

DOI:10.3969/j.issn.1001-4551.2016.07.001

带有残余应力的关节轴承外圈 硬切削有限元仿真研究*

孔凯斌, 杨晓翔*

(福州大学 机械工程及自动化学院, 福建 福州 350116)

摘要:针对关节轴承冷挤压装配后,其轴承外圈存在较大的残余应力的问题,对多次硬切削关节轴承外圈对残余应力的影响和轴承内外圈间隙的分布规律进行了研究,对自润滑关节轴承挤压装配过程和冷却回弹过程进行了仿真分析,开展了多次硬切削带残余应力的 GCr15 轴承钢关节轴承外圈有限元仿真分析,建立了材料本构模型、损伤初始准则及损伤演化准则之间的关系,提出了热力耦合有限元仿真分析的方法。在 Abaqus 软件上对多次硬切削对应力分布情况和轴承外圈回弹量等进行了评价分析。研究结果表明,有限元仿真分析能够预测硬切削对自润滑关节轴承外圈残余应力大小的影响和轴承内外圈间隙的变化规律,这对于通过硬切削释放残余应力,控制和提高工件质量具有重要的理论指导意义。

关键词:硬切削;热力耦合;残余应力;有限元法

中图分类号: TG501; TH161+.5; TH133.3

文献标志码: A

文章编号: 1001-4551(2016)07-0775-07

Finite element simulation on hard turning plain bearing outer ring with residual stress

KONG Kai-bin, YANG Xiao-xiang

(College of Mechanical Engineering & Automation, Fuzhou University, Fuzhou 350116, China)

Abstract: Aiming at the problem that high residual stresses were presented in the plain bearing outer ring after cold forming process, the influence of multiple hard cutting plain bearing outer ring to residual stress and bearing clearance distribution were investigated. The simulation analysis of forming process and cooling and springback process of self-lubricating plain bearing were carried out, the analysis of multiple hard cutting bearing steel GCr15 with residual stress existed in plain bearing outer ring was developed by finite element method and the constitutive model, the damage initiation model and the damage evolution model were established, the thermal-mechanical coupling finite element method was presented. The stress distribution and the springback of plain bearing outer ring were evaluated by the Abaqus software. The results indicate that the finite element analysis can predict the influence of hard cutting to the residual stress of the self-lubricating plain bearing and the changes of clearance between the inner ring and outer ring, it has important theoretical guiding significance that releasing residual stress by hard cutting to control and improve the workpiece quality.

Key words: hard turning; thermal-mechanical coupling; residual stress; FEM(finite element method)

0 引言

硬切削加工作为精加工中代替传统磨削加工,在轴承、齿轮、航空航天等领域得到广泛应用。目前,已

有国内外学者对硬切削及其残余应力进行了相关的研究。Wen 等^[1]运用有限元方法模拟研究加工表面残余应力的分布规律,其结论与实验结果十分接近。李万钟等^[2]以 GCr15 轴承钢为研究对象,通过有限元分

收稿日期:2016-03-14

基金项目:国家自然科学基金资助项目(11372074)

作者简介:孔凯斌(1990-),男,福建宁德人,硕士研究生,主要从事金属塑性成形与切削仿真方面的研究。E-mail:531293193@qq.com

通信联系人:杨晓翔,男,教授,博士生导师。E-mail:yangxx@fzu.edu.cn

析的方法得到了加工表面残余应力的分布规律。盆洪明等^[3]在 Abaqus 中采用剪切失效准则,单元删除技术和自适应网格划分技术,仿真得到切削宽度对切削温度、切削力和已加工表面残余应力的影响规律,与实验结果较吻合。然而,针对硬切削方面的研究主要还集中在机理方面,对于通过硬切削释放残余应力方面的研究则很少。

本研究基于 Abaqus 有限元平台,首先通过热力耦合瞬态分析获得 GCr15 轴承钢关节轴承冷挤压装配模型,其次通过热力耦合稳态分析得到冷却、回弹后的

表 1 轴承外圈材料 GCr15 和 PCBN 刀具的材料属性

材料属性	AISl52100							PCBN
密度/(kg·m ⁻³)	7 827							12 800
非弹性热分数	0.9							/
热传导率/(W·(m·℃) ⁻¹)	43							82
比热/(J·(kg·℃) ⁻¹)	458							226
温度/℃	22	200	400	600	800	1 000	800	
杨氏模量/GPa	201.3	178.5	162.7	103.2	86.87	66.88		
泊松比	0.277	0.269	0.255	0.342	0.398	0.490	0.22	
温度/℃	25	204	398	704	804	/	/	
热膨胀系数/(m·(m·℃) ⁻¹)	11.5e-6	12.6e-6	13.7e-6	14.9e-6	15.3e-6	/	4.9e-6	

