

$$F > N \frac{\sin(\alpha/2 + \beta)}{\cos \beta} + N' f$$

由于 $N' = N \cos \frac{\alpha}{2}$, 所以

$$F > N \frac{\sin(\alpha/2 + \beta)}{\cos \beta} + N f \cos \frac{\alpha}{2}$$

$$F > N \left(\sin \frac{\alpha}{2} + 2f \cos \frac{\alpha}{2} \right) \quad (5-13)$$

由于 α 较小, 所以公式(13)变为

$$\frac{\alpha}{2} < \frac{F}{N} - 2f$$

即

$$\alpha < \frac{2F}{N} - 4f \quad (5-14)$$

公式(5-14)是稳定碾压的条件。

这表明, 在稳定碾压条件建立后, 可强制增加压下量, 使最大咬入角小于等于 α' 的两倍, 这样可以利用剩余牵引力增加碾压效率。

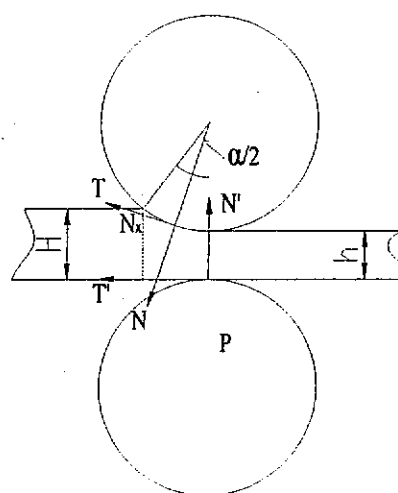


图 5-5 稳定碾压阶段碾压过程

Fig 5-5 Stable roller-preform process

以上对碾压过程研究所提及的计算公式, 适用于在碾压轮边缘为直线的条件下, 即均匀压缩的变形。在实际碾压过程中, 为了满足焊接工艺的要求, 采用在板材宽度上不均匀的轮廓。在不均匀压缩时, 各公式的有关参数必须使用其等效值—碾压轮平均工作直径与平均压下量。

碾压轮与板材相接触的直径称为工作直径, 与此工作直径相应的碾压轮的圆周

速度称为碾压速度。当忽略碾压轮与工件之间的滑动时,可以认为碾压速度等于板材离开碾压轮的速度。轮边缘为直线的碾压轮直径就是轧辊的实际直径 D_k ,它与碾压轮的假想原始直径 D 关系如下

$$D_k = D - 2h \quad (5-15)$$

式中, h 为碾压后板材厚度, D 是认为碾压轮与托轮靠拢, 没有间隙是两个轮的轴线之间的距离。

实际碾压时, 碾压轮的工作直径为变值, 因而碾压槽上的各点速度也是不一样的, 但是在板材被碾压部分的横截面上各点仍将以某一平均速度 $\bar{v}$ 离开碾压轮, 这里称相应的碾压轮直径为平均工作直径 $\bar{D}_k$, 通常用平均高度法近似确定平均工作直径 $\bar{D}_k$, 即把碾压后的板材断面较为复杂的横断面积 q 除以宽度 b , 得到该截面的高度 h , 然后求得平均工作直径

$$\bar{D}_k = D - \frac{2q}{b} \quad (5-16)$$

碾压前与碾压后板材的平均高度之差为平均碾压量。碾压件的平均高度为与碾压件断面积和宽度均与矩形相等的高度。不均匀压缩平均压下量为

$$\Delta \bar{h} = \bar{H} - \bar{h} = \frac{Q}{B} - \frac{q}{b} \quad (5-17)$$

式中, Q 、 B 分别为碾压前板材横断面积和宽度;

q 、 b 分别为碾压后板材横断面积和宽度。

5.3 碾压过程中金属变形情况

板材咬入后发生塑性变形, 其变形可以从平板压缩分析开始, 当平板压缩时, 变形体断面上金属质点以其垂直对称线为分界线, 向左右两边流动, 如图 5-6a 所示。如果压缩时, 工具平顶不平行(如图 5-6b 所示), 由于工具形状的影响, 工具对变形体压力的水平分量促使金属向 AB 方向流动, 因此它的分界线偏向 CD 一侧。该断面的分界线表示了变形体内的一个面, 这个面上的金属质点对工具没有相对运动, 故称中性面。断面是的分界线称中性线。碾压时的情况与此相类似, 金属容易向入口侧流动, 面向出口侧流动较少, 其中性面偏向出口侧, 如图 5-6c 所示; 中性面所对应的碾压轮的圆心角叫中性角, 以 γ 表示。金属质点相对于碾压轮面向入口侧流动, 形成后滑; 相对于碾压轮出口侧流动, 形成前滑; 金属质点也向碾压轮两侧边流动, 使板材的宽度在碾压后变宽, 形成宽展, 形成宽展是碾压的最终目的。由于碾压轮碾压方向是曲面, 沿宽度方向为也是曲面, 金属质点既有碾压方向的流动也有横向流动。

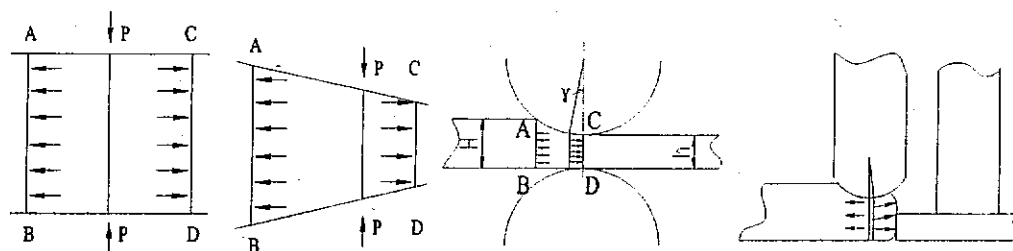


图 5-6 压力作用下金属变形

Fig 5-6 Metal deformation under the pressing force

5.3.1 碾压过程中金属塑性变形规律

金属在碾压过程中的塑性变形遵循体积不变定律和最小阻力定律，研究碾压过程中金属塑性变形的规律以这两个定律为基础展开。

前面建立了碾压宽展数学模型，在实际碾压过程中，宽展的方向受到机构等（碾压轮处塑性变形，托轮处弹性变形，边界情况也不同，摩擦力的影响）的影响，板材的变形是不均匀变形。主要由以下几个影响因素：

- 1) 碾压轮对板材的侧向力作用。
- 2) 接触面的外摩擦。
- 3) 板材上下表面的单位压紧力不同。
- 4) 变形区的几何因素。
- 5) 碾压变形区约束条件。

根据以上分析结果，将碾压变形区分为如图 5-7 所示的四个区域，其中 1 区为主要变形区，大部分金属向着焊缝方向塑性流动。2 区变形区受到压紧力和附加压应力等的影响变形比较小，1 和 2 区为宽展方向。3 和 4 区为沿着延伸方向变形，其变形受到封闭区域压应力的影响限制其变形大小。与碾压轮接触的附近由于受到摩擦力的作用，变形小于其他地区，因此产生“收缩”现象。

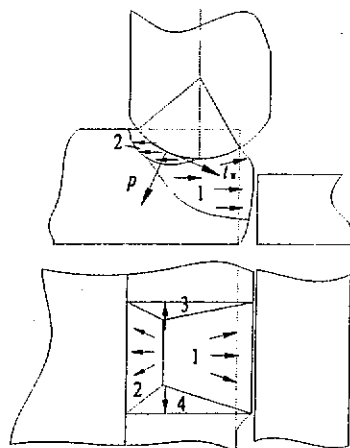


图 5-7 碾压变形区

Fig 5-7 Deformation zone

在碾压过程中,当板材间隙不为零时,厚板金属约有 70% 向焊缝中心流动。当两板间隙为零时,如果进行碾压,当板厚差小于 3:1 时,薄板收到较大挤压力薄板边缘处于压缩状态,使其厚度增加并且薄板边缘向焊缝中心反方向移动(如图 5-8a 所示),当板厚差大于 3:1 时,金属流动如图 5-8b 所示,厚板金属向厚板高于薄板之间的区域流动。

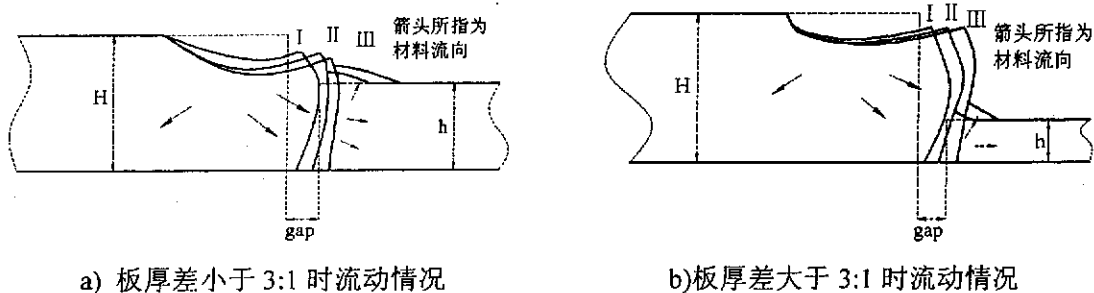


图 5-8 间隙为零时金属流动示意图

Fig 5-8 Metal flow diagram under the condition of gap=0

5.3.2 碾压时的宽展

在碾压过程中,板材的高度受到压缩而减小,金属在高度上的位移体积除向纵向流动产生延伸变形外,也向横向流动产生变形,称为横变形。横变形是碾压的最终目的,横变形最终用来填充焊缝间隙。将碾压前后板材沿横向尺寸的绝对差值称为绝对宽展,简称宽展,以 Δb 表示,即

$$\Delta b = B - b \quad (5-18)$$

式中, b 、 B 分别为碾压后与碾压前板材的宽度。

宽展是碾压的主要目的,所以必须掌握其变化规律并正确计算它。宽展主要分为三类:自由宽展,限制宽展和强制宽展,在碾压时要求材料塑性流动方向为定向,所以选择强制宽展。强制宽展就是在碾压时采用凸形轮,板材受到凸峰的切展,金属的横向流动受到定向的强烈推动,使板材沿指定横向变形。强制宽展大于自由宽展和限制宽展。

5.3.2.1 影响宽展的因素

宽展的大小与一系列的因素有关。主要分为两类:一是几何因素,如板材碾压区宽度、高度、碾压轮直径、碾压轮轮缘形状变形区长度等。另一类是物理因素,如摩擦系数、板材化学成分及变形速度等。

碾压时高向压下的金属体积如何分配给延伸和宽展,受最小阻力定律和体积不变条件支配^[166-168]。板材在高度方向压缩的移位体积必定等于宽展方向和纵向增长的体积之和

$$V \ln \frac{H}{h} = V \ln \frac{b}{B} + V \ln \frac{l}{L}$$

即

$$\ln \frac{H}{h} = \ln \frac{b}{B} + \ln \frac{l}{L}$$

高度方向位移体积分配于横向流动的量由最小阻力定律决定。

影响宽展的因素主要由以下几点：

一是压下量的影响。随着压下量的增加，宽展也增加。这一方面是因为随着高向移位体积加大，宽度方向和纵向移位体积都相应增大，宽展也自然加大。另一方面，当压下量增大时，变形区长度增加，变形区形状参数 l/h 增大，使纵向塑性流动阻力增加，根据最小阻力定律，金属质点沿流动阻力较小的横向流动变得更加容易，因而宽展也增加。

二是碾压轮直径的影响。随着碾压轮直径增加，宽展也增加，这是因为碾压轮直径增加，变形区长度增加，接触面摩擦力引起的纵向流动阻力增大，根据阻力最小定律，此时金属的延展变形减小，而宽展增加。

三是碾压宽度的影响。根据有关文献研究结果宽展量在碾压宽度较小时随着宽度增加而增加，并在一定宽度时大到最大值，随后，当宽度继续增加时宽展减小。

四是摩擦系数的影响。有关理论和试验结果表明宽展随着摩擦系数的增加而增加。一般来说变形区的长度总是小于其宽度，摩擦对宽展的影响可以归结为摩擦对纵横方向塑性流动阻力比的影响，一般来说宽展随摩擦系数增加而增加^[166-168]。

