

國立交通大學
機械工程學系碩士班
碩士論文

縱-扭模態耦合之三角形超音波馬達

Longitudinal – Torsional Mode Coupled Triangular
Ultrasonic Motors

研究生： 郇心慧

指導教授： 尹慶中 博士

中華民國一〇二年九月

縱-扭模態耦合之三角形超音波馬達

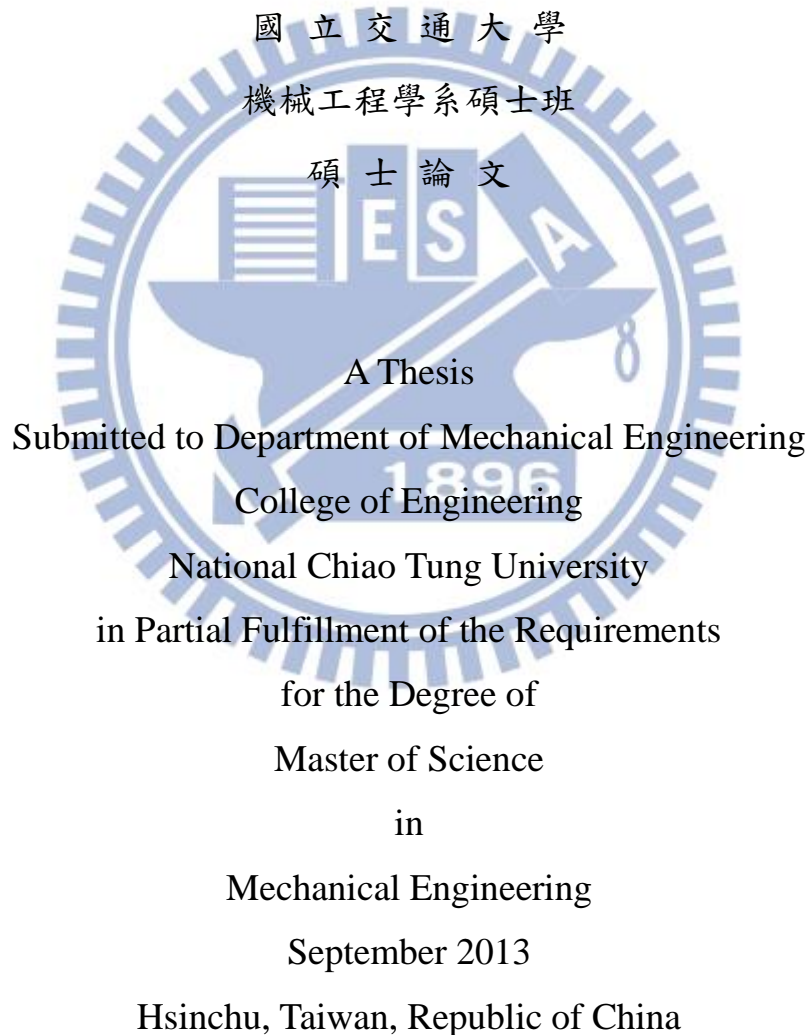
Longitudinal – Torsional Mode Coupled Triangular Ultrasonic
Motors

研究生：鄒心慧

Student : Hsin-Hui Hsun

指導教授：尹慶中 博士

Advisor : Dr. Ching-Chung Yin



中華民國一〇二年九月

縱-扭模態耦合之三角形超音波馬達

研究生：郇心慧

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

本研究改良蔡慶芳學長設計之三角形超音波馬達，希望以不同方形壓電片分別致振縱向模態與扭轉模態來驅動馬達，三角形馬達定子的三頂點設為與轉子之接觸點，並在頂角接近底座處切割橫向孔縫，減損定子的軸向剛性。定子的三個側面各黏貼三片方形壓電陶瓷材料，施予電極固定相位差之交流電壓，以相同工作頻率、振幅激發定子的縱向與扭轉共振模態。兩共振模態的耦合振動致使定子接觸點作橢圓軌跡運動，定子與轉子間存在的摩擦力致使轉子轉動。調整輸入電壓的相位差，可控制轉子轉動方向。本文採用有限元素分析軟體進行數值模擬，以三角形定子水平孔縫長度與位置為主要設計參數，依據模態耦合與模態隔離程度，找出可同時激發縱向與扭轉模態的幾何模型，分析馬達定子作動時接觸點的運動軌跡。超音波馬達原型機的定子材質為鋁合金，轉子為不銹鋼，進行馬達性能曲線測試，最大轉速為 59rpm，最大扭矩為 2.91N-cm。

關鍵字：超音波馬達、雙模態共振、扭矩轉速曲線

Longitudinal –Torsional Mode Coupled Triangular Ultrasonic Motors

Student: Hsin-Hui Hsun

Advisor: Dr. Ching-Chung Yin

Department of Mechanical Engineering
National Chiao Tung University

ABSTRACT

This thesis presents an improvement of the triangular ultrasonic motor originally designed by Tsai. The longitudinal mode and torsional mode of the stator are excited to drive the rotor by distinct rectangular elements of PZT-4. The stator looks like a triangular tube machined with three horizontal slots in the apexes, which are set as contact points. The short tube is used to have a higher natural frequency for longitudinal mode than the torsional mode. Both longitudinal mode and torsional mode can have the same natural frequency if the axial stiffness is degraded by the horizontal slots. The PZT-4 element with segmented electrodes is adhered to each peripheral surface of the stator. The AC signals with constant phase difference are applied to the electrodes to excite both vibration modes. Every contact point experiences an elliptical trajectory in response to a harmonic excitation of the coupled modes, which are used to propel the ultrasonic motor through frictional force between the rotor and stator. The revolution direction of the rotor can be controlled by adjusting the phase difference of input signals. A finite element analysis code is used to calculate the resonant frequencies of the stator with various design

parameters, including the length and position of the horizontal slots in the stator. In the probably optimal trial, both longitudinal and torsional modes can be simultaneously excited in a numerical model of the stator at the same frequency in accordance with modal separation and dual mode coupling theory. The trajectory of a contact point between the stator and rotor has been analyzed. The prototypes of the presented ultrasonic motors were fabricated and tested. The stator and rotor are made of aluminum alloy and stainless steel, respectively. The maximum measured revolution speed is 59 rpm without payload, and the maximum measured torque is 2.91 N-cm.

Keywords: Ultrasonic motor, dual-mode resonance, torque-revolution curve.



誌 謝

在交大就讀研究所的時間內，感謝我的指導教授 尹慶中博士，包容我許多的缺點，不厭其煩並細心的指導與照顧我，讓我得以順利完成碩士論文並學習不只在專業知識上以及待人處世上的道理。感謝許世明學長與游泰和學長分別在理論與實驗兩方面給我建議，協助我突破困難，蔡慶芳學長教導我整體研究，林育丞學長協助我量測。

能完成這篇碩士論文取得碩士學位最要感謝的是我生命中最重要三位女士，一位是我的母親黃國珍，一位是我的乾姊廖小喬，一位是我好友蕭涵云。謝謝妳們三位在延畢的這一年也是我人生心情最低潮、甚至沒有動力繼續把研究完成時，持續的給我最大支持，鼓勵我勇敢，讓我現在能繼續在這邊完成這份論文。

我的家人父親郇保羅、弟弟郇心源、姐姐郇心純、表姊黃瑋茹、林柔孚與林小律、表姊夫山口一重、表妹黃東灃、孫思嘉與孫思芃、表弟林暉、堂姊郇植惠、堂姊夫魏世忠、阿姨們、姨丈們、伯伯叔叔們、嬸嬸們、外甥女山口麻織、外甥山口一皓、族狗林哈比...等，以及今年已故的阿嬤陳玉英，亦在我求學時期給予我許多的建議與照顧，帶給我歡笑，讓我感受到親情的溫暖。

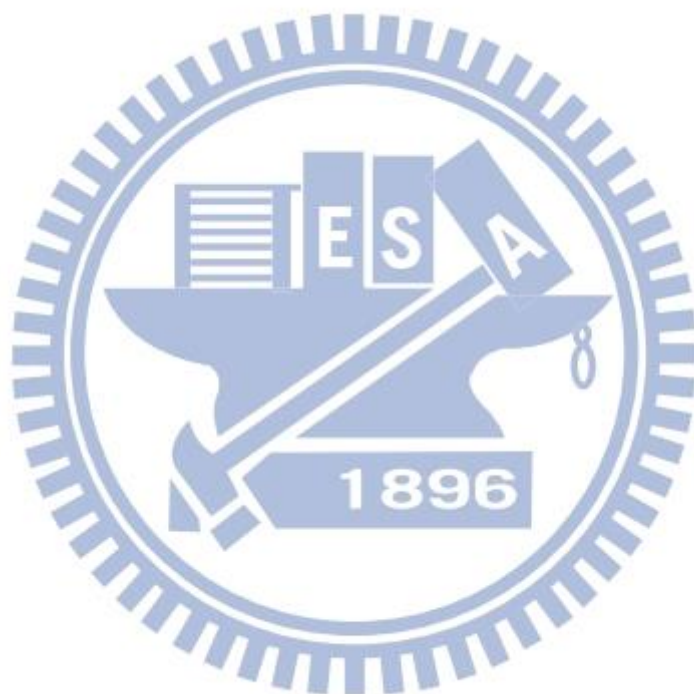
中學至大學時期的密友黃佩瑋、蔡佩庭、朱羽萱、林剛毅、朱曉彤、曾亭懿、吳麗雲、黃佳琪老師、鍾秀圓老師，成為我平時聊天、談心、玩耍的好夥伴，成為我快樂的泉源。

研究所的麻吉兼運動好夥伴蔡怡芳、吳青芳、陳怡樺、陳鶴齡，讓我在交大的日子得以維持好不容易瘦下來的身材並讓我在交大的日子不孤單，有妳們真好。

實驗室同學吳旻修、李劭遠、梁均帆，我們一起努力過，一起在籃球場上熱血過，感謝在研究有困難時的大力協助，讓我們都能夠順利

完成碩士論文。

最後感謝大學跟研究所都是我學妹的吳雨倩，課業跟生活上幫我很多很多，假日回家時也幫我照顧我的刺蝟兒子，外面閃電交加時載我回家。學弟黃仲平、何家豪、李柏勳以及學妹羅憶青、彭鈺原，你們在我研究上幫我很多，祝你們研究順利、早日畢業。



目 錄

中文摘要	i
英文摘要	ii
誌 謝	iv
目 錄	vi
表目錄	ix
圖目錄	x
第一章 緒論	1
1.1 前言	1
1.2 研究背景	2
1.3 文獻回顧	4
1.3.1 駐波型超音波馬達	4
1.3.2 行波型超音波馬達	7
1.4 研究目的	8
第二章 理論基礎	9
2.1 壓電原理	9
2.1.1 壓電材料的種類介紹	9
2.1.2 壓電效應	10
2.1.3 壓電材料的本構方程式	11
2.1.4 壓電結構的運動方程式	14
2.2 模態分析	15
2.3 暫態分析	15
2.4 超音波馬達致動原理	17
第三章 數值模擬分析與結果	18
3.1 三維有限元素之網格與元素型態	18

3.1.1 馬達定子結構一	19
3.1.2 馬達定子結構二	19
3.2 模態分析	20
3.2.1 共振模態辨別	20
3.2.2 模態隔離與模態耦合	20
3.2.2.1 定子結構一幾何尺寸對於特定模態共振頻率的影響與選 定之參數	21
3.2.2.2 定子結構二幾何尺寸對於特定模態共振頻率的影響與選 定之參數	22
3.2.3 共振模態收斂性	23
3.3 三角形定子材料阻尼設定	23
3.3.1 定子結構一阻尼比分析	24
3.3.2 定子結構二阻尼比分析	24
3.3.3 阻尼比選定	24
3.4 三角形定子接觸點的振動位移	25
3.4.1 定子結構一之時諧分析結果	26
3.4.2 定子結構二之時諧分析結果	26
3.5 暫態響應分析	26
3.5.1 定子結構一之暫態分析結果	27
3.5.2 定子結構二之暫態分析結果	27
3.5.3 暫態分析與時諧分析振幅誤差來源	28
第四章 實驗量測與結果討論	29
4.1 馬達原型機製作	29
4.2 馬達定子共振頻率量測	29
4.2.1 量測架構與量測參考點	29

4.2.2 馬達定子共振頻率量測結果.....	30
4.2.3 共振頻率量測結果與數值分析誤差來源分析.....	30
4.3 馬達性能曲線量測架構.....	31
4.4 馬達定子結構二性能曲線量測結果.....	31
4.4.1 馬達轉速量測結果.....	31
4.4.2 馬達扭矩量測結果.....	33
4.4.3 扭矩與轉速性能曲線.....	34
第五章 結論與未來展望.....	35
5.1 數值分析結論.....	35
5.1.1 結構一數值分析總結.....	36
5.1.2 結構二數值分析總結.....	36
5.1.3 數值分析總結.....	37
5.2 實驗量測結果討論.....	37
5.2.1 雷射督卜勒測振儀量測結果與討論.....	37
5.2.2 馬達性能量測結果與討論.....	37
5.3 實驗誤差來源討論.....	38
5.4 未來展望.....	38
參考文獻.....	39
附 表.....	43
附 圖.....	49

表目錄

表 1	參考文獻提出之超音波馬達性能比較.....	43
表 2	鋁合金 T-6061 的材料係數	44
表 3	壓電陶瓷 PZT-4 的材料係數[31].....	44
表 4	完整三角形結構之前 20 組模態振形，L=40mm、H=12mm、 t=2.5mm	45
表 5	定子結構一阻尼比 ζ 為 0.4%~0.8%時時諧分析與暫態分析 X 方向 位移響應比較.....	46
表 6	定子結構二阻尼比 ζ 為 0.4%~0.8%時時諧分析與暫態分析 X 方向 位移響應比較.....	47
表 7	定子結構一與定子結構二之時諧分析結果、暫態響應分析結果與 蔡慶芳[14]之比較	48



圖目錄

圖 1.1	Barth [1]的超音波馬達	49
圖 1.2	Sashida [4]的駐波式超音波馬達.....	49
圖 1.3	駐波式超音波馬達 [6]的驅動原理與構造示意圖	50
圖 1.4	行波式超音波馬達 [5]的驅動原理與構造示意圖	50
圖 1.5	Toyoda 與 Murano [7]的線性超音波馬達	51
圖 1.6	Li and Zhao [8]的線性超音波馬達	51
圖 1.7	Hemsel 與 Wallaschek [9]的線性超音波馬達	52
圖 1.8	Juang 與 hardtke [10]的超音波馬達.....	52
圖 1.9	Vyshnevskyy 與 Kovalev [11]的超音波馬達	53
圖 1.10	Minghui et al [12]的超音波馬達	53
圖 1.11	Shi 與 Zhao [13]的線性馬達驅動示意圖.....	54
圖 1.12	蔡慶芳[14]的三角形超音波馬達	54
圖 1.13	Lu et al [15]的超音波馬達.....	55
圖 1.14	Hou et al [16]的超音波馬達	55
圖 1.15	Iula et al [17]的超音波馬達	56
圖 1.16	Chen et al [18]的超音波馬達.....	56
圖 1.17	Liu et al [19]的超音波馬達.....	57
圖 1.18	游泰和[20]的超音波馬達	57
圖 1.19	各參考文獻設計之超音波馬達性能比較圖	58
圖 1.20	本研究的超音波馬達定子結構一	59
圖 1.21	本研究的超音波馬達定子結構二.....	59
圖 2.1	正壓電效應.....	60
圖 2.2	逆壓電效應.....	60
圖 2.3	三角形定子結構一之電極配置.....	61

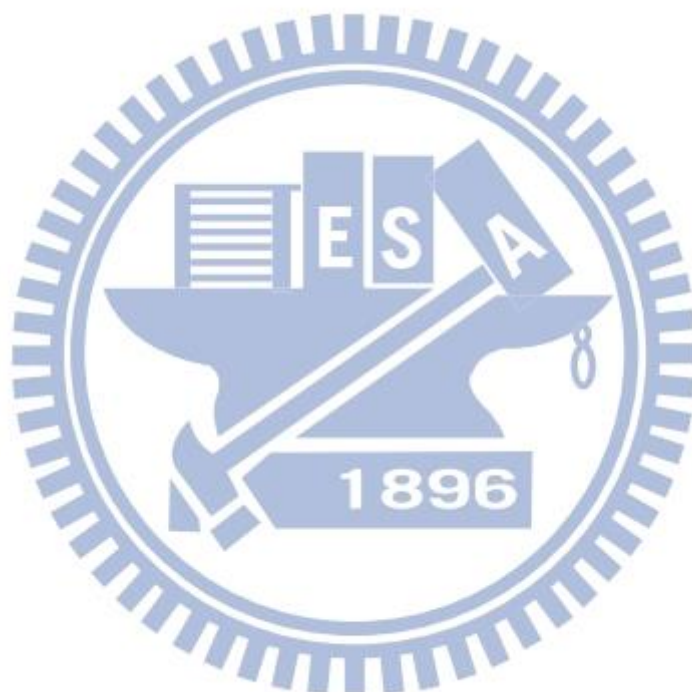
圖 2.4	三角形定子結構二之電極配置.....	61
圖 2.5	馬達定子結構一之作動方式.....	62
圖 2.6	馬達定子結構二之作動方式.....	62
圖 2.7	參考點於不同電壓相位差的運動軌跡.....	63
圖 3.1	定子結構一模型的幾何尺寸參數.....	64
圖 3.2	定子結構一的有限元素網格.....	64
圖 3.3	定子結構二模型的幾何尺寸參數.....	65
圖 3.4	定子結構二的有限元素網格.....	65
圖 3.5	定子結構一於不同水平孔縫與定子上緣距離下的共振頻率分佈 ($L=40\text{mm}$ 、 $RO=3\text{mm}$ 、 $RI=3.5\text{mm}$ 、 $t=2\text{mm}$ 、 $b=2\text{mm}$ 、 $RH=1\text{mm}$ 、 $a=13\text{mm}$).....	66
圖 3.6	定子結構一於不同水平孔縫與定子下緣距離下的共振頻率分佈 ($L=40\text{mm}$ 、 $RO=3\text{mm}$ 、 $RI=3.5\text{mm}$ 、 $t=2\text{mm}$ 、 $h=7\text{mm}$ 、 $RH=1\text{mm}$ 、 $a=13\text{mm}$).....	67
圖 3.7	定子結構一於不同厚度下的共振頻率分佈($L=40\text{mm}$ 、 $RO=3\text{mm}$ 、 $RI=3.5\text{mm}$ 、 $b=4\text{mm}$ 、 $h=7\text{mm}$ 、 $RH=1\text{mm}$ 、 $a=13\text{mm}$).....	68
圖 3.8	定子結構一於不同水平孔縫長度下的共振頻率分佈($L=40\text{mm}$ 、 $RO=3\text{mm}$ 、 $RI=3.5\text{mm}$ 、 $b=4\text{mm}$ 、 $h=7\text{mm}$ 、 $RH=1\text{mm}$ 、 $t=2.5\text{mm}$)	69
圖 3.9	定子結構一模型之優化尺寸.....	70
圖 3.10	定子結構一之雙模態耦合圖，(a) 頻率為 23.89kHz (屬縱向 模態)，(b) 頻率為 23.926kHz (屬扭轉模態).....	70
圖 3.11	定子結構二於不同厚度下的共振頻率分佈 ($L=40\text{mm}$ 、	

	RO=3.5mm、RI=3.5mm、b=3mm、h=6.3mm、RH=3mm、a=12mm)	71
圖 3.12	定子結構二於不同水平孔縫與定子上緣距離下的共振頻率分佈 (L=40mm、RO=3.5mm、RI=3.5mm、t=2.5mm、b=3mm、RH=3mm、a=12mm)	72
圖 3.13	定子結構二於不同水平孔縫與定子下緣距離下的共振頻率分佈 (L=40mm、RO=3.5mm、RI=3.5mm、t=2.5mm、h=5.8mm、RH=3mm、a=12mm)	73
圖 3.14	定子結構二於不同外導角下的共振頻率分佈 (L=40mm、RI=3.5mm、b=2mm、h=5.8mm、RH=3mm、t=2.5mm、a=12mm)	74
圖 3.15	定子結構二於不同水平孔縫長度下的共振頻率分佈 (L=40mm、RO=3.5mm、RI=3.5mm、b=2mm、h=5.8mm、RH=3mm、t=2.5mm)	75
圖 3.16	定子結構二模型之優化尺寸	76
圖 3.17	定子結構二之雙模態耦合圖，(a) 頻率為 22.181kHz (屬扭轉模態)，(b) 頻率為 22.215kHz (屬縱向模態)	76
圖 3.18	不同元素數量分析定子結構一之自然頻率分佈 (L=40mm、RO=3mm、RI=3.5mm、b=4mm、h=7mm、RH=1mm、t=2.5mm)	77
圖 3.19	不同元素數量分析定子結構二之自然頻率分佈 (L=40mm、RO=3.5mm、RI=3.5mm、b=2mm、h=5.8mm、RH=3mm、t=2.5mm)	

.....	78
圖 3.20 依據第一扭轉模態與側向彎曲模態建立定子結構一的阻尼比 曲線.....	79
圖 3.21 依據第一扭轉模態與第二扭轉模態建立定子結構一的阻尼比 曲線.....	79
圖 3.22 定子結構一阻尼比 0.4%時諧分析響應圖	80
圖 3.23 定子結構一阻尼比 0.4%暫態分析位移響應圖	81
圖 3.24 定子結構一阻尼比 0.5%時諧分析響應圖	82
圖 3.25 定子結構一阻尼比 0.5%時暫態分析位移響應圖	83
圖 3.26 定子結構一阻尼比 0.6%時諧分析響應圖	84
圖 3.27 定子結構一阻尼比 0.6%暫態分析位移響應圖	85
圖 3.28 定子結構一阻尼比 0.7%時諧分析響應圖	86
圖 3.29 定子結構一阻尼比 0.7%暫態分析位移響應圖	87
圖 3.30 定子結構一阻尼比 0.8%時諧分析響應圖	88
圖 3.31 定子結構一阻尼比 0.8%暫態分析位移響應圖	89
圖 3.32 依據第一扭轉模態與側向彎曲模態建立定子結構二的阻尼比 曲線.....	90
圖 3.33 依據第一扭轉模態與第二扭轉模態建立定子結構二的阻尼比 曲線.....	90
圖 3.34 定子結構二阻尼比 0.4%時諧分析響應圖	91
圖 3.35 定子結構二阻尼比 0.4%暫態分析位移響應圖	92
圖 3.36 定子結構二阻尼比 0.5%時諧分析響應圖	93
圖 3.37 定子結構二阻尼比 0.5%暫態分析位移響應圖	94
圖 3.38 定子結構二阻尼比 0.6%時諧分析響應圖	95
圖 3.39 定子結構二阻尼比 0.6%暫態分析位移響應圖	96

圖 3.40	定子結構二阻尼比 0.7%時諧分析響應圖	97
圖 3.41	定子結構二阻尼比 0.7%暫態分析位移響應圖	98
圖 3.42	定子結構二阻尼比 0.8%時諧分析響應圖	99
圖 3.43	定子結構二阻尼比 0.8%暫態分析位移響應圖	100
圖 3.44	三角形超音波馬達定子結構一接觸點位移的頻率響應函數 ..	101
圖 3.45	三角形超音波馬達定子結構二接觸點位移的頻率響應函數 ..	101
圖 3.46	三角形超音波馬達定子結構一接觸點電壓驅動 150 週期後的 位移響應，(a) X 方向位移響，(b) Y 方向位移響應，(c) Z 方 向位移響應.....	102
圖 3.47	超音波馬達定子結構一接觸點之參考座標及運動軌跡.....	103
圖 3.48	三角形超音波馬達定子結構二接觸點電壓驅動 150 週期後的 位移響應，(a) X 方向位移響，(b) Y 方向位移響應，(c) Z 方 向位移響應.....	104
圖 3.49	超音波馬達定子結構二接觸點之參考座標及運動軌跡.....	105
圖 4.1	實驗材料 (a) 壓電材料，(b) 導電銀膠 CW2400	106
圖 4.2	實驗輔助工具 (a) 壓電片黏貼輔助器，(b) 壓克力夾具 ...	107
圖 4.3	超音波馬達定子原型機.....	108
圖 4.4	雷射都卜勒測振儀量測定子結構一馬達定子共振頻率示意圖	109
圖 4.5	雷射都卜勒測振儀量測定子結構二馬達定子共振頻率示意圖	110
圖 4.6	LDV 量測馬達定子結構一參考點 a 的振幅頻率響應曲線	111
圖 4.7	LDV 量測馬達定子結構一參考點 b 的振幅頻率響應曲線	111
圖 4.8	LDV 量測馬達定子結構二的振幅頻率響應曲線	114
圖 4.9	超音波馬達之扭矩與轉速性能量測，實驗架構示意圖.....	115
圖 4.10	超音波馬達之驅動頻率與轉速曲線圖.....	116
圖 4.11	超音波馬達之驅動電壓與轉速曲線圖.....	116

圖 4.12	超音波馬達之訊號相位差與轉速曲線圖.....	119
圖 4.13	超音波馬達之驅動電壓與扭矩曲線圖.....	120
圖 4.14	超音波馬達之扭矩與轉速曲線圖.....	120



第一章 緒論

1.1 前言

機電整合乃為現今科技產業的發展趨勢，馬達於眾多技術應用領域中扮演著重要的腳色，雖然傳統的電磁馬達 (electromagnetic motor) 已擁有一百餘年的發展歷，仍有許多困難尚待克服，例如：外部磁場干擾、馬達效能隨體積大小變化等問題，因此，超音波馬達 (ultrasonic motor) 為產業界帶來一股新希望。

超音波馬達又稱為壓電馬達 (piezoelectric motor)，乃一種將壓電陶瓷材料黏貼於彈性體結構，利用壓電材料的逆壓電效應，以高頻交流電壓激發特定模態的機械振動，使得彈性體結構表面的粒子依循橢圓軌跡作週期運動，並藉著摩擦力驅動馬達轉子作旋轉運動。

超音波馬達有著許多優點，如：振動位移量小，能執行高精度的定位控制；振動頻率高於人類聽力範圍，可使用於需要低噪音的工作場合，這些優點使得超音波馬達在部分領域中漸漸取代傳統電磁馬達。超音波馬達最大缺點乃馬達透過摩擦方式驅動方式，在運轉過程中，接觸區域會因磨耗而變得光滑，造成接觸區域的摩擦力減小進而使得馬達扭矩性能降低。儘管許多減少磨耗的設計及耐磨性佳的材料已被改良於超音波馬達上，超音波馬達使用的時限仍較傳統電磁馬達短，為此，超音波馬達通常應用於特殊的領域。

超音波馬達發展數十年間，已被廣泛運用於相機、手錶、醫療設備、航太工業、精密定位設備及機器人等機密機械上。由於其具有體積小、重量輕且結構簡單，不受電磁干擾，所產生的扭矩也比同尺寸的電磁馬達更大等優點。因此如何在現有的技術下發展出性能更好、體積更小的超音波馬達成為現今發展的重點。

1.2 研究背景

Barth [1]於 1973 年提出駐波式超音波馬達，開始了超音波馬達的開展史，其構造如圖 1.1 所示，利用形似兩觸角的壓電振盪子軸向變形致使轉子被推動而旋轉，藉由選擇驅動的振盪子，可控制馬達轉向，此結構存在磨耗、溫度上升、穩定性等缺點，因此沒有付諸實際應用。

Lavrinenko *et al* [2]於 1796 年，提出多種不同結構的超音波馬達，並歸納出超音波馬達具有結構簡單、高扭矩、低轉速、高輸出功率及精密定位等優點。

Vasiliev *et al* [3]於 1979 年，藉由藍杰文 (Langevin) 振盪子的超音波換能器致振產生縱向振動，驅動使得轉子旋轉，但由於無法維持固定振幅及溫度、磨耗等問題影響，故無適用的場合。

Sashida 與 Kenjo [4]於 1982 年，提出一種尖端為楔形的駐波式超音波馬達，如圖 1.2 所示，以藍杰文振盪子作為驅動源，提高振盪子的位移量，振盪子尖端以橢圓軌跡運動，間歇性的推動轉子，使之旋轉，能有效地改善振盪子與轉子間因滑動而造成的能量損耗。此超音波馬達具備低轉速、高扭矩、高效能等優點，但轉子旋轉方向無法變換為此馬達的缺陷。

1982 年，Sashida 與 Kenjo [5]發展出一種行波式環型超音波馬達。將具有兩組極化方向相反的壓電圓環，黏貼於一具有梳齒狀放大機構的金屬圓環下方，藉由分別輸入兩組相同頻率、振幅相等、具 90 度相位差的正弦波電壓，激發出單方向轉動的行波。將轉子放置於金屬圓環上方，利用兩者間的摩擦力使轉子旋轉，並由改變相位差可控制馬達轉向。同時提出於轉子與定子之間黏貼一層耐磨材料，可改善金屬圓環與轉子之間磨耗的問題。此馬達首先應用在照相機的自動對焦系統中，是第一個達到商業應用價值的超音波馬達，吸引了許多學者繼續投入研究。

超音波馬達發展至今已有多種類陸續被提出，依據轉子與定子的接觸型式和定子被激發波式可分為兩類。第一類為駐波（standing wave）式超音波馬達，馬達定子以反復方式運動，接觸點作橢圓軌跡運動，使定子與轉子做間歇式的接觸，再藉由兩者之間的摩擦力推動轉子旋轉。

Ueha 與 Tomikawa[6]於 1993 年提出之一種駐波式圓柱型超音波馬達，如圖 1.3 所示，馬達於階段 1 時，縱向振動位移為最大正值，扭轉速度向右，使得定子伸長與轉子接觸，並將切線方向振動傳至轉子使轉子旋轉。於階段 2 時，縱向振動位移為零，轉子與定子分開，此時切線方向振動位移為最大值，速度為零。於階段 3 時，縱向振動位移為最大負值，使定子縱向長度縮短，同時切線方向振動位移為零，扭轉速度向左並開始反回到原點。於階段 4 時，縱向振動位移為零，切線方向振動位移為最大負值，速度為零，此時圓柱體保持原來體積，未與轉子接觸。如此週期運動，便可致使馬達作單一方向旋轉運動，此類型作動方式稱為雙模態耦合振動的超音波馬達。

第二類為行波（traveling wave）式超音波馬達，如圖 1.4 所示，於壓電體上設置兩組電極，電極產生的電場與壓電體的極化方向相同或反向，構成兩組換能器，藉由驅動兩組相位差 90 度但頻率與振幅相等的正弦波訊號，使得換能器激振出的共振模態相互干涉而成一行進波。此類馬達的定子與轉子之間保持接觸，接觸點的運動軌跡為一橢圓，利用摩擦力驅動轉子使之旋轉。行波式馬達與駐波式馬達不同之處在於前者的定子表面接觸點非固定，轉子運動的方向與行進波粒子運動方向相同。駐波式超音波馬達的成本低、高效能，理論值可達 98%。行波式超音波馬達具轉向容易控制、接觸磨耗小等優點，但行進波作動時沒有節點存在，轉子的固定點需遠離轉子與定子的接觸面，導致馬達運轉效率降低。

1.3 文獻回顧

1.3.1 駐波型超音波馬達

Toyoda 與 Murano[7]於 1991 年設計的線性超音波馬達，如圖 1.5 所示，於一個兩端固定的梁上方設置兩突起，兩者之間有一積層式壓電材料 (multilayered piezoelectric material)，控制兩突起作水平方向的振動。梁下方黏貼兩片壓電材料，激振梁產生彎曲模態，使梁上方的兩突起作垂直方向的運動。激振電壓相位差 90 度，使水平與垂直兩方向模態耦合，兩突起尖端呈橢圓形軌跡運動。

1998 年，Li 與 Zhao[8]提出的線性超音波馬達如圖 1.6 所示，以相同的共振頻率及相位差 90 度的電壓激振上方圓形壓電片組與下方方形壓電片組，結構的縱向模態與第三彎曲模態耦合，使振動子端點作橢圓軌跡運動，改變相位的領先與落後，可控制滑動平台的運動方向。

2000 年，Hemsel 與 Wallaschek[9]設計一線性超音波馬達，如圖 1.7 所示，將結構之縱向與彎曲振動模態疊加，使接觸端點作橢圓軌跡運動。將支撐點設計在振動的節點上，雙相輸出的設計提高馬達的推力與效率用於大範圍的線性定位應用。由於振動子的運動方式似划槳 (rowing)，且馬達為帕德柏恩大學學者所研發，命名為帕德柏恩划槳馬達 (Paderborn rowing motor)。

2001 年，Juang 與 Hardtke[10]設計一超音波馬達，如圖 1.8 所示，驅動定子圓盤上之壓電薄膜，使得圓盤邊緣做橢圓軌跡運動，定子底座為一水平運動之平台，平台與定子圓盤間以三個夾角為 (120° - 90° - 150°) 的圓柱作為固定點，利用定子與轉子之間的摩擦力，使轉子轉動。藉由建立電路模型預測超音波馬達性能，並與實驗得到的結果作比較。

德國工程師 Vyshnevskyy 等人[11]於 2005 年發表一駐波式超音波馬達，如圖 1.9 所示，馬達定子為壓電圓管，驅動壓電圓管使之產生軸向與

橫向的耦合共振模態，並以壓電圓管脊緣的質點為接觸點做橢圓形軌跡運動。同時也發表一行波式超音波馬達，給予 $15 V_{\text{rms}}$ 電壓驅動相位分別為 0° 、 120° 、 360° 的壓電材料即可獲得高效率的輸出性能。

Minghui 等人[12]於 2008 年提出一駐波式超音波馬達，如圖 1.10 所示，馬達定子為四角柱結構，四面柱壁皆黏貼一壓電材料，每一壓電片各有五個電極，上表面四個下表面一個。激振壓電片使得定子結構產生軸向與彎曲雙耦合模態。接觸點位於定子結構體的頂端，藉由雙模態耦合共振使接觸點做橢圓形軌跡運動，致使轉子旋轉。此超音波馬達將朝微小化發展，使之得以應用於微小裝置內。

Shi 與 Zhao[13]曾於 2011 年提出一駐波式之線性超音波馬達，如圖 1.11 所示，滑座部分為一短梁結構與短梁上側的三角形結構所組成，梁的下側黏貼兩片壓電材料，在壓電片之表面電極施加兩組相位差 90° 的交流電壓，激發短梁結構的兩組面內共振模態，使得第一縱向模態與第二彎曲模態耦合，三角形的頂點作橢圓形軌跡運動，藉由摩擦力帶動滑座運動。再以雙模態耦合的最小頻率差為目標函數，經由最佳化設計決定定子的幾何參數，模擬三角形結構之底角角度對接觸點 X 與 Y 方向位移的影響經實驗證實，此底角角度影響了馬達的性能，當角度增加時，馬達的無負載下之轉速隨之增加，但最大扭力卻隨之減少。

2011 年，蔡慶芳[14]研發一雙模態耦合三角形超音波馬達，如圖 1.12 所示，三角形封閉結構有助於提升結構扭轉之頻率，以便與縱向模態耦合。黏貼的壓電片選用方形壓電片，因材料性質穩定、國內取得容易、易於加工、成本低廉，取代以往使用的壓電圓管在製作時易發生異向性燒結的問題，避免定子與壓電圓管接合時產生偏心誤差，影響馬達整體性能。馬達定子由鋁合金所製成，在三角形各邊中點的上端或三角形頂點設計一突起，分別在三角形的側邊及頂角處切割橫向細長孔縫。定子

的三邊黏貼方形壓電陶瓷，電極分割成兩塊區域，施加相位差為 90 度的兩組交流電壓，以相同工作頻率激振定子的基本縱向模態與扭轉模態，使其耦合振動。定子突起點呈橢圓形軌跡運動，定子與轉子間的摩擦力驅使轉子旋轉，調整輸入電壓相位差的領先與落後，可控制轉子的轉動方向。當轉子未施加預壓力時，馬達的啟動電壓為 $80V_{p-p}$ ，在 $400V_{p-p}$ 驅動電壓作用下，馬達最大轉速可達 142rpm。

Lu 等人[15]於 2012 年發表了一多自由度超音波馬達，如圖 1.13 所示，馬達結構為一球體上下被雙定子與壓電片做三明治形夾住，依據選用不同的震動模態組合可以分別繞於座標三軸作旋轉運動，例如：欲繞 X 軸與 Y 軸旋轉時，則選用 R_1 -mode 與 B_{11} -mode。固定壓電圓環尺寸，利用調整定子的厚度與外徑達到模態耦合的目的。並製造馬達原型機，量測上定子與下定子的共振模態，確認與模擬的誤差以及研究可行性。未來要考量的除了結構體的製造外還有負責給予預應力的彈簧的彈性係數、穩定度及結構體材料的選用，以減少磨耗。

2012 年，Hou[16]等人進行不同壓電材質對於同一結構體接觸點位移影響的研究，如圖 1.14 所示，利用三 BEAM 結構，端點都放置壓電材料，輸入 90 與 180 相位差的訊號，使得接觸點做橢圓形軌跡運動。在此選用四種不同的壓電材料（PZT4、PMNPT、PZNPT1、PZNTP2）進行模擬結果比較，為了達到模態耦合目的，因此不同的壓電材料會使結構的三個 BEAM 有不同的尺寸組合，再分別進行時諧分析與暫態響應分析。由模擬結果可知，於 X 方向，PZNPT1 以及 PZNPT2 的位移遠大於 PZT4，分別增加 343% 與 354%，於 Z 方向 PZNPT1 位移表現最好，較 PZT4 增加 643%，PZNTP2 則有 207%。驗證了許多超音波裝置的壓電材料已從以往的 PZT 換成 PZTPT 與 PMNPT 的優勢。

1.3.2 行波型超音波馬達

2006 年，Iula 等人[17]設計一高扭矩行波式超音波馬達，如圖 1.15 所示，利用兩支藍杰文換能器雙相驅動馬達，以彈簧為預應力的來源，實驗所得最大轉速為 300 (rpm)，最大扭矩為 0.8 (N-m)。未來將設計較輕量化之結構、改變預應力給予方式、於轉子及定子間增加摩擦層、增加藍杰文換能器數量，以最佳化馬達及增加馬達的最大扭矩。

Chen 等人[18]於 2010 年設計一駐波式超音波馬達，如圖 1.16 所示，於輪框狀定子周圍上下層 64 個巢中皆鑲埋入壓電疊層，利用巢與壓電疊層的尺寸公差產生轉子與定子之間所需之預應力，藉由交互給予 90 度相差之交流電驅動壓電片，使轉子轉動。由於黏膠層表面於剪應力產生，因此在不良的環境溫度下馬達仍有良好的耐久性。

