

基于剪切修正 GTN 损伤模型的辊冲工艺数值模拟

刘 倩,刘 靖,杨德望,韩静涛[✉]

北京科技大学材料科学与工程学院,北京 100083

✉ 通信作者,E-mail: hanjt@ustb.edu.cn

摘 要 在 GTN 模型基础上,考虑到微孔洞剪切变形对材料劣化的影响,建立适用于压应力状态的剪切修正模型.通过用户子程序接口 VUMAT 将与损伤耦合的弹塑性本构模型嵌入具有 ALE 法的有限元软件 Abaqus/Explicit 中.利用模拟拉伸与纯剪切试验拟合载荷-位移曲线以确定模型参数.将修正模型应用到辊冲工艺有限元模拟中预测断面质量,并进行试验验证.结果表明:前刃口为小间隙冲裁,塌角较小,光亮带较大但带有一定的倾角;后刃口为大间隙冲裁,塌角与断裂带较大,光亮带较小;裂纹会同时在前刃口凸模与凹模侧面萌发,而对于后刃口,会首先在凹模侧面产生.

关键词 辊冲工艺;损伤累积模型;有限元法;数值模拟

分类号 TG386.2

Finite element simulation of rotary blanking based on a modified GTN damage model

LIU Qian, LIU Jing, YANG De-wang, HAN Jing-tao[✉]

School of Materials Science and Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China

✉ Corresponding author, E-mail: hanjt@ustb.edu.cn

ABSTRACT Based on the GTN model, a modified GTN model applicable to compressive stress conditions was established by considering the effect of microvoid shear deformation on the loss of load-carrying capacity. The elastic-plastic constitutive model with the damage model was implemented in finite element software Abaqus/Explicit with ALE description through user subroutine VUMAT. Parameter values of the modified GTN model in simulation were determined by fitting the load-displacement curve in tensile and pure shear tests. Then, the modified GTN model was employed in finite element simulation of rotary blanking processes to predict the sheared edge quality and the simulation results were experimentally verified. The results show that for the leading cutting edge where the clearance is small, the roll-over depth is small and the burnish depth tilting at an angle is large. For the tailing cutting edge where the clearance is large, the roll-over and fracture depths are large and the burnish depth is small. Microcracks will simultaneously initiate near the flanks of the punch and die for the leading cutting edge, while for the tailing cutting edge they will occur firstly near the flank of the die.

KEY WORDS rotary blanking; damage accumulation models; finite element method; numerical simulation

辊冲工艺是将多组成对模具对应安装在轧辊上,通过轧辊同步且相向旋转来实现连续冲裁.它能够有效提高具有规律性多孔型材的生产效率,广泛应用于建筑、仓储货架、包装、汽车等行业,适用于厚度小于 3 mm 的金属卷料,可实现冲孔、落料、切口、压花等工序.与普通冲裁工艺相比,辊冲工艺具有生产效率高、冲裁力低、噪音小、设备紧凑、占地面积小、投资小等

优点^[1-2].

辊冲工艺最早起源于德国,研究工作集中在模具运动轨迹、装备开发与实验等方面^[3].国内也有许多学者开始注意到这一新颖工艺.付志强^[1]主要进行了辊冲装置的结构设计,通过实验分析了断面质量与尺寸精度;陈术平^[4]和穆磊^[5]通过相对运动方式简化建立有限元模型,基于等效塑性应变准则进行模拟.然

而,目前对于辊冲工艺中材料变形机理、裂纹萌发等方面研究相对较少.近年来,随着有限元理论的发展与计算机硬件的提升,有限元模拟在塑性加工领域得到广泛应用,优化了工艺流程,提升了产品质量^[6].

从物理机制方面讲,韧性断裂是由塑性变形诱发孔洞形核、长大和聚合而引起的. GTN 细观损伤模型是以孔洞体积分数作为损伤变量来描述在塑性变形过程中材料性能逐渐劣化直至发生断裂分离的过程^[7]. 它是基于轴对称应力状态下孔洞长大机制得到的,认为孔洞体积分数的增长来源于孔洞长大和形核两部分. 拉应力是造成孔洞长大的主要因素. Hambli^[8] 分别使用 Lemaitre 和 GTN 模型模拟冲裁,并比较了两者的模拟结果,发现 GTN 模型并不能准确描述以压应力状态为主的损伤情况,例如冲裁和剪切. 针对剪切型韧性断裂, Nahshon 与 Hutchinson^[9] 提出剪切修正 GTN 损伤模型,将孔洞剪切变形等效为损伤增长,使其适用于低应力三轴度情况,扩大了 GTN 模型的适用范围.

本文在 GTN 细观损伤理论基础上,考虑了剪切变形对孔洞损伤演化的影响,建立了适用于低应力三轴度下的损伤模型. 利用向后欧拉完全隐式积分算法通过用户子程序接口 VUMAT 将其嵌入到有限元软件 Abaqus 中. 通过试验与有限元模拟相结合的方式确定损伤模型参数,运用损伤耦合模型来模拟辊冲工艺并分析断面质量、裂纹萌发与扩展、冲裁力与扭矩以及冲裁间隙大小带来的影响,得到与试验相吻合的结果.

1 材料本构模型

1.1 剪切修正 GTN 模型

针对含球形孔洞的有限体单元, Gurson^[10] 基于不可压缩的理想刚塑性材料给出屈服函数上限解. 随后, Needleman 和 Tvergaard^[11] 引入额外参数,修正塑性势函数,即广泛使用的 GTN 损伤模型:

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

式中: q_1 、 q_2 和 q_3 为拟合系数,当 $q_1 = q_2 = q_3 = 1$ 时,式(1)将退化为原始 Gurson 模型; σ_{eq} 为宏观等效应力,

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}}; \mathbf{S} \text{ 为偏应力张量 } \mathbf{S} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) \mathbf{I}; \mathbf{I}$$

为二阶单位张量; σ_m 为静水压力; $\bar{\sigma}$ 为基体材料屈服应力 $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\varepsilon})$; $\bar{\varepsilon}$ 为等效塑性应变; f^* 为损伤变量,是孔洞体积分数 f 的分段函数,用来描述临近断裂时孔洞之间的聚合效应,表示为

$$f^* = \begin{cases} f, & f \leq f_c; \\ f_c + \frac{f_u - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c), & f_c < f < f_F; \\ f_F, & f \geq f_F. \end{cases} \quad (2)$$

式中: 孔洞体积分数 f 为孔洞体积与总体积间的比值; f_c 为孔洞聚合开始时临界孔洞体积分数; f_F 为断裂发生时孔洞体积分数; $f_u = (q_1 + \sqrt{q_1^2 - q_3}) / q_3$, 当 $q_3 = q_1^2$ 时 $f_u = 1/q_1$; 通常将系数 $\delta = \frac{f_u - f_c}{f_F - f_c}$ 称为孔洞长大加速因子.