五是碾压轮轮缘形状影响。这是影响宽展尤其是宽展方向的主要因素。由于轮缘对板材侧向力的作用，板材产生强制宽展。

5.3.2.2 宽展计算数学模型

由于影响宽展的因素很多，一般公式中很难把所有的影响因素全部考虑进去，甚至一些主要因素也很难考虑正确。如厚件受压时出现双鼓形宽展与薄板受压时的单鼓宽展，其性质不同，很难用统一公式表示。

采用碾压轮进行碾压时，由于轮边缘形状的影响，变形区的主要几何参数(H 、 h 、 D 、 l 、 α 、 Δb)不再为常数。

如图 5-1a 所示，碾压时压下量沿宽度上的分布是不均匀的，因而沿碾压宽度，板材各个部分金属的自然延伸也不均匀。但由于碾压板材整体性和外区的影响，碾压部分应得到相同的延伸，根据体积不变条件，在大压下量区域，高向压下的部分金属只能向宽度方向流动，增加宽展。反之，在低压下区产生横向收缩。

由于碾压时轮缘为曲线（图 5-9 所示），所以板材除了受到摩擦阻力之外，还存在着轮缘对侧壁的侧向力的作用。设任意一点处切线与水平方向夹角为 φ ，此处的横向变形阻力为摩擦力 T_w 与压力 N_w 的水平分量之差

$$T_{wx} - N_{wx} = N_w (f \cos \varphi - \sin \varphi) \quad (5-19)$$

可见，在碾压过程产生强制宽展。

在碾压过程中, 由于碾压工作直径不同, 被碾压的板材上各点的速度不同。如图 5-9 所示, 此时轮缘最凸点 F 与最低点 E 点的半径分别为 R_F 和 R_E , 设其半径差值为

$$R_F - R_E = \Delta R$$

在碾压时, F 点的线速度 v_F 要大于与 E 点的线速度 v_E , 其速度差为

$$\Delta v = v_F - v_E = \frac{2\pi(R_F - R_E)n}{60} = \frac{2\pi\Delta R n}{60} \quad (5-20)$$

由于被碾压板材是一个整体, 应以某一平均速度出碾压轮, 因而必然造成碾压不同地方相互拉扯, 导致宽度增加, 但是, 这种速度差会导致磨损产生。

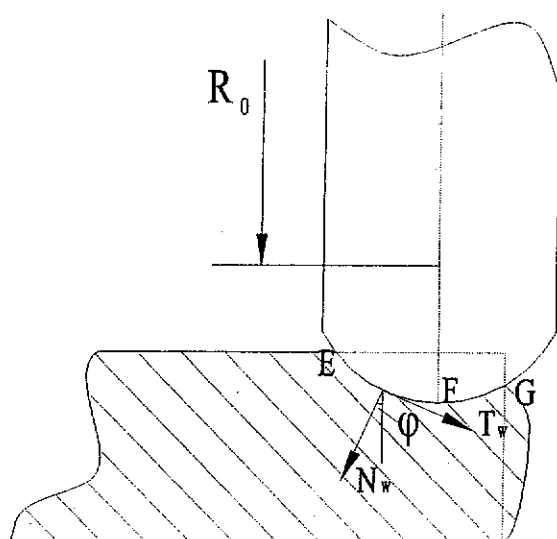


图 5-9 碾压时宽展变形

Fig 5-9 Lateral spread during roller-preform

由上述分析可知, 在碾压过程中, 宽展不再是自由宽展, 而大部分是强制宽展, 并产生局部强制拉伸。在设计碾压轮时必须正确的计算宽展的数值。但是由于问题的复杂性, 单纯用理论公式计算, 往往误差较大。

根据上一节的分析, 宽展随着下压量的增加而增加, 在 ABAQUS 里分析宽展与相对下压量 $\varepsilon = \frac{\Delta h}{H}$ 之间关系。

有限元模型: 碾压轮采用刚性材料模型, 形状选用圆柱面, 轮宽度为 3mm, 直径为 200mm; 板材采用弹塑性体材料模型, 厚度分别为 2.5mm。碾压量分别为 0.1mm、0.2mm、0.3mm、0.4mm 和 0.5mm 五种。碾压轮与板材的接触摩擦采用惩罚摩擦, 摩擦系数为 0.1, 采用 ABAQUS 中的八节点三维实体一次缩减积分单元划分网格。整个碾压过程按以下方式进行: 工件以恒定的进给速度向碾压轮移动,

碾压轮与工件接触后,靠牵引力使驱动板材运动,完成整个滚压过程。

得到如图 5-10 所示,由图可以看出当板厚 H 确定时,随着相对下压量 $\frac{\Delta h}{H}$ 的增加,宽展增加。

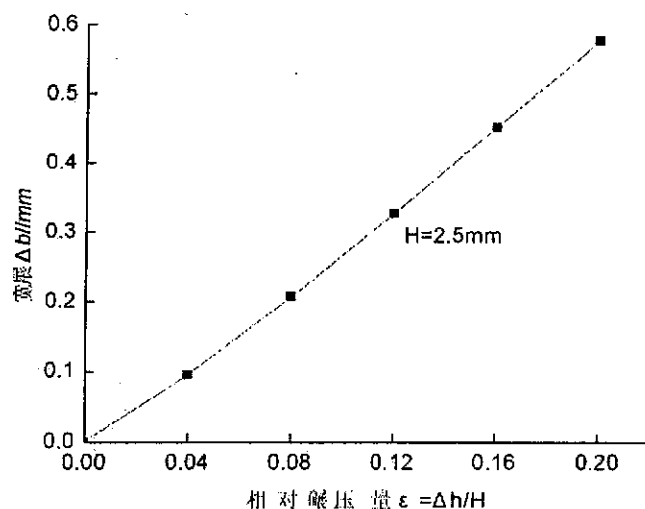


图 5-10 宽展与相对下压量曲线

Fig 5-10 Correlation curve of lateral spread and relative press amount

实际实验结果表明,碾压宽度对宽展的影响规律如图 5-11 所示,在实际碾压时,宽度在 5mm 以下,所以随着碾压宽度增加宽展增加。一般来说,变形区长度增加,纵向流动阻力增加,金属横向流动变得更容易,因此可以认为宽展与变形区长度也成正比。

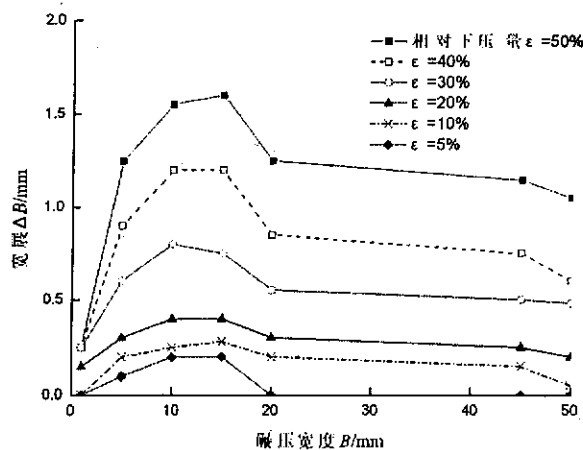


图 5-11 碾压轮宽度对宽展的影响规律

Fig 5-11 Correlation curve of lateral spread and width of the roller

碾压时,焊缝间隙对宽展影响也比较大,下图是对不同间隙下,厚度分别为 2.5mm 和 1.6mm 板材碾压仿真结果,碾压模型同上,可以看出,随着间隙增大宽展增加。

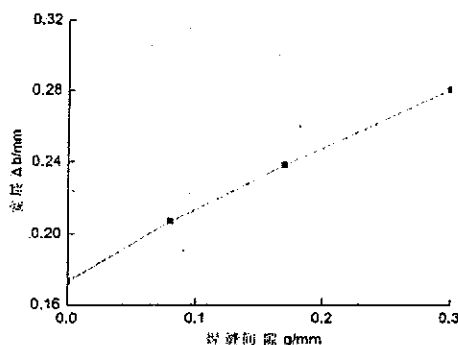


图 5-12 焊缝间隙与宽展关系

Fig 5-12 Correlation curve of lateral spread and seam gap

由以上分析可得阻碍延伸增大宽展的趋势正比于接触弧的长度 $\sqrt{2R\Delta h}$ 、相对压下量 $\frac{\Delta h}{H}$ 、碾压宽度 B 以及焊缝间隙 g 。

因此宽展公式可以表示成如下形式

$$\Delta b = CB(g+k)\frac{\bar{H}-\bar{h}}{H}\sqrt{2(\bar{H}-\bar{h})\bar{R}} \quad (5-21)$$

碾压轮形状对宽展的影响通过系数 C 修正，一般为 0.1 左右。
式中， $\bar{R}$ 为碾压轮平均工作半径

$$\bar{R} = (D - 2\bar{h})/2$$

$\bar{H}$ 、 $\bar{h}$ 分别为板材碾压前和碾压后的平均厚度

B 为碾压宽度

g 为焊缝间隙

k 为焊缝零间隙影响因子，一般为 0.485

5.3.2.3 宽展计算值与仿真对比

上述宽展公式计算模型是否正确还需要通过验证。这里在 ABAQUS 里进行有限元分析，将分析结果与计算结果进行对比，验证计算模型的准确性。

碾压轮直径选用 200mm，碾压轮形状选用圆柱面，宽度为 3mm，碾压深度为 0.3mm，板材厚度分别为 2.5mm 与 1.6mm。薄板与厚板间隙设定为 0mm、0.08mm、0.17mm 和 0.3mm 三种。

有限元模型：碾压轮采用刚性材料模型，板材采用弹塑性体材料模型。碾压轮与板材的接触摩擦采用惩罚摩擦，摩擦系数为 0.1，采用 ABAQUS 中的八节点三维实体一次缩减积分单元划分网格。整个碾压过程按 ([方式进行：工件以恒定的进给速度向碾压轮移动，碾压轮与工件接触后，靠牵引力使驱动板材运动，完

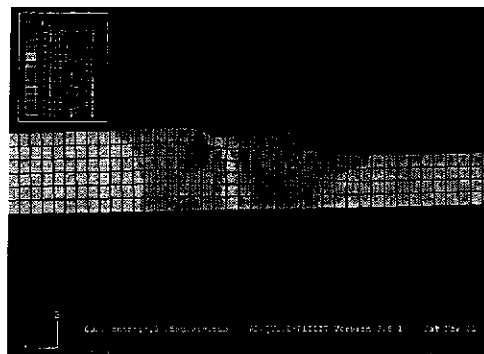
成整个滚压过程。

不同间隙下的宽展计算值与实际值的对比如表 5-1 所示, 由表可见, 采用宽展计算模型计算出来的宽展与仿真值相比误差比较小。在相同碾压压力作用下, 随着间隙的减小宽展减小。采用不同形状碾压轮所使用的 C 值不同, 在实际工程中必须对参数 C 进行修正, 参数 C 决定了宽展的计算公式的精确度。

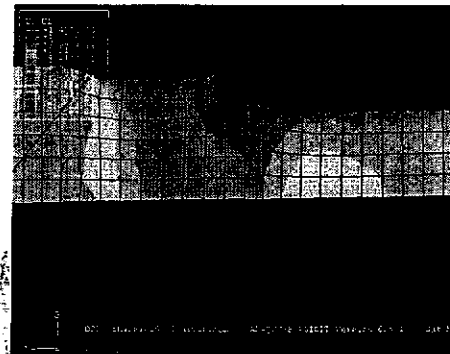
表5-1 结果对比

Table 5-1 Results comparison

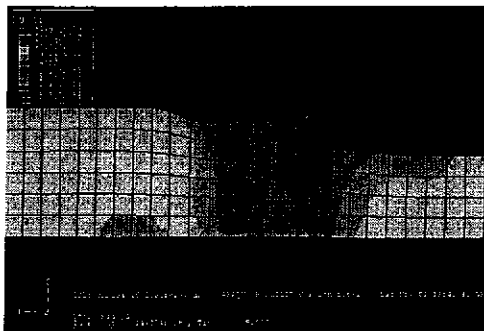
间隙 (mm)	节点宽展方向位移(mm)							平均宽 展(mm)	计算值 (mm)	C	k
	1	2	3	4	5	6	7				
0	0.249	0.224	0.180	0.148	0.126	0.135	0.148	0.173	0.172	0.09	0.485
0.08	0.246	0.242	0.218	0.197	0.182	0.182	0.183	0.207	0.200	0.09	0.485
0.17	0.237	0.258	0.248	0.239	0.234	0.229	0.221	0.238	0.232	0.09	0.485
0.3	0.211	0.256	0.293	0.302	0.301	0.300	0.298	0.280	0.279	0.09	0.485



