

一體化三維壓電薄膜微加速度計之參數設計

李晏誠 許普皓 余志成*

國立高雄第一科技大學機械與自動化工程學系

*E-mail: jcyu@nckust.edu.tw

國科會計畫編號: NSC 100-2221-E-327-015

摘要

本文提出一高靈敏度三軸向壓電薄膜微加速度計之系統建模，並探討在製作過程對參數設計的影響。其結構是由四根懸樑、一振動島塊與八個壓電薄膜轉換元件所構成。此結構由<100>矽晶圓蝕刻出中央島塊，並利用乾蝕刻製作懸臂樑，而振動島塊的兩端各以兩懸臂樑支撐。藉由適當的電極配置，可選擇性的量測三軸向個別之加速度，避免軸向間敏感度交叉干擾的問題。本研究利用力矩面積法與複合樑理論建構其系統模型，材料剛性與壓電性皆考量其非等向性特性，再應用其模型於參數設計，透過田口品質法來提升三軸敏感度的均齊性。分析結果得知影響三軸敏感度均齊性最大的幾何參數為島塊厚度，其次為懸樑長度，第三為島塊面積。然而其結構幾何參數受到製程影響，使用乾蝕刻製作震動質塊可得到三軸向均一的敏感度。然而濕蝕刻則具有成本優勢，本文分析島塊濕蝕刻凸角補償，對元件幾何參數造成的交互關係，經由參數設計將濕蝕刻製程之微加速度計三軸敏感度的相差倍率下降至 6.26，將有助於未來三軸感測器的實際應用。

關鍵詞：壓電薄膜、三軸微加速度計、田口方法、參數設計。

1. 前言

微型化的加速度計已經被廣泛地應用在汽車的導航和安全系統、互動式電子娛樂產品、以及通訊電子裝置如智慧型手機。典型的微加速度計可分為壓阻式[1][2]、電容式[3][4]與壓電式[5][6][7]，市面上已有三軸加速度計的產品問世，如 Celsum Technologies 所生產的 CTA303 壓阻式三軸加速度計，與電容式的三軸加速度計，但都是將三個單軸加速度計結合在一起，體積較大且成本高。壓電式加速度計具有高線性、結構簡單、靈敏度高等優點，塊材加工(Bulk micromachining) 式的設計比面加工(Surface micromachining) 的設計具較高的敏感度，市面上也有一體化設計的壓電三軸加速度計，以單一島塊透過轉換元件的安排，進行三軸加速度的量測，但主要能以壓電塊材製作。若以壓電薄膜進行設計與製作之一體化三軸加速度計則具有成本上的優勢，關於這方面的研究則較為少見。

一體化三軸加速度計的優點在於可提高空間的配置性與降低單成本，文獻中所提出的加速度計設計，其懸樑結構主要分為「H」型懸樑[5]與「十」字懸樑[6]；H型懸樑設計在一矽塊材加工震動島塊，在島塊兩側各設置兩根懸樑，「十」字型懸樑設計則在島塊每一側設置一根懸樑支撐島塊。相較於「十」字懸樑設計，「H」型懸樑設計提供較高的敏感度，但兩種設計 out-of-plane 加速度的敏感度皆明顯大於 in-plane 敏感度，文獻中並沒有詳談如何改善此問題。

良好的三軸加速度計除應具有高敏感度外，三軸向之敏感度需相近，在訊號處理上較為容易。塊材式三軸微加速度計的島塊蝕刻是個相當重要的製程，其影響的因素相當的多，如島塊的外型、懸樑的晶格方向與島塊尺寸與懸樑間的比例等。島塊製作上可採用乾蝕刻如 DRIE(Dep Reactive Ion Etching)，在幾何設計上會有較高的自由度，但其加工昂貴。使用非等向性濕蝕刻來製作島塊成本較低，但矽晶圓進行非等向性濕蝕刻時，島塊將呈現截頂金字塔的形狀。而為避免凸角底切的問題，在蝕刻遮罩位於島塊凸角的地方需進行補償設計，補償圖形著蝕刻增加而變大，因而限制了島塊與懸樑的尺寸。但兩種製程對於三軸敏感度差異的比較並沒有文獻進行深入的探討。

本文將探討一 H 型懸樑之三軸壓電加速度計，首先利用力矩面積法與複合樑理論建構一系統模型，接著使用有限元素分析進行三軸自然頻率與敏感度的模擬，藉以確認系統建模的正確性。並探討幾何參數與製程間的關係，再透過田口方法進行參數設計，進行兩種島塊製程之三軸敏感度均齊性的改善。

2. 系統模式推導

2.1. 元件設計

本文所探討的壓電加速度計幾何結構，由振動島塊、四根懸臂樑、壓電薄膜與八組電極所構成，其結構如圖 1。H 型懸樑設計的特點在於不同方向的加速度，元件會產生不同的振動模態。在 Z 軸方向的加速度會使元件產生對稱模態(Symmetric)，如圖 2a 所示；X 軸方向加速度會產生非對稱模態(Asymmetric)，如圖 2b 所示；Y 軸方向加速度會產生扭轉模態(Torsional)，如圖 2c 所示。

