

GH4169 高温合金螺栓热锻成形工艺

方 军¹, 吴 敏¹, 张 涛², 张少航², 陶 悦¹, 刘金龙¹, 靳 凯³

(1. 安徽天航机电有限公司, 安徽 芜湖 241000; 2. 南京航空航天大学 机电学院, 江苏 南京 210016;

3. 国营芜湖机械厂, 安徽 芜湖 241000)

摘要: 高温合金热锻成形过程具有热力耦合和多参数交互特征, 其温度场及应力、应变场的分布和演变复杂, 实验前需通过数值分析获得较优的工艺参数。以 GH4169 高温合金螺栓为研究对象, 对螺栓单道次及多道次热锻成形工艺进行对比、分析, 研究了头部初始热锻温度、下压速率、摩擦因数、换热系数和模具预热温度等工艺参数对锻件热锻压力、应变均匀性的影响规律。结果表明: 单道次热锻无法成形出目标螺栓零件, 需采用多道次热锻成形工艺; 热锻压力随头部初始热锻温度增大而减小, 随摩擦因数增大而增大, 随下压速率增大而增大; 应变均匀性在头部初始热锻温度较高或摩擦因数较小时更好。最后, 获得了 GH4169 高温合金螺栓的优化的热锻工艺参数, 并通过热锻实验, 获得了性能优良的零件。

关键词: GH4169 合金; 热锻成形; 单道次; 多道次; 热锻压力; 应变均匀性

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2022.03.002

中图分类号: TG316

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2022) 03-0008-15

Hot forging process on superalloy GH4169 bolt

Fang Jun¹, Wu Min¹, Zhang Tao², Zhang Shaohang², Tao Yue¹, Liu Jinlong¹, Jin Kai³

(1. Anhui Tianhang Mechanical & Electrical Co., Ltd., Wuhu 241000, China;

2. College of Mechanical and Electronic Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;

3. State-owned Wuhu Machinery Factory, Wuhu 241000, China)

Abstract: The hot forging process of superalloy has the characteristics of thermal-mechanical coupling and multi-parameter interaction, and the distribution and evolution of temperature field and stress-strain field are complex. It is necessary to obtain optimal process parameters by numerical analysis before the test. Therefore, for superalloy GH4169 bolt, the single-pass and multi-pass hot forging processes of bolt were compared and analyzed, and the influence laws of process parameters such as initial hot forging temperature for head, pressing rate, friction coefficient, heat transfer coefficient and die pre-heating temperature on hot forging pressure and strain uniformity of forgings were studied. The results show that the target bolt part cannot be formed by the single-pass hot forging, and the multi-pass hot forging is required. The hot forging pressure decreases with the increasing of initial hot forging temperature for head and increases with the increasing of friction coefficient and pressing rate. The strain uniformity is better when the initial hot forging temperature of head is higher or the friction coefficient is smaller. Finally, the optimized process parameters of hot forging for superalloy GH4169 bolt were obtained, and the parts with excellent performance were obtained through hot forging test.

Key words: superalloy GH4169; hot forging; single-pass; multi-pass; forging pressure; strain uniformity

GH4169 高温合金具有疲劳强度高、抗拉强度高、线膨胀系数低、抗氧化和抗腐蚀性等特点, 被广泛应用于航空发动机的关键结构件^[1-2]。采用机械切削加工时刀具磨损大, 切削也会浪费大量的材料, 因而, 热锻成形是高温合金构件一种常用的

制造方式^[3-4]。然而, GH4169 高温合金热加工成形温度的范围小, 合金需要加工到较高的温度。热锻成形过程受其热锻工艺参数的影响, 若其热加工工艺参数控制不当, 易出现变形、温度分布不均匀以及强化相改变的现象, 因此, 需研究该类材料热锻成形过程中关键工艺参数对构件宏观温度场、应力和应变场及组织的影响规律, 获得优化的工艺窗口, 进而提升锻件的综合性能^[5-6]。

许多研究者针对 GH4169 高温合金热锻工艺开展了大量的研究。汤涛等^[7]建立了 GH4169 高温合金十二角螺栓头的热锻成形仿真模型, 并优化了关

收稿日期: 2020-11-03; 修订日期: 2021-02-03

基金项目: 江苏省自然科学基金资助项目 (BK20170785)

作者简介: 方 军 (1975-), 男, 学士, 高级工程师

E-mail: fangjun1212@sohu.com

通信作者: 张 涛 (1989-), 男, 博士, 讲师

E-mail: 297zhangtao@nuaa.edu.cn

键的热锻工艺参数。大型锻件自由锻过程的道次多、流程长,无法通过实验验证锻造过程中再结晶程度及晶粒尺寸的变化。孙志仁等^[8]建立了动态再结晶模型,并通过 Gleeble 热压缩实验对其进行了验证,然后,采用该动态再结晶模型对典型锻造工艺的镦粗和拔长进行模拟。为了消除 GH4169 高温合金锻造混晶组织,获得高品质锻件的制备工艺,王冠强等^[9]对变形后锻件进行设计并实施不同的单级退火工艺及双级退火工艺,统计分析不同热处理退火工艺下锻造混晶组织的平均晶粒尺寸,获得能均匀细化锻造混晶组织的热处理工艺方法。黄明星等^[10]以某小余量、小尺寸的叶片锻件作为研究对象,发现叶片锻件在变形量为 40% 和锻造温度为 990 ℃ 的条件下可以使锻件具有优良的力学性能,明显高于生产要求。吴白伟等^[11]完成了 GH4169 高温合金盘形件的锻造过程的数值模拟,通过实验验证了模拟的准确性,分析、对比了对击锤和液压机两种方式盘形件内热力参数的分布情况。

然而,前人研究主要集中于 GH4169 高温合金涡轮盘等构件的热锻成形工艺,对于 GH4169 高温合金细长杆类零件的研究较少。热锻具有热力耦合多变量交互作用^[12-13],变形过程伴随着温度场的变化,成形过程中的传热十分复杂,工件的自由面通过对流和辐射的方式与外界环境进行热交换,工件与模具的接触面通过热传导方式进行热传递,工件变形时消耗的绝大部分功变为热能,使工件温度升高,该温升与具体变形有关^[14]。本文研究了 GH4169 高温合金细长杆螺栓零件的热锻成形规律,通过数值仿真对螺栓进行了热锻工艺分析,研究了不同热锻参数(头部初始热锻温度、摩擦因数、下压速率、换热系数、模具预热温度)对螺栓成形过程中应力-应变场、应变均匀性和热锻压力的影响规律,在此基础上获得了优化的热锻成形工艺参数,为高温合金螺栓的热锻工艺实验提供了指导。

1 有限元模型

本文需要热锻成形的 T 形螺栓尺寸如图 1 所示,右侧圆柱长度为 18 mm,直径为 $\Phi 9$ mm,左侧与之垂直的圆柱的直径为 $\Phi 6$ mm,螺栓形状细长,为不等直径的两圆柱相贯而成,由于螺栓头部的长径比(杆长与直径之比)为 2,锻造过程中金属流动变形的精确控制难度较大。

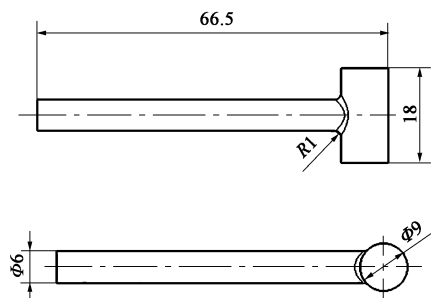


图 1 螺栓尺寸示意图

Fig. 1 Schematic diagrams of bolt sizes

热锻成形中,将螺栓设置为变形体,模具设置为热传导刚体,螺栓及模具均为理想的均匀材料,遵循材料的屈服准则,具有各向同性。螺栓材料为 GH4169 高温合金,高温、大应变下材料的应力、应变关系大多采用双曲正弦模型,其本构模型如式(1)所示。模具材料使用 W6Mo5Cr4V2 钢(美国牌号 M2),为钨系高速工具钢,其含 C 量低,Mo、V 的含量高,其中 Mo 可以减少碳化物的偏析,V 起到细化晶粒的作用。因此,具有碳化物不均匀性小和韧性高的优点。同时,其硬度高、耐磨性好,具有良好的冲击性能和抗偏心载荷性能。

$$\dot{\varepsilon} = 4.59 \times 10^{28} [\sinh(0.001828\sigma)]^{9.7862} \cdot \exp[-668290/(RT)] \quad (1)$$

式中: σ 为流动应力,MPa; $\dot{\varepsilon}$ 为应变速率, s^{-1} ; T 为绝对温度,K; R 为理想气体常数,为 $8.314 \text{ J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}$ 。

GH4169 高温合金的泊松比为恒值 0.3,其他主要参数随温度的变化情况如图 2 所示。

2 结果与分析

2.1 热锻工艺分析

本次热锻工件为 T 形螺栓,具有较好的对称性,为节省计算时间,建立 1/4 三维实体模型。该 T 形螺栓的成形难点在于头部位置,成形初始阶段坯料为单根细长杆件,根据等体积法计算,初始坯料的直径为 $\Phi 6$ mm、长度为 106 mm,初始坯料直径与 T 形螺栓杆部的直径相同,因此,本文重点分析螺栓头部的金属成形规律。

首先,分析采用单道次热锻成形工艺的可行性。单道次热锻成形仿真的关键工艺参数为:头部初始热锻温度为 1000 ℃、摩擦因数为 0.3、模具下压速率为 $5 \text{ mm} \cdot s^{-1}$ 、换热系数为 $2000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 、

