

DOI:10.11784/tdxbz202404032

# 多腔室复合弯曲气动网格软体驱动器解析建模与实验研究

王福军<sup>1,2</sup>, 许东方<sup>1,2</sup>, 王煜仲<sup>1,2</sup>, 梁存满<sup>1,2</sup>

(1. 天津大学机械工程学院, 天津 300350; 2. 机构理论与装备设计教育部重点实验室, 天津 300350)

**摘要:** 软体机器人具有灵活度高、人机交互安全等优势, 在操作易碎物体和非结构化环境中具有广阔应用前景。气动软体驱动器是构建软体机器人的重要部件之一, 其特性直接影响到软体机器人的性能。针对气动网格型软体驱动器, 从腔室侧壁膨胀角和驱动器弯曲角度的非线性关系出发, 基于赫兹接触理论和 Yeoh 超弹性不可压缩材料的非线性本构方程, 建立了多腔室气动网格软体驱动器的准静态力学模型。该模型考虑了超弹性材料变形和多腔室侧壁膨胀接触几何非线性特点, 能够准确描述不同输入气压与驱动器弯曲角度和顶端输出力的关系。根据仿生思想设计了一种多腔室复合弯曲多腔室气动网格驱动器结构, 并基于该结构分别通过有限元仿真和实验对提出的解析模型进行验证。结果表明, 解析模型计算结果与有限元仿真结果、实验结果最大差异均不超过 10%。该气动网格软体驱动器解析模型具有较好的准确性。

**关键词:** 气动软体驱动器; 理论模型; 弯曲角度; 顶端输出力; 实验验证

中图分类号: TP242

文献标志码: A

文章编号: 0493-2137(2025)03-0285-08

## Modeling and Experimental Study of Multichambered Composite Bending Soft Pneumatic Network Actuator

Wang Fujun<sup>1,2</sup>, Xu Dongfang<sup>1,2</sup>, Wang Yuzhong<sup>1,2</sup>, Liang Cunman<sup>1,2</sup>

(1. School of Mechanical Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China;

2. Key Laboratory of Mechanism Theory and Equipment Design of Ministry of Education, Tianjin 300350, China)

**Abstract:** Soft robots offer benefits such as high flexibility and safe man-machine interaction. They have broad application prospects, in particular, in the operation of fragile objects in an unstructured environment. Pneumatic soft actuators are vital components in constructing soft robots, and their characteristics directly affect their performance. According to the nonlinear geometric relationship between the expansion angle of the chamber sidewall and the bending angle of the actuator, a quasi-static model of multichamber pneumatic soft actuators was established. This model was based on the Hertz contact theory and the Yeoh hyperelastic nonlinear constitutive equation for incompressible materials. Furthermore, it considered the geometric nonlinear characteristics of hyperelastic material deformation and multichamber sidewall expansion contact. Thus, it accurately described the relationship between each air pressure, actuator bending angle, and tip force. Furthermore, in accordance with biomimetic principles, a multichambered composite bending pneumatic actuator structure was designed. The proposed analytical model was validated by the finite-element simulation method and experiments based on this structure. The results show that the maximum difference between the analytical model, the finite-element simulation, and the experimental results is less than 10%. The pneumatic soft actuator analytical model exhibits good accuracy.

**Keywords:** pneumatic soft actuator; theoretical model; bending angle; tip force; experimental verification

软体机器人具有易变形、灵活度高、安全性高、制作成本低<sup>[1-2]</sup>等特点, 在易碎物体抓取<sup>[3-4]</sup>、医疗康

复<sup>[5-7]</sup>等方面具有越来越广阔的应用前景。软体驱动器是构建软机器人的重要部件之一, 其特性直接影响

收稿日期: 2024-04-30; 修回日期: 2024-05-09.

作者简介: 王福军(1981—), 男, 博士, 教授.

通信作者: 王福军, wangfujun@tju.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51675376).

Supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51675376).

软体机器人的性能. 气动软体驱动器是软体机器人中常用的一种驱动方式. 根据结构的不同, 气动软体驱动器可分为两类: 气动网格驱动器<sup>[8]</sup>和纤维增强型驱动器<sup>[9]</sup>. 其中, 气动网格驱动器具有更强的弯曲能力和更大的夹持力, 不同网格结构与驱动气压, 能够产生复杂的扭转变形. 气动网格驱动器已经成为目前气动软体驱动器的主要形式之一. 建立气动软体驱动器尤其是气动网格驱动器的解析模型, 对于软体驱动器的结构设计、性能分析以及控制具有重要意义.

