

非线性组合硬化条件下镁合金板料变形回弹预测

赵晓迪,岳振明[✉],高 军,褚兴荣

山东大学(威海)机电与信息工程学院,威海 264209

✉通信作者, E-mail: yuezhenming@sdu.edu.cn

摘 要 变形回弹作为金属板料成型的主要缺陷之一,如何提高应变变路径条件下的回弹预测精度一直是研究者们面临的难题. 本文针对镁合金变形特点,提出了同时考虑同向硬化、动态硬化和屈服圆畸变的本构模型. 以 0.8 mm 厚 AZ31B 镁合金板料为研究对象,施加不同预拉伸后进行弯曲变形试验,观察了不同预变形对回弹规律的影响. 同时结合有限元分析 ABAQUS-Explicit (Vumat) 和 ABAQUS-Implicit (Umat) 对板料的变形及回弹过程进行模拟仿真,对比试验与模拟结果,验证动态硬化对于镁合金板料变形回弹的重要影响.

关键词 镁合金; 回弹; 包辛格效应; 动态硬化; 诱发各向异性

分类号 TG386

Springback prediction of magnesium alloy sheet with nonlinear combined hardening

ZHAO Xiao-di, YUE Zhen-ming[✉], GAO Jun, CHU Xing-rong

School of Electrical and Information Engineering, Shandong University at Weihai, Weihai 264209, China

✉Corresponding author, E-mail: yuezhenming@sdu.edu.cn

ABSTRACT Springback is regarded as one of the main defects that occur in sheet-metal forming processes. Therefore, improving its prediction accuracy, especially under highly nonlinear conditions, is important for researchers. In this paper, constitutive equations that consider the isotropic hardening, kinematic hardening, and distortional hardening are proposed for magnesium alloy sheet. The work hardening and springback behaviors of 0.8-mm-thick AZ31B magnesium alloy sheet were investigated and simulated. The AZ31B specimen was subjected to a bending process after the pre-tension deformation, which aided in the observation of its springback behavior under nonlinear loading paths. Simulations were conducted using ABAQUS-Explicit (Vumat) and ABAQUS-Implicit (Umat) . Comparisons between the experimental and numerical results demonstrate the strong influence of the kinematic hardening on the springback prediction of magnesium alloy sheet.

KEY WORDS magnesium alloy sheet; springback; Bauschinger effect; kinematic hardening; induced anisotropy

镁及其合金作为最轻的结构金属材料,具有比强度高、稳定性好等优点,在制造业尤其是交通运输业中有着良好的应用前景,被称为“21 世纪的绿色工程材料”^[1]. 镁合金具有密排六方晶体结构(HCP),在室温下,基面滑移的临界切应力远低于非基面滑移的临界切应力,此时基面滑移占主导地位,塑性变形时仅有两个独立的基面滑移系和一个拉伸孪晶系,难以提供足够的独立滑移/孪晶系统,因此镁合金难以产生塑性变

形. 另一方面,镁合金板料在生产过程中,由于轧制,通常表现出强烈的基面织构,即 c 轴总是垂直于轧制平面,使板材厚度方向变形减薄困难,造成镁合金板料可成形性较差^[2]. 这些因素都限制了镁合金板料在室温下塑性成形能力,阻碍了镁合金的广泛应用. 在镁合金板料生产过程中,当变形力卸载之后便会产生回弹问题. 尽管已有很多学者对金属板料变形回弹进行了多方面的研究,但是由于镁合金在板料弯曲过程中,位错滑移和孪生都

会使板料厚度方向上产生应变梯度,同时再加上板料各向异性的影响,使得镁合金与滑移占主导地位金属的变形回弹有很大差异^[3]. 因此开展镁合金板料塑性变形回弹方向的研究,对提高镁合金的工程应用具有重要意义.

采用有限元软件对回弹进行预测已成为行业常用手段,回弹的准确预测对回弹的有效控制非常关键^[4]. 由于零件的最终形状是整个成形历史的累积效应,所以回弹问题非常复杂,造成有限元预测回弹的平均精度一直不高. 有研究表明,材料理论模型中硬化模型对金属材料回弹仿真精度的影响最大^[5-7]. 材料的硬化模型直接影响回弹模拟精度,而采用的硬化模型越能真实地反映材料变形规律,回弹模拟的精度就越高^[8]. 在金属板料回弹研究初期,同向硬化模型应用于传统材料的回弹预测,具有很好的预测精度. 但是随着高强度钢和轻量材料的广泛应用,以及人们对金属板料非线性加载路径下生产加工的需求,需要材料模型表现出更好的精度. Prager^[9]和 Ziegler^[10]先后提出了将包辛格效应(Bauschinger effect)考虑在内的线性动态硬化模型,但由于线性模型不能很好地描述瞬态行为,为此有些学者便提出了非线性动态硬化模型. Sabourin等^[11]将非线性动态硬化应用于板料类零件回弹预测中. 为了对实际板料变形过程进行描述,出现了可描述循环力学行为的非线性动态硬化和同向硬化相结合的材料模型. Chaboche和Jung^[12-13]先后基于A-F模型运用多应力分量,并引入门阈值判断动态硬化,完成了对包辛格效应较为准确的描述. Yoshida和Uemori^[14]运用两个屈服面描述材料后续塑性变形行为,考虑到包辛格效应的瞬态行为,提出一种新的背应力演化方程和可以描述大应变下循环塑性变形行为的本构模型. Chung等^[15]采用非二次各向异性屈服势能,使同向硬化参数与有效应变相互独立,提出了基于Chaboche模型运用同向-动态硬化准则的新模型.

