

DOI: 10.3901/JME.2019.12.064

基于 GCr15 轴承钢淬回火组织的时效尺寸变化预测模型*

刘青龙^{1,2} 魏文婷^{2,3} 华林^{2,3}

(1. 武汉理工大学材料科学与工程学院 武汉 430070;

2. 武汉理工大学现代汽车零部件技术湖北省重点实验室 武汉 430070;

3. 武汉理工大学汽车工程学院 武汉 430070)

摘要: 轴承钢在服役过程中的尺寸变化及尺寸稳定性对轴承的精度保持性和服役性能有着重要影响。针对轴承钢尺寸变化行为的预测问题,提出基于高碳铬轴承钢亚稳组织转变的时效尺寸变化预测模型。对比时效尺寸变化的预测值与测量值,预测值的相对误差不超过 5%,两者吻合良好。然后,基于时效尺寸变化预测模型分析淬火和回火工艺对时效阶段尺寸变化的影响规律。分析结果显示,淬火工艺决定了时效尺寸变化程度的上下限,且上限随淬火加热温度提高而增加。回火工艺决定其起点,且提高回火温度可以显著降低时效尺寸变化程度。分析结果还显示,淬火态 GCr15 轴承钢在 180 °C 等温回火 2 h 即可获得较高的尺寸稳定性。该时效尺寸变化预测模型可为预测 GCr15 轴承时效尺寸变化程度及优化和控制淬回火工艺提供依据。

关键词: GCr15 轴承钢; 淬回火; 时效处理; 尺寸稳定性

中图分类号: TG151

Prediction of Dimensional Change of GCr15 Bearing Steel during Aging Based on Quenched and Tempered Microstructure

LIU Qinglong^{1,2} WEI Wenting^{2,3} HUA Lin^{2,3}

(1. School of Materials Science and Engineering, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070;

2. Hubei Key Laboratory of Advanced Technology for Automotive Components,
Wuhan University of Technology, Wuhan 430070;

3. School of Automotive Engineering, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070)

Abstract: The dimensional change and its stability of bearing steel during service are of great importance to the precision retaining ability and service performance of bearings. To forecast the dimensional changes of bearing steel during aging, a prediction model based on microstructure state of quenched and tempered high carbon chromium bearing steel is proposed. According to the microstructure transformation kinetics and unit cell volume during tempering, a tempering dimension change model is established and the predicted dimensional changes are in good agreement with the experimental results. Based on the prediction model, the effects of quenching and tempering process on the dimensional changes of aging stage are analyzed. The analysis results show that the quenching process determines the upper and lower limits of dimensional change during aging, and the upper limits increase with the increase of heating temperature. Tempering process determines its starting point, and increasing tempering temperature can significantly reduce the dimensional change during aging. The results also show that quenched GCr15 bearing steel can obtain high dimensional stability after isothermal tempering at 180 °C for 2 h. This prediction model can provide the theoretical basis for the prediction of dimensional changes during aging and the optimization of quenching and tempering process for high carbon chrome bearing steel.

Key words: GCr15 bearing steel; quenching and tempering; aging; dimensional stability

* 国家自然科学基金(51605355, 51575414)、高等学校学科创新引智计划(B17034)、湖北省技术创新专项重大(2015AAA005)和武汉理工大学自主创新研究基金(2017IVB034)资助项目。20180720 收到初稿, 20190305 收到修改稿

0 前言

为了满足轴承高精度、长寿命、高可靠性的要求^[1], 轴承材料需兼具高硬度、高疲劳寿命和良好的尺寸稳定性^[2]。作为广泛使用的轴承材料, GCr15 轴承钢历经常规冷/热成型^[3]、淬火并通过控制回火工艺调控最终的显微组织和力学性能。然而, 常规热处理难以使 GCr15 轴承钢兼具高疲劳寿命和高尺寸稳定性^[4]。GCr15 轴承钢经过常规淬回火态工艺处理后, 微观组织主要包括回火马氏体和亚稳态的残余奥氏体。在随后的时效过程下 GCr15 轴承基体中的亚稳组织也会发生转变并伴随尺寸变化^[5], 导致轴承尺寸稳定性变差, 轴承精度及其保持性提前失效^[6]。因此, 掌握轴承钢时效尺寸变化规律及主要影响因素, 对提高轴承的几何精度、服役性能和服役寿命至关重要。

国外学者对预测 GCr15 轴承钢时效尺寸变化展开了长期的研究。剑桥学者 BHADSHIA^[7]认为: 亚稳组织转变是导致 GCr15 轴承钢时效尺寸变化主要因素。SKF 公司于 1999 年报道了 GCr15 轴承钢时效尺寸变化预测模型^[8], 该模型的预测结果与长达十年的自然时效尺寸变化测量值吻合, 然而并未提供该模型的细节。最近, MICHEL^[9]提出了淬火态 GCr15 钢在 110 °C 等温回火时组织转变导致的尺寸变化计算模型, 然而并未拓展到时效处理阶段。国内学者更多地关注了尺寸变化和尺寸稳定性的实验表征^[10-14], 多采用恒定时效温度下标准试样尺寸随时间的变化为衡量其尺寸稳定性^[10]的指标, 但测试工作量大、周期长、再现性差。蔡安源等^[11]利用等温时效研究了淬回火工艺对 GCr15 轴承钢时效尺寸变化的影响。蒋崇寅^[12]提出了一种采用冷处理和低温回火加速时效方法, 以此模拟材料在未来数年内室温时效尺寸变化, 然而并未提供该方法的理论依据。回火和时效过程中的亚稳组织转变都是热激活行为^[15], 等温时效可看作是等温回火的延续, 且微观组织状态及相应尺寸变化存在继承性和连续性。因此, 淬火态 GCr15 轴承钢在回火尺寸变化行为与淬回火轴承钢的时效尺寸变化存在必然联系。

