

[新设备·新材料·新方法]

DOI:10.3969/j.issn.1005-2895.2016.01.016

基于逆向有限元法的激光拼焊板拉深坯料优化

宋春雨, 龚红英, 仇丹丹, 邹琼琼

(上海工程技术大学 材料工程学院, 上海 201620)

摘 要:针对激光拼焊板冲压过程中成形性能及轻量化要求,对其进行相关优化研究。以 DP780 与 DP1180 激光拼焊板方盒件拉深成形工艺为基点,通过单向拉伸实验获取 2 种材料的力学性能参数,代入 CAE 软件 DYNIFORM 中以提高模拟准确性,并基于逆向有限元法对方盒件坯料的形状与尺寸进行优化,最终得出优化的激光拼焊板拉伸坯料轮廓设计方案。物理实验证明:使用通过逆向有限元法优化而得的坯料外轮廓进行拉深成形,不仅可以提高成形性能,同时还降低了材料损耗。

关 键 词:激光拼焊板;方盒件;拉伸;逆向有限元法

中图分类号: TG457.1

文献标志码: A

文章编号: 1005-2895(2016)01-0068-04

Optimizing for Laser Tailor Welded Blank Base on Reverse Finite Element

SONG Chunyu, GONG Hongying, QIU Dandan, ZOU Qiongqiong

(School of Material Engineering, Shanghai University of Engineering Science, Shanghai 201620, China)

Abstract: Aiming at the forming properties and lightweight requirements for tailored blanks in stamping, this paper put forward an optimization program. The research was developed with the square box which is drawn by DP780 and DP1180 tailor welded blanks. The mechanical properties of two materials was tested through uniaxial tensile experiment to improve the accurateness on CAE. Based on the reverse finite element method, the shape and size of the square boxes blank was optimized, then the optimal laser tailor welded blank model was established in the end. The physical experiment shows that using the reverse finite element method is an effective technique to improve the forming properties and save the materials at the the same time.

Key words: tailor welded blanks; square box; drawing; reverse finite element method

不同于圆筒件,盒形件的变形过程更为复杂,其侧壁是由 2 对等长的直边部分与 4 个半径相等的 1/4 圆筒部分组成。然而在其实际成形过程中,其直边部分与圆角是连续的整体,因而方盒件拉深不能等同于直边部分发生弯曲变形与圆角部分拉深变形的简单叠加^[1]。从而使得方盒件具有很强的代表性,研究方盒件的变形过程与特点有利于对拼焊钢板复杂拉深成形过程的理解。本文即以内表面尺寸为 32.36 mm × 32.36 mm 的方盒件为实验对象,进行相关研究。

实验所用拼焊板采用激光拼焊技术将 DP780 与 DP1180 焊接成型,由于激光焊接较之传统焊接工艺,其焊缝热影响区狭窄,可削弱其对塑性成形的影响。

DP780 作为一种车身常用高强度双相钢板,主要用来制造加强类零件和结构类零件^[2]。而 DP1180 则是一种先进的超高强度双相钢板,在车身零件制造中,主要用来制造防撞类零件和加强类零件^[3]。2 种车身常用材料的拼焊板冲压工艺的研究,可以为未来汽车制造业提供一定的理论指导与更多的生产可能性。

1 材料测试

单向拉伸试验在美国新罕布什尔大学机械工程及材料科学系材料力学性能试验室内完成,拉伸试样尺寸如图 1 所示,力学性能测试与计算结果如表 1 所示。

相比之下,可以看出 DP780 钢的屈服强度值与抗拉强度值均远低于 DP1180 钢,因而其抗冲击、抗破坏

收稿日期:2015-06-13;修回日期:2015-09-15

基金项目:上海工程技术大学 2015 年研究生创新项目(15KY0509)。

作者简介:宋春雨(1990),女,蒙古族,吉林吉林人,硕士研究生,主要研究方向为板料冲压技术。E-mail:1196198142@qq.com

的能力要比后者差;而 DP780 钢的屈服比值较 DP1180 钢低,延伸率值却比 DP1180 钢高,说明 DP780 钢的塑性变形能力要比 DP1180 钢更强,因此在碰撞时可以产生更大的变形而不至于被破坏,更适合于压力加工;DP1180 钢的弹性模量更高,说明其弹性变形在整个变形过程中的比例更大,同时,其塑性变形后的回弹问题也会更为严重。

表 1 DP780 与 DP1180 钢力学性能对比表

Table 1 Mechanical property for DP780 and DP1180

牌号	屈服强度/GPa	抗拉强度/GPa	屈服比	延伸率/%	弹性模量/GPa
DP780	0.400	0.960	0.42	18	180.493
DP1180	1.000	1.300	0.77	8	192.785