依据等效塑性功原理得到基体等效塑性应变的演化方程为

$$(1-f) \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon}^p = \boldsymbol{\sigma} : d\boldsymbol{\varepsilon}^p. \quad (3)$$

式中 $d\bar{\varepsilon}^p$ 为基体材料的等效塑性应变增量, $d\boldsymbol{\varepsilon}^p$ 为宏观塑性应变增量.

孔洞体积分数损伤演化方程包括两部分:

$$df = df_{gr} + df_{nu}. \quad (4)$$

式中 df_{gr} 和 df_{nu} 分别为由原有孔洞长大与新孔洞形核而引起的孔洞体积分数变化率.

假定基体材料是不可压缩的, df_{gr} 依赖于宏观的塑性体积变形率. 根据质量守恒定律, 则有

$$df_{gr} = (1-f) d\boldsymbol{\varepsilon}^p : \mathbf{I}. \quad (5)$$

对塑性应变控制的形核机制来说,新孔洞形核而引起孔洞体积分数的变化率符合正态分布,表示为

$$df_{nu} = A d\bar{\varepsilon}^p = \frac{f_n}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\bar{\varepsilon}_m^p - \bar{\varepsilon}_N}{S_N} \right)^2 \right] d\bar{\varepsilon}^p. \quad (6)$$

式中 $\bar{\varepsilon}_N$ 为孔洞形核的平均应变, S_N 为孔洞形核的标准差, f_n 为发生微孔洞形核的体积分数.

研究表明^[12], 剪切应力状态下孔洞体积分数并不会增长,但孔洞变形依然会造成材料劣化. 考虑到剪切变形对孔洞损伤演化的贡献, Nahshon 与 Hutchinson^[9] 修正了 GTN 模型,将孔洞变形等效为损伤增长项 df_{sh} . 因此,孔洞体积分数 f 不再与材料体积改变直接相关,表示为

$$df = df_{gr} + df_{nu} + df_{sh}, \quad (7)$$

$$df_{sh} = k_s \omega(\boldsymbol{\sigma}) \frac{S_3 : d\boldsymbol{\varepsilon}^p}{\sigma_{eq}}, \quad (8)$$

$$\omega(\boldsymbol{\sigma}) = 1 - \left(\frac{27 J_3}{2 \sigma_{eq}^3} \right)^2, \quad (9)$$

$$J_3 = \det(\mathbf{S}) = \frac{1}{3} S_{ij} S_{ik} S_{jk}. \quad (10)$$

式中: k_s 为剪切系数,表示剪切对损伤增长率的贡献大小; $\omega(\boldsymbol{\sigma})$ 为应力状态量; J_3 为应力偏张量的第三不变量.

根据式(9)得知 ω 的取值范围为 $0 \leq \omega \leq 1$. 其中, $\omega = 0$ 对应于轴对称应力状态; $\omega = 1$ 表明为纯剪切应力状态,此时微孔洞的剪切变形起主导作用.

1.2 剪切修正 GTN 模型的数值实现算法

文献中有诸多针对弹塑性本构方程的数值积分算法,其中最为准确可靠的是向后欧拉回退算法^[13]. 计

算过程为: 当前时间增量步开始时, 获取上一增量步结束时的应力、应变和状态变量值, 在给定应变增量下更新本增量步的应力、应变和状态变量值。更新后的应力、应变和状态变量值必须满足屈服条件、流动法则、状态变量的演化方程等。为此, 增量步开始时假定变形为纯弹性来预测应力值, 假如该应力状态超出屈服面范围, 通过塑性修正使得变形后的应力状态回归到更新后的屈服面上来。具体步骤如下:

(1) 从主程序获取上一增量步 t 时刻变量初始值: $\sigma_t, \varepsilon_t, H_t^{\alpha}, \Delta\varepsilon_{t+\Delta t}, H^{\alpha} (\alpha=1, 2)$ 分别代表 2 个状态变量 f 和 $\bar{\varepsilon}^p$ 。

(2) 假定应变增量为纯弹性来计算弹性试探应力:

$$\sigma^{\text{tr}} = C^e : (\varepsilon_t^e + \Delta\varepsilon_{t+\Delta t}) = \sigma_t + C^e : \Delta\varepsilon_{t+\Delta t} \quad (11)$$

式中, 右上标 tr 表示弹性预测状态, C^e 为四阶弹性张量。

计算弹性试探应力的静水压力分量:

$$\sigma_m^{\text{tr}} = -\frac{1}{3}\sigma^{\text{tr}} : I \quad (13)$$

计算弹性试探应力的等效应力分量:

$$\sigma_{\text{eq}}^{\text{tr}} = \sqrt{\frac{3}{2}S^{\text{tr}} : S^{\text{tr}}} \quad (14)$$

(3) 计算屈服函数值, 判断此时状态:

$$\Phi^{\text{tr}} = \Phi(\sigma^{\text{tr}}, H^{\alpha}) = \Phi(\sigma_{\text{eq}}^{\text{tr}}, \sigma_m^{\text{tr}}, \bar{\sigma}^{\text{tr}}, H^{\alpha}) \quad (15)$$

当 $\Phi^{\text{tr}} < 0$ 时, 说明处于弹性变形状态, 跳到第 (5) 步更新应力; 当 $\Phi^{\text{tr}} \geq 0$ 时, 表示处于塑性变形状态, 需进行塑性修正。

(4) 塑性修正计算。依据屈服准则、流动条件和一致性条件, 则有

$$\begin{cases} m_1 = {}^{k+1}\Delta\varepsilon_{\sigma_m} \frac{\partial\Phi}{\partial\sigma_{\text{eq}}} + {}^{k+1}\Delta\varepsilon_{\sigma_{\text{eq}}} \frac{\partial\Phi}{\partial\sigma_m} = 0, \\ m_2 = \Phi({}^{k+1}\sigma_{\text{eq}}, {}^{k+1}\sigma_m, {}^{k+1}H^{\alpha}) = 0, \\ {}^{k+1}\bar{\sigma} = \frac{d\sigma}{d\varepsilon^p} {}^{k+1}\bar{\varepsilon}^p. \end{cases} \quad (16)$$

