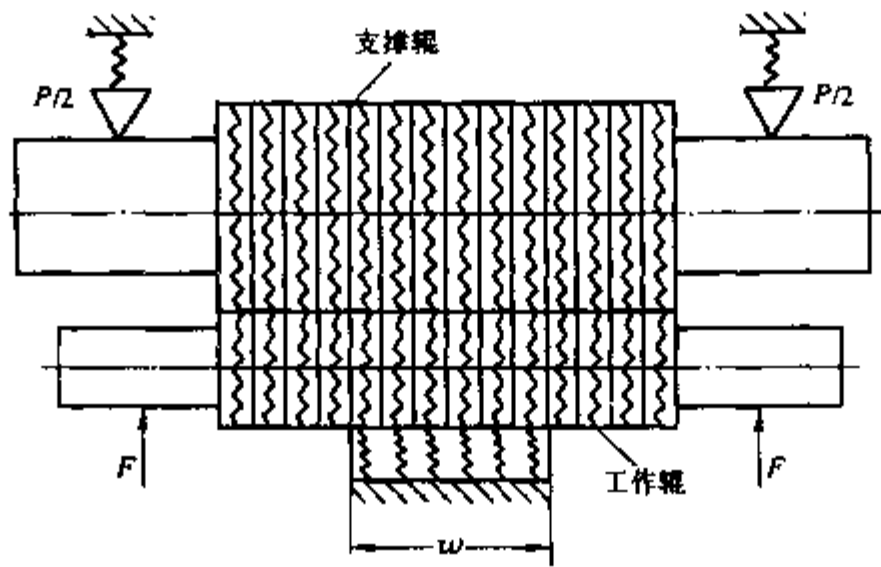


图 18-5 四辊带钢轧机的分割梁改进挠曲模型^[36]

18.7 分割梁模型的局限性

分割梁挠曲模型的研究发展对于在轧制过程中提高带材板形的模拟能力迈出了很大一步。然而，这类模型也有自身的不足，因为分割梁模型是建立在假设在轧制力作用下工作辊和支承辊完全接触之上的。实际上，当采用特殊的辊型系统如 CVC 轧辊^[15]、UPC 轧辊^[16]和锥形轧辊^[17]时，情况并非如此。此时还需考虑可能存在的接触面不吻合（如图 18-6）。

此模型的另一不足是该模型对影响系数的计算是根据简支梁挠曲方程而来的。但是，如前所述，当轧辊的径长比小时，这些方程的实用性是值得怀疑的，而且分割梁模型用二维问题代替三维问题，因此在某些情况下，不可能获得良好的计算精度。

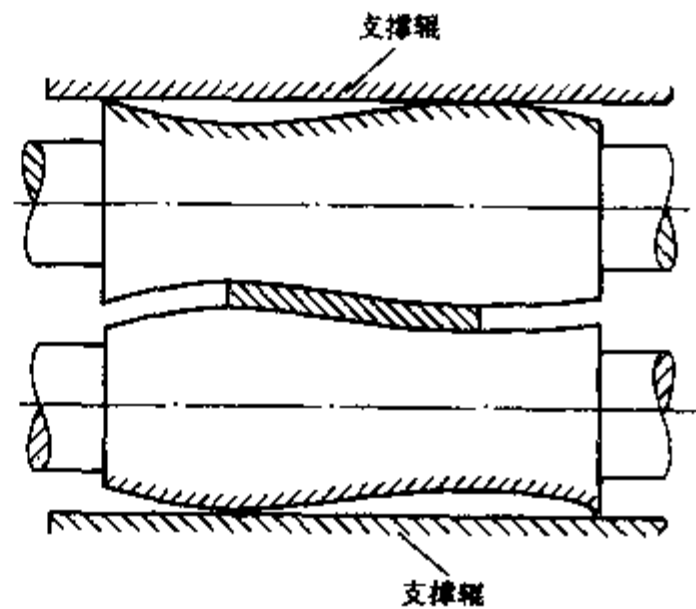


图 18-6 四辊轧机的工作辊和支撑辊间的界面失配情况^[26]

18.8 有限元分析理论

在有限元分析中采用的是矩阵结构分析方法。这种方法采用了一种直接的物理方法来建立和求解梁及框架结构问题^[18~20]。

求解工程问题的解要用到以下三个条件：

- (1) 力平衡方程；
- (2) 变形协调方程；
- (3) 材料行为的本构关系。

利用这三个条件可以建立未知应力（力法）或未知位移（位移法）组成的方程。在有限元技术中，常用位移法。

有限元分析模型是对如下一些连续物体问题进行近似求解的一种方法：

- (1) 连续物体被划分成有限个单元，各个单元的行为由有限个参数给定；

(2) 整个系统用它的单元集合体求解同样精确地遵循适用于标准离散问题的那些原则。

由有限个单元构成的集合体通常是指网格(如图 18-7 所示), 这些单元通过节点相互联接起来。在平面问题中, 单元可以是三角形或者是四边形的。在三维问题中单元则可以是三棱柱或长方体或六棱柱。

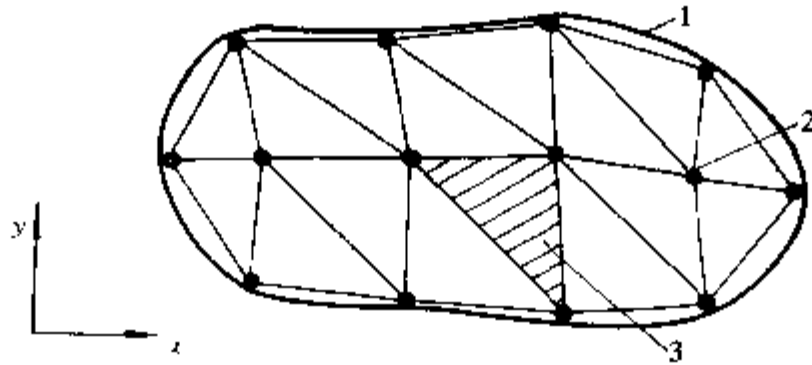


图 18-7 三角形单元集合体表示的二维域^[26]

1—研究区域的边界; 2—典型的节点; 3—典型的单元

有限元分析采用了多年发展起来的应用于离散问题的标准方法。这套方法包含了对物体或结构的每个单元的力-位移关系的计算。按既定的步骤, 对每个有限元的每个节点都能建立起局部的力平衡方程来。求解这些方程可得到未知位移的解(如图 18-8 所示)。有限元分析方法一般分为以下六个步骤:

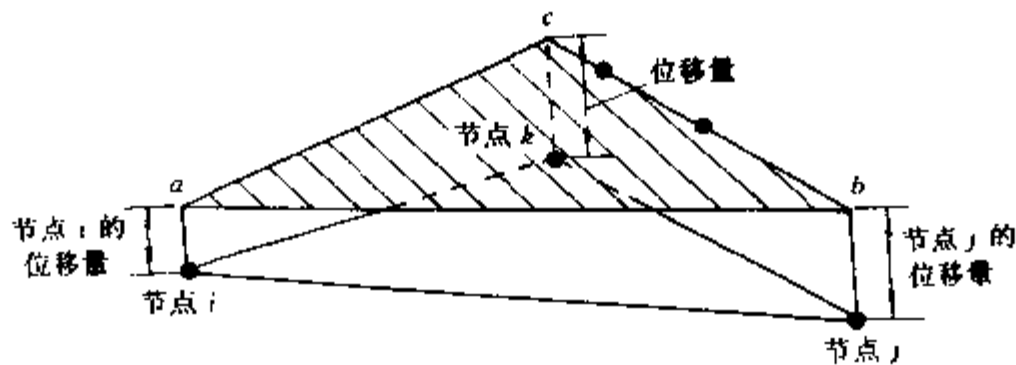


图 18-8 三角形单元沿第三坐标轴的线性位移的等比例视图^[26]

(1) 选择位移模型。位移模型将各个单元的位移表示成各个节点位移的函数, 通常表示为:

$$\{u\} = [N]\{\delta\} \quad (18-19)$$

式中 $\{u\}$ ——单元的位移矩阵;

$[N]$ ——单元的形函数矩阵;

$\{\delta\}$ ——单元的节点位移矩阵(未知的变址)。

建立位移模型时, 沿给定方向的位移分布通常用一个简单的函数表示, 例如下面的多项式(图 18-9):

$$u = a_1 + a_2x + a_3x^2 + \dots + a_{n-1}x^{n-1} \quad (18-20)$$

式中 u ——沿 x 方向的位移。

多项式的系数 $(a_1, a_2, \dots, a_{n-1})$ 被称为广义位移系数, 它们确定了位移模型的形状。通过边界条件可求得上述系数。有限元方程的个数依赖于要被模型化的结构的几何形状及

模型可能移动的方向的个数，即自由度^[21]。

简单的弹簧单元可承受张力并有两个自由度，因为梁的两端可以沿弹簧的主轴方向自由移动。然而，具有更多自由度的单元体可以作其他运动如弯曲运动。单元类型的选择也决定了在一个模型中的自由度。

(2) 应变-位移关系的建立。应变-位移关系可通常表示为：

$$\{\epsilon\} = [B]\{\delta\} \quad (18-21)$$

式中 $\{\epsilon\}$ —— 单元应变矩阵；

$[B]$ —— 单元应变-位移关系矩阵。

(3) 应力-应变关系的建立。应力-应变关系可表示为：

$$\{\sigma\} = [C]\{\epsilon\} \quad (18-22)$$

式中 $\{\sigma\}$ —— 单元应力矩阵；

$[C]$ —— 单元材料的应力-应变关系矩阵。

在弹性变形时，材料的应力-应变关系矩阵 $[C]$ 常根据虎克 (Hooke) 定律得到。这一矩阵建立起了线应变 ϵ 、剪应变 γ 、正应力 σ 和剪应力 τ 之间的关系 (如图 18-10 所示)：

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{Bmatrix} \quad (18-23)$$

矩阵 $[C]$ 中的系数常用杨氏模量 E 和泊松比 ν 表示。

(4) 建立有限元刚度矩阵。有限元刚度将节点位移与节点处的力联系起来，即：

$$[k]\{\delta\} = \{P\} \quad (18-24)$$

式中 $\{P\}$ —— 节点处的力矢量 (已知量)；

$[k]$ —— 单元的刚度矩阵 (刚度影响系数)。

刚度矩阵可由最小余能原理求得，通常表示为：

$$[k] = \int [B]^T [C] [B] dV \quad (18-25)$$

式中 $[B]^T$ —— $[B]$ 的转置矩阵；

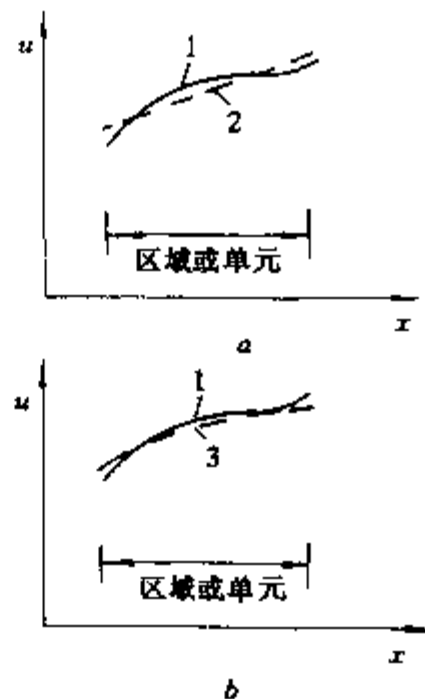


图 18-9 一维问题中位移函数的近似多项式^[26]

a—线性式；b—二次式^[26]

1—实际曲线；2—线性曲线， $u = a_1 + a_2x$ ；

3—二次曲线， $u = a_1 + a_2x + a_3x^2$

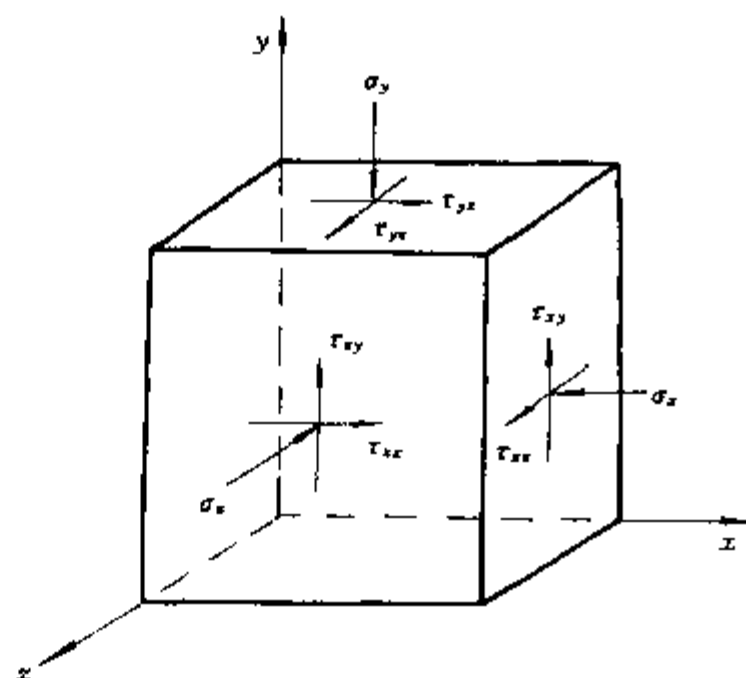


图 18-10 沿三个坐标轴方向的应力分量

V ——单元的体积。

(5) 联立代数方程。这一步包括对由每个单元的刚度矩阵 $[k]$ 构成的总刚度矩阵 $[K]$ 和由各个节点的力矢量 $\{P\}$ 构成的总的力矢量 $\{R\}$ 的联立。

联立方法的根据是由于每个节点的相互联系要求所有与该节点相邻的节点在该节点位移应相同。总的刚度矩阵、总的力矢量和总的位移矢量 $\{r\}$ 的平衡关系可由一套联立方程表示：

$$[K]\{r\} = \{R\} \quad (18-26)$$

(6) 求解未知参数。考虑物体的几何和力的边界条件，求解代数方程 18-16，可得所有未知的位移。在线性平衡问题中，可直接应用矩阵代数技术来求解：

$$\{r\} = [K]^{-1}\{R\} \quad (18-27)$$

18.9 简化的有限元分析

举个例子，我们考虑一个受外载荷 P_i 和 P_j 作用的单元体，如图 18-11 所示。在此情况下，有两个位移自由度，所以我们选择线性位移模型。因此式 18-20 变为：

$$u = a_1 + a_2x = [1 \quad x] \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix} \quad (18-28)$$

已知边界条件为：

$$\left. \begin{array}{l} x = 0 \text{ 处 } u = \delta_i \\ x = L \text{ 处 } u = \delta_j \end{array} \right\} \quad (18-29)$$

式中 δ_i 、 δ_j ——分别为在 i 节点和 j 节点处的位移。

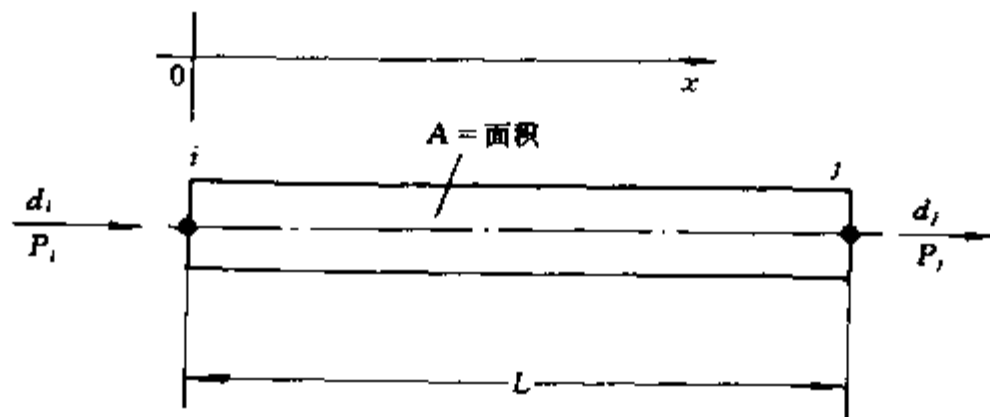


图 18-11 单元体图示^[26]

求解方程 18-28 和 18-29 得 $a_1 = \delta_i$ 和 $a_2 = (\delta_j - \delta_i) / L$ ，或以矩阵表示为：

$$\begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_i \\ \delta_j \end{Bmatrix} \quad (18-30)$$

将式 18-30 中的 a_1 、 a_2 代入方程 18-28 得出节点的位移函数为：

$$u = \left[1 - \frac{x}{L} \quad \frac{x}{L} \right] \begin{Bmatrix} \delta_i \\ \delta_j \end{Bmatrix} = [N]\{\delta\} \quad (18-31)$$

对该单元，方程 18-21 的应变-位移函数将简化为以下形式：

$$\epsilon = \frac{du}{dx} = \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ L & L \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_i \\ \delta_j \end{Bmatrix} = [B]\{\delta\} \quad (18-32)$$

对于一个单元，当考虑其弹性变形时，方程 18-22 的应力-应变关系可以得到简化，此时 $[C] = E$ ，因此：

$$\{\sigma\} = E\{\epsilon\} = \begin{bmatrix} -\frac{E}{L} & \frac{E}{L} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_i \\ \delta_j \end{Bmatrix} \quad (18-33)$$

由方程 18-24，单元的刚度矩阵为：

$$[k] = A \int_0^L \begin{Bmatrix} -1/L \\ 1/L \end{Bmatrix} [E] \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ L & L \end{bmatrix} dx = \frac{AE}{L} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \quad (18-34)$$

为了说明联立过程，我们以由两个单元构成的体系为例进行阐述（如图 18-12 所示）。令两个单元的刚度为 $k_1 = A_1 E_1 / L_1$ 和 $k_2 = A_2 E_2 / L_2$ ，单元的刚度矩阵可根据式 18-34 写成：

$$\begin{bmatrix} \delta_1 & \delta_2 \\ k_1 & -k_1 \\ -k_1 & k_1 \end{bmatrix} \quad \text{和} \quad \begin{bmatrix} \delta_2 & \delta_3 \\ k_2 & -k_2 \\ -k_2 & k_2 \end{bmatrix} \quad (18-35)$$

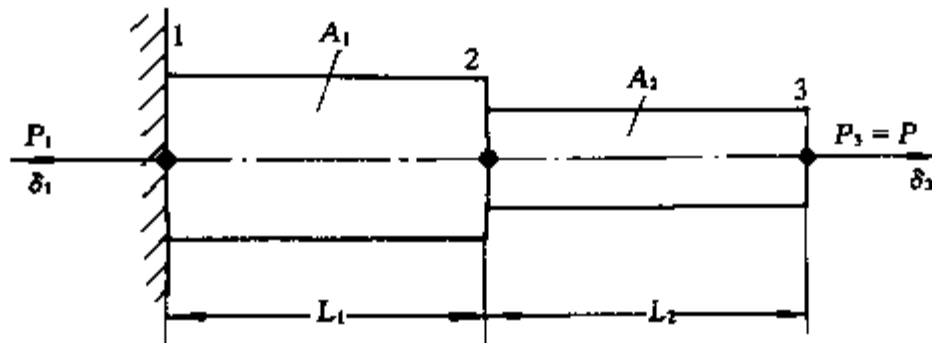


图 18-12 由两个单元构成的体系^[1]

如果把单元的刚度矩阵推广到系统的总自由度数，则有：

$$\begin{bmatrix} \delta_1 & \delta_2 & \delta_3 \\ k_1 & -k_1 & 0 \\ -k_1 & k_1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad \text{和} \quad \begin{bmatrix} \delta_1 & \delta_2 & \delta_3 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_2 & -k_2 \\ 0 & -k_2 & k_2 \end{bmatrix} \quad (18-36)$$

两矩阵的阶数相同，可将对应的元素相加得到合并的刚度矩阵：

$$[k] = \begin{bmatrix} \delta_1 & \delta_2 & \delta_3 \\ k_1 & -k_1 & 0 \\ -k_1 & k_1 + k_2 & -k_2 \\ 0 & -k_2 & k_2 \end{bmatrix} \quad (18-37)$$

整个体系的方程变为：

$$\begin{bmatrix} k_1 & -k_1 & 0 \\ -k_1 & k_1 + k_2 & -k_2 \\ 0 & -k_2 & k_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_1 \\ \delta_2 \\ \delta_3 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ P_3 \end{Bmatrix} \quad (18-38)$$

式中 R ——轧辊半径。

参数 s_1 和 s_2 由下面的式子定义：

$$s_1 = \arcsin \frac{y_i + h_i}{R} \quad (18-45)$$

$$s_2 = \arcsin \frac{y_i}{R} \quad (18-46)$$

式中 y_i ——第 i 个单元的纵坐标；

h_i ——第 i 个单元的高度。

尽管二维模型只是物理模型的一种简化表示，当其在分析许多因素如轧辊压扁^[23]和带材张力^[24]对板形的影响时仍不失为一个极其方便的工具。

18.11 三维有限元分析模型

三维有限元网格^[25,26]为一个所研究系统的物理模型提供了最确切的表示。但是，在确定网格中有限元的数量和类型时要费点劲。

图 18-14 描述了由一对轧辊和轧制带材构成的体系的三维有限元网格，曾应用于由联合工程公司和国际轧钢咨询公司联合研制的 ROLL-FLEXTM 离线模型^[26]中。

在研究网格时，单元的数量或网格的尺寸可由所要求的板凸度计算精度而定。但是，选择单元的数量还要考虑计算时间和花费的成本。在评价计算精度时，要用到如下的参数：

- (1) 中心凸度的相对误差；
- (2) 轧辊压扁影响的相对误差。

轧辊中心凸度的相对误差 e_c 可表示为：

$$e_c = \frac{c_n - c_\infty}{h_0} \times 100\% \quad (18-47)$$

式中 c_n 、 c_∞ ——在有限元网格中，当网格数为 n 和 ∞ 时分别对应的中心凸度；

h_0 ——带材的出口厚度。

因为中心凸度的相对误差随着网格数量的增加而减小，所以我们可以根据指数定律来确定 c_∞ 的值。

如图 18-15 所示，随着轧材刚度的增加，为了达到相同的精度，有限元网格的数量也增加了。当中心凸度的相对误差为 0.25% 时，表示 F1、F4、F6 机架的网格数分别至少为 2500、5000 和 7000 个。轧辊压扁影响的相对误差 e_F 可由如下方程计算得出：

$$e_F = \frac{\delta_n - \delta_F}{h_0} \times 100\% \quad (18-48)$$

式中 δ_n ——有限元分析中有 n 个网格时工作辊和支撑辊的中心线径向接近量；

δ_F ——由轧辊压扁方程计算得到的工作辊和支撑辊的中心线径向接近量。

根据弗浦尔^[8]的研究，当工作辊和支撑辊具有相同的弹性模量 E 时，一对轧辊如工作辊和支撑辊的中心接近量 δ_F 可由方程 18-10 和 18-11 确定。若要将 F1、F4、F6 机架的轧辊

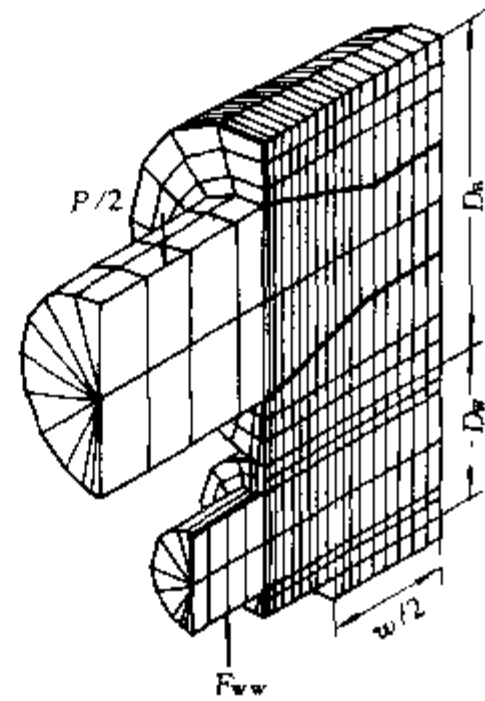


图 18-14 四辊轧机轧辊系统的三维有限元分析网格^[26]

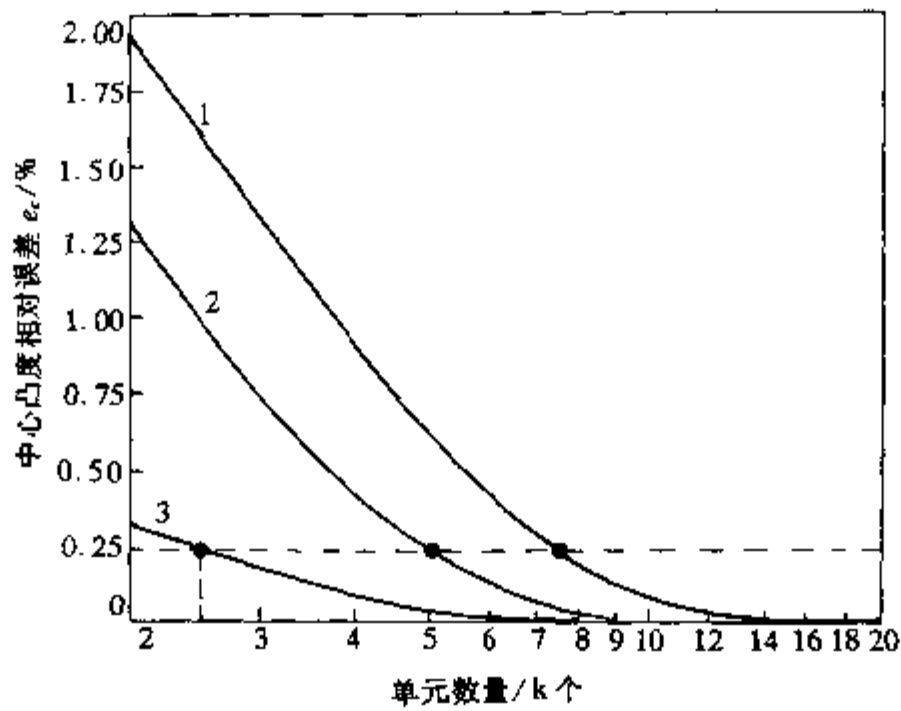


图 18-15 四辊轧机上有限元分析的网格数对带钢凸度计算精度的影响^[26]

轧材刚度：1— $K_s=10200\text{MPa}$ (F6 机架)；2— $K_s=4100\text{MPa}$ (F4 机架)；
3— $K_s=740\text{MPa}$ (F1 机架)；7 机架精轧机工作辊直径：724mm；支撑辊直径：1562mm；
辊身长度：2032mm；材质：低碳钢；宽度：1070mm；F7 机架的出口厚度：2mm