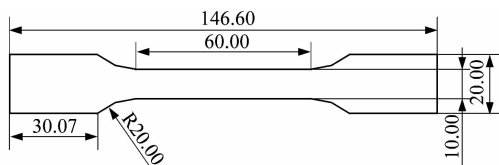


图 1 拉伸试样

Figure 1 Drawing specimen

2 基于逆向有限元法改进坯料

迭代分析计算过程中涉及到的板料和零件信息如表 2 所示。在金属塑性变形体积不变原则、弹塑性大应变理论以及 Hill 各向异性屈服准则这 3 个基本假设条件下建立产品零件的有限元模型^[4],并根据已知的基本条件和物理量,通过改进的逆向有限元法迭代计算,求解坯料形状、产品零件厚度分布以及应力应变等 3 个未知量。

表 2 成形前后板料信息

Table 2 Information of the blank before and after stamping

信息	坯料	产品
形状	未知	已知
厚度	已知	未知
应力应变	已知	未知
边界条件	已知	已知

2.1 运动方程和几何关系

在薄板变形过程中,采用广义 Krichhoff 假设理论^[5],板料初始状态 C_0 与最终状态 C 之间材料任意质点 p 的运动方程为

$$x_0 = x - \left[u + z \left(u - \frac{h}{h_0} n_0 \right) \right].$$

其中, x_0, x 为质点 p 在初始状态和最终状态时的位置; u 为与质点 p 相关的位于坯料中性层质点 p_0 的位

移矢量; z 为单元法向坐标值; h_0, h 为质点 p 处板料在初始状态和最终状态时的厚度; n_0 为质点 p 在初始状态的单位矢量。

x_0 与 x 满足 $dx_0 = M dx$, 其中 M 为 C_0 到 C 的变形梯度张量,于是得格林应变张量 $B^{-1} = M^{-T} M^{-1}$,进而解得 p 处中性层应变分量

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \ln \lambda_1 \cos^2 \theta + \ln \lambda_2 \sin^2 \theta \\ \ln \lambda_1 \sin^2 \theta + \ln \lambda_2 \cos^2 \theta \\ (\ln \lambda_1 - \ln \lambda_2) \cos \theta \sin \theta \end{Bmatrix}.$$

式中: ε_{ii} 为 i 方向中性层应变分量, $i = x, y, z$; λ_1, λ_2 为逆向格林应变张量的特征根; θ 为主应变方向角。

2.2 Hill 屈服准则与本构关系

假设板料塑性变形处于平面应力状态下,令 x 和 y 方向为应力主轴,则可得 Hill 各向异性屈服准则^[6]

$$f = \frac{1}{2(I+G+H)} \{ (G+H) \sigma_x^2 + (I+H) \sigma_y^2 - 2H\sigma_x\sigma_y + 2N\sigma_{xy}^2 \} - \frac{1}{3} \bar{\sigma}^2,$$

$$\text{其中: } I = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{(\sigma_2)^2} + \frac{1}{(\sigma_3)^2} - \frac{1}{(\sigma_1)^2} \right];$$

$$G = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{(\sigma_3)^2} + \frac{1}{(\sigma_1)^2} - \frac{1}{(\sigma_2)^2} \right];$$

$$H = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{(\sigma_1)^2} + \frac{1}{(\sigma_2)^2} - \frac{1}{(\sigma_3)^2} \right];$$

$$N = \frac{1}{2(\tau_{12})^2}.$$

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 为 3 个主方向上的应力; σ_x 为 x 方向上的应力; σ_y 为 y 方向上的应力; σ_{xy} 为 xy 方向上的应力; $\bar{\sigma}$ 为平均应力。

联立 Henchy 塑性变形理论方程^[7], 得到本构关系:

$$\sigma = E_s Q^{-1} \varepsilon, \text{ 其中 } E_s = \frac{\bar{\sigma}}{\varepsilon}.$$

$$Q = \frac{3R_{90}(1+R_0)}{2(R_0+R_{90}+R_0R_{90})}.$$

$$\begin{bmatrix} 1 & -\frac{R_0}{1+R_0} & 0 \\ -\frac{R_0}{1+R_0} & \frac{R_0(1+R_{90})}{R_{90}(1+R_0)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{(1+2R_{45})(R_{90}+R_0)}{R_{90}(1+R_0)} \end{bmatrix},$$

式中: σ 为柯西应力张量; ε 为柯西应变张量; Q 为各向异性影响矩阵; $\bar{\varepsilon}$ 为平均应变; R_0, R_{45}, R_{90} 为各向异性指数。本构关系是塑性变形过程中,应变与应力之间关系

的考量,决定着应力输入与应变输出之间的关系。

2.3 单元公式与虚功方程

虚功方程

$$W = W_{\text{int}} - W_{\text{ext}} = \int_V u^T \sigma dv - \int_V u^T k dv = 0。$$

