

板料成形

## SUS409 不锈钢自由曲面件冲压成形回弹预测

梁卫抗<sup>1,2,3,4</sup>, 袁 嵘<sup>1,2,3,4</sup>, 王艺川<sup>1,2,3,4</sup>, 刘 琼<sup>1,2,3,4</sup>, 司军辉<sup>1,2,3,4</sup>, 王乾廷<sup>5</sup>

(1. 福建理工大学 材料科学与工程学院, 福建 福州 350118; 2. 福建省新材料制备与成形技术重点实验室, 福建 福州 350118;  
3. 福建省精确成型制造工程研究中心, 福建 福州 350118; 4. 福建省模具工程技术研究中心, 福建 福州 350118;  
5. 厦门理工学院 材料科学与工程学院, 福建 厦门 361024)

**摘要:** 针对汽油机消声器壳体用 SUS409 不锈钢在成形中存在的回弹问题, 以自由曲面件为对象, 通过单轴拉伸实验和数字图像相关法获得 SUS409 不锈钢的真实应力-真实应变曲线, 得到 Yld2000-2d 和 Hill48 屈服准则及 Voce 硬化模型的关键参数, 构建了 SUS409 不锈钢的本构模型。利用开发的 VUMAT 子程序研究保压时间、成形路径对自由曲面件回弹的影响规律。结果表明: 自由曲面件的回弹量随着保压时间和成形路径循环次数的增加而降低, 且保压时间影响较大; Yld2000-2d 屈服准则预测结果与实验结果的误差均小于 Hill48 屈服准则的误差, 能够更好地预测 SUS409 不锈钢自由曲面件回弹量的分布规律。

**关键词:** SUS409 不锈钢; 本构模型; 自由曲面件; 回弹; 冲压

**DOI:** 10.13330/j.issn.1000-3940.2025.07.008

中图分类号: TG386 文献标志码: A 文章编号: 1000-3940 (2025) 07-0057-10

## Springback prediction on stamping of free-form surface parts for SUS409 stainless steel

Liang Weikang<sup>1,2,3,4</sup>, Yuan Rong<sup>1,2,3,4</sup>, Wang Yichuan<sup>1,2,3,4</sup>, Liu Qiong<sup>1,2,3,4</sup>, Si Junhui<sup>1,2,3,4</sup>, Wang Qianting<sup>5</sup>

(1. College of Materials Science and Engineering, Fujian University of Technology, Fuzhou 350118, China;  
2. Fujian Provincial Key Laboratory of Advanced Materials Processing and Application, Fuzhou 350118, China;  
3. Fujian Provincial Precision Processing Manufacturing Engineering Research Center, Fuzhou 350118, China;  
4. Mold Engineering Research Center of Fujian Province, Fuzhou 350118, China;  
5. School of Materials Science and Engineering, Xiamen University of Technology, Xiamen 361024, China)

**Abstract:** Aiming at the issue of springback in the forming of SUS409 stainless steel for muffler shell of gasoline engine, for the free-form surface parts, the true stress-true strain curves of SUS409 stainless steel were obtained by uniaxial tensile tests and digital image correlation method. The key parameters of the Yld2000-2d and Hill48 yield criteria and the Voce hardening model were given to construct the constitutive model of SUS409 stainless steel. Then, the influence laws of holding time and forming path on the springback of free-form surface parts were investigated by developed VUMAT subroutine. The results indicate that the springback amount of free-form surface parts decreases with the increasing of holding time and forming path cycle numbers, and the holding time has a greater impact. The error between the results predicted by the Yld2000-2d yield criterion and the experimental results is smaller than that of the Hill48 yield criterion. Thus, the springback amount distribution laws of free-form surface parts for SUS409 stainless steel can be better predicted by the Yld2000-2d yield criterion.

**Key words:** SUS409 stainless steel; constitutive model; free-form surface parts; springback; stamping

SUS409 铁素体不锈钢因具有耐腐蚀、耐高温等

优点, 常用于制造汽油发电机消声器壳体<sup>[1]</sup>, 该壳体是冲压成形制品, 含有自由曲面的结构, 在成形过程中不可避免地会出现回弹, 这将影响消声器壳体制件的精度与质量。因此, 能够精准预测消声器壳体的成形回弹至关重要。

选择合适的材料屈服准则对于模拟结果的精度具有决定性的影响。国内外研究人员采用不同的屈服准则对不锈钢材料成形回弹的影响展开了研究。Wang W 等<sup>[2]</sup>建立了基于 Yld2000 屈服准则的 SUS316L 不锈钢微通道冲压数值模拟模型,

收稿日期: 2024-07-15; 修订日期: 2024-10-20

基金项目: 福建省科技计划区域发展项目 (2023H4021); 福建省创新资金资助项目 (2023C0060); 宁德市产学研项目 (2021C004); 福建省人社厅项目 (GY-Z21219); 福建省科技计划高校产学研合作项目 (2023H6035, 2023H6036); 福建省科技计划 STS 项目 (2023T3060)

作者简介: 梁卫抗 (1985-), 男, 博士, 副教授

E-mail: lwkhfut1998@163.com

通信作者: 王乾廷 (1977-), 男, 博士, 教授

E-mail: wqt@xmut.edu.cn

并通过不同等效塑性应变对 Yld2000 屈服准则进行了校准, 结果表明, 使用 0.004 等效塑性应变校准的 Yld2000 屈服准则对回弹的预测精度最高。Choi J H 等<sup>[3]</sup>以铁素体不锈钢为研究对象, 建立了 Yld2000-2d 屈服准则和考虑各向异性硬化模型的本构模型, 并通过实验证明, 该本构模型能较好地预测不锈钢的回弹。Bressan J D 等<sup>[4]</sup>改进了 Yld2000-2d 屈服准则, 并通过实验验证了改进的屈服准则能较好地预测 SUS409 不锈钢的成形极限曲线。

在不锈钢冲压成形中, 通过选择合适的工艺参数能有效提高不锈钢成形件的精度<sup>[5-6]</sup>。因而, 国内外研究人员研究了关键工艺参数对不锈钢成形回弹的影响。王树飞等<sup>[7]</sup>使用 DYNAFORM 软件研究了关键工艺参数对异形薄壁不锈钢隔热罩冲压成形质量的影响, 并通过正交实验对成形工艺进行优化, 结果表明, 与优化前的成形工艺相比, 优化后的最大回弹量减小了 4.07%。李官等<sup>[8]</sup>在 DYNAFORM 中使用显/隐式相结合的方法研究了不同工艺参数对双相不锈钢换热板片成形回弹的影响, 并设计实验对回弹数值模拟结果进行验证, 结果表明, 摩擦因数对回弹的影响较大, 而模具的圆角半径影响较小。赖亮庆等<sup>[9]</sup>以 17-4PH 不锈钢为研究对象, 探讨了隔碗零件的拉深成形和液压胀形规律, 利用 DYNAFORM 软件确定最佳工艺参数, 结果表明, 使用最佳工艺参数方案得到的零件回弹最小。Tekaslan Ö 等<sup>[10]</sup>研究了材料厚度和弯曲角度对不锈钢 V 形弯曲回弹的影响, 结果表明, 增加材料厚度和弯曲角度会增大 V 形件的回弹角度。Livatyali H 等<sup>[11]</sup>研究了工艺参数对 SAE 430 不锈钢制家电侧板直翻边和旋转模弯曲回弹的影响, 结果表明, 模具半径对回弹的影响最大。

