

# 基于耦合细观损伤模型的旋扭低应力精密下料机理研究

李鹏伟<sup>1</sup>, 王哲<sup>1</sup>, 于正洋<sup>2</sup>

(1. 西安航空职业技术学院 航空制造工程学院, 陕西 西安 710089; 2. 西安科技大学 安全科学与工程学院, 陕西 西安 710054)

**摘要:** 旋扭低应力精密下料具有低耗、高效、质优等特性, 精准的损伤预测可为旋扭低应力精密下料近净成形工艺参数的选取奠定理论基础, 因此, 基于细观损伤力学理论与等效临界断裂应变-应力三轴度理论的耦合细观损伤模型被应用于预测精密下料时的损伤演化。采用显微分析法、理论解析法及逆向求解法相结合的方法标定了 304 不锈钢的耦合细观损伤模型参数, 对比分析了耦合细观损伤模型与单轴拉伸试验所获得的载荷-位移曲线, 验证了所构建的耦合细观损伤模型及模型参数的合理性。利用数值化分析了不同加载速度下旋扭低应力精密下料的损伤演化过程, 并开展了精密下料试验以验证数值模拟结果的正确性。结果表明: 依托端面平整度和下料时间的下料质量综合评价指标, 当加载速度为  $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  时能够获得合理的下料效率及坯料端面精度。耦合细观损伤模型可应用于旋扭低应力精密下料近净成形工艺的损伤演化预测, 为后续精密下料工艺参数的合理选取提供了理论支撑。

**关键词:** 旋扭低应力; 精密下料; 耦合细观损伤模型; 损伤演化; 304 不锈钢

**DOI:** 10.13330/j.issn.1000-3940.2024.06.033

**中图分类号:** TG316

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1000-3940 (2024) 06-0260-09

## Research on rotary-torsion low-stress precision blanking mechanism based on coupled meso-damage model

Li Pengwei<sup>1</sup>, Wang Zhe<sup>1</sup>, Yu Zhengyang<sup>2</sup>

(1. School of Aeronautical Manufacturing Engineering, Xi'an Aeronautical Polytechnic Institute, Xi'an 710089, China;

2. School of Safety Science and Engineering, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an 710054, China)

**Abstract:** Rotary-torsion low-stress precision blanking has the characteristics of low consumption, high efficiency and high quality, and accurate damage prediction can lay a theoretical foundation for the selection of near-net shape forming process parameters for rotary-torsion low-stress precision blanking. Therefore, a coupled meso-damage model based on meso-damage mechanical theory and equivalent critical fracture strain-stress triaxiality theory was applied to predict the damage evolution during precision blanking, and the coupled meso-damage model parameters of 304 stainless steel were calibrated by the methods of microscopic analysis, theoretical analysis and reverse solution. Then, by comparing and analyzing the load-displacement curves obtained by coupled meso-damage model and uniaxial tensile experiment, the rationality of the coupled meso-damage model and its parameters was verified. Furthermore, the damage evolution process of rotary-torsion low-stress precision blanking under different loading speeds was numerically analyzed, and the precision blanking experiments were conducted to verify the correctness of numerical simulation results. The results show that the reasonable blanking efficiency and cross-section accuracy of blank can be obtained when the loading speed is  $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  depending on the comprehensive evaluation index of blanking quality as cross-section flatness and blanking time. Thus, the coupled meso-damage model can be used to predict the damage evolution of near-net shape forming method for rotary-torsion low-stress precision blanking, which provides the theoretical support for the reasonable selection of subsequent precision blanking process parameters.

**Key words:** rotary-torsion low-stress; precision blanking; coupled meso-damage model; damage evolution; 304 stainless steel

低应力下料分离技术<sup>[1-2]</sup>是一种制造轴类零部

件毛坯的新型近净成形方法, 其成形过程满足“低耗、质优、高效、绿色”等精密下料要求。低应力精密下料分离时需在金属棒料表面人为预制含特定几何参数的环状缺口, 而环状缺口能够影响缺口根部的局部应力状态, 使得缺口根部由平面应力向多轴应力转换, 导致精密下料过程中损伤演化机理变

收稿日期: 2023-10-27; 修订日期: 2024-02-01

基金项目: 陕西省教育厅科学研究计划项目 (22JK0428)

作者简介: 李鹏伟 (1992-), 男, 硕士, 讲师

E-mail: 625813219@qq.com

得非常繁杂。因此,精准预测旋扭低应力精密下料时的损伤机理可以为获取合理的工艺参数奠定理论基础。

低应力下料为扭转变形,易引发断裂失效,因此,以孔洞损伤演化机制为主的细观损伤力学模型能够很好地对该现象进行解释。Gurson A L<sup>[3]</sup>首次将孔洞体积分数指标引入塑性屈服准则来表征材料内部的孔洞损伤演化特征。Tvergaard V<sup>[4]</sup>和 Needleman A 等<sup>[5]</sup>将孔洞成核和聚合机制引入 Gurson 模型以评估材料内部孔洞损伤演化特征,由此形成了 Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) 损伤模型。尽管 GTN 损伤模型能够较好地对断裂进行预测,但在低应力三轴度及负应力三轴度下,该损伤模型的预测结果与试验结果具有很大的偏差,表明该模型的适用范围受到很大限制<sup>[6-9]</sup>。但 Bao Y B 等<sup>[10]</sup>的研究表明金属材料在不同应力三轴度条件下出现不同的断裂形式。Xue L<sup>[11]</sup>、Nahshon K 等<sup>[12]</sup>提出带有剪切修正项的 GTN 损伤模型,研究了剪切变形对孔洞损伤演化的影响,结果表明孔洞畸变是诱发材料断裂的根本原因。Jiang W 等<sup>[9]</sup>、Malcher L 等<sup>[13]</sup>、Zhou J 等<sup>[14]</sup>指出带有剪切修正项的 GTN 损伤模型在复杂应力状态下预测的材料发生断裂的位置以及断裂应变和试验结果不符。为此,Zhou J 等<sup>[14]</sup>结合 Lemaitre 连续介质损伤模型和 Gurson 模型提出改进的 GTN 损伤模型,将剪切损伤看作塑性应变和应力状态的复合函数,但其所提出的改进 GTN 损伤模型对参数断裂应变的选取具有任意性,提升了参数识别的复杂度。

