

喷射成形 FGH4095 的热变形特征*

张宇 葛昌纯[†] 郭彪 沈卫平

(北京科技大学材料科学与工程学院特种陶瓷粉末冶金研究所, 北京 100083)

(2012 年 5 月 7 日收到; 2012 年 5 月 10 日收到修改稿)

研究了喷射成形高温合金 FGH4095 在温度为 1010—1140 °C、应变速率为 0.001—10.0 s⁻¹ 下的热变形行为, 并使用双曲正弦模型建立了喷射成形 FGH4095 的本构方程. 结果表明: 本构方程预测结果与实验值符合较好, 为喷射成形 FGH4095 热加工过程的数值模拟提供了较准确的模型.

关键词: 喷射成形, 高温合金, 本构方程

PACS: 81.40.Jj, 81.20.Hy

1 引言

喷射成形是一种制备高性能金属的快速凝固技术. 通过该技术可获得与粉末冶金法相似的无宏观偏析、晶粒细小均匀的组织, 同时该技术与粉末冶金相比可大大节省工序和成本, 具有良好的发展前景^[1-3].

但是采用喷射成形制备高温合金常会在高温合金沉积坯内形成气孔和疏松^[4], 对高温合金的性能稳定性及可靠性产生不利影响. 由于喷射成形的高温合金具有显微疏松和宏观孔洞, 若不加以消除, 则会对高温合金的性能及可靠性产生不利影响. 通过锻造或者 HIP 则可望弥合疏松和孔洞; 另外, 通过近等温锻造等热加工工艺和合适的热处理制度可优化喷射成形高温合金的组织结构, 提高高温合金的性能^[5].

为了指导喷射成形 FGH4095 的近等温锻造工艺的制定, 采用 Gleeble3800 型热模拟实验机进行热压缩实验, 测定了材料在高温热压缩过程中的应力-应变数据, 使用峰值应力建立了喷射成形 FGH4095 的双曲正弦形式的高温流变应力本构方程.

2 试验材料及方法

合金采用 VIM-VAR 双联工艺制备的 FGH4095 合金锭, 母合金的主要成分 (质量分数%) 为: Cr 12.24, Co 8.54, Mo 3.65, Al 3.53, Nb 3.49, W 3.46, Ti 2.46, C 0.06, Zr 0.03, B 0.008, 余量为 Ni. 喷射成形采用氮气作为雾化介质, 在 SK-2 型喷射成形装置上进行喷射成形. 热压缩试样从喷射成形坯上采用线切割切出并精车至 $\Phi 8 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$. 采用 Gleeble 3800 热模拟试验机将试样以 10 °C/s 的速度加热至要求的变形温度, 到达设定温度后保温 2 min 开始压缩, 同时记录应力-应变曲线数据. 测试温度为 1010, 1050, 1080, 1110, 1140 °C, 应变速率为 0.001, 0.01, 0.1, 1.0, 10.0 s⁻¹.

3 热压缩应力-应变曲线及本构方程

3.1 喷射成形 FGH4095 的应力-应变曲线特征

温度在 1010—1140 °C, 应变速率为 10⁻³—10 s⁻¹ 时的真应力-真应变曲线如图 1 所示.

* 国家高技术研究发展计划 (批准号: 2007AA03Z502) 资助的课题.

[†] E-mail: ccge@mater.ustb.edu.cn

其中 1010 °C 下变形全部明显开裂, 特别是变形速率较高的 10 s^{-1} 和 1 s^{-1} 试样呈沿压缩方向 45° 剪切开裂特征, 较低温度时以边部开裂为主. 因为在 1010 °C 下未溶入基体的 γ' 的体积分数仍

较高, 在大量强化相的钉扎下, 位错运动阻力很大, 在高的应变速率下形变难以通过整体协调变形的方式进行, 因而通过最大切应力面剪切破断. 而当应变速率降低后, 剪切开裂的倾向减小.