式中 $\Delta\varepsilon_{\sigma_m} = -d\lambda \frac{\partial\Phi}{\partial\sigma_m}$, $\Delta\varepsilon_{\sigma_{\text{eq}}} = d\lambda \frac{\partial\Phi}{\partial\sigma_{\text{eq}}}$, 左上标 $k+1$ 代表第 $k+1$ 次迭代。

运用 Newton-Raphson 法反复迭代求解非线性方程组中两个基本变量 $\Delta\varepsilon_{\sigma_m}$ 和 $\Delta\varepsilon_{\sigma_{\text{eq}}}$, 直至满足 $|m_1|$ 与 $|m_2|$ 容差小于 10^{-6} , 说明求解收敛, 否则继续迭代, 直至达到程序设定的最大迭代次数而终止计算。

(5) 更新 $t + \Delta t$ 时刻的等效应力、静水压力、应力、应变及状态变量:

$$\begin{cases} \sigma_{\text{eq}} = \sigma_{\text{eq}}^{\text{tr}} - 3G\Delta\varepsilon_{\sigma_{\text{eq}}}, \\ \sigma_m = \sigma_m^{\text{tr}} + K\Delta\varepsilon_{\sigma_m}. \end{cases} \quad (17)$$

式中: G 为剪切模量, $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$, E 为杨氏模量, ν 为

泊松比; K 为体积模量 $K = \frac{E}{3(1-2\nu)}$ 。

$$\sigma_{t+\Delta t} = \frac{2}{3}\sigma_{\text{eq}} n - \sigma_m I \quad (18)$$

$$\begin{cases} \Delta\bar{\varepsilon}^p = \frac{-\sigma_m \Delta\varepsilon_{\sigma_m} + \sigma_{\text{eq}} \Delta\varepsilon_{\sigma_{\text{eq}}}}{(1-f)\bar{\sigma}}, \\ \Delta f = (1-f) \Delta\varepsilon_{\sigma_m} + A \Delta\bar{\varepsilon}^p + k_s f \omega(\sigma) \Delta\varepsilon_{\sigma_{\text{eq}}}. \end{cases} \quad (19)$$

$$\begin{cases} \bar{\varepsilon}_{t+\Delta t}^p = \bar{\varepsilon}_t^p + \Delta\bar{\varepsilon}^p, \\ f_{t+\Delta t} = f_t + \Delta f. \end{cases} \quad (20)$$

式中 n 为塑性流动方向 $n = \frac{3S^{\text{tr}}}{2\sigma_{\text{eq}}^{\text{tr}}}$ 。

假如 $f \geq f_c$, 则根据式 (2) 来计算 f^* 。

(6) 进入下一增量步。

2 材料模型

2.1 拉伸试验

依据 GB/T 228.1—2010 标准在万能材料试验机上进行拉伸试验, 采用标距为 50 mm 的机械式夹持引伸计来监测试样变形过程, 计算机同步记录拉伸载荷—位移数据。试样材料为 0.8 mm 厚低碳钢 SPCC, 试样尺寸见图 1。

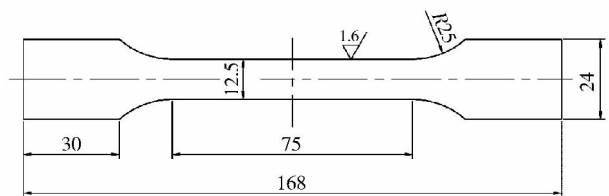


图 1 拉伸试样尺寸 (单位: mm)

Fig. 1 Dimension of the tensile specimen (unit: mm)

拉伸试样会先后经历弹塑性均匀变形、扩散性颈缩、集中性颈缩和韧性断裂 4 个阶段。颈缩前试样处于均匀变形阶段, 可直接计算将试验数据转换成真应力和真应变, 然而颈缩后局部变形严重集中, 应力状态由单向拉转变为三向拉应力状态, 只能通过硬化法则外推得到大应变情况下的材料响应。采用 Swift 硬化准则 $\sigma = K(\varepsilon + \varepsilon_0)^n$ 拟合塑性阶段初期的真应力—真应变曲线得到无损伤状态下材料塑性强化曲线, 如图 2。表 1 给出材料力学性能参数。

表 1 SPCC 钢的力学性能

Table 1 Mechanical properties of SPCC steel

杨氏模量, E/GPa	泊松比, ν	强化系数, K/MPa	硬化指数, n	ε_0
150	0.3	660.08	0.256	0.0074

2.2 纯剪切试验

纯剪切试验是在万能材料试验机上进行, 通过改变试样形状而造成应力三轴度为零的剪应力状态^[14]。

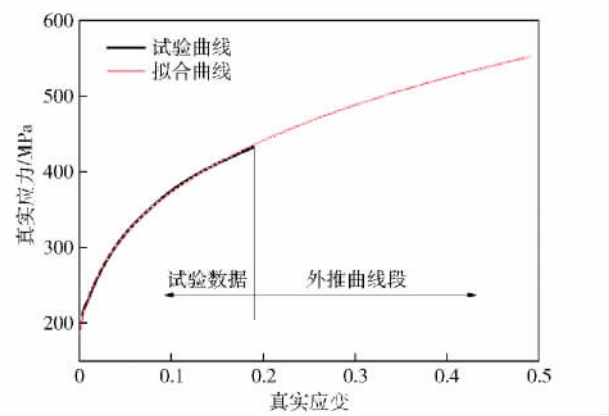


图 2 Swift 拟合外推曲线

Fig. 2 Hardening curve based on experimental data and extrapolation with Swift's law

图 3 给出纯剪切试样形状。采用标距为 50 mm 的引伸计,以 $1\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ 速度拉伸直至断裂分离,认为是准静态过程。

