

## 基于辊式成形弯曲角度分配函数的轧辊孔型优化

文 波<sup>1</sup>, 袁 浩<sup>1</sup>, 王 志<sup>1</sup>, 操文武<sup>2</sup>, 王雷刚<sup>1</sup>

(1. 江苏大学 机械工程学院, 江苏 镇江 212013; 2. 江苏恒欣仓储设备有限公司, 江苏 常州 213000)

**摘要:** 针对 50 型螺旋式钢板仓成形设备存在各工位成形载荷不均匀的问题, 基于显式动力学对板料成形进行了数值模拟仿真研究。建立了弯角处等效应力与各工位成形载荷的关系; 探究了道次间距对板料弯角处等效应力的影响; 基于辊式成形弯曲角度分配函数对边 III 各工位的成形角度重新分配, 对不同孔型参数的方案进行数值模拟仿真对比。结果表明: 道次间距对弯角等效应力的影响较小, 边 III 弯角处的等效应力最大; 当变动指数  $\kappa = -0.4$  时, 边 III 的成形弯曲角度分配较为合理, 数值模拟仿真中弯角处等效应力与样机各工位成形载荷的变化一致, 各工位成形载荷不均匀的问题得到有效改善。

**关键词:** 板料成形; 辊式成形; 弯曲角度; 显式动力学; 分配函数

**DOI:** 10.13330/j.issn.1000-3940.2022.03.007

**中图分类号:** TG 332

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1000-3940 (2022) 03-0046-08

## Optimization on roll pass based on roll forming bending angle distribution function

Wen Bo<sup>1</sup>, Yuan Hao<sup>1</sup>, Wang Zhi<sup>1</sup>, Cao Wenwu<sup>2</sup>, Wang Leigang<sup>1</sup>

(1. School of Mechanical Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, China;

2. Jiangsu Hengxin Silo Equipment Co., Ltd., Changzhou 213000, China)

**Abstract:** For the problem of uneven forming load at each station for 50-type spiral steel silo forming equipment, the numerical simulation research on sheet forming was conducted based on explicit dynamics, and the relationship between equivalent stress at corner and forming load of each station was established. Then, the influence of pass spacing on the equivalent stress at the corner of sheet was explored. Based on the roll forming bending angle distribution function, the forming angle of each station for side III was redistributed, and the schemes with different pass parameters were simulated and compared. The results show that the pass spacing has little effect on the equivalent stress at the corner, and the equivalent stress at the corner of side III is the largest. When the variation index  $\kappa = -0.4$ , the distribution of bending angle for side III is more reasonable, and the equivalent stress at the corner in the numerical simulation is consistent with the change of forming load at each station in the prototype. Thus, the problem of uneven forming load for each station is effectively improved.

**Key words:** sheet forming; roll forming; bending angle; explicit dynamics; distribution function

螺旋式钢板仓是以带状钢板为坯料, 经过多道次的弯折和卷边而形成的大型筒仓, 其成形后多为非对称式断面, 其成形过程相较于对称式断面成形更为复杂, 目前仍没有成熟的理论指导。弯曲角度、成形速度和道次间距是影响辊弯成形产品质量的主要因素<sup>[1]</sup>。因此, 仅依靠人工经验与对称式辊弯成形理论设计的轧辊, 在对板料的实际轧制过程中难免出现各种问题。显然, 对成形机组的轧辊进行孔

型优化具有很重要的理论和现实意义。

有限元仿真可以对板料的辊弯成形进行数值模拟, 分析板料在成形过程中的应力、应变分布, 边波、褶皱等现象, 对轧辊的孔型设计具有重要的指导意义。文献 [2]~文献 [5] 基于显式动力学弹塑性有限元法对金属的成形过程进行了数值模拟, 研究了各道次成形角增量、道次间距、轧辊半径对成形过程的影响, 对轧辊的直径和成形角度进行了优化。文献 [6] 基于正交试验设计对冷轧钢管的模具进行了参数优化, 使钢管的成形质量显著提升。文献 [7] 对 O 形管的成形过程进行了模拟, 对生产过程中出现的“内翻”缺陷进行了分析, 并对轧辊进行了孔型优化。文献 [8] 以成形过程中最大等效应变为研究对象, 确定了帽形钣金件的弯曲角度分

收稿日期: 2021-01-27; 修订日期: 2021-04-05

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51775249)

作者简介: 文 波 (1997-), 男, 硕士研究生

E-mail: 1500700472@qq.com

通信作者: 袁 浩 (1975-), 男, 博士, 副教授

E-mail: 285817681@qq.com

配函数。文献 [9]对冷轧钛管进行了数值模拟仿真, 基于 SMS MEER 设计法对轧辊孔型进行参数化设计, 验证了该方法在开发轧辊中的实用性和可行性。

综上所述, 目前大多数国内外学者均对对称式断面成形进行了数值模拟以及轧辊孔型优化, 对于非对称式断面的辊弯成形的研究较少。本文基于显式动力学对文献 [10]中螺旋式钢板仓的板料成形过程进行了仿真模拟, 对边Ⅲ各道次的成形角度进行了优化, 并对优化后的轧辊进行了板料轧制模拟仿真和试验验证。关于为何只对边Ⅲ的成形角度进行优化, 将在第3章内容中进行说明。

