

文章编号：1000-4750(2002)01-042-05

金属热成形过程的综合数值模拟

崔振山¹, 徐秉业¹, 刘 才²

(1. 清华大学工程力学系, 北京 100084; 2. 燕山大学机械工程学院, 秦皇岛 066004)

摘 要：金属在热成形过程中的微观组织演变是影响产品力学性能的关键因素，该演变过程取决于温度、应变和应变速率。本文基于有限变形理论和微观组织演变的数学模型，建立了能够模拟变形过程、温度变化过程和微观组织演变过程的有限元法，研制了通用的三维有限元计算软件，并在 H 型钢三维热轧模拟方面进行了深入开发，给出了原材料为 C-Mn 钢的 H 型钢热轧过程综合模拟结果。综合对比了 8 组不同工艺下的热轧实验结果和计算机模拟结果，二者均吻合良好，表明本文方法能够较好地预报金属热成形过程。

关键词：有限元方法；数值模拟；微观组织；热成形
中图分类号：TB115, TG331 **文献标识码：**A

1 前言

热成形金属产品(如锻件、带材、板材、型钢等)不仅应满足高精度的尺寸要求，还要具有优良的力学性能。高温变形过程导致金属微观组织发生一系列演变，并决定了产品的力学性能。根据预定的工艺参数，模拟产品的热成形过程并预报其微观组织和力学性能，是生产技术中要解决的重要问题，也是金属成形力学理论的前沿研究课题^[1]。研究金属的高温变形过程及微观组织变化，涉及到计算固体力学、传热学、金属学、物理冶金学等不同领域，具有多学科交叉性和较大难度。由于这项技术能够为优化热变形工艺参数和制定在线控制方案提供理论基础，对于提高产品质量和降低生产成本具有不可估量的应用前景，因此，引起了各国研究者的高度重视，并已取得了很大进展^[1, 2]。

本文将三维热力耦合大变形有限元法与微观组织演变数学模型相结合，建立了热成形过程计算机综合模拟系统，并对 H 型钢热轧过程进行了综合数值模拟研究。模拟结果与实验结果吻合良好，表明本文建立的模拟系统与计算程序已能再现金属热变形过程。

2 热成形过程的计算原理

热成形过程的计算包括变形计算和温度场计算两部分。温度变化不仅引起变形，更重要的是引起金属变形抗力发生显著变化，反之，变形功和变形边界的接触传热也引起温度变化，这两部分计算内容相互耦合。

2.1 能量与温度控制方程

金属成形过程是大变形问题，应用有限变形理论建立其相应的有限元法。

考虑连续介质域 W ，以任一时刻 t 的构形为参考构形，构形坐标为 X_I ， t 时刻瞬时构形为 x_i ，对应的表面积、体积、密度分别为 S_0 、 V_0 、 \mathbf{r}_0 和 S 、 V 、 \mathbf{r} 。在 t 时刻给定虚速度 $d\mathbf{v}_i$ ，由参考构形得到 Lagrange 描述的虚功率方程：

$$\begin{aligned} & \int_{V_0} S_{PQ} x_{i,P} d\mathbf{v}_{i,Q} dV_0 \\ & = \int_{S_0} p_{0i} d\mathbf{v}_i dS_0 + \int_{V_0} \mathbf{r}_0 f_i d\mathbf{v}_i dV_0 \end{aligned} \quad (1)$$

式中， S_{PQ} 是第 P 类 Piola-Kirchhoff 应力张量(简称 PK2 应力)， p_{0i} 和 f_i 为参考构形的表面力密度和单位质量的体积力。在 $t + Dt$ 时刻，将虚速度场取得

收稿日期：2000-06-26；修改日期：2000-12-18

基金项目：教育部博士点专项基金(98021603)与河北省自然科学基金(500216)

