DOI: 10.3901/JME.2020.12.042

不同屈服准则与硬化模型对 DP780 双相高强钢 拉延弯曲回弹预测影响规律研究*

李小强¹ 董红瑞¹ 于长旺² 王海波³ 杨岩峰⁴
宋炳毅¹ 万政¹ 李东升¹

- (1. 北京航空航天大学机械工程及自动化学院 北京 100191;
2. 中国航发沈阳发动机研究所 沈阳 110015;
3. 北方工业大学机械与材料工程学院 北京 100144;
4. 法国国立高等工程技术学校 梅兹 F-57000 法国)

摘要: 随着汽车车身对轻量化、高效节能等要求的提高, 先进高强钢因其高比强度、比刚度等性能在汽车工业中应用呈上升趋势。因此, 研究先进高强钢的回弹现象, 总结其回弹规律, 对改善先进高强钢零件的成形精度具有重要意义。目前的研究主要是基于 U 弯试验研究不同材料模型对回弹的影响规律, 而屈服准则和硬化模型对 Draw-bending 回弹预测的适用性需要进一步研究。基于建立的 Draw-bending 试验平台, 研究圆辊半径与名义张紧力对 DP780 回弹的影响规律。并利用 PAM-STAMP 有限元分析软件研究不同硬化模型(Hollomon 模型、Y-U 模型)和屈服准则(Mises、Hill48、Yld2000)对 Draw-bending 回弹预测的影响规律。研究表明, 在试验方面, 增大弯曲半径和张紧力都能减小侧壁卷曲回弹。在有限元仿真回弹预测方面, 当采用双精度求解器求解 Y-U 模型材料参数时, 可以提高 Draw-bending 回弹的预测精度。由于 DP780 各向异性的特殊性, 采用 Y-U 硬化模型和 Mises 屈服准则或 Yld2000 屈服准则可以得到更高的回弹预测精度。对于厚度与截面半径的预测, 采用 Y-U 硬化模型与 Yld2000 屈服准则可以得到更好的预测精度。

关键词: 拉延弯曲; 张紧力; 弯曲半径; 屈服准则; 硬化模型

中图分类号: TB125

Influence of Yield Criteria and Hardening Model on Draw-bending Springback Prediction of DP780

LI Xiaoqiang¹ DONG Hongrui¹ YU Changwang² WANG Haibo³ YANG Yanfeng⁴
SONG Bingyi¹ WAN Zheng¹ LI Dongsheng¹

- (1. School of Mechanical Engineering & Automation, Beihang University, Beijing 100191;
2. AECC Shenyang Engine Research Institute, Shenyang 110015;
3. School of Mechanical and Materials Engineering, North China University of Technology, Beijing 100144;
4. Université de Lorraine, Arts et Métiers ParisTech, Metz, F-57000 France)

Abstract: With the improvement of automobile body requirements for lightweight, high efficiency and energy saving, the application of advanced high strength steel in automobile industry is on the rise because of its high specific strength, specific stiffness and other properties. Therefore, it is of great significance to study the springback behavior of advanced high strength steel and summarize its springback law for improving the forming accuracy. Current research is mainly based on U-bending test to study the influence of different material models on springback. The applicability of yield criterion and hardening model to Draw-bending springback prediction needs further study. Based on Drawing-bending test platform, the influence of roll radius and normalized back force on springback of DP780 is studied. Moreover, the influence of different hardening models (Hollomon model, Y-U model) and yield criteria (Mises, Hill48, Yld2000) on Drawing-bending springback prediction is studied by using

* 国家自然科学基金(51775023)和青年拔尖人才计划(YWF-19-BJ-J-163)资助项目。20190705 收到初稿, 20191220 收到修改稿

PAM-STAMP finite element analysis software. The results show that increasing the bending radius and normalized back force can reduce the side wall crimp rebound. For the springback prediction, the accuracy of Draw-bending springback prediction can be improved when the material parameters of Y-U model are solved by a double-precision solver. Because of the particularity of DP780 anisotropy, the combination of Y-U hardening model and Mises yield criterion or Yld2000 yield criterion can obtain higher prediction accuracy. For the prediction of thickness and section radius, the combination of Y-U hardening model and Yld2000 yield criterion can obtain better prediction accuracy.

Key words: draw-bending; back force; bending radius; yield criteria; hardening model

0 前言

近年来,随着汽车车身轻量化、高效节能、高安全性等要求的提高,先进高强钢因其高比强度、比刚度等性能在汽车工业中应用呈上升趋势。先进高强度钢板不同于普通钢板的力学性能,使得零件的硬化规律、加工性能有所变,给零件制造及其精度控制带来了困难。其中低碳微合金双相钢因兼具高强度和高延展性而被广泛应用于轿车车身安全部件(如 B 柱、防撞梁等)及车身轻量化的解决方案中,甚至有用于车身外覆盖件,如门板、发动机罩等^[1],以提高汽车整体安全性能。在汽车车身零件成形过程中,起皱、破裂和回弹是 3 种主要缺陷,其中回弹最难控制,特别是先进高强钢的回弹有着更为复杂的规律。双相钢一般为马氏体和铁素体组织,相关研究表明,马氏体的体积分数与其抗拉强度有着近似线性的关系,即高含量的马氏体对应着高强级别;而马氏体含量的上升会导致成形性能的下降以及成形后内应力上升所引起的回弹量的增加^[2-3]。因此,研究汽车用钢板特别是先进高强钢的回弹现象,总结其回弹规律,对改善先进高强钢零件的成形精度具有重要意义。

目前有多种方法研究板料变形后的回弹规律,包括 Cylindrical tooling、V 弯(V-bending)、U 弯(U-bending)、翻边(Flanging)等,这些试验方法可以表征纯弯曲或者存在小拉伸力(通过拉伸筋或者压边提供压边力)的弯曲等试验状态^[4]。然而,在所有影响回弹的工艺参数变量中,板料的拉伸力对于降低回弹有非常显著的影响。另外,拉伸-弯曲(Stretch-bending)试验可以对板料直接进行拉伸控制,但是无法表征复杂的变形条件。然而,拉伸弯曲试验(Draw-bending)弥补了这些缺点。拉伸弯曲(Draw-bending)回弹试验主要是俄亥俄州立大学的 WAGONER、CARDEN、WANG 等及科罗拉多矿业大学的 MATLOCK 等^[5-7]开始进行研究的,这个试验的加载路径很好地代表了很多板料成形过程中材料的加载路径,比如冲压里大都是经过拉伸然后越