## 1 辊弯成形弯曲角度分配理论研究

### 1.1 辊弯成形弯曲角度分配函数

辊弯成形中各道次成形边弯曲角度的分配对产品成形后的质量有着关键性的作用, 许多学者致力于弯曲角度分配公式的研究。小奈弘等<sup>[11]</sup>考虑在辊弯成形过程中将成形起始阶段和终结阶段采取较小的弯曲角, 在中间阶段采取较大的弯曲角度, 并对此经验规律实现函数化, 推导出如下经验公式:

$$\cos\theta_i = 1 + (1 - \cos\theta_0) \left[ 2\left(\frac{i}{N}\right)^3 - 3\left(\frac{i}{N}\right)^2 \right] \quad (1)$$

式中:  $\theta_i$  为成形边当前道次  $i$  的成形角度,  $i = 1, \dots, N$ ;  $\theta_0$  为成形边最终成形角度;  $N$  为成形边总成形道次数。

为了调整轧辊角度分配, 将变动指数  $\kappa$  带入式 (1) 得<sup>[11]</sup>:

$$\cos\theta_i = 1 + (1 - \cos\theta_0) \left[ 2\left(\frac{i}{N}\right)^{3+\kappa} - 3\left(\frac{i}{N}\right)^{2+\kappa} \right] \quad (2)$$

当  $\kappa$  取值为正时 (0.1, 0.2…), 弯曲角度增量在成形起始阶段较小, 在成形终结阶段较大; 当  $\kappa$  取值为负时 (-0.1, -0.2…), 弯曲角度增量在成形起始阶段较大, 在成形终结阶段较小。

### 1.2 各道次弯曲角度的确定

图1为板料断面成形尺寸, 根据文献 [11]中形状因子函数  $\Phi$  的关系式  $\Phi = Fnt$  (其中,  $F$  为成形边长度和,  $n$  为断面总弯角个数,  $t$  为板材厚度), 计算出边Ⅲ的形状因子为  $990 \text{ mm}^2$ , 根据非对称断面的形状因子和成形道次关系图, 得到边Ⅲ的成形道次数为 15。成形道次数与形状因子的关系是基于大量型材的成形试验得出的拟合曲线, 与工程实际具有一定的偏差, 并非适用于螺旋式钢板仓钢板成

形道次数的确定。综合此行业工程实际以及根据现有机组的设计经验和制作成本, 本文对边Ⅲ采用 6 道次成形, 板料各道次的成形辊花型如图2所示。

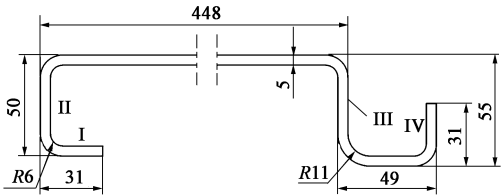


图1 板材成形断面的形状与尺寸  
Fig. 1 Shape and sizes of sheet forming section

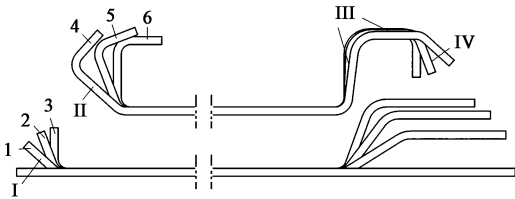


图2 板材成形辊花图  
Fig. 2 Sheet forming roll pattern

根据式 (2) 计算出成形边Ⅲ各道次的弯曲角度, 考虑到边Ⅲ与边Ⅳ为相邻边, 应尽量减少相邻边在同一道次中成形<sup>[10]</sup>, 为减少边Ⅲ在第4~6道次成形时对边Ⅳ的影响, 变动指数取负值, 使边Ⅲ在前3道次成形尽量多的角度。分别取变动指数  $\kappa$  为 0.0、-0.2 和 -0.4 (当变动指数取值较为接近时, 相邻试验组的数值变化不明显, 且当变动指数取 -0.6 时, 成形角度与初始方案近似), 形成 3 组试验对照组, 与初始方案的成形角度分配进行对比, 研究边Ⅲ成形时的弯角应力。表1为边Ⅲ各道次弯曲角度的分配。

表1 边Ⅲ各道次弯曲角度  $\theta$  及弯曲角度增量  $\Delta\theta$  (°)  
Table 1 Bending angle  $\theta$  and bending angle increment  $\Delta\theta$  in each pass of side Ⅲ (°)

成形方案	参数	道次					
		1	2	3	4	5	6
初始方案	$\theta$	32	60	81	90	90	90
	$\Delta\theta$	32	28	21	9	0	0
$\kappa = 0.0$	$\theta$	22	42	60	75	86	90
	$\Delta\theta$	22	20	18	15	11	4
$\kappa = -0.2$	$\theta$	26	47	65	79	88	90
	$\Delta\theta$	26	21	18	14	9	2
$\kappa = -0.4$	$\theta$	32	53	70	83	89	90
	$\Delta\theta$	32	21	17	13	6	1

2 有限元仿真模型

2.1 动力学方程

钢板在成形时的实际速率为  $8.3 \times 10^{-2} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ，为一个准静态过程，通常使用隐式时间积分法来求解准静态有限元方程，其表达式为：

$$\mathbf{K}\mathbf{u}(t_n) = \mathbf{F}(t_n) \tag{3}$$

式中： $\mathbf{K}$  为非线性刚度矩阵； $\mathbf{u}(t_n)$  为  $t_n$  时刻的位移矢量； $\mathbf{F}(t_n)$  为广义力矢量； $n$  为时间步编号。

隐式时间积分无法保证非线性计算时的收敛，因此，在对钢板成形时，采用动力显式算法，其非线性矩阵形式为：

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t_n) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}(t_n) + \mathbf{F}^{\text{int}}(t_n) = \mathbf{F}^{\text{ext}}(t_n) \tag{4}$$