2011 年，Liu 等人[19]發表一行波式超音波馬達，如圖 1.17 所示，於輪框狀定子外圍 20 個梯形巢中鑲入壓電材料，利用梯形巢與楔形塊尺寸誤差給予預應力，相間的驅動相位差為 90 度的交流電驅動壓電片致振定子結構，讓轉子轉動。

游泰和[20]於 2012 年研發一圓柱楔形超音波馬達，如圖 1.18 所示，以壓電圓管致動楔形體定子，採用高階的周向模態來增加定子與轉子間的接觸點，改善傳統圓柱型超音波馬達採用梁模態驅動方式所造成轉子晃動、扭矩小的缺點。馬達最大轉速為 225 (rpm)，最大扭矩為 15.7 (mN-m)。

各文獻所設計之超音波馬達性能比較如表 1 及圖 1.19 示，可看出多數的超音波馬達擁有高轉速但卻無法有高扭矩的表現，有高扭矩性能卻無法表現出高轉速，比較表內綜合表現較佳的為 2009 年由 Oh[25]等人設計出的超音波馬達，轉速可達 140 (rpm)，扭矩可達 1.8 (N-m)。

1.4 研究目的

本實驗室研發超音波馬達已多年，近年多發展行波式超音波馬達，行波式超音波馬達之致動器使用壓電圓管或壓電圓環，於製作時易發生燒結、極化不均以及製作價格昂貴等問題。

2010 年，蔡慶芳[14]學長設計三種三角形超音波馬達，以三角形定子三個接觸點與轉子接觸，以相同振幅、相同工作頻率、相位差 90 度之交流電驅動定子的基本縱向模態與第一扭轉模態，使其耦合振動，並使接觸點作橢圓線軌跡運動，轉子因定子與轉子間的摩擦力驅動。致動器使用方形壓電片，有效的改善壓電圓環製作時所產生的問題。

本研究預期改良蔡慶芳學長的超音波馬達，設計出一超音波馬達能藉由不同方形壓電片，分別激振出縱向共振模態與扭轉共振模態，提升馬達的性能。

1.5 內容簡述

本論文共分成五章，第一章為研究背景與動機、文獻回顧及論文研究目的。第二章為理論基礎，文中介紹壓電效應、壓電材料的力學行為、電性，並說明本研究之超音波馬達的工作原理。第三章應用套裝軟體 ANSYS 進行超音波馬達的模態分析、時諧分析、暫態分析，以三角形馬達定子的水平孔縫長度、位置為主要設計參數，來探討定子縱向與扭轉模態耦合的頻率響應變化及模態隔離的最佳化參數；計算定子接觸點的位移響應與運動軌跡。第四章為實驗結果，於文中探討實驗所得之馬達性能曲線。第五章為本研究的結論及未來展望。

第二章 理論基礎

2.1 壓電原理

第二章首先介紹壓電材料的種類與其特質，並藉由壓電材料的本構方程式與運動方程式說明壓電效應引致的振動與電性特性，接著介紹在數值模擬分析時，結構振動的模態分析與暫態分析所運用的原理，最後說明本論文研究的超音波馬達的作動原理。

2.1.1 壓電材料的種類介紹

西元 1880 年，居里兄弟發現電氣石具有將機械能與電能互換的壓電效應 (piezoelectric effect)，並展開了壓電材料的研究。因為晶格內原子間的特殊排列方式，使材料的應力場與電場互相耦合，因此得以產生壓電效應。

具壓電效應的材料大致上可分為五大類：一、單晶類 (single crystalline)，如：石英、羅德鹽、電氣石、鈦酸鋰、鉍酸鋰。二、薄膜類 (thin film)，如：氮化鋁、氧化鋅等。三、高分子聚合物 (polymer)，例如：聚偏二氟乙烯 (vinylidene fluoride, PVDF) 等。四、陶瓷 (ceramics)，如：鈦酸鋇 (BaTiO_3)、鋇鈦酸鉛 (lead zirconate titanate, PZT) 等。五、複合材料 (composite materials)，如：AFC (active fiber composites) 等。

不同的壓電材料有著不同的優點與缺點，例如：單晶類材料具良好的溫度特性，但製造需仰賴特殊的晶體成長 (crystal growth) 技術，壓電特性易受切面影響，也易因接觸空氣中的濕氣而潮解，失去壓電性。薄膜類材料製造需要於不同真空條件中進行，不同真空條件會產生不同的材料特性。高分子類材料性質柔軟，可以拉伸成非常薄的元件，但壓電常數小，需極高的極化電場。陶瓷類材料活性安定，可耐酸鹼，並製成

任何形狀，居里溫度高，但其與高分子聚合物、複合材料一樣，於製造過程中需要高壓極化處理，但其極化電場強度較高分子聚合物與壓電複合材料低甚多。

壓電多晶體又稱壓電陶瓷，最早是在鈦酸鋇上發現的，具備高工作溫度(居里溫度 120°C 左右)、高機械強度、加工容易且成本低廉等優點，乃目前工業應用最廣泛且實用性最高的壓電材料。銦鈦酸鉛為壓電陶瓷的代表，具有優異的介電常數及機電耦合係數，化學性質穩定，操作溫度範圍大且製造容易，故成為壓電材料應用的首選。因此本研究採用壓電陶瓷材料 PZT-4 作為超音波馬達致動器。

2.1.2 壓電效應

壓電效應包含正壓電效應 (direct piezoelectric effect) 及逆壓電效應 (converse piezoelectric effect)。居里兄弟於西元 1881 年以實驗證明逆壓電效應，並得出正逆壓電常數。對壓電材料施以物理壓力時，材料體內的電偶極矩會因壓縮而變短，因此在壓電材料相對的金屬電極表面產生等量的正負電荷，抵抗電偶極矩的變化。參考圖 2.1 所示，當一壓電材料承受機械應力時，材料體兩端產生一組與應力大小成正比例的電荷量，當應力作用的方向相反時，電荷的極性也隨之相反，稱為機械能轉換為電能的正壓電效應。如圖 2.2 所示，壓電材料極化方向的兩端承受直流電場時，材料的變形會隨著電場的大小而改變，當電場的方向相反時，壓電材料的變形方向亦隨之反向，此為電能轉換為機械能的逆壓電效應。若施加交流電壓時，材料的變形會隨著輸入的電壓頻率產生週期性振盪，本研究之超音波馬達即運用此原理致動。

2.1.3 壓電材料的本構方程式

壓電材料的機械能與電能互相耦合，本構方程式(constitutive equation)包括機械特性與電氣特性。對非壓電材料而言，物體承受機械應力 T 時，會產生機械應變 S ，其應力應變的關係為

$$\mathbf{S} = \mathbf{s} \mathbf{T}$$

$$\mathbf{T} = \mathbf{c} \mathbf{S}$$

(2.1)

此處， \mathbf{s} 為彈性柔度矩陣 (matrix of elastic compliance)， \mathbf{c} 為彈性剛度矩陣 (matrix of elastic stiffness)。

在介電材料兩端施加電場 \mathbf{E} ，材料內部會產生電位移 \mathbf{D} ，兩者的關係為

$$\mathbf{D} = \boldsymbol{\varepsilon} \mathbf{E}$$

$$\mathbf{E} = \boldsymbol{\beta} \mathbf{D}$$

(2.2)

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

壓電材料通常為非等向性材料，不只單獨存在應力、應變關係，同時具備電場與電位移的關係，兩者互相耦合，其本構方程式 (constitutive equation) 必須同時考慮彈性係數、壓電係數、介電係數三部分。壓電材料的本構方程式涉及的變數有四組，其中兩組為機械彈性量，即為應力 T 與應變 S ，另外兩組為壓電及介電量，即為電場 E 與電位移 D 或稱電通量密度。依所選擇的自變數及因變數的不同，壓電方程式有 d 、 g 、 e 及 h 四種不同的型態，本文採選 e 型態矩陣式表示壓電材料的本構方程式，

$$\mathbf{T} = \mathbf{c}^E \mathbf{S} - \mathbf{e}^T \mathbf{E}$$

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

(2.3)

其中， \mathbf{T} 、 \mathbf{S} 為應力張量與應變張量矩陣， \mathbf{D} 為電位移向量矩陣， \mathbf{E} 為電場向量， \mathbf{c}^E 是固定電場條件下的彈性剛度矩陣(matrix of elastic stiffness)， \mathbf{e}^T 為壓電常數矩陣的轉置矩陣(transport matrix)， \mathbf{e} 是壓電常數矩陣(matrix of piezoelectric constants)， $\boldsymbol{\varepsilon}^S$ 為固定應變(constant strain)條件下的介電常數矩陣(matrix of dielectric constants)。

應力與應變為二階對稱張量，電場與電位移為向量。壓電參數代表應力與電場或應變與電位移之間的關係，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。機械應力及應變都包括三個正向分量與三個剪向分量，電場及電位移則包括三個座標分量。(2.3)式可以指標記號(index notation)改寫為

$$T_{ij} = c_{ijkl} S_{kl} - e_{kil} E_k \quad (2.4)$$

$$D_i = e_{ikl} S_{kl} - \varepsilon_{ij}^S E_k$$

壓電材料受電場或機械力作用時，其本構方程式依據 IEEE Standard on Piezoelectricity [28]可表示如下：

$$\begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \\ D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} & -e_{11} & -e_{21} & -e_{31} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} & -e_{12} & -e_{22} & -e_{32} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} & -e_{13} & -e_{23} & -e_{33} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} & -e_{14} & -e_{24} & -e_{34} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} & -e_{15} & -e_{25} & -e_{35} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} & -e_{16} & -e_{26} & -e_{36} \\ e_{11} & e_{12} & e_{13} & e_{14} & e_{15} & e_{16} & \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ e_{21} & e_{22} & e_{23} & e_{24} & e_{25} & e_{26} & \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ e_{31} & e_{32} & e_{33} & e_{34} & e_{35} & e_{36} & \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \\ S_5 \\ S_6 \\ E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

多數壓電材料晶體具有對稱性關係，壓電材料常數也具有對稱性。本研究數值分析所使用的壓電陶瓷材料為鋇鈦酸鉛（Lead zirconate titanate）系列的 PZT-4，屬於六方（hexagonal crystal）晶系，若其極化方向平行於 z (x_3) 軸，壓電陶瓷材料的彈性剛度矩陣可簡化為

$$\mathbf{c}^E = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{13} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

其中， $C_{66} = G_{12}$ 。

壓電常數矩陣為

$$\mathbf{e} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & e_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & e_{15} & 0 & 0 \\ e_{31} & e_{31} & e_{33} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

固定應變之介電常數矩陣為

$$\boldsymbol{\varepsilon}^S = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11}^S & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{11}^S & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33}^S \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

將上述各式代入本構方程式，則

$$\begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \\ D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -e_{31} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -e_{31} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -e_{33} \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 & 0 & -e_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & -e_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & e_{15} & 0 & \varepsilon_{11}^S & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & e_{15} & 0 & 0 & 0 & \varepsilon_{11}^S & 0 \\ e_{31} & e_{31} & e_{33} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \varepsilon_{33}^S \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \\ S_5 \\ S_6 \\ E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

2.1.4 壓電結構的運動方程式

超音波馬達定子結構包含壓電陶瓷與金屬彈性體，將之以有限元素法離散成有限數目的元素。若暫時不考慮定子與轉子間的接觸正向力與切線力作用，根據漢彌頓原理 (Hamilton's principle)，若在一个週期的首尾，位移與電位的一次變分為零，則系統總勢能的一次變分為零。將各節點位移及電位組成一個待定的向量，可獲得整個系統的運動方程式，表示如下：

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{\bar{\mathbf{U}}} \\ \ddot{\Phi} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{uu} & \mathbf{K}_{u\phi} \\ \mathbf{K}_{\phi u} & \mathbf{K}_{\phi\phi} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \bar{\mathbf{U}} \\ \Phi \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \end{Bmatrix} \quad (2.10)$$

其中， Φ 為電位， $\bar{\mathbf{U}}$ 為節點位移， \mathbf{M} 為超音波馬達定子的總質量矩陣 (mass matrix)， \mathbf{k}_{uu} 為超音波馬達定子與機械位移有關的剛度矩陣， $\mathbf{k}_{\phi\phi}$ 為與電位有關的剛度矩陣， $\mathbf{k}_{u\phi}$ 為跟機械位移與電位移有關的剛度矩陣，系統的質量矩陣 \mathbf{M} 、剛度矩陣 \mathbf{k}_{uu} 、 $\mathbf{k}_{\phi\phi}$ ($=\mathbf{k}_{u\phi}^T$) 均為對稱的實數矩陣。若考慮超音波馬達定子受到阻尼及外負載作用下，可將 (2.10) 式改寫成

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{\bar{\mathbf{U}}} \\ \ddot{\Phi} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{C} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\bar{\mathbf{U}}} \\ \dot{\Phi} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{uu} & \mathbf{K}_{u\phi} \\ \mathbf{K}_{\phi u} & \mathbf{K}_{\phi\phi} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \bar{\mathbf{U}} \\ \Phi \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{F} \\ \mathbf{Q} \end{Bmatrix} \quad (2.11)$$

其中，阻尼矩陣以比例阻尼(proportional damping)表示為 $\mathbf{C} = \alpha\mathbf{M} + \beta\mathbf{K}_{uu}$ ， \mathbf{F} 為超音波馬達定子與轉子間的接觸正向力與切線力， \mathbf{Q} 為作用於壓電材料表面的電荷量。

2.2 模態分析

假設馬達定子系統無阻尼，也無外力作用下，若節點的位移及電位都具有時諧因子 $e^{-i\omega t}$ ，令 $\bar{\mathbf{U}} = \bar{\mathbf{U}}_0 e^{-i\omega t}$ 、 $\ddot{\bar{\mathbf{U}}} = -\omega^2 \bar{\mathbf{U}}_0 e^{-i\omega t}$ 、 $\Phi = \Phi_0 e^{-i\omega t}$ ，其中 $\bar{\mathbf{U}}_0$ 及 Φ_0 分別為節點機械位移及電位移動的振幅。代入 (2.10) 式，獲得一組齊性方程式 (homogeneous equation)，

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K}_{uu} & \mathbf{K}_{u\phi} \\ \mathbf{K}_{\phi u} & \mathbf{K}_{\phi\phi} \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} \mathbf{M} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \bar{\mathbf{U}}^* \\ \Phi \end{Bmatrix} = 0 \quad (2.12)$$

模態分析為特徵值問題，非零解 (non-trivial solution) 成立的充分條件為

$$\det \left(\begin{bmatrix} \mathbf{K}_{uu} & \mathbf{K}_{u\phi} \\ \mathbf{K}_{\phi u} & \mathbf{K}_{\phi\phi} \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} \mathbf{M} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \right) = 0 \quad (2.13)$$

(2.13) 式為特徵方程式，特徵值 ω 即為自然頻率 (natural frequency)。

2.3 暫態分析

本研究採用 ANSYS 套裝軟體計算結構的動態響應，模擬超音波馬達定子接觸點的運動軌跡。ANSYS 套裝軟體的暫態動力學分析中，採用顯示法 (explicit method) 與隱式法 (implicit method) 兩種直接積分法。顯示法於空間域採用有限元素法，時間域則採用有限差分法處理各時間的物理量，其時間增量必須足夠小，適合短時間的非線性碰撞力學與波傳問題。隱式法則採用紐馬克疊代法 (Newmark iteration) [29]，以下介紹其理論。

Newmark 積分法之數值分析為將時間離散成數個積分步驟，將前一

步驟的解設為初始條件，代入下一步驟，逐次積分後，求得最後的暫態響應。其疊代關係如以下二式：

$$\dot{\mathbf{u}}_{n+1} = \dot{\mathbf{u}}_n + [(1-\delta)\ddot{\mathbf{u}}_n + \delta\ddot{\mathbf{u}}_{n+1}]\Delta t \quad (2.14)$$

$$\mathbf{u}_{n+1} = \mathbf{u}_n + \dot{\mathbf{u}}_n\Delta t + \left[\left(\frac{1}{2}-\alpha\right)\ddot{\mathbf{u}}_n + \alpha\ddot{\mathbf{u}}_{n+1}\right]\Delta t^2 \quad (2.15)$$

其中 \mathbf{u}_n 代表在時間 t_n 的節點位移向量，時間增量 $\Delta t = t_{n+1} - t_n$ ， α 與 δ 是 Newmark 積分的參數，根據積分精度及穩定性予以設定。在本研究的分析中，採用線性加速度法進行計算，設定 $\alpha = 0.25$ ， $\delta = 0.5$ [30]。由 (2.15) 式得

$$\ddot{\mathbf{u}}_{n+1} = \frac{1}{\alpha\Delta t^2}(\mathbf{u}_{n+1} - \mathbf{u}_n) - \frac{1}{\alpha\Delta t}\dot{\mathbf{u}}_n - \left(\frac{1}{2\alpha}-1\right)\ddot{\mathbf{u}}_n \quad (2.16)$$

考慮時間 t_{n+1} 的有限元素分析之運動方程式為

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}_{n+1} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}_{n+1} + \mathbf{K}\mathbf{u}_{n+1} = \mathbf{F}_{n+1} \quad (2.17)$$

將 (2.16) 式代入 (2.14) 式，再將結果與 (2.16) 式一起代入 (2.17) 式，得

$$\mathbf{u}_{n+1} = \frac{\mathbf{F}_{n+1}}{\bar{\mathbf{K}}} + \frac{\mathbf{M}}{\bar{\mathbf{K}}} \left[\frac{1}{\alpha\Delta t^2}\mathbf{u}_n + \frac{1}{\alpha\Delta t}\dot{\mathbf{u}}_n + \left(\frac{1}{2\alpha}-1\right)\ddot{\mathbf{u}}_n \right] + \frac{\mathbf{C}}{\bar{\mathbf{K}}} \left[\frac{\beta}{\alpha\Delta t}\mathbf{u}_n + \left(\frac{\beta}{\alpha}-1\right)\dot{\mathbf{u}}_n + \left(\frac{\beta}{2\alpha}-1\right)\Delta t\ddot{\mathbf{u}}_n \right] \quad (2.18)$$

其中， $\bar{\mathbf{K}} = \mathbf{K} + \frac{1}{\alpha\Delta t^2}\mathbf{M} + \frac{\beta}{\alpha\Delta t}\mathbf{C}$ 。應用 (2.18) 式，可根據時間點 t_n 的結果求取 \mathbf{u}_{n+1} 的位移解。Newmark 時間積分法屬於無條件穩定

(unconditionally stable)) 可取較大的時間增量 Δt 。但 Δt 必須足夠小，才能收斂至更精確的結果。

2.4 超音波馬達致動原理

本研究設計的兩種雙模態耦合超音波馬達，皆於三角形定子的三側邊，各黏貼三片厚度方向極化的方形壓電陶瓷 (PZT-4)，如圖 2.3、圖 2.4 所示，三片方形壓電陶瓷分成 A、 \bar{A} 、B 組，A、 \bar{A} 組為極化方向相反的左右兩片壓電片，B 組為中間下方之壓電片。以兩組頻率與振幅相等、固定相位差的正弦波訊號驅動 A、 \bar{A} 相與 B 相換能器，同時激發結構的縱向模態與扭轉模態，使其耦合。定子三個接觸點的位移分量與特定模態相關，雙模態耦合可以使設計之接觸點作橢圓形軌跡運動，作動方式如圖 2.5、圖 2.6 所示。

以三角形定子上頂角的突起點作為參考點，如圖 2.3、圖 2.4 所示，參考點位於 Y 軸通過中心線處，因 Y 方向位移變化相對較小，故參考點的位移分別以 u_x 與 u_z 表示如下：

$$u_x = u_{0x} V_{\text{input}} \sin(\omega t) \quad (2.23)$$

$$u_z = u_{0z} V_{\text{input}} \sin(\omega t - \phi_0 - \phi) \quad (2.24)$$

其中 u_{0x} 、 u_{0z} 為耦合模態在 X、Z 方向的振動位移， V_{input} 為驅動的交流電壓， ω 為定子的驅動頻率， ϕ 為驅動電壓的相位差， ϕ_0 為不同參考點的相位差。當在相同的驅動頻率與振幅下，若 $u_{0x} = u_{0z}$ ，則參考點的運動軌跡如圖 2.7 所示，相位差 $\phi_0 + \phi$ 為 0 度、45 度及 90 度的參考點運動軌跡分別為斜線、斜橢圓及正圓。

第三章 數值模擬分析與結果

在設計新的機械組件時，數值分析為探討組件動態行為的重要步驟，因此本研究在設計超音波馬達時也需先進行數值模擬分析以探討超音波馬達的動態行為是否符合期待。在進行數值模擬分析時以有限元素法為分析工具，透過結構模態分析（modal analysis）、時諧分析（harmonic analysis）、暫態分析（transient analysis）了解本研究所設計的馬達。本章分別對定子結構一與定子結構二進行四步驟探討。首先探討馬達定子尺寸對特定模態共振頻率的影響，藉由調整定子特定幾何參數，達成模態耦合與隔離目標；接著針對時諧分析與暫態分析中所使用到的定子材料阻尼進行分析，選擇最適當的阻尼比計算出材料阻尼；第三步驟利用時諧分析所得的模態共振頻率評估結構模態分析之雙模態耦合效果，並比較不同運動方向位移之能量大小、相位；最後進行暫態分析，觀察馬達定子接觸點的運動軌跡，探討運動軌跡是否符合理論結果。

3.1 三維有限元素之網格與元素型態

本研究以 ANSYS 有限元素分析軟體進行結構動態分析，分析程序主要分成三部份：前處理（pre-processor）、求解（solver）、後處理（post-processor）。於前處理步驟先建立馬達定子模型，選定適合的元素型態並設定符合真實情況的材料係數，在將結構網格化以進行有限元素法計算，最後設定結構的邊界條件。

定子結構一與定子結構二材料皆選用鋁合金 T-6061（材料參數列於表 2），三角形定子的三側邊各黏貼三片厚度方向極化的方形壓電陶瓷，上方為極化方向相反的兩壓電片，下方壓電片的極化方向與上方左側壓電片同向。數值分析時所用的壓電材料參數列於表 3。壓電材料使用 8 節

點之三維耦合元素 (3-D coupled-field solid) SOLID5，每個節點具有 x 、 y 、 z 三個方向的位移自由度及一個電位自由度。鋁合金的元素型態採用 SOLID45 元素，此元素同為 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。

3.1.1 馬達定子結構一

定子結構一的幾何尺寸如圖 3.1，設計時以三角形定子的厚度 t 、水平孔縫長度 a 、水平孔縫與定子下緣距離 b 、水平孔縫與定子上緣距離 h 為變動參數，三角形定子的內導角 RI 、外導角 RO 、水平孔縫高度 RH 為固定參數且與蔡慶芳[14]的結構三參數相同，

定子結構一之上方兩壓電片長 14(mm)、寬 6.3(mm)、厚度 0.5(mm)，下方單一壓電片長 10 (mm)、寬 2.5 (mm)、厚度 0.5 (mm)。

定子結構一的元素數目共 47,805 個，如圖 3.2 所示。在邊界條件設定上將定子底端之所有節點的位移自由度設定為零，壓電陶瓷電極部份，元素上的節點電位差設定為零。

3.1.2 馬達定子結構二

定子結構二的幾何尺寸如圖 3.3，設計時以三角形定子的厚度 t 、水平孔縫長度 a 、水平孔縫與定子下緣距離 b 、水平孔縫與定子上緣距離 h 、外導角 RO 、為變動參數，三角形定子的內導角 RI 、水平孔縫高度 RH 為固定參數。

定子結構二之上方兩壓電片長 12.5 (mm)、寬 4.5 (mm)、厚度 0.5 (mm)，下方單一壓電片長 12.4 (mm)、寬 3 (mm)、厚度 0.7 (mm)。

定子結構二的元素數目共 95,115 個，如圖 3.4 所示。在邊界條件設定上將定子圓盤基座鎖孔上下面積之所有節點的位移自由度設定為零，

壓電陶瓷表面電極之節點電位差設定為零。

3.2 模態分析

3.2.1 共振模態辨別

區別三角形定子結構之共振模態是在設計馬達之前一項重要的工作，三角形超音波馬達依共振模態對稱變形情形主要可分為縱向模態 (longitudinal mode)、扭轉模態 (torsional mode) 及側向彎曲模態 (transverse bending mode)。為使定子接觸點與轉子做水平與垂直之相對移動以形成橢圓形軌跡，選用縱向模態與扭轉模態為雙模態耦合之目標模態，非對稱變形的振形暫以「其它模態」(other mode) 著稱。縱向模態主要以定子軸向長度的變化情形為判斷依據，扭轉模態則以周向旋轉的變化情形為判斷依據。表 4 所列為未切水平孔縫時前 20 個模態變化情形，觀察可知縱向模態為第 10 個模態，共振頻率為 74.218 (kHz)，扭轉模態為 4 個模態，共振頻率 39.57 (kHz)，兩者頻率差距 34.648 (kHz)，為達成模態耦合目的，勢必將縱向模態的共振頻率調降並與扭轉模態的共振頻率接近至相差 50Hz 以內，在致動時才能同時激發兩組共振模態。

3.2.2 模態隔離與模態耦合

雙模態耦合是以特定的共振頻率同時激發出馬達結構雙模態振動，驅動馬達轉子轉動。模態隔離則是為了避免激振出雙耦合模態鄰近的共振模態，影響定子的振形與接觸點的振幅，造成馬達性能與控制性降低。故探討完幾何尺寸對於特定模態的影響，並依據此設計準則，找出馬達定子得最佳化參數，定子結構一與定子結構二的接觸點皆設置於三角形定子的三頂點上緣。

3.2.2.1 定子結構一幾何尺寸對於特定模態共振頻率的影響與選定之參數

定子結構一邊長設為 40 (mm)，先探討定子上緣距離 h 對於共振模態頻率的影響。圖 3.5 顯示，隨著 h 值增大，縱向模態的共振頻率增加，扭轉模態的共振頻率降低，其他模態的共振頻率亦下降，縮短與縱向模態共振頻率的差距，在 $h=6$ (mm) 與 $h=7$ (mm) 之間，縱向模態的共振頻率與扭轉模態的共振頻率有一交點。

圖 3.6 所示為調整水平孔縫與定子下緣距離 b 的共振頻率變化，距離 b 由 2 (mm) 增加至 4 (mm)，縱向模態與扭轉模態之共振頻率均下降，分別下降 2.676 (kHz) 與 2.59 (kHz)，其他模態的共振頻率下降幅度較縱向模小，下降約 2.155 (kHz)。

接著調整三角型厚度 t ，由 2 (mm) 上升至 3 (mm) 時，其結果如圖 3.7 所示，縱向模態與扭轉模態之共振頻率約在 $t=2.5$ (mm) 處有一交點，且一直到 3 (mm) 時兩模態之共振頻率仍保持差距在 1.697 (kHz) 內。其他模態的共振頻率上升幅度則遠大於縱向模態與扭轉模態，此現象有助於共振頻率隔離之效果。

最後調整水平孔縫長度 a ，數值模擬結果如圖 3.8 所示，隨著長度由 11 (mm) 增加至 15 (mm)，扭轉模態與縱向模態之共振頻率間距減小，約在 $a=12$ (mm) 與 $a=13$ (mm) 之間有一交點，一直到 $a=15$ (mm) 時，兩模態之共振頻率仍保持差距在 0.718 (kHz) 內，有良好的模態耦合。其他模態之共振頻率則上升，增加與縱向模態及扭轉模態之共振頻率間的距離，更有利於模態隔離。

定子結構一如圖 3.9 所示，最後所選用之尺寸為長度 $H=12$ (mm)、管壁厚度 $t=2.5$ (mm)、壁內導角 $RI=3.5$ (mm)、外導角 $RO=3$ (mm)、橫向孔縫長度 $a=13.1$ (mm)、橫向孔縫寬度 $HC=1$ (mm)、水平孔縫與定子上緣距離 $h=7$ (mm)、水平孔縫與定子下緣距離 $b=4$ (mm)，兩組模態

疊加的耦合模態圖如圖 3.10 所示。

3.2.2.2 定子結構二幾何尺寸對於特定模態共振頻率的影響與選定之參數

定子結構二邊長設為 40 (mm)，先探討三角型厚度 t 的影響，圖 3.11 所示為隨厚度由 1.7 (mm) 增至 2.5 (mm) 的結果。縱向模態之共振頻率與其他模態之共振頻率約在 $t=2$ (mm) 處有一交點，隨著厚度的增加，其他模態的共振頻率上升幅度大於扭轉模態。同時，縱向模態的共振頻率逐漸接近扭轉模態的共振頻率，惟兩者的最小差距仍有 6.542 (kHz) 左右。此趨勢雖有助於共振頻率耦合之效果，但是定子厚度過厚會降低定子接觸點變形量，影響馬達效能，故不宜將厚度調整於過厚。

圖 3.12 所示為水平孔縫與定子上緣距離 h 對於不同模態共振頻率的影響，隨著 h 值增加，縱向模態的共振頻率增加，扭轉模態的共振頻率則降低，其他模態的共振頻率亦下降，但下降幅度較扭轉模態的共振頻率小。

由調整水平孔縫與定子下緣距離 b 之頻率變化結果如圖 3.13 所示，距離由 2 (mm) 增加至 4 (mm)，縱向模態與扭轉模態之共振頻率均緩慢下降，分別下降 1.258 (kHz) 與 1.669 (kHz)。隨著 b 值的增加，其他模態的共振頻率下降幅度較扭轉模態快，下降約 1.76 (kHz)。

接著調整外導角 RO 值，對於共振頻率值的影響如圖 3.14 所示，縱向模態、扭轉模態與其他模態之共振頻率皆隨著 RO 值的增加而緩慢增加，其他模態與扭轉模態之共振頻率差值亦隨著 RO 值的增加而緩慢拉大，對於模態隔離的實現幫助不大。

圖 3.15 顯示調整水平孔縫長度 a 影響共振頻率的數值結果，長度 a 由 11 (mm) 增加時，其他模態與縱向模態之共振頻率差距減小，約在 $a=12$ (mm) 與 $a=12.5$ (mm) 之間有一交點，隨著長度增至 13.5 (mm)

時兩模態之共振頻率差距拉至 6.355 (kHz) 內，有良好的模態隔離。隨著水平孔縫長度 a 增加，縱向模態及扭轉模態之共振頻率逐漸逼近，且相交於 13.5 (mm) 與 14 (mm) 之間。

定子結構二如圖 3.16 所示，最後所選用之尺寸為長度 $H=10.8$ (mm)、管壁厚度 $t=2.5$ (mm)、壁內導角 $RI=3.5$ (mm)、外導角 $RO=3.5$ (mm)、橫向孔縫長度 $a=13.78$ (mm)、橫向孔縫寬度 $HC=3$ (mm)、水平孔縫與定子上緣距離 $h=5.8$ (mm)、水平孔縫與定子下緣距離 $b=2$ (mm)，兩組模態疊加的耦合模態圖如圖 3.17 所示。

3.2.3 共振模態收斂性

定子結構一與定子結構二的各模態自然頻率收斂性分析如圖 3.18、圖 3.19 所示，元素數目由 0 至 60 萬，各組模態的自然頻率穩定收斂於定值。本研究的馬達定子結構一採用 47,805 個元素，定子結構二採用 95,115 個元素，都落在穩定收斂區。

3.3 三角形定子材料阻尼設定

材料阻尼的設定為模擬重要參數之一，結構的材料阻尼假設為比例阻尼 (Proportional damping)，阻尼矩陣 $\mathbf{C} = \alpha\mathbf{M} + \beta\mathbf{K}$ 。根據公式[29]，阻尼比 ζ 是振動頻率 ω_i 的反比函數及線性函數的和，

$$\alpha + \beta\omega_i^2 = 2\omega_i\zeta_i \quad (3.1)$$

選用適當的結構材料阻尼比 ζ 與振動頻率 ω_i ，以耦合模態與其鄰近較高模態之共振頻率，決定 α (alpha damp) 與 β (beta damp)。

本研究從不同結構阻尼比 ζ 與兩振動頻率間距大小不同所得數據，選用適合本超音波馬達的材料阻尼，定子結構一與定子結構二皆先以

$\zeta = 0.4\%$ 為阻尼比，比較兩頻率間距影響的各頻率阻尼比。

3.3.1 定子結構一阻尼比分析

圖 3.20 為定子結構一的第一扭轉模態與側向彎曲模態的頻率所得出之阻尼比曲線，兩模態的頻率差為 5.783kHz，曲線最低點的阻尼比 ζ 約為 0.398%；圖 3.21 為定子結構一根據第一及第二扭轉模態的頻率所得出之阻尼比曲線，兩模態的頻率差為 13.452kHz，曲線最低點的阻尼比 ζ 約為 0.391%。

圖 3.22~圖 3.31 為定子結構一阻尼比 ζ 為 0.4%~0.8% 的時諧分析 X 方向最大位移響應圖與暫態分析達穩定 X 方向位移響應圖。

3.3.2 定子結構二阻尼比分析

圖 3.32 為定子結構二的第一扭轉模態與側向彎曲模態的頻率所得出之阻尼比曲線，兩模態的頻率差為 6.044kHz，曲線最低點的阻尼比 ζ 約為 0.397%；圖 3.33 為定子結構二第一及第二扭轉模態的頻率所得出之阻尼比曲線，兩模態的頻率差為 12.39kHz，曲線最低點的阻尼比 ζ 約為 0.391%。

圖 3.34~圖 3.43 為定子結構二阻尼比 ζ 為 0.4%~0.8% 的時諧分析 X 方向最大位移響應圖與暫態分析達穩定 X 方向位移響應圖。

3.3.3 阻尼比選定

結果顯示倘若選定的模態之自然頻率間隔較小，在該頻率範圍內所得之阻尼比差值較小，在頻率範圍外的差異反而加大，故本研究選擇頻率間隔較小的兩模態之共振頻率為計算的組合。

由時諧分析與暫態分析的比較可知，阻尼比 ζ 對於時諧分析的振幅值

影響較大，且兩種結構之暫態位移響應皆無拍的情況 (beat phenomena) 產生，較大的阻尼比 ζ 會使時諧分析的振幅值與暫態分析達穩態時的振幅值差距減小。

表 5 所列，為定子結構一的時諧分析 X 方向最大值與暫態分析達穩定 X 方向位移值，當 $\zeta = 0.6\%$ 時，定子結構一時諧分析的 X 方向位移與暫態分析到達穩態時的 X 方向位移值差為 $0.5711 (\mu m)$ ，為可容許誤差範圍內，因此選用此阻尼比為計算材料 α 與 β 阻尼值的依據。以 $\zeta = 0.6\%$ 為例、 $\omega_1 = 2 \times \pi \times 23926 (\text{rad/sec})$ 、 $\omega_2 = 2 \times \pi \times 29709 (\text{rad/sec})$ ，可求得 $\alpha = 991.302 (\text{rad/sec})$ ， $\beta = 3.586 \times 10^{-8} (\text{sec/rad})$ 。

表 6 所列為定子結構二的時諧分析 X 方向最大值與暫態分析達穩定 X 方向位移值，當 $\zeta = 0.6\%$ 時，定子結構二時諧分析的 X 方向位移與暫態分析到達穩態時的 X 方向位移值差為 $0.46575 (\mu m)$ ，為可容許誤差範圍內，因此選用此阻尼比為計算材料阻尼 α 與 β 的依據。以 $\zeta = 0.6\%$ 為例、 $\omega_1 = 2 \times \pi \times 22181 (\text{rad/sec})$ 、 $\omega_2 = 2 \times \pi \times 28225 (\text{rad/sec})$ ，可求得 $\alpha = 936.872 (\text{rad})$ ， $\beta = 3.788 \times 10^{-8} (\text{sec/rad})$ 。

3.4 三角形定子接觸點的振動位移

時諧分析用於計算馬達定子接觸點受到壓電陶瓷激振的位移響應。馬達定子上的兩組壓電換能器以兩組頻率相等與振幅 $300V_{p-p}$ 的弦波訊號激振，兩組訊號相位差為 90 度，由時諧分析結果獲得馬達定子的位移響應。

定子結構一與定子結構二的 A (\bar{A})、B 相致動器表面電極施予交流電壓，參考圖 2.3、圖 2.4 所示，以馬達定子接觸點作為參考點計算其位移響應。若要使馬達轉子轉動需由馬達定子接觸點作橢圓形軌跡運動，Ueha *et al* [6] 曾提出，軌跡中的周向位移愈大，則馬達的性能愈好，此論點將作為本文設定座標的依據。橢圓形軌跡由接觸參考點的周向方向 X

與軸向方向 Z 位移疊加而成，Y 則為三角形定子的徑向方向。

3.4.1 定子結構一之時諧分析結果

定子結構一接觸點的 X、Y、Z 方向位移分量之頻率響應函數圖如圖 3.44 所示， U_x 最大、 U_z 次之、 U_y 最小。接觸點的 U_x 、 U_z 之共振頻率大約為 23.928 (kHz) 與 23.901 (kHz)。雙模態耦合情況佳，且與前後共振頻率有模態隔離的效果，以此結果繼續進行暫態響應分析，取得馬達定子接觸點的位移軌跡圖。

3.4.2 定子結構二之時諧分析結果

定子結構二接觸點的 X、Y、Z 方向位移分量之頻率響應函數圖如圖 3.45 所示， U_z 最大、 U_x 次之、 U_y 最小。接觸點的 U_x 、 U_z 之共振頻率大約為 22.176 (kHz) 與 22.213 (kHz)。雙模態耦合情況亦佳，且與前後共振頻率有模態隔離的效果，以此結果繼續進行暫態響應分析，取得馬達定子接觸點的位移軌跡圖。

3.5 暫態響應分析

結構暫態分析模組用於模擬超音波馬達定子接觸點的運動軌跡。考慮施加電壓為時間函數，輸入相位差 90 度的兩弦波訊號至 A (\bar{A})、B 相壓電換能器，驅動整體結構振動，將超音波馬達定子接觸點視為參考點，擷取其節點於啟動瞬間與穩態的位移變化量，並將 X、Z 方向位移合成橢圓形軌跡。

所使用的有限元素套裝軟體 ANSYS 的暫態動力學求解是採用直接積分的隱式 Newmark 方法進行數值分析，本研究將時間增量設為周期的三十二分之一，並將驅動週期分成三十二等份的負荷增量，確保良好的

計算精度。

3.5.1 定子結構一之暫態分析結果

定子結構一於時諧分析所得之雙模態共振頻率分別為 23.901 (kHz) 與 23.928 (kHz)，以扭轉模態之共振頻率 (23.928 (kHz)) 為驅動頻率，驅動電壓為 $300V_{p-p}$ 交流電壓，施加於 A (\bar{A})、B 相致動器的表面電極，共驅動 150 個週期。圖 3.46 (a) ~ 圖 3.46 (c) 所示分別為定子結構一接觸點在驅動後之 X、Y、Z 方向的位移響應，位移暫態響應的振幅逐漸遞增，直到 2.4 (msec)，也就是約 50 週期以後出現最大值並達穩定狀態。

