

GGG70L 球墨铸铁的高温变形行为及其本构模型建立

丁慧莹, 管延锦, 李玉琦, 翟继强, 林 军

(山东大学 材料液固结构演变与加工教育部重点实验室, 山东 济南 250061)

摘要: 为了准确获取 GGG70L 球墨铸铁的本构模型, 实现激光表面淬火过程的数值模拟和热处理变形分析, 在 800~1100 °C 变形温度下分别进行了变形速率为 0.01、0.1、1 和 10 s⁻¹ 的热模拟实验, 研究了 GGG70L 球墨铸铁的变形行为, 并基于 J-C 优化模型及应变补偿型的 Arrhenius 模型分别建立了 GGG70L 球墨铸铁的本构模型。结果表明: GGG70L 球墨铸铁的软化作用与温度和应变速率呈负相关关系; 加工硬化作用与温度呈负相关关系, 而与应变速率呈正相关关系。基于应变补偿型的 Arrhenius 模型的拟合效果较好, 平均相对误差仅为 5.11%, 能够较为准确地描述 GGG70L 球墨铸铁的变形行为, 为研究 GGG70L 球墨铸铁激光表面淬火过程的应力-应变场的数值模拟奠定了基础。

关键词: GGG70L 球墨铸铁; 变形行为; 本构模型; 激光表面淬火; 应力-应变场

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2022.12.036

中图分类号: TG143.5; TG155.5

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2022) 12-0249-07

Deformation behavior at high temperature and establishment of constitutive model of GGG70L ductile iron

Ding Huiying, Guan Yanjin, Li Yuqi, Zhai Jiqiang, Lin Jun

(Key Laboratory for Liquid-Solid Structural Evolution and Processing of Materials, Ministry of Education, Shandong University, Jinan 250061, China)

Abstract: In order to obtain the constitutive model of GGG70L ductile iron accurately, realize the numerical simulation of laser surface quenching process and the deformation analysis of heat treatment, the thermal simulation experiments with the deformation rates of 0.01, 0.1, 1 and 10 s⁻¹ at the deformation temperatures of 800–1100 °C were conducted, and the deformation behavior of GGG70L ductile iron was studied. Then, the constitutive model of GGG70L ductile iron was established based on the J-C optimization model and the strain-compensated Arrhenius model. The results show that the softening effect of GGG70L ductile iron has a negative correlation with temperature and strain rate, and the work hardening effect has a negative correlation with temperature and a positive correlation with strain rate. The fitting effect based on the strain-compensated Arrhenius model is better, and the average relative error is only 5.11%, which describes the deformation behavior of GGG70L ductile iron more accurately and lays the foundation for the numerical simulation of stress-strain field in the laser surface quenching process of GGG70L ductile iron.

Key words: GGG70L ductile iron; deformation behavior; constitutive model; laser surface quenching; stress-strain field

GGG70L 球墨铸铁具有良好的综合力学性能, 淬火不易开裂且耐磨性好, 是大型、精密、长寿命拉伸模具的常用材料^[1]。在拉伸模的诸多部位, 由于板料/模具间存在剧烈的相对运动, 极易因磨损而导致模具失效, 为此, 在大型拉伸模的制造生产中, 往往采用

激光表面淬火等表面强化工艺在特定部位形成一定的淬硬层, 以提升模具的耐磨性和使用寿命。

众多学者对激光表面淬火工艺进行了研究。孙加林等^[2]探讨了扫描激光束下的组织转变机理, 建立了相变硬化模型, 定量计算了硬化层的尺寸以及各组成相的体积分数。Yang Y S 等^[3]在预测激光淬火过程的内应力时考虑了相变塑性, 结果表明考虑相变塑性的残余应力的预测结果较好。郭怡晖^[4]利用 ProCAST 模拟了 QT600-3 球墨铸铁激光表面淬火的温度场, 预测了硬化层的深度和宽度, 并通过激光淬火实验验证了模拟结果。尹博^[5]对 GGG70L 球墨铸铁进行了激光表面淬火实验, 在表面硬度测定、

收稿日期: 2022-01-03; 修订日期: 2022-04-10

基金项目: 国家重点研发计划 (2020YFB2020301)

作者简介: 丁慧莹 (1998-), 女, 硕士研究生

E-mail: 202014092@mail.sdu.edu.cn

通信作者: 管延锦 (1969-), 男, 博士, 教授

E-mail: guan_yanjin@sdu.edu.cn

显微组织观察、显微硬度测定、摩擦磨损性能测试等各项实验的基础上确定了最优的工艺参数,并利用 ANSYS 有限元模拟软件对最佳工艺参数下材料的激光表面淬火过程进行了模拟,研究了淬火过程中表面温度的分布与变化情况。刘宏斌等^[6]对 GGG70L 球墨铸铁分别进行了激光淬火、感应淬火和火焰淬火实验,结果表明激光淬火的变形最小。夏子凡^[7]使用光纤激光器对高磷铸铁进行了激光淬火实验,并利用 Abaqus 进行了单道次激光淬火温度场模拟,计算了硬化层尺寸,拟定了多道淬火时的扫描间距,最终提出了高磷铸铁激光淬火的最佳工艺参数组合。Casalino G 等^[8]基于响应面法对 AISI4130 钢激光淬火过程中的激光功率、扫描速度和焦平面位置进行了优化,并建立了激光淬火过程的有限元模型,研究了激光淬硬区的温度分布和尺寸形状。然而,目前数值模拟方面的研究大多是在考虑材料热物性参数与温度相关性的基础上,分析激光表面淬火过程中的表面温度和淬硬层深度等的变化,缺乏对热处理变形方面的研究。准确的材料本

