

## PM René 95 合金涡轮盘等温锻造工艺的模拟式设计 \*

张麦仓 董建新 曾燕屏 谢锡善

(北京科技大学材料科学与工程学院, 北京 100083)

罗子健

(西北工业大学材料科学与工程学院, 西安 710072)

**摘 要** 利用热力耦合有限元程序 FORMT, 对 PM René 95 合金中等尺寸 (外径尺寸约为 630 mm) 涡轮盘的等温锻造工艺进行了模拟式设计. 结果表明, 采用 TZM 钼基合金模具, 在 1050 °C 以接近  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$  的应变速率进行闭式模锻和开式模锻, 模具材料均能满足使用要求, 且开式模锻设备最大载荷不超过  $31 \times 10^3 \text{ kN}$ ; 采用 K21 合金模具, 在 1000 °C 以相同条件等温成形, 模具材料因变形热效应及边界摩擦引起升温而失效且所需设备吨位相对较大.

**关键词** PM René 95 合金, 等温锻造, 热力耦合有限元, 模拟式工艺设计

中图法分类号 TG312

文献标识码 A

文章编号 0412-1961(2002)10-1115-06

## ISOTHERMAL FORGING PROCESS DESIGN FOR DISK COMPONENT OF PM René 95 ALLOY BASED ON NUMERICAL SIMULATION

ZHANG Maicang, DONG Jianxin, ZENG Yanping, XIE Xishan

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

LUO Zijian

School of Materials Science and Engineering, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072

Correspondent: ZHANG Maicang, Tel: (010)62332884, E-mail: mczhang9@mater.ustb.edu.cn

Supported by National Natural Science Foundation of China (No.59875071)

Manuscript received 2001-11-19, in revised form 2002-03-06

**ABSTRACT** Isothermal forging process design for medium size PM René 95 turbine disk (about 630 mm in outer diameter) was conducted based on thermal-mechanical finite element code FORMT. The simulation results show that the molybdenum based die material (TZM alloy) can meet the practical need for both close die and open die forming when the disk is isothermal forged at 1050 °C with pseudo-constant strain rate of  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ; however, for die material of K21 alloy, dies might failure due to their local temperature increasing induced by plastic deformation of workpiece and lubrication at die/workpiece interface even when it is isothermal forged at the lower temperature of 1000 °C. Furthermore, isothermal forging at the higher temperature with TZM die material can decrease the deformation resistance to a great extent.

**KEY WORDS** PM René 95 alloy, isothermal forging, thermo-mechanical finite element method, process design based on simulation

研制粉末高温合金制件是航空工业发展的要求. 国外生产及研究表明, 直接热等静压或热等静压后进行等温 / 超塑性锻造, 皆可生产优质粉末高温合金制件<sup>[1]</sup>. 国内从 20 世纪 80 年代初开始粉末高温合金制件的研制, 在制粉、致密、成形等方面进行了大量的工作, 取得了一定

的进展<sup>[2,3]</sup>, 但对中、大尺寸粉末高温合金构件的成形工艺尚缺乏深入研究.

作为塑性加工领域最有效的数值算法, 有限元法广泛应用于锻造、轧制、冲压等成形领域<sup>[4-7]</sup>. 迄今未见用有限元方法模拟粉末高温合金成形工艺的相关报道.

根据某型号航空发动机涡轮盘锻件的研制要求, 以本文作者开发的热力耦合有限元系统 FORMT 为基础, 对中等尺寸 (最大外径约为 630 mm) PM René 95 合金盘件的等温锻造工艺进行模拟式设计. 着重探讨高温合金等温锻造过程的两个关键技术问题: 等温锻造模具材料及等

\* 国家自然科学基金资助项目 59875071

收到初稿日期: 2001-11-19, 收到修改稿日期: 2002-03-06

作者简介: 张麦仓, 男, 1967 年生, 博士

温锻造设备选择, 为粉末高温合金的应用提供依据.

