

高階周向波式碟型超音波馬達的研發

研究生：潘權文

指導教授：尹慶中 博士

國立交通大學機械工程學系碩士班

摘要

本文提出一以高階周向撓性波驅動的碟型超音波馬達，馬達定子形狀類似於內徑具有圓管突起的環形碟片，鋁合金碟片下方黏貼一佈有雙相電極的 PZT-4 壓電圓環。應用雙相致動原理，將兩組相位差 90° 的相等振幅駐波，合成為沿著定子周向波傳的指向性行進波。馬達定子的(1, 3)模態與鄰近的共振頻率有較寬的模態隔離，被選為驅動超音波馬達的模態。定子與轉子間有三個接觸點，可避免轉子轉動時發生晃動。馬達定子上的行進波最大振幅與轉子的轉速成正比，定子的扭曲剛性需保證提供馬達適當的扭矩。本研究以馬達定子的內徑、內側圓管脊緣高度為設計參數，尋求提供馬達高轉速及扭矩的設計。超音波馬達原型機的內徑設為 18 mm，內側圓管脊緣高度分別為 4、5、6 mm，實作還包括壓電圓環厚度正負方向的極化。實驗以阻抗分析儀及雷射都卜勒干涉儀量測馬達定子的共振頻率，(1, 3)模態約為 37 kHz，設為馬達的操作頻率。馬達定子與轉子間的預壓力愈大，轉子的轉速會愈趨減緩。

關鍵字：碟型超音波馬達、雙相驅動，行進波、模態隔離

ABSTRACT

This thesis proposes a disc-typed ultrasonic motor (USM) driven by a higher order circumferential ridge waves around its inner stiffened circular ring. The motor stator is made of an aluminum alloy disk supported at its outer edge and a PZT-4 annular disk with segmented dual phase electrodes. A directional traveling wave is formed from constructive interference of two equal-intensity standing waves induced by those transducers using dual sinusoidal excitations in 90 degree phase difference. The circumferential mode (1, 3) is selected to drive the USM since it has the widest modal separation from its adjacent resonant frequencies and provides three contact points to get rid of wobble motion happened to the rotor. The maximum amplitude of circumferential displacement is proportional to the revolution speed. The motor stator is required to have enough torsional rigidity to support output torque. A good design of USM has an optimal compromise between revolution speed and output torque. The inner radius and height of the stiffened circular ring are considered as two design parameters for optimal design. The prototypes having inner radius of 18 mm and the heights of inner rings of 4, 5, 6 mm were developed in this study. The fabrication includes opposite direction poling in thickness of PZT-4 annular disks. The resonant frequency of mode (1, 3) measured by impedance analyzer and laser Doppler vibrometer is around 37 kHz, which is used to be the operating frequency for the USM. The revolution speed decreases with the increase of pre-stress exerted by the rotor against the stator.

Keywords: disc-typed ultrasonic motor, dual phase drive, traveling wave, modal separation.

誌謝

在此論文定稿之際，感謝指導教授 尹慶中博士兩年來的悉心指導，使學生得以完成此篇論文，在此致上由衷的謝意。同時也感謝何旭川老師、馬劍清老師以及蕭國模老師撥冗擔任口試委員，為本文提出寶貴的意見。

謝謝學長游泰和、王多聞、許世明、劉育翔、李雨青、蘇裕為、施文斌、楊炘岳、李政良以及學姐陳映好與李雨容，在你們引領之下，使我適應了實驗室的生活，提供了我最好的生活經驗。同學林育丞、賴宣宏、洪振佑、莊哲豪、陳鍵毅、Marlboro、蔡汶志、嚴承侯、顏鴻儒與涂潔鳳，兩年來的朝夕相處與互相扶持，培養了深厚的情感，你們是我最好的夥伴。學弟鐘重光、黃康哲以及學妹張逸涵對我的支持與鼓勵，是我精神上的一大支柱，謝謝你們。

最後感謝雙親多年來辛苦的栽培，還有哥哥與何冠葳，你們給了我最好的家庭溫暖及關懷，更讓我有著繼續向前的力量。最後，僅將此論文獻給我最摯愛的家人。



目錄

摘要	
目錄	
圖表目錄	1
第一章 緒論	1
1.1 研究背景	1
1.2 文獻回顧	3
1.2.1 梁模態行進波馬達	3
1.2.2 碟型超音波馬達	4
1.2.3 多自由度超音波馬達	4
1.3 本實驗室發展之超音波馬達沿革	5
1.4 研究目的	6
1.5 研究內容	6
第二章 理論說明	8
2.1 壓電原理	8
2.1.1 壓電效應	8
2.1.2 壓電材料	8
2.1.3 壓電方程式	10
2.2 模態分析	13
2.3 致動原理	14
第三章 數值模擬分析與討論	16
3.1 定子之三維有限元素分析	16
3.2 共振模態與共振頻率	16
3.3 定子幾何尺寸決定	17
3.3.1 定子結構與邊界條件	17



3.3.2	模態隔離	17
3.3.3	馬達定子的振動位移	18
3.3.4	馬達定子準靜態扭矩	19
3.4	雙相時諧分析	21
第四章	實驗量測與結果討論	22
4.1	超音波馬達製作	22
4.1.1	壓電圓環極化	22
4.1.2	超音波馬達製作的流程	23
4.2	共振頻率量測	23
4.2.1	阻抗響應	23
4.2.2	振動頻譜響應	24
4.3	超音波馬達的驅動	25
第五章	結論與未來工作	27
參考文獻		29
附表		31
附圖		37



圖表目錄

表 1 壓電參數的定義	31
表 2 壓電陶瓷(PZT-4)的材料參數	31
表 3 鋁合金(T-6061)金屬的材料參數	32
表 4 不同定子尺寸的元素與節點數目	32
表 5 馬達定子在不同脊圓高度與金屬圓管內徑的振動位移比	34
圖 1.1(a)駐波型線性超音波馬達 (b)共振頻率下振動型態 (c)共振頻率下振動型態	37
圖 1.2 行波型超音波馬達	38
圖 1.3(a)周向模態(n=3)行進波(空心圓、實心圓代表 1/4 周期前後質 點軌跡)與(b)定子結構示意圖	38
圖 2.1 壓電材料承受(a)橫向應力、(b)軸向應力的正壓電效應	39
圖 2.2 壓電圓環致動器佈置	40
圖 3.1 定子結構示意圖	41
圖 3.2 超音波馬達定子的有限元素網格	41
圖 3.3 超音波馬達定子 n = (a) 1、(b) 2、(c) 3、(d) 4 的周向模態	42
圖 3.4 超音波馬達定子(m,n) = (a) 1, 3、(b) 2, 3 的模態	43
圖 3.5 馬達定子結構示意圖	44
圖 3.6 馬達定子共振頻率分佈 (a) $d_i=18\text{mm}$, $h=2\text{mm}$ 、(b) $d_i=18\text{mm}$, $h=3\text{mm}$ 、(c) $d_i=18\text{mm}$, $h=4\text{mm}$ 、(d) $d_i=18\text{mm}$, $h=5\text{mm}$ 、(e) $d_i=18\text{mm}$, $h=6\text{mm}$ 、(f) $d_i=18\text{mm}$, $h=7\text{mm}$	44
圖 3.7 馬達定子的變形圖	47
圖 3.8 馬達定子在(1, 3)模態共振頻率, 不同脊緣高度下的 u_r^{\max} 共振頻 率位移	48

圖 3.9 馬達定子(1, 3)模態共振頻率，不同脊緣高度下的 u_{θ}^{\max} 共振頻率位移	48
圖 3.10 馬達定子(1, 3)模態共振頻率，不同脊緣高度下的 u_z^{\max} 共振頻率位移	49
圖 3.11 馬達定子(1, 3)模態共振頻率，不同圓管內徑下的 u_r^{\max} 共振頻率位移	49
圖 3.12 馬達定子(1, 3)模態共振頻率，不同圓管內徑下的 u_{θ}^{\max} 共振頻率位移	50
圖 3.13 馬達定子(1, 3)模態共振頻率，不同圓管內徑下的 u_z^{\max} 共振頻率位移	50
圖 3.14 馬達定子(1, 3)模態共振頻率，不同脊緣高度下的 $u_{\theta}^{\max}/u_r^{\max}$ 位移比值	51
圖 3.15 馬達定子(1, 3)模態共振頻率，不同脊緣高度下的 $u_{\theta}^{\max}/u_z^{\max}$ 位移比值	51
圖 3.16 馬達定子在不同脊緣高度下的準靜態扭矩(圓管內緣施加均勻的切線力)	52
圖 3.17 馬達定子在不同脊緣高度下的準靜態扭矩(圓管內緣接觸點附近 $\lambda/4$ 區域施加切線力)	52
圖 3.18 馬達定子(1, 3)行進波的(a) u_r 、 u_z 振幅分佈及(b) u_{θ} 振幅與相位 ($d_i=18\text{mm}$ ， $h=4\text{mm}$)	53
圖 3.19 與圖 3.18 相同，惟 $h=5\text{mm}$ 。	54
圖 3.20 與圖 3.18 相同，惟 $h=6\text{mm}$ 。	55
圖 4.1 壓電圓環	56
圖 4.2(a)背部極化治具 (b)上方極化治具	56
圖 4.3(b)極化照片	57

圖 4.4 馬達定子正面	57
圖 4.5 馬達定子成品的背面	58
圖 4.6 壓電圓環阻抗量測實驗裝置	58
圖 4.7 三花瓣電極量測壓電圓環的阻抗曲線，(a)激振訊號由正 A 相輸入，感測訊號由負 A 相輸出，(b)輸入激振訊號於正 A 相，由負 A 相輸出感測訊號	59
圖 4.8 三花瓣電極量測壓電圓環阻抗曲線的模擬結果	60
圖 4.9 馬達定子的面內振動模態	60
圖 4.10 馬達定子 $h=4\text{mm}$, $d_i=18\text{mm}$ 實驗量測阻抗曲線	61
圖 4.11 馬達定子 $h=5\text{mm}$, $d_i=18\text{mm}$ 實驗量測阻抗曲線	61
圖 4.12 馬達定子 $h=6\text{mm}$, $d_i=18\text{mm}$ 實驗量測阻抗曲線	62
圖 4.13 馬達定子 $d_i=18\text{mm}$, $h=4\text{mm}$ 的阻抗曲線模擬結果	62
圖 4.14 馬達定子 $d_i=18\text{mm}$, $h=5\text{mm}$ 的阻抗曲線模擬結果	63
圖 4.15 馬達定子 $d_i=18\text{mm}$, $h=6\text{mm}$ 的阻抗曲線模擬結果	63
圖 4.16 雷射都卜勒干涉儀實驗裝置	64
圖 4.17 LDV 量測馬達定子面外振動的頻率響應曲線	64
圖 4.18 LDV 量測馬達定子面外振動的相位頻率響應曲線	65
圖 4.19 超音波馬達的結構爆炸圖	66
圖 4.20 超音波馬達原型的實體照片	67
圖 4.21 超音波馬達驅動的方塊圖	67
圖 5.1 馬達性能量測實驗裝置	68

第一章 緒論

1.1 研究背景

超音波馬達(ultrasonic motor)是利用壓電(piezoelectric)材料的逆壓電效應(inverse piezoelectric effect)，以交流電壓驅動黏貼於結構表面之壓電陶瓷材料，壓電材料受到電場負荷，能夠膨脹、收縮，與所黏貼之結構產生振動與效率良好的運動，並藉接觸力使接觸元件作單一方之旋轉或線性運動。

超音波馬達的構想首次於 1960 由蘇聯科學家提出，發明初期仍有許多缺點，有待克服。第一個實際可應用之例子出現在 1970 年代，是由 H.V. Barth [1]發展出來，之後超音波馬達的發展，日本學者付出最多的心力。在 1980 年代末期，Toshiiku 與 Sashida [1]提出行波型超音波馬達，此設計概念為日後的設計，提供了優良選擇。

目前已有許多類型的超音波馬達被提出，根據馬達轉子與定子的接觸形式或定子上激發的波式分成兩類，第一類為駐波型超音波馬達，馬達定子以駐波(standing wave)方式振動，如琴弦振動。定子與轉子做間歇式的接觸，接觸點在與轉子的接觸面上作一橢圓運動軌跡，推動轉子移動。駐波有位移為零的節點，節點通常設為定子的固定點。

以線性超音波馬達為例，馬達的定子如圖 1(a) 上方所示的金屬元件，與定子連接的兩根桿件為壓電陶瓷材料，定子與壓電陶瓷互相垂直，分別施予相位差 90 度的交流電壓訊號到兩根壓電陶瓷桿件，致使桿件在共振頻率下發生駐波變形。參考圖 1(b)與(c)所示，定子頂部的表面會產生扁橢圓的運動，定子與滑塊之間的摩擦力驅使滑塊產生線性運動。

第二類為行波(traveling wave)型超音波馬達，行進波在定子上傳

遞，定子與轉子的接觸點同樣會產生一橢圓運動軌跡。與駐波型超音波馬達不同的地方在於行波型超音波馬達馬達的接觸點則非固定，轉子的運動方向與定子接觸點運動軌跡的切線方向一致。行進波無駐波的節點，固定轉子時沒有特殊限制。在馬達定子上產生指向性(directional)行波，需在壓電體上製作兩組電極，如圖 1.2 所示。兩組電極施加頻率與振幅皆相等的交流電壓，兩者間的相位差 90° 。馬達定子受電壓驅動生成兩組駐波，在干涉合成型進波，馬達定子表面的粒子產生橢圓軌跡運動，藉由摩擦作用驅動轉子旋轉。一般而言，效率不高(不超過 50%)，但容易控制方向。

一般人耳所能聽到的聲音頻率在 20Hz 到 20kHz 之間，超音波馬達的工作頻率在 20KHz 以上，人耳聽不到運轉噪音，這是超音波馬達的優點。超音波馬達不需搭配減速機構，可以直接驅動，具有低轉速與高扭力的特點。定子與轉子是互相緊壓接觸，馬達停止運轉時的狀態就如同煞車裝置，可抗拒相當高的扭力。超音波馬達可做成薄型化、輕量化外型，達到微小化的目標。另外，超音波馬達的外型設計上相當有彈性，可作成單軸、雙軸或者中空軸型，以符合應用場合需要。超音波馬達不是以電磁驅動，不會產生電磁波干擾，也不受磁場影響。在外界強大磁場的干擾下，一般電磁感應式馬達無法正常運作。根據電磁學理論，變動的磁場會產生電場，但是對於超音波馬達的影響幾乎可忽略不計，超音波馬達適用於對電磁相容條件要求嚴格的環境中。

日本的 CANON 公司最早將環狀的超音波馬達應用在照相機的鏡頭驅動上，馬達定子作成中空的結構，對焦系統的結構變得簡單，由於是直接驅動，沒有減速齒輪的慣性及噪音，當電源停止供應時，馬達會立即停止不再動作，致動性相當好，對焦快速且準確。日本的 SEIKO 公司也以微機電的製程技術研發出小型的超音波馬達，並且將

它應用在手錶的指針、日曆驅動及振動提示功能[2]。

除了以上的應用外，超音波馬達的位移解析度可以達到次微米，甚至是奈米級的精度，未來超音波馬達在醫療設備與精密儀器以及導體製造設備上，會有相當多的發展空間。

1.2 文獻回顧

1.2.1 梁模態行進波馬達

Dong *et al* [5]於 2000 年，提出一種微小桿型(rod-type)壓電馬達，馬達定子為一中空結構的彈性體波紋管(corrugated tube)，下方放置壓電圓環，使用壓電圓環激振出波紋管 x 向與 y 向的梁模態，並且在波紋管上激發出圓周向的行進波與放大波紋管的振幅，上方放置轉子與彈簧，彈簧提供預壓力，使摩擦力增加。實驗顯示在低轉速(70 r/min)時，扭矩為 0.055 N·m。由於波紋管末端的束縛較少，容易變形，波紋管末端的振幅較大適合激發出行進波。

Yao 及 Koc [6]於 2001 年，提出一種軸向彎曲共振模態(longitudinal-bending mode)的超音波馬達，在疊層壓電材料的上方放置軸向彎曲聯軸器，聯軸器上方有兩個向上伸出的振動梁，軸向壓電致動使聯軸器發生彎曲振動，振動梁上緣的質點呈現橢圓運動軌跡，使轉子運動。若改變驅動頻率，可使轉子作反向轉動。

Koc *et al* [7]於 2002 年，在中空圓柱外表面貼上兩片互相垂直的壓電片，圓柱上方放置圓錐形轉子與彈簧，以壓電片驅動中空圓柱產生梁模態周向行進波，轉動轉子。最快轉速可達 60 rad/s，最大扭矩 1.8 mN·m，輸出功率 60mW，效率達 25%，由於製作簡單，目前已被商品化。

1.2.2 碟型超音波馬達

Sashida [1]於 1983 年，將薄壓電圓環黏著於在一金屬圓環上，激發出單向行進波，轉子放置於圓環上方，若改變兩組輸入訊號的相位差，便可改變轉向。作者於定子上方設置齒形開槽，放大接觸點的橢圓運動軌跡，可將馬達的扭矩加大。另外，在轉子與定子之間加設一層耐磨耗材料，減少轉子與定子的磨耗，轉軸末端的軸承可以維持馬達不發生晃動。

Lamberti *et al* [8]於 1998 年，發表一種新式的碟型超音波馬達，於壓電薄膜上施加相位相差 90 度正弦波訊號電壓，使定子產生機械振動並且在定子表面激發行進波，定子的振動型態為反對稱模態，將定子之間與轉子之間的摩擦力作為驅動力驅動轉子。定子厚 0.2mm，且由壓電薄膜與鎳鋁合金組成的，壓電薄膜黏貼於鎳鋁合金下方，定子與轉子藉轉軸保持同心，在定子與基座之間放置一彈性墊片。此碟型超音波馬達在低電壓下即可操作，實驗量測轉子轉速可達到 180rpm。

Lim *et al* [9]於 2003 年，建立一套系統，設計碟型行進波超音波馬達。首先以有限元素分析計算馬達定子與壓電圓環黏合的共振頻率，決定所需要共振頻率、共振模態與，再實驗量測馬達定子的阻抗曲線，評估馬達原型的性能，與理論的模型比較驗證。

1.2.3 多自由度超音波馬達

Takemura *et al* [10]於 1998 年，利用三種振動模態(軸向模態與梁模態)的組合，發展出三自由度的超音波馬達，轉子可繞三個轉軸旋轉，此型馬達可應用於操作機械手臂。所驅動的三個共振頻率低且為低階共振模態，定子上質點在三個共振模態時的振動方向，相互垂直。當驅動方式為兩個梁模態時，轉子會繞著 z 軸旋轉，如果為梁模態與軸

向模態的組合時，轉子會繞著 x 軸旋轉，模態的適當組合，可使轉子繞著任意軸旋轉。

Hu *et al* [11]於 2001 年，提出一種雙自由度(two-DOF)的球型超音波馬達，馬達定子為一半球殼狀，彈簧放置於定子下方，轉子被包覆在定子內，轉子下方有一球型軸承，球殼狀定子能夠使轉子與軸承保持同心，當壓電材料驅動轉子時，橢圓運動在定子與轉子間產生，轉子尖端會在 y-z 平面繞著橢圓軌跡做運動。此種雙自由度的超音波馬達可運用在機器人的驅動方面。

Vasiljeva *et al* [12]於 2007 年，將壓電材料黏貼在金屬圓盤下方作為激振源，圓盤中間有一凸起物，用雙相驅動的方式，將兩組相位差 90° 的等振幅弦波電壓施加在壓電材料上，驅動圓盤凸起物產生梁模態擺動，凸起物藉摩擦力推動其上的轉子轉動。作者在壓電材料上分別佈上兩種電極，能使圓盤上方的滑塊滑動或轉動。

1.2.4 本實驗室發展之超音波馬達沿革

游泰和等人[13]提出一個以行進楔波驅動之圓柱楔形壓電馬達，馬達定子由楔形金屬圓柱體緊密黏貼於壓電圓管構成。壓電圓管上中心間距 $(n+1/4)$ 的兩組電極作為雙相致動器，以相位差 90 度之弦波分別驅動，激發兩組周向匝數為整數的駐波，兩者之間的建設性干涉合成一組行進波，驅動轉子轉動。調整轉子與定子的接觸點，可達到改變轉速與扭矩的目的。

李政良[14]於 2007 年的碩士論文中，提出一個以壓電圓管脊緣周向撓性波驅動轉子的超音波馬達。在壓電陶瓷圓管外表面，以網版印刷兩組周向電極，電極的中心間距 $(n+1/4)$ ，形成一組雙相致動器。以相位差 90 度之弦波分別驅動，激發兩組相同波長的駐波，兩者經建

設性干涉，合成一組行進波，驅動轉子轉動。馬達的性能測試顯示最高轉速達 334 rpm，最大扭矩達 22.6 mN-m。

1.4 研究目的

本文主要設計旋轉式行波型超音波馬達，以壓電致動器在馬達定子上產生行進波(traveling wave)，藉定子與轉子間的摩擦力(friction force)驅使轉子旋轉。工作原理如圖 1.3 所示，馬達定子為壓電陶瓷圓環與內緣為薄殼圓環的金屬圓碟所構成。施加交流電壓於壓電陶瓷使得定子產生具 90 度相位差的兩組相同共振模態振動，合成為沿著定子周向波傳的指向性行進波，定子表面的粒子作橢圓形軌跡運動。

本研究使用的壓電致動器為圓環狀，壓電圓環黏貼於馬達定子下方，此一設計目的是希望壓電圓環振動時，不因為真圓度問題，影響定子的振動與波傳，進而影響到轉子轉動。

馬達定子為圓環型，內緣有一凸起的圓管，增加馬達定子的剛性，使馬達定子有足夠的剛性支撐扭矩所產生的反作用力與變形。

系統設計的程序是先構想出馬達定子的幾何形狀與邊界條件，再以有限元素法計算馬達定子的共振頻率、轉速與準靜態扭矩。再根據所計算的相關數據作為設計準則，修改幾何形狀與邊界條件進行超音波馬達原型機的實作與量測。

1.5 研究內容

第二章是理論說明，首先是介紹壓電原理，探討壓超音波馬達作動時所產生的壓電效應，並介紹壓電材料的基本性質。壓電現象是機電能耦合的效應，本章後段說明壓電方程式，了解壓電馬達的作動原理。

第三章應用有限元素分析軟體 ANSYS，對超音波馬達定子結構進行動態分析。首先對定子作模態分析，計算出各種模態下的自然頻率與振型。其次，對定子作時諧分析，探討定子尺寸結構改變對於定子接觸點的位移與定子準靜態扭矩的影響。

第四章為馬達定子的製作過程、壓電圓環極化與實驗量測定子的共振頻率。第五章為前兩章之結果與比較，作為本文的結論。



第二章 理論說明

2.1 壓電原理

2.1.1 壓電效應

晶體的壓電效應(piezoelectric effect)包含正壓電效應與逆壓電效應。當壓電材料承受正向壓力時，壓電材料會產生電壓以維持原狀態，這是因為材料晶體內部為了抵抗電偶極矩受到壓縮而變短的現象，此為機械能轉換為電能的正壓電效應。若壓電材料受到電場作用時，電偶極具會因為電場而被拉長，而壓電晶體也會依電場方向變形，此為電能轉換為機械能的正壓電效應。

材料是否具有壓電性取決於材料本身的晶體結構，只有結構缺乏對稱中心的晶體，才具有壓電性。壓電材料的應力 T 、應變 S 與電場強度 E 、電位移 D 或極化(poling) P 的電性量有互相的關聯，稱為機電耦合(electromechanical coupling)。

壓電效應有縱效應與橫效應，當壓電材料形變與激發電場平行時稱為縱效應(longitudinal effect)，若形變與激發電場垂直則為橫效應(transverse effect)，如圖 2.1 所示。

2.1.2 壓電材料

具有壓電效應的材料大致可分為五大類，第一類為單晶類(single crystal)，例如：石英、羅德鹽、電氣石、鈮酸鋰(lithium niobate, LiNbO_3)、鉭酸鋰(lithium tantalate, LiTaO_3)等。第二類為薄膜類(thin film)，例如：氧化鋅等。第三類為高分子聚合物(polymer)，例如：PVDF 等。第四類為陶瓷類(ceramics)，例如：鈦酸鋇(BaTiO_3)、鋇鈦酸鉛(lead zirconate titanate, PZT)等。第五類為複合材料(composite material)，例如：

PVDF~PZT 等。

在所有壓電材料中以羅德鹽的壓電常數最大，但是容易受到空氣的濕氣而潮解，失去壓電性。其居里溫度僅有攝氏二十四度，超過此溫度便失去壓電性，不耐高溫，只能在低溫下使用，須作防濕處理。

石英為壓電材料中耐溫最高者，其壓電常數與機電耦合係數均較小，鮮少使用於機械與電能量轉換的場合。

各種壓電材料都有優缺點，例如單晶類有良好溫度特性，但製造困難，需要有特殊的晶體成長(crystal growth)技術，特性受切面(cut)影響，某些壓電材料(例如電氣石，羅德鹽等)遇水會分散。薄膜類壓電材料的製造需要真空技術，不同真空條件會產生不同的特性。高分子類性質柔軟，可以做成非常薄的元件，但壓電參數小，需甚高的極化電場，例如：PVDF 在室溫時之極化電場(poling field)高達 4MV/mm。陶瓷類壓電材料的活性良好(piezoelectric activity)，耐酸鹼，可製成任何形狀，但居里溫度係數大，如同高分子聚合物與複合材料一樣，在製程中需要高壓極化處理，通常極化場較高分子聚合物與複合材料低甚多，例如：對 PZT 的極化場約只有 3KV/mm 左右。複合的壓電材料特性大約在聚合物與陶瓷類之間。

