

压电驱动的载荷比拟方法

李敏^①, 陈伟民^{②*}, 王明春^①, 贾丽杰^①

① 北京航空航天大学航空科学与工程学院, 北京 100191;

② 中国科学院力学研究所工程科学部, 北京 100190

* E-mail: wmchen@imech.ac.cn

收稿日期: 2009-03-18; 接受日期: 2009-04-29

国家自然科学基金(批准号: 10772183, 10532070)资助项目

摘要 随着压电材料与结构大量进入航空航天结构控制领域, 针对大型复杂结构的压电驱动计算与优化对计算方法提出更高的要求. 本文提出并验证了压电驱动载荷比拟方法. 使用该方法可以大大降低有限元模型规模, 避免多压电铺层面内电压定义困难、简化材料参数在材料主向与单元主向之间的复杂转换, 特别适合于结构强度工程人员进行压电驱动的振动与形状控制设计.

关键词

压电驱动器
压电纤维复合材料
形状控制
振动控制
驱动特性

近几十年在结构控制领域, 以压电陶瓷、形状记忆合金为代表的智能材料发挥着越来越重要的作用. 相对于传统的驱动装置, 压电智能结构最为诱人之处在于其较高的能量密度, 其他的优势包括响应频带宽、线性程度好、分布灵活、载荷作用直接等^[1]. 作为智能结构的典型代表, 压电陶瓷驱动器在航空航天领域的成果大致归属动态与静态控制两个方面^[2], 1) 振动与噪声控制: 如 F/A-18 的抖振控制, 颤振主动抑止扩大飞行包线, 涡轮发动机振动控制, 飞机主动噪声控制等; 2) 形状控制: 利用压电驱动器改变翼面形状以提高气动性能的主动智能机翼, 自适应微型飞行器, 漩涡诱发控制等.

与之相应地, 出现了形式各异的压电驱动器与结构设计方案^[3,4], 特别是近年来压电纤维复合材料的出现, 在驱动能力、驱动指向、柔韧性 with 可靠性等方面取得长足的进步^[5-7], 其性能的提高与商业化进程为压电驱动器进入航空航天工程实用化提供了基

础, 并出现了联合使用压电纤维复合材料与碳纤维复合材料进行高空长航时无人机的设计方案^[8-11].

相对于材料研究的快速进展, 与压电材料相关的计算方法与计算软件比较滞后. 综观各文献其计算均基于自推导编写的有限元程序, 目前通用有限元软件中, 广泛使用在航空航天领域的 MSC/NASTRAN 还没有压电单元, ABAQUS 与 ANSYS 的压电单元比较单一, 二维单元只有平面应力(平面应变)单元和轴对称单元, 而三维体元用于机翼蒙皮结构模型在单元数量上不可接受. 另外在单元协调性、通用性方面还远不能达到工程设计的要求. 事实上, 压电驱动材料除具有普通材料的机械性能外, 其应变驱动性能完全可以由相应的载荷进行比拟, 一方面利用常规材料单元实现包括非线性在内的各种计算功能, 例如压电性能的非线性; 另一方面减少单元数目, 例如主要使用常规二维单元替代细小的三维单元, 提高计算效率. 本文以压电方程为基础推导压电驱动的

引用格式: 李敏, 陈伟民, 王明春, 等. 压电驱动的载荷比拟方法. 中国科学 E 辑: 技术科学, 2009, 39(11): 1810—1817

Li M, Chen W M, Wang M C, et al. A load simulation method of piezoelectric actuator in FEM for smart structures. Sci China Ser E-Tech Sci, 2009, 52(9): 2576—2584, doi: 10.1007/s11431-009-0211-4

载荷比拟方法, 着重于翼面类型的板式结构中压电铺层的计算方法, 为使用压电纤维复合材料进行结构铺层优化设计提供基础.

1 压电方程

目前作为应变驱动而广泛使用的压电陶瓷为脆性材料, 常采用线弹性-压电本构关系. 使用热力学的不同函数, 根据能量原理, IEEE Std-1986 给出多种标准压电方程, 其中作为压电驱动材料常以电场强度作为自变量, 以矩阵形式表达为(在压电方程所采用的符号系统方面, 各文献均不相同, 考虑到该文讨论的问题主要涉及结构与强度方面, 所以本文所使用的符号系统尽量符合力学的习惯):

$$\begin{Bmatrix} D \\ \varepsilon \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \zeta^T & d \\ d_t & s^E \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} E \\ \sigma \end{Bmatrix}, \quad (1a)$$

或

$$\begin{Bmatrix} D \\ \sigma \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \zeta^S & e \\ -e_t & c^E \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} E \\ \varepsilon \end{Bmatrix}, \quad (1b)$$

