

介电型电活性聚合物圆柱形驱动器结构参数分析

罗华安¹ 王化明² 朱银龙³

(1. 南京信息职业技术学院机电学院, 南京 210023; 2. 南京航空航天大学机电学院, 南京 210016;

3. 南京林业大学机械电子工程学院, 南京 210037)

摘要: 介电型电活性聚合物圆柱形驱动器结构简单,能输出较大的位移和力,对其结构参数进行分析是优化设计及合理使用驱动器的基础。通过建立圆柱形驱动器的几何模型分析了驱动器轴向伸长及径厚比对各层膜厚度变化的影响;基于圆柱形驱动器失效模式分析,揭示了结构参数(驱动器膜的预拉伸、卷绕层数、弹簧参数等)对驱动器输出性能的影响。结果表明,驱动器伸长时,小径厚比及较多驱动器膜卷绕层数会使各层膜厚度变化差异显著;基于圆柱形驱动器结构特点,驱动器膜的电击穿、弹簧驱动“失力”及其最大压缩极限变形等失效模式是影响其许用工作范围的主要因素;增加驱动器膜的预拉伸且使其周向延伸率略大于轴向,可获得较佳的综合输出性能;由于层间压力的影响,单独、过多地增加层数对输出性能的提高效果不明显;减小弹簧刚度与长度均能提高驱动器轴向伸长率,但其轴向输出位移量却产生不同变化,同时要注意避免驱动器计算力差超过弹簧预压缩力的情况。

关键词: 介电型电活性聚合物; 圆柱形驱动器; 结构参数; 失效模式

中图分类号: TP24 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-1298(2016)04-0355-09

Analysis of Structure Parameters of Dielectric Electroactive Polymer Cylindrical Actuators

Luo Huan¹ Wang Huaming² Zhu Yinlong³

(1. School of Mechanical and Electrical Engineering, Nanjing College of Information Technology, Nanjing 210023, China

2. College of Mechanical and Electrical Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China

3. College of Mechanical and Electronic Engineering, Nanjing Forestry University, Nanjing 210037, China)

Abstract: Dielectric electroactive polymer (DEAP) cylindrical actuators have a simple structure and strong capability to output large displacements and forces. Analysis of its structural parameters forms the basis for its design optimization and proper operation of DEAP actuators. Through geometric modeling of the actuator, the impact of axial elongation and diameter-thickness ratio on the deformation of each layer was analyzed. Based on the failure mode analysis, the influence of actuator structure parameters of pre-stretch, winding number of the DEAP film, spring parameters, etc. on its performance was obtained. Results showed that small diameter-thickness ratio and large winding layers would change the film thickness difference significantly in each layer when the actuator was elongated. According to the structural features of cylindrical actuators, the main factors affecting the allowable scope of work were the failure modes of electric breakdown of DEAP film, the loss of actuating force of the compression spring, and extreme deformations. The actuators performed better when the pre-stretch was increased and the pre-stretch ratio in circumference was larger than that in axial. No significant effect was observed on the output performance by increasing the layer-number. Reducing the stiffness and length of the spring can increase the axial stretch ratio of the actuator, and it had variable impact on the axial displacement

收稿日期: 2015-10-22 修回日期: 2016-01-13

基金项目: 国家自然科学基金项目(51305209、50975139)和江苏省自然科学基金项目(BK20130979)

作者简介: 罗华安(1968—),男,副教授,博士,主要从事数控技术及应用和新型驱动器性能研究,E-mail: luohuaan@163.com

通信作者: 王化明(1973—),男,教授,主要从事机器人、新型介电型EAP驱动器及能量收集装置研究,E-mail: hmwang@nuaa.edu.cn

changes. Meanwhile, the calculated force difference should be prevented from exceeding the preloaded force of the spring.

Key words: dielectric electroactive polymer; cylindrical actuator; structure parameter; failure mode

引言

介电型电活性聚合物 (Dielectric electro-active polymer, DEAP) 在电压激励下产生变形, 能实现电能向机械能的转换, 具有变形大、运动平滑、零噪声、能量密度高、响应速度较快等优点。利用 DEAP 材料制作的驱动器在仿生机器人、康复训练等领域具有潜在应用前景^[1-5]。相对于其他驱动器, 圆柱形驱动器结构简单, 能输出较大的位移和力, 受到研究人员的关注^[6-9]。斯坦福研究院 (Stanford Research Institute) 的研究人员将小型圆柱形驱动器运用于仿生昆虫并在改进设计昆虫机器人 Flex2 时采用 DEAP 圆柱形驱动器, 使性能得到优化^[6]; 机器人 Skitter 采用圆柱形驱动器, 行走速度达 6.8 cm/s^[7]。瑞士联邦材料测试和研究实验室 (Swiss Federal Laboratories for Materials Testing and Research) 的研究人员将圆柱形驱动器应用在力反馈设备及扳手腕机器人上^[8-9], 其中扳手腕机器人在 2007 年国际光学工程学会举办的电活性聚合物驱动器和装置 (Electroactive polymer actuators and devices, EAPAD) 会议上进行演示, 获得成功^[9]。

迄今 DEAP 材料特性尚处于研究阶段, 研究人员对 DEAP 圆柱形驱动器性能研究主要基于试验和仿真^[9-13]。在上述研究基础上, 本文对 DEAP 圆柱形驱动器几何模型进一步推导, 分析驱动器伸长、膜 (内层) 径厚比等对 DEAP 膜的厚度均匀性变化的影响; 通过建立圆柱形驱动器动力学方程研究驱动器轴向位移运动的稳定性; 最后, 基于圆柱形驱动器许用工作范围, 对 DEAP 膜预延伸率、卷绕层数、弹簧等结构参数等对驱动器输出性能的影响进行研究, 以期为其优化设计及合理应用提供指导。

1 圆柱形驱动器的变形分析

1.1 圆柱形驱动器几何模型

圆柱形驱动器^[10,14]的 DEAP 膜在卷绕时以压缩弹簧外圈为支撑, 为简化分析, 可认为弹簧外圈在驱动器伸缩变形时直径不变, 同时在材料各向同性且体积不变的前提下, 进一步做如下假设: ① DEAP 膜卷绕各层厚度与其预拉伸后厚度相同, 伸缩时每层厚度变化也均匀一致。② 忽略卷绕时 DEAP 膜在卷绕起始、终止处沿轴向侧边的周向收缩。③ 认为预拉伸的 DEAP 膜无间隙地卷绕在一起, 忽略柔性

