

异种合金包覆挤压过程材料的流动行为及应力分析

杨艳慧¹, 赵兴东², 朱兴林¹, 刘东¹

(1. 西北工业大学, 陕西 西安 710072)

(2. 沈阳黎明航空发动机(集团)有限责任公司, 辽宁 沈阳 110043)

摘要: 对异种合金包覆热挤压过程中材料的流动行为进行了模拟研究和工艺试验验证。结果表明, 根据模拟分析得到的挤压力-行程曲线, 并结合芯料和包覆材料流动特点, 可将异种合金包覆挤压过程划分为若干阶段; 其中, 芯料稳态挤出阶段得到的芯料直径和长度决定了包覆挤压时芯料棒材挤压比和成材率; 对芯料稳态变形阶段内芯料和包覆材料典型部位进行应力分析, 绘制了典型部位的应力状态矢量图, 并采用罗德系数对变形区内两材料的应变类型和变形的复杂程度进行了定量表征; 提出了异种合金包覆挤压棒材挤压比计算方法; 进一步分析讨论了材料屈服应力对材料流动及挤压比的影响规律; 与工艺试验结果对比发现, 模拟得到的挤压棒材包覆层厚度与试验结果吻合良好。

关键词: 异种合金; 包覆挤压; 流动行为; 挤压比; 罗德系数

中图分类号: TG132.32

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2016)10-2710-07

粉末高温合金具有组织均匀、无宏观偏析、合金化程度高、屈服强度高和疲劳性能好等优点, 是制造高性能航空发动机涡轮盘等转动部件的关键材料^[1,2]。但其独特的制备工艺也带来了不可避免的缺陷^[3-5], 包括原始颗粒边界 (Prior Particle Boundary, PPB)、热诱导孔洞 (Thermal Induced Pole, TIP) 和夹杂 (Inclusion)。大量研究表明, 通过工艺控制, 可有效减弱和消除 PPB 和 TIP 缺陷^[2,4,6,7]; 但受目前粉末高温合金制备工艺所限, 还未发现有效方法能够完全去除夹杂尤其是非金属夹杂缺陷。目前, 粉末高温合金中非金属夹杂缺陷数量、尺寸和位置是影响粉末盘使用安全性和可靠性的重要因素。从目前研究和实践取得的成果看, 一方面, 通过降低粉末的使用粒度控制夹杂尺寸是简单、实用和有效的方法; 另一方面, 通过成形工艺改变合金中夹杂物的尺寸和形貌也是不可或缺的环节^[8-11]。美国等西方国家即采用热挤压 (HEX) + 超塑性等温锻造 (ITF) 工艺生产压气机盘和涡轮盘等^[1]。通过挤压工艺不但可获得细小、均匀的等轴晶粒, 为后续超塑性等温锻造创造条件, 还可以通过大变形, 有效地破碎原始颗粒边界和非金属夹杂等缺陷。国为民等^[10]通过对比 FGH95 合金不同成形工艺与夹杂物的关系即发现: 热等静压 (HIP) + 锻造 (F) 工艺会在与受力垂直方向上扩大夹杂物的尺寸; 直接 HIP 工艺由于变形量小, 不能改变合金内原有夹杂物的形貌尺寸; 而消除夹杂物影响的最有效成形

工艺为热挤压工艺。王淑云等^[11]也通过对比 FGH96 合金反复锻拔与挤压变形后的夹杂缺陷发现, 增加挤压变形工艺后, 等温锻造盘件的夹杂缺陷粒度减小, 探伤水平有明显提高; 并且, 增大挤压比有利于破碎合金中非金属夹杂物缺陷, 细化合金晶粒, 进一步提高锻件探伤水平。

近年来, 随着国内设备条件有所改善, 应用挤压变形工艺成形大尺寸粉末高温合金棒坯已然成为可能, 但目前国内关于粉末合金挤压技术理论基础仍然很薄弱^[12-14]。尤其是对异种合金包覆热挤压这种多层金属复合挤压过程中的材料流动行为和力学机理尚缺乏深入研究。因此, 本实验应用有限元数值模拟对异种合金包覆热挤压工艺过程中芯料和包覆材料的流动行为进行了模拟分析, 根据计算结果对包覆材料和芯料典型部位进行应力分析, 分析材料流动行为的力学机理; 应用应力场特征量罗德系数^[15]对异种合金包覆挤压过程进行定量分析, 给出塑性区的大小及材料的应变类型, 对材料变形行为的力学实质进行定量表征; 探讨异种合金包覆挤压过程芯料实际挤压比的计算方法; 并给出部分工艺试验及对比结果。

