



Research  
Precision Engineering—Article

## 光刻机小型复合节流静压气浮导轨微结构参数设计

温众普<sup>a,b</sup>, 吴剑威<sup>a,b,\*</sup>, 邢坤鹏<sup>a,b</sup>, 张银<sup>a,b</sup>, 李结安<sup>a,b</sup>, 谭久彬<sup>a,b</sup>

<sup>a</sup> Center of Ultra-Precision Optoelectronic Instrumentation Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China

<sup>b</sup> Key Lab of Ultra-Precision Intelligent Instrumentation (Harbin Institute of Technology), Ministry of Industry Information Technology, Harbin 150080, China

### ARTICLE INFO

#### Article history:

Received 30 June 2019

Revised 11 September 2019

Accepted 9 October 2019

Available online 30 July 2020

#### 关键词

光刻机

复合节流静压气浮导轨

微结构

工作点

转动刚度

### 摘要

在光刻机可变狭缝系统(VS)中,紧凑型复合节流静压气浮导轨是实现高精度、高加速度运动的首选结构。研究表明,导轨气浮工作面上加工浅腔、凹槽等微结构可以改善负载性能。然而,微结构微米级变化对导轨性能的影响尚不清晰。文中采用作者提出的网格自适应法,定量研究了微结构四个参数的影响,揭示了微结构变化对导轨负载性能的影响规律,并利用这些规律对微结构参数进行设计。设计方法的特点在于:通过调节浅腔参数,使承载力、刚度和转动刚度的工作点都统一起来。采用文中的设计流程和调整方法,可以在一定程度上缓解供气压力的限制和各项负载性能间的相互制约。实验结果表明,采用该方法所设计导轨的转动刚度达到 $2.14 \times 10^4 \text{ Nm} \cdot \text{rad}^{-1}$ ,提高了69.8%。在ArF光刻机上的VS上对气浮导轨进行加速扫描实验,平均扫描加速度达到 $67.5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$ ,达到了设计要求。

© 2021 THE AUTHORS. Published by Elsevier LTD on behalf of Chinese Academy of Engineering and Higher Education Press Limited Company This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

## 1. 引言

静压气浮导轨具有高速、高精度、低摩擦等优点,广泛用于测量仪器、精密制导、芯片制造等领域[1,2]。随着光刻机套刻精度和产能效率需求的不断提高,对照明系统中可变狭缝系统(VS)的定位精度和扫描速度提出了更高的要求[3–11]。可变狭缝系统安装在一系列光学镜组之间,具有消除狭缝变形的作用,最终实现曝光区域和曝光剂量的控制。因此,可变狭缝系统是保证套刻精度、曝光效率以及系统稳定性的核心部件。紧凑型复合节流静压气浮导轨是可变狭缝系统中支撑导向机构的首选方案,与传统气浮导轨相比,复合节流静压气浮导轨具有高刚度的优势,但是结构更为复杂,对操作

条件和形状误差具有严格的要求[12–14]。

Nakamura和Yoshimoto [15,16]在层流流动和均匀流动假设下,对复合节流静压气浮导轨进行了分析研究。研究表明,采用双排节流孔和较宽均压槽的气浮平板,可以提高俯仰和滚转方向的转动刚度。该分析方法比较适用于研究微结构的某一个参数,因为只有将其他参数限制在一个较窄的取值范围内,才能保持流量系数的有效性。Belforte等[17]就通过实验验证了微结构参数变化可以对节流系数产生显著影响,研究表明,紧凑型复合节流静压气体导轨的微结构参数变化范围较宽,不仅可以影响流量系数,还最终影响着导轨的负载性能。正因如此,采用传统方法计算得到的气浮导轨承载力普遍偏高。由于理论计算和实际测试存在差距,所

\* Corresponding author.

E-mail address: [wujianwei@hit.edu.cn](mailto:wujianwei@hit.edu.cn) (J. Wu).

以在设计静压气浮导轨的结构时,对负载性能的计算还要包含约50%的安全裕量[18,19]。微结构对转动刚度的影响与安全裕量的量级接近,所以传统方法难以体现微结构参数变化的影响。有限元分析法目前已逐渐得到推广和认可,为研究和设计复合节流静压气浮导轨及微结构提供了一种可行方法。

Kim等[20]提出了一种适用于高雷诺数流动的近壁处理方法,用来求解狭长流体域中的高速流动问题。Gharbi等[21]建立了雷诺数与体积有限元网格单元高度的关系,以此建立了适用于高雷诺数流动的网格。Eleshaky [22]和Zhang等[23]分别采用计算流体力学(CFD)法和分离变量法(MSV),验证了下游压降对导轨承载力和稳定性的影响。Gao等[24]研究了节流器喷孔形状对压降和湍流强度的影响,结果表明,带有圆角的喷孔气体流动稳定性最好、导轨的稳定性也最好。进一步研究表明,节流器喷孔和节流微结构的设计主要取决于导轨的特征尺寸以及目标性能等因素[25,26]。Yadav和Sharma [27]采用有限元法(FEM)研究了倾斜角度对静压气浮带有浅腔的静压气浮止推轴承性能的影响。目前,研究并设计紧凑型复合节流静压气浮导轨的关键问题是建立其微结构参数与负载性能之间的对应关系。温众普等[28,29]提出了一种网格自适应方法,用来捕捉和细分体积有限元法中的六面体网格。与现有气浮导轨的结构相比,本文研究的导轨的气膜更宽更薄,但是网格自适应方法可以用来细分全部流体域的体积有限元网格,特别是在微结构处的近壁网格,可以依据 $y^+$ 的分布进行细分。

本文采用网格自适应法研究了复合节流静压气浮导轨的承载力、刚度和转动刚度等负载性能,以及微结构参数微米级变化的影响。浅腔直径、浅腔深度、均压槽宽度和均压槽深度对负载性能影响的程度决定了这些参数的设计顺序,并以此提出了微结构的设计方法。该方法通过调整浅腔直径和浅腔深度,将气浮导轨承载力和刚度的工作点统一起来,又通过调整浅腔深度梯度变化,将导轨刚度和转动刚度的工作点统一起来。利用该方法设计的紧凑型气浮导轨已经应用于光刻机可变狭缝系统中。

## 2. 模型与方法

### 2.1. 模型的建立与求解

本研究中的复合节流静压气浮导轨结构来源于光刻

机可变狭缝系统(VS),它是光刻的核心部件。如图1(a)所示,可变狭缝系统安装在照明系统中石英棒与中继镜组之间,是照明光路中重要的整形光阑之一。如图1(b)所示,VS可以用来消除狭缝变形,并根据曝光区域和曝光剂量的不同提供形状可变的矩形窗口。因此,可变狭缝系统光阑窗口的扫描精度直接影响光刻机的套刻精度。图1(c)为哈尔滨工业大学(HIT)研制的90 nm制程ArF光刻机的可变狭缝系统,采用了自主研发的静压气浮导轨。在长时间的高频高速扫描状态下,这种静压气浮导轨仍具有较高的运动精度和定位精度,因此,有望提高光刻机的产能。如图1(d)所示,电动机和光阑装配在静压气浮导轨的两侧。由于石英棒的位置和光阑的扫描轨迹的要求,采用悬臂结构来连接Y轴光阑和静压气浮导轨的导套。因此,导轨的转动刚度直接影响光阑的扫描定位精度。

气浮导轨低摩擦的优点使其在高端装备制造领域具有不可替代性,但是还需要在以下三个方面进行改进,才能更好地应用于光刻领域:首先,在石英棒四周极有限的空间内合理布置8根静压气浮导轨,这就需要在导轨结构、节流器数目以及位置的多种限制下,解决如何建立有效的节流结构并提供气膜刚度的问题;其次,静压气浮导轨还需要提供足够的转动刚度,从而抵抗光阑高加速扫描运动时,电机出力所产生的转动力矩,这也是照明系统中实现悬臂式扫描运动光阑不可避免的关键问题;最后,增大供气压力可以提高导轨的负载性能,但是导轨的稳定性受供气压力的影响,因此为保证运动精度,供气压力不应超过0.4 MPa,这就限制了转动刚度的提升。为了解决上述问题,关键在于合理设计静压空气导轨工作面上的复合节流微结构。

如图2所示,复合节流静压气浮导轨的工作面上的节流孔附近布置有浅腔和均压槽。注入压缩空气 $P_0$ (供气压力)时,首先节流器喷孔会产生类似于拉法尔喷管的节流作用。然后,浅腔和均压槽会产生二次节流,并在导轨与导套之间形成狭窄的气膜。为了研究浅腔和均压槽对导轨性能的影响,在导轨的初始结构 $G_0$ 基础上,对微结构参数进行了初步改进。如表1所示,分别采用节流孔间距不等、浅腔直径不等以及设计均压槽的方式,将结构 $G_0$ 分别改进为 $G_1$ 、 $G_2$ 和 $G_3$ 结构。

采用网格自适应建模方法[28,29],对上述4种导轨的气浮工作面形成的高速狭长流场进行计算。微结构的深度比气浮工作面的长度和宽度尺寸小3个数量级[30],但是微结构的深度与气膜的厚度接近,气体可以充分