目前,将细观损伤力学应用于旋扭低应力精密下料损伤机理的研究鲜有报道。金属棒料表面预制含环槽在旋扭低应力精密下料过程中的损伤演化机理繁杂,针对该问题,本文提出了基于改进 GTN 模型与等效临界断裂应变-应力三轴度理论的耦合细观损伤模型,以直径  $\Phi 10$  mm 的 304 不锈钢棒料为研究对象,采用理论解析、数值模拟和下料试验相结合的研究方法,分析了不同加载速度对断面精度及下料效率的影响规律,对 304 不锈钢棒料表面预制含环槽在旋扭低应力精密下料过程中的损伤演化机理进行了研究。

## 1 损伤模型

### 1.1 GTN 损伤模型

GTN 损伤模型的屈服函数表达式如式 (1) 所示。

$$\Phi = \frac{\sigma_{eq}^2}{Y^2} + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{3q_2 \sigma_m}{2Y^2}\right) - (1 + q_3 f^{*2}) = 0 \quad (1)$$

式中:  $\Phi$  为屈服函数;  $Y$  为屈服应力;  $\sigma_{eq}$  为等效应力;  $\sigma_m$  为静水应力;  $f^*$  为有效孔洞体积分;  $q_1$ 、 $q_2$ 、 $q_3$  为孔洞相互作用参数。

有效孔洞体积分  $f^*$  为关于孔洞体积分  $f$  的函数,如式 (2) 和式 (3) 所示。

$$f^* = \begin{cases} f, & f \leq f_c \\ f_c + k(f - f_c), & f > f_c \end{cases} \quad (2)$$

$$k = \frac{f_u^* - f_c}{f_f - f_c} \quad (3)$$

式中:  $f_c$  为临界孔洞体积分;  $k$  为孔洞长大加速因子;  $f_f$  为断裂时孔洞体积分;  $f_u^*$  为材料丧失所有应力承载能力时的孔洞体积分。

通过等效塑性功原理将宏观变形行为和微观孔洞演化联系起来,如式 (4) 所示。

$$(1 - f) Y d\bar{\epsilon}_m^p = \sigma : d\epsilon^p \quad (4)$$

式中:  $\bar{\epsilon}_m^p$  为等效塑性应变;  $\sigma$  为应力张量;  $\epsilon^p$  为塑性应变; “:” 为张量运算中的双点乘。

孔洞损伤演化表现为现有孔洞长大和新孔洞形核。

$$df = df_g + df_n \quad (5)$$

现有孔洞长大表示为:

$$df_g = (1 - f) d\epsilon^p \quad (6)$$

新孔洞形核表示为:

$$df_n = A d\bar{\epsilon}_m^p \quad (7)$$

其中:

$$A = \frac{f_n}{s_n \sqrt{2\pi}} \cdot \exp\left(-\frac{\bar{\epsilon}_m^p - \epsilon_n}{2s_n}\right) \quad (8)$$

式中:  $f_g$  为孔洞长大体积分;  $f_n$  为孔洞形核体积分;  $f_n$  为孔洞形核第二相粒子的体积分;  $\epsilon_n$  为孔洞形核平均等效塑性应变;  $s_n$  为孔洞形核等效塑性应变标准差。

### 1.2 耦合细观损伤模型

耦合细观损伤模型的屈服函数与 Zhou J 等<sup>[14]</sup>提出的改进 GTN 损伤模型的屈服函数一致,如式 (9) 所示。

$$\Phi = \frac{\sigma_{eq}^2}{Y^2} + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{3q_2 \sigma_m}{2Y^2}\right) - (1 + D^2 - 2D_s) = 0 \quad (9)$$

式中:  $D$  为总损伤值,  $D = (q_1 f^* + D_s)$ ;  $D_s$  为剪切损伤。

当总损伤  $D = 1$  时,表明材料丧失了承载能力。

则剪切损伤参数定义为:

$$D_s = \frac{\bar{\varepsilon}_m^p}{\bar{\varepsilon}_f} \quad (10)$$

式中:  $\bar{\varepsilon}_f$  为等效临界断裂应变。

根据 Bao Y B 等<sup>[10]</sup>的研究可知, 不同应力三轴度条件下的断裂应变不同, 断裂应变随着应力状态的改变而变化, 因此, 断裂应变能够通过应力三轴度表示<sup>[15-16]</sup>。

$$\bar{\varepsilon}_f = ab\eta^c + d \quad (11)$$

式中:  $\eta$  为应力三轴度;  $a$ 、 $b$ 、 $c$  和  $d$  为拟合系数。

基体材料的等效塑性应变表示为式 (12)。

$$(1 - D/q_1) Y d\bar{\varepsilon}_m^p = \sigma : d\varepsilon^p \quad (12)$$

## 2 耦合细观损伤模型参数标定

选取 304 不锈钢作为试验材料是因为该材料具有高韧性及难切削加工性<sup>[17]</sup>等特性。通过 Tvergaard V<sup>[4]</sup>的研究可知, 当孔洞相互作用参数  $q_1$ 、 $q_2$  和  $q_3$  选取为 1.5、1 及 2.25 时, 数值模拟结果与试验结果吻合最好。为了获得临界孔洞体积分数  $f_c$  及断裂时孔洞体积分数  $f_f$ , 通过线切割方法从试样颈缩区及断裂区切割出一定尺寸的试样, 通过选用不同目数的砂纸进行打磨、抛光等预处理, 通过扫描电镜测得  $f_f = 0.08$ 、 $f_c = 0.013$ , 断裂区孔洞形貌图如图 1 所示。初始孔洞体积分数  $f_0$  为 0.01。