金属硬切削过程伴随着极小范围内的高应变、高应变率和瞬间高温升等问题,是一个热力耦合作用的典型过程。因此,选择现代金属切削仿真过程中应用最为广泛的 Johnson-Cook 材料模型作为 GCr15 轴承钢材料的塑性本构关系,该模型描述了应力、应变、应变率和温度之间的关系。

J-C 模型的一般形式为^[5]:

$$\bar{\delta} = [A + B(\bar{\epsilon})^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[\left(1 - \left(\frac{\theta - \theta_{\text{transition}}}{\theta_{\text{melt}} - \theta_{\text{transition}}} \right)^m \right) \right] \quad (1)$$

式中: $\bar{\delta}$ —等效塑性应力; $\bar{\epsilon}$ —等效塑性应变; $\dot{\bar{\epsilon}}$ —塑性应变率; $\dot{\epsilon}_0$ —初始塑性应变率,通常取1.0s⁻¹; θ —当前温度, $\theta = (1 - D)$; $\theta_{\text{transition}}$ —转变温度,设在室温 25℃ 以下时,材料性能与温度无关; θ_{melt} —工件的熔化温度(GCr15 的融化温度是 1 424℃); A —初始屈服应力; B —硬化系数; C —应变率系数; n —加工硬化指数; m —温度软化系数。

根据文献[6]提供的数据,GCr15 轴承钢的 Johnson-Cook 材料本构模型参数如表 2 所示。

表 2 GCr15 轴承钢(HRC62)的 J-C 本构参数

J-C 本构参数	A/MPa	B/MPa	n	C	m
数值	2 482.4	1 498.5	0.19	0.027	0.66

关节轴承外圈模型,最后通过热力耦合瞬态分析方法建立 PCBN 刀具多次车削带有残余应力的轴承外圈模型和冷却、回弹模型。

1 硬切削过程的材料本构模型

1.1 材料的本构模型

工件的材料为 GCr15 轴承钢,硬度为 60 HRC ~ 62 HRC,刀具采用 PCBN(聚晶立方氮化硼)刀具,工件材料 GCr15 和刀具材料 PCBN 的材料属性^[4]如表 1 所示。

1.2 材料损伤初始准则

为了能够更真实地反映切削过程的本质,本研究采用基于单元积分点的等效塑性应变来定义损伤参数 w ,当 w 的值达到 1 时,材料被判定为开始损伤, w 的表达式为^[7]:

$$w = \sum_{j=1}^n \left(\frac{\Delta \bar{\epsilon}_j^{pl}}{\bar{\epsilon}_f^{pl}} \right) \quad (2)$$

式中: $\Delta \bar{\epsilon}_j^{pl}$ —单元积分点的等效塑性应变增量, $\bar{\epsilon}_f^{pl}$ —临界等效塑性应变。

上式的累加过程持续整个分析的所有增量步。

本研究采用 Johnson-Cook 失效应变准则作为 GCr15 轴承钢材料的初始失效准则,其临界等效塑性应变 $\bar{\epsilon}_f^{pl}$ 表达式为^[8]:

$$\bar{\epsilon}_f^{pl} = \left[d_1 + d_2 \exp \left(d_3 \frac{p}{q} \right) \right] \left[1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[\left(1 + d_5 \left(\frac{\theta - \theta_{\text{transition}}}{\theta_{\text{melt}} - \theta_{\text{transition}}} \right) \right) \right] \quad (3)$$

式中: $\bar{\epsilon}_f^{pl}$ —临界等效塑性应变, $\dot{\bar{\epsilon}}/\dot{\epsilon}_0$ —无量纲塑性应变率比值, p/q —静水压应力与偏应力比值。

$\bar{\epsilon}_f^{pl}$ 由 $\bar{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ 、 p/q 和(1)式定义的温度项 $\theta_{\text{transition}}$ 与 θ_{melt} 确定,失效参数 $d_1 \sim d_5$ 可通过圆筒爆炸实验获得。