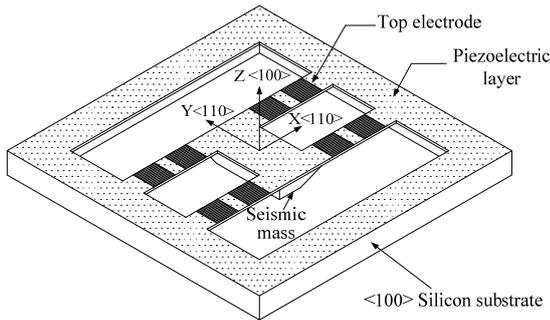


圖 1、加速度計之結構示意圖

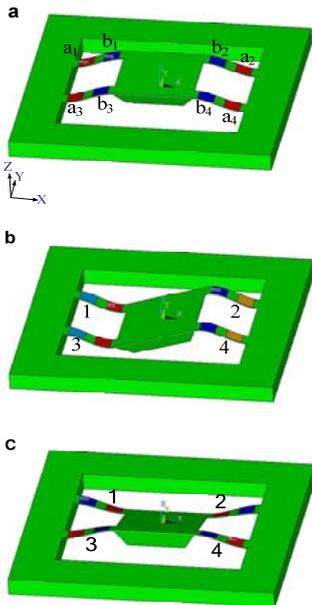


圖 2、振動模態: a 對稱模態(Z 方向加速度) b 非對稱模態(X 方向加速度) c 扭轉模態(Y 方向加速度)

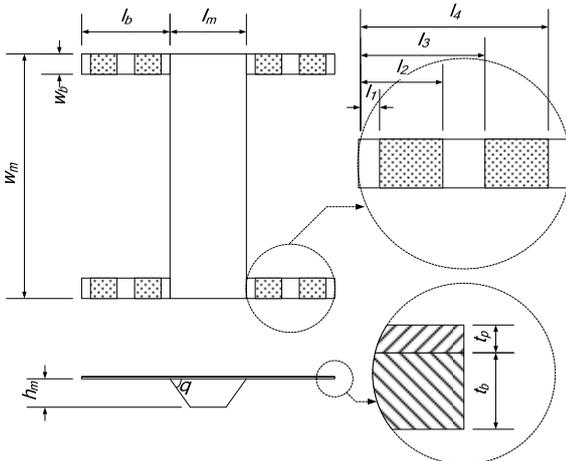


圖 3、加速度計之結構參數示意圖

表 1、三軸加速度量測之電極連接方式

| 模態類型 | 電極連接方式 |
|------------|--|
| Symmetric | $V_{(a1-b1)} + V_{(a2-b2)} + V_{(a3-b3)} + V_{(a4-b4)}$ |
| Asymmetric | $-V_{(a1-b1)} + V_{(a2-b2)} - V_{(a3-b3)} + V_{(a4-b4)}$ |
| Torsional | $V_{(a1-b1)} + V_{(a2-b2)} - V_{(a3-b3)} - V_{(a4-b4)}$ |

在單一方向加速度時元件會有不同的振動模態，但是當加速度不只有單一方向時，其電極之電荷輸出便會有 cross-axis 敏感度的問題。因此需要設計可個別分辨單軸向加速度計的電極配置與連結方法，一方面可以降低量測單軸時的 cross-axis 敏感度干擾，一方面又可以增加三軸加速度計之敏感度。因本研究在每一懸樑上配置兩組壓電轉換器 (piezoelectric transducer)，共有八組壓電轉換器，依序編號如圖 2 所示。由圖 2 的三個振動模態圖可得知，懸樑上兩塊電極將分別處於張應力與壓應力，因此會導致其輸出訊號反相，轉換器 a_i 位於懸樑的固定端，而 b_i 則是靠近振動質塊，將兩個轉換器上的訊號反向串連可加成出單一懸樑上的電壓訊號為 $V_{(ai-bi)}$ 。而在三軸加速度量測的選擇性方面，電極連接方式得到單軸加速度輸出電荷詳見表 1。

以對稱模態訊號量測為例，當質塊受一任意方向的加速度時，其 Z 軸加速度分量在四支懸樑上的受力狀況是相同的，因此以其訊號連結方式 $V_s = V_{(a1-b1)} + V_{(a2-b2)} + V_{(a3-b3)} + V_{(a4-b4)}$ ，可增加其敏感度。而此時 X 與 Y 軸加速度分量在這四懸樑上則會有兩組反向的受力模式，當以表 1 中對稱模態量測方式連接電極時，X 與 Y 軸加速度分量所造成的電壓將會彼此抵銷。類似的情形也會發生在非對稱與扭轉模態接線時，可確保量測的正確性。

2.2. 結構系統建模

加速度計結構參數如圖 3 所示，其機械結構可簡化為一質量-彈簧-阻尼系統，在典型的加速度感測器內，是由一個剛性系數為 K 的彈簧以及阻尼系數為 B 的阻尼器來對振動質塊 M 所組成的機械系統來作支撐。因此懸樑的等效剛性與振動質塊的重量為結構建模的兩個主要的因素。

本節將利用力矩面積法(moment area method)來得到懸樑之三種振動模態之等效剛性矩陣，接著利用壓電轉換器將懸樑之應變轉換為電壓輸出。因本研究之懸樑是由矽晶圓及 PZT 薄膜組合而成，故需要各別找出兩種非等向材料之等效楊氏係數 E_b 與 E_p ，之後再搭配複合樑(Composite beams)理論推導懸樑等效彎矩剛性(EI)，以求得剛性矩陣。

首先在進行等效彎矩剛性推導前，必須對壓電薄膜微加速度計的機械系統作以下的假設：

- (1) 由於電極相對於懸樑小了許多，故其對於剛性的影響可以忽略。
- (2) 振動質塊與系統結構為剛體。
- (3) 矽晶圓與 PZT 壓電薄膜為彈性材料且符合虎克定律 (Hooke's law)。
- (4) 矽晶圓與 PZT 壓電薄膜為非等向性材料。
- (5) 由於本元件之懸樑結構為寬扁樑且在純彎矩的作用下，故懸樑表面假設只承受平面應力，因此 Z 方向的應力及 Y 方向的應變可忽略如下。

$$\sigma_3 = \sigma_4 = \sigma_5 = 0 \quad (1)$$

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_4 = \varepsilon_5 = 0 \quad (2)$$