电极厚度。④ 忽略 DEAP 膜卷绕时各层在两端固定端盖搭接处及卷绕起始处过渡层的影响, 视各卷绕层在变形前后均为同心圆筒。

于是, 可将圆柱形驱动器有效驱动部分简化为多层同心圆筒的几何结构 (图 1), 施加电压前多层膜的轴向拉力与内部弹簧的轴向回复力达到平衡。设驱动器未施加激励电压时各层膜半径为 R_0 、 R_n ($n=1, 2, \dots, N$, N 为总层数), 显然 R_0 与弹簧外圆半径相等, 驱动器有效长度为 l_p (图 1a)。施加电压 U 后, 驱动器发生轴向伸长, 各层圆筒膜的半径变为 r_0 、 r_n ($n=1, 2, \dots, N$, 见图 1b)。当施加电压后驱动器轴向伸长率达到 λ_{za} 时, 其有效长度至 $l_p \lambda_{za}$ 。由边界条件可得 $r_0 = R_0$, 设 DEAP 膜预拉伸后的厚度为 h_p , 根据体积不变有

$$r_n^2 = r_{n-1}^2 + [2R_0 h_p + (2n-1)h_p^2] \lambda_{za}^{-1} \quad (1)$$

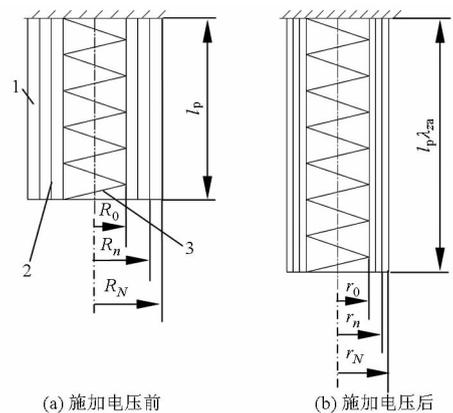


图 1 驱动器轴向位移示意图

Fig. 1 Sketch of axial displacement of actuator

1. DEAP 膜 2. 柔性电极 3. 压缩弹簧

对式 (1) 推导、化简, 可得驱动器伸长后各层膜的半径

$$r_n^2 = R_0^2 + (2nR_0 h_p + n^2 h_p^2) \lambda_{za}^{-1} \quad (2)$$

根据式 (2), 可计算驱动器轴向伸长时各层膜径向尺寸的变化。

1.2 DEAP 膜的变形影响因素分析

(1) 驱动器轴向伸长

根据圆柱形驱动器参数 (表 1), 按式 (2) 计算各层膜半径随驱动器轴向伸长的变化情况如图 2 所示, 图中由下至上 9 条曲线代表由内向外 1~8 层膜变形后的径向尺寸。驱动器轴向伸长时, DEAP 圆筒膜厚度变薄。经计算, 在 $\lambda_{za} = 2$ 时从内到外各层相对于预拉伸后的厚度及周长的变化范围分别达到 0.502~0.525 及 0.993~0.949, 即最外层比最内

层平均厚约 4.6%, 而其周向回缩约 4.4%。

如上所述, 按表 1 结构参数的驱动器在 DEAP 膜卷绕层数不多、轴向伸长率不大时, 各层膜的变形可认为均匀一致。反之, 各层膜的变形差异会很明显。

表 1 圆柱形驱动器主要参数

Tab.1 Main parameters of cylindrical actuator

参数	数值
膜轴向预延伸率 λ_{sp}	3.5
膜周向预延伸率 $\lambda_{\theta p}$	4.08
驱动器膜层数 N	8
膜预拉伸长度 l_p/mm	28
弹簧刚度 $k_{spring}/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	0.0618
弹簧外圈半径 R_0/mm	4.8
膜密度 $\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	960
膜剪切模量 μ/MPa	1.52×10^{-2}
真空介电常数 $\varepsilon_0/(\text{F}\cdot\text{m}^{-1})$	8.85×10^{-12}
相对介电常数 ε_r	3.24

(2) DEAP 膜的(内层)径厚比 R_0/h_p

根据式(2)可知 R_0/h_p 的值对 DEAP 膜的厚度变化产生影响, 可求得驱动器各层膜厚度的相对变形

$$\lambda_{r,n} = \frac{r_n - r_{n-1}}{h_p} = \sqrt{\left(\frac{R_0}{h_p}\right)^2 + \left(\frac{2nR_0}{h_p} + n^2\right)\lambda_{za}^{-1}} - \sqrt{\left(\frac{R_0}{h_p}\right)^2 + \left[\frac{2(n-1)R_0}{h_p} + (n-1)^2\right]\lambda_{za}^{-1}} \quad (3)$$

式中 R_0/h_p 为 DEAP 膜的(内层)径厚比, 该值越大表示驱动器越粗、DEAP 膜弯曲变形量越小。

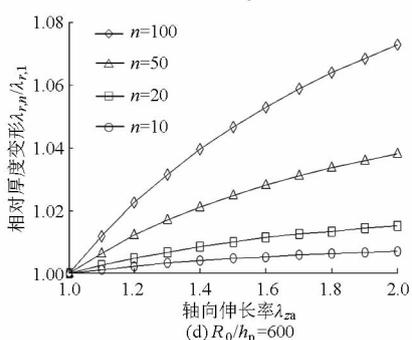
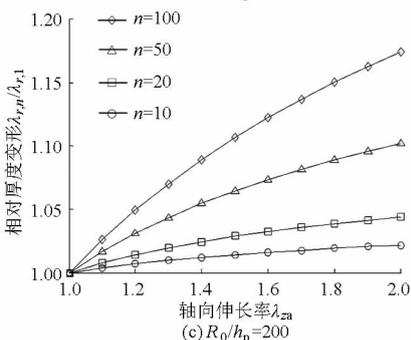
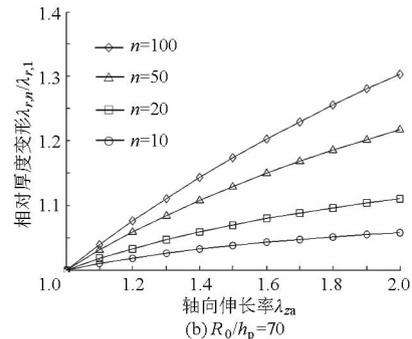
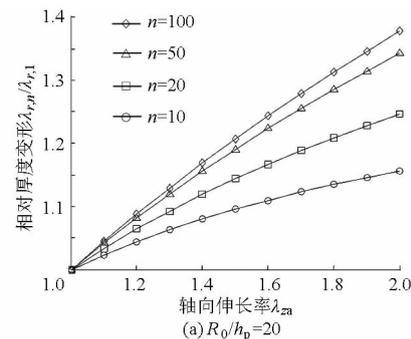


