

文章编号 1004-924X(2014)06-1538-09

## 面向结构形状控制的驱动器结构参数与 控制电压协同优化设计

高仁璟, 张莹, 吴书豪, 刘书田\*

(大连理工大学 工业装备结构分析国家重点实验室, 辽宁 大连 116024)

**摘要:** 飞机翼面结构形状的控制设计是提高飞机性能的关键技术。本文以压电纤维复合薄膜(Microfiber Composite, MFC)为驱动器,研究了协同优化设计 MFC 驱动器结构参数与控制电压以使飞机翼面结构具有理想形状的方法。以 MFC 的电极宽度、电极指间距、MFC 厚度、压电陶瓷体积分数等驱动器结构参数以及控制电压为设计变量,以控制偏差最小为优化目标,以驱动器的击穿电压为约束,建立了驱动器结构参数与控制电压协同优化设计的模型;通过分析 MFC 驱动器结构参数对驱动性能的影响,给出了最优的驱动器结构参数;针对类似机翼翼面形状的平板扭转型面,给出了驱动器结构参数与控制电压协同的最优控制设计。设计结果表明:对于扭转变形,多个不同控制电压控制的型面均方差是相同控制电压控制均方差的 45%,分析结果验证了本文所建立的协同优化设计方法的有效性。

**关键词:** 压电纤维复合薄膜;飞机翼面;协同优化;控制参数

中图分类号:V224 文献标识码:A doi:10.3788/OPE.20142206.1538

## Integrated design optimization of actuator structural parameters and control voltages for morphing structural shapes

GAO Ren-jing, ZHANG Ying, WU Shu-hao, LIU Shu-tian\*

(State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment,  
Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

\* Corresponding author, E-mail: stliu@dlut.edu.cn

**Abstract:** The control and design of flexible support structure and warping surface for an aircraft is a key to improve its flight performance. In this paper, an integrated optimal design method for structural parameters and control voltages was presented by using Microfiber Composite (MFC) as a actuator to obtain the desired shape of the surfaces. An integrated optimization model of actuator structural parameters and control voltages was established for minimizing the control deviation through designing electrode width and separation, MFC thickness, the volume fraction of piezoelectric ceramic fiber and controlling the breakdown voltage of MFC. The optimal parameters of the actuator were given by analyzing and comparing the effect of structural parameters on the performance of surface. The warping of a wing surface was used as an example to validate the effectiveness of the method. The results show that the mean square deviation of the multi-voltage control is 45% that of the single voltage control.

收稿日期:2013-12-05;修订日期:2014-01-20.

基金项目:国家 973 重点基础研究计划资助项目(No. 2011CB610304);国家自然科学基金资助项目(No. 11172052, No. 11372063);中央高校基本科研业务费专项资金资助项目;中航产学研专项资金资助项目(No. CXY2011DG34)

These results prove that the method presented has potential applications in design of aircraft wing warping.

**Key words:** piezoelectric Microfiber Composite (MFC) film; plane wing surface; integrated optimization; control parameter

## 1 引言

在不同的飞行任务下,飞行器的飞行性能与空气动力紧密相关,而飞行器的空气动力主要是由飞行器的几何外形决定的<sup>[1]</sup>,因此,根据飞行状态调整飞机翼面形状以提高其飞行性能是未来飞行器机翼设计的发展方向,而机翼结构形状控制设计成为研究热点,受到广泛关注<sup>[2-5]</sup>。在对飞机机翼等板壳类结构形状控制问题的研究中,多采用压电材料梁为驱动器,通过设计驱动器的高度和控制电压实现结构形状的控制<sup>[6-9]</sup>。但压电材料的脆性,限制了压电材料梁式驱动器在大变形控制中的应用。

压电纤维复合薄膜(MFC)由于拥有较大的压电系数、较大的平面驱动应变、较强的抗破坏能力、寿命长、实现灵活、控制精度高、功率消耗小等特点<sup>[10]</sup>,在飞机翼面等结构形状控制方面具有重要的应用前景。自 Bent<sup>[11]</sup>等人创立了以均匀电场模型来表征压电薄膜性能的理论以来,压电纤维复合薄膜性能的研究成为国内外研究的热点,很多学者先后对基于有限元方法的压电纤维复合薄膜结构优化设计进行了研究<sup>[12-13]</sup>。研究表明:在恒定电场条件下,当压电纤维交叉指形电极宽度为 MFC 厚度的一半时,压电纤维复合薄膜具有最大的应变变量;厚度较小的压电纤维具有较大的应变变量;电极指间距越大,压电纤维薄膜的驱动应变变量越小;压电纤维体积分数越高的压电纤维复合薄膜越容易获得较大的驱动应变性能<sup>[13]</sup>。近年来,如何提高飞机翼面的变形控制精度与稳定性成为一个重要的研究课题。其中包含了结构形状控制的最优参数设计、压电材料梁的结构与控制参数设计以及改变翼面结构形状以确保稳定效果等。刘颖卓<sup>[14]</sup>等人对飞机翼面蒙皮稳定性

