中国科学: 技术科学 2013 年 第 43 卷 第 3 期: 283 ~ 290
www.scichina.com tech.scichina.com
《中国科学》杂志社
SCIENCE CHINA PRESS

曲面零件连续辊压成形原理及理论分析

蔡中义*, 李明哲

吉林大学辊锻工艺研究所, 长春 130025
* E-mail: caizy@jlu.edu.cn

收稿日期: 2012-08-07; 接受日期: 2012-10-25
国家自然科学基金(批准号: 51275202, 51075186)资助项目

摘要 连续辊压成形是一种全新的三维曲面零件成形方法, 以一对可弯曲的成形辊作为板料成形工具, 通过控制上下成形辊的辊缝分布, 使板料在辊压过程中同时产生横向弯曲变形与不均匀的纵向延伸, 导致纵向弯曲变形, 形成双曲度的曲面. 随着成形辊的转动, 板料连续变形, 从而连续成形出三维曲面. 本文阐明了连续辊压成形中的曲面形成机制, 通过对连续辊压过程的理论分析, 建立了控制辊压弯曲变形过程的基本方程; 基于对变形及材料模型等方面的简化, 得到了纵向弯曲变形的计算公式, 并给出了辊压压缩率及辊缝的设计方法, 分析了辊压压缩率及板料宽度等对纵向弯曲曲率的影响规律. 典型曲面件的成形实验及成形结果的测量与分析表明, 连续辊压成形方法可得到精度比较好的成形效果.

关键词
板材
连续成形
弯曲辊
辊压
曲面零件

三维曲面零件在飞机、轮船、高速列车、压力容器等制造领域中广泛应用, 在建筑结构、城市雕塑中都有大量的需求. 传统的成形方法比较适合于曲面零件的大批量生产, 由于其在模具制造与工装设备方面需要的投入大、生产周期长, 不适用于加工单件、小批量的曲面零件. 然而, 随着市场对产品多样化与个性化需求的日益增长, 对多品种、小批量曲面零件的需求越来越多, 在许多工业领域, 对快捷、低成本的曲面件成形技术都有迫切的需求.

连续成形是一种全新的金属板料成形方式, 能实现三维曲面零件的快速、高效生产, 并可显著降低设备造价. 近年来, Yoon, Yang 与 Shim 等人[1~4]提出了一种增量滚弯成形方法, 上、下各使用三列滚, 每列滚包含多个短滚. 通过三点弯曲实现纵向弯曲变形, 利用每列滚的曲线轮廓进行横向弯曲变形[3]. 由电机驱动中间一列滚子转动, 通过滚子与金属板料之间的摩擦使板料运动并变形, 从而实现双曲度曲面的连续成形. 采用这种方法已加工出球面与鞍面等实验件[3, 4]. 但是, 由于滚子阵列与板料离散式接触, 成形的曲面光滑性很难保证. 连续柔性成形[5~7]是基于柔性辊卷板思路建立的一种三维曲面的连续成形技术. 传统的卷板(或滚弯)采用刚性直辊, 只能成形单曲率的柱面或锥面[8, 9]. 连续柔性成形以 3 个多点控制的柔性辊作为成形的基本工具, 通过柔性辊的转动带动板料运动, 使板料在纵向与横向同时产生弯曲变形, 连续成形出三维曲面. 由于采用了连续的柔性辊, 与增量滚弯成形相比, 连续柔性成形可以得到较好的表面质量与成形精度[7].

连续柔性成形与增量滚弯成形都是基于弯曲变形原理建立的, 板料在横向与纵向均以弯曲变形为主, 为实现纵向弯曲, 这两种成形方式至少需要 3 个柔性辊(或三列滚). 连续辊压成形是将可弯辊与轧制

英文版发表信息: Cai Z Y, Li M Z. Principle and theoretical analysis of continuous roll forming for three-dimensional surface parts. Sci China Tech Sci, 2013, 56: 351–358, doi: 10.1007/s11431-012-5081-5

技术相结合建立的一种三维曲面连续成形新方法, 板料在横向仍以弯曲变形为主, 但是纵向弯曲是通过辊压产生不均匀纵向变形实现的. 这种方法只需两个成形辊, 设备结构比增量滚弯成形及连续柔性成形都更为简单, 更容易控制. 并且由于辊压过程可以使材料发生较大的塑性变形, 因此, 与连续柔性成形与增量滚弯成形相比, 连续辊压成形获得的曲面回弹小, 成形效果更好.