其中: W 为虚功; W_{int} 为输入功; W_{ext} 为输出功; k 为外力矢量; v 为应变速度。在任意四边形单元上建立 $\xi\eta$ 局部坐标系,四边形单元应力磨平插值函数有

$$N_j = \frac{1}{4}(1+r_j r)(1+s_j s), j=1,2,3,4。$$

其中: N_j 为单元差值函数; r_j 为结点处 ξ 向局部坐标尺度; r 为 ξ 向单元尺度; s_j 为结点处 η 向局部坐标尺度; s 为 η 向单元尺度。

工件最终C态离散公式

$$W = \sum (u_c)^T (F_{\text{int}} - F_{\text{ext}}) = - \sum (u_c)^T R = 0。 \quad (1)$$

其中: u_c 为终态虚功位移量; F_{int} 为输入力; F_{ext} 为输出力; $R = F_{\text{ext}} - F_{\text{int}}$ 。

由公式(1)有限元网格转化为

$$W = -U^T R = 0。 \quad (2)$$

其中: U 为位移矩阵。

对(2)式采用 Newton-Raphson 迭代方法,进行 m 次迭代,且 $R \cdot (U_m) \neq 0$,则

$$\begin{aligned} K_m^T \Delta U &= R(U_m), \\ U_{m+1} &= U_m + \Delta U, \\ K_m^T &= \left[-\frac{\partial R(U_m)}{\partial (U_m)} \right]。 \end{aligned}$$

其中: ΔU 为位移增量矩阵; K 为刚度矩阵。

通过有限次的迭代最终结果收敛,得到最终产品的虚功位移量^[8]。

3 优化前后坯料的模拟试验及结果分析

以方盒件为例,分别研究基于传统的逆向有限元法及改进的逆向有限元法2种方法计算的坯料在相同的工艺参数下的成形区别和成形质量。

3.1 工件模面设计与网格划分

模面设计与添加工艺补充面在 CAD 软件中完成,有限元网格划分参数如表3所示,经模面设计和网格划分以及检查处理之后的工件如图2所示。

表3 网格划分参数

Table 3 Mesh parameters					mm
最大尺寸/mm	最小尺寸/mm	弦高误差/mm	角度/(°)	间隙公差/mm	忽略孔洞尺寸/mm
2.0	0.1	0.1	10	2.5	0



图2 网格划分完成后的方盒件

Figure 2 Box part after element mesh

3.2 坯料轮廓线确定

根据零件尺寸计算其标准弓形坯料尺寸如图3所示,为保证其拉深过程中不发生破裂,需增大其拉深系数,即减小坯料外形尺寸。通过有限元数值模拟,将坯料外轮廓线向内偏置,每次0.5 mm,即每次偏置外轮廓减小1.0 mm,最终获得临界外形尺寸为59 mm × 59 mm。

通过改进逆向有限元法,可获得外形尺寸接近圆形的坯料轮廓线,2种坯料轮廓线对比如图4所示。其中弓形轮廓线为偏置后的弓形坯料外轮廓线,圆形轮廓线为改进的逆向有限元法求得的坯料外轮廓线。

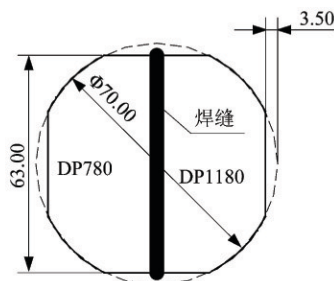


图3 标准坯料示意图

Figure 3 Standard schematic of blank

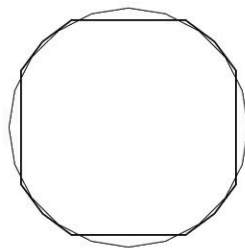


图4 坯料轮廓线

Figure 4 Comparison of blank outlines

3.3 拉深成形模拟试验及结果分析

依托 Dynaform 软件,设置 DP780 一侧压边力为7 000 N, DP1180 一侧压边力为3 500 N,冲压速度为16 mm · s⁻¹,摩擦因数为0.12,凹模单面润滑,并提交

LS-DYNA 求解器进行求解,并在后处理软件中观察成形结果。

对比偏置优化坯料模型与逆向有限元求解模型结果,易见前者起皱趋势和破裂趋势比后者大,且后者的最大拉深高度 21.998 mm 比前者最大拉深高度 19.041 mm 大,法兰区需要冲裁的预料更少,可见改进的逆向有限元法能够有效改善板料成形过程中的材料流动情况,增强坯料的成形性能,提高材料利用率。