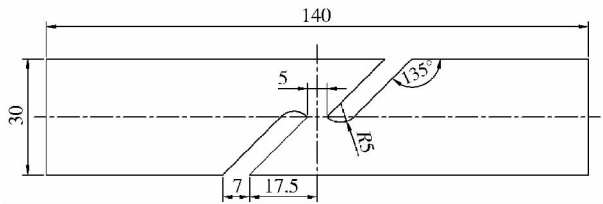


图 3 纯剪切试样形状

Fig. 3 Size of the pure shear specimen

2.3 剪切修正 GTN 模型参数的确定

修正 GTN 模型中需要确定 10 个参数,将其可分为 4 类^[15]: (1) q_1 、 q_2 和 q_3 为孔洞间相互作用参数。 q_1 表征由于孔洞间相互作用引起的强度下降,而 q_2 与 q_3 分别控制着应力三轴度与孔洞体积分数对屈服面的影响。对金属材料来说,通常取 $q_1 = 1.5$, $q_2 = 1.0$, $q_3 = q_1^2 = 2.25$ 。(2) f_0 、 $S_N f_n$ 和 ε_N 是材料孔洞体积分数参数。其中 f_0 是初始孔洞体积分数; S_N 表征孔洞体积分数的离散程度,一般取 0.1; f_n 控制着损伤演化率; ε_N 控制着损伤萌发时的塑性应变水平。(3) f_c 和 f_F 为韧性断裂参数。其中 f_c 控制着累积孔洞体积分数的增长, f_F 控制着材料的断裂。(4) k_s 为剪切系数。

采用试验与模拟相结合的方法拟合拉伸载荷一位移曲线获取各个参数^[16]:通过模拟拉伸试验确定 f_n 、 $\varepsilon_N f_c$ 和 f_F 的值,通过模拟纯剪切试验确定了 k_s ,见表 2。图 4 比较 2 组试验和模拟中得到的载荷一位移曲线。

图 5 给出了拉伸试样断口形貌。可以看到试样发生明显的局部颈缩,使用扫描电镜观察断口为韧窝形貌,属于典型的塑性大变形引起的韧性断裂。拉伸试验中断口处的宽度为 8.74 mm,厚度为 0.58 mm,而在模拟中分别为 8.42 mm 和 0.51 mm。两者存在微小差别的原因在于断口呈楔形状,厚度和宽度会随与断口间的距离越小而逐渐变小,实际中并不能准确测量。

表 2 SPCC 钢的 GTN 模型参数值
Table 2 GTN model parameter values of SPCC steel

q_1	q_2	q_3	f_0	S_N	f_n	ε_N	f_c	f_F	k_s
1.5	1.0	2.25	0.001	0.1	0.04	0.3	0.1	0.12	1.0

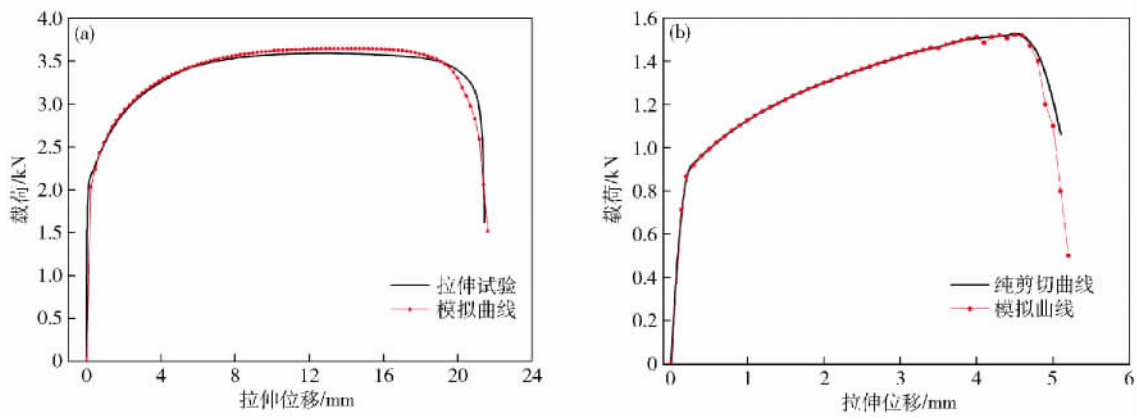


图 4 试验与模拟中载荷一位移曲线比较。(a) 拉伸试验;(b) 纯剪切试验

Fig. 4 Comparison between finite element simulation and experimental load-displacement curves: (a) tensile test; (b) pure shear test

3 辊冲工艺有限元模型

辊冲工艺不仅涉及到剧烈的弹塑性变形,而且以断裂分离而结束,具有高度非线性特点,经典的牛

顿-拉普拉森迭代法并不适用,因此选用非迭代的显式算法 Abaqus/Explicit 模块。辊冲变形主要集中在凸凹模间的狭小区域内,相比剪切变形区,宽度方向为无穷大,将其简化为平面应变问题,大大提高了计算效

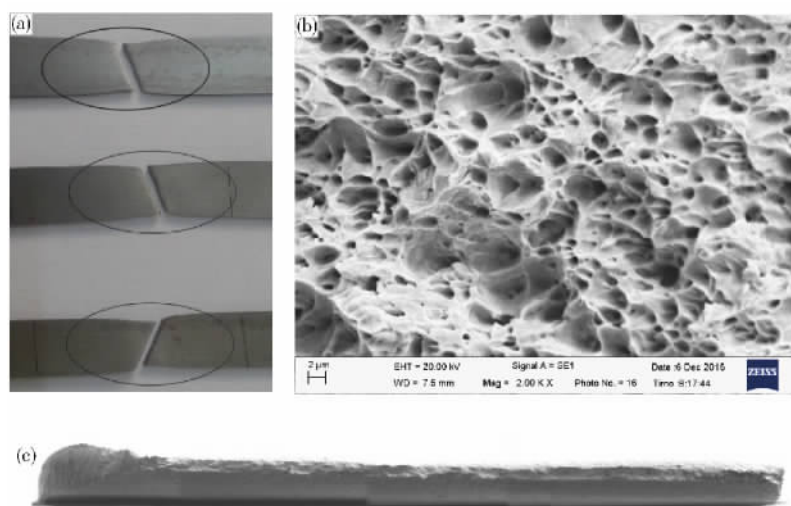


图5 拉伸试样断口组织。(a) 局部颈缩带; (b) 断口扫描电镜照片; (c) 断口形貌

Fig. 5 Fractographs of the tensile samples: (a) local necking band; (b) SEM image of fracture surface; (c) fracture surface

