



新型镍基粉末高温合金包覆挤压数值模拟与工艺窗口优化

温红宁¹, 金俊松¹, 滕庆¹, 杨贺阳¹, 龚攀¹, 魏青松¹,
王新云¹, 肖磊², 马向东², 杨金龙^{3,4}

- (1. 华中科技大学 材料科学与工程学院 材料成形与模具技术国家重点实验室, 武汉 430074;
2. 深圳市万泽中南研究院有限公司, 深圳 518000;
3. 中南大学 粉末冶金国家重点实验室, 长沙 410083;
4. 深圳市万泽航空科技有限责任公司, 深圳 518000)

摘要: 采用有限元模拟和实验验证的方法研究一种新型镍基粉末高温合金包覆挤压过程中工艺参数的影响规律, 并对工艺窗口进行优化。结果表明, 挤压速度和坯料初始温度对应变的影响不显著, 挤压比与挤压变形程度呈线性相关, 挤压比的增加和模角的减小可以提高挤压棒材沿径向应变分布的均匀性。挤压速度和坯料初始温度的增加、挤压比和模角的减小可以提高挤压棒材温度分布的均匀性。基于组织控制准则, 对工艺窗口进行优化并进行工艺实验。挤压后的高温合金无宏观开裂, 析出相均匀分布, 晶粒尺寸细小, 验证了工艺优化的可行性。

关键词: 镍基粉末高温合金; 包覆挤压; 数值模拟; 晶粒尺寸; 工艺窗口优化

文章编号: 1004-0609(2022)-09-2664-16

中图分类号: TF11.31

文献标志码: A

引文格式: 温红宁, 金俊松, 滕庆, 等. 新型镍基粉末高温合金包覆挤压数值模拟与工艺窗口优化[J]. 中国有色金属学报, 2022, 32(9): 2664-2679. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2021-42557

WEN Hong-ning, JIN Jun-song, TENG Qing, et al. Numerical simulation and processing window optimization on cladding extrusion of novel nickel-based powder superalloy[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2022, 32(9): 2664-2679. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2021-42557

随着世界各国航空航天技术的迅猛发展, 航空发动机推重比也在不断提高, 新一代航空发动机要求具有超声速巡航能力, 其关键零部件需在高温高应力下长时间工作, 要求具有较高的热寿命^[1-2]。这对发动机涡轮盘等热端部件的工作温度和服役性能提出了更高要求。镍基粉末高温合金由于兼具高温高强度和良好组织稳定性, 且相较于变形和铸造高温合金具有组织无偏析的特点, 抗裂纹扩展能力更强, 是高推重比发动机涡轮盘制备的优选材

料^[3-4]。然而受粉末冶金工艺的限制, 粉末表面易发生元素偏聚而生成碳化物, 使得合金粉末在热等静压固结成形时, 不可避免地形成原始颗粒边界缺陷, 并且该缺陷无法在后续热处理过程中完全消除^[5]。在高温高应力服役状态下, 原始颗粒边界会成为合金裂纹萌生的起源和扩展的通道, 最终影响涡轮盘的性能和服役寿命。因此, 在热等静压固结制坯后采用包覆挤压方法进行开坯, 可以消除这些初始组织缺陷, 细化晶粒, 并为后续等温锻造等热

基金项目: 国家科技重大专项(2017-VI-0009-0080)

收稿日期: 2021-11-29; 修订日期: 2021-12-27

通信作者: 金俊松, 教授, 博士; 电话: 027-87543491; E-mail: jsjin@hust.edu.cn

加工工序提供良好的组织条件^[6]。包覆挤压是在难变形合金坯料外面包覆一层塑性较好的金属(如不锈钢等)一起挤压变形的工艺, 包覆层可以起到隔热和润滑作用, 减少挤压过程中因与模具接触造成的坯料热量损失, 防止坯料表面温度的骤降, 从而显著提高材料的变形能力。国外对粉末高温合金涡轮盘制备工艺方面高度保密, 而国内在粉末高温合金挤压开坯方面的研究起步较晚。在实验表征方面, 刘小涛等^[7]研究了挤压态FGH96合金横向及纵向试样的显微特征和拉伸力学性能。结果表明, 挤压态高温合金为均匀的等轴晶, 拉伸变形时会形成微孪晶, 提升合金强度。LIU等^[8]研究了挤压和后续热处理对FGH96原始颗粒边界、强化相体积分数和晶粒尺寸的影响。在工艺仿真方面, 朱兴林等^[9]分析了模具模角、工作带长度等模具设计参数对FGH96合金挤压过程中包覆层安全性和成形载荷的影响规律。杨艳慧等^[10]采用罗德系数对异种合金包覆挤压变形区材料的应变类型和变形复杂程度进行了定量表征。张明等^[11]讨论了挤压工艺参数对FGH98合金包覆挤压温度场、应力场、应变场的影响, 并进行了实验验证。总体而言, 当前针对二代和三代镍基粉末高温合金的包覆挤压开坯的研究, 侧重于工艺可行性、挤压变形规律和挤压后的性能测试, 但对于高温合金包覆挤压工艺参数对挤压结果的影响规律尚缺乏系统的定量研究, 更未明确给出包覆挤压的工艺窗口, 对工程实践的指导性不足。

因此, 本文作者通过数值模拟与实验验证相结合的方法, 对一种服役温度可达750℃以上的新型镍基粉末高温合金WZ-A3^[12]的包覆挤压过程进行系统研究, 从变形过程和稳态挤压结果两方面系统研究挤压工艺参数的影响规律, 列出工艺优化准则, 并优化加工窗口, 为镍基粉末高温合金大规格细晶棒材的挤压生产提供指导。

1 实验

1.1 实验材料

本研究所用材料为一种新型第三代镍基粉末高温合金WZ-A3, 其主要化学成分(质量分数, %)为: Co 18.5~19.5, Cr 12.5~13.5, Al 2.8~3.2, Ti 3.5~3.9, W 3.75~4.25, Mo 3.75~4.25, Nb 1.1~1.3,

Ta 0.9~1.1, Hf 0.17~0.23, C、Br、Zr微量, Ni为余量。实验用坯料通过氩气雾化制粉和热等静压工艺制备, 热等静压参数为: 温度1150℃, 压力150 MPa, 保温保压4 h。粉末热等静压固结成形后, 去除表层包套。

1.2 有限元建模

镍基粉末高温合金包覆挤压工艺的有限元模拟在Deform平台实现, 结合实际生产条件建立简化的有限元模型如图1所示。为提高运算速度, 构建二维轴对称几何模型, 包括挤压杆、心部高温合金坯料、不锈钢包覆层和挤压筒共四部分, 其中挤压杆和挤压筒设置为刚性体, 坯料通过封焊的方式镶嵌在不锈钢包覆层中, 采用四边形网格单元, 单元数分别设置为1500和800, 并在挤压筒出模口易于应力集中的位置通过局部网格局部细化技术, 使其网格密度增加一倍。

根据在Gleeble-3500上热模拟实验的结果, 计算WZ-A3高温合金在挤压工况下的本构方程^[13]如式(1)所示, 并将该本构方程通过子程序调用的方式用于模拟计算中; 包覆层材料为316L不锈钢, 模具材料为H13钢, 其本构关系直接从材料库中导入。坯料与包覆层之间的摩擦因数为0.5^[10]; 在实际挤压生产时, 在包覆层外表面涂覆玻璃润滑剂, 模拟时挤压杆、挤压筒腔与包覆层之间的摩擦因数

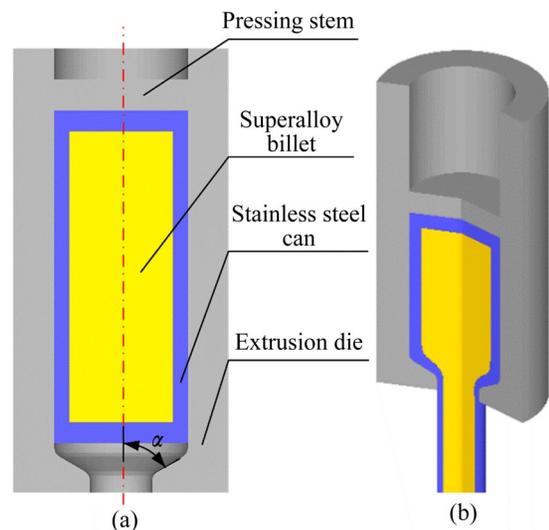


图1 镍基粉末高温合金包覆挤压有限元建模示意图
Fig. 1 Finite element modeling diagram of nickel-based powder superalloy cladding extrusion: (a) Geometric model; (b) Extrusion bar travel to 80 mm

设置为0.1^[10]。模具加热温度280℃、环境温度20℃,在变形过程中考虑心部坯料、包覆层、挤压筒腔以及环境间的界面传热^[14]。高温合金与不锈钢以及不锈钢与模腔之间的接触换热系数为2000 W/(m²·℃),挤压坯料与环境的对流换热系数为20 W/(m²·℃)^[11]。

$$\sigma = \frac{1}{\alpha} \ln \left\{ (Z/A)^{1/n} + [(Z/A)^{2/n} + 1]^{1/2} \right\} \quad (1)$$

$$Z = \dot{\epsilon} \exp[Q/(RT)] \quad (2)$$

式中: α 为应力调整因子; n 为应力指数; A 为材料常数; Z 为Zener-Hollomon热变形参数,与应变速率 $\dot{\epsilon}$ 和热变形激活能 Q 相关。其中 α 、 n 、 A 、 Q 这四个模型参数均可表示为随应变 ϵ 变化的多项式关系,如式(3)~式(6)所示:

$$\alpha = 0.0049 - 0.0209\epsilon + 0.1247\epsilon^2 - 0.3438\epsilon^3 + 0.4952\epsilon^4 - 0.2695\epsilon^5 \quad (3)$$

$$n = 6.5766 - 42.715\epsilon + 279.51\epsilon^2 - 909.33\epsilon^3 + 1393.2\epsilon^4 - 800.94\epsilon^5 \quad (4)$$

$$\ln A = 90.663 - 44.379\epsilon + 7.6245\epsilon^2 - 1155.5\epsilon^3 + 3636.2\epsilon^4 - 3078.2\epsilon^5 \quad (5)$$

$$Q = 1044 - 425.99\epsilon - 444.42\epsilon^2 - 11771\epsilon^3 + 39884\epsilon^4 - 34440\epsilon^5 \quad (6)$$

