9Cr18Mo 钢圆柱试件淬火过程的数值模拟

郭林林[1], 王 清[1], 孙东立[1], 武高辉[1], 刘学侃[2], 王宏计[2], 唐雪明[2]

(1. 哈尔滨工业大学 材料科学与工程学院, 哈尔滨 15000, guolinhit@163.com;2. 西安飞行自动控制研究所, 西安 710065)

摘 要: 采用有限元分析方法,利用 ANSYS 软件模拟 9Cr18Mo 钢圆柱形试样淬火冷却过程,得到淬火冷却曲线、残余应力随淬火时间变化曲线、残余应力沿圆柱体轴向分布曲线和试样最终轴向伸长量. 分析结果表明,在热应力和组织应力的共同作用下淬火过程中试样应力状态变化复杂,最终的应力状态以组织应力为主. 试样表面残余应力和试样轴向伸长的计算结果与测量结果符合的很好.

关键词: 9Cr18Mo 钢;淬火;数值模拟;有限元

中图分类号: TG111.5 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2010)05-0759-04

Numerical simulation on quenching process of a cylindrical specimen of 9Cr18Mo steel

GUO Lin-lin[1], WANG Qing[1], SUN Dong-li[1], WU Gao-hui[1], LIU Xue-kan[2], WANG Hong-ji[2], TANG Xue-ming[2]

(1. School of Materials Science and Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China, guolinhit@163.com; 2. Xian Institute of Flight Automatic Controlling, Xian 710065, China)

Abstract: The finite element analysis method was applied to the simulation of quenching process of a cylindrical specimen of 9Cr18Mo steel. The cooling curve of quenching process, the variation curve of residual stress with the time, the distribution of residual stress along the axial dimension and the axial deformation of the specimen were obtained. It is found that the stress state in the specimen during quenching is complicated due to the thermal stress and the structure stress. In the end of the process, the stress state mainly relies on the structure stress. The calculated results of residual stress on the surface and the axial deformation of the specimen agree well with experimental results.

Key words: 9Cr18Mo steel; quenching; numerical simulation; finite element

9Cr18Mo 钢属于马氏体不锈钢,具有较好的尺寸稳定性,可用于制造套阀类零件[1]. 对 9Cr18Mo 钢圆柱工件进行的工艺实验研究结果表明,淬火后工件轴向伸长量较大,淬火后工件尺寸的变化与淬火过程中产生的热应力和组织应力有关[2-5]. 由于工件的变形量超差,不能满足加工技术要求,严重影响零件的装配和使用性能.

淬火过程涉及换热系数和相变潜热等复杂的非线性问题,利用有限元方法模拟计算淬火过程中试样的温度场、应力场和组织转变是解决该问题的一种有效方法[6-7]. 本文在考虑材料热物性参数、界面换热系数随温度的非线性变化以及相变潜热的情况下,采用有限元方法模拟 9Cr18Mo 钢圆柱形试样的淬火过程,分析预报试样淬火变形量和应力场变化,并与实验结果进行了对比.

1 计算模型

考虑淬火过程中相变潜热以及材料热物性参数和对流换热系数随温度变化等非线性因素,对于三维柱坐标系,淬火过程中热传导方程以及相应的初始条件和边界条件可以表示为[8]:

$$\lambda\left(\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial T}{\partial r}\right)+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right)+q'=\rho Cp\frac{\partial T}{\partial t}. \quad (1)$$

$$T(r,\theta,z,t)=T_{\text{initial}}-\lambda\left.\frac{\partial T}{\partial n}\right|_s=H_k(T_w-T_c). \quad (2)$$

式中: r, θ, z 分别为坐标变量; q' 内为内热源强

收稿日期: 2009-09-27.
基金项目: 航空基金资助项目(2007ZE18).
作者简介: 郭林林(1986—),男,硕士研究生;
孙东立(1958—),女,教授, 博士生导师;
武高辉(1955—),男,教授, 博士生导师.

度,这里就是相变潜热; T 为温度, ℃; t 为时间, s; ρ 为材料密度, (kg/m^3); C_p 为定压比热, [J/(Kg℃)]; λ 为热导系数,[W/(m · ℃)]; H_k 为换热系数, [w/(m^2℃)]; T_w, T_c 分别为试样表面温度和淬火介质温度, ℃; 计算时认为 ρ、λ、C_p 均是各向同性的,并且只依赖于温度变化.