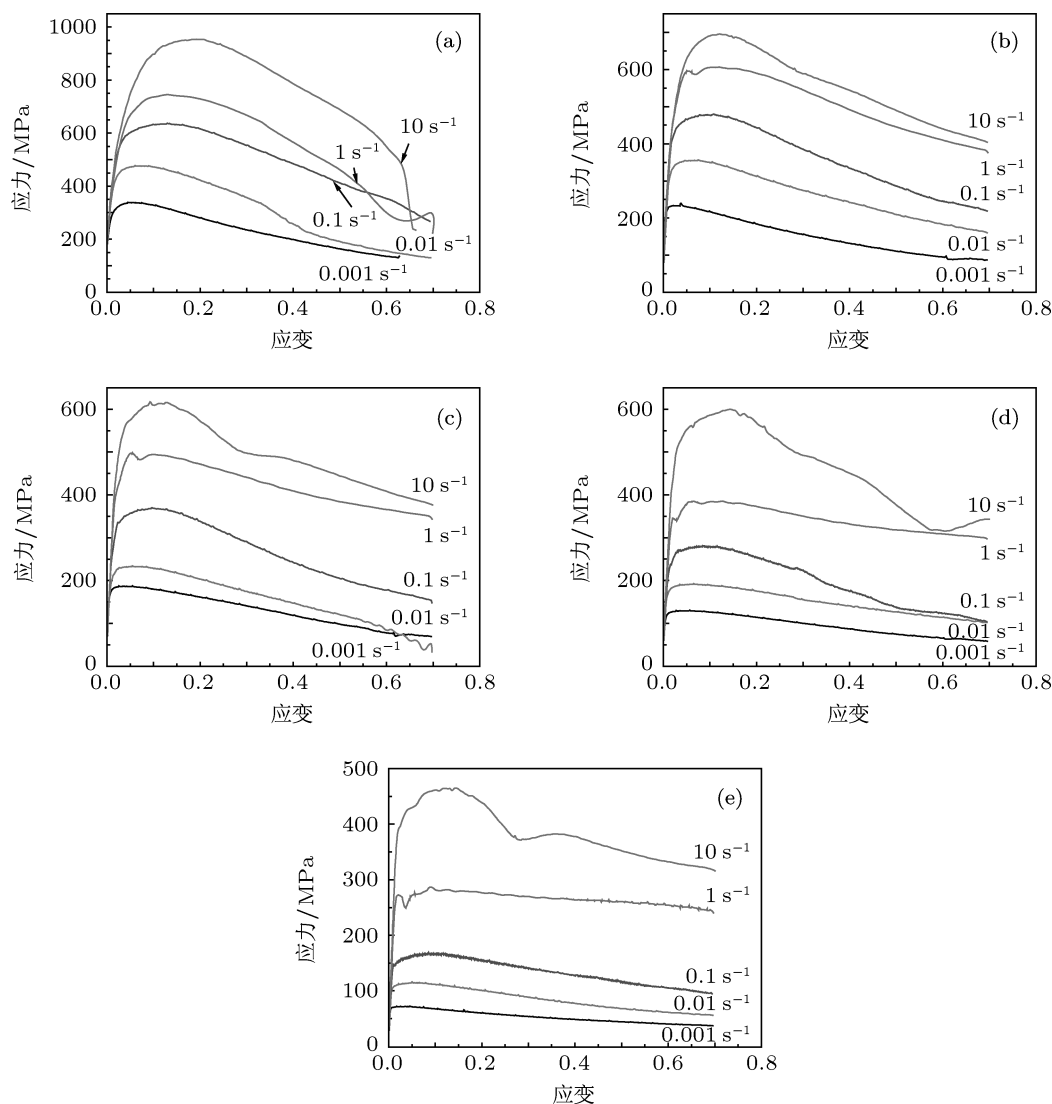


图1 喷射成形 FGH4095 高温合金的应力-应变曲线 (a) 1010 °C; (b) 1050 °C; (c) 1080 °C; (d) 1110 °C; (e) 1140 °C

由图 2 看出, 喷射成形合金表现出很高的温度与应变速率敏感性, 其变形抗力随着温度的升高、变形速率的降低而降低, 随着温度的降低、变形速率的升高而升高. 喷射成形 FGH4095 高温合金的真应力-真应变的基本趋势为应力在开始阶段随应变的增大急剧增加, 这是因为此时金属内部的位错密度不断增加; 另一方面, 由于高温合金在高温下变形, 变形中产生的位错能够在热加工过程中通过交滑移和攀移等方式运动, 使部分位错消失, 部分

