

基于热和相变应变模型的齿轮合金钢 渗碳淬火畸变分析

王鑫^{1,2}, 李宝奎¹, 顾敏¹

(1. 郑州机械研究所有限公司, 郑州 450001; 2. 河南工程学院 机械工程学院, 郑州 451191)

摘要: **目的** 研究热和相变应变各自在渗碳淬火畸变中的作用, 分析渗碳淬火工艺对齿轮合金钢畸变的影响。**方法** 通过考虑相变和不考虑相变两种模型, 对齿轮合金钢 17CrNiMo6 C 形开口畸变试样渗碳淬火的畸变机理和变形过程进行数值模拟, 并设计正交试验, 量化工艺参数对畸变的影响程度, 最后利用渗碳淬火实验测定表面含碳量和畸变量, 验证分析结果。**结果** 初始工艺下热应变约为相变应变的 2 倍。正交试验各工艺参数的 F 比结果从大到小顺序为: 渗碳温度(1.74)、淬火温度(1.546)、碳势(1.448)、预热温度(0.603)和油温(0.473)。优化工艺参数为: 渗碳温度 880 °C, 淬火温度 790 °C, 预热温度 500 °C, 碳势 0.8%, 油温 80 °C。优化后畸变率减少了 28.5%, 畸变分析结果与实验结果对应较好。**结论** 由热膨胀引起的热应变对试样的畸变占据主动, 抵消并超过相变应变, 渗碳温度、碳势和淬火温度对齿轮合金钢畸变影响较大。

关键词: 畸变; 相变; 热应变; 机理; 正交试验

中图分类号: TG156.8 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2019)03-0118-08

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2019.03.017

Carburizing-quenching Distortion Analysis on Gear Alloy Steel Based on Thermal and Phase Transformation Strain Model

WANG Xin^{1,2}, LI Bao-kui¹, GU Min¹

(1. Zhengzhou Research Institute of Mechanical Engineering Co., Ltd, Zhengzhou 450001, China;

2. School of Mechanical Engineering, Henan University of Engineering, Zhengzhou 451191, China)

ABSTRACT: The work aims to study the respective effect of thermal and phase transformation strain on carburizing quenching distortion, and analyze the influence of carburizing and quenching process on the distortion of gear alloy steel. The mechanism and deformation process of carburizing-quenching distortion on the C-shaped opening distortion sample made of gear alloy steel 17CrNiMo6 were numerically simulated with/without phase transformation consideration. The effect of the carburizing and quenching process on the distortion was quantified by orthogonal experiment. In order to verify the analysis results, the carbon content of the surface and distortion were determined by carburizing-quenching experiment. In the initial process, the thermal strain was about 2 times of the phase transformation strain. The order of F ratio of all process parameters in the orthogonal experiment from large to small was carburizing temperature (1.74), quenching temperature (1.546), carbon potential (1.448), pre-heating temperature (0.603) and oil temperature (0.473). The optimized process parameters were carburizing temperature

收稿日期: 2018-08-23; 修订日期: 2018-11-24

Received: 2018-08-23; Revised: 2018-11-24

作者简介: 王鑫(1981—), 男, 博士, 讲师, 主要研究方向为齿轮热处理。

Biography: WANG Xin (1981—), Male, Doctor, Lecturer, Research focus: gear heat treatment.

通讯作者: 顾敏(1957—), 男, 博士, 研究员, 主要研究方向为金属材料及热处理。邮箱: hnjdxy@163.com

Corresponding author: GU Min (1957—), Male, Ph. D., Researcher, Research focus: metal materials and heat treatment. E-mail: hnjdxy@163.com

880 ℃, quenching temperature 790 ℃, preheating temperature 500 ℃, carbon potential 0.8%, and oil temperature 80 ℃. After optimization, the distortion rate was reduced by 28.5% and the distortion analysis results corresponded well with the experimental results. The thermal strain caused by thermal expansion takes the initiative to distort the sample and counteracts and exceeds the transformation strain. Carburizing temperature, carbon content and quenching temperature have a greater effect on distortion of gear alloy.

KEY WORDS: distortion; transformation strain; thermal strain; mechanism; orthogonal experiment

在热处理过程中，升温加热会使工件体积膨胀，当温度达到奥氏体转变温度时，会因奥氏体转变而使体积变小。而在降温冷却时体积收缩，当温度降到相变点时，奥氏体要向其他组织发生转变，体积又会膨胀。因此无论加热，还是冷却，工件的热应变与相变应变趋势刚好相反，试样最终的变形趋势是两种应变相互抗衡的结果。在渗碳淬火工艺中，工件表层和芯部具有较高的碳含量差异，碳含量的变化不仅会影响工件的热膨胀系数，进而影响热应变的大小，还会改变工件的马氏体转变温度和体积变化，导致工件表层和芯部在淬冷时具有较大的温度变化和相变差异，其热和相变应变的综合作用更加复杂，工件的变形更突出，因此分析热和相变应变各自在渗碳淬火畸变中的作用，对于掌握渗碳淬火畸变的机理和规律具有重要意义^[1-2]。