淬火过程试样变形采用弹塑性模型,总应变 $\{d\varepsilon\}^t$ 由 3 部分组成[9]:

$$\{d\varepsilon\}^t = \{d\varepsilon\}^e + \{d\varepsilon\}^p + \{d\varepsilon\}^{th}. \quad (3)$$

式中: $\{d\varepsilon\}^e$ 为弹性应变增量, $\{d\varepsilon\}^p$ 为塑性应变增量, $\{d\varepsilon\}^{th}$ 为热应变和相变应变增量.

2 等效热容法计算相变潜热

研究表明: 淬火后材料组织为马氏体和残留奥氏体. 由于实验使用的试样尺寸比较小,在淬火过程中只发生马氏体相变,因而模拟计算中仅考虑马氏体转变带来的相变热效应,而且根据 Magee 公式,淬火马氏体转变体积分数 y 只与温度 T 有关[10].

$$y = 1 - \exp(-0.011(M_s - T)). \quad (4)$$

式中: M_s 为材料马氏体转变起始温度(M_s = 145 ℃).

温度场计算时采用等效热容法计算相变潜热,即把相变潜热等效为相应大小的热容升叠加到热传导方程的热容项中[11-12]为

$$\rho\left(c_p - L\frac{\partial V}{\partial T}\right)\frac{\partial T}{\partial t} = \lambda\left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right). \quad (5)$$

式中: ∂V, ∂T 分别为 ∂t 时间内试样组织和温度的变化增量.

根据 Magee 公式即可得到相变过程中等效热容的计算表达式为

$$c_p - L_M\frac{\partial V}{\partial T} = c_p + 0.011V_M L_M \exp[-0.011(M_s - T)]. \quad (6)$$

3 热物性参数和对流换热系数处理

9Cr18Mo 钢的热物性参数多取自文献[5, 13],并对较高温度区间的参数值进行了必要的插值,如表 1 所示.

表 1 材料性能参数

温度及各相性能	比热 C_p/ [J·(kg℃)$^{-1}$]	导热系数 λ/ [W(m·℃)$^{-1}$]		密度 ρ/ (kg·m^{-3})	热膨胀系数 α/ (10^{-6}·℃$^{-1}$)		弹性模量 E/ GPa	泊松比	塑性模量 H/ GPa	屈服强度 σ_s/ MPa
相组成	A、M	A	M	A、M	A	M	A、M	A、M	A、M	A、M
20 ℃	458	14.24	40.1	7 700	19.5	10.4	222	0.30	3.63	696
200 ℃	502	22.60	37.8	7 700	19.5	10.8	212	0.30	3.25	568
400 ℃	544	23.3	33.7	7 700	19.5	11.6	195	0.30	2.94	527
600 ℃	586	24.0	30.1	7 700	19.5	12.0	162	0.30	2.8	502
800 ℃	611	23.45	–	7 700	19.5	12.0	115	0.30	2.43	322
1 000 ℃	636	25.96	25.5	7 700	19.5	12.0	96	0.30	–	230
1 100 ℃	666	28.47	–	7 700	19.5	12.5	79	0.30	–	140

注:A,M 分别为奥氏体和马氏体.

根据文献[13]报道淬火换热系数曲线,试样在 20#机械油的淬火换热系数随温度变化,对曲线进行近似拟合,结果为

$H = 335.327\,0$, $0 \leqslant T \leqslant 75$ ℃.

$H = 645.740\,22 - 13.463\,84T + 0.202\,9T^2 - 0.001\,3T^3 + 3.365\,92 \times 10^{-6}T^4$, $75 \leqslant T \leqslant 225$ ℃.

$H = 714\,659.879\,28 - 11\,550.161\,45T + 69.552\,9T^2 - 0.184\,65T^3 + 1.826\,05 \times 10^{-4}T^4$, $225 \leqslant T \leqslant 270$ ℃

$H = -1825 + 16T$, $270 \leqslant T \leqslant 310$ ℃.

$H = -256\,385.065\,5 + 2\,677.298\,72T - 10.417\,27T^2 + 0.018\,2T^3 - 1.207\,76 \times 10^{-5}T^4$, $310 \leqslant T \leqslant 370.83$ ℃.