图 3 径厚比及层数对厚度变化的影响

Fig.3 Effect of diameter-thickness ratio and layer number on changes of layer thickness

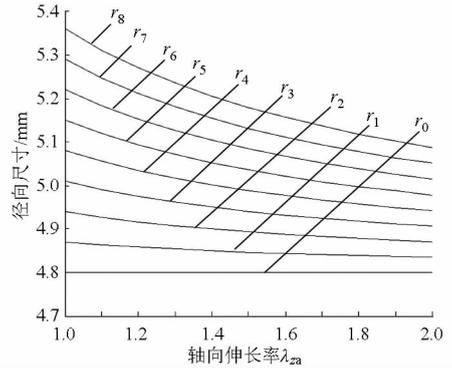


图 2 圆柱形驱动器膜层半径的变化

Fig.2 Changes of film radii of cylindrical actuator

各层膜厚度变化时会对应力分布及驱动器工作范围(例如电击穿)产生较大影响。在此, 可以最内层膜为基准, 通过各层膜厚度的相对变形率 $\lambda_{r,n}/\lambda_{r,1}$ 来分析其变化, 图 3 给出了驱动器圆筒膜的径厚比及层数对其厚度变化的影响。

由图 3 可知, R_0/h_p 较小及驱动器膜卷绕层数较多时各层膜厚度变化差异显著。当驱动器轴向伸长率 $\lambda_{za} = 2$ 时, 对 $R_0/h_p = 20$ 的驱动器, 其第 100 层膜的厚度比最内层(即第 1 层)膜“厚”约 38%, 即使 $N = 10, \lambda_{r,n}/\lambda_{r,1}$ 也达到 1.16, 表明驱动器轴向变形时各层厚度变化极不均匀, 导致应力分布变化。而当 R_0/h_p 很大时各膜层厚度变化差别不大, 如 $R_0/h_p = 600$, 即使 $\lambda_{za} = 2$, 其第 100 层膜的厚度仅比最内层(即第 1 层)膜的厚度“厚”约 7.3%; 在 $N = 10$ 时, $\lambda_{r,n}/\lambda_{r,1}$ 只有 1.007。本文分析中采用的驱动器外形接近 $R_0/h_p = 70$, 且层数小于 10 ($N = 8$), 在 $\lambda_{za} = 2$

时,其各层厚度变化率约为5%,故在分析驱动器特性时可忽略DEAP膜变形不均匀性影响。

另外,按式(2)也可推导出驱动器轴向伸长时各层DEAP膜的周向变形,从而分析驱动器轴向伸长对DEAP膜周向变形的影响。根据体积不变,可知DEAP膜厚度的变化与其周向回缩变形相关,厚度越“厚”,其周向DEAP膜的回缩越多,其周向变形越小。

2 驱动器DEAP膜机电耦合方程

圆柱形驱动器施加电压后产生轴向位移是多层圆筒形薄膜均匀变形作用的综合结果,分析其运动可先建立单层圆筒形膜的运动方程。在图4中选择第 n 层膜进行受力分析,分别取物质坐标系和空间坐标系为 (R, Θ, Z) 和 (r, θ, z) ,设变形模式为

$$\begin{cases} r = r(R) \\ \theta = \Theta \\ z = z(Z, t) \end{cases} \quad (R_{n-1} \leq R \leq R_n) \quad (4)$$

当驱动器产生轴向伸长变形时,根据体积不变条件可推得

$$R = \sqrt{R_{n-1}^2 + \lambda_{za}^2 (r^2 - r_{n-1}^2)} \quad (r_{n-1} \leq r \leq r_n) \quad (5)$$

这样,第 n 层膜施加电压后的周向及径向变形 $\lambda_{\theta a, n}$ 、 $\lambda_{ra, n}$ 可表示为

$$\lambda_{\theta a, n} = \frac{r}{\sqrt{R_{n-1}^2 + \lambda_{za}^2 (r^2 - r_{n-1}^2)}} \quad (6)$$

$$\lambda_{ra, n} = \frac{\sqrt{R_{n-1}^2 + \lambda_{za}^2 (r^2 - r_{n-1}^2)}}{r \lambda_{za}} \quad (7)$$

假设驱动器DEAP膜材料为理想的DEAP,其介电特性类似液体不受变形影响^[15]。为方便分析,采用Neo-Hookean模型来描述其非线性超弹性应变,并由此分析其机电耦合方程。施加电压 U 后,其周向应力 σ_θ 、径向应力 σ_r 、轴向应力 σ_z 有关系^[15]

$$\begin{cases} \sigma_\theta - \sigma_r = \mu(\lambda_\theta^2 - \lambda_r^2) - \varepsilon_0 \varepsilon_r E_r^2 \\ \sigma_z - \sigma_r = \mu(\lambda_z^2 - \lambda_r^2) - \varepsilon_0 \varepsilon_r E_r^2 \end{cases} \quad (8)$$

式中 ε_0 ——真空介电常数

ε_r ——DEAP膜的相对介电常数

λ_θ 、 λ_r 、 λ_z ——圆筒膜的周向、径向和轴向延伸率

E_r ——电场强度

μ ——材料剪切模量

根据高斯定律,圆筒膜上的电场强度 E_r 为

$$E_r = \frac{Q}{2\varepsilon\pi r l_p \lambda_{za}} \quad (9)$$

式中 Q ——单层圆筒膜表面的电荷量
则电压 U 可表示为

$$U = \int_{r_{n-1}}^{r_n} E_r dr = \frac{Q \ln \frac{r_n}{r_{n-1}}}{2\varepsilon l_p \lambda_{za}} \quad (10)$$

联立式(9)、式(10)可得

$$E_r = \frac{U}{r \ln \frac{r_n}{r_{n-1}}} \quad (11)$$

2.1 DEAP膜的轴向弹性变形力

分析圆筒膜微单元(图4)的受力,可得第 n 层膜的周向、径向及轴向3个方向应力 $\sigma_{\theta, n}$ 、 $\sigma_{r, n}$ 、 $\sigma_{z, n}$ 的平衡方程为

$$\frac{d\sigma_{r, n}}{dr} - \frac{\sigma_{\theta, n} - \sigma_{r, n}}{r} = 0 \quad (12)$$

