



强激光元件超精密磨削加工装备正向设计方法研究

胡春浮, 王振忠*, 马绣文, 苗先笛, 李茂源, 毕果

厦门大学航空航天学院, 厦门 361005

* E-mail: wangzhenzhong@xmu.edu.cn

收稿日期: 2025-12-20; 接受日期: 2026-02-11; 网络版发表日期: 2026-03-12

摘要 本文针对强激光元件超精密磨削加工装备设计, 提出了一种基于“加工原理-机床构型-运动精度-仿真验证”的正向设计方法. 通过分析大尺寸低陡度非球面与回转类光学元件的成形特点, 基于光栅路径平行磨削与螺旋路径磨削两种加工原理, 确定了T型布局与龙门构型的机床基本构型. 运用多体运动学理论建立机床误差模型, 提出以磨粒轨迹偏差为评价指标的误差灵敏度分析方法, 进一步构建机床精度优化分配模型, 通过MATLAB fmincon求解器获得满足元件面形精度(peak-to-valley) $PV \leq 5 \mu\text{m}$ 加工需求的机床精度指标. 结合拓扑优化对关键结构件进行轻量化与刚度协同设计, 整机导轨形变波动由 $1.17 \mu\text{m}$ 降至 $0.83 \mu\text{m}$, 利于机床精度指标保障. 开发集成工艺设计, 运动仿真与碰撞预警的虚拟样机系统, 实现加工过程的数字化验证. 所研制的UPG80与UPG200超精密磨床成功应用于430与530 mm口径非球面元件的高精度加工, 面形精度达到 $PV \leq 5 \mu\text{m}$, 为强激光元件制造装备的自主创新提供了系统化技术路径.

关键词 强激光光学元件, 超精密磨削成形, 机床正向设计

1 引言

二十世纪五十年代初, 为实现高能量密度、安全经济且可持续的清洁能源, 可控热核聚变的实验研究全面开展^[1]. 惯性约束聚变(inertial confinement fusion, ICF)使用高功率激光作为初始能量驱动靶丸内爆, 是实现可控核聚变的有效途径之一. 经过半个多世纪的发展, 美国国家点火装置(National Ignition Facility, NIF)于2022年12月首次实现激光净能量增益($G = 1.5$), 并在2025年4月实现8.6 MJ的能量输出, 创下 $G =$

4.13的目标增益纪录^[2~4]. 中国神光装置的发展始于1986年, 在朱光亚、王淦昌和王大珩三位院士的建议下, 中国科学院和中国工程物理研究院在上海光机所成立了高功率激光物理联合室, 这是中国激光聚变研究的里程碑. 此后中国相继研制了神光I装置, 神光II八路装置, 多功能第九路激光装置, 神光II升级装置(含九路高能拍瓦装置)和神光II飞秒5 PW激光装置等系列装置. 目前, 神光II多功能综合实验平台作为中国激光聚变研究的重要平台, 持续推动着高功率激光技术与应用的发展, 为中国惯性约束聚变研究和强激光

引用格式: 胡春浮, 王振忠, 马绣文, 等. 强激光元件超精密磨削加工装备正向设计方法研究. 中国科学: 技术科学, 2026, 56: 737–757

Hu C F, Wang Z Z, Ma X W, et al. Research on the forward design methodology for ultra-precision grinding equipment of high-power laser components (in Chinese). Sci Sin Tech, 2026, 56: 737–757, doi: 10.1360/SST-2025-0425

技术的自主创新作出了重要贡献^[5-7]。在这类巨型的激光装置中, 包含上万件米级口径的光学元件, 涉及磷酸盐钕玻璃放大片和平面反射镜, 偏轴或离轴的非球面聚焦透镜, 以及大口径非线性晶体等^[8,9]。激光装置的极端使役性能对强激光光学元件提出了接近制造技术极限的苛刻要求。

厦门大学精密工程实验室经过多年技术积累, 形成了“高精度成形磨削+确定性抛光”的工艺路线。如图1所示, 在超精密磨削成形是材料去除量最多的核心工序, 目的是初步塑造元件的基础形态, 为后续工序奠定形位基础, 此阶段可将面形精度控制至 $PV \leq 5 \mu\text{m}$ 。该工序的精度直接决定后续工序的材料去除量, 是制约元件制造效率的关键工序。气囊快速抛光保形目的是在维持元件既有形状的前提下优化表面状态, 快速提升表面质量, 结合小磨头匀滑修形对元件表面进行精细化修整, 使得元件质量满足强激光元件的使役性能要求。

高性能光学元件的批量制造能力是巨型激光装置工程推进的关键支撑, 高精度和高稳定性的超精密磨削成形机床是获得高性能光学元件的基础。当前, 超精密加工装备处于领先地位的主要是美国、德国和日本等发达国家。英国克兰菲尔德精密工程研究所(Cranfield Unit for Precision Engineering, CUPE)研发的OAGM2500机床与美国劳伦斯利弗莫尔国家实验室(Lawrence Livermore National Laboratory, LLNL)研制的DTM-3和LODTM机床是世界最高水平的大型超精密机床代表^[10]。OAGM 2500为超大口径非球面超精密磨床, 于1989年完成研制并投入生产, 可实现最大尺寸 $2500 \text{ mm} \times 2500 \text{ mm} \times 610 \text{ mm}$ 非球面光学元件磨削加工, 其平面加工精度可达 $1 \mu\text{m}$, 离轴非球面加工精度可达 $2.51 \mu\text{m}$ 。OAGM 2500整机采用龙门桥设计结构, 横向运动轴采用液体静压导轨技术, 整机具有较高的刚度^[11]。在OAGM 2500基础上, 2006年Cranfield大学和Loxham Precision公司又成功研制出了大口径超精密磨床Big OptiX(BOX)^[12]。美国Precitech公司生产了一系列非球面光学磨床, 例如Nanoform600, Nanoform200, Nanoform 250 Ultra工件的面形精度可达 $0.3 \sim 0.16 \mu\text{m}$, 表面粗糙度为 10 nm 。2009年, Precitech研发了Nanoform 700 Ultra, 该机床用于加工直径 700 mm 的非球面反射镜, 其表面精度 $PV < 0.125 \mu\text{m}$, 表面粗糙度 $Ra < 1 \text{ nm}$ ^[13]。瑞士的Satisloh和德国的OptoTech,

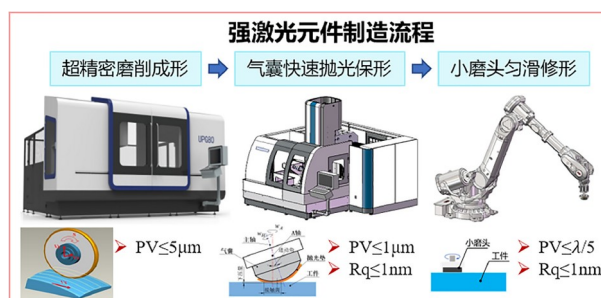


图1 (网络版彩图)强激光元件制造工艺流程

Figure 1 (Color online) Process flow for manufacturing high-power laser components.

加工装备均采用多主轴设计。Satisloh SPM 200将2个电主轴安装于刀具塔内, 分别可搭载杯型砂轮与蝶形砂轮, 通过刀具塔转动切换不同的加工工具, 床身材料采用人造大理石。OptoTech MCG 250采用双Z轴设计, 分别搭载电主轴和伺服主轴, 可配备杯型砂轮与蝶形砂轮, 同时机床配备AC摇篮, 机床共包含6个联动轴, OptoTech还包含UPG系列超精密磨削机床^[14]。

国内相关研究机构加强了在超精密制造装备和工艺方面的攻关探索, 并取得一定研究成果。北京航空精密机械研究所于2002年研制出卧式T形结构的Nanosys 300非球曲面超精密复合加工机床, 最大加工尺寸为 $300 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$, 磨削面形精度可达 $0.3 \sim 0.6 \mu\text{m}$, 表面粗糙度 $Ra < 0.02 \mu\text{m}$ ^[15]。国防科技大学研制的五轴超精密光学加工中心AOCMT可实现铣磨、研磨、抛光加工于一体^[16]。2016年, 西安交通大学联合哈尔滨工业大学、厦门大学等单位研制出了 1500 mm 非球面超精密车磨复合加工机床, 加工面型精度达到 $5 \mu\text{m}$, 粗糙度RMS优于 10 nm ^[17]。

大型非球面超精密光学磨床设计的难度主要体现在高效率、高精度和高亚表面质量三者间的相互耦合与矛盾, 磨削效率提高会带来面形精度和亚表面质量损失, 机床设计的关键在于解决机床刚度设计、热平衡设计、力流闭环设计和轴系几何精度设计^[18,19]。正向设计是近年来在高端数控机床设计领域兴起的一种创新设计理念和设计方法, 属于基础设计理论范畴。其核心思想是: 考虑机床末端性能与其组成环节间的内在联系, 自上而下, 进行满足用户加工工艺需求的基础结构件几何精度/静动刚度/热特性匹配设计, 标准件选型和整机装配工艺过程精度设计, 进而使机床能够更好地适应用户工艺和工况环境要求^[20]。为满足机

床装备向高端化, 自主化发展的迫切需求, 突破机床正向设计中机床构型设计、动精刚度设计、热平衡设计、机电耦合设计和几何精度设计等方面技术, 目前以初步形成了系统化全流程的设计方法, 其核心流程可概括为需求驱动-功能导向-多维优化-闭环验证的完整体系^[21,22].

如图2所示, 本文将针对强激光元件超精密磨削加工装备设计中的关键问题, 在机床构型设计、机床精度设计及机床结构优化设计等关键环节开展系统性研究, 拟建立机床虚拟样机系统, 通过加工仿真验证实现加工过程的可视化评估, 拟形成“加工原理分析-机床构型分析-机床精度设计-机床结构优化-虚拟样机仿真验证”的超精密磨床正向设计指导框架, 为强激光元件磨削装备的自主设计提供系统化技术路径.

2 基于加工原理的机床构型设计

2.1 光栅路径平行磨削

非球面方程表达式如式(1)所示.

$$z = -\frac{C(x^2+y^2)}{1+\sqrt{1-(1+k)C^2(x^2+y^2)}} - \sum_{i=1}^n a_i(x^2+y^2)^i, \quad (1)$$

式中 $C = \frac{1}{R_a}$, R_a 为非球面基础半径, a_i 和 k 为非球面系数.

元件的非球面参数与工件参数, 如表1所示.

表 1 非球面参数与工件参数

Table 1 Aspheric surface parameters and workpiece parameters

名称	取值
工件尺寸 (mm)	430×430
R_a	1899.75
K	-2.18072
a_1	4.3433×10^{-10}
$a_2 \sim a_6$	0

针对大尺寸低陡度光学元件, 采用平行磨削加工方式, 以机床三直线轴联动实现光栅路径对元件进行曲面成形. 如图3(a)所示, 加工路径为光栅加工路径, 平行于 Y 轴, 则砂轮回转轴线与 X 轴平行, 沿 Y 轴运动, 相邻加工路径间距为 Δx , 相邻加工点间距为 Δy .

由于机床各运动轴为平移运动, 所使用的刀具为圆弧砂轮, 所加工的工件为非球面元件, 因此在加工过程中, 加工路径上不同加工点对应于砂轮上不同的磨粒, 如图3(b)所示, 点 P , P' 和 P'' 为砂轮与工件接触点, 并且点 P 为编程原点, 即图3(a)砂轮处于工件顶点位置, O_W-xyz 为工件坐标系, O_T-xyz 为刀具坐标系. 为了实现加工过程中, 机床的运动控制, 以圆弧砂轮中心 P_T 为研究对象, 确定 P_T 与加工点和编程原点的位置关系.