过凹模圆角然后又被拉伸,板料成形过程中受到拉伸力和张紧力的共同作用,其变形过程是一个不断发生弯曲和反弯曲的反复加载过程。同时,这种试验方法可以方便的研究不同模具圆角半径和拉伸力对板料回弹的影响。

国内外学者采用理论解析、试验和数值模拟等方法对板料弯曲成形的回弹问题进行了大量研究。理论解析具有计算简便和效率高等优点,适用于简单外形零件的弯曲回弹分析,但由于其过多的假设和简化,对于复杂零件的弯曲回弹预测则会存在很大的误差。试验法可以得到最终回弹结果,为理论解析和数值模拟提供校验依据,但是缺乏对过程的观察。数值模拟法可以考虑复杂几何外形、复杂材料模型、复杂边界条件等,可以对过程进行仔细观察,为解决零件的弯曲回弹提供了一个高效、可行、低成本的手段,因此数值模拟方法得到广泛应用。

由于在板材 Draw-bending 回弹试验中,变形过程是一个不断发生弯曲和反弯曲的反复加载过程,应力状态经历拉伸-压缩-拉伸(压缩-拉伸-压缩)等过程,因此在有限元数值仿真中,材料硬化模型是影响仿真计算精度的重要因素。由于变形过程的复杂性,常用的材料硬化模型很难准确预测其回弹,应选用能考虑复杂加载问题的材料硬化模型。目前先进的硬化模型主要有基于 AF 强化模型发展而来多背应力非线性随动硬化模型(Chaboche 模型^[8])、基于多屈服面随动硬化模型发展而来的双面硬化模型(Yoshida-Uemori 模型^[9])、基于变形的硬化模型(HAH 模型^[10])和其他模型。

对于多背应力非线性随动强化模型,TANG 等^[11]结合 Lemaitre 和 Chaboche 非线性随动硬化理论,并考虑滞回性和包辛格效应,提出了一种混合硬化模型。通过进行 U 弯试验与基于 Barlat89 屈服准则建立有限元仿真模型,验证了这种混合硬化模型的准确性。SUN 等^[12]研究了弹性模量(弦模量、恒定模量)和强化模型(等向强化、Chaboche)对 Draw-bending 回弹预测的影响规律。研究表明弦模量和 Chaboche 模型的组合提高了 Draw-bending 的回弹预测精度。ZHOU 等^[13]在 Draw-bending 的仿真中采

用基于温度的 Chaboche 模型,并研究了 Chaboche 模型不同求解方法对仿真结果的影响。研究表明,通过外推 H/V 硬化模型求解得到的 Chaboche 模型可以很好地表征瞬态效应和大应变行为,因此可以很好地预测 Draw-bending 的破裂行为。

对于多屈服面非线性随动强化模型, MOROZ^[14]提出通过多屈服面的移动来描述复杂加载情况下的材料硬化行为,但是 Moroz 模型需要多个屈服面参数,严重影响其应用的范围。YOSHIDA 等^[9]建立了一种考虑包辛格效应的材料硬化模型,即 Yoshida-Uemori(简称 Y-U)随动硬化模型。同时,该模型考虑各向异性屈服准则,能描述板料大变形循环加载的复杂应变情况。张志强等^[15]基于自主开发的试验平台,开展了 TRIP800 高强钢平面拉伸压缩试验,建立了 TRIP800 高强钢的 Y-U 硬化模型,并利用此模型进行了 U 型弯曲回弹预测。结果表明与采用常用的等向硬化模型预测结果相比, Y-U 硬化模型的回弹预测精度更高。张璐^[16]应用 LS-DYNA 有限元软件进行冲压成形及回弹数值模拟,并与试验结果对比,分别分析比较了基于 Barlat89/Hill48 的各向同性硬化模型 Yoshida-Uemori 随动硬化模型,验证了采用 Yoshida-Uemori 随动硬化材料模型预测冲压件回弹的有效性,并且当采用 Y-U 模型时,利用 Barlat89 得到的回弹结果高于试验值,而利用 Hill48 则相反。LU 等^[17]基于 Hill48 和 Barlat89 屈服模型研究了 Chaboche 模型和 Yoshida 模型对 U 弯回弹预测的影响规律,在这过程中考虑了随着塑性变形的增加,弹性模量降低的规律。研究表明当考虑随动强化模型和弹性模量降低性后,回弹仿真的预测精度得到提高。而且对于双相高强钢, Yoshida 模型整体上有最好的回弹预测精度。LEE 等^[18]基于 Yld2000-2d 屈服模型和 Y-U 硬化模型研究了 4 种屈服应力确定方法对 DP780 回弹预测的影响规律,并用 U 弯试验进行了验证。其中这 4 种方法分别是:① 采用 0.2%屈服应力;② 单拉曲线直线段的极限位置;③ 反向加载曲线直线段的位置;④ 在反向加载位置采用 0.2%偏移的方法。研究表明,方法①和方法④过高预测了反向加载后的应力值,这是因为利用方法①和方法④确定的初始屈服应力值较大,分别为 525 MPa 和 526.7 MPa。而方法②(初始屈服 401 MPa)和方法③(初始屈服 284.2 MPa)可以很好地预测各种预应变下材料的循环加载应力应变关系。

对于基于变形的硬化模型(HAH 模型), LEE 等^[19]通过与等向强化模型、混合强化模型进行对

比,研究了均匀的各向异性强化模型(HAH 模型)对有预应变和没有预应变的 U-bending 回弹预测的适用性。研究表明, HAH 可以很好地预测试验结果。LEE 等^[19]对比了不同强化模型(等向强化模型 IH、随动强化模型 Y-U、变形强化模型 HAH)对回弹预测的影响规律。研究表明,与 IH 相比,使用 Y-U 和 HAH 可以得到更好的预测结果。