其中 D, E, σ 与 ε 分别为电位移(C/m²), 电场强度(V/m), 应力(N/m²)与应变. ζ^T 与 ζ^S 分别为常应力与常应变介电常数(F/m)(表示在常应力与常应变条件下电场强度单位变化所引起的电位移改变量). s 与 c 分别为柔度(m²/N)与刚度(N/m²), d 与 e 分别为压电应变常数(m/V)(表示恒应力条件下单位电场强度增量引入的应变增量)与压电应力常数(C/m²)(表示恒应变条件下单位电场强度增量引入的应力减小量). 上标 T, S 和 E 分别表示常应力条件、常应变条件与常电场强度条件, 下标 t 表示矩阵转置. 方程(1a)与(1b)也常常称为 d 型与 e 型压电方程. 从方程(1)中可得压电应变常数与压电应力常数之间的关系:

$$d = es^E \quad \text{或} \quad e = dc^E, \quad (2)$$

以及常应力与常应变介电常数之间的关系:

$$\zeta^T - \zeta^S = de_t = ed_t. \quad (3)$$

对于以上的方程需要特别指出: ε 为总应变(而且是工程应变), 而 σ 为机械应力(或弹性应力).

2 压电驱动的载荷比拟

以压电方程(1)为基础, 利用 Hamilton 变分原理, 使用节点位移 U 并添加节点电势 V 为自由度, 构造单

元位移插值函数 N^{ele} 与电势插值函数 N_ϕ^{ele} , 可导出压电单元的单元刚度阵 K_{11}^{ele} , 机电耦合矩阵 K_{12}^{ele} 与电容矩阵(也称为静电矩阵) K_{22} 的表达^[10]:

$$K_{11}^{ele} = \iiint_{V^{ele}} B_t^{ele} c^E B^{ele} dv, \quad (4a)$$

$$K_{12}^{ele} = \iiint_{V^{ele}} B_t^{ele} e_t B_\phi^{ele} dv, \quad (4b)$$

$$K_{22}^{ele} = \iiint_{V^{ele}} B_{\phi t}^{ele} \zeta^S B_\phi^{ele} dv, \quad (4c)$$

其中 $B^{ele} = AN^{ele}$ 即单元位移插值矩阵的导数阵, $B_\phi^{ele} = LN_\phi^{ele}$ 即单元电势插值阵的导数矩阵. A 为应变-位移导数阵即 $\varepsilon = AU$, 而 L 为电场强度-电势导数阵即 $E = LV$. 由此可得到使用有限元方法处理含有压电单元的平衡方程:

$$[K_{11}]U - [K_{12}]V + [M]\ddot{U} = F, \quad (5a)$$

$$[K_{12}]_t U + [K_{22}]V = Q, \quad (5b)$$

M, F 与 Q 分别为质量阵, 外载向量(包括单元面力载荷与体力载荷)与自由电荷向量(包括单元面自由电荷与体自由电荷). 与常规材料单元的平衡方程相比, 驱动方程(5a)的特殊之处在于 $K_{12}V$, 其它各项均与压电特性无关. 当压电材料作为驱动器时, 其外部节点电势是由外场(压电功放)给定的, 类似于强制边界条件. 而内部节点电势的变化量对整体电场强度的影响属于高阶效应. 在电极距离远小于电极面尺寸时, 使用恒定电场强度是足够精确的(事实上, 如果电极面之间的压电材料划分均为单层单元, 则所有节点电势均为给定值). 把耦合项 $K_{12}V$ 移至方程右端作为等效载荷 F_{EQ} , 可以获得使用压电驱动载荷比拟的平衡方程. 单元等效载荷 F_{EQ}^{ele} 为

$$\begin{aligned} F_{EQ}^{ele} &= \iiint_{V^{ele}} B_t^{ele} e_t B_\phi^{ele} dv \cdot V \\ &= \iiint_{V^{ele}} B_t^{ele} e_t E dv = \iiint_{V^{ele}} B_t^{ele} c^E \varepsilon^E dv. \end{aligned} \quad (6)$$

而单元弹性力表达

$$K_{11}^{ele} U = \iiint_{V^{ele}} B_t^{ele} c^E \varepsilon^E dv. \quad (7)$$

比较方程(6)与(7)可以发现, 压电等效“应力”为 $c^E \varepsilon^E$,

即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.

为了简化以上的分析过程并使载荷表达式更加直观, 使用应变分解的方法同样可导出压电驱动方程:

$$\text{总应变 } \varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^E, \quad (8)$$

其中 ε^e 和 ε^E 分别为弹性应变与压电应变:

$$\therefore \varepsilon^e = s^E \sigma, \quad \varepsilon^E = d_1 E, \quad (9)$$

$$\therefore \varepsilon = s^E \sigma + d_1 E, \quad (10a)$$

或
$$\sigma = c^E (\varepsilon - \varepsilon^E) = c^E \varepsilon - e_1 E. \quad (10b)$$

(10a)与(10b)式分别与(1a)与(1b)式中总应变与弹性应力的表达式完全一致. 从(8)与(9)式可以看出, 压电材料与常规材料的差异在于压电应变 ε^E . 为了获得压电应变 ε^E , 压电驱动所比拟的载荷为

$$F_i = \int_{A_i} c^E \varepsilon^E dA = \int_{A_i} c^E d_1 E dA, \quad (11)$$

A_i 为压电单元相应的面积. (11)式的含义在于对压电单元的节点或单元面施加相应的集中载荷或分布载荷.

