

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

张 明, 刘国权, 胡本芙, 耿笑笑, 王 浩✉

北京科技大学材料科学与工程学院, 北京 100083

✉通信作者, E-mail: hwang@ustb.edu.cn

摘 要 采用有限元模拟的方法对一种新型镍基粉末高温合金热挤压工艺进行了优化设计, 分析讨论了几种主要参数对热挤压结果的影响, 并通过热挤压实验验证了有限元模拟的可靠性。结果显示, 在热挤压过程中, 坯料初始温度对应力和温度影响显著, 对应变速率和应变无明显影响; 挤压杆速度是调整应力和应变速率的重要参数; 采用较小的模角 (小于 45.0°) 可以使应力、应变速率、应变和温度分布的均匀性大幅度提高, 有效避免挤压棒材开裂和保证显微组织均匀性。由模拟结果推出的主要热挤压参数为: 坯料初始温度 $1100\text{ }^\circ\text{C}$, 挤压杆速度 $40\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, 模角 40.0° 。将推荐的参数用于热挤压实验, 结果证明了有限元分析结果准确, 热挤压参数合理。

关键词 镍基粉末高温合金; 热挤压; 有限元模拟; 优化设计

分类号 TG132.32; TG113.12; TG113.26

Finite element simulation and experimental verification on hot extrusion of a novel nickel-base P/M superalloy

ZHANG Ming, LIU Guo-quan, HU Ben-fu, Geng Xiao-xiao, WANG Hao✉

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

✉Corresponding author, E-mail: hwang@ustb.edu.cn

ABSTRACT The finite element method was used to optimize the hot extrusion process of a novel nickel-based powder metallurgy superalloy in this paper, the influences of finite element parameters on hot extrusion were analyzed and discussed, and the reliability of finite element simulation was verified by extrusion experiment. The results show that, the initial temperature of billet has a significant effect on the stress and temperature during hot extrusion process, but has no obvious influence on the strain rate and strain. The speed of extrusion stem is an important parameter to control the stress and strain rate. The uniformity of stress, strain rate, strain, and temperature can be greatly improved by using smaller die angles ($< 45.0^\circ$), which can effectively avoid the cracking of extrusion bar and ensure the uniformity of microstructures. The main hot extrusion parameters are recommended as following: the initial

收稿日期: 2018-01-19

基金项目: 国家重点研发计划资助项目 (2016YFB0700501); 国家自然科学基金资助项目 (51571020)

DOI: 10.19591/j.cnki.cn11-1974/tf.2018.03.011; <http://journals.ustb.edu.cn>

temperature of billet is 1100 °C, the speed of extrusion ram is 40 mm·s⁻¹, and the die angle is 40.0°. It is proved that the parameters applied to the hot extrusion experiment based on the finite element analysis are accurate and reasonable.

KEY WORDS nickel-base P/M superalloy; hot extrusion; finite element simulation; optimization design

镍基高温合金具有优异的高温强度, 良好的抗氧化性、抗热腐蚀性和抗疲劳性能, 及较好的断裂韧性, 已成为先进航空发动机热端部件不可替代的关键材料^[1-2]。随着镍基高温合金成分日趋复杂、零件尺寸不断增大, 传统的高合金化镍基高温合金涡轮盘偏析严重, 组织不均匀, 热工艺性能恶化, 常规铸造和变形工艺都无法满足新型发动机对盘件的需要^[3-4]。粉末冶金工艺制备的镍基高温合金在 650 °C 以上温度具有高温抗氧化或抗腐蚀性, 并能在一定应力作用下长期工作, 与传统铸锻高温合金相比, 粉末冶金高温合金具有组织均匀、无宏观偏析、屈服强度高及疲劳性能好等优点, 克服了常规工艺产生的偏析(不均匀)问题^[5-6]。

然而, 粉末冶金工艺带来了原始颗粒边界问题。原始颗粒边界属于弱界面, 严重时会成为起始裂纹的发源地和扩展通道, 导致合金沿颗粒间断裂, 降低合金塑性和持久寿命^[7]。热挤压工艺是消除粉末冶金合金中原始颗粒边界的重要手段, 该工艺还能够细化晶粒, 均匀析出相分布, 优化显微组织, 为后续的热加工或热处理工艺做准备^[8]。但是, 高温合金热挤压工艺的实验周期长、实验成本高, 采用