1 曲面连续辊压成形原理

1.1 成形原理的提出

考虑一柱面壳如图 1 所示, 其中 x 为柱面壳轴线方向坐标, β 为横截面方向的参数坐标. 根据板壳变形理论[10], 柱面壳中面变形的应变及曲率改变量满足下面的协调方程:

$$\begin{cases} B\dfrac{\partial \kappa_T}{\partial x}-\dfrac{\partial \chi}{\partial \beta}=0, \\ \dfrac{\partial \kappa_L}{\partial \beta}-B\dfrac{\partial \chi}{\partial x}-\dfrac{1}{\rho_T}\left(\dfrac{\partial \varepsilon_x}{\partial \beta}-B\dfrac{\partial \gamma_{x\beta}}{\partial x}\right)=0, \\ \dfrac{\kappa_L}{\rho_T}+\dfrac{1}{B^2}\dfrac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial \beta^2}-\dfrac{1}{B}\dfrac{\partial^2 \gamma_{x\beta}}{\partial x\partial \beta}+\dfrac{\partial^2 \varepsilon_\beta}{\partial x^2}=0, \end{cases} \tag{1}$$

其中 ε_x 和 ε_β 分别为 x 及 β 方向的应变, $\gamma_{x\beta}$ 为剪应变, κ_L 及 κ_T 为轴向及横向主曲率的改变量, χ 为扭率的改变量; B 为 β 方向的Lamé参数, ρ_T 为横向主曲率半径.

若壳内产生的变形满足 $\varepsilon_\beta=0$, 且 $\partial\varepsilon_x/\partial\beta=0$ 及 $\partial\gamma_{x\beta}/\partial\beta=0$, 由协调方程(1)可知 κ_L,κ_T 及 χ 均为零, 即柱面壳变形后仍为截面形状不变的柱面(如图 1(a)所示). 这时, 壳内只存在膜变形, 轴向纤维自由伸长, 纤维之间无相互约束, 变形后的壳面内不存在残余应力.

当 ε_x (或 $\gamma_{x\beta}$)随 β 变化时, 即 $\partial\varepsilon_x/\partial\beta\neq 0$ (或 $\partial\gamma_{x\beta}/\partial\beta\neq 0$), 根据方程(1), 则柱面壳变形后将产生曲率及扭率的变化, 由柱面变成双曲度的三维曲面(如图 1(b)所示). 连续辊压成形的原理就是基于上述变形特点建立的. 通过辊压使板料在辊压出口端变成柱面, 并在其弯曲横截面上连续产生随 β 变化的应变 ε_x, 导致轴向(纵向)弯曲变形, 从而获得三维曲面.

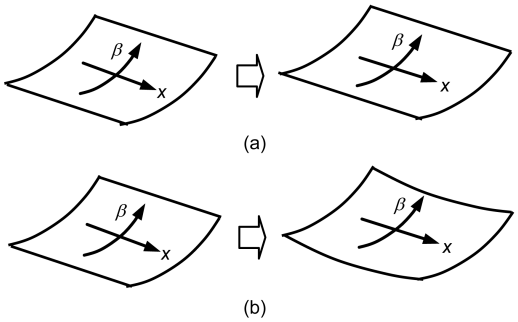

图 1 柱面壳的变形

(a) 变形后仍为截面形状不变的柱面; (b) 变形后成为三维曲面

1.2 连续辊压成形的实现

实现曲面连续辊压成形的关键是使板料产生沿横截面不均匀分布的纵向(即成形辊滚动方向)应变, 这一过程是通过上、下两个配对的成形辊来完成的, 其基本原理如图 2(a)所示. 图 2(b)为连续辊压成形的实验装置. 成形辊的轴线可小挠度弯曲, 在转矩作用下可绕自身弯曲轴线转动. 上、下辊之间的辊缝沿横向(垂直于成形辊滚动方向)不均匀分布, 这样, 在辊压过程中, 板料沿横向被不均匀压缩, 从而导致不均匀的纵向延伸, 形成沿横截面不均匀分布的纵向辊压应变.

成形辊在自由状态下为直辊, 由调形与支撑机构分段控制(如图 3(a)所示). 通过若干个离散的控制点可对成形辊轴线的弯曲形状及上、下辊之间的辊缝进行调整.

