

法向应力电磁致动器优化设计

苏恒章, 顾宽昊

上海理工大学机械工程学院, 上海

收稿日期: 2025年4月2日; 录用日期: 2025年5月2日; 发布日期: 2025年5月12日

摘要

法向应力电磁致动器(Normal-Stressed Electromagnetic Linear Actuator, NELA)是利用磁阻力实现精密微位移的新型直线执行器, 具有高可靠性、高效率、高响应速度等特点。文章提出径向偏置型NELA的优化设计方法, 利用绕电枢表面S积分的麦克斯韦应力张量 T_z 建立径向偏置型NELA的轴向电磁力数学模型, 以致动器的轴向电磁力作为目标函数, 致动器的结构及电磁参数为设计变量, 致动器绕组窗的尺寸和定子截面的饱和磁通限制为约束条件, 建立优化设计模型, 通过fmincon函数求解得到特定尺寸下径向偏置型NELA实现最大轴向电磁力的构型设计, 优化后致动器的最大轴向电磁力由700 N提升到1000 N。其次, 利用Ansoft Maxwell软件对该构型设计下的致动器进行三维电磁场有限元仿真分析, 得到了其内部磁通分布以及轴向承载力与电流和动子轴向位移的线性关系。仿真结果表明: 在 ± 1 mm的行程内, 致动器的轴向电磁力与其动子轴向位置近似呈线性关系, 其最大轴向电磁力可达1000 N。

关键词

法向应力致动器, 优化设计, 有限元分析

Optimized Design of Normal Stress Electromagnetic Actuator

Hengzhang Su, Kuanhao Gu

School of Mechanical Engineering, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai

Received: Apr. 2nd, 2025; accepted: May 2nd, 2025; published: May 12th, 2025

Abstract

Normal-stressed Electromagnetic Linear Actuator (NELA) is a new type of linear actuator that uses magnetic resistance to achieve precision micro-displacement with high reliability, high efficiency, and high response speed. This paper proposes an optimal design method for radially biased NELA, using the Maxwell stress tensor T_z integrated around the armature surface S to establish the axial

electromagnetic force mathematical model of radially biased NELA, taking the axial electromagnetic force of the actuator as the objective function, the actuator's structural and electromagnetic parameters as the design variables, and the dimensions of the actuator winding window and the saturated flux limitation of the stator cross-section as the constraints. An optimization design model is established and solved using the fmincon function, achieving a configuration design under specific dimensions for the radially biased NELA to realize maximum axial electromagnetic force, increasing the actuator's maximum axial electromagnetic force from 700 N to 1000 N after optimization. Additionally, the three-dimensional electromagnetic field finite element simulation analysis of the actuator under the configuration design is carried out by using Ansoft Maxwell software to obtain the internal magnetic flux distribution and the linear relationship between the axial load carrying capacity and the current and the axial displacement of the actuator. The simulation results show that the axial electromagnetic force of the actuator is approximately linear with the axial position of its actuator within a travel of ± 1 mm, and its maximum axial electromagnetic can reach 1000 N.

Keywords

Normal Stress Actuator, Optimized Design, Finite Element Analysis

Copyright © 2025 by author(s) and Hans Publishers Inc.

This work is licensed under the Creative Commons Attribution International License (CC BY 4.0).

<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>



Open Access

1. 引言

在现代工业与科学技术快速发展的背景下, 电磁致动器在众多关键领域发挥着不可或缺的作用。在高速旋转机械领域, 电磁致动器凭借其无接触支持的特点可以被用作电磁轴承, 能够极大地降低摩擦损失; 在精密加工领域, 由于对运动精度和负载能力等方面有着很高的要求, 电磁致动器凭借其独特的结构和性能优势, 逐渐成为解决精密加工难题的应用热点。

理想的直线致动器应当满足以下要求: 1) 输出力与线圈电流和电枢轴向位移是线性函数关系; 2) 力密度高, 结构设计紧凑, 结构刚性好; 其中一类致动器是我们所熟知的直线电机, 利用洛伦兹力驱动的直线电机可以实现良好的线性度和较长的行程[1] [2], 但其细长的结构以及较低的力密度使其不适用于轴向负载能力要求高的场景。另一类致动器是法向应力电磁致动器(Normal-Stressed Electromagnetic Linear Actuator, 简称 NELA), 法向应力电磁致动器是一种利用磁阻力来实现微位移运动的新型执行器[3], 控制线圈电流和电枢的轴向位置可以改变磁阻力的大小和方向, 其主要特征是磁阻力垂直于移动电枢表面。常见的四种类型的法向应力电磁致动器如图 1 所示。图 1(a)所示为马蹄型(Horseshoe, 简称 HS)电磁致动器, 通常被用作主轴的推力轴承[4]-[8], 也被广泛用于径向轴承[9], 其轴向力是由轴向气隙以及线圈电流来控制的, 线圈绕组的电流发生变化, 引起电枢上下表面的磁阻发生变化, 从而改变致动力的大小, 通过改变线圈的通电方向即可改变其轴向致动力的方向。其缺点是面向线圈绕组的电枢部分的表面积不会产生力, 电枢的尺寸将会非常大, 致动器结构不够紧凑; 图 1(b)所示为轴向偏置型(Axially-Biased, 简称 AB)电磁致动器, 这种致动器的设计采用的是永磁体偏置, 偏置磁通以轴向方向进入电枢[10]。这种类型的执行器通常具有比 HS 设计的致动器更低的功耗, 但其存在电枢表面积利用率不高, 且需要两个电枢的缺点。图 1(c)所示为管状线性(Tubular linear, 简称 TL)电磁致动器, 这种致动器的优点是取消了移动电枢推力板, 其轴向致动力产生的区域是多个小凹槽, 而不是单一的电枢推力板, 但是由于槽的浅度限制了产生推力的区域, 该设计实现的负载能力相较于其他几种电磁致动器较差[11]。图 1(d)所示