压扁影响的相对误差减小到 0.25%，那么所要求的有限元网格数量必须分别等于或大于 3500、4600 和 5200 个，如图 18-16 所示。

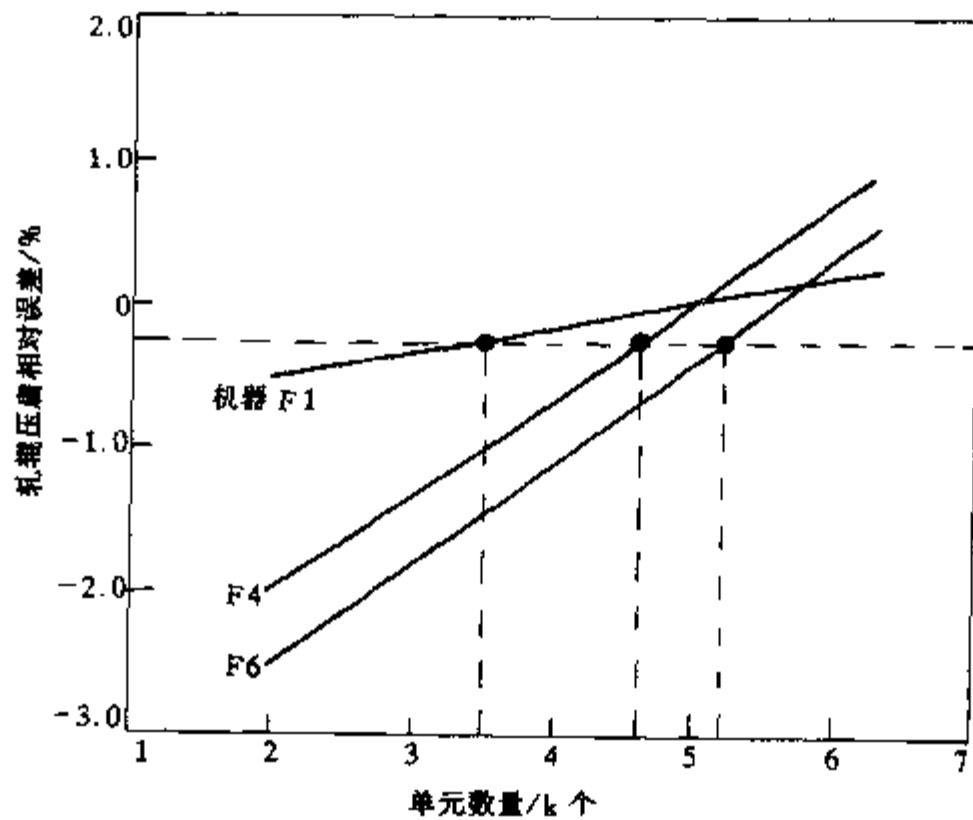


图 18-16 四辊轧机上有限元分析网格图中网格的数量对轧辊压扁计算的影响^[26]

7 机架精轧机工作辊直径：724mm；支撑辊直径：1562mm；辊身长度：2032mm；
材质：低碳钢；宽度：1070mm；F7 机架的出口厚度：2mm

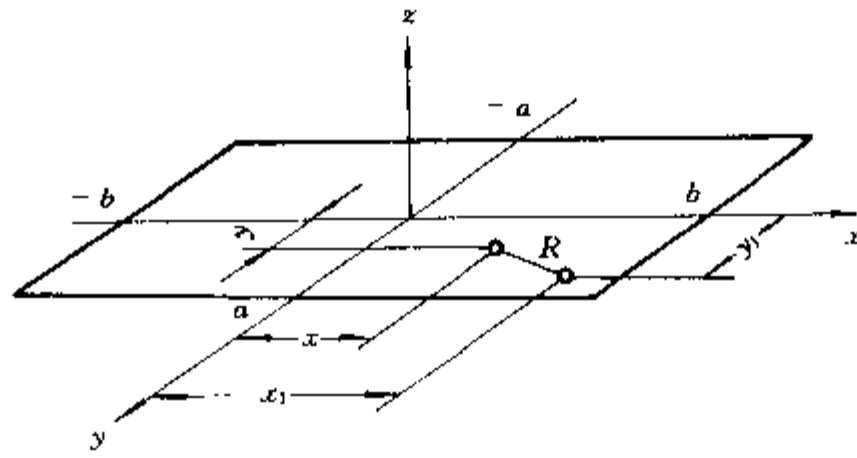


图 18-18 作用在半无限体上的压力^[23]

$$dW = \frac{(1-\nu)}{2\pi G} \times \frac{p dx_1 dy_1}{R} \quad (18-51)$$

式中 R ——力的作用点 (x_1, y_1) 与位移测量点 (x, y) 间的距离；

ν ——泊松比；

G ——弹性剪切模量。

其中距离 R 的值由下式给定：

$$R^2 = (x - x_1)^2 + (y - y_1)^2 \quad (18-52)$$

由作用在区域 $-a < y < a, -b < x < b$ (在 $z = 0$ 平面上) 内的单位压力 p 产生的位移为：

$$W(x, y) = \frac{(1-\nu)}{2\pi G} \int_{-a}^a \int_{-b}^b \frac{p dx_1 dx_2}{\sqrt{(x - x_1)^2 + (y - y_1)^2}} \quad (18-53)$$

出于研究板形的目的，我们只对轧辊表面上沿 $y = \text{常量}$ 的位移感兴趣。为简便起见，令 $y = 0$ ，可得：

$$W(x, 0) = \frac{P(1-\nu)}{2\pi G} \left\{ 2a \ln \frac{(x+b) + \sqrt{(x+b)^2 + a^2}}{(x-b) + \sqrt{(x-b)^2 + a^2}} + \right. \\ \left. (x+b) \ln \frac{\sqrt{(x+b)^2 + a^2} + a}{\sqrt{(x+b)^2 + a^2} - a} - (x-b) \ln \frac{\sqrt{(x-b)^2 + a^2} + a}{\sqrt{(x-b)^2 + a^2} - a} \right\} \quad (18-54)$$

方程 18-54 即是由在 $2b$ 的辊身长和 $2a$ 的接触弧范围内均布压力对轧辊表面产生压扁的影响函数。图 18-19 给出了一种典型的轧辊压扁情况，此时轧制力均匀分布在整個带材宽度上。在带材的边部，这种变形突然减小，这是由于在这一点上带材的厚度突然减小了。

图 18-19 所示的板形是由均匀分布在带材上的压力产生的。然而，在实际轧制过程中，带材边部由于压下量大，压应力高，就导致在该区域轧制力增加。增加的轧制力会加深压扁程度，最终会在很大程度上减小带材边部的凸度。这种反馈作用可通过叠加法来计算。

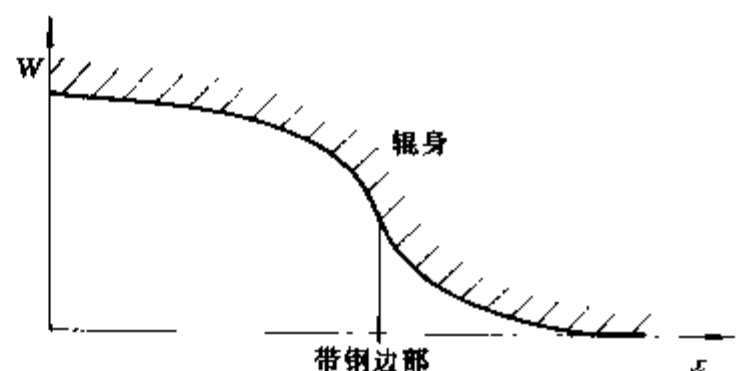


图 18-19 在均匀分布压力作用下产生的轧辊压扁^[23]

18.13 轧件的变形原理

轧件上力与应变的关系可通过轧制原理中一些熟知的方法来获得，如：

(1) 工程法^[33]。通过考虑作用在变形区（图 18-20a）内的包括摩擦力的外力平衡，工程法可以确定接触弧上的压力分布。在实际应用中这种分析方法是受限制的，特别是在热轧中，这是因为在热轧中材料的不均匀变形。

(2) 上界法^[34]。上界法能预测轧制力。其结果至少等于或大于实际产生金属流动所需的轧制力。通过假定因剪切力引起的内能耗与外力作用做的功相等来计算轧制力（图 18-20b）。这种方法建立起轧制力和轧制变形区几何条件之间的关系。特别是应用在热轧中，满足这种关系是很必要的。

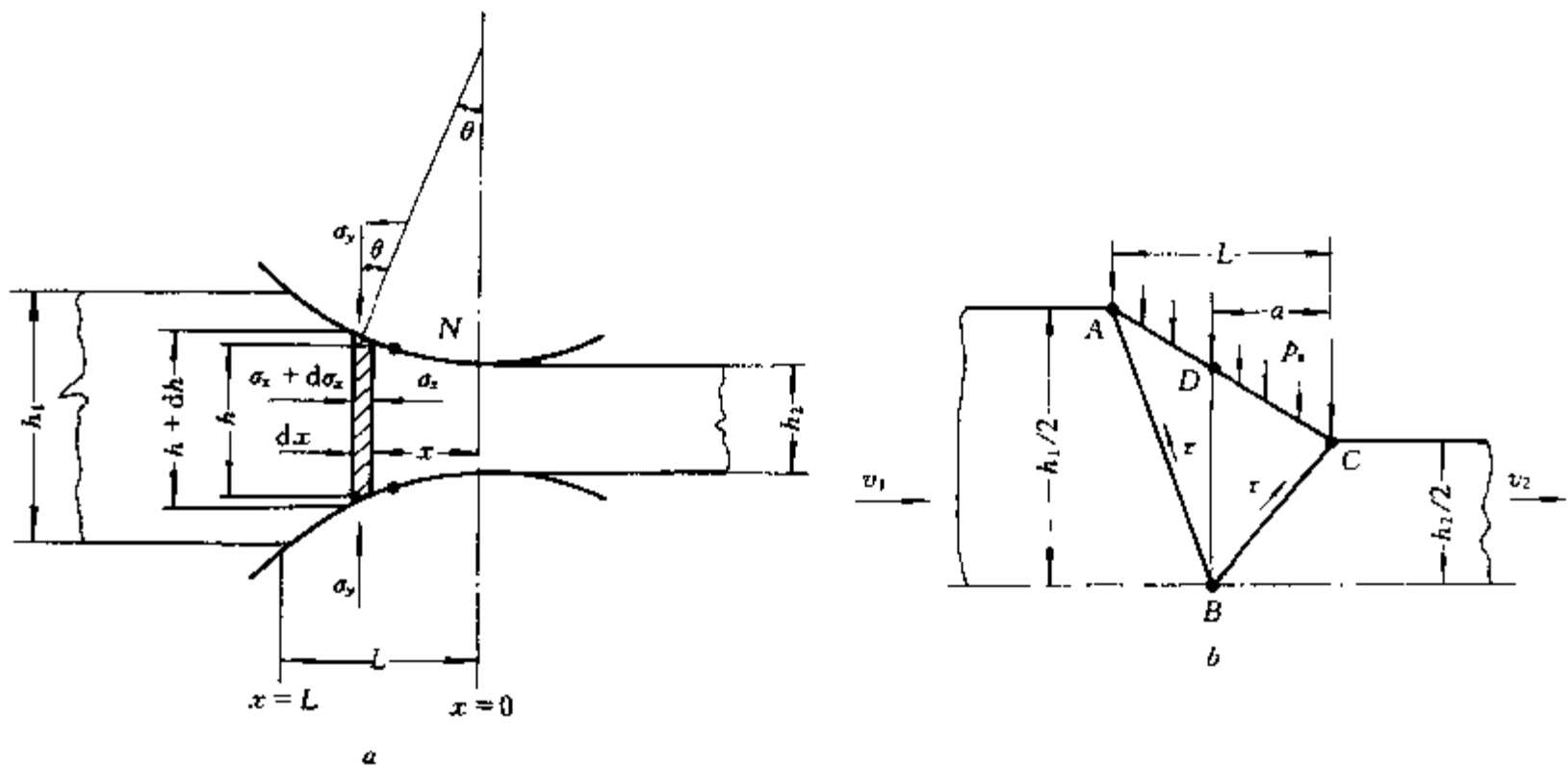


图 18-20 轧件变形模型示意图^[36]

a—工程法；b—上界法

(3) 滑移线场法^[35]。该法是一种精细化的上界法，这种方法采用了建立相互正交的直线或曲线簇的技术。直线或曲线对应于剪切时材料的屈服应力的方向（图 18-21a）。对滑移线场的研究是一个繁琐的过程，在很大程度上取决于直觉和经验，从而限制了它的实际应用。

(4) 微观组织结构分析法^[36]。这种方法以晶体的塑性理论为基础，认为金属的变形抗力是可以计算的。轧制过程中伴随着晶体结构的变化，包括回复、再结晶和晶粒长大（图 18-21b）。人们发现这种方法在板带材的控制轧制中是很有用的。

(5) 有限元法。三种主要的材料变形行为模型已被应用于有限元分析中。它们是：

1) 粘-塑性模型^[37]，该模型中，忽略变形金属的弹性变形，把金属当成一种非牛顿型不可压缩的粘性流体（图 18-22a）；

2) 刚-塑性模型^[38]，该模型中，认为材料在变形区的出口和入口处是刚性的，而在变形区内是塑性的（图 18-22b），此方法是建立在塑性变形的变分原理基础上的；

3) 弹-塑性模型^[39]，此模型可清楚地确定出弹塑性变形 1 区和 2 区，以及非变形区 3

温度影响系数 k_t 为:

$$k_t = 1 + b_1(T_n - T) + b_2(T_n + T)^2 \quad (18-58)$$

式中 $a_0 \sim a_5$ ——轧辊咬入轧件的几何形状影响系数;

Z_c ——断面的高宽比 (见图 18-24);

T_n ——基准轧制温度, $^{\circ}\text{C}$;

b_1 、 b_2 ——温度影响系数;

T ——实际轧制温度, $^{\circ}\text{C}$ 。

Z_c 对应于方程 18-57 描述的曲线交点。当变形抗力表示成在所选择的基准轧制温度下一些变量的函数时, 我们称之为等温变形抗力。

利用等温变形抗力可以规范化并很容易地比较不同材料的轧制特性。事实上, 在温度不变时, 其中影响变形抗力的主要因素就是轧辊咬入轧件的几何形状, 因此等温变形抗力 K_t 可以表示为:

$$K_t = K_0 k_g \quad (18-59)$$

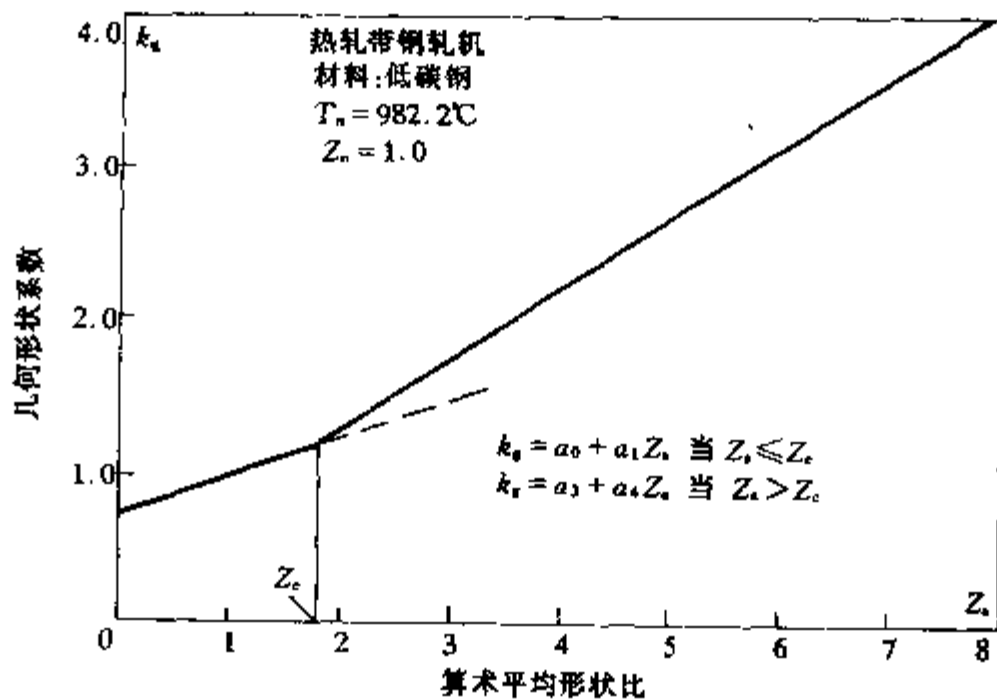


图 18-24 计算变形抗力的几何形状系数^[1]

图 18-25 给出了低碳钢和 304 牌号奥氏体不锈钢的等温变形抗力 K_t 与宽厚比 Z_g 的算术平均值的函数关系。

一旦知道了变形抗力, 就很容易得到轧件的力-应变关系。如果应变等于轧制每道次的压下量 Δ , 则轧制力和道次压下量 Δ 的关系可由下面的方程表示:

$$\frac{P}{\Delta} = K_w L \frac{w}{\Delta} \quad (18-60)$$

式中 L ——轧制接触区长度;

w ——带材宽度。

在确定轧件的力-应变关系时, 对于很多应用情况, 经验分析模型如由联合工程公司和国际轧钢咨询公司^[42]联合研制的 MILLMAX[®]离线模型能够提供足够的精度。

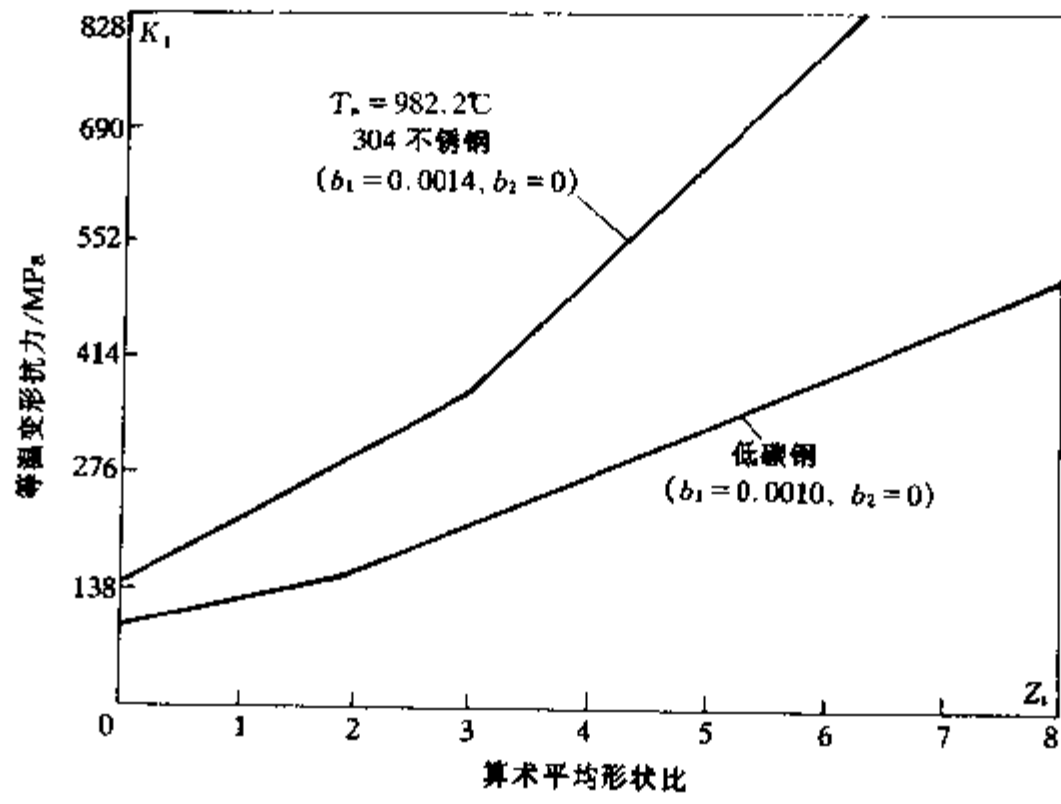


图 18-25 低碳钢和 304 牌号奥氏体不锈钢的等温变形抗力^[1]

参考文献

1. V.B. Ginzburg, *Steel Rolling Technology: Theory and Practice*, Marcel Dekker, New York, 1989.
2. K. Saxl, "Transverse Gauge Variation in Strip and Sheet Rolling," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, Vol. 172, 1958, pp. 727-742.
3. R.J. Roark, *Formulas for Stress and Strain*, Fourth Edition, McGraw-Hill, New York, 1965, pp. 96-98, 155-157.
4. S. Timoshenko, *Strength of Materials. Part 1, Elementary Theory and Problems*, Third Edition, D. Van Nostrand, Princeton, N.J., 1958, pp. 137-139.
5. E.C. Larke, *The Rolling of Strip, Sheet and Plate*, Science Paperbacks and Chapman and Hall Ltd., London, 1967, pp. 71-126.
6. M.D. Stone and R. Gray, "Theory and Practical Aspects in Crown Control," *AISE Yearly Proceedings*, 1965, pp. 657-667.
7. S. Timoshenko, *Strength of Materials, Part 2, Advanced Theory and Problems*, Third Edition, D. Van Nostrand, Princeton, N.J., 1958, pp. 1-4.
8. A. Foppl, *Technische Mechanik*, Fourth Edition, Vol. 5, p. 350.
9. J.V. Poplawski, et al, "Mathematical Modeling System for Cold Tandem Mills: Influence of Rolling and Roll Bending Forces on Strip Crown," *Proceedings of the 1981 AIME Mechanical Working and Steel Processing Conference*, Pittsburgh, Pa., Oct. 27-30, 1981.
10. J.F. McDermott, "Computer Roll Deflection Program for Predicting Strip Crown," *AISE Year Book*, 1984, pp. 301-305.
11. G. Wang, et al, "The Roll Elastic Deformation in the Mills with Rolls Shifted Transversely", *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 2, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. E.2.1 - E.2.8.
12. K.N. Shohet and N.A. Townsend, "Roll Bending Methods of Crown Control in Four-High Plate Mills," *Journal of the Iron and Steel Institute*, Nov. 1968, pp. 1088-1098.
13. R.-M. Guo, "Computer Model Simulation of Strip Crown and Shape Control," *AISE Year Book*, 1986, pp. 523-530.
14. F. Hollander and A.G. Reinen, "Automatic Shape Control - Hoogovens' 88-in. Hot Strip Mill," *AISE Year Book*, 1976, pp. 135-143.
15. W. Wilms, et al, "Profile and Flatness Control in Hot Strip Mills," *Metallurgical Plant and Technology*, Vol. 8 No. 6, 1985, pp. 74-90.
16. E. Kersting and H. Teichert, "The UPC Technology: Modernization of Hot Strip Mills, Specifically in Regard to Profile Control," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 1, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. A.19.1 - A.19.7.
17. T. Nakanishi, et al, "Application of Work Roll Shift Mill HCW MILL to Hot Strip and Plate Rolling," *Hitachi Review*, Vol. 34 No. 4, 1985, pp. 153-160.
18. O.C. Zienkiewicz, *The Finite Element Method*, Third Edition, McGraw-Hill, London, 1977, pp. 1-41.
19. C.S. Desai and J.F. Abel, *Introduction to the Finite Element Method*, Van Nostrand Reinhold, New York, 1972, pp. 3-88.
20. R.H. Gallagher, *Finite Element Analysis Fundamentals*, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, N.J., 1975, pp. 1-104.
21. J.M. Steele, "How to Select an Element," *CAE: Computer-Aided Engineering*, May/June 1984, pp. 92-93.

22. C. Xianlin and Z. Jiayang, "A Specialized Finite Element Model for Investigating Controlling Factors Affecting Behavior of Rolls and Strip Flatness," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 2, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. E.4.1 - E.4.7.
23. P.D. Spooner and G.F. Bryant "Analysis of Shape and Discussion of Problems of Scheduling Setup and Shape Control," *Proceedings of the Metals Society Conference on Shape Control*, Chester, UK, 1976, pp. 19-29.
24. H. Matsumoto and T. Kawanami, "Mechanism of Material Deformation Related to Shape and Crown Phenomena," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 2, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. E.6.1 - E.6.12.
25. J. Kihara, et al, "Application of BEM to Calculation of the Roll Profile in Flat Rolling," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 2, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. E.1.1 - E.1.12.
26. V.B. Ginzburg, et al. "Application of the ROLLFLEX™ Computer Model for Analysis of the Strip Profile and Flatness in Rolling Mills," *Paper presented at the 1987 AISE Annual Convention*, Pittsburgh, Pa., Sept. 21-24, 1987.
27. I. Yarita, et al, "Crown Control of Hot Rolled Steel Strip by Changing of Rolling Schedules at Hot Finishing Mills," *Proceedings of the International Conference on Steel Rolling: Science and Technology of Flat Rolled Products*, Vol. 1, Tokyo, Sept. 29 - Oct. 4, 1980, pp. 473-484.
28. O. Pawelski and H. Teutsch, "A Mathematical Model for Computing the Distribution of Loads and Thickness in the Width Direction of a Strip Rolled in Four-High Cold Rolling Mills," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 21 No. 4, 1985, pp. 853-859.
29. T. Kono, "Development of Mathematical Model on Crown Control in Cold Strip Rolling," *Sumitomo Search*, No. 28, Oct. 1983, pp. 1-8.
30. A. Shutt and C.W. Abbott, "Setup and Control Models of the Finishing Train of a Hot Strip Mill," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 1, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. A.16.1 - A.16.13.
31. W.J. Lawrence, et al, "Profile and Flatness Control: Theory and Practice," *AISE Hot Strip Mill Profile and Flatness Seminar*, Nov. 2-3, 1988, Pittsburgh, Pa.
32. S. Wilmotte, et al, "A Study of the Cross-Profile of Hot Rolled Strip," *C.R.M. Report*, No. 30, March 1972, pp. 11-28.
33. T. Von Karman, "On the Theory of Rolling," *Z. ans. Math. U. Mech.*, Vol. 5, 1925, pp. 139-141.
34. W.F. Hosford and R.M. Caddell, *Metal Forming: Mechanics and Metallurgy*, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, N.J., 1983, pp. 115-142.
35. J.M. Alexander, "A Slip Line Field for the Hot Rolling Process," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, Vol. 169, 1955, pp. 1021-1030.
36. Y. Saito, et al, "Advanced Controlled Rolling Techniques for Manufacture of High Strength, High Toughness Steel Plates at 5500 mm Plate Mill," *Proceedings of the International Conference on Steel Rolling: Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 2, Tokyo, Sept. 29 - Oct. 4, 1980, pp. 1063-1074.
37. O.C. Zienkiewicz, et al, "Flow of Solids During Forming and Extrusion: Some Aspects of Numerical Solutions," *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 14, 1978, pp. 15-38.

