文章编号: 1004-0609(2014)01-0104-11

## 压块对 H96 矩形管绕弯成形回弹与截面变形的作用

朱英霞,刘郁丽,杨 合,李海平

(西北工业大学 凝固技术国家重点实验室 材料学院, 西安 710072)

**摘 要:**为了控制矩形管绕弯成形的回弹和截面变形,建立考虑压块力、速度加载条件的回弹和截面变形有限元预测模型,并对其可靠性进行实验验证。基于所建模型研究压块的摩擦因数、夹持压力和助推速度对 H96 矩形管 回弹与截面变形的影响规律。结果表明:摩擦因数和夹持压力越大,回弹角和横截面高度变形越小。但压块对横、纵截面畸变的作用完全相反;芯头支撑区域内助推速度的变化能够影响回弹量,且不会加剧截面变形。提出变助推速度的压块边界条件组合方案,实现了弯曲角度小于 90°和大于等于 90°弯管的回弹量分别降低 55.31%和 36.45%,60°弯管的高度变形量平均降低 1.79%,90°和 120°弯管的高度变形量最大分别降低 5.98%和 6.35%。 关键词:绕弯成形;H96矩形管;回弹;截面变形;工艺参数;有限元模拟 中图分类号:TG386 文献标志码:A

# Impact of pressure die on springback and section deformation of rotary-draw bending of rectangular H96 tube

ZHU Ying-xia, LIU Yu-li, YANG He, LI Hai-ping

(State Key Laboratory of Solidification Processing, School of Materials Science and Engineering, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

**Abstract:** In order to control springback and section deformation of rotary-draw bending of rectangular tube, the finite element model for springback and sectional deformation prediction, which considers the loading and velocity conditions of pressure die, was established and verified by experiment. Based on the model, the impact of friction coefficient, pressure and boosting velocity of pressure die on springback and section deformation of H96 rectangular tube was investigated. The results show that the larger the friction coefficient and the clamping pressure are, the smaller the springback angle and the cross-section height deformation are. However, the impacts of pressure die on deformations of cross-section and longitudinal-section are completely opposite. The change of boosting velocity within core-filled area can influence the springback amount, while not exacerbate section deformation at the same time. Then, the combinations of pressure die boundary conditions of variable boosting speed were proposed. And by which, it is realized that springback angles are decreased by 55.31% and 36.45%, respectively, for bent tubes smaller than 90° or no less than 90°. The cross-section height deformations are reduced by 1.79% for 60° tube on average, and 5.98% and 6.35%, respectively, for 90° tube and 120° tube at most.

Key words: rotary-draw bending; rectangular H96 tube; springback; section deformation; process parameters; finite element simulation

矩形管在绕弯过程中,其前端被夹块夹持,绕弯 曲模一起运动,后端夹持于压块和防皱块之间,受到 压块向前的助推作用。压块的载荷边界条件和速度边 界条件不仅直接影响矩形管的横、纵截面形状和尺寸 的变化,而且还直接影响弯曲过程管坯的切向应力, 进而影响管件卸载后的回弹。而回弹和截面变形是影 响矩形管绕弯成形质量的关键因素,二者都不可避免 且相互间存在耦合作用。因此,研究压块的载荷边界

收稿日期: 2013-03-14; 修订日期: 2013-10-24

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50975235); "111" 引智计划资助项目(B08040)