根据图3(b)中所示的加工路径分析可知, 同一条

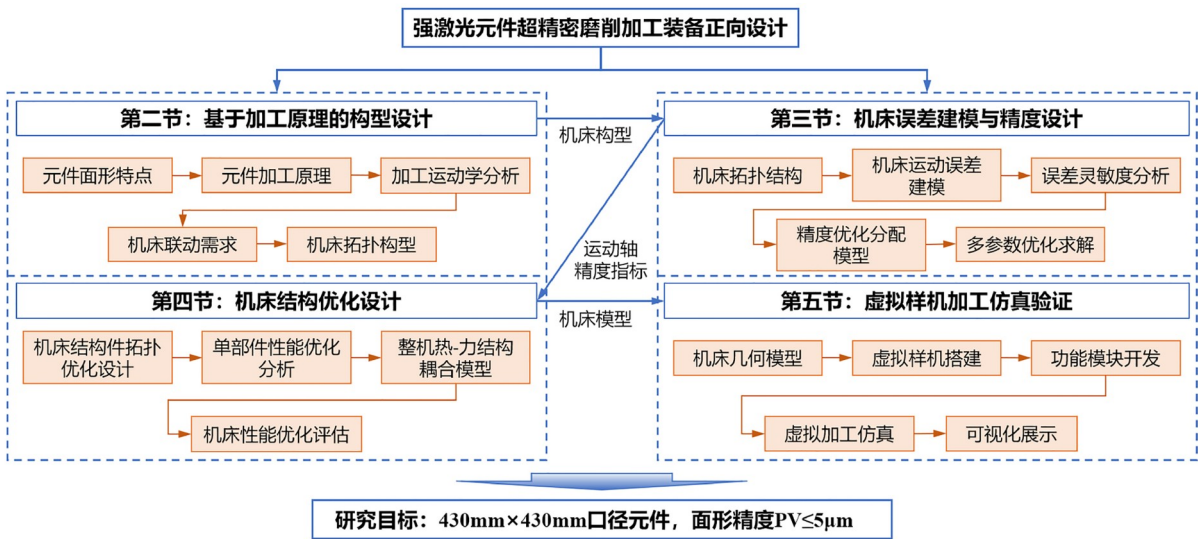


图 2 (网络版彩图)研究内容框架
Figure 2 (Color online) Research framework.

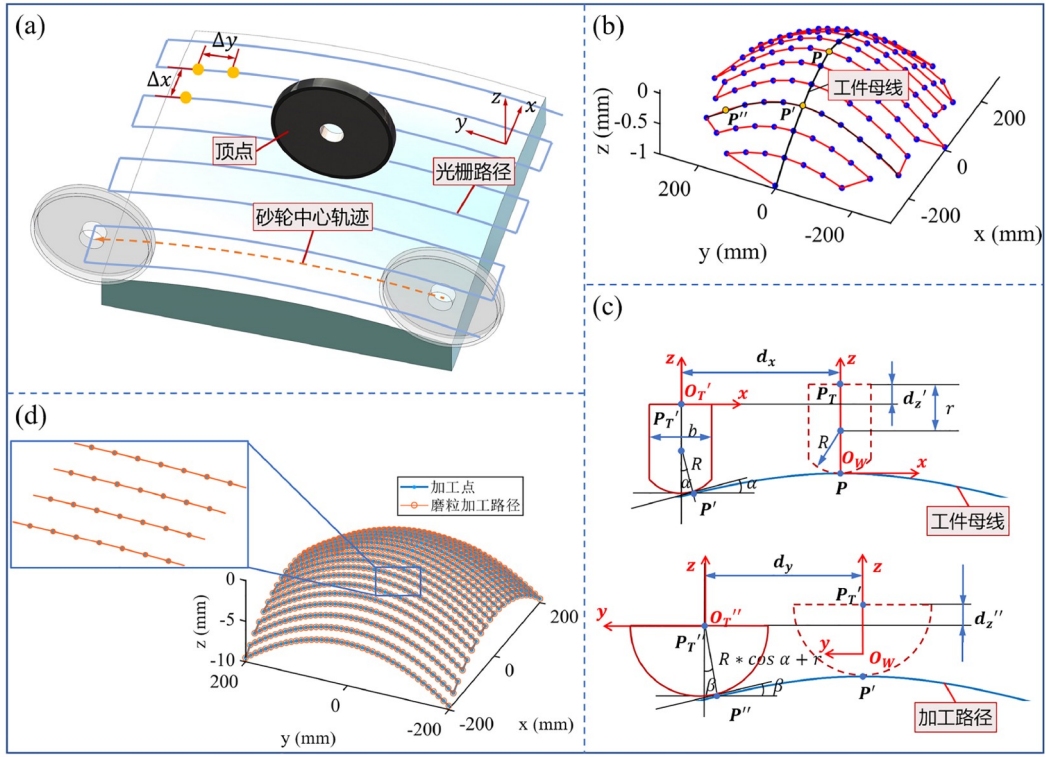


图3 (网络版彩图)平行磨削加工原理. (a) 加工原理; (b) 运动点关系; (c) 加工轨迹运动学分析; (d) 加工轨迹

Figure 3 (Color online) Principle of parallel grinding machining. (a) Machining principle; (b) relationship of machining points; (c) kinematic analysis of the tool path; (d) machining path.

加工路径上的加工点, 其 X 方向的坐标值相同, 这表示砂轮在同一条加工路径上, X 方向的坐标值不变, 因此对于砂轮在 X 方向的控制, 根据母线方程 $z_1 = f(x, y = 0)$, 结合图3(c)所示的砂轮与工件母线的几何关系, 计算不同加工路径相对于编程原点, 砂轮在 X 方向移动的距离 d_x 得以实现. 因为任意一条加工路径上加工点的 X 坐标已知, 将其带入工件表面方程 $z = f(x = X, y)$, 得到任意加工路径方程 $z_2 = f(y)$, 进而计算砂轮在 Y 方向移动的距离 d_y 与 Z 方向移动的距离 d_z .

具体的计算过程如下, 根据加工路径生成算法, P' 在 $O_W - xyz$ 坐标值已知, 设为 $P'_{O_W - xyz}(x_1, y_1, z_1)$, α 为母线在 P' 处切线与 X 轴正方向的夹角, 根据母线方程与式(2)求得.

$$\alpha = \arctan f'(x_1). \quad (2)$$

设 P_T' 在 $O_W - xyz$ 坐标值为 $P'_{T_{O_W - xyz}}(x_{T2}, y_{T2}, z_{T2})$, 由

此根据式(3)可以计算 $P'_{T_{O_W - xyz}}$ 的坐标值.

$$\begin{cases} x_{T1} = x_1 - R \sin(\alpha), \\ y_{T1} = 0, \\ z_{T1} = z_1 + R \cos(\alpha) + r. \end{cases} \quad (3)$$

而 P_T 在 $O_W - xyz$ 坐标值为 $P_{T_{O_W - xyz}}(0, 0, R + r)$, 因此根据式(4)可以计算 d_x 与 d_z' .

$$\begin{cases} d_x = |x_{T1} - 0| = |x_1 - R \sin(\alpha)|, \\ d_z' = |z_{T1} - (R + r)| = |z_1 + R \cos(\alpha) - R|. \end{cases} \quad (4)$$

P'' 在 $O_W - xyz$ 坐标值已知, 设为 $P''_{O_W - xyz}(x_1, y_2, z_1)$, β 为加工路径曲线在 P'' 处切线与 Y 轴正方向的夹角, 根据加工路径方程与式(5)求得.

$$\beta = \arctan f'(y_2). \quad (5)$$

设 P_T'' 在 $O_W - xyz$ 坐标值为 $P''_{T_{O_W - xyz}}(x_{T2}, y_{T2}, z_{T2})$, 由此根据式(6)可以计算 $P''_{T_{O_W - xyz}}$ 的坐标值.

$$\begin{cases} x_{T2} = x_1 - R\sin(\alpha), \\ y_{T2} = y_2 + (R\cos(\alpha) + r)\sin(\beta), \\ z_{T2} = z_2 + (R\cos(\alpha) + r)\cos(\beta). \end{cases} \quad (6)$$

根据 $P'_{T_{O_W-xyz}}$ 与 $P''_{T_{O_W-xyz}}$, 按照式(7)可计算得到 d_y 与 d_z'' .

$$\begin{cases} d_y = |y_{T2} - y_{T1}| = |y_2 + (R\cos(\alpha) + r)\sin(\beta)|, \\ d_z'' = |z_{T2} - z_{T1}| = |z_2 - z_1 + (R\cos(\alpha) + r)(\cos(\beta) - 1)|. \end{cases} \quad (7)$$

因此 P_T'' 相对于 P_T 在Z方向的移动距离可由式(8)求得.

$$d_z = d_z' + d_z''. \quad (8)$$

根据上述式(2)~(8)的推导, 可得到砂轮运动到任意加工点 P'' 时, 砂轮相对于编程原点分别在X、Y和Z方向上的运动距离 d_x 、 d_y 和 d_z , 式(4)、(7)和(8)中所设定的 d_x 、 d_y 和 d_z 分别得到了求解.

砂轮上磨粒点 P_G 与 P'' 重合, 因此 P_G 与 P'' 在 O_T-xyz 下的坐标值相同, 根据几何关系, 设 P_G 在 O_T-xyz 下的坐标为 $P_{G_{O_T-xyz}}(x_{G1}, y_{G1}, z_{G1})$, $P_{G_{O_T-xyz}}$ 可由式(9)计算.

$$\begin{cases} x_{G1} = R\sin(\alpha), \\ y_{G1} = (R\cos(\alpha) + r)\sin(\beta), \\ z_{G1} = -(R\cos(\alpha) + r)\cos(\beta). \end{cases} \quad (9)$$

针对光栅路径平行磨削加工方式, 经过运动学分析求解得到理想光栅加工路径上, 各加工点所对应的机床X轴、Y轴、Z轴移动距离, 求解结果是加工代码生成的基础.

2.2 螺旋路径磨削原理

对于回转类光学元件, 可采用工件回转-砂轮走母线的加工形式, 如图4所示, 其包含垂直磨削法和平行磨削法. 在垂直磨削法中, 砂轮回转轴线与砂轮进给方向相互垂直, 砂轮以恒定转速 n_t 回转, 工件以恒定转速 n_w 回转, 砂轮沿工件母线以恒定进给速度 F 运动, 从而在工件表面形成螺旋加工路径. 在平行磨削法中, 砂轮回转轴线与砂轮进给方向相互平行.

垂直磨削法中, 砂轮参与的磨削区域仅为圆弧砂轮外缘顶点区域. 平行磨削法中, 砂轮圆弧面的不同区域参与磨削加工, 因此在同等加工条件和周期内,

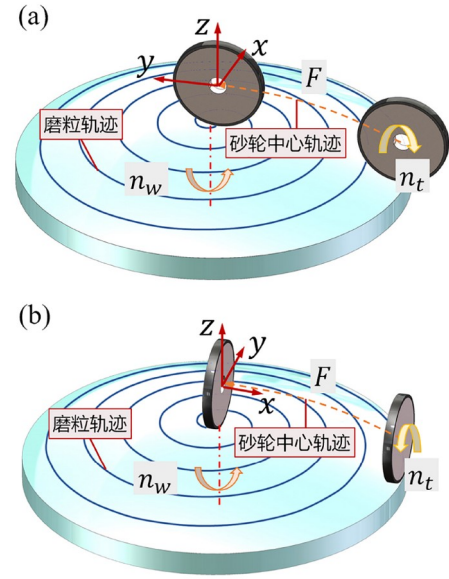


图4 (网络版彩图)工件回转-砂轮走母线的加工形式. (a) 垂直磨削法; (b) 平行磨削法

Figure 4 (Color online) Grinding strategy with rotating workpiece and generatrix-following wheel. (a) Longitudinal grinding; (b) transverse grinding.

砂轮磨损程度相对较低, 但砂轮圆弧截面的圆度误差和轮廓误差复印到工件表面, 因此平行磨削法对圆弧砂轮的修整质量提出更高要求. 在元件加工中, 平行磨削法可用于元件粗磨阶段, 即元件外形成形时, 可提高砂轮的利用率和提升加工效率, 在元件精磨阶段, 采用垂直磨削法, 以保证元件的面形成形精度.

工件回转-砂轮走母线的加工形式中, 加工运动学分析是光栅路径平行磨削的特例. 在垂直磨削法中, 砂轮沿平行于Y轴的工件母线运动. 在平行磨削法中, 砂轮沿平行于X轴的工件母线运动.

2.3 机床构型设计

基于上述元件磨削原理分析可知, 加工工具采用圆弧砂轮, 在光栅路径平行磨削中, 要求机床至少包含X轴、Y轴、Z轴3个线性运动轴. 在螺旋加工路径中, 要求机床至少包含2个线性轴和1个回转工作台, 实现工件面形螺旋轨迹包络.