率,方便研究断面质量及应力应变分布情况。

辊冲工艺有限元模型主要由凸模辊、凹模辊、板料和一对压料辊所组成,如图6。此外,为了确保板料运动符合实际情况,添加支撑板与限位环作为边界条件,支撑板的作用是保证板带的平直,限位环是起压料作用,防止板料在冲裁过程中挠曲过大。辊冲装置详细参数见表3。模具刚度很大,认为凸模辊与凹模辊均为刚体,板料为弹塑性体。同样,压料辊、支撑板和限位环也视为刚体。凸模辊和凹模辊分别绕其中心相向旋转,旋转角速度为 $5 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$,板带前进速度为 $500 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,材料为 SPCC,厚度为 0.8 mm 。板带与模具间的摩擦系数为 0.15 。板料单元类型为 CPE4R 与 CPE3,图7给出了其网格划分,采用单元删除法来实现材料断裂分离^[17]。为了能够准确表征冲孔断面质量,需对刃口附近材料进行网格细化。同时,使用 ALE 自适应网格来保证变形区网格质量,避免因网格畸变而降低求解精度甚至模拟终止的情况发生。

表3 辊冲装置参数

Table 3 Parameters of the rotary blanking setup/mm

凸模辊 半径 R_p	凹模辊 半径 R_d	凸模 高度 H	模具圆角 高度	轴距, a	压料辊 半径 R_y
98	100	2	0.02	199.5	20

4 结果与讨论

4.1 断面质量特征

如图8所示,与普通冲裁一样,辊冲断面质量也包括塌角、光亮带、断裂带和毛刺四部分,此外还有压痕存在。这是由于轧辊为圆形,并且变形仅集中在刃口附近区域。对于模具前后刃口来说,断面质量存在着巨大的不同,这是由于冲裁间隙变化不同所致。前刃

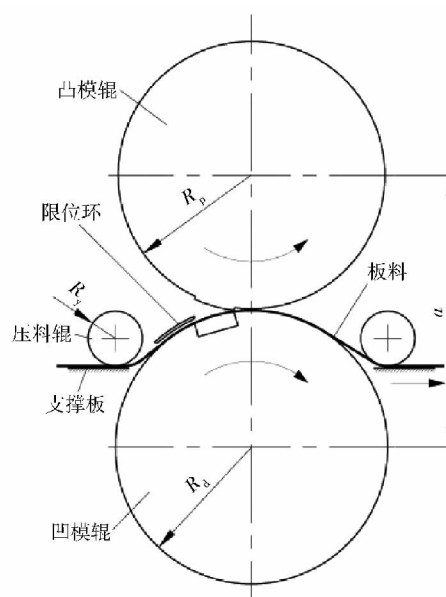


图6 辊冲工艺有限元模型

Fig. 6 Finite element model of the rotary blanking process

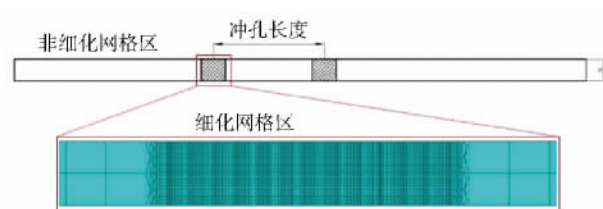


图7 板料网格划分

Fig. 7 Mesh of the sheet metal used in finite element simulation

口断面上光亮带并不是竖直的,而是具有一定的倾斜角度。这是因为模具始终在做旋转运动,倾角大小与轧辊直径、板料力学性能和厚度、裂纹萌发时模具位置等有关。后刃口断面上塌角相对较大,光亮带接近竖直方向。

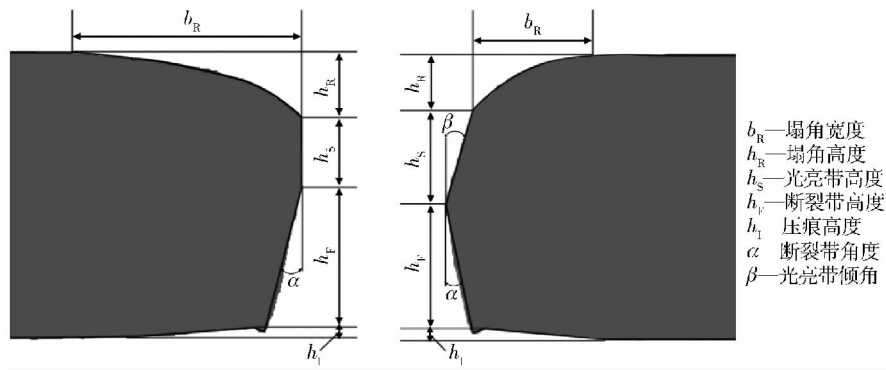


图 8 辊冲试验中断面质量

Fig. 8 Sheared edge quality in the rotary blanking experiment

对比图 8 和图 9, 结果表明剪切修正 GTN 模拟结果与试验吻合程度更好, 证实了模型的可靠性。与剪切修正 GTN 模型相比, GTN 模型的断面质量中塌角与压痕基本相同, 差别在于光亮带与断裂带的比例, 其中 GTN 模型的光亮带相当大。这是因为 GTN 模型没有考虑压应力下损伤累积, 而是最后在拉应力下发生断裂分离。

4.2 冲裁间隙和浸入深度变化

普通冲裁间隙指凸模与凹模刃口间缝隙的距离, 不考虑模具磨损时始终保持不变。然而, 辊式冲裁间隙随轧辊旋转而时刻在发生变化, 取决于旋转位置、模具几何形状、板料厚度等。为定量描述冲裁间隙的变化情况, 从凸模与凹模刃口处作板料的垂线, 两者间距就是瞬时冲裁间隙 c , 如图 10。

图 11 给出瞬时冲裁间隙和凸模浸入深度随旋转角度的变化情况。对于前刃口来说, 瞬时冲裁间隙基本上处于小间隙, 随着轧辊旋转, 间隙值逐渐增大, 当完全浸入板料时冲裁间隙变为 0.101 mm。然而, 与前刃口不同, 后刃口冲裁过程中完全处于大间隙冲裁, 并随着轧辊旋转, 冲裁间隙逐渐减小, 当完全浸入板料时冲裁间隙达到最小值 0.101 mm。关于凸模浸入深度随旋转角度的变化情况, 前刃口与后刃口的变化情况相一致, 区别仅在于存在模具对应的相位角。

