

基于预应力加载的淬硬表面强化层厚度预测

马良^{1,2}, 董乐³, 张修铭¹, 修世超¹
(1. 东北大学 机械工程与自动化学院, 辽宁 沈阳 110819; 2. 新疆工程学院 机械工程系, 新疆 乌鲁木齐 830091;
3. 中国第一汽车集团公司技术中心, 吉林 长春 130011)

摘 要: 为评估预应力磨削加工中, 预应力参量对工件表面磨削强化层厚度的影响, 对未调质 45 钢试件施加 0 ~ 100 MPa 不同预应力并进行表面磨削淬硬. 在有限元软件 ANSYS 中用热 - 力顺序加载的办法模拟磨削加工淬硬过程, 分析热相变和加工硬化对加工硬化层厚度的影响, 探讨距切入点不同位置的加工硬化层厚度分布. 硬化层厚度仿真结果与试验数据相符, 误差小于 6%. 同时, 加载预应力导致磨削表面强化层厚度出现小幅减薄 (<10%) 的结果, 证实加载预应力加剧材料组织重分布, 抑制了淬火碳化物的弥散, 但可能并非是利于硬化层厚度增加的因素.

关 键 词: 预应力磨削淬硬; 热相变; 针状马氏体; 加工硬化; 磨削深度; 进给速度

中图分类号: TG 156.33 **文献标志码:** A **文章编号:** 1005-3026(2017)03-0395-05

Surface Grinding Hardness Layer Thickness Prediction Under Pre-stress Loading Condition

MA Liang^{1,2}, DONG Le³, ZHANG Xiu-ming¹, XIU Shi-chao¹
(1. School of Mechanical Engineering & Automation, Northeastern University, Shenyang 110819, China;
2. Department of Mechanical Engineering, Xinjiang Institute of Engineering, Urumqi 830091, China; 3. China FAW Corporation R&D Center, Changchun 130011, China. Corresponding author: XIU Shi-chao, E-mail: maliang7653@sina.com)

Abstract: To evaluate the effect of pre-stress parameter on hardening-layer thickness during grinding process, surface grinding hardening process was applied to unquenched 45 # steel workpiece at different pre-stress (0 ~ 100 MPa) conditions. In a sequence of “thermal-force” loading order, grinding hardening process was simulated using the ANSYS software. Furthermore, how thermal transformation and work hardening influence layer thickness and thickness distribution at different location from grinding wheel’s entry point were discussed. Thickness simulation data shows that the calculation error is less than 6%, indicating that the results are in good agreement with the experimental data. Meanwhile, the pre-stress loading leads to the slight reduction of thickness (<10%) on the surface grinding hardening-layer, which proves that loading pre-stress provokes re-distribution of microstructure, suppresses diffusion of quenched carbide, but probably is not a beneficial factor to increase hardening layer thickness.

Key words: pre-stressed hardening grinding; thermal transformation; acicular martensite; work hardening; grinding depth; feed rate

磨削淬硬强化层厚度是磨削淬硬质量评估的主要指标,也是磨削淬硬工艺的核心参数^[1-2].关于淬硬层的成因,Zarudi等^[3]通过对 AISI4140 钢的平面磨削试验发现:高梯度温度场与应力场综合作用下,工件表层奥氏体快速冷却造成的密集位错促进了细密马氏体形核发育,形成磨削表面的淬硬强化层.刘菊东等^[4]分析了 40Cr 钢工件表面磨削淬硬后的金相组织,发现磨削硬化层是细

小板条型马氏体与孪晶马氏体的混合组织,且因工件在磨削过程中,表层温度达到向奥氏体转变的临界温度(Ac1)后可有效抑制非马氏体组织的产生.其他文献的仿真和试验也证实能通过表面磨削温度场条件间接判断淬硬层厚度值^[5-6].

磨削淬硬效果受工件材料、砂轮特性、磨削用量、磨削方式等诸多因素影响,其中磨削用量中的热相变和加工硬化两个因素一般起主导作用^[7],但磨削进深过大,或工件进给速度太快都将使工件吸收过量磨削热,表面残余拉应力增大和磨削烧伤,属零件表面完整性指标中的消极因素.另外,美国普渡大学学者 Moulik 等按半空间热传导微分方程推导其有限元形式,根据移动热源、工件速度和热流密度条件按牛顿-拉夫森迭代算法,求得表面残余应力和应变仿真数值.证明了接近磨削表面处残余应力总体表现为拉应力,属于工件表面完整性中的不利因素,故在保证淬硬层硬度及厚度的同时,还需注意应力形式及热量的控制^[8].