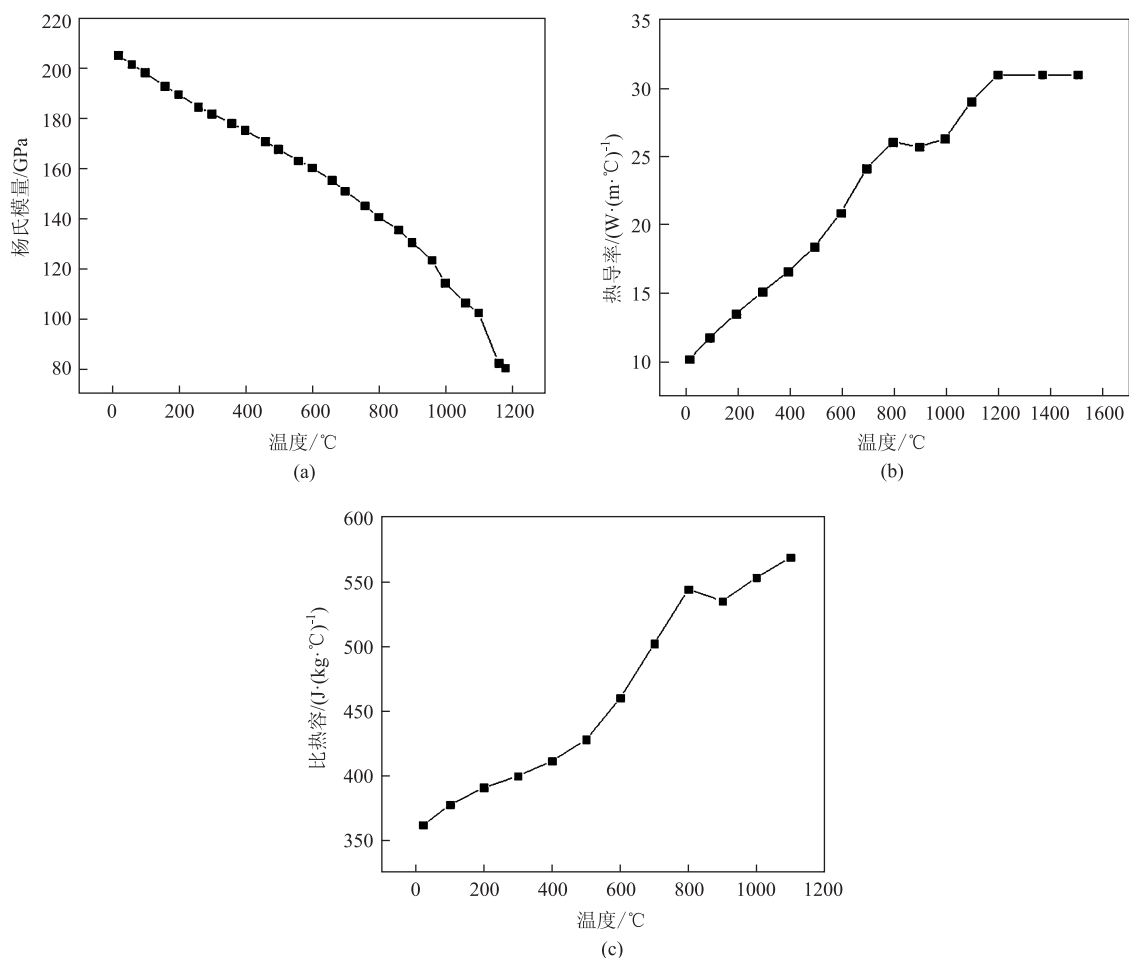


图 2 GH4169 高温合金的主要参数随温度的变化曲线

(a) 杨氏模量 (b) 热导率 (c) 比热容

Fig. 2 Changing curves of main parameters for superalloy GH4169 with temperature

(a) Young's modulus (b) Thermal conductivity (c) Specific heat capacity

模具预热温度为 250 °C。图 3 为单道次热锻成形过程中螺栓头部金属的流动情况；随着上模具的压下，坯料上方的金属开始向螺栓头部的径向和长度方向流动；随着下压量的增大，坯料与模具的接触面积增大，金属流动的摩擦力也逐渐增大，高温合金材料沿螺栓头部径向和长度方向的金属流动速度一致；径向的材料填充体积较小，当螺栓头部径向的金属流动超出模具限制时，螺栓头部长度方向的材料距离模具 2.17616 mm，受金属流动限制无法成形出图 1 所示的 T 形螺栓。

根据图 3b 和图 3c 可知，流动超出模具限制部分的材料的单道次等效应变达到了 3，螺栓头部周围区域的材料单道次下压等效应力达到了 1000 MPa，而 GH4169 高温合金的变形抗力大，塑性较差，单道次难以获得等效应变为 3 的热锻变形，难以一次成形。由上述分析可知，由于螺栓头部径向和长度

方向的尺寸差异较大，而两个方向的金属流动速度一致，导致当螺栓头部径向金属材料充满时，长度方向仍有 2.17616 mm 的距离未填充。因此，本文采用如图 4 所示的 3 道次热锻成形法：首先，将初始坯料锻造成 10 mm×10 mm 的方形体；然后，根据 T 形螺栓最终的长度和直径要求，将 10 mm×10 mm 的方形体锻造成 12 mm×7 mm 的长方体，各阶段的坯料尺寸见表 1，其中坯料 1、坯料 2、坯料 3 和坯料 4 下端圆柱部分的直径均为 $\Phi 6$ mm。3 道次锻造的目的首先是为了解决螺栓头部径向尺寸和轴向尺寸差异大，成形过程中难以一次性成形的难题；其次，采用坯料 3 作为中间过渡尺寸，通过后续少量变形可获得最终的螺栓头部尺寸。

热锻成形中，GH4169 高温合金的应力和应变受锻件温度、模具预热温度、摩擦因数、变形量及变形速率等工艺参数的影响，探究各参数对于高温

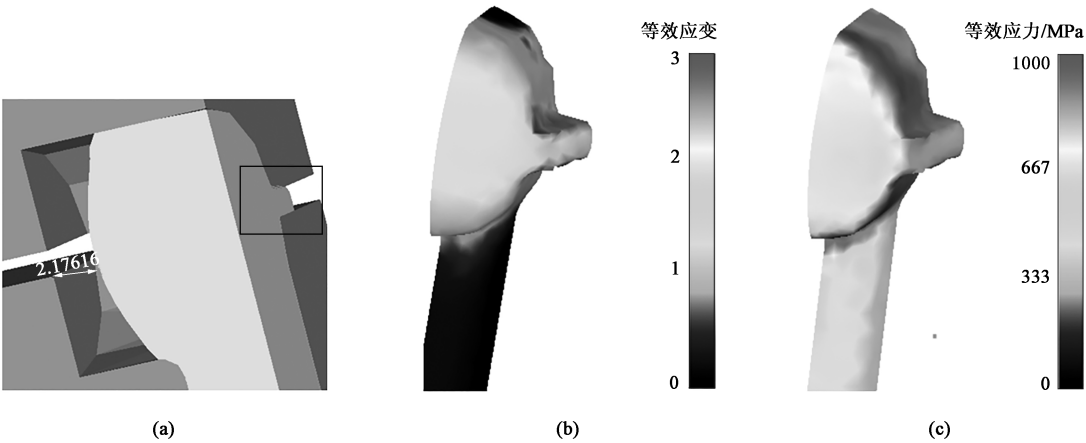


图3 单道次热锻成形过程中螺栓头部的金属流动分布
(a) 锻造模型 (b) 应变分布 (c) 应力分布
Fig.3 Distributions of metal flow for bolt head during single-pass hot forging process
(a) Forging model (b) Strain distribution (c) Stress distribution

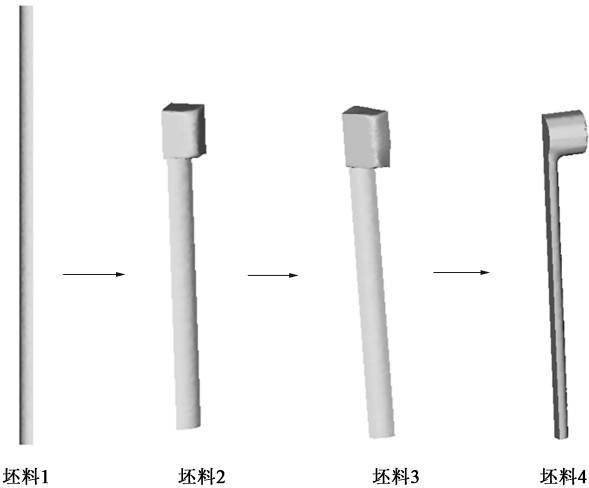


图4 3道次热锻成形工艺示意图
Fig.4 Schematic diagram of three-pass hot forging process

表1 3道次热锻成形法中各阶段坯料尺寸 (mm)
Table 1 Sizes of blank in each stage for three-pass hot forging method (mm)

坯料	尺寸
1	$\Phi 6 \times 106$
2 (头部)	$10 \times 10 \times 11.45$
3 (头部)	$12 \times 7 \times 13$
4 (头部)	$\Phi 9 \times 18$

合金的应力和应变的作用规律，获得合理匹配的热加工工艺参数，对于缩短锻件研制周期、提高生产效率与锻件质量等具有重大意义。本文所采用的热锻成形参数如表2所示。

2.2 应力和应变分布

螺栓头部初始热锻温度为1000℃、摩擦因

表2 热锻成形工艺参数
Table 2 Process parameters of hot forging

参数	数值
头部初始热锻温度 $T_s/^\circ\text{C}$	950, 1000, 1050
模具预热温度 $T_p/^\circ\text{C}$	200, 250, 300
换热系数 $h/(\text{W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1})$	1000, 2000, 3000
模具下压速率 $v/(\text{mm} \cdot \text{s})^{-1}$	1, 5, 10
摩擦因数 f	0.1, 0.3, 0.5

数为0.3、下压速率为 $5\text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 、换热系数为 $2000\text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 、模具预热温度为 $250\text{ }^\circ\text{C}$ 时，各道次的等效应变、等效应力分布如图5和图6所示。与单道次成形相比，3道次成形坯料的填充效果更好，通过螺栓头部长径比来计算坯料相应的长宽比，保证坯料在流动过程中可以充满整个模具。3道次成形的应变逐渐增大，各道次的应变增量较小，可以分散单道次成形中过大的应变量，减小热锻过程的成形难度。由图5c可知，等效应变最大值出现在螺栓头部与杆部的连接位置，该处金属流动规律复杂，属于最后填充满的区域，也是整个热锻过程中的危险区域。