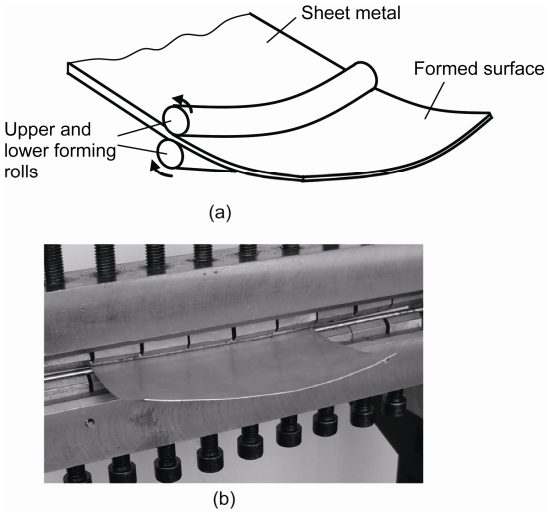

图 2 连续辊压成形

(a) 基本原理示意图; (b) 实验装置

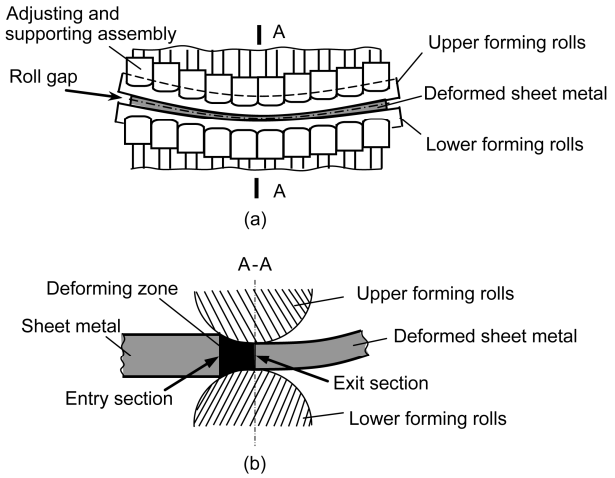

图 3　成形过程及控制

(a) 成形辊形状及辊缝控制; (b) 板料的辊压与弯曲

曲面开始成形时, 首先根据目标曲面的横截面曲线及纵向曲率, 将成形辊调整成所需要的弯曲形状, 并使上、下辊之间形成宽度不均匀分布的辊缝, 使板料能产生所需要的纵向应变. 通过对成形辊施加转矩使其绕自身轴线转动, 驱动板料连续进给. 板料连续通过辊缝时, 被上、下成形辊辊压产生变形, 在辊缝的入口截面到出口截面之间形成塑性变形区, 如图 3(b)所示. 板料在变形区内获得横向弯曲变形, 同时获得不均匀分布的纵向应变, 并产生纵向弯曲. 随着上、下成形辊的转动, 板料连续纵向进给, 在横向与纵向同时弯曲变形, 被连续辊压成双曲度的三维曲面. 改变成形辊的弯曲轮廓及辊缝分布形式, 可成形不同形状的三维曲面零件.

2　辊压弯曲变形方程及其近似求解

2.1　辊压弯曲变形与曲面成形

三维曲面的成形发生在出口端, 如图 4 所示. x 坐标轴沿着成形辊的滚动方向(纵向), y 坐标轴垂直于成形辊的滚动方向(横向), z 为曲面高度方向坐标. x 与 y 方向也是成形后曲面的两个主曲率方向. 图中的阴影区域为板料辊压后的出口截面, 其几何形状与辊缝一致. 辊缝的中线函数为 $z = g(y)$, 辊缝宽度分布函数为 $h(y)$.

由于辊压过程中塑性变形比较大, 因而忽略弹性变形, 并且由于板料厚度与宽度方向尺寸相比很

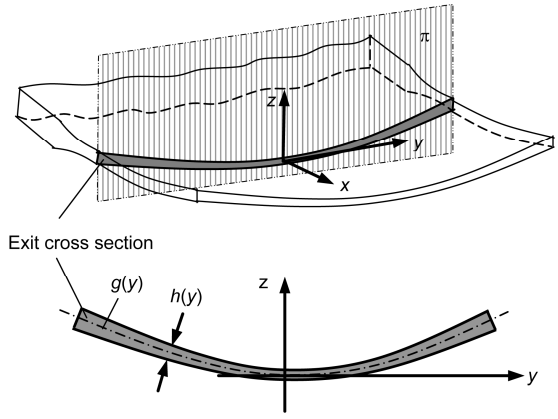

图 4　辊压曲面成形

小, 故忽略宽展变形. 根据塑性变形体积不变条件, 板料经过变形区的辊压变形后, 在出口端产生的纵向应变可近似表示为

$$\varepsilon_0(y) = -\ln\frac{h(y)}{H} \approx 1 - \frac{h(y)}{H}, \tag{2}$$

其中 H 为板料的初始厚度.

定义辊压的压缩率为厚度压缩量与原始厚度的比值, 即

$$\delta(y) = [H - h(y)]/H. \tag{3}$$

由(2)式有 $\varepsilon_0(y) \approx \delta(y)$.

辊压应变 ε_0 的值随 y (或 z)变化, 成形曲面的最终变形是在 ε_0 的基础上形成的, ε_0 也可视为初应变. 根据薄壳的变形特点, 将成形曲面的总变形分解成膜变形与纵向弯曲变形两部分(如图 5 所示).