定子結構一之 Y 方向位移響應的振幅波動情形與 X、Z 方向相近，但位移振幅相較於 X 與 Z 方向之位移甚小。同一時間下，X 與 Y 方向位移可繪製成如圖 3.47 (a) 所示，啟動時質點由中心處隨時間增加，向外作橫橢圓軌跡運動。將 X 與 Z 方向位移繪製成如圖 3.47(b) 所示的軌跡，啟動時的質點隨時間增加，由中心處向外作與 X-Y 反方向之橫橢圓軌跡運動。Y 與 Z 方向位移軌跡如圖 3.47(c)、所示，質點由中心處向外作斜直線運動。

3.5.2 定子結構二之暫態分析結果

定子結構二於時諧分析所得之雙模態共振頻率分別為 22.176 (kHz) 與 22.213 (kHz)，以扭轉模態之共振頻率 (22.176 (kHz)) 為驅動頻率，模擬超音波馬達定子接觸點的暫態響應，驅動電壓為 $300V_{p-p}$ 交流電壓，施加於 A (\bar{A})、B 相致動器的表面電極，共驅動 150 個週期。圖 3.48 (a) ~ 圖 3.48 (c) 所示分別為定子結構二接觸點之 X、Y、Z 方向的位移響應，位移暫態響應的振幅逐漸遞增，一直到 2.3 (msec) (約 50 週期) 以後，

出現最大值並達穩定狀態。

定子結構二之 Y 方向位移響應的振幅波動情形與 X、Z 方向相近，但位移振幅相較於 X 與 Z 方向之位移甚小。同一時間下，X 與 Y 方向位移可繪製成如圖 3.49 (a) 所示，啟動時質點由中心處隨時間增加，向外作立橢圓軌跡運動。將 X 與 Z 方向位移繪製成如圖 3.49(b)所示的軌跡，啟動時的質點隨時間增加，由中心處向外作與 X-Y 反方向之立橢圓軌跡運動。Y 與 Z 方向位移軌跡如圖 3.49 (c) 所示，質點由中心處向外作斜直線運動。

3.5.3 暫態分析與時諧分析振幅誤差來源

暫態分析的計算結果顯示，位移響應趨勢與 3.4 節時諧分析計算的振幅響應趨勢有些許差距，乃由於 ANSYS 套裝軟體的時諧分析與暫態分析所使用的演算法不同所致。



第四章 實驗量測與結果討論

進行數值分析後，確認所設計之定子結構接觸點之運動軌跡與振幅大小符合預期後，本章以數值分析所得之結構幾何尺寸，加工製造馬達原型機，進行實驗量測。實驗量測先以督卜勒干涉儀量測馬達原型機的共振頻率，接著量測馬達原型機的轉速與扭矩性能曲線。

4.1 馬達原型機製作

三角形超音波馬達分成定子與轉子兩部分，定子由三角形鋁合金管狀體、方形壓電片與底座組成。定子與底座以銑床加工，並於三角形各角頂點上緣處理入鋼珠作為突起接觸點，水平孔縫開槽於三個頂角的下方。方形壓電片訂製宸辰科技公司的壓電陶瓷 PZT-4，如圖 4.1(a) 所示，極化方向為厚度方向，並藉由如圖 4.1(b) 所示之 AB 導電銀膠 CW2400 搭配如圖 4.2 所示之壓克力夾具輔具黏貼於三角形定子各邊的外側。壓克力夾具輔具乃為確保方形壓電片黏貼在正確的位置上並提升黏著強度。圖 4.3(a)、圖 4.3(b) 分別為完成加工製作的定子結構一與定子結構二。

4.2 馬達定子共振頻率量測

4.2.1 量測架構與量測參考點

量測馬達定子共振頻率使用雷射測振儀 (laser Doppler vibrometer, LDV) LV-1720A (Ono Sokki Corporation, Tokyo, Japan) 配合頻譜分析儀 NF-FRA5087 (NF Corporation, Yokohama, Japan) 量測機械振動的面外位移之頻率響應。由頻譜分析儀輸出弦波訊號 (定子結構一 $2V_{p-p}$ 、定子結構二 $3V_{p-p}$)，定子結構一掃頻範圍設定為 10~50 (kHz)、定子結構二

掃頻範圍為 10~30 (kHz)。透過功率放大器 NF-HSA4051 將訊號增益 20 倍後，將電壓訊號輸出，定子結構一同時致動 $A(\bar{A})$ 相換能器，定子結構二同時致動 $A(\bar{A})$ 、 B 相換能器，激振定子結構振動，並以雷射都卜勒測振儀 (laser Doppler vibrometer, LDV) 量取數據。圖 4.4、圖 4.5 所示為量測架構與量測參考點。

4.2.2 馬達定子共振頻率量測結果

定子結構一的參考點 a 的面外振動位移之頻率響應如圖 4.6 所示，共振頻率約為 15~20kHz 之間。參考點 b 的面外振動位移之頻率響應如圖 4.7 所示，共振頻率約為 22.8 (kHz)。定子結構二的參考點 a、b、c、d、e、f 為一銅製、邊長 5 (mm)、中間空心的立方體。參考點 a、b、c 的面外振動位移之頻率響應如圖 4.8 (a)、(b)、(c) 所示，最大振幅發生處所對應的頻率分別為 15.8 (kHz)、15.3 (kHz)、16.3 (kHz)，為縱向模態的共振頻率。參考點 d、e、f 的面外振動位移之頻率響應如圖 4.8 (d)、(e)、(f) 所示，最大振幅發生處所對應的頻率分別為 9.17 (kHz)、10.4 (kHz)、9.78 (kHz)，為扭轉模態的共振頻率。

4.2.3 共振頻率量測結果與數值分析誤差來源分析

兩顆馬達定子量測所得的共振頻率均較數值分析結果低，並且縱向與扭轉共振頻率之間的頻率差拉大許多，與數值分析有甚大的誤差。最大誤差來源為壓電片黏貼精度誤差與使用絕緣膠塗於壓電材料表面所導致。其他誤差來源可能包含壓電材料的品質、壓電片黏貼位置、定子加工的精度、組裝過程。

4.3 馬達性能曲線量測架構

實驗量測以函數產生器 (Tektronix AFG3102) 輸出兩組具相位差的弦波訊號至功率放大器 NF-HSA4051，放大電壓訊號至 A (\bar{A})、B 相換能器，激振方形壓電片致動馬達定子。在轉軸下方的聯軸器下方加掛砝碼施加預壓力 (preload) 並控制轉子預壓力大小。在轉軸上方透過聯軸器連接馬達轉軸與編碼器 (encoder HTR-3A, 1,000 ppr, Hontko Inc.)，編碼器將訊號傳至 A/D 卡擷取編碼訊號計算馬達轉速。馬達扭矩量測使用 Futek 公司的荷重元 (Load Cell, LSM400)，量測到的電壓訊號經由三聯科技應變訊號放大器 DPM 711B 增益及濾波。A/D 卡購置 NI 公司 (National Instruments Corp., Texas, USA) 之 PXI-6251 訊號擷取卡，擷取荷重元與編碼器的訊號，最後擷取到的訊號經由圖形化程式語言 Labview 2011 軟體計算超音波馬達的轉速與扭矩。整體量測架構如圖 4.9 所示。

4.4 馬達定子結構二性能曲線量測結果

性能曲線僅量測定子結構二，因為定子結構一運轉不佳，施加少許預壓力後便於法轉動，導致無法進行後續的量測作業。

4.4.1 馬達轉速量測結果

(1) 驅動頻率與轉速曲線

實際驅動馬達時，轉子的重量及預壓力都會造成定子的共振頻率偏移，雷射都卜勒測振儀量測定子共振頻率時，不包含轉子及預壓力，故量測到的結果會有不同。進行後續量測前需先量測馬達在給予不同操作頻率時，所對應的最大轉速。實驗所使用的的函數產生器輸出最大交流

電壓經放大後為 $300V_{p-p}$ ，故以 $300V_{p-p}$ 交流電壓進行馬達驅動頻率與轉速曲線的量測。

在選取量測頻率範圍時，由於雷射都卜勒測振儀所量測出的結果顯示縱向模態與扭轉模態兩共振頻率的頻率值相差甚遠，因此無法由雷射都卜勒測振儀所得知之結果決定頻率之量測範圍。在此以函數產生器輸出兩相位差為 90 度的弦波訊號以手動掃頻方式找尋適當的頻率範圍。

圖 4.10 所示為不同頻率驅動超音波馬達正反轉的轉速曲線，沒有施予預壓力時，驅動頻率範圍為 18.3~19kHz。驅動頻率為 18.45 (kHz) 至 18.65 (kHz) 之間時，不鏽鋼轉子逆時針旋轉可達最大轉速 59 (rpm)；驅動頻率為 19.3 (kHz) 時，不鏽鋼轉子順時針旋轉可達最大轉速 48 (rpm)。

量測結果顯示超音波馬達的最大轉速發生在逆時針轉動時，故採用逆時針轉動方式進行後續的實驗量測以保持馬達的最佳性能。另考慮馬達順逆時針轉動性能的差值能夠縮小，選取 18.3 (kHz) 為後續測試的驅動頻率。

(2) 驅動電壓與轉速曲線

由圖 4.11 可得馬達的驅動電壓與轉速曲線，未施加預壓力情況下，驅動電壓達到 $140V_{p-p}$ 時，轉子開始轉動，馬達轉速隨著驅動電壓的增加而上升並且在最大驅動電壓 $300V_{p-p}$ 作用下，馬達轉速可達 57 (rpm)。給予預壓力 2.94 (N) 情況下，驅動電壓達到 $160V_{p-p}$ 時，轉子才能開始轉動，馬達轉速亦隨著驅動電壓的增加而上升，最大轉速 29 (rpm) 發生在驅動電壓增加至為 $300V_{p-p}$ 時。由圖中亦可發現馬達轉速在同一驅動電壓下會隨著預壓力增加而減小，乃因為馬達在運轉時，轉子與定子在預壓

力不足情況下有間隙產生，導致定子三接觸點沒有同時接觸到轉子。

(3) 函數產生器輸出弦波訊號之相位差與轉速曲線

考慮方形壓電片位置對應接觸點為非對稱情況下，探討在無預應力施加的情況下，不同頻率下不同相位差的弦波訊號對轉速的影響。如圖 4.12 (a) 至圖 4.12 (f) 所示，不同頻率、不同相位差所呈現的轉速皆不同，於 18 (kHz) 至 19.5 (kHz) 頻率範圍內所得之最高轉速較其他頻率範圍之轉速值高，與先前使用掃頻所找尋適當驅動頻率之結果相符。於 18.3 (kHz) 頻率下，兩訊號相位差為 100 度時之逆時針轉動的轉速較先前 90 度相位差的轉速高，故後續實驗的兩訊號相位差更正為 100 度。

4.4.2 馬達扭矩量測結果

(1) 驅動電壓與扭矩曲線

本研究以圖 4.9 所示之實驗裝置進行馬達扭矩量測，將細銅線繞過轉子上方銅圓柱體邊上的凹槽，銅線的一端懸掛 10 (g) 重的砝碼，使一固定的拉力作用沿轉子切線方向作用，一端連接荷重元，量測施加不同的預壓力下，驅動電壓與馬達扭矩的曲線。

定子結構二的量測結果如圖 4.13 所示，給予的預壓力分別為 0.98(N)、1.96 (N)、2.94 (N)，在同一預壓力下，馬達扭矩隨著驅動電壓的增加而上升，在預壓力 0.98 (N) 作用下，馬達的啟動扭矩為 0.083 (N-cm)，此時驅動電壓為 $160V_{p-p}$ ；當預壓力增至 2.94 (N) 時，馬達能提供的最大扭矩 0.47 (N-cm)。馬達輸出扭矩亦隨著預壓力的增加而上升，當驅動電壓固定為 $200V_{p-p}$ 時，給予預應力 0.98(N)，馬達扭矩可達 0.12(N-cm)；給予預應力 1.96(N)，馬達扭矩可達 0.16(N-cm)；給予預壓力 2.94(N)，

馬達扭矩可達 0.28 (N-cm)。

4.4.3 扭矩與轉速性能曲線

扭矩與轉速的曲線可作為超音波馬達的性能指標，本研究所使用之實驗儀器所能輸出最大驅動電壓為 $300V_{p-p}$ ，因此量測扭矩與轉速性能曲線時固定驅動電壓為 $300V_{p-p}$ 。藉由改變配掛在扭矩量測裝置的銅絲上砝碼的重量，量取給予不同預壓力時，馬達的扭矩與轉速性能曲線關係。

定子結構二的馬達扭矩與轉速曲線如圖 4.14 所示，分別給予預壓力 0.98 (N)、1.96 (N)、2.94 (N)。隨著砝碼配重的增加，馬達轉速下降同時馬達扭矩增加，馬達轉速與馬達扭矩呈現一反比關係。給予預壓力 0.98 (N)，轉子在未施加負載扭矩時的轉速可達 46 (rpm)，隨著砝碼配重增加，馬達轉速降為 8 (rpm) 時，此時馬達輸出的扭矩為 1.23 (N-cm)。馬達在預壓力增加的情況下逐漸呈現低轉速高扭矩的特徵，給予預壓力為 2.94 (N) 時，轉子在未施加負載扭矩時的轉速可達 31 (rpm)，隨著砝碼配重增加，馬達轉速降為 7 (rpm)，此時馬達的扭矩為 2.91 (N-cm)。

第五章 結論與未來展望

本研究改良蔡慶芳[14]的三角形超音波馬達，數值分析使用套裝軟體 ANSYS，依據模態耦合、模態隔離及超音波馬達定子接觸點的橢圓運動軌跡為設計準則，依序進行模態、時諧及暫態響應分析，設計並製作超音波馬達原型機。超音波馬達性能量測實驗包含驅動頻率、驅動電壓及相位差對於馬達性能的影響、轉速與扭矩性能曲線。本章將數值分析與實驗量測結果做統整，以供日後相關研究參考。

馬達定子結構一由於在數值分析時未將基座納入計算，因此製作出來的原型機所量測到的共振頻率與模擬相差甚大，造成效能不佳，故進行馬達定子結構二的設計製造。

5.1 數值分析結論

本研究一開始需先決定馬達定子結構的幾何尺寸，以三角形定子的雙模態耦合、模態隔離的程度、定子突起點的振幅與橢圓運動軌跡作為設計的依據。進行時諧分析與暫態響應分析時，使用的阻尼比越大，會使得兩分析結果值越接近，越接近真實情況，但使用的阻尼比越大，亦會造成整體響應越小。

時諧分析之參考點最大振幅頻率響應對應的共振頻率與模態分析的結果差距極小。暫態響應分析結果可知，以固定振幅的交流電壓驅動超音波馬達，定子參考點的位移逐漸增加，經過約 50 個週期後，定子的位移響應達到穩態。定子的參考點在馬達啟動後由中心處向外作橢圓形軌跡運動。

5.1.1 結構一數值分析總結

於模態分析可知，定子結構一的側邊水平孔縫，可有效地減弱馬達定子的縱向剛性。定子結構一耦合頻率為 23.908 (kHz)，此時設計參數為：長度 $H=14$ (mm)、管壁厚度 $t=2.5$ (mm)、壁內導角 $RI=3.5$ (mm)、外導角 $RO=3$ (mm)、橫向孔縫長度 $a=13.1$ (mm)、橫向孔縫寬度 $HC=1$ (mm)、水平孔縫與定子上緣距離 $h=7$ (mm)、水平孔縫與定子下緣距離 $b=4$ (mm)，雙耦合模態頻率與鄰近模態的自然頻率隔離 5.8 (kHz)。

本研究之定子結構一進行時諧分析與暫態響應分析時使用阻尼比 0.6% 計算出適合的材料阻尼。

時諧分析顯示，定子結構一的 X 方向位移最大，Z 方向其次，Y 方向最小，接觸點的 U_x 、 U_z 之共振頻率大約為 23.928(kHz) 與 23.901(kHz)，符合設計之模態耦合與模態隔離之期望。

暫態分析結果可看出定子結構一的參考點在 X-Z 平面與 X-Y 平面呈現的運動軌跡均為扁橢圓。

5.1.2 結構二數值分析總結

於模態分析可知，定子結構二的側邊水平孔縫，亦可有效地減弱馬達定子的縱向剛性。定子結構二耦合頻率為 22.198 (kHz)，此時設計參數為：長度 $H=10.8$ (mm)、管壁厚度 $t=2.5$ (mm)、壁內導角 $RI=3.5$ (mm)、外導角 $RO=3.5$ (mm)、橫向孔縫長度 $a=13.78$ (mm)、橫向孔縫寬度 $HC=3$ (mm)、水平孔縫與定子上緣距離 $h=5.8$ (mm)、水平孔縫與定子下緣距離 $b=2$ (mm)，雙耦合模態頻率與鄰近模態的自然頻率隔離 6 (kHz)。

本研究之定子結構二進行時諧分析與暫態響應分析時使用阻尼比 0.6% 計算出適合的材料阻尼。

時諧分析顯示，定子結構二 Z 方向位移最大，X 方向其次，Y 方向

最小，接觸點的 U_x 、 U_z 之共振頻率大約為 22.176(kHz)與 22.213(kHz)，符合設計之模態耦合與模態隔離之期望。

暫態分析結果可看出定子結構二的參考點在 X-Z 平面與 X-Y 平面呈現的運動軌跡近似正圓。

5.1.3 數值分析總結

本研究之時諧分析與暫態分析結果與蔡慶芳[14]比較如表 7 所示，兩分析在使用的阻尼比較大並且驅動電壓振幅較小的情況下，所得之 X 方向最大振幅與蔡慶芳[14]馬達結構三相近，因此本研究設計之超音波馬達於數值分析結果顯示馬達性能有較蔡慶芳[14]好，達到本文之研究目的。

5.2 實驗量測結果討論

5.2.1 雷射都卜勒測振儀量測結果與討論

於雷射都卜勒測振儀量測馬達定子的共振頻率實驗中，定子結構一與定子結構二實驗得到的數據均低於數值分析結果，且有模態隔離現象產生，最大誤差來源為壓電片黏貼精度誤差與使用絕緣膠塗於壓電材料表面所導致。其他誤差來源可能包含壓電材料的品質、壓電片黏貼位置、定子加工的精度、組裝過程。

5.2.2 馬達性能量測結果與討論

進行馬達性能量測時，由於定子結構一運轉效果不佳，因此無法進行之後的性能曲線量測。定子結構二運轉效率亦低落，轉子承受預壓力超過 2.94 (N) 後即無法轉動，導致預壓力大於 2.94 (N) 後的轉速與扭矩量測困難。

定子結構二的轉子當未施予預壓力時，馬達的啟動電壓為 $140V_{p-p}$ 。

當施予最大驅動電壓 $300V_{p-p}$ 、訊號相位差設為 90 度條件時，馬達最大轉速可達 57 (rpm)。將訊號相位差調整為 100 度後，馬達最大轉速可達 59 (rpm)。當轉子承受 2.94(N) 的預壓力時，馬達的空載轉速為 31(rpm)，最大扭矩可達 2.91 (N-cm)。

5.3 實驗誤差來源討論

本研究所設計之馬達，在性能測試時，結果與數值分析所預期之結果落差甚大，誤差來源為：三壓電片對於接觸點沒有對稱性，無法預先得知正確的訊號相位差進行實驗。壓克力輔具無法有效控制壓電材料與金屬材料之間的精度誤差，造成馬達定子在實際驅動時無法三面對稱作動，驅動出許多數值模擬不存在的頻率，以致主要的共振頻率的位移響應變小。此外，於壓電片表面所塗之絕緣膠厚度無法有空控制，導致壓電片位移受到拘束，無法達到所期望的位移值。

5.4 未來展望

- 一、未來在設計馬達定子時應考慮壓電片對於接觸點的對稱性，並能找出方法正確算出訊號的相位差。
- 二、設計壓克力輔具時應增加黏貼壓電片的定位精密度，以避免壓電材料位置精度差造成的實驗誤差。
- 三、設計馬達定子時，避免使用絕緣膠，免除壓電材料因絕緣膠的拘束而使致動能力變小的可能性。

参考文献

- [1] H.V. Barth (1973), "Ultrasonic driven motor," *IBM Tech. Disclosure Bull.*, **16** (7), 2263.
- [2] V.V. Lavrinenko, V.S. Vishnevski, and I.A. Kartashev (1976), "Equivalent circuits of piezoelectric motor," *Bulletin of Kiev Polytechnical Institute Series, Radio-Electrics*, **13**, pp. 57-61.
- [3] P.E. Vasiliev, P.A. R. Klavichjuz, A.V. Kondratiev, J.J. Matsjukyavichjus, G.V.L. Beksha, and V.A. Kaminskas (1979), *Vibration motor control*, UK Patent Application GB2020857 (A).
- [4] T. Sashida (1982), "Trial construction of an ultrasonic vibration driven motor," *Japanese Journal of Applied Physics*, **51** (6), pp. 713-720.
- [5] T. Sashida and T. Kenjo (1993), *An Introduction to Ultrasonic Motors*, Clarendon Press, Oxford.
- [6] S. Ueha and Y. Tomikawa (1993), *Ultrasonic Motors Theory and Applications*, Clarendon Press, Oxford.
- [7] J. Toyada and K. Murano (1991), "A small-size ultrasonic linear motor," *Japanese Journal of Applied Physics*, **30**, pp. 2274-2276.
- [8] C. Li and C. Zhao (1998), "A large thrust linear ultrasonic motor using longitudinal and flexural modes of rod-shaped transducer," *Proc. IEEE Ultrasonic Symposium*, **1**, pp. 691-694.
- [9] T. Hemsell and J. Wallachek (2000), "Survey of the present state of the art piezoelectric linear motors," *Ultrasonics*, **38**, pp. 37-40.
- [10] P-A Juang and H-J Hardtke (2001), "A new disc-type ultrasonic motor," *Sensors and Actuators A*, **94**, pp. 102-111.
- [11] O. Vyshnevskyy and S. Kovalev (2005), "A novel, single-mode

- piezoceramic plate actuator for ultrasonic linear motors,” *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control*, **52** (11) , pp. 2047-2053.
- [12] M. Zhang, W. Guo, L. Sun (2008) , “A multi-degree-of-freedom ultrasonic motor using in-plane deformation of planar piezoelectric elements,” *Sensors and Actuators A*, **148**, pp. 193-200.
- [13] Y. Shi and C. Zhao (2011) , “A new standing-wave-type linear ultrasonic motor based on in-plane modes,” *Ultrasonics*, **51**, pp. 397-404.
- [14] 蔡慶芳 (2011) , 雙模態耦合的三角形超音波馬達, 國立交通大學機械系, 新竹市, 台灣。
- [15] B. Lu and M. Aoyagi (2012) , “Examination of an outer-rotor-type multidegree-of-freedom spherical ultrasonic motor,” *Electrical Machines and Systems (ICEMS)* , 2012 15th International Conference on.
- [16] X Y Hou, HP Lee, SP Lim and CJ Ong (2012) , “Performance enhancement of ultrasonic motors using single crystalline piezo-materials,” *APMRC, 2012 Digest, 1-2*
- [17] A. Iula and M. Pappalardo (2006) , “A high-power traveling wave ultrasonic motor,” *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, **53** (7) , pp. 1344-1351.
- [18] W. Chen, S. Shi, Y. Liu, and P. Li (2010) , “A new traveling wave ultrasonic motor using thick ring stator with nested PZT excitation,” *IEEE Transaction on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control*, vol. **57**, NO. 5, MAY
- [19] Y. Liu, J. Liu, W. Chen, X. Yang (2011) , “A rotary ultrasonic motor using radial bending mode of ring with nested PZT excitation,” *Journal*

of Zhejiang University-SCIENCE A (*Applied Physics & Engineering*),**13**
(3) ,pp. 189-196

- [20] 游泰和 (2012) , *圓柱楔形超音波馬達之研發*, 國立交通大學機械系, 新竹市, 台灣。
- [21] M. Kurosawa and S. Ueha (1991) , “Hybrid transducer type ultrasonic motor,” *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control*, **38**, pp. 89-92
- [22] K. Nakamura, M. Kurosawa, and S. Ueha (1991) , “Characteristics of a hybrid transducer-type ultrasonic motor,” *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control*, **38** (3) , 188-193.
- [23] M. Aoyagi, Y. Tomikawa, T. Takano (1996) , “Simplified equivalent circuit of an ultrasonic motor and its applications,” *Ultrasonics* , **34**, pp. 275-278
- [24] L. Petit and P. Gonnard (2009) , “A multilayer TWILA ultrasonic motor,”
Sensors and Actuators A, **149** , pp. 112-119
- [25] J. H. Oh, H. E. Jung, J. S. Lee, K. J. Lim, H. H. Kim, B. H. Ryu, and D. H. Park (2009) , “Design and performances of high torque ultrasonic motor for application of automobile,” *Journal of Electroceramics*, **22**, pp. 150-155.
- [26] A. Iula, A. Corbo, and M. Pappalardo (2010) , “FE analysis and experimental evaluation of the performance of a travelling wave rotary motor driven by high power ultrasonic transducers, ” *Sensors and Actuators A*,**160**, pp.94-100
- [27] Y. Liu, W. Chen, J. Liu, S. Shi (2010) , “A cylindrical traveling wave ultrasonic motor using longitudinal and bending composite transducer,”
Sensors and Actuators A, **161**,pp. 158-163

- [28] ANSI/IEEE Standard (1987) , Piezoelectricity, IEEE, New York.
- [29] ANSYS (2007) , *Release 11.0 Documentation for ANSYS: Structural Analysis Guide, Transient Dynamic Analysis*, SAS IP, Inc., USA.
- [30] K.-J. Bathe and E.L. Wilson (1976) , *Numerical Methods in Finite Element Analysis*, Chap.8, pp. 308-344, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey.
- [31] R. C. Buchanan, *Ceramic Materials for Electronics*, 3rd Edition, Marcel Dekker, Inc., New York, 2004, 266-267.



附 表

表 1 參考文獻提出之超音波馬達性能比較

作者 (年份)	Kurosawa et al (1991) [21]	Nakamura et al (1991) [22]	Aoyagi et al (1996)[23]	Juang et al (2001) [10]	Iula et al (2006) [17]	Zhang et al (2008) [12]	Petit et al (2009)[24]
轉速 (rpm)	100	198	82	586	300	227	300
扭矩 (N-m)	0.686	0.3234	1.372	NA	0.8	0.00083	0.095
作者 (年份)	Oh et al (2009) [25]	Iula (2010) [26]	Liu et al (2010)[27]	Chen et al (2010) [18]	Liu et al (2011) [19]	蔡慶芳 (2011) [14]	游泰和 (2012)[20]
轉速 (rpm)	140	110	281	15	125	142	225
扭矩 (N-m)	1.8	0.094	1.2	7.8	0.8	0.0425	0.015735

表 2 鋁合金 T-6061 的材料係數

	楊氏係數 (GPa)	蒲松比 ν
	2,702	0.33

表 3 壓電陶瓷 PZT-4 的材料係數[31]

Elastic constants (GPa)	C_{11}	139	Piezoelectric constants (C/m^2)	e_{31}	-5.2
	C_{12}	77.8		e_{33}	15.1
	C_{13}	74.3		e_{15}	12.7
	C_{33}	115	Dielectric constants	ϵ_{11}/ϵ_0	730
	C_{44}	25.6		ϵ_{33}/ϵ_0	635
	C_{66}	30.6		ϵ_0	8.854×10^{-12}
Density 密度 (kg/m^3)				(F/m)	
		7,900			

表 4 完整三角形結構之前 20 組模態振形, $L=40\text{mm}$ 、 $H=12\text{mm}$ 、 $t=2.5\text{mm}$

第 1~5 模態	1	2	3	4	5
模態振形					
自然頻率(Hz)	25538	25546	32064	39570	51554
第 1~10 模態	6	7	8	9	10
模態振形					
自然頻率(Hz)	51565	54689	54706	62902	74218
第 11~15 模態	11	12	13	14	15
模態振形					
自然頻率(Hz)	75993	76059	90156	90168	95189
第 16~20 模態	16	17	18	19	20
模態振形					
自然頻率(Hz)	95206	96615	103546	110274	112105

表 5 定子結構一阻尼比 ζ 為 0.4%~0.8%時時諧分析與暫態分析 X 方向
位移響應比較

ζ	0.4%	0.5%	0.6%	0.7%	0.8%
時諧分析 X 方向 最大位移 (μm)	7.37968	5.99764	4.9811	4.28484	3.77962
暫態分析 達穩定 X 方向位移 (μm)	5.9	5.03	4.41	3.91	3.5
時諧分析 與 暫態分析 差值 (μm)	1.47968	0.96764	0.5711	0.37484	0.27962

表 6 定子結構二阻尼比 ζ 為 0.4%~0.8%時時諧分析與暫態分析 X 方向
位移響應比較

ζ	0.4%	0.5%	0.6%	0.7%	0.8%
時諧分析 X 方向 最大位移 (μm)	6.10994	5.01697	4.12367	3.59927	3.11633
暫態分析 達穩定 X 方向位移 (μm)	4.92217	4.23729	3.65792	3.27043	2.88483
時諧分析 與 暫態分析 差值 (μm)	1.18777	0.77968	0.46575	0.32884	0.2315

表 7 定子結構一與定子結構二之時諧分析結果、暫態響應分析結果與
蔡慶芳[14]之比較

	本研究結構一 (驅動電壓 300V _{p-p}) (阻尼比 0.6%)	本研究結構二 (驅動電壓 300V _{p-p}) (阻尼比 0.6%)	蔡慶芳結構三 (驅動電壓 400V _{p-p}) (阻尼比 0.2%)
時諧分析 X 方向 最大位移 (μm)	4.9811	4.12367	約 4.6
暫態分析 達穩定 X 方向位移 (μm)	4.41	3.65792	約 4.2