为径向偏置型(Radially-Biased, 简称 RB)电磁致动器, 这种类型的致动器偏置磁通量以径向方向进入电枢, 优点是几乎所有的电枢表面区域都用于轴向电磁致动力生成, 从而能够在非常紧凑的机械结构上提高负载能力[3]。很多学者都对法向应力致动器的力密度特性展开了研究, Usman 等详细介绍了 RB 型 NELA 的工作原理和结构设计, 利用有限元方法分析比较了 RB 型设计和 HS 型设计的 NELA 的性能, 结论是 RB 型设计在负载能力方面优势显著, 在相同的尺寸下, 其负载能力是 HS 型设计的 8 倍; Vrijssen 等对 NELA 以及音圈致动器在高精度应用中进行了比较, 分析了两者在受力、质量和损耗等方面的差距[12]。Cigarini 等利用有限元分析方法对 NELA 和音圈致动器的性能进行了比较, 在整个电流和行程的变化范围内, NELA 的轴向力与体积比可达音圈致动器的 10.5 倍[13]。从这些研究中可以得出: RB 径向偏置型法向应力致动器相较于其他几种常见的直线致动器, 具有结构紧凑、负载能力强、线性度高等优点。

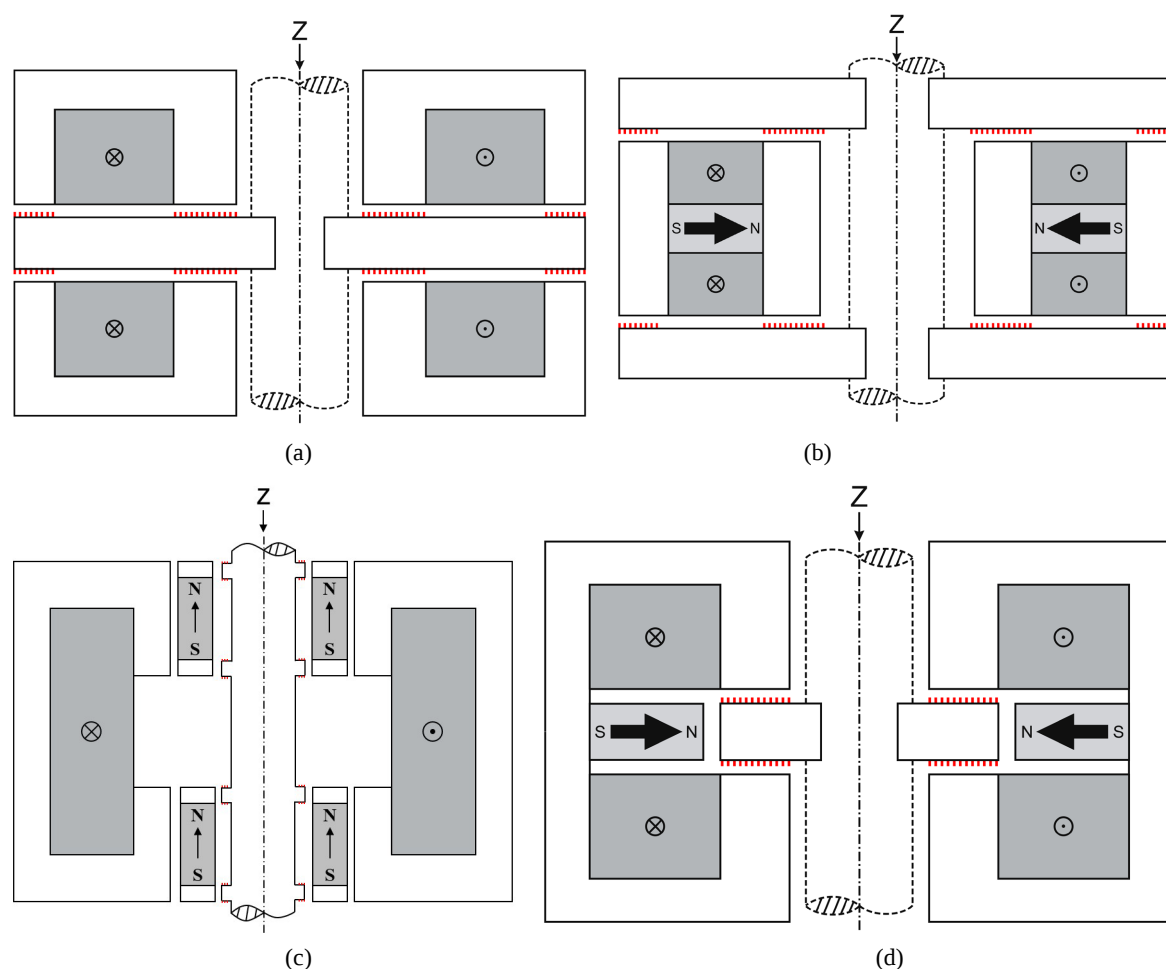


Figure 1. Four configurations of normal stress electromagnetic actuators: (a) Horseshoe; (b) Axially-biased; (c) Tubular linear; (d) Radially-biased

图 1. 四种法向应力电磁致动器的配置: (a) 马蹄型; (b) 轴向偏置; (c) 管状线性; (d) 径向偏置

2. 径向偏置型 NELA 的结构及工作原理

图 2 所示为轴对称径向偏置型 NELA 具体的结构布局示意图, 从图中可以看出其主要由四个部分组成: C 形定子铁心、径向磁化偏置磁环、定子槽内的两个励磁线圈以及安装在输出轴上的盘形电枢。输出轴以及安装在轴上的盘形电枢是整个机构中唯一的运动部件。