传统的试错法对热挤压工艺进行优化设计不再适用。近年来, 计算机辅助对工艺进行优化设计被广泛使用, 大幅度提高了效率和降低了实验成本^[9-10]。

本文采用有限元方法对一种新型镍基粉末高温合金的热挤压过程进行模拟, 分析了坯料初始温度、挤压杆速度和模具模角等几个主要热挤压参数对挤压结果的影响(温度、应变速率、应力和应变), 并将模拟结果与热挤压实验结果进行对比, 最终确定了该镍基粉末高温合金的热挤压优化工艺参数。

1 实验材料及方法

实验所用材料为 FGH98 镍基粉末高温合金, 其主要化学成分(质量分数)为: C 0.05%, Cr 12.70%, Co 20.40%, W 3.80%, Mo 2.60%, Al 3.50%, Ti 3.70%, Nb 0.90%, Ta 2.40%, B 和 Zr 微量, Ni 余量。合金制备工艺为: 真空感应炉熔炼→氩气雾化制粉→粉末筛分与封装→热等静压固化成型。镍基粉末高温合金热挤压有限元模拟在 DEFORM11.0 软件上进行, 几何模型如图 1(a)所示, 热挤压过程如图 1(b)~图 1(e)所示。几何模型主要由挤压杆、挤压筒、高温合金、不锈钢包套和模具等 5 个部

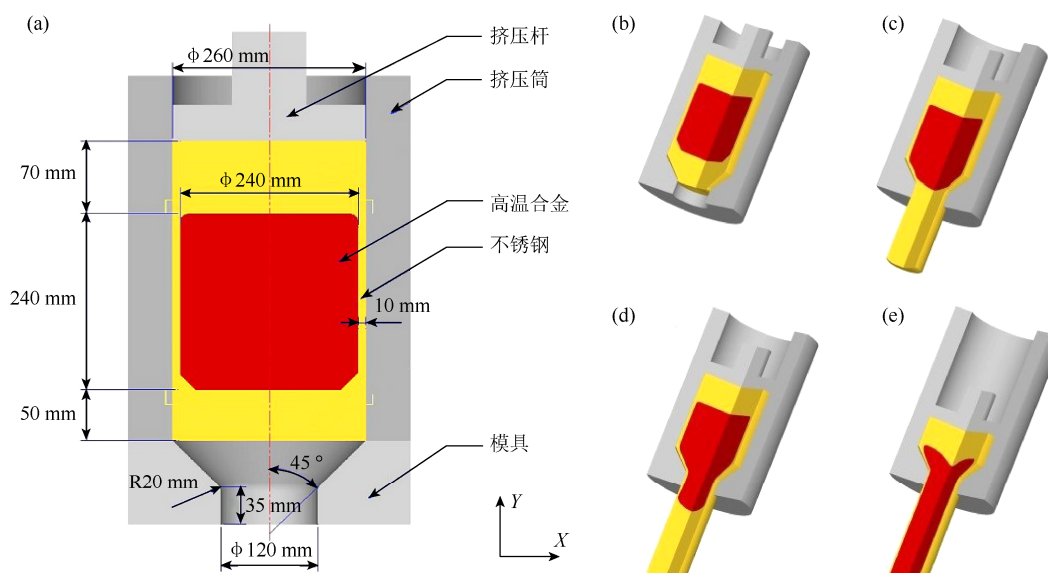


图 1 镍基粉末高温合金热挤压工艺模拟: (a) 几何模型; (b) 挤压杆行进至 28 mm; (c) 挤压杆行进至 78 mm; (d) 挤压杆行进至 98 mm; (e) 挤压杆行进至 216 mm

Fig.1 Hot extrusion simulation of nickel-base P/M superalloy: (a) geometric model; (b) extrusion ram in 28 mm; (c) extrusion ram in 78 mm; (d) extrusion ram in 98 mm; (e) extrusion ram in 216 mm

分组成, 挤压筒和模具的位置固定, 随着挤压杆的推进, 合金坯料逐渐从模孔被挤出, 形成由不锈钢保护的高温合金棒材。高温合金和 316L 不锈钢的材料参数分别来自文献[11]和 DEFORM11.0 软件自带的材料数据库, 模具温度为 300 °C, 摩擦系数为 0.01, 传热系数为 $200 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{C}^{-1}$ 。热挤压实验在 6000 t 热挤压机上进行, 坯料尺寸和工艺参数与热挤压模拟相同。