附圖

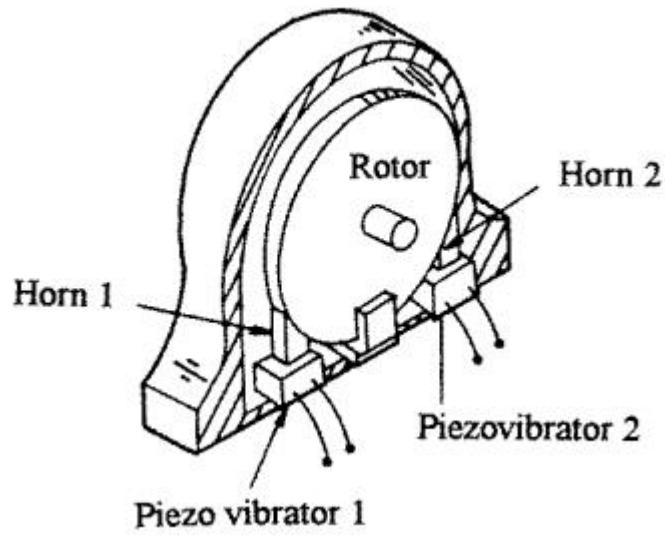


圖 1.1 Barth [1]的超音波馬達

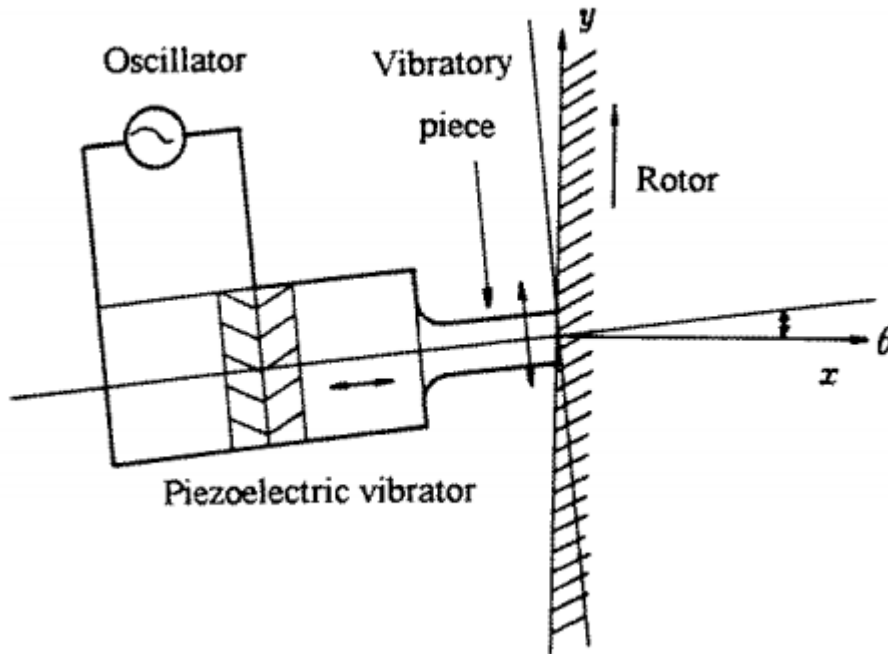


圖 1.2 Sashida [4]的駐波式超音波馬達

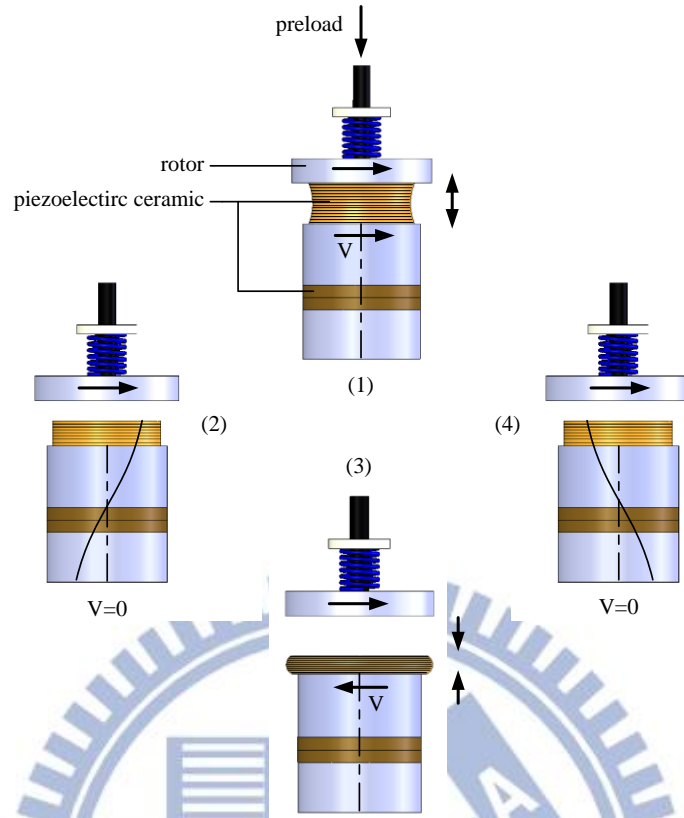


圖 1.3 駐波式超音波馬達 [6]的驅動原理與構造示意圖

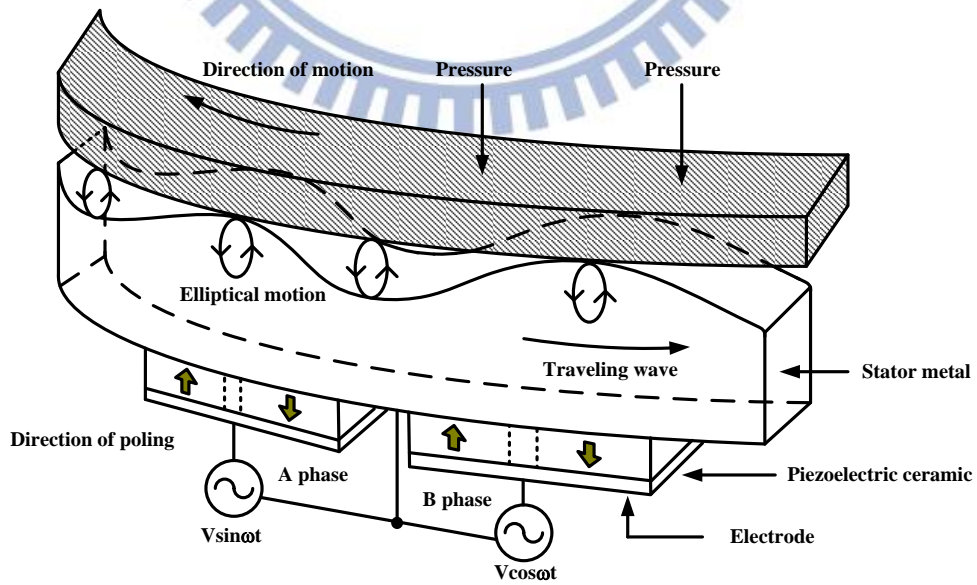


圖 1.4 行波式超音波馬達 [5]的驅動原理與構造示意圖

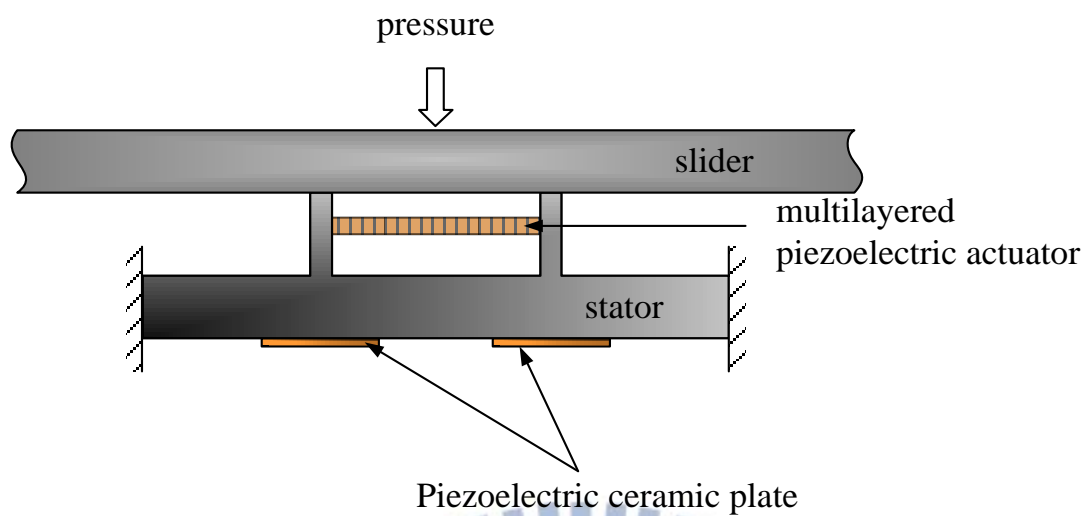


圖 1.5 Toyota 與 Murano [7]的線性超音波馬達

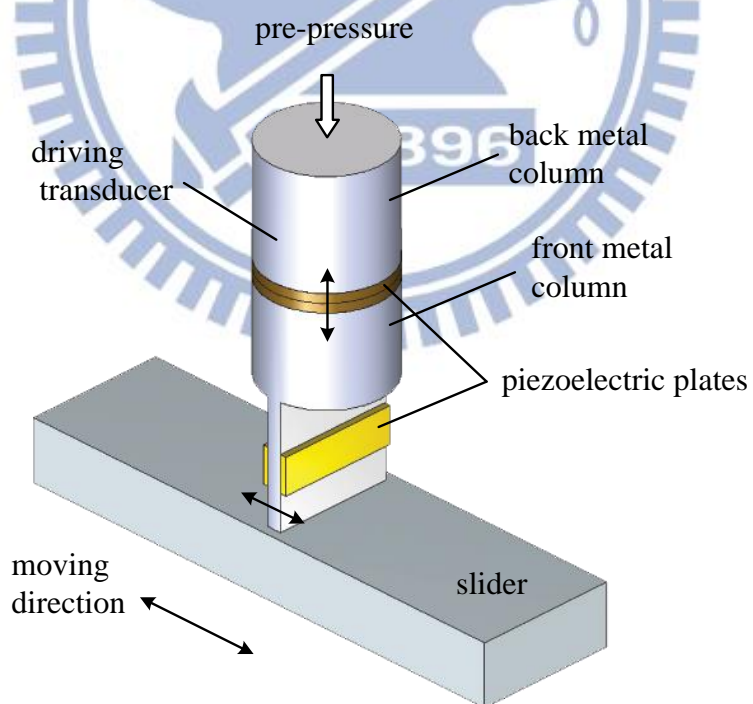


圖 1.6 Li and Zhao [8]的線性超音波馬達

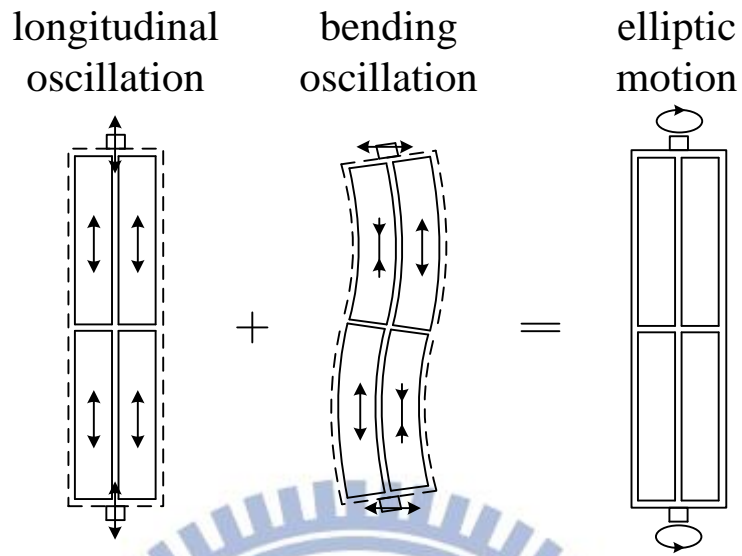


圖 1.7 Hemsel 與 Wallaschek [9]的線性超音波馬達

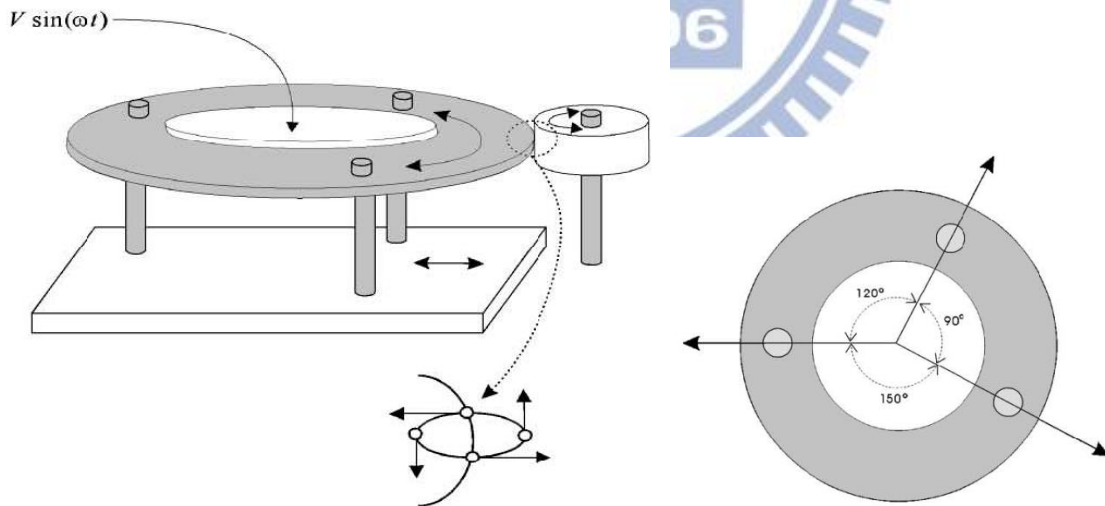


圖 1.8 Juang 與 hardtke [10]的超音波馬達

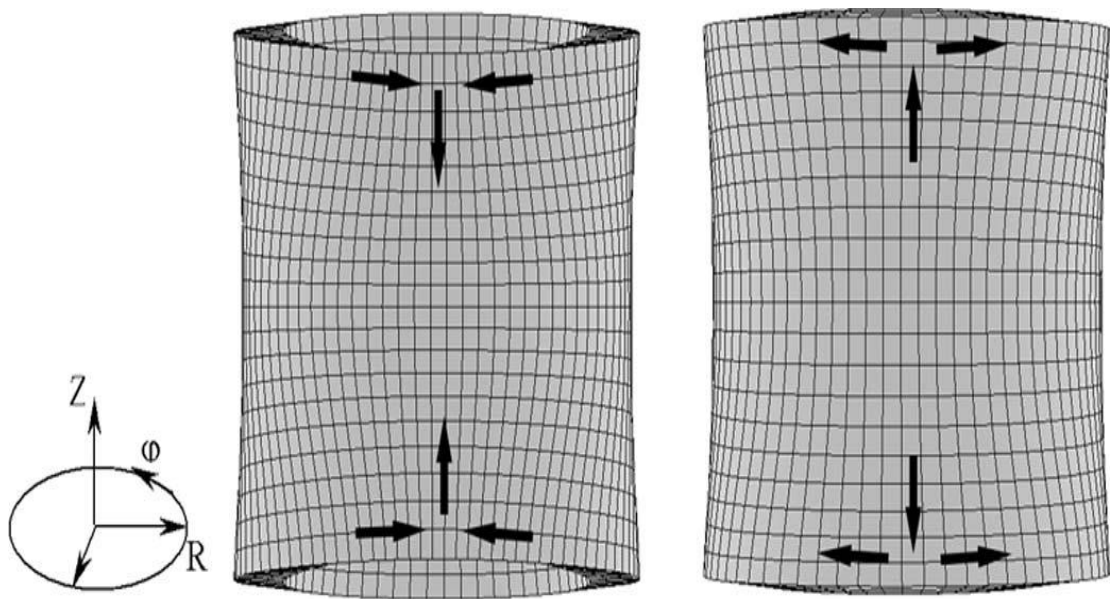


圖 1.9 Vyshnevskyy 與 Kovalev [11]的超音波馬達

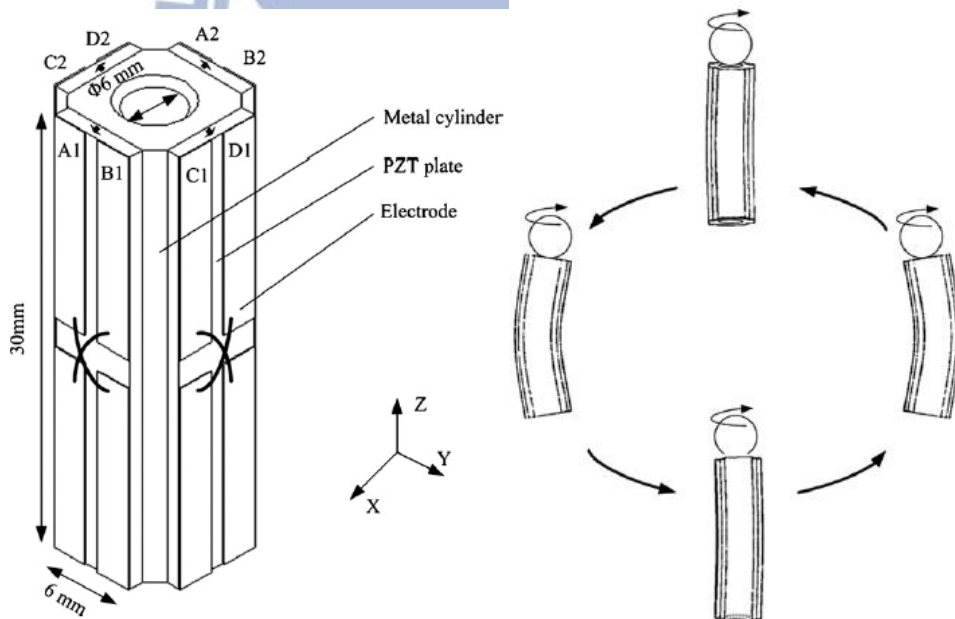


圖 1.10 Minghui et al [12]的超音波馬達

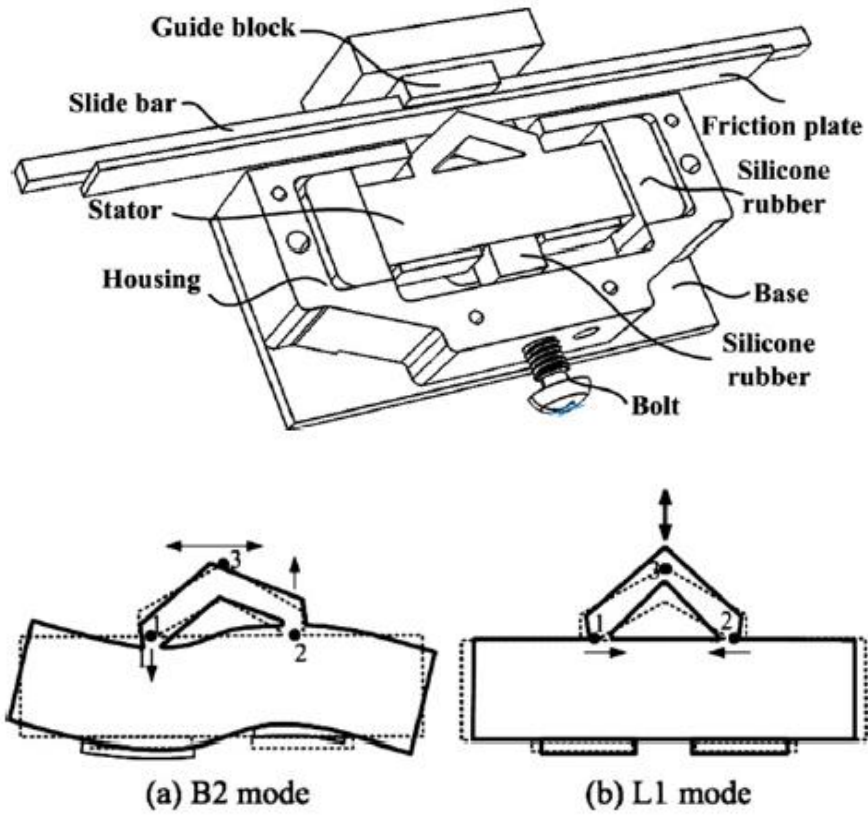


圖 1.11 Shi 與 Zhao [13]的線性馬達驅動示意圖

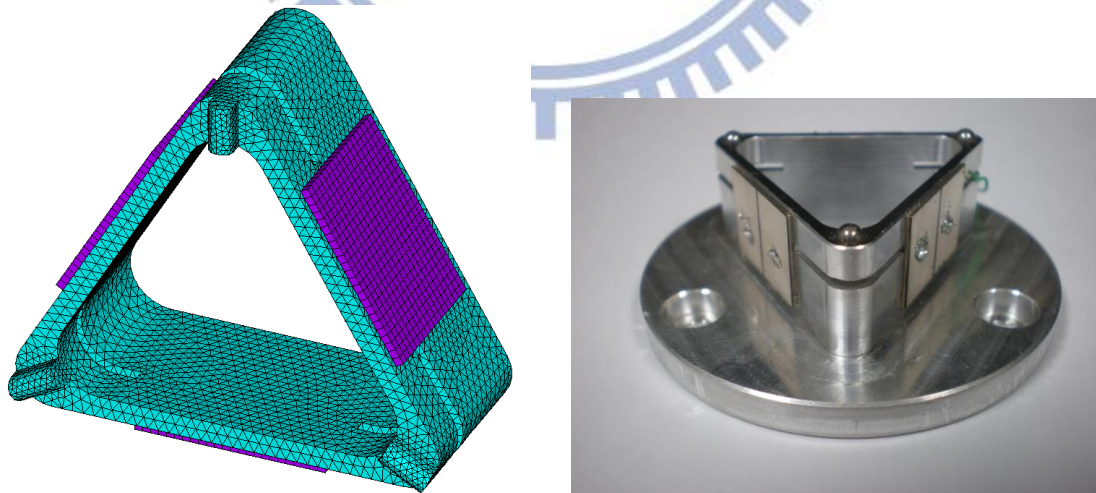


圖 1.12 蔡慶芳[14]的三角形超音波馬達

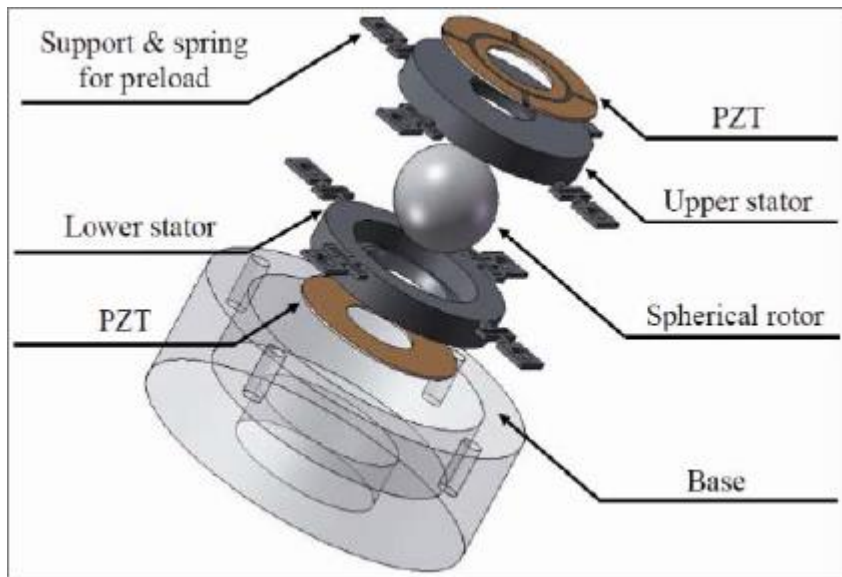
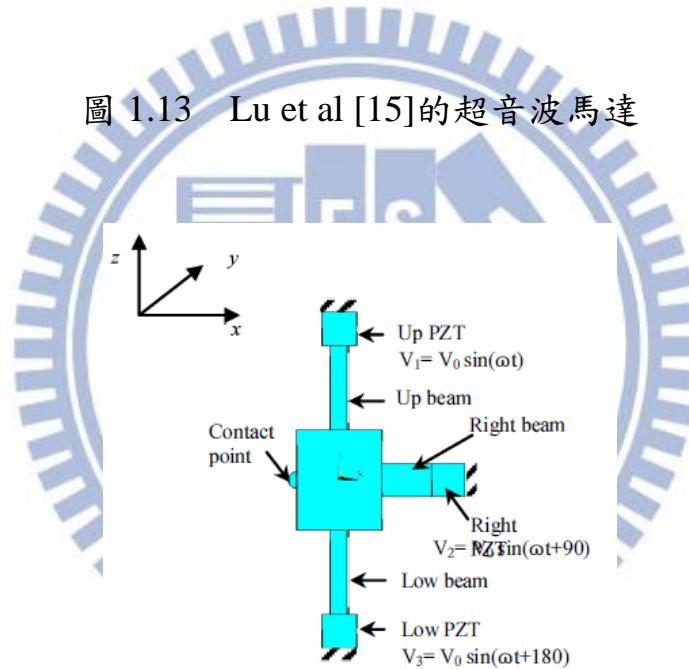


圖 1.13 Lu et al [15]的超音波馬達



		PZT4	PMNPT	PZNPT
Upper & lower Beam (mm)	x*y*z	2*3*10	2*3*10	2.8*3*10
				2*3*10
Upper & lower PZT (mm)	x*y*z	4*3*4	4*3*4	4*3*4
				2.3*3*4
Right beam (mm)	x*y*z	6*3*4	6*3*4	6*3*4
Right PZT (mm)	x*y*z	4*3*4	4*3*4	4*3*4

圖 1.14 Hou et al [16]的超音波馬達

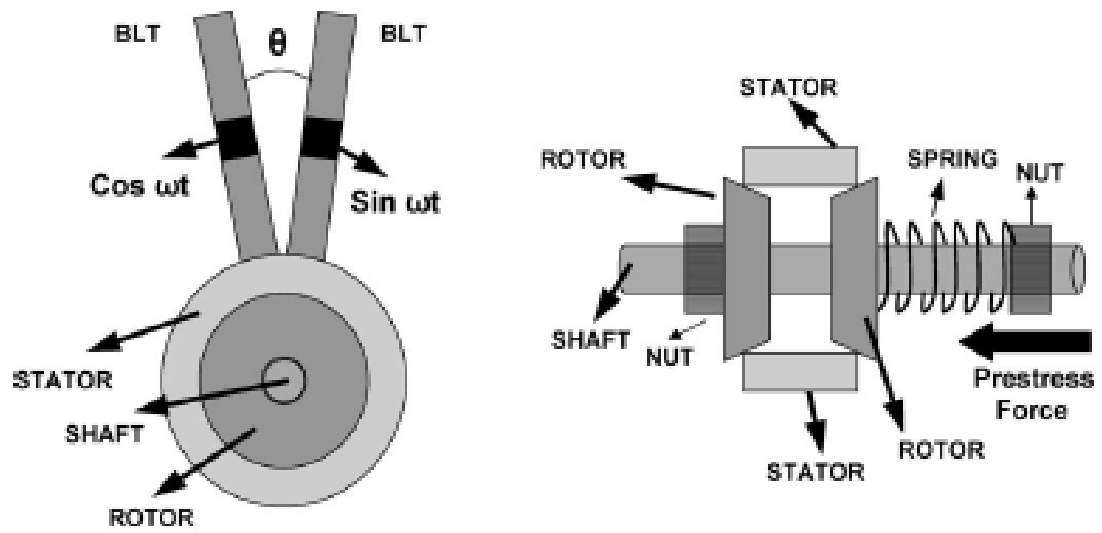


圖 1.15 Iula et al [17]的超音波馬達

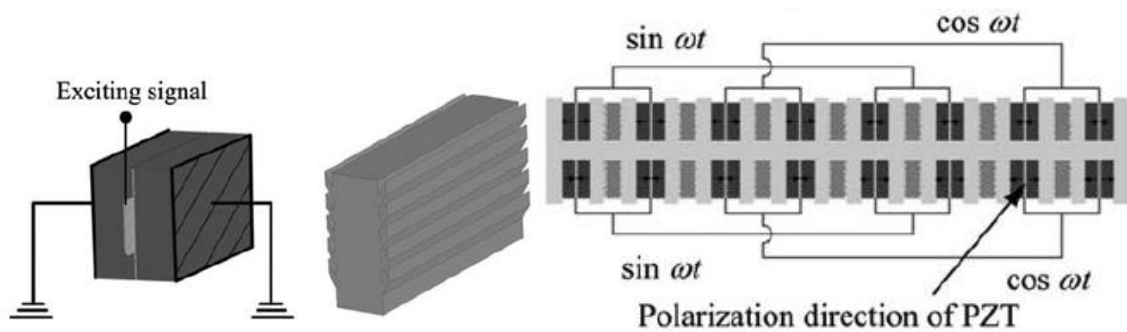
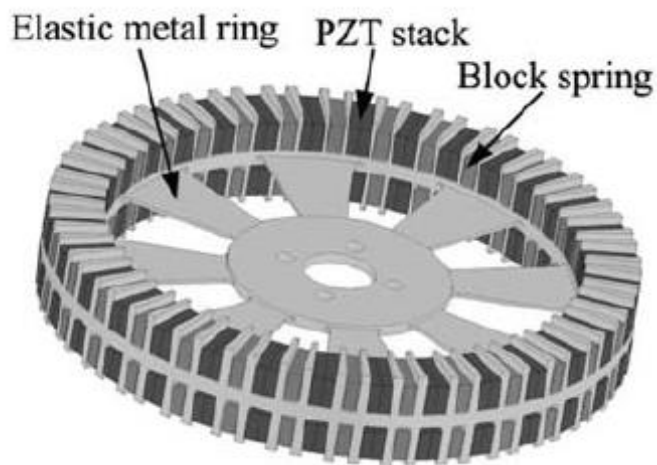