作者简介：崔振山(1963)，男，河北人，教授，博士后，主要从事大变形弹塑性有限元法理论和塑性成型数值模拟研究

徐秉业(1932)，男，辽宁人，教授，博士生导师，主要从事弹塑性力学及其工程应用研究

刘 才(1948)，男，黑龙江人，教授，博士生导师，主要从事轧制变形理论与数值模拟研究

与 t 时刻一样, 则有

$$\int_{V_0} (S_{PQ} + DS_{PQ}) x_{i,P}^{t+Dt} dv_{i,Q} dV_0 = \int_{S_0} (p_{0i} + Dp_{0i}) dv_i dS_0 + \int_{V_0} r_0 (f_i + Df_i) dv_i dV_0 \quad (2)$$

式中 DS_{PQ} 、 Dp_{0i} 、 Df_i 分别为 Dt 时间内 PK2 应力增量、表面力增量和单位质量体积力增量, x_i^{t+Dt} 为 $t + Dt$ 时刻瞬时构形坐标, 且

$$x_{i,P}^{t+Dt} = x_{i,P} + Du_{i,P}$$

式中 Du_i 为 Dt 时间内的位移增量。

将(2)式展开, 并注意到

$$x_{i,P} dv_{i,Q} = d\dot{E}_{PQ}$$

$d\dot{E}_{PQ}$ 为虚 Green 应变速率, 于是

$$\int_{V_0} (S_{PQ} d\dot{E}_{PQ} + S_{PQ} Du_{i,P} dv_{i,Q} + DS_{PQ} d\dot{E}_{PQ}) dV_0 = \int_{S_0} (p_{0i} + Dp_{0i}) dv_i dS_0 + \int_{V_0} r_0 (f_i + Df_i) dv_i dV_0 \quad (3)$$

采用修正的 Lagrange 描述时, 以 t 时刻构形为参考构形, 则 $S_{IJ} = s_{ij}$, (3)式成为

$$\int_V (s_{ij} d\dot{E}_{ij} + s_{ij} Du_{k,i} dv_{k,j} + DS_{ij} d\dot{E}_{ij}) dV = \int_S (p_i + Dp_i) dv_i dS + \int_V r (f_i + Df_i) dv_i dV \quad (4)$$

根据(4)式即可构造由 t 时刻构形计算 $t + Dt$ 时刻构形的有限元公式。

温度场的瞬时热平衡方程和传热边界条件为

$$lT_{,kk} + r\dot{r} = rc\dot{T} \quad x_i \in V \quad (5)$$

$$lT_{,k} n_k + \bar{q} = 0 \quad x_i \in S \quad (6)$$

式中, T 为热力学温度, l 、 c 为导热系数和比热, \bar{q} 、 n_k 为边界热流速率和边界法线方向余弦, \dot{r} 为单位质量的内热源强度, 对于塑性成形问题, $r\dot{r} = y\dot{s}\dot{e}$, y 为功热系数, 一般取 $0.85 \leq y < 1$ 。与上述方程等价的虚温度原理^[3]为

$$\int_V lT_{,k} dT_{,k} dV + \int_V rc\dot{T} dV = \int_V r\dot{r} dV - \int_S \bar{q} dT dS \quad (7)$$

热边界一般有两种类型:

$$(1) \quad \bar{q} = (h_c + h_r)(T_s - T_{amb}) \quad x_i \in S_c$$

(对流与辐射边界)

$$(2) \quad \bar{q} = m\mathbf{t} \cdot \mathbf{D}\mathbf{v} \quad x_i \in S_f$$

(摩擦边界)

式中, h_c 和 h_r 分别为对流传热系数和线性化的辐射传热系数, T_s 和 T_{amb} 为变形体表面温度与环境温度, m 、 \mathbf{t} 、 $|\mathbf{D}\mathbf{v}|$ 分别为热量分配系数、摩擦剪应力和变形体与工具的相对速度。