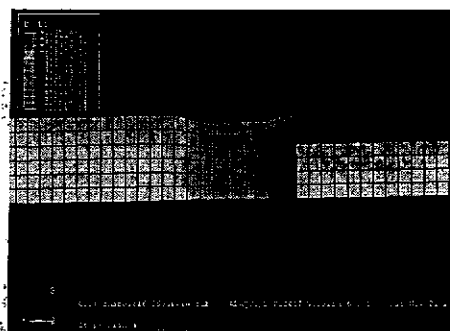
a)



b)



c)



d)

图 5-13 碾压结果图

Fig 5-13 Results of the roller-preform

5.4 碾压轮受力数学模型

金属在变形区内产生塑性变形时, 有变形抗力存在。碾压时碾压轮对金属作用一定的压力来克服金属的变形抗力, 并迫使其产生变形。同时, 金属对碾压轮也

产生反作用力。金属对碾压轮作用的总压力称为碾压力。由于在大多数情况下,金属对碾压轮的总压力是指向垂直方向的,或者倾斜不大,因面对近似认为碾压力就是金属对碾压轮总压力的垂直分量。

若假设碾压轮沿宽度方向接触面上的单位压力均匀分布,并如图 5-14 所示,变形区内某一微分体上作用有碾压轮对板材的单位压力 p 、牵引力 F 和单位摩擦力 t , 则碾压力可用下式求得

$$N = \bar{B} \left(\int p \cos \alpha_i \frac{dx}{\cos \alpha_i} + \int_l t \sin \alpha_i \frac{dx}{\cos \alpha_i} - \int t \sin \alpha_i \frac{dx}{\cos \alpha_i} \right) \quad (5-22)$$

式中, α_i 是变形区内任一微分体对应的碾压轮圆心角

$\bar{B}$ 变形区内板材的平均宽度

$$\bar{B} = \frac{B+b}{2}$$

l_r 为中性面到出口断面的距离

l 为变形区长度

$\frac{dx}{\cos \alpha_i}$ 是板材与碾压轮在某一微分体积上之接触面积。

公式(22)中第一项为微分体上作用的单位压力 p 垂直分量的和。第二项和第三项分别为后滑区和前滑区各微分体上作用的单位摩擦力 t 垂直分量的和,第二项和第三项符号相反,是因为后滑区和前滑区上取摩擦力的方向相反。

由(5-22)式可以看出,碾压力并非碾压单位压力的合力,而是碾压单位力、单位摩擦力的垂直分量之和与接触面积的乘积。因为公式(5-22)中第二项和第三项与第一项相比,其值甚小,工程上可以完全忽略,即

$$N \approx \bar{B} \int p \cos \alpha_i \frac{dx}{\cos \alpha_i} = \bar{B} \int p dx \quad (5-23)$$

这样,碾压压力为微分体上的单位压力 p 与该微分体接触表面积之水平投影面积乘积的总和。

实际计算时,常用单位压力的平均值 $\bar{p}$ 来代替 p , 此时,公式(5-23)为

$$N \approx \bar{B} \int \bar{p} \cos \alpha_i \frac{dx}{\cos \alpha_i} = \bar{B} \bar{p} \int dx = \bar{p} \bar{B} l = \bar{p} S \quad (5-24)$$

式中, $\bar{p}$ 为平均单位压力

S 为碾压轮与板材实际接触面积的水平投影,简称接触面积。

$$S = \bar{B} l = \frac{B+b}{2} \cdot l \quad (5-25)$$

这样, 确定碾压力可归结为确定平均单位压力和接触面积这两个基本问题。

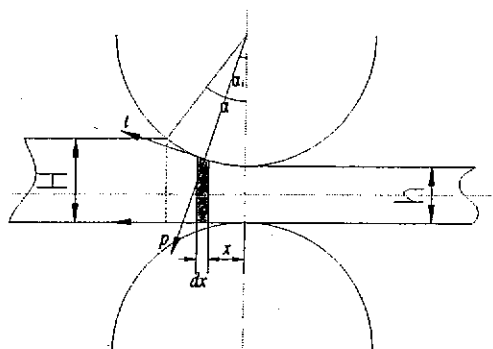


图 5-14 变形区内某一微分体受力图

Fig 5-14 Force diagram of the differential body in the deformation zone

5.4.1 平均单位碾压力的计算

平均单位碾压力决定于被碾压金属的变形抗力和变形区的应力状态^[166]。

$$\bar{p} = mn_{\sigma}\sigma_s \quad (5-26)$$

式中, m 为中间主应力影响的系数, 在 1~1.15 范围内变化

n_{σ} 为应力状态系数

σ_s 为金属的变形抗力

应力状态系数决定于变形区内金属的应力状态。如各种外部条件的影响使碾压方向(纵向)的压应力 σ_1 绝对值增大时, 为了使之向压应力状态下的板材产生塑性变形, 高度方向的压应力 σ_3 绝对值, 即单位压力也应增大。应力状态系数是表示外部条件影响使变形区内金属应力状态发生改变时, 单位压力随着增大或减小。其数值是影响变形区应力状态的主要因素, 由下式确定^[166]

$$n_{\sigma} = n'_{\sigma} n''_{\sigma}$$

式中 n'_{σ} 为考虑外摩擦影响的系数

n''_{σ} 为考虑外区影响的系数

欲使大量的原子定向地由原来的稳定平衡位置移向新的稳定平衡位置, 必须在物体内部引起一定的应力场以克服力图使原子回到原来平衡位置上去的弹性力, 可见, 物体有保持其原有形状而抵抗变形的能力。度量物体这种抵抗变形能力的力学指标称为塑性变形抗力, 简称变形抗力或称变形阻力。金属的变形抗力是在一定变形温度、变形速度和变形程度下, 单向应力状态下的瞬时屈服极限。

研究板材受到碾压轮的平均单位压力时, 考虑到碾压轮直径与板材厚度之比较大, 而且碾压时压力很大, 碾压轮会发生比较大的弹性变形, 最终结果是导致碾压轮与板材的接触弧长增大, 为了分析方便, 将其近似为平行板压缩。设平行压

缩厚度为 $\bar{h} = \frac{H + \bar{h}}{2}$ ，其中， H 、 $\bar{h}$ 分别为碾压前板材厚度和碾压后板材的平均厚度。

如图 5-15 所示，由单元体的力平衡条件可得

$$(\sigma_x + d\sigma_x)\bar{h}B + 2tBdx = \sigma_x\bar{h}B$$

即
$$\frac{d\sigma_x}{dx} + \frac{2t}{\bar{h}} = 0 \quad (5-27)$$

根据塑性条件 $\sigma_1 - \sigma_3 = K$ ，设 $\sigma_1 = -\sigma_x$ ， $\sigma_3 = p$ ，可得， $p - \sigma_x = K$ ，于是有 $d\sigma_x = dp$ ，将此代入公式(5-27)，求得

$$\frac{dp}{dx} + \frac{2t}{\bar{h}} = 0$$

因为， $t = fp$ ，所以上式可得

$$\frac{dp}{p} = -\frac{2f}{\bar{h}}dx \quad (5-28)$$

$$q = \frac{q_h + q_H}{2}$$

有塑性条件，在入口和出口有如下边界条件

$$p_0 = p_1 = \bar{K} - \bar{q}$$

式中， $\bar{K}$ 为平面变形抗力平均值

将方程(5-28)在 $x=0 \sim l/2$ 范围积分，可得

$$\bar{p} = (\bar{K} - \bar{q}) \left(\frac{e^{\frac{f'}{\bar{h}}} - 1}{\frac{f'}{\bar{h}}} \right)$$

上式可写成

$$\bar{p} = (\bar{K} - \bar{q}) \left(1 + \frac{f'}{2\bar{h}} \right) \quad (5-29)$$

公式中的 f' 用 J.H.Hitchcock 应用弹性理论导出^[166]

$$f' = \frac{8(1-\nu^2)}{\pi E} R\bar{p} + \sqrt{2R\Delta h + \left(\frac{8R(1-\nu^2)}{\pi E} \bar{p} \right)^2} \quad (5-30)$$

式中， E 和 ν 分别为碾压轮的杨氏模量与泊松比。

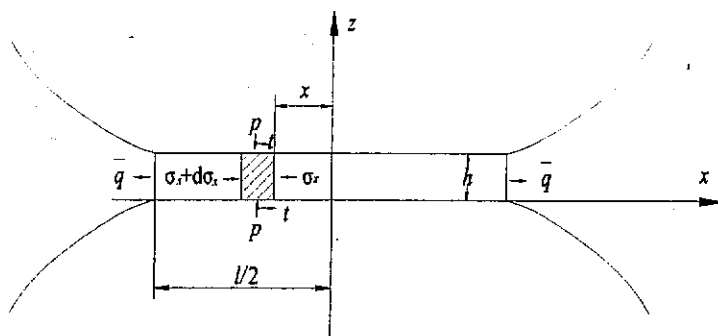


图 5-15 变形区单元受力图

Fig 5-15 Force diagram of the unit in the deformation zone

5.4.2 接触面积的计算

实际碾压时由于碾压轮的轮缘为圆弧, 碾压量沿宽度方向是变化的, 这是接触面的水平投影已不再是梯形, 在这种情况下, 采用平均接触弧长来计算接触面积, 根据公式(5-3)和公式(5-25)可得

$$S = \bar{B}l = \frac{B+b}{2} \cdot \sqrt{2\bar{R}\Delta h} \quad (5-31)$$

式中 $\bar{R}$ 为碾压轮平均工作半径

Δh 为平均下压量

5.4.3 碾压力公式

根据公式(5-29)与(5-31)可以得到碾压力的计算公式为

$$N = \bar{p}S \quad (5-32)$$

表 5-2 为采用公式(5-32)计算结果与碾压过程中实际测量值对比结果, 从对比结果可以看出计算结果与比较接近, 对工程实际有指导作用。在碾压深度相同情况下, 板越薄所需碾压力越大。

表5-2 计算结果与实际结果对比表

Table 5-2 Comparison of the compute results and the actual results

序号	R/mm	B/mm	H/mm	$\Delta h/mm$	N/N	
					计算值	实际值
1	120	2	2.5	0.3	6244	6300
2	120	2	2.5	0.2	5854	5900
3	120	2	1.6	0.3	6453	6400
4	120	2	1.6	0.2	5950	6050

5.4.4 碾压轮侧向受力分析

碾压过程中,碾压轮除了受到垂直方向上的力以外,还收到金属对碾压轮轴向力的作用,轴向力大小影响了碾压精度和碾压机构刚度。碾压轮截面形状为曲线,假设曲线方程为 $z=f(y)$ (图 5-16 所示),碾压轮受到金属侧向变形抗力作用,若假设变形区内某一微分体上作用有碾压轮对板材的单位压力 $p(y)$ 和单位摩擦力 $t_w(y)$,则碾压轮的侧向力可用下式求得

$$N_w = l \int_{y_G}^{y_E} (p \sin \varphi - t_w \cos \varphi) \frac{dy}{\cos \varphi} \quad (5-33)$$

式中 $\varphi(y)$ 是变形区内任一微分体对应的碾压轮缘截面曲线法向角

$$\tan \varphi(y) = z'$$

l 为变形区长度

$\frac{dy}{\cos \varphi}$ 是板材与碾压轮在某一微分体积上之接触长度,这里用斜线近似表示。

可见,在碾压力确定的情况下,碾压轮受到的侧向力大小受到轮缘形状、接触力和摩擦系数的影响,碾压轮的侧向力大小影响了碾压精度,在进行结构设计时应该合理设计轮缘圆弧的形状,在满足碾压要求的情况下,尽量减小碾压轮的侧向受力。