如图5所示, 厦门大学精密工程实验室设计与研制了UPG80, 以及参与研制了UPG200. 其中, UPG80采用T型布局设计, 包含3个液体静压导轨线性联动轴和液体静压主轴, 通过光栅路径平行磨削加工方式, 实现

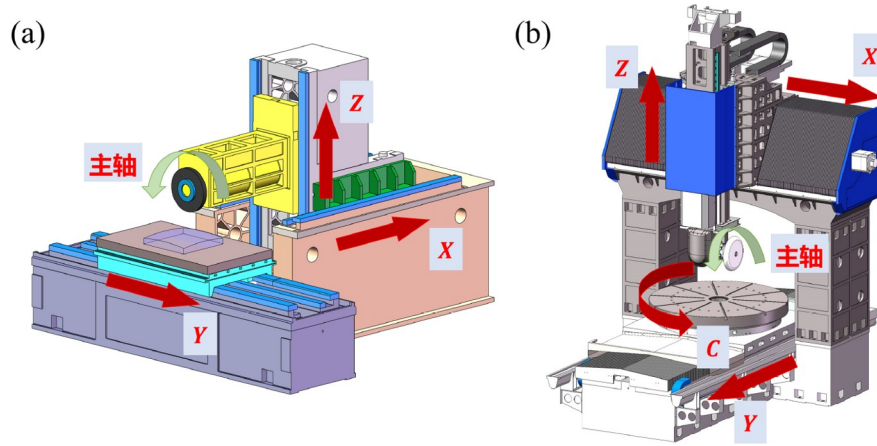


图5 (网络版彩图)超精密磨削机床. (a) UPG80; (b) UPG200

Figure 5 (Color online) Ultra-precision grinding machine tools. (a) UPG80; (b) UPG200.

元件高精度成形加工. UPG200采用龙门构型设计, 包含3个液体静压导轨线性联动轴, 1个液体静压回转工作台和液体静压主轴, 可通过光栅路径平行磨削加工方式或者螺旋路径磨削加工方式实现元件高精度成形.

3 机床误差建模与精度设计

3.1 光栅路径平行磨削

以圆弧砂轮上的磨粒为研究对象, 根据图6(a)所示的UPG80机床结构与多体运动学理论, 为机床各运动轴与部件设定坐标系. 体 B_1 代表了机床床身, 体 B_2 代表了 X 轴, 体 B_3 代表了 Y 轴, 体 B_4 代表了刀具, 体 B_5 代表了 Z 轴, 体 B_6 代表了工件. O_1-xyz , O_2-xyz , O_3-xyz , O_4-xyz , O_5-xyz 与 O_6-xyz 分别为床身坐标系, X 轴坐标系, Z 轴坐标系, 工具坐标系, Y 轴坐标系和工件坐标系, 所有坐标系原点均在 XZ 平面, 各坐标系 XYZ 方向与 O_6-xyz 相同, O_4 , O_3 和 O_2 在与 X 轴平行的直线上, O_1 , O_4 , O_5 和 O_6 在与 Z 轴平行的直线上.

如图6(a)所示 d_{34} , d_{23} , d_{12} , d_{15} 和 d_{56} 分别代表 O_3 与 O_4 , O_2 与 O_3 , O_1 与 O_2 , O_1 与 O_5 和 O_5 与 O_6 之间的距离, 其数值如表2所示.

根据机床的运动形式与图6(a)当中设定的坐标系, 如图6(b)所示, 在不考虑机床运动误差的情况下, 为得到砂轮上磨粒 P_G 在 O_6-xyz 下的坐标, P_G 在各坐标系下

的坐标值变换过程如下:

(1) 设 P_G 在 O_4-xyz 的坐标值为 $\mathbf{P}_{G_{O_4-xyz}}(x_{G1}, y_{G1}, z_{G1})$.

(2) 根据 O_4-xyz 与 O_3-xyz 位置关系, 得到其位置矩阵 $\mathbf{p}_{34}$, 如式(10)所示.

$$\mathbf{p}_{34} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & d_{34} \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (10)$$

通过坐标变换, 得到 P_G 在 O_3-xyz 下的坐标值, 设为 $\mathbf{P}_{G_{O_3-xyz}}(x, y, z)$, 计算过程如式(11)所示.

$$\mathbf{P}_{G_{O_3-xyz}} = \mathbf{p}_{34} \cdot \mathbf{P}_{G_{O_4-xyz}}^T. \quad (11)$$

(3) 当 B_3 在 Z 方向产生运动, 其运动距离设为 d_z , 得到其运动矩阵 $\mathbf{s}_{23}$, 如式(12)所示.

表2 坐标系原点位置距离

Table 2 Distance between coordinate origins

参数	值 (mm)
d_{34}	500
d_{23}	600
d_{12}	800
d_{15}	300
d_{56}	220

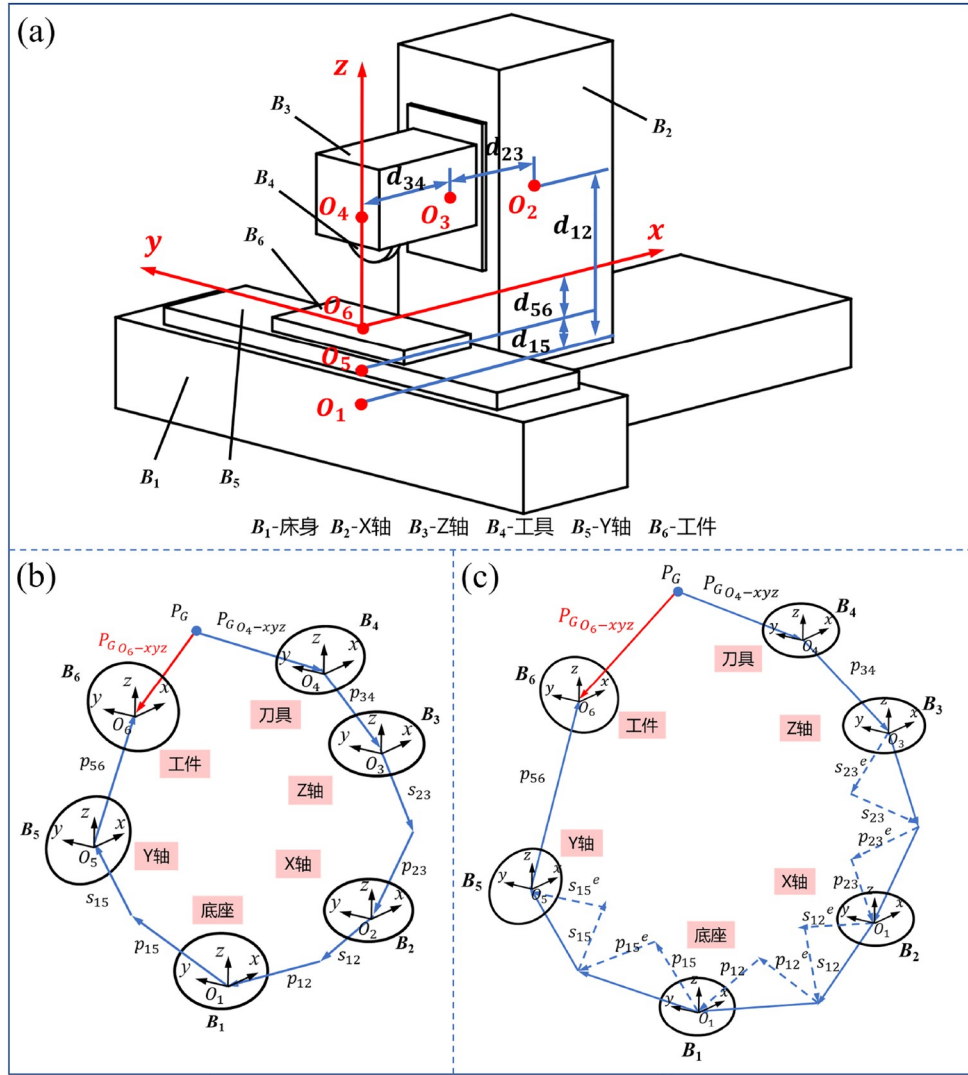


图 6 (网络版彩图) UPG80拓扑结构. (a) 坐标系位置关系; (b) 理想情况; (c) 考虑运动误差情况

Figure 6 (Color online) Kinematic topology of the UPG80. (a) Configuration of the coordinate systems; (b) ideal condition; (c) condition considering motion errors.

$$\mathbf{s}_{23} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (12)$$

B_3 运动后, P_G 在 O_3-xyz 下的坐标值变为 $\mathbf{P}'_{G_{O_3-xyz}}(x, y, z)$, 计算过程如式(13)所示.

$$\mathbf{P}'_{G_{O_3-xyz}} = \mathbf{s}_{23} \cdot \mathbf{P}_{G_{O_3-xyz}}^T. \quad (13)$$

(4) 根据 O_3-xyz 与 O_2-xyz 位置关系, 得到其位置矩阵 $\mathbf{p}_{23}$, 如式(14)所示.

$$\mathbf{p}_{23} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & d_{23} \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (14)$$

通过坐标变换, 得到 P_G 在 O_2-xyz 下的坐标值, 设为 $\mathbf{P}_{G_{O_2-xyz}}(x, y, z)$, 计算过程如式(15)所示.

$$\mathbf{P}_{G_{O_2-xyz}} = \mathbf{p}_{23} \cdot \mathbf{P}'_{G_{O_3-xyz}}^T. \quad (15)$$

(5) 当 B_2 在 X 方向产生运动, 其运动距离设为 d_x , 得到其运动矩阵 $\mathbf{s}_{12}$, 如式(16)所示.

$$\mathbf{s}_{12} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & d_x \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (16)$$

B_2 运动后, P_G 在 O_2-xyz 下的坐标值变为 $\mathbf{P}'_{G_{O_2-xyz}}(x,y,z)$, 计算过程如式(17)所示.

$$\mathbf{P}'_{G_{O_2-xyz}} = \mathbf{s}_{12} \cdot \mathbf{P}_{G_{O_2-xyz}}^T \quad (17)$$

(6) 根据 O_2-xyz 与 O_1-xyz 位置关系, 得到其位置矩阵 $\mathbf{p}_{12}$, 如式(18)所示.

$$\mathbf{p}_{12} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_{12} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (18)$$

通过坐标变换, 得到 P_G 在 O_1-xyz 下的坐标值, 设为 $\mathbf{P}_{G_{O_1-xyz}}(x,y,z)$, 计算过程如式(19)所示.

$$\mathbf{P}_{G_{O_1-xyz}} = \mathbf{p}_{12} \cdot \mathbf{P}'_{G_{O_2-xyz}}^T \quad (19)$$

(7) 根据 O_1-xyz 与 O_5-xyz 位置关系, 得到其位置矩阵 $\mathbf{p}_{15}$, 如式(20)所示.

$$\mathbf{p}_{15} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_{15} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (20)$$

通过坐标变换, 得到 P_G 在 O_5-xyz 下的坐标值, 设为 $\mathbf{P}_{G_{O_5-xyz}}(x,y,z)$, 计算过程如式(21)所示.

$$\mathbf{P}_{G_{O_5-xyz}} = \mathbf{p}_{15} \cdot \mathbf{P}_{G_{O_1-xyz}}^T \quad (21)$$

(8) 当 B_5 在 Y 方向产生运动, 其运动距离设为 d_y , 得到其运动矩阵 $\mathbf{s}_{15}$, 如式(22)所示.

$$\mathbf{s}_{15} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & d_y \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (22)$$

B_5 运动后, P_G 在 O_5-xyz 下的坐标值变为 $\mathbf{P}'_{G_{O_5-xyz}}(x,y,z)$, 计算过程如式(23)所示.

$$\mathbf{P}'_{G_{O_5-xyz}} = \mathbf{s}_{15} \cdot \mathbf{P}_{G_{O_5-xyz}}^T \quad (23)$$

(9) 根据 O_5-xyz 与 O_6-xyz 位置关系, 得到其位置

矩阵 $\mathbf{p}_{56}$, 如式(24)所示.

$$\mathbf{p}_{56} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_{56} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (24)$$

通过坐标变换, 得到 P_G 在 O_6-xyz 下的坐标值, 设为 $\mathbf{P}_{G_{O_6-xyz}}(x,y,z)$, 计算过程如式(25)所示.

$$\mathbf{P}_{G_{O_6-xyz}} = \mathbf{p}_{56} \cdot \mathbf{P}'_{G_{O_5-xyz}}^T \quad (25)$$