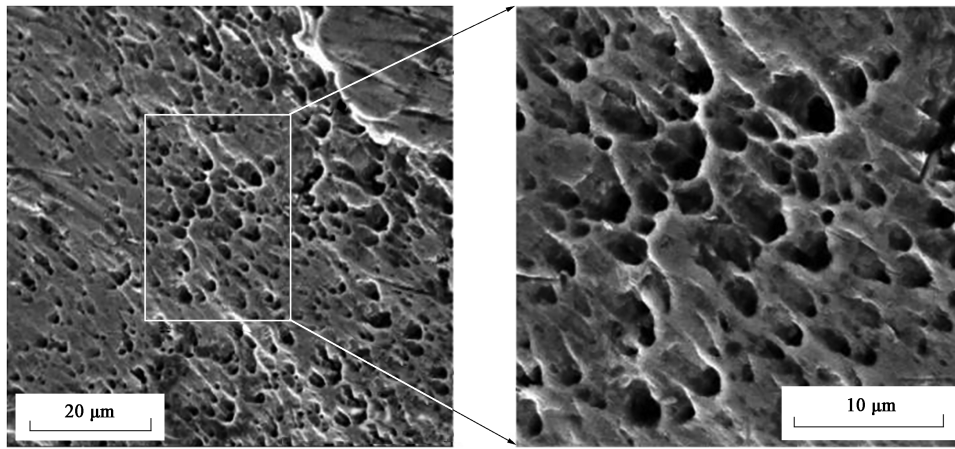


图 1 断裂区孔洞形貌图

Fig. 1 Morphology diagram of voids in fracture zone

为确定 304 不锈钢材料硬化模型参数及损伤参数, 需设计不同应力状态下的力学性能试样, 如

图 2 所示。采用各向同性幂指数硬化模型  $Y = K(\bar{\varepsilon}_0 + \bar{\varepsilon}_m^p)^n$ <sup>[18]</sup> (其中,  $K$  为硬化系数,  $n$  为硬化指

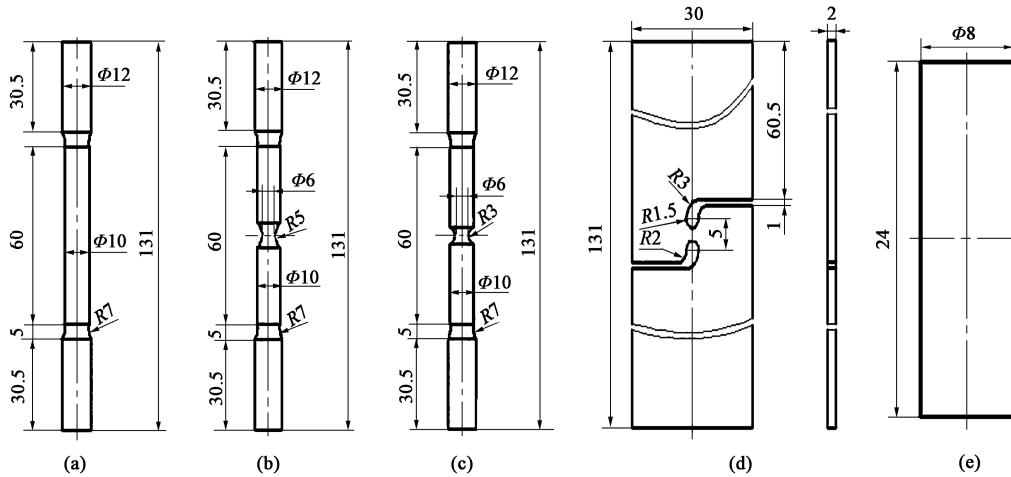


图 2 不同应力状态的力学性能试样

(a) 拉伸试样 A1 (b) 拉伸试样 A2 (c) 拉伸试样 A3 (d) 剪切试样 (e) 压缩试样

Fig. 2 Mechanical property specimens under different stress states

(a) Tensile specimen A1 (b) Tensile specimen A2 (c) Tensile specimen A3 (d) Shear specimen (e) Compression specimen

数,  $\bar{\varepsilon}_0$  为初始应变) 来拟合真实应力-真实应变曲线, 如图 3 所示, 拟合结果如表 1 所示, 其中,  $E$  为材料弹性模量,  $\nu$  为材料泊松比。

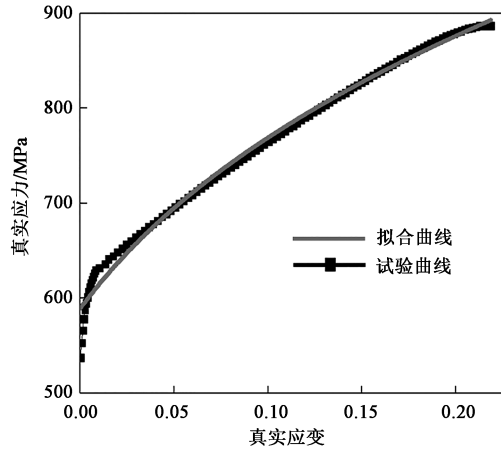


图 3 真实应力-真实应变曲线  
Fig. 3 True stress-true strain curves

表 1 304 不锈钢材料硬化模型参数  
Table 1 Hardening model parameters of 304 stainless steel material