文中采用试验和数值模拟相结合的方式,对动态硬化在总硬化中的作用效果进行验证. 试验部分采用0.8 mm厚AZ31B镁合金,通过预拉伸和弯曲的组合试验,分别对预拉伸量和弯曲深度进行控制,可得到镁合金板料不同变形程度下的回弹角度数据,总结出板料变形回弹规律. 在数值模拟部分对动态硬化进行控制,通过改变动态硬化部分在总硬化中的占比,利用ABAQUS有限元仿真软件采用考虑硬化诱发各向异性的新型模型进行模拟仿真. 将试验结果与最终模拟结果对比,可确定镁合金板料塑性变形过程中的动态硬化作用效果大小,最终对材料真实的硬化行为进行验证.

1 考虑硬化诱发各向异性(hardening-induced anisotropy)的新型本构关系

1.1 屈服面畸变原理

金属材料在达到屈服后,便会进入强化阶段,屈服

圆会随着塑性变形的不断深入而发生膨胀、平移和扭曲现象. 硬化类型主要包括同向硬化、动态硬化和畸变硬化. 同向硬化模型假定材料在塑性变形后,仍然保持初始各向同性或各向异性的状态,随着塑性变形的深入,屈服圆会发生膨胀现象;动态硬化由于考虑了包辛格效应,因此在经历反向加载的情况下,会产生反向屈服强度明显减小的现象,使金属板料在变形时屈服圆发生平移;畸变硬化考虑到了塑性变形诱发各向异性的因素,板料变形时屈服圆会发生扭曲现象. 由于考虑到预变形对后续变形行为的影响,织构演化导致的屈服面畸变现象也成为近年来金属弹塑性领域的研究热点^[16-19].

在金属板料实际生产中,常伴随着复杂的塑性变形过程,这时金属板料的变形一定存在包辛格效应,便会产生动态硬化. 此时的金属板料既有同向硬化,又有动态硬化. 但是由于金属板料变形机制过于复杂,很难确定其中动态硬化和同向硬化分别的作用效果大小. 因此,对金属板料实际塑性变形过程进行准确的描述是精确预测回弹的关键.

1.2 非线性组合硬化本构关系

在此本构关系中,考虑柯西应力 $\underline{\sigma}$ 、动态硬化 $\underline{X}$ 、同向硬化 R 等状态变量,基于亥姆霍兹自由能(Helmholtz free energy),其状态方程可由求导公式求得^[20-21]:

$$\underline{\sigma} = \underline{A} : \underline{\varepsilon}^e, \quad (1)$$

$$\underline{X} = \frac{2}{3} C \underline{\alpha}, \quad (2)$$

$$R = Qr. \quad (3)$$

其中, $\underline{A}$ 为弹性刚度矩阵, C 和 Q 分别为饱和型动态硬化和同向硬化的硬化模量. 模型的屈服准则 f 和势能方程 F 在考虑屈服面畸变后,形式变为

$$f(\underline{S}, \underline{X}, R) = \|\underline{S}_d - \underline{X}\|_{\text{H}} - R - \sigma_y, \quad (4)$$

$$F(\underline{S}, \underline{X}, R, d, Y) = \|\underline{S}_d - \underline{X}\|_{\text{H}} - R + \frac{3a}{4C} \underline{X} : \underline{X} + \frac{b}{2Q} R^2. \quad (5)$$

其中, σ_y 为初始屈服强度,屈服准则及势能方程中初始各向异性采用Hill48,诱发各向异性则将采用改进型Francois模型方式^[22](式(7))(原Francois模型(式(6))无法调整加载路径垂直方向的屈服面畸变率),采用将畸变应力 $\underline{S}_d$ (distortional hardening)替代屈服方程中的应力偏张量,来达到控制屈服面畸变,实现诱发各向异性的效果. 其中, $\underline{S}_x$ 表示激活滑移系对材料硬化的贡献, $\underline{S}_0$ 表示潜在滑移系对材料硬化的贡献.