基于上述推导, 可得到加工路径上, 不同加工点所对应的磨粒, 根据机床的运动控制, 得到磨粒在 O_6-xyz 下的坐标值, 根据式(10)~(25), 由 $\mathbf{P}_{G_{O_6-xyz}}$ 计算得到 $\mathbf{P}_{G_{O_6-xyz}}^{\text{Ideal}}$ 如式(26)所示, 即理想情况下, 磨粒在 O_6-xyz 的坐标值.

$$\mathbf{P}_{G_{O_6-xyz}}^{\text{Ideal}} = \mathbf{p}_{56} \cdot \mathbf{s}_{15} \cdot \mathbf{p}_{15} \cdot \mathbf{p}_{12} \cdot \mathbf{s}_{12} \cdot \mathbf{p}_{23} \cdot \mathbf{s}_{23} \cdot \mathbf{p}_{34} \cdot \mathbf{P}_{G_{O_4-xyz}}^T \quad (26)$$

考虑机床运动误差后, 其拓扑结构如图6(c)所示. 其中 $\mathbf{s}_{23}^e$, $\mathbf{p}_{23}^e$, $\mathbf{s}_{12}^e$, $\mathbf{p}_{12}^e$, $\mathbf{p}_{15}^e$, $\mathbf{s}_{15}^e$ 分别为 Z 轴运动误差矩阵, Z 轴位置误差矩阵, X 轴运动误差矩阵, X 轴位置误差矩阵, Y 轴位置误差矩阵, Y 轴运动误差矩阵. 具体的误差矩阵表达式如式(27)~(32)所示.

$$\mathbf{s}_{23}^e = \begin{bmatrix} 1 & -\varepsilon_z(z) & \varepsilon_y(z) & \delta_x(z) \\ \varepsilon_z(z) & 1 & -\varepsilon_x(z) & \delta_y(z) \\ -\varepsilon_y(z) & \varepsilon_x(z) & 1 & \delta_z(z) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (27)$$

$$\mathbf{p}_{23}^e = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (28)$$

$$\mathbf{s}_{12}^e = \begin{bmatrix} 1 & -\varepsilon_z(x) & \varepsilon_y(x) & \delta_x(x) \\ \varepsilon_z(x) & 1 & -\varepsilon_x(x) & \delta_y(x) \\ -\varepsilon_y(x) & \varepsilon_x(x) & 1 & \delta_z(x) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (29)$$

$$\mathbf{p}_{12}^e = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (30)$$

$$\mathbf{s}_{15}^e = \begin{bmatrix} 1 & -\varepsilon_z(y) & \varepsilon_y(y) & \delta_x(y) \\ \varepsilon_z(y) & 1 & -\varepsilon_x(y) & \delta_y(y) \\ -\varepsilon_y(y) & \varepsilon_x(y) & 1 & \delta_z(y) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (31)$$

$$\mathbf{p}_{15}^e = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (32)$$

式(27)~(32)中的 δ 为各轴在各方向上的线性误差值, ε 为各轴在各方向上的角度误差值. 因此, 考虑机床运动误差时, 磨粒点 P_G 在 O_6-xyz 下的坐标值为

$$\mathbf{P}_{G_{O_6-xyz}}^{\text{Error}} = \mathbf{p}_{56} \cdot \mathbf{s}_{15}^e \cdot \mathbf{s}_{15}^e \cdot \mathbf{p}_{15}^e \cdot \mathbf{p}_{15}^e \cdot \mathbf{p}_{12}^e \cdot \mathbf{p}_{12}^e \cdot \mathbf{s}_{12}^e \cdot \mathbf{s}_{12}^e \cdot \mathbf{p}_{23}^e \cdot \mathbf{p}_{23}^e \cdot \mathbf{s}_{23}^e \cdot \mathbf{s}_{23}^e \cdot \mathbf{p}_{34}^e \cdot \mathbf{P}_{G_{O_4-xyz}}^T. \quad (33)$$

3.2 误差灵敏度分析

机床零部件表面微观形貌满足狄利克雷边界条件, 具有连续渐变的基本特征, 可以由一组傅里叶级数表征^[23]. 如图7(a)所示, D 为机床运动轴中滑块之间间

距, t 为导轨形貌幅值, λ 为导轨形貌波长, 其中 $D/\lambda = 0.25$.

对于图7(a)中的导轨形貌, 由一阶傅里叶级数表达, 如式(34)所示.

$$f(x) = \sin\left(\frac{2\pi x}{\lambda}\right). \quad (34)$$

滑块沿 X 轴运动时, 当滑块运动到 x_1 与 x_2 位置, 负载表面与 X 轴平行时, 产生最大直线度 $\delta_{\max}$, 当滑块运动到 x_3 与 x_4 位置, 负载表面与 X 轴产生最大夹角时, 产生最大角度误差 $\varepsilon_{\max}$, $\delta_{\max}$ 与 $\varepsilon_{\max}$ 可分别由式(35)和(36)计算得到.

$$\delta_{\max} = \frac{f(x_1) + f(x_2)}{2}, \quad (35)$$

$$\varepsilon_{\max} = \frac{f(x_4) - f(x_3)}{D}. \quad (36)$$

结合机床设计参数, 取 $D = 1000 \text{ mm}$, $t = 1 \mu\text{m}$. 根据分析上述分析, 可求得 $x_1 = 500 \text{ mm}$, $x_2 = 1500 \text{ mm}$, $\delta_{\max} = 0.7 \mu\text{m}$, $x_3 = 3841.9 \text{ mm}$, $x_4 = 4158.1 \text{ mm}$, $\varepsilon_{\max} = 0.5''$. $\delta_{\max}$ 与 $\varepsilon_{\max}$ 在数值上的比值为1.4: 1, 化整线性误差

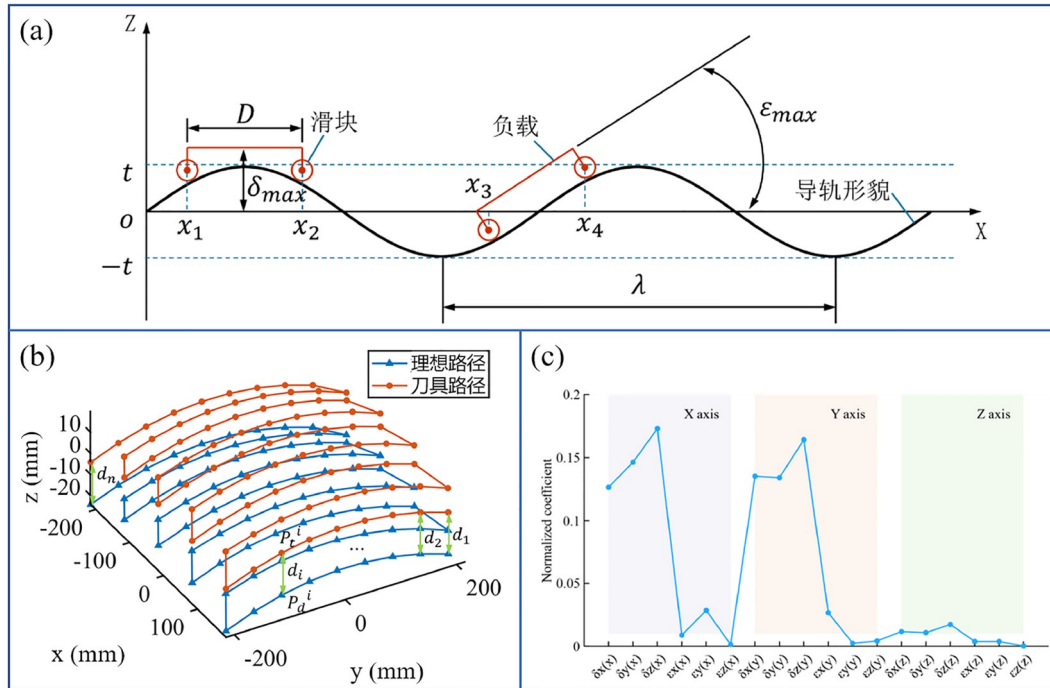


图7 (网络版彩图)误差灵敏度分析. (a) 导轨形貌影响直线度与角度误差; (b) 误差灵敏度分析评价指标; (c) 归一化误差灵敏度分析结果

Figure 7 (Color online) Error sensitivity analysis. (a) Influence of guideway topography on straightness and angular error; (b) evaluation metrics for error sensitivity analysis; (c) normalized sensitivity results.

与角位移误差的比例关系,取线性误差为1 μm ,角度误差为1",数值比值为1:1,分析各误差项对砂轮上磨粒加工轨迹的偏离影响。

机床运动误差导致砂轮上磨粒运动轨迹与规划路径出现偏差,最终影响元件的面形精度,因此,在本研究中,提出一种基于磨粒轨迹偏差的误差灵敏度分析方法,如图7(b)所示,理想路径是基于元件面形方程生成的理想光栅路径,刀具路径是考虑机床运动误差时,砂轮上磨粒点的运动轨迹,设规划路径上共有 n 个加工点,理想路径上第 i 个加工点设为 $P_d^i(x_d^i, y_d^i, z_d^i)$,刀具路径上对应的加工点设为 $P_t^i(x_t^i, y_t^i, z_t^i)$,设刀具路径与理想路径所对应加工点的距离为 d_i ,设该误差项的影响因素设为 d_{E_i} ,则 d_{E_i} 的计算如式(37)所示。

$$d_{E_i} = \sum_{i=1}^n d_i = \sum_{i=1}^n \sqrt{(x_t^i - x_d^i)^2 + (y_t^i - y_d^i)^2 + (z_t^i - z_d^i)^2}. \quad (37)$$

对其影响权重进行归一化处理,得到各误差项对元件面形精度影响的归一化系数,其计算如式(38)所示。

$$S_i = \frac{d_{E_i}}{\sum_{i=1}^{18} d_{E_i}}, \quad (38)$$

其中, S_i ($i = 1, 2, \dots, 18$)为各误差项对元件面形精度影响的归一化系数。

根据图7(c)所示的误差灵敏度分析结果可知,机床的线性误差相比于角位移误差,对于元件的面形精度影响更大。 X 轴与 Y 轴的定位精度和直线度为机床关键误差项。如图3(a)所示,展示了非球面元件加工中,

砂轮在空间中的极限位置。元件面形特点为大尺寸和低陡度,所以机床 X 轴与 Y 轴要求更大的行程范围,而机床 Z 轴的运动范围较小,以砂轮加工元件的顶点为初始点,加工元件砂轮在 XYZ 轴的行程分别为412.14, 385.79和25.88 mm。

3.3 机床精度设计

通过机床误差灵敏度分析,确定机床各运动误差项的灵敏度系数,以机床误差灵敏度系数和机床各运动误差项的乘积累加和作为机床精度优化分配模型的目标函数,将机床运动误差项的取值范围和元件加工精度要求作为约束,建立机床精度优化分配模型,求解满足元件加工精度的机床各轴运动精度指标。

因此建立机床精度优化分配模型如式(39)所示。

$$\begin{aligned} \min f(E) &= -\sum_{i=1}^{18} S_i E_i, \\ \text{s.t. } 0 &< E_i \leq E_{i\text{Lim}} \\ |E_{\text{Real}} - E_{\text{Ideal}}| &\leq PV_{\text{set}}, \end{aligned} \quad (39)$$

式中, $f(E)$ 为机床精度优化分配模型, E_i 为机床各误差项的指代,如表3所示, $E_{i\text{Lim}}$ 为各误差项的最大取值, E_{Real} 为考虑机床运动精度的元件面形, E_{Ideal} 为元件的理想面形, PV_{set} 为元件目标面形精度。

根据式(39)所示的机床精度优化分配模型, $f(E)$ 作为优化目标函数,通过求解 $f(E)$ 的最小值,进而得到机床运动轴各误差项所允许的最大值,实现保障元件加工精度的最低机床运动精度要求。在机床精度优化分配模型中,以元件加工精度面形作为约束,

