

轴承套圈冷辗扩成形过程的数值模拟研究

摘要

环件冷辗扩是常温下借助于辗环机使环件产生壁厚减小、直径扩大、截面轮廓成形的塑性加工工艺。环件辗扩是轧制技术与机械零件制造技术的交叉和结合，具有材料利用率高、减少加工工序、提高工件质量和精度、降低零件的制造成本、节能和改善工作环境等优点，与传统加工工艺相比，具有重大的社会经济效益。

本文针对目前冷辗扩技术发展的现状和存在的问题，以深沟球轴承套圈的冷辗扩成形加工为研究对象，建立了环形件冷辗扩成形过程工艺仿真模型。研究了模具结构、进给速度、驱动辊转速以及材料参数等对环件冷辗扩的成形质量、力能参数以及轴向展宽等的影响规律，为环件冷辗扩生产工艺参数的合理确定提供了理论基础。本文的主要内容和得到的主要结论如下：

(1) 有限元模型的建立。以大型非线性模拟软件 ABAQUS 为平台，采用弹塑性力学理论、大变形数值模拟技术，充分考虑环形件冷辗扩过程的三维变形、连续渐变、非对称、时变、非稳态等特征，有效处理环形件冷辗扩过程中的几何、物理和边界三重非线性的多参数耦合交互作用问题，建立了轴承套圈冷辗扩成形过程的有限元数值模拟模型。

(2) 研究给出了轴承套圈冷辗扩成形过程有限元数值模拟中合理的进给速度、导向辊运动轨迹的确定与控制方法。根据咬入条件和锻透条件确定了轴承套圈冷辗扩成形过程中进给速度的设计公式。在模拟中采用随动式的导向辊，其运动轨迹为一段以驱动辊轴线为中心的圆弧。通过研究不同质量缩放系数对模拟结果的影响，确定了模拟中合理的质量缩放系数为 10。

(3) 研究了模具结构和加工工艺参数对轴承套圈成形的影响。合理的模具结构可以避免工件端面出现鱼尾现象，使套圈获得较好的端面质量，减小辗压成形后工件的机加工量。在成形初始阶段采用较大的进给速度，而在加工后期阶段采用较小的进给速度，有利于加工的稳定、提高成形的质量。随着驱动辊转速增大，所需的成形辗扩力减小，成形效果提高，但是易出现打滑，加工所需的冷辗机的功率增大，所以要根据生产的要求合理设计驱动辊转速。

(4) 研究了材料性能参数与进给速度及其耦合作用对轴承套圈成形的影响。在模具加限制展宽结构情况下, 研究了硬化指数、弹性模量和屈服强度等材料性能参数分别在 0.10–0.40、100 GPa–400 GPa、50 MPa–400 MPa, 均匀进给速度在 1.0–4.0 mm/s 范围内时, 材料性能参数和进给速度对成形的耦合作用。

1) 辊扩力随着进给速度的增大而增大; 硬化指数对辊扩力的影响规律与不同硬化指数下材料的真实应力-应变曲线的变化规律基本一致; 屈服强度在加工前期对辊扩力影响较大, 后期影响较小; 弹性模量对辊扩力的影响很小。

2) 随着进给速度增大, 材料在芯辊凹槽处成形的形状变差; 随着硬化指数和弹性模量增大, 轴承套圈端面的轴向展宽减小, 随着进给速度增大, 硬化指数和弹性模量对轴承套圈端面轴向展宽的影响减小; 屈服强度对轴承套圈端面轴向展宽的影响较小。

3) 进给速度越小, 工件的最终形状越好, 但随着进给速度增大, 工件成形的不均匀程度得到改善; 随着硬化指数增大, 工件成形的最大变形量减小, 变形均匀性提高。随着进给速度增大, 硬化指数对工件内不均匀成形的影响减小; 随着弹性模量增大, 工件成形的最大等效塑性应变值增大, 不均匀变形程度增大; 屈服强度对工件成形的不均匀程度影响无明显规律。

4) 进给速度对靠近内径处端面的变形量影响较大, 随着进给速度增大, 工件端面的等效塑性应变减小; 随着硬化指数增大, 工件端面的等效塑性应变减小, 弹性模量和屈服强度对靠近外径处端面的应变量影响较大; 随着进给速度增大, 硬化指数、弹性模量和屈服强度对工件端面等效塑性应变影响减小。

5) 进给速度增大, 工件内表面等效塑性应变减小; 硬化指数和屈服强度对工件内表面等效塑性应变影响较小。在沟槽处弹性模量的影响较大, 且随着弹性模量的增大, 沟槽处的等效应变增大。

关键词: 环件; 冷辊扩; 数值模拟; 工艺参数; 材料参数; 耦合作用

NUMERICAL SIMULATION STUDY ON COLD ROLLING PROCESS OF BEARING RINGS

ABSTRACT

Cold ring rolling technology is a cross and combination of rolling technology and mechanical manufacturing, which decreases the thickness of ring and enlarges the diameter of ring via the cold ring rolling mill. It has many advantages, such as high material utilization ratio, reduced procedures, high quality and precision, energy saving and improved working environment. Compared with traditional method, the ring rolling technology is of great social significance and economic performance.

Considering fully characteristics of cold ring rolling, simulation model is created to simulate the cold rolling of deep groove ball bearings. Influence of the parameters (such as mold structure, feed velocity, rotational speed and material parameters etc.) on roll force, axial spread and forming quality is studied. The main contents and conclusions of this paper are as follows:

(1) Based on ABAQUS software, a three-dimensional elastic-plastic FEM model is established. The elastic-plastic mechanics theory and numerical simulation technology of large deformation are adopted according to the different stages of the deforming process basing on the deforming mechanism of cold ring rolling.

(2) Proper feed velocity, motion track of guide roll and the mass scaling coefficient are determined. On basis of earlier work, designing formula of feed velocity is defined according to bite conditions and penetration conditions. The following motion guide rolls are adopted. The motion track is a segment of arc and the center is decided by the axis of drive roll, the distance of different times is computed and used to control the motion of guide rolls. Mass scaling can accelerate the simulation, so proper mass scaling coefficient is determined as 10 by comparison of the results under different mass scaling coefficients.

(3) Influence of the mold structure and process parameters is studied. Proper

ABSTRACT

mould structure can not only avoid fishtail effect, but also give a result of high quality and less machining amount. In order to gain a stable process, higher feed velocity should be took at the beginning of the process, while lower feed velocity should be took latterly. The roll force decreases and the quality can be improved by increasing the rotational speed of the drive roll. But slipping happened more frequently and higher power cold ring rolling mill is needed. Therefore, proper rotational speed of drive roll should be determined according to the production requirements.

(4) Influence of the material property parameters, feed velocity and their coupling effect to forming process is studied. Limiting spread structure is adopted. when strain hardening exponent, Young's modulus and Yield strength are chosen respectively in the range of 0.10-0.40, 100GPa-400GPa, 50MPa-400MPa. Constant feed velocity is used and the scope is 1.1mm/s-4.0mm/s, influence of them to forming process is studied.

1) The roll force grows with the increase of feed velocity. The influence of strain hardening exponent to roll force is similar to true stress-strain wave under different strain hardening exponent. In the earlier stage, the roll force is easier to be influenced by Yield strength, but subsequently, the influence decreases. Young's modulus has little influence on the roll force.

2) When feed velocity increases, shaping effect turns worse. When strain hardening exponent and Young's modulus grow, side spread of the end face decreases, but when feed velocity increases, influence of them decreases. Side spread of the end face is hardly affected by Yield strength.

3) The work piece is easier to get good shape when feed velocity is low, but when feed velocity increases, the condition of homogeneous deformation is improved. While strain hardening exponent grows, the maximum deformation decreases and the condition of inhomogeneous deformation is improved. When feed velocity increases, the influence of strain hardening exponent decreases. When Young's modulus grows, the maximum deformation and the inhomogeneous deformation degree increases. Yield strength has little influence on the inhomogeneous deformation.

- 4) The deformation of end face is easier to be effected by feed velocity at the place close to inner surface. When feed velocity grows, the influence of strain hardening exponent, Young's modulus and Yield strength decreases.
- 5) When feed velocity increases, equivalent plastic strain of the inner surface decreases. Strain hardening exponent and Yield strength have little influence on the equivalent plastic strain of the inner surface. The equivalent plastic strain of the groove is affected by Young's modulus, and it grows when Young's modulus increases.

Key Words: ring; cold rolling; numerical simulation; process parameters; material properties; coupling effect

原创声明

本人郑重声明：所呈交的学位论文，是本人在导师的指导下，独立进行研究所取得的成果。除文中已经注明引用的内容外，本论文不包含任何其他个人或集体已经发表或撰写过的科研成果。对本文的研究做出重要贡献的个人和集体，均已在文中以明确方式标明。本声明的法律责任由本人承担。

论文作者签名：张夕凤 日期：2008.5.25

关于学位论文使用授权的声明

本人完全了解山东大学有关保留、使用学位论文的规定，同意学校保留或向国家有关部门或机构送交论文的复印件和电子版，允许论文被查阅和借阅；本人授权山东大学可以将本学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，可以采用影印、缩印或其他复制手段保存论文和汇编本学位论文。

(保密论文在解密后应遵守此规定)

论文作者签名：张夕凤 导师签名：侯延祥 日期：2008.5.26

第一章 绪 论

1.1 引 言

环件辗扩技术是伴随着铁路运输业的发展而产生的。自 19 世纪中叶以来，铁路系统的迅速发展使得火车的行驶速度和载重量大幅度提高。火车的铸铁车轮无法满足高速、重载的要求，于是人们在火车铸铁车轮上装备性能更好、可更换的钢制轮箍。为了生产火车轮箍，1842 年英国建造了轮箍轧机，1886 年俄国奥斯特洛维茨炼铁铸造厂设立了火车轮箍生产车间。随后，环件辗扩技术不仅在火车轮箍、火车车轮生产中得到了广泛应用，在其他环形机械零件生产中也逐渐得到了推广应用。我国于 20 世纪 50 年代开始应用环件辗扩技术生产轴承环，1959 年在上海建立了锤—压力机—扩孔机的轴承环轧制生产线。现在，环件辗扩技术在航空、航天、交通、能源等领域得到了越来越广泛的应用。环件辗扩^[1]是用来生产无缝环形件的加工工艺，环件在驱动辊的作用下通过驱动辊与芯辊构成的孔型，使环件产生壁厚减小、直径扩大、截面轮廓成形的塑性加工工艺。环件的冷辗扩则是指在常温下对材料进行辗扩加工。材料性能及其在加工过程中的演化对环件冷辗扩工艺的影响已经成为环件冷辗扩成形理论与技术发展迫切需要研究的重要课题。

作为机械行业的一种基础零件，滚动轴承在机械工程中具有重要的地位。但是传统滚动轴承套圈的加工大多采用经验方法或试凑法，材料利用率低，工作条件差，产品开发周期长，生产成本高，不能满足现代工业生产的需要。

环件冷辗扩是一种先进的精密成形塑性加工工艺。在世界各国，轴承的加工都已经开始采用精密冷辗扩加工工艺，进行大批量、专业化的生产。精密辗扩能使工件的形状和尺寸与成品零件非常接近，并可改善工件内部质量，被广泛应用于轴承内外套圈、法兰环、端盖、齿环等无缝环件的生产。

相对于传统的轴承加工方法，精密冷辗扩没有材料的切除，也没有强烈的振动和噪声，因而具有切削加工所无可比拟的优点和很好的经济效益^[2-5]。具体表现在以下方面：

(1) 加工余量少，材料利用率高。如果采用传统的切削加工方法，材料的

利用率通常为 40-50%，而采用冷辗方法，材料利用率则可达 60-75%^[6]。

(2) 减少加工工序。传统的球轴承套圈车加工工艺为：车内径、端面，倒角→车外径、车另一端面，倒角→车一面装配圆角→车另一面装配圆角→车沟。采用车冷辗扩加工球轴承套圈的工艺为：车内径、端面、倒角→车外径、车另一端面，倒角→冷辗扩加工。车冷辗扩工艺不仅减少了工序，而且设备数量和占地面积也相应减少，同时也节省了人力成本。

(3) 提高工件的加工质量和尺寸精度。冷辗变形后，金属材料的晶粒组织更加致密，金属流线不变，没有切断，而且粗糙度值小，工件的机械强度、耐磨性和疲劳寿命明显高于其它机械加工生产的环件。据德国巴德杜本 (Bad Duben) 公司介绍，冷辗扩加工的套圈寿命至少提高 50%，一般达到车削加工工件的 4-10 倍。

(4) 降低零件的制造成本。冷辗可以减少材料消耗和缩短加工时间，降低生产能耗，延长零件寿命，因而生产成本较低。

(5) 节能与改善工作环境。与模锻相比，精密辗压所需的设备吨位较小，可显著降低加工时的噪音，节能效果明显。冷辗扩加工轴承套圈，生产效率比车加工高，操作也比车加工方便和安全，而油雾也比车加工少。

环件的冷辗扩技术与传统加工工艺相比，具有以上无可比拟的优点，而且具有重要的经济和社会效益，系统研究环件冷辗扩技术对于整个社会的经济和发展具有重大的意义。

1.2 冷辗扩技术的基本原理和技术特点

环件辗扩是借助于辗环机使环件产生壁厚减小、直径扩大、截面轮廓成形的塑性加工工艺^[1]，环件辗扩根据不同的划分方法可以分为不同的工艺类型：根据环坯的变形温度可分为冷辗扩、温辗扩和热辗扩；根据环件的几何特征可分为盘类环件（厚高比可达 16:1）辗扩和套筒类环件（厚高比可达 1:16）辗扩；根据模具孔型闭合状态可分为开式环件辗扩和闭式环件辗扩；根据轧环机的类型可分为立式辗扩和卧式辗扩。在实际生产中，通常是通过以上几种工艺类型之间相互组合，以生产不同尺寸、不同截面形状的无缺陷无缝环件。

环件冷辗扩原理如图 1-1 所示。驱动辊为主动辊，沿固定轴线做旋转运动，

驱动辊和环件之间的摩擦力带动环件旋转。芯辊为从动辊，它在环件的作用下作旋转运动并且连续进给趋近于大直径的驱动辊，使环件产生壁厚减薄、直径增大的变形，两个导向辊以一定的约束力抱住环件起定心与防振作用。环件反复通过驱动辊和芯辊构成的孔型，最终成为具有一定几何尺寸和截面轮廓的环形零件^[2]。

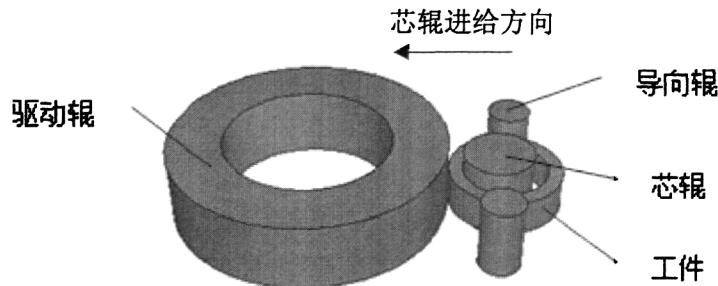


图 1-1 环件的冷辗扩成形过程示意图

环件辗扩是轧制技术与机械零件制造技术的交叉和结合，与传统的板材轧制相比，它有如下特点^[7]：

- (1) 三维变形。相对板材的轧制宽高比大，变形中既有径向压缩变形、周向延伸，又有轴向的宽展。
- (2) 连续渐变。每次压下量小，是一个连续渐变的过程。
- (3) 非线性。环件辗扩成形中，存在材料的应力应变、接触条件以及由材料转动引起的三重非线性。
- (4) 非对称性。驱动辊与芯辊直径相差悬殊，而且是主动辊驱动，同时利用摩擦力带动环件和芯辊转动，主动辊和芯辊的转速不同，芯辊作进给运动。
- (5) 非稳态过程。是一个多参数耦合交互作用的复杂变形过程，不仅变形区几何边界是复杂的不稳定的变形，而且热力条件也是动态变化的。
- (6) 多道次辗扩。环件毛坯反复多次通过高度逐渐减小的轧制孔型，不断循环。

由于这些特点，环件辗扩工艺不仅表现出了普通平板轧制、异步轧制、型材轧制、多道次轧制的性质，而且其过程还表现出了几何非线性和物理非线性及其耦合的性质。环件辗扩不仅受到静力学、运动学和动力学因素的影响，而且还受到这些因素的耦合影响，因而环件辗扩变形具有很高的复杂性。

1.3 冷辗扩技术的国内外研究现状

环件辗扩是一种很古老的加工工艺,自从第一台环件碾压机于1842年出现,环件辗扩工艺就开始了在制造领域的广泛应用。广大研究者已经从实验研究、理论分析和数值模拟等方面对环件辗扩工艺进行了大量的研究。

1.3.1 实验研究

早期的研究大都属于实验研究。20世纪60年代,英国学者W.Johnson等^[8]首先开展了环件轧制实验研究。他们在立式二辊轧机上进行了基本参数的实验研究,发现环件轧制时径向变形区的径向对称点存在塑性铰。随后,Johnson和Caddell等^[9]的进一步实验指出,环件轧制生产的零件硬度变化沿轴向、径向及周向差别不大,平均硬化程度比轴向压缩实验引起的硬化小25%左右。Mamalis等^[10]用测压针方法研究了不同材料在不同孔型中轧制时的单位压力分布,发现在变形区入口附近单位压力迅速升高并达到峰值,随后缓慢降低,在轧辊连心线附近单位压力曲线出现拐点的规律。1984年,Hawkyarde考察了压下速度、摩擦条件、环件形状及孔型尺寸等因素对孔型中金属流动及环件截面形状的影响。初步探讨了轧制异形截面环如何保证环件外径达到规定尺寸时,环件材料恰好充满孔型,形成理想的截面形状的问题。

武汉理工大学的华林、张猛等^[10]设计了环件轧制实验测试系统,在D51-160A立式轧环机上进行轧制实验,建立了环件轧制静力学、运动学以及动力学、几何学模型,揭示了环件轧制成形原理和普遍规律。上世纪90年代初,华林等^[11]应用该原理在D51-400通用轧环机上开发出了EQ140汽车差速器从动螺旋齿轮锻件轧制成形工艺,并分析了EQ140汽车从动螺旋齿轮辗扩成形的特点及锻件缺陷成形原因。

通过实验研究,人们逐步认识到环件辗扩的一些基本特性,为进一步深入开展理论研究奠定了基础。但是实验研究具有一定的针对性,只能反映研究对象的某一侧面,不具有普适性,且耗时费力、造成能源和材料的浪费。

1.3.2 理论研究

上世纪60年代开始了环件轧制的理论研究工作,由于受到客观条件的限制,

大量的研究工作被限制在近似或经典塑性成形理论的研究领域。Hawkyarde^[12]采用平砧锻造平板时的滑移线场解首次给出轧制力和力矩的简洁表达式，与实验结果对比，轧制力公式的误差小于 10%，轧制力矩的误差在 15% 左右。1984 年，Ryoo 用上限法解出轧制力和力矩的上限值，并解释了轴向宽展变形产生“鱼尾”的现象。Yang^[13]用能量法研究了 L 形截面环轧制力矩变化规律，分析中考虑了芯辊压下速度的影响，计算和实验表明，当压下速度较大时，其对轧制力确有一定影响，但芯辊压下速度较小时，其影响较小可忽略不计。1988 年，利用平面刚塑性有限元方法，Yang 等^[14]对环件轧制的平面变形作了分析，获得了变形金属的速度场，沿着接触表面的外力计算出了应变速率分布、驱动辊的转矩和垂直压力分布。1990 年，Naksoo Kim^[15]等用三维刚塑性有限元方法对环件轧制进行了模拟，并编制了专用的计算机程序 RING。1994 年，Hua、Pillingger 等^[16]用弹塑性有限元法和一种特殊的混合有限元网格模型对环件轧制进行了研究。1998 年，Lim、Pillingger 等^[17]在弹塑性有限元分析中也用到了混合网格进行模拟，利用该方法对矩形截面和 L 型截面的径向和径轴向轧制进行分析，其计算时间节省了近 70%。

许思广等^[18]用三维刚塑性有限元法分析了横断面为对称的辗环变形过程，以及辗环过程的热耦合问题。郭正华等人则采用刚(粘)塑性动力显式有限元法模拟了环件热轧时的金属流动规律。解春雷、李尚健^[19]等人根据环件轧制过程的有限元模拟结果制订控制策略，将模拟的最佳轧制力曲线转换为压力辊运动的等效速度曲线，控制压力辊使其按预定的速度曲线运动。

由于受到客观条件的限制，大量的理论研究工作被限制在近似或经典塑性成形理论的研究领域，并且环件辗扩过程是一个非线性、时变、非稳态、非对称的多道次辗扩过程，使得现有的辗扩理论很难直接应用于对该种辗扩过程的分析研究之中。各种理论分析方法均采用不同假设对问题做了较大程度的简化，因此无法提供环件内部精确全面的应力应变信息。

1.3.3 数值模拟研究

国内外许多学者采用有限元技术模拟对辗扩过程进行了大量的研究，其中包含了对仿真方法的探究。Yang 和 Kim^[20]首先用有限元方法研究环件辗扩过程，采用刚塑性有限元法分析了平面应变环件辗扩过程。Kim 等^[21]首先开发了一有限元程序 Ring 对环件辗扩进行了完整的三维有限元分析。Xu 等^[22]用刚塑性有

限元法，用三维方法模拟了辊缝间金属的变形过程，得到了轴向宽展的变化规律。

Shivpuri 等^[23]开发了一计算机辅助程序，计算工艺参数辗扩力、辗扩力矩、环件的壁厚、环件的高度以及环件的温度等与时间的函数关系。Hu 等采用弹塑性有限元算法，分析了环件辗扩过程中的变形、应变以及力能参数，并且还预测了鱼尾缺陷。Youngso 等^[24]在商用软件 FEM-code 的基础上开发了专门针对环件三维非稳态流动、工件直径和厚度连续变化特点的有限元程序 SHAPE-RR。

解春雷等^[25]开发了基于能量泛函的刚粘塑性动态显式有限元程序：H-RING。许思广等^[26]采用三维刚塑性有限元数值方法对不同截面辗扩过程进行了分析，解决了芯辊转速的确定、压下量的分配、咬入曲线计算以及边界条件处理等问题。

目前，对环件辗扩过程的研究多集中于热辗扩过程的力能条件、端面质量的变化等，对进给速度的研究很少，而对冷辗扩的研究相对更少。随着精密冷辗扩技术的快速发展，以及昂贵材料的推广，用数值仿真方法对辗扩过程进行工艺设计对于提高设计效率、节省材料是一种十分有效的方法。通过建立不同的数值仿真模型，可以得到不同材料、不同工艺参数对冷辗扩过程的影响，具有重要的理论意义。

1.4 主要研究内容和采用的方法

1.4.1 主要研究内容

针对目前冷辗扩技术发展的现状和存在的问题，以深沟球轴承套圈的冷辗扩成形加工为研究对象，以大型非线性模拟软件 ABAQUS 为平台，采用弹塑性力学理论、大变形数值模拟技术，充分考虑环形件冷辗扩过程的三维变形、连续渐变、非对称、时变、非稳态等特征，有效处理环形件冷辗扩过程中的几何、物理和边界三重非线性的多参数耦合交互作用问题，建立环形件冷辗扩成形过程工艺仿真模型。研究模具结构、进给速度、驱动辊转速以及材料参数等对环件冷辗扩变形中成形质量以及力能参数、轴向展宽等的影响规律，为生产工艺的确定提供理论依据。本文的具体研究内容如下：

(1) 研究环件冷辗成形过程的有限元建模方法，根据具体的加工过程进行

适当简化，抽象出几何模型，实现深沟球轴承套圈成形过程的数值模拟。

- (2) 研究各种加工工艺参数对环件冷辗扩成形的影响规律。
 - a) 改变模具结构，保持其余工艺参数和材料不变，研究不同模具结构对套圈冷辗扩成形轴向展宽的影响；
 - b) 采用不同的进给速度规范，研究不同进给速度规范对成形中力能参数和成形结果的影响；
 - c) 采用不同的驱动辊转速，研究不同驱动辊转速对成形中力能参数和成形结果的影响。
- (3) 研究材料参数与进给速度的耦合作用对材料变形过程的综合影响，实现成形工艺参数的优化组合。
 - a) 在其它材料参数不变的情况下，改变材料的硬化指数和芯辊的进给速度，研究硬化指数与进给速度对力能参数、轴向宽展以及等效应变的耦合作用，确定不同硬化指数的环坯冷辗时的最佳进给速度以及辗扩的力能要求；
 - b) 在其它材料参数不变的情况下，改变材料的弹性模量和芯辊的进给速度，研究弹性模量与进给速度对力能参数、轴向宽展以及等效应变的耦合作用，确定不同弹性模量的环坯冷辗时的最佳进给速度以及辗扩的力能要求；
 - c) 在其它材料参数不变的情况下，改变材料的屈服强度和芯辊的进给速度，研究屈服强度与进给速度对力能参数、轴向宽展以及等效应变的耦合作用，确定不同屈服强度的环坯冷辗时的最佳进给速度以及辗扩的力能要求。