虽然国内外研究人员对不锈钢成形回弹的预测进行了研究, 但是关于冲压关键工艺参数和屈服准则对 SUS409 不锈钢冲压成形回弹的预测仍需开展研究。因此, 本文采用 Hill48 和 Yld2000-2d 屈服准则以及 Voce 硬化模型来构建 SUS409 不锈钢材料的本构模型, 通过开发的 VUMAT 子程序, 开展自由曲面件冲压成形数值模拟, 探究保压时间、成形路径等关键工艺参数对 SUS409 不锈钢冲压成形回弹的影响规律, 并结合冲压实验, 验证所开发子程序的准确性, 研究结果为不锈钢成形回弹的精确预测

提供了参考。

## 1 力学性能测试

实验用 SUS409 不锈钢的厚度为 0.8 mm, 为了获得 SUS409 不锈钢的力学性能参数, 根据 GB/T 228.1—2021<sup>[12]</sup>, 设计的拉伸试样如图 1 所示。在 SUS409 不锈钢板料上沿着与轧制方向成 0°、45°和 90°的 3 个方向分别加工拉伸试样, 以  $2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$  的拉伸速率在万能拉伸试验机 (Instron, LEGEND 2382) 上进行准静态拉伸, 并采用三维应变光学测量系统相机记录试样拉伸过程中散斑的变化, 每个方向的试样分别进行 3 次实验, 得到 SUS409 不锈钢的工程应力-工程应变曲线, 并结合数字图像相关法得到拉伸试样全场的应变分布。经过计算得到其真实应力-真实应变曲线, 如图 2 所示。

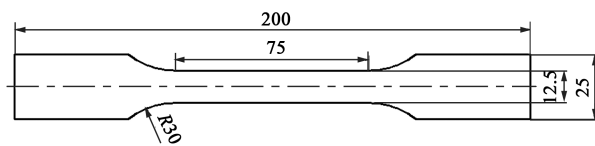


图 1 SUS409 不锈钢拉伸试样的尺寸

Fig. 1 Sizes of SUS409 stainless steel tensile specimen

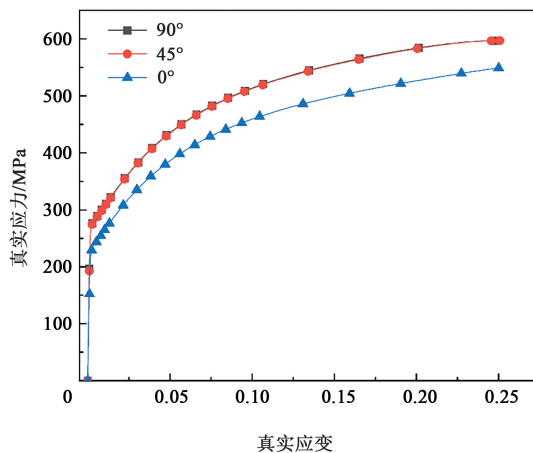


图 2 SUS409 不锈钢的真实应力-真实应变曲线

Fig. 2 True stress-true strain curves of SUS409 stainless steel

通过三维应变光学测量系统计算得到 SUS409 不锈钢材料的关键力学性能参数, 如表 1 所示。

表1 SUS409 不锈钢的力学性能

Table 1 Mechanical properties of SUS409 stainless steel

方向	弹性模量/ MPa	屈服强度/ MPa	抗拉强度/ MPa	泊松比	各向异性 系数
0°	189145.98	241.87	446.24	0.296	0.837
45°	201974.16	278.33	475.69	0.282	0.771
90°	212126.24	277.80	479.04	0.325	1.356
均值	201082.13	266.00	467.00	0.301	—

## 2 材料本构模型及其关键参数求解

### 2.1 Hill48 屈服准则

Hill48 屈服准则<sup>[13]</sup>引入了各向异性特性,形式简单,其等效应力  $\sigma_{eq}$  的表达式如式 (1) 所示:

$$\sigma_{eq} = \left\{ \frac{1}{2} [F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2] + L\sigma_{23}^2 + M\sigma_{31}^2 + N\sigma_{12}^2 \right\}^{1/2} \quad (1)$$

式中:  $F$ 、 $G$ 、 $H$ 、 $L$ 、 $M$  和  $N$  为与材料各向异性特性相关的待求解参数;  $\sigma_{11}$ 、 $\sigma_{22}$ 、 $\sigma_{33}$  分别为 3 个方向的正应力;  $\sigma_{12}$ 、 $\sigma_{23}$ 、 $\sigma_{31}$  分别为 3 个方向的切应力。

假设  $L=M=3$ 。在平面应力状态下 ( $\sigma_{33}=\sigma_{31}=\sigma_{23}=0$ ), 则 Hill48 屈服准则简化为:

$$\sigma_{eq} = \left\{ \frac{1}{2} [F\sigma_{22}^2 + G\sigma_{11}^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2] + N\sigma_{12}^2 \right\}^{1/2} \quad (2)$$

引入单向拉伸屈服应力  $\sigma_0$  和轧制角度  $\theta$  之间的关系:

$$\begin{cases} \sigma_{11} = \sigma_0 \cos^2 \theta \\ \sigma_{22} = \sigma_0 \sin^2 \theta \\ \sigma_{12} = \sigma_0 \sin \theta \cos \theta \end{cases} \quad (3)$$

将式 (3) 代入式 (2) 中, 以轧制方向上的单向拉伸屈服应力  $\sigma_0$  为参考等效应力, 则  $\sigma_\theta$  的表达式为:

$$\sigma_\theta = \sigma_0 \left[ \frac{2}{(G+H)\cos^4\theta + (F+H)\sin^4\theta - 2H\cos^2\theta\sin^2\theta + 2N\cos^2\theta\sin^2\theta} \right]^{1/2} \quad (4)$$

考虑非关联流动准则<sup>[14]</sup>, 基于 Hill48 屈服准则得到的不同轧制方向各向异性系数  $r_\theta$  的具体形式如下:

$$r_\theta = \frac{G\cos^4\theta + F\sin^4\theta + H\cos^2\theta + \frac{1}{2}N\sin^2\theta}{G\cos^2\theta + F\sin^2\theta} - 1 \quad (5)$$

利用式 (5), 可以推导出  $r_0$ 、 $r_{45}$  和  $r_{90}$  的计算公式, 同时 Hill48 屈服准则需满足  $G+H=2$ , 得到

$F$ 、 $G$ 、 $H$ 、 $N$  的计算公式如下<sup>[15]</sup>:

$$\begin{cases} F = \frac{2r_0}{r_{90}(1+r_0)} \\ G = \frac{2}{1+r_0} \\ H = \frac{2r_0}{1+r_0} \\ N = \frac{(r_0+r_{90})(2r_{45}+1)}{r_{90}(1+r_0)} \end{cases} \quad (6)$$