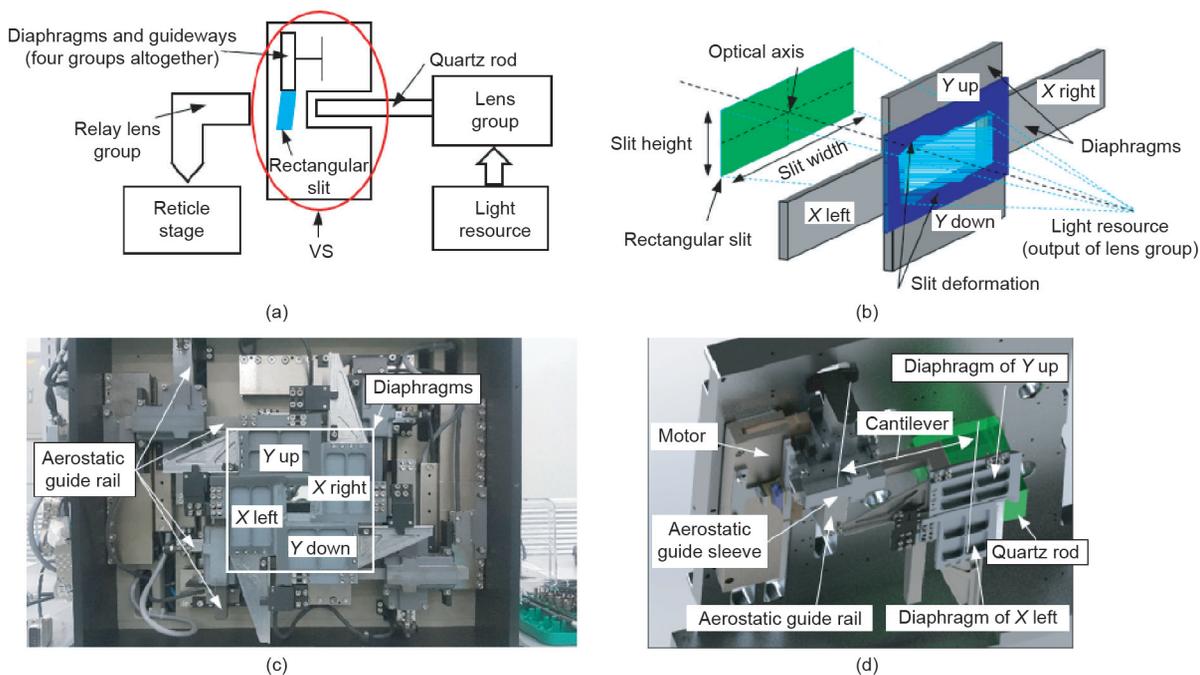


图1. 光刻机的可变狭缝系统。(a) 安装位置；(b) 工作原理；(c) 可变狭缝系统中的静压气浮导轨；(d) 连接光阑和导轨的悬臂结构。

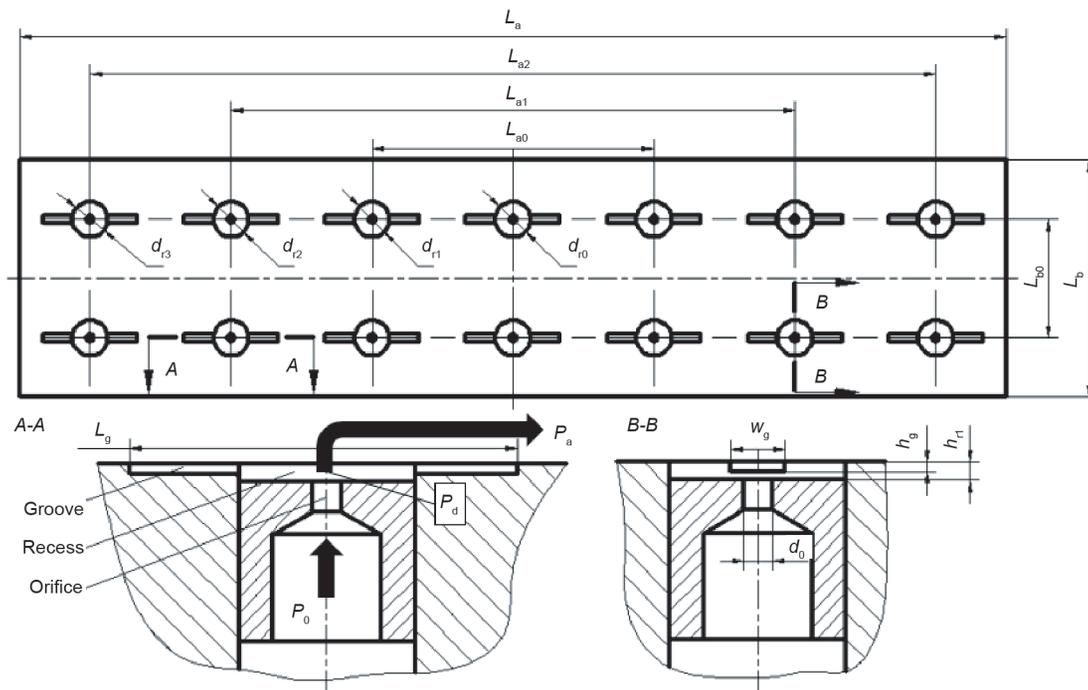


图2. 复合节流静压气浮导轨工作面示意图。 $P_a$ : 大气压。

流动，因此微结构可以改变节流区域的大小和节流后的气体压力，并最终对承载力 $W$ 、刚度 $K_b$ 和转动刚度 $K_\theta$ 产生影响。因此，流体计算域是由一个狭长的气膜间隙和微结构形成的腔体构成，这使流动变得复杂化。由于气体高速流动产生壁面滑移，对微结构边界附近

的网格必须进行分层，以便进行进一步的湍流计算。根据网格的第一内节点必须位于黏滞底层的原则，预先设计了网格的真实高度 $y$ 。微结构由于微结构深度越大，网格分层的层数越多，使微结构深度的影响被纳入流体计算。这里首先定义无量纲厚度 $y^+$ 和无量纲速

表1 所设计静气浮导轨的尺寸

Structure	$L_a \times L_b$ (mm <sup>2</sup> )	$d_0$ (mm)	$h_{ri}$ (μm)	$N$	$L_{a0}$ (mm)	$L_{a1}$ (mm)	$L_{a2}$ (mm)	$d_{r0}$ (mm)	$d_{r1}$ (mm)	$d_{r2}$ (mm)	$d_{r3}$ (mm)	$h_g \times w_g \times L_g$ (mm <sup>3</sup> )
G <sub>0</sub>	84 × 20	0.2	40	14	22	44	66	2	2	2	2	—
G <sub>1</sub>	84 × 20	0.2	40	14	24	50	70	2	2	2	2	—
G <sub>2</sub>	84 × 20	0.2	40	10	36	70	—	2	2.4	2.8	—	—
G <sub>3</sub>	84 × 20	0.2	40	10	36	70	—	2	2	2	—	0.02 × 0.8 × 6

$N$ : number of orifices.

度 $u^+$ , 如式(1)所示:

$$u^+ = \frac{u}{u_\tau}, y^+ = \frac{u_\tau}{\mu} y \quad (1)$$

式中,  $u$ 为实际气体速度;  $\mu$ 为分子黏度;  $y$ 为网格的真实高度; 因此, 壁剪切速率、壁剪应力和摩擦系数分别为  $u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}$ 、 $\tau_w = C_f \times \frac{1}{2} \rho u^2$ 和 $C_f = 0.058 Re^{-1/5}$ , 其中,  $Re$ 为雷诺数。

然后推导可知, 初始网格的实际最小厚度可以表示为 $y_{\min}$ , 如式(2)所示:

$$y_{\min} = y_{\min}^+ \mu / \rho u \sqrt{\frac{0.058 Re^{-1/5}}{2}} \quad (2)$$

再次, 利用初始网格进行体积有限元分析, 得到局部速度、压力等流动特性。如公式(3)所示, 将修正后的无量纲速度 $u^+$ 定义为同时满足线性壁面定律(与层流相关)和对数定律(与湍流相关)的混合函数。再反向运用公式(1), 将新 $u^+$ 转换为 $u$ , 以便进行下一轮的可压缩气体流动计算。重复以上三个步骤, 直到满足黏滞底层的 $y^+ < 5$ 和对数率层的 $y^+ < 60$ 的条件,  $u_{\text{lam}}^+$ 是层流的无量纲速度, 而 $u_{\text{turb}}^+$ 是服从于对数率的湍流无量纲速度。

$$u^+ = e^\Gamma u_{\text{lam}}^+ + e^{1/\Gamma} u_{\text{turb}}^+ \quad (3)$$

式中,  $\Gamma = \frac{C_a (y^+)^4}{1 + C_b y^+}$ 和 $C_a = 0.01$ ,  $C_b = 5$ 。

体积有限元计算中, 湍流模型可以用来计算三维的可压缩流动, 在笛卡尔坐标系下, 可以表示为:

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (4a)$$

$$\frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \mu \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u}{\partial x} \right) \right] \quad (4b)$$

$$-\frac{\partial(\rho u'_i u'_j)}{\partial x_j}$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ u_j \left[ C_p \frac{p}{R} + \frac{\rho}{2} (u_1^2 + u_2^2 + u_3^2) \right] \right\} \\ & = -\frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \kappa + \frac{C_p \mu_t}{0.85} \right) \frac{\partial T}{\partial x_j} \right. \\ & \quad \left. + u_i (\mu + \mu_t) \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u}{\partial x} \right) \right] \end{aligned} \quad (4c)$$

式中,  $\rho u'_i u'_j = \frac{2}{3} (\rho k + \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_j}) \delta_{ij} - \mu_t (\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i})$ ,  $i = 1, 2, 3$ 且 $j = 1, 2, 3$ , 分别代表三个方向的分量;  $\delta_{ij}$ 是克罗内克函数;  $\mu_t$ 为湍流黏度;  $\mu$ 采用Sutherland定律计算;  $p$ 是气膜间隙任意处的压强;  $\kappa$ 是导热系数;  $C_p$ 是定压比热比。

湍流黏度按照公式(5)进行计算,  $C_\mu$ 是 $k$ - $\varepsilon$ 模型中的湍流系数。在realizable  $k$ - $\varepsilon$ 模型中, 湍流动能 $k$ 和耗散率 $\varepsilon$ 的方程如公式(6)所示, 其中,  $S$ 为平均应变率张量(定义为 $S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$ )的模量,  $a_c$ 为声速。为了保证耦合流动计算的合理性, 方程中的部分参量被设定为常量[31-33]。

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho k u_j) \\ & = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ (\mu + \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \mu_t S^2 - \rho \varepsilon \left( 1 + \frac{2k}{a_c^2} \right) \end{aligned} \quad (6a)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{1.2} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + 0.43 \rho S \varepsilon \\ & \quad - 1.9 \rho \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\mu \varepsilon}} \end{aligned} \quad (6b)$$

最后, 通过对气浮工作面 $s_{\text{sur}}$ (每个近壁网格单元的面积)上的气体压力进行有限元求和, 就可以得到气膜的承载力 $W$ 和倾斜力矩 $M_t$ 。刚度 $K_h$ 是 $W$ 在气膜厚度 $\Delta$ 方向上的微分值, 转动刚度 $K_\theta$ 是 $M_t$ 在倾斜角度 $\theta$ 上的微分值。 $L_d$ 为数值计算得到的力臂。

$$W = \sum (s_{\text{sur}} \cdot p) - P_a (L_a \times L_b) \quad (7)$$

$$M_t = L_d \cdot \sum (s_{sur} \cdot p) \quad (8)$$

$$K_h = \frac{\partial W}{\partial \Delta} \quad (9)$$

$$K_\theta = \frac{\partial M_t}{\partial \theta} \quad (10)$$

## 2.2. 导轨的性能研究和设计步骤

采用上述网格自适应建模方法, 本文继续研究了微结构对负载性能的影响。现有文献[22–26]已经广泛研究了宏观结构参数和操作条件对节流效果的影响。例如,  $W$ 与 $P_0$ 呈线性增长关系, 但与 $\Delta$ 呈指数减小关系等。然而, 由于导轨尺寸的限制以及负载性能和气膜稳定性间的相互制约, 上述规律未能在可变狭缝系统的紧凑型静压气浮导轨上发挥作用。因此, 在0.4 MPa的中等供气压力条件下, 浅腔和均压槽的优化设计为进一步提高导轨的负载性能提供可能, 特别是转动刚度。