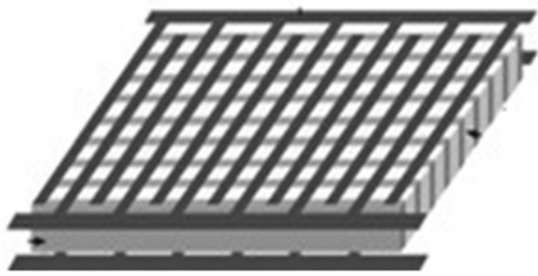
进行了结构布局的优化设计,提出了多墙式翼面结构,建立了一种考虑复合材料蒙皮稳定性的翼面结构布局优化问题的数学模型,并提出了求解方法。全立勇<sup>[15-18]</sup>等采用气动控制对飞机翼面的变形控制进行了大量的研究,研究表明:气动压力控制可以根据飞机在空中的飞行状态有效地控制飞机翼面的变形。文中通过大量的实验验证了提出理论的有效性。

目前的研究表明,MFC 驱动器的结构参数对驱动器性能有很大的影响。因此,在结构形状控制设计中,需要同时考虑驱动器的结构参数与控制参数,即需要研究驱动器结构参数与控制参数协同的优化设计理论和方法。本文以 MFC 驱动器的电极宽度、电极指间距、MFC 的厚度和压电陶瓷体积分数为驱动器结构参数,以控制电压为控制参数,研究建立了驱动器结构参数与控制参数协同的优化设计模型,并建立了求解方法。以类飞机翼面形状的平板结构扭转形状控制为例,给出实际的设计方法,验证了所提出的优化设计模型的有效性。

## 2 问题描述与优化模型

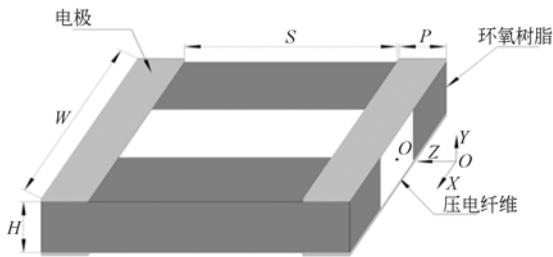
### 2.1 MFC 的结构特征与驱动性能

压电纤维复合薄膜沿纤维轴向正负电极交叉排列,各正负电极统一由一对异性电极引出,上下表面电极结构完全对称。由于交叉指形 MFC 具有高度周期性,为计算方便,采用了压电纤维薄膜的最小结构单元(Representative Volume Element, RVE)进行研究,以反映整体 MFC 的驱动应变性能。图 1 所示为压电纤维复合薄膜以及最小结构单元的结构示意图。最小结构单元由单元体的宽度  $W$ 、电极宽度  $P$ 、电极指间距  $S$ 、MFC 厚度  $H$  确定。



(a) 压电纤维复合薄膜

(a) Structure of microfiber composite



(b) 代表体单元结构

(b) Structure of representative volume element

图 1 MFC 结构

Fig. 1 Structures of MFC

MFC 的驱动原理是在电极上施加一定的电压,从而在内部形成一定的电场,通过机电耦合效应产生驱动应变。该驱动应变是施加的电压引起的 MFC 单位长度的变化。在一定的结构参数情况下,驱动应变与控制电压呈下列线性关系:

$$\begin{aligned} \epsilon_1 &= A_1(W, P, S, H)V + B_1(W, P, S, H) \\ \epsilon_2 &= A_2(W, P, S, H)V + B_2(W, P, S, H) \end{aligned} \quad (1)$$

式中:系数  $A_i(W, P, S, H)$  和  $B_i(W, P, S, H)$ , ( $i=1,2$ ) 依赖于 MFC 的单元体结构参数,其依赖关系可由有限元方法确定。例如基于有限元法压电纤维复合结构的模拟优化<sup>[13]</sup>。

### 2.2 形状控制的优化设计原理

考虑在驱动器布置一定的条件下,通过设计驱动器的结构参数和控制参数(控制电压)来实现结构形状的控制。在平板结构特定部位的上下表面同时布置 MFC, MFC 以及其覆盖部分的本体结构构成驱动器,如图 2 所示。各驱动器的布置可由中心点的位置坐标、MFC 的厚度、面内尺寸以及极化方向确定。驱动器驱动性能由驱动器的结构参数和控制参数确定,驱动器的输出应变与