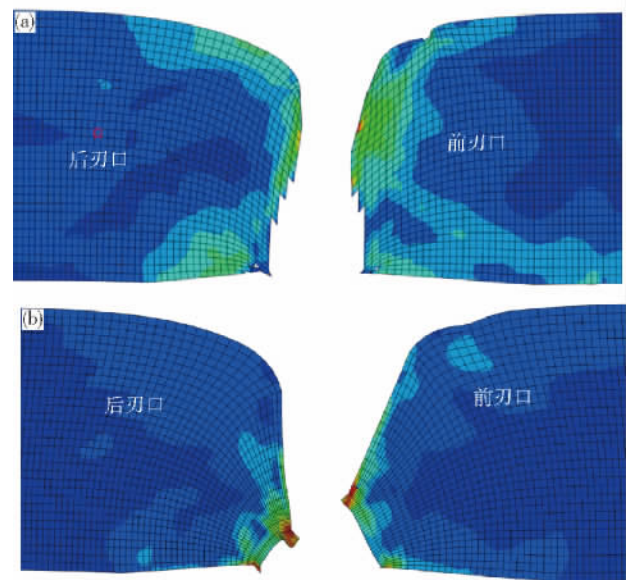


图 9 剪切修正 GTN 模型 (a) 与 GTN 模型 (b) 的断面质量之间对比

Fig. 9 Comparison of sheared edge quality using the modified GTN model (a) and the original GTN model (b)

4.3 裂纹萌发与扩展

图 12 给出前刃口与后刃口处微裂纹萌发位置。对于前刃口来说, 微裂纹会同时在凸模和凹模侧刃口

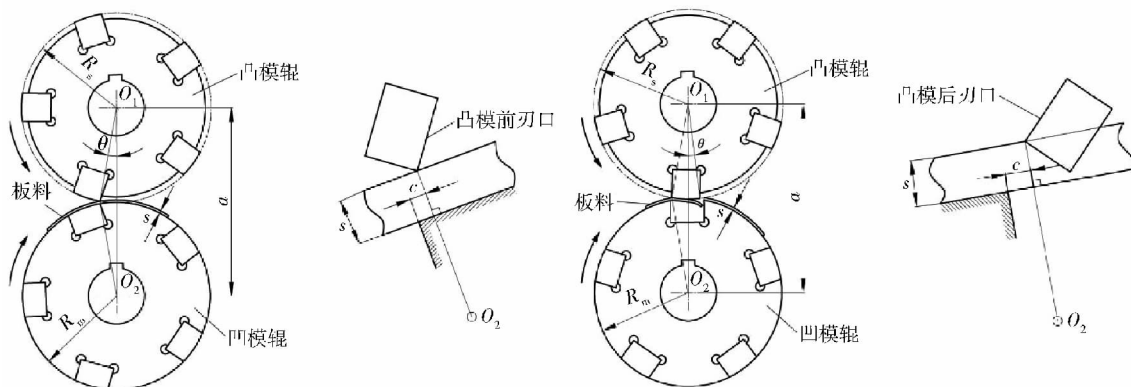


图 10 瞬时冲裁间隙的定义: (a) 前刃口; (b) 后刃口

Fig. 10 Definition of instantaneous die clearance: (a) leading cutting edge; (b) trailing cutting edge

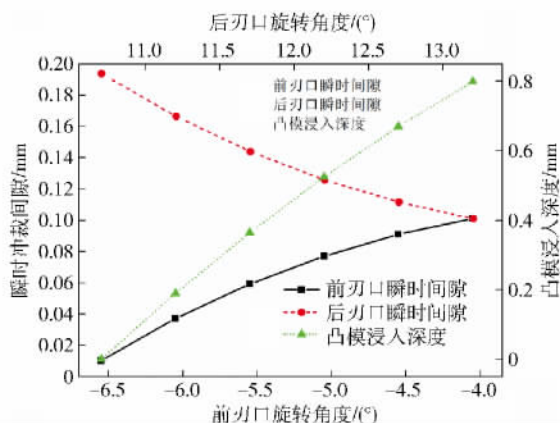


图 11 瞬时冲裁间隙和凸模浸入深度随旋转角度的变化情况

Fig. 11 Variations of instantaneous clearance and punch penetration depth along with rotation angle

附近萌发并相向扩展;而对于后刃口来说,由于凹模侧面附近材料的静水压力低于凸模侧面,微裂纹会首先在凹模侧刃口处萌发,继而再在凸模侧面附近产生。

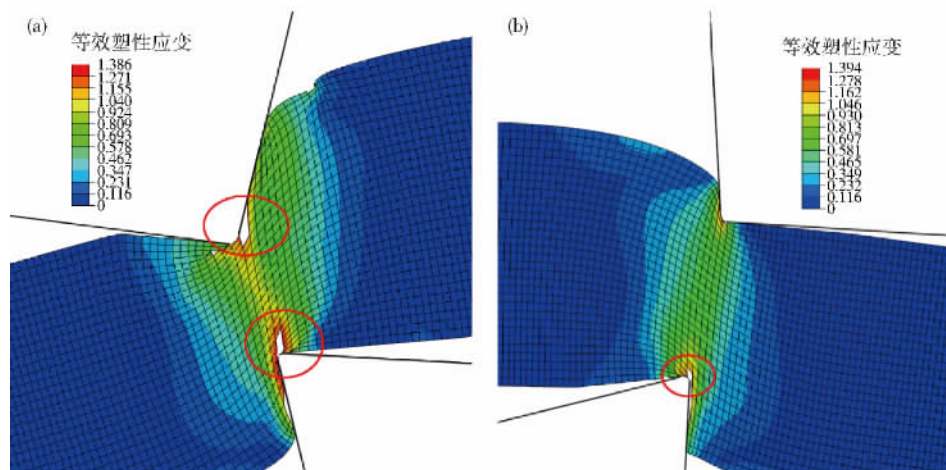


图 12 微裂纹萌发位置。(a) 前刃口; (b) 后刃口

Fig. 12 Location of microcrack initiation: (a) leading cutting edge; (b) trailing cutting edge

