

文章编号: 1000-4750(2014)06-0232-07

修正 GTN 模型及其在预测硅钢冷轧边裂中的应用

孙 权, 闫玉曦, 陈建钧, 潘红良

(华东理工大学机械与动力工程学院, 上海 200237)

摘 要: 考虑剪应变对微孔洞损伤演化的影响, 对 GTN 损伤模型的损伤演化机制进行修正, 建立了适用于不同应力三轴度水平的损伤模型。结合隐式应力更新算法和显式有限元计算, 采用 VUMAT 子程序实现了修正 GTN 模型在有限元软件 ABAQUS 中的数值计算。通过模拟纯剪切和剪切-拉伸两组试样的损伤演化和断裂行为, 验证了修正 GTN 模型在不同应力三轴度承载条件下的有效性。运用修正 GTN 损伤模型模拟含边部缺口的带钢在轧制过程中裂纹的萌生和扩展行为, 模拟结果与实验相一致, 表明该模型可有效地用于带钢缺陷在轧制过程中扩展行为的分析和预测。模拟和实验结果表明, 带钢边部缺口在轧制过程中, 缺口前沿和后沿均会萌生裂纹, 且后沿裂纹扩展更为明显。

关键词: GTN 模型; 损伤演化; 数值算法; 冷轧; 边裂

中图分类号: TG335 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2012.12.0970

MODIFIED GTN DAMAGE MODEL AND ITS APPLICATION IN PREDICTING EDGE-CRACK OF STEEL STRIP IN COLD ROLLING

SUN Quan, YAN Yu-xi, CHEN Jian-jun, PAN Hong-liang

(School of Mechanical and Power Engineering, East China University of Science and Technology, Shanghai 200237, China)

Abstract: Considering the effect of shear strain of micro-void on damage evolution, a modified GTN model applicable to various stress triaxiality conditions is proposed by modifying the damage evolution mechanism of the GTN damage model. The modified model is implemented in commercial finite element software ABAQUS by combining the implicit stress update method with an explicit finite element solving algorithm and through the user-defined material subroutine VUMAT. The damage evolution and the failure process of pure shear and shear-tensile specimens are simulated by the modified GTN model, and the results show that the modified model is effective for various stress triaxiality conditions. Then, the modified model is used to simulate the crack initiation and the propagation of a steel strip with edge notch during a cold rolling process. The numerical result of the modified model is in a good agreement with rolling experimental observation, which indicates that the modified GTN model can reveal the complicated damage evolution behavior of a steel strip with edge defect in cold rolling. Numerical and experimental results show that the existence of edge notch in a steel strip can lead to cracks both in the front and rear of the notch, and the propagation of the rear one is more obvious.

Key words: GTN model; damage evolution; numerical algorithm; cold rolling; edge-crack

硅钢也称为电工钢, 是一种含碳很低的硅铁软磁合金, 一般含硅量为 0.5%~4.5%, 被广泛应用于发电机和电动机等制造领域。冷轧是生产硅钢的重

要方法之一, 然而由于硅含量较高, 硅钢相对于其他材料在冷轧过程中容易形成边裂缺陷, 甚至断带, 严重影响了生产效率和产品质量。因此, 分析

收稿日期: 2012-12-17; 修改日期: 2013-01-27

基金项目: 国家自然科学基金项目(51105143, 51375164); 中央高校基本科研业务项目(1114036); 上海高校青年教师培养计划项目(YG0142129)

通讯作者: 陈建钧(1977-), 男, 苏州人, 副教授, 博士, 从事金属材料损伤与断裂理论研究(E-mail: jjchen@ecust.edu.cn).

作者简介: 孙 权(1987-), 男, 湖北黄冈人, 博士生, 从事轧制损伤与断裂机理研究(E-mail: sunquan0501@163.com);

闫玉曦(1984-), 男, 辽宁鞍山人, 博士生, 从事轧制损伤与断裂机理研究(E-mail: yyx_2116@163.com);

潘红良(1964-), 男, 上海人, 教授, 博士, 博导, 从事金属材料断裂机理及表面防护(E-mail: hlpan@ecust.edu.cn).

