

壓電薄膜微加速度計之設計系統模擬與頻率響應穩健化

賴富信 余志成*

國立台灣科技大學機械工程系

NSC 89-2210-E-011-027

摘要

本文從事壓電薄膜微加速度計之微結構系統設計、穩健化及模擬，以建立完整薄膜感測元件的設計模式與分析方法。首先建立系統響應模式，進而掌握設計重點與控制參數。並採用有限元素分析系統 ANSYS 做為數值驗證工具，分析的結果顯示系統模式推導及 ANSYS 分析之頻率響應非常相近。為降低設計對製造誤差的敏感度，提升感測器準確度，本文應用田口品質法的穩健化設計概念，以系統模式設計最佳化配合實驗計劃分析，進行設計最佳化。不僅提升了感測器的輸出增益 24.5%，也同時降低輸出變異範圍達 20%，證明應用系統模式推導之合理性及穩健化方法之可行性。

關鍵字：微機電、微加工誤差、田口方法、穩健最佳化

背景與目的

微機電系統 (Micro Electro Mechanical System, MEMS) 在近幾年來已成為熱門的研究課題，其中微感測器是在微機電系統中最早被商品化的產品，也是發展最快速的技術之一。大部份的微感測元件係利用矽微細加工 (Silicon micromachining) 技術在矽晶圓 (Silicon wafer) 上製作出三次元的微結構，然而若將這些微結構及具有換能功能的材料 (如壓電薄膜) 與微電子電路整合在同一晶片上，則可製作成微型的感測器。由於微感測器的製程技術基本上與一般積體電路製程極為相似，因此便於大量製造以降低成本。

典型加速度微感測器可略分成壓阻式 (Piezoresistive) [2]、電容式 (Capacitive) [3,4]及壓電式 (Piezoelectric) [5]等三種。其

中壓電式加速度微感測器之感測原理係利用壓電材料的壓電效應來感測加速度之大小，除上述方式外加速度計之種類尚有共振式 (Resonant) 等、光學式 (Optical) [6]、溫差式 (Thermopiles)[7]、及在更早期 Meunier P-L 等人的表面聲波方式 [8-10]。

壓電陶瓷材料具有機械能與電能之間的轉換特性，已廣泛地應用在感測與致動元件中，如微加速度計 (Micro-accelerometer)、聲波感測器 (Acoustic Sensor)、紅外線檢測器 (Infrared Detector) 微致動閥 (Microvalve) 及微泵 (Micropump) 等。另一方面，壓電材料薄膜化除保有塊材的壓電特性外，更具有低成本的優點，而隨著陶瓷材料薄膜化的技術快速發展，提高了壓電薄膜的品質，在各種微感測器及微致動器的應用上，具有相當的潛力。

多數的文獻著重於微感測元件製造技術的探討 [11-13]，其中部分 [14,15] 應用有限元素法，針對彈性元件上受到彎曲力矩、側向剪力、軸向剪力的壓電薄膜，進行靜態與動態壓電特性分析。有些研究針對加速度微感測器之機械結構，進行靜態與動態行為分析 [16]。Nemirovsky 等 [17] 則利用壓電薄膜進行壓縮式微加速度計的設計。然而，對於微感測元件參數設計的分析 [18]，與製造誤差對於微感測器精度與設計影響之探討則較為缺乏。且因為微機電系統感測器其對訊號敏感度相當高，噪音的也相對變得顯著，所以對噪音的控制方面也應該予以考慮，其中 Thomas B. Gabrielson 在 1993 年 [19] 說明了機械熱噪音只受到溫度與極大的阻尼係數所影響。並提出估計溫度的噪音影響的方法。

本文將探討壓電薄膜材料之壓電特性及製程限制，並整合相關之資訊，作為設計之規範。以加速度微感測器為應用載具，依微

細加工製程特性進行機械結構的設計，進而建立加速度微感測器的系統模式。另一方面，為減少製造之誤差及使用環境之變異對感測器敏感度的影響，將應用田口品質工程法，以提高加速度微感測器量測之準確性，並利用有限元素法驗證設計之正確性。

典型加速度計分析

典型加速度計可由一個質量-彈簧-阻尼系統來表示圖 1，當加速度計本體受到 \dot{z}_i 之加速度作用時，會使得質塊與本體間產生一相對位移 z_o ，若使用一壓電轉換器於質塊與本體間，則可將相對位移轉換成電壓訊號輸出，所以系統轉移函數 T 可由機械轉移函數 G_m 與電性轉移函數 G_e 所組成 [1]：

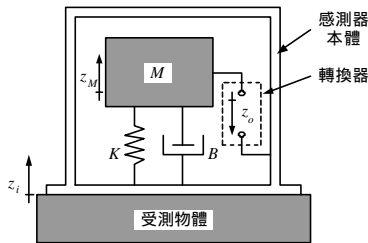


圖 1 典型加速度感測器之機械模式

機械轉移函數

將振動質塊和感測器本體的相對位移 z_o 與加速度 \dot{z}_i 之比率定義為機械轉移函數 G_m 。並且假設起始條件為零 ($z_o(0)=0$ 及 $\dot{z}_o(0)=0$)，經整理我們可得機械的轉移函數為：

$$\frac{z_o}{\dot{z}_i}(D) = S_m \cdot \frac{w_n^2}{D^2 + 2z w_n D + w_n^2} \quad (1)$$