镍基粉末高温合金包覆挤压工艺主要受挤压过程参数和挤压模具结构两方面的影响,为科学地进行工艺参数设计并揭示各参数对挤压的影响规律,选取坯料初始温度 t_{initial} 、挤压速度 v 、挤压比 λ 和模角 α 四个主要的影响因素,每个因素选取四个水平进行试验设计,如表1所示。表1中,初始温度和挤压速度是基于前述热模拟实验数据,从该合金塑性变形能力强的区间选取;挤压比和模角范围依据工程实际选取。在研究挤压工艺参数对挤压过程及结果的影响时采用单因素试验,在建立挤压工艺窗口时,分别对挤压过程参数(坯料初始温度、挤压速度)和模具结构参数(挤压比、模角)进行全因素数值模拟,建立工艺参数交互的影响。

表1 包覆挤压数值模拟实验设计因素水平表

Table 1 Level table of design factors for numerical simulation of cladding extrusion

Level No.	Initial temperature, $t_{\text{initial}}/^\circ\text{C}$	Extrusion speed, $v/(\text{mm}\cdot\text{s}^{-1})$	Extrusion ratio, λ	Die angle, $\alpha/^\circ$
1	1080	30	3.45	40
2	1100	35	4.69	50
3	1120	40	6.76	60
4	1140	45	8.72	70

在进行工艺仿真结果后处理时,对挤压棒材的稳态变形区域沿轴线方向等间隔地选取5个不同的截面,如图2所示(图中 P_j 为沿挤压棒材径向选取的数据采样点, S_j 为沿挤压棒材轴向选取的采样截面),每个截面由心部到边缘选取25个采样点,统计挤压变形后各个采样点的温度场和应变场量。由图2(b)和(c)可知,挤压棒材的稳态区沿轴向应变分布均匀,5个不同截面沿径向分布趋势一致,且数值差异较小。因此,将轴向各个截面的统计数据叠加平均为一个径向截面,并计算均值和标准偏差来综合反映工艺参数对挤压应变场和温度场及其分布均匀性的影响。

1.3 实验设备与方法

热等静压固结后的高温合金试样通过机加工切成直径40 mm、高度40 mm的圆柱块体,装入外径为62 mm的316L不锈钢包套中,并在1000 t挤压机上进行包覆挤压验证性实验。对挤压棒材的稳态变形区进行解剖和金相观察,腐蚀剂为5 g CuCl₂+100 mL HCl+100 mL C₂H₅OH。

2 结果与分析

2.1 包覆挤压工艺特征分析

包覆挤压时,坯料和包覆层的受力和变形会相互制约,界面流动和变形过程复杂。根据挤压载荷随挤压杆行程的变化曲线以及坯料流动与应变状态的变化(见图3)可以将包覆挤压变形过程分为以下六个阶段:包覆层填充(I段)、心部坯料填充(II段)、包覆层头部挤出(III段)、坯料头部挤出(IV段)、稳态挤压(V段)、挤压缩尾(VI段)。

在包覆挤压变形开始阶段,包覆层在挤压杆轴向压力的作用下首先与挤压模腔接触微粗并填充间隙,此时心部坯料尚未变形(见图3(b)),挤压力缓

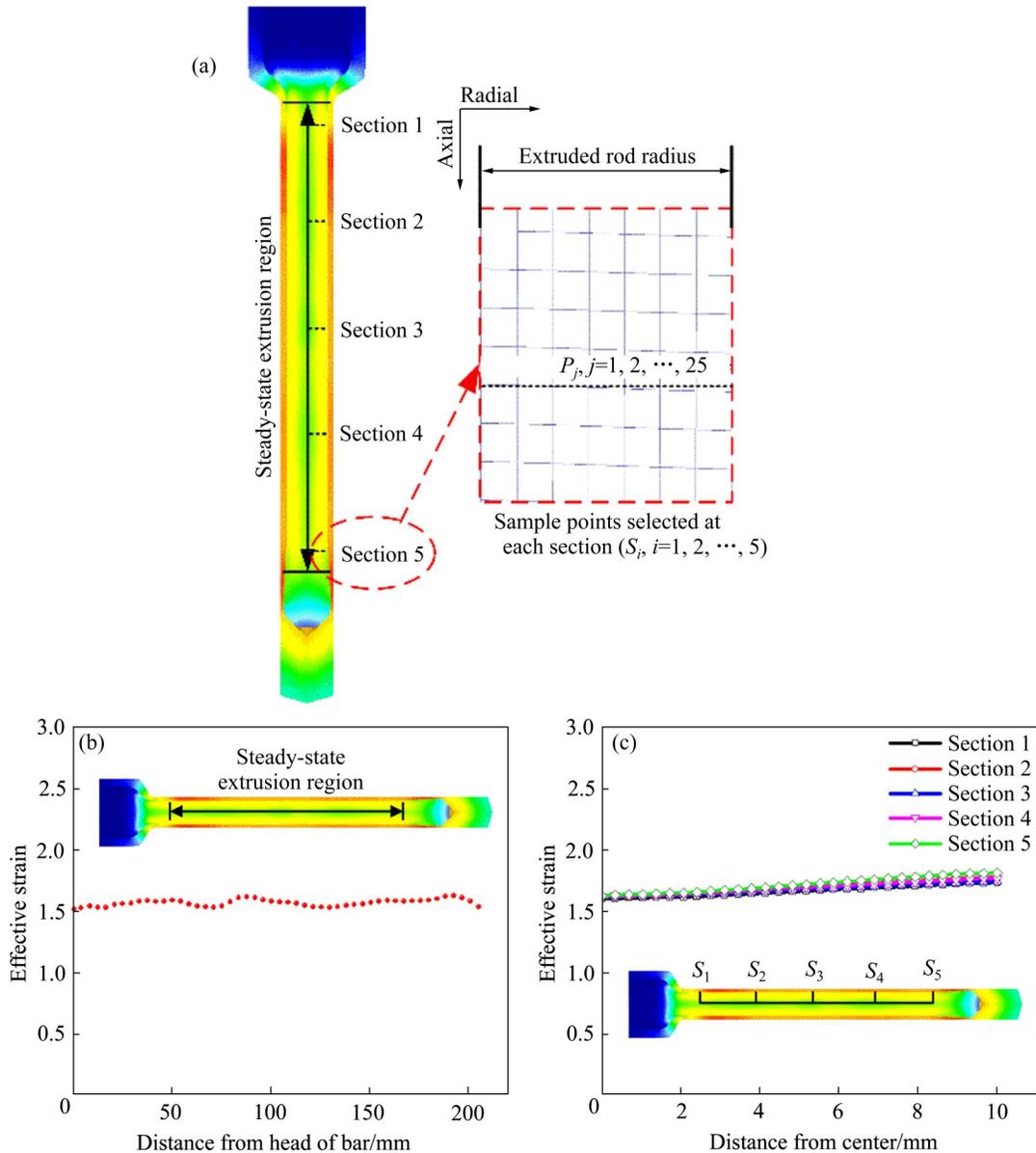


图 2 包覆挤压模拟后处理数据分析示意图

Fig. 2 Schematic diagram of data analysis after simulation of cladding extrusion: (a) Schematic diagram of sampling data; (b) Effective strain distribution along axial direction of extruded bar; (c) Effective strain distribution along radial direction at different sections of extruded bar

慢上升。接着心部坯料开始逐渐受压填充挤压筒腔, 挤压坯料整体受三向压应力变形(见图 3(c)), 挤压力急剧上升。当挤压杆行程达到 d 点, 心部坯料头部即将流出模孔时(见图 3(d)), 挤压载荷达到第一个峰值, 高温合金坯料头部与包覆层接触处变形量最大。高温合金坯料头部挤出后(见图 3(e)), 包覆挤压变形进入稳态变形阶段, 表层金属由于受到更强的剪切力, 变形量大于心部高温合金坯料。由于包覆层与挤压筒腔存在热交换, 温度逐渐下降, 变形抗力逐渐增加, 挤压力在稳态挤压阶段呈

逐渐上升趋势并在 f 点达到挤压峰值载荷(见图 3(f))。心部高温合金坯料在包覆层保温的作用下受温降影响较小, 应变分布均匀, 变形量在 90% 以上。随着挤压杆继续下行, 金属径向流速加快, 由于挤压坯料与筒腔的摩擦黏接的影响, 挤压坯料的心部轴向流速较快, 与表层相比有明显的流速差和应变差, 在挤压变形末期, 心部坯料填充不足, 不锈钢包覆层流入高温合金坯料内部, 形成缩尾(见图 3(g)), 挤压力显著回落。