由於 PZT 為非等向性材料，再加上邊界條件 (1)(2)PZT 的剛性矩陣可簡化為

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{p,11} & C_{p,12} & C_{p,13} & 0 \\ C_{p,21} & C_{p,22} & C_{p,23} & 0 \\ C_{p,31} & C_{p,32} & C_{p,33} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{p,66} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_6 \end{pmatrix} \quad (3)$$

其中 $C_{p,ij}$ 為 PZT 薄膜剛性矩陣係數。然後由邊界條件 $\sigma_3 = 0$ 及 PZT 剛性矩陣可得到 Z 方向的應變為

$$\varepsilon_3 = -\frac{C_{p,31}}{C_{p,33}} \varepsilon_1 \quad (4)$$

同樣地，應力 σ_1 與 σ_2 由(3)與(4)整理可得並簡化如下

$$\sigma_1 = \left(C_{p,11} - \frac{C_{p,13}C_{p,31}}{C_{p,33}} \right) \varepsilon_1 = E_{p1} \varepsilon_1 \quad (5)$$

$$\sigma_2 = \left(C_{p,21} - \frac{C_{p,23}C_{p,31}}{C_{p,33}} \right) \varepsilon_1 = E_{p2} \varepsilon_1 \quad (6)$$

其中 E_{p1} 與 E_{p2} 為 PZT 之 X 與 Y 方向等效楊氏係數，將其整理如下

$$E_{p1} = C_{p,11} - \frac{C_{p,13}C_{p,31}}{C_{p,33}} \quad (7)$$

$$E_{p2} = C_{p,21} - \frac{C_{p,23}C_{p,31}}{C_{p,33}} \quad (8)$$

而矽晶圓也為非等向性材料，且其形狀類似寬扁樑，故其等效楊氏係數 E_B 推導方式與 PZT 相同，因此可得其公式為

$$E_B = C_{s,11} - \frac{C_{s,13}C_{s,31}}{C_{s,33}} \quad (9)$$

由於本元件懸樑為複合材料，故其上下層材料之彈性係數不同如圖 4，因此在利用複合樑理論時，必需將原本複合材料轉換成單一材料。為了保持被轉換的材料原始特性，故將會得到一等效斷面圖如圖 4。當轉換成單一材料時，即可求出等效斷面圖之中性軸 Y_n 與介面層的距離 a 。

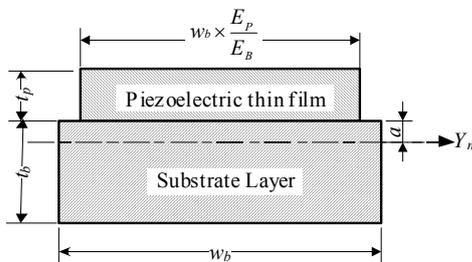


圖 4、複合樑之等效斷面圖

$$a = \frac{1}{2} \frac{E_B t_b^2 - E_p t_p^2}{E_B t_b - E_p t_p} \quad (10)$$

再來可由平行軸定理求得複合樑的等效面積慣性矩，最後再與矽等效楊氏係數相乘即可求得等效彎矩剛性等於

$$(EI_Y)_{eq} = E_p w_b \left(\frac{t_p^3}{3} + t_p^2 a + t_p a^2 \right) + E_B w_b \left(\frac{t_b^3}{3} - t_b^2 a + t_b a^2 \right) \quad (11)$$

懸樑的彈性公式由矽懸樑與 PZT 壓電薄膜的複合樑理論推導。假設本設計之懸樑為寬扁狀，且 Euler-Bernoulli 或薄樑理論可適用。假設懸樑另一邊為固定端其自由體圖如圖 5 所示，剛性矩陣簡化為 (13)

$$\begin{Bmatrix} F_m \\ M_m \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} \\ k_{21} & k_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u \\ \theta \end{Bmatrix} \quad (12)$$

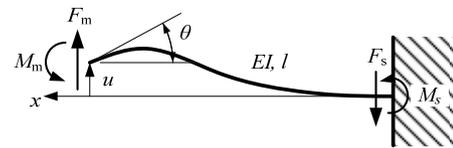


圖 5、樑單邊為固定端之自由體圖

由加速度計的幾何設計關係，三個主要振動模式支撐樑的邊界條件如表 2，配合力矩面積法來建立懸臂樑之剛性矩陣 $[k]$ 如(13)

$$\begin{Bmatrix} F_m \\ M_m \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{12EI}{l^3} & \frac{6EI}{l^2} \\ \frac{6EI}{l^2} & \frac{4EI}{l} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u \\ \theta \end{Bmatrix} \quad (13)$$

表 2、懸臂樑之位移邊界條件

| | $x=0$ | | $x=l_b$ | |
|------------|-------|----------|-------------------------|----------|
| | u | θ | u | θ |
| Symmetric | 0 | 0 | δ_m | 0 |
| Asymmetric | 0 | 0 | $l_m \alpha / 2$ | α |
| Torsional | 0 | 0 | $(w_m - w_b) \beta / 2$ | 0 |

2.3. 自然頻率

由懸樑的等效剛性與等效系統質量可以得到結構的共振頻率。振動模態的運動方程式可由牛頓第二定律推導出並得知其特性方程式，並利用虎克定律 (Hook's law) $K = F / \delta$ 、 $K_\theta = M / \theta$ 來求得其彈性係數 [7]。因此對稱模態 $f_{n,s}$ 、非對稱模態 $f_{n,a}$ 與扭轉模態 $f_{n,t}$ 的自然頻率可表示如下：

$$f_{n,s} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K_s}{m_{t,s}}} \quad (14)$$

$$f_{n,a} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K_a}{J_{t,a}}} \quad (15)$$

$$f_{n,t} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K_t}{J_{t,t}}} \quad (16)$$