对于压电驱动效果而言, 如果使用迫使压电材料产生压电应变 ε^E 的附加载荷, 则作为结构模型中只需考虑压电材料的力学特性即可. 换言之, 可以使用常规单元附加压电驱动载荷的方式模拟压电单元的响应分析, 从而利用现有通用有限元软件的各种计算功能.

3 压电驱动器驱动结构的载荷表达

无论对于单独压电驱动器还是含有压电驱动器的结构, 施加(11)式所定义的比拟载荷均可得到与压电单元完全一致的应变与变形. 但在各种控制领域, 使用压电驱动器的目的是利用压电驱动应变(也称为应变驱动器), 以获得静态或动态的位移(形状)控制. 以整体结构为对象, 就驱动效果而言, 使用附加载荷模拟压电驱动效果的标准是: 对于压电应变的限制方位(自由压电应变不会产生驱动效果), 必须获得相同的压电驱动应变. 从控制的总体效果, 应获得相同的结构位移. 使用该标准, 对于不同的驱动形式可以获得具体的简化表达形式, 以下给出最为常用的几种驱动模式下比拟载荷的具体表达式.

3.1 利用 d_{33} 的压电棒驱动模式

对于图 1 所示的压电棒驱动形式, 3 方向为极化

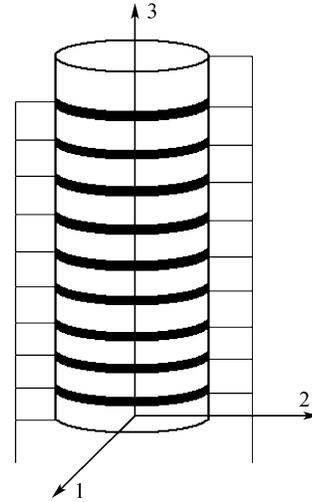


图 1 压电棒示意图

方向, 仅 3 方向电场强度 $E_3 \neq 0$. 该驱动器一般用于提供 3 方向的驱动载荷或提供 3 方向的位移控制(即仅在 3 方向与本体结构接触).

如果研究对象为单独的压电棒, 使用由(11)式可计算 3 个方向的比拟载荷以获得 3 个方向的压电应变与变形. 这种方法得到的结果与使用压电单元的计算结果精确一致(以上的方法对于不同种类的单独压电驱动器的应变与变形计算均适用, 所以下各节不再讨论该问题).

如果该压电棒作为轴向驱动器驱动结构, 1 方向与 2 方向的应变属于自由应变, 不会对结构产生驱动效果, 只有 3 方向的应变属于受限制的应变, 可对结构产生驱动效果. 所以: 作为轴向驱动器, 1 方向与 2 方向驱动载荷 $F_1 = F_2 = 0$; 由于属于单向应力状态, 3 方向的驱动载荷为

$$F_3 = E_{PZT}^3 A_3 d_{33} E_3, \quad (12)$$

其中 E_{PZT}^3 与 A_3 分别为 3 方向的弹性模量与压电棒的横截面积. 该载荷计算非常简单, 但需指出由该方法得到的压电棒自身 1 方向与 2 方向弹性应变为泊松效应, 其数值与 1 和 2 方向真实的压电应变不同, 但不会影响 3 方向的应变驱动与结构总体变形控制.

使用该方法, 对于压电棒轴向驱动模式, 压电棒的有限元模型可以使用一维杆单元, 而使用压电单元必须使用三维单元. 尽管二者的自由度有较大的差异, 但就驱动效果而言完全一致.

3.2 利用 d_{31} (或 d_{32})的压电片驱动模式

对于图 2 所示的压电陶瓷片驱动形式是薄板弯曲形状控制与振动控制的典型方式, 压电片粘贴在本体结构的上下表面, 使用反向驱动电压获得驱动力矩. 3 方向为极化方向, 仅 3 方向电场强度 $E_3 \neq 0$. 该驱动器可以提供 1 方向与 2 方向的驱动应变(3 方向具有压电应变, 但属自由应变, 不提供驱动). 一般情况下, 薄板厚度 t 远小于其长度 l 与宽度 w , 可设 $\sigma_3=0$, 属于平面应力问题. 压电陶瓷片属于正交各向异性材料, 其弹性本构方程为

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} & 0 & 0 & 0 \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} & 0 & 0 & 0 \\ c_{31} & c_{32} & c_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{bmatrix},$$

$$\therefore \sigma_3 = c_{31}\varepsilon_1 + c_{32}\varepsilon_2 + c_{33}\varepsilon_3 = 0, \quad (13)$$

$$\therefore \varepsilon_3 = -\frac{c_{31}\varepsilon_1 + c_{32}\varepsilon_2}{c_{33}}, \quad (14)$$

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= c_{11}\varepsilon_1 + c_{12}\varepsilon_2 + c_{13}\varepsilon_3 \\ &= \frac{c_{11}c_{33} - c_{13}c_{31}}{c_{33}}\varepsilon_1 + \frac{c_{12}c_{33} - c_{13}c_{32}}{c_{33}}\varepsilon_2. \end{aligned} \quad (15)$$