近年来, 国内外学者针对软体驱动器的建模开展了一定的研究工作. Polygerinos 等<sup>[10]</sup>利用弯矩平衡原理, 以 Neo-Hookean 模型为基础, 推导输入气压和驱动器弯曲角度之间关系的准静态分析模型, 并利用有限元软件进行验证. 这为后续更精确地建立气动网格驱动器的理论模型, 分析和讨论气动网格驱动器的性能奠定了良好的基础. Zhong 等<sup>[11]</sup>在建立软体驱动器的理论模型过程中, 假设变形过程中接触面上相邻关节节点之间在圆弧方向上的距离保持不变, 通过将气网型驱动器的离散腔室等效为单个整体的连续化腔室, 对其弯曲角度和顶端输出力进行预测. Wang 等<sup>[12]</sup>提出了一种简化的理论模型, 将连续弯曲的软体驱动器离散为多段以关节连接的长度恒定的杆, 用旋转力矩模拟腔室膨胀产生的弯曲运动. 该模型将驱动器腔室侧壁看作规则的几何弹性薄膜, 侧壁膨胀位移利用虚功原理和拉格朗日方程计算得出, 进而推导出输入气压与弯曲角度及顶端输出力之间的关系. Payrebrune 等<sup>[13]</sup>基于欧拉伯努利梁方程建立了气动网格驱动器模型, 将作用力施加在驱动器末端, 推导出驱动器变曲率运动学模型, 用于预测软体驱动器的弯曲角度和顶端输出力. Gu 等<sup>[14]</sup>提出了一种气动网络软体驱动器的运动学模型, 用于描述其弯曲和扭转变形, 该模型以最小势能法和连续杆法为基础, 兼顾超弹性材料特性和结构几何复杂性, 揭示了驱动器变形受几何参数、材料性质和外力影响的情况. 根据等曲率假设和等效力平衡原理, Alici 等<sup>[15]</sup>构建了软体驱动器弯曲角度、阻力与输入气压之间的关系, 并通过实验验证了理论模型. Shabana 等<sup>[16]</sup>利用绝对结点坐标法推导各驱动气压的广义力形式, 并以 Nanson 公式说明驱动器表面形状变化对驱动器气压的影响, 使理论模型精确度提高.

综上所述, 现有气动网格型软体驱动器的理论模型存在一定局限性. 大部分理论模型通过对刚体理论进行简化和理想假设处理: 用线弹性理论描述超弹

性材料的本构关系, 忽略驱动器结构底层的形变, 仅考虑不可拉伸层或气腔侧壁的应变能. 由于对材料应变能描述不完善, 导致理论模型精度较低且不具有普适性. 基于绝对节点坐标法建立的理论模型通常复杂度较高、计算效率低, 限制了气动网格型软体驱动器结构优化、控制等研究的开展.

本文针对气动网格型驱动器, 以 Yeoh 本构模型为基础描述超弹性材料的非线性变形, 利用赫兹接触理论求解多腔室挤压过程中的膨胀位移、接触压强与输入气压的关系, 建立了软体驱动器弯曲变形与顶端输出力的准静态力学模型. 相较于传统模型, 该模型可以准确地描述气网驱动器弯曲变形角度与输入气压的关系. 本文还根据仿生思想设计了一种多腔室复合弯曲多腔室气动网格驱动器结构, 并基于该结构分别通过有限元仿真和实验验证了本文提出的解析理论模型. 该解析模型可为气动网格软体驱动器参数优化及性能分析提供理论基础.

### 1 气动网格软体驱动器结构

结合气动网格软体驱动器的弯曲变形原理, 设计了一种新型的可侧弯仿生软体驱动器结构, 并以该结构为例验证气动网格软体驱动器解析模型的准确性. 其主要结构包括: 主弯曲模块、底板 A、纸层(限制层)以及底板 B, 如图 1 所示. 根据人手手指的运动形式, 将驱动器分为单腔室和双腔室两段式结构, 以模拟人体手指正向弯曲和侧向摆动运动. 通过分析人手手指的整体尺寸和指关节的位置<sup>[5]</sup>, 给定软体驱动器的整体尺寸、单双腔室部分的尺寸以及具体的腔室个数, 如表 1 所示.

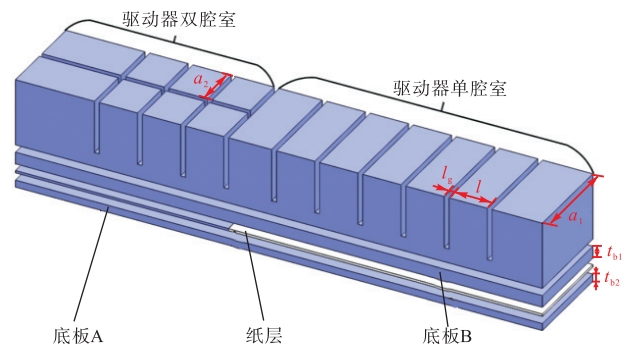


图 1 软体驱动器外形结构

Fig.1 External structure of the soft actuator

表 1 软体驱动器的基本参数

Tab.1 Basic parameters of the soft actuator

$h/mm$	$a_1/mm$	$a_2/mm$	$l/mm$	$l_g/mm$	$t_{b1}/mm$	$t_{b2}/mm$
1.75	20	9.5	8	1	2.5	1.5

软体驱动器的内部结构如图 2 所示. 图 2(a)为双腔室内部结构, 双腔室部分是由两列独立的腔室和两条独立的气体通道构成, 互不相通. 因此可以分别向两列腔室内通入气体, 从而实现软体驱动器的侧向偏转运动; 图 2(b)为单腔室内部结构, 单腔室部分有多个腔室组成并通过气体通道串联到一起, 因此在通入气体后可进行整体的弯曲动作.