热处理过程是温度场、组织场和应力场相互耦合的复杂非线性物理过程，数值模拟技术作为一种有效的研究手段，已经成为热处理发展的主流方向之一^[3-5]。由于温度场和相变场之间存在相互作用，很难将其直接单独分离进行分析，一般数值模拟技术都是同时考虑温度-相变-应力场，而得到畸变结果。虽然两者各自对畸变的作用大小并没有得到量化分析，但是可以利用数值模拟技术，通过单独考虑温度场和同时考虑温度-相变的方法（考虑相变和不考虑相变模型），间接将热应变和相变应变的作用分开，从而更加清楚地掌握工件的畸变机理和规律。

渗碳淬火是齿轮合金钢的主要热处理方式，材料畸变性能对齿轮等工件的畸变具有决定性的作用，目前国际上普遍采用 C 形畸变试样来测试齿轮合金钢的畸变性能。如李宝奎等^[6]研究了锻造比、碳势、淬火和渗碳温度等工艺对 20CrMnMo 钢热处理畸变的影响，并通过优化的工艺参数使畸变得到较好控制。顾敏等^[7]比较了四种常见齿轮钢的淬透性，总结出了淬透性越高，试样畸变越大的结论。张忠和等^[8]研究了预备热处理方法对 12Cr2Ni4 钢渗碳淬火畸变量的影响，得到了调质工艺要比正火工艺畸变小的结论。上述研究成果都是在大量实验的基础上得出的，费时费力，且不能得到畸变过程的中间结果，更不能很好地解释畸变机理，很难做到工艺的精确控制。

基于上述现状，C 形试样的畸变指标又常以开口距离为标准，开口距离主要受试样体积和尺寸的变

化，即热应变和相变应变的影响，因此本文借助 C 形畸变试样作为分析模型，通过考虑相变和不考虑相变两种模型，间接分析热应变和相变应变各自对工件畸变的作用，得到渗碳试样的畸变机理和规律，并通过正交试验来考察热处理工艺对畸变的影响。

1 试验材料和分析模型

试样材料选择近年来引用的典型重载齿轮合金钢 17CrNiMo6，该材料具有优良的综合力学性能和较高的性价比，其主要合金元素成分含量如表 1 所示。利用 JmatPro 软件分析出材料的等温转变曲线（TTT 曲线），如图 1 所示。由 TTT 曲线可知，马氏体转变温度 Ms 为 375.7 ℃。

表 1 试验材料 17CrNiMo6 的主要合金元素含量
Tab.1 Content of the main alloying elements
in the test material 17CrNiMo6

wt. %							
C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	S	p
0.17	0.27	0.65	1.61	0.29	1.57	0.001	0.007

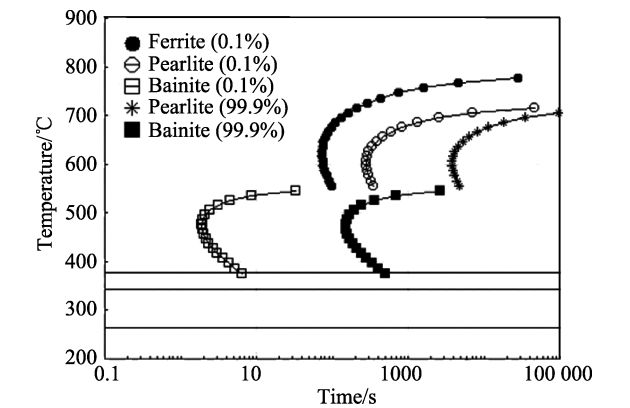


图 1 17CrNiMo6 材料的 TTT 曲线
Fig.1 TTT curve of 17CrNiMo6 material

C 形开口畸变试样结构如图 2 所示，经四面体网格划分为 60 000 个网格单元，有限元分析模型如图 3 所示。初始渗碳淬火工艺设计为：预热到 650 ℃后渗碳，渗碳温度 900 ℃，碳势为 1%，预冷至淬火温度 820 ℃并保温 2 h 后，快速在淬火油 KR128 中淬冷，最后在空气中冷却 2 h。畸变指标取试样的最大开口尺寸为畸变量，为了便于分析，在 C 形开口处和试