### 2.2 Yld2000-2d 屈服准则

Barlat F 等<sup>[16]</sup>提出的 Yld2000-2d 屈服准则能更完整地描述材料的塑性屈服行为, 对应的等效应力形式如下:

$$\sigma_{eq} = \left\{ \frac{|X'_1 - X'_2|^m + |X''_1 + 2X''_2|^m + |2X''_1 + X''_2|^m}{2} \right\}^{1/m} \quad (7)$$

式中:  $m$  为材料指数, 体心立方材料材料指数取值为 6;  $X'_1$ 、 $X'_2$ 、 $X''_1$ 、 $X''_2$  为偏应力张量线性转换后得到的应力张量的主值, 可通过式 (8) ~ 式 (10) 进行计算。

$$\begin{cases} X'_1 = \frac{1}{2}(X'_{11} + X'_{22} + \sqrt{(X'_{11} - X'_{22})^2 + 4X'^2_{12}}) \\ X'_2 = \frac{1}{2}(X'_{11} + X'_{22} - \sqrt{(X'_{11} - X'_{22})^2 + 4X'^2_{12}}) \\ X''_1 = \frac{1}{2}(X''_{11} + X''_{22} + \sqrt{(X''_{11} - X''_{22})^2 + 4X''^2_{12}}) \\ X''_2 = \frac{1}{2}(X''_{11} + X''_{22} - \sqrt{(X''_{11} - X''_{22})^2 + 4X''^2_{12}}) \end{cases} \quad (8)$$

$$\begin{bmatrix} X'_{11} \\ X'_{22} \\ X'_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L'_{11} & L'_{12} & 0 \\ L'_{21} & L'_{22} & 0 \\ 0 & 0 & L'_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$\begin{bmatrix} X''_{11} \\ X''_{22} \\ X''_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L''_{11} & L''_{12} & 0 \\ L''_{21} & L''_{22} & 0 \\ 0 & 0 & L''_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (10)$$

式中:  $X'_{11}$ 、 $X'_{22}$ 、 $X'_{12}$ 、 $X''_{11}$ 、 $X''_{22}$ 、 $X''_{12}$  为应力张量的分量;  $L'$  和  $L''$  为参数线性变换矩阵,  $L'_{11}$ 、 $L'_{12}$ 、 $L'_{21}$ 、 $L'_{22}$  和  $L'_{66}$  为  $L'$  的分量,  $L''_{11}$ 、 $L''_{12}$ 、 $L''_{21}$ 、 $L''_{22}$  和  $L''_{66}$  为  $L''$  的分量。  $L'$  和  $L''$  可表达为:

$$L' = \begin{bmatrix} L'_{11} \\ L'_{12} \\ L'_{21} \\ L'_{22} \\ L'_{66} \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 2 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 \\ 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_7 \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$L'' = \begin{bmatrix} L''_{11} \\ L''_{12} \\ L''_{21} \\ L''_{22} \\ L''_{66} \end{bmatrix} = \frac{1}{9} \begin{bmatrix} -2 & 2 & 8 & -2 & 0 \\ 1 & -4 & -4 & 4 & 0 \\ 4 & -4 & -4 & 1 & 0 \\ -2 & 8 & 2 & -2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 9 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_3 \\ a_4 \\ a_5 \\ a_6 \\ a_8 \end{bmatrix} \quad (12)$$

式中:  $a_1 \sim a_8$  为屈服函数的 8 个待求解参数。

此处忽略应力张量中的剪切应力分量  $\sigma_{12}$ , 则式 (7) 中各项的表达形式如下:

$$\begin{cases} |X'_1 - X'_2| = A\sigma_{11} - B\sigma_{22} \\ |2X''_2 + X''_1| = C\sigma_{11} + D\sigma_{22} \\ |2X''_1 + X''_2| = E\sigma_{11} + Z\sigma_{22} \\ A = \frac{(2a_1 + a_2)}{3}, B = \frac{(2a_2 + a_1)}{3} \\ C = \frac{(2a_3 - 2a_4)}{3}, D = \frac{(4a_4 - a_3)}{3} \\ E = \frac{(4a_5 - a_6)}{3}, Z = \frac{(2a_6 - 2a_5)}{3} \end{cases} \quad (13)$$

结合式 (7) 和式 (13), 可以推导出 Yld2000-2d 屈服准则等效应力的计算公式为:

$$\sigma_{eq} = \left\{ \frac{1}{2} (|A\sigma_{11} - B\sigma_{22}|^m + |C\sigma_{11} + D\sigma_{22}|^m + |E\sigma_{11} + Z\sigma_{22}|^m) \right\}^{1/m} \quad (14)$$

### 2.3 Voce 硬化模型

研究表明, Voce 硬化模型比 Hollomon 硬化模型和 Swift 硬化模型能更好地估算铁素体不锈钢的屈服强度和拉伸强度<sup>[17]</sup>。因而, 本文选用 Voce 硬化模型来描述 SUS409 不锈钢的硬化行为。Voce 硬化模型表明, 随着应变的增加, 应力逐渐接近恒定值, 其具体形式如下:

$$\sigma = \sigma_s + Q(1 - e^{-b\varepsilon}) \quad (15)$$

式中:  $\sigma_s$  为材料的屈服应力;  $\sigma$  为应力;  $\varepsilon$  为应变;  $Q$  和  $b$  为材料参数。

### 2.4 SUS409 不锈钢材料屈服准则以及硬化模型参数求解

#### 2.4.1 Hill48 屈服准则参数求解

将测试得到的 SUS409 不锈钢的力学性能参数

(表 1) 代入式 (6), 求得 SUS409 不锈钢材料的 Hill48 屈服准则参数, 如表 2 所示。

表 2 SUS409 不锈钢的 Hill48 屈服准则参数  
Table 2 Hill48 yield criterion parameters of SUS409 stainless steel

参数	$F$	$G$	$H$	$N$
数值	0.672	1.089	0.911	2.238

#### 2.4.2 Yld2000-2d 屈服准则参数求解

Yld2000-2d 屈服准则含有 8 个待标定的参量, 可以通过构建最小化目标函数式来进行参数标定<sup>[18]</sup>。

将式 (14) 代入屈服函数, 得到式 (16):

$$Q(\theta) \cdot \sigma_\theta = Y(h') \quad (16)$$

式中:  $Q(\theta)$  为材料在不同方向  $\theta$  下的各向异性屈服行为函数;  $Y(h')$  为标量函数;  $h'$  为与屈服函数相关的标量。

不同轧制方向各向异性系数可定义为:

$$r_\theta = Q(\theta) / \left( \frac{\partial f}{\partial \sigma_{11}} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_{22}} \right) - 1 \quad (17)$$