硅钢的缺陷在轧制过程的扩展规律具有重要意义。

目前对于硅钢轧制边裂的研究多集中于实验分析的方法,从硅钢的化学成分和轧制工艺出发,统计分析硅钢的热轧板边裂、翘皮、孔洞等质量缺陷,通过优化轧制工艺参数来预防边裂的产生^[1-3]。但这些研究都无法从本质上揭示轧制断带的原因。

为了从理论上分析带钢缺陷在轧制过程中的扩展行为,研究者们尝试将细观损伤力学模型运用到轧制过程中。Ghosh 等^[4]将 GTN 损伤模型运用于平板轧制过程,模拟结果显示损伤主要在带钢边部聚集;Riedel 等^[5]针对轧制过程带钢边部出现的锯齿状裂纹,采用改进 GTN 模型(Gologanu-Leblond 模型)结合 Thomason 失效准则,模拟得到了与实验相近的结果;闫玉曦等^[6]采用 GTN 模型模拟硅钢板轧制过程,研究了不同的轧制工艺参数对带钢边部缺陷扩展的影响规律,对预防带钢轧制边裂具有一定的指导作用。

然而,GTN 模型损伤演化主要依赖于孔洞体积的长大,用来描述轧制过程中的损伤演化行为并不十分准确^[5]。其根本原因在于,GTN 模型假定在三轴应力场中保持“理想球形”扩张,忽略了孔洞在低应力三轴度条件下的非球形演化。李振环等^[7-8]采用体胞分析方法研究了孔洞形状和应力三轴度对损伤演化的影响,表明低应力三轴度下材料损伤演化由孔洞形状变化主导;Nahshon 等^[9]考虑孔洞的剪切效应,对 GTN 模型的损伤演化机制进行修正,给出了孔洞剪切变形对损伤演化贡献的表达式。事实上,不同应力三轴度下,孔洞的形状变化和体积长大规律是不同的,进而导致材料破坏机理的改变,因此,建立同时考虑孔洞形状变化和体积长大双重机制的材料破坏模型具有是非常有必要的。

本文在 GTN 细观损伤理论的基础上,考虑了微孔洞的塑性剪应变对损伤扩展的贡献,对 GTN 模型的损伤演化机制进行了修正,并验证了其在预测不同应力三轴度下材料破坏的有效性。在此基础上,采用修正的 GTN 模型模拟含边部缺口的带钢在轧制过程中的裂纹的萌生和扩展行为,得到了与实验数据相吻合的数值模拟结果。

1 本构模型描述

1.1 GTN 损伤模型

1977 年 Gurson^[10]建立了一套完备的描述含孔

洞材料变形的本构关系以及相应的材料破坏准则,随后 Tvergaard 和 Needleman^[11-12]进行了修正,即 GTN 损伤模型。该模型以材料所含孔洞体积分数作为损伤变量,可以反映材料由于损伤累积而逐渐劣化直至断裂的过程,在金属塑性成形领域得到了广泛应用。其屈服函数可表示为:

$$f(\mathbf{s}_{ij}, \bar{\mathbf{s}}, f) = \left(\frac{\mathbf{s}_{eq}}{\bar{\mathbf{s}}} \right)^2 + 2f^* q_1 \cosh \left(\frac{3q_2 \mathbf{s}_m}{2\bar{\mathbf{s}}} \right) - 1 - q_3 (f^*)^2 = 0 \quad (1)$$

其中: $\mathbf{s}_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2}} S_{ij} S_{ij}$ 是宏观 Mises 等效应力, $S_{ij} = \mathbf{s}_{ij} - \frac{1}{3} \mathbf{s}_{kk} \mathbf{d}_{ij}$ 表示 Cauchy 应力的偏应力分量,其中 \mathbf{s}_{ij} 为 Cauchy 应力张量, \mathbf{d}_{ij} 为 Kronecker 符号; $\mathbf{s}_m = \frac{1}{3} \mathbf{s}_{kk}$ 为宏观静水应力; $\bar{\mathbf{s}}$ 是基体材料的流动应力; q_1 、 q_2 和 q_3 为 Tvergaard 考虑空洞群之间的相互作用而引进的修正参数; f^* 为损伤变量,表示等效孔洞体积分数,它是孔洞体积分数 f 的函数,是由 Tvergaard 和 Needleman^[13-14]引入用以描述临近断裂时孔洞的聚合效应。

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

式中: $k = (1/q_1 - f_c)/(f_F - f_c)$ 是孔洞长大加速因子; f_c 为孔洞开始发生聚合时的临界孔洞体积分数; f_F 是材料破裂时的孔洞体积分数。

基于材料的微观等效塑性功率与宏观等效塑性功率相等,即:

$$(1-f)\bar{\mathbf{s}}d\bar{\mathbf{e}}^p = \mathbf{s}_{ij}d\mathbf{e}_{ij}^p \quad (3)$$

由此可得到基体等效塑性应变的演化方程:

$$d\bar{\mathbf{e}}^p = \frac{\mathbf{s}_{ij}d\mathbf{e}_{ij}^p}{(1-f)\bar{\mathbf{s}}} = \frac{\mathbf{s}_{eq}d\mathbf{e}_{eq}^p + \mathbf{s}_m d\mathbf{e}_{kk}^p}{(1-f)\bar{\mathbf{s}}}$$