膜变形为面内变形, 对应的膜应变为平均初应变

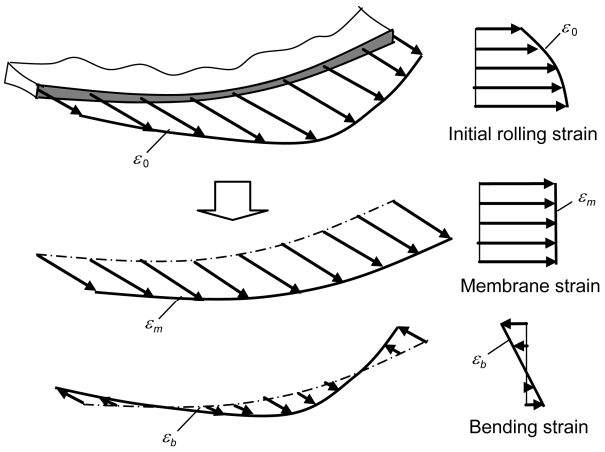

图 5　辊压产生的纵向应变

$$\varepsilon_m = \frac{1}{A}\int_A \varepsilon_0 \mathrm{d}A, \tag{4}$$

其中, A 为辊压出口截面(即辊缝)的面积.

纵向弯曲变形为面外变形, 由出口截面整体绕中性轴转动产生(如图 6). 若辊缝形状对称于 z 轴, 则弯曲中性轴平行于 y 轴, 弯曲应变可表示为

$$\varepsilon_b(y) = \kappa_L[\xi - z(y)], \tag{5}$$

其中 ξ 为中性轴的 z 坐标, κ_L 为纵向弯曲的曲率.

理想设计的辊压初应变应完全转化为曲面变形, 这时应满足条件: $\varepsilon_0 = \varepsilon_m + \varepsilon_b$. 当此条件不能严格满足时, 在形成曲面上将有应变余量存在

$$\Delta\varepsilon(y) = \varepsilon_0(y) - \varepsilon_m - \varepsilon_b(y). \tag{6}$$

2.2 连续辊压成形的基本方程

在出口端由于没有外力作用, 应变余量对应的残余应力场 σ_{res} 构成自平衡力系, 任意截面上的合力与弯矩均为零. 这时有

$$\begin{cases} N_x = \int_A \sigma_{\mathrm{res}} \mathrm{d}A = 0, \\ M_y = \int_A \sigma_{\mathrm{res}} z \mathrm{d}A = 0, \\ M_z = \int_A \sigma_{\mathrm{res}} y \mathrm{d}A = 0. \end{cases} \tag{7}$$

由于板料厚度比较小, 因此可忽略出口端厚度方向的正应力及剪应力, 即可近似认为坐标轴方向为应力及应变主方向. 如果材料为线性强化材料, 利用 Mises 屈服准则及塑性流动法则, 有

$$\sigma_x = \frac{4}{3}E_p\varepsilon_x, \tag{8}$$

其中, E_p 为材料的线性强化模量.

这时, 应变余量对应的残余应力可表示为

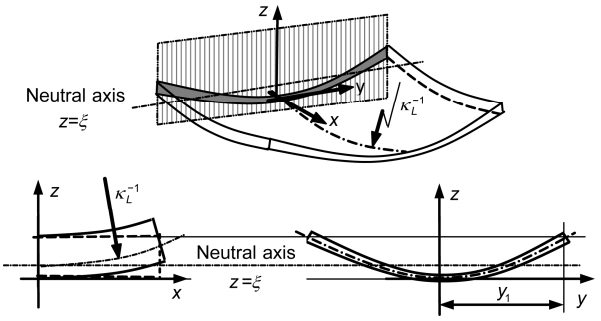

图 6 纵向弯曲变形

$$\sigma_{\mathrm{res}}(y) = \frac{4}{3}E_p[\varepsilon_0(y) - \varepsilon_m - \varepsilon_b(y)]. \tag{9}$$

若辊缝形状对称于 z 轴, 则 $M_z = 0$ 自然满足, 这时将(9)式代入(7)式有

$$\begin{cases} \int_A (\varepsilon_0 - \varepsilon_m)\mathrm{d}A = \int_A \varepsilon_b \mathrm{d}A, \\ \int_A (\varepsilon_0 - \varepsilon_m) z \mathrm{d}A = \int_A \varepsilon_b z \mathrm{d}A. \end{cases} \tag{10}$$

根据(4)式有 $\int_A (\varepsilon_0 - \varepsilon_m)\mathrm{d}A = \int_A \varepsilon_0 \mathrm{d}A - \varepsilon_m A = 0$, 故(10)式中的第一式为 $\int_A \varepsilon_b \mathrm{d}A = 0$. 再将(5)式代入上式得辊压弯曲控制方程

$$\begin{cases} \int_A (\xi - z)\mathrm{d}A = 0, \\ \int_A \kappa_L(\xi - z) z \mathrm{d}A = \int_A (\varepsilon_0 - \varepsilon_m) z \mathrm{d}A. \end{cases} \tag{11}$$