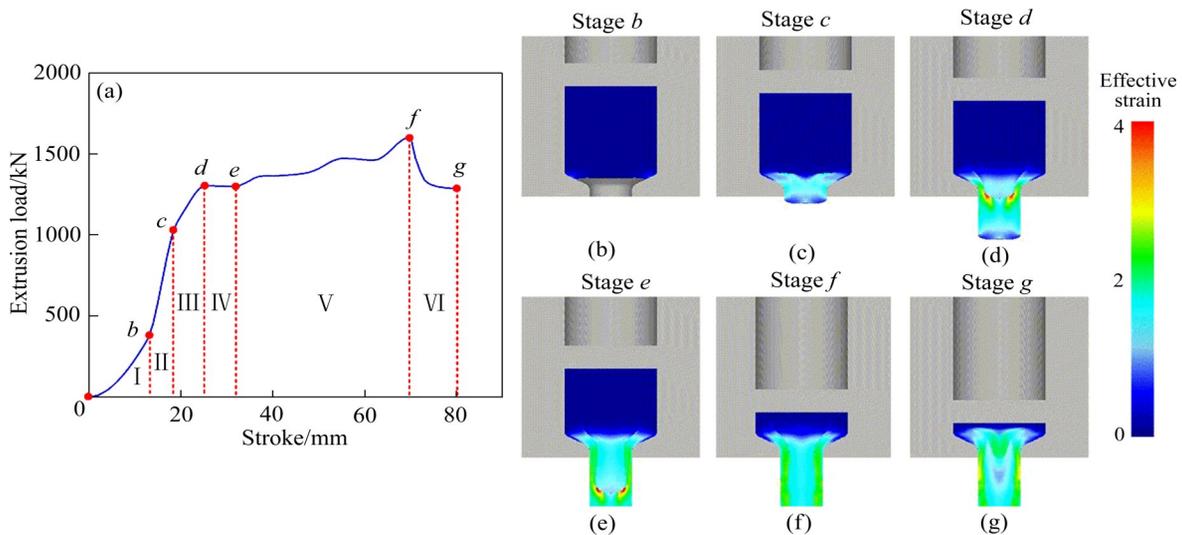


图3 高温合金包覆挤压过程挤压载荷随挤压杆行程变化曲线及不同阶段对应的挤压坯料应变状态示意图

Fig. 3 Extrusion load variation curve with extrusion rod stroke(a) and effective strain distribution of extruded bar at different stages in Fig. (a) during superalloy cladding extrusion process((b)–(g))

2.2 工艺参数对包覆挤压变形过程的影响规律

坯料的初始温度会显著影响高温合金的变形抗力,进而影响其在挤压模腔中的应力分布状态。坯料在挤压模腔中的应变速率分布与挤压速度直接相关。挤压比和模角影响坯料在包覆挤压变形过程中的变形程度、受力状态和材料塑性流动均匀性。因此,本文结合坯料在模腔中的应力和应变速率分布两方面来分析各因素对高温合金包覆挤压变形过程的影响。

挤压模腔内的材料是受三向压应力的主要变形区,通过其应力分布状态可以较好地分析材料变形情况。工艺参数对包覆挤压模腔内材料应力分布的影响如图4所示。当坯料初始温度较低时,坯料在模腔中应力分布不均匀,不锈钢包覆层和心部高温合金坯料在挤压模腔存在明显的应力集中(见图4(a)~(b))。随着坯料初始温度的提高,材料受热激活的作用变形抗力减小,挤压坯料在模角处的应力集中逐渐减小,心部高温合金在模腔挤压时应力分布均匀(见图4(c)~(d))。挤压比的增加提高了坯料包覆挤压变形程度,包覆层在模腔的局部应力集中增加(见图4(h))。同理,模角的增大也限制了材料的塑性流动,包覆层在模腔底部应力集中最明显,局部应力高达572 MPa(见图4(l)),会形成难变形

区^[15],出现挤压变形“死区”。

挤压模腔的应变速率分布可以反映坯料在变形过程中的塑性流动。如图5所示,随着挤压速度、挤压比和模角增加,坯料在模腔中的应变速率显著提高。包覆层在挤压模腔出口处应变速率最高,其次是受均匀三向压应力的心部高温合金。挤压比对应变速率的影响最显著,挤压比的增加会限制模具出模口的直径,导致坯料在轴向挤压应力下挤出的塑性流动受到阻碍,在模口处包覆层与心部高温合金的界面存在明显的应变速率突变。在挤压比为8.72时,该应变速率峰值可达 20 s^{-1} (见图5(h))。坯料在出模口时受界面摩擦的影响会受到拉应力,挤压棒材表面有形成裂纹的风险^[16]。

2.3 工艺参数对包覆挤压峰值载荷的影响

挤压峰值载荷是评估挤压过程的重要参量,与挤压设备的选取直接相关。降低挤压工作载荷还可以有效地提高设备和模具寿命,提高生产效率和质量。工艺参数对包覆挤压峰值载荷的影响如图6所示,随着坯料初始温度增加,挤压坯料在热激活软化的作用下变形抗力减小,达到相同变形量所需的成形力减小,挤压峰值载荷呈连续下降趋势。挤压速度对挤压峰值载荷的影响较小,这是因为一方面挤压速度的增加会提高挤压坯料在模腔中的应变速

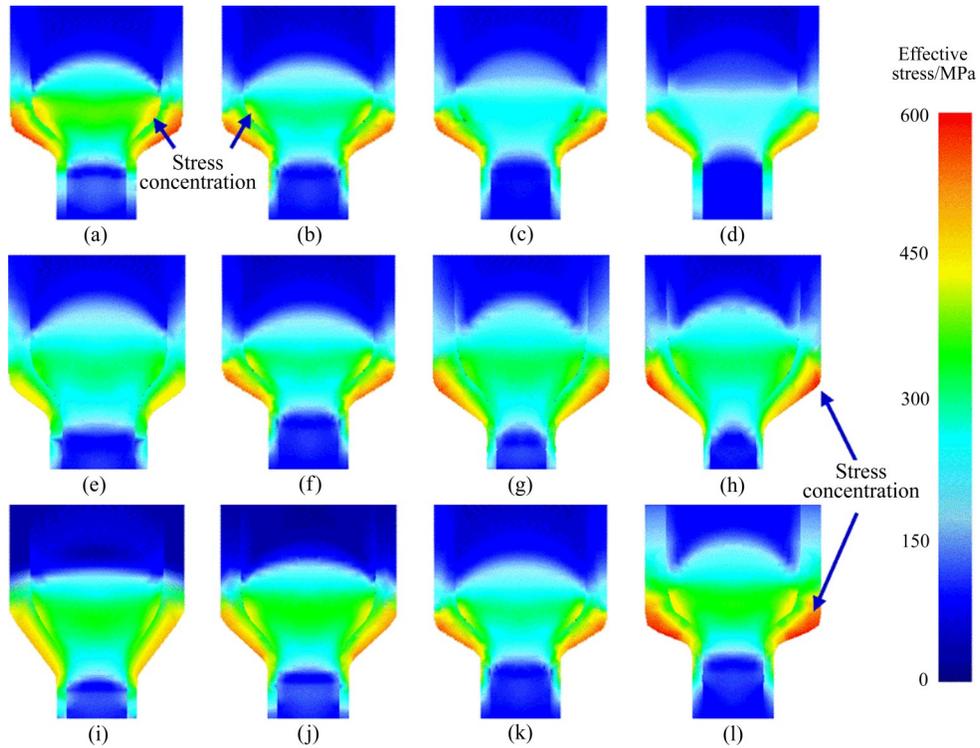


图 4 工艺参数对包覆挤压模腔应力分布的影响

Fig. 4 Effect of process parameters on stress distribution in cladding extrusion die: (a)–(d) Different initial temperature of billets: 1080 °C, 1100 °C, 1120 °C, 1140 °C; (e)–(h) Different extrusion ratios: 3.45, 4.69, 6.76, 8.72; (i)–(l) Different die angles: 40°, 50°, 60°, 70°

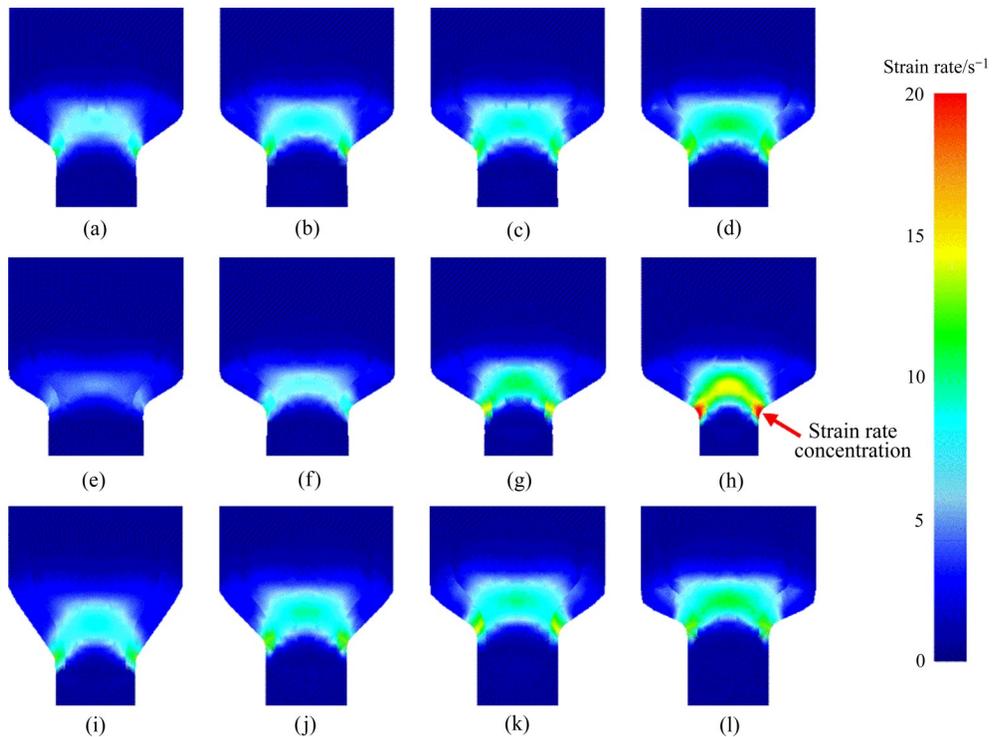


图 5 工艺参数对包覆挤压模腔应变速率分布的影响

Fig. 5 Effect of process parameters on strain rate distribution in cladding extrusion die: (a)–(d) Different extrusion speeds: 30 mm/s, 35 mm/s, 40 mm/s, 45 mm/s; (e)–(h) Different extrusion ratios: 3.45, 4.69, 6.76, 8.72; (i)–(l) Different die angles: 40°, 50°, 60°, 70°