鈦酸鉬的發展較早，是應用普遍的壓電陶瓷，其化學性質穩定，操作溫度範圍大，機電耦合係數高。之後，人們繼續研究其他鈣鈦石(perovskite)的結構，繼而發展出PZT的壓電材料。本文所採用的超音波馬達致動器即為PZT系列壓電材料。

2.1.3 壓電方程式

壓電效應為電能與機械能之間的轉換，對非壓電材料而言，機械應力 T 的加入會產生一機械應變 S 。兩者的關係為

$$\mathbf{S}=\mathbf{s}\mathbf{T} \quad (2.1)$$

或

$$\mathbf{T}=\mathbf{c}\mathbf{S} \quad (2.2)$$

此處， \mathbf{s} 為彈性柔性矩陣(matrix of elastic compliance)， \mathbf{c} 為彈性剛性矩陣(matrix of elastic stiffness)。

若在非壓電性材料的兩端加入電場 \mathbf{E} ，材料內部會產生電位移 \mathbf{D} ，兩者關係為

$$\mathbf{D}=\boldsymbol{\varepsilon}\mathbf{E} \quad (2.3)$$

或

$$\mathbf{E}=\boldsymbol{\beta}\mathbf{D} \quad (2.4)$$

此處， $\boldsymbol{\varepsilon}$ 為介電常數矩陣(matrix of dielectric constant)或誘電常數矩陣(matrix of permeability)， $\boldsymbol{\beta}$ 為反誘電常數矩陣(matrix of impermeability)。

對壓電材料而言，因機電能量轉換特性的存在，材料的本構關係不如上述(2.1)至(2.4)式那麼簡單，必須包含機械項與介電項兩部分。壓電材料的本構方程式涉及的變數有四個，其中兩個為機械彈性量，及應力 \mathbf{T} 與應變 \mathbf{S} ，另兩個為介電量，即電場 \mathbf{E} 與電位移或稱為電通量密度 \mathbf{D} 。依所選擇的自變數及因變數的不同，壓電方程式有 d 、 g 、 e 、 h 四種不同的型態，本文以 e 型態表示為壓電參數矩陣，

e 型態：

$$\mathbf{T}=\mathbf{c}^E\mathbf{S}-\mathbf{e}^T\mathbf{E} \quad (2.5)$$

$$\mathbf{D}=\mathbf{e}\mathbf{S}+\boldsymbol{\varepsilon}^S\mathbf{E}$$

其中 \mathbf{e} 稱為壓電常數矩陣(matrix of piezoelectric constants)，而 e^T 表示 \mathbf{e} 的轉置矩陣(transport matrix)。(2.5)式中各參數之上標表示其邊界條件(boundary condition)。在進一步探討壓電方程式的關係前，首先要了解(2.5)式各參數的定義，請見表 2-1。

除了壓電參數以外，(2.5)式裡還有 2 個附有上標，亦即受到邊界

條件限制的彈性常數與介電參數。 c^E 表示當電場為定值時，所測得之剛性常數， ε^S 表示當應變為定值時所測得之介電常數。

應力與應變為二階對稱張量，介電項之電場與電位移為向量。壓電參數代表應力、應變與介電變數之間的關係，為三階張量。彈性勁度表示應力與應變兩個二階張量間的關係，為四階張量。介電常數表示電場與電位移兩個向量關係，為二階張量。機械量包含三個正向分量與三個剪向分量，介電量則包含三個正向分量。因方向性之故，(2.5)式必須改寫為

$$\begin{aligned} T_{ij} &= c_{ijkl} S_{kl} - e_{kil} E_k \\ D_i &= e_{ikl} S_{kl} - \varepsilon_{ij}^S E_k \end{aligned} \quad (2.6)$$

本研究採用壓電陶瓷材料，為橫向等向性材料(transversely isotropic material)。壓電材料具有正逆壓電效應，若對壓電材料施加正向壓力，壓電體為了抵抗電偶極矩壓縮變短的趨勢，產生電壓以保持原狀態，稱為機械能轉換成電能的正壓電效應。當壓電材料受到電場作用時，電偶極矩被拉長，壓電體會依電場方向而產生形變，稱為電能轉換成機械能之逆壓電效應。壓電材料受電場或機械力作用的本構方程式如下

$$\begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \\ D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} & -e_{11} & -e_{12} & -e_{13} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} & -e_{21} & -e_{22} & -e_{23} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} & -e_{31} & -e_{32} & -e_{33} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} & -e_{41} & -e_{42} & -e_{43} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} & -e_{51} & -e_{52} & -e_{53} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} & -e_{61} & -e_{62} & -e_{63} \\ e_{11} & e_{12} & e_{13} & e_{14} & e_{15} & e_{16} & \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ e_{12} & e_{22} & e_{32} & e_{42} & e_{52} & e_{62} & \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ e_{13} & e_{23} & e_{33} & e_{43} & e_{53} & e_{63} & \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \\ S_5 \\ S_6 \\ E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

大部分的壓電材料晶體具有對稱性的關係，因此壓電材料常數也具有對稱性。壓電材料的本構方程式不需要使用到45個材料常數，(2.7)式因此得以簡化。人造壓電材料的製作過程中，必須經過高壓極化處理，壓電陶瓷才會具有導電性，經過極化的壓電陶瓷具有對稱性。人造的壓電材料僅需考慮極化方向與外力施加方向已足夠。

以下是極化方向平行Z軸，具橫向等向性的壓電陶瓷之材料矩陣：
彈性勁度矩陣為

$$\mathbf{c} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{13} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

壓電常數矩陣為

$$\mathbf{e} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & e_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & e_{15} & 0 & 0 \\ e_{31} & e_{31} & e_{33} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

固定應變之介電常數矩陣為

$$\boldsymbol{\varepsilon}^S = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11}^S & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{11}^S & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33}^S \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

所展開之本構方程式如下所示：

$$\begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \\ D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -e_{31} \\ C_{12} & C_{11} & C_{13} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -e_{31} \\ C_{13} & C_{13} & C_{33} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -e_{33} \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 & -e_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & -e_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & e_{15} & 0 & 0 & \varepsilon_{11} & 0 & 0 \\ e_{31} & e_{31} & e_{33} & 0 & 0 & 0 & 0 & \varepsilon_{33} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \\ S_5 \\ S_6 \\ E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

介紹壓電效應與壓電材料的本構方程式之後，可進行壓電材料的動態分析。

2.2 模態分析

假設馬達定子系統無阻尼，在無外力作用下，包含壓電效應的定子的運動方程式可以表示為

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{\mathbf{u}} \\ \ddot{\boldsymbol{\phi}} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{uu} & \mathbf{K}_{u\phi} \\ \mathbf{K}_{\phi u} & \mathbf{K}_{\phi\phi} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{u} \\ \boldsymbol{\phi} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \end{Bmatrix} \quad (2.12)$$

此處， \mathbf{M} 為質量矩陣(mass matrix)， \mathbf{K}_{uu} 為與機械位移有關的剛度矩陣(stiffness matrix)， $\mathbf{K}_{\phi\phi}$ 為與電位移有關的剛度矩陣， $\mathbf{K}_{u\phi} = \mathbf{K}_{\phi u}$ ， $\mathbf{K}_{u\phi}$ 是跟機械位移與電位移有關的剛度矩陣。

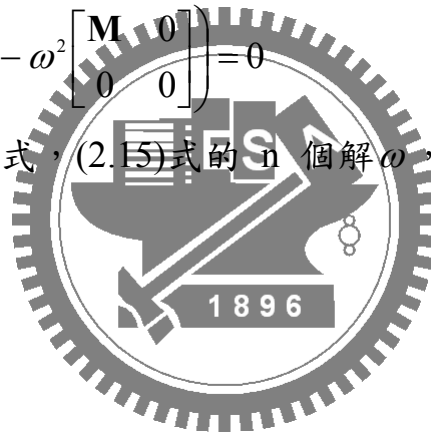
在微小擾動下，自由振盪可以表示成時諧運動的形式，令 $\mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}} \cos \omega t$ ， $\phi = \bar{\phi} \cos \omega t$ ，則(2.12 式可以改寫為)

$$\left(\begin{bmatrix} \mathbf{K}_{uu} & \mathbf{K}_{u\phi} \\ \mathbf{K}_{\phi u} & \mathbf{K}_{\phi\phi} \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} \mathbf{M} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \right) \begin{Bmatrix} \bar{\mathbf{u}} \\ \bar{\phi} \end{Bmatrix} = 0 \quad (2.14)$$

此為特徵值問題。為求得非零解 $\bar{\mathbf{u}}$ ，必須使

$$\det \left(\begin{bmatrix} \mathbf{K}_{uu} & \mathbf{K}_{u\phi} \\ \mathbf{K}_{\phi u} & \mathbf{K}_{\phi\phi} \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} \mathbf{M} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \right) = 0 \quad (2.15)$$

上式即為特徵值行列式，(2.15)式的 n 個解 ω ，即為自然頻率(natural frequency)。



2.2 致動原理

本研究將致動器設於壓電圓環上，如圖2.2所示。在壓電陶瓷表面有 A、B 兩組電極，若施加相同振幅的交流電壓於其上，這兩組致動器會產生振幅相同，朝左右傳遞的撓曲波，若周向模態數為整數，會形成駐波，其位移分別以 u_A 與 u_B 表示。

$$u_A = e^{i(kx - \omega t)} + e^{i(kx + \omega t)} \quad (2.16)$$

$$u_B = e^{i[k(x - \xi) - \omega(t - \tau)]} + e^{i[k(x - \xi) + \omega(t - \tau)]} \quad (2.17)$$

其中 k 代表波數， ξ 代表兩組致動器之間的距離， τ 代表 A、B 兩組致動器激振的時間差。若這兩組駐波進行干涉，位移可表示為

$$u_A + u_B = e^{i(kx - \omega t)} \{1 + e^{-i(k\xi - \omega\tau)}\} + e^{i(kx + \omega t)} \{1 + e^{-i(k\xi + \omega\tau)}\} \quad (2.18)$$

假設

$$e^{-i(k\xi+\omega\tau)} = -1, e^{-i(k\xi-\omega\tau)} = 1 \quad (2.19)$$

則這兩組駐波合成為振幅倍增且沿X向波傳的行進波，表示為

$$u_A + u_B = 2e^{i(kx-\omega t)} \quad (2.20)$$

(2.19)的充分必要條件為

$$k\xi - \omega\tau = 2n\pi, k\xi + \omega\tau = (2n+1)\pi \quad (2.21)$$

經由整理可獲得A、B兩相致動器之間的距離 ξ 與驅動時間 τ 關係式為

$$\xi = (n + \frac{1}{4})\lambda, \tau = \frac{T}{4} \quad (2.22)$$

其中 λ 與 T 分別代表波長與週期，n代表A相的第一個驅動器與B相第一個驅動器間距離的整數波長項。



第三章 數值模擬與討論

3.1 定子之三維有限元素分析

本節針對圖 2.1 馬達定子。以套裝軟體 ANSYS 進行模態分析(modal analysis)，獲得共振頻率及共振模態，並以時諧分析(harmonic analysis)計算軸對稱分佈電極產生的駐波，模擬合成的行進波位移響應。ANSYS 的動態分析流程分成三部份：前置處理、求解過程、後處理。

在前處理部份，先建立馬達定子的幾何模型，其幾何尺寸如圖 3.1 所示，定子的下方為壓電圓環，材料參數列於表 2(引用吳朗[3]的壓電陶瓷)。定子上方的金屬圓環與內緣的圓管係以車床加工，一體成形，材料為鋁合金(T-6061)，材料參數列於表 3。壓電材料的元素型態(element type)採用 SOLID5 元素，此為 8 節點之三維耦合元素(3-D coupled-field solid)，每個節點有 x、y、z 三個方向的位移自由度及 volt 電位差，鋁合金的元素型態(element type)採用 SOLID 45 元素，此元素型態同樣為 8 節點之三維元素，每個節點僅有 x、y、z 三個方向的位移自由度，以適當的元素數目將模型網格化(mesh)，如圖 3.2 所示。在邊界條件設定上，將定子固定邊鄰近的元素節點自由度設為零，壓電圓環電極部份的上下表面元素之電位差設為零。後處理則是將分析獲得的數據作後續圖形化處理。

3.2 共振模態與共振頻率

本文提出超音波馬達定子結構的共振模態包含扭轉模態(torsional mode)、縱向模態(longitudinal mode)及撓曲模態(flexural mode)。扭轉模態僅具有周向運動位移，縱向模態的位移為沿著軸向與徑向運動。本研究則是以撓曲模態的振動驅動超音波馬達，以整數對(m, n)描述此種模態，其中 m 與 n 均為整數，n 代表金屬內圓管周向模態數(circumferential mode number)，m 則為金屬圓環的徑向模態數。參考圖

3.3 所示，當 $m=1$ 時，定子的內圓管分別產生 2、3、4 個波長的駐波，駐波的波長個數則代表周向模態數 n 。如圖 3.4 所示，設 $n=3$ ， $m=1$ 、2 模態之金屬圓環的徑向有 1、2 個位移為零的節圓。

3.3 定子幾何尺寸決定

根據馬達定子共振頻率的模態隔離(modal separation)程度、金屬圓環的軸向位移極大值與內側圓管周向位移極大值的比值、定子表面粒子橢圓形軌跡的長短軸比值、馬達轉速與馬達轉動時所產生的準靜態扭矩，可以決定定子的最後幾何尺寸。

3.3.1 定子結構與邊界條件

金屬圓環定子結構的外圍設為固定(fixed)邊界，此種邊界條件為理想狀態，將來實際製作定子與組裝時，此種邊界結構不易實現，且考慮到此結構將來壓電圓環黏貼於馬達定子下方較不易，所以將外圍向上延伸形成底部較厚的錐形，以便將來黏貼壓電圓環，並將固定邊改設於下方。圖 3.5 為改善後的馬達幾何形狀。圖中金屬內圓管高度或稱為脊緣高度 h 與金屬內圓管內徑 d_i 為一參數，藉調整高度與內徑兩個參數，討論參數對於模態隔離、定子表面粒子橢圓形軌跡的長短軸比值、轉子轉速與馬達轉動時所產生的準靜態扭矩的影響。脊緣高度為 2~7mm，金屬內圓管內徑為 15~20mm。表 4 所列為在不同定子尺寸分析所採用的元素與節點數目。

3.3.2 模態隔離

本研究以高階周向共振模態作為超音波馬達的驅動模態，即金屬內圓管周向模態 n 為 2 以上，徑向模態 m 為 1。在驅動模態的共振頻

率附近不要有其它的共振模態，兩個共振模態的頻率最好相差 3kHz 以上。否則在操作時，也會激發出其它的共振模態，無法合成行進波驅動馬達轉子。圖 3.6 (a)~(f)所示為馬達定子的共振頻率曲線，其中(1, 3)模態的共振頻率與其它共振模態的頻率隔離最大。(1, 3)模態為一個三角形狀，若在金屬圓管上方放置轉子，圓管將會與轉子有 3 個接觸點，以此模態作為馬達的驅動模態，可有效避免轉子轉動時的晃動。

金屬內圓管高度對於結構的共振頻率有影響，倘若金屬內圓管的內徑固定為 15mm，脊緣高度範圍為 2~7mm，圖 3.6 (a)~(f)顯示共振模態(1, 1~4)的共振頻率會隨著脊緣高度增加而緩慢降低。

3.3.3 馬達定子的振動位移

以下採用 ANSYS 進行馬達定子的時譜分析，馬達定子的阻尼係數設為 $\zeta = 0.2\%$ ，模擬正 A、負 A 相極化方向的不同，以 200 V_{p-p} 交流電壓輸入至壓電圓環上的正 A、負 A 相電極，在正 A 相施加正電壓 200 V_{p-p}，負 A 相施加負電壓 200 V_{p-p}。圖 3.7 所示為馬達定子的變形圖， u_r^{\max} 、 u_θ^{\max} 分別設為金屬圓環內緣最大的徑向位移與最大的周向位移， u_z^{\max} 為金屬圓盤最大的厚度方向位移。馬達定子圓環內徑與脊緣高度變化對於馬達定子的振動位移將有影響，圓環內徑與脊緣高度變化範圍分別設為 15~20mm 與 2~7mm。

圖 3.8 圖、圖 3.9 與圖 3.10 所示為以(1, 3)模態共振頻率驅動馬達定子，在不同的金屬圓環內徑，變化脊緣高度產生的 u_r^{\max} 、 u_θ^{\max} 與 u_z^{\max} 位移曲線。當金屬圓環內徑固定時， u_r^{\max} 會隨著脊緣高度增加而增大。直到脊緣高度增加到 7mm， u_r^{\max} 才有下降的趨勢。 u_θ^{\max} 也會隨著脊緣高度增加而增大，當脊緣高度到達 7mm 之後，會逐漸下降。金屬圓環內緣的 u_θ 幾乎正比於轉子的轉速，在脊緣高度為 6mm 處將會有最大轉

速。 u_z^{\max} 則會隨著脊緣高度增加而減少， u_z^{\max} 在脊緣高度為 2mm 處具有最大值。

圖 3.11、3.12 與 3.13 所示仍以(1, 3)模態共振頻率驅動馬達定子，在不同的脊緣高度，變化金屬圓環內徑產生的 u_r^{\max} 、 u_θ^{\max} 與 u_z^{\max} 位移曲線。由圖 3.11 與圖 3.12 可發現，金屬圓環內徑的範圍由 15mm 增加到 20mm， u_r^{\max} 與 u_θ^{\max} 會緩慢增加，再減少，最大的位移發生在金屬圓環內徑為 18mm 處， u_z^{\max} 則會隨著金屬圓環內徑增加而減少， u_z^{\max} 在金屬圓環內徑為 15mm 處為具有大值。

將 u_θ^{\max} 與 u_r^{\max} 的比值，即為定子表面質點的橢圓軌跡長短軸比值。周向位移 u_θ 與工作頻率 ω 的乘積會與轉子的轉速成正比。因此設計超音波馬達的準則之一，便是希望周向位移 u_θ 能盡量與徑向位移 u_r 相當或是大於後者。圖 3.14 所示為金屬圓環內徑與脊緣高度對於 $u_\theta^{\max}/u_r^{\max}$ 的影響，當金屬圓環內徑固定， $u_\theta^{\max}/u_r^{\max}$ 比值會隨著脊緣高度增加而下降。在高度為 2mm 處， $u_\theta^{\max}/u_r^{\max}$ 會有最大值，之後會急劇下降。高度 h 到達 5mm 後，會成為穩定值。

圖 3.15 為金屬圓環內徑與脊緣高度對 $u_\theta^{\max}/u_z^{\max}$ 的影響， $u_\theta^{\max}/u_z^{\max}$ 會隨著高度增加而增加，在同樣的脊緣高度， $u_\theta^{\max}/u_z^{\max}$ 也會隨著內徑增加而增加。意味定子致動器位移的放大倍率會隨著內徑與脊緣高度增加而變大。表 5 所列為馬達定子在不同脊緣高度與金屬圓管內徑的振動位移比。

3.3.4 馬達定子準靜態扭矩

馬達轉動所產生扭矩大小是為馬達性能的一項重要指標。馬達轉子會因為定子金屬圓管內緣質點的周向位移被推動，馬達定子的金屬圓管也會因為轉子的轉動產生反作用力，將金屬圓管反向扭轉，倘若

馬達定子的扭轉剛性不足以支撐轉子的反作用扭矩，將推不動轉子，因此有必要估算馬達定子能夠提供多少的準靜態扭矩(quasi-static torque)。

準靜態扭矩由下列式子表示

$$T = \frac{T^s}{u_\theta^s} \times u_\theta^d \quad (3.1)$$

此處， T^s 代表在定子金屬圓管內緣施加的靜態扭矩， u_θ^s 代表金屬圓管因為靜態扭矩產生的周向位移， u_θ^d 代表第 3.3.3 節敘述的動態位移 u_θ^{\max} 。(3.1)式的準靜態扭矩不代表轉子轉動的實際扭矩，但是可以當作設計超音波馬達的一項參考指標。

圖 3.16 所示是金屬圓管內緣產生 u_θ^{\max} 周向位移所需施加的均勻扭矩值。準靜態扭矩會隨著金屬圓管內徑增加而上升，若圓管內徑相同，脊緣高度增加，準靜態扭矩也會增加。達到某一脊緣高度後，準靜態扭矩轉趨減少，因為定子的扭轉剛性會隨著脊緣高度增加而減少。

實際上，轉子與定子的接觸形式是僅 n 點接觸， n 為周向波長數目。為了接近實際情況，將靜態扭矩改為在金屬圓管內緣對應接觸點位置施予切線力，每個區域的尺寸為 $\lambda/4$ ，施加的扭矩為切線力與內緣半徑的乘積。分析結果如圖 3.17 所示，對於不同的圓管內徑，準靜態扭矩的最大值都是發生在脊緣高度為 2mm 處。若脊緣高度相同，圓管的內徑越大，準靜態扭矩也會越大，但是增加的幅度漸緩。

如圖 3.18 所示，靜態扭矩為在金屬圓管內緣對應接觸點位置施予切線力，每個區域的尺寸為 $\lambda/5$ ，準靜態扭矩的最大值同樣發生在脊緣高度為 2mm 處，且圓管的內徑越大，準靜態扭矩也會越大。比較圖 3.17、3.18，可發現切線力施加的區域尺寸 $\lambda/4$ 與 $\lambda/5$ 所產生的準靜態扭矩有相同的趨勢。其中 $d_i=19\text{mm}$ ， $h=2\text{mm}$ 的準靜態扭矩相差最大，相

差 0.11%。

設計超音波馬達時，轉子的轉速與推動轉子的扭矩尤其重要，本研究所設計的超音波馬達便以這兩個參考為指標。綜合以上分析，金屬圓管外徑為 18mm 的馬達定子，動態周向位移 u_θ^d 與準靜態扭矩都相當的好，脊緣高度，在 2mm 處扭矩的為最大值，但是動態周向位移卻為最小值，倘若在扭矩與轉速間取一個平衡點，脊緣高度為 4、5、6mm 的馬達定子都是相當好的選擇。

3.4 雙相時諧分析

本文採用 ANSYS 進行馬達定子的時諧分析，模擬兩組軸對稱分佈電極生成的駐波合成行進波之位移響應，計算行進波在內側圓管上每個位置的振幅與相速度。以餘弦函數 $\cos(\omega t)$ 與正弦函數 $\sin(\omega t)$ 分別激振馬達定子上的 A、B 相致動器，馬達定子的阻尼係數設為 $\zeta = 0.2\%$ 。為了模擬壓電圓環上的正負極化區域，以 $+200 \text{ V}_{p-p}$ 交流電壓輸入壓電圓環上的正 A 與正 B 相電極， -200 V_{p-p} 交流電壓輸入壓電圓環上的負 A 與負 B 相電極。

圖 3.19、圖 3.20、圖 3.21 所示分別為 $d_i=18\text{mm}$ ， $h=4、5、6\text{mm}$ 的行進波振幅與相位分佈， u_r 與 u_θ 的振幅分佈範圍比較大，脊緣高度為 6mm 的 u_r 振幅最大，高度為 5mm 次之，4mm 為最小。 u_z 的振幅分佈範圍比較小，脊緣高度為 4mm 的 u_z 振幅最大，高度為 5mm 次之，6mm 為最小。

脊緣高度為 4mm 之圓管脊緣位移 u_θ 的振幅範圍較其它兩種情況小，代表行進波在內圓管上各角度位置的質點轉動速率一致。圓管內側的行進波相位分佈都呈現線性分佈，表示行進波在圓管內側各點的相速度均為一定值。

第四章 實驗量測與結果討論

4.1 超音波馬達製作

4.1.1 壓電圓環極化

本文使用的PZT-4壓電圓環為寰辰科技公司(eleceram Inc.)所提供，是以粉末冶金的方式製作。壓電圓環的電極分佈如圖2.2所示，電極塗佈是依據圓周方向生成三個波長的行進波作設計。未極化前的壓電圓環如圖4.1所示，其中正A與正B的極化方向朝上，負A與負B的極化方向朝下。壓電圓環採正向與負向兩次極化，為了避免極化次序混亂，先於壓電圓環上欲正向極化的兩個相鄰扇形電極作記號。圖4.2所示為正向、負向極化的治具與接地用的波浪片治具，材質都是銅片。極化溫度為 120°C ，極化電壓為 2KV ，時間設為20分鐘。首先把未極化的壓電圓環浸泡於矽油中，矽油的比熱較大，有保持溫度的功能，矽油本身不導電，可作為絕緣用。接著把壓電圓環放置於波浪銅片上方，極化治具置放於壓電圓環上方，其中兩隻腳對準壓電圓環先前所做的記號，施加電壓前先檢查正向與負向電極是否有短路的情形，確認無誤後才開始進行極化。使用加熱器將矽油升溫到 120°C ，一般的加熱器控溫不易，極化溫度大約在 $120\sim 125^{\circ}\text{C}$ ，以高電壓電源供應器輸出高壓電將壓電圓環部份區域極化，圖4.3所示為極化程序的實驗照片。