2.2 有限元离散方程

对于热成形问题的金属流动, 采用 Prandtl-Reuss 流动理论, 在大变形下用 Euler 应力的 Jaumann 应力率 $\dot{\sigma}^J$ 和变形率 $\dot{\epsilon}$ 建立流动过程应力应变关系:

$$\dot{\mathbf{s}}^J = D_{ijkl}(\dot{\epsilon}_{kl} - \mathbf{d}_{kl}\mathbf{a}\dot{T}) - \mathbf{a}^* \mathbf{s}_{ij}^p \quad (8)$$

式中 D_{ijkl} 为弹塑性应力应变关系系数, \mathbf{d}_{kl} 、 \mathbf{a} 、 \dot{T} 分别为 Kronecker 符号、热胀系数和温度变化率, \mathbf{a}^* 为识别系数, 塑性加载时 $\mathbf{a}^* = 1$, 其它情况 $\mathbf{a}^* = 0$ 。 \mathbf{s}_{ij}^p 为温度与应变速率引起的表观应力增量, 当流动应力用

$$\bar{\mathbf{s}} = \bar{\mathbf{s}}(\bar{\mathbf{e}}, \dot{\bar{\mathbf{e}}}, T)$$

描述时, 对于 Mises 材料, 有^[4]

$$D\mathbf{s}_{ij}^p = \frac{3G\mathbf{s}'_{ij}(P'\dot{\bar{\mathbf{e}}} + Q'\dot{T})}{\bar{\mathbf{s}}(H' + 3G)}$$

式中 $\bar{\mathbf{e}}$ 、 $\dot{\bar{\mathbf{e}}}$ 为等效塑性应变和等效应变速率, G 为切变模量, $H' = \frac{\partial \bar{\mathbf{s}}}{\partial \bar{\mathbf{e}}}$ 、 $P' = \frac{\partial \bar{\mathbf{s}}}{\partial \dot{\bar{\mathbf{e}}}}$ 、 $Q' = \frac{\partial \bar{\mathbf{s}}}{\partial T}$ 。

由于采用修正的 Lagrange 描述, x_i 、 x_i^{t+Dt} 的差别较小, 经简化可得到 PK2 应力变化率和 Euler 应力 Jaumann 变化率之间的线性化公式,

$$\dot{\mathbf{s}}_{ij}^J \approx \dot{\mathbf{s}}_{ij}^J + \mathbf{s}_{ij}\dot{\epsilon}_{kk} - \mathbf{s}_{ip}\dot{\epsilon}_{pj} - \mathbf{s}_{jp}\dot{\epsilon}_{pi} \quad (9)$$

考虑到塑性变形时体积应变为零, 故 $\dot{\epsilon}_{kk} = 0$ 。

将(8)式代入(9)式后, 两边乘以 Dt , 并记 $D\mathbf{E}_{kl} \approx \dot{\epsilon}_{kl} Dt$ (在增量步长不很大时, 这是允许的), 得到 PK2 应力增量:

$$D\mathbf{s}_{ij} = D_{ijkl}^0 D\mathbf{E}_{kl} - D_{ijk}\mathbf{d}_{kl}\mathbf{a}DT - \mathbf{a}^* D\mathbf{s}_{ij}^p \quad (10)$$

式中

$$D_{ijkl}^0 = D_{ijkl} - \mathbf{d}_{kl}\mathbf{s}_{jl} - \mathbf{d}_{kf}\mathbf{s}_{il}$$