2.3 弯曲变形的计算

对于辊缝形状对称于 z 轴的成形过程, 由(11)式的第二式可求出辊压成形曲面的纵向弯曲曲率

$$\kappa_L = \frac{\int_A (\varepsilon_0 - \varepsilon_m) z \mathrm{d}A}{\int_A (\xi - z) z \mathrm{d}A}. \tag{12}$$

其中弯曲中性轴由方程(11)的第一式确定, 即

$$\xi = \frac{1}{A}\int_A z \mathrm{d}A = \frac{1}{A}\int_{-y_1}^{y_1} g(y)\sqrt{1 + g'^2(y)}\mathrm{d}y. \tag{13}$$

由(3)式得平均辊压初应变

$$\varepsilon_m = \frac{1}{A}\int_A \delta(y)\mathrm{d}A. \tag{14}$$

(13)式及(14)代入(12)式得纵向弯曲曲率

$$\kappa_L = \frac{A\int_{-y_1}^{y_1} \delta(y) g(y)\mathrm{d}A - \int_{-y_1}^{y_1} \delta(y)\mathrm{d}A \cdot \int_{-y_1}^{y_1} g(y)\mathrm{d}A}{\left[\int_{-y_1}^{y_1} g(y)\mathrm{d}A\right]^2 - A\int_{-y_1}^{y_1} g^2(y)\mathrm{d}A}, \tag{15}$$

其中

$A = H\int_{-y_1}^{y_1} [1 - \delta(y)]\sqrt{1 + g'^2(y)}\mathrm{d}y$ 为出口截面的面积,

$$\mathrm{d}A = [1 - \delta(y)]\sqrt{1 + g'^2(y)}H\mathrm{d}y.$$

通过(15)式, 由辊缝的形状函数 $g(y)$ 及辊压压缩率函数 $\delta(y)$ 可计算出纵向弯曲变形的曲率.

3　辊压压缩率设计与成形规律分析

上、下成形辊形状的确定是连续辊压成形实施过程中的关键问题, 这实际上要涉及两方面的内容: 一个是辊缝中线 $g(y)$, 另一个是辊缝宽度分布 $h(y)$. 前者取决于成形曲面的横向弯曲形状, 主要根据目标曲面来确定, 当忽略回弹时, 辊缝中线与目标曲面的横截面曲线一致. 后者取决于辊压压缩率 $\delta(y)$, 通过辊压初应变 $\varepsilon_0(y)$ 来确定.

3.1　辊压应变与辊缝函数

为形成纵向曲率为 κ_L 的曲面, 根据前面的分析, 最理想的辊压初应变应取为膜应变与弯曲应变的组合, 即

$$\varepsilon_0(y)=\varepsilon_m+\varepsilon_b=\varepsilon_m+\kappa_L[\xi-g(y)]. \tag{16}$$

由(3)式有辊压压缩率

$$\delta(y)=\varepsilon_m+\kappa_L[\xi-g(y)]. \tag{17}$$

由(17)式可得到

$$\delta(y)=\delta(y_0)+\kappa_L[g(y_0)-g(y)]. \tag{18}$$

这时的辊缝宽度分布函数为

$$\begin{aligned}h(y)&=[1-\delta(y)]H\\&=\{1-\delta(y_0)-\rho_L[g(y_0)-g(y)]\}H.\end{aligned} \tag{19}$$

由(17)式还有

$$\kappa_L=-\frac{\delta(y_1)-\delta(y_0)}{g(y_1)-g(y_0)}. \tag{20}$$

在(20)式中, $g(y_1)-g(y_0)$ 表示的是辊缝中线的边缘与中心的高度差, $\delta(y_1)-\delta(y_0)$ 为板料边缘与中心的压缩率之差, 也是中心与边缘的辊缝宽度差, 因此, 可以得出以下结论.

1) 由辊压产生的纵向弯曲变形的曲率为辊压压缩率差与辊缝中线的高度差的比值;

2) 如果压缩率 $\delta(y_0)>\delta(y_1)$, 即辊缝中间小两边大, 则纵向曲率 $\kappa_L>0$, 辊压成形后得到正高斯曲率的曲面;

3) 如果压缩率 $\delta(y_1)>\delta(y_0)$, 即辊缝中间大两边小, 则纵向曲率 $\kappa_L<0$, 辊压成形后得到负高斯曲率的曲面;

4) 如果压缩率 $\delta(y)$ 为常数, 即辊缝均匀, 则纵向曲率 $\kappa_L=0$, 辊压成形后得到零高斯曲率的柱面.