## 1 基于罚函数法的热力耦合有限元法基本原理<sup>[8]</sup>

根据 Markov 变分原理, 设变形体的体积为  $V$ , 表面积为  $S$ , 在力面  $S_F$  上给定面力  $F_i$ , 在速度面  $S_u$  上给定速度  $u_i$ . 则在满足速度边界条件、变形协调方程及体积不可压缩条件的许可速度场中, 真实解必然使泛函

$$\pi = \int_V \bar{\sigma} \cdot \dot{\varepsilon} dV - \int_{S_F} F_i u_i dS + \frac{1}{2} \int_V K \dot{\varepsilon}_V^2 dV \quad (1)$$

取驻值. 式 (1) 中  $\bar{\sigma} \cdot \dot{\varepsilon}$  为变形体内的瞬时塑性变形功率,  $K$  为惩罚因子,  $\dot{\varepsilon}_V$  为体积应变速率.

将变形体离散化为  $N$  个节点  $M$  个单元组成的离散体, 式 (1) 所示泛函一阶变分为零时的矩阵形式为

$$\sum_{j=1}^M \left[ \int_{V_j} \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\varepsilon}} \mathbf{P} \bar{v} dV + K \int_{V_j} \mathbf{C} \mathbf{C}^T \bar{v} dV - \int_{S_{F_j}} \mathbf{N} \bar{F} dS \right] = 0 \quad (2)$$

式中,  $\mathbf{P}$  和  $\mathbf{C}$  分别为等效应变速率  $\dot{\varepsilon}$  及体积应变速率  $\dot{\varepsilon}_V$  与节点速度矢量  $\bar{v}$  的关联矩阵;  $\mathbf{N}$  为单元形状函数;  $\bar{F}$  为节点载荷向量.

热态塑性变形过程总伴随着热量的产生和传导. 采用有限元法求解传热问题的基本原理也是将求解给定初值和边值条件的热平衡微分方程问题转化为泛函求极值的问题. 相应泛函一阶变分为零时的矩阵形式为

$$\sum_{j=1}^M \left\{ \int_{V_j} \lambda \mathbf{M} \mathbf{M}^T \bar{T} dV + \int_{V_j} \rho C \mathbf{N} \mathbf{N}^T \dot{\bar{T}} dV - \int_{V_j} \alpha (\bar{\sigma} \cdot \dot{\varepsilon}) \mathbf{N} dV \right\} = 0 \quad (3)$$

式中,  $\mathbf{M}$  为温度向量对空间坐标导数与节点温度向量的关联矩阵;  $\bar{T}$ ,  $\dot{\bar{T}}$  分别为节点温度向量及温度变化率向量;  $\lambda$ ,  $\rho$ ,  $C$  分别为工件与模具的导热系数、密度及比热容;  $\alpha$  为功热转换系数, 对模具  $\alpha=0$ ; 对工件  $\alpha=0.9$ .

考虑变形过程工件与模具的摩擦及各种换热边界条件, 联立求解式 (2, 3) 可得变形过程每一加载步变形体及模具各节点的相关速度及温度变量  $\bar{v}$  和  $\bar{T}$ , 进而结合塑性力学的基本理论可得变形过程中变形体内各变形场量的分布. 具体程序实现过程采用准耦合计算格式<sup>[9]</sup>.

## 2 设计初始条件

根据目前高温模具材料的使用特点, 结合文献 [2,9] 对致密 René 95 合金高温变形特性的研究结果, 预定等温锻造工艺方案为: 对 K21 和 TZM 钼基合金模具, 等温锻造温度分别取 1000 和 1050 °C. 考虑等温锻造模具的结构特点, 环境温度与锻造温度相同. 等温锻造设备横梁的移动速度满足下述条件: 即速度  $v=10^{-3}(H_0 - \Delta H)$  mm·s<sup>-1</sup>, 其中,  $H_0$  为坯料初始高度,  $\Delta H$  为设备横梁位移; 满