如图6所示，等效应力分布从第1道次到第3道次有减小的趋势，对比等效应变分析可知，在热锻过程中变形的绝大部分功转换为热能，使得螺栓坯料升温，从而减小了变形抗力，使得等效应力逐道次减小。与等效应变分布规律类似，终锻件的螺栓杆部和头部的连接位置出现了明显的应力集中，该位置的等效应力达到了1100 MPa，第2

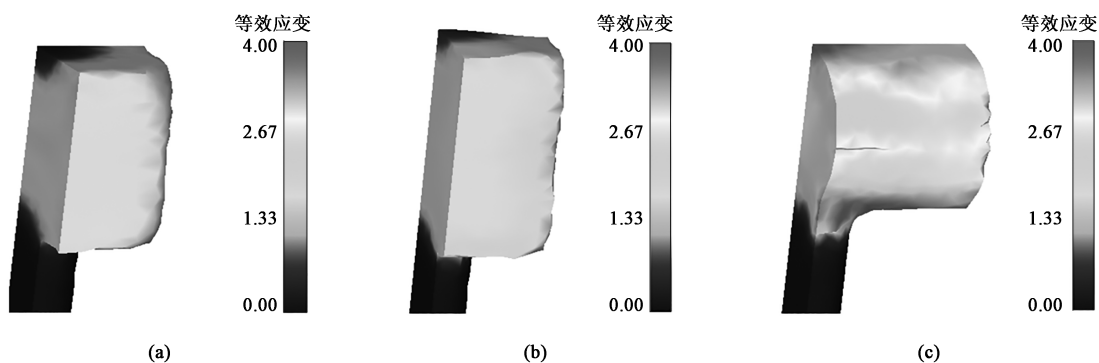


图 5 各道次等效应变分布图

(a) 第 1 道次 (b) 第 2 道次 (c) 第 3 道次

Fig. 5 Distribution diagrams of equivalent strain in each pass

(a) The first pass (b) The second pass (c) The third pass

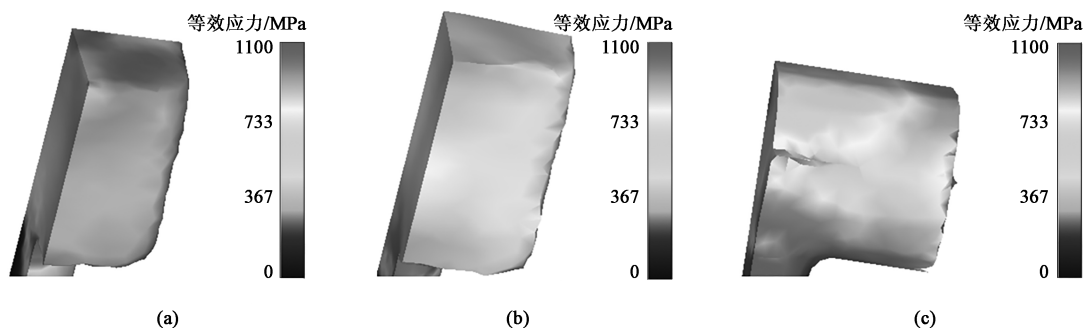


图 6 各道次等效应力分布图

(a) 第 1 道次 (b) 第 2 道次 (c) 第 3 道次

Fig. 6 Distribution diagrams of equivalent stress in each pass

(a) The first pass (b) The second pass (c) The third pass

道次到第 3 道次变形过程中螺栓头部和杆部的连接位置的等效应力较大,属于螺栓锻造过程中的关键和危险部位,需要合理控制工艺参数。

2.3 摩擦因数

图 7 为不同摩擦因数下终锻件的等效应变分布图,其中 $T_s = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$, $v = 5\text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, $T_p = 250\text{ }^{\circ}\text{C}$,

$h = 2000\text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 。摩擦因数对材料变形的影响较大,摩擦因数为 0.1 时,螺栓头部表面出现明显的飞边现象,应变分布不均匀,随着摩擦因数增大,飞边现象大幅度减少,应变分布均匀性提升,然而进一步增大摩擦因数到 0.5 时,飞边现象和应变分布不均匀性显著提升,较摩擦因数为 0.1 时更加明显。

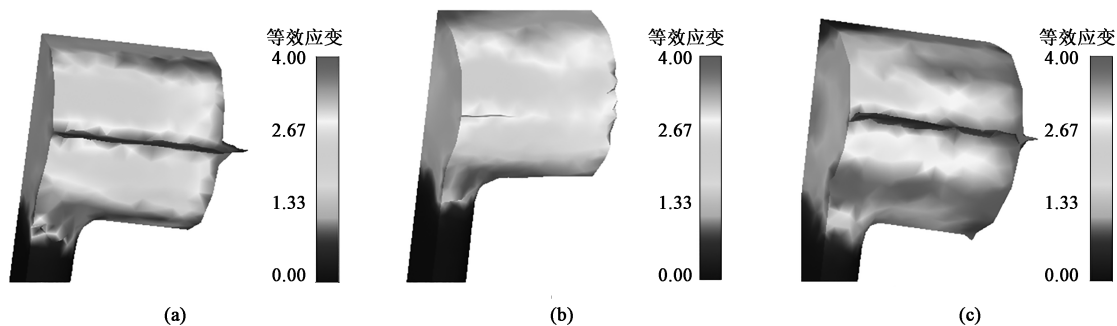


图 7 不同摩擦因数下终锻件的等效应变分布图

(a) $f=0.1$ (b) $f=0.3$ (c) $f=0.5$

Fig. 7 Distribution diagrams of equivalent strains for final forgings under different friction coefficients

为定量分析热锻过程中工件的应变均匀性,取 水平、竖直方向两路径上各 20 个节点,如图 8 所

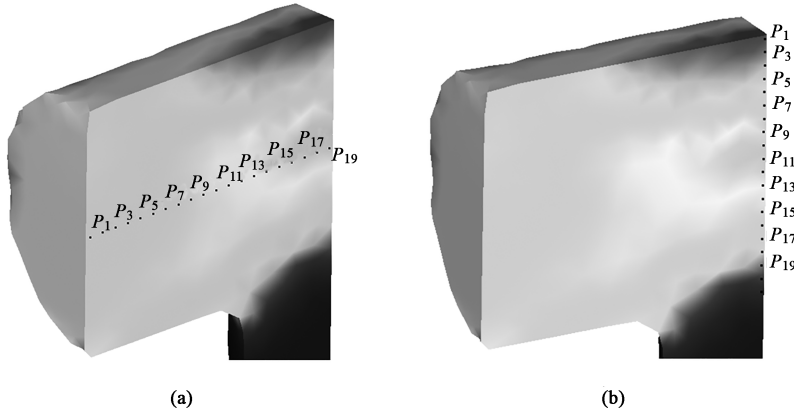


图 8 水平和竖直路径示意图
(a) 水平路径 (b) 竖直路径
Fig. 8 Schematic diagrams of horizontal and vertical paths
(a) Horizontal path (b) Vertical path

示, 不同摩擦因数下的应变分布曲线如图 9 所示。锻件的水平应变由边缘到中心整体呈现出先降低后升高的趋势, 这是因为: 边缘区域与模具直接接触, 表面受到模具摩擦力的作用, 金属被挤压而产生较大的塑性变形。锻造过程中, 金属流动是由水平方向的中心位置逐渐向两端延伸, 中心部位始终处于变形状态, 应变最大, 边缘到中心部位的过渡区

变形所受的挤压程度小, 应变减小。摩擦因数为 0.5 时, 整体应变相对较大。在较大的摩擦因数下材料的金属流动速度减缓, 与模具接触的有效面积减少, 导致下压过程的应力变大, 造成应变相应增大。与之类似, 竖直方向上的应变在中心部位最大, 向上、下两侧递减, 这主要是由锻造过程中金属流动的方向决定的。

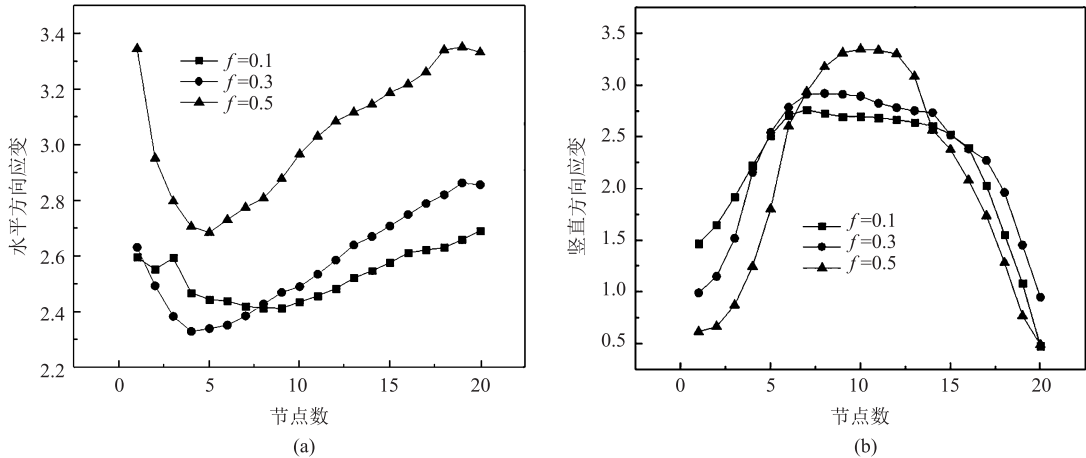


图 9 不同摩擦因数下水平和竖直路径的应变分布
(a) 水平路径 (b) 竖直路径
Fig. 9 Distributions of strains along horizontal and vertical paths under different friction coefficients
(a) Horizontal path (b) Vertical path

图 10 为不同摩擦因数下各道次的热锻压力分布曲线。第 1 道次、第 3 道次的热锻压力先缓慢增大、后迅速增大, 材料流动至模具壁后, 继续下压而产生的挤压力反作用在模具上, 增大了模具载荷。热锻压力随着摩擦因数的增大而产生的变化幅度较小, 摩擦因数为 0.5 时应力较大, 由于本文采用了 1/4 模