式中： $\mathbf{M}$  为质量矩阵； $\mathbf{C}$  为阻尼矩阵； $\mathbf{F}^{\text{int}}(t_n)$  为内力矢量和； $\mathbf{F}^{\text{ext}}(t_n)$  为外力矢量和。

2.2 模型的建立与网格划分

根据企业实际工况下成形机组的轧辊分布，在 Solidworks 中建立两阶段的三维模型<sup>[10]</sup>，使用 Ansys Workbench 中的 Explicit Dynamics 显式动力学模块进行数值仿真分析。轧辊采用自由网格划分，由于板料中间部分不参与成形，研究对象主要为板料成形边的弯角应力，因此，将成形区进行网格细化，单元尺寸为  $2.5 \text{ mm} \times 2.5 \text{ mm} \times 2.5 \text{ mm}$ ，中间部分不参与成形的区域的单元尺寸为  $2.5 \text{ mm} \times 2.5 \text{ mm} \times 5 \text{ mm}$ 。仿真模型的网格划分及成形状态如图 3 所示。

2.3 材料属性及边界条件的建立

采用 20CrMnTi 钢作为轧辊的材料，该材料的硬度和耐磨性都较高，在成形时轧辊的变形可忽略不计，不对轧辊成形时的应力、应变进行研究，因此，在仿真模型中将轧辊设置为解析刚体。板料为塑性变形体，在大变形后会发生硬化，因此，对板料采用双线性各向同性硬化模型（BISO），服从 von-Mises 屈服准则，板料参数根据表 2 进行设置。

表 2 板料参数

Table 2 Sheet parameters

材料	杨氏模量/ MPa	密度/ ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ )	屈服强度/ MPa	切线模量/ MPa	泊松比
SGH440	$2.1 \times 10^5$	7830	335	6100	0.3

在螺旋式钢板仓的实际成形过程中，轧辊通过电机驱动获得一定的转速，依靠板料与轧辊之间的摩擦带动板料沿轧制方向运动，若在成形仿真时也

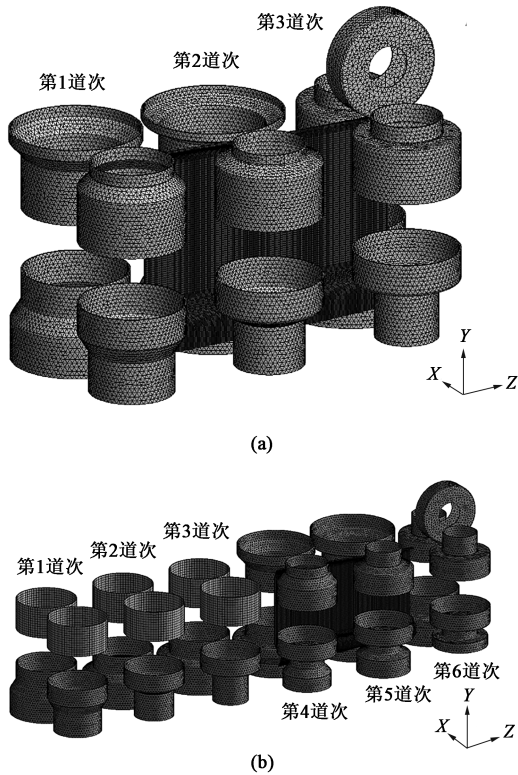


图 3 仿真模型网格划分及成形状态

(a) 仿真模型 1 (b) 仿真模型 2

Fig. 3 Meshing and forming state of simulation model

(a) Simulation model 1 (b) Simulation model 2

通过该种方式进行边界条件的建立，则会耗费大量的计算时间。为节省计算时间与磁盘空间，在板料上施加与轧辊线速度相同的速度，板料与轧辊之间为面-面摩擦接触，既有滑动摩擦也有滚动摩擦，不考虑摩擦生热、热传导和轧辊变形对成形的影响<sup>[12-13]</sup>，具体边界条件参数如表 3 所示。

3 初始方案仿真分析与讨论

3.1 道次间距对成形边弯角处等效应力的影响

本文研究非对称式断面成形，其成形过程较为复杂，若按照实际生产中的道次间距（ $s = 440 \text{ mm}$ ）来布置仿真模型，仿真时将耗费大量的时间成本。鉴于此，本文分别建立道次间距为 340 和 440 mm 的 1~3 道次成形模型，首先，研究道次间距对成形边弯角应力的影响，对后续进行的优化仿真模型进行简化，缩短仿真时间。

根据 2.3 节内容中材料参数和边界约束条件对仿真模型进行设置，在板料中部分别取边 I 和边 III 弯角处的单元，图 4 为选取单元位置分布示意图，

表 3 边界条件参数

Table 3 Boundary condition parameters		
类型	边界条件参数	数值
板料中间区域	Z 向速度 $V_Z/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	20
	X 向速度 $V_X/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	0
	Y 向速度 $V_Y/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	0
板料变形区	Z 向速度 $V_Z/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	20
	X 向速度 $V_X/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	不限制
	Y 向速度 $V_Y/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	不限制
轧辊	转速 $\omega/(\text{rad} \cdot \text{s}^{-1})$	170.2
摩擦	动摩擦因数	0.30
	静摩擦因数	0.45
	衰减系数	0.45
沙漏控制	刚度系数	0.145
	线性粘性系数	0.060
	二次粘性系数	1.500