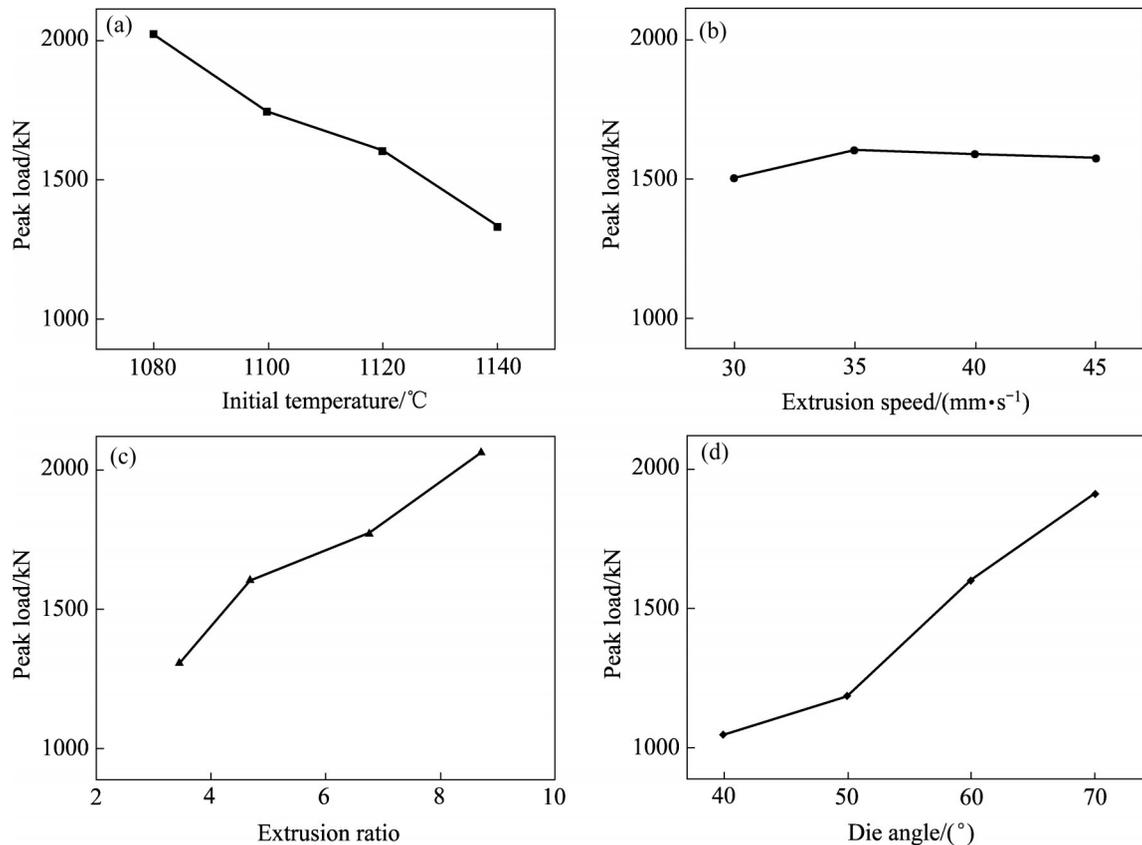


图6 工艺参数对包覆挤压峰值载荷的影响

Fig. 6 Effect of process parameters on peak load of cladding extrusion: (a) Initial billet temperature; (b) Extrusion speed; (c) Extrusion ratio; (d) Die angle

率, 不锈钢和高温合金在热变形过程中流变应力与应变速率呈正相关, 进而挤压速度的提高会导致坯料包覆挤压变形抗力的增加。另一方面, 随着挤压速度的提高, 坯料与模腔热交换时间减少, 热损失降低。同时高速变形会带来温升^[17], 挤压模腔中温度的提高反过来促进材料包覆挤压过程中的软化。两者对挤压的贡献相互抵消与制衡, 导致挤压速度在 30~45 mm/s 区间内对挤压峰值载荷的影响并不显著。挤压比和模角的增加都会带来对挤压坯料塑性流动的阻碍, 与挤压峰值载荷呈正相关。

2.4 工艺参数对稳态挤压区应变场及温度场的影响

根据图2所示的数据处理方法, 分析不同工艺参数下高温合金稳态挤压区应变场和温度场分布及均匀性来反映工艺参数对高温合金包覆挤压结果的影响。

根据图7可知, 在不同工艺参数下, 挤压后高

温合金心部到边缘的应变分布均呈现出从心部沿径向向外逐渐增大的趋势, 在与包覆层接触的表层达到最大值。这是由于坯料在模腔出口处的应变速率最大, 表层相对于心部受到的剪切更强, 变形程度增加。不同挤压速度和坯料初始温度下, 应变分布曲线几乎重合(见图7(a)和(b)), 应变分布的标准偏差也均在 0.1 左右, 挤压速度和坯料初始温度对高温合金包覆挤压变形程度影响较小(见图8(a)和(b))。挤压比的增大显著提高了合金的变形程度(见图7(c)), 挤压比从 3.45 增加到 8.72 时, 平均应变由 1.39 增加到 2.27, 工程变形量可以达到 89.6%, 该变形量足以消除原始颗粒边界、热诱导孔洞等热等静压固结成形后遗留的组织缺陷^[18]。随着挤压比的增加, 应变分布标准偏差由 0.12 减小至 0.05, 均匀性逐渐增加(见图8(c))。模角对包覆挤压变形程度影响较小, 平均应变均在 1.6 左右(见图7(d)), 但模角的增加, 增强了模腔处对坯料塑性流动的阻碍, 模腔出口模处棒材表层与心部应

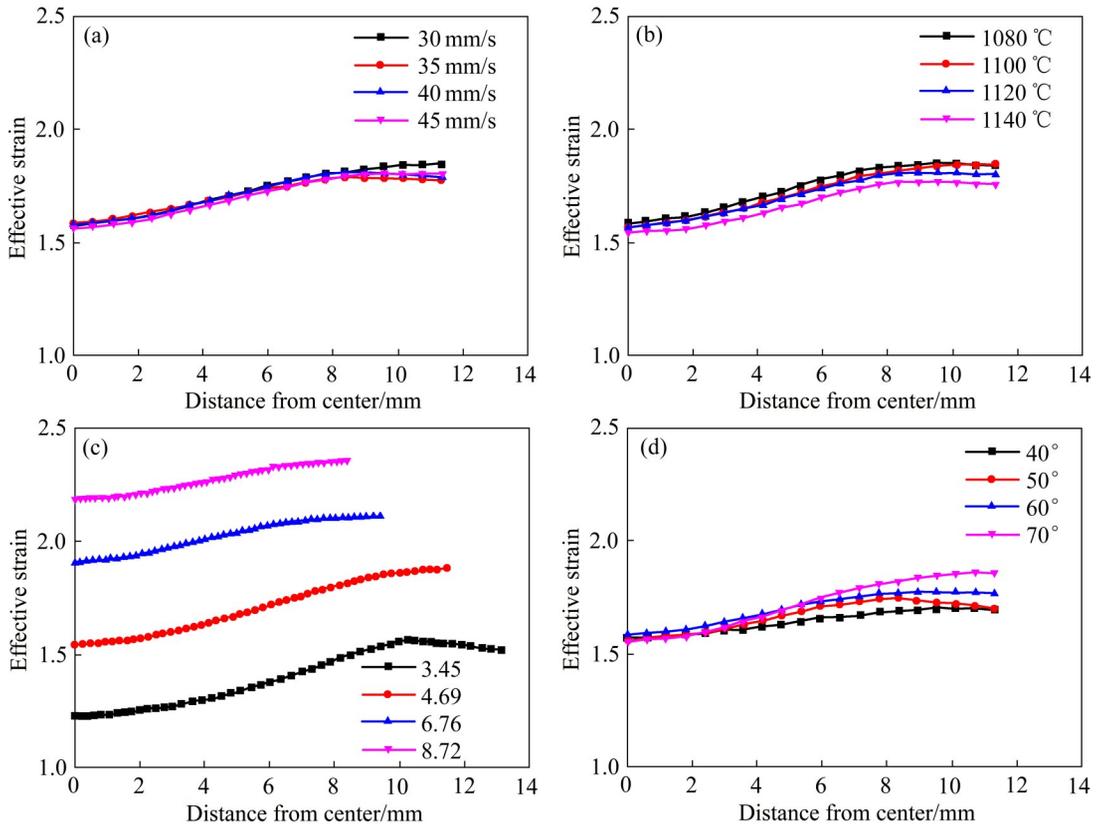


图 7 工艺参数对高温合金稳态挤压区应变分布的影响

Fig. 7 Effect of process parameters on strain distribution in steady-state extrusion zone of superalloy: (a) Extrusion speed; (b) Initial billet temperature; (c) Extrusion ratio; (d) Die angle

