

基于轴承毛坯表面分析的磨削材料去除率模型与应用实验

迟玉伦, 俞鑫, 刘斌, 武子轩

(上海理工大学, 上海 200093)

摘要: **目的** 在轴承套圈磨削加工中, 传统基于动力学模型建立的磨削材料去除率模型仅考虑了磨削工件—砂轮—机床三者的弹性变形, 未考虑毛坯零件表面不规则变形对模型的影响, 导致传统理论模型在实际磨削应用中的效果不佳。针对此问题, 基于轴承套圈毛坯表面形状分析建立了新的磨削材料去除率模型, 并进行了应用实验。**方法** 基于轴承套圈毛坯零件表面形状的工艺研究, 针对粗磨阶段毛坯零件表面不规则形状和弹性变形对磨削加工及产品质量的影响, 建立不同偏心圆数量的轴承套圈结构分析方法, 并提出一种以分段函数形式的磨削材料去除率模型, 该模型充分考虑了轴承套圈毛坯零件表面不规则变形和偏心圆形状对磨削材料去除的影响, 可有效反映轴承套圈实际材料磨削去除过程。最后, 通过大量实验对所建的分段函数形式的磨削材料去除率模型进行应用实验研究。**结果** 与传统磨削材料去除率模型 GPSM 相比, 所建的以分段函数形式的磨削材料去除率模型 MMRG 的准确率提高了 96% 以上, 该模型可有效在线量化分析毛坯表面不规则大小及偏心圆结构。**结论** 该模型对指导毛坯零件制造, 保证磨削加工质量和磨削加工效率有着重要的理论指导意义。

关键词: 轴承套圈; 毛坯表面分析; 磨削材料去除率模型; 实验研究

中图分类号: TH161 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2023)04-0338-16

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2023.04.030

Grinding Material Removal Rate Model and Application Experiment Based on Bearing Blank Surface Analysis

CHI Yu-lun, YU Xin, LIU Bin, WU Zi-xuan

(University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China)

ABSTRACT: As one of the core parts of the bearing, the groove machining accuracy and surface quality of the bearing ring seriously affect the service life of the bearing. Grinding has become the main way of precision machining of the bearing ring because it can make the ground parts obtain high machining accuracy and small surface roughness value. In the actual grinding process of bearing ring, the surface deformation of rough parts made by turning and heat treatment will have an important impact on the removal of grinding materials. The traditional grinding material removal rate model based on dynamic model only

收稿日期: 2022-05-22; 修订日期: 2022-09-08

Received: 2022-05-22; Revised: 2022-09-08

基金项目: 上海市科委项目 (17DZ2283300)

Fund: Shanghai Science and Technology Commission Project (17DZ2283300)

作者简介: 迟玉伦 (1982—), 男, 博士, 副教授, 主要研究方向为现代制造技术。

Biography: CHI Yu-lun (1982-), Male, Doctor, Associate professor, Research focus: modern manufacturing technology.

引文格式: 迟玉伦, 俞鑫, 刘斌, 等. 基于轴承毛坯表面分析的磨削材料去除率模型与应用实验[J]. 表面技术, 2023, 52(4): 338-353.

CHI Yu-lun, YU Xin, LIU Bin, et al. Grinding Material Removal Rate Model and Application Experiment Based on Bearing Blank Surface Analysis[J]. Surface Technology, 2023, 52(4): 338-353.

considers the elastic deformation of grinding workpiece, grinding wheel and machine tool, but does not consider the effects of irregular surface deformation of rough parts on the model, this leads to the poor effect of the traditional theoretical model in practical grinding application. In view of the problem, a new grinding material removal rate model is established to experiment research based on the bearing ring surface shape analysis.

Firstly, according to the manufacturing process of the bearing ring, the deformation law of blank parts was analyzed, that was, the grinding track of bearing ring blank parts was composed of multiple eccentric circles, and the theoretical basis for calculating the eccentric number of bearing ring was put forward. The variation law of grinding force and material removal rate in the actual grinding process was studied, which was affected by the irregular deformation and eccentricity of bearing ring. Secondly, aiming at the surface irregular shape, elastic deformation and material removal of rough parts in the rough grinding stage, a grinding material removal rate model in the form of piecewise function was proposed. The model fully considered the effects of the surface irregular deformation and eccentric circle shape of bearing ring rough parts in the grinding stage, which could effectively reflect the actual grinding condition of bearing ring. Finally, the inner diameter and roundness of the bearing ring blank parts were measured, and the grinding monitoring experimental platform was built to collect the characteristic signals of each sensor in grinding. Through a large number of experiments, the grinding material removal rate model in the form of piecewise function was experimentally studied.

The sensor signals in the full contact grinding stage between the grinding wheel and the workpiece were analyzed, and the correction method of the traditional grinding material removal rate model was proposed to make it more effective to reflect the grinding material removal rate of the bearing ring in the full contact grinding stage between the grinding wheel and the workpiece. Compared with the traditional grinding material removal rate model (GPSM), the grinding material removal rate model in the form of piecewise function established in this paper had higher accuracy (than 96%). The model can be used to quantify the eccentric surface of the bearing and the effective size of the eccentric ring in on-line grinding. The piecewise function model established in this paper fully considers the change of material removal rate of bearing ring in the actual grinding process, which can not only guide the production and manufacturing of bearing ring blank parts to a certain extent, but also has important significance to improve the grinding quality and grinding efficiency.

KEY WORDS: bearing ring; blank surface analysis; grinding material removal rate model; experimental study

在轴承套圈磨削过程中,材料去除率是产品磨削加工质量的重要影响因素之一^[1],如何准确有效监测轴承套圈磨削加工的材料去除率,对于控制产品磨削加工尺寸,保证磨削效率与质量,具有重要的实用意义^[2]。在实际轴承套圈磨削过程中存在较多的影响因素(如毛坯零件表面形状、磨削热变形、磨削弹性变形和冷却液压力等)^[3],特别是毛坯零件表面形状不规则,导致难以准确预测轴承套圈磨削过程中的材料去除率,难以有效控制产品工件的表面质量^[4]。由此,需要建立一套符合毛坯零件表面不规则形状的磨削材料去除率模型,用以监测轴承套圈磨削加工中的材料去除率,有效地在线分析量化毛坯表面不规则形状大小及偏心圆结构,从而指导毛坯零件制造,提高轴承套圈产品工件的磨削加工质量和加工效率。

在磨削过程中产生的切削力使得机床、砂轮和工件发生了弹性变形,尽管这些变形将在磨削循环最后的无火花加工阶段得到或多或少的恢复,但是磨削系统的弹性变形使得实际材料磨削去除量小于机床在名义进给量下应有的去除量,因此有学者通过控制系统的弹性变形以达到所需的材料磨削去除量。Malkin 等^[5]通过缩短恢复系统中累积弹性变形所需的时间,

将进料速度降至最终所需值,从而加速了火花的发生。由于磨削加工工艺较复杂,因而不宜直接控制磨削过程中系统的弹性变形,而磨削力是磨削加工中的重要参数,与磨削工件表面质量、磨削材料去除率等有着直接关系。Chiu 等^[6]通过对磨削过程进行计算机模拟,结果表明,磨削力、功率和实际进给量等因素对于磨削材料去除有着一定的影响,提出磨削力作为控制参数的方法。该方法加速了磨削初始进给过程,保持了较好的磨削去除率。Chen 等^[7]分析了磨削过程中的切削变形力和滑擦力,并建立了磨削力模型,以描述磨削加工中的材料去除率,提高了磨削加工效率。上述文献提出的磨削力模型,在一定程度上为预测磨削材料去除率、提高磨削加工质量提供了理论依据,但这些磨削力模型大多凭借经验,主要使用单一参数建立磨削力模型^[8],不能满足可靠性要求较高的实际加工需求。由此,Xiao 等^[9]在基本磨削力模型的基础上,建立了多参数目标函数和约束函数模型,更准确地描述了磨削加工的材料去除情况,获得了非线性的最优磨削控制参数。由于该模型在满足特定磨削加工条件时可以指导工件的生产加工,一旦加工条件改变则模型不再适用,因此诸多学者努力寻找通用性

较好的方法,以预测磨削材料的去除率。

随着磨削去除率理论的不完善,Cabaravdic 等^[10]与 Marsh 等^[11]基于磨削力理论建立了用于监测加工进给阶段和驻留阶段材料去除率的模型,提出了使用模型中的时间常数作为控制器预测机床-工件挠度的方法,优化了磨削加工参数,实现了零件进给阶段和驻留阶段的高效加工。由于结构复杂的工件需要进行多阶段进给加工,并且当每个进给加工阶段的磨削参数不同时,模型不再适用,因此如何建立与磨削加工参数相关联的模型成为研究磨削材料去除率的难点。为了解决这些问题,Wang 等^[12]通过对切入磨削过程进行测量发现,磨削力与进给速率、主轴转速、零件材料成正比。Jiang 等^[13]建立了一种反映进给速度与磨削力关系的磨削材料去除率模型,使用磨削力的反馈来预测砂轮进给速度与实际材料去除率之间的滞后,并通过实验证明该模型可用于控制磨削加工精度。虽然上述基于磨削力的材料去除率模型可以提高磨削加工质量,但是在磨削加工过程中直接测量磨削力的成本较高,难以满足实际加工要求。由此,诸多学者通过传感器技术间接测量的方式验证了磨削材料去除率模型。姜晨等^[14]提出了一种采用声发射信号实现轴类零件材料去除率在线监测的方法,推导了声发射信号与零件材料去除率的关系。声发射传感器的使用成本较高,且容易受到外界因素的干扰^[15],而功率传感器的抗干扰能力较强,并且安装于电器柜中就可实现对磨削过程的有效监测。Chi 等^[16]首先对磨削过程的功率信号进行了研究,指出了功率信号与磨削力之间的关系,并通过研究磨削加工过程中的工件弹性变形和磨削力,提出了一种基于功率信号的通用材料去除率模型^[17]。该模型能够较好地解决多进给磨削过程中的磨削加工质量问题,提升了磨削加工的生产效率。上述研究从磨削加工参数的角度出发,建立了磨削材料去除率模型^[18],在一定程度上提升了磨削加工效率和工件磨削质量。由于这些模型的成立忽略了磨削加工前毛坯零件的表面形状对磨削加工的影响,实际毛坯零件表面大多存在偏心圆和毛刺等不规则变形^[19],这会对磨削加工过程中的材料去除率产生较大影响,导致上述磨削材料去除率模型在实际应用时存在较大误差^[20],因此应从毛坯零件表面形状的角度

度出发,建立符合实际磨削加工过程的材料去除率模型,这对于预测实际产品磨削加工材料去除率、提升产品磨削加工质量具有重要意义。

文中以轴承套圈滚道磨削为研究对象,首先分析轴承套圈毛坯零件表面不规则变形产生的原因,以及磨削过程中不规则变形的磨削力和材料去除率;其次根据轴承套圈磨削动态特性,分析随着磨削时间的延长轴承套圈的弹性变形情况和磨削力变化情况;然后结合传统磨削材料去除率模型,建立分段函数形式的磨削材料去除率理论模型;最后通过大量实验数据对模型进行分析验证及应用研究。

1 轴承套圈制造工艺及毛坯零件表面分析

轴承套圈的生产过程包括锻造工件、退火、车削加工、热处理、磨削毛坯工件和磨削加工^[21],如图 1 所示。磨削加工通常是决定轴承套圈最终质量的关键工序,但是车削加工和热处理工艺使得工件产生了车削应力变形、装夹弹性变形和热应力变形等,这样会随机改变磨削加工工件毛坯的尺寸、形状,将严重影响后续磨削加工的表面质量和加工效率^[22],因此需要对轴承套圈制作过程中的车削加工和热处理工艺进行分析,研究磨削加工工件毛坯表面形状对磨削材料去除率模型的影响。