重新排列. 当变形量逐渐增大时, 位错密度也增大, 位错消失速度也增大, 反映在真应力-真应变曲线上则是随着变形增大加工硬化速度减慢. 随着变形的增大金属内部畸变能不断升高, 达到一定程度后将发生动态再结晶, 导致位错大量消失、变形应力降低, 这一开始的动态再结晶的临界变形量常与应力-应变曲线上的最高点非常接近. 动态再结晶发生后, 随着变形的继续, 材料软化加剧, 应力降低, 而在较高温度和应变速率下, 应力-应变曲线在末端趋

于水平. 根据再结晶的相关理论可知, 在这种情况下发生了连续动态再结晶^[6].

在变形温度为 1080 °C、应变速率为 0.01 s⁻¹ 时, 应力-应变曲线末端出现了波浪形特征. 这是因为在该条件下由于再结晶过程进行较迅速, 当再结晶造成的应力释放能力高于压缩造成的应力增加时, 应力则逐渐减少, 同时再结晶速率由于位错密度的降低也逐渐趋缓, 应力-应变曲线表现为向下; 当压缩继续进行, 位错密度升高, 出现了间断动态再结晶.

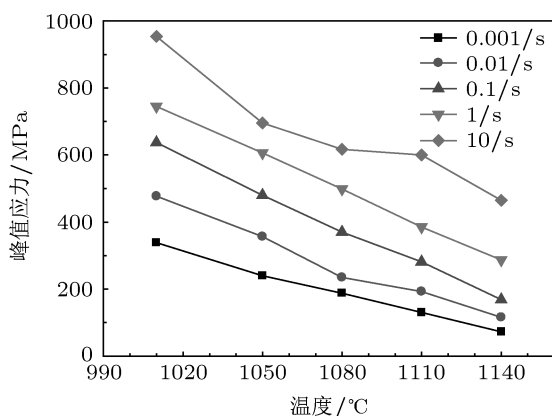


图2 喷射成形高温合金的峰值应力与变形温度和应变速率的关系

3.2 喷射成形 FG4095 的本构方程建立

材料在高温下的塑性变形过程可以理解为位错克服阻力发生运动的热激活过程. 在热变形过程中高温屈服应力决定于变形温度 T 和应变速率 $\dot{\epsilon}$, 一般可以用如下方程来表示:

$$Z = \dot{\epsilon} \cdot \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) = f(\sigma), \quad (1)$$

式中 Z 为 Zener-Hollomon 参数, 即考虑温度的影响后修正过的应变速率; Q 为变形过程的表现变形激活能, 它可以反映材料变形的难易程度, 单位为 J/mol; R 为气体常数, 其值为 8.314 J/mol·K⁻¹; T 为变形过程的绝对温度, 单位为 K; $\dot{\epsilon}$ 为等效应变速率, 单位为 s⁻¹; $f(\sigma)$ 为应力函数. 据理论分析表明, 峰值应力 σ_p , 稳态应力 σ_s 和任意应变量时对应的流变应力 σ 都应符合 (1) 式. 常用于描述材料塑性变形的应力函数 $f(\sigma)$ 的解析式有如下三种表示形式:

$$f_1(\sigma) = A\sigma^m \quad (\alpha \cdot \sigma < 0.8), \quad (2)$$

$$f_2(\sigma) = A \exp(\beta\sigma) \quad (\alpha \cdot \sigma > 1.2), \quad (3)$$

$$f_3(\sigma) = A[\sinh(\alpha\sigma)]^n \quad (\text{全部应力水平}), \quad (4)$$

式中, A, α, β 为常数, m, n 均为应力指数, 且 $\alpha = \beta/m$. 通常认为 (2) 式比较适用于描述高温低应力状态下的变形行为, 在高应力状态下不适用, 因为式中的应力指数 m 在高应力水平时将随应变速率 $\dot{\epsilon}$ 的变化而变化; (3) 式适用于描述高应力水平下的变形行为, 但在变形温度高而且应变速率小于 1 s⁻¹ 的情况下难以准确地描述高温合金的热变形过程, 因为 β 会随着应变速率的变化而变化. 两式如果应用于不适当的应力温度条件, 则会造成较大误差. 为了避免由于公式选用不当而造成的误差, Sellars 和 Tegart^[7] 采用 (4) 式即含双曲正弦的关系式用于表达应力, 该式能够在比较宽的应力范围内比较精确地描述材料变形时的行为. 通常经过优化的 α 值在 0.010—0.016 间, 当 $\alpha \cdot \sigma < 0.8$ 时, 计算结果可趋近于幂函数 (2) 式的计算结果; 当 $\alpha \cdot \sigma > 1.2$ 时, 则接近使用指数函数 (3) 式时的计算结果. 在与实验数据拟合良好的状况下, (4) 式计算的 Z, Q 值与 (2) 和 (3) 式的计算结果基本一致.

