

第八章 微致動器

8.1 前言

1947 年電晶體的發明，使得相關的應用與產品從早期的收音機、助聽器等消費性電子產品，擴大至目前的個人電腦、手機等資訊科技相關的產品，也對人類的文明，無論在科技或文化的層面上，都產生了關鍵性的影響。從科技的角度來審視這項發明，其中最重要的一項革命就是由固態元件取代了所謂的機械元件，也就是由半導體元件將原來會造成可靠度或反應速度緩慢的機械動件 (moving part)，例如機械開關，取而代之。然而機械動件就真的一定不可靠嗎？就真的一定反應速度不夠嗎？就真的一定比固態元件差嗎？這些疑問在微機電元件尚未成熟與廣泛應用時，受到一般人對傳統機械元件的刻板印象，確實存在不少質疑與挑戰。然而，隨著微機電領域逐漸成熟，製造與量測技術不斷改良下，許多的疑問都透過實際的微元件測試獲得解答。例如，從簡單的振動學原理和相關的實驗，即驗證了微米尺寸的機械元件可具有高達 MHz 的動態特性⁽¹⁾，而在奈米技術的協助下，機械元件甚至可進一步達到 GHz 的動態特性⁽²⁾；另外，對機械動件可靠度的想法和觀念也產生革命性的變化，因為利用半導體製程技術製造的薄膜，具有抗疲勞的優越特性⁽³⁾。當初發展電晶體和半導體加工技術的科學家可能萬萬沒想到，原來被用來取代機械動件的技術，卻在數十年後，被大量用來製造機械動件，也為科技發展史譜下一段有趣的插曲。

關於微機械動件的壽命，一直是個具有爭議性的議題。確實，有一部分的微機械動件很容易在操作的過程中，產生磨耗的問題⁽⁴⁾，例如純粹以剛體方式運動的微機械 (如微馬達)，而以面接觸運動的微機械可能會產生黏著 (stiction) 的現象⁽⁵⁾。這些現象是微小化後表面力效應變得顯著所造成的，基本上是微機械動件的致命傷。反之，有一部分的微機械動件卻沒有上述問題，例如那些以往復振動作為運動型態而且沒有摩擦以及接觸行為的微機械動件，其中最具代表性的當屬德州儀器公司 (Texas Instruments, TI) 的數位微面鏡元件 (digital micromirror device, DMD)⁽³⁾。對於這類型運動方式的元件而言，大部分的質疑是針對其撓性支撐，在承受長時間的交變應力後，是否產生疲勞與破壞的現象。根據德州儀器針對 DMD 產品所作的測試報告⁽³⁾，顯示出微機械元件驚人的操作壽命。該項測試是一組包含 30 多萬個微面鏡的 DMD，其中每個微面鏡能旋轉 ± 10 度，以 50 kHz 的操作頻率對微面鏡

第 8.1 節作者為方維倫先生。

進行驅動。由於該測試以加速模式進行，因此操作頻率為正常使用的十倍。在經過 19000 小時的測試後，每面微面鏡的操作週期皆達到 10^{12} 以上，然而，30 多萬個微面鏡中，僅有一微面鏡因黏著現象而無法繼續操作，並沒有任何微面鏡因扭轉軸產生破壞。當然，測試的結果仍顯示出若干瑕疵，例如如果面鏡較常向一側扭轉，金屬材料的扭轉軸會因塑性變形而產生記憶效應，致使操作電壓漂移，不過經由適當的操作參數調整可減低此一現象。總結來說，德州儀器宣稱 DMD 在正常操作下具有二十年以上的壽命，並且經過妥善的包裝後，該元件也能通過包含摔落的嚴格環境測試。這項報告的結果與一般對可動器件的認知並不相符，其背後隱含的物理意義及其形成機制為何，是微小化所造成的現象抑或是 DMD 本身的特殊設計，以下是簡單的說明。

(1) 微小化後結構撓性提升

由於桿件的彎曲剛性與厚度的三次方成正比，因此當桿件薄至微米等級時，其可以達到的撓度是非常可觀的。舉例而言，玻璃製成的餐具相當容易破裂，但是玻璃光纖卻可以彎曲，又例如要將鋁箔折斷是相當困難的。換句話說，微米尺寸的機械結構其撓性極大，所以當結構以小幅度的往復運動時，其承受的應力是非常小的。

(2) 薄膜材料的特性

構成微結構的薄膜材料，不是由塊材 (bulk material) 所採用的傳統冶金方式所提煉，而是利用在潔淨室中進行的半導體製程，以物理或化學的方式，將原子一層層堆疊而成，因此和塊材相比，薄膜材料在製備的過程中具有較少的缺陷。另外，由於薄膜材料原子堆疊的層數遠小於塊材，又再次減少薄膜材料內部缺陷的數目。由於薄膜材料可顯著地降低內部存在的缺陷數目，使得微結構承受交變應力後，不至於因為這些少量的缺陷遷移至表面而導致破裂，使得微機械結構不易觀察到疲勞破壞的現象。

總結來說，微機械結構具有相當優越的使用壽命，一則是因為微小化後的力學行為，一則是因為薄膜的材料性質，在經過適當的設計法則驗證過後，應能如同固態元件般具有卓越的可靠度。此外，微機械動件比固態元件有更佳的性能，例如：光的方向變換、電磁波傳遞有較小的插入損耗 (insertion loss)、可傳遞力和位移等機械動作。因此說明了，由微機電技術所提供的機械動件，在某些特定的應用上將扮演一個重要的、不可取代的角色。

從更宏觀的角度來看此利用平面加工技術所製造的微機械動件，積體電路 (integrated circuit, IC) 從 1947 年電晶體的發明演變至今，已從原來簡單的 IC，逐漸演變為複雜、高密度的 IC，而其功能也由早期收音機、助聽器，演變為現今的 DRAM/SRAM、快閃記憶體 (flash memory)、EPROM 等多元件的 IC。此外，平面工藝也逐漸的由矽基板的 IC 擴散至鋁基板的磁碟片、陶瓷基板的磁頭、III-V 族基板的 LCD/VCSEL 與 AWG，以及玻璃基板的 TFT-LCD 等，可謂是現今一項主流製造技術。而現今所謂高科技產業，也多半是指由平面工藝所製造的各類型產品。微機電技術在平面工藝這個家族裡所扮演最關鍵且最具特色的

一點，即是提供機械動件，未來如果這一家族欲進一步整合為具有多功能的系統晶片（這裡指得是廣義的系統晶片，亦即不僅整合電路，可能還整合其他光、機、電、磁等元件於同一晶片），則可提供機械動件的微機電技術將扮演舉足輕重的角色。

由於具備機械動件可說是微機電技術最具特色的部分，因此不妨從傳統機械器件的角度來探討動態系統，其主要包括驅動元件（如汽車的引擎）、動力傳輸機構（如汽車的連桿、變速箱等），及被動元件（如輪胎）；同理，微動態系統亦可粗略地區分為驅動元件、動力傳輸機構，以及被動元件。本章將探討微機電系統的驅動元件，亦即所謂的微致動器，以期能夠對微機械動件有初步的認識。

在探討各種型式的微致動器之前，本文將針對其一些特性加以分類說明。首先，就微致動器運動的方式而言，一般可分為同平面式（in-plane）微致動器和出平面式（out-of-plane）微致動器兩種類型，其特性概述如下。

(1) 同平面式微致動器

如圖 8.1(a) 所示，微致動器運動的方向平行於矽晶片的表面，因此微致動器和矽晶片表面的間隙不會隨著微致動器的運動而改變。

(2) 出平面式微致動器

如圖 8.1(b) 所示，微致動器運動的方向接近或遠離矽晶片的表面，因此微致動器和矽晶片表面的間隙會隨著微致動器的運動而改變。

另外，就微致動器致動的方式而言，經過近二十年的發展，目前微機電領域已開發出多種不同驅動原理的致動器，其中最常見的有：(1) 物理方式，例如以電磁力或靜電力驅動；(2) 化學方式，例如以相變化或化學反應方式來驅動；或者 (3) 材料特性，例如以壓電

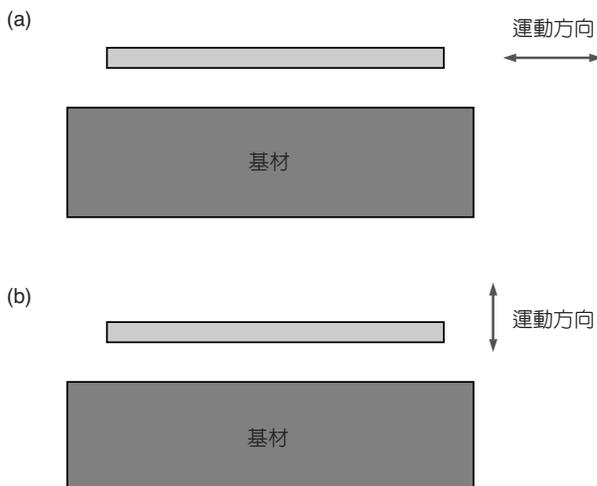


圖 8.1

微元件的運動方式一般可區分為 (a) 同平面運動和 (b) 出平面運動。

材料或記憶合金來驅動。以下將利用六個小節，介紹數種不同型式的微致動器，其中包括靜電式微致動器、電熱式微致動器、電磁式微致動器、壓電式微致動器、氣動式微致動器和其他型式之微致動器。同時也於各小節中，分別說明前述之同平面和出平面兩種不同運動方式的微致動器特性。

8.2 靜電式微致動器

靜電力屬於表面力，在巨觀世界裡常因為能量密度太小而未被採用，經由 Trimmer 的因次分析得知⁽⁶⁾，對於尺寸縮小的微系統而言，此問題已不復存在，因此在微觀尺度下靜電力常被用來作為致動源。另外，與其他的驅動方式相較，靜電式致動器具有製造容易、材料選擇多(僅需為導體)、可靠度佳(不似以電流源操作的電磁及電熱式致動器有熱破壞問題)等優點。

在微機電系統發展的過程中，靜電式微致動器佔有舉足輕重的地位，早在 1967 年左右 Nathanson 提出的共振式閘極電晶體 (resonant gate transistor, RGT) 就已利用靜電力驅動一根微懸臂樑⁽⁷⁾，使其產生振動，而 1988 年的靜電驅動式微馬達⁽⁸⁾，則將剛體運動的元件帶入平面加工的世界，1989 年的靜電驅動式梳狀致動器⁽⁹⁾，是至今使用最為廣泛的微致動器。值得一提的是，由於靜電式微致動器可適用於多晶矽薄膜構成的元件，因此 90 年代末期，在 MUMPs (multi-user MEMS processes) 共用製程平台技術的催化下，產生廣泛的應用，諸如光通訊元件、光顯示器、無線通訊及各類型的感測器等等，都可以發現靜電式微致動器的存在。目前最具代表性的微機電產品為德州儀器公司的數位微面鏡元件 (DMD)⁽¹⁰⁾，即是利用靜電方式驅動微小的面鏡，以達到光調變的目的。另一種具代表性的微機電產品是 Analog Devices 公司的線性加速度計，這種普遍應用於汽車以作為安全氣囊驅動裝置的感測器，也曾利用靜電力控制線性加速度計質量塊的位置⁽¹¹⁾。其他還有在光通訊方面，美國 OMM 公司也成功地利用靜電方式，控制為數高達 16×16 以上的光開關陣列裡每一個光開關的狀態⁽¹²⁾。

一般而言，根據靜電力產生的原理，可將靜電致動器的致動方式區分為兩種，分別是間距近接式 (gap closing) 和梳狀電極式 (lateral comb)。以下將根據這兩種靜電致動器的致動方式以及致動器運動的特性，分別介紹幾種具有代表性的靜電致動器及其應用。

8.2.1 間距近接式靜電致動器

誠如本節開始所言，早在 1967 年左右，靜電力已被 Nathanson 用來驅動微懸臂樑，使之振動，Nathanson 所採用的方式如圖 8.2 所示，其中一固定電極鍍在晶片表面上，另外由於懸浮的機械樑本身由導體形成，因此可視為一可動電極，當此二電極有電位差時，可動電極將受到靜電力的作用而形變或運動。這種致動方式產生的靜電吸力，將使可動電極朝固定電極移動，而造成此二電極間距變小，因此一般稱之為間距近接式靜電致動器。

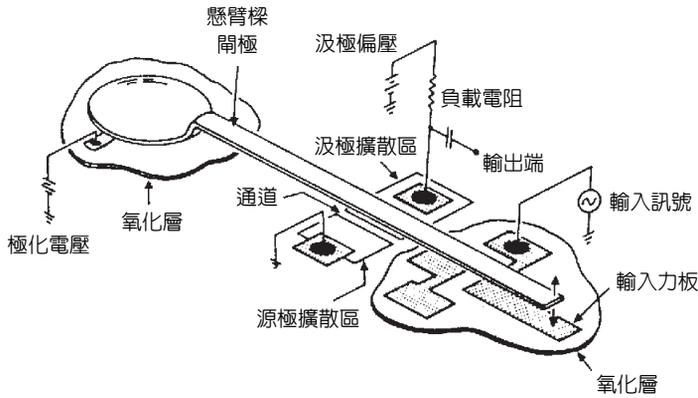


圖 8.2
Nathanson 提出的共振式閘極電
晶體 (RGT)⁽⁷⁾。

由上述的例子可知，在致動的過程中會造成電極板 (亦即微懸臂樑) 的形變，因此其靜電力的計算較複雜。為了避免複雜的積分式，本文將利用不會形變的剛體電極板來說明關於間距近接式靜電致動器的基本原理。如圖 8.3 所示，兩塊面積 A 、氣隙間距 d 之平行電極板，當二者具有電位差 V 時，會在圖 8.3 之 y 方向產生一靜電力 F ，使得平行電極板受到靜電力的吸引而彼此相互靠近，該靜電力 F 可表示為⁽¹³⁾

$$F = \frac{\epsilon AV^2}{2d^2} \tag{8.1}$$

其中 ϵ 為空氣的介電常數。如果其中一塊電極板固定不動，而另一塊電極板沒有任何的約束 (constraint)，則後者將受到靜電力 F 的作用而運動；如果後者如圖 8.4 所示受到剛性為 k_y 的彈簧約束，則靜電力 F 將使彈簧產生形變並致使電極板產生位移 Δy ，由虎克定律得知此位移量 Δy 為

$$\Delta y = \frac{\epsilon AV^2}{2k_y d^2} \tag{8.2}$$

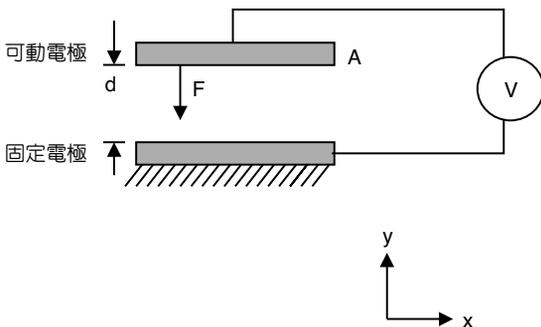


圖 8.3 間距近接式靜電致動器的基本原理示意圖。

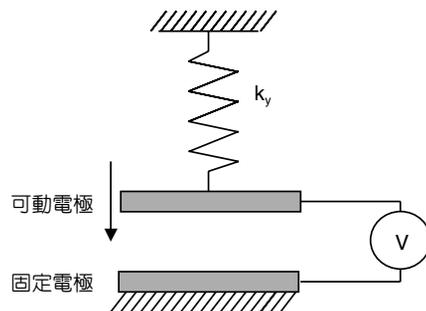


圖 8.4 間距近接式直線運動靜電致動器。

如果妥善地設計彈簧的特性以及電極板的位置，除了直線運動外，也可以產生扭轉運動。如圖 8.5 所示一可動電極板受到扭轉剛性 (torsional stiffness) 為 k_t 之扭轉彈簧的約束，而其兩側則分別有固定電極板施加靜電力，對靜電力以及其力臂積分可得到靜電力造成的力矩 \mathbf{M} ，則靜電力矩 \mathbf{M} 將使彈簧產生扭轉形變 $\Delta\theta$ 並致使電極板轉動。

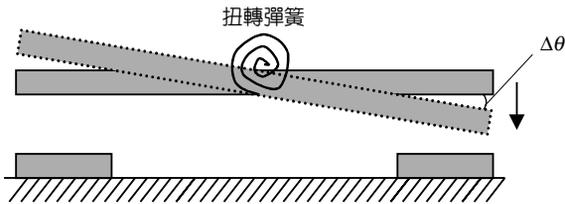


圖 8.5
間距近接式扭轉運動靜電致動器。

一般而言，致動器有固定電壓 (簡稱 DC) 和交流電壓 (簡稱 AC) 兩種操作模式。首先，根據式 (8.2) 得知，若對致動器施加一定值的電壓 V ，則致動器將產生一個相對應的位移 Δy ，因此在 DC 模式下，致動器可藉由驅動電壓來控制其線性位移量。此外，根據式 (8.2) 得知，如果對致動器施加一隨時間作週期性變化的電壓 V ，例如最常見的簡諧波 $V\cos\omega t$ ，則此時致動器產生的位移也將隨時間作週期性變化，例如 $\Delta y\cos\omega t$ ，因此在 AC 模式操作下，致動器將扮演一個機械振盪器 (oscillator) 的角色。例如，圖 8.4 所示間距近接式直線運動致動器本身即是具有彈簧和質量塊的系統，其彈簧 k_y 可根據材料力學加以計算得知，而其等效質量 m 也可根據材料性質和幾何尺寸計算出來，本文在此不作贅述，因此根據該系統的動態特性得知，其線性振動 (linear vibration) 的自然頻率 f_n 為⁽¹⁾

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_y}{m}} \quad (8.3)$$

另外，圖 8.5 所示間距近接式扭轉運動致動器，其彈簧扭轉剛性 k_t 也可根據材料力學加以計算得知，而其等效慣性矩 (moment of inertia) I 也可根據材料性質和幾何尺寸計算出來，因此根據該系統的動態特性得知，其扭轉振動 (torsional vibration) 的自然頻率 f_t 為⁽¹⁾

$$f_t = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_t}{I}} \quad (8.4)$$

如果驅動的簡諧波 $V\cos\omega t$ 的頻率 ω 和致動器彈簧與質量塊系統的自然頻率 f_n 或者 f_t 一致時，該致動器將產生一個相當大的輸出，此即所謂的共振現象，此時致動器將扮演一個機械共振器 (resonator) 的角色。

雖然利用電極間距近接的方式致動，無論是製程或操作都非常方便，但是仍有若干問題待解決。首先是驅動電壓和活動空間二者相互牽制的問題。根據式 (8.1) 得知，電極間距近接式致動器在小間距範圍內可產生較大的力量，但是其靜電力將隨著電極間距增大而快速遞減，因此為了減低起始的驅動電壓，必須將電極板起始的間距拉近。然而由於電極板的間距拉近會減小致動器活動的空間，致使在設計間距近接式靜電致動器時，必須在驅動電壓和活動空間二者間進行取舍。針對上述特性，以下本文將舉扭轉式致動器的例子來說明。如圖 8.6 所示為兩種分別以面型和體型細微加工方式製造的扭轉式致動器，其中圖 8.6(a) 所示為體型扭轉式致動器^(14,15)，該類型致動器的結構是由一塊含平板結構和扭轉軸的晶片，與一塊含孔穴的晶片接合 (bonding) 在一起而形成。如圖 8.6(a) 所示，該面鏡長為 $2L$ 、轉角為 θ ，由簡單的幾何關係得知，欲達到此操作條件，面鏡的邊緣 (如圖 8.6(a) 之 A、B 兩點) 和基材的距離 d 必須為 $d > L\theta$ 。由於上述的空間限制，為了滿足面鏡操作所需的轉角 θ ，對於尺寸 L 較大的微面鏡 (數百微米) 而言，需要較大的距離 d ，由於體蝕刻 (bulk etching) 孔穴的存在，使本方法之平板結構的轉動不受矽基材限制，可做大於 10 度的大角度轉動；此外孔穴的寬度和深度皆可經由蝕刻來調整，使得平板結構的長度 L 在設計上並無限制。另一方面，由於距離 d 增大，電極間距也隨之增加，因而導致需要相當高的驅動電壓方能使面鏡運動。圖 8.6(b) 所示則是以面型微細加工方法獲得之扭轉式致動器⁽¹⁶⁻²⁰⁾，如前面所述，其平板結構的移動範圍以及電極的間隙是由犧牲層的厚度決定，因此驅動電壓較小 (小於 50 伏特)，但由於轉動角度較小，同時因邊界會限制運動範圍，使得此轉動角會隨著平板結構長度 L 的增加而被迫縮得更小。

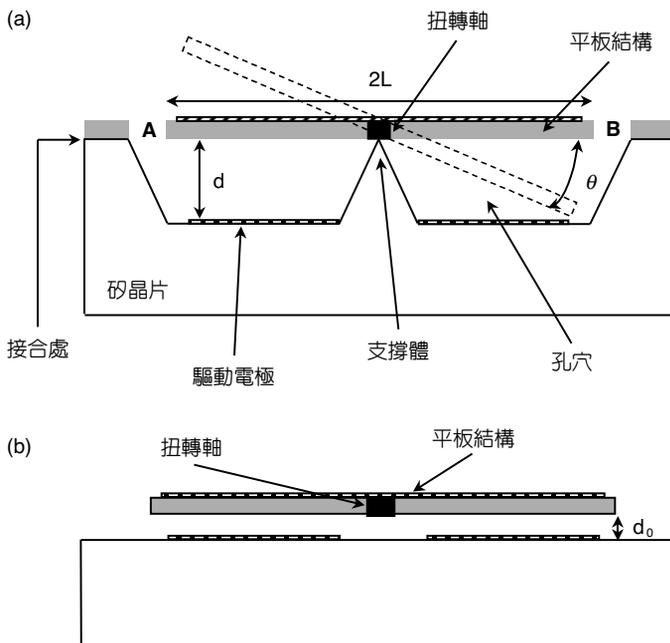


圖 8.6

以 (a) 體型微加工技術、(b) 面型微加工技術製造之微扭轉式致動器。

另外一個問題是靜電力和間距是非線性的關係，以及其衍生的靜電吸附 (pull-in) 問題⁽²¹⁻²³⁾。間距近接式靜電致動器的一項特色是：動子的運動將改變電極的間距，進而影響靜電力的大小。由式 (8.1) 得知，靜電力和間距是非線性的關係，由於這種特性，使得間距近接式靜電致動器普遍存在靜電吸附的問題。所謂靜電吸附乃指在一如圖 8.4 所示之靜電與結構耦合作用的系統中，由於靜電力與兩電極間距離之平方成反比，而結構的彈性回復力則隨兩電極間距離之減少而線性增加，亦即當兩電極受靜電力相互吸引而拉近時，其靜電力是隨距離減少的平方增加，而彈性回復力則隨距離減少的一次方增加，因此靜電力的增加率較彈性回復力的增加率大許多。當施加在兩電極上的電壓差增加，便會使兩電極之間距減少，當電壓增加至一極限值時，結構本身的彈性回復力便無法與靜電力抗衡，造成兩電極彼此吸引至接觸。而此一極限電壓就稱為吸附電壓 V_{pi} 。以靜電力驅動的元件，受靜電吸附的影響很大，例如在作為致動器時，若操作電壓大於吸附電壓，結構會瞬間被吸附至固定電極，因此限制了致動器的操作範圍。

由於微致動器可依據其運動的特性，衍生出許多不同的應用。除了同平面與出平面運動外，為了方便說明，本文還進一步將間距近接式靜電致動器運動的特性區分為直線或扭轉運動，以及位移由 DC 操控的定位式或由 AC 操控的振動式。一般而言，致動器的運動大部分都可以歸納為這幾種型式。以下將針對這些運動特性，列舉間距近接式靜電致動器各種不同的應用。

(1) 出平面間距近接式靜電致動器

關於出平面間距近接式靜電致動器最普遍的應用當屬於微扭轉致動，其中最具代表性的是光掃描或調變元件。以間距近接式靜電驅動之掃描微扭轉面鏡在 1980 年初期由 Petersen⁽²⁴⁾ 提出後，即引起廣泛的研究，直到目前 (2002 年) 都還陸續有相關的研究成果發表。誠如前文所述，這些已發表的出平面扭轉致動器，一般可區分為由面型或者是由體型微加工技術所製造。早期 Petersen 所設計的微扭轉面鏡主要是利用體型微加工技術所製造，其中以表面鍍鋁的矽扭轉平板作為光學面鏡與可動電極，如圖 8.6(a) 所示，根據前文的討論得知，這類型微扭轉致動器的扭轉角度較大，但是其需要較高的驅動電壓方能使面鏡運動。

關於面型微加工技術製造的微扭轉致動器，如圖 8.6(b) 所示，最具代表性的當屬於前面已提及之德州儀器公司的陣列式數位微面鏡元件 (DMD)⁽²⁵⁾。德州儀器公司經過多年的努力，將 COMS 電路及面型微加工製程技術製造的數十萬個靜電式扭轉微面鏡陣列，單石化地 (monolithically) 整合在晶片上，且已有產品問世。根據前文的討論得知，圖 8.6(b) 這種以面型微加工製程技術製造的靜電式扭轉微面鏡，其面鏡的掃描角度受到犧牲層厚度的限制，因此較適用於小尺寸 (約十微米) 的微面鏡。由於德州儀器公司的 DMD 其每一面鏡的尺寸約為 $15 \mu\text{m} \times 15 \mu\text{m}$ ，亦即 $L = 7.5 \mu\text{m}$ ，換言之如圖 8.6(b) 所示，電極間距 d 只要有 $1 \mu\text{m}$ ，面鏡的機械掃描角度即可達 15° ，在此電極間距下，致動器便能以合理的電壓 (數十伏)

驅動微面鏡扭轉達十度。然而，如果面鏡尺寸增為 $500\ \mu\text{m} \times 500\ \mu\text{m}$ ，則電極間距需要超過 $30\ \mu\text{m}$ ，面鏡的機械掃描角度才可達 15° 。根據式 (8.1) 得知，驅動電壓和電極間距的平方成反比，因此後者需要很高的驅動電壓。許多應用需要較大的面鏡尺寸及扭轉角度以達到足夠的光學解析度，如掃描式顯示器⁽²⁶⁾、條碼讀取機⁽²⁷⁾、雷射印表機⁽²⁷⁾等，都必須克服此問題。

除了德州儀器公司的數位微面鏡元件外，許多面型微加工技術製造的微扭轉致動器都是利用 MUMPs 共用製程來製造，且這些元件的面鏡尺寸遠大於德州儀器公司的 $15\ \mu\text{m} \times 15\ \mu\text{m}$ ，因此必須解決間距受限於犧牲層厚度的問題。一般而言，MUMPs 共用製程的元件其電極間距僅有 $1-3\ \mu\text{m}$ ，近年來已開發出多種輔助的方式與機構，成功地克服了致動器運動的行程受到限制的問題。例如，利用殘餘應力致使微結構向上彎曲，以藉此抬升 MUMPs 元件的高度^(28,29)。如圖 8.7 所示之微懸臂樑長度在 $900\ \mu\text{m}$ 時可抬升高度為 $120\ \mu\text{m}$ ，或者是本文 8.2.4 節將討論的步進式致動器 (SDA)^(30,31)，也可以將元件高度抬升以調整電極間距。由於利用 MUMPs 製程製造的微扭轉致動器不勝枚舉，其中較具有代表性的應用為 Lucent 的三維光開關，以下將針對這幾個例子加以說明。

應力抬升臂

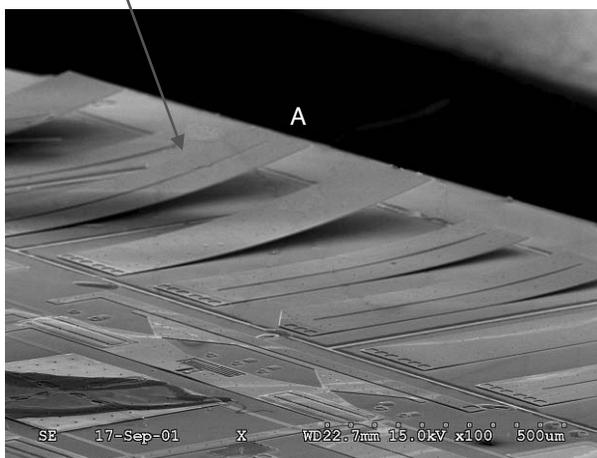


圖 8.7

利用微懸臂樑彎曲來抬升其他元件的高度。

首先來探討 Lucent 的三維光開關，如圖 8.8 所示為筆者實驗室研究生以改良的 MUMPs 製程，臨摹 Lucent 三維光開關的設計，並實際製造出來的成果^(32,33)，以下將利用這照片來說明此微扭轉致動器的應用。如圖 8.8 所示，雙軸向扭轉微面鏡為一平衡環結構 (gimbaled mirror)，其具有雙軸向獨立扭轉的機制，而面鏡下方有四組電極以 DC 靜電驅動的方式來控制面鏡的角度⁽³⁴⁾。由於三維光開關一重要的性能指標為埠數處理能力 (scalability)，此性能由雙軸向扭轉微面鏡的光學解析度所決定⁽³⁴⁾，而扭轉面鏡的光學解析度正比於面鏡旋轉角及面鏡直徑的乘積，因此圖 8.8 之面鏡直徑達 $500\ \mu\text{m}$ ，且為了產生足夠的旋轉角，面鏡與

矽基板的間距約需要數十 μm ，因此透過圖 8.7 所示之彎曲微懸臂樑原理，可製造如圖 8.8 所示之四根應力抬升臂，將面鏡抬升超過 $50 \mu\text{m}$ 。另外，透過 V 形定位結構可進一步將面鏡定位在一特定高度，然後致動面鏡，如此即順利地克服面型微加工犧牲層太薄的限制。如圖 8.9 所示，利用兩個雙軸向扭轉微面鏡所產生的角度互補機制，能夠使入射光產生平移作用而進行光纖訊號的跳接。雙軸向扭轉微面鏡陣列組所架構的三維光開關能夠處理高埠數的光纖交連，其簡潔的自由空間向量調制架構對光通訊科技產生很大的衝擊。

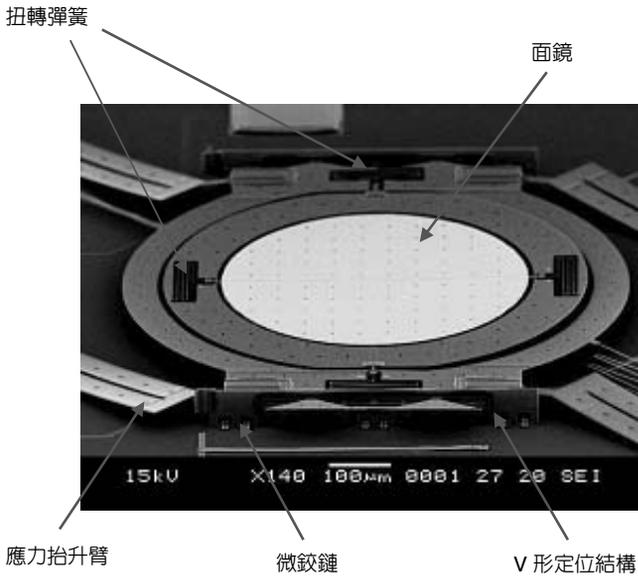


圖 8.8

筆者實驗室以改良 MUMPs 製程複製的 Lucent 雙軸向扭轉微面鏡。

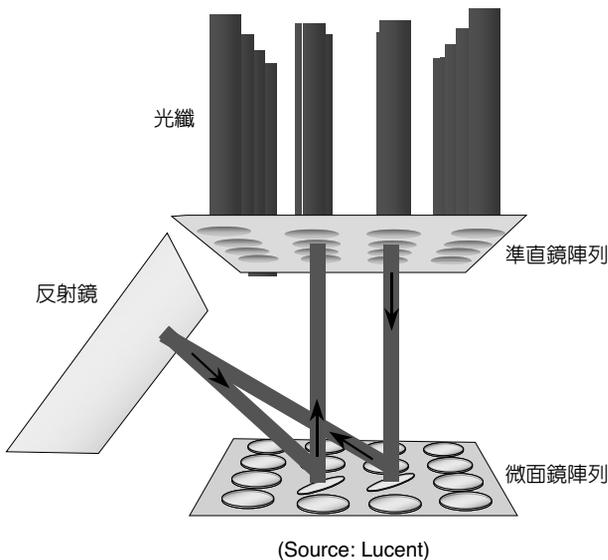


圖 8.9

以雙軸向扭轉微面鏡所架構的高埠數三維光開關示意圖。

(Source: Lucent)

除了面型和體型兩種加工方式製造的出平面間距近接式靜電扭轉致動器外，近年來也有許多研究人員，結合上述兩種製程來製造扭轉致動器，以同時滿足降低驅動電壓及增大扭轉角的設計要求。如圖 8.10(a) 所示為利用一種結合表面加工與體加工製程的方式，製造出來的扭轉致動器示意圖⁽³⁵⁾，圖 8.10(b) 則為該元件完成後之電子顯微鏡照片。該致動器以面型微加工製程來製造元件，同時利用體型微加工蝕刻來移除限制平板運動的部分矽基板，由圖 8.10 的標示可以很明顯的看出，該面型微加工製造的平板結構，因體型基材蝕刻孔穴的引入，使扭轉運動的限制點由 A 移至 B 點，而增加了可扭轉空間。然而電極的間距，仍舊維持原來面型微加工之犧牲層厚度，因此驅動電壓不會因為矽基材的蝕刻而上升。

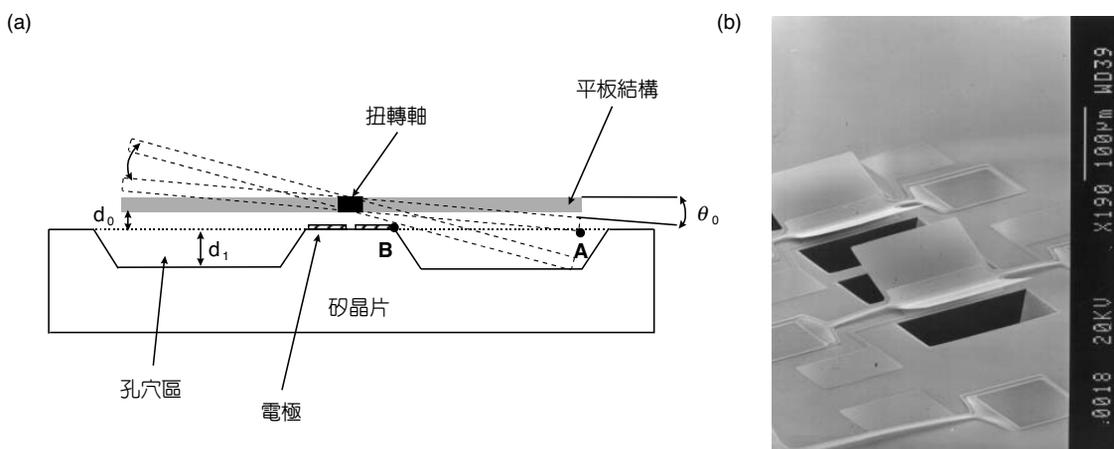


圖 8.10 結合面型與體型微加工製程製造出來的扭轉致動器，(a) 示意圖，(b) 電子顯微鏡照片。

出平面間距近接式靜電致動器除了應用於微扭轉致動器外，也有線性運動致動器方面的應用，最主要是被用來作為 AC 靜電驅動的機械共振器。其中一例即是前文已提及的 Nathanson 所提出的共振式閘極電晶體 (RGT)，另外一個例子是 Howe 的氣體感測器⁽³⁶⁾，該元件如圖 8.11 所示是利用面型微加工技術做出機械結構，該結構兩端點固定但是中間懸浮(微橋狀結構)，另外也透過半導體製程將 MOS 電路製造於晶片(在機械結構下方)，隨後即可利用此電路來驅動微機械結構，使其在共振態運動，同時感測該橋狀微結構的振幅。如果該橋狀微結構吸附了化學蒸汽 (chemical vapor)，則其質量將隨之改變，由式 (8.3) 得知其共振頻率也會改變。根據 MOS 電路量測的結果可判斷元件共振頻率偏移的情形，然後作為氣體感測器。

至於 DC 靜電驅動的出平面線性運動致動器，也有很多應用方面的實例，例如美國 Silicon Light Machine 公司研發的光柵式光閘元件 (grating light valve, GLV) 即為其中一例⁽³⁷⁾。這種光柵式光閘元件的結構如圖 8.12(a) 所示，是利用數根如前例所述之微橋狀結構所構成，當施加驅動電壓時，微橋狀結構即彎曲變形。一般而言，這種光柵式光閘元件的微

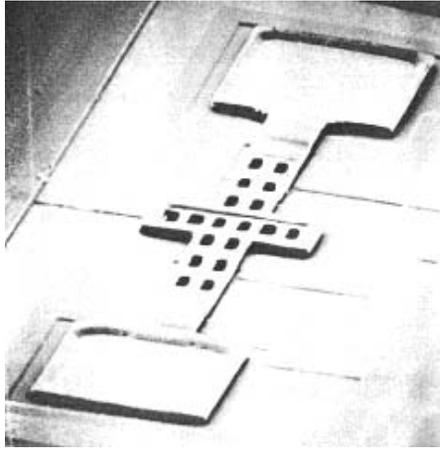
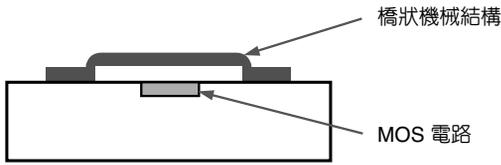


圖 8.11 利用面型微加工技術製造的共振式氣體感測器。

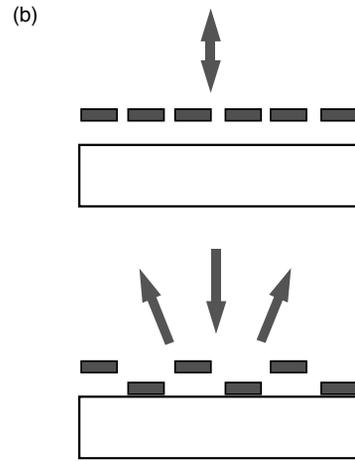
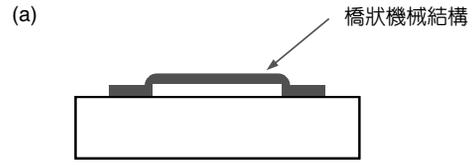


圖 8.12 光柵式光閥元件 (GLV)，(a) 側視圖，(b) 正視圖。

橋狀結構有兩個狀態，如圖 8.12(b) 所示，其中一種是未受到驅動電壓的狀態，此時這些橋狀結構沒有形變，因此整體而言宛如一面鏡，使得入射光產生反射；反之，如果使微橋狀結構以交錯的方式受到靜電力驅動，然後吸附至晶片表面，則會因為光柵的效應，使得入射光產生繞射然後偏轉一個角度。根據圖 8.12(b) 的兩個不同的狀態，即可調變反射光路徑，以藉此達到光開關的目的。另外一個例子也是利用靜電力，使結構產生兩個不同的狀態，來作為電路的開關⁽³⁸⁾。如圖 8.13 所示為此電路開關的示意圖，當靜電力作用時，微懸臂結構會產生彎曲形變，當靜電力大到足夠使微懸臂結構前端之金屬鍍膜碰觸到晶片表面的電路時，電路即導通，反之，電路則為關閉的狀態。

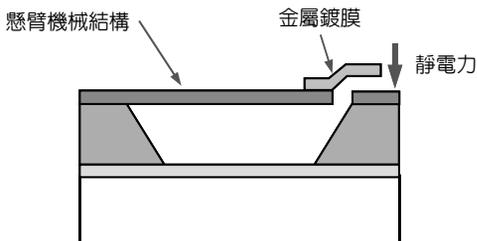


圖 8.13 電路開關。

除了前面幾種只有兩個操作狀態 (亦即開一關) 的所謂數位式 (digital) 的應用外, DC 靜電驅動出平面運動致動器也可藉由感測與控制電路的輔助, 使元件的操作狀態隨驅動電壓不斷的改變, 此即所謂類比式 (analog) 的應用, 例如 Lucent 的三維光開關就是以這種類比方式操作的扭轉式致動器。如圖 8.14 所示之 Fabry-Perot 干涉儀則是類比式線性運動致動器的典型例子⁽³⁹⁾, 其元件主要是由兩個具有高反射率的平行光學鍍膜形成一個微小間距, 其中一面鏡由剛性較小的皺摺板 (corrugated plate) 所支撐, 然後利用平行的電極板以靜電力使該面鏡作出平面的線性運動, 以調整間距的大小。該 Fabry-Perot 干涉儀原理主要利用光在行經兩個平行面鏡所形成的間距時, 如果間距等於入射光的半個波長整數倍時, 此空間便會形成所謂的共振腔並造成建設性干涉, 然後使光的強度顯著地增加。另外, 只要調變驅動電壓來類比式控制間距的大小, 便可以得到不同波長的光源, 來作為光學、醫學以及環境檢測等各方面的應用。圖 8.15 所示為國內精密儀發展中心成功開發的 Fabry-Perot 干涉儀, 圖中可明顯看到用來類比式控制間距大小的上下電極、面鏡和支撐彈簧⁽⁴⁰⁾。