其中, \mathbf{e}_{ij}^p 为宏观塑性应变张量。GTN 模型中损伤的演化包括原有孔洞长大和新孔洞形核。假设基体材料不可压缩,根据质量守恒,孔洞的长大与材料宏观塑性体积应变有关,可表示为:

$$df_g = (1-f)d\mathbf{e}_{kk}^p \quad (4)$$

根据应变控制形核准则^[15],新的微孔洞的形核引起的孔隙率的变化表示为:

$$df_n = \frac{f_N}{S\sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\bar{\mathbf{e}}^p - \mathbf{e}_N}{S} \right)^2 \right] d\bar{\mathbf{e}}^p \quad (5)$$

式中: f_N 为可以发生微孔洞形核的所有粒子的体积百分比; e_N 为孔洞形核的平均应变; S 为形核应变的标准方差。

1.2 复杂应力状态的描述

应力空间中, 一般可采用应力三轴度和 Lode 参数来分别描述了一点的静水应力状态和应力偏量状态。应力三轴度 T 定义为静水应力和等效应力之比 $T = s_m / s_{eq}$ 。

Lode 参数为应力主值之比的函数, 表达式为:

$$m_s = \frac{2s_2 - s_1 - s_3}{s_1 - s_3} \quad (6)$$

其中: $s_1 \geq s_2 \geq s_3$; m_s 取值为 $-1 \leq m_s \leq 1$ 。为了方便表示, 同时定义了 Lode 角 q , 它与 m_s 的关系为: $\tan q = m_s / \sqrt{3}$, 由此可以与偏应力第 3 不变量 ($J_3 = \frac{1}{3} s_{ij} s_{ik} s_{jk}$) 建立关系, 有:

$$\cos\left(\frac{3}{2}\pi - 3q\right) = \frac{27J_3}{2s_{eq}^3} \quad (7)$$

在简单二维应力状态下有, 单向拉伸 $m_s = -1$ ($q = -\pi/3$), 单向压缩 $m_s = 1$ ($q = \pi/3$), 纯剪切 $m_s = 0$ ($q = 0$)。而对三维复杂应力状态下, 可基于 Lode 参数类似作如下定义^[6]: 1) 广义拉伸, $m_s = -1$ ($s_2 = s_3$); 2) 广义压缩, $m_s = 1$ ($s_1 = s_2$); 3) 广义纯剪切, $m_s = 0$ ($2s_2 = s_1 + s_3$)。

1.3 损伤演化模型的修正

由 GTN 模型损伤演化机制可知, 忽略形核的影响, 损伤演化完全依赖于材料的宏观塑性体积应变, 因此在静水应力为 0 的受力状态下, 如纯剪切, 材料的损伤将不会扩展, 而事实上, 在承受剪应力的情况下材料也会出现劣化的过程直至断裂^[7]。考虑到孔洞的剪应变对材料劣化过程中损伤扩展的贡献, 在 GTN 模型的损伤演化方程中添加一修正项 f_s , 定义:

$$df_s = w(s_{ij}) f de_{eq}^p \quad (8)$$

式中: e_{eq}^p 表示宏观塑性等效应变; $w(s_{ij})$ 为描述当前的应力状态的参数, 与 Lode 参数有关, 表示为 $w(s_{ij}) = 1 - \left(\frac{27J_3}{2s_{eq}^3}\right)^2$ 。可知 $0 \leq w \leq 1$, $w = 0$ 表示压缩或拉伸, $w = 1$ 为纯剪切应力状态。当受力状态为纯剪切时, 损伤的演化完全依赖于微孔洞的剪切应变增量。

修正后的模型中损伤演化方程为:

$$df = df_n + df_g + df_s \quad (9)$$

此时孔洞体积百分比 f 不再是明确的孔洞体积, 可以理解为孔洞体积当量。

2 修正模型有效性验证

2.1 模型数值实现

在显式有限元求解计算中采用隐式应力更新算法实现模型的数值计算。显式算法虽然精度上比隐式算法低, 但避免了在求解复杂模型的大变形问题中平衡迭代的收敛性问题, 对于大的计算模型计算效率高, 尤其适合材料成形及材料破坏问题。

有限元求解中的应力更新算法的实现通常包括弹性预测和塑性修正两个部分。总应变分解为弹性应变和塑性应变两部分: $e_{ij} = e_{ij}^e + e_{ij}^p$ 。塑性应变增量也分为塑性体积应变和等效塑性应变: $de_{ij}^p =$