足准恒应变速率 (名义应变速率为  $10^{-3}$  s<sup>-1</sup>) 变形. 模拟过程中, 致密 René 95 合金合金的本构关系采用如下形式<sup>[9]</sup>:

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma} &= A_1 \sinh^{-1}(A_2 Z^p) \\ Z &= \dot{\varepsilon} \exp(Q/RT) \\ A_2 &= \exp[b_0 + b_1 \exp(b_2 \bar{\varepsilon})] \\ Q &= [c_0 + c_1 \exp(c_2 \bar{\varepsilon})] \times 10^5 \\ p &= d_0 + d_1 \ln \bar{\varepsilon} + d_2 \ln \dot{\varepsilon} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中,  $\bar{\varepsilon}$  为等效应变;  $Z$  为 Zener-Hollomon 参数;  $Q$  为表观激活能;  $R$  为气体常数. 各待定参数的值分别为:  $A_1=276.3958$ ,  $b_0=10.9592$ ,  $b_1=-31.5181$ ,  $b_2=-0.4267$ ,  $c_0=8.4898$ ,  $c_1=5.5479$ ,  $c_2=-7.4108$ ,  $d_0=0.1799$ ,  $d_1=-0.0418$ ,  $d_2=-0.0133$ .

采用变形-传热耦合有限元法进行工艺模拟时, 基本初始条件如下:

某型号发动机涡轮盘锻件的几何构形示于图 1. 坯料初始计算尺寸为: 直径 400 mm, 高 160 mm. 模具外廓尺寸为: 直径 700 mm, 高 250 mm. 坯料与模具间的摩擦因子为 0.16. 坯料与模具的基本热物性参数示于表 1<sup>[10]</sup>. 坯料与模具的初始网格划分示于图 2.

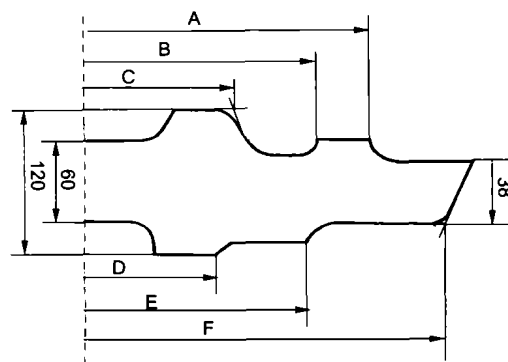


图 1 涡轮盘锻件的几何构形

Fig.1 Geometrical configuration of turbine disk forging

表 1 坯料与模具基本热物性参数

Table 1 The thermal-physical properties of die and materials

Parameter	René 95 alloy	TZM alloy	K21 alloy
$\lambda$ , W/(m·K)	9.63+0.0132T	138.46-0.0296T	22.6
$C$ , J/(kg·K)	590.37	669.58	524
$\rho$ , kg/m <sup>3</sup>	8300	10160	8530
$K_{W/D}$ , W/(m <sup>2</sup> ·K)	-	2850	1834
$K_M$ , W/(m <sup>2</sup> ·K)	11.36	-	-
$\chi$ , 10 <sup>-8</sup> W/(m <sup>2</sup> ·K <sup>4</sup> )	5.67	-	-

Note:  $K_{W/D}$ —Heat transfer coefficient for workpiece/die interface;  $K_M$ —Heat transfer coefficient for medium;  $\chi$ —Radiation property