构和组织转变模型是实现激光表面淬火过程数值模拟与热处理变形分析的关键。目前,常用的材料本构模型有 Johnson-Cook 模型 (J-C 模型)^[9]、Bodner-Partom 模型 (B-P 模型)^[10]、Arrhenius 模型^[11],其中 J-C 模型和 Arrhenius 模型的应用较为广泛。

为此,本文进行了不同变形温度和应变速率下的热模拟实验,并基于优化的 J-C 模型^[12]和应变补偿型的 Arrhenius 模型^[13-15]建立了 GGG70L 球墨铸铁的本构模型,为其激光表面淬火热处理过程的数值模拟提供了基础模型和数据。

1 热模拟实验及结果

1.1 实验材料及方法

实验采用 $\Phi 8 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$ 的圆柱形试样。以 $75 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{h}^{-1}$ 的加热速度将试样加热至 $585 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 保温 4 h ,随炉冷却至 $250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 后空冷至室温,进行去应力退火。GGG70L 球墨铸铁的化学成分如表 1 所示。

表 1 GGG70L 球墨铸铁的化学成分 (% , 质量分数)

Table 1 Chemical compositions of GGG70L ductile iron (% , mass fraction)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Mo	Mg	Cr	Fe
3.56	2.13	0.47	0.022	0.005	0.94	0.91	0.49	0.045	0.05	余量

在 Gleeble 1500D 热模拟试验机上进行热模拟实验,变形温度为 800 、 900 、 1000 和 $1100 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 。每个试样以 $20 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ 的速率被加热到应变温度后,保温 3 min ,分别以 0.01 、 0.1 、 1 和 10 s^{-1} 的应变速率压缩试样至其初始高度的 50% ,然后立即水淬。热模拟实验流程如图 1 所示。

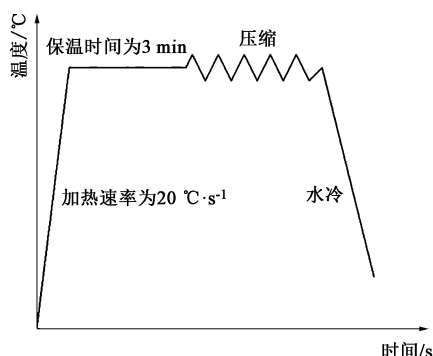


图 1 GGG70L 球墨铸铁的热模拟实验流程

Fig. 1 Thermal simulation experiment process of GGG70L ductile iron

1.2 实验结果

图 2 为 GGG70L 球墨铸铁在不同变形条件下的

真实应力-真实应变曲线。可以看出,在不同变形温度和应变速率下,其真实应力均为先随着真实应变的增加而迅速增大,而后随着真实应变的继续增加而缓慢增加,当应变速率为 0.01 、 0.1 和 1 s^{-1} 时,在加工硬化与动态再结晶导致的动态软化的综合作用下达到动态平衡,真实应力随真实应变的增加基本保持不变,但当应变速率为 10 s^{-1} 时,无明显动态平衡现象。从图 2 中可以看出,GGG70L 球墨铸铁的软化作用与变形温度和应变速率呈负相关关系,随着变形温度升高或应变速率增加,软化作用均减弱。相同应变速率下,变形温度越高,峰值真实应力越低,并且出现峰值真实应力时对应的真实应变越小;相同变形温度下,应变速率越大,峰值真实应力越大,表明该材料的加工硬化作用与变形温度呈负相关关系,而与应变速率呈正相关关系。