将式(8)、(11)代入式(12),可得

$$\frac{d\sigma_{r, n}}{dr} = \frac{1}{r} \left[\mu(\lambda_{\theta p, n}^2 \lambda_{\theta a, n}^2 - \lambda_{rp, n}^2 \lambda_{ra, n}^2) - \varepsilon_0 \varepsilon_r \left(\frac{U}{r \ln \frac{r_n}{r_{n-1}}} \right)^2 \right] \quad (13)$$

式中 $\lambda_{\theta p, n}$ 、 $\lambda_{rp, n}$ ——膜预拉伸后第 n 层的周向、径向延伸率

$\lambda_{\theta a, n}$ 、 $\lambda_{ra, n}$ ——施加电压后第 n 层膜的周向、径向变形

对式(13)积分并利用最外层(第 N 层)膜边界条件 $\sigma_{r, N}(r_N) = 0$,可逐层求得 $\sigma_{r, n}(r_n)$,结合式(8)可得驱动器第 n 层膜的轴向应力为

$$\sigma_{z, n}(r) = \Omega_{r, n}(r) - \Omega_{r, n}(r_n) + \sigma_{r, n}(r_n) + \mu(\lambda_{zp}^2 \lambda_{za}^2 - \lambda_{rp, n}^2 \lambda_{ra, n}^2) - \varepsilon_0 \varepsilon_r \left(\frac{U}{r \ln \frac{r_n}{r_{n-1}}} \right)^2 \quad (14)$$

其中 $\Omega_{r, n}(r) = \int \frac{1}{r} \left[\mu(\lambda_{\theta p, n}^2 \lambda_{\theta a, n}^2 - \lambda_{rp, n}^2 \lambda_{ra, n}^2) - \varepsilon_0 \varepsilon_r \left(\frac{U}{r \ln \frac{r_n}{r_{n-1}}} \right)^2 \right] dr \quad (15)$

于是由 N 层膜卷绕成的圆柱形驱动器中膜的轴向弹性变形力 F_{ela} 为

$$F_{ela} = \sum_{n=1}^N \int_{r_{n-1}}^{r_n} 2\pi r \sigma_{z, n}(r) dr \quad (16)$$

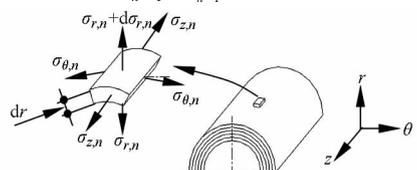


图4 圆筒膜受力图

Fig. 4 Force diagram of cylinder film

2.2 压缩弹簧回复力

圆柱形驱动器采用轴向预压缩的压缩弹簧提供预载荷。假设弹簧为线性恒刚度弹簧,其轴向回复力 F_{spring} 为

$$F_{\text{spring}} = F_{\text{spring}}^{\text{p}} - k_{\text{spring}} l_{\text{p}} (\lambda_{\text{za}} - 1) = F_{\text{spring}}^{\text{p}} + k_{\text{spring}} l_{\text{p}} - k_{\text{spring}} \lambda_{\text{za}} \quad (17)$$

式中 $F_{\text{spring}}^{\text{p}}$ —— 弹簧预压缩力

驱动器制作完成后多层膜的轴向拉力应与 $F_{\text{spring}}^{\text{p}}$ 相等,即为式(16)中 $U=0$ 、 $\lambda_{\text{za}}=1$ 时 F_{ela} 的值,实际计算确定为

$$F_{\text{spring}}^{\text{p}} = F_{\text{ela}} |_{U=0, \lambda_{\text{za}}=1} \quad (18)$$

当达到(准)静态平衡时,则有

$$F_{\text{ela}} = F_{\text{spring}} \quad (19)$$

2.3 驱动器轴向动力学方程

施加电压后驱动器伸长实际上是压缩弹簧克服多层 DEAP 膜的弹性变形力而发生轴向伸展的过程。根据牛顿第二定律,其轴向位移的动力学方程为

$$\Delta F_z(\lambda_{\text{za}}, U) = F_{\text{spring}} - F_{\text{ela}} = (1 + k'_m) F_m = k_m F_m \quad (20)$$

式中 ΔF_z —— 施加电压后弹簧回复力 F_{spring} 与 DEAP 膜拉力 F_{ela} 的差值,代表驱动器带负载的能力

F_m —— 膜驱动部分(即涂覆电极部分)质量惯性力

k'_m —— 折算系数,主要为考虑弹簧、固定端盖及膜的非驱动部分等附加质量引起的惯性力,通过计算及实际称量,取 $k'_m = 20$

根据驱动器膜卷绕后各层厚度均匀一致假设,驱动器驱动部分薄膜的惯性力

$$F_m = \sum_{n=1}^N F_{m,n} = \frac{m_e l_{\text{p}}}{2} \ddot{\lambda}_{\text{za}} \quad (21)$$

其中驱动部分膜的质量

$$m_e = \rho \pi l_{\text{p}} [2NR_0 h_{\text{p}} + N(N-1)h_{\text{p}}^2] \quad (22)$$

于是,驱动器轴向动力学方程可简化为

$$\Delta F_z(\lambda_{\text{za}}, U) = k_m l_{\text{p}} \ddot{\lambda}_{\text{za}} m_e / 2 \quad (23)$$

引入状态变量 $x_1 = \lambda_{\text{za}}$, $x_2 = \dot{\lambda}_{\text{za}}$, 则上述微分方程可表示为

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = f_1(x_1, x_2) = x_2 \\ \dot{x}_2 = f_2(x_1, x_2) = \frac{2}{k_m m_e l_{\text{p}}} \Delta F_z(\lambda_{\text{za}}, U) \end{cases} \quad (24)$$

根据题意,在 $t=0$ 时,有 $x_1(0) = 1$, $x_2(0) = 0$ 。

3 圆柱形驱动器失效模式

驱动器失效是影响其正常工作的关键因素,在

确定圆柱形驱动器的结构参数时要考虑其可能发生的失效形式。在 DEAP 驱动器中,DEAP 膜存在无法恢复的主要失效形式有机电失稳、电击穿及撕裂等^[16-18]。此外,根据圆柱形驱动器结构特点,通电工作过程中弹簧完全恢复到自由状态后还会导致驱动“失力”,压缩弹簧的弹性压缩极限也会对驱动器的有效工作范围产生影响。