19 轧辊的热膨胀和磨损对板形的影响

19.1 轧辊的热凸度模型

轧辊的热凸度是指由于在轧制时轧辊受高温作用而产生的凸度。这是一个复杂的热传导问题，应考虑如下因素：

- (1) 轧制前带材的热含量；
- (2) 在接触弧处变形功和摩擦产生的热量；
- (3) 通过接触弧传导给轧辊的热量；
- (4) 由于冷却导致在轧辊表面的热量散失；
- (5) 传导给轧辊轴承的热量。

轧制温度是咬入角的函数，该函数由基本部分和周期性部分组成。基本部分等于轧辊的平均温度，周期性部分包括一个时间周期，此周期等于工作辊转一周所需时间。因为周期性部分位于轧辊的表面，所以轧辊的热凸度通常只考虑基本部分，即轧辊的平均温度。

已开发出轧辊热凸度的二维和三维模型。下面简要介绍了其中的一些模型。

19.2 二维轧辊热凸度模型

在须磨 (Sumi) 等^[3]研制的模型中，工作辊沿轴向和径向的温度分布由下面的热传导方程确定：

$$c\rho\left(\frac{\partial T}{\partial t}\right) = \frac{\lambda}{r} \frac{\partial}{\partial r}\left(r \frac{\partial T}{\partial r}\right) + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (19-1)$$

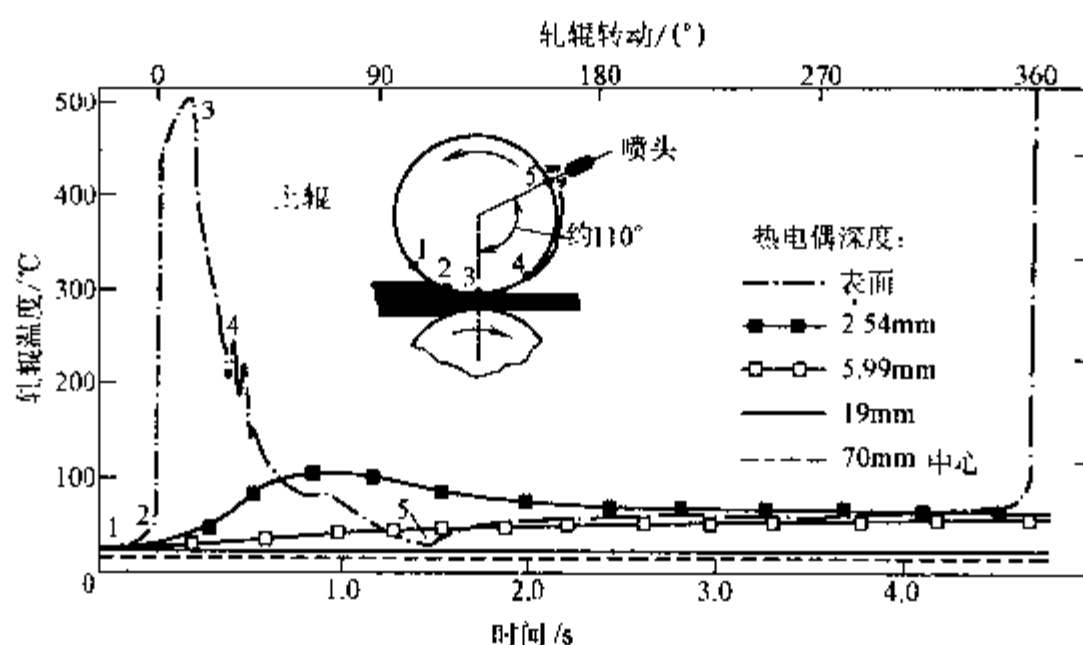


图 19-1 在开始轧制时轧辊的温度变化^[26]

喷头 11°~45°，V 形喷射，喷孔 9.5mm，间距 50mm，供水压力 35kPa

轧辊表面的边界条件为：

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial r} = h_w(T - T_w) - q \quad (19-2)$$

在轧辊的边部:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = h_a(T - T_a) \quad (19-3)$$

式中 T — 轧辊在轴向坐标 z 、径向坐标 r 点处的温度;

t — 时间;

c 、 ρ 、 λ — 分别为轧辊的质量热容、密度和热导率;

h_w 、 h_a — 分别为轧辊冷却液和大气的传热系数;

T_w 、 T_a — 分别为轧辊冷却液和大气的温度;

q — 从轧件到轧辊的热流量。

求解方程 19-1 到 19-3 可以得到轧辊上任意点的温度,从而确定轧辊的热凸度。根据谢尼 (Cerni) 等^[1]的计算结果,与轧辊中心相距 r 处的轧辊温度随时间的变化呈指数上升(如图 19-2 所示)。

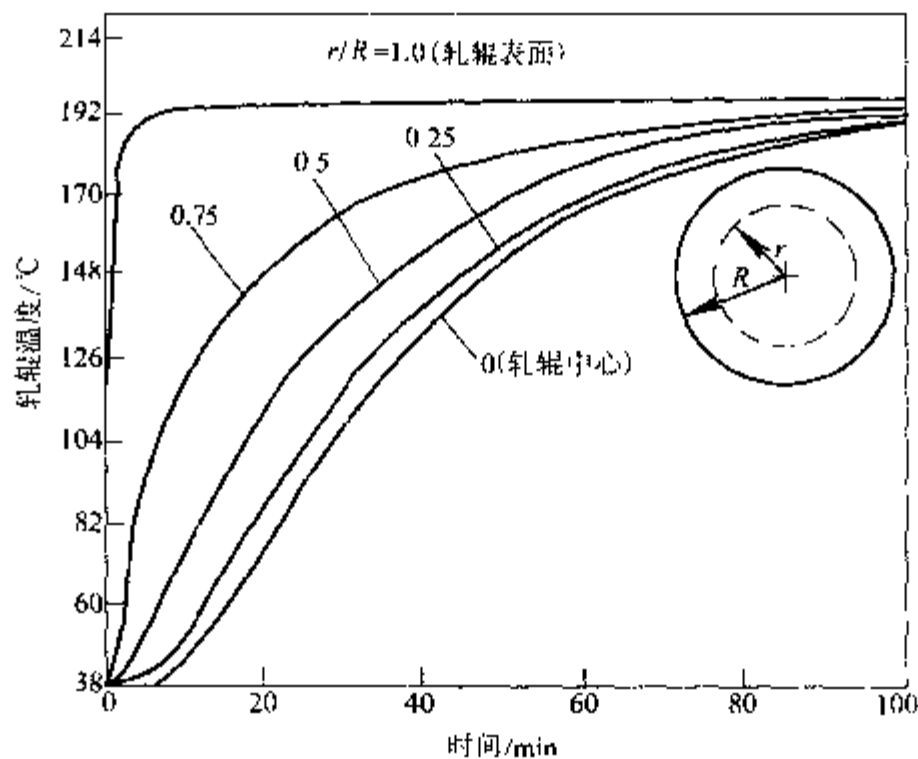


图 19-2 热轧时轧辊温度的变化^[1]

工作辊直径 686mm; 角速度 57r/min; 带钢入口温度 1010°C; 带钢入口厚度 19mm;
带钢出口厚度 10.4mm; 冷却水温度 37.8°C

19.3 三维轧辊热凸度模型

美国钢铁公司实验室采用的三维轧辊热凸度模型^[4~7],作了如下的假设:

- (1) 认为轧辊的平均温度对轧辊的径向膨胀起主要作用;
- (2) 考虑了轴向的热传导,以便考虑沿轧辊轴向的热膨胀的变化情况;
- (3) 在轧辊的任意横断面上,认为从高温带材上吸收的热量和因水雾散失的热量绕轧辊一周是均匀的;
- (4) 假设带材到轧辊之间以及冷却水与轧辊之间的传热系数是常数;
- (5) 假设由高温带材到轧辊的热传递是接触传导,其传热系数是轧辊平均温度的函

数。

在这个模型中，轧辊被分为两个独立的区域，如图 19-3 所示。在 1 区中，带材和水雾都参与了热传递。在 2 区中，只有水雾的作用。根据能量守恒定律，当温度呈轴对称分布且随时间变化时，可得到用柱坐标表示的微分方程：

对 1 区：

$$\frac{\delta T_1}{\delta t} = a \frac{\delta^2 T_1}{\delta z^2} + \frac{2h_1\phi}{\rho\pi d}(T_s - T_1) - \frac{2h_c\Psi}{\rho\pi d}(T_1 - T_w) \quad (19-4)$$

对 2 区：

$$\frac{\delta T_2}{\delta t} = a \frac{\delta^2 T_2}{\delta z^2} - \frac{2h_c\Psi}{\rho\pi d}(T_2 - T_w) \quad (19-5)$$

式中 T_1 、 T_2 ——分别为工作辊在 1 区和 2 区的温度， $^{\circ}\text{C}$ ；

T_w ——冷却水的温度， $^{\circ}\text{C}$ ；

T_s ——带材的温度， $^{\circ}\text{C}$ ；

h_1 ——传热系数， $\text{J}/(\text{h} \cdot \text{m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$ ；

ϕ ——带材与轧辊的接触角， rad ；

Ψ ——对流冷却的角系数， rad ；

h_c ——强制对流系数， $\text{J}/(\text{h} \cdot \text{m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$ ；

a ——工作辊的热扩散率， m^2/h ；

c ——工作辊的质量热容， $\text{J}/(\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C})$ ；

ρ ——工作辊的密度， kg/m^3 ；

d ——工作辊的直径， m ；

t ——时间， h ；

z ——到轧辊中心线的轴向距离， m 。

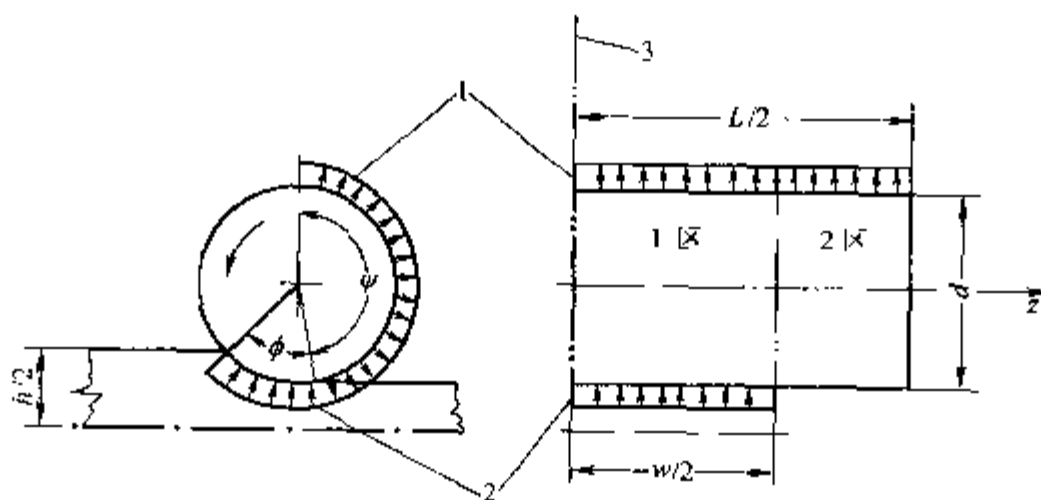


图 19-3 板坯-轧辊-喷水系统中的热传递

1—喷水带走的热量；2—从板坯吸收的热量；3—轧辊中心线

在 1 区和 2 区交接面的常用边界条件为：

$$\frac{\delta T_1(w/2, t)}{\delta z} = \frac{\delta T_2(w/2, t)}{\delta t} \quad (19-6)$$

和

- (1) 两卷带材轧制间隙的轧辊温度变化；
 - (2) 在轧制每卷带材时轧辊温度的升高及间隙时间内的温度降低。
- 上述两个部分都会相应引起轧辊的热膨胀，我们将在下面详述。

19.5 轧制一卷到一卷带钢时轧辊的热凸度变化

根据在 1467mm 热轧带钢轧机上获得的统计分析数据，西巴金等^[8]得出了如下结论：

(1) 30min 后立即测量轧辊热胀，表明工作辊中部的热胀量几乎完全由 30min 内的接触时间决定，即由轧制速度决定。总的轧制时间对轧辊的热胀几乎没有影响，因为轧机的温升时间接近 30min，显然不到 60min。支撑辊几乎与周围环境的温度相同。

(2) 在开始的 30min 内，轧辊中部的热胀与接触时间为线性关系，如图 19-6 所示。对于精轧机组的前几个机架，这一热胀要大。在冷却系统中，涉及到的水压的增加、喷嘴数量的增加和喷嘴形式等不会导致轧辊热胀量的降低。

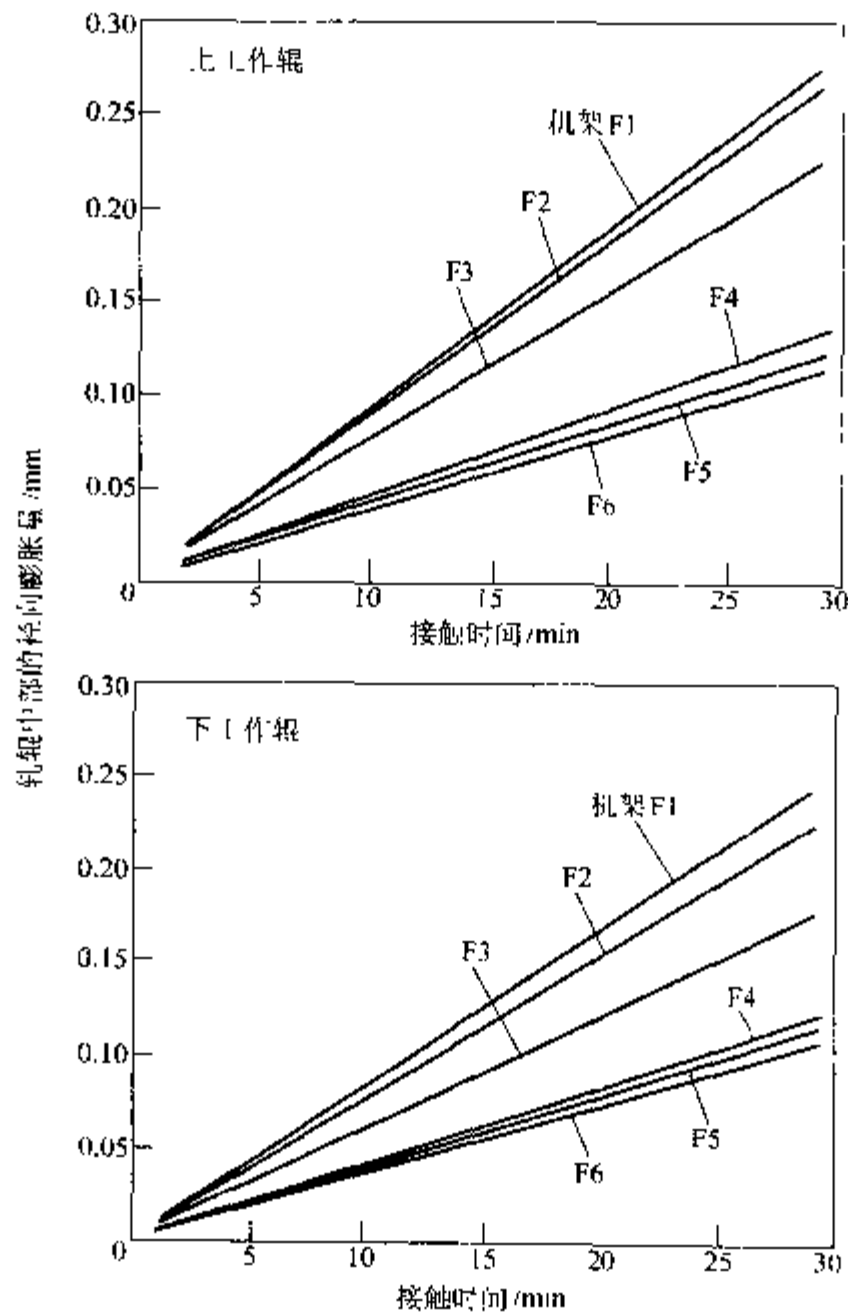


图 19-6 轧制接触时间对上下工作辊中心膨胀的影响^[8]

(3) 建立沿轧辊长度方向的热膨胀分布与温度的分布成近似的比例关系。在最初的 30min 内，轧材的平均宽度对此分布有一定影响，而中部膨胀的幅度对此无影响。将此分布曲线与抛物线对比，其温度梯度在轧辊两端小，在带钢边部附近大（图 19-7）。

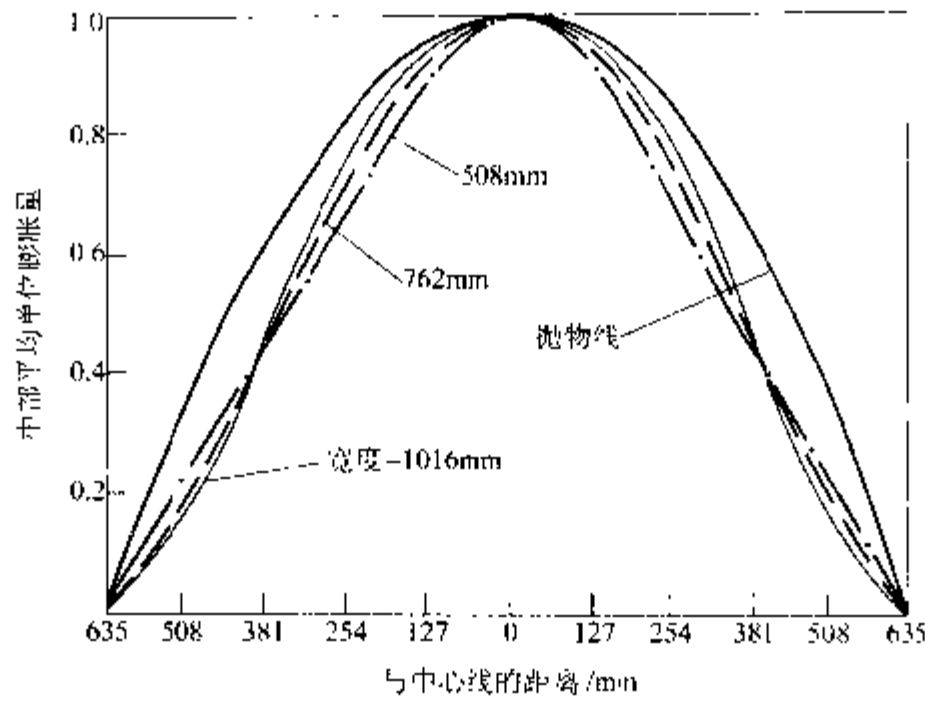


图 19-7 在带材宽向不同点处对应每单位中心膨胀的平均断面膨胀⁸

针对热轧带钢轧机，威尔摩特 (Wilmotte) 和米根 (Migon) 对轧辊的热凸度进行了理论和实验探索，确定了轧辊的两类热凸度，即部分的热凸度 c_p 和总的热凸度 c_t 。轧辊部分凸度是指带材中部和边部对应的轧辊直径差，轧辊的总凸度是指轧辊辊身在中部和边部对应的轧辊直径差。根据威尔摩特和米根的分析，他们得出如下结论：

(1) 轧辊的部分凸度和总凸度都遵循指数规律 (图 19-8)，不考虑轧制周期时间和两卷带钢轧制的间隙时间，在将近两小时后，曲线才达到渐近值：

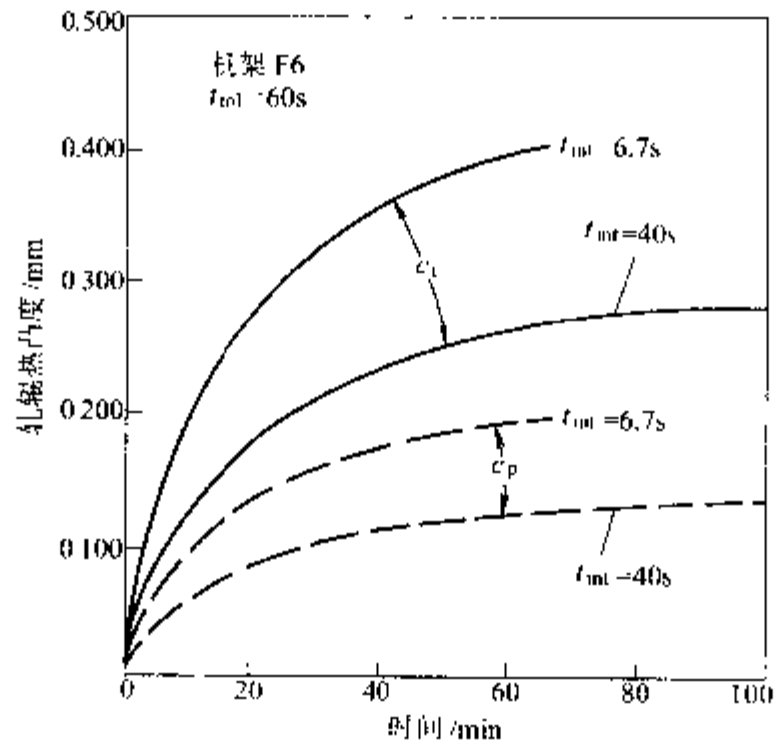


图 19-8 轧辊热凸度随时间的变化^[16]

(2) 轧辊热凸度与轧制速度成正比；

(3) 描述轧辊热凸度变化的曲线可与轧机的节奏因子 K (图 19-9) 联系起来，因子 K 由如下的式子表示：

$$K = \frac{t_{\text{rol}}}{t_{\text{rol}} + t_{\text{int}}} \quad (19-14)$$

式中 t_{rol} —— 轧制时间；
 t_{int} —— 两卷带材的轧制间隙时间。

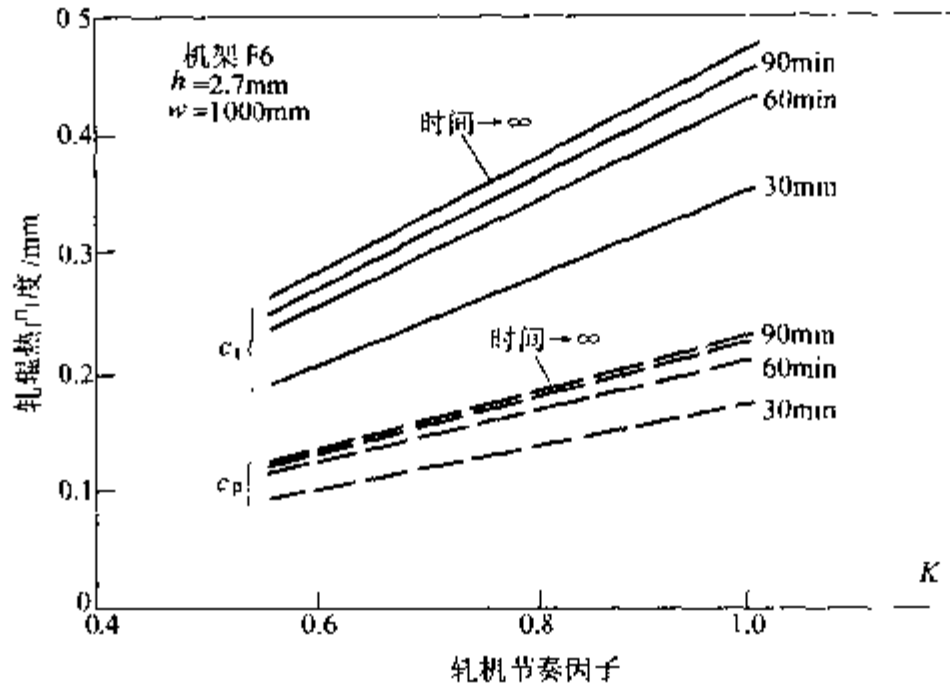


图 19-9 轧辊热凸度和轧机节奏因子的关系^[11]

19.6 每卷带钢轧制期间轧辊的热膨胀

安田健一 (Yasuda) 等^[11]采用热平衡积分法, 对工作辊内热传导进行了计算, 得出了一种热凸度预测模型^[11,12]。该模型基于如下假设条件:

- (1) 认为温度是时间和到轧辊中部距离 x 的函数 (图 19-10a 所示);
- (2) 轧辊表面热量通过对流散热, 同时轧辊与轧件接触也带走热量。

控制方程^[6]用如下的二维形式 (图 19-10a) 表示为:

在带材宽度范围内 ($0 \leq x \leq w/2$):

$$\frac{d(T - T_a)}{dt} = a \frac{d^2(T - T_a)}{dx^2} - \nu(T - T_a) + \frac{q}{c\rho} \quad (19-15)$$

在带材宽度范围外 ($x > w/2$):

$$\frac{d(T - T_a)}{dt} = a \frac{d^2(T - T_a)}{dx^2} - \nu(T - T_a) \quad (19-16)$$

式中 x —— 距轧辊中部的距离;
 T —— 在 x 处的轧辊温度;
 T_a —— 在 x 处的空气温度;
 q —— 单位时间内单位体积工作辊产生的热量;
 c —— 工作辊的质量热容;
 ρ —— 工作辊的密度;
 t —— 加热或冷却时间;
 a —— 工作辊的热扩散率。