圖 1.16 Chen et al [18]的超音波馬達

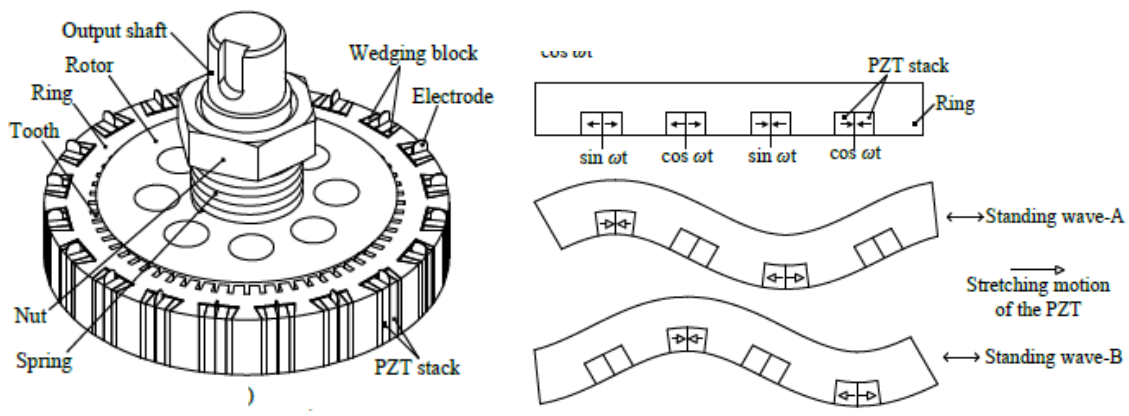


圖 1.17 Liu et al [19]的超音波馬達

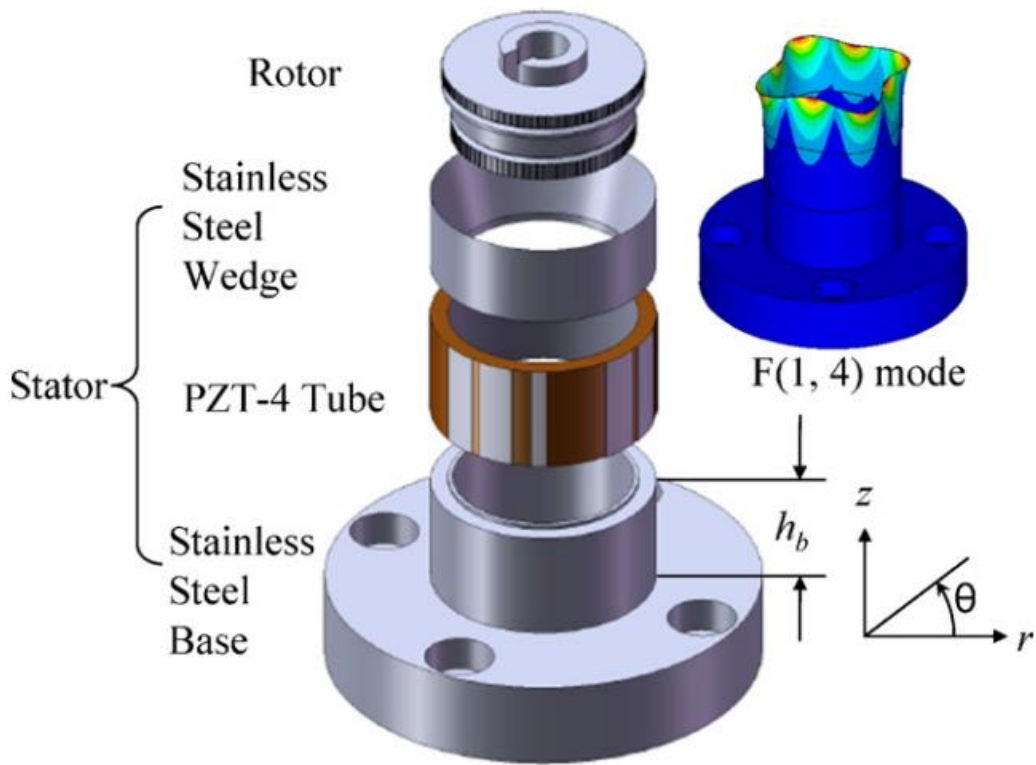


圖 1.18 游泰和[20]的超音波馬達

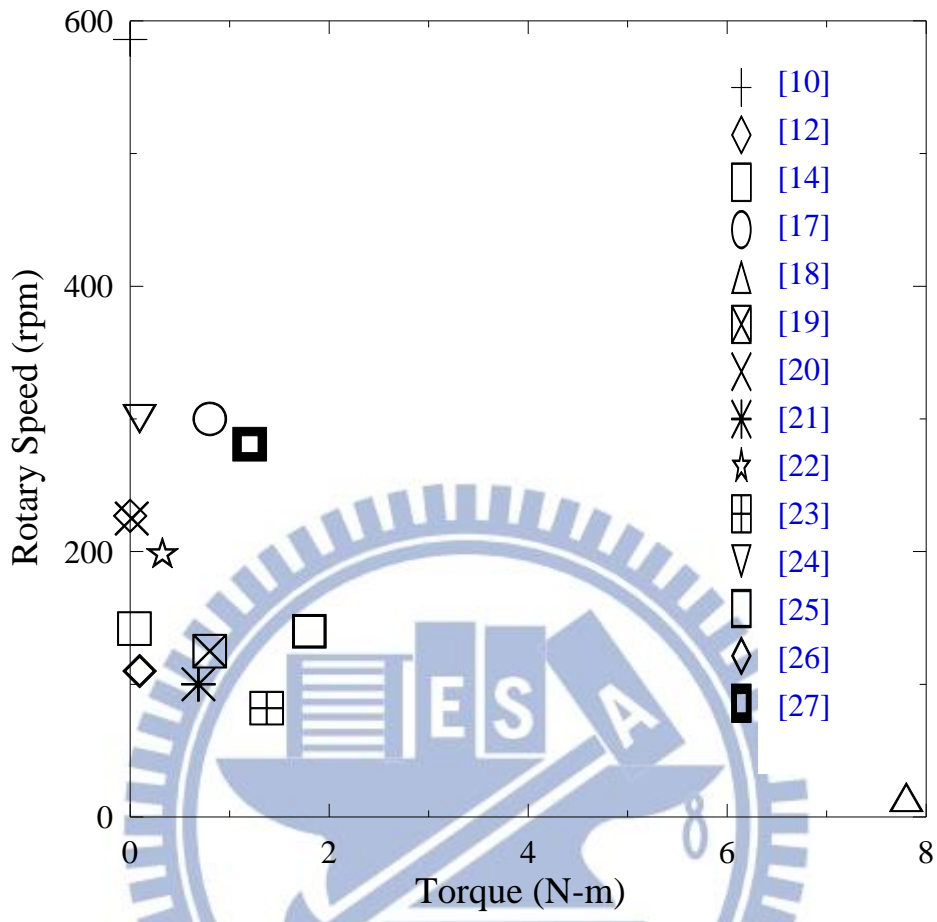


圖 1.19 各參考文獻設計之超音波馬達性能比較圖

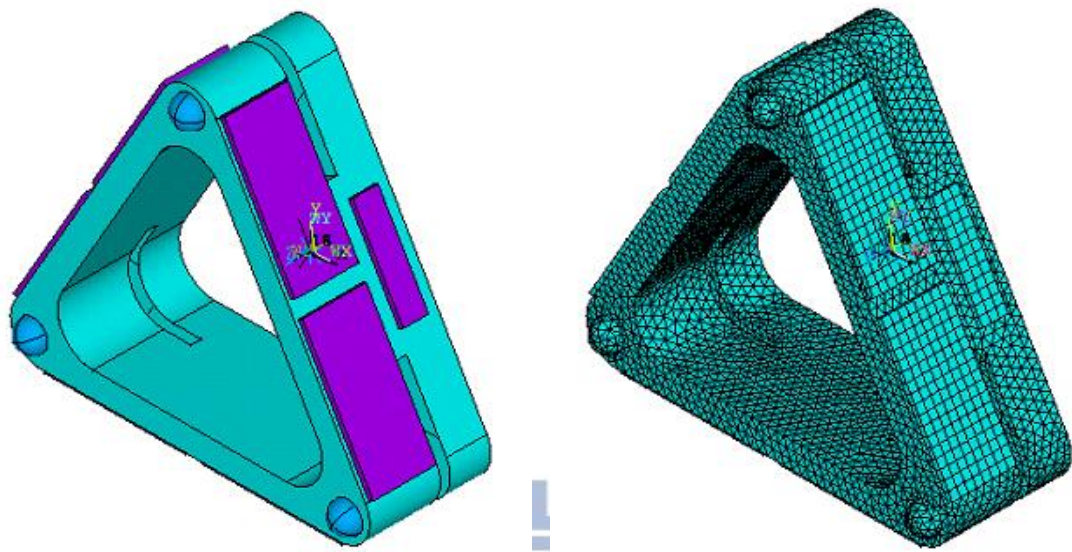


圖 1.20 本研究的超音波馬達定子結構一

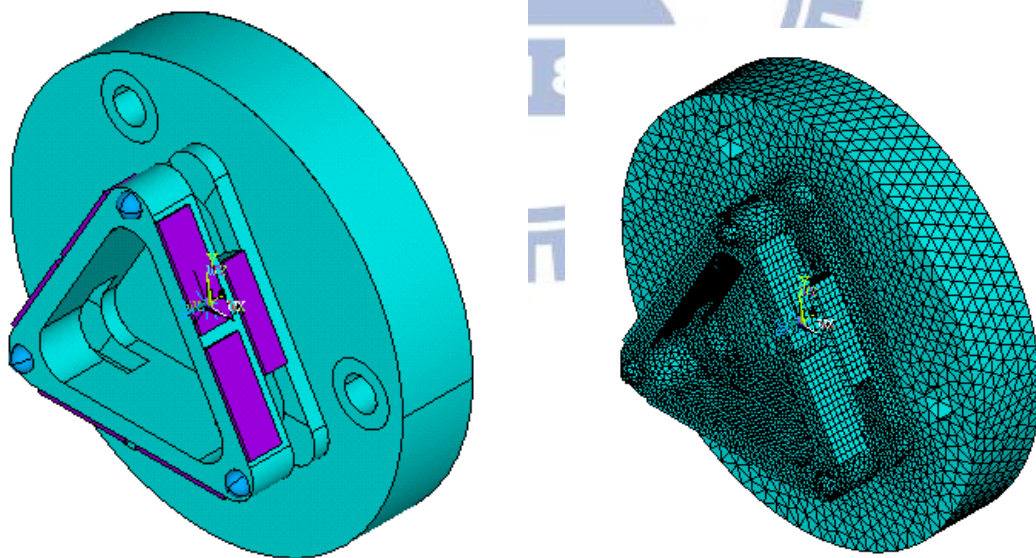


圖 1.21 本研究的超音波馬達定子結構二

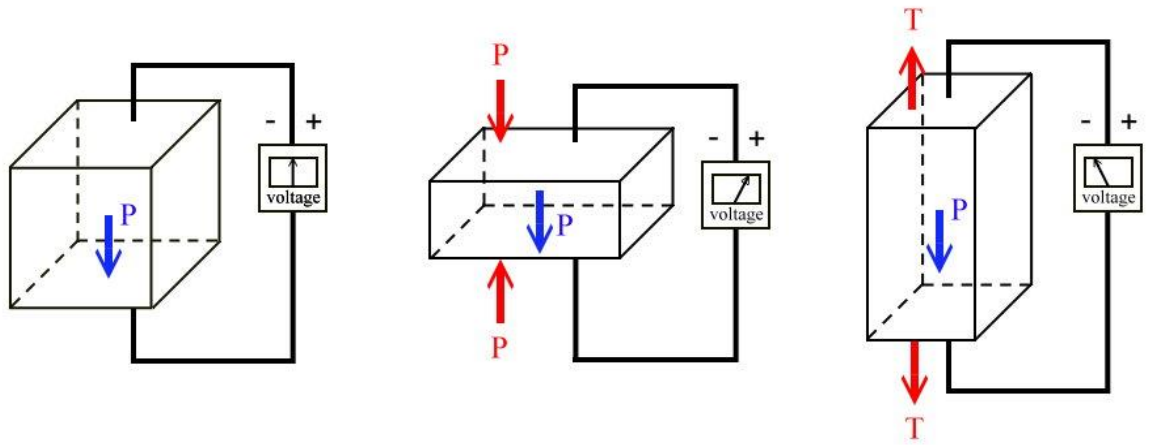


圖 2.1 正壓電效應

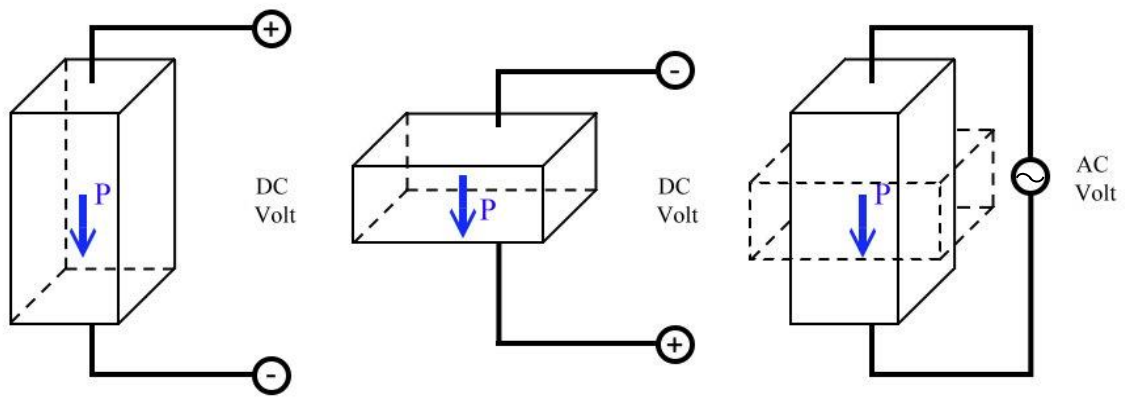


圖 2.2 逆壓電效應

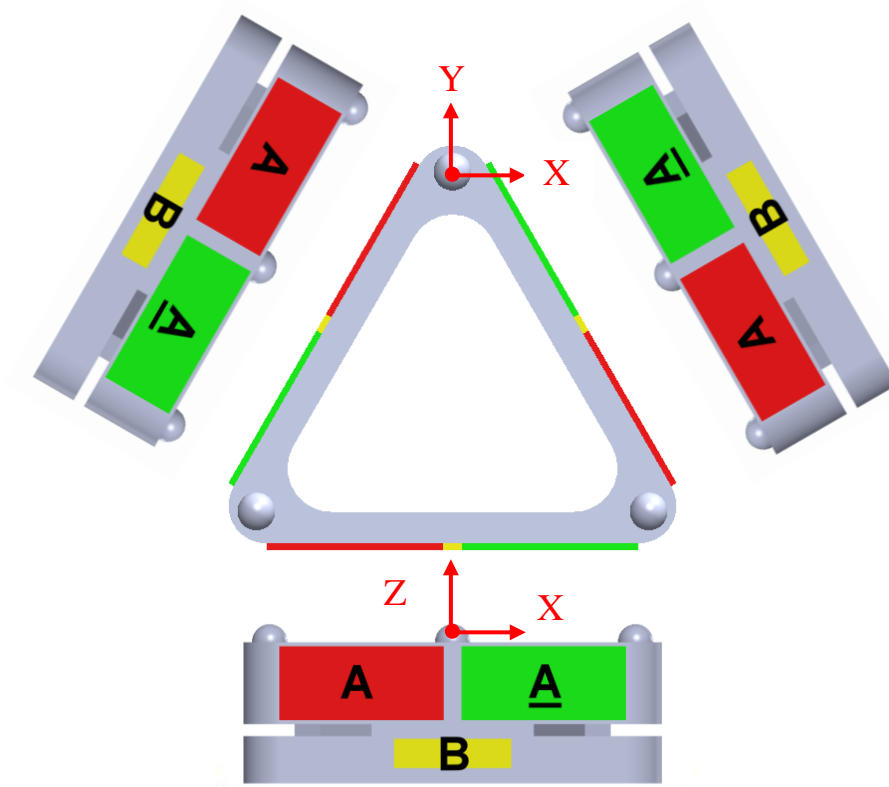


圖 2.3 三角形定子結構一之電極配置

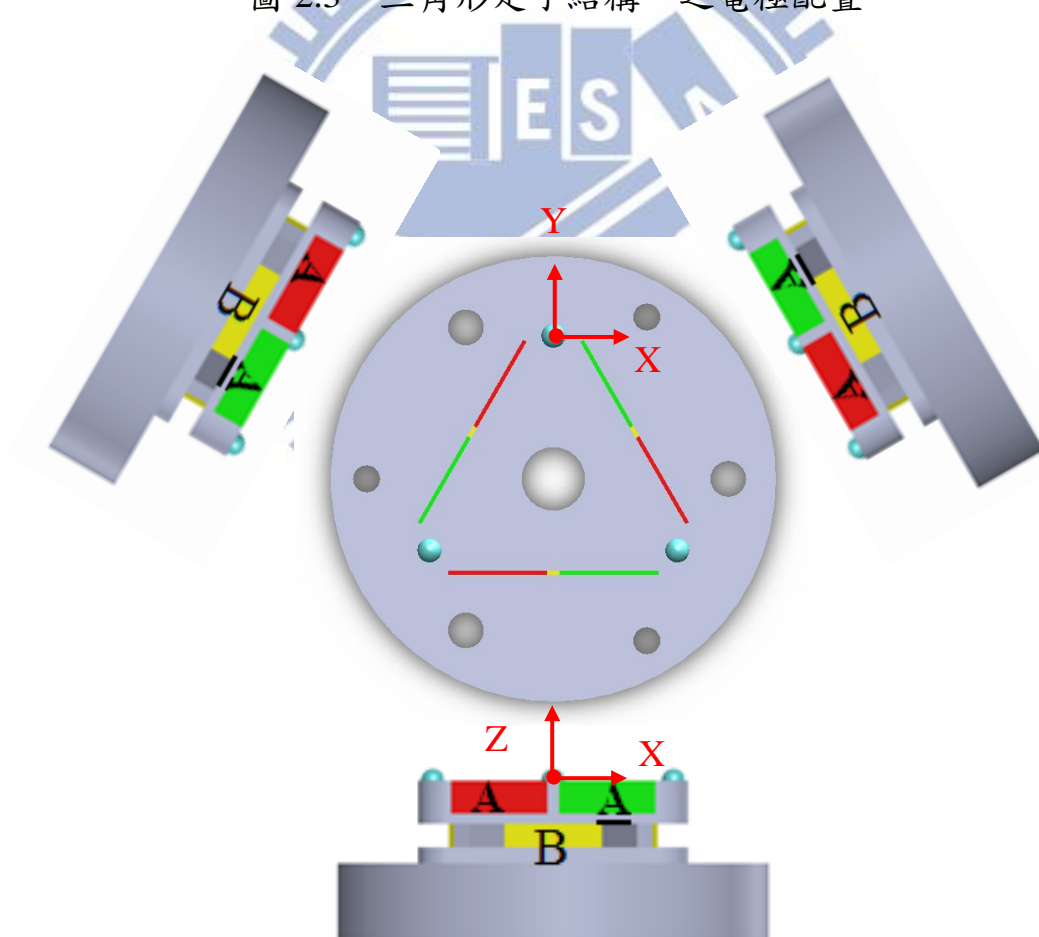


圖 2.4 三角形定子結構二之電極配置

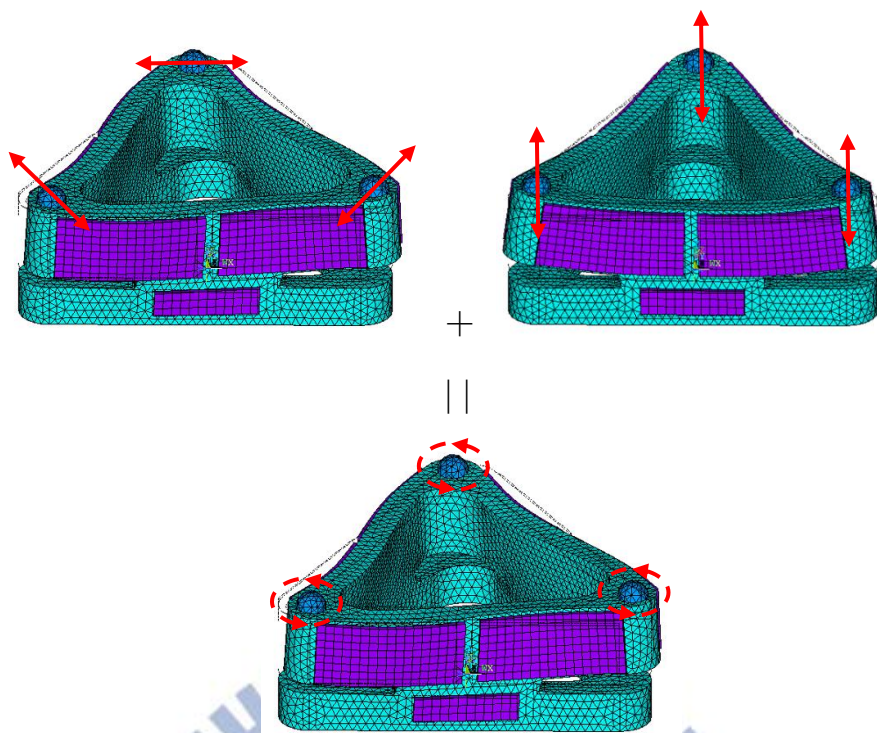


圖 2.5 馬達定子結構一之作動方式

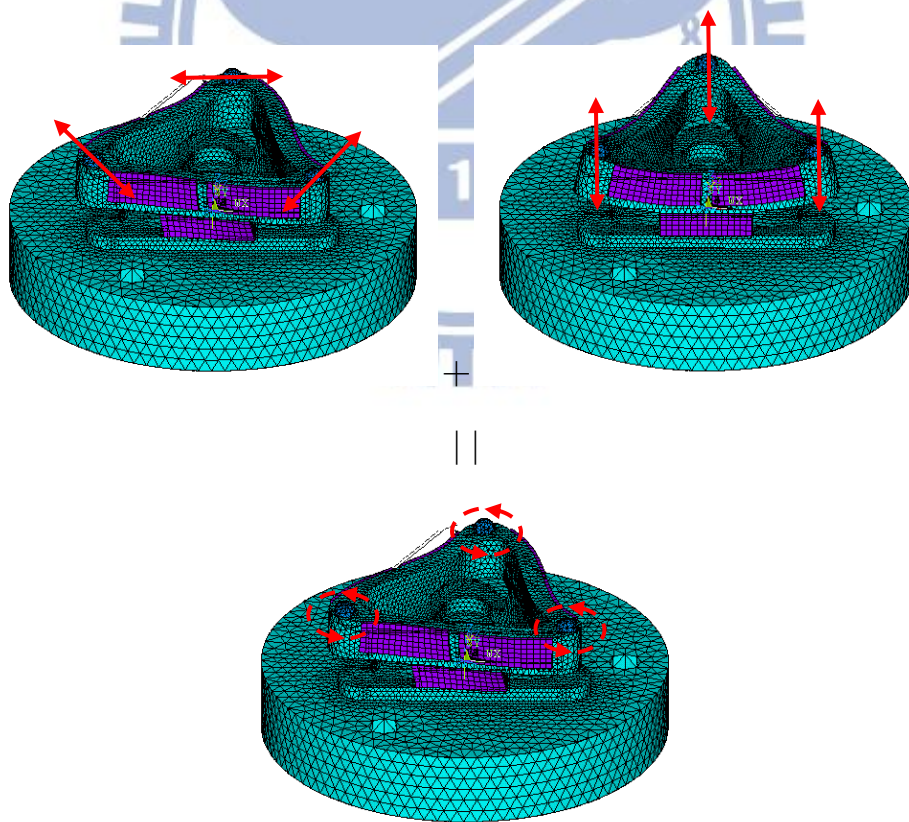


圖 2.6 馬達定子結構二之作動方式

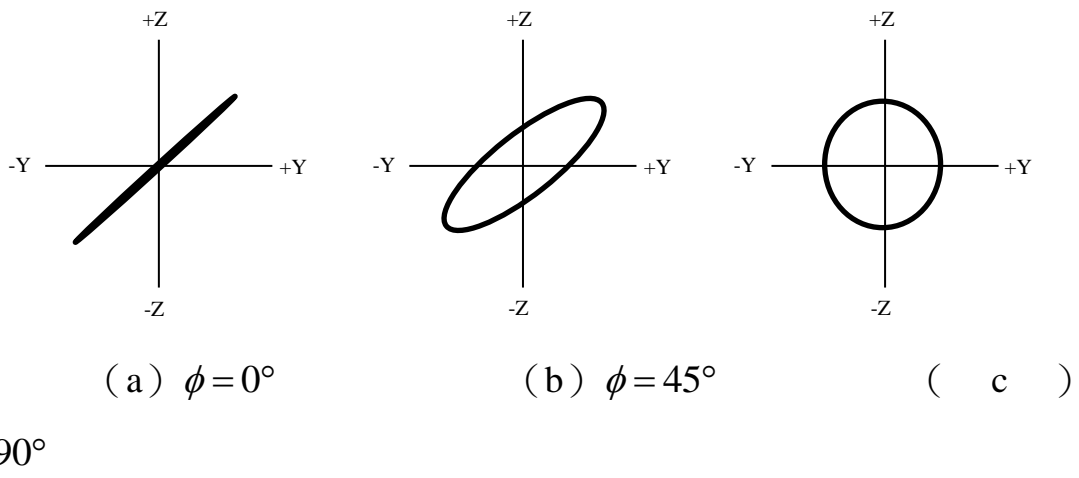


圖 2.7 參考點於不同電壓相位差的運動軌跡



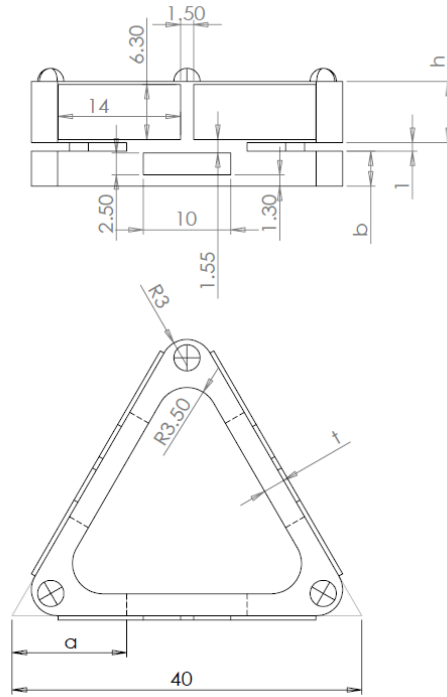


圖 3.1 定子結構一模型的幾何尺寸參數

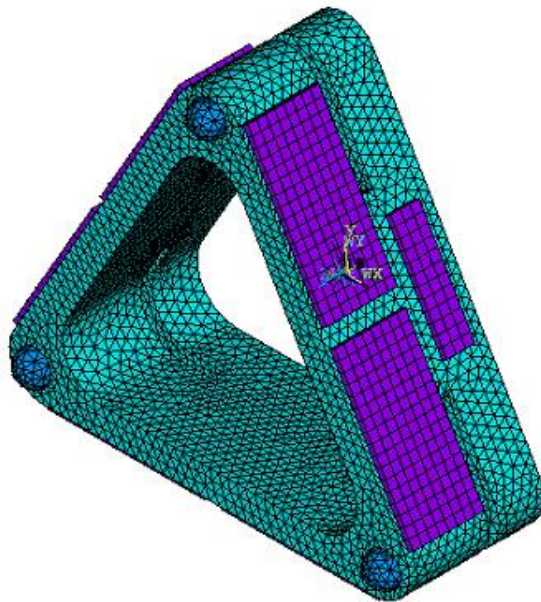


圖 3.2 定子結構一的有限元素網格

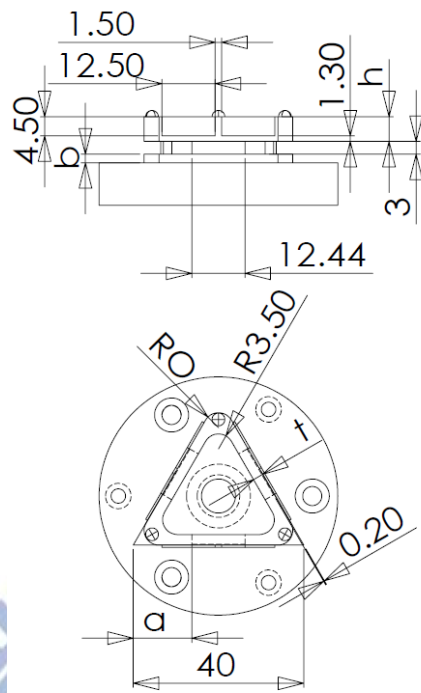


圖 3.3 定子結構二模型的幾何尺寸參數

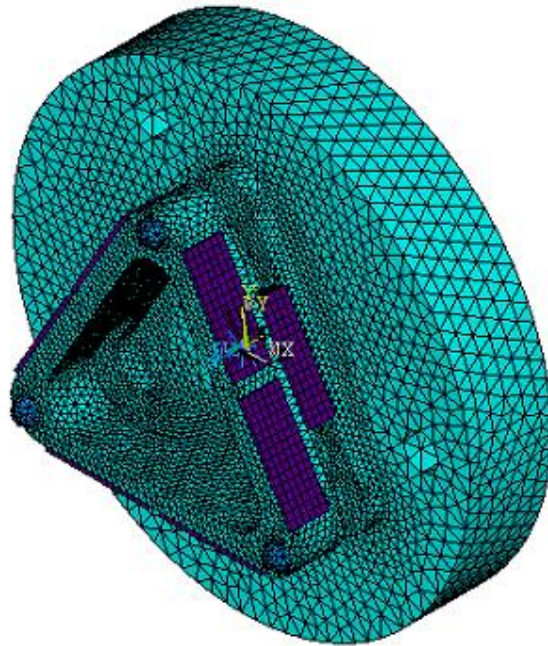


圖 3.4 定子結構二的有限元素網格

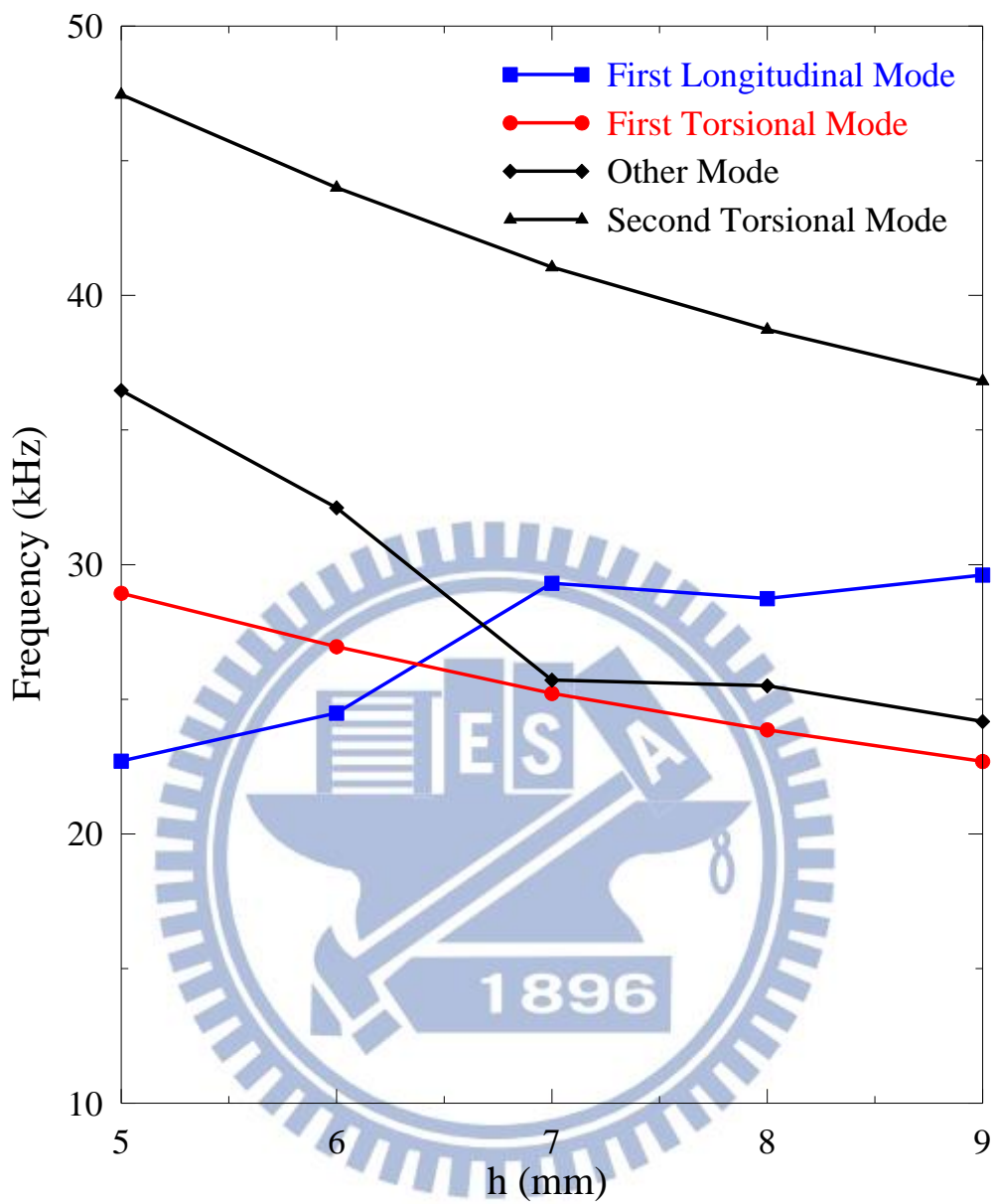


圖 3.5 定子結構一於不同水平孔縫與定子上緣距離下的共振頻率分佈
 (L=40mm、RO=3mm、RI=3.5mm、t=2mm、b=2mm、RH=1mm、a=13mm)

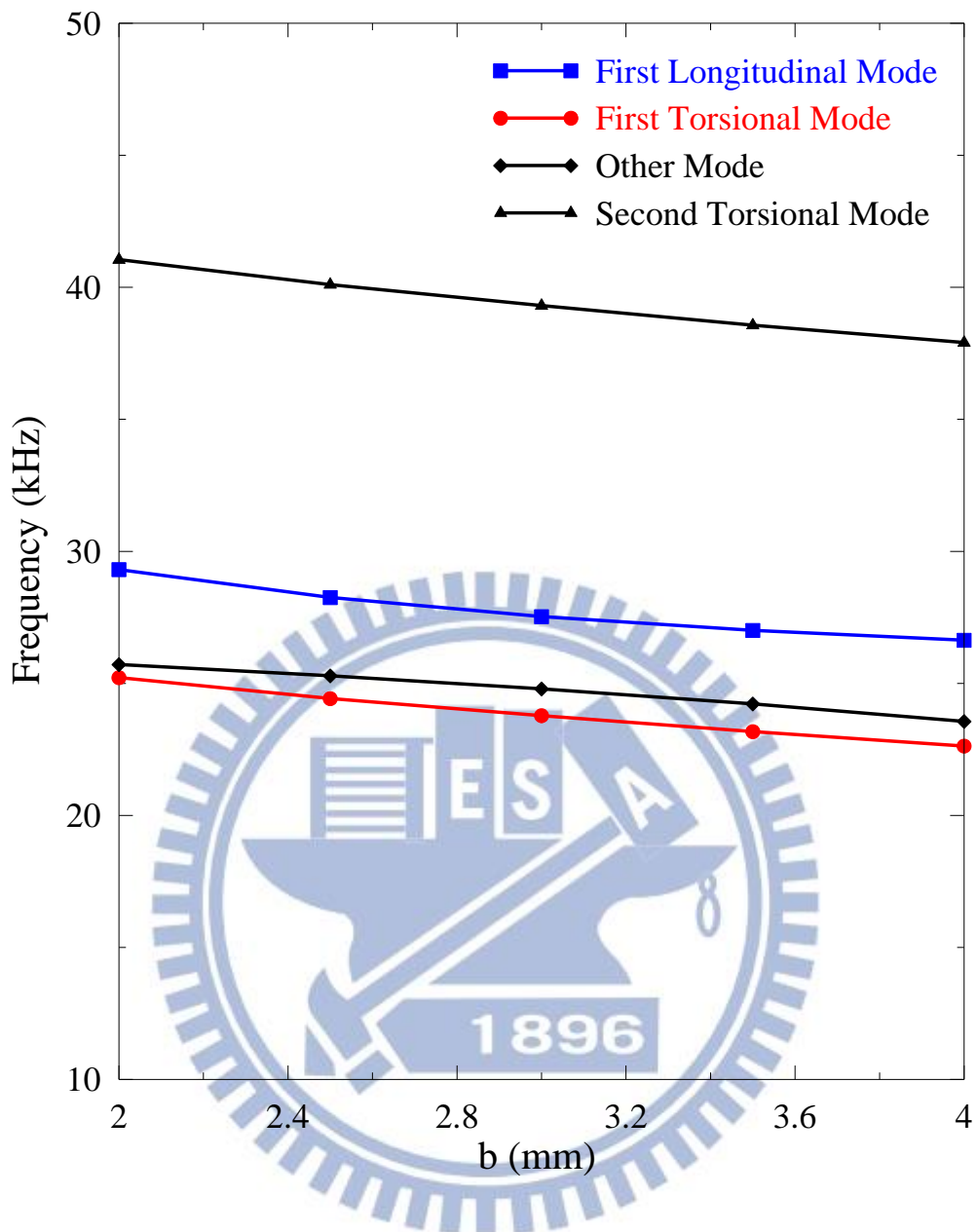


圖 3.6 定子結構一於不同水平孔縫與定子下緣距離下的共振頻率分佈
 (L=40mm、RO=3mm、RI=3.5mm、t=2mm、h=7mm、RH=1mm、a=13mm)

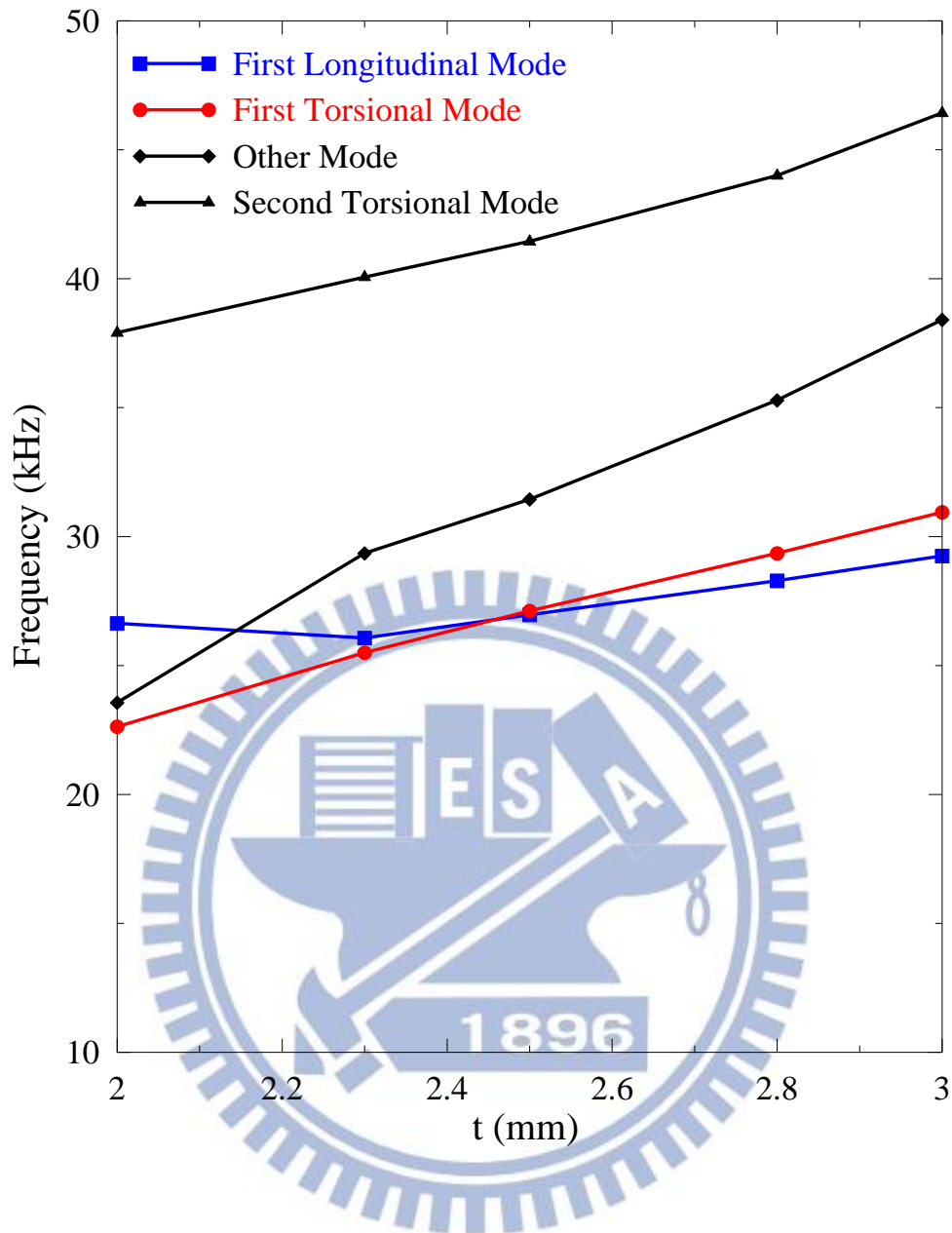


圖 3.7 定子結構一於不同厚度下的共振頻率分佈($L=40\text{mm}$ 、 $RO=3\text{mm}$ 、 $RI=3.5\text{mm}$ 、 $b=4\text{mm}$ 、 $h=7\text{mm}$ 、 $RH=1\text{mm}$ 、 $a=13\text{mm}$)

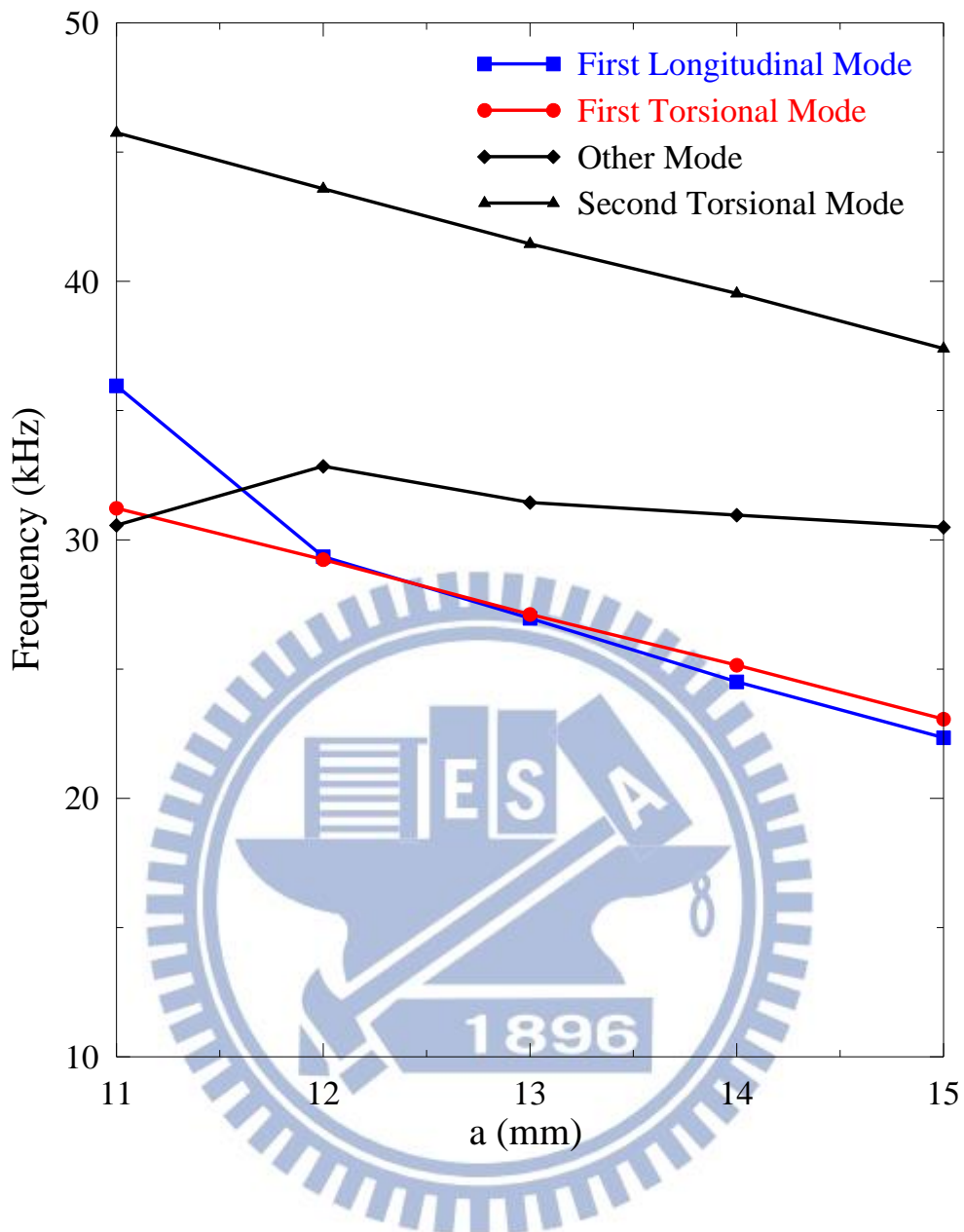


圖 3.8 定子結構一於不同水平孔縫長度下的共振頻率分佈 (L=40mm、RO=3mm、RI=3.5mm、b=4mm、h=7mm、RH=1mm、t=2.5mm)

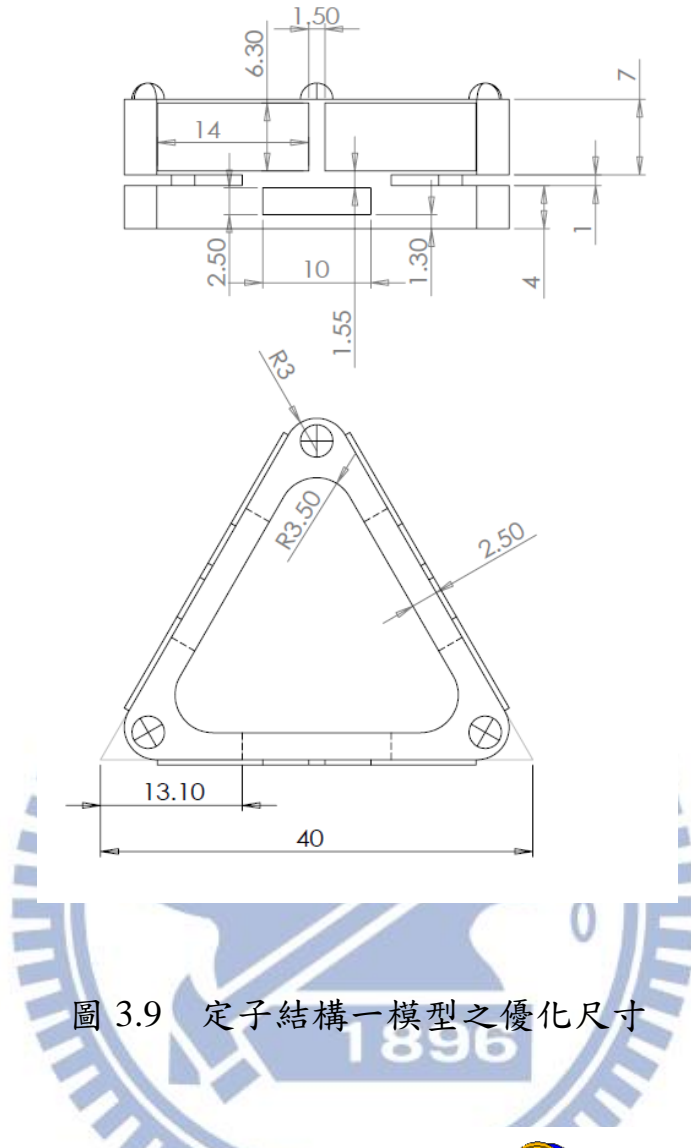


圖 3.9 定子結構一模型之優化尺寸

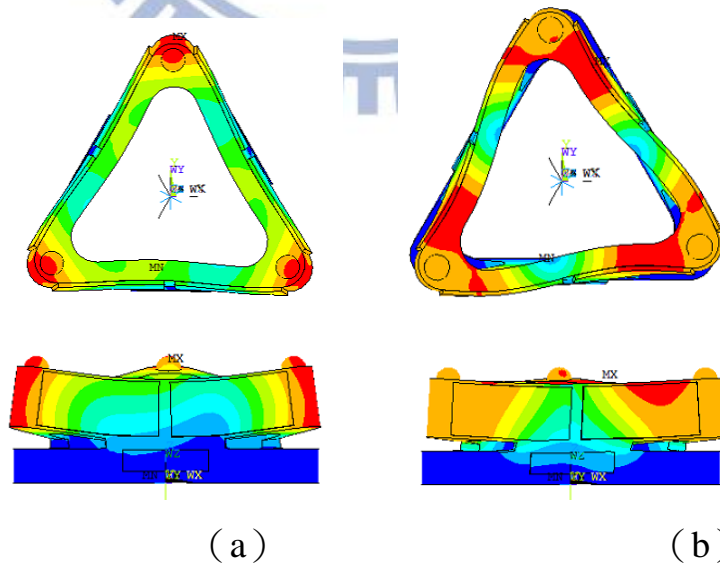


圖 3.10 定子結構一之雙模態耦合圖，(a) 頻率為 23.89kHz (屬縱向)

模態)，(b) 頻率為 23.926kHz (屬扭轉模態)

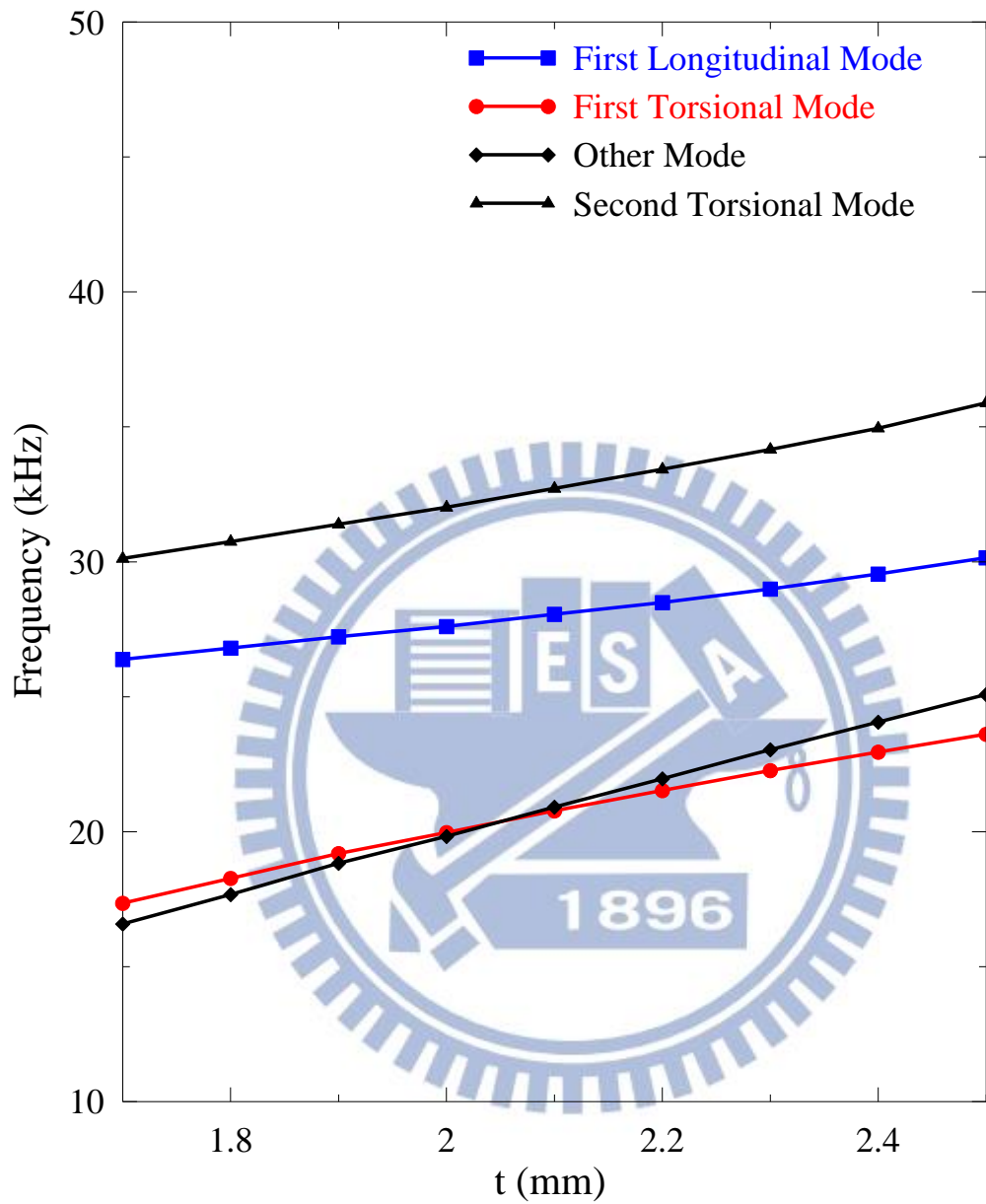


圖 3.11 定子結構二於不同厚度下的共振頻率分佈 (L=40mm、RO=3.5mm、RI=3.5mm、b=3mm、h=6.3mm、RH=3mm、a=12mm)

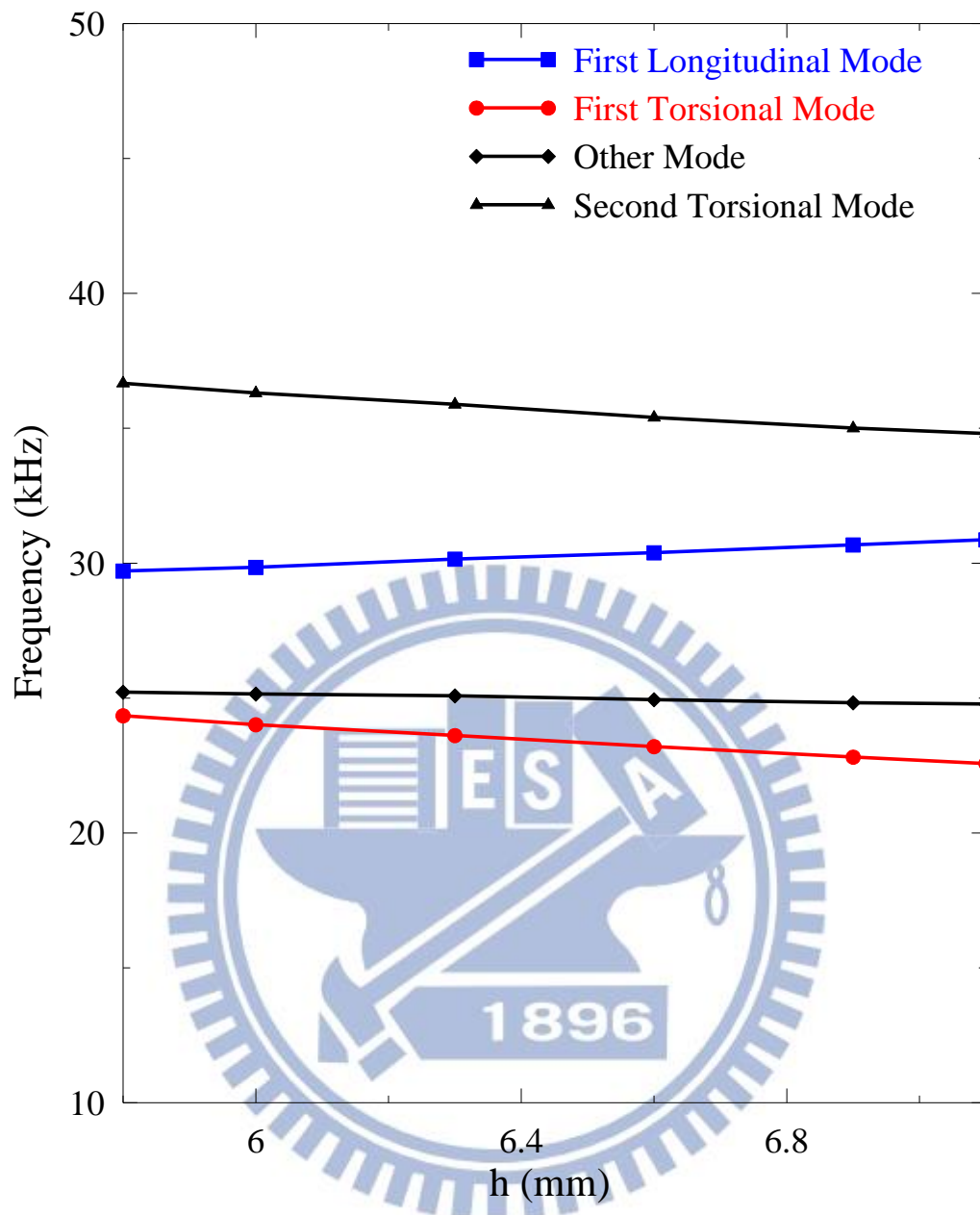


圖 3.12 定子結構二於不同水平孔縫與定子上緣距離下的共振頻率分佈
 (L=40mm、RO=3.5mm、RI=3.5mm、t=2.5mm、b=3mm、RH=3mm、
 a=12mm)