计算时, 可用线性化的共旋应变 $D\mathbf{e}_{kl}^{cr}$ 替代 $D\mathbf{E}_{kl}$ ^[4], 得到简捷的计算方式。

对变形区域离散后, 设节点位移增量为 $\{\mathbf{D}d\}$, 节点温度为 $\{T\}$, 单元位移形函数矩阵和温度形函数矩阵分别为 $[N]$ 和 $[N^T]$, 由控制方程(4)式和(7)式得到两组有限元方程

$$([K_0] + [K_s])\{\mathbf{D}d\} = \{\mathbf{D}R\} + \{\mathbf{D}F\} \quad (11)$$

$$[K_T]\{T\} + [C]\{\dot{T}\} = \{\dot{Q}\} \quad (12)$$

式中

$$[K_0] = \sum_e \int_{V_e} [B]^T [D^0] [B] dV_e$$

$$[K_s] = \sum_e \int_{V_e} [M]^T [s][M] dV_e$$

$$\begin{aligned}
[K_T] &= \sum_e \int_{V_e} \mathbf{I} [N^T]_{,k}^T [N^T]_{,k} dV_e \\
&\quad + \sum_e \int_{S_c} (h_c + h_r) [N^T]^T [N^T] dS_c \\
[C] &= \sum_e \int_{V_e} \mathbf{r} c [N^T]^T [N^T] dV_e \\
\{DR\} &= \sum_e \left(\int_{S_e} [N]^T \{Dp\} dS_e + \int_{V_e} \mathbf{r} [N]^T \{Df\} dV_e \right. \\
&\quad \left. + \int_{V_e} [B]^T [D] \{a\} [N^T] \{DT_e\} dV_e + \mathbf{a}^* \int_{V_e} [B]^T \{Ds^p\} dV_e \right) \\
\{DF\} &= \sum_e \left(\int_{S_e} [N]^T \{p\} dS_e \right. \\
&\quad \left. + \int_{V_e} \mathbf{r} [N]^T \{f\} dV_e - \int_{V_e} [B]^T \{s\} dV_e \right) \\
\{\dot{Q}\} &= \sum_e \int_{S_c} (h_c + h_r) [N^T]^T T_{amb} dS_c \\
&\quad + \sum_e \int_{S_f} m t |Dv| [N^T]^T dS_f + \sum_e \int_{V_e} \mathbf{y} \bar{s} \dot{\mathbf{e}} [N^T]^T dV_e
\end{aligned}$$

为了获得瞬态温度场和温度变化历史, 将(12)式对时间离散, 得到有限元递归方程:

$$\begin{aligned}
(\mathbf{b}D_t[K_T] + [C])\{T\}_{t+\Delta t} \\
= ([C] - (1-\mathbf{b})D_t[K_T])\{T\}_t + \{DQ\}
\end{aligned} \quad (13)$$

式中 \mathbf{b} 为差分系数, 为保证计算过程的稳定性和收敛精度, 可取 $\mathbf{b} = 2/3$ 的 Galerkin 差分格式或 $= 0.878$ 的 Lambert 差分格式。

交替迭代上述两组有限元方程, 就可获得金属热成形过程的变形历程和温度历程。

3 金属微观组织模型

在奥氏体再结晶温度以上, 变形将导致金属微观组织发生一系列变化, 产生新的晶粒, 而晶粒尺寸主要取决于变形过程的温度、应变和应变速率。当产品温度冷却到相变温度时, 奥氏体晶粒将分解为室温组织(铁素体、珠光体、贝氏体等), 这些室温组织的大小和分布状态决定了产品的力学性能。因此, 热变形时得到均匀细小的奥氏体组织是获得良好力学性能的基础。

高温奥氏体组织的数学模型包括三个模块, 即: 动态再结晶模型、静态再结晶模型和晶粒长大模型。目前, C-Mn 钢的奥氏体组织模型相对比较成熟, 各国研究者提出的演变模型^[2,5,6]尽管存在着形式上的较大差别, 但基于这些模型的预报结果却非常接近。表 1 给出了 Yada 模型, 它由三组公式组成。表中 e_c 为动态再结晶临界应变, $e_{0.5}$ 为发生 50% 动态再结晶所需应变, $t_{0.5}$ 为发生 50% 静态再结晶所需时间, S_V 为单位体积内的晶界面积, X_{dyn} 、