2 结果与讨论

在热变形过程中, 温度对合金流变应力和晶粒尺寸都有重要影响, 所以坯料的初始温度非常重要^[12]。较高的温度有利于流变应力的减小, 但是带来了晶粒尺寸粗大问题, 容易在合金变形过程中产生热裂纹^[13]; 温度较低会使晶粒尺寸细小, 但加工抗力明显升高, 不利于热加工的进行。在一定温度下, 挤压杆推进速度的大小与合金热变形过程中应变速率的大小直接相关, 应变速率与流变应力成正比, 与晶粒尺寸成反比^[14], 因此, 模拟过程还必须考虑挤压速度对挤压结果的影响。另外, 热挤压工艺变形不均匀^[8], 棒材表面变形量大于棒材心位置变形量, 模角大小影响模具变形的均匀性, 分析模角对挤压结果的影响有助于获得组织均匀的高温合金挤压棒材。下面就坯料初始温度、挤压速度和模角这 3 个主要参数对热挤压结果的影响进行分析。

2.1 坯料初始温度对挤压结果的影响

设置 1080、1100 和 1120 °C 作为坯料初始温度, 挤压杆速度 60 mm/s, 模角 45.0°。不同初始温度的坯料在进入模具时的应力大小和分布如图 2 (a) ~ 图 2 (c) 所示, 坯料初始温度越高, 应力越小, 且分布越均匀。挤压机载荷与应力大小成正比, 适当提高坯料初始温度可以有效降低挤压机的载荷。不同初始温度的坯料在进入模具时的应变速率大小和分布如图 2 (d) ~ 图 2 (f) 所示, 当坯料初始温度改变时, 应变速率的大小和分布基本没有任何变化, 说明坯料初始温度对应变速率的大小和分布几乎没有影响。

如图 3 (a) ~ 图 3 (c) 所示, 挤压棒材的应变大小和分布也不受坯料初始温度的影响, 这说明通过设置不同的坯料初始温度来调节挤压棒材的应变速率和应变是无效的。挤压棒材温度大小和分布如图 3 (d) ~ 图 3 (f) 所示, 坯料初始温度越高, 挤压棒材温度越高。在 3 次模拟中, 挤压棒材的温度

均高于坯料的初始温度, 这是因为热挤压过程类似于绝热过程, 会使坯料温度升高, 升高幅度约为 30 °C。镍基粉末高温合金的晶粒尺寸高度敏感于温度^[12], 为了对挤压棒材的晶粒尺寸进行控制, 必须将坯料的初始温度控制在合理范围内。由文献[11]可知, 对于 FGH98 合金来说, 只有将温度保持在 1080~1120 °C 之间, 才能既确保晶粒尺寸细小 (晶粒尺寸约为 2~6 μm), 又能将应力控制在较小范围内, 获得较好的热加工性能。综上所述, 坯料的初始温度应设置在 1100 °C 左右。

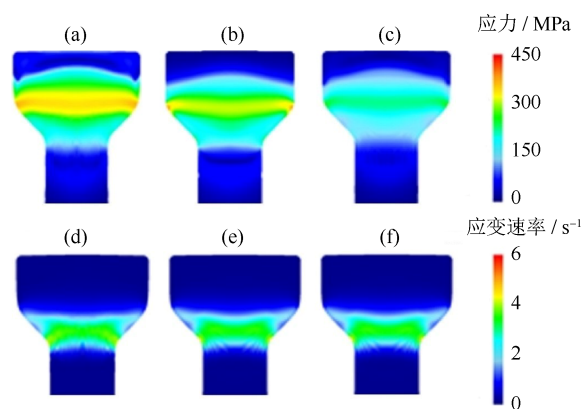


图 2 不同初始温度的坯料在进入模具时应力和应变速率的分布: (a)、(d) 1080 °C; (b)、(e) 1100 °C; (c)、(f) 1120 °C

Fig.2 Effects of initial temperatures on the stress and strain rate distribution of billets: (a), (d) 1080 °C; (b), (e) 1100 °C; (c), (f) 1120 °C