表3 机床误差项

Table 3 Machine tool errors

运动轴	线性误差			角度误差		
	沿 X 轴	沿 Y 轴	沿 Z 轴	绕 X 轴	绕 Y 轴	绕 Z 轴
X 轴	$\delta_x(x)$	$\delta_y(x)$	$\delta_z(x)$	$\varepsilon_x(x)$	$\varepsilon_y(x)$	$\varepsilon_z(x)$
	E_1	E_2	E_3	E_4	E_5	E_6
Y 轴	$\delta_x(y)$	$\delta_y(y)$	$\delta_z(y)$	$\varepsilon_x(y)$	$\varepsilon_y(y)$	$\varepsilon_z(y)$
	E_7	E_8	E_9	E_{10}	E_{11}	E_{12}
Z 轴	$\delta_x(z)$	$\delta_y(z)$	$\delta_z(z)$	$\varepsilon_x(z)$	$\varepsilon_y(z)$	$\varepsilon_z(z)$
	E_{13}	E_{14}	E_{15}	E_{16}	E_{17}	E_{18}

其约束方程是包含 $E_1, E_2, \dots, E_{18}$ 的高阶次非线性方程, 因此对于机床精度优化分配模型中优化变量的求解, 采用MATLAB优化工具箱中的fmincon(最小约束非线性多变量求解器)求解器进行优化变量寻优, 求解流程如图8所示。

将误差灵敏度分析结果代入式(39)所示的机床精度优化分配模型, 得到机床精度模型中的目标函数, 如式(40)所示:

$$\begin{aligned} f(E) = & 0.1266E_1 + 0.1730E_2 + 0.1463E_3 \\ & + 0.0089E_4 + 0.0285E_5 + 0.0015E_6 \\ & + 0.1353E_7 + 0.1643E_8 + 0.1341E_9 \\ & + 0.0266E_{10} + 0.0024E_{11} + 0.0043E_{12} \\ & + 0.0117E_{13} + 0.0109E_{14} + 0.0174E_{15} \\ & + 0.0038E_{16} + 0.0038E_{17} + 0.0003E_{18}. \end{aligned} \quad (40)$$

机床的精度指标类型分为定位精度、直线度和角位移误差, 为简化机床精度优化分配模型中的目标函数, 基于误差灵敏度分析结果, 机床X轴与Y轴的误差项权重相当, 所以将X轴与Y轴的定位精度进行合并处理, 即X轴与Y轴的定位精度取相同结果, 同理, 合并X轴与Y轴直线度, X轴与Y轴角位移误差, Z轴直线度, Z轴角位移误差, 合并结果如式(41)所示:

$$f(E) = - \begin{pmatrix} (S_1 + S_7)E_{XY_R} + (S_2 + S_3 + S_8 + S_9)E_{XY_S} \\ + (S_4 + S_5 + S_6 + S_{10} + S_{11} + S_{12})E_{XY_A} \\ + S_{13}E_{Z_R} + (S_{14} + S_{15})E_{Z_S} \\ + (S_{16} + S_{17} + S_{18})E_{Z_A} \end{pmatrix}, \quad (41)$$

式中, E_{XY_R} 为X轴与Y轴的定位精度, E_{XY_S} 为X轴与Y轴的

直线度, E_{XY_A} 为X轴与Y轴的角位移误差, E_{Z_R} 为Z轴的定位精度, E_{Z_S} 为Z轴的直线度, E_{Z_A} 为Z轴的角位移误差。

设定机床精度优化分配模型中的约束条件, 机床精度指标迭代初值设定为1个较大的值, 通过迭代求解计算得到满足元件加工精度的结果。设 $E_{XY_R} \leq 5 \mu\text{m}$, $E_{XY_S} \leq 5 \mu\text{m}$, $E_{XY_A} \leq 5''$, $E_{Z_R} \leq 5 \mu\text{m}$, $E_{Z_S} \leq 5 \mu\text{m}$, $E_{Z_A} \leq 5''$ 。以UPG80机床为例, 针对表1所示的430 mm × 430 mm口径元件, 目标加工元件面形精度为 $PV_{\text{set}} \leq 5 \mu\text{m}$, 得到的机床精度优化分配简化模型如式(42)所示。

$$\begin{aligned} \min f(E) = & -(0.2619E_{XY_R} + 0.6177E_{XY_S} \\ & + 0.0722E_{XY_A} + 0.0117E_{Z_R} \\ & + 0.0283E_{Z_S} + 0.0079E_{Z_A}), \\ \text{s.t. } & 0 < E_{XY_R} \leq 5 \\ & 0 < E_{XY_S} \leq 5 \\ & 0 < E_{XY_A} \leq 5 \\ & 0 < E_{Z_R} \leq 5 \\ & 0 < E_{Z_S} \leq 5 \\ & 0 < E_{Z_A} \leq 5 \\ & |\max(E_{\text{Real}} - E_{\text{Ideal}}) - \min(E_{\text{Real}} - E_{\text{Ideal}})| \leq PV_{\text{set}} \leq 5. \end{aligned} \quad (42)$$

基于机床精度优化分配模型, 求解满足元件加工精度的机床精度指标, 其结果如表4所示, 结合机床研制经验, 结果符合实际元件加工精度要求。

为保障元件加工精度存在适当裕量, 将机床精度优化分配结果化整, 指导机床精度指标设定。在误差灵敏度分析结果中, 确定机床X轴与Y轴的定位精度和直线度为机床关键误差项, 各运动轴的角位移误差对于元件加工精度影响较小, 因此在机床精度指标设定时, 重点约束机床的XYZ轴的定位精度和直线度。X轴与Y轴的定位精度: $\leq 3 \mu\text{m}$, X轴和Y轴的直线度: $\leq 2 \mu\text{m}$, Z轴的定位精度: $\leq 5 \mu\text{m}$, Z轴的直线度: $\leq 3 \mu\text{m}$ 。

4 机床结构优化设计

4.1 结构件拓扑优化设计

拓扑结构优化作为一种先进的数字化设计方法, 从根本上改变了传统的被动设计模式。通过在给定的设计空间, 约束条件和性能目标下, 以数学方法寻求

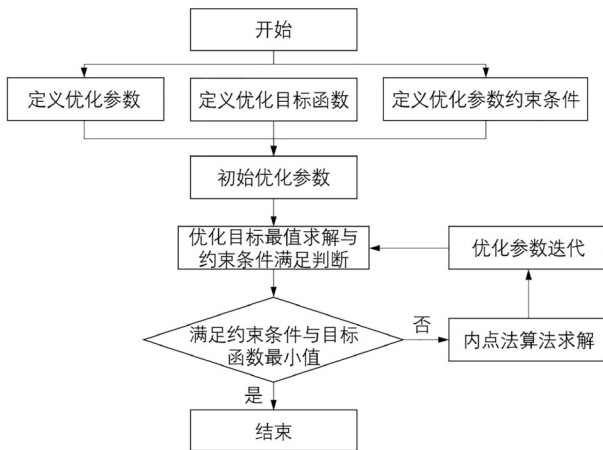


图8 fmincon迭代求解流程

Figure 8 Iterative solution flow of fmincon.

表 4 机床精度优化分配结果

Table 4 Optimization allocation result of machine tool accuracy

运动轴	线性误差 (μm)			角位移误差 (")		
	沿X	沿Y	沿Z	绕X	绕Y	绕Z
X轴	$\delta_x(x)$ 3.22	$\delta_y(x)$ 2.15	$\delta_z(x)$ 2.15	$\varepsilon_x(x)$ 2.36	$\varepsilon_y(x)$ 2.36	$\varepsilon_z(x)$ 2.36
Y轴	$\delta_x(y)$ 2.15	$\delta_y(y)$ 3.22	$\delta_z(y)$ 2.15	$\varepsilon_x(y)$ 2.36	$\varepsilon_y(y)$ 2.36	$\varepsilon_z(y)$ 2.36
Z轴	$\delta_x(z)$ 3.48	$\delta_y(z)$ 3.48	$\delta_z(z)$ 5.27	$\varepsilon_x(z)$ 3.52	$\varepsilon_y(z)$ 3.52	$\varepsilon_z(z)$ 3.52

材料的最优分布路径，它能够在保障结构刚度，强度，散热等性能要求的前提下，实现机床结构件突破经验认知的创新构型设计。

针对机床底座、立柱、横梁建立结构件拓扑结构优化模型。如图9(b)所示，以底座拓扑结构优化为例，

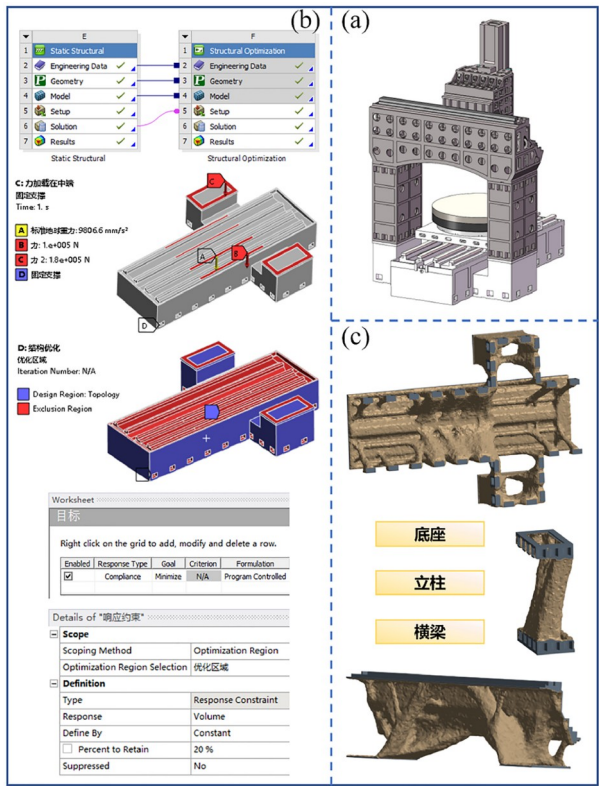


图 9 (网络版彩图)机床结构件拓扑优化设计结果。(a) 机床模型; (b) 拓扑优化模型; (c) 拓扑优化结果

Figure 9 (Color online) Topology optimization design result of the machine tool structural components. (a) Machine tool model; (b) topology optimization model; (c) topology optimization result.

在静态结构模块中，设置底座拓扑优化仿真的相关边界条件，考虑底座重力,工作台作用于导轨面的负载,立柱及其负载作用于底座两侧的负载，底座底面安装脚垫的位置设置固定支撑约束。在结构优化模块中，根据底座实际载荷条件与设计原则确定优化区域与非优化区域,以结构件最大刚度为优化目标,设定明确的体积分数约束,对材料保留总量形成硬性限制,将材料优先集中于力流传递效率最高的关键路径,从而得到结构件清晰的拓扑构型和传力路径。对机床底座，立柱，横梁开展拓扑结构优化设计，其相应结构件的拓扑构型如图9(c)所示，从机床结构件拓扑构型得出：机床结构件材料由受载位置往支撑位置保留，对比机床经验设计结构件和拓扑构型，结构件内部筋板应采用斜筋布置，基于结构件拓扑构型，对机床结构件进行模型重建，保留拓扑构型中重要关键特征，即在重建模型中创建斜筋特征。

如图10所示，针对底座而言，经验设计采用竖筋布局，结构重量为16746.4 kg，有限元分析显示最大形变为7.47 μm。经拓扑优化后改用斜筋布局，重量降低10.1%，降至15055.0 kg，同时刚度提升13.0%，最大形变减小至6.50 μm。斜筋布局通过更合理的力流传递路径，在减少材料用量的同时，显著增强了底座抗变形能力。针对立柱而言，经验设计为米字筋结构，重量2690.7 kg，最大形变为10.56 μm。优化设计采用斜筋+厚侧壁的组合形式，重量降低13.6%，降至2325.7 kg，刚度提升7.1%，最大形变减小至9.81 μm。通过协同优化筋板形态与侧壁厚度，既削减了冗余材料，又强化了立柱的整体刚性，实现轻量化与刚度的平衡提升。针对横梁而言，经验设计采用竖筋形式，重量7016.4 kg，最大