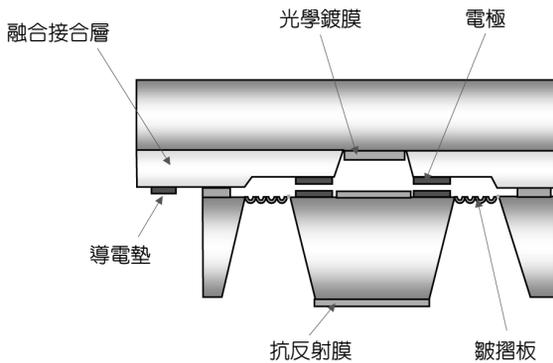


圖 8.14
Fabry-Perot 干涉儀。

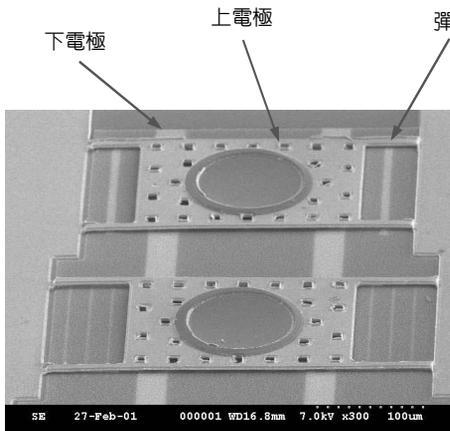


圖 8.15
精密儀器發展中心開發的 Fabry-Perot 干涉儀。

(2) 同平面間距近接式靜電致動器

同平面和出平面間距近接式靜電致動器最大的不同是，前者是利用元件厚度方向的側壁來產生靜電力，而後者如前文所述，其產生靜電力的區域 (如圖 8.10(b) 電子顯微鏡照片所示之電極) 則是利用光罩可以定義的平面尺寸。對於一些厚度較大的元件，例如以 (111)、(110) 或 SOI 晶片製造的高深寬比結構，或者是用 LIGA 製程製造的高深寬比結構，可利用其高達數十甚至數百 μm 的側壁，使元件在同平面方向的剛性遠小於出平面方向的剛性，然後有效且穩定地以間距近接式產生靜電力，來致動同平面運動的元件。如圖 8.16 所示為一利用 (110) 晶片製造的高深寬比靜電致動器⁽⁴¹⁾，其中包含一滑塊及其支撐彈簧和一個固定電極。另外滑塊本身同時是一個可動電極，當施加驅動電壓時，可動電極亦即滑塊會受到固定電極的吸引，產生同平面的運動。

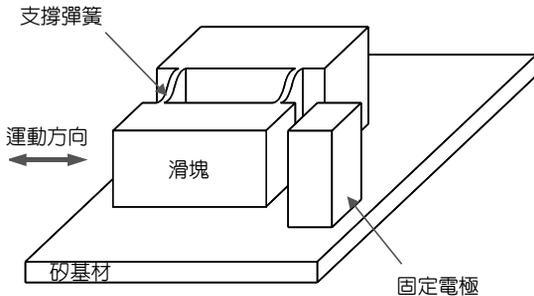


圖 8.16
利用 (110) 晶片製造的高深寬比同平面間距近接式靜電致動器。

(3) 曲面電極

由於幾何上的限制，使得設計間距式靜電致動器要能同時兼顧到大位移以及大出力是非常困難的。到了1992年，Branbjerg 和 Gravesen 提出一利用曲面電極 (curve electrode) 製作之微型閥門⁽⁴²⁾，以便解決大位移和驅動電壓的問題，也開啟後人對曲面電極的研究。曲面電極致動器基本的操作原理仍然是兩個間距近接的電極靜電力吸引效應，和前面不同的是，其中一個電極為曲面，如圖 8.17 所示固定電極為曲面，而圖 8.18 所示則可動電極為曲面。因此兩電極的間距會隨著不同的電極位置而改變，也致使其操作特性和傳統間距式靜電致動器有明顯的差異。

由圖 8.19 之 Pashen curve 圖得知，在 $5 \mu\text{m}$ 以下的間隙會有非常大的靜電力場存在，這是製作微米甚至是次微米間隙之靜電式致動器很大的一個誘因。如圖 8.17 所示，曲面電極有一端具有小間隙，雖然另一端仍具有大間隙。在驅動元件時，因為小間隙那端會產生相當大的靜電力，促使曲面電極在小間隙的鄰近區域率先貼近固定電極，原來有較大間隙的其他區域，其電極間隙也因此逐漸縮短，而增加靜電力的吸引效應。整個靜電力吸引的過程，宛如拉拉鍊一般。

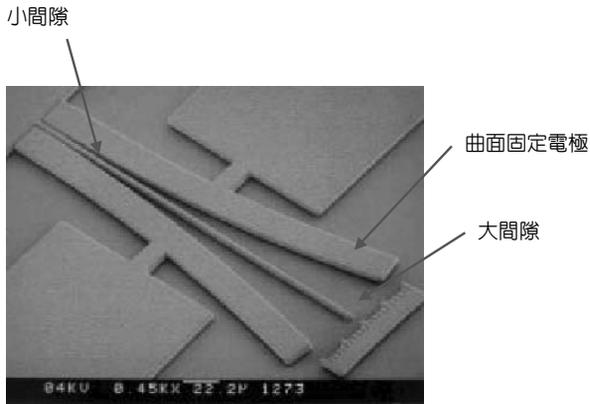


圖 8.17
固定電極為曲面。

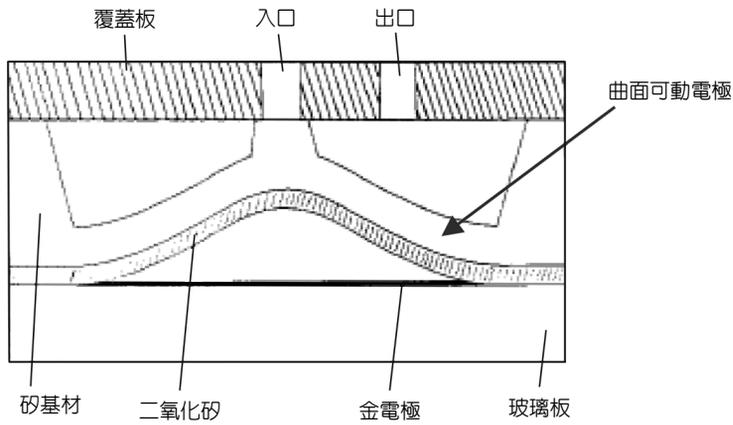


圖 8.18
可動電極為曲面。

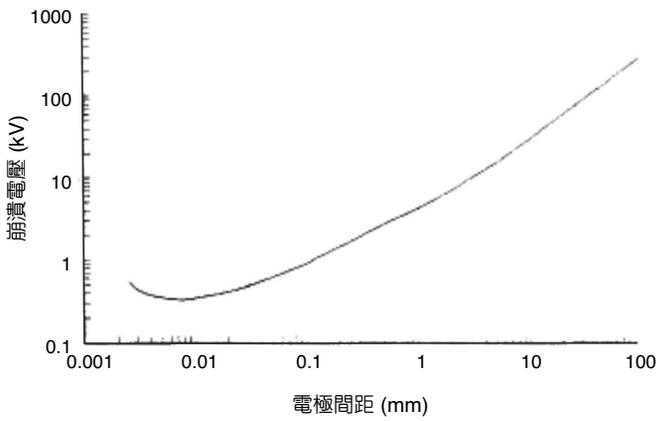


圖 8.19
Paschen curve。

對於一曲面電極致動器而言，主要組成有二部分，一為防止電極接觸短路的設計，二為曲面電極之設計。其中，防止電極接觸的方式有二，其一為利用凸塊 (bumper) 作為一位移限制，如圖 8.20，其二為利用介電薄膜作為電性上的隔絕，以防止短路，如圖 8.17 所示。至於曲面電極之設計，由於曲面電極之形狀曲率會影響此致動器之致動特性，如驅動電壓、吸附電壓等，因此是最重要的設計參數。因為同平面運動之曲面電極，可由光罩設計以及微影製程精確定義曲面電極函數形狀，因此可以透過事前的分析模擬，設計出最符合需求的曲面形狀，在文獻 43 中對同平面運動曲面電極之形狀函數特性有詳細之研究探討，該文提出一形狀函數 $s(x)$ 來描述多種可能的電極設計

$$s(x) = \delta_{\max} \left(\frac{x}{L} \right)^n \quad (8.5)$$

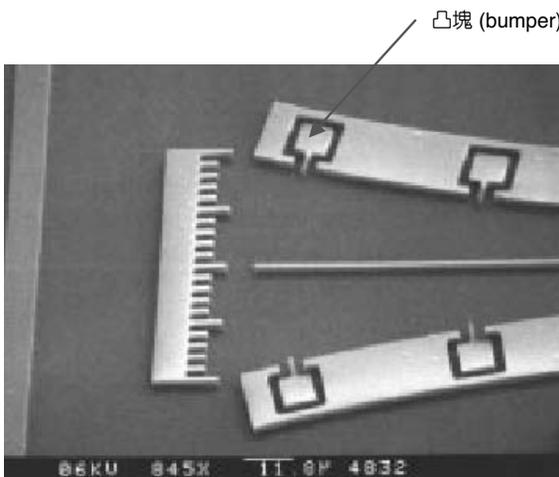


圖 8.20
利用凸塊 (bumper) 防止電極接觸。

其中 δ_{\max} 為曲面電極最大的間隙距離， x 為 x 軸上的位置， L 為懸臂樑之長度， n 為多項式的次方 ($n \geq 0$)，相關之曲面電極的形狀如圖 8.21 所示。

另一方面，製作出平面運動的曲面電極，無法藉由黃光微影的技術，精準定義曲面電極形狀。出平面運動的曲面電極主要是利用薄膜殘餘應力，使雙層薄膜懸臂樑構成的電極彎曲，以便在出平面方向形成曲面電極。然而由於影響薄膜殘餘應力的因素很多，例如薄膜沉積溫度、摻雜雜質的量、真空腔的壓力等，此外薄膜的機械性質如楊氏係數，也受到製程的影響，因此出平面曲面電極的形狀不易控制，且會隨著不同批次的製程而變化，換言之其操控的電壓不易預估與掌握。

由於前述之特性，因此曲面電極很適合應用在需要大位移量、大出力、低電壓驅動，而不需精準定義位置的用途上，如微光開關^(44,45)、微流閥門^(42,46)、微繼電器⁽⁴⁷⁾等。

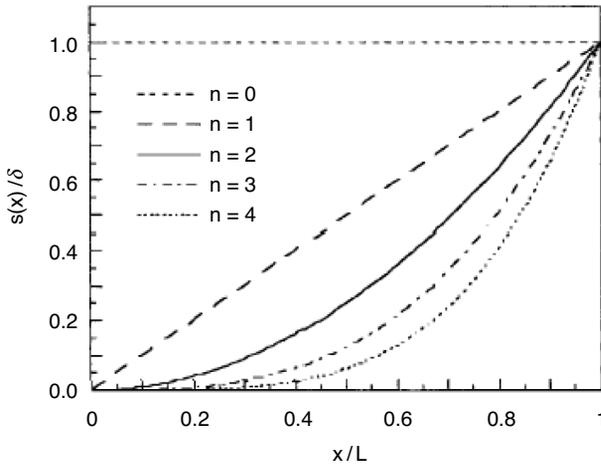


圖 8.21
各種可能的曲面電極的形狀。

8.2.2 梳狀電極式靜電致動器

雖然間距近接式靜電致動器的概念很早就被提出來，然而在操作時所面臨的吸附問題，以及電極板必須不斷地接觸所衍生的可靠度問題，都相當難解決，也限制了間距近接式靜電致動器在某些方面的應用。直到 1989 年 Tang 提出如圖 8.22 所示之具有梳子狀的致動電極的梳狀電極式靜電致動器，才克服這兩個問題⁽⁴⁸⁾。

梳狀電極式靜電致動器的原理如圖 8.23(a) 所示，其具有兩塊固定不動的電極板，和另一塊位於其間、氣隙間距為 d 之可動的電極板。和間距近接式致動器最大的不同是，此可動的電極板運動方向是平行於固定電極板 (圖示之 x 方向)，而非向固定電極板靠近或遠離 (圖示之 z 方向)。當可動的電極板和固定不動的電極板厚度為 t ，其間空氣介電常數為 ϵ ，且假設彼此完全重疊時，會在其運動的方向產生一靜電力 F_x ，達到致動的目的，其中 F_x 可表示為⁽⁴⁹⁾

$$F_x = \frac{\epsilon t V^2}{2d} \quad (8.6)$$

如果將上述電極 n 個並聯排列成如圖 8.23(b) 所示之梳狀形式，則該梳狀電極的總靜電力可增為

$$F_x = \frac{n\epsilon t V^2}{2d} \quad (8.7)$$

此即為典型之梳狀電極式靜電致動器的致動力。如果在 x 方向上有一剛性為 k_x 之彈簧附著在可動電極上，則根據虎克定律得知，彈簧將受到致動力的作用產生形變 Δx ，其中

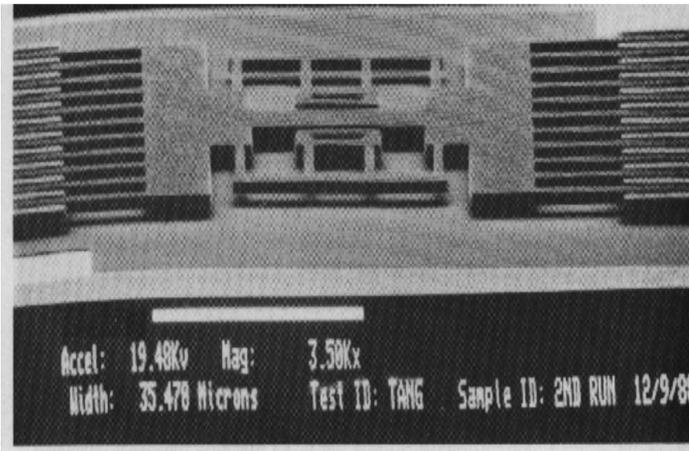
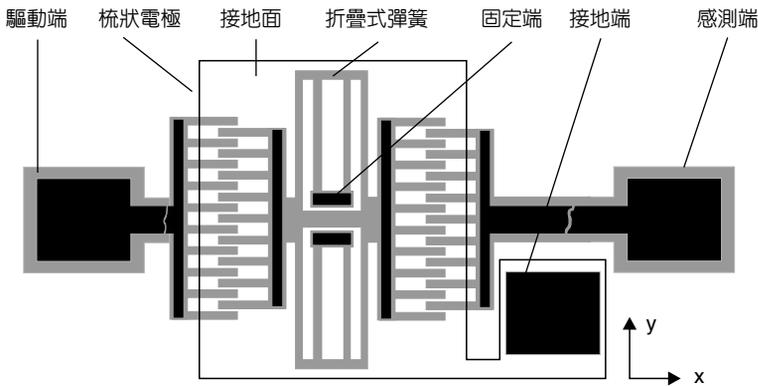


圖 8.22

Tang 提出的梳狀電極式靜電致動器。

$$\Delta x = \frac{n\epsilon V^2}{2dk_x} \quad (8.8)$$

同時也使得致動器產生位移 Δx 。除了利用重疊的梳狀電極板來造成靜電力外，電極板的邊緣電場效應 (fringe effect) 造成的靜電力也被利用來協助達到致動的目的。和間距近接式致動器相同，如果妥善地設計彈簧及電極的形狀與位置，可以產生各種不同的運動。

由於圖 8.23 之電極板所形成之靜電場，主要仍然是在 y 方向而非 x 方向，然而將移動電極置於固定電極的中間的對稱設計，會使得 y 方向的淨靜電力為零，因此移動電極僅在期望的 x 方向致動，這種方式的電壓和靜電力的轉換效率並不好，產生的靜電力較小，所以需要相當高的操作電壓。對於一個理想的梳狀電極式致動器，在移動的過程中，電極間距 d 為一定值，且其餘的參數 t 、 ϵ 、 V 也不至於受到電極移動的影響，換言之，梳狀電極產生的靜電力 F_x 在致動的過程中為一常數而不隨位置變化，這是和間距近接式致動器最大的不同點。也因此梳狀電極式靜電致動器有較大的可操控行程。

雖然前述一個理想的梳狀電極式致動器，在移動的過程中，電極間距 d 為一定值，然而在實際的運動過程中，可動電極仍有可能在 y 方向上產生位移 Δy ，致使一側的 y 方向靜電力上升，而另一側的 y 方向靜電力下降，最後將造成 y 方向的淨靜電力 F_y 不為零，由式 (8.7) 得知 F_y 為

$$F_y = \frac{n\epsilon tLV^2}{2} \left[\frac{1}{(d-\Delta y)^2} - \frac{1}{(d+\Delta y)^2} \right] \quad (8.9)$$

其中 L 為梳狀電極重疊的長度。如圖 8.23 所示，如果 F_y 過大，將致使移動電極在 y 方向的位移大於電極間距 d ，而造成移動電極的側壁吸附於固定電極的側壁，此現象稱之為側壁吸附 (side sticking) 問題⁽⁵⁰⁾。因此對於彈簧結構的設計，除了必須考慮 k_x 之剛性對驅動電壓的影響外，還必須考慮 k_y 之剛性對側壁吸附問題的抵抗能力。

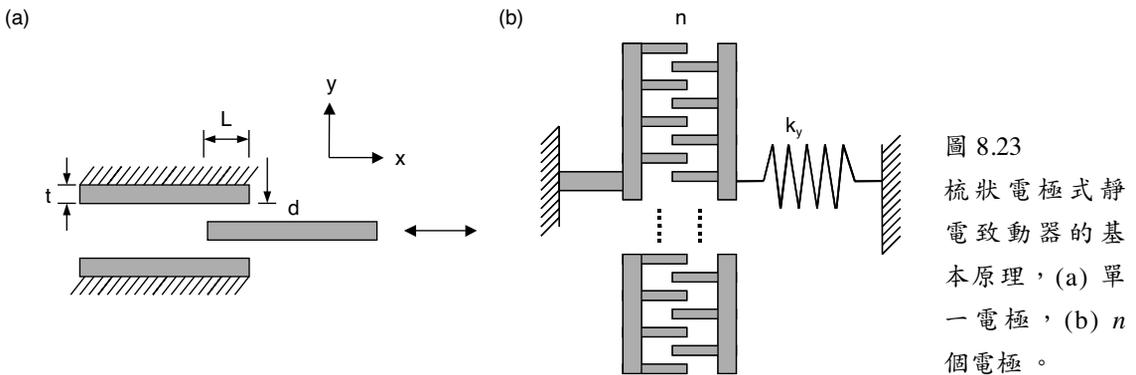


圖 8.23
梳狀電極式靜
電致動器的基
本原理，(a) 單
一電極，(b) n
個電極。

對於靜電式致動器而言，減少驅動電壓一直是一個努力的目標。由式 (8.7) 得知，欲調整梳狀電極式靜電致動器的出力，可藉由增加梳狀電極的數目 n 或增加結構厚度 t ，抑或是減少電極間距 d 。然而對於薄膜元件，例如 MUMPs 共用製程製造的致動器，由於受限於製程，元件厚度僅有 $1-3 \mu\text{m}$ ，因此這項參數沒有太大的改善空間。另外，電極間距 d 也受限於製程，例如黃光和蝕刻等問題，因此多半只能達到數個微米。而受限於元件尺寸和避免結構釋放時有吸附的問題，梳狀電極的數目 n 也無法任意的增加。然而仍有許多研究人員從加工製程及元件設計等不同的方式著手，以期進一步降低驅動電壓。例如 Fujita 提出一種以氧化加工的技術來製造極小的電極間隙⁽⁵¹⁾，文獻 52-54 提出利用斜齒型梳狀電極的概念來增加有效電場的面積。

梳狀電極式靜電致動器雖然仍存在若干問題，然而它確實可以有效地解決最致命的磨耗問題以及靜電吸附問題，另一項重要的優點是，梳狀電極式靜電致動器可利用 MUMPs

製程完成，因此能夠和許多 MUMPs 元件整合，衍生各種不同的應用。近年來，許多人甚至利用相同的原理，進一步開發出運動方向是出平面的垂直梳狀 (vertical comb) 致動器⁽⁵⁵⁻⁶⁰⁾。由於篇幅有限，以下將由同平面以及出平面運動的致動特性，介紹傳統梳狀電極式靜電致動器的應用，另外本文也將介紹兩種改良的梳狀電極式靜電致動器，分別是斜齒型梳狀電極和垂直梳狀電極，本文同時將列舉這些不同形式的梳狀電極式靜電致動器的應用實例。

(1) 同平面梳狀電極式靜電致動器

梳狀電極式致動器是目前應用最為廣泛的微致動器，該致動器同樣有如前節所述之 DC 和 AC 兩種操作模式。在 DC 模式下，梳狀致動器可藉由驅動電壓來控制其線性位移量。如果結合梳狀致動器和各種不同的微結構，例如探針 (probe)、夾子 (gripper)⁽⁶¹⁾，以控制這些元件的動作，達到精密定位 (positioning) 或操縱 (manipulation) 的目的，如圖 8.24 所示為一根用來挾持微小物體的夾子⁽⁶²⁾；由於一個梳狀致動器只負責單軸的位移操控，因此也可以結合多個梳狀致動器，以達到多軸位移操控的功能⁽⁶³⁾。這些元件的應用不勝枚舉，例如處理生醫樣品⁽⁶¹⁾，或者是原子力顯微鏡的探針定位⁽⁶⁴⁾。其次，在 AC 模式操作下，梳狀致動器將扮演一個機械振盪器或者是機械共振器的角色，曾被用來作為機械式濾波器^(65,66)，也被廣泛地用在微陀螺儀^(67,69)；另外利用這種結構共振頻率的偏移，也可感測環境壓力的變化⁽⁷⁰⁾。近年來由於資訊科技的熱潮，吸引為數不少的人投身在微光機電元件和無線通訊元件的開發，同平面梳狀致動器是其中一個關鍵的驅動元件，相關的光通訊應用有微光開關⁽⁷¹⁻⁷⁴⁾、微光衰減器⁽⁷⁵⁾、雷射波長調變器⁽⁷⁶⁾、光波濾波器⁽⁷⁷⁾ 等等；無線通訊方面的應用有機械式的振盪器和前述的高品質因子 (high- Q) 的濾波器^(65,66)，以及可調變電容 (tunable capacitor)⁽⁷⁸⁾。

由於傳統的薄膜結構梳狀致動器易於和一般矽微加工製程整合，例如 MUMPs 共用製程，且其存活率佳，更重要的是梳狀致動器在操作的過程中不會有磨耗或接觸的問題，使

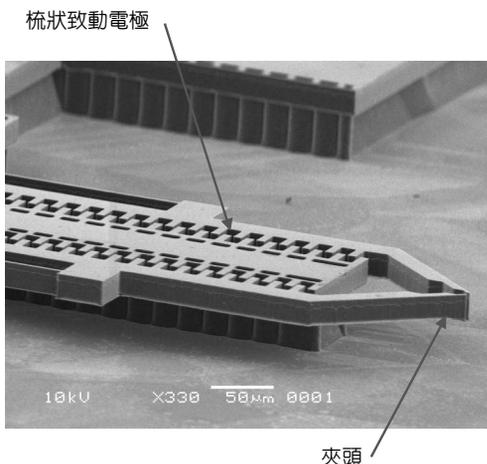


圖 8.24

梳狀電極式靜電致動器驅動的夾子。

得其壽命及可靠度也能達到要求，因此它是目前為止應用最廣泛的致動器。然而由於受到彈簧以及電極長度的約束，使得梳狀致動器的行程受到限制，另外梳狀致動器只能提供同平面的直線運動，此二者限制了梳狀致動器的應用。因此有許多研究人員利用梳狀致動器可和 MUMPs 元件整合的特性與優勢，開發各種 MUMPs 機構來克服梳狀致動器在運動方面的障礙，以下列舉幾個具有代表性的例子。

如圖 8.25 所示，美國加州大學柏克萊分校 (UC Berkeley) 利用兩個梳狀致動器，將直線運動轉為轉動⁽⁷⁹⁾。該機構主要分為一對梳狀致動器及一撞擊臂 (converter pointer)，首先，利用兩個梳狀致動器的個別運動，可使撞擊臂產生兩種運動型式，一是兩梳狀致動器同相位則撞擊臂將做直線運動，因此在 y 方向有較大之位移輸出；另一是兩梳狀致動器有相位差撞擊臂將做旋轉運動，因此在 x 方向有較大之位移輸出。當撞擊臂的尖端側向撞擊齒輪，會產生一法線方向摩擦力及一切線方向摩擦力，而切線方向之摩擦力恰提供齒輪一淨扭矩，使齒輪發生轉動。如果妥善地切換上述直線和旋轉運動模態，則可以控制齒輪之旋轉方向，此機構說明如何將直線運動轉換為旋轉運動。另外也可以直接利用彎曲的梳狀電極來產生旋轉運動致動器⁽⁸⁰⁾，如圖 8.26 所示為筆者實驗室開發的扭轉式致動器⁽⁸¹⁾。

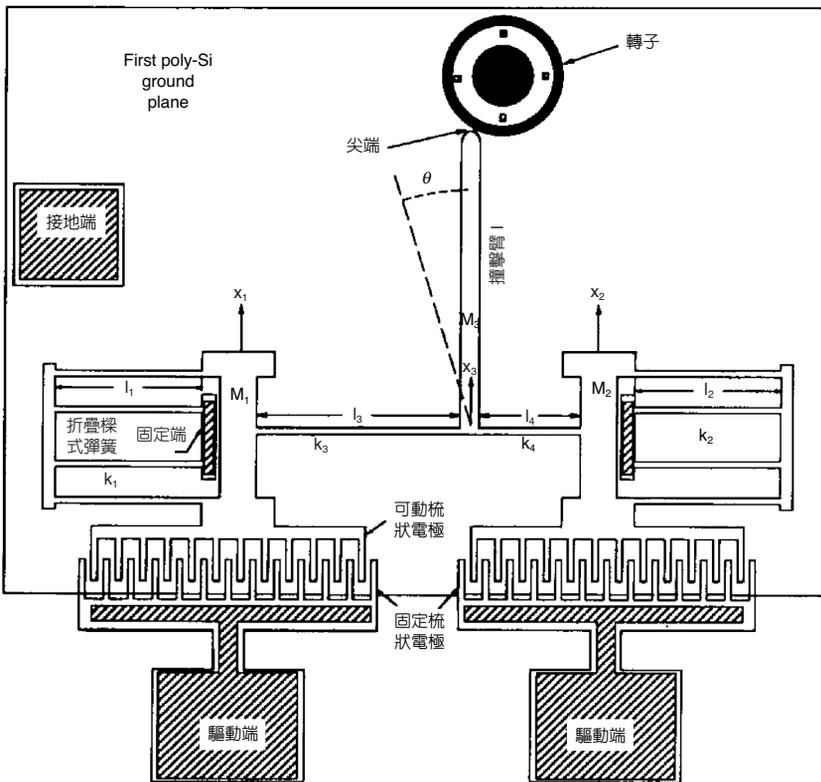


圖 8.25
此機構說明如何將直線運動的梳狀致動器轉換為旋轉運動⁽⁷⁹⁾。

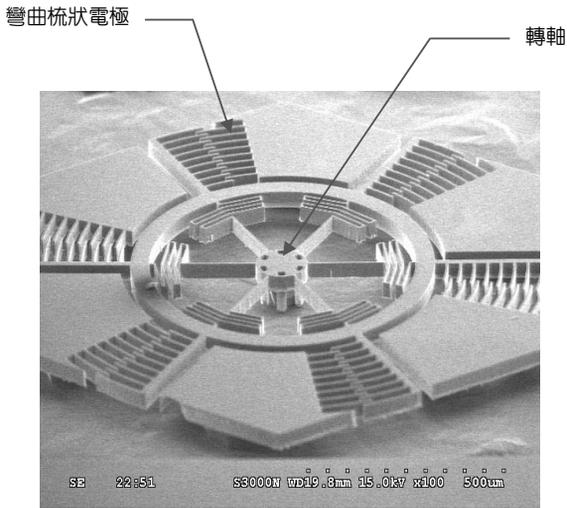


圖 8.26

利用彎曲梳狀電極致動旋轉致動器運動。

另外如圖 8.27(a) 所示，美國加州大學柏克萊分校也利用兩組梳狀致動器的衝擊，可使一個滑塊在平面上作大位移的剛體運動⁽⁸²⁾。如圖所示，利用上方的一組梳狀致動器產生的小位移，使剛性很大之斜向撞擊臂 (impact arm) 產生 45 度的撞擊運動，再利用撞擊臂及滑塊間的摩擦力帶動滑塊，因左右方向力量抵消，只產生一向下合力，致使滑塊向下移動。反之，利用下方的一組梳狀致動器產生的小位移，只產生一向上合力，致使滑塊向上移動。此滑塊運動方式是步進式的，一撞擊為一步進距離，所以滑塊的位置及速度可由撞擊次數控制。又撞擊臂可在短時間內產生很大的力量，所以可克服黏著問題。透過此傳動機制優點，可使梳狀致動器擁有次微米等級的定位精度，以及超過 350 μm 的運動距離。此機構說明如何使梳狀致動器產生大的輸出位移。

(2) 出平面梳狀電極式靜電致動器

由於 Pister 利用面型微加工技術開發了微鉸鏈 (micro hinge)⁽⁸³⁾，使得 MUMPs 的微機械元件在製程完成後，得以立於矽晶片表面，因此透過微鉸鏈可將梳狀致動器的同平面直線運動輸出，轉換成元件的出平面旋轉運動。例如前述圖 8.27(a) 之機構可使致動器產生大的同平面直線位移輸出，如果加上微鉸鏈和一面鏡，即可使該面鏡產生出平面之旋轉運動，達到光掃描之目的，如圖 8.27(b) 所示。另一例子為如圖 8.28 所示之光掃描器⁽⁸⁴⁾，該掃描器的面鏡和其支撐架在微鉸鏈的協助下，立於矽晶片表面，然後梳狀致動器直接用來驅動面鏡。由於致動器的直線運動輸出會對面鏡的轉軸產生力矩，使面鏡得以出平面旋轉。此機構說明如何使梳狀致動器產生出平面的輸出位移。上述幾個例子也充分說明了，在 MUMPs 製程平台的整合下，梳狀致動器可結合其他元件或機構，克服本身性能的障礙，衍生許多不同的應用。

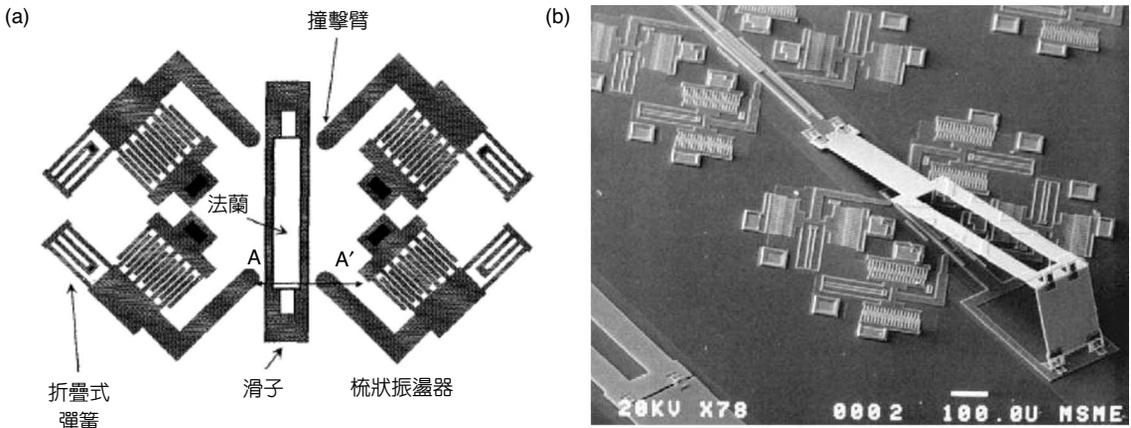


圖 8.27 此機構說明 (a) 如何使梳狀致動器產生大的輸出位移，和 (b) 利用微鉸鏈機構使梳狀致動器產生出平面運動。

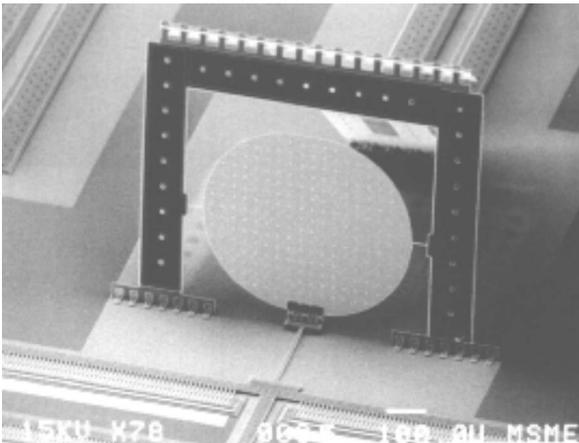


圖 8.28
此機構說明利用微鉸鏈機構使梳狀致動器產生出平面運動。

同樣地美國 Sandia 國家實驗室也利用其 SUMMiT (Sandia ultra-planar, multi-level MEMS technology) 製程平台將梳狀致動器和其他元件整合，如圖 8.29(a) 所示之光掃描器利用了齒輪組的設計將梳狀致動器小位移之線性運動轉成齒條大位移之剛體運動，然後齒條之直線運動透過微鉸鏈機構設計可使微面鏡有出平面之運動而立於晶片表面⁽⁸⁵⁾。圖 8.29(b) 為此轉換機構之近照，兩組相互垂直之梳狀致動器連桿接於齒塊上，齒塊之齒與 1 號齒輪之齒契合，當此二梳狀致動器在相位差 90 度連續運動時，可往復接觸並推動 1 號齒輪轉動，1 號齒輪推動 2 號大齒輪帶動小齒輪，2 號小齒輪推動 3 號大齒輪帶動小齒輪，3 號小齒輪再推動齒條，齒條即可進行大位移之剛體運動，以推動微面鏡做出平面之掃描。

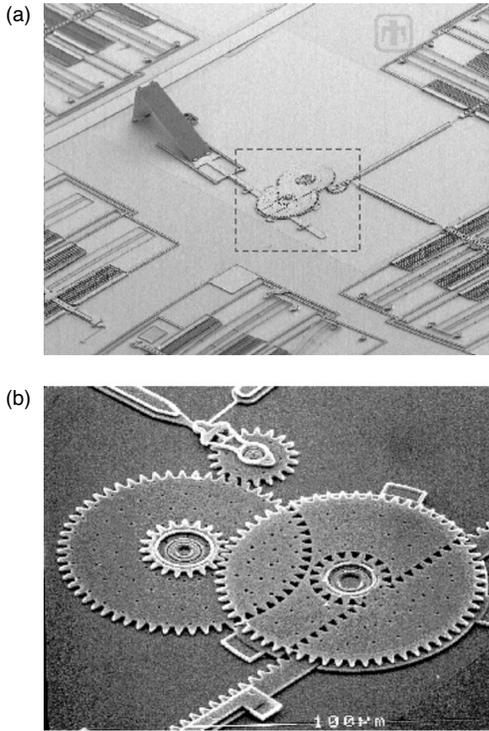


圖 8.29 美國 Sandia 國家實驗室開發的光學掃描機構之 SEM 圖 (a) 全圖，(b) 虛線部分之齒輪組放大圖。

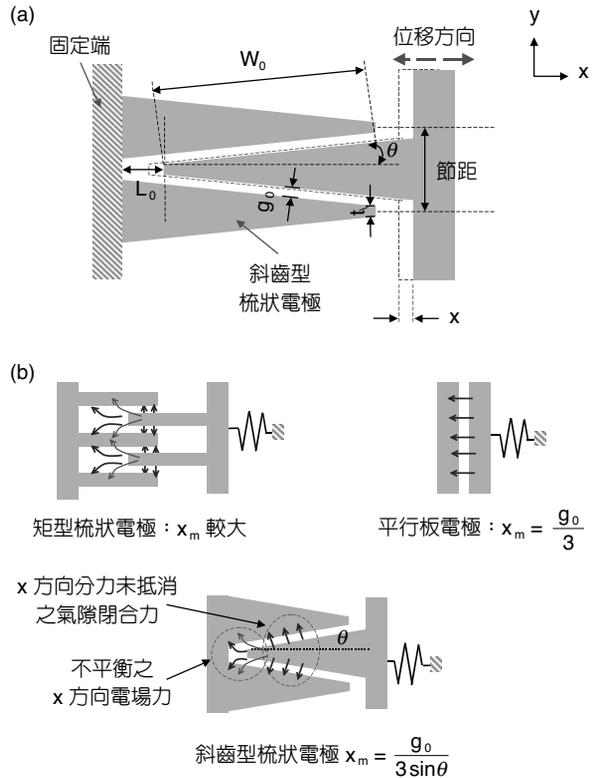


圖 8.30 斜齒型梳狀致動器 (a) 外形與尺寸設計 (b) 與他型致動器之力量來源與衝程比較。

(3) 同平面斜齒型梳狀電極式靜電致動器

由前述可知，由於間距近接式靜電致動器存在靜電吸附的問題，因此其可操控的行程受到明顯的限制。另一方面，由於側向操作原理所產生的靜電力較小，所以梳狀致動器仍需要相當高的操作電壓。為同時滿足增大可操控行程和減小操作電壓的需求，參考文獻 52—54，利用一斜齒型梳狀致動器以克服此問題，其外形與設計參數如圖 8.30(a) 所示。基本上是將傳統梳狀致動器之矩形齒狀電極變化成等腰梯形電極，並交錯排列。以下將進一步針對斜齒型梳狀致動器之相關優點，包括較大出力與較大位移量，以及能針對衝程或出力需求進行取舍設計之彈性，做詳細的分析與說明。

由文獻 54 得知，斜齒型梳狀致動器之最重要設計參數即為圖 8.30(a) 中所示之斜齒電極傾角 θ ，此一可調參數賦予了斜齒型梳狀致動器較佳性能與設計上的取舍彈性。參考圖 8.30(b)，可發現因該傾角之存在，使致動器之主要力量來源除了原梳狀致動器所具之不平衡電場力之外，將再加上氣隙閉合力在運動方向上未被抵銷之分力，因而產生了相較於一般梳狀致動器更大之出力；另一方面，其雖在運動方向上有氣隙閉合電極之出力特性，卻

無其可控衝程過度受限之缺點。參考圖 8.30(a) 中參數對應關係，在忽略邊緣電場效應下，斜齒型梳狀致動器在 x 方向上之單位斜齒出力 F_{ex} 與可控衝程 x_c 為：

$$x_c = \frac{g_0}{3 \sin \theta} \quad (8.10)$$

$$F_{ex} = \varepsilon \cdot n_t \cdot H \cdot V^2 \cdot \frac{g_0 \cos \theta + W_0 \sin \theta}{(g_0 - x \sin \theta)^2} \quad (8.11)$$

其中 ε 為空氣介電常數、 θ 為傾角、 g_0 為氣隙間距、 n_t 為齒數、 H 為結構厚度、 V 為驅動電壓、 W_0 為兩相對電極間之重合寬度。由式 (8.10) 與式 (8.11) 可知，當 θ 趨近於 0 度時， F_{ex} 與梳狀致動器之致動力相同，且並無最大可控衝程之限制；反之當 θ 趨近於 90 度時， F_{ex} 即相等於氣隙閉合致動器之致動力，且可控衝程同為氣隙大小的三分之一。為方便觀察，圖 8.31 繪出在固定致動器總寬與一給定 θ 下，斜齒型梳狀致動器與傳統梳狀致動器之出力比較，可發現前者在最大可控衝程，亦即吸附發生前之位置 (約 $10 \mu\text{m}$ 附近)，其出力可達傳統梳狀致動器之四倍以上；而隨著傾角 θ 設計愈大，其出力將更大，不過可控衝程亦會隨之減少。若進一步以 MEMCAD 做數值分析以考慮邊緣電場之影響，則結果如圖 8.32 所示：明顯可見斜齒型梳狀致動器的確能產生相對於傳統梳狀致動器較大的力，另外能承受的驅動電壓也較氣隙閉合致動器大得多，代表其具有較大可控衝程。

經由以上之分析，可驗證斜齒型梳狀致動器實為傳統梳狀致動器與氣隙閉合致動器之中間設計，其藉由一可調參數所賦予之設計彈性，將能獲得較合於需求之性能，例如在比梳狀致動器出力更大的同時，可控衝程仍能在 1/3 氣隙至十餘微米間自由選擇。實際設計須根據致動器需要之規格而定，例如希望出力較大而衝程可稍小者，則以大 θ 值設計為佳。