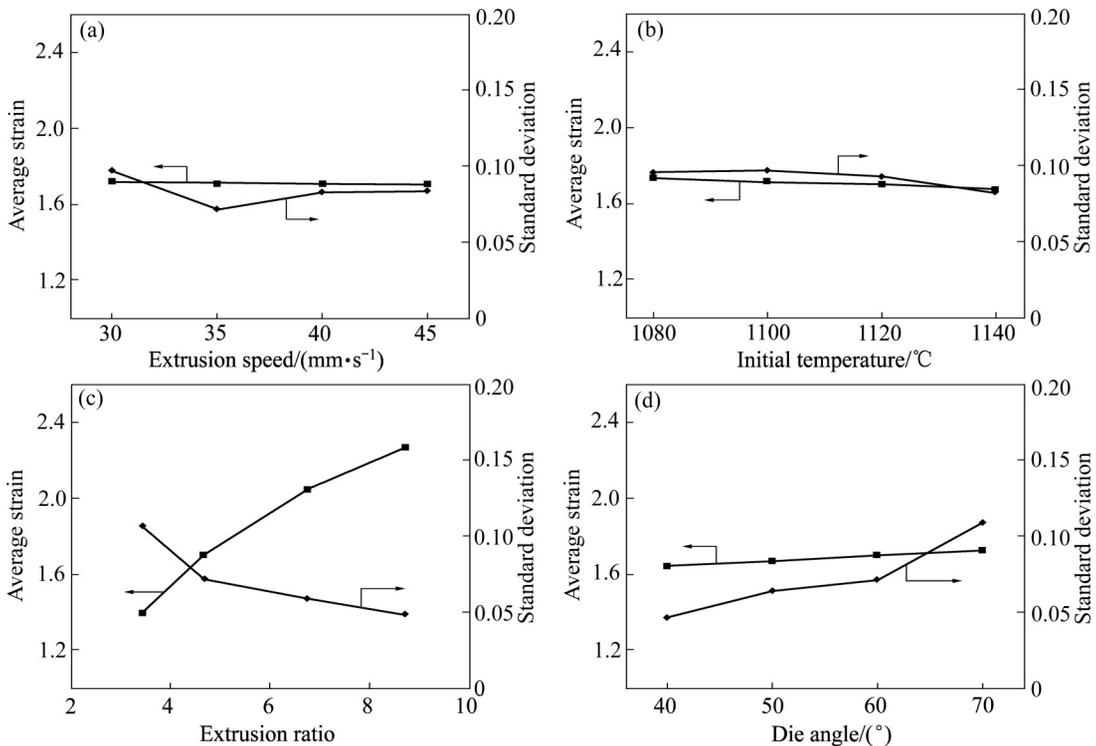


图 8 工艺参数对高温合金挤压后平均应变和应变分布均匀性的影响

Fig. 8 Effect of process parameters on average strain and strain distribution uniformity of superalloy after extrusion: (a) Extrusion speed; (b) Initial billet temperature; (c) Extrusion ratio; (d) Die angle

变速率差增大, 应变分布标准偏差由0.047增加到0.109, 分布不均匀性增加(见图8(d))。

挤压后温度场的变化及分布均匀性对于镍基粉末高温合金挤压过程中的动态再结晶晶粒细化、强化相溶解与析出、再结晶晶粒长大^[19-20]等多个阶段都有显著影响, 且会直接决定变形后的微观组织, 是评价工艺参数对合金包覆挤压结果的重要参量。如图9所示, 高温合金挤压后的温度分布由心部至棒材表面逐渐降低, 高温合金心部受包覆层保温的作用, 变形过程中近似“绝热”, 变形热导致温升明显。表层由于与模腔和环境之间存在热交换, 温度明显下降。不同挤压工艺参数对挤压温度场的径向分布有显著影响。进一步统计各参数下稳态挤压区的平均温度和径向分布标准偏差, 如图10所示, 增加挤压速度可以缩短坯料与模腔之间热交换的时间, 减少表层与外界之间热交换的温度损失, 标准偏差由11降低至6.5, 温度分布均匀性增加(见图10(a))。坯料初始温度对挤压后温度

场分布均匀性的影响不显著。随着挤压比的增加, 坯料挤压变形程度更剧烈, 心部温升更明显, 在挤压比为8.72时进行挤压热变形时, 坯料温度由初始1100℃上升到1180℃(见图9(c)), 已完全高于该合金的强化相溶解温度^[21], 会造成再结晶晶粒的快速长大。结合以上分析可知, 挤压比与模腔应变速率呈正相关, 挤压比的增加, 同样可以缩短坯料和模腔之间的接触时间, 减少热量损失, 但是棒材挤出直径随挤压比增大而不断减小, 包覆层厚度变小, 保温效果减弱, 坯料沿径向的等温层减小。挤压比的增加对温升的促进作用不足以弥补后者的热损失, 因此, 坯料温度分布均匀性随挤压比增加而降低, 标准偏差由6.2显著增加到12.8(见图10(c))。同理, 模角的增大增加了坯料与挤压模腔之间的接触面积与接触时间, 造成坯料在挤压变形过程中热损失的增大。因此, 合金坯料在挤压后的平均温度略有下降, 温度分布不均匀性随之增加(见图10(d))。

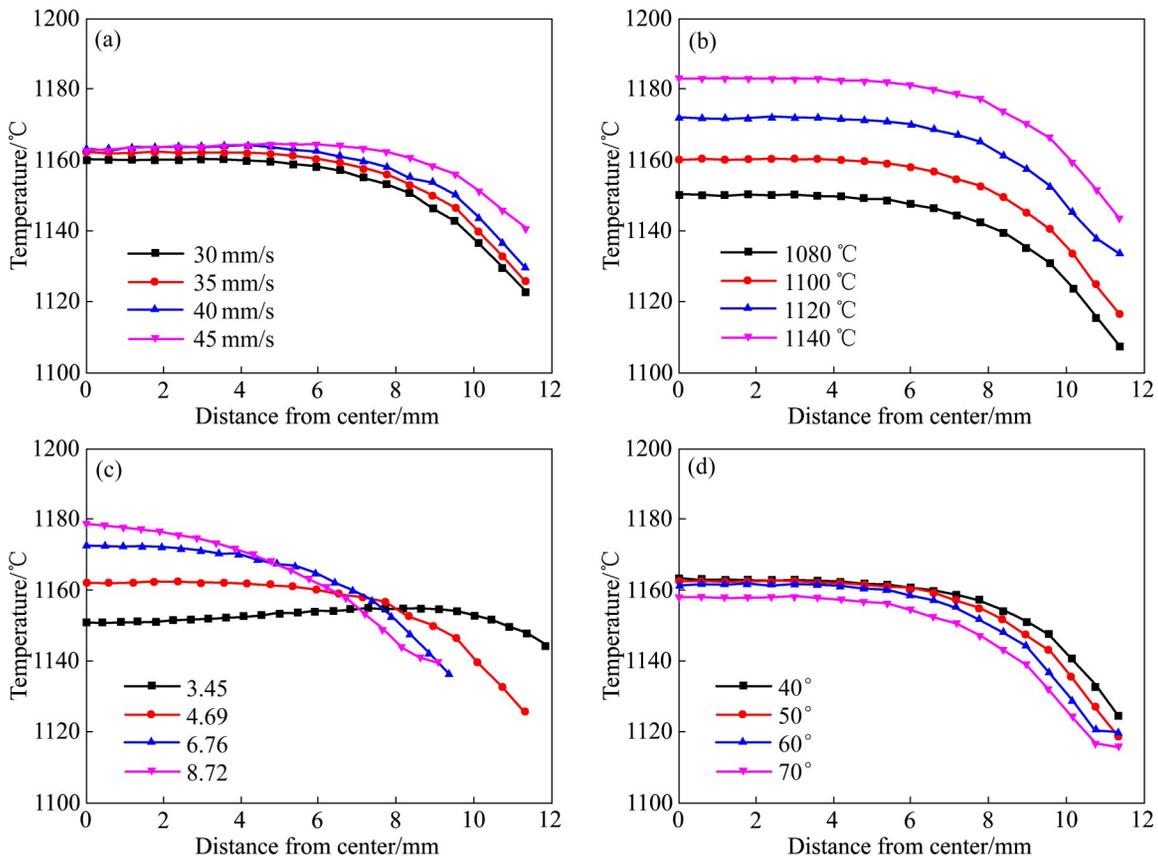


图9 工艺参数对高温合金稳态挤压区温度分布的影响

Fig. 9 Effect of process parameters on temperature distribution in steady-state extrusion zone of superalloy: (a) Extrusion speed; (b) Initial billet temperature; (c) Extrusion ratio; (d) Die angle

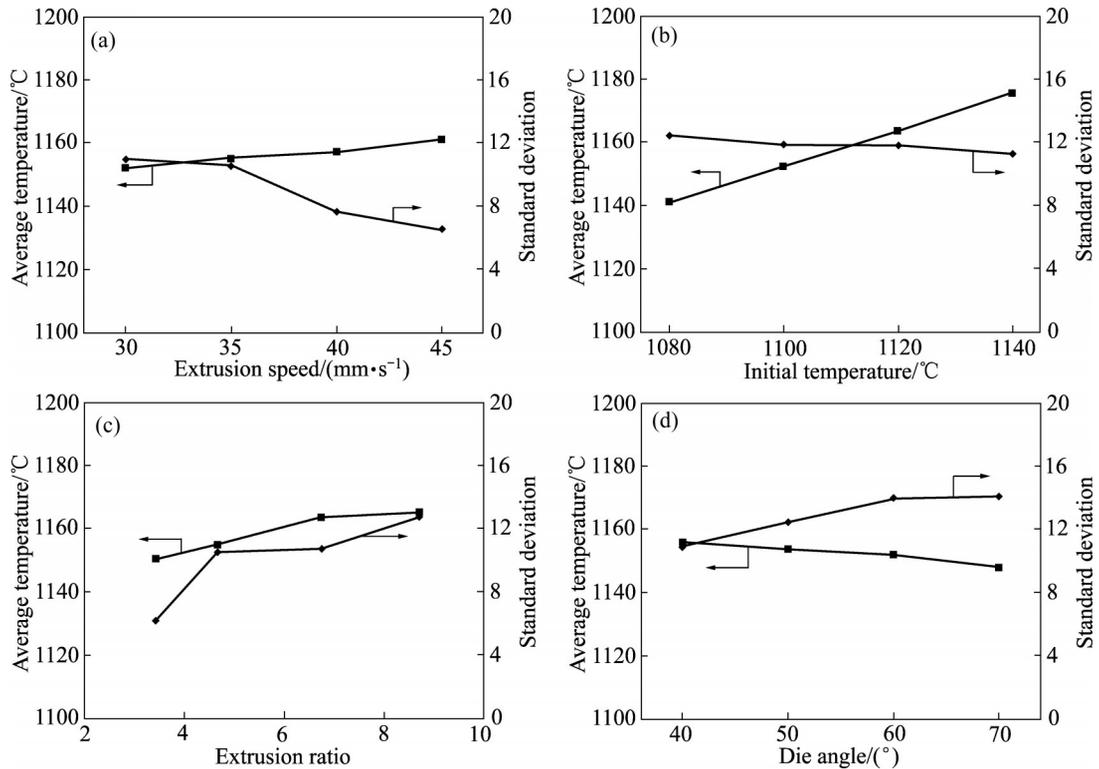


图 10 工艺参数对高温合金挤压后平均温度和温度分布均匀性的影响

Fig. 10 Effect of process parameters on average temperature and temperature distribution uniformity of superalloy after extrusion: (a) Extrusion speed; (b) Initial billet temperature; (c) Extrusion ratio; (d) Die angle