施加直流電壓極化時，如果瞬間將電壓從0伏特，升高到2000伏特，壓電材料內部的電偶極矩會無法迅速排列整齊，無法達成極化的目的。正向極化後再進行反向極化，要將電偶極矩的方向改變，必須採取漸近提高電壓的作法，否則材料內部會發生微小裂痕。本實驗採用的極化程序是每增加200伏特停留兩分鐘，直到電壓上升到2000伏特，極化時間才保持20分鐘。

4.1.2 超音波馬達製作流程

超音波馬達的構造主要分為定子與轉子，圖4.4為所示為鋁合金材質之馬達定子的正面，壓電致動器黏貼於馬達定子下方，所使用的接著劑是Loctite No.648黏著劑。使用此黏和劑有幾點需要注意，黏著劑的固化時間大約為3~5分鐘，完全固化的時間需24小時，無法承受高溫烘烤，高溫烘烤後，強度會大幅下降。此黏著劑屬厭氧膠，只能黏合兩面都是金屬的物體，如果黏著劑與空氣接觸，則不會固化。黏接時，於定子下方及壓電致動器的背面塗上薄薄的接著劑，定子與壓電圓環接觸後，旋轉壓電圓環，使多餘的接著劑溢出，氣泡也可藉由旋轉被擠出。

本實驗採用焊錫的方式將多芯線與A、B兩相致動器的電極連接起來，多芯線與壓電圓環不容易脫落，圖4.5所示為馬達定子成品的背面。轉子的材質為黃銅，如圖4.6所示。轉子的斜錐角度為45度角與馬達定子的金屬圓管內緣接觸。



4.2 共振頻率量測

本研究採用兩種方式量測超音波馬達的共振頻率，一是以網路分析儀HP8751A，量測超音波馬達定子的阻抗曲線圖；另一是以雷射都卜勒干涉儀(Laser Doppler Vibrometer, LDV)配合網路分析儀，量測超音波馬達定子機械振動的面外位移(out-of-plane)之頻率響應，並比較模擬與實驗量測的共振頻率之誤差。

4.2.1 阻抗響應

本實驗利用網路分析儀HP8751A，量測壓電圓環與馬達定子的阻抗頻率響應，獲得待測物的共振頻率。圖4.6所示為，量測極化後之壓

電圓環阻抗的實驗裝置。壓電圓環上有正向與負向極化區域，倘若正向與負向極化的效果差異過大，便無法達到設計的目的，透過實驗量測可得知正向與負向極化的效果是否一致。圖4.7為三花瓣電極量測壓電圓環的阻抗曲線，圖(a)為網路分析儀的RF訊號由正A相輸入，以負A相輸出感測訊號，圖(b)的接線恰好相反，圖(a)與圖(b)的阻抗曲線幾乎雷同，大約在45kHz有一較明顯的共振模態，所以確認極化過程沒有太大的問題。圖4.8所示是模擬得到三花瓣電極壓電圓環的阻抗曲線，圖中的共振頻率落是在46.8kHz左右，此共振模態屬於面內(in-plane)振動，變形如圖4.9所示。

馬達定子的阻抗量測裝置，由網路分析儀提供一組正弦波訊號，輸入至超音波馬達定子的A相致動器，因逆電壓效應導致壓電圓環變形產生的電流訊號，由B相致動器輸出至網路分析儀，量測出馬達定子的阻抗曲線。

圖4.10至4.12所示分別為脊緣高度為4、5、6mm，圓管內徑為18mm的馬達定子的阻抗曲線。(1, 3)模態的共振頻率分別為37.85、38.58、35.15kHz。圖4.13至4.15所示為模擬得到的阻抗曲線，共振頻率分別為40.94、38.42、35.35kHz，比較模擬與實驗量測的共振頻率之誤差，以脊緣高度為4 mm的馬達定子之誤差量最大。壓電圓環上的電極塗佈主要是為了激發(1, 3)共振模態，在掃頻範圍5~50kHz之間，(1, 3)模態的共振響應最明顯，鄰近的其它共振頻率幾乎無法被激振出來。相位頻譜響應在共振頻率附近，存在明顯的變化。

4.2.2 振動頻譜響應

以雷射都卜勒干涉儀配合網路分析儀，量測超音波馬達定子機械振動的面外位移(out-of-plane)，可獲得振動頻譜響應。都卜勒效應是波

源和觀察者有相對運動時，觀察者接受到波的頻率與波源發出的頻率不相同。雷射都卜勒干涉儀就是利用此原理，雷射光照射於運動中的待測物面上，反射光因為都卜勒效應產生頻率的改變，反射光的頻率改變與待測物的運動速度成正比。

實驗裝置如圖4.16所示，網路分析儀輸出的正弦波訊號，以功率放大器將訊號增益40倍，電壓訊號輸出至定子的A相電極，產生振動。以雷射都卜勒干涉儀量測馬達定子機械振動之面外位移，量測點為壓電圓環正A相電極上方的金屬圓盤部分。輸入的電壓訊號使壓電圓環A相電極產生振動，在A相電極上方量測可得到最大的位移振幅。

圖4.17所示，為脊緣高度5mm、圓管內徑18mm的馬達定子面外振動的頻譜圖，(1, 3)模態的共振頻率為38.17kHz。三花瓣電極激振的馬達定子之(1, 3)模態具有最大位移，鄰近的共振模態位移遠小於(1, 3)模態的位移。圖4.18所示為三花瓣電極激振的馬達定子面外振動之相位圖，在共振頻率附近，相位由正轉變成負。

4.3 超音波馬達的驅動

如圖 4.19 所示，馬達定子固定於馬達架定子的上方放置一轉子，以壓力彈簧提供預負載(preload)，將轉子與定子保持接觸。系統組立時，以一同軸輔助裝置，確保馬達定子、轉軸、轉子與軸承都裝設在一同心圓上。圖 4.20 所示為超音波馬達原型的照片，定子的金屬圓環內徑與脊緣高度分別為 18mm 與 5mm。

超音波馬達驅動的方塊圖如圖4.21所示，以函數產生器產生交流電壓訊號，訊號頻率為馬達定子的共振頻率，A相的交流電壓訊號經過功率放大器增益10倍，B相交流電壓訊號則先經過相移器，領先(或落後)A相訊號90度相位，再經過功率放大器增益。A、B相訊號分別輸入到壓

電圓環的A與B相電極。這兩組致動器會產生振幅相同，分別往左右傳遞的駐波。這兩組駐波會進行干涉，合成為沿著金屬圓管作周向波傳的行進波。利用轉子上方的彈簧產生預壓力，藉著定子表面質點的橢圓運動，帶動轉子轉動，切換反向器的開關，可使轉子改變轉動方向。

轉子的轉速與施加預壓力的大小有關，兩者的關係如圖4.21所示，轉子順時針轉速較逆時針快，可能的原因是本研究採用的預力彈簧為張力螺旋彈簧，順時針轉與逆時針轉造成螺旋彈簧的切線應力不同所致。預壓力為0.206N時，轉子順時針轉速為32rpm，當預壓力漸漸增加，轉子轉速會慢慢下降，轉子逆時針轉速在施加的預壓力為0.306N有最大值，其轉速為20rpm。



第五章 結論與未來工作

本研究提出以高階周向撓性波驅動的碟型超音波馬達，馬達定子形狀類似於內徑具有圓管突起的環型碟片，碟片下方黏貼一佈有雙相電極的壓電圓環。藉助套裝軟體ANSYS分析超音波馬達的共振頻率、橢圓軌跡長短軸比值、轉子轉速與準靜態扭矩，依據分析結果設計、製作超音波馬達。原型機的實作包括極化壓電圓環、製作馬達定子。並以網路分析儀、雷射都卜勒干涉儀確認壓電圓環的極化效果、量測馬達定子的共振頻率。

以金屬內圓管內徑為18mm的馬達定子為例，(1, 3)撓曲模態的共振頻率會隨著圓管的脊緣高度增加而降低，共振頻率與鄰近模態的隔離達3kHz以上。

馬達轉子的轉速會隨著圓管脊緣高度增加而加快，高度增至大於7mm之後則減緩。轉子的轉速也會隨著圓管內徑尺寸增加而變快。定子表面質點運動的橢圓軌跡長短軸比值會隨著脊緣高度增加而減少。當高度為2mm時，長短軸比值會有最大值，之後會急劇下降。高度到達4mm會趨於穩定值。

準靜態扭矩分析在金屬圓管內緣的接觸區域施加切線力量，每個區域大小為 $\lambda/4$ 與 $\lambda/5$ 。切線力施加的區域尺寸 $\lambda/4$ 與 $\lambda/5$ 所產生的準靜態扭矩有相同的趨勢，其中 $d_i=19\text{mm}$ ， $h=2\text{mm}$ 的準靜態扭矩相差最大，相差0.11%。對於不同的圓管內徑，最大準靜態扭矩都在脊緣高度為2mm處。若脊緣高度相同，圓管內徑越大，準靜態扭矩也會越大。

圓管內徑=18mm，脊緣高度=4、5、6mm 的行進波振幅與相位分佈分析，高度為4mm的 u_θ 振幅跳動範圍較其它兩種情況小，代表行進波在內圓任意位置的波速都很穩定。而在內側圓管上的行進波相位分佈， $h=4、5、6\text{mm}$ 的相位分佈都呈現線性分佈，表示行進波在內側圓

管各點的相速度均為一定值。

壓電圓環在極化的過程中，必須慢慢增加電壓至 2000V，使得材料內部的電偶極矩逐漸調整方向，避免二次極化造成材料內部發生微小裂痕。壓電圓環阻抗量測結果顯示，壓電圓環的正向與負向二次極化的品質良好。

本文以(1, 3)撓性振動模態作為超音波馬達的驅動模態，壓電圓環電極佈置為三花瓣圖形，馬達定子的頻譜響應與阻抗響應顯示，(1, 3)模態的共振頻率響應都是最大，鄰近的共振模態無法被激振出來。

超音波馬達的轉速量測，使用的轉子斜錐角度為 45 度角，轉子順時針轉速較逆時針快。預壓力為 0.206N 時，轉子順時針轉速為 32rpm，當預壓力漸漸增加，轉子轉速會慢慢下降，轉子逆時針轉速在施加的預壓力為 0.306N 有最大值，其轉速為 20rpm。

目前的研究進度還未進行馬達性能的量測，未來將以現有的馬達驅動裝置，加設荷重元(load cell)與譯碼器(encoder)，量測馬達扭矩與轉速，超音波馬達的性能測試裝置如圖 5.1 所示。

- [1] S. Ueha, Y. Tomikawa, M. Kurosawa and N. Nakamura (1993), *Ultrasonic Motors Theory and Applications*, Clarendon Press , OXFORD.
- [2] J. M. Fernandez and Y. Perriard (2006), "Sensitivity analysis and optimization of a standing wave ultrasonic linear motor," *IEEE transactions on ultrasonics,ferroelectrics, and frequency control*, **53**(7), 1352-1361.
- [3] 吳朗，*壓電陶瓷*，pp. 29-31，全新資訊圖書，台北市，民國 83 年。
- [4] A. Iino, K. Suzuki, M. Kasuga, M. Suzuki, T. Yamanaka (2000), "Development of a self-oscillating ultrasonic micro-motor and its application to a watch," *Ultrasonics*, **38**, 54-59.
- [5] S. Dong, S. Wang, W. Shen, and L. Li (2000), "A miniature piezoelectric ultrasonic motor based on circular bending vibration Mode," *IEEE ASME Transactions on Mechatronics*, **5**(4), 325-330.
- [6] K. Yao and B. Koc (2001), "Longitudinal-bending mode micromotor using multilayer piezoelectric actuator," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, **48**(4), 1066-1071.
- [7] B. Koc and S. Cagatay, and K. Uchino (2002), "A piezoelectric motor using two orthogonal bending modes of a hollow cylinder," *IEEE Transactions on Ultrasonic, Ferroelectrics, and Frequency Control*, **49**(4), 495-500.
- [8] N. Lamberti, A. Iula, M. Pappalardo (1998), "A piezoelectric motor using flexural vibration of a thin piezoelectric membrane," *IEEE Transactions on Ultrasonic, Ferroelectrics, and Frequency Control*, **45**(1), 23-29.
- [9] C. K. Lim and I.M. Chen (2003), "Systematic design and prototyping of a disc-typed traveling wave ultrasonic motor," *Proceedings of the 2003 IEEE/ASME International Conference*, **1**, 113-118.

- [10] K. Takemura and N. Kojima, T. Maeno (1998), “Development of a bar-shaped ultrasonic motor for three degrees freedom motion,” *Proceedings of the Fourth International Conference on Motion and Vibration Control*, 195-200.
- [11] M. Hu, H. Du, S. Ling, and J. Teo (2001), “A piezoelectric spherical motor with two degree-of-freedom,” *Sensors and Actuator A:Physical*, **94**, 113-116.
- [12] P. Vasiljeva, D. Mazeikab, G. Kulvietisb (2007), “Modelling and analysis of omni-directional piezoelectric actuator,” *Journal of Sound and Vibration*, **308**, 867–878.
- [13] T.-H. Yu, S.-Y. Yang, C.-L. Lee, C.-C. Yin (2007), “Development of rotary wedge wave ultrasonic motors,” *Proceedings of the International Congress on Ultrasonics*, Paper no. 1741
- [14] 李政良，一種以圓管脊緣撓性波周向驅動之超音波馬達，國立交通大學機械工程學系碩士論文，新竹市，台灣，民國九十六年。
- [15] T. Sashida, T. Kenjo (1993), *An Introduction to Ultrasonic Motors*, Clarendon Press, Oxford Press.
- [16] 許溢适，*超音波電動機基礎*，文笙書局，台北市，民國 84 年 3 月。

表 1 壓電參數的定義

	定義	表示式	單位
e	1. 電場為定值時所產生的電位移 與外加機械應變之比	$e = \frac{\partial D}{\partial S}$	cl/m
	2. 應變為定值時所產生的應力與 外加電場之比	$e = \frac{\partial T}{\partial E}$	N/Vm
c^E	剛性常數矩陣	c^E	N/m ²
ϵ^S	介電參數矩陣	ϵ^S	farads/m

表 2 壓電陶瓷(PZT-4)的材料參數

彈性係數(GPa)				
C_{11}	C_{12}	C_{13}	C_{33}	C_{44}
139	77.8	74.3	115	25.6
壓電係數(Coulomb/m ²)			介電係數	
e_{15}	e_{31}	e_{33}	$\epsilon_{11} / \epsilon_0$	$\epsilon_{33} / \epsilon_0$
12.7	-5.6	15.1	730	635

※ $\epsilon_0 = 8.854 \times 10^{-12}$ farads/m

表 3 鋁合金(T-6061)金屬的材料參數

密度 ρ (g/cm^3)	楊氏係數 E (GPa)	蒲松比 ν
2.702	70	0.33

表 4 不同定子尺寸的元素與節點數目

$d_i = 15$ (mm)	元素數目	節點數目
h=2	23760	30060
h=3	23760	30060
h=4	24300	30780
h=5	24840	31500
h=6	25380	32220
h=7	25920	32940

$d_i = 16$ (mm)	元素數目	節點數目
h=2	25380	32220
h=3	25380	32220
h=4	25920	32940
h=5	26460	33660
h=6	26460	33660
h=7	27000	34380

$d_i = 17(mm)$	元素數目	節點數目
h=2	24300	30960
h=3	24300	30960
h=4	24300	30960
h=5	24840	31680
h=6	25380	32400
h=7	25920	33120

$d_i = 18(mm)$	元素數目	節點數目
h=2	24300	30960
h=3	24300	30960
h=4	24300	30960
h=5	25840	31680
h=6	25380	32400
h=7	25920	33120

$d_i = 19(mm)$	元素數目	節點數目
h=2	23220	29700
h=3	23220	29700
h=4	23220	29700
h=5	23760	30420
h=6	24300	31140
h=7	24300	31140

di = 20(mm)	元素數目	節點數目
h=2	23220	29700
h=3	23220	29700
h=4	23220	29700
h=5	23760	30420
h=6	24300	31140
h=7	24300	31140

表 5 馬達定子在不同脊圓高度與金屬圓管內徑的振動位移比

di = 15 (mm)	u_r^T ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_θ^T ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_z^D ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_θ^T/u_r^T	u_θ^T/u_z^D
h=2	9.792	6.831	11.621	0.687	0.587
h=3	14.373	8.181	11.102	0.569	0.736
h=4	19.086	10.038	10.532	0.525	0.953
h=5	23.943	12.201	9.583	0.509	1.273
h=6	27.547	13.897	8.205	0.504	1.693
h=7	28.180	14.184	6.007	0.503	2.361

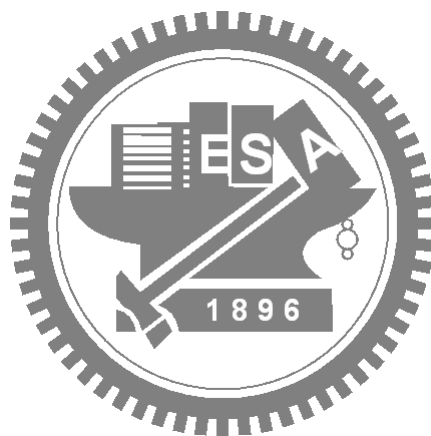
di = 16 (mm)	u_r^T ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_θ^T ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_z^D ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_θ^T/u_r^T	u_θ^T/u_z^D
h=2	10.037	7.252	11.430	0.722	0.634
h=3	15.490	8.773	10.842	0.566	0.809
h=4	21.141	10.871	10.070	0.514	1.078
h=5	26.447	13.105	8.817	0.495	1.486
h=6	29.287	14.375	6.994	0.490	2.055
h=7	28.717	14.104	5.119	0.491	2.755

di = 17 (mm)	u_r^T ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_θ^T ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_z^D ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_θ^T/u_r^T	u_θ^T/u_z^D
h=2	9.971	7.564	11.063	0.758	0.683
h=3	16.207	9.178	10.313	0.566	0.890
h=4	22.520	11.357	9.398	0.504	1.208
h=5	27.673	13.380	8.010	0.483	1.670
h=6	29.200	13.979	6.162	0.478	2.268
h=7	29.070	13.950	4.734	0.479	2.946

di = 18 (mm)	u_r^T ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_θ^T ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_z^D ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_θ^T/u_r^T	u_θ^T/u_z^D
h=2	9.4196	7.626	11.102	0.569	0.736
h=3	16.239	9.264	9.853	0.570	0.940
h=4	22.931	11.384	8.807	0.496	1.292
h=5	27.703	13.102	7.324	0.472	1.788
h=6	29.260	13.696	5.713	0.468	2.397
h=7	28.148	13.220	4.381	0.469	3.017

di = 19 (mm)	u_r^T ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_θ^T ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_z^D ($\mu\text{m}/200V_{PP}$)	u_θ^T/u_r^T	u_θ^T/u_z^D
h=2	8.331	7.390	10.007	0.887	0.614
h=3	15.510	9.001	9.046	0.580	0.815
h=4	22.246	10.919	7.938	0.490	1.375
h=5	26.693	12.375	7.938	0.463	1.411
h=6	27.848	12.763	5.264	0.458	2.424
h=7	27.133	12.493	4.162	0.460	3.001

di = 20 (mm)	u_r^T ($\mu\text{m} / 200V_{PP}$)	u_θ^T ($\mu\text{m} / 200V_{PP}$)	u_z^D ($\mu\text{m} / 200V_{PP}$)	u_θ^T / u_r^T	u_θ^T / u_z^D
h=2	6.730	6.727	9.137	0.999	0.736
h=3	13.818	8.258	8.263	0.597	0.999
h=4	20.569	10.035	7.218	0.487	1.390
h=5	24.918	11.358	6.031	0.455	1.883
h=6	26.407	11.871	4.895	0.449	2.424
h=7	26.239	11.853	4.064	0.451	2.915



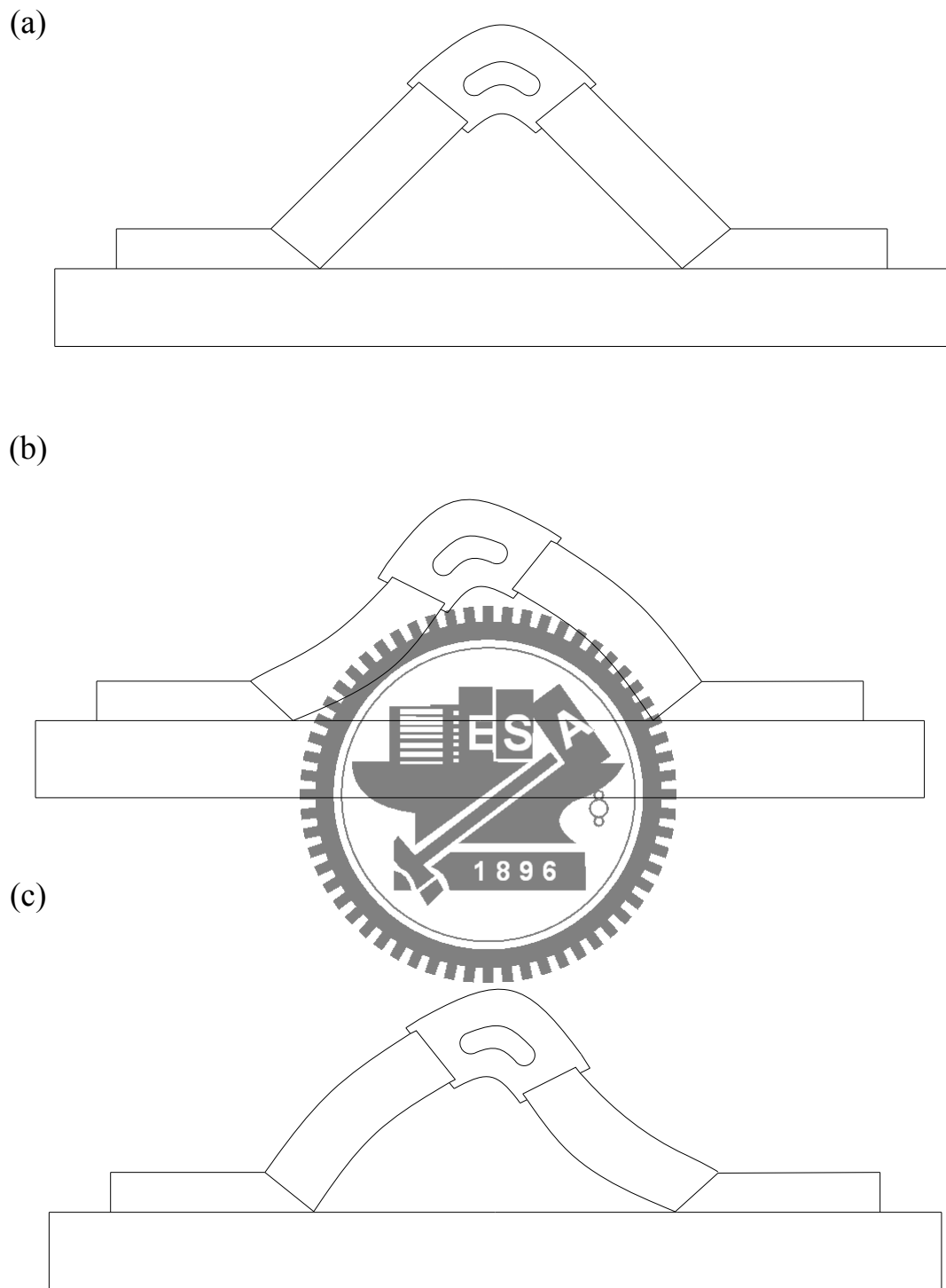


圖 1.1 (a)駐波型線性超音波馬達 (b)共振頻率下振動型態
(c)共振頻率下振動型態[2]