在整个生产加工过程中,车削加工是轴承套圈切削过程中的重要环节,车削去除多余的金属,并在加工面留有一定深度的余量,以获得磨削加工所需的精化毛坯。如图 2a 所示,轴承套圈的薄壁型结构在车削加工过程中受到径向力的作用,容易发生变形。轴向力对此类零件变形的影响较小。当车削加工结束后拆下轴承套圈时,弹性变形恢复,并发生了一定的变形^[23]。同时,轴承套圈在车削过程中各加工部位的材料去除量及切削力不同(如图 2b 所示),导致精化毛坯加工面的应力分布不同,从而产生了应力变形。由于轴承套圈受到车削应力变形和装夹弹性变形的影响(如图 2c 所示),其车削加工面与理论形状会产生一定偏差,从而产生圆度误差。

经车削加工后的轴承套圈需要进行热处理,以提

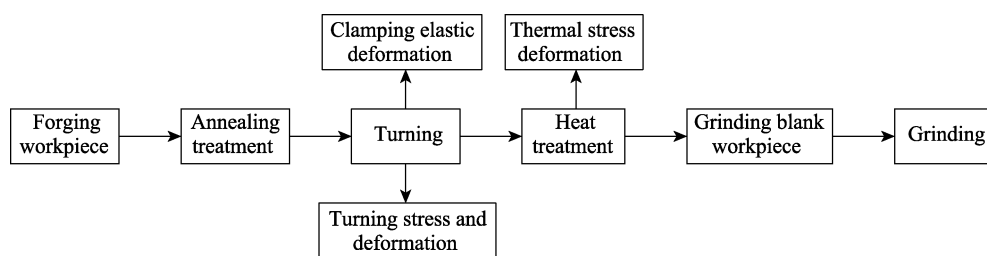


图 1 轴承套圈磨削过程
Fig.1 Grinding process of bearing ring

高轴承套圈滚道的表面性能^[24]。如图 3a 所示, 理想的轴承套圈在热处理前后应为标准的圆形, 这也是理想的磨削加工表面。由于实际的轴承套圈受到车削应力变形和装夹弹性变形的影响, 且热处理过程致使工

件各部分的膨胀程度不同, 形成了很大的热应力, 因此造成热处理后轴承套圈出现不规则变形, 使得轴承套圈磨削余量的同轴度较差, 表现为偏心圆结构, 如图 3b—d 所示。 O 为工件圆心, O_{p1} 、 O_{p2} 和 O_{p3} 为偏

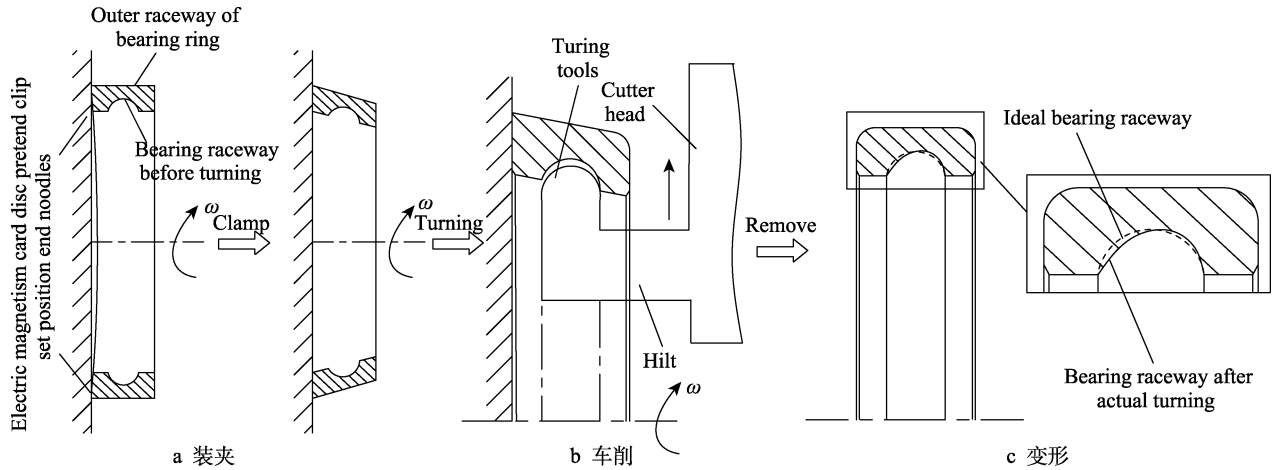


图 2 轴承套圈车削加工过程

Fig.2 Turning process of bearing ring: a) clamping; b) turning; c) deformation

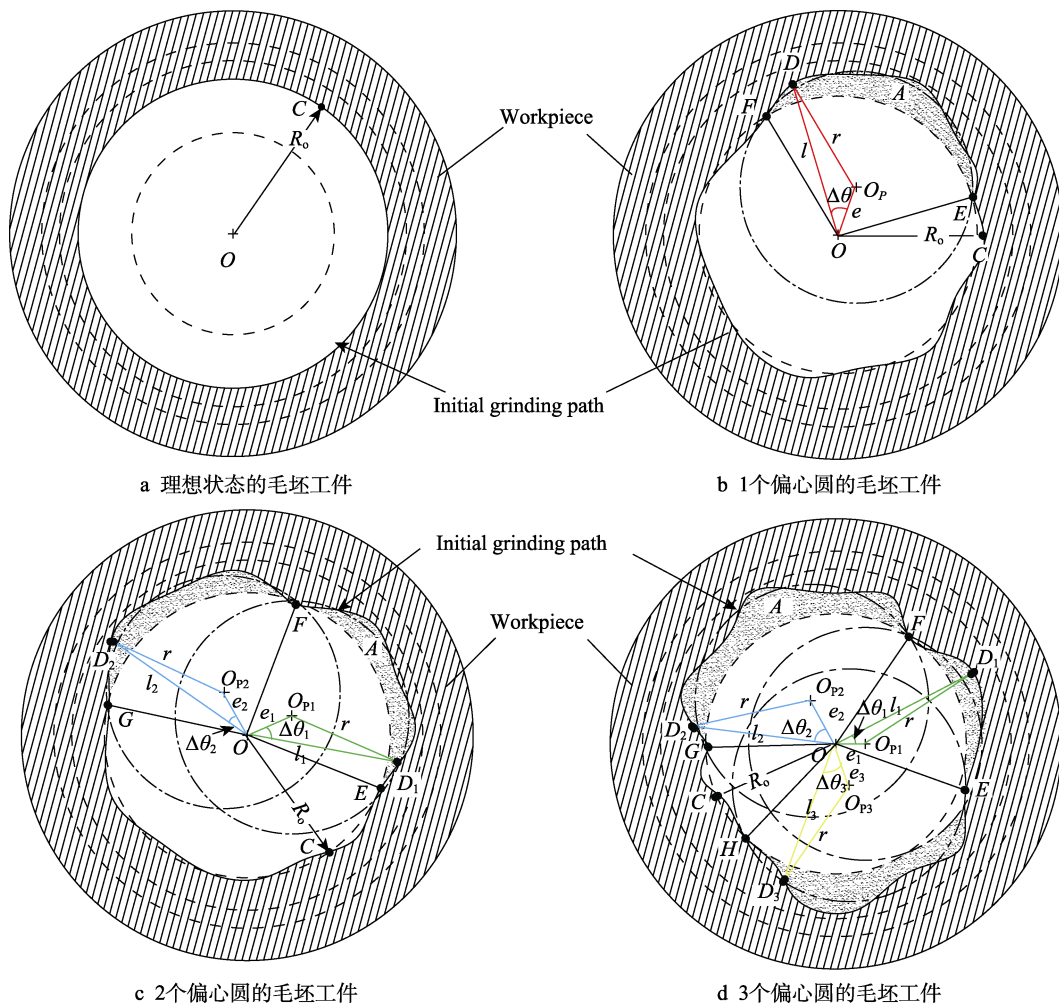


图 3 轴承套圈毛坯表面分析

Fig.3 Surface analysis of bearing ring blank: a) blank workpiece in ideal state; b) blank workpiece with an eccentric circle; c) blank workpiece with 2 eccentric circles; d) blank workpiece with 3 eccentric circles

圆圆心, 为了方便研究轴承套圈磨削余量不均匀分布情况, 将不同程度磨削余量分布划分为 1 个偏心圆 (图 3b)、2 个偏心圆 (图 3c)、3 个偏心圆 (图 3d), 以及更多个偏心圆数量 (文中简称偏心数量) 的轴承套圈结构, 便于进行磨削加工定量分析和计算。如图 3a 所示, 理想状态毛坯零件的磨削加工轨迹由半径为 R_0 的圆 O 组成, 任取圆 O 上的点, 并定义为 C 。如图 3b 所示, 磨削加工轨迹由圆 O 和偏心圆 O_p 组成, 偏心圆 O_p 的半径为 r , 圆心 O 到偏心圆 O_p 的距离为 e , 2 个圆的交点定义为点 E 和点 F , 线段 EF 属于偏心圆 O_p , 在线段 EF 上任取一点定义为点 D , 圆心 O 到点 D 的距离为 l , 任取圆 O 上的点定义为 C , $\Delta\theta$ 为 DOO_p 的夹角, 磨削加工轨迹与圆 O 的差值表示为阴影部分 A 。如图 3c 所示, 2 个偏心圆毛坯工件的偏心圆圆心分别为 O_{p1} 和 O_{p2} , 偏心圆 O_{p1} 的半径为 r , 圆心 O 到偏心圆 O_{p1} 的距离为 e_1 , 圆 O 与偏心圆 O_{p1} 的交点分别为点 E 和点 F , 线段 EF 属于偏心圆 O_{p1} , 在线段 EF 上任取一点定义为点 D_1 , 圆心 O 到点 D_1 的距离为 l_1 , $\Delta\theta_1$ 为 D_1OO_{p1} 的夹角。偏心圆 O_{p2} 的半径为 r , 圆心 O 到偏心圆 O_{p2} 的距离为 e_2 , 圆 O 与偏心圆 O_{p1} 的交点分别为点 G 和点 F , 线段 GF 属于偏心圆 O_{p2} , 在线段 GF 上任取一点定义为点 D_2 , 圆心 O 到点 D_2 的距离为 l_2 , $\Delta\theta_2$ 为 D_2OO_{p2} 的夹角, 任取圆 O 上的点定义为 C 。同理, 可得 3 个偏心圆的毛坯零件相关点和圆标注, 如图 3d 所示。

在轴承套圈的生产制造过程中, 车削加工工艺、热处理工艺、磨削加工工艺过程导致轴承套圈毛坯工件的轴承滚道并非由理想状态下的标准圆组成^[25], 而是由不规则变形和偏心圆形状组成。为了方便对轴承套圈磨削加工过程进行分析计算, 将轴承套圈加工过程简化 (如图 4a 所示), O 为零件圆心, O_s 为砂轮圆心, O_{p1} 为毛坯余量分布偏心圆的圆心。 R_{04} 为砂轮磨削进给起始位置的半径, R_{03} 为轴承套圈磨削毛坯零件不规则变形量的最小半径, R_{02} 为轴承套圈磨削毛坯零件不规则变形量的最大半径, R_{01} 为轴承套圈磨削稳定阶段起始位置的半径, R_{00} 为轴承套圈磨削加工结束后的半径, 即磨削加工目标尺寸半径。在磨削过程中, 磨削力随时间的变化情况如图 4b 所示。