3 包覆挤压实验验证与工艺窗口优化

本小节通过在 1000 t 挤压机上对 WZ-A3 合金进行多批次、不同工艺参数的包覆挤压实验, 在对比验证数值模拟结果的准确性的基础上, 将上述工艺参数影响规律的数值模拟结果与挤压后高温合金的微观表征相结合, 优化挤压的工艺窗口。

3.1 工艺试验与数值模拟对比

将挤压比 4.69、模角 60° 、坯料初始温度 1100°C 和挤压速度 35 mm/s 条件下的挤压实验结果与对应的模拟结果对比。如图 11(a)所示, 挤压后, 除棒材的头部段包覆层由于流速差异较大而脱落外, 在稳态挤压区没有发生宏观开裂, 心部高温合金被表层不锈钢较好包覆, 表面质量较好; 图 11(b)为通过热成像仪观测挤压后棒材的温度场分布, 表层平均温度为 1122°C , 与该条件下数值模拟的

表层温升结果(见图 9(b))较为一致; 截取一段稳态挤压区的棒材并沿挤压轴线方向解剖, 测量心部高温合金直径沿挤压方向的尺寸分布并与数值模拟结果对照, 由图 11(c)和(d)可知, 挤压模拟和实验所得的心部高温合金尺寸吻合程度较高。综上可知, 通过工艺实验从温度场和应变场两个方面验证了本文数值模拟的可靠性。

3.2 包覆挤压工艺优化方法

通过以上工艺参数影响规律分析可知, 关键挤压过程参数(坯料初始温度和挤压速度)、模具结构参数(挤压比和模角)都会影响挤压变形过程, 并影响最终成形质量。本小节将结合工艺参数交互组合下的数值模拟, 通过温度控制、变形量充分和组织均匀性三个准则对包覆挤压工艺窗口进行优化。

1) 温度控制准则

镍基粉末高温合金是由 $\gamma+\gamma'$ 双相组织构成, 其中一次 γ' 相可以钉扎晶界, 抑制再结晶晶粒的异常长大^[22-23]。同时 γ' 相对温度十分敏感, 根据加热温

度对 γ' 相溶解及晶粒长大影响的表征结果可知(见图12),在1110 $^{\circ}\text{C}$ 材料处于双相区时,晶界处的 γ' 相可以有效抑制晶粒长大。当温度升高至1165 $^{\circ}\text{C}$ 时, γ' 相基本完全溶解,失去钉扎的晶粒也发生快速长大,在设计挤压工艺参数时,应尽量避免挤压过程中温度超过这一上限而导致晶粒粗化,晶粒粗化不利于合金成形性能与后续热加工,因此,挤压

过程中温度应不高于1165 $^{\circ}\text{C}$ 。

2) 变形量充分准则

在热等静压态镍基粉末高温合金挤压开坯的过程中,要求达到一定的变形程度,才能完全消除热等静压后残留的原始颗粒边界缺陷,发生完全动态再结晶,形成理想且均匀的组织。结合前期的基础实验结果,挤压后等效应变应大于1.5。

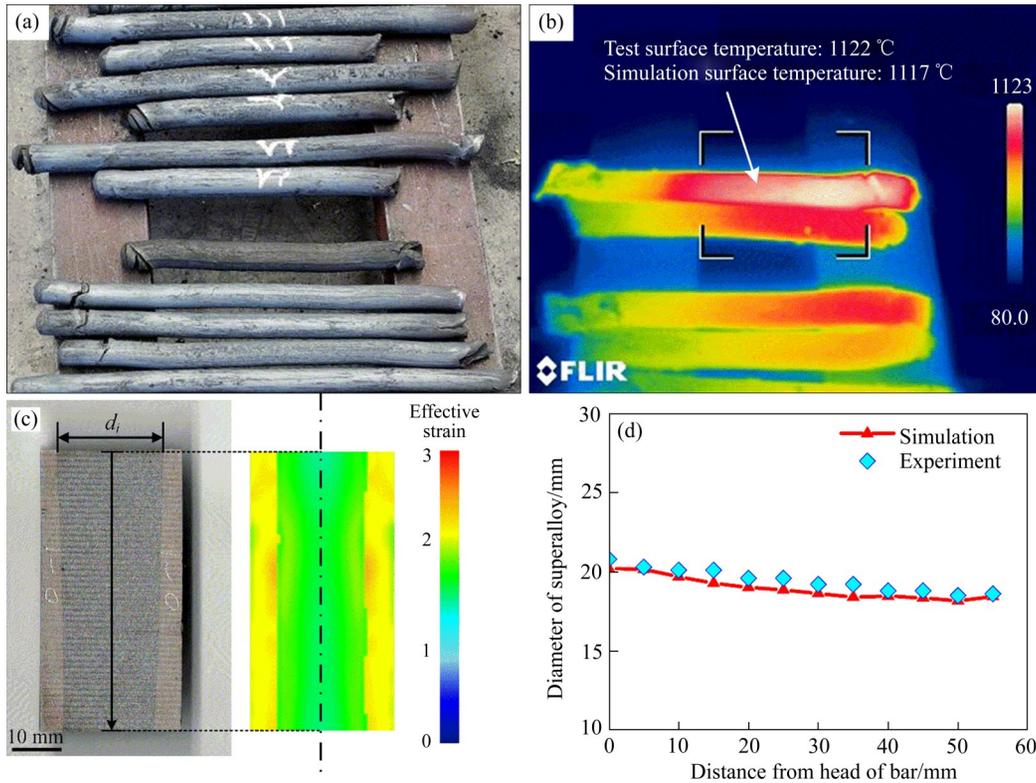


图11 WZ-A3合金包覆挤压工艺实验与数值模拟验证

Fig. 11 Experiment and numerical simulation verification of cladding extrusion process of WZ-A3 alloy: (a) Macroscopic morphology of extruded bar; (b) Temperature field distribution measured by thermal imager; (c) Comparison of strain distribution between simulation and experiments; (d) Comparison of diameter of superalloy along extrusion direction between simulation and experiments

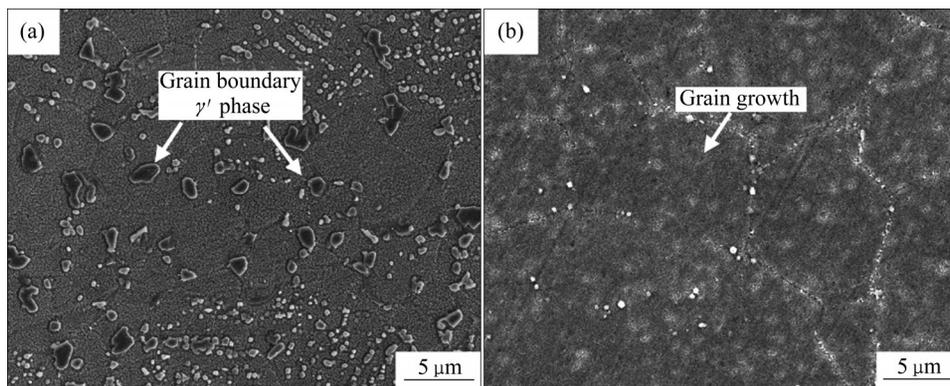


图12 不同加热温度下晶界 γ' 相溶解行为及对晶粒长大的影响

Fig. 12 Dissolution behavior of γ' phase at grain boundary and its effect on grain growth at different heating temperatures: (a) 1110 $^{\circ}\text{C}$ holding for 5 min; (b) 1165 $^{\circ}\text{C}$ holding for 5 min

3) 组织均匀性准则

挤压后合金的微观组织受应变场和温度场分布两方面同时影响, 挤压变形程度影响合金缺陷消除和动态再结晶过程, 挤压变形热产生的温升会影响高温合金 γ' 相的溶解, 并影响再结晶晶粒的长大。根据上述数值模拟结果, 挤压后高温合金应变分布由心部到边缘逐渐增加, 温度分布则呈相反趋势。对挤压后组织的均匀调控, 则是要尽可能减少挤压棒材径向应变和温度分布的偏差。本研究中以标准偏差(σ)这一统计量反映各场量分布的离散程度。结合实验结果, 将 $\sigma < 10$ 设定为温度和应变场数据分布离散程度较小, 组织均匀的临界准则。