将 (1) 式和 (4) 式结合即得:

$$\dot{\epsilon} = A[\sinh(\alpha\sigma)]^n \cdot \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right), \quad (5)$$

式中, A 为结构因子, 是与材料有关的常数, 单位为 s⁻¹; α 为应力水平参数, 单位为 MPa⁻¹; σ 可为峰值应力或稳态流变应力, 或具有某个特定形变量时对应的应力, 在本文讨论中主要作为峰值应力考虑, 单位为 MPa; n 为应力指数; T 为变形过程的绝对温度, 单位为 K.

首先选定热模拟实验的数据, 一般情况下选择最高值进行分析. 绘制 $\ln \sigma - \ln \dot{\epsilon}$ 和 $\sigma - \ln \dot{\epsilon}$ 关系图, 然后对图中曲线进行一元线性回归处理, 其斜率分别为 m 和 β 值, 并根据 $\alpha = n/\beta$ 确定出 α 值. 绘制 $\ln \dot{\epsilon} - \ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 和 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)] - 1/T$ 的关系图, 对图中曲线进行一元线性回归, 从而可得到激活能 Q 值. 最后绘制 $\ln Z - \ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 关系曲线并进行一元线性回归得到本构方程. 利用得到的本构方程计算一定条件下的应力值, 与压缩实验得到的应力值进行比较, 如果两者之间误差较小, 说明所选择的本构方程正确, 可以用来描述材料的变形行为. 并可据此计算材料在某个工艺条件下热加工时需要的设备吨位, 从而初步确定热变形的工艺和设备

参数要求.

表 1 所示为峰值应力与变形速率-变形温度关

系, 曲线见图 2. 做 $\ln \dot{\epsilon}-\ln \sigma$ 和 $\ln \dot{\epsilon}-\sigma$ 曲线图, 如图 3 和图 4 所示.

表 1 不同变形速率-变形温度下峰值应力的值 (MPa)

变形温度 /°C	变形速率				
	0.001/s	0.01/s	0.1/s	1/s	10/s
1010	338.82	477.29	637.02	745.2	953.75
1050	239.56	356.46	480.04	606.34	695.65
1080	187.65	234.47	370.01	498.64	617.19
1110	130.53	192.78	281.21	385.22	599.97
1140	72.541	115.86	168.62	286.75	464.91