轴承套圈的磨削加工可以分为以下 4 个过程。

1) 在磨削开始时, 砂轮磨削加工处于安全距离, 即砂轮快速接近毛坯零件。在该阶段砂轮与零件无接触, 也不会产生磨削材料去除量, 如图 4a 中 A 阶段 (R_{03} — R_{04}) 所示。此时冷却液系统处于工作状态, 在冷却液阻力的影响下, 砂轮的磨削力出现小幅度增大, 对应图 4b 中 0 — t_0 时间段。

2) 随着磨削砂轮的持续进给, 靠近工件后, 砂轮的磨削进给进入不充分接触磨削阶段, 即砂轮磨削零件毛坯不规则变形区域, 如图 4a 的 B 阶段 (R_{02} — R_{03}) 所示。该不规则变形量由车削应力变形、装夹弹性变形和热处理工序所致, 此时受到毛坯表面不规则变形

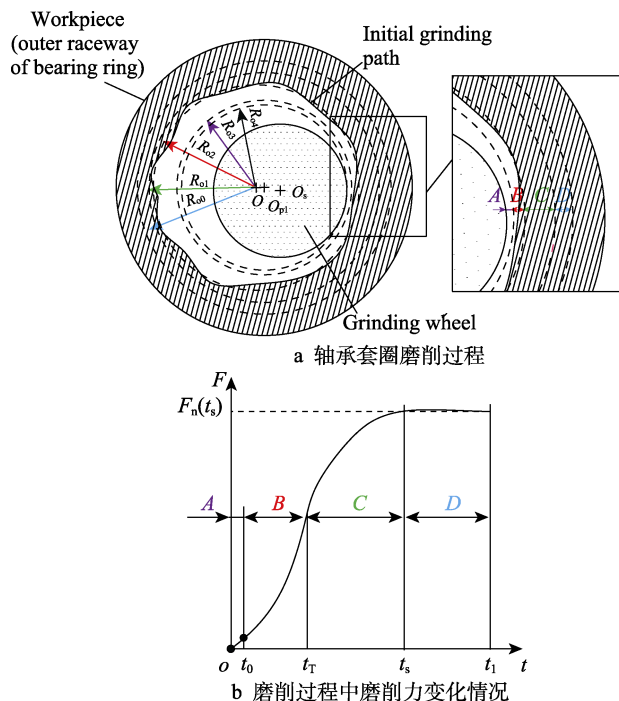


图 4 轴承套圈磨削加工过程

Fig.4 Grinding process of bearing ring: a) grinding process of bearing ring; b) variation of grinding force during grinding

量和偏心圆结构的影响, 在磨削进给过程中砂轮与工件接触时磨削力出现了较大的变动, 因此零件材料磨削去除量较少且不稳定, 磨削力也相对较小。此时磨削零件的实际进给速度 \dot{r} 远小于程序设定的进给速度 \dot{u} , 对应图 4b 的 t_0 — t_T 时间段。

3) 当砂轮磨削加工到达一定时间, 砂轮与轴承套圈进入充分接触磨削阶段, 如图 4a 的 C 阶段 (R_{01} — R_{02}) 所示。毛坯零件表面不规则变形量被磨削去除至一定程度时, 磨削砂轮与零件的磨削去除率持续增大, 因此磨削力也逐渐增大。由于受到零件—砂轮—机床组成系统的弹性变形的影响^[14], 磨削零件的实际进给速度 \dot{r} 仍滞后于程序设定的进给速度 \dot{u} , 砂轮磨削力并非稳定不变, 而是呈逐渐增大的趋势, 对应图 4b 的 t_T — t_s 时间段。

4) 随着砂轮的持续磨削进给, 轴承套圈表面不规则变形量和偏心圆形状被完全磨削去除, 轴承套圈的磨削过程进入稳定阶段, 如图 4a 的 D 阶段 (R_{00} — R_{01}) 所示。此时零件—砂轮—机床组成系统的弹性变形率也达到最大值, 并保持稳定, 轴承套圈的磨削材料去除率不再变化, 磨削力也为最大值并保持稳定, 对应图 4b 的 t_s — t_1 时间段。

基于传统动力学模型建立的磨削材料去除率模型^[16] (简称 GPSM), 将 t_0 — t_T 阶段与 t_T — t_1 阶段视为同一磨削阶段。GPSM 模型未考虑毛坯工件不规则变形量对磨削过程的影响, 导致模型在实际运用中受到限制。在实际加工生产过程中, 由于毛坯零件的不规则变形量会对磨削质量产生重要影响, 因此针对粗磨

阶段毛坯工件不规则形状、弹性变形和稳定阶段, 文中提出一种改进的分段函数形式的磨削材料去除率理论模型, 能有效反映磨削材料去除的实际情况, 可为指导毛坯零件制造及提高磨削加工质量和效率提供依据。

2 基于毛坯表面分析的磨削材料去除率理论模型

2.1 建立分段函数的磨削材料去除率模型

根据上述对轴承套圈制造工艺过程及毛坯表面形状的分析, 这里基于动力学模型建立磨削材料去除率模型, 分析毛坯表面形状、弹性变形及磨削稳定阶段对产品磨削加工过程的影响^[26]。轴承套圈内圆磨削加工过程中的零件-砂轮-机床组成系统如图 5 所示, 根据动力学模型, 该磨削过程可以简化为 3 个弹簧系统, 分别为砂轮刚度 k_s 、零件刚度 k_w 、砂轮与零件接触刚度 k_a 。其中, v_w 为零件转速, v_s 为砂轮转速, \dot{u} 为机床程序设定进给速度。

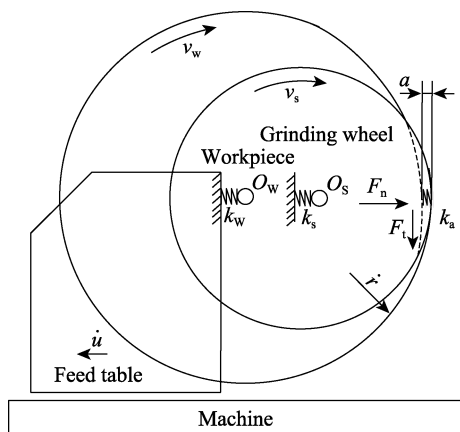


图 5 内圆切入磨削模型

Fig.5 Model of inner circle cut-in grinding

该系统的等效刚度 k_e 可表示为式 (1)^[5]。

$$\frac{1}{k_e} = \frac{1}{k_s} + \frac{1}{k_w} + \frac{1}{k_a} \quad (1)$$

以机床设定的进给速度 \dot{u} 运行, 砂轮在磨削力的作用下磨除工件上的余量, 磨削力可以分为法向磨削力和切向磨削力。其中, 法向磨削力 F_n 是导致系统产生弹性变形量 δ 的主要原因, 其关系式可表示为式 (2)^[6]。

$$\delta = \frac{F_n}{k_e} \quad (2)$$

同时, 法向磨削力 F_n 与磨削过程中砂轮实际进给速度 \dot{r} 呈一定的线性关系, 可以表示为式 (3)。

$$F_n = k_c a = \frac{k_c \dot{r}}{n_w} \quad (3)$$

式中: a 为零件每转的进给深度; \dot{r} 为实际进给速度, 即磨削材料去除率; n_w 为工件转速; k_c 为磨削

力系数。

由图 4 可知, 在轴承套圈磨削加工过程中, 不充分接触磨削阶段 (即 B 位置) 和充分接触磨削阶段 (即 C 位置) 的磨削力与砂轮实际进给速度 \dot{r} 存在较大差异, 因此零件-砂轮-机床组成系统的弹性变形也存在较大差异。为了同时满足轴承套圈磨削加工过程中不充分接触磨削阶段和充分接触磨削阶段实际磨削加工过程中的弹性变形情况, 需要分别建立不同的磨削材料去除率理论模型。

1) 不充分接触磨削阶段 (图 4a 的 B 阶段), 主要磨削毛坯零件表面不规则变形余量。该余量远小于零件整体材料磨削去除量, 因此砂轮实际进给速度 \dot{r} 远小于程序设定进给速度 \dot{u} 。由如图 4b 的 B 位置可知, 在磨削开始时砂轮的磨削力较小, 因此零件-砂轮-机床组成系统的弹性变形率 $\dot{\delta}$ 也远小于程序设定进给速度 \dot{u} 。此时, 可忽略程序设定进给速度对实际加工过程的影响, 认为系统的弹性变形率 $\dot{\delta}$ 由砂轮实际进给速度 \dot{r} 决定。设定此阶段零件-砂轮-机床组成系统的弹性变形率 $\dot{\delta}$ 与砂轮实际进给速度 \dot{r} 呈线性关系^[17], 其磨削系统的弹性变形率 $\dot{\delta}$ 可以表示为式 (4)。

$$\dot{\delta} = k \dot{r} \quad (4)$$

式中: k 为未知系数。

联立上述公式可以得到粗磨初期的材料去除率理论预测模型, 见式 (5)。

$$\dot{r} = \frac{k}{\tau} k_2 e^{\frac{kt}{\tau}} \quad (5)$$

式中: k_2 为未知系数; τ 为时间常数, 可以表示为式 (6)。

$$\tau = \frac{k_c}{k_e k_w} \quad (6)$$

2) 充分接触磨削阶段 (图 4a 的 C 位置), 此时毛坯零件表面不规则变形量被磨削去除至一定程度, 实际进给速度 \dot{r} 随着砂轮不断的磨削进给, 逐渐接近程序设定的进给速度 \dot{u} 。由图 4b 可知, 砂轮磨削进给至 C 位置后, \dot{u} 砂轮的磨削力持续增大, 直到 D 位置达到最大值后保持不变, 因此零件-砂轮-机床组成系统的弹性变形率增大至最大值后保持不变。在系统弹性变形率的影响下, 实际进给速度 \dot{r} 始终小于程序设定进给速度 \dot{u} , 程序设定进给速度 \dot{u} 、实际进给速度 \dot{r} 和弹性变形率 $\dot{\delta}$ 的关系可以表示为式 (7)^[17]。

$$\dot{u} - \dot{r} = \frac{k_c}{k_e n_w} \ddot{r} \quad (7)$$

在实际生产过程中, 为了保证磨削过程的安全性和工件良好的表面质量, 磨削工艺通常通过多次进给循环完成。磨削稳定阶段的材料去除率适用于磨削的各进给阶段, 可以表示为式 (8)^[16]。

$$\dot{r} = \dot{u}_n + \sum_{i=1}^n (\dot{u}_{i-1} - \dot{u}_i) e^{-\frac{t-t_{i-1}}{\tau}} \quad (8)$$

式中: t 为磨削时间。

将砂轮与工件不充分接触磨削阶段和磨削稳定阶段的材料去除率公式整理到同一公式中,以分段函数形式表示,见式(9)。

$$\dot{r}(t) = \begin{cases} \frac{k}{\tau} k_2 e^{\frac{kt}{\tau}} & t_0 \leq t \leq t_T \\ \dot{u}_n + \sum_{i=1}^n (\dot{u}_{i-1} - \dot{u}_i) e^{-\frac{t-t_{i-1}}{\tau}} & t_T < t \leq t_{n-1} \end{cases} \quad (9)$$

2.2 基于功率信号的磨削材料去除率模型

在磨削过程中,功率信号可实现间接测量砂轮与工件之间磨削力的作用,且磨削力与实际进给速度 \dot{r} 密切相关,因此建立功率信号的磨削去除率模型(简称MMRG,即Model of material removal rate in initial grinding stage)更有利于分析材料去除率。