控制电压的关系如式(1)所示。

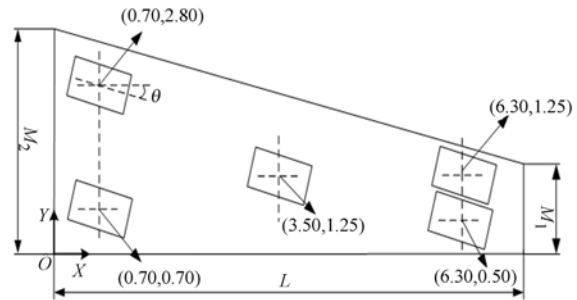


图 2 平板型面图

Fig. 2 Schematic diagram of plate

驱动器可用体单元模拟,使用有限元方法分析含有压电单元的平衡方程为:

$$[K_1^c]U - [K_2^c]V + [M]\ddot{U} = F, \quad (2)$$

式中:  $K_1^c$  为压电单元的刚度阵,  $K_2^c$  为机电耦合阵,  $U$  为节点的位移量,  $V$  为节点电势,  $[M]$  为质量阵;  $F$  为外载荷向量(包括单元面力载荷与体力载荷), 式中只有  $[K_2^c]V$  项与压电特性有关。

压电耦合控制方程与压电特性有很大的关系,而等效载荷的作用是使压电材料产生与压电应变相同的弹性应变,压电单元的等效载荷产生的单元弹性力可表示为:

$$[K_1^c]U = F_{EQ}. \quad (3)$$

为寻求影响压电单元等效载荷的变量,通过应变分解的方法给出压电驱动方程:

$$\epsilon^c = \epsilon^e \sigma, \epsilon^e = d^e E, \quad (4)$$

$$\epsilon_T = \epsilon^e + \epsilon^c, \quad (5)$$

其中:  $\epsilon^e$  与  $\epsilon^c$  分别为弹性应变与压电应变,  $\epsilon_T$  为总应变变量。  $s^e$  为恒定电场强度下的柔度,  $\sigma$  为应力,  $d^e$  为压电应变常数。

压电材料与常规材料的区别在于压电材料所独有的压电应变  $\epsilon^e$ , 为了获得压电应变,压电驱动所比拟的载荷为:

$$F_x = \int_{A_x} c^e \epsilon^e dA = \int_{A_x} c^e d^e E dA, \quad (6)$$

式中:  $A_x$  为压电驱动器的面积,  $c^e$  为弹性矩阵。为了分析压电材料的驱动效应,使用常规单元附加压电驱动载荷的方法模拟压电单元的响应分析,因此在构建模型时,只需考虑压电材料的力学特性。这样可大大降低有限元模型的规模,简化

材料参数在材料主向与单元主向之间的复杂转换,简化基于MFC驱动器的结构形状控制的计算量。

对于只有压电驱动器的薄板,压电纤维复合薄膜的厚度远小于长度与宽度,属于平面应力问题,根据式(6)可以计算出面内的比拟载荷,进而利用通用有限元软件仿真压电单元的应变与变形,对结构进行有效的形状控制<sup>[19]</sup>。

图2给出的基于MFC的平板型面结构可由板壳单元离散。压电纤维驱动时,板的变形可由有限元控制方程获得。通过求解有限元方程,可获得在给定的控制电压驱动下结构的理想型面。

### 2.3 形状控制问题的提法和优化模型

在驱动器布置一定的条件下,对驱动器结构参数以及所施加的控制参数进行了合理设计,以使结构具有理想的型面。设计变量可表示为:

$$X=(W, P, S, H, V_1, V_2 \cdots V_{N_v}), \quad (7)$$

其中:W、P、S、H为MFC的结构参数, $V_1$ 、 $V_2$ 和 $V_{N_v}$ 为施加的控制参数, $N_v$ 表示独立的控制单元个数。

驱动器结构参数的变化有相应的取值范围,同时驱动器外加控制电压不能超过MFC的击穿电压。这些限制构成了优化问题的约束条件。为了描述结构型面与理想型面的接近程度,采用型面均方差为型面的描述指标:

$$f(X) = \sqrt{\frac{1}{|A|} \int_A [\omega(x, y, X) - \omega^0(x, y)]^2 dx dy} \approx \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\omega_i(X) - \omega_i^0)^2}, \quad (8)$$

式中: $\omega(x, y)$ 为板的挠度, $\omega^0(x, y)$ 为板的理想型面的挠度。驱动器结构参数与控制参数协同设计的优化问题可描述为:

$$\text{Find: } X=(W, P, S, H, V_1, V_2 \cdots V_{N_v})$$

$$\text{Min: } f(X) = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\omega_i(X) - \omega_i^0)^2}. \quad (9)$$

s. t.

$$V_i \leq \bar{V}_i, i=1, \dots, N_v$$

## 3 优化问题的求解

驱动器的结构参数影响给定电压下的输出应

变。在给定的控制电压下,驱动器输出应变越大则控制效果越好。因此在求解式(9)的最优解过程中,将驱动器结构参数的最优解以及控制参数的最优解分别求解。最优驱动器结构参数求解可转化为求解能够使驱动器输出最大应变的问题。而控制参数最优解为在确定最优驱动器结构参数的条件下,求解控制参数(控制电压)的设计问题。可通过数学规划方法求解在结构参数确定条件下的式(9)获得。