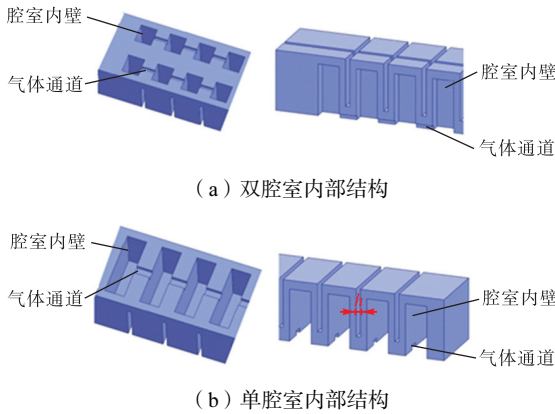


图 2 软体驱动器内部结构

Fig.2 Internal structure of the soft actuator

## 2 气动网格软体驱动器解析模型

### 2.1 材料本构模型

软体驱动器的制作通常采用橡胶等超弹性材料. 超弹性材料具有伸缩性、不可压缩性和几何非线性等特性, 在描述超弹性材料非线性变形过程中一般采用应变能密度函数来表示橡胶材料的力学性能. 与 Neo-Hookean 模型、Mooney-Rivlin 模型等本构模型相比, Yeoh 本构模型只依赖于第 1 个应变常数<sup>[17]</sup>. 该模型适用于各种不同的变形方式, 利用来自单轴拉伸实验的数据时, 材料实验的需求条件会相应减少. 此外, Yeoh 模型能够描述更大范围的变形, 对于大变形模型模拟也同样适用.

不可压缩材料的 Yeoh 模型<sup>[17]</sup>可表达为

$$W = C_{10}(I_1 - 3) + C_{20}(I_2 - 3)^2 + C_{30}(I_3 - 3)^3 \quad (1)$$

式中:  $C_{10}$ 、 $C_{20}$ 、 $C_{30}$  为材料常数, 无量纲;  $I_1$ 、 $I_2$ 、 $I_3$  为 Cauchy-Green 变形张量的不变量.

进一步, 可根据基尔霍夫名义应力张量  $\sigma_{ij}$  和格林应变张量  $\gamma_{ij}$  之间的关系得出

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial W}{\partial I_1} \frac{\partial I_1}{\partial \gamma_{ij}} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \frac{\partial I_2}{\partial \gamma_{ij}} + \frac{\partial W}{\partial I_3} \frac{\partial I_3}{\partial \gamma_{ij}} \quad (2)$$

在等双轴拉伸条件下, 即伸长比  $\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda$ , 可得到 Yeoh 模型的主应力  $\sigma_{11}$  与其主伸长比  $\lambda_1$  之间的关系为

$$\sigma_{11} = 2(\lambda_1^2 - \lambda_1^{-4}) \left( \frac{\partial W}{\partial I_1} + \lambda_1^2 \frac{\partial W}{\partial I_2} \right) \quad (3)$$

$$T = \frac{h\sigma_{11}}{\lambda_1^2} \quad (4)$$

式中:  $h$  为薄膜厚度;  $T$  为线张力. 联立式 (3)、(4) 得线张力  $T$  和应变能函数  $W$  的关系.

### 2.2 腔室侧壁膨胀变形理论模型

腔室侧壁膨胀变形这一过程在恒定气压的作用下进行, 如图 3 所示, 因此可以将这一变形视为薄弹性膜在均匀分布压强作用下的变形. 对于一个 4 边固定的弹性薄膜, 理论模型如图 4 所示, 当其受到均匀布压强作用时, 可以用一个具有恒定曲率的球面来表示该变形表面.

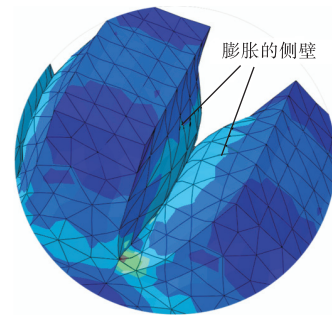


图 3 腔室侧壁膨胀挤压过程

Fig.3 Expansion and extrusion process of the chamber sidewall

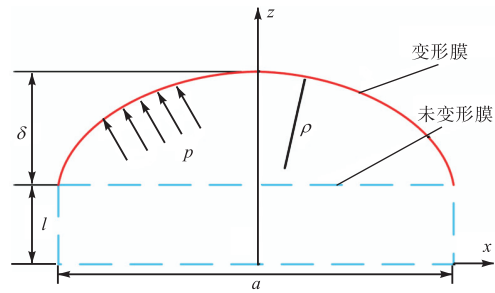


图 4 腔室侧壁膨胀理论模型

Fig.4 Theoretical model of chamber sidewall expansion

对于等双轴拉伸这一情形, 即  $\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda$ , 可将主伸长比近似表示为

$$\lambda^2 = \frac{2\rho\delta}{R^2} \quad (5)$$

式中:  $\rho$  为侧壁膨胀球面的曲率半径;  $\delta$  为膨胀腔室的膨胀距离;  $R$  为腔室侧壁的等效半径, 将发生变形的侧壁看作一个圆面, 利用面积相等可以得到等效半径  $R$ . 等效半径  $R$  可表示为

$$R = \sqrt{\frac{ab}{\pi}} \quad (6)$$

式中  $a$  和  $b$  分别为腔室侧壁的长度和高度.