由切削力模型的分析可以得到,砂轮轴磨削的功率可以表示为式(10)。

$$P = k_p F_t v_s \quad (10)$$

式中: P 为磨削砂轮主轴的功率; k_p 为功率系数,取决于磨削条件; F_t 为切向磨削力。法向磨削力 F_n 与切向磨削力 F_t 的关系如式(11)所示。

$$F_n = k_{nt} F_t \quad (11)$$

联立式(5)、(10)、(11),得到砂轮与工件在不充分接触磨削阶段基于功率信号的磨削材料去除率模型I-GPSM(power signal in initial grinding stage material removal model),如式(12)所示。

$$P(t) = \frac{k_c k_p v_s}{k_{nt} n_w} \frac{k}{\tau} k_2 e^{\frac{kt}{\tau}} \quad (12)$$

根据参考文献[16]可知,砂轮与工件在充分接触磨削阶段和磨削稳定阶段基于功率信号的磨削材料去除率模型GPSM可以表达为式(13)。

$$P(t) = \frac{k_c k_p v_s}{k_{nt} n_w} \left(\dot{u}_n + \sum_{i=1}^n (\dot{u}_{i-1} - \dot{u}_i) e^{-\frac{t-t_{i-1}}{\tau}} \right) \quad (13)$$

由如图4b可知, t_T 为不充分接触磨削阶段与充分接触磨削阶段的分界点,将式(12)和式(13)整理可得基于功率的分段函数形式材料去除率模型MMRG,如式(14)所示。

$$P(t) = \begin{cases} \frac{k_c k_p v_s}{k_{nt} n_w} \frac{k}{\tau} k_2 e^{\frac{kt}{\tau}} & t_0 \leq t \leq t_T \\ \frac{k_c k_p v_s}{k_{nt} n_w} \left(\dot{u}_n + \sum_{i=1}^n (\dot{u}_{i-1} - \dot{u}_i) e^{-\frac{t-t_{i-1}}{\tau}} \right) & t_T < t \leq t_{n-1} \end{cases} \quad (14)$$

式中: k_{nt} 为法向磨削力与切向磨削力的比例系数。

磨削系统时间常数 τ 、功率系数 k_p 、磨削力系数 k_c ,以及法向磨削力与切向磨削力的比例系数 k_{nt} 均未知,这些参数可根据稳态功率信号 P' 和功率变化率 \dot{P} 来确定,如式(15)、(16)所示。

$$P = P' \approx \frac{k_c k_p v_s \dot{u}_n}{k_{nt} n_w} \equiv K_s \quad t - t_{n-1} \gg \tau \quad (15)$$

$$\dot{P} = \frac{k_c k_p v_s}{k_{nt} \tau n_w} (\dot{u}_n - \dot{u}_{n-1}) e^{-1} \equiv \frac{K_s \left[\left(1 - \frac{u_{n-1}}{u_n} \right) e^{-1} \right]}{\tau} \quad (16)$$

联立式(16)可得磨削过程时间与功率信号的关系式,见式(17)。

$$t_{\text{grind}} = \tau \left(\frac{\sum_{i=1}^n (\dot{u}_{i-1} - \dot{u}_i) e^{-\frac{t_{i-1}}{\tau}}}{\dot{u}_n \left(\frac{P}{K_s} - 1 \right)} \right) \quad (17)$$

将式(17)整理可以得到基于功率信号的磨削材料去除率预测模型,如式(18)所示。

$$r_n^{\text{grind}}(t) = \begin{cases} k_1 + k_2 e^{-\frac{kt_{\text{grind}}}{\tau}} & t_0 \leq t_{\text{grind}} < t_T \\ \dot{u}_n (t_{\text{grind}} - \tau) + \sum_{i=1}^n (\dot{u}_{i-1} - \dot{u}_i) \left(t_{i-1} - \tau e^{-\frac{t_{\text{grind}} - t_{i-1}}{\tau}} \right) & t_T < t_{\text{grind}} < t_{n-1} \end{cases} \quad (18)$$

由上述分析可知,基于功率信号的磨削材料去除率模型中有诸多未知系数需要求解,如时间常数 τ 、未知系数 k_2 ,以及法向磨削力与切向磨削力的比例系数 k_{nt} 、功率系数 k_p 、磨削力系数 k_c 等。时间常数 τ 可根据磨削监测信号变化率进行计算。为了保证计算时间常数 τ 的准确性,在每个切入磨削循环中,可选取余量较为稳定的半精磨监测信号作为计算时间常数 τ 的信号数据,然后使用最小二乘法对功率信号进行计算求解。其中, k_2 、 k_p 、 k_{nt} 、 k_c 等系数需要对不充分接触磨削阶段和半精磨阶段功率信号分别使用最小二乘拟合法求解,最终得到轴承套圈磨削过程的材料去除率模型,如图6所示。

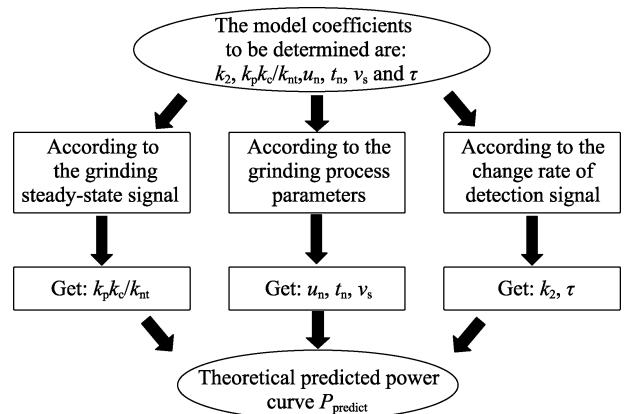


图6 MMRG模型参数求解
Fig.6 Parameter solution of MMRG model

3 实验设置

为了研究磨削过程中轴承套圈材料去除率的变

化情况,这里通过轴承套圈外滚道切入磨削加工实验对上述功率信号的磨削材料去除率理论模型的实用性和可靠性进行验证。实验零件为经过热处理后的深沟球轴承外圈,型号为 91106,外直径为 75.2 mm,宽度为 12.5 mm,内直径为 68.5 mm。磨削加工前的轴承套圈毛坯零件如图 7a 所示。实验使用的机床型号为 VOLF3MZ1410 CNC 内圆磨削机床,如图 7b 所示。该磨床主要用于磨削轴承外圈沟道,磨床采用上支承浮动、下支承固定的电磁无心夹具装夹,如图 7c 所示。由于轴承套圈的磨削加工采用自动上下料装置,轴承套圈到达指定位置即被电磁无心夹具定位装夹,随后砂轮快速移动至轴承套圈内滚道位置开始磨

削加工。实验采用氧化铝材料的 NORITAKE CX/W7-100J 型号砂轮,砂轮粒度为 120,砂轮外径为 40 mm,砂轮内径为 16 mm,砂轮宽度为 7 mm,砂轮线速度为 35 m/s,砂轮转速约为 16 720 r/min,零件的转速约为 500 r/min。采用金刚滚轮对砂轮进行修整,在磨削加工 4 个零件后修整 1 次砂轮,冷却液使用嘉实多 Hysol 水基磨削液。磨削加工后的轴承套圈如图 7d 所示。

将功率传感器安装在机床电器柜位置,用于检测砂轮主轴电机,间接实现轴承套圈磨削过程中磨削力的检测(如图 8a 所示),采用美国 OHIO SEMITRONICS 公司的 3VTR-001D 型号的功率传感器,传感器的响

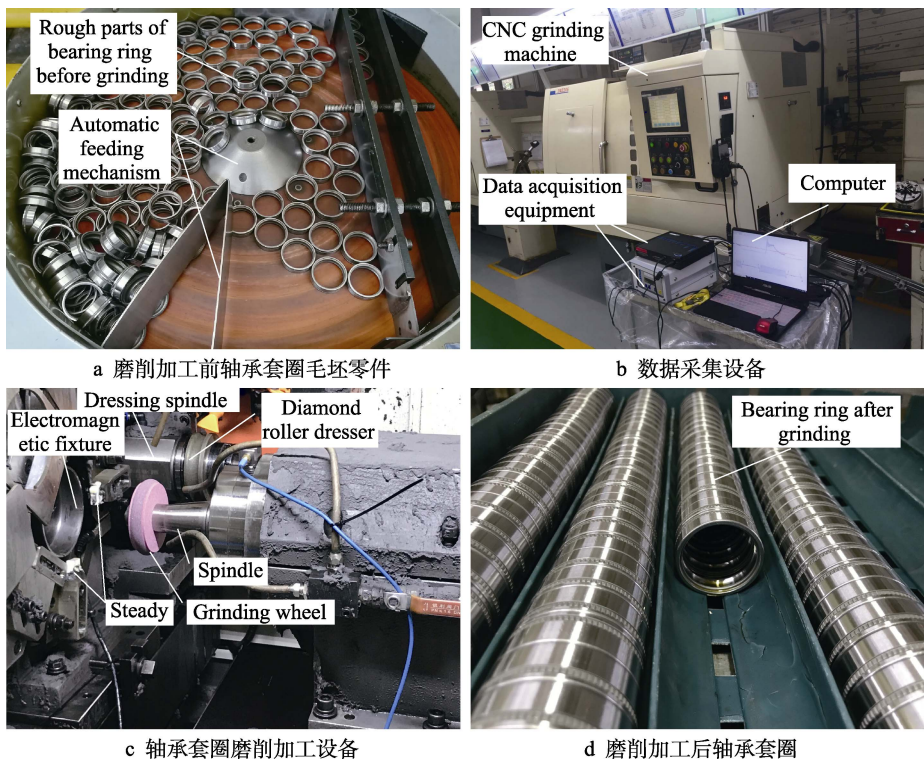


图 7 轴承套圈磨削加工实验

Fig.7 Grinding experiment of bearing ring: a) blanks of bearing ring before grinding; b) data acquisition equipment; c) bearing ring grinding equipment; d) bearing ring after grinding

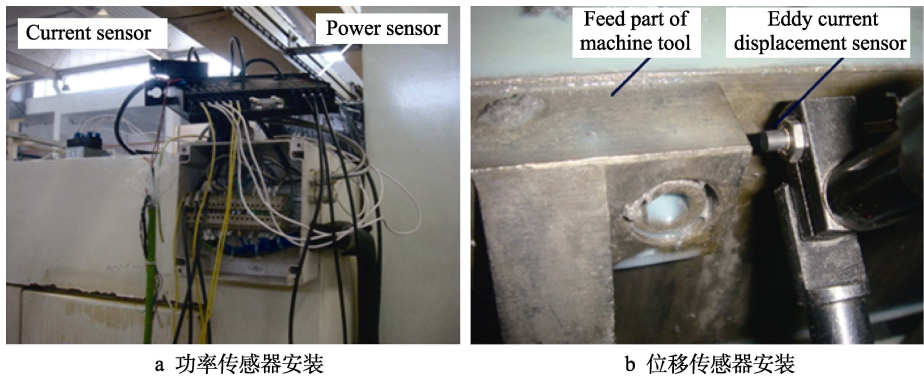


图 8 实验过程

Fig.8 Experimental process: a) installation of power sensor; b) installation of displacement sensor

应频率为 3~5 kHz, 输入电压为 0~1 000 V。位移传感器用于检测砂轮磨削过程中砂轮的实时进给量, 安装在机床砂轮架进给位置(如图 8b 所示), 这里采用电涡流传感器(MICRO-EPSILON eddyNCDT 3010), 线性偏差在 1 μm 内。采集卡型号为美国 INSTRUMENTS DI-2108, 满量程固定测量范围为 $\pm 10\text{ V}$, 提供 8 个差分模拟量输入通道, 单通道最高可实现 2 kHz 的采样率。使用 Labview 软件采集并保存数据。