东北大学修世超等以粒度 F60 白刚玉砂轮对非调质 45 钢做 10~50 μm 小切深磨削,金相组织显微观测结果证实在试验范围内切深参量的改变对抑制磨削热量有明显影响^[9];并提出干磨削去除材料的同时对工件施以一定预拉力,即:预应力磨削淬硬复合加工(pre-stressed hardening grinding, PSHG)方法,残余应力性态调整和磨削淬硬加工同时完成.未调质 45 钢试验发现加载预应力后,磨削深度小于 0.4 mm 时淬硬层厚度正比于磨削深度,磨削深度大于 0.4 mm 时,淬硬层厚度增速变缓^[10].但磨削淬硬效果是热相变、加工硬化等诸因素相互制约影响的综合结果.已有研究证明预应力能很好地提升工件表面疲劳强度和耐腐蚀性能^[11],但预应力对工件表层磨削强化层的影响还少有涉及,针对不同材料表面,研究其淬硬机理仍需一定数量物理试验和数据测量,可通过计算机仿真方式,模拟磨削过程的温度场和等效塑性变形场,为工艺制定提供参考.

1 预应力磨削淬硬仿真条件

1.1 磨削区温度场数学模型

磨削区加工过程中属瞬态温度场,磨削淬硬过程中未使用磨削液,仅磨削弧内热源对工件作用有效,其余视作材料与周围零热交换.因此磨削区温度场数学模型视为热传导偏微分方程在接触自然边界条件下的解,如边界上热源强度 $f(x,y,$

$z,t)$ 、时变温度 $T(x,y,z,t)$ 、热流密度 $q(x,y,z,t)$ 为定常场,则温度场传导方程为

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = 0. \quad (1)$$

磨削弧内、外边界条件为

$$\left. \begin{aligned} k_x \frac{\partial T}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial T}{\partial y} n_y + k_z \frac{\partial T}{\partial z} n_z &= q; \\ k_x \frac{\partial T}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial T}{\partial y} n_y + k_z \frac{\partial T}{\partial z} n_z &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中: ρ 为工件材料密度 (kg/m^3); c 为材料比热容 ($\text{J}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$); k_x, k_y, k_z 为材料沿 x, y, z 向的导热系数 (W/m^2); n_x, n_y, n_z 为 x, y, z 向单位法向量.

假设单元节点数为 n_e ,则单元体温度 T^e 由插值函数 $N_i(x,y)$ 求得,

$$T^e = \tilde{T}^e = \sum_{i=1}^{n_e} N_i(x,y) T_i^e(t). \quad (3)$$

由迦辽金法选择恰当的权函数,可令插值函数替代原温度函数,所产生的余量的加权积分为零.由此确定磨削区节点温度 T_i 的矩阵方程为

$$\mathbf{C} \frac{d}{dt} \mathbf{T} + \mathbf{K} \mathbf{T} = \mathbf{P}. \quad (4)$$

式(4)中的 $\mathbf{C}, \mathbf{K}, \mathbf{P}, \mathbf{T}$ 分别为比热容矩阵、热传导矩阵、温度载荷列向量和节点温度列向量,是以单元矩阵向总矩阵集成的量.假设材料沿空间各方向导热系数相同 ($k_x = k_y = k_z$),经插值函数改写,式(1)偏微分方程即离散为空间 n 节点干磨温度场有限元模型.

$$k \int_{\Omega^e} \nabla_{ij} T^e d\Omega + \int_{\Omega^e} \rho c N_i N_j T^e d\Omega = \int_{\Gamma_2^e} q N_i d\Gamma. \quad (5)$$

式中: Ω^e 为单元空间区域; Γ_2^e 为满足式(2)边界条件的单元表面积;算子 ∇_{ij} 如式(6)所示:

$$\nabla_{ij} = k_x \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial N_j}{\partial x} + k_y \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial N_j}{\partial y} + k_z \frac{\partial N_i}{\partial z} \frac{\partial N_j}{\partial z}. \quad (6)$$

1.2 温度场传热学模型

如图 1 所示,磨削淬硬加工过程有限元仿真模型建立时,将密集磨粒和工件表面磨削过程视为砂轮和工件接触区的面热源在半无限大导热体上的运动^[12].