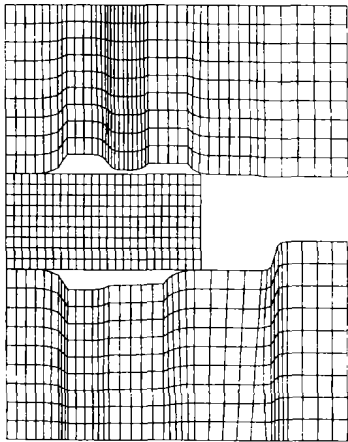


图 2 工件及模具的初始网格划分  
Fig.2 Initial mesh of block and dies

3 结果分析

3.1 闭式模锻工艺可行性分析

图 3 为采用闭式模锻工艺等温锻造结束时, 盘件内部

各变形场量分布. 可以看出, 采用不同模具材料及不同的温度参数, 盘件内等效应变、等效应变速率及等效应力均服从相似分布规律, 仅在具体数值上有所差别. 而且, 由图 3b 可知, 盘件内大部分区域 (约 90%) 的等效应变速率不大于  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ , 金属流动比较剧烈的部位在毛边附近及上、下模部分型腔的圆弧过渡处, 与作者设定的名义等效应变速率 ( $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ) 基本吻合.

图 4 为涡轮盘件变形结束时, 上、下模及盘件内的温度分布. 与普通锻造相比, 等温锻造过程中盘件心部温度始终低于坯料与模具接触边界区域的温度. 这主要是由于在等温锻造过程中, 坯料及模具的温度因变形热效应及边界摩擦生热的贡献不断升高. 从图 4 可知, 对 TZM 合金模具, 盘件边界层温升幅度最高可达  $100.7^\circ\text{C}$ , 而心部温升只有  $12.3^\circ\text{C}$ ; 对 K21 合金模具, 盘件内的最大温升为  $108.5^\circ\text{C}$ . 等温锻造过程中, 模具的温度分布与普通锻造时相同, 即距坯料与模具接触边界越近, 温升越大; 反之, 温升变小. TZM 合金在等温锻造温度的导热系数比较大, 约为 K21 合金的 3 倍, 因而模具内温度梯度及温