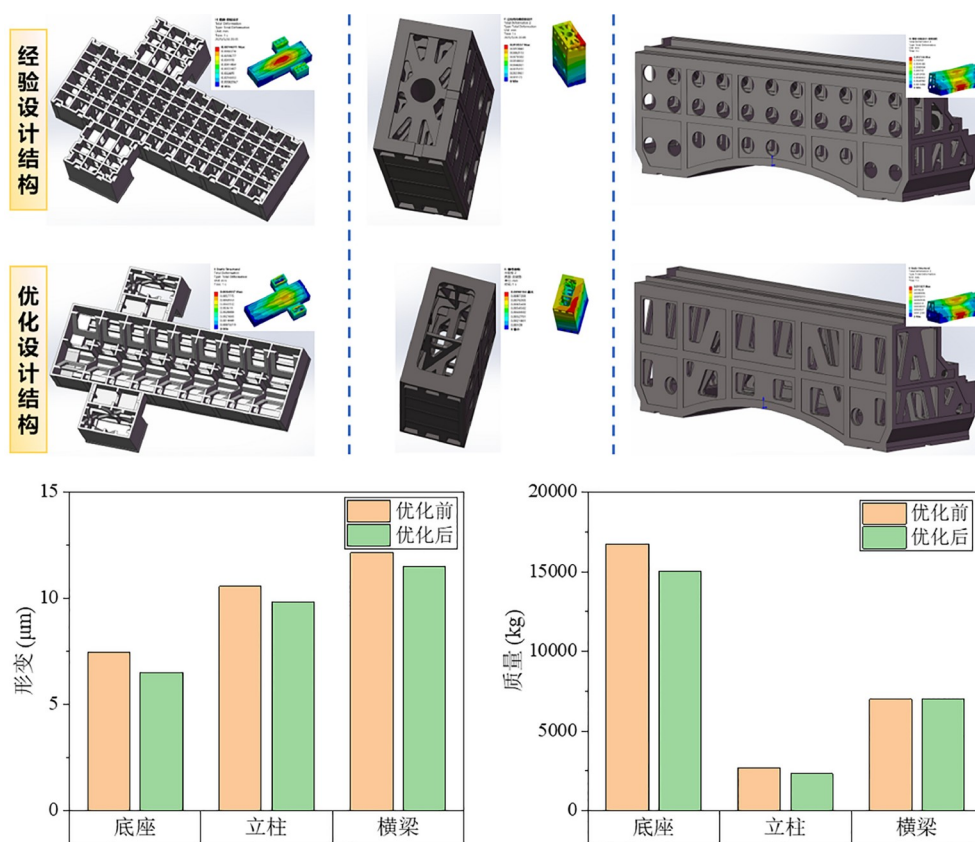


图 10 (网络版彩图)机床主体结构件拓扑优化设计结果

Figure 10 (Color online) Topology optimization design result of the machine tool structural components.

形变为 $12.14\ \mu\text{m}$ 。优化设计改为斜筋布局后,重量仅降低 0.1% ,微降至 $7006.7\ \text{kg}$,但刚度仍提升 5.2% ,最大形变减小至 $11.51\ \mu\text{m}$ 。可见,即使对于重量敏感度较低的横梁,通过优化筋板布置,仍能有效改善其抗变形性能,体现出拓扑优化对结构力传递效率的优化作用。

4.2 参数化整机性能分析

机床精度设计确定满足元件加工精度的各轴精度指标,是机床结构优化的核心导向,由于机床全行程范围内的形变波动影响运动轴直线度,因此结构优化需以保证全行程形变波动优于精度设计中的直线度指标为目标。针对机床结构件开展拓扑优化工作,不能仅关注单个结构件的性能提升,更要以整机精度达标为最终考量来综合评判优化效果。围绕这一目标,需制定针对性的仿真验证方案,通过对比优化前后的整机形变波动数据,验证优化方案的有效性,确保优化后的机床结构更有利于机床精度设计结果的实现。

针对机床底座、立柱、横梁进行了结构优化设计,单独对比机床关键结构件优化前后的性能得到了提升,但对于整机性能影响仍需要进行综合考量,优化前后的整机设计结果如图11(a)所示。如图11(b)所示,XYZ轴在全行程范围内各取3个关键节点,采用单因素变量控制法,共计27组仿真参数组合。如图11(c)和(d)所示,相关的结构参数,连接关系,边界条件设置如下:

- (1) 材料. 机床结构件材料均采用灰铸铁。
- (2) 连接. 机床零部件间的连接均采用Bonded Contact。
- (3) 网格划分. 添加几何体尺寸调整约束,几何体网格划分尺寸为 $40\ \text{mm}$,网格类型为四面体网格。
- (4) 边界条件. 考虑伺服电机与主轴电机产热,液体静压导轨产热,重力,对流散热,底座底面脚垫位置设置固定支撑约束,相关载荷施加根据实体机床历史监测数据。

仿真结果中,重点对比机床在全行程范围内的相

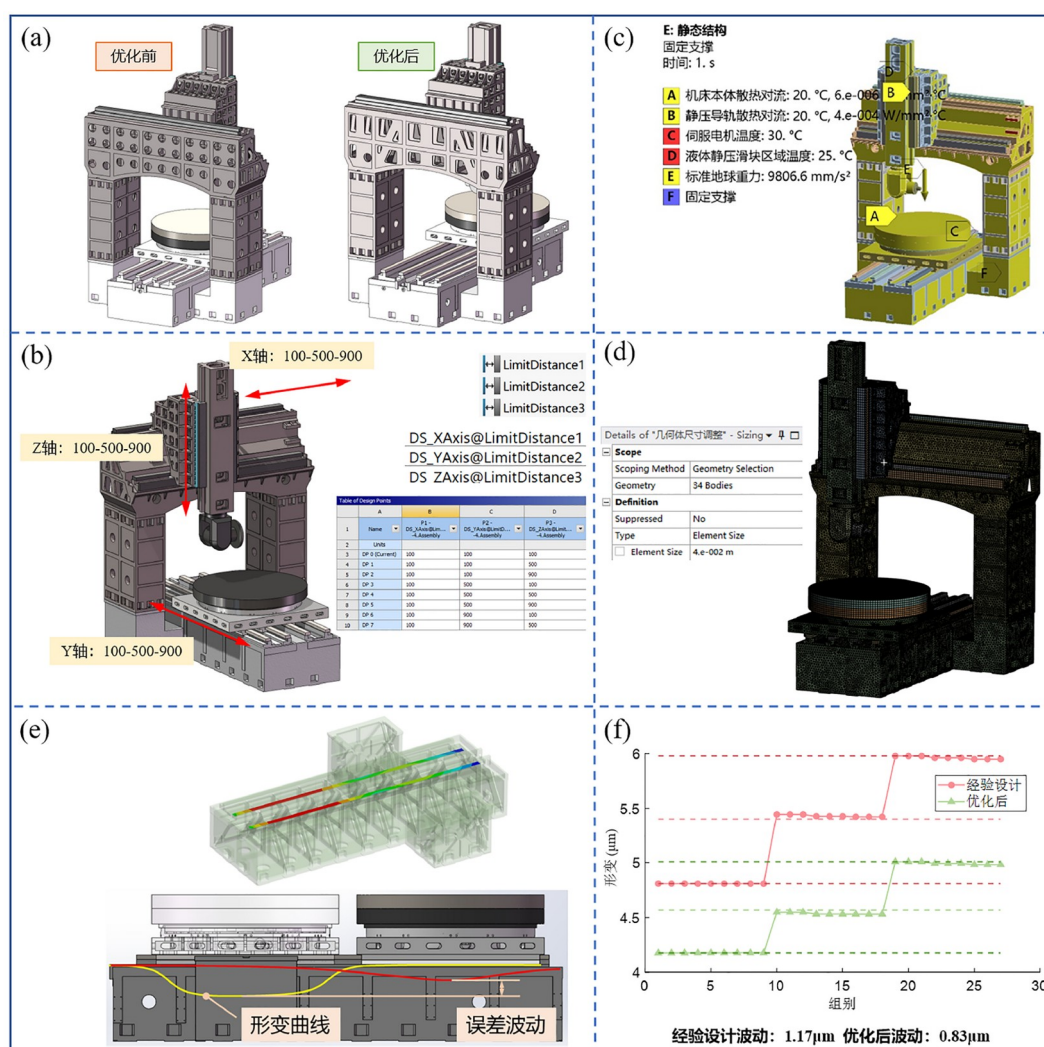


图 11 (网络版彩图)整机优化前后性能对比。(a) 优化前后整机; (b) 参数化仿真模型; (c) 热-力耦合模型; (d) 网格划分; (e) 机床性能评价指标; (f) 仿真结果

Figure 11 (Color online) Performance comparison of the complete machine before and after optimization. (a) Machine tool model before and after optimization; (b) parametric simulation model; (c) thermo-mechanical coupled model; (d) mesh generation; (e) machine tool performance evaluation metrics; (f) simulation results.

对形变波动, 单轴行程范围内的形变波动影响运动轴直线度, 如图11(e)所示, 以底座为例, 当工作台运动到不同位置, 底座上导轨表面都将具有特定位置的导轨面形变曲线, 以不同位置时的形变曲线波动, 作为机床结构件优化前后的性能对比指标, 误差波动越小, 在机床制造装配中, 更容易保证机床达到机床精度设计中的直线度指标。如图11(f)所示, 在全行程范围内, 机床导轨形变波动由优化前的 $1.17\ \mu\text{m}$ 降低到优化后的 $0.83\ \mu\text{m}$, 优化后结果更有利于机床精度设计结果的实现。

5 基于虚拟样机的加工仿真验证

5.1 虚拟样机开发平台

虚拟样机是指利用计算机辅助设计, 计算机辅助工程以及仿真技术等手段, 在产品开发过程中创建的产品数字化模型, 可以展示产品的外观, 还能模拟其在实际工作环境中的行为。

本研究涉及的虚拟样机建模与数据集成流程, 如图12所示。首先, 基于工业设计软件完成机床的三维几何建模与装配, 明确机床几何特征、拓扑关系、连

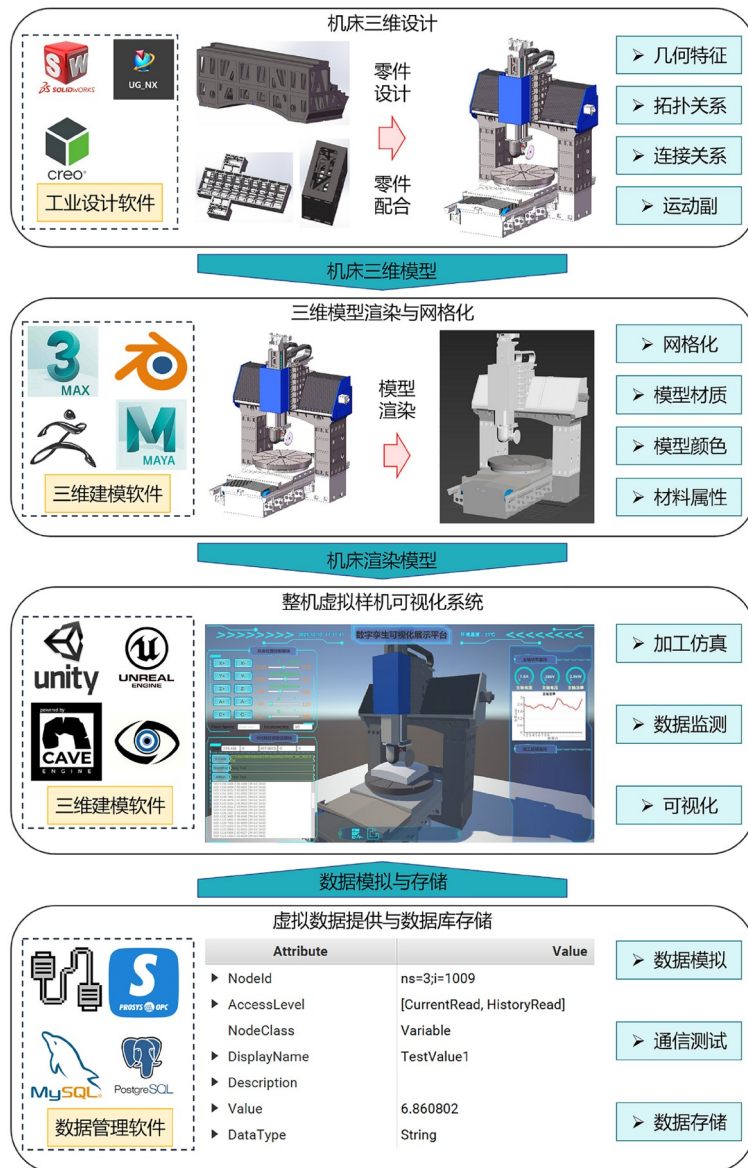


图 12 (网络版彩图)虚拟样机建模平台

Figure 12 (Color online) Virtual prototype platform.