1 有限元模型建立

考虑到挤压杆、挤压筒、包覆层和芯料的几何形状、热、力等边界条件的对称性, 包覆挤压过程可简

收稿日期: 2015-10-15

基金项目: 国家自然科学基金 (51504195); 西北工业大学基础研究基金 (3102015BJ2MZ20); 教育部高等学校博士学科点专项科研基金 (20126102120022)

作者简介: 杨艳慧, 女, 1979 年生, 博士, 讲师, 西北工业大学材料学院, 陕西 西安 710072, 电话: 029-88460530, E-mail: yangyh@nwpu.edu.cn

化为轴对称变形问题。取轴向切面的二分之一作为求解区域,采用四边形单元对求解区域进行网格划分(参见图 1),对称面上的点实施径向约束即法向的速度为 0。图 1 中,芯料、冲头、挤压筒和包覆层各几何体的单元数分别为: 1145, 45, 893, 3156。其中冲头和挤压杆为只进行传热分析的刚性体,芯料和包覆材料则需进行变形-传热耦合分析,均为可变形体。模拟过程在有限元软件 DEFORMTM-2D 上进行,芯料为热等静压 FGH96 合金,包覆材料为某合金钢,两材料在挤压过程中的流动行为分别采用文献[16]和[17]建立的本构关系。数值模拟过程中采用的相关参数包括:挤压速度 50 mm/s;芯料和包覆材料的加热温度为 1100 ℃;挤压杆和挤压筒温度为 120 ℃;环境温度为 20 ℃;包覆层与芯料、包覆层与挤压杆和挤压筒之间的换热系数为 2000 W m⁻² K⁻¹;包覆层与环境的换热系数为 20 W m⁻² K⁻¹;包覆层与挤压筒、挤压杆的摩擦系数为 0.1;而芯料与包覆层之间由于未进行润滑处理,摩擦系数较大为 0.5。

2 模拟结果

2.1 包覆挤压过程坯料变形阶段分析

图 2 给出了模拟得到的挤压过程中挤压力随挤压杆位移的变化曲线以及芯料在进入变形区和出模口时的瞬时半径(分别记为 R_{in} 和 R_{out})的变化曲线。为了分析材料流动与挤压力变化的关系,图 3 还给出了挤压力变化曲线各拐点处挤压坯料子午面上材料体积分布和等效应变分布情况,并且,对称轴左侧标示了包覆层和芯料的分布区域,右侧为等效应变分布情况。根据材料在挤压过程中的流动特点,传统的挤压理论通常将挤压变形过程划分为 3 个阶段:填充挤压阶段、基本挤压阶段和缩尾挤压阶段,3 个变形阶段分别对应挤压力曲线的 3 个分区。从图 3 可以看出,对于 FGH96 合金包覆挤压过程,图中曲线 AB 和 BH 分别对应填充挤压阶段和基本挤压阶段。在填充挤压阶段(参见曲线 AB),由于包覆材料与挤压筒内壁和芯料

之间均存在间隙,在轴向压力作用下,包覆在一起的坯料会产生墩粗变形并填充间隙;由于包覆材料的变形抗力较芯料小,首先填充包覆材料与挤压筒内壁之间的间隙,此时,随着坯料直径增加,挤压力逐渐升高;当包覆材料与挤压筒内壁间隙充满后,包覆材料开始填充其与芯料之间的间隙,挤压力急剧上升,直至坯料挤出模口;此阶段中坯料整体变形较小,其中包覆材料的等效应变约为 0.3,芯料靠近模口有小部分体积发生变形且等效应变小于 0.2,参见图 3b。包覆挤压的基本挤压阶段(参见曲线 BH)与单材质挤压过程明显不同,对应的挤压力曲线存在若干拐点,如点 C、D、E 等,不能直接应用传统挤压理论进行分析。因此,结合图 2 给出的芯料在进入变形区和出模口时的芯料直径的变化曲线以及图 3,本实验提出将包覆挤压的基本挤压阶段细分为 3 个阶段,即包覆层头部挤出阶段(对应曲线 BC)、芯料挤出阶段(对应曲线 CG)和包覆层尾部挤出阶段(对应曲线 GH),并分别记为 I、II 和 III。I 阶段中,包覆材料挤出模口并逐步进入稳态变形阶段。结合图 2 和图 3c 可以看出,随着挤压杆下移,挤压力先减小随后逐渐增大并趋于稳定,变形区部位的包覆材料等效应变值约为 1.2~1.6;芯料尚未进入变形区,故 R_{in} 和 R_{out} 均为 0,芯料只有小部分发生了塑性变形且等效应变小于 0.15。II 阶段中,芯料通过变形区并挤出模口。从图 2 可以看出,挤压力曲线在这个阶段中出现了若干拐点,结合 R_{in} 、 R_{out} 曲线和图 3 可以看出,这些拐点的出现与芯料在挤压时的流动行为密切相关。首先,拐点 C 为芯料进入变形区的起点,此点之后 R_{in} 由 0 近似于直线增加至 220 mm 左右,挤压力也由 2.3 万 t 迅速增加至 2.7 万 t,从图 3d 可以看出,进入变形区后芯料发生塑性变形其等效应变数值为 0.8 左右,较包覆材料的等效应变值小。随后芯料开始流出模口(对应拐点 D), R_{out} 由 0 开始直线增大,芯料开始稳态变形后, R_{out} 值也