## 4 结果与讨论

考虑图2所示一端固定的梯形悬臂平板(基板)具有扭曲形式的理想型面的形状控制问题。板的尺寸参数为板长 $L=7.00$  m,板的右端宽度 $M_1=1.50$  m,左端宽度 $M_2=3.50$  m,板的厚度为30 mm。所用材料为铝,铝的弹性模量 $E=70.3$  GPa,泊松比 $\mu=0.345$ 。理想型面为在基板板长1.5 m处施加总大小为10 Nm的扭矩产生的型面,其81个离散点(参考点)的挠度如表1所示,平板的理想型面如图3所示。在图2所示5个位置的上下表面布置MFC驱动器,各驱动器的尺寸均为 $850 \text{ mm} \times 570 \text{ mm} \times 0.3 \text{ mm}$ 。驱动器中心点在平板上的坐标依次为(0.7 m, 0.7 m), (0.7 m, 2.8 m), (6.3 m, 0.5 m), (6.3 m, 1.25 m), (3.5 m, 1.25 m),上下表面驱动器方向与x轴夹角均为 $\theta=-15.54^\circ$ 。

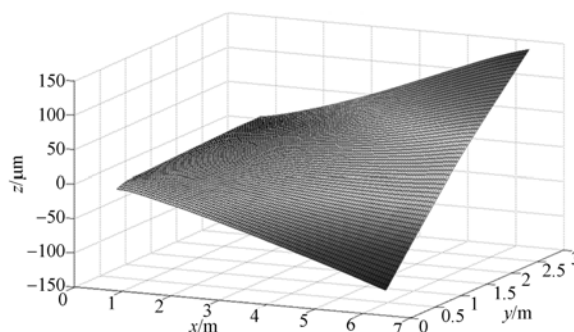


图3 平板的理想型面

Fig. 3 Required surface shape of plate

表 1 平板的理想型面坐标

Tab. 1 Required surface shape of the plate

编号	X/m	Y/m	Z/10 <sup>-6</sup> m	编号	X/m	Y/m	Z/10 <sup>-6</sup> m	编号	X/m	Y/m	Z/10 <sup>-6</sup> m
1	0.700 0	0.330 0	-4.228 5	2	0.700 0	0.660 0	-3.012 6	3	0.700 0	0.990 0	-1.842 4
4	0.700 0	1.320 0	-0.754 7	5	0.700 0	1.650 0	0.248 9	6	0.700 0	1.980 0	1.173 3
7	0.700 0	2.310 0	2.016 2	8	0.700 0	2.640 0	2.750 8	9	0.700 0	2.970 0	3.298 3
10	1.400 0	0.310 0	-13.58 0	11	1.400 0	0.620 0	-10.07 5	12	1.400 0	0.930 0	-6.637 4
13	1.400 0	1.240 0	-3.322 4	14	1.400 0	1.550 0	-0.163 8	15	1.400 0	1.860 0	2.817 1
16	1.400 0	2.170 0	5.594 0	17	1.400 0	2.480 0	8.126 5	18	1.400 0	2.790 0	10.34 3
19	2.100 0	0.290 0	-25.455	20	2.100 0	0.580 0	-19.410	21	2.100 0	0.870 0	-13.441
22	2.100 0	1.160 0	-7.605 3	23	2.100 0	1.450 0	-1.950 6	24	2.100 0	1.740 0	3.482 9
25	2.100 0	2.030 0	8.655 0	26	2.100 0	2.320 0	13.51 6	27	2.100 0	2.610 0	18.01 1
28	2.800 0	0.270 0	-38.780	29	2.800 0	0.540 0	-30.242	30	2.800 0	0.810 0	-21.780
31	2.800 0	1.080 0	-13.452	32	2.800 0	1.350 0	-5.305 5	33	2.800 0	1.620 0	2.609 5
34	2.800 0	1.890 0	10.248	35	2.800 0	2.160 0	17.567	36	2.800 0	2.430 0	24.517
37	3.500 0	0.250 0	-53.143	38	3.500 0	0.500 0	-42.282	39	3.500 0	0.750 0	-31.497
40	3.500 0	1.000 0	-20.837	41	3.500 0	1.250 0	-10.353	42	3.500 0	1.500 0	-0.090 4
43	3.500 0	1.750 0	9.904 6	44	3.500 0	2.000 0	19.589	45	3.500 0	2.250 0	28.917
46	4.200 0	0.230 0	-68.421	47	4.200 0	0.460 0	-55.466	48	4.200 0	0.690 0	-42.583
49	4.200 0	0.920 0	-29.818	50	4.200 0	1.150 0	-17.215	51	4.200 0	1.380 0	-4.820
52	4.200 0	1.610 0	7.326 5	53	4.200 0	1.840 0	19.181	54	4.200 0	2.070 0	30.703
55	4.900 0	0.210 0	-84.614	56	4.900 0	0.420 0	-69.832	57	4.900 0	0.630 0	-55.117
58	4.900 0	0.840 0	-40.507	59	4.900 0	1.050 0	-26.046	60	4.900 0	1.260 0	-11.776
61	4.900 0	1.470 0	2.264 5	62	4.900 0	1.680 0	16.040	63	4.900 0	1.890 0	29.509
64	5.600 0	0.190 0	-101.77	65	5.600 0	0.380 0	-85.470	66	5.600 0	0.570 0	-69.221
67	5.600 0	0.760 0	-53.068	68	5.600 0	0.950 0	-37.047	69	5.600 0	1.140 0	-21.193
70	5.600 0	1.330 0	-5.545	71	5.600 0	1.520 0	9.864 2	72	5.600 0	1.710 0	24.999
73	6.300 0	0.170 0	-119.96	74	6.300 0	0.340 0	-102.48	75	6.300 0	0.510 0	-85.044
76	6.300 0	0.680 0	-67.693	77	6.300 0	0.850 0	-50.455	78	6.300 0	1.020 0	-33.358
79	6.300 0	1.190 0	-16.432	80	6.300 0	1.360 0	0.288 96	81	6.300 0	1.530 0	16.772