2 GGG70L 球墨铸铁本构模型的建立

2.1 J-C 优化模型建立

Johnson 和 Cook 于 1983 年提出了一种能够反映

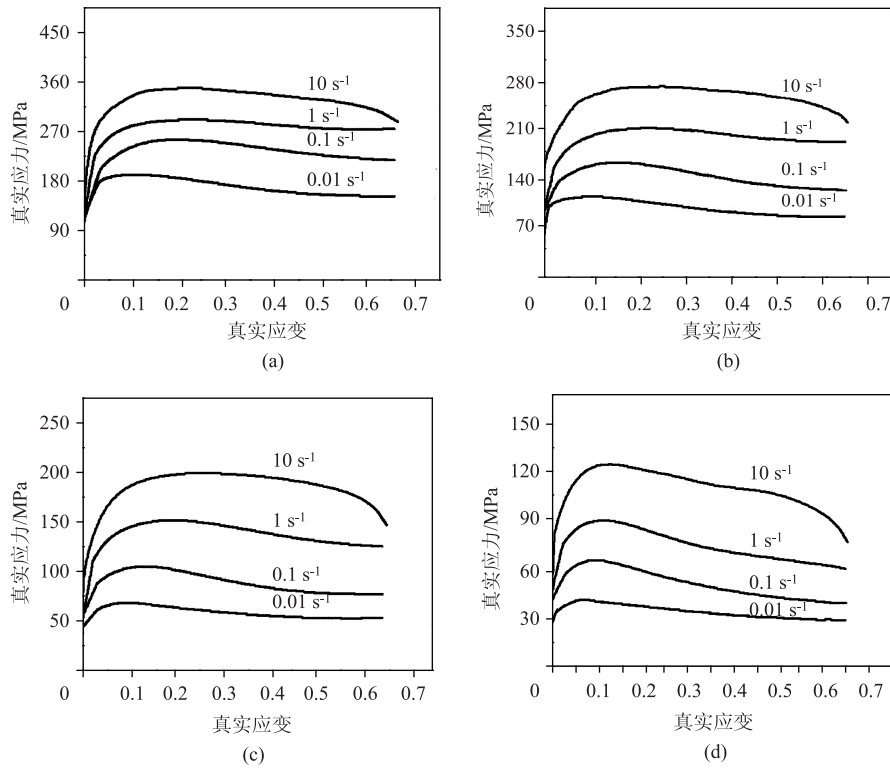


图 2 不同变形条件下 GGG70L 球墨铸铁的真实应力-真实应变曲线

(a) 800 °C (b) 900 °C (c) 1000 °C (d) 1100 °C

Fig. 2 True stress-true strain curves of GGG70L ductile iron under different deformation conditions

材料在大应变、高应变速率及高温下的流变行为的本构模型, 简称 J-C 模型, 如式 (1) 所示^[9]。

$$\sigma = (L + B\varepsilon^{n_0}) \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (1)$$

式中: σ 为应力; ε 为应变; $\dot{\varepsilon}$ 为应变速率; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变速率; T 为变形温度; T_r 为参考变形温度; T_m 为熔点; L 为材料在参考变形条件下的屈服应力; B 为应变硬化系数; C 为应变速率硬化指数; n_0 为应变硬化指数; m 为应变温度软化指数。

显然, J-C 模型并未考虑应变、变形温度和应变速率对材料参数的综合影响, 为此, Shokry A 等^[12]提出了优化的 J-C 模型:

$$\sigma = l(\varepsilon) \left[1 + C(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \exp[m(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T^*) T^*] \quad (2)$$

式中: 无量纲温度 $T^* = \frac{T - T_r}{T_m - T_r}$; $l(\varepsilon)$ 为应变硬化参数; $C(\varepsilon, \dot{\varepsilon})$ 为应变速率硬化指数参数; $m(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T^*)$ 为应变温度软化指数参数。

$l(\varepsilon)$ 、 $C(\varepsilon, \dot{\varepsilon})$ 和 $m(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T^*)$ 的表达式

分别如式 (3)~式 (5) 所示。

$$l(\varepsilon) = C_{0l} + C_{1l}\varepsilon + C_{2l}\varepsilon^2 + C_{3l}\varepsilon^3 + C_{4l}\varepsilon^4 \quad (3)$$

$$C(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = (C_{0c} + C_{1c}\varepsilon + C_{2c}\varepsilon^2) \cdot (C_{3c} + C_{4c}\dot{\varepsilon} + C_{5c}\dot{\varepsilon}^2) \quad (4)$$

$$m(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T^*) = (C_{0m} + C_{1m}\varepsilon + C_{2m}\varepsilon^2) \cdot (C_{3m} + C_{4m}\dot{\varepsilon} + C_{5m}\dot{\varepsilon}^2) \cdot (C_{6m} + C_{7m}T^* + C_{8m}T^{*2}) \quad (5)$$

式中: $C_{0l} \sim C_{4l}$ 、 $C_{0c} \sim C_{5c}$ 、 $C_{0m} \sim C_{8m}$ 均为多项式系数。

选取参考应变速率 $\dot{\varepsilon}_0$ 为 0.01 s^{-1} , 参考变形温度 T_r 为 $800 \text{ }^\circ\text{C}$ 。分别对不同变形温度与应变速率下的应力值进行拟合, 得到:

$$l(\varepsilon) = 184.9 + 183.3\varepsilon - 1301.5\varepsilon^2 + 2244.8\varepsilon^3 - 1220.2\varepsilon^4 \quad (6)$$

$$C(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = (0.00081 + 0.0061\varepsilon - 0.0064\varepsilon^2) \times (91 - 19.7\dot{\varepsilon} + 1.76\dot{\varepsilon}^2) \quad (7)$$

$$m(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T^*) = (-0.18 - 0.5\varepsilon + 0.34\varepsilon^2) \times (-18.38 + 10\dot{\varepsilon} - 0.86\dot{\varepsilon}^2) \times (-0.35 + 0.2T^* - 0.165T^{*2}) \quad (8)$$