X 分别为动态与静态再结晶完成的百分比, Z 为 Zener-Hollomon 参数, Q_d 、 Q_{gg} 、 R 分别为再结晶激活能、晶粒长大激活能和气体常数, d_0 、 d_{dyn} 、 d_{rex} 、 d_g 分别为原始晶粒尺寸、动态再结晶晶粒尺寸、静态再结晶晶粒尺寸和长大后的晶粒尺寸。

计算时, 将微观组织模型和热力耦合有限元模型相结合, 通过有限元计算得到温度场、应变场和应变速率场的分布, 再由微观组织模型得到晶粒演变过程的预报结果。

表 1 C-Mn 钢微观组织演变的 Yada 模型

Table 1 Yada model for microstructure evolution for C-Mn steel

动态再结晶	静态再结晶	晶粒长大
$e_c = 4.76 \times 10^{-4}$ $\cdot \exp\left(\frac{8000}{T}\right)$ $d_{dyn} = 22600Z^{-0.27}$ $Z = \dot{\mathbf{e}} \exp\left(\frac{Q_d}{RT}\right)$ $Q_d = 267.1 \text{ kJ/mol}$ $X_{dyn} = 1 - \exp$ $\cdot (-0.693 \left(\frac{\bar{\mathbf{e}} - e_c}{e_{0.5}}\right)^2)$ $e_{0.5} = 1.144$ $\times 10^{-3} d_0^{0.28} \dot{\mathbf{e}}^{0.05}$ $\cdot \exp\left(\frac{6420}{T}\right)$	$X = 1 - \exp(-0.693 \left(\frac{t}{t_{0.5}}\right)^2)$ $t_{0.5} = 2.2 \times 10^{-12} S_V^{-0.5} \dot{\mathbf{e}}^{-0.2} \bar{\mathbf{e}}^{-2}$ $\cdot \exp\left(\frac{30000}{T}\right)$ $d_{rex} = 5(S_V \bar{\mathbf{e}})^{-0.6}$ $S_V = \frac{24}{\rho d_0} (0.491 \exp(\bar{\mathbf{e}})$ $+ 0.155 \exp(-\bar{\mathbf{e}})$ $+ 0.1433 \exp(-3\bar{\mathbf{e}}))$	$d_g^2 = d_{rex}^2$ $+ At \exp\left(\frac{-Q_{gg}}{RT}\right)$ $A = 1.44 \times 10^{12}$ $\frac{Q_{gg}}{R} = 32100$

4 算例与验证

根据以上思想, 作者研制了融热力分析和组织预报于一体的三维热力耦合有限元计算软件, 并对 H 型钢的热轧、冷却、组织变化过程进行了广泛的数值模拟研究和相应的实验研究。H 型钢轧件在由水平辊和立辊组成的万能孔型中轧制成形, 其中轧制腹板的水平辊是驱动辊, 而轧制翼缘的立辊是被动辊。作者采用摩擦元拖动模型^[7]建立了 H 型钢腹板咬入模型, 并构造了一种带刚性表面的摩擦元^[8], 建立了立辊的摩擦拖动模型, 从而实现了对万能孔型轧制中轧辊与轧件运动过程的模拟。

以下是一个模拟实例。热轧 H 型钢坯料几何尺寸: 腹板内高 70 mm, 厚 8.7 mm; 翼缘宽 48 mm, 厚 13.5 mm, 斜角 4°。材料: A3 钢。初轧温度: 1130 。压下率: 腹板/翼缘=17.24/17.04(%)。根据实测结果, 原始奥氏体晶粒尺寸为 170 μm。

图 1 给出了单位轧制压力计算结果，两个轧制力与实测值的差别分别为 腹板=1.79%，翼缘=13.83%。图 2 为轧制与空冷过程中三个采样点随时间变化的实测温度与计算温度，采样点通过辊缝大约需要 0.17s，对应于图中温度急剧变化处，热电偶的反应相对滞后。图 3 为出口位置横截面的等效应变分布。图 4 为采用不同的微观组织预报模型(Yada 模型、Sellars 模型和 Nanba 模型)得到的晶粒尺寸预报结果和静态再结晶分数随时间的变化。在采样点处，由金相实验得到的平均晶粒度为 75 μm ，介于三个预报值之间。