2.2 挤压杆速度对挤压结果的影响

进行 3 次不同挤压杆速度下的粉末高温合金热挤压模拟, 挤压杆速度分别为 10、20、60 mm/s。坯料初始温度和模角保持不变, 分别为 1100 °C 和 45.0°。不同挤压杆速度下, 坯料在进入模具时的应力大小和分布如图 4 (a) ~ 图 4 (c) 所示, 挤压杆速度越大, 应力越大, 且径向分布越不均匀。在一定温度下, 应变速率与晶粒尺寸具有一定的关系^[15], 所以应力的均匀分布代表着显微组织的均匀分布。由此可见, 较低的挤压速度对挤压工艺是有利的, 不仅可以使显微组织分布均匀, 还能够有效降低挤压机的载荷。坯料在进入模具时的应变速率大小和分布如图 4 (d) ~ 图 4 (f) 所示, 挤压杆速度越大, 应变速率越大, 挤压杆速度由 10 mm/s 增加至 60 mm/s, 应变速率由 0.1 s^{-1} 增加至 3 s^{-1} 。由此可见, 挤压杆速度对应变速率影响明显, 是调节应变速率

的主要手段。由 FGH98 合金的热加工图^[11]可知, 最佳应变速率加工窗口在 $0.1 \sim 1.0 \text{ s}^{-1}$ 范围内, 可以通过对挤压速度的控制, 将应变速率调节至加工窗口内。

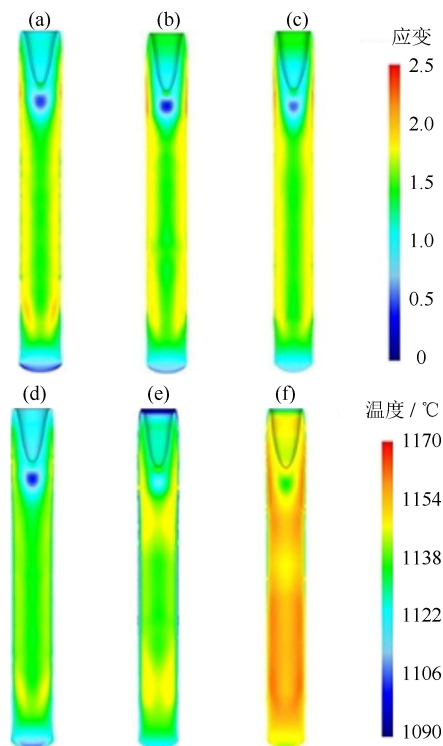


图 3 坯料初始温度对挤压棒材应变和温度分布的影响: (a)、(d) 1080 °C; (b)、(e) 1100 °C; (c)、(f) 1120 °C
Fig.3 Effects of initial temperatures on the strain and temperature distribution of extrusion bar: (a), (d) 1080 °C; (b), (e) 1100 °C; (c), (f) 1120 °C

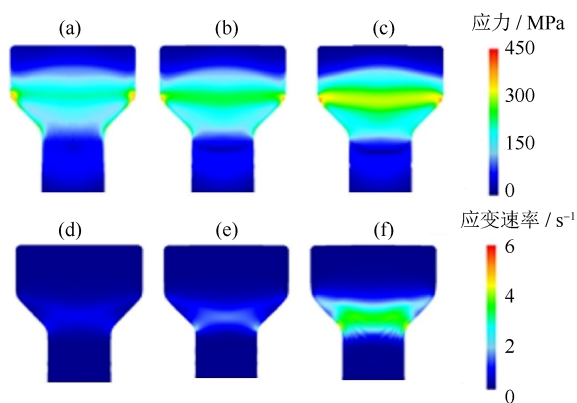


图 4 不同挤压杆速度下坯料进入模具时应力和应变速率分布: (a)、(d) 10 mm/s; (b)、(e) 20 mm/s; (c)、(f) 60 mm/s
Fig.4 Effects of extrusion ram speeds on the stress and strain rate distribution of billets: (a), (d) 10 mm/s; (b), (e) 20 mm/s; (c), (f) 60 mm/s

挤压杆速度对挤压棒材应变大小和分布的影响如图 5 (a) ~ 5 (c) 所示, 挤压杆速度对应变的大小和分布几乎没有影响, 无法通过设置不同的挤压杆速度来调节应变的大小和分布。不同挤压杆速度下的挤压棒材温度大小和分布如图 5 (d) ~ 5 (f) 所示, 挤压杆速度越低, 棒材中的温度分布越均匀, 但过低的挤压杆速度会导致挤压棒材外表面温度大幅度下降。挤压杆速度的选择不仅要使挤压棒材应力分布均匀^[16], 还要同时考虑热加工窗口^[11]的因素, 另外还要在挤压棒材内部温度均匀和外表面保持一定温度之间做一个平衡, 因此, 挤压杆速度设置在 30 ~ 50 mm/s 比较合理。