图3为导轨参数的设计过程。首先, 按照压力匀化的程度选取宏观结构。然后, 对气膜作用点 $\Delta_w$ 、浅腔直径、浅腔深度和均压槽进行了相应的研究和设计。各参数对节流效果和负载性能的影响程度决定了微结构的设计顺序。本研究中, 浅腔深度为主要研究重点。其最终目标是改善气浮导轨的转动刚度, 满足可变狭缝系统的加速运动需求。

## 3. 分析与结果

### 3.1. 宏观结构参数和操作条件

当限值为 $P_0=0.4$  MPa和 $\Delta=9$   $\mu\text{m}$ 的情况下, 对 $G_1$ 、

$G_2$ 和 $G_3$ 三种结构进行网格自适应建模, 并进行体积有限元求解。1/2个气浮工作面的压力分布情况如图4所示, 明显看出这些结构符合压力均匀化原则和气膜稳定性要求。为了定量研究影响负载性能的微结构参数, 首先需要选取合适的宏观结构, 并在此基础上控制各种变量。如表2所示, 对承载力、刚度和转动刚度的CFD结果进行了比较。 $G_1$ 具有最简单的微结构, 且 $K_\theta$ 的提升空间还很大, 因此选取 $G_1$ 选为基础结构, 在此之上可以对微结构的性能提升效果进行更加充分的研究。

### 3.2. 气膜厚度作用点 $\Delta_w$ 的预先设计

与单侧气膜的负载性能计算方式类似, 采用网格自适应方法同样可以得到导轨的承载力 $W$ 和刚度 $K_h$ 。事实上, 导轨的有效工作面是一面对面单侧气膜。两个气膜的平均厚度定义为工作点 $\Delta_w = (\Delta_{down} + \Delta_{up})/2$ 。气浮导轨的性能是两个单侧气膜性能之差, 如 $W = W_{down} - W_{up}$ 、 $K_h = K_{h-down} - K_{h-up}$ 和 $K_\theta = K_{\theta-down} - K_{\theta-up}$ 。假设已经确定了工作表面的宏观结构和其他微结构, 那么首先应该预设气膜厚度的工作点 $\Delta_w$ 。此外, 微结构的优化设计也需要预设 $\Delta_w$ 作为研究的前提条件。因此, 我们选择了 $\Delta_w$ 从4  $\mu\text{m}$ 变为14  $\mu\text{m}$ 的范围, 并计算得到了 $W$ 和 $K_h$ 随 $\Delta_w$ 变化的关系曲线。如图5所示, 自变量 $\Delta_e$ 为工作偏心量, 定义为 $\Delta_e = \Delta_w - \Delta_{down} = \Delta_{up} - \Delta_w$ 。为了避免气浮导轨产生接触摩擦, 根据经验将 $\Delta_{down}$ 的最小值定义为1  $\mu\text{m}$ 。

空载状态下,  $\Delta_e = 0$ , 当负载增大时,  $\Delta_e$ 也随之增大。如图5(a)所示, 导轨的承载力 $W$ 与 $\Delta_e$ 呈明显的正相关关系。由于 $\Delta_w$ 限制了 $\Delta_e$ 的最大值, 因此 $W$ 与 $\Delta_w$ 也呈正相关。当 $\Delta_e$ 为某确定值时,  $W$ 随 $\Delta_w$ 的增加而增大。

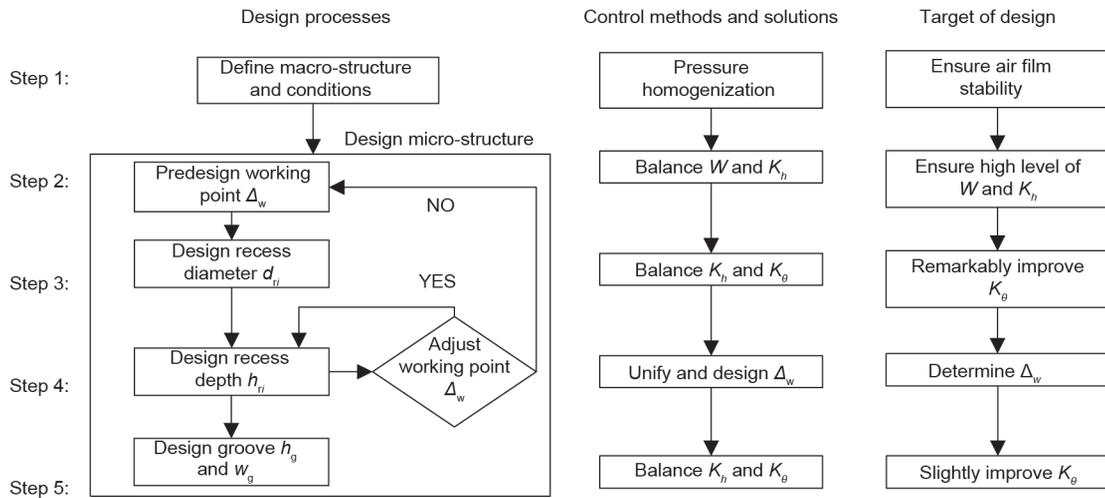


图3. 研究和参数设计过程。

因此，是否意味着只要 $\Delta_w$ 增加，就一定会提高承载力吗？答案当然是否定的。

根据图5(a)所示的 $\Delta_w = 14 \mu\text{m}$ 曲线，当 $\Delta_w$ 接近最大值时， $W$ 不再增加。在这种情况下，即使很小的外部扰动，也会轻易破坏气膜的稳定性。实际上，此时的气膜不具备抵抗外部失稳的能力，因此不利于导轨的稳定性。根据图5(b)中的 $K_h$ 曲线，就可以验证上述假设。当 $\Delta_e \leq 6 \mu\text{m}$ 时， $K_h$ 随 $\Delta_w$ 的增大而增大；当 $\Delta_w \geq 7 \mu\text{m}$ 时， $K_h$ 随 $\Delta_w$ 的增大而减小。根据图5(b)所示的 $\Delta_w = 14 \mu\text{m}$ 曲线，当 $\Delta_e$ 接近最大值时， $K_h$ 非常低。但是，在 $\Delta_w = 9 \mu\text{m}$ 曲线中，不管 $\Delta_e$ 在合理范围内如何变

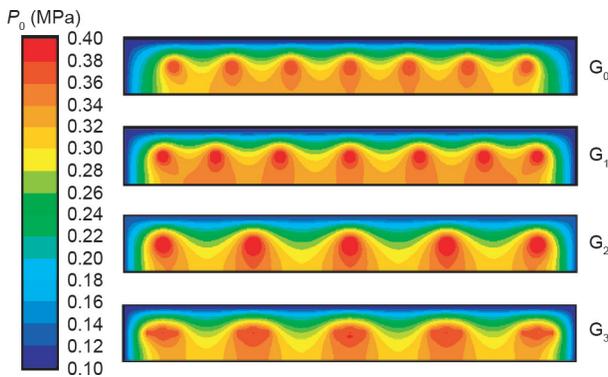


图4. 结构G<sub>0</sub>、G<sub>1</sub>、G<sub>2</sub>和G<sub>3</sub>的压力分布。

表2 结构G<sub>0</sub>、G<sub>1</sub>、G<sub>2</sub>和G<sub>3</sub>的导轨负载性能

Structure	Carrying capacity $W(\text{N})$	Stiffness $K_h(\text{N}\cdot\mu\text{m}^{-1})$	Rotational stiffness $K_\theta (\times 10^3 \text{ Nm}\cdot\text{rad}^{-1})$
G <sub>0</sub>	287.5	11.3	10.6
G <sub>1</sub>	301.2	12.2	12.6
G <sub>2</sub>	269.3	13.7	14.4
G <sub>3</sub>	264.4	12.4	15.1

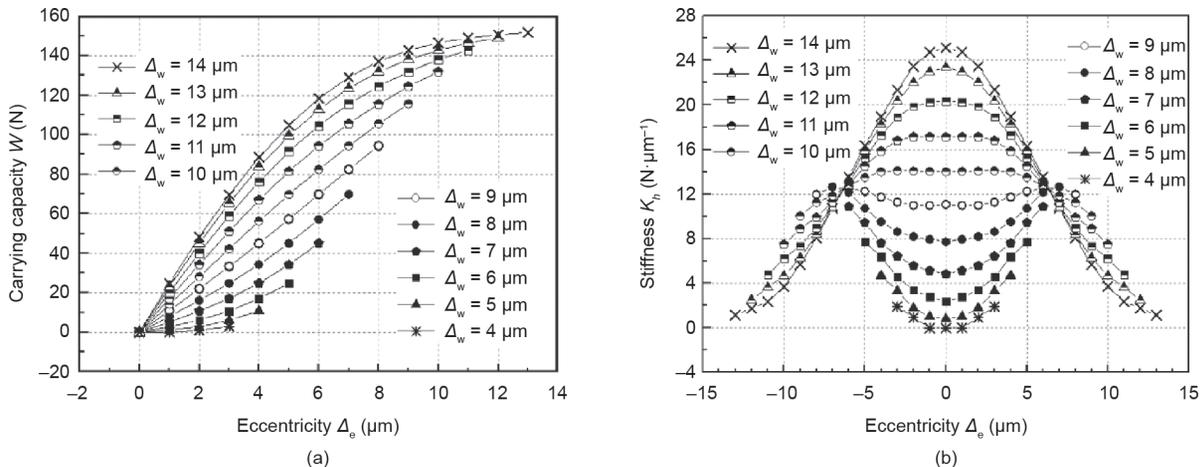


图5. 不同气膜厚度工作点 $\Delta_w$ 时 $\Delta_e$ 对承载力 $W$  (a)和刚度 $K_h$  (b)的影响。

化 $\Delta_e$ ， $K_h$ 都保持稳定的较高值。在图5(a)中 $\Delta_w = 9 \mu\text{m}$ 曲线也可以看出，尽管 $\Delta_w$ 限制了 $\Delta_e$ 的最大值，此时只要在 $\Delta_e$ 的选取合理，导轨仍然具有可观的 $W$ 。因此，在 $W$ 与 $K_h$ 的相互权衡下， $\Delta_w = 9 \mu\text{m}$ （或接近 $9 \mu\text{m}$ ，因为在后续研究中，将考虑微结构对工作面的影响）是本研究中导轨的最佳气膜厚度作用点。