通信作者:刘郁丽,教授,博士;电话: 029-88460212-803; E-mail: lyl@nwpu.edu.cn

条件和速度边界条件对回弹和截面变形的作用,进而 实现对矩形管绕弯过程截面变形和回弹的有效控制, 对实现矩形管绕弯精确成形具有重要的理论意义和实 用价值。

目前,关于弯曲成形的截面畸变和回弹控制的研 究很多。合理的工艺参数或成形条件是实现回弹与截 面变形控制的重要途径<sup>[1-4]</sup>。如 LI 等<sup>[3]</sup>研究了如何利 用由压块和助推块组成的助推装置降低圆管的截面 变形, 然而, 研究中没有考虑压块的力的边界条件。 LI 等<sup>[4]</sup>和 ZHAO 等<sup>[5]</sup>发现,增加芯头个数以及减小芯 头与管坯间隙可以降低圆管截面的变形。然而,针对 矩形管绕弯成形,以芯模为代表的模具的工艺参数可 调控性差,如在实际生产中由于芯模的磨损,最大化 减小芯模与管坯间的间隙也难达到理想程度, 且芯头 个数的增加会极大地增加抽芯的困难,导致管子的壁 厚过度减薄。此外,吴建军等[6-7]通过等曲率弯曲试验 研究,采用模具型面回弹补偿法对空间绕弯圆管的回 弹进行了补偿。LIU 等<sup>[8]</sup>和 KATAYAMA 等<sup>[9]</sup>采用响应 面和遗传算法对板料弯曲模进行回弹补偿。然而,模 具型面回弹补偿法成本较高且较复杂, CLAUSEN 等<sup>[10]</sup>、MILLER 等<sup>[11]</sup>和 CORONA<sup>[12]</sup>研究加载路径、 摩擦和拉压力对矩形管拉弯截面变形和回弹的影响规 律,目的在干通讨优化成形过程将截面畸变和回弹减 少到最小。ZHU 等<sup>[13]</sup>也从轴向拉伸力和摩擦接触条件 方向出发,研究如何减小矩形管拉弯回弹。文献[10-13] 都是针对矩形管拉弯过程回弹控制的研究,且没有考 虑回弹和截面变形之间的耦合作用。上述研究单方面 以如何利用工艺参数控制截面变形或回弹为研究对 象,忽视了工艺参数对这二者的影响。ZHU等<sup>[14]</sup>通过 研究发现,较之夹块的夹持力、防皱块-弯曲模与管 坏间摩擦因数和芯头个数,压块的夹持力和助推速度 不仅对矩形管的回弹影响最显著,而且对截面变形有 重要作用。

因此,本文作者基于 ABAQUS/Explicit 建立可靠 的 H96 矩形管绕弯回弹全程有限元模型,利用该模型 分别研究压块的摩擦因数、夹持压力和助推速度对回 弹和截面变形的影响规律,并进一步研究如何综合利 用压块的边界条件实现回弹和截面变形的双重控制。



#### 1.1 回弹角的定义

采用回弹角表示回弹量的大小,假设矩形管的弯

曲角度为 θ,回弹后变为 θ',则回弹角可由公式(1)计 算,

$$\Delta \theta = \theta - \theta'$$

#### 1.2 截面变形的定义

矩形管绕弯成形结束后,既有横截面变形又有纵 截面变形。横截面的变形如图 1(a)所示,表现为内、 外腹板的塌陷和侧壁的鼓起,即既有高度方向的变形, 又有宽度方向的变形。宽度方向变形较小,最大变形 出现在内、外腹板截面的对称线上,因此,为了简化 研究,只研究截面对称线上高度方向的变形 Δh<sub>i</sub>,如 式(2)所示。

$$\Delta h_i = \sqrt{(x_i - x_i')^2 + (y_i - y_i')^2} - h \tag{2}$$

式中: h 是矩形管未变形前的截面高度; i 代表沿弯曲 方向的节点,  $x_i$ 、 $y_i$ 和 $x'_i$ 、 $y'_i$ 分别是i节点内、外腹板 对称线上的坐标, 如图 1(b)所示。



图1 矩形管绕弯过程横、纵截面的变形

**Fig. 1** Deformation of cross-section and longitudinal-section of rectangular tube: (a) Cross-section deformation; (b) Symmetrical longitudinal-section of inner flange before and after ovalization

(1)

纵截面的变形表现为由压块的助推作用造成的内 外腹板的弯曲半径的变化,即椭圆化,其中内、外腹 板对称线上截面的椭圆化最严重,如图 1(b)所示。内、 外腹板对称纵截面的椭圆变形 ΔL<sub>i</sub>、Δl<sub>i</sub>分别按照公式 (3)和(4)计算,

$$\Delta L_i = \sqrt{x_i^2 + y_i^2} - R \tag{3}$$

$$\Delta l_i = \sqrt{x_i'^2 + y_i'^2} - r \tag{4}$$

式中: R 和 r 分别为内、外腹板不发生椭圆化的标准 弯曲半径。

为了分析截面高度变形量和内外腹板椭圆化程度 在绕弯进程中的变化,选取沿弯曲方向 75°处,分别 位于内、外腹板的对称纵截面上的 *L*、*S* 节点为研究 对象,如图 1(b)所示。