根据文献[9]提供的数据,GCr15 轴承钢的 Johnson-Cook 材料损伤模型参数如表 3 所示。

表3 GCr15 轴承钢(HRC62)的J-C 损伤参数					
J-C 损伤参数	d_1	d_2	d_3	d_4	d_5
数值	0.036 8	2.340	-1.484	0.003 5	0.411

1.3 材料的损伤演化

材料的损伤演化准则用于定义材料从开始损伤直至失效的演化过程。材料损伤演化过程中,应力矩阵 σ 变化值为:

$$\sigma = (1 - D)\bar{\sigma} \tag{4}$$

式中: $\bar{\sigma}$ —等效应力矩阵; D —刚度衰减因子,取值[0, 1],当 $D = 1$ 时,刚度为 0,材料完全失效。

由于材料发生初始损伤时的位移很难通过测量的手段获得,本研究采用基于断裂能的损伤演化准则作为切削分离时的损伤演化准则。根据断裂力学能量理论,由材料的断裂韧度和材料参数建立裂纹失稳扩展的能量判据,断裂能量 G_f 为:

$$G_f = \frac{1 - \nu^2}{E} K_{IC}^2 \tag{5}$$

式中: ν —泊松比, E —弹性模量, K_{IC} —材料的断裂韧度。

刚度因子的衰减方式采用线性衰减,可以得到刚度衰减因子 D 的表达式为:

$$D = \frac{\int_0^{\bar{u}^{pl}} \bar{\sigma} d\bar{u}^{pl}}{G_f} \tag{6}$$

式中: $\bar{u}^{pl}$ —等效塑性位移。

GCr15 轴承钢材料的断裂韧性 K_{IC} 为 15 MPa·m^{1/2} ~ 20 MPa·m^{1/2} [10], 计算得到材料断裂能量 G_f 为 0.975 mJ·mm⁻² ~ 1.733 mJ·mm⁻²。在 Abaqus 中结合单元删除技术,即可将失效单元删除,形成切屑。

1.4 接触摩擦模型

切削加工过程中,刀具与工件之间的接触摩擦对工件加工精度和刀具的磨损都有很大的影响。刀尖附近与材料的接触和摩擦比较剧烈,在高温高压作用下,金属材料与刀具发生粘结现象;在远离刀尖的地方,材料与刀面间的压力也较小,金属切屑和刀具之间为滑动摩擦。因此,切屑与刀具接触区域内存在两种不同的接触状态,滑动区内的摩擦应力满足库仑摩擦定律,黏结区内各点的切应力基本相同 [11],即:

$$\tau_f = \begin{cases} \mu \delta_n & \mu \delta_n < \tau_s \text{ (滑动摩擦区域)} \\ \tau_s & \mu \delta_n > \tau_s \text{ (黏结摩擦区域)} \end{cases} \tag{7}$$

式中: τ_f —刀屑接触面的摩擦应力, μ —摩擦系数, δ_n —法向应力, τ_s —工件材料临界剪切屈服强度。

实际的切削过程中摩擦系数会随着接触压力和温

度的变化而变化,但是硬切削深度很小,要建立准确的摩擦系数较为困难,因此,本研究根据刀具和工件材料的性能,采用平均摩擦系数。

由于摩擦而产生的所有能耗为 [12]:

$$P_{fr} = \mu \cdot \dot{\gamma} = \frac{\Delta s}{\Delta t} \tag{8}$$

式中: μ —摩擦系数, $\dot{\gamma}$ —相对滑移率, Δs —一个增量步内的滑移, Δt —增量步时间。

因此,分配到每个接触面上的热流量分别为:

$$\begin{cases} q_A = f_1 \cdot \eta \cdot P_{fr} \\ q_B = f_2 \cdot \eta \cdot P_{fr} \end{cases} \tag{9}$$

式中: q_A —摩擦发生过程中进入从面的热流量, q_B —摩擦发生过程中进入主面的热流量, η —摩擦产生热量的转化率, f_1 —热能向从面传递的比率, f_2 —热能向主面传递的比率。

高速切削的过程中,由于金属剧烈的塑性变形功以及刀屑之间的摩擦功转化为热能,在有限元理论中,金属切削的热传导偏微分方程表示为 [13]:

$$k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + W_h \frac{\dot{\epsilon} \bar{\sigma}}{J} = \rho c \left[u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right] \tag{10}$$

式中: k —材料的热传导率; $\bar{\sigma}$ —等效应力; ρ —材料的密度; c —材料的比热容; J —热功当量系数; u, v — x, y 方向的速度分量; W_h —机械能转化成热能的系数。