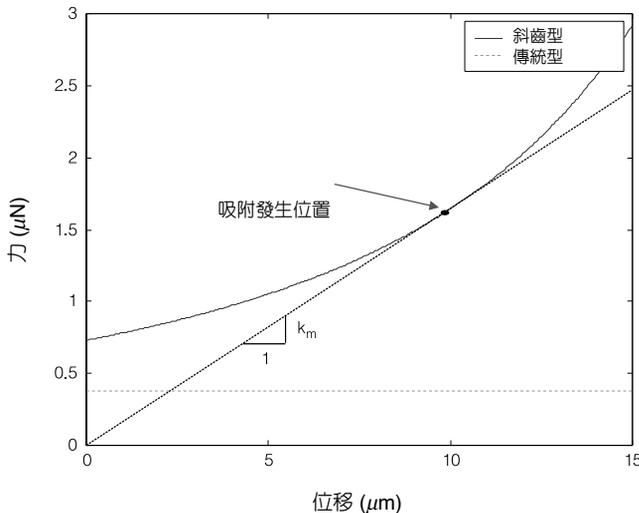


圖 8.31

斜齒型梳狀致動器與傳統梳狀致動器之致動力比較 (k_m 為彈簧剛性)。

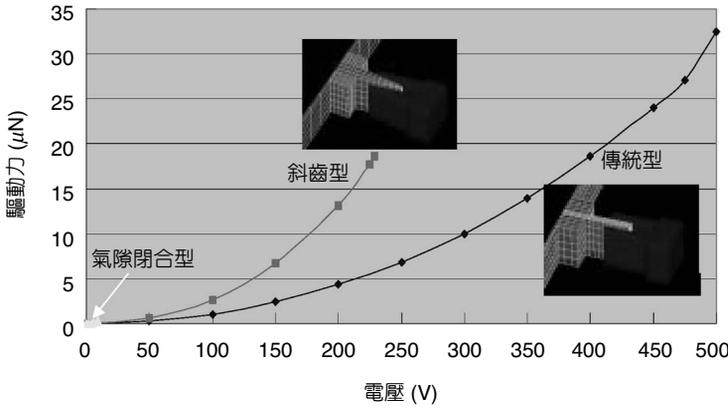


圖 8.32 以 MEMCAD 做數值分析之驅動力分析結果。

圖 8.33 為文獻 54 所製造之斜齒型梳狀致動器。氣隙間隙約為 $5\ \mu\text{m}$ ，而致動器厚度達 $30\ \mu\text{m}$ 以上，使能充分提供出平面方向剛性，避免該方向上之擾動；側壁部分為摻硼矽之導電層，使整個側壁都能提供靜電驅動力。圖 8.34 則為利用光學表面干涉儀做平面上位置量測所獲得之典型靜態位移—電壓曲線，可見其確具有氣隙閉合型之靜電力特性。雖然其量測精度並不理想，但仍足以定性地驗證斜齒型致動器之優點：此設計下，其位移量可達 $3\ \mu\text{m}$ 以上，而驅動電壓僅在 30 伏特左右。若對照同製程條件下之一般梳狀致動器，30 伏特則仍無明顯位移，顯見此型致動器提供了相對之大驅動力。

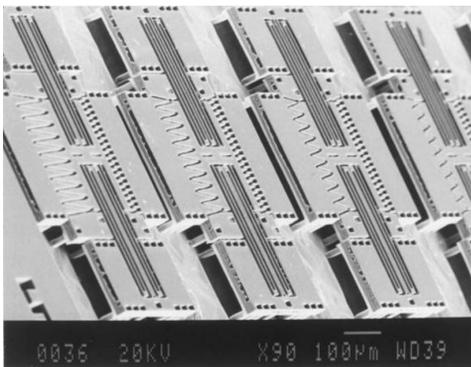


圖 8.33 斜齒型梳狀致動器⁽⁵⁴⁾。

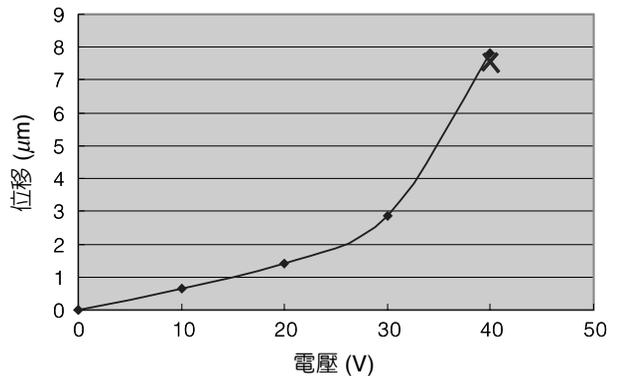


圖 8.34 斜齒型梳狀致動器之典型電壓—位移響應。

(4) 出平面垂直式梳狀電極式靜電致動器

傳統的梳狀致動器主要是提供和晶片表面方向平行的致動，亦即作為同平面運動致動的元件，近年來，提供出平面方向致動的垂直式梳狀致動器 (vertical comb actuator, VCA) 已逐漸受到重視，可見於文獻 86—91。由於垂直式梳狀致動器不靠傳動機構之直接致動模

式，以及無運動空間過小之優點，使其在出平面方向的致動具有較佳操作性能與應用空間之潛力。垂直式梳狀致動器形狀設計概如圖 8.35 所示，不同於傳統的梳狀致動器，此致動器之兩相對梳狀結構為一上(可動電極)一下(固定電極)之設計而具有高度差，由於其垂直於晶片表面的方向上之電場不對稱，使得這對電極產生了垂直於晶片表面之方向上的力量；而由於運動空間上並沒有阻礙，驅動力與運動空間之取捨問題因而不復存在。具有上下高度差之 HARM (high aspect ratio micromachining) 梳狀結構並不容易製造，雖然文獻中各自提出了其製造方法，但卻隱含了不少問題，如可動電極與固定電極需兩道光罩製作並對準者，其對準精度要求很高⁽⁸⁷⁻⁸⁹⁾；因設計電極間氣隙須大於製程兩倍最小線距 (line-space)，而影響輸出力量極大⁽⁹⁰⁾；僅能單方向操作⁽⁸⁶⁾，或僅能動態下操作⁽⁹¹⁾ 等等。一般而言，該型致動器普遍有製造繁複的缺點，一簡單而穩定之垂直梳狀致動器製造方法實極待開發。

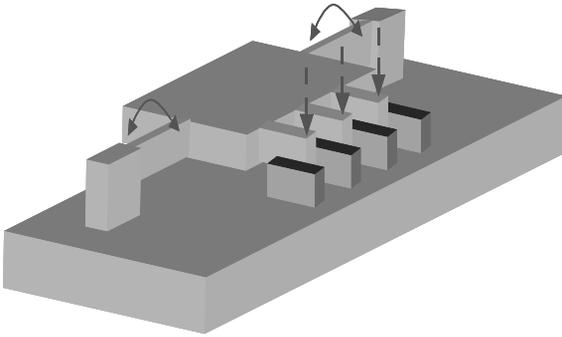


圖 8.35

HARM 結構之垂直致動型出平面致動器。

垂直梳狀致動器依不同之應用，同樣可分為 AC 與 DC 驅動電壓操作兩種模式，而各模式所需之梳狀結構設計，尤其是可動電極與固定電極之相關位置，並不盡相同。以僅需 AC 操作模式之應用而言，其梳狀結構之設計可如圖 8.36(a) 中之安排：其基本原理是利用起始電極 (starting electrode) 產生一不平衡電場，並形成一微小之起始位移；當施以一配合結構共振頻率之交流電壓時，由於此型式的電極位置安排恰具有「振動愈大靜電力愈大」之正回授特性，使得起始的微小位移能夠產生操作時的大共振振幅，結構便可在共振模態下操作。而據文獻 91 之觀察，微小不平衡電場甚至不需起始電極之設計即可產生，換言之，梳狀之可動與固定電極可設計於同平面上。然就 DC 操作模式而言，上述設計因起始電極所能產生的靜態位移實在太小，且共振時之動態放大之特性已不再適用，使其無法適用於 DC 操作之應用上。不過若將梳狀結構之相對位置安排改成如圖 8.36(b) 中所示，則能產生更大之不對稱電場以及垂直方向之致動力，使能於準靜態操作時產生夠大之位移。雖然此設計顯然在製造上難度提高很多，但卻具有同時滿足準靜態與動態操作要求之優勢。

假設 VCA 之運動為單純之 z 方向垂直運動，VCA 之梳狀結構相關幾何參數示於圖 8.37(a) 中，其中可動電極與固定電極間之高度差 H_0 是產生上下不對稱電場之主要來源，因

此其對 z 方向致動力 F_z 影響最大。由於不對稱電場將隨高度差之減少而逐漸變小，故可預期當可動電極產生運動而逐漸縮小 H_0 時， F_z 將逐漸變小，最後其沒入固定電極後力量將趨近於零。若使用數值模擬軟體 MEMCAD 針對致動力與可動電極位置的關係來定量分析，恰可驗證這種推測。典型結果如圖 8.37(b) 所示，其設定可動電極與固定電極厚度皆為 $40\ \mu\text{m}$ ：若可動電極位置在從零 (a 點) 到沒入結構厚度的一半 (b 點) 的區間內，致動器出力大小最大且幾為定值，故此區可視為線性操作區；而在電極相對位置從 b 點到 c 點的區間內，致動器出力則逐漸下降到最小值。

根據上述結果可知，欲使垂直式梳狀致動器之大出力範圍增加之途徑有二：其一是增加梳狀結構厚度，以直接增加大出力範圍，且致動力亦會隨厚度變大而增加；其二則是設計使起始重合深度／結構厚度比值 H_0/H 儘量小，亦即使其固定與可動電極之起始相對位置

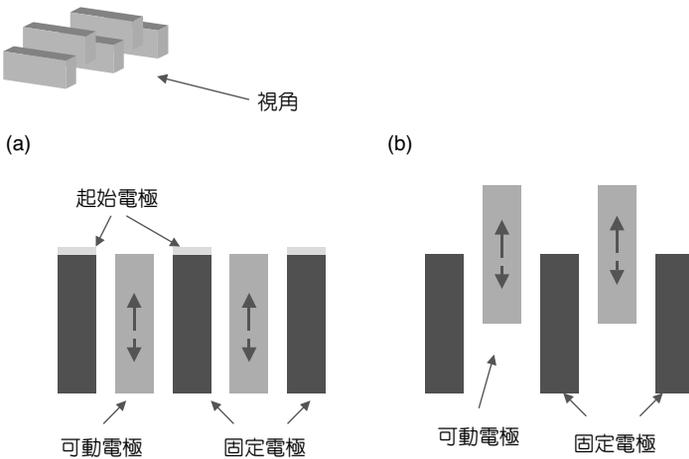


圖 8.36 可動電極與固定電極之相關位置設計，(a) 僅能動態操作之設計，(b) 能做動態與準靜態操作之設計。

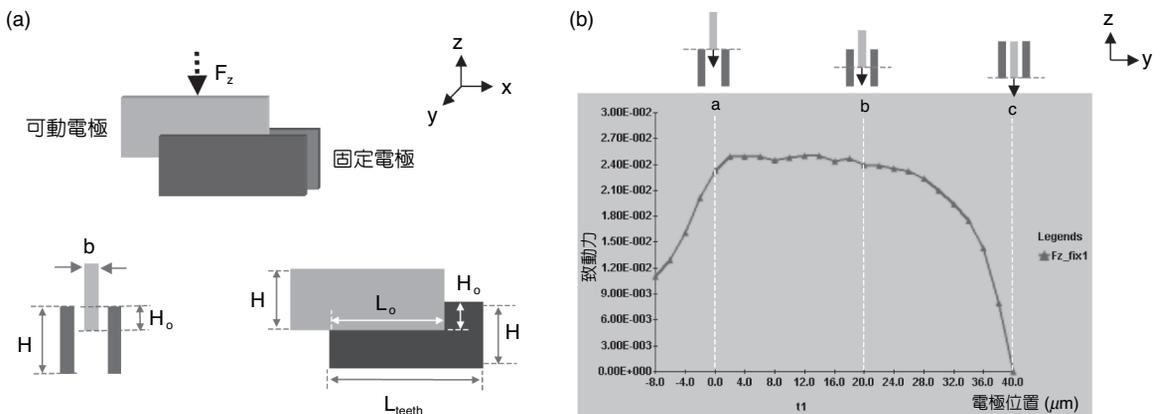


圖 8.37 垂直梳狀電極之 (a) 電極相對位置關係與幾何參數示意圖，(b) 致動力對可動電極位置關係之 MEMCAD 模擬曲線。

落於前述之 a 點至 b 點之大出力操作區間，並儘量使其接近 a 點，其中 a 點位置約可以兩倍電極氣隙來概估⁽⁹²⁾。簡言之，欲製造出力較佳之垂直梳狀電極，所使用的製程需有同時製造出圖 8.37(a) 中具有「上半部高度差」與「下半部高度差」結構之能力，亦即須具多重厚度結構之製造彈性。

除了 z 方向的幾何參數外，另一影響實際出力大小的參數則為如圖 8.37(a) 所示之 x 方向重合長度 L_o 。根據文獻 86 所述，當垂直位移量小於可動電極 (即上電極) 厚度 H 的 80% 時，可忽略邊緣電場的效應。因此其靜電力可單純利用靜電能微分來估算，而近似為

$$F_z = \frac{n_t \cdot \epsilon \cdot L_o}{2 \cdot g_0} \cdot V_d^2 \quad (8.12)$$

其中 n_t 為齒數， ϵ 為介電常數， V_d 為驅動電壓， g_0 為電極間之氣隙間距。由式 (8.12) 可知，欲使實際出力大小增加，除了增加齒數、減少氣隙外，增加電極間之重疊長度 L_o 亦為實際可行之方法，而事實上此亦為使 VCA 致動力達微牛頓量級之主因。若與傳統同平面梳狀致動器作比較，可發現其靜電力之生成方式其實相同，亦即式 (8.7) 和式 (8.12) 的形式是一致的，差別僅在於平面尺寸與垂直尺寸之互換，亦即 VCA 於 x 方向的重合長度 L_o 對應到傳統梳狀致動器中之梳狀結構厚度。由於長度設計可較厚度大上一個數量級以上，此使得垂直式梳狀致動器力量能夠遠大於平面梳狀致動器，而趨近間隙閉合型致動器之出力量級⁽⁸⁶⁾。

雖然前段中敘述了單純地設計 VCA 某些尺寸，便能獲得性能之提升，但由於一些負效應之存在，使得這些尺寸並不能無限制的增加，其主要包含了側向不穩定性 (side instability) 與運動耦合 (motion coupling) 等問題。首先要討論的是側向不穩定性問題。在理想狀況下，可動電極兩側，亦即圖 8.37(a) 之正負 y 方向上，所產生之氣隙閉合力會相等而互相抵銷。然而實際上，任何擾動都有可能破壞此平衡情形，產生一淨側向力，而造成結構如圖 8.38(a) 之側偏運動。此側向力將隨所加電壓 V_d 與電極重疊深度 H_o 之增加而變大，且當側向剛性無法再抵抗該側向力時，便會造成可動電極被側向吸附 (pull-in) 到固定電極上之情形。該側向不穩定性問題將影響到最大操作電壓 (或可操作區)，使其受限吸附時之電壓 V_{pi} ，另一方面最大位移也將受限於吸附發生時之位移 z_{pi} 。參考文獻 86，若令側向剛性為 k_y ，運動方向剛性為 k_z ，運動方向上之起始重合深度 H_o ，則 z_{pi} 若可表示為

$$z_{pi} = g_0 \sqrt{\frac{k_y}{2k_x} - \frac{H_o}{2}} \quad (8.13)$$

此式顯示了欲獲得較大之可操作區間，需設計使彈簧之運動方向剛性 k_y 對側向剛 k_z 之剛性比值 k_y/k_z 儘量大。另外 H_o 值仍以小為佳，此與前段所述 H_o 設計宜使其儘量接近圖 8.37(b)

中之 a 點，恰為一致的設計需求。注意到式 (8.13) 中並未包含梳狀結構重合長度 L_o ，主要因為 L_o 對增加垂直力與增加不希望產生的側向力是相同的一次關係，因此對最大容許位移 z_{pi} 之影響會互相抵銷。因此在設計時， x 方向重合長度 L_o 可設計使之儘量大以增加致動力，而不必考慮側向不穩定性問題。

其次是運動耦合之問題，該問題是指致動器運動除了希望之 z 方向運動外，亦夾雜了不希望產生之運動，除了包括前段所提之 y 方向側向運動外，尚包括如圖 8.38(b) 所示、可動電極在 x 方向之橫向運動。由於橫向運動之力量 F_x 與 F_z 同為不對稱電場所造成，因而欲降低 F_x ，可參考原來用以提升 F_z 之方法並做相反的設計，亦即減少橫向之結構重合厚度 H_o 、增加起始重合長度 L_o 與單一電極長度 L 之比例 L_o/L 等，其次再輔以提高橫向運動之彈簧剛性以及對稱致動等方式，則可降低該耦合運動之問題。

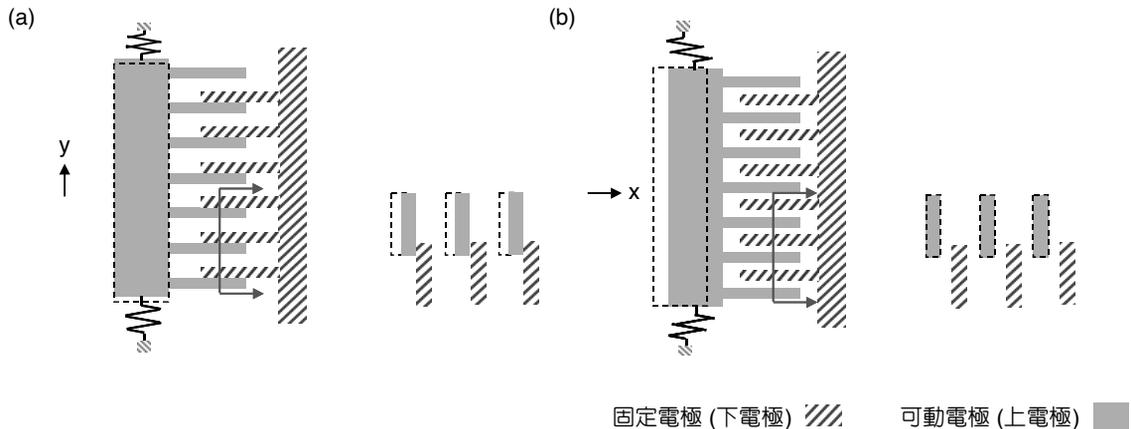


圖 8.38 垂直梳狀致動器驅動時主要負效應示意圖，(a) 側向不穩定性，(b) 耦合 x 方向運動。

綜上可知，垂直梳狀致動器之設計考量上，在彈簧部分宜使其厚度能小於結構厚度，而在梳狀電極部分則有如下設計需求：結構上需能有較大之梳狀電極厚度，以及可動與固定電極間較大之上半部與下半部高度差，以增加出力與大出力操作區間；其次是增加 x 方向重合長度 L_o 以增加出力；另外亦需考慮負效應排除之設計，如提高彈簧 k_y/k_z 剛性對比、增加 L_o/L 比值等等。

為滿足以上複雜的設計要求，垂直梳狀致動器的製程需具有多重厚度、多重高度結構之製造能力，舉例而言，筆者實驗室提出一個可以製造多重厚度和多重高度之高深寬比結構的製程平台，來達成上述之結構設計需求^(81,93)。如圖 8.39 所示為典型之製程結果的 SEM 照片，由照片可清楚地觀察到結構具備多重厚度和多重高度之特性。圖 8.40 則是該製程兩種不同的應用，分別是操作在 AC 模式的光掃描元件和操作在 DC 模式的光衰減器^(94,95)。

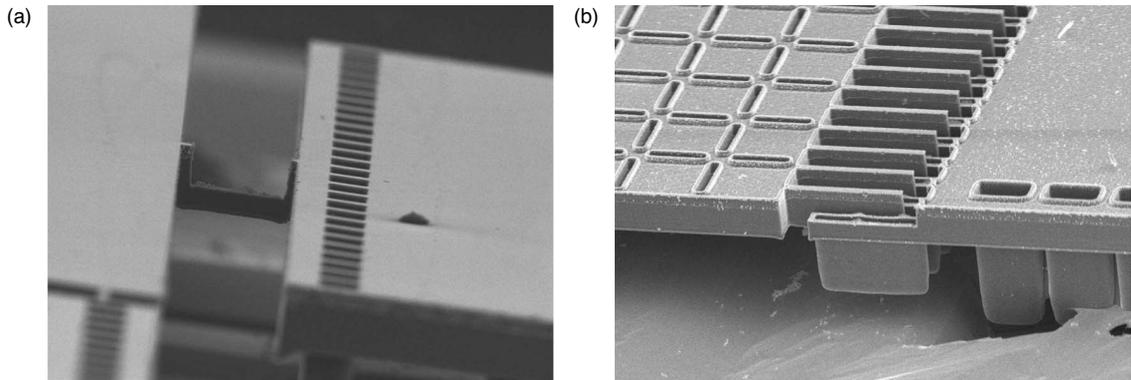


圖 8.39 文獻 81 之高深寬比結構的製程平台的製造結果，(a) 多重厚度，(b) 多重高度。

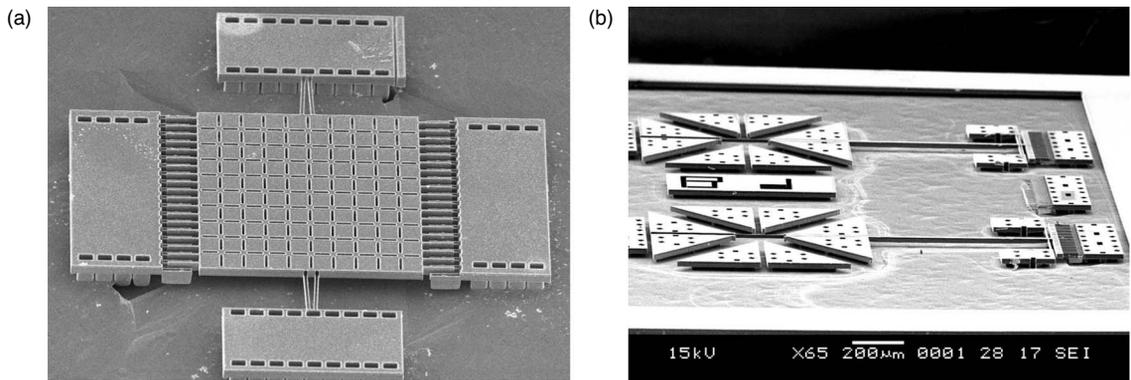


圖 8.40 以文獻 81 之製程平台製造的 (a) 光掃描元件和 (b) 光衰減器。

8.2.3 靜電平板槓桿放大致動器

簡言之，在相同的操作電壓下，間距近接式的出力大但是位移小，而側向操作式的出力小但是位移大，都有其操作上的限制。既然具有完美性能的致動原理仍待發展，因此 Lin 和 Fang 利用傳輸機構來改善致動器的輸出性能。此一概念如同以汽車的變速機構能使引擎維持在最有效率的操作區間一般。本節將介紹此種以高剛性的出平面槓桿傳動機構，改善現有面型矽微加工技術所製造之出平面致動器的操作特性。

由於面型矽微加工所製造之小氣隙的平板電極具有操作電壓低與出力大的特性，然而位移量小是其缺點，為了改善驅動電壓以及輸出位移，Lin 和 Fang 將微機械槓桿與致動器結合，而提出一新式的靜電平板槓桿放大致動器 (electrostatically-driven-leverage actuator, EDLA)⁽⁹⁶⁻⁹⁸⁾，如圖 8.41 所示，此一致動器由面型矽微加工中最常見的平板電極作為驅動源，並與文獻 99 所提出的高剛性槓桿以撓性接點相結合以放大其端點位移。首先來分析 EDLA 致動器的出力與位移，根據槓桿原理，如圖 8.41(b) 當槓桿的施力臂長度為 L_1 、抗力臂長度

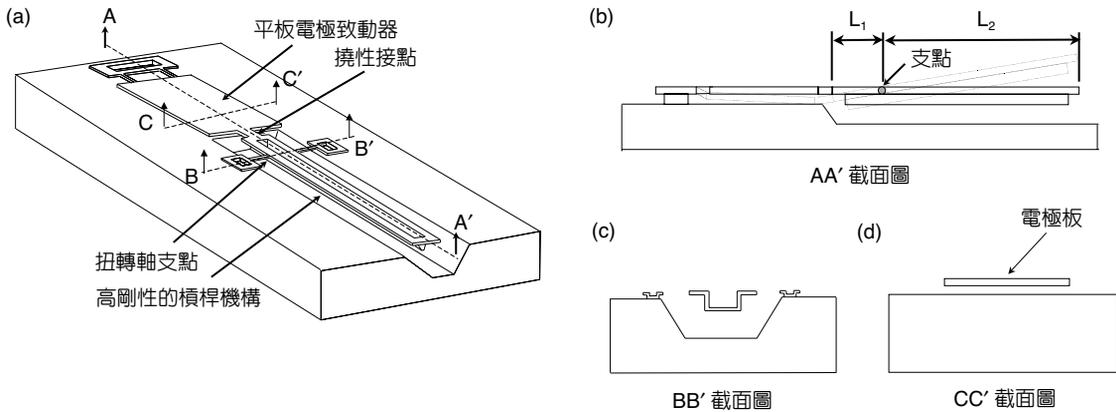


圖 8.41 靜電平板槓桿放大致動器示意圖。

為 L_2 時，該槓桿的位移放大率 X_L 為

$$X_L = \frac{L_2}{L_1} \quad (8.14)$$

然而當槓桿放大 X_L 倍的位移時其輸出力量亦縮小為 $1/X_L$ ，因此對輸出功而言並無增益效果。然而對於間距近接的致動方式而言，其靜電力 p 與間距 g 呈平方反比，因此 EDLA 槓桿端點輸出力量正比於 $1/(g \cdot X_L)$ ，若其輸出位移 X_{Lg} 為定值，則槓桿端點輸出力量正比於 X_L/g 。舉例而言，間距 g 減為 $1/2$ 而槓桿率 X_L 增為 2 倍時，輸出位移不變，而輸出力量增為 2 倍，輸出功亦約增加為 2 倍。因此整合間距近接式的靜電致動器與槓桿不僅是簡單的將位移放大，對致動器輸出功亦有增益。

以下將 EDLA 與微機電系統中最常被使用的梳狀致動器作一比較。參考圖 8.42(a)，假設梳狀致動器以典型的面型矽微加工製造，元件所佔面積約為 $600 \mu\text{m} \times 150 \mu\text{m}$ ，設最小線寬為 $3 \mu\text{m}$ 且電極間距為 $2 \mu\text{m}$ ，而此一結構共包含 120 根指狀電極，其最大位移量在 $10 \mu\text{m}$ 左右，此元件的出力與位移無關，當輸入電壓為 50V 時其出力為 $2.3 \mu\text{N}$ 。參考圖 8.42(b) 的 EDLA 其所佔面積與圖 8.42(a) 之梳狀致動器同樣為 $600 \mu\text{m} \times 150 \mu\text{m}$ ，而電極面積為 $300 \mu\text{m} \times 150 \mu\text{m}$ ，並以一放大率 X_L 為 10 的槓桿放大其位移。此元件理論上的最大位移量為 $20 \mu\text{m}$ ，而可操作的行程約為 $8 \mu\text{m}$ (考慮靜電吸附效應)，約等同於圖 8.42(a) 之梳狀致動器。當輸入電壓為 50V 時其出力在初始位置時為 $6.7 \mu\text{N}$ ，而在最大可操作的行程 ($X_2 = 8 \mu\text{m}$) 時為 $10.8 \mu\text{N}$ ，而在最大位移量時 ($X_2 = 20 \mu\text{m}$) 其出力為 $230 \mu\text{N}$ 。若比較兩者所佔面積相同，可操作的行程亦相當，當輸入電壓相同時，EDLA 即使經由槓桿縮小 10 倍的力量 ($X_L = 10$)，其可控制行程內的最大出力仍為梳狀致動器的 4 倍，而其終端位置的出力則遠大於梳狀致動器。由此可知，藉由整合間距近接式的靜電致動器與槓桿機構的 EDLA 具有大位移且大出力(低電壓)的優點。

關於上述 EDLA 致動器之製造流程，如圖 8.43 所示，其斷面之代號可參考圖 8.41⁽⁹⁷⁾。首先，如圖 8.43(a) 所示先以 DRIE 定義出槓桿臂的 w 及 D ，如圖 8.43(b) 所示，以磷擴散定義出下電極，然後再以 LPCVD Si_3N_4 作為絕緣層及 KOH 蝕刻阻擋層，如圖 8.43(c) 所示，再利用面型矽微加工技術製造犧牲層與結構層以完成槓桿結構及上電極，如圖 8.43(d)–圖 8.43(f) 所示。最後以非等向性濕蝕刻 (KOH) 將槓桿下的矽基底蝕除，以使其有足夠的運動空間並將犧牲層蝕除。如圖 8.44 所示之 SEM 照片⁽⁹⁶⁾，為一典型製程完成後的元件，由該照片可清楚地觀察到驅動電極及槓桿機構。其電極尺寸為 $300\ \mu\text{m}$ 長、 $150\ \mu\text{m}$ 寬，而槓桿的長度為 $300\ \mu\text{m}$ 。

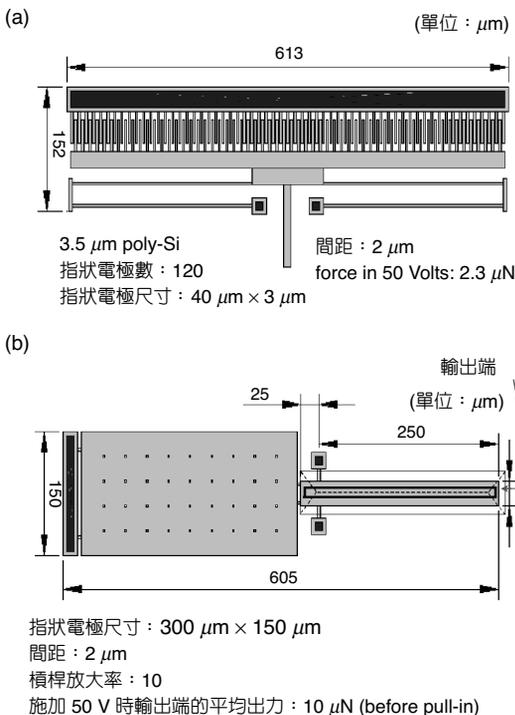


圖 8.42 比較佔用相同面積之 (a) 具 120 根指狀電極的梳狀致動器，及 (b) 靜電平板槓桿放大致動器兩者的出力及位移。

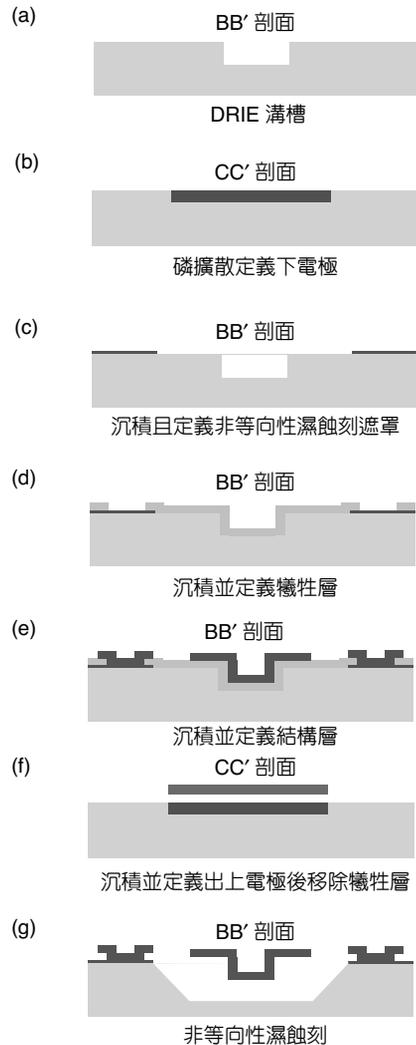


圖 8.43 EDLA 之製造流程。

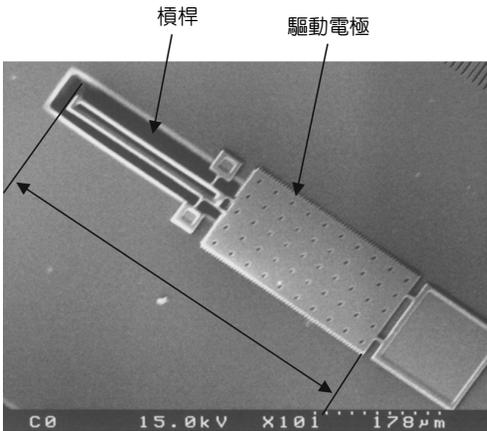


圖 8.44 EDLA 之 SEM 照片。

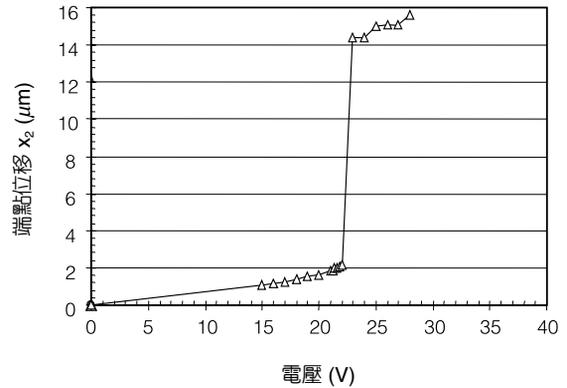


圖 8.45 不同槓桿率之 EDLA 的電壓—位移量測結果。

圖 8.45 所示為典型的 EDLA 操作特性⁽⁹⁶⁾，該致動器的槓桿尺寸是施力臂長度 L_1 為 $40 \mu\text{m}$ 、抗力臂長度 L_2 為 $250 \mu\text{m}$ ，當驅動電壓緩慢的自 0 V 增加至 22 V 時，其端點位移量從 $0 \mu\text{m}$ 至 $2 \mu\text{m}$ ，而當驅動電壓達於 22 V 時，則因吸附效應使位移量從 $2 \mu\text{m}$ 驟升至 $15 \mu\text{m}$ 。因此 EDLA 致動器能夠以 22 V 的電壓，達到超過 $15 \mu\text{m}$ 的位移量，驗證了此一元件低操作電壓大位移量的特性。然而此致動器可操控的範圍，亦即吸附效應發生之前的位移只有 $2 \mu\text{m}$ ，因此仍嫌不足。

簡言之，雖然 EDLA 有相當優異的位移輸出與低電壓操作的特性，然而間距近接式驅動方式所產生的吸附效應使得該致動器的可操作行程很小，而不適合於位置控制。由於平板間的靜電力與其間距 g 及面積 A 相關，根據漸變間距曲面電極的設計^(100,101)，其利用定子電極曲面化的方法使動、定子間的間隙沿著軸向而漸變，可延緩吸附現象的發生而增加其可操作行程。另外，利用改變沿著軸向的電極面積（漸變面積），也可以改善致動器操作特性，如圖 8.46 所示。文獻 102 共提出四種不同的電極形狀，其形狀參數 n 分別定義為矩形 ($n = 0$)、凹形 ($n = 0.5$)、三角形 ($n = 1$)、凸形 ($n = 2$)，並假設電極為剛體。分析結果如圖 8.47 所示，對間隙 $2.5 \mu\text{m}$ 之例而言，其吸附位置上限可從 $1.10 \mu\text{m}$ ($n = 0$) 增加至 $1.39 \mu\text{m}$ ($n = 2$)。因此利用此種方法可增加致動器的可控制行程約 25%。而圖 8.48 的 SEM 照片為如圖 8.46 所分析的不同電極形狀之 EDLA，其中圖 8.48(a) 為凹形 ($n = 0.5$)，圖 8.48(b) 為三角形 ($n = 1$)，圖 8.48(c) 為凸形 ($n = 2$)。

文獻 98 利用圖 8.43 之非等向性蝕刻在槓桿下方製造出自由空間，使槓桿能有向下的行程，以避免在動態操作時與基板敲擊，因此 EDLA 可作為動態操作之振盪器 (resonator)。然而，間距近接式驅動方式所產生的空氣阻尼 (squeeze-film damping) 也遠較側向操作式的致動器為大，通常會有十倍的差異，因此間距近接式雖然在 DC 態時的操作電壓較小，然而在共振態操作時，由於較大的阻尼，其操作電壓未必比側向操作的致動器為低。為了克服此一缺點，可利用深槽技術在電極板下方埋設高深寬比的排氣道^(102,103)，較之於在電極板上

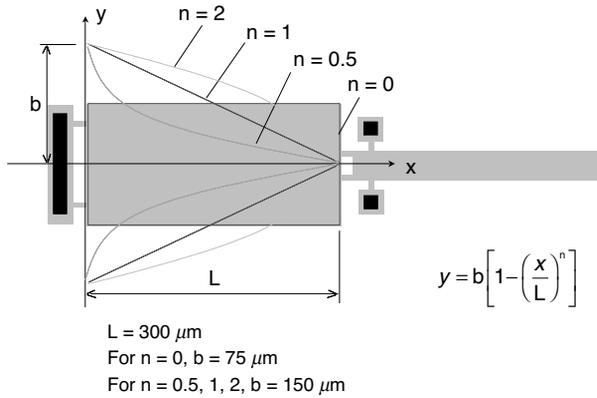


圖 8.46

不同形狀電極之 EDLA 及其電極形狀之定義。

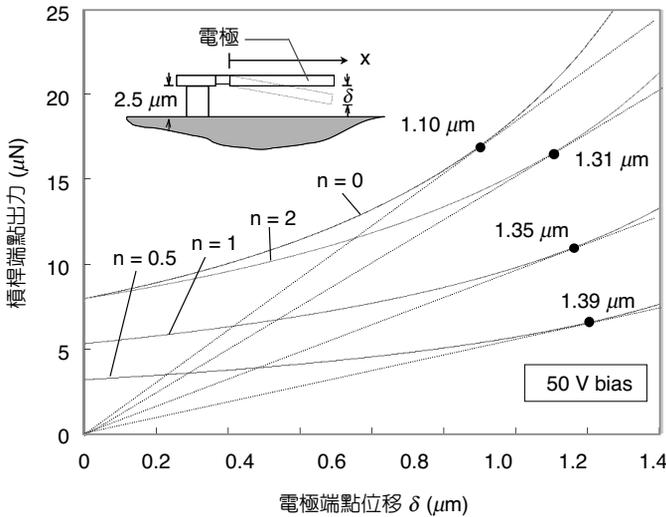


圖 8.47

不同形狀電極之 EDLA 及其電極形狀之出力—位移分析結果。

打洞以減低空氣阻尼的方式會大幅縮小電極面積，此項設計控制阻尼的方法在於排氣道的深度不至於大幅縮小電極面積。而圖 8.49(a) 所示之 SEM 照片為具有高深寬比的排氣道之 EDLA，其製程與圖 8.43 所述雷同，排氣道溝槽的蝕刻與槓桿溝槽同時完成，排氣道溝槽的寬度較窄，以至於犧牲層能將溝槽填平如圖 8.49(b) 所示。而圖 8.50 所示之頻率響應圖為兩相同尺寸之 EDLA，其中之一具有上述之排氣道，而在兩者操作電壓相同的條件下所進行之量測。此一量具為顯微鏡型的雷射都卜勒振動儀，將雷射光點聚焦至槓桿的端點以量測其動態形變。觀察量測結果得知，一般之 EDLA 在操作頻率提升至約 200 Hz 後，其由於阻尼損耗而造成振幅快速遞減，而在接近其共振頻率時 (32 kHz) 振幅呈小量增加 (品質因子 Q 約為 3)。而具排氣道之 EDLA 在操作頻率小於 5 kHz 時均有相當大之振幅 ($> 10 \mu\text{m}$)，其振幅快速遞減之現象延遲至 7 kHz 才發生。而在共振態時 Q 則略增為 5。經由實驗驗證，此排氣道的設計，在操作頻率低於之 5 kHz 時有相當明顯的效用。