4.1 最优驱动器结构参数设计

在确定驱动器的驱动应变与控制电压的关系时,结构施加的边界条件如表 2 所示,所使用的压电陶瓷与聚合物环氧树脂的材料参数如表 3 所示。有限元模型如图 4 所示。

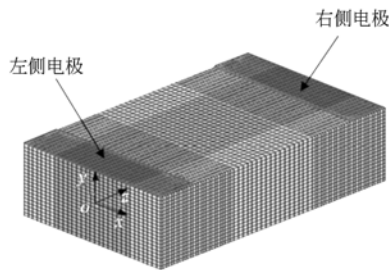


图 4 MFC 驱动器的有限元模型

Fig. 4 Finite element model of the actuator of micro-fiber composites

表 2 驱动器最小单元所施加的位移、电势以及电位移边界条件

Tab. 2 Boundary conditions of displacement, electrical potential and electrical displacement applied to RVE

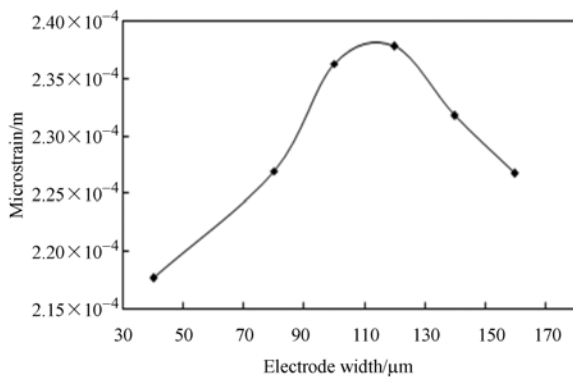
结构单元位置	力边界条件	电边界条件
$X = -W/2$	$U_x = 0$	$D_x = 0$
$Y = -H/2$	$U_y = 0$	左侧电极: $V = +V$ , 右侧电极: $V = 0$ (其余 $D_y = 0$ )
$Z = 0$	$U_z = 0$	$D_z = 0$
$X = W/2$	$U_x$ 耦合	$D_x = 0$
$Y = H/2$	$U_y$ 耦合	左侧电极: $V = +V$ , 右侧电极: $V = 0$ (其余 $D_y = 0$ )
$Z = 2P+S$	$U_z$ 耦合	$D_z = 0$

表 3 有限元模拟中所使用的材料参数<sup>[20]</sup>

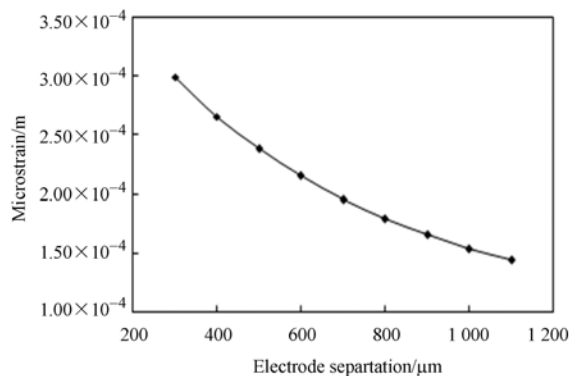
Tab. 3 Material parameters used for finite element analysis<sup>[20]</sup>

材料	压电应力常数/(C · m <sup>-2</sup> )			介电常数/(F · m <sup>-1</sup> )			弹性系数/Pa			
	$e_{33}$	$e_{31}$	$e_{15}$	$\epsilon_{11}$	$\epsilon_{33}$	$c_{11}$	$c_{12}$	$c_{13}$	$c_{33}$	$c_{44}$
压电陶瓷	23.101	-0.395	12.295	8.137 $\times 10^{-9}$	7.319 $\times 10^{-9}$	1.203 $\times 10^{11}$	7.518 $\times 10^{10}$	7.509 $\times 10^{10}$	1.109 $\times 10^{10}$	2.105 $\times 10^{10}$
聚合物	—	—	—	3.542 $\times 10^{-11}$	3.542 $\times 10^{-11}$	4.830 $\times 10^9$	2.960 $\times 10^9$	2.960 $\times 10^9$	4.830 $\times 10^9$	9.348 $\times 10^8$