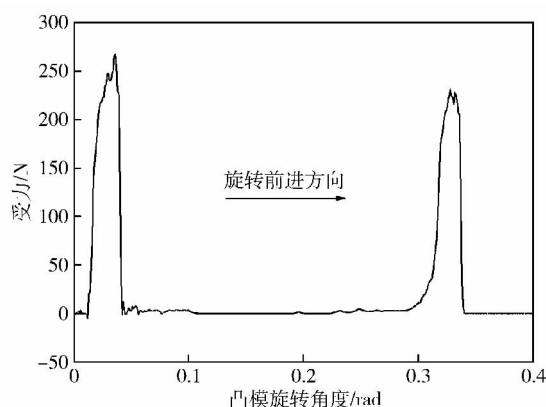


图 13 冲裁力随轧辊旋转角度的变化

Fig. 13 Variations of blanking force according to rotation angle of roller

图 14 给出凸模辊与凹模辊所受扭矩随轧辊旋转

微裂纹产生后,会在拉应力作用下迅速扩展,当两裂纹相遇后,材料将发生完全断裂分离。

4.4 冲裁力与扭矩变化情况

图 13 给出冲裁力随轧辊旋转角度的变化情况。曲线有两个明显的波峰,分别代表前刃口和后刃口冲裁过程,两者间距为模具所对应的相位角。前刃口的最大冲裁力为 267.52 N,而后刃口为 231.29 N。前刃口的冲裁力大于后刃口。这是因为小间隙冲裁比大间隙冲裁会造成更强的压应力状态,故所需的冲裁力增大。当凸模和凹模开始剪切材料,冲裁力会陡然增加,冲裁间隙内材料会依次经历弹性变形和塑性变形,此阶段内会形成塌角和光亮带。随着轧辊进一步旋转,塑性变形程度的增加,当抗剪面积减少与加工硬化作用相等时,冲裁力达到最大值,而后裂纹会在模具侧刃口附近形成,迅速扩展直至发生断裂分离,此时断裂带和毛刺形成,冲裁力也会急剧下降。

的变化情况。前刃口剪切时,凸模辊所受扭矩要大于凹模辊,分别为 $-11040 \text{ N}\cdot\text{mm}$ 和 $-6700 \text{ N}\cdot\text{mm}$,其原因在于冲裁区材料内的压应力方向会阻碍凸模辊旋转,但与凹模辊旋转方向相一致;然而,对于后刃口冲裁时,凹模辊所受扭矩要大于凸模辊,分别为 $7939 \text{ N}\cdot\text{mm}$ 与 $2617 \text{ N}\cdot\text{mm}$ 。总体来说,前刃口冲裁时所需要的扭矩要大于后刃口,这是由于冲裁时材料应力状态与冲裁特性不同所造成的。

4.5 冲裁间隙的影响

冲裁间隙被认为是影响产品断面质量与尺寸精度最重要的因素。为了研究冲裁间隙对辊冲断面质量的影响,分别取 0.05、0.10、0.15 和 0.20 mm 4 种标准间隙,结果见图 15 所示。对于前刃口来说,塌角宽度和高度、光亮带高度都会随冲裁间隙的增加而增大,断裂带高度却随之减小。然而对于后刃口来说,塌角高度

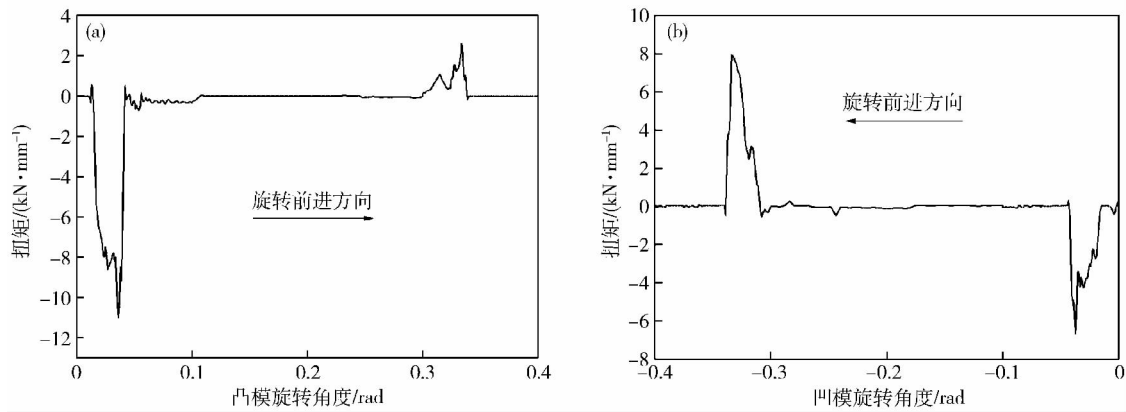


图 14 扭矩随轧辊旋转的变化情况. (a) 凸模辊; (b) 凹模辊

Fig. 14 Variations of torque according to roller rotation: (a) punch roller; (b) die roller

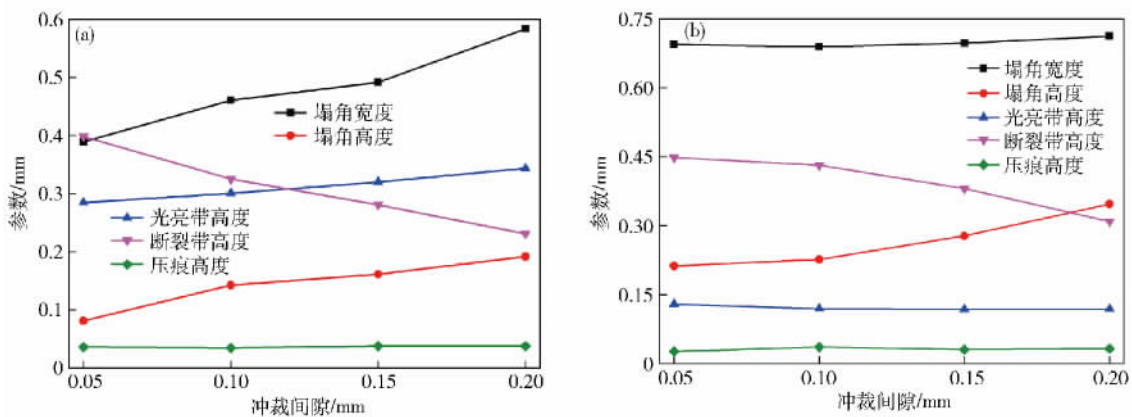


图 15 冲裁间隙对断面质量的影响. (a) 前刃口; (b) 后刃口

Fig. 15 Effect of die clearance on the sheared edge quality: (a) leading cutting edge; (b) trailing cutting edge

随冲裁间隙的增加而增大, 断裂带高度随之减小, 而塌角宽度和光亮带高度变化不大. 对比图 15(a) 与 (b) 发现, 在相同冲裁间隙下, 前刃口的塌陷程度和断裂带高度要低于后刃口, 而前刃口光亮带高度要大于后刃口, 两者的压痕高度基本一致, 维持在 0.03 mm 上下.