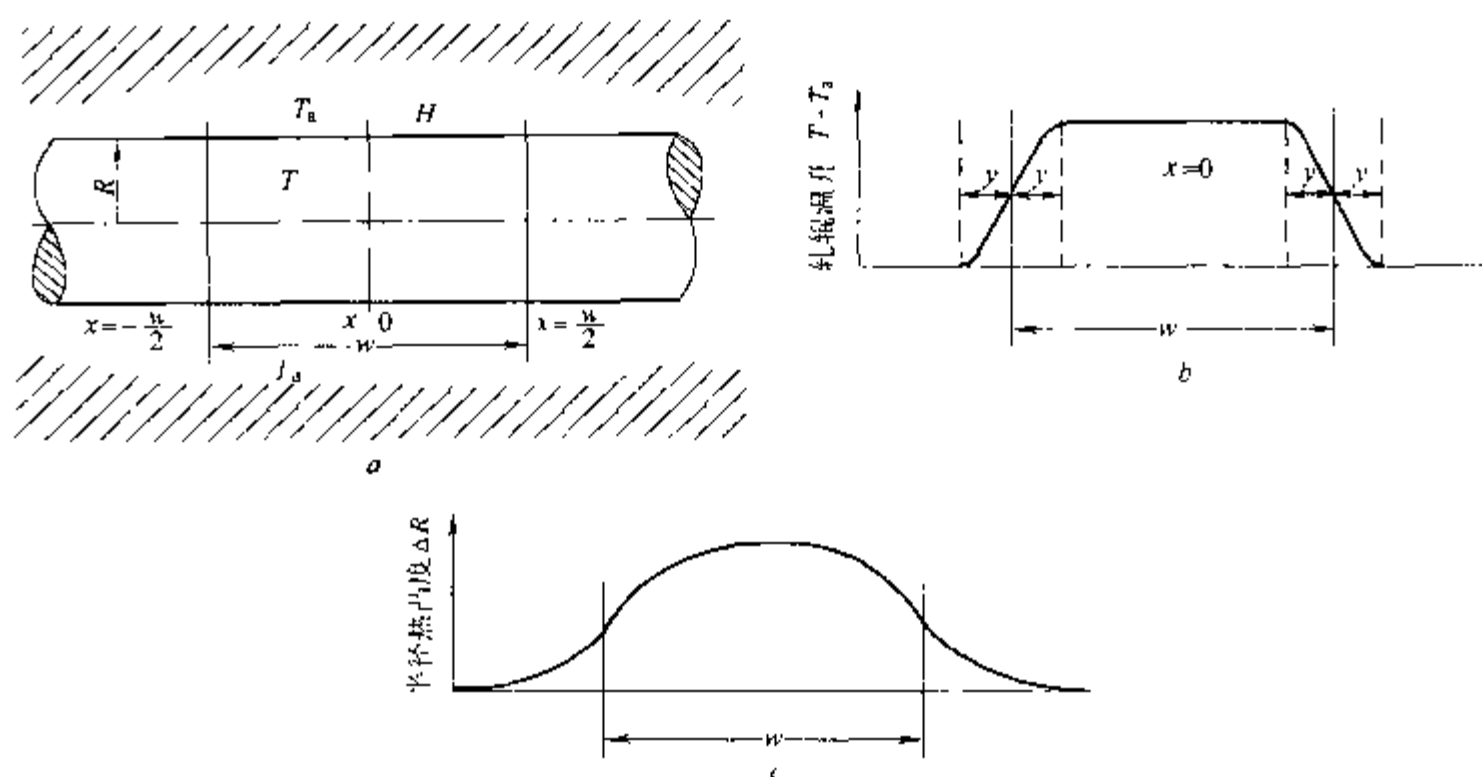


图 19-10 示意图^[1].

a—轧辊热凸度模型；b—轧辊温度的升高；c—轧辊径向热凸度

方程 19-15 与 19-16 的初始条件和边界条件为：

$$\text{当 } x=0 \text{ 时,} \quad d(T-T_0) = 0 \quad (19-17)$$

$$\text{当 } t=0 \text{ 时,} \quad T = T_0 \quad (19-18)$$

方程 19-15 到 19-18 的解在如下两种情况下可以得到：轧辊温度在轧制时间内上升；轧辊温度在轧制间隙时间内降低。

(1) 在轧制时间内轧辊的温升。当温度升高时，在轧辊长度的不同范围内，轧辊半径的热膨胀量 ΔR 可由如下的方程给出（图 19-10b 和图 19-10c）：

$$\text{范围: } 0 \leq |x| \leq \frac{w}{2} - y$$

$$\Delta R = \alpha RT \quad (19-19)$$

$$\text{范围: } \frac{w}{2} - y < |x| \leq \frac{w}{2}$$

$$\Delta R = \alpha RT \left[1 - \frac{(y - w/2 + |x|)^3}{2y^3} \right] \quad (19-20)$$

$$\text{范围: } \frac{w}{2} < |x| \leq \frac{w}{2} + y$$

$$\Delta R = \alpha RT \frac{(y + w/2 - |x|)^3}{2y^3} \quad (19-21)$$

$$\text{范围: } |x| > \frac{w}{2} + y$$

$$\Delta R = 0 \quad (19-22)$$

式中 T —— 当温度升高时在距离 x 处的轧辊平均温度；

y —— 轧辊温度过渡带的一半；

α —— 体膨胀系数；

w —— 带材宽度。

T 和 y 的值为：

$$T = \frac{q}{c\rho v}(1 - e^{-x}) \quad (19-23)$$

$$y = \sqrt{\frac{24k}{(e^{2x} - 1)^2} \left[\frac{e^x - 1}{2\nu} - \frac{2(e^x - 1)}{\nu} + t \right]} \quad (19-24)$$

ν 和 k 的值由如下的方程式确定：

$$\nu = \frac{2h}{c\rho R} \quad (19-25)$$

$$k = \frac{K}{c\nu} \quad (19-26)$$

式中 h —— 传热系数；

R —— 工作辊的半径；

K —— 热导率。

如果 $y > w/2$ ，应该加上如下的补充方程：

范围： $0 \leq |x| \leq y - \frac{w}{2}$

$$\Delta R' = -\alpha RT \frac{(y - w/2 - |x|)^3}{2y^3} \quad (19-27)$$

范围： $|x| > y - \frac{w}{2}$

$$\Delta R' = 0 \quad (19-28)$$

(2) 轧辊在间隙时间内的冷却。温度下降时，在轧辊长度不同范围内的轧辊径向热膨胀 ΔR_c 可由方程 19-19 至 19-22 及 19-27 和 19-28 确定。但是在这些方程中要用如下的量代替相应的量：

$$y = y_c = \sqrt{24k(t - t_0) + y_0^2} \quad (19-29)$$

$$T = T_c = (T_0 - T_a)e^{-\nu(t-t_0)} \quad (19-30)$$

式中 y_0 、 t_0 、 T_0 —— 当温降开始时 y 、 t 和 T 的初值。

19.7 轧辊热凸度的在线测量

克诺克斯 (Knox) 和莫尔 (Moore)^[14] 在热轧带钢轧机上对轧辊热凸度进行了在线测量，测量表明工作辊的热凸度在轧制每一卷带材时都有显著的变化。轧辊热凸度形状是带材宽度的函数，窄些的带材会导致倒钟形的外廓，如图 19-11a 所示；而宽些的带材则产生一个近似半圆的形状，如图 19-11b 所示。测量结果还表明轧辊的热凸度在热轧带钢轧机机组的后几架轧机上显著减小，如图 19-12 所示。轧辊热凸度的突然减小可归因于在后几架轧机上带材的温度越来越低及变形能量越来越少。

可看出热膨胀的测量值几乎是一维模型预测值的两倍，比克诺克斯和莫尔^[14] 研制出的二维模型预测值大 2.75 倍。这些数据对认识轧辊的热膨胀过程提供了一个有价值的定性表述。在轧制试验中，被测轧辊的热膨胀幅度取决于轧辊的冷却条件。

法诺斯 (Farnorth) 和休义特 (Hewitt)^[15] 对冷轧机的支撑辊在轧制时辊凸度的变化作了在线测试，测量结果如图 19-13 所示。

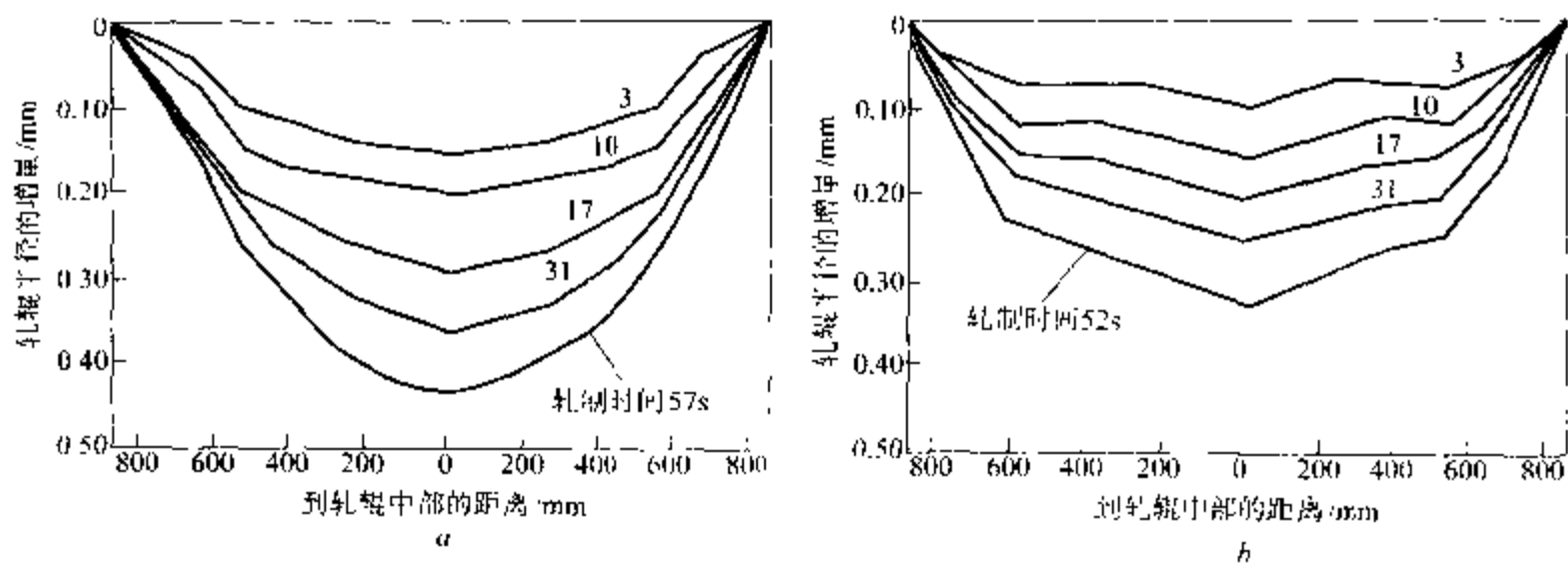


图 19-11 1727mm 热轧带钢轧机 F2 机架在轧制不同宽度带材后的轧辊半径增加^[14]：

a—带材宽度为 810mm 时； b—带材宽度为 1270mm 时

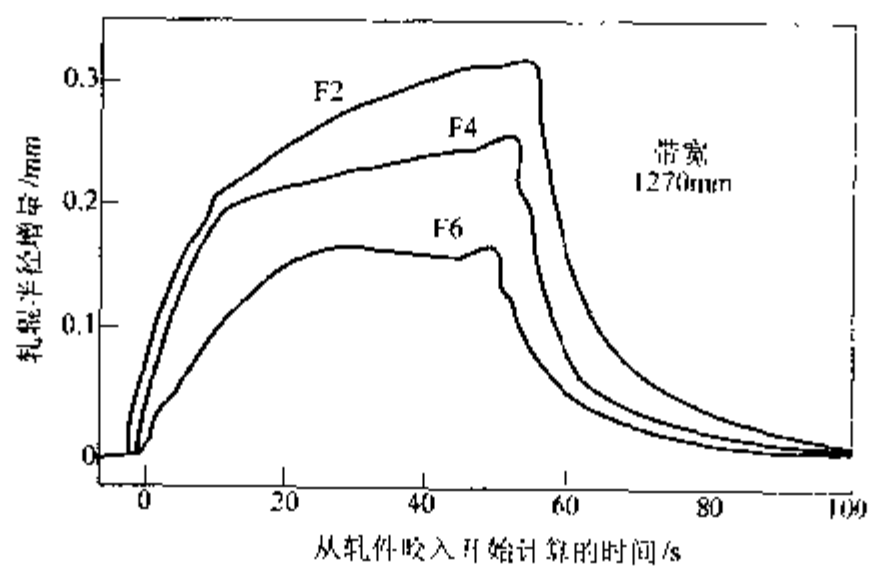


图 19-12 在 1727mm 热轧带钢轧机上轧制单卷带材时机架 F2、F4 和 F6 的轧辊半径的增加曲线^[14]

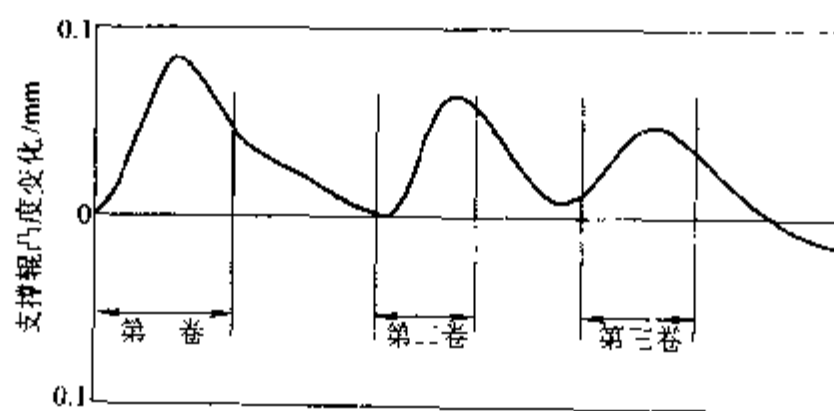


图 19-13 在冷轧机上（支撑辊无水冷）轧制三卷带钢时支撑辊凸度的变化曲线^[15]

19.8 轧辊热膨胀对带材凸度的影响

索莫斯 (Somers)^[15]分析了在 2026mm 热轧带钢轧机上轧制时轧辊热膨胀对带材凸度的影响。对不同轧制周期的分析结果如图 19-14 所示, 现总结如下:

(1) 热轧机组的精轧机换上新辊后的一个轧制周期内, 在轧制头 20~30 卷带钢时, 带材的中心凸度减小很快。不管带材的宽度如何或者工作辊的原始辊型如何, 都会出现这种初始的凸度减小。

(2) 在轧制头 20~30 卷带钢时, 带材的中心凸度减小 0.06~0.12mm。当轧制宽度范围为 762~1016mm 的镀锡板时, 发现大约要经过 37min (或约轧制 20 卷的时间) 整个的带材中心凸度才减小下来。在轧制薄带材 (宽度达 1930mm) 时, 发现几乎要经过 1h (轧制 30~40 卷的时间) 整个的带材中心凸度才减小。

(3) 在观察到带材的中心凸度减小后, 带材中心凸度发生较小但更快的变化。产生这些变化的原因有很多 (包括轧机的时滞、轧制速度和轧机节奏的变化、带材和冷却水的温度波动以及轧机压下量的变化等), 但所有原因均与轧制时热量因素有关。

(4) 轧机的时滞会产生达 0.09mm 的带材中心凸度增量。

(5) 工作辊的初始辊型在轧制的初始阶段 (30~60min) 影响带材中心凸度的大小, 随后其影响就很小了。

(6) 观察热轧带钢轧机在一个轧制周期内带材中心凸度的变化时, 工作辊的热影响是凸度产生较大变化的主要原因。

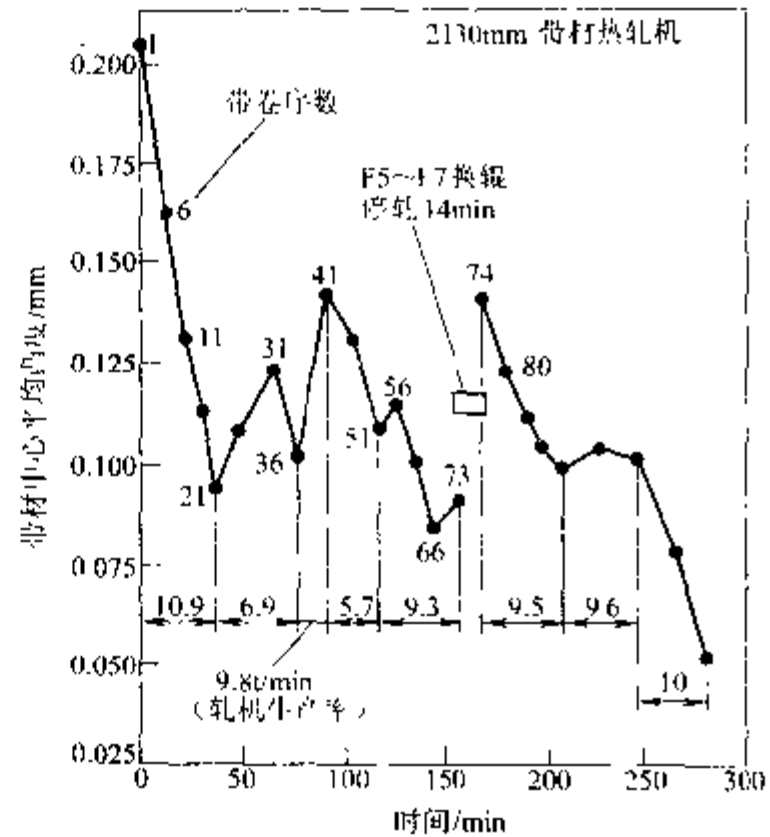


图 19-14 热轧镀锡板时带材中心凸度的变化^[16]

19.9 磨损的分类

磨损是材料在变形过程中的逐渐消耗^[17]。磨损是一种极其复杂的现象, 通常包含有多种类型又几乎同时发生作用, 所以对磨损进行分类很困难。由伯威尔 (Burwell) 提出的对磨损的分类是基于有一种磨损机制起主要作用的假设上的, 至少在某些情况下是这样。

(1) 粘性磨损。当工件和工具凹凸不平通过界面薄膜时会出现粘性磨损。黏结会导致冷焊 (固相)。进一步的相对滑动会最终破坏焊合面, 视工具材料、工具和焊合面的强度不同, 焊合面要么从工件要么从工具上脱离。

(2) 研磨。研磨是指在坚硬的粗糙物作用下 (二相磨损) 或是在两个界面间的粒子作用下 (三相磨损) 材料的消耗。抵抗研磨的能力是硬度的函数, 而一般说来, 材料的硬度增加, 其抵抗磨损的能力也增强。

(3) 疲劳磨损。在周期性载荷作用下, 材料会发生疲劳磨损。该过程包括在受压工具

表面下剪切应力的产生。重复加载导致微裂纹产生，常常也是出现在表面以下，在随后的加载和卸载过程中，微裂纹会扩展。当裂纹达到一定的尺寸后，它会改变方向扩展到达材料的表面，从而出现扁平片状粒子的剥离（起层），如果分离的粒子很大，则称为剥落（Spalling）。小规模的表面疲劳叫做微腐蚀（Micropitting）。在热轧中会出现被称为开裂或热裂的破坏性热疲劳，该过程会产生交错镶嵌的裂纹网。

(4) 化学磨损。化学磨损是指在润滑油、工具和轧件材料及环境之间发生摩擦化学反应而导致的材料损耗。

19.10 热轧过程中的轧辊磨损

在热轧过程中，工作辊受周期性载荷的作用，伴随有坚硬的氧化物的研磨和温度的波动。轧辊磨损的四大原因与以下条件密切相关：

(1) 由于轧材与支撑辊相接触产生轧辊表面的研磨；

(2) 轧辊受周期性载荷作用，表层会出现机械疲劳；

(3) 周期性地受轧材的加热和水雾的冷却导致轧辊表层的热力学疲劳；

(4) 腐蚀作用。

在热轧带钢轧机中，各机架的轧辊研磨和疲劳磨损幅度的总体倾向与各机架轧制参数的定性关系如图 19-15 所示。因为在初始的轧制道次中轧件的温度高，轧制接触时间要长，自然地在前几个机架中，轧辊的热力学疲劳磨损大。另一方面，轧制速度和轧材的硬度随轧制道次增加，下游机架的轧辊会经受更大的机械疲劳和研磨磨损。

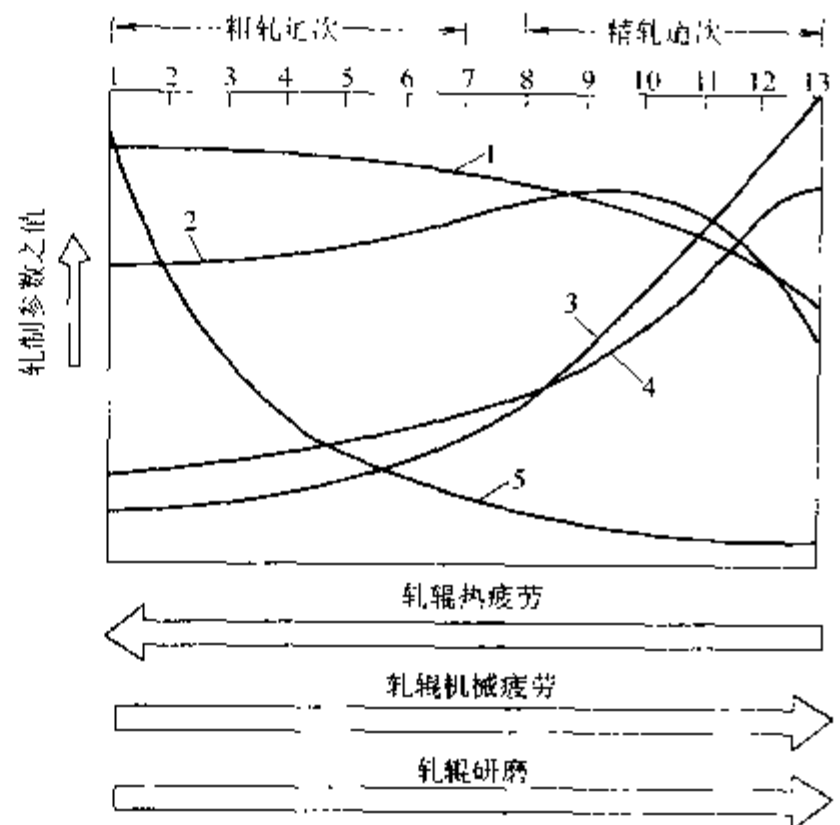


图 19-15 热轧带钢轧机中轧制参数对轧辊疲劳和研磨磨损的定性描述

1- 轧件温度；2- 轧制力；3- 轧件硬度；
4- 轧制速度；5- 轧制接触时间

19.11 热疲劳机理

图 19-16 表明在热轧中会产生热应力。

将圆周用字母 A 到 E 标注，此轧辊滞后图还表明位于辊面的轧辊小单元块的应力-应变水平。

当被分割的轧辊辊面从 A 点处开始咬入时，温度升高并产生膨胀。而辊面的其余部分还没有受到如此迅速的加热，因此束缚着辊面的小单元块，并产生了压应力。此应力逐渐增加直到轧辊在 B 处离开辊缝。此时，轧辊仍处于弹性状态。

在 B 处的弹性应变 ϵ_B 和相应的应力 τ_B 可由如下的方程式^[21]计算得出：

$$\epsilon_B = \frac{\alpha(\Delta T)_B}{1 - \nu} \quad (19-31)$$

$$\tau_B = E\epsilon_B \quad (19-32)$$

式中 ν ——弹性应变的泊松比；

α ——线膨胀系数；

$(\Delta T)_B$ —— B 点处辊面与辊身的温度差。

在超过屈服应力以前，辊身材料将会产生弹性行为达到一个很高的应力水平。然而，随着温度的升高，屈服应力会降低。当辊面温度超过 600°C 时，轧辊的应力就会超过屈服应力。出现此情况时，在 B 和 C 之间就产生了塑性变形。

在 C 处，小单元块离开辊缝，被水冷系统冷却。这样单元块处于一个反向应力体系，并进入位于 B 、 C 之间的张应力体系中。单元块冷却到轧辊平均温度以下是不可避免的，从而引起额外的拉伸塑性应变 ϵ_B 。 ϵ_B 由如下的式子给出^[22]：

$$\epsilon_B = \frac{\alpha(\Delta T)_D}{1 - \nu''} \quad (19-33)$$

式中 ν'' ——塑性应变的泊松比；

$(\Delta T)_D$ —— D 点处辊面与辊身的温度差。

在轧辊圆周上其余部分的单元块，当其与辊面达到热力学平衡时，又回到中性应力状态。图中滞后环的面积是对将会出现的轧辊热疲劳损伤的一个量度。

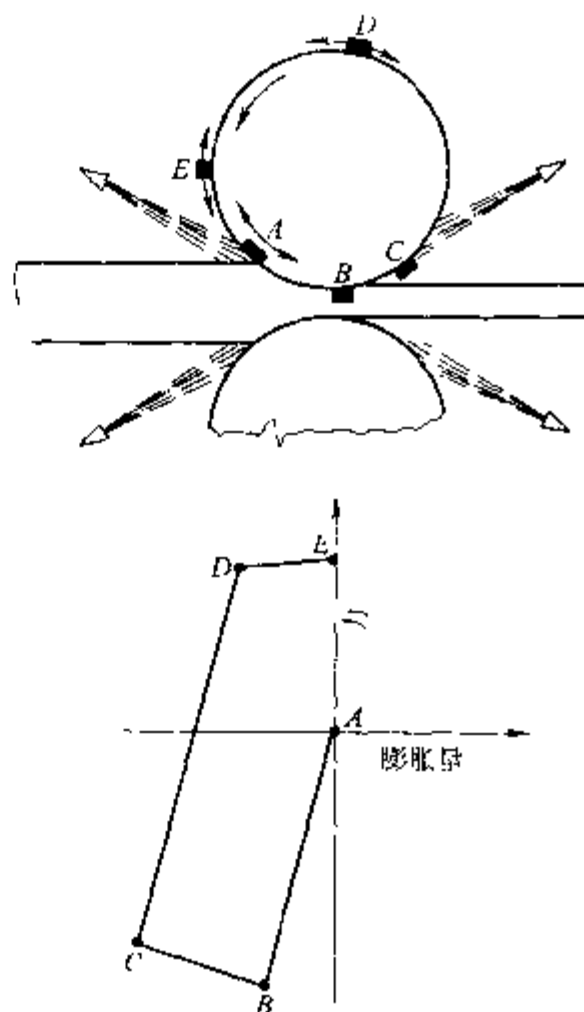


图 19-16 轧制开始时辊面的应力-应变滞后环研究^[22]。

19.12 工作辊的热裂与粘辊

因热裂和粘辊导致的轧辊表层损伤在热轧带钢轧机精轧机组的上游机架中特别明显。根据大量的研究^[21~23]，热裂和粘辊的主要过程^[23]如下：

(1) 热疲劳裂纹的形成。铸铁辊在回转仅仅几周后辊面就开始出现热疲劳裂纹（见图 19-17）。这些裂纹基本上沿与辊面垂直的方向长大并渗透到一定的深度，该深度的大小取决于轧制过程中轧辊的交替升温 and 冷却形成的很大的温度梯度。对于承受很大的热负荷同时装备有良好的冷却系统的轧机，裂纹的深度近似为 0.25mm ^[25~27]。这些裂纹在轧辊的表层形成大小不同的网格，例如在温度梯度很大的轧辊表层附近，一些细小的裂纹网有许多边长为 $0.025\sim 0.050\text{mm}$ 的网格，更深处的裂纹有边长为 $0.25\sim 0.50\text{mm}$ 的更大的网格。

(2) 次表层裂纹的形成。次表层的裂纹常伴随表层裂纹产生。次表层裂纹出现在距辊表层 0.25mm 深处较大的共晶碳化物中，并且与辊面平行长大。这些由应力产生的裂纹可能有热的原因，但更为可能的是工作辊和支撑辊会产生接触应力，或轧制应力产生的机械力^[28~30]。碳化物中水平裂纹的数量随着深度的增加而减少。

(3) 裂纹表层的氧化。表层和次表层裂纹都暴露在腐蚀性气体和液体介质之下，如蒸汽和冷却水。这样在裂纹的表面会很快形成氧化物。

(4) 缺陷区的长大。在垂直和水平裂纹内形成的氧化物在表层会产生附加应力。因为随着轧制过程的进行，氧化物会增加并变厚，从而楔入轧辊的深处，这与应力腐蚀研究^[32]。