## 2 H96矩形管绕弯回弹有限元模型的 建立

#### 2.1 矩形管的几何尺寸与材料参数

矩形管的截面尺寸为 24.86 mm(w)×12.2 mm (h)×1 mm(t),材料为 H96 黄铜,采用各向同性材料 硬化模型,其屈服条件f如公式(5)所示,

$$f = \sqrt{\frac{3}{2}}\mathbf{s} \cdot \mathbf{s} - K(\varepsilon_0 + \overline{\varepsilon}^p)^n = 0$$
(5)

式中: *s* 为偏应力张量;  $\epsilon^p$  为等效塑性应变;  $\epsilon_0$ 、*K* 和 *n* 是 H96 矩形管材料常数,通过单向拉伸试验获得, 分别为  $\epsilon_0$ =0.010 4, *n*=0.51, *K*=588.17 MPa。其他材料 参数, 如弹性模量和泊松比分别为 92.82 GPa 和 0.324。

#### 2.2 压块及其边界条件

为了同时实现压块夹紧管子并向前助推这两种动 作,建模时将夹块分为两部分:一部分用来施加夹紧 压力,称为传力块;另一部分提供助推速度,称为传 动块,如图2所示。传力块与管子存在摩擦约束,并 沿加载方向具有运动自由度;传动块仅与传力块接触, 并依靠刚体之间的摩擦作用推动传力块向前运动,进 而推动管子向前运动。为了避免将管子夹扁,给出了 夹持压力的临界值 σ<sub>el</sub>求解公式,如式(6)所示,

$$\sigma_{\rm cl} = \frac{\sigma_{\rm p} S}{S_{\rm p}} \tag{6}$$

式中: $\sigma_p$ 近似等于管子的压缩失稳应力,H96 矩形管的压缩试验获得 $\sigma_p$ 的值介于180~200 MPa之间;S为压块与管子的接触面积; $S_p$ 为压块被施加压力的面积。



图 2 包含传力块和传动块两部分的压块的几何模型

**Fig. 2** Geometry model of pressure die including two parts of load transfer die and driven die

#### 2.3 绕弯回弹全程有限元模型的建立

为了模拟回弹和截面畸变,采用 S4R 壳单元分别 建立考虑压块载荷边界条件的弯曲过程有限元模型和 回弹过程有限元模型,如图 3 所示。其中,弯曲过程 的有限元模型涉及多模具约束力的加载条件和材料的 大变形和大位移,采用动态显式算法计算(见图 3(a))。



图 3 矩形管绕弯回弹全程有限元模型

**Fig. 3** Finite element model of whole bending-springback process of rectangular tube: (a) Bending model; (b) Springback model

而回弹过程的有限元模型采用静态隐式算法,是通过 导入绕弯成形结束后的单元、节点、几何位移和初始 应力应变场而建立的(见图 3(b))。

#### 2.4 有限元模型可靠性验证

试验和模拟的基本条件,如模具的运动速度、间隙、弯曲半径等,都是一致的,如表1所列。

#### 表1 试验和模拟的基本条件

 Table 1
 Experimental and simulation conditions

Bending velocity/(rad·s <sup>-1</sup> )	0.5
Clearances between tube and dies/mm	0-0.2
Bending angle/(°)	30, 45, 60, 90, 120, 150
Bending radius/mm	40
Flexible core number	4
Clamping pressure of pressure die/MPa	a 3
Boosting velocity/(mm·s <sup>-1</sup> )	22.96

试验中,压块、防皱块、弯曲模与矩形管之间的 摩擦为干摩擦,夹块与管坯的接触面上刻有防滑皱纹, 芯棒-芯头与管坯之间采用航空油润滑。模拟时采用 库伦摩擦条件,根据文献[15-16],模具与管坯间的库 伦摩擦因数如表2所列。

#### 表2 模具与 H96 矩形管之间的摩擦条件

**Table 2** Frication conditions between dies and rectangularH96 tube

Contact pair	Friction coefficient
Pressure die-tube	0.30
Mandrel-core die-tube	0.10
Clamp die-tube	0.60
Wiper die, bending die-tube	0.19