接关系及运动副等关键结构信息, 形成高精度的机床三维模型. 随后, 利用三维建模软件对三维模型进行网格化处理, 并赋予模型材质、颜色及材料属性, 生成具备真实感渲染效果的机床渲染模型. 在此基础上, 借助三维虚拟引擎平台, 构建支持加工仿真、实时数据监测与可视化展示的虚拟样机系统, 实现虚拟环境下的机床动态交互与数据状态呈现. 通过数据管理软件对虚拟样机系统运行过程中产生的各类数据进行模拟、通信测试与存储, 确保数据在虚拟样机系统中的高

效流转与持久化管理.

5.2 功能模块开发

本研究围绕工艺设计, 运动仿真, 加工监控, G代码验证, 碰撞预警等核心模块, 开展以下功能开发研究, 支撑加工过程的数字化验证, 状态监测与可视化展示, 如图13所示.

(1) 工艺设计模块开发

结合运动学分析内容开发工艺模块, 包括元件类

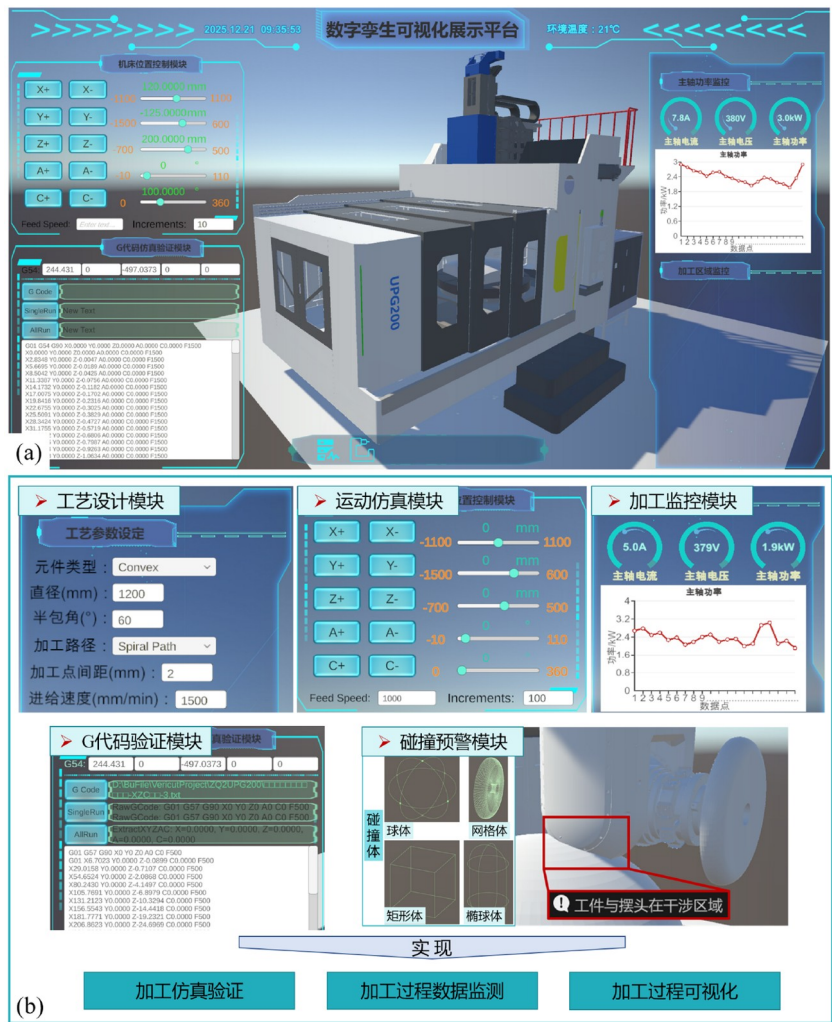


图 13 (网络版彩图)虚拟样机功能模块
Figure 13 (Color online) Functional modules of the virtual prototype.

型、元件几何参数、加工路径类型和工艺参数的交互式设定, 为后续加工仿真提供工艺数据输入, 实现工艺设计的参数化与标准化。

(2) 运动仿真模块开发

研究多轴联动的运动轨迹仿真技术, 基于机床运动学模型实现线性轴与旋转轴的运动仿真, 设计轴位置调节, 进给速度与增量调节功能, 实现机床多轴运动的高精度仿真, 验证加工运动学可行性, 为物理机床运动提供虚拟验证。

(3) 加工监控模块开发

研究加工过程数据的实时采集与监测技术, 针对主轴电流、电压、功率等关键参数, 设计数据解析,

处理与可视化方法, 开发数值显示与趋势曲线界, 实现加工状态的动态监测与趋势分析, 为加工稳定性评估, 故障预警提供数据支撑, 提升加工过程可控性。

(4) G代码验证模块开发

研究G代码的解析与仿真执行技术, 通过正则表达式实现G代码指令的语法语义分析. 通过G代码与工艺方案的一致性验证, 实现加工指令的正确性与可行性评估, 确保物理加工与虚拟仿真的指令高度匹配, 以虚拟样机仿真验证加工代码的准确性。

(5) 碰撞预警模块开发

通过球体、网格体、矩形体和椭球体等碰撞体建立机床组件包围模型, 基于空间碰撞检测算法实现加

工过程的实时碰撞监测, 实现加工安全的预警防护, 以虚拟样机仿真避免物理机床因碰撞造成的损失。

通过上述模块的协同集成, 最终实现加工仿真验证, 加工过程数据监测, 加工过程可视化三大核心目标, 支撑机床加工的虚拟验证, 过程优化与风险管控, 为智能制造提供数字化工具支撑。

6 机床工艺验证

UPG80与UPG200均采用全液体静压技术, 包括全封闭液体静压导轨、液体静压主轴和液体静压回转工作台。

UPG80性能参数如下:

(1) 机床指标

机床行程XYZ轴: 750 mm × 1300 mm × 550 mm;

XYZ轴定位精度: $\leq 2 \mu\text{m}/300 \text{ mm}$;

XYZ轴重复定位精度: $\leq 1 \mu\text{m}/300 \text{ mm}$;

XYZ轴直线度: $\leq 1 \mu\text{m}/300 \text{ mm}$;

主轴圆跳误差: $\leq 0.2 \mu\text{m}$ 。

(2) 加工指标

530 mm × 530 mm 非球面面形精度: $PV \leq 5 \mu\text{m}$;

亚表面损伤深度: $\leq 5 \mu\text{m}$ 。

机床精度指标符合机床精度设计结果, 实际检测方法与结果如图14所示。同时, 如图15所示, 机床配备砂轮在位修整装置, 采用砂轮对滚修整方式, 实现圆弧金刚石砂轮的高效、高精度修整。配备元件在位检测装置, 将非接触式位移传感器测头安装于超精密磨床主轴上, 按同向光栅式轨迹运动对元件面形进行全口径检测。如图16所示, 针对大口径离轴非球面元件(口径430 mm × 430 mm)与轴对称非球面元件(口径

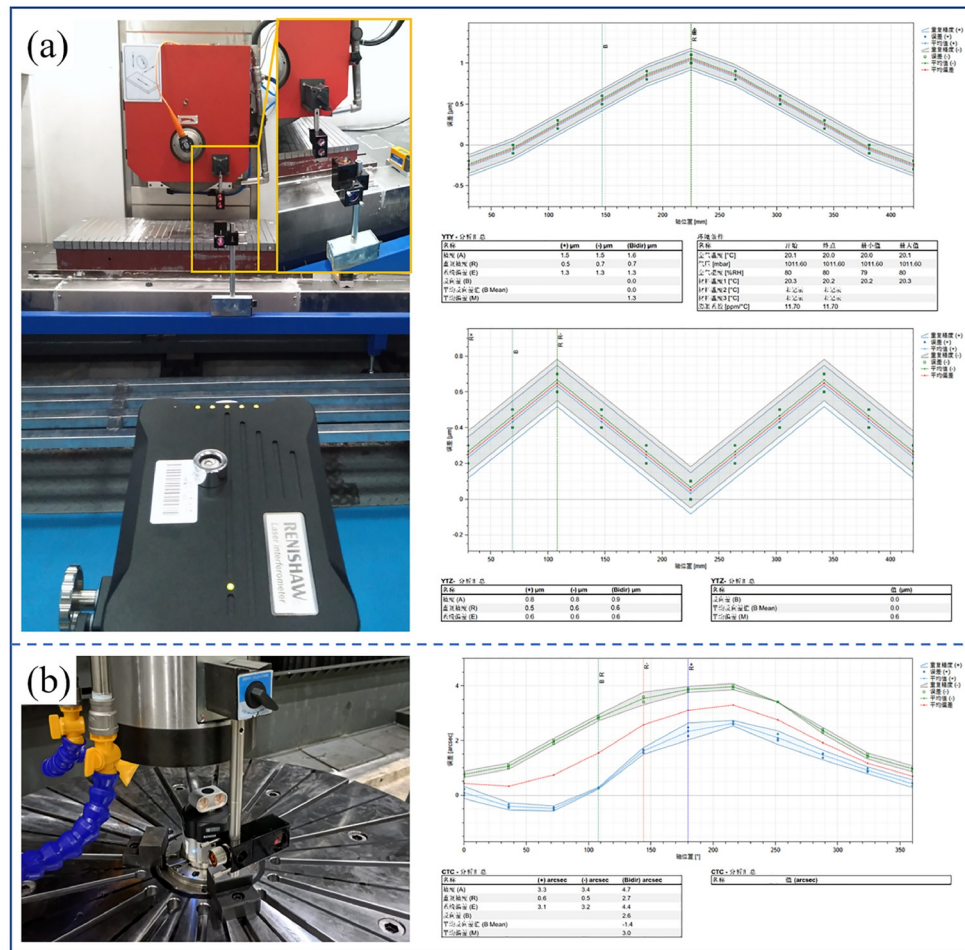


图 14 (网络版彩图)机床精度检测结果. (a) 线性轴; (b) 回转轴

Figure 14 (Color online) Test results of machine tool accuracy. (a) Linear axis; (b) rotary axis.

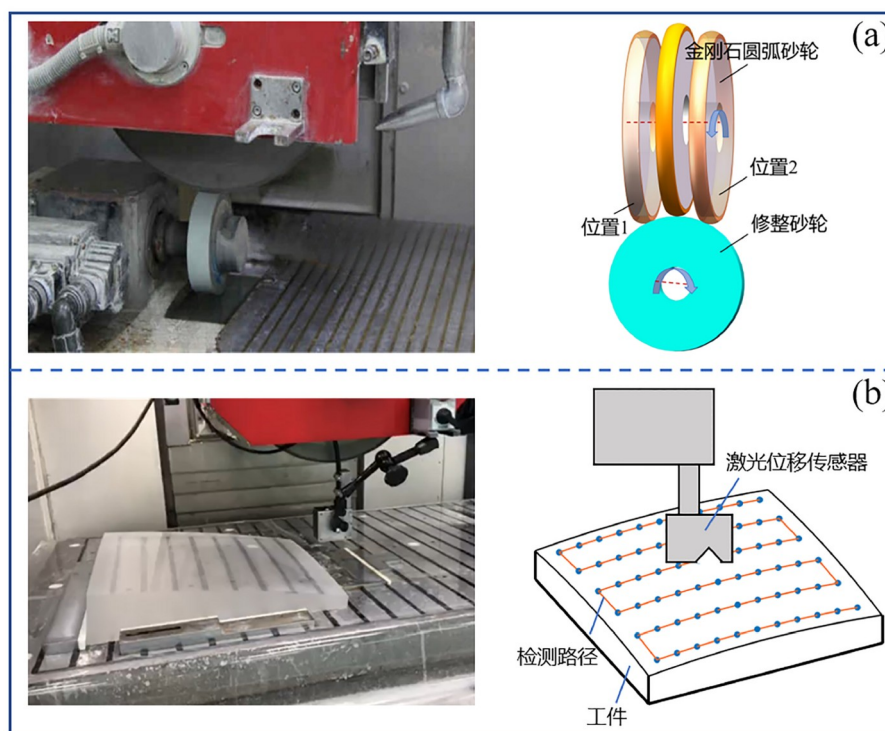


图 15 (网络版彩图)机床辅助加工技术. (a) 砂轮在位修整; (b) 元件在位检测

Figure 15 (Color online) Supporting processes in machine tool machining. (a) In-process grinding wheel truing; (b) in-process component measurement.