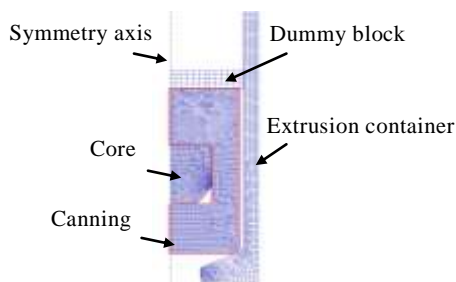


图 1 有限元模型

Fig.1 Finite element model

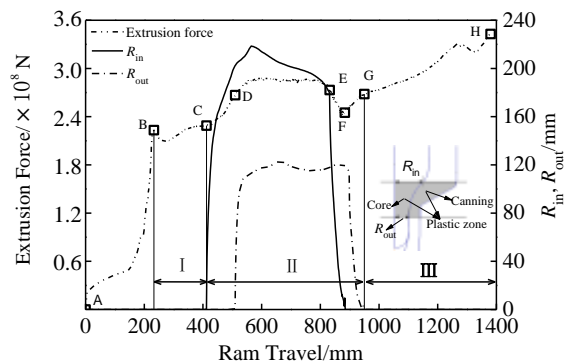


图 2 包覆挤压过程挤压力、芯料直径变化曲线

Fig.2 Curves of R_{in} , R_{out} and the extrusion force

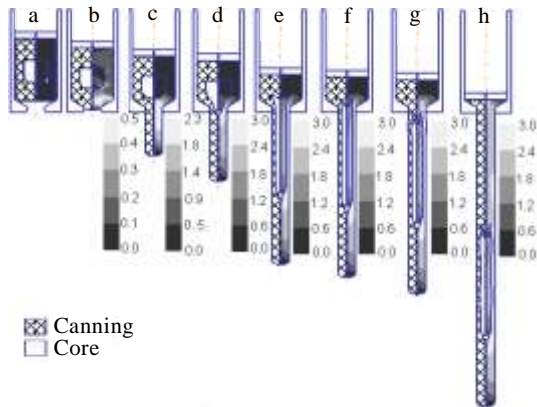


图 3 挤压力曲线各拐点对应的覆合坯料组成和等效应变分布
Fig.3 Materials composition of the canned billet and distribution of the equivalent plastic strain at inflection points: (a) A, (b) B, (c) C, (d) D, (e) E, (f) F, (g) G and (h) H at the extrusion force curve

基本保持在 120 mm 左右，相应的挤压力稳定于 2.7 万吨左右。从拐点 E 开始，芯料进入缩尾变形阶段， R_{in} 值迅速减小至 0 mm（拐点 F）。应该指出，此过程中由于芯料产生缩尾， R_{in} 实际代表的是芯料的壁厚。从图 2 还可以看出，随着芯料位于变形区内的体积逐渐减小，挤压力也降低至 2.4 万 t。拐点 G 对应 R_{out} 减小至 0 mm 的位置，即芯料完全挤出挤压筒，芯料变形结束。从图 3g 可以看出，经过变形，芯料大部分体积内的等效应变值为 2.0 左右。III 阶段中，剩余的包覆材料通过变形区并挤出模口，由于挤压过程持续时间长，剩余材料与挤压筒热交换时间长，变形抗力升高，挤压力逐渐增加。

由上述分析可知，图 2 中挤压力曲线存在拐点(C、D、E 和 F)的原因是变形区内的覆合坯料组分的体积比发生了变化。而由于芯料较包覆材料的变形抗力高，因此当芯料进、出变形区时挤压力相应发生变化：随 R_{in} 值增加，进入变形区的芯料体积增加，挤压力增大（参见图 3 中曲线 CD 和图 3c、图 3d）；相反，随 R_{in} 值增加，进入变形区的芯料体积增加，挤压力增大（参见图 2 中曲线 EF 和图 3e、图 3f）。