式中:  $f$  为屈服函数。

根据上述理论, 可以构造最小目标函数  $\delta$ :

$$\begin{aligned} \delta = & \left( \frac{\sigma_0^{\text{cal}}}{\sigma_0^{\text{exp}}} - 1 \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{45}^{\text{cal}}}{\sigma_{45}^{\text{exp}}} - 1 \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{90}^{\text{cal}}}{\sigma_{90}^{\text{exp}}} - 1 \right)^2 + \\ & \left( \frac{\sigma_b^{\text{cal}}}{\sigma_b^{\text{exp}}} - 1 \right)^2 + \left( \frac{r_0^{\text{cal}}}{r_0^{\text{exp}}} - 1 \right)^2 + \left( \frac{r_{45}^{\text{cal}}}{r_{45}^{\text{exp}}} - 1 \right)^2 + \\ & \left( \frac{r_{90}^{\text{cal}}}{r_{90}^{\text{exp}}} - 1 \right)^2 + \left( \frac{r_b^{\text{cal}}}{r_b^{\text{exp}}} - 1 \right)^2 \end{aligned} \quad (18)$$

式中: 上标 cal 和 exp 分别表示理论值和实验数据;  $\sigma_0$ 、 $\sigma_{45}$  和  $\sigma_{90}$  分别为  $0^\circ$ 、 $45^\circ$  和  $90^\circ$  方向上 SUS409 不锈钢的屈服应力;  $\sigma_b$  为等双向拉伸实验的屈服应力;  $r_b$  为等双向拉伸实验的各向异性系数。

由于  $\sigma_b$  和  $r_b$  较难获得, 因而, 通过 Hill48 屈服准则预测的  $\sigma_b$  和  $r_b$  来代替<sup>[19]</sup>, 表 3 为 SUS409 不锈钢的 Yld2000-2d 屈服准则参数计算结果。

#### 2.4.3 Voce 硬化模型参数求解

通过 Origin 软件拟合 SUS409 不锈钢沿 3 个轧制

表 3 SUS409 不锈钢的 Yld2000-2d 屈服准则参数

Table 3 Yld2000-2d yield criterion parameters of SUS409 stainless steel

参数	$a_1$	$a_2$	$a_3$	$a_4$	$a_5$	$a_6$	$a_7$	$a_8$
数值	1.1158	0.80106	1.426	0.97624	1.0112	1.0795	0.88409	0.61929



方向的塑性变形阶段的数据, 求解 Voce 硬化模型的关键参数, 得到其表达式如下:

$$\sigma = 266 + 329.14(1 - e^{-11.94\epsilon}) \quad (19)$$

### 3 有限元数值模拟及分析

#### 3.1 本构模型二次开发流程

利用 Fortran 语言建立了 SUS409 不锈钢材料的本构模型, 通过 VUMAT 结合 ABAQUS 主程序进行计算, 分析流程图如图 3 所示。

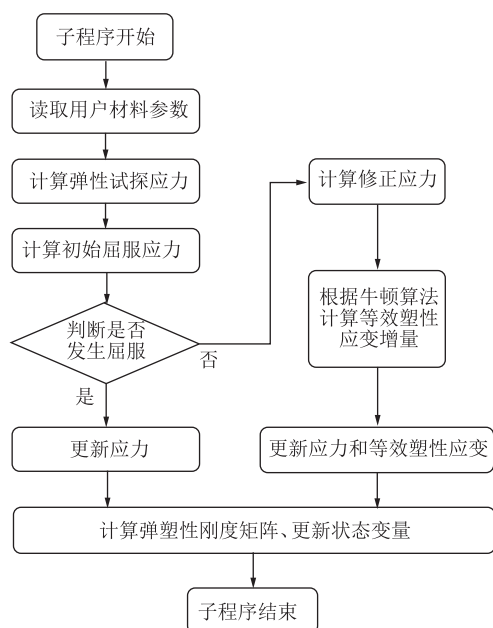


图3 VUMAT 分析流程图

Fig. 3 Analysis flow chart of VUMAT

#### 3.2 冲压过程数值模拟

冲压过程数值模拟的过程如下。

(1) 模型导入及网格划分: 成形模具的尺寸如图 4 所示, 在 UG 中构建自由曲面件坯料及其成形模具的三维模型, 其中坯料尺寸为 25 mm×48 mm×0.8 mm, 将模型导入 ABAQUS 中, 使用四结点曲面薄壳 (S4R) 网格单元对板料进行网格划分, 使用四结点三维双线性刚性四边形 (R3D4) 网格单元对凸模和凹模进行网格划分, 如图 5 所示。

(2) 材料参数定义: 在 ABAQUS 用户材料模块中输入相应的数据, 用于保存 VUMAT 子程序计算所需要的变量。

(3) 分析步设定: 选择动力显式类型, 并设置重新启动分析。

(4) 相互作用: 设置接触方式为通用接触, 摩擦因数设为 0.15。

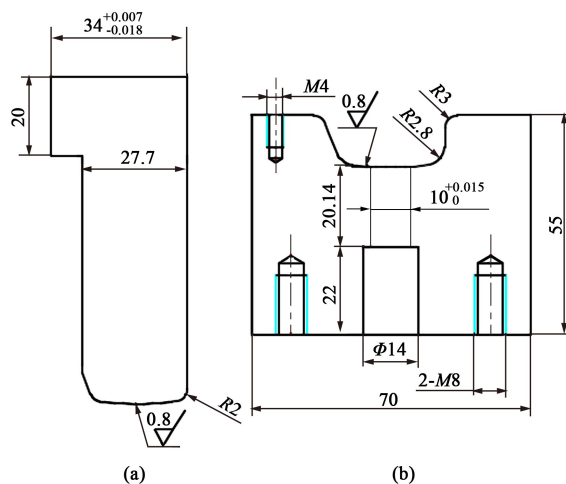


图4 成形凸模 (a) 和凹模 (b) 的尺寸

Fig. 4 Sizes of forming punch (a) and die (b)

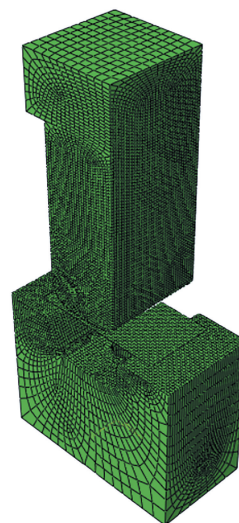


图5 三维网格模型

Fig. 5 3D mesh model

(5) 提交作业计算: 在作业中精度选择“两者-分析+ packager”, 并选择编写的 VUMAT 子程序文件。

(6) 计算回弹: 导入板料, 分析步选择静力通用类型, 在载荷中给成形件设置初始状态的预定义场, 假定自由曲面件直壁面回弹极小。因此, 在底面和直壁面施加完全固定, 提交计算即可得到曲面侧的回弹结果。