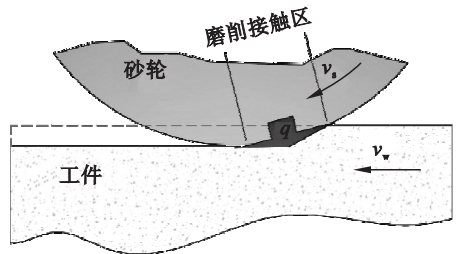


图 1 平面磨削过程的传热模型
Fig. 1 Heat transfer model of plane grinding process

1.3 磨削温度场参数

磨削强化仿真初始条件如表 1 所示.

表 1 平面磨削仿真条件 Table 1 Simulation conditions of plane grinding	
磨削条件	参量选择
砂轮直径 d_s/mm	250
砂轮线速度 $v_s/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	37
工件进给速度 $v_w/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	0.02
磨削深度 a_p/mm	0.2
磨削宽度/ mm	10
工件材料	45 钢
磨削方式	顺磨

总热源强度 q_t 计算如式(7)所示:

$$q_t = \frac{F_t v_s}{bl_g} . \tag{7}$$

其中: F_t 为切向磨削力; v_s 为砂轮线速度; b 为磨削接触宽度.

绝大多数磨削热量是在几何接触长度 l_g 内传入^[13],因此式(7)计算中用其近似等效代替实际磨削接触长度 l_r ;切向磨削力 F_t 由经验公式(8)确定^[14]:

$$F_t = 0.3 \times 28\,282 \times (1\,000a_p)^{0.86} v_s^{-1.06} (60v_w)^{0.44} . \tag{8}$$

代入原始参数估算出磨削热比例系数 $R_w = 0.82$.

1.4 仿真基本参数

仿真模型外部环境温度设定为 20 ℃,忽略工件与空气的对流换热,通常采用移动抛物线型热源^[15-16],ANSYS 中选 SOLID70 六面体八节点单元,仿真模型长×宽×高为 28 mm×10 mm×22 mm,网格数 40×30×30,接近表层处网格加密以提高计算精度.将加工时间离散,第 i 段微小时间在某位置加载一固定热流,到第 $i+1$ 段时间将此热源移动到下个相邻位,上次计算结果作为本次计算初始条件,以迭代方式实现热源移动.

2 预应力对强化层厚度影响分析

2.1 温度场仿真与相变强化层

图 2 为 ANSYS 仿真在 $t=0.7\text{ s}$ 的第 20 个荷载步(总计 40 个荷载步),第 20/40 荷载步($t=0.7\text{ s}$)从里层到最高温接触弧表层($\theta=1\,371.1\text{ }^\circ\text{C}$)的温度曲线,证实磨削淬硬工件表面既能达到奥氏体转变临界温度 720 ℃,同样也能在冷却过程中达到 45 钢马氏体转变临界温度 320 ℃;进一步地,奥氏体转变温度对应距离表

面约 0.62 mm,如不考虑冷却速度,可认为此区域内均可转为马氏体组织,即:工件表层磨削热相变层厚度约为 0.62 mm.

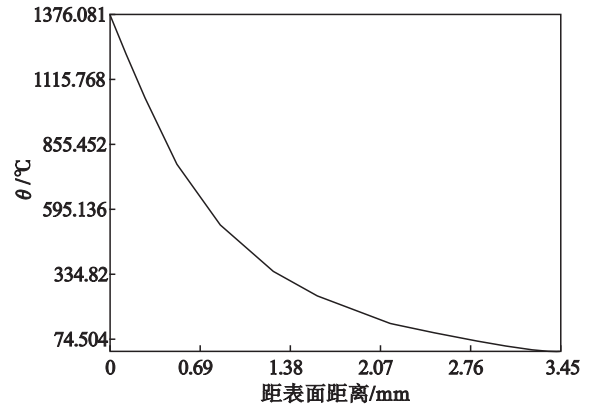


图 2 第 20 个荷载步沿深度方向温度分布
Fig. 2 Temperature curve along the depth direction in No.20 load step

2.2 热-力顺序加载下强化层厚度判定

除磨削热致相变导致的硬化作用之外,砂轮冲击和挤压作用下产生塑性变形是另一影响强化层厚度的因素,因此加工硬化层在仿真中可通过工件表面等效塑性变形层厚度进行判定.为准确描述加工硬化和磨削热致相变硬化两个因素对强化层的综合影响,仿真时采用热弹塑性法描述复杂应力状态下的真实弹塑性行为,并通过热-力顺序耦合加载的办法实现厚度预测仿真,流程如图 3 所示.