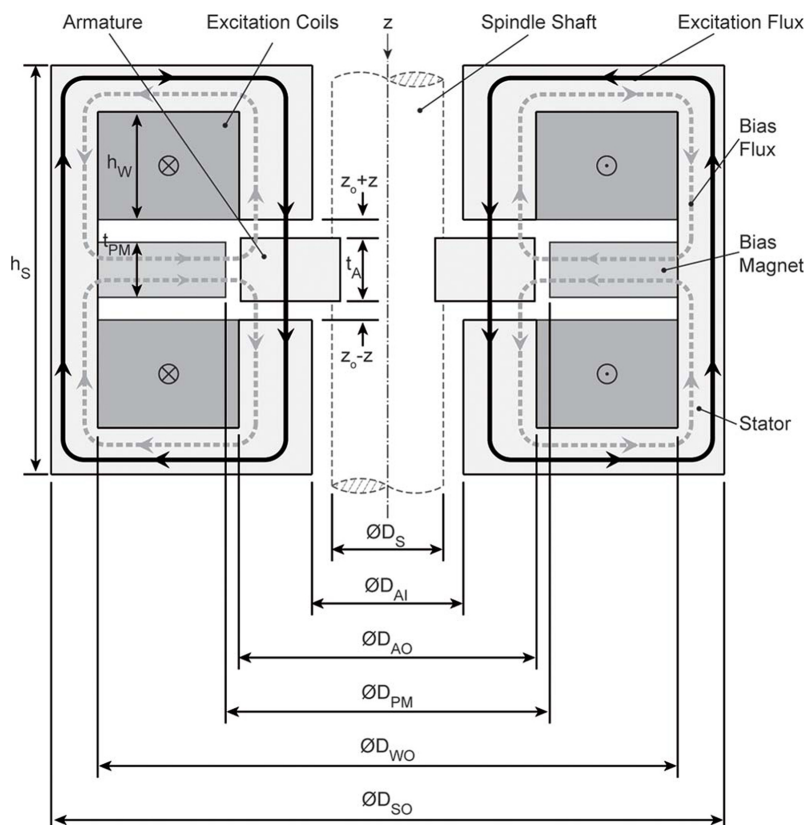


Figure 2. Schematic of NELA structure (radially-biased)

图 2. NELA 结构示意图(径向偏置型)

NELA 轴对称的设计可以确保不会有涡流引起的电枢旋转运动。电枢上下表面有两个轴向的气隙 $Z_0 + Z$ 和 $Z_0 - Z$ ，其中 Z_0 为两个气隙的平均值， Z 为电枢相对于中间位置的轴向位移。这两个间隙会随着电枢在轴向上的运动而变化，但它们的总和保持不变。虚线表示永磁体的偏置磁通路径，它会从径向进入电枢，从顶部和底部表面退出电枢，接着通过 C 形定子铁芯，最终返回磁铁。实线表示励磁线圈产生的磁通路径。如果两个绕组槽内的实际电流与图 2 所示的参考电流方向一致，则偏置磁通和激励磁通在电枢底面相加，在电枢顶面相减。从而电枢底部表面的法向力将大于电枢顶部表面的法向力，产生 $+Z$ 方向的净力。而当实际电流方向与图 2 所示方向相反时，轴向电磁力的方向也会随之发生变化。

3. 径向偏置型 NELA 的数学建模

由于所设计的法向应力电磁致动器的定子和动子电枢均采用软磁材料，这类材料的相对磁导率通常远大于 0，基于这一特性，可以假设定子和电枢的磁导率相对于空气的磁导率为无穷大，在磁通路径中，定子和电枢的磁阻可以忽略不计，因此整个路径中的主要磁阻来自于定子与电枢之间的气隙磁阻。这一假设简化了磁路分析，使得 NELA 结构的磁通计算主要集中在气隙区域。

如图 3(a)所示为偏置磁通路径的磁阻模型，电枢顶部和底部的气隙所对应的磁阻分别可以表示为：

$$R_1 = \frac{Z_0 + Z}{\mu_0 A} \quad (1)$$

$$R_2 = \frac{Z_0 - Z}{\mu_0 A} \quad (2)$$

其中 $A = \pi(D_{AO}^2 - D_{AI}^2)/4$ 为电枢有效极表面积, 由于气隙的磁阻 R_1 和 R_2 远小于永磁体的磁阻, 所以总偏置磁通与电枢的轴向位移无关, 可以近似地表示为:

$$\overline{\Phi_{PM}} = B_r \pi D_{PM} t_{PM} \quad (3)$$

式中, D_{PM} 表示径向磁化偏置磁环的内径, t_{PM} 表示径向磁化偏置磁环的厚度, B_r 表示的是永磁体剩余量, 类似于电路的理论知识, 磁通应当满足以下的等式关系:

$$\overline{B_1} A + \overline{B_2} A = \overline{\Phi_{PM}} \quad (4)$$

$$\overline{B_1} A R_1 = \overline{B_2} A R_2 \quad (5)$$

其中 $\overline{B_1}$ 和 $\overline{B_2}$ 分别表示上下表面的偏置磁通密度, 求解上式可以得到:

$$\overline{B_1} = \frac{Z_0 - Z}{Z_0} \overline{B} \quad (6)$$

$$\overline{B_2} = \frac{Z_0 + Z}{Z_0} \overline{B} \quad (7)$$

其中, $\overline{B} = \overline{\Phi_{PM}}/2A$ 可以表示为偏置磁通的均值, 它与偏置磁铁的剩磁强度以及磁铁的结构参数有关, 由于表面的磁通密度会受到所用的软磁材料导磁的饱和度的限制, 并且轴向位置 Z 在 $-Z_0$ 和 Z_0 的范围内变化, 故将 $\overline{B}$ 设置为 $B_{sat}/2$ 较为合适, 这样也可以保证上下表面的偏置磁通量 $\overline{B_1}$ 和 $\overline{B_2}$ 在 0 到 B_{sat} 之间。