(7) 回弹数据导出: 在数值模拟结果中, 通过定义回弹数据显示组来导出数据, 节点 (测量点) 选择如图 6 所示。

#### 3.3 数值模拟实验方案

结合消声器壳体的实际冲压成形, 冲压速度设为 50 mm·s<sup>-1</sup>, 保压时间分别设定为 3、9 和 15 s,

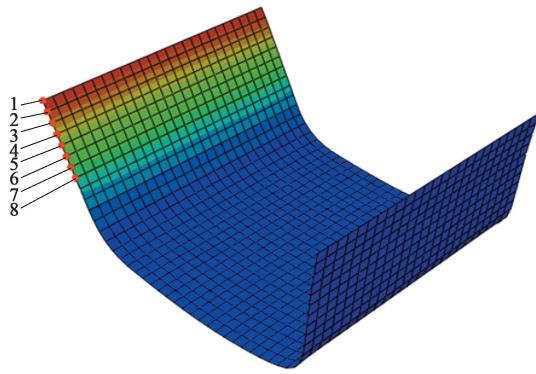


图 6 回弹数值结点选择

Fig. 6 Node selection of springback amounts

成形路径分别设定为 1 次循环、2 次循环和 3 次循环。成形路径是指完成保压后,凸模再次下行,经保压 3 s 后上行至稍高于弹顶高度后的 1 个工艺过程,1 次循环表示执行该工艺 1 次。数值模拟实验方案如表 4 所示。

表 4 数值模拟实验方案

Table 4 Experimental schemes of numerical simulation

方案编号	保压时间/s	成形路径
1	3	1 次循环
2	3	2 次循环
3	3	3 次循环
4	9	1 次循环
5	9	2 次循环
6	9	3 次循环
7	15	1 次循环
8	15	2 次循环
9	15	3 次循环

### 3.4 回弹数值模拟结果与分析

#### 3.4.1 屈服准则对回弹的影响

图 7 与图 8 分别为基于 Hill48 和 Yld2000-2d 屈服准则的自由曲面件回弹量数值模拟结果。由图 7

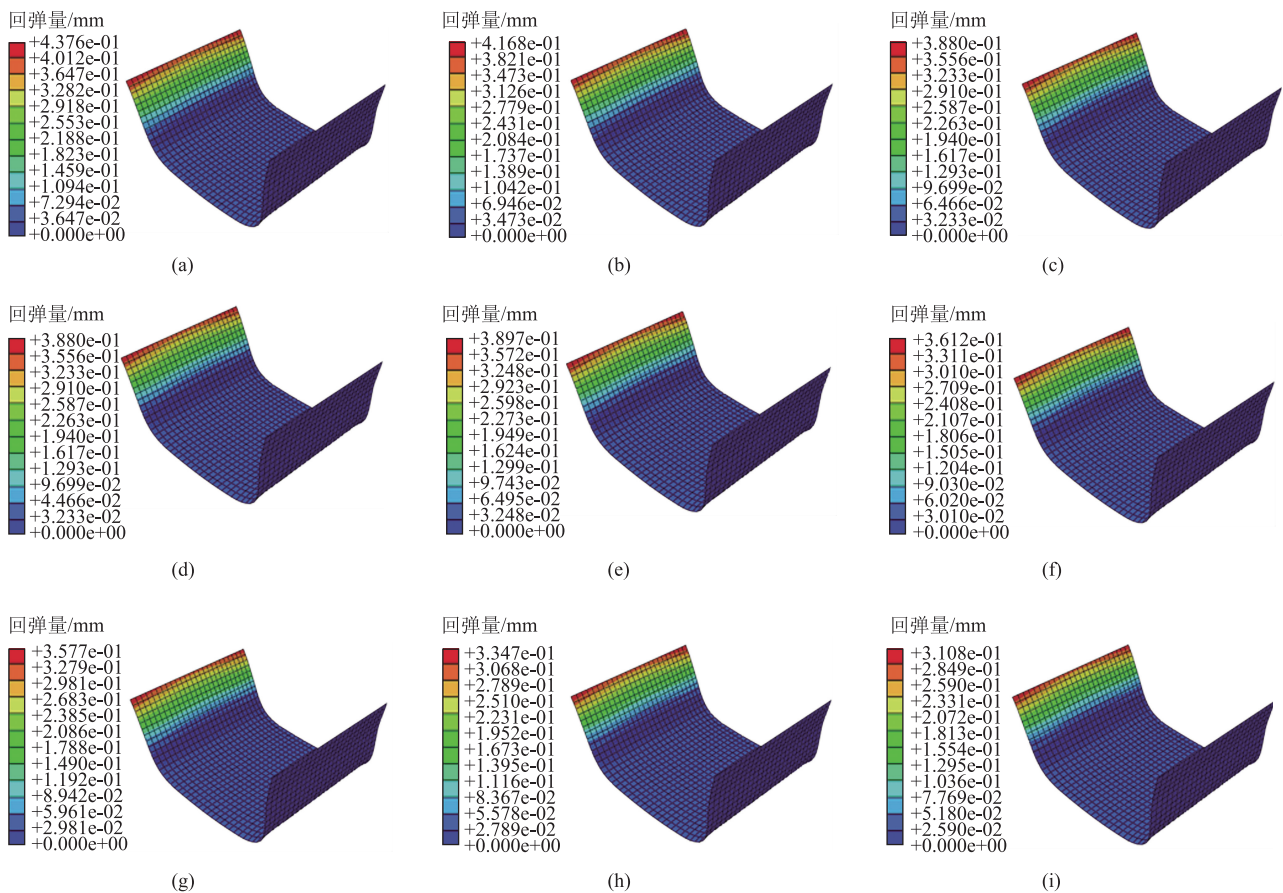


图 7 基于 Hill48 屈服准则的回弹量模拟结果

(a) 方案 1 (b) 方案 2 (c) 方案 3 (d) 方案 4 (e) 方案 5 (f) 方案 6 (g) 方案 7 (h) 方案 8 (i) 方案 9

Fig. 7 Simulation results of springback amounts based on Hill48 yield criterion

(a) Scheme 1 (b) Scheme 2 (c) Scheme 3 (d) Scheme 4 (e) Scheme 5 (f) Scheme 6 (g) Scheme 7 (h) Scheme 8 (i) Scheme 9