型, 实际最大的热锻压力应为 $f=0.5$ 时的 540 kN。
由上可知, 摩擦因数越小, 金属流动所受阻力减小, 材料均匀性越好, 但摩擦因数很小时, 材料流动性过强会造成较大的飞边, 即在保证成形飞边尽量小, 而且应变分布尽可能均匀的情况下, 摩擦因数应优选为 0.3。

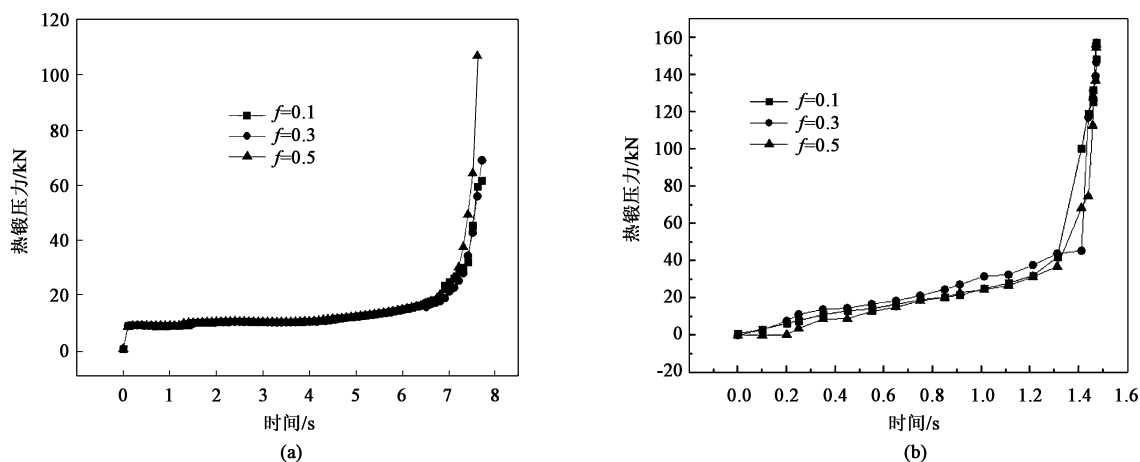


图 10 不同摩擦因数下各道次热锻压力分布

(a) 第 1 道次 (b) 第 3 道次

Fig. 10 Distributions of hot forging pressure in each pass under different friction coefficients

(a) The first pass (b) The third pass

2.4 头部初始热锻温度

图 11 为不同头部初始热锻温度下的第 3 道次等效应变云图, 其中, $v = 5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $h = 2000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 、 $T_p = 250 \text{ }^\circ\text{C}$ 、 $f = 0.3$ 。随头部初始热锻温度的增加, 螺栓坯料与模具接触部分的

应变有明显增大的趋势, 由式 (1) 可知, 头部初始热锻温度越高, 金属的变形抗力减小, 头部变形区的等效应变越大, 其中接触区域的平均等效应变从 $950 \text{ }^\circ\text{C}$ 的 2.6 增大至 $1050 \text{ }^\circ\text{C}$ 的 3.8, 等效应变增长率达 46.7%。

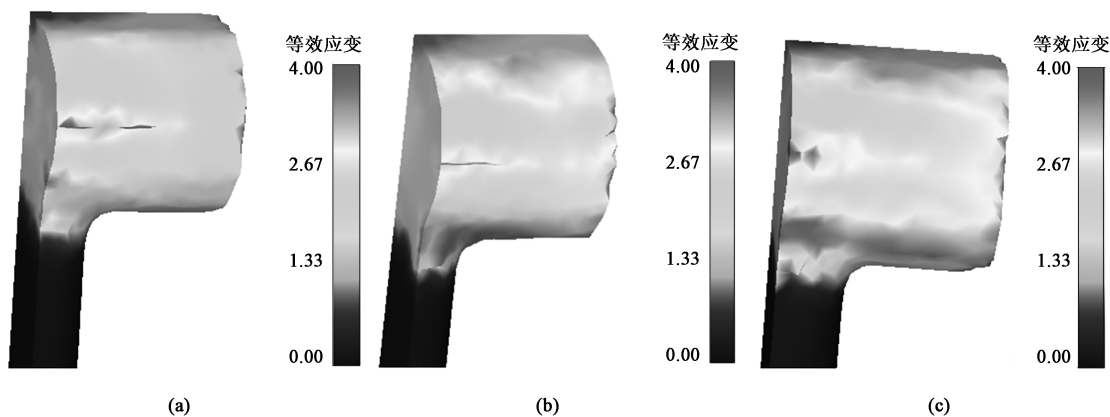


图 11 不同头部初始热锻温度下第 3 道次等效应变分布

(a) $T_s = 950 \text{ }^\circ\text{C}$ (b) $T_s = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ (c) $T_s = 1050 \text{ }^\circ\text{C}$

Fig. 11 Distributions of equivalent strains in the third pass under different initial hot forging temperatures of head

应变分布随头部初始热锻温度的变化情况如图 12 所示, 螺栓头部中心位置的变形较大, 而两侧的变形较小。由图 12a 可知, 不同头部初始热锻温度会影响螺栓头部中心和表面位置金属变形的差异。其中, 头部初始热锻温度为 $950 \text{ }^\circ\text{C}$ 时, 中心和表面的应变差异最大, 最大值为 0.95。随着热锻温度增加, 应变差值逐步减小, 头部初始热锻温度为 $1050 \text{ }^\circ\text{C}$ 时表面-中心应变的变化最平缓, 应变差值为 0.5。

竖直方向上表面和中心位置的金属应变分布差

异同样随温度增加而出现应变差异平缓的趋势, 但其数值远大于水平方向。因此, 本文以竖直方向的应变差异作为变形均匀性的评价指标, 头部初始热锻温度为 $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ 和 $1050 \text{ }^\circ\text{C}$ 时的竖直应变差异为 1.9, 头部初始热锻温度为 $950 \text{ }^\circ\text{C}$ 时差异达 2.5, 即头部初始热锻温度为 $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ 和 $1050 \text{ }^\circ\text{C}$ 时的应变均匀性更好。

不同头部初始热锻温度下最终锻件的等效应力分布云图如图 13 所示, 其中 $v = 5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $h = 2000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 、 $T_p = 250 \text{ }^\circ\text{C}$ 、 $f = 0.3$ 。头部初

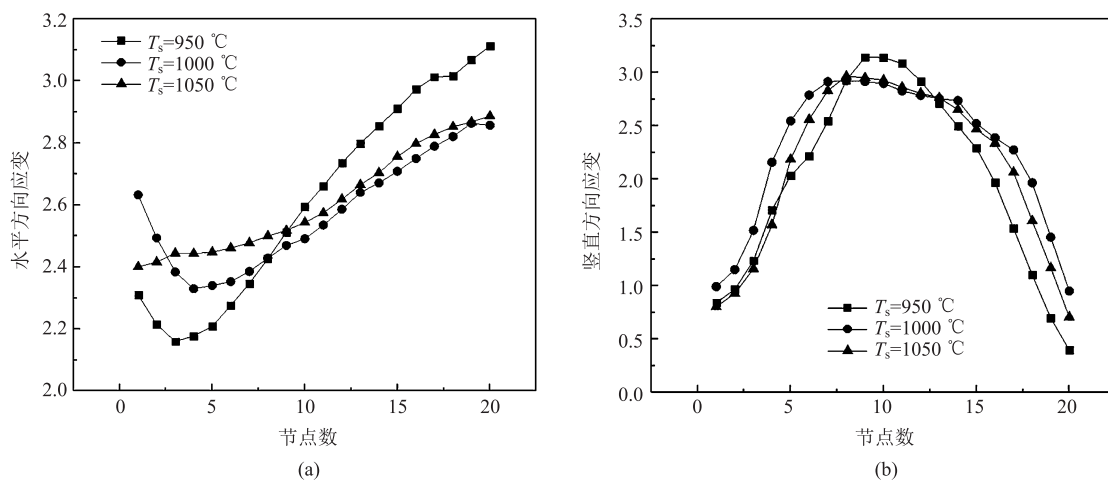


图 12 不同头部初始热锻温度下水平和竖直路径的应变分布

(a) 水平路径 (b) 竖直路径

Fig. 12 Distributions of strains along horizontal and vertical paths under different initial hot forging temperatures of head

(a) Horizontal path (b) Vertical path

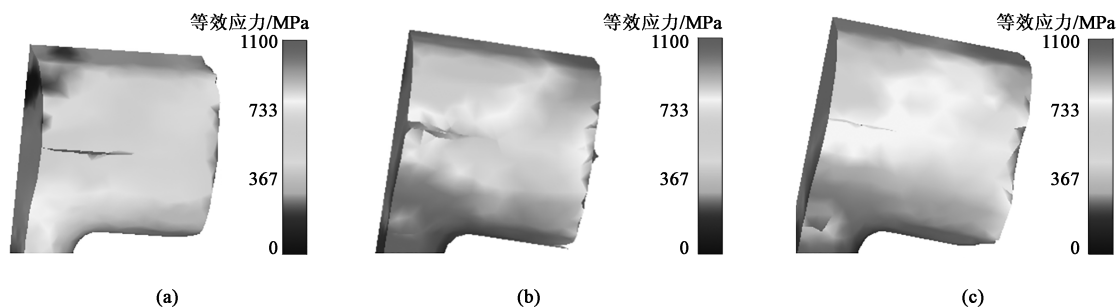


图 13 不同头部初始热锻温度下第3道次等效应力分布

(a) $T_s = 950\text{ }^{\circ}\text{C}$ (b) $T_s = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ (c) $T_s = 1050\text{ }^{\circ}\text{C}$

Fig. 13 Distributions of equivalent stresses in the third pass under different initial hot forging temperatures of head