本文提出 GCr15 轴承钢时效尺寸变化预测模型。首先, 基于组织转变动力学和晶体学建立了回火过程中亚稳组织转变导致的回火尺寸变化模型。然后, 根据组织状态的继承性和尺寸变化的连续性进一步获得了时效尺寸变化预测模型, 并通过等温时效实验验证时效尺寸变化预测模型的正确性。最后, 基于时效尺寸变化预测模型分析了淬回火工艺

对 GCr15 轴承钢时效阶段尺寸变化的影响规律。

1 时效尺寸变化预测模型

1.1 回火尺寸变化模型

一般认为, 各向同性材料的线尺寸变化近似等于宏观体积变化的 1/3^[16]。因此淬火态 GCr15 轴承钢的回火尺寸变化程度满足以下关系

$$\frac{\Delta l_t}{l_0} = \left(\frac{l_t}{l_0} - 1 \right) = \frac{1}{3} \left(\frac{V}{V_0} - 1 \right) = \frac{\Delta V}{3V_0} \quad (1)$$

式中, $\Delta l_t/l_0$ 和 $\Delta V/V_0$ 为由回火前后组织转变导致的尺寸变化程度和体积变化程度; l_t 和 l_0 分别为等温时间 t 与初始时间下的长度; V 和 V_0 分别为等温时间 t 与初始时间下的体积。

淬火态 GCr15 轴承钢微观组织由残余奥氏体、马氏体和少量未溶碳化物组成。在回火过程中, 淬火态高碳钢的微观组织转变包括以下 4 个阶段: 马氏体脱溶(C 的扩散和偏聚)、过渡碳化物(ε -carbide)析出、渗碳体(θ -carbide)析出(包括残余奥氏体分解为渗碳体和铁素体)以及回火马氏体中位错结构的回复^[17]。若将材料视为致密混合物, 则宏观体积变化与微观组织的等效平均原子体积变化一致^[18], 而后者与各相的原子体积变化和体积分数有关。淬火态 GCr15 在回火过程中的等效平均原子体积变化可表示为

$$\frac{\Delta V}{V_0} = \frac{\Delta V_t}{V_0} = (1 - f_\gamma) \left(\frac{\Delta V}{V} \right)_M + f_\gamma \left(\frac{\Delta V}{V} \right)_\gamma \quad (2)$$

式中, f_γ 为残余奥氏体的体积分数, 可由 XRD 衍射或定量金相法获得; $\Delta V_t/V_0$ 、 $(\Delta V/V)_M$ 和 $(\Delta V/V)_\gamma$ 分别为 GCr15 轴承钢材料, 马氏体和残余奥氏体的(等效)平均原子体积变化。

对单一相而言, 在回火前后的平均原子体积变化可由不同相的铁原子再分配程度, 以及新相和母相的比容差异计算。在高碳铬轴承钢回火过程中, 淬火马氏体历经了饱和碳原子脱溶、过渡碳化物析出和渗碳体析出, 此过程均涉及碳原子及相应的铁原子扩散, 而渗碳体的析出同时会消耗过渡碳化物。因此, 在回火过程中伴随渗碳体析出而扩散的铁原子摩尔分数(占马氏体)为

$$X_0^{\text{Fe}} = \frac{x_0 Y_0(t)}{1 - x_0} S_0 \quad (3)$$

式中, x_0 为 GCr15 轴承钢在刚淬火结束时马氏体碳含量(摩尔分数); $Y_0(t)$ 为渗碳体的回火转变动力学参数; $s_0=3$ 为渗碳体的铁原子配位数。

类似的, 考虑过渡碳化物的析出, 扩散的铁原

子摩尔分数(占马氏体)为

$$X_{\varepsilon}^{\text{Fe}} = \frac{(x_1 - x_2)Y_{\varepsilon}(t)(1 - Y_{\theta}(t))}{1 - x_0} s_{\varepsilon} \quad (4)$$

式中, x_1 为马氏体在回火开始时的碳含量; x_2 为马氏体在过渡碳化物析出结束时的碳含量; 一般取值 $x_2=0.35\%$; $Y_{\varepsilon}(t)$ 为过渡碳化物的回火转变动力学参数; $s_{\varepsilon}=2.4$ 为过渡碳化物的铁原子配位数。