1.4.2 采用的研究方法

本课题将采取有限元数值模拟的研究方法，具体的研究方法如下：

- (1) 采用弹塑性力学理论、大变形数值模拟技术，充分考虑环形件冷辗扩过程的三维变形、连续渐变、非对称、时变、非稳态等特征，有效处理环形件冷辗扩过程中的几何、物理和边界三重非线性的多参数耦合交互作用问题，建立环形件冷辗扩成形过程工艺仿真模型。

在环形件冷辗扩成形中，环坯经历反复加载和卸载，因此采用弹塑性有限元模拟环件冷辗扩变形过程，考虑每次卸载时弹性恢复的影响，从而保证工艺分析精度。

- (2) 利用所建立的有限元模型，通过改变某一特定的工艺参数，研究各工艺参数（模具结构、驱动辊转速、芯辊的进给速度等）对环形件冷辗扩成形过

程中辗扩力、端面质量、内表面质量、不均匀变形程度等的影响规律，以及各工艺参数的耦合作用对材料变形过程的影响，寻求最佳的工艺参数组合。

(3) 利用所建立的有限元模型，研究材料参数（硬化指数、弹性模量、屈服强度）以及材料参数与进给速度的耦合作用对环形件冷辗扩成形过程中辗扩力、端面质量、内表面质量、不均匀变形程度等的影响规律。为不同性能的材料进行冷辗扩加工时合理选择工艺参数提供理论参考。

1.5 本课题的研究意义

环件辗扩技术比传统加工工艺有着无可比拟的优点，得到了国内外研究者的广泛关注。国内外都很重视环件辗扩技术的发展。在日本，环件冷辗技术被称为是“现代的金属加工技术”，而在德国 Bad Duben 公司，被称为是“跨世纪的轴承技术革新”。目前主要轴承强国中以日本和德国的冷辗技术普及程度最高。其中日本的中小型深沟球轴承中有 30% 为冷辗轴承，为汽车配套的轴承中这一比例更高。而德国则在大中型球轴承中广泛采用冷辗技术，并且还发展了圆锥轴承的冷辗技术。

目前国际经济环境的主要特征表现为，现代科技突飞猛进，经济全球化趋势不断发展，产业结构调整步伐加快，国际竞争更加激烈。加入世贸组织后，我国融入经济全球化的进程加快，为轴承行业带来了挑战和机遇。在发挥我国原材料、劳动力和价格低廉优势的同时，只有不断提高产品质量，尤其是提高技术含量高的产品的比重，才能不断扩大我国轴承出口和提高我国轴承在国际市场中的地位。从我国轴承生产总量和生产体系看，已成为仅次于日本、美国和德国的世界轴承生产大国；但从产品开发能力、产品质量水平和生产制造水平及其在国际市场上的竞争能力来看，我国与世界轴承生产强国相比还存在较大的差距。

作为精密冷辗技术的核心，冷辗机的开发也备受各国的重视。冷辗机有立式、卧式之分，其工作原理基本相同。德国 Bad Duben 公司的 URWA 型系列和日本共荣精工的 CRF 型和改进型 TCR 型系列是两种典型^[27]，分别代表了两种技术路线。Bad Duben 采用立式布置、电液位置伺服控制系统来提高辗压精度，而日本共荣精工公司采用卧式布置、粗辗及工件整径相结合的方式来提高工件

的尺寸精度。

目前，对环件辗扩过程的研究多集中于热辗扩过程的力能条件、端面质量的变化等，对进给速度的研究很少，而对冷辗扩的研究相对更少。环件冷辗扩过程中，进给速度是一个非常重要的参数，进给速度关系到辗扩力、辗扩力矩、环件端面质量、内部应变分布以及生产效率等问题。不同性能的材料冷辗扩时，进给速度对这些指标的影响也不同。

随着精密冷辗扩技术的快速发展，以及昂贵材料的推广，研究材料参数与进给速度对环件冷辗扩过程的耦合作用，确定不同材料性能的环坯冷辗时的最佳进给速度，是金属环件冷辗扩工艺实际生产应用中急需解决的问题，它可以进一步减少金属损耗、提高材料的利用率、降低零件成本。因此系统研究轴承套圈的冷辗扩成形技术对我国轴承行业的科技进步，增强在国际市场的竞争力具有重要的理论意义和工程应用价值。

第二章 环件冷辗扩成形特点及其规律

目前，在轴承套圈的生产中广泛采用冷成形辗扩和热成形辗扩工艺。冷辗扩工艺是在常温下利用金属材料的塑性变形来获得所需零件的形状和尺寸，没有材料的切除，也没有强烈的振动和噪声，效果最好。适合于冷辗扩加工的主要有深沟球轴承、圆柱滚子轴承、滚针轴承、电机轴承、汽车摩托车轴承、电磁离合器用轴承，等速万向节用球笼保持架等。环件的冷辗扩是轧制成形工艺中的一种，它既有轧制成形的一般规律，也有自身的特点。研究环件冷辗扩成形的原理、成形特点与规律，是其成形过程的有限元数值模拟模型建立的理论基础。

2.1 轴承套圈加工常用加工工艺

现在常用的冷辗扩工艺有两种，一种为先辗后车，另一种为先车后辗^[28-31]。

(1) 先辗后车

先辗后车工艺为：锻件退火→去氧化皮→冷辗→车加工→无心磨→双端面磨→热处理……。

这种工艺为半冷精辗工艺，实用可靠，但对锻造毛坯的要求比较高，锻坯必须端面平整，重量差有限制。但对辗压的精度要求不太高，模具的寿命比较高。目前主要采用高速锻制坯，高速锻制造的坯料形位公差较好，能较好地进行辗扩。

(2) 先车后辗

先车后辗工艺为：锻件退火→车加工→（双端面磨→无心磨→）冷辗→软磨双端面→热处理→…或者锻件退火→全车(除挖沟)→冷辗→整径→软磨双端面(→车沟)。

这种工艺为冷精辗工艺，工艺可以不考虑毛坯的精度，车削的毛坯尺寸精度要求较高而使辗压后的成品精度高，只需少量机加工，甚至无需机加工就可以直接使用。但是其模具的寿命较低，而且辗前需要对车加工精度不好的毛坯精化处理，即采用双端面磨和无心磨的工艺减小毛坯的重量差。辗后可以采用

整径的方法进一步提高尺寸精度。如果对精度要求不高，可以车加工后直接辗扩。

无论是先车后辗扩或是先辗扩后车，各有优劣，无论使用何种工艺都要结合用户自身的条件加以考虑。轴承套圈的加工需要将传统工艺和冷辗扩加工技术有机结合，而冷辗扩加工过程是轴承套圈取得高质量、高精度的关键。

2.2 环件冷辗扩变形的过程分析及其规律

轴承套圈的加工一般分为两个阶段：冷辗扩成形阶段和精整成形阶段。首先将坯料送到上料空间，然后由驱动辊、芯辊和导向辊完成初定位。完成定位后，芯辊快速进给并带动坯料压向驱动辊使坯料牢固地处于变形区，然后芯辊在辗扩开始前转为慢速进给，驱动辊开始快速旋转，带动坯料、芯辊旋转，辗扩加工过程开始。

随着芯辊向驱动辊慢速进给，坯料在芯辊和驱动辊组成的型槽内准确、稳定的定位，并受到辗压产生变形，坯料壁厚变薄，直径长大，沟道和圆角形成。当坯料直径达到预定尺寸时，测量机构发出信号，芯辊快速退回，使工件与驱动辊脱离，辗压过程结束。随后，进入精整阶段使经过冷辗加工的工件发生精整微变形，获得一个成品零件。

2.2.1 环件冷辗扩咬入条件分析

轴承套圈辗扩加工的变形是一个径向压缩和圆周方向的延展变形的组合^[32]。辗扩过程可简单分为咬入和稳定辗扩两个阶段。咬入指工件能够连续进入驱动辊与芯辊形成的辗压型槽之间并产生塑性变形，稳定辗扩是工件直径以一定速度平稳长大，塑性变形过程主要发生在平稳辗压阶段。在机床实际工作中，工件咬入决定了辗扩过程的建立，稳定辗扩阶段影响工件最终的加工质量。而驱动辊转速、芯辊进给速度和坯料的尺寸形状等决定工件咬入和稳定辗扩的情况，直接影响工件辗扩成形的变形特征、辗扩的稳定性、辗扩力和工件的质量等。在稳定辗扩阶段，进给速度和驱动辊转速都不大，而且速度变化也比较小，近似处于静力平衡状态。

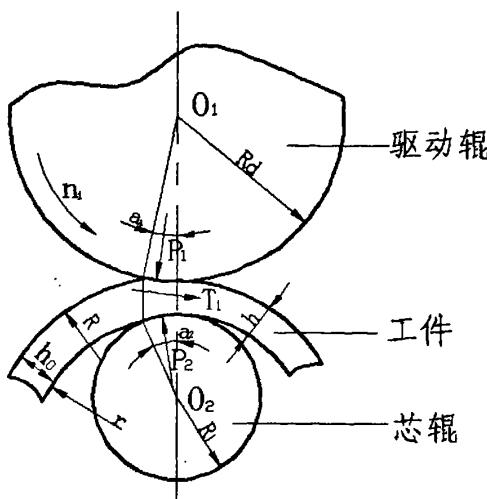


图 2-1 环件辗扩咬入模型

环件的冷辗扩加工类似于穿孔轧制，其轧制力学模型^[33]如图 2-1 所示。在加工过程中，工件发生很大的变形，相对于塑性变形，弹性变形很小。若忽略驱动辊与芯辊的弹性变形，则工件的每转壁厚减小量等于该转芯辊的进给量。设 P_1 和 T_1 分别为驱动辊对环件的正压力和摩擦力， P_2 为芯辊对环件的正压力，并设合力作用点位于轧辊与环件接触弧的中点， α_1 、 α_2 分别为驱动辊和芯辊接触角， R_d 、 R_i 分别为驱动辊和芯辊的工作半径， R 、 r 为环件的外、内半径，在轧制入口和出口处环件壁厚分别为 h_0 和 h ，环件每转壁厚减小量 $\Delta h=h_0-h$ ，即环件轧制每转壁厚减小量等于该转轧制的进给量。环件在轧制力作用下产生轧制变形的必要条件是环件连续咬入型槽，即拽入力必须大于或等于推出力，而在进给方向上环件的受力是平衡的^[33, 34]。即 $\sum F_x \geq 0, \sum F_y = 0$ ，于是有

$$\sum F_x = T_{1x} + P_{1x} + P_{2x} = T_1 \cos \frac{\alpha_1}{2} - P_1 \sin \frac{\alpha_1}{2} - P_2 \sin \frac{\alpha_2}{2} \geq 0 \quad (2-1)$$

$$\sum F_y = T_{1y} + P_{1y} + P_{2y} = T_1 \sin \frac{\alpha_1}{2} - P_1 \cos \frac{\alpha_1}{2} - P_2 \cos \frac{\alpha_2}{2} = 0 \quad (2-2)$$

设环件与型槽接触摩擦符合库仑定律并记摩擦系数为 μ ，则 $T_1=\mu P_1$ ，记 β 为环件与轧辊之间的摩擦角，则 $\mu=\tan \beta$ ，代入式 (2-1)、(2-2) 整理得

$$\beta \geq \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{2} \quad (2-3)$$

式 (2-3) 即为环件轧制的咬入条件。一般摩擦角都很小，所以接触弧长在

进给方向的投影长度 L 与弧长近似相等，于是有：

$$\alpha_1 \approx L/R_d, \quad \alpha_2 \approx L/R_i \quad (2-4)$$

根据文献[35]，接触弧长 L 为

$$L = \sqrt{\frac{2\Delta h}{\frac{1}{R_d} + \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R} + \frac{1}{r}}} \quad (2-5)$$

将式(2-4)、(2-5)代入式(2-3)得

$$\Delta h \leq \Delta h_{\max} = \frac{2\beta^2 R_d}{(1+R_d/R_i)^2} \left(1 + \frac{R_d}{R_i} + \frac{R_d}{R} - \frac{R_d}{r}\right) \quad (2-6)$$

式中， Δh_{\max} 为环件轧制的最大每转进给量。

式(2-6)即为环件轧制满足咬入条件时对每转进给量的要求。要使环件连续咬入孔型，则每转进给量不得超过环件咬入所允许的最大每转进给量。

2.2.2 环件冷辗扩锻透条件分析

轧制中每转进给量 Δh 直接影响到塑性区的大小，如图 2-1 所示，若进给量 Δh 过小，则塑性区位于靠近环件内、外表面处，不能穿透环件壁厚，环件壁厚中线附近没有发生变形，不能产生整体径向的扩大变形。要使环件产生整体径向扩大变形，则环件每转进给量必须大于锻透所要求的最小每转进给量 Δh_{\min} 。

环件轧制相当于有限高度毛坯镦粗^[36]。根据滑移线理论，其锻透条件^[37]为：

$$\frac{L}{h_m} \geq \frac{1}{8.74} \quad (2-7)$$

式中， h_m 为环件变形区的平均高度，且 $h_m = \frac{h_0 + h}{2} = h + \frac{\Delta h}{2} \approx h$ ， $h=R-r$ ，将它们以及公式(2-5)代入公式(2-7)得

$$\Delta h \geq \Delta h_{\min} = 6.55 \times 10^{-3} R_d \left(\frac{R}{R_d} - \frac{r}{R_d}\right)^2 \left(1 + \frac{R_d}{R_i} + \frac{R_d}{R} - \frac{R_d}{r}\right) \quad (2-8)$$

式中， Δh_{\min} 为环件轧制的最小每转进给量。

式(2-8)即为环件轧制满足锻透条件时对每转进给量的要求。要使环件产生轧制变形，环件轧制时的每转进给量必须要大于锻透所要求的最小每转进给量。

2.2.3 辊扩力和辊扩力矩

轴承冷辗扩加工中，辊扩力和力矩通常被用作选定冷辗环机的参数。工件的形状为环件，驱动辊与芯辊的直径相差大，套圈内外两侧发生塑性变形的区域不对称，而且驱动辊和芯辊的变形也非常复杂。与传统的轧制工艺相比，力能参数更加复杂，因此不能直接引用传统轧制工艺的力能参数分析计算方法，而往往对加工的模型进行适当简化，来对辊扩力、辊扩力矩进行分析，并作为对模具和装置进行设计、分析的参考。

金属塑性变形时，使金属发生塑性变形的外力称为变形力。在轴承套圈的冷辗扩加工过程中，驱动辊和芯辊对工件的变形力包括作用在接触表面的摩擦力和垂直于接触表面的正压力。

对于辊扩力，目前还没有精确的计算公式，比较近似的计算方法^[38-41]为：

$$P_0 = \sigma_b B_0 L \quad (2-7)$$

$$L = \sqrt{\frac{2\Delta h}{\frac{1}{R_d} + \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R} + \frac{1}{r}}} \quad (2-3)$$

$$\Delta h = \frac{60}{2R_d n T} [(R^2 - r^2) L n \frac{h_0}{h} - \frac{h_0^2 - h^2}{2}] \quad (2-8)$$

式中， P_0 —套圈变形所需辊扩力，kN

σ_b —轴承套圈材料的强度极限，N/mm²

L—接触弧长，mm

Δh —每转压下量，mm

B_0 —套圈宽度，mm

n—驱动辊转速，r/min

T—辊扩时间，s

式(2-8)得出的套圈成形每转压下量公式是在假设每转压下量都相等时得到的，实际上每转压下量是变化的，实际压下量的公式为：

$$\Delta h = \frac{60}{2R_d n T} [(R^2 - r^2) L n \frac{h_0}{h} - \frac{h_0^2 - h^2}{2}] K \quad (2-9)$$

式中，K为压下量系数，根据实际经验可知K的范围在0.2-1.6之间。

令 $A = \frac{60}{2R_d} [(R^2 - r^2) \ln \frac{h_0}{h} - \frac{h_0^2 - h^2}{2}]$ 则

$$\Delta h = \frac{1}{Tn} AK \quad (2-10)$$

令 $M = \sqrt{\frac{2}{\frac{1}{R_d} + \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R} + \frac{1}{r}}}$, 根据式 (2-7) ~ (2-10) 可得简化的辗扩力公式

$$P_0 = M \sigma_b B_0 \sqrt{\frac{AK}{Tn}} \quad (2-11)$$

从式 (2-11) 可以看出：辗扩力受驱动辊转速、进给速度和加工时间影响较大，驱动辊转速越低、每转压下量越大、辗扩力就越大。在驱动辊转速、加工时间不变的情况下，决定辗扩力的主要因素是进给速度。

加工过程中的公称轧制力矩 M_e 为：

$$M_e = P_e (R_d + R_i + R - r) \times \frac{1}{2R_2} \sqrt{\frac{2\Delta h}{\frac{1}{R_d} + \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R} - \frac{1}{r}}} \quad (2-12)$$

式中， P_e 为公称辗扩力； R_d 、 R_i 为驱动辊和芯辊的半径； R 、 r 为加工过程中工件的外径和内径； Δh 为每转进给量。

2.3 本章小结

本章介绍了轴承套圈加工常用的加工工艺，并从理论上阐述了环件冷辗扩加工的基本原理和成形规律。冷辗扩加工过程可简单分为：咬入和稳定辗扩两个阶段。从力学角度介绍了冷辗扩加工所必须满足的咬入条件和锻透条件，并分析了加工时辗扩力和辗扩力矩的计算公式。

第三章 有限元法的基本原理

3.1 引言

轴承套圈的冷辗扩加工过程是一个非常复杂的弹塑性大变形过程，在变形过程中存在物理、几何以及边界条件的多重非线性。由于其变形过程的复杂性，在理论分析时往往采用较多的简化和假设，具有较大的局限性，不能广泛地应用于实际的工艺分析中。

有限元法是一种能求得许多工程问题近似解的数值分析方法，是处理各种复杂工程问题的重要分析手段，也是进行科学研究的重要工具。它最初是被用来研究复杂航空结构的应力分布规律，目前已经被广泛应用于连续体力学上。在有限元法基础上进行的大量计算分析与典型的验证性实验相结合可以提高效率、降低成本。随着计算机技术的发展，国际上目前有 90% 的机械产品和装备都要采用有限元进行分析，进而进行设计修改和优化。

有限元法的发展具有悠久的历史，最早的有限元法是 18 世纪末高斯的加权余值法，但是它的广泛应用受到计算量等的限制。1960 年，克拉夫在做平面弹性问题分析时，第一次提出了有限元法的名称，随后人们开始用这一方法来处理结构分析、流体、热传导的复杂问题。随着计算机技术的发展，有限元法的应用和发展越来越快，已经广泛地应用于机械工程、土木工程的结构设计和强度校核，电场、电磁场和温度场的分析。在机械方面，有限元法已经成为设计者进行设计计算的有力工具，广泛应用于应力分析、位移分析、稳定性分析、强度校核和结构动力学分析中^[42, 43]。

在金属塑性成形加工中，采用有限元数值模拟可以得到金属塑性变形过程的金属流动、应力、应变、温度分布等规律，可以对模具进行受力分析，并能预测可能的缺陷以及失效形式。与其它塑性加工模拟方法相比，有限元方法功能强、精度高并且解决问题的范围广。它可以采用不同的形状、大小和单元离散任意形状的变形体，并能够方便地处理工件与模具之间的作用力和摩擦、材料的变形性能以及变形速率、温度场等对塑性成形的影响，获得加工过程中任意时刻的诸多信息，包括应力场、应变场、速度场、温度场等^[42, 43]。

有限元法的基本思想是把连续体分割成数目有限的单元，单元和单元之间在数目有限的节点处互相连接，组成一个单元的集合体以代替原来的连续体，并在节点上引入等效力来代替实际作用在单元上的外力。对每一个单元则根据分块近似的思想，选择一个简单的函数来近似地表示单元位移分量的分布规律，并按弹、塑性理论中的变分原理建立单元节点和位移之间的关系，最后把所有单元的这种特性关系集合起来，就得到一组以节点位移为未知量的代数方程组，由这个方程组就可以求出物体上有限个离散节点上的位移分量。

3.2 弹塑性有限元法

金属塑性成形可以分为体积成形和板料成形^[44, 45]。在体积成形中，金属材料发生较大的塑性变形，弹性变形相对就很小，可以忽略，而在板材的成形中，弹性变形较大，对成形的影响较大，不可以忽略。这样就形成了两种典型的材料模型：刚塑性材料模型和弹塑性材料模型。对应这两种模型有刚塑性有限元法和弹塑性有限元法。

刚塑性法不计弹性变形，采用 Levy-Mises 方程和 Mises 屈服准则，通过在离散空间对速度的积分来处理几何非线性，因而解法相对简单，求解效率高，但忽略了材料的弹性变形部分，与实际情况具有一定的差异。弹塑性有限元法同时考虑金属材料的弹性变形和塑性变形，弹性区采用 Hooke 定律，塑性区采用 Prandlt-Reuss 本构方程和 Mises 屈服准则。弹塑性有限元法又分为小变形弹塑性有限元法和大变形弹塑性有限元法^[42, 43]。

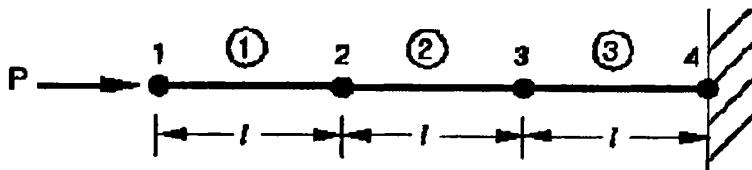
弹塑性有限元法充分考虑了弹性变形和塑性变形的相互关系，既可以分析塑性成形的加载过程，又能分析卸载过程。不仅可以计算工件的变形，应力、应变的分布以及变形力的信息，还可以计算残余应力、残余应变和回弹。刚塑性有限元法不计弹性变形，不能进行卸载分析，无法得到残余应力、变形以及回弹，并且应力计算的误差也较大。基于上述分析本文采用弹塑性有限元法对轴承套圈的冷辗成形进行有限元模拟分析。

3.3 动态显式有限元理论基础

轴承套圈的冷辗成形是一个具有高度的几何非线性和材料非线性的动态过程，具有复杂的接触条件和边界条件。采用隐式有限元法分析计算代价很大，而采用动态显式算法求解计算的效率要比静力隐式算法总体效率高。下面简要介绍一下动态显式有限元理论。

3.3.1 应力波的传播

下面以应力波沿杆件模型传播的过程介绍了应用显式动力学算法时应力是如何在模型中传播的^[47, 48]，如图 3-1 所示。



3-1 自由端作用有集中力 P 的杆件的初始状态

在第 1 个时间增量段，施加在节点 1 的集中力 P 使节点 1 产生了一个加速度 \ddot{u}_1 。这个加速度引起节点 1 产生速度 \dot{u}_1 ，在单元 1 内引起应变速率 $\dot{\varepsilon}_{el1}$ 。在第一个时间增量段内对应变速率进行积分就获得了单元 1 的应变增量 $d\varepsilon_{el1}$ 。总应变 ε_{el1} 是初始应变 ε_0 和应变增量的和，在这个问题中的初始应变为零。一旦计算出了单元应变，就可以通过材料的本构模型求出单元的应力 σ_{el1} 。对于线弹性材料，应力是弹性模量与总应变的乘积。如图 3-2 所示。

$$\begin{aligned}\ddot{u}_1 = \frac{P}{M_1} &\Rightarrow \dot{u}_1 = \int \ddot{u}_1 dt \Rightarrow \dot{\varepsilon}_{el1} = \frac{-\dot{u}_1}{l} \Rightarrow d\varepsilon_{el1} = \int \dot{\varepsilon}_{el1} dt \\ \Rightarrow \varepsilon_{el1} &= \varepsilon_0 + d\varepsilon_{el1} \Rightarrow \sigma_{el1} = E\varepsilon_{el1}\end{aligned}$$