弹性矩阵为对称阵, 且压电陶瓷片为横观各向同性材料(1-2 平面为各向同性平面):

$$\therefore c_{13} = c_{31}, c_{23} = c_{32}, c_{13} = c_{23}, \quad (16)$$

$$\sigma_1 = \frac{c_{11}c_{33} - c_{13}^2}{c_{33}}\varepsilon_1 + \frac{c_{12}c_{33} - c_{13}c_{32}}{c_{33}}\varepsilon_2. \quad (17)$$

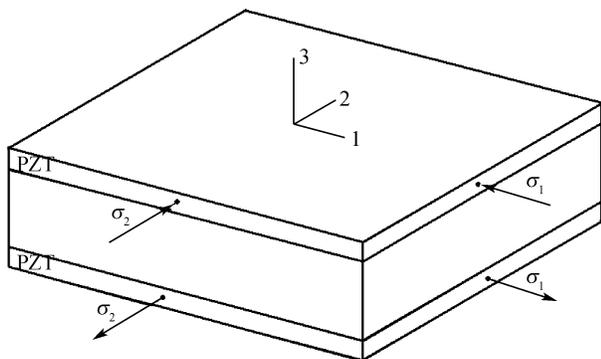


图 2 结构上下表面分布压电陶瓷片示意图

对于压电等效载荷(应力), 其应变为压电应变

$$\boldsymbol{\varepsilon}^E = \mathbf{d}_t \mathbf{E} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & d_{31} \\ 0 & 0 & d_{32} \\ 0 & 0 & d_{33} \\ 0 & d_{24} & 0 \\ d_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{31}E_3 \\ d_{32}E_3 \\ d_{33}E_3 \\ d_{24}E_2 \\ d_{15}E_1 \\ 0 \end{bmatrix},$$

$$\therefore E_1 = E_2 = 0, E_3 \neq 0, \text{ 和 } d_{31} = d_{32},$$

$$\therefore \sigma_1 = \frac{d_{31}E_3}{c_{33}}[(c_{11} + c_{12})c_{33} - 2c_{13}^2]. \quad (18)$$

同理可得: $\sigma_2 = \sigma_1$.

设等效载荷作用于压电片的厚度中心, 对于使用反向驱动电压所形成的力矩为(如图 3)

$$M_W = \sigma_1 w t_p (t_p + t), \quad (19a)$$

$$M_T = \sigma_2 t_p (t_p + t), \quad (19b)$$

其中 t 与 t_p 分别为薄板与压电片的厚度. 由图 3 可以看出, 由于使用力矩加载且内部力矩全部抵消, 压电驱动比拟载荷仅须施加在压电结构边界, 且无需使用三维结构模型, 整体有限元模型的规模将下降数个数量级, 这是使用压电驱动载荷方法最大的优势.

这里需要指出, 如果使用该方法进行计算时, 对于压电驱动器自身的 3 方向应变为(14)式, 其与 3 方向压电应变 $d_{33}E_3$ 同号不同值, 但 3 方向的应变并不是该类问题所关心的内容.

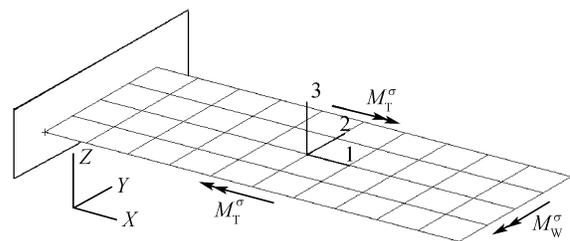


图 3 压电驱动形成的力矩与分布

3.3 利用 d_{11} 与 d_{12} 的压电纤维复合材料驱动模式

对于图 4 所示的压电纤维复合材料驱动形式与上节的压电陶瓷片驱动形式比较类似, 可以用于薄板弯曲或扭转的形状控制与振动控制. 压电纤维复合材料片粘贴在本体结构的上下表面, 使用反向驱动电压获得驱动力矩.

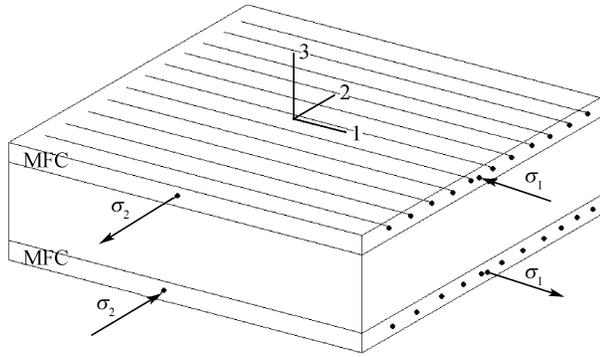


图4 结构上下表面分布压电纤维复合材料示意图

压电纤维复合材料片的特殊之处在于1方向为压电纤维排列方向,同时也是极化方向,仅1方向电场强度 $E_1 \neq 0$. 该驱动器可以提供1方向与2方向的驱动应变(3方向具有压电应变,但属自由应变,不提供驱动).