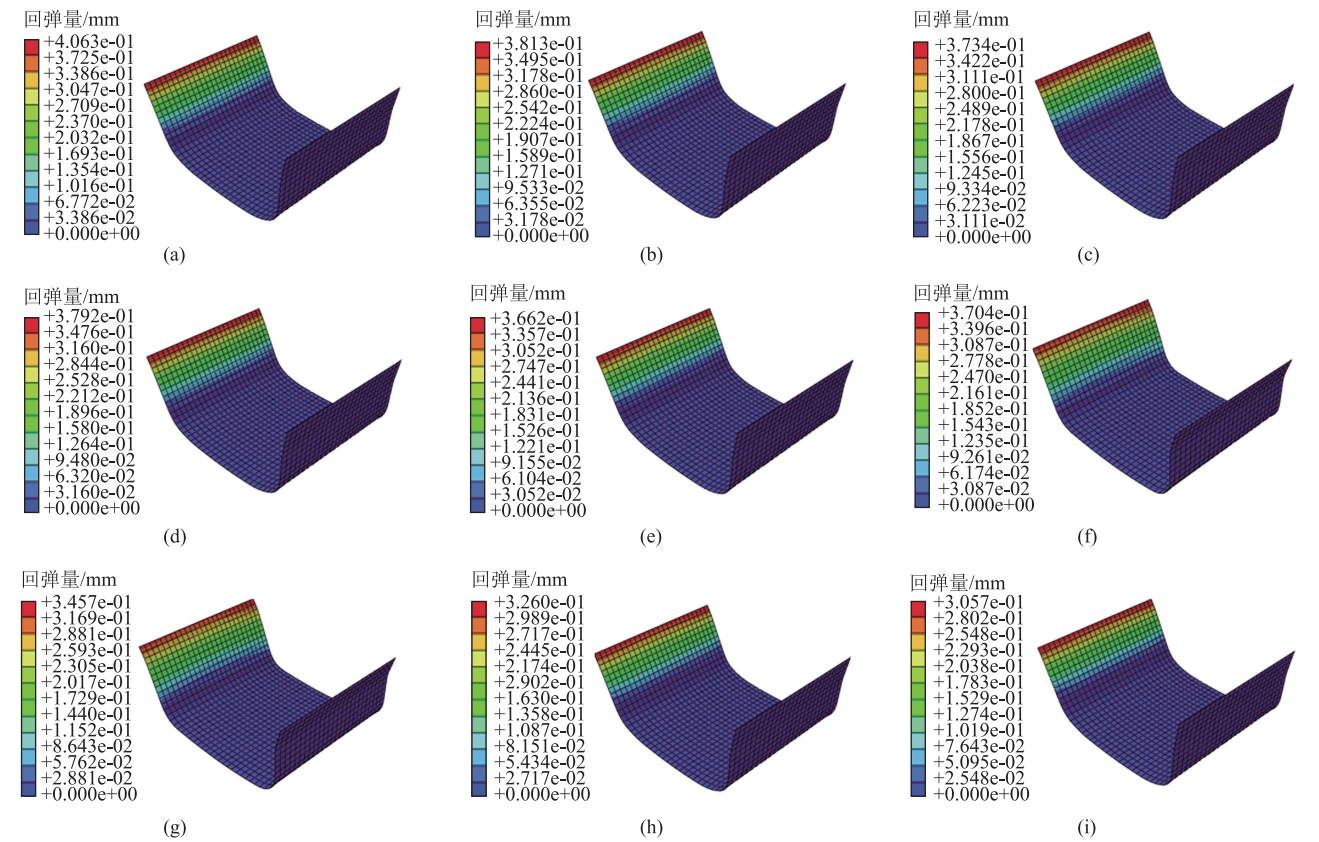


图 8 基于 Yld2000-2d 屈服准则的回弹量模拟结果

(a) 方案 1 (b) 方案 2 (c) 方案 3 (d) 方案 4 (e) 方案 5 (f) 方案 6 (g) 方案 7 (h) 方案 8 (i) 方案 9

Fig. 8 Simulation results of springback amounts based on Yld2000-2d yield criterion

(a) Scheme 1 (b) Scheme 2 (c) Scheme 3 (d) Scheme 4 (e) Scheme5 (f) Scheme 6 (g) Scheme 7 (h) Scheme 8 (i) Scheme 9

和图 8 可知, Hill48 和 Yld2000-2d 两个屈服准则预测的自由曲面件的回弹趋势相近, 曲面侧靠近圆角位置的回弹量逐渐减小, 成形件曲面侧所在位置的回弹量距离圆角位置越近, 回弹量越小。

在后处理中, 通过 ABAQUS 输出回弹数据, 基于 Hill48 和 Yld2000-2d 屈服准则的回弹量模拟结果分别如表 5 和表 6 所示。由表 5 和表 6 可知, Hill48

屈服准则在所有测量点预测的回弹量均高于 Yld2000-2d 屈服准则。这是因为采用各向异性系数标定的 Hill48 屈服准则参数存在“一阶异常屈服”问题<sup>[20]</sup>, 导致预测的等效应力分布不准确, 造成回弹量的计算误差偏大。而 Yld2000-2d 屈服准则参数采用应力和各向异性系数共同标定, 对等效应力的描述会更加准确, 所以回弹量的计算误差偏小。

表 5 基于 Hill48 屈服准则的自由曲面件回弹量的模拟结果 (mm)

Table 5 Simulation results of springback amounts for free-form surface parts based on Hill48 yield criterion (mm)

测量点	实验方案								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	0.4376	0.4114	0.3880	0.3771	0.3728	0.3597	0.3577	0.3337	0.3108
2	0.3922	0.3781	0.3366	0.3437	0.3329	0.3208	0.3190	0.2948	0.2759
3	0.3468	0.3246	0.3008	0.3017	0.2928	0.2818	0.2803	0.2581	0.2408
4	0.2938	0.2734	0.2516	0.2523	0.2452	0.2353	0.2343	0.2139	0.1984
5	0.2411	0.2226	0.2027	0.2032	0.1981	0.1892	0.1886	0.1700	0.1562
6	0.1915	0.1750	0.1571	0.1574	0.1541	0.1463	0.1460	0.1294	0.1174
7	0.1468	0.1323	0.1163	0.1164	0.1150	0.1083	0.1084	0.0937	0.0835
8	0.1086	0.0962	0.0823	0.0822	0.0825	0.0769	0.0773	0.0646	0.0564



表 6 基于 Yld2000-2d 屈服准则的自由曲面件回弹量模拟结果 (mm)

Table 6 Simulation results of springback amounts for free-form surface parts based on Yld2000-2d yield criterion (mm)

测量点	实验方案								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	0.4063	0.3813	0.3730	0.3570	0.3562	0.3450	0.3432	0.3260	0.3037
2	0.3605	0.3569	0.3369	0.3389	0.3261	0.3210	0.3008	0.2918	0.2725
3	0.3161	0.2946	0.2941	0.2969	0.2849	0.2872	0.2684	0.2540	0.2364
4	0.2689	0.2495	0.2493	0.2520	0.2409	0.2512	0.2341	0.2134	0.1975
5	0.2224	0.2051	0.2053	0.2078	0.1976	0.2157	0.2002	0.1736	0.1593
6	0.1781	0.1628	0.1635	0.1658	0.1566	0.1823	0.1684	0.1359	0.1234
7	0.1368	0.1236	0.1247	0.1269	0.1185	0.1512	0.1389	0.1013	0.0905
8	0.0997	0.0886	0.0941	0.0922	0.0847	0.1228	0.1121	0.0710	0.0618

3.4.2 保压时间对回弹的影响

从表 5 可以发现,随着保压时间的增加(3、9 和 15 s),基于 Hill48 屈服准则预测的平均最大回弹量分别为 0.4123、0.3699 和 0.3341 mm,平均最大回弹量分别下降了 0.0424(约为 10.28%)和 0.0358 mm(约为 9.68%)。从表 6 可以发现,随着保压时间的增加(3、9 和 15 s),基于 Yld2000-2d 屈服准则预测的平均最大回弹量分别为 0.3869、0.3527 和 0.3243 mm,平均最大回弹量分别下降了 0.0342(约为 8.84%)和 0.0284 mm(约为 8.05%)。结果表明,平均最大回弹量随着保压时间的增加逐渐减小,但减小的速度变慢。这是因为,随着保压时间的延长,其塑性变形量呈现增长态势,但增速逐渐放缓,从而导致弹性变形量的占比减小,而减小的速度也变慢。