$H = 14\,237.363\,64 - 28.636\,36T$, $370.83 \leqslant T \leqslant 450$ ℃.

$H = 102\,041.849\,66 - 703.073\,97T + 1.852\,70T^2 - 0.002\,19T^3 + 9.775\,321\,0^{-7}T^4$, $450 \leqslant T \leqslant 600$ ℃.

计算时利用 ANSYS 软件将换热系数拟合结果编制成函数进行加载.

4 计算结果与分析

实验采用的试样为直径 12 mm、长度为 100 mm的圆柱体,计算时选用国际单位制,根据对称性取整体试样的 1/8 作为计算模型,采用体扫略(或称体扫掠,指从源面网格扫掠贯穿整个体将未划分网格的体生成单元) + 换热表面细化划分方式,用 solid90 单元进行网格划分,得到13 361个节点,2 640 个单元,划分结果如图 1 所示.

图 1 中 A_1、A_2、A_3 分别代表 YOZ、XOZ、XOY 面. 设置3 个特征考察点(坐标均以 m 为单位):柱体中心点A(0, 0, 0),柱体侧面中点B(0, 0.006, 0),底面和侧面交点 C(0, 0.006, 0.05). 试样内

初始温度均匀分布，为1 050 ℃，然后直接淬至20 ℃ 的20# 机械油中，假设试样表面各处换热系数全都相同，由于柱体对称性可知 A_3 面上热流密度为零.

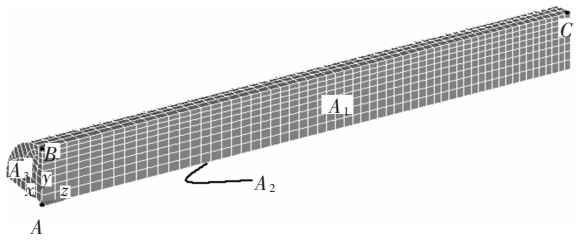
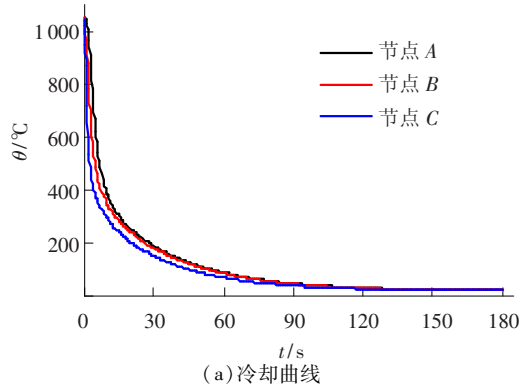
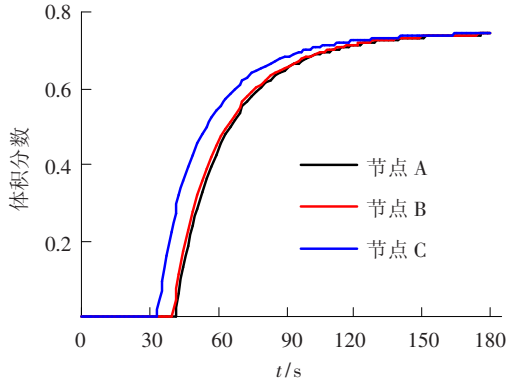


图 1　网格划分结果

图 1 中节点 A、B 及 C 的冷却曲线如图 2(a)所示. 从图 2(a)中可以看出，由于试样径向尺寸较小，淬火过程中试样表面和心部的温差较小. 图 2(b)为淬火过程中的马氏体转化量与淬火时间的关系. 根据温度场计算结果，*C* 点温度要比 *B* 点温度下降速度快，从而首先达到 M_s 点发生马氏体转变，这是因为 *C* 点处于试样的端部，相对于 *B* 点散热较快. 而温度下降趋势较为相近的 *A* 和 *B* 两点组织转变时间较为接近，并且 180 *s* 时各处马氏体转变基本结束.



(a)冷却曲线



(b)马氏体转变量

图 2　淬火过程中试样表面和心部节点的冷却曲线和马氏体转变量随时间变化曲线

应力计算设定淬火起始温度作为参考温度，即设定淬火加热温度 1 050 ℃时试样应力水平为零. 由于热应力和组织应力的共同作用，试样内部应力分布变得复杂，在淬火初期由于试样表面冷却较快，处于收缩状态而受拉应力作用，心部受压应力作用，如图 3 所示.