碾压轮侧向力的计算是合理选取厚板侧压紧力的主要条件。

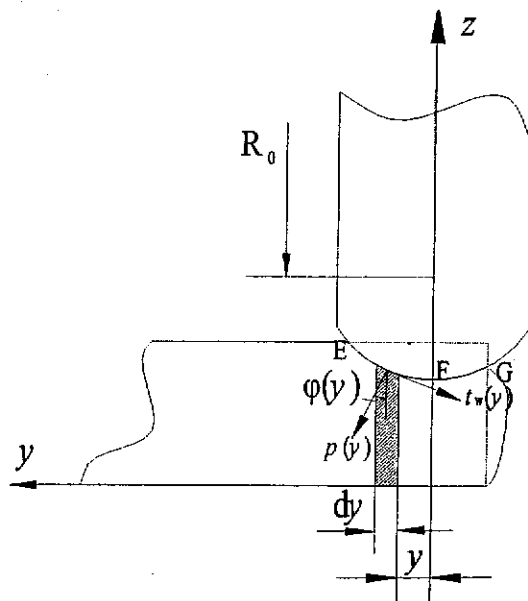


图 5-16 碾压轮侧向受力图

Fig 5-16 Lateral force diagram of the roller

5.5 基于 Kriging 的碾压轮结构优化

碾压轮的结构与碾压过程的工艺参数及板材材料的性质等因素有关, 其设计较为复杂。碾压轮的结构是否合理, 将直接影响板材的塑性变形和碾压效果。碾压后的宽展、金属流动方向、宽展形态以及碾压轮的受力等都与碾压轮的结构有关。由于碾压轮的结构可以千变万化; 其功效也不同。为了获得好的碾压效果需要对碾压轮的结构进行优化。

碾压过程是一个非线性复杂的金属变形过程, 碾压效果受到多个因素的影响和制约, 为了优化碾压机构首次将 Kriging 模型运用到机构优化中, 提出了一种基于 kiging 模型的机构优化方法, 该方法以 Kriging 模拟技术为基础, 结合优化试验技术和有限元模拟技术等, 实现了碾压轮机构优化设计。

5.5.1 试验方案设计

1. 指定因素水平表

本文研究对象是碾压轮的结构优化, 具体的分析碾压过程, 抽选出碾压轮几何形状中对碾压有影响的主要几何参数, 其它影响不大的几何因素可以简化不考虑, 第二章中提出了碾压轮优化的主要指标, 优化指标确定后, 结合实际情况选择合适的因素水平, 根据前面的分析, 影响宽展和碾压力的因素有: 碾压轮宽度 A、碾压轮直径 B、两段弧所占碾压轮宽度之比, 每个因素均取 20 个水平。列出因素水平表, 如表 5-3 所示。

表5-3 因素水平表

Table 5-3 Table of the factors and levels

因素	A	B	C
水平	碾压轮宽度(mm)	碾压轮半径(mm)	比例
范围	1-8	50-200	0.1-10

2. 拉丁试验表设计

建立 Kriging 模型的初始点一般采用拉丁超立方抽样来获得。碾压轮结构优化设计中, 变量为三维, 选取 20 个点作为样本点。拉丁超立方抽样产生的数据范围在 0~1 之间, 若假设某设计变量的设计空间为 $\mathcal{D} \in \mathbb{R}^n$, 定义其中的设计变量的范围为 $l_j \leq x_j \leq u_j$, $j=1, \dots, n$, 则实际变量值与采用拉丁超立方抽样产生的数据之间的对应关系为

$$s_j^{(i)} = l_j + (u_j - l_j)x_j^{(i)} \quad (5-34)$$

式中, $x_j^{(i)}$ 为采用拉丁超立方抽样产生的数据, $s_j^{(i)}$ 为对应设计变量的实际数据。根据公式(5-34)得到拉丁试验所需样本点的分布如图 5-17 所示。

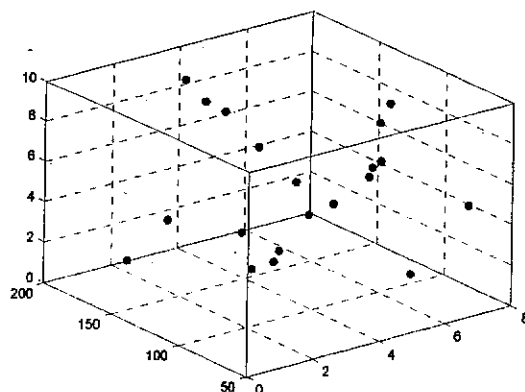


图 5-17 样本点分布图

Fig 5-17 Samples distribution map

5.5.2 有限元分析

基于上述对碾压过程的分析和对具体的加工参数的分析,利用有限元方法获得响应结果。

由于有限元方法适于求解复杂边界条件的问题,不需对实际问题进行过多的假设,因此在材料加工工程领域得到广泛的应用。高温条件下材料可以忽略弹性变形阶段,基于此提出了刚塑性有限元方法。但刚塑性有限元法无法计算弹性变形,这使其在冷轧、碾压及需要分析弹性变形问题中的应用受到限制,大变形弹塑性有限元法可以对材料加工过程中的塑性变形、弹性回复及残余应力进行分析,因此应用领域逐渐扩大,但采用隐式迭代算法进行计算的弹塑性有限元计算效率低,并且在分析大变形接触问题时不易收敛,在板成形和轧制领域得到成功应用的显式动力学有限元,由于计算过程采用显式积分,不需要迭代求解,故计算效率较高,应用也越来越广泛。由于碾压加工过程本身就是动力学过程,同时弹性变形对碾压压力的影响不容忽略,因此采用动力学方法进行分析。

采用 ABAQUS 进行碾压过程的动力学有限元分析,由于碾压加工工件表层金属处于三向应力状态下,为了更好地反映实际碾压工艺过程,需要采用实体单元来模拟,主要模拟不同碾压轮形状对碾压区域塑性变形、碾压轮和板材之间接触力、碾压之后板材变形区表层节点的实际压下量的影响规律。

碾压过程的有限元计算的单元划分模型如图 5-18 所示。碾压轮采用刚性材料模型,板材采用弹塑性体材料模型,厚度为 2mm。碾压轮与板材的接触摩擦采用惩罚摩擦,摩擦系数为 0.1,采用 ABAQUS 中的八节点三维实体一次缩减积分单元划分网格,板材压紧处距离焊缝 15mm,焊缝处板材边界为自由状态。整个碾压过程按以下方式进行:工件以恒定的进给速度向碾压轮移动,碾压轮与工件接触后,靠牵引力使驱动板材运动,完成整个滚压过程。具体仿真参数如表 5-4 与表 5-5 所示

表5-4 碾压轮与板材性能参数

Table 5-4 Performance parameter of the roller and the sheets

	类型	弹性模量 Pa	泊松比	密度 kg/m^3
碾压轮	刚体	—	—	7800
板材	弹塑性体	2.05×10^{11}	0.29	7800

表5-5 材料塑性阶段应力—应变数据表

Table 5-5 stress-strain table of the material during the plastic stage

屈服应力 (Pa)	塑性应变 (mm)
2.10×10^8	0
2.20×10^8	0.18
2.25×10^8	0.19
2.30×10^8	0.195
2.35×10^8	0.21
2.40×10^8	0.23
2.45×10^8	0.25
2.50×10^8	0.26
2.55×10^8	0.28
2.60×10^8	0.31
2.65×10^8	0.35
2.70×10^8	0.4

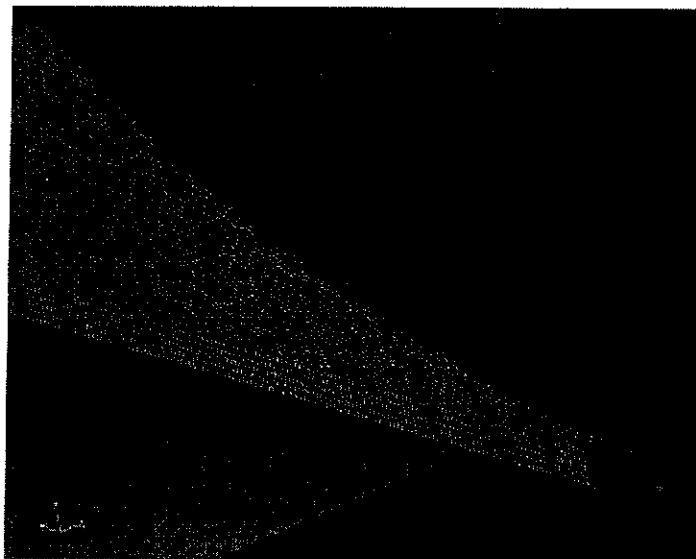


图 5-18 有限元模型

Fig 5-18 Finite element model

按照拉丁超级立方采样方法采取的参数进行防模拟得到下表所示的结果。从表 5-6 中可以看出碾压轮几何参数取不同的数值对宽展、碾压力、轴向力的影响还是比较大，为了达到最好的效果必须对其进行优化。

表5-6 试验结果

Table 5-6 Experiment results

因素 列号 试验号	A 碾压轮宽度(mm)	B 碾压轮半径(mm)	C 比例	宽展 (mm)	碾压力 N	轴向力 N
	1	2	3			
1	3.0342	172.145	9.56489	0.360603	5137	530
2	4.0135	112.955	5.84348	0.488283	6402	876
3	1.2457	61.28	4.76339	0.47125	3325	1798
4	4.5322	137.915	1.50134	0.471983	7421	781
5	7.4484	127.295	7.82843	0.437537	10500	980
6	3.2316	65.84	6.59786	0.503789	4885	850
7	6.6581	120.83	5.22275	0.478017	8183	154
8	7.2419	105.995	0.13514	0.389	11300	740
9	1.9933	95.105	3.00416	0.572317	4909	1356
10	7.8082	77.48	4.18622	0.434494	10770	677
11	2.3846	167.93	3.04475	0.545157	6511	1332
12	5.6018	89.615	8.83922	0.485067	8353	821
13	1.6545	179.465	0.98753	0.62129	1200	1602
14	5.4695	85.31	7.12157	0.4455	7534	784
15	6.0554	153.38	2.15474	0.386217	12190	850
16	5.067	192.395	6.45134	0.545117	10540	1119
17	3.7832	53.555	8.03435	0.497667	5050	7430
18	2.624	146.765	9.4253	0.539983	6444	1269
19	4.2368	158.39	1.88249	0.484817	7586	876
20	6.3732	198.53	3.93476	0.445767	11770	1091

5.5.3 Kriging 预测模型建立

将拉丁超立方抽样获取的样本点和通过ABAQUS有限元分析得到的样本点的响应值作为Kriging的已知信息。由于多项式函数 $f(x)$ 的选择对于模拟的精度并不起决定性的作用，为了简化计算过程，回归量 $f(x)$ 取为常量1，即采用线性回归模型。相关方程 $R(\theta, w, x)$ 对模拟的精确程度起决定性作用。从已知的几种可供选择的相关方程中选择计算效果最好，而且是被广泛采用的高斯相关方程。 θ 的取值决定了模型的精度，给定值 θ_k 就能建立一个Kriging模型，但是可以通过求解多变量非线性约束优化问题获得一个“最好”的Kriging模型。对于多维各向异性问题，相关模型参数 θ 的确定过程是一个多变量寻优过程。这里 θ 的确定采用是模式搜索的方法模式搜索的方法是Hoke等于1961提出的，是一种迭代、直接搜索的数值优化算法。该算法从给定的起始点开始，利用探测移动与模式移动进行搜索优化设计。模式搜索方法对起始点的选择比较敏感，选择不同的初始值可以得到不等同的搜索结果

(如表5-7所示), 可以多次尝试以确定比较好的值。本次试验中设定 θ 的取值范围为:(0.1 0.1 0.1)至(40 40 40), 选择5组不同的初始值得到5组结果(表5-7所示), 选择最后确定 θ 的初始值为(12 15 1), 得到最优结果为 $\theta^*=(17.4110\ 0.3093\ 0.1895)$, 由此可以确定Kriging模型。

表5-7 θ 初始值与搜索结果Table 5-7 The initial value of θ and the searching results

序号	初始值 θ_0			搜索结果 θ^*		
1	0.5	0.3	0.2	4.2134	30.6547	37.3213
2	1	1	1	4.2871	28.2843	30.3143
3	10	10	10	32.4901	26.3902	22.9740
4	12	15	1	17.4110	0.3093	0.1895
5	15	1	1	24.3676	0.5359	0.1436