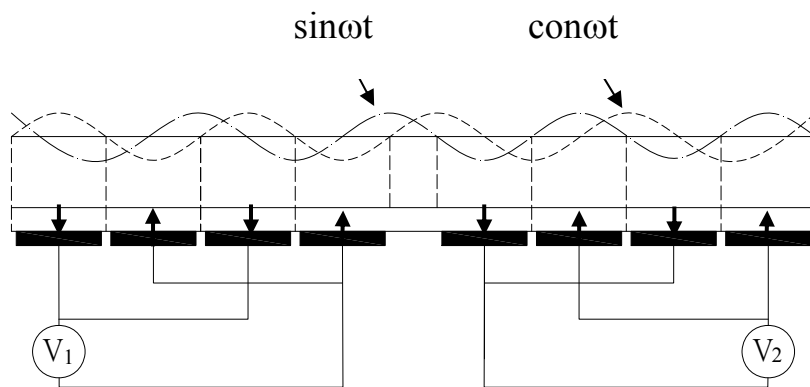
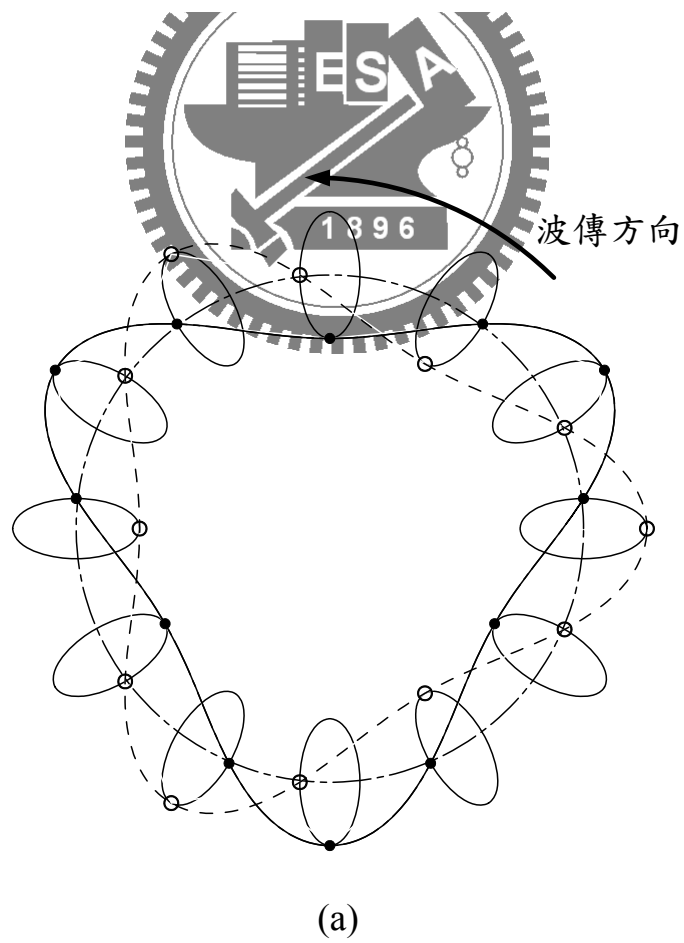


圖 1.2 行波型超音波馬達[3]



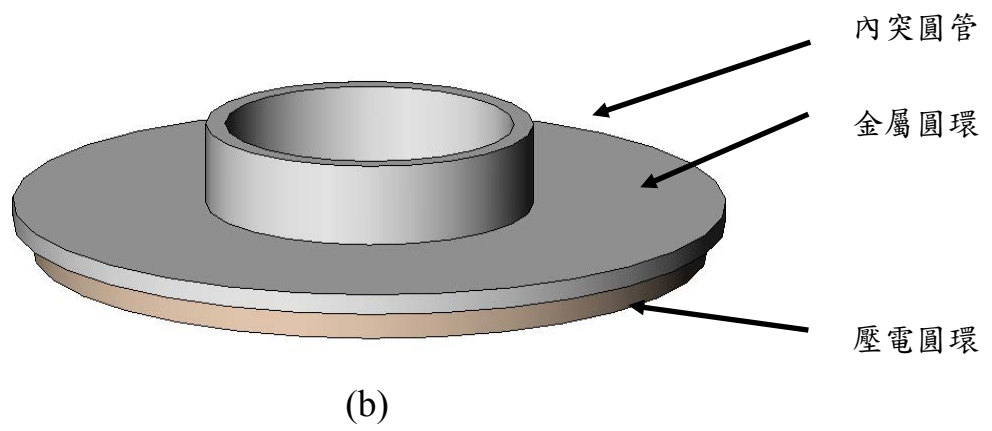
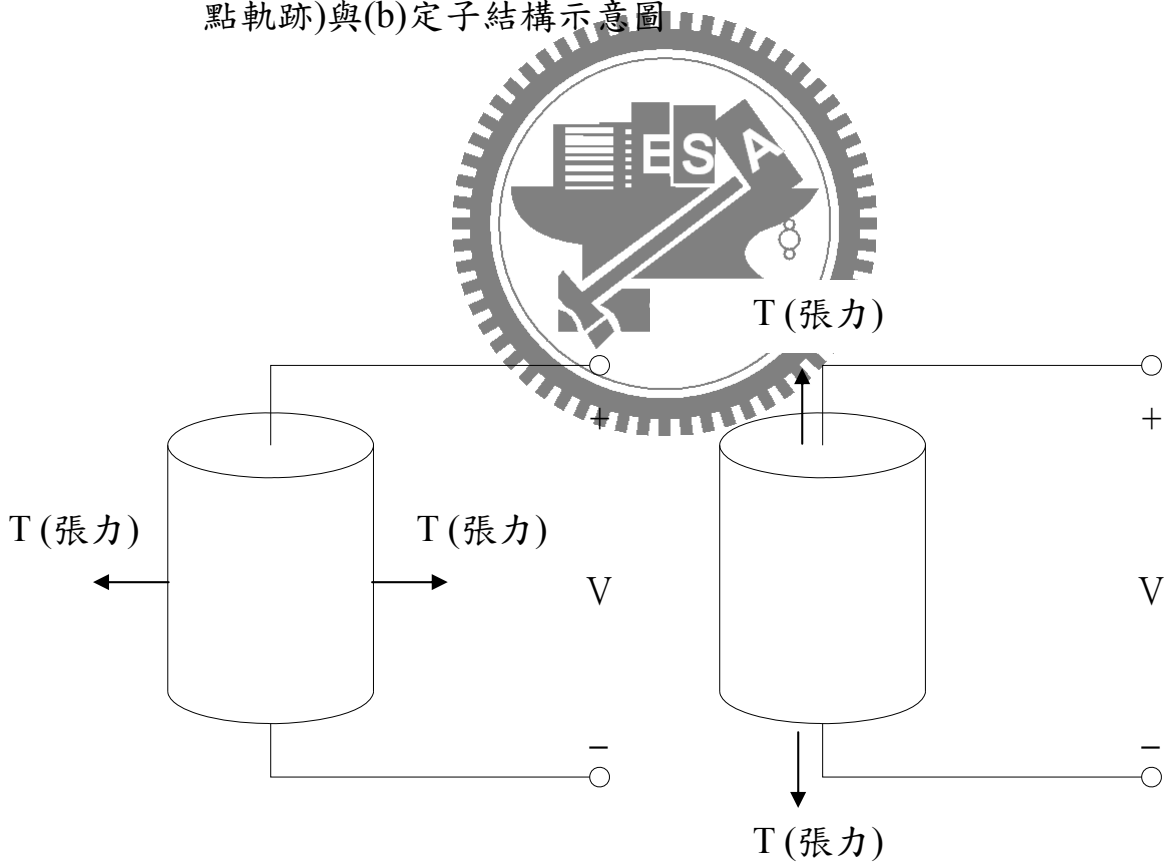


圖 1.3 (a)周向模態($n=3$)行進波(空心圓、實心圓代表 $1/4$ 周期前後的質點軌跡)與(b)定子結構示意圖



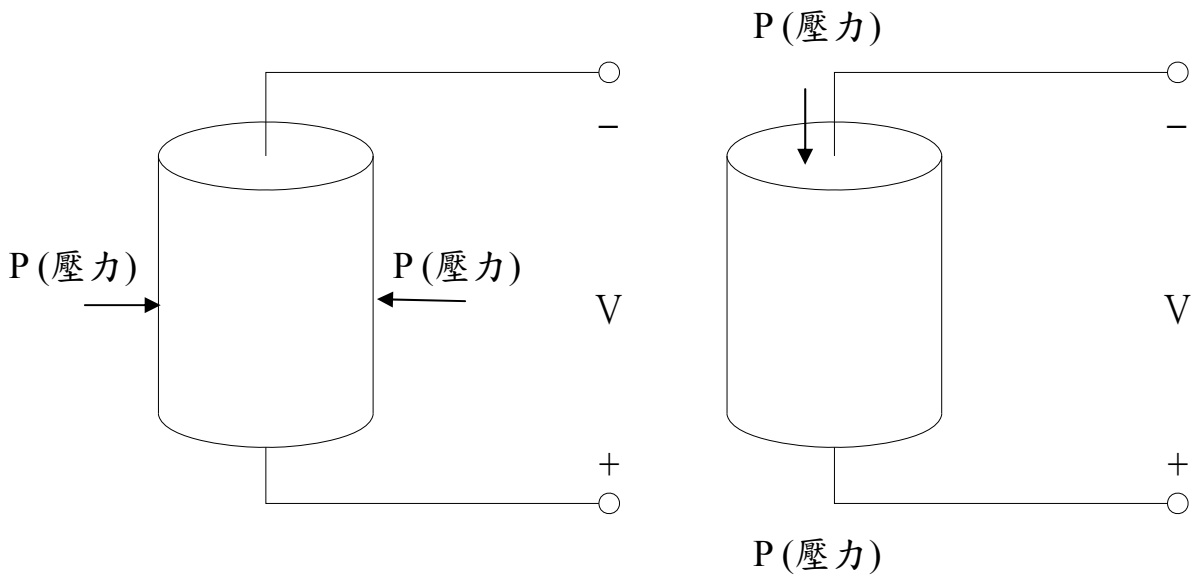


圖 2.1 壓電材料承受(a)橫向應力、(b)軸向應力的正壓電效應

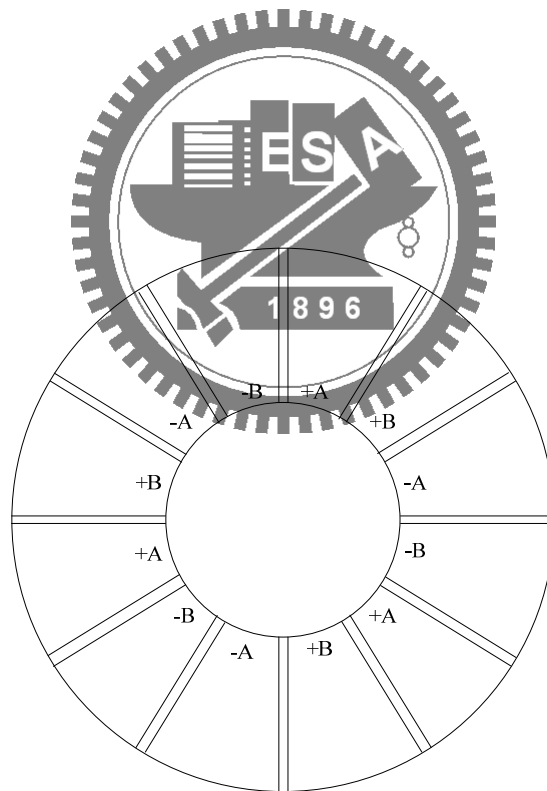


圖 2.2 壓電圓環致動器佈置

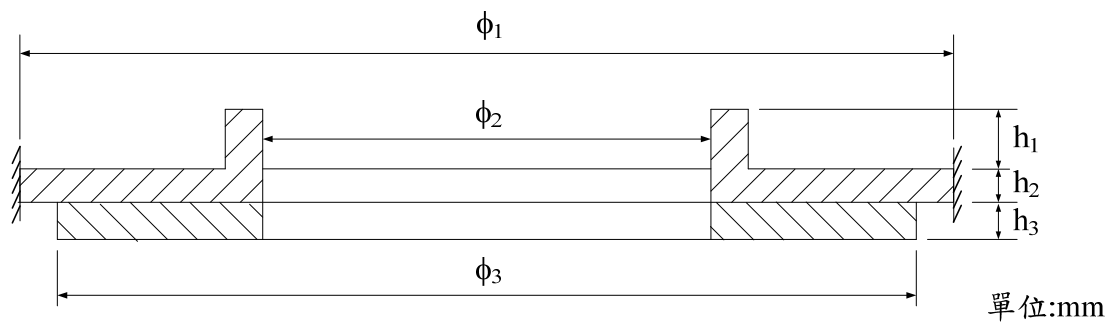


圖 3.1 定子結構示意圖

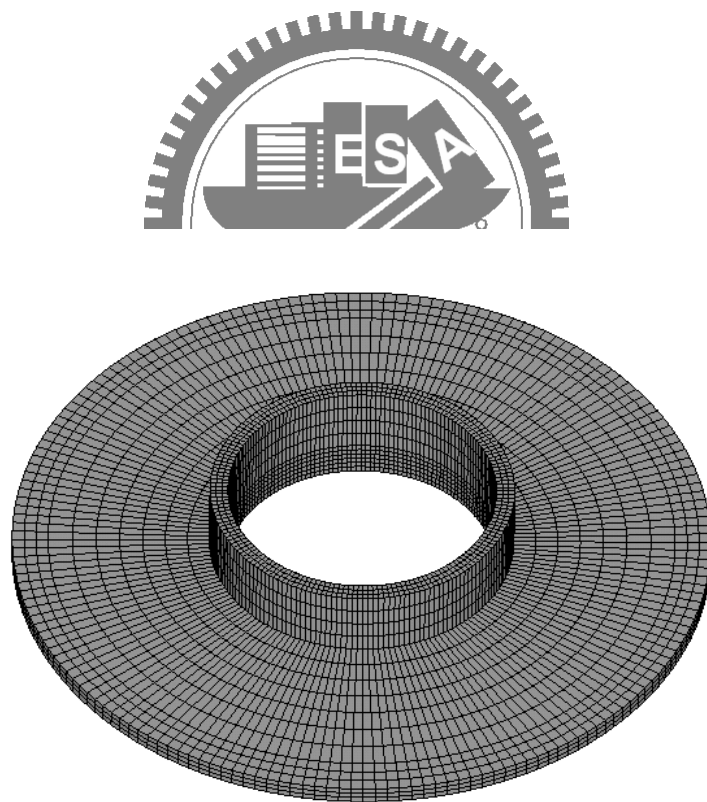


圖 3.2 超音波馬達定子的有限元素網格

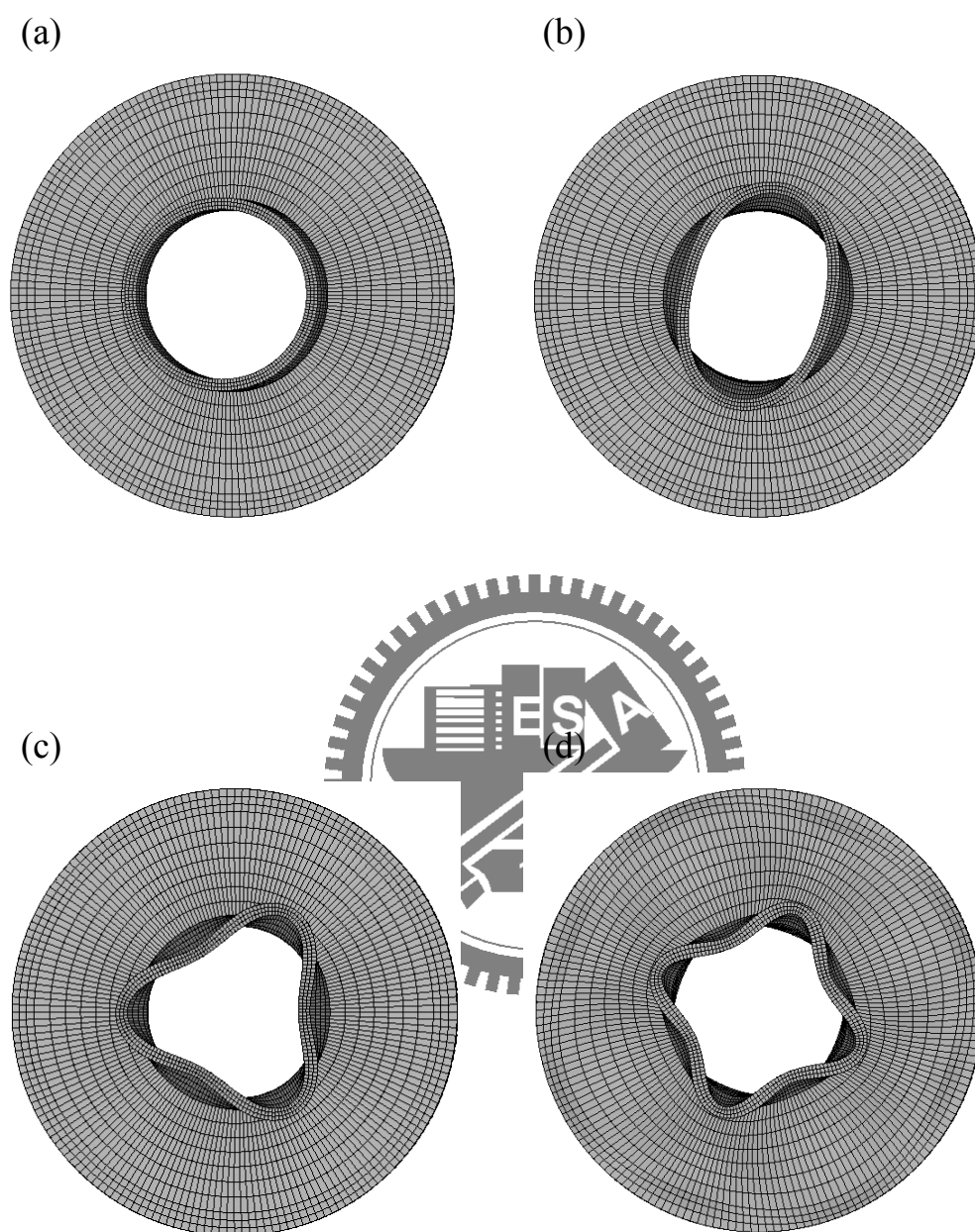
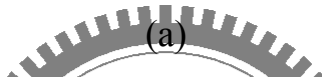
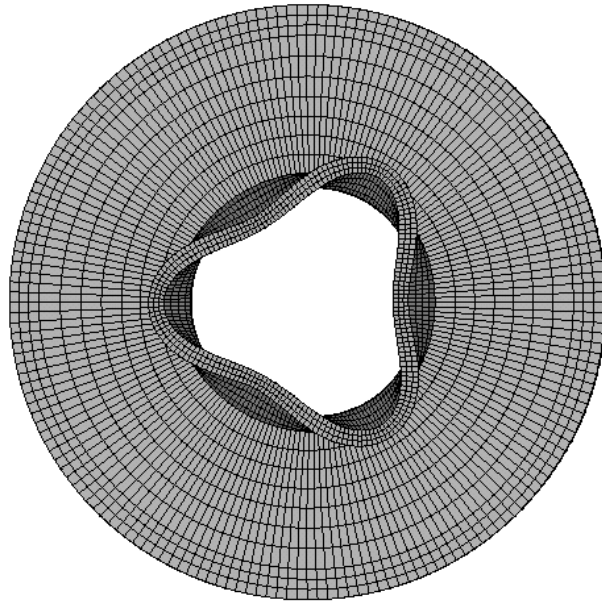
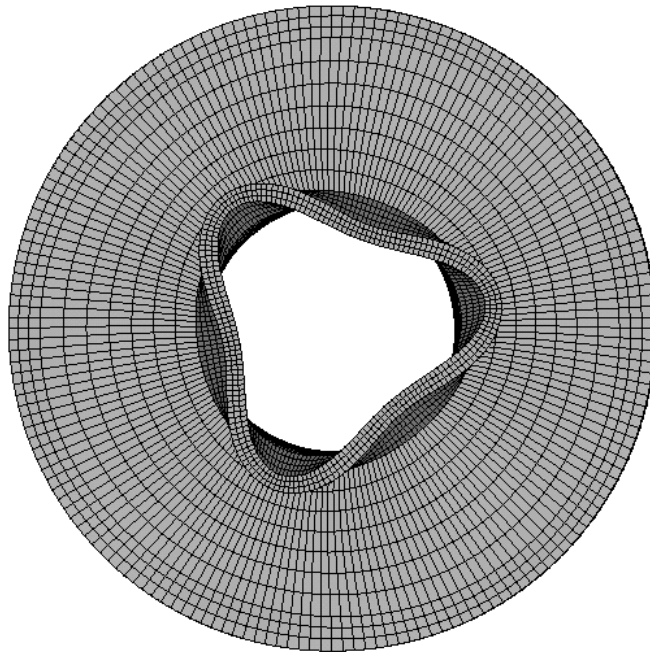


圖 3.3 超音波馬達定子 $n = (a) 1$ 、 $(b) 2$ 、 $(c) 3$ 、 $(d) 4$ 的周向模態

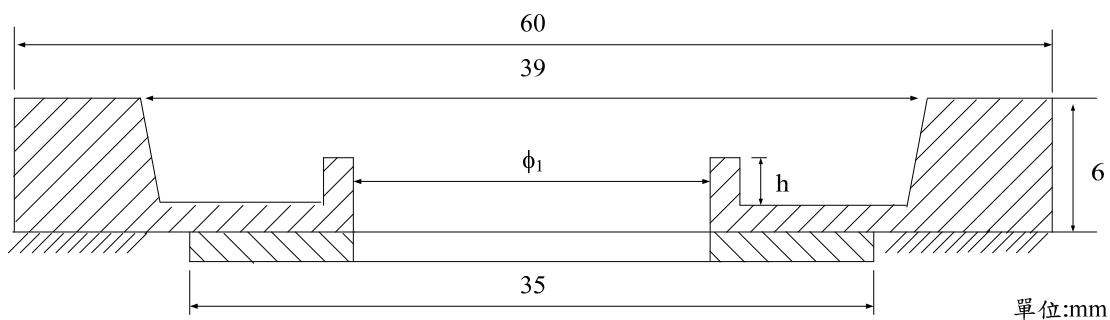


(a)



(b)

圖 3.4 超音波馬達定子(m,n) = (a) 1, 3、(b) 2, 3 的模態



單位:mm

圖 3.5 馬達定子結構示意圖

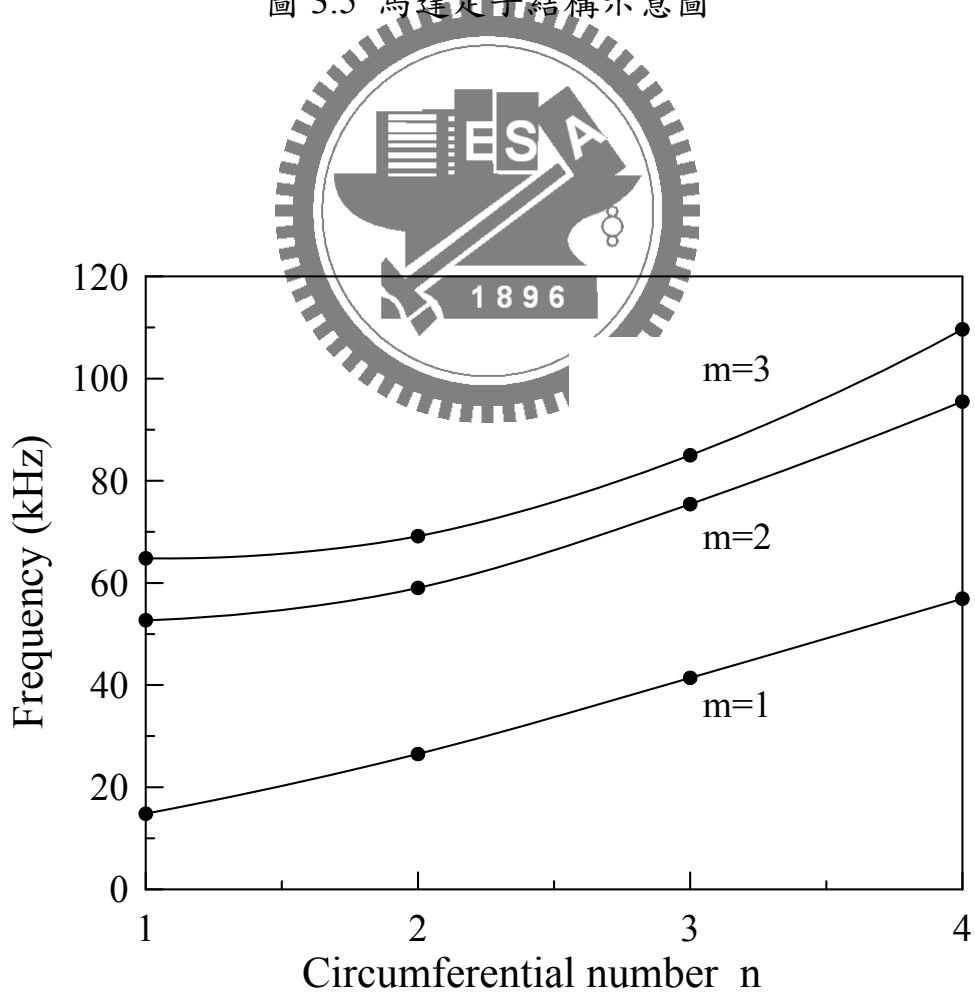
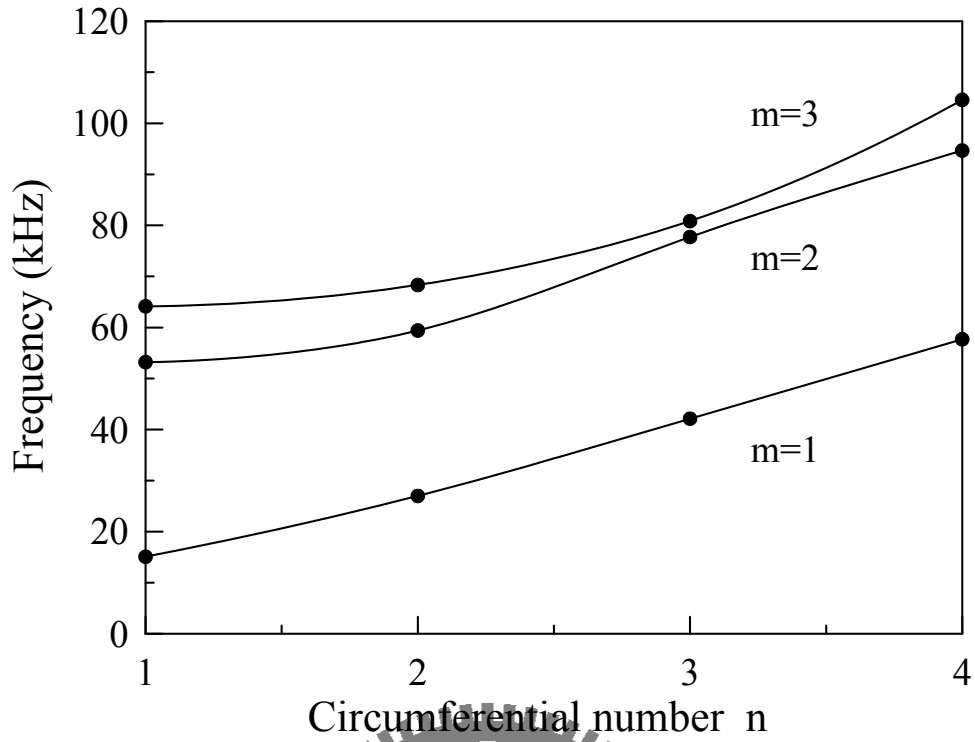
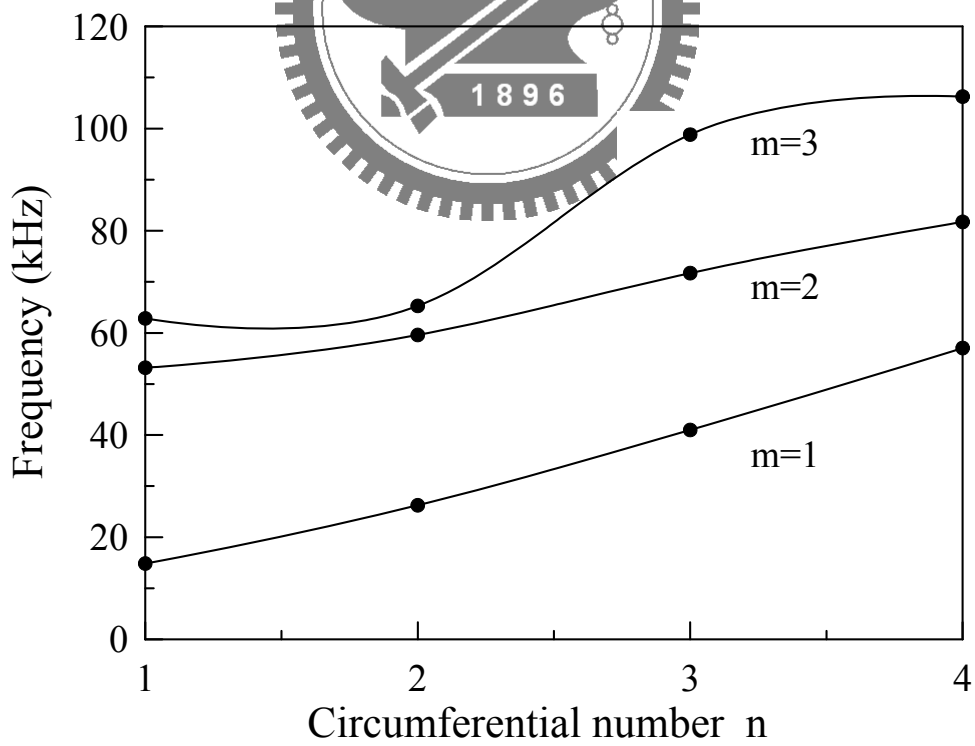