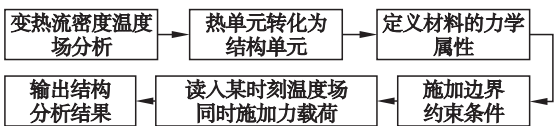


图 3 热-力耦合分析流程图
Fig. 3 Chart of coupled thermo-mechanical analysis

近表面处由于严重晶格扭曲和远比基体内部复杂的位错缠结,客观造成原晶粒更频繁的拉长破碎,塑性变形也更大.所以表面等值线较密,应变值呈更大梯度变化,塑性变形也越大,反映在工件材料特性上即加工硬化效果表层明显强于内部. ANSYS 仿真得到的工件表层等效应变等值线如图 4 所示.从图 4 还可看出等效应变集中在靠近表层狭窄带状区域,在工件中部趋于稳定.图 5 为工件稳定变形区法线方向内不同距离的等效塑性应变曲线.

在距工件表面 2 mm 处开始有微小塑性变形,如取 0.01 为等效应变下限,则等效变形层厚度约 0.8 mm,高于单纯热相变引起的硬化层厚度值.

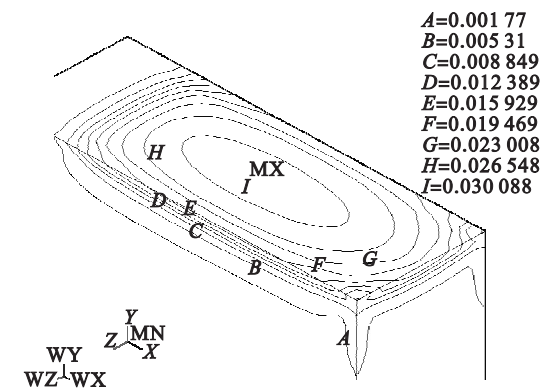


图 4 工件表面等效应变等值线
Fig. 4 Equivalent strain contours of surface

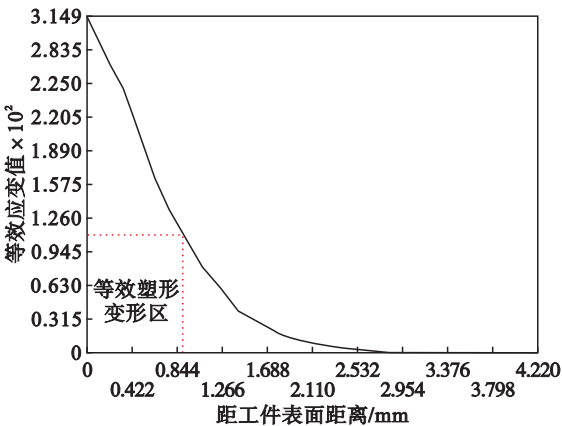


图 5 试件中段距表面不同深度的等效应变值
Fig. 5 Equivalent strain of different depths from middle specimen surface

2.3 预应力对淬硬层厚度变化的影响

预拉应力对热相变强化影响体现在改变奥氏体形成速度和晶粒细化程度. 仿真磨削参数见表 2.

表 2 预应力磨削淬硬仿真磨削参数 Table 2 Pre-stress grinding simulation parameters				
编号	磨削深度 μm	进给速度 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	砂轮线速度 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	预应力 MPa
1	100	0.02		0
2	100	0.02		67
3	100	0.02	37	100
4	200	0.02		100
5	200	0.02		0

按表 2 中预应力数据,取实际试验工件尺寸,热-力顺序加载方式,分别在 ANSYS 中进行仿真分析,得到如下结果:

1) 磨削深度 100 μm 不同预应力加工硬化层比较. 1 号(未施加预应力)、2 号(67 MPa)和 3

号工件(100 MPa 预拉应力)在同样磨削深度(100 μm)、进给速度(0.02 m/s)条件下相同位置处等效应变层厚度比较(见图 6)显示:预应力的施加将减小工件等效应变值,即:加工硬化层将变薄.