始热锻温度从 $950\text{ }^{\circ}\text{C}$ 增大至 $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时等效应力变化明显, 平均等效应力从 600 MPa 增大至 750 MPa ; 而头部初始热锻温度为 1000 与 $1050\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时等效应力变化较小, 其等效应力分布也基本一致, 即头部初始热锻温度从 $950\text{ }^{\circ}\text{C}$ 增大至 $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时螺栓头部的等效应力明显增大, 从 $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ 增大至 $1050\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时等效应力基本一致。

热锻压力随头部初始热锻温度的变化情况如图 14 所示。在第3道次的热锻过程中, 不同头部初始热锻温度下热锻压力的变化趋势基本一致, 在上模下行至与坯料接触时, 载荷急剧增大。随着头部初始热锻温度的提高, 热锻压力减小, $T_s = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和 $T_s = 1050\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时对比明显, 在热锻压力缓慢上升阶段存在 8 kN 左右的差值。随着头部初始热锻温度的增加, 坯料的变形抗力降低, 模具载荷呈下降趋势。综合变形均匀性及热锻压力的变化规律, 本文优选头部初始热锻温度为 $1000\sim 1050\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。

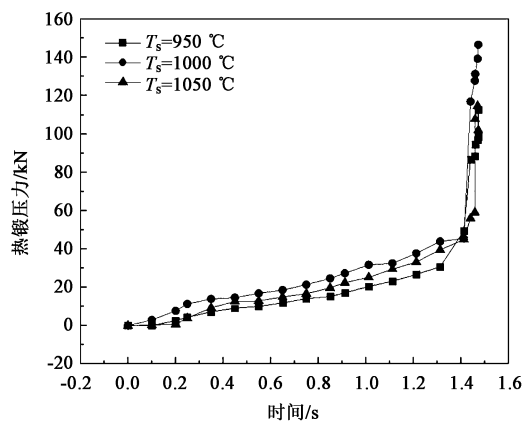


图 14 不同头部初始热锻温度下第3道次热锻压力变化曲线

Fig. 14 Changing curves of hot forging pressure in the third pass with different initial hot forging temperatures of head

2.5 下压速率

随着下压速率的增大, 锻件头部的温度明显升高, 头部平均温度由 $1\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ 时的 $486\text{ }^{\circ}\text{C}$ 增加至

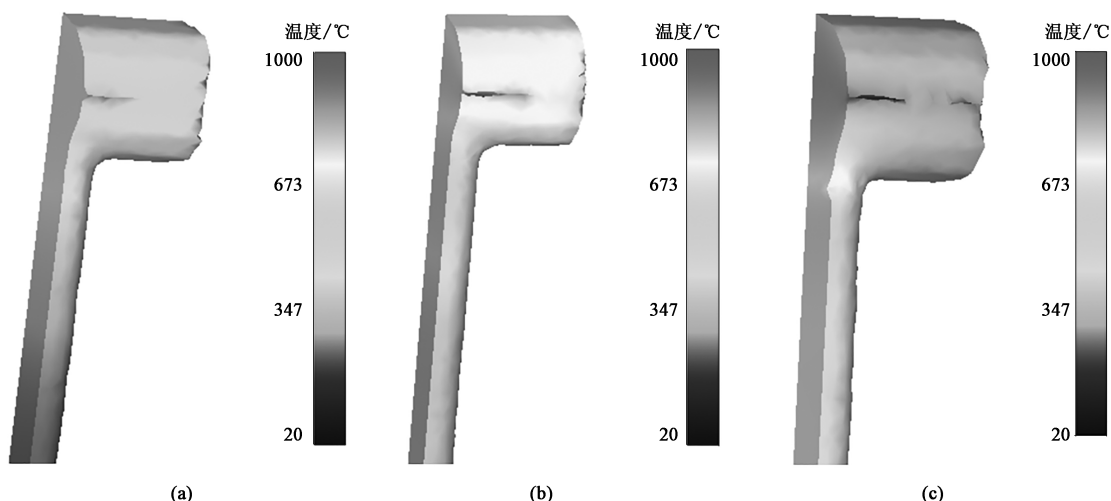


图 15 不同下压速率下终锻温度分布

(a) $v=1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ (b) $v=5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ (c) $v=10 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

Fig. 15 Distributions of final forging temperatures under different pressing rates

10 mm · s⁻¹ 时的 817 °C, 如图 15 所示, 其中, $T_s = 1000 \text{ °C}$ 、 $h = 2000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 、 $T_p = 250 \text{ °C}$ 、 $f = 0.3$ 。随下压速率增大, 材料的变形抗力增大, 热锻过程中的变形能逐渐增大, 变形机械能转化为内能变多, 从而显著提升材料的温度。同时, 增大下压速率会减少热交换时间, 减弱工件与模具和周围环境之间的散热效果, 零件内部高温区域与低温区域的热传导效果也逐渐减弱。温升升高又会降低材料的变形抗力, 进而增大应变值。然而, 下压速率对应变均匀性的影响规律不同于摩擦因数和头部初始热锻温度的变化规律, 下压速率对螺栓头部的表面和中心位置应变差值的影响相对较小, 如图 16 所示。应变速率为 1 和 10 mm · s⁻¹ 时沿竖直方向路径的应变波动较大, 而应变速率为 5 mm · s⁻¹ 时的应变波动较小, 最大差值为 1.95, 其他参数的应变差值已达到了 2.7。这是因为锻造过程中, 工件表面与模具接触会产生温降, 而中心点由于变形产热维持较高的温度, 当下压速率越大时, 螺栓心部的高温区域与表面的低温区域进行热交换的时间越少, 导致心部与表面的温度差异较大, 从而引起两个位置的变形抗力差异较大。因此, 本文优选下压速率为 5 mm · s⁻¹, 此时锻件的应变均匀性最好。

图 17 为不同下压速率下的模具热锻压力变化情况, 其中, $T_s = 1000 \text{ °C}$ 、 $h = 2000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 、 $T_p = 250 \text{ °C}$ 、 $f = 0.3$ 。横坐标为有限元模型中设置的增量步数。第 1 道次高下压速率时的终锻压力明显大于低下压速率时的热锻压力; 第 3 道次锻造过程前期不同下压速率下的热锻压力的上升趋势较缓,

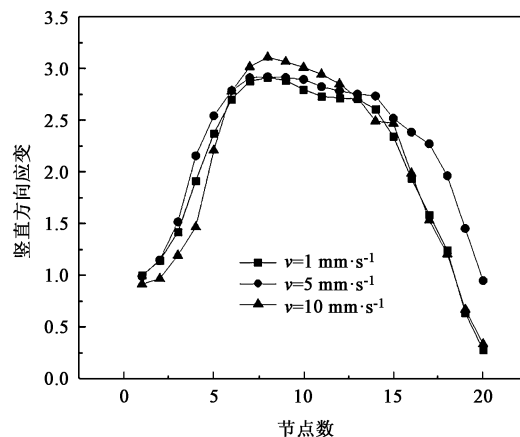


图 16 不同下压速率下沿竖直路径的应变分布

Fig. 16 Distributions of equivalent strains along vertical path under different pressing velocities

锻造后期高下压速率时的热锻压力增大明显, 这是由于: 下压速率越大, 其应变速率越大, 后期逐渐充满模具的过程中, 螺栓头部和杆部连接位置的填充难度最大, 变形速率增大会显著增大变形过程中材料的变形抗力, 进而提高热锻压力。综合考虑下压速率对应变均匀性和热锻压力的影响规律, 螺栓热锻下压速率可优选为 5 mm · s⁻¹。

2.6 换热系数

换热系数主要影响螺栓表面的温度分布, 不同换热系数下螺栓的终锻温度如图 18 所示, 其中, $T_s = 1000 \text{ °C}$ 、 $v = 5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $T_p = 250 \text{ °C}$ 、 $f = 0.3$ 。随着换热系数增大, 表面平均温度由 790 °C 降低至 702 °C。模具预热温度为 250 °C, 远小于锻造温度, 换热系数越小的锻件受热交换的影响越小, 其终锻

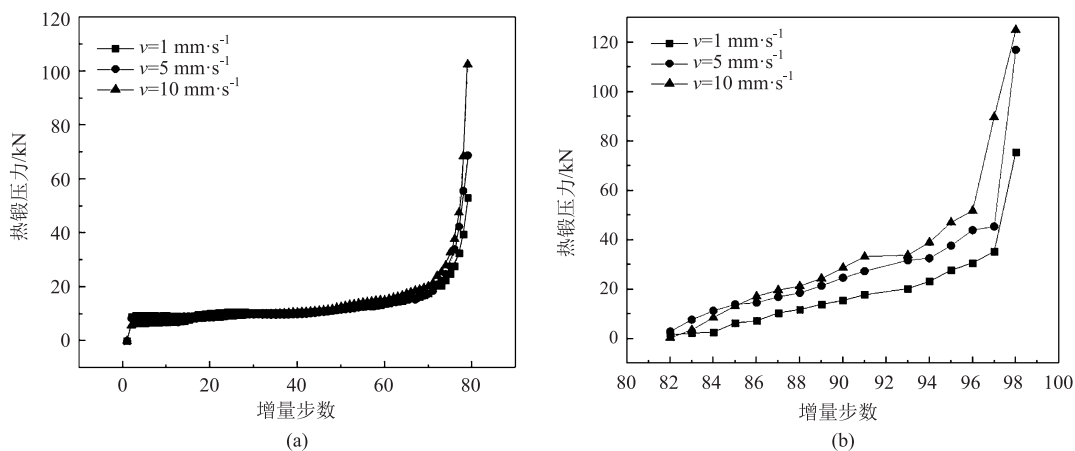


图 17 不同下压速率下的模具热锻压力分布

(a) 第 1 道次 (b) 第 3 道次

Fig. 17 Distributions of forging pressures for die under different pressing velocities