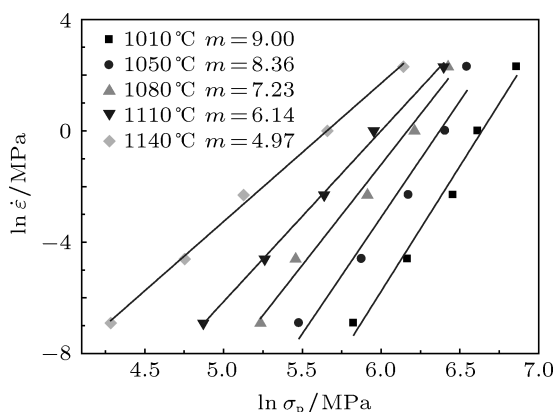


图 3 不同变形温度下 $\ln \dot{\epsilon}-\ln \sigma$ 的关系及线性拟合结果

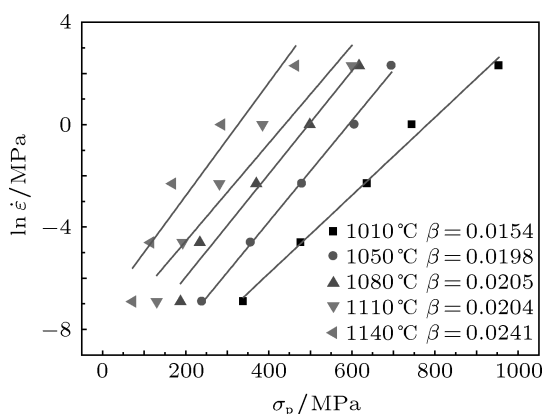


图 4 不同变形温度下 $\ln \dot{\epsilon}-\sigma$ 的关系及线性拟合结果

考虑 (2) 和 (3) 式各自的适用范围, 即 (2) 式适用于高温低应力状态、(3) 式适用于高应力状态的情况, 取 1110 °C 和 1140 °C 温度下的 m 值平

均得到 $m = 5.55$; 取 1010—1080 °C 各个温度下的 β 值平均得到 $\beta = 0.0186$, 根据 $\alpha = \beta/m$ 计算得到 $\alpha = 0.0033421 \text{ MPa}^{-1}$.

将 (6) 式两边取对数, 则得到:

$$\ln \dot{\epsilon} = \ln A + n \ln[\sinh(\alpha\sigma)] - \frac{Q}{RT}, \quad (6)$$

将 $\alpha = 0.0033421 \text{ MPa}^{-1}$ 带入 (6) 式, 做出 $\ln \dot{\epsilon}-\ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 关系图并线性拟合, 如图 5 所示. 将得到的不同试验条件下的 $\frac{\partial \ln \dot{\epsilon}}{\partial \ln[\sinh(\alpha\sigma)]}|_T$ 值平均,

得到 $n = \frac{\partial \ln \dot{\epsilon}}{\partial \ln[\sinh(\alpha\sigma)]}|_T = 4.625$.

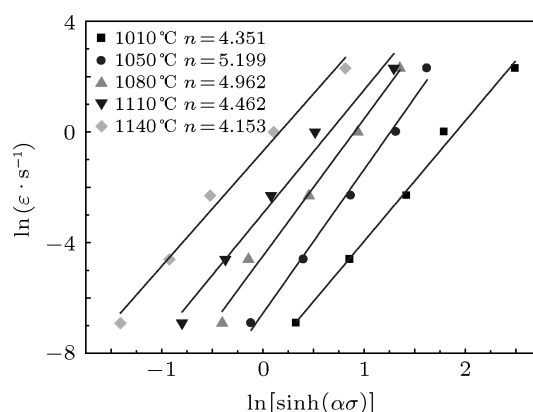


图 5 不同变形温度下 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)]-\ln \dot{\epsilon}$ 的关系及线性拟合结果

做出 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)]-\ln(1/T)$ 关系图并线性拟合, 如图 6 所示. 将得到的不同试验条件下的 $\frac{\partial \ln[\sinh(\alpha\sigma)]}{\partial \ln(1/T)}|_{\dot{\epsilon}}$ 值平均, 得

到 $\frac{\partial \ln[\sinh(\alpha\sigma)]}{\partial \ln(1/T)}|_{\dot{\epsilon}} = 23804$. 综合以上得到的结果, 根据 (7) 式

$$Q = R \frac{\partial \ln \dot{\epsilon}}{\partial \ln[\sinh(\alpha\sigma)]}|_T \frac{\partial \ln[\sinh(\alpha\sigma)]}{\partial \ln(1/T)}|_{\dot{\epsilon}} \quad (7)$$

得到形变过程的激活能 $Q = 8.314 \times 4.625 \times 23804 = 915317.4 \text{ J/mol} \approx 915.3 \text{ kJ/mol}$.

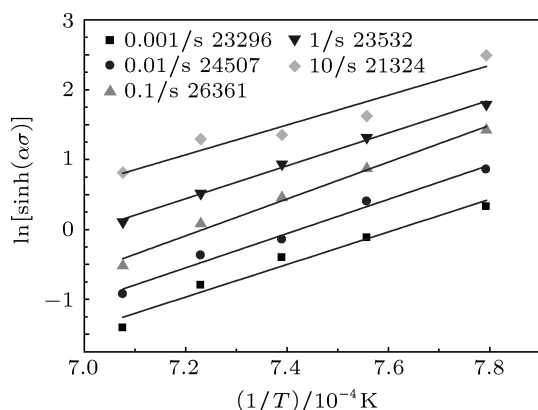


图 6 不同变形速率下 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)]-\ln\dot{\epsilon}$ 的关系及线性拟合结果