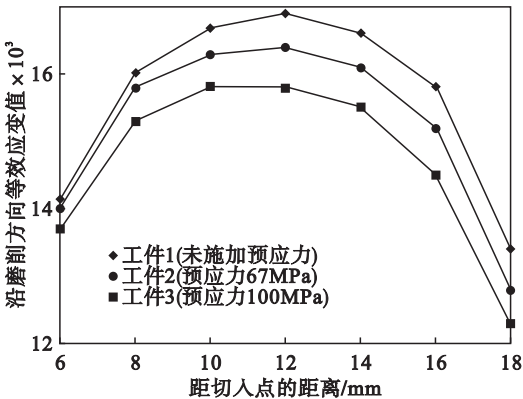


图 6 工件 1,2,3 表层沿磨削方向等效应变值
Fig. 6 No. 1, 2 & 3 equivalent strain along the grinding direction

2) 磨削深度 200 μm 不同预应力加工硬化层比较. 进给速度不变,继续加大磨削深度至 200 μm 的 4 号和 5 号工件,距切入点不同位置处等效应变层厚度如图 7 所示.

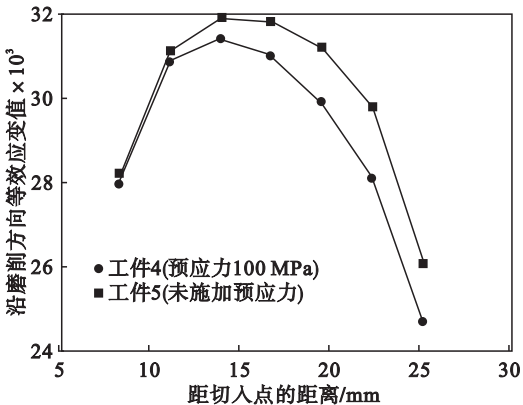


图 7 工件 4,5 表层沿磨削方向等效应变值
Fig. 7 No. 4 & 5 equivalent strain along the grinding direction

图 6 和图 7 说明随磨削深度增大,施加预应力对工件表层塑性变形具有明显抑制作用.

2.4 试验与仿真结果比较

为验证仿真结果的准确性,对几何尺寸与仿真模型相同的未调质 45 钢试件进行预应力磨削加工试验. 图 8 为磨削深度 200 μm 和进给速度 0.02 m/s 条件下得到的试件表层金相组织.

取两组工件磨削加工面中线位置淬硬层厚度最大值数据对比如表 3 所示.

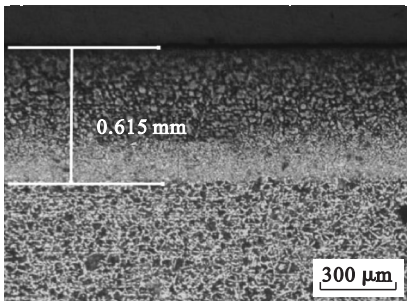


图 8 试件 4 预应力加载硬化层厚度试验结果
Fig. 8 Experimental result of No. 4 workpiece's pre-stressed grinding hardening layer

表 3 淬硬层厚度试验与仿真的结果对比
Table 3 Hardening layer experiment and corresponding simulation result

变量	1	2
磨削深度/mm	0.200	0.100
进给速度/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	0.020	0.020
厚度试验值/mm	0.615	0.212
厚度仿真值/mm	0.620	0.200
误差百分比/%	0.800	5.600

3 结 论

1) 仅考虑温度变化时的硬化层厚度小于同时考虑温度和加工应力影响的硬化层厚度,但热相变导致硬化的厚度远大于加工硬化层厚度,证实热相变是磨削淬硬层形成主因。

2) 等效塑性应变层集中在工件表层狭窄带状区域,其厚度也并非沿表层均匀分布,而是沿切入方向,始末两端硬化层因热量扩散不充分而较薄,中部硬化层厚度最大。

3) 小切深条件下工件两端施加预应力致其产生一定弹性变形,钢原始组织疏散导致淬火碳化物的弥散程度得到一定的抑制,客观上使得加工硬化层厚度变薄,仅就硬化层厚度而言,施加预应力属不利因素。但从两组不同磨削深度参数下淬硬仿真结果来看(图 6 和图 7),施加预应力造成的硬化层变薄程度均在 10% 以下,对硬化层厚度的影响不显著。

4) 比较试验数据,0.1~0.2 mm 范围小磨削深度,预应力磨削硬化层厚度仿真预测结果误差约 5%,因材料的理想化、忽略工件表面和外界热交换,仿真结果均小于试验数据。

参考文献:

[1] Brinksmeier E, Brockhoff T. Advanced grinding processes for surface strengthening of structural parts [J]. *Machining Science and Technology*, 1997, 1(2): 299–309.