参数	$E/\text{GPa}$	$\nu$	$K$	$n$	$\bar{\varepsilon}_0$
数值	193	0.3	1256	0.266	0.058

为了获取损伤参数, 需通过拉伸、压缩和剪切力学性能试验对其进行标定, 不同应力状态下试样的应力三轴度  $\eta$  如表 2 所示。Hooputra H 等<sup>[19-20]</sup>的研究表明, 各试样最终断裂时所得到的真实塑性应变为该试样的等效临界断裂应变  $\bar{\varepsilon}_f$ 。结合表 2 可知, 在不同应力状态区域内, 能够拟合出等效临界断裂应变-应力三轴度曲线, 如图 4 所示, 则不同应力三轴度下 304 不锈钢的等效临界断裂应变如式 (13) 所示。

表 2 不同应力状态下试样的应力三轴度  
Table 2 Stress triaxialities of specimens under different stress states

试样	拉伸试样 A1	拉伸试样 A2	拉伸试样 A3	剪切试样	压缩试样
应力三轴度	1/3	0.704	0.907	0	-1/3

$$\left\{ \begin{aligned} \bar{\varepsilon}_f &= 0.588(\eta + 0.404)^{-0.166}, & \eta &\in \left(-\frac{1}{3}, 0\right] \\ \bar{\varepsilon}_f &= 0.71 + \eta, & \eta &\in \left(0, \frac{1}{3}\right] \\ \bar{\varepsilon}_f &= 0.312\eta^{-0.902}, & \eta &\in \left(\frac{1}{3}, \frac{10}{3}\right] \end{aligned} \right. \quad (13)$$

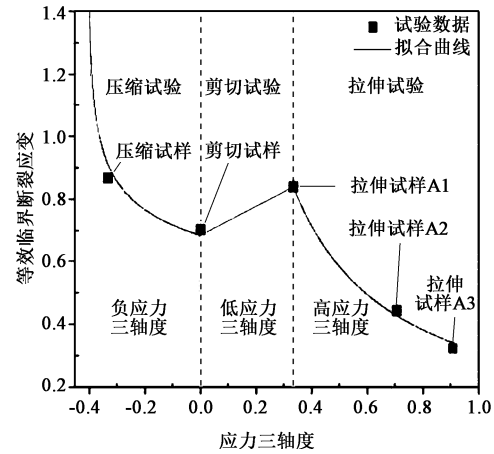


图 4 304 不锈钢等效临界断裂应变-应力三轴度拟合曲线  
Fig. 4 Fitting curve of equivalent critical fracture strain-stress triaxiality for 304 stainless steel

由于单轴拉伸试样的应力三轴度为 1/3, 则根据式 (13) 可知其等效临界断裂应变为 1.04。

孔洞形核的等效塑性应变标准差  $s_n$  可选取为常数 ( $s_n = 0.3$ )<sup>[21]</sup>, 孔洞形核第二相粒子的体积分数  $f_n$ 、孔洞形核平均等效塑性应变  $\bar{\varepsilon}_n$  采用有限元逆向求解法获取。依据光滑试样实际尺寸构建单轴拉伸有限元模型, 基于 ABAQUS/Explicit 求解器, 使用 C3D8R 单元完成模型网格划分。在拉伸试样的一端施加单轴拉伸的约束条件, 在另一端施加位移载荷。为了提升分析精度, 在保证迭代过程收敛的基础上, 需进行网格细化, 如图 5 所示。

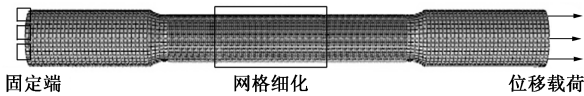


图 5 单轴拉伸有限元模型  
Fig. 5 Finite element model of uniaxial tensile

利用显微分析法、理论解析法及逆向求解法进行模型参数识别, 通过对比图 6 所示耦合细观损伤模型预测和拉伸试验所获得的载荷-位移曲线可知, 耦合细观损伤模型能够很好地对 304 不锈钢棒料的断裂行为进行预测。表 3 列出了 304 不锈钢金属棒料的耦合细观损伤模型参数。

表 3 304 不锈钢的耦合细观损伤模型参数  
Table 3 Parameters of coupled meso-damage model for 304 stainless steel

参数	$q_1$	$q_2$	$q_3$	$f_n$	$s_n$	$\bar{\varepsilon}_n$	$f_c$	$f_t$	$\bar{\varepsilon}_f$
数值	1.5	1	2.25	0.01	0.1	0.14	0.013	0.08	1.04