除此之外,一些学者对一些其他硬化模型也做了研究。PRAGER^[20]提出的线性随动强化模型采用加载曲面中心的变化方向来描述对应时刻应力状态点的法线方向,但该模型无法用来描述平面应力状态下屈服曲面的后续移动。CHABOCHE 等^[21-24]通过试验和理论分析等不同方法,对复杂加载情况下板料的应力变化进行研究,并分别提出了相应的非线性随动硬化理论。另外, WANG 研究了 Barlat91、Barlat96、Barlat2000 屈服准则和 G-W 模型、拥有 3 个背应力的非线性随动强化模型对回弹预测的影响规律。研究发现,当采用 G-W 硬化模型时,采用 Barlat96 和 Barlat2000 屈服模型可以得到与试验几乎一致的回弹预测结果。这是因为利用这两种屈服模型得到的屈服强度和各向异性系数 r 值很接近。通过比较采用 G-W 模型和非线性随动强化模型的预测结果发现,当名义张紧力较小时,采用非线性随动强化模型的预测结果相对较差,但两种模型总体上预测得很好。

由上可知,目前的研究主要是基于 U 弯试验研究不同材料模型对回弹的影响规律。其中使用最广泛的是 Chaboche 模型、Y-U 模型,而与 Chaboche 模型相比, Y-U 模型和 HAH 模型可以得到更好的回弹预测结果,因为 Y-U 模型考虑了卸载模量与应变之间的关系。随着试验方法的改进,不同硬化模型对 Draw-bending 试验的适用性需要进一步研究。另外,由于先进高强钢特殊的各向异性以及为了对高强钢的回弹进行相对深入的研究,其不同屈服模型对先进高强钢的适用性需要进一步的研究。因此,研究不同硬化模型与屈服模型对于双相高强钢 Draw-bending 回弹有限元仿真的适用性,提高回弹仿真精度,对于推广双相高强钢的实际应用具有重要意义。

本文基于建立的 Draw-bending 试验平台,研究了圆辊半径与名义张紧力对 DP780 回弹试验的影响规律。并利用 PAM-STAMP 有限元分析软件建立了 Draw-bending 成形及回弹的数值仿真模型,分别采用不同硬化模型(等向硬化模型 Hollomon 模型、随

动硬化模型 Y-U 模型)和屈服准则(Mises、Hill48、Yld2000)进行了仿真,从回弹角、侧壁半径、截面半径、厚度等方面研究了不同材料模型对回弹预测的适用性。

1 试验原理

Draw-bending 试验的试验原理如图 1 所示^[6]。在该试验中,板料的一端 a 先夹紧,然后另一端靠在图中半径为 R (通过变换不同的 R 值可以模拟具有不同圆角半径的模具状况)的圆辊上手工弯成 90° ,然后夹紧另一端 b,两端都夹紧后在 a 端施加一定的张紧力并保持,然后 b 端以 40 mm/s 的速度使板料拉过圆辊,拉伸距离为 127 mm ,在拉的过程中 a 端的张紧力一直保持不变,a 端夹头随着板料运动。试验结束后,取下板料便可观察其回弹现象。

图 1 拉伸弯曲回弹试验原理图

试验结束后,试件可以分为图 1 所示的 1、2、3、4 四部分,其中第 1 段与第 4 段只是经历了张紧力的拉伸过程,因此卸载后仍是平整的;第 2 段靠近圆辊的部分由于卸载后回弹的影响而具有与圆辊不同的半径 R' ;第 3 段由于经过连续的弯曲和反弯曲,它回弹后的形状具有一个半径 r' ,这也是造成第 4 段有个角度的主要原因。试验结束后,通过测量 r' 和 R' 的变化或直接测量 $\Delta\theta$ 来计算回弹角。回弹角 $\Delta\theta$ 可用式(1)表示^[6]

$$\Delta\theta = \frac{\pi}{2} \left(\frac{R}{R'} - 1 \right) + \frac{127}{r'} \quad (1)$$

张紧力 F_b 应以板材的屈服强度 σ_s 为标准进行适当的选择,以名义张紧力 $\bar{F}_b$ ^[4]表示。其定义为实际张紧力与试样刚刚产生屈服时所需要力的比值,计算公式如下

$$\bar{F}_b = \frac{F_b}{\sigma_s b t} \quad (2)$$

式中, b 为板材宽度, t 为板材厚度。

2 材料与材料模型

2.1 材料

试验采用高强度冷轧双相钢 DP780 板料,其化学组成成分如表 1 所示^[25],其在不同预应变下的拉伸应力应变曲线参考 2010 年 NUMISHEET 会议 BM4 提供的试验数据,包括预应变分别为 0.02、0.04、0.06、0.08、0.10 时的拉伸-压缩-拉伸试验数据,如图 2 所示。

表 1 DP780 双相钢的化学组成成分 %

元素	C	Si	Mn	P	S	Al	Fe
质量分数	0.08	1.10	1.86	0.01	0.005	0.05	其余

图 2 DP780 在不同预应变下的拉伸-压缩-拉伸曲线

2.2 不同强化模型

等向硬化模型 Hollomon 模型的表达式如式(3)所示,利用 Matlab 进行拟合得到 K 、 n 值,与单向拉伸试验数据的对比如图 3 所示。

$$\sigma = K \varepsilon^n \quad (3)$$

式中, K 为材料硬化常数, n 为应变硬化指数。

Y-U 模型假设材料在塑性变形的过程中,屈服面整体在应力空间的边界面内进行平移,并发生随动硬化,描述了瞬时包辛格效应。边界面发生各向同性硬化,描述了整体的加工硬化。如图 4 所示, Y-U 模型可通过边界面 F 及其背应力 β 和屈服面 f 及其背应力 α 来表示,屈服面 f 随着背应力 α 而运动,边界面 F 不断扩展,用 $B+R$ 来表示。

背应力 α 包含 β 和 α^* 两个量,其关系如下列等式组式(4)所示

$$\begin{cases} \alpha = \beta + \alpha^* \\ \dot{\beta} = m \left(\frac{2}{3} b \dot{\varepsilon}^p - \beta \cdot \dot{\varepsilon}^p \right) \\ \dot{\alpha}^* = C \left[\frac{B+R-Y}{Y} (\sigma - \alpha) \dot{\varepsilon}^p - \alpha^* \sqrt{\frac{a}{\alpha^*}} \dot{\varepsilon}^p \right] \end{cases} \quad (4)$$