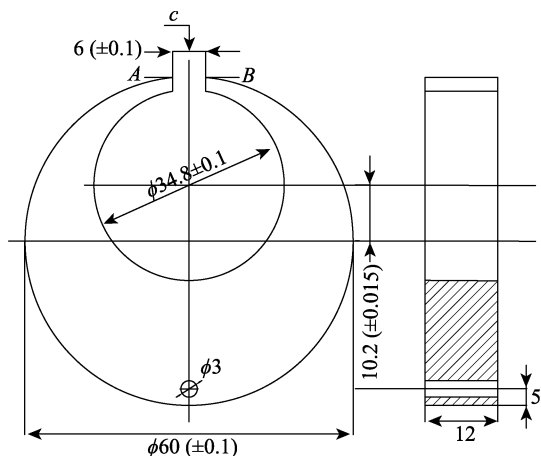


图2 畸变试样
Fig.2 Distortion sample

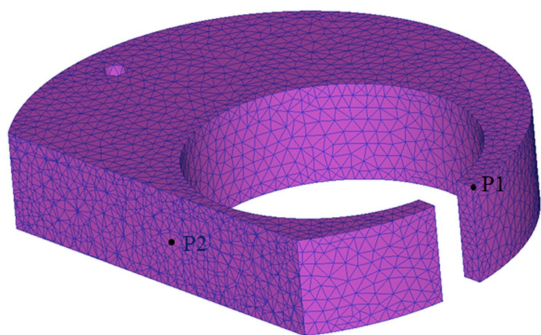


图3 分析模型
Fig.3 Analysis model

样剖面处分别提取 P1 点和芯部 P2 点的相关分析结果。

为了验证分析结果,畸变试样在 108 kW 的井式气体渗碳炉中进行渗碳,渗碳过程的碳势由氧探头计算机自动控制系统控制。温度控制精度为 $\pm 1^\circ\text{C}$,碳势控制精度为 $\pm 0.02\%$,炉内碳势均匀性 $\leq \pm 0.05\%$ 。渗碳后,使用 X-350A 型光谱分析仪测量渗碳试样表面的含碳量,最后利用数显游标卡尺测量畸变量。

2 畸变分析模型

2.1 应变模型

渗碳淬火变形一般相对整体尺寸较小,可视为小变形条件,变形包含弹性应变、塑性应变、热应变、相变应变和相变塑性应变等。由于本畸变以 C 型开口距离为指标,故主要考虑热应变与相变应变的作用。热应力和相变应变的计算如式 1 和式 2 所示^[9]。

$$d\varepsilon^{\text{th}} = \sum_{k=1}^5 m_k \alpha_k dt \quad (1)$$

$$d\varepsilon^{\text{tr}} = \sum_{k=2}^5 dV_k \beta_k^t \quad (2)$$

式中, m_k 为 k 组织的体积分数, α_k 为 k 组织的热膨胀系数 ($1/^\circ\text{C}$) ($k=1, 2, 3, 4, 5$, 依次代表奥氏体、铁素体、珠光体、贝氏体和马氏体), dV_k 为奥氏

体转变为 k 组织的体积分数, β_k^t 为温度为 t 时奥氏体分解为 k 组织时的比体积 (mm^3/kg)。表 2 所示为 17CrNiMo6 材料各相组织的热膨胀系数 α 。渗碳过程中碳原子扩散进入奥氏体中,碳含量的增多会影响奥氏体的热膨胀系数,故奥氏体的热膨胀系数要考虑碳含量的影响。

表 2 17CrNiMo6 材料的热膨胀系数

Tab.2 Thermal expansion coefficient of 17CrNiMo6 material

$\times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$				
Austenite	Ferrite	Pearlite	Bainite	Martensite
2.46(0.8% C)	1.2	1.2	1.3	1.1
2.35(0.18% C)				

奥氏体向铁素体、珠光体、贝氏体和马氏体转变时,体积变大,铁素体转变受温度的影响较小,设为恒值 $0.01 \text{ mm}^3/\text{kg}$ 。其他相转变时,比体积与温度和碳含量的关系如图 4 所示。

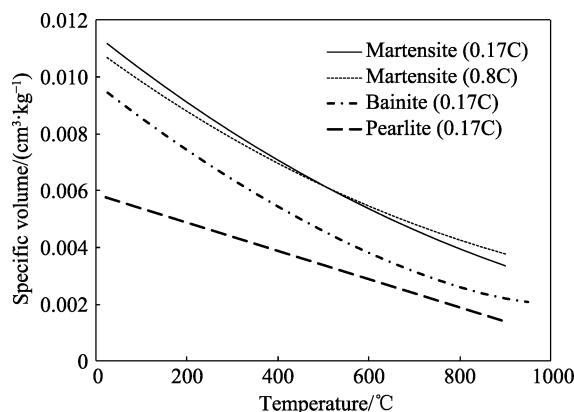


图4 比体积变化曲线
Fig.4 Specific volume change curve

由前述,热应变和相变应变与渗碳淬火工件的温度场和含碳量密切相关,故首先需建立渗碳和温度场分析模型,得到工件碳含量和温度的分布结果,进而再考虑碳含量对相变的影响,并建立相变动力学模型。

2.2 渗碳模型

根据菲克扩散定律^[10],列出方程:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} \quad (3)$$

初始条件:

$$C(x, 0) = C_0 \quad (4)$$

第三类边界条件:

$$D \left(\frac{\partial C}{\partial t} \right)_{x=0} = \beta (C_s - C_p) \quad (5)$$

式中, C 为碳浓度, t 为渗碳时间 (s), x 为距离工件表面的距离 (mm), C_0 为工件原始碳浓度 ($\%$), C_s 为工件表面碳浓度, C_p 为渗碳碳势, D 为碳在工

件中的扩散系数 (mm²/s), 与温度和碳含量两种因素有关, 取值如图 5 所示。 β 为气相与工件表面之间碳的传递系数 (mm/s), 根据文献[11], 将传递系数 β 取值为 0.000 112 3 mm/s。