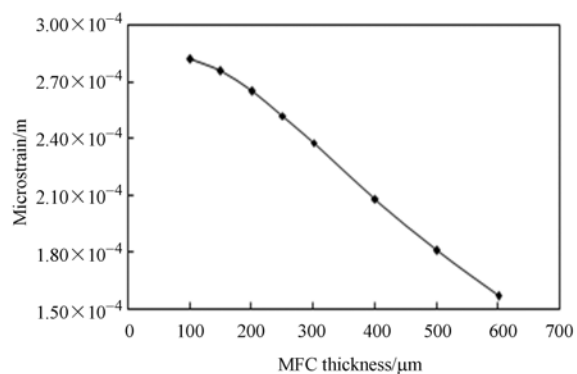
图 5 所示为 MFC 的 Z 向平均自由应变分别随电极宽度、指间距、MFC 厚度以及压电纤维体积分数的变化图,施加的电压载荷均为 500 V。其中图 5(a)为指间距为 500  $\mu\text{m}$ 、MFC 厚度 300  $\mu\text{m}$  条件下电极宽度 P 对应变  $S_z$  的影响。图 5(b)为电极宽度为 120  $\mu\text{m}$ 、MFC 厚度为 300  $\mu\text{m}$  的条件下指间距 S 对应变  $S_z$  的影响。图 5(c)为电极宽度为 120  $\mu\text{m}$ 、指间距为 500  $\mu\text{m}$  的条件下 MFC 厚度 H 对应变  $S_z$  的影响。图 5(d)为电极宽度为 120  $\mu\text{m}$ 、指间距为 500  $\mu\text{m}$ 、MFC 厚度为



(a) 电极宽度  
(a) Electrode width

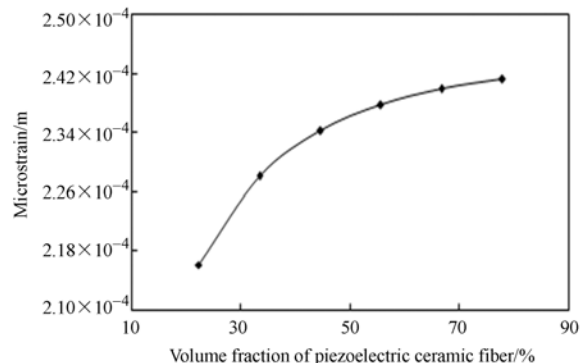


(b) 电极指间距  
(b) Electrode separation



(c) MFC 厚度

(c) Piezoelectric ceramic fiber thickness



(d) 压电陶瓷体积分数

(d) Volume fraction of piezoelectric ceramic fiber

图 5 结构参数对 RVE 应变性能的影响

Fig. 5 Influence of structure parameters on strain responses of RVE

300  $\mu\text{m}$  条件下压电陶瓷体积分数对应变  $S_z$  的影响。由模拟分析结果可知,MFC 电极宽度有一个极值点;而指间距与压电纤维陶瓷厚度越小越好,考虑到 MFC 加工工艺以及电击穿的问题,设计中需综合考虑驱动器各结构参数的影响;Z 向平均自由应变是随压电陶瓷体积分数增大而增大的,但压电陶瓷体积分数越大,陶瓷的脆性特性会

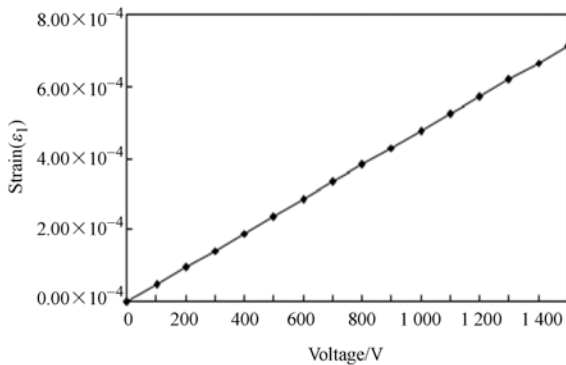
使压电薄膜的整体柔韧性降低。因此,在设计时,应综合考虑驱动器的应变和柔韧之间的关系选择压电纤维体积分数合适的压电薄膜。

综合以上分析,用于结构形状控制的 MFC 驱动器的最优尺寸参数为:电极宽度为  $120 \times 10^{-6}$  m,指间距为  $500 \times 10^{-6}$  m,MFC 厚度为  $300 \times 10^{-6}$  m,压电陶瓷(PZT5)的体积分数为 55.5%。此时,驱动器输出的主方向应变(Z 向应变)和副方向应变(X 向应变)与控制电压之间的关系如图 6 所示,可近似表示为:

$$\varepsilon_1 = (4.7553 \times 10^{-7}) \times V - 2.8678 \times 10^{-15}, \quad (10)$$