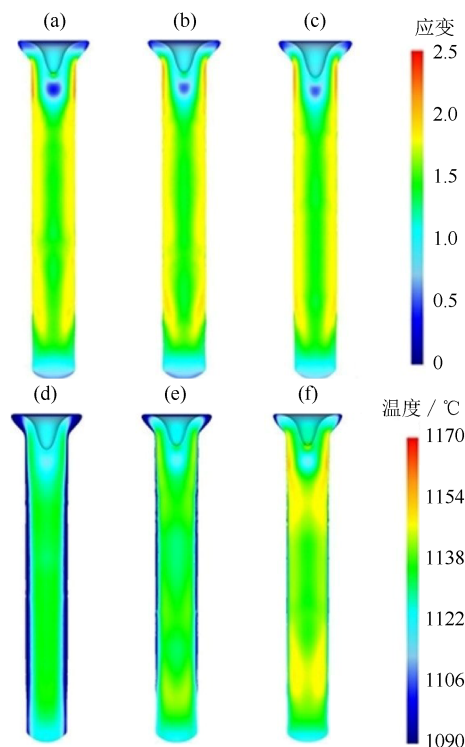


图 5 挤压杆速度对挤压棒材应变和温度分布的影响: (a)、(d) 10 mm/s; (b)、(e) 20 mm/s; (c)、(f) 60 mm/s
Fig.5 Effects of ram speeds on the strain and temperature distribution of extrusion bar: (a), (d) 10 mm/s; (b), (e) 20 mm/s; (c), (f) 60 mm/s

2.3 模角对挤压结果的影响

在 33.7° 、 45.0° 和 56.3° 模角的条件下进行 3 次热挤压模拟, 以分析模角对挤压结果的影响, 确定较为合适的模角参数, 坯料初始温度和挤压杆速度保持不变, 分别为 1100 °C 和 60 mm/s。坯料在进入模具时的应力大小和分布如图 6 (a) ~ 图 6 (c) 所

示, 模角对应力的大小影响不明显, 但是可以改善应力的分布, 模角越小, 应力分布更均匀些。坯料在变形过程中的应变速率大小和分布如图 6 (d) ~ 图 6 (f) 所示, 模角越小, 应变速率越小, 且分布越均匀。在一定温度下, 合金的晶粒尺寸与应变速率具有一定的函数关系^[17], 为保证挤压棒材的晶粒尺寸分布均匀, 应该选择较小的模角, 建议将模角设置在 $33.7^{\circ} \sim 45.0^{\circ}$ 。

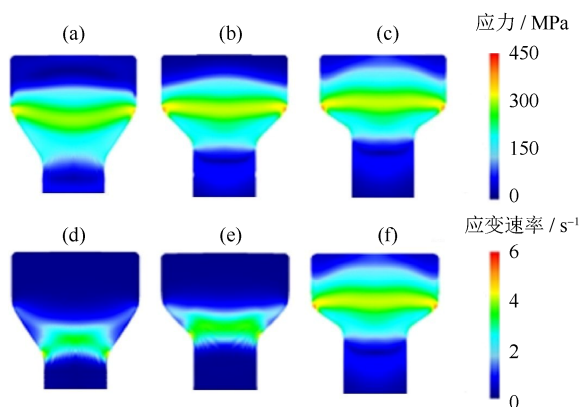


图 6 不同模角条件下坯料进入模具时应力和应变速率分布: (a)、(d) 33.7° ; (b)、(e) 45.0° ; (c)、(f) 56.3°

Fig.6 Effects of die angles on the stress and strain rate distribution of billets: (a), (d) 33.7° ; (b), (e) 45.0° ; (c), (f) 56.3°

应变速率分布会对应变分布产生直接影响, 相同的时间内, 应变速率越大则应变越大。模角对挤压棒材应变大小和分布的影响如图 7 (a) ~ 图 7 (c) 所示, 模角越小, 应变分布越均匀。模角为 33.7° 、 45.0° 和 56.3° 时, 挤压棒材心部至表面的应变分布分别为 $1.4 \sim 1.5$ 、 $1.4 \sim 1.8$ 和 $1.4 \sim 2.2$ 。为了避免挤压棒材开裂和保证显微组织均匀性, 棒材中应变分布应尽可能保持一致, 在进行热挤压时模角应小于 45.0° 。模角对挤压棒材温度大小和分布的影响明显, 如图 7 (d) ~ 图 7 (f) 所示, 模角越小, 温度分布越均匀。模角为 33.7° 、 45.0° 和 56.3° 时, 挤压棒材心部至表面的温度分布分别为 $1130 \sim 1138^{\circ}\text{C}$ 、 $1130 \sim 1145^{\circ}\text{C}$ 和 $1130 \sim 1160^{\circ}\text{C}$ 。大模角导致温度分布不均匀与其对应变分布的影响有直接关系, 热挤压过程时间短, 类似于一个绝热过程, 变形产生热使温度升高, 变形量越大的部位, 其温度也越高, 导致了温度的不均匀分布。合金的晶粒尺寸高度敏感于温度^[18], 为了使挤压棒材的晶粒尺寸分布均匀, 在进行热挤压时应尽可能地选择小模角, 如小于 45.0° 。