图 3 给出了该模型的拟合结果与实验结果的对比。可以看出, 在参考应变温度下, J-C 优化模型的拟合效果良好, 但随着变形温度或者应变速率的

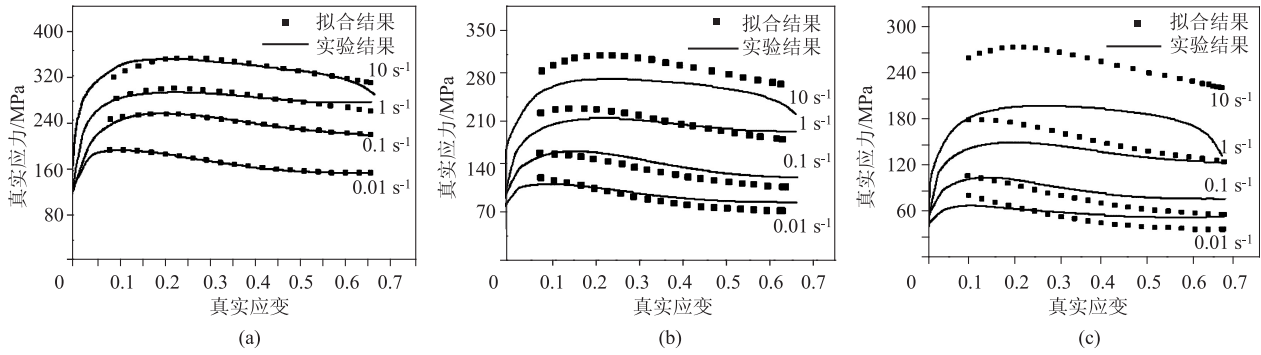


图3 J-C 优化模型拟合结果与实验结果对比

(a) 800 °C (b) 900 °C (c) 1000 °C

Fig. 3 Comparison between experimental and predicted results of J-C modified model

增加, J-C 优化模型已不能准确地描述 GGG70L 球墨铸铁的变形行为, 特别是当变形温度升至 1000 °C 时, 拟合结果与实验结果相差甚大。因此, 在进行 GGG70L 球墨铸铁模具的激光表面淬火热处理过程的数值模拟中不建议采用 J-C 模型。

2.2 应变补偿型的 Arrhenius 模型建立

Arrhenius 方程被广泛用于描述金属材料的应力与变形温度及应变速率间的关系, 其表达式如式 (9) 所示。

$$\dot{\varepsilon} = Af(\sigma) \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (9)$$

式中: $f(\sigma)$ 为与应力相关的函数; A 为材料常数; Q 为变形激活能, ($\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$); R 为理想气体常数, 为 $8.314 \text{ J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}$ 。

当应力不同时, $f(\sigma)$ 有 3 种表达形式:

$$f(\sigma) = \begin{cases} \sigma^{n_1}, & \alpha\sigma < 0.8 \\ \exp(\beta\sigma), & \alpha\sigma > 1.2 \\ [\sinh(\alpha\sigma)]^n, & \text{所有应力} \end{cases} \quad (10)$$

式中: α 、 β 、 n 、 n_1 为材料常数, $\alpha = \beta/n_1$ 。

为了表示变形温度 T 和应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 对材料变形行为的影响, Zener C 和 Hollomon J H^[11] 引入应变速率因子 Z , 其表达式为:

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad (11)$$

将式 (10) 代入式 (9) 中, 并取对数得到:

$$\ln \dot{\varepsilon} = \begin{cases} \ln A_1 + n_1 \ln \sigma - \frac{Q}{RT}, & \alpha\sigma < 0.8 \\ \ln A_2 + \beta\sigma - \frac{Q}{RT}, & \alpha\sigma > 1.2 \\ \ln A + n \ln [\sinh(\alpha\sigma)] - \frac{Q}{RT}, & \text{所有应力} \end{cases} \quad (12)$$

式中: A_1 、 A_2 为不同应力水平下的材料常数。

整理得:

$$\sigma = \frac{1}{\alpha} \ln \left\{ \left(\frac{Z}{A} \right)^{\frac{1}{n}} + \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{\frac{2}{n}} + 1 \right]^{\frac{1}{2}} \right\} \quad (13)$$

从式 (12) 可以看出, 在不同应力水平下, $\ln \dot{\varepsilon}$ 与不同的应力函数成正比, 当应变确定时, 对 $\ln \dot{\varepsilon} - \ln \sigma$ 和 $\ln \dot{\varepsilon} - \sigma$ 分别进行线性拟合可以得到 n_1 、 β , 进而得到 α 。考虑到应变不同, 得到的结果也不同, 即各项参数是应变的函数, 于是将应变范围 0.05 ~ 0.60 中每隔 0.05 取作一组数据进行 Arrhenius 模型参数计算, 然后将各个应变下的参数进行多项式拟合, 建立基于应变补偿型的 Arrhenius 模型。