其中 $m_{t,s}$ 為等效總質量，是整個系統對於對稱模態下的有效質量，包括振動島塊質量與懸樑在該振動模態下的等效質量[9]。 K_s 為對稱模態剛性。 $J_{t,a}$ 與 K_a 分別為非對稱模態之等效質量慣性矩與扭轉剛性， $J_{t,t}$ 與 K_t 分別為扭轉模態之等效質量慣性矩與扭轉剛性， K_s 、 K_a 、 K_t 分別如下：

$$K_s = \frac{48(EI_Y)_{eq}}{l_b^3} \quad (17)$$

$$K_a = \frac{4(EI_Y)_{eq}(3l_m^2 + 6l_m l_b + 4l_b^2)}{l_b^3} \quad (18)$$

$$K_t = \frac{12(EI_Y)_{eq} \cdot (w_m - w_b)^2 + 4 \cdot \frac{c_t w_b t_b^3 G}{l_b}}{l_b^3} \quad (19)$$

一般系統建模的三個主要振動模態如圖 2 所示，其電性敏感度可表為(20)。

$$\frac{e}{a_i}(s) = S_i \cdot \frac{\tau s}{\tau s + 1} \cdot \frac{\omega_{ni}^2}{s^2 + 2\zeta\omega_{ni}s + \omega_{ni}^2} \quad (21)$$

其中 S_i 為開路電壓敏感度， $\omega_{ni} = 2\pi \times (f_{n,i})$ 為個別主要震動模態之自然頻率。

開路電壓敏感度由壓電轉換器決定，當振動質塊的慣性力在懸樑上，由於應力作用於壓電轉換器而產生電荷，利用積分沿著懸臂樑可計算壓電轉換器之電荷輸出。

A. 對稱模態

對稱模態之自由體圖見圖 5，彎矩沿著懸臂樑給予島塊一個位移 δ_z 表示如下(22)。而壓電薄膜之平均彎曲應力 σ_1 由於彎矩其公式表示如下(23)。由於壓電薄膜所受的應力主要來自於 X 與 Y 方向，因此其他方向的應力忽略，若系統本身沒有內電場存在，故電極間的電荷 D_3 表示如下(24)。

$$M(\zeta) = \frac{6(EI_Y)_{eq} \delta_z}{l_b^2} - \frac{12(EI_Y)_{eq} \delta_z}{l_b^3} \zeta \quad (22)$$

$$\sigma_1 = \frac{M(\zeta)}{I_{eq}} \left(\frac{t_p}{2} + a \right) \cdot \left(\frac{E_{p1}}{E_B} \right) \quad (23)$$

$$D_3 = d_{31}\sigma_1 + d_{32}\sigma_2 = d_{31}(\sigma_1 + \sigma_2) \quad (24)$$

其中 $d_{31} = d_{32}$ 為壓電薄膜之縱斷壓電常數(transverse piezoelectric charge to stress ratio)；而應力 σ_2 經由方程式(5)(6)整理後用 σ_1 來表示，再將 D_3 重新整理如下(31)所示：

$$D_3 = d_{31} \cdot \sigma_1 \left(1 + \frac{E_{p2}}{E_{p1}} \right) \quad (25)$$

適當的连接八個轉換器(見表 1)可以消除交叉軸敏感度。而懸樑上的電極配置與尺寸見圖 6，由此可將感測器之開路電壓敏感度 S_z 得到(26)：

$$S_z = \frac{V_z}{a_z} = \frac{4Q_{s,b}}{a_z C_i} = \frac{m_t d_{31} (E_{p1} + E_{p2}) l_b t_p}{2(EI_Y)_{eq} \varepsilon_{33}} \left(\frac{t_p}{2} + a \right) \quad (26)$$

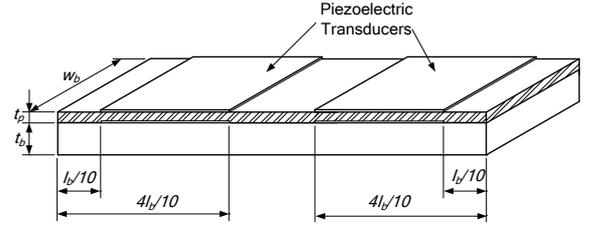


圖 6、壓電轉換器元件電極輸出設計

B. 非對稱模態

從非對稱模態作積分可得單一懸樑因非對稱彎曲應力產生之電荷如(27)：

$$Q_{a,b} = \int_{\frac{1}{10}l_b}^{\frac{4}{10}l_b} D_3 w_b d\xi - \int_{\frac{6}{10}l_b}^{\frac{9}{10}l_b} D_3 w_b d\xi = \frac{9\alpha w_b d_{31} (E_{p1} + E_{p2}) (l_m + l_b)}{10l_b} \cdot \left(\frac{t_p}{2} + a \right) \quad (27)$$

由於設計的對稱性，非對稱震動模態在兩側懸樑上的電荷值相同，但正負電相反。由表 1 的轉換器反相連接方式，其感測器之開路電壓敏感度 S_x 如下所示：

$$S_x = \frac{V_x}{a_x} = \frac{4Q_{a,b}}{a_x C} = \frac{12m_{t,a} z_{c,a} d_{31} E_p t_p (l_m + l_b)}{K_a l_b^2 \varepsilon_{33}} \left(\frac{t_p}{2} + a \right) \quad (28)$$