依据参考文献 [14-15] 的描述,取 W_h 为 0.9;取摩擦产生热量的转化率 η 为 0.9;摩擦产生的热量按照默认的比率 f_1, f_2 分配给工件和刀具。

2 硬切削过程的有限元模型

以某型号关节轴承为研究对象,轴承内圈材料为 9Cr18Mo,轴承外圈材料为 GCr15,衬垫材料为聚四氟乙烯浸渍玻璃纤维,本研究采用轴对称模型对关节轴承挤压装配过程进行热力耦合瞬态分析。挤压装配原理、有限元网格划分和边界载荷约束条件参考文献 [16] 进行设置。其中下模固定不动全约束,上模以 40 mm/s 的速度朝-Z 方向运动;上、下定位套以 20 mm/s 的速度朝-Z 方向运动;挤压终了时轴承内、外圈相对位置不变。为减少复杂的约束设置、提高计算效率,本研究对轴承内圈内侧面施加 R 方向的位移约束替代芯轴的作用。整体模型温度边界条件为 25 ℃。有限元模型采用 CAX4RT 单元,共划分 8 525 个单元,8 452 个节点。

关节轴承挤压装配原理图如图 1 所示。

挤压装配分析完成后,对关节轴承进行冷却、回弹分析。该阶段模拟关节轴承外圈的自由回弹的过程,删

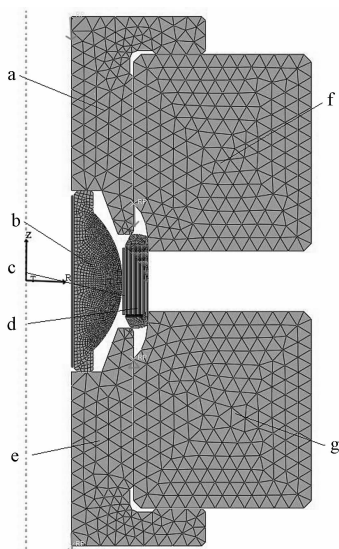


图1 关节轴承挤压装配原理图

a—上定位套；b—轴承内圈；c—衬垫；d—轴承外圈；e—下定位套；f—上模；g—下模

除挤压装配模型中的上、下模、上、下定位套、衬垫和轴承内圈,为了防止回弹过程中外圈的自由移动,应约束轴承内圈中点 Z 方向的自由度。本研究将挤压装配分析得到的应力、应变、温度场作为回弹冷却分析的初始状态,对关节轴承施加温度边界条件,冷却至 25℃。自润滑关节轴承回弹分析有限元模型如图 2 所示。

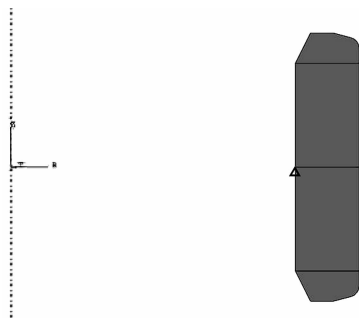


图2 自润滑关节轴承回弹分析有限元模型

采用热力耦合稳态分析的方法,最终得到冷却后的关节轴承,其外圈残余应力云图如图 3 所示。

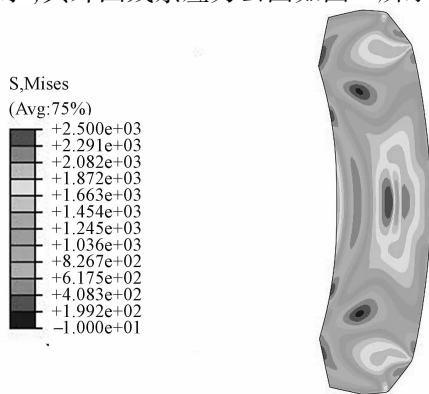


图3 回弹、冷却后关节轴承外圈残余应力分布云图

从图 3 可以看出,残余应力明显集中于轴承外圈端部和中部,最大应力值发生在外圈中部,值为 2 493 MPa。如此小范围、高应力区域,将极大影响工件的使用寿命。在实际生产中,轴承外圈也需要被切削掉一部分,一方面能够得到平整的表面,另一方面也可以减少残余应力对工件的不良影响。为了探究硬切削加工对轴承外圈残余应力的影响,该模型将被用来完成硬切削有限元仿真分析。