(a) The first pass (b) The third pass

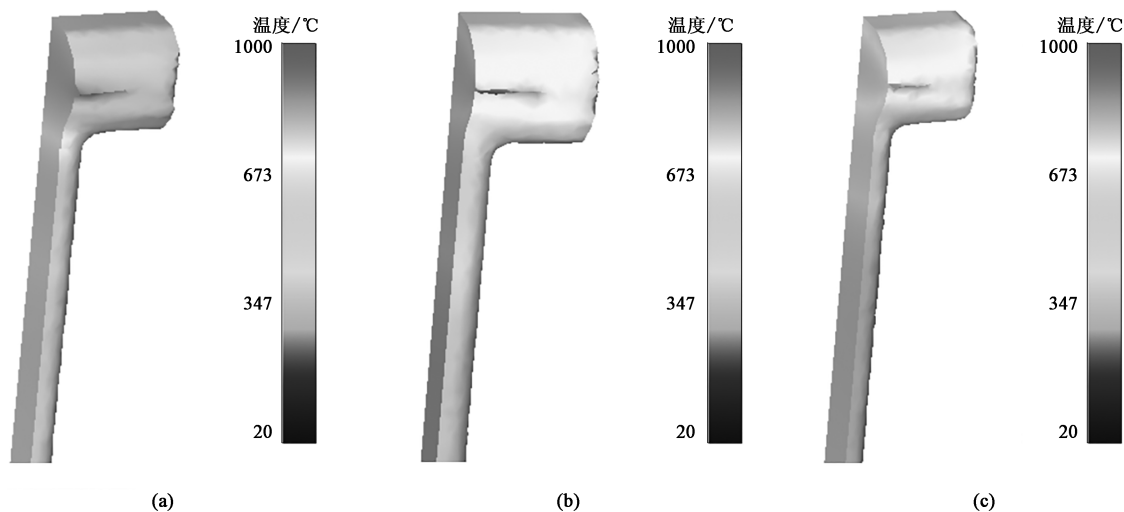


图 18 不同换热系数下终锻温度分布

(a) $h=1000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ (b) $h=2000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ (c) $h=3000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$

Fig. 18 Distributions of final forging temperatures under different heat transfer coefficients

温度越高。

如图 19 所示, 不同换热系数改变了锻件的温度分布规律, 进而影响螺栓头部表面和中心位置的应变分布均匀性。换热系数为 $1000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 时, 其沿水平和竖直路径的应变分布均匀性最好。换热系数越小, 工件表面与模具和周围环境之间的热交换效果越弱, 引起的温度梯度最小, 因而能获得更好的应变分布均匀性。此外, 较小的换热系数可以维持工件较高的整体温度, 能保证多道次热锻成形过程中材料始终处于低变形抗力、高塑性的状态。

图 20 为不同换热系数条件下模具所受的热锻压力的变化情况。第 1 道次和第 3 道次的热锻过程所受的热锻压力在各换热系数条件下几乎一致, 不同

换热系数对模具热锻压力分布的影响较小。

综上, 换热系数为 $1000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 时的水平方向应变分布极差为 0.4, 竖直方向应变分布极差为 2, 在不同换热系数下应变均匀性最好, 故换热系数选取为 $1000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 。

2.7 模具预热温度

图 21 为不同模具预热温度下的终锻温度分布, 其中, $T_s = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ 、 $v = 5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $f = 0.3$ 、 $h = 2000 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 。工件终锻的平均温度随着模具预热温度的升高而小幅度提升, 当模具温度为 $200 \text{ }^\circ\text{C}$ 时, 工件的平均温度为 $730 \text{ }^\circ\text{C}$; 当模具的预热温度为 $300 \text{ }^\circ\text{C}$ 时, 工件的平均温度上升到 $754 \text{ }^\circ\text{C}$ 。因此, 不同模具预热温度对终锻温度分布的影响较小。

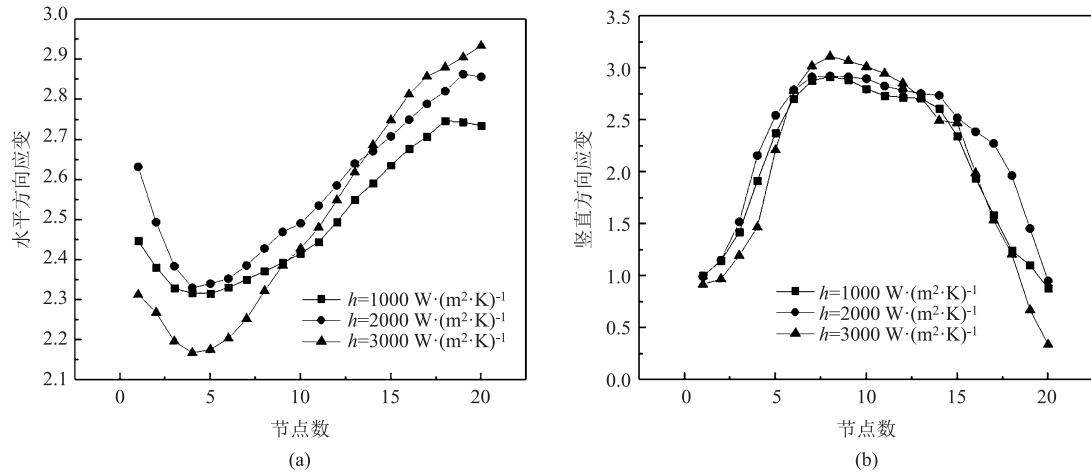


图 19 不同换热系数下沿水平和竖直路径的应变分布

(a) 水平路径 (b) 竖直路径

Fig. 19 Distributions of strains along horizontal and vertical paths under different heat transfer coefficients

(a) Horizontal path (b) Vertical path

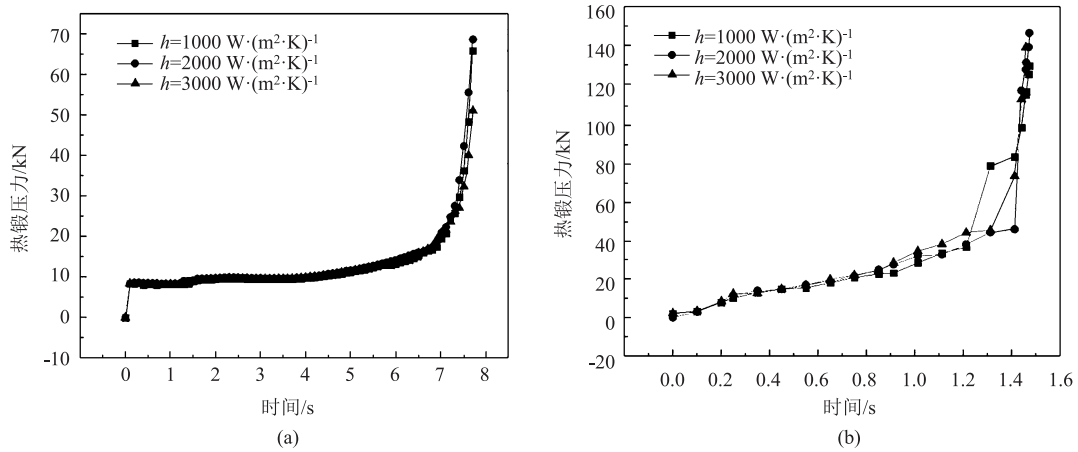


图 20 不同换热系数下模具的热锻压力变化曲线

(a) 第 1 道次 (b) 第 3 道次

Fig. 20 Changing curves of hot forging pressures for die with different heat transfer coefficients

(a) The first pass (b) The third pass

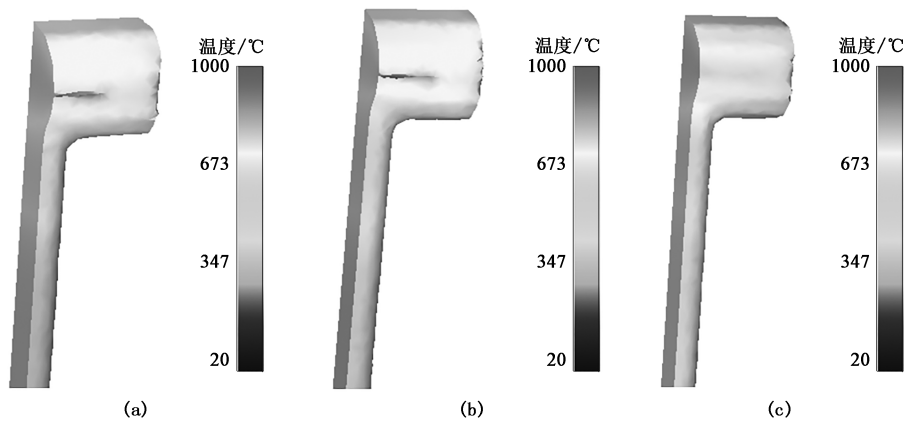


图 21 不同模具预热温度下的终锻温度分布

(a) $T_p = 200^\circ\text{C}$ (b) $T_p = 250^\circ\text{C}$ (c) $T_p = 300^\circ\text{C}$

Fig. 21 Distributions of final forging temperatures under different die pre-heating temperatures

图 22 为不同模具预热温度下沿水平和竖直路径的应变分布情况,三者的应变分布十分接近,即在不同的模具预热温度下,水平方向的应变分布几乎一致;而在竖直方向的应变分布图中,模具预热温度为 200 和 300 ℃ 时重合度较高,模具预热温度为 250 ℃ 时竖直方向应变分布极差最小,为 2.3,即在

不同的模具预热温度下,250 ℃ 时的水平、竖直方向的应变均匀性均最好。不同的模具预热温度下其锻造压力几乎重合,如图 23 所示,但对模具寿命的影响还是比较大的。综合考虑,模具预热温度为 250~400 ℃^[15],对模具钢综合性能的发挥更好。