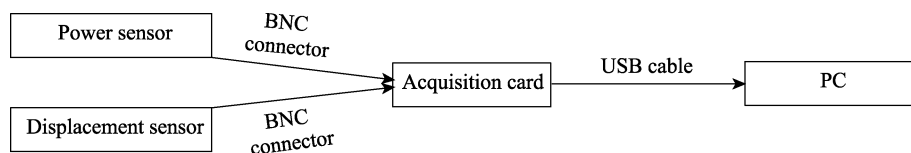


图 9 数据采集流程

Fig.9 Flow chart of data acquisition

为了验证理论部分中所建磨削材料去除率模型的可靠性, 以及计算该理论模型中 k_2 等未知参数, 实验将轴承套圈磨削过程设置为粗磨、半精磨、精磨和光磨等 4 个进给阶段。在磨削加工过程中, 具体的进给加工工艺参数如表 1 所示。为了避免加工单一零件时出现实验数据偶然性, 这里选择工厂轴承加工流水线中的数控磨床, 实时采集生产加工过程中的功率信号数据用于理论模型研究。

表 1 加工工艺参数
Tab.1 Processing parameters

Feed stage	Grinding allowance/mm	Feed speed/ ($\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$)	Grinding time/s
Rough grinding	0.222	0.040	5.55
Semi fine grinding	0.041	0.020	2.07
Fine grinding	0.010	0.005	2.06
Light grinding	0.000	0.000	1.70

为了分析磨削加工前毛坯表面的不规则变量, 需对磨削加工前的轴承套圈毛坯零件内径进行测量, 如图 10 所示。内径测量仪的型号为 D924, 其内径测量范围为 50~140 mm, 误差为 $\pm 0.001\text{ mm}$ 。

为了准确测量磨削加工前轴承套圈毛坯零件的

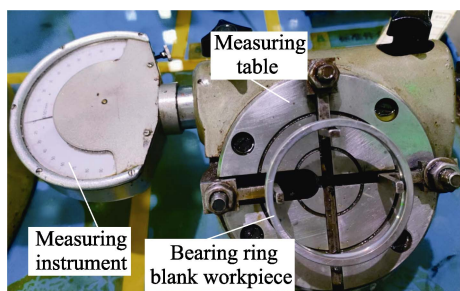


图 10 磨削加工前毛坯工件内径测量
Fig.10 Inner diameter measurement of blank workpiece before grinding

利用功率传感器、位移传感器、usb 数据采集卡和电脑等设备搭建信号采集系统, 实时采集机床加工过程中的主轴功率和位移变化数据, 如图 9 所示。将传感器分别通过 BNC 连接线与采集卡连接, 采集卡通过 USB 线与电脑连接。使用 Labview 采集软件将采集卡每个通道的采样频率设置为 1 kHz, 将采集系统部署完毕后即可对轴承套圈磨削过程进行连续且实时的状态监测。

偏心情况(如图 11 所示), 实验使用的圆度测量仪型号为 Talyrond 595H PRO。该仪器的所有轴都经过精密加工, 具有较好的直线度和圆度精确度, 在调心和调平操作台配有高分辨率电机。该圆度测量仪的高精度空气轴承主轴精度为 $\pm 0.01\text{ }\mu\text{m}$, 传感器分辨率为 0.3 nm, 传感器的最大量程可达 2 mm, 径向精度为 0.008 μm 。将圆度仪的倍率设置为 10 000, 采用最小二乘法评定圆度, 滤波采用 2—15 档。实验零件为磨削加工后的深沟球轴承外圈磨削加工零件, 如图 11 所示。

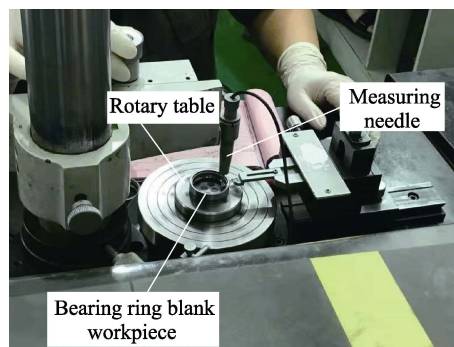


图 11 磨削加工前毛坯工件圆度测量
Fig.11 Roundness measurement of blank workpiece before grinding

4 实验结果分析

下面分 3 个部分对磨削材料去除率理论模型 MMRG 进行实验研究。首先, 基于轴承套圈磨削加工实验数据, 对传统 GPSM 磨削材料去除率模型进行实验分析, 找出该模型的问题缺陷, 提出利用式 (12) 的 I-GPSM 模型预测磨削材料去除率的解决办法。然后, 将 I-GPSM 预测曲线与实际磨削功率信号进行对比分析, 建立了以分段函数形式材料去除率预测曲线 (MMRG 曲线), 验证该磨削材料去除率理论模型 MMRG 即式 (15) 的准确性和有效性。最后,

对 MMRG 模型进行实验应用研究, 基于模型 MMRG 在线分析量化毛坯表面不规则变形大小及偏心圆数量, 该结果对指导毛坯零件制造, 提升轴承套圈磨削加工效率和加工质量具有重要意义。

4.1 GPSM 磨削去除率理论模型实验分析

通过上述实验, 设置采集轴承套圈多进给磨削过程中的功率信号和位移信号。为了避免分析磨削去除率理论模型时受到偶然性因素的干扰, 文中从采集数据中选取 2 个轴承套圈的磨削功率信号, 如图 12 所示。根据功率信号和位移信号可清晰地分辨出磨削进给过程中粗磨、半精磨、精磨和光磨等 4 个磨削进给阶段。如图 12 中 A 位置所示, 在冷却液阻力的影响下, 砂轮磨削功率开始增大, 对应图 4 中的 A 阶段。图 12 中 B 位置为砂轮与工件不充分接触磨削阶段, 对应图 4 中的 B 阶段。图 8 中的 C 位置为砂轮与工件充分接触磨削阶段, 对应图 4 中的 C 阶段。图 12 中的 D 位置为磨削稳定阶段, 对应图 4 中的 D 阶段。

根据图 6 中的方法对模型未知参数求解, 选取功率信号波动较为稳定的半精磨阶段, 使用最小二乘拟合计算时间常数 τ (如图 13 所示)。使用式 (13)

所示的基于功率信号的磨削材料去除率理论模型 GPSM 绘制功率信号预测曲线, 即可求解 k_p 、 k_c 、 k_{nt} 等系数。其中, \dot{u} 、 n_w 、 v_s 参数值可根据磨削加工实验设置获得。

根据上面所求的模型参数值, 使用式 (13) 绘制材料去除率预测曲线, 如图 14 所示。由于砂轮与零件在磨削加工开始和结束时的功率值相等, 以磨削加工结束时的功率(即 End point 点)为参考点, 将 End level 线与测量功率曲线相交于 Q 点, Q 点即为 GPSM 预测曲线的起点。

从图 14 中可以看出, 半精磨、精磨和光磨阶段的 GPSM 模型预测曲线与测量功率曲线的重合度较好。该模型在一定程度上反映了在砂轮磨削加工过程中功率的变化情况。由于 GPSM 模型忽略了毛坯零件表面不规则变形对磨削材料去除率的影响, 导致砂轮与零件不充分接触磨削和充分接触磨削阶段的材料去除率预测曲线与测量功率曲线存在较大偏差, 如图 14 中 F 位置阴影部分所示。为了准确反映实际磨削过程中毛坯零件表面不规则变形对砂轮磨削材料去除率的影响, 需要对轴承套圈磨削过程建立新的

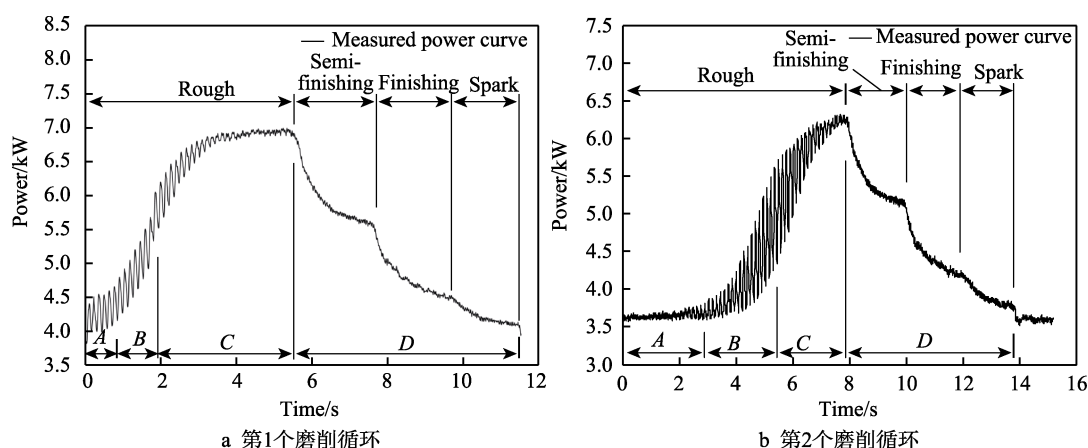


图 12 功率信号实测图

Fig.12 Actual measurement of power signal: a) first grinding cycle; b) second grinding cycle

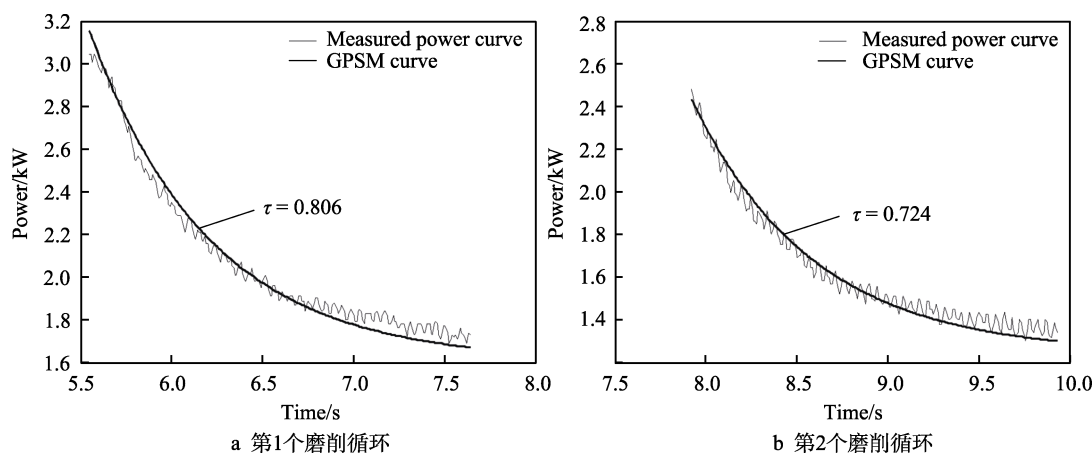


图 13 时间常数

Fig.13 Time constant: a) first grinding cycle; b) second grinding cycle

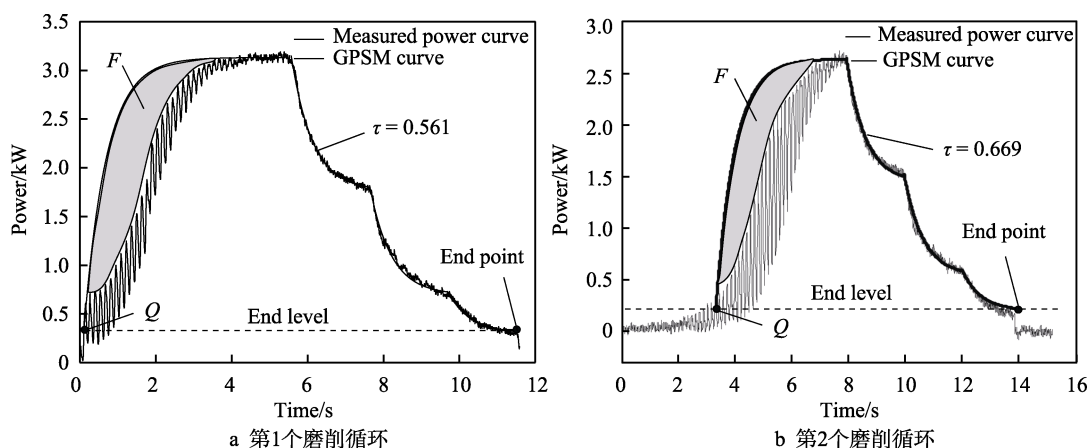


图 14 GPSM 预测曲线

Fig. 14 GPSM prediction curve: a) first grinding cycle; b) second grinding cycle

I-GPSM 模型, 以分析和预测材料去除率。

4.2 MMRG 磨削材料去除率模型实验验证

通过上述分析可知, GPSM 模型不能准确预测砂轮与零件磨削过程中每个阶段的材料去除率, 例如图 15 中 B 和 C 阶段。下面分别采用式 (14) 的 MMRG 模型、式 (12) 的 I-GPSM 和式 (13) 的 GPSM 模型进行预测。