本研究分析前将复杂的硬切削模型进行如下简化,以提高收敛性和计算效率:分析对象仅为轴承外圈,不考虑内圈和衬垫。因为硬切削过程中,相比于轴承外圈受到较大的切削力,衬垫和轴承内圈受到的压力可以忽略。模型简化为正交切削,仅分析刀具的轴向进给对切削产生的影响。假设刀具是绝对锋利的刚体,刀尖半径为 0。

建立基于热力耦合瞬态分析的硬切削有限元轴对称模型,刀具前角为 -6° ,后角为 -6° ,刀具平行于对称轴向下运动,刀具进给速度为 $1 \text{ m/s}^{[17]}$ 。轴承外圈的边界条件为外圈内侧全约束。工件和刀具的初始温度场均为 25℃。一共切削 4 次,每次切削深度均为 0.2 mm。工件采用 CAX4RT 单元,刀具采用 CAX3T 单元,该有限元模型共划分 5 688 个单元,5550 个节点。

硬切削仿真有限元模型如图 4 所示。

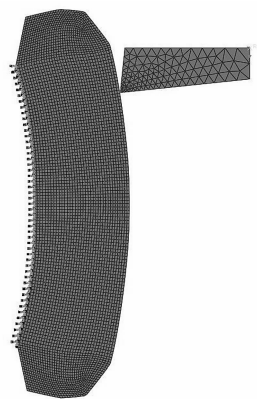


图4 硬切削仿真有限元模型

3 仿真及结果分析

3.1 硬切削对残余应力的影响

轴承外圈等效应力的变化与切削次数之间的关系如表 4 所示。分布规律如图 5 所示,其中图 5(a)表示未切削状态,图 5(b)、5(c)、5(d)、5(e)分别表示第一次、第二次、第三次、第四次切削状态。

从表 4 可以发现,随着切削次数的增加,最大等效应力不断减小。当第四次切削完成时,外圈尺寸符合

产品标准时,最大等效应力减少了 21.2%。

由图 5 的等效应力分布规律图可以发现,随着切削次数的增加,应力集中区域面积减少,应力值不断减小,轴承中部和端部区域的应力分布趋于缓和。

表 4 切削次数与轴承外圈最大等效应力值

切削状态	切削前	第一次切削	第二次切削	第三次切削	第四次切削
最大残余应力/MPa	2 493	2 305	2 144	1 978	1 964
减少百分比/(%)	/	7.5	14.0	20.7	21.2