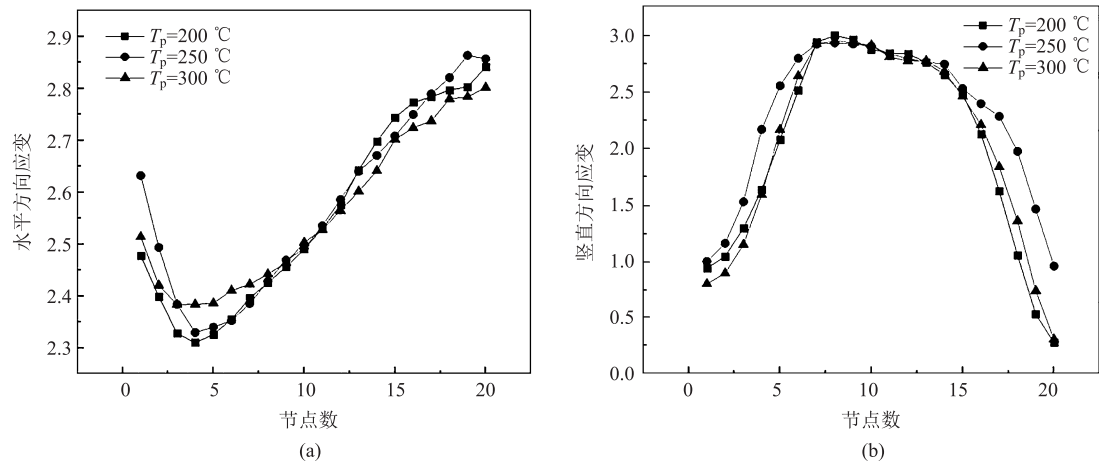


图 22 不同模具预热温度下沿水平和竖直路径的应变分布
(a) 水平路径 (b) 竖直路径

Fig. 22 Distributions of equivalent strains along horizontal and vertical paths under different die pre-heating temperatures
(a) Horizontal path (b) Vertical path

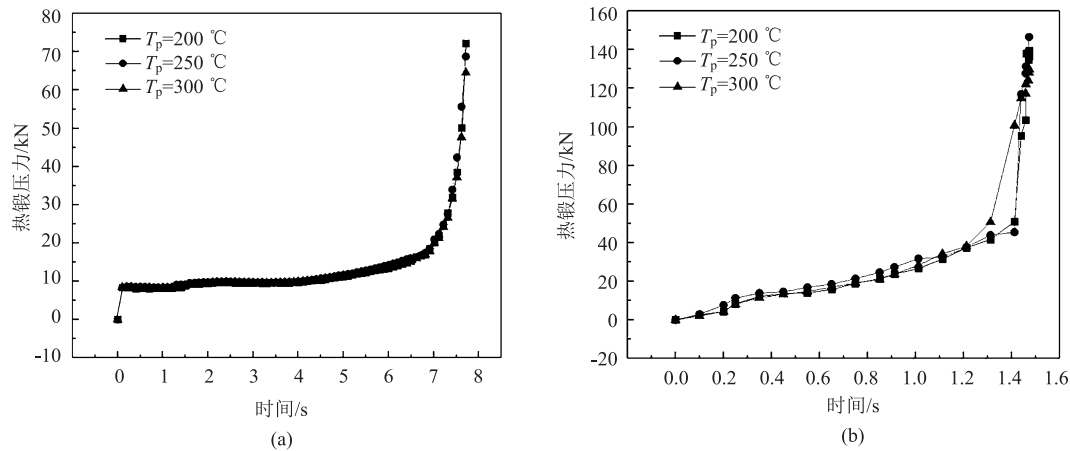


图 23 不同模具预热温度下模具热锻压力变化曲线
(a) 第 1 道次 (b) 第 3 道次

Fig. 23 Changing curves of hot forging pressures for die with different die pre-heating temperatures
(a) The first pass (b) The third pass

3 热锻实验及分析

为探究不同参数对成形结果的影响,现对螺栓头部的硬度进行测量,取测量点 1、2、3,如图 24 所示,将试样切出平面后,采用 HBW5/750/15 标准对不同热锻工艺下的螺栓进行硬度测试。

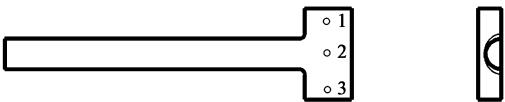


图 24 螺栓硬度测量点
Fig. 24 Hardness measurement points of bolt

图 25 为不同参数下螺栓头部硬度分布,可以发

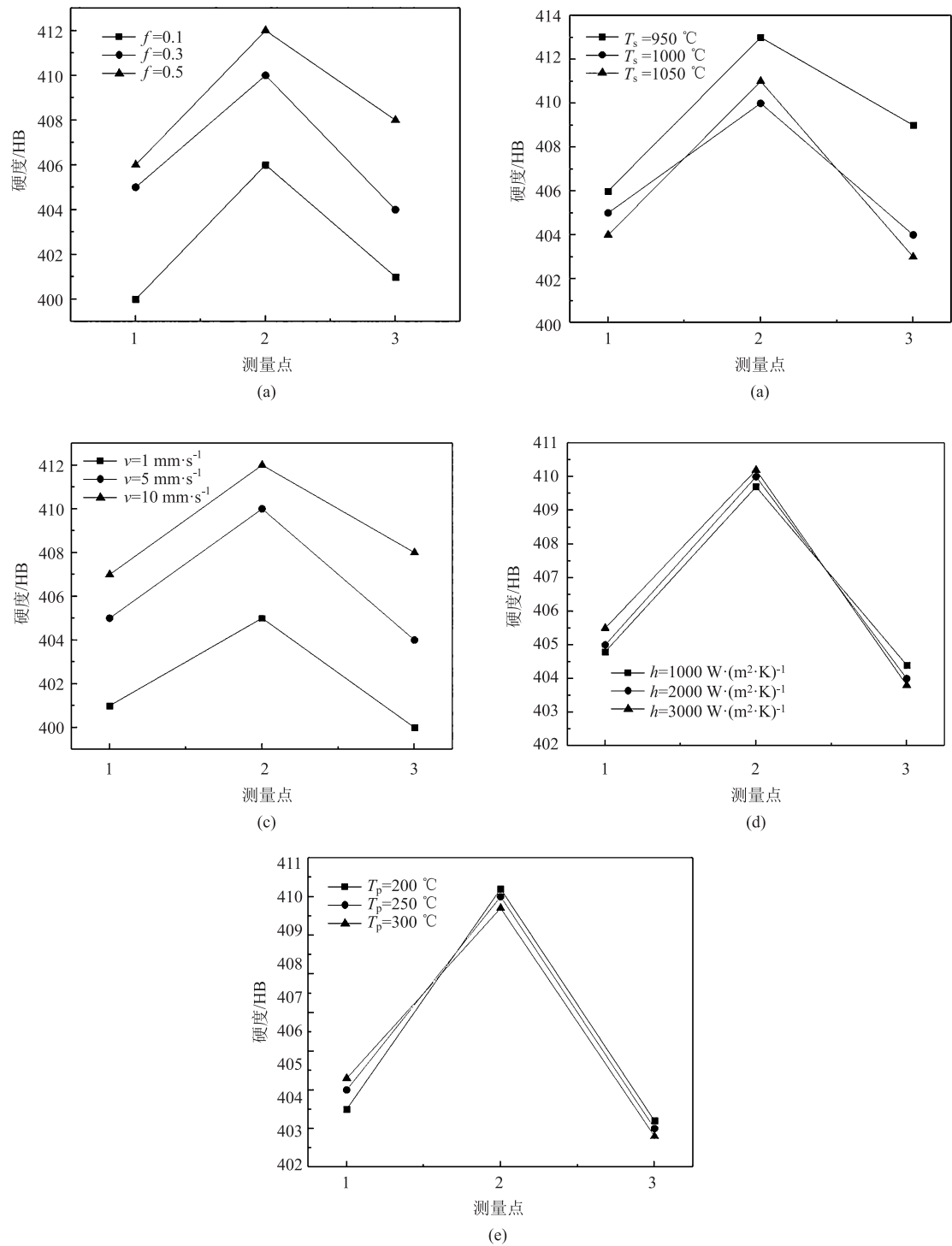


图 25 不同参数下螺栓头部硬度分布情况

(a) 摩擦因数 (b) 头部初始热锻温度 (c) 下压速率 (d) 换热系数 (e) 模具预热温度

Fig. 25 Distributions of hardnesses for bolt head under different parameters

(a) Friction coefficient (b) Initial hot forging temperature of head (c) Pressing rate (d) Heat transfer coefficient (e) Die pre-heating temperature

现：螺栓头部中间部位的硬度更高，原因在于：螺栓中间部位的应变程度更大，由式（1）可知，相应地增大了变形抗力，在实验中表现为更高的硬度，

硬度随参数的变化情况与应变随参数的变化情况类似。螺栓头部的硬度随摩擦因数的增大而增大，随头部初始热锻温度的增大而减小，随下压速率的增

大而增大,而换热系数和模具预热温度对螺栓头部硬度的影响较小,验证了数值仿真的合理性。

经数值模拟、热锻实验、硬度实验后,选取优化后的实验参数 $T_s = 1050\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $v = 5\text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $h = 2000\text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$ 、 $f = 0.3$ 、 $T_p = 950\text{ }^{\circ}\text{C}$,进行螺栓的热锻成形,热锻成形后螺栓头部3点的硬度分别达到了406、414和408 HB,且能保持良好的垂直度,热锻实物图如图26所示,验证了螺栓热锻成形工艺的可行性和参数的合理性。



图26 热锻螺栓实物图

Fig. 26 Physical map of hot forging bolt

4 结论

(1) 对GH4169高温合金螺栓的成形工艺进行了优化:单道次锻造成形金属沿螺栓头部的径向流动超限制后,螺栓头部沿长度方向难以完全填充模具,需采用多道次成形的方法对其进行热锻成形。

(2) 螺栓锻造过程中最大热锻压力随头部初始热锻温度的增大先增大后减小;随摩擦因数的增大而增大;随下压速率的增大而减小。

(3) 热锻过程中应变均匀性随参数变化的规律为:头部初始热锻温度越高、摩擦因数越小、换热系数越小和模具预热温度越高时,应变分布均匀性较好;下压速率选取为 $5\text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 时沿竖直路径的应变分布的均匀性最好。

(4) 以应变均匀性作为参数优化的目标,获得优化的热锻工艺参数为:头部初始热锻温度为 $1050\text{ }^{\circ}\text{C}$,摩擦因数为0.3,下压速率为 $5\text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,换热系数为 $1000\text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$,模具预热温度为 $250\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。

(5) 通过热锻实验和硬度实验,验证了螺栓多道次热锻成形的可行性和参数优化的合理性。

参考文献:

[1] 李倩云,侯志伟. 中国高温合金GH4169研究现状及发展趋势[J]. 工程技术与管理, 2017, 351: 268-269

Li Q Y, Hou Z W. Research status and development trend of superalloy GH4169 in china [J]. Engineering Technology and Management, 2017, 351: 268-269

[2] 吴傲宗,陆长青,尹松森,等. 半闭式模锻工艺的研究与应用[J]. 锻造与冲压, 2020, (3): 24-27.