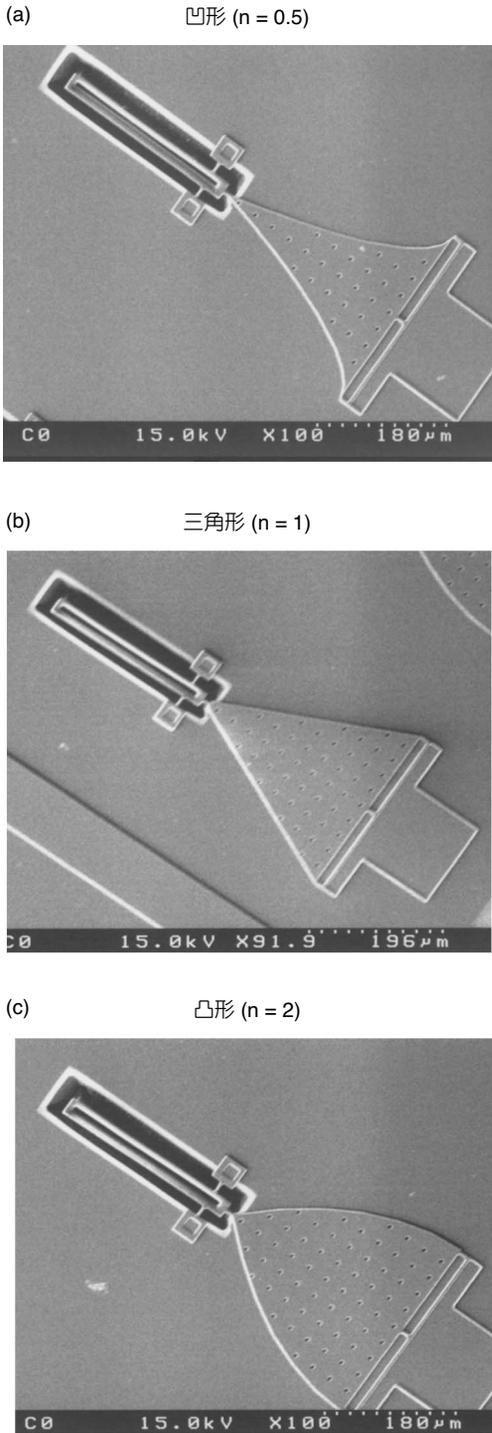


圖 8.48 不同形狀電極之 EDLA 之 SEM 照片。

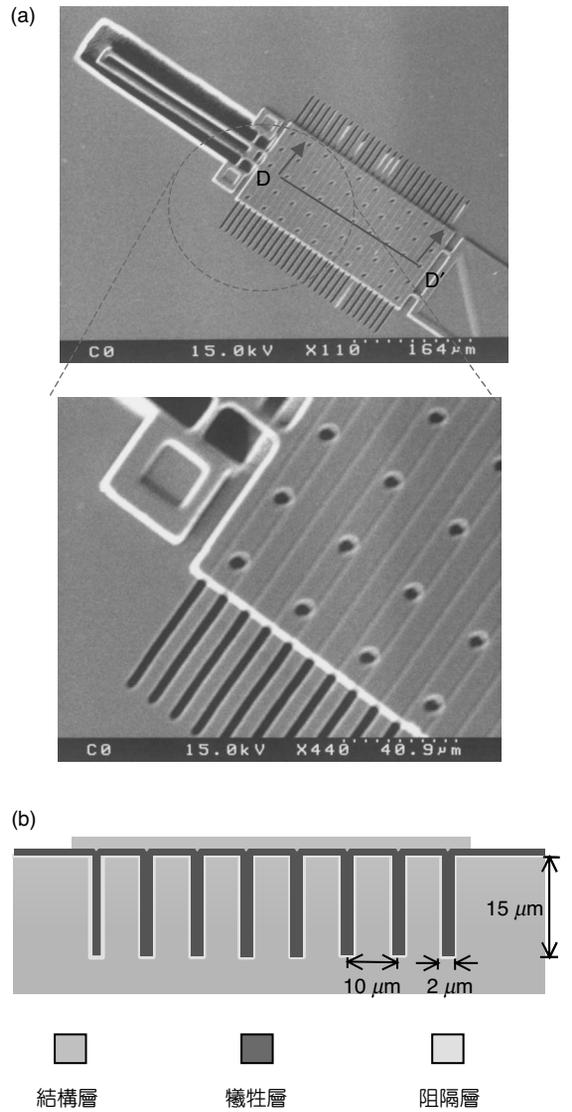


圖 8.49 具排氣道之 EDLA，(a) SEM 照片，及 (b) DD' 之截面示意圖。

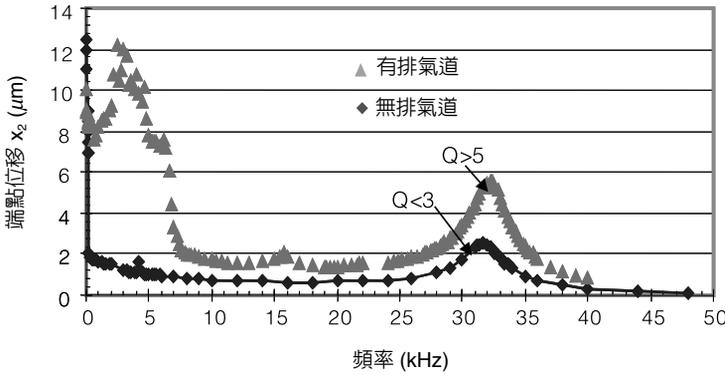


圖 8.50 具排氣道與不具排氣道之 EDLA 動態響應量測圖。

應用－出平面微掃描面鏡

以下將舉如圖 8.51 所示之出平面微掃描面鏡作為典型的 EDLA 致動器之應用⁽⁹⁸⁾，此靜電驅動扭力產生器是由兩組共 4 個 EDLA 致動器所組成，圖 8.52 所示為圖 8.51 中扭力產生器 (torque generator) 的截面圖。為了降低元件的操作電壓，平板電極距矽基板的間距 g 僅為 $2.5 \mu\text{m}$ 。槓桿機構的運動方向可藉由支點與與驅動電極的位置配置而改變，此一設計對僅能產生吸力的靜電驅動方式提供了功能上的多種可能。如圖 8.52(a) 所示之扭力產生器即是結合了一向下運動的槓桿機構與一向上運動的槓桿機構，而構成一產生力偶的扭轉驅動機構。換言之，當驅動電極同時驅動時，藉由兩個槓桿間的耦合機構將使上下兩力相消而僅產生扭矩。因此，與耦合機構相連的面鏡平板便僅產生旋轉運動而無平移運動，而避免了偏心擺盪 (wobble motion) 所造成的定位誤差。而剛性桿件如耦合機構與槓桿臂之間是以撓性接點結合，如圖 8.52(a) 所示，此撓性接點的厚度僅有 $2.5 \mu\text{m}$ ，具很大的出平面彎曲撓度，可提供相當的彎曲角度。

本例所展示的微扭轉面鏡是設計作為高頻掃描用，而元件係操作在諧振態以達到足夠的扭轉角度，若作為高畫質 (VGA 以上) 的掃描式顯示用，則微面鏡的操作頻率須達 15

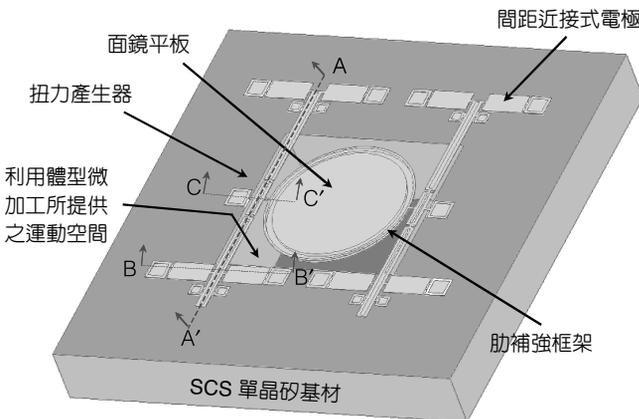


圖 8.51 利用光學平台所架構之新穎微面鏡。

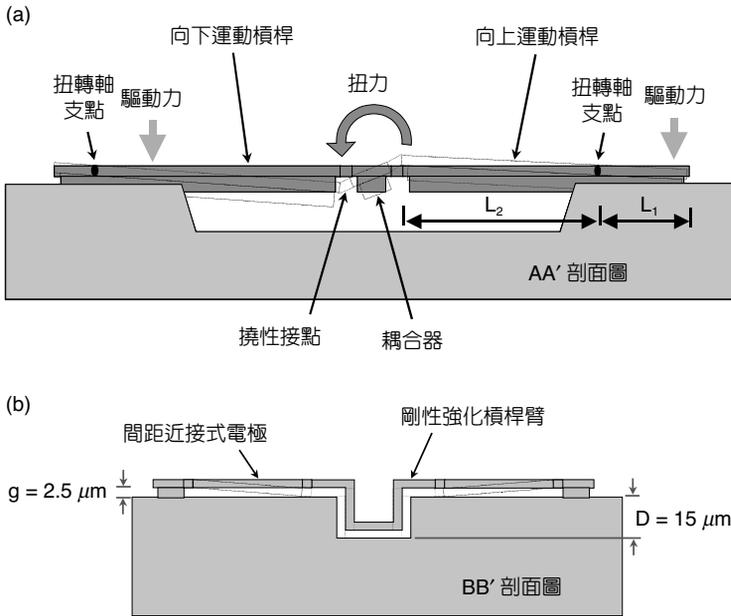


圖 8.52 扭力產生器之操作原理示意圖。

kHz。一般而言，以薄膜結構製成的微面鏡若鏡面尺寸在 $500\ \mu\text{m}$ 以上，則其第一共振頻率僅有數 kHz⁽¹⁰⁴⁾。而圖 8.51 利用結構動態上的特殊設計，使元件的第一及第二個模態皆為扭轉模態，如圖 8.53 所示之結構動態示意圖。此元件的第一個扭轉模態為傳動機構與面鏡平板同相位 (in-phase) 運動，如圖 8.53(a) 所示，而第二個扭轉模態為傳動機構與面鏡平板反相位 (out-of-phase) 運動，如圖 8.53(b) 所示。因此微扭轉面鏡可於第二模態下操作，以得到較高的扭轉頻率。

利用圖 8.43 之微加工製程即可完成此微扭轉面鏡元件，如圖 8.54 之 SEM 照片所示。此元件所佔面積約為 $1.5\ \text{mm} \times 1.5\ \text{mm}$ ，其中，共有八片驅動電極其尺寸皆為 $100\ \mu\text{m}$ 寬、 $200\ \mu\text{m}$ 長，而槓桿臂的長度 ($L_1 + L_2$) 為 $600\ \mu\text{m}$ 長，面鏡平板的直徑則為 $700\ \mu\text{m}$ 。面鏡平板下方利用非等向性濕蝕刻技術所製造的凹槽則提供元件的動件足夠的運動空間。利用訊號產生器及功率放大器可驅動微扭轉面鏡，然後利用雷射都卜勒振動儀量測元件的機械動態特性，包含運動頻率及振幅。如圖 8.55 所示為測得之元件的頻率響應，此圖顯示出微扭轉面鏡的光掃描角與操作頻率的關係。圖 8.55 之頻率響應是在輸入電壓為交流 $\pm 18.5\ \text{V}$ (V_a) 及直流偏壓 $18.5\ \text{V}$ (V_d) 條件下所得。其第一個扭轉模態頻率 (f_1) 為 $4.2\ \text{kHz}$ ，對應的光掃描角為 9.2 度，而其第二個扭轉模態頻率 (f_2) 為 $17.7\ \text{kHz}$ ，對應的光掃描角為 1.5 度，而當輸入電壓增為 $V_a = \pm 26.5\ \text{V}$ 及 $V_d = 20\ \text{V}$ 時，光掃描角增為 5 度。由於靜電力與輸入電壓成平方關係，意即靜電力正比於 $(V_d + V_a \sin(\omega t))^2$ ，因此當輸入訊號頻率為 ω 亦會產生 2 倍於 ω 的靜電力，而當輸入頻率 ω 為諧振頻率一半時亦會激發出諧振模態，如圖 8.55 中之 A、B 兩點。

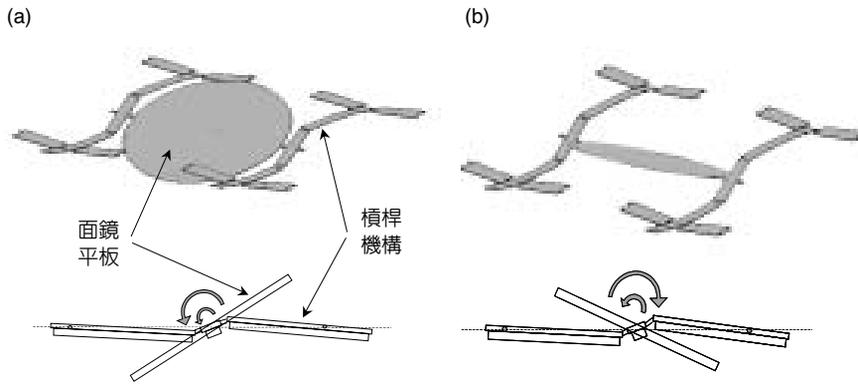


圖 8.53

微面鏡之模態示意圖，(a) 第一個扭轉模態為驅動機構與面鏡平板同相位運動，(b) 第二個扭轉模態為驅動機構與面鏡平板反相位運動。

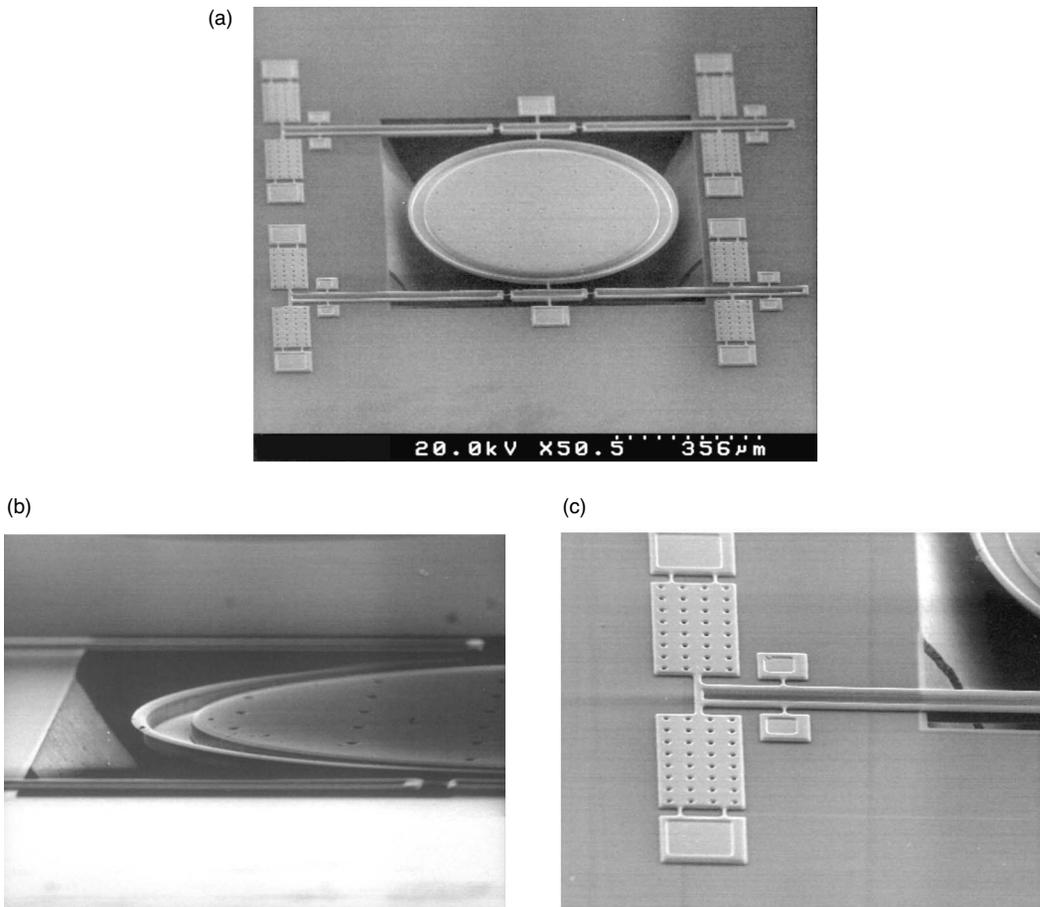


圖 8.54 微面鏡製造結果，(a) 元件整體之 SEM 照片，(b) 強化面鏡細部之 SEM 照片，(c) 驅動電極細部之 SEM 照片。

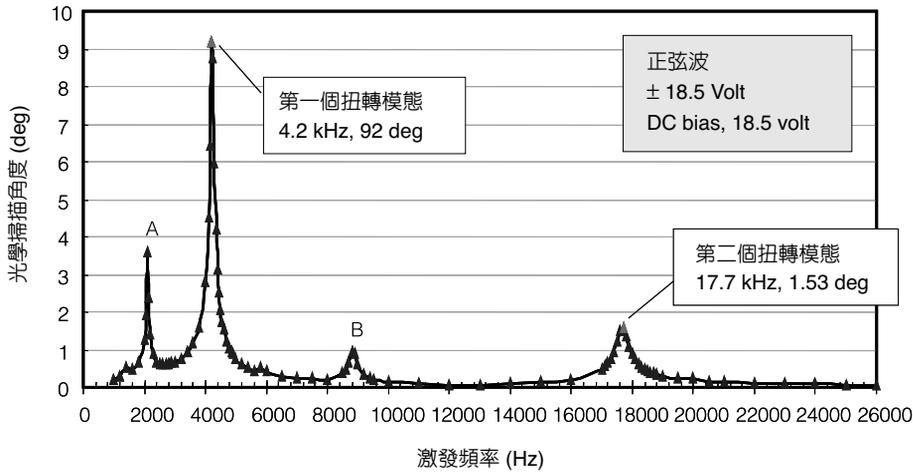


圖 8.55
微面鏡動態量測圖。

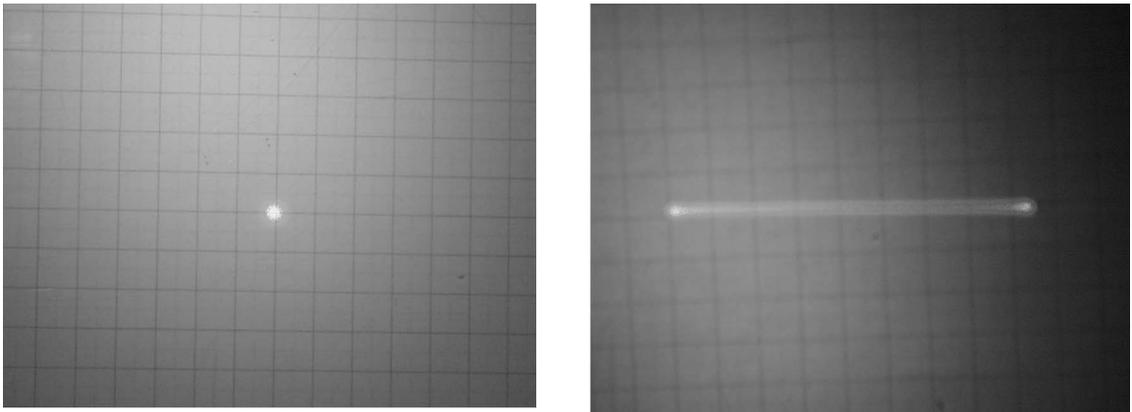


圖 8.56 微扭轉面鏡在靜止時及第一個扭轉模態下所反射出的雷射光點與掃描軌跡。

圖 8.56 為微扭轉面鏡在靜止時及第一個扭轉模態下所反射出的雷射光點與掃描軌跡。觀察此一結果可發現其掃描軌跡除在左右兩端點由於面鏡的停留時間較長而亮度較亮，其軌跡大致上相當均勻，亦無模糊的現象。若與文獻 104 所製作的薄膜微面鏡相較，此 EDLA 致動之微面鏡有驅動電壓較低與光學品質較好的優點。

8.2.4 步進式微致動器 (SDA)

步進式微致動器 (scratch drive actuator, SDA) 為 1993 年日本上智大學的 Akiyama 與 Shono 所研發出來的⁽¹⁰⁵⁾，如圖 8.57 所示，SDA 結構之主體為摻雜磷的多晶矽平板以及位於平板前端的突塊 (bushing)，而支撐樑的作用則為使結構得以懸浮於矽晶片表面，驅動系統

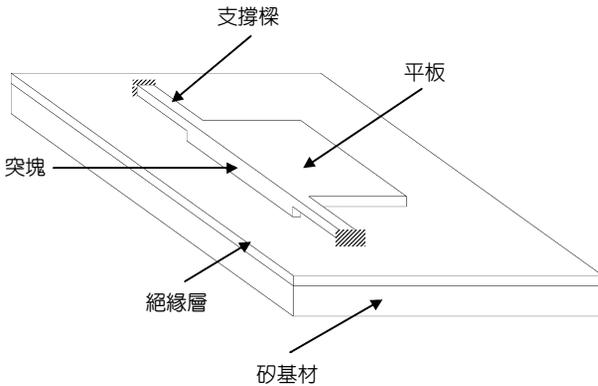


圖 8.57
SDA 之結構示意圖。

部分的上電極為結構本身，下電極則為低阻值的矽晶片。圖 8.58 為 SDA 的動作原理，以輸入之電壓訊號為方波脈衝時為例，假設脈衝之峰值為 $\pm V_p$ ，當電壓上升（由 0 至 V_p ）時，平板受靜電力的作用而往下被吸附，因突塊的存在使得平板不會全部與基材上的絕緣層接觸，此時平板以突塊為支點呈現翹曲（warping）的狀態，能量暫時以形變能的形式儲存，如圖 8.58(a) 所示。當電壓下降（由 V_p 至 0），所儲存的形變能逐漸被釋放，平板試圖回復其初始形狀。此時平板與基材接觸的區域減小，圖 8.58(b) 中之 L_1 即為平板與基材接觸部分之長度。由於突塊仍與基材表面接觸而有摩擦力存在，因此平板末端部分將以突塊為支點而往前收縮。當電壓再度上升（由 0 至 $-V_p$ ），平板再次往下被吸附，因平板末端部分與基材間的距離較小，故較先被吸附至基材表面。因平板的變形將導致突塊的頂端往前推擠，突塊將沿著基材表面滑移，如圖 8.58(c) 所示。持續此一步進式運動（step motion），則 SDA 可在矽晶片表面移動一長距離之行程。

由於 SDA 的運動行為與其長度方向的形變息息相關，因此根據 Linderman 和 Bright 所建立之模型⁽¹⁰⁶⁾，可瞭解 SDA 之板長與驅動電壓間的關係。當 SDA 之平板受靜電力作用時，其形變情形可分為當平板尚未產生吸附（pull-in）現象的形變模型，以及吸附現象發生後平板與基材接觸時的形變模型。圖 8.59(a) 為平板尚未產生吸附現象時的形變模型，稱為折曲過程模型（snap through model），此時平板上各點在出平面方向上的位移量可假設為一個二次函數⁽¹⁰⁷⁾，即

$$y = \left(\frac{x}{L}\right)^2 d \quad (8.15)$$

其中 L 為板長， d 則為平板端點之位移量。而端點的形變量與靜電分布負載 $q_e(x)$ 間的關係為

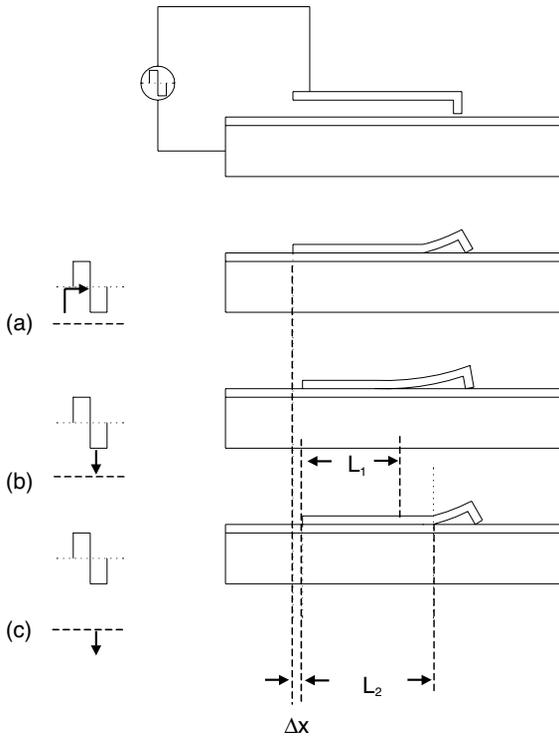


圖 8.58
SDA 之動作原理示意圖。

$$d = \int_0^L q_x(x) \frac{wx}{6EI} (3xL - x^2 + 6KL) dx \tag{8.16}$$

其中 w 為平板寬度， E 為材料的楊氏係數 (Young's modulus)， I 為平板截面之慣性矩，而 K 則為支撐樑所造成的等效扭轉剛性係數。根據文獻 108 可得

$$K = \frac{E \cdot I_s}{k_t} \tag{8.17}$$

其中 I_s 為支撐樑截面的慣性矩， k_t 則為支撐樑本身的扭轉剛性。由於左右兩根支撐樑可視為並聯的形式，因此

$$k_t = 2 \times \frac{\frac{1}{12} G w_s t (w_s^2 + t^2)}{l_s} \tag{8.18}$$

G 為材料的剪彈性係數 (shear modulus)， l_s 及 w_s 則分別為支撐樑的長度與寬度。

如圖 8.59(a) 所示，若平板與基材之間最大的距離為 $Z_m = Z_b + Z_n$ ，其中 Z_b 為突塊高度而 Z_n 為介電層厚度，則靜電分布負載為

$$q_s(x) = \frac{\epsilon\kappa_1}{2} \left[\frac{V}{Z_m - \left(\frac{x}{L}\right)^2 d} \right]^2 \tag{8.19}$$

ϵ 為真空中的介電常數 ($= 8.85 \times 10^{-12} \text{ C}^2/\text{Nm}^2$)， κ_1 為等效介電係數， V 則為所施加的電壓。其中 κ_1 是藉由空氣、氮化矽及二氧化矽個別的平均厚度與其本身的介電係數估算而得，本文所求得之 κ_1 為 2.28。將上式代入式 (8.16) 並積分可得折曲電壓 V_s 與形變之關係式為

$$V_s = \frac{EI}{w\epsilon\kappa_1 L^2} \frac{\sqrt{\frac{6w\epsilon\kappa_1}{dEI} \left[2d \frac{Z_m + 3\frac{Kd}{L}}{Z_m(Z_m - d)} - \frac{3\sqrt{d}}{\sqrt{Z_m}} \tanh^{-1}\left(\frac{d}{\sqrt{Z_m d}}\right) - \ln\left(\frac{Z_m - d}{Z_m}\right) \right]}}{\left(\frac{1}{d} + \frac{3K}{Z_m L}\right) \frac{1}{Z_m - d} - \frac{3}{2d\sqrt{Z_m d}} \tanh^{-1}\left(\frac{d}{\sqrt{Z_m d}}\right) - \frac{1}{2d^2} \ln\left(\frac{Z_m - d}{Z_m}\right)} \tag{8.20}$$

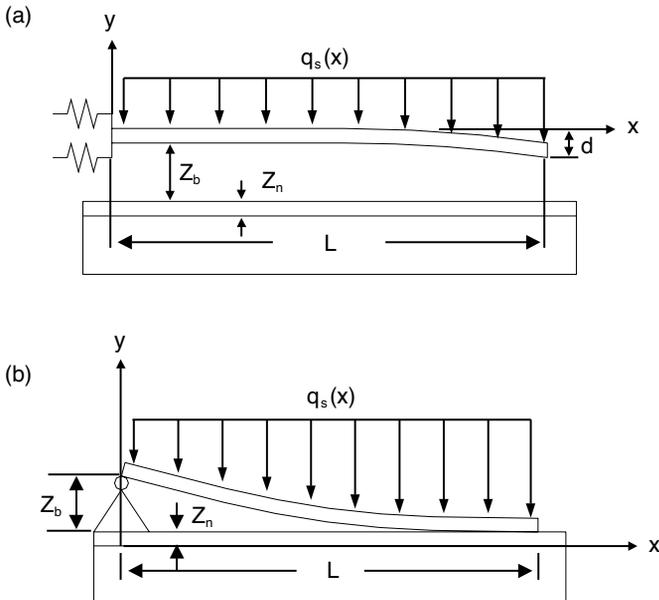


圖 8.59 SDA 之板長與驅動電壓之模型，(a) 折曲過程模型，(b) 貼底模型。

由於吸附將發生在 $\frac{\partial V_s}{\partial d} = 0$ 時，因此將上式對 d 微分可得

$$d = \frac{45}{8} Z_m \frac{L + 4K}{13L + 45K} \quad (8.21)$$

將式 (8.21) 代回式 (8.20) 中即可以得到折曲電壓與 SDA 之板長 L 間的關係式。

當吸附現象發生後，使得平板與基材接觸時，此時平板形變之模型則改以如圖 8.59(b) 所示之模型來表示，稱為貼底模型 (priming model)。此時可將平板視為一簡支樑，當平板尾端與基材接觸之點的斜率為零時，將其支點處之斜率近似為 Z_b/L ，則根據簡支樑之公式可得

$$\frac{Z_b}{L} = \frac{w}{6LEI} \int_0^L q_p(x)(L-x)[L^2 - (L-x)^2] dx \quad (8.22)$$

而靜電分布負載 $q_p(x)$ 為

$$q_p(x) = \frac{\epsilon \kappa_2}{2} \left[\frac{V}{Z_n + \left(\frac{x}{L}\right)^2 Z_b} \right]^2 \quad (8.23)$$

其中 κ_2 為在貼底模型之下的等效介電係數，本文計算所得之 κ_2 為 3.17。將 $q_p(x)$ 代入式 (8.22) 中積分可得貼底電壓 V_p 與板長間之關係式為

$$V_p = \sqrt{\frac{24Z_b^2 EI}{\epsilon \kappa_2 L^4 w} \left[\frac{3}{\sqrt{Z_n + Z_b}} \tan^{-1} \left(\frac{Z_b}{\sqrt{Z_b Z_n}} \right) - \frac{\ln(Z_n + Z_b)}{Z_b} - \frac{2}{Z_n} + \ln Z_n \right]^{-1}} \quad (8.24)$$

將式 (8.20) 及式 (8.24) 對板長 L 作圖，可得板長與折曲電壓及貼底電壓之間的關係，如圖 8.60 所示。由圖 8.60 可以看出，驅動電壓將隨著板長增加而下降，而折曲電壓與貼底電壓曲線之交點表示設計上最佳化之板長，其折曲電壓及貼底電壓相等，因此就節省功率之觀點而言其為最佳之板長。其餘板長之驅動電壓必須選擇兩者之中較大者，對兩者中較小者而言，較大的驅動電壓形同功率之浪費。由於材料參數的選擇會對上述模型造成影響，且板長亦與 SDA 運動時之摩擦力相關，此外還必須考慮板長大小對製程良率之影響，因此其值僅供設計之參考，實際上仍然必須視個別之整體情形來決定。

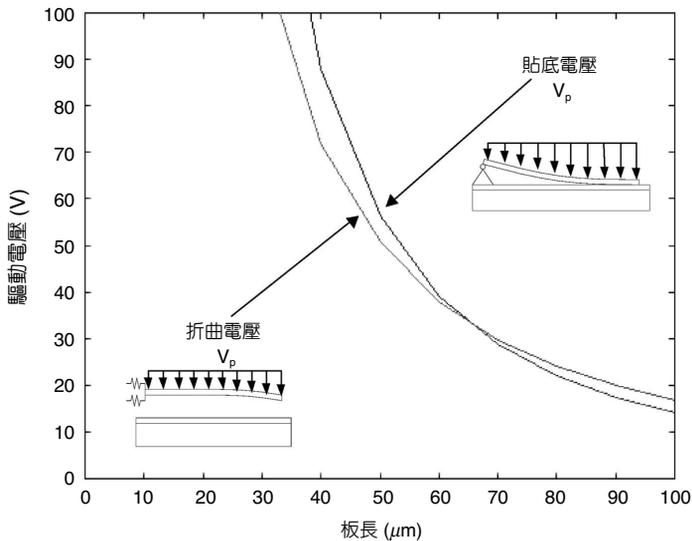


圖 8.60

SDA 之板長與驅動電壓關係圖。

一般而言，SDA 主要的優點為：具有極小的步進距離 (約數十奈米) 但是又具備大的位移行程的能力，此外 SDA 的製程和 MUMPS 製程平台相同，因此可透過 MUMPS 製程和其他元件整合。雖然單一個 SDA 的出力有限，但是可藉由陣列式的 SDA 來增加出力。綜合以上各點得知，SDA 非常適合用於微元件之精密定位。近年來經常可以發現 SDA 被廣泛應用於微元件之定位與組裝，例如用來擠壓結構使結構產生挫曲變形而抬起結構，或藉由導引滑軌移動將面鏡及射頻元件抬起，或移動平台作來回運動以進行定位。然而經由實驗證實，SDA 在長時間的操作下會有磨耗與電荷累積等問題產生，會嚴重影響 SDA 的性能，因此 SDA 較適用於單次定位的元件，而不適合用來進行往復操作。

應用

關於 SDA 應用方面，在早期主要作為驅動微光開關的致動器，其中較為人熟知的微光開關應用為 Lin 於 1994 年提出的 16×16 頻道微光開關⁽¹⁰⁹⁾，如圖 8.61(a)，Lin 先利用 SDA 矩陣將面鏡立起，然後再用卡榫與微鉸鏈進行定位，如果再加上另一組反向運動的 SDA，如圖 8.61(b) 中所示，就可以使該面鏡往復切換⁽¹¹⁰⁾。由於單一個 SDA 的出力無法帶動整個面鏡，因此從圖 8.61 之照片也可清楚地看見，陣列式 SDA 被用來解決出力的問題。在利用 SDA 抬升與定位元件時有幾點必須注意，如圖 8.62 所示，以筆者實驗室設計與製造的 SDA 驅動立式面鏡為例⁽¹¹¹⁾，由圖 8.62(a) SEM 照片可以看到，面鏡在未由 SDA 驅動前因應力臂而微微抬起，其目的有兩個，第一可以防止大面積的面鏡黏著於晶片，第二可以先將面鏡微抬，使得隨後 SDA 拉抬時，可將水平的 SDA 拉力轉換為抬升面鏡所需要的轉矩。另外，在面鏡周圍成折曲狀的是提供電訊與回復力的彈簧，當 SDA 拉起面鏡後，可藉由彈簧本身的回復力，在驅動電壓消失時拉回面鏡，SDA 驅動完後的結果如圖 8.62(b)。

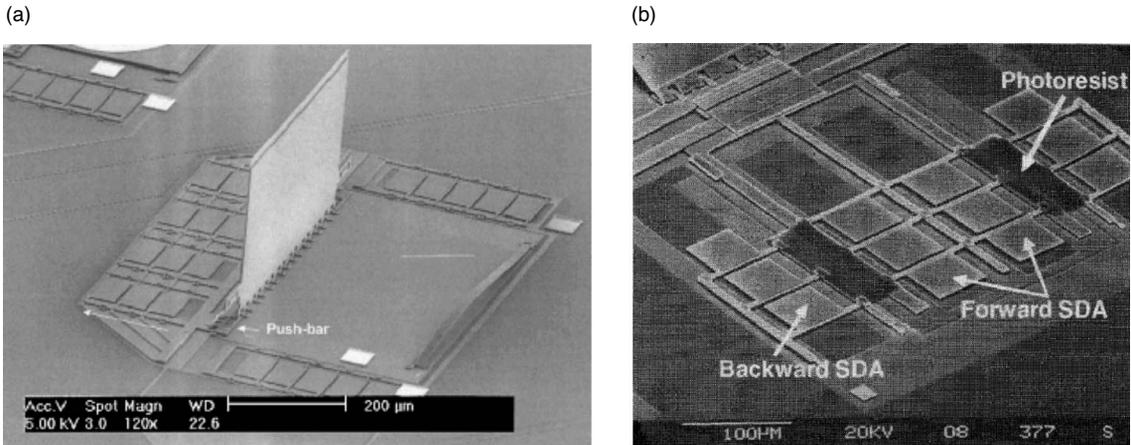


圖 8.61 利用 SDA 抬升面鏡，(a) 單向式⁽¹⁰⁹⁾，(b) 雙向式⁽¹¹⁰⁾。

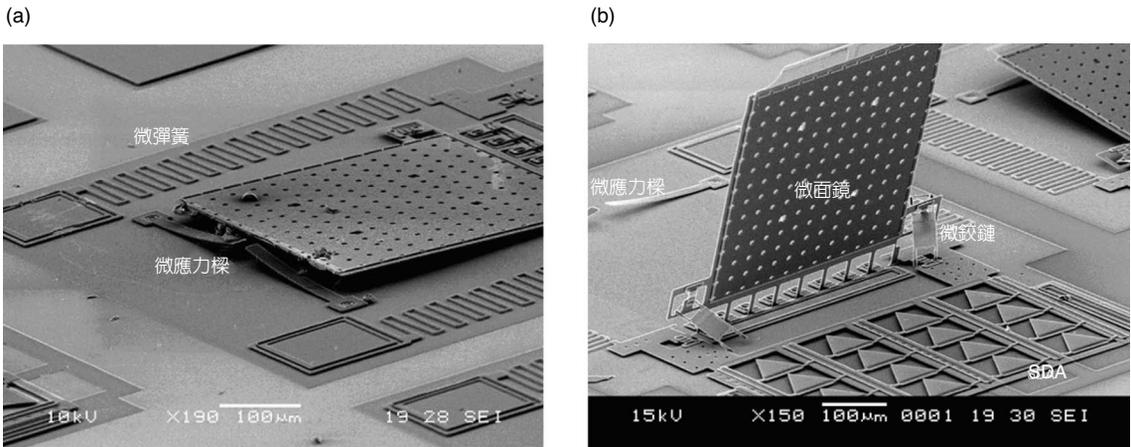


圖 8.62 (a) 面鏡尚未抬起時，(b) 以 SDA 驅動並立起面鏡⁽¹¹¹⁾。

另外，Fujita 提出以 SDA 完成三維自組裝結構的概念⁽¹¹²⁾，其使用 SDA 推動一個掛載微面鏡之懸臂樑，當力量到達其挫曲值時可將介於懸臂樑中央的面鏡抬起，而後 Fan 以 SDA 陣列推動一平台使平台立起，以便將微玻璃球 (ball lens) 抬至定位，如圖 8.63(a) 所示⁽¹¹³⁾。另外 Fan 也利用 SDA 將射頻 (RF) 元件架離底材，如圖 8.63(b) 所示，以避免矽基板的雜散電容影響系統的 Q 值⁽¹¹⁰⁾。近年來，Bright 嘗試以 SDA 作為轉子，類似小馬達，並在轉子上以錫球迴熔的方式將葉片狀的結構立起，如圖 8.64 所示，作為微小的散熱片，嘗試應用於散熱葉片與微直升機⁽¹¹⁴⁾。

至目前為止，微機電領域對 SDA 的特性還未能完全掌握。以驅動頻率為例，在以往的文獻中，SDA 的操作頻率範圍從幾十赫茲⁽¹¹⁵⁾ 到數千赫茲⁽¹¹⁶⁾，而 Bright 等人於 2000 年所論

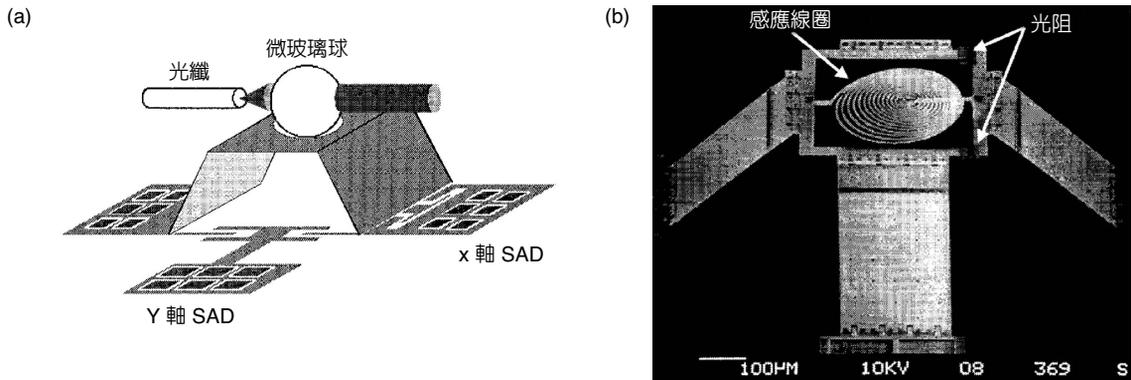


圖 8.63 利用 SDA 抬升元件：(a) 光纖對準之微玻璃球⁽¹¹³⁾，(b) 可變電感⁽¹¹⁰⁾。

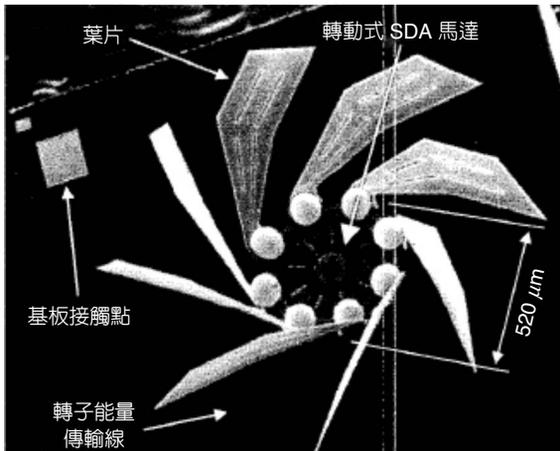


圖 8.64
SDA 轉子風扇⁽¹¹⁴⁾。

及的，當 SDA 驅動於 3 kHz 時甚至有倒轉的問題⁽¹⁰⁶⁾，因此究竟如何驅動，只能從經驗和試誤的方式來解決，這些特性必須進一步的討論與研究，才能提升 SDA 效能及尋找適合 SDA 致動器應用的結構與元件。

8.3 電熱式微致動器

電熱式微致動器的原理很簡單，由於薄膜結構本身即可扮演電阻元件，當電流通過時，該結構會因為電熱效應升溫，對於懸浮的微機械結構而言，如果該結構有一自由端 (例如微懸臂樑)，將會產生一線性熱膨脹 ΔL ，其量值為

$$\Delta L = \alpha \cdot L \cdot \Delta T \quad (8.25)$$

其中， L 為結構長度、 α 為線性熱膨脹係數、 ΔT 為升溫的大小。換言之，由式 (8.25) 得知，可藉由輸入電流的大小控制 ΔT ，以調變輸出位移 ΔL 。和前述之致動器相同，如果輸入電流為直流電，則該致動器的輸出為靜態的位移，此時致動器可扮演如定位器的角色；另一方面，如果輸入電流為交流電，則該致動器的輸出為動態的位移，此時致動器可扮演如振盪器的角色。由以上操作特性得知，電熱式微致動器不需再鍍上一層額外的電極層，即可產生致動的效果，這是和靜電式致動器最大的不同點。

一般而言，利用結構的線性膨脹量產生的位移 (形變) 量非常小，因為材料的線性熱膨脹係數 α 通常在 $10^{-5} - 10^{-6}$ ，根據式 (8.25) 得知，對於一根結構長度 L 為 $100 \mu\text{m}$ 的懸臂樑而言，即使在 $\Delta T = 1000^\circ\text{C}$ 的升溫下，其自由端之線性膨脹量也只有 $0.1 - 1 \mu\text{m}$ 。如果據此原理來製造電熱式微致動器，然後以線性膨脹量作為致動器的輸出位移，可預知其效果非常不理想，因此必須利用機構設計或力學原理來放大變形量。其中最為人熟知的即是以熱膨脹係數不同之雙層薄膜所構成的結構，來造成受熱彎曲 (bending) 的特性⁽¹¹⁶⁾，如圖 8.65(a) 照片所示為典型的彎曲微懸臂樑⁽¹¹⁷⁾；或者利用單層薄膜構成的兩端固定 (clamped) 的橋式結構 (bridge)，來造成受熱挫曲 (buckling) 的特性⁽¹¹⁸⁾，如圖 8.65(b) 照片所示為典型的挫曲微橋式結構⁽¹¹⁹⁾，以達到位移放大的目的。另一種相當具有代表性的熱致動器則是利用結構粗細造成電阻不同，使得利用單一層薄膜所構成的結構同樣具有受熱彎曲的特性，達到位移放大的目的⁽¹²⁰⁾。