在回火处理后, 马氏体的等效平均原子体积变化为

$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{\text{M}} = \left[(1 - X_{\varepsilon}^{\text{Fe}} - X_{\theta}^{\text{Fe}}) \frac{\Omega_{\varepsilon}^{\text{C}}}{r_{\varepsilon}} + X_{\varepsilon}^{\text{Fe}} \frac{\Omega_{\varepsilon}}{r_{\varepsilon}} + X_{\theta}^{\text{Fe}} \frac{\Omega_{\theta}}{r_{\theta}} \right] \left(\frac{\Omega_{\alpha 0}^{\text{C}}}{r_{\alpha}} \right)^{-1} - 1 \quad (5)$$

式中, $\Omega_{\varepsilon}=0.0857 \text{ nm}^3$ 、 $\Omega_{\theta}=0.155 \text{ nm}^3$ 和 $\Omega_{\alpha}^{\text{C}}$, 以及 $r_{\varepsilon}=6$ 、 $r_{\theta}=12$ 和 $r_{\alpha}=2$, 分别为过渡碳化物、渗碳体和回火马氏体的晶胞体积和各相晶胞体积内铁原子个数。初始条件下马氏体的晶胞体积为 $\Omega_{\alpha 0}^{\text{C}}$ 。室温下回火马氏体的晶胞体积^[19]为

$$\Omega_{\alpha}^{\text{C}} = (0.28664 - 0.27x_{\alpha}^{\text{C}})^2 (0.28664 + 2.43x_{\alpha}^{\text{C}}) + 0.00027 \exp\left(-\left(10^{-12}t\right)^{0.2}\right) \quad (6)$$

式中, x_{α}^{C} 为马氏体的固溶含碳量, 且 $x_{\alpha 0}^{\text{C}}=x_0$ 。在长时间回火时必须考虑回复过程中位错密度降低对晶胞体积的影响, 以 $0.00027 \exp\left(-\left(10^{-12}t\right)^{0.2}\right)$ 计算马氏体的回复对晶胞体积的影响^[9]。

由碳原子守恒, 马氏体碳含量 x_{α}^{C} 可表示为

$$x_{\alpha}^{\text{C}} = [x_1 - (x_1 - x_2)Y_{\varepsilon}(t)][1 - Y_{\theta}(t)] \quad (7)$$

残余奥氏体在回火过程中分解为渗碳体和铁素体。参与分解的残余奥氏体内的碳原子及部分铁原子形成渗碳体, 余下的铁原子转移至铁素体中。因此, 回火前后残余奥氏体的平均原子体积变化可计算如下

$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{\gamma} = Y_{\gamma}(t) \left[\frac{\left(1 - \frac{X_0 s_{\theta}}{1 - X_0}\right) \frac{\Omega_{\varepsilon}}{r_{\varepsilon}} + \frac{X_0 s_{\theta}}{1 - X_0} \frac{\Omega_{\theta}}{r_{\theta}}}{\frac{\Omega_{\gamma}(X_0)}{r_{\gamma}}} - 1 \right] \quad (8)$$

式中, $Y_{\gamma}(t)$ 为残余奥氏体在回火阶段的分解动力学参数; $r_{\gamma}=4$ 和 $r_{\alpha}=2$ 分别为铁素体和残余奥氏体晶胞体积内铁原子个数; $\Omega_{\varepsilon}=0.0236 \text{ nm}^3$ 和 Ω_{γ} 分别为铁素体和残余奥氏体的晶胞体积。残余奥氏体晶胞体积^[19]可表示为

$$\Omega_{\gamma} = \left(0.36306 + 0.095x_{\gamma}^{\text{C}} / (1 - x_{\gamma}^{\text{C}})\right)^3 \quad (9)$$

式中, x_{γ}^{C} 为残余奥氏体碳含量, 且 $x_{\gamma}^{\text{C}}=x_0$ 。将式(2)~(9)代入式(1)中, 即可得到相应的淬火态 GCr15 轴承钢在回火阶段的尺寸变化量, 即

$$\Delta L_t = l_0 \left[(1 - f_{\gamma}) \left(\frac{\Delta V}{V} \right)_{\text{M}} + f_{\gamma} \left(\frac{\Delta V}{V} \right)_{\gamma} \right] \quad (10)$$

值得注意的是, 回火过程中晶胞单纯的热膨胀行为是可逆的, 式(6)和(9)中提供的晶胞体积计算公式与温度无关, 反映的是回火前后由亚稳组织转变导致的尺寸变化。

1.2 时效尺寸变化预测模型

实际条件下, 时效温度一般低于回火温度。为了解决时效温度与回火温度的差异性, 采用虚拟时间的思想。虚拟时间一般用于由 TTT 曲线向 CCT 曲线的转换计算中: 将连续加热或冷却曲线离散为多个微小的连续等温过程, 然后根据叠加法则将各等温过程的组织转变量叠加起来^[20]。若经过 $T_1 \times t_1$ 等温回火 + $T_2 \times t_2$ 时效处理与经 $T_1 \times t_3$ 等温回火达到相同的组织转变程度, 如图 1 所示。