在第一个时间段里，节点 2 和 3 因为没有力作用在其上，所以没有移动。

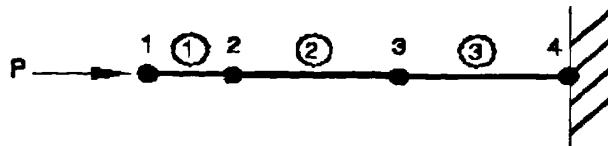


图 3-2 第 1 时间增量段结束时的状态

在第 2 个时间增量段,由单元 1 的应力产生的单元内力被施加到了与单元 1 相连所有节点上,如图 3-3 所示。然后应用这些单元应力计算节点 1 和节点 2 的动力平衡方程。 I_{el1} 为单元内部载荷, M_1 、 M_2 为单元 1 和单元 2 的质量。

$$\ddot{u}_1 = \frac{P - I_{el1}}{M_1} \Rightarrow \dot{u}_1 = \dot{u}_1^{old} + \int \ddot{u}_1 dt$$

$$\ddot{u}_2 = \frac{I_{el1}}{M_2} \Rightarrow \dot{u}_2 = \int u_2 dt$$

$$\dot{\varepsilon}_{el1} = \frac{\dot{u}_2 - \dot{u}_1}{l} \Rightarrow d\varepsilon_{el1} = \int \dot{\varepsilon}_{el1} dt \Rightarrow \varepsilon_{el1} = \varepsilon_1 + d\varepsilon_{el1} \Rightarrow \sigma_{el1} = E\varepsilon_{el1}$$

这个过程继续下去,到第 3 个增量段开始时,单元 1 和单元 2 中都已存在了应力,而节点 1, 2 和 3 则存在了作用力,如图 3-4 所示。这个过程将一直继续下去,直到总的分析时间结束。

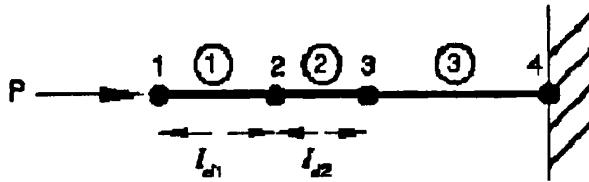


图 3-4 第 3 个时间增量段开始时的状态

3.3.2 显式时间积分

所谓“显式”是指在增量步结束时的状态仅依赖于该增量步开始时的位移、速度和加速度。ABAQUS/Explicit 应用中心差分方法对运动方程进行显式的时间积分,应用一个增量步的动力学条件计算下一个增量步的动力学条件^[47, 48]。在增量步开始时,程序求解动力学平衡方程,表示为用节点质量矩阵 M 乘以节点加速度 \ddot{u} 等于节点的合力:

$$M\ddot{u} = P - I$$

在当前增量步开始时(t 时刻),计算加速度为

$$\ddot{u}|_{(t)} = (M)^{-1} \bullet (P - I)|_{(t)}$$

对加速度在时间上进行积分采用中心差分方法,在计算速度的变化时假定加速度为常数。应用这个速度的变化值加上前一个增量步中点的速度来确定当

前增量步中点的速度:

$$\dot{u}|_{(t+\Delta t/2)} = \dot{u}|_{(t-\Delta t/2)} + \frac{(\Delta t|_{(t+\Delta t/2)} + \Delta t|_{(t)})}{2} \ddot{u}|_{(t)}$$

速度对时间的积分加上在增量步开始时的位移以确定增量步结束时的位移:

$$u|_{(t+\Delta t)} = u|_{(t)} + \Delta t|_{(t+\Delta t)} \dot{u}|_{(t+\Delta t/2)}$$

为了使该方法产生精确的结果, 时间增量必须相当小。在显式时间积分中, 大部分的计算成本消耗在单元的计算上, 以此确定单元应力, 从而进一步计算内力。

显式动力学算法的步骤如下所示:

1. 节点计算

a. 动力学平衡方程:

$$\ddot{u}_{(t)} = (M)^{-1} \bullet (P_{(t)} - I_{(t)})$$

b. 对时间显式积分:

$$\dot{u}_{(t+\Delta t/2)} = \dot{u}|_{(t-\Delta t/2)} + \frac{(\Delta t|_{(t+\Delta t/2)} + \Delta t|_{(t)})}{2} \ddot{u}|_{(t)}$$

$$u_{(t+\Delta t)} = u_{(t)} + \Delta t|_{(t+\Delta t)} \dot{u}|_{(t+\Delta t/2)}$$

2. 单元计算

a. 根据应变速率 $\dot{\epsilon}$, 计算单元应变增量 $d\epsilon$

b. 根据本构关系计算应力 σ

$$\sigma_{(t+\Delta t)} = f(\sigma_{(t)}, d\epsilon)$$

c. 集成节点内力 $I_{(t+\Delta t)}$

3. 设置时间 t 为 $t + \Delta t$, 返回到步骤 1

显式方法特别适用于求解高速动力学事件, 它需要许多小的时间增量来获得高精度的解答。如果事件持续的时间非常短, 则可能得到高效率的解答。

在显式方法中可以很容易地模拟接触条件和其他一些极度不连续的情况, 并且能够一个节点一个节点地求解而不必迭代。通过调整节点加速度来平衡在接触时的外力和内力。显式方法最显著的特点是没有整体刚度矩阵, 不需要迭

代和收敛准则。

3.3.3 稳定性限制的定义

在应用显式方法时，如果时间增量大于最大的时间步长，则此时间增量已经超出了稳定性限制。超过稳定性限制的一个可能后果就是数值不稳定，它可能导致解答不收敛。但是很难精确的确定稳定性限制，一般采用保守的估计值。

稳定性限制以系统中的最高频率 (w_{\max}) 的形式定义。无阻尼的稳定性限

制由下式定义： $\Delta t_{stable} = \frac{2}{w_{\max}}$ 。而有阻尼的稳定性限制由公式 (3-1) 定义：

$$\Delta t_{stable} = \frac{2}{w_{\max}(\sqrt{1 + \xi^2} - \xi)} \quad (3-1)$$

式中， ξ 是最高频率模态的临界阻尼部分。

系统中的实际最高频率基于非常复杂的相互作用因素，很难计算出确切的值，所以最高频率一般都是应用一个有效和保守的简单估算。一般是通过估算在模型中每个个体单元的最高频率得到的，而且由逐个单元为基础确定的最高单元频率总是高于有限元组合模型的最高频率。

稳定极限是当膨胀波通过由单元特征长度定义的距离时所需要的时间。基于逐个单元估算，稳定极限可以用特征单元长度 L^e 和材料波速 c_d 重新定义：

$$\Delta t_{stable} = \frac{L^e}{c_d} \quad (3-2)$$

在式中没有明确如何确定单元长度，对于大多数单元类型，可以采用近似值的方法获得模型的稳定极限，单元的长度越短，稳定极限越小，所以采用最短的单元尺寸来估算稳定极限，既模型的稳定极限是所有单元的最小稳定时间增量。

波速是材料的一个特性，对于泊松比为零的线弹性材料：

$$c_d = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3-3)$$

其中， E 是弹性模量， ρ 是密度。材料的刚度越大，波速越高，导致越小的稳定极限；密度越高，波速越低，导致越大的稳定极限。

3.3.4 质量缩放以控制时间增量

由于质量密度影响稳定极限，在某些情况下，缩放质量密度能够潜在地提高分析的效率。例如，许多模型需要复杂的离散，因此有些区域常常包含着控制稳定极限的非常小或者形状极差的单元。这些控制单元常常数量很少并且可能只存在于局部区域。仅仅通过增加这些控制单元的质量，就可以显著的增加稳定极限，而且对模型的整体动力学行为的影响是可以忽略的。

在 ABAQUS/Explicit 中的自动质量缩放功能，可以阻止这些有缺陷的单元稳定极限的影响。质量缩放可以采用两种基本方法：直接定义一个缩放因子或者给那些质量需要缩放的单元逐个定义所需要的稳定时间增量。采用质量缩放时要谨慎，因为模型质量的显著变化可能会改变问题的物理模型。

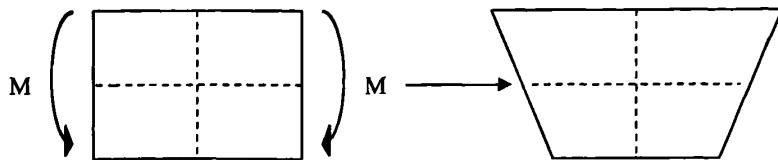
3.3.5 网格对稳定极限的影响

稳定极限大致与最短的单元尺寸成比例，所以应该优先使单元的尺寸尽可能的大。但是，对于精确的分析采用一个细划的网格常常是必要的。为了在满足网格精度的要求下，尽可能地获得最高的稳定极限，最好的方法是采用一个尽可能均匀的网格。由于稳定极限取决于模型中的最小单元尺寸，甚至一个单独的微小单元或者形状极差的单元都能够迅速的降低稳定极限。如果在模型中包含了一些稳定极限比网格中其他单元小得多的单元，将模型网格重新划分使其更加均匀可能是值得的。

3.3.6 沙漏控制

单元的完全积分是指单元具有规则形状时，全部 Gauss 积分点的数目足以对单元刚度矩阵中的多项式进行精确积分。完全积分的线性单元在每一个方向上采用两个积分点，单元的边不能弯曲，单元过于刚硬，只有当确信载荷只会在模型中产生很小的弯曲时，才可以采用完全积分的线性单元。线性减缩积分单元能够很好的承受扭曲变形，因此，在任何扭曲变形很大的模拟中都可以采用网格细划的这类单元。

减缩积分单元比完全积分单元在每个方向上少用一个积分点，减缩积分的线性单元只在单元的中心有一个积分点。线性的减缩积分单元由于存在来自本身的沙漏数值问题而过于柔软。如图 3-5 所示。

图 3-5 受弯矩 M 的减缩积分线性单元的变形

单元中虚线的长度没有改变，它们之间的夹角也没有改变，这意味着在单元单个积分点上的所有应力分量均为零。由于单元变形没有产生应变能，这种弯曲的变形模式是一个零能量模式。单元在此模式下没有刚度，不能抵抗这种形式的变形，在粗糙网格中，这种零能量模式会在网格中扩展，从而产生无意义的结果。为了避免这种情况的出现，就在线性减缩积分单元中引入了一个人工“沙漏刚度”以限制沙漏模式的扩展。在模型中应用的单元越多，这种刚度对沙漏模式的限制越有效，只要合理的采用细划网格，线性减缩积分单元就能够给出可接受的结果。

3.4 本章小结

本章简要介绍了有限元法的基本思想。采用弹塑性有限元法比刚塑性有限元法能更精确的表现材料变形的过程；介绍了动态显示有限元法的理论基础、积分方法。说明了稳定性限制的定义和网格对稳定性的影响，合理的质量缩放可以增加稳定极限，提高数值模拟速度。

第四章 深沟球轴承套圈冷辗扩成形有限元模型的建立

轴承套圈的冷辗扩加工具有三维变形、连续渐变、非对称、时变、非稳态等特点，而且存在几何、物理和边界条件的三重非线性，是一个多参数耦合交互作用的复杂变形过程。现有的辗扩理论很难对套圈冷辗扩成形过程进行精确分析。采用数值模拟的方法，可以对套圈冷辗扩成形的整个过程进行模拟仿真，获得整个成形过程中应力、应变等场量的变化情况，比采用理论法和实验法更有优势。

4.1 有限元软件简介

ABAQUS 软件是美国 HKS 公司的产品，它被广泛地认为是功能最强的有限元软件之一，可以分析复杂的固体、结构力学系统，模拟非常复杂的模型，处理高度非线性问题。ABAQUS 不但可以做单一零件的力学和多物理场的分析，同时还可以完成系统级的分析和研究。ABAQUS 在欧洲、北美和亚洲许多国家得到广泛应用，其用户遍及机械、化工、冶金、土木、水利、材料、航空、船舶、汽车、电器等各个工程和科研领域^[47, 48]。

ABAQUS 的单元库非常广泛，可以真实地模拟任何几何结构，并且具有丰富的材料模型库，可以模拟绝大部分典型材料的特性，比如金属、橡胶、聚合物、复合材料、混凝土、可压缩回弹的泡沫材料以及土木工程材料如土壤和岩石等。作为一个通用的模拟工具，ABAQUS 不仅可以用来研究结构（应力、位移）问题，它还可以对变化的场，比如传热、质量扩散、电元件的温度控制、声学、土壤力学以及压电等广泛的领域进行模拟分析。

ABAQUS 具有非常简便的使用性，对于大多数模拟，甚至是高度非线性的问题，用户只需要提供如结构的几何形状和尺寸、材料性能、边界条件以及施加的载荷等工程数据就可以模拟出整个问题。而多个元件的问题可以通过对每个元件定义合适的材料模型来模拟。在非线性分析中，用户几乎不需要定义任何参数。ABAQUS 自动选择合适的载荷增量和收敛准则。它不但自动选择这些参数的值，并且在分析过程中还会根据模拟的情况调整这些参数的值，以保证

获得准确的模拟结果。

ABAQUS 包含一个全面支持求解器的前后处理模块—ABAQUS/CAE 以及两个主求解器模块—ABAQUS/Standard 和 ABAQUS/Explicit。ABAQUS 还提供了专用模块，包括 ABAQUS/Design、ABAQUS/Aqua、ABAQUS/Foundation、Moldflow 接口、ADAMS 接口等^[47, 48]。

(1) ABAQUS/CAE (Complete ABAQUS Environment) 是 ABAQUS 的交互图形环境，为用户提供了一个可视化界面，可以直观的观察 CAD 模型。它具有方便快捷的构造模型，为部件定义材料特性、载荷、边界条件等参数。ABAQUS/CAE 具有强大的网格划分功能，并且对建立的模型进行检查、提交、监视和控制分析作业，然后使用后处理模块来显示分析结果。ABAQUS/CAE 建模的功能并没有很强大，在建立复杂形状的模型时，可以利用第三方软件来建模。

(2) ABAQUS/Standard 是一个通用的分析模块，能够求解广泛的线性和非线性问题，包括静态、动态分析，以及复杂的非线性耦合物理场分析等。在每一个求解增量步 (increment) 中，ABAQUS/Standard 隐式地求解方程组。

(3) ABAQUS/Explicit 是一个专用模块，提供了模拟范围广泛的动态和准静态问题的有限元求解技术。它采用动态显式有限元技术对问题进行分析，特别适合模拟短暂、瞬时动态的事件，如冲击、爆炸等问题。此外，ABAQUS/Explicit 对处理接触条件变化的高度非线性问题也非常有效，任意的拉格朗日-欧拉自适应网格功能可以有效地模拟大变形非线性问题。成形加工中的环件轧制、锻造、板料成形等动态接触问题都可以使用 ABAQUS/Explicit 来进行模拟。

4.2 深沟球轴承套圈成形有限元模型的建立

用有限元模拟轴承套圈冷辗扩的过程，就必须建立套圈辗扩的有限元模型。首先根据环件冷辗扩成形的工艺特点，对轴承套圈的冷辗扩成形过程进行合理简化，针对具体的套圈成形过程抽象出几何模型。在套圈冷辗扩成形过程中，金属材料在常温下变形，弹性变形不可忽略，本文采用弹塑性本构关系来模拟材料的应力应变关系；套圈冷辗扩过程属于冷变形，套圈各个部位依次经过驱动辊和芯辊形成的型槽，经过辊缝后有一段冷却时间，温度对金属成形过程影

响很小，因此可以不考虑温度场；金属冷变形中应变速率对金属成形的影响很小，因此也不考虑应变速率的影响。

4.2.1 求解器的选择

ABAQUS/Standard 和 ABAQUS/Explicit 都能分析多种类型的问题，要根据问题的特点和求解效率来选择合适的求解器。ABAQUS/Standard 适于求解光滑的非线性问题，而 ABAQUS/Explicit 在分析复杂非线性动力学问题时更加有效。对于一些复杂的接触问题（如模拟成形），使用 ABAQUS/Standard 要进行大量的迭代，甚至可能难以收敛，而使用 ABAQUS/Explicit 就可以大大缩短时间。轴承套圈冷辗扩过程是一个大变形的动态过程，存在多重非线性，变形中接触条件不断变化。如果采用 ABAQUS/Standard 模拟计算占用大量系统资源，并且容易出现结果不收敛的情况，而在显式方法中接触条件很容易描述，因此要选用 ABAQUS/Explicit 求解器来模拟轴承套圈冷辗扩三维问题。

4.2.2 有限元模型的建立过程

(1) CAD 模型的建立及有限元模型的装配

图 4-1~图 4-4 分别给出了轴承套圈零件、毛坯、驱动辊和芯辊图。驱动辊和芯辊设有一定的槽型以限制工件在成形过程中的轴向展宽。导向辊为半径 15mm 的小圆柱。

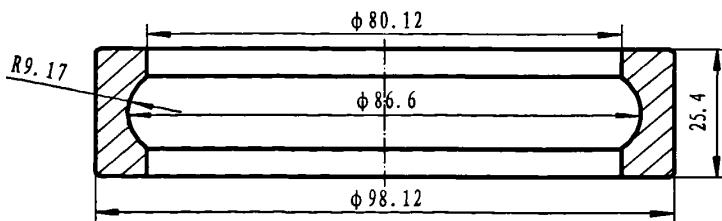


图 4-1 轴承套圈零件图

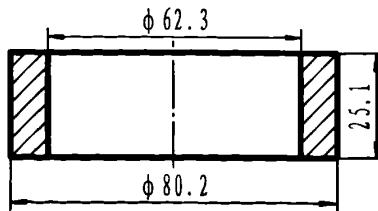


图 4-2 毛坯

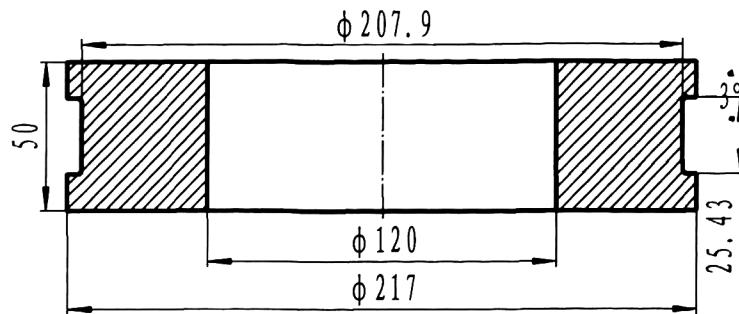


图 4-3 驱动辊

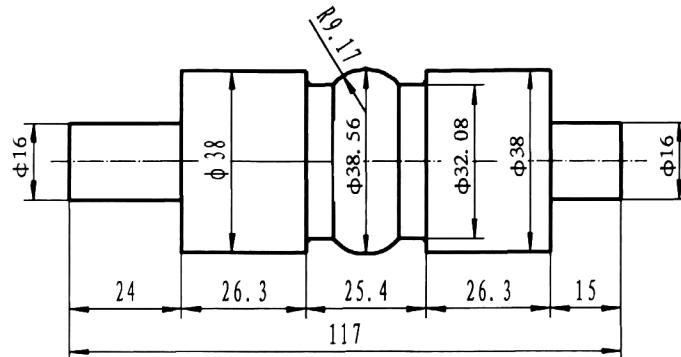
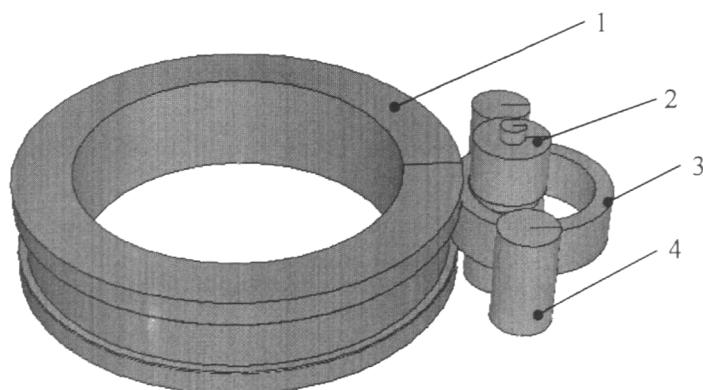


图 4-4 芯辊

根据实际加工过程中驱动辊、芯辊、导向辊和毛坯的形状和尺寸，建立了四者的三维 CAD 模型，在轴承套圈的成形过程中主要考虑工件的受力变形情况，而且驱动辊、芯辊和导向辊在成形过程中不发生塑性变形，可以把它们的属性定义为解析刚体。为定义它们的受力和运动情况，给每个刚体定义一个参考点，在成形中它们的边界条件和运动通过这些参考点来定义。工件在加工过程中发生塑性变形，所以将工件的属性定义为三维变形体。



1-驱动辊 2-芯辊 3-工件 4-导向辊

图 4-5 加工装配图

在 Assembly 功能模块中创建实体，以坯料实体为基准，确定驱动辊、芯辊和导向辊的位置。装配后部件的位置如图 4-5 所示。

(2) 毛坯的离散

网格划的越细，其计算精度就越高，但是相应的计算成本呈几何级数增大，考虑到工件的尺寸、计算精度要求和计算机模拟的时间，把单元的大小设为 2mm，划分的单元数为 5184，节点数为 7020。在套圈的成形过程中，驱动辊和工件外表面、芯辊和工件内表面发生接触，而且套圈的成形过程具有几何、物理和边界三重非线性，辊缝外材料对辊缝内材料有一定的约束，综合考虑各种单元类型适合的范围，把单元的类型设为 C3D8R。但是采用的 C3D8R 单元是线性减缩积分单元，分析成形过程中应力时，要查看积分点上的应力，这一过程比较烦琐。考虑到变形过程中存在的弯曲效应以及大变形引起单元畸变，对网格单元采用沙漏控制，并采用自适应网格技术^[49]。

(3) 接触的定义

在成形过程中，驱动辊和工件外表面、芯辊和工件内表面、导向辊和工件的外表面发生接触。导向辊和工件之间的摩擦对成形的影响很小，可以忽略不计，所以可以定义导向辊和工件之间的摩擦系数为 0；驱动辊与工件以及芯辊和工件之间的接触作用主要是切向作用，所以采用的摩擦模型为库仑摩擦，摩擦系数取为 0.3；成形过程中接触面间存在着较大的滑动，所以接触公式采用 finite sliding。

(4) 边界条件的定义

1) 固定边界条件的定义。在成形分析步中各部件边界条件的施加如表 4-1 所示，其中 U1、U2、U3 表示沿 X、Y、Z 三个坐标轴方向的位移，UR1、UR2、UR3 表示绕 X、Y、Z 三个坐标轴的转动，√ 表示限制这个边界上的运动。

表 4-1 各部件施加的边界条件

自由度 部件	U1	U2	U3	UR1	UR2	UR3
驱动辊	√	√	√	√	√	
芯辊		√	√	√	√	
导向辊			√	√	√	
坯料						

2) 驱动辊转速和芯辊进给速度的定义。根据实际情况和研究的要求定义驱

动辊的转速、芯辊的进给速度、以及导向辊的运动轨迹。本文中芯辊的进给量为 4.2mm。驱动辊转速以及进给速度数值根据不同的研究内容合理确定。

(5) 分析时间与步长的设定

在本文轴承套圈的成形过程中，芯辊的总进给量为 4.2 mm，根据设定的进给速度，可以得到成形所需要的时间。

在 step 模块中，可以设定需要输出的场变量和历史变量数据。设定需要输出的辗扩力、辗扩力矩、等效塑性应变以及轴向展宽等数据。

为加快计算速度，可采用一定的质量缩放。

(6) 材料性能参数的确定

轴承套圈材料为 GCr15，在退火状态压缩应力应变关系的表达式为：
 $Y = 960 \epsilon^{0.21}$ ，屈服强度 $\sigma_s = 400 \text{ MPa}$ ，弹性模量 $E = 210 \text{ GPa}^{[50]}$ 。考虑到材料塑性变形前发生的弹性变形不可忽略，本文中采用的本构关系为弹塑性模型，其弹性模量为 210 GPa，泊松比为 0.3，密度为 7810 kg/m^3 。轴承套圈的冷辗扩加工在常温下进行，加工时间短，可不考虑温度对工件成形中应力、应变的影响，材料的真实应力与塑性应变的关系如图 4-6 所示。

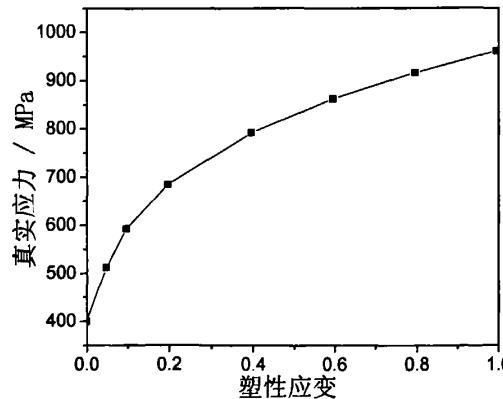


图 4-6 材料的应力—应变曲线

4.3 有限元建模的关键处理技术

在套圈冷辗扩加工过程中，工件在驱动辊和芯辊形成的型槽中受到挤压发生塑性变形，是一个连续变形、逐步积累的过程。进给速度直接决定轴承套圈

成形的尺寸公差和精度，确定合适的进给速度，是决定辗扩质量的关键。导向辊的作用是控制工件的圆度，在辗扩过程中，它始终紧靠工件的外表面，随工件外径的增大而移动，对工件提供整圆力，保证冷辗扩过程的稳定。为加快计算速度，可采用一定的质量缩放^[51, 52]。质量缩放系数设定过小，对计算速度的改善不明显，如果设定过大，会使虚拟惯性力太大，模拟计算的结果不准确。对进给速度、导向辊运动轨迹以及质量缩放系数的合理确定是实现轴承套圈冷辗扩成形过程有限元模拟的关键。