图 3(b) 所示为线圈激励磁通路径的磁阻模型, 顶部和底部的线圈都是 NI 安培匝数, 所以这里线圈的激励磁通可以计算为

$$\tilde{B} = \frac{2NI}{(R_1 + R_2)A} = \frac{NI\mu_0}{Z_0} \quad (8)$$

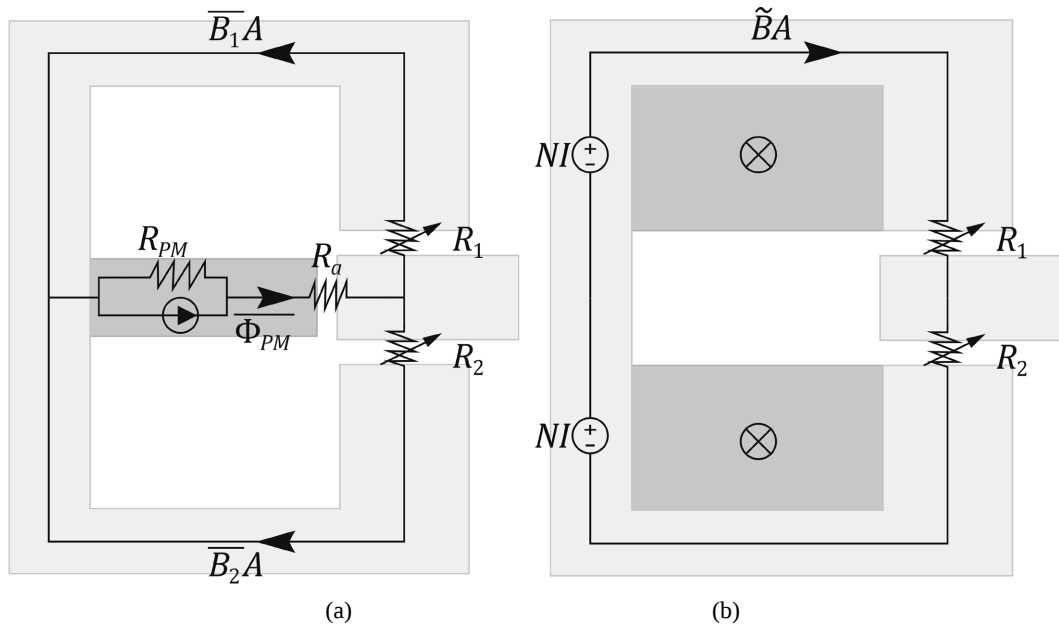


Figure 3. Cross-sectional magnetoresistance model: (a) Bias flux path; (b) Coil excitation flux path

图 3. 截面磁阻模型: (a) 偏置磁通路径; (b) 线圈激励磁通路径

由上式可以得出, 线圈的激励磁通只与电流有关, 与动子电枢的轴向位置 Z 无关, 将线圈的激励磁通和磁环的偏置磁通相叠加, 就可以得到电枢顶部表面以及底部表面的总磁通密度分别为:

$$B_1 = \bar{B}_1 - \tilde{B} = \frac{Z_0 - Z}{Z_0} \bar{B} - \frac{NI\mu_0}{Z_0} \quad (9)$$

$$B_2 = \bar{B}_2 + \tilde{B} = \frac{Z_0 + Z}{Z_0} \bar{B} + \frac{NI\mu_0}{Z_0} \quad (10)$$

在给定负载的情况下, 为了能够充分利用电枢所用软磁材料的磁通密度以减小电枢的尺寸, 总磁通密度应该能够尽量达到 B_{sat} , 因此线圈的激励磁通应该满足:

$$\tilde{B}|_{\max} = \frac{NI\mu_0}{Z_0} \Big|_{\max} = B_{sat} \quad (11)$$

根据上式, 可以将线圈的匝数设定为:

$$N = \frac{B_{sat} Z_0}{\mu_0 I_{\max}} \quad (12)$$

式中 $I_{\max}$ 为线圈允许通过的最大电流, 主要与线圈导线的载流能力有关, 绕组区域的截面积由线圈的匝数和单根导线的截面积决定。

如下所示, 致动器的轴向电磁致动力可以通过绕动子电枢表面 S 积分的麦克斯韦应力张量 T_z 计算, 动子电枢上下表面的磁通分布如图 4 所示:

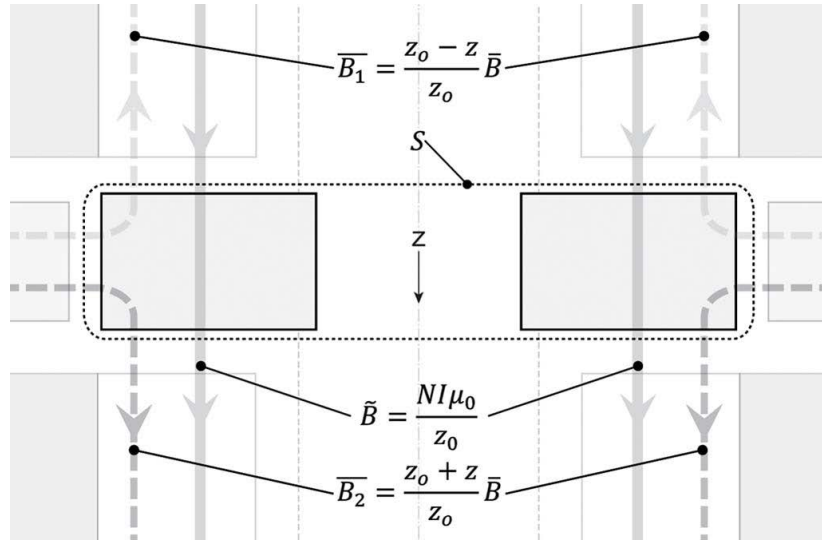


Figure 4. Flux distribution on the upper and lower surfaces of the actuator armature
图 4. 动子电枢上下表面的磁通分布

$$\begin{aligned} F_z &= \oint_S T_z \cdot ds = \frac{B_2^2 - B_1^2}{2\mu_0} A \\ &= \underbrace{\frac{2AB\bar{N}}{Z_0}}_{K_I} I + \underbrace{\frac{2A\bar{B}^2}{\mu_0 Z_0}}_{K_Z} z \end{aligned} \quad (13)$$