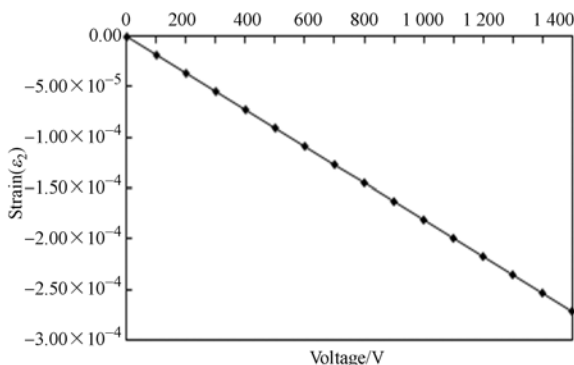
$$\varepsilon_2 = (-18162 \times 10^{-7}) \times V + 1.61762 \times 10^{-15}, \quad (11)$$

其中: $\varepsilon_1$  和  $\varepsilon_2$  分别为驱动器输出的主方向与副方向应变, $V$  为型面控制电压。



(a) 主方向应变

(a) Strain of main direction



(b) 副方向应变

(b) Strain of submain direction

图 6 控制电压对平均自由应变的影响

Fig. 6 Effect of voltages on average strain

## 4.2 最优控制参数设计

如果各个驱动器施加相同的控制电压,驱动器控制所得的型面与理想型面的均方差如图 7 所示。当控制电压为 348.86 V 时,型面均方差取值最小,为  $0.24086 \times 10^{-4}$ 。当 5 个位置的驱动器施加不同的控制电压驱动时,控制参数设为  $V_1, V_2, V_3, V_4, V_5$ 。经过优化,得到各电压分别取值为  $V_1 = 137.29$  V,  $V_2 = 844.99$  V,  $V_3 = 466.68$  V,  $V_4 = 1357.7$  V,  $V_5 = 586.68$  V,此时型面均方差取得极小值  $0.1095 \times 10^{-4}$ 。

比较上述两种控制方式可知,优化后 5 个不同控制电压驱动下获得的型面均方差是相同控制电压驱动下均方差的 45%,相对于相同电压驱动方式,多个不同控制电压的控制精度更高。

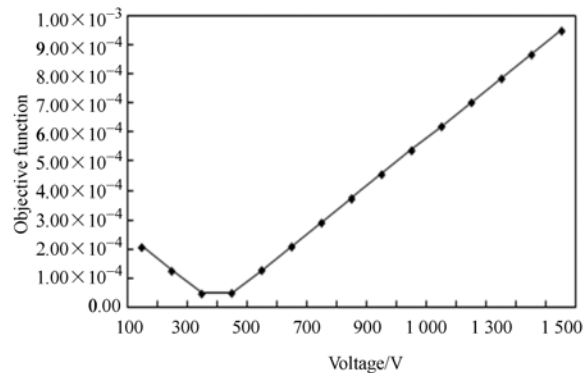


图 7 反对称铺设情况下电压对目标函数的影响

Fig. 7 Effect of voltages on objective function in case of laying antisymmetric

## 5 结 论

本文提出了一种协同优化压电纤维驱动器的电极宽度、电极指间距、MFC 厚度、压电陶瓷体积分数以及控制电压大小对飞机翼面变形控制的优化设计方法。通过对类似翼面形状的平板扭转型面的控制设计,给出了最优的 MFC 驱动器结构参数以及输出应变与控制电压的线性关系式,得出在相同控制电压和多个不同控制电压驱动下的最优控制参数。结果表明,多个不同电压控制的型面均方差是相同电压控制的均方差的 45%,多个不同控制电压的控制精度高于相同驱动电压的控制的精度。