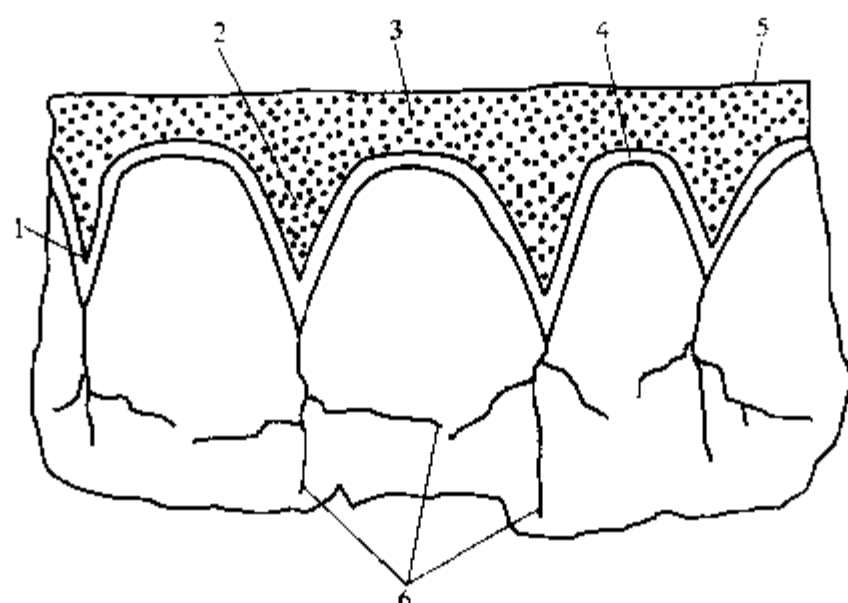


图 19-17 轧辊内裂纹的扩展^[22]

1—表层裂纹；2—腐蚀产物；3 压实的氧化物；4—轧辊氧化物；5 辊面；6—一次表层裂纹

中所观察的现象很相似。

(5) 辊面网格的迁移。在随后的轧辊表层损伤过程中,轧辊表层一片一片的被裂纹所包围,要么在机械力作用下从轧辊表面被移走,要么在轧辊表面被腐蚀物劈开。这些被劈开的粒子如同观察到的经过大的冷加工后的粒子又会被轧入轧辊表层(图 19-18),或者被轧入带钢的表层^[32]。靠近轧辊表层(0.025mm 以内)的轧辊材料发生塑性流动意味着在轧辊的表层有很高的剪切应力,这种应力会切断并移走表层联系不紧的质体。上述过程会导致轧辊表层内出现“彗星尾巴”。

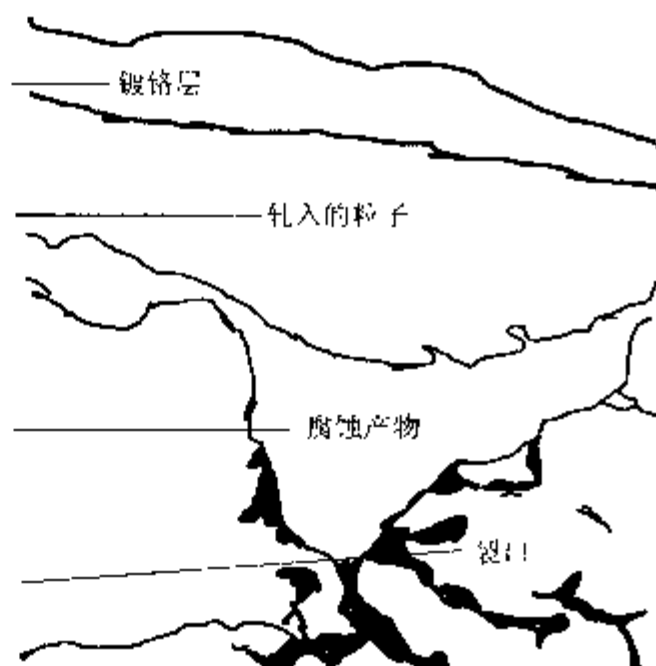


图 19-18 铸铁辊表层轧入粒子示意图^[33]

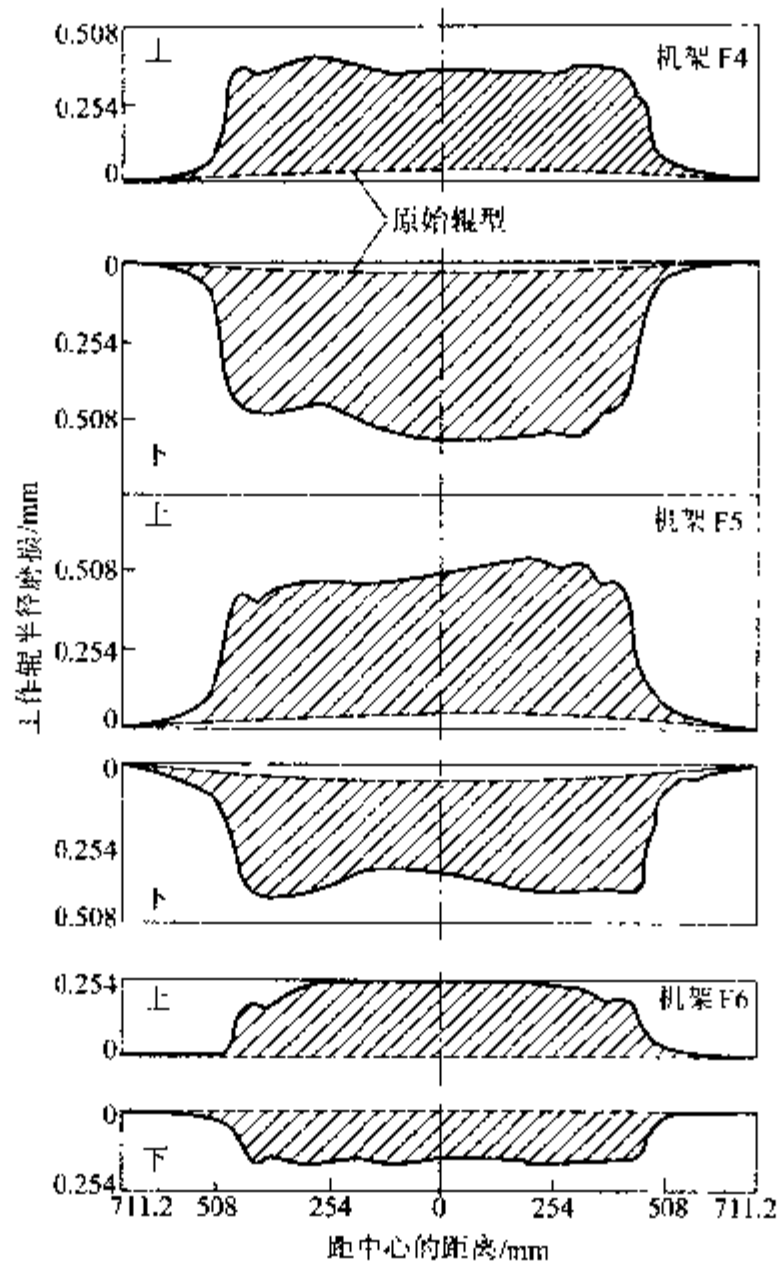
(6) 粘辊。在轧辊的表层存在许多靠得很近的网格,粘辊会导致更进一步的轧辊表层损伤。粘辊倾向于沿轧辊的周向扩展,因为表层的剪应力就是周向的,同时表层相邻网格的减少会降低附着力,从而促进了粘辊区边部的移动。

19.13 热轧带钢轧机上轧辊的总磨损

通常认为轧辊磨损的两种形式为总磨损和局部磨损。工作辊总磨损是指沿与轧件相接触是整个辊身长度方向的轧辊磨损。引起这种磨损的因素包括热力学和机械疲劳共同作用引起的研磨及影响较小的腐蚀磨损^[17]。

图 19-19 和图 19-20 给出了工作辊总磨损的典型形式和程度,这是从 1422mm 热轧宽带轧机精轧机组^[30]的 F1 到 F6 机架上观察到的。这两个图中,轧辊室温下原始外形以虚线表示。

工作辊的总磨损受轧制不同宽度带钢时的总吨位的影响。在图 19-19 和图 19-20 中可以见到,按轧制规程描绘出的累积的吨位-宽度分布曲线与机架 F3 到 F6 工作辊磨损的外廓在形状上很相似。这一关系可从图 19-21 中看得更清楚,图 19-21 显示了吨位-宽度曲线,还



机架	轧 辊 数 据			
	材质	肖氏硬度	直径/mm	凸度/mm
F4	铸钢	77~78	556.3	0.076
F5	铸钢	80~82	561.2	0.076
F6	铸钢	75~76	576.5	0.000

图 19-20 1422mm 热轧带钢精轧机组在轧制 4475t 钢后 F4、F5 和 F6 机架的工作辊磨损轮廓曲线^[30]

其中:

当 $0 < z \leq w_i/2$ 时 $\delta_i(z) = 1$

当 $z > w_i/2$ 时 $\delta_i(z) = 0$

式中 i —— 轧制道次编号;
 n —— 总的轧制道次;
 P —— 轧制力;
 w —— 带钢宽度;
 l —— 轧辊接触长度;

r —压下量;

L —出口带钢的长度;

D —工作辊的直径;

α 、 α 、 b —取决于轧辊材质、带钢温度、轧辊咬入时的润滑条件和轧辊冷却等因素的经验系数。

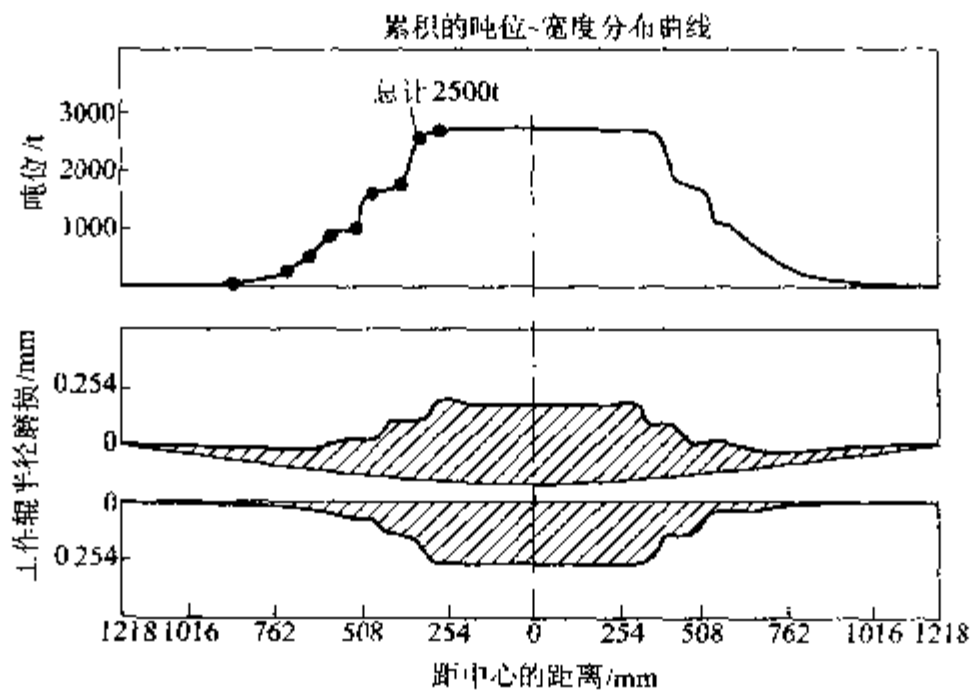


图 19-21 2438mm 热轧带钢精轧机组在轧制 2500t 钢后 F5 机架的工作辊磨损轮廓曲线^[30]

轧辊材质：双浇铸铁；轧辊硬度：肖氏硬度 82~85；轧辊直径：688mm；
轧辊凸度：0.356mm，凸辊

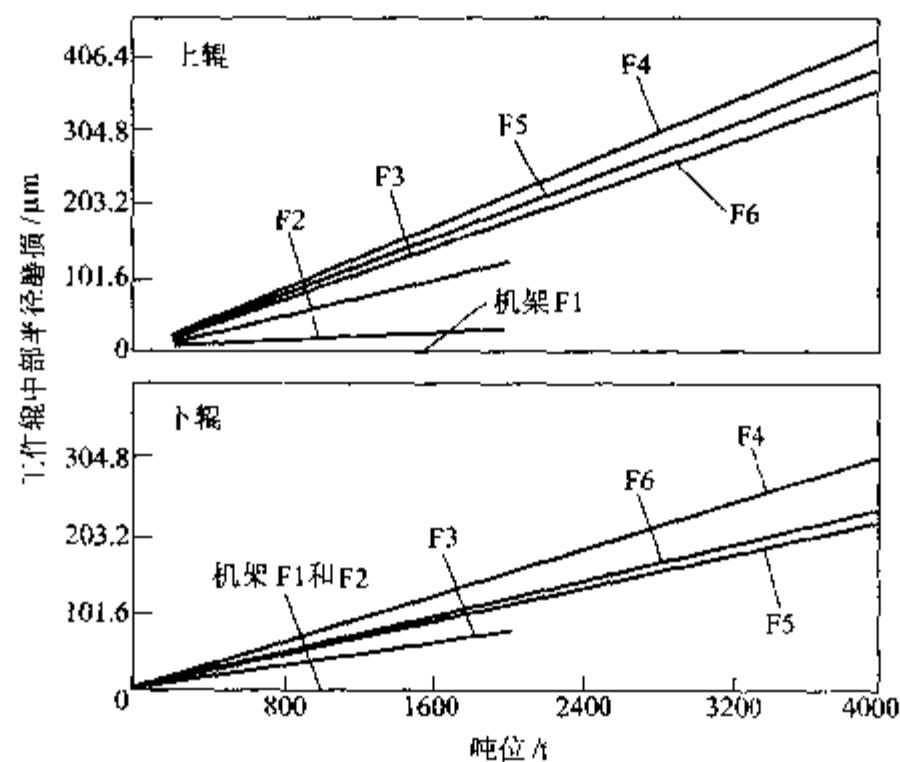


图 19-22 在 1473mm 热轧带钢轧机上，上下工作辊总磨损的偏差与轧制吨位的函数关系^[8]

经过简化，索莫斯 (Somers) 等^[34]发现工作辊的磨损速度与工作辊的直径成反比。他们

还认为，热轧带钢机组前两个机架的工作辊的磨损速度与机组后几架轧机的不同。对于铸铁轧辊，在一个典型的锡板轧机轧制周期内，轧辊半径磨损的平均速率为：

$$\left. \begin{aligned} W_{1,2} &= 2520.95 - 84.85D & (F1 \sim F2) \\ W_{3-7} &= 3110.74 - 108.20D & (F3 \sim F7) \end{aligned} \right\} \quad (19-35)$$

式中 W —— 轧辊半径磨损的平均速率；
 D —— 工作辊直径，mm。

为了便于比较，轧辊磨损可以用如下的单位磨损量的形式作定量表示：

- (1) 轧制每吨钢的轧辊磨损为 W_t ；
- (2) 轧制单位长度带钢的轧辊磨损为 W_L 。

如图 19-23 所示，轧辊的单位磨损值对于机架 F1 的工作辊来说相对较小。这些值从 F2 机架开始变大，到 F4 机架达到最大值。但是，轧制单位长度带钢的轧辊磨损值 W_L 在 F3 机架上为最大。

19.14 热轧带钢轧机工作辊的局部磨损

当沿辊身的磨损长度远小于带钢的宽度时，我们用局部磨损来描述此类轧辊磨损。在热轧带钢轧机上，可经常见到如下两类典型的工作辊局部磨损：

(1) 带钢边部附近的轧辊局部磨损。如 18.12 节所述，在带材边部附近工作辊的变形量（压扁）迅速下降。这会在辊身的过渡带产生局部的张应力，而在此过渡带同时又有剪切应力的作用。其结果是，与轧辊其余部分的磨损相比，在带材边部的磨损更大。

在由中西 (Nakanishi) 等人^[35]采用的热轧带钢轧机轧辊磨损模型中，假定带材边部的绝对局部磨损 C_e 和带材中部的绝对局部磨损 C_m 成正比（如图 19-24 所示），即：

$$C_e = kC_m \quad (19-36)$$

式中 k —— 轧辊磨损增量系数。

研究发现，当带材边部的轧辊磨损带位置取为： $a=10\text{mm}$ 、 $b=50\text{mm}$ 时，轧辊磨损的增量系数 $k=1.3$ 。

在带材边部轧辊局部磨损的偏差（同中部相比）为：

$$C_r = C_e - C_m \quad (19-37)$$

在七机架热轧带钢精轧机组中，局部磨损偏差量 C_r 在上游机架 F1 和 F2 上很小，到 F5 机

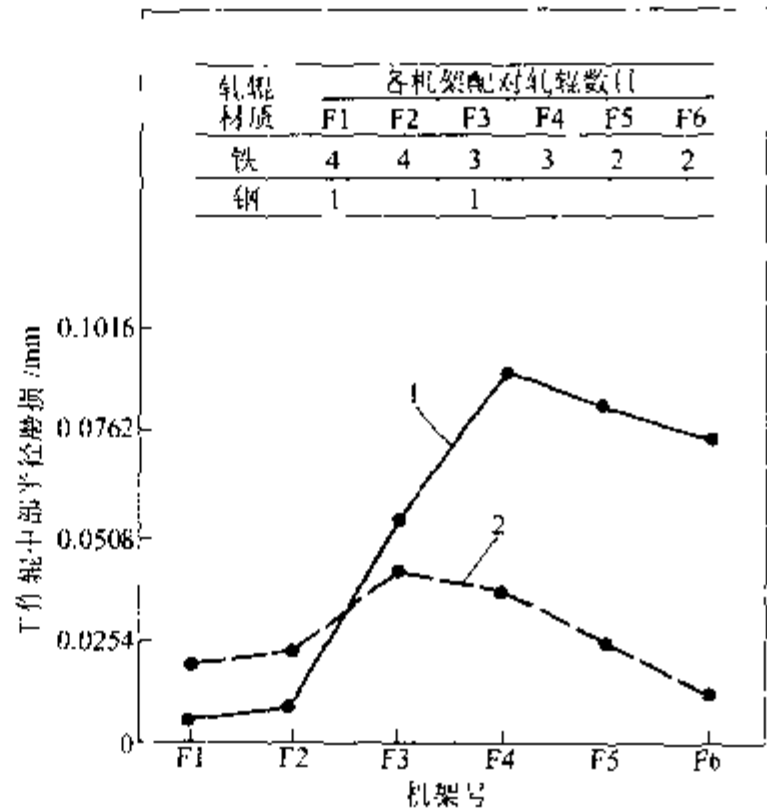


图 19-23 1422mm 热轧带钢精轧机组各机架的工作辊磨损比较^[36]

1— W_t = 每轧 1000t 带钢的轧辊磨损；
2— W_L = 每轧 13716m 带钢的轧辊磨损

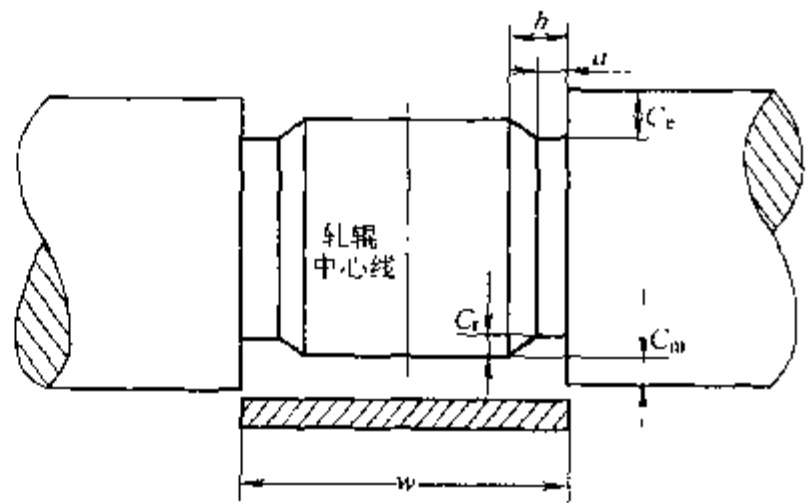


图 19-24 轧辊的绝对局部磨损模型^[36]

带材中部磨损为 C_m ；边部磨损为 C_e ；
带材边部轧辊局部磨损偏差为 C_r

架时达到最大值 $C_r=0.5\text{mm}$ ，如图 19-25 所示。

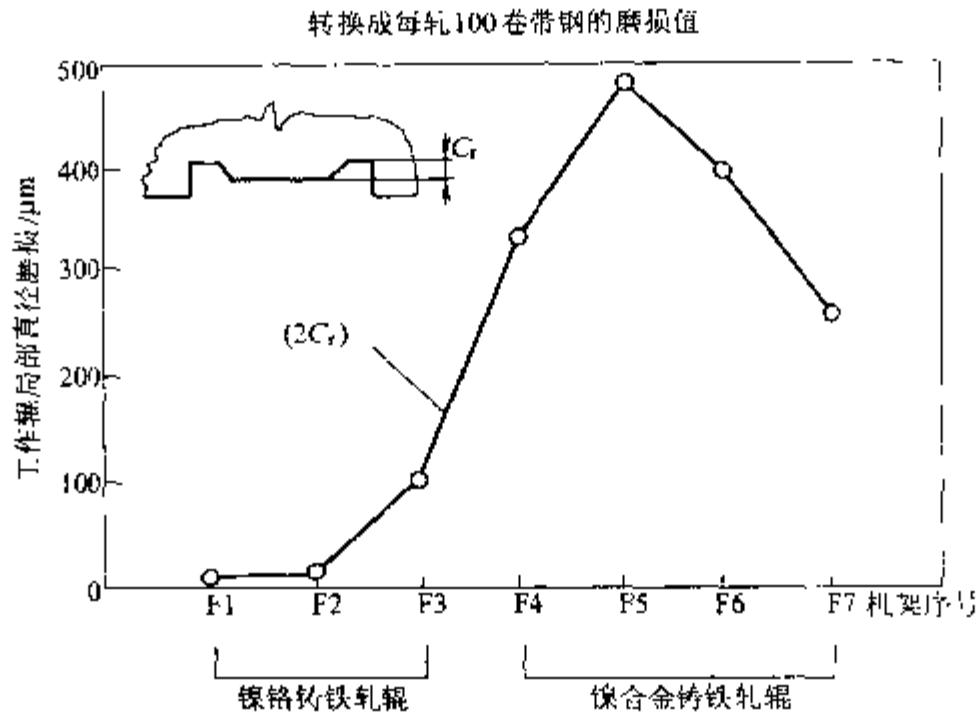


图 19-25 在热轧带钢精轧机组中，每轧制 100 卷带钢时工作辊的局部磨损偏差^[35]

(2) 带钢边部之间的轧辊局部磨损。此类磨损可因带钢上下表面在高压除鳞时的不均匀冷却而引起。吉尔伯森 (Gilbertson)^[36]发现在除鳞后带钢表面呈明显的条带状。

在不同的条带中，晶粒尺寸有着明显的差别。如在低温带中，晶粒尺寸范围为每平方毫米 1700~2000 个，而在高温带中则为每平方毫米 1100~1300 个。细晶粒带要硬得多，因而与粗晶粒带相比对变形产生了更大的阻力。也因为这个原因，细晶粒带比粗晶粒带更能磨损轧辊。

19.15 热轧带钢轧机支撑辊的轧辊总磨损

因为在轧制过程中支撑辊与工作辊的接触长度保持恒定，因此可以预见沿支撑辊的整个长度上，轧辊磨损是相当均匀的。但是，汤 (Tong) 和恰克 (Chakko)^[30]在轧制试验中观察到支撑辊中部的磨损通常要严重一些。

轧制单位长度的带钢产生的支撑辊磨损 W_L 在 F1 机架上的值最大，在下游机架中 (F2 机架除外) 与轧制力一样逐渐减小 (图 19-26)。在轧制开始轧辊转动 8~12 圈时，支撑辊中部的磨损速度相当恒定，但随即就开始降低，如图 19-27 所示。

支撑辊磨损量很大程度上取决于轧辊的材质和轧辊的表面硬度。根据在内陆钢铁公司收集的 2030mm 热轧宽带轧机的轧辊磨损数据来看，锻钢辊的磨损程度远小于铸钢辊的磨损程度。两类铸钢的化学成分列于表 19-2，其轧辊磨损的外形如图 19-28 所示。

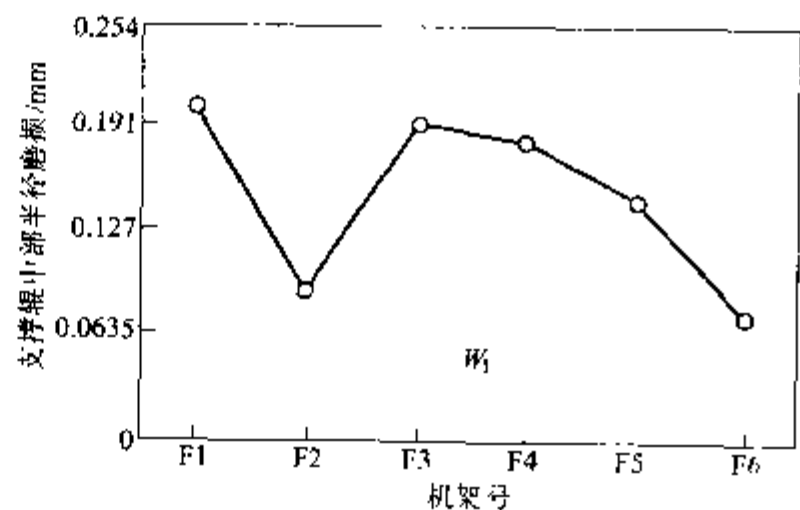


图 19-26 1422mm 热轧带钢轧机精轧机组中不同机架支撑辊磨损的比较^[30]