$$\underline{S}_d = \underline{S} + \frac{\underline{S}_0 : \underline{S}_0}{2X_{\text{H}}(R + \sigma_y)} \underline{X}, \quad (6)$$

$$\underline{S}_d = \underline{S} + \frac{\underline{S}_0 : \underline{S}_0}{2X_{\text{H}}(R + \sigma_y)} \underline{X} - \frac{\underline{X} : \underline{X}}{2X_{\text{L}}(R + \sigma_y)} \underline{S}_0, \quad (7)$$

$$\underline{S}_0 = \underline{S} - \underline{S}_x, \quad (8)$$

$$\underline{S}_x = \frac{\underline{S} : \underline{X}}{\underline{X} : \underline{X}} \underline{X}. \quad (9)$$

参数 X_{11} 和 X_{12} 为新增畸变硬化材料参数, 分别控制平行和垂直于加载方向上的屈服面畸变率. $\underline{S}_d$ 的本构形式是研究的关键技术之一. 结合塑性流动法则 (normality rule) 和势能方程 F , 可以获得塑性应变率 $\underline{D}^p$, 动态硬化应变率 $\dot{\underline{\alpha}}$, 同向硬化应变率 $\dot{r}$ 的本构形式:

$$\underline{D}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \underline{\sigma}} = \dot{\lambda} \underline{n}^p, \quad (10)$$

$$\dot{\underline{\alpha}} = -\dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \underline{X}} = \dot{\lambda} (\underline{n}^x - a \underline{\alpha}), \quad (11)$$

$$\dot{r} = -\dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial R} = \dot{\lambda} (n^r - br). \quad (12)$$

其中 $\dot{\lambda}$ 为应变速率, 会随着塑性应变增加. 以下为塑性流变法向张量方程:

$$\underline{n}^p = \underline{n}_d^p: \left[\underline{I}^p + \frac{\underline{X} \otimes \underline{S}_0}{X_{11} (R + \sigma_y)} \right], \quad (13)$$

$$\underline{n}_d^p = \frac{\underline{H}^p: (\underline{S}_d - \underline{X})}{\| \underline{S}_d - \underline{X} \|_p}, \quad (14)$$

$$\underline{n}^x = \underline{n}_d^p - \frac{\underline{S}_0: \underline{S}_0}{2X_{11} (R + \sigma_y)} \underline{n}_d^p + \frac{(\underline{S}: \underline{X}) (\underline{X}: \underline{n}_d^p)}{X_{11} (\underline{X}: \underline{X}) (R + \sigma_y)} \underline{S}_0, \quad (15)$$

$$n^r = \frac{(\underline{S}_0: \underline{S}_0) (\underline{n}_d^p: \underline{X})}{2X_{11} (R + \sigma_y)^2} + 1. \quad (16)$$

材料模型的弹塑性模量 $\underline{K}$ (雅可比矩阵) 为

$$\underline{K} = \underline{A} - (\underline{A}: \underline{n}^p) \otimes \frac{\underline{A}: \underline{n}^p}{\underline{H}_p}, \quad (17)$$

$$\underline{H}_p = \underline{n}^p: \underline{A}: \underline{n}^p + \frac{2}{3} C \underline{n}^x: (a \underline{\alpha} - \underline{n}^x) + Q n^r (ar - n^r). \quad (18)$$

理论模型建立后, 建立弹性预测-塑性修正的基本数值算法框架. 在确定非线性目标方程后, 采用 Newton-Raphson 方法, 逐渐更新目标变量数值, 包括等效塑性应变率、屈服面法向方向等. 在满足目标方程后, 更新各个变量参数, 包括柯西应力、同向硬化、动

态硬化等. 由于在屈服面畸变的表征和验证方面仍然有很多困难, 因此本研究中将不考虑屈服面的畸变现象.

通过 ABAQUS 材料子程序 Vumat/Umat, 利用 Fortran 语言实现对上述模型的编译, 用于后续拉伸-弯曲-卸载过程的模拟仿真. 其中, 结合 Vumat 子程序, 通过动态显示分析模拟加载过程, 而后结合 Umat 子程序, 利用静态隐式分析卸载过程, 两个分析过程通过设置预场变量 (* INITIAL CONDITIONS, TYPE = SOLUTION) 来实现 SDV 变量分析结果的传递.

2 预拉伸-弯曲试验设计

为研究镁合金板料在预变形后的回弹规律, 试验采用单向拉伸和三点弯曲的组合试验方式, 试件和弯曲模具尺寸如图 1 所示. 选取厚度为 0.8 mm 的 AZ31B 镁合金板料, 首先通过单向拉伸试验, 获取镁合金力学行为参数 (应力-应变曲线), 获得材料的弹性模量、屈服极限、强度极限以及组合硬化曲线. 该硬化曲线中包含了同向硬化和动态硬化, 仅依靠单拉试验无法对同向硬化与动态硬化进行区分. 后续试验中, 通过单向拉伸固定长度后进行三点弯曲试验的方法, 观察预变形对于弯曲回弹角度的影响. 预拉伸长度分别设置为 0、2.0、4.0 和 6.0 mm, 弯曲深度分别为 20 mm 和 30 mm. 为保证数据的有效性, 每次试验重复三次.