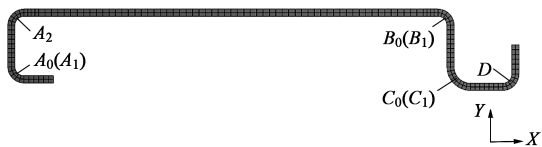


图 4 单元选取位置

Fig. 4 Unit selection locations

$s=340\text{ mm}$  的板料上选取 3 点，分别为  $A_0$ 、 $B_0$  和  $C_0$ ， $s=440\text{ mm}$  的板料上选取 3 点，分别为  $A_1$ 、 $B_1$  和  $C_1$ ，对所选取的 6 个单元进行等效应力分析。图 5 为不同道次间距下板料通过第 3 道次后的等效应力分布，板料成形后的等效应力都集中在弯角处。图 6 为不同道次间距下选取的板料弯角处单元等效应力随成形时间变化的情况，各单元在到达每道次中心线位置时等效应力达到峰值，不同道次间距下板料成形边弯角处的等效应力的变化趋势相同，同一弯角处的等效应力在第 1 道次最小，在第 3 道次最大。表 4 为不同道次间距情况下板料经过各道次中心位置时的等效应力峰值误差，可见平均峰值误差率较小，道次间距对板料成形时弯角处等效应力的影响较小，因此，在后续的成形仿真时，轧辊道次间距选取  $340\text{ mm}$ 。

3.2 弯角处等效应力与各道次载荷的关系

根据图 6a 和图 6b 所示的弯角处等效应力随时间变化的关系图可以看出，在各道次中心位置时，边 I 弯角处的等效应力值小于边 III 弯角处，同一弯角在经过不同道次时的等效应力峰值差较大，边 III 的弯角处最为显著。如图 7 所示，截取 4~6 道次无

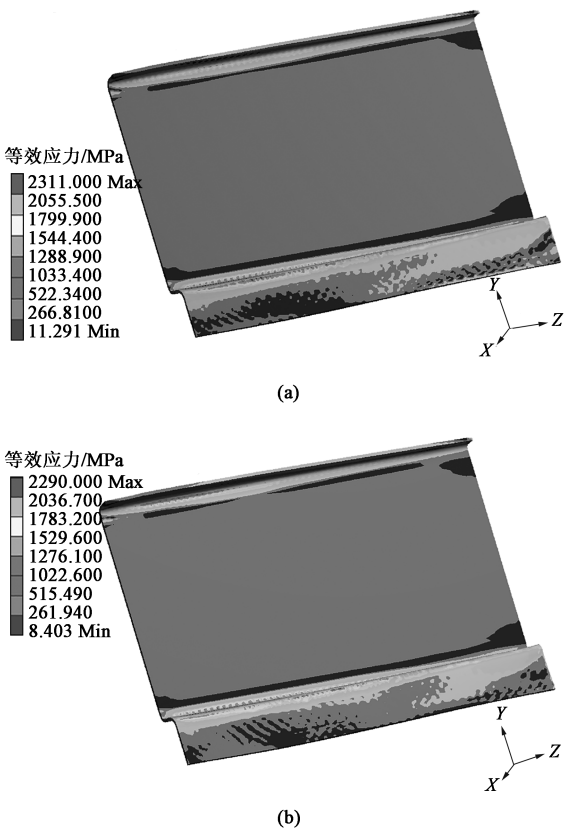


图 5 不同道次间距下板料通过第 3 道次后的等效应力分布  
(a) 道次间距为  $340\text{ mm}$  (b) 道次间距为  $440\text{ mm}$

Fig. 5 Equivalent stress distributions of sheet through the third pass under different pass spacings  
(a) Pass spacing of  $340\text{ mm}$  (b) Pass spacing of  $440\text{ mm}$

边 I 成形时边 II 弯角处  $A_2$  的等效应力与边 III 弯角处的等效应力随时间变化的趋势图，可以看出：边 II 弯角处的等效应力小于边 III 弯角处。

为验证仿真结果的准确性，在成形机组的 6 个工位上、下轧辊处各安装 1 个压力传感器，传感器 1~6 对应 1~6 道次上轧辊，传感器 7~12 对应 1~6 道次下轧辊，记录成形机组在稳定成形阶段的 12 组压力数值，进行对比分析。图 8a、图 8b 分别为 1~3 道次和 4~6 道次上、下轧辊的压力变化曲线，第 1 道次到第 2 道次，上轧辊压力载荷增加了 7.52%，第 2 道次到第 3 道次，上轧辊压力载荷增加了 7.41%；第 1 道次到第 2 道次，下轧辊压力载荷增加了 8.26%，第 2 道次到第 3 道次，下轧辊压力载荷增加了 9.75%。在第 4~6 道次，边 III 完成弯折，因此，第 4~6 道次中下轧辊压力值的变化较小，各道次压力的变化趋势与板料成形弯角处等效应力变化的仿真结果相符。