采用所建有限元模型和表 1、表 2 中的条件,模 拟得到的 90°H96 矩形弯管与试验结果的对比如图 4(a) 所示,可以看到二者非常吻合。同时,图 4(b)对比了 图 4(a)中弯管在试验和模拟条件下对称纵截面的高度 变形量,可以看到模拟结果和试验结果非常接近,最 大误差为 23.86%。为了进一步验证模型的可靠性,图 4(c)还给出了芯棒-芯头与管坯间隙为 0.5 mm 情况下 的 90°弯管模拟与试验结果的对比,由图 4(c)可知,试 验和模拟所得的矩形管内腹板都出现了起皱现象,二 者起皱波的个数相同。且图 4(d)相应地给出了该弯管 对称纵截面的高度变形量的数值模拟与试验实测值, 二者的最大误差约为 24%。由上述分析可知,采用所 建H96矩形管绕弯回弹全程有限元模型可以可靠地预测截面变形。

此外,采用所建有限元模型和表 1、表 2 中模拟 条件预测的不同弯曲角度下的回弹角如图 4(e)所示, 通过与试验数据对比发现,回弹角随弯曲角的变化趋 势与试验结果一致,且二者的平均误差仅为 10.33%。 因此,所建绕弯回弹全程有限元模型可以准确地预测 H96 矩形管绕弯回弹。

## 3 压块的边界条件对 H96 矩形管绕 弯回弹和截面变形的影响

压块的边界条件包括压块与管坯间的摩擦因数、 夹持压力和助推速度。表3所列为所研究边界条件参 数的取值范围。

#### 表3 模拟用压块边界条件参数范围

 Table 3 Parameters of pressure die boundary conditions in simulation

Friction	Clamping	Boosting
coefficient	pressure/MPa	velocity/(mm·s <sup>-1</sup> )
0	3	0
0.19	9	11.48
0.3	18	22.96
	27	28.7
		34.44

#### 3.1 摩擦因数对回弹和截面变形的影响

通过模拟发现,当压块与管坯间摩擦因数分别为 0、0.19 和 0.3 时,矩形管绕弯回弹角分别为 1.96°、 1.71°和 1.50°。这是由于摩擦因数越大,压块的助推 能力越强,回弹量也就越小。为了进一步解释这一现 象,图 5(a)和(b)分别给出了弯曲角为 90°时 L、S 节点 (见图 1(b))随弯曲进程的切向应力变化。可以看到, 抽芯阶段是弹性变形过程,应力的大小基本不发生变 化,矩形管的回弹量的大小主要受弯曲进程影响。而 在弯曲进程中,摩擦因数越大,切向应力的波动幅度 越大,但最终的切向应力越小,所以回弹量也越小。 这同时也说明了芯棒填充区域的应力波动和随后弯曲 阶段内的切向应力变化对回弹量都有着重要影响。

图 6(a)和(b)分别显示沿弯曲方向 75°截面上 L、S 节点间高度变形量和椭圆程度在 90°弯曲进程中的变 化。由图 6(a)和(b)可以看到,节点在经过芯棒填充区 域时,无论摩擦因数如何变化,截面变形量都几乎



不变。而离开芯头填充区域时,摩擦因数为0.19和0.3 时的高度变形量比摩擦因数为0时的小很多,同时L 节点上的椭圆程度也较摩擦因数为0时的小,但S节 点上的椭圆程度较摩擦因数为0时的大,这说明压块 的摩擦因数对高度变形和外腹板椭圆程度的影响可能 相反。综合回弹角考虑,压块的摩擦因数选取0.3 较好。

#### 3.2 夹持压力对回弹和截面变形的影响

利用公式(6)和试验得到的管子的压缩失稳应力,可算出压块的临界夹持压力在 30 MPa 左右。图 7 所



simulation results of rotary-draw bending: (a)  $90^{\circ}$  tube bended under forming conditions in Table 1; (b) Height deformation amount on section symmetrical line in Fig. (a); (c)  $90^{\circ}$  tube bended with 0.5 mm tube-core clearance; (d) Height deformation amount on section symmetrical line in Fig. (c); (e) Relationship between springback angle and bending angle

示为矩形管回弹角随夹持压力的变化趋势。由图 7 可知,夹持压力越大,回弹角越小。当夹持压力为 27 MPa时,其对应的回弹角要比夹持压力为 3 MPa 时的小0.76°。

图 8(a)所示为不同夹持压力下矩形管截面高度变 形量 Δh<sub>i</sub>沿弯曲方向的分布,从图 8(a)中可以看出, 夹持压力越大,Δh<sub>i</sub>相对越小。图 8(b)给出了 L、S 节 点间 Δh<sub>i</sub>在 90°弯曲进程中的变化。由图 8(b)中可以看 出,在芯头填充区域,不同夹持压力下的 Δh<sub>i</sub>变化非 常小。但是在离开芯头填充区以后,高度变形量开始