[2] Brinksmeier E, Tonshoff H K, Czenkusch C, et al. Modelling and optimization of grinding processes [J]. *Journal of Intelligent Manufacturing*, 1998, 9(4): 303–314.

[3] Zarudi I, Zhang L C. Modelling the structure changes in quenchable steel subjected to grinding [J]. *Journal of Materials Science*, 2002, 37(20): 4333–4341.

[4] 刘菊东,王贵成,陈康敏,等. 非淬硬钢磨削表面硬化层的试验研究 [J]. *中国机械工程*, 2005, 16(11): 1013–1017. (Liu Ju-dong, Wang Gui-cheng, Chen Kang-min, et al. Experimental study on grind-hardened layer of non-quenched steels [J]. *China Mechanical Engineering*, 2005, 16(11): 1013–1017.)

[5] 潘忠峰,王贵成,张金煜,等. 磨削淬硬层厚度的预测预报 [J]. *工具技术*, 2009, 43(1): 20–24. (Pan Zhong-feng, Wang Gui-cheng, Zhang Jin-yu, et al. Thickness prediction of grind-hardening layer [J]. *Tool Engineering*, 2009, 43(1): 20–24.)

[6] 刘克铭,马壮,张连勇,等. 磨削深度及原始组织对 42CrMo 磨削淬硬层的影响 [J]. *热加工工艺*, 2012, 41(10): 210–212. (Liu Ke-ming, Ma Zhuang, Zhang Lian-yong, et al. Effects of grind depth and original microstructure on grind hardening layer of 42CrMo [J]. *Hot Working Technology*, 2012, 41(10): 210–212.)

[7] Brockhoff T, Brinksmeier E. Grind-hardening: a comprehensive view [J]. *CIRP Annals—Manufacturing Technology*, 1999, 48(1): 255–260.

[8] Moulik P N, Yang H T Y, Chandrasekar S. Simulation of thermal stresses due to grinding [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2001, 43(3): 831–851.

[9] 修世超,白斌,韦建很,等. 小切深条件下磨削表面完整性变化机理 [J]. *东北大学学报(自然科学版)*, 2012, 33(9): 1327–1330. (Xiu Shi-chao, Bai Bin, Wei Jian-hen, et al. Changing mechanism of grinding surface integrity under small cutting depth conditions [J]. *Journal of Northeastern University (Natural Science)*, 2012, 33(9): 1327–1330.)

[10] 修世超,白斌,张修铭,等. 预应力淬硬磨削复合加工表层硬化试验研究 [J]. *东北大学学报(自然科学版)*, 2015, 36(1): 86–90. (Xiu Shi-chao, Bai Bin, Zhang Xiu-ming, et al. Study of the surface hardening in pre-stressed hardening grinding combined machining [J]. *Journal of Northeastern University (Natural Science)*, 2015, 36(1): 86–90.)

[11] Brinksmeier E, Brockhoff T. Surface heat treatment by using advanced grinding processes [J]. *Metallurgia Italiana*, 1999, 91(4): 19–23.

[12] Doman D A, Warkentin A, Bauer R. Finite element modeling approaches in grinding [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2009, 49(2): 109–116.

[13] Salonitis K, Chondros T, Chryssolouris G. Grinding wheel effect in the grind-hardening process [J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2008, 38(1/2): 48–58.

[14] 李伯民,赵波,李清. 磨料、磨具与磨削技术 [M]. 北京:化学工业出版社, 2009: 116–140. (Li Bo-min, Zhao Bo, Li Qing. Abrasive, tools and grinding technique [M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2009: 116–140.)

[15] Mahdi M, Zhang L C. The finite element thermal analysis of grinding processes by ADINA [J]. *Computers & Structures*, 1995, 56(2): 313–320.

[16] Zhang L C, Mahdi M. Applied mechanics in grinding—IV. the mechanism of grinding induced phase transformation [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1995, 35(10): 1397–1409.