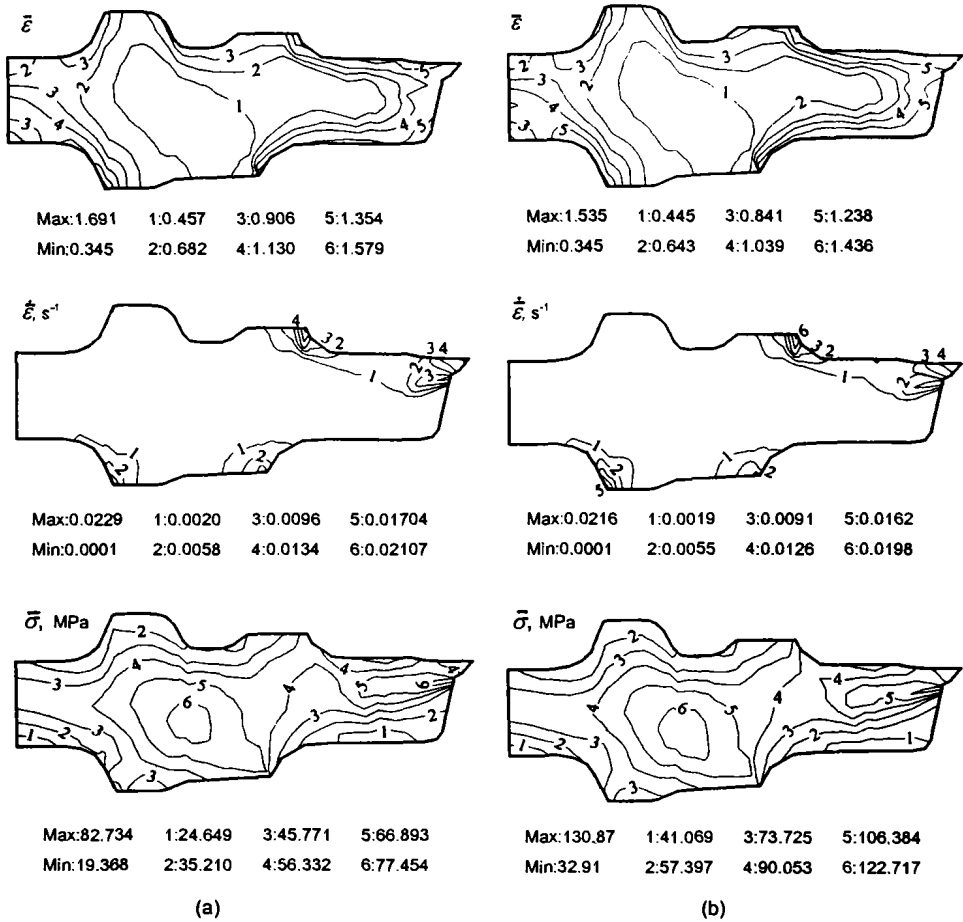


图 3 闭式模锻结束时盘件内部各变形场量分布

Fig.3 Flow behavior of René 95 disk component at the end of closed die forming (from the upper to the lower corresponding to equivalent strain  $\bar{\epsilon}$ , equivalent strain rate  $\dot{\bar{\epsilon}}, \text{ s}^{-1}$  and equivalent stress  $\bar{\sigma}, \text{ MPa}$ , respectively)  
(a) TZM die materials (b) K21 die materials

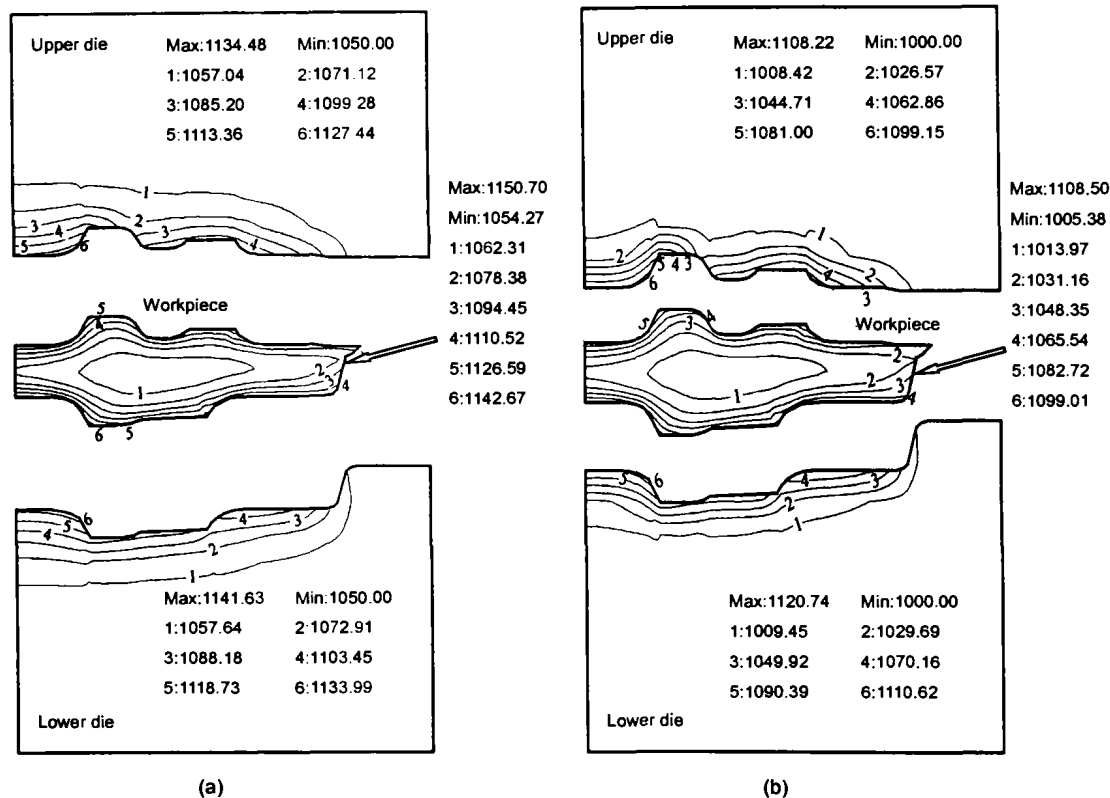


图4 René 95 合金闭式锻造变形结束时上下模及涡轮盘件内的温度分布

Fig.4 Temperature contours (°C) in dies and workpiece at the end of forging of close die forming