图 5 不同摩擦因数下 L、S 节点在 90°弯曲进程中的切向应力变化

Fig. 5 Tangential stress variation of nodes L (a) and S (b) under different friction coefficients during 90° bending process



图 6 不同摩擦因数下 90°弯曲进程中的截面变形量

**Fig. 6** Section deformation under different friction coefficients during  $90^{\circ}$  bending process: (a) Height deformation between nodes *L* and *S*; (b) Ovalization amount on nodes *L* and *S* 



图 7 矩形管回弹角随压块夹持压力的变化

**Fig. 7** Variation of springback angle of rectangular tube with clamping pressure of pressure die

剧烈增大,而夹持压力越小,这种剧增的幅度就越大。 抽芯过程的高度变形量 Δh<sub>i</sub> 几乎不发生变化,所以,

#### 最终夹持压力越大, Δh<sub>i</sub>越小。

图 9(a)所示为不同夹持压力下矩形管外腹板椭圆 化程度 Δ*l<sub>i</sub>*沿弯曲方向的分布。由图 9(a)可知,夹持压 力越大,Δ*l<sub>i</sub>*越大。而内腹板椭圆程度 Δ*L<sub>i</sub>*随夹持压力 的变化趋势同 Δ*l<sub>i</sub>*一致,但由于差距不如 Δ*l<sub>i</sub>*明显,不 再分析。上述现象意味着压块助推作用的增大使矩形 管纵截面的椭圆率增大。图 9(b)给出了 *S*节点上椭圆 程度在 90°弯曲进程中的变化。由图 9(b)可以看到, 在有芯头填充的区域,不同夹持压力下的椭圆程度同 样差别不大。但是在离开芯头填充区以后,夹持压力 越大,椭圆程度越大,最终形成如图 9(a)所示的 Δ*l<sub>i</sub>* 沿弯曲方向的分布规律。

由上述研究可知,夹持压力对矩形管截面高度变 形量和椭圆程度的影响是截然相反的,需要综合考虑 如何选取夹持压力的值。在此分别引入相对高度变形 量 *δh*<sub>i</sub>、内腹板相对椭圆程度 *δL*<sub>i</sub>和外腹板相对椭圆程



**Fig. 8** Sectional height deformation  $\Delta h_i$  of rectangular tube under different clamping pressures: (a) Distribution along bending direction; (b) Variation of  $\Delta h_i$  between nodes *L* and *S* during 90° bending process



图 9 不同夹持压力下的矩形管纵截面椭圆化程度 Δ<sub>i</sub>

Fig. 9 Longitudinal sectional ovalization  $\Delta l_i$  of rectangular tube under different clamping pressures: (a) Distribution along bending direction; (b) Variation of  $\Delta l_i$  on node S during 90° bending process

度  $\delta l_i$  的计算公式,

$$\delta h_i = \frac{\Delta h_i}{h} \tag{7}$$

$$\delta L_i = \frac{\Delta L_i}{R} \tag{8}$$

$$\delta l_i = \frac{\Delta l_i}{r} \tag{9}$$

由图 8(a)和图 9(a)中数据知, 3、9、18、27 MPa 夹持压力下, Δh<sub>i</sub>沿弯曲方向的平均值分别为 7.95%、 6.06%、5.07%、4.45%,这4个数据间的最大差值为 3.50%。在3、9、18、27 MPa 夹持压力下,ΔL<sub>i</sub>沿弯 曲方向的平均值分别为 3.63%、3.82%、4.33%、4.83%, 数据间的最大差值为 1.20%; 而 Δl<sub>i</sub>沿弯曲方向的平均 值分别为 0.71%、1.32%、1.93%、2.43%,数据间最 大差值为 1.72%。比较上述数值可知,Δh<sub>i</sub>受夹持压力 的影响程度要大于 $\Delta L_i$ 和 $\Delta l_i$ 的,且相对变形程度较 $\Delta L_i$ 和  $\Delta l_i$ 的严重。综合考虑夹持力对回弹的影响,所以, 采用夹持压力 27 MPa 为佳。