3.4.3 成形路径对回弹的影响

从表 5 可以发现,随着成形路径循环次数从 1 次增加到 3 次,基于 Hill48 屈服准则预测的平均最大回弹量分别为 0.3908、0.3726 和 0.3528 mm,平均最大回弹量分别下降了 0.0182(约为 4.66%)和 0.0198 mm(约为 5.31%)。从表 6 可以发现,随着成形路径循环次数从 1 次增加到 3 次,基于 Yld2000-2d 屈服准则预测的平均最大回弹量分别为 0.3688、0.3545 和 0.3406 mm,平均最大回弹量分别下降了 0.0143(约为 3.88%)和 0.0139 mm(约为 3.92%)。结果表明,平均最大回弹量随着成形路径循环次数的增加而逐渐减小,并且减小的速度加快。增加成形路径的循环次数不仅增加了保压时间,还增强了冲压力,从而使塑性变形量增加更快,弹性变形量减少更快。总体上,成形路径对回弹量的影响比保压时间小,因为塑性变形量达到一定程度后,继续增加保压时间和冲压力的效果有限。

为了验证材料本构模型的准确性,在 H1F110 伺服压力机上进行了冲压成形实验,实验方案与数值模拟实验方案相同(表 4),每组参数重复 3 次实验,得到的自由曲面成形件如图 9 所示。成形完成后选用三维扫描仪扫描成形件的轮廓截面,将扫描后成形件的外表面轮廓线和凸模轮廓线导入至 CAD 软件中,在凸模轮廓线处每隔 1 mm 选取一个测量点,共选取 8 个点,绘制凸模轮廓线与自由曲面件外表面轮廓线的法线,法线距离减去 0.8 mm 即为回弹距离<sup>[21]</sup>。回弹量计算示意图如图 10 所示。

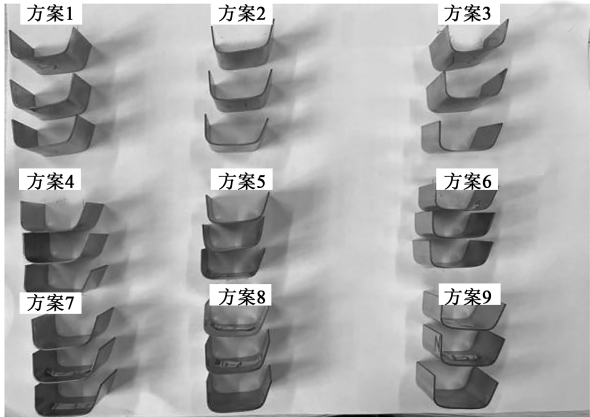


图 9 不同实验方案下的自由曲面成形件  
Fig. 9 Free-form surface parts under different experimental schemes

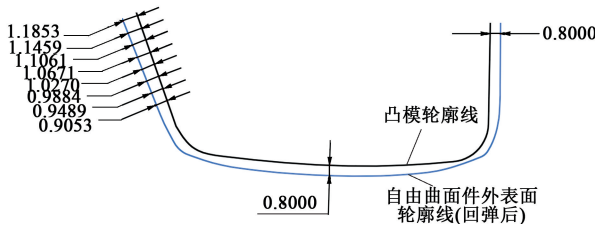


图 10 回弹量计算示意图  
Fig. 10 Schematic diagram of springback amount calculation



将每个实验方案的 3 组数据取平均值, 得到自由曲面件的回弹量如表 7 所示。

表 7 自由曲面件回弹量实验结果 (mm)  
Table 7 Experimental results of springback amounts for free-form surface parts (mm)

测量点	实验方案								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	0.3853	0.3690	0.3620	0.3496	0.3464	0.3379	0.3345	0.3221	0.3060
2	0.3459	0.3361	0.3296	0.3174	0.3120	0.3063	0.3029	0.2912	0.2753
3	0.3061	0.2989	0.3095	0.2846	0.2766	0.2737	0.2703	0.2607	0.2447
4	0.2671	0.2622	0.2656	0.2534	0.2421	0.2445	0.2412	0.2295	0.2142
5	0.2270	0.2249	0.2326	0.2211	0.2072	0.2125	0.2089	0.1985	0.1833
6	0.1884	0.1878	0.2004	0.1909	0.1722	0.1798	0.1766	0.1673	0.1547
7	0.1489	0.1494	0.1650	0.1526	0.1237	0.1546	0.1511	0.1334	0.1200
8	0.1053	0.1091	0.1284	0.1303	0.0898	0.1079	0.1037	0.1009	0.0973

由表 7 可以发现, 当保压时间分别为 3、9 和 15 s 时, 平均最大回弹量分别为 0.3721、0.3446 和 0.3209 mm, 平均最大回弹量分别下降了 0.0275 (约为 7.39%) 和 0.0237 mm (约为 6.88%)。当成形路径分别为 1 次循环、2 次循环和 3 次循环时, 平均最大回弹量为 0.3565、0.3458 和 0.3353 mm。当成形路径从 1 次循环增加到 3 次循环时, 平均最大回

弹量分别下降了 0.0107 (约为 3.00%) 和 0.0105 mm (约为 3.04%)。结果表明, 实验结果与数值模拟预测结果的趋势一致, 这说明开发的子程序的预测精度较高。

根据实验结果求解得到自由曲面件的平均回弹量, 并计算基于 Yld2000-2d 和 Hill48 屈服准则的数值模拟结果与实验结果的误差, 结果如表 8 所示。

表 8 自由曲面件回弹量误差 (mm)  
Table 8 Springback amount errors of free-form surface parts (mm)

来源	实验方案								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
实验结果	0.2468	0.2422	0.2491	0.2375	0.2213	0.2272	0.2237	0.2130	0.1994
基于 Hill48 屈服准则的模拟结果	0.2698	0.2517	0.2294	0.2293	0.2242	0.2148	0.2140	0.1948	0.1799
基于 Yld2000-2d 屈服准则的模拟结果	0.2486	0.2328	0.2301	0.2297	0.2207	0.2346	0.2208	0.1959	0.1806
基于 Hill48 屈服准则模拟结果的误差/%	9.32	3.92	7.91	3.45	1.31	5.46	4.34	8.54	9.78
基于 Yld2000-2d 屈服准则模拟结果的误差/%	0.73	3.88	7.63	3.28	0.27	3.26	1.30	8.03	9.43

从表 8 可以看出, 实验结果大部分小于数值模拟预测结果, 使用 Hill48 屈服准则预测的结果与实验结果的差值在 0.0029~0.0197 mm 之间, 误差在 1.31%~9.78%之间。使用 Yld2000-2d 屈服准则预测的结果与实验结果的差值在 0.0006~0.019 mm 之间, 误差在 0.27%~9.43%之间。这表明, Yld2000-2d 屈服准则在预测 SUS409 不锈钢自由曲面件回弹量的分布规律方面更加有效。