C. 扭轉模態

扭轉模態之兩側懸臂樑所產生的電荷是對稱的，但相鄰懸樑的變形是反相對稱的，因此仿照非對稱震動模態作積分推導單一懸樑產生之電荷：

$$Q_{t,b} = \int_{\frac{1}{10}l_b}^{\frac{4}{10}l_b} D_3 w_b d\xi - \int_{\frac{6}{10}l_b}^{\frac{9}{10}l_b} D_3 w_b d\xi = \frac{9\beta w_b d_{31} (E_{p1} + E_{p2}) (w_m - w_b)}{10l_b} \cdot \left(\frac{t_p}{2} + a \right) \quad (29)$$

再由表 1 的轉換器的連接方式，可得感測器開路電壓敏感度如下：

$$S_y = \frac{V_y}{a_y} = \frac{4Q_{t,b}}{a_y C} = \frac{m_{t,z} z_c d_{31} E_p t_p}{(EI_y) w_m \epsilon_{33}} \left(\frac{t_p}{2} + a \right) \quad (30)$$

2.4. 模擬驗證

本文使用有限元素分析來驗證系統建模的正確性。首先為三種模態下之自然頻率模擬值與系統建模所推導的理論分析值之比較如表 4 所示。利用表 3 之結構尺寸參數進行模擬兩相比較後，其誤差分別為對稱模態 3.16%、扭轉模態 0.35%及非對稱模態 4.95%。

接著模擬實際加速度計元件受不同方向慣性力對於的電性影響，以 1g 的加速度為例，其比較結果列於表 5。由表中可發現推導值與模擬值誤差最大為 4.94%，故可證明於靜態模態下其電壓敏感度推導的合理性。

表 3、微加速度計之結構尺寸參數

| l_b | w_b | t_b | l_m | w_m | h_m | t_p |
|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 1500 | 400 | 30 | 2330 | 2330 | 415 | 1 |

(Unit: μm)

表 4、理論值與 FEM 模擬之自然頻率誤差比較

| | Analytical Model | FEM | Error |
|------------|------------------|-------|-------|
| Symmetric | 3.57 | 3.46 | 3.16% |
| Asymmetric | 10.80 | 10.27 | 4.95% |
| Torsional | 5.76 | 5.78 | 0.35% |

(Unit: kHz)

表 5、理論值與 FEM 模擬之電壓敏感度誤差比較

| | Analytical Model | FEM | Error |
|------------|------------------|------|-------|
| Symmetric | 3.64 | 3.67 | 0.69% |
| Asymmetric | 0.33 | 0.33 | 0.03% |
| Torsional | 0.57 | 0.54 | 4.94% |

(Unit: mV/G)

3. 結構參數設計

為使三軸敏感度能能夠達到均齊性並達到最大敏感度，本研究利用田口方法進行三軸敏感度均齊性的參數設計。元件島塊的蝕刻過程對結構參數將會構成限制，同時也影響到結構與矽晶格方向的設定，這在參數設計需一併列入考量。

3.1. 製程對參數的影響

島塊蝕刻為微加速度計製作中一個重要製程，因選用蝕刻方式的不同，會影響島塊的外；使用乾蝕刻島塊為一長方體，而使用濕蝕刻時，島塊為一截頂金字塔狀。而由於濕蝕刻(100)矽晶圓會產生底切效應，因此在光罩設計需考量蝕刻凸角補償。KOH 濕蝕刻常用為<100>帶狀補償如圖 7，其帶狀補償之寬度為 2 倍蝕刻深度，長度為 3.2 倍蝕刻深度。圖 7 可以看出背蝕刻補償設計位於截頂金字塔島塊的頂部，由圖 7 可得知若截頂金字塔底部長為 w_m ，頂部長為

$w_m - \sqrt{2}h_m$ 。在補償不重疊的情況下頂部邊長必須大於 $2\sqrt{2}h_m$ ，將其整理後即可得島塊的寬度 w_m 與長度 l_m 之限制為(31)與(32)。懸樑的長度會受到頂部補償長度的影響，由圖 7 可知補償所需要的側面至少為 $1.6\sqrt{2}h_m$ ，因此濕蝕刻斜面底部之懸樑長度 l_b 的最小值為 $0.6\sqrt{2}h_m$ 如(33)。

$$w_m > 3\sqrt{2}h_m \quad (31)$$

$$l_m > 3\sqrt{2}h_m \quad (32)$$

$$l_b > 0.6\sqrt{2}h_m \quad (33)$$

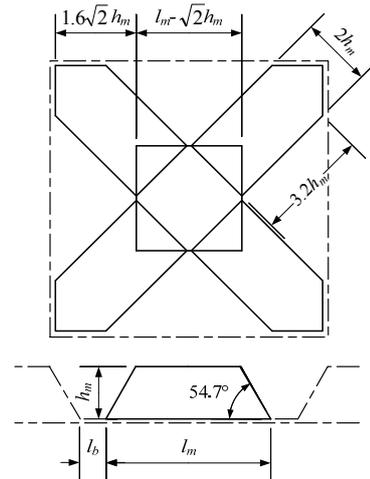


圖 7、使用 KOH 蝕刻之凸角補償設計圖

在乾蝕刻的製作上並沒有限定懸樑的方向需在晶圓之<100>或<110>晶格方向上。而在濕蝕刻由於非等向性的關係，因此懸樑的方向會在<110>方向上如圖 1 所示。在此將利用有限元素分析模擬當使用乾蝕刻時，分析懸樑方向位於<100>與<110>上自然頻率與三軸敏感度的差別。表 6 與表 7 使用表 3 的結構參數，進行懸樑方向在<110>與<100>的模擬，並整理其三軸自然頻率與敏感度。由於在彈性係數比較上，<100>約低於<110>17%左右，因此在相同的結構參數下<100>之三軸敏感度會高於<110>，但是自然頻率則會相反。雖然<100>之三軸敏感度較高，但其犧牲部分可使用之工作頻寬。