以下將針對出平面和同平面運動方式，分別探討數種不同的電熱式微致動器之設計。

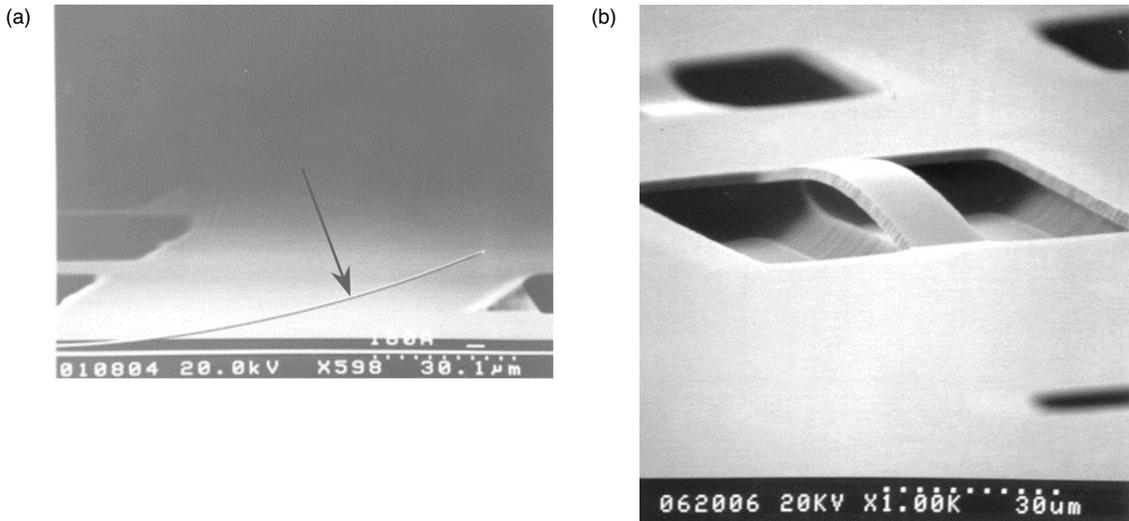


圖 8.65 利用 (a) 彎曲，或是 (b) 挫曲來放大熱形變量^(ref)。

8.3.1 出平面運動熱致動器

由於雙金屬效應簡單的原理，以及和面型加工製程技術易於整合的特性，出平面式熱致動器很早即已被開發。然而由於其可靠度不佳，且僅能作單向致動，因此許多人致力於改善其性能。近年來已有單層薄膜熱致動器被成功地開發出來，除了可避免脫層效應引起可靠度不佳的問題，雙向致動的問題也順利地解決。以下將分別介紹雙層薄膜式和單層薄膜式熱致動器。

(1) 雙層薄膜式

在 1980 年代末 MEMS 研究發展初期，就已經有文獻提出以熱致動方式來達成出平面致動的目的。在以熱致動方式的出平面微致動器中，最常使用的致動原理即為雙金屬效應 (bi-metal effect)，利用不同材料間之熱膨脹係數差異 $\Delta\alpha$ ，當致動器因加熱而使溫度上升時，即會造成不同材料間有不同之熱形變量，因而使致動器產生出平面位移。其溫度與形變的關係可由 Timoshenko 的推導得知⁽¹²¹⁾，首先，雙層結構的曲率半徑 ρ 和溫度變化量 ΔT 的關係為

$$\frac{1}{\rho} = \frac{6\Delta T\Delta\alpha(1+m)^2}{h \left[3(1+m)^2 + (1+mn) \left(m^2 + \frac{1}{mn} \right) \right]} \quad (8.26)$$

其中 h 為兩層薄膜的厚度和， m 為兩層薄膜厚度的比值， n 為兩層薄膜楊氏係數的比值。如果雙層結構為邊界一端固定而另一端自由的懸臂樑，則溫度變化時，自由端的位移量 δ 為

$$\delta = \frac{L^2}{2\rho} \quad (8.27)$$

其中 L 為懸臂樑的長度。根據式 (8.26) 和式 (8.27) 即可得知致動器的輸出位移 δ 和溫度變化 ΔT 的關係。

Riethmuller 最早提出應用雙金屬效應作為驅動方式的出平面微致動器，如圖 8.66 所示⁽¹¹⁶⁾，其針對不同薄膜材料的組合進行研究及比較，選擇以二氧化矽與黃金薄膜作為雙層結構的材料，並使用經摻雜的多晶矽薄膜作為電阻之熱源產生器，此設計不論製程以及驅動特性上都具極高的穩定性。Benecke 則是利用上述之熱致動器提出如微面鏡 (micro-mirror)、微閥門、微推進器及微馬達 (micromotor) 等許多不同的應用⁽¹²²⁾。而 Rashidian 也應用相同驅動概念，但在熱源產生方式上做修正，利用平行板電容結構在施加電壓時，其介電層所產生之熱量作為熱源，所以在介電層材料的選擇上必須有較高的介電損失，以得到較高的溫度變化，因此選擇使用 PVDF-TrFE 作為介電層材料，並使用熱膨脹係數不同的

DuPont PI2611D 聚亞醯胺 (polyimide) 以達到雙金屬效應⁽¹²³⁾。Suh 則針對使用材料加以修改，提出以 Ti/W 薄膜作為電阻加熱源，金屬鋁作為犧牲層用以懸浮結構，再分別利用不同熱膨脹係數的聚亞醯胺作為結構層，並將結構置於壓力艙中觀察反應時間與空氣壓力之關係，得知空氣對結構熱傳導效應之影響⁽¹²⁴⁾。Schweizer 則研究雙金屬效應的應用，並根據此驅動原理提出可做大扭轉角度之平板面鏡⁽¹²⁵⁾。Sun 則是利用雙金屬效應，製作出預變形分別為向上和向下的懸臂樑 (cantilever) 所組合而成之兩段式熱致動器，以及一組在基材上事先定義的止動機構，藉由特定的順序分別對其施加電壓，便會使兩段懸臂樑的組合結構栓鎖在止動機構上，製作出雙穩態微繼電器⁽¹²⁶⁾。

雙金屬效應除了可應用在上述的懸臂樑型式出平面致動器外，亦可使用在微橋式樑或薄膜 (membrane) 的型式，利用對其結構加熱，因邊界狀況限制其結構膨脹，導致結構產生挫曲現象 (buckling)，而產生出平面的位移。Noworolski 應用此種熱挫曲的現象，使用金屬鋁做為熱源，加熱而導致局部熱應變的特性，經由設計結構寬度與深度，即可控制此出平面致動的形變量⁽¹¹⁸⁾。而 Seki 進一步利用這種熱挫曲現象，提出新型微出平面繼電器的設計⁽¹²⁷⁾。

除了上述使用雙金屬效應所製作的熱致動器外，Bright 提出應用如圖 8.67 所示之結構寬度上的差異，當通以電流時會產生電流密度的不同，因焦耳效應導致結構上產生溫度變化，而由此溫度差異產生不一致的熱形變量，可使結構產生平面之位移^(120,128-133)。

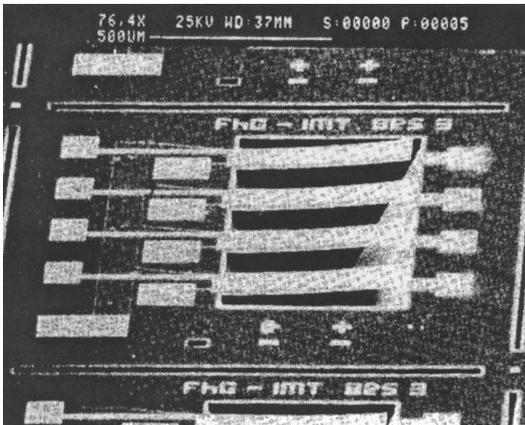


圖 8.66

Riethmuller 提出應用雙金屬效應作為驅動方式的出平面微致動器⁽¹¹⁶⁾。

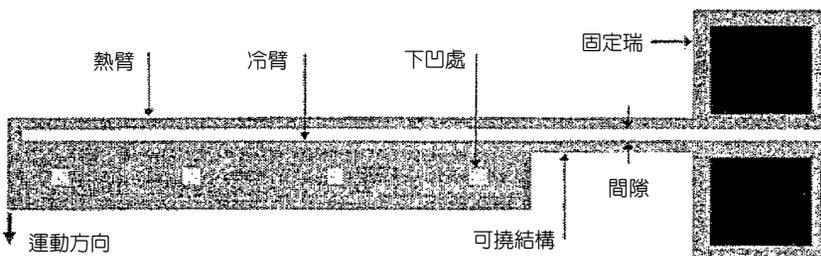


圖 8.67

Bright 提出利用結構寬度上的差異來放大同平面之熱形變量⁽¹²⁰⁾。

先前的熱致動方式多應用線的熱膨脹特性加以致動，透過雙金屬效應將熱形變量轉變成出平面方向運動。而在應用體積熱膨脹效應作為出平面致動的方式上，Ohmichi 提出以光作為熱源的設計⁽¹³⁴⁾，其優點為可應用在特殊環境下達成遠端控制的致動，如真空腔。由於石蠟 (paraffin, n-alkane group) 在很小的溫度變化下 (65–150 °C) 即具有極高的體積膨脹效應 (10–30%)，Carlen 便應用此特性提出以石蠟薄膜作為出平面致動的設計⁽¹³⁵⁾，更增加了熱致動器的效率。

由文獻得知，熱致動式出平面微致動器的優點為致動方式具有操作電壓低、形變輸出與初始位置無關、製程簡單、只需單一晶片、使用材料與傳統半導體相同、容易與微感應器及控制電路相結合等等，所以使得這種驅動方式被廣為應用。然而，該微致動器也有以下缺點：(1) 雙層薄膜熱致動器驅動時，材料接合面上承受極大剪應力作用，如果雙層材料間黏結不佳，在反覆施加操作之下，接合面極易造成脫層破壞，而減低元件使用壽命；(2) 當環境溫度改變時，同樣會驅動致動器，造成致動器之初始位置改變，使得此設計在溫度變化劇烈之情況下定位不易；(3) 此種型式之熱致動器在 DC 態操作時，僅能做單向驅動，換言之，如果上層薄膜熱膨脹係數較大，則致動器僅能向下運動，反之，上層薄膜熱膨脹係數較小時，則致動器僅能向上運動。

(2) 單層薄膜式

為了克服現有之雙層薄膜熱致動器的問題，因此提出一種嶄新的單層薄膜熱致動式出平面微致動器⁽¹³⁶⁾，如圖 8.68 所示為該微電熱式致動器的基本結構示意圖。此結構包含四根互相平行、左右對稱且截面積大小相同的桿件，並以一連接桿件 (以下簡稱連接臂) 加以連

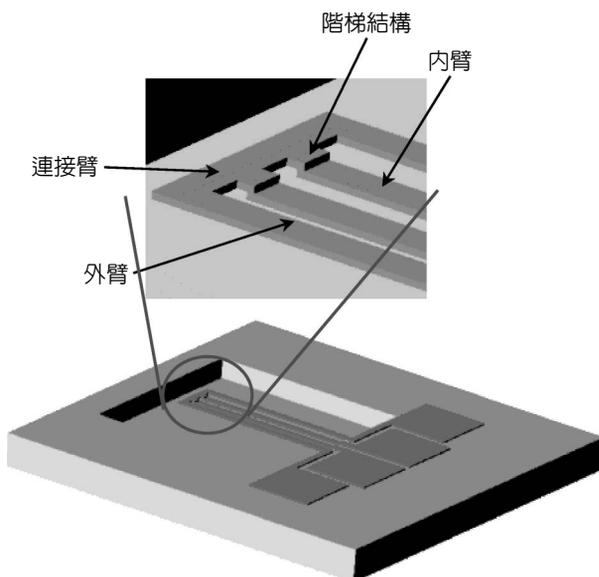


圖 8.68

微電熱式致動器結構示意圖⁽¹³⁰⁾。

接所構成，而內部兩根桿件（以下簡稱內臂）和外部兩根桿件（以下簡稱外臂）具有一高度差，即階梯結構。當施加電壓在內臂時，電流只會在內臂流通，故只有內臂會因電流通過而產生熱量，因此會比外臂具有較高的溫度，且產生較大的熱形變量，透過階梯結構及連接桿的連接，導致結構產生出平面向上的運動；反之若將電壓施加在外臂時，則電流只會在在外臂流通，因此會比內臂具有較高的溫度而產生較大的熱形變量，使結構產生出平面向下的運動。透過上述控制電壓的施加方式可達到雙向致動的效果。由於該微電熱式致動器是利用同一層材料所製作而成，因此可有效避免利用雙金屬效應的電熱式致動器常發生的材料脫層效應，故具有使用壽命長的優點。此外，該熱致動器的兩根內臂和兩根外臂長度和截面積大小均相同，換言之，此四根桿件具有相同的剛性，因此可有效避免一些利用桿件截面積不同造成溫差效應的熱致動器，易造成較細之桿件（剛性較小）挫曲或塑性變形的現象。

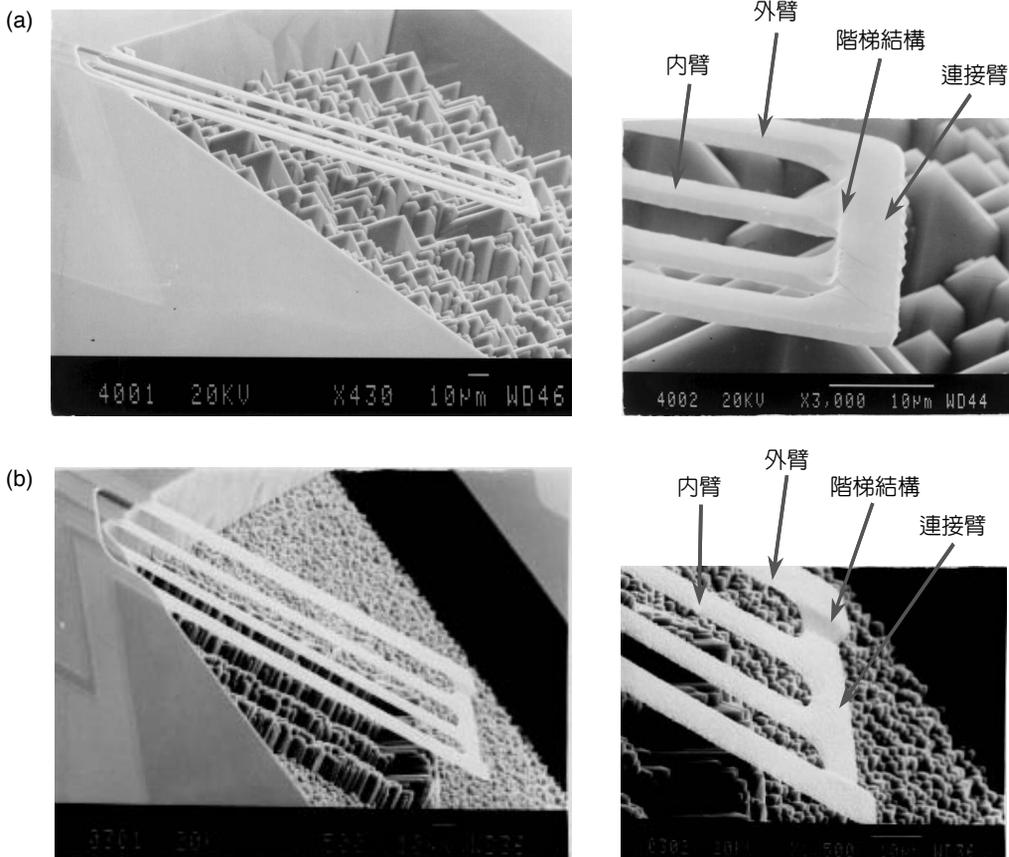


圖 8.69 不同型式之微電熱式致動器完整結構之製程結果，(a) 階梯結構在內臂頂端，(b) 階梯結構在連接臂上⁽¹³⁰⁾。

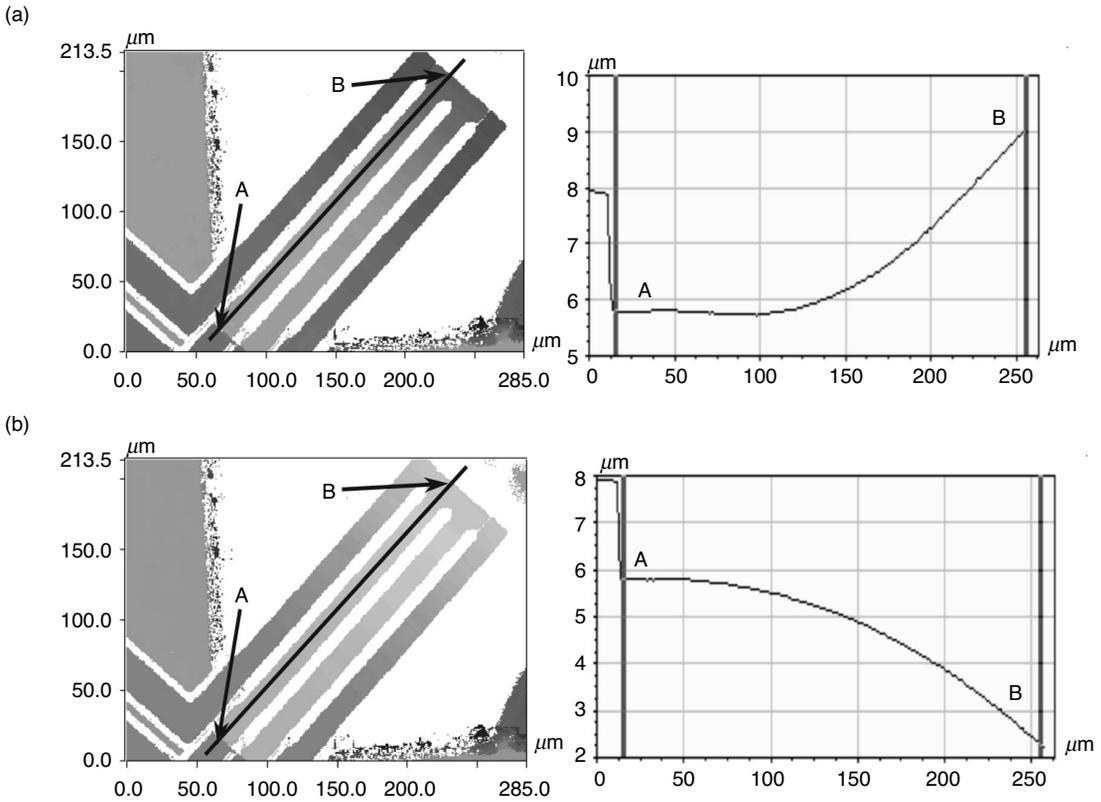


圖 8.70 微電熱式致動器施加 5 V 電壓後，(a) 向上致動和 (b) 向下致動之結構形狀。

圖 8.69 為典型的單層薄膜微電熱式致動器之完整結構，由圖中之電子顯微鏡照片可清楚看見該致動器 4 根寬度相同且左右對稱的桿件，亦即 2 根內臂和 2 根外臂，且藉由內臂頂端的階梯結構使得具有明顯高度差的內臂和外臂互相連接。另外，此類型致動器之結構設計可分為兩種型式：第一種型式如圖 8.69(a) 所示，其內外臂高度差之階梯結構在內臂頂端；第二種型式則如圖 8.69(b) 所示，其內外臂高度差之階梯結構則在連接臂上。圖 8.69(a) 之微致動器長度 L 約 $240 \mu\text{m}$ 、厚度約 $1.25 \mu\text{m}$ ，當施加電壓 5 V 於內臂，使微電熱式致動器向上致動時，可利用光學干涉儀量得其內臂外形如圖 8.70(a) 所示，其頂端位移量約向上 $3.2 \mu\text{m}$ 。反之，當施加電壓 5 V 於外臂，使微電熱式致動器向下致動時，同樣可利用光學干涉儀量得其內臂外形如圖 8.70(b) 所示，其頂端位移量約向下 $3.5 \mu\text{m}$ 。最後可得到驅動電壓和輸出位移的關係，如圖 8.71 所示。透過 CCD 相機也可定性地觀察該熱致動器於驅動時溫度分布情形，如圖 8.72 所示，由圖中相片可以觀察到微致動器的最高溫度大約在靠近頂端 1/4 處。

關於此單層結構型微電熱式致動器的使用壽命方面，文獻 136 對該致動器進行動態測試，其係對薄膜結構產生一張力／壓力變換的疲勞測試。如圖 8.73 所示為致動器驅動在約

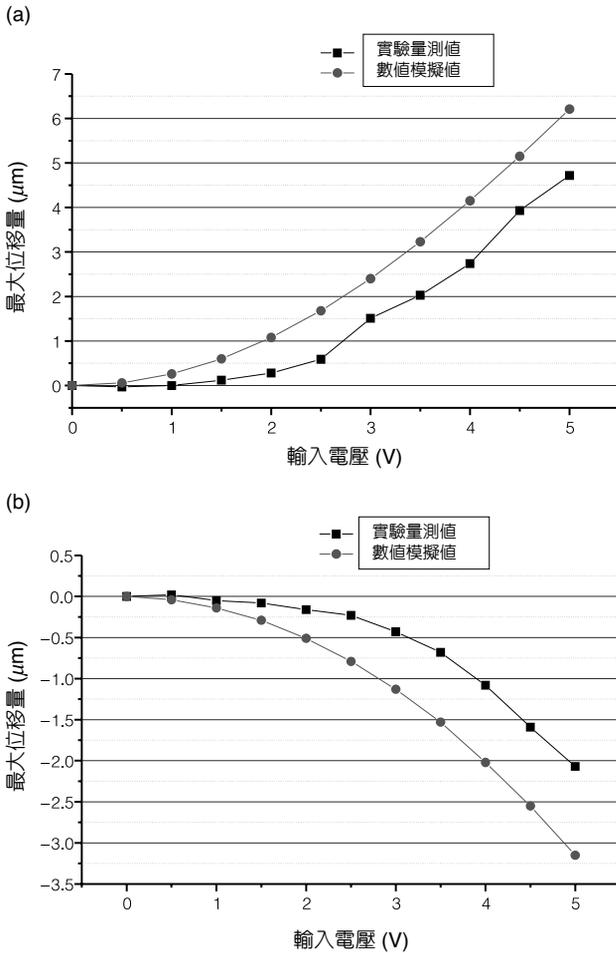


圖 8.71 施加電壓後所量測之最大位移量與模擬分析值之比較，(a) 向上致動、(b) 向下致動。

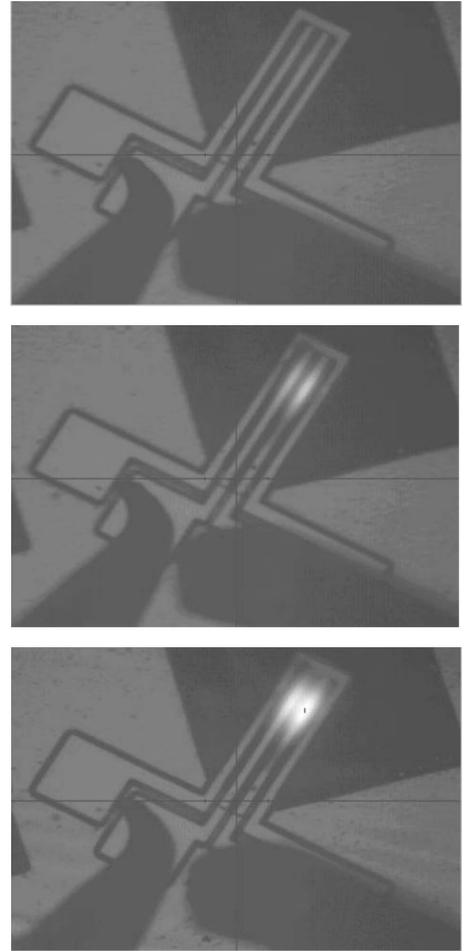


圖 8.72 微電熱式致動器最高溫度區域之觀察。

33 kHz 的共振頻率下，量測其振幅及共振頻率隨著振動次數變化的結果。由圖 8.73(a) 可以發現，微電熱式致動器在振動次數為 10^7 以下時，結構的最大振幅皆為 $2.36 \mu\text{m}$ ，並無顯著改變；隨著測試振動的次數增加至 10^8 時，其最大振幅減少到約為 $2.06 \mu\text{m}$ ；但當振動次數繼續增加至 10^9 時，最大振幅又漸增至 $2.34 \mu\text{m}$ 。而在共振頻率方面，如圖 8.73(b) 所示，在振動次數為 10^7 以下時，結構的共振頻率皆為 33 kHz；隨著測試振動的次數增加至 10^8 時，其共振頻率減少到約為 32.9 kHz；但當振動次數繼續增加至 10^9 時，其共振頻率又漸增至 33.1 kHz。由上述結果得知該單層薄膜式微熱致動器的壽命超過 10^9 次，相較於雙層薄膜式微熱致動器只能往復操作 10^6 次，此單層薄膜的設計明顯地提升了微熱致動器的壽命。

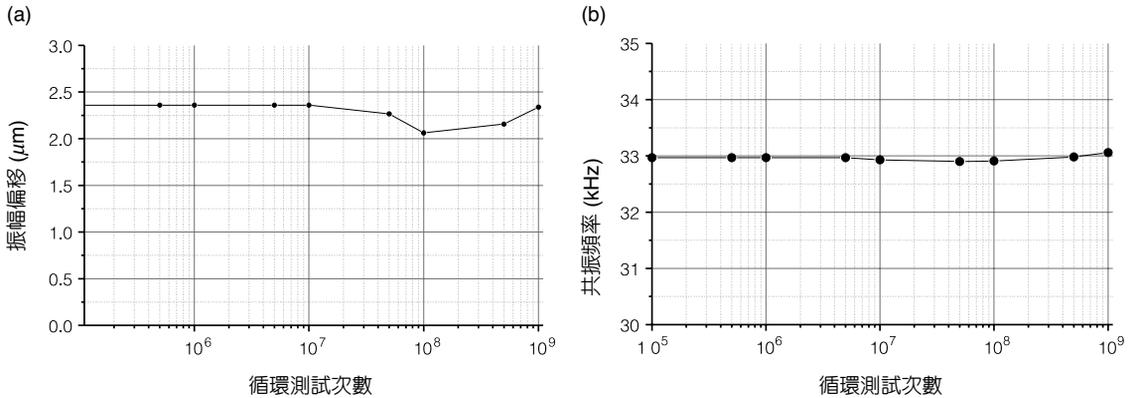


圖 8.73 疲勞測試對結構動態特性之影響，(a) 共振振幅偏移，(b) 共振頻率偏移。

除了使用壽命外，一般咸認為熱致動器的另一個問題是，如果熱致動器被用來進行 AC 態操作時 (例如振盪器)，它的動態響應會受限於熱傳的速率。簡言之，在 AC 態操作時，如果驅動頻率超過熱時間常數 (thermal time constant) 時，致動器將沒有足夠的時間散熱，結果造成熱致動器升溫，致使其在驅動時溫度變異量愈來愈小，而輸出位移也隨之下降。隨著驅動頻率升高，這個問題也更形嚴重。舉一個極端的例子，如果頻率過快以至於熱量完全無法散失時，則該致動器只會產生靜態的位移，卻無法產生動態的響應。然而，由文獻 136 的動態測試結果，如圖 8.74 所示之熱致動器頻率響應可發現，熱致動器的響應在驅動頻率超過 1.75 kHz 後，即開始下降，此現象應與上述微致動器結構之加熱與散熱效率 (即熱時間常數) 有關。其響應會隨著頻率的上升而繼續下降，當驅動頻率到達結構的共振頻率時，仍然會造成一個很顯著的位移輸出量，如圖中之 32.9 kHz 處。換言之，透過結構共振的動態放大，熱致動器仍然有機會進行高頻驅動。

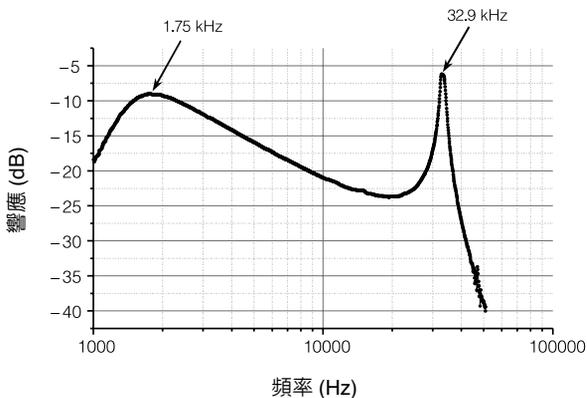


圖 8.74 微電熱式致動器施加電壓時之結構動態頻率響應圖。

8.3.2 同平面運動熱致動器

在 1990 年代初期，微機電領域的先驅 Guckel 提出以 LIGA 方式製造的同平面式 (in-plane) 熱致動器⁽¹³⁷⁾，該熱致動器是由單一種材料所製造，其幾何外形如圖 8.75 所示包含兩根寬度不同的懸臂結構，此兩根懸浮結構藉由一端固定 (anchor) 在基材表面，而另一端則由連結臂將二者連結在一起。如果將電流由一懸臂之固定端輸入，流經此二懸臂後，再由另一懸臂之固定端輸出，則結構將由於本身的電阻特性而升溫，其中寬度較細之懸臂截面積較小，故其電阻較高致使溫升也較高，一般稱之為「熱臂 (hot arm)」；反之，寬度較粗之懸臂截面積較大，故其電阻較小致使溫升也較低，一般稱之為「冷臂 (cold arm)」。因此在通電流的過程中，雖然此二臂之熱膨脹係數相同，但因溫升的不同造成二者具有不同的線性熱膨脹量 $\alpha\Delta T_1$ 以及 $\alpha\Delta T_2$ ，由於此二臂之熱膨脹會受到連接臂的約束，因此當其膨脹量不同時，會造成一等效彎曲力矩 (bending moment)，使致動器產生同平面彎曲形變 (bending deformation)，達到位移輸出的致動特性。

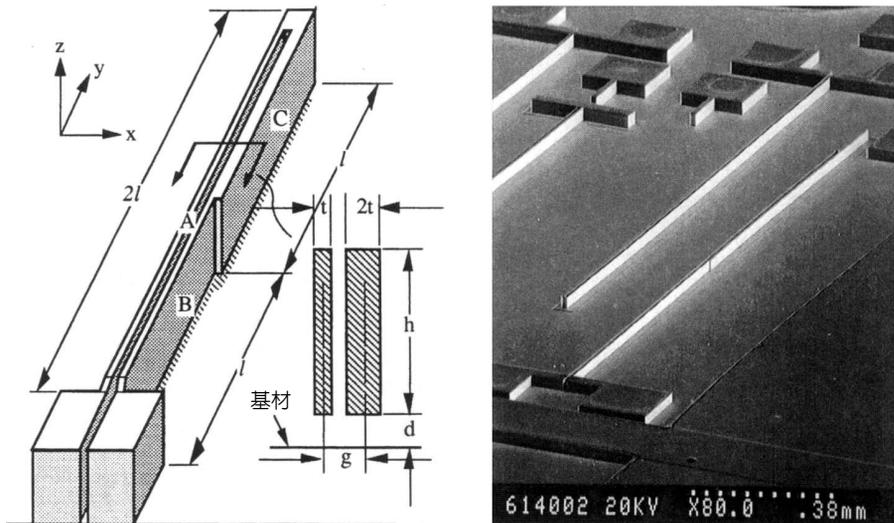


圖 8.75
Guckel 提出的
冷熱臂式微熱
致動器是最具
代表性的平面
型熱致動器⁽¹³⁷⁾。

後來在 1990 年代中期，Comtois 和 Bright 等人將上述 Guckel 提出的同平面冷熱式熱致動器的概念應用在 MUMPs 製程，成功地製造出以多晶矽薄膜構成之同平面式熱致動器⁽¹³⁸⁾。該 MUMPs 熱致動器典型的操作特性和 Guckel 的冷熱臂式熱致動器相同，一般而言，典型的冷熱臂式熱致動器的性能可以一根長 $220\ \mu\text{m}$ 、厚度為 $2\ \mu\text{m}$ 、熱臂寬度為 $2.5\ \mu\text{m}$ 的元件為例，如果在驅動電壓和電流分別為 $2.94\ \text{V}$ 和 $3.86\ \text{mA}$ 的條件下，致動器最大輸出位移可達 $16\ \mu\text{m}$ 。和靜電式致動器動輒需數十甚至數百伏特驅動電壓的情況相較，熱致動明顯地解決此問題。

這冷熱臂式熱致動器的結構設計，只要某一臂的熱膨脹量大於另一臂的膨脹量便可達到驅動的目的，如果可以增加熱臂與冷臂的溫度差，便可提高微致動器的效率，而其中最簡單的方法是讓冷臂變寬以減小電阻，或者是熱臂變窄以增大電阻。然而此種以薄膜製造的冷熱臂式熱致動器仍存在許多問題。首先，熱臂的厚度和寬度分別只有 $2\ \mu\text{m}$ 和 $2.5\ \mu\text{m}$ ，因此其剛性原本已很小，在加熱過程中薄膜的楊氏係數又會隨著升溫而下降，致使熱臂剛性變得更小，因此如果冷臂的撓性結構和熱臂的剛性設計不當，當微致動器的驅動電壓超過某一臨界值時，致動器的熱臂可能無法推動冷臂產生位移輸出，反而受到冷臂的反力作用而造成同平面或出平面之挫曲 (buckling)，此時熱臂兩端點的直線距離不增反減，使得微致動器產生反向的運動，該現象稱為背向彎曲 (back-bending) 效應。另外根據熱傳導分析，熱臂的溫度不是沿著臂長均勻分布，而是在熱臂的某個位置會有溫度最高點，此現象和前節之出平面熱致動器相同。因此冷熱臂式熱致動器的操作電壓將受限於該最高溫度，以避免熱臂被燒毀。而由於致動器長時間處於高溫狀態，使得多晶矽的材料特性可能隨著工作時間而改變，進而影響元件的操作特性及可靠性。

由於該熱致動器和 MUMPs 製程相容的特性，Comtois 和 Bright 等人更陸續結合了許多已開發的 MUMPs 元件，例如鉸鏈 (hinge)、連桿、面鏡、轉子 (rotor) 等等，提出不同的應用。如圖 8.76 所示，便是將十個平行的側向作動型微致動器，利用軛柄 (yoke) 互相串連起來成為一個大型的微致動器，而當中的軛柄最大的功用，即是將十個呈對稱排列的微致動器彼此所產生的驅動力量累加起來而變成原來的十倍。這是一種相當簡單的方法，不僅可以輕易的將多個微致動器結合在一起，且其最後輸出力量並不會因結合而發生衰減的現象，倘若需要更大的輸出量值，僅需增加串連的微致動器數目即可。例如圖 8.77(a) 所示之立體角錐反射鏡⁽¹²⁰⁾，便是利用熱致動器將三片表面鍍有金膜且互相垂直的面鏡直立於晶片表面，藉由陣列冷熱臂式微熱致動器定位及調整，而將入射進來的光沿原來方向反射回去。由於單一熱致動器無法提供足夠的輸出力，因此作者將多個熱致動器以軛柄串聯，以增加輸出力。另一類似的應用為圖 8.77(b) 所示之自動定位反射鏡，該元件主要包括三個部分：反射鏡、垂直作動型微致動器和冷熱臂式微熱致動器陣列。首先反射鏡先由垂直作動

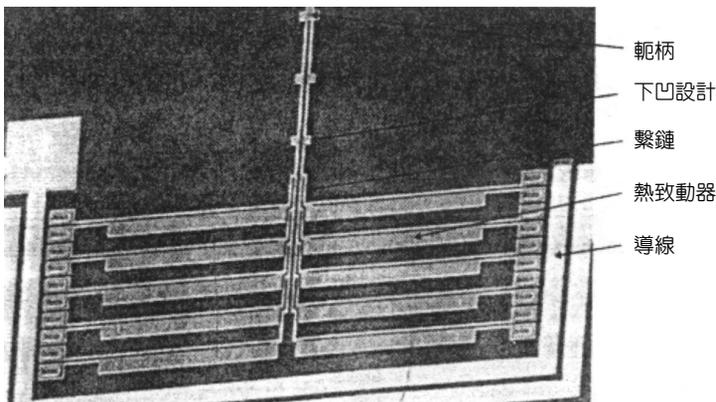


圖 8.76

側向作動型陣列微致動器。

型微致動器從原來平躺的狀態立舉起來成一個角度之後，再由熱致動器陣列拉到垂直位置，然後完成整個自動定位的步驟⁽¹²⁹⁾。

陣列微致動器的另一項可能應用，即是將陣列微致動器和轉子結合起來，變成旋轉式步進馬達 (rotary stepper motor)，如圖 8.78 所示。在這個步進馬達中，位於主陣列微致動器頂部的驅動齒桿 (driven pawl) 與轉子互相嚙合，然後加熱微致動器使其動作，驅動齒輪旋轉。為了使驅動齒桿與轉子能夠緊密地接觸，所以另外有一組推桿 (pusher pawl) 用來頂住驅動齒桿，扮演類似离合器的角色，該推桿由一組與主陣列微致動器的運動方向垂直的副陣列微致動器驅動。此外，在副微致動器中通入 7.5 V 的電壓維持 5 秒鐘，可以讓副微致動器產生背向彎曲，因此就算在沒有電源輸入的情況下，驅動齒桿依然可以和轉子緊密地接觸。這樣的步進馬達需要 3.7 V 的電壓來驅動⁽¹²⁰⁾。如果將面鏡置放於上述的轉子，則該步

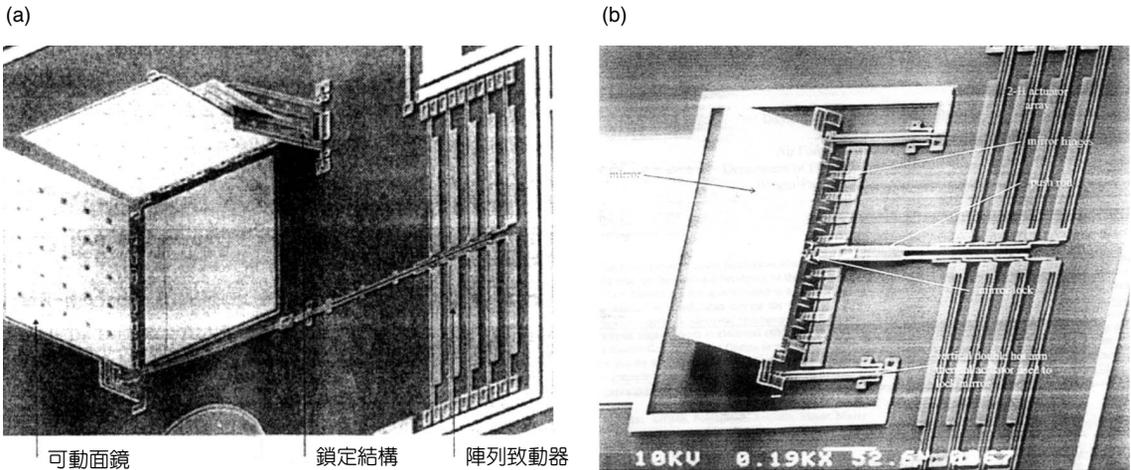


圖 8.77 側向作動型陣列微致動器之應用，(a) 立體角錐反射鏡，(b) 自動定位反射鏡。

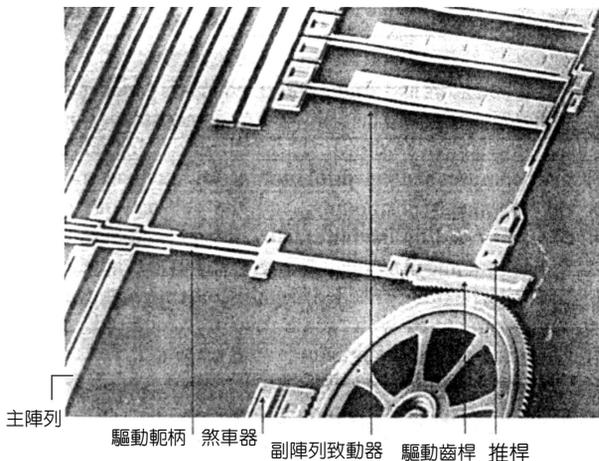


圖 8.78 旋轉式步進馬達。

進馬達可被應用來旋轉反射面鏡組然後調整角度，如圖 8.79(a) 所示⁽¹²⁰⁾。如果將幾個不同大小的齒輪組合成的齒輪組取代轉子，則可以形成一個加速或減速齒輪組，如圖 8.79(b) 所示⁽¹²⁹⁾。

其他的應用如圖 8.80 所示，係利用兩個成對的冷熱臂式微熱致動器來構成微型夾取器 (micro gripper) 的夾子頂端部分。當通入電流之後，兩個微致動器便會受熱而膨脹彎曲，且互相旋轉靠近，達到夾取物體的目的。此外，在微致動器的尾端電極部分分別做有滑軌，可以消除微致動器受熱膨脹後所帶來的熱應力。在這個微型夾取器中通入 2.7 V 的電壓以及 3.3 mA 的電流後，可以使微型夾取器向內位移夾緊 16 μm⁽¹²⁰⁾。