由轴承套圈磨削过程中功率信号可知, 在砂轮与零件不充分接触磨削进给阶段 (即图 15 中 B 阶段), 随着毛坯零件不规则变形量被逐渐磨削去除, 砂轮磨削量逐渐增大, 因此功率信号波动幅度 Δk_w 从 Q 点开始逐渐增大。当毛坯零件不规则变形量被完全磨削去除时, 功率信号波动幅度达到最大值 ($\Delta k_{w \max}$), 此过程对应图 4 中的 B 阶段。在砂轮与零件充分接触磨削进给阶段 (即图 15 中 C 阶段), 零件-砂轮-机床组成系统的弹性变形率随着磨削力的增大而不断增大, 使得磨削过程中的功率信号波动幅度 Δk_w 逐渐减小。当弹性变形率增至最大值时, 功率信号波动幅度 Δk_w 减小至最小值, 并处于稳定状态, 此过程对应图 4 中的 C 阶段。将 GPSM 理论预测曲线的起点由 Q 点修

正至 A 点, 使得 GPSM 预测曲线经过 T 点, 其中 T 点为 $\Delta k_{w \max}$ 区间的中点。

从图 15 中可以看出, C 阶段修正后的 GPSM 理论模型预测曲线相对于修正前的 GPSM 理论模型预测曲线, 能够更为精确地反映磨削过程中实际测量功率曲线的变化状况, 这体现了修正 GPSM 预测曲线的有效性。

针对砂轮与零件不充分接触磨削进给阶段 (即图 15 中的 B 阶段), 使用式 (12) 所示的 I-GPSM 模型预测功率曲线, 如图 16 所示。其中, 在 I-GPSM 模型中存在 k_1 、 k_2 等未知系数, 可用最小二乘拟合法对砂轮与零件不充分接触磨削阶段的测量功率数据进行计算。从图 16 中可以看出, I-GPSM 预测曲线与实际测量功率曲线的重合度较高, 反映了该理论模型的有效性。

根据上述分析, 使用式 (14) 所示 MMRG 模型绘制轴承套圈磨削过程中基于功率信号的磨削材料去除率预测曲线, 如图 17 所示。在砂轮与工件不充分接触磨削阶段, 砂轮磨削的工作区为毛坯工件表面不规则变形部分, 使用式 (12) 所示的 I-GPSM 模型预测砂轮磨削材料去除率, 如图 17 中 B 阶段所示。

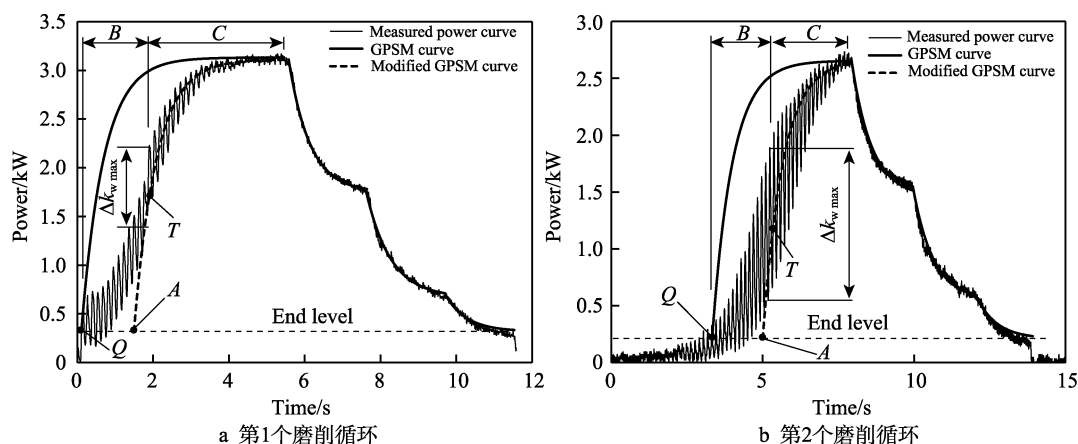


图 15 修正理论模型起始位置

Fig. 15 Starting position of revised theoretical model: a) first grinding cycle; b) second grinding cycle

磨削过程从 T point 点开始进入砂轮与工件充分接触磨削阶段, 该阶段可通过式 (13) 修正 GPSM 模型预测砂轮磨削材料去除率, 如图 17 中 C 阶段所示。

将文中建立的 MMRG 预测曲线, 即式 (14), 与单一 GPSM 预测曲线, 即式 (13), 进行对比分析。

如图 18 所示, 相较于 GPSM 预测曲线, MMRG 预测曲线更符合功率信号的变化趋势, 能够更好地反映轴承套圈实际加工过程中磨削材料去除率的变化情况。通过对比这 2 种理论模型可知, MMRG 模型更有效。

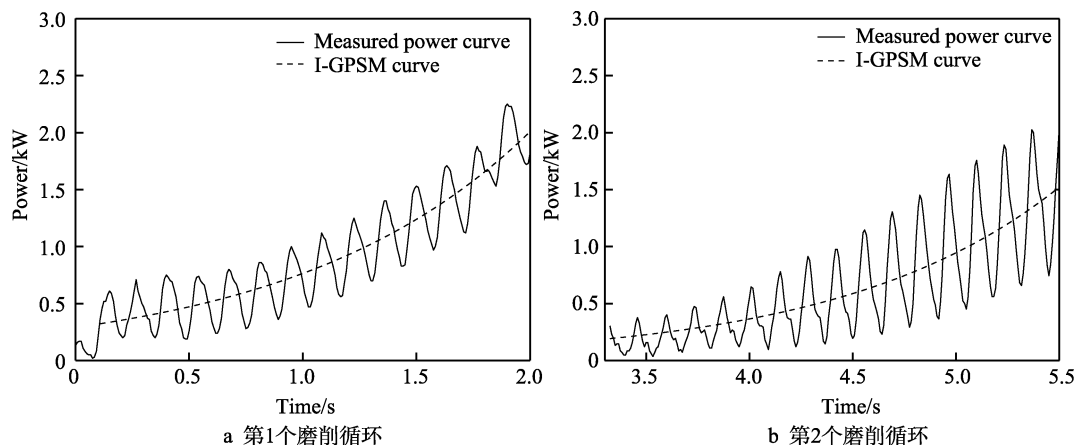


图 16 砂轮与零件不充分接触磨削进给阶段

Fig.16 Grinding feed stage of insufficient contact between grinding wheel and parts: a) first grinding cycle; b) second grinding cycle

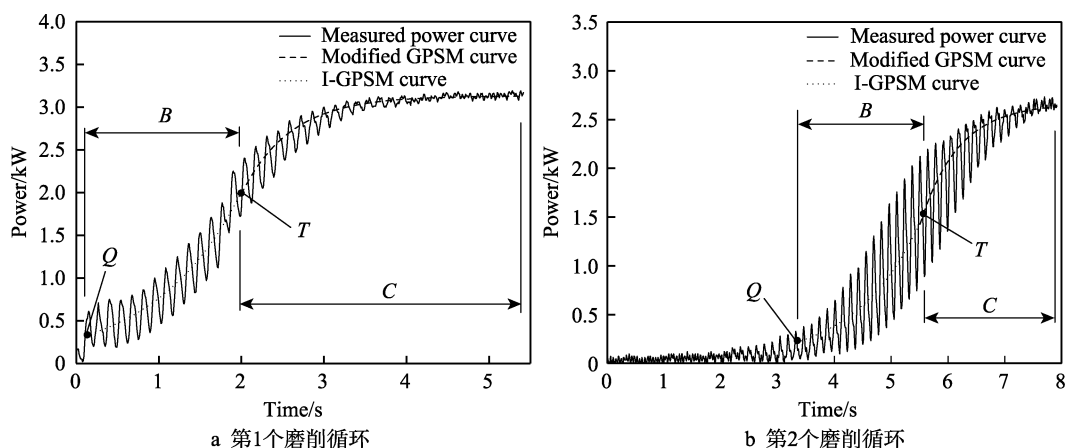


图 17 MMRG 预测曲线

Fig.17 MMRG prediction curve: a) first grinding cycle; b) second grinding cycle

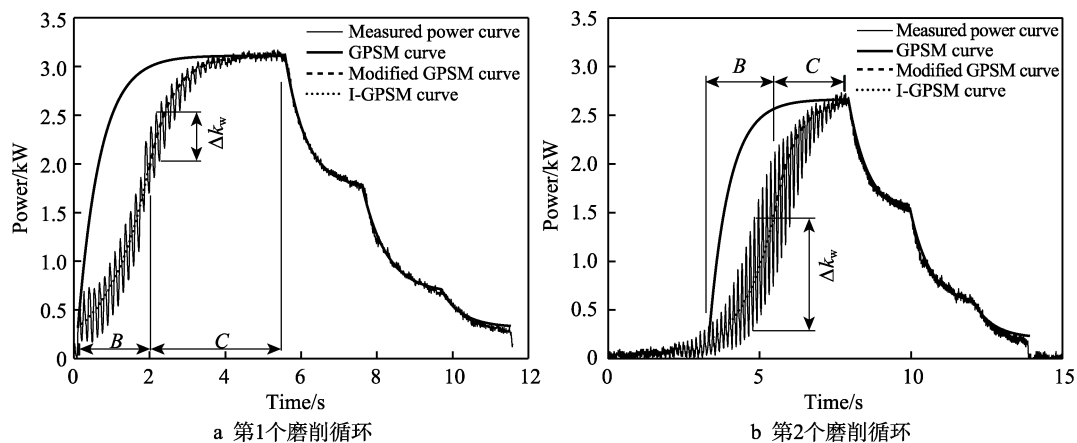


图 18 2 种磨削材料去除率模型的对比

Fig.18 Comparison of two grinding material removal rate models: a) first grinding cycle; b) second grinding cycle

将上述 2 个磨削循环在粗磨阶段的 GPSM 预测曲线与实际测量功率曲线作差计算,可得该差值的平方和分别为 529.241 3 和 458.562 8。将 MMRG 预测曲线与实际测量功率曲线作差计算,可知该差值的平方和分别为 17.253 7 和 15.395 2。结果表明,文中所建的磨削材料去除率模型 MMRG 与 GPSM 模型相比,其准确度分别提升了约 96.8%和 96.7%。由于该模型充分考虑了轴承套圈毛坯零件表面不规则变形和偏心圆形状对磨削材料去除的影响,因此更符合实际加工情况。