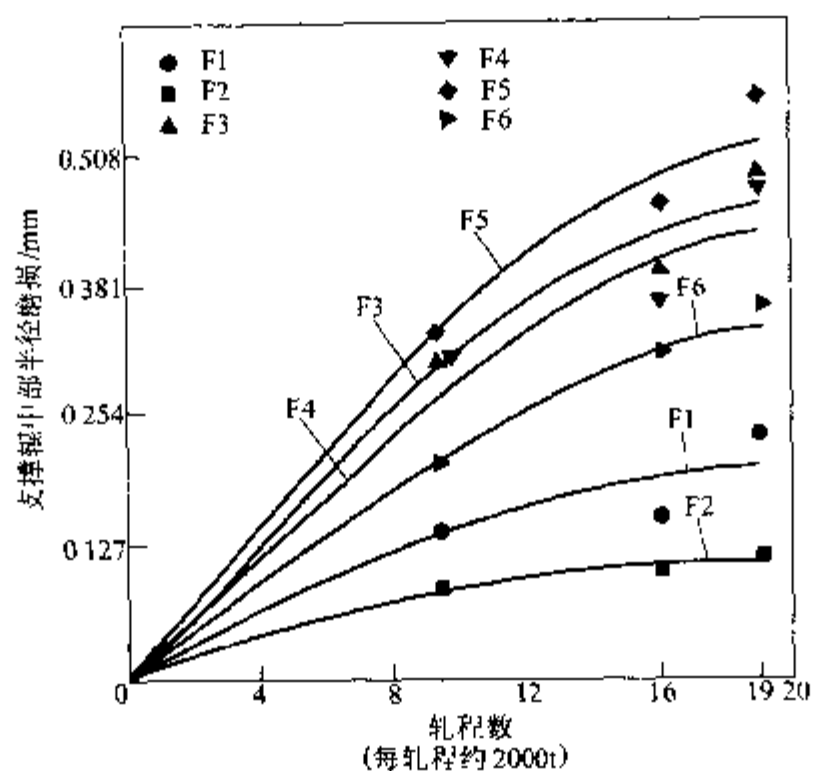
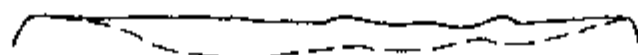


图 19-27 1422mm 热轧带钢轧机精轧机组中
支撑辊中部的磨损速度^[30]

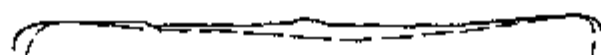
表 19-2 内陆钢铁公司 2030mm 热轧带钢轧机支撑辊化学成分^[37] (%)

轧 辊	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo
铸钢辊	0.43	0.72	0.040	0.024	0.42	0.34	3.10	0.84
	0.41	0.75	0.029	0.033	0.50	0.26	2.70	0.54
锻钢辊	0.47	0.68	0.009	0.003	0.32	0.80	3.00	0.31
	0.48	0.75	0.010	0.003	0.31	0.81	3.00	0.31

注：新辊直径：1536.7mm；车削后直径：1397.0mm。



轧辊材质	机架	位置	磨损量/mm	肖氏硬度
— 锻钢	F5	上辊	0.051	61~67
- - - 铸钢	F5	下辊	0.254	48~51



轧辊材质	机架	位置	磨损量/mm	肖氏硬度
— 锻钢	F5	上辊	0.076	55~68
- - - 铸钢	F4	上辊	0.178	54~60

图 19-28 2030mm 热轧宽带轧机精轧机组 F4 和 F5 机架上锻钢和铸钢支撑辊的磨损^[37]

19.16 工作辊磨损对热轧带钢板凸度的影响

根据西巴金等^[8]的研究，在热轧带钢轧机上难以建立带钢凸度和轧辊磨损之间的直接关系。轧辊磨损的分布或许可以解释为何难以建立这一关系，但是，后来的研究表明轧辊磨损严重地影响着带钢边部的凸度和边部减薄。

轧辊的局部磨损偏差使得带钢的板形凹凸不平。当偏差值 C_r 超过 $10\mu\text{m}$ 时，带钢就会起脊。轧辊磨损给予带钢的这一印记因轧辊类型不同而不同，它也取决于机架数量。轧辊磨损给予带钢的印记 C_s 可以由下式表述：

$$C_s = k_w(2C_r) \quad (19-38)$$

式中 k_w —— 轧辊磨损对带钢的印记影响系数；

$2C_r$ —— 每单位轧辊直径的局部磨损偏差。

图 19-29 给出了在七机架热轧带钢精轧机组上 C_s 、 k_w 和 $2C_r$ 的实验值。在 F1 和 F2 机架上，影响系数 k_w 几乎为 0，在 F3~F7 机架几乎成线性增加。在机架 F1 和 F2 上局部磨损偏差 C_r 很小，但随即很快增加，在 F5 机架上达到最大值。这样，在 F1 到 F3 机架上，轧辊的局部磨损对带钢的印记 C_s 值影响很小，随后迅速增大，在 F6 机架上达到最大值。

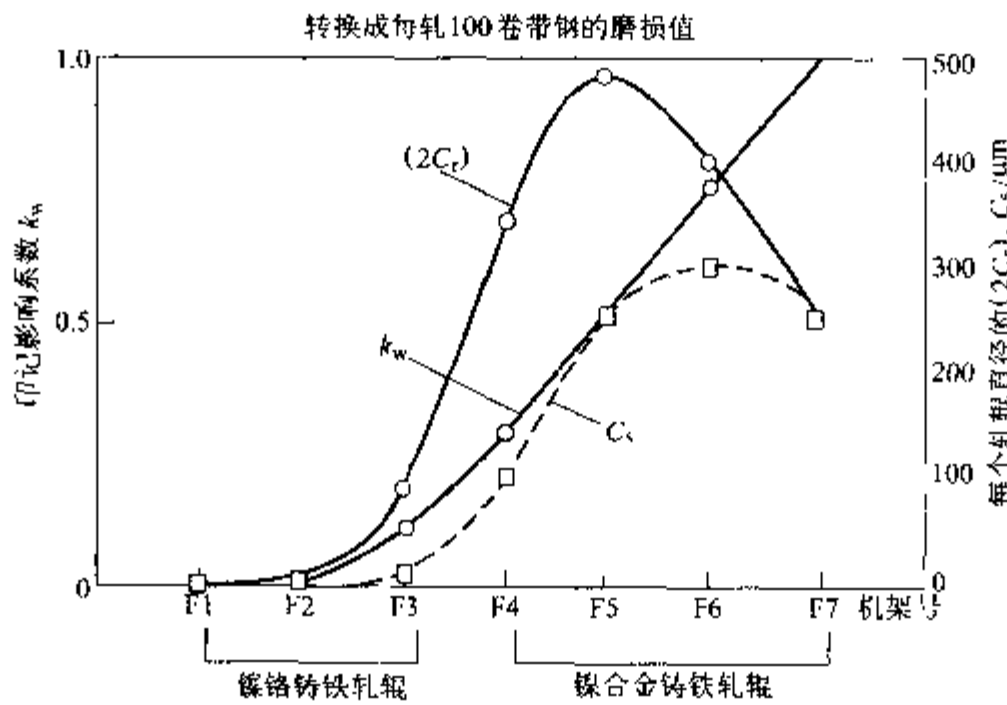


图 19-29 热轧带钢轧机精轧机组上轧辊磨损对带钢凸度的影响^[35]

19.17 支撑辊磨损对热轧带钢凸度的影响

西巴金等^[8]通过对在 1472mm 热轧带钢轧机上轧制 367 卷带钢测量数据的统计，分析了支撑辊磨损对带钢凸度的影响，推导出了如下的经验公式，并据此作出了曲线图（图 19-30）：

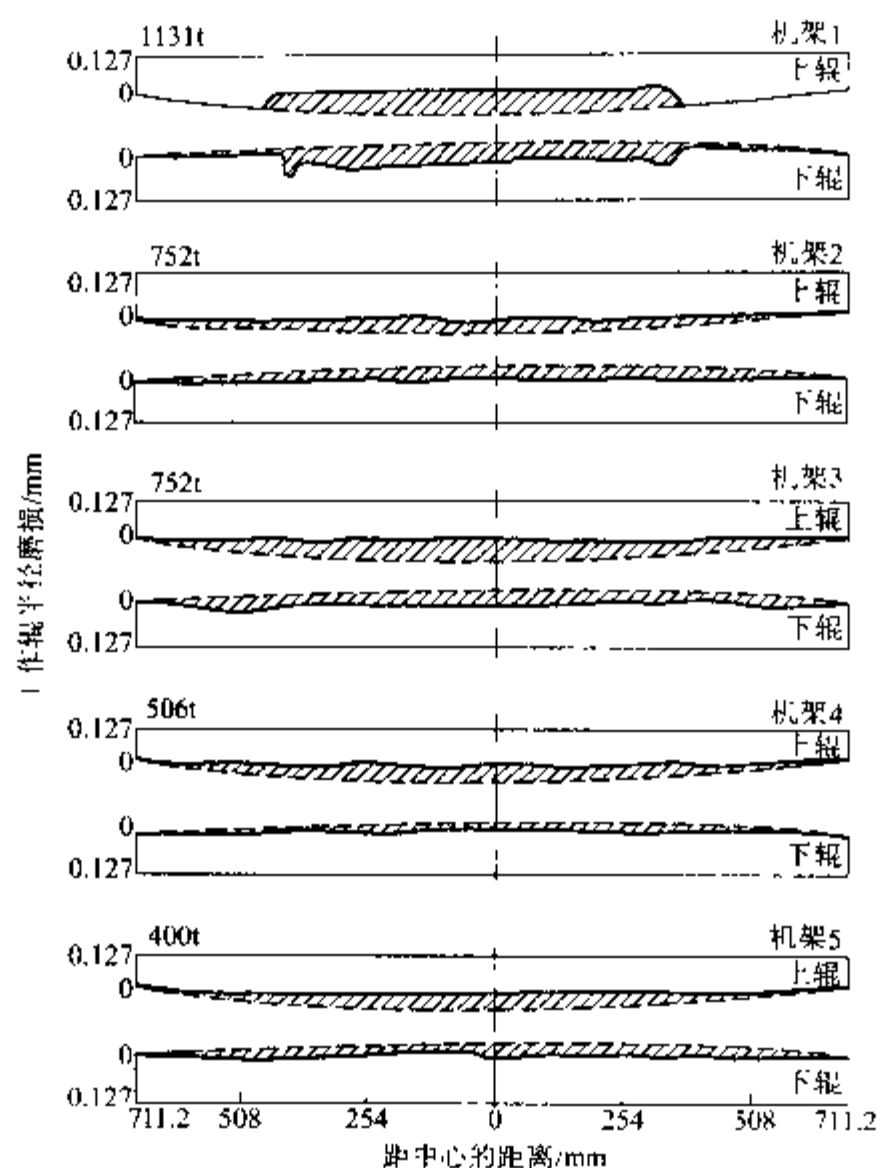
$$c = 0.37 - 0.0663t_s + 0.0459w + 0.108n - 0.034n^2 \quad (19-39)$$

式中 c —— 带钢凸度，mm；

t_s —— 测量前半小时内带钢的轧制接触时间，min；

w —— 带钢的宽度，mm；

n —— 支撑辊的转数。



机架	轧辊数据		
	材质	肖氏硬度	凸度/mm
1	锻钢	淬火	0.0762
2	锻钢	95~98	0.0762
3	锻钢	92~94	0.0762
4	锻钢	92~94	0.0762
5	锻钢		0.0762

图 19-31 1422mm 冷轧机上的工作辊磨损^[30]

19.19 冷轧与平整带钢的板形

冷轧和平整带钢的板形基本上由带钢热轧后的板形所决定。这一论断经大量的观测得到了证实。

在西巴金等^[8]的一项研究中,带钢在热轧和五机架冷轧后均进行采样,且多半带钢在平整后采样。热轧卷在酸洗前进行纵切分卷,然后焊接起来。五机架冷轧卷要切去焊缝前的250~500mm带钢,以避免焊缝通过轧辊时会产生机械挠动。对平整卷要切去焊缝前后6750~13500mm的带钢,以避免焊缝两边的非平整段。然后用手动微米计(精确到0.0025mm)测量带钢的厚度。

在距带钢边部9.5mm、38.1mm和76.2mm的地方测量热轧卷的凸度。在9.5mm处的测量值并不令人满意,因为在带钢的边部带钢的厚度变化很大,这样在边部放置微米计时,

即使是一点小误差也会在读数时产生很大的误差。而在距带钢边部 38.1mm 和 76.2mm 处的测量值则基本上已不在这一厚度变化很大的区域内。

在整个实验分析过程中用到的带钢凸度测量值是在距带钢边部 38.1mm 处厚度与中心厚度的平均厚差。因为边部 12.7mm 在酸洗后被剪切掉，所以在五机架冷轧后及平整后应在带钢对应的最初部位进行测量，而不是在距离边部 38.1mm 处了。

经 1472mm 热轧带钢轧机轧后的典型带钢断面形状如图 19-32a 所示，经 1422mm 五机架冷轧后的带钢断面形状如图 19-32b 所示，经四辊平整轧机平整后的带钢断面形状如图 19-32c 所示。可以预见，如果在冷轧和平整时无宽展（即带钢无侧向位移），且带钢在宽向上的张力相同时，则带钢在每次压下变形后的凸度与厚度之比为常量，从而有如下关系式：

$$\frac{c_h}{h_h} = \frac{c_c}{h_c} = \frac{c_t}{h_t} \quad (19-40)$$

式中 c_h 、 c_c 、 c_t ——分别为热轧、冷轧和平整后的带钢凸度；

h_h 、 h_c 、 h_t ——分别为热轧、冷轧和平整后的带钢厚度。

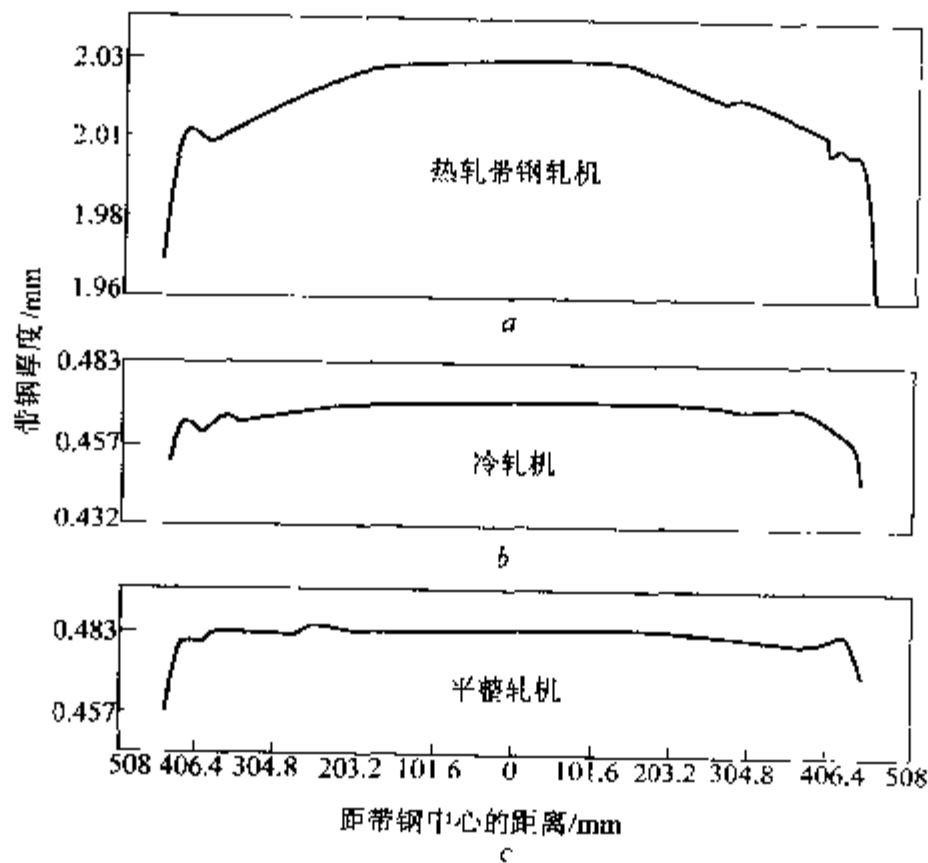


图 19-32 典型的带材断面形状^[8]

a—热轧后；b—冷轧后；c—平整后

通过对 24 卷五机架冷轧后的带材断面形状实测值（图 19-33a）和 13 卷平整后的带材断面形状实测值（图 19-33b）进行的统计分析，得出了如下的带材在热轧、冷轧和平整后的凸度间的关系：

$$\frac{c_c}{h_c} = 1.07 \frac{c_h}{h_h} + 0.0017h_c \quad (19-41)$$

$$\frac{c_t}{h_t} = 0.97 \frac{c_h}{h_h} - 0.0008h_t \quad (19-42)$$

上述两个方程所示的凸度关系与方程 19-40 所示的理论分析预测结果非常接近，可以从图

19-33a 和图 19-33b 更直观地看出。

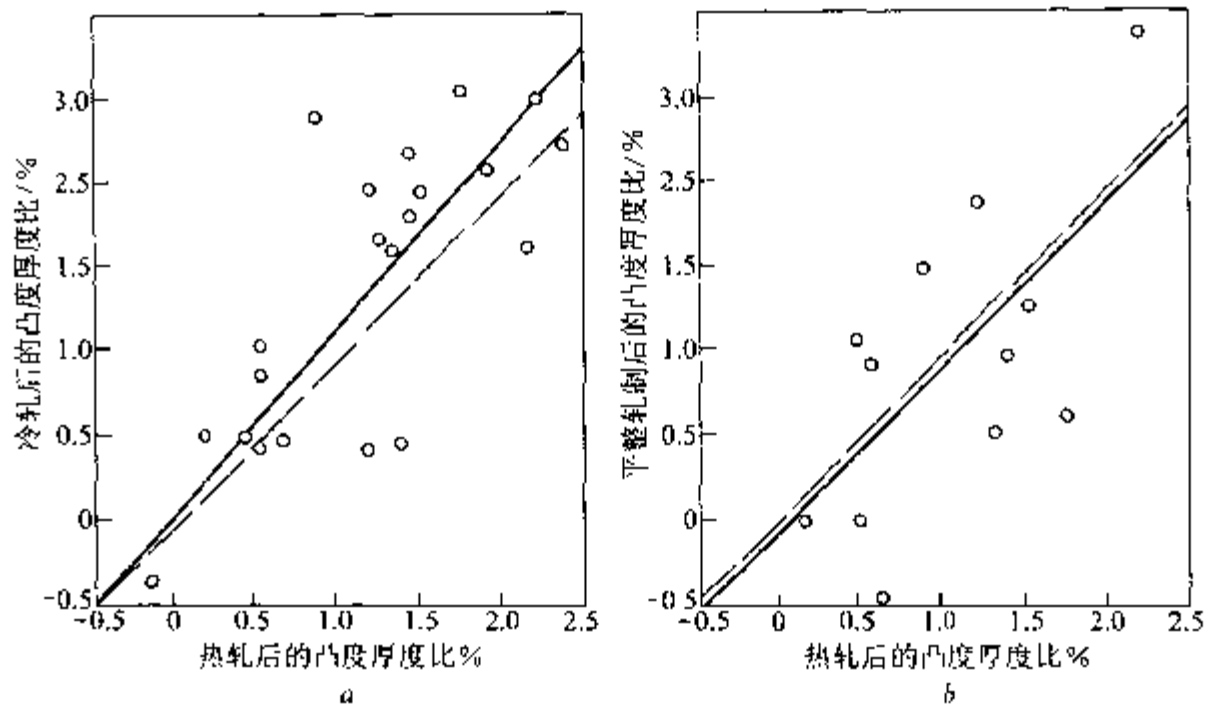


图 19-33 热轧带钢的凸度厚度比对同样带钢经过其他轧制方式加工后的凸度厚度比的影响^[8]
a—经冷轧后；b·经平整轧制后

热轧带钢的许多不规则断面形状会影响到随后的任何轧制工序的带材断面形状。最为明显的影响来自热轧工序中带材断面上出现的局部隆脊。在冷轧和平整轧制中，这种现象叫做带材鼓包^[36,38]。

带材在隆脊沿线的断面上常常存在很小但可测的厚度不均匀性(图 19-34)。很显然，带材经过千层甚至更多层的卷绕后，这些局部的鼓包叠加使高度倍增。对于这样的局部鼓包，高度达到 6.3mm 甚至更高并不罕见。

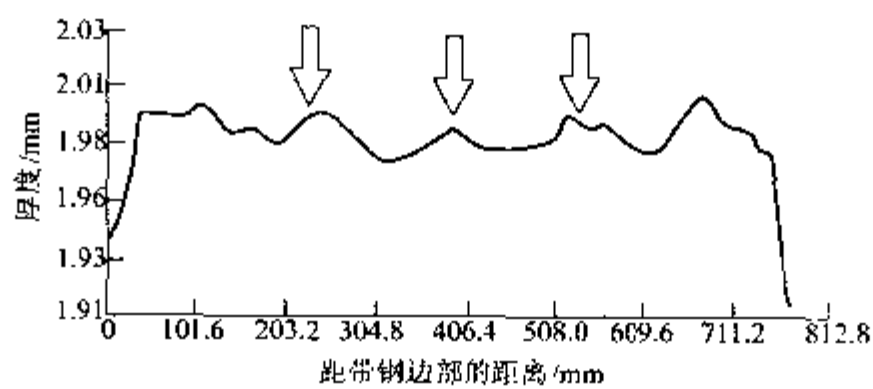


图 19-34 热轧带钢的断面形状，箭头所指为一直保留在冷轧过程中的带材鼓包^[38]

参考文献

1. S. Cerni, et al, "Temperatures and Thermal Stresses in the Rolling of Metal Strip," *AISE Yearly Proceedings*, 1963, pp. 717-725.
2. A. Iwawaki, et al "Development of the Temperature Simulation Model for a Rolling Mill," *IHI Engineering Review*, Vol. 10 No. 4, Oct. 1977.
3. H. Sumi, et al, "A Numerical Model and Control of Plate Crown in the Hot Strip or Plate Rolling," *Advanced Technology of Plasticity*, Vol. 2, 1984, pp. 1360-1365.
4. G.T. Pallone, "Transient Temperature Distribution in Work Rolls During Hot Rolling of Sheet and Strip," *AISE Year Book*, 1983, pp. 496-501.
5. E.J. Patula, "Steady-State Temperature Distribution in a Rotating Roll Subject to Surface Heat Fluxes and Convective Cooling," *ASME Journal of Heat Transfer*, Feb. 1981, p. 36.
6. H.S. Carslaw and J.C. Jaeger, *Conduction of Heat in Solids*, Oxford University Press, 1959.
7. V.S. Arpaci, *Conduction Heat Transfer*, Addison-Wesley Publishing Co., 1966.
8. J.G. Sibakin, et al, "Factors Affecting Strip Profile in Cold and Hot Strip Mill," *Flat Rolled Products: Rolling and Treatment*, Metallurgical Society of AIME Conferences, Vol. 1, 1959, pp. 3-45.
9. G. Van Steden and J.G.M. Tellman, "A New Method of Designing a Work Roll Cooling System for Improved Productivity and Strip Quality," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 1, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. A.29.1 - A.29.12.
10. S. Wilmotte and J. Mignon, "Thermal Variations of the Camber of the Working Rolls During Hot Rolling," *C.R.M. Report*, No. 34, March 1973, pp. 17-34.
11. K. Yasuda, et al, "Rolling of Dead Flat Strip Using UC Mill with Small Diameter Work Rolls," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 2, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. E.22.1 - E.22.12.
12. T.R. Goodman, "The Heat Balance Integral and its Application to Problems Involving a Change of Phase," *Transactions of the ASME*, Vol. 80 No. 2, Feb. 1958, p. 335.
13. T.R. Goodman, "The Heating of Slabs with Arbitrary Heat Inputs," *Journal of Aeronautical Science*, Vol. 26 No. 3, 1959, p. 187.
14. T.J. Knox and J.M. Moore, "Improving Dimensional Control in the Hot Mill," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 1, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. A.23.1 - A.23.13.
15. R.D. Farnworth and B.J. Hewitt, "Technical Development in Cold Rolling Operations at B.S.C. Shotton Works," *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference: The Science and Technology of Flat Rolling*, Vol. 2, Deauville, France, June 1-3, 1987, pp. E.17.1 - E.17.12.
16. R.R. Somers, "Effect of Hot and Cold Rolling Operations on Strip Crown and Feather Edge," *Proceedings of the International Conference on Steel Rolling: Science and Technology of Flat Rolled Products*, Vol. 1, Tokyo, Japan, Sept. 29 - Oct. 4, 1980, pp. 701-712.
17. J.A. Schey, *Tribology in Metalworking: Friction, Lubrication and Wear*, American Society for Metals, Metals Park, Ohio, 1983, pp. 131-341.
18. J.T. Burwell, *Wear*, Vol. 1, 1957, pp. 119-141.
19. C.L. Robinson and F.J. Westlake, "Roll Lubrication in Hot Strip Mills," *Proceedings of the First European Tribology Congress*, London, Sept. 25-27, 1973, pp. 389-398.
20. C.L. Wandrei, "Review of Hot Rolling Lubricant Technology for Steel," *ASLE Special Publication SP-17*, American Society of Lubrication Engineers, Park Ridge, Ill., 1984.

21. P.G. Stevens, et al, "Increasing Work Roll Life by Improved Roll Cooling Practice," *Journal of the Iron and Steel Institute*, Jan. 1971, pp. 1-11.
22. P. Harper, "The Water Cooling of Rolls," *Iron & Steelmaker*, Oct. 1988, pp. 34-37.
23. R.R. Judd, "Surface Deterioration of Grain Iron Work Rolls in the First Stands of a Hot Strip Mill Finishing Train," *AISE Year Book*, 1979, pp. 65-74.
24. W.H. Betts, "Basic Concepts of Roll Surface Behavior in Stands F1, F2, and F3," *AISE Year Book*, 1977, pp. 12-18.
25. W. Siefert, "On Firecracking," Translated from *Giesseri*, 1968, pp. 737-742.
26. D.M. Parke and J.L. Baker, "Temperature Effects of Cooling Work Rolls," *AISE Yearly Proceedings*, 1972, pp. 675-680.
27. C.F. Peck, et al, "Temperature Stresses in Iron Work Rolls," *AISE Yearly Proceedings*, 1954, pp. 389-402.
28. C.F. Zorowski and A.S. Weinstein, "An Analysis of the Stresses and Deformations in Work Rolls," *AISE Yearly Proceedings*, 1961, pp. 392-398.
29. K.N. Tong, et al, "Contact Pressure Distribution and Comparative Tests for Evaluation of Resistance to Spalling of Roll Materials," *AISE Yearly Proceedings*, 1963, pp. 555-566.
30. K.N. Tong and M.K. Chakko, "Predictions of Roll Spalling in 4-High Mills Based on Fatigue Strength of Roll Materials and Wear Pattern of Rolls," *AISE Yearly Proceedings*, 1964, pp. 539-569.
31. H.W. Pickering, et al, "Wedging Section of Solid Corrosion Products During Stress Corrosion of Austenitic Stainless Steels," *Corrosion*, Vol. 18, June 1962, pp. 230t-239t.
32. K. Soeno, et al, "Some Problems of Front Stand Work Rolls in Hot Strip Finishing Mills," *Hitachi Review*, Vol. 18 No. 7, pp. 262-267.
33. Y. Oike, et al, *Tetsu-to-Hagane*, Vol. 63 No. 4, 1977, p. S222.
34. R.R. Somers, et al, "Verification and Applications of a Model for Predicting Hot Strip Profile, Crown and Flatness," *AISE Year Book*, 1984, pp. 441-450.
35. T. Nakanishi, et al, "Application of Work Roll Shift Mill HCW Mill to Hot Strip and Plate Rolling," *Hitachi Review*, Vol. 34 No. 4, 1985, pp. 153-160.
36. W.F. Gilbertson, "Hot Rolled Strip Abnormalities Leading to Ridge in Cold Reduced Sheets and Tinplate," *Journal of the Iron and Steel Institute*, June 1965, pp. 553-561.
37. H.C. Easter, "Inland's Application of Forged Steel Backup Rolls for Hot and Cold Strip Mills," *Iron & Steelmaker*, Oct. 1986, pp. 27-34.
38. G.R. Christoph and J.F. Griffin, "Influence of Hot Strip Profile on Subsequent Operations," *Flat Rolled Products: Rolling and Treatment*, Metallurgical Society of AIME Conferences, Vol. 1, 1959, pp. 47-65.