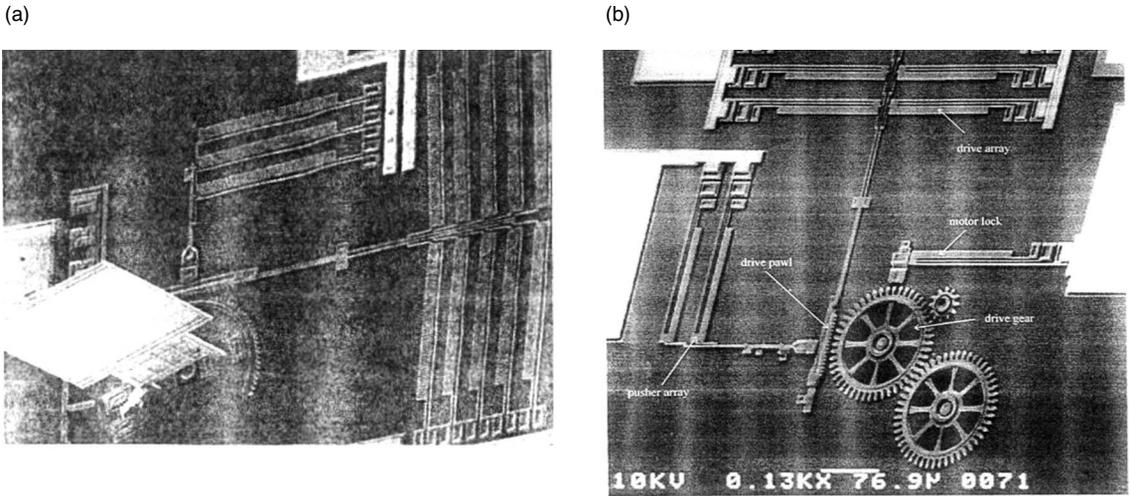


圖 8.79 旋轉式步進馬達之應用，(a) 可旋轉式反射鏡，(b) 步進減速齒輪組。

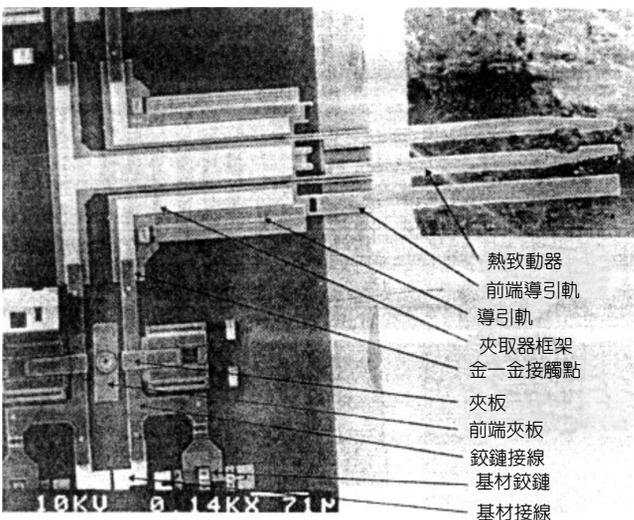


圖 8.80
微型夾取器。

8.4 電磁式微致動器

在巨觀世界裡，電磁力是最被廣泛使用的驅動方式。電磁驅動的優點包括有大出力、可大間距的作用，以及操作時不易受環境（吸附粒子、濕氣）影響；與其他驅動方式相比，電磁力的優勢包括可雙向式操作（相吸或相斥）和較小的驅動電壓（ $< 5 \text{ V}$ ）。較常見的電磁微致動器之應用包括微電感、微繼電器、微光衰減器、微馬達、微揚聲器等，其中硬碟機儲存技術已廣泛使用微加工磁性物質、磁式微感測器與磁式微致動器，以增加其儲存容量與密度。本節將針對電磁式致動器加以討論，並分別探討其原理、優缺點及應用。

8.4.1 磁性物質

在磁性物質裡，磁場強度 (magnetic field, \mathbf{H}) 與磁通密度 (magnetic flux density, \mathbf{B}) 關係可寫成 $\mathbf{B} = \mu_0 \mathbf{H} + \mu_0 \mathbf{M} = (1 + \chi) \mu_0 \mathbf{H} = \mu_r \mu_0 \mathbf{H}$ ，其中 μ_0 是真空導磁係數 (permeability of free space, $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ Vs/Am}$)、 \mathbf{M} 是物質磁化量 (magnetization)、 χ 是磁化率 (magnetic susceptibility, $\chi = \mathbf{M}/\mathbf{H}$)、 μ_r 是物質相對導磁係數。依據磁化率大小，物質可分為鐵磁性 (ferromagnetic)、順磁性 (paramagnetic) 與抗磁性 (diamagnetic)。表 8.1 列出各分類的磁化率量值，並舉例常見物質⁽¹³⁹⁾，其中，鐵磁性物質最常用在磁感測器及磁致動器，在微致動器應用裡，其高飽和磁化量特性可產生較大磁場，利於驅動。

如圖 8.81 所示，鐵磁性物質磁化 (magnetize)、消磁 (demagnetize)、再磁化 (re-magnetized) 時，會表現磁滯現象 (hysteresis loop)，其中 B_r 稱為殘餘磁通密度 (residual magnetic flux density)、 H_c 稱為矯頑力 (coercivity)。依據矯頑力量值，鐵磁性物質可分為軟磁 (soft magnet, $H_c \leq 10^3 \text{ A/m}$) 與硬磁 (hard magnet, $H_c > 10^3 \text{ A/m}$)；軟磁物質必須藉由外加電流或磁場才能在元件間隙中提供有效磁場，而硬磁不需外加場就可提供。

微機電系統所需磁性薄膜厚度差異甚大，範圍從 nm 至 mm，所需特性包括附著力佳、低應力、高矯頑力及製程能與積體電路相容。因為磁碟機工業已被廣泛使用，目前微機電系統最常使用的磁性物質是鎳鐵合金 (NiFe alloys, $\text{Fe}_{0.8}\text{Ni}_{0.2}$ 或 $\text{Fe}_{0.5}\text{Ni}_{0.5}$)。電鍍沉積 NiFe 屬於軟磁，電化學沉積優點包括室溫操作、快速沉積速率及低成本。電鍍溶液成分、沉積條件對薄膜磁性、機械性影響可參考 Judy 及 Allen 著作^(140,141)。

表 8.1 物質磁性分類與舉例。

性質	χ/μ 量值	舉例
鐵磁性	$10 - 10^7$	Ni、Fe、Co、NiFe、Anico、SmCo、NdFeB
順磁性	$10^{-6} - 10^{-3}$	Al、Cr、Pt、Ti、Ta、W、Mn
抗磁性	$-1 - -10^{-6}$	Cu、Au、Ag、Si、C、H

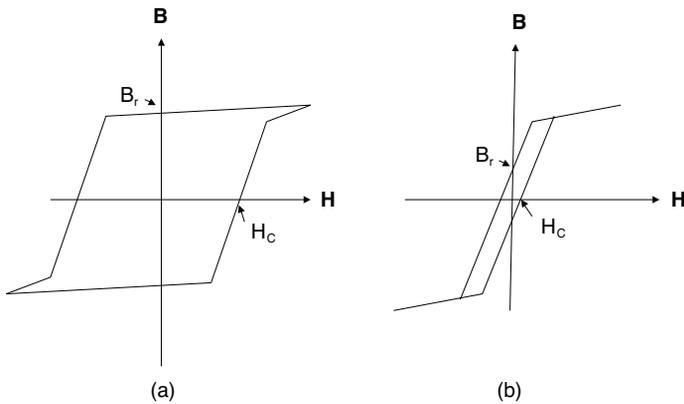


圖 8.81

(a) 硬磁物質與 (b) 軟磁物質的磁滯曲線。

在致動器元件的應用上大多需要將致動源整合於晶片上，驅動方式包括磁性材料或將微線圈鍍於晶片上。使用永久磁鐵 (permanent magnet)，作用力所需驅動電流 (功率) 較小，在微小化時比線圈有較佳表現，比較合適。然而矽微加工硬磁製作目前技術尚未成熟，仍缺乏可靠、低溫厚膜製程⁽¹⁴²⁾，在目前應用中，硬磁部分仍多藉由混合組裝 (hybrid) 完成。

另一驅動磁式致動器方式是將驅動磁源外加於晶片外部，外部致動可減低製程之複雜度，並且外部磁源可獨立於晶片的操作環境之外，不容易受到元件操作環境的限制。但缺點是外加磁源相當笨重，且不適用於線圈與磁鐵距離很敏感的應用 (如助聽器及變焦鏡面)。

8.4.2 電磁驅動

(1) 勞倫茲力 (Lorentz Force)

如圖 8.82 所描述，當長度為 L 的導線，載有 I 之電流並置於磁通密度為 B 之磁場中時，則會在導線上產生 F 的作用力，稱為勞倫茲力 (Lorentz force)，且 $F = IL \times B$ 。藉由調整電流方向可產生不同方向的運動，勞倫茲力的缺點是功率消耗量較高，會因電阻而產生熱。

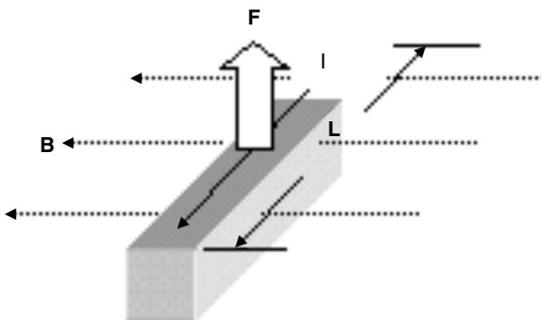


圖 8.82

勞倫茲力示意圖。

一條載有電流的導線會在其周圍產生磁場，其磁場為 $B = \mu_0 I / 2\pi R$ ，與電流大小成正比，並反比於與導線間的距離。同時這條導線也會與外加的磁場或是周圍導線產生的磁場產生相斥或相吸的機械作用力。

(2) 移動磁鐵 (Moving Magnet)

如圖 8.83 所描述，移動磁鐵式致動器是將磁鐵置放在可移動微結構上⁽¹⁴³⁾，利用外加之磁場與磁性材料間的作用，使磁鐵產生移動，並帶動微結構產生位移。當體積為 V 、磁化量為 M 的磁性物質置於外加磁場 H_z 中，磁性物質所受作用力為 $F_z = M_z \int \frac{dH_z}{dz} dV$ 。其作用力大小與物質體積、磁化量成正比；當積體化平面線圈作為外部磁場源，磁鐵與線圈之間的最佳化距離為線圈平均半徑的 1/4，因根據電磁場分析，此處的作用力會最大。

Judy 驗證了磁性材料 NiFe 電鍍製程可與面型矽微加工相容⁽¹⁴⁴⁾。磁性材料鍍膜是接著面型微加工製程之後（沉積、定義兩層複晶矽結構層及二氧化矽犧牲層），先沉積一層起始層（seed layer, 10 nm Cr/100 nm Cu）作為電鍍電性連接，旋塗厚光阻，並曝光、顯影作為電鍍模子，接著電鍍 NiFe 磁性材料（約 7 μm 厚），然後移除光阻模子並蝕刻起始層，最後把晶片放入氫氟酸（hydrofluoric acid, HF）作結構的釋放。如圖 8.84 所示，以外部磁場驅動時（ $H = 25 \text{ kA/m}$ ），無論是同平面或是出平面上的致動，其出力大小以及位移量比靜電式致動來得大，甚至可讓微結構（面積約 400 $\mu\text{m} \times 50 \mu\text{m}$ ）做大於 90° 的旋轉。

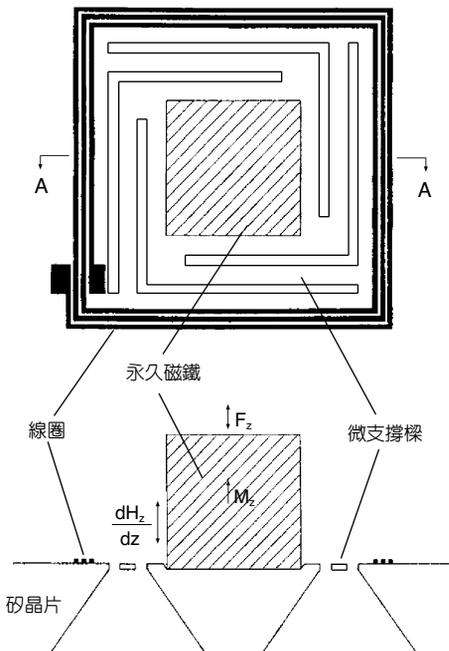


圖 8.83
移動磁鐵式致動器示意圖⁽¹⁴³⁾。

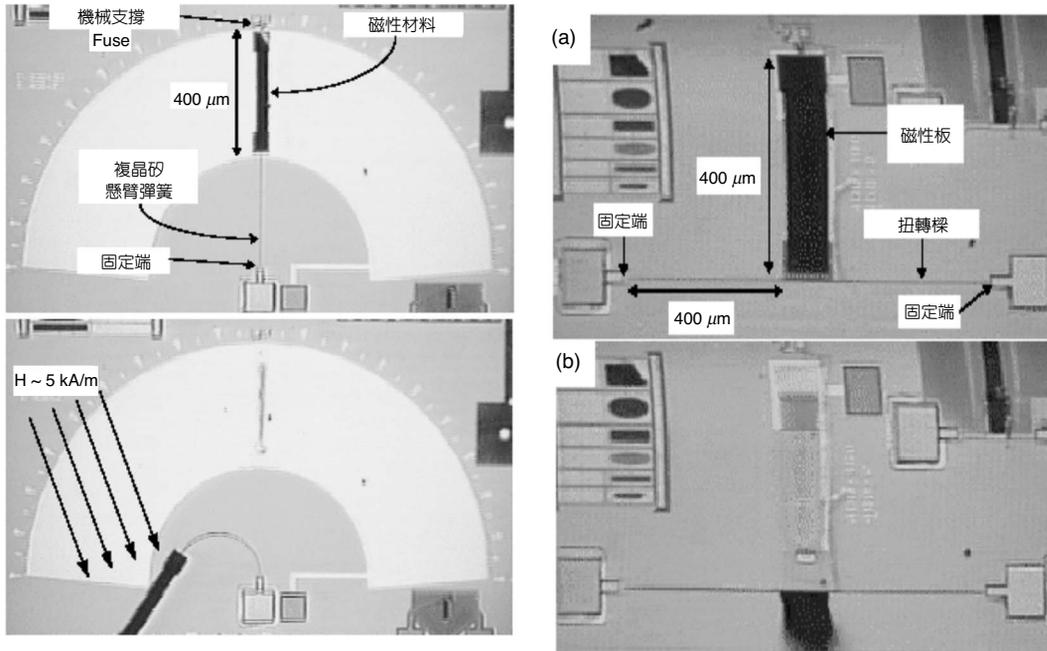


圖 8.84 磁性物質與多晶矽微結構整合，(a) 大同平面位移，(b) 大出平面位移⁽¹⁴⁴⁾。

(3) 變量磁阻 (Variable Reluctance)

如圖 8.85 所示⁽¹⁴⁵⁾，變量磁阻致動器包括可移動磁性微結構 (或稱為電樞，armature)、由線圈或硬磁組成的磁通量產生器 (flux generator)、把磁通量侷限成一迴路的鐵磁性鐵心 (ferromagnetic core)。當電流通入線圈時，鐵磁性鐵心產生磁通量，電樞兩邊鐵心線圈繞線會設計成不同方向，使得磁通量會在電樞兩端相加，增加的磁通量產生磁力，使得電樞兩端吸引、靠近。變量磁阻式的好處是把磁通量侷限在一迴路中，在系統微小化時，此驅動方式會相當的有效率。

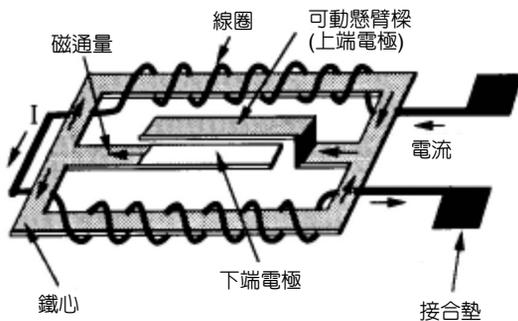


圖 8.85 變量磁阻致動器示意圖⁽¹⁴⁵⁾。

磁式致動器可藉由等效磁路 (magnetic circuit) 作定量分析，對於長度 l 、截面積 A 、相對導磁係數 μ_r 的物質，磁阻 (reluctance) 大小為 $R = l/\mu_r\mu_0A$ ；致動器磁路包括有懸浮微結構及鐵心迴路 ($R_{\text{core}} = l_c/\mu_c\mu_0A_c$)、氣隙 ($R_{\text{gap}} = l_g/\mu_0A_g$) 及環繞線圈 (鐵心每邊 $N/2$ 圈、通入電流 I)，整個磁路磁通量相等，磁阻彼此串聯，作用在電樞磁力大小 $F = \frac{1}{2\mu_0A_g} \left(\frac{NI}{R_{\text{core}} + R_{\text{gap}}} \right)^2$ 。為提

高致動器的效率，設計上會要求 $R_{\text{gap}} \gg R_{\text{core}}$ ，製程上可以朝兩個方向努力：第一、提高鐵磁鐵心 μ_r 值，以減少鐵心雜散漏損；對於長度為微米等級鐵心，由電磁學計算， μ_r 值大於 1000 可達到此要求。第二、增加鐵心截面積，除了有效地引導磁通量到微結構，亦可避免鐵心飽和的問題。然而積體電路製程屬於平面製程，製作三維線圈及鐵心迴路微結構會有其困難度。如 Sadler 蝕穿矽晶圓⁽¹⁴⁶⁾，並利用電鍍填回作為立體磁路連接，使微結構、線圈能分別作在矽晶圓兩面，然而此製程算相當複雜。

(4) 磁致致動 (Magnetostrictive Actuation)

在施加外部磁場時，磁致材料會受到磁場變化之影響而產生應變，進而致動元件。Bourounia 利用磁致材料的特性來製作二維光掃描器⁽¹⁴⁷⁾，他們選擇的磁致材料是 TbFe-CoFe 多層結構，利用射頻磁式濺鍍 (RF magnetic sputter) Tb_{0.4}Fe_{0.6} 具有良好磁致特性，而 Fe_{0.5}Co_{0.5} 具有較大磁極化 (magnetic polarization)，可降低所需工作磁場，沉積後，再以 250 °C 回火處理，降低薄膜應力。磁致驅動致動器的好處是結構相當簡單。

8.4.3 微電磁致動器之應用

電磁驅動的特色是出力大、作用距離較遠；然而當元件尺寸縮小時，就不是一個很好的驅動方式。這是因為微小化時，線圈產生的磁場 ($B = \mu_0 I / 2\pi r$) 隨尺寸 (L) 減少，而電磁力 ($F = Il \times B$) 隨尺寸四次方 (L^4) 衰減，相對地，靜電力 ($F = \epsilon_0 AV^2 / 2d^2$) 不會隨尺寸減少而遞減；所以靜電致動在目前的微系統應用最為廣泛，而電磁驅動較適合尺寸為 mm 等級的應用。

如圖 8.86 所示，Guckle 利用微機電 LIGA 技術製作大小為 2.5 mm 的微馬達⁽¹⁴⁸⁾，其以 LIGA 分別製作高深寬比靜子 (stator) 與轉子 (rotor)，組裝在一起，並利用打線完成線圈連線。操作時因為磁場分布關係，轉子會懸浮在矽基材上而不會有摩擦 (friction) 的問題，運轉速度每分鐘可達三萬轉 (30000 rpm)，經過五百萬次測試，元件特性沒有明顯的漂移。

然而傳統機械加工電磁微馬達技術也相當成熟，在鐘錶工業已被廣泛使用。以微機電技術製作單一微馬達，成本不見得具有競爭優勢。但是應用微機電製作，磁式致動器可以和感測器、積體電路 (IC) 整合在同一矽晶片上，可減少感測與驅動訊號的雜訊與寄生效應，較適合高附加價值的產品。

(1) 繼電器 (Microrelay)

繼電器在工業界中針對訊號切換 (或開關) 的應用十分廣泛，特別是自動測試儀器的市場。繼電器要求規格如下：較低的驅動功率 ($20-30 \text{ mW}@5 \text{ V}$)、良好的絕緣性 ($R_{\text{off}} > 10^{10} \Omega$) 及小的接觸電阻 ($R_{\text{on}} < 150 \text{ m}\Omega$)，因此致動器設計上要求元件有大的間距 ($> 10 \mu\text{m}$)、較大接觸力 ($> 5 \text{ mN}$) 及較硬的接觸物質。靜電驅動雖具有較低的功率消耗 ($\sim \mu\text{W}$)，然而過高的驅動電壓 ($20-70 \text{ V}$) 在此無法被接受；而電磁驅動雖然功率消耗較高 ($\sim \text{mW}$)，但電磁式致動器所具備之大出力、大位移量以及低驅動電壓的特性正適合微繼電器之需求。

Tilmans 等人以雙層電鍍銅作線圈驅動 Ni/Fe 微懸臂樑⁽¹⁴⁹⁾，往下接觸金接點，做開關動作，在 2 V 之電壓及 8 mA 電流驅動下，其出力大小約為 1 mN ，消耗功率 16 mW ，此外更以晶片接合的技術完成封裝，整個元件大小約只有 $5.3 \times 4.1 \times 1 \text{ mm}^3$ ，如圖 8.87 所示。

(2) 掃描面鏡 (Micromirror)

掃描面鏡作為光開關是相當熱門的題目。在光通訊應用裡，面鏡驅動方式大部分是靜電力，然而在一般光學應用上，處理光點大小約為 mm ，需要尺寸匹配的面鏡。如圖 8.88⁽¹⁵⁰⁾ 所示 Miyajima 設計的 $4 \text{ mm} \times 3 \text{ mm}$ 電磁掃描面鏡，外加電流時，與磁場垂直的線圈

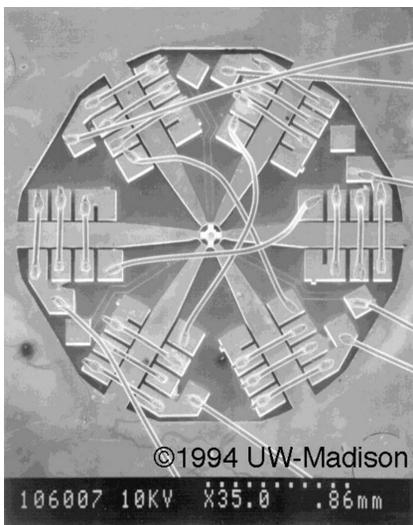


圖 8.86 LIGA 微馬達⁽¹⁴⁸⁾。

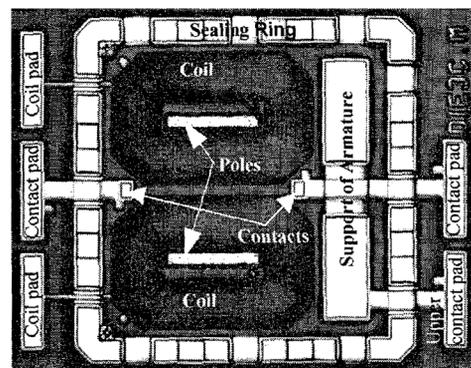
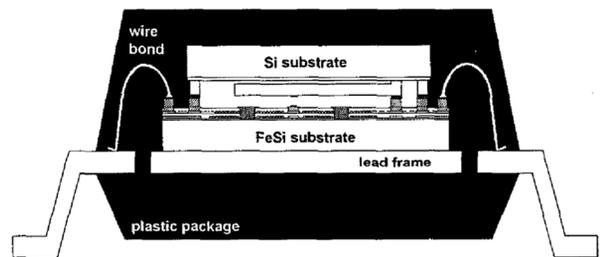


圖 8.87 電磁式繼電器封裝結構與 SEM 圖⁽¹⁴⁹⁾。

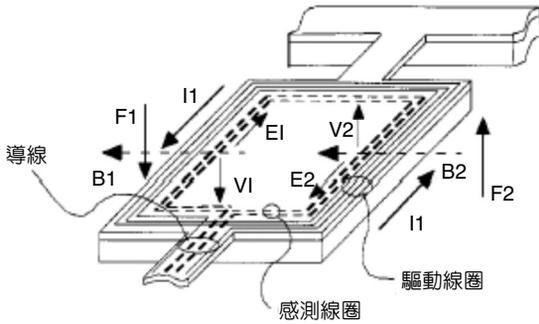


圖 8.88 電磁式掃描面鏡⁽¹⁵⁰⁾。

兩邊電流方向相反，所受勞倫茲力方向亦相反，產生力矩扭轉面鏡，力矩方向可由輸入電流方向控制。設計中，感測線圈整合在裡面，偵測面鏡運動情形，扭轉軸材料為聚亞醯胺 (polyimide)，並將導線埋在裡面以達到耐用、防震要求。元件驅動電流 20 mA、操作在共振頻率 2.7 kHz 時，扭轉角度 16.8°，並用在 Olympus 雷射掃描顯微鏡產品上。

(3) 變焦面鏡 (Deformable Mirror)

變焦面鏡在天文學上的應用非常廣泛。當光信號傳送時，波形會因大氣散射影響而失真，變焦面鏡的目的在於根據偵測的波形，提供適當的相位補償以達到聚焦、影像增強的目的。整個系統包括波形偵測器、變焦面鏡及回授控制電路，傳統加工元件售價相當的昂貴。Vdovin 首先以矽微加工方法批次化製作⁽¹⁵¹⁾，並以靜電驅動面鏡方式控制面鏡曲率。然而以靜電驅動，面鏡只能往下吸，控制上較為複雜 (有時必須多驅動一光程差位移)。Cugat 則提出電磁式變焦面鏡⁽¹⁵²⁾，如圖 8.89，面鏡材料是高分子聚亞醯胺，正面鍍上金屬作為反射層 (reflective layer)，背面則鍍上磁性材料，並利用另一片晶圓平面線圈驅動，當電流方向不同時，面鏡可作向上或向下形變，振幅可達 $\pm 15 \mu\text{m}$ 。

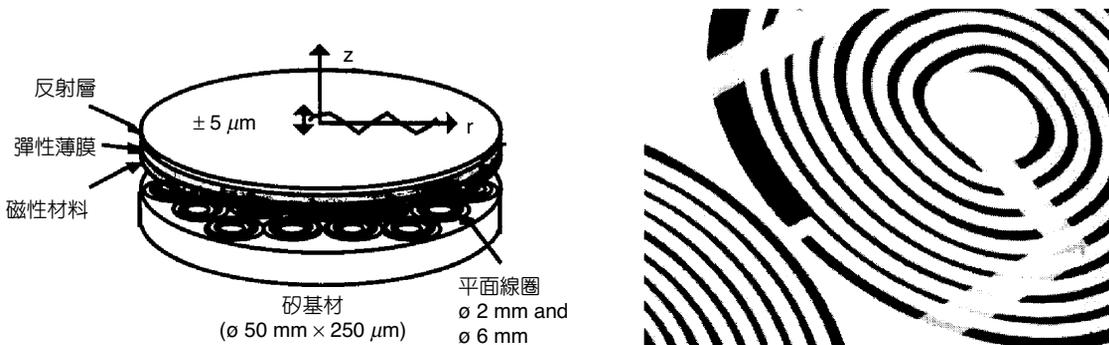


圖 8.89 電磁式變焦面鏡⁽¹⁵²⁾。

(4) 揚聲器 (Loudspeaker)

揚聲器是日常生活中最常見的傳感器，揚聲器微小化的需求來自手機、通訊系統縮小的趨勢。揚聲器的目的是將電的能量轉換成聲音的能量，微小化對於驅動音頻訊號（人可聽頻率範圍 20 Hz–20 kHz）相當具有挑戰性，因為系統微小化伴隨著可運動振幅變小，而空氣音阻 (radiation impedance) 與頻率成正比，低頻訊號不容易傳送到空氣中，因此微揚聲器只適合於耳機 (earphone) 的應用。對於間隙 $25\ \mu\text{m}$ 的平行板，靜電驅動所需工作電壓約 60 V，並不適合用在耳機上。如圖 8.90，Cheng 提出一矽微加工電磁式揚聲器⁽¹⁵³⁾，利用彈性聚亞醯胺作為聲音產生源，通入電流時，勞倫茲力會帶動面板產生位移，進而壓縮耳道空氣產生聲壓。其工作電壓 1.5 V，在體積 $2\ \text{cm}^3$ 腔體測試，可得聲壓達 95 dB（相對於 $20\ \mu\text{Pa}$ ）。微揚聲器另一高附加價值應用是助聽器市場。

微機電製程間的整合使元件更加多元化，因此隨著元件複雜性的增加，微結構的組裝技術便更顯重要。電磁力具有大出力以及大位移量之特點，且相對於熱式驅動組裝與靜電驅動組裝是藉由機械連桿個別地將微結構立起，電磁式驅動可批次化，不需太多探針面積，是結構組裝上的利器。

Yi 提出電磁驅動組裝微結構方法⁽¹⁵⁴⁾，於面型微加工製程沉積後，在欲立起微結構上電鍍磁性材料，結構釋放後，施加一外在磁場，磁性物質會被磁化，並與磁場作用，產生力矩並帶動結構成出平面位移；位移量可由磁性物質的體積與結構的剛性來控制。如圖 8.91 所示，三維微結構可以藉由不同驅動磁場設計，依序組裝在一起，對結構無明顯破壞（非接觸式），此外，整片晶圓亦可同時組裝，良率相當高，即使原本結構有吸附 (sticking) 現象。

Shimoyama 提出以勞倫茲力組裝微結構方法⁽¹⁵⁵⁾，如圖 8.92 所示，控制磁場方向使微結構中較薄的部分 (Cr/Cu) 彎曲大於 180° ，在此條件下結構會因大形變產生塑性變形，當磁場

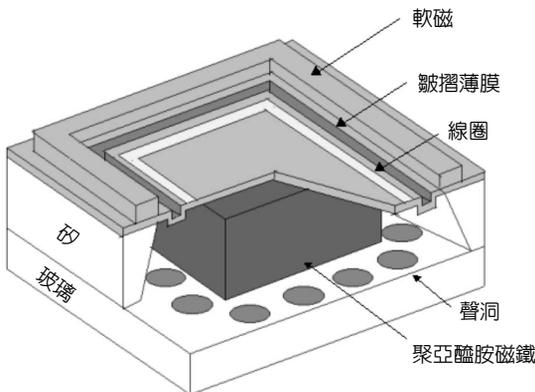


圖 8.90 電磁式微揚聲器。

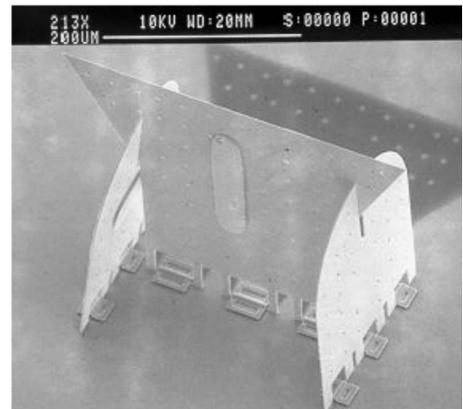


圖 8.91 利用電磁力組裝三維微結構⁽¹⁵⁴⁾。

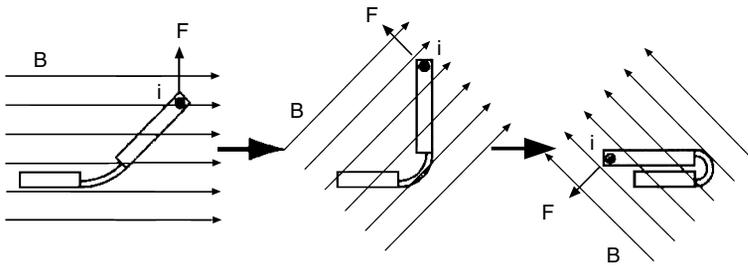


圖 8.92

利用勞倫茲力作結構組裝⁽¹⁵⁵⁾。

移除時結構不會回到原來平面，而與原平面彎曲一個角度，彎曲角度可由塑性變形的次數所控制。作者並以摺疊正方體三維結構作為實例，但流經導線所產生的熱量會造成其結構的形變，是無可避免的問題。

8.5 壓電式微致動器

眾所周知壓電材料可以將電壓轉換成機械能，相反地亦可將機械之變形轉換成電壓之效果，因此廣泛應用於工業、軍事與醫療等不同方面之致動器或感測器。壓電材料因結晶方式之不同可區分為三大類，第一類壓電材料是單晶結構 (single crystal)，例如石英 (quartz)、酒石酸鉀鈉 (rochelle salt)、硫酸鋰 (lithium sulfate)、鈮酸鋰 (LiNbO_3) 等；第二類是屬於多晶系結構之陶瓷材料，例如鋇鈦酸鉛 (lead zirconate titanate, PbZrTiO_3 , PZT)、鈦酸鋇 (barium titanate) 及氧化鋅 (ZnO) 等都是常被使用之壓電陶瓷材料；而第三類是高分子式壓電材料，例如 PVDF (polyvinylidene fluoride) 是非常著名之高分子式壓電材料。綜合這三大類，只有部分結晶系之壓電材料因材料本身存在一電偶極矩 (electric dipole moment) 特性而具備壓電特性外，其餘如陶瓷及高分子系列之壓電材料皆需經過極化 (poling) 過程，始具有壓電特性。

將壓電材料應用作為致動器，首先需了解的是壓電材料之基本特性。如式 (8.28) 所示為施加電場於壓電材料時所產生之應變與應力關係式，其中 \mathbf{S} 是應變 (strain)， \mathbf{T} 是應力 (stress)，而 d 為電場 E 與應變之耦合係數，即壓電電荷常數 (piezoelectric charge constant)， s 是應變與應力間之關係係數 (或稱為彈性係數)， \mathbf{S} 、 \mathbf{T} 、 \mathbf{E} 是向量，而 s 與 d 是張量。

$$\mathbf{S} = s\mathbf{T} + d\mathbf{E} \quad (8.28)$$

相反地，當施加應力作用於壓電材料時所產生之電場效應，如式 (8.29) 所示，其中 g 是應力與電場之關係係數，即是壓電電壓常數 (piezoelectric voltage constant)， \mathbf{D} 是位移向量， ϵ^T 是壓電材料在無張力 (zero tension) 下之介電常數；

$$\mathbf{E} = -g\mathbf{T} + (\boldsymbol{\varepsilon}^T)^{-1}\mathbf{D} \tag{8.29}$$

一般定義壓電材料之極化方向為 z 或 3 軸，其餘 1 代表 x 方向，2 代表 y 方向，3 代表 z 方向，4 代表 yz 平面，5 代表 xz 平面，6 代表 xy 平面。利用晶體對稱之關係， s 與 d 張量中有很多係數為零或相等，例如氧化鋅 (ZnO)、氮化鋁 (AlN) 及極化之壓電陶瓷之材料特性係數矩陣如圖 8.93 所示，壓電材料依不同之結晶方式不同，便有不同之材料係數矩陣。表 8.2 為目前常用之塊材 (bulk material) 及薄膜 (thin & thick film) 壓電材料作為致動器時較重要之特性表，其中銦鈦酸鉛 (PZT) 系列為塊材之特性，若為 PZT 壓電薄膜則其特性比塊材小 60%，而石英之特性為 0° X-cut 之特性。從表中可知作為致動器之壓電特性主要有幾個重要之係數，如壓電常數 d_{ij} (piezoelectric constant)、介電常數 ε (dielectric constant)、機電耦合係數 k_{33} (electromechanical coupling constant)、居里溫度 T_c 及機械品質係數 Q 等等，以下針對這些參數分別介紹。

class 6 mm and ∞ m
(CdS, ZnO, CdSe, AlN, BeO) 6 mm
(Poled ferroelectric ceramics) ∞ m

$$\begin{array}{c} \left| \begin{array}{cccccc} s_{11} & s_{12} & s_{13} & 0 & 0 & 0 \\ s_{12} & s_{11} & s_{13} & 0 & 0 & 0 \\ s_{13} & s_{13} & s_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & x \end{array} \right| \quad \left| \begin{array}{cccccc} 0 & 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 & 0 \\ d_{31} & d_{31} & d_{33} & 0 & 0 & 0 \end{array} \right| \quad \left| \begin{array}{ccc} \varepsilon_{12} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{11} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33} \end{array} \right| \end{array}$$

$xs_{44} = 2(s_{11} \pm s_{12})$

圖 8.93
氧化鋅、氮化鋁
及極化之壓電陶
瓷之材料特性係
數矩陣⁽¹⁵⁶⁾。

表 8.2 各種不同結晶型式之壓電材料之特性比較表 (30 °C)⁽¹⁵⁷⁾。

Material	$\varepsilon_{33}/\varepsilon_0$	d_{13} Å/V	d_{31} Å/V	d_{15}, d_{32} Å/V	k_{33}	T_c °C	Q	g_{33}, g_{31} mV m/N
PZT4	1300	2.89	-1.23	4.96	0.7	328	500	26.1
PZT5A	1700	3.47	-1.71	5.84	0.7	365	75	24.8
PZT5H	3400	5.93	-2.74	7.41	0.7	193	65	19.7
PZT7D	—	2.25	-1.00	—	0.5	325	500	—
PZT8	1000	2.25	-0.97	3.30	0.6	300	1000	25.4
PVDF	12	-0.35	0.28	-0.04	0.20	170	10	-339, 216
ZnO	10.9	0.12	-0.05	-0.08	0.48	—	—	—
AlN	10.7	0.05	—	—	0.31	—	—	—
Quartz	4.6	0.02	—	—	0.09	—	$> 10^6$	—
LiNbO ₃	30	0.06	-0.01	.68	0.17	1210	—	—
LiTaO ₃	45	0.08	-0.2	.26	0.19	660	—	—

一般致動器之設計考量是位移量與壓電電荷常數 d_{ij} 及外加電壓之乘積成正比，因此用於致動器之壓電材料最好是壓電常數 d_{ij} 大之材料，而且依壓電材料之驅動模態不同，考量之壓電常數 d_{ij} 亦不同。目前較常用之模態如圖 8.94 所示，其中圖 8.94(a) 之厚度模態考量的壓電常數為 d_{33} ，圖 8.94(b) 為 d_{15} ，圖 8.94(c) 為 d_{31} 。例如對一無受力狀態之 PZT 在 z 軸方向施加一電場 E ，如圖 8.94(a) 所示，則此 PZT 在 z 軸方向產生如式子 (8.30) 所示之應變量 S_3 等於 $\Delta z/z$ ，其中 z 為 PZT 在 z 方向之厚度值，且 $E_3 = V/z$ ，因此

$$S_3 = d_{33}E_3 \tag{8.30}$$

並可求得 $\Delta z = d_{33}V$ 。由此可發現一有趣之現象，當施加電壓於 PZT 之厚度 z 方向，所產生之位移量與其厚度尺寸無關。現假設施加 100 V 電壓於 PZT4 材料上，參考表 8.2 中之 d_{33} 值可求得其輸出位移為 289 Å；使用相同之原理，此 PZT 在 x 方向之應變 ($S_1 = \Delta x/x$) 及變形量 Δx 可表示為

$$S_1 = d_{31}E_3 \tag{8.31}$$

$$\Delta x = xd_{31} \frac{V}{z} \tag{8.32}$$

其中 x 是 PZT 在 x 方向之長度，由表 8.2 中 PZT4 之 d_{31} 值為 $-1.23 \text{ \AA}/V$ ，令 z 及 x 值為 $1 \mu\text{m}$ ，可求得 Δx 為 -123 \AA 。另外如圖 8.94(c) 中雙層結構 (bimorph) 在壓電微致動器中是常用與重要之結構，此結構可視為如圖 8.94(a) 兩層壓電片操作於厚度模態，或者兩層結構中有一層是非壓電材料，可能是氧化矽、氮化矽、矽基材或金屬材料等等。當兩層結構皆是壓電薄膜材料時，若忽略電極厚度，則此雙層結構之微懸臂樑之自由端位移可以式 (8.33) 表示⁽¹⁵⁸⁾：

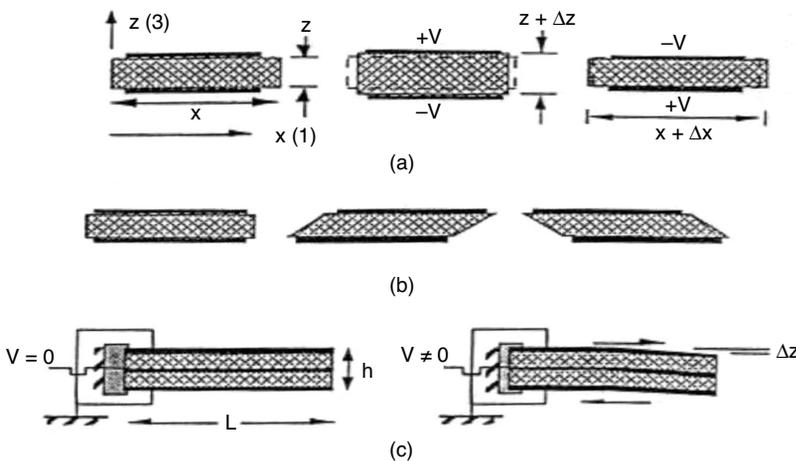


圖 8.94

幾種常見之壓電致動器的驅動模態，(a) 厚度模態 TE，(b) 厚度剪切模態 TS，(c) 雙層結構之厚度模態⁽¹⁵⁷⁾。

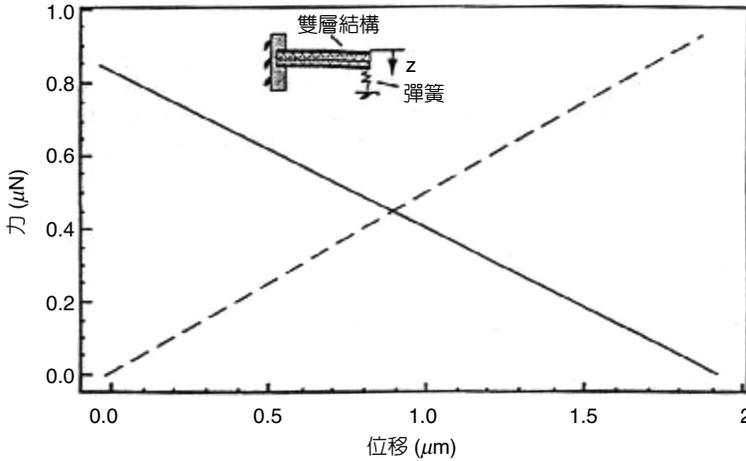


圖 8.95

如圖 8.94(c) 中雙層結構 PZT4 壓電薄膜之輸出位移與力量之關係圖，其中微懸臂樑之等效彈簧常數為 0.43 N/m，而彈簧常數為 0.5 N/m，平衡位置 $z = 0.89^{(157)}$ 。

$$\Delta z = 3d_{31}V \frac{L^2}{h^2} \quad (8.33)$$

其中 L 為微懸臂樑之長度， h 是微懸臂樑之厚度， V 為施加之電壓，例如一長度為 $600 \mu\text{m}$ 之壓電雙層結構之微懸臂樑，厚度 $10 \mu\text{m}$ 之 PZT4 材料，當施加 10 V 電壓時，即可求得微懸臂樑之自由端位移 $\Delta z = 4.43 \mu\text{m}$ 。而微懸臂樑之出力大小與 Δz 關係曲線如圖 8.95 所示，若要微懸臂樑之自由端產生 Δz 的位移，則所需之力量 F 如式 (8.34) 所示：

$$F = \frac{\Delta z \gamma b h^3}{4L^3} \quad (8.34)$$

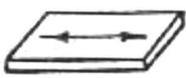
其中 b 及 γ 分別是微懸臂樑之寬度與楊氏係數。例如現有 PZT4 材質之楊氏係數為 $7.5 \times 10^{10} \text{ N/m}^2$ ，寬度 $b = 5 \mu\text{m}$ ，自由端位移 $\Delta z = 4.43 \mu\text{m}$ ，可產生 $1.9 \mu\text{N}$ 之出力。若假設此懸臂樑之自由端受限制，如圖 8.95 所示受限於一彈簧，此時之雙層結構之懸臂樑亦可視為一等效彈簧 $k_{\text{eff}} = \gamma b h^3 / (4L^3)$ ，因此在力平衡之條件下可求得 $F_{\text{actuator}} = F_{\text{spring}}$ ，其中 F_{spring} 是彈簧常數 $k_s(z)$ 之函數，而 $F_{\text{actuator}} = k_{\text{eff}} (\Delta z - z)$ ，所以當 $z = \Delta z k_{\text{eff}} / (k_s + k_{\text{eff}})$ 時，兩者力量達平衡。