其中 $w_n = \sqrt{\frac{K}{M}}$ 自然頻率

$z = \frac{B}{2\sqrt{KM}}$ 阻尼比

$S_m \equiv \frac{M}{K}$ 機械敏感度

電性轉移函數

輸出電壓 e_o 與振動質塊和本體間的相對位移 x_o 之比率定義為電性轉移函數。壓電轉換器 PZT 受到單方向的壓縮或拉伸時，所產生的電荷可以表示成：

$$Q = K_q \cdot z_o \quad (2)$$

K_q 為單位變形所產生之電荷

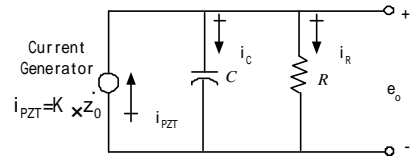


圖 2 壓電轉換器之等效電路圖

所以根據壓電材料等效電路圖 2，電性轉移函數可以表示為：

$$\frac{e_o}{z_o}(D) = S_e \cdot \frac{t D}{t D + 1} \quad (3)$$

其中 $S_e \equiv \frac{K_q}{C}$ 電性敏感度

$t \equiv RC$ 時間常數

加速度感測器系統轉移函數

整個系統轉移函數可表示為機械與電性轉移函數的乘積：

$$\frac{e_o}{\dot{z}_i}(D) = S \cdot \frac{t D}{t D + 1} \cdot \frac{w_n^2}{D^2 + 2z w_n D + w_n^2} \quad (4)$$

其中 $S \equiv S_e \cdot S_m = \frac{K_q}{C} \cdot G \cdot \frac{M}{K}$ 敏感度 (Sensitivity)

加速度感測器的敏感度主要受到材料壓電特性和電路介面 K_q/C 及機械結構設計 M/K 所控制。另外，在元件製造上無法避免的誤差，也會影響加速度感測器的準確性。因此，在感測元件設計上應一併考慮這些問題。

懸樑型壓電薄膜加速度微感測器

結構設計

為簡化分析之複雜度，我們採用四樑對稱的結構如圖 3，中央為振動質塊，以確保

在加速度作用時，質塊只作單方向的振動。每一根懸樑上各鍍上兩片 PZT，其懸樑之細部尺寸如圖 4 所示。

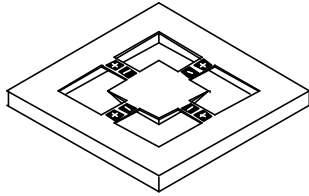


圖 3 樑型加速度微感測器配置

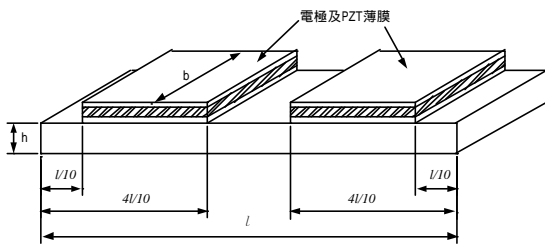


圖 4 懸樑之細部放大圖

由於結構在第一振動頻率以下之振動模態如圖 6 所示，故我們將兩片壓電材料的位置分別放置於懸樑變形時的拉伸區域及壓縮區域，這樣做的最主要目的在於我們想藉兩壓電材料的位置不同來補償非預期的訊號，拉應力及溫度變化所產生的影響。我們捨棄了兩端應力最大的根部區域，主要的原因是在避免非線性問題的產生，因為兩端根部接近邊界的位置受邊界影響較為顯著，而在第一振動模態時懸樑中央為變形的反曲點，故所受應力較小，所以不配置壓電轉換器。

結構製作流程

根據我們所設計之加速度感測器結構，考慮其製作可行性，我們初期擬定其製作流程如所圖 5 示。

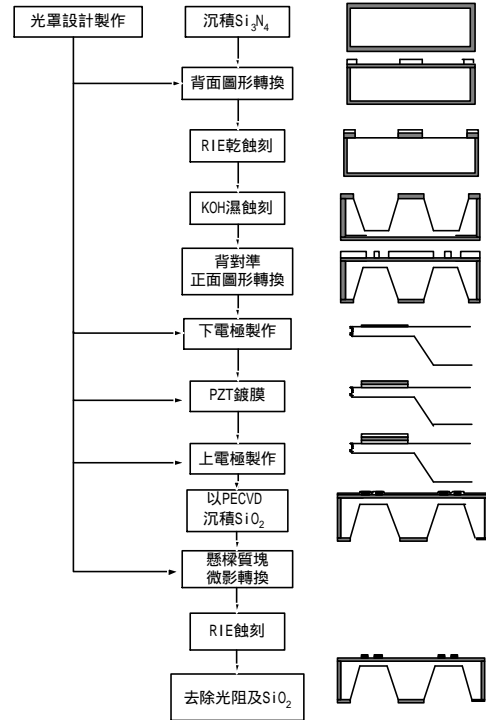


圖 5 感測器製作流程

靜態分析

根據圖 3 結構，在進行數學模式推導前，提出了以下的假設：

- (1) 懸樑質量可忽略，結構質量集中在質塊。
- (2) 振動質塊及基座為剛性體。
- (3) 懸樑適用於虎克定律（Hook's Law）。
- (4) 振動質塊僅作第 3 方向之位移。
- (5) PZT 及電極的厚度，不影響懸樑之剛性。