以应变为 0.1 为例, 当应变不变时, 取不同变形温度和应变速率下对应的应力值作 $\ln \dot{\varepsilon} - \ln \sigma$ 和 $\ln \dot{\varepsilon} - \sigma$ 曲线。如图 4a 所示, 对各个变形温度下的 $\ln \dot{\varepsilon} - \ln \sigma$ 进行线性拟合, 将得到的斜率取平均值作为该应变下的 n_1 ; 如图 4b 所示, 对各个变形温度下的 $\ln \dot{\varepsilon} - \sigma$ 进行线性拟合, 将得到的斜率取平均值作为该应变下的 β , 进而得到 α , 将得到的 α 代入式 (12) 中; 如图 4c 所示, 对各个变形温度下的 $\ln \dot{\varepsilon} - \ln [\sinh(\alpha\sigma)]$ 进行线性拟合, 将得到的斜率取平均值作为该应变下的 n ; 如图 4d 所示, 对不同应变速率下的 $\ln [\sinh(\alpha\sigma)] - 1/T$ 进行线性拟合, 将得到的斜率取平均值, 再与 nR 相乘得到 Q ; 如图 4e 所示, 将 $\ln Z - \ln [\sinh(\alpha\sigma)]$ 进行线性拟合, 得到的截距作为该应变下的 $\ln A$ 。

12 组不同应变下的实验结果分别按照上述方式拟合后, 将各个参数以应变为自变量, 按照式 (14) ~ 式 (17) 进行多项式拟合, 其结果如图 5 所示, 即可得到各参数与应变之间的关系。

$$\alpha = C_{0\alpha} + C_{1\alpha}\varepsilon + C_{2\alpha}\varepsilon^2 + C_{3\alpha}\varepsilon^3 + C_{4\alpha}\varepsilon^4 \quad (14)$$

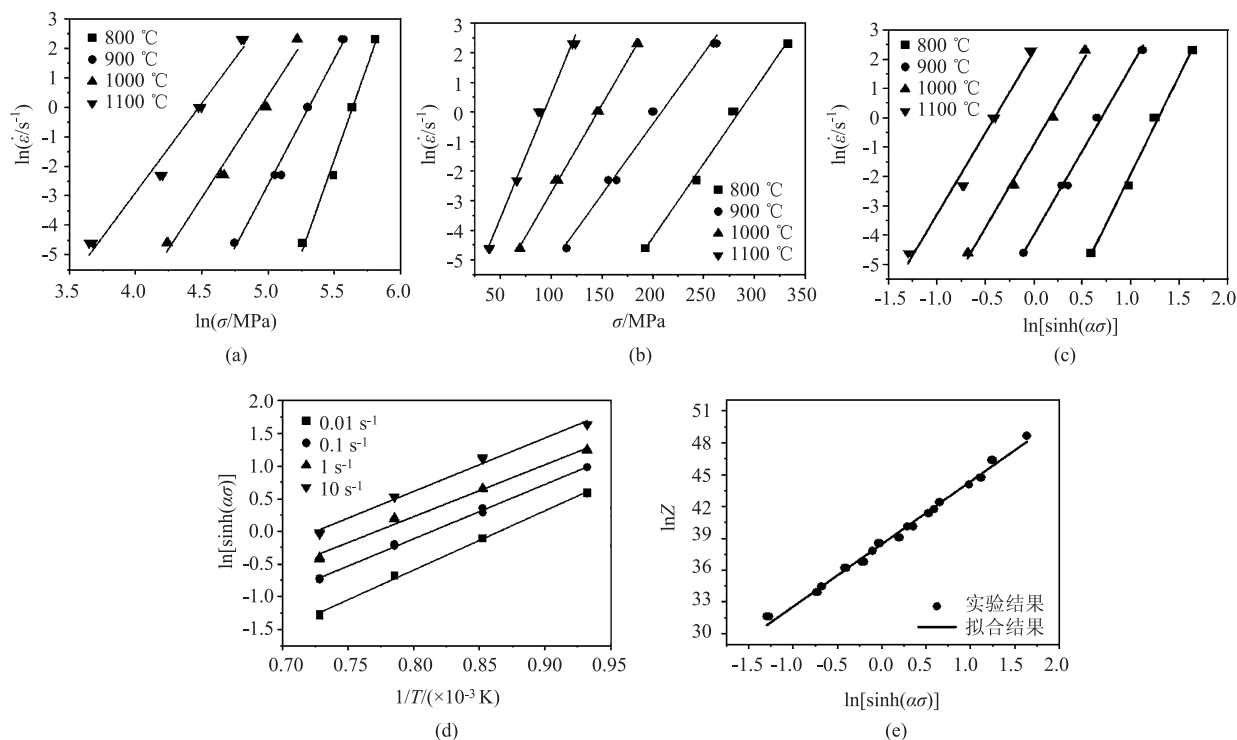


图4 应变为 0.1 时 Arrhenius 模型参数拟合结果

(a) $\ln \dot{\epsilon} - \ln \sigma$ (b) $\ln \dot{\epsilon} - \sigma$ (c) $\ln \dot{\epsilon} - \ln [\sinh(\alpha \sigma)]$ (d) $\ln [\sinh(\alpha \sigma)] - 1/T$ (e) $\ln Z - \ln [\sinh(\alpha \sigma)]$