Wu A Z, Lu C Q, Yin S S, et al. Research and application of semi closed die forging process [J]. Forging & Metalforming, 2020, (3): 24-27.

[3] 付利国,朱雨生,赵彦营,等. TA15合金的高强螺栓模锻成型工艺[J]. 中国有色金属学报, 2010, 20 (S1): 717-721.

Fu L G, Zhu Y S, Zhao Y Y, et al. Die forging process of high strength bolt of TA15 alloy [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2010, 20 (S1): 717-721.

[4] Jin Y, Zhao J, Zhang C, et al. Research on neural network prediction of multidirectional forging microstructure evolution of GH4169 superalloy [J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2021, 30 (8): 2708-2719.

[5] 李荣斌,姚枚,刘文昌,等. 冷轧对GH4169合金组织与性能的影响[J]. 金属热处理, 2002, 27 (7): 12-15.

Li R B, Yao M, Liu W C, et al. Effect of cold rolling on microstructure and properties of GH4169 alloy [J]. Heat Treatment of Metals, 2002, 27 (7): 12-15.

[6] 杜昱青,陈学文,连婷婷,等. 基于数值模拟的钢珠套螺杆多工位冷锻工艺优化[J]. 锻压技术, 2020, 45 (9): 22-28.

Du Y Q, Chen X W, Lian T T, et al. Numerical simulation based optimization of multi-station cold forging process for ball-jacketed screws [J]. Forging & Stamping Technology, 2020, 45 (9): 22-28.

[7] 汤涛,王熔. GH4169合金十二角头螺栓热锻成形数值仿真及参数优化[J]. 锻压技术, 2021, 46 (12): 20-26.

Tang T, Wang R. Numerical simulation and parameter optimization on hot upsetting for GH4169 alloy dodecagonal head bolt [J]. Forging & Stamping Technology, 2021, 46 (12): 20-26.

[8] 孙志仁,孔德磊,雷丽萍. 大型轴类锻件典型锻造工艺微观组织模拟[J]. 锻压技术, 2021, 46 (6): 33-40.

Sun Z R, Kong D L, Lei L P. Microstructure simulation of typical forging process of large shaft forgings [J]. Forging & Stamping Technology, 2021, 46 (6): 33-40.

[9] 王冠强,陈明松,蔺永诚,等. GH4169合金锻造混晶组织的均匀细化机制与工艺[J]. 精密成形工程, 2021, 13 (1): 78-83.

Wang G Q, Chen M S, Lin Y C, et al. Uniformly refining mechanism and technology of mixed-grain for forged GH4169 superalloy [J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2021, 13 (1): 78-83.

[10] 黄明星,汪大成,罗希,等. GH4169合金小余量小尺寸静子叶片锻造工艺及显微组织控制[J]. 锻压技术, 2020, 45 (1): 41-46.

Huang M X, Wang D C, Luo X, et al. Forging process and microstructure control for alloy GH4169 stator blade with little allowance and small size [J]. Forging & Stamping Technology, 2020, 45 (1): 41-46.

- [11] 吴白伟, 刘东, 杨艳慧, 等. 对击锤上 GH4169 合金盘件锻造过程数值模拟 [J]. 热加工工艺, 2011, 40 (17): 102-105.
Wu B W, Liu D, Yang Y H, et al. Numerical simulation of forging process of GH4169 alloy disk on hammer [J]. Hot Working Technology, 2011, 40 (17): 102-105.
- [12] 刘江, 徐皓. 基于 Deform-3D 的长杆类汽车转向节锻模设计及锻造工艺生产验证 [J]. 锻压技术, 2021, 46 (2): 9-13.
Liu J, Xu H. Design on forging mold and production verification of forging process for automobile steering knuckle with long rod based on Deform-3D [J]. Forging & Stamping Technology, 2021, 46 (2): 9-13.
- [13] 高亚男, 鲍远通. 热锻工艺对不锈钢/碳钢复合螺栓成形过程的影响 [J]. 中国金属通报, 2018, (5): 166-167.
Gao Y N, Bao Y T. Influence of hot upsetting process on forming process of stainless steel/carbon steel composite bolt [J]. China Metal Bulletin, 2018, (5): 166-167.
- [14] 赵毅, 刘淑梅, 何文涛, 等. 汽车转向节热锻工艺分析及模具结构优化设计 [J]. 精密成形工程, 2016, 8 (3): 40-44.
Zhao Y, Liu S M, He W T, et al. Automobile steering knuckle hot forging process analysis and optimized design of die structure [J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2016, 8 (3): 40-44.
- [15] 王以华. 锻模设计技术及实例 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2009.
Wang Y H. Forging Die Design Technology and Examples [M]. Beijing: China Machine Press, 2009.
-
- (上接第 7 页)
- Jiang S C, Li P X. Radical and axial vertical ring rolling mill [J]. China Metalforming Equipment & Manufacturing Technology, 2014, 49 (5): 14-17.
- [8] 庄仲凯, 王强, 谈玉龙, 等. 径-轴向辗环机轴向轧制机构结构分析 [J]. 精密成形工程, 2012, 4 (5): 30-36, 62.
Zhuang Z K, Wang Q, Tan Y L, et al. Structural analysis of axial rolling assembly of radial-axial ring rolling mill [J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2012, 4 (5): 30-36, 62.
- [9] 华林, 潘利波, 兰箭, 等. 大型环件的径轴向轧制工艺模拟和研究 [J]. 中国机械工程, 2006, (19): 2020-2023, 2071.
Hua L, Pan L B, Lan J, et al. Simulation research on radial-axial large ring rolling technology [J]. China Mechanical Engineering, 2006, (19): 2020-2023, 2071.
- [10] Qian D S, Zhou G, Hua L, et al. 3D coupled thermomechanical FE analysis of blank size effects on radial-axial ring rolling [J]. Ironmaking & Steelmaking, 2013, 40 (5): 360-368.
- [11] Guo L, He Y. Towards a steady forming condition for radial-axial ring rolling [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2011, 53 (4): 286-299.
- [12] 王浩. 大型环件径轴向辗扩成形数值模拟研究 [D]. 济南: 山东大学, 2013.
Wang H. Study on Numerical Simulation of Radial-axial Rolling Process of Large Ring [D]. Jinan: Shandong University, 2013.
- [13] 米奕媛. 大型筒形件轧制成形工艺的模拟研究 [D]. 太原: 太原科技大学, 2014.
Mi Y Y. Simulation Research on Rolling Forming Technology of Large Cylindrical Parts [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Science and Technology, 2014.
- [14] 孙建亮, 彭艳, 马博, 等. 双辊驱动大型筒节轧机力能参数计算及影响因素分析 [J]. 冶金设备, 2011, (3): 12-15, 6.
Sun J L, Peng Y, Ma B, et al. Calculation and influences of forces parameters of heavy shell ring rolling mill with two drive rolls [J]. Metallurgical Equipment, 2011, (3): 12-15, 6.
- [15] 黄西娜. 大型筒节轧制成形工艺的数值模拟与试验研究 [D]. 北京: 中国机械科学研究总院, 2014.
Huang X N. Numerical Simulation and Experimental Research on Rolling of Heavy Shell [D]. Beijing: China Academy of Machinery Science and Technology, 2014.
- [16] 王心朋, 温彤, 刘攀, 等. 大型筒形锻件芯轴扩孔过程的变形分析 [J]. 热加工工艺, 2010, 39 (11): 60-63.
Wang X P, Wen T, Liu P, et al. Deformation analysis of large cylinder with mandrel reaming process [J]. Hot Working Technology, 2010, 39 (11): 60-63.
- [17] 刘敏, 董晓亮, 马庆贤. 大型筒体锻件空心钢锭锻造工艺探索 [J]. 塑性工程学报, 2013, 20 (6): 1-8.
Liu M, Dong X L, Ma Q X. Investigation on hollow steel ingot forging process of heavy cylinder forging [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2013, 20 (6): 1-8.
- [18] Keeton C R. "Ring rolling", in Metals Handbook: Forming and Forging [M]. Metals Park, OH: ASM International, 1988.
- [19] 刘东, 付明杰, 万自永. GH4169 合金矩形截面环轧制曲线的试验研究 [J]. 航空学报, 2007, 28 (5): 1276-1280.
Liu D, Fu M J, Wan Z Y. Rolling strategies in the rolling process of GH4169 alloy with rectangle cross-section ring [J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2007, 28 (5): 1276-1280.
- [20] 郭良刚, 邸伟佳, 杨合, 等. 难变形材料环件双向辗扩过程轧制曲线设计方法 [J]. 机械工程学报, 2014, 50 (16): 83-88.
Guo L G, Di W J, Yang H, et al. Design method of rolling curve during radial-axial ring rolling process for difficult-to-deform [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2014, 50 (16): 83-88.
- [21] GB/T 228.1—2010, 金属材料 拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法 [S].
GB/T 228.1—2010, Metallic materials—Tensile testing—Part 1: Method of test at room temperature [S].
- [22] GB/T 229—2020, 金属材料 夏比摆锤冲击试验方法 [S].
GB/T 229—2020, Metallic materials—Charpy pendulum impact test method [S].
- [23] JB/T 7030—2014, 汽轮发电机 Mn18Cr18N 无磁性护环锻件技术条件 [S].
JB/T 7030—2014, Specification for Mn18Cr18N nonmagnetic retaining ring forgings for turbine generators [S].