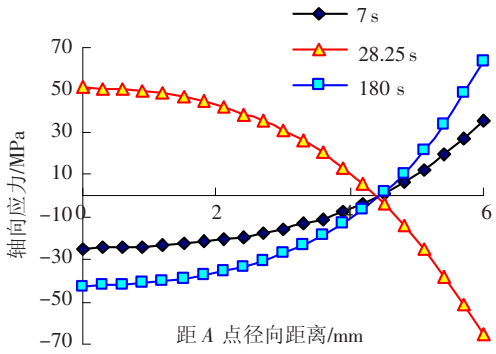
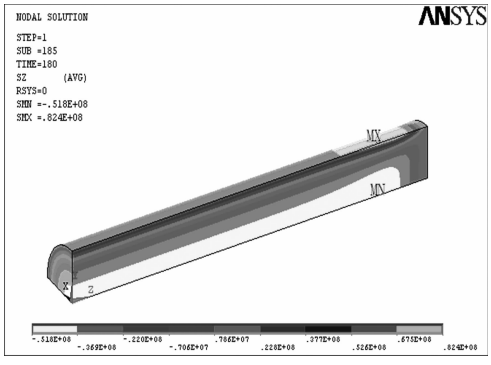
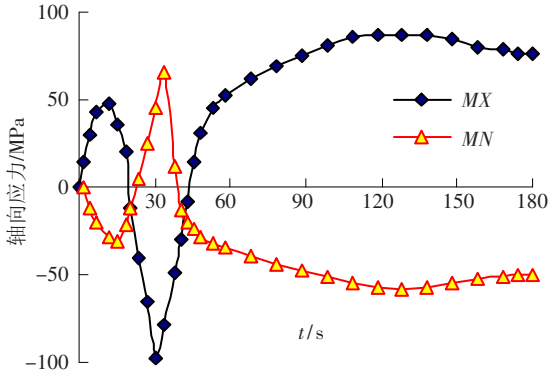


图 3　油淬后不同时间工件内轴向应力分布

图 4(a)为淬火完成时试样轴向应力分布图. 可以看出，淬火结束时试样表面仍为拉应力，最大值分布在接近端部的区域内，为 82.4 MPa，试样心部为压应力状态，压应力最大值为 −51.8 MPa. 而在试样端部底面上分布着比较小的拉应力. 为了考察应力水平随时间的变化过程，选取最大轴向应力分布点 *MX* 和相应轴心节点 *MN*，其轴向应力随时间变化如图 4(b)所示.



(a)轴向应力分布图



(b)特征节点 *MX*，*MN* 应力变化

图 4　淬火结束时轴向应力分布和特征节点 *MX*，*MN* 应力随时间变化曲线

淬火开始后，由于试样表面较心部先冷，表面先收缩而处于拉伸状态，心部则处于压缩状态，随着淬火过程进行温度梯度增大，表面达到最大拉应力约为 47.7 MPa，由于试件径向尺寸比较小，

心部也几乎在同时达到压应力最大值,但是比表面应力值小,约为 -31.5 MPa. 这时的应力主要是温度差造成的热应力. 随着温度下降,试样内外温度梯度也下降,表面所受到的轴向拉应力不断减小. 在降温开始一段时间后,心部和表面温度差不断减小,心部所受到的压应力也减小. 若不发生组织转变,则表面和心部应力将缓慢减小,达到零值后逐渐反向,最终达到稳定状态.

由图2(b)看出,冷却约30 s后 C 点处先达到 M_s 点而发生马氏体转变,由于马氏体转变引起的体积膨胀为 $1.984\,9\times10^{-3}$,远高于由于温度变化引起的材料的热收缩(奥氏体的热膨胀系数为 $1.909\,3\times10^{-5}$/℃,马氏体的热膨胀系数为 $1.056\,4\times10^{-5}$/℃). 相变引起体积膨胀使得试样表面由拉应力状态迅速转变为压应力状态,随着温度的降低,转变区由表面向心部推移. 次表层的相变减小了表层的压应力,在大约44 s时应力再次反向变为拉应力,并逐渐增加最终趋于稳定. 心部则由于表面膨胀导致压应力下降,并随着表面应力状态变化而由压应力变成拉应力状态. 由图2(b)试样组织转变曲线能够看出,表面组织转变开始后不久,心部亦发生组织转变,导致心部拉应力下降. 并且在40 s左右发生应力反向,再次成为负值并慢慢趋于稳定. 180 s淬火完成时形成如图4(a)所示的表面拉应力心部压应力的组织型应力状态分布,相应的试样最终轴向伸长量为0.525 mm.