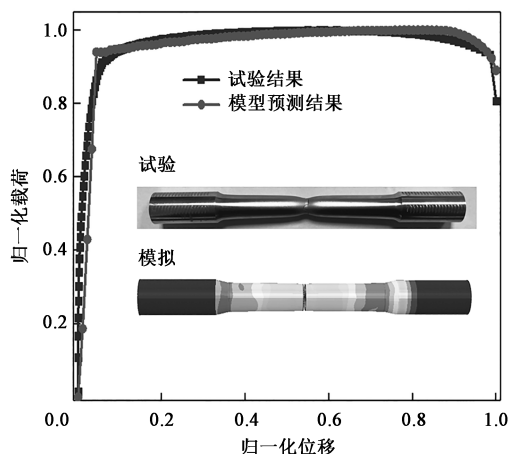


图 6 有限元结果与试验结果的对比

Fig. 6 Comparison between finite element results and experimental results

### 3 旋扭低应力精密下料仿真与试验分析

#### 3.1 旋扭低应力精密下料有限元分析

旋扭低应力精密下料方法<sup>[22-23]</sup>利用在金属棒料表面预制环状缺口，并在低幅值位移载荷的持续加载下以及缺口根部的应力集中效应作用使得材料发生劣化，促使缺口根部内部孔洞成核、生长、畸变、聚合。当孔洞体积分数达到一定阈值时发生微裂纹起裂，在位移载荷持续作用下，使得微裂纹劣化为宏观疲劳裂纹，扩展直至发生断裂，完成一次下料。旋扭低应力精密下料工作原理如图 7 所示，其中， $Z$  为 304 不锈钢棒料直径， $L$  为 304 不锈钢棒料的长度， $h$  为缺口深度， $L1$  为夹持机构与缺口中心线的距

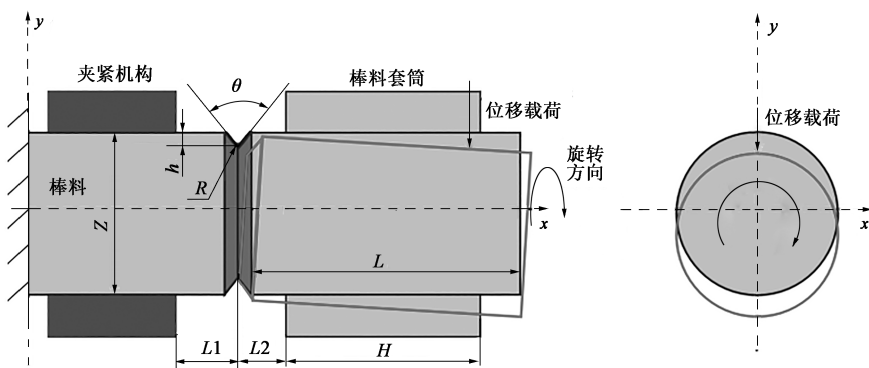


图 7 旋扭低应力精密下料工作原理及参数

Fig. 7 Working principle and parameters of rotary-torsion low-stress precision blanking

离， $H$  为套筒长度， $R$  为缺口根部半径， $\theta$  为缺口张角， $L2$  为棒料套筒与缺口中心线的距离。利用 ABAQUS 构建如图 8 所示的旋扭低应力精密下料有限元模型，其断裂过程如图 9 所示。

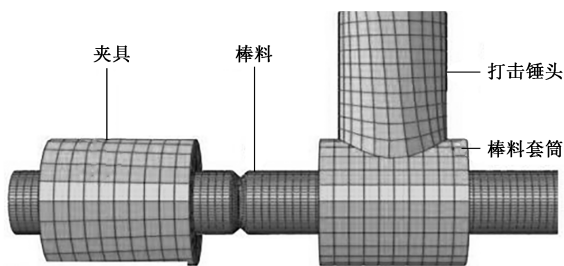


图 8 旋扭低应力精密下料有限元模型

Fig. 8 Finite element model of rotary-torsion low-stress precision blanking

将金属棒料表面预制环状缺口一端固定在夹持机构中，另一端深入套筒中，使棒料处于悬臂状，在套筒径向安装液压缸，通过调节进给油液

流量使打击锤头作不同进给速度下的运动。通过交流伺服回转动力源带动棒料进行回转运动，在回转式下料缸体的连续回转及活塞式锤头弯矩载荷的可调式输出下，打击锤头作用使得缺口根部由于应力集中效应产生塑性损伤并发生损伤累积，当损伤累积数值达到一定阈值时引发材料性能劣化，诱发裂纹萌生及裂纹扩展直至瞬断，完成一次下料。

为了方便位移载荷的施加，在低应力连续旋弯下料三维有限元模型中添加了外载荷施加的打击锤头；为提升分析效率，需对损伤不敏感的夹持机构和打击锤头采用离散刚体处理，对 304 不锈钢棒料和套筒采用柔性体分析，并使用六面体网格划分，在缺口根部进行网格细化，同时以一次完整的位移载荷施加历程作为仿真时间。三维有限元模型中使用到的相应几何参数分别为： $Z = \Phi 10 \text{ mm}$ ， $L = 340 \text{ mm}$ ， $H = 390 \text{ mm}$ ， $L1 = 5 \text{ mm}$ ， $L2 = 10 \text{ mm}$ 。