2.2 芯料挤出阶段的材料流动行为分析

图 4 所示为芯料挤出阶段挤压坯料内部流线网络及网络线交点处的速度矢量分布情况。其中，图 4(a) 为挤压坯料子午面上流线网络分布的初始状态（对应图 2 中拐点 C），轴向流线由中心至边界分别记为 R0, R1, ...R5，径向流线自上而下分别记为 A0, A1, A2, ...A11。图 4b、图 4c 和图 4d 分别为芯料头部挤

出、芯料稳态变形和芯料缩尾挤压时坯料子午面上流线网络及其交点处的速度矢量分布情况，对应的挤压杆位移分别为 439, 717 和 884 mm。从图 4 所示的网络线交点的速度矢量分布可以看出，挤压筒内发生塑性变形的坯料各点速度方向均指向模口，材料呈辐射状均匀地向模口流动。从流线形态可以发现，芯料挤出过程中，芯料和包覆材料的径向流线在模口附近发生弯曲，且越靠近模口流线弯曲程度越大：流线 A8、A9 和 A10 略见弯曲，A11 弯曲程度较大，参见图 4b；自流线 A8 开始，芯料与包覆材料发生轴向错移，且越靠近模口错移越明显，参见图 4c。

从图 5 所示的芯料和包覆层边界交点（P1, P2, P3 和 P4，位置参见图 4a）在芯料挤出阶段的轴向速度随挤压杆位移的变化曲线可以看出，芯料和包覆层边界交点的轴向速度绝对值在进入变形区后迅速增加，流出变形区后基本保持不变。因此，随挤压杆下移，点 P4、P3、P2 和 P1 依次进入变形区，其轴向速度绝对值按同样的次序发生突增；4 个点处的材料依次流出变形区时，轴向速度绝对值区域恒定值 300 mm/s。受速度变化影响，芯料和包覆层边界交点的位移呈两段式直线下降，并且在进出变形区过程中，直线斜率发生变化，位置与 4 个点处材料速度绝对值突增位置相对应。另外，由于芯料和包覆材料流动行为存在差异，在进入变形区后，原来重合在一起的速度曲线发生分离，使得原来重合在一起的边界交点，经过变形区的挤压变形后发生相对移动：位于芯料头部的点 P3 和 P4，其速度曲线在变形阶段 II 之前即发生分离，对应的位移曲线也最早发生斜率改变；而当两点被挤出模口后，速度趋于一致，位移呈直线变化；而位于芯料杆部的点 P1 和 P2 均在变形阶段 II 发生包覆材料和芯料的错移，但错移量较点 P3 和 P4 大。从图还可以看出，P3 点芯料的速度曲线与 P1、P2 点类似，而该点包覆层的速度曲线却与 P1、P2 点的不同而与 P4 点相似，其原因是在芯料头部挤出阶段，芯料和包覆层很快发生相对流动并于芯料头部与包覆层材料之间出现空隙，P3 和 P4 点正好位于包覆层自由表面，因此两点的速度曲线相似。

2.3 芯料变形阶段的变形分区及应力分析

罗德系数 μ_σ （参见式（1）， $-1 \leq \mu_\sigma \leq 1$ ）能够反映中间主应力的相对大小，且和应变类型有一定关系：当 $\mu_\sigma < 0$ 时为伸长类塑性变形； $\mu_\sigma > 0$ 为压缩类； $\mu_\sigma = 0$ 时为平面应变类，因此， μ_σ 可用来判断应变类型和变形的复杂程度。

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (1)$$

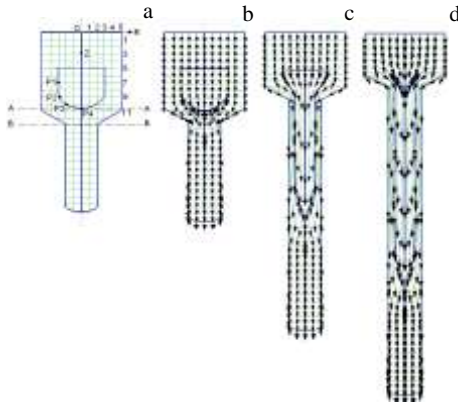


图 4 芯料变形阶段材料内部流线及速度矢量分布

Fig.4 Flowlines and the velocity vectors on the section of the canned billet during the core extrusion at inflection points: (a) C, (b) D, (c) E, and (d) F