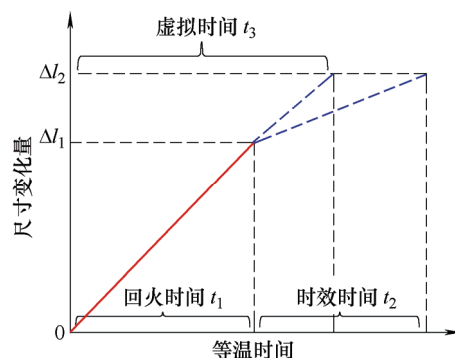


图 1 回火-时效过程中的虚拟时间

扩散型组织转变的动力学行为可用 JMAK 方程^[21]描述

$$Y_i(t) = 1 - \exp \left[- \left(k_0 \exp \left(- \frac{Q_i}{RT} \right) \cdot t \right)^{n_i} \right] \quad (11)$$

式中, $i=\varepsilon, \theta, \gamma$; n_i 为表征组织转变类型的参数, 与转变温度无关; k_0 和 Q_i 分别为频率因子和转变激活能, 对确定的组织转变为恒定值; $R=8.314 \text{ J/(mol} \cdot \text{K)}$ 为气体常数; T 和 t 分别为等温温度和时间。若经过 $T_1 \times t_1$ 等温回火 + $T_2 \times t_2$ 时效处理与经 $T_1 \times t_3$ 等温回火达到相同的组织转变程度时, t_3 可表示为

$$t_3 = \left[t_1 + t_2 \exp \left[- \frac{120000}{R} \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right) \right] \right] \quad (12)$$

根据式(1)~(8)计算得到在温度 T_1 下等温回火 t_1 和 t_3 后试样的尺寸变化程度分别为

$$\frac{\Delta l_{t_1}}{l_0} = \frac{l_{t_1} - l_0}{l_0} \quad \frac{\Delta l_{t_3}}{l_0} = \frac{l_{t_3} - l_0}{l_0} \quad (13)$$

式中, Δl_{t_1} 和 Δl_{t_3} 分别为等温回火 t_1 和 t_3 的尺寸变化量; $\Delta l_{t_1}/l_0$ 和 $\Delta l_{t_3}/l_0$ 分别相应的尺寸变化程度; l_{t_1} 和 l_{t_3} 分别为等温时间 t_1 和 t_3 下的长度。若忽略实际生产中磨削加工对材料尺寸的影响, 时效阶段相对于回火结束时的试样长度的尺寸变化程度为

$$\frac{\Delta l_{t_2}}{l_0} = \frac{l_{t_2} - l_{t_1}}{l_{t_1}} = \frac{\Delta l_{t_3}/l_0 + 1}{\Delta l_{t_1}/l_0 + 1} - 1 \quad (14)$$

式中, $\Delta l_{t_2}/l_0$ 即为经过 $T_1 \times t_1$ 等温回火处理的试样在 $T_2 \times t_2$ 时效环境中的尺寸变化程度。相应的时效尺寸变化量为

$$\Delta l_{t_2} = l_0 \left(\frac{\Delta l_{t_3}/l_0 + 1}{\Delta l_{t_1}/l_0 + 1} - 1 \right) \quad (15)$$

由式(10)~(15)可获得淬回火态 GCr15 轴承钢的时效尺寸变化。

2 时效尺寸变化预测模型验证

GCr15 轴承钢成分和淬回火工艺参数决定时效尺寸变化预测模型关键参数, 包括残余奥氏体体积分数 f_γ , 基体碳含量 x_0 和 x_1 , 以及等温回火转变动力学参数。选用经球化退火处理的 GCr15 轴承钢棒料(成分为 1.04 C, 1.35 Cr, 0.32 Mn, 0.19 Si, 0.0041 P, 0.009 S, Fe 余量), 加工为 $\phi 5 \text{ mm} \times 16 \text{ mm}$ 的试样进行真空淬火处理。淬火加热温度依次为 830 °C、840 °C、850 °C 和 860 °C, 保温 15 min 后 60 °C 油冷淬火。利用 XRD 衍射仪获得不同淬火态的微观组织参量, 衍射角度 35°~100°, 步进式扫描, 扫描速度 0.2 °/min。XRD 衍射结果如图 2 所示。

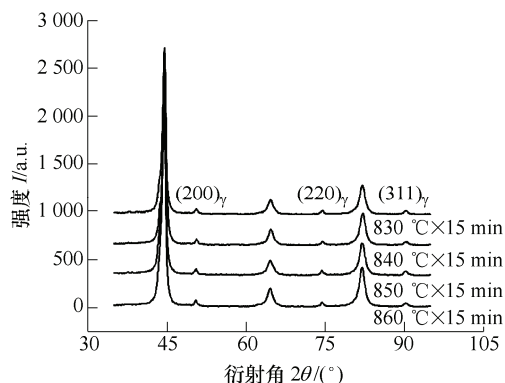


图2 淬火加热温度对淬火组织的影响

利用 Jade 6.0 对 XRD 衍射结果进行分析, 得到淬火微观组织的状态参数, 见表 1。

表1 淬火温度对微观组织参数的影响

淬火加热温度/°C	残余奥氏体体积分数(%)	马氏体碳的原子分数(%)	回火开始时马氏体碳的原子分数(%)
830	7.81	3.96	0.90
840	9.78	4.12	0.96
850	11.40	4.29	1.00
860	12.49	4.44	1.05