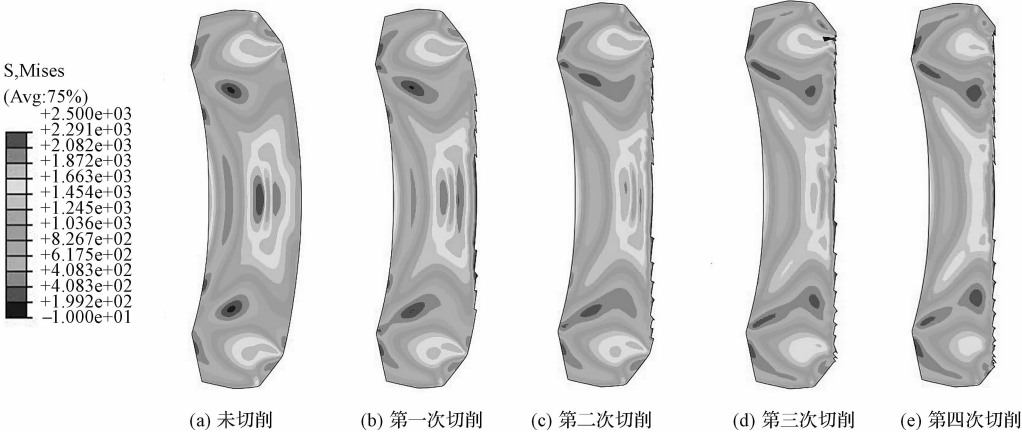


图 5 多次硬切削完成后轴承外圈等效应力分布图

切削过程中不同时刻等效应力图如图 6 所示。

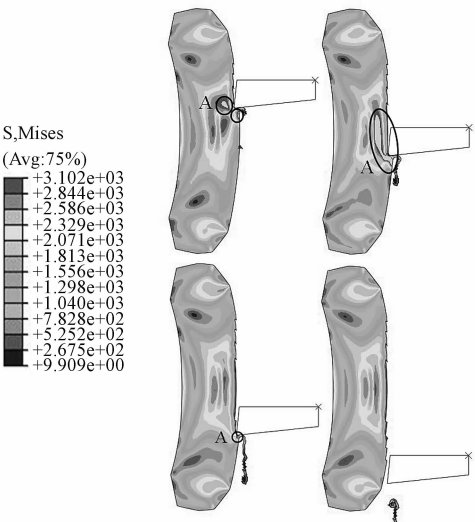


图 6 第一次硬切削过程等效应力分布图

硬切削过程中等效应力的变化规律,可从一次硬切削过程的应力变化来解释。最大应力区域总是发生在工件材料即将分离出切屑的地方,该区域工件材料受到刀具的挤压,产生强烈的塑性变形和大量的热量。刀具工作过程中,等效应力集中区域的分布范围会扩大,并向刀尖产生应力集中的区域靠近,图 6 所示的 A 区域,等效应力明显过高。最终又随着切屑的形成,等效应力有所减小。加工表面呈现相对较小的应力状态。

残余应力分布图如图 7 所示。

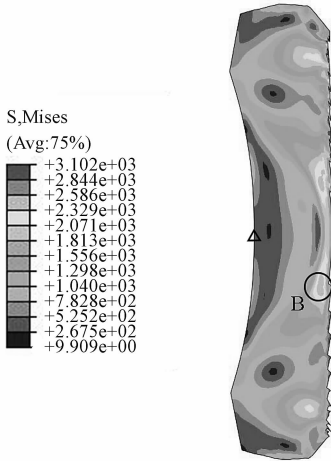


图 7 硬切削冷却、回弹后轴承外圈残余应力分布图

第四次切削完成后,对关节轴承外圈进行冷却、回弹分析。由于工件在自然状态下的冷却和回弹是不受约束的,因此,在仿真模型中需要删除切削加工阶段施加在轴承外圈内侧面的边界条件。为了防止冷却和回弹分析过程中轴承外圈轴向的自由移动,可通过约束轴承外圈内侧中点的 Y 方向位移来解决该问题,约束位置在图 7 中以三角形标出。轴承外圈冷却的温度边界条件为 25 ℃。冷却和回弹分析后,得到轴承外圈残余应力分布规律如图 7 所示。比较图 7 和图 5(e),可以得出切削冷却、回弹前后的残余应力变化规律。切削冷却、回弹后的轴承外圈内侧和两端的残余应力有明显的减小,整体应力呈下降的趋势,但最大应力有所上升,发生在图 7 所示的 B 区域,最大残余应力为

2 015 MPa,与切削前相比,残余应力减小了 19.1%。

3.2 硬切削对轴承内外圈间隙的影响

关节轴承外圈切削冷却、回弹必然会影响轴承内外圈间隙,因此,需要探究硬切削对关节轴承外圈回弹的影响规律。本研究在 Abaqus 的后处理模块中,沿轴承外圈内侧面上的节点设置一条路径,用于记录回弹前后对应节点的坐标变化,将得到的数据相减,绘制得到如图 8 所示的硬切削冷却、回弹后轴承外圈内侧面的回弹量, Y 轴正值表示对应节点朝 +R 方向扩大,负值表示对应节点朝 -R 方向收缩。由图 8 可知,经过切削冷却、回弹后的轴承外圈呈现两端向轴心收缩,中部朝径向扩大的趋势,回弹最大值与最小值之差为 0.066 2 mm。

硬切削冷却、回弹后关节轴承外圈内侧面回弹量如图 8 所示。

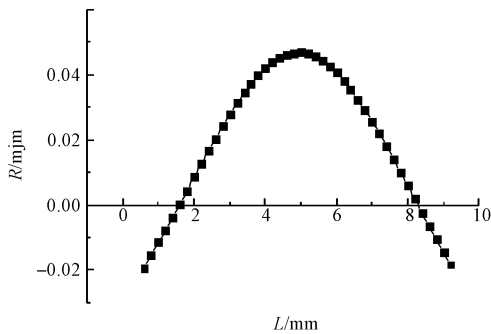


图 8 硬切削冷却、回弹后关节轴承外圈内侧面回弹量

自润滑关节轴承密合度大小是检验其是否合格的关键指标^[18]。因此,需要对关节轴承密合度的变化进行分析。在 Abaqus 的后处理模块中,测量得到硬切削前轴承内外圈间隙,将该间隙与图 8 的硬切削冷却、回弹后关节轴承外圈内侧面回弹量叠加,得到硬切削冷却、回弹后轴承内外圈间隙,如图 9 所示。