因為是對稱結構，加速度感測器在加速的瞬間，其結構變形如圖 6 所示。

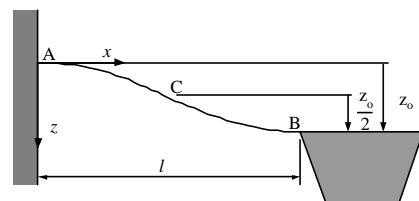


圖 6 懸樑之變形模態示意圖

若在變形很小的狀況下，根據樑的彈性變形線之微分方程式可得：

$$\frac{d^2y}{dx^2} = -\frac{M}{EI} \quad (5)$$

當加速度感測器在加速的瞬間，當懸樑表面應力為：

$$T_1 = \frac{M_x y}{I} \approx \left(\frac{12Ez_o}{l^3} x - \frac{6Ez_o}{l^2} \right) y \quad (6)$$

其應變為：

$$S_1 = \frac{T_1}{E} = \frac{2z_o y}{l^2} \left(\frac{6x}{l} - 3 \right) \quad (7)$$

懸樑產生變形，PZT 薄膜在第 1 方向所受之應變近似等於懸樑表面所受之應變，即 $S_s = S_{PZT}$ ，根據應變理論，PZT 薄膜在第一方向所受的應力為：

$$T_1 = c_{11} S_1 - n c_{12} S_1 = \frac{2z_o y}{l^2} \left(\frac{6x}{l} - 3 \right) (c_{11} - n c_{12}) \quad (8)$$

c 為勁度係數 (Stiffness coefficient)， S_l 為 1 方向的應變，而 n 為壓電薄膜的浦松比。

若懸樑是以 KOH 非等向性蝕刻製作故其斷面為一梯形如圖 7，其中性軸至樑頂面距離計算如下：

$$y = \frac{4h^2 + 3(\tan 54.74)bh}{6[h + (\tan 54.74)b]} \quad (9)$$

懸樑之慣性矩 I 可由平行軸定理求得：

$$I = \frac{bh^3}{3} + bh^2 y - bh^2 y + \frac{3h^4 - 8h^3 y + 6h^2 y^2}{6(\tan 54.74)} \quad (10)$$

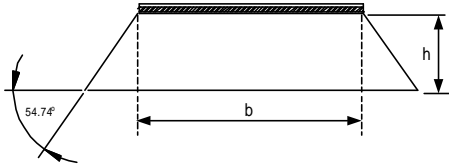


圖 7 懸樑斷面圖

懸樑剛性

整個懸樑結構受到兩部份剛性因素所影響；一為純彎矩所造成樑之變形，此部份的剛性定義為 K_b 。

彎矩所造成的剛性：

$$K_b = \frac{F}{z_o} = \frac{48EI}{l^3} \quad (11)$$

其中 I 為懸樑慣性矩。

另一部份為質塊上下運動，使得懸樑長度受拉伸變形所成的剛性 K_t ，根據應變公式及虎克定律可得：

$$K_t \approx 4 \frac{E\sqrt{l^2 + z_o^2} - l}{l^2} \quad (12)$$

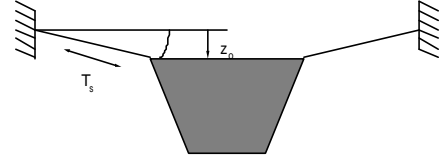


圖 8 拉伸變形

由於質塊位移與懸樑長度比 ($\frac{z_o}{l} \approx 0$) 非常小，所以 K_t 可忽略不計，懸樑剛性 $K = K_b + K_t \approx K_b = \frac{48EI}{l^3}$ 。

振動質塊

由於以 KOH 非等向性蝕刻矽晶圓之緣故，配合光罩角落補償技術，將可獲得振動質塊之外形如同一個截去頭端之金字塔如圖 9 的細部放大圖。

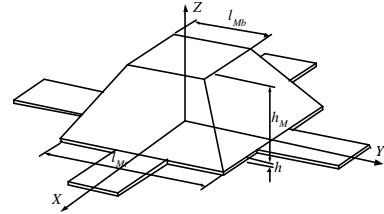


圖 9 振動質塊之細部放大圖

假設角落外型的不完整性可忽略，振動質塊之質量可以積分得：

$$M = r \cdot V = \frac{\sqrt{2} \cdot r}{6} \left[l_M^3 - (l_M - \sqrt{2} \cdot h_M)^3 \right] + r \cdot l_M^2 \cdot h \quad (13)$$