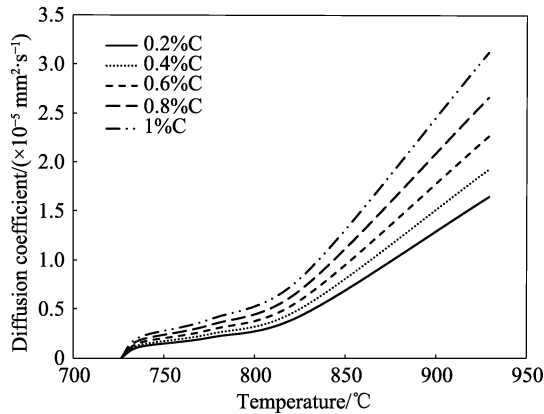


图 5 材料扩散系数
Fig.5 Material diffusion coefficient

2.3 温度场模拟

对于非稳态导热问题, 根据傅里叶定律和能量守恒原则, 并同时考虑相变潜热的影响, 得到温度场方程^[12]:

$$\rho c t - \frac{\partial}{\partial x_i} \left(k \frac{\partial t}{\partial x_i} \right) + \sum \rho_l l_i \dot{\xi}_i = 0 \tag{6}$$

式中, p 、 c 、 k 分别为密度 (kg/m³)、热熔 (J/(kg·°C)) 和导热系数 (W/(m·°C)), l_i 为第 i 相产生时的相变潜热 (J/m³)。热传导边界条件包含试样与淬火介质的对流换热系数 h 以及流体介质的温度 t_f , 如式 7 所示。

$$-k \frac{\partial t}{\partial x_i} n_i = h(t_s - t_f) \tag{7}$$

式中, n_i 表示工件的边界范围, t_s 为工件表面温度 (°C), t_f 为流体介质的温度 (°C), h 为换热系数 (kW/(m²·°C))。本次使用 KR128 快速淬火油, 其换热系数随温度变化的曲线如图 6 所示。

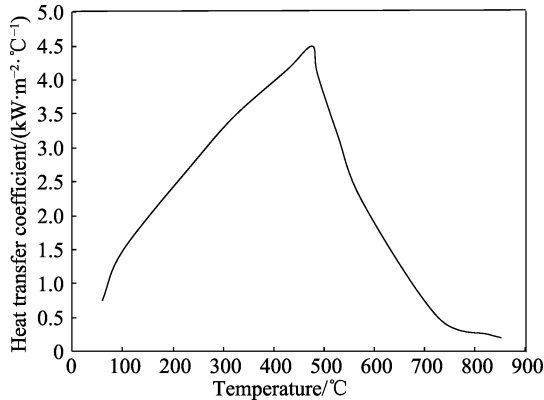


图 6 快速淬火油的换热系数
Fig.6 Heat transfer coefficient of rapid quenching oil

2.4 相变动力学方程

扩散型相变中, 采用 KJMA 模型计算^[13], 如式 8 所示。

$$\xi = 1 - \exp(-kt^n) \tag{8}$$

式中, ξ 为相变量的体积分, k 和 n 是材料参数, 可从钢的 TTT 曲线图求出。

马氏体转变属非扩散性相变, 渗碳淬火工艺中, 马氏体转变需同时考虑温度和碳浓度的影响, 用公式 9 来表示^[14]。

$$\xi_M = 1 - \exp(\psi_1 t + \psi_2 (C - C_0) + \varphi_4) \tag{9}$$

ψ_1 和 ψ_2 分别为温度和碳浓度的影响系数, φ_4 为常数, C_0 为原始碳浓度 (%)。根据 TTT 曲线, 当碳含量为 0.17% 时, M_s 为 375.7 °C。另根据 Lee 和 Park 的结论^[15], 马氏体转变温度 M_s 与碳含量的关系为:

$$M_s = 475.9 - 335.1C - (34.5Mn + 1.3Si + 15.5Ni + 13.1Cr + 10.7Mo + 9.6Cu) + 11.67 \ln(d_r) \tag{10}$$

式中, 各符号代表该合金元素中的质量分数, d_r 代表晶粒平均直径 (μm), 这里取值为 16 μm。当渗碳后碳含量增加到 0.79% 时, 其马氏体转变温度 M_s 为 174.5 °C, 根据不同碳含量下的马氏体转变温度, 得到公式 9 中的参数如表 3 所示。

表 3 17CrNiMo6 材料马氏体转变参数
Tab.3 Martensitic transformation parameters
of 17CrNiMo6 material

ψ_1	ψ_2	φ_4
0.020 395	6.7637	-7.684 8

3 结果与讨论

3.1 试样碳含量和组织

从图 7 中可看出, C 型畸变试样经渗碳后, 外表面棱角和开口处的碳浓度最高, 最大为 0.788%, 实验测得开口处表面碳浓度为 0.79%, 模拟结果与实验结果基本相符。芯部碳浓度基本保持不变, 而从表面到芯部, 碳浓度不断降低, 具有一定的碳浓度梯度。

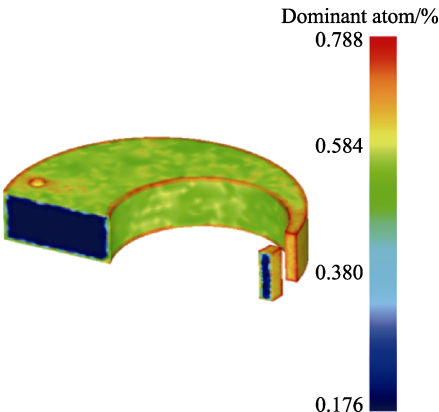


图 7 碳含量结果
Fig.7 Carbon content results

图8为渗碳淬火后马氏体的分布结果,C型畸变试样的马氏体转变量范围为75.8%到96.7%,芯部马氏体转变量最高,碳浓度较高的表面马氏体转变量较小。这主要是由于表面碳浓度较高,降低了马氏体转变温度,最低马氏体转变温度为174.5℃,而芯部马氏体转变温度为375.7℃,且试样截面厚度较小,两者淬冷时冷却速度相差不大,芯部先于表面达到马氏体转变温度,发生马氏体转变,故马氏体转变量比表面多。