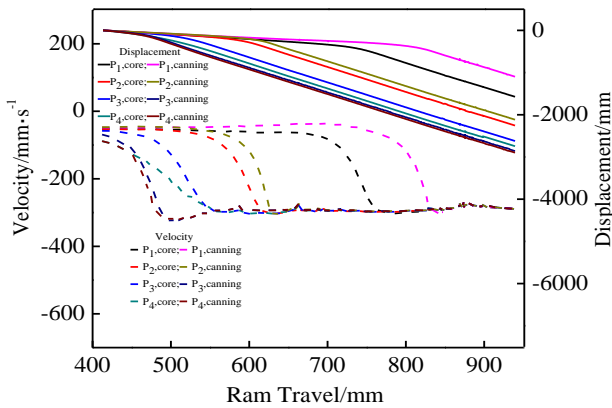


图 5 芯料与包覆层边界点轴向速度及位移随行程的变化曲线
Fig.5 Axial displacement and velocity curves of boundary points

图 6 给出了 FGH96 合金包套挤压过程中芯料挤出时变形区内罗德系数及等效应变速率 $\dot{\epsilon}$ 分布情况。芯料头部挤出过程中 (图 6a)，芯料大部分区域内的 μ_σ 值为负，且 $\mu_\sigma < -0.5$ ，即材料的应变类型为拉伸类；而芯料头部较小区域内的 μ_σ 值为正，材料的应变类型为压缩类；包覆材料大部分区域内的 μ_σ 值为负，只有与靠近芯料头部一小部分区域的 μ_σ 值为正，此部分材料发生压缩类塑性变形；另外，从 μ_σ 云图可以看出，包覆材料所在区域 Lode 系数分布不均匀，靠近变形区入口以及与模具接触部分 μ_σ 较大。而在芯料稳态变形阶段，芯料和包覆材料内的塑性变形均为压缩类，参见图 6b；芯料内等效应变速率大于 0.6 的区域范围较图 6a 大。芯料缩尾挤出阶段的变形最为复杂 (图 6c)； μ_σ 分布不均匀，材料流动不均匀，尤其是芯料尾部以及包覆材料与模具接触部位出现 μ_σ 值为正即伸长类塑

性变形区域。由上述分析可知，在芯料挤出阶段，芯料和包覆材料内大部分区域均属于压缩类塑性变形。

从图 7 给出的典型部位应力状态的矢量分布示意图即可以看出，芯料稳态挤出时塑性变形区内各点的应力状态均为三向压应力，且最大主应力均朝着模口方向，但方向存在较大差异，距离芯料轴向中心越近最大主应力与轴向中心线夹角越小，容易看出，芯料位于挤压筒心部，与包覆材料相比，其受力状态更易于材料的塑性流动。从图 7 给出的 2 条典型横截面上最大主应力变化曲线可以看出，近挤压筒截面上的最大主应力数值大于近出模口截面上的应力数值；同一截面上，随与中心线距离增大，截面上的最大主应力数值减小，并且，在芯料和包覆层交接处，应力值发生突降，其原因是芯料与包覆材料自身力学性质不同。

3 分析讨论

由上述芯料挤出阶段材料流动行为及应力分析可知，芯料和包覆材料虽然包覆在一起进行挤压变形，但两种材料流动行为并不一致，因此，挤压效果也不同。其原因不仅与两种材料受力状态存在差异有关，异种材料本身力学性质不同也是重要因素。

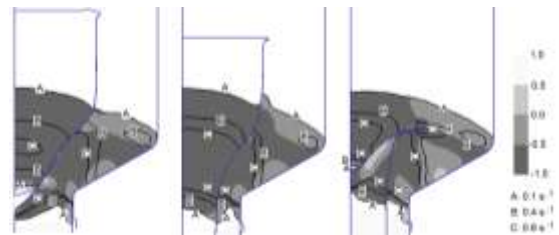


图 6 芯料挤出阶段变形区内等效应变速率及 Lode 系数分布
Fig.6 Distribution of μ_σ and $\dot{\epsilon}$ during the core extrusion: (a) head extrusion, (b) steady flow, and (c) tail extrusion

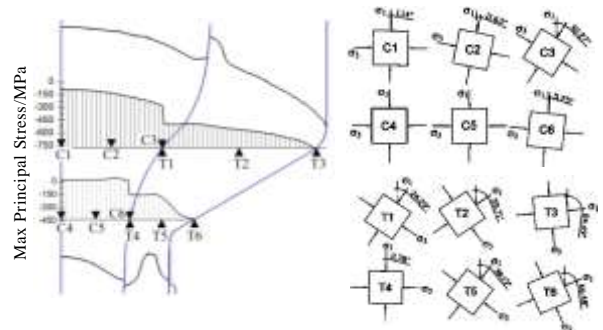


图 7 芯料稳态挤出时典型截面最大主应力变化及应力状态
Fig.7 Max. principal stress curve in the cross section and vector of the stress state during steady flow of the core