上式可以简化为 $F_z = K_I I + K_Z Z$, 因此, 轴向力 F_z 是励磁线圈的激励电流 I 和电枢的轴向位置 Z 的线性组合, 轴向力的系数 K_I 和 K_Z 由设计参数决定。

4. 径向偏置型 NELA 的优化设计

法向应力电磁致动器的优化设计需在有限的空间内进行。为了确保结构紧凑且满足性能要求, 整个法向应力致动器的外部尺寸限定如下:

定子外径设计为 70 mm, 高度设计为 60 mm。考虑到 NELA 毫米级的微位移行程, 动子电枢的轴向活动范围设定为 ± 1 mm, 即轴向间隙 $Z_0 = 1$ mm; 动子电枢的高度与永磁体的高度保持一致, 即 $t_{PM} = t_A$, 这样的尺寸设计可以使动子电枢导磁更加均匀; 受铜线圈截面载流量的限制, 励磁线圈线径设计为 1mm, 这确保了激励电流的最大值 I_{max} 能够达到 7 A。为了使结构更加紧凑且便于制造, 本设计令永磁体的内径与电枢的外径相等, 即 $D_{PM} = D_{AO}$ 。

在材料选择方面, 定子和动子电枢均采用坡莫合金(Permalloy), 这种材料是一类高磁导率的镍铁合金, 主要用于低频高灵敏度磁传感器、磁屏蔽、电磁致动器、电机铁芯等应用。考虑到机械加工性能, 这里采用的材料的具体牌号为 1J50, 是一种中镍坡莫合金, 镍含量为 50%, 具备较高的机械强度, 该材料具有较高的磁导率且磁滞损耗相对较低。通过查阅相关加工手册, 其饱和磁通密度 B_{sat} 约为 1.6 T, 能够满足本设计的磁饱和要求。偏置磁铁选用高性能钕铁硼材料, 牌号为 N45SH, 其最大剩磁强度约为 1.3 T。

在对 NELA 进行高力密度优化设计时, 以 NELA 的结构和电磁参数作为设计变量, 以 NELA 的最大轴向电磁力作为目标函数, 分析式(13)可知, 在不考虑激励电流影响的情况下, 当 $Z = Z_0$ 时, 致动器的轴向电磁力可达最大值, 从而目标函数的表达式可以简化如下:

$$\begin{aligned} F_{z_{max}} &= \frac{2ABN}{\underbrace{Z_0}_{K_I}} I + \frac{2A\bar{B}^2}{\underbrace{\mu_0 Z_0}_{K_Z}} z \\ &= \frac{2ABN}{Z_0} I + \frac{2A\bar{B}^2}{\mu_0} \end{aligned} \quad (14)$$

将 $\bar{B} = \Phi_{PM}/2A$ 以及 $\Phi_{PM} = B_r \pi D_{PM} t_{PM}$ 代入上式, 可得:

$$F_{z_{max}} = \frac{B_r \pi D_{PM} t_{PM} N I}{Z_0} + \frac{2B_r^2 \pi D_{PM}^2 t_{PM}^2}{\mu_0 (D_{PM}^2 - D_{AI}^2)} \quad (15)$$

在饱和磁通已经确定的情况下, 定子导磁的截面积和线圈产生的磁通是决定 NELA 轴向电磁力的核心参数, 电磁参数又主要由线圈的匝数和电流决定。为此, 这里选取 D_{PM} 、 t_{PM} 、 N 、 I 为设计变量, 即:

$$X = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{PM} \\ t_{PM} \\ N \\ I \end{bmatrix}^T \quad (16)$$

由于定子和电枢的材料坡莫合金 1J50 的饱和磁通的限制, 线圈电流产生的激励磁通和偏置磁铁产生的偏置磁通之和不能超过该材料的饱和磁通, 以二者之和小于等于饱和磁通 1.6 T 进行约束, 即:

$$\bar{B} + \tilde{B} \leq B_{sat} \quad (17)$$

将式(5)和式(6)代入式(15)可得:

$$\frac{B_r \pi D_{PM} t_{PM}}{2A} + \frac{NI \mu_0}{Z_0} \leq B_{sat} \quad (18)$$

将已知参数代入式(16), 并将未知参数替换为设计变量, 可得不等式约束:

$$G_1(x) = \frac{1.3\pi x_1 x_2}{0.5\pi(x_1^2 - 0.003^2)} + \frac{x_3 x_4 \mu_0}{0.001} - 1.6 \leq 0 \quad (19)$$

在绕制线圈时, 绕组中导线必然会存在间隙, 考虑到实际, 这里线圈的绕满率按照 0.9 来计算, 则绕组窗的尺寸约束可以表示为:

$$NS = 0.9 \times \frac{1}{2} h_w (D_{WO} - D_{AO}) \quad (20)$$

式中 S 为单根导线的横截面积, 已知单根导线线径为 1 mm, 则:

$$S = \pi r^2 = \pi \times 10^{-6} \text{ mm}^2$$

为了保证定子导磁的稳定性, 选择让定子所有导磁的截面宽度保持一致, 即:

$$D_{SO} - D_{WO} = D_{AO} - D_{AI} \quad (21)$$

这样定子的高度就可以表示为:

$$h_s = 2Z_0 + t_{PM} + D_{AO} - D_{AI} + 2h_w \quad (22)$$

结合式(20)~(22), 将设计变量和参数代入可得等式约束:

$$\begin{aligned} G_2(x) &= x_3 S - 0.9 \times \frac{1}{2} h_w (D_{WO} - x_1) \\ &= x_3 (\pi \times 10^{-6}) - 0.9 \times \frac{1}{4} (0.088 - x_2 - x_1) (D_{WO} - x_1) \\ &= x_3 (\pi \times 10^{-6}) - 0.9 \times \frac{1}{4} (0.088 - x_2 - x_1) (0.1 - 2x_1) \end{aligned} \quad (23)$$