4.3.1 芯辊进给速度的确定

套圈的辗扩过程可简单分为咬入和稳定辗扩两个阶段。机床实际工作中，工件咬入决定了辗扩过程的建立，稳定辗扩阶段影响工件最终的加工质量。驱动辊转速、芯辊进给速度和坯料的尺寸形状等直接决定工件咬入和稳定辗扩的情况，直接影响工件辗扩成形的变形特征、辗扩的稳定性、辗扩力和工件的质量等。

环件的冷辗扩加工类似于穿孔轧制^[53, 54]。在加工过程中，工件发生很大的变形，相对于塑性变形，弹性变形很小。若忽略驱动辊与芯辊的弹性变形，则环件的每转壁厚减小量等于该转芯辊的进给量。环件轧制产生塑性变形的充分条件是塑性区穿透整个环件的壁厚，即锻透^[53, 54]。

轧制中进给速度 v 等于每转进给量 Δh 与该转轧制时间 Δt 之比，即：

$$v = \Delta h / \Delta t \quad (4-1)$$

若不计工件与驱动辊之间的滑动，则工件轧制一转时间中驱动辊工作面所通过的距离等于该转轧制中工件的外圆周长。即：

$$2\pi R = 2\pi nR_d \Delta t$$

$$\Delta t = \frac{R}{nR_d} \quad (4-2)$$

式中， R 为轧制中工件的外圆半径； R_d 为驱动辊工作半径； n 为驱动辊转速。

把公式 (4-2) 代入公式 (4-1) 得进给速度为：

$$v = \Delta h \cdot nR / R_d \quad (4-3)$$

轧制进给速度与每转进给量成正比。

轧制中每转进给量必须既不小于环件锻透所需的最小每转进给量 Δh_{\min} ，又不大于环件咬入所允许的最大每转进给量 Δh_{\max} ^[55, 56]。由第2章公式(2-4)、(2-6)以及公式(4-3)可得环件轧制的最小进给速度 v_{\min} 和最大进给速度 v_{\max} ：

$$v_{\min} = 6.55 \times 10^{-3} n \frac{R_d^2}{R_{oi}} \left(\frac{R_{oi}}{R_d} - \frac{R_{ii}}{R_d} \right)^2 \left(1 + \frac{R_d}{R_i} + \frac{R_d}{R_{oi}} - \frac{R_d}{R_{ii}} \right) \quad (4-4)$$

$$v_{\max} = \frac{2\beta^2 n R_d^2}{R_{oi} (1 + R_d / R_i)^2} \left(1 + \frac{R_d}{R_i} + \frac{R_d}{R_{oi}} - \frac{R_d}{R_{ii}} \right) \quad (4-5)$$

式中， R_i 为芯辊半径； R_{ii} 、 R_{oi} 分别为环件初始内、外半径； β 为轧制摩擦角，且 $\beta = \arctg \mu$ ， μ 为环件与轧制辊之间的摩擦因数。

表 4-2 为从图 4-1~4-4 中提取的模具和工件的尺寸以及工艺参数，设驱动辊的转动速度为 n (单位：rad/s)。根据公式(4-1)和(4-2)以及表 4-2 列出的轴承套圈的结构参数以及其成形工艺参数。可确定其芯辊的最小和最大进给速度分别为：

$$v_{\min} = 0.0738n \text{ mm/s} \quad (4-6a)$$

$$v_{\max} = 67.051n \text{ mm/s} \quad (4-6b)$$

根据上述公式得到的速度范围都能满足进给速度的要求，并且适合工件辗扩加工的整个过程。但是按照上述公式得到的速度范围比较大，不能够为实际生产提供精确的参考。进给速度不只受到辗扩条件的限制，还受辗扩设备的能力条件限制，不能超过设备能提供的辗扩力的最大值。

表 4-2 轴承套圈的结构参数以及其成形工艺参数

驱动辊转速 (rad/s)	驱动辊半径 (mm)	芯辊半径 (mm)	环件初始内半径 (mm)	环件初始外半径 (mm)
n	207.92	38.56	62.3	80.2

在随后的轴承套圈辗扩成形有限元数值模拟研究中，驱动辊采用不同的转速时，允许的 v_{\min} 和 v_{\max} 可以根据式(4-6)求出，在 v_{\min} 和 v_{\max} 之间取不同的值来建立不同进给速度下的模型，研究驱动辊转速以及进给速度对轴承套圈辗扩成形的影响规律。

4.3.2 导向辊运动轨迹的确定

导向辊的作用是控制工件的圆度，在辗扩过程中，它始终紧靠工件的外表

面，随工件外径的增大而移动，对工件提供整圆力。导向辊运动情况比较复杂，它的位置随着工件变形发生变化，其运动轨迹与工件变形中的几何参数、工艺参数等相关。

目前采用的导向辊有固定式和随动式等形式，其中随动式导向辊根据导向辊摆臂的位置又可分为摆臂内置式与摆臂外置式。固定式导向辊虽能提高辗扩工件圆度，但是由于在加工中导向辊固定不动，辗扩中容易出现振动，甚至导致辗扩不能进行。采用随动式导向辊辗扩时，导向辊为摆动式，其回转中心与主轴（即驱动辊）中心重合，导向辊座后侧有一液压缸提供整圆力。在辗扩过程中，导向辊在液压缸的作用下，紧贴工件对工件施加整圆力。实践证明，采用随动式导向辊具有较好的整圆调锥效果，辗扩时工件圆度、锥度十分稳定，效果较好。内置式导向辊和外置式导向辊结构区别不大，使用的效果无明显差异^[57]。

假设在芯辊的进给量小于沟球高度时，工件没有与沟球接触处的壁厚没有发生变化，由芯辊进给而使工件形成沟槽，同时使工件的内外半径扩大；当芯辊的沟球部分完全进入工件后，工件的壁厚由于芯辊槽底的压入而减小。在模拟中采用随动式的导向辊^[32, 57, 58]，它的运动轨迹为一段圆弧，该圆弧以驱动辊轴线为中心，半径为 R_m ，如图 4-7 所示。设工件在时刻 t 的外径为 R_{ot} ，工件与模具的尺寸如图 4-1~4-5 所示，根据模具和工件的尺寸，取 $R_m=145\text{mm}$ ，则在任意时刻 t，导向辊中心的坐标 (X_t, Y_t) 为：

$$X_t = \frac{c^2 + a^2 - b^2}{2a} \quad (4-7a)$$

$$Y_t = \sqrt{c^2 - X_t^2} \quad (4-7b)$$

其中 $a = R_d + R_{ot}$, $b = R_g + R_{ot}$, $c = R_m$, R_g 为导向辊半径, R_{ot} 可根据文献[59]求出。根据式 (4-7) 可求得不同时刻工件的外径以及导向辊的位移，作为有限元分析时控制导向辊运动的依据。

图 4-8 给出了驱动辊转速为 10 rad/s、进给速度为 1 mm/s 时求得的导向辊运动控制曲线。从图中可以看出在 3.24 s 处存在一明显的拐点，在这一时刻工件与芯辊的槽底发生接触，工件与模具的接触情况、受力面积和变形的区域都发生剧烈变化，使得外径的增长发生突然变化，导向辊的运动出现跳动。

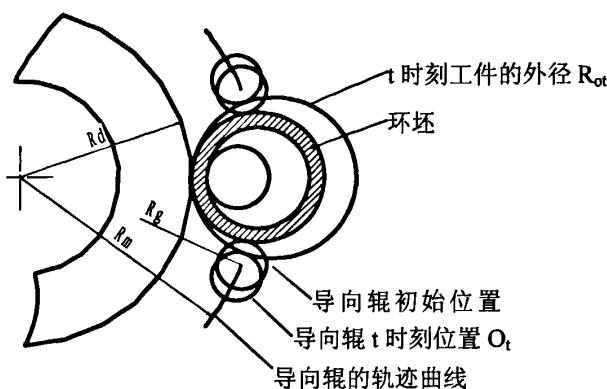


图 4-7 导向辊的运动轨迹

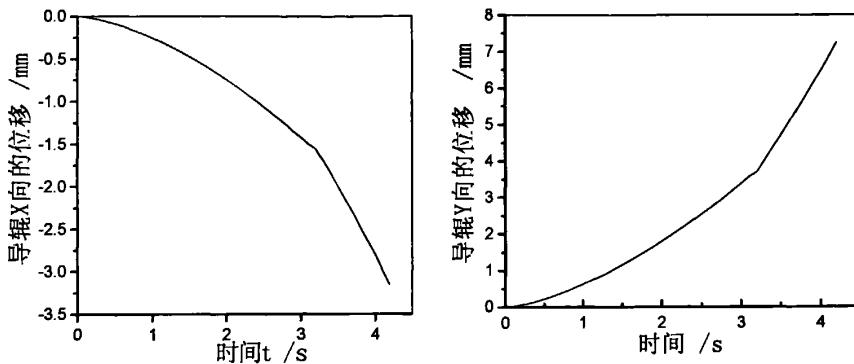


图 4-8 导向辊运动控制曲线

4.3.3 质量缩放系数的确定

在某些情况下，缩放材料密度能够潜在地提高分析的效率^[46]。例如有些模型需要复杂的离散，这样有些区域常常存在控制稳定极限的很小或者形状很差的单元。通过控制这些单元的质量，可以显著增加稳定极限。

基于公式 (3-3)，人为地将材料密度 ρ 增加因数 f^2 倍，则波速会降低 f 倍，从而稳定时间增量将提高 f 倍。这样当全局的稳定极限增加时，进行同样分析所需要的增量步就会减少，模拟过程需要的时间就会缩短。

但是随着模型质量缩放系数增大，随之产生的虚拟惯性力也会增大。如果质量缩放系数太大，则产生的虚拟惯性力会影响计算的精度和收敛性，缩放系数太小则无法达到提高计算效率的目的。在一般的变形过程中，材料的动能都很小，随着变形过程的变化是适当和合理的，而且材料的动能不会超过其内能的一个小的比例（典型的为 5%-10%）。这是质量缩放系数设定是否可行的一般

条件。

根据图 4-5 建立的三维模型，去掉驱动辊和芯辊上的限制展宽结构，其装配图如图 4-9 所示，驱动辊转速为 10 rad/s ，进给速度为 1 mm/s ，加工时间为 2 s 。设定不同的缩放系数，以研究不同的质量缩放系数对模拟结果的影响。本文根据文献[46]，质量缩放系数分别取 5 、 10 、 100 、 500 ，对环件冷辗扩加工过程进行了模拟分析。

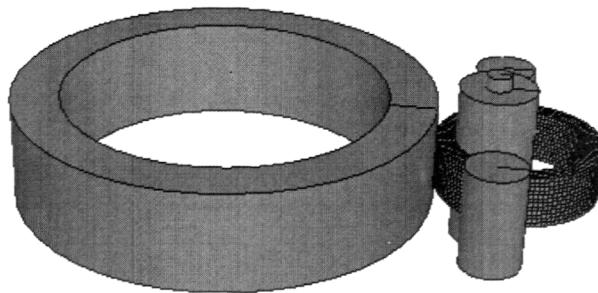
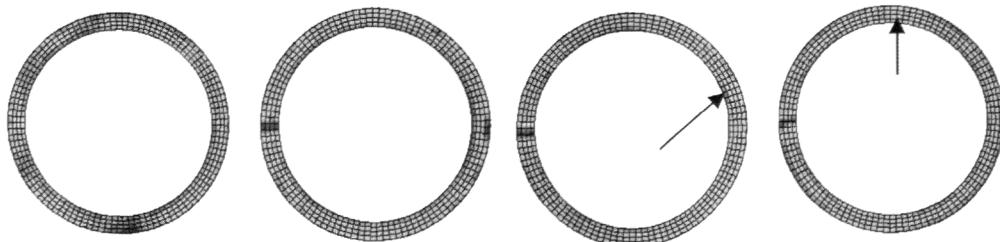


图 4-9 装配图

如图 4-10 依次给出了环件缩放系数分别为 5 、 10 、 100 、 500 的最终成形形状，由图可见，不同的质量缩放系数下，成形的效果相差不大，均获得了圆度较好的工件。但在质量缩放系数为 100 和 500 时，成形环件中箭头处存在应力较大的危险单元，如果继续模拟，则容易出现单元损坏现象。



(a) 缩放系数为 5 (b) 缩放系数为 10 (c) 缩放系数为 100 (d) 缩放系数为 500

图 4-10 不同质量缩放系数下工件最终形状

图 4-11 为不同质量缩放系数下所获得环件的端面轴向展宽图。从图中可以看出，不同质量缩放系数下，轴向展宽的值相差不大，但质量缩放系数为 100 的轴向展宽明显要比 5 、 10 大一些。鱼尾系数是环件端面最大宽展与最小宽展之差与环件毛坯初始高度的比值，鱼尾系数越小表示环件端面越平整，端面质量越好。根据图 4-11 得到质量缩放系数 5 、 10 、 100 的成形环件，其鱼尾系数分别为： 0.0064 、 0.0066 、 0.0082 ，缩放系数为 5 和 10 时成形环件的鱼尾系数相差不大。由此可见，质量缩放系数为 5 、 10 时，环件的成形质量要好一些。

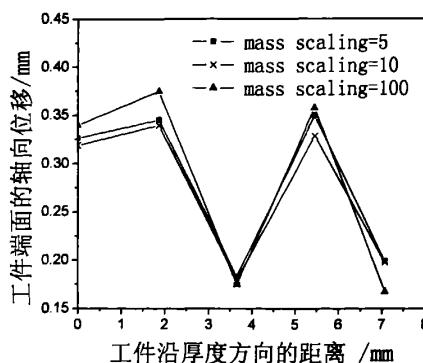


图 4-11 不同质量缩放系数下工件的端面展宽

图 4-12、4-13 为环件成形过程中动能、内能变化的历史。从动能的变化历史来看，缩放系数为 5 和 10 时，环件成形过程的动能值较小，且波动的范围较小、变化较平稳。缩放系数为 100 时，环件成形的动能要明显大很多，而且波动范围较大，成形过程较不稳定。从内能的发展过程来看，不同缩放系数下的内能历史都是从零上升到最终值的光滑增长，符合成形过程中内能的发展历史。

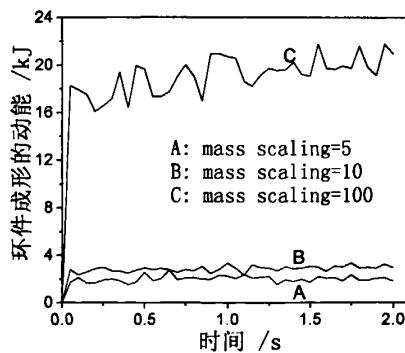


图 4-12 工件成形时的动能历史

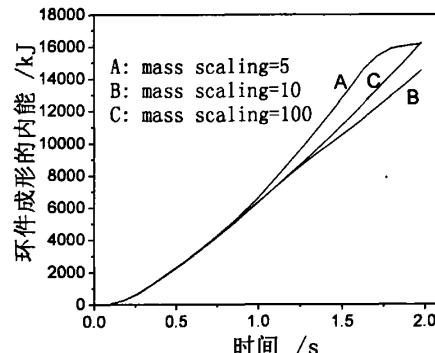


图 4-13 工件成形时的内能历史

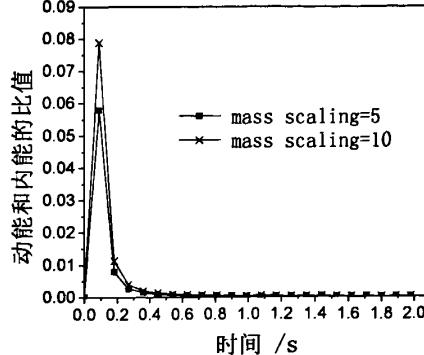
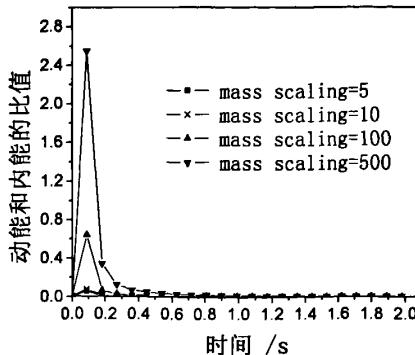


图 4-14 工件成形时动能、内能的比值

图 4-14 为工件成形时动能和内能的比值图。根据动能和内能的比值图可以看出，缩放系数为 100 和 500 时，不符合“材料的动能不会超过其内能的一个小的比例（典型的为 5%-10%）”的要求，缩放系数为 5 和 10 时的最大比值为 5.8% 和 7.8% 都符合质量缩放系数的选取原则。缩放系数为 10 时的模拟速度要明显比为 5 时快，所以在本文的模拟中，质量缩放系数设定为 10。

4.4 模拟结果的数据处理方法

4.4.1 辊扩力变化曲线的处理

模型建立后提交给求解器计算，结束后获得.odb 文件，利用 visualization 模块可实现模拟结果的可视化，得到成形各阶段工件的各种场量的分布云图等，并且可以通过查看轴承套圈加工的动态过程，来检查模拟过程是否稳定，导向辊的运动轨迹是否符合要求。在.odb 文件中含有设定输出的数据，包括成形过程中的能量、辊扩力、力矩、应力、应变等。

如图 4-15 (a)、4-16 (a) 依次为输出的辊扩力和辊扩力矩随时间的变化曲线。从图中可以看出辊扩力、辊扩力矩随时间的变化非常剧烈，在比较多种条件下辊扩力和力矩的情况时，较难发现变化的规律。可将辊扩力、辊扩力矩随时间变化的数据导出，将获得的数据文件导入到数据处理软件 Origin 中，通过平滑处理即可获得变化较平滑的曲线，方便研究其变化的规律。

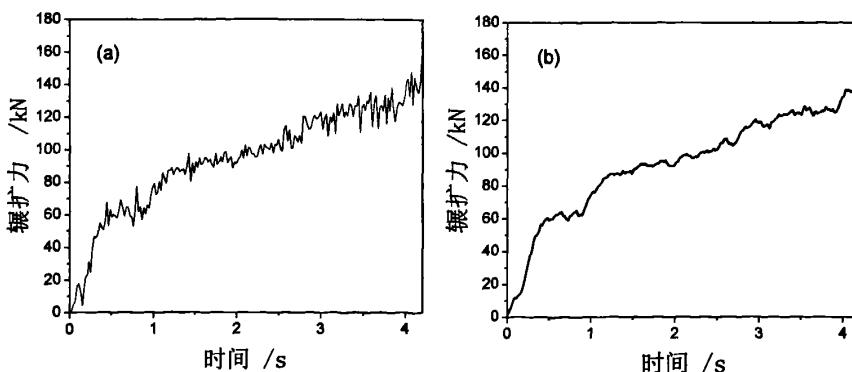


图 4-15 辊扩力随时间的变化曲线

如图 4-15 (b)、4-16 (b) 依次为经过平滑的辊扩力和辊扩力矩随时间的变化曲线。经过平滑处理后，可很容易总结辊扩力和辊扩力矩的变化规律。

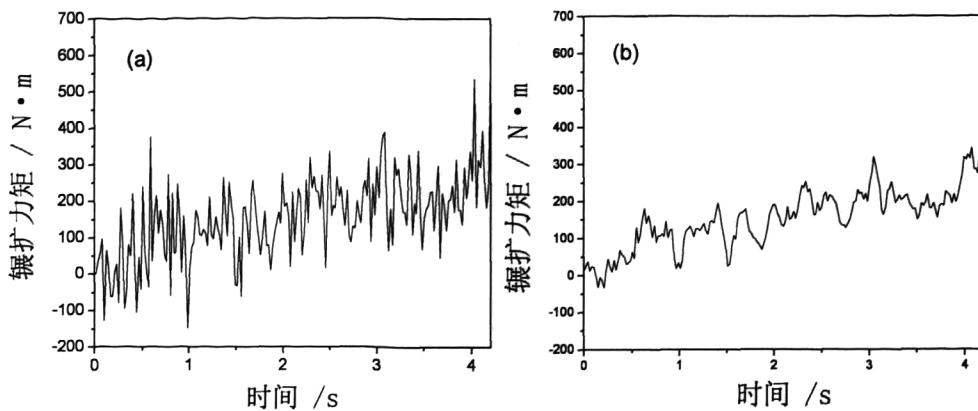


图 4-16 辊扩力矩随时间的变化曲线

4.4.2 轴承套圈成形轴向展宽的处理

工件划分网格后可以生成网格部件，在装配中用生成的网格部件代替在 part 模块中创建的工件模型。在工件的端面上，沿径向从最外圈开始，每圈的所有节点设为一个集合，本文的工件模型一共有 5 个集合，如图 4-17 所示。在历史输出里面设定每个集合的轴向位移输出，从结果文件即可提取每个集合轴向位移的平均值，根据结果文件，提取各个集合与外径的距离，就得到了套圈成形过程的轴向展宽图，如图 4-18 所示。本文所指的“工件沿厚度方向的距离”均为沿工件径向，从外径到内径的方向提取的各个节点集合与外径距离的平均值。

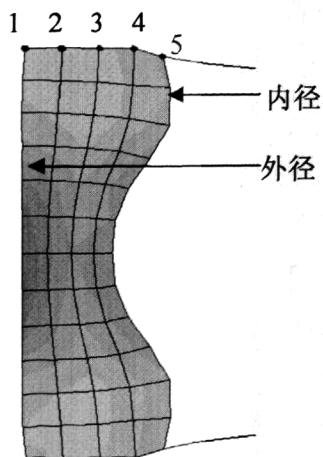


图 4-17 工件成形后的径向截面

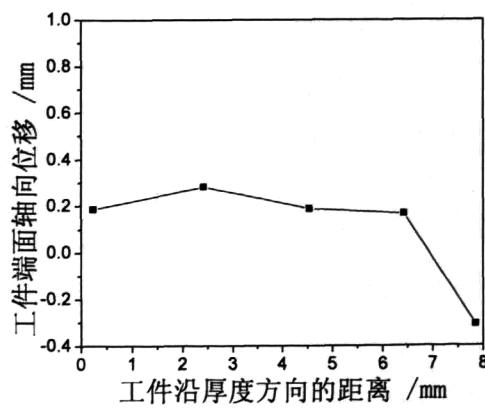


图 4-18 工件端面的轴向展宽

4.4.3 轴承套圈成形等效塑性应变的处理

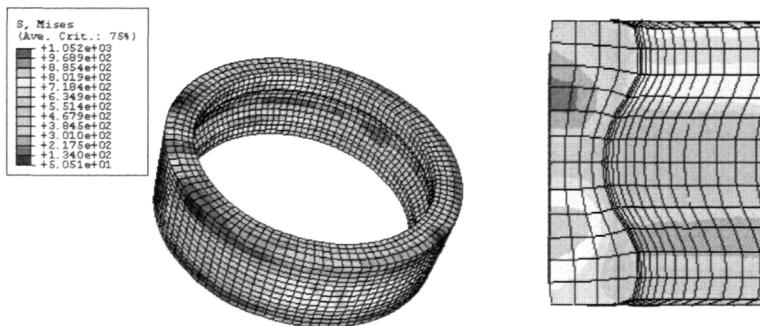
根据模拟结果文件可以直接显示套圈在整个冷辗加工过程中各个单元等效塑性应变随时间的变化情况，并且通过 view cut 命令可以看到套圈内部所有单

元的等效塑性应变情况。

本文采用的 C3D8R 网格不能在历史输出中直接得到各个节点集合的平均等效塑性应变值，对套圈成形时节点的等效塑性应变可以采用与轴向展宽类似的方法，在场变量输出的云图中沿套圈端面径向以及内表面轴向获得一系列节点的等效应变值，取它们的平均值来研究轴承套圈成形端面沿径向和内表面沿轴向的应变变化情况。

4.5 深沟球轴承套圈冷辗扩成形

采用加限制展宽型槽的模具，驱动辊转速为 10 rad/s ，进给速度为 1 mm/s ，根据进给速度和驱动辊转速确定导向辊的运动轨迹，模拟深沟球轴承套圈的成形过程。最终成形工件的形状如图 4-19 所示。