其中 r 為質塊密度

轉移函數

此系統之機械轉移函數與(1)式相同，其中機械敏感度 S_m 為：

$$S_m \equiv \frac{M}{K} = \frac{Ml^3}{48EI} \quad (14)$$

其中 M 振動質塊質量

I 慣性矩

y 中性軸至樑頂距離

若假設 PZT 薄膜僅受到第 1 方向的應力，而在其他方向的應力可忽略，且外加電場亦為零時，則電極間的垂直電位移 D_3 可表示為：

$$D_3 = d_{31}T_1 \quad (15)$$

因為單一懸樑上兩片 PZT 所受之彎矩相反，但對於干擾的非線性因素如；溫度效應及拉伸效應卻是相同，當感測器電極依照圖 3 安排時，不僅可增加敏感度，同時也可補償干擾因素的影響。此時單一懸樑上兩片 PZT 薄膜所產生之總電荷為：

$$Q = \int_{(1/10)l}^{(4/10)l} (D_3 b) dx - \int_{(6/10)l}^{(9/10)l} (D_3 b) dx \quad (16)$$

$$= \frac{9d_{31}bz_0 y(c_{11} - nc_{12})}{5l}$$

因此振動質塊單位位移造成四根懸樑上之 PZT 所產生的電荷 K_q 為：

$$K_q = \frac{36d_{31}by(c_{11} - nc_{12})}{5l} \quad (17)$$

此系統之電性轉移函數與(3)式相同，唯其電性敏感度 S_e 為：

$$S_e = \frac{K_q}{C} \cdot G = \frac{36d_{31}by(c_{11} - nc_{12})}{5lC} \cdot G \quad (18)$$

G 為電路放大倍率

系統之電性轉移函數：

$$\frac{e_o}{z} = \frac{36d_{31}by(c_{11} - nc_{12})}{5lC} \cdot G \cdot \frac{tD}{tD+1} \quad (19)$$

整體系統的轉移函數為：

$$\frac{e_o(D)}{z_i} = S \cdot \frac{tD}{tD+1} \cdot \frac{w_n^2}{D^2 + 2zw_nD + w_n^2} \quad (20)$$

$$S = \frac{3Md_{31}bl^2 y(c_{11} - nc_{12})}{20EIC} \cdot G \quad (21)$$

加速度計輸出穩健化

因為速度計尺寸細微，故誤差所造成的性能差異的影響也更加可觀。另一方面，材料機電特性也會有相當的誤差分佈，這些誤差不僅影響機械結構也將造成放大電路設計性能的變異，因此在本節中，將考慮各種設計變數的誤差，包括機械結構尺寸、楊氏模數、放大電路等，對輸出的敏感度，以田口品質工程法中的實驗計劃法來進行設計穩健化。

製造誤差之探討

在加速度計的製造過程中，輸出響應也會受誤差影響，而其主要製造誤差的來源包括微細加工的誤差(如微影、蝕刻等)，一般微細加工誤差大概包括；微影圖案轉移誤差、蝕刻時的尺寸誤差、及薄膜沉積誤差。在微細加工方面，元件尺寸變化不可避免也將受到影響。

且通常的一般電阻誤差值大約 10% 左右，未來將電路整合到 MOES 製程時其精密度更加提高，誤差範圍大概在 3% 以下，且電阻的誤差趨勢因為在同一製程下的因素，將趨向一致性，所以整個放大電路的輸出誤差將會更加的減少。

另外在薄膜材料的沉積及製作過程中，可能因製程參數及環境影響而造成特性之變化。這些誤差包括：楊氏係數 (Young's modulus)、柏松比 (Poisson's ratio)、密度 (density)、壓電材料之壓電係數、介電常數 (dielectric constant) 及電阻率 (resistance) 等。

田口方法之應用

本加速度計的初始設計結構外型尺寸如圖 10 所示，感測器材料如表 1 所列，各部份結構尺寸如表 2 所列。薄膜及電極尺寸可由圖 10 中看出長度設定為 0.3l 寬度與懸樑等寬。PZT 及電極厚度分別為 0.3 μm 與 0.2 μm。放大電路之放大倍率取 1000 倍，PZT 洩漏電阻 $R = 2 \times 10^{12} \Omega - cm$ ，阻尼係數 $= 0.02$ 。

理想加速度微感測器在其適用之頻寬內，輸入之加速度振幅與輸出之電壓振幅間之關係為線性的轉換。但在實際製造上，極可能因誤差之存在而改變其值，如圖 11 所示。因此設計之重點為增加輸出增益之外，同時降低增益對誤差之敏感度。我們以(21)式的系統轉換模式作為參數設計的依據。

表 1 加速度計材料表

	材料	楊氏係數 (N/m ²)	密度 (kg/m ³)	浦松比
機械微結構	矽(Si)	1.69×10 ¹¹	2330	0.0625
壓電薄膜	PZT	72.5×10 ⁹	7550	0.3
電極	白金(Pt)	171×10 ⁹	2145	0.39