式中, 边界面 F 的扩展速率如式(5)所示

$$\dot{R} = m(R_{sat} - R) \dot{\varepsilon}^p \quad (5)$$

式中, C 、 Y 、 B 、 m 、 b 和 R_{sat} 为表达 Y-U 随动硬化模型的材料参数。除此之外, 用参数 h 来表示硬化迟滞。

图3 Hollomon 模型的预测数据与试验数据的对比

图4 Yoshida-Uemori 随动硬化模型示意图

在板料成形过程中, 弹性模量随着塑性变形的增大而不断变化, Y-U 随动硬化模型描述了弹性模量与塑性应变之间的关系如式(6)所示

$$E(\bar{\varepsilon}^p) = E_0 - (E_0 - E_a)[1 - \exp(-\xi \bar{\varepsilon}^p)] \quad (6)$$

式中, E_0 为初始弹性模量, E_a 为最小弹性模量, ξ 为衰减系数。

通常情况下, 材料达到初始屈服后, 加工硬化

率并不像初始模型描述的那样缓慢变化。针对此问题, Yoshida 对初始模型进行了修正, 分别使用材料参数 C_1 和 C_2 分别描述正向加载和反向加载, 对 R 进行修正如式(7)所示

$$R = R_{sat}[(C_1 + \bar{\varepsilon}^p)^{C_2} - C_1^{C_2}] \quad (7)$$

综上, 经过修正的 Y-U 随动硬化模型采用 C 、 Y 、 B 、 m 、 b 、 h 、 R_{sat} 、 E_0 、 E_a 、 ξ 、 C_1 和 C_2 等参数来表达材料在循环加载路径下的成形性能。

2.3 不同屈服准则

各向同性屈服准则 Mises 的表达式如式(8)所示

$$\sqrt{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + \sigma_{22}^2 + \sigma_{11}^2 + 6\sigma_{12}^2} = \sqrt{2}\sigma_s \quad (8)$$

Hill48 屈服准则是在 Mises 屈服准则的基础上引入各向异性系数得到的各向异性屈服准则, 其表达式如式(9)所示。式(9)中的材料参数根据 NUMISHEET 会议 BM4 提供的数据获得, 如表 2 所示。

$$\sigma_s = \sqrt{(G+H)\sigma_{11}^2 + (F+H)\sigma_{22}^2 - 2H\sigma_{11}\sigma_{22} + 2N\sigma_{12}^2} \quad (9)$$

表2 屈服模型 Hill48 的材料参数(各向异性系数)

参数	F	G	H	L	M	N
数值	0.464	0.561 5	0.438 5	1.5	1.5	1.592 6

Yld-2000 屈服准则由 Barlat 等人提出, 其数学表达式如式(10)所示

$$\begin{cases} \phi = \phi'(X') + \phi''(X'') \\ \phi'(X') = |X'_1 X'_2|^a \\ \phi''(X'') = |2X''_2 + X''_1|^a + |2X''_1 + X''_2|^a \end{cases} \quad (10)$$

式中, a 为与材料晶体结构有关的参数, 取值为 6, X' 和 X'' 为偏应力张量线性变换后得到的应力张量, 其具体表达式如式(11)所示

$$\begin{cases} X'_1 = \frac{1}{2}[X'_{11} + X'_{22} + \sqrt{(X'_{11} - X'_{22})^2 + 4X'^2_{12}}] \\ X'_2 = \frac{1}{2}[X'_{11} + X'_{22} - \sqrt{(X'_{11} - X'_{22})^2 + 4X'^2_{12}}] \\ X''_1 = \frac{1}{2}[X''_{11} + X''_{22} + \sqrt{(X''_{11} - X''_{22})^2 + 4X''^2_{12}}] \\ X''_2 = \frac{1}{2}[X''_{11} + X''_{22} - \sqrt{(X''_{11} - X''_{22})^2 + 4X''^2_{12}}] \end{cases} \quad (11)$$

X' 和 X'' 中的元素可以通过如式(12)所示的线性变换得到

$$\begin{cases} X' = L'\sigma \\ X'' = L''\sigma \end{cases} \quad (12)$$

$$\begin{pmatrix} L'_{11} \\ L'_{12} \\ L'_{21} \\ L'_{22} \\ L'_{66} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 2/3 & 0 & 0 \\ -1/3 & 0 & 0 \\ 0 & -1/3 & 0 \\ 0 & 2/3 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_7 \end{pmatrix} \quad (13)$$

$$\begin{pmatrix} L''_{11} \\ L''_{12} \\ L''_{21} \\ L''_{22} \\ L''_{66} \end{pmatrix} = \frac{1}{9} \begin{pmatrix} -2 & 2 & 8 & -2 & 0 \\ 1 & -4 & -4 & 4 & 0 \\ 4 & -4 & -4 & 1 & 0 \\ -2 & 8 & 2 & -2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 9 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} A_3 \\ A_4 \\ A_5 \\ A_6 \\ A_8 \end{pmatrix} \quad (14)$$

式(13)与式(14)中的 $A_1 \sim A_8$ 为 8 个材料各向异性系数,其具体数值同样由 NUMISHEET 会议 BM4 得到,如表 3 所示。

表 3 屈服模型 Yld2000-2d 的材料参数(各向异性系数)

参数	A_1	A_2	A_3	A_4
数值	0.927 6	1.024 3	0.962 2	0.988
参数	A_5	A_6	A_7	A_8
数值	1.004 3	0.916 5	1.004 3	1.032 4

3 试验与仿真过程

3.1 试验过程

拉伸弯曲试验所用的回弹试验机如图 5 所示,试验所用的三个圆辊模具如图 6 所示,试验前对圆辊表面进行润滑处理。试验材料是厚度为 1.514 mm 的 DP780 高强钢,试件尺寸(长×宽)为 500 mm×50 mm。另外,根据相关参考文献[26]与工程实际应用确定其弯曲半径,详细试验方案如表 4 所示。