### 3.3. 浅腔直径对 $d_{ri}$ 的影响

根据导轨的工作条件，我们将刚度 $K_h$ 和转动刚度 $K_\theta$ 作为主要观测的性能指标，以便进行比较研究。为了研究浅腔直径 $d_{ri}$ 对导轨性能的影响，我们限制 $\Delta_w = 9 \mu\text{m}$ ，以便着重研究 $d_{ri}$ 的变化影响。如图6所示，采用自适应方法，得到了 $d_{ri}$ 随导套宽度 $L_b$ 从0 mm变化为4 mm时， $K_h$ 和 $K_\theta$ 的等值面。如图6(a)中的曲线所示， $K_h$ 随着浅腔 $d_{ri}$ 的减小而单调增大，并且逐渐趋于饱和。如图6(b)中的曲线所示， $K_\theta$ 随着 $d_{ri}$ 的增大而单调增大，并且逐渐趋于饱和。当 $L_b$ 从16 mm到32 mm变化时，这种单调变化规律仍然适用，因为 $K_h$ 和 $K_\theta$ 随着有效载荷面积的增加而增大，且由 $L_b$ 决定。然而，不管 $L_b$ 如何变化， $K_h$ 和 $K_\theta$ 在随 $d_{ri}$ 的变化上都呈现出明显的相互制约。

采用一个性能系数 $k_{op}$ ，可以协调 $K_h$ 和 $K_\theta$ 的相互制约，并求出唯一对应的优化浅腔直径 $d_{op}$ 。算法1给出

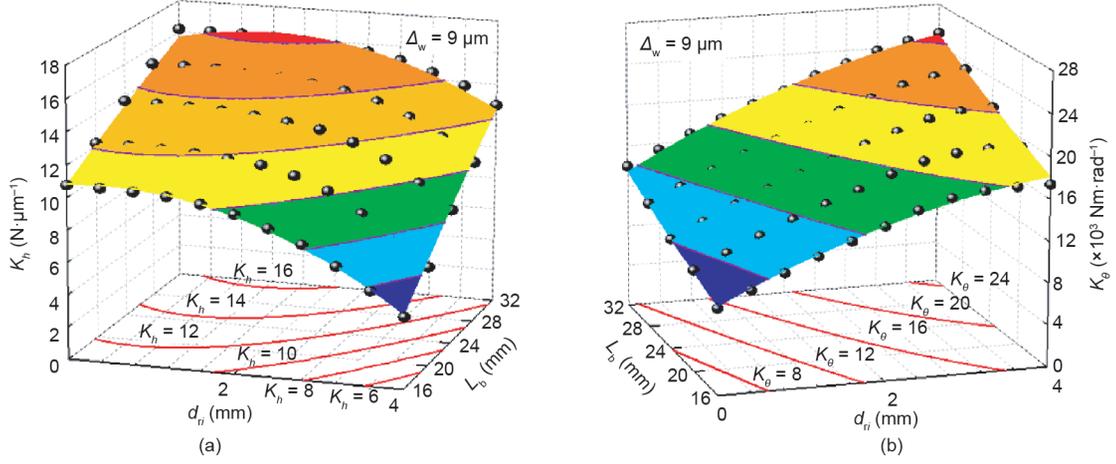


图6. 不同导套宽度 $L_b$ 下 $d_i$ 对刚度 $K_h$  (a) 和转动刚度 $K_\theta$  (b) 的影响。

了优化算法的伪代码。首先，滤掉横坐标两端对 $K_h$ 或 $K_\theta$ 提升程度小于5%的浅腔直径；其次，如算法1第18行所示，通过优化系数 $k_{op}$ ，选择两个疑似 $d_{op}$ 中的较小值；最后，采用经优化的 $d_{op}$ ，求出相应的 $K_h$ 和 $K_\theta$ 。以 $L_b = 20$  mm为例，如图7所示，设置 $k_{op}$ 来满足可变狭缝系统的不同运动状态要求。假设可变狭缝系统在极端条件下运行，且导轨以最大加速度运行。那么，为了满足最高加速度 $80 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ 而设置 $k_{op} = 0.8$ 时，通过优化计算得出浅腔直径为 $d_{op} = 2.8$  mm。根据运动轨迹规划，我们还提出了另外两种更实用的运动策略：由 $k_{op} = 0.6$ 计算得到 $d_{op} = 2.2$  mm，此时的平均加速度为 $61.4 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ 时，对应的运动状态为最大加速时长；由 $k_{op} = 0.4$ 计算得到 $d_{op} = 1.4$  mm，此时的平均加速度为 $49.1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ 时，对应的运动状态为最短匀速运动距离。如图7所示，得出这三种不同运动方式下的 $K_h$ 和 $K_\theta$ 结果。 $K_\theta$ 随着 $k_{op}$ 单调增大，因为加速度越大，所需抵抗力矩就越大， $K_\theta$ 值就越大。为了增大 $K_\theta$ ，我们需要削减 $K_h$ ，以便进行补偿。因此，该优化方法可以确定最佳 $d_{op}$ 及相应的 $K_h$ 和 $K_\theta$ ，以便满足不同的加速度。

#### 算法1 $k_{op}$ 性能系数算法的伪码

- 1: **for all**  $d$  ( $0 \leq d \leq 4$ ) that have been tagged into buffer  $L$  for filtration
- 2:     establish  $C_h$  and  $C_\theta$  separately
- 3:     **for each** remote copy of the current  $K_{h(i)}$
- 4:         **if**  $(K_{h(i)} - K_{h(i+1)})/K_{h(i)} \geq 5\%$
- 5:             pack the new stiffness with current  $K_{h(i)}$
- 6:             add the corresponding  $d$  to the list of update buffer  $L_h$
- 7:     **end if**

- 8:     **end for**
- 9:     **for each** remote copy of the current  $K_{\theta(i)}$
- 10:         **if**  $(K_{\theta(i+1)} - K_{\theta(i)})/K_{\theta(i)} \geq 5\%$
- 11:             pack the newly rotational stiffness with current  $K_{\theta(i)}$
- 12:             add the corresponding  $d$  to the list of update buffer  $L_\theta$
- 13:         **end if**
- 14:     **end for**
- 15:     set  $NL = L_h \cap L_\theta$
- 16:     **end for**
- 17:     **for all**  $d$  that have been tagged into buffer  $NL$  for optimization partition
- 18:          $d_{op} = \min \{ k_{op} \times K_h^{-1} [(1 - k_{op}) \times K_{h(i)\max}] + (1 - k_{op}) \times K_h^{-1} (K_{h(i)\max}), (1 - k_{op}) \times K_\theta^{-1} [k_{op} \times K_{\theta(i)\max}] + k_{op} \times K_\theta^{-1} (K_{\theta(i)\max}) \}$

为了进一步验证其适用性，我们在不同导套宽度 $L_b$ 和不同节流孔排数 $n$ 的情况下，再次优化了浅腔直径 $d$ 。显然，导轨宽度越大，需要的节流孔排数越多，并且会影响浅腔直径的优化结果。图8显示了无量纲直径 $d = nd_{op}/L_b \times 100\%$ 的优化结果，所述无量纲直径是沿 $L_b$ 方向的有效节流长度的百分比值，便于直观比较。可以看出，所有曲线都有一个极大值点。对于特定 $n$ 值， $k_{op}$ 越大， $n$ 值就越大，这与 $L_b = 20$  mm时的变化规律相吻合。此外，这些曲线的最大值随 $k_{op}$ 的增大而单调增大，其增长率随 $n$ 值的增大而略有增加。对于特定 $k_{op}$ ，这些曲线的最大值随 $n$ 值的增大而单调减小，其减小率随 $k_{op}$ 的增大而略有减小。根据曲线的交点选取较大的 $d$ ，我们可以总结出 $L_b$ 与 $n$ 的关系。以 $k_{op} = 0.6$ 为例， $L_b < 20$ 时，最好采用 $n = 1$ ； $20 < L_b < 32$ 时，应采用 $n = 2$ ； $L_b > 32$ 时，

应采用 $n=3$ 。当 $k_{op}$ 变化时,这种关系依然成立。

最大加速时长的策略最接近实际情况,即 $k_{op}=0.6$ 。如图8所示, $n=1、2$ 和 $3$ 时,这些曲线的无量纲最大值分别为20.6%、18.7%和17.1%,分别对应11 mm、24 mm和39 mm的导轨宽度。然后,将其分别还原量纲并转换为2.266 mm、2.244 mm和2.223 mm的浅腔直径。结果表明,图7中的优化浅腔直径 $d_{op}=2.2$  mm也适用于其他 $L_b$ 和 $n$ 。因此,优化系数 $k_{op}$ 法可广泛应用于不同尺寸的导套。

### 3.4. 浅腔深度 $h_{ri}$ 的影响

为了研究浅腔深度 $h_{ri}$ 的影响,我们再次将 $K_h$ 和 $K_\theta$ 作为主要观测的性能指标,以便进行比较研究。根据第3.2节中的优化结果,我们将浅腔直径限制为 $d_{op}=2.2$  mm。如图9所示,通过自适应法,我们得到了不同 $h_{ri}$ 下的 $K_h$ 和 $K_\theta$ 与 $\Delta_w$ 的关系曲线。不过,仍需进一步研究最佳作用点 $\Delta_w$ 上的 $K_h$ 和 $K_\theta$ 的变化规律。最后,我们对重新设