$\frac{1}{3} de_{kk}^p d_{ij} + de_{eq}^p n_{ij}$, 其中 n_{ij} 为塑性流动方向, 且:

$$de_{eq}^p = dl \frac{\partial f}{\partial s_{eq}} \quad (10)$$

$$de_{kk}^p = dl \frac{\partial f}{\partial s_m} \quad (11)$$

式中, dl 为塑性乘子。由式(10)和式(11)消去 dl 可以得到:

$$de_{kk}^p = a de_{eq}^p \quad (12)$$

其中, $a = \frac{\partial f}{\partial s_m} / \frac{\partial f}{\partial s_{eq}}$, 根据式(1)可以得到

$$a = \frac{3}{2} q_1 q_2 f^* \sinh\left(\frac{3q_2 s_m}{2\bar{s}}\right)$$

以累计微观等效塑性应变 \bar{e}^p , 孔洞体积百分比 f 和等效孔隙率 f^* 作为模型的内变量, 用 H^b 表示 ($b = 1, 2, 3$)。变量上角标 t 和 $t + \Delta t$ 分别表示 t 和 $t + \Delta t$ 时刻变量的取值。模型数值实现的具体过程总结如下。

首先计算弹性试探应力:

$$s_{ij}^T = {}^t s_{ij} + C_{ijkl}^e \Delta e_{kl} \quad (13)$$

然后由弹性试探应力计算当前应力状态的等效应力 s_{eq}^T 和静水应力 s_m^T 。根据试探应力判断屈服状态:

$$f^T = f(s_{eq}^T, s_m^T, H^b) \quad (14)$$

如果 $f^T \leq 0$, 则当前增量步仍处于弹性状态, 则 ${}^{t+\Delta t} s_{ij} = s_{ij}^T$; 若 $f^T > 0$, 则当前增量步为塑性状态, 需要对应力和状态变量进行修正。

运用 Newton-Raphson 迭代法, 求解宏观塑性

等效应变增量 Δe_{eq}^p :

$${}^{k+1}\Delta e_{eq}^p = {}^k\Delta e_{eq}^p - \frac{f({}^k s_{eq}, {}^k s_m, {}^k H^b)}{{}^k df/d(\Delta e_{eq}^p)} \quad (15)$$

其中, k 为迭代次数($k=0, 1, \dots, N$), 直到满足 $|f({}^k s_{eq}, {}^k s_m, {}^k H^b)| \leq 10^{-6}$ 。

更新等效应力和静水应力:

$${}^{t+\Delta t} s_{eq} = s_{eq}^T - 3G\Delta e_{eq}^p \quad (16)$$

$${}^{t+\Delta t} s_m = s_m^T - K\alpha\Delta e_{eq}^p \quad (17)$$

计算状态变量的变化率:

$${}^{t+\Delta t} \Delta H^b = h({}^t s_{eq}, {}^t s_m, {}^t H^b, \Delta e_{eq}^p) \quad (18)$$

更新状态变量:

$${}^{t+\Delta t} H^b = {}^t H^b + {}^{t+\Delta t} \Delta H^b \quad (19)$$

根据上述数值计算流程, 利用用户材料子程序 VUMAT 可在有限元软件 ABAQUS 中实现修正的 GTN 模型的数值计算, 为模拟不同应力三轴度下材料的损伤扩展及断裂提供了可能。

2.2 修正模型有效性的算例及实验验证

为了验证修正 GTN 模型的有效性, 制备纯剪切(图 2)和剪切-拉伸(受力面与拉伸方向成 45° 角, 图 3)试样, 分别对两种试样的拉伸试验进行数值模拟, 并与实际的拉伸实验结果进行对比。试验材料采用冷轧硅钢板, 其化学组成如表 1 所示。

表 1 试验用硅钢板的化学组成(质量分数)

Table 1 Material composition of silicon steel in experiment, % in weight

C	Si	Mn	P	S	Ti	V
0.017	2.011	0.256	0.128	0.017	0.012	0.015

试样厚度 2.6mm, 采用 10T 万能拉伸试验机进行拉伸, 加载速率 0.5mm/min, 拉至断裂为止。

为得到无损伤条件下材料的弹塑性参数, 对标准拉伸试验塑性阶段初期的真实应力-应变曲线用 Hollomon 公式($s = Ke^N$)进行拟合, 外延得到材料的无损伤塑性强化曲线, 及其力学性能参数^[17], 如表 2 所示。

表 2 硅钢材料的力学性能参数

Table 2 Mechanics properties of silicon steel material

弹性模量 E/MPa	泊松比 ν	强度系数 K	硬化指数 N
204470	0.3	536.7	0.117

图 1 为两种试样在加载过程中断裂区域的应力三轴度随变形的变化规律, 通过无损伤弹塑性模型模拟得到。由于在加载过程中, 随着变形的产生, 剪切区域会发生一定角度的旋转, 从而增大了拉应力分量, 造成了应力三轴度随着加载过程逐渐增大