Fig. 4 Parameter fitting results of Arrhenius model at strain of 0.1

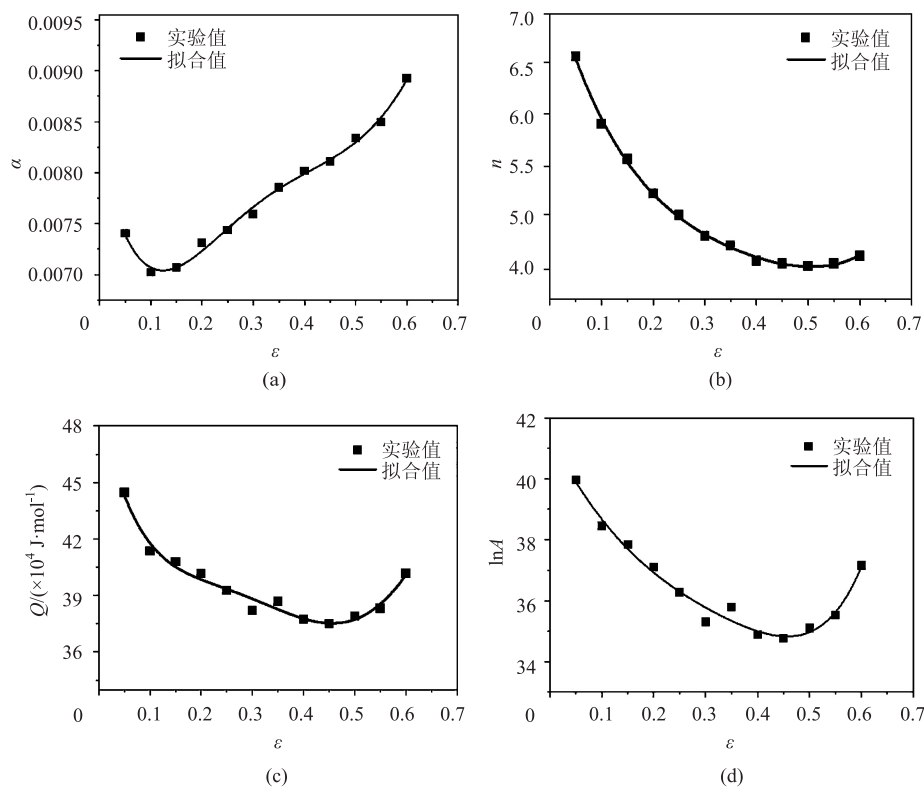


图5 Arrhenius 模型参数多项式拟合结果

(a) α (b) n (c) Q (d) $\ln A$

Fig. 5 Polynomial fitting results of Arrhenius model parameters

$$n = C_{0n} + C_{1n}\varepsilon + C_{2n}\varepsilon^2 + C_{3n}\varepsilon^3 + C_{4n}\varepsilon^4 + C_{5n}\varepsilon^5 \tag{15}$$

$$Q = C_{0Q} + C_{1Q}\varepsilon + C_{2Q}\varepsilon^2 + C_{3Q}\varepsilon^3 + C_{4Q}\varepsilon^4 + C_{5Q}\varepsilon^5 \tag{16}$$

$$\ln A = C_{0\ln A} + C_{1\ln A}\varepsilon + C_{2\ln A}\varepsilon^2 + C_{3\ln A}\varepsilon^3 + C_{4\ln A}\varepsilon^4 + C_{5\ln A}\varepsilon^5 \tag{17}$$

式中： $C_{0\alpha} \sim C_{4\alpha}$ 、 $C_{0n} \sim C_{5n}$ 、 $C_{0Q} \sim C_{5Q}$ 、 $C_{0\ln A} \sim C_{5\ln A}$ 均为多项式系数。

Arrhenius 模型中各参数的多项式拟合系数如表 2 所示。

表 2 各参数的多项式拟合系数
Table 2 Polynomial fitting coefficients of each parameter

系数	α	n	Q	$\ln A$
C_0	0.0082	7.3558	491580.8486	41.3847
C_1	-0.0188	-18.3088	-1280162.0185	-32.3044
C_2	0.1128	52.5731	7272963.3972	50.1267
C_3	-0.2326	-80.8628	-21107000.0000	54.1277
C_4	0.1680	52.4955	28184000.0000	-354.0279
C_5	0	1.6780	-13300600.0000	402.1167