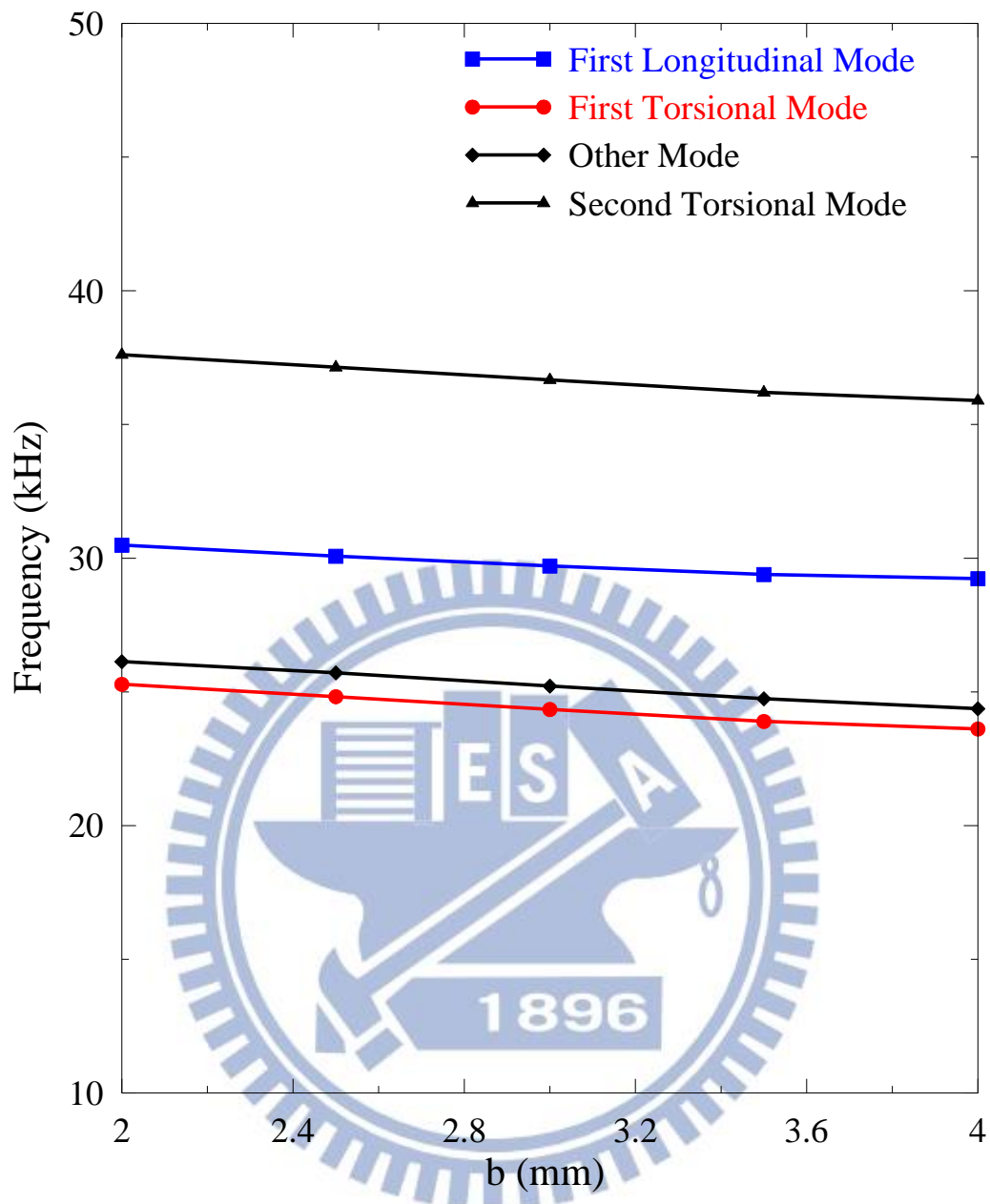


圖 3.13 定子結構二於不同水平孔縫與定子下緣距離下的共振頻率分佈
 (L=40mm、RO=3.5mm、RI=3.5mm、t=2.5mm、h=5.8mm、RH=3mm、
 a=12mm)

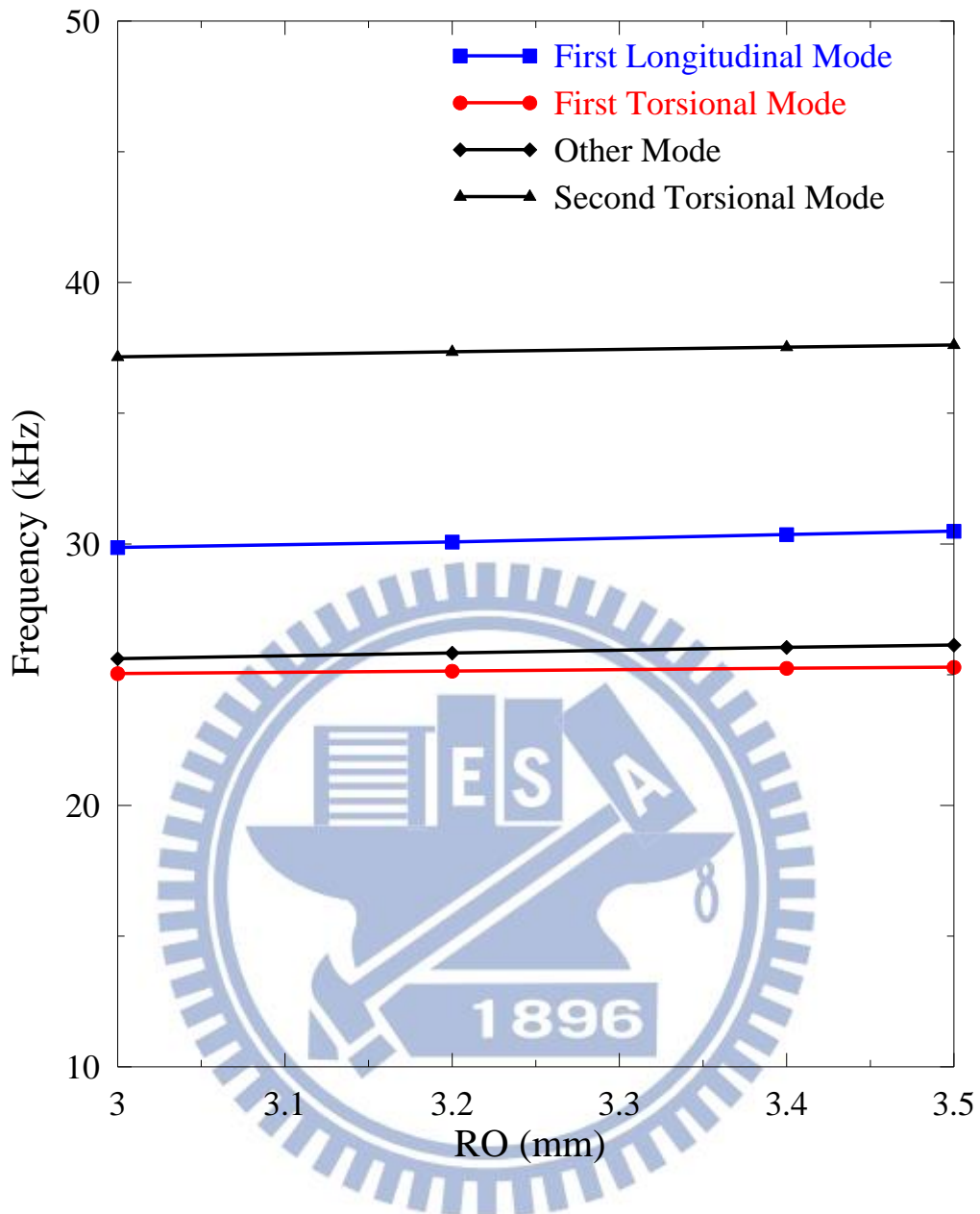


圖 3.14 定子結構二於不同外導角下的共振頻率分佈 (L=40mm、RI=3.5mm、b=2mm、h=5.8mm、RH=3mm、t=2.5mm、a=12mm)

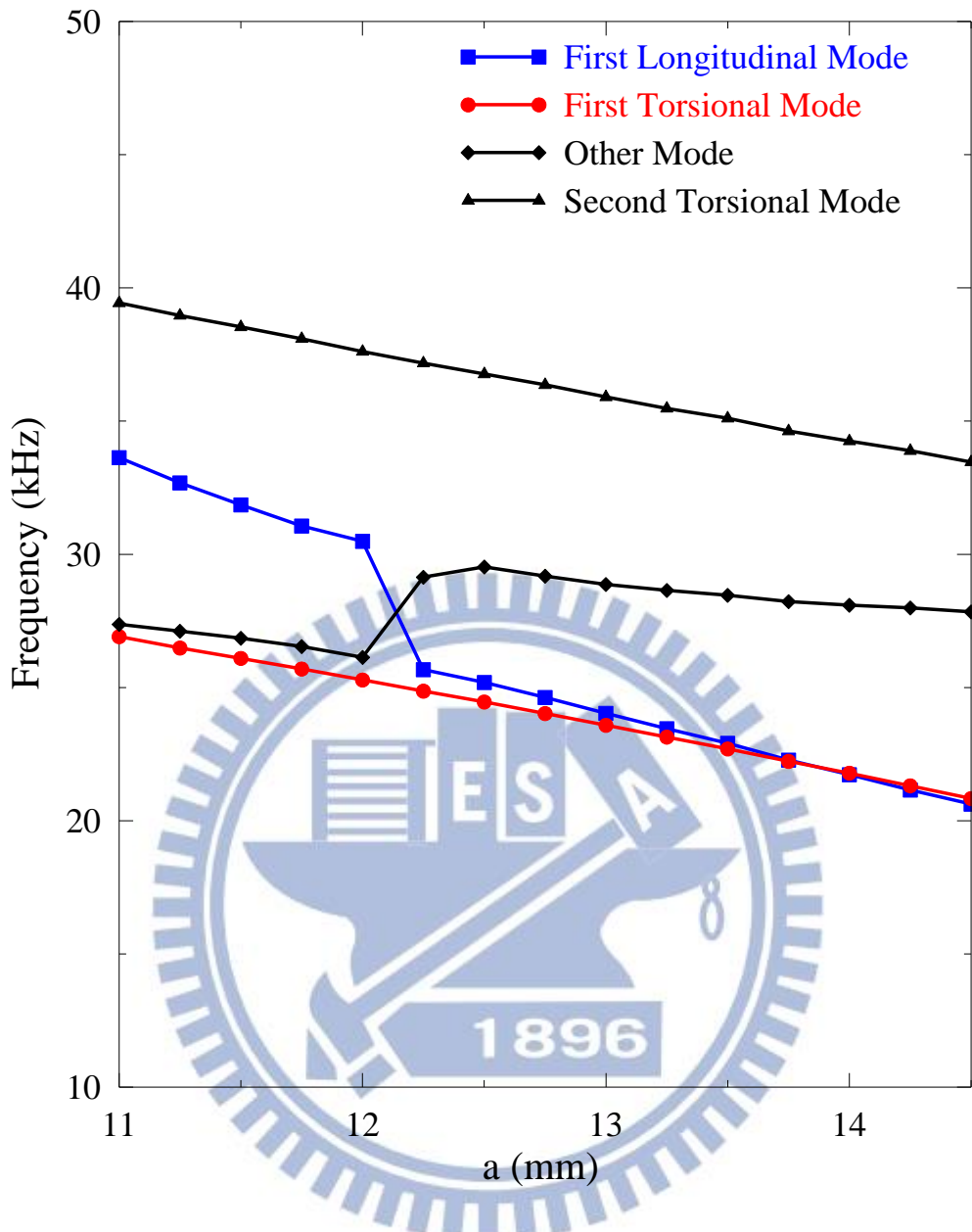


圖 3.15 定子結構二於不同水平孔縫長度下的共振頻率分佈(L=40mm、RO=3.5mm、RI=3.5mm、b=2mm、h=5.8mm、RH=3mm、t=2.5mm)

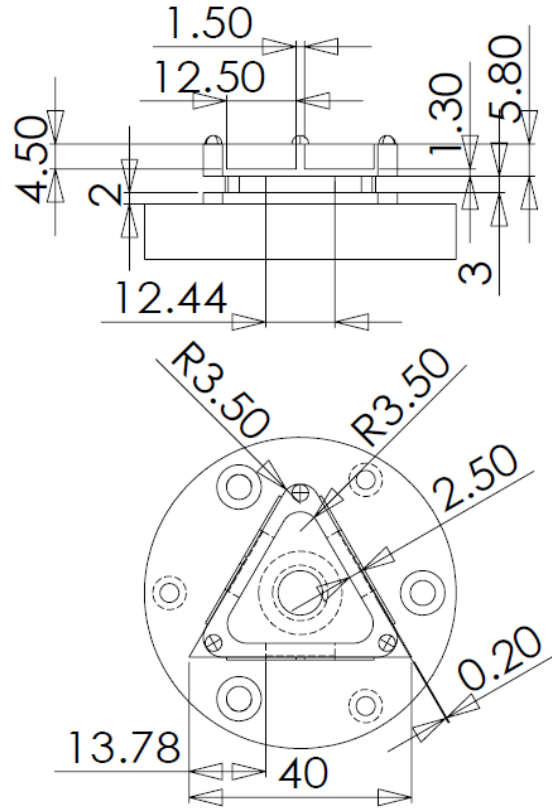


圖 3.16 定子結構二模型之優化尺寸

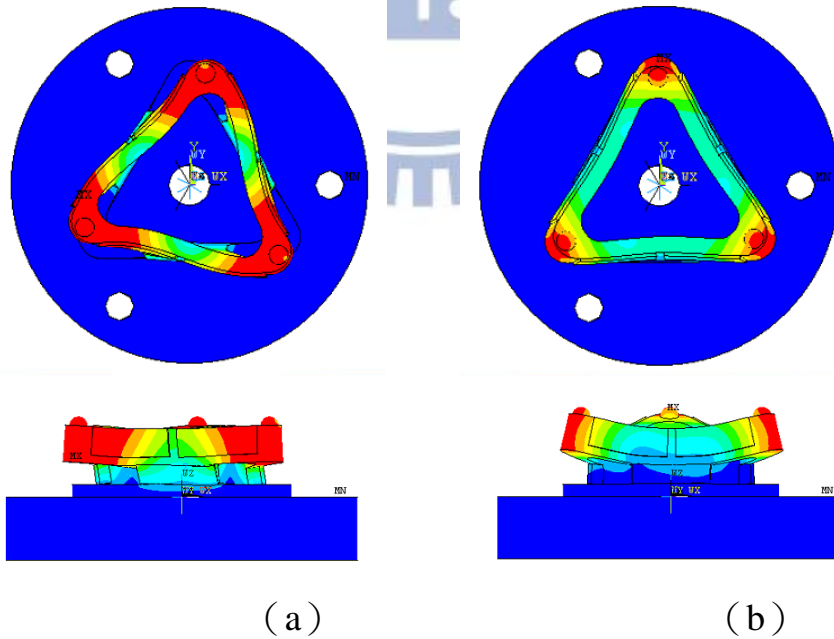


圖 3.17 定子結構二之雙模態耦合圖，(a) 頻率為 22.181kHz (屬扭轉模態)，(b) 頻率為 22.215kHz (屬縱向模態)

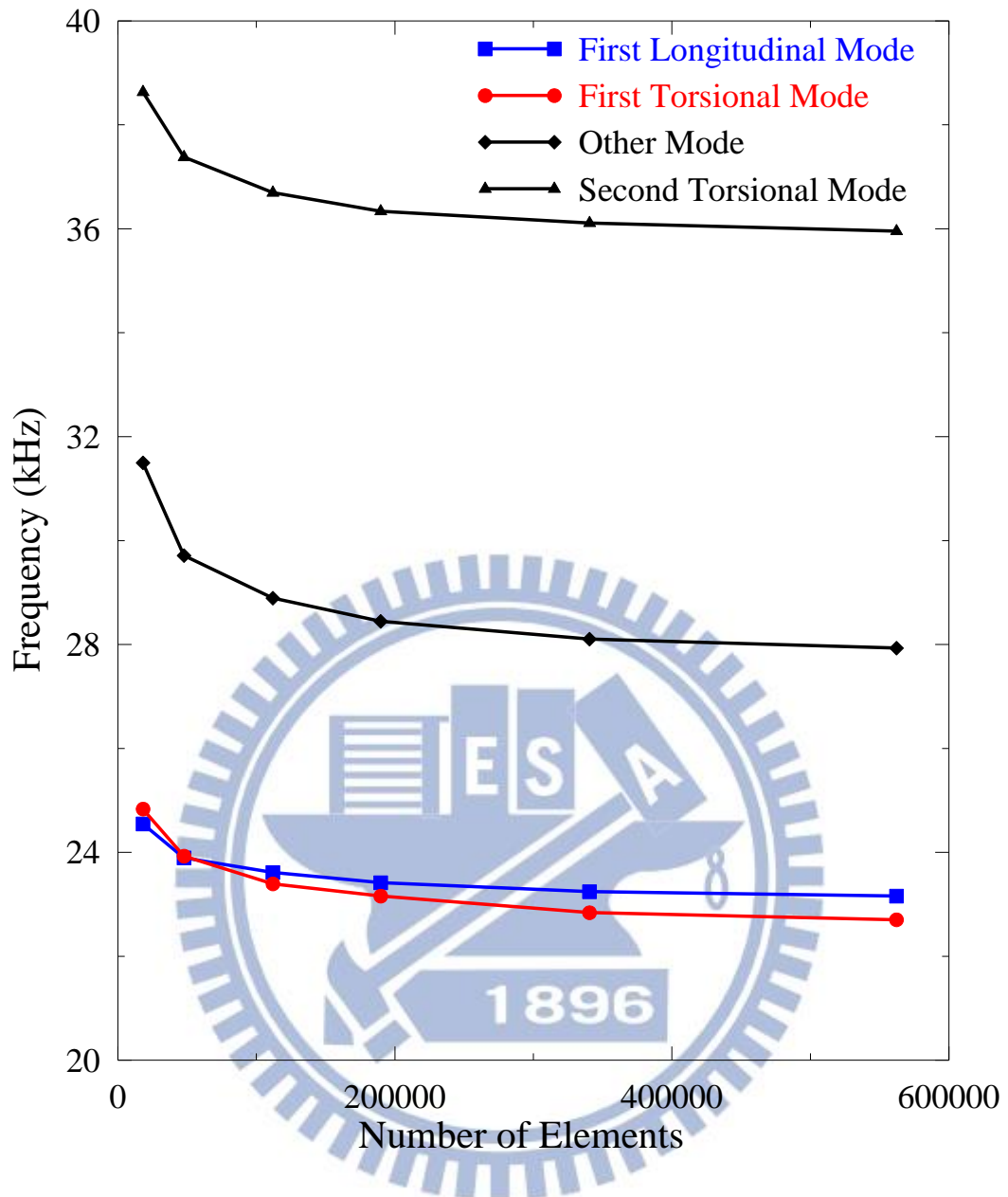


圖 3.18 不同元素數量分析定子結構一之自然頻率分佈 (L=40mm、RO=3mm、RI=3.5mm、b=4mm、h=7mm、RH=1mm、t=2.5mm)

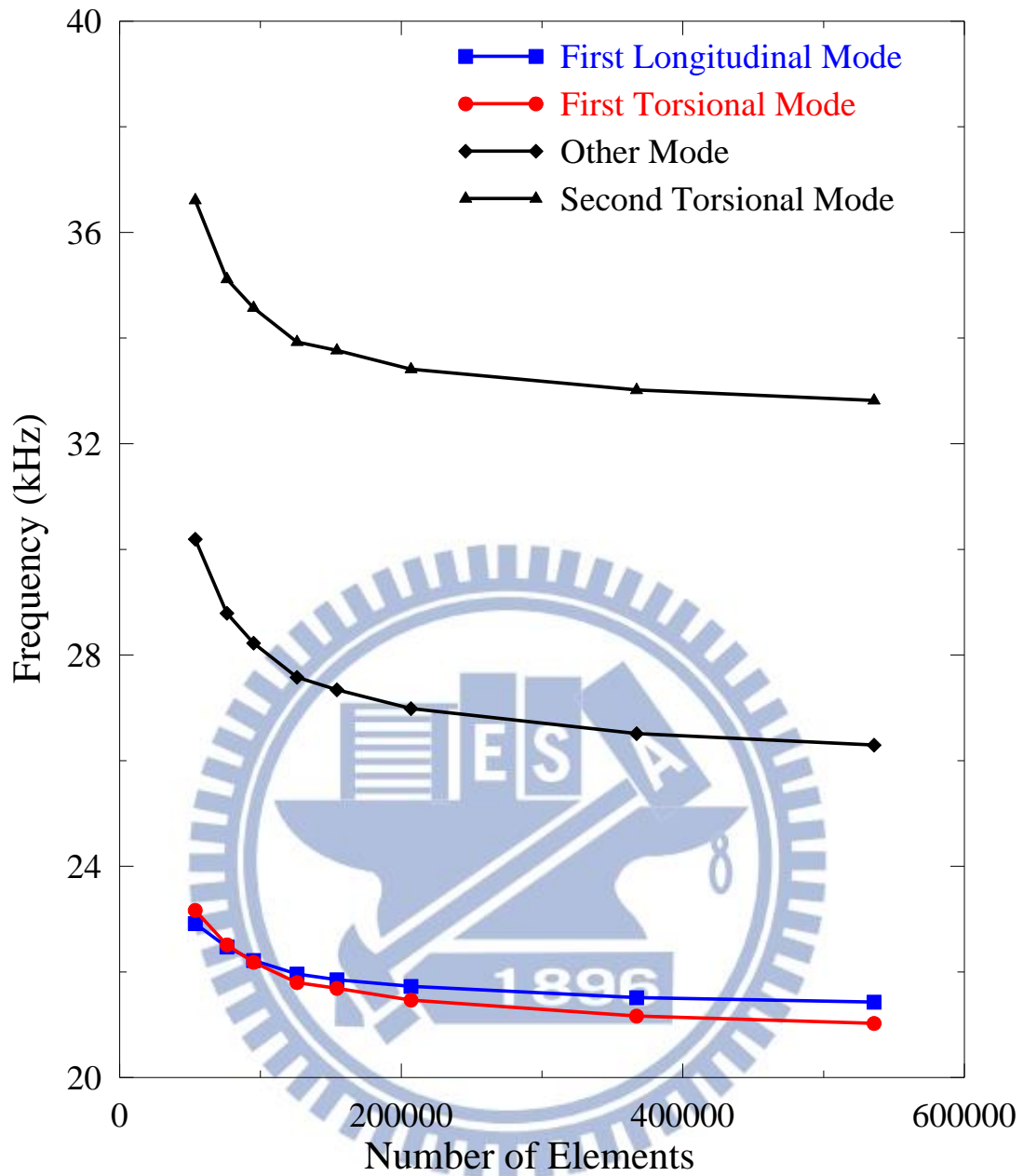


圖 3.19 不同元素數量分析定子結構二之自然頻率分佈 (L=40mm、RO=3.5mm、RI=3.5mm、b=2mm、h=5.8mm、RH=3mm、t=2.5mm)

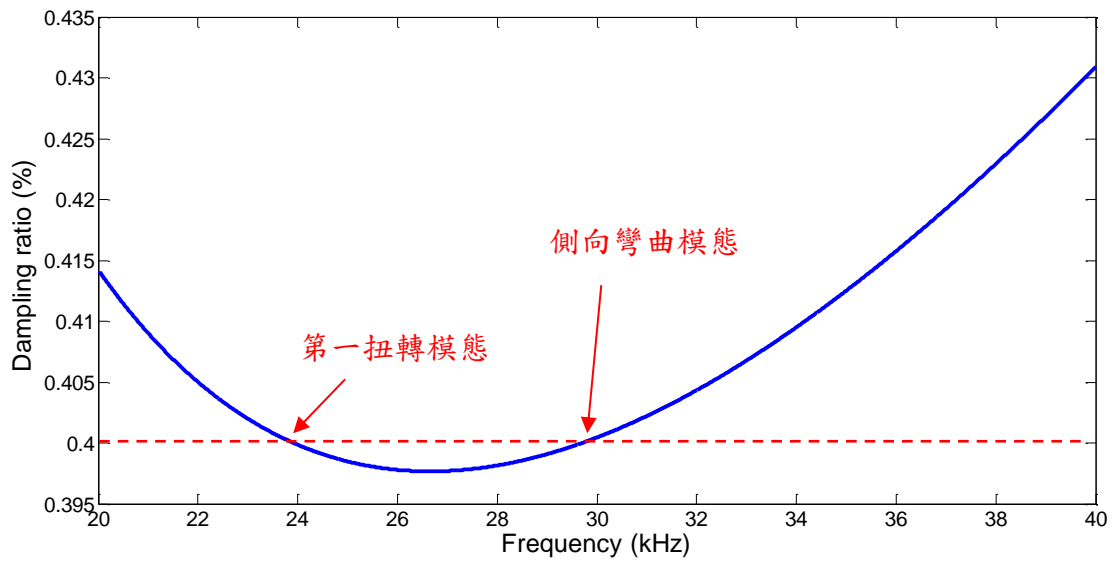


圖 3.20 依據第一扭轉模態與側向彎曲模態建立定子結構一的阻尼比曲線

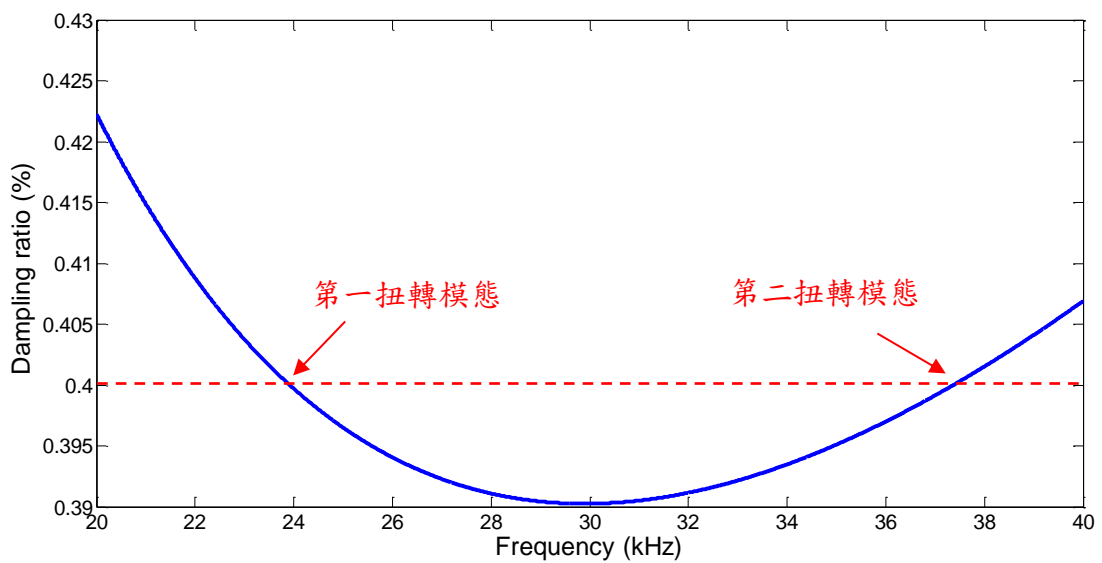


圖 3.21 依據第一扭轉模態與第二扭轉模態建立定子結構一的阻尼比曲線

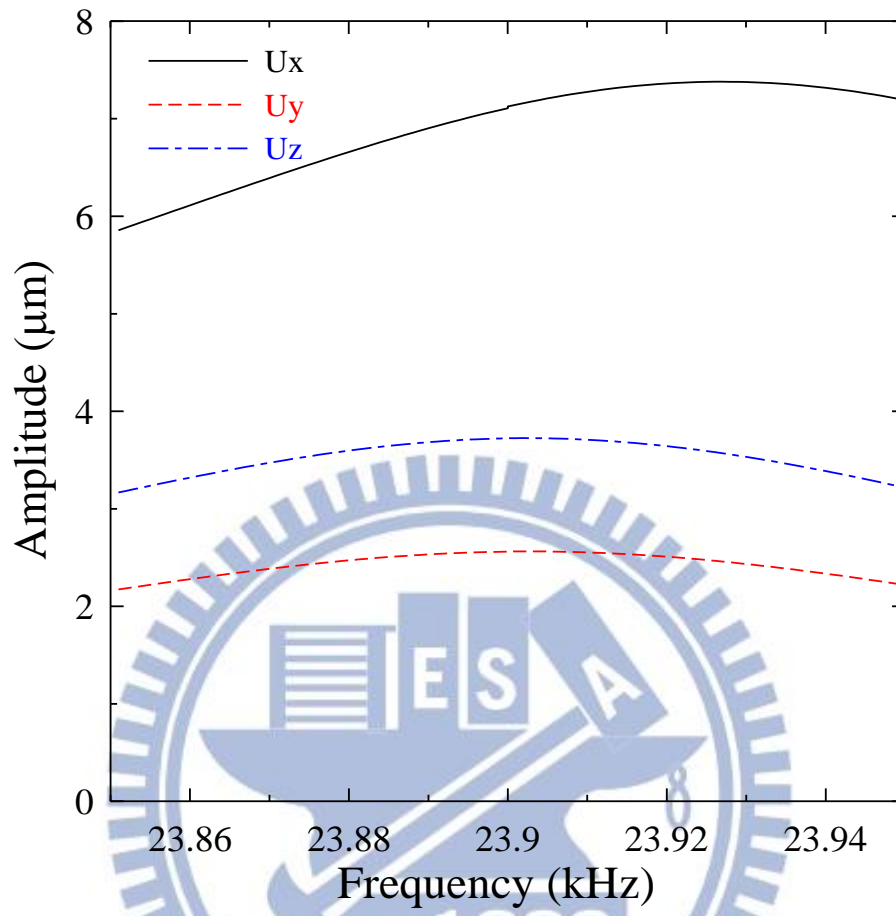


圖 3.22 定子結構—阻尼比 0.4% 時諧分析響應圖

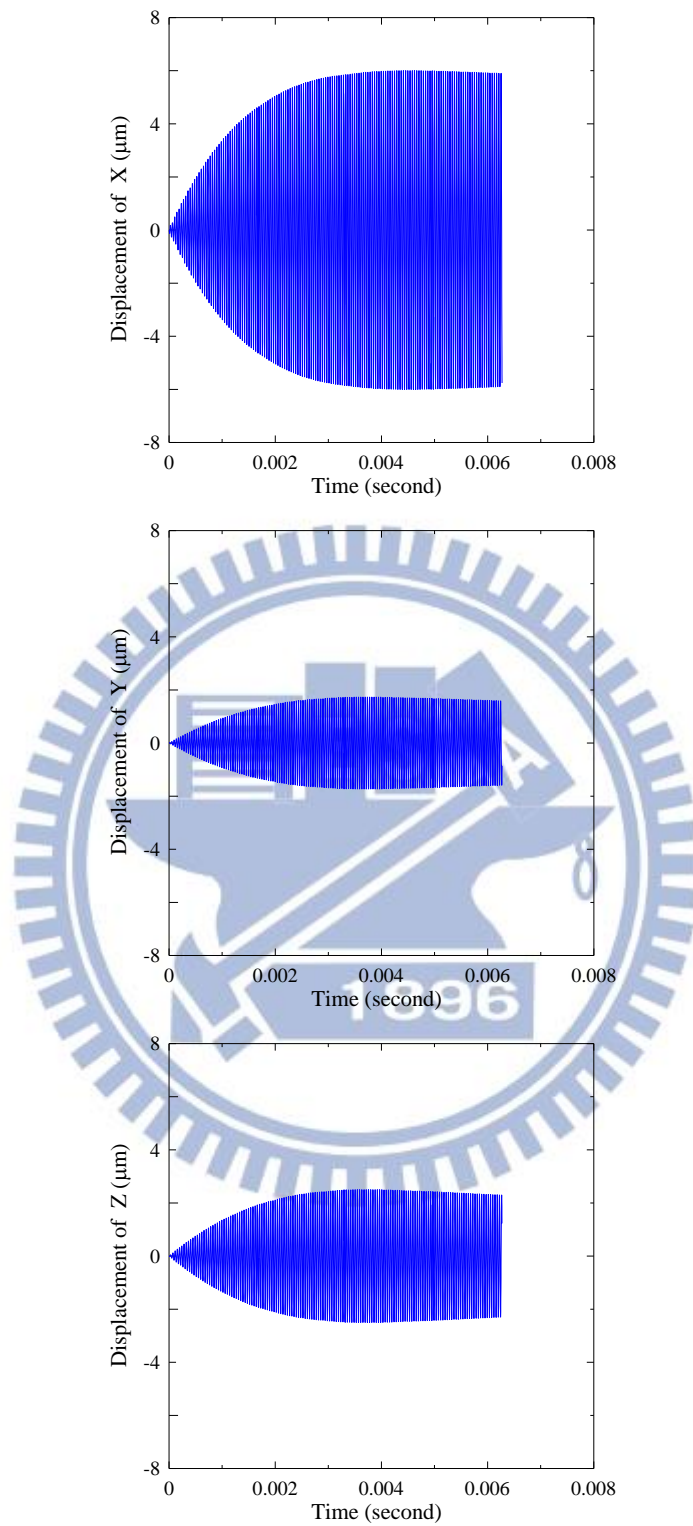


圖 3.23 定子結構一阻尼比 0.4% 暫態分析位移響應圖

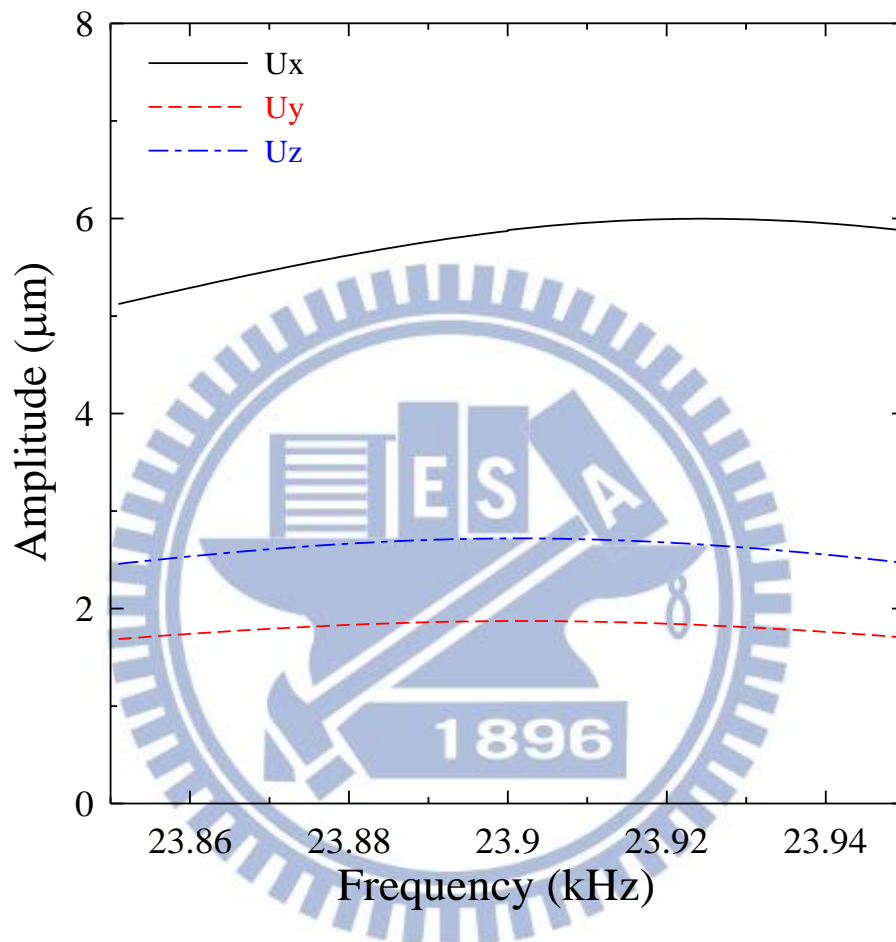


圖 3.24 定子結構一阻尼比 0.5%時諧分析響應圖

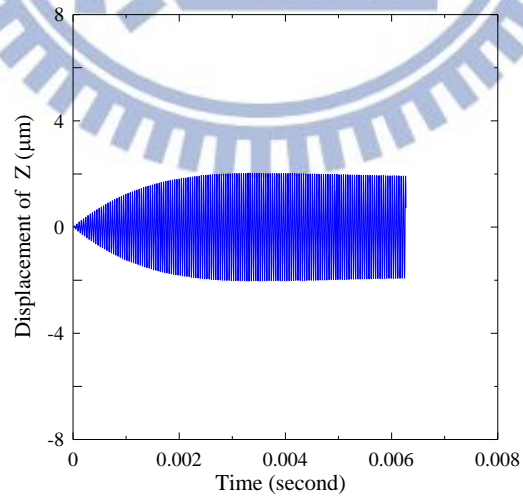
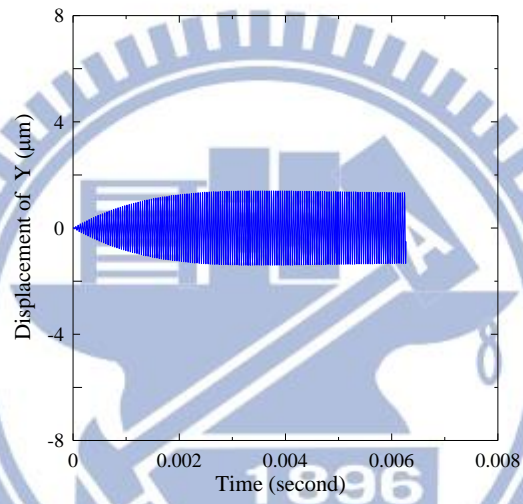
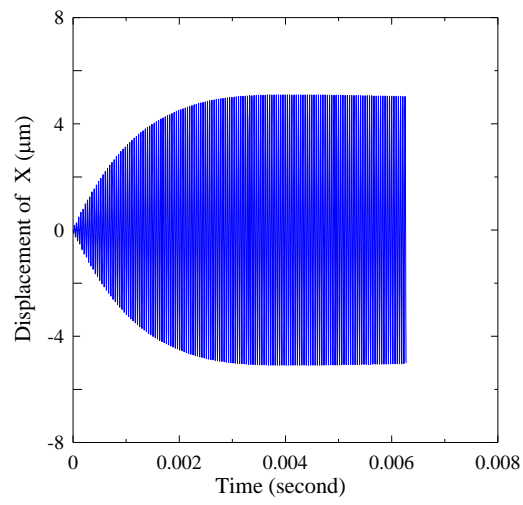