可见, 残余奥氏体体积分数随淬火温度升高而增加, 残余奥氏体(新鲜马氏体)的碳含量也随之提高。研究表明, 淬火结束时马氏体中的过饱和碳原子已脱溶并偏聚在位错等晶体缺陷处, 并伴随着宏观体积轻微收缩^[22]。因此, 在回火处理开始前, 马氏体的碳含量较残余奥氏体要低, 原子分数为 1.0 %左右。

早前研究^[23]已获得淬火态 GCr15 等温回火组织转变动力学参数, 如表 2 所示。由式(11)可进一步获得不同等温温度下的组织转变动力学参数。

表2 淬火态 GCr15 160 °C等温回火转变动力学参数

转变行为	动力学参数 k_i	动力学参数 n_i
过渡碳化物析出	0.72	0.31
残余奥氏体分解	0.000 166	0.92
渗碳体析出	0.000 11	1.16

将表 1、2 中的参数和时效工艺参数带入时效尺寸变化预测模型中, 即可得到时效尺寸变化量的预测值。同时, 对经过淬回火处理的试样作不同等温温度的时效处理。利用三丰 293-100 型高精度万分尺测量时效前后的试样长度, 即可得到时效尺寸变化量的测量值。时效尺寸变化的预测值与测量值对比如图 3 所示。可见, 时效尺寸变化预测结果与测量值的相对误差不超过 5%, 两者吻合良好。

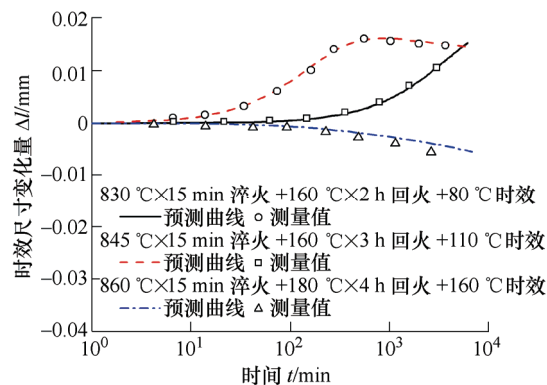
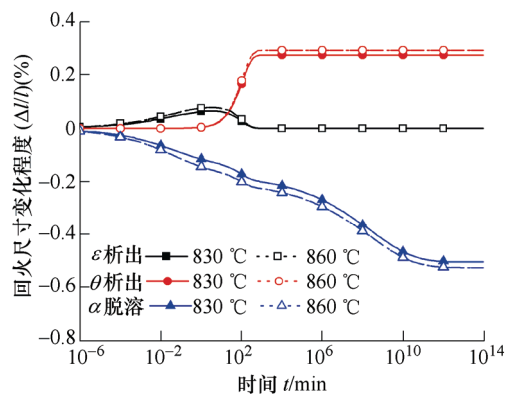


图3 时效尺寸变化预测值与试验测量值对比

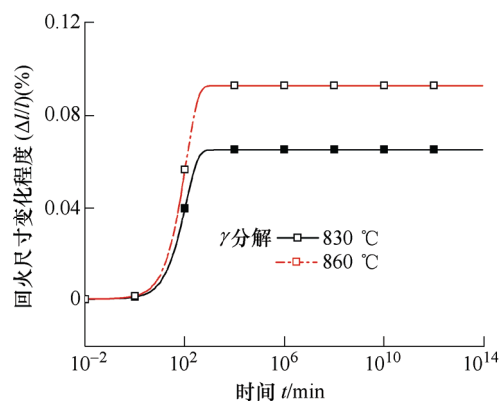
3 淬回火工艺对时效尺寸变化的影响

3.1 淬火工艺对回火尺寸变化的影响

淬火加热温度分别为 830 °C 和 860 °C 试样在 160 °C 回火时不同组织转变行为对回火尺寸变化程度的影响曲线, 如图 4 所示。



(a) 马氏体回火对回火尺寸变化程度的影响



(b) 残余奥氏体分解对回火尺寸变化程度的影响

图4 不同淬火态微观组织对回火尺寸变化程度的影响

如图 4a 所示, 在 0~10 min 时间区间内, 基体转变组织行为主要包括过渡碳化物析出和马氏体脱溶。过渡碳化物析出引起的膨胀低于马氏体脱溶伴随的四方形降低引起的收缩, 导致整体尺寸收缩。由于在过渡碳化物析出之前马氏体已经开始脱溶, 脱溶结束后的马氏体碳的原子分数为 0.93% 左右, 不同淬火加热工艺下过渡碳化物析出总量以及对 $\Delta l_i/l_0$ 的贡献相差不大。因此在该时间区间收缩程度随马氏体内碳含量增加而增大, 回火尺寸变化程度随着淬火温度升高而增加。在 $10^2 \sim 10^4$ min 时间区间, 在渗碳体的析出、残余奥氏体的分解和马氏体四方性降低的综合作用下, $\Delta l_i/l_0$ 随着淬火温度的升高而增加。渗碳体析出总量与马氏体四方性变化程度随着新鲜马氏体碳含量增加而增大。因此, 渗碳体析出和马氏体脱溶对马氏体尺寸变化的贡献随淬火温度升高而增加。 $10^4 \sim 10^{14}$ min 时间区间,