基于应变补偿型的 Arrhenius 模型的拟合结果与实验结果的对比如图 6 所示，在应变速率为 0.01 和 0.1 s⁻¹ 时，基于应变补偿型的 Arrhenius 模型能够较好地拟合出 GGG70L 球墨铸铁的流变行为，随着变形温度升高或者应变速率增加，拟合结果略

有偏差。为验证该模型的拟合效果，计算了不同变形条件下的平均相对误差 AARE，表达式如式 (18) 所示。

$$AARE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left| \frac{E_i - P_i}{E_i} \right| \times 100\% \tag{18}$$

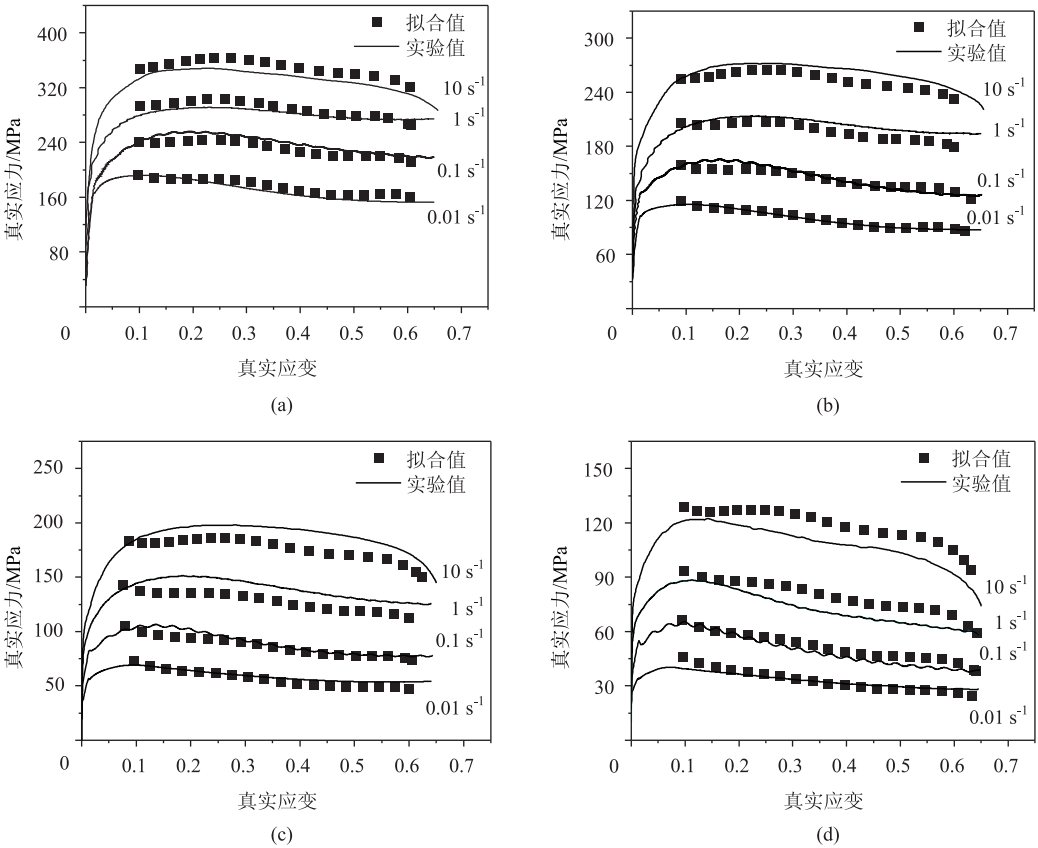


图 6 不同变形条件下应变补偿型的 Arrhenius 模型的拟合结果与实验结果的对比
(a) 800 °C (b) 900 °C (c) 1000 °C (d) 1000 °C

Fig. 6 Comparison between fitting results of strain compensated Arrhenius model and experimental results under different deformation conditions

式中： E_i 为第 i 个实验值； P_i 为第 i 个预测值； $i=1, 2, \cdots, N$ ； N 为实验数据总个数；

表 3 为基于 Arrhenius 模型建立的本构模型与实验结果在不同变形条件下的平均相对误差，其平均值为 5.11%。因此，该模型能够较好地描述 GGG70L 球墨铸铁的高温变形行为。

表 3 不同变形条件下的平均相对误差 (%)
Table 3 AARE at different deformation conditions (%)

变形温度/ ℃	应变速率/ s^{-1}				平均值
	0.01	0.1	1	10	
800	4.17	3.50	2.72	3.97	5.11
900	1.46	2.89	4.11	3.52	
1000	4.76	3.08	8.71	6.73	
1100	4.97	6.91	10.71	9.50	

3 结论

(1) GGG70L 球墨铸铁的软化作用与变形温度、应变速率呈负相关关系，加工硬化作用与变形温度呈负相关关系，而与应变速率呈正相关关系。随着变形温度的升高或应变速率的增加，软化作用均减弱。相同应变速率下，变形温度越高，峰值真实应力越低，并且出现峰值真实应力时对应的真实应变越小，相同变形温度下，应变速率越大，峰值应变应力越大。

