

实心坯二辊斜轧过程三维热-力耦合分析

李胜祇¹⁾ 孙中建¹⁾ 李连诗²⁾

1) 华东冶金学院冶金工程系, 马鞍山 243002 2) 北京科技大学材料科学与工程学院, 北京 100083

摘要 用 MARC/Autoforge 程序对二辊斜轧穿孔时圆管坯在穿孔准备区的轧制过程进行了三维弹塑性热-力耦合分析, 得到了应力、应变场温度分布, 证实了物理模拟实验得到的变形强度沿管坯断面的 W 形分布形态并详细分析了 W 形分布的成因; 澄清了孔腔形成理论上的一些分歧并发现了新的应力分布形态; 管坯中心存在着较大的正值静水压力。

关键词 斜轧; 应力应变; 孔腔形成机制; 温度场; 数值模拟

分类号 TG 335.17

关于二辊斜轧实心圆坯时应变强度分布, 卢于述等^[1-4]进行过研究, 但上述研究都难以反映斜轧变形的复杂过程. 例如, 轧件螺旋前进的运动学特点, 斜轧变形区的几何特征, 导向工具的作用效果, 更无法反映轧辊倾角(包括送进角和辗轧角)的影响, 故其结论尚不能代表圆坯斜轧的真实情况. 将圆坯平板压缩、圆坯的横锻和横轧实验结果应用到斜轧穿孔过程显然是不恰当的, 也影响了人们对中心孔腔形成本质的认识.

本文采用 MARC/Autoforge 软件, 在完全实际的参数条件下模拟圆坯二辊斜轧过程, 以揭示穿孔顶头前金属的真实应力与变形状态, 深化对内撕裂形成机理的认识.

1 数值模拟的模型与边界条件

1.1 孔型构成

实心坯斜轧孔型由轧辊和导盘构成, 如图 1 所示.

变形工具的主要尺寸、转速及调整参数(取自宝钢集团公司 140 连轧管机组狄舍尔穿孔机实际参数)如下:

轧辊(桶形)直径 $D_r=1$ m, 入口锥角 $\beta_1=2.5^\circ$, 出口锥角 $\beta_2=2.75^\circ$, 转速 $n_r=120$ r/min; 导盘直径 $D_d=1.8$ m, 转速 $n_d=26$ r/min, 送进角 $\alpha=12^\circ$, 辗轧角 $\varphi=0^\circ$; 轧辊距离 $B_{ck}=154.6$ mm, 导盘距离 $L_{ck}=173$ mm.

1.2 圆坯尺寸、材质及单元划分

圆坯直径 $D_b=178$ mm, 材质为以 C22, 相当于中国的 20# 钢. 圆坯长度的取定, 一方面应保

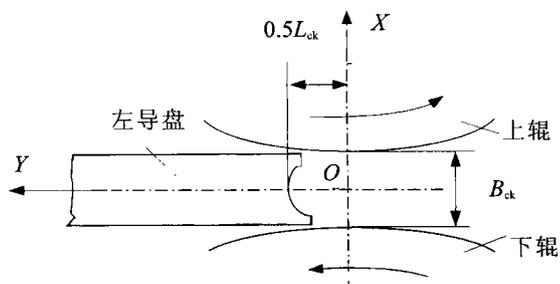


图1 斜轧变形区构成示意图

Fig1 Sketch of deformation zone configuration for rotary rolling

证轧件充满变形区并稍有赢余, 另一方面要考虑缩短计算时间, 这里取 $L_b=225$ mm, 用 1800 个六面体单元离散轧件, 横断面上单元数为 120 个, 长度方向单元数为 15 个. 材料的热物理性能(导热系数、热容、线膨胀系数)是随温度变化的, 变形抗力是热力学参数(变形程度、变形速度和变形温度)的函数, 这些材料数据均由 MARC/Autoforge 的材料库中读取.

1.3 初始条件和边界条件

轧辊和导盘均视作恒温刚性体, 圆坯开轧温度为 1250°C , 边界条件如下:

(1) 位移边界条件. 圆坯中心所有节点的位移 $u_x = u_y = 0$.

(2) 摩擦条件. 变形工具与轧件接触面间遵循库仑摩擦定律, 轧辊与轧件间摩擦因数

$f_i=0.4$, 导盘与轧件间摩擦因数 $f_a=0.3$.

(3) 传热边界条件. 求解这类问题的有关理论描述详见文献[4], 求解本问题的边界条件见文献[5]. 轧制时轧件的自由表面存在热传导、对流和热辐射三类热边界条件, 对热辐射和对流换热情况, 边界条件可统一表示为:

$$q = H(T - T_\infty) \tag{1}$$

式中: q —热流密度; H —等效导热系数, $H=h+h_r$; h —对流换热系数, 这里取 $h=0.02 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot \text{C})$; h_r —辐射换热系数, 由下式计算:

$$h_r = E\sigma(T+T_\infty)(T^2+T_\infty^2) \tag{2}$$

E —黑度, 这里取 $E=0.6$; σ —波尔兹曼常数; T, T_∞ —分别为轧件表面和环境热力学温度.