10) 支撑辊凸度 C_b ;

11) 工作辊凸度 C_w 。

带材的几何参数包括:

1) 带材的入口厚度 h_i ;

2) 带材的出口厚度 h_o ;

3) 带材的宽度 w ;

4) 带材的入口凸度 c_i ;

5) 带材的出口凸度 c_o ;

6) 带材板形;

7) 带材的平直度参数 I 、 S 。

如图 20-2 所示,带钢的中心凸度被选为表示板形的一个主要参数,用如下的方程式表示:

$$c_{hi} = h_c - h_i \quad (20-2)$$

式中 h_c ——带钢中心厚度;

h_i ——距带钢边部为 i 处的厚度。

在这一分析中,计算了距边部 $i=25\text{mm}$ 处的带钢厚度。

(2) 材料参数。材料参数描述了轧辊、带钢及工作辊与支撑辊、工作辊和带钢之间介质的弹性性能。带钢的弹性性能可以用带钢模量 M 进行数值表示,并将 M 定义为:

$$M = \frac{P}{w\Delta} \quad (20-3)$$

式中 P ——轧制力;

w ——带材宽度;

Δ ——压下量。

(3) 力能参数。ROLLFLEX™模型中考虑的力能参数列出如下:

1) 轧制力 P ;

2) 正弯辊力 F_p ;

3) 负弯辊力 F_n ;

4) 液压压力(对非平辊) p 。

表 20-1 列出了将板形和平直度理论应用于 1372mm、1676mm 和 2032mm 热轧宽带钢轧机(每个机组都为七机架精轧机)上时,各主要参数的范围。分析中所采用的轧制规程、单位轧制力 P/w 和带钢模量 M 如表 20-2 所示。

表 20 1 板形和平直度分析中用到的主要几何参数

参 数	符 号	轧机的宽度值/mm		
		1372	1676	2032
支撑辊辊身长度	L_b/mm	1372	1676	2032
支撑辊直径	D_b			
最小	$D_{b\min}/\text{mm}$	1460	1460	1460
最大	$D_{b\max}/\text{mm}$	1562	1562	1562

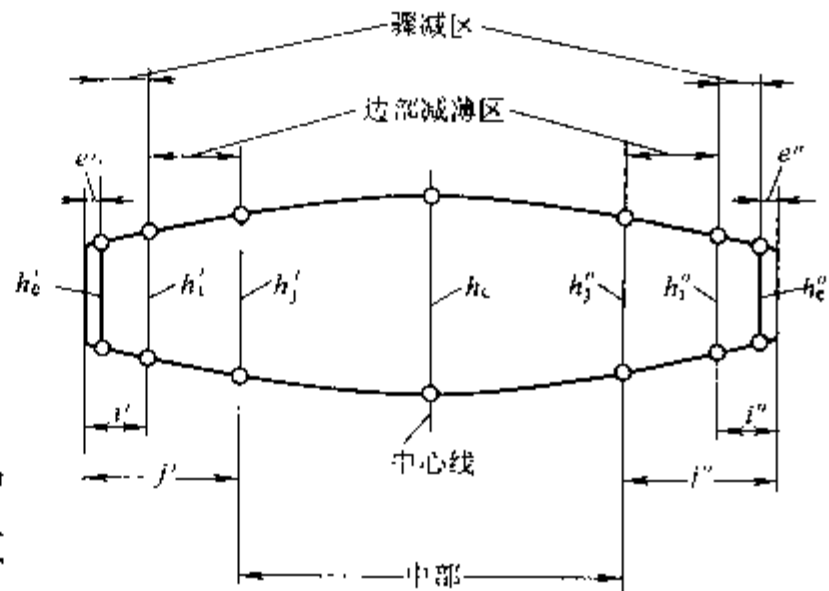


图 20-2 带钢的横断面几何尺寸

续表 20-1

参 数	符 号	轧机的宽度值/mm		
		1372	1676	2032
支撑辊辊颈直径	D/mm	940	940	940
工作辊辊身长度	L_w			
	最小 $L_{w\min}/\text{mm}$ 最大 $L_{w\max}/\text{mm}$	1372	1676	2032 2286
工作辊直径	D_w			
	最小 $D_{w\min}/\text{mm}$ 最大 $D_{w\max}/\text{mm}$	673	673	673 724
工作辊辊颈直径	d/mm	483	483	483
支撑辊和工作辊接触长度	L_c			
	最小 $L_{c\min}/\text{mm}$ 最大 $L_{c\max}/\text{mm}$			1778 1956
支撑辊轴承间距	L_{bb}/mm	2496	2794	3129
工作辊轴承间距	L_{wb}			
	最小 $L_{w\min}/\text{mm}$ 最大 $L_{w\max}/\text{mm}$	2210	2515	
内外轴套间距	s/mm			457
支撑辊凸度	C_b			
	最小 $C_{b\min}/\text{mm}$ 最大 $C_{b\max}/\text{mm}$	0	0	0 0.254
工作辊凸度	C_w			
	最小 $C_{w\min}/\text{mm}$ 最大 $C_{w\max}/\text{mm}$	0	0	0 0.127

表 20-2 三维有限元分析中用到的轧制参数

机架号	出口厚度/mm	单位宽度轧制力/ $\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1}$	带钢模量/ $\text{N} \cdot \text{mm}^{-2}$
	33.000		
F1	18.160	11.07	750
F2	10.540	10.45	1370
F3	6.350	10.23	2440
F4	4.060	9.62	4200
F5	2.845	8.45	6950
F6	2.286	5.80	10380
F7	2.000	3.84	13430

- (3) 工作辊最小辊身长度 L_{wmin} ;
- (4) 支撑辊辊颈名义直径 D ;
- (5) 工作辊最大直径 D_{wmax} ;
- (6) 工作辊辊颈名义直径 d ;
- (7) 工作辊和支撑辊的最大接触长度 L_{cmax} ;
- (8) 支撑辊轴承的名义间距 L_{bb} ;
- (9) 工作辊轴承的最小间距 L_{wbmin} 。

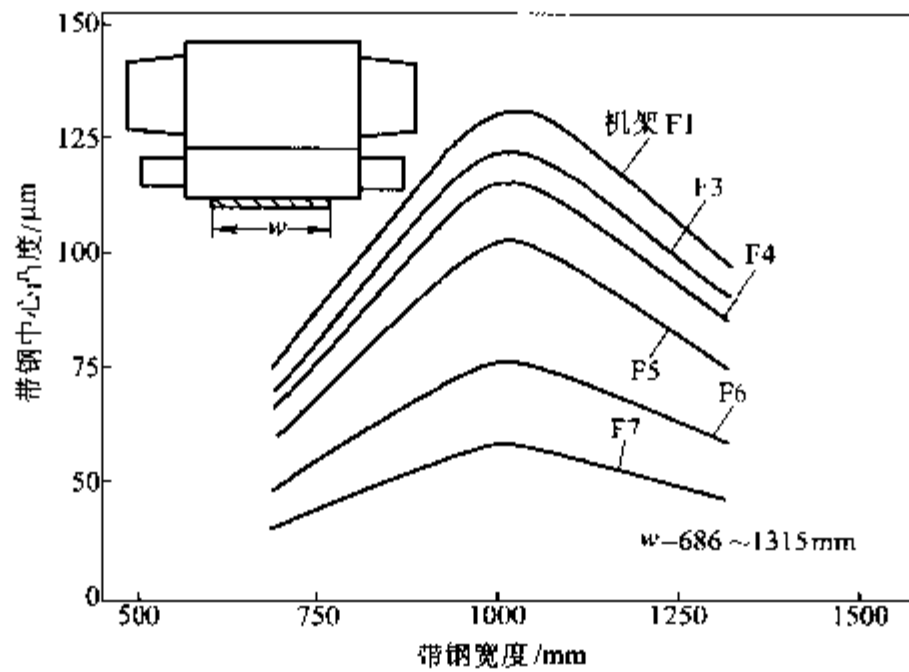


图 20-5 1372mm 热轧宽带钢轧机上带钢中心凸度随带钢宽度的变化关系

20.4 再生的带钢中心凸度

我们假定基本的带钢中心凸度 c_0 对应的带钢宽度为 w_0 、带钢模量为 M_0 、支撑辊直径为 D_{b0} 、工作辊直径为 D_{w0} ，而工作辊和支撑辊的凸度及正、负弯辊力都为零。板形模型的一项主要任务就是用与基本凸度 c_0 相关的值去确定对应于带钢宽度 w 、带钢模量 M 、支撑辊直径 D_b 、工作辊凸度 c_w 、正弯辊力 F_{ww} 和负弯辊力 F_{bw} 情况下的再生带钢中心凸度 c_0 。

利用如下描述各种因素对板形影响的参数可以达到上述目的：

- (1) 带钢宽度的影响率 k_w ;
- (2) 轧制力影响率 k_p ;
- (3) 工作辊直径影响率 k_{dw} ;
- (4) 支撑辊直径影响率 k_{db} ;
- (5) 工作辊凸度影响率 k_{cw} ;
- (6) 支撑辊凸度影响率 k_{cb} ;
- (7) 轧辊接触影响率 k_{rc} ;
- (8) 工作辊弯辊影响率 k_{bw} ;
- (9) 支撑辊弯辊影响率 k_{bb} 。

上述参数一经确定，用如下的通用公式就能很容易地求出再生带钢中心凸度；

$$c = c_0 + k(X_0 - X) \quad (20-4)$$

式中 k ——扰动因素对带钢凸度的影响率；

X_0 、 X ——分别为基本带钢中心凸度和再生带钢中心凸度的扰动因素值。

20.5 带钢宽度对带钢凸度的影响

带钢宽度在很大程度上决定板的凸度是众所周知的事实。确实，工作辊长度大于带钢宽度，工作辊间的轧制力是由带钢体来传递的。

简支梁挠曲理论^[3]认为轧辊挠曲及因此而产生的带钢凸度随轧制力增大而增大。因为轧制力正比于带钢宽度，可以预见，在轧制宽的带材时会产生更大的凸度。但是，有限元分析理论表明这一论断只在一定宽度范围内成立。正如图 20-3 到图 20-5 所示，带钢凸度和宽度之间存在着更复杂的关系。从那些曲线图可以看出：

(1) 带钢基本中心凸度在很大程度上随带钢宽度变化。对窄带来说，带钢宽度增加，中心凸度变大。但对于宽带，带钢宽度大约为轧辊辊身长的 70%~80% 时，中心凸度达到最大值，当宽度继续增加时，中心凸度却趋于减小。

(2) 在宽带钢轧机上，带钢基本中心凸度要大一些。

(3) 带钢基本中心凸度随带钢模量的增大而减小。

带钢宽度对中心凸度的影响用带钢宽度影响率 k_w 表示。 k_w 定义如下：

$$k_w = \frac{\Delta c}{\Delta w} = \frac{c - c_0}{w - w_0} \quad (20-5)$$

式中 Δc ——带钢凸度变化值；

Δw ——带钢产生凸度变化 Δc 时的宽度改变值；

c 、 c_0 ——分别为对应带钢宽度 w 、 w_0 的凸度。

带钢基本中心凸度和宽度之间的关系（如图 20-3 到图 20-5 所示）可用三条直线近似表示，三条直线的倾角分别为 α_1 、 α_2 、 α_3 （如图 20-6 所示）。所以，对于三种不同的宽度范围，带钢宽度影响率 k_{w1} 、 k_{w2} 和 k_{w3} 分别等于：

$$\left. \begin{aligned} k_{w1} &= \tan \alpha_1 & w &\leq w_1 \\ k_{w2} &= \tan \alpha_2 & w_1 < w < w_2 \\ k_{w3} &= \tan \alpha_3 & w &\geq w_2 \end{aligned} \right\} \quad (20-6)$$

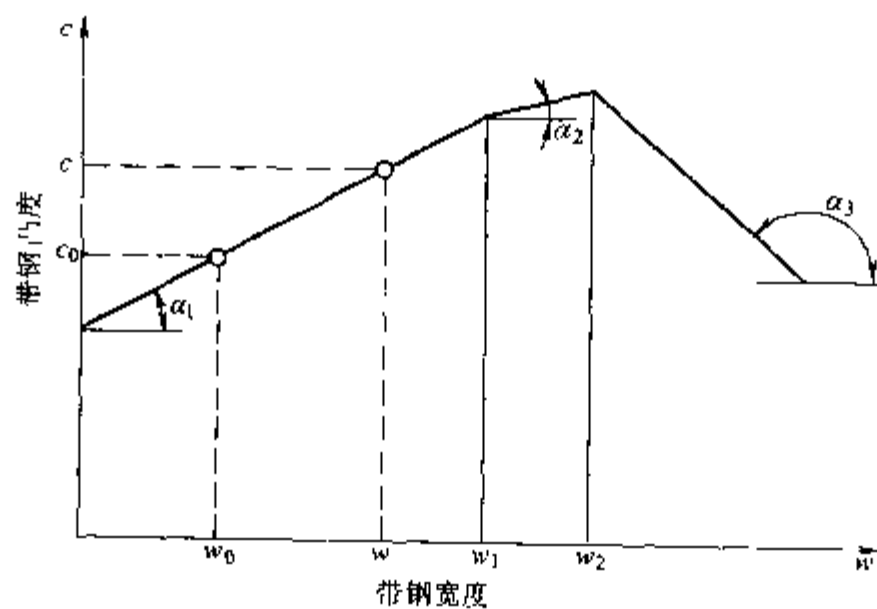


图 20-6 带钢凸度和宽度关系的简化表示

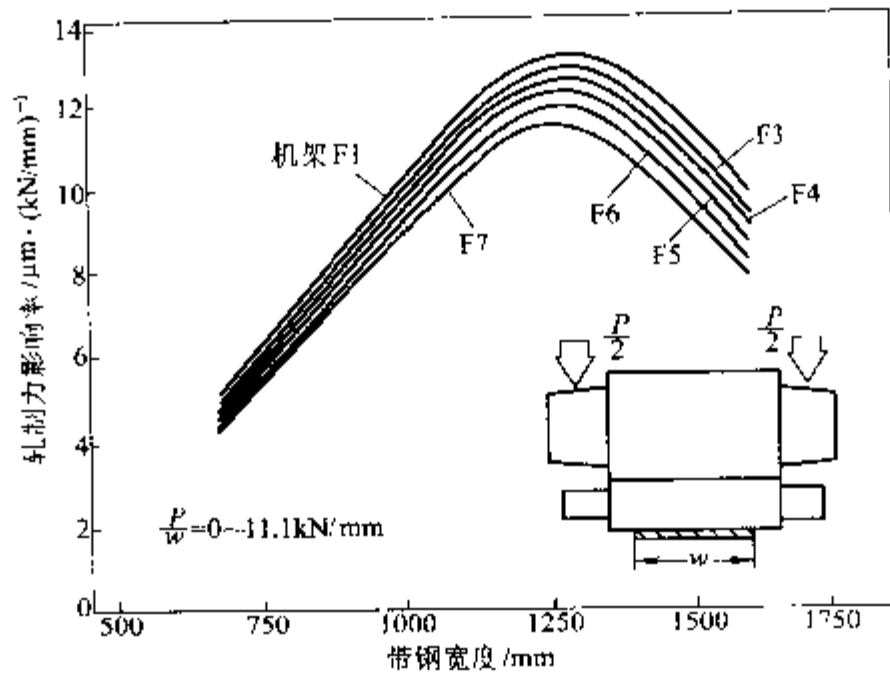


图 20-8 1676mm 热轧宽带钢轧机上轧制力影响率随带钢宽度的变化关系

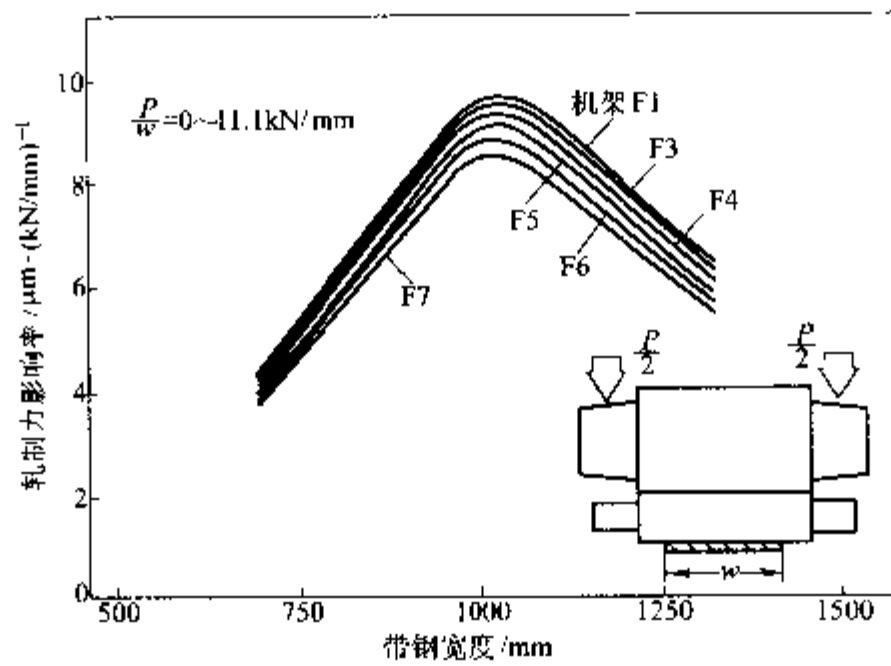


图 20-9 1372mm 热轧宽带钢轧机上轧制力影响率随带钢宽度的变化关系

与带钢凸度对带钢宽度的依赖关系相似，轧制力影响率和带钢宽度的关系（在保证精度的前提下）也可以用三条直线近似表示。三条直线的倾角分别为 β_1 、 β_2 、 β_3 ，如图 20-10 所示。这样，对于三种不同的带钢宽度范围，轧制力影响率的变化率 S_{p1} 、 S_{p2} 和 S_{p3} 等于：

$$\left. \begin{aligned} S_{p1} &= \tan\beta_1 & w &\leq w_1 \\ S_{p2} &= \tan\beta_2 & w_1 < w < w_2 \\ S_{p3} &= \tan\beta_3 & w &\geq w_2 \end{aligned} \right\} \quad (20-10)$$

可将轧制力影响率的变化率 S_p 应用于如下描述带钢凸度 c 和 c_0 关系的方程式中，其中 c 对应于带钢宽度 w 、带钢模量 M 、轧制力影响参数 k_{p0} 及轧制力 P ， c_0 对应的带钢宽度 w_0 、带钢模量 M_0 、轧制力 P_0 。

$$c = c_0 + k_p \left| \frac{P}{w} - \frac{P_0}{w_0} \right| \quad (20-11)$$

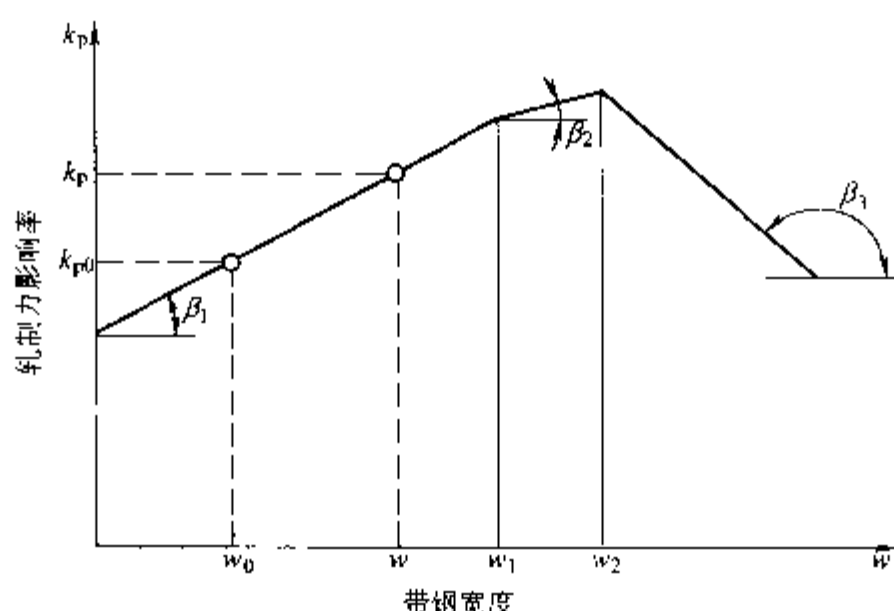


图 20-10 轧制力影响率和带钢宽度关系的简化表示

$$k_p = [k_{pc} + S_p(w - w_0)] \left(\frac{M_0}{M} \right)^{m_p} \quad (20-12)$$

式中 m_p ——与轧制力影响相关的带钢模量系数。

与轧制力影响相关的带钢模量系数 m_p 可由如下公式表示：

$$m_p = \frac{\left(\ln \frac{k_{p0min}}{k_{p0max}} \right)}{\left(\ln \frac{M_{0max}}{M_{0min}} \right)} \quad (20-13)$$

式中 k_{p0min} ——对应于最小带钢模量 M_{min} 的最小轧制力影响率；

k_{p0max} ——对应于最大带钢模量 M_{max} 的最大轧制力影响率。

20.7 工作辊直径对带钢凸度的影响

如前所述，板形受辊系刚度的影响，当工作辊直径增大时，辊系在轧制力作用下抵抗挠曲的能力增强，从而使带钢凸度减小。

工作辊直径对带钢凸度的影响可用工作辊直径影响率 k_{dw} 来表示：

$$k_{dw} = \frac{\Delta c}{\Delta D_w} = \frac{c - c_0}{D_w - D_{w0}} \quad (20-14)$$

式中 ΔD_w ——产生凸度变化 Δc 时对应的（上、下）工作辊直径的改变；

c 、 c_0 ——分别为与工作辊直径 D_w 、 D_{w0} 相对应的带钢凸度。

图 20-11 到图 20-13 描绘了在 2032mm、1676mm 和 1372mm 热轧宽带钢轧机上工作辊直径影响率 k_{dw} 和带钢宽度 w 之间的计算机模拟关系曲线。

这种关系可用三条倾角分别为 γ_1 、 γ_2 、 γ_3 的直线（如图 20-14 所示）近似表示。从而，对于三种不同的带钢宽度范围，工作辊直径影响率的变化率 S_{dw1} 、 S_{dw2} 、 S_{dw3} 为：

$$\left. \begin{aligned} S_{dw1} &= \tan \gamma_1 & w &\leq w_1 \\ S_{dw2} &= \tan \gamma_2 & w_1 < w < w_2 \\ S_{dw3} &= \tan \gamma_3 & w &\geq w_2 \end{aligned} \right\} \quad (20-15)$$

将工作辊直径影响率的变化率 S_{dw} 用于描述带钢凸度 c 与 c_0 关系的公式中，其中 c 对应

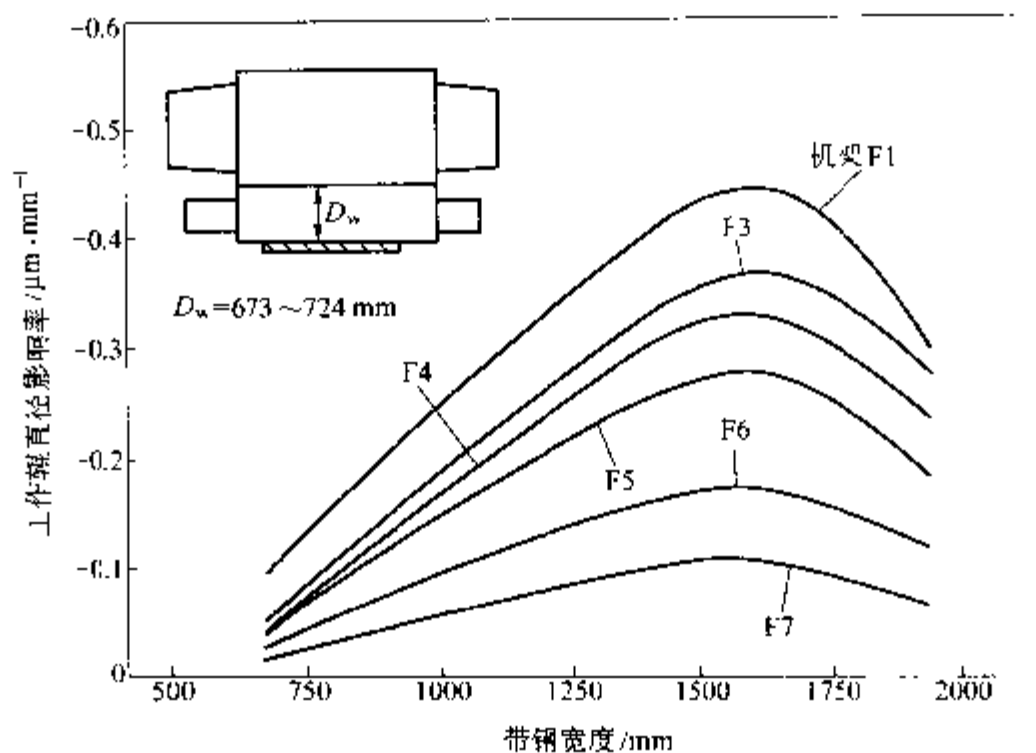


图 20-11 2032mm 热轧宽带钢轧机上工作辊直径影响率和带钢宽度之间的变化关系

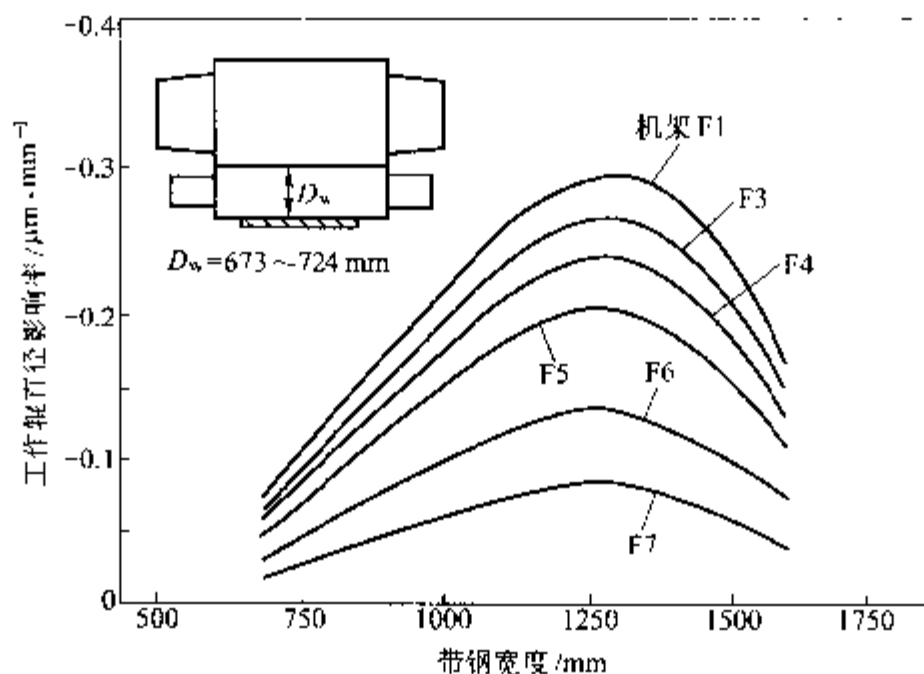


图 20-12 1676mm 热轧宽带钢轧机上工作辊之间影响率和带钢宽度之间的变化关系

于工作辊直径影响率 k_{dw} 、带钢宽度 w 、带钢模量 M 、工作辊直径 D_w ， c_0 对应于工作辊直径影响率 k_{dw0} 、带钢宽度 w_0 、带钢模量 M_0 、工作辊直径 D_{w0} 。

$$c = c_0 + k_{dw}(D_{w0} - D_w) \quad (20-16)$$

$$k_{dw} = \left[k_{dw0} + S_{dw}(w - w_0) \left(\frac{M_0}{M} \right) \right]^{m_{dw}} \quad (20-17)$$