将侧壁膨胀后的形状近似为一个有恒定曲率的球面,其曲率半径<sup>[18]</sup>可表示为

$$\rho = \frac{\delta}{2} + \frac{R^2}{2\delta} \quad (7)$$

侧壁膨胀的动力由恒定的气压  $p$  提供. 侧壁所受到的线张力  $T$  与输入的气压  $p$  的关系可表示为

$$p = \frac{2T}{\rho} \quad (8)$$

通过整理以上所推导出的关系式,得到侧壁膨胀距离  $\delta$  与输入气压  $p$  之间的关系,即

$$\delta = \frac{p(R^2 + \delta^2)^2}{4R^2 h \sigma_{11}} \quad (9)$$

### 2.3 弯曲角度模型

#### 2.3.1 正向弯曲角度

软体驱动器完成正向弯曲主要依靠腔室之间的相互挤压. 当向软体驱动器内部充入一定的气压后,由于软体驱动器腔室的侧壁较薄,腔室会产生较大的膨胀变形,通过各个腔室之间的相互挤压,使得软体驱动器产生了一个向底部的弯曲变形,如图 5 所示. 建立理论模型以定量分析主要结构参数对驱动器弯曲角度的影响规律.

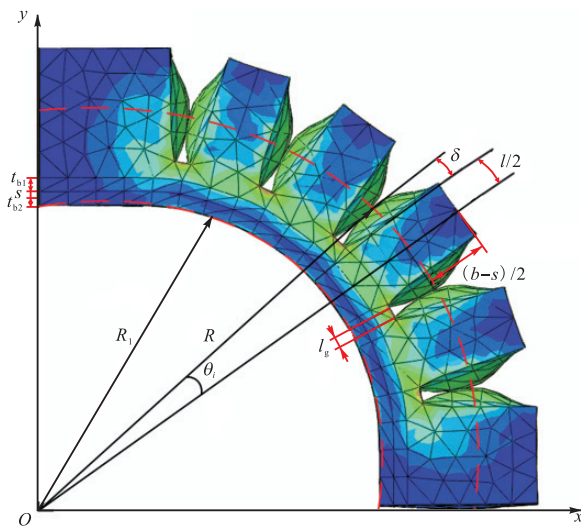


图 5 软体驱动器弯曲角度分析示意

Fig.5 Schematic of the soft actuator bending angle analysis

通过分析单个腔室侧壁的膨胀位移,在此基础上结合软体驱动器的整体结构,最终得到驱动器的整体弯曲角度.

根据软体驱动器的腔室膨胀变形过程的几何关系,给出单个腔室单侧的弯曲角度  $\theta_i$  与驱动器参数的关系式为

$$R_i \theta_i = \left( \frac{l}{2} + l_g + \delta \right) \quad (10)$$

式中:  $l$  为单个腔室的宽度;  $l_g$  为腔室间隔的一半长

度;  $R_1$  为最底层弯曲圆弧的半径. 从图 5 中可以得出  $R_1$  与  $R$  的关系

$$R = R_1 + t_{b1} + t_{b2} + s \quad (11)$$

式中:  $t_{b1}$  和  $t_{b2}$  分别是软体驱动器的上底层厚度和下底层厚度;  $s$  为间隙层高度.

根据驱动器变形的几何关系可得

$$\theta_i = \frac{\delta}{t_{b1} + t_{b2} + s} \quad (12)$$

由于软体驱动器弯曲变形时的腔室与腔室的接触点不是腔室侧壁的最大膨胀位置,因此,需要找出腔室之间变形接触点的距离与腔室侧壁最大膨胀距离的关系,即

$$\delta = \frac{2s}{c+s} \delta_{\max} \quad (13)$$

式中:  $c$  为软体驱动器的顶端高度;  $\delta_{\max}$  为腔室侧壁的最大膨胀距离. 驱动器整体弯曲角度  $\theta_f$  和腔室单侧的弯曲角度  $\theta_i$  的关系可表示为

$$\theta_f = 2(n-1)\theta_i \quad (14)$$

可得软体驱动器整体弯曲角度的计算公式为

$$\theta_f = \frac{4\xi s(n-1)\delta_{\max}}{(c+s)(t_{b1} + t_{b2} + s)} \quad (15)$$

双腔室软体驱动器在进行正向弯曲的变形过程中,其原理与单腔室驱动器进行正向弯曲变形时相似. 单腔室正向弯曲时,式(15)中修正系数  $\xi = 1$ . 双腔室驱动器弯曲时,一共有 3 个面发生了膨胀挤压,并且第 3 个面的膨胀程度随着气压的变化而变化,有

$$\xi = 2.5p \times 10^{-6} \quad (16)$$

#### 2.3.2 侧向弯曲角度

图 6 为侧向弯曲角度模型示意,由侧向弯曲角度模型可知,上面  $l_1$  的圆弧半径为  $R_{c1}$ ,下面  $l_2$  圆弧半径为  $R_{c2}$ ,因此,可得出双腔室进行侧向弯曲变形过程中的几何关系,即

$$R_{c1} \theta_i = \left( \frac{l_c}{2} + l_{cg} + \delta_{c1} \right) \quad (17)$$

$$R_{c2} \theta_i = \left( \frac{l_c}{2} + l_{cg} + \delta_{c2} \right) \quad (18)$$