圖 3.25 定子結構一阻尼比 0.5%時暫態分析位移響應圖

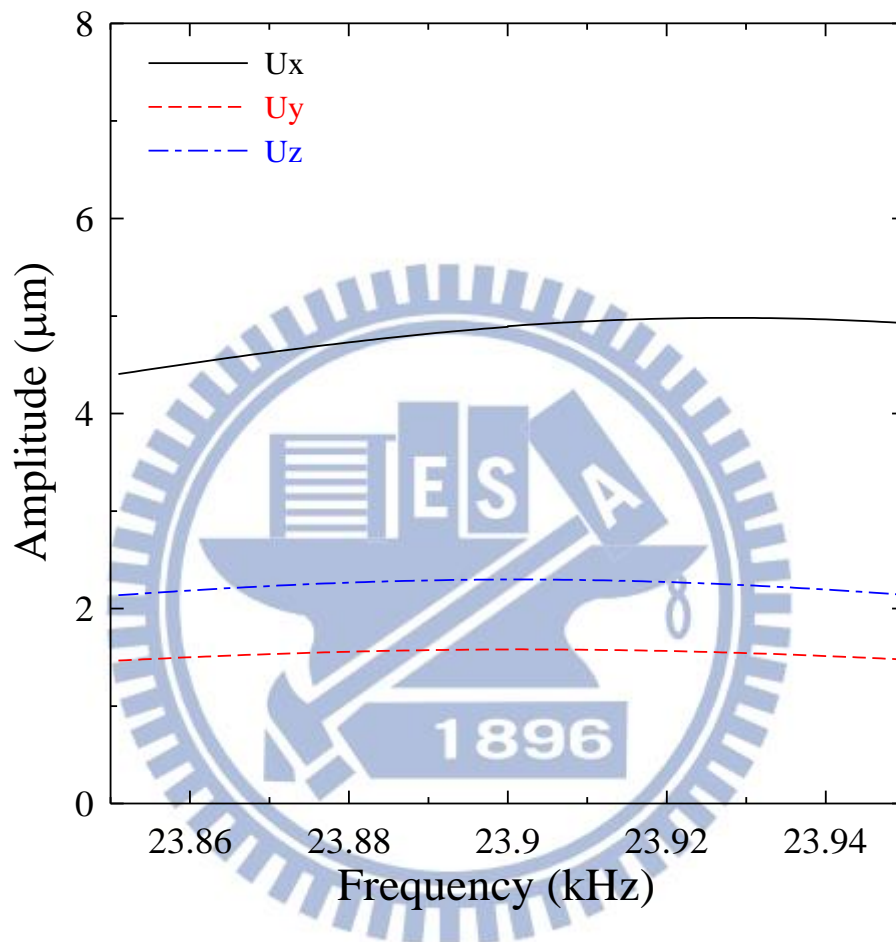


圖 3.26 定子結構一阻尼比 0.6% 時諧分析響應圖

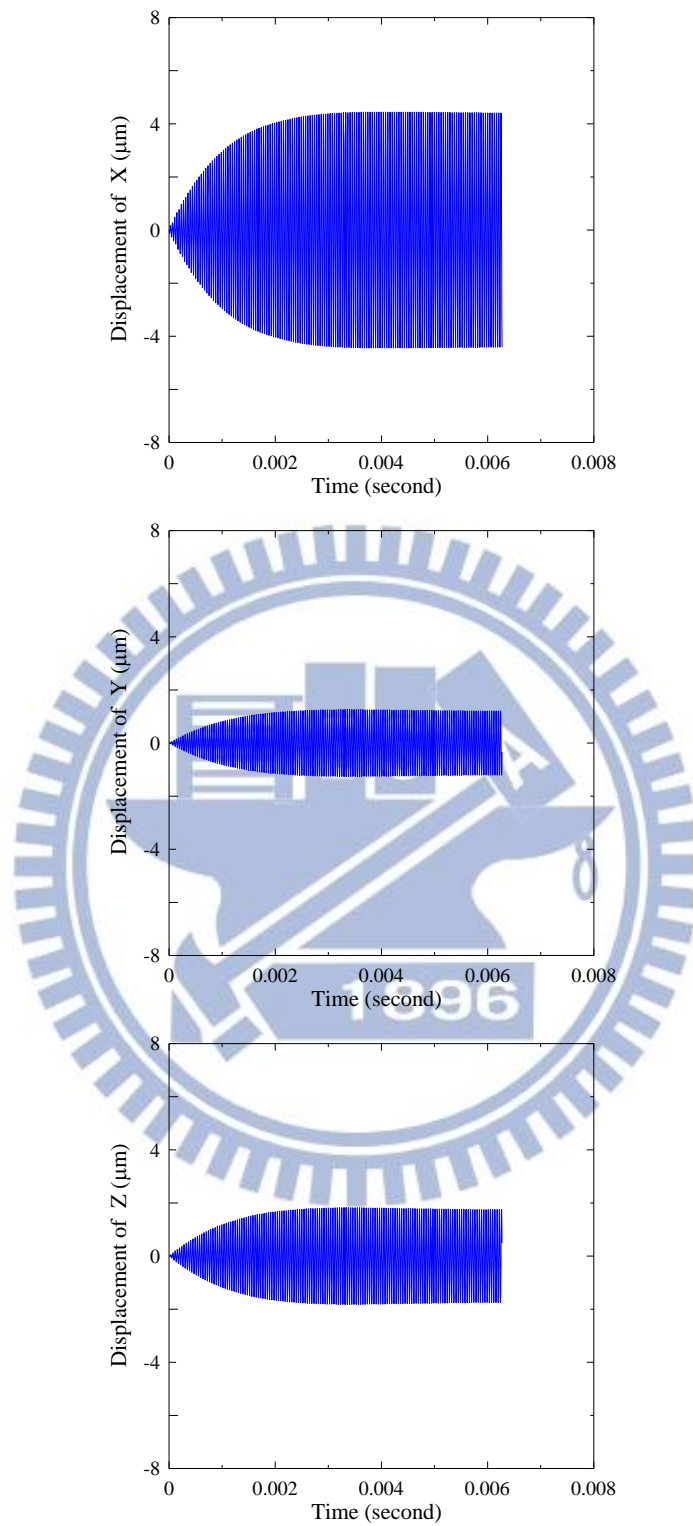


圖 3.27 定子結構—阻尼比 0.6% 暫態分析位移響應圖

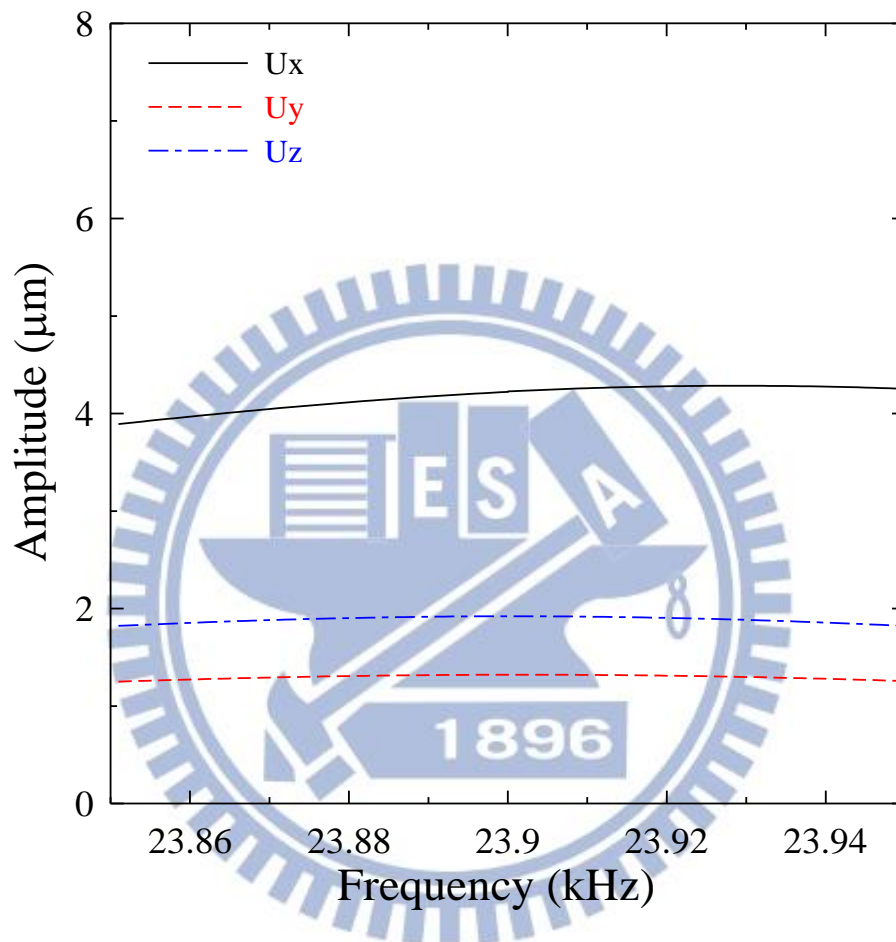


圖 3.28 定子結構一阻尼比 0.7% 時諧分析響應圖

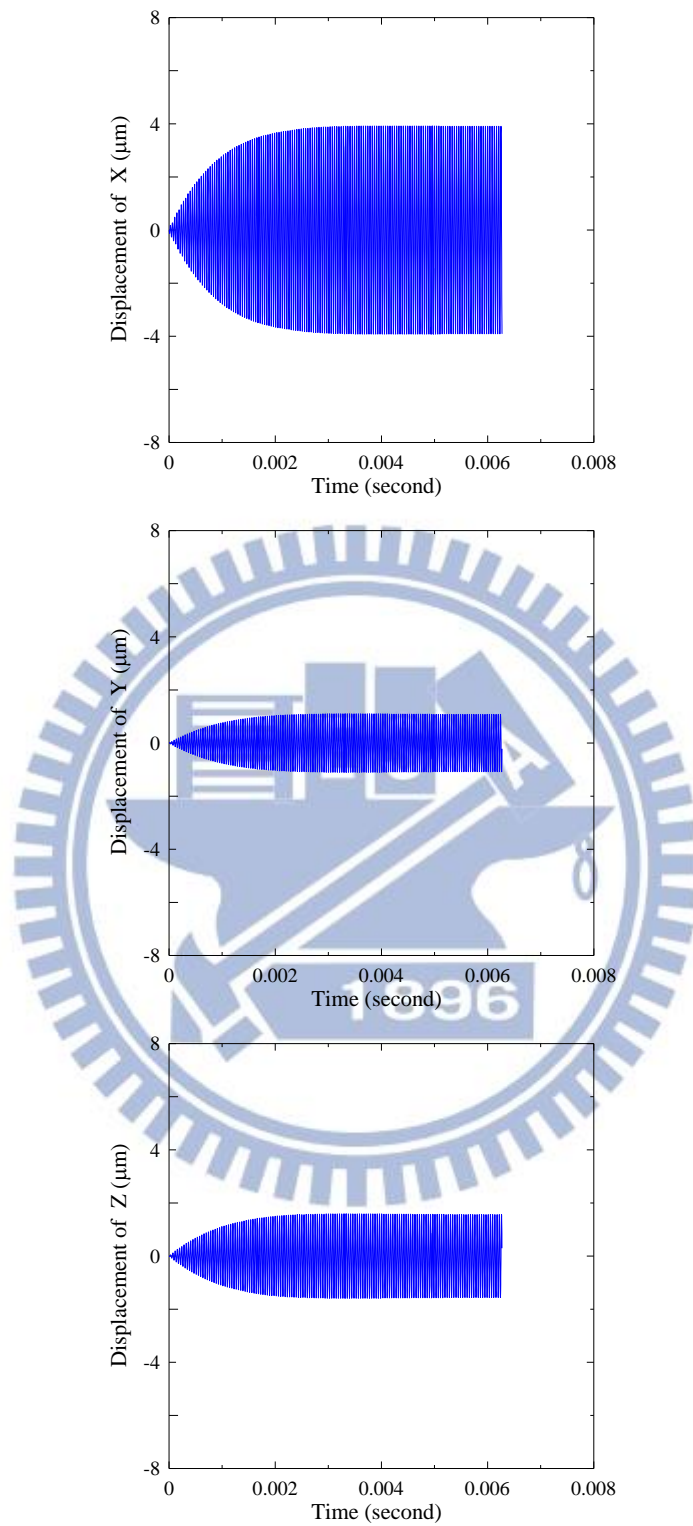


圖 3.29 定子結構一阻尼比 0.7% 暫態分析位移響應圖

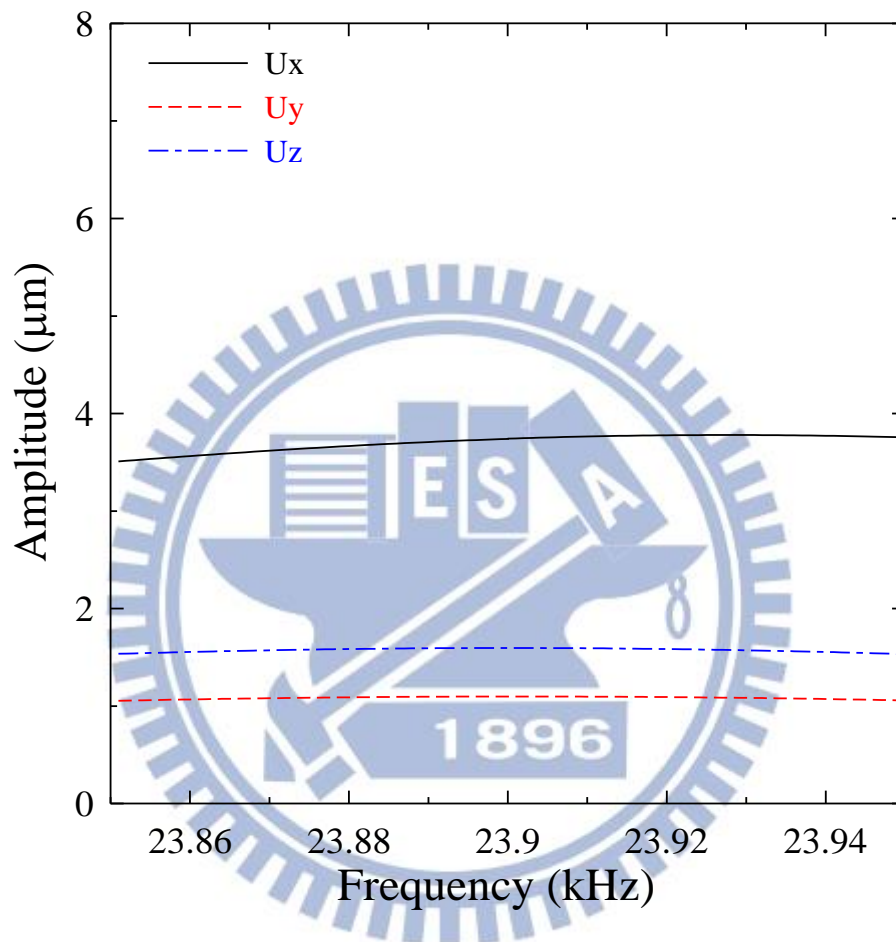


圖 3.30 定子結構一阻尼比 0.8%時諧分析響應圖

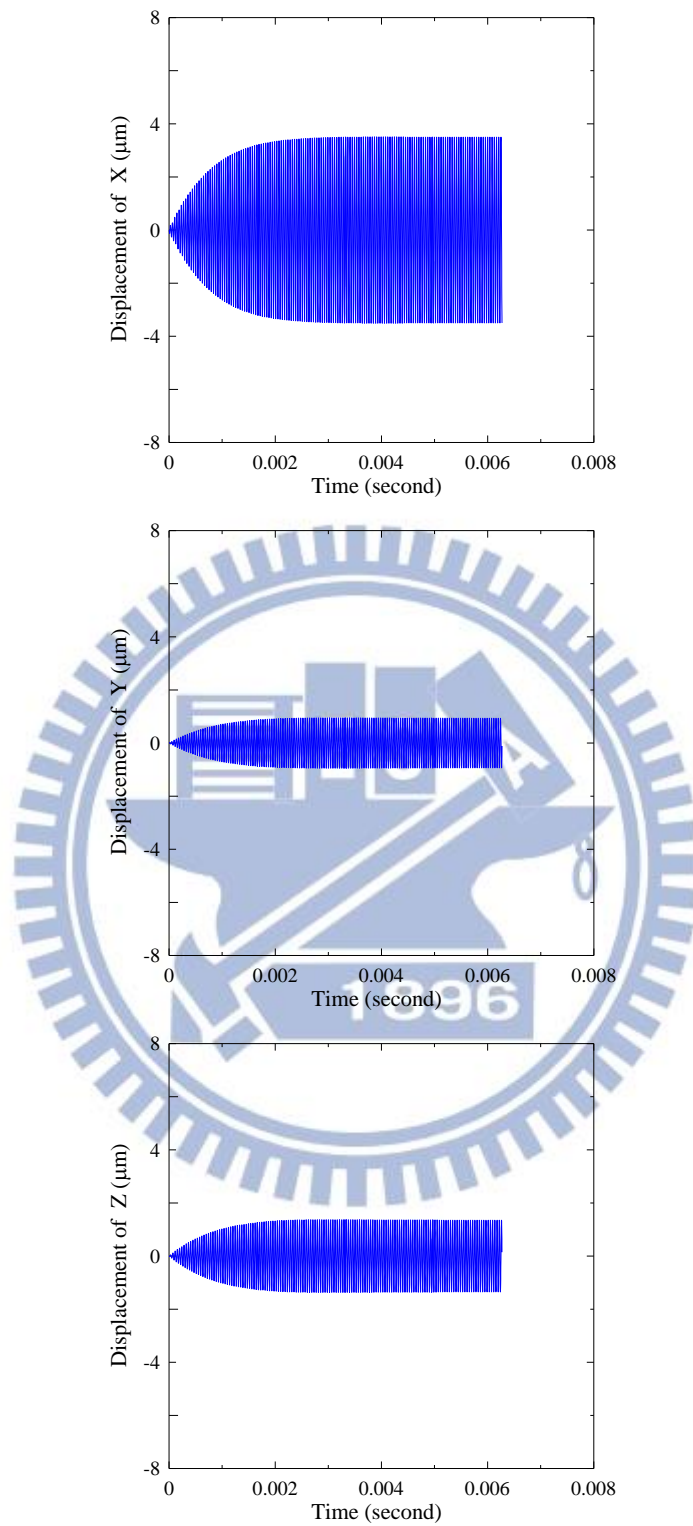


圖 3.31 定子結構一阻尼比 0.8% 暫態分析位移響應圖

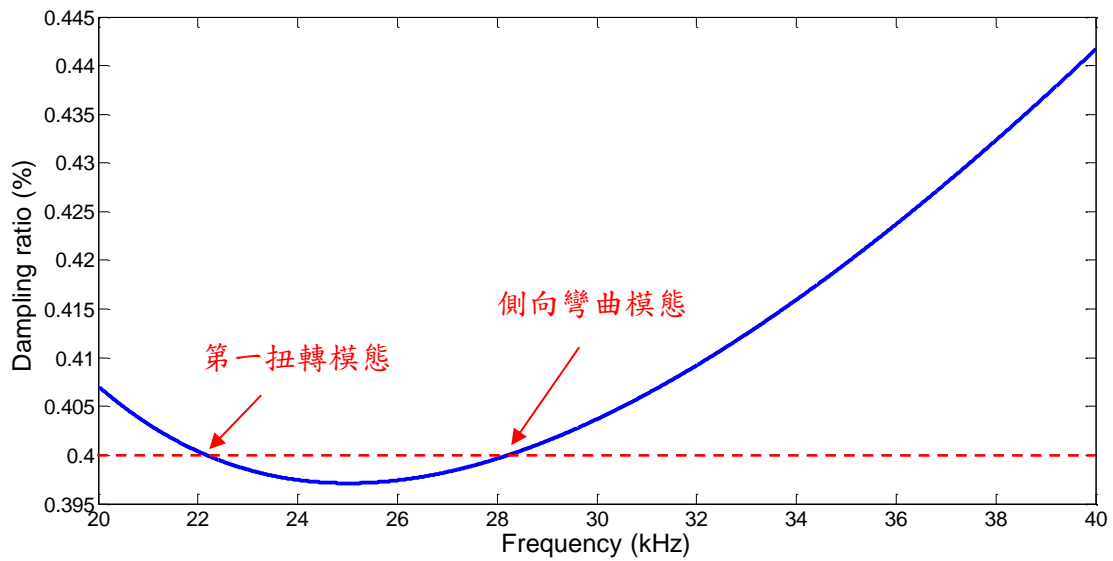


圖 3.32 依據第一扭轉模態與側向彎曲模態建立定子結構二的阻尼比曲線

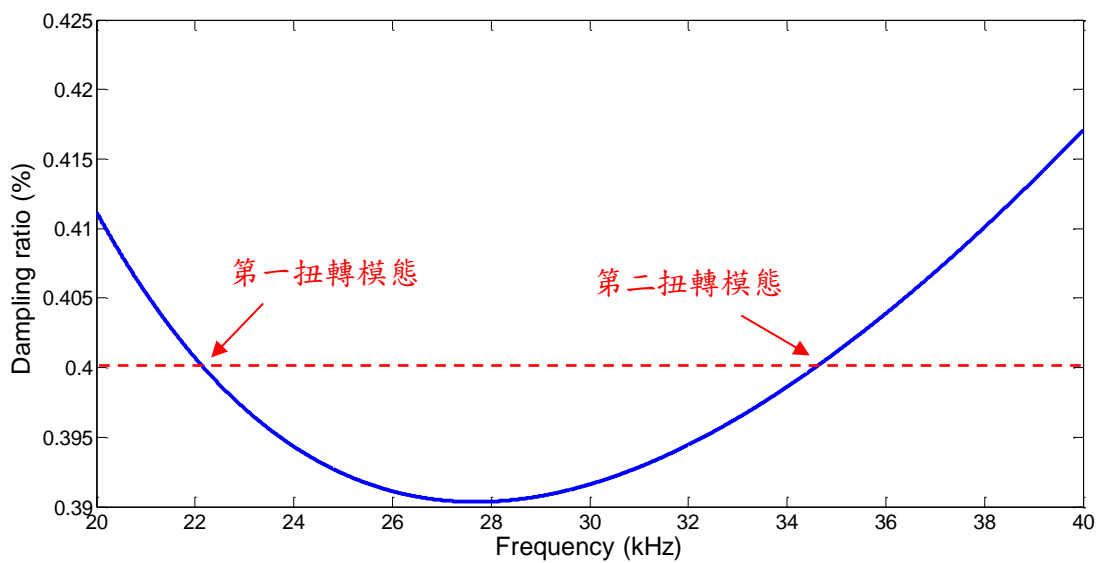


圖 3.33 依據第一扭轉模態與第二扭轉模態建立定子結構二的阻尼比曲線

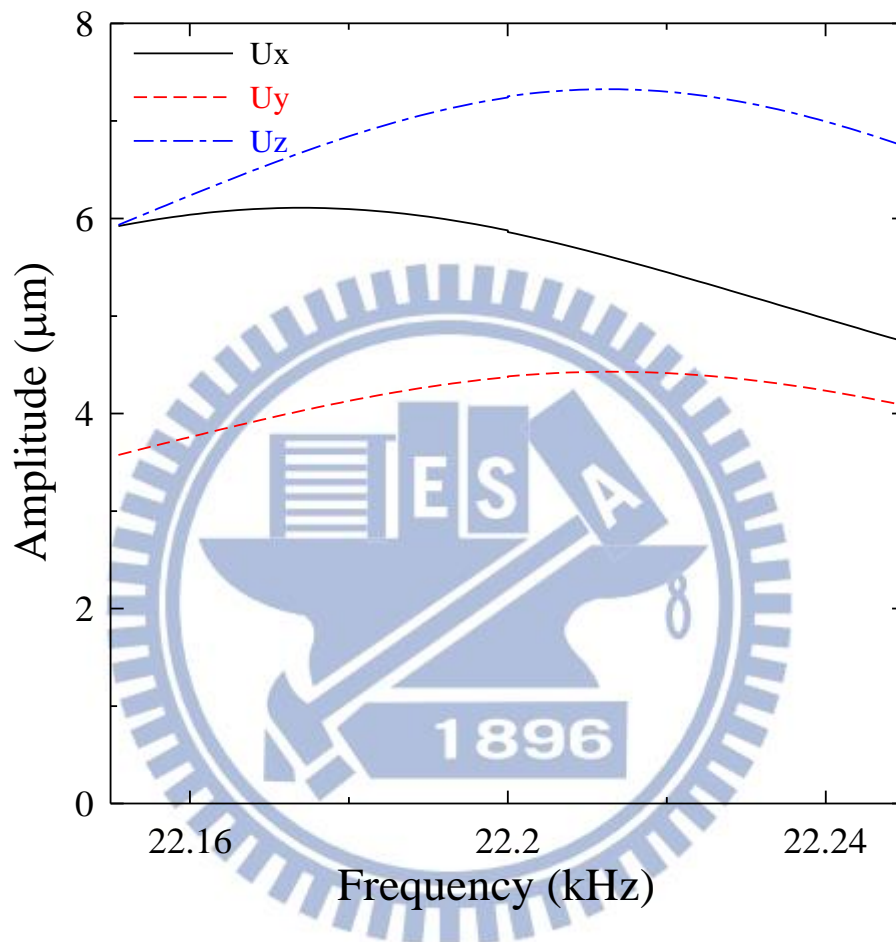


圖 3.34 定子結構二阻尼比 0.4% 時諧分析響應圖

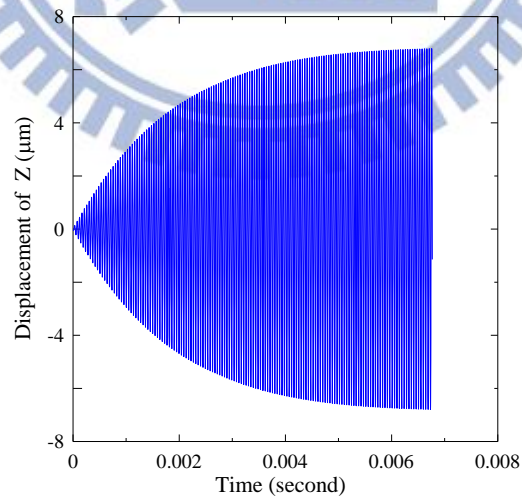
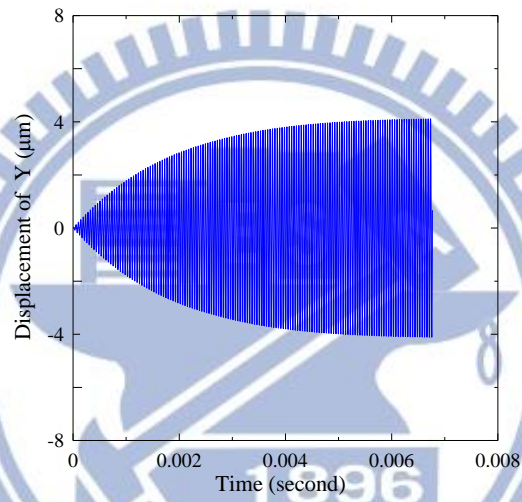
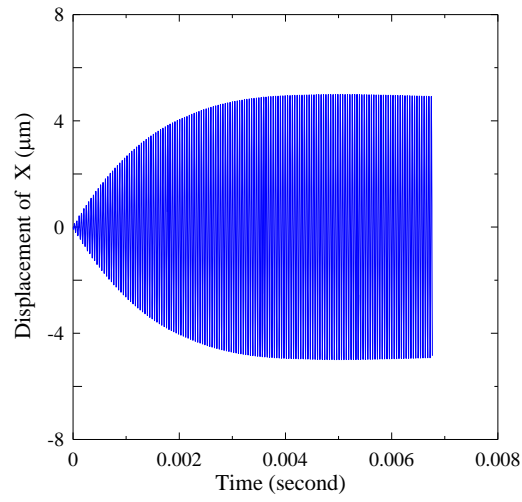