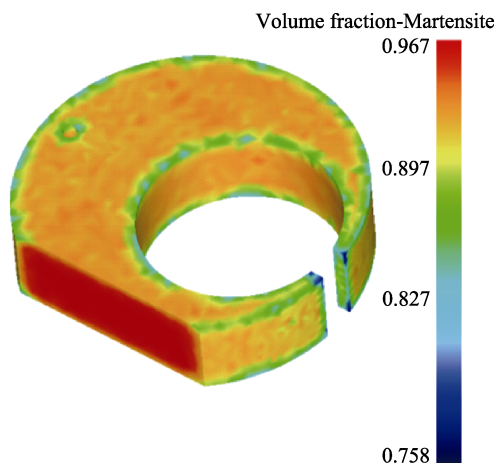


图8 马氏体含量
Fig.8 Martensite content

图9所示为提取的P1点和P2点在油淬过程中的马氏体变化曲线。从图中可看出,油淬5s时,P1点还没有发生马氏体转变,P2点马氏体含量已经达到25.8%,而后两点的马氏体含量迅速变大,最终P1点的马氏体含量为72%,P2点的马氏体含量为95.8%,即芯部节点P2比表面节点P1提前5s先发生马氏体转变,且最终马氏体含量高出23.8%。

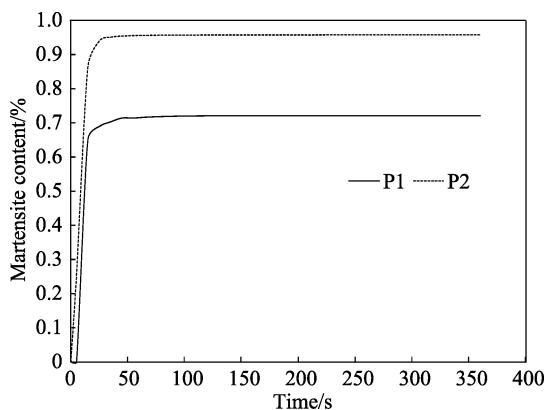


图9 两节点马氏体含量变化
Fig.9 Martensite content change at two nodes

图10为残余奥氏体的含量分布,由于表面和开口处碳含量最高,发生的马氏体转变较少,故残留了较多的奥氏体,最高达到22%。因此从相变结果来看,

芯部先发生低碳马氏体转变,转变后,芯部马氏体强度较高,当温度下降到表面的马氏体转变温度时,芯部马氏体会阻碍表面由于发生高碳马氏体转变而引起的体积变大,使淬火时温度下降引起的体积收缩更为突出。

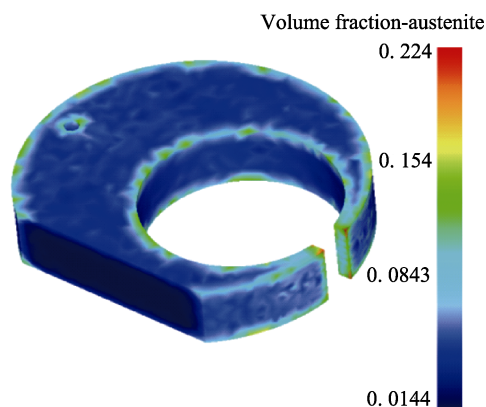
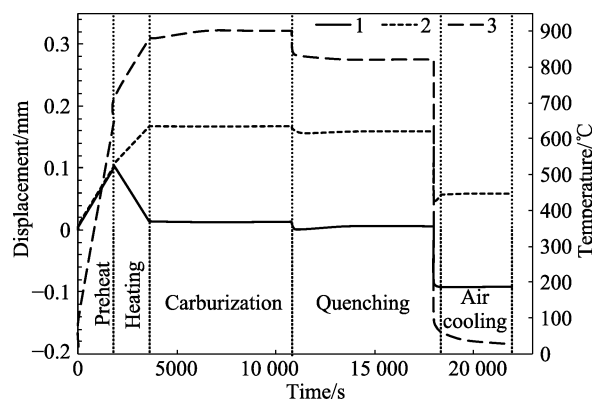


图10 残余奥氏体含量
Fig.10 Residual austenite content

3.2 畸变过程分析

图11所示为分析计算的试样开口处P1点的畸变和温度变化曲线。为了对比热应变和相变应变对节点P1畸变的影响,按照考虑相变和不考虑相变两种分析模型分别进行分析。曲线1为同时考虑相变和热应变的P1点位移变化曲线,曲线2为相同工艺下,仅考虑热应变影响而不考虑相变的P1点位移变化曲线,位移为正说明P1点向缩小开口方向发生位移,位移为负说明P1点向扩大开口方向发生位移,曲线3为P1点的温度变化曲线。