3.1 DEAP 膜的机电失稳

DEAP 膜的机电失稳实质上是 DEAP 膜上施加的电场超过一定范围后产生的膜层厚度变薄、电场强度增加的正反馈现象,其结果会导致膜层急剧变薄而产生电击穿。对于矩形 DEAP 膜,可采用热动力学理论对其自由能函数的 Hessian 矩阵的正定性进行讨论从而确定其失效条件^[16,19]。本文从驱动器动力学角度对驱动器不动点处的稳定性进行分析。

当在驱动器膜上施加恒值电压时,上述驱动器轴向动力学方程为一自治系统。分析系统在不动点(或准静态点)处的稳定问题,本质上是研究系统在不动点处受到微小扰动后系统回复到平衡位置的能力,可通过分析式(24)在不动点处的 Jacobi 矩阵的相关性质得到结论。不动点 $(\lambda_{\text{za}}^{\text{eq}}, 0)$ 处的 Jacobi 矩阵为

$$J = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \frac{\partial f_1}{\partial x_2} \\ \frac{\partial f_2}{\partial x_1} & \frac{\partial f_2}{\partial x_2} \end{bmatrix}_{(\lambda_{\text{za}}^{\text{eq}}, 0)} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ J_{21} & 0 \end{bmatrix} \quad (25)$$

上述 Jacobi 矩阵的迹 $\text{tr}J = 0$, 行列式的值为 $\det|J| = -J_{21}$ 。

根据相关摄动理论分析,只有当 $\det|J| > 0$ 时,系统具有正刚度,不动点稳定^[20]。否则,系统受扰动后将在不动点附近发生振动,其幅度随时间呈指数增长,驱动器将失稳。以表 1 驱动器参数为例,可计算不动点处的 Jacobi 矩阵值(表 2)。在一定工作范围($\lambda_{\text{za}} \leq 2.0$)内,由计算结果可知系统稳定。附加质量会影响 $\det|J|$ 值,随着驱动器质量的增加, $\det|J|$ 的值下降很快,但不影响稳定性。

另外,由于驱动器 DEAP 膜的周向固定,故对其周向稳定性不作分析。

3.2 电击穿

电击穿是由于施加电场超过 DEAP 膜的电击穿强度而引起击穿的一种失效形式。圆柱形驱动器采用 DEAP 薄膜,按制造商提供的产品说明书,其电场击穿强度 E_{B} 为 24.8 kV/mm。 E_{B} 随拉伸而改变^[17,21],经过预拉伸可提高其电场击穿强度^[17,22-24]。

表2 Jacobi矩阵的值
Tab.2 Values of Jacobi matrix

λ_{za}^{eq}	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6	1.7	1.8	1.9	2.0
$k'_m = 0$	1.09436×10^6	1.09422×10^6	1.09412×10^6	1.09405×10^6	1.09400×10^6	1.09397×10^6	1.09394×10^6	1.09391×10^6	1.09390×10^6	1.09388×10^6
$k'_m = 20$	5.21124×10^4	5.21057×10^4	5.21010×10^4	5.20978×10^4	5.20954×10^4	5.20936×10^4	5.20922×10^4	5.20912×10^4	5.20904×10^4	5.20897×10^4

为方便分析、对比,参照文献[12,25]取 DEAP 膜的电场击穿强度为常值分析电击穿,即 $E_B = 100 \text{ kV/mm}$ 。对圆柱形驱动器,击穿电压与电场强度之间的关系可近似表示为 $U_B = E_B h_n$,此处 h_n 为膜层真实厚度,由于驱动器最内层膜的厚度最小,故一般选择最内层膜讨论其电击穿。

3.3 压缩弹簧驱动“失力”

压缩弹簧驱动“失力”是指在电场作用下驱动器产生位移过程中,当弹簧完全回复到自由状态后,DEAP 膜的弹性变形力消失的现象。“失力”会导致 DEAP 膜不再继续被拉伸,驱动器将失去驱动能力,如再增加电场会引起膜层起皱并击穿。为防止电极损坏,驱动器 DEAP 膜的最内和最外卷绕层未涂敷电极,在工作时会对其间的 DEAP 膜起到良好的保持作用,故在此不考虑周向“失力”导致的起皱问题。由于驱动器(准)静态时弹簧回复力与膜的轴向弹性变形力平衡,因此计算驱动器轴向“失力”条件下的最大伸长实际为弹簧的预压缩量,即 $F_{spring}^p / k_{spring}$ 。

3.4 撕裂

撕裂是由于 DEAP 膜的过度拉伸使聚合物基体上存在的裂纹扩张并突然撕裂所致。本文采用的 DEAP 为美国 3M 公司的 VHB4910 薄膜,研究表明,当其拉伸面积达到原初始面积的 36 倍时会产生撕裂^[22]。对于质量稳定的 DEAP 膜材料,其电击穿会比撕裂更突出,即一般电击穿失效在撕裂失效前发生,故膜的撕裂失效在此不作讨论。

3.5 压缩弹簧压缩极限变形

驱动器弹簧主要用来提供预载荷,在工作过程中承受压力。弹簧簧丝直径及过度压缩后弹簧的塑性变形等因素会限制其最大压缩变形。对表 1 所示的弹簧,可根据经验确定其最大压缩量为 75%^[12],据此可确定相应的圆柱形驱动器的最大轴向伸长率为 $\lambda_{za} = 4$ 。

综上所述,基于圆柱形驱动器结构特点,电击穿、弹簧驱动“失力”、弹簧最大压缩极限变形等失效模式是确定其许用工作范围的主要因素。在许用范围内,讨论驱动器结构参数对输出性能的影响可为其优化设计及合理使用提供指导。

4 驱动器结构参数分析

圆柱形驱动器的参数会对驱动器输出位移及力产生显著影响,其中主要有 DEAP 膜的双向预拉伸、卷绕层数及弹簧刚度、长度等参数。

4.1 DEAP 膜的预拉伸对输出性能的影响

按表 1 参数,通过解式(19)可得到 DEAP 膜在不同预拉伸情况下驱动器的电压-位移($U - \lambda_{za}$)曲线。结合前述 DEAP 膜的电击穿(U_B)、弹簧驱动“失力”及弹簧压缩极限变形(对应最大轴向伸长率为 $\lambda_{za} = 4$)失效形式,可分析、比较驱动器在不同预拉伸情况下的有效工作范围,如图 5 所示。图中给出了在弹簧驱动“失力”范围内 $U - \lambda_{za}$ 及相对应的 U_B 曲线,最上端的虚线代表弹簧最大压缩极限变形($\lambda_{za} = 4$),上述 3 条曲线共同限制了驱动器的电压、轴向伸长率的有效工作范围。