图 16 给出冲裁旋转行程角随冲裁间隙的变化情况. 可以看出: 无论是前刃口还是后刃口, 旋转行程角都会随冲裁间隙增大而增加; 然而, 当冲裁间隙一定时, 前刃口的旋转行程角始终大于后刃口. 这是因为与前刃口相比, 后刃口的拉应力状态强烈使得压下量较小所致.

5 结论

(1) 将适用于低应力三轴度下的剪切修正 GTN 模型通过用户子程序 VUMAT 嵌入到 Abaqus 中来模拟辊冲工艺, 断面质量模拟与试验结果相一致, 验证材料模型的可靠性和有效性.

(2) 前刃口为小间隙冲裁, 冲裁间隙随轧辊旋转而逐渐增大, 断面质量较好, 但光亮带具有一定的倾角; 后刃口为大间隙冲裁, 冲裁间隙随轧辊旋转而逐渐

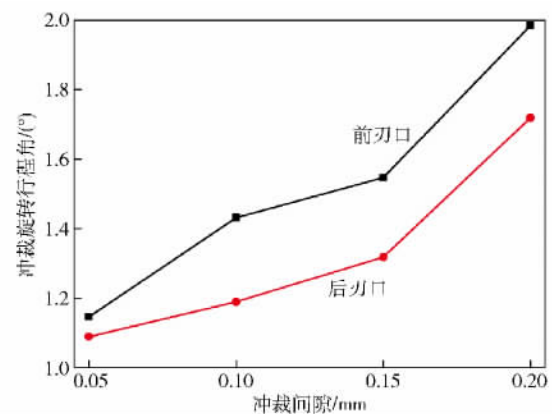


图 16 冲裁旋转行程角度随冲裁间隙的变化情况

Fig. 16 Variations of rotary angle in the blanking process according to die clearance

减小, 塌角与断裂带较大, 光亮带较小.

(3) 对于前刃口, 裂纹会同时在凸模和凹模侧面萌发; 而对于后刃口, 会首先在凹模侧面萌发, 继而再在凸模侧面附近产生. 前刃口冲裁时所需的冲裁力与扭矩均大于后刃口.

(4) 随着冲裁间隙增大, 前刃口断面质量变差, 而

后刃口的塌角程度增大,光亮带变化不大. 总体来说,前刃口断面质量要好于后刃口.

参 考 文 献

- [1] Fu Z Q. *The Research and Experiment on Technology of Rotary Punch* [Dissertation]. Beijing: North China University of Technology, 2010
(付志强. Rotary Punch(滚冲)工艺的技术研究与实验[学位论文]. 北京: 北方工业大学, 2010)
- [2] Zang Y, Mu L, Wu D P, et al. Numerical simulation of metal sheet rotary blanking and die parameters. *J Univ Sci Technol Beijing*, 2013, 35(10): 1360
(臧勇, 穆磊, 吴迪平, 等. 金属薄板滚压冲裁过程数值模拟及模具参数. 北京科技大学学报, 2013, 35(10): 1360)
- [3] Hoffmann H, Schweitzer M, Milberg J. Rotary blanking. *CIRP Ann Manuf Technol*, 1999, 48(1): 213
- [4] Chen S P. *Study on Process and Equipment of Rotary Blanking for Cold-formed Steel* [Dissertation]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2014
(陈术平. 冷弯型钢滚冲加工工艺及装备研究[学位论文]. 北京: 北京科技大学, 2014)
- [5] Mu L. *Die Design and Parameter Study for Metal Sheet Rotary Blanking* [Dissertation]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2012
(穆磊. 金属板带滚冲模具设计及工艺参数研究[学位论文]. 北京: 北京科技大学, 2012)
- [6] Wu X, Bahmanpour H, Schmid K. Characterization of mechanically sheared edges of dual phase steels. *J Mater Process Technol*, 2012, 212(6): 1209
- [7] Liu Q, Han J T, Liu J, et al. Research on the application of ductile fracture criteria and damage models in finite element simulation of blanking process. *Forg Stamping Technol*, 2015, 40(6): 28
(刘倩, 韩静涛, 刘靖, 等. 韧性断裂准则及损伤模型在冲裁有限元模拟中的应用研究. 锻压技术, 2015, 40(6): 28)
- [8] Hambli R. Comparison between Lemaitre and Gurson damage models in crack growth simulation during blanking process. *Int J Mech Sci*, 2001, 43(12): 2769
- [9] Nahshon K, Hutchinson J W. Modification of the Gurson model for shear failure. *Eur J Mech A*, 2008, 27(1): 1
- [10] 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 Eng Mater Technol*, 1977, 99(2): 15
- [11] Needleman A, Tvergaard V. A numerical study of void distribution effects on dynamic ductile crack growth. *Eng Fract Mech*, 1991, 38(2/3): 157
- [12] Huang J K, Dong X H. Numerical simulation and experimental verification of ductile fracture criteria of metals. *Mater Sci Technol*, 2010, 18(4): 147
(黄建科, 董湘怀. 金属韧性断裂准则的数值模拟和实验研究. 材料科学与工艺, 2010, 18(4): 450)
- [13] Nahshon K, Xue Z. A modified Gurson model and its application to punch-out experiments. *Eng Fract Mech*, 2009, 76(8): 997
- [14] Li H, Fu M W, Lu J, et al. Ductile fracture: experiments and computations. *Int J Plast*, 2011, 27: 147
- [15] Sun Q, Chen J J, Li X X, et al. Material parameters identification of modified GTN damage model and its application to small punch test. *J Mech Eng*, 2014, 50(24): 79
(孙权, 陈建钧, 李晓雪, 等. 剪切修正 GTN 模型在小冲杆实验中的应用研究. 机械工程学报, 2014, 50(24): 79)
- [16] Wang R Z, Chen Z H, Zang Y. Thermal stamping formability of magnesium alloy sheet based on the Gurson model. *J Univ Sci Technol Beijing*, 2014, 36(4): 459
(王瑞泽, 陈章华, 臧勇. 基于 Gurson 模型的镁合金板材温热冲压成形研究. 北京科技大学学报, 2014, 36(4): 459)
- [17] Wu Z, Li S, Zhang W, et al. Ductile fracture simulation of hydroforming process based on various criteria in 3D modeling. *Mater Des*, 2010, 31(8): 3661