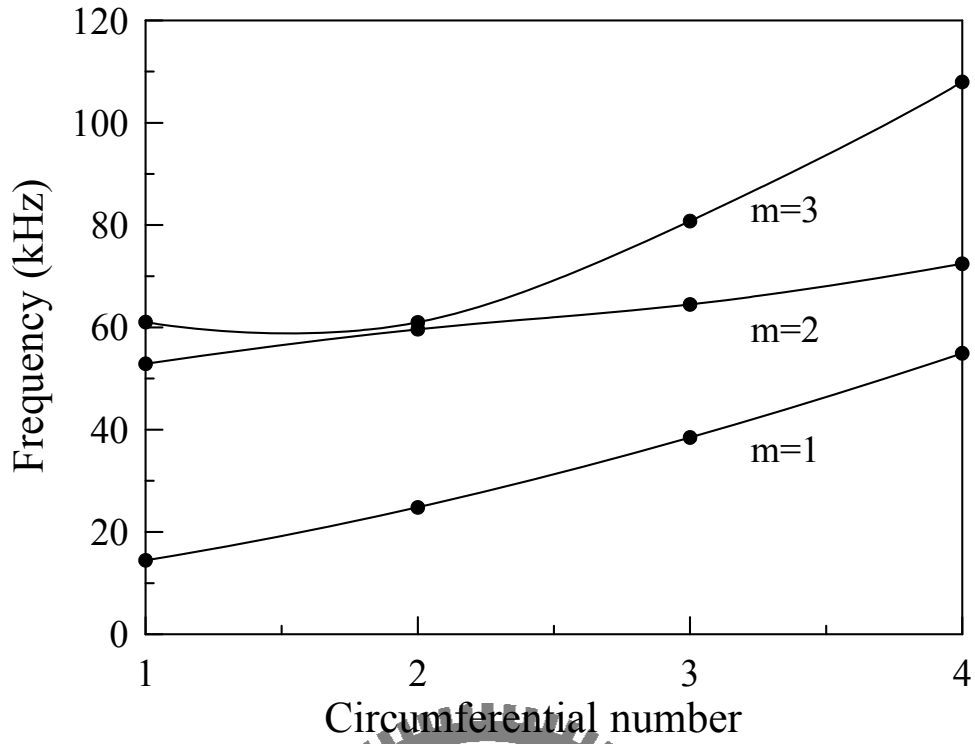
圖 3.6 馬達定子共振頻率分佈 (a) $d_i=18\text{mm}$, $h=2\text{mm}$