在壓電式微致動器中，壓電材料除了壓電電荷常數外，機電耦合係數 k 亦是相當重要的參數之一，其定義為⁽¹⁵⁹⁾

$$k^2 = \frac{W_{\text{mechanical}}}{W_{\text{electrical}}} \quad (8.35)$$

其中 $W_{\text{mechanical}}$ 是壓電薄膜所儲存之機械能，而 $W_{\text{electrical}}$ 是壓電薄膜所儲存之電能，因此此參數即代表壓電薄膜所能轉換之能量的大小，其值如表 8.2 所示，機電耦合係數愈大愈好。另外居里溫度 T_c 愈高則壓電材料所能操作環境之溫度愈高，使用之溫度範圍亦較大。而介電常

表 8.3 壓電材料常見之振動模態分布情形⁽¹⁶⁰⁾。

振動模態	頻率 (Hz)	1 k 10 k 100 k 1 M 10M 100 M 1 G						
彎曲振動模態		[Bar from 1 k to ~100 k]						
一維 (長度) 振動模態		[Bar from ~100 k to 1 M]						
二維 (面積) 振動模態		[Bar from 100 k to 1 M]						
徑向振動模態		[Bar from 100 k to 1 M]						
剪切振動模態		[Bar from 1 M to 10M]						
厚度振動模態		[Bar from 10M to 100 M]						

數 ϵ 則與致動器之輸出阻抗有關，介電常數愈大則在相同之電極面積下其輸出阻抗愈小。此參數在進行致動器之驅動電路時相當重要，一般而言，當致動器之大小微小化後，選擇介電常數大之壓電材料才不致於造成輸出阻抗偏高之問題。最後機械品質因子 Q 則與致動器之熱耗有關， Q 值小則熱耗大，驅動時易產生熱，而 Q 值大則熱耗少。

壓電式微致動器除了壓電材料之材料參數的考量外，其輸出特性與致動器之驅動模態的動態行為也有密切關係。然而壓電式微致動器之機械動態行為會隨所使用之振動模態、邊界條件及幾何尺寸不同而有所變化，如表 8.3 所示即為壓電材料常用之振動模態分布情形，可知應用於壓電式微致動器之設計時，則依所輸出特性之考量，可選用適合不同用途之振動模態，目前壓電式微致動器較常見之振動模態有彎曲振動模態 (bending mode)、厚度振動模態 (thickness mode) 與剪切振動模態 (shear mode)。

製程是實現壓電式微致動器之重要步驟。高分子壓電材料及多晶系壓電陶瓷材料由於容易沉積與成形於矽或氧化矽與氮化矽材料上，是常用之壓電薄膜材料。但是有些壓電薄膜之製作程序與其他微機電製程有相容性之問題，導致製程複雜、材料互相擴散 (interdiffusion) 及剝離等問題，因此許多研究人員進行有關壓電薄膜之新製程開發與改進。在壓電薄膜材料中，由於 PZT 壓電薄膜與其他材料相比具備較大之機電轉換係數，非常適合作為壓電式微致動器之驅動源，目前則有各種不同 PZT 壓電薄膜成分比例之沉積技術不

斷被研究改進，如有機金屬化學氣相沉積 (metal-organic CVD)、射頻磁控濺鍍 (RF magnetron sputtering)、溶膠－凝膠沉積 (sol-gel deposition)、離子束沉積 (ionized cluster beam deposition)、迴旋共振濺鍍 (cyclotron resonance sputtering) 和雷射剝離 (laser ablation) 等技術，不同製程技術之創新，可能產生壓電式微致動器之新應用。以下即針對壓電式微致動器之動力應用 (power application)、線性運動應用 (linear motion)、轉動應用 (rotation motion) 及共振應用 (resonator) 等不同用途舉例說明介紹。

8.5.1 動力應用

如圖 8.96 所示，係利用塊材 PZT 壓電材料與矽基材結合之微致動器進行微型馬達 (micromotor) 之驅動，此架構之原理是利用 PZT 壓電材料與矽基材黏著後之結構振動模態特性，分別以脈衝式 (pulse drive) 及共振式 (resonant drive) 之電壓驅動 PZT 壓電材料，進而帶動轉子 (rotor) 之轉動。其中脈衝式之驅動機制可分為兩個步驟。首先因衝擊力讓靜止之轉子運動而撞擊到輪軸 (hub)，然後因衝擊力量之傳遞使得轉子與定子產生相互撞擊作用而使得轉子轉動；另外共振式之驅動機制是驅動輪軸之共振模態，利用輪軸之振動產生行進波 (traveling wave) 而使得轉子轉動。此結構與一般微型馬達不同之處是結構簡單、驅動安裝容易，但不易控制馬達轉動之方向。

如圖 8.97 所示，分別以塊材 PZT 壓電材料與矽基材之振動膜 (diaphragm) 構成之微致動器進行微流體之混合與除泡 (degassing)，混合及除泡之空間大小皆為 $6\text{ mm} \times 6\text{ mm}$ ，深度為 0.06 mm 。首先將矽基材 $\langle 100 \rangle$ 移除，形成一厚度為 0.15 mm 之振動膜，且將玻璃基材形成空穴 (cavity) 後，利用陽極接合 (anodic bonding) 方式將兩者黏著形成微流體之混合與除泡空間及流道，如圖 8.97(b)–(c) 所示，最後將塊材壓電材料 PZT ($5\text{ mm} \times 4\text{ mm} \times 0.15\text{ mm}$) 黏著於振動膜之背後。其混合之機制是以 $50\text{--}90\text{ V}$ 之連續式電壓，改變不同之頻率 (600 kHz 以下) 施加於 PZT 致動器上，直接利用致動器之振動能作用於微流體中進行混合，結果顯示，在 $15\text{--}90\text{ kHz}$ 之間有較佳之混合效果。但此頻率範圍與振動模相對應之輸出位移無

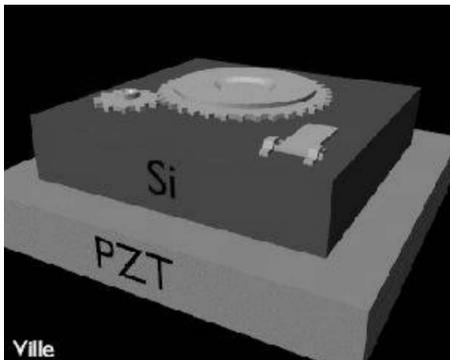


圖 8.96

以 PZT 壓電材料進行微馬達驅動之結構示意圖⁽¹⁶¹⁾。

直接相關，因此仍有問題待解決，且此種連續式驅動方式驅動電壓過高 (50 V)，亦容易產生微流體溫度上升 (無流體流動下上升 15 °C)、驅動頻率 (50 kHz) 易產生空化 (cavitation) 現象，對微流體可能產生有傷害之生物效應 (biological effect)。相反地，圖 8.97(c) 之除泡機制則是利用空化現象進行微流體之除泡。

利用單一層壓電材料當致動器使用時，為達到所需之輸出位移或出力，皆需相當高之驅動電壓，因此近幾年有研究者以堆疊 (stack) 方式在較低電壓下達到單一層壓電材料相同之輸出位移。如圖 8.98 所示即是以此構想應用於微機電系統中之微閥門之作動控制，其運動機制是運用堆疊式壓電材料之厚度模態的伸張與壓縮分別達到閥門之關閉及打開的動作。

如圖 8.99 所示是利用微細加工製成之微結構與 PZT 壓電材料黏著之微致動器設計，首先利用矽基材之微細加工形成 V 形槽，然後上下基材黏著形成微通道 (channel)，接著黏著氮化矽 (silicon nitride) 材質之微切割刀於微通道之自由端，最後整組結構再與塊材 PZT 壓電材料組合，配合壓阻式感測器感測切割刀之變形，可即時控制其切割刀出力之情形，此微切割刀可使用於人體血管或動物實驗之手術。

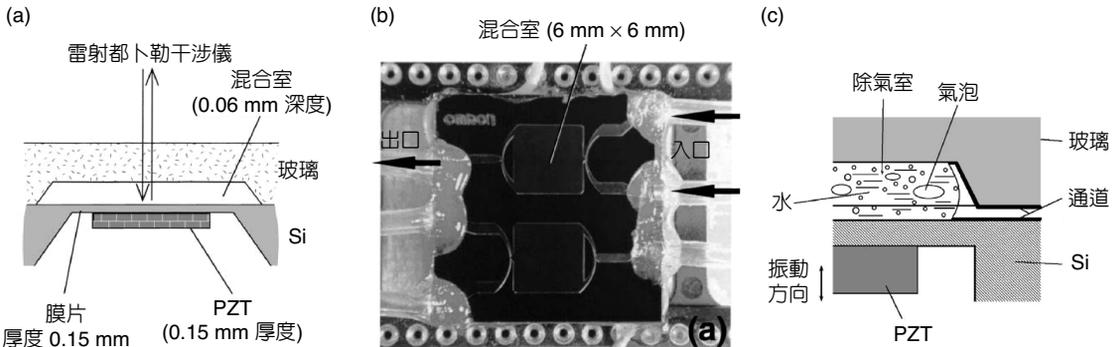


圖 8.97 以 PZT 壓電材料進行，(a) 微流體之混合結構示意圖⁽¹⁶²⁾，(b) SEM 照片⁽¹⁶²⁾，(c) 微流體之除泡 (degas) 結構示意圖⁽¹⁶³⁾。

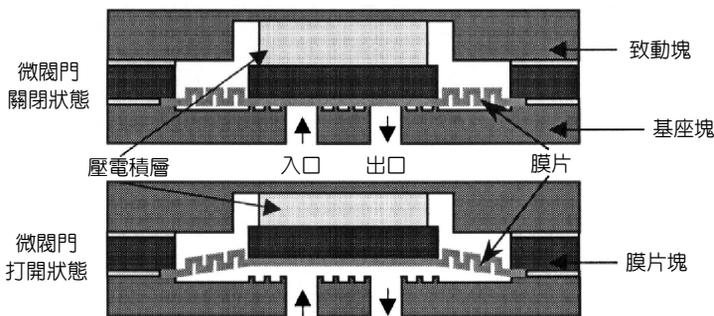


圖 8.98 以堆疊式 PZT 壓電材料控制微閥門動作之結構示意圖⁽¹⁶⁴⁾。

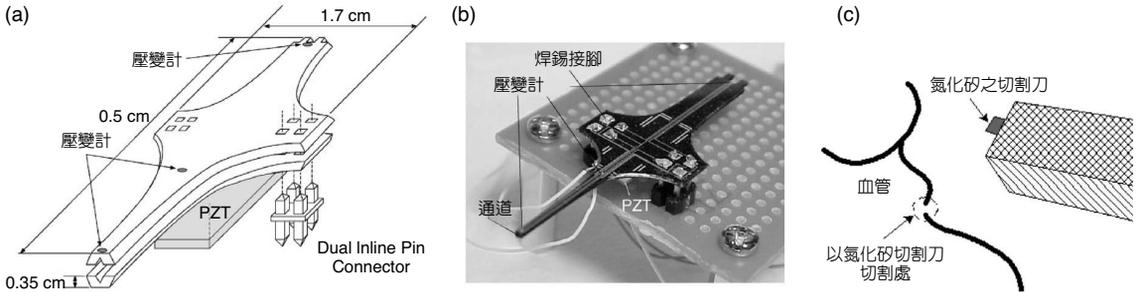


圖 8.99 以 PZT 壓電材料結合矽基材微細加工技術之微切割刀之結構示意圖⁽¹⁶⁵⁾。

8.5.2 線性運動應用

目前典型之壓電式微致動器的線性運動例子，如圖 8.100 所示，是由一壓電薄膜 (piezoelectric strip) 及其 4 支結構支撐腳構成。其運動是運用蠕動毛蟲自走機構之原理，如圖 8.101 所示，其中 V_{11} 及 V_{14} 可視為結構 1，壓電薄膜可視為 2， V_{12} 及 V_{13} 視為 3，當 V_{11} 及 V_{14} 接上電壓後即因為靜電力導致結構 1 支撐腳吸附固定於基材上，如 Clamp 1，然後施加電壓於壓電材料上使其產生伸長變形，如 Extend 2，接著 V_{12} 及 V_{13} 接上電壓 (即結構 3) 使結構 3 支撐腳亦吸附固定於基材上，如 Clamp 3，然後將結構 1 支撐腳切斷電壓，使其與基材分離，如 Unclamp 1，施加相反電場於壓電材料上使其產生縮短變形，如 Contract

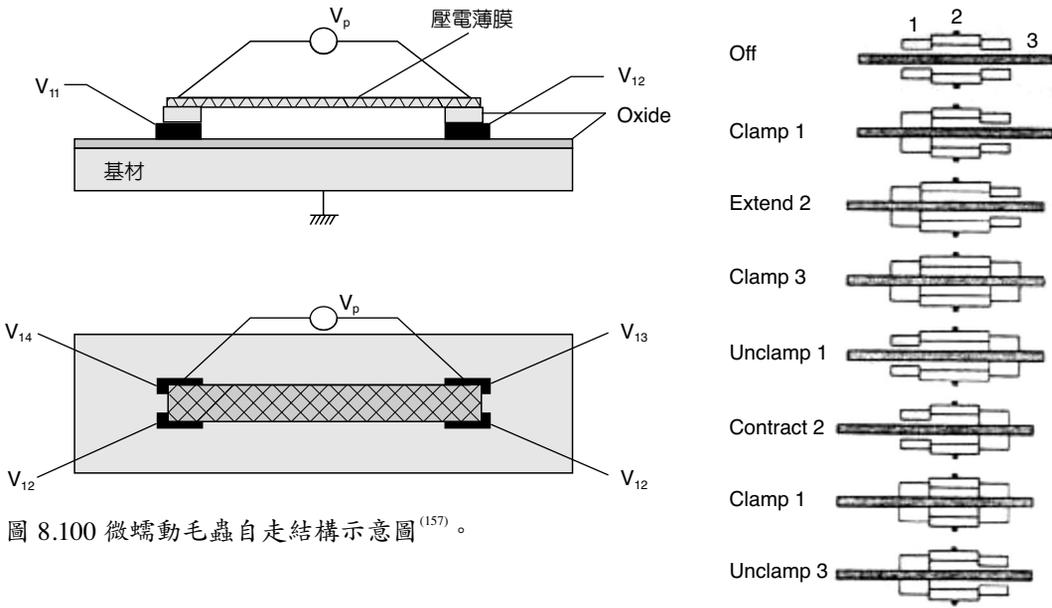


圖 8.100 微蠕動毛蟲自走結構示意圖⁽¹⁵⁷⁾。

圖 8.101 微蠕動毛蟲自走原理圖⁽¹⁶⁶⁾。

2，再施加電壓於結構 1 支撐腳固定於基材上，如 Clamp 1，最後再將結構 3 支撐腳切斷電壓使其與基材分離，如 Unclamp 3，接著重複 Extend 2 步驟，如此可將此壓電薄膜結構藉由不同電壓之控制如同微蠕動毛蟲自走於矽基材表面。此結構若將 4 個支撐腳分別控制，則可產生直線與曲線之運動。一般其固定電壓為 50–100 V，壓電材料之驅動電壓為 10–50 V，且行走速度可達數 $\mu\text{m/s}$ ，目前已用於掃描穿隧電子顯微鏡 (scanning tunneling electron microscope, STEM) 作為位置控制器。

8.5.3 轉動運動應用

壓電式微致動器應用於轉動運動方面最常見的是壓電式微馬達，此種壓電式微馬達與其他如電磁式或靜電式相較下具有高能量密度、高扭力與低轉速之優點。如圖 8.102 為一壓電式轉動微馬達之示意結構及原理圖，微馬達之轉動來自於壓電薄膜驅動振動膜，當振動膜往上彎曲如圖 8.102(c) 右圖所示，會擠壓到微馬達轉子之支撐腳，此時由於支撐腳與振動膜之間的摩擦力而導致轉子之轉動；相反地，若振動膜往下彎曲如圖 8.102(c) 左圖所示，則支撐腳與振動膜之間的摩擦力減小而導致轉子停止轉動。此微馬達若是操作於振動膜之共振頻率，則可產生超過 $30 \text{ nN}\cdot\text{m}$ 之扭力及 200 rpm 之轉速。

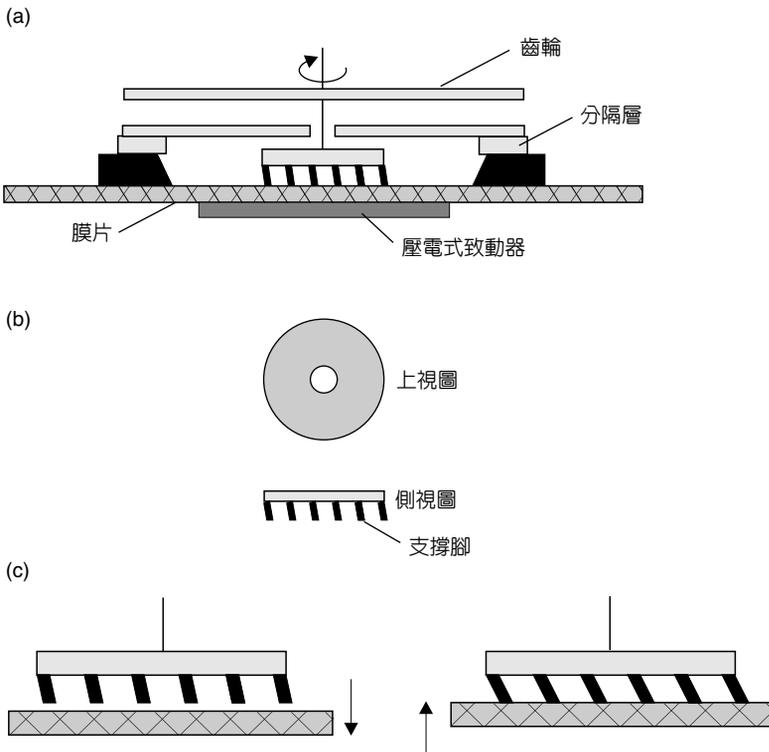


圖 8.102

(a) 壓電式轉動微馬達之結構示意圖，(b) 馬達轉子之上視與側視圖，(c) 馬達轉子之支撐腳與振動膜之相互運動示意圖⁽¹⁵⁷⁾。

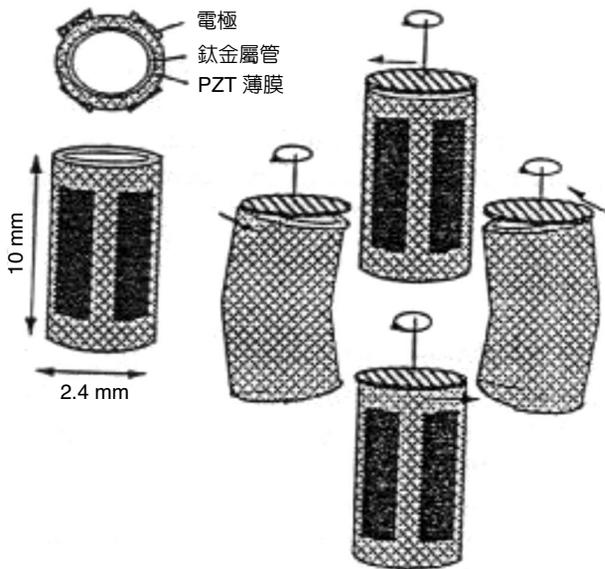


圖 8.103

超音波微馬達之結構示意圖^(157,167)。

另外亦有其他不同型式之壓電式轉動微馬達的結構設計⁽¹⁵⁶⁾，例如圖 8.103 所示，利用圓柱形之管狀鈦金屬結構，在鈦金屬之外緣鍍上壓電薄膜材料，然後將電極定位成形於圓周之管壁上 (4 個均等之位置)，以電壓分別驅動 4 個壓電薄膜之彎曲振動而使其沿著圓周方向產生行進波，由於馬達之轉子是以預壓力與管狀鈦金屬結構之上緣直接接觸，藉由兩者摩擦力之耦合，管狀壓電薄膜結構之行進波帶動轉子而轉動，因此預壓力之大小將是重要之設計參數，目前此設計之轉動壓電式微馬達在電壓 20–30 V 下可超過 300 rpm 之轉速。

利用其他不同之壓電薄膜結構亦可產生轉動運動，如圖 8.104 所示，以壓電薄膜 (1.5 μm) 鍍在一層金屬材料 (1.8 μm) 上形成微懸臂樑之雙層材料結構，並利用其變形進行微面鏡之角度控制。微懸臂樑之變形主要來自施加不同電場於壓電薄膜之上下電極，由於電場與壓電薄膜之極化方向相同及不同時，會產生不同之變形方向 (向下與向上)，利用此原理，如圖 8.104(b) 所示以一組微懸臂樑分別施加不同之電場，在微懸臂樑之連接物體上即可產生轉動之效應。將此原理應用於微面鏡之控制，以互相垂直之兩組轉動軸分別連接兩組雙層材料結構之壓電薄膜微懸臂樑，即可控制微面鏡之上下及左右之掃描，形成所謂二維掃描器 (2D scanner)。

8.5.4 共振應用

如圖 8.105 所示為最常見之壓電薄膜微懸臂樑之結構示意圖，此簡單之結構可作為微致動器或微感測器。其製程為先在 $\langle 100 \rangle$ 矽基材上沉積及成型 (pattern) 氧化矽 (silicon oxide) 及氮化矽 (silicon nitride)，然後再沉積多晶矽 (poly-Si) 與壓電薄膜之下電極 (Ti/Pt)，依次再

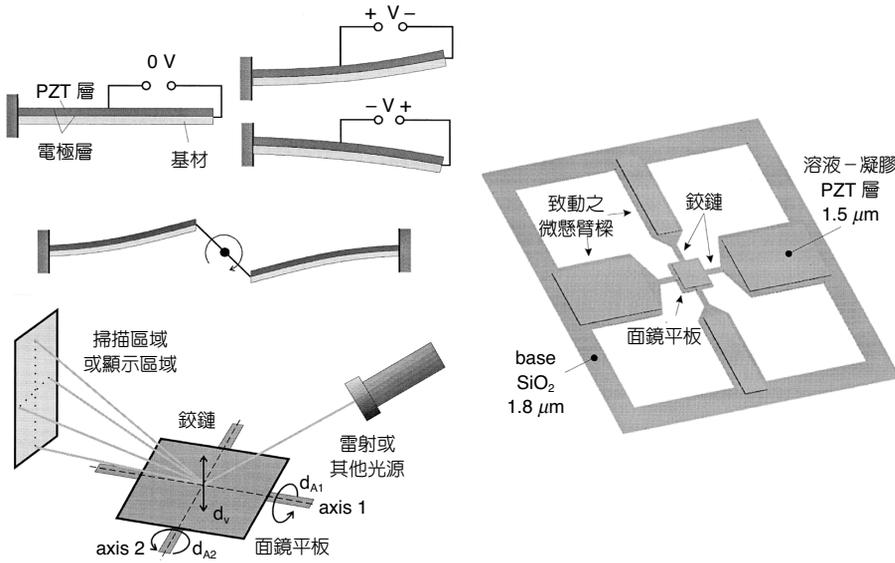


圖 8.104 以壓電薄膜微懸臂樑進行微掃描器控制之結構示意圖⁽¹⁶⁸⁾。

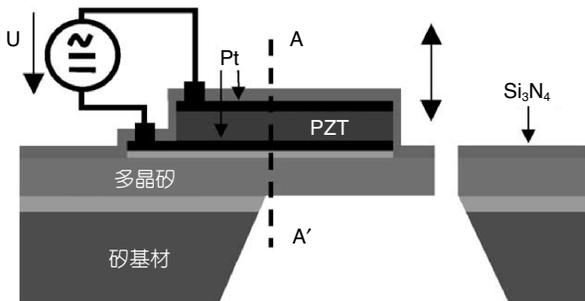


圖 8.105 最常見之壓電薄膜微懸臂樑致動器之結構示意圖⁽¹⁶⁹⁾。

沉積及成型壓電薄膜 PZT 與上電極 (Pt) 材料，最後蝕刻成型壓電薄膜微懸臂樑。由於此微懸臂樑屬於多層材料結構，其動態特性與 PZT、多晶矽材料特性及其厚度、寬度、長度皆有密切關係。

如圖 8.106 所示，以 PZT 壓電薄膜之微懸臂樑作為表面輪廓儀 (surface force microscope) 之力量感測器 (force sensor)，可量測物體之表面輪廓。其結構簡單，原理是將 PZT 壓電薄膜微懸臂樑操作於第一階彎曲振動之共振模態，當微懸臂樑之端點與待測物表面接觸時，端點之共振振幅會改變，當待測物表面移動時，微懸臂樑之端點振幅會隨之改變，因此將振幅改變量經壓電薄膜轉換成電荷，再轉換為影像，即可顯示物體之表面輪廓。如此設計之力量感測器之感度在長度為 125 μm 時可達 0.7 fC/nm，比其他型式之壓電材料都大，但此 PZT 壓電薄膜之材料特性、感度及微懸臂樑之自由端接觸點設計仍有改進之處。

除了微懸臂樑結構外，最常使用之結構便是如圖 8.107 所示，將 PZT 壓電薄膜配合一振動膜作為聲壓換能器。此換能器與眾不同之處是將換能器設計為環狀陣列式 (ring array

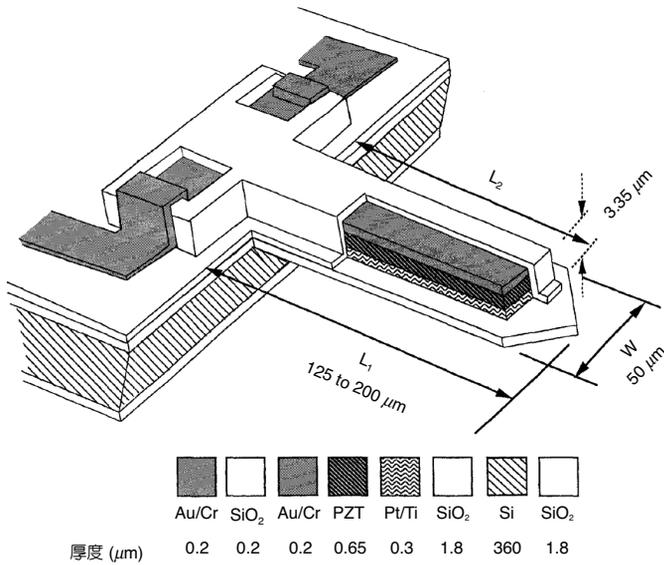


圖 8.106

以壓電薄膜構成之微懸臂樑作為致動器量測物體表面輪廓之結構示意圖 (170)。

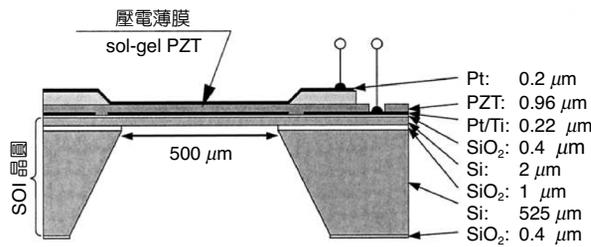


圖 8.107 以壓電薄膜配合振動膜之陣列式換能器結構示意圖 (171)。

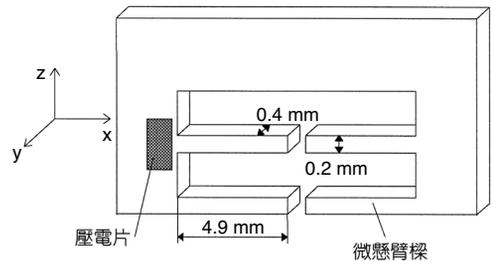


圖 8.108 利用微壓電致動器進行微結構之動態響應測試示意圖 (172)。

type)，此型式具有高指向性 (high directivity)，在相同之頻率響應下與塊材壓電材料比較，其輸出感度約高出 16 dB，當應用於空氣中可量測之距離可達 2 公尺，可使用於三維超音波影像之成像。

如圖 8.108 所示，係以壓電材料作為致動器之激振源直接驅動微懸臂樑結構測試其動態特性，然後間接求得微結構材料特性 (如楊氏係數、波松比、殘餘應力等)。此方法是以連續正弦波 (sine wave) 激發壓電材料，然後改變不同頻率，逐次量測微結構在每一頻率之輸出響應。安裝容易、簡單但測試較費時，且會產生 PZT 壓電材料與微結構之動態特性相耦合之現象，測試方法受到此現象之限制。其可測試微結構之頻率範圍受限於 PZT 壓電材料之第一個共振頻率，因此微致動器 (PZT 壓電材料) 尺寸愈小，則可測試之微結構頻率範圍愈大。

8.5.5 結語

基本上壓電式微致動器之設計考量在壓電材料之選擇方面，壓電電荷常數 d_{ij} 愈大愈好，機電耦合係數亦是愈高愈好。另外居里溫度 T_c 愈高則致動器所能操作環境溫度亦較高；而介電常數 ϵ 則與致動器之輸出阻抗有關，介電常數愈大則在相同之電極面積下其輸出阻抗較小，此參數在進行致動器之驅動電路時相當重要，因此選擇介電常數大之壓電材料才不致於發生輸出阻抗偏高之問題。至於機械品質因子 Q 則與致動器之熱耗有關， Q 值小則熱耗大，驅動頻率較不敏感，但驅動時易產生熱，而 Q 值大則熱耗少，驅動頻率值較為敏感。

在微致動器之結構設計方面，塊材壓電材料之幾何尺寸與微機電之微結構差異很大，所以在應用上便受到限制；而壓電薄膜之幾何尺寸與微結構相當接近，因此其應用較多樣及廣泛。目前大部分是還是微懸臂樑、雙層結構 (bimorph) 微懸臂樑、圓形振動膜、圓柱體等簡單結構，主要是受限於部分壓電薄膜之製程與微結構製程不相容所致。而微致動器之輸出方面，可以考慮疊層結構，其在相同電壓下可產生較大之位移或力量之輸出，驅動模態則以厚度、彎曲及剪切模態是較常用的。

在致動器之應用與驅動方面，歸納上述之文獻，如表 8.4 所示，在應用方面可分為微小位移之控制與壓力或動力源之應用，驅動方式則有固定式、自走式與振動式。其中固定式為致動器之一部分完全固定狀態，驅動接合致動器之負載方式，無法得到太大之位移，是一般性普及之驅動法；而自走式為致動器與負載一起移動，是屬於微調與粗調之微小位移之控制；另外振動式是致動器以交流驅動，激振機械振動之方式，較常使用於幫浦、電動機等動力應用之驅動源。

表 8.4 壓電式微致動器之應用方面與驅動方式之分類⁽¹⁶⁶⁾。

應用方面	驅動方式	應用例子
微小位移控制	1. 固定式	1. 微面鏡掃描控制
	2. 自走式 (線性運動)	2. 蠕動毛蟲自走機構、STM、微機器人
	3. 自走式 (轉動運動)	3. 轉動式微馬達
壓力及動力源	1. 固定式	1. 噴墨印表機
	2. 振動式	2. 微馬達、微流體幫浦及混合器、微流體除氣裝置、微控制閥、微手術刀、微超音波換能器、微結構驅動器、微霧化器、厚度監視器、氣體感測器、AFM

8.6 氣／液動式微致動器

氣／液動式致動器是改變液體的壓力，使其成為致動器之能量來源，為另一種微機電致動器的設計機構。其主要的致動原理是透過不同的致動方式，如壓電式、熱氣泡式、靜電式、熱拱形式、聲能式及氣壓式，控制其最主要之運作元件 (調節閥，或有著相同功能的

元件)，藉以改變氣／液體壓力，以達到致動器之效果。與其他致動方式比較，此種致動器之優點在於其擁有低消耗功率，並可在施加較大的壓力時產生較大的形變，與傳統之大壓力小形變或小壓力大形變的相關致動方式，有著較顯著之不同。以下將就不同的致動方式，對氣／液動式致動器做簡介。

8.6.1 壓電氣／液式致動器

在 1964 年，Sweet 發明了利用壓電式 (piezoelectric) 致動器的原理，將微液滴射出。基本上，在壓電科技中有兩種壓電式裝置。一種叫做連續噴射⁽¹⁷⁴⁻¹⁷⁷⁾，其操作原理如圖 8.109(a) 所示，具電導性的油墨，由壓電式致動器所產生的壓力，從噴嘴強迫噴出，而噴出物連續地分離成任意大小與間隔的微液滴。在油墨通過壓電轉換器時，可以藉由提供固定頻率的超音波來控制微液滴的單一大小與間隔。產生的微液滴連續通過一個帶電板，受到影響的微液滴，會因電場的作用而使其偏向印出，沒受到影響的微液滴則收集到溝槽再循環利用。一個壓電轉換器可以支援多個噴嘴，所以可以儘可能縮小噴嘴的間距，使其成為高解析陣列，然而複雜的微液滴帶電與收集系統是實際使用這個裝置的主要障礙。

另一種裝置叫做微液滴即成噴射，當印出一個點時利用壓電管或壓電盤使得微液滴噴出⁽¹⁷⁸⁻¹⁸⁰⁾。圖 8.109(b) 顯示一個典型的即成液滴產生器。操作原理是基於在充滿流體的腔體中，由壓電轉換器應用電壓脈衝產生聲波，讓聲波在表面產生作用，使其在噴嘴處射出單一液滴。液滴即成噴射法的主要優點在於不需要複雜的微液滴偏向與收集系統，然而其缺點在於壓電管或壓電盤的大小為釐米以至於數釐米，使此類裝置不適用於高解析陣列列印。

8.6.2 熱氣泡氣／液式致動器

熱氣泡噴射於 1980 年代早期由美國 Hewlett-Packard 公司和日本 Canon 公司所開發⁽¹⁸¹⁻¹⁸³⁾，在文獻中也有許多其他設計報告⁽¹⁸⁴⁻¹⁸⁶⁾。圖 8.110 顯示熱氣泡噴射器的橫截面，液體在腔體中，受到腔體下方運用脈衝電流的加熱器所產生的氣泡如幫浦一般作用，將液體以微液滴的形式推出噴嘴。在微液滴射出之後，加熱脈衝關閉而使氣泡開始崩潰，液體因自由空間中新月形表面的表面張力而重新填滿整個腔體並回到原點，第二道脈衝可再度開始產生另一個微液滴。重複此步驟，可以產生連續的微液滴。

在 1998 年，曾繁根等人藉由不同大小的脈衝電流加熱器，更進一步的設計出高效率、高解析度的熱氣泡噴射器，如圖 8.111 所示⁽¹⁸⁷⁻¹⁸⁹⁾。當電流通過兩個脈衝加熱器時，較窄(高電阻)的加熱器會先產生氣泡，使其形成腔體，當其電流繼續加大，較寬(低電阻)的加熱器會產生另一個氣泡，迫使液體受到壓力，而從噴嘴處形成微液滴噴出。微液滴射出後，在電流脈衝被關閉的情況下，較窄的加熱器會先達到散熱的效果，而使其下方的氣泡先行崩潰，並使其墨水達到即時填滿的效果。重複上述步驟，可以產生連續的微液滴。

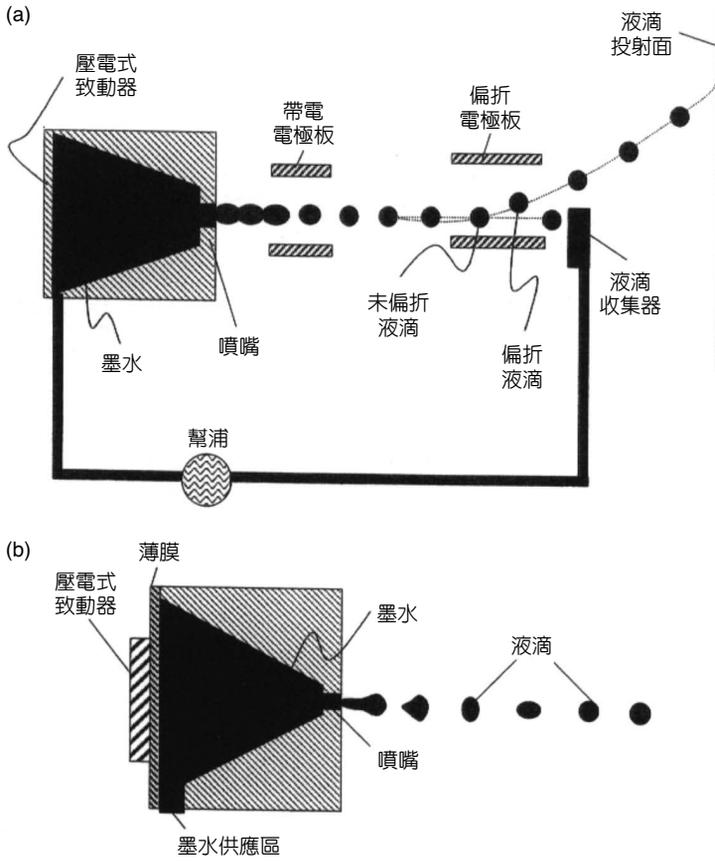


圖 8.109

(a) 採用壓電式致動器操作原理之連續噴射液滴產生器；(b) 採用壓電式致動器操作原理之即成噴射液滴產生器。

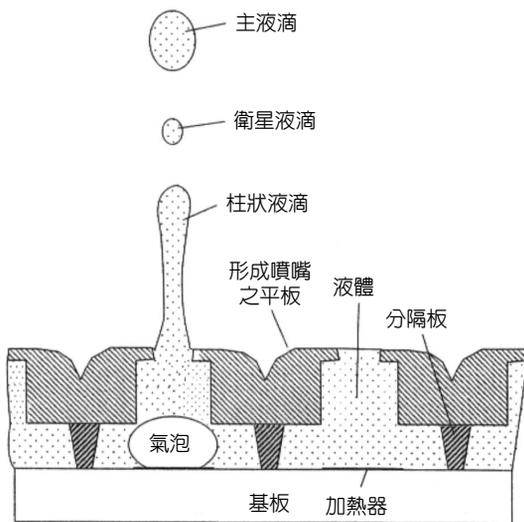


圖 8.110

採用熱氣泡式致動器操作原理之噴射液滴產生器。

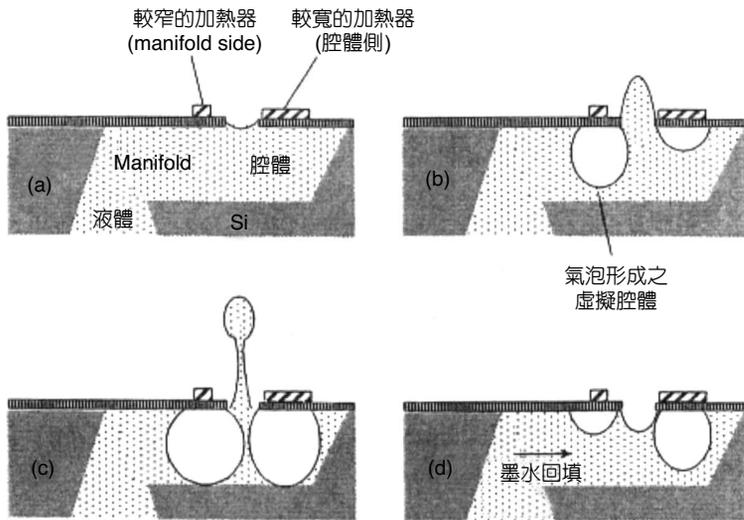


圖 8.111

改良熱氣泡式致動器操作原理之噴射液滴產生器，(a) 液體加熱，(b) 「虛擬」腔體形成，(c) 微液滴形成並射出，(d) 氣泡消失及墨水回填。

此一設計方式擁有以下優點：

1. 因去除腔體的設計，故加快其墨水填充的時間。
2. 由於加熱器設置於表面，大大提高散熱的效果；更由於其表面加熱器的設計，使其製程不再受限，因此提高其系統解析度。
3. 此種設計方式降低了衛星微液滴的發生，成就了一次噴射一個微液滴的結果，解決了一次噴射多個微液滴所產生墨水在紙上擴散的問題。