式中  $R_{c1}$  和  $R_{c2}$  的几何关系可以依据软体驱动器的结构得出

$$R_{c1} = R_{c2} + l_c + q \quad (19)$$

式中:  $l_c$  为单侧腔室的长度;  $l_{cg}$  为两列腔室之间的间隔距离. 可得

$$\theta_i = \frac{\delta_{c1} - \delta_{c2}}{l_c + l_{cg}} \quad (20)$$

双腔室软体驱动器在进行侧向弯曲变形的过程

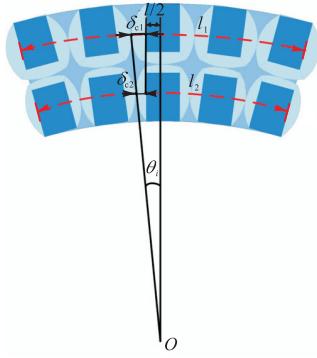


图 6 侧向弯曲角度模型示意

Fig.6 Schematic of the lateral bending angle model

中,其原理与单腔室驱动器进行正向弯曲变形时相似.因此,需要找出腔室之间变形接触点的距离与腔室侧壁最大膨胀距离的关系,从图 6 中可得

$$\delta = \frac{2s}{c+s} \delta_{\max} \quad (21)$$

双腔室软体驱动器的整体侧向弯曲角度与单个腔室偏转角度的关系,可表示为

$$\theta_1 = 2(n-1)\theta_i \quad (22)$$

最终,将式(20)根据式(21)关系处理后与式(22)联立,可得出软体驱动器的整体侧向弯曲角度

$$\theta_1 = \frac{4s(n-1)(\delta_{c1} - \delta_{c2})}{(c+s)(l+l_2)} \quad (23)$$

### 2.4 赫兹接触模型

软体驱动器顶端输出力的形成与弯曲角度形成的原理相似,均为相邻腔室膨胀挤压所致,该过程可简化为两个薄球面之间的相互挤压.用于描述软体之间接触的理论模型大都着重考虑软体表面的黏附效应,忽视了两物体受压接触后产生的应力应变情况.而赫兹(Hertz)接触理论则侧重研究接触区小变形情况下,两物体受压接触后的局部应力和应变分布规律<sup>[18]</sup>.因此,本节将利用赫兹接触理论求解因膨胀挤压而产生的相邻腔室之间的接触压强,赫兹接触模型如图 7 所示.

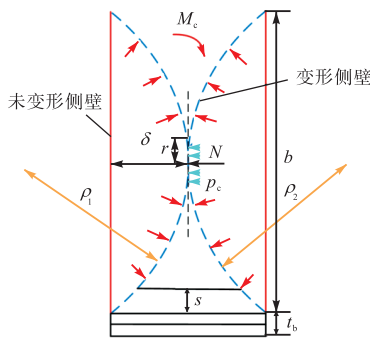


图 7 腔室侧壁赫兹接触模型

Fig.7 Hertz contact model of the chamber sidewall

相邻腔室在膨胀挤压时所产生的最大压强  $p_c$ , 可表示为

$$p_c = \frac{3N}{2\pi r^2} \quad (24)$$

式中:  $r$  腔室侧壁的相互膨胀挤压区域的等效半径;  $N$  为使球面发生相互挤压的法向力,其是由气压作用在侧壁上形成的.

$$N = pa_i b \quad (25)$$

$$r = \left( \frac{3NR_e}{4K} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (26)$$

式中:  $R_e$  为有效曲率半径;  $K$  为接触模量.其表达式分别为

$$\frac{1}{R_e} = \frac{1}{\rho_i} + \frac{1}{\rho_{i+1}} \quad (27)$$

$$\frac{1}{K} = 2 \frac{1-\nu_e^2}{E_e} \quad (28)$$

式中:  $\rho_i$  和  $\rho_{i+1}$  分别为相邻两膨胀腔室侧壁的弯曲半径;  $E_e$  为硅橡胶材料腔室与其中压缩空气所组成整体的弹性模量,取为 3 MPa;  $\nu_e$  为其泊松比,取为 0.49<sup>[19]</sup>.

### 2.5 顶端输出力模型

如图 8 所示,在气动网格型软体驱动器弯曲变形时,围绕不可延伸层,会产生 4 个弯曲力矩.

驱动器力矩平衡方程为

$$\sum M_p + \sum M_c = \sum M_w + \sum M_f \quad (29)$$

式中:  $M_p$  为输入气压作用在腔室上产生的力矩;  $M_w$  为变形腔室对膨胀侧壁的弹性恢复力矩;  $M_c$  为输入气压作用在膨胀侧壁上产生的接触力矩;  $M_f$  为物体对软体驱动器反作用力产生的力矩.