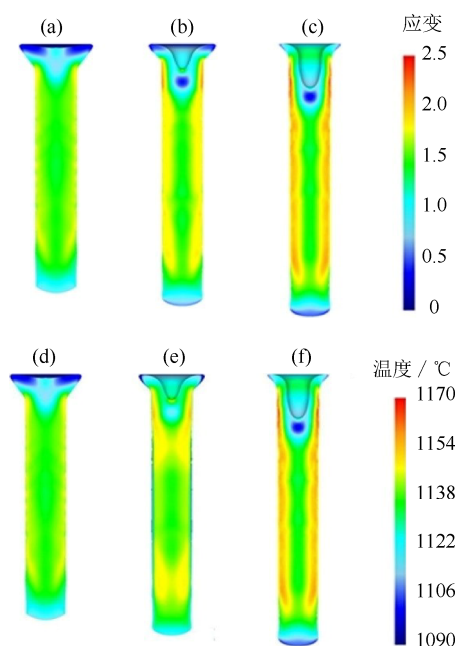


图 7 模角对挤压棒材应变和温度分布的影响: (a)、(d) 33.7° ; (b)、(e) 45.0° ; (c)、(f) 56.3°

Fig.7 Effects of die angles on the strain and temperature distribution of extrusion bar: (a), (d) 33.7° ; (b), (e) 45.0° ; (c), (f) 56.3°

2.4 热挤压实验结果

根据上述分析结果制定镍基粉末高温合金 FGH98 的热挤压实验的主要参数: 坯料初始温度 1100°C , 挤压杆速度 40 mm/s , 模角 40.0° 。热挤压实验中高温合金坯料直径为 240 mm , 高为 240 mm , 不锈钢包套厚度为 10 mm , 这些与模拟实验中的几何尺寸相同。图 8 (a) 展示了一段挤压棒材的宏观照片, 棒材粗细均匀, 包套表面无明显开裂。图 8 (b) 展示了热挤压态 FGH98 合金显微组织, 合金的平均晶粒尺寸约为 $4.6\text{ }\mu\text{m}$ 。热等静压态合金中的残留枝晶和原始颗粒边界被完全消除, 与文献[8]所报道的实验结果一致。

如图 8 (c) 所示, 晶界上分布着尺寸粗大 ($0.5 \sim 2.0\text{ }\mu\text{m}$)、形状不规则的初次 γ' 相, 说明虽然挤压过程温度有一定升高, 但是始终处于 γ' 相固溶线温度以下, 保持着 $\gamma + \gamma'$ 显微双相晶粒组织^[19], 且初次 γ' 相在显微组织中分布相对均匀。晶内近圆形的二次 γ' 相 (尺寸约为 $100 \sim 200\text{ nm}$) 和更为细小的三次 γ' 相 (尺寸小于 50 nm) 是在挤压之后的冷却过程中析出的, 与热挤压过程无关^[20]。通过上述热挤压实验结果可知, 有限元分析结果基本准确, 所建议的热挤压参数是合理的。