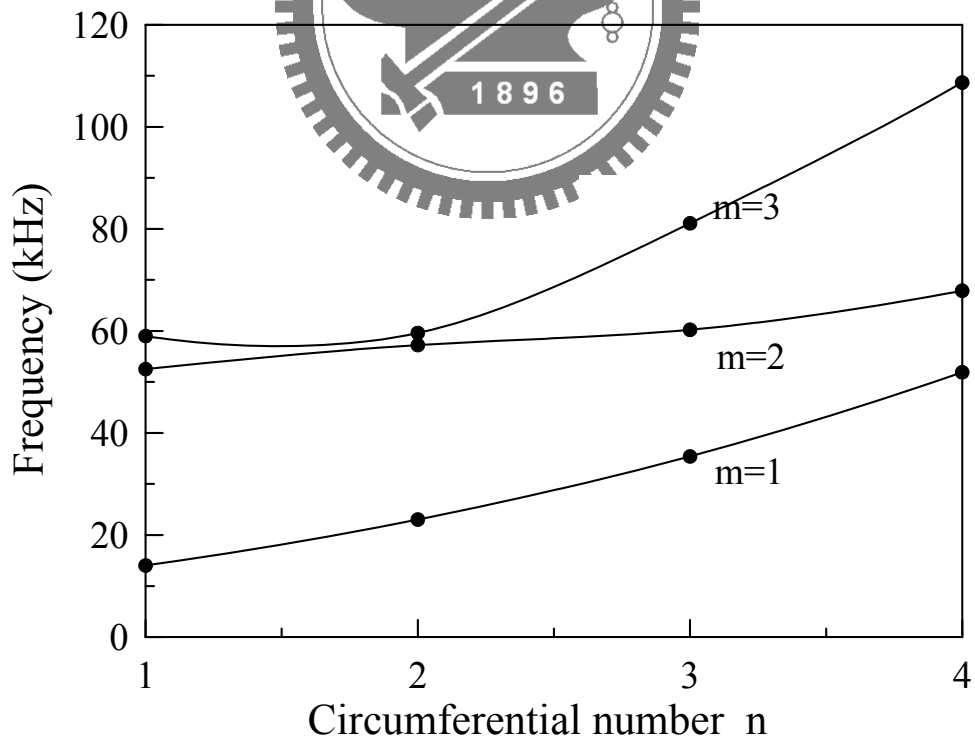
(b) $d_i=18\text{mm}$, $h=3\text{mm}$



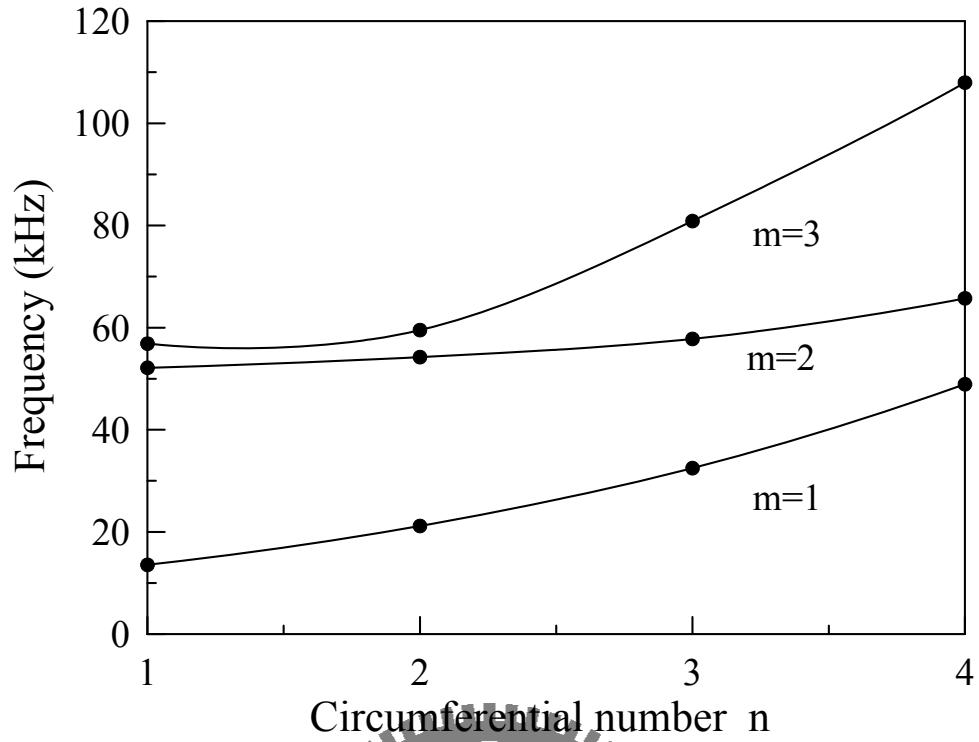
(c) $d_i=18\text{mm}$, $h=4\text{mm}$



(d) $d_i=18\text{mm}$, $h=5\text{mm}$



(e) $d_i=18\text{mm}$, $h=6\text{mm}$



(f) $d_i=18\text{mm}$, $h=7\text{mm}$

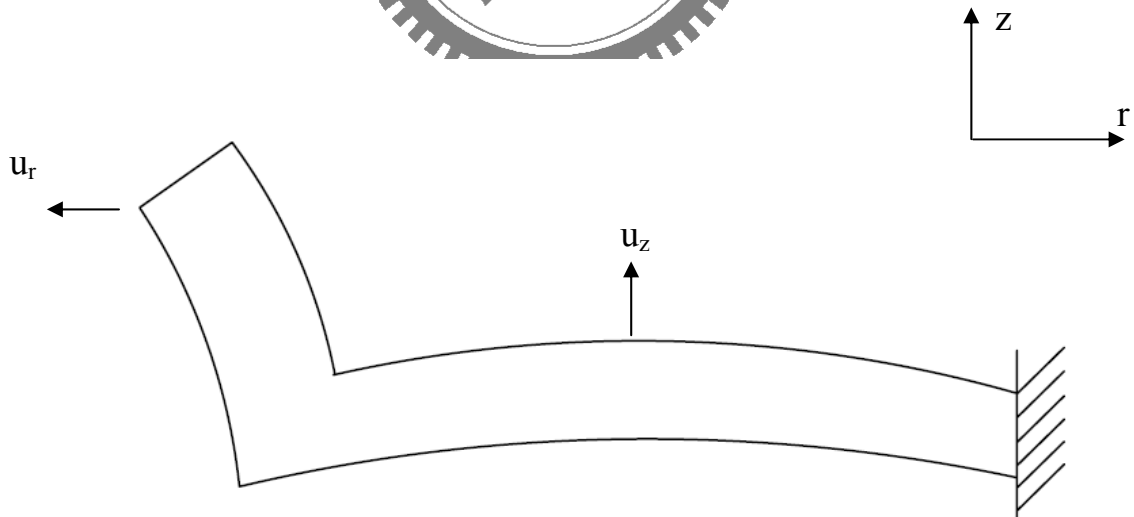


圖 3.7 馬達定子的變形圖

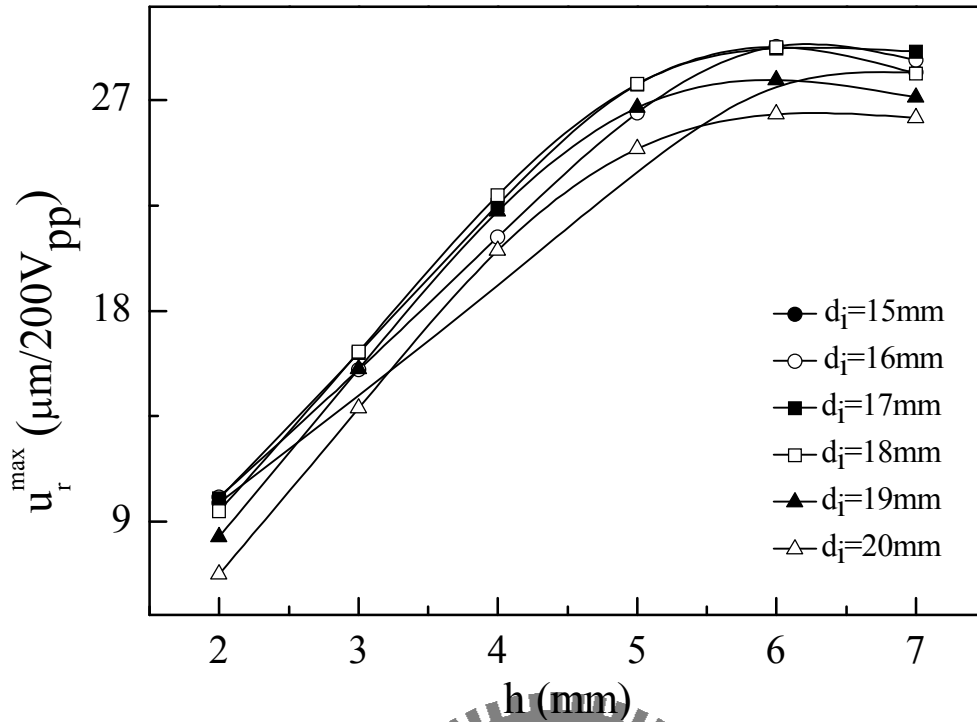


圖 3.8 馬達定子在(1, 3)模態共振頻率，不同脊緣高度下的 u_r^{\max} 共振頻率位移

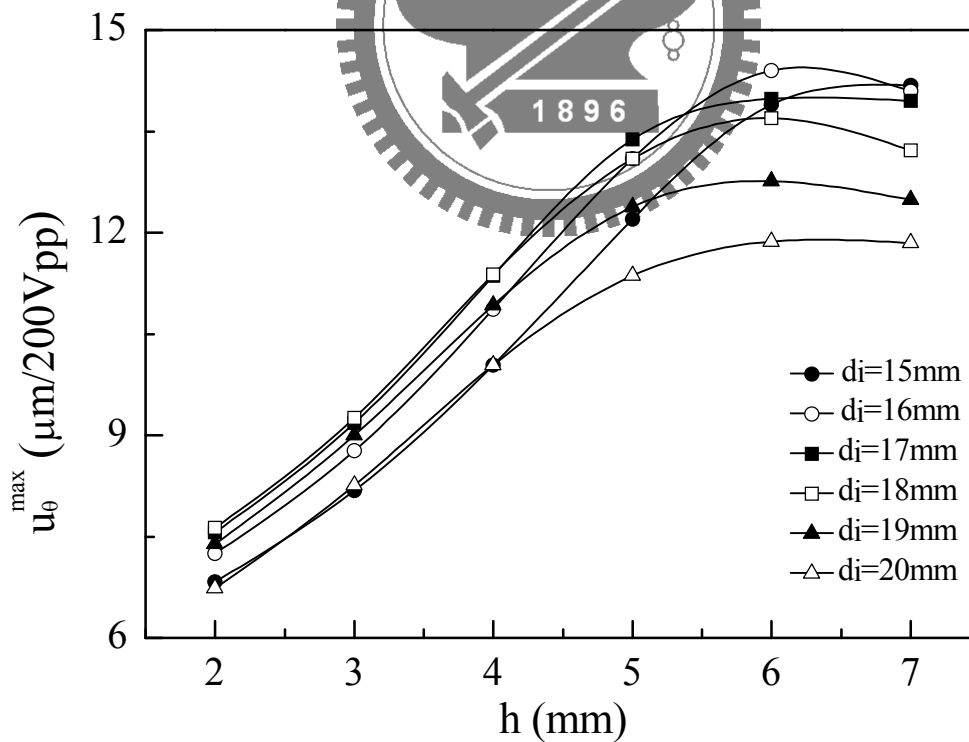


圖 3.9 馬達定子在(1, 3)模態共振頻率，不同脊緣高度下的 u_{θ}^{\max} 共振頻率位移

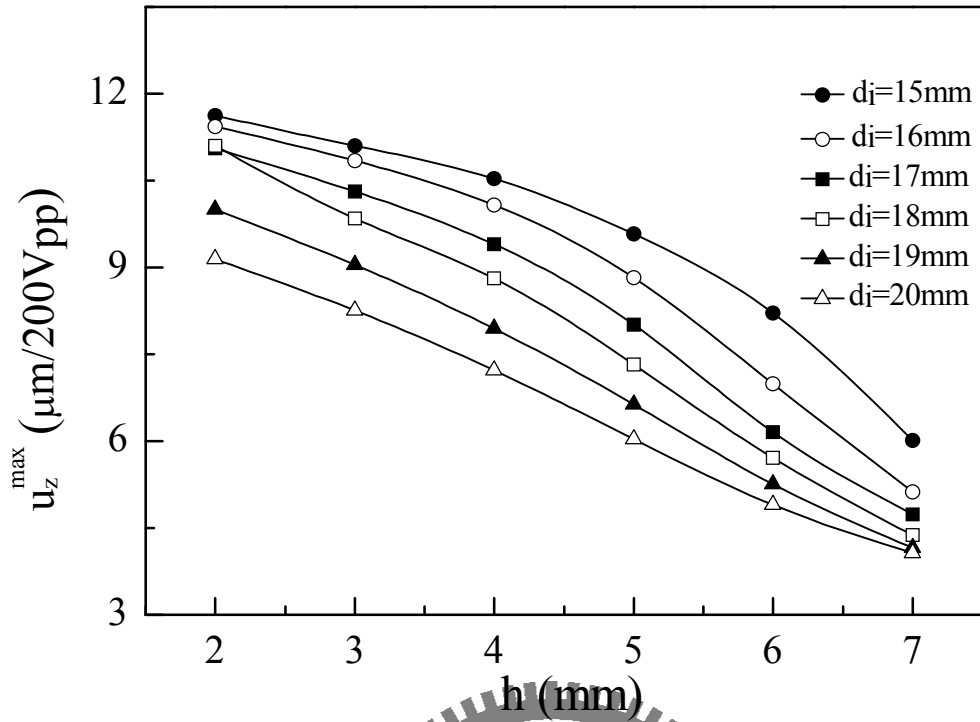


圖 3.10 馬達定子在(1,3)模態共振頻率，不同脊緣高度下的 u_z^{\max} 共振頻率位移

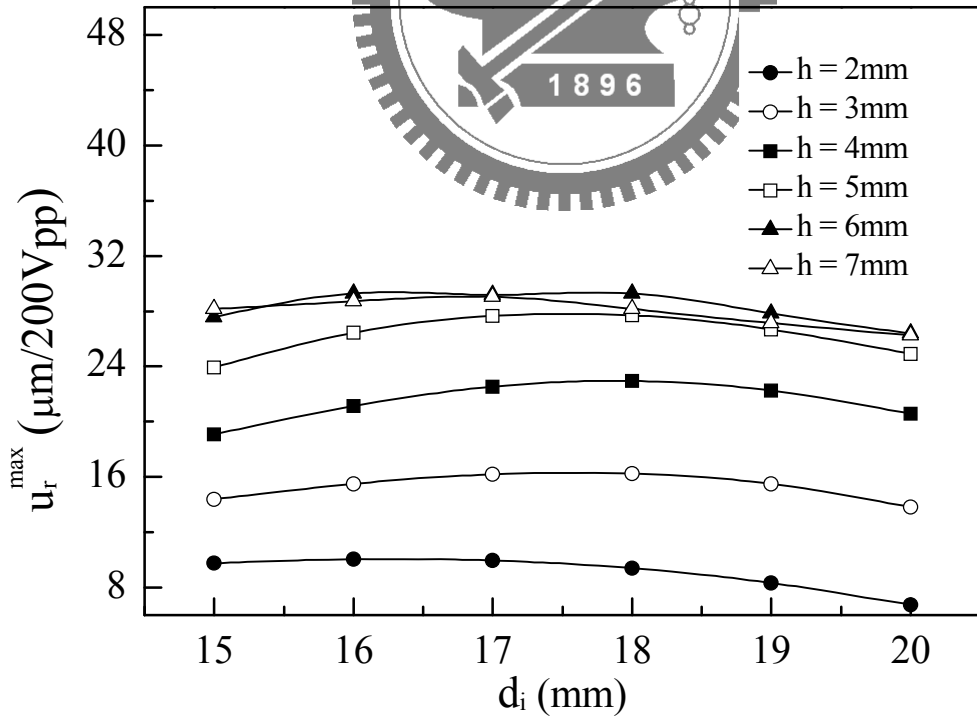


圖 3.11 馬達定子在(1,3)模態共振頻率，不同圓管內徑下的 u_r^{\max} 共振頻率位移

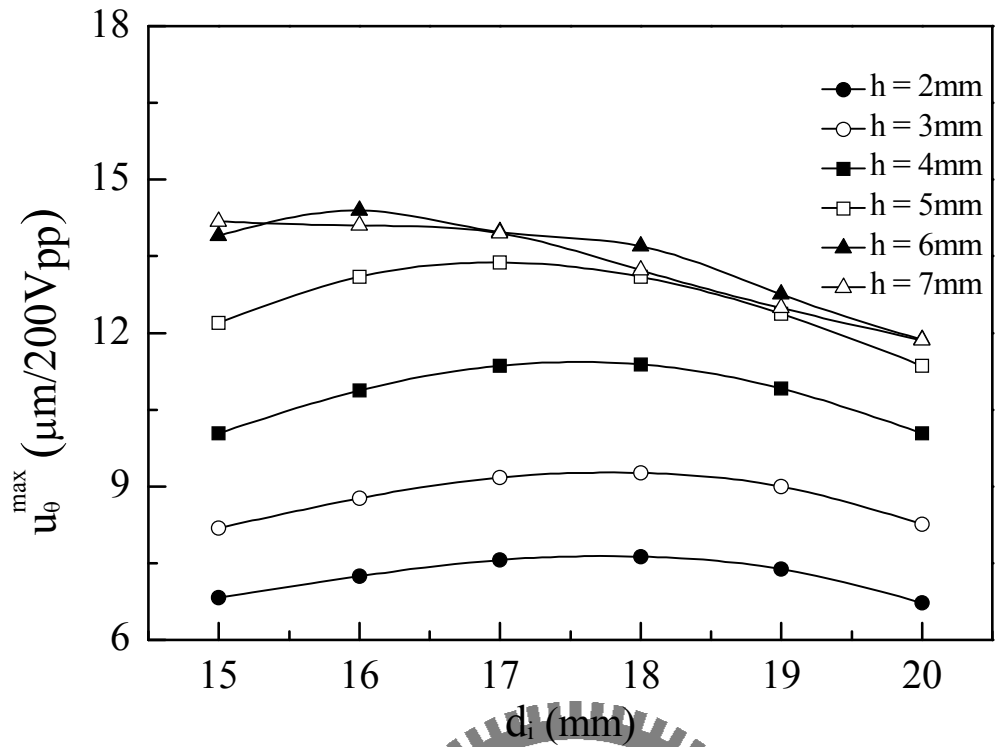


圖 3.12 馬達定子在(1,3)模態共振頻率，不同圓管內徑下的 u_{θ}^{\max} 共振頻率位移

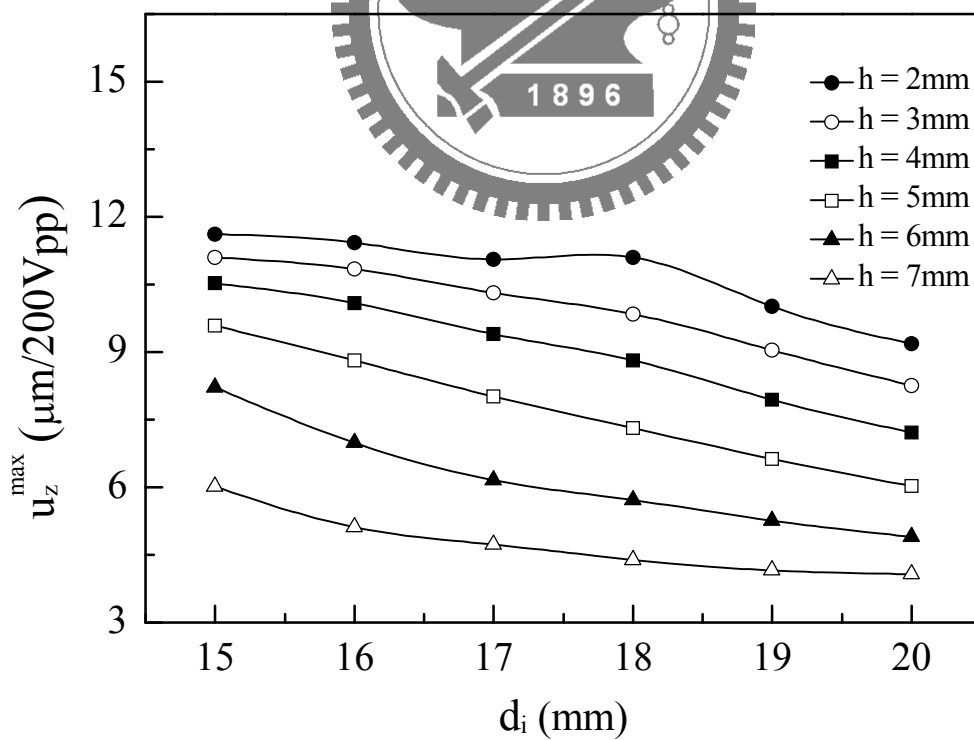


圖 3.13 馬達定子在(1,3)模態共振頻率，不同圓管內徑下的 u_z^{\max} 共振頻率位移

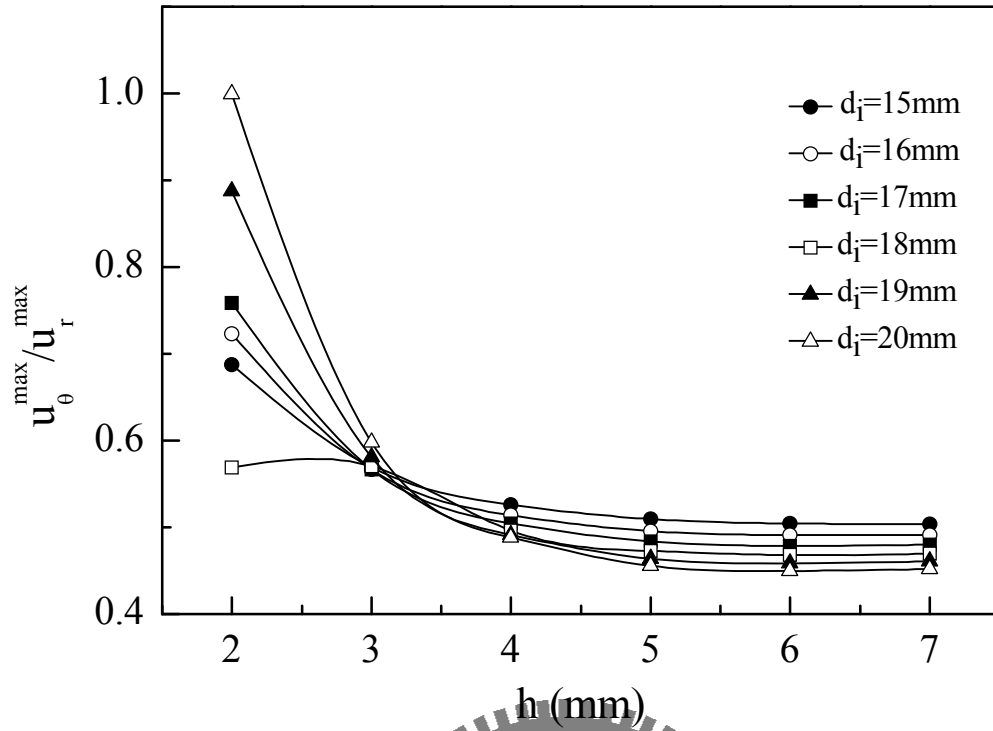


圖 3.14 馬達定子(1,3)模態共振頻率，不同脊緣高度下的 $u_{\theta}^{\max}/u_r^{\max}$ 位
移比值

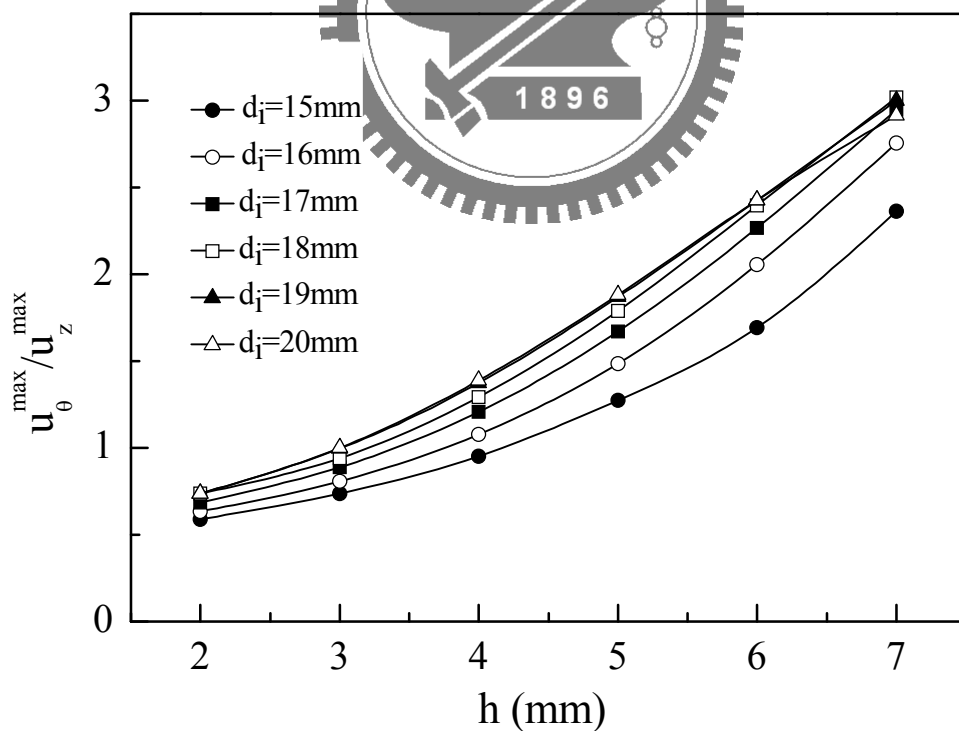


圖 3.15 馬達定子(1,3)模態共振頻率，不同脊緣高度下的 $u_{\theta}^{\max}/u_z^{\max}$ 位
移比值

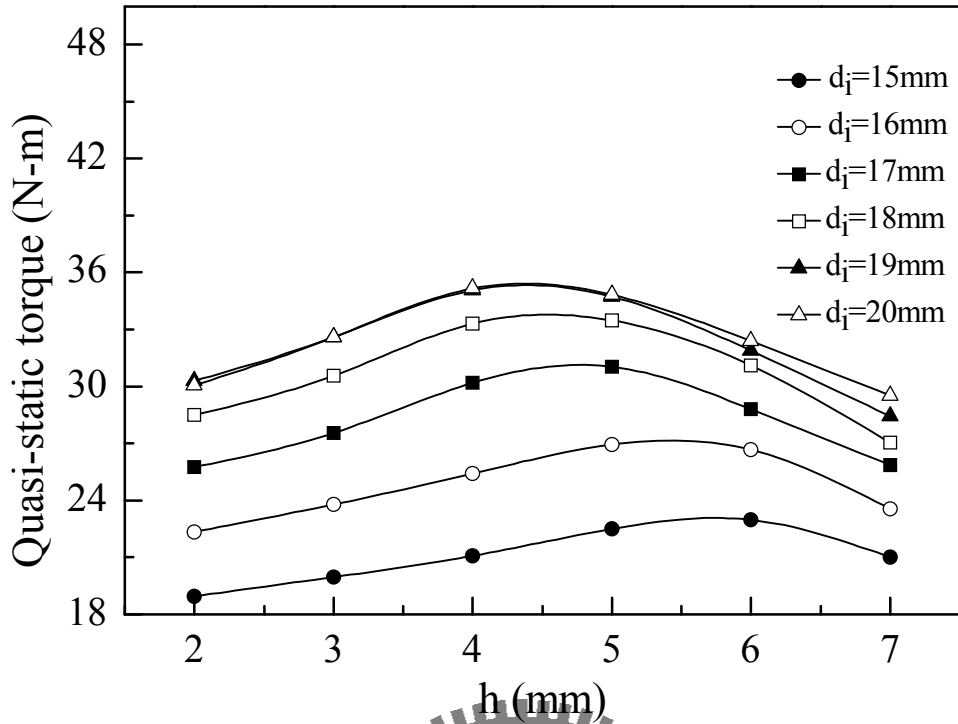


圖 3.16 馬達定子在不同脊緣高度下的準靜態扭矩
(圓管內緣施加均勻的切線力)

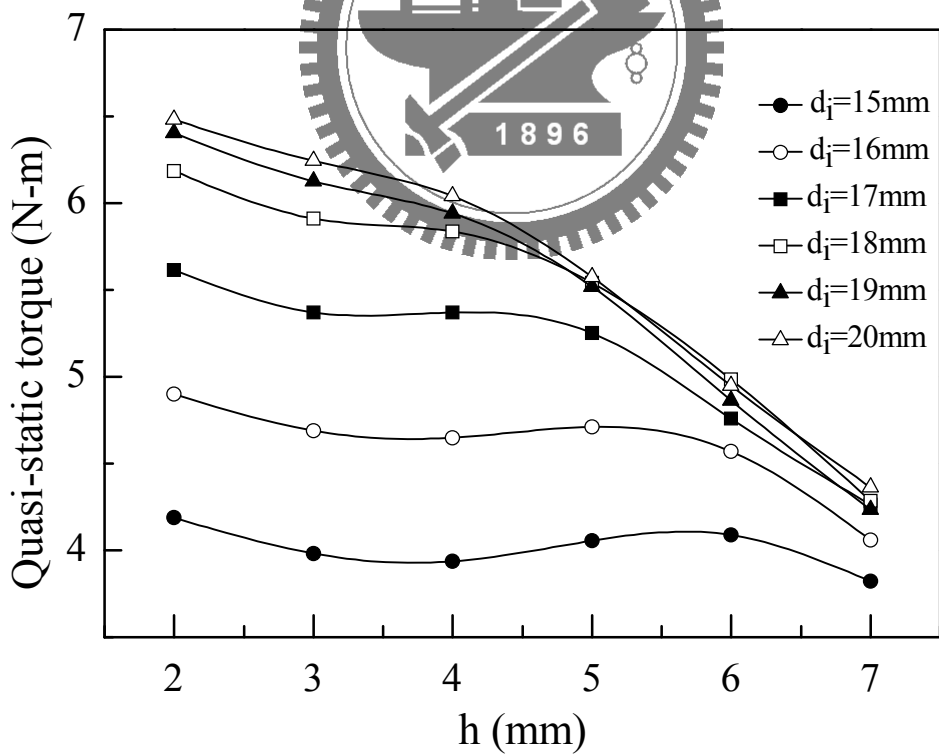


圖 3.17 馬達定子在不同脊緣高度下的準靜態扭矩
(圓管內緣接觸點附近 $\lambda/4$ 區域施加切線力)

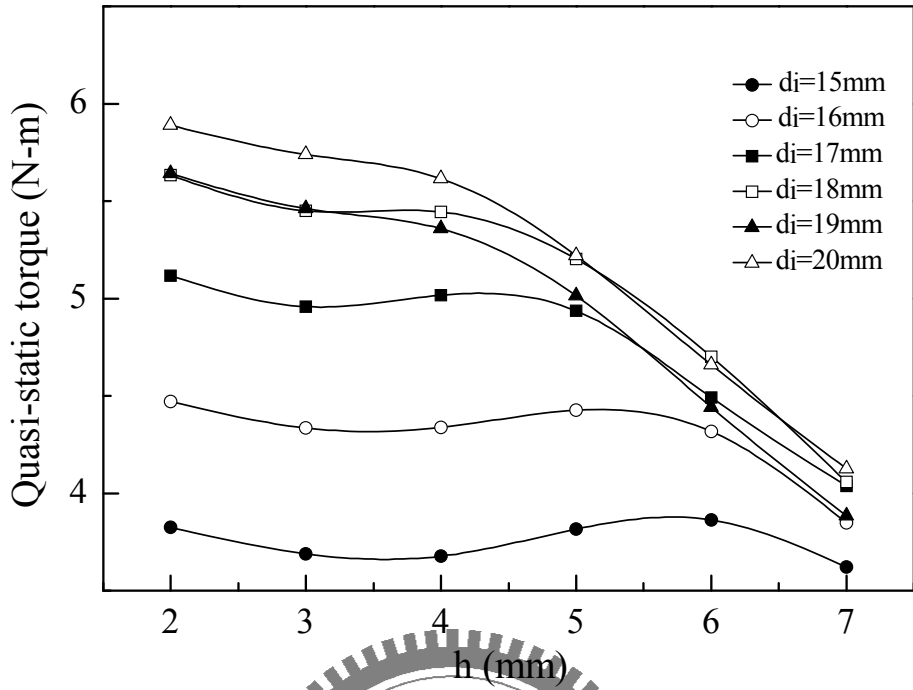
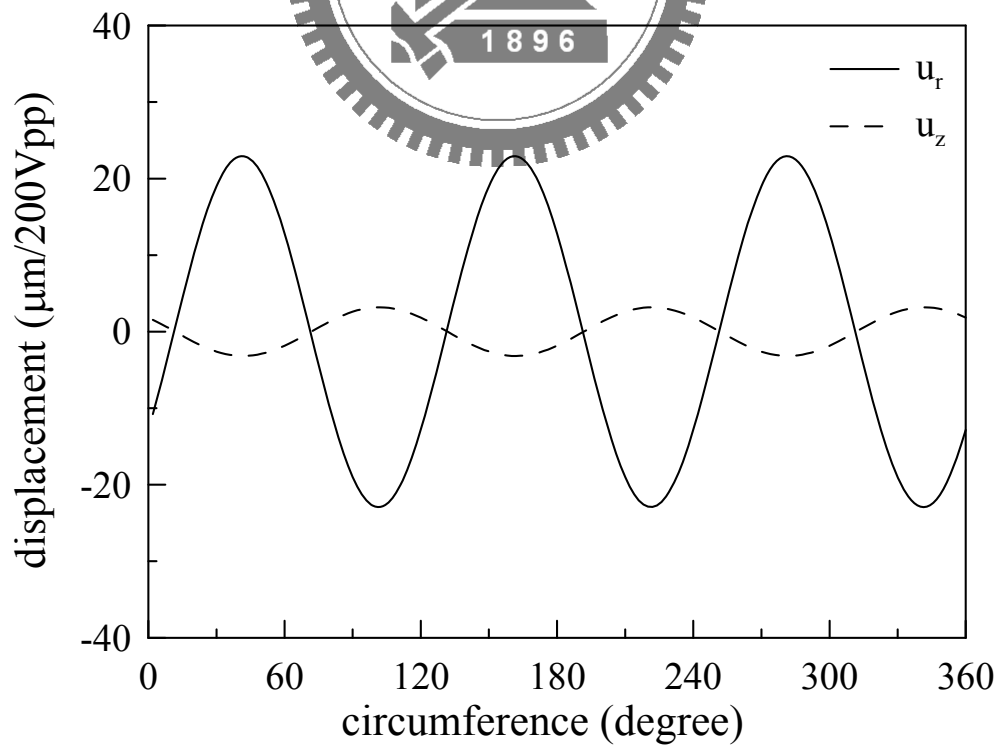


圖 3.18 馬達定子在不同脊緣高度下的準靜態扭矩
(圓管內緣接觸點附近 $\lambda/5$ 區域施加切線力)



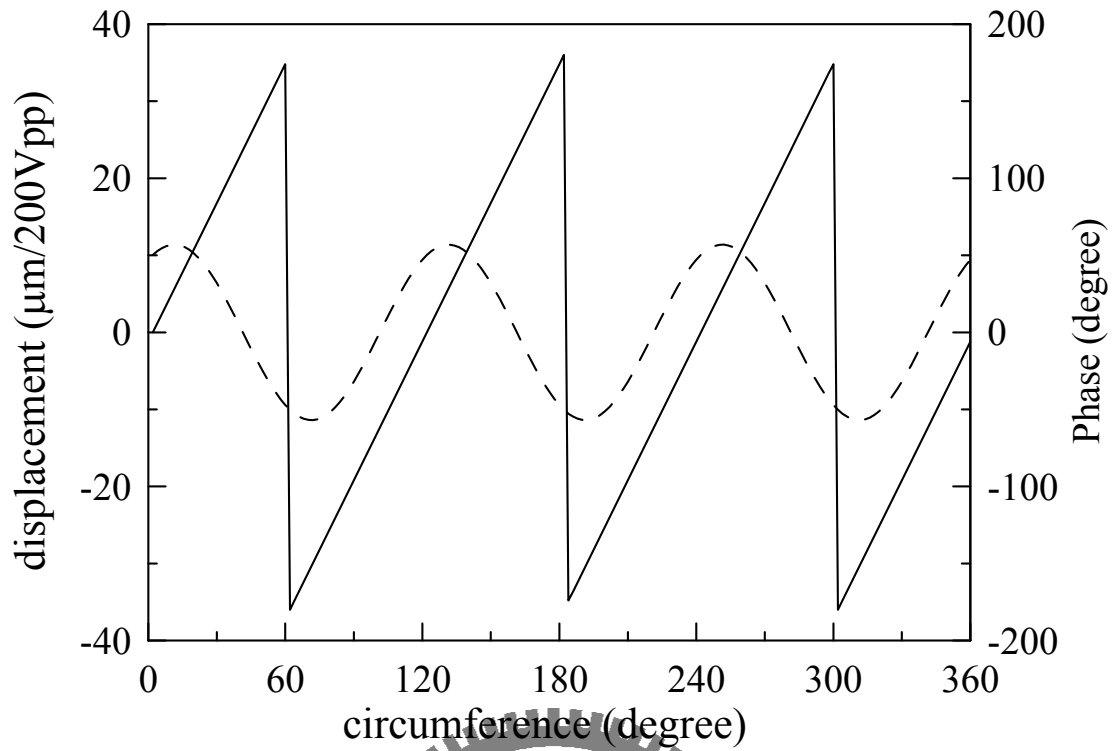
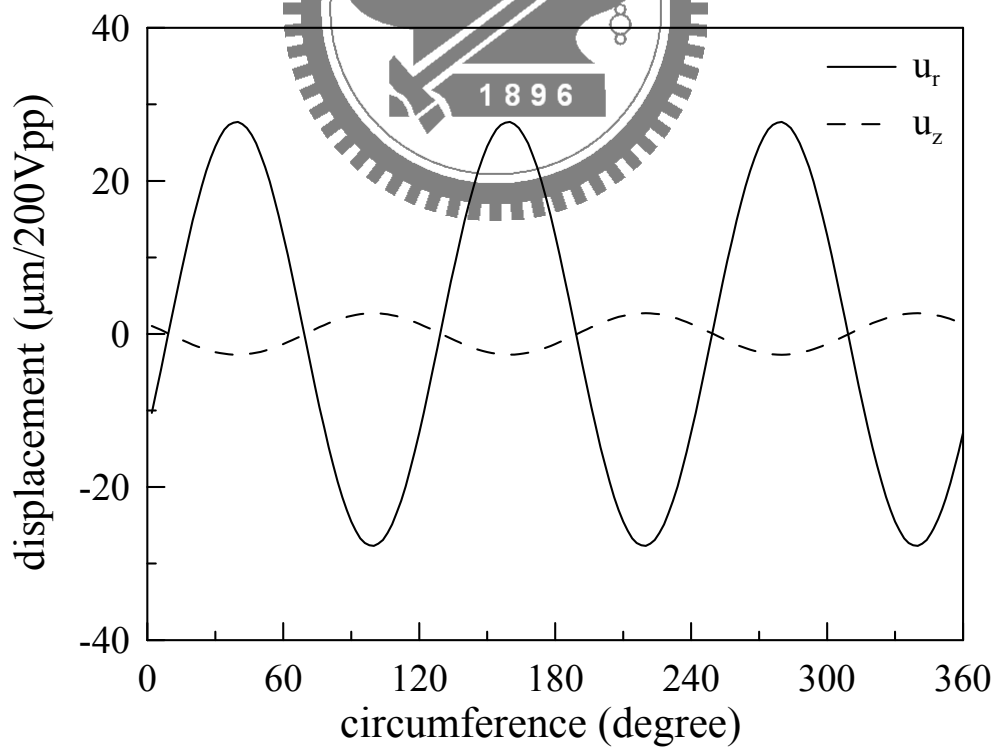


圖 3.19 馬達定子(1, 3)行進波的(a) u_r 、 u_z 振幅分佈及(b) u_θ 振幅與相位
($d_i=18\text{mm}$ ， $h=4\text{mm}$)



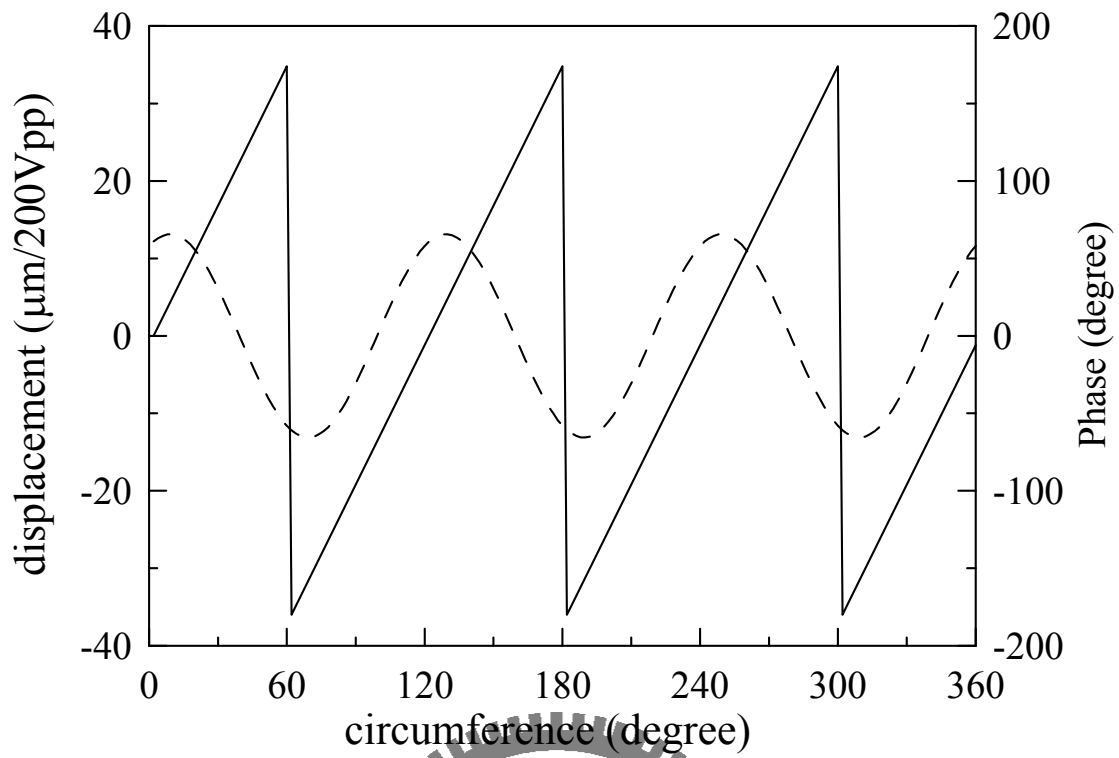
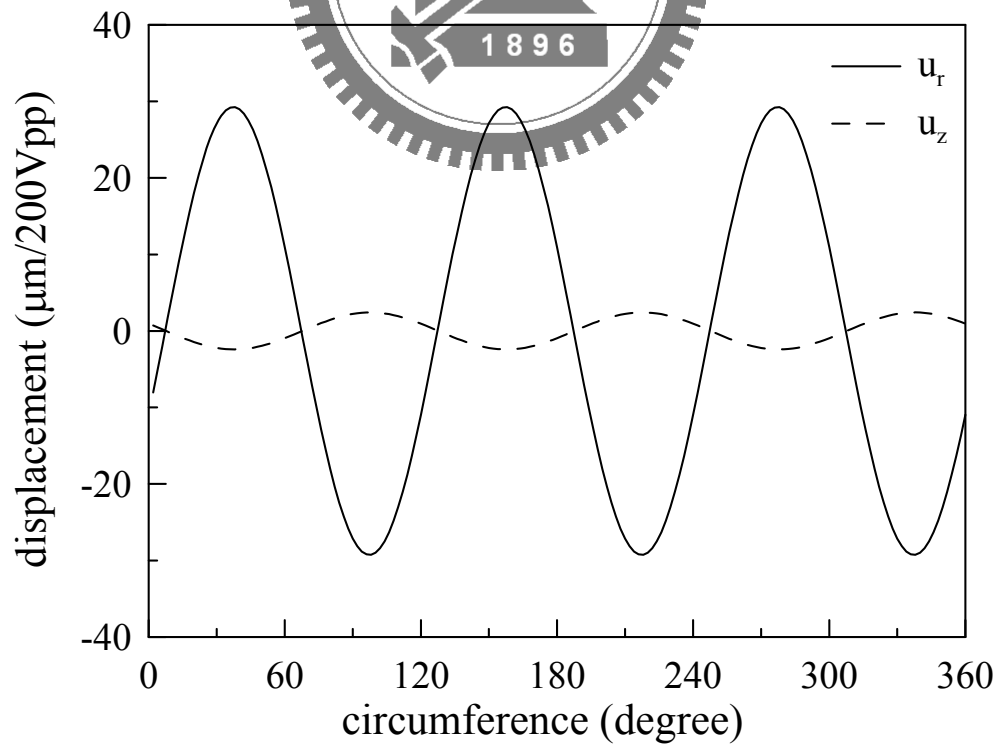