3.3 工艺优化窗口与实验验证

综合有限元模拟结果和上述三个工艺控制准则分别对挤压过程参数和模具结构参数进行优化, 确定高温合金包覆挤压工艺窗口。由工艺窗口优化(见图 13)可知, 具有一个优化加工窗口和三种类型的失稳区—晶粒长大区、不充分变形区和组织不均匀区, 各区域根据不同工艺参数交互的数值模拟结果划分, 分别对应上述三个工艺控制准则约束下目标空间的叠加。同时, 在每个区域的工艺参数范围内进行实验验证, 并选取稳态挤压区高温合金的心部进行微观表征观察, 验证工艺优化窗口的可

信度。

图 14 所示为工艺优化窗口图中在各区域参数下实验后的微观组织表征。区域 A 为优化加工窗口, 如图 14(a)所示, HIP 态合金在挤压后原始颗粒边界等初始组织缺陷完全消除, 晶界处均匀分布有一次 γ' 相, 可以有效钉扎晶界, 控制晶粒尺寸, 呈现出均匀等轴细晶的完全再结晶组织。区域 B 为晶粒长大区(见图 14(b)), 该区域内变形时坯料初始温度较高或挤压比较大, 导致挤压变形热诱导的温升高于 $1165\text{ }^\circ\text{C}$, 晶界处 γ' 相溶解, 再结晶晶粒会发生快速粗化长大。区域 C 为不充分变形区, 等效应变小于 1.5。当挤压比较小时, 高温合金受挤压变形程度较小, 由图 14(c)中还可以观察到残留的原始颗粒边界缺陷(PPBs), 动态再结晶进行不充分。区域 D 为组织不均匀区, 如图 14(d)所示, 在模角较大情况下挤压变形时, 可以观察到部分受拉长的晶粒, 其微观组织不均匀。综上可知, WZ-A3 高温合金包覆挤压的工艺窗口可优化为坯料初始温度 $1080\sim 1120\text{ }^\circ\text{C}$, 挤压速度 $30\sim 35\text{ mm/s}$ 和坯料初始温度 $1080\sim 1106\text{ }^\circ\text{C}$, 挤压速度 $35\sim 45\text{ mm/s}$, 挤压比范围 $4\sim 6.5$ 且模角为 $40^\circ\sim 60^\circ$ 。

进一步对在优化加工窗口区挤压的 WZ-A3 高温合金棒材的头部、中部、尾部段进行微观表征并统计晶粒度, 结果如图 15 所示, 挤压态 WZ-A3 合

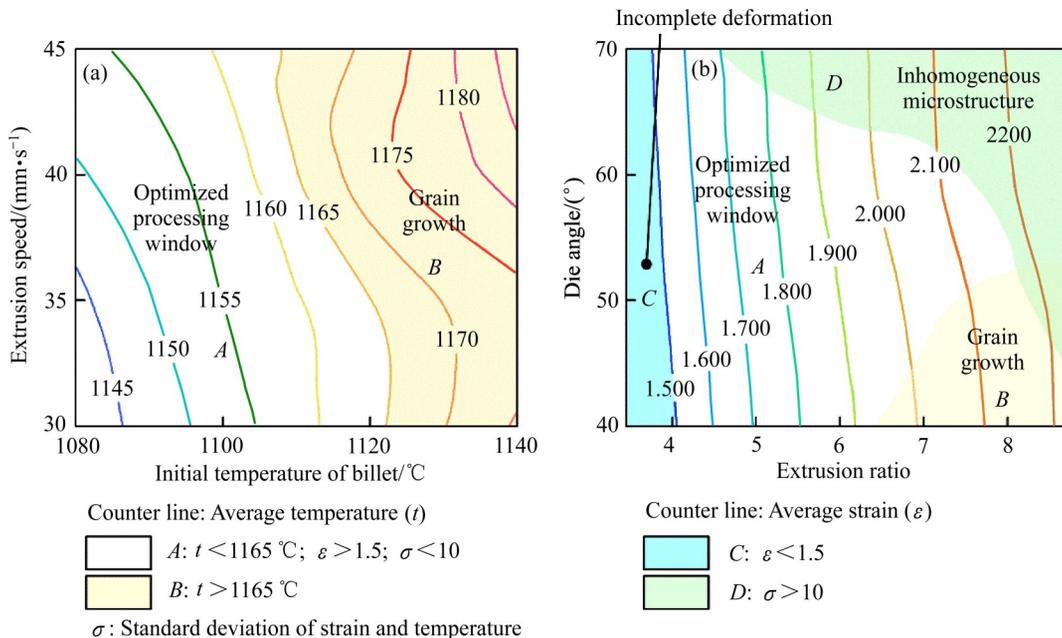


图 13 WZ-A3 镍基粉末高温合金包覆挤压工艺窗口优化示意图

Fig. 13 Optimization diagram of extrusion process window of WZ-A3 nickel-based powder superalloy: (a) Initial temperature of billet-Extrusion speed; (b) Extrusion ratio-Die angle

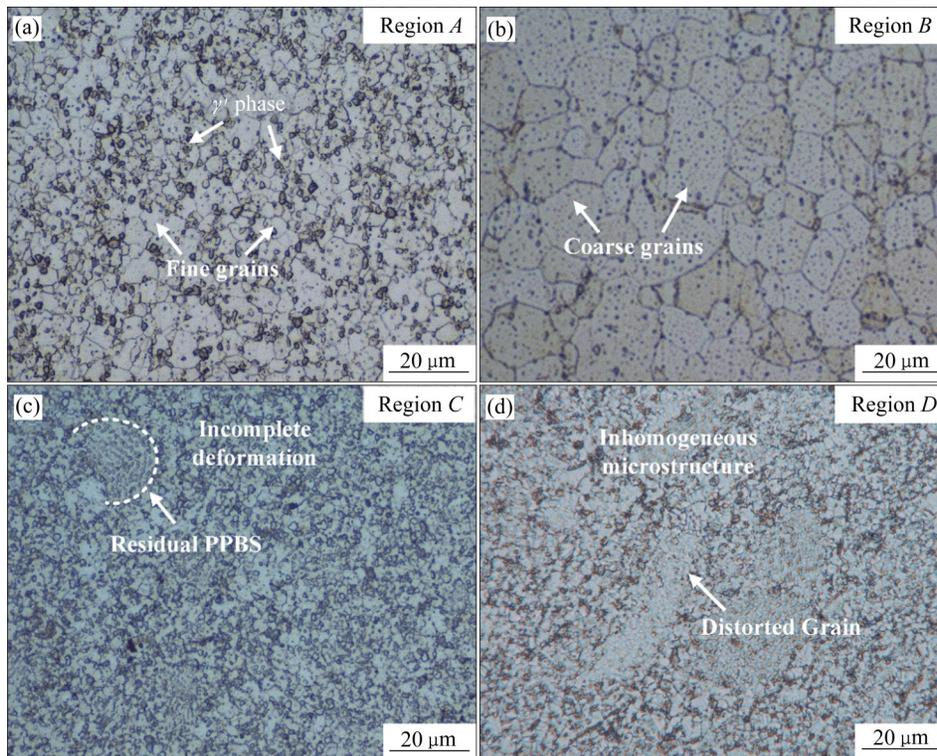


图14 WZ-A3高温合金在包覆挤压工艺窗口各区域参数下挤压后的显微组织

Fig. 14 Microstructures of WZ-A3 superalloy after extrusion under parameters of each region of extrusion process window: (a) Optimized processing zone; (b) Grain growth zone; (c) Incomplete deformation zone; (d) Inhomogeneous microstructure zone

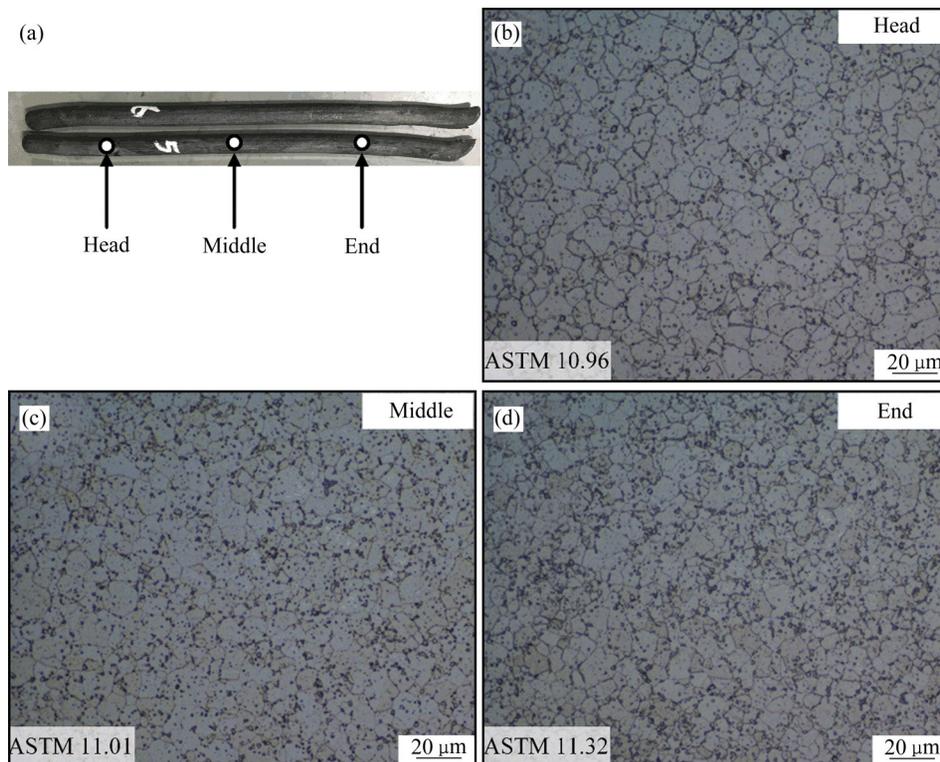


图15 WZ-A3高温合金挤压棒材不同截面位置的显微组织

Fig. 15 Microstructures of WZ-A3 superalloy extruded bar at different sections: (a) Illustration of sampling location; (b) Head position; (c) Middle position; (d) End position