图 5 拉伸弯曲回弹性能试验机

3.2 仿真过程

在拉伸弯曲试验中,试件会先由手工预弯,该部分为纯弯曲变形区域,而经过对弹塑性纯弯曲(相

(a) $R=9.6$ mm (b) $R=12.7$ mm (c) $R=25.4$ mm

图 6 试验所用圆辊

表 4 拉伸弯曲试验方案

材料	弯曲半径/mm	名义张紧力	张紧力/kN
DP780(厚度 1.514 mm)	9.6	0.06	2.3
		0.23	8.6
		0.6	23
	12.7	0.06	2.3
		0.23	8.6
		0.6	23
	25.4	0.06	2.3
		0.23	8.6
		0.6	23

当于手工预弯成形)的数值模拟研究表明,所有残余应力释放后产生的回弹角小于 0.3° [5]。由此可见,由手工预弯成形产生的回弹影响相对于其他因素(如张紧力、材料属性、摩擦等)对回弹的影响,是很小甚至可以忽略不计的。基于此,在 PAM-STAMP 有限元软件中建立的数值模型如图 7 所示,根据试验中板料的预弯情况直接建立成 L 形。板料总长 500 mm,宽 50 mm,网格大小划分为 5 mm,并添加自适应,采用四节点 B-T 壳单元,厚度方向设置 7 个高斯积分点。提取板料两端各一小部分,分别作为张紧端和拉伸端,成形过程中张紧端提供张紧力,拉伸端提供拉伸位移。

图 7 Draw-bending 数值模型

在数值仿真过程中,将板料、圆辊、张紧端和拉伸端的类型均设置为 Surface tool with material,将圆辊设置为刚体。成形过程中,将圆辊的六个自

由度全部约束。

由试验原理可知,张紧端需要施加一个恒定张紧力,拉延端要以 40 mm/s 的速度向下匀速运动 127 mm。如图 8 所示,仿真中在张紧端施加恒定的 $-Y$ 方向的张紧力,张紧力的大小根据试验方案中名义张紧力和试验结果记录中张紧力的值共同确定。为了减小急停和急启的动能冲击,在拉延端 Z 方向添加如图 9 所示的时间位移正弦曲线,总时间为 381 ms,总位移为 -127 mm。试验中对圆辊表面进行了润滑,设置库仑摩擦因数为 0.1。成形结束时间设置为 381 ms。成形采用动力显式计算,回弹采用隐式计算。

图 8 张紧力设置

图 9 拉延端时间-位移曲线

4 结果分析与讨论

4.1 试验回弹结果对比

图 10 是在弯曲半径为 25.4 mm、名义张紧力为 0.06 的条件下重复试验得到的零件,这两个零件的

形状基本上完全重合,说明试验结果的波动性很小。不同成形条件下的零件如图 11 所示,从左到右 3 组的弯曲半径分别为 9.6 mm、12.7 mm 和 25.4 mm,每组中从左到右对应的名义张紧力分别为 0.06、0.23 和 0.60。

图 10 重复试验结果对比

(a) $R=9.6$ mm (b) $R=12.7$ mm (c) $R=25.4$ mm

图 11 不同成形条件下的拉延弯曲零件

试验结束后,在 A4 纸上沿零件轮廓描出外形,并扫描成图片格式保存在电脑中,再通过测量软件测得各零件的拉延弯曲总回弹角 $\Delta\theta$ 以及 R' 与 r' 。用三维激光扫描仪对零件进行扫描,求其特征位置处(经历弯曲与反弯曲变形的中间位置)的截面半径。用千分尺测量其特征位置处的厚度,测量结果如表 5 和图 12 所示。对于同一弯曲半径,回弹角随着张紧力的增大而减小,因此在实际冲压成形过程中,通常利用增大压边力的方法来减小回弹。对于同一张紧力,回弹角整体上随弯曲半径的增大而减小。所以,增大弯曲半径、增大张紧力都能减小侧壁卷曲回弹。相应的, R' 与回弹角有相同的变化趋势, r' 与回弹角有相反的变化趋势。

对于经历过弯曲与反弯曲位置的特征点厚度与截面半径而言,随着名义张紧力的增大,圆辊弯曲半径的减小,特征点位置的厚度与截面半径整体上减小。

表 5 Draw-bending 试验回弹结果

弯曲半径 R/mm	名义张紧力 $\bar{F}_b$	总回弹角 $\Delta\theta/(\text{°})$	半径 R'/mm	半径 r'/mm	厚度/ mm	截面半径/ mm
9.6	0.06	45.65	11.75	135	1.5	702
	0.23	42.87	11.24	142	1.48	605
	0.6	24.62	10.76	195	1.438	401
12.7	0.06	51.23	15.1	125	1.47	827
	0.23	40.35	14.8	137	1.489	760
	0.6	23.22	14.25	225	1.455	510
25.4	0.06	32.29	33.1	151	1.507	700
	0.23	25.68	31.9	191	1.502	915
	0.6	11.96	29.6	282	1.472	485

图 12 Draw-bending 回弹试验结果对比

4.2 Y-U 模型求解方法对回弹预测的影响

在利用 LS-OPT 求解 Y-U 模型的材料参数时，可采用单精度求解法、双精度求解法。另外，在求解 Y-U 模型参数时，可选择所有的拉压曲线(称为大预应变，即包括预应变 0.02、0.04、0.06、0.08、0.10)进行优化求解，也可选择部分拉压曲线(称为小预应变，即包括预应变 0.02、0.04、0.06)。为了建立可靠的有限元仿真模型，需要先研究不同 Y-U 模型求解方法对回弹预测的影响。因此以弯曲半径 25.4 mm，名义张紧力 0.6 为研究对象，研究不同 Y-U 模型求解方法对回弹预测的影响。在 LS-OPT 软件中，采用自适应模拟退火(Adaptive simulated annealing, ASA)算法，其中不同求解方法得到的参

数分别如表 6~9 所示，与试验结果的对比如图 13 所示。由图 13 可知，利用四种方法求解的 Y-U 模型都可以很好地描述 DP780 的拉伸-压缩-拉伸变形行为。

表 6 大预应变下单精度求解法得到的 Y-U 参数

参数	随动硬化参数 B/MPa	随动硬化参数 Y/MPa	随动硬化参数 C/MPa	随动硬化参数 m
数值	677.42	450.12	152.28	24.054
参数	随动硬化参数 R_{sat}/MPa	随动硬化参数 b	硬化迟滞系数 h	正向加载参数 C_1
数值	504.147	188.6	0.559	0.046 1
参数	反向加载参数 C_2	初始弹性模量 E_0/GPa	最小弹性模量 E_a/GPa	衰减系数 ξ
数值	0.26	198.8	167	97.49