单向预拉伸后, 在板料截面上材料产生了单向拉伸的预变形. 弯曲过程中, 材料截面的内侧被压缩, 外侧被拉伸. 因此在截面中性层以内的材料发生了拉伸-不同程度压缩的循环力学行为, 动态硬化的大小将对材料的后续变形产生巨大的影响. 试验过程如图 2 所示. 如图 3 所示为试件回弹后弯曲状态对比图, 弯曲深度相同时, 回弹角度越大, 则最终试件的开口角度就越大. Zang 等^[23] 曾结合拉伸-弯曲试验, 利用逆向试验-数值模拟结合的方法, 表征了 DP780 钢的动态硬化现象, 验证了该试验方法的有效性.

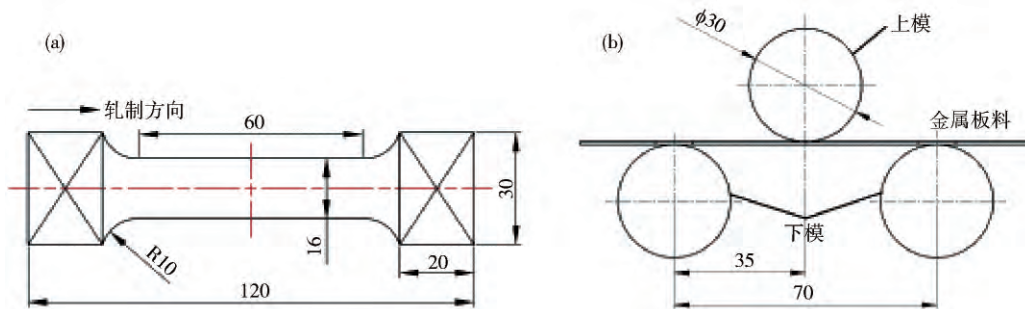


图 1 试件和弯曲模具尺寸. (a) 试件尺寸; (b) 弯曲模具尺寸 (单位: mm)

Fig. 1 Geometries and dimensions: (a) test specimen; (b) bending die (unit: mm)

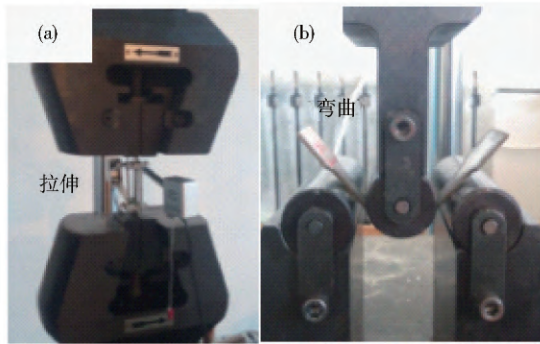


图2 试验过程: (a) 拉伸试验过程; (b) 弯曲试验过程

Fig.2 Experimental process: (a) tension procedure; (b) bending procedure

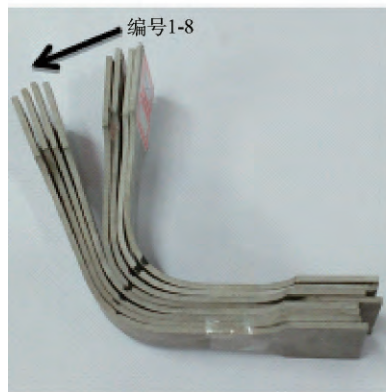


图3 试件回弹后弯曲状态对比情况

Fig.3 Comparison of the bending state after springback

编号	预拉伸量/mm	弯曲深度/mm
1	0.0	30
2	2.0	30
3	4.0	30
4	6.0	30
5	0.0	20
6	2.0	20
7	4.0	20
8	6.0	20

率. 通过 Vumat 调用材料子程序, 将最终分析结果储存在自定义的 SDV(状态) 变量中. 第三步采用静态通用分析步, 虽然在求解过程中需要平衡迭代, 但在处理不需要考虑接触条件的回弹问题时具有精度和效率高的优点^[24]. 由于卸载回弹部分也需将之前的分析结果作为初始输入, 因此需通过 Umat 调用材料子程序, 读入上一步存储在变量 SDV 中的分析结果完成仿真.