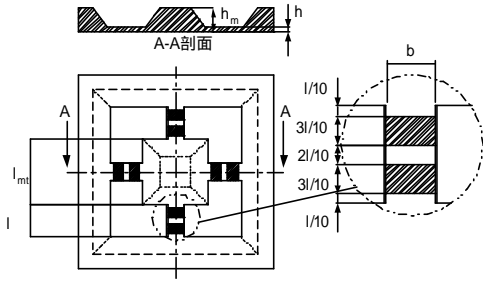


圖 10 感測器結構尺寸

表 2 初始設計結構尺寸

懸樑長度 l	400 mm
懸樑寬度 b	200 mm
懸樑厚度 h	15 mm
質塊邊長 l_M	800 mm
質塊厚度 h_M	300 mm

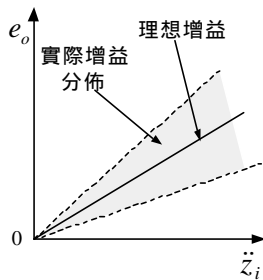


圖 11 加速度計敏感度變化之關係

田口品質工程以訊號噪音比 (S/N) 來定義其目標函數，加速度計為一動態問題，訊號因子(M)為待測加速度 \ddot{z}_i ，輸出為電壓訊號 e_o ，本文將此問題定義為動態望大型 (Dynamic Larger-the-Better) 的設計問題，其目標一方面希望增加輸出增益，也同時降低輸出因噪音產生的變異，故目標函數與訊噪比可定義為 [14]：

$$y = \beta M \quad (22)$$

$$b = \left| \frac{e_o}{\ddot{z}_i} \right| = \left| S \cdot \frac{t(i\omega)}{t(i\omega)+1} \cdot \frac{w_n^2}{(i\omega)^2 + 2\zeta w_n(i\omega) + w_n^2} \right| \quad (23)$$

由系統轉換函數可知，影響加速度計輸出的因子包括了機械結構及電性控制因子：如懸樑的長度 l 、懸樑的寬度 b 、懸樑的厚度 h 、振動質塊上方的長度 l_M 、振動質塊的厚度 h_M 等 5 個控制因子初始設計值設定為第二水準，各水準值設定如表 4 中所示。

噪音因子方面，由於在製造上所產生的誤差與負載變化，包括微結構的尺寸公差：懸樑的長度 Δl 、懸樑的寬度 Δb 、懸樑的厚度 Δh 、振動質塊上方的長度 Δl_M 及振動質塊的厚度 Δh_M 。材料特性的不確定性：例如懸樑的楊氏係數變化 ΔE 、PZT 壓電材料的介電常數變化 $\Delta \epsilon$ 及壓電係數 Δd_{3k} 放大電路電阻值的誤差所造成放大倍率 G 之誤差等。此外，加速度微感測器之輸出在不同工作頻率下的變化，也是一個重要的影響因子，因此將加速度之振動頻率 f 視為噪音因子。共計 10 個噪音因子。

在噪音因子水準設定上，加速度微感測器的應用頻率 f 介於 60 至 5000Hz 之間，為模擬該範圍之噪音，將頻率因子 f ($= 2\pi f$) 予以四水準化。而其餘的噪音因子為實際製造及材料特性之誤差分佈，則予以二水準化，如表 3，我們採行合併法的方式修改 L16 直交表，用以配置一個 4 水準與 9 個 2 水準的噪音因子。

表 3 噪音因子之水準設定

	Level 1	Level 2	Level 3	Level 4
f (Hz)	380	10681	21070	31416
Dl (μm)	-1.0	1.0		
Db (μm)	-1.0	1.0		
Dh (μm)	-0.8	0.8		
Dl_M (μm)	-1.0	1.0		
Dh_M (μm)	-20	20		
DE (MPa)	-2.0	2.0		
D (F/m)	-0.05×10^{-9}	0.05×10^{-9}		
Dd_{31} (C/N)	-1×10^{-12}	1×10^{-12}		
DG	-10	10		

將控制因子配置內直交表，根據內直交表 18 組的設計參數組合，分別在外直交表 16 種模擬噪音情況下，並分別以三組訊號因子 M1、M2、M3 進行實驗，實驗配置如表 4 所示。

利用田口方法中動態望大型之公式，可以計算出各組之斜率平均值、變異數及 S/N 等統計資料。

$$(S/N)_i = 10 \log_{10} \frac{\beta^2}{MSE} \quad ; i = 1 \sim 18 \quad (24)$$

其中
$$\beta = \frac{\sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{r_0} y_{ij} M_i}{r_0 \sum_{i=1}^k M_i^2}$$
 斜率(slope)

$$MSE = \frac{1}{r_0 k - 1} \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{r_0} (y_{ij} - \beta M_i)^2$$
 mean square error

y_{ij} 第 i 組實驗函數中的第 j 組實驗輸出值
 r_0 為外直交表之實驗數目
 M_i 為訊號因子在 i 水準。

由直交表實驗資料，各組統計資料如表 4 所示。根據統計資料我們可以繪出各因子對平均增益及 S/N 之效應折線圖(effect plot)，如圖 12 及圖 13 所示。找出各因子對於輸出增益及訊噪比的影響後，各因子之效果圖，嚴格來說，因子 l 、 h 及 l_{M1} 對 β 及 S/N 皆有顯著之影響，所以在最大化斜率及訊噪比的過程中必須加以權衡，而其它的因子則只需要設定在 S/N 最大的水準。