表 7 大预应变下双精度求解法得到的 Y-U 参数

参数	随动硬化参数 B/MPa	随动硬化参数 Y/MPa	随动硬化参数 C/MPa	随动硬化参数 m
数值	715.6	452	114.24	17.886
参数	随动硬化参数 R_{sat}/MPa	随动硬化参数 b	硬化迟滞系数 h	正向加载参数 C_1
数值	493.3	162.85	0.839 8	0.03
参数	反向加载参数 C_2	初始弹性模量 E_0/GPa	最小弹性模量 E_a/GPa	衰减系数 ξ
数值	0.315 6	198.8	167	97.49

表 8 小预应变(0.2、0.4、0.6)下双精度求解法得到的 Y-U 参数

参数	随动硬化参数 B/MPa	随动硬化参数 Y/MPa	随动硬化参数 C/MPa	随动硬化参数 m
数值	698.22	450.57	142.03	30.15
参数	随动硬化参数 R_{sat}/MPa	随动硬化参数 b	硬化迟滞系数 h	正向加载参数 C_1
数值	327.4	152.22	0.504	0.038
参数	反向加载参数 C_2	初始弹性模量 E_0/GPa	最小弹性模量 E_a/GPa	衰减系数 ξ
数值	0.45	198.8	167	97.49

表9 小预应变(0.2、0.4、0.6)下单精度求解法得到的

Y-U 参数

参数	随动硬化参数	随动硬化	随动硬化	随动硬化
	B/MPa	参数 Y/MPa	参数 C/MPa	参数 m
数值	673.45	452.3	229.686	28.68
参数	随动硬化参数	随动硬化	硬化迟滞	正向加载
	$R_{\text{sgt}}/\text{MPa}$	参数 b	系数 h	参数 C_1
数值	379.1	203.3	0.5	0.010 3
参数	反向加载参数	初始弹性	最小弹性	衰减系数
	C_2	模量 E_0/GPa	模量 E_d/GPa	ξ
数值	0.284	198.8	167	97.49

(d) 小预应变双精度求解法

图13 不同Y-U求解方法的预测数据与试验数据对比

基于所求解得到的 Y-U 模型参数对圆辊半径 25.4 mm, 名义张紧力 0.6 的试验条件进行有限元仿真, 仿真结果如表 10 所示。由表 10 可知, 与试验回弹角(11.96°)相比, 基于双精度求解算法得到的 Y-U 模型参数可以得到更好的预测回弹。

为了用数值化的方式来衡量不同变量对 Draw-bending 回弹预测的影响, 定义预测误差如式(15)所示, 式中 $\Delta\theta_i$ 表示回弹角的预测值, $\Delta\theta_e$ 表示回弹角的试验值。在圆辊半径 25.4 mm, 名义张紧力 0.6 的试验条件下, 相比于单精度求解算法, 采用双精度求解算法可将预测误差从 5.84° 减小到 0.5°。当采用双精度求解算法时, 选取预应变 0.02、0.04、0.06、0.08、0.10 下的拉压曲线进行求解 Y-U 参数与选取预应变 0.02、0.04、0.06 下的拉压曲线进行求解 Y-U 参数对回弹预测影响差异较小。

$$\text{Error} = |\Delta\theta_i - \Delta\theta_e| \quad (15)$$

表10 不同Y-U模型求解方法对应的回弹角

弯曲半径 R/mm	名义张紧力 $\bar{F}_b$	Y-U 求解方法	预测总回弹角 $\Delta\theta / (^\circ)$
25.4	0.6	大预应变单精度	17.8
		大预应变双精度	12.8
		小预应变单精度	13.58
		小预应变双精度	12.32

4.3 硬化模型对回弹预测的影响

本文以弯曲半径 25.4 mm 为研究对象, 基于 Mises 屈服准则研究了等向强化模型 Hollomon 模型和随动强化模型 Y-U 模型对 Draw-bending 回弹的影响规律, 得到的预测结果如表 11 和图 14 所示。

由表 11 和图 14 可知, 采用 Y-U 模型对回弹角可以得到更好的回弹角预测结果, 其对应的回弹角预测误差分布如图 15 所示。采用 Hollomon 硬化模型得到的最大预测误差为 9.97°, 最小预测误差为

(a) 大预应变单精度求解法

(b) 大预应变双精度求解法

(c) 小预应变单精度求解法

5.62°, 而采用 Y-U 硬化模型得到的最大预测误差为 2.72°, 最小预测误差为 0.84°, 说明在有限元仿真中考虑包辛格效应与弹性模量的变化是很有必要的。另外, 由图 14 可知, 采用 Y-U 模型与 Hollomon 模型得到的 R 预测值非常接近, 这说明硬化模型对与圆辊接触部分的材料变形行为预测影响小, 因为这个位置的板料受力类似于纯弯曲, 板料外侧受拉, 内侧受压, 不存在弯曲与反弯曲变形过程。这同时也说明回弹预测精度主要受对 r' 区域预测精度的影

响。 r' 区域主要受到弯曲与反弯曲变形的影响, 板料外侧(内侧)经历了拉伸-压缩(压缩-拉伸)的变形历史, 而 Y-U 模型可以很好的描述 DP780 的反向加载行为, 因此, 采用 Y-U 硬化模型可以得到更好的预测结果。另外, 采用 Hollomon 模型得到的厚度分布与 Y-U 模型得到的厚度分布重合, 说明硬化模型对板料经历 Draw-bending 后的厚度分布预测影响很小。对于截面半径, 采用 Hollomon 模型有更好的预测结果。