一般情况下,板厚 t 远小于长度 l 与宽度 w , 可设 $\sigma_3 = 0$, 也属于平面应力问题. (15)式仍然成立,但此时压电应变为

$$\boldsymbol{\varepsilon}^E = \mathbf{d}_1 \mathbf{E} = \begin{bmatrix} d_{11} & 0 & 0 \\ d_{12} & 0 & 0 \\ d_{13} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{11}E_1 \\ d_{12}E_1 \\ d_{13}E_1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix},$$

$$\sigma_1 = \frac{c_{11}c_{33} - c_{13}c_{31}}{c_{33}} d_{11}E_1 + \frac{c_{12}c_{33} - c_{13}c_{32}}{c_{33}} d_{12}E_1, \quad (20a)$$

$$\sigma_2 = \frac{c_{21}c_{33} - c_{23}c_{31}}{c_{33}} d_{11}E_1 + \frac{c_{22}c_{33} - c_{23}c_{32}}{c_{33}} d_{12}E_1. \quad (20b)$$

结合使用(19)式可以得到力矩的表达式.

这里需要特别指出: 此时 $\sigma_1 \neq \sigma_2$ 且二者常为异号, 这与使用压电陶瓷片的 $\sigma_1 = \sigma_2$ 完全不同, 考察这种差异是非常有趣的.

如图5所示, 尽管均属于平面应力问题, 但使用压电陶瓷片的应力圆退化为点 $A(\sigma_1 = \sigma_2)$, 而使用压电纤维复合材料的应力圆半径较大, 其最大切应力 $\tau_{\max} = (\sigma_1 - \sigma_2)/2$ 为应力圆的半径. 换言之, 在结构坐标系驱动平面 OXY 下, 对于压电陶瓷片而言, 任意方位的切应力均为零, 或者说其力矩只能由正应力

形成; 但对于压电纤维复合材料而言, 不同方位的正应力与切应力是随铺层角变化而变化的. 除材料主向(1方向与2方向)外, 不仅存在由于正应力组成的力矩外, 还存在由切应力组成的力矩(如图6所示). 而这种由切应力组成的不同边界上的力矩将造成非常显著的总体扭转变形(如图7中的 M_T^r 和 M_W^r 均会造

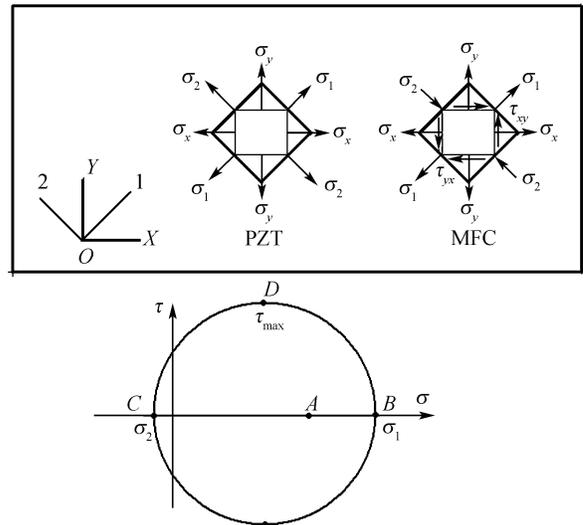


图5 结构坐标系下驱动平面的应力分布

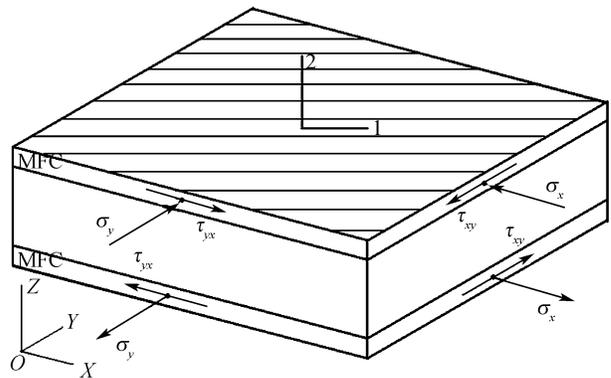


图6 结构坐标系下压电单元的应力分布

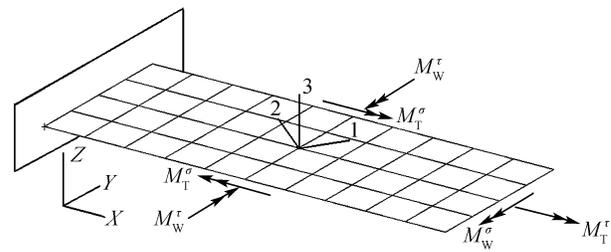


图7 结构坐标系下压电驱动形成的力矩

成结构扭转效果). 这与压电陶瓷片仅由正应力组成力矩造成的局部扭转, 总体相互抵消的效果有着较大的差异.

总体而言, 使用压电纤维复合材料可以根据形状控制的目的选择合适的铺层角度, 以达到最为明显的控制效果, 这是该类压电纤维复合材料的优势所在.