3.1 FGH96 合金棒材挤压比计算方法

挤压比是挤压生产中用于表示金属变形程度大小的重要参数，可按下式计算：

$$\lambda = \pi R^2 / \pi r^2 = R^2 / r^2 \quad (2)$$

式中， λ 为名义挤压比； R 和 r 分别为挤压筒和模口的半径。

一般情况下，铸锭经挤压开坯时要求实现大的挤压比，从而使铸锭获得大的等效应变。式 (2) 所示的名义挤压比较适用于表征单金属挤压开坯效果。而对于多金属包覆挤压，其目的是使芯料产生大的塑性变形，而名义挤压比主要针对整体挤压坯，不能精确的反映芯料的挤压开坯效果。从本研究分析可知，FGH96 合金包覆挤压时，芯料稳态挤出阶段挤出的棒材直径尺寸较为稳定，根据此直径计算 FGH96 合金的挤压比才能真实表征 FGH96 合金的开坯效果；并且，芯料稳态挤出阶段获得的棒材为有效部分，其长度直接决定了 FGH96 合金棒材的成材率。因此，本研究应用芯料稳态挤出阶段中芯料瞬时挤压比 λ_t 及其平均值 $\bar{\lambda}$ 评估 FGH96 合金包覆挤压开坯效果：

$$\lambda_t = R_{core}^2 / R_{out}^2 \quad (3)$$

$$\bar{\lambda} = R_{core}^2 / \bar{R}_{out}^2 \quad (4)$$

$$\bar{R}_{out} = (V / \pi L)^{1/2} \quad (5)$$

$$V = \int_0^L \pi R_{out}^2 dl \quad (6)$$

式中， R_{core} 为芯料的原始半径； L 、 V 和 \bar{R}_{out} 分别为 FGH96 合金棒材有效段的长度、体积和平均半径。

根据式 (3) ~ (6) 可知，由于芯料在稳态变形时 \bar{R}_{out} 变化较小，若将其近似为常数，则 λ_t 和 $\bar{\lambda}$ 相等。对于本研究中的模拟实例，芯料稳态变形时 R_{out} 为 110~122 mm，则可计算 FGH96 合金的 λ_t 值的范围为 4.74~5.85， $\bar{\lambda}$ 约为 5.12。

3.2 材料屈服应力对材料流动及挤压比的影响

图 8 所示为芯料稳态变形时挤压坯材料屈服应力和挤压比的对比情况。图中，不同灰度的阴影分别表示了包覆层和芯料的分布情况，两条虚线绘制的曲线分别为芯料和包覆层交界部位两材料的屈服应力在挤压筒轴向不同位置的变化曲线，3 条实线为芯料、包覆材料和包覆后挤压坯的挤压比变化曲线。

从图 8 所示的芯料、包覆层交界部位的屈服应力对比即可看出，远离模具部位的挤压坯，芯料和包覆材料的屈服应力值相差不大，由于塑性变形很小此时屈服应力基本为材料的初始屈服应力；随着与模具出口距离减小，2 种材料屈服应力呈先增大后减小的变

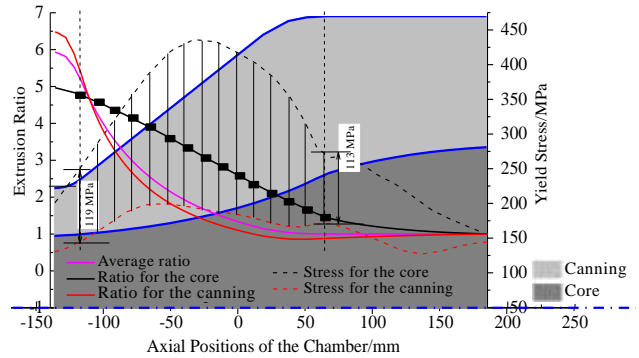


图 8 挤压坯料在挤压筒不同轴向高度上的挤压比和屈服应力
Fig.8 Extrusion ratios and yield stress of the billet at different axial positions of the chamber