接触热传导可描述为:

$$q_c = h_c(T - T_i) \tag{3}$$

式中: h_c —接触导热系数, 这里取 $h_c=20 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot \text{C})$; T, T_i —分别为轧件表面和与之接触的变形工具表面热力学温度.

接触面上的摩擦边界条件为:

$$q_f = F_f \cdot \Delta V \tag{4}$$

式中: F_f —接触面上摩擦力; ΔV —接触面上相对滑动速度.

模拟中忽略了圆坯端部与环境的传热. 对于变形热效应的影响, Wertheimer^[9]认为对大多数金属而言, 变形功的90%转化为热量.

2 模拟结果的讨论

在Pentium200双CPU微机上进行模拟, 以下就模拟得到的结果进行分析讨论.

2.1 应力和应变分布

图2为数值模拟得到的在不同横截面(Z)处, 各正应力分量沿直径(与 X 轴方向一致)的分

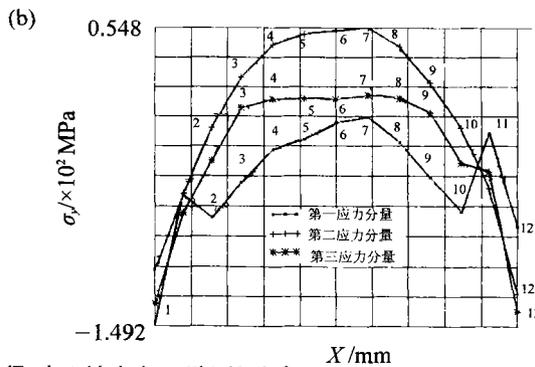
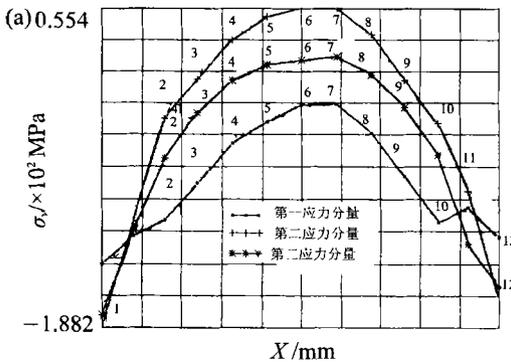


图2 正应力沿圆坯直径(与 X 轴方向一致)的分布

Fig.2 Distribution of normal stresses along the diameter (in the same direction as the coordinate axis X)

(a) $Z=98 \text{ mm}$ (1—1925, 2—741, 3—757, 4—773, 5—789, 6—805, 7—821, 8—837, 9—853, 10—869, 11—885, 12—1941);

(b) $Z=128 \text{ mm}$ (1—1923, 2—739, 3—755, 4—771, 5—787, 6—805, 7—819, 8—835, 9—851, 10—867, 11—883, 12—1939)

布, 显然在靠近轧件与轧辊接触面处 σ_y 为横向压应力, 而在圆坯中心区域为横向拉应力, 中心处 σ_y 最大, 这与文献[2]的结果是一致的.

图3为管坯中心线上的应力分布. 节点801在轧件的前端自由表面上. 由图看出, 圆坯斜轧时, 中心的横向拉应力是很大的, 并且 σ_x 在穿孔准备区内有一个逐渐增大的过程, 从801到814节点的 σ 值也是最大的. 沿节点路径803—816, 轴向应力 $\sigma_z \geq 0$, 即呈现为拉应力, 数值上小于横向应力. 中心线上除812—814节点以外, 其余各节点上的 σ_x (轧辊作用方向的应力)基本上呈现为压应力. 但应注意到, 也存在局部拉应力(尽管其数值很小), 这是一个新发现. 这种拉应力存在于变形区与外端交界处附近, 是由于不均匀变形引起的附加应力, 完全不同于斯米尔诺夫理论关于拉应力形成的“积累说”, 因其并不是一个逐渐积累和增大的过程, 随着变形向管坯中心的渗透, σ_x 很快就变为压应力.