模拟仿真采用的试件和模具尺寸均与试验相同, 模拟过程中的几何模型如图 4(a) 所示. 图中上、下模设置为刚体, 板料为可变形体. 为缩短仿真时间, 提高运算效率, 上、下模均采用离散刚体, 只需对其划分网格而不需要赋予截面属性. 将试件设置为可变形体, 主要变形区域采用均质壳单元. 为提高仿真精度, 需

3 有限元仿真模型

为了简化模型、方便运算处理, 有限元模拟仿真设计思路为, 将镁合金的拉伸弯曲试验进行拆分运算, 将上一步的分析计算结果作为下一步的初始状态, 可以有效避免分析计算过程中出现的不收敛问题. 因此, 镁合金板料的拉伸弯曲试验模拟分析将利用有限元软件 ABAQUS 进行单向拉伸、三点弯曲和卸载回弹三部分的模拟仿真. 由于需采用新模型对材料变形行为进行描述, 这里通过结合软件的用户接口 Vumat/Umat 实现数值模拟. 前两步由于计算量大、计算过程较复杂, 因此采用动态显式分析步进行求解, 可提高仿真效

对板料主要变形区域进行网格细化. 上模与板料、板料与下模之间均设置为面对面的硬接触, 表示接触面之间能传递的接触压力不受限制, 当接触压力变 0 或负值时, 两个接触面分离, 并且去掉相应节点上的接触约束^[25]. 接触摩擦采用库伦摩擦, 摩擦系数设置为 0.1. 图 4(b) 为第三步卸载回弹前后对比图.

图 5 为同向和动态硬化在总硬化中分配示意图. 等效应力 σ 可看作为初始屈服应力 σ_y , 等效动态硬化应力 X 和同向硬化应力 R 的总和. 即

$$\sigma = \sigma_y + X + R. \quad (19)$$

有限元模型中设计动态硬化在总硬化中的占比为

$$t = X / (X + R). \quad (20)$$

现假设 t 可分别取为 $\{0, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9, 1.0\}$, 为了验证动态硬化对

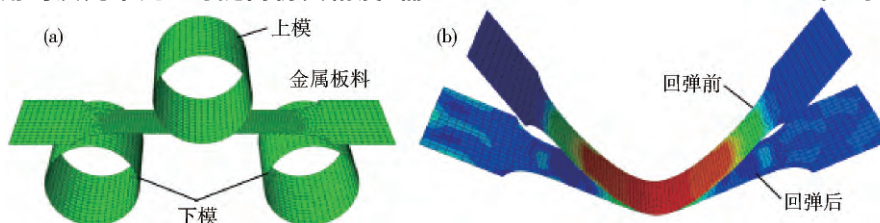


图4 有限元模型: (a) 三点弯曲模型; (b) 回弹前后对比

Fig.4 Finite element models: (a) three-point bending model; (b) before and after springback

于回弹预测的重要影响,对这 11 组数据进行模拟仿真.

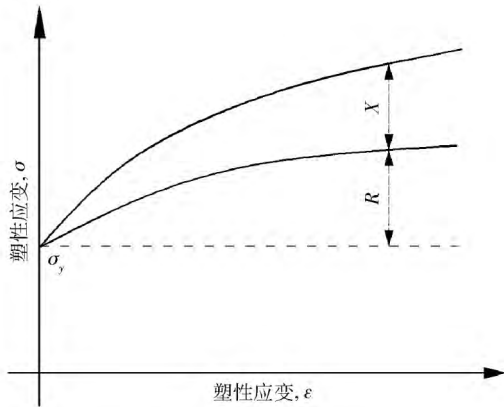
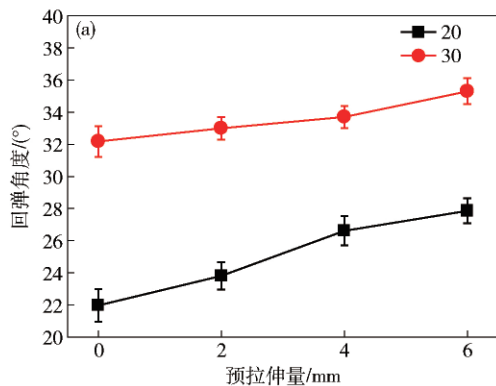


图 5 同向和动态硬化在总硬化中分配示意图(X 为动态硬化, R 为同向硬化)

Fig. 5 Schematic of the distribution of the isotropic hardening (R) and the kinematic hardening (X) in the total hardening

为了验证不同程度预变形量对金属板料厚度方向上变形力分布的影响,将弯曲深度 20 mm 时板料的预



拉伸后三点弯曲试验作为平面应变问题进行分析计算,其他设置与上述模拟相同,模拟板料厚度方向上应力分布情况.

4 结果与讨论

图 6(a) 为试验所得不同的回弹角度分布,分别控制单一变量预拉伸量或弯曲深度作为常量,AZ31B 镁合金板料回弹角度大小均与另一变量成正比. 为保证测量数据准确性,每个试件回弹角度均测量三次取平均值,最终以三个试件的回弹角度均值作为该预拉伸量和弯曲深度下的回弹角度. 图 6(b) 为模拟仿真单向拉伸不同预拉伸量时,主要变形区中间点处等效塑性应变对比图. 随着预变形程度的增大,集中变形区域的等效塑性应变也逐渐升高. 图 7 为在厚度方向上,模拟不同预拉伸量板料三点弯曲 20 mm 的应力分布云图. 板料在弯曲过程中,以中性层为界,内部受压,应力为负值,外部受拉,应力则为正值. 由于单向拉伸过程的预变形程度不同,应力分布存在明显差异.