8.6.3 熱彎曲氣／液式致動器

如圖 8.112，Hirata 等利用一個可彎曲的隔膜⁽¹⁹⁰⁾，使其產生壓力，而從噴嘴噴出微液滴。其設計方式是由一個二氧化矽和鎳層組成的合成圓形膜，被固定在其與底層之間的小缺口的邊緣，並在合成膜的中間放置加熱器，而且將其絕緣。脈衝電流被送到加熱器，隔膜因兩層材料的熱膨脹係數不同，而產生彎曲的現象，因此產生壓力。當熱量引發的壓力大於關鍵的壓力時，橫隔膜突然向上彎曲，而從噴嘴射出一個微液滴。此類型的致動器大約需要 0.1 mJ 的能量，可使直徑 300 μm 的橫隔膜產生一個速度為 10 m/s 的微液滴。其缺點為消耗能量與裝置大小比氣泡噴射式大得多。

8.6.4 聲波式氣／液動致動器

圖 8.113 為一無透鏡的液體噴射器⁽¹⁹¹⁾，其利用聲波的建設性干涉來產生油滴，在晶片上之 Fresnel 透鏡的幫助下，薄膜的壓電式致動器可以在水與液體的界面產生聲波，並將聲

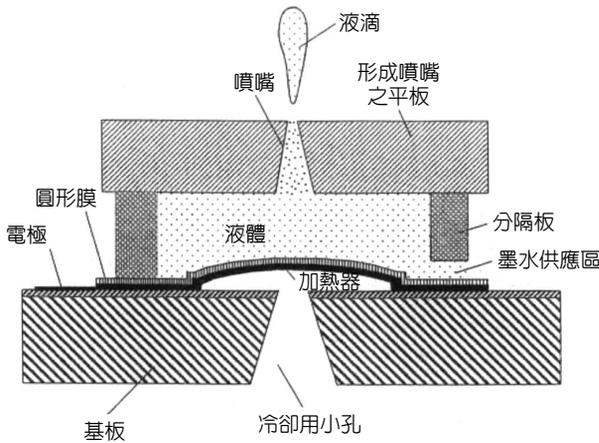


圖 8.112

熱彎曲式致動器操作原理之噴射液滴產生器。

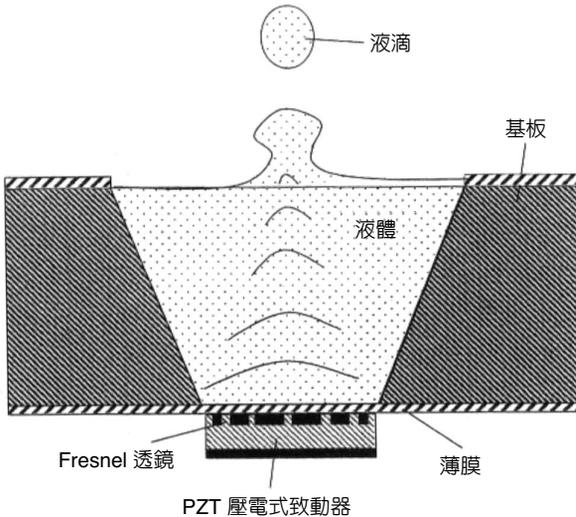


圖 8.113

聲波式氣/液致動器操作原理之噴射液滴產生器。

波聚焦以形成油滴。致動原理來自瞬間的射頻訊號激發壓電薄膜，此類元件利用聲波特定的頻率來控制噴射出之油滴的大小，和傳統之利用噴嘴來限定油滴的大小比較，減低了大部分利用噴嘴時所產生的阻塞問題。然而由於聲波在液體中的擾動，很難維持穩定的界面來產生可靠及重複的油滴，解決此問題的方式，就是再利用噴嘴的面積來維持界面的穩定程度。

此種聲波式氣/液致動器所應用的射頻訊號範圍從 100 到 400 MHz，脈衝寬度為 100 μs ，且一個油滴的能量損耗大約是 1 mJ，與其他原理比較的話，相對較高。而視輸入的射頻訊號而定，油滴的大小範圍可從 20 到 100 μm 。根據報告元件的大小是 1 mm，這與前面幾節裡面所提及的氣/液致動器比較，還要大很多。

8.6.5 靜電式氣／液動致動器

Seiko-Epson 公司率先採用靜電式驅動的噴墨頭^(192,193)，並應用在商業印刷的產品上。如圖 8.114 所示，其致動原理是藉由在電極板與壓力板之間加上直流電壓，使壓力板傾斜將墨水填充進去，當把兩板間的電壓除掉，壓力板會反彈而將墨水從噴嘴射出，其所需的能量損耗約 0.525 mW/nozzle。以 SEAJet (Seiko-Epson Actuator Jet) 而言，其驅動電壓是 26.5 V，而且驅動頻率在均勻墨水射出下高達 18 kHz。這樣一個 128 nozzle/chip 以及 360-dpi 的裝置，已經被證明具有高列印品質、高速列印、低能量損耗、低噪音等優點，而且在重負荷的列印下，具有較長的壽命。然而製造的時候包含三個微機械的複雜製程，而且壓力板需要高準確的蝕刻過程，以控制厚度的準確度及均勻度，由於固體材料的形變限制，以及在結合過程中需要準確的對準，因此噴嘴無法輕易的再縮小，使其無法達到更高解析度的應用。

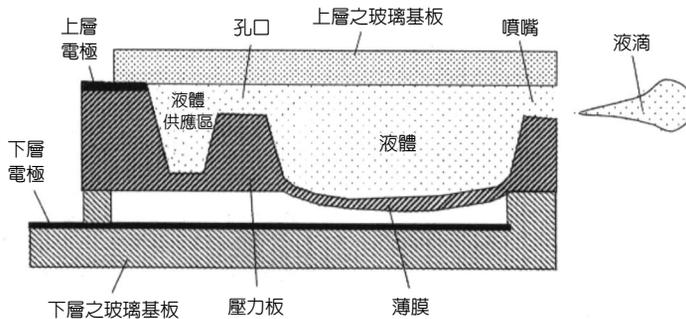


圖 8.114
靜電式氣／液致動器操作原理之噴射液滴產生器。

8.6.6 氣壓式氣／液動致動器

不同於上述的液滴產生器，Kim 等將所要致動的元件附著在一層彈性極佳的橡皮薄膜上，使其成為微抓取器 (microcage)，如圖 8.115 所示⁽¹⁹⁴⁾。由於橡皮薄膜之極佳彈性特性，當空氣壓力施於底部，其附著在薄膜上的元件會因此而產生打開的作用，如截斷其底部所施加的壓力，元件則會產生閉合的作用，使其成為微抓取器。此類微抓取器尚在研發階段，未來主要會應用在微生物或細胞抓取之元件上。

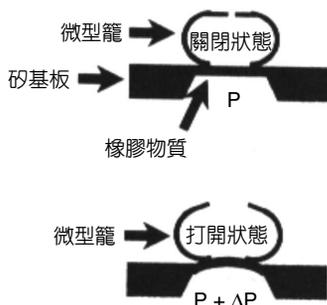


圖 8.115
氣壓式氣／液致動器操作原理之微抓取器。

參考文獻

1. S. S. Rao, *Mechanical Vibrations*, Reading, MA: Addison-Wesley (1995).
2. A. N. Cleland and M. L. Roukes, *Sensors and Actuators A*, **72**, 256 (1999).
3. <http://www.ti.com>.
4. K. J. Gabriel, F. Behi, and R. Mahadevan, *Sensors and Actuators A*, **21-23**, 184 (1990).
5. S. J. Jacobs, S. A. Miller, J. J. Malone, W. C. McDonald, V. C. Lopes, and L. K. Magel, "Hermeticity and Stiction in MEMS Packaging," *40th Annual International Reliability Physics Symposium*, Dallas, TX, 136 (2002).
6. W. S. N. Trimmer, *Sensors and Actuators A*, **19**, 268 (1989).
7. H. C. Nathanson, W. E. Newell, R. A. Wickstrom, and J. R. Davis Jr., *IEEE Trans. on Electron Devices*, **ED-14**, 117 (1967).
8. L. S. Fan, Y. C. Tai, and R. S. Muller, "IC-processes Electrostatic Micro-Motor," *IEEE IEDM*, San Francisco, CA, 666 (1988).
9. W. C. Tang, T. C. H. Nguyen, and R. T. Howe, *Sensors and Actuators A*, **21**, 328 (1990).
10. <http://www.ti.com>.
11. T. A. Core, W. K. Tsang, and S. J. Sherman, *Solid State Technology*, **36**, 39 (1993).
12. <http://www.omm.com>.
13. W. S. N. Trimmer, *Sensors and Actuators A*, **19**, 268 (1989).
14. K. E. Petersen, *IBM J. Res. Develop.*, **24**, 631 (1980).
15. D. Chauvel, N. Haese, P. A. Rolland, D. Collard, and H. Fujita, "A Micro-machined Microwave Antenna Integrated with Its Electrostatic Spatial Scanning," *IEEE MEMS'97*, Nagoya, Japan, 84 (1997).
16. A. Fischer, M. Nagele, D. Eichner, C. Schollhorn, and R. Strobel, *Sensors and Actuators A*, **52**, 140 (1996).
17. P. Jaecklin, C. Linder, and N. F. de Rooij, *Sensors and Actuators A*, **41-42**, 324 (1994).
18. J. Buhler, J. Funk, J. G. Korvink, F. P. Steiner, P. M. Sarro, and H. Baltes, *Journal of MEMS*, **6**, 126 (1997).
19. P. Jaecklin, C. Linder, J. Brugger, and N. F. de Rooij, *Sensors and Actuators A*, **43**, 269 (1994).
20. A. Fischer, H. Graef, and W. von Munch, *Sensors and Actuators A*, **44**, 83 (1994).
21. J. I. Seeger and S. B. Crary, "Stabilization of Electrostatically Actuated Mechanical Devices," *TRANSDUCERS '97*, Chicago, IL, 1133 (1997).
22. O. Degani, E. Socher, A. Lipson, T. Lejtner, D. J. Setter, S. Kaldor, and Y. Nemirovsky, *Journal of MEMS*, **7**, 373 (1998).
23. J. Buhler, J. Funk, J. G. Korvink, F-P. Steiner, P. M. Sarro, and H. Baltes, *Journal of MEMS*, **7**, 126 (1997).
24. K. E. Petersen, *IBM J. Res. Develop.*, **24**, 631 (1980).

25. P. F. V. Kessel, L. J. Hornbeck, R. E. Meter, and M. R. Douglass, *Proceeding of the IEEE*, **86**, 1687 (1998).
26. P. M. Hagelin and O. Solgaard, *IEEE Selected Topics in Quantum Electronics*, **5**, 67 (1999).
27. M.-H. Kiang, O. Solgaard, R. S. Muller, and K. Y. Lau, *J. of MEMS*, **7**, 27 (1998).
28. R. T. Chen, H. Nguyen, and M. C. Wu, *IEEE Photonics Technology Letters*, **11**, 1396, (1999).
29. V. A. Aksyuk, F. Pardo, and D. J. Bishop, "Stress-induced Curvature Engineering in Surface Micromachining Devices," *Proceedings of SPIE*, Paris, France, 984 (1999).
30. T. Akiyama and K. Shono, *Journal of MEMS*, **2** (3), 106 (1993).
31. L. Fan, R. T. Chen, and M. C. Wu, "Universal MEMS Platforms for Passive RF Component Suspended Inductors and Variable Capacitor," *IEEE MEMS'98*, Heidelberg, Germany, 29 (1998).
32. 何亦平, 微結構自組裝技術之研究, 國立清華大學碩士論文 (2002).
33. 林弘毅, 複合式微矽光學平台之研究與應用, 國立清華大學博士論文 (2002).
34. H. Toshiyoshi, W. Piyawattanametha, C. T. Chan, and M. C. Wu, *Journal of MEMS*, **19**, 205 (2001).
35. J. Hsieh and W. Fang, *Sensors and Actuators A*, **79**, 64 (2000).
36. R. T. Howe and R. S. Muller, *IEEE Trans. on Electron Devices*, **ED-33**, 499 (1986).
37. R. B. Apte, F. S. A. Sandejas, W. C. Banyai, and D. M. Bloom, "Deformable Grating Light Valves for High Resolution Displays," *Solid-State Sensor and Actuator Workshop*, Hilton Head, SC, 1 (1994).
38. K. E. Petersen, *IBM J. Res. Develop.*, **23**, 376 (1979).
39. J. H. Jerman, D. J. Clift, and S. R. Mallinson, *Sensor and Actuators A*, **29**, 151 (1991).
40. B. C. S. Chou, W. T. Lin, and J. C. Chiou, "Study of Micromachined Tunable Filter and Its Potential Application to Tunable Laser," *The 4th Pacific Rim Conference on Lasers and Electro-Optics*, Chiba, Japan, I418 (2001).
41. N. Tirole, D. Hauden, P. Blind, M. Froelicher, and L. Gaudriot, *Sensors and Actuators A*, **48**, 145 (1995).
42. J. Branebjerg and P. Gravesen, *IEEE MEMS'92*, Travemunde, Germany, 6 (1992).
43. R. Legtenberg, J. Gilbert, S. D. Senturia, and M. Elwenspoek, *Journal of MEMS*, **6**, 257 (1997).
44. R.T. Chen, H. Nguyen, and M. C. Wu, *IEEE Photonics Technology Letters*, **11**, 1396 (1999).
45. R. T. Chen, H. Nguyen, and M. C. Wu, *IEEE MEMS'99*, Orlando, FL, 424 (1999).
46. M. Shikida, K. Sato, and T. Harada, *Journal of MEMS*, **6**, 18 (1997).
47. J. Simon, S. Saffer, F. Sherman, and C.-J. Kim, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, **6**, 854 (1998).
48. W. C. Tang, T. C. H. Nguyen, and R. T. Howe, *Sensors and Actuators A*, **21**, 328 (1990).
49. M. Tabib-Azar, *Microactuators*, Norwell, MA: Kluwer Academic Publishers (1998).
50. V. P. Jaecklin, C. Linder, N. F. de Rooij, and J. M. Moret, *Journal of Micromechanics and Microengineering*, **2**, 250 (1992).
51. T. Hirano, T. Furuhashi, K. J. Gabriel, and H. Fujita, *J. of MEMS*, **1**, 59 (1992).
52. J. Mohr, M. Kohl, and W. Menz, "Micro Optical Switching by Electrostatic Linear Actuator with

- Large Displacements,” *Transducers’93*, Yokohama, Japan, 120 (1993).
53. M. A. Rosa, S. Dimitrijević, and H. B. Harrison, *Electronics Letters*, no. 18, 1787 (1998).
54. J. Hsieh, C.-C. Chu, and W. Fang, “On the Driving Mechanism Design for Large Amplitude Electrostatic Actuation,” in *ASME Proc. of the 2001 IMECE*, New York, NY, IMECE2001/MEMS-23804 (2001).
55. J. A. Yeh, H. Jiang, and N. C. Tien, *J. MEMS*, **8**, 456 (1999).
56. H. -M. Jeong, J. -J. Choi, K. Y. Kim, K. B. Lee, J. U. Jeon, and Y. E. Pak, “Milli-scale Mirror Actuator with Buck Micromachined Vertical Combs,” *Transducers’99*, Sendai, Japan, 1006 (1999).
57. R. A. Conant, J. T. Nee, K. Y. Lau, and R. S. Muller, “A Flat High-Frequency Scanning Micromirror,” *Solid-State Sensors and Actuators Workshop 2000*, Hilton head, SC, 6 (2000).
58. J. Kim, S. Park, and D. Cho, “A Novel Electrostatic Vertical Actuator Fabricated in one Homogeneous Silicon Wafer Using Extended SBM Technology,” *Transducers’01*, Munich, Germany, **1**, 756 (2001).
59. H. Schenk, P. Durr, T. Haase, D. Kunze, U. Sobe, H. Lakner, and H. Kuck, *IEEE Journal of Selected Topics in Quantum Electronics*, **6**, 715 (2000).
60. J. Hsieh, C. C. Chu, J. M. Tsai, and W. Fang, “Using Extended BELST Process in Fabricating Vertical Comb Actuator for Optical Applications,” in *IEEE/LEOS International Conference on Optical MEMS*, Lugano, Switzerland, 133 (2002).
61. C.-J. Kim, A. P. Pisano, and R. S. Muller, *J. of MEMS*, **1**, 31 (1992).
62. 張恆中, 微機械挾持器之研究, 國立清華大學碩士論文計畫書 (2002).
63. V. P. Jaecklin, C. Linder, N. F. de Rooij, J. M. Moret, R. Bishof, and F. Rudolf, “Novel Polysilicon Comb-Actuators for XY-Stages,” *IEEE MEMS’92*, Travemunde, Germany, 147 (1992).
64. P. -F. Indermuhle and N. F. de Rooij, “Integration of a Large Tip with High Aspect Ratio on an XY-Micro Stage for AFM Imaging,” *Transducers ’95*, Stockholm, Sweden, 652 (1995).
65. L. Lin, C. T. -C. Nuygen, R. T. Howe, and A. P. Pisano, “Microelectromechanical Filters for Signal Processing,” *IEEE MEMS’92*, Travemunde, Germany, 226 (1992).
66. K. Wang, and C. T. -C. Nguyen, “High-Order Micromechanical Electronic Filters,” *IEEE MEMS’97*, Nagoya, Japan, 25 (1997).
67. J. Bernstein, S. Cho, A. T. King, A. Kourepenis, P. Maciel, and M. Weinberg, “A Micromachined Comb-Drive Tuning Fork Rate Gyroscope,” *MEMS’93*, Fort Lauderdale, FL, 143 (1993).
68. S. E. Alper and T. Akin, “A symmetric Surface Micromachined Gyroscope with Decoupled Oscillation Modes,” *Transducers’01*, Munich, Germany, 456 (2001).
69. J. Hsieh, W.-J. Chen, and W. Fang, “Toward the Micromachined Vibrating Gyroscope Using (111) Silicon Wafer Process,” in *Proc. of SPIE*, San Francisco, CA, 4557, 40 (2001).
70. C. J. Welham, J. W. Gardner, and J. W. Greenwood, *Sensors and Actuators A*, **52**, 86 (1996).
71. W.-H. Juan and S. W. Pang, *IEEE Journal of MEMS*, **7**, 207 (1998).
72. C. Marxer and N. F. de Rooij, *IEEE Journal of Lightwave Technology*, **17**, 2 (1999).
73. W. Noell, P.-A. Clerc, L. Dellmann, B. Guldemann, H.-P. Herzig, O. Manzardo, C. R. Marxer, K. J.

- Weible, R. Dandliker, and N. F. de Rooij, *IEEE Journal of Selected Topics in Quantum Electronics*, **8**, 148 (2002).
74. T. Bakke, C. P. Tigges, J. J. Lean, C. T. Sullivan, and O. B. Spahn, *IEEE Journal of Selected Topics in Quantum Electronics*, **8**, 64 (2002).
75. C. Marxer, P. Griss, and N. F. de Rooij, *IEEE Photonics Technology Letters*, **11**, 233 (1999).
76. A. Q. Liu, X. M. Zhang, V. M. Murukeshan, C. Lu, and T. H. Cheng, *IEEE Journal on Selected Topics in Quantum Electronics*, **8**, 73 (2002).
77. K. Akimoto, Y. Uenishi, K. Honma, and S. Nagaoka, "Evaluation of Comb-drive Nickel Micromirror for Fiber Optical Communication," *IEEE MEMS'97*, Nagoya, Japan, 66 (1997).
78. J. J. Yao, S. Park, and J. DeNatale, "High Tuning-ratio MEMS-based Tunable Capacitors for RF Communications Applications," *Solid-State Sensor and Actuator Workshop*, Hilton Head, SC, 124 (1998).
79. A. P. Lee and A. P. Pisano, *Journal of MEMS*, **1**, 70 (1992).
80. W. Geiger, B. Folkmer, U. Sobe, H. Sandmaier, and W. Lang, *Sensors and Actuators A*, **66**, 118 (1998).
81. 謝哲偉, BELST 高深寬比微加工製程平台及其應用, 國立清華大學博士論文 (2002).
82. M. J. Daneman, N. C. Tien, O. Solgaard, A. P. Pisano, K. Y. Lau, and R. S. Muller, *Journal of MEMS*, **5**, 159 (1996).
83. K. S. J. Pister, M. W. Judy, S. R. Burgett, and R. S. Fearing, *Sensors and Actuators A*, **33**, 249 (1992).
84. M.-H. Kiang, O. Solgaard, R. S. Muller, and K. Y. Lau, *J. of MEMS*, **7**, 27 (1998).
85. <http://www.sandia.gov/mstc/micromachine/overview.html>
86. A. Selvakumar, K. Najafi, W. H. Juan, and S. Pang, "Vertical Comb Array Microactuators," *MEMS'95*, San Diego, CA, 43 (1995).
87. J. A. Yeh, H. Jiang, and N. C. Tien, *J. of MEMS*, **8**, 456 (1999).
88. H. -M. Jeong, J. -J. Choi, K. Y. Kim, K. B. Lee, J. U. Jeon, and Y. E. Pak, "Milli-Scale Mirror Actuator with Buck Micromachined Vertical Combs," *Transducers'99*, Sendai, Japan, 1006 (1999).
89. R. A. Conant, J. T. Nee, K. Y. Lau, and R. S. Muller, "A Flat High-Frequency Scanning Micromirror," *Solid-State Sensors and Actuators Workshop 2000*, Hilton head, SC, 6 (2000).
90. J. Kim, S. Park, and D. Cho, "A Novel Electrostatic Vertical Actuator Fabricated in one Homogeneous Silicon Wafer Using Extended SBM Technology," *Transducers'01*, Munich, Germany, June, **1**, 756 (2001).
91. H. Schenk, P. Durr, T. Haase, D. Kunze, U. Sobe, H. Lakner, and H. Kuck, *IEEE Journal of Selected Topics in Quantum Electronics*, **6**, 715 (2000).
92. J. A. Yeh, C. -Y. Hui, and N. C. Tien, *J. of MEMS*, **9**, 126 (2000).
93. J. Hsieh, C.-C. Chu, J.-M. Tsai, and W. Fang, "Using Extended BELST Process in Fabricating Vertical Comb Actuator for Optical Application," *the IEEE Optical MEMS 2002*, Lugano, Switzerland (2002).
94. J.-M. Tsai, C.-C. Chu, J. Hsieh, and W. Fang, "A Large Out-of-plane Motion Mechanism for Optical

- Applications,” *the IEEE Optical MEMS 2002*, Lugano, Switzerland (2002).
95. J.-M. Tsai, C.-C. Chu, J. Hsieh, and W. Fang, “A Novel Electrostatic Vertical Comb Actuator Fabricated on (111) Silicon Wafer,” *16th IEEE MEMS International Conference*, Kyoto, Japan. (accepted) (2003).
 96. H.-Y. Lin and W. Fang, “Out-of-plane Comb-drive Lever Actuator,” *ASME Proceedings of the 2000 International Mechanical Engineering Congress and Exhibition (IMECE)*, Orlando, FL, USA (2000).
 97. H.-Y. Lin and W. Fang, “The Improvement of the Micro Torsional Mirror by a Reinforced Folded Frame,” *ASME Proceedings of the 2000 International Mechanical Engineering Congress and Exhibition (IMECE)*, Orlando, FL, USA (2000).
 98. H.-Y. Lin and W. Fang, “Torsional Mirror with an Electrostatically Driven Lever-Mechanism,” *IEEE Optical MEMS 2000*, Kauai, Hawaii, USA (2000).
 99. H.-Y. Lin and W. Fang, *J. Micromech. Microeng.*, **10**, 93 (2000).
 100. R. T. Chen, H. Nguyen, and M. C. Wu, *IEEE Photonics Technology Letters*, **11** (11), 1396 (1999).
 101. R. Legtenberg, J. Gilbert, S. D. Senturia, and M. Elwenspoek, *J. MEMS*, **63**, 257 (1997).
 102. H.-Y. Lin, H.-H. Hu, W. Fang, and R.-S. Huang, “Electrostatically-Driven-Leverage Actuator as an Engine for Out-of-Plane Motion,” *Transducer’01/Eurosensors XV*, Munich, Germany (2001).
 103. N. Uchida, K. Uchimarui, M. Yonezawa, and M. Sekimura, “Damping of Micro Electrostatic Torsion Mirror Caused by Air-Film Viscosity,” *IEEE MEMS’00*, 449 (2000).
 104. P. M. Hagelin and O. Solgaard, *IEEE Selected Topics in Quantum Electronics*, **5** (1), 67 (1999).
 105. T. Akiyama and K. Shono, *Journal of Microelectromechanical Systems*, **2** (3), 106 (1993).
 106. R. J. Linderman and V. M. Bright, “Optimized Scratch Drive Actuator for Tethered Nanometer Positioning of Chip-Sized Components,” *Solid-State Sensor and Actuator Workshop*, Hilton Head Island, South Carolina, June 4-8, 214 (2000).
 107. K. E. Petersen, *IEEE Transactions on Electron Devices*, **ED-25** (10), 1241 (1978).
 108. R. B. Hopkins, *Design Analysis of Shafts and Beams*, New York: McGraw-Hill (1970).
 109. L. Y. Lin, S. S. Lee, K. S. J. Pister, and M. C. Wu, *IEEE Photonics Technology Letters*, **6** (12), 1445 (1994).
 110. L. Fan, R. T. Chen, and M. C. Wu, “Universal MEMS Platforms for Passive RF Component Suspended Inductors and Variable Capacitor,” *IEEE MEMS’98*, Heidelberg, Germany, 29 (1998).
 111. 吳嘉昱, 微抓舉式致動器之研究, 國立清華大學碩士班論文 (2002).
 112. T. Akiyama, D. Collard, and H. Fujita, *Journal of Microelectromechanical System*, **6** (1), 10 (1997).
 113. L. Fan, M. C. Wu, K. D. Choquette, and M. H. Crawford, “Self-Assembled Microactuated XYZ Stages for Optical Scanning and Alignment,” *Solid State Sensors and Actuators Workshop 1997*, Hilton head, SC, **1**, 319 (1997).
 114. P. E. Kladitis, K. F. Harsh, V. M. Bright, and Y. C. Lee, “Three-Dimensional Modeling of Solder Shape for the Design of Solder Self-Assembled Micro-Electro-Mechanical Systems,” *ASME IMECE’99*, Nashville, Tennessee, November 14-19, 11 (1999).

115. P. Langlet, D. Collar, T. Akiyama, and H. Fujita, "A Quantitative Analysis of Scratch Drive Actuation for Integrated X/Y Motion System," *Transducers'97*, Chicago, IL, June, 773 (1997).
116. W. Riethmuller and W. Benecke, *IEEE Transactions on Electron Devices*, **35**, 758 (1988).
117. 方維倫, 陳逸琳, 謝正雄, 周正三, 控制微懸臂結構曲度之原理與製程, 中國機械工程學會第十五屆全國學術研討會, 國立成功大學, 台南市 (1998).
118. J. M. Noworolski, E. H. Klaassen, J. R. Logan, K. E. Petersen, E. Kurt, and N. I. Maluf, *Sensors and Actuators A*, **55**, 65 (1996).
119. W. Fang, C.-H. Lee, and H.-H. Hu, *Journal of Micromechanics and Microengineering*, **9**, 236 (1999).
120. J. H. Comtois, and V. M. Bright, *Sensors and Actuators A*, **58**, 19 (1997).
121. S. P. Timoshenko, *Journal of Optical Society of America*, **11**, 233 (1925).
122. W. Benecke, and W. Riethmuller, "Applications of Silicon-Microactuators Based on Bimorph Structures," *Proceedings of the IEEE MEMS'89 Workshop*, Salt Lake City, UT, Feb., 116 (1989).
123. B. Rashidian, and M. G. Allen, *Proceedings of the IEEE MEMS'93 Workshop*, Ft. Lauderdale, Fla. Feb., 24 (1993).
124. J. W. Suh, C. W. Storment, and G. T. A. Kovacs, "Characterization of Multi-Segment Organic Thermal Actuators," *The 8th Int. Conf. Solid-State Sensors and Actuators, and Eurosensors IX (Transducer '95, Eurosensors IX)*, Stockholm, Sweden, Jun., 333 (1995).
125. S. Schweizer, S. Calmes, M. Laudon, and P. Remaud, *Sensors and Actuators A*, **76**, 470 (1999).
126. X.-Q. Sun, K. R. Farmer, and W. N. Carr, "A Bistable Microrelay Based on Two-Segment Multimorph Cantilever Actuators," *Proceedings of the IEEE MEMS'98*, Heidelberg, Germany, Jan., 154 (1998).
127. T. Seki, M. Sakata, T. Nakajima, and M. Matsumoto, "Thermal Buckling Actuator for Micro Relays," *Transducer '97*, Chicago, IL, Jun., 1153 (1997).
128. J. R. Reid, V. M. Bright, and J. H. Comtois, "Automated Assembly of Flip-up Micromirrors," *Transducer '97*, Chicago, IL, Jun., 347 (1997).
129. D. M. Burn and V. M. Bright, "Design and Performance of a Double Hot Arm Polysilicon Thermal Actuator," *SPIE Micromachining and Microfabrication Conference*, Austin, TX. Sep., 296 (1997).
130. J. H. Comtois and M. A. Michalick, "Characterization of Electro-thermal Actuators and Arrays Fabricated in a Four-Level, Planarized Surface-Micromachined Polycrystalline Silicon Process," *Transducer '97*, Chicago, IL. Jun., 769 (1997).
131. J. H. Comtois and M. A. Michalick, *Sensors and Actuators A*, **70**, 23 (1998).
132. J. T. Butler and V. M. Bright, "Electrothermal and Fabrication Modeling of Polysilicon Thermal Actuators," *ASME Microelectro-mechanical Systems*, Anaheim, CA. Nov., 571 (1998).
133. J. T. Butler and V. M. Bright, *Sensors and Actuators A*, **72**, 88 (1999).
134. O. Ohmichi, Y. Yamagata, and T. Higuchi, *J. of Microelectromechanical System*, **6**, 200 (1997).
135. E. T. Carlen, and C.H. Mastrangelo, "Simple, High Actuation Power, Thermally Activated Paraffin

- Microactuator,” in *Dig. Tech. Papers, 1999 Int. Conf. Solid-State Sensors and Actuators (Transducer '99)*, Sendai, Japan, Jun., 1364 (1999).
136. W.-C. Chen, J. Hsieh, and W. Fang, “A Novel Single-layer Bi-directional Out-of-plane Electrothermal Microactuator,” *15th IEEE MEMS International Conference*, Las Vegas, NV (2002).
 137. H. Guckel, J. Klein, T. Christenson, K. Skrobis, M. Laudon, and E. Lovell, “Thermo-magnetic Metal Flexure Actuators,” *Solid-State Sensor and Actuator Workshop*, Hilton Head Island, SC, June 13-16, 73 (1992).
 138. J. H. Comtois, V. M. Bright, and M. Phipps, “Thermal Micro-actuators for Surface-micromachining Processes,” *SPIE Micromachining and Microfabrication Conference*, Austin, TX, Oct., 10 (1995).
 139. J. W. Judy and N. Myung, “Magnetic Materials for MEMS”, *MRS Workshop on MEMS Materials*, San Francisco, U.S.A, 23 (2002).
 140. N.V. Myung, D.Y. Park, M. Schwartz, K. Nobe, H. Yang, C.K. Yang, and J.W. Judy, “Electrodeposited Hard Magnetic Thin Films for MEMS Applications”, *Proceeding ECS-The Sixth International Symposium on Magnetic Materials, Processes and Devices*, Phoenix, U.S.A, 456 (2000).
 141. W. P. Taylor, M. Schneider, H. Baltés, and M. G. Allen, “Electroplating Soft Magnetic Materials for Microsensors and Microactuators”, *Proceeding Transducers '97*, Chicago, U.S.A, 1445 (1997).
 142. T. S. Chin, *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, **209**, 75 (2000).
 143. B. Wagner and W. Benecke, “Microfabricated Actuator with Moving Permanent Magnet”, *Proceeding IEEE MEMS'91*, Nara, Japan, 27 (1991)
 144. J. W. Judy, *Batch Fabricated Ferromagnetic Microactuators with Silicon Flexures*, Ph.D dissertation, UC-Berkely (1996).
 145. C. H. Ahn, and M. G. Allen, *Journal of Microelectromechanical Systems*, **2** (1), 15 (1993).
 146. D. J. Sadler, T. M. Liakopoulos, and C. H. Ahn, *Journal of Microelectromechanical Systems*, **9** (4), 460 (2000).
 147. T. Bourouina, E. Lebrasseur, G. Reyne, A. Debray, H. Fujita, A. Ludwig, E. Quandt, M. Muro, T. Oki, and A. Assoka, *Journal of Microelectromechanical Systems*, **11** (4), 355 (2002).
 148. H. Guckel, T. R. Christenson, K. J. Skrobis, J. Klein, and M. Karnowsky, “Design and Testing of Planar Magnetic Micromotors Fabricated by Deep X-ray Lithography and Electroplating,” *Proceeding Transducers '93*, Yokohama, Japan, 76 (1993).
 149. H. A. C. Tilmans, E. Fullin, H. Ziad, M. D. Peer, J. Kesters, E. V. Geffen, J. Bergqvist, M. Pantus, E. Beyne, K. Baert, and F. Naso, “A Fully Packaged Electromagnetic Microrealy,” *Proceeding IEEE MEMS'99*, Orlando, U.S.A., 25 (1999).
 150. M. Miyajima, N. Asaoka, M. Arma, Y. Minamoto, K. Murakami, K. Tokuda, and K. Matumoto, *Journal of Microelectromechanical Systems*, **10** (3), 418 (2001).
 151. G. Vdovin, P. M. Sarro, and S. Middelhoek, *Journal of Micromechanics and Microengineering*, **9** (2), R8 (1999).

152. O. Cugat, P. Mounaix, S. Bsrouer, C. Divoux, and G. Reyne, "Deformable Magnetic Mirror for Adaptive Optics: First Results," *Proceeding IEEE MEMS'2000*, Miyazaki, Japan, 485 (2000).
153. M. C. Cheng, W. S. Huang, R. S. Huang, and T. S. Chin "A Novel Micromachined Electromagnetic Loudspeaker for Hearing Aid," *Proceeding Trnasucers01/ Eurosensors XV*, Munich, Germany, 694 (2001).
154. Y. W. Yi and C. Liu, *Journal of Microelectromechanical Systems*, **8** (1), 10 (1999).
155. I. Shimoyama, O. Kano, and H. Miura, "3D Microstructure Folded by Lorentz Force," *Proceeding IEEE MEMS'98*, Heidelberg, Germany, 24 (1998).
156. O. E. Mattiat, *Ultrasonic Transducer Materials*, New York: Plenum Press (1971).
157. M. Tabib-Azar, *Microactuators: Electrical, Magnetic, Thermal, Optical, Mechanical, Chemical&Smart Structure*, Boston: Kluwer Academic Publishers (1998).
158. C. J. Chen, *Introduction to Scanning Tunneling Microscopy*, New York: Oxford University Press, 213-235 (1993).
159. K. F. Etzold, "Ferroelectric and Piezoelectric Materials," in *Electrical Engineering Handbook*, edited by R. C. Dorf, CRC Press Boca Raton, FL, 1087 (1993).
160. Piezoelectric Ceramic Resonator Units-Parts 2: *Guide to the Use of Piezoelectric Ceramic Resonator Units*, International Standard, CEI/IEC 642-2 (1994).
161. V. Kaajakari, S. Rodgers, and A. Lal, "Ultrasonically Driven Surface Micromachined Motor", *IEEE MEMS 2000*, Miyazaki, Japan, Jan., 40 (2000).
162. Z. Yang, S. Matsumoto, H. Goto, M. Matsumoto, and R. Maeda, *Sensors and Actuators A*, **93**, 266 (2001).
163. Z. Yang, S. Matsumoto, and R. Maeda, *Sensors and Actuators A*, **95**, 274 (2002).
164. I. Chakraborty, W. C. Tang, D. P. Bame, and T. K. Tang, *Sensors and Actuators A*, **83**, 188 (2000).
165. I. Son, A. Lal, B. Hubbard, and T. Olsen, *Sensors and Actuators A*, **91**, 351 (2001).
166. 許溢適編譯, 壓電陶瓷新技術, 台北市: 文笙書局 (1994).
167. T. Morita, M. Kurosawa, and T. Higuchi, *Sensors and Actuators A*, **50**, 75 (1995).
168. A. Schroth, C. Lee, S. Matsumoto, and R. Maeda, *Sensors and Actuators A*, **73**, 144 (1999).
169. H. Kueppers, T. Leuerer, U. Schnakenberg, W. Mokwa, and M. Hoffmann, *Sensors and Actuators A*, **97-98**, 680 (2002).
170. C. Lee, T. Itoh, and T. Suga, *IEEE Trans. on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, **43**, 553 (1996).
171. K. Yamashita, H. Katata, M. Okuyama, H. Miyoshi, G. Kato, S. Aoyagi, and Y. Suzuki, *Sensors and Actuators A*, **97-98**, 302 (2002).
172. H. Majjad, S. Basrouer, P. Delobelle, and M. Schmidt, *Sensors and Actuators A*, **74**, 148 (1999).
173. P. Murali, M. Kohli, T. Maeder, A. Kholkin, K. Brooks, and N. Setter, *Sensors and Actuators A*, **48**, 157 (1995).
174. W. L. Buehner, *et al.*, *IBM J. Res. Develop.*, **21** (1), 2 (1997).

175. T. G. Twardeck, *IBM J. Res. Develop.*, **21** (1), 31 (1997).
176. J. M. Carmichael, *IBM J. Res. Develop.*, **21** (1), 52 (1977).
177. C. T. Ashley, K. E. Edds, and D. L. Elbert, *IBM J. Res. Develop.*, **21** (1), 69 (1977).
178. N. Budgayci, *et al.*, *IBM J. Res. Develop.*, **27** (2), 171 (1988).
179. R. H. Darling, C.-H. Lee, and L. Kuhn, *IBM J. Res. Develop.*, **28** (3), 300 (1984).
180. F. C. Lee, R. N. Mills, and F. E. Talke, *IBM J. Res. Develop.*, **28** (3), 307 (1984).
181. N. J. Nielsen, "History of Thinkjet Printhead Development", *Hewlett-Packard J.*, May, 4 (1985).
182. J. Bharathan and Y. Yang, *Appl. Phys. Lett.*, **72** (21), 2660 (1998).
183. R. R. Allen, J. D. Meyer, and W. R. Knight, "Thermodynamics and Hydrodynamics of Thermal Ink Jets," *Hewlett-Packard J.*, 21 (1985).
184. P. Krause, E. Obermeier, and W. Wehl, "Backshooter - A New Smart Micromachined Dispenser with High Flow Rate and High Resolution," in *Proc. 8th Int. Conf. on Solid-State Sensors and Actuators and Eurosensors IX*, Stockholm, Sweden: IEEE, 325 (1995).
185. J.-K. Chen and K. D. Wise, "A High-Resolution Silicon Monolithic Nozzle Array for Ink Jet Printing," in *Proc. 8th Int. Conf. on Solid-State Sensors and Actuators and Eurosensors IX*, Stockholm, Sweden: IEEE, 321 (1995).
186. F.-G. Tseng, *et al.*, "Control of Mixing with Micro Injectors for Combustion Application", in *Proc. Micro-Electro-Mechanical Systems*, Atlanta, GA: ASME, 183 (1998).
187. F.-G. Tseng, C.-J. Kim, and C.-M. Ho, "A Microinjector Free of Satellite Drops and Characterization of the Ejected Droplets," in *Proc. MEMS, ASME IMECE'98*, Anaheim, CA: ASME, 89 (1998).
188. F.-G. Tseng, C.-J. Kim, and C.-M. Ho, "A Novel Microinjector with Virtual Chamber Neck," in *11th IEEE Int. Workshop on Micro Electro Mechanical Systems*, Heidelberg, Germany: IEEE, 57 (1998).
189. F.-G. Tseng, C.-J. Kim, and C.-M. Ho, *Apparatus and Method for Using Bubble as Virtual Valve in Micro Injector to Eject Fluid*, USA (2000).
190. S. Hirata, *et al.*, "An Ink-Jet Head Using Diaphragm Microactuator," in *Proc. 9th IEEE MEMS Workshop*, San Diego, CA: IEEE, 418 (1996).
191. X. Zhu, *et al.*, "Micromachined Acoustic-Wave Liquid Ejector," in *Proc. Solid-State Sensor and Actuator Workshop*, Hilton head, SC: IEEE, 280 (1996).
192. S. Kamisuki, *et al.*, "A High Resolution, Electrostatically Driven Commercial Inkjet Head," in *Proc. IEEE MEMS workshop*, Miyazaki, Japan: IEEE, 793 (2000).
193. S. Kamisuki, *et al.*, "A Low Power, Small, Electrostatically Driven Commercial Inkjet Head," in *Proc. IEEE MEMS workshop*, Heidelberg, Germany: IEEE, 63 (1998).
194. J. OK, M. Chu, and C.-J. Kim, "Pneumatically Driven Microcage For Micro-Objects in Biological Liquid," in *IEEE Micro Electro Mechanical Systems Workshop*, Orlando, Florida, USA: IEEE, 459 (1999).