图3中节点801和802的应力大小还表明, 靠近轧件前端自由表面, 3个应力分量的数值均有所降低, 且轴向应力由拉应力转变为压应

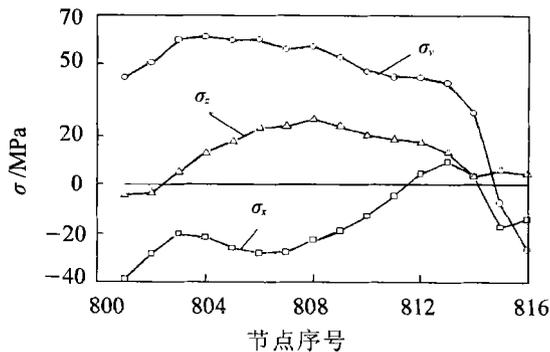


图3 沿圆坯中心线上应力分布

Fig.3 Distribution of normal stresses along the center line of the round

力,但其数值很小.

图4所示为中心线上805节点各应力分量变化历史.由图中可以看出,轧辊作用方向的应力 σ_x 从零逐渐增大为拉应力,随后又逐渐降低并转变为压应力,数值上虽有波动,但总体上是增大的.横向应力 σ_y 由零随增量步逐渐增大,并一直表现为拉应力.轴向应力 σ_z 同样表现为拉应力,但其数值远小于 σ_y .

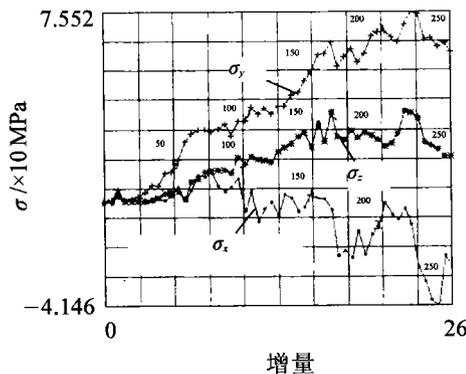


图4 轧件中心线上805节点各应力分量的变化

Fig.4 The variations of normal stresses with increment at the node 805

从总体上看,轧件中心的应力状态为(-,+,+).

从轧件不同横截面上的静水压力分布和轧件纵截面上的静水压力分布实测结果可知,轧件中心线附近区域的静水压力 $\sigma_m > 0$,局部区域内的静水压力还较大,超过了19.24MPa,这不利于金属塑性变形,即容易使金属出现裂纹.

图5(a)为纵切面上等效应力 $\bar{\sigma}$ 分布,注意到最大等效应力并非发生在轧件中心附近,更不是接触表层,而是出现在离表面变形层一定深度处,并呈环状分布.

图5(b)为轧件纵剖面上等效应变 $\bar{\epsilon}$ 的分布情况.由图中可以看出,变形是不均匀的,沿变形区长度方向的变形模式呈现为“W”型,即表层变形大于中心区域,而中心区域的变形又大于过渡层,最大变形发生在轧件前端与轧辊接触的邻近区域内,这与文献[1]的物理模拟研究结果是完全一致的.

本文研究认为,变形强度沿圆坯断面的W形分布不同于沿圆坯半径“两头大中间小”的分布^[1],W形分布的特征是变形强度等值线贯穿圆坯纵截面,其形成的根本原因是圆坯在轧制过程中的螺旋运动,因而是斜轧方式所特有的.

斜轧过程中轧辊与管坯接触时,塑性变形

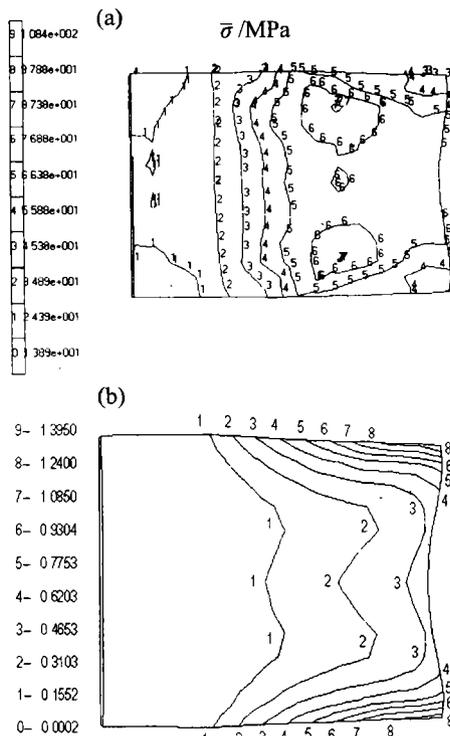


图5 圆坯纵切面上等效应力 $\bar{\sigma}$ (a)和等效应变 $\bar{\epsilon}$ 的分布(b)

Fig.5 Distribution of equivalent stress (a) and equivalent plastic strain (b) on the longitudinal section of the tube

首先是从轧件的外层开始的,具有局部变形的特点,最大剪应力也出现在与轧辊接触区附近邻域内,故最大塑性变形理应出现在接触表层,中心部分没有塑性变形;但随着压下量逐渐增大,变形逐渐向内部渗透,中心开始了塑性变形,此刻,从轧件表层到中心,塑性变形呈递减规律;随着轧制进程的继续,轧件中心也开始了塑性变形的积累和发展.由于轧件的旋转,其中心始终处于反复剪切和拉-压作用之下,变形的积累为“持续积累”,而过渡层处于外力的间歇作用之下(对二辊斜轧机而言,轧件每转半圈受轧辊加工一次),变形的积累为“间歇积累”,故中心部分的塑性变形的积累速度高于过渡层,或中心部分塑性变形的积累量大于过渡层,造成变形强度沿断面直径的分布由U型逐渐显现为W型;随着变形的积累和发展,W型分布特征会更加明显.