综上所述，边 III 的成形为各道次载荷变化的主要影响因素，在对轧辊孔型优化时主要针对下轧辊边 III 的成形角度进行优化。

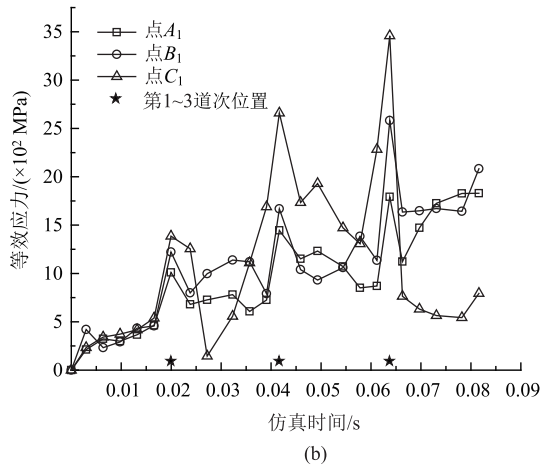
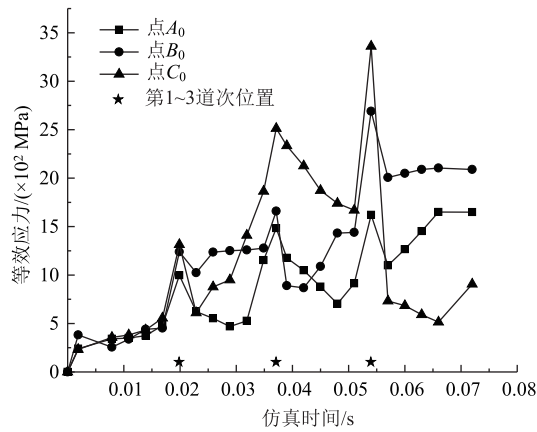


图 6 不同道次间距下板料弯角处等效应力变化曲线

(a) 道次间距为 340 mm (b) 道次间距为 440 mm

Fig. 6 Equivalent stress change curves at bending angles of sheet under different pass spacings

(a) Pass spacing of 340 mm (b) Pass spacing of 440 mm

表 4 不同道次间距下板料弯角处的等效应力峰值误差 (MPa)

Table 4 Peak errors of equivalent stresses at bending angles of sheet under different pass spacings (MPa)

道次间距 s/mm	位置	道次		
		1	2	3
340	$A_0$	997.8	1483.0	1620.4
	$B_0$	1239.6	1659.4	2689.6
	$C_0$	1315.1	2512.3	3360.9
440	$A_1$	1010.7	1444.8	1792.5
	$B_1$	1221.2	1668.1	2582.1
	$C_1$	1385.3	2659.5	3458.6
平均误差/%		2.63	2.87	5.53

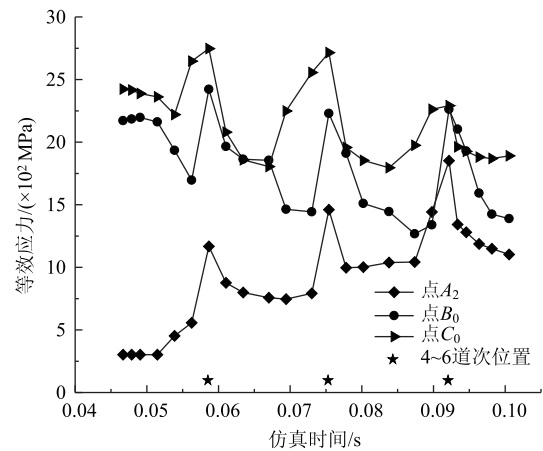


图 7 4~6 道次边 II 与边 III 弯角处的等效应力变化曲线

Fig. 7 Equivalent stress change curves at corners of side II and side III in 4-6 passes

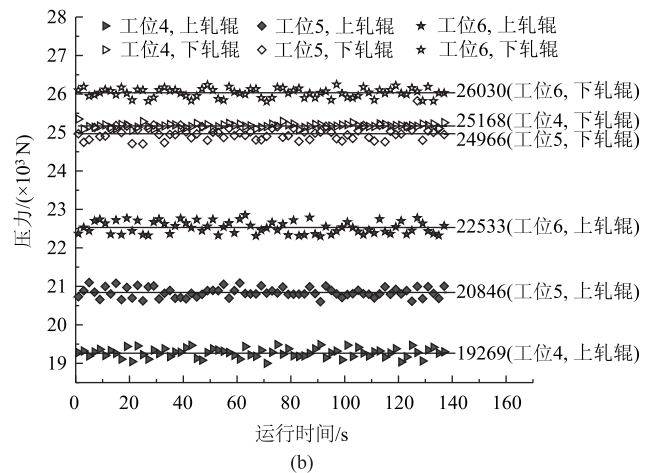
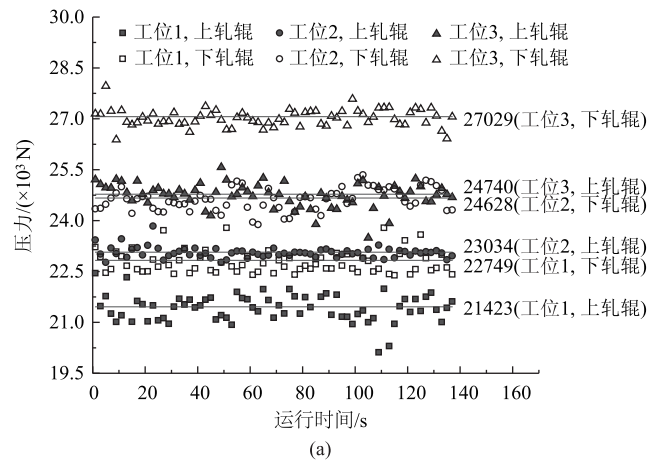