圖 3.20 與圖 3.18 相同，惟 $h=5\text{mm}$ 。



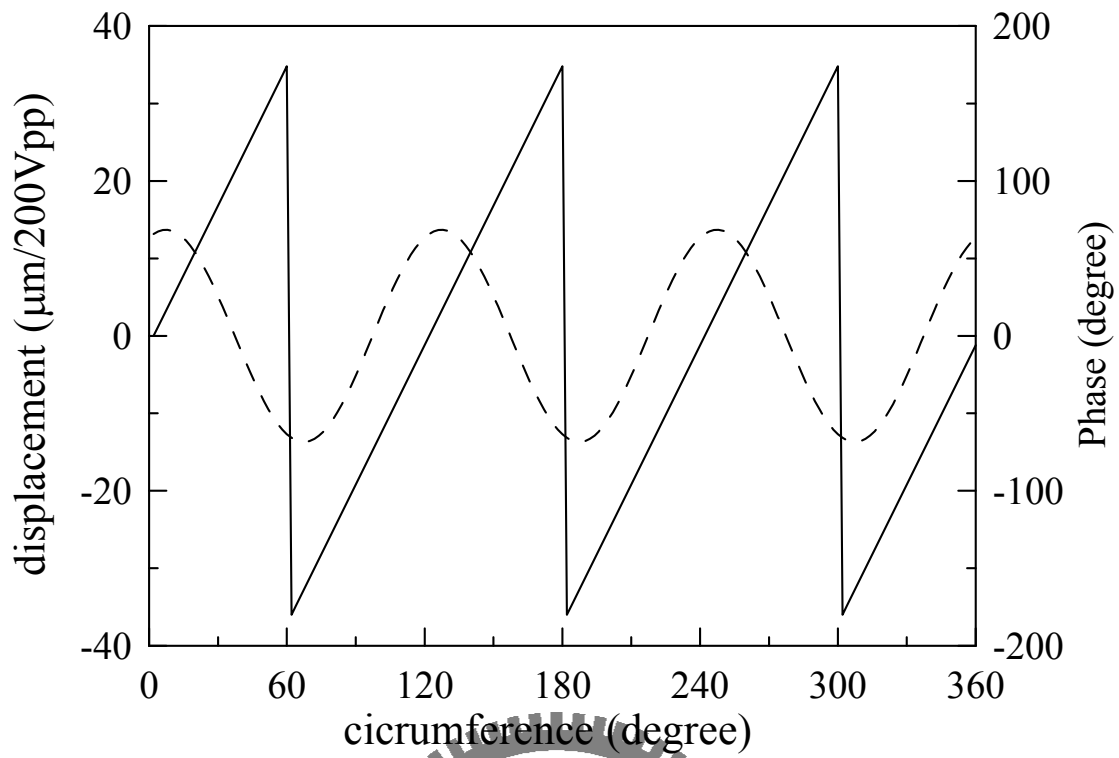
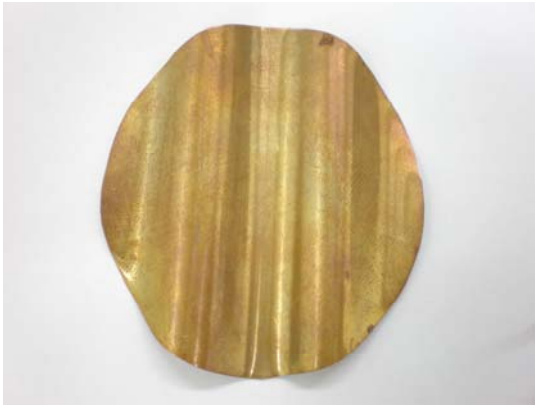


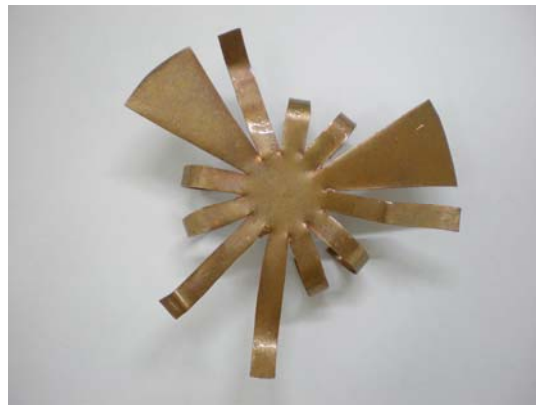
圖 3.21 與圖 3.18 相同，惟 $h=6\text{mm}$ 。



圖 4.1 壓電圓環



(a)



(b)

圖 4.2 (a)背部極化治具 (b)上方極化治具

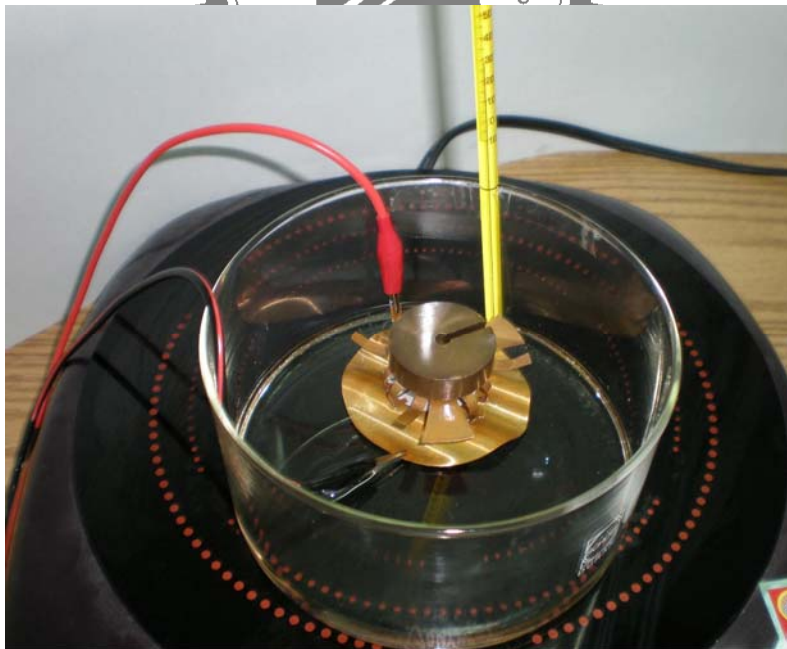


圖 4.3 (b)極化照片



圖 4.4 馬達定子正面

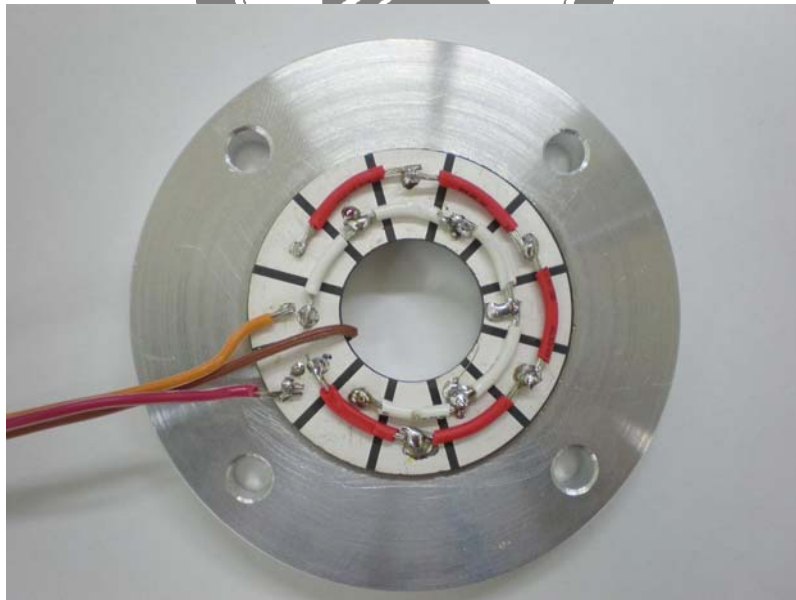


圖 4.5 馬達定子成品的背面

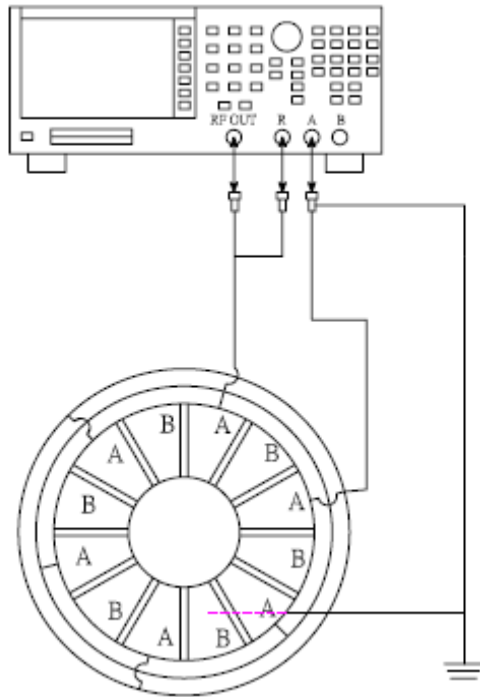
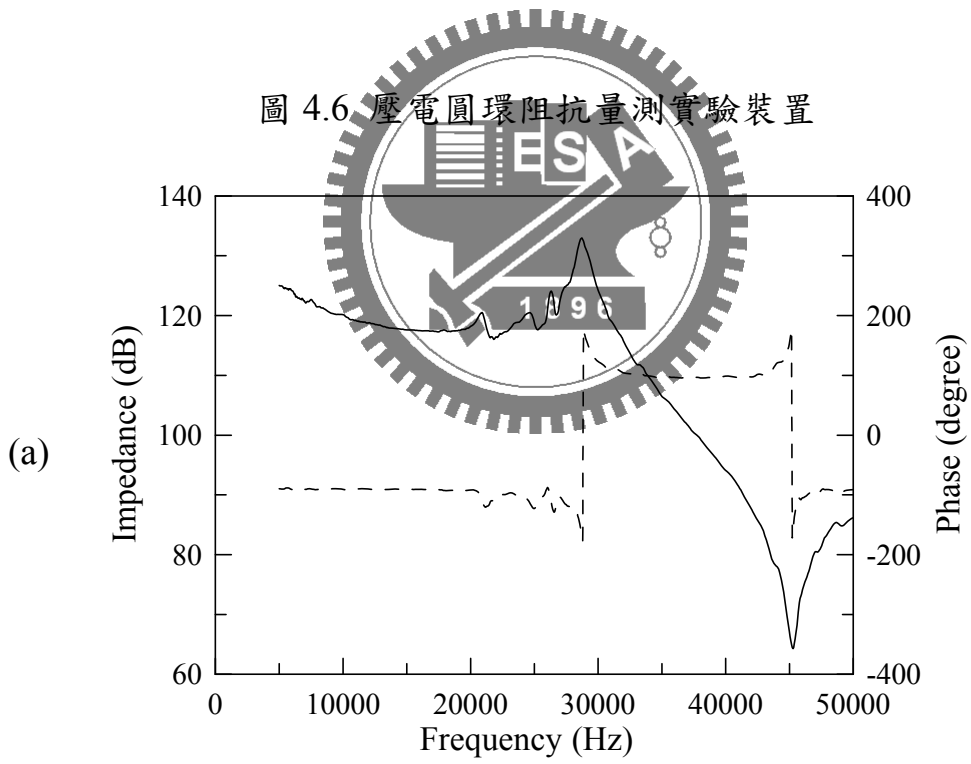


圖 4.6 壓電圓環阻抗量測實驗裝置



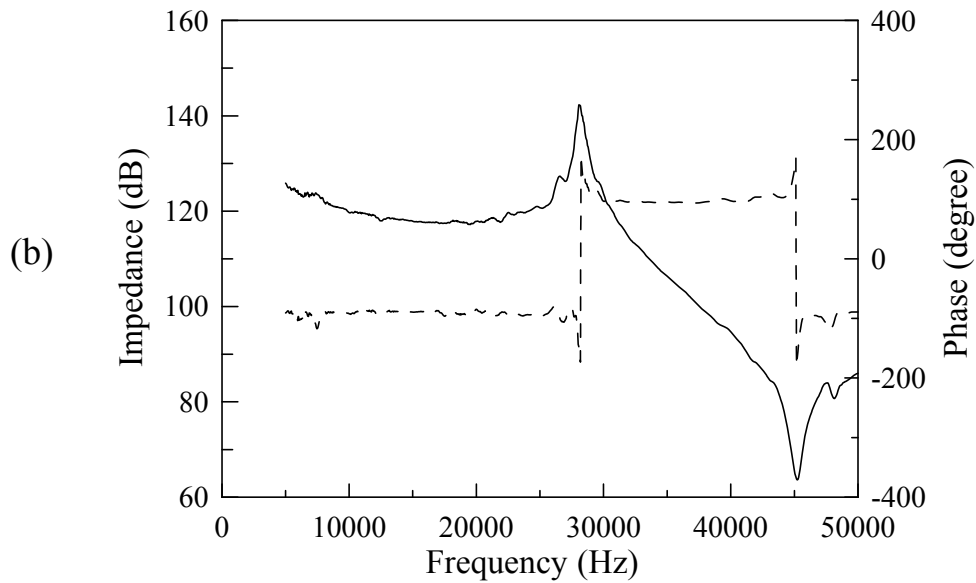


圖 4.7 三花辦電極量測壓電圓環的阻抗曲線，(a)激振訊號由正 A 相輸入，感測訊號由負 A 相輸出，(b) 輸入激振訊號於正 A 相，由負 A 相輸出感測訊號