3.2　横截面为圆弧的曲面成形

当成形曲面的横截面中线是半径为 ρ_T 的圆弧时, 取横向参数坐标 β 为圆心角 φ (如图 7 所示), 辊缝中线为

$$g(\varphi)=\rho_T(1-\cos\varphi),$$

其高度差为

$$g(\varphi_1)=\rho_T(1-\cos\varphi_1).$$

当成形件为正高斯曲率曲面时, 由(20)式得纵向弯曲曲率半径与横截面曲率半径的比值

$$\rho_L/\rho_T=(1-\cos\varphi_1)/\delta_d, \tag{21}$$

其中 $\delta_d=\delta(y_1)-\delta(y_0)$ 为板料边缘与中心的压缩率之差.

这时, 影响纵向弯曲曲率半径的因素有两个, 一是成形曲面横截面的宽度, 此处通过最大圆心角 φ_1 反映出来, 另一个是横截面上压缩率差 δ_d. 图 8 给出了纵向弯曲曲率半径与横截面曲率半径的比值 ρ_L/ρ_T 随压缩率差 δ_d 的变化规律, 图 9 给出了 ρ_L/ρ_T 随横截面宽度的变化规律.

可以看出, 横截面上最大与最小压缩率的差越

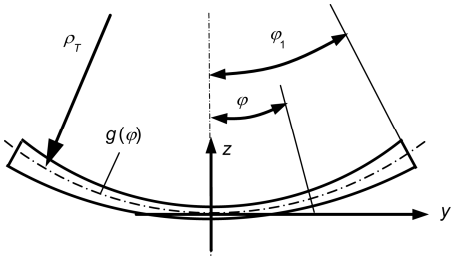

图 7　圆弧横截面曲面的连续辊压成形

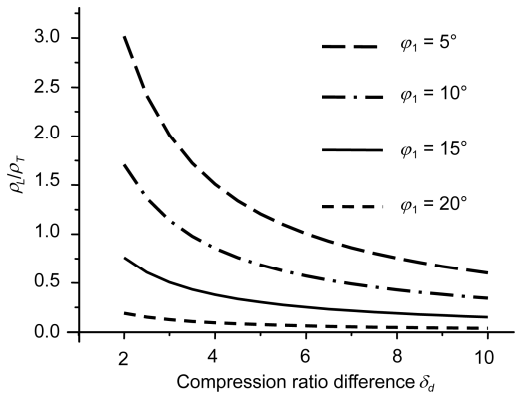

图 8　压缩率差对 ρ_L/ρ_T 的影响

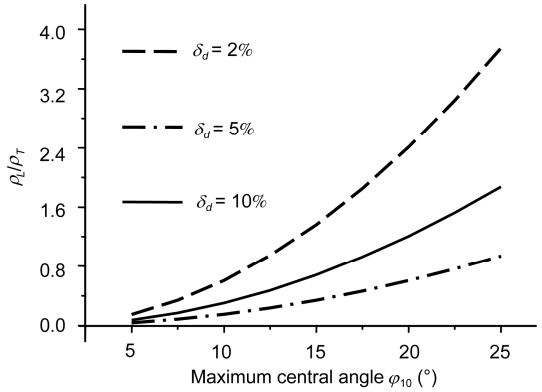

图 9　横截面宽度对ρ_L/ρ_T的影响

大, 所成形的纵向弯曲半径越小, 因此, 为获得大纵向曲率的曲面, 必须加大横截面上最大辊缝与最小辊缝差值. 另外一方面, 最大圆心角越大, 成形曲面的曲率半径越大, 这说明板料越宽, 获得大的纵向曲率越困难.

4　辊压成形的实验验证

基于连续辊压成形原理, 研制出成形辊直径 5 mm, 上下辊分别由 10 个控制点进行分段控制的小型实验装置(如图 2(b)所示). 利用该实验装置已成形出凸曲面、鞍面及扭曲面等多种典型三维曲面, 并对凸曲面件(正高斯曲率的环面)与鞍面件(负高斯曲率的环面)的成形结果进行了分析.