回火尺寸变化值持续减小。此时, 亚稳组织转变基本结束, 回火马氏体中的位错等缺陷开始回复, 尺寸继续收缩。由于亚稳组织转变结束时回火尺寸变化程度随淬火温度提高而增加(10^3 min 左右), 因此, 在 $10^4 \sim 10^7$ min 时间区间内, 回火尺寸膨胀程度随淬火温度提高而增加, $10^7 \sim 10^{14}$ min 阶段收缩程度随淬火温度提高而减小。等温时间至超过 10^{14} min 时, 各状态下的 $\Delta l_i/l_0$ 保持不变, 且随淬火温度提高而降低。残余奥氏体分解对回火尺寸变化的影响同时受到其体积分数与碳含量的影响, 因此, 不同淬火工艺下残余奥氏体分解导致的回火尺寸变化影响较显著, 如图 4b 所示。

不同淬火工艺下 GCr15 轴承钢在 160 °C 等温回火尺寸变化程度, 如图 5 所示。

可以看出, 各淬火试样的回火尺寸变化规律基本一致, 淬火工艺决定了亚稳组织的总量, 进而影响了 GCr15 轴承钢在回火过程中尺寸变化的上下限。

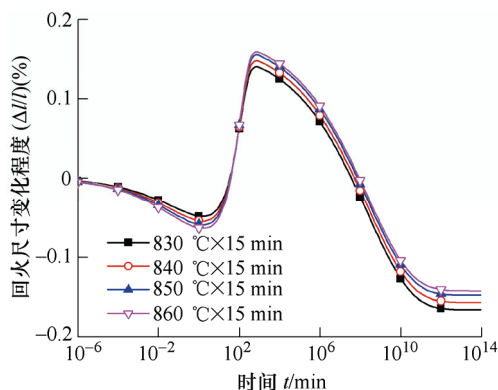


图5 淬火加热温度对回火尺寸变化程度的影响

3.2 回火工艺对回火尺寸变化的影响

840 °C × 15 min 淬火态 GCr15 轴承钢分别经 140 °C、160 °C 和 180 °C 回火, 回火尺寸变化程度如图 6 所示。

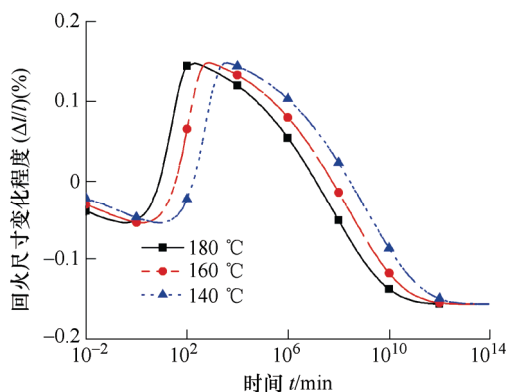


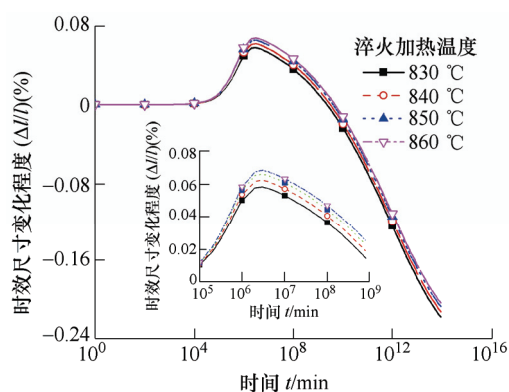
图6 回火温度对回火尺寸变化程度的影响

不同回火温度下的尺寸变化规律一致, 并随着

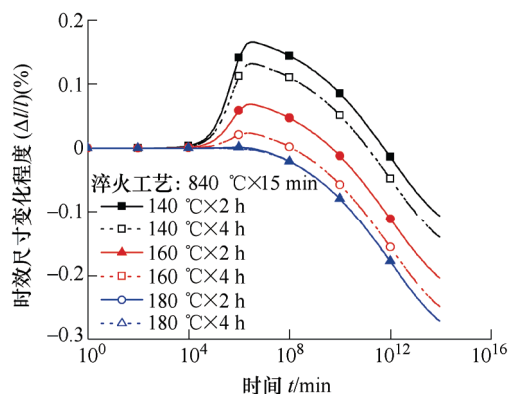
回火温度提高而向时间缩短方向偏移。由于常规回火工艺条件下仅部分的亚稳组织发生转变, 由组织状态的继承性和尺寸变化的连续性可知, 回火工艺决定了时效前尺寸变化的起点。