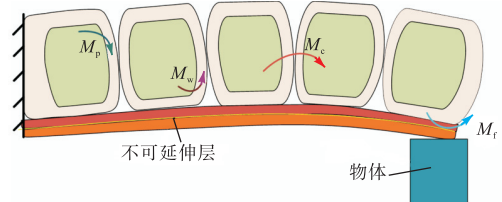


图 8 软体驱动器顶端输出力理论模型

Fig.8 Theoretical model of top output force of the soft actuator

腔室侧壁受到输入气压所产生的力,可等同于作用在等效面上的同等气压所产生的力,即

$$f_p = pab \quad (30)$$

气压所产生的力矩可表示为

$$M_p = f_p \left( t_b + \frac{b}{2} \right) \quad (31)$$

式中  $t_b$  为两个底层的总厚度.

因为软体驱动器腔室之间的实际接触面为一个椭圆形,要计算整个区域相对于最底层产生的力矩较为困难,因此,接触力矩的求取利用近似的方式,即利用接触区域面积的近似值和最大压强  $p_c$  来计算接触力矩  $M_c$ ,并根据第 2.4 节所建立的腔室侧壁膨胀的赫兹接触模型,可得到

$$M_c = p_c \pi r^2 \left( t_b + \frac{b}{2} \right) \quad (32)$$

变形腔室对膨胀侧壁的弹性恢复力矩为  $M_w$ ,考虑到赫兹接触效应以及腔室对膨胀侧壁的弹性变形,增设比例系数  $\varepsilon$ . 可以根据平面应变公式进行求解,可得到

$$M_w = \frac{2\varepsilon Tab \left( t_b + \frac{b}{2} \right)}{\rho} \quad (33)$$

驱动器腔室受压膨胀后,软体驱动器顶端与物体接触时,其弯曲角度近似为  $0$ ,因此,可得到物体对软体驱动器反作用力产生的力矩  $M_f$ ,即

$$M_f = F_t \left[ nl + (n-1)l_g \right] \quad (34)$$

式中  $F_t$  为软体驱动器在输入气压的驱动下所输出在外部物体上的顶端输出力。

整理可得

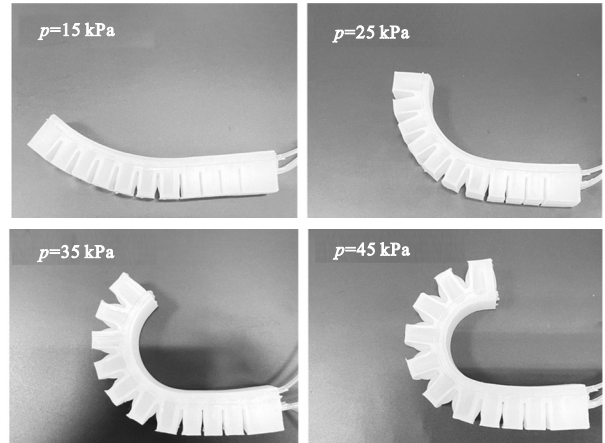
$$F_t = \frac{\sum M_p + \sum M_c - \sum M_w}{nl + (n-1)l_g} \quad (35)$$

### 3 气动网格软体驱动器解析模型验证

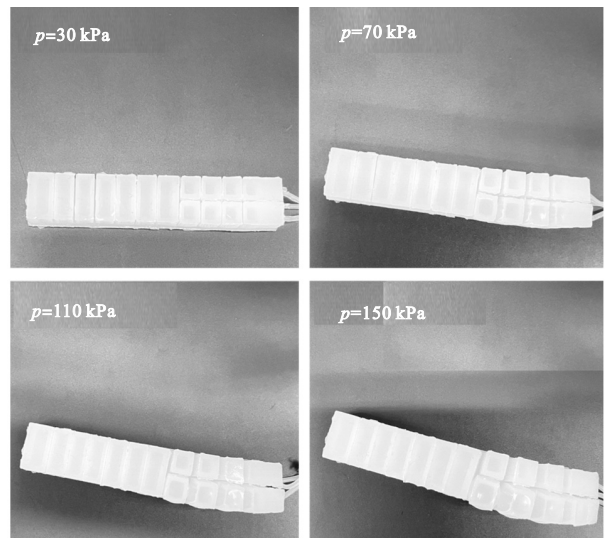
针对所建立的气动网格型软体驱动器的弯曲角度和顶端输出力模型,利用有限元仿真分析和实验测试来验证所建立模型的准确性。

利用 ABAQUS 软件对变刚度软体驱动器的 3 个性能指标进行仿真分析. 输入气压定义在各个部分腔室的内表面,接触定义在相邻腔室之间. 仿真过程中同样采用 Yeoh 模型定义材料属性,根据制作软体驱动器所采用的材料 Dragon skin 30,模型参数  $C_{10}$  和  $C_{20}$  分别定义为  $0.16$  和  $-0.033$ . 在进行顶端输出力仿真时,定义软体驱动器顶端与所接触物块之间的摩擦系数为  $0.8$ . 整个有限元仿真过程中不考虑重力作用。