4 结论

(1) 利用拉伸实验数据求解了 SUS409 不锈钢的 Yld2000-2d 屈服准则、Hill48 屈服准则和 Voce 硬

化曲线的参数, 并开发了 SUS409 不锈钢材料本构模型的 VUMAT 子程序。

(2) 延长保压时间和增加成形路径的循环次数有助于降低自由曲面件的平均最大回弹量。保压时间对平均最大回弹量的影响最大, 随着保压时间的增加, 基于 Hill48 屈服准则预测的平均最大回弹量平均下降约 9.98%, 基于 Yld2000-2d 屈服准则预测的平均最大回弹量平均下降约 8.45%; 成形路径对平均最大回弹量的影响相对较小, 随着成形路径循环次数的增加, 基于 Hill48 屈服准则预测的平均最大回弹量平均下降约 4.99%, 基于 Yld2000-2d 屈服准则预测的平均最大回弹量平均下降约 3.9%。

(3) 基于 Hill48 屈服准则预测的结果与实验结

果的差值在 0.0029 ~ 0.0197 mm 之间,误差在 1.31% ~ 9.78% 之间;基于 Yld2000-2d 屈服准则预测的结果与实验结果的差值在 0.0006 ~ 0.019 mm 之间,误差在 0.27% ~ 9.43% 之间。因而, Yld2000-2d 屈服准则比 Hill48 屈服准则能够更好地预测 SUS409 不锈钢自由曲面件回弹的分布。

#### 参考文献:

- [1] Oh K S, Lee J W. Partition layout inside a muffler integrated with a thermoelectric generator: Multi-physics analysis and optimal design [J]. *Journal of Low Frequency Noise, Vibration and Active Control*, 2022, 41 (4): 1478-1496.
- [2] Wang W, Xiao Y, Guo N, et al. Finite element analysis of bipolar plate stamping based on a Yld2000 yield model [J]. *Computer Methods in Materials Science*, 2022, 22: 7-12.
- [3] Choi J H, Zang S L, Lee M G, et al. Determining the coefficients of a homogeneous anisotropic hardening model for ultrathin steel sheets [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2019, 157: 428-438.
- [4] Bressan J D, Donadon M V. An improved anisotropic non-associated plastic potential based on Barlat's Yld 2000-2D yield stress criterion [J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2023, 32 (20): 9221-9243.
- [5] Sun Y, Zhang Y, Chen Z Y, et al. Investigation on compression-springback performance of the SUS301 stainless steel gasket considering the residual stress [J]. *Materials Today Communications*, 2022, 33: 104296.
- [6] Xiong Z, Zhao G Y, Zhang R Y, et al. Analysis of springback characteristics of bending unloading for stainless steel tubes [J]. *Journal of Physics: Conference Series*, 2024, 2706 (1): 012004.
- [7] 王树飞, 陈岁繁, 何雄华, 等. 异形薄壁不锈钢隔热罩冲压成形数值分析 [J]. *塑性工程学报*, 2022, 29 (8): 19-27. Wang S F, Chen S F, He X H, et al. Numerical analysis of stamping forming for special-shaped thin-walled stainless steel heat shield [J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2022, 29 (8): 19-27.
- [8] 李官, 耿国锋, 何海澜. 双相不锈钢换热板片回弹变形模拟与实验研究 [J]. *河北科技大学学报*, 2021, 42 (2): 162-169. Li G, Geng G F, He H L. Simulation and experimental study on springback deformation of duplex stainless steel heat exchanger sheet [J]. *Journal of Hebei University of Science and Technology*, 2021, 42 (2): 162-169.
- [9] 赖亮庆, 陈高升, 冯林兆, 等. 高精度 17-4PH 不锈钢隔碗拉深液胀形复合成形工艺参数优化 [J]. *精密成形工程*, 2021, 13 (3): 104-111. Lai L Q, Chen G S, Feng L Z, et al. Processing parameters optimization of drawing-hydraulic-bulging forming of high-precision 17-4PH stainless steel spacer [J]. *Journal of Netshape Forming Engineering*, 2021, 13 (3): 104-111.
- [10] Tekaslan Ö, Gerger N, Şeker U. Determination of spring-back of stainless steel sheet metal in "V" bending dies [J]. *Materials & design*, 2008, 29 (5): 1043-1050.
- [11] Livatyali H, Turan S E, Birol F, et al. Experimental comparison of straight flanging and rotary die bending based on springback [J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2022, 120 (7): 4373-4386.
- [12] GB/T 228.1—2021, 金属材料拉伸实验 第 1 部分: 室温实验方法 [S]. GB/T 228.1—2021, Metallic materials—Tensile testing—Part 1: Method of test at room temperature [S].
- [13] Hill R. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals [J]. *Proceedings of The Royal Society of London Series A: Mathematical and Physical Sciences*, 1948, 193 (1033): 281-297.
- [14] Lou Y, Yoon J W. Lode-dependent anisotropic-asymmetric yield function for isotropic and anisotropic hardening of pressure-insensitive materials. Part I: Quadratic function under non-associated flow rule [J]. *International Journal of Plasticity*, 2023, 166: 103647.
- [15] 陈俊甫. 延性金属拉伸大应变范围硬化曲线测量研究 [D]. 长春: 吉林大学, 2020. Chen J F. Study on the Determination of Hardening Curve in Large Range of Strains From Tensile Tests for Ductile Metals [D]. Changchun: Jilin University, 2020.
- [16] Barlat F, Brem J, Yoon J, et al. Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—Part 1: Theory [J]. *International Journal of Plasticity*, 2003, 19 (9): 1297-1319.
- [17] Kang S K, Kim Y C, Kim K H, et al. Constitutive equations optimized for determining strengths of metallic alloys [J]. *Mechanics of Materials*, 2014, 73: 51-57.
- [18] Zhu J, Huang S Y, Liu W, et al. Calibration of anisotropic yield function by introducing plane strain test instead of equi-biaxial tensile test [J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2018, 28 (11): 2307-2313.
- [19] 李健强, 张赛军, 龚小龙, 等. 基于优化方法的复杂各向异性屈服函数参数标定 [J]. *塑性工程学报*, 2017, 24 (1): 160-167. Li J Q, Zhang S J, Gong X L, et al. Constitutive parameter identification of complex orthotropic yield functions based on optimization method [J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2017, 24 (1): 160-167.
- [20] Woodthorpe J, Pearce R. The anomalous behaviour of aluminium sheet under balanced biaxial tension [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1970, 12 (4): 341-347.
- [21] 段晋昌. 不锈钢薄板亮饰条成形回弹预测及控制研究 [D]. 福州: 福建工程学院, 2021. Duan J C. Spring Back Prediction and Control of Stainless Steel Sheet of Bright Trim [D]. Fuzhou: Fujian University of Technology, 2021.