在图 5a 中,除 $\lambda_{sp} = 2$ 外,其他几条 U_B 和 $U - \lambda_{za}$ 曲线均相交,说明 DEAP 膜轴向预拉伸较大时驱动器的有效工作范围主要受电击穿失效限制。在不发生电击穿前提下,增加 DEAP 膜的轴向预拉伸使驱动器许用轴向伸长率(λ_{za})略有减小(图 5a);但当减小 DEAP 膜轴向预拉伸,且与周向相差较大(如 $\lambda_{op} = 5, \lambda_{sp} = 2$)时,由于弹簧轴向预压缩量减少,此时驱动器输出位移受弹簧驱动“失力”限制(表 3),其输出位移大大降低。由图 5b 可知,虽然减小膜的周向预拉伸会明显增加驱动器位移输出,但需要很高的电压;在 $\lambda_{op} = 2, \lambda_{sp} = 2$ 时,虽然输出伸长率达到 $\lambda_{za} = 1.86$,但其电压 $U = 13.6 \text{ kV}$,这不利于驱动器的制造及使用。

表 3 列出了 DEAP 膜在不同预拉伸情况下计算所得驱动器的最大伸长率及其失效形式。当 $\lambda_{sp} > \lambda_{op}$ 时,弹簧的压缩极限变形会限制其过度预压缩,固驱动器设计时宜使 DEAP 膜的 $\lambda_{sp} < \lambda_{op}$;在 $\lambda_{op} = 3, \lambda_{sp} = 2$ 时,虽然伸长率(λ_{za})不是很大,但其伸长量(Δl)却达到最大;另需注意 λ_{sp} 较小时,如 $\lambda_{sp} = 2, \lambda_{op} = 2, 3$ 时其激励电压均超过 10 kV。

利用式(20)可计算驱动器轴向力差 ΔF_z 。 ΔF_z 最大值取决于弹簧的预压缩量,受施加电压的控制:电压越高出力差越大,其带负载能力越强。根据驱动器在不同预拉伸条件下的最大工作行程即可确

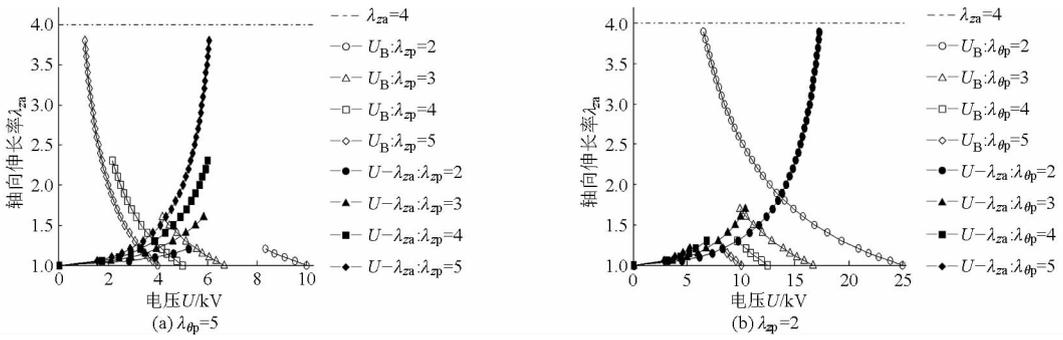


图 5 DEAP 膜预拉伸对驱动器轴向伸长率的影响

Fig. 5 Effect of pre-stretch ratio of DEAP film on axial elongation of actuator

表 3 不同预拉伸时最大伸长率 λ_za 及位移 Δl (mm)

Tab. 3 Maximum elongation ratio λ_za and displacement Δl at different pre-stretch ratios

λ_θp	λ_θp			
	2	3	4	5
2	1.86/17.62①	1.65/30.38①	1.35/20.95②	1.21/13.85②
3	③	1.53/11.0①	1.43/16.20①	1.36/17.22①
4	③	③	1.36/7.43①	1.30/10.05①
5	③	③	③	1.26/5.35①

注:表中①代表电击穿,②代表弹簧驱动“失力”,③代表弹簧压缩极限变形。

定 ΔF_z, 见表 4。在 λ_θp = 2, λ_θp = 2、3 时,虽然 ΔF_z 大但电压很高;在 λ_θp = 2, λ_θp = 3、4、5 时,较大的周向应力导致内层膜出现轴向压应力,计算出的初始状态总推力大于弹簧预压缩力 F_spring^p, 出现由 DEAP 膜驱动的假象,在实际应用中应避免。在 λ_θp = 4、λ_θp = 3 及 λ_θp = 5、λ_θp = 2 时,由表 3 计算结果可知驱动器伸长率较大,而从表 4 的计算结果发现,前一种情况具有更大的 ΔF_z。根据试验优化结果,实际圆柱形驱动器采用的 DEAP 膜预拉伸参数 (λ_θp = 4.08、λ_θp = 3.5) 与该分析结果吻合。

表 4 不同预拉伸时最大输出力差 ΔF_z

Tab. 4 Maximum output force difference ΔF_z at different pre-stretch ratios N

λ_θp	λ_θp			
	2	3	4	5
2	3.17	2.63 (2.06)	1.80 (1.30)	1.18 (0.86)
3		2.01	1.72	1.52
4			1.16	1.24
5				1.06

注:括号中的数据为驱动器弹簧预压缩轴向力 F_spring^p。

总之,在选择驱动器 DEAP 膜预延伸率时要在输出力差和位移之间进行综合权衡。预拉伸能减少施加电压,但过大易引起电击穿从而实际输出;从弹簧压缩极限变形考虑,一般 DEAP 膜轴向预延伸率宜小于周向。增加膜的预拉伸、且使其周向延伸率略大于轴向,这是驱动器获得较佳的综合性能

的必要条件。

4.2 DEAP 膜卷绕层数对输出的影响

根据前述圆柱形驱动器几何变形分析结果,卷绕层数过多会导致驱动器变形过程中各层 DEAP 膜厚度变化不均,并使外层膜周向松弛。在受力方面,膜层数过多还会产生较大的层间压力,导致内层膜的轴向拉伸应力减少,甚至产生轴向压力。因此,实际圆柱形驱动器 DEAP 膜层数不宜卷绕过多。计算表明,较多的 DEAP 膜卷绕层数会增加弹簧的预压缩量,但弹簧压缩极限变形又会限制 DEAP 膜的轴向预拉伸,故在图 6 的特性分析中,选 DEAP 膜的预延伸率为 λ_θp = 4、λ_θp = 2,并按此条件研究 DEAP 膜层数 (N = 5、10、20) 对驱动器轴向伸长率的影响,压缩弹簧参数仍按表 1。