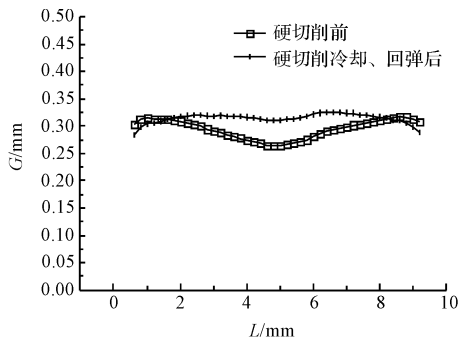


图 9 硬切削前、后关节轴承内外圈间隙

对比两条曲线可以发现,硬切削冷却、回弹后的关节轴承内外圈间隙变化趋势比硬切削前的间隙更加平缓,即轴承密合度更高。关节轴承内外圈间隙波动值 t 由最大间隙与最小间隙之差表示,该值由切削前的

0.053 6 mm 减小到切削冷却、回弹后的 0.042 6 mm,减大幅度达到 20.5%,小于 SAE AS81819 标准: $t < 0.076$ mm。说明硬切削后的关节轴承密合度达到合格标准。由图 9 可以发现,轴承密合度改善的原因在于,硬切削前轴承内外圈间隙中间小,两端大,而与硬切削冷却、回弹的趋势与此相反,所以叠加后能够得密合度更加均匀的轴承内外圈间隙。

硬切削前后关节轴承外圈 X 方向的应力 S11 云图如图 10 所示。

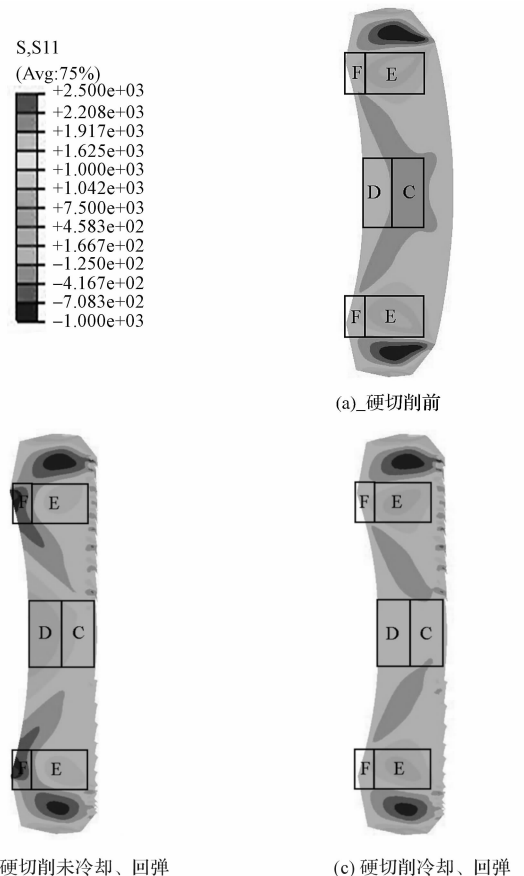


图 10 硬切削前后关节轴承外圈 X 方向的应力 S11 云图

硬切削对轴承密合度的影响规律,可通过分析硬切削前后轴承外圈 X 轴方向的应力 S11 变化情况反映出来。通过比较图 10(a) 和图 10(b) 可以发现,切削后的轴承外圈相比切削前的轴承外圈,压应力集中区域 C 消失,但是出现了拉应力集中区域 D;拉应力集中区域 E 减小,但是产生了压应力集中区域 F。对比图 10(b) 和图 10(c) 可以得到,切削后的轴承外圈相比切削后冷却、回弹的轴承外圈,拉应力集中区域 D 明显消失,这是由于轴承外圈内侧失去了约束,工件材料朝 X 轴正方向的弹性变形平衡了该区域的拉应力;压应力集中区域 F 也消失了,这是因为工件材料朝 X 轴负方向的弹性变形平衡了该区域的压应力。这与图