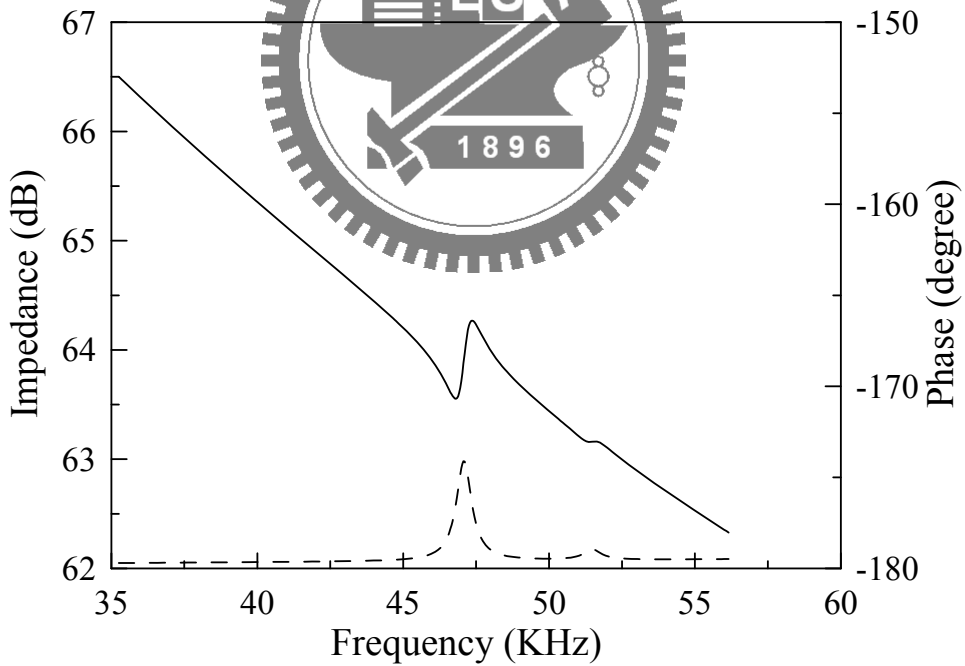


圖 4.8 三花辦電極量測壓電圓環阻抗曲線的模擬結果

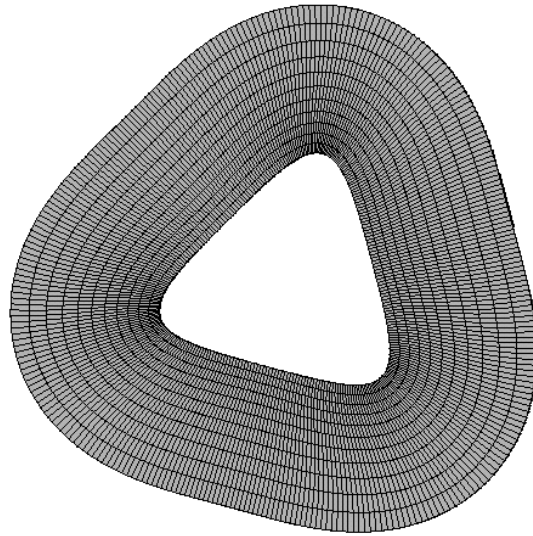


圖 4.9 馬達定子的面內振動模態

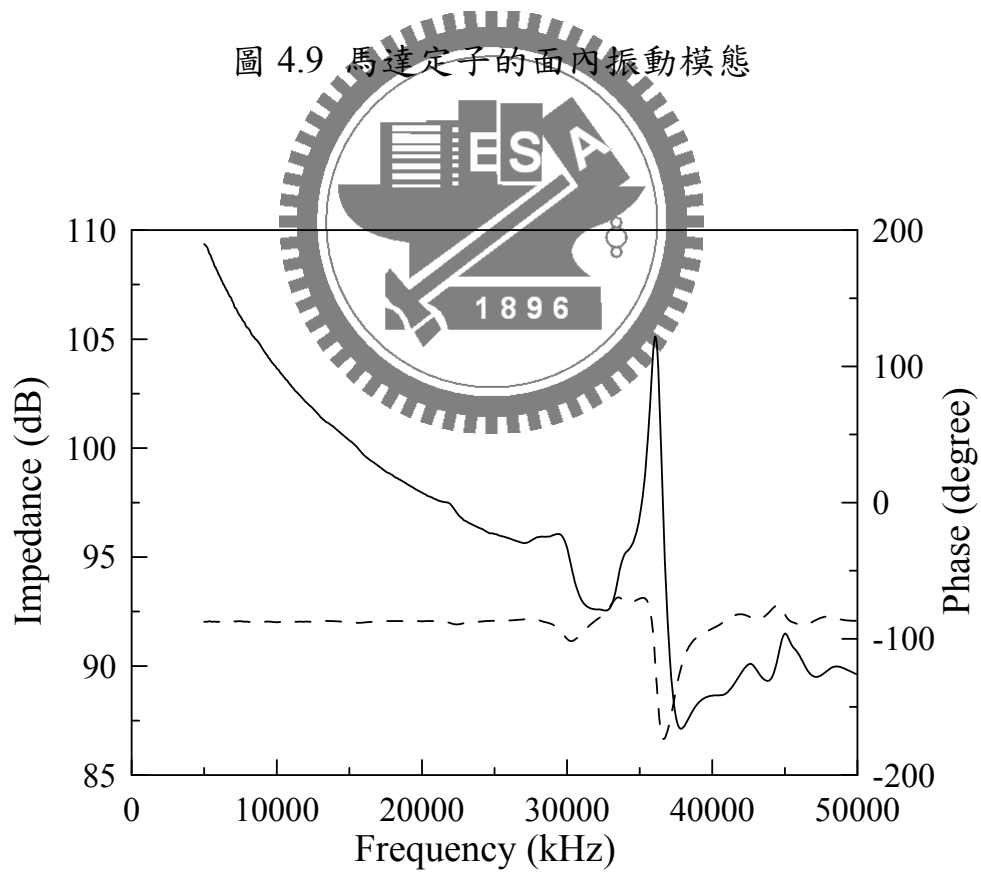


圖 4.10 馬達定子 $h=4\text{mm}$, $d_i=18\text{mm}$ 實驗量測阻抗曲線

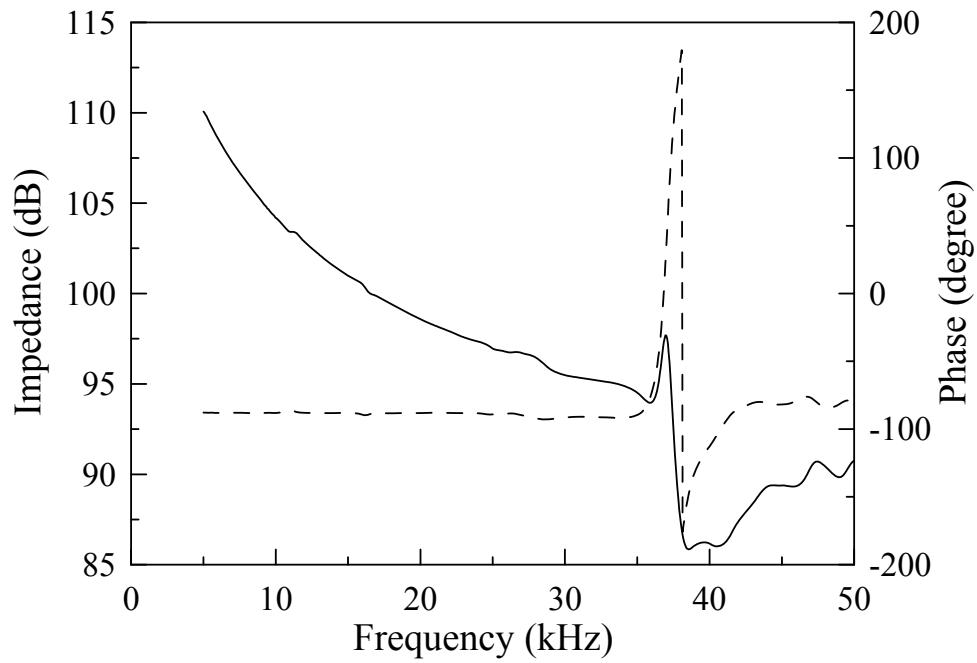


圖 4.11 馬達定子 $h=5\text{mm}$, $d_i=18\text{mm}$ 實驗量測阻抗曲線

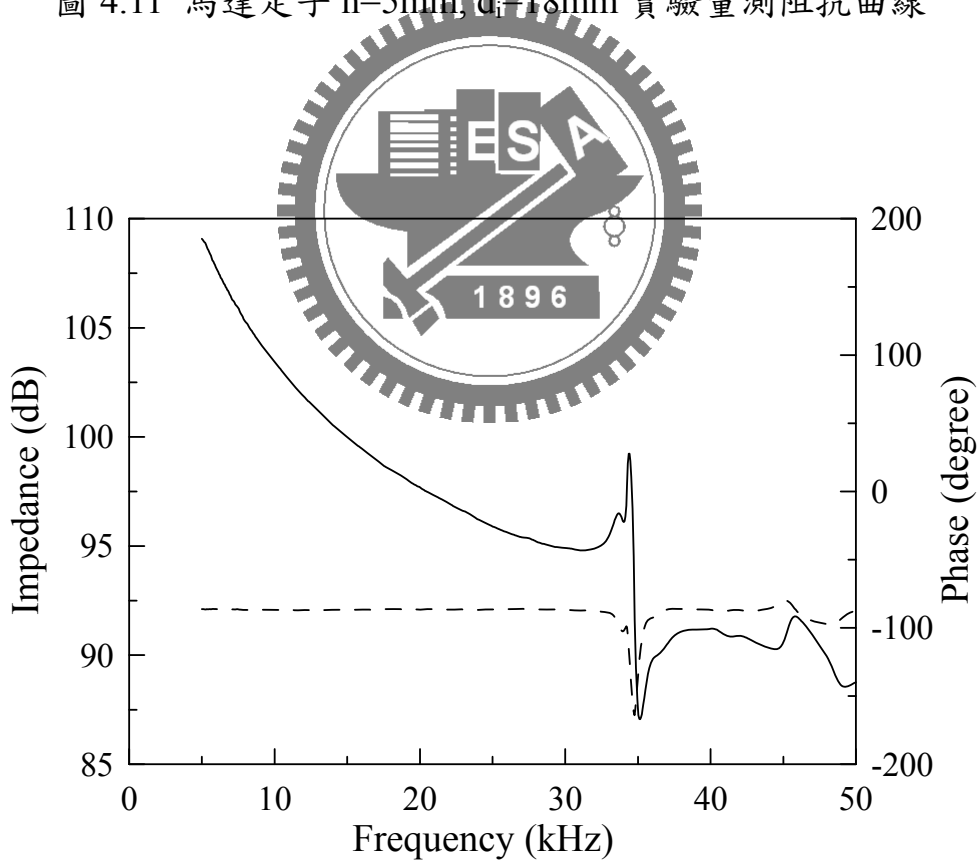


圖 4.12 馬達定子 $h=6\text{mm}$, $d_i=18\text{mm}$ 實驗量測阻抗曲線

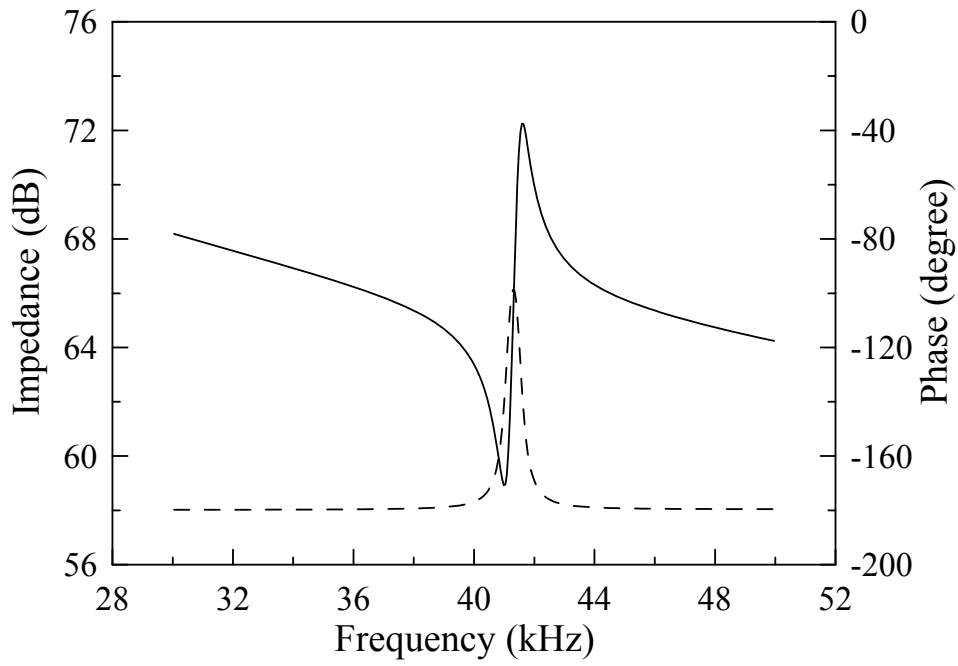


圖 4.13 馬達定子 $d_i=18\text{mm}$, $h=4\text{mm}$ 的阻抗曲線模擬結果

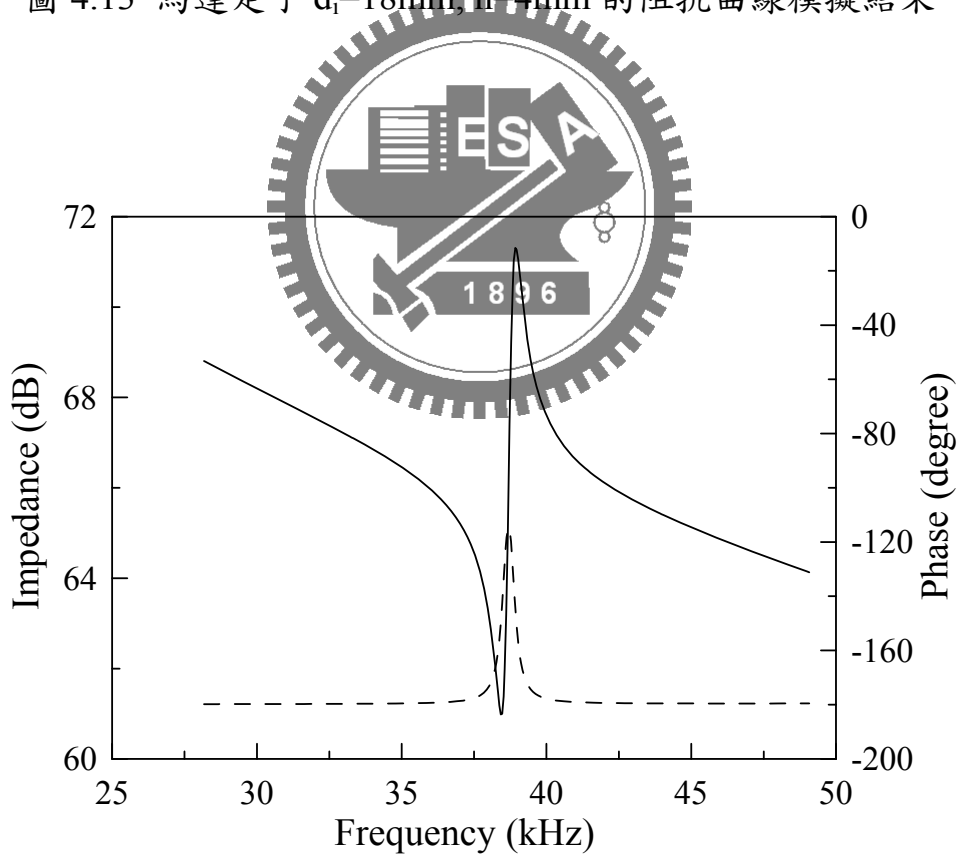


圖 4.14 馬達定子 $d_i=18\text{mm}$, $h=5\text{mm}$ 的阻抗曲線模擬結果

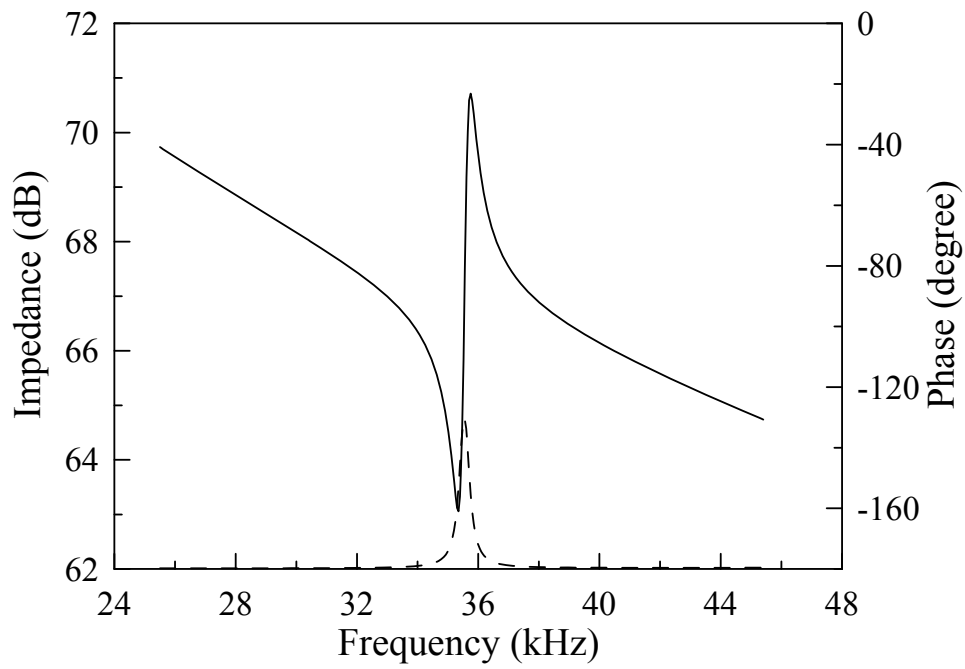


圖 4.15 馬達定子 $d_i=18\text{mm}$, $h=6\text{mm}$ 的阻抗曲線模擬結果

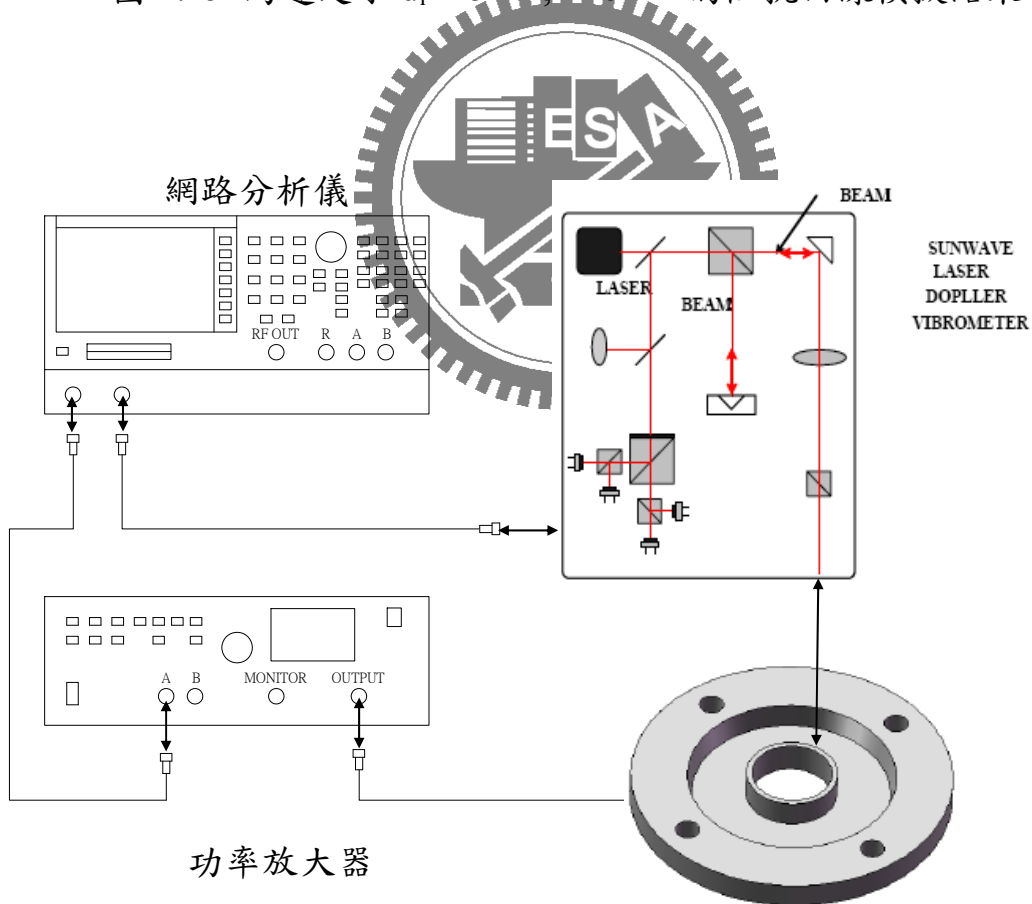


圖 4.16 雷射都卜勒干涉儀實驗裝置

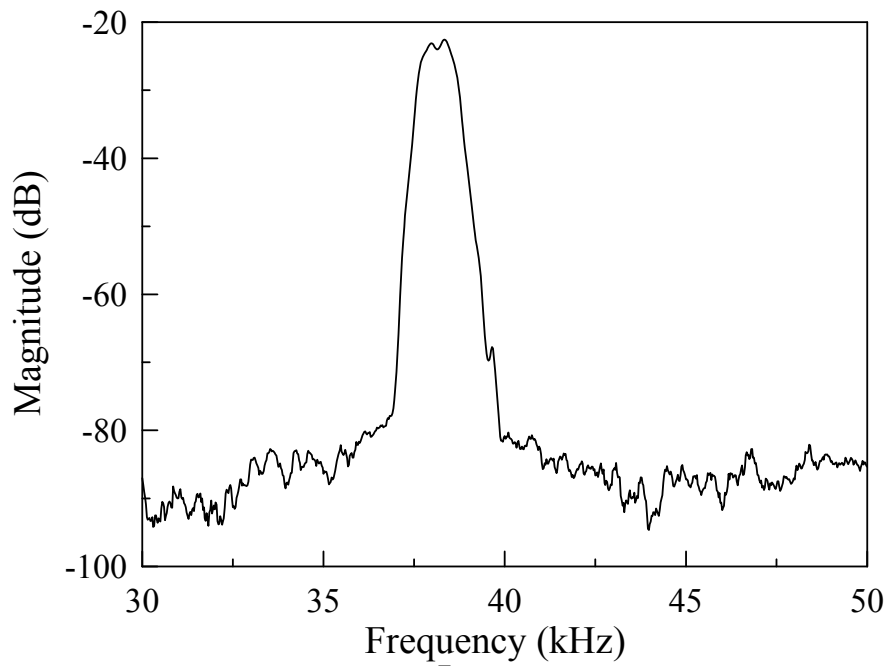


圖 4.17 LDV 量測馬達定子面外振動的頻率響應曲線

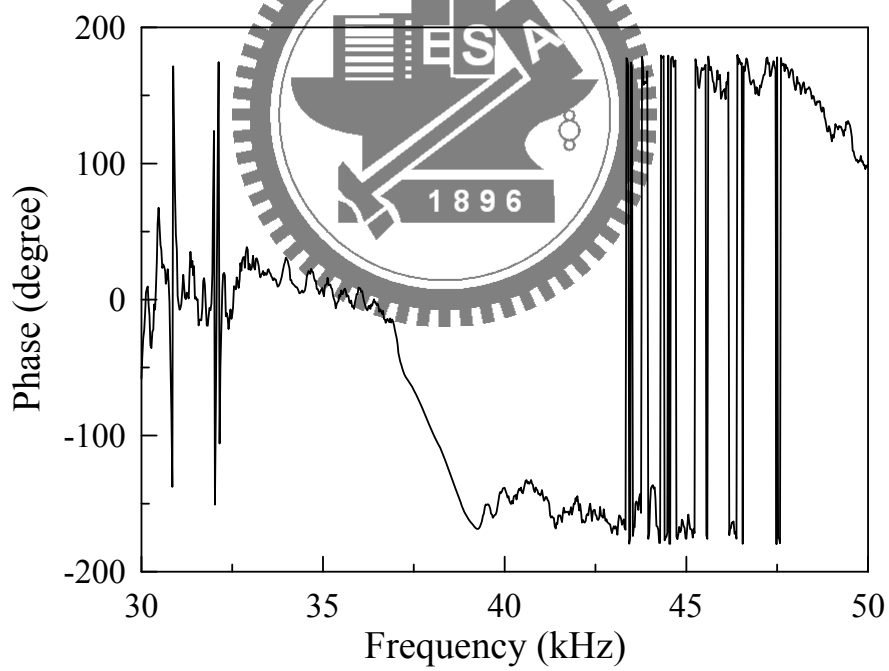


圖 4.18 LDV 量測馬達定子面外振動的相位頻率響應曲線



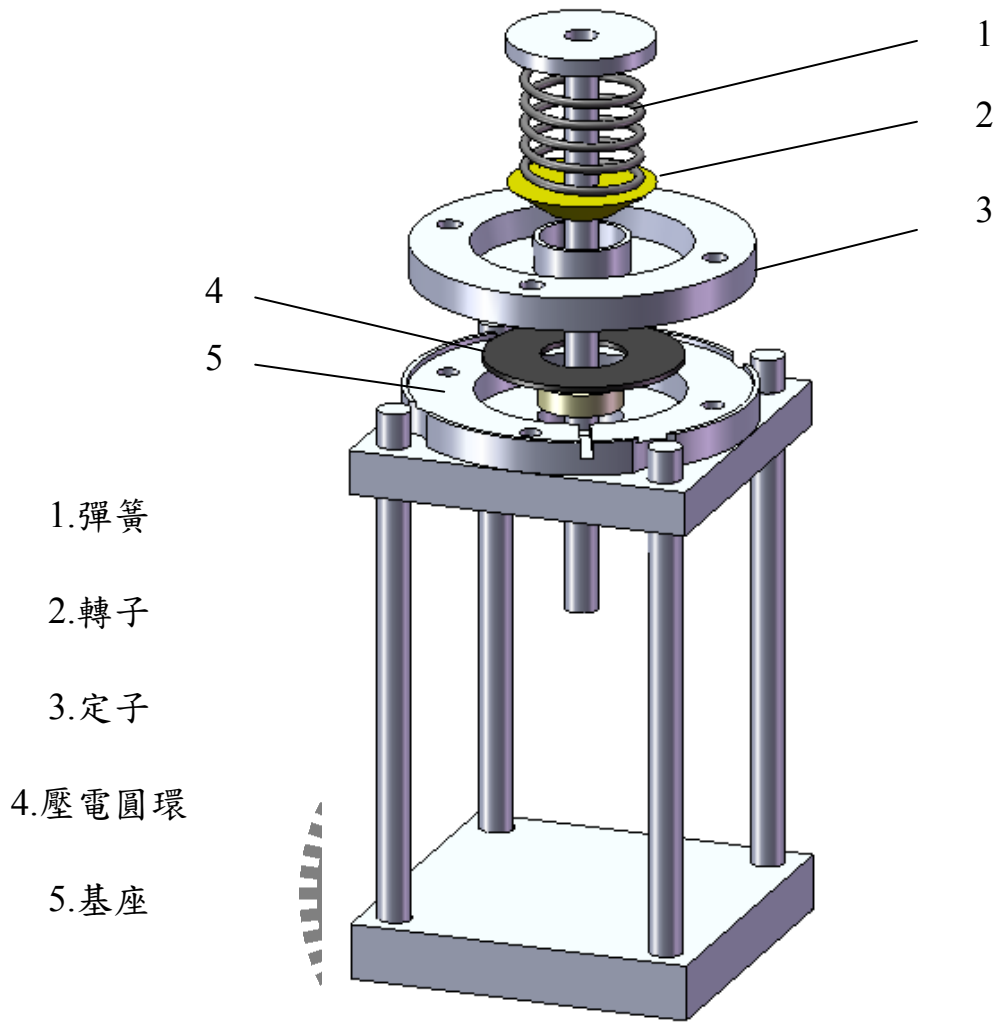


圖4.19 超音波馬達的結構爆炸圖



圖4.20 超音波馬達原型的實體照片

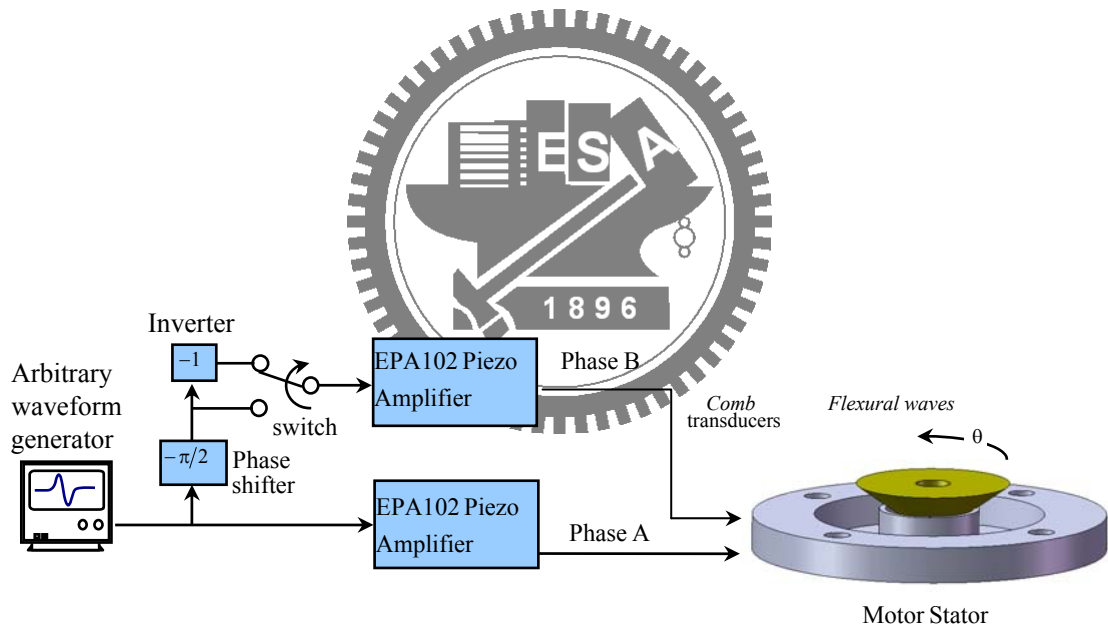


圖4.21 超音波馬達驅動的方塊圖

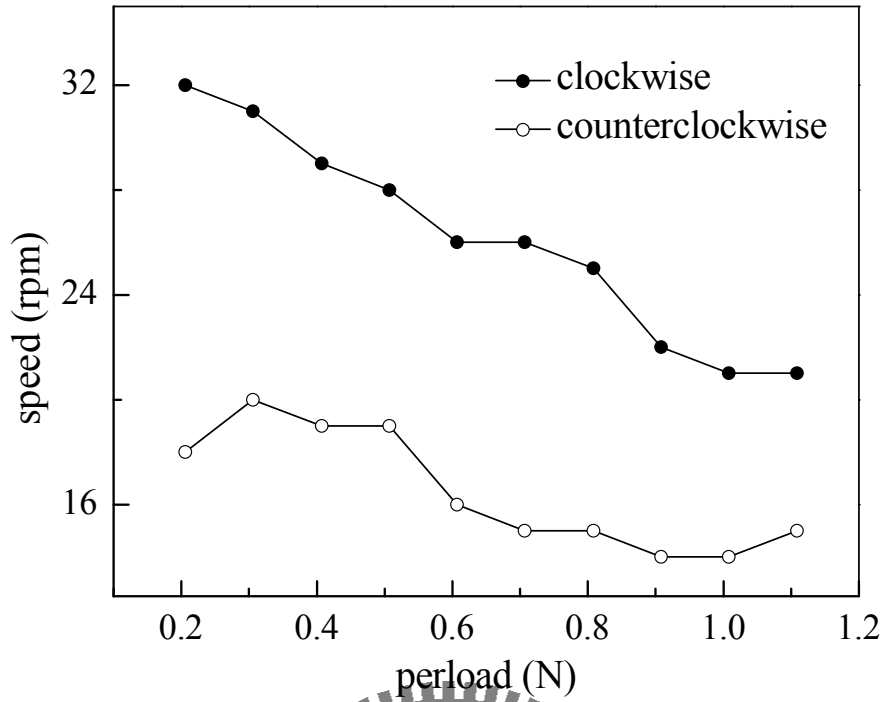


圖 4.22 轉速與預壓力關係圖

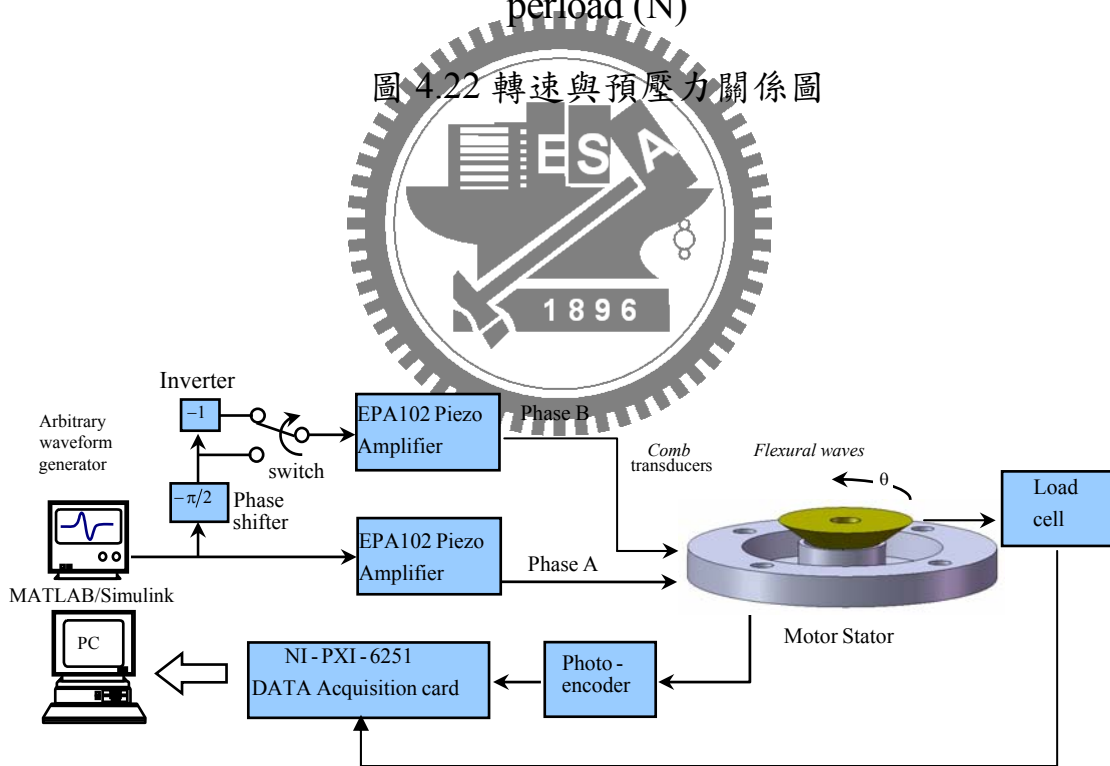


圖5.1 馬達性能量測實驗裝置