为了说明预报结果的精度，图 5 分别给出了 8 组轧制条件下轧制温度和轧后奥氏体晶粒尺寸的计算值与实测值对比，表明预报结果能够较好地反映热轧过程的各方面信息。

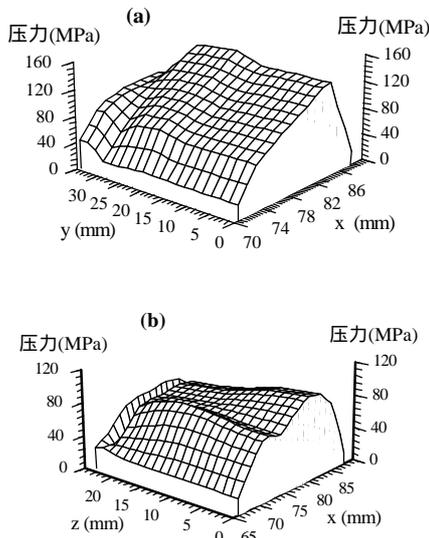


图 1 单位轧制压力模拟结果：(a) 水平辊；(b) 立辊
Fig.1. Calculated unit rolling pressure:
(a)horizontal roller; (b) vertical roller

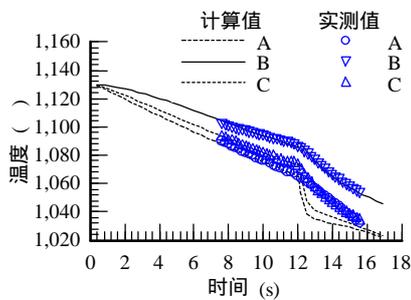


图 2 轧制与空冷过程实测温度和计算温度的比较
Fig.2 Comparison between experimental and predicted values
of temperature during rolling and cooling

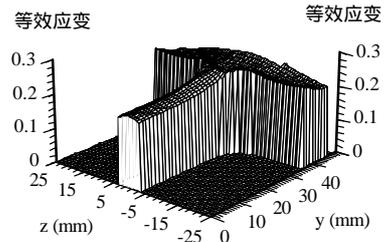
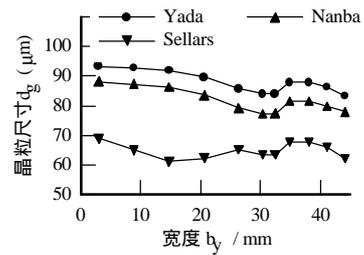
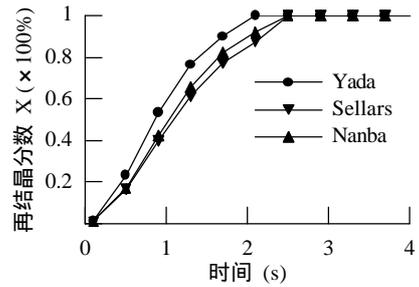


图 3 出口处横截面等效应变分布
Fig.3 Distribution of effective strain
in cross-section at exit point



(a) 腹板中心沿宽向的奥氏体晶粒尺寸



(b) 不同时刻的静态再结晶分数

图 4 再结晶过程不同模型的预报结果

Fig.4 Predicted recrystallization by different models

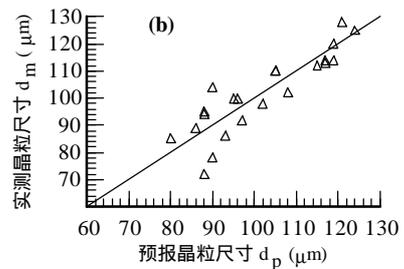
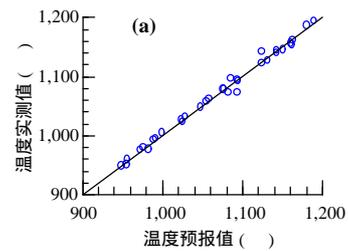