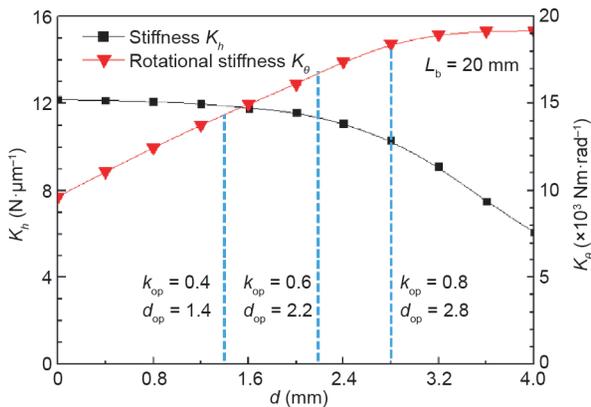


图7. 根据 $L_b = 20$  mm时的 $K_h$ 和 $K_\theta$ 曲线,通过 $k_{op}$ 优化法得出的 $d_{op}$ 结果。

计的作用点 $\Delta_w(\max)$ 进行了调整,并优化和设计了 $h_{ri}$ 优化。

如图9(a)所示,对于特定 $h_{ri}$ , $K_h$ 与 $\Delta_w$ 的每条曲线都有极大值点。 $K_h$ 的最大值与 $h_{ri}$ 的变化呈显著正相关关系,对应的气膜厚度工作点 $\Delta_w(\max)$ 也随着 $h_{ri}$ 的增大而增大。根据 $\Delta_w(\max)$ 与 $h_{ri}$ 之间的当前对应关系,将该函数拟合为公式(11)。为了满足 $\Delta_w = 9$  μm或接近该值(如第3.1节中预先设计的情况),我们将 $h_{ri}$ 限制在24~36 μm的范围内,以便获得更高 $K_h$ 。这是因为 $h_{ri}$ 过小或过大会导致较大的 $\Delta_w(\max)$ 偏差,从而使气膜厚度偏离预设的工作点,并导致 $K_h$ 快速减少。

$$\Delta_w(\max) = \frac{1}{2}e^{0.08h_{ri}} + \frac{10}{3} \quad (11)$$

如图9(b)所示,对于特定 $h_{ri}$ , $K_\theta$ 与 $\Delta_w$ 的每条曲线都有一个最大点。 $K_\theta$ 最大值随 $h_{ri}$ 的增大而增大,但并不明显,并且随着 $h_{ri}$ 的增大,逐渐增至饱和点。此外,11 μm时,作用点 $\Delta_w(\max)$ 几乎没有变化,因为其不受 $h_{ri}$ 的影响。很明显, $\Delta_w = 9$  μm时的 $K_\theta$ 会小于 $\Delta_w(\max) = 11$  μm时的最大值。因此,需要将 $\Delta_w(\max)$ 调整到接近9 μm。此外,

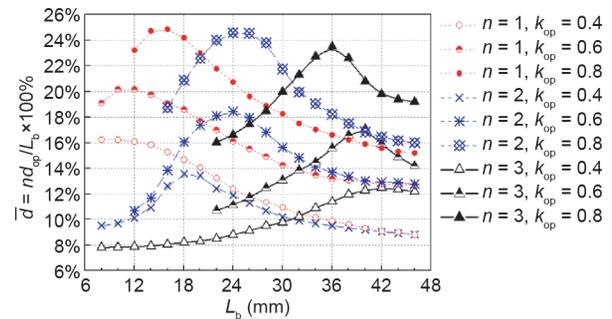


图8.  $L_b$ 对不同 $n$ 和 $k_{op}$ 优化的影响。

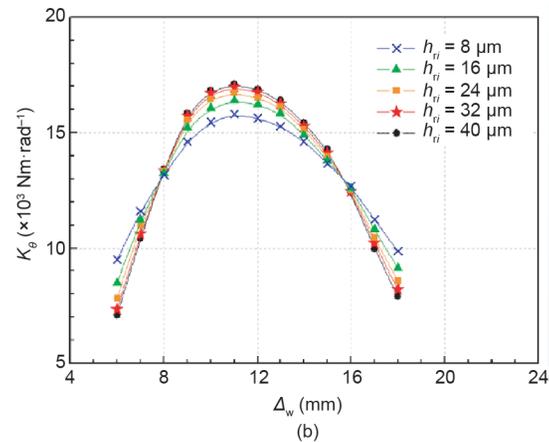
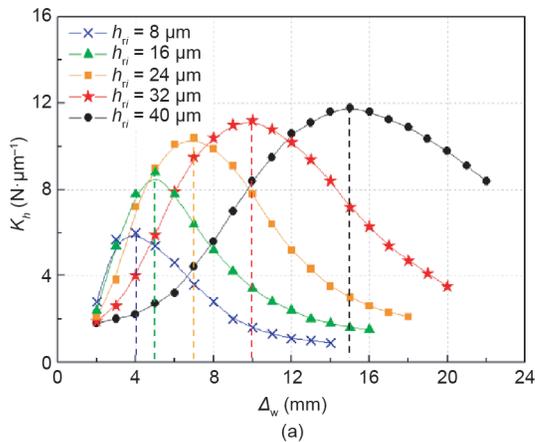


图9. 不同浅腔深度 $h_{ri}$ 下 $\Delta_w$ 对刚度 $K_h$ (a)和转动刚度 $K_\theta$ (b)的影响。

$K_\theta$ 仍有进一步提升的可能。

在不降低刚度 $K_h$ 的情况下，通过特殊结构可以增大转动刚度 $K_\theta$ ，同时将对应的 $\Delta_{w(\max)}$ 调整到接近 $9\ \mu\text{m}$ 。如图10所示，梯度深度的浅腔结构就有望实现这样的效果。由于加速运动，会产生导轨倾斜，虽然角度不大，但会形成楔形气膜。膜厚随浅腔的位置而变化，而不是保持在一个不变的特定值。如图10(a)所示，如果对这些浅腔浅腔的深度一致，那么最多只有一个浅腔与附近的气膜厚相匹配并提供最大的刚度。通常，这个浅腔位于（或靠近）导轨的几何中心，此时他的转动力臂为零（或者接近零），这就导致气浮导轨的自身转动刚度难以提升。如图9(a)所示，对于两侧的浅腔，由于浅腔深度将与局部气膜厚度不匹配，导致刚度降低。因此，即便是产生的旋转力臂足够大，但是很难增加旋转刚度。这就是不管 $h_{ri}$ 如何变化，采用统一的 $h_{ri}$ 难以实现旋转刚度提升的原因，如图9(b)所示。如果将浅腔设置为梯度深度，气浮导轨的转动刚度性能将显著提升，如图10(b)所示。使浅腔的深度 $h_{r0,1}$ 、 $h_{r2}$ 和 $h_{r3}$ 的深度依次减小，并确保与气膜局部膜厚相匹配。按照图9(a)中的匹配规则，可以提升浅腔产生平均气膜刚度：一方面，当倾斜角度增大时，中心和右侧的梯度深度浅腔可以达到刚度的最大值；另一方面，左侧的浅腔深度与气膜局部厚度不一致，因此刚度降低。但是，中心对称的梯度深度浅腔结构可以增大导轨的平均刚度，同时在考虑转动力臂的情况下，导轨的转动刚度也必然升高。这是因为，右侧的浅腔

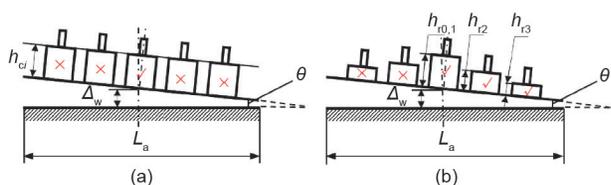


图10. 楔形气膜模型与统一深度(a)和渐变深度(b)的浅腔相匹配。

提供的刚度增大，且提供有助于导轨抵抗倾斜的转矩，而左侧浅腔提供的刚度降低，但不利于导轨抵抗倾斜。反之，当导轨向左侧倾斜时，上述梯度深度浅腔的影响规律仍然有效。

为了验证以上推论，我们设计了7种具有梯度深度浅腔的气浮导轨，并实验研究了它们的 $K_h$ 和 $K_\theta$ 性能。如表3所示，浅腔平均深度 $h_{\text{avg}}$ 从 $T_1$ 依次增加到 $T_7$ ，浅腔深度差 $h_{r3}-h_{r0}$ 呈锯齿状增加。从图11(a)中 $K_h$ 随 $\Delta_w$ 变化的曲线表明， $K_h$ 的最大值与 $h_{\text{avg}}$ 的变化呈显著正相关关系。相应作用点 $\Delta_{w(\max)}$ 还随着 $h_{\text{avg}}$ 的增大而增大，这符合均一浅腔深度对导轨性能的影响规律。将 $T_5$ 、 $T_6$ 和 $T_7$ 导轨的平均浅腔深度提高到 $24\ \mu\text{m} \leq h_{\text{avg}} \leq 36\ \mu\text{m}$ 的范围，但工作点 $\Delta_w$ 却呈现出降低的趋势，可以看到，在预设的气膜厚度工作点 $\Delta_w = 9\ \mu\text{m}$ 附近，导轨仍具有一定的刚度。

如图11(b)所示，带有梯度深度浅腔的导轨的 $K_\theta$ 明显高于均一浅腔深度导轨。更重要的是， $K_\theta$ 极大值对应的气膜厚度工作点 $\Delta_{w(\max)}$ 也发生了变化。通过比较 $K_\theta$ 随 $\Delta_w$ 的变化曲线，发现浅腔的深度差越大，导轨转动刚度的最大值就越高。同时，转动刚度最大值对应的气膜厚度工作点 $\Delta_{w(\max)}$ 的降低越显著。对于浅腔深度差相同的导轨，如 $T_2$ 、 $T_3$ 和 $T_6$ ， $K_\theta$ 的最大值并未随 $h_{\text{avg}}$ 的增大而显著增大，这符合均一浅腔深度结构的影响规律。但是 $T_2$ 、 $T_3$ 、 $T_5$ 和 $T_6$ 导轨的浅腔深度差大于其他导轨，可以降低转动刚度极大值对应的气膜厚度工作点 $\Delta_{w(\max)}$ 至 $9\ \mu\text{m}$ 附近，因此同时达到了增大 $K_\theta$ 和降低 $\Delta_w$ 的目的。上述实验结果表明：调整浅腔深度使其与气膜局部厚相匹配，可以提高导轨的转动刚度。因此，可以利用梯度深度的浅腔结构来增大转动刚度 $K_\theta$ ，同时通过调节浅腔深度，使导轨刚度 $K_h$ 和转动刚度 $K_\theta$ 的最大值处在相同的气膜厚度工作点 $\Delta_w$ 附近。综合考虑导轨刚度 $K_h$ 和转动刚度 $K_\theta$ ，导轨 $T_6$ 的性能优于其他导轨。

表3 7种导轨( $T_1 \sim T_7$ )的结构参数

Guideways	$d_{\text{op}}$ (mm)	$h_g$ (mm)	$w_g$ ( $\mu\text{m}$ )	$h_{r0,1}$ ( $\mu\text{m}$ )	$h_{r2}$ ( $\mu\text{m}$ )	$h_{r3}$ ( $\mu\text{m}$ )	$h_{\text{avg}}$
$T_1$	2.2	1	60	24	16	8	14.4
$T_2$	2.2	1	60	32	16	8	16
$T_3$	2.2	1	60	32	24	8	19.2
$T_4$	2.2	1	60	32	24	16	22.4
$T_5$	2.2	1	60	40	24	8	24
$T_6$	2.2	1	60	40	24	16	27.2
$T_7$	2.2	1	60	40	32	24	30.4