為論證穩健設計在輸出變異上有改善且也使得輸出極大化，從因子效果分析中可知，因子 h 對斜率 β 及訊噪比 S/N 影響皆很大，整體考量斜率與訊噪比後我們選用第三水準，因子 b 與 h_M 因為對 β 皆不影響，所以選用其訊噪比最大之水準，而因子 l 及 l_{M1} 作為平衡因子 h 之影響，所以設定為斜率最大化之水準，經調整後之穩健設計因子設定如表 5

決定出最佳水準後，可以加法模式來預測各種水準組合下的輸出訊噪比如下：

以加法模式估計初始設計之 S/N 值：

$$S/N_{\text{initial}}(l_2 b_2 h_2 h_{M2}) = m + l_2 + b_2 + h_2 + l_{M2} + h_{M2} = -17.154$$

以加法模式估計穩健設計之 S/N 值：

$$S/N_{\text{rob.}}(l_3 b_1 h_3 h_{M3}) = m + l_3 + b_1 + h_3 + l_{M3} + h_{M3} = -15.048$$

表 4 實驗數據統計表

實驗數	L18 內直交表 (控制因子)					M ₁ 1	M ₂ 50	M ₃ 99	MSE	S/N	
	<i>l</i>	<i>b</i>	<i>h</i>	<i>l_M</i>	<i>h_M</i>						
	Column No.					N ₁₋₁₆	N ₁₋₁₆	N ₁₋₁₆			
	2	3	4	5	6						
1	300	180	10	700	200	*...*	*...*	*...*	938	2.832	-20.68
2	300	200	15	800	300	*...*	*...*	*...*	180	1.902	-16.95
3	300	220	20	900	400	*...*	*...*	*...*	59	1.464	-14.40
4	400	180	10	800	300	*...*	*...*	*...*	5214	6.470	-20.95
5	400	200	15	900	400	*...*	*...*	*...*	730	3.807	-17.02
6	400	220	20	700	200	*...*	*...*	*...*	23	0.799	-15.50
7	500	180	15	700	400	*...*	*...*	*...*	344	2.638	-16.95
8	500	200	20	800	200	*...*	*...*	*...*	88	1.507	-15.88
9	500	220	10	900	300	*...*	*...*	*...*	16436	9.424	-22.67
10	300	180	20	900	300	*...*	*...*	*...*	78	1.609	-14.81
11	300	200	10	700	400	*...*	*...*	*...*	1083	3.182	-20.29
12	300	220	15	800	200	*...*	*...*	*...*	122	1.436	-17.71
13	400	180	15	900	200	*...*	*...*	*...*	603	3.081	-18.03
14	400	200	20	700	300	*...*	*...*	*...*	29	1.022	-14.43
15	400	220	10	800	400	*...*	*...*	*...*	3913	5.740	-20.75
16	500	180	20	800	400	*...*	*...*	*...*	131	2.164	-14.48
17	500	200	10	900	200	*...*	*...*	*...*	12366	8.226	-22.62
18	500	220	15	700	300	*...*	*...*	*...*	210	2.057	-16.95

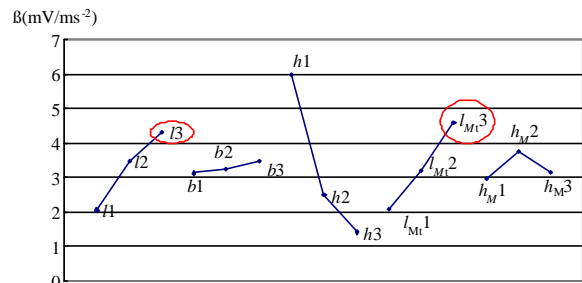


圖 12 各因子影響輸出斜率 β 之折線圖

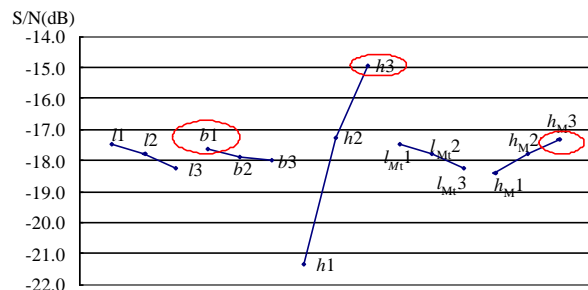


圖 13 各因子影響訊噪比之折線圖

表 5 感測器微結構之穩健設計

因子	尺寸
l	500 mm
b	180 mm
h	20 mm
l_{M_i}	900 mm
h_M	400 mm

加速度計有限元素分析驗證

在模型分析及穩健化設計中，我們建立了加速度計的系統響應模型及進行設計穩健最佳化，為了驗證我們的理論及設計結果，在此我們使用有限元素模擬分析軟體 ANSYS 做為驗證工具，與前面所推導的模型結果相互印證。

振動模態分析

表 6 為自然頻率之比較，其中可看出，由第二章中所推導理論公式計算與 ANSYS 所計算之結果相近，誤差在 1.2% 左右。證明前面所推導之模型，對於機械結構部份是相當精確的，也證明電極與壓電薄膜對結構特性之影響是可忽略的。