值得注意的是, 计算得出的形变激活能 $Q = 915.3 \text{ kJ/mol}$, 与 Ni 的自扩散激活能 272.7 kJ/mol 相比升高约 3 倍. 这是因为喷射成形 FGH4095 其基体内部存在大量沉淀析出的 γ' 相, 并含有大量的溶质元素如 W, Cr, Mo, Co 等, 这些第二相的钉扎作用及溶质元素的固溶强化作用使得喷射成形 FGH4095 的形变过程受阻, 激活能增加. 与已报道的较低温极低变形速率蠕变时的激活能数据 [8] $Q = 381.1 \text{ kJ/mol}$ ($650 \text{ }^\circ\text{C}$ 拉伸蠕变) 相比, 激活能也大大增加, 这可能是与相对应的变形机制不同有关. 另外, 本文选择的变形温度范围正是 FGH4095 的 γ' 相大量溶解的温度范围, 在该温度段内不同温度下的平衡 γ' 相分数改变随温度的改变很快; 而残余 γ' 相对该温度下的变形软化机制——不论是动态回复或是动态再结晶都有相当大的影响, 因此, 该温度段变形过程对温度相当敏感.

做 $\ln Z-\ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 图并进行线性拟合, 如图 7 所示, 得到 $\ln Z = 77.0806 + 4.57285 \times \ln[\sinh(\alpha\sigma)]$.

将 (4) 式两边取对数, 即

$$\ln Z = \ln A + n \sinh(\alpha\sigma), \quad (8)$$

与拟合结果对照, 即得 $n = 4.57285$, $A = \exp(77.0806) = 2.99 \times 10^{33}$.

将得到的各系数代入 (5) 式中, 即得到喷射成形高温合金 FGH4095 高温压缩形变的本构方程:

$$\dot{\epsilon} = 2.99 \times 10^{33} [\sinh(0.0033421\sigma)]^{4.57285} \times \exp\left(\frac{-915317.4}{RT}\right). \quad (9)$$

3.3 本构方程的验证

为了验证得到的本构方程的有效性, 将得到的本构方程整理成 $\sigma = f(\dot{\epsilon}, T)$ 的形式:

$$\sigma = 299.2136362 \times \text{asinh}\left[\exp(0.216206 \ln \dot{\epsilon} + 23803.91/T - 16.6653)\right], \quad (10)$$

采用该方程计算不同变形温度和变形速率状况下的峰值应力值, 并与热模拟试验得到的实测值进行对比, 如图 8 所示.

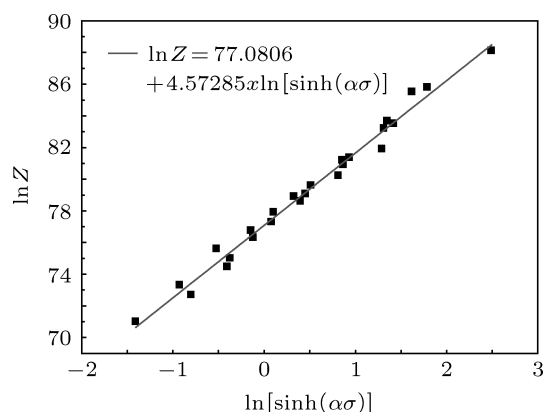


图 7 $\ln Z-\ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 关系及线性拟合结果

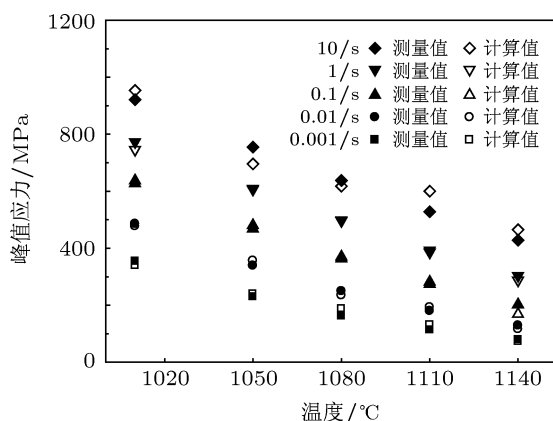


图 8 喷射成形 FGH4095 峰值应力实验值与计算值对比

由图 8 可以看出, 使用本构方程得出的峰值应力计算值与实验值符合较好. 不同温度和不同

应变时计算值与实验值以及全部计算值与实验值样本的相关系数列入表 2. 从表中可以看出, 应力实验值与计算值相关系数均接近 1, 总体相关系数

超过 0.993, 仅在 10 s^{-1} 应变速率下相关系数稍小, 为 0.9636. 这可能是由于喷射成形试样中存在的显微疏松等缺陷导致了测量值的波动.