(2) 基于 J-C 优化模型和应变补偿型的 Arrhenius 模型建立了两种本构模型。J-C 优化模型仅在参考变形温度下能够较好地拟合 GGG70L 球墨铸铁的高温变形行为，但是随着变形温度升高或者应变速率变大，J-C 优化模型的拟合结果与实验结果相差甚大，不能准确地描述 GGG70L 球墨铸铁的高温变形行为。基于应变补偿型的 Arrhenius 模型的平均相对误差的平均值为 5.11%，能够较好地描述 GGG70L 球墨铸铁的高温变形行为。

参考文献：

[1] 孙立喜, 刘晓烈, 潘辉. 球墨铸铁在汽车覆盖件拉伸模中的应用 [J]. 金属材料与冶金工程, 2008, (4): 11-13.
Sun L X, Liu X L, Pan H. Application of ductile iron in drawing die of automobile panel [J]. Metal Materials and Metallurgy Engineering, 2008, (4): 11-13.

[2] 孙加林, 陈君才, 周融, 等. 碳钢球化体的激光相变硬化数学模拟 [J]. 昆明工学院学报, 1993, (4): 25-31.
Sun J L, Chen J C, Zhou R, et al. Mathematical simulation of laser phase change hardening of spheroidized carbon steel [J]. Journal of Kunming Institute of Technology, 1993, (4): 25-31.

[3] Yang Y S, Na S J. Effect of transformation plasticity on residual stress fields in laser surface hardening treatment [J]. Journal of Heat Treating, 2008, 9 (1): 49-56.

[4] 郭怡晖. 球墨铸铁 QT600-3 激光相变硬化数值模拟与试验研究 [D]. 长沙: 湖南大学, 2010.
Guo Y H. Numerical Simulation and Experimental Study on the Laser Transformation Hardening of Ductile Cast Iron QT600-3 [D]. Changsha: Hunan University, 2010.

[5] 尹博. GGG70L 激光表面淬火工艺参数及淬火层性能研究 [D]. 天津: 天津理工大学, 2012.
Yin B. Study on the Process Parameters and Quenched Layer Performance of Laser Surface Hardening of GGG70L [D]. Tianjin: Tianjin University of Technology, 2012.

[6] 刘宏斌, 沈喜堂. 激光淬火、感应淬火和火焰淬火对模具变形的影响 [J]. 汽车工艺与材料, 2016, (7): 22-24.
Liu H B, Shen X T. Influence of laser quenching, induction quenching and flame quenching on die deformation [J]. Automobile Technology and Material, 2016, (7): 22-24.

[7] 夏子凡. 高磷铸铁激光淬火技术研究 [D]. 镇江: 江苏科技大学, 2019.
Xia Z F. Study on Laser Quenching Technology of High Phosphorus Cast Iron [D]. Zhenjiang: Jiangsu University of Science and Technology, 2019.

[8] Casalino G, Moradi M, Moghadam M K, et al. Experimental and numerical study of AISI 4130 steel surface hardening by pulsed Nd: YAG laser [J]. Materials, 2019, 12 (19): 3136-3136.

[9] Johnson G R, Cook W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates, and high temperatures [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1983, 21: 541-548.

[10] Bodner S R, Partom Y. Constitutive equations for elastic-viscoplastic strain-hardening materials [J]. Journal of Applied mechanics, 1975, 42 (2): 385-389.

[11] Zener C, Hollomon J H. Effect of strain rate upon plastic flow of steel [J]. Journal of Applied Physics, 1944, 15 (1): 22-32.

[12] Shokry A, Gowid S, Kharmanda G. An improved generic Johnson-Cook model for the flow prediction of different categories of alloys at elevated temperatures and dynamic loading conditions [J]. Materials Today Communications, 2021, 27: 102296.

[13] 张龙, 王强, 杨勇彪, 等. 铸态稀土镁合金热变形应变补偿型本构模型 [J]. 热加工工艺, 2015, 44 (16): 131-134.
Zhang L, Wang Q, Yang Y B, et al. A strain compensation constitutive model for as-cast rare earth magnesium alloy during thermal deformation [J]. Hot Working Technology, 2015, 44 (16): 131-134.

[14] 朱洪军. 高强韧 Ti6246 合金热变形行为及应变补偿型本构模型 [J]. 金属热处理, 2016, 41 (8): 184-188.
Zhu H J. Thermal deformation behavior and strain compensation constitutive model of high strength and toughness Ti6246 alloy [J]. Heat Treatment of Metals, 2016, 41 (8): 184-188.

[15] 陈勇, 文光奇, 张晓明, 等. 高锰 TWIP 钢热变形行为及应变补偿型本构方程的建立 [J]. 东北大学学报: 自然科学版, 2021, 42 (3): 325-332.
Chen Y, Wen G Q, Zhang X M, et al. Establishment of hot deformation behavior and strain compensation constitutive equation for high manganese TWIP steel [J]. Journal of Northeastern University: Natural Science, 2021, 42 (3): 325-332.