5.5.4 利用 Kriging 进行预测与优化

利用建立的 Kriging 模型在优化范围内进行预测, 将每个变量等间距取值 20 个数, 得到 8000 个组合。

根据第二章得到的优化指标函数, 将预测结果输入优化指标函数, 寻找最有结果为碾压轮宽度: 4.31 mm, 碾压轮半径: 152.6 mm, 比例: 2.8:1。为了设计和加工方便对优化结果圆整得到最设计参数为碾压轮宽度: 4.3 mm, 碾压轮半径: 150 mm, 比例: 2.8:1, 从表 5-8 中可以看出, 实际结果与预测结果比较接近。

表5-8 预测结果与仿真结果对比表

Table 5-8 Comparison of the prediction results and the simulation results

因素 列号	A 碾压轮宽度(mm)	B 碾压轮半径(mm)	C 比例	宽展 (mm)	碾压力 N	轴向力 N
	1	2	3			
预测结果	4.3	150	2.8:1	0.48	6722	360
有限元结果				0.49	7310	420

5.6 碾压轮机构原理

碾压轮主要对厚板边缘进行碾压, 使得板材发生塑性变形。碾压过程中不仅需要较大碾压力而且在碾压过程中会产生较大轴向力, 当板材间隙为零时碾压会产生较大分离力。

根据以上分析, 碾压轮机构设计时, 提出以下性能需求:

1. 机械机构紧凑;
2. 机构刚度高、可靠性好, 可适应长时间高压作用;
3. 碾压轮轴采用两端支撑, 保证碾压过程碾压轮位置精度;

4. 碾压轮与薄板侧压紧轮轴心在同一竖直方向, 根据板厚差压紧轮在竖直方向高度调整方便;

5. 碾压轮截面曲线合理, 能在最小碾压力下产生较大宽展和最小轴向力。

为实现以上性能要求, 设计了基于曲柄滑块原理的碾压轮机构。如图 5-19 所示, 圆 1 的圆心为 O, 圆 2 的圆心为 A, 圆 3 的圆心为 B。每个圆心 O、A、B 的初始位置在同一水平线上, 当板厚差发生变化时, 比如板厚差减小, 需要薄板压紧轮相对厚板碾压轮上升, 此时圆 2 绕圆 1 的外圆顺时针转动 θ_1 , A 运动到 A', 同时圆 3 绕圆 2 外圆逆时针旋转 θ_2 , 实现 B 在竖直方向上向上运动。当 B 运动到 B' 后, 锁紧气缸将圆 2 锁紧, 这样 B' 位置保持不变。

同理, 当板厚差增大需要薄轮下降时, 圆 2 逆时针旋转, 圆 3 顺时针旋转使得竖直 B 下降到 B''。

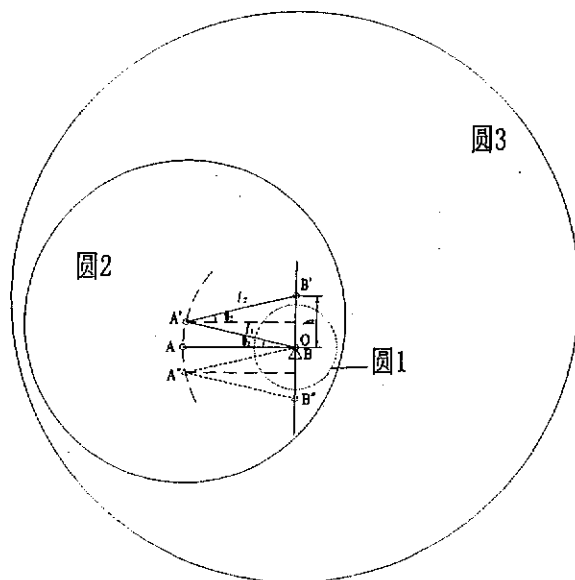


图 5-19 基于曲柄滑块原理的碾压轮原理图

Fig 5-19 Mechanical diagram of the roller based on crank-slider mechanism

下面计算保证 B 竖直上下运动条件, 如图 5-20 所示, 要使 B 竖直上下运动, 就是要保证 B 在水平方向为 0, 即

$$l_1 \cos \theta_1 - (l_1 - l_2) = l_2 \cos \theta_2 \quad (5-35)$$

在实际中, 要求薄轮和碾压轮在初始位置同心, 即 $l_1 = l_2$, 此时公式(5-35)变为

$$\theta_1 = \theta_2 \quad (5-36)$$

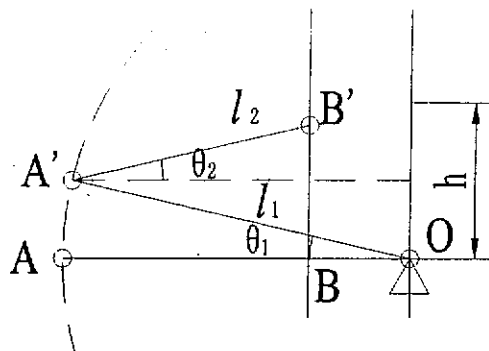


图 5-20 碾压轮调整原理图

Fig 5-20 Mechanical diagram of the roller

气缸通过控制圆2的位置控制B的位置,设气缸推力与偏心圆1的圆心距离为 l_p 以圆2圆心为矩心建立力矩平衡方程,得到如下近似关系

$$Fl_p \approx Nl_2 \cos \theta_2 \quad (5-37)$$

即

$$Fl_p = N \frac{l_2}{l_p} \cos \theta_2$$

式中, F 为气缸推力

N 为压紧力

l_p 比 $l_2 \cos \theta_2$ 大很多(l_p 约为 70mm, l_2 约为 5mm, θ_2 范围约为 ± 30 度), 所以气缸只需很小推力就可以保证机构位置不变。

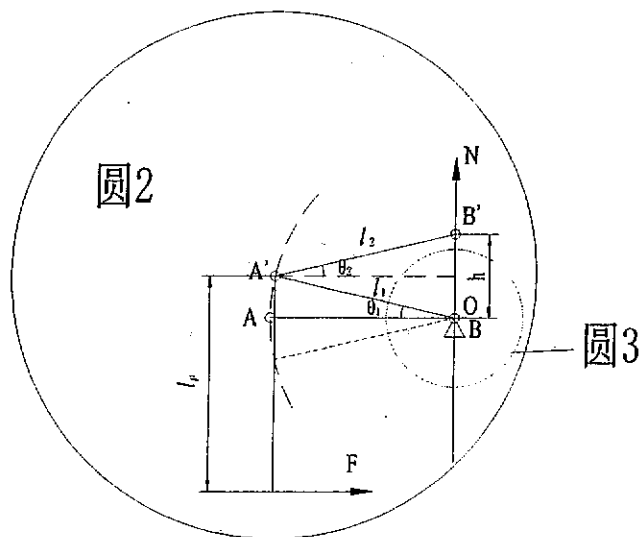


图 5-21 受力分析

Fig 5-21 Force analysis

依据上述原理设计出碾压轮机构如图 5-22 所示, 主要由碾压轮支承轴、偏心 1、偏心 2、碾压轮、压紧轮和气缸等组成。

两个圆的偏心等同于两个曲柄的长度, 压紧轮轴心相当于滑块通过导向保证其

只能沿竖直方向运动, 通过控制偏心 2 就可以实现压紧轮上下运动。这样既保证了结构的紧凑也保证了机构刚度。

由于引入了曲柄滑块机构, 当碾压板厚差变化时, 通过与偏心 2 相连的气缸控制曲柄转动角度控制压紧轮的轴上下运动从而实现了碾压轮与压紧轮高度差调整。

其特点是碾压轮与压紧轮支撑做在一起, 且两端支撑增强了系统刚度, 通过曲柄滑块机构进行压紧轮高度调节, 可实现连续高度调节。

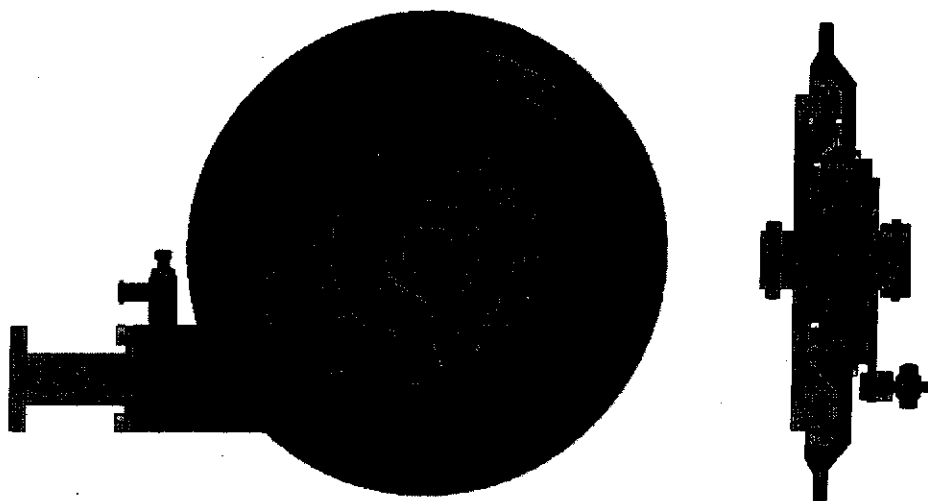


图 5-22 碾压轮原理图

Fig 5-22 Mechanical diagram of the roller

5.7 本章小结

焊缝碾压精密预成型理论是设计焊缝碾压成型机构的理论基础, 本章根据塑性力学、弹性力学和运动学等理论, 分析了碾压过程, 建立了碾压预成型数学模型, 研究了碾压过程中金属塑性流动规律, 对碾压机构参数进行优化设计, 并提出了一种新型基于曲柄滑块机构的碾压机构, 得到如下结论:

- (1) 建立了碾压预成型初始阶段和稳定阶段数学模型, 得出了实现碾压的必要条件。
- (2) 研究了碾压过程中金属塑性流动规律:
 - a. 碾压时, 金属主要流动方向为宽展方向;
 - b. 当板材间隙足够大时, 厚板金属约有 70% 向焊缝中心流动;
 - c. 当两板间隙为较小或为零且板厚差小于 3:1 时, 薄板收到较大挤压力薄板边缘处于压缩状态, 使其厚度增加并且薄板边缘向焊缝中心反方向移动, 当板厚差大于 3:1 时, 厚板金属向厚板高于薄板之间的区域流动。
- (3) 通过分析影响碾压宽展各个因素, 建立了宽展数学模型, 并通过实际试验

验证了模型的准确性。

(4) 建立了碾压力数学模型, 为设计碾压力提供了理论支持。

(5) 首次将 Kriging 模型运用到机构优化中, 提出了一种基于 kiging 模型的机构优化方法, 该方法以 Kriging 模拟技术为基础, 结合优化试验技术和有限元模拟技术等, 实现了碾压轮机构优化设计。

(6) 设计了碾压机构。碾压时需要的碾压力比较大, 对系统刚度要求比较高, 为了提高碾压预成型机构刚度, 研究了基于曲柄滑块原理的碾压轮机构, 将碾压轮和薄板压紧轮设计为一体, 有效地提高了碾压机构刚度和机构精度。

以上述理论为指导, 建立了碾压预成型试验平台, 碾压试验结果表明: 碾压预成型机构能够有效解决超长焊缝非线性定位误差问题, 能够消除最大为 0.3mm 的焊缝间隙。

第6章 工艺试验研究

6.1 引言

激光拼焊定位、夹紧机构是个多参数相互耦合系统,焊接质量、焊接稳定性和焊接质量在很大程度上和这些工艺参数的选择有关。影响焊接质量的主要由以下几项:

1. 板材自身物理特性,包括直线度、弯曲变形等
2. 定位机构精度
3. 夹紧机构刚度、夹紧力等
4. 焊接机构运动精度

本章将通过实际的工艺试验考察较为关键的几个因素对焊接质量的影响,初步确定激光拼焊机构精度对焊接质量的影响规律,建立机构误差与焊缝截面形状数学模型,以供激光拼焊实际焊接做参考;通过机构优化和采用误差补偿方法观察对比焊接质量的变化,为进一步提高焊接质量提供试验和理论基础。同时还将研究碾压对提高焊接质量的影响。