3.3 淬回火工艺对时效尺寸变化的影响

利用等温回火与时效尺寸变化的关联关系(式(16)), 获得淬回火工艺对 110 °C 等温时效尺寸变化的影响, 如图 7 所示。图 7a 表明, 随淬火加热温度提高, 时效尺寸膨胀程度逐渐增加, 尺寸收缩程度则相反。不同淬火加热对应在 $0 \sim 10^4$ min 阶段几乎没有尺寸变化, 这与 160 °C \times 2 h 低温回火过程中过渡碳化物析出基本完成有关。图 7b 显示, 随着回火温度提高, $0 \sim 10^8$ min 时效尺寸变化程度明显减小。在 140 °C 和 160 °C 回火时, 时效尺寸变化的膨胀程度随等温时间的延长而降低, 而收缩程度则相反。提高回火温度至 180 °C 时, 在相当长时间内时效尺寸变化几乎为零, 此时回火过程中亚稳组织已基本转变完全, 此时马氏体的回复行为是导致收缩的主要原因。研究表明, 淬火态 GCr15 轴承钢在 180 °C 等温回火 3 h, 显微硬度仍可维持在 690 HV 左右^[24]。因此可以适当提高回火温度, 以保障轴承钢的尺寸稳定性。



(a) 淬火温度的影响



(b) 回火工艺的影响

图 7 淬回火工艺对时效尺寸变化的影响

由本文时效尺寸变化预测模型可知, 导致经常

规工艺处理的 GCr15 轴承钢在时效阶段尺寸变化的主要原因为残余奥氏体分解、渗碳体析出和回火马氏体的回复。相应地, 轴承钢在时效阶段初期会逐渐膨胀。为了保证轴承的高转速和承载能力, 主轴轴承一般采用负游隙装配的方式^[23]。轴承材料膨胀将导致游隙进一步减小, 使轴承套圈与滚动体的摩擦加剧, 轴承服役温度明显提高, 加剧了轴承精度过早丧失, 造成服役性能的退化^[25]。从预测模型可知, GCr15 轴承钢的残余奥氏体体积分数、基体碳含量和等温回火转变动力学参数是影响时效尺寸变化的关键参数。因此, 适当降低淬火温度, 在保证硬度等力学性能的前提下, 适当延长回火时间或提高回火温度可以促进亚稳组织尽可能转变完全, 可以减少亚稳组织转变对 GCr15 轴承钢尺寸稳定性的不利影响。此外, 在淬火与回火之间引入深冷处理, 降低亚稳组织含量的同时提高亚稳组织稳定性, 对提高 GCr15 轴承钢尺寸稳定性也有积极作用。

4 结论

(1) 基于组织转变动力学和晶体学, 建立亚稳组织转变行为与宏观尺寸变化的关联关系; 根据组织状态的继承性和尺寸变化的连续性, 通过引入虚拟时间概念获得时效尺寸变化预测模型。预测模型的计算值与试验值的吻合良好, 可为提高 GCr15 轴承钢尺寸稳定性的热处理工艺控制与优化提供依据。

(2) 基于时效尺寸变化预测模型, 定量分析淬回火工艺对时效尺寸变化的影响。淬火工艺决定了回火-时效过程中残余奥氏体体积分数和基体碳含量, 影响 GCr15 轴承钢时效尺寸变化的上下限; 回火工艺决定了亚稳组织的转变程度, 进而影响时效尺寸变化的起点。

(3) 时效尺寸变化预测模型的计算结果显示, 淬火态 GCr15 轴承钢在 180 °C 等温回火 2 h, 即可保障在 110 °C 温度下时效尺寸变化程度维持 10^6 min 不变。

参 考 文 献

- [1] 杨晓蔚. 机床主轴轴承最新技术[J]. 轴承, 2010(1): 61-63.
- [2] YANG Xiaowei. Latest technology for machine tool spindle bearings[J]. Bearing, 2010(1): 61-63.
- [3] BHADSHIA H K D H. Recent developments in bearing steels[J]. Materials Science and Technology, 2016,