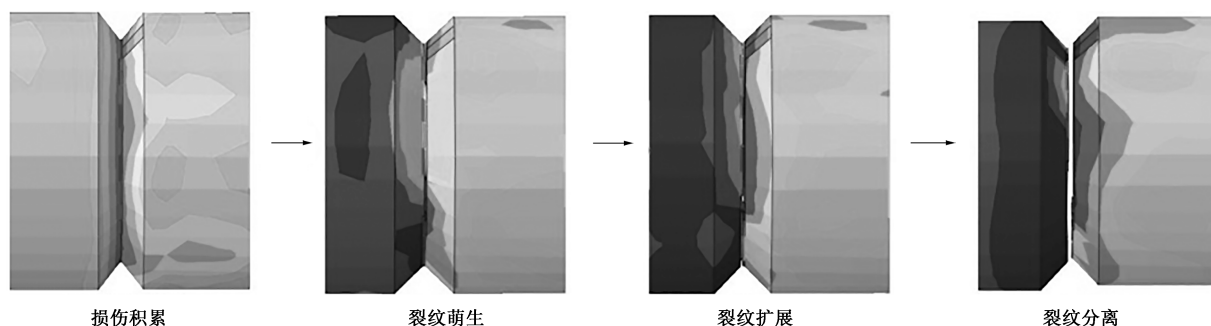


图9 旋扭低应力精密下料断裂过程

Fig. 9 Fracture process of rotary-torsion low-stress precision blanking

为了更好地表示旋扭低应力精密下料损伤演化过程，利用孔洞体积分数表示损伤演化。图10和图

11分别为不同加载速度下的端面平整度及孔洞体积分数损伤演化规律曲线。

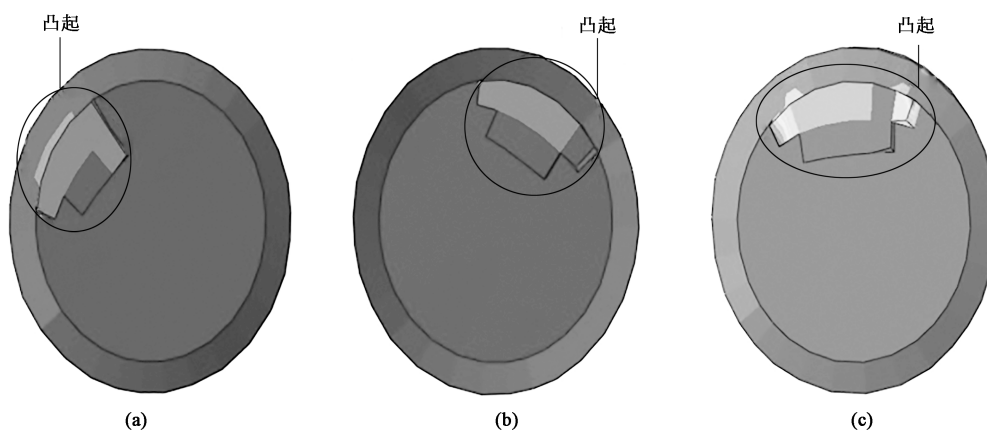


图10 不同加载速度下的端面平整度

(a)  $5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  (b)  $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  (c)  $1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 

Fig. 10 End surface flatness under different loading speeds

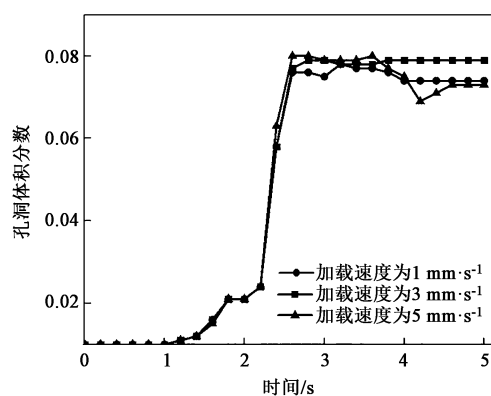


图11 不同加载速度下孔洞体积分数演化规律曲线

Fig. 11 Evolution law curves of void volume fraction under different loading speeds

从图10和图11可以看出：断裂分离主要发生在缺口处，这是因为缺口的应力集中效应引发缺口根部发生塑性损伤并产生累积，诱发韧性断裂；当

加载速度为  $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  时，能够引发较高的损伤累积；在加载速度为  $1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  时，坯料端面平整度较合理。在精密下料前期，不同加载速度下孔洞的体积分数随时间的演化规律基本一致，当加载速度提升时，由于冲击效应，能够引发较高的损伤累积。结合坯料端面平整度及损伤演化规律可知，加载速度选取为  $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  时，工艺参数较为合理。

### 3.2 旋扭低应力精密下料试验分析

采用旋扭低应力精密下料设备<sup>[23]</sup>，在不同加载速度（1、3和  $5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ）下进行下料试验，研究断裂行为。其中加载速度分别等效为棒料的旋转速度（5、15和  $25 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ）。试验使用的304不锈钢棒料表面所含环状缺口的参数为：缺口根部半径为0.2 mm，缺口深度为0.8 mm，缺口张角为  $30^\circ$ 。试验设备及实物照片如图12所示。