6.2 激光拼焊常见缺陷

焊接的质量主要取决于焊接接头的强度、韧性等。而焊缝的几何形状和尺寸,如焊缝宽度和错边量是焊接质量的特征量。要得到具有期望尺寸(形状)的焊缝,实际上要保证期望的焊接特性——强度、韧性以及产品的疲劳寿命。在描述焊缝几何形状因素中错边与焊缝宽度不一致是激光拼焊中最常见的缺陷,它们的产生与定位、夹紧机构有着紧密的联系。

薄板构件错边的控制是激光拼焊中一个难题。错边产生的主要原因是定位机构在z向几何误差以及定位机构在夹紧力作用下产生变形引起的。拼焊板的错边必须控制在薄板厚度的15%以下才能保证冲压成形时强度要求和减小对模具的损伤^[31]。^{36]}焊缝宽的变化主要是x向定位误差引起的间隙以及夹紧力不足引起的。焊缝过宽和过窄使得焊缝质量较母材下降,同时还可使焊缝易产生咬边、裂纹等缺陷,影响接头强度^[45]。本章主要从焊缝几何形状和尺寸考核焊接质量。

6.3 试验准备

6.3.1 试验材料

焊接材料是宝钢生产的普通冷轧钢板(DC06),试验用工件厚度为0.7、1.6和2.5mm三种,焊接接头采用对接方式。该材料的化学成分见表6-1,机械性能见表

6-2, 试验时板材组合采用如表6-3所示的两种典型组合。

表6-1普通冷轧钢板(DC06)的化学成分

Table 6-1 Chemical constitution of cold-roll steel sheet(DC06)

元素	C	Si	Mn	P	S
质量分数(%)	0.008	0.03	0.03	0.02	0.015

表6-2实验材料机械性能

Table 6-2 Mechanical property of the experimental material

抗拉强度 σ_b (MPa)	屈服强度 σ_s (MPa)	延伸率 δ (%)
250	90-100	47-50

表6-3 试验组合

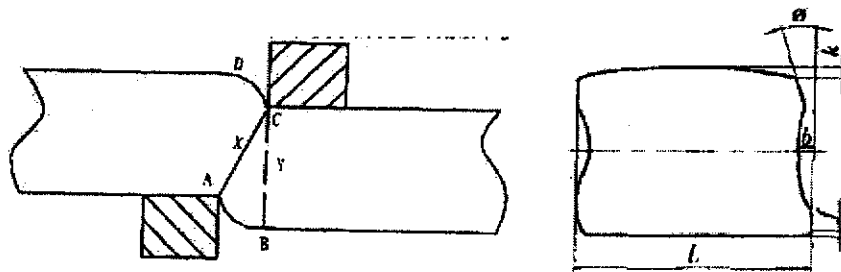
Table 6-3 Group of the sheets to be welded

组合	厚板厚度(mm)	薄板厚度(mm)
1	0.7	1.6
2	1.6	2.5

6.3.1.1 板材边界物理特性

板材的边界物理特性直接影响拼焊质量, 研究采用精剪、切割和模具落料等不同工艺方法成型的板材边界物理特性规律。

板材由精剪或模具落料时分离过程分为弹性变形、塑性变形、断裂分离三个阶段, 板料分离后, 其断面分为圆角带、光亮带、撕裂带和毛刺四个特征区。板材要求重量公差小、断面塌角小、断面平整并与轴线垂直。生产中评定毛坯的剪切质量和精度, 用体积偏差 $\eta_0(=\Delta V / V)$ 、塌陷 $f_0(=f / d)$ 、压塌 $k_0(k / d)$ 、断面平面度 $b_0(b / d)$ 、断面椭圆度 $S_0=(d-d_0) / d$ 和断面倾角 φ 等技术参数(或以 f 、 k 、 b 、 d 、 d_0 等数值来表示)。V为剪切后的实际体积与精锻工艺所要求的毛坯体积的差值, v为精锻工艺要求的毛坯体积 f 、 k 、 b 和 d 。研究不同板厚、不同材质、不同表面镀层材料板材边界物理特性变化规律, 为焊缝预成型实现方法提供依据。



a) 材料受压形成的圆角部分 b) 剪断光亮带部分 c) 撕裂凸凹不平部分

图 6-1 板材的边界物理特性分析

Fig 6-1 Analysis of the physical characteristic of the sheet edge

6.3.1.2 板材直线度与弯曲形态

在拼焊中最关心的是剪切板材的直线度和弯曲形态。第三章中提出板材焊接边直线度误差是随机误差,它跟板材厚度和剪板机精度有关,在每次试验前对板材的直线度进行测量。板材在焊接前在焊接前由于剪切、搬运等各种因素的影响不可避免的会产生的弯曲变形,因此在试验前也要对板材弯曲形态进行测量。

6.3.2 焊缝与接头形式

焊接时采用对接接头直线焊缝形式,板厚组合分别为:0.7mm 与 1.6mm 板材;1.6mm 与 2.5mm 板材。焊缝长度为 400mm。

6.3.3 焊接工艺参数选择

焊接时采用的工艺参数如表 6-4 所示。

表6-4 焊接工艺参数

Table 6-4 Welding parameter

组合	功率(W)	焊接速度(v/mm)	离焦量(mm)	偏移量(mm)
1	4000	7	-0.5	0.06
2	4000	5	-1	0.02

6.4 激光拼焊机构精度与焊接质量工艺试验

6.4.1 试验设备

试验在所研制的激光拼焊 1 号机上进行。激光器采用德国通快公司 HL4006D 型号 Nd: YAG 固体激光器,工作功率为 4000 W, 激光波长 $1.06\mu\text{m}$, 光斑尺寸 $\phi 0.6\text{ mm}$, 焦距 223 mm, 光束质量 25 mm.mrad。焊缝质量检测设备为加拿大 Servo-robot 系统。制样设备主要有砂轮、预磨机、抛光机和镶嵌机等。采用光学显微镜检测焊缝截面几何形状。其它检测工具有千分表三坐标测量机等。

6.4.2 试验方案

本试验主要针对错边与焊缝宽度进行,研究机构精度对错边与焊缝宽度等焊缝形貌的影响。为了剔除焊接工艺参数(离焦量、偏移量等)对实验结果的影响,对于每种焊接采用固定的焊接工艺参数。

6.4.3 z 向定位、夹紧机构精度与错边试验研究

错边是在激光拼焊中由于板材或者设备等原因使得本来应该在同一平面内的焊接接头在高度上产生误差。错边直接反映了 z 向定位误差。错边主要受到以下几

个主要因素影响：板材自身物理变形、 z 向定位误差、压紧力大小以及均匀性、定位、夹紧机构刚度和焊接热变形等。

6.4.3.1 板材自身物理形态与错边

薄板变形具有复杂性、多元性，通过对焊接前板材变形的研究，发现板材变形主要分为两类：一种是绕 x 轴（焊缝方向）的变形，第二种是绕 y 轴（板材平面内垂直焊缝方向）的变形。板材的变形主要是这两种形式或者这两种变形的综合。对于第一种变形，压紧前板材自身有变形，压紧后压块压紧处板材变形消失，但是悬边处由于没有压紧力的作用变形依然存在，压紧处板材中面为平面，与悬边处板材中面（圆弧面）相切假设，板材变形曲率半径为 R_x ，板材悬边长度为 l ，根据几何关系可以得到板材在垂直方向变形误差 h ，即

$$h = R_x - \sqrt{R_x^2 - l^2} \quad (6-1)$$

对于第二种变形，在压紧力足够大的情况下压紧装置能够对其进行很好的控制，通过有限元分析的方法可以确定变形大小。

采用表 6-3 试验组合中第 2 组，板材平面尺寸为 $400\text{mm} \times 500\text{mm}$ ，焊缝长度为 400mm 。采用长度范围为 $200 \sim 600\text{mm}$ 的一段支撑底板进行试验，选取两个仅在 x 轴有变形且变形曲率半径同为 $2.5 \times 10^3\text{m}$ 的 1.6mm 厚度板材（可以经过加工达到效果）和一块 2.5mm 厚度板材。分别将两块 1.6mm 的板材与同一块 2.5mm 的板材进行定位、压紧和对中（不焊），试验中两块 1.6mm 板材放置方向相反，悬边长度为 10mm 。采用 Servo-Robot 对错边进行检测验证板材沿 x 轴变形对错边影响。得到如图 6-2 所示检测曲线。从图中可以看出两组曲线并不完全重合，差值约为 0.035mm ，基本和公式(6-1)计算出的 0.04mm 一致。

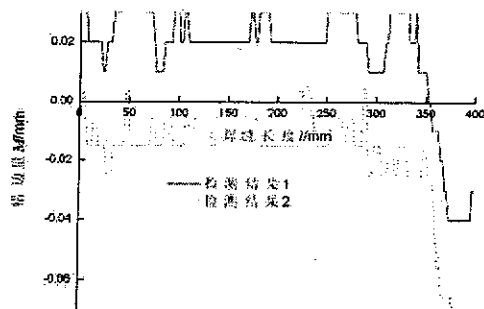


图 6-2 x 轴变形对错边影响

Fig 6-2 Effect of the deformation in x direction on mismatch

采用表 6-3 试验组合中第 2 组，板材平面尺寸为 $400\text{mm} \times 500\text{mm}$ ，焊缝长度为 400mm 。采用长度范围为 $200 \sim 600\text{mm}$ 的一段支撑底板进行试验，选取三个仅在 y 轴有变形且变形曲率半径分别为 $R_{y1}=2 \times 10^3\text{m}$ ， $R_{y2}=2 \times 10^3\text{m}$ 和 $R_{y3}=1 \times 10^3\text{m}$ 的 1.6mm 厚度板材（可以经过加工达到效果）和一块 2.5mm 厚度板材。分别将三块 1.6mm

的板材与同一块 2.5 mm 的板材进行定位、压紧和对中(不焊), 试验中两块 1.6 mm 板材放置方向相反, 悬边长度为 10 mm。采用 Servo-Robot 对错边进行检测验证板材沿 x 轴变形对错边影响。得到如图 6-3 所示检测曲线。从图中可以看出三组曲线几乎完全重合。可见夹紧机构能够有效控制板材沿 y 轴变形。

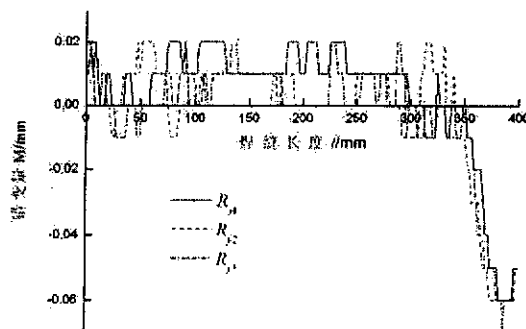


图 6-3 y 轴变形对错边影响

Fig 6-3 Effect of the deformation in y direction on mismatch

6.4.3.2 z 向定位误差对错边影响

z 向定位主要靠支撑底板保证, 支撑底板由前后支撑底板组成。两个支撑底板平面度误差也是影响错边的一个重要因素。根据第 3 章中的分析, 可知, 支撑底板平面度误差分为静误差与动误差, 在自由状态下, 支撑底板存在几何误差, 在压紧状态下, 支撑底板发生弯曲变形, 支撑底板误差是静误差与动误差之和。为了验证支撑底板对错边的影响, 首先对前后支撑底板 z 向静态和动态误差进行测量, 根据测量结果进行错边验证试验, 验证支撑底板对错边的影响情况。

采用千分表测量两支撑底板静态高度误差, 通过测量两个支撑底板与标尺之间相对位置关系确定误差大小。首先将标尺(精度 0.01 mm)置于两个支撑底板上, 标尺与两个支撑底板的中心线垂直, 并沿支撑底板中心线每隔 50 mm 移动一个位置, 千分表在标尺上移动测量数据, 每个位置测量 6 个点用来拟合出两条直线, 两条直线与中心线相交, 两个交点之间距离即是此位置的支撑底板平面度误差。测量高度误差曲线如图 6-4 所示。