1—Displacement curve considering thermal and phase transformation stress; 2—Displacement curve considering thermal stress; 3—Temperature curve

图11 畸变试样的位移和温度曲线
Fig.11 Displacement and temperature curves of distortion sample

初始状态的材料设定为100%的铁素体,在预热过程中,预热温度仅为650℃,铁素体不会发生相

变,故 P1 点的变形随着温度的升高而向缩小开口的方向迅速受热并膨胀变形,曲线 1 和曲线 2 的变化一致。根据材料的 TTT 曲线,铁素体开始向奥氏体转变的温度为 780 ℃,铁素体转变为奥氏体时,由于晶格结构的不同,会发生体积收缩,比体积为负值,P1 点会向着扩大开口的方向变形,因此当加热温度超过 780 ℃时,开始发生铁素体向奥氏体的相变。刚开始奥氏体的转变量较少,而且奥氏体的热膨胀系数比铁素体的热膨胀系数大,故 P1 点的变形还是以向缩小开口方向位移为主。随着奥氏体转变的快速进行,由于相变引起的体积缩小量迅速变大,故 P1 点的变形会向着扩大开口的方向进行,两种影响综合作用使 P1 点位移变小,但由于相变引起的变形有限,P1 点还存在少许朝缩小方向的位移,如曲线 1 所示。当时间到达 3600 s、温度达到 900 ℃时,奥氏体转变完成,此时试样组织为大量奥氏体和少量铁素体。由于不考虑相变,试样组织始终为铁素体,故随着温度的升高,试样位移继续朝缩小开口的方向膨胀变形(曲线 2)。渗碳过程中,没有发生相变和温度变化,故 P1 点的变形量基本不变。

淬火过程中,温度先下降到 820 ℃,没有相变,故发生了较小程度的冷却收缩,P1 点位移小幅下降,曲线 1 所示为奥氏体冷却收缩,曲线 2 为铁素体冷却收缩,奥氏体的热膨胀系数大于铁素体,故曲线 1 中 P1 点位移下降稍多。然后试样进行油浴淬冷,油浴温度为 60 ℃,P1 点温度在 1 min 内迅速下降到 60 ℃,期间奥氏体向马氏体发生转变,体积会膨胀变大,故马氏体转变会使 P1 点位移向着缩小开口的方向变大,但同时淬冷过程中,马氏体和残余奥氏体组织的冷却收缩也较为强烈,两者使 P1 点的变形方向相反。从曲线 1 上看出,P1 点变形量从 0.006 mm 下降到 -0.093 mm,最终位移为负,说明其最后是向扩大开口的方向发生了位移,故相比马氏体转变,组织冷却收缩引起的位移占据了主动,抵消并超过了相变引起的体积变化,这与前面的马氏体相变结果也相互对应。曲线 2 中由于没有相变,组织还是铁素体,位移量从 0.16 mm 下降到 0.06 mm,变化了 0.1 mm。从图 10 中可看出,P1 点残余奥氏体较多,体积分数为 22% 左右,高碳的奥氏体热膨胀系数比铁素体大,且马氏体的线膨胀系数与铁素体相当,故如果考虑相变,由组织冷却收缩引起的位移变形量应该比 0.1 mm 还要大,根据表 2 数据,如果按照线性原则计算,P1 点冷却收缩的位移变形量粗略计算为 0.2 mm。而从曲线 1 来看,同时考虑相变和收缩,位移变化量约为 0.1 mm,故由相变引起向缩小开口方向的位移为 0.1 mm,冷却收缩引起的位移量是相变引起的位移量的 2 倍,即热应变为相变应变的 2 倍。

空冷过程中,温度又缓慢下降,位移由 -0.093 mm 增大到 -0.09 mm,变形量仍朝着扩大开口的方向微增

了 0.003 mm,最终 P1 点朝着扩大开口的方向发生 0.13 mm 的变形。畸变试样开口处两侧对称,最终的模拟畸变量应为 P1 点位移的 2 倍,即 0.26 mm。在初始工艺下,实验测量的开口尺寸为 6.32 mm,畸变量为 0.32 mm,畸变趋势与模拟结果基本相同,畸变量仅差 0.06 mm,说明该分析模型具有较好的准确性。

3.3 正交试验分析

为了考察渗碳淬火工艺对试样畸变的影响,设计正交试验进行分析。选取渗碳淬火工艺中渗碳温度(A)、淬火温度(B)、碳势(C)、预热温度(D)和油温(E)等 5 个参数作为因素,以 C 型开口畸变试样的畸变量为目标,分别就不考虑相变和考虑相变的分析模型进行分析。每个因素设计 3 个水平,选择 $L_{18}(2^1 \times 3^7)$ 正交表进行正交试验。工艺因素和水平设计如表 4 所示。在不考虑相变的分析模型中,试样始终为铁素体,该组织的弹性和塑形参数均与含碳量关系不大,故没有分析碳势对该模型畸变的影响。

表 4 正交试验设计
Tab.4 Orthogonal experimental design

Level	A/℃	B/℃	C/%	D/℃	E/℃
1	880	790	0.8	No preheating	40
2	900	810	1	500	60
3	925	830	1.15	650	80