表 2 喷射成形 FGH4095 峰值应力实验值与计算值的相关系数

总体相关系数	不同应变速率时相关系数		不同温度时相关系数	
	0.9933	$0.001/\text{s}^{-1}$	0.9888	$1010 \text{ }^\circ\text{C}$
$0.01/\text{s}^{-1}$		0.9943	$1050 \text{ }^\circ\text{C}$	0.9954
$0.1/\text{s}^{-1}$		0.9969	$1080 \text{ }^\circ\text{C}$	0.9967
$1/\text{s}^{-1}$		0.9980	$1110 \text{ }^\circ\text{C}$	0.9905
$10/\text{s}^{-1}$		0.9636	$1140 \text{ }^\circ\text{C}$	0.9917

4 结论

1) 喷射成形 FGH4095 高温合金表现出较强的温度以及应变速率敏感性;

2) 采用双曲正弦型模型建立了喷射成形 FGH4095 在高温下的本构方程, 该模型计算结

果与实验值符合较好, 为喷射成形 FGH4095 热加工成形过程的数值模拟提供了较准确的材料模型.

感谢抚顺特殊钢股份有限公司和贵州安大航空锻造有限责任公司对本研究项目的大力支持.

- [1] Kennedy R L, Jones R M F, Davis R M, Benz M G, Carter W T 1996 *Vacuum* **47** 819
- [2] Mi J, Grant P S, Fritsching U, Belkessam O, Garmendia I, Landaberea A 2008 *Mater. Sci. Eng. A* **477** 2
- [3] Mi J, Grant P S 2008 *Acta Mater.* **56** 1597
- [4] Li Z, Zhang G Q, Zhang Z H, Liu Z W, Tian S F, Yan M G 2000 *J. Aero. Mater.* **20** 67 (in Chinese) [李周, 张国庆, 张智慧, 刘仲武, 田世藩, 颜鸣皋 2000 航空材料学报 **20** 67]
- [5] Hu B F, Zhang S H 1997 *Trans. Met. Heat Treat.* **18** 28 (in Chinese) [胡本美, 章守华 1997 金属热处理学报 **18** 28]
- [6] Song W X 1989 *Metallography* (Beijing: Metallurgical Industry Press) (in Chinese) [宋维锡 1989 金属学 (北京: 冶金工业出版社)]
- [7] Roberts W 1984 *Deformation, Processing and Structure* (Ohio: ASM International) p109
- [8] Tian S G, Liu Y, Zhou X M, Zhao Z G, Bao X Y, Wang W X 2009 *Chin. J. Aero.* **22** 444

Hot deformation behavior of spray formed FGH4095*

Zhang Yu Ge Chang-Chun[†] Guo Biao Shen Wei-Ping

(Institute of Special Ceramics and Powder Metallurgy, School of Materials Science and Engineering, University of Science and Technology Beijing,
Beijing 100083, China)

(Received 7 May 2012; revised manuscript received 10 May 2012)

Abstract

For the numerical simulation of hot working process of spray-formed FGH4095, the high temperature deformation behavior of spray-formed FGH4095 is studied at different deformation temperatures (1010–1140 °C) and different strain rates (0.001–10.0 s⁻¹) using Gleeble 3800 thermal simulator. The constitutive equation is established with the sinh model. The calculative results are consistent with the experimental data. It indicates that the accurate material model is provided for the numerical simulation for hot working process of spray-formed FGH4095.

Keywords: spray forming, superalloy, constitutive equation

PACS: 81.40.Jj, 81.20.Hy

* Project supported by the National High Technology Research and Development Program of China (Grant No. 2007AA03Z502).

[†] E-mail: ccge@mater.ustb.edu.cn