### 3.5. 均压槽的影响

在紧凑型复合节流静压气浮导轨中，导气槽主要用于维持高压气体的供需平衡。通常，上游结构（如浅腔等）影响了气膜内高压气体的输入量，因此均压槽结构的优化需要具有针对性。如果不对上游结构进行限制，均压槽深度 $h_g$ 和宽度 $w_g$ 的选取范围会很大，达不到优化的效果。因此，在浅腔结构确定和气膜厚度工作点调整后，再进行均压槽结构的研究，我们选取之前优化的导轨 $T_6$ ，在此基础上进一步研究 $h_g$ 和 $w_g$ 对 $K_h$ 和 $K_\theta$ 的影响。

如图12 (a) 所示， $K_h$ 随着 $h_g$ 的增加而单调增大，当 $h_g \geq 80 \mu\text{m}$ ， $K_h$ 达到饱和。另一方面，随着 $\Delta_w$ 不断增大，且 $\Delta_w \leq 8 \mu\text{m}$ ， $K_h$ 的最大值随之增大，而当 $\Delta_w \geq 8 \mu\text{m}$ ， $K_h$ 的最大值随之减小。不仅如此， $K_h$ 的最大值对应的均压槽深度最大值 $h_{g(\text{max})}$ 随着 $\Delta_w$ 而减小。当

$\Delta_w \geq 12 \mu\text{m}$ 时， $h_g$ 几乎不会影响 $K_h$ ，这是因为 $\Delta_w$ 增大后，气体流动更加顺畅，不再需要均压槽的排气作用，气膜内的气体便能够顺畅排出导轨。也就是说，不需要均压槽，气浮导轨自身可以实现供需气体平衡。相比之下，当 $\Delta_w = 8 \mu\text{m}$ 时， $K_h$ 的值最大，此时均压槽深度的选取范围是 $h_g \geq 50 \mu\text{m}$ 。

如图12 (b) 所示，当 $\Delta_w$ 不变时， $K_\theta$ 随 $h_g$ 变化的每条曲线都有极大值点。当 $\Delta_w \leq 8 \mu\text{m}$ 时， $K_\theta$ 的极大值增大，而当 $\Delta_w \geq 8 \mu\text{m}$ 时， $K_\theta$ 的极大值减小。对 $h_{g(\text{max})}$ 和 $\Delta_w$ 的关系进行拟合得到 $h_{g(\text{max})} = 12\Delta_w - 40$ 。这是因为 $\Delta_w$ 越低楔形气膜就越薄，因此 $\Delta_w$ 较低时（如 $6 \mu\text{m}$ 曲线），当 $h_g \leq 70 \mu\text{m}$ 时， $K_\theta$ 随 $h_g$ 的变化更加敏感。此外， $K_\theta$ 的极大值会提前出现，此时的 $h_{g(\text{max})}$ 则更小。另外，提高 $h_g$ 会在楔形气膜上形成明显的压力均匀化，因此提高 $h_g$ 会在导轨中心两侧形成相似的压力和刚度，从而使 $K_\theta$ 降

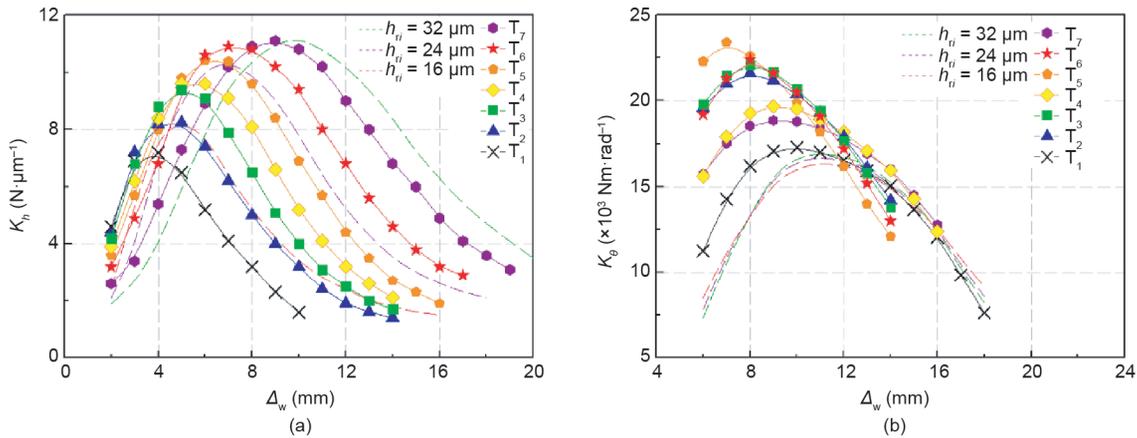


图11. 渐变浅腔深度 $h_g$ 下 $\Delta_w$ 对刚度 $K_h$  (a) 和转动刚度 $K_\theta$  (b) 的影响。

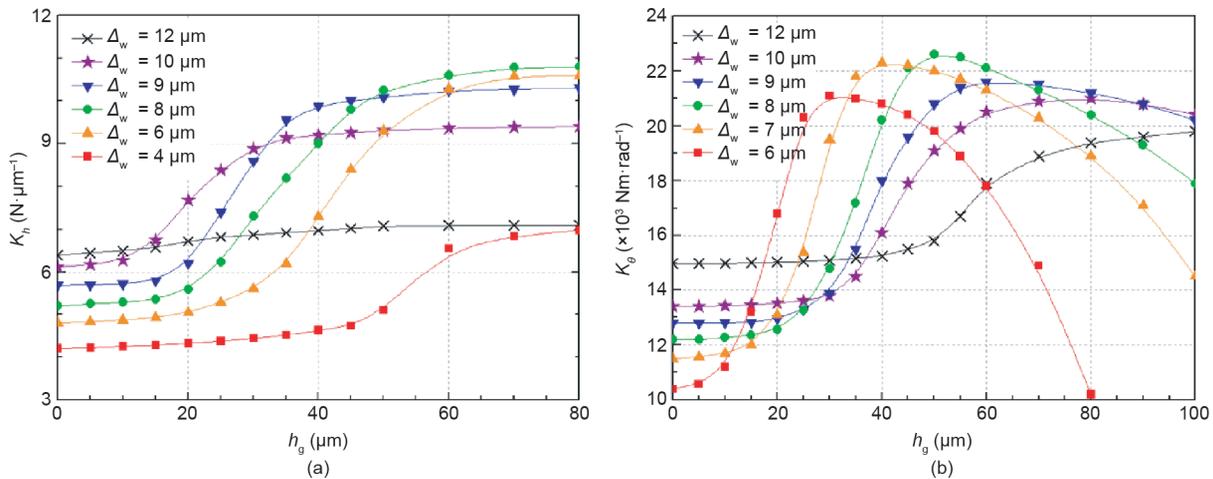


图12. 不同 $\Delta_w$ 下 $h_g$ 对刚度 $K_h$  (a) 和转动刚度 $K_\theta$  (b) 的影响。

低。当 $\Delta_w = 8 \mu\text{m}$ 时,  $K_h$ 的范围为 $45 \mu\text{m} \leq h_g \leq 70 \mu\text{m}$ 。与预设的气膜厚度工作点 $\Delta_w = 9 \mu\text{m}$ 相比, 在相同 $h_g$ 范围内 $K_h$ 更高。根据图12 (a)、(b)中均压槽深度的影响规律,  $h_g$ 的选取范围应为 $45 \sim 70 \mu\text{m}$ , 这与第3.3节中预设的 $h_g = 60 \mu\text{m}$ 保持一致。

如图13 (a)所示, 当 $\Delta_w$ 不变时,  $K_h$ 随 $w_g$ 变化的每条曲线都有极大值点。当 $\Delta_w \leq 8 \mu\text{m}$ 时,  $K_h$ 的极大值增大, 而当 $\Delta_w \geq 8 \mu\text{m}$ 时,  $K_h$ 的极大值减小。对 $w_{g(\text{max})}$ 和 $\Delta_w$ 的关系进行拟合得 $w_{g(\text{max})} = 0.1\Delta_w + 0.2$ 。这是因为 $\Delta_w$ 越低(如 $\Delta_w = 4 \mu\text{m}$ ),  $w_g$ 对 $K_h$ 的影响就越显著。相反,  $\Delta_w$ 越高(如 $\Delta_w = 12 \mu\text{m}$ ),  $w_g$ 对 $K_h$ 的影响就较小。此外, 当 $w_g$ 增大到与导轨宽度 $L_b$ 相同的水平时,  $K_h$ 就会减小, 因为增大 $w_g$ 会占用气浮导轨有效工作面积, 同时还降低气膜中的平均压力, 最终使 $K_h$ 减小。

如图13 (b)所示, 当 $\Delta_w$ 不变时,  $K_\theta$ 随 $w_g$ 变化的每条曲线都有极大值。根据当前对应关系,  $K_\theta$ 的最大值随 $\Delta_w$ 的增大而减小, 而相应 $w_{g(\text{max})}$ 随 $\Delta_w$ 而增大。这说明 $K_\theta$ 与 $w_g$ 的曲线具有与 $K_h$ 曲线相似的特征, 因为 $w_g$ 对 $K_h$ 的影响主导着 $K_\theta$ 的变化趋势, 尤其是在较低 $w_g$ 的情况下影响更显著。根据图13 (a)、(b)中均压槽宽度的影响规律,  $w_g$ 的选取范围为 $0.8 \sim 1 \text{ mm}$ , 这与第3.3节中预设的 $w_g = 1 \text{ mm}$ 保持一致。

根据图12和图13所示的分析和优化结果, 具有这种宏观和微结构的气浮导轨, 与其他导轨相比有更好的刚度和转动刚度。相反, 当 $\Delta_w = 9 \mu\text{m}$ 时, 导轨的性能稍差, 这符合T6导轨的优化设计结果:  $K_h(\Delta_w = 8) > K_h(\Delta_w = 9)$ , 以及 $K_\theta(\Delta_w = 8) > K_\theta(\Delta_w = 9)$ (图11)。但不需要将作用点调整为 $\Delta_w = 8 \mu\text{m}$ , 因为 $\Delta_w = 9 \mu\text{m}$ 可以在多种偏