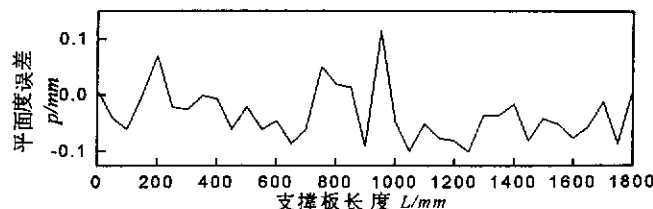


图 6-4 支撑底板平面度误差曲线

Fig 6-4 Mismatch curve of the based platform

用千分表测量压紧状态下支撑底板变形。测得在不同压紧力作用下支撑底板平面度不同, 说明压紧力造成了支撑底板的变形, 支撑底板动态误差随板厚和压

紧力大小而变化。因此在分析错边时要考虑压紧对系统刚度的影响。

为了验证支撑底板平面度误差对拼焊板错边的影响,进行如下试验,选取范围为200~600 mm的支撑底板的一段,按照表6-3中两种组合分别进行10组试验,板材平面尺寸为400 mm×500 mm,焊缝长度为400 mm的钢板进行焊接并对焊后拼焊板错边进行检测,通过检测结果分析支撑底板平面度误差与拼焊错边之间关系。根据 Servo-robot 检测结果(图6-5)可以看出支撑底板平面度误差趋势与拼焊板错边趋势基本一致。

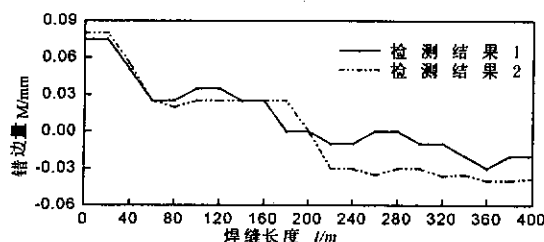


图 6-5 错边检测曲线

Fig 6-5 Mismatch detected using Servo Robot

支撑底板 z 向静态误差导致的错配,可以通过提高支撑底板平面精度来减少,支撑底板动态误差受到板材厚度与压紧力影响,很难调节,最好的办法是通过提高系统刚度使之减小。

6.4.3.3 压紧力与错边

压紧力大小是影响错边的一个重要因素。压紧力过小不能有效控制板材变形,容易发生错边;压紧力过大对系统的结构刚度要求比较高,同时导致其它未知情况产生。因此选择合理的压紧力范围对有效控制错边非常重要。图6-6为板厚为0.7 mm与1.6 mm的钢板在不同压紧力作用下进行焊接后的错边情况,采用 Servo-Robot 检测系统采集结果,可以看出随着压紧力的增加错边变小,但是当压力增加到一定数值以后错边曲线波动性增加,说明压紧力过大超过了系统刚度允许范围,导致错边量增大。

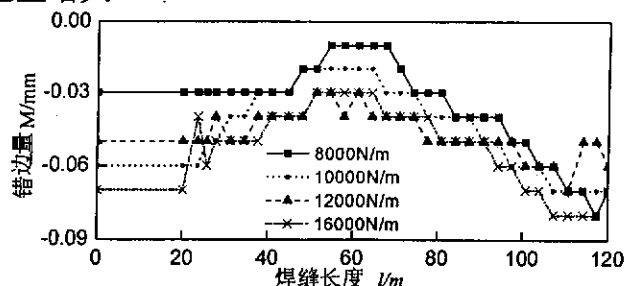


图 6-6 不同压紧力下的错边

Fig 6-6 Mismatch with different clamping forces

6.4.3.4 焊接热变形对错边的影响试验

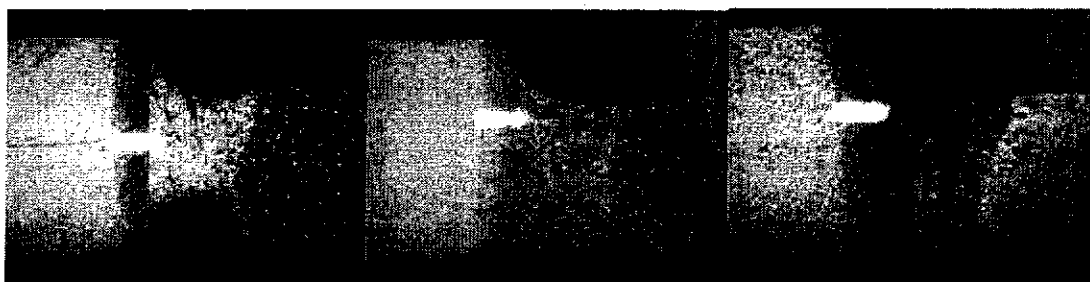
焊接是不均匀加热过程,热源只集中在焊接部位,且以一定速度向前移动。局

部受热金属的膨胀能引起整个焊件发生平面内或平面外的各种形态的变形。焊接变形是影响错边的一个重要因素。焊接变形与焊件的形状尺寸、材料的热物理性能及加热条件等因素有关。

6.3.4 x 向定位、夹紧机构精度与焊缝形状试验研究

焊缝形状包含焊缝宽度和焊缝高度等,是检验激光拼焊质量的一个重要指标,焊缝形状受到很多因素影响,这里主要对 x 向机构误差对焊缝高度和宽度影响进行试验研究。焊缝形状变化反映了 x 向定位误差。焊缝形状主要受到以下几个主要因素影响:板材自身直线度、 x 向定位误差、机构刚度等。 x 向定位精度对焊缝质量影响主要是光斑偏移和间隙对焊接质量的影响。

由于定位误差存在,使得在焊接过程中光斑和焊缝存在位置误差导致光斑偏移量发生变化。图 6-7 是采用表 6-3 中第二组试验组合进行焊接时光斑偏移量位置变化对焊缝形状与质量的影响,其中焊接时激光功率为 $P=3.5\text{kW}$,焊接速度为 $v=3.5\text{m/min}$,离焦量为 $D=-1\text{mm}$ 。从图中可以看出光斑位置为负值,则在激光照射下熔融的金属量不足以添满料片间隙,形成平滑整齐的焊缝,焊缝高度不足,甚至形成焊缝表面凹陷,抗拉深能力相对较低,造成断裂。光斑位置在一定的正偏置条件下,熔融金属量增加,对于焊缝形状与强度有一定的促进作用,但是偏置量过大会造成焊接溶深不足,焊缝下表面咬边,甚至焊不透。同时,过大的偏置量意味着薄料片熔融金属量减小,不利于焊缝组织的形成。



a) Position=-0.2mm

b) Position=0mm c

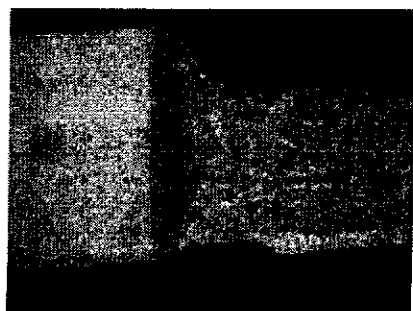
c) Position=+0.2mm

图 6-7 光斑位置不同对焊缝形状与质量的影响

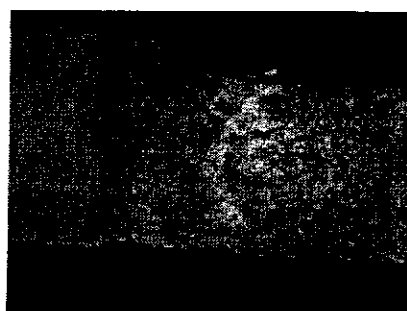
Fig 6-7 Weld profile under different laser focus position

焊缝间隙直接影响着焊接质量,焊缝间隙大时会出现漏焊导致焊缝高度下降强度降低,焊缝处出现搭边时则无法对焊。 x 向定位误差是产生焊缝间隙的主要原因。图 6-8 是采用表 6-3 中第二组试验组合进行焊接时不同焊缝间隙对焊缝形状与质量的影响,其中焊接时工艺参数选用表 6-4 第二组工艺参数。焊缝间隙过大,则在激光照射下熔融的金属量不足以添满料片间隙,形成平滑整齐的焊缝,焊缝高度不足,抗拉伸能力相对较低(图 6-9)。而且由于熔融金属由间隙两侧母材向间隙中心

流动, 在焊接速度过高时, 容易在焊缝中心位置形成明显的结晶边界, 该处容易发生裂纹和断裂等焊接缺陷。



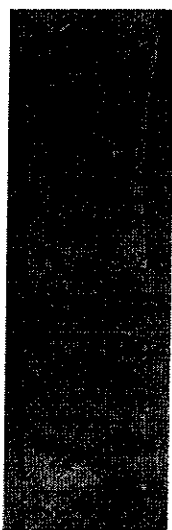
a) Gap=0.2mm



b) Gap=0mm

图 6-8 焊缝间隙不同对焊缝形状与质量的影响

Fig 6-8 Weld profile under different gaps



a) Gap=0.2mm



b) Gap=0mm

图 6-9 料片间隙不同对焊缝拉伸强度的影响

Fig 6-9 Different tensile-strength with different gaps

光斑位置、料片间隙和焊缝形状可以表示如下

$$\begin{aligned}
 T_w &= \frac{\left(\frac{d}{2} - P - \frac{G}{2}\right) \times T_1 + \left(\frac{d}{2} + P - \frac{G}{2}\right) \times T_2}{d} \\
 &= \frac{T_1 + T_2}{2} + \frac{P(T_2 - T_1)}{d} - \frac{G(T_1 + T_2)}{2d} \\
 &= \frac{(d - G) \times (T_1 + T_2)}{2d} + \frac{P(T_2 - T_1)}{d} \quad (6-2)
 \end{aligned}$$

式中, T_w 为焊缝高度, d 为激光光斑直径, P 为激光光斑位置, T_1 为薄板厚

度, T_2 为厚板厚度, G 为焊缝间隙。

为了验证光斑位置、料片间隙和焊缝形状之间关系设计如下表 6-5 所示试验。通过公式(6-2)计算得出的结果如表 6-6 所示。从两个表数据对比中, 可以看出, T_w/T_1 实际测量值与理论计算值有一定的差距, 但是, 实际测量值以理论计算值为中心波动, 基本上在起到指导意义。

从公式(6-2)中可以看出, 间隙越大焊缝高度越小, 焊接质量随之降低, 可以通过以下方法减小间隙对焊接质量的影响:

1. 对于不等厚板的激光拼焊可以增加光斑向厚板方向偏移量降低焊缝间隙对焊接质量的影响。偏移量应控制在一定区间内, 否则薄板熔融金属量减小, 不利于焊缝组织的形成。
2. 增加离焦量绝对值使光斑直径增大可以解决焊缝间隙带来的问题。但是离焦量绝对值过大, 激光功率密度下降较大, 容易产生焊不透等缺陷。
3. 第三章提出的过盈量作用机制也可以消除线性定位误差减小焊缝间隙对焊接质量带来的影响。

以上三种方法在间隙较小情况下($\text{Gap} < 0.08\text{mm}$)能够降低焊缝间隙对焊接质量的影响, 但是当焊缝间隙过大时, 焊接质量将不会满足要求。

表6-5焊缝相对高度实测值列表

Table 6-5 Actual measurement of the relative seam height

Defocus=0mm T_w/T_1		间隙 (mm)			
		0	0.1	0.2	0.3
偏移量(mm)	-0.2	0.90	0.75	0.59	0.41
	-0.1	0.97	0.82	0.57	0.49
	0	1.12	1	0.97	0.61
	+0.1	1	0.98	0.72	0.62
	+0.2	1.25	0.97	0.72	0.60
	+0.3	1.2	1	0.88	0.70

表6-6 焊缝相对高度理论计算值列表

Table 6-6 Correlation functions

Defocus=0mm T_w/T_1		间隙 (mm)			
		0	0.1	0.2	0.3
偏移量(mm)	-0.2	0.85	0.69	0.52	0.35
	-0.1	0.927	0.76	0.59	0.43
	0	1	0.83	0.67	0.5
	+0.1	1.07	0.91	0.74	0.57
	+0.2	1.15	0.98	0.81	0.65
	+0.3	1.22	1.05	0.89	0.72

6.5 焊缝碾压精密预成型工艺研究

焊缝碾压精密预成型工艺试验主要是在如下图 6-10 所示的焊缝碾压试验台上实现的, 采用人工上下料和定位, 碾压时, 碾压轮和激光头固定, 工作台带动板材运动完成碾压和焊接。设备安装光栅尺和力传感器, 分别测量板材运动精度和碾压力。这里主要通过工艺试验, 研究不同碾压参数的碾压效果以及碾压对间隙的控制能力。