4.3 MMRG 磨削材料去除率模型应用

4.3.1 毛坯表面不规则形状定量分析

根据上述分析可知,式(14)中的 MMRG 模型能够有效地定量分析磨削过程中毛坯表面不规则形状的大小,这里将该模型应用于砂轮与轴承套圈不充分接触磨削阶段(即图 18 中 B 位置)和充分接触磨削阶段(即图 18 中 C 位置)的功率信号,分析轴承套圈实际磨削去除量和毛坯表面不规则形状等问题。将粗磨阶段材料去除率理论预测值与实际功率测试数据作差,可以表示为式(19)。

$$D_{\text{value}} = R_{\text{rough}} - P_{\text{rough}} \quad (19)$$

式中: D_{value} 为差值; R_{rough} 为 MMRG 材料去除率预测值; P_{rough} 为实际功率测试数据。

差值曲线如图 19 所示。从图 19 可以看出,粗磨阶段的功率信号以 $x=0$ 轴为中心上下波动,功率信号差值曲线的波峰位置(即 Peak point)表示砂轮与工件接触时存在较大的磨削力,此位置的毛坯表面不规则变形量较大,砂轮磨削材料去除量较大;反之,功率信号差值曲线的波谷位置(即 Trough point)在砂轮与工件接触时存在较小的磨削力,砂轮磨削材料去除量及毛坯表面不规则变形量较小。这符合理论部分图 4 中分析的毛坯表面不规则形状对磨削过程的影响,其中功率信号波动幅度达到最大值 $\Delta k_{w \max}$ 时,工件磨削材料去除率达到最大值,用来反映毛坯零件不规则变形量的大小。

为了验证将 MMRG 理论模型应用于分析轴承套圈毛坯表面变形量的有效性,在磨削加工前利用内径测量仪(图 10)对轴承套圈毛坯零件的内径进行测量,将毛坯零件表面变形量实际测量结果与功率信号波动最大值 $\Delta k_{w \max}$ 进行对比分析,如图 20 所示。第 1 个工件磨削功率信号波动幅度最大值 $\Delta k_{w \max}=0.8$,对应轴承套圈毛坯表面变形量实测结果($10.9 \mu\text{m}$)。第 2 个工件磨削功率信号波动幅度最大值 $\Delta k_{w \max}=1.2$,对应轴承套圈毛坯表面变形量实测结果($21.5 \mu\text{m}$)。

由于文中实验在轴承企业工厂流水线上进行,采集了大量的轴承套圈磨削加工数据,如图 21a 所示。为了验证上述方法的有效性,取 13 组轴承套圈实验数据分析验证毛坯零件变形量与功率信号差值的关

系,具体对比结果如图 21b 所示。

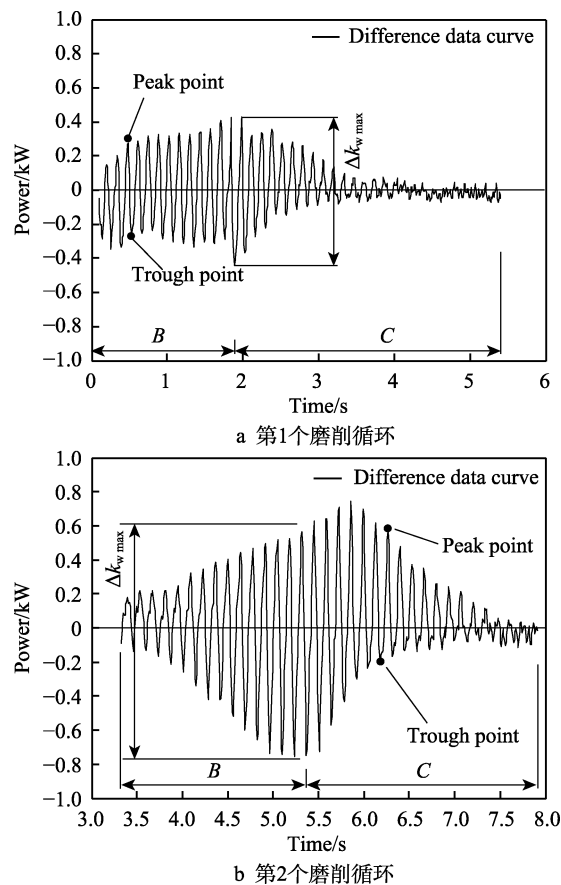


图 19 MMRG 模型粗磨阶段差值曲线
Fig.19 Difference curve of rough grinding stage of MMRG model: a) first grinding cycle; b) second grinding cycle

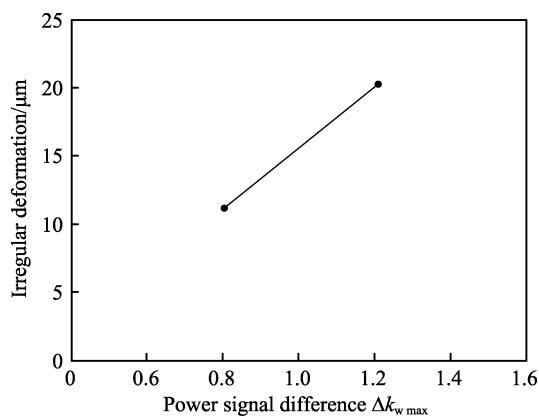


图 20 毛坯零件变形量与功率信号差值的对比
Fig.20 Comparison between deformation of blank parts and power signal difference

由图 21b 可知,随着毛坯零件变形量的增大,功率信号差值也逐渐增大,功率曲线的波动最大值 $\Delta k_{w \max}$ 与毛坯零件表面变形量的变化趋势一致。这验证了该模型在线分析轴承套圈毛坯表面变形量的应用价值。

4.3.2 毛坯表面偏心圆数量分析

为了验证将 MMRG 理论模型应用于分析轴承套圈毛坯表面偏心圆数量的实用性,使用如图 11 所示

的实验测量方法对轴承套圈毛坯零件内径进行圆度测量, 测量结果如图 22 所示。将检测结果以轴承套圈偏心数量为依据分为 4 组: 无偏心圆、1 个偏心圆、2 个偏心圆和 3 个偏心圆。如图 22 所示, 无偏心圆的磨削毛坯工件圆度约为 $6.1\text{ }\mu\text{m}$; 1 个偏心圆的磨削

毛坯工件圆度约为 $23.2\text{ }\mu\text{m}$; 2 个偏心圆的磨削毛坯工件圆度约为 $20.5\text{ }\mu\text{m}$; 3 个偏心圆的磨削毛坯工件圆度约为 $15.7\text{ }\mu\text{m}$ 。下面对这 4 种形状工件进行磨削加工实验, 利用 MMRG 理论模型分析这些轴承套圈毛坯表面的偏心圆数量。

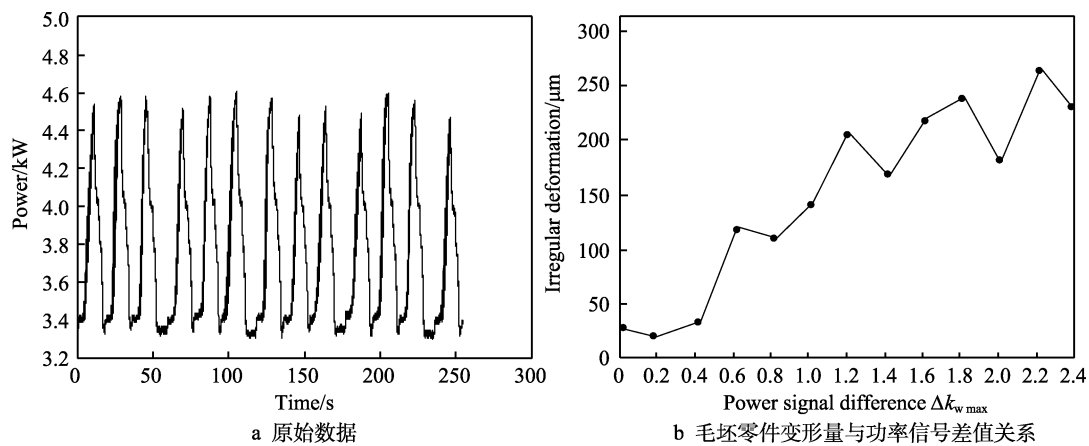


图 21 多个毛坯零件变形量与功率信号差值的关系

Fig.21 Relationship between deformation of multiple blank parts and power signal difference: a) raw data; b) relationship between deformation of blank parts and power signal difference

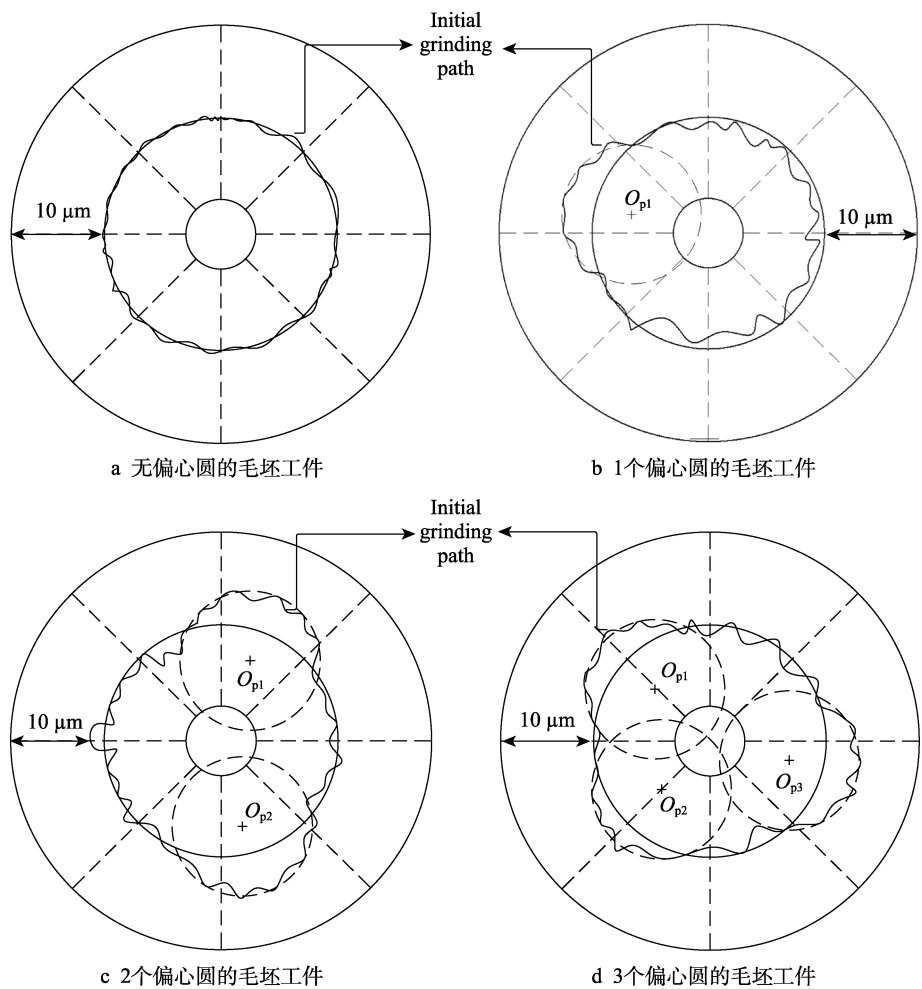


图 22 轴承套圈毛坯工件实测圆度

Fig.22 Measured roundness of bearing ring blank workpiece: a) blank workpiece without eccentric circle; b) blank workpiece with an eccentric circle; c) blank workpiece with two eccentric circles; d) blank workpiece with three eccentric circles