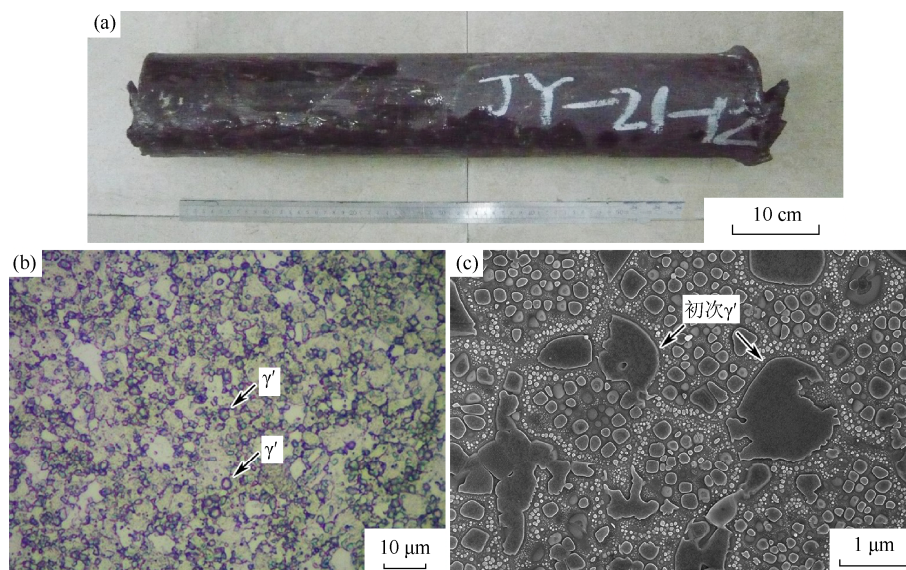


图8 镍基粉末高温合金 FGH98 热挤压棒材 (a), 热挤压态合金显微组织 (b) 和 γ' 相形貌 (c)

Fig.8 Macro photograph (a), microstructures (b), and γ' precipitate morphologies (c) of the hot extruded FGH98 superalloy

3 结论

(1) 坯料初始温度对粉末高温合金热挤压过程中的应力、温度影响显著, 对应变速率和应变无明显影响。综合考虑减小流变应力和控制晶粒尺寸, 坯料的初始温度应控制在 1100 °C 左右。

(2) 挤压杆速度是调整应力和应变速率的重要参数, 考虑到流变应力、应变速率加工窗口以及坯料与模具接触的热量流失等因素, 挤压杆速度应控制在 40 mm/s。

(3) 采用较小的模角 (小于 45.0°) 可以使应力、应变速率、应变和温度分布的均匀性大幅度提高, 有效避免挤压棒材开裂和保证显微组织均匀性。

(4) 在推荐的工艺参数下进行热挤压实验, 挤压棒材粗细均匀, 无开裂发生。热挤压工艺消除了热等静压态合金中的残留枝晶和原始颗粒边界, 使合金平均晶粒尺寸细化至 4.6 μm , γ' 相在显微组织中分布均匀, 为后续热加工和热处理工艺创造良好的组织准备。

参考文献

- [1] Dever J A, Nathal M V, DiCarlo J A. Research on high-temperature aerospace materials at NASA Glenn Research Center. *J Aerosp Eng*, 2013, 26(2): 500
- [2] Alniak M O, Bedir F. Hot forging behavior of nickel based superalloys under elevated temperatures. *Mater Des*, 2010, 31(3): 1588
- [3] Wilkinson N A. Technological considerations in the forging of superalloy rotor parts. *Met Technol*, 1977, 4(1): 346
- [4] Zhang H B, Zhang K F, Jiang S S, et al. Dynamic recrystallization behavior of a γ' -hardened nickel-based superalloy during hot deformation. *J Alloys Compd*, 2015, 623: 374
- [5] Gessinger G H, Bomford M J. Powder metallurgy of superalloys. *Int Metall Rev*, 1974, 19(1): 51
- [6] Coyne J E. Microstructural control in titanium-and nickel-base forgings; an overview. *Met Technol*, 1977, 4(1): 337
- [7] Ma W B, Liu G Q, Hu B F, et al. Prior particle boundary and its effect on tensile properties of PM FGH96 superalloy. *Mater Sci Eng Powder Metall*, 2013, 18(1): 1 (马文斌, 刘国权, 胡本芙, 等. 粉末高温合金 FGH96 中的原始粉末颗粒边界及其对合金拉伸断裂行为的影响. 粉末冶金材料科学与工程, 2013, 18(1): 1)
- [8] Liu C Z, Liu F, Huang L, et al. Effect of hot extrusion and heat treatment on microstructure of nickel-base superalloy. *Trans Nonferrous Met Soc China*, 2014, 24(8): 2544
- [9] Chen L, Zhao G Q, Yu J Q, et al. Constitutive analysis of homogenized 7005 aluminum alloy at evaluated temperature for extrusion process. *Mater Des*, 2015, 66: 129
- [10] Bai Q, Lin J, Jiang J, et al. A study of direct forging process for powder superalloys. *Mater Sci Eng A*, 2015, 621: 68
- [11] Zhang M, Liu G Q, Hu B F. Effect of microstructure