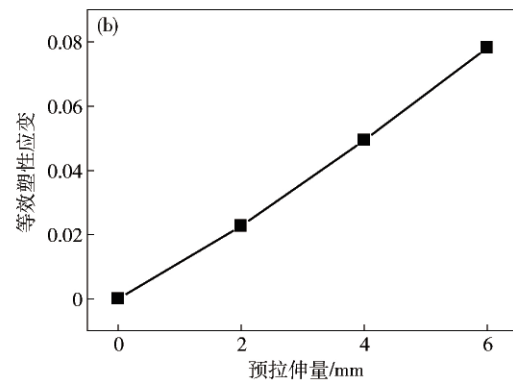


图 6 试验回弹角度对比和等效塑性应变的仿真对比: (a) 弯曲深度为 20 mm 和 30 mm 试验回弹角度; (b) 模拟弯曲深度 20 mm 等效塑性应变

Fig. 6 Contrast diagrams of the experimental springback angle and the equivalent plastic strain in the simulation: (a) the springback angle at bending depths of 20 mm and 30 mm; (b) the equivalent plastic strain at a bending depth of 20 mm in the simulation

图 8 为采用上述非线性组合硬化模型,弯曲深度分别为 20 mm 和 30 mm,当不同预拉伸量时控制动态硬化占比的模拟仿真与试验回弹角度结果对比图. 不同预拉伸量和弯曲深度对试验回弹角度和模拟结果的变化趋势相同,塑性预变形程度的增加对回弹程度具有促进作用. 预拉伸量为 0 mm 时,镁合金板料试件没有任何预变形,只存在弯曲变形,即中性层内部材料发生压缩变形,外部材料发生拉伸变形,因此无循环力学加载行为,不存在动态硬化. 此时改变动态硬化占比,从模拟结果可以看出它们的回弹角度相差很小. 综合图 8(a) 和图(b),随着占比的增大,回弹角度均逐渐减小.

回弹预测的模拟仿真和试验过程存在各种不确定

性因素,导致最终结果存在误差. 从最终对比结果,可计算出弯曲深度为 20 mm 和 30 mm 无预变形时的误差分别为 9.69% 和 4.12%. 这里的误差分为有限元仿真精度误差和试验误差. 有限元方法正在高速发展,但在计算方法、材料模型等方面仍不完善. 采用有限元软件对回弹过程进行模拟,最终结果是离散的近似解,并且当前的材料模型与实际变形行为的符合程度,决定了模拟仿真的精度. 随着科技的进步和理论研究的深入,虽然有限元仿真精度会不断提高,但是误差依然存在. 在循环力学行为下,金属材料屈服圆不仅大小和位置会改变,还会产生畸变现象. 而在本研究中虽采用非线性组合硬化模型,但不考虑塑性变形诱发各向异性的影响. 同时,金属板料实际变形过程中,其