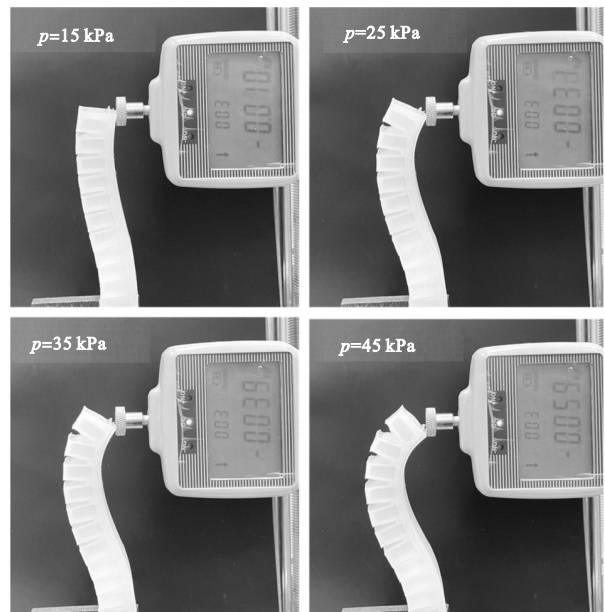
利用制作完成的变刚度软体驱动器对其 3 个性能指标进行实验测试,图 9 为典型气压下的测试结果. 图 10(a)、(b)、(c)分别为驱动器正向弯曲角度、侧向弯曲角度、顶端输出力的仿真结果和实验结果. 可以看出,3 个主要指标与气压之间均为单调变化关系,各个指标随着气压的增大而增大。



(a) 正向弯曲角度



(b) 侧向弯曲角度



(c) 顶端输出力

图 9 典型气压下测试结果

Fig.9 Experimental test under typical air pressure

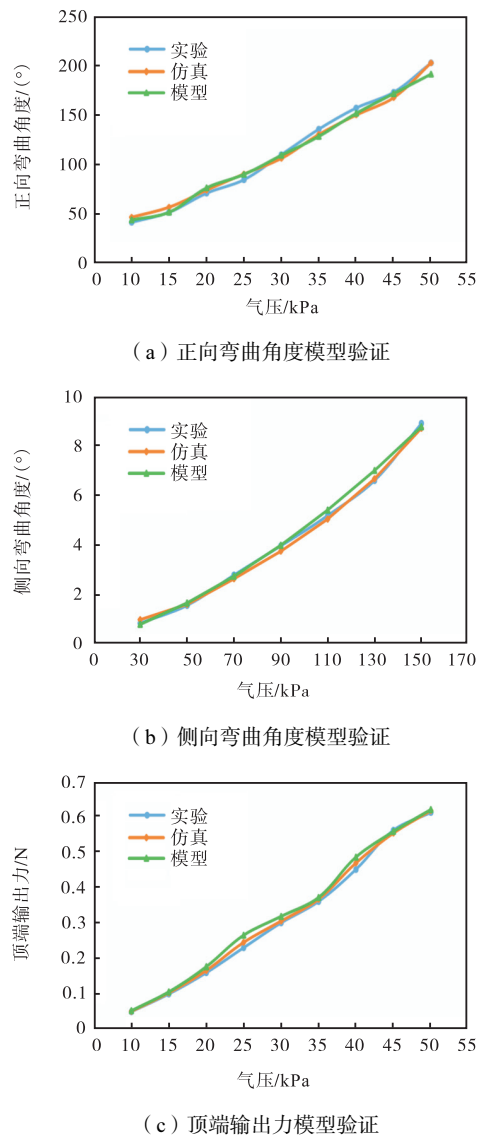


图10 软体驱动器理论模型验证

Fig.10 Verification of the soft actuator theoretical model

在正向弯曲角度的性能分析中,可以看出理论模型计算结果与仿真结果拟合度较好.理论模型计算结果与测试实验结果相比,当气压小于 30 kPa 时,两者拟合度好,当气压大于 30 kPa 时,实验结果略大于理论值.对于侧向弯曲角度,在气压小于 110 kPa 时,理论模型计算结果与仿真和测试实验的结果匹配程度都很高,当气压大于 110 kPa 时,理论模型计算结果略大于仿真和测试实验的结果.在软体驱动器的顶端输出力的性能分析中,从图 10(c)中可以看出,在整个过程,理论模型计算结果都略大于仿真实验结果和测试实验结果.当输入气压为 20~45 kPa 时,理论模型计算结果与另外两者的结果相差最大,其中理论模型计算结果与仿真实验结果最大差异为 8%,理论模型计算结果与测试实验结果的最大差异为 10%.

综上所述,解析模型计算结果与仿真结果、实验

测试结果匹配程度较高,最大差异均在 10% 以内.证明了所提出的气动网格软体驱动器正向弯曲角度模型、侧向弯曲角度模型以及顶端输出力模型都具有较好的准确性.