2.2 温度分布

开轧时,假定其温度分布是均匀的,开轧后轧件的温度场则主要取决于轧件表面与周围环境的热交换、接触表面的摩擦生热以及金属变形的热效应.图6为轧件纵截面上温度分布情况.可以看出,在已产生塑性变形的区域内,温

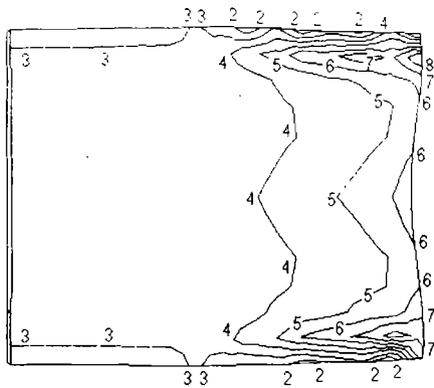


图6 轧件纵截面上温度分布(°C)

Fig.6 Contour of temperature on the longitudinal section of the tube round. /°C:2—1248;3—1250;4—1253;5—1253;6—1255;7—1257;8—1258

度分布也呈现为“W”型,与等效应变的分布模式类似,这说明塑性变形的热效应起主导作用,而在未发生塑性变形的区段上,仅在表层(不超过一个单元的厚度)内温度降低了,这说明轧件表面向周围环境散热起主导作用。从总体上看,轧件内的温度变化是不大的,温度范围为1245~1260°C,原因是穿孔准备区很短,轧制时间(0.13s)也很短。

3 结论

(1)圆坯斜轧时,中心确实存在很大的拉应力 σ_x ,随着变形的深透,横向拉应力继续增大。

轧件中心线上的轴向应力 σ_x 为附加应力,基本上为拉应力,但随着变形的渗透,在轧件前端的邻近区域内会出现数值很小的轴向压应力。圆坯中心存在较大的正静水压力,易诱发裂纹。

(2)轧件中心局部区域内,在轧辊作用方向存在数值不大的拉应力,这不同于圆坯斜轧时孔腔形成的拉应力理论所认为的积累拉应力。

(3)由于轧件的螺旋运动和变形的不均匀性,圆坯二辊斜轧时变形强度沿圆坯纵剖面的分布为W型。在不同送进角条件下,其它参数不变时,变形强度分布具有同样的形态,这与以往的物理模拟研究结果是一致的。

(4)MARC/Autoforge软件包适合于分析圆坯斜轧的温度场,据此并结合最佳穿孔温度可以确定管坯加热温度。

参考文献

- 1 卢于迷,王先进.二辊斜轧穿孔时圆坯断面的变形分布和发展.金属学报,1980,16(12):470
- 2 加藤健三.金属塑性加工学.东京:丸善株式会社,1971
- 3 张作梅,黎俊结.横锻及横轧时金属的变形与断裂的研究.金属学报,1964,7(1):43
- 4 Wertheimer T B. Thermal Mechanically Coupled Analysis in Metal Forming Process. Swansea: Pineridge Press Ltd, 1982
- 5 张鹏,鹿守礼,高永生,等.椭圆孔型中热轧过程温度场的三维热力耦合有限元模拟.钢铁,1997,32(7):39

3-D Coupled Thermo-mechanical Analysis of the Tube Round during Two-Roll Rotary Rolling Process

LI Shengzhi¹⁾, SUN Zhongjian¹⁾, LI Lianshi²⁾

1) East China Institute of Metallurgy, Maanshan 243002, China

2) Material Science and Engineering School, UST Beijing, Beijing 100083, China

ABSTRACT - With the aid of FE code MARC/Autoforge, a thermo-mechanical analysis of the tube round during two-roll rotary rolling process was studied. From the simulation, the field of strain and stress and the distribution of temperature are respectively obtained. The W-shaped distribution pattern of deformation on the longitudinal section of the round, which was obtained from physical simulation experiments, is further verified and the reason causing the W-shape is discussed in detail. Some divergences of views in the mechanism of center-crack forming are clarified, and a new distribution feature is discovered. The hydrostatic pressure in the center of the round is of positive larger value.

KEY WORDS rotary rolling; strain and stress; temperature distribution; 3-D coupled thermo-mechanical FE simulation