凸曲面件的目标曲率半径纵向为 $\rho_L=\kappa_L^{-1}$ =300 mm, 横向为 ρ_T =600 mm, 铝合金板料尺寸为 220 ×150 mm, 厚度为 H=1 mm. 其辊缝中线为 $g(y)=\rho_T\left[1-\sqrt{1-(y/\rho_T)^2}\right]$, 取横截面边缘的压缩率 $\delta(y_1)$ =0, 由(17)及(19)式得辊缝宽度函数

$$h(y)=\left\{1-\frac{\rho_T}{\rho_L}\left[\sqrt{1-\left(\frac{y}{\rho_T}\right)^2}-\sqrt{1-\left(\frac{y_1}{\rho_T}\right)^2}\right]\right\}H. \quad (22)$$

鞍面件的目标曲率半径纵向为 $\rho_L=-\kappa_L^{-1}$ =600 mm, 横向为 ρ_T =130 mm, 板料原始尺寸为 150 mm ×120 mm, 厚度为 H=1 mm. 取横截面中心的压缩率 $\delta(y_0)=0$, 由(19)式得辊缝宽度函数

$$h(y)=\left\{1-\frac{\rho_T}{\rho_L}\left[1-\sqrt{1-\left(\frac{y}{\rho_T}\right)^2}\right]\right\}H. \quad (23)$$

采用双目视觉测量方法对辊压成形件进行了曲面测量, 分析了形状误差. 成形曲面的相对成形误差定义为 $E_z=\Delta z/\rho_m$, 其中 Δz 为曲面的 z-坐标误差, $\rho_m=[(\rho_L^{-1}+\rho_T^{-1})/2]^{-1}$ 为平均目标曲率半径. 图 10 给出了凸曲面成形件与鞍面成形件在横向 3 个截面上的相对成形误差分布曲线. 凸曲面的 3 个横向截面分别取自 x=0 及 x=±90 mm, 其相对成形误差为 –0.26%~0.29%; 鞍面的 3 个横向截面分别取自 x=0 及 x=±50 mm, 其相对成形误差为–0.44%~0.31%.

采用曲率半径误差来评价纵向弯曲曲率的成形效果. 曲率半径误差 $\Delta\rho$ 由内、外两个参考圆弧的半径差来定义[4], 如图 11 所示. 所有测量点都能刚好被包含在这两个参考圆弧之间, ρ_{fit} 是测量点最佳圆弧拟合的曲率半径. 曲率半径的相对误差定义为 $E_\rho=\Delta\rho/\rho^*$, 其中 $\Delta\rho$ 为曲率半径误差, ρ^* 为目标曲率半径.