为了量化各个工艺参数对畸变的影响程度,利用正交试验得到各个工艺因素对畸变的 F 比值结果,如图 12 所示。 F 越大,代表该元素对畸变的影响越大。根据前面的变形结果,不考虑相变的分析模型,最终开口距离是缩小了;考虑相变模型的开口距离是扩大了,两者变形趋势相反。从图中可看出,对于不考虑相变的分析模型,渗碳温度和预热温度对试样的畸变影响较大。渗碳温度是整个工艺中的最高温度,渗碳温度越高,试样的温度与初始温度相差越大,开口处节点越向缩小开口的方向发生变形,开口距离越小,故渗碳温度对不考虑相变模型的畸变影响最大,说明渗碳温度对试样的热应力影响最大。其次是预热温度,本次设计从无预热到预热保温 650 ℃,水平设计变化较大,对于试样的加热速度影响较大,进而影响试样的热应力,故预热温度影响仅次于渗碳温度。对于考虑相变的分析模型来说,渗碳温度的影响程度也最大,这点与未考虑相变分析模型的影响相同,其次是淬火温度和碳势。淬火温度变化直接影响转变组织的大小和速度,进而影响组织应力。对于碳势,其决定了组织转变时的体积变化,碳势越高,组织转变时的体积变化越大,进而直接影响试样的开口距离。故淬火温度和碳势对试样畸变的影响都较大。

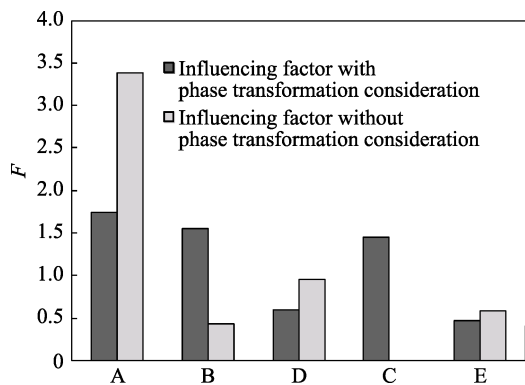


图 12 各工艺因素的 F 值结果
Fig.12 F value results of various process factors

图 13 所示为两种模型各因素在不同水平下畸变的变化趋势。两种模型畸变量都随着渗碳温度的升高而变大，渗碳温度越高，试样的热膨胀量就越大，同时淬冷过程中，由于降温速率较快，试样的冷却收缩就越大，故畸变量就越高。碳势越高，渗入试样中的碳含量越大，高碳区域的马氏体转变温度降低就越多，淬火过程中发生的马氏体转变就越少，残余奥氏体也就越多，使得马氏体转变时体积变化较小，且试样在开口处碳含量和残余奥氏体最多，奥氏体的膨胀系数本身就大，由热膨胀引起的尺寸变化就越大，故随着碳势的增加，其畸变量也越大。由图 4 所示，淬火温度越高，发生马氏体转变时的比体积越大，产生的相变应变越大，故畸变越大。油温越高，试样与淬火油的温差就越小，热应力就越小，故畸变减小，但淬火油本身温度变化范围不大，故对畸变的影响有限。

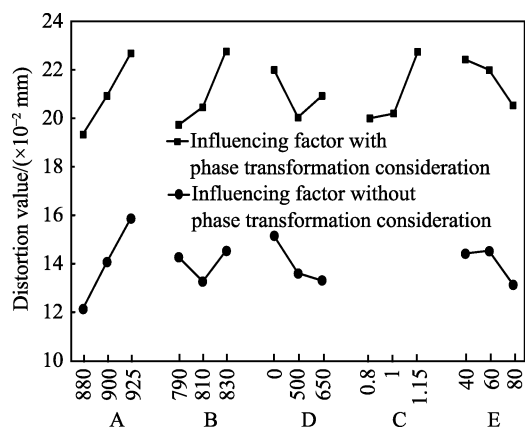


图 13 畸变量在工艺水平下的变化趋势
Fig.13 Distortion trend at the process level

以畸变量最小为目标，考虑相变，得出最佳工艺参数：渗碳温度为 880 °C，淬火温度 790 °C，预热温度为 500 °C，碳势为 0.8%，油温为 80 °C。通过最佳工艺参数，并考虑相变进行畸变分析，得到畸变试样的开口距离为 6.163 mm，变形趋势仍为向扩大开口的方向变形，畸变量为 0.163 mm，相比优化前的最大畸变量 0.228 mm，畸变量减少了 28.5%。为了

验证优化结论，采用该优化工艺进行渗碳淬火试验，试验测量畸变试样的开口尺寸为 6.14 mm，两者畸变量仅差 0.023 mm，误差较小。

4 结论

1) 通过考虑相变和不考虑相变两种模型，分析了 17CrNiMo6 齿轮合金钢渗碳淬火畸变试样的畸变过程，并间接分析了热和相变、应变各自的作用，所分析的畸变结果与实验保持了较好的一致性。

2) 试样畸变的趋势和大小取决于材料物理热效应与相变效应的相互影响，两者趋势相反。通过对该畸变试样畸变过程的分析发现，渗碳后畸变量很小，由热膨胀引起的相变、应变对畸变的影响占据了主动，抵消并超过了相变引起的体积变化，最终使畸变试样开口距离变大。