- 32(11): 1059-1061.
- [3] 华林, 钱东升. 轴承环轧制成形理论和技术[J]. 机械工程学报, 2014, 50(16): 70-76.
HUA Lin, QIAN Dongsheng. Ring rolling forming theory and technology for bearing[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2014, 50(16): 70-76.
- [4] MALECKI P, LANGER E W. Dissolution of cementite with alloying elements in austenite[J]. Scandinavian Journal of Metallurgy, 1990, 19(4): 182-186.
- [5] 黄宗响, 陈建梅. 轴承尺寸稳定性试验分析[J]. 轴承, 2003(10): 29-30.
HUANG Zongxiang, CHEN Jianmei. Test analysis on dimension stability of bearing[J]. Bearing, 2003(10): 29-30.
- [6] 王煜, 闫柯, 张进华. 我国高性能滚动轴承基础研究进展[J]. 中国基础科学, 2015, 17(6): 10-19.
WANG Yu, YAN Ke, ZHANG Jinhua. Progress of the 973 project-basic research on high performance rolling bearing[J]. China Basic Science, 2015, 17(6): 10-19.
- [7] BHADSHIA H K D H. Steels for bearings[J]. Progress in Materials Science, 2012, 57(2): 268-435.
- [8] AKESSON J, LUND T. SKF rolling bearing steels-properties and processes [J]. Ball Bearing Journal, 1983, 217(10): 32-44.
- [9] PEREZ M, SIDOROFF C, VINCENT A, et al. Microstructural evolution of martensitic 100Cr6 bearing steel during tempering: From thermoelectric power measurements to the prediction of dimensional changes. Acta Materialia, 2009, 57(11): 3170-3181.
- [10] GHEORGHIAN M, CALIMAN R. Dimensional stability analysis of unconventional treated steel bearings[J]. Applied Mechanics and Materials, 2013, 371: 566-570.
- [11] 蔡安源, 李周, 关振中, 等. 滚动轴承钢尺寸稳定性的研究[J]. 轴承, 1965(3): 46-57.
CAI Anyuan, LI Zhou, GUAN Zhenzhong, et al. Study on the dimensional stability of rolling bearing steel[J]. Bearing, 1965(3): 46-57.
- [12] 蒋崇寅. 量规尺寸稳定性研究[J]. 金属热处理, 1980(1): 23-32.
JIANG Chongyin. Study on the dimensional stability of gauge[J]. Heat Treatment of Metals, 1980(1): 23-32.
- [13] 贺红勋, 黄宗响. 热处理工艺对轴承尺寸稳定性的影响[J]. 中原工学院学报, 2005, 16(3): 69-71.
HE Hongxun, HUANG Zongxiang. Effect of heat treatment on the dimensional stability of bearing[J]. Journal of Zhongyuan Institute of Technology, 2005, 16(3): 69-71.
- [14] 韩庆礼, 刘国权, 向嵩, 等. 轴承钢的室温尺寸稳定性研究[J]. 兵器材料科学与工程, 2007, 30(6): 38-41.
HAN Qingli, LIU Guoquan, XIANG Song, et al. Dimension stability research of bearing steel at room temperature[J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2007, 30(6): 38-41.
- [15] LIU Cheng, BRAKMAN C M, KOREVAAR B M, et al. The tempering of iron-carbon martensite; dilatometric and calorimetric analysis[J]. Metallurgical Transactions A, 1988, 19(10): 2415-2426.
- [16] 苗恩铭. 材料热膨胀系数影响因素概述[J]. 工具技术, 2005, 39(5): 26-29.
MIAO Enming, FEI Yetai. Applicability analysis and extension choice of using thermal expansion character parameter[J]. Tool Engineering, 2005, 39(5): 26-29.
- [17] SPEICH G R, LESLIE W C. Tempering of steel[J]. Metallurgical Transactions, 1972, 3(5): 1043-1054.
- [18] JUNG M, LEE S J, LEE Y K. Microstructural and dilatational changes during tempering and tempering kinetics in martensitic medium-carbon steel[J]. Metallurgical & Materials Transactions A, 2009, 40(3): 551-559.
- [19] LIU Cheng, PERZ N M V D, BÖTTGER A, et al. Lattice changes of iron-carbon martensite on aging at room temperature[J]. Metallurgical Transactions A, 1991, 22(9): 1957-1967.
- [20] RIOS P R. Relationship between non-isothermal transformation curves and isothermal and non-isothermal kinetics[J]. Acta Materialia, 2005, 53(18): 4893-4901.
- [21] MITTEMEIJER E J. Analysis of the kinetics of phase transformations[J]. Journal of Materials Science, 1992, 27(15): 3977-3987.
- [22] GENDEREN M J V, ISAC M, BÖTTGER A, et al. Aging and tempering behavior of iron-nickel-carbon and iron-carbon martensite[J]. Metallurgical & Materials Transactions A, 1997, 28(3): 545-561.
- [23] LIU Qinglong, QIAN Dongsheng, HUA Lin. Transformation from non-isothermal to isothermal tempering of steel based on isoconversional method[J]. Journal of Materials Science, 2017, 53(4): 1-11.
- [24] 王燕霜, 袁倩倩. 负游隙对特大型双排四点接触球轴承载荷分布的影响[J]. 机械工程学报, 2012, 48(21): 110-115.
WANG Yanshuang, YUAN Qianqian. Influence of negative clearance on load distributions of large-size double row four-point-contact ball bearings[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2012, 48(21): 110-115.
- [24] 赵克达, 朱世根, 丁浩. GCr15 细薄件的回火工艺研究[J]. 热加工工艺, 2013, 42(14): 153-156.

ZHAO Keda, ZHU Shigen, DING Hao. Study on tempering process of GCr15 thin small parts[J]. Hot Working Technology, 2013, 42(14): 153-156.

- [25] ROSADO L. Rolling contact fatigue life and spall propagation characteristics of AISI M50, M50 NiL, and AISI 52100, Part III: Metallurgical examination[J]. Tribology Transactions, 2009, 53(1): 52-59.

作者简介: 刘青龙, 男, 1988 年出生, 博士研究生。主要研究方向为高性能轴承成形制造技术、汽车新材料与零部件技术。

E-mail: liuql_whut@126.com

魏文婷(通信作者), 女, 1985 年出生, 博士, 讲师。主要研究方向为高性能轴承成形制造技术、汽车零部件精密成形技术。

E-mail: zitongacat@163.com

华林, 男, 1962 年出生, 博士, 教授。主要研究方向为汽车零部件精密成形技术, 快速精密成形与模具技术。

E-mail: hualin@whut.edu.cn