图 8 各工位轧辊压力变化曲线

(a) 1~3 道次、上下轧辊压力 (b) 4~6 道次上、下轧辊压力

Fig. 8 Change curves of roll pressures at each station

(a) Pressure of upper and lower roll for 1-3 passes

(b) Pressure of upper and lower roll for 4-6 passes

## 4 轧辊孔型优化仿真分析及试验验证

### 4.1 仿真模型的简化

根据前述内容指出, 道次间距的改变对各成形

边弯角处等效应力的影响较小, 且上成形边 I 和上成形边 II 的有无对下成形边 III 的影响较小<sup>[10]</sup>, 为

减少计算时间, 去除上轧辊及板料边 I 成形区和部分不参与成形的板料, 简化后的仿真模型如图 9 所示。

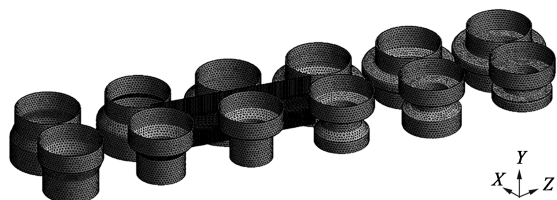


图 9 简化后的仿真模型

Fig. 9 Simplified simulation model

## 4.2 轧辊的孔型优化仿真

如 1.2 节内容所述, 基于辊弯成形角度分配函数对边 III 的成形角度进行重新分配, 对不同变动指数  $\kappa$  条件下的成形角度对下轧辊分别建模, 然后进行板料轧制仿真分析, 研究边 III 和边 IV 弯角处的等效应力情况。

图 10 分别为边 III 在不同变动指数  $\kappa$  下的成形仿

真结果。图 10a 为弯角  $B$  处 (弯角  $B_0$ 、 $B_1$  的统称) 的等效应力变化情况, 不同变动指数下弯角  $B$  处的等效应力变化趋势与初始方案大致相同, 弯角  $B$  处在各道次的等效应力峰值均有所减小。图 10b 为弯角  $C$  处 (弯角  $C_0$ 、 $C_1$  的统称) 的等效应力变化情况, 弯角  $C$  处的等效应力在第 1 和第 2 道次中相较于初始方案有所降低, 在第 3 和第 4 道次中无明显变化。由于初始方案中边 III 为 4 道次成形, 在第 5 和第 6 道次已经完成折边, 成形角度增量为 0, 而另外 3 种成形方案中边 III 均为 6 道次成形, 在第 5 和第 6 道次中成形角增量不为 0, 因此, 弯角  $C$  处的等效应力峰值在第 5 和第 6 道次大于初始成形方案。图 10c 为边 IV 弯角  $D$  处的应力变化, 因边 IV 在前 3 道次不参与成形, 因此, 只对第 4~6 道次的等效应力进行分析。由于边 III 和边 IV 在第 4~6 道次同时成形, 虽然边 IV 的成形角度未改变, 但是, 随着边 III 角度的改变, 弯角  $D$  处的等效应力值也发生了改变, 但相较于初始方案, 应力值减小的幅度不大。

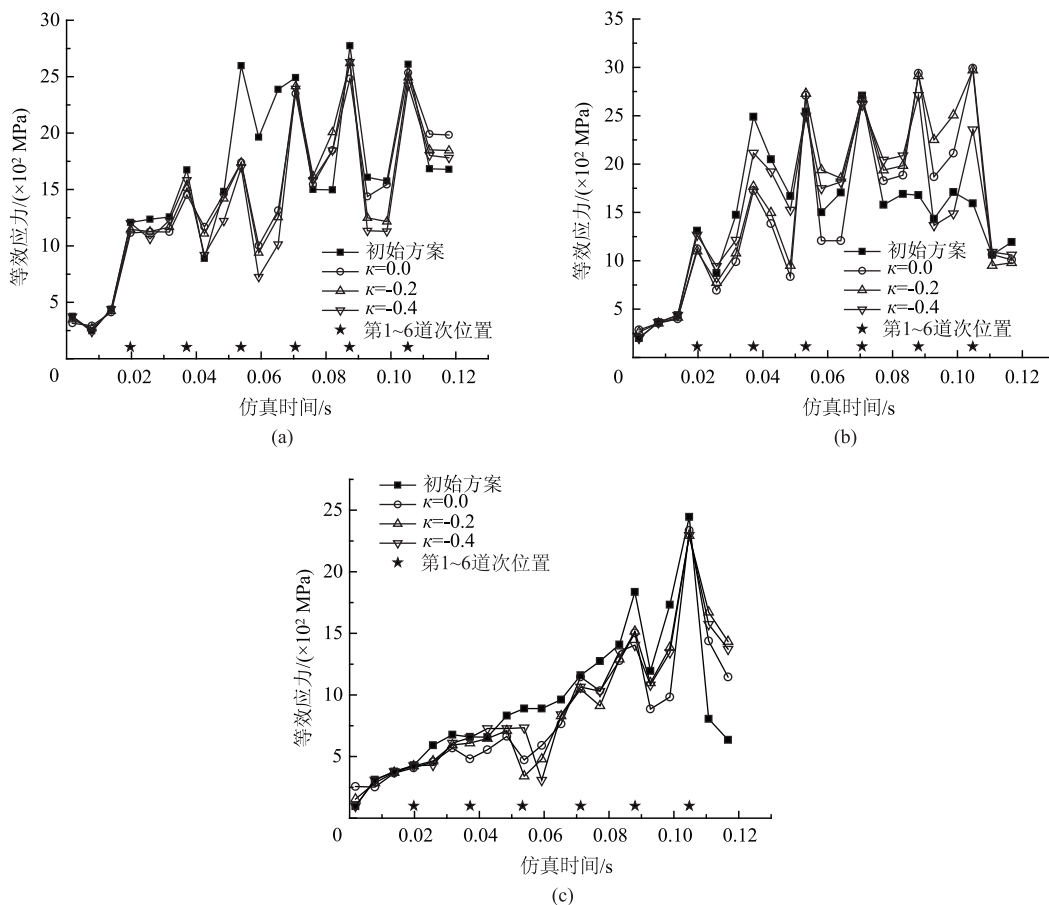


图 10 不同变动指数下板料各弯角处的等效应力变化曲线

(a) 弯角  $B$  处 (b) 弯角  $C$  处 (c) 弯角  $D$  处

Fig. 10 Equivalent stress change curves at each corner of sheet under different change indexes