图 6-10 焊缝碾压预成型试验台

Fig 6-10 Machine of plastic and precise roller-preform of seam

6.5.1 碾压速度对碾压效果的影响

碾压速度太小影响加工效率, 速度太大则容易产生震动影响加工质量并对系统刚度要求高。试验中采用四种碾压速度: 2.5m/min、4.0m/min、5.5m/min、7.0/min, 研究不同速度对碾压力和宽展的影响。表 6-7 是在采用固定碾压力 6000N 下, 1.6mm 与 0.7mm 板材组合进行碾压试验, 在四种不同碾压速度下碾压量与宽展大小。可见随着碾压速度增加, 碾压量与宽展均减小。随着碾压速度的增加碾压深度变化率比宽展变化率降低的快, 主要原因是随着速度增加硬化效应增加, 相同碾压力下碾压深度减低, 但是碾压反弹减小, 因此宽展减小没有碾压深度减小的速率快。因此在实际加工中可以适当选取加工速度, 提高生产效率。

表6-7 不同碾压速度下碾压效果

Table 6-7 Results under different velocity of the plastic and precise roller-preform

碾压速度 $v(\text{m/min})$	宽展 $\Delta b(\text{mm})$	碾压深度 $\Delta h(\text{mm})$	碾压力 $N(\text{N})$
2.5	0.26	0.30	6000
4.0	0.24	0.26	6000
5.5	0.22	0.23	6000
7.0	0.19	0.20	6000

6.5.2 板材厚度对碾压效果的影响

激光拼焊中所焊接的板材厚度是不同的,在对不同厚度板材实施相同碾压量时所需碾压压力是否相同是我们非常关心的一个问题,这里通过试验研究不同厚度板材在相同碾压量时的碾压压力变化情况。试验时碾压量为 0.3 mm,碾压轮宽度为 3 mm,碾压轮直径为 240 mm,板材厚度分别为 1 mm、1.6 mm、2.0 mm、2.5 mm 和 3.0 mm,得到结果如图 6-11 所示。从图中可以看出随着板厚度增加要实现相同碾压深度所需碾压压力减小,这主要是因为随着板厚度增加,当碾压量一定时应变减小,因此碾压压力也随之减小。

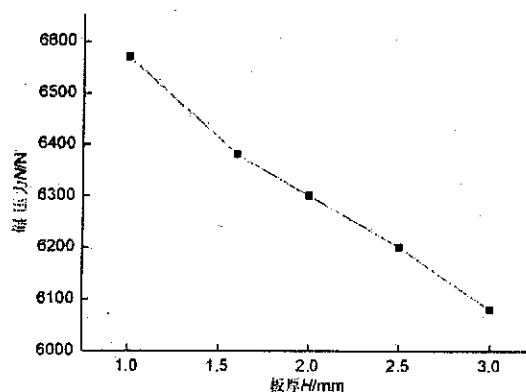


图 6-11 不同板厚下碾压力

Fig 6-11 Pressing force of the blanks with different thickness

6.5.3 碾压预成型对提高焊接质量的作用

为了验证碾压的实际效果,采用表 6-3 中 1.6mm-2.5mm 组合,验证在不同间隙下碾压效果。试验前分别测量焊缝四个不同位置间隙如下所示,进行碾压焊接试验得到焊接后截面形貌结果如图 6-12 所示。可以看出,除了第四幅以外前三幅焊缝截面形貌基本一致,说明碾压对于消除焊缝间隙提高焊接质量有很大效果,

但是对于较大焊缝(大于 0.3mm), 焊缝出现凹陷, 是间隙没有完全被消除引起的, 对于较厚板材可以通过增加碾压量来解决这个问题, 对于薄板则不能再采取提高碾压量来解决这个问题, 因此, 碾压可以有效消除小于 0.3mm 的间隙, 提高焊接质量。

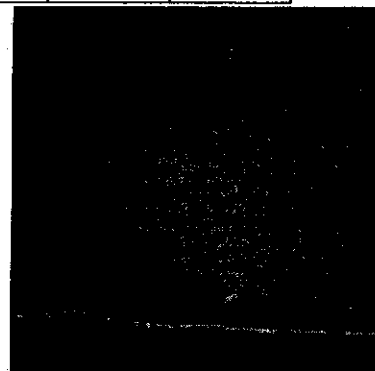
表 6-8 焊缝不同位置间隙

Table 6-8 Gaps at different positions

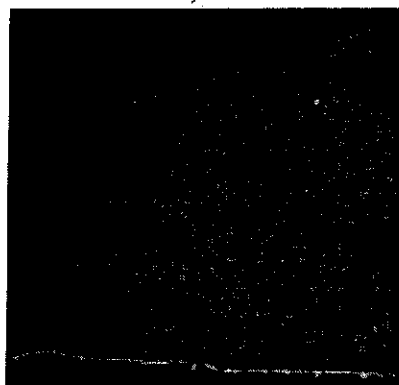
组合 \ 位置	a	b	c	d
间隙 Gap/mm	0mm	0.12mm	0.24mm	0.38mm



a)



b)



c)



d)

图 6-12 焊缝截面形貌

Fig 6-12 Seam section

6.6 本章小结

本章研究了激光拼焊机构精度对焊接质量影响规律以及误差补偿方法。通过工艺试验研究激光拼焊机构精度与焊接质量相互关系。通过机构误差对焊缝形状影响研究, 建立了机构误差对焊缝界面形状影响数学模型, 完善了激光焊接工艺对机构误差补偿机制, 研究了碾压对提高激光拼焊质量的作用, 得到了如下结论:

(1) 定位、夹紧机构刚度是影响错边的主要因素, 通过合理施加夹紧力可以减小机构变形提高机构精度减小错边; 焊缝间隙小于 0.08mm 可以保证焊接质量, 大

于这个数值必须采取补偿措施将焊缝间隙减小在要求范围内。

(2) 对于不等厚板的激光拼焊可以增加光斑向厚板方向偏移量降低焊缝间隙对焊接质量的影响。偏移量应控制在一定区间内, 否则薄板熔融金属量减小, 不利于焊缝组织的形成; 增加离焦量绝对值使光斑直径增大可以解决焊缝间隙带来的问题, 但是离焦量绝对值不可过大, 否则激光功率密度下降较大, 容易产生焊不透等缺陷。

(3) 碾压预成型技术可以消除焊缝间隙(小于 0.3mm), 提高焊接质量。

结 论

激光拼焊作为一种先进的焊接技术在工业生产中有着良好的应用前景,而激光拼焊定位、夹紧机构是激光拼焊装备的核心机构之一,其性能直接关系到激光拼焊系统的焊接质量和焊接效率。因此,研究高性能激光拼焊装备的定位、夹紧机构,为研制国产高性能激光拼焊装备提供理论和技术支持,具有重要的研究意义和实际应用价值。本文主要以激光拼焊装备定位、夹紧机构为研究对象,开展了对激光拼焊定位、夹紧机构的创新设计及其优化理论、机构误差补偿方法等方面的研究。

本文的主要研究内容包括:

1. 激光拼焊装备定位、夹紧机构设计方法及性能评价模型:提出了基于构型的激光拼焊定位、夹紧机构设计方法,并指导了新型激光拼焊定位、夹紧机构的设计;根据激光拼焊定位、夹紧机构的需求建立了激光拼焊定位、夹紧机构的性能评价模型,依据此模型分析了所研制激光拼焊设备的定位、夹紧机构性能并为新型激光拼焊装备定位、夹紧机构设计提供了指导。

2. 对所研制的全自动激光拼焊生产线定位、夹紧机构进行了研究:研究了激光拼焊定位、夹紧机构设计原理,依据定位、夹紧机构性能评价模型分析了该定位、夹紧机构存在的问题:定位误差源多,且存在耦合;最大焊接长度只能达到1.65 m;效率不高等。为了解决这些问题,对定位、夹紧机构和压紧力进行了优化,提高了系统刚度;采用了过盈量作用机制消除了线性定位误差;采用吸盘代替定位销驱动定位的方式,提高了机构对异性料片的适应性;采用多组焊方法提高了短料片激光拼焊的效率。实际试验证明这些措施在一定程度上提高了定位、夹紧机构的性能,但是由于定位、夹紧机构自身结构特点,无法解决非线性定位误差和长焊缝料片的定位等问题。

3. 针对现有激光拼焊定位、夹紧机构的不足提出了一种新型激光拼焊定位、夹紧机构:新型激光拼焊设备采用水平方向成 α 角,竖直方向共面的定位机构,使得板材在传输过程中完成定位;辊子传输机构和压紧轮机构实现了任意长度和异形料片的准连续运输和夹紧;焊缝碾压精密预成型机构,能够有效的消除0.3 mm以下的焊缝间隙,保证了长焊缝激光拼焊的焊接质量;焊接处采用小压紧轮进行压紧保证了焊接质量。所提出的激光拼焊定位、夹紧机构是一种原理创新、设计结构可行的新型激光拼焊定位、夹紧机构。

4. 焊缝碾压精密预成型数学模型建立:分析了碾压过程中各个力的相互关系,得出了实现碾压的前提条件。建立了碾压力和碾压轮侧向受力模型,为碾压机构刚度的设计提供了理论依据。分析了碾压过程中金属变形规律,建立了宽展

数学模型来指导碾压过程中工艺参数的设置。以上述理论为指导,建立了碾压预成型试验平台;碾压试验结果表明:焊缝碾压精密预成型数学模型精度高,对实际工程具有很好的指导作用。

5. 基于曲柄滑块原理的碾压轮机构研究:碾压轮和薄板压紧轮同轴并采用两端支撑,避免了悬臂结构,提高了碾压机构刚度。同时以两个偏心轮作为曲柄机构,通过气缸控制偏心轮转动角度,实现薄板压紧轮与碾压轮竖直方向相对位置的调节,以适应不同板厚差板材焊缝的碾压预成型。

6. 基于 Kriging 模型的碾压机构优化方法:碾压过程是一个复杂的非线性塑性变形过程,无法建立碾压机构优化模型。为了解决这个问题,采用基于 Kriging 模型的机构优化方法。该方法以 Kriging 模型为基础,结合优化试验技术和有限元模拟等技术,以有限的已知信息建立碾压机构全局优化模型,并运用此模型选取了最优的碾压机构几何参数。仿真试验验证了该方法的精确性。

7. 工艺试验研究:通过工艺试验研究了机构误差对焊接质量的影响,建立了机构误差对焊缝截面形状影响的数学模型。对于较小定位误差(小于 0.1 mm),可以采用调解光斑偏移量和离焦量的工艺手段进行补偿,对于较大定位误差(小于 0.3 mm)采用焊缝碾压预成型方法是个不错的方法。

本论文在研究过程中的主要创新点可概括为:

1. 提出了一种改进的基于多体系统误差建模方法:该方法是在基于多体系统误差建模方法基础上提出的一种改进方法。新方法在误差特征矩阵中引入了位置误差传递函数的概念,将误差源对位置精度的影响采用误差传递函数进行描述,提高了建模效率和精度。

2. 提出了一种新型激光拼焊定位、夹紧机构:采用水平方向成 α 角,竖直方向共面的定位机构,使得板材在传输过程中完成定位;辊子传输机构和压紧轮机构实现了任意长度和异形料片的准连续运输和夹紧;焊缝碾压精密预成型机构能消除 0.3 mm 以下的焊缝间隙,为长焊缝激光拼焊奠定了基础;焊接处的小压紧轮机构确保了板材的位置精度,提高了焊接质量。

3. 首次将 Kriging 模型引入到机构优化设计中:碾压机构优化设计中最大困难就是由于碾压过程的复杂性,无法建立优化模型。而基于 Kriging 模型的碾压机构优化方法将优化试验技术和有限元模拟等技术与 Kriging 模型相结合,以有限的已知信息建立碾压机构全局优化模型,建立的全局模型有两方面的优点:第一,充分考虑到变量在空间上的相关特征;第二, Kriging 同时具有局部和全局的统计特性,这个性质使得模型可以分析已知信息的趋势和动态。运用此方法实现了碾压机构优化设计。

后续工作展望:

激光拼焊系统的研制涉及到多个学科领域,是机构学、焊接、材料及控制等