的现象。对于纯剪切试样, 断裂区域应力三轴度水平伴随着加载过程变化不明显, 可以近似认为一直处于纯剪切状态。

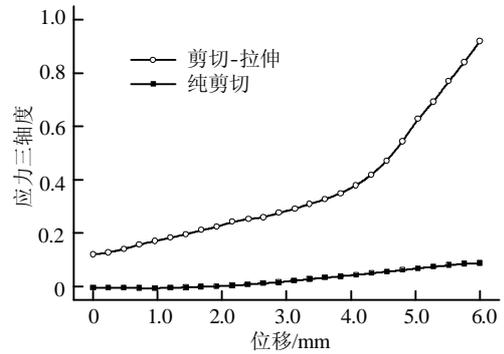


图 1 两种试样断裂区域应力三轴度的变化规律
Fig.1 Triaxiality of two specimens in fracture region

分别采用修正模型和 GTN 模型对两组拉伸实验进行数值模拟。定义材料损伤参数为^[18]: $q_1=1.55$ 、 $q_2=0.9$ 、 $q_3=2.4$, 初始孔隙率 $f_0=0.0025$, 形核参数 $e_N=0.24$, $f_N=0.04$, $S=0.01$, 临界孔隙率 $f_c=0.101$, $f_F=0.155$ 。

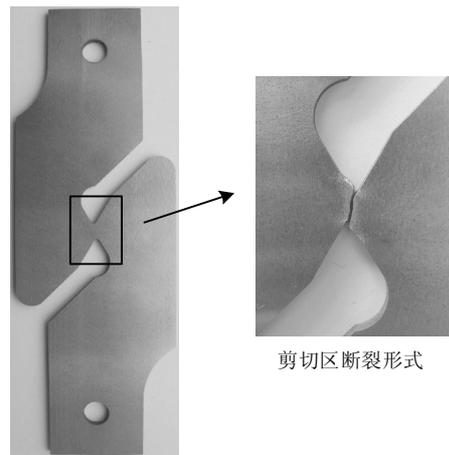


图 2 纯剪切试样及其断裂形式
Fig.2 Pure shear specimen and its fracture mode

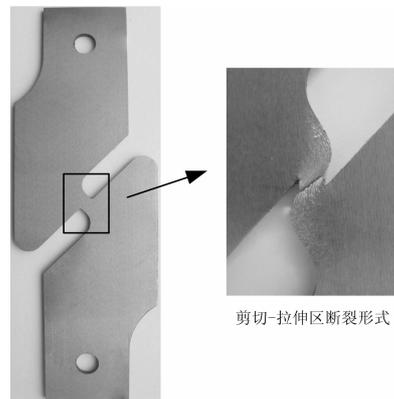


图 3 剪切-拉伸试样及其断裂形式
Fig.3 Shear-tension specimen and its fracture mode

有限元模型如图 4 和图 5 所示, 单元类型采用 C3D8R, 剪切区域进行网格细化。边界条件及加载与拉伸实验相一致。

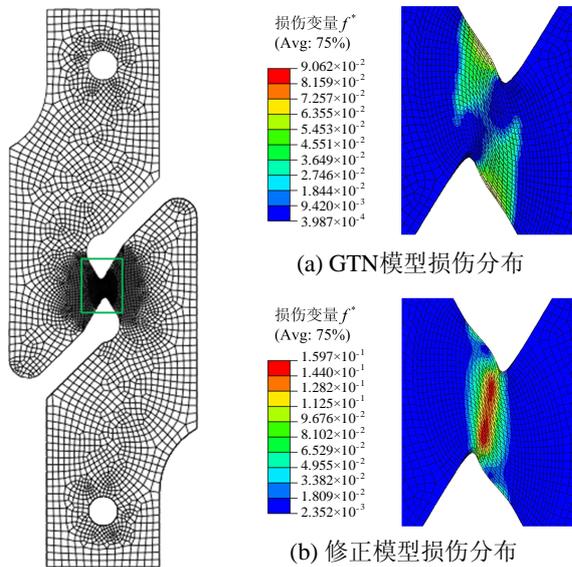


图 4 纯剪切试样有限元模型及断裂区域损伤分布
Fig.4 Finite element model of pure shear specimen and damage distribution of its fracture region