3) 正交试验结果表明，渗碳温度、碳势和淬火温度对试样的畸变指标影响程度较大。得出的最佳工艺参数为：渗碳温度 880 °C，淬火温度 790 °C，预热温度 500 °C，碳势 0.8%，油温 80 °C。在最佳工艺参数下，畸变量比初始畸变量减少了 28.5%。

参考文献:

- [1] 龙木军, 董志华, 陈登福, 等. 基于热膨胀法与相体积计算模型研究连铸坯冷却过程中奥氏体相变行为[J]. 工程科学学报, 2015, 37(4): 441-446.
LONG Mu-jun, DONG Zhi-hua, CHEN Deng-fu, et al. Investigation on austenite transformation in continuously cast steel based on dilatometry and the phase fraction model[J]. Chinese journal of engineering, 2015, 37(4): 441-446.
- [2] 陈建光. 渗碳淬火齿轮变形控制的研究[J]. 机械传动, 2014, 38(5): 152-156.
CHEN Jian-guang. Research of distortion control for carburized quenching gear[J]. Journal of mechanical transmission, 2014, 38(5): 152-156.
- [3] ZHANG Xing, TANG Jin-yuan, ZHANG Xue-rui. An optimal hardness model for carburizing-quenching of low carbon alloy steel[J]. Journal of central south university, 2017, 24(1): 9-16.
- [4] 潘健生, 顾剑锋, 王婧. 我国热处理发展战略的探讨[J]. 金属热处理, 2013, 38(1): 4-14.
PAN Jian-sheng, GU Jian-feng, WANG Jing. Discussion of heat treatment development strategy in China[J]. Heat treatment of metals, 2013, 38(1): 4-14.
- [5] GU J, WANG J, PAN J. Numerical simulation of heat treatment based on the model with expanded solution domain[J]. Materials performance and characterization, 2012, 1(1): 1-16.
- [6] 李宝奎, 王爱香, 许鸿翔, 等. 工艺对 20CrMnMo 钢渗碳淬火畸变的影响[J]. 机械工程材料, 2007(11): 26-29.

- LI Bao-kui, WANG Ai-xiang, XU Hong-xiang, et al. Effect of technology on the distortion of 20CrMnMo carburizing and hardening steel[J]. *Materials for mechanical engineering*, 2007(11): 26-29.
- [7] 顾敏, 李宝奎, 王爱香, 等. 典型工业齿轮用渗碳钢热处理畸变特性的研究[C]//中国机械工程学会热处理学会第九次全国热处理大会论文集(一). 北京: 中国机械工程学会, 2007: 7.
- GU Min, LI Bao-kui, WANG Ai-xiang, et al. Study on distortion characteristics of heat treatment with carburized steel for typical industrial gear[C]//*Proceedings of the Ninth National Heat Treatment Conference*. Beijing: Heat Treatment Society of Chinese Mechanical Engineering Society, 2007: 7.
- [8] 张忠和, 郭峰, 王飞宇, 等. 12Cr2Ni4 钢预备热处理方法对畸变量的影响[J]. *热处理技术与装备*, 2017, 38(6): 23-26.
- ZHANG Zhong-he, GUO Feng, WANG Fei-yu, et al. Effect of preheat treatment process on distortion for 12Cr2Ni4 steel[J]. *Heat treatment technology and equipment*, 2017, 38(6): 23-26.
- [9] 苏心武, 顾敏. 淬火冷却过程数值模拟的研究现状及展望[J]. *金属热处理*, 2008, 33(6): 1-5.
- SU Xin-wu, GU Min. Research status and prospects of the numerical simulation of quenching process[J]. *Heat treatment of metals*, 2008, 33(6): 1-5.
- [10] KIM N K, BAE K Y. Analysis of deformation in the carburizing-quenching heat treatment of helical gears made of SCM415H steel[J]. *International journal of precision engineering and manufacturing*, 2015, 16(1): 73-79.
- [11] 张星, 唐进元. 17CrNiMo6 钢内齿圈渗碳仿真关键技术研究[J]. *金属热处理*, 2015, 40(3): 185-189.
- ZHANG Xing, TANG Jin-yuan. Key technology in carburizing process simulation for 17CrNiMo6 steel annular gear[J]. *Heat treatment of metals*, 2015, 40(3): 185-189.
- [12] SUGIANTO A, NARAZAKI M, KOGAWARA M. Distortion analysis of axial contraction of carburized-quenched helical gear[J]. *Journal of materials engineering and performance*, 2010, 19(2): 194-206.
- [13] SCHILLÉ J P, GUO Z L. Modeling phase transformations and material properties critical to processing simulation of steels[J]. *Materials and manufacturing processes*, 2011, 26(1): 137-143.
- [14] SUGIANTO A, NARAZAKI M, KOGAWARA M, et al. Numerical simulation and experimental verification of carburizing-quenching process of SCr420H steel helical gear[J]. *Journal of materials processing technology*, 2009, 209(7): 3597-3609.
- [15] LIU Y, QIN S, HAO Q, et al. Finite element simulation and experimental verification of internal stress of quenched AISI 4140 cylinders[J]. *Metallurgical & materials transactions A*, 2017, 48(3): 1-12.