图 5 预报值与实测值对比：(a) 温度；(b) 晶粒尺寸
Fig.5 Comparison between experimental and predicted values:
(a) temperature; (b) grain size

5 结论

(1) 本文基于有限变形理论和金属微观组织演变的数学模型,建立了同时求解变形过程、温度变化过程和微观组织演变过程的有限元法,形成了模拟金属热成形过程和预报产品微观组织的综合数值方法,对于预报产品力学性能和提高产品质量有重要意义。

(2) 对原材料为 C-Mn 钢的 H 型钢热轧过程进行了系统的数值模拟研究和实验研究,得到了变形过程的力能参数、温度和微观组织演变,模拟结果与实测结果均吻合良好,表明本文方法及相应程序能够较好地预报热成形过程。

参考文献:

- [1] Sellars C M. Computer modelling of hot-working processes[J]. Mater. Sci. Tech..1985, 1: 325-332.
- [2] Kwon O. A Technology for the prediction and control of microstructural changes and mechanical properties in steel[J]. ISIJ Int. 1992, 32: 350-358
- [3] 卫原平, 阮雪榆. 金属成形过程中热力耦合分析技术的研究[J]. 塑性工程学报, 1994, 1: 3-10.
Wei Yuanping, Ruan Xueyu. On thermal-mechanical coupled analysis technique of metal forming processes [J]. Journal of Plasticity Engineering. 1994, 1: 3-10.
- [4] 崔振山, 刘才. 采用共旋应变的三维热弹塑性有限变形有限元法[J]. 计算力学学报, 1998, 15: 174-179.
Cui Zhenshan, Liu Cai. A thermomechanical coupled 3-dimensional elastoplastic FEM for finite deformation by using a LCR strain concept [J]. Chinese Journal of Computational Mechanics. 1998, 15: 174-179.
- [5] Nanba S, et al. Prediction of microstructure distribution in the through-thickness direction during and after hot rolling in carbon steels[J]. ISIJ Int. 1992, 32: 377-386.
- [6] Devadas C, et al. The thermal and metallurgical state of steel strip during hot rolling: part [J]. microstructural evolution. Metall. Trans. A, 1991, 22A: 335-349.
- [7] Liu C., et al. Finite element modelling of deformation and spread in slab rolling[J]. Int. J. Mech. Sci. 1987,29: 271-283.
- [8] 崔振山, 刘才. 万能轧制有限元模拟中立辊摩擦元拖动模型[J]. 工程力学, 2000, 17: 57-62.
Cui Zhenshan, Liu Cai. A friction element driven model of vertical roll in finite element simulation of universal rolling [J]. J. Engineering Mechanics. 2000, 17: 57-62.

AN OVERALL NUMERICAL SIMULATION OF HOT METAL FORMING

CUI Zhen-shan¹, XU Bing-ye¹, LIU Cai²

(1. Tsinghua University, Beijing, 100084; 2. Yanshan University, Qinhuangdao, 066004)

Abstract: The microstructure evolution, which is governed by temperature, strain and strain rate during hot metal forming, is a key factor to the mechanical properties. Based on the finite deformation theory and a microstructure model, the paper establishes a finite element method to simulate the deformation process, temperature variation and microstructure evolution. A 3-D finite element software for general use is developed. The simulation of hot rolling process of H-beam is especially studied. As an example, the simulation results of a C-Mn steel H-beam undergoing hot rolling are comprehensively displayed. 8-groups of experimental data under different hot rolling schedules are compared with numerical simulation results. Satisfactory agreement is reached between numerical predictions and experimental data, indicating that the present method is capable of predicting the hot metal forming with good accuracy.

Key words: finite element method; numerical simulation; microstructure; hot process