通过致动器的结构示意图可知, 励磁线圈的内外径是由 D_{WO} 和 D_{AO} 决定的, 从而根据线圈空间, 对设计变量进行边界约束, 其取值范围分别为:

$$0.03 \leq x_1 \leq 0.05, \quad x_2 \geq 0, \quad x_3 \geq 0, \quad 0 \leq x_4 \leq 7$$

由上式可以建立 6 个不等式约束:

$$G_3(x) = 0.03 - x_1 \leq 0 \quad (24)$$

$$G_4(x) = x_1 - 0.05 \leq 0 \quad (25)$$

$$G_5(x) = -x_2 \leq 0 \quad (26)$$

$$G_6(x) = -x_3 \leq 0 \quad (27)$$

$$G_7(x) = -x_4 \leq 0 \quad (28)$$

$$G_8(x) = x_4 - 7 \leq 0 \quad (29)$$

将设计变量以及已知参数代入目标函数式(13), 可得最终的优化目标函数为:

$$y = \frac{B_r \pi x_1 x_2 x_3 x_4}{Z_0} + \frac{2B_r^2 \pi x_1^2 x_2^2}{\mu_0 (x_1^2 - D_{Al}^2)} \quad (30)$$

利用 MATLAB 软件中的优化工具包对法向应力致动器(NELA)的轴向电磁致动力进行优化求解, `fmincon` 函数是 MATLAB 中用于求解带约束的非线性优化问题的函数, 能够在给定约束条件下找到目标函数的最小值。该函数支持线性不等式约束、线性等式约束、非线性不等式约束、非线性等式约束以及变量的上下界约束。它采用多种优化算法, 如内点法、SQP 法、信赖域反射法等, 以适应不同问题的特性。只需要提供优化的目标函数、初始点、约束条件以及可选的优化选项, 函数会返回满足约束条件的最优解。`fmincon` 函数被广泛应用于工程设计、经济优化和控制系统等领域, 其核心优势在于其灵活的语法结构, 使用户能够根据具体需求设定优化目标, 并综合考虑不同类型的约束条件。它不仅支持线性约束(如线性不等式和等式), 还能够处理非线性约束, 使其在复杂工程优化问题中具有广泛的应用价值。

相比较于其他的优化方法, 该方法可以避免对算法的重复编程, 能够有效地提高效率。此外, `fmincon` 函数主要是针对非线性问题进行优化, 与本文的优化问题也比较契合。

按照前文所述, 建立该优化问题的目标函数以及约束条件的 `M` 文件, 同时将已有的设计结果 $x_0 = [0.03, 0.01, 100, 5]^T$ 作为优化的初始点代入函数, 利用 `fmincon` 函数优化求解所得到的结果为:

$$x = \begin{bmatrix} 0.0341 \\ 0.01 \\ 91.132 \\ 7 \end{bmatrix}$$

在整个优化过程中, 该方法始终将离散变量视为连续变量进行处理, 以便利用连续优化方法来求解问题。然而, 本文所研究的优化问题本质上更适合采用离散变量进行建模和求解。因此, 在获得优化结果后, 需要对其进行离散化处理, 即通过适当的取整策略, 将连续优化结果转换为离散数据, 以确保最终解的可行性和合理性。取整的结果为:

$$x = \begin{bmatrix} 0.034 \\ 0.01 \\ 91 \\ 7 \end{bmatrix}$$

因此, 法向应力致动器(NELA)的电磁及结构参数确定为: $D_{PM} = D_{AO} = 39 \text{ mm}$, $t_{PM} = 10 \text{ mm}$, $N = 91$, $I = 7 \text{ A}$ 。

根据上文式(13)计算得出, 在此构型下, 法向应力致动器的最大轴向电磁致动力 $F_{z_{\max}}$ 可达 1000 N 。在优化计算的过程中, 梯度变化情况如图 5 所示。从迭代过程可以观察到, 在优化起始, 梯度变化较大, 表明算法正在快速调整参数以寻找更优解。大约在 10 次迭代后, 梯度逐渐趋于平稳, 说明优化过程逐步接近最优解。在迭代 55 次之后, 目标函数值的变化已经极小, 与前一次迭代相比几乎没有差异, 这表明目标函数值已基本收敛至最优方案。

根据前文所述, NELA 中的偏置磁铁采用径向圆周磁化方式, 其激励磁场分布如图 6(a)所示。从图中可以看出, 最大磁通密度约为 1.3 T , 该数值与所选用的钕铁硼(NdFeB)永磁材料(N45SH 级)的最大剩磁强度特性相符, 验证了偏置磁场的合理性。此外, 图 6(b)展示了 NELA 整体的磁通分布情况。在激励电流逐步增加至 7 A 时, 仿真结果表明 NELA 内部的最大磁通密度可达到 1.5 T 。该数值与前文所述的定子材料饱和磁通密度限制相吻合, 表明致动器在此工况下达到了磁饱和状态。这一结果验证了 NELA 的电磁设计合理性。