由图 6 可知,驱动器膜卷绕层数越多,其可达到的轴向位移越大。由于电击穿曲线按内层计算,其与 DEAP 膜的卷绕层数无关。因膜(轴向)预延伸率较小,电击穿曲线 U_B 未与各 U - λ_za 曲线相交,驱动器只受弹簧驱动“失力”失效模式影响,最大伸长率不大。注意到驱动器 DEAP 膜层数较多 (N = 10、20) 时其 U - λ_za 曲线较接近,这主要是由于卷绕层之间的压力使 DEAP 膜轴向拉伸应力减小甚至出现负值,从而使弹簧轴向预压缩量差别不明显。表 5 为计算出的与上图相对应的最大轴向力差和伸长率,该表进一步表明,由于层间压力的影响,单独、过多地增加层数 (表中 N ≥ 10 时) 对输出性能的提高并无太大帮助。

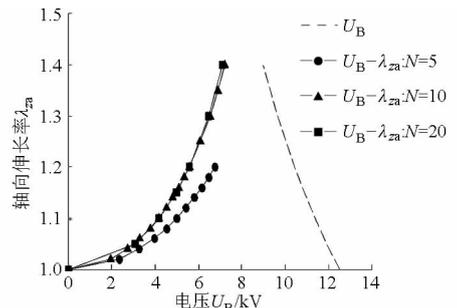


图 6 DEAP 膜层数对驱动器轴向伸长率的影响
Fig. 6 Effect of layer number of DEAP film on axial elongation of actuator

4.3 弹簧参数对输出的影响

弹簧刚度和长度对驱动器伸长率和轴向力差的大小也会产生影响(图7),为保证弹簧参数在一定分析范围内变化使驱动器不发生失效,下述分析中选 DEAP 膜的预延伸率 $\lambda_{0p}=4$ 、 $\lambda_{sp}=2$,卷绕层数 $N=8$ 。

表5 DEAP膜卷绕层数对输出性能的影响

Tab.5 Effect of layer number of DEAP film on output performance

性能	层数 N		
	5	10	20
最大伸长率 λ_{za}^{lim}	1.23	1.42	1.47
最大伸长量 $\Delta l/mm$	14.99	23.78	25.55
最大出力差 $\Delta F_z/N$	0.93	1.47	1.58

由图7可知,减小弹簧刚度与缩短长度均能增加驱动器轴向伸长率,但其轴向最大输出位移量(Δl)的变化不同,“小刚度”弹簧比“小长度”弹簧输出位移更大。当弹簧刚度(或长度)为原值一半时,

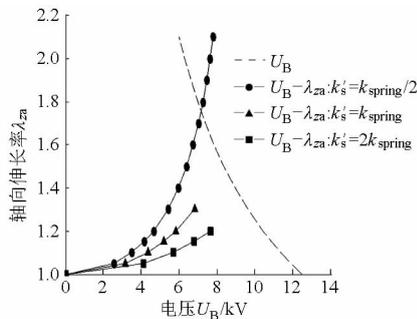


图7 弹簧参数对驱动器轴向伸长率的影响

Fig.7 Effect of spring parameters on axial elongation of actuator

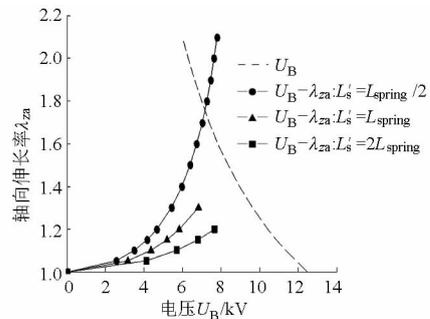


表6 弹簧参数对输出性能的影响

Tab.6 Effect of spring parameters on output performance

性能	弹簧刚度 (k'_s/k_{spring})			弹簧长度 (L'_s/L_{spring})		
	1/2	1	2	1/2	1	2
最大伸长率 λ_{za}^{lim}	1.76	1.35	1.15	1.76	1.35	1.15
最大伸长量 $\Delta l/mm$	28.79	20.95	10.48	14.4	20.95	20.86
最大出力差 $\Delta F_z/N$	1.72(1.30)	1.80(1.30)	1.56(1.30)	1.72(1.30)	1.80(1.30)	1.56(1.30)

注:括号中的数据为驱动器弹簧预压缩轴向力 F_{spring}^p 。

5 结论

通过建立圆柱形驱动器几何模型研究了驱动器轴向变形时各膜层厚度的变化情况,分析了 DEAP 圆柱形驱动器的主要失效形式,在驱动器许用工作范围内探讨了驱动器结构参数对输出性能的影响,得到如下结论:

(1)驱动器膜的卷绕层数越多、径厚比越小,驱动器轴向伸长时各层膜的厚度变化越不均匀,对应力分布及电击穿等产生显著影响。

(2)在确定膜预延伸率时要在驱动器出力差和位移之间综合权衡。预拉伸可降低施加电压,但

驱动器的许用工作范围确定依据由原来的驱动器弹簧驱动“失力”失效转变为电击穿失效,其最大允许轴向伸长率由 1.35 增加到 1.76。由于减小刚度后弹簧预压缩量增加,使驱动器轴向输出位移亦增加。计算表明(表6),弹簧刚度为 $k_{spring}/2$ 的驱动器最大输出位移量(Δl)为弹簧长度为 $L_{spring}/2$ 的驱动器的 2 倍,但此时要注意避免弹簧压缩量超过其压缩极限变形量。弹簧长度、刚度均增加 1 倍时,驱动器轴向伸长率均会减小,驱动器位移受到弹簧驱动“失力”失效的限制。虽然增加弹簧长度能使驱动器的初始长度增加,但其位移主要由弹簧刚度决定,故其最大轴向位移变化不明显,且弹簧太长其稳定性将受到影响。

表6中计算结果还表明,弹簧长度、刚度的变化均使出力差 ΔF_z 有所减小,但幅度不大。由于驱动器膜周向、轴向预延伸率相差较大,导致驱动器计算力差 ΔF_z 超过弹簧预压缩力,这在实际驱动器设计及性能分析中应引起注意。