(a) Corner  $B$  (b) Corner  $C$  (c) Corner  $D$

表 5 为不同变动指数下以及初始方案在弯角  $B$ 、 $C$ 、 $D$  处到达各道次时的等效应力峰值, 可见相邻成形边的弯角应力相互影响, 为减小边Ⅲ在第 4~6 道次成形时对边Ⅳ的影响, 应尽量使边Ⅲ在前 3 道次成形更多的角度, 使其在第 4~6 道次的角度增量减小, 因此, 综合考虑, 采取变动指数  $\kappa=-0.4$  时的成形角度作为优化后的轧辊孔型尺寸, 对优化后的轧辊进行板料轧制试验验证。

表 5 不同变动指数下各弯角处的等效应力峰值 (MPa)  
Table 5 Equivalent stress peak values at each corner under different change indexes (MPa)

弯角位置	成形方案	道次					
		1	2	3	4	5	6
$B$	初始方案	1208	1673	2597	2492	2773	2609
	$\kappa=0.0$	1115	1451	1740	2348	2482	2534
	$\kappa=-0.2$	1146	1513	1738	2415	2619	2494
	$\kappa=-0.4$	1201	1583	1695	2393	2630	2422
$C$	初始方案	1310	2488	2541	2708	1679	1594
	$\kappa=0.0$	1124	1725	2710	2807	2939	2991
	$\kappa=-0.2$	1100	1768	2730	2676	2912	2971
	$\kappa=-0.4$	1267	2115	2497	2612	2712	2356
$D$	初始方案	—	—	—	1159	1836	2445
	$\kappa=0.0$	—	—	—	1146	1502	2336
	$\kappa=-0.2$	—	—	—	1047	1517	2293
	$\kappa=-0.4$	—	—	—	1064	1404	2295

4.3 轧辊优化后的试验验证

为验证优化后模拟仿真结果的正确性, 按照变动指数  $\kappa=-0.4$  下的边Ⅲ在各道次的成形角度对下轧辊进行加工, 对新轧辊下的板料轧制进行试验验证, 记录第 1~6 道次下轧辊压力值的变化, 与初始方案第 1~6 道次下轧辊压力进行对比分析。图 11 为轧辊优化后第 1~6 道次下轧辊压力的变化曲线, 与初始方案相比, 第 1 道次下轧辊压力下降 3.1%, 第 2 道次下轧辊压力下降 9.8%, 第 3 道次下轧辊压力下降 15.6%, 第 4 道次下轧辊压力下降 5.2%, 第 5 道次下轧辊压力上升 5.0%, 第 6 道次下轧辊压力上升 5.1%, 第 1~4 道次下轧辊压力均相对减小, 由于边Ⅲ在第 5 和第 6 道次存在成形角增量, 因此, 相比初始方案压力有所升高, 这与仿真结果的变化趋势基本相同。

采用优化后的轧辊孔型方案, 第 1 道次到第 2 道次下轧辊压力增加 0.8%, 第 2 道次到第 3 道次下

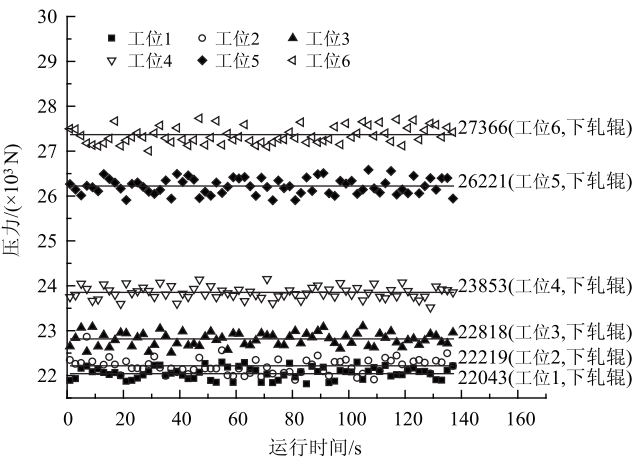


图 11 优化后第 1~6 道次下轧辊压力变化曲线  
Fig. 11 Change curves of lower roll pressures for 1~6 passes after optimization

轧辊压力增加 2.7%, 第 3 道次到第 4 道次下轧辊压力增加 3.4%, 第 1~4 道次的压力峰值的变化较小。为使试验值和仿真模拟结果有较为明显的对比, 将初始方案与  $\kappa=-0.4$  方案下边Ⅲ在各道次弯角处的等效应力 (边Ⅲ弯角  $B$ 、弯角  $C$  和弯角  $D$ ) 取平均值并进行对比, 分析弯角等效应力的下降百分比, 结果如表 6 所示, 试验结果与仿真结果存在一定误差, 但两者的变化趋势基本相同, 因此, 可以验证优化后的轧辊孔型尺寸合理。

表 6 仿真结果与试验结果弯角处平均等效应力对比  
Table 6 Comparison of mean equivalent stresses at corner between simulation results and test results

道次	初始方案/ MPa	$\kappa=-0.4$ 方案/MPa	仿真结果下降/ 增高百分比/%	试验结果下降/ 增高百分比/%
1	1259	1234	-2.0	-3.1
2	2080	1849	-11.1	-9.8
3	2569	2096	-18.4	-15.6
4	2120	2023	-4.6	-5.2
5	2096	2249	+7.3	+5.0
6	2216	2358	+6.4	+5.1