4 数值例证

在以上所涉及的几种驱动模式中, 压电棒驱动模式比较简单, 直接使用解析式可证明载荷比拟计算结果的正确性与准确性. 以下使用板式模型验证压电陶瓷片与压电纤维复合材料驱动器的计算正确性与精度.

4.1 压电陶瓷片驱动模式

压电陶瓷片采用 PZT5H, 其基本力学参数为: 刚度系数(单位 10^{10} N/m^2) $c_{11}^E = 12.6$, $c_{12}^E = 7.95$, $c_{13}^E = 8.41$, $c_{33}^E = 11.7$, $c_{44}^E = 2.35$, $c_{55}^E = c_{66}^E = 2.3$ (应力分量 σ_i 与应变分量 ε_i 的排列顺序均为: 11, 22, 33, 12, 23, 31). 基本电学参数包括: 相对介电常数 $\varepsilon_{11}^S / \varepsilon_0 = 1700$, $\varepsilon_{33}^S / \varepsilon_0 = 1470$; 压电应力常数(C/m^2) $e_{31} = -6.5$, $e_{23} = 23.3$, $e_{24} = 17.0$.

几何尺寸 $l \times w \times h = 240 \text{ mm} \times 60 \text{ mm} \times 3.6 \text{ mm}$ 的悬臂板模型如图 8 ($y=0$ 为固支端), 厚度 0.3 mm 的 PZT5H 粘贴在厚度 3 mm 铝板的上下表面, 铝板的弹性模量 $E = 70.3 \text{ GPa}$, 泊松比 $\mu = 0.345$.

计算对比的有限元模型有两种: 使用 ANSYS 压电单元(SOLID 5)的三维有限元模型(模型 A), 与使用 NASTAN 复合材料板单元(QUAD4)的二维有限元模型(模型 B). 为方便比较计算结果, 二者在长度与宽度

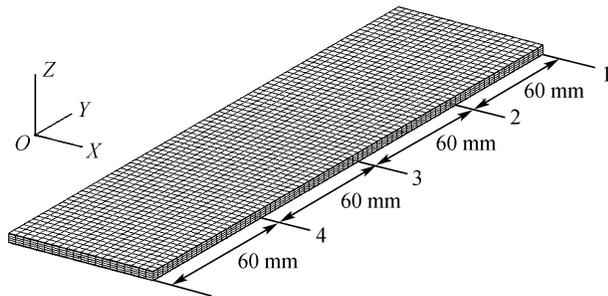


图 8 结构有限元模型图

方向的单元尺寸均为 $3 \text{ mm} \times 3 \text{ mm}$, 模型 A 在厚度方向为 8 层, 分别为上下 PZT5H 各 2 层(每层 0.15 mm); 铝板 4 层(每层 0.75 mm). 模型 A 使用多层模型的原因是为了得到收敛的计算结果, 其长(宽)厚比达到了 20:1, 单元数目为 12800, 自由度超过 60000(包括电势自由度); 而模型 B 单元数目仅 1600.

在上下 PZ5H 铺层表面施加 100 V 电压, 计算悬臂板的变形, 其中对于模型 B 的压电比拟载荷为: 力矩 $0.459 \text{ N} \cdot \text{m}$ 平均施加在尖弦自由端, 力矩 $\pm 1.836 \text{ N} \cdot \text{m}$ 平均施加在前后缘边界. 模型 A 与模型 B 在 100 V 驱动电压作用下其中面中心线与各弦(各弦位置见图 8) 挠度的比较见图 9 与 10.

不同模型的挠度比较显示了压电载荷比拟的正确性与精度, 以三维模型的计算结果为基准, 其最大挠度的相对偏差小于 +0.06%. 另外可以看出, 弦向基本保持水平, 仅在前后缘出现相反的局部攻角, 所以使

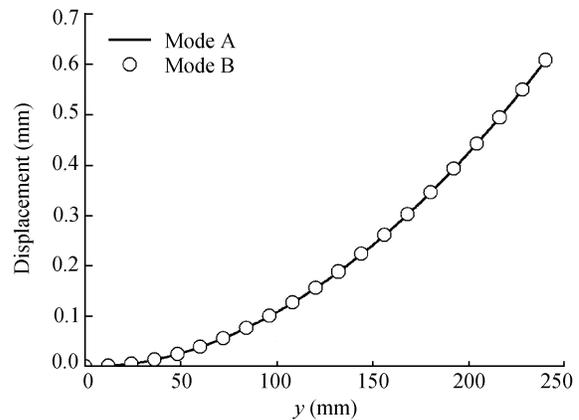


图 9 板中面展向中心线挠度比较

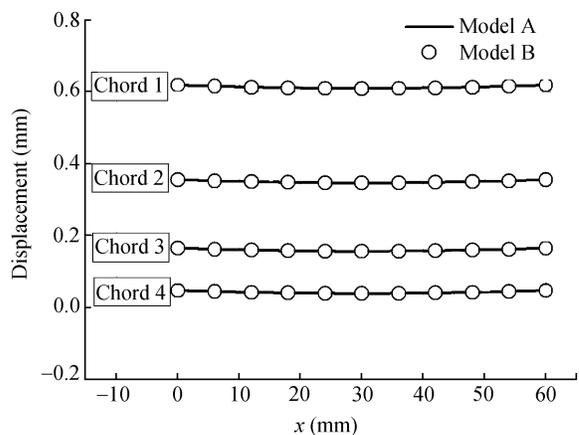


图 10 板中面各弦挠度比较

用压电陶瓷片主要用于弯曲形状与振动控制.如果需要造成扭转变形,可使用前后区域相反的电场强度,利用弯曲差动形成扭转效果,但其驱动效果较差^[11].