式中 m_{dw} ——与工作辊直径影响相关的带钢模量影响系数。

与工作辊直径影响相关的带钢模量影响系数 m_{dw} 由如下方程式确定：

式中 ΔD_b —— 产生带钢凸度 Δc 时对应的（上、下）支撑辊直径的改变；

c 、 c_0 —— 分别为与支撑辊直径 D_b 、 D_{b0} 相对应的带钢凸度。

图 20-15 至图 20-17 给出了在 2032mm、1676mm 和 1372mm 热轧宽带钢轧机上支撑辊直径影响率和带钢宽度之间的计算机模拟关系曲线。

不同于图 20-11 至图 20-13 所示的工作辊直径影响率 k_{dw} 和带钢宽度 w 之间的关系，当带钢宽度 w 增加时，支撑辊直径影响率 k_{db} 将连续增加，这一关系可以方便地用抛物线形拟合曲线来表示。那么，当带钢宽度为 w 和 w_0 时，我们可以得到如下公式：

$$k_{db0} = a_1 + a_2 w_0^2 \quad (20-20)$$

$$k_{db} = a_1 + a_2 w^2 \quad (20-21)$$

式中 a_1 、 a_2 、 a_3 —— 曲线拟合常数。

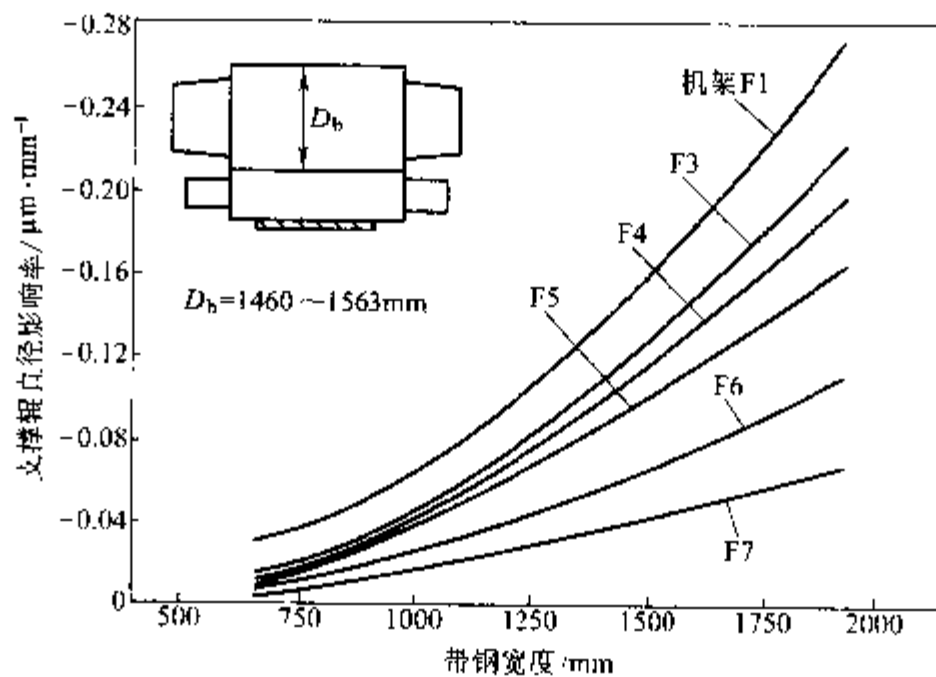


图 20-15 2032mm 热轧宽带钢轧机上支撑辊直径影响率随带钢宽度的变化关系

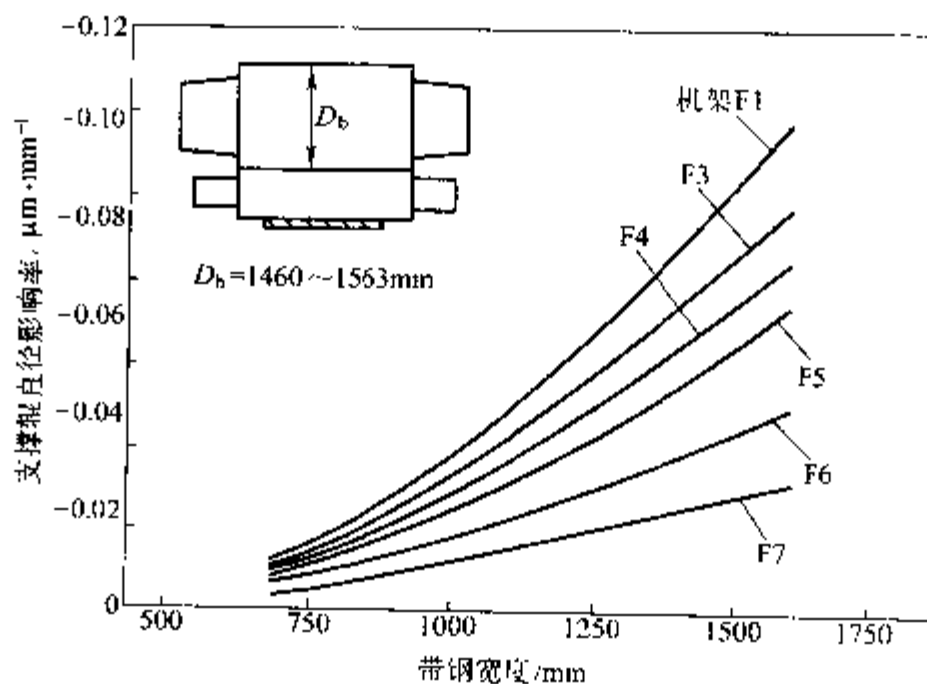


图 20-16 1676mm 热轧宽带钢轧机上支撑辊直径影响率随带钢宽度的变化关系

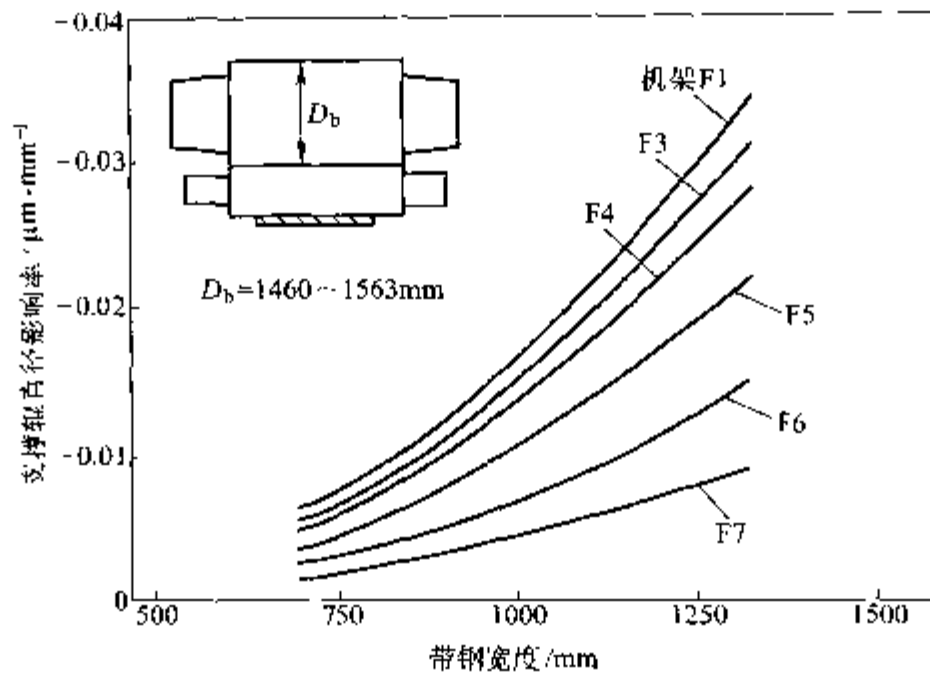


图 20-17 1372mm 热轧宽带钢轧机上支撑辊直径影响率随带钢宽度的变化关系

方程 20-22 描述了带钢凸度 c 和 c_0 之间的关系。其中 c 对应于支撑辊直径影响率 k_{db} 、带钢宽度 w 、带钢模量 M 及支撑辊直径 D_b ， c_0 对应于支撑辊直径影响率 k_{db0} 、带钢宽度 w_0 、带钢模量 M_0 和支撑辊直径 D_{b0} 。

$$c = c_0 + 0.5(k_{db} + k_{cb0})(D_b - D_{b0}) \left(\frac{M_0}{M} \right)^{m_{db}} \quad (20-22)$$

式中 m_{db} ——与支撑辊直径影响相关的带钢模量影响系数。

与支撑辊直径影响相关的带钢模量影响系数 m_{db} 可由如下的方程式表述：

$$m_{db} = \frac{\left(\ln \frac{k_{db0min}}{k_{db0max}} \right)}{\left(\ln \frac{M_{0max}}{M_{0min}} \right)} \quad (20-23)$$

式中 k_{db0min} ——与最小带钢模量 M_{0min} 相对应的最小支撑辊直径影响率；

k_{db0max} ——与最大带钢模量 M_{0max} 相对应的最大支撑辊直径影响率。

20.9 工作辊凸度对带钢凸度的影响

一种最常见的改善板形的方法是对工作辊进行凸度补偿。如下的两个因素使工作辊凸度起到了改善板形的作用。首先，工作辊凸度能有效地改善空载辊缝的形状；其次，它能改善工作辊和支撑辊之间的接触状况。此二因素在相同方向上影响着带钢凸度的变化。

确实，我们很容易看到当采用凸工作辊时，辊缝形状在边部比中部高，这样会使得带钢凸度减小。例如，如果用平辊轧出的带钢是平整的，那么用凸工作辊轧出的带钢断面就是下凹的。

工作辊凸度对带钢凸度的影响可以用工作辊凸度影响率 k_{cw} 来表示：

$$k_{cw} = \frac{\Delta c}{\Delta C_w} = \frac{c - c_0}{C_w - C_{w0}} \quad (20-24)$$

式中 ΔC_w ——产生凸度变化 Δc 时对应的工作辊凸度的改变；

c 、 c_0 ——分别为与工作辊凸度 C_w 、 C_{w0} 相对应的带钢凸度。

工作辊凸度 C_w 、 C_{w0} 是指轧辊中部直径 D_{wm} 和边部直径 D_{we} 的差值 (D_{wm} 和 D_{we} 通常为抛物线形或与辊身相似的形状), 即:

$$C_w = D_{wm} - D_{we} \quad (20-25)$$

图20-18至图20-20描绘了在2032mm、1676mm、1372mm 热轧宽带钢轧机上工作辊凸度影响率 k_{cw} 和带钢宽度 w 之间的计算机模拟关系曲线。该关系也是根据抛物线方程进行曲线拟合得来的。那么, 对于带钢宽度为 w 和 w_0 , 我们可以得到:

$$k_{cw0} = b_1 + b_2 w_0^{b_3} \quad (20-26)$$

$$k_{cw} = b_1 + b_2 w^{b_3} \quad (20-27)$$

式中 b_1 、 b_2 、 b_3 — 曲线拟合常数

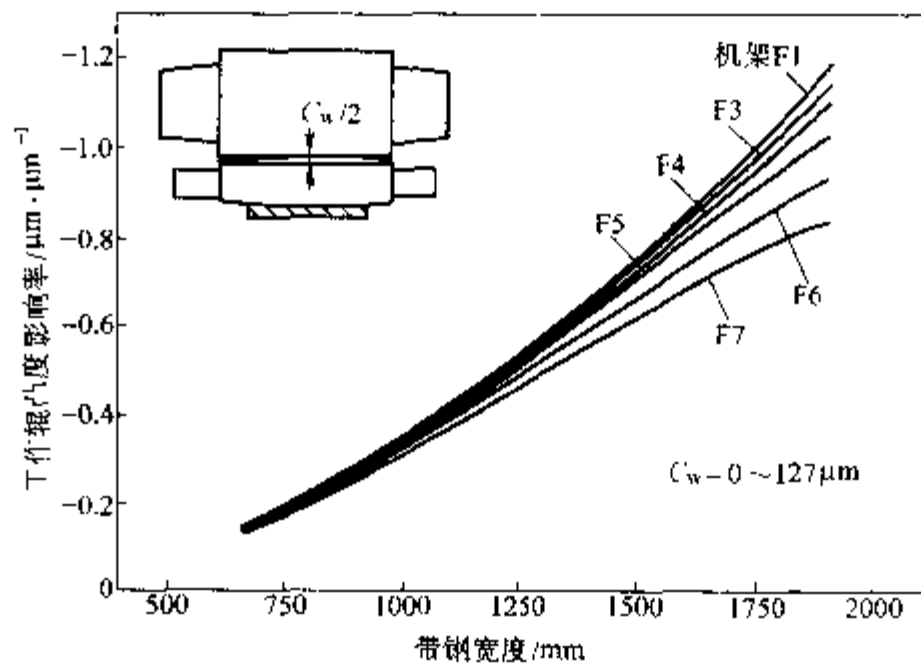


图 20-18 2032mm 热轧宽带钢轧机上工作辊凸度影响率随带钢宽度的变化关系

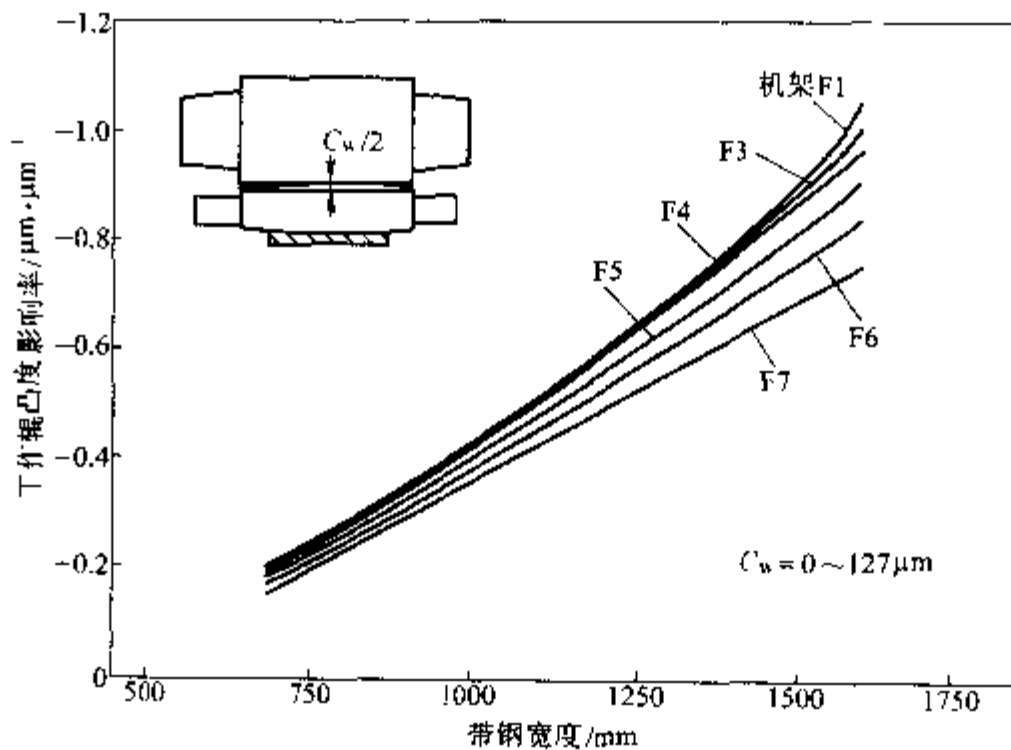


图 20-19 1676mm 热轧宽带钢轧机上工作辊凸度影响率随带钢宽度的变化关系

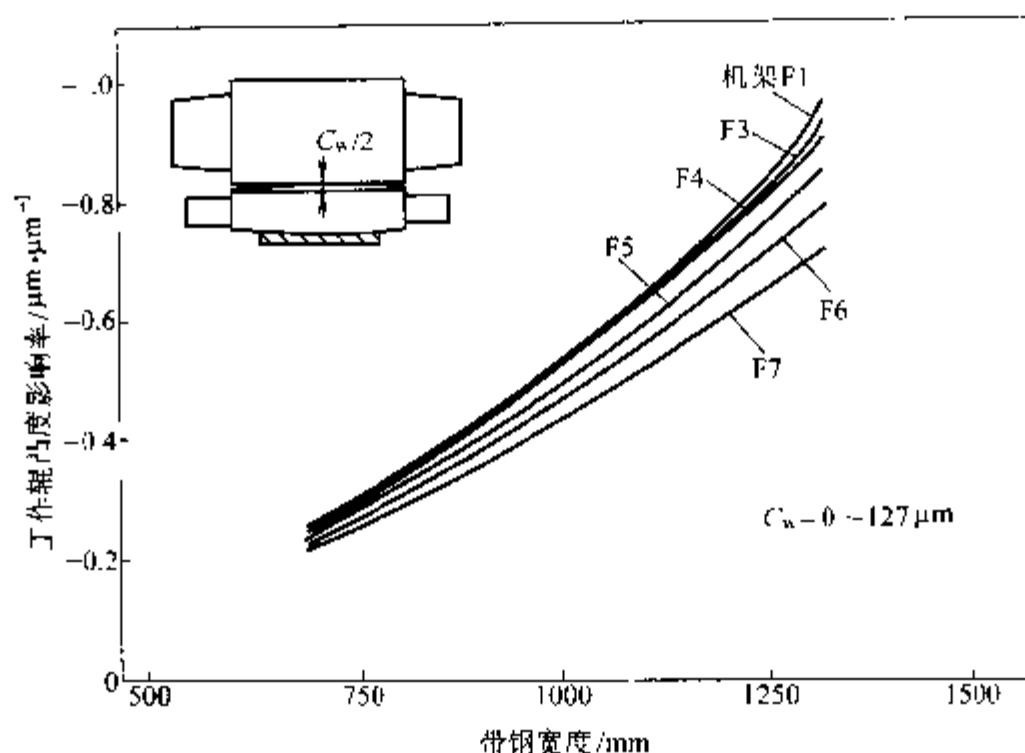


图 20-20 1372mm 热轧宽带钢轧机上工作辊凸度影响率随带钢宽度的变化关系

式20-28给出了带钢凸度 c 和 c_0 之间的关系，其中 c 对应于工作辊凸度影响率 k_{cw} 、带钢宽度 w 、带钢模量 M 、工作辊凸度 C_w ， c_0 对应于工作辊凸度影响率 k_{cw0} 、带钢宽度 w_0 、带钢模量 M_0 、工作辊凸度 C_{w0} ：

$$c = c_0 + 0.5(k_{cw} + k_{cw0})(C_w - C_{w0}) \left(\frac{M_0}{M} \right)^{m_{cw}} \quad (20-28)$$

式中 m_{cw} 与工作辊凸度相关的带钢模量影响系数。

与工作辊凸度相关的带钢模量影响系数 m_{cw} 定义如下：

$$m_{cw} = \frac{\left(\ln \frac{k_{cw0min}}{k_{cw0max}} \right)}{\left(\ln \frac{M_{0max}}{M_{0min}} \right)} \quad (20-29)$$

式中 k_{cw0min} 与最小带钢模量 M_{min} 相对应的最小工作辊凸度影响率；

k_{cw0max} 与最大带钢模量 M_{max} 相对应的最大工作辊凸度影响率。

20.10 支撑辊凸度对带钢凸度的影响

支撑辊凸度远没有工作辊凸度用的多。因为支撑辊凸度仅能调整工作辊和支撑辊之间的接触状况，而对空载辊缝的形状起不到作用，因此，对于具有一定凸度的支撑辊与具有相同凸度的工作辊相比较对带钢凸度的影响就要小得多。

支撑辊凸度对带钢凸度的影响可用支撑辊凸度影响率 k_{cb} 来表示：

$$k_{cb} = \frac{\Delta c}{\Delta C_b} = \frac{c - c_0}{C_b - C_{b0}} \quad (20-30)$$

式中 ΔC_b 产生凸度变化 Δc 时对应的支撑辊凸度的改变；

c 、 c_0 分别为与支撑辊凸度 C_b 、 C_{b0} 相对应的带钢凸度。

支撑辊凸度 C_b 和 C_{b0} 即为轧辊中部直径 D_{bm} 和边部直径 D_{be} 的差值，即：

$$C_b = D_{bm} - D_{be} \quad (20-31)$$

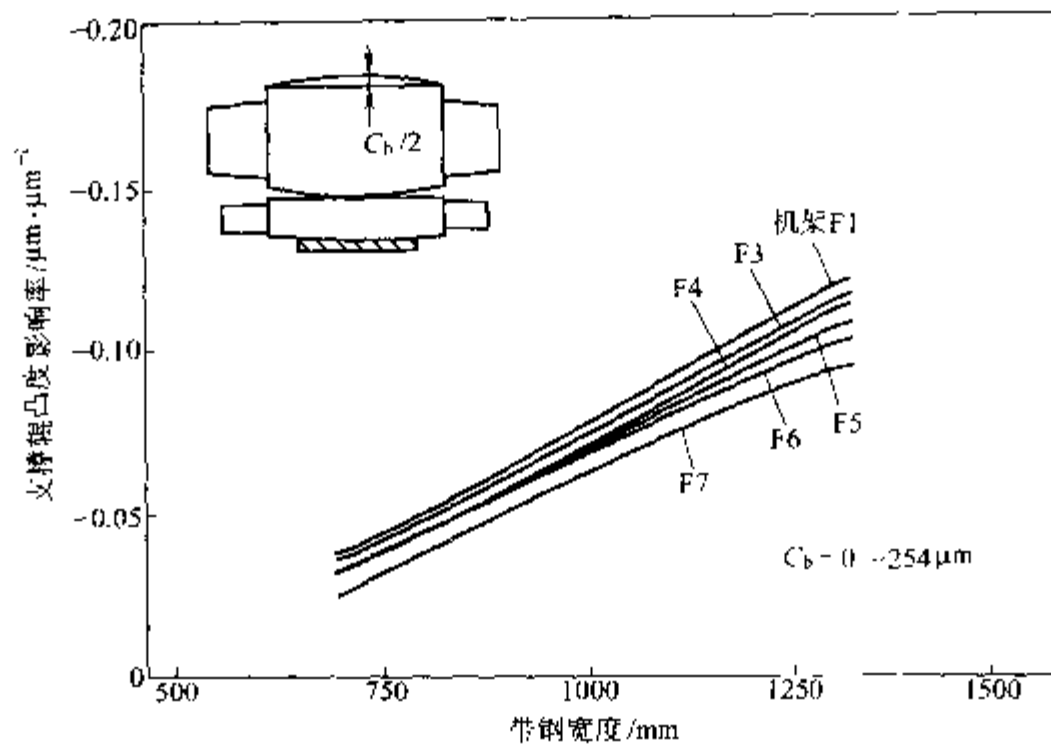


图 20-23 1372mm 热轧宽带钢轧机上支撑辊凸度影响率随带钢宽度的变化关系

方程20-34给出了带钢凸度 c 和 c_0 之间的关系，其中 c 对应于支撑辊凸度影响率 k_{cb} 、带钢宽度 w 、带钢模量 M 、支撑辊凸度 C_b ， c_0 对应于支撑辊凸度影响率 k_{cb0} 、带钢宽度 w_0 、带钢模量 M_0 、支撑辊凸度 C_{b0} 。

$$c = c_0 + 0.5(k_{cb} + k_{cb0})(C_b - C_{b0}) \left(\frac{M_0}{M} \right)^{m_{cb}} \quad (20-34)$$

式中 m_{cb} ——与支撑辊凸度影响相关的带钢模量影响系数。

与支撑辊凸度影响相关的带钢模量影响系数 m_{cb} 定义如下：

$$m_{cb} = \frac{\left(\ln \frac{k_{cb0min}}{k_{cb0max}} \right)}{\left(\ln \frac{M_{0max}}{M_{0min}} \right)} \quad (20-35)$$

式中 k_{cb0min} ——与最小带钢模量 M_{min} 相对应的最小支撑辊凸度影响率；

k_{cb0max} ——与最大带钢模量 M_{max} 相对应的最大支撑辊凸度影响率。

20.11 轧辊接触长度对带钢凸度的影响

以四辊轧机为例，轧辊接触长度 L_c 是指在轧制力作用下工作辊与相邻支撑辊全部接触的长度。当工作辊和支撑辊都是平辊或都只有很小的凸度时，可以认为施加轧制力时相邻轧辊是整个全部接触的。在此情况下，接触长度 L_c 即为辊系中较短轧辊的长度。

轧辊接触长度 L_c 频繁地用研磨轧辊两端的锥形区来调整。锥形区锥度大小的选择应保证在该区域工作辊和支撑辊在轧制力作用下互不接触。

轧辊接触长度对带钢凸度的影响可用轧辊接触长度影响率 k_{rc} 来表示：

$$k_{rc} = \frac{\Delta c}{\Delta L_c} = \frac{c - c_0}{L_c - L_{c0}} \quad (20-36)$$

式中 ΔL_c ——带钢产生凸度变化 Δc 时对应的轧辊接触长度的改变；

c 、 c_0 ——分别为与轧辊接触长度 L_c 、 L_{c0} 相对应的带钢凸度。

正文