#### 3.3 助推速度对回弹和截面变形的影响

表 3 所列为标准助推速度 22.96 mm/s 是根据助推 速度与矩形管外腹板绕弯线速度一致计算得到的,而 其他助推速度值则是按照 0、0.5、1.25、1.5 倍标准助 推速度选取的。图 10 所示为不同助推速度下矩形管回 弹角的结果。由图 10 可看出,助推速度对回弹量的影 响不像夹持压力那样明显。在助推速度小于 22.96 mm/s 时,随着速度的增加,90°和 45°弯管的回弹角略 有下降;在助推速度大于 22.96 mm/s 时,随着速度的 增加,90°和 45°弯管的回弹角光增加后下降,34.44 mm/s 助推速度所对应的回弹角最小。 然而,模拟发现,当助推速度小于标准助推速度 时,成形角度大于 60°的弯管会在芯头填充不到区域 发生较大的截面塌陷。图 11 所示为 11.48 mm/s 助推 速度下的 90°弯管半截面示意图。由图 11 可以看到, 在非芯头填充区域,内、外腹板的截面出现较严重的 塌陷。因此,不能在整个弯曲进程中一直采用低于标 准值的助推速度。图 12 所示为助推速度下 Δ*h*<sub>i</sub>沿弯曲 方向的分布。由图 12 可以看出,这 3 条曲线起初非常 接近,但在接近夹块端的弯曲截面内,过高的助推速 度使得 Δ*h*<sub>i</sub>要大于其他助推速度下的值。

综上所述,助推速度高于或低于标准助推速度值, 都会对回弹量产生一定的影响,也会增大非芯头填充 区域内的截面畸变量。





**Fig. 10** Springback angles of rectangular tube under different boosting velocities





**Fig. 11** Half profile of 90° bent tube under boosting velocity of 11.48 mm/s



图 12 不同助推速度下 Δh<sub>i</sub>沿弯曲方向的分布

**Fig. 12** Distribution of  $\Delta h_i$  obtained under different boosting velocities along bending direction

## 4 基于变助推速度的压块边界条件 组合对矩形管绕弯截面变形和回 弹的影响

由以上的研究结果得知,摩擦因数 0.3 和夹持压 力 27 MPa 可有效控制回弹和截面变形,应该将其作 为参数组合的基础。而结合图 5、6、8(b)、9(b)、11 和 12 的结果可知,在芯棒填充区域可利用较快或较慢 的助推速度影响切向应力的大小进而降低回弹量,且 不会加剧截面变形。所以采用表 4 中 4 组工艺参数组 合,研究如何综合利用压块的工艺参数控制矩形管绕 弯的截面变形和回弹。其中,参数组合 1 为 1.4 节中 验证有限元模型时所用试验和模拟条件。参数组合 3 和 4 采用变助推速度,即在有芯头支撑的 60°弯曲区 域,压块速度略低于标准值(组合 3),或者为 1.5 倍的

表4 4组压块边界条件参数组合

Table 4	Four g	groups	of p	arameters	combinations	of	pressure
die bound	lary cor	ndition	5				

Boundary condition	Friction coefficient	Clamping	Boosting
		pressure/	velocity/
		MPa	$(\text{mm}\cdot\text{s}^{-1})$
Combination 1	0.3	3	22.96
Combination 2	0.3	27	22.96
Combination 3	0.3	27	19.52(<60°);
			22.96(>60°)
Combination 4	0.3	27	34.44(<60°);
			22.96(>60°)

中国有色金属学报

图 13 所示为 4 组工艺参数对应的回弹角。由图 13 可以看到,组合 1 条件下得到的回弹角要远大于组 合 2~4 条件下得到的回弹角。当弯曲角度小于 90°时, 参数组合 4 得到的回弹角平均值最小,比组合 1 的平 均值小 55.31%,且在成形角度为 30°时,组合 4 下的 回弹角甚至只有 0.37°;当弯曲角度为 90°时,组合 2~4 下的回弹角比较接近,组合 3 下的最小值为 1.12°,比 组合 1 得到的回弹角小 0.86°;当弯曲角度大于 90°时, 组合 3 得到的回弹角比其他组合的都小,比组合 1 的 平均值小 36.45%。由此可见,当弯曲角度小于 90°时, 组合 4 是控制回弹的压块最佳参数组合,而当弯曲角 度大于等于 90°时,组合 3 是控制回弹的最佳选择。