将上述4组轴承套圈毛坯工件进行磨削加工,根据MMRG理论模型分别求解功率信号差值数据(即图19所示功率信号差值数据计算方法),并对其进行FFT变换,如图23所示。如图23a所示,无偏心圆状态轴承套圈磨削加工频率0~60 Hz对应的幅值波动较小,即无偏心圆结构。如图23b所示,1个偏心圆的轴承套圈在频率为7.4 Hz时幅值最大。如图

23c所示,2个偏心圆的轴承套圈在频率为14.2 Hz时幅值最大。如图23d所示,3个偏心圆的轴承套圈在频率为22.3 Hz时幅值最大。随着轴承套圈偏心数量成倍数关系的增加,MMRG模型计算功率信号最大幅值对应的频率也以倍数关系增大,说明通过该MMRG理论模型分别求解功率信号差值数据FFT后,可有效反映毛坯工件偏心圆数量。

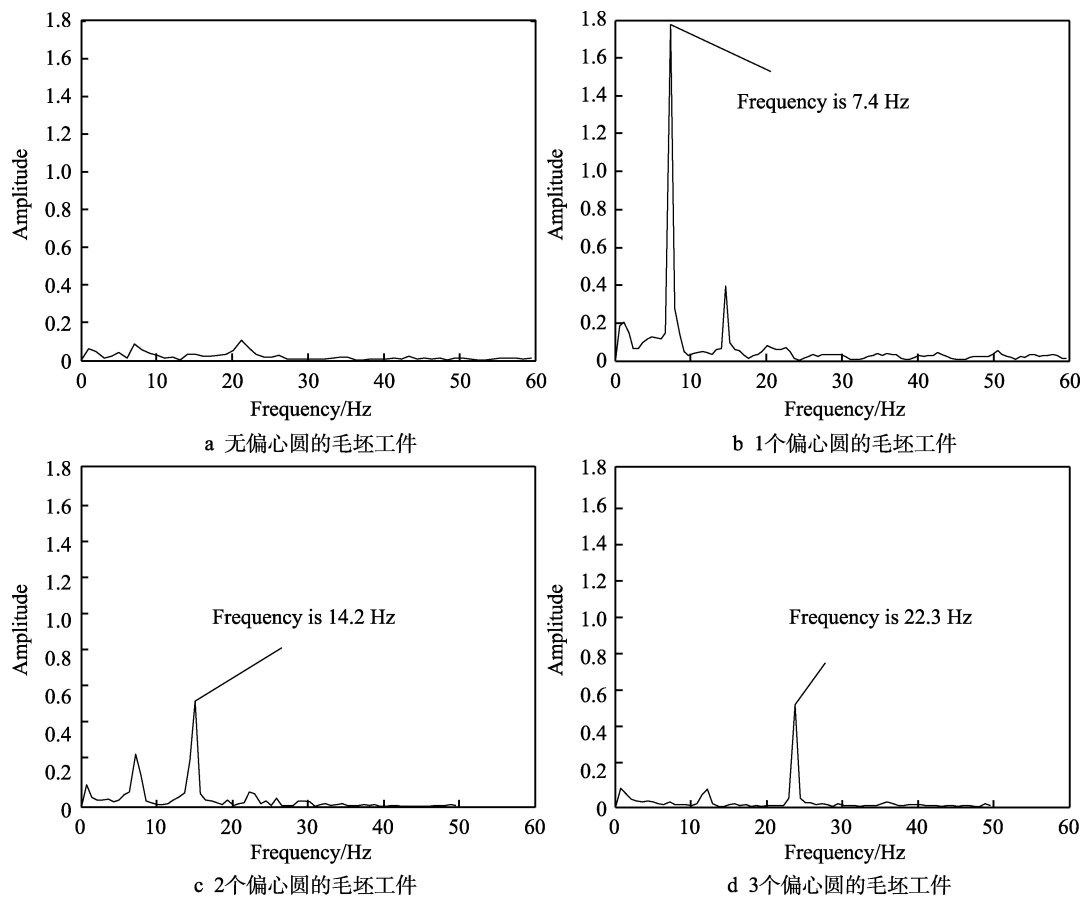


图23 MMRG模型功率信号FFT变换

Fig.23 FFT transformation of MMRG model power signal: a) blank workpiece without eccentric circle; b) blank workpiece with an eccentric circle; c) blank workpiece with two eccentric circles; d) blank workpiece with three eccentric circles

根据上述实验应用验证可知,MMRG模型可用于分析轴承套圈毛坯表面不规则变形和偏心数量。该模型对提高轴承套圈加工质量和加工效率有着重要的理论指导意义。

5 结论

针对轴承套圈磨削过程中毛坯表面不规则形状对磨削去除率的影响问题,对轴承套圈毛坯零件表面形状进行了分析,充分考虑了轴承套圈不规则变形和偏心圆形状对磨削过程的影响,建立了分段函数形式的磨削材料去除率理论模型,得到如下结论。

1) 通过分析轴承套圈生产制造过程中的车削加工工艺、热处理工艺、磨削加工工艺可知,轴承套圈

毛坯零件的轴承滚道并非由理想状态下的标准圆组成,而是由不规则变形和偏心圆形状组成。传统GPSM磨削材料去除率模型忽略了这些毛坯形状对磨削过程的影响,使得对砂轮与零件不充分接触阶段和充分接触阶段材料去除率的预测不够准确,对此文中提出了以分段函数形式的磨削材料去除率理论模型。

2) 基于磨削零件-砂轮-机床组成系统的动力学模型,分析了毛坯表面形状、磨削加工时间、磨削力、弹性变形、砂轮实际进给速度和程序设定进给速度等多个参数在砂轮与零件不充分接触阶段和充分接触阶段与材料去除率的关系,建立了更符合轴承套圈实际磨削加工情况的MMRG分段函数形式磨削材料去除率模型。该模型充分考虑了轴承套圈毛坯零件不规则形状对磨削材料去除率模型的影响,能够准确地反

映磨削工件材料去除过程及毛坯零件形状等情况, 对提高毛坯零件生产制造及磨削生产工艺具有重要的实用价值。

3) 为了验证上述理论模型的有效性, 在实际轴承套圈制造工厂对所建立的分段函数形式的磨削材料去除率模型 (MMRG) 进行了大量实验研究。实验结果表明, 与传统磨削材料去除率模型相比, 文中所建的以分段函数的磨削材料去除率模型具有较高的准确性, 更符合实际加工情况。该模型对改进毛坯表面生产加工, 以及提高轴承套圈加工质量和加工效率有着重要的理论指导意义。

参考文献:

- [1] ALVAREZ J, BARRENETXEA D, MARQUINEZ J I, et al. Continuous Variable Feed Rate: A Novel Method for Improving Infeed Grinding Processes[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 73(1): 53-61.
- [2] ALONSO U, ORTEGA N, SANCHEZ J A, et al. Hardness Control of Grind-Hardening and Finishing Grinding by Means of Area-Based Specific Energy[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2015, 88: 24-33.
- [3] BARRENETXEA D, ALVAREZ J, MARQUINEZ J I, et al. Stability Analysis and Optimization Algorithms for the Set-up of Infeed Centerless Grinding[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2014, 84: 17-32.
- [4] MALKIN S, JOSEPH N. Minimum Energy in Abrasive Processes[J]. Wear, 1975, 32(1): 15-23.
- [5] MALKIN S, KOREN Y. Optimal Infeed Control for Accelerated Spark-out in Plunge Grinding[J]. Journal of Engineering for Industry, 1984, 106(1): 70-74.
- [6] CHIU N, MALKIN S. Computer Simulation for Cylindrical Plunge Grinding[J]. CIRP Annals, 1993, 42(1): 383-387.
- [7] CHEN Xun, ALLANSON D, THOMAS A, et al. Simulation of Feed Cycles for Grinding between Centres[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1994, 34(5): 603-616.
- [8] HU P, ZHANG J M, PEI Z J, et al. Modeling of Material Removal Rate in Rotary Ultrasonic Machining: Designed Experiments[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2002, 129(1/2/3): 339-344.
- [9] XIAO G, MALKIN S. On-Line Optimization for Internal Plunge Grinding[J]. CIRP Annals, 1996, 45(1): 287-292.
- [10] CABARAVDIC M, KUHNENKÖTTER B. Bandschleifpro-Zesse Optimieren[J]. Mo Metal Loberfläche, 2005, 59(4): 44-47.
- [11] MARSH E R, MOERLEIN A W, DEAKYNE T R S, et al. In-Process Measurement of Form Error and Force in Cylindrical-Plunge Grinding[J]. Precision Engineering, 2008, 32(4): 348-352.
- [12] WANG Chang-chu, CHEN Jian-bin, FANG Qi-hong, et al. Study on Brittle Material Removal in the Grinding Process Utilizing Theoretical Analysis and Numerical Simulation[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 87(9): 2603-2614.
- [13] JIANG Chen, SONG Qi, GUO De-bao, et al. Estimation Algorithm of Minimum Dwell Time in Precision Cylindrical Plunge Grinding Using Acoustic Emission Signal[J]. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, 2014, 15(4): 601-607.
- [14] 姜晨, 李郝林, 麦云飞. 基于声发射信号的外圆切入磨削去除率监测[J]. 中国机械工程, 2013, 24(22): 2992-2996. JIANG Chen, LI Hao-lin, MAI Yun-fei. Prediction on Material Removal Rate of Precision Cylindrical Plunge Grinding Based on Model of AE[J]. China Mechanical Engineering, 2013, 24(22): 2992-2996.
- [15] PEREVERZEV P P, PIMENOV D Y. A Grinding Force Model Allowing for Dulling of Abrasive Wheel Cutting Grains in Plunge Cylindrical Grinding[J]. Journal of Friction and Wear, 2016, 37(1): 60-65.
- [16] CHI Yu-Lun, LI Hao-Lin. A General Material Removal Model for Multi-infeed Internal Plunge by Power Signal[J]. China Mechanical Engineering Journal, 2016, 37(4): 359-365.
- [17] CHI Yu-lun, LI Hao-lin, CHEN Xun. In-Process Monitoring and Analysis of Bearing Outer Race Way Grinding Based on the Power Signal[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2017, 231(14): 2622-2635.
- [18] SUN Guo-yan, ZHAO Ling-ling, MA Zhen, et al. Force Prediction Model Considering Material Removal Mechanism for Axial Ultrasonic Vibration-Assisted Peripheral Grinding of Zerodur[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 98(9): 2775-2789.
- [19] 迟玉伦, 李郝林. 基于磨削去除率模型的切入磨削工艺参数优化方法: 中国, 106407683A[P]. 2019-01-15. CHI Yu-lun, LI Hao-lin. A Plunge Grinding Process Parameter Optimization Method Based on a Grinding Removal Rate Model: China, 106407683A[P]. 2019-01-15.
- [20] CHI Yu-lun, GU Jia-jian, LI Hao-lin. Optimization of Internal Plunge Grinding Using Collaboration of the Air-Grinding and the Material Removal Model Based on the Power Signal[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 105(1): 247-264.
- [21] REN Li-juan, ZHANG Guang-peng, WANG Yuan, et al. A New In-Process Material Removal Rate Monitoring Approach in Abrasive Belt Grinding[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 104(5): 2715-2726.
- [22] GAO Kai-yuan, CHEN Hua-bin, ZHANG Xiao-qiang, et al. A Novel Material Removal Prediction Method Based on Acoustic Sensing and Ensemble XGBoost Learning Algorithm for Robotic Belt Grinding of Inconel 718[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 105(1): 217-232.

(下转第 373 页)