预拉伸过大会产生电击穿而限制其最大输出位移,由于弹簧压缩极限变形限制,一般 DEAP 膜轴向预延伸率宜小于周向。

(3)驱动器膜卷绕层数越多,获得的轴向位移越大。由于层间压力的影响,过多地单独增加层数对输出性能的提高不显著。

(4)减小弹簧刚度与长度均能提高驱动器轴向伸长率,但其轴向输出位移量(Δl)的变化不同:弹簧刚度减小能使位移量增加,弹簧长度减小时其位移量却减小。实际分析时要注意驱动器计算力差超过弹簧预压缩力的情况。

参 考 文 献

- 1 PELRINE R, ECKERLE J, CHIBA S. Review of artificial muscle approaches, invited paper[C] // Proceedings of the 3rd International Symposium on Micro Machine and Human Science, 1992; 1 - 19.
- 2 CARPI F, DE ROSSI D, KORNBLUH R, et al. Dielectric elastomers as electromechanical transducers: fundamentals, materials, devices, models and applications of an emerging electroactive polymer technology[M]. Amsterdam: Elsevier, 2011.
- 3 BAR-COHEN Y. Electroactive polymer (EAP) actuators as artificial muscles-reality, potential and challenges[M]. Bellingham, WA; SPIE, Bellingham, Washington, 2001.
- 4 陈花玲, 王永泉, 盛俊杰, 等. 电话性聚合物材料及其在驱动器中的应用研究[J]. 机械工程学报, 2013, 49(6): 205 - 214.
CHEN H L, WANG Y Q, SHENG J J, et al. Research of electro-active polymer and its application in actuators[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2013, 49(6): 205 - 214. (in Chinese)
- 5 朱银龙, 张鑫淼, 王化明, 等. 介电型电话性聚合物驱动转动关节控制技术研究[J]. 农业机械学报, 2015, 46(7): 332 - 338.
ZHU Yinlong, ZHANG Xinyan, WANG Huaming, et al. Research on actuation control of dielectric electroactive polymer rotary joint[J]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2015, 46(7): 332 - 338. (in Chinese)
- 6 PELRINE R E, KORNBLUH R D, PEI Q B, et al. Dielectric elastomer artificial muscle actuators: toward biomimetic motion[C] // Proceedings of SPIE Smart Structures and Materials, 2002; 126 - 137.
- 7 PEI Q B, ROSENTHAL M, PELRINE R E, et al. Multifunctional electroelastomer actuators and their application for biomimetic walking robots[C] // Proceedings of SPIE Smart Structures and Materials, 2003, 5051: 281 - 290.
- 8 ZHANG Rui, KUNZ Andreas, LOCHMATTER Patrick, et al. Dielectric elastomer spring roll actuators for a portable force feedback device[C] // 14th Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems, 2006; 347 - 353.
- 9 KOVACS Gabor, LOCHMATTER Patrick, WISSLER Michael. An arm wrestling robot driven by dielectric elastomer actuators[J]. Smart Structures and Materials, 2007, 16(2): 306 - 317.
- 10 吴孟. 圆柱形介电型 EAP 驱动器的研究与应用[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2011.
WU Meng. Research and applications of cylindrical dielectric elastomer actuator[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2011. (in Chinese)
- 11 RAJAMANI A, GRISSOM M D, RAHN C D, et al. Wound roll dielectric elastomer actuators: fabrication, analysis, and experiments[J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2008, 13(1): 117 - 124.
- 12 AWADALLA M, ANEES B. Developing spring-roll dielectric elastomer actuator system based on optimal design parameters[J]. International Journal of Computer Science Issues (IJCSI), 2011, 8(5): 46 - 56.
- 13 ZHANG R, LOCHMATTER P, KUNZ A, et al. Spring roll dielectric elastomer actuators for a portable force feedback glove[C] // Smart Structures and Materials, 2006; 61681T - 61681T - 12.
- 14 罗华安, 王化明, 游有鹏. 介电弹性体圆柱形驱动器静态特性分析[J]. 农业机械学报, 2012, 43(9): 202 - 208.
LUO H A, WANG H M, YOU Y P. Static characteristic of dielectric elastomer cylindrical actuator[J]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2012, 43(9): 202 - 208. (in Chinese)
- 15 ZHAO X, HONG W, SUO Z. Electromechanical hysteresis and coexistent states in dielectric elastomers[J]. Physical Review B, 2007, 76(13): 134113.
- 16 PELRINE R E, KORNBLUH R D, JOSEPH J P. Electrostriction of polymer dielectrics with compliant electrodes as a means of actuation[J]. Sensors and Actuators A, 1998, 64(1): 77 - 85.
- 17 PLANTE J S, DUBOWSKY S. Large-scale failure modes of dielectric elastomer actuators[J]. International Journal of Solids and Structures, 2006, 43(25): 7727 - 7751.
- 18 TOMMASI D D, PUGLISI G, SACCOMANDI G, et al. Pull-in and wrinkling instabilities of electroactive dielectric actuators [J]. Journal of Physics D, 2010, 43(32): 325501.
- 19 NORRIS A N. Comment on method to analyze electromechanical stability of dielectric elastomers[J]. Applied Physics Letters, 2008, 92(2): 026101 - 026101 - 2.
- 20 ZHU J, CAI S, SUO Z. Nonlinear oscillation of a dielectric elastomer balloon[J]. Polymer International, 2010, 59(3): 378 - 383.
- 21 VOGAN J D. Development of dielectric elastomer actuators for MRI devices [D]. Cambridge: Massachusetts Institute of Technology, 2004.
- 22 KOFOOD G. Dielectric elastomer actuators[D]. Copenhagen: The Technical University of Denmark, 2001.
- 23 KOFOOD G, SOMMER-LARSEN P, KORNBLUH R, et al. Actuation response of polyacrylate dielectric elastomers[J]. Journal of Intelligent Material Systems and Structures, 2003, 14(12): 787 - 793.
- 24 BROCHU P, PEI Q. Advances in dielectric elastomers for actuators and artificial muscles [J]. Macromolecular Rapid Communications, 2010, 31(1): 10 - 36.
- 25 KOH S J A, LI T, ZHOU J, et al. Mechanisms of large actuation strain in dielectric elastomers[J]. Journal of Polymer Science Part B: Polymer Physics, 2011, 49(7): 504 - 515.