## 参考文献:

- [1] 何昕,王彬,魏仲慧. 采用多站图像直线特征的飞机姿态估计[J]. 光学精密工程, 2013, 21(7): 1831-1839.  
HE X, WANG B, WEI ZH H. Attitude estimation of aircrafts using line features on multi-camera images [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2013, 21(7): 1831-1839. (in Chinese)
- [2] SOLFA A Y N, MEGUID S A, TAN K T, *et al.*. Shape morphing of aircraft wing: status and challenges [J]. *Materials and Design*, 2010, 31: 1284-1292.
- [3] 王姝歆,陈国平,周建华,等. 压电双晶片驱动的仿生柔性扑翼机构研究[J]. 光学精密工程, 2006, 14(4): 617-622.  
WANG SH X, CHEN G P, ZHOU J H, *et al.*. Study on insect-based flapping-wing system driven by piezoelectric bimorph [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2006, 14(4): 617-622.
- [4] SILVESTRO B, ONUR B, RAFIC M A, *et al.*. A review of morphing aircraft [J]. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 2011, 22: 823-877.
- [5] BARBARINO S, AMEDURI S, LECCE L. Wing shape control through an SMA-based device [J]. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 2009, 20: 283-296.
- [6] KAPURIA S, YASIN M Y. Active vibration control of piezoelectric laminated beams with electroded actuators and sensors using an efficient finite element involving an electric node [C]. *Smart Mater. Struct.* IOP Publishing Ltd, USA, 2010: 045019 (1-15).
- [7] 魏强,张承进,张栋,等. 压电陶瓷驱动器的滑模神经网络控制[J]. 光学精密工程, 2012, 20(5): 1055-1063.  
WEI Q, ZHANG CH J, ZHANG D, *et al.*. Neural network control for piezo-actuator using sliding-mode technique [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2012, 20(5): 1055-1063.
- [8] GU Y, TONG L Y, TAN P. Surface strain distribution method for delamination detection using piezoelectric actuators and sensors [C]. *Journal of Physics: Conference Series.*, DAMAS, 2011: 012077(1-10).
- [9] 刘书田,林哲祺. 考虑作动器连接方式的结构形状控制优化[J]. 工程力学, 2009, 2(26): 227-233.  
LIU S T, LIN ZH Q. Design optimization of actuator-controller linkage scheme for morphing structural shapes [J]. *Engineering Mechanics*, 2009, 2(26): 227-233. (in Chinese)
- [10] 聂瑞,裘进浩,季宏丽. 基于压电纤维复合材料的蜂窝夹层设计[C]. 2010年压电、声波和设备应用研讨会, 2010: 366-370.  
NIE R, QIU J H, JI H L. A design of honeycomb sandwich based on piezoelectric fiber composites [C]. *Proceedings of the 2010 Symposium on Piezoelectricity, Acoustic Waves and Device Applications*, 2010: 366-370. (in Chinese)
- [11] BENT A A. *Active fiber composites for structural actuation* [D]. Massachusetts: Massachusetts Institute of Technology, 1997.
- [12] BOWEN C R, NELSON L J, STEVENS R, *et al.*. Optimisation of interdigitated electrodes for piezoelectric actuators and active fiber composites [J]. *Journal of Electroceramics*, 2006, 16: 263-269.
- [13] 林秀娟,张斗,张晓泳,等. 基于有限元法压电纤维复合物结构的模拟优化[J]. 中国有色金属学报, 2012, 22(6): 1748-1753.  
LIN X J, ZHANG D, ZHANG X Y, *et al.*. Modeling and optimization of piezoelectric fiber composites based on finite element method [J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2012, 22(6): 1748-1753. (in Chinese)
- [14] 刘颖卓,张永存,刘书田. 考虑复合材料蒙皮稳定性的飞机翼面结构布局优化设计[J]. 航空学报, 2010, 31(10): 1985-1992.  
LIU Y ZH, ZHANG Y C, LIU SH T. Layout optimization design of wing structures with consideration of stability of composite skin [J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2010, 31(10): 1985-1992. (in Chinese)
- [15] VASISTA S, TONG L Y. Pressurized morphing wing structures [C]. 53rd AIAA/ ASME/

- ASCE/ AHS/ ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference. American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2006: 2414(1-11).
- [16] VASISTA S, TONG L Y, WONG K C. Realization of morphing wings: A multidisciplinary challenge [J]. *Journal of Aircraft*, 2012, 49(1):11-28.
- [17] LUO Z, TONG L Y, LUO J Z, *et al.*. Design of piezoelectric actuators using a multiphase level set method of piecewise constants [J]. *Journal of Computational Physics*, 2009, 228: 2643-2659.
- [18] VASISTA S, TONG L Y. Design and testing of pressurized cellular planar morphing structures [J]. *AIAA Journal*, 2012, 50(6):1328-1338.
- [19] 李敏,陈伟民,王明春,等. 压电驱动的载荷比拟方法[J]. *中国科学 E 辑:技术科学*, 2009, 39(11): 1810-1817.
- LI M, CHEN W M, WANG M CH, *et al.*. A load simulation method of piezoelectric actuator in FEM for smart structures [J]. *Sci. China Ser. E-Tech. Sci*, 2009, 52(9): 2576-2584. (in Chinese)
- [20] MARTINEZ M, ARTEMEV A. Finite element analysis of broken fiber effects on the performance of active fiber composites [J]. *Composite Structures*, 2009, 88(3): 491-496.

#### 作者简介:



高仁璟(1964—),女,山东招远人,博士,教授,2002年于大连理工大学获得硕士学位,2011年于大连理工大学获得博士学位,主要从事左手材料、生物传感器、电路与系统等方面的研究。E-mail: renjing@dlut.edu.cn



张莹(1988—),女,辽宁抚顺人,硕士研究生,2012年于吉林化工学院获得学士学位,主要从事压电驱动器、俘能器与可变体结构的优化设计。E-mail: 1029140071@qq.com

(版权所有 未经许可 不得转载)