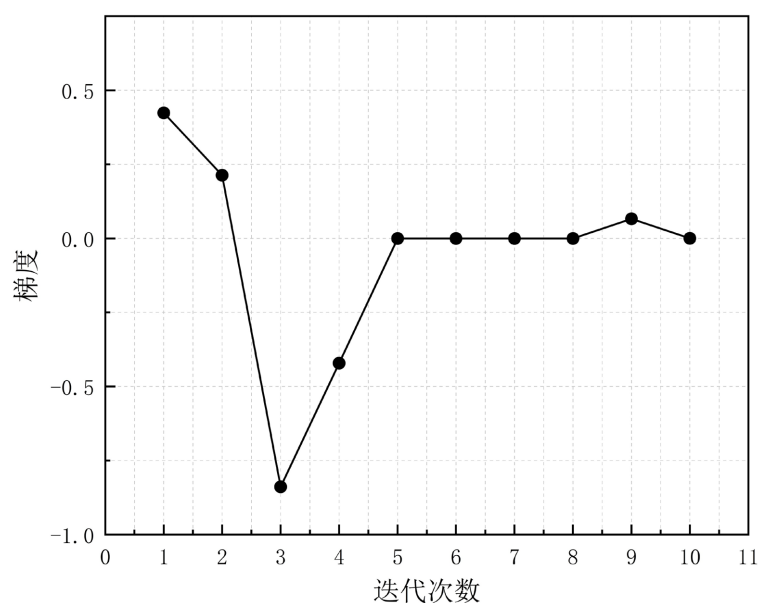


Figure 5. Optimized design to solve the gradient

图 5 优化设计求解梯度

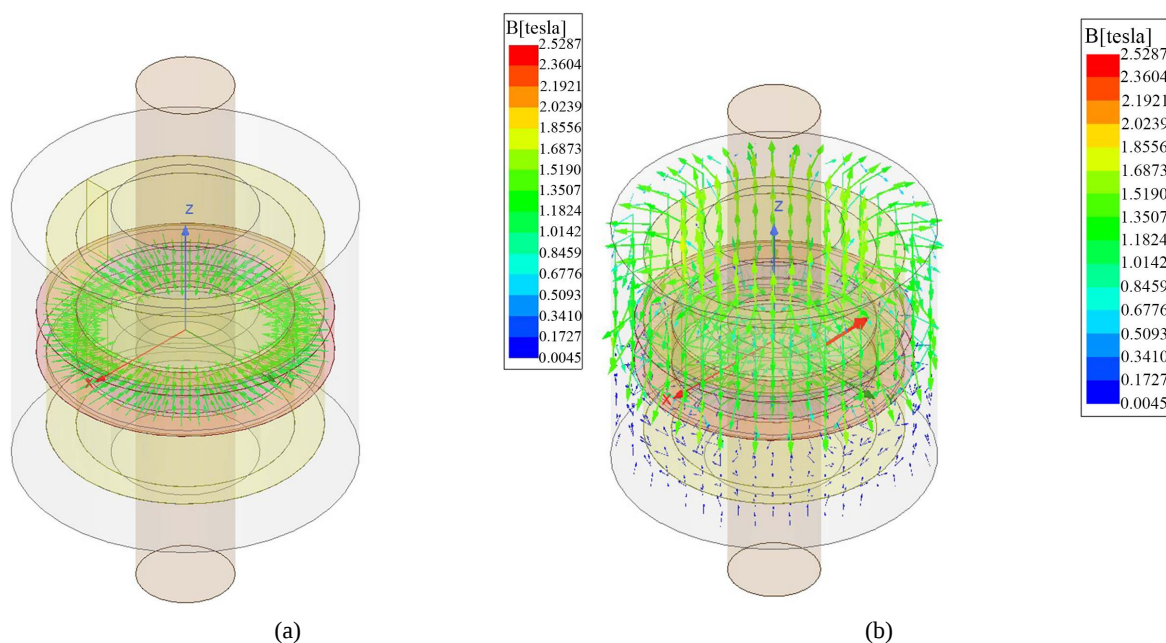


Figure 6. Internal flux of NELA: (a) Excitation flux of permanent magnet; (b) Overall flux of stator and permanent magnet
图 6. NELA 的内部磁通: (a) 永磁体的激励磁通; (b) 定子及永磁体的整体磁通

在此基础上, 本文对 NELA 的电磁参数及其轴向位移进行了参数化设计分析。如图 7 所示, 在轴向位移确定的情况下, 仿真得到了轴向电磁力随激励电流变化的关系曲线; 在激励电流保持恒定的条件下, 得到了轴向电磁力随轴向位移变化的特性曲线。

通过对仿真结果的深入分析, 提取了致动器的关键电磁力参数, 计算得到力系数 $K_I = 140 \text{ N/A}$, $K_Z = 1140 \text{ N/mm}$, 这表明 NELA 在额定工况下能够提供足够的轴向电磁力, 确保其最大轴向推力可达到 1000 N。