表 11 不同硬化模型对 Draw-bending 回弹的影响

弯曲半径 R/mm	名义张紧力 $\bar{F}_b$	硬化模型	预测总回弹角 $\Delta\theta/^\circ$	预测半径 R'/mm	预测半径 r'/mm	厚度/ mm	截面半径/ mm
25.4	0.6	Hollomon	21.93	28.140	248.89	1.475	540.239
	0.23	Hollomon	31.3	29.536	177.02	1.508	784.753
	0.06	Hollomon	38.91	29.659	152.66	1.513	654.85
25.4	0.6	Y-U	12.8	28.463	378.736	1.475	391.322
	0.23	Y-U	28.4	29.595	187.314	1.508	647.461
	0.06	Y-U	33.9	29.19	172.196	1.513	660.433

图 14 基于不同硬化模型的预测与试验对比

4.4 屈服准则对回弹预测的影响

本文以大预应变双精度求解法确定的 Y-U 硬化模型为基础, 研究了 Mises、Hill48、Yld2000 屈服准则对 Draw-bending 回弹的影响规律, 如表 12 和图 16 所示。同时, 不同屈服准则对应的回弹角预测误差分布如图 17 所示。

图 15 不同硬化模型对应的回弹角预测误差分布图

由表 12、图 16 和图 17 所示, 当采用 Mises 屈服准则时, 可以得到更好的预测结果。不同屈服准则的差别是描述材料各向异性的方法不同。Hill48 屈服模型中 F 、 H 、 N 的表达式如式(16)所示, 联立可求得 $r_0=0.7809$ 、 $r_{45}=1.053$ 、 $r_{90}=0.945$ 。由 r_0 、 r_{45} 、 r_{90} 的值可知, DP780 的各向异性不明显, 也可从不同屈服模型得到的屈服轨迹(图 18)得出相同的结论。另外, 由于 r_0 与 r_{90} 都小于 1, 因此其各向异性性能与铝合金存在类似之处, 而 Hill48 对铝合金屈服轨迹的描述有限^[27], 因此基于 Hill48 屈服准则得到的 Draw-bending 回弹预测结果最差, 最大的回弹预测误差为 6.07°。

表 12 不同屈服模型对 Draw-bending 回弹的影响

弯曲半径 R/mm	名义张紧力 $\bar{F}_b$	屈服模型	预测回弹角	预测半径 R'/mm	预测半径 r'/mm	厚度/ mm	截面半径/ mm
25.4	0.6	Mises	12.8	28.463	378.736	1.475	391.322
	0.23	Mises	28.4	29.595	187.314	1.508	647.461
	0.06	Mises	33.9	29.19	172.196	1.513	660.433
25.4	0.6	Yld2000	14.43	28.876	310.274	1.474	478.072
	0.23	Yld2000	29.9	29.281	196.455	1.507	799.865
	0.06	Yld2000	35.54	29.617	158.072	1.513	755.692
25.4	0.6	Hill48	17.71	28.588	242.732	1.477	537.142
	0.23	Hill48	31.75	29.394	180.086	1.509	511.637
	0.06	Hill48	37.69	29.877	162.250	1.513	707.983

图 16 基于不同屈服模型的预测与试验对比

另外,由图 16 可知,采用不同的屈服准则得到的 R' 预测值非常接近,这说明屈服模型对与圆辊接触部分的材料变形行为预测影响小,因此屈服准则通过影响对 r' 的预测来影响最终的回弹预测结果。对于厚度与截面半径,采用 Yld2000 可以得到更好的预测结果, Mises 次之, Hill48 最差。关于屈服准则和硬化模型对 Draw-bending 回弹截面半径预测的影响将在下面部分进行进一步的研究。

$$\begin{cases} F = \frac{r_0}{(1+r_0)r_{90}} \\ H = \frac{r_0}{1+r_0} \\ N = \frac{(1+2r_{45})(r_0+r_{90})}{2(1+r_0)r_{90}} \end{cases} \quad (16)$$

图 17 不同屈服准则对应的回弹角预测误差分布图

图 18 不同屈服准则描述的屈服轨迹

4.5 屈服模型与硬化模型对截面半径预测的影响规律

为了进一步研究屈服模型与硬化模型对 Draw-bending 试验预测的适用性,研究了沿试样长度方向不同位置处截面的变化规律。以试样端部到试样上某一点的直线段长度为横坐标,以此处横截面的半径为纵坐标,如图 19 所示。

图 19 不同位置处截面半径横纵坐标示意图

不同位置处截面半径的试验值与预测值的对比如图 20 所示。由图可知, 采用 Yld2000 屈服准则和 Y-U 硬化模型时, 对截面半径的预测有更高的精度。为了进一步探索截面半径的产生原因, 提取了如图 21 所示节点的应力-应变历史, 如图 22 所示。对于纯弯曲, 当板料为窄板时, 宽度方向可以自由变形, 所以宽度方向的应力 $\sigma_B = 0$ 。对于宽板, 因为宽度方向受到材料的制约作用, $\sigma_B \neq 0$ 。具体言之, 外区由于宽度方向的收缩受到牵制, 所以 σ_B 为拉应力, 而内区则相反, 使得零件产生马鞍形的翘曲。但是根据上述试验结果可知, 上述试验条件下并没有出现马鞍形翘曲的情况, 而是出现了向内侧翘曲的情况。具体分析如下: 如图 22 所示, 在弯曲阶段, 顶层中间位置处节点沿宽度方向的应力处于拉应力状态, 然后进入反弯曲阶段, 顶层中间位置处节点宽度方向的应力变化到压应力状态, 约 200 MPa,

图 20 屈服准则与硬化模型对不同位置处截面半径的影响规律

图 21 所提取节点的位置示意图

(a) 壳单元顶层不同位置处的应力历史图

(b) 壳单元底层不同位置处的应力历史图

图 22 第一节点与中间节点在沿试样长度方向与宽度方向的应力历史图

而中间位置底层宽度方向的应力从拉应力渐渐趋于 0, 进而顶层底层的应力差值导致内侧弯曲, 导致截面弯曲半径的产生。

5 结论

(1) 对于同一弯曲半径, 回弹角随着张紧力的增大而减小; 对于同一张紧力, 回弹角基本上随弯曲半径的增大而减小。

(2) 屈服准则和硬化模型主要通过对侧壁卷曲(弯曲与反弯曲区域)预测的影响进而影响最终的回弹结果。由于 DP780 各向异性的特殊性, 采用 Y-U 硬化模型和 Mises 屈服准则或 Yld2000 屈服准则可以得到更高的回弹预测精度。