(a) TZM die material

(b) K21 die material

升效应相对较小。图 4a 可以看出, 上、下模的最大温升分别为 84.48 和 91.63 °C。即等温锻造结束时, 模具内最高温度为 1141.63 °C, 而 K21 合金模具的最高温度可达 1120.74 °C。资料表明<sup>[10]</sup>, TZM 合金在高温下强韧性俱佳, 在 1100—1700 °C 范围内, 其强度水平在 900—600 MPa 之间。因此, 用 TZM 合金作为 René 95 合金等温锻造的模具材料, 不会产生由于变形热效应及摩擦生热引起的模具失效。相反 K21 合金在 900—1100 °C 范围内, 其强度水平在 850—500 MPa 之间, 超过 1100 °C, 其强度迅速下降。因此, 作为模具材料或耐热构件, 该合金的许用温度不大于 1100 °C<sup>[11]</sup>。如果采用 K21 合金作为 René 95 合金等温锻造的模具材料, 需在模具结构设计及锻造工艺参数上进一步调整。此外, 由图 4 还可以看出, 下模最高温度略大于上模。产生这种现象的原因比较复杂, 与上、下模不对称 (下模型腔比上模深)、边界区域材料流动模式不同 (图 3b) 及变形历史密切相关。

图 5 为 René 95 合金涡轮盘在上述两种工艺条件下变形的载荷 - 位移曲线。由图可知, 由于小毛边的约束作用, 在变形后期载荷迅速增大。因此, 采用 TZM 合金按预定方案等温锻造时, 设备吨位应不小于  $60 \times 10^3$  kN; 而采用 K21 合金模具等温锻造时, 设备吨位应不小于

$80 \times 10^3$  kN。

### 3.2 改进工艺可行性分析

闭式锻造模拟结果表明, 采用预定工艺, TZM 合金模具完全可以满足 René 95 合金盘件等温锻造的使用要求; K21 合金模具则需在模具装置上辅之以相应的冷却

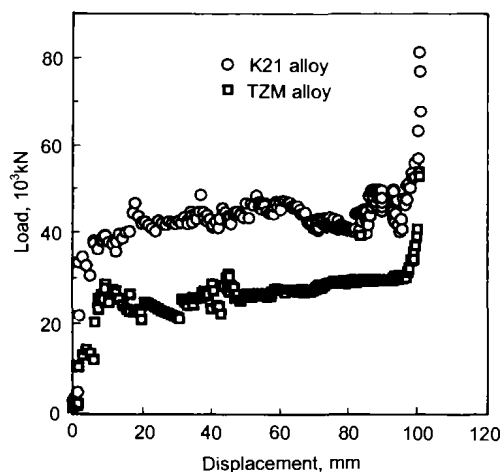


图5 René 95 合金闭式等温锻造过程的载荷 - 位移曲线

Fig.5 Load curves of closed die isothermal forging for René 95 turbine disk

措施。有关资料表明<sup>[10]</sup>，TZM 合金在高温下极易氧化，因此，等温锻造过程必须在真空或惰性气氛下进行，增加了模具设计的难度。此外，采用两种模具材料进行等温锻造时，等温锻造设备的吨位均比较大，为了节约能源及设备改造费用，使 René 95 合金中大尺寸盘件等温锻造得以实施，作者对预定方案的模具结构进行了调整，使等温锻造过程中，盘件轮缘处于无约束状态（开式或准闭式锻造）。这样，变形结束时载荷将大为降低，有可能利用国内专业化锻造厂的现有设备。图 6 为开式锻造过程的载荷位移 - 曲线，图 7 即为开式锻造结束时工件及模具内的温度分布。在模拟计算时，为了满足涡轮盘锻件的最大外廓尺寸，坯料尺寸调整为：直径 400 mm，长 170 mm，其它条件与闭式锻造时相同。