(a) 工件最终成形的应力云图 (b) 工件最终成形的径向截面图

图 4-19 工件最终成形的形状

图 4-20 为成形过程中辗扩力的变化曲线。在开始咬入阶段，随着咬入加深，坯料产生塑性变形，辗扩力迅速增大，进入平稳辗压阶段后，辗压力稳定上升。这是由于材料硬化的存在，使得在相同压入量的情况下，产生的碾压力逐渐增大的原因。

图 4-21 为辗扩力矩在成形中随时间变化的曲线。由于加工过程是一个非稳态过程，力矩变化存在剧烈的波动。在辗扩初期出现了辗扩力矩为负值的情况，说明模具和工件之间产生了打滑现象；随着加工的进行，打滑的现象逐渐消失，进入平稳辗扩成形过程。整个成形中，辗扩力和辗扩力矩变化幅度大，模具的工作条件差，容易破坏。

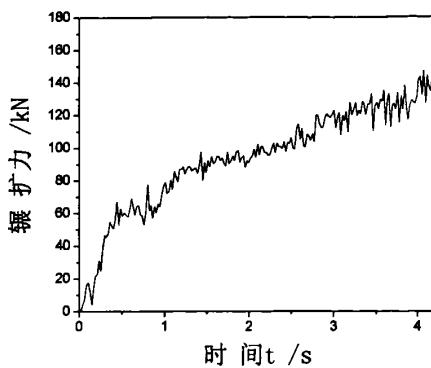


图 4-20 辊扩力随时间的变化曲线

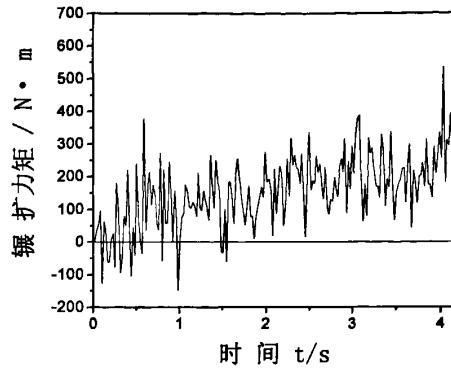


图 4-21 辊扩力矩随时间的变化曲线

4.6 本章小结

本章详细介绍了轴承套圈冷辗扩加工成形有限元模型的建立过程。对建立模型中的关键技术，如进给速度的设定、导向辊运动轨迹的确定以及质量缩放系数的设定进行了详细说明。根据研究的需要，对模拟结果的数据进行了合理的处理，并以深沟球轴承套圈的成形为例，研究了轴承套圈加工过程中辊扩力以及辊扩力矩的变化规律。

第五章 模具结构和加工工艺参数对轴承套圈成形的影响

目前，对轴承套圈冷辗扩加工的研究较少，对环件辗扩加工的研究也多集中在力能条件以及端面质量方面，而对工艺参数对成形的影响研究相对更少。在轴承套圈的冷辗扩加工中，模具结构对成形工件的最终形状起决定性的作用。进给速度也是一个非常重要的参数，进给速度与辗扩力、辗扩力矩、环件端面质量、内部应变分布以及生产效率等密切相关。不同性能的材料冷辗扩时，进给速度对这些指标的影响也不同。驱动辊转速决定了工件成形中的转速并对工件每转进给量有重要作用，进给速度与驱动辊转速必须要合理的匹配，工件才能获得较均匀的变形。

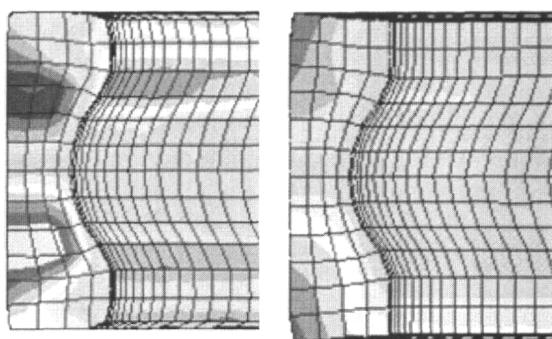
以建立的轴承套圈冷辗扩加工有限元模型为基础，根据加工条件的不同，设定各种工艺参数，研究了模具结构对套圈冷辗扩成形轴向展宽的影响，进给速度规范以及驱动辊转速对成形中力能参数和成形结果的影响，为轴承套圈冷辗扩成形工艺参数的选取和优化提供重要依据。

5.1 模具形状对工件成形质量的影响

正确的模具形状设计是获得高质量工件的基础。采用有凹槽与无凹槽两种模具结构，使用第4章图4-1~4-4中模具和工件的尺寸，分别建立相应的分析模型，并采用相同的进给速度1 mm/s和驱动辊转速10 rad/s，研究了模具形状对工件成形质量的影响。

图5-1给出了采用不同模具时获得的模拟结果，其中(a)为模具加限制展宽凹槽时工件模拟成形的截面，(b)为模具不加限制凹槽时工件成形的截面。在模具加限制宽展凹槽时，工件端面平整，成形质量较好。

图5-2为端面轴向位移沿工件径向分布图。模具有限制凹槽时工件最大轴向展宽为0.28 mm，内径处轴向位移为-0.31 mm，平均轴向展宽为0.103 mm。模具无限制凹槽时工件最大轴向位移为1.12 mm，最小轴向位移为0.47 mm，平均轴向展宽为0.737 mm。显然，模具无限制凹槽时工件的轴向位移远远大于模具加限制凹槽的情况，模具结构显著影响工件的成形质量。



(a) 有凹槽时成形截面 (b) 无凹槽时成形截面

图 5-1 工件在不同模具下成形结果的截面图

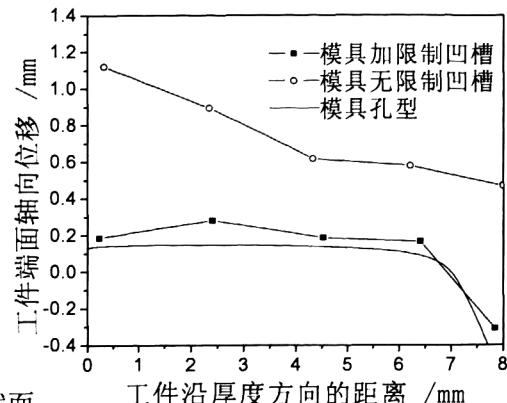


图 5-2 不同模具下端面的轴向位移

5.2 进给速度对成形的影响

在确定冷辗扩成形工艺参数时，合理进给速度的选择是必需的。采用加限制凹槽的成形模具，在其它工艺参数保持不变、驱动辊转速为 10 rad/s 情况下，通过改变进给速度规范，研究了进给速度对成形的影响。

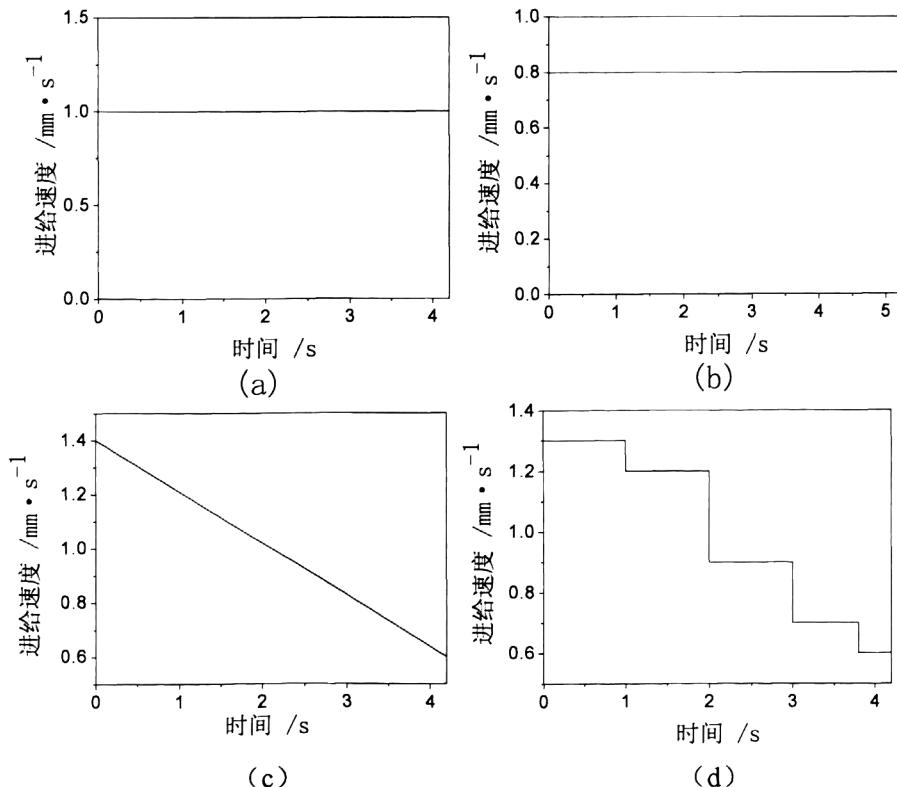


图 5-3 进给速度规范

图 5-3(a-d)为所采用的进给速度规范,所有模型芯辊的进给量都为 4.2mm,工艺 a、c、d 的加工时间为 4.2 s, 工艺 b 的加工时间为 5.25 s, 得到如下结果。

图 5-4 和图 5-5 为各工艺下经过平滑处理的辗扩力和辗扩力矩曲线。从图 5-4 可以看出, 各种工艺下辗扩力的变化规律近似。工艺 a 和 b 的辗扩力变化趋势相同, 但存在数值差异。工艺 a、c、d 下成形辗扩力的差别不大, 但成形后期工艺 a 的辗扩力明显大于其他两种。图 5-5 为辗扩力矩的变化情况, 工艺 c、d 下辗扩力矩相对工艺 a、b 变化较小, 而且其最大值也都远远小于工艺 a、b。由辗扩力和力矩的变化可见, 环件冷辗成形时, 成形前期应采用大进给速度, 提高生产率, 后期则要适当的减小进给速度, 以减小辗扩力和辗扩力矩, 提高加工的精度, 有利于后期整圆工序的进行。

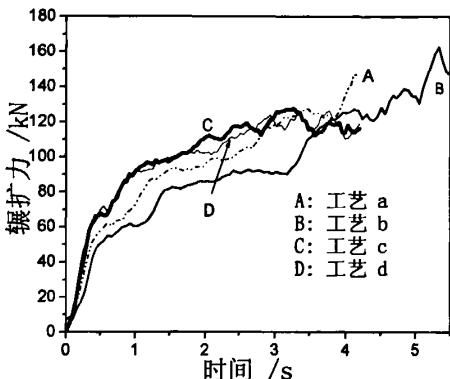


图 5-4 不同速度规范下辗扩力变化曲线

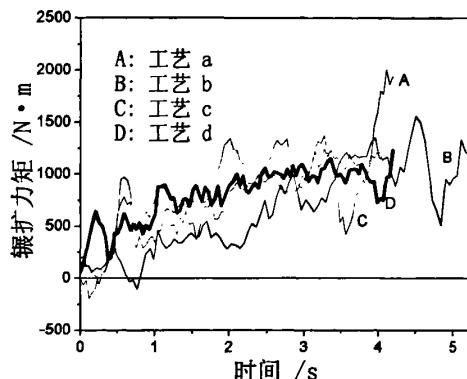


图 5-5 不同速度规范下辗扩力矩变化曲线

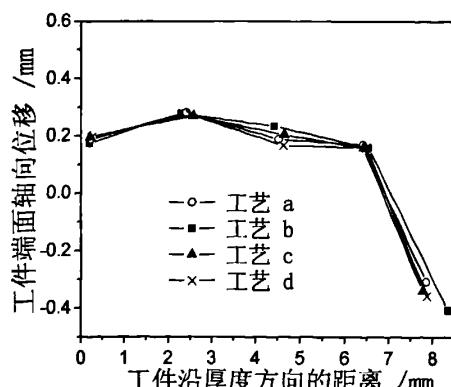


图 5-6 不同工艺下端面轴向位移

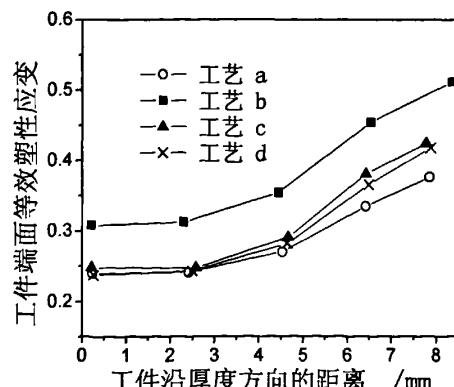


图 5-7 不同工艺下端面等效应变

图 5-6 是各种进给速度规范下工件端面的轴向位移情况。在不同的进给速度规范下, 成形件沿厚度方向的轴向位移基本一致, 而且都在沿厚度方向 6.2-8.2 mm 处轴向位移变化很大, 出现负值, 这恰好与模具孔型相对坯料形状一致。

可见在模具结构限制展宽的情况下，这四种进给速度规范对展宽的影响不大。

端面的等效塑性应变反映了成形过程中金属的塑性流动情况，图 5-7 为不同进给速度规范下，成形件端面的等效塑性应变沿径向分布。由图可见，各工艺下工件内侧金属的等效塑性应变大于外侧；工艺 b 的端面等效塑性应变最大，工艺 a、c、d 所获得的成形件的端面等效塑性应变情况基本相同，但远远小于工艺 b；工艺 a、c、d 下在沿厚度方向 2.5 mm 处的等效塑性应变差异变大，且工艺 c、d 的等效塑性应变比 a 大。由此可见，在模具结构限制轴向展宽的情况下，进给速度越小，其端面的等效塑性应变越大，尤其是加工后期速度越小，工件内侧金属的等效塑性应变越大，形状越好。

5.3 驱动辊转速对成形的影响

在轴承套圈的冷辗扩加工中，驱动辊为主动辊，沿固定轴线做旋转运动，并且利用摩擦力带动工件和芯辊旋转。随着芯辊的进给，环件受驱动辊和芯辊形成孔型的挤压，产生壁厚减薄、直径增大的变形，并最终获得期望的形状。

基于所建立的有限元分析模型，在进给速度为 2.5 mm/s 时，分别取驱动辊转速为 10 rad/s、20 rad/s、30 rad/s，研究了驱动辊转速对轴承套圈成形过程的影响。模拟的时间为 1.68 s，进给量为 4.2 mm。

图 5-8 为不同驱动辊转速下经过平滑处理的辗扩力曲线。三种转速下辗扩力的变化规律基本相同，但是存在明显的数值差异，驱动辊转速为 10 rad/s 时，辗扩力的增长明显快于其余两种，加工过程中的最大辗扩力为 157.53 kN，明显大于转速为 20 rad/s 和 30 rad/s 时的最大辗扩力：129.29 kN 和 105.86 kN。由此可见采用较大的驱动辊转速，加工时的辗扩力会减小。

图 5-9 为不同驱动辊转速下的辗扩力矩曲线，其中图 (a)、(b)、(c) 为三种转速下的辗扩力矩曲线，(d) 为经过平滑的辗扩力矩曲线，可以看到三种转速下的辗扩力矩都存在剧烈的波动，且存在辗扩力矩为负值的情况，即模具和工件间出现打滑现象，模具的工作条件较差。驱动辊转速为 10 rad/s 时，只在加工初期出现打滑，随着加工的进行，辗扩力矩迅速增大，进入稳定加工阶段；驱动辊转速为 30 rad/s 时，在初期和加工后期都存在打滑现象，影响了加工过程的稳定和工件的质量；驱动辊转速为 20 rad/s 时的辗扩力矩情况居于前两者之间。

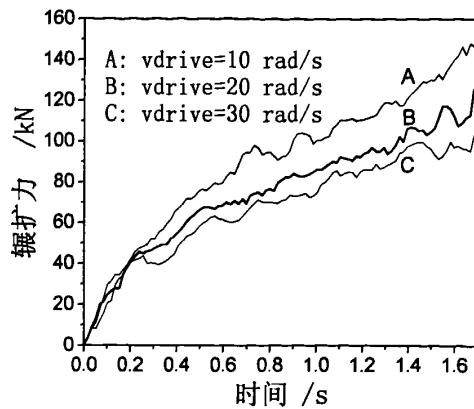


图 5-8 不同驱动辊转速下的碾扩力

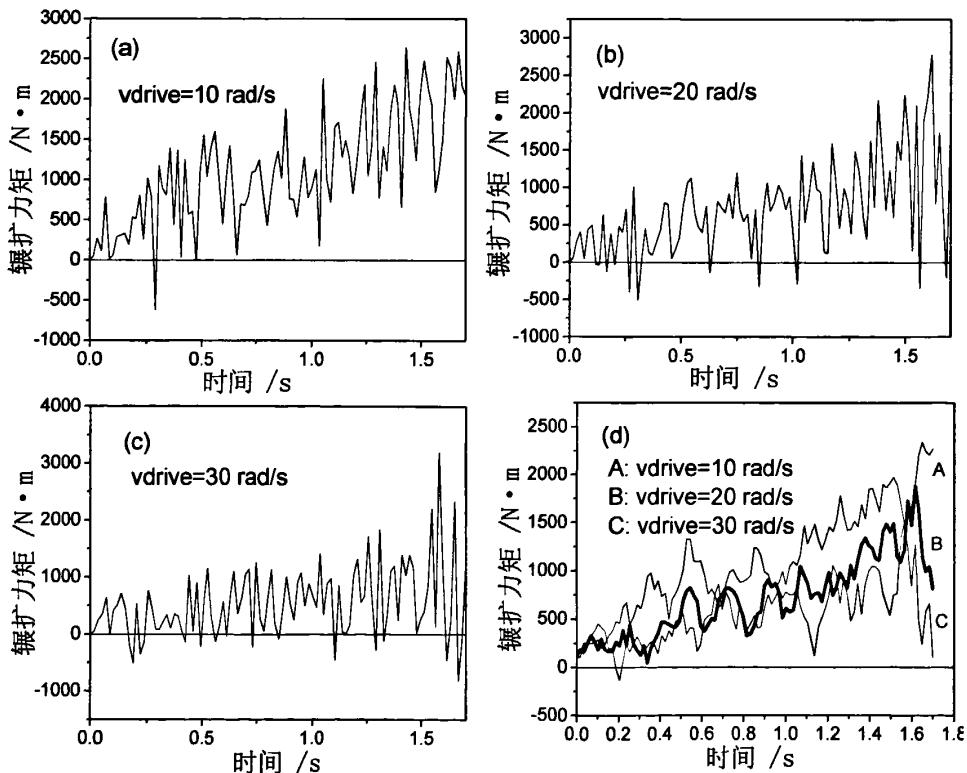


图 5-9 不同驱动辊转速下的碾扩力矩

在进给速度不变的情况下，驱动辊转速越快，每转进给量越小，工件每转的变形量越小，工件半径的增长速度减小，有利于提高成形质量。碾扩力和碾扩力矩随着驱动辊转速的增加而减小，选择较低的旋转速度，产生的碾扩力大，能量的消耗会降低，而且在旋转速度较低时，机器的操作更稳定，安全余量容

易满足。但是当旋转速度过低时会要求额外的力矩，这样会降低加工的生产效率，模具更容易损坏。所以必须要对驱动辊的转速进行优化，以满足能量消耗、生产率以及模具的需要。在轴承套圈的冷辗加工中，必须要根据工件以及工艺参数、模具的性能，合理的选择冷辗设备，以保证冷辗加工过程的稳定和经济效益。

图 5-10 为不同驱动辊转速下的端面轴向展宽，从图中可以看出三种驱动辊转速下，端面轴向位移的变化规律基本相同，在靠近外径处，节点的轴向位移超出了模具范围。工件与芯辊型槽接触处，如图中椭圆内所示，驱动辊转速为 30 rad/s 时，工件的形状与模具形状最近似，充填效果最好，驱动辊转速为 10 rad/s 时，工件与芯辊凹槽间存在较大的空隙，且内径处的节点超出模具范围较大，成形效果较差。驱动辊转速为 20 rad/s 时的成形效果居于前两者之间。

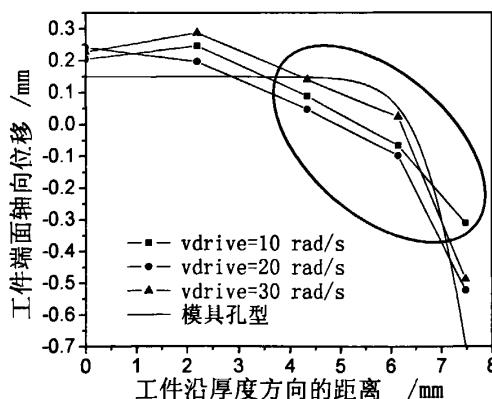


图 5-10 不同驱动辊转速下的端面轴向宽展

端面的等效塑性应变反映了套圈冷辗过程中端面金属的塑性流动情况。图 5-11 为不同驱动辊转速下工件的端面等效塑性应变沿厚度方向的分布。由图可见，各转速下工件内侧金属的等效应变大于外侧，靠近外侧处的等效应变值相差不大。沿着厚度方向，驱动辊转速为 30 rad/s 时，工件端面的等效应变值先平缓减小，然后在 4.34 mm 处迅速增大，并在内径处达到最大值 0.688 ；驱动辊转速为 20 rad/s 时，端面等效应变沿着厚度方向增大，其变化的趋势较平缓，最大值为 0.418 ；驱动辊转速为 10 rad/s 时，端面等效应变随厚度方向增大，并在沿厚度方向 6.15 mm 处出现拐点，等效应变值随之减小，这说明工件在靠近内径处发生的变形较小，与端面轴向展宽的情况相对应，内径处充填效果较差；驱动辊转速为 20 rad/s 时，变化的趋势较平缓。由此可见，驱动辊的转速越快，轴

承套圈端面靠近内径处的金属流动越充分，成形效果越好。

图 5-12 为工件内表面沿轴向的等效塑性应变。从图中可以看出，三种驱动辊转速下，沿工件轴向等效应变先增大后减小，变化规律相同，并且基本关于工件轴向的中面对称，这样采用工件的 1/2 来建模，即可反映整个工件的变形情况，并且模拟的时间能够节省一半。沿着轴向，等效应变不断增大，并在中面处达到最大值，这与工件最终成形零件的形状的变化相适应。三种转速下，最小的等效应变值基本相同，都在 0.25 左右，驱动辊转速为 30rad/s、20rad/s、10rad/s，中面处的最大等效应变值依次为 1.1379、1.0374、0.8491，随着转速加快，内表面的等效塑性应变值增大，这说明随着驱动辊转速加快，工件内表面金属的塑性流动增大，变形量增大。

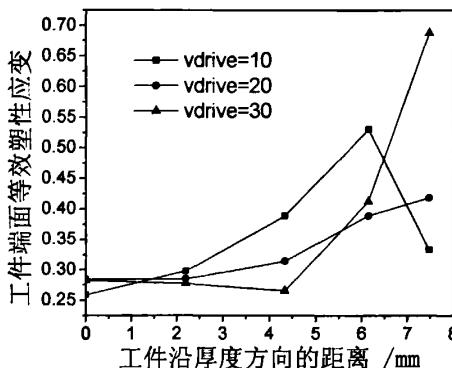


图 5-11 不同驱动辊转速下的端面等效塑性应变

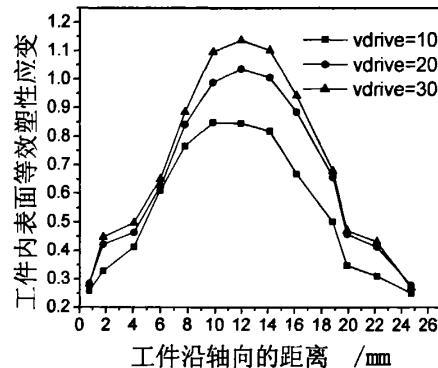


图 5-12 工件内表面的等效塑性应变

5.4 本章小结

轴承套圈的冷辗扩加工具有几何非线性、物理非线性及其耦合的性质。不仅受到静力学、运动学和动力学等因素的影响，还受到这些因素的耦合影响，套圈的辗扩变形具有高度的复杂性。本章综合分析了模具形状、不同进给速度规范、驱动辊转速等对轴承套圈冷辗扩成形的影响，结论如下：

(1) 轴承套圈的冷辗扩加工是一个多重非线性的复杂加工过程，成形中辗扩力和辗扩力矩大而且变化剧烈，对模具的要求较高。合理的模具结构可以使端面避免出现鱼尾现象，减少塑性应变，使套圈获得较好的端面质量，减小辗压成形后工件的机加工量。

(2) 在生产中, 进给速度为常数的进给规范容易实现, 但是始终保持较大的进给速度时, 将导致成形后期的辗扩力和辗扩力矩很大, 影响工件成形的稳定性和圆度。考虑到套圈辗压成形的特点, 可以在成形初始阶段采用较大的进给速度, 而在后期加工阶段采用较小的进给速度。