表 6、乾蝕刻之<110>方向的三軸自然頻率與敏感度

| | Resonant freq. (kHz) | Sensitivity (mV/g) |
|------------|----------------------|--------------------|
| Symmetric | 3.09 | 4.65 |
| Asymmetric | 8.36 | 0.47 |
| Torsional | 4.68 | 0.77 |

表 7、乾蝕刻之<100>方向的三軸自然頻率與敏感度

| | Resonant freq. (kHz) | Sensitivity (mV/g) |
|------------|----------------------|--------------------|
| Symmetric | 2.78 | 4.96 |
| Asymmetric | 7.52 | 0.50 |
| Torsional | 4.57 | 0.70 |

3.2. 以濕蝕刻製作島塊之幾何參數設計

以濕蝕刻製作振動島塊雖受到懸樑晶格方向與凸角補償的限制，但相較於乾蝕刻仍具有製作成本的優勢。本研究以田口方法探討微加速度計結構之參數設計，結構的控制因子為島塊長度 l_m 、島塊寬度 w_m 、島塊厚度 h_m 、懸樑長度 l_b 、懸樑寬度 w_b ，懸樑厚度 t_b 與壓電薄膜層厚度 t_p 如圖 3。

其中在實驗計畫中假設壓電薄膜層厚度設定為 $1 \mu\text{m}$ ，因此控制因子總共有六個。由於所使用之 4 吋晶圓其厚度為 $500 \mu\text{m}$ ，而在懸樑厚度 t_b 所設定三水準最小為 $20 \mu\text{m}$ ，因此島塊的厚度最大為 $480 \mu\text{m}$ 。因為本節之島塊製程使用濕蝕刻，因此需要在光罩上製作補償圖案。補償圖案有許多種，在本文中選用帶狀補償如圖 7 所示。再藉由(31)(32)(33)可以先計算得之島塊的長度 l_m 、島塊的寬度 w_m 與懸樑長度 l_b 其最小尺寸。

為避免參數間的交互作用，本文將控制因子中的島塊的長度 l_m 、島塊的寬度 w_m 修改成島塊頂面面積 A 與島塊之寬長比 R 如(34)與(35)所示：

$$A = w_m \times l_m \tag{34}$$

$$R = \frac{w_m}{l_m} \tag{35}$$

考量因濕蝕刻凸角補償造成幾何參數間之限制條件如(31)~(33)，實驗計畫中控制因子的水準設定如表 8 所示，除了島塊面積 A 將初始參數組合設為第一水準外，其餘參數皆設在第二水準。而島塊的長度 l_m 、島塊的寬度 w_m 可由 A 與 R 的計算得到。而參考蝕刻過程所造成的製造誤差設立兩水準的干擾因子如表 9。

在此田口實驗設計一差異性指標(Sensitivity Deviation Coefficient, SVC)，其目標在於降低三軸電性之差異。考慮製造上的誤差因此利用直交表來得知 SVC 之變動，接著利用田口實驗直交表進行整理訊噪比其公式如(37)，在此 y_i 代表 SVC_i ，並整理如圖 8 所示；並進行 ANOVA 分析，利用此分析來找出影響結構最大的參數為何整理成表 10。其 ANOVA 分析信賴水準 95% 之 F 門檻值為 5.79。由折線圖與 ANOVA 分析可看出對於三軸敏感度影響最大是島塊厚度，其次為懸樑長度 l_b ，再者為島塊頂部面積 A 。在島塊的厚度 h_m 上最佳參數為 $480 \mu\text{m}$ ，經由折線圖之趨勢看出島塊厚度 h_m 越厚越佳。

$$SVC_i = \frac{Max(S_j) - Min(S_j)}{\bar{S}_j} \tag{36}$$

$$S/N = -10 \times \log_{10} \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n SVC_i^2 \right) \tag{37}$$

於頂部面積 A 與懸樑長度 l_b 其趨勢為面積越小越好，懸樑越短越佳。但由於選用濕蝕刻的關係，因此這兩個參數受限於(31)、(32)與(33)。利用其趨勢結果找出最佳參數組合列於表 11，並依此畫出加速度計見圖 9。

表 8、濕蝕刻控制因子三水準

| Design parameter | Level 1 | Level 2 | Level 3 |
|------------------|---------|---------|---------|
| A | 5408000 | 6760000 | 8112000 |
| R | 0.8 | 1 | 1.2 |
| h_m | 350 | 415 | 480 |
| l_b | 800 | 1200 | 1600 |
| w_b | 300 | 400 | 500 |
| t_b | 20 | 30 | 40 |

(Unit: μm)

表 9、濕蝕刻干擾因子之兩水準

| Design parameter | Level 1 | Level 2 |
|------------------|---------|---------|
| l_m | -10 | 10 |
| w_m | -10 | 10 |
| h_m | -10 | 10 |
| l_b | -10 | 10 |
| w_b | -10 | 10 |
| t_b | -3 | 3 |

(Unit: μm)

表 10、濕蝕刻差異性指標之 ANOVA 分析

| 變異來源 | 自由度 | 平方和(SS) | 均方(MS) | F 值 |
|-------|-----|---------|--------|---------|
| A | 2 | 0.38 | 0.19 | 97.352 |
| R | 2 | 0.00 | 0.00 | 0.412 |
| h_m | 2 | 1.67 | 0.84 | 423.637 |
| l_b | 2 | 0.51 | 0.25 | 127.914 |
| w_b | 2 | 0.00 | 0.00 | 0.679 |
| t_b | 2 | 0.00 | 0.00 | 0.466 |
| 合併誤差 | 5 | 0.0099 | 0.0020 | |
| 總和 | 17 | 2.58 | | |