由图 7 可知，开式等温锻造结束时，盘件及模具内的温度分布规律与按预定方案等温锻造时相同。只是由于增加了坯料尺寸，变形程度及变形时间增加，使得等温锻造结束时，盘件及模具内的升温幅度略有增加。但修正工艺的最大特点在于大大降低了锻件的成形抗力，采用 TZM 合金模具在 1050 ℃等温锻造时，设备最大载荷不超过  $31 \times 10^3$  kN；采用 K21 合金模具在 1000 ℃等温锻造时，设备最大载荷接近  $60 \times 10^3$  kN。

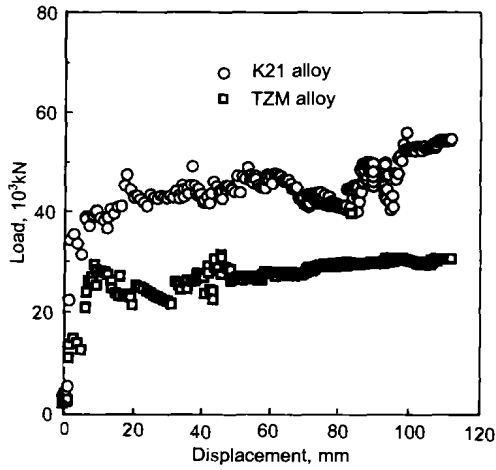


图 6 René 95 合金开式等温锻造过程的载荷 - 位移曲线  
Fig.6 Load curves of open die isothermal forging for René 95 turbine disk

总之，对于采用 TZM 合金模具 1050 ℃等温开式锻造或准闭式锻造的工艺方案，模具材料及现有设备均能满足生产要求。对 K21 合金模具，采用修正方案等温锻造时，必须在模具装置中增加适当的循环冷却装置，避免模具材料的热塑性失效，同时应选用不低于  $60 \times 10^3$  kN 的