图 12 给出了凸曲面成形件与鞍面成形件在纵向 3 个截面上的目标曲率半径、拟合曲率半径以及曲率

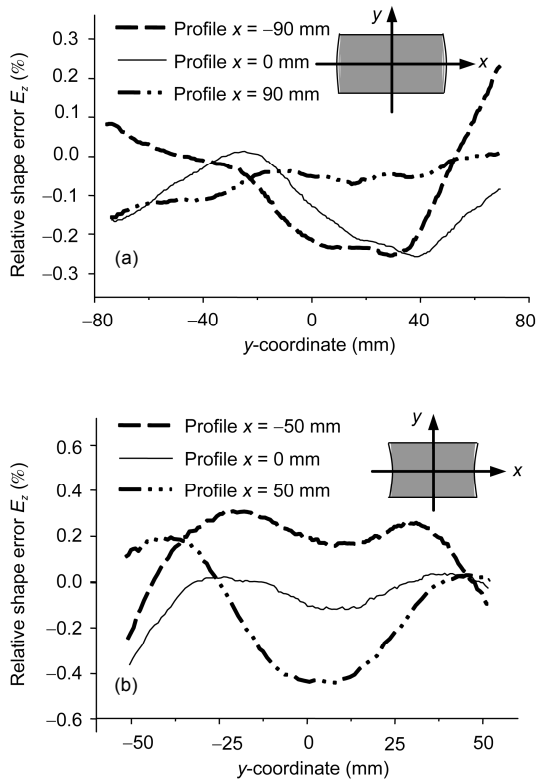

图 10　辊压成形曲面件的形状误差

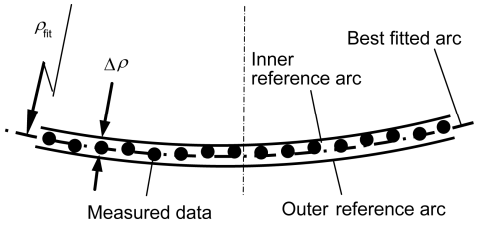

图 11　曲面的曲率半径误差

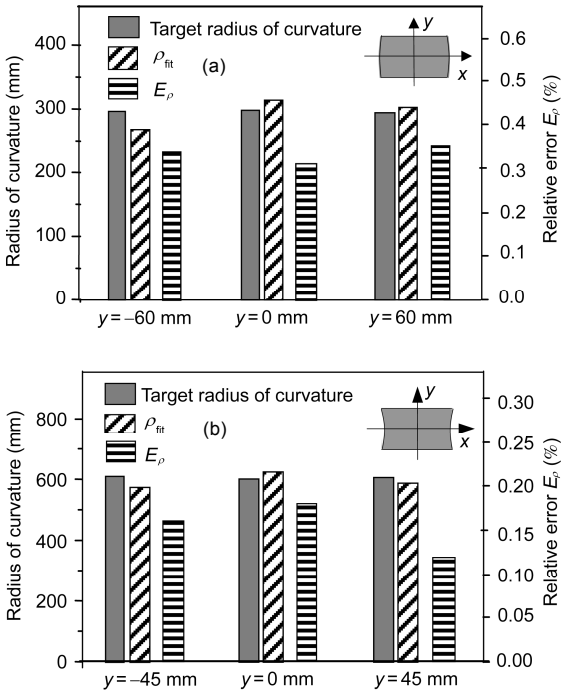

图 12　成形件的曲率半径及曲率半径相对误差

(a) 凸曲面件; (b) 鞍面件

半径相对误差. 凸曲面的 3 个纵向截面分别取自 y=0 及 y=±60 mm, 曲率半径最大相对误差为 0.36%; 鞍面的 3 个纵向截面分别取自 y=0 及 y=±45 mm, 最大相对误差为 0.18%.

实验与测量结果表明, 连续辊压成形可以得到成形效果比较好的曲面零件. 在成形曲面的边缘, 还存在一定的形状误差. 误差主要来源于成形辊的弹性变形、成形件的回弹以及成形辊的调形误差等. 特别是, 由于板料冷辊压需要较大的成形力, 成形辊在成形过程中存在较大的弹性变形, 对成形结果的影响有时是不能忽视的, 本文给出的有关公式还应考虑成形辊弹性变形等因素进行修正, 这些工作还需要在以后的研究中逐步予以完善.

5　结论

连续辊压成形是对传统板料加工方式的变革, 使用两个可弯曲的成形辊, 就可连续成形出三维曲面. 本文阐明了连续辊压成形中的曲面形成机制, 对辊压成形过程进行了理论分析, 并进行了典型曲面件的成形实验, 取得了阶段性的研究结果, 得出以下结论.

1) 连续辊压成形的曲面其横向弯曲变形主要取决于成形辊的轮廓形状, 而纵向弯曲变形则取决于辊缝分布及辊缝中线形状. 如果辊缝中间小两边大, 辊压成形后得到正高斯曲率的曲面; 反之, 辊压成形后则得到负高斯曲率的曲面.

2) 理想的辊压初应变是设计成膜应变与弯曲应变的组合形式, 这时, 辊压产生的纵向弯曲变形的曲率为辊压压缩率差与辊缝中线高度差的比值.

3) 辊缝的最大与最小值之差越大, 成形曲面的纵向曲率越大; 板料越宽, 获得大纵向曲率的曲面越困难.

4) 成形实验及测量结果表明, 成形曲面的相对成形误差不超过 0.45%, 曲率半径相对误差小于 0.36%, 说明连续辊压方法可以获得比较好的曲面成形效果, 证明该方法成形曲面零件是可行且实用的.

参考文献

1 Yoon S J, Yang D Y. Development of a highly flexible incremental roll forming process for the manufacture of a doubly curved sheet meta. CIRP Annals – Manuf Technol, 2003, 52(1): 201–204

2 Yoon S J, Yang D Y. An incremental roll forming process for manufacturing doubly curved sheets from general quadrilateral sheet blanks with enhanced process feature. CIRP Annals – Manuf Technol, 2005, 54(1): 221–224

3 Shim D S, Yang D Y, Kim K H, et al. Numerical and experimental investigation into cold incremental rolling of doubly curved plates for

process design of a new LARS (line array roll set) rolling process. CIRP Annals – Manuf Technol, 2009, 58(1): 239–242
4 Shim D S, Yang D Y, Kim K H, et al. Investigation into forming sequences for the incremental forming of doubly curved plates using the line array roll set (LARS) process. Int J Mach Tools Manuf, 2010, 50: 214–218
5 李明哲, 胡志清, 蔡中义, 等. 自由曲面工件多点连续成形方法. 机械工程学报, 2007, 43(12): 155–159
6 蔡中义, 李明哲, 胡志清, 等. 三维曲面零件连续柔性成形技术的理论分析与回弹控制. 高技术通讯, 2011, 21(6): 607–611
7 Cai Z Y, Li M Z, Lan Y W. Three-dimensional sheet metal continuous forming process based on flexible roll bending: Principle and experiments. J Mater Proc Technol, 2012, 212(1): 120–127
8 Zeng J, Liu Z H, Champliaud H. FEM dynamic simulation and analysis of the roll-bending process for forming a conical tube. J Mater Proc Technol, 2008, 198(1-3): 330–343
9 Lin Y H, Hua M. Influence of strain hardening on continuous plate roll-bending process. Int J Non-Lin Mech, 2000, 35(5): 883–896
10 何福保, 沈亚鹏. 板壳理论. 西安: 西安交通大学出版社, 1993. 284–300