3.4 优化坯料拉深成形试验及结果

根据上述数值模拟实验结果,进行相关物理实验加以验证。根据优化型坯料制作激光拼焊板,激光焊接参数为离焦量 33 mm,焊接速度 $33 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,功率 3 500 W,另外附有氮气气体保护。通过小松 H1F60 伺服压力机进行拉深成形试验,设置压力机滑块速度为 $15.76 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,压边圈油缸油压为 $65 \text{ kg} \cdot \text{cm}^{-2}$,采用冲压润滑油进行坯料润滑。优化型坯料拉深成形物理实验结果如图 5 所示。

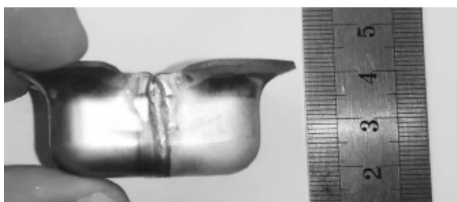


图 5 成形高度

Figure 5 Forming height

4 结语

本文介绍了改进的逆向有限元法,并对比了改进逆向有限元法优化的坯料与优化的弓形坯料的拉深成形模拟结果,同时进行了优化的弓形坯料拉深成形物理试验。通过对比试验分析,发现改进的逆向有限元法能够有效改善先进高强度双相钢拼焊板的成形性能,并提高材料利用率。

随着社会对节能环保理念认识的提升,在汽车行业拼焊板冲压技术会得到更多应用。在国外,与该技术相关的一系列研究已然兴起,有关拼焊板塑性成形领域的研究在中国也会愈加得到重视^[9-10]。

参考文献:

- [1] DONG Guojiang, ZHAO Changcai, CAO Miaoyan. Process of back pressure deep drawing with solid granule medium on sheet metal[J]. Journal of central south university, 2014, 21(7): 2617-2626.
- [2] ZHANG Hongqiang, WEI Ajuan, QIU Xiaoming, et al. Microstructure and mechanical properties of resistance spot welded dissimilar thickness DP780/DP600 dual-phase steel joints[J]. Materials & design, 2014, 54(2): 443-449.
- [3] DAI Qifeng, SONG Renbo, Fan Wuyan, et al. Behaviour and mechanism of strain hardening for dual phase steel DP1180 under high strain rate deformation[J]. ACTA metallurgica sinica, 2012, 48(10): 1160-1165.
- [4] HOSFORD W F, CADDELL R M. Metal forming: mechanics and metallurgy[M]. New York: Cambridge, 2011.
- [5] KARIMZADEH R. Studies of spatial self-phase modulation of the laser beam passing through the liquids[J]. Optics communications, 2013, 286(1): 329-333.
- [6] GANCZARSKI A W, SKRZYPEK J J. Constraints on the applicability range of hill's criterion; strong orthotropy or transverse isotropy[J]. Acta mechanica, 2014, 225(9): 2563-2582.
- [7] ONAKA S. Appropriateness of the hencky equivalent strain as the quantity to represent the degree of severe plastic deformation[J]. Materials transactions, 2012, 53(8): 1547-1548.
- [8] 王勖成. 有限单元法[M]. 北京: 清华大学出版社, 2003.
- [9] BANDYOPADHYAY K, PANDA S K, SAHA P, et al. Limiting drawing ratio and deep drawing behavior of dual phase steel tailor welded blanks: FE simulation and experimental validation[J]. Journal of materials processing technology, 2015, 217: 48-64.
- [10] PREETHI M, MURTY B S, RAMAN G S, et al. Control of UFG microstructure in welded carbon steel tubes by cold drawing and annealing[J]. Transactions of the indian institute of metals, 2014, 67(5): 681-690.

(上接第 67 页)

- [4] 陈昱, 陈乐平. 工艺参数对注塑件翘曲变形的影响分析[J]. 塑料, 2012, 41(4): 58-60.
- [5] 游彦茹, 刘泓滨, 高利. 基于正交试验法塑料齿轮浇注系统优化及收缩分析[J]. 工程塑料应用, 2014, 42(9): 63-67.
- [6] 林权. 基于正交试验法的注塑件工艺参数多目标优化[J]. 现代塑料加工应用, 2011, 23(4): 41-44.
- [7] 万鹏程, 刘泓滨, 刘栋玉, 等. Moldflow 在手机前盖注塑模浇口设

计中的应用[J]. 塑料工业, 2010, 38(10): 44-47.

- [8] 姜美, 赵明娟, 陈炳辉, 等. Moldflow 在注塑模浇口优化设计中的应用[J]. 塑料, 2010, 39(4): 15-17.
- [9] 申长雨, 余晓荣, 王利霞, 等. 塑料注塑成型浇口位置优化[J]. 化工学报, 2004, 55(3): 445-449.
- [10] 郭建东, 杨涛. 基于 Moldflow 的薄壁件翘曲变形研究[J]. 机械工程与自动化, 2014(5): 123-124.