心率 $\Delta_c$ 下表现出良好的性能, 如图5 (b)所示。

## 4. 实验与验证

### 4.1. 承载力 $W$ 和转动力矩 $M_t$ 的实验装置

如图14所示, 导轨 $T_6$ 的导套 $G_1$ 由铝合金AlZnMg-Cu<sub>1.5</sub>制成, 其表面经过了阳极氧化处理, 中间的方轨采用38CrMoAl合金钢制成, 并进行了表面氮化处理。

承载力 $W$ 和倾斜度 $M_t$ 的测量原理如图15 (a)和 (b)所示。与数值模拟控制的变量不同, 实验中的自变量为等间隔变化的负载质量, 通过在托盘上加载砝码就可以实现。利用公式 $M_t = W \cdot L_c$ , 测量并计算出转动力矩。 $L_c$ 为实验测得的力臂。另外一个变量 $\Delta_c$ 通过测量导轨姿态中的高度变化获得, 通过坐标测量机(CMM)测量, 并通过软件QUINDOS 7处理得到。如图15 (c)所示,  $\Delta_c$ 等于通过被测表面上的三个点或四个点进行平面拟合并计算得到平面间距。如图15 (d)所示, 通过测量间距为 $L_c$ 的两点的高度差 $\Delta_c$ , 并做比值计算得到导轨的倾斜角度变化。

### 4.2. 对刚度、转动刚度和加速性能的验证

通过该设置, 可以立即测量出承载力 $W$ 和倾斜度 $M_t$ 。然后, 通过公式(9)和(10), 就可以得出刚度 $K_h$ 和转动刚度 $K_\theta$ 。如图16(a)所示,  $T_6$ 的 $K_h$ 曲线更加稳定。由于导轨和托盘自重的原因,  $\Delta_c$ 未能从零起始。如图16 (b)所示, 通过设计微结构参数, 可以提高 $T_6$ 的转动刚度。结果表明:  $K_\theta = 2.14 \times 10^4 \text{ Nm} \cdot \text{rad}^{-1}$ , 比优化前增加了69.8%, 且与CFD结果保持一致。

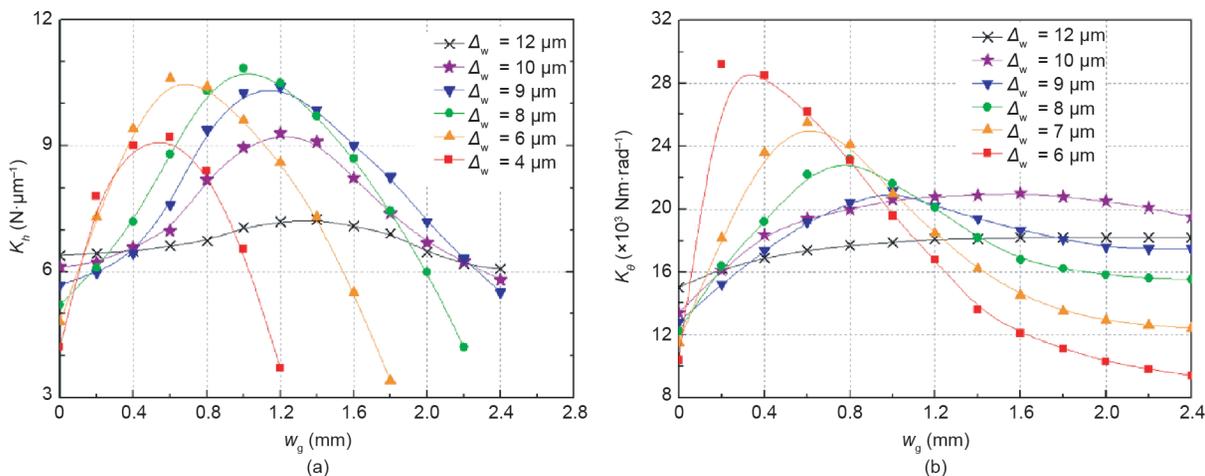


图13.不同 $\Delta_w$ 下 $w_g$ 对刚度 $K_h$  (a)和转动刚度 $K_\theta$  (b)的影响。

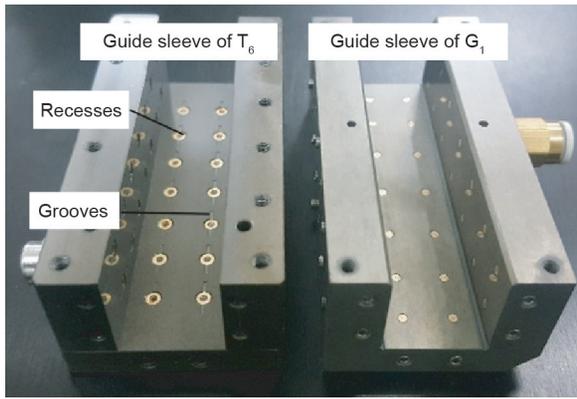


图14. 实验用静压气浮导轨的C形导套。

在应用ArF光刻机可变狭缝系统的真机扫描试验中，采用所设计槽腔的微结构复合节流静压气浮导轨，用Elmo控制器对驱动导轨的电机进行控制和监测。如图17所示，平均扫描加速度达到 $67.5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ ，满足第3.3节需求的 $61.4 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ 设计目标。

以上结果表明，在不损失刚度的前提下，微结构参数的设计和调整可以在中低压供气条件下提高导轨的转动刚度。实际应用表明，采用该方法设计的复合节流静压气浮导轨可以满足光刻机6倍重力加速度的高加速扫描运动需求。

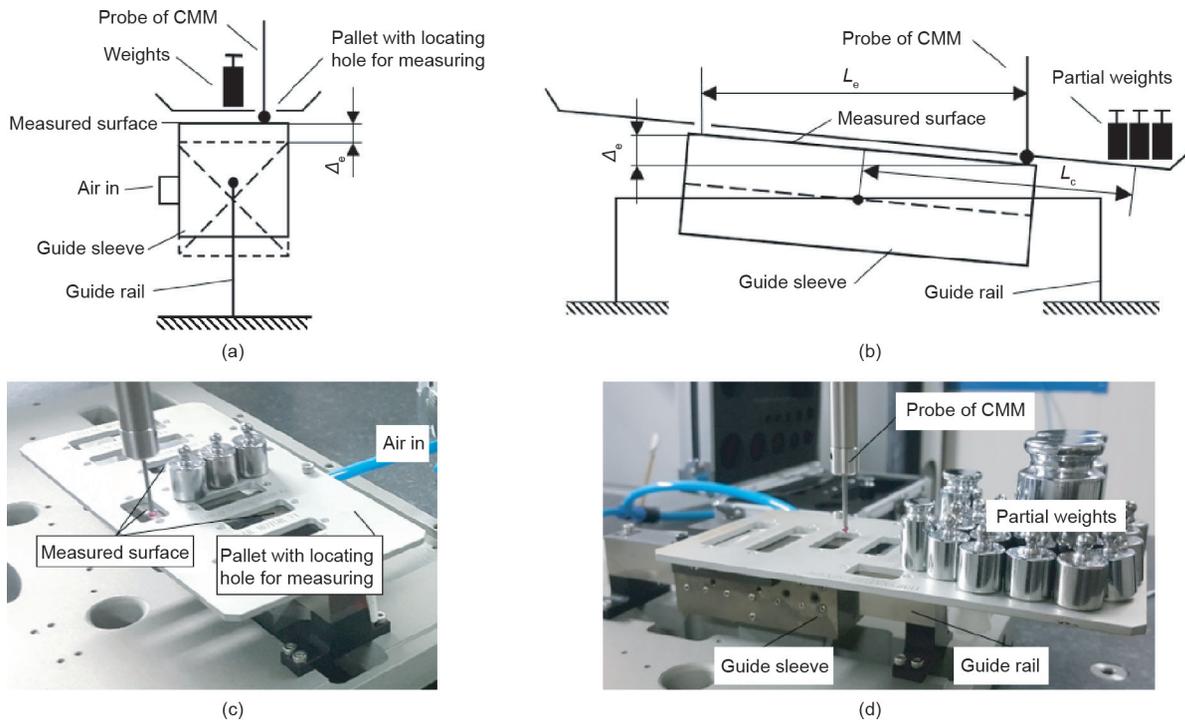


图15. 测量原理和实验设置。(a)  $W$ 的测量；(b)  $M_1$ 的测量；(c)  $W$ 的设置；(d)  $M_1$ 的设置。CMM: 坐标测量机。