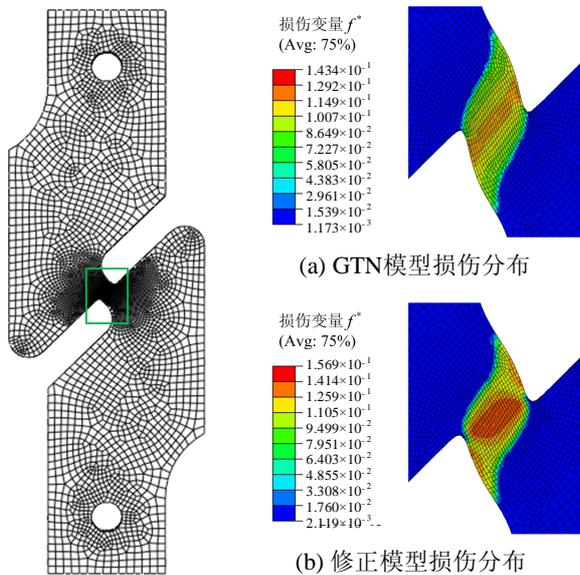


图 5 剪切-拉伸试样有限元模型及断裂区域损伤分布
Fig.5 Finite element model of shear-tensile specimen and damage distribution of its fracture region

通过对比可以发现, 对于纯剪切试样, 修正模型计算出的损伤分布(如图 4(b))与拉伸试验的结果(如图 2)非常的吻合, 而 GTN 模型模拟的结果, 损伤主要分布在拉应力区域, 而在断裂区域几乎没有损伤的产生(如图 4(a))。图 6 为纯剪切试样断裂区域加载过程中的损伤演化规律, 可以看出 GTN 模

型计算结果中, 由于塑性变形中没有体积应变分量, 损伤达到形核极限 $f_N=0.04$ 后, 便不再增大; 而修正模型的计算结果中, 由于考虑了孔洞的剪应变对损伤演化的影响, 形核结束后, 损伤仍然不断增大, 直至孔洞聚合阶段以及最终断裂。这充分说明了修正的 GTN 模型在预测低应力三轴度承载条件下材料破坏的有效性。

对于剪切-拉伸试样, 两种模型都模拟出了断裂区域的损伤积聚现象。图 7 给出了试样断裂区域在加载过程中两种模型计算出的损伤演化规律, 可以看出微孔洞的剪切变形加速了损伤的演化和断裂过程。对比剪切-拉伸实验的断裂形式, 可知修正的 GTN 模型计算出的结果与实际情况更吻合。这也表明了修正模型的正确性。

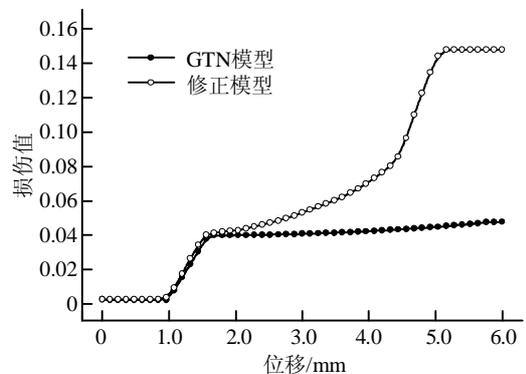


图 6 纯剪切试样断裂区域损伤的演化规律
Fig.6 Damage evolution in fracture region of pure shear specimen

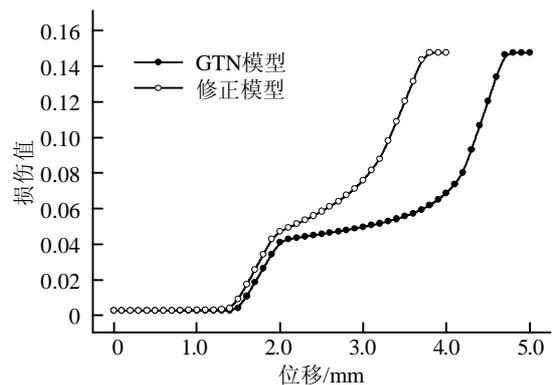


图 7 剪切-拉伸试样断裂区域损伤的演化规律
Fig.7 Damage evolution in fracture region of shear-tensile specimen

3 修正的 GTN 损伤模型在轧制过程中的运用

为了更好的了解带钢在轧制过程中的边裂及扩展现象, 将修正的 GTN 模型引入轧制过程模拟

中，分析硅钢板的边部缺陷在轧制过程中扩展行为。由于轧制过程的对称性，建立 1/4 有限元模型如图 8 所示。

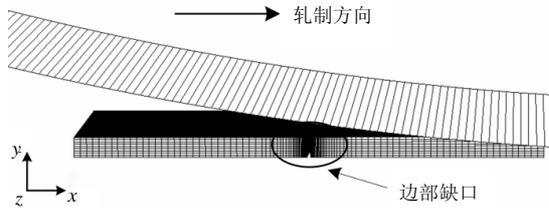


图 8 轧制过程有限元模型
Fig.8 Finite model of rolling process

有限元模型中轧件尺寸 30mm×20mm，厚 1.3mm，厚度和宽度方向上定义对称约束，在边部预置宽 0.2mm，深 5mm 的缺口。单元类型采用八结点六面体单元，边部缺口区域采用过渡单元进行网格细化，如图 9 所示，定义材料属性如表 2 所示。轧辊定义为刚性体，半径 200mm。轧制速度 20r/min，压下量 35%，轧件和轧辊间摩擦系数为 0.1。为了顺利咬入，给轧件施加一个与轧辊线速度近似的初始速度，咬入后在摩擦力的作用下完成轧制过程。