(3) 对于厚度与截面半径的预测, 采用 Y-U 硬化模型与 Yld2000 屈服准则可以得到更好的预测精度。

参 考 文 献

[1] 冯伟卿. 双相钢在汽车行业中的应用[J]. 上海汽车,

- 2008(4): 39-42.
- FENG Yiqing. Dual phase steel in automobile[J]. Shanghai Automobile, 2008(4): 39-42.
- [2] 孔政, 孔宁, 张杰, 等. 双相钢的力学性能和对成形极限的影响[J]. 机械工程学报, 2017, 53(12): 140-146.
- KONG Zheng, KONG Ning, ZHANG Jie, et al. Mechanical property of dual phase steel and its effect on the forming limit[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(12): 140-146.
- [3] ERDOGAN M, TEKELI S. The effect of martensite volume fraction and particle size on the tensile properties of a surface-carburized AISI 8620 steel with a dual-phase core microstructure[J]. Materials Characterization, 2002, 49(5): 445-454.
- [4] WANG Jianfeng. Principles of the draw-bend springback test[D]. Columbus: The Ohio State University, 2004.
- [5] CARDEN W D, GENG L M, MATLOCK D K, et al. Measurement of springback[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2002, 44(1): 79-101.
- [6] WANG Jianfeng, WAGONER R H, MATLOCK D K. Anticlastic curvature in draw bend springback[J]. International Journal of Solids and Structures, 2005, 42(5-6): 1287-1307.
- [7] WANG Jianfeng, WAGONER R H, MATLOCK D K. Effect of anticlastic curvature on springback of aluminum sheets after the draw-bend test[C]// Materials Processing and Design: Modeling, Simulation and Applications, June 13-17, 2004, The Ohio State University, Columbus, Ohio. New York: American Institute of Physics, 2004: 820-825.
- [8] CHABOCHE J L. Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity[J]. International Journal of Plasticity, 1989, 5(3): 247-302.
- [9] YOSHIDA F, UEMORI T. A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation[J]. International Journal of Plasticity, 2002, 18(5): 661-686.
- [10] BARLAT F, GRACIO J, LEE M G, et al. An alternative to kinematic hardening in classical plasticity[J]. International Journal of Plasticity, 2011, 27(9): 1309-1327.
- [11] TANG Bingtao, LU Xiaoyang, WANG Zhaoqing, et al. Springback investigation of anisotropic aluminum alloy sheet with a mixed hardening rule and Barlat yield criteria in sheet metal forming[J]. Materials & Design, 2010, 31(4): 2043-2050.
- [12] SUN Li, WAGONER R H. Proportional and non-proportional hardening behavior of dual-phase steels[J]. International Journal of Plasticity, 2013, 45(2): 174-187.
- [13] ZHOU C, CHEN Z, LEE J W, et al. Implementation and application of a temperature-dependent Chaboche model[J]. International Journal of Plasticity, 2015, 75: 121-140.
- [14] MROZ Z. On the description of anisotropic work hardening[J]. Journal of Mechanical Physics and Solids, 1967, 15(3): 163-175.
- [15] 张志强, 贾晓飞, 袁秋菊. 基于 Yoshida-Uemori 模型的 TRIP800 高强钢回弹分析[J]. 吉林大学学报, 2015, 45(6): 1852-1856.
- ZHANG Zhiqiang, JIA Xiaofei, YUAN Qiuju. Springback analysis of trip high strength steel based on Yoshida-Uemori model[J]. Journal of Jilin University, 2015, 45(6): 1852-1856.
- [16] 张璐. 高强钢回弹预测中材料模型的适用性研究及回弹补偿的自动实现[D]. 上海: 上海交通大学, 2012.
- ZHANG Lu. Effects of material models on springback predictions and compensations in stamping advanced high-strength steels (AHSS)[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2012.
- [17] LU Chao, KANG Yonglin, ZHU Guoming. Effect of nonlinear kinematic hardening model on draw-bend springback behavior of dual phase steel[J]. Advanced Materials Research, 2012, 538-541: 5.
- [18] LEE J, BONG H, HA J, et al. Influence of yield stress determination in anisotropic hardening model on springback prediction in dual-phase steel[J]. JOM, 2018, 70(8): 1560-1566.
- [19] LEE J Y, LEE J W, LEE M G, et al. An application of homogeneous anisotropic hardening to springback prediction in pre-strained U-draw/bending[J]. International Journal of Solids and Structure, 2012, 49(25): 3562-3572.
- [20] PRAGER W. A new method of analyzing stresses and strains in workhardening plastic solids[J]. Journal of Applied Mechanics, 1956: 493-496.
- [21] CHABOCHE J L. Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity[J]. International Journal of Plasticity, 1989, 5(3): 247-302.
- [22] LEMAITRE J, CHABOCHE J L, MAJI A K, et al. Mechanics of solid materials[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1993, 119(3): 642-643.
- [23] ARMSTRONG P J, FREDERICK C O. A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect[J].

- Materials at High Temperatures, 2007, 24(1): 1-26.
- [24] OHNO N, WANG J D. Kinematic hardening rules with critical state of dynamic recovery, part I: Formulation and basic features for ratchetting behavior[J]. International Journal of Plasticity, 1993, 9(3): 375-390.
- [25] 刘大海, 孟维金, 蒙骏鹏. DP780 高强钢板材高应变率变形行为及本构模型[J]. 塑性工程学报, 2018, 25(1): 161-166, 174.
- LIU Dahai, MENG Weijin, MENG Junpeng. Deformation behavior and constitutive model of DP780 high strength steel at high strain rate[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2018, 25(1): 161-166, 174.
- [26] LI K P, GENG L M, WAGONER R H. Simulation of springback with the draw/bend test[C]//International Conference on Intelligent Processing & Manufacturing of Materials. IEEE, 2002.
- [27] WOODTHORPE J, PEARCE R. Effect of R and N opinion the forming limit diagrams of sheet steel[J]. Sheet Metal Ind., 1969, 46(12): 1061-1067.
-
- 作者简介: 李小强(通信作者), 男, 1979 年出生, 博士, 副教授, 博士研究生导师。主要研究方向为板料精密成形。
E-mail: lixiaoqiang@buaa.edu.cn