4.2 压电纤维复合材料片驱动模式

压电材料采用 MFC, 定义纤维方向为 1 方向, MFC 材料平面内与 1 方向垂直的方向为 2 方向.在材料主轴下,其基本力学参数为: $E_1=30.34$ GPa, $E_2=15.86$ GPa, $\mu_{12}=0.31$, $\mu_{21}=0.16$, $G_{12}=5.52$ GPa, 可以认为 2-3 平面为横观各向同性平面,所以 3 方向的参数与 2 方向相同.但由于未能提供 2-3 面内属性,此处假设 $\mu_{23}=0.31$.基本电学参数包括:压电应变常数 ($\times 10^{-12}$ m/V): $d_{11}=400$, $d_{12}=-170$.由于未能给出相对介电常数,这里使用 PZT5H 的参数.

几何模型与上节完全一致,只是使用 MFC 替代 PZT5H. 此处给出两种铺层方案计算对比(电场强度均为 1000 V/mm): 1) 材料 1 方向与结构坐标系 y 方向相同; 2) 材料 1 方向与结构坐标系 y 方向夹角 45°(从 y 轴逆向到 1 方向).

方案 1 中材料主向 1 与单元主向 y 相同,材料主向 2 与单元主向 x 相同,利用以上的材料参数互换 1 方向与 2 方向参数可以得到两种模型的计算结果对比如图 11 与 12. 最大挠度相对偏差小于+0.3%. 与压电陶瓷片驱动模型不同之处在于其弦向弯曲的凹凸性,这是由于: MFC 在 1 方向与 2 方向的压电应变异号,而 PZT5H 的压电应变同号.

方案 2 中材料主向与单元主向不重合,对于 2D 模型中的比拟载荷而言计算方法并无差异,仅需把

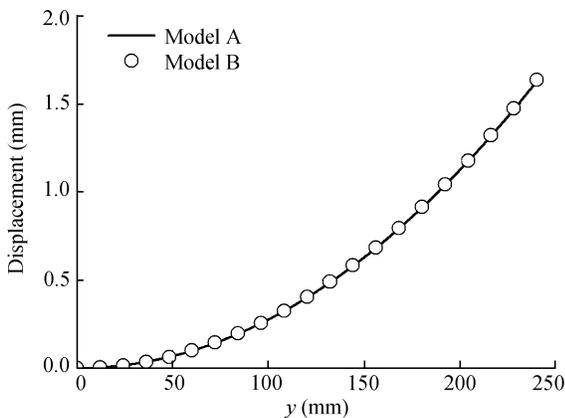


图 11 板中面展向中心线挠度比较

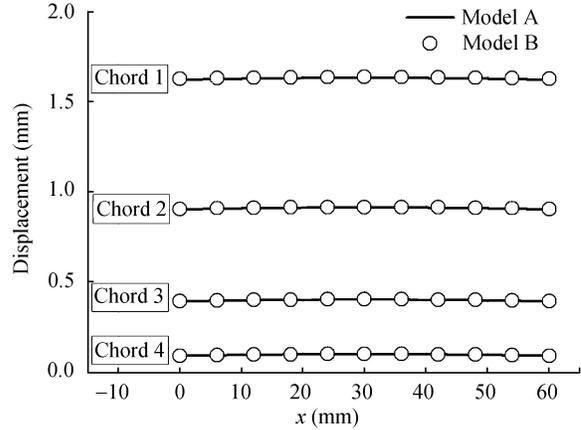


图 12 板中面各弦挠度比较

比拟应力从材料主向 1 与 2 转向结构坐标 x 与 y 方向即可(如图 5). 而对于 3D 模型而言,由于 ANSYS 不能单独定义材料坐标系,而是与单元坐标系保持一致,所以必须手动计算单元坐标系下的材料力学参数与电学参数. 其转换矩阵分别为

$$c_{xyz}^E = T c_{123}^E R T^{-1} R^{-1}, \quad (21a)$$

$$e_t^{xyz} = T e_t^{123} T_3^{-1}, \quad (21b)$$

其中 c_{xyz}^E 和 c_{123}^E 分别为单元坐标系与材料坐标系下的刚度系数矩阵, e_t^{xyz} 与 e_t^{123} 分别为单元坐标系与材料坐标系下的压电应力常数矩阵(t表示矩阵转置), T 为应力张量(或应变张量)的变换矩阵(6×6), T_3 为正交旋转变换矩阵(3×3), R 为工程应变与应变张量的变换矩阵. 使用转换后的材料参数,可得到两种方法的计算结果比较如图 13 与 14 所示. 最大挠度相对偏差小于+0.3%.