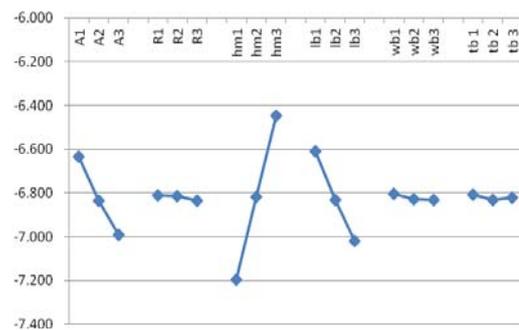


圖 8、濕蝕刻設計訊噪比折線圖

表 11、濕蝕刻之最佳參數組合

| l_b | w_b | t_b | l_m | w_m | h_m |
|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 460 | 300 | 20 | 2080 | 2080 | 480 |

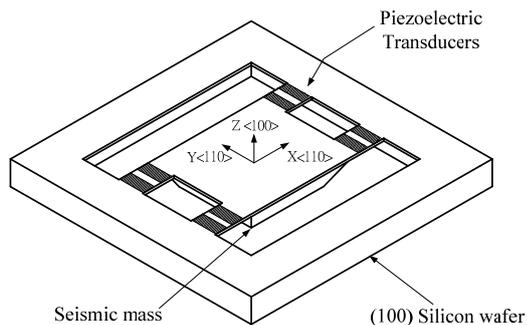


圖 9、最佳化之濕蝕刻島塊加速度計示意圖

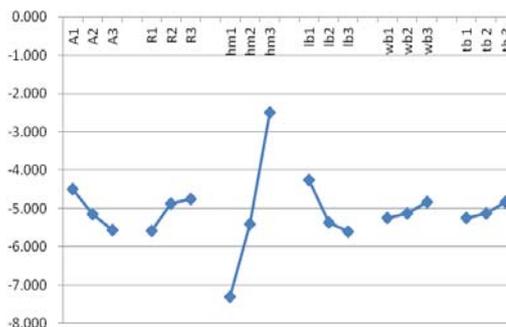


圖 10、乾蝕刻訊噪比折線圖

表 12、濕蝕刻初始設計與最佳參數之比較

| | 訊噪比 | SVC | 最大與最小敏感度相差倍率 |
|---------|--------|-------|--------------|
| Initial | -6.659 | 2.169 | 10.07 |
| Optimum | -5.384 | 1.859 | 6.26 |
| Gain | 1.275 | | |

比較初始設計與最佳設計之三軸敏感度，並將其整理於表 12。而由此可看出經田口實驗後訊噪比增益為 1.275，差異性指標下降約 14%，最大敏感度與最小敏感度的相差倍率下降至 6.26，由於最佳參數組合是製作條件的極限，因此相差倍率也就是濕蝕刻島塊製程之加速度計之三軸差異極限。

3.3. 以乾蝕刻製作島塊之幾何參數設計

由前節濕蝕刻之田口實驗探討，得到結果為島塊厚度越厚、最大面積越小與懸樑長度越小，可以使三軸之敏感度降低。但受限於濕蝕刻補償的因素，使得面積與懸樑長度有極限。因此在本節將使用乾蝕刻代替濕蝕刻。重新訂定控制因子整理於下表 13，而初始結構參數皆為第二水準，而懸樑方向則選定為 <100> 方向，以提昇其敏感度。在此使用的指標也與濕蝕刻相同，其訊噪比的定義也相同。

蝕刻的折線圖趨勢上與濕蝕刻的趨勢相近，由表 14 變藝術分析可見影響輸出特性最主要的因子仍為島塊厚度，懸樑長度次之，但島塊面積的顯著度降低，因不需有凸角補償圖形，其尺寸不會受到限制。最佳參數組合即使用訊噪比極大化之參數組合，初始參數與最佳參數比較整理在表 17 表 12。最佳設計訊噪比增益為 4.59，差異性指標下降約 41%，最大敏感度與最小敏感度相差倍率下降至 2.66 倍。

表 13、乾蝕刻控制因子三水準(unit: μm)

| Design parameter | Level 1 | Level 2 | Level 3 |
|------------------|---------|---------|---------|
| A | 2704000 | 4056000 | 5408000 |
| R | 0.8 | 1 | 1.2 |
| h_m | 250 | 480 | 730 |
| l_b | 400 | 800 | 1200 |
| w_b | 300 | 400 | 500 |
| t_b | 20 | 30 | 40 |

表 14、乾蝕刻差異性指標之 ANOVA 分析

| 變異來源 | 自由度 | 平方和 (SS) | 均方 (MS) | F 值 |
|-------|-----|----------|---------|--------|
| A | 2 | 3.51 | 1.76 | 2.611 |
| R | 2 | 2.48 | 1.24 | 1.844 |
| h_m | 2 | 70.15 | 35.08 | 52.111 |
| l_b | 2 | 6.17 | 3.08 | 4.583 |
| w_b | 2 | 0.54 | 0.27 | 0.404 |
| t_b | 2 | 0.54 | 0.27 | 0.398 |
| 合併誤差 | 5 | 3.37 | 0.67 | |
| 總和 | 17 | 86.7654 | | |

表 15、乾蝕刻初始設計與最佳參數之比較

| | 訊噪比 | SVC | 相差倍率 |
|---------|--------|-------|------|
| Initial | -5.068 | 1.792 | 6.09 |
| Optimum | -0.474 | 1.056 | 2.66 |
| Gain | 4.594 | | |