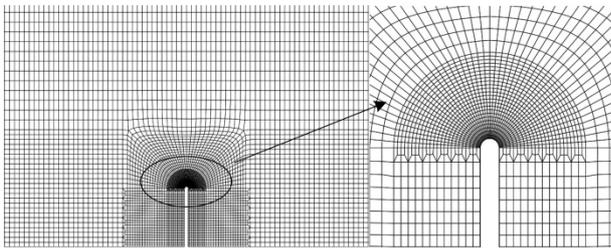


图 9 轧件网格划分示意图
Fig.9 Meshing schematic diagram of rolled piece

模型中通过损伤变量来控制单元的失效，当损伤达到断裂临界孔洞体积百分比 f_F 时，单元的刚度降为 0，完全丧失承载能力。图 10 为运用修正的 GTN 模型计算得到的缺口附近损伤分布云图。

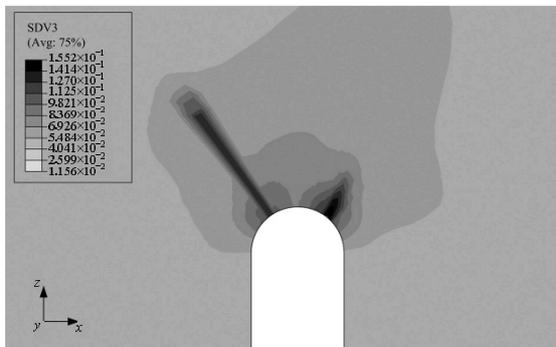


图 10 缺口附近损伤分布
Fig.10 Damage distribution at front region of edge notch

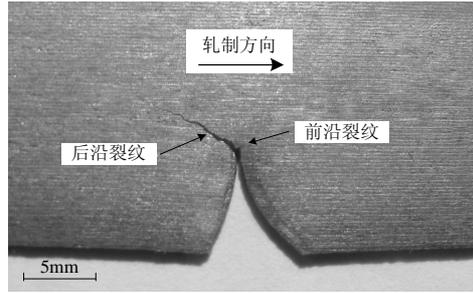


图 11 轧制实验结果
Fig.11 Result of rolling experiment

采用 $\Phi 400$ 二辊实验轧机进行常温轧制试验，采用相同轧制工艺条件，观察轧制后缺陷的扩展行为。图 11 为轧制试验得到的缺口附近的裂纹扩展形式。

对比图 10 和图 11 可以看出采用修正的 GTN 模型数值计算得到的损伤分布与轧制试验结果是一致的，在缺口前沿和后沿都产生了裂纹，且后沿裂纹会有明显的扩展，扩展方向与轧制方向相反。表明修正的 GTN 模型可以有效的分析和预测带钢缺陷在轧制过程中的扩展行为。由模拟和试验结果可知，在轧制过程中，带钢的边部缺口的存在是引起边部裂纹萌生和扩展的一个重要原因。

图 12 为模拟裂纹萌生和扩展的失效单元中微孔洞的形核、长大以及剪应变对损伤的贡献随基体等效塑性应变的变化过程，可以看出，在损伤的演化中，孔洞的形核和长大相对占主导作用，同时孔洞的剪应变也发挥了重要作用，传统的 GTN 模型无法对这一因素进行分析，而修正的 GTN 模型则很好地考虑了这一点。

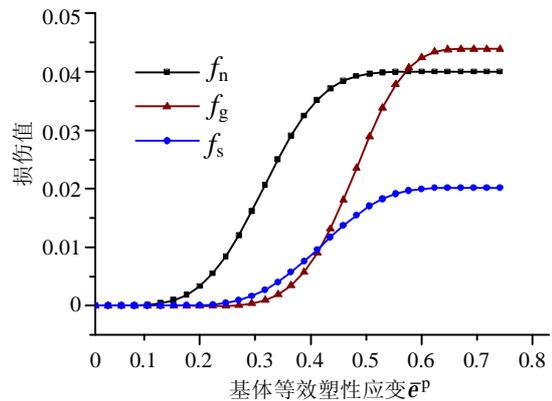


图 12 损伤分量 f_n 、 f_g 、 f_s 的演化
Fig.12 Evolution of damage component f_n 、 f_g 、 f_s