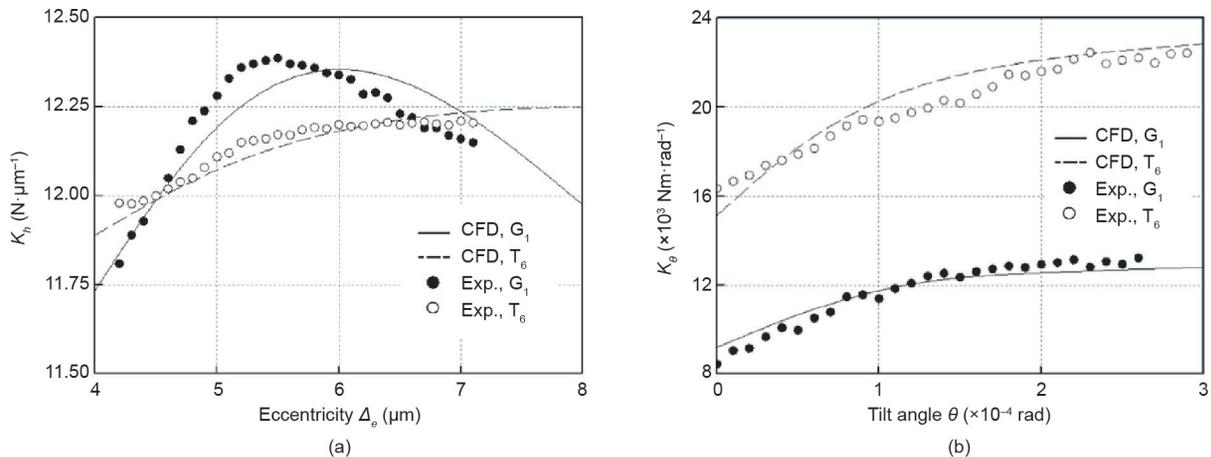


图16.  $G_1$ 和 $T_6$ 的刚度 $K_h$  (a) 和转动刚度 $K_\theta$  (b) 的结果。

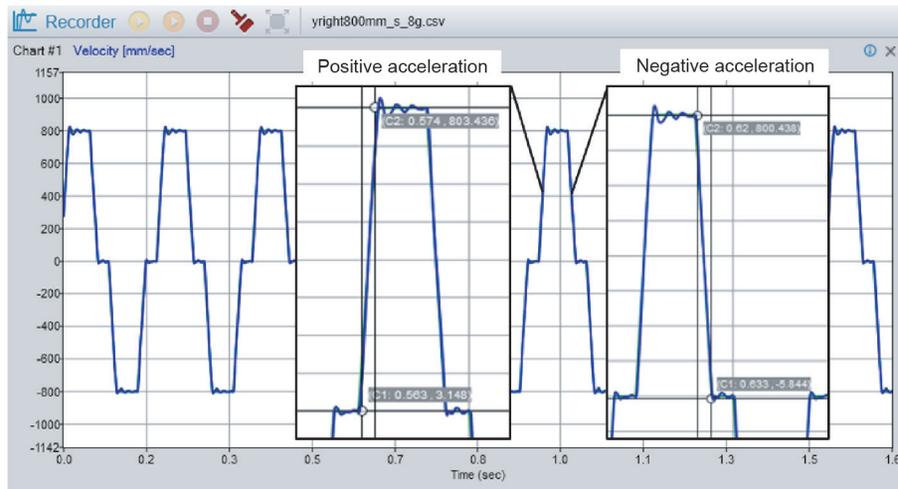


图17. ArF光刻机的扫描试验中Elmo控制器的速度监测曲线。

## 5. 结论

本文研究得出以下结论：

(1) 采用网格自适应方法，建立了气膜厚度工作点与槽腔微结构的关系。揭示了微结构参数微米级变化对复合节流静压气浮导轨负载性能的影响。结果表明，浅腔的直径和深度对导轨转动刚度的影响较为显著，并提出利用浅腔深度来调整气膜厚度工作点的方法。

(2) 提出一种高转动刚度复合节流静压气浮导轨的微结构参数设计方法。通过优化浅腔直径和浅腔深度，将导轨承载力和刚度的最佳气膜厚度工作点统一起来。通过调整浅腔深度和均压槽深度，将刚度和转动刚度的气膜厚度工作点统一起来。该设计方法在一定程度上消除了导轨各项负载性能间的相互制约，通过槽腔微结构参数的调整，使导轨在中低压供气条件下仍具有高旋转刚度。

(3) 实验结果表明，该方法设计的微结构参数，使导轨的转动刚度提高了69.8%。CFD与实验结果的一致性证明了该方法的有效性。采用该方法设计了一种紧凑型复合节流静压气浮导轨，并应用于ArF光刻机的可变狭缝系统中。在扫描试验中，平均扫描加速度达到 $67.5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ ，满足6倍重力加速度的扫描运动要求。此外，采用该方法提高复合节流静压气浮导轨的负载性能，有望提高光刻机中高精度直线运动导向机构的性能，为光刻的跨代发展奠定基础。

## 致谢

本研究得到了国家自然科学基金（51675136）、国家科技重大专项（2017ZX02101006-005）和黑龙江省自然科学基金（E2017032）的资助。

## Compliance with ethics guidelines

Zhongpu Wen, Jianwei Wu, Kunpeng Xing, Yin Zhang, Jian Li, and Jiubin Tan declare that they have no conflict of interest.

## References

- [1] Yang P, Takamura T, Takahashi S, Takamasu K, Sato O, Osawa S, Takatsuji T. Development of high-precision micro-coordinate measuring machine: multiprobe measurement system for measuring yaw and straightness motion error of XY linear stage. *Precis Eng* 2011;35(3):424–30.
- [2] Qi E, Fang Z, Sun T, Chen J, Liu C, Wang J. A method for predicting hydrostatic guide error averaging effects based on three-dimensional profile error. *Tribol Int* 2016;95:279–89.
- [3] Levinson HJ. *Principles of lithography*. 3rd ed. Bellingham: Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers; 2010.
- [4] Mizoguchi H, Nakarai H, Abe T, Ohta T, Nowak KM, Kawasuji Y, et al. LPP-EUV light source development for high volume manufacturing lithography. In: *Proceedings of the 2013 SPIE Advanced Lithography*; 2013 Feb 24–28; San Jose, CA, USA; 2013. p. 1–11.
- [5] Zhong B, Bai B, Li J, Zhang Y, Fu Y. Hierarchical tracking by reinforcement learning-based searching and coarse-to-fine verifying. *IEEE Trans Image Process* 2019;28(5):2331–41.
- [6] Laidler D, D'havé K, Hermans J, Cheng S. Mix and match overlay optimization strategy for advanced lithography tools (193i and EUV). In: *Proceedings of the 2012 SPIE Advanced Lithography*; 2012 Feb 13–15; San Jose, CA, USA; 2012. p. 1–11.
- [7] Lai K, Liu C, Pitera J, Dechene DJ, Schepis A, Abdallah J, et al. Computational aspects of optical lithography extension by directed self-assembly. In: *Proceedings of the 2013 SPIE Advanced Lithography*; 2013 Feb 24–28; San Jose, CA, USA; 2013. p. 1–13.
- [8] Lin Y, Zhong B, Li G, Zhao S, Chen Z, Fan W. Localization-aware meta tracker

- guided with adversarial features. *IEEE Access* 2019;7:99441–50.
- [9] Peeters R, Lok S, van Alphen E, Harned N, Kuerz P, Lowisch M, et al. ASML's NXE platform performance and volume introduction. In: *Proceedings of the 2013 SPIE Advanced Lithography*; 2013 Feb 24–28; San Jose, CA, USA; 2013. p. 1–8.
- [10] Zhang W, Gong Y. Vector analysis of diffractive optical elements for off-axis illumination of projection lithographic system. *Acta Opt Sin* 2011;31(10):1005002. Chinese.
- [11] Raghunathan S, Munder A, Hartley J, Sohn J, Orvek K. Correlation of overlay performance and reticle substrate non-flatness effects in EUV lithography. In: *Proceedings of the 2009 SPIE Photomask Technology*; 2009 Sept 14–17; Monterey, CA, USA; 2009. p. 1–9.
- [12] Tanaka Y, Hara T, Kitamura H, Ishikawa T. Synchronization of picosecond laser pulses to the target X-ray pulses at SPring-8. *Nucl Instrum Methods Phys Res A* 2001;467–468(Pt 2):1451–4.
- [13] Taghizadeh MR, Blair P, Layet B, Barton IM, Waddie AJ, Ross N. Design and fabrication of diffractive optical elements. *Microelectron Eng* 1997;34(3–4):219–42.
- [14] Broers AN. Resolution, overlay, and field size for lithography systems. *IEEE Trans Electron Devices* 1981;28(11):1268–78.
- [15] Nakamura T, Yoshimoto S. Static tilt characteristics of aerostatic rectangular double-pad thrust bearings with compound restrictors. *Tribol Int* 1996;29(2):145–52.
- [16] Nakamura T, Yoshimoto S. Static tilt characteristics of aerostatic rectangular double-pad thrust bearings with double row admissions. *Tribol Int* 1997;30(8):605–11.
- [17] Belforte G, Colombo F, Raparelli T, Trivella A, Viktorov V. Comparison between grooved and plane aerostatic thrust bearings: static performance. *Meccanica* 2011;46(3):547–55.
- [18] Liu T, Li YT, Liu YH, et al. [Aerostatic lubrication]. Harbin: Harbin Institute of Technology Press; 1998. Chinese.
- [19] Rowe WB. *Hydrostatic, aerostatic and hybrid bearing design*. Oxford: Butterworth-Heinemann; 2013.
- [20] Kim JY, Ghajar AJ, Tang C, Foutch GL. Comparison of near-wall treatment methods for high Reynolds number backward-facing step flow. *Int J Comput Fluid Dyn* 2005;19(7):493–500.
- [21] Gharbi EN, Absi R, Benzaoui A, Amara EH. Effect of near-wall treatment on airflow simulation. In: *Proceedings of the 2009 International Conference on Computational Methods for Energy Engineering and Environment*; 2009 Nov 20–22; Sousse, Tunisia; 2009.
- [22] Eleshaky ME. CFD investigation of pressure depressions in aerostatic circular thrust bearings. *Tribol Int* 2009;42(7):1108–17.
- [23] Zhang J, Zou D, Ta N, Rao Z. Numerical research of pressure depression in aerostatic thrust bearing with inherent orifice. *Tribol Int* 2018;123:385–96.
- [24] Gao S, Cheng K, Chen S, Ding H, Fu H. CFD based investigation on influence of orifice chamber shapes for the design of aerostatic thrust bearings at ultrahigh speed spindles. *Tribol Int* 2015;92:211–21.
- [25] Aoyama T, Kakinuma Y, Kobayashi Y. Numerical and experimental analysis for the small vibration of aerostatic guideways. *CIRP Ann* 2006;55(1):419–22.
- [26] Aoyama T, Koizumi K, Kakinuma Y, Kobayashi Y. Numerical and experimental analysis of transient state micro-bounce of aerostatic guideways caused by small pores. *CIRP Ann* 2009;58(1):367–70.
- [27] Yadav SK, Sharma SC. Performance of hydrostatic tilted thrust pad bearings of various recess shapes operating with non-Newtonian lubricant. *Finite Elem Anal Des* 2014;87:43–55.
- [28] Wen ZP, Wu JW, Zhang Y, Cui JW, Tan JB. Improving the rotational stiffness of compact aerostatic guideway by micro-structures optimization. *IEEE Access* 2019;7:55780–7.
- [29] Wen ZP, Wu JW, Tan JB. An adaptive modeling method for multi-throttle aerostatic thrust bearing. *Tribol Int* 2020;149:105830.
- [30] Geng YQ, Yan YD, Wang JQ, Brousseau E, Sun YW, Sun YZ. Fabrication of periodic nanostructures using AFM tip-based nanomachining: combining groove and material pile-up topographies. *Engineering* 2018;4(6): 787–95.
- [31] Zhou Q, Zhong B, Zhang Y, Li J, Fu Y. Deep alignment network based multiperson tracking with occlusion and motion reasoning. *IEEE Trans Multimed* 2019;21(5):1183–94.
- [32] Kim SE, Choudhury D, Patel B. Computations of complex turbulent flows using the commercial code fluent. In: Salas MD, Hefner JN, Sakell L, editors. *Modeling complex turbulent flows*. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers; 1999. p. 259–76.
- [33] Zhong B, Yao H, Chen S, Ji R, Chin TJ, Wang H. Visual tracking via weakly supervised learning from multiple imperfect oracles. *Pattern Recognit* 2014;47(3):1395.