(3) 随着驱动辊转速增大, 辗扩力减小, 轴承套圈端面靠近内径处以及内表面的金属流动变大, 工件的形状与模具形状越近似, 成形效果越好。但是驱动辊转速越快, 出现打滑的情况增多, 辗扩过程不稳定, 容易出现失稳, 对冷辗机和工件成形不利, 且要求功率较大的冷辗机。所以要合理设计驱动辊的转速。

在轴承套圈的冷辗加工中, 必须要根据工件、模具性能的要求, 合理的选择冷辗设备和工艺参数, 以保证冷辗加工过程的稳定和经济效益。

第六章 材料参数和进给速度的耦合作用对套圈成形的影响

6.1 引言

即使采用相同的成形工艺参数，不同材料环件的冷辗扩成形效果也是不同的，因此，需要考虑材料性能参数对成形的影响规律，来确定其合理的成形工艺参数。研究材料性能参数和进给速度的耦合作用对成形的影响规律，对于不同材料的轴承套圈冷辗成形工艺参数的合理选择具有重要的科学指导。

GCr15 的塑性变形本构关系为 $Y = 960 \epsilon^{0.21}$ ，其真实应力-应变曲线为幂指数硬化曲线，与大多数工程金属本构关系类似。本构方程中的材料性能参数为：硬化指数 $n=0.21$ ，弹性模量为 $E=210 \text{ GPa}$ ，屈服强度 $\sigma_s=400 \text{ MPa}$ 。通过定义不同的硬化指数、弹性模量以及屈服强度，就能够得到不同的本构关系，即相当于得到不同的虚拟材料。通过改变材料性能参数进行数值模拟，即可研究材料性能参数对轴承套圈冷辗加工中辗扩力、端面轴向展宽以及塑性变形等的影响。不同的材料性能参数在不同的进给速度下建立不同的冷辗扩加工模型，可以研究材料性能参数和进给速度的耦合作用对轴承套圈冷辗加工的影响规律。

为了更好的研究材料性能参数和进给速度对冷辗加工成形的影响，对模型做了如下设定：

(1) 在研究某个材料性能参数与速度耦合作用对轴承套圈冷辗成形的影响规律时，其它材料性能参数保持不变。设定的虚拟材料中，硬化指数、弹性模量以及屈服强度的变化范围分别为：0.10-0.40、100-400GPa、50-400MPa。在范围内取不同的值来研究材料性能参数与进给速度的耦合影响。

(2) 芯辊均采用匀速进给的方式，并且芯辊总的进给量相同，均为 4.2 mm。冷辗加工的时间根据进给速度的不同而改变，保证加工中总的进给量相同。所有模型采用相同的驱动辊转速 14 rad/s，根据公式（4-6）得到的进给速度范围为 1.03-91.07 mm/s。根据实际经验一般采用较小的进给速度进行加工，芯辊匀速进给，取 1.1 mm/s、1.5 mm/s、2.0 mm/s、2.5 mm/s、4.0 mm/s 五种进给速度方案进行研究。

(3) 在轴承套圈冷辗成形过程中，其端面轴向展宽、端面等效塑性应变以

及内表面等效塑性应变均关于轴向中面对称，因此，在模拟分析时可采用轴承套圈的一半来建立模型，通过研究 1/2 模型来得到整个工件成形过程的变化规律，以简化模型和提高分析效率。这样，辗扩力和辗扩力矩的模拟结果为完整套圈模型模拟数据的一半，即实际的数据应为模拟结果数据的两倍，本文采用 1/2 模型模拟结果的两倍来做图。

6.2 硬化指数和进给速度的耦合作用对轴承套圈成形的影响规律

大多数金属在发生塑性变形时，随着变形程度增加，金属的强度、硬度增加，而塑性、韧性降低，这种现象称为加工硬化^[45]。随着变形程度不断增加，材料的加工硬化现象越来越严重。

加工硬化是金属塑性变形时的一个重要特性，也是强化金属的重要途径。材料发生加工硬化时，其硬度、强度都会提高，材料性能变好，这样有可能用低强度材料代替高强度材料，具有积极的意义。但是加工硬化会使金属的塑性下降，变形抗力升高，继续变形越来越困难，特别对于高硬化金属的加工，有时需要增加中间退火工序来消除加工硬化，以使加工能够进行下去，结果降低了生产率，增加了生产成本。

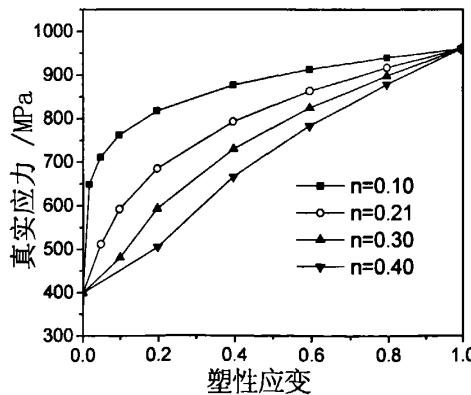


图 6-1 不同硬化指数下的真实应力-塑性应变曲线

关于金属加工硬化现象，可以用真实应力-应变曲线来描述，该曲线越陡、斜率越大，表明金属的加工硬化率越大。假设每种材料的屈服强度和弹性模量不变，研究硬化指数 n 与进给速度的耦合作用时，材料的 $\sigma_s=400$ MPa， $E=210$ GPa，在 0.10-0.40 间取硬化指数分别为 0.10、0.21、0.30、0.40 时进行研究。这

四种硬化指数下的真实应力-塑性应变曲线如图 6-1 所示, 材料的真实应力-塑性应变曲线与真实应力-应变曲线在塑性变形阶段差异很小, 发生塑性变形时, 产生的弹性应变很小(约为 0.0019)。不同硬化指数的工件分别在不同的进给速度(1.1 mm/s 、 1.5 mm/s 、 2.0 mm/s 、 2.5 mm/s 、 4.0 mm/s)下进行有限元数值模拟, 研究冷辗扩加工过程中硬化指数与进给速度的耦合作用。

6.2.1 硬化指数和进给速度的耦合作用对套圈成形力能参数的影响

如图 6-2 (a)、(b) 为硬化指数取 0.10 、 0.40 , 以不同进给速度加工时其辗扩力随进给量的变化曲线。由图可知, 工件在不同进给速度下加工时, 开始阶段辗扩力的变化规律和大小近似。进入平稳加工阶段后, 进给速度越大, 辗扩力越大。这是因为进给速度越大, 每转进给量越大, 变形量越大, 使材料发生变形需要的力也越大。

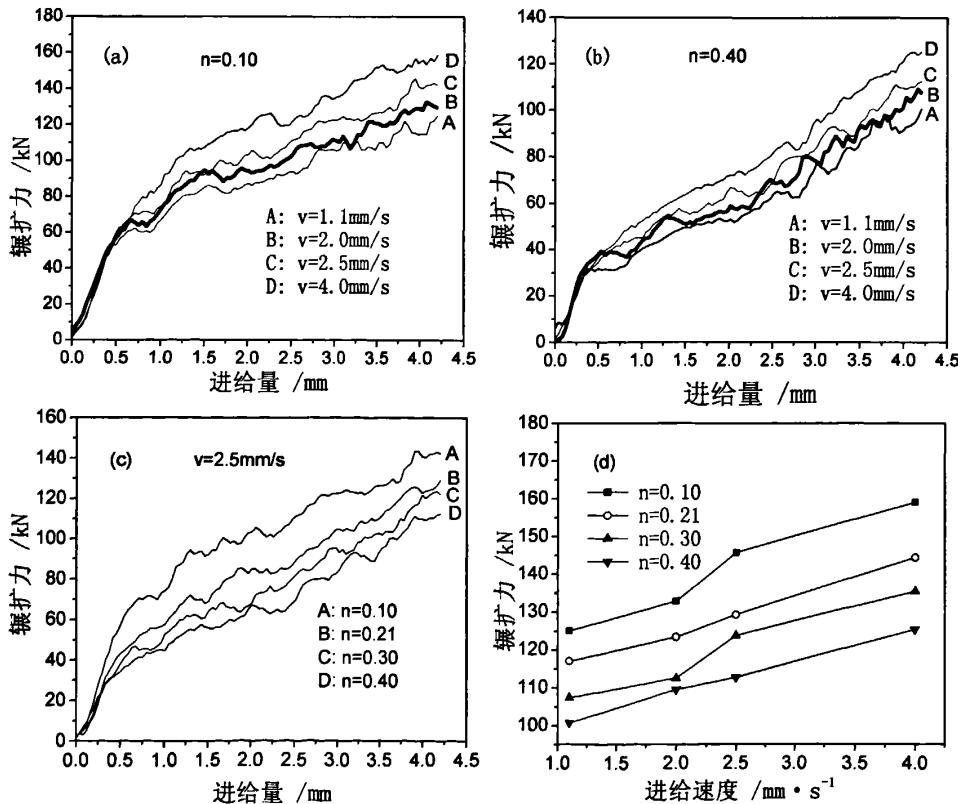


图 6-2 硬化指数与进给速度对辗扩力的影响规律

图 6-2 (c) 是进给速度为 2.5 mm/s 时, 不同硬化指数下的辗扩力随进给量

的变化规律。与图 6-1 相比较发现： $n=0.10$ 时，辗扩力在进给量约 0-0.75 mm 的范围内迅速增大；而 $n=0.40$ 时，辗扩力迅速增大的进给量范围约减小到 0-0.35 mm，随后就进入平稳增大阶段。 $n=0.21$ 、 0.30 时的辗扩力介于前两者之间。随着加工的进行，各种硬化指数下辗扩力变化情况与图 6-1 中各硬化指数下的真实应力-塑性应变曲线变化规律类似。

图 6-2 (d) 为在不同硬化指数下，最大辗扩力随进给速度的变化曲线。由图可知：

(1) 在其它材料性能参数和进给速度固定的情况下，硬化指数越大，最大辗扩力越小。在图 6-1 材料真实应力-应变曲线中，相同变形量的情况下，硬化指数越大，真实应力越小，与模拟结果相一致。

(2) 进给速度增加，辗扩力增加。随着进给速度增大，每转压下量增大，所以辗扩力增大。

6.2.2 硬化指数和进给速度的耦合作用对套圈端面轴向展宽的影响

如图 6-3 (a)、(b) 为硬化指数为 $n=0.21$ ， $n=0.30$ 时，不同进给速度下轴承套圈成形的端面轴向展宽图。从图中可以看出：

(1) 不同硬化指数，不同进给速度下轴承套圈成形的端面形状基本相同，靠近工件外径处的端面轴向展宽较大，存在超出模具限制范围的节点。

(2) 硬化指数较小时，不同速度下端面的轴向展宽情况差异较大，在端面中间位置，差异变化更明显。随着硬化指数增大，进给速度对工件端面轴向展宽的影响减小。这是因为硬化指数较大时，材料变形均匀性提高。

(3) 不同速度下，靠近外径处端面的轴向位移值相差不大，这说明进给速度对工件端面外侧的轴向位移影响较小。进给速度较小时，与芯辊凹槽接触部位金属充填效果较好。这是因为进给速度较小时，每转进给量较小，有利于工件平稳辗扩，提高了工件成形质量。

如图 6-3 (c) 为进给速度为 2.5 mm/s 时，不同硬化指数下工件的端面轴向展宽情况。由图可知：材料硬化指数越小时，工件端面轴向位移值越大，且工件最终的形状与模具形状越接近，与芯辊接触部位金属充填效果越好，加工的轴承套圈成形形状较好。这是因为随着硬化指数增大，材料的变形越困难，充填效果变差。

如图 6-3 (d) 为不同硬化指数在不同进给速度下，轴承套圈成形的平均端

面轴向位移。可以明显看出：

- (1) 随着硬化指数增大，工件的平均端面轴向位移减小。
- (2) 在进给速度分别为 1.1 mm/s 、 2.0 mm/s 、 2.5 mm/s 、 4.0 mm/s 时，硬化指数为 0.10 和 0.40 时的工件平均端面轴向位移差值分别为 0.231 mm 、 0.146 mm 、 0.107 mm 、 0.070 mm ，可知随着进给速度增大，不同硬化指数下工件平均端面轴向位移差异减小。

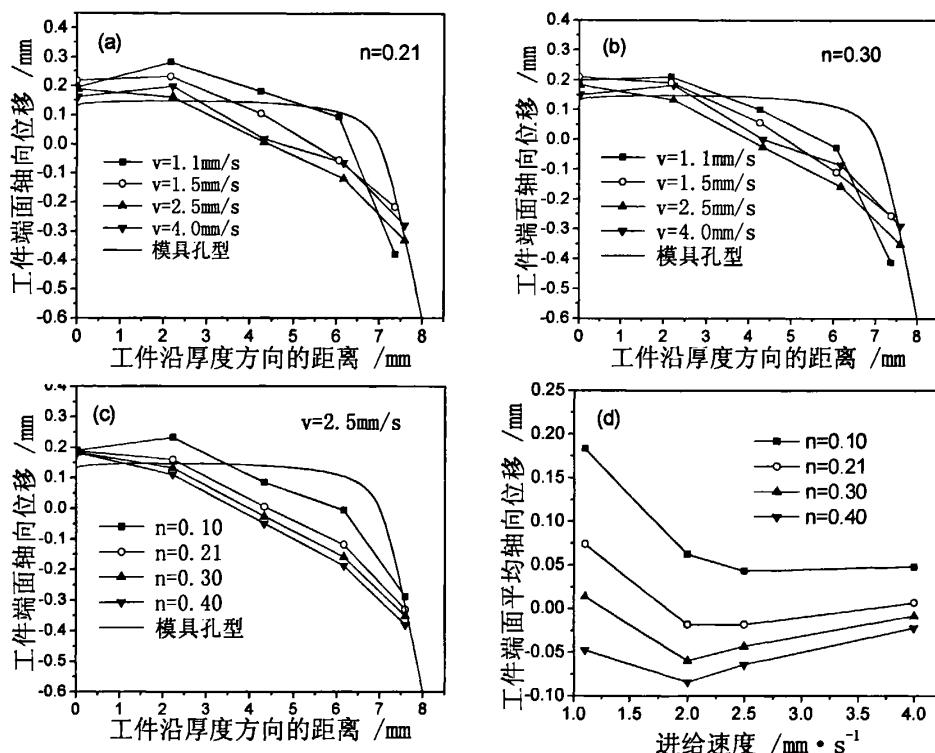


图 6-3 硬化指数和进给速度对工件端面轴向展宽的影响

6.2.3 硬化指数和进给速度的耦合作用对套圈成形变形量的影响

表 6-1 是进给速度为 1.1 mm/s 和 4.0 mm/s ，硬化指数为 0.10 、 0.21 、 0.30 、 0.40 时轴承套圈径向截面的等效塑性应变云图。从图中可以明显看到：

- (1) 深沟球轴承套圈冷辗成形过程中，沟槽处的塑性应变最大，沿轴向向两端逐渐减小，端面靠近驱动辊处变形最小。
- (2) 各种硬化指数下，进给速度为 1.1 mm/s 时工件的最终形状比进给速度为 4.0 mm/s 时好。相同硬化指数下，进给速度较大时，成形工件的最大等效塑

性应变值较小。

(3) 相同进给速度下, 随着硬化指数增大, 成形工件的最大等效塑性应变值减小。

表 6-1 不同硬化指数下轴承套圈成形径向截面的等效塑性应变云图

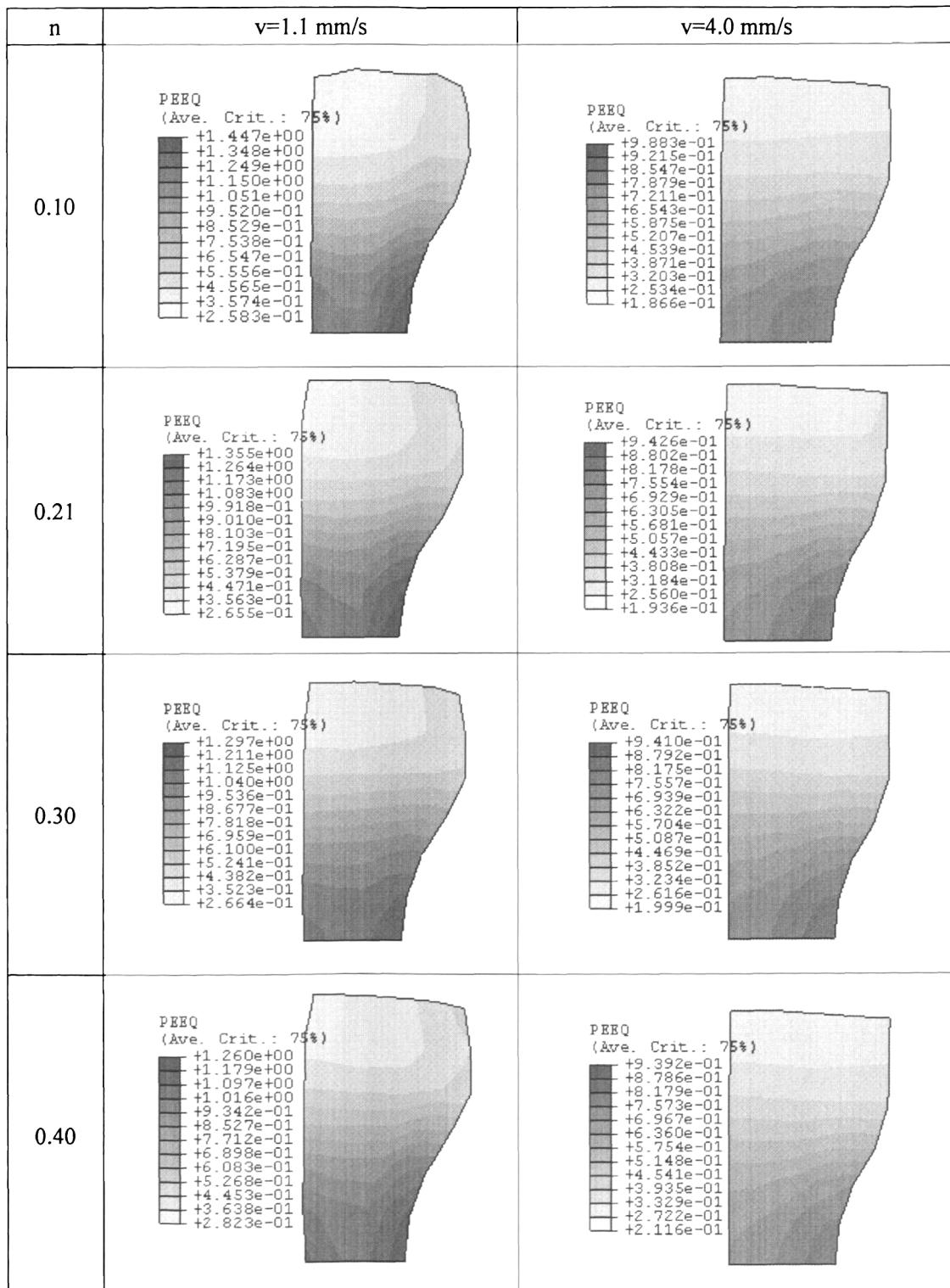


图 6-4 为不同硬化指数和进给速度下轴承套圈成形不均匀变形的变化规律图。由图可见：

(1) 在各种硬化指数下，随着进给速度增大，工件内最大、最小塑性应变的差值减小，工件成形的不均匀程度得到改善。

(2) 在进给速度较小时，硬化指数对工件内的不均匀变形影响较大，随着进给速度增大，硬化指数对工件内不均匀变形的影响减小。

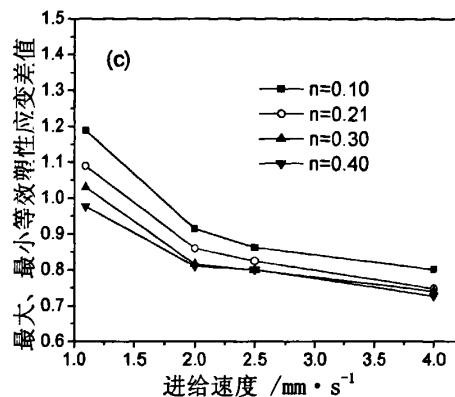


图 6-4 不同硬化指数和进给速度下轴承套圈成形不均匀变形的变化规律

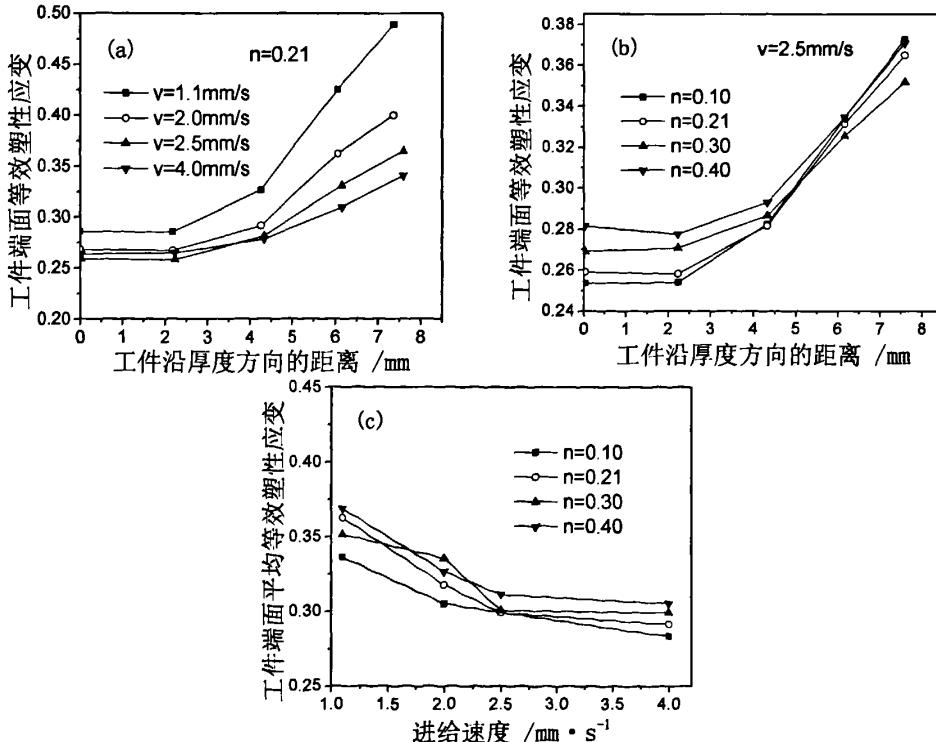


图 6-5 硬化指数和进给速度对工件端面等效应变的影响

图 6-5 (a) 为硬化指数 $n=0.21$ 时, 不同进给速度下轴承套圈成形的端面等效塑性应变情况。由图可见, 端面的等效塑性应变值沿着工件厚度方向, 由外到内逐渐增大; 靠近外径处端面的等效塑性应变值在不同的进给速度下相差很小; 进给速度对靠近内径处端面的等效塑性应变影响较大, 进给速度越小, 其等效塑性应变值越大, 内侧金属的成形效果越好, 与图 6-2 (a)、(b) 显示的结果一致。

图 6-5 (b) 是进给速度为 2.5 mm/s 时不同硬化指数下轴承套圈成形的端面等效塑性应变情况。在端面靠近外径处, 随着硬化指数增加, 工件端面等效塑性应变值增大; 在端面靠近内径处, 各种硬化指数下的端面等效塑性应变值近似, 相差很小。

图 6-5 (c) 为不同硬化指数在不同进给速度下, 轴承套圈成形的平均端面等效塑性应变。由图可见, 在各种硬化指数下, 随着进给速度增大, 工件平均端面等效塑性应变减小。硬化指数对工件平均端面等效塑性应变影响不大。