4 结论

(1) 本文对 GTN 模型的损伤演化机制进行了修

正, 考虑了微孔洞的剪应变对损伤的贡献, 使模型的适用范围不再局限于应力三轴度水平较高的加载条件。

(2) 通过用户子程序 VUMAT 采用隐式应力更新算法将修正的 GTN 模型嵌入到 ABAQUS 显式有限元求解器中。通过剪切试样断裂形式的模拟和实验, 验证了本文算法和修正模型的有效性。

(3) 将修正的 GTN 模型运用于预测带钢边部缺口在轧制过程中的扩展行为, 模拟结果与实验相一致, 说明修正的 GTN 模型可以分析和预测带钢缺陷在轧制过程中的扩展行为。

参考文献:

- [1] 卢凤喜, 黄璞. 新日铁取向硅钢热轧边裂及其防止方法 [J]. 中国冶金, 2006, 16(8): 46—49.
Lu Fengxi, Huang Pu. Hot-rolling edge cracking of grain-oriented silicon steel and its preventive method in Nippon steel [J]. China Metallurgy, 2006, 16(8): 46—49. (in Chinese)
- [2] 卢凤喜, 黄璞. 川崎取向硅钢热轧边裂及其防止方法 [J]. 中国冶金, 2006, 16(7): 41—44.
Lu Fengxi, Huang Pu. Edge cracking of hot-rolling grain-oriented silicon steel and its preventive method in Kawasaki Steel [J]. China Metallurgy, 2006, 16(7): 41—44. (in Chinese)
- [3] 毛一标, 樊立峰, 余红春, 等. 无取向硅钢边部缺陷的分析与解决 [J]. 上海金属, 2012, 34(2): 57—59.
Mao Yibiao, Fan Lifeng, Yu Hongchun, et al. Study on the edge crack of non-oriented silicon steel [J]. Shanghai Metals, 2012, 34(2): 57—59. (in Chinese)
- [4] Ghosh S, Li M, Gardiner D. A computational and experimental study of cold rolling of aluminum alloys with edge cracking [J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the ASME, 2004, 126(1): 74—82.
- [5] Riedel H, Andrieux F, Walde T, et al. The formation of edge cracks during rolling of metal sheet [J]. Steel Research International, 2007, 78(10/11): 818—824.
- [6] 闫玉曦, 孙权, 陈建钧, 等. 基于 GTN 模型的冷轧硅钢边部裂纹扩展研究 [J]. 机械工程学报, 2012, 48(10): 33—39.
Yan Yuxi, Sun Quan, Chen Jianjun, et al. Analysis for the propagation of edge crack of silicon steel during cold rolling process based on GTN damage model [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2012, 48(10): 33—39. (in Chinese)
- [7] 李振环, 匡震邦, 张克实. 三轴应力场中不同形状孔洞的长大及其新模型 [J]. 计算力学学报, 2000, 17(4): 447—455.
Li Zhenhuan, Kuang Zhenbang, Zhang Keshi. Growth and its new model of voids with different shape in triaxial stress fields [J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2000, 17(4): 447—455. (in Chinese)
- [8] 李振环, 张克实. 不同应力三轴度条件下孔洞的演变及修正的 Gurson 模型 [J]. 上海力学, 1997, 18(1): 50—58.
Li Zhenhuan, Zhang Keshi. The development of void under different stress triaxiality and modified Gurson model [J]. Shanghai Journal of Mechanics, 1997, 18(1): 50—58. (in Chinese)
- [9] 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.
- [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]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1977, 99(1): 2—15.
- [11] Tvergaard V. Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions [J]. International Journal of Fracture, 1981, 17(4): 389—407.
- [12] Tvergaard V. On localization in ductile materials containing spherical voids [J]. International Journal of Fracture, 1982, 18(4): 237—252.
- [13] 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.
- [14] Tvergaard V, Needleman A. Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar [J]. Acta Metallurgica, 1984, 32(1): 157—169.
- [15] Chu C C, Needleman A. Void nucleation effects in biaxially stretched sheets [J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1980, 102(3): 249.
- [16] 楚锡华, 徐远杰. 基于 Lode 参数的应力状态描述及 D-P 系列准则 [J]. 武汉理工大学学报, 2009, 31(16): 82—86.
Chu Xihua, Xu Yuanjie. Stress state description based on the lode parameter and D-P series criteria [J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2009, 31(16): 82—86. (in Chinese)
- [17] Cuesta I I, Alegre J M, Lacalle R. Determination of the Gurson-Tvergaard damage model parameters for simulating small punch tests [J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2010, 33(11): 703—713.
- [18] Yan Y, Sun Q, Chen J, et al. The initiation and propagation of edge cracks of silicon steel during tandem cold rolling process based on the Gurson-Tvergaard-Needleman damage model [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2013, 213(4): 598—605.