图 13 4 组参数组合下的回弹角

**Fig. 13** Springback angles obtained under four groups of parameter combinations

图 14 所示为 4 种参数组合下 60°、90°、120°弯管  $\Delta h_i$ 沿弯曲方向的分布情况。由图 14 可见,在这 3 种 弯曲角度下,组合 1 对应的  $\Delta h_i$ 平均值和最大值都较 其他组的大。对于 60°弯管,组合 4 下的  $\Delta h_i$ 平均值和 最大值都是全组中最小的,如果采用组合 4 的成形条 件,则平均能够降低高度畸变 1.79%。对于 90°弯管, 组合 2 和 4 下的  $\Delta h_i$ 平均值和最大值都是全组中最小 的,其次是组合 3 的。如果采用组合 2 或 4 的成形条 件,则最大能够降低高度畸变 7.05%;如果采用组合 3,则此值为 5.98%。对于 120°弯管,与上述情况略有 不同的是,组合 3 获得的  $\Delta h_i$ 最大值是全组中最小的, 如果采用组合 3 的成形条件,则高度畸变量最大降低 了 6.35%。

图 15 所示为 4 组参数组合下 60°、90°和 120°弯 管的变形量(Δ*L*<sub>i</sub>)分布。由图 15 可以看到,当管子的



**Fig. 14** Distributions of  $\Delta h_i$  along bending direction under four groups of parameter combinations: (a) 60° bent tube; (b) 90° bent tube; (c) 120° bent tube

弯曲角度为 60°时,组合 1、3、4 对应的椭圆程度基本一致,组合 2 的变形量( $\Delta L_i$ )在小于 25°的弯曲段内较其他组的偏小,而在其余弯曲段偏大。当弯曲角度为 90°和 120°时,在大于 25°的弯曲段内,组合 1 的  $\Delta L_i$ 始终是全组中最小的,组合 4 的  $\Delta L_i$ 始终是最大的,因此,组合 4 不能被用于弯曲角度大于等于 90°的绕弯成形。以组合 1 为基准,当弯管弯曲 90°和 120°时,采用组合 2, $\Delta L_i$ 的平均值分别升高了 2.37%和 1.31%;



图 15 4 组参数组合下沿弯曲方向分布的 ΔL<sub>i</sub>

**Fig. 15** Distributions of  $\Delta L_i$  along bending direction under four groups of parameter combinations: (a) 60° bended tube; (b) 90° bended tube; (c) 120° bended tube

而采用组合 3, ΔL<sub>i</sub> 的平均值分别升高了 1.37%和 1.68%。外腹板椭圆程度 Δl<sub>i</sub> 在 4 种参数组合下的分布 趋势,同图 15 完全一致。当弯管弯曲 90°和 120°时, 采用组合 2, Δl<sub>i</sub> 的平均值分别升高了 2.47%和 1.24%; 采用组合 3, Δl<sub>i</sub> 的平均值分别升高了 1.46%和 1.55%。 综合比较,建议采用组合 3 弯曲大于等于 90°的弯管。

综上所述,采用压块参数组合 4 弯曲小于 90°的 弯管,可降低回弹量 55.31%,平均降低 60°弯管高度 畸变量 1.79%。采用压块参数组合 3 成形大于等于 90° 的弯管,可降低回弹量 36.45%,分别能够最大降低 90°、120°弯管高度畸变量 5.98%和 6.35%。但是无论 是组合 3 还是组合 4,内、外腹板的椭圆程度都会相 应地升高。

### 5 结论

摩擦因数越大,夹持压力越大,压块的助推能力越强,回弹量越小,横截面高度变形越小。但压块助推作用的增大会增大矩形管纵截面的椭圆率,压块对横、纵截面畸变的作用完全相反。横截面高度变形量受夹持压力的影响程度要大于纵截面的。综合上述结果,摩擦因数 0.3 和夹持压力 27 MPa 为控制回弹和截面变形的最佳工艺选择。

2) 在绕弯过程中,助推速度一直低于标准值时, 角度大于 60°的弯管会在芯头填充不到的区域内发生 较大的截面塌陷,助推速度一直高于标准值时,接近 夹块端的矩形管横截面高度变形量会大于标准助推速 度下的值。在有芯头填充的区域,不同压块参数下的 横截面高度变形和内、外腹板椭圆程度变化非常小。

3) 采用变助推速度的压块边界条件组合方案,达 到同时降低回弹量和横截面高度变形量的目的。通过 模拟研究发现,采用压块参数组合 4 弯曲小于 90°的 弯管,可降低回弹量 55.31%,平均能够降低 60°弯管 高度变形量 1.79%。采用压块参数组合 3 成形大于等 于 90°的弯管,可降低回弹量 36.45%,分别最大能够 降低 90°、120°弯管高度变形量 5.98%和 6.35%。

#### REFERENCES

 [1] 刘 伟,刘红生,邢忠文,曹克利.高强钢板冲压成形的回弹 规律与工艺参数研究[J].材料科学与工艺,2010,18(6): 758-761.