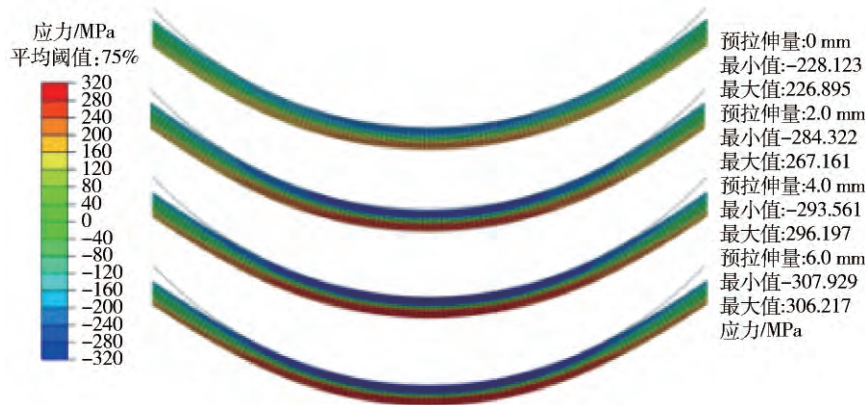


图7 20 mm 弯曲深度下不同预拉伸量时应力的分布云图

Fig. 7 Stress distribution at a bending depth of 20 mm with variable pre-stretch

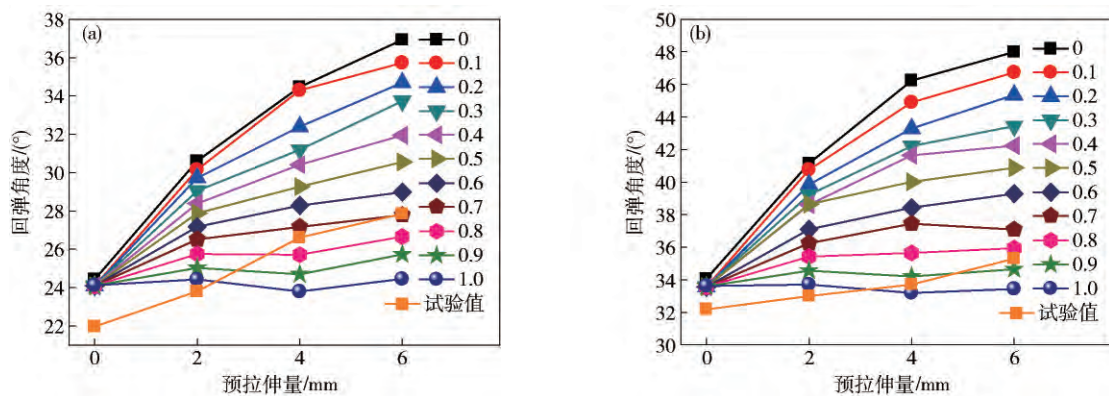


图8 不同动态硬化占比的仿真和试验回弹角度对比。(a) 弯曲深度 20 mm 时的回弹角度; (b) 弯曲深度 30 mm 时的回弹角度

Fig. 8 Contrast diagram of the springback angle in simulations and experiments with different kinematic hardening ratios: (a) springback angle at a bending depth of 20 mm; (b) springback angle at a bending depth of 30 mm

内部的微孔和微裂纹会不断形成和长大,使材料产生损伤。本文研究的是应变路径的改变对回弹的影响,侧重于对材料硬化模型的探讨,因此忽略损伤造成的影响。这些因素都会使仿真模拟结果和试验真实值产生偏差。试验误差有测量误差和试验仪器精度误差。造成测量误差最根本原因就是在测量过程中的每一个细节都不可能做到规范中的理想假定,也就不可能得到被测量体的实际真值^[24]。试验仪器有其自身精度,因此也存在误差。试验误差可以控制在一定允许的范围内,但是难以避免,一般情况下忽略不计。

由于有预变形的试件中性层内部的材料经历了拉伸—压缩循环加载变形过程,因此镁合金板料试件从无预变形量到预变形量逐渐增加的过程,动态硬化经历了从无到有的过程,因此动态硬化占比将逐渐增大。若不考虑误差影响的情况下,弯曲深度为 20 mm 和 30 mm 时试验回弹角度的硬化占比分别在 0.5 ~ 0.8 和 0.7 ~ 0.9 之间波动。一方面,验证上述结论,塑性变形程度增加,动态硬化占比也有增大的趋势;另一方面,虽然无预拉伸时,弯曲深度 20 mm 比 30 mm 时的误差大,但最终动态硬化占比结果符合实际规律,证明模拟

仿真结果比较准确。因此最终可确定 0.8 mm 厚 AZ31B 镁合金板料塑性变形过程中动态硬化占比在 0.5 ~ 0.9 之间。

5 结论

为了探究动态硬化对 AZ31B 镁合金板料回弹的影响,通过单向拉伸—弯曲的试验方法,使镁合金板料内部产生不同程度的塑性变形,在弯曲力卸载之后便可得到回弹角度,通过试验自身对比和与模拟仿真结果的对比,可得到结论。

(1) 试验中,单向拉伸预变形程度越大则回弹角度越大,即说明塑性预变形对镁合金板料的变形回弹程度具有促进作用。同时,相同塑性预变形下的镁合金板料,弯曲深度越大,其内部塑性变形越多,则回弹角也就越大。

(2) 模拟仿真中,考虑动态硬化比只考虑同向硬化的仿真模拟回弹角度结果小,即回弹角度随着动态硬化占比的增大而减小的趋势。不同预变形程度对板料弯曲时厚度方向上的应力分布有较为明显的影响,随预变形量的增加,板料弯曲时的应力也同时增大。

(3) 试验与仿真结果对比, 可以验证 0.8 mm 厚 AZ31B 镁合金板料实际塑性变形过程中动态硬化占比大约在 0.5 ~ 0.9。这种方法简单易行, 可应用于其他金属板料类零件回弹预测中。