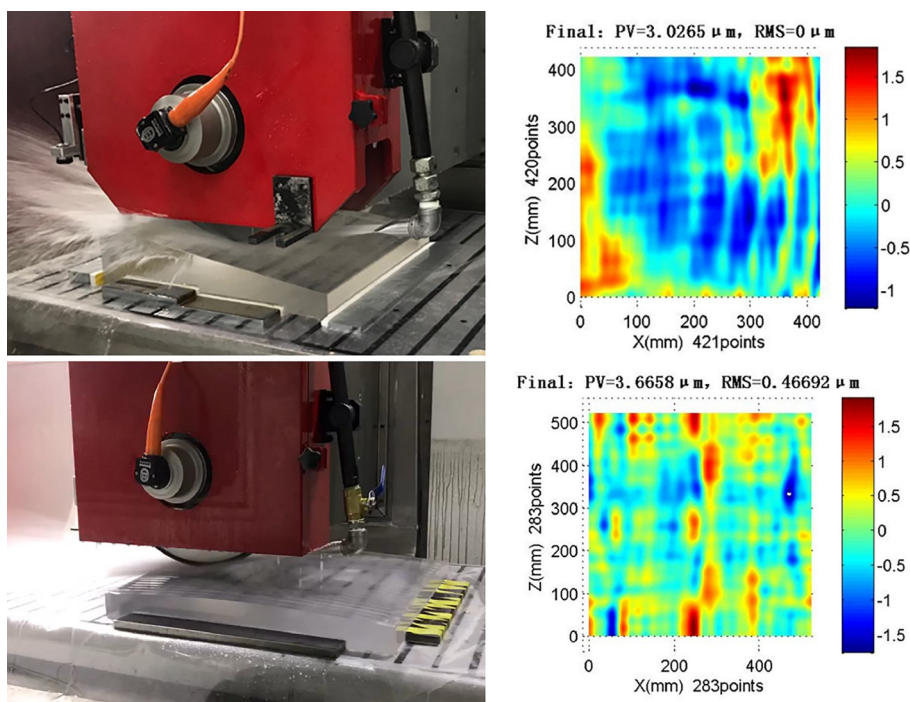


图 16 (网络版彩图)元件磨削加工结果

Figure 16 (Color online) Grinding results of the components.

530 mm × 530 mm), 面形误差峰谷值达到 $PV \leq 5 \mu\text{m}$.

7 结论

本研究围绕强激光元件超精密磨削加工装备的正向设计展开系统性探索, 形成“加工原理分析-机床构型分析-机床精度设计-机床结构优化-虚拟样机仿真验证”的正向设计指导框架. 主要研究成果与机床正向设计实现如下:

(1) 基于光栅路径平行磨削和螺旋路径磨削的两种核心加工原理, 为不同类型的光学元件提供了针对性的加工方案. 设计了UPG80(T型布局)和UPG200(龙门构型)两款超精密磨削机床, 分别适用于光栅路径平行磨削和螺旋路径磨削两种加工方式, 有效满足了强激光元件的高精度加工需求.

(2) 通过多体运动学理论建立了机床误差模型, 创新性地提出基于磨粒轨迹偏差的误差灵敏度分析方法. UPG80机床的线性误差(特别是X轴与Y轴的定位精度和直线度)对元件面形精度影响显著, 而角度误差影响相对较小. 基于误差灵敏度分析结果, 建立了机床精

度优化分配模型, 通过MATLAB fmincon求解器得到了满足元件加工精度的机床精度指标.

(3) 针对机床底座、立柱、横梁等关键结构件, 开展了基于拓扑结构优化的设计研究, 基于结构件拓扑构型结合可制造性设计实现机床结构件模型重构, 采用参数化仿真手段, 建立整机热-力结构耦合分析模型, 提出了机床全行程范围内的形变波动评价指标, 通过仿真对比分析确定机床优化后性能得到提升.

(4) 开发了基于虚拟样机的加工仿真验证系统, 构建了包含工艺设计, 运动仿真, 加工监控, G代码验证, 碰撞预警五大核心模块的虚拟样机系统. 该系统实现了加工过程的数字化验证, 状态监测与可视化展示, 为机床加工提供了有效的虚拟验证平台.

(5) 基于上述研究成果, UPG80与UPG200超精密磨削加工装备已成功应用于实际加工. 针对大口径离轴非球面元件(430 mm × 430 mm)与轴对称非球面元件(530 mm × 530 mm), 面形误差峰谷值达到 $PV \leq 5 \mu\text{m}$, 满足了强激光元件的高精度加工要求, 为我国强激光元件制造装备的自主研制提供了技术支持.

致谢 感谢参与论文中工作的合作伙伴, 感谢审稿专家对本论文进行的细致审阅与宝贵建议, 感谢期刊编辑与工作人员的工作支持.

参考文献

- Hendry J. The scientific origins of controlled fusion technology. *Ann Sci*, 1987, 44: 143–168
- Spaeth M L, Manes K R, Kalantar D H, et al. Description of the NIF laser. *Fusion Sci Tech*, 2016, 69: 25–145
- Di Nicola J M, Bond T, Bowers M, et al. The national ignition facility: Laser performance status and performance quad results at elevated energy. *Nucl Fusion*, 2018, 59: 032004
- Tollefson J, Gibney E. Nuclear-fusion lab achieves ‘ignition’: What does it mean? *Nature*, 2022, 612: 597–598
- Deng X, Liang X, Chen Z, et al. Uniform illumination of large targets using a lens array. *Appl Opt*, 1986, 25: 377–381
- Zhu J Q. Shenguang-II: High power laser facility (in Chinese). *Chin J Nat*, 2006, 28: 271–273 [朱健强. 中国的神光: 神光II高功率激光实验装置. *自然杂志*, 2006, 28: 271–273]
- Zhu J Q, Li X C, Zhu J, et al. SG II comprehensive experimental facility (in Chinese). *Chin J Lasers*, 2024, 51: 11–29 [朱健强, 李学春, 朱俭, 等. 神光II综合实验平台. *中国激光*, 2024, 51: 11–29]
- Campbell J H, Hawley-Fedder R A, Stolz C J, et al. NIF optical materials and fabrication technologies: An overview. In: *Proceedings of Optical Engineering at the Lawrence Livermore National Laboratory II: The National Ignition Facility*. Bellingham: SPIE, 2004. 84–101
- Xu Q, Li W, Wang J, et al. Progress of advanced optical manufacturing technology integrated line. In: *Proceedings of the 2nd International Symposium on Advanced Optical Manufacturing and Testing Technologies: Advanced Optical Manufacturing Technologies*. Bellingham: SPIE, 2006. 614904

- 10 Yuan J L, Zhang F H, Dai Y F, et al. Development research of science and technologies in ultra-precision machining field (in Chinese). *J Mech Eng*, 2010, 46: 161–177 [袁巨龙, 张飞虎, 戴一帆, 等. 超精密加工领域科学技术发展研究. *机械工程学报*, 2010, 46: 161–177]
- 11 Leadbeater P B, Clarke M, Wills-Moren W J, et al. A unique machine for grinding large, off-axis optical components: The OAGM 2500. *Precision Eng*, 1989, 11: 191–196
- 12 Shore P, Morantz P, Luo X, et al. Big OptiX ultra precision grinding/measuring system. In: *Proceedings of Optical Fabrication, Testing, and Metrology II*. Bellingham: SPIE, 2005. 241–248
- 13 Peng Y F, He X B, Wu D X, et al. Research progress on high-efficiency ultra-precision grinding and polishing equipment for optical components (in Chinese). *Mach Tool Hydraul*, 2025, 53: 11–22 [彭云峰, 贺湘波, 吴东旭, 等. 光学元件高效超精密磨抛加工装备研究进展. *机床与液压*, 2025, 53: 11–22]
- 14 Brinksmeier E, Mutlugünes Y, Klocke F, et al. Ultra-precision grinding. *CIRP Ann*, 2010, 59: 652–671
- 15 Li S Y. Recent advances in ultra-precision machining technology and machine tools (in Chinese). *Aviat Precis Manuf Technol*, 2009, 45: 26–28 [李圣怡. 超精密加工技术与机床的新进展. *航空精密制造技术*, 2009, 45: 26–28]
- 16 Zhou X S. Study on techniques in computer-controlled grinding and polishing for large and medium aspheric surfaces (in Chinese). Dissertation for Doctoral Degree. Changsha: National University of Defense Technology, 2007 [周旭升. 大中型非球面计算机控制研抛工艺方法研究. 博士学位论文. 长沙: 国防科学技术大学, 2007]
- 17 Hui C. A large-sized aspheric combined turning and grinding machine tool has been successfully developed in China (in Chinese). *Dual Use Technol Prod*, 2016, 23: 33 [慧聪. 我国研制成功大尺寸非球面车磨复合加工机床. *军民两用技术与产品*, 2016, 23: 33]
- 18 Jiang Z D, Li C S, Sun L, et al. Ultra-precision machining technology and equipment for high-end optical elements (in Chinese). *Strategic Study of CAE*, 2023, 25: 131–141 [蒋庄德, 李常胜, 孙林, 等. 高端光学元件超精密加工技术与装备发展研究. *中国工程科学*, 2023, 25: 131–141]
- 19 Hong H B. Research on the key technology of large aspheric ultra-precision optical grinding machine design (in Chinese). Dissertation for Doctoral Degree. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2016 [洪海波. 大型非球面超精密光学磨床设计关键技术研究. 博士学位论文. 上海: 上海交通大学, 2016]
- 20 Gao W, Zhang D, Liu B. Research and suggestions on top-down design methodology of high-end CNC machine tools (in Chinese). *BCAS_CH*, 2025, 40: 896–903 [高卫国, 张大卫, 刘炳业. 高端数控机床正向设计方法发展研究及建议. *中国科学院院刊*, 2025, 40: 896–903]
- 21 Zhang D W, Gao W G. Progress on key technologies of top-down design for precision horizontal machine tools (in Chinese). *Aeronaut Manuf Technol*, 2016, 09: 34–42 [张大卫, 高卫国. 精密卧式加工中心正向设计关键技术研究进展. *航空制造技术*, 2016, 09: 34–42]
- 22 Chen C H, Song J Q, Liu Z F, et al. Research progress on top-down design technologies of industrial machine tools (in Chinese). *Mach Tool Hydraul*, 2025, 53: 1–10 [陈传海, 宋晋奇, 刘志峰, 等. 工业母机正向设计技术研究进展. *机床与液压*, 2025, 53: 1–10]
- 23 Ekinci T O, Mayer J R R. Relationships between straightness and angular kinematic errors in machines. *Int J Machine Tools Manufacture*, 2007, 47: 1997–2004

Research on the forward design methodology for ultra-precision grinding equipment of high-power laser components

HU ChunFu, WANG ZhenZhong, MA XiuWen, MIAO XianDi, LI MaoYuan & BI Guo

School of Aerospace Science and Engineering, Xiamen University, Xiamen 361005, China

This paper proposes a forward design method for the design of ultra-precision grinding equipment for high-power laser components. By analyzing the forming characteristics of large-scale, low-gradient aspheric surfaces and rotational optical elements, and based on two grinding principles—parallel grinding with a raster path and spiral path grinding—the basic machine tool configurations of T-type layout and gantry structure are determined. An error model of the machine tool is established using multi-body system theory. An error sensitivity analysis method, employing grinding trajectory deviation as the evaluation index, is proposed. Furthermore, a model for optimizing the allocation of machine tool accuracy is constructed. Using the MATLAB fmincon solver, the required machine accuracy specifications meeting the machining requirement of $PV \leq 5 \mu\text{m}$, are obtained. A lightweight and stiffness-coordinated design for key structural components is conducted through topology optimization, reducing the deformation fluctuation of the machine guideways from 1.17 to 0.83 μm , thereby ensuring the guaranteed accuracy specifications. A virtual prototyping system integrating process design, motion simulation, and collision warning is developed to achieve digital validation of the machining process. The developed UPG80 and UPG200 ultra-precision grinding machines have been successfully applied to the high-precision machining of aspheric components with apertures of 430 and 530 mm, achieving a surface form accuracy of $PV \leq 5 \mu\text{m}$. This work provides a systematic technical pathway for the independent innovation of manufacturing equipment for high-power laser components.

high-power laser optical components, ultra-precision grinding and shaping, forward design of machine tools

doi: [10.1360/SST-2025-0425](https://doi.org/10.1360/SST-2025-0425)