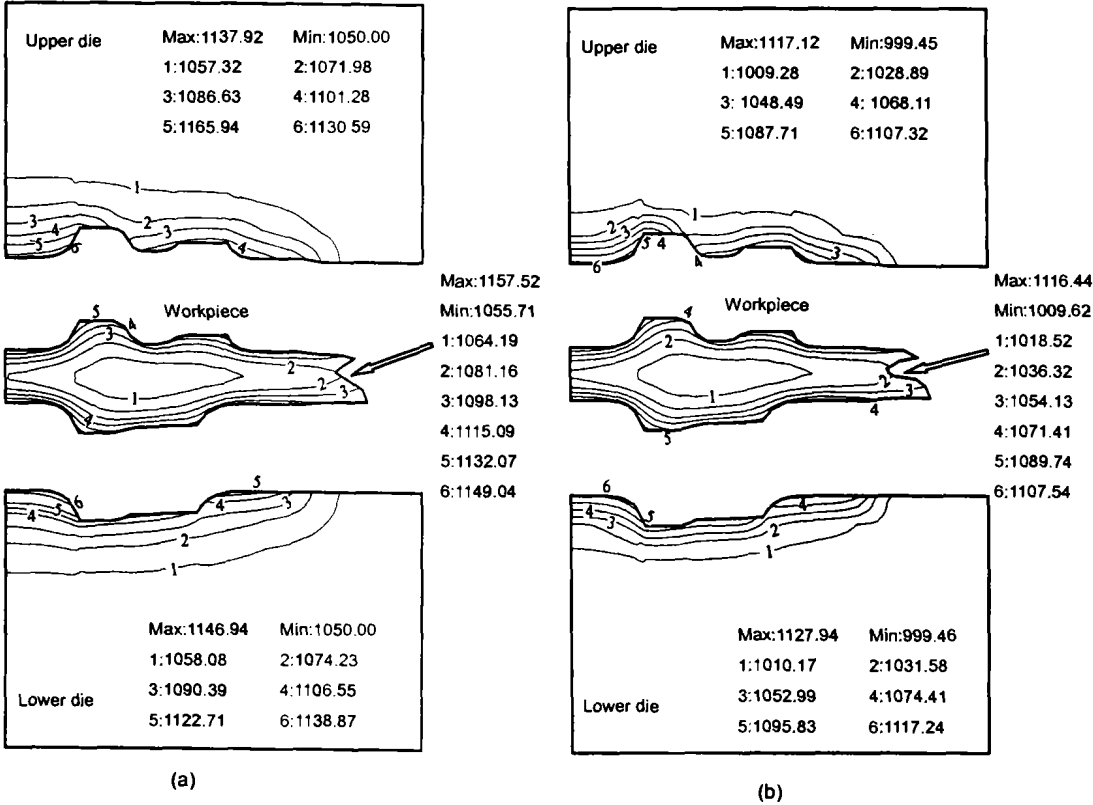


图 7 René 95 合金开式锻造变形结束时上下模及涡轮盘件内的温度分布  
Fig.7 Temperature contours (°C) in dies and workpiece at the end of open die forming  
(a) TZM die material (b) K21 die material

等温锻造设备.

#### 4 结论

(1) 采用 TZM 合金模具在 1050 ℃ 等温锻造时, 不论采用预定方案还是修正方案, 模具材料均能满足使用要求. 只是采用预定方案等温锻造时, 锻造设备应在  $60 \times 10^3$  kN 以上. 同时, 考虑 TZM 合金高温下易于氧化的特点, 模具应置于保护性气氛或真空装置中.

(2) 采用 K21 合金模具在 1000 ℃ 等温锻造时, 采用两种工艺方案, 模具材料均可能因变形热效应及摩擦功热而导致失效. 因此, K21 合金模具设计时应配有良好的循环冷却装置. 而且, 采用 K21 合金模具进行涡轮盘件开式等温锻造时, 设备吨位应不低于  $60 \times 10^3$  kN, 闭式等温锻造时, 设备吨位应不低于  $80 \times 10^3$  kN.

#### 参考文献

- [1] Pfouts W R. *NASA-CR-159802*, 1981
- [2] Zhang M C, Luo Z J, Zeng F C. *Acta Metall Sin*, 2000; 36: 507  
(张麦仓, 罗子健, 曾凡昌. 金属学报, 2000; 36: 507)
- [3] Yu K L, Zhou G G. *Proc FGH95 PM Superalloy*, Beijing Institute of Aeronautical Materials, 1990  
(俞克兰, 周光垓. FGH95 粉末高温合金论文集, 北京航空材料研究院, 1990)
- [4] Lee C H, Kobayashi S. *Trans ASME J Eng Industry*, 1973; 95: 865
- [5] Jinka A G K. *J Mater Proc Technol*, 1996; 57:382
- [6] Yang D Y, Cho J R, Lee N K. *Adv Technol Plast*, 1993; 15: 1255
- [7] Kang B S, Kobayashi S. *Int J Mach Tools Manufact*, 1991; 31: 139
- [8] Kobayashi S, Oh S I, Altan T. *Metal Forming and The Finite Element Method*. New York: Oxford Press, 1989
- [9] Zhang M C. *PhD Thesis*, Northwestern Polytechnical University, Xi'an, 1999  
(张麦仓. 西北工业大学博士学位论文, 西安, 1999)
- [10] Vladislav E Z. *Handbook of Thermophysical Properties of Metals at High Temperature*. New York: Nova Science Pub., Inc., 1996
- [11] Zhu X Q. *Handbook of Practical Metal Materials*. Shanghai: Shanghai Science and Technology Press, 1993  
(祝燮权. 实用金属材料手册. 上海: 上海科技出版社, 1993)