由於乾蝕刻不受補償限制所影響，因此還能依折線圖的趨勢，繼續探詢最佳的參數組合(Dry etched design 2)如表 16，其自然頻率與電性敏感度如表 17，其三軸敏感度幾乎相等，此加速度計示意圖如圖 11。

表 16、乾蝕刻之最佳參數組合 Dry-etched-design-2

| l_b | w_b | t_b | l_m | w_m | h_m |
|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 450 | 355 | 20 | 600 | 1100 | 730 |

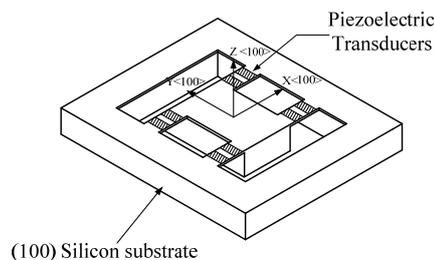


圖 11、最佳化之乾蝕刻島塊加速度計示意圖

表 17、最佳三軸加速度計之自然頻率與電性敏感度

| Etch design | Resonant Frequency (kHz) | | | Sensitivity (mV/g) | | | SVC |
|---------------------|--------------------------|-------|-------|--------------------|------|------|-------|
| | sym | asym | tor | sym | asym | tor | |
| Wet etched | 11.14 | 24.47 | 17.22 | 2.85 | 0.46 | 0.56 | 1.86 |
| Dry Etched design 1 | 22.19 | 26.33 | 16.49 | 0.71 | 0.46 | 0.46 | 0.46 |
| Dry Etched design 2 | 42.8 | 34.15 | 25.04 | 0.31 | 0.31 | 0.31 | 0.004 |

4. 結論

本文所提出之壓電薄膜微加速度計結構為四根懸樑以 H 型來支撐一個島塊，搭配複合樑理論來推導出壓電材料與基材的等效剛性，並藉力矩面積法推導懸樑的等效質量與轉動慣性矩，再經由懸樑變型理論以及機電轉換積分得知電性敏感度，此模型使用有限元素模擬軟體驗證誤差自然頻率與電性敏感度皆在 5% 以下。

本文針對導塊製程對元件結構參數與材料特性的影響，提供了完整的探討。懸樑晶格方向在乾蝕刻選定 $\langle 100 \rangle$ 來製作是因三軸敏感度較 $\langle 110 \rangle$ 高，而濕蝕刻設計受限於蝕刻方向，懸樑則為 $\langle 110 \rangle$ 方向。而研究中也分析濕蝕刻的導塊與懸樑因凸角補償的設計，對元件尺寸的影響，進而利用實驗計畫進行結構參數設計，降低三軸敏感度的差異性。

分析結果顯示影響三軸敏感度差異性最大為島塊之厚度，其次為懸樑長度。乾蝕刻製程的懸樑方向與導塊尺寸並無特定限制關係，因此可找到三軸敏感度一致的加速度計之結構參數。但濕蝕刻製程之三軸敏感度，在以典型的 $\langle 100 \rangle$ 帶狀補償方式下，三軸向最大與最小倍率下降可至 6.26。但其結果將視補償圖形而定，未來在濕蝕刻時需要考慮不同的補償方式來找出對應之參數限制條件，並再以同樣方式來得到參數設計最佳化。

致謝

本研究承蒙國科會經費支持，計劃編號 100-2221-E-327-015，特誌謝意。

參考文獻

- [1] Takao H., Fukumoto H., Ishida M.: A CMOS integrated three-axis accelerometer fabricated with commercial submicrometer CMOS technology and bulk-micromachining. *IEEE Trans. Electron Devices*, 2001; 48, 9: 1961–1968
- [2] Lowrie C., Desmulliez M.P.Y., Hoff L., Elle O.J., Fosse E.: MEMS three-axis accelerometer: Design, fabrication and application of measuring heart wall motion. *Proceedings of Design, Test, Integration & Packaging of MEMS/MOEMS*, 2009: 229-234.

- [3] Chae J., Kulah H., Najafi K.: A monolithic three-axis micro-g micromachined silicon capacitive accelerometer. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2005; 14, 2: 235–241
- [4] Liu Y., Wen Z., Wen Zh., Ahang L., Yang H.: Design and fabrication of a high-sensitive capacitive biaxial microaccelerometer. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 2007; 17: 36-41
- [5] Zhu, M., Kirby, P., and Lim, M.-Y.: Lagrange's formalism for modeling of a triaxial microaccelerometer with piezoelectric thin-film sensing. *IEEE Sensors Journal*, 2004; 4, 4: 455-463.
- [6] Hindrichsen, C.-C., Almind, N.-S., Brodersen, S.-H., Lou-Moller, R., Hansen, K. and Thomsen, E.-V.: Triaxial MEMS accelerometer with screen printed PZT thick film, *J Electroceramics*, 2010; 25: 108-115.
- [7] Yu, J., Lee, C., Chang, C., Kuo, W., Cheng, C.: Modeling Analysis of a Tri-Axial Microaccelerometer with Piezoelectric Thin-film Sensing Using Energy Method, *Journal of Microsystem Technologies*, 2011; 17, 4: 483-493.
- [8] Pal, P., Sato, K. and Chandra, S., "Fabrication techniques of convex corners in a (100)-silicon wafer using bulk micromachining: a review", *Journal of Microsystem Technologies*, 2007; 17, 10: 111-113.
- [9] Thomson, W. T. and Dahleh, M. D., *Theory of vibration with application*, 5th ed., Prentice-Hall, New Jersey, 1998, pp. 2