表 6 自然頻率比較

	初始設計	穩健設計
模式計算	26313 Hz	22552 Hz
ANSYS 分析	26218 Hz	22922 Hz

輸出頻率響應分析

為驗證模型理論及穩健化結果，我們使用 ANSYS 來模擬壓電材料，以求出加速度微感測器受到一諧波加速度（加速度大小為 1 m/sec^2 ）之輸出頻率響應，根據初始設計及穩健設計模型尺寸，ANSYS 分析結果與數學模式推導及加法模式預測比較如表 7 所示。

表 7 輸出斜率及訊噪比之比較

斜率			
	加法模式估計	模型計算	ANSYS 分析
初始設計	3.008	2.548	2.443
穩健設計	3.472	2.98105	3.042
增益	0.465	0.433	0.599
訊噪比 S/N(dB)			
	加法模式估計	模型計算	ANSYS 分析
初始設計	-17.154	-17.040	-16.455
穩健設計	-15.048	-14.648	-14.478
增益	2.106	2.392	1.977

根據初始設計及穩健設計之模型由 ANSYS 分析之結果，兩設計輸出變異分佈如圖 14 與圖 15，由圖中可看出在訊噪比方面改善情形約為 20%，同時在輸出增益上也提升了約 24.5%。

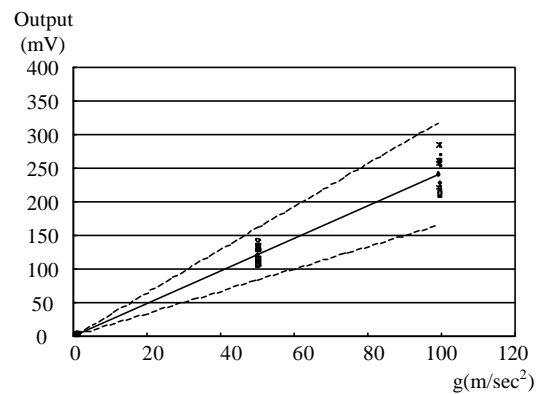


圖 14 ANSYS 分析初始設計頻率響應誤差範圍

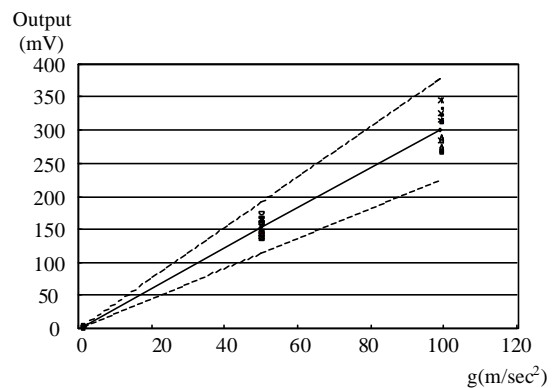


圖 15 ANSYS 分析穩健設計頻率響應誤差範圍

結論

本論文提出了一種微加速度計的設計，並推導出此壓電薄膜加速度計的系統模式方程式。同時討論了參數變異對微感測器輸

出穩健性之影響，利用田口方法中的參數設計，對加速度微感測器進行輸出之設計穩健化，減少微感測器輸出響應對誤差之敏感度。並以有限元素軟體 ANSYS，分析感測器微結構的自然頻率及電壓輸出頻率響應，驗證理論模式的正確性與穩健化設計應用於加速度感測器設計上的可行性，經穩健化設計之結果，在輸出增益上較初始設計增加 24.5%，而在增益的變異範圍，則較初始設計改善了 20%，證明了所提出之設計模式的優越性。