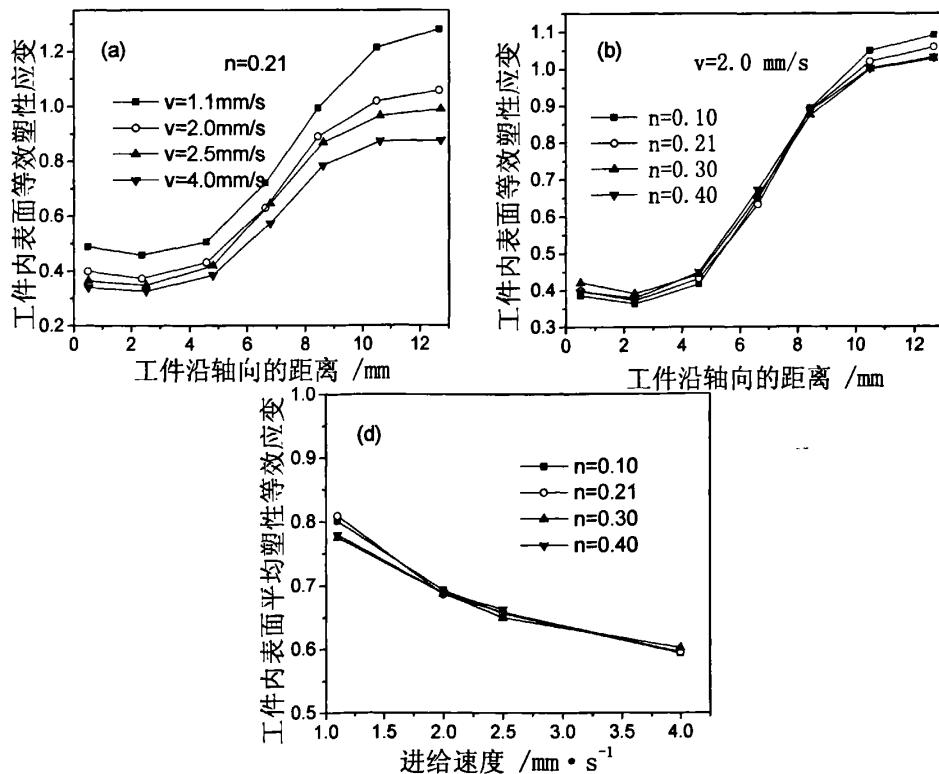


图 6-6 硬化指数和进给速度对工件内表面等效塑性应变的影响

图 6-6 (a) 为硬化指数 $n=0.21$ 时不同速度下轴承套圈成形内表面的等效塑性应变沿轴向的变化情况。由图可见：靠近两端处的等效应变值在不同的进给速度下相差较小，而在沟槽处进给速度的影响较大，随着进给速度增大，等效塑性应变减小。

图 6-6 (b) 为进给速度为 2.0 mm/s 时不同硬化指数下轴承套圈成形内表面的等效塑性应变情况。从图中可以看到，各种硬化指数下轴承套圈成形内表面的等效塑性应变情况相差很小，硬化指数对轴承套圈成形内表面的等效塑性应变影响较小。

图 6-6 (c) 为不同硬化指数轴承套圈成形内表面的平均端面等效塑性应变随进给速度的变化情况。由图可见，在各种硬化指数下，随着进给速度增大，工件内表面平均等效塑性应变减小。而各种硬化指数下，工件内表面平均等效塑性应变值近似，硬化指数对工件内表面平均等效塑性应变影响很小。

综上所述，硬化指数和进给速度及其耦合作用对深沟球轴承套圈冷辗加工中辗扩力、套圈端面展宽、整个工件不均匀变形、套圈端面和内表面的等效塑性应变的影响规律如下：

(1) 辗扩力随着进给速度的增大而增大；给定进给速度，各种硬化指数下辗扩力的变化规律与材料的真实应力-应变曲线近似。 $n=0.10$ 时，辗扩力先迅速增大，然后进入平稳加工阶段， $n=0.40$ 时，辗扩力的增大相对平缓，随着硬化指数增大，辗扩力在加工初始阶段迅速增大的时间段变短。

(2) 随着硬化指数增大，工件的平均端面轴向展宽减小。进给速度增大时，材料靠近芯辊型槽处的成形形状变差，硬化指数对工件的端面轴向展宽影响减小。

(3) 随着硬化指数增大，工件成形的最大等效塑性应变减小，变形均匀性提高。进给速度增大时，工件成形的不均匀程度得到改善，硬化指数对工件不均匀成形的影响减小。

(4) 进给速度对靠近内径处端面的塑性应变影响较大，硬化指数对靠近外径处端面的塑性应变影响较大。进给速度增大时，工件端面平均等效塑性应变减小，硬化指数对工件端面平均等效塑性应变的影响较小。

(5) 进给速度增大，工件内表面的等效塑性应变减小。硬化指数对工件内表面等效塑性应变的影响很小。

6.3 弹性模量和进给速度的耦合作用对套圈成形的影响规律

弹性模量是最重要、最具特征的力学性质之一。是物体弹性变形难易程度的表征，反映了材料对力的作用的承受能力。在弹性范围内大多数材料服从虎克定律。弹性模量在数值上等于材料应力-应变曲线弹性阶段的斜率，曲线越陡、斜率越大，表明金属弹性变形的弹性模量越大。

研究弹性模量 E 与进给速度的耦合作用时，假设材料的硬化指数和屈服强度不变， $\sigma_s=400$ MPa， $n=0.21$ ，弹性模量在 100-400 GPa 间分别取 100 GPa、210 GPa、300 GPa、400 GPa 四个值进行研究。分析中采用匀速进给，并且进给量均为 4.2mm。不同弹性模量的材料，分别在不同进给速度(1.1 mm/s、1.5 mm/s、2.0 mm/s、2.5 mm/s、4.0 mm/s) 下进行有限元数值模拟分析，研究冷辗扩加工过程中弹性模量与进给速度的耦合作用。

6.3.1 弹性模量和进给速度的耦合作用对套圈成形力能参数的影响

图 6-7 (a) 是进给速度为 2.5 mm/s 时，不同弹性模量下的辗扩力随进给量的变化规律。由图可见，在进给速度恒定的情况下，弹性模量对辗扩力的影响不大。

图 6-7 (b) 为在不同弹性模量下，最大辗扩力随进给速度的变化曲线。由图可知：不同弹性模量下，最大辗扩力随进给速度的变化规律相似，随着进给速度增大，最大辗扩力增大。弹性模量对最大辗扩力的影响较小。

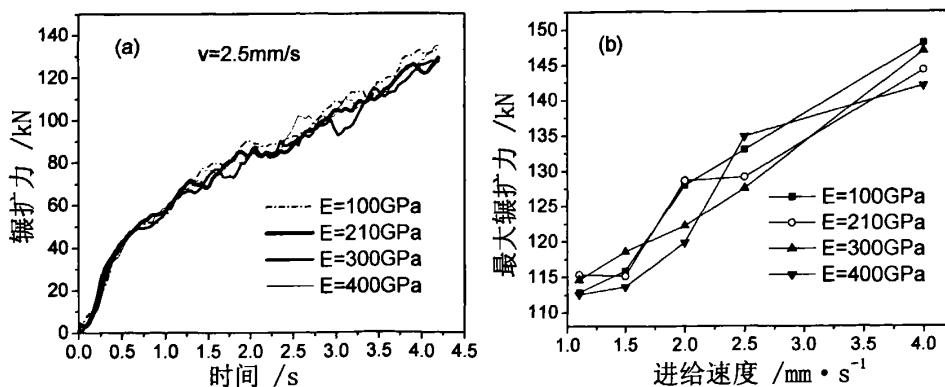


图 6-7 弹性模量与进给速度对辗扩力的影响规律

6.3.2 弹性模量和进给速度的耦合作用对套圈端面轴向展宽的影响

如图 6-8 (a) 是进给速度为 2.5 mm/s 时, 不同弹性模量下工件端面的轴向展宽情况。由图可知: 弹性模量为 100 GPa 时, 套圈端面的轴向展宽情况与其它三种差异较大, 在沿厚度方向 2.12 mm 处, 轴向位移达到 0.41 mm, 其它三种弹性模量下, 轴向位移情况相差较小, 随着弹性模量增大, 成形效果变差。这是因为在屈服强度不变, 弹性模量较小时, 材料在孔型内成形时发生的弹性变形大, 在孔型外发生弹性恢复的变形大。

如图 6-8 (b) 为在不同弹性模量、不同进给速度下, 轴承套圈成形的平均端面轴向展宽情况。可以明显看出: 随着弹性模量增大, 工件的平均端面轴向位移减小。随着进给速度增大, 弹性模量对工件端面平均轴向位移的影响减小。

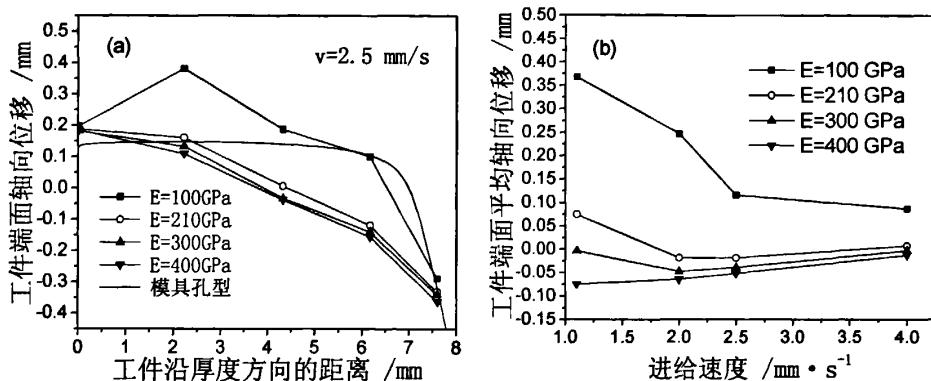


图 6-8 弹性模量和进给速度对套圈端面轴向展宽的影响

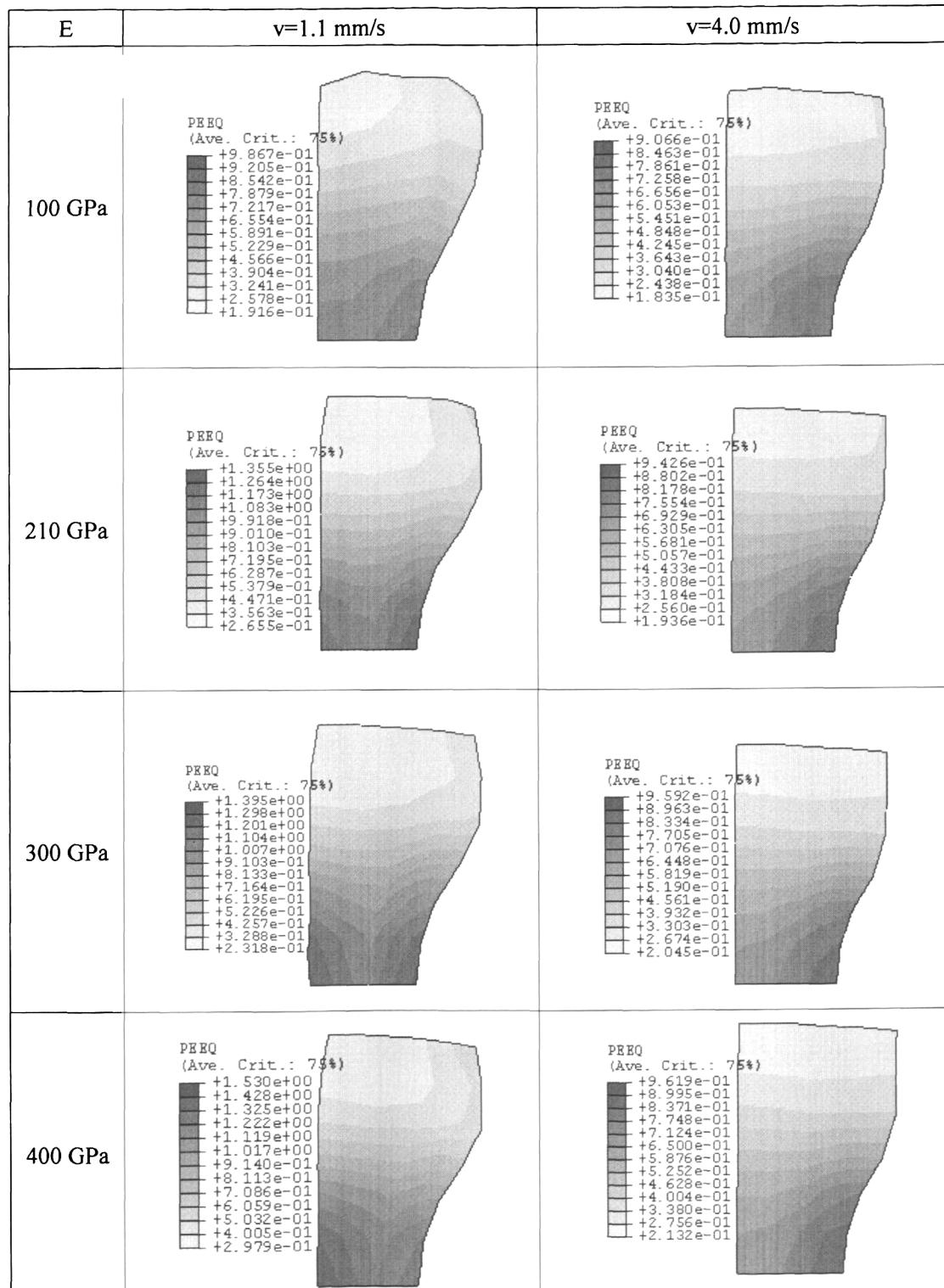
6.3.3 弹性模量和进给速度的耦合作用对套圈成形变形量的影响

表 6-2 给出了进给速度为 1.1 mm/s 和 4.0 mm/s, 弹性模量分别为 100 GPa、210 GPa、300 GPa、400 GPa 时轴承套圈径向截面的等效塑性应变云图。从图中可以明显看到: 相同进给速度下, 随着弹性模量增大, 工件成形的最大等效塑性应变值增大。

图 6-9 为不同弹性模量和进给速度下轴承套圈成形不均匀变形的变化规律图。由图可见:

- (1) 随着弹性模量增大, 工件内最大、最小塑性应变的差值增大。
- (2) 在进给速度较小时, 弹性模量对工件内不均匀变形的影响较大, 随着进给速度增大, 弹性模量对工件内不均匀成形的影响减小。

表 6-2 不同弹性模量下轴承套圈径向截面的等效塑性应变云图



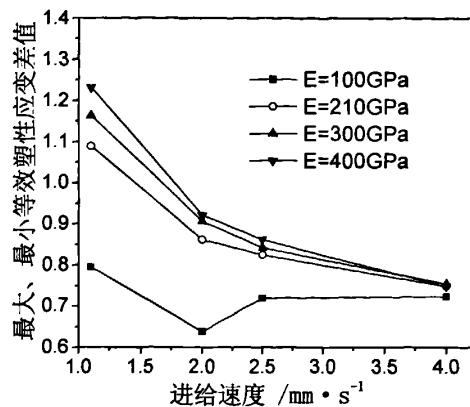


图 6-9 弹性模量和进给速度对轴承套圈成形不均匀变形的影响规律图

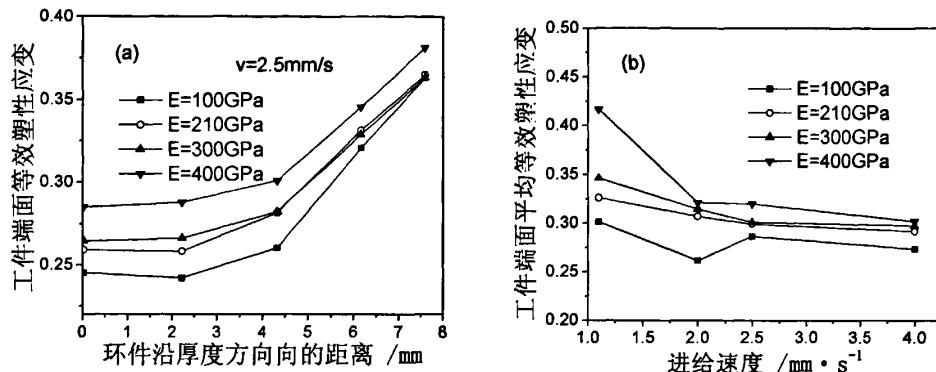


图 6-10 弹性模量和进给速度对工件端面等效应变的影响

图 6-10 (a) 是进给速度为 2.5 mm/s 时不同弹性模量下轴承套圈成形的端面等效塑性应变情况。随着弹性模量增加，工件端面等效塑性应变值增大。弹性模量对靠近外径端面金属的流动影响较大，沿着厚度方向，不同弹性模量下工件端面等效塑性应变值的差异减小。

图 6-10 (b) 是不同弹性模量在不同进给速度下，轴承套圈成形的平均端面等效塑性应变。由图可见，随着弹性模量增大，各种进给速度下工件平均端面等效塑性应变增大。在各种弹性模量下，随着进给速度增大，工件平均端面等效塑性应变值差异减小，说明随着进给速度增大，弹性模量对工件平均端面等效塑性应变的影响减小。

图 6-11 (a) 是进给速度为 2.5 mm/s 时不同弹性模量下轴承套圈成形内表面的等效塑性应变情况。从图中可以看到，靠近两端处的等效应变值在不同的弹

性模量下相差较小；而在沟槽处弹性模量的影响较大，且随着弹性模量增大，沟槽处的等效应变值增大。

图 6-11 (b) 是在不同弹性模量、不同进给速度下，轴承套圈成形内表面的平均等效塑性应变。由图可见，在各种弹性模量下，随着进给速度增大，工件内表面平均等效塑性应变减小。各种进给速度下，随着弹性模量增大，工件内表面的平均等效塑性应变增大。

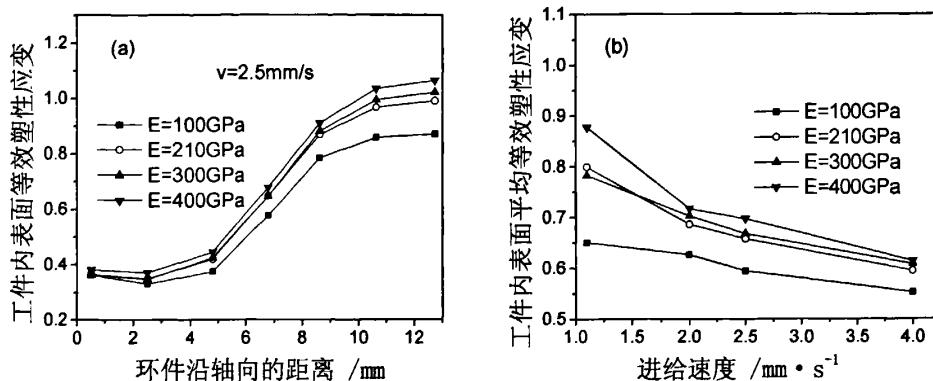


图 6-11 弹性模量和进给速度对工件内表面等效塑性应变的影响

综上所述，弹性模量和进给速度及其耦合作用对深沟球轴承冷辗加工中辗扩力、套圈端面展宽、整个工件不均匀变形、套圈端面和内表面的应变情况的影响规律如下：

(1) 各种弹性模量下，辗扩力的变化规律近似，弹性模量对辗扩力的影响很小。

(2) 随着弹性模量增大，工件的平均端面轴向位移减小。随着进给速度增大，弹性模量对工件端面平均轴向位移的影响减小。

(3) 随着弹性模量增大，工件成形的最大等效塑性应变值增大；随着进给速度增大，工件成形的不均匀程度得到改善，且弹性模量对工件内不均匀成形的影响减小。

(4) 进给速度对靠近内径处端面的塑性应变影响较大，弹性模量对靠近外径处端面的应变影响较大；随着进给速度增大，弹性模量对工件端面平均等效塑性应变的影响减小。

(5) 进给速度增大，工件内表面等效塑性应变减小。弹性模量对沟槽处的等效塑性应变影响较大，且随着弹性模量增大，沟槽处的等效塑性应变增大。

6.4 屈服强度和进给速度的耦合作用对轴承套圈成形的影响规律

当材料所受应力超过弹性极限后，变形增加较快，此时除了产生弹性变形，还产生部分塑性变形。当应力达到一个值后，塑性应变急剧增加，曲线出现一个波动的小平台，这种现象称为屈服^[45]。屈服强度是指材料在出现屈服现象时所能承受的最大应力。屈服强度越小，说明材料越容易发生塑性变形；屈服强度越大，说明材料越不容易发生塑性变形。

研究屈服强度与进给速度的耦合作用时，假设材料的硬化指数和弹性模量均保持不变， $E=210 \text{ GPa}$, $n=0.21$ 。在 50-400 MPa 范围内，屈服强度分别取 50 MPa、100 MPa、300 MPa、400 MPa 四种情况进行分析研究。模拟分析中均采用匀速进给，进给量保持 4.2 mm 不变。不同屈服强度的材料分别在不同进给速度（1.1 mm/s、1.5 mm/s、2.0 mm/s、2.5 mm/s、4.0 mm/s）下进行有限元数值模拟，研究冷辗扩加工过程中屈服强度与进给速度的耦合作用。

6.4.1 屈服强度和进给速度的耦合作用对套圈成形力能参数的影响

图 6-12 是进给速度为 2.5 mm/s 时，不同屈服强度下的辗扩力随进给量的变化规律。由图可见，加工前期，屈服强度越大，辗扩力的增大越快；进入平稳阶段后，屈服强度对辗扩力的影响不大。

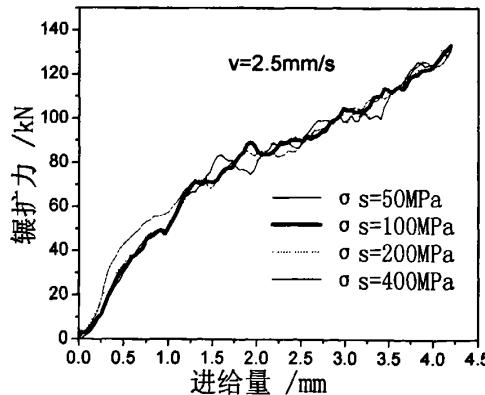


图 6-12 屈服强度与进给速度对辗扩力的影响规律

6.4.2 屈服强度和进给速度的耦合作用对套圈端面轴向展宽的影响

图 6-13 (a) 给出了进给速度为 2.5 mm/s 时, 不同屈服强度下端面的轴向展宽情况。由图可知: 各种屈服强度下工件端面的轴向位移基本一致, 可见屈服强度对工件端面的轴向展宽几乎没有影响。

图 6-13 (b) 为不同屈服强度在不同进给速度下, 轴承套圈成形的平均端面轴向展宽情况。显然, 不同进给速度下, 套圈成形的平均端面轴向位移差异较大, 且随着进给速度增大, 平均端面轴向位移先减小后增大; 屈服强度对套圈成形的平均端面轴向位移的影响较小。