金不同取样位置的晶粒度均在11级左右,整体微观组织均匀,差异较小。综上可知,本研究建立的挤压工艺参数优化窗口在指导镍基粉末高温合金包覆挤压工程实践中具有可行性和有效性。

4 结论

1) 热等静压态镍基粉末高温合金的包覆挤压过程可以分为包覆层填充、心部坯料填充、包覆层头部挤出、坯料头部挤出、稳态挤压和挤压缩尾六个阶段。挤压载荷随挤压杆行程变化,存在两阶段峰值,并在挤压缩尾阶段明显回落。

2) 挤压速度影响合金在挤压模腔中的应变速率,并与其挤压后温度场分布均匀性线性相关。坯料初始温度的提高可以减少合金的变形抗力,降低挤压工作载荷。挤压比的增加可以显著提高合金包覆挤压变形程度,但会降低其温度分布均匀性。模角的减小可以促进坯料在模腔中的塑性流动,提高应变场和温度场分布均匀性。

3) 通过温度控制、变形量充分和组织均匀性三个控制准则对包覆挤压工艺窗口进行优化,划分出优化加工区和晶粒长大、变形不充分和组织不均匀三个失稳区。在优化参数范围内进行工艺实验验证,高温合金挤压棒材无宏观开裂,截面晶粒尺寸均匀、细小,原始颗粒边界完全消除,为后续的等温锻造提供了良好的组织条件。

REFERENCES

- [1] REED R C. The superalloys: Fundamentals and applications [M]. New York: Cambridge University Press, 2006.
- [2] 张义文, 刘建涛. 粉末高温合金研究进展[J]. 中国材料进展, 2013, 32(1): 1-11, 38.
ZHANG Yi-wen, LIU Jian-tao. Development in powder metallurgy superalloy[J]. Materials China, 2013, 32(1): 1-11, 38.
- [3] 黄伯云, 韦伟峰, 李松林, 等. 现代粉末冶金材料与技术进展[J]. 中国有色金属学报, 2019, 29(9): 1917-1933.
HUANG Bai-yun, WEI Wei-feng, LI Song-lin, et al. Development of modern powder metallurgy materials and technology[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2019, 29(9): 1917-1933.
- [4] 卢国鑫, 金涛, 周亦胄, 等. 激光冲击强化在高温合金材料应用上的研究进展[J]. 中国有色金属学报, 2018, 28(9): 1755-1764.
LU Guo-xin, JIN Tao, ZHOU Yi-zhou, et al. Research progress of applications of laser shock processing on superalloys[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2018, 28(9): 1755-1764.
- [5] HOU J, DONG J X, YAO Z H, et al. Influences of PPB, PPB affect zone, grain boundary and phase boundary on crack propagation path for a P/M superalloy FGH4096[J]. Materials Science and Engineering A, 2018, 724: 17-28.
- [6] TAN Li-ming, LI Yun-ping, LIU Chen-ze, et al. The evolution history of superalloy powders during hot consolidation and plastic deformation[J]. Materials Characterization, 2018, 140: 30-38.
- [7] 刘小涛, 丁晗晖, 杨川, 等. 热挤压态FGH96粉末冶金高温合金的显微组织与力学性能[J]. 中国有色金属学报, 2016, 26(2): 354-364.
LIU Xiao-tao, DING Han-hui, YANG Chuan, et al. Microstructure and mechanical properties of hot extruded FGH96 powder metallurgy superalloy[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2016, 26(2): 354-364.
- [8] LIU Chen-ze, LIU Feng, HUANG Lan, et al. Effect of hot extrusion and heat treatment on microstructure of nickel-base superalloy[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2014, 24(8): 2544-2553.
- [9] 朱兴林, 刘东, 杨艳慧, 等. FGH96合金包覆挤压过程数值模拟[J]. 航空材料学报, 2013, 33(1): 21-27.
ZHU Xing-lin, LIU Dong, YANG Yan-hui, et al. Numerical simulation of cladding extrusion process of FGH96 alloy[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2013, 33(1): 21-27.
- [10] 杨艳慧, 赵兴东, 朱兴林, 等. 异种合金包覆挤压过程材料的流动行为及应力分析[J]. 稀有金属材料与工程, 2016, 45(10): 2710-2716.
YANG Yan-hui, ZHAO Xing-dong, ZHU Xing-lin, et al. Flow behavior and stress analysis of materials during canned hot extrusion process of dissimilar alloys[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2016, 45(10): 2710-2716.
- [11] 张明, 刘国权, 胡本芙, 等. 新型镍基粉末高温合金热挤压工艺有限元模拟与实验验证[J]. 粉末冶金技术, 2018, 36(3): 223-229.
ZHANG Ming, LIU Guo-quan, HU Ben-fu, et al. Finite element simulation and experimental verification on hot extrusion of a novel nickel-base P/M superalloy[J]. Powder

- Metallurgy Technology, 2018, 36(3): 223–229.
- [12] 杨金龙, 马向东, 李远, 等. 一种新型镍基粉末高温合金不同状态热变形行为研究[J]. 稀有金属材料与工程, 2022, 51(2): 651–660.
- YANG Jin-long, MA Xiang-dong, LI Yuan, et al. The thermal deformation behavior of a novel Ni-based PM superalloy under different initial conditions[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2022, 51(2): 651–660.
- [13] LIN Y C, CHEN X M, A critical review of experimental results and constitutive descriptions for metals and alloys in hot working[J]. Materials & Design, 2011, 32(4): 1733–1759.
- [14] JIANG H, LI L, DONG J, et al. Microstructure-based hot extrusion process control principles for nickel-base superalloy pipes[J]. Progress in Natural Science: Materials International, 2018, 28(3): 391–398.
- [15] HUANG G, GUO X, HAN Y, et al. Effect of extrusion dies angle on the microstructure and properties of (TiB+TiC)/Ti₆Al₄V in situ titanium matrix composite[J]. Materials Science and Engineering A, 2016, 667: 317–325.
- [16] BAI S, FANG G, ZHOU J, Construction of three-dimensional extrusion limit diagram for magnesium alloy using artificial neural network and its validation[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2020, 275: 116361.
- [17] TAN L, LI Y, LIU F, et al. Microstructure evolutions of a powder metallurgy superalloy during high-strain-rate deformation[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2019, 789: 506–517.
- [18] NING Y, ZHOU C, LIANG H, et al. Abnormal flow behavior and necklace microstructure of powder metallurgy superalloys with previous particle boundaries (PPBs) [J]. Materials Science and Engineering A, 2016, 652: 84–91.
- [19] ALABBAD B, LI L, TIN S. Controlling the grain boundary morphology and secondary γ' precipitate size distribution in Ni-base superalloys[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2019, 775: 931–941.
- [20] ALNIAK M O, BEDIR F. Hot forging behavior of nickel based superalloys under elevated temperatures[J]. Materials & Design 2010, 31(3): 1588–1592.
- [21] WANG Y L, LI Y, ZHANG H, et al. Hot deformation induced microstructure evolution of a novel as-extruded Ni-based P/M superalloy[J]. Philosophical Magazine, 2020, 101(2): 1–18.
- [22] D'SOUZA N D, LI W, ARGYRAKIS C, et al. On the evolution of primary gamma prime precipitates during high temperature and high strain rate deformation and subsequent heat treatment in the Ni-based superalloy, RR1000[J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2019, 50(9): 4205–4222.
- [23] 黄钲钦, 王岩, 刘敏学, 等. 变形参数对FGH96合金热机械处理组织与性能的影响[J]. 中国有色金属学报, 2021, 31(7): 1842–1855.
- HUANG Zheng-qin, WANG Yan, LIU Min-xue, et al. Effects of deformation parameters on microstructure and properties of thermo-mechanical treatment for FGH96 alloy[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2021, 31(7): 1842–1855.

Numerical simulation and processing window optimization on cladding extrusion of novel nickel-based powder superalloy

WEN Hong-ning¹, JIN Jun-song¹, TENG Qing¹, YANG He-yang¹, GONG Pan¹, WEI Qing-song¹,
WANG Xin-yun¹, XIAO Lei², MA Xiang-dong², YANG Jin-long^{3,4}

(1. State Key Laboratory of Materials Processing and Die and Mould Technology,

School of Materials Science and Engineering,

Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China;

2. Shenzhen Wedge Central South Research Institute Co., Ltd., Shenzhen 518000, China;

3. State Key Laboratory of Powder Metallurgy, Central South University, Changsha 410083, China;

4. Shenzhen Wedge Aviation Technology Co., Ltd., Shenzhen 518000, China)

Abstract: The influence of processing parameters on the extrusion process of hot isostatic pressed nickel-based powder superalloy was studied by means of finite element simulation and experimental verification. The process window was optimized. The results show that the effect of extrusion speed and initial temperature on strain is not significant, the extrusion ratio is linearly correlated with the degree of extrusion deformation. The increase of extrusion ratio and the decrease of die angle can improve the uniformity of the radial distribution of the extruded bar. The uniformity of temperature distribution can be improved with the increase of extrusion velocity and initial temperature of billet and the decrease of extrusion ratio and die angle. Based on the microstructure control criterion, the process window was optimized. Then, the extruded bar with uniform fine grain and without defects is obtained by experiment. This study verifies the feasibility of the optimum design of parameters in the engineering practice of nickel-base powder superalloy cladding extrusion.

Key words: nickel-based powder superalloy; cladding extrusion; numerical simulation; grain size; process window optimization

Foundation item: Project(2017-VI-0009-0080) supported by the National Science and Technology Major Project

Received date: 2021-11-29; **Accepted date:** 2021-12-27

Corresponding author: JIN Jun-song; Tel: +86-27-87543491; E-mail: jsjin@hust.edu.cn

(编辑 李艳红)