化趋势；并且，芯料和包覆材料屈服应力差值明显增大，且芯料屈服应力数值及其变化幅度明显大于包覆材料，其原因是芯料的变形抗力以及变形抗力对变形、变形温度等参数的敏感程度均明显高于包覆材料；另外，可以观察到：在刚入变形区和出模口时，芯料和包覆层两材料屈服应力差值基本一致，此现象与两种材料流变应力的变化规律、相应的变形程度、变形温度和变形速率以及应力状态密切相关。可见，在挤压过程中，包覆在一起的芯料和包覆材料由于各自力学性质不同也使得其流动行为存在差异，并最终影响芯料即 FGH96 合金的实际挤压比。从图 8 即可以看出，芯料和包覆挤压比在挤压筒筒段部位时挤压比基本不变，进入模具段后芯料挤压比沿坯料流出方向呈线性增大；包覆材料进入模具段后挤压比则呈二次曲线式增加，进入模口后增速减缓直至出模口后保持不变；而包覆后的挤压坯（芯料加包覆层）总体挤压比与包覆层挤压比变化规律一致，但数值介于包覆层和芯料挤压比之间，为两者挤压比的体积平均值，出模口后挤压比为 5.9，而由于包覆材料较芯料易于变形，因此包覆实际挤压比达到 6.5，芯料实际挤压比只有 5。

4 工艺试验验证

设计模具模角 60°，工作带长度 90 mm，入口圆角半径 20 mm，挤压速度 50 mm/s，于 360 MN 挤压机上进行全尺寸 FGH96 合金包覆挤压工艺试验。挤压开始前在坯料表面喷洒润滑剂尽可能减小坯料与模具间的摩擦。工艺试验中采用图 2 所示的芯料和包覆层结构。

图 9 所示为工艺试验得到的 FGH96 合金包覆挤压后的覆合棒材照片和有限元模拟得到棒材截面内应变和温度分布云图，图 9b 中，对称轴以上 1/2 截面为温度的分布云图，以下 1/2 截面为等效应变的分布云图。

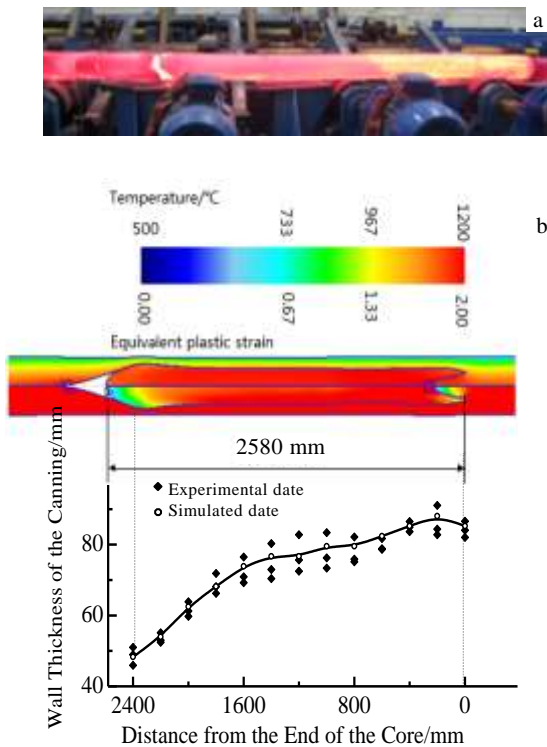


图 9 工艺试验与有限元模拟结果对比

Fig.9 Comparison results between the industrial test and simulation: (a) photo of the extrusion bar and (b) contours of temperature and equivalent plastic strain obtained by simulation

采用 V113 探头、5903 m/s 的声速, 对图 9a 所示挤压棒材进行包覆层厚度无损检测, 检测时沿棒材轴向选取 13 个截面, 每个截面周向选取 3 个点进行包覆层厚度测试。测试结果与模拟结果进行了对比, 由图 9b 可以看出, 模拟结果得到的包覆层厚度的变化规律与试验结果基本一致, 模拟值均在测试值范围内; 坯料头部包覆层最小厚度(即芯料小变形区最大直径)出现在距芯料顶端距 FGH96 合金棒材尾部 2400 mm 处。随后随着挤压过程的进行, 包覆层厚度逐渐增大; 至坯料尾部时, 由于芯料缩孔现象, 芯料直径减小, 从而包覆层厚度增大。

5 结 论

1) 异种合金包覆挤压过程分为包覆层头部挤出、芯料挤出和包覆层缩尾挤出阶段; 其中, 芯料挤出时的稳态变形阶段得到的芯料直径及长度直接决定芯料棒材挤压比和成材率。