- instability on hot plasticity during thermomechanical processing in PM nickel-based superalloy. *Acta Metall Sinica*, 2017, 53(11): 1469
- (张明, 刘国权, 胡本芙. 镍基粉末高温合金热加工变形过程中显微组织不稳定性对热塑性的影响. *金属学报*, 2017, 53(11): 1469)
- [12] Semiatin S L, Shank J M, Shiveley A R, et al. The effect of forging variables on the supersolvus heat-treatment response of powder-metallurgy nickel-base superalloys. *Metall Mater Trans A*, 2014, 45(13): 6231
- [13] Wu K, Liu G Q, Hu B F, et al. Characterization of hot deformation behavior of a new Ni-Cr-Co based P/M superalloy. *Mater Charact*, 2010, 61(3): 330
- [14] Ning Y Q, Yao Z K, Lei Y Y, et al. Hot deformation behavior of the post-cogging FGH4096 superalloy with fine equiaxed microstructure. *Mater Charact*, 2011, 62(9): 887
- [15] He G A, Liu F, Si J Y, et al. Characterization of hot compression behavior of a new HIPed nickel-based P/M superalloy using processing maps. *Mater Des*, 2015, 87: 256
- [16] Immarigeon J A, Floyd P H. Microstructural instabilities during superplastic forging of a nickel-base superalloy compact. *Metall Trans A*, 1981, 12(7): 1177
- [17] Semiatin S L, McClary K E, Rollett A D, et al. Plastic flow and microstructure evolution during thermomechanical processing of a PM nickel-base superalloy. *Metall Mater Trans A*, 2013, 44(6): 2778
- [18] Wu K, Liu G Q, Hu B F, et al. Effect of processing parameters on hot compressive deformation behavior of a new Ni-Cr-Co based P/M superalloy. *Mater Sci Eng A*, 2011, 528(13-14): 4620
- [19] Zhang B J, Zhao G P, Zhang W Y, et al. Deformation mechanisms and microstructural evolution of $\gamma + \gamma'$ duplex aggregates generated during thermomechanical processing of nickel-base superalloys // *Proceedings of the 13th International Symposium on Superalloys*. Seven Springs, PA, 2016: 487
- [20] Semiatin S L, Kim S L, Zhang F, et al. An investigation of high-temperature precipitation in powder-metallurgy, gamma/gamma-prime nickel-base superalloys. *Metall Mater Trans A*, 2015, 46(4): 1715

(上接第222页)

- [9] Zhou S Y, Cai Y X, Luo T G, et al. Research on preparation and properties of catalytic debinding feedstock for titanium metal injection molding. *Powder Metall Technol*, 2015, 33(2): 95
- (周时宇, 蔡一湘, 罗铁钢, 等. 钛注射成形用催化脱脂型喂料的制备与性能研究. *粉末冶金技术*, 2015, 33(2): 95)
- [10] Sidambe A T, Figueroa I A, Hamilton H, et al. Improved processing of titanium alloys by metal injection moulding. *J Phys Conf Ser*, 2011, 26(1): 012005
- [11] Mohamad Nor N H, Muhamad N, Mohd Ihsan A K A, et al. Sintering parameter optimization of Ti-6Al-4V metal injection molding for highest strength using palm stearin binder. *Procedia Eng*, 2013, 68: 359
- [12] Ebel T, Blawert C, Willumeit R, et al. Ti-6Al-4V-0.5B — a modified alloy for implants produced by metal injection molding. *Adv Eng Mater*, 2011, 13(12): B440
- [13] Thian E S, Loh N H, Khor K A, et al. Ti-6Al-4V/HA composite feedstock for injection molding. *Mater Lett*, 2002, 56(4): 522
- [14] Li Y, Guo Z M, Hao J J. Research on gelcasting of medical porous titanium implants. *Powder Metall Ind*, 2008, 18(1): 10
- (李艳, 郭志猛, 郝俊杰. 医用多孔钛植入材料凝胶注模成形工艺研究. *粉末冶金工业*, 2008, 18(1): 10)
- [15] Zhang X H, Xiao P A, Liu S H, et al. Study of sintering processes for powder injection molding of TiH₂. *Powder Metall Technol*, 2012, 30(4): 293
- (张小虎, 肖平安, 刘素红, 等. TiH₂ 粉末注射成形坯烧结工艺研究. *粉末冶金技术*, 2012, 30(4): 293)
- [16] Ebel T. Metal injection molding (MIM) of titanium and titanium alloys, *Handbook of Metal Injection Molding*. UK: Woodhead Publishing, 2012