参 考 文 献

- [1] Liu Y. *The Plastic Deformation Mechanism of Magnesium Alloy AZ31B* [Dissertation]. Beijing: University of Chinese Academy of Sciences, 2015
(刘焱. 镁合金 AZ31B 塑性变形机理 [学位论文]. 北京: 中国科学院大学, 2015)
- [2] Zhang H, Yan Y, Fan J F, et al. Improved mechanical properties of AZ31 magnesium alloy plates by pre-rolling followed by warm compression. *Mater Sci Eng A*, 2014, 618: 540
- [3] Li B, McClelland Z, Horstemeyer S J, et al. Time dependent springback of a magnesium alloy. *Mater Des*, 2015, 66: 575
- [4] Yu H Y, Wang Y. A combined hardening model based on Chaboche theory and its application in the springback simulation. *J Mech Eng*, 2015, 51(16): 127
(余海燕, 王友. 一种基于 Chaboche 理论的混合硬化模型及其在回弹仿真中的应用. 机械工程学报, 2015, 51(16): 127)
- [5] Lee J Y, Lee M G, Barlat F, et al. Evaluation of constitutive models for springback prediction in U-draw/bending of DP and TRIP steel sheets. *AIP Conf Proc*, 2011, 1383: 571
- [6] Lee M G, Kim C, Pavlina E J, et al. Advances in sheet forming—materials modeling, numerical simulation, and press technologies. *J Manuf Sci Eng*, 2011, 133(6): 061001
- [7] Wagoner R H, Lim H, Lee M G. Advanced issues in springback. *Int J Plast*, 2013, 45: 3
- [8] Li X C, Yang Y Y, Wang Y Z, et al. Effect of hardening mode of material on springback—simulation accuracy of bending. *Mater Sci Technol*, 2002, 10(3): 277
(李雪春, 杨玉英, 王永志, 等. 材料硬化模式对弯曲回弹模拟精度的影响. 材料科学与工艺, 2002, 10(3): 277)
- [9] Prager W. A new method of analyzing stresses and strains in work-hardening plastic solids. *J Appl Mech*, 1956, 23: 493
- [10] Ziegler H. A modification of Prager's hardening rule. *Q Appl Math*, 1959, 17(1): 55
- [11] Sabourin F, Morestin F, Brunet M. Effect on non-linear kinematic hardening on spring-back analysis // *Numisheet 2002*. Corée du Sud, 2002
- [12] Chaboche J L. A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories. *Int J Plast*, 2008, 24(10): 1642
- [13] Chaboche J L, Jung O. Application of a kinematic hardening viscoplasticity model with thresholds to the residual stress relaxation. *Int J Plast*, 1997, 13(10): 785
- [14] Yoshida F, Uemori T. A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation. *Int J Plast*, 2002, 18(5): 661
- [15] Chung K, Lee M G, Kim D, et al. Spring-back evaluation of automotive sheets based on isotropic-kinematic hardening laws and non-quadratic anisotropic yield functions Part I: theory and formulation. *Int J Plast*, 2005, 21(5): 861
- [16] Feigenbaum H P, Dafalias Y F. Directional distortional hardening at large plastic deformations. *Int J Solids Struct*, 2014, 51(23): 3904
- [17] Pietryga M P, Vladimirov I N, Reese S. A finite deformation model for evolving flow anisotropy with distortional hardening including experimental validation. *Mech Mater*, 2012, 44: 163
- [18] Borgqvist E, Lindström T, Tryding J, et al. Distortional hardening plasticity model for paperboard. *Int J Solids Struct*, 2014, 51(13): 2411
- [19] Shi B D, Mosler J. On the macroscopic description of yield surface evolution by means of distortional hardening models: application to magnesium. *Int J Plast*, 2013, 44: 1
- [20] Yue Z M. *Ductile Damage Prediction in Sheet Metal Forming Processes* [Dissertation]. Troyes: University of Technology of Troyes, 2014
- [21] Yue Z M, Badreddine H, Saanouni K, et al. On the distortion of yield surface under complex loading paths in sheet metal forming // *IDDRG 2014 Conference*. Paris, 2014
- [22] François M. A plasticity model with yield surface distortion for non proportional loading. *Int J Plast*, 2001, 17(5): 703
- [23] Zang S L, Lee M G, Sun L, et al. Measurement of the Bauschinger behavior of sheet metals by three-point bending springback test with pre-strained strips. *Int J Plast*, 2014, 59: 84
- [24] Shao R. Analysis of high-strength sheet metal springback influencing factors based on orthogonal experiment. *Hot Work Technol*, 2014, 43(7): 142
(邵燃. 基于正交试验的高强度板料回弹影响因素分析. 热加工工艺, 2014, 43(7): 142)
- [25] Shi Y P, Zhou Y R. *ABAQUS Finite Element Analysis of Detailed Examples Attached*. Beijing: China Machine Press, 2006
(石亦平, 周玉蓉. ABAQUS 有限元分析实例详解. 北京: 机械工业出版社, 2006)
- [26] Gao L H, Xie D X, Chen X D. Analysis on error and measurement uncertainty of the rebound method. *Concrete*, 2011(7): 27
(高连海, 谢德霞, 陈旭东. 浅析回弹法的误差及其不确定度. 混凝土, 2011(7): 27)