5 实验测量结果检验

测量残余应力的试验设备XSTRESS3000型X射线应力分析仪. 测试电压30.2 kV,电流6.66 mA,曝光时间24 s,测量角度135°、120°、90°、60°、45°,测量层深0.2 mm. 采用与模拟同尺寸的圆柱体试样,测量图4(a)中距端部8 mm的 MX 处应力值. 测量之前淬火热处理为:以15 ℃/min的速率加热到750 ℃,保温15 min后再加热到淬火温度,保温15 min均匀透热后淬入20#机械油中.

1 050 ℃淬火试样轴向应力测量结果为82.7 MPa,由图4(b)看出1 050 ℃轴向应力计算最大值为82.4 MPa,计算结果和实验结果基本符合.

试样轴向尺寸变化采用的测量仪器为德国产型号UMM-500三坐标测量仪,淬火过程试样原长100.014 mm,淬火后试样长度为100.341 mm,伸长量为0.327 mm,与计算结果在同一数量级范围内.

6 结 论

1)计算结果表明,在热应力和组织应力共同作用下,试样应力状态变化比较复杂,淬火过程中多次反向,最终的应力状态以组织应力为主;

2)淬火试样表面最大轴向应力计算结果为82.4 MPa,XRD测量结果最大值为82.7 MPa;淬火后试样轴向伸长量计算结果为0.525 mm,测量值为0.327 mm;实测值与计算结果0.525 mm基本吻合.

参考文献:

[1] 李海生. 高碳马氏体不锈钢9Cr18Mo生产工艺的改进[J]. 特钢技术, 2002, 10(2): 30-34.

[2] 王 清, 李波, 孙东立, 等. 440C钢管热处理轴向尺寸变化规律与工艺控制[J]. 材料热处理学报, 2009, 30(3): 119-122, 140.

[3] YANG J R, YU T H, WANG C H. Martensitic transformations in AISI 440C stainless steel[J]. Materials Science and Engineering: A, 2006(438-440): 276-280.

[4] OZBEK I, SEN S, IPEK M, *et al.* A mechanical aspect of borides formed on the AISI 440C stainless-steel[J]. Vacuum, 2004, 73(3/4): 643-648.

[5] 李波. 热处理过程中440C钢的尺寸控制及尺寸稳定性研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2007.

[6] RETI T, FRIED Z, FELDE I. Computer simulation of steel quenching process using a multi-phase transformation model[J]. Computational Materials Science, 2001, 22(3/4): 261-278.

[7] MACKERLE J. Finite Element analysis and simulation of quenching and other heat treatment processes A bibliography (1976-2001)[J]. Computational Materials Science, 2003, 27(3): 313-332.

[8] 刘庄, 吴肇基, 吴景之, 等. 热处理过程中的数值模拟[M]. 北京: 科学出版社, 1996: 5-24.

[9] LI Huiping, ZHAO Guoqun, HE Lianfang. Solution of non-linear thermal transient problems by a new adaptive time-step method in quenching process[J]. Applied Mathematical Modeling, 2009, 33(1): 329-342.

[10] BONTCHEVA N, PETROV P, PETZOV G, *et al.* Finite element simulation of strain induced austenite-martensite transformation and fine grain production in stainless steel[J]. Computational Materials Science, 2007, 40(1): 90-100.

[11] 冯晓丹. 几种钢材淬火过程计算机数值模拟优化的研究[D]. 武汉: 武汉大学, 2005.

[12] JANG J W, PARK I W, KIM K H, *et al.* FE program development for predicting thermal deformation in heat treatment[J]. Materials Processing Technology, 2002(130-131): 546-550.

[13] 姚新, 顾剑锋, 胡明娟, 等. 空心圆柱体GCr15钢淬火过程的计算机模拟[J]. 材料热处理学报, 2003, 24(1): 78-81.

(**编辑** 张 红)