8 所反映的硬切削后关节轴承外圈内侧面回弹规律一致。

4 结束语

本研究采用有限元方法取代传统的实验分析,成功模拟出了 PCBN 刀具硬切削带有残余应力的 GCr15 轴承钢轴承外圈过程,更加直观地得到硬切削对带有残余应力的轴承外圈应力分布和关节轴承密合度的影响规律。随着切削次数的增加,应力集中区域的应力不断释放,经过 4 次切削,每次切削深度为 0.2 mm,等效应力最大值下降了 21.2%,经回弹、冷却后,轴承外圈残余应力的分布相对均匀,整体残余应力水平有所降低,但最大残余应力略有上升,相比切削前下降了 19.1%。挤压装配后轴承外圈的回弹趋势为两端间隙变大,中部间隙减小,而硬切削后冷却、回弹的趋势,恰好与挤压装配冷却、回弹的趋势相反,相比切削前,轴承内外圈间隙波动值 t 减小幅度达 20.5%。

仿真分析的结果表明,硬切削有助于减小轴承外圈残余应力和得到更加均匀的轴承内外圈间隙,这对提高轴承质量和使用寿命具有重要意义。

参考文献(References):

- [1] WEN Q, GUO Y B, TODD B A. An adaptive FEA method to predict surface quality in hard machining [J]. *Materials Processing Technology*, 2006, 173(1): 21-28.
- [2] 李万钟,屈健康,李娜娜,等. 硬态切削表面残余应力分析研究[J]. *航空制造技术*, 2015, 475(6): 64-68.
- [3] 盆洪民,刘献礼,王宇,等. 高速切削淬硬轴承钢的有限元仿真[J]. *哈尔滨理工大学学报*, 2007, 12(2): 51-55.
- [4] BAPAT P S, DHIKALE P D, SHINDE S M, et al. A Numerical Model to Obtain Temperature Distribution During Hard Turning of AISI 52100 Steel[J]. *Materials Today: Proceedings*, 2015, 2(4): 1907-1914.
- [5] GUO Y B, LIU C R. Mechanical properties of hardened AISI 52100 steel in hard machining processes[J]. *Journal of man-*

ufacturing science and engineering, 2002, 124(1): 1-9.

- [6] GUO Y B, WEN Q, WOODBURY K A. Dynamic material behavior modeling using internal state variable plasticity and its application in hard machining simulations[J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2006, 128(3): 749-759.
- [7] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures [J]. *Engineering fracture mechanics*, 1985, 21(1): 31-48.
- [8] GUO Y B. Finite element analysis of superfinish hard turning[D]. West Lafayette: Purdue University, 2000.
- [9] 王和平,吴申峰,张雪萍. 高速干切削过程的三维有限元仿真与试验[J]. *机械设计与研究*, 2011, 27(1): 56-62.
- [10] BHADESHIA H. Steels for bearings[J]. *Progress in materials Science*, 2012, 57(2): 268-435.
- [11] 王占礼,董超,胡艳娟,等. 基于热力耦合的数控车削过程有限元数值分析[J]. *机床与液压*, 2014, 42(7): 42-47.
- [12] 张东进. 切削加工热力耦合建模及其试验研究[D]. 上海:上海交通大学材料科学与工程学院, 2008.
- [13] ZOREV N N. Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting [C]// *International Research in Production Engineering*. New York: ASME, 1963: 42-49.
- [14] 王跃飞,孙启国,牛鹏. 基于 Fluent 的轴承腔温度场仿真分析[J]. *机械*, 2014, 41(3): 24-27.
- [15] 邓文君,夏伟,周伟,等. 高速干切削温度场的测量及仿真研究[J]. *计量学报*, 2007, 28(z1): 279-283.
- [16] 吴连平,杨晓翔. 基于虚拟正交试验的关节轴承工艺参数优化设计[J]. *塑性工程学报*, 2014, 21(6): 7-13.
- [17] 杨德一,张孝华,孙志建. 高速切削加工技术及其应用[J]. *机械*, 2007, 34(8): 53-55.
- [18] 吴连平,杨晓翔. 基于神经网络与遗传算法的关节轴承挤压模具优化[J]. *中国机械工程*, 2015, 26(10): 1351-1355.

[编辑:李辉]

本文引用格式:

孔凯斌,杨晓翔. 带有残余应力的关节轴承外圈硬切削有限元仿真研究[J]. *机电工程*, 2016, 33(7): 775-781.

KONG Kai-bin, YANG Xiao-xiang. Finite element simulation on hard turning plain bearing outer ring with residual stress[J]. *Journal of Mechanical & Electrical Engineering*, 2016, 33(7): 775-781.

《机电工程》杂志: <http://www.meem.com.cn>