LIU Wei, LIU Hong-sheng, XING Zhong-wen, CAO Ke-li. Study on process parameters and springback rule for stamping of high strength steel sheet[J]. Materials Science and Technology, 2010, 18(6): 758–761.

[2] 张尧武,曾卫东,戴 毅,赵永庆,周义刚,王凯旋.基于虚 拟正交试验的热推弯管工艺参数优化设计[J].塑性工程学报, 2009,16(6):91-95.

ZHANG Yao-wu, ZENG Wei-dong, DAI Yi, ZHAO Yong-qing, ZHOU Yi-gang, WANG Kai-xuan. Optimal design of technological parameters for hot-pushing pipe-bending based on virtual orthogonal experiment[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2009, 16(6): 91–95.

- [3] LI H, YANG H, ZHAN M, KOU Y L. Deformation behaviors of thin-walled tube in rotary draw bending under push assistant loading conditions[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2010, 210: 143–158.
- [4] LI C, YANG H, ZHAN M, XU X D, LI G J. Effects of process parameters on numerical control bending process for large diameter thin-walled aluminum alloy tubes[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2009, 19(3): 668–673.
- [5] ZHAO G Y, LIU Y L, YANG H, LU C H. Cross-sectional distortion behaviors of thin-walled rectangular tube in rotary-draw bending process[J]. Transaction of Nonferrous Metals Society of China, 2010, 20(3): 484–489.
- [6] 李雁鹏,吴建军.非平面弯管成形过程的回弹补偿研究[J]. 锻压技术,2009,34(1):89-92.
  LI Yan-peng, WU Jian-jun. Study on spring-back compensation

for non-plane tube bending process[J]. Forging & Stamping Technology, 2009, 34(1): 89–92.

- [7] 张 深, 吴建军. 管材空间绕弯回弹补偿方法研究[J]. 西北 工业大学学报, 2011, 29(5): 811-817.
  ZHANG Shen, WU Jian-jun. A new method for springback compensation for the bending of a thick-walled non-planar tube[J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 2011, 29(5): 811-817.
- [8] LIU W, YANG Y Y, XING Z W, ZHAO L H. Springback control of sheet metal forming based on the response-surface method and multi-objective genetic algorithm[J]. Materials Science and Engineering A, 2009, 499: 325–328.
- [9] KATAYAMA T, NAKAMACHI E, NAKAMURA Y, OHATA T, MORISHITA Y, MURASE H. Development of process design system for press forming—Multi-objective optimization of intermediate die shape in transfer forming[J]. Journal of

Materials Processing Technology, 2004 155/156: 1564-1570.

- [10] CLAUSEN A H, HOPPERSTAD O S, LANGSETH M. Sensitivity of model parameters in stretch bending of aluminium extrusions[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2001, 43: 427–453.
- [11] MILLER J E, KYRIAKIDES S, BASTARD A H. On bend-stretch forming of aluminum extruded tubes I: Experiments[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2001, 43: 1283-1317.
- [12] CORONA E. A simple analysis for bend-stretch forming of aluminum extrusions[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2004, 46: 433–448.
- [13] ZHU H, STELSON K A. Modeling and closed-loop control of stretch bending of aluminum rectangular tubes[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2003, 125: 113–119.
- [14] ZHU Y X, LIU Y L, YANG H. Sensitivity of springback and section deformation to process parameters in rotary draw bending of thin-walled rectangular H96 brass tube[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2012, 22(9): 2233–2240.
- [15] 赵刚要. 薄壁矩形管数控绕弯成形起皱及成形极限研究
  [D]. 西安: 西北工业大学, 2010.
  ZHAO Gang-yao. Study on wrinkling behaviors and limit during NC rotary-draw bending process of thin-walled rectangular tube[D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2010.
  [16] 徐 灏. 机械设计手册[M]. 第一卷. 北京: 机械工业出版社,

XU Hao. Machinery's handbook[M]. 1st ed. Beijing: China Machine Press, 1991.

(编辑 李艳红)