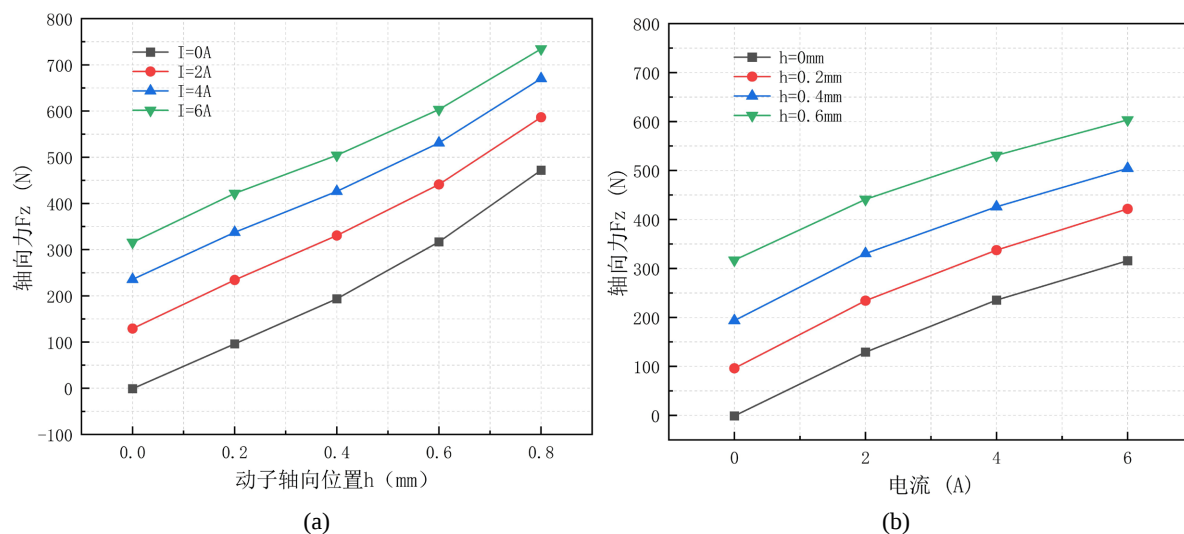


Figure 7. NELA axial electromagnetism characteristics: (a) Excitation current determination, variation of axial electromagnetism with the axial position of the actuator; (b) Axial displacement determination, variation of axial electromagnetic force with excitation current

图 7. NELA 轴向电磁力特性: (a) 激励电流确定, 轴向电磁力随动子轴向位置的变化; (b) 轴向位移确定, 轴向电磁力随激励电流的变化

5. 总结

法向应力致动器具有位移控制精度高、响应快的优势。本文研究了径向偏置型 NELA 的优化设计方法, 在限定空间尺寸下利用 `fmincon` 函数优化求解得到了致动器实现最大轴向电磁致动力的构型设计, 优化后致动器的最大轴向电磁力由 700 N 提升到 1000 N。接着, 利用 Ansoft Maxwell 软件对致动器进行了有限元仿真, 结果表明 NELA 的轴向电磁致动力与励磁线圈的电流以及动子的轴向位置存在线性关系, 在该限定的尺寸和行程下能够实现高达 1000 N 的轴载力。

然而, 本文的研究也存在一定的局限性, 在整个研究过程中未能考虑到 NELA 励磁线圈通电发热对其性能的影响。

参考文献

- [1] Lieberman, M.K. (2001) Rotary-Linear Axes for High Speed Machining. Ph.D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology.
- [2] Zhang, X., Shinshi, T., Kajiwar, G., Shimokohbe, A., Imai, Y., Miyake, H., *et al.* (2008) A 5-DOF Controlled Maglev Local Actuator and Its Application to Electrical Discharge Machining. *Precision Engineering*, **32**, 289-300. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2007.10.003>
- [3] Usman, I., Paone, M., Smeds, K. and Xiaodong Lu, (2011) Radially Biased Axial Magnetic Bearings/Motors for Precision Rotary-Axial Spindles. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, **16**, 411-420. <https://doi.org/10.1109/tmech.2011.2119323>
- [4] Schweitzer, G., Bleuler, H. and Traxler, A. (1994) Active Magnetic Bearings. VDF.
- [5] Kubota, T. and Youcef-Toumi, K. (1998) Limitation of Linear Controllers for the Precision Magnetic Bearing with Uncertainties. *Proceedings of the 1998 American Control Conference. ACC (IEEE Cat. No.98CH36207)*, Philadelphia, 26 June 1998, 2224-2228. <https://doi.org/10.1109/acc.1998.703022>
- [6] Filatov, A., McMullen, P., Hawkins, L. and Blumber, E. (2004) Magnetic Bearing Actuator Design for a Gas Expander Generator. *Ninth International Symposium on Magnetic Bearings*, Lexington, 3-6 August 2004.
- [7] Kenny, A. and Palazzolo, A.B. (2002) Comparison of the Dynamic Response of Radial and Tangential Magnetic Flux Thrust Bearings. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, **7**, 61-66. <https://doi.org/10.1109/3516.990888>
- [8] Okada, Y., Yamashiro, N., Ohmori, K., Masuzawa, T., Yamane, T., Konishi, Y., *et al.* (2005) Mixed Flow Artificial Heart

-
- Pump with Axial Self-Bearing Motor. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, **10**, 658-665. <https://doi.org/10.1109/tmech.2005.859827>
- [9] Park, S.-H. and Lee, C.-W. (2010) Decoupled Control of a Disk-Type Rotor Equipped with a Three-Pole Hybrid Magnetic Bearing. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, **15**, 793-804. <https://doi.org/10.1109/tmech.2009.2035113>
- [10] Murphy, B., Ouroua, H., Caprio, M. and Herbst, J. (2004) Permanent Magnetbias, Homopolar Magnetic Bearings for a 130 kW-hr Composite Flywheel. *9th International Symposium on Magnetic Bearings*, Lexington, 3-6 August 2004.
- [11] Weissbacher, C., Stelzer, H. and Hameyer, K. (2010) Application of a Tubular Linear Actuator as an Axial Magnetic Bearing. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, **15**, 615-622. <https://doi.org/10.1109/tmech.2009.2031111>
- [12] Vrijnsen, N.H., Jansen, J.W. and Lomonova, E.A. (2010) Comparison of Linear Voice Coil and Reluctance Actuators for High-Precision Applications. *Proceedings of 14th International Power Electronics and Motion Control Conference EPE-PEMC 2010*, Ohrid, 6-8 September 2010, S3-29-S3-36. <https://doi.org/10.1109/epepmc.2010.5606572>
- [13] Cigarini, F., Ito, S., Troppmair, S. and Schitter, G. (2019) Comparative Finite Element Analysis of a Voice Coil Actuator and a Hybrid Reluctance Actuator. *IEEJ Journal of Industry Applications*, **8**, 192-199. <https://doi.org/10.1541/ieejjia.8.192>