## 4 结 语

本文提出了一种气动网格型软体驱动器解析模型,为该类软体驱动器的结构设计及尺寸优化提供了指导.首先,将气动网格型软体驱动器腔室侧壁的形变视为超弹性膜的非线性变形,并利用 Yeoh 本构方程描述超弹性材料的非线性变形,推导出输入气压对驱动器气腔膨胀位移的影响规律,建立了驱动器弯曲角度与输入气压的关系表达式.其次,用 2 个球面间的挤压接触合理替代相邻腔室之间的挤压接触过程,并利用赫兹接触理论求得相邻腔室挤压过程中的最大接触压强.最后,针对驱动器的不变层建立力矩平衡方程,得到了软体驱动器的顶端输出力与输入气压的关系表达式.同时,根据仿生思想设计了一种可双向弯曲多腔室气动网格驱动器结构,并基于该结构分别通过有限元仿真和实验验证了本文提出的解析模型.理论模型计算结果与仿真结果、实验结果的最大差异均不超过 10%.结果表明,所建立的软体驱动器解析模型具有较高的精度.因此,该解析模型能够对软体驱动器性能进行有效预测,为软体驱动器结构设计、性能分析和控制等提供了理论指导.

## 参考文献:

- [1] Lee C, Kim M, Kim Y, et al. Soft robot review[J]. International Journal of Control, Automation and Systems, 2017, 15(1): 3-15.
- [2] Firouzeh A, Paik J. Grasp mode and compliance control of an underactuated origami gripper using adjustable stiffness joints[J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2017, 22(5): 2165-2173.
- [3] Guo J, Elgeneidy K, Xiang C, et al. Soft pneumatic grippers embedded with stretchable electroadhesion[J]. Smart Materials and Structures, 2018, 27(5): 055006.
- [4] Zhang H, Kumar A S, Chen F, et al. Topology optimized multimaterial soft fingers for applications on grippers, rehabilitation, and artificial hands[J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2018, 24(1): 120-131.
- [5] Wang F J, Chen Y W, Wang Y Z, et al. A soft pneumatic glove with multiple rehabilitation postures and as-

- sisted grasping modes[J]. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2022, 347: 113978.
- [6] Li Y, Hashimoto M. PVC gel soft actuator-based wearable assist wear for hip joint support during walking[J]. *Smart Materials and Structures*, 2017, 26(12): 125003.
- [7] 谢胜龙, 梅江平, 刘海涛. 足底驱动型下肢康复机器人的运动学建模与轨迹跟踪控制研究[J]. *天津大学学报(自然科学与工程技术版)*, 2018, 51(5): 443-452. Xie Shenglong, Mei Jiangping, Liu Haitao. Kinematics modeling and simulation of trajectory tracking control of a foot-plate-based lower-limb rehabilitation robot[J]. *Journal of Tianjin University(Science and Technology)*, 2018, 51(5): 443-452 (in Chinese).
- [8] An N, Li M E, Zhou J X. Modeling and understanding locomotion of pneumatic soft robots[J]. *Soft Materials*, 2018, 16(3): 151-159.
- [9] Nikolov S, Kotev V, Kostadinov K, et al. Model-based design optimization of soft fiber-reinforced bending actuators[C]//2016 IEEE International Conference on Manipulation, Manufacturing and Measurement on the Nanoscale. Chongqing, China, 2016: 136-140.
- [10] Polygerinos P, Wang Z, Overvelde J T B, et al. Modeling of soft fiber-reinforced bending actuators[J]. *IEEE Transactions on Robotics*, 2015, 31(3): 778-789.
- [11] Zhong G L, Hou Y D, Dou W Q. A soft pneumatic dexterous gripper with convertible grasping modes[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2019, 153: 445-456.
- [12] Wang Z, Hirai S. Soft gripper dynamics using a line-segment model with an optimization-based parameter identification method[J]. *IEEE Robotics and Automation Letters*, 2017, 2(2): 624-631.
- [13] Payrebrune K M, O'Reilly O M. On constitutive relations for a rod-based model of a pneu-net bending actuator[J]. *Extreme Mechanics Letters*, 2016, 8: 38-46.
- [14] Gu G Y, Wang D, Ge L S, et al. Analytical modeling and design of generalized pneu-net soft actuators with three-dimensional deformations[J]. *Soft Robotics*, 2021, 8(4): 462-477.
- [15] Alici G, Canty T, Mutle R, et al. Modeling and experimental evaluation of bending behavior of soft pneumatic actuators made of discrete actuation chambers[J]. *Soft Robotics*, 2018, 5(1): 24-35.
- [16] Shabana A A, Eldeeb A E. Motion and shape control of soft robots and materials[J]. *Nonlinear Dynamics*, 2021, 104(1): 165-189.
- [17] Yeoh O H. Some forms of the strain energy function for rubber[J]. *Rubber Chemistry and Technology*, 1993, 66(5): 754-771.
- [18] Liu Z, Wang F J, Liu S F, et al. Modeling and analysis of soft pneumatic network bending actuators[J]. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2020, 26(4): 2195-2203.
- [19] Dintwa E, Tijskens E, Ramon H. On the accuracy of the Hertz model to describe the normal contact of soft elastic spheres[J]. *Granular Matter*, 2008, 10(3): 209-221.

(责任编辑: 王晓燕)