圖 3.35 定子結構二阻尼比 0.4% 暫態分析位移響應圖

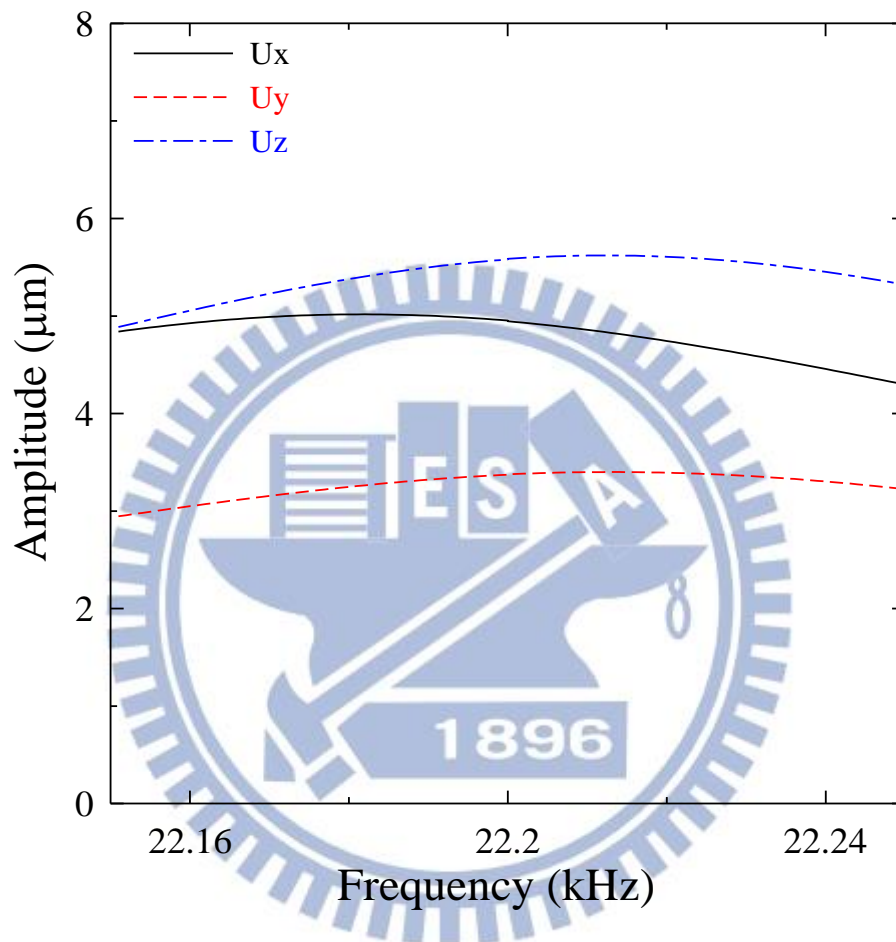


圖 3.36 定子結構二阻尼比 0.5%時諧分析響應圖

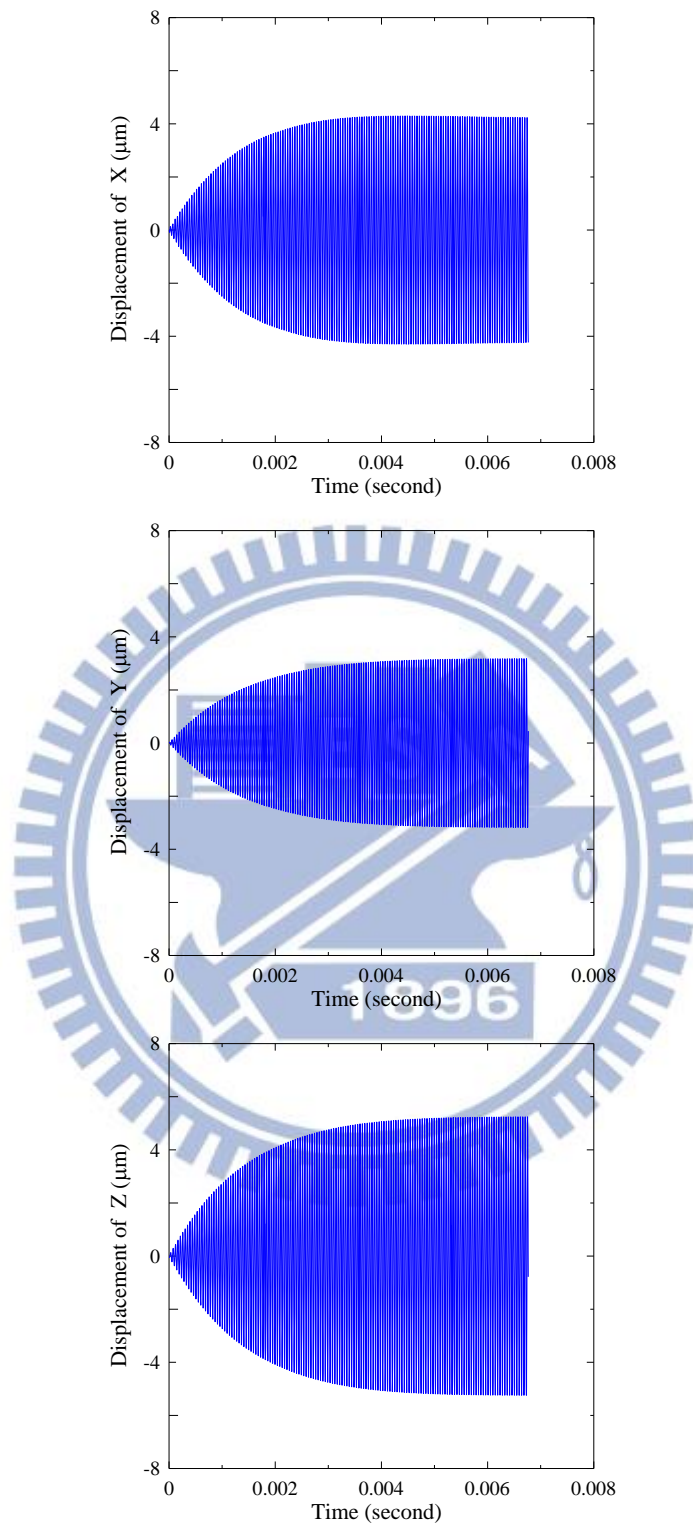


圖 3.37 定子結構二阻尼比 0.5% 暫態分析位移響應圖

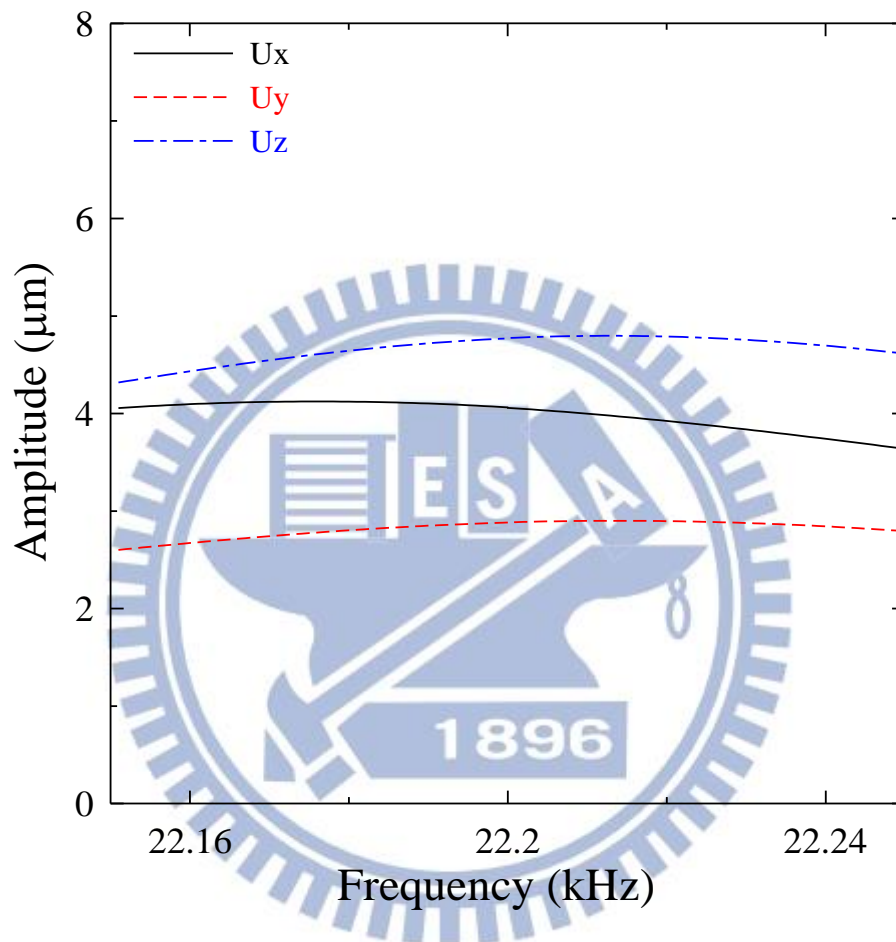


圖 3.38 定子結構二阻尼比 0.6% 時諧分析響應圖

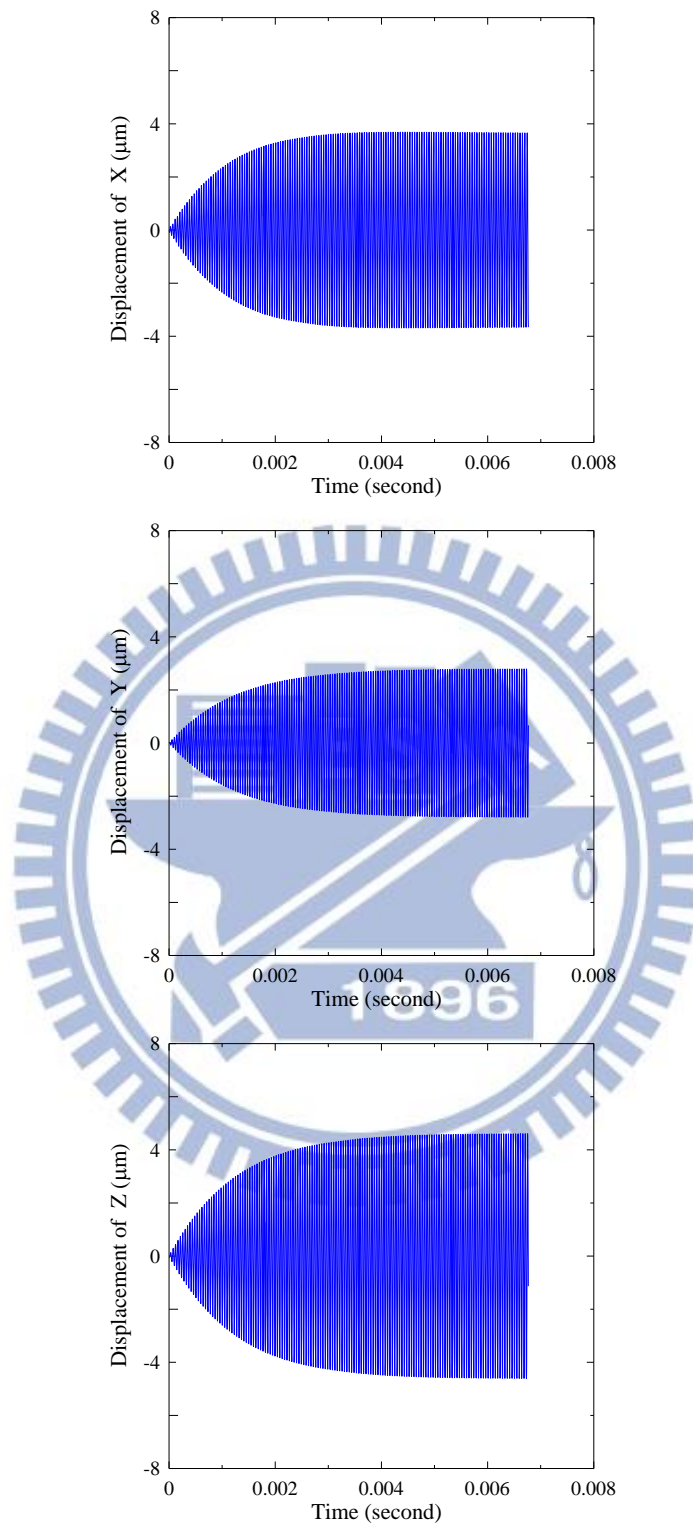


圖 3.39 定子結構二阻尼比 0.6% 暫態分析位移響應圖

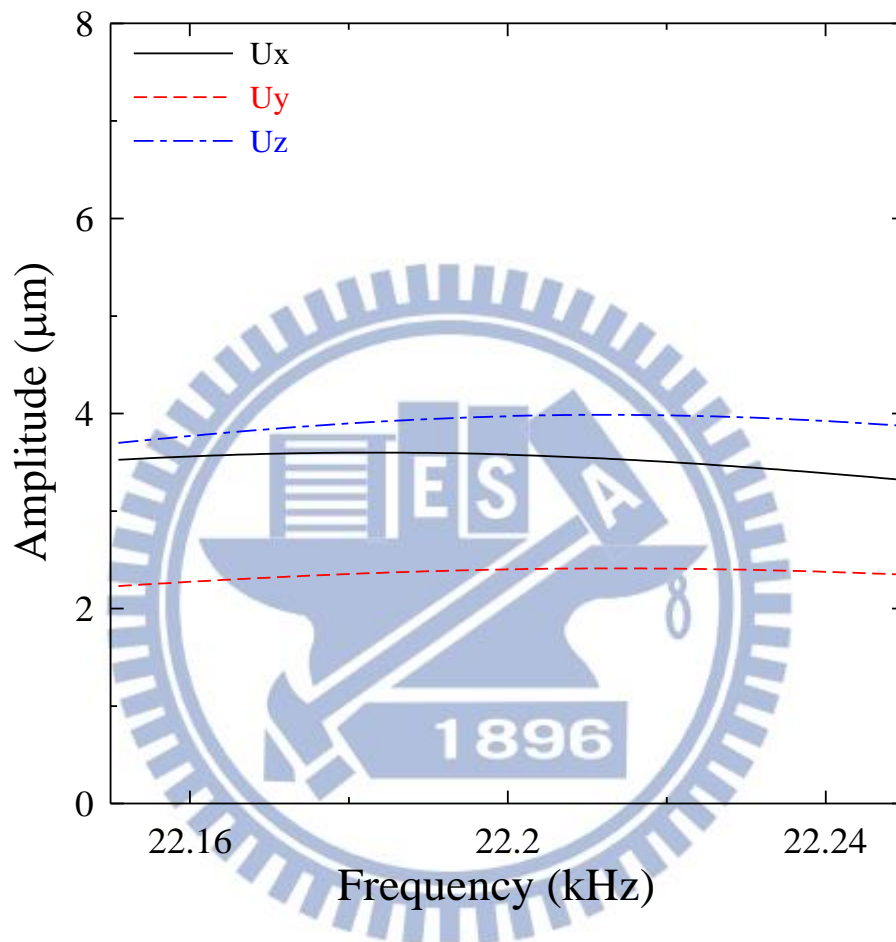


圖 3.40 定子結構二阻尼比 0.7% 時諧分析響應圖

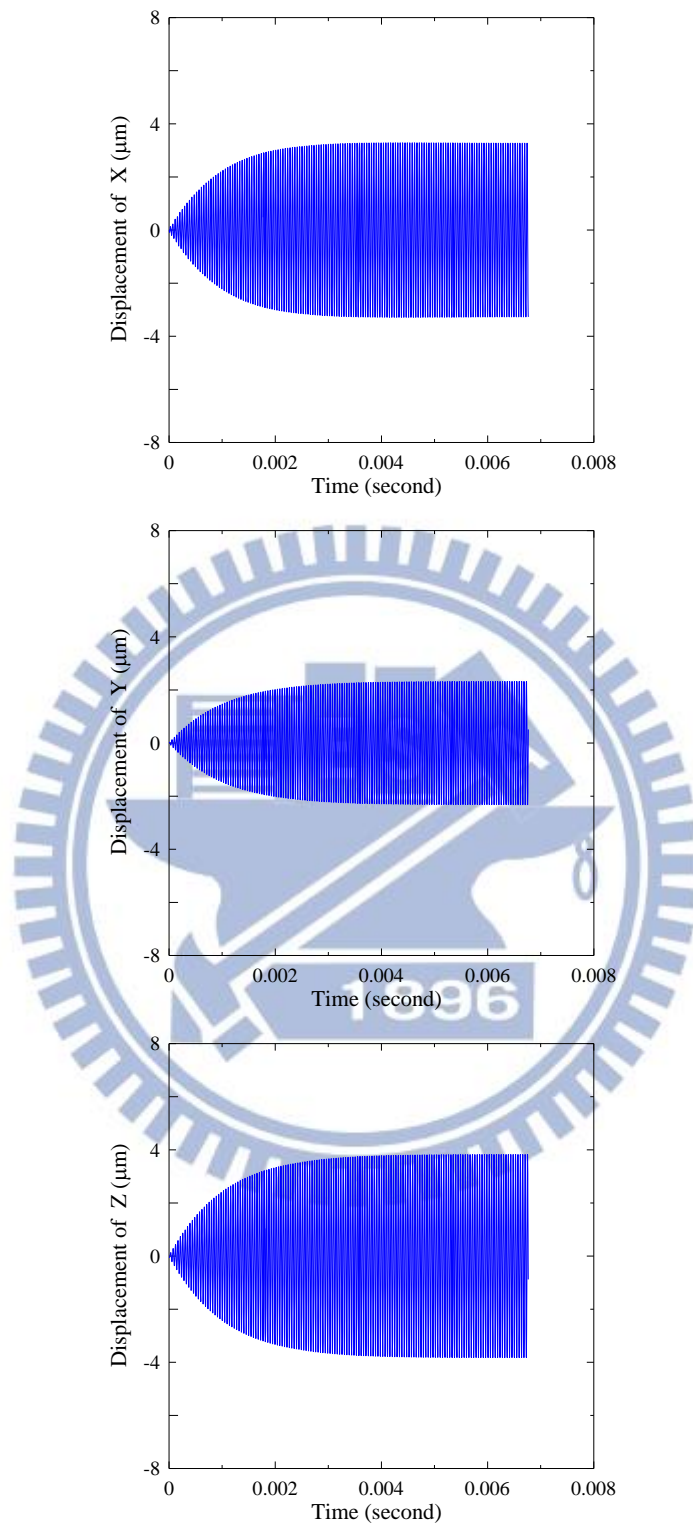


圖 3.41 定子結構二阻尼比 0.7% 暫態分析位移響應圖

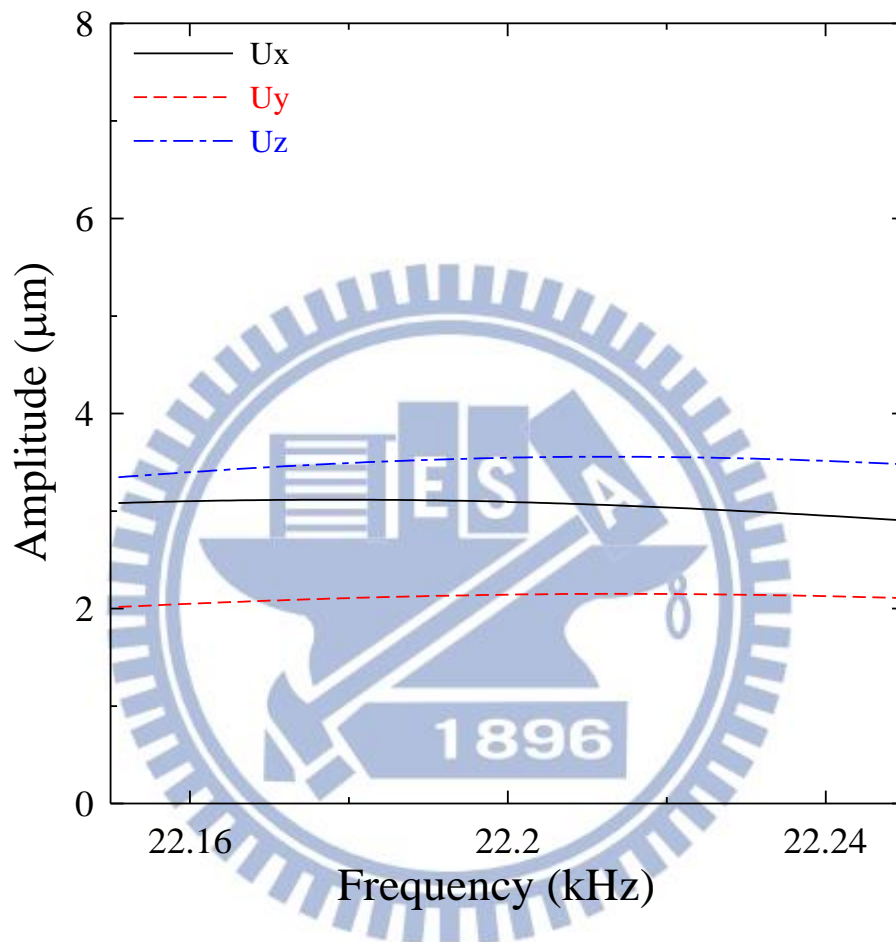


圖 3.42 定子結構二阻尼比 0.8%時諧分析響應圖

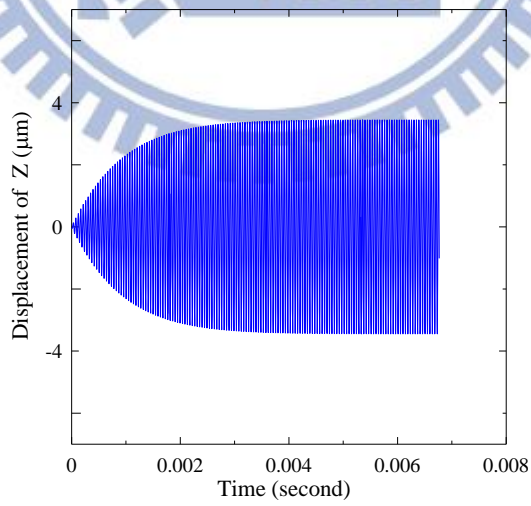
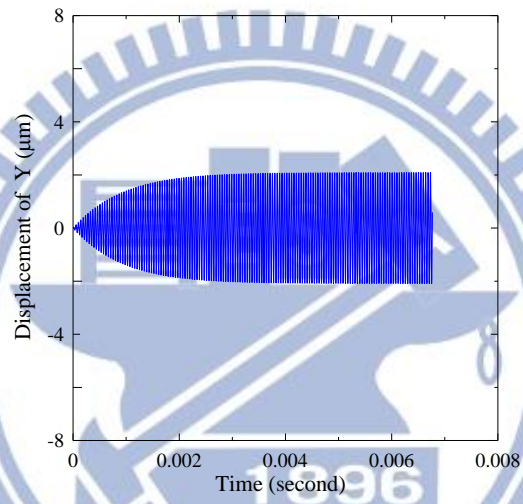
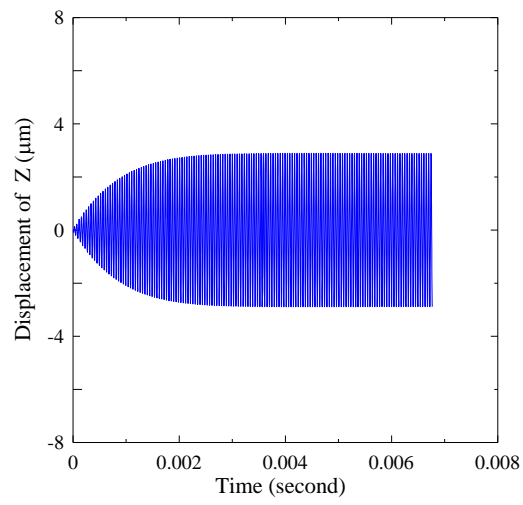


圖 3.43 定子結構二阻尼比 0.8% 暫態分析位移響應圖

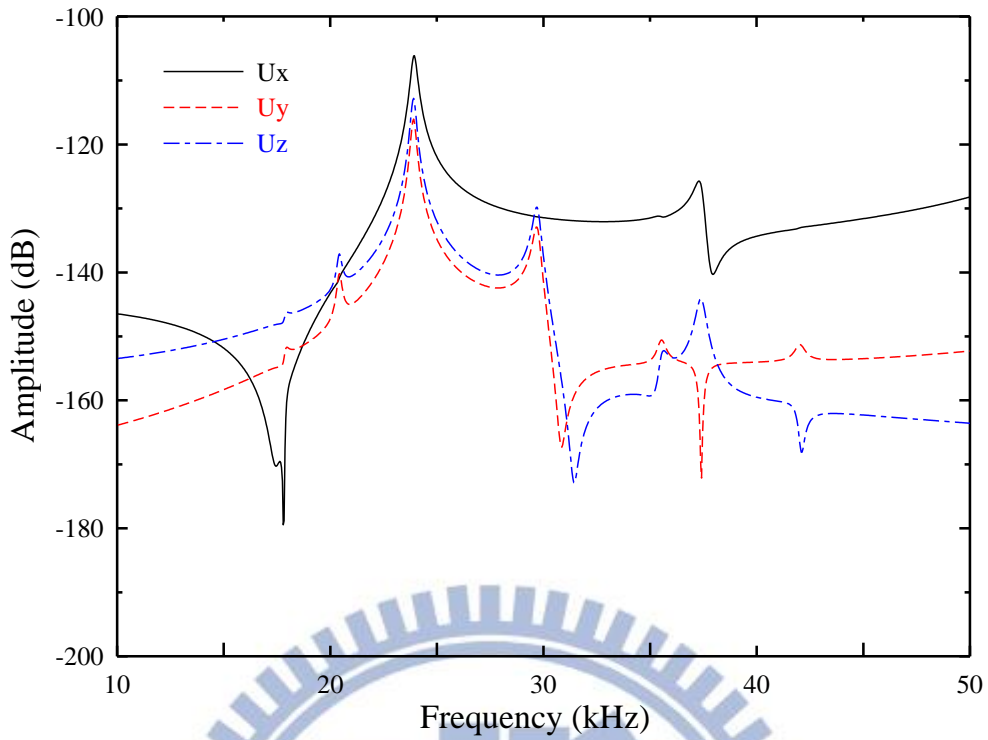


圖 3.44 三角形超音波馬達定子結構一接觸點位移的頻率響應函數

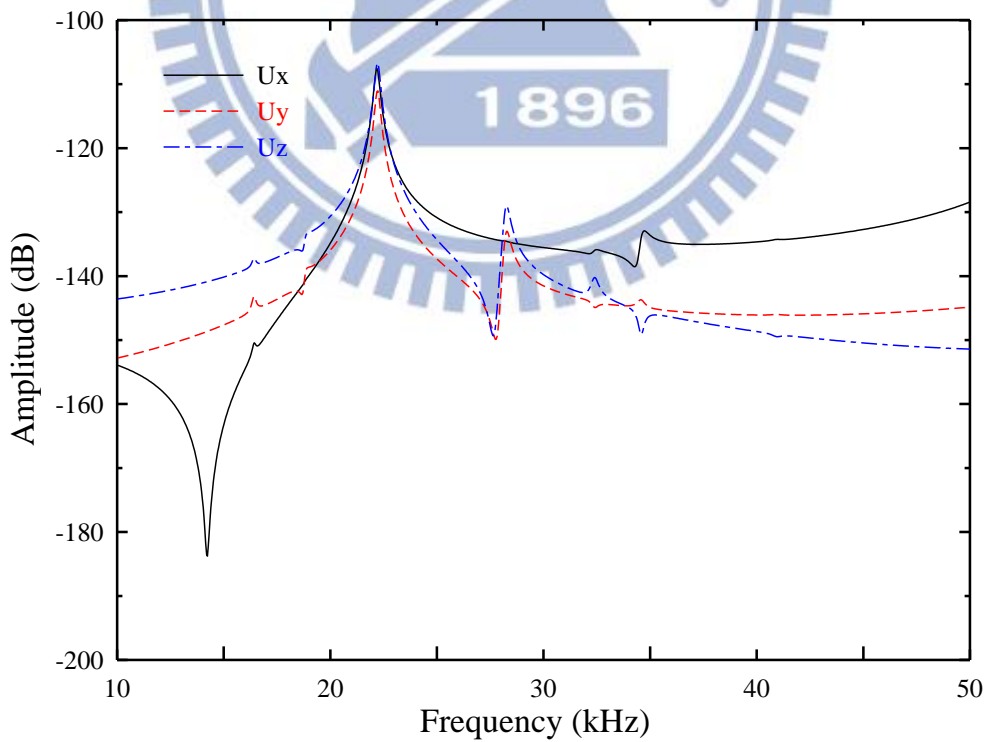
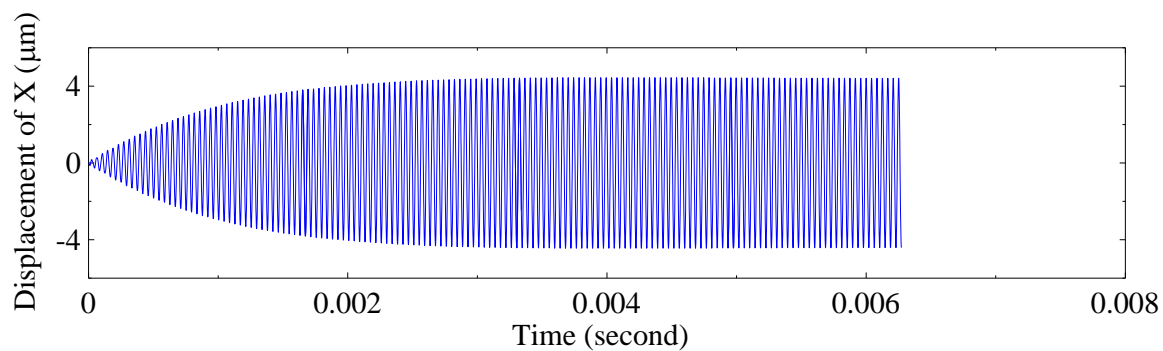
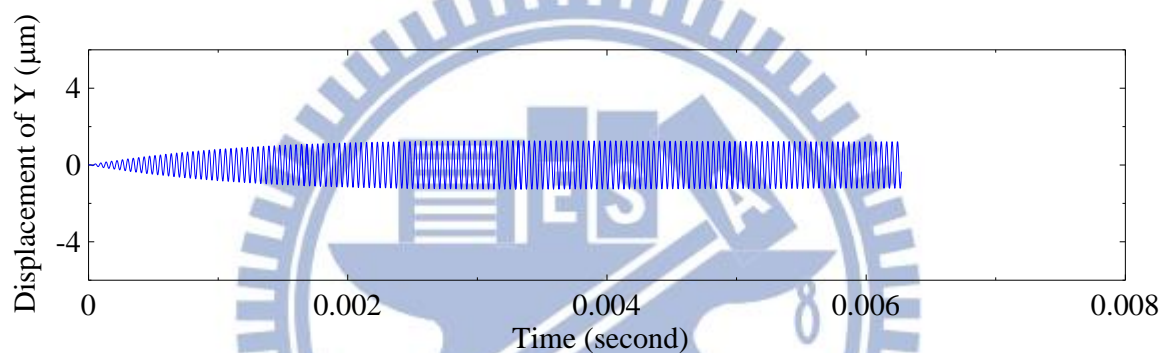


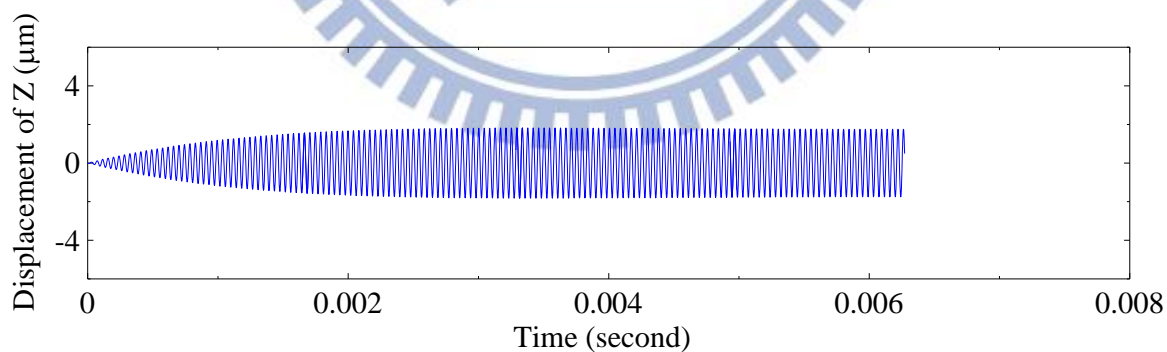
圖 3.45 三角形超音波馬達定子結構二接觸點位移的頻率響應函數



(a)

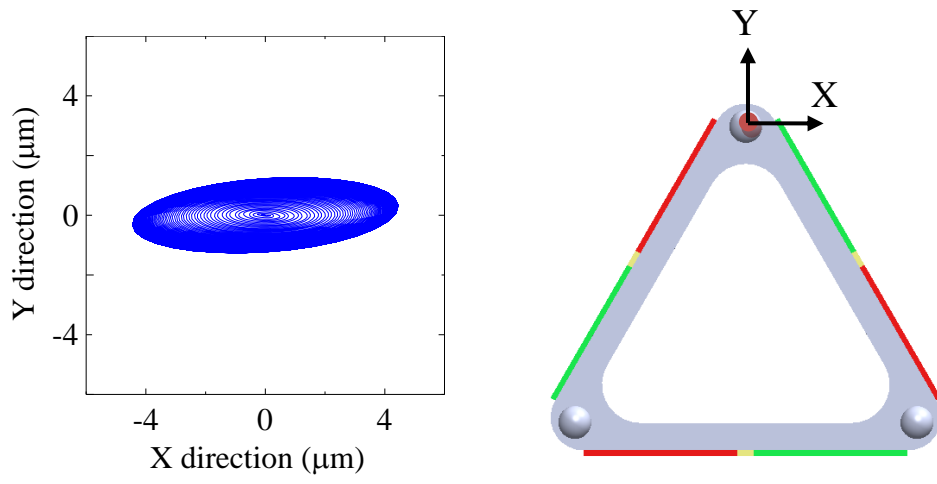


(b)

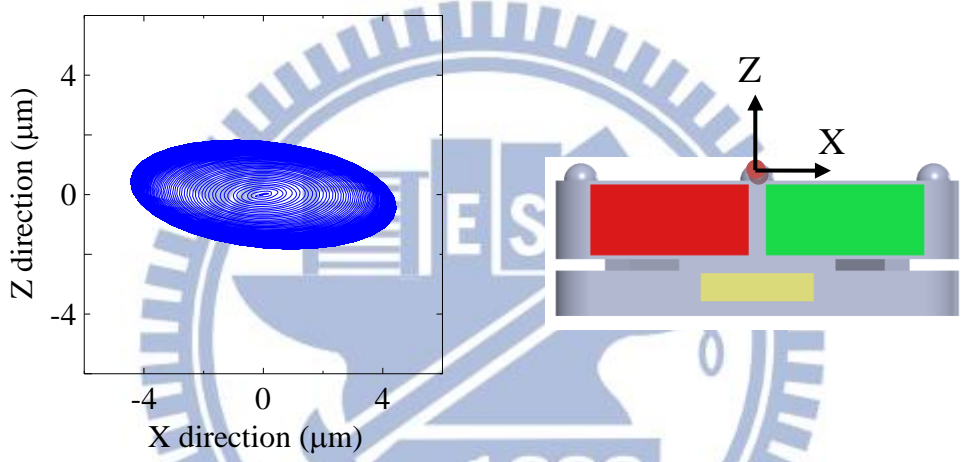


(c)

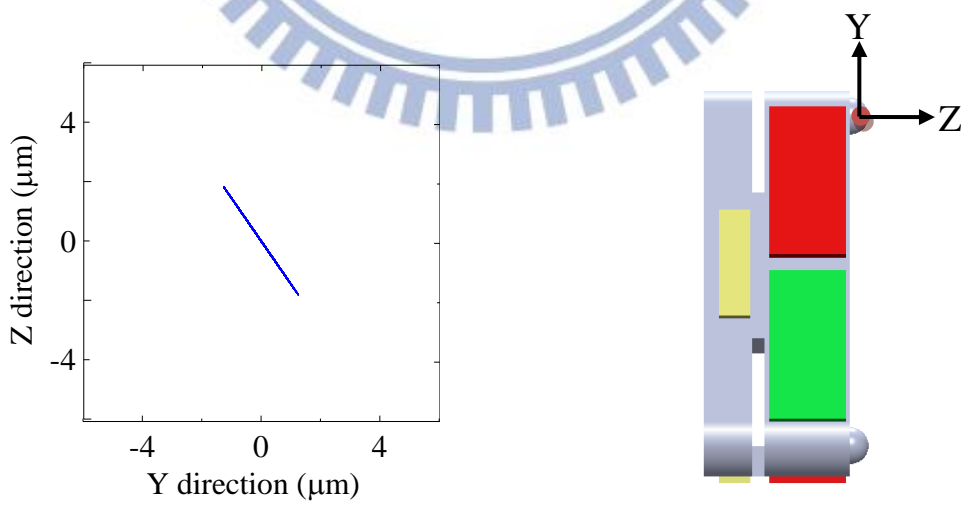
圖 3.46 三角形超音波馬達定子結構一接觸點電壓驅動 150 週期後的位移響應，(a) X 方向位移響應，(b) Y 方向位移響應，(c) Z 方向位移響應



(a) X 與 Y 方向位移之合成軌跡

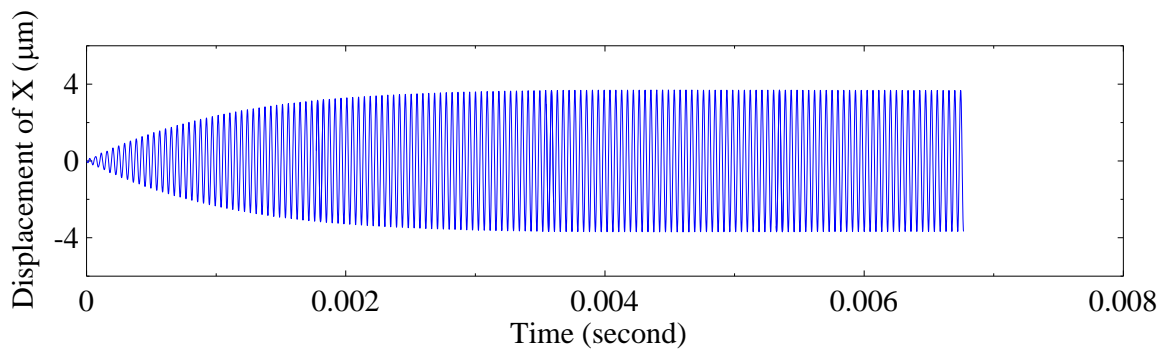


(b) X 與 Z 方向位移之合成軌跡

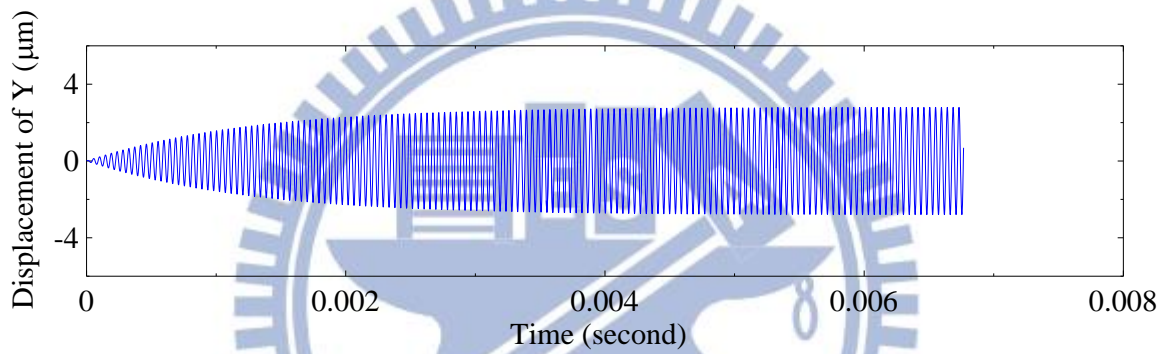


(c) Y 與 Z 方向位移之合成軌跡

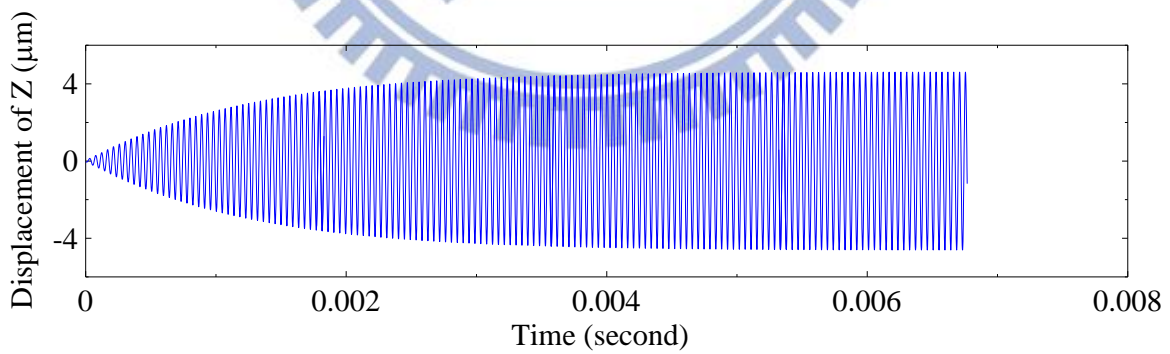
圖 3.47 超音波馬達定子結構一接觸點之參考座標及運動軌跡



(a)

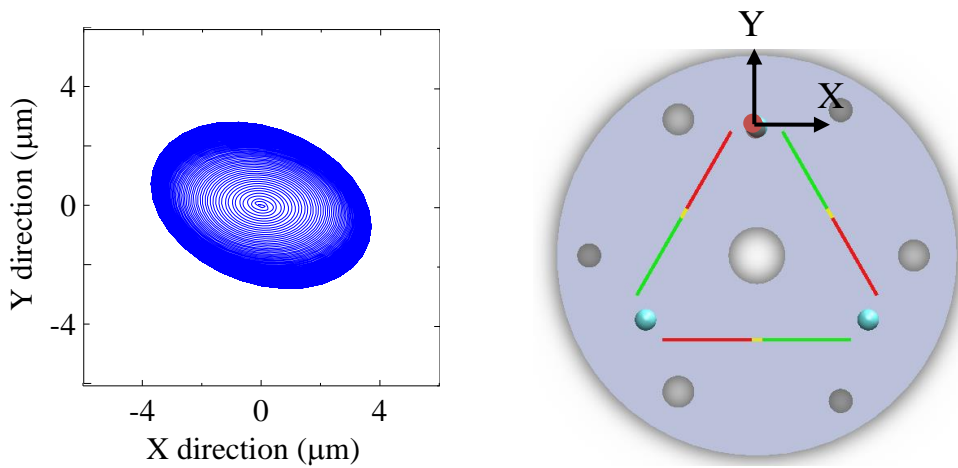


(b)

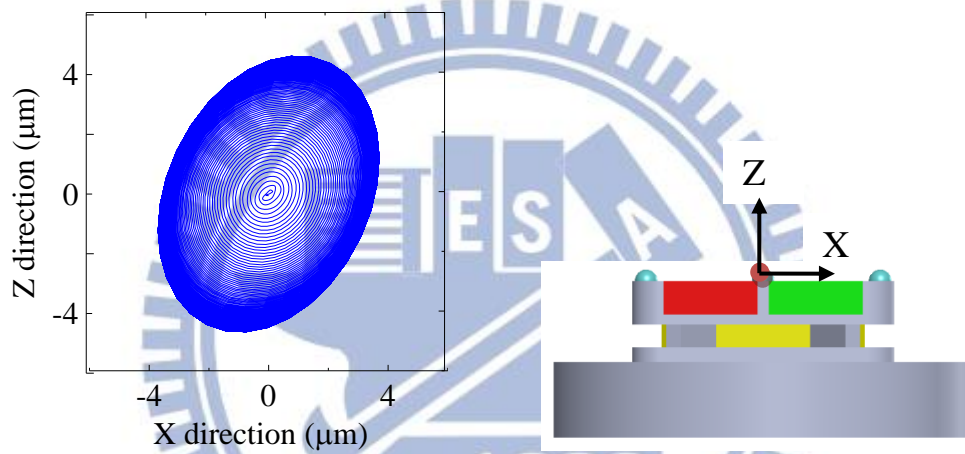


(c)

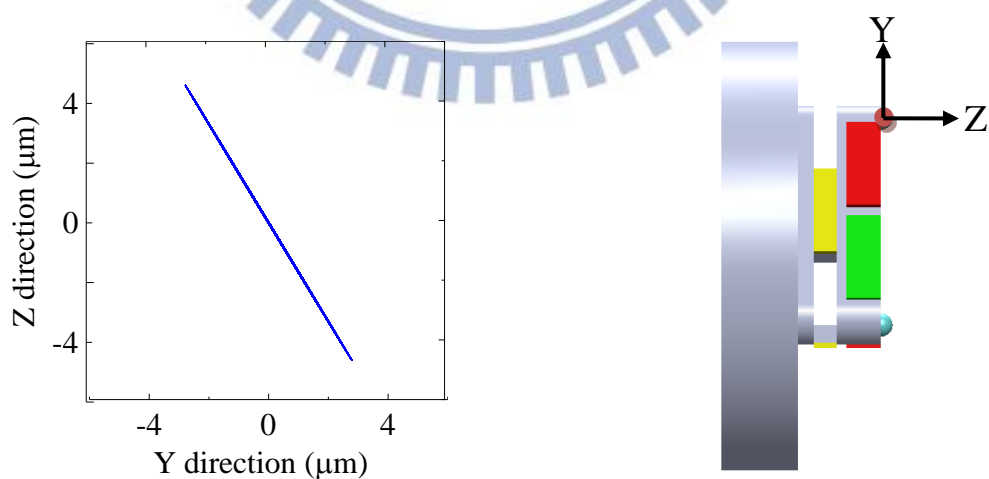
圖 3.48 三角形超音波馬達定子結構二接觸點電壓驅動 150 週期後的位移響應，(a) X 方向位移響應，(b) Y 方向位移響應，(c) Z 方向位移響應



(a) X 與 Y 方向位移之合成軌跡

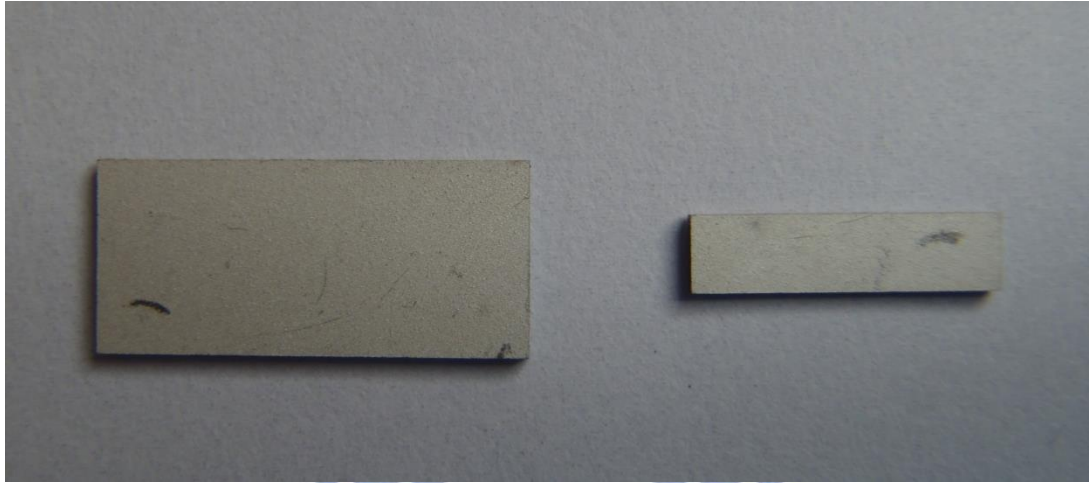


(b) X 與 Z 方向位移