为了有效评价旋扭低应力精密下料的端面质量，

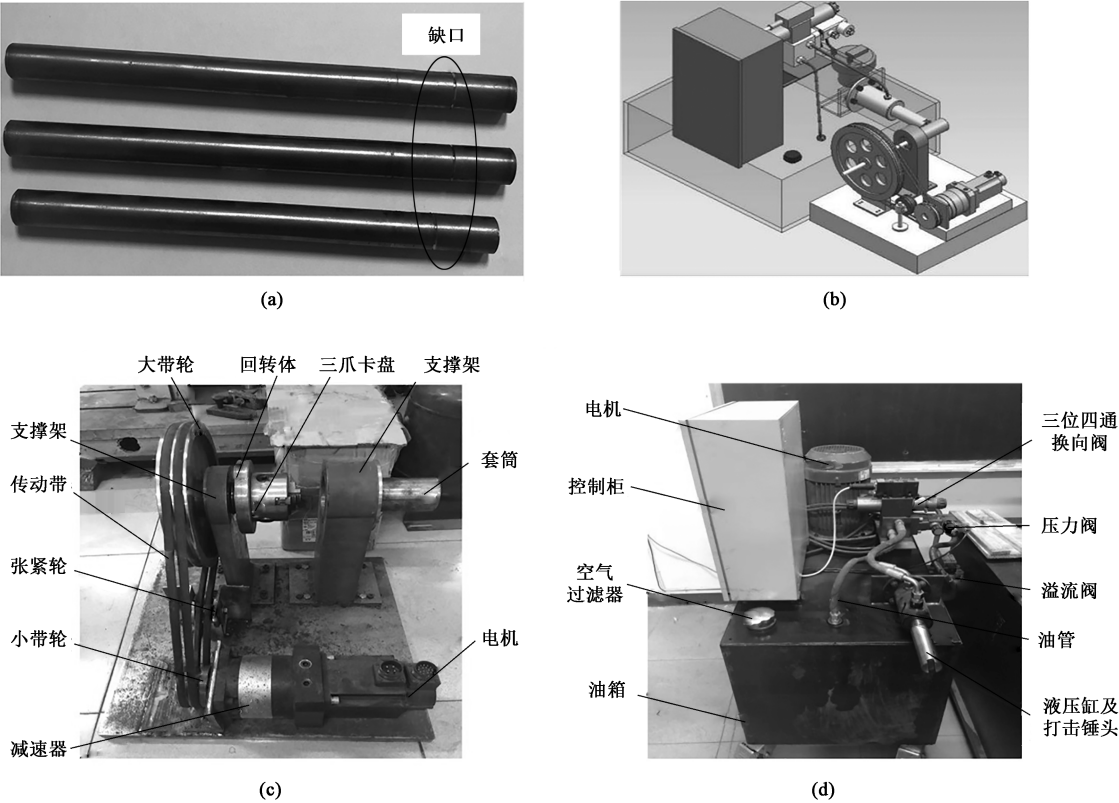


图 12 旋扭低应力精密下料棒料及设备

(a) 棒料实物照片 (b) 设备总装结构图 (c) 机械系统实物照片 (d) 液压系统实物照片

Fig. 12 Bar materials and equipment for rotary-torsion low-stress precision blanking

(a) Physical photo of bar material (b) Structure diagram of equipment assembly (c) Physical photo of mechanical system (d) Physical photo of hydraulic system

提出一种下料质量综合评价指标,如图 13 所示,包含 3 个参数:端面凸起高度  $h'$ 、端面下陷深度  $e$ <sup>[24]</sup>,其代表了端面平整度;下料时间,其代表了下料效率。端面平整度通过三坐标测量仪测量,下料时间通过秒表测定,上述参数需多次测定取平均值以降低误差。不同加载速度下端面实物照片如图 14 所示,坯料端面综合评价指标如表 4 所示。

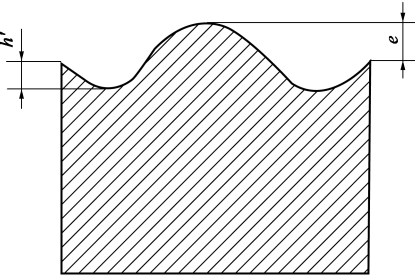


图 13 端面平整度参数示意图

Fig. 13 Schematic diagram of end surface flatness parameters

从图 14 和表 4 可以看出:断裂位置位于金属棒料表面人为预制的环状缺口根部;当加载速度为

$3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  时,下料效率较高,表明在该加载速度下缺口根部损伤累积效应较高;当加载速度为  $1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  时,端面精度较为理想。因此,综合坯料端面平整度及下料时间可知,选取加载速度为  $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  时,能够获取较为合理的端面精度及下料效率。与耦合细观损伤模型的结果对比可知,试验结果与有限元结果相吻合。因此,耦合细观损伤模型有限元模拟能够对旋扭低应力精密下料近净成形的损伤演化过程进行较为精准的预测。此外,该下料方法裂纹起裂源多且均匀,基本解决了下料过程的偏心问题,较传统下料方法在下料效率上具有很大的优势,坯料端面能够直接应用于后续的锻造工艺,无需二次加工。

#### 4 结论

(1) 基于细观损伤力学理论与等效临界断裂应变-应力三轴度模型的耦合细观损伤模型,提升了 GTN 损伤模型的适用性,且利用显微分析法、理论

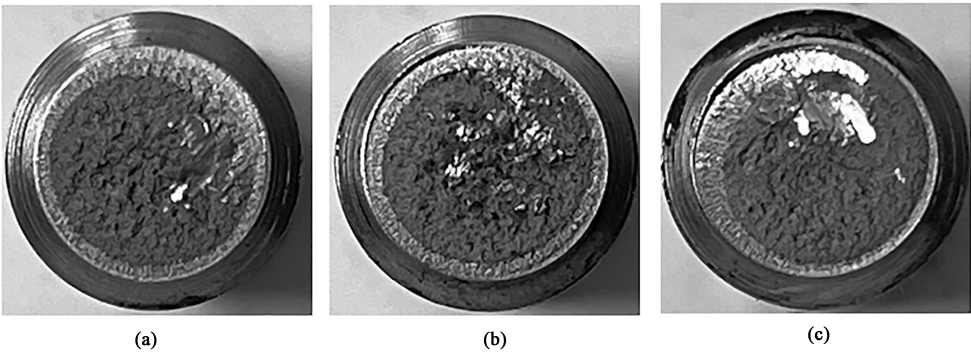


图 14 不同加载速度下的端面实物照片

(a)  $1\text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  (b)  $3\text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  (c)  $5\text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

Fig. 14 Physical photos of end surface under different loading speeds

表 4 不同加载速度下的下料时间及坯料端面平整度指标  
Table 4 Flatness indicators for end surface of blank and blanking time under different loading speeds

加载速度/ ( $\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$ )	端面凸起高度 $h'/\text{mm}$	端面下陷深度 $e/\text{mm}$	下料时间/ s
1	1.427	1.329	5.68
3	1.348	1.446	5.16
5	1.445	1.387	5.32