2) 稳态变形时, 包覆层和芯料均为三向压应力状态, 且均发生压缩类变形; 并且, 越靠近轴向中心线, 最大主应力与中心线夹角约小, 越有利于金属朝模口

方向流动。

3) FGH96 合金包覆挤压时, 其屈服应力较包覆材料大, 不易发生塑性变形, 因此, 在总挤压比一定的条件下, 芯料挤压比较包覆层小。

参考文献 References

- [1] Raisson G. *Powder Metallurgy*[J], 2008, 51(1): 10
- [2] Zhang Yiwen(张义文), Liu Jiantao(刘建涛). *Materials China*(中国材料进展)[J], 2013, 32(1): 1
- [3] Nowak B, Lahodny H, Arzt Eduard *et al. Proceedings of the 1988 International Powder Metallurgy Conference*[C]. Princeton, NJ: MPIF, Metal Powder Industries Federation, 1988: 745
- [4] Ma Wenbin(马文斌), Liu Guoquan(刘国权), Hu Benfu(胡本芙) *et al. Acta Metallurgica Sinica*(金属学报)[J], 2013, 49(10): 1248
- [5] Guo Weimin(国为民), Feng Di(冯 涤), Wu Jiantao(吴剑涛) *et al. Journal of Materials Engineering*(材料工程)[J], 2002, 30(3): 44
- [6] Pierron X, Banik A, Maurer G E *et al. Superalloys 2000*[C], Pennsylvania: TMS, 2000: 59
- [7] Marquez C, Esperance G, Koul A K. *International Journal of Powder Metallurgy*[J], 1989, 25(4): 301
- [8] Kantzos PT, Barrie R, Bonacuse P *et al. Symposium on Advanced Materials and Processes for Gas Turbines*[C]. Copper MT, CO: Minerals, Metals & Materials SOC, 2003: 245
- [9] Semiatin S L, McClary K E, Rollett A D *et al. Metallurgical and Materials Transactions A*[J], 2013, 44: 2778
- [10] Guo Weimin(国为民), Wu Jiantao(吴剑涛), Zhang Fengge(张凤戈) *et al. Materials Review*(材料导报)[J], 2004, 18(11): 87
- [11] Zhang Mincong(张敏聪), Wang Shuyun(王淑云), Xiong Huaping(熊华平) *et al. Journal of Materials Engineering*(材料工程)[J], 2012, 40(3): 64
- [12] Ge Changchun, Guo Biao, Zhang Suicai *et al. The 8th Pacific Rim International Congress on Advanced Materials and Processing*[C]. Hawaii: TMS, 2013: 2875
- [13] Zhu Xinglin(朱兴林), Liu Dong(刘 东), Yang Yanhui(杨艳慧) *et al. Journal of Aeronautical Materials*(航空材料学报)[J], 2013, 33(1): 21
- [14] Yin Fazhang(尹法章), Hu Benfu(胡本芙), Jin Kaisheng(金开生) *et al. Journal of Materials Engineering*(材料工程)[J], 2005, 33(10): 52
- [15] Li F, Wang L L, Yuan S J *et al. Journal of Materials*

Engineering and Performance[J], 2009, 18(9): 1151

2001

[16] Liu Yuhong(刘玉红). *Simulation and Control of Isothermal Forging for PM Superalloy*(粉末高温合金等温成形模拟与控制)[D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University,

[17] Saad A A, Hyde T H, Sun W *et al.* *International Journal of Pressure Vessels and Piping*[J], 2013, 111: 246

Flow Behavior and Stress Analysis of Materials during Canned Hot Extrusion Process of Dissimilar Alloys

Yang Yanhui¹, Zhao Xingdong², Zhu Xinglin¹, Liu Dong¹

(1. Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

(2. Shengyang Liming Aero-engine Co., Ltd, Shenyang 110043, China)

Abstract: Flow behavior of the core and the canning of materials during canned hot extrusion was investigated using FEM and validated by industrial test. The results show that several stages of the extrude process are concluded based on both the extrusion force vs. stroke curve and the features of materials flow behavior, which were simulated by FEM. The stage of the core steady flow is of more importance, in which the length and the radius of the core directly determine the bar yield and extrusion ratio. The stress analyses were made in typical locations in cross section of the billet and thus vector distribution of stress state were pictured and the strain type and complexity were quantitatively characterized using Lode parameters. Furthermore, the method calculating the extrusion ratio was proposed and the effect of yield stress on flow behavior and extrusion ratio was illuminated. The comparison result shows that the thickness of the canning obtained by FEM is in well agreement with that in industrial test.

Key words: dissimilar alloy; canned hot extrusion; flow behavior; extrusion ratio; Lode parameter

Corresponding author: Yang Yanhui, Ph. D., Lecturer, School of Materials Science and Engineering, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, P. R. China, Tel: 0086-29-88460530, E-mail: yangyh@nwpu.edu.cn