5 结论

- (1) 道次间距对成形边弯角处等效应力的影响较小。
- (2) 板料的应力仿真结果与生产中道次载荷的试验验证结果一致, 边Ⅲ为影响各道次载荷的主要因素。

(3) 当变动指数  $\kappa = -0.4$ 、边Ⅲ的成形道次数为6时, 成形角度分配合理, 各道次的载荷更为均匀。

(4) 相邻成形边在同一道次成形时相互影响, 应尽量避免相邻成形边在相同道次成形, 且成形顺序靠前的边, 其弯曲角度增量在成形起始阶段应尽量增大, 在终结阶段尽量减小, 以减小对相邻成形边的影响。

(5) 本文的研究结果对后续50型螺旋式钢板仓成型设备的优化和研发具有重要的指导意义和参考价值。

#### 参考文献:

- [1] Paralikas J, Salonitis K, Chrysosouris G. Energy efficiency of cold roll forming process [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2013, 66 (9-12): 1271-1284.
- [2] 李大永, 蒋劲茂, 彭颖红, 等. 辊弯成形过程仿真与参数优化 [J]. 系统仿真学报, 2007, (4): 893-896.  
Li D Y, Jiang J M, Peng Y H, et al. Study on roll forming process simulation and roll diameters optimization [J]. Journal of System Simulation, 2007, (4): 893-896.
- [3] 叶奔. 冷弯轧辊设计与工艺参数优化的研究 [D]. 武汉: 武汉科技大学, 2011.  
Ye B. Research on Cold Roll-forming Process Including the Flower Pattern and Roll Design and Process Parameters Optimization [D]. Wuhan: Wuhan University of Science and Technology, 2011.
- [4] Zeng G, Li S H, Yu Z Q, et al. Optimization design of roll profiles for cold roll forming based on response surface method [J]. Materials & Design, 2009, 30 (6): 1930-1938.
- [5] Paralikas J, Salonitis K, Chrysosouris G. Optimization of roll forming process parameters-A semi-empirical approach [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2010, 47 (9-12): 1041-1052.
- [6] 黄小康, 晁特, 管延锦. 基于正交试验的冷轧钢管模具设计参数优化 [J]. 锻压技术, 2020, 45 (12): 95-101.  
Huang X K, Chao T, Guan Y J. Optimization on die design parameters of cold-rolled steel pipe based on orthogonal test [J]. Forging & Stamping Technology, 2020, 45 (12): 95-101.
- [7] 孙庆东, 王传红, 徐小青, 等. O形管辊弯成型有限元仿真与孔形优化设计 [J]. 现代制造工程, 2016, (12): 112-116.  
Sun Q D, Wang C H, Xu X Q, et al. O form tube forming finite element simulation and roll shape optimization design [J]. Modern Manufacturing Engineering, 2016, (12): 112-116.
- [8] 孙达, 杨龙允, 苏春建. 基于弯曲角度分配函数的辊弯成形研究 [J]. 塑性工程学报, 2019, 26 (4): 107-112.  
Sun D, Yang L Y, Su C J. Research on roll forming based on bending angle distribution function [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2019, 26 (4): 107-112.
- [9] 汪泉, 黄攀, 尹业宏. 基于参数化的轧具孔型设计与分析 [J]. 锻压技术, 2020, 45 (3): 92-100.  
Wang Q, Huang P, Yin Y H. Design and analysis of rolling tool pass based on parameterization [J]. Forging & Stamping Technology, 2020, 45 (3): 92-100.
- [10] 袁浩, 周学渊, 操文武, 等. 基于显式动力学非对称断面辊弯成形数值模拟及实验 [J]. 塑性工程学报, 2020, 27 (10): 147-155.  
Yuan H, Zhou X Y, Cao W W, et al. Numerical simulation and experiment of asymmetric section roll forming based on explicit dynamics [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2020, 27 (10): 147-155.
- [11] 小奈弘, 刘继英. 冷弯成型技术 [M]. 北京: 化学工业出版社, 2008.  
Hiroshi O, Liu J Y. Cold Roll Forming Technology [M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2008.
- [12] 李楠, 闫志杰, 胡勇, 等. Q235 立柱板冷弯成形过程的有限元 [J]. 塑性工程学报, 2014, 21 (3): 46-51.  
Li N, Yan Z J, Hu Y, et al. Finite element study on cold bending process of Q235 pillar plate [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2014, 21 (3): 46-51.
- [13] Moen C D, Igusa T, Schafer B W. Prediction of residual stresses and strains in cold-formed steel members [J]. Thin-Walled Structures, 2008, 45 (11): 1274-1289.

#### 警惕不法网站, 保障投稿安全

近期, 本刊接到多名作者投诉, 网络上出现冒充《锻压技术》杂志官方网站的伪网站, 如 [www.dyjszz.cn](http://www.dyjszz.cn), 这些网站盗用本杂志官网内容及相关行业信息, 误导和欺骗广大投稿作者, 骗取文章版面费、套取作者文章及个人信息, 侵犯了广大作者的切身权益。

特此声明, 本刊唯一官方网站为 [www.fstjournal.net](http://www.fstjournal.net), 投稿方式为网站注册登录投稿, 不接受邮箱投稿。请作者投稿时务必认准杂志官方网站, 谨防受骗。

本刊郑重警告伪网站相关人员尽快停止违法行为, 否则将严肃处理, 并将运用一切法律手段维护本刊的权利。

请广大读者协助本刊监督网络上的不法行为, 一经发现, 请联系本刊, 本刊将及时处理, 共同努力营造良好的期刊网络氛围。

《锻压技术》杂志联系方式: [fst@263.net](mailto:fst@263.net); 010-62920652。

《锻压技术》编辑部