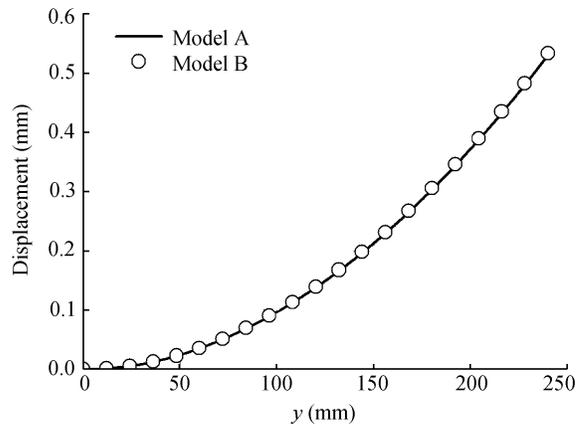


图 13 板中面展向中心线挠度比较

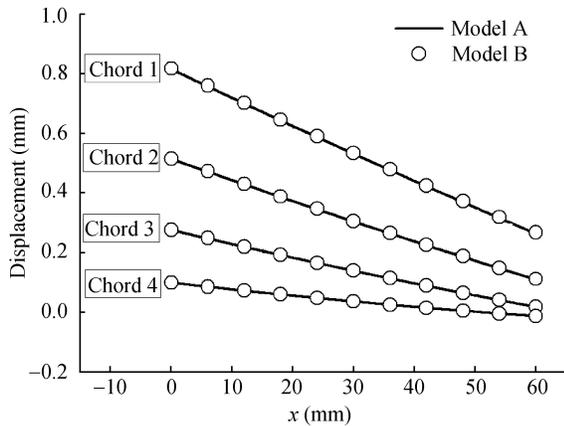


图 14 板中面各弦挠度比较

由于出现由切应力造成的力矩, 板面的弦向变形非常明显, 该驱动方式非常适合用于扭转形状与振动控制。

5 小结

随着压电材料与结构进入航空航天结构控制领

域, 针对大型复杂结构的压电驱动计算与优化对计算方法提出更高的要求. 本文提出并验证了压电驱动载荷比拟方法, 该方法可直接推广至动响应领域. 相对于目前使用的压电耦合单元算法, 其优势在于:

1) 使用二维复合材料板单元, 大大降低有限元模型的自由度, 对于工程结构而言, 二者可能相差 3~6 个数量级;

2) 避免使用 ANSYS 压电单元面内电压定义的复杂性, 如果对于多层压电纤维复合材料铺层, 由于节点的共用会导致无法施加电场;

3) 使用复合材料板单元, 可以方便定义材料主向, 避免由于 ANSYS 单元坐标系决定材料坐标系带来的材料参数手动转换可能引入的工作量与低级错误。

对于航空航天系统的结构强度工程领域, 使用机械载荷转换非常适合于结构与强度工程人员的技术基础, 可以促进使用压电纤维复合材料进行结构形状与振动控制的工程应用。

参考文献

- 1 Culshaw B. Smart Structures and Materials. Boston: Artech House, 1996
- 2 Yousefi-Koma A, Zimcik D G. Applications of smart structures to aircraft for performance enhancement. Canadian Aeronaut Space J, 2003, 49(4): 163—172
- 3 Niezrecki C, Brei D, Balakrishnan S, et al. Piezoelectric actuation: state of the art. Shock Vib Dig, 2001, 33(4): 269—280
- 4 Garcia E. Smart structures and actuators: past, present, and future. In: Proceedings of SPIE Conference on Smart Structures and Material Systems: Industrial and Commercial Applications of Smart Structures Technologies. Bellingham: SPIE, 2002. 1—12
- 5 Schultz M R, Hyer M W. A morphing concept based on unsymmetric composite laminates and piezoceramic MFC actuators. AIAA Paper 2004, 1806
- 6 Park J S, Kim J H. Material properties of single crystal macro fiber composite actuators for active twist rotor blades. AIAA Paper 2005, 2265
- 7 Williams R B. Nonlinear mechanical and actuation characterization of piezoceramic fiber composites. Dissertation of Doctoral Degree. Blacksburg: Virginia Polytechnic Institute and State University, 2004
- 8 Carlos E S C, Brown E L. Modeling of high aspect ratio active flexible wings for roll control. AIAA Paper 2002, 1719
- 9 Sahoo D, Carlos E S C. Roll maneuver control of UCAV wing using anisotropic piezoelectric actuators. AIAA Paper 2002, 1720
- 10 Bilgen O, Kochersberger K B, Inman D J. A novel aerodynamic vectoring control airfoil via macro-fiber-composite actuators plate airfoil designs. AIAA Paper 2008, 1700
- 11 Li M, Chen W M, Guan D. Improvement of aircraft rolling power by use of piezoelectric actuators. Chinese J Aeronaut, 2004, 17(2): 87—92