誌 謝

本研究承蒙國科會支持，計劃編號 NSC 89-2210-E-011-027，及高速電腦中心提供計算機資源，特誌謝意。

參 考 文 獻

- [1] 藍慶斌、余志成 (1999) “壓電薄膜加速度微感測器之設計穩健化”，中國機械工程學會第十六屆全國學術研討會，新竹市，pp. 140-147.
- [2] Chen, H., Shen, S., and Bao, M. (1997) “Over-range capacity of a piezoresistive microaccelerometer”, *Sensors and Actuators A*, Vol. 58, No. 3, pp. 197-201.
- [3] Berther, T., Gautschi, G. H., and Kubler J. (1996) “Capacitive Accelerometers for Static & Low-Frequency Measurements”, *Sound and Vibration*, pp. 28-30.
- [4] Matsumoto, Y., and Esashi, M. (1993) “Integrated Silicon Capacitive Accelerometer with PLL Servo Technique”, *Sensors and Actuators A*, Vol. 39, pp. 209-217
- [5] Blow, B. A., Harjain R., Polla D. L., and Tamagawa T. (1993) “Dual Frequency Range Integrated Circuit Accelerometer Using Capacitive and Piezoelectric Sensing Techniques”, *IEEE International Symposium on Circuits and Systems*, Vol. 2, pp. 1120-1123.
- [6] Ebrahim, A, Huang, R.S., Kwok, C.Y. (1995) “A wide-range linear optical accelerometer”, *Sensors And Actuators*, A49, pp.149-154.
- [7] Dauderstädt, U.A., De Vries, P.H.S. Hiratsuka, R., Sarro, P.M. (1995) “Silicon accelerometer based on thermopiles”, *Sensors And Actuators*, A46-47, pp.201-204.
- [8] Hartemann, P. and Meunier, P.L.(1981) “Surface Acoustic Wave Accelerometer” *Ultrasonics Symp. Proc. IEEE* , pp.152-154.
- [9] Hartemann, P. and Meunier, P.L.(1981) “Tensioned or Flexured SAW Accelerometers” *Ultrasonics Symp. Proc. IEEE* , pp.291-294.
- [10] Scherr, H., Scholl, G., Seifert, F., Weigel, R. (1996) “Quartz Pressure Sensor Base On SAW Reflective Delay Line” *Ultrasonics Symp. Proc. IEEE* , pp.347-350.
- [11] Kloeck, B., Collins, S. D., de Rooij, N. F., and Smith, R. L. (1989) “Study of Electrochemical Etch-Stop for High-Precision Thickness Control of Silicon Membranes”, *IEEE Trans. Electron Devices*, Vol. 36, No. 4, pp. 663-669.
- [12] Fricke, J., and Obermeier, E. (1993) “Cantilever beam accelerometer based on surface micromachining technology”, *J. Micromech. Microeng.*, Vol. 3, pp. 190-192.
- [13] Plaza, J. A., Esteve, J., and Lora-Tamayo, E. (1998) “Simple technology for bulk accelerometer based on bond and etch back silicon on insulator wafers”, *Sensors and Actuators A*, Vol. 68, pp. 299-302.
- [14] Im, S., and Atluri, S.N. (1989) “Effect of a Piezo-Actuator on a Finitely Deformed Beam Subjected to General Loading”, *AIAA Journal*, Vol.27, No.12, pp.1801-1807.
- [15] Ha, S.K., Keilers, C., and Chang, F.K. (1992) “Finite Element Analysis of Composite Structures Containing Distributed Piezoceramic Sensors and Actuators”, *AIAA Journal*, Vol.30, No.3, pp.772-780.
- [16] van Kampen, R. P., and Wolffenbuttel, R. F. (1998) “Modeling the mechanical behavior of bulk-micromachined silicon accelerometers”, *Sensors and Actuators A*, Vol. 64, pp. 137-150.
- [17] Nemirovsky, Y., Nemirovsky, A., Muralt, P., and Setter, N. (1996) “Design of a novel thin-film piezoelectric accelerometer”, *Sensors and Actuators A*, Vol. 56, pp. 239-249.
- [18] Gianchandani, Y. B., and Crary, S. B.(1998) “Parametric Modeling of a Microaccelerometer: Comparing I- and D-Optimal Design of Experiments for Finite-Element Analysis”, *Journal of Microelectromechanical Systems*, Vol. 7, No. 2, pp. 274-282.
- [19] Fang, W. and Wickert, J. (1996) “Determining mean and gradient residual stresses in thins using micromachined cantilevers”, *J. Micromech. Microeng.* 6, pp.301-309.
- [20] Gianchandani, Y. B., and Crary, S. B.(1998) “Parametric Modeling of a Microaccelerometer: Comparing I- and D-Optimal Design of Experiments for Finite-Element Analysis”, *Journal of Microelectromechanical Systems*, Vol. 7, No. 2, pp. 274-282.
- [21] Fowlkes, W.Y. , Creveling, C.M. (1995), *Engineering Methods For Robust Product Design*, Addison-Wesley.
- [22] Phadke, M.S.(1989), *Quality Engineering Using Robust Design*, Practice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, NJ, USA.
- [23] Sze, S.M.(1994), *Semiconductor Sensors*, John Wiley & Sons, Inc.
- [24] Lang, Walter, (1996), “Silicon Microstructuring Technology”, *Materials Science and Engineering*, R17.pp. 1-55.

SYSTEM MODELING AND ROBUST DESIGN OF MICROACCELEROMETER USING PIEZOELECTRIC THIN FILM

Fu-Hsin Lai
Jyh-Cheng Yu

*Department of Mechanical Engineering
National Taiwan University of Science and Technology
Taipei, Taiwan 106, R.O.C.*

ABSTRACT

This paper addresses the system modeling and robust design of piezoelectric thin film microaccelerometer. The dynamic model of the proposed microaccelerometer is presented to illustrate the interaction of structure variables, piezoelectric parameters, and circuit design on the sensor's performance. Variations in the manufacture of microsensors result in deviations in design variables, which have significant effects on the sensor's accuracy. This paper conducts parameter design and robustness analysis using Taguchi's method. The proposed analytical model is used in the performance assessment of sensor design. The application of Taguchi's method aims to improve the sensor quality by reducing response sensitivity to the variations of the structure dimensions, the material properties, and the amplification circuit. The robust design shows an increase of the output gain by 25%, and a reduction of the deviation of frequency response by 20% compared with the initial design. The frequency responses are verified using the finite element analysis system ANSYS. The good coincidence of the results demonstrates the validity of the system modeling and the merit of robust design.

Keywords: MEMS, Microsensor, Taguchi, Piezoceramic, Dynamic modeling