解析法及逆向求解法相结合的方法获得了 304 不锈钢的耦合细观损伤模型参数。

(2) 对比耦合细观损伤模型与单轴拉伸试验获得的载荷-位移曲线可知，耦合细观损伤模型能较好地对 304 不锈钢棒料的断裂行为进行预测，且验证了所构建耦合细观损伤模型及模型参数的合理性。

(3) 基于耦合细观损伤模型对旋扭低应力精密下料过程中棒料的损伤演化进行了模拟，与精密下料试验结果相吻合，验证了精密下料考虑损伤演化的合理性，为后续精密下料工艺参数的合理选取奠定了基础。

(4) 综合考虑端面平整度指标及下料时间可知，当加载速度选取为  $3\text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  时，能够获取较为合理的坯料端面精度及下料效率。

参考文献：

[1] 钟斌, 李雪伍, 于正洋, 等. 304 不锈钢棒气动式可控旋弯下料工艺及试验 [J]. 机械工程学报, 2018, 54 (22): 47-54.  
Zhong B, Li X W, Yu Z Y, et al. Process and experimental research of controllable pneumatic rotary bending cropping of 304 stainless steel bar [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2018, 54 (22): 47-54.

[2] 赵升吨, 任芋见, 杨昌群, 等. 低应力疲劳裂纹可控式精密分离技术 [J]. 塑性工程学报, 2020, 27 (12): 1-8.  
Zhao S D, Ren Y J, Yang C Q, et al. Low-stress fatigue crack controllable precision cropping technology [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2020, 27 (12): 1-8.  
[3] Gurson A L. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I-Yield criteria and flow rules for porous ductile media [J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1977, 99 (1): 2-15.  
[4] Tvergaard V. Influence of voids on shear band instabilities under plane-strain conditions [J]. International Journal of Fracture, 1981, 17 (4): 389-407.  
[5] Needleman A, Tvergaard V. An analysis of ductile rupture in notched bars [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1984, 32 (6): 461-490.  
[6] Wu H, Xu W C, Shan D B, et al. An extended GTN model for low stress triaxiality and application in spinning forming [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2019, 263: 112-128.  
[7] Wang S, Chen Z H, Dong C F. Tearing failure of ultra-thin sheet-metal involving size effect in blanking process: Analysis based on modified GTN model [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2017, 133: 288-302.  
[8] Zhao P J, Chen Z H, Dong C F. Investigation and prediction of tearing failure during extrusion based on a modified shear damage model [J]. Mechanics of Materials, 2017, 112: 28-39.  
[9] Jiang W, Li Y Z, Su J. Modified GTN model for a broad range of stress states and application to ductile fracture [J]. European Journal of Mechanics-A/Solids, 2016, 57: 132-148.  
[10] Bao Y B, Wierzbicki T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2004, 46 (1): 81-98.  
[11] Xue L. Constitutive modeling of void shearing effect in ductile fracture of porous materials [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2008, 75 (11): 3343-3366.  
[12] Nahshon K, Hutchinson J W. Modification of the Gurson model for shear failure [J]. European Journal of Mechanics-A/Solids,



- 2008, 27 (1): 1-17.
- [13] Malcher L, Pires F M A, S J M A C. An extended GTN model for ductile fracture under high and low stress triaxiality [J]. International Journal of Plasticity, 2014, 54 (2): 193-228.
- [14] Zhou J, Gao X S, Sobotka J C, et al. On the extension of the Guron-type porous plasticity models for prediction of ductile fracture under shear-dominated conditions [J]. International Journal of Solids and Structures, 2014, 51 (18): 3273-3291.
- [15] Oh C S, Kim N H, Kim Y J, et al. A finite element ductile failure simulation method using stress-modified fracture strain model [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2011, 78 (1): 124-137.
- [16] Kim N H, Oh C S, Kim Y J, et al. Comparison of fracture strain based ductile failure simulation with experimental results [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2011, 88 (10): 434-447.
- [17] Gardner L. Stability and design of stainless steel structures-Review and outlook [J]. Thin-Walled Structures, 2019, 141: 208-216.
- [18] Swift H W. Plastic instability under plane stress [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1952, 1 (1): 1-18.
- [19] Hooputra H, Metzmaier G, Werner H. Fracture criteria for crashworthiness simulation of wrought aluminum alloy components [A]. Proceedings of the 11th Annual European Conference [C]. Heidelberg, 2001.
- [20] Hooputra H, Gese H, Dell H, et al. A comprehensive failure model for crashworthiness simulation of aluminum extrusions [J]. International Journal of Crashworthiness, 2004, (5): 449-463.
- [21] Abendroth M, Kuna M. Determination of deformation and failure properties of ductile materials by means of the small punch test and neural networks [J]. Computational Materials Science, 2003, 28 (3-4): 633-644.
- [22] 钟斌, 王攀, 于正洋, 等. 新型低应力下料工艺实验研究与数值模拟 [J]. 精密成形工程, 2022, 14 (7): 58-63.  
Zhong B, Wang P, Yu Z Y, et al. Experimental research and numerical simulation of new low-stress cropping process [J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2022, 14 (7): 58-63.
- [23] 于正洋, 钟斌, 李进, 等. 新型低应力致裂精密下料装置试验研究 [J]. 锻压技术, 2022, 47 (3): 125-130.  
Yu Z Y, Zhong B, Li J, et al. Test study on new type low stress cracking precision blanking device [J]. Forging & Stamping Technology, 2022, 47 (3): 125-130.
- [24] 唐勇, 赵升吨, 王振伟. 金属棒料精密下料新工艺及实验研究 [J]. 中国机械工程, 2010, 21 (3): 359-363.  
Tang Y, Zhao S D, Wang Z W. Experimental study on new precision cropping process for metal bars [J]. China Mechanical Engineering, 2010, 21 (3): 359-363.