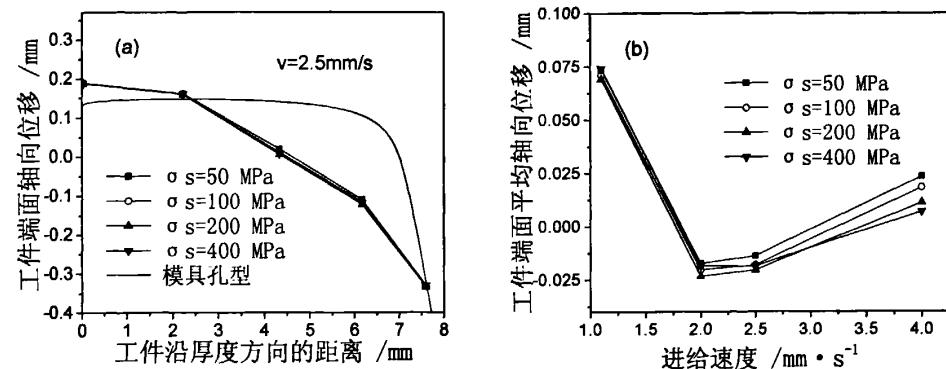


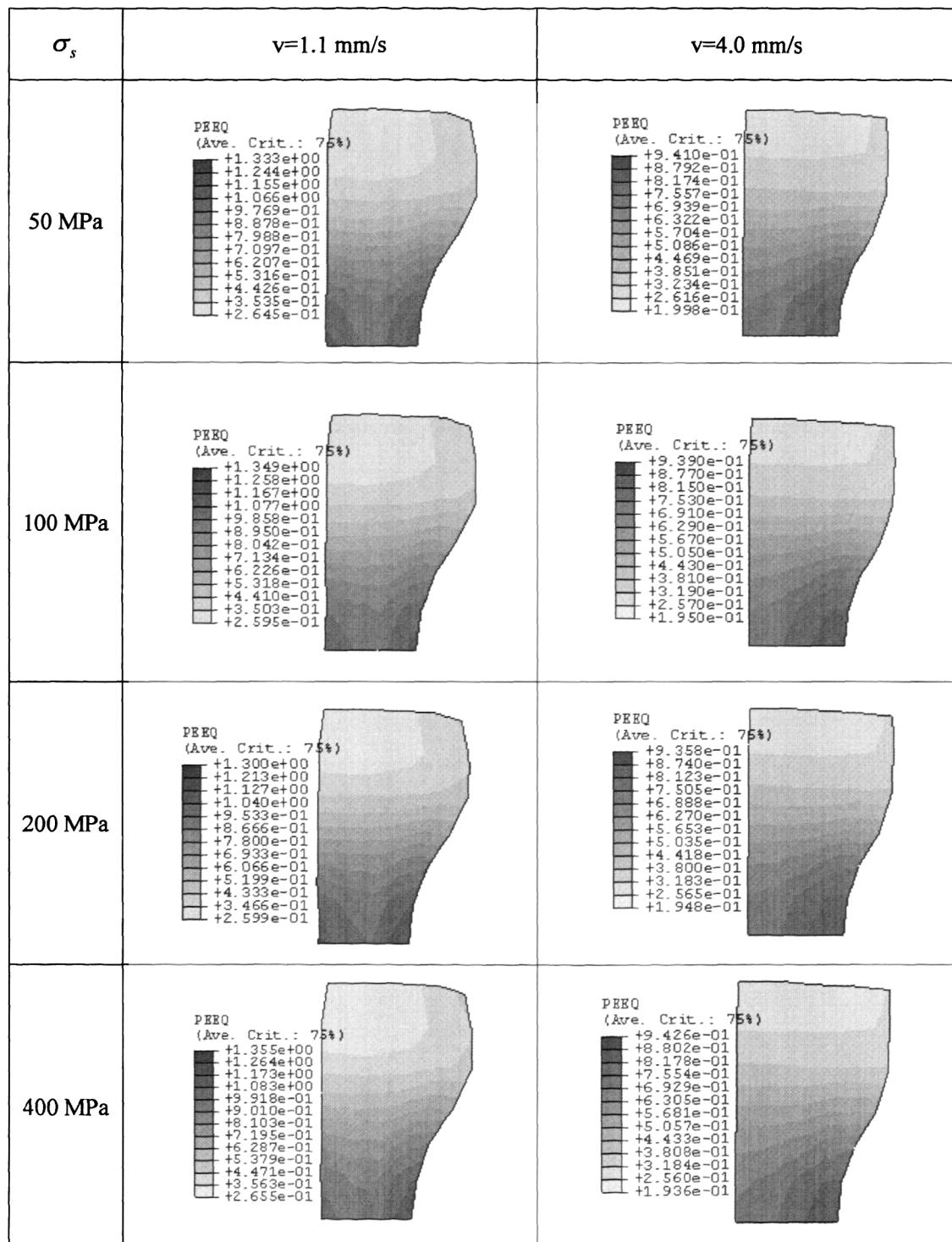
图 6-13 屈服强度和进给速度对套圈端面轴向展宽的影响

6.4.3 屈服强度和进给速度的耦合作用对套圈成形变形量的影响

表 6-3 给出了进给速度为 1.1 mm/s 和 4.0 mm/s, 屈服强度分别为 50 MPa、100 MPa、200 MPa、400 MPa 时, 轴承套圈径向截面的等效塑性应变云图。从图中可以明显看到: 相同屈服强度下, 进给速度较大时成形工件的最大等效塑性应变值较小, 工件成形的形状较差; 屈服强度对工件成形最大等效塑性应变值的影响无明显规律。

图 6-14 为不同屈服强度和进给速度下轴承套圈成形不均匀变形的变化规律图。由图可见: 各种屈服强度下, 工件内最大、最小塑性应变的差值近似, 屈服强度对工件成形的不均匀程度影响很小。

表 6-3 不同屈服强度下轴承套圈径向截面的等效塑性应变云图



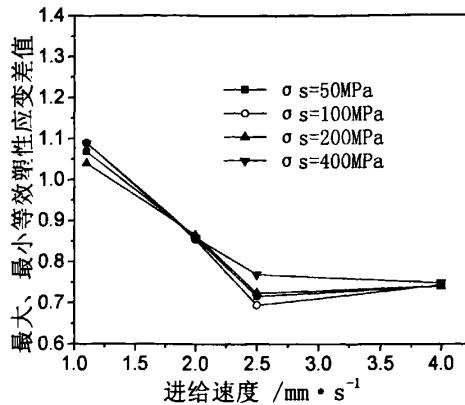


图 6-14 弹性模量和进给速度对轴承套圈成形不均匀变形的影响

图 6-15 (a) 是进给速度为 2.5mm/s 时，不同屈服强度下轴承套圈成形的端面等效塑性应变情况。各种屈服强度下，工件端面等效应变大小近似，变化规律相同，可见屈服强度对工件端面等效塑性应变的影响较小。

图 6-15 (b) 为在不同进给速度下，屈服强度不同的轴承套圈成形的平均端面等效塑性应变。由图可见，随着进给速度增大，工件平均端面等效塑性应变减小；相同进给速度下，对于不同屈服强度的工件，其平均端面等效塑性应变存在一定差异，但是没有明显规律性。

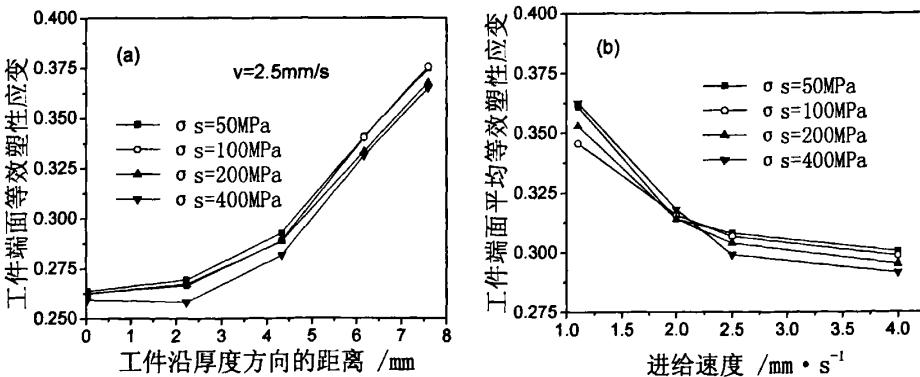


图 6-15 屈服强度和进给速度对工件端面等效应变的影响

图 6-16 (a) 是进给速度为 2.5 mm/s 时不同屈服强度下轴承套圈成形内表面的等效塑性应变情况。从图中可以看到，各个屈服强度下，工件成形的内表面等效塑性应变大小近似，变化规律一致，屈服强度对工件成形内表面的等效塑性应变影响很小。

图 6-16 (b) 给出了具有不同屈服强度的工件在不同进给速度下，轴承套圈

成形内表面的平均等效塑性应变。由图可见，对于不同屈服强度的工件，随着进给速度增大，工件内表面的平均等效塑性应变减小；屈服强度对成形工件内表面的平均等效塑性应变的影响很小。

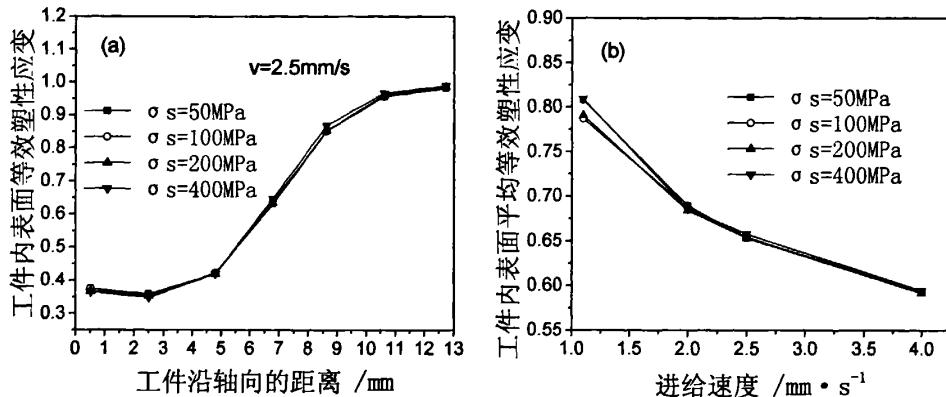


图 6-16 屈服强度和进给速度对工件内表面等效塑性应变的影响

综上所述，屈服强度和进给速度及其耦合作用对深沟球轴承冷辗加工中辗扩力、套圈端面展宽、整个工件不均匀变形、套圈端面和内表面的应变情况的影响规律如下：

- (1) 对于屈服强度大的材料，其辗扩力在加工前期的增速快，进入平稳阶段后，屈服强度对辗扩力的影响不大。不同屈服强度下工件成形辗扩力的大小以及变化规律基本一致。
- (2) 进给速度越小，靠近芯辊沟槽处材料的成形效果越好；屈服强度对工件端面的轴向展宽几乎没有影响。
- (3) 随着进给速度增大，工件成形的不均匀程度得到改善；屈服强度对工件成形不均匀程度的影响很小。
- (4) 进给速度对靠近内径处端面的塑性应变影响较大，屈服强度对靠近外径处端面的塑性应变影响较大。随着进给速度增大，套圈端面的平均等效塑性应变减小；屈服强度对工件平均端面等效塑性应变影响较小。
- (5) 随着进给速度增大，套圈内表面的等效塑性应变减小；屈服强度对套圈成形内表面的等效塑性应变的影响很小。

6.5 本章小结

本章研究了芯辊采用匀速进给时，材料的硬化指数、弹性模量、屈服强度与进给速度的耦合作用对深沟球轴承冷辗扩加工时的辗扩力以及工件端面的轴向展宽、工件塑性变形等的影响规律。通过研究可知：

(1) 辗扩力随着进给速度的增大而增大；硬化指数对辗扩力的影响规律与不同硬化指数下材料的真实应力-应变曲线的变化规律基本一致；在加工前期，屈服强度越大，辗扩力增大越快，以后，屈服强度对辗扩力的影响较小；弹性模量对辗扩力的影响很小。

(2) 随着硬化指数和弹性模量增大，轴承套圈端面的轴向展宽减小，且随着进给速度增大，硬化指数和弹性模量的影响减小；屈服强度对轴承套圈端面的轴向展宽影响较小；随着进给速度增大，材料在芯辊凹槽处成形的效果变差。

(3) 进给速度越小，工件成形的形状越好，但随着进给速度增大，工件成形的不均匀程度得到改善；随着硬化指数增大，工件成形的最大应变值减小，变形越均匀，且随着进给速度增大，硬化指数对工件内不均匀成形的影响减小；弹性模量增大时，工件成形的最大等效塑性应变值增大，不均匀变形程度增大；屈服强度对工件成形的不均匀程度影响很小。

(4) 进给速度对靠近内径处端面的等效塑性应变影响较大，随着进给速度增大，工件平均端面等效塑性应变减小；硬化指数、弹性模量和屈服强度对靠近外径处端面的应变影响较大；随着进给速度增大，弹性模量和屈服强度对工件平均端面等效塑性应变影响减小。

(5) 进给速度增大，工件内表面等效塑性应变减小；硬化指数和屈服强度对工件内表面等效塑性应变的影响较小。弹性模量在沟槽处的影响较大，且随着弹性模量增大，沟槽处的等效塑性应变增大。

第七章 结 论

针对目前冷辗扩技术发展的现状和存在的问题，本文以深沟球轴承套圈的冷辗扩成形加工为研究对象，以大型非线性模拟软件 ABAQUS 为平台，采用弹塑性力学理论、大变形数值模拟技术，充分考虑了环形件冷辗扩过程的三维变形、连续渐变、非对称、时变、非稳态等特征，有效处理了环形件冷辗扩过程中的几何、物理和边界三重非线性的多参数耦合交互作用问题，建立了环形件冷辗扩成形过程有限元数值模拟模型，实现了其成形过程的数值模拟。研究了模具结构、进给速度、驱动辊转速、材料参数（硬化指数、弹性模量、屈服强度）以及材料参数和均匀进给速度的耦合作用对环件冷辗扩变形中成形质量以及力能参数、轴向展宽等的影响规律。主要研究结论如下：

(1) 进给速度必须满足速度公式的要求，才能满足锻透和咬入条件，顺利进入辗扩加工阶段。导向辊起定心和防止工件振动的作用，其运动轨迹的准确控制对获得高质量的成形工件具有重要作用。

(2) 环件冷辗扩加工是一个多重非线性的复杂加工过程，成形中辗扩力和辗扩力矩大而且变化剧烈，成形过程对模具的要求较高。合理的模具结构可以使端面避免出现鱼尾现象，使环件获得较好的端面质量，减小辗压成形后工件的机加工量。

(3) 在生产中，进给速度为常数的进给规范容易实现，但是始终保持较大的进给速度将导致成形后期的辗扩力和辗扩力矩增长幅度大，影响工件成形的稳定性和成形的圆度。考虑到环件辗压成形的特点，研究发现可以在成形初始阶段采用较大的进给速度，而在加工后期阶段采用较小的进给速度。

(4) 镊扩力随着进给速度的增大而增大；硬化指数对镊扩力的影响规律与不同硬化指数下材料的真实应力-应变曲线的变化规律基本一致；屈服强度在初始阶段对镊扩力影响较大，以后影响较小；弹性模量对镊扩力的影响很小。

(5) 随着进给速度增大，材料在芯辊凹槽处成形的形状变差；随着硬化指数和弹性模量增大，轴承套圈端面的轴向展宽减小，且随着进给速度增大，硬化指数和弹性模量对轴承套圈端面轴向展宽的影响减小；屈服强度对轴承套圈端面轴向展宽的影响较小。

(6) 进给速度越小,工件的最终形状越好,但随着进给速度增大,工件成形的不均匀程度得到改善;随着硬化指数增大,工件成形的最大应变值减小,变形均匀性提高。随着进给速度增大,硬化指数对工件内不均匀成形的影响减小;随着弹性模量增大,工件成形的最大等效塑性应变值增大,不均匀变形程度增大;屈服强度对工件成形的不均匀程度影响无明显规律。

(7) 进给速度对靠近内径处端面的应变影响较大,随着进给速度增大,工件端面的等效塑性应变减小;硬化指数、弹性模量和屈服强度对靠近外径处端面的应变影响较大,对靠近内径处端面的影响较小,随着硬化指数增大,工件端面的应变减小;随着进给速度增大,硬化指数、弹性模量和屈服强度对工件端面等效塑性应变影响减小。

(8) 进给速度增大,工件内表面等效塑性应变减小;硬化指数和屈服强度对工件内表面等效塑性应变影响较小;弹性模量在沟槽处的影响较大,且随着弹性模量增大,沟槽处的等效塑性应变增大。

参考文献

- [1] 华林, 黄兴高, 朱春东. 环件轧制理论和技术[M]. 北京: 机械工业出版社, 2001
- [2] Johnson W, Mamalis A G.. Rolling of Rings. International Metals Reviews, 1979, (4): 137-1483
- [3] 华林, 赵仲治. 环件辗扩成形及其在汽车工业中应用[J]. 汽车工程, 1993, 15(4): 250-256
- [4] 华林, 赵仲治, 张猛. 后桥从动伞齿轮锻件辗扩毛坯设计[J]. 汽车工艺, 1991, (1): 11-13
- [5] 李春天, 黄欣. 环件轧制技术及其在国内的应用[J]. 锻压装备与制造技术, 2004, (5): 8-13
- [6] 王令文摘译. 套圈毛坯的冷辗扩工艺[J]. 轴承, 2002, (1): 41-43
- [7] 华林, 梅雪松, 吴序堂. 轧环机进给速度设计[J]. 机械制造, 1998, (8): 15-16
- [8] W. Johnson and G Needham. Experiments on ring rolling. Int. J. Mech. Sci. , 1968, 10: 95-113
- [9] R. M. Caddell, G. Neednam and W. Johnson. Yield strength variation in ring-roll eda aluminium. Int. J. Mech. Sci., 1968, 10: 749-756
- [10] A.G. Mamalis, W. Johnson, J.B. Hawkyard. On the pressure distribution between stock and rolls in ring rolling. J. Mech. Eng. Sci., 1976, 18: 184-195
- [11] 华林. 环件轧制成形原理和技术设计方法[D]. 西安: 西安交通大学, 2000
- [12] J.B. Hawkyard, W.Johnson, J. Kirkland, E. Appleton. Analyses for roll force and torque in ring rolling, with some supporting experiments. Int. J. Mech. Sci., 1973, 15: 873-893
- [13] D.Y. Yang, J.S. Ryoo. An investigation into the relationship between torque and load in ring rolling. J. Eng. Ind. , 1987, 109: 190-196

- [14] Yang DY, Kim K H. Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Plane Strain Ring Rolling. International Journal of Mechanical Science, 1988, 30(8): 571-580
- [15] Naksoo Kim, Susumu Machida, Shiro Kobayashi. Ring Rolling Process Simulation by the Three Dimension Finite Element Method. Int. J. Mach. Tools, 1990, 30(4): 569-577
- [16] Hua Z M, Pillinger I, Hartley P, McKenzie S, Spence P J. Three-Dimension finite Modeling of Ring Rolling. Journal of Materials Processing Technology, 1994, 45: 143-148
- [17] Lim T, Pillinger I, Hartley P. A Finite-element Simulation of Profile Ring Rolling Using A Hybrid Mesh Model. Journal of Material's Processing Technology, 1998, 80: 199-205
- [18] 许思广, 王海文. 环件轧制过程中的横向变形[J]. 重型机械, 1990, (1): 40-44
- [19] 解春雷, 李尚健. 动态有限元模拟与环轧控制策略[J]. 锻压机械, 1998, 6: 24-26
- [20] D. Y. Yang, K. H. Kim. Rigid plastic finite element analysis of plain strain ring rolling. Int. J. Mech. Sci., 1988, 30: 571-580
- [21] N. K. Kim, S. Machida, S. Kobayashi. Ring rolling process simulation by the three dimensional finite element method. Int. J. Mach. Tools Manuf., 1990, 30: 569-577
- [22] S. G. Xu, J. C. Lian, J. B. Hawkyard. Simulation of ring rolling using a rigid-plastic finite element model. Int. J. Mech. Sci., 1991, 33(5): 393-401
- [23] Rajiv Shivpuri and Erden Eruc. Planning and simulation of the ring rolling process for improved productivity. Int. J .Mach. Tools Manuf., 1993, 33(2): 153-173
- [24] Youngsoo Yea, Youngsoo Ko, Naksoo Kima, Jongchan Lee. Prediction of spread, pressure distribution and roll force in ring rolling process using rigid-plastic finite element method. J. Mater. Process. Technol., 2003, 140(1-3): 478-486

- [25] C. Xie, X. Dong, S. Li, S. Huang. Rigid-viscoplastic dynamic explicit FEA of the ring rolling process. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2000, 40: 81-93
- [26] 许思广, 姚开云. 几种不同截面形状的环件轧制有限分析[J]. 锻压技术, 1993, (2): 9-11
- [27] 李斌. 国内外冷辗环机特点分析[J]. 锻压机械, 1997: 8-9
- [28] 周月成, 李磊. 冷辗轴承套圈工艺研究[J]. 哈尔滨轴承, 2006, 27(1): 34-35
- [29] 左治江, 华林. 环件冷辗扩技术现状和发展[J]. 锻压技术, 2005, (4): 102-105
- [30] 王志慧. 环件轧制技术现状和发展[J]. 机械制造, 2003, 41(469): 31-33
- [31] 李新东, 时大方, 王雅红. 冷辗扩工艺在轴承套圈加工中的应用[J]. 轴承, 2004, (12): 39-40
- [32] 王卫荣, 史守超, 时大方. 轴承套圈冷辗扩加工过程有限元模拟分析[J]. 轴承, 2005, (3): 22-44
- [33] 华林, 赵仲治. 环件轧制的极限参数[J]. 兵器材料科学与工程, 1994, 17(6): 26-30
- [34] 华林, 赵仲治. 环件轧制原理和设计方法[J]. 机械工程学报, 1996, 32(6): 66-70
- [35] 锻压技术手册编委会. 锻压技术手册[M]. 北京: 国防工业出版社, 1989: 1306-1307
- [36] Hawkyard. *J Betal. Int J Mech Sci.*, 1973, 15(11): 873
- [37] 李普曼 H. 金属成形过程的工程塑性理论(乔端等译)[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1998: 321-323
- [38] 张蒙. 辊环理论进给规程研究[J]. 锻压技术, 1993
- [39] 时大方, 杨建国, 李丹. 轴承套圈冷辗扩过程分析[J]. 轴承, 2003, (6): 14-15
- [40] 华林. 环件圆式轧制力和力矩上限计算[J]. 力学与实践, 1994, 16(3): 39-43
- [41] 华林. 扎环机工作参数理论设计[J]. 锻压机械, 2000, 3: 8-10

- [42] 钱东升. 基于有限元模拟的环件轧制锻透及残余应力研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2006
- [43] 袁银良. 外台阶截面环件轧制成形规律研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2006
- [44] 刘建生, 陈慧琴. 金属塑性加工有限元模拟技术与应用[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2003
- [45] 俞汗青, 陈金德. 金属塑性成形原理[M]. 北京: 机械工业出版社, 2003
- [46] 李兰云. 环件冷辗扩过程材料参数与芯辊进给速度的耦合作用研究[D]. 西安: 西北工业大学, 2005
- [47] 庄苗, 张帆, 岑松等. ABAQUS 非线性有限元分析与实例[M]. 科学出版设, 2005: 390-406
- [48] 石亦平, 周玉蓉. ABAQUS 有限元分析实例详解[M]. 北京: 机械工业出版社, 2006
- [49] 江雄心, 万平荣. 三维有限元模拟中的网格重划[J]. 金属成形工艺, 2002, (2): 2-3
- [50] 杨瑞成, 安丽丽, 季根顺. GCr 轴承钢压缩苏醒流动研究[J]. 甘肃工业大学学报, 1993, 19(1): 8-10
- [51] 罗洲, 华林, 周勇强等. 环件轧制过程中的显示有限元模拟分析[J]. 塑性工程学报, 2004, 11(1): 68-70
- [52] 钱东升, 华林, 左治江等. 环件轧制三维有限元模拟中质量缩放方法的运用[J]. 塑性工程学报, 2005, 12(5): 86-91
- [53] 华林, 梅雪松, 吴序堂. 轧环机进给速度设计[J]. 汽车工艺与材料, 1999, (3): 8-9
- [54] 冯利民, 房秀锦, 芦素玲. 环件轧制进给速度之设计[J]. 2004, (37): 31-32
- [55] N. K. Kim, S. Machida, S. Kobayashi. Ring rolling process simulation by the three dimensional finite element method. Int. J. Mach. Tools Manuf., 1990, 30: 569-577
- [56] Rajiv Shivpuri and Erden Eruc. Planning and simulation of the ring rolling process for improved productivity. Int. J. Mach. Tools Manuf.,

- 1993, 33(2): 153-173
- [57] 李新东, 王雅红. 冷辗环机圆度辊结构分析[J]. 轴承, 2005, (1): 17-18
- [58] Hua Lin, Zhao Zhongzhi. The Extremum Parameters in Ring Rolling. J. Journal of Materials Processing Technology, 1997, 69(1): 273-276
- [59] 华林, 左治江, 兰箭, 钱东升. 环件冷辗扩中单辊随动导向运动规律研究[J]. 中国机械工程, 2006, 17(10): 1082-1086

致 谢

本论文是在导师管延锦教授的悉心指导下完成的。从论文选题到定稿给予了精心指导，提出了许多宝贵意见，使本文能够顺利完成且更具价值。导师渊博的知识、严谨的治学态度、敏锐的洞察力，使学生终生受益。三年来，导师不仅在学业上严格要求、言传身教，而且在生活方面给予了无微不至的关怀，在我前进的每一步，都倾注着导师的心血和汗水。值此论文完成之际，谨向导师的辛勤培育表示最崇高的敬意和最衷心的感谢。在此对导师表示诚挚的谢意。

在论文工作期间，山东大学模具工程技术研究中心的赵国群教授、孙胜教授、栾贻国教授、王广春教授、黄晓慧副教授、马新武副教授、赵新海副教授、李辉平副教授、吴向红副教授等在课题的研究上给予了许多有益的指导和帮助，在此表示深深的谢意！

感谢山东大学模具工程技术研究中心提供的良好的研究环境和氛围！

感谢同实验室王桂龙、张爱敏、李秋爽、王大伟、许闻博、郭涛、刘继涛、谷征征、崔荣荣、王晓宁、张建男、刘全刚、刘凯红、丁妍羽、李玮等同学以及黄丽丽、夏春智、王晓伟等给予的学术上的有益探讨和帮助。

感谢师兄张才忠、戚鹏，师姐曹伟、袁桂平，师弟孙德朋、马明兴、林军、王翔，在与他们的共同学习和交流中我获益匪浅，他们在学习和生活中给我的帮助与鼓励使我的研究生生活过的充实和温暖。

感谢慈爱的父母和家人，一直以来，他们在精神和物质上给予我鼓励和支持，使我能安心学业，感谢他们为我的学业所付出的一切！

最后感谢所有给予作者关怀和帮助而在此无法一一提及的师长、同学！感谢培养我的母校！

张夕凤

2008年 月

攻读硕士学位期间发表的论文

张夕凤, 管延锦. 滚珠轴承套圈冷辗扩成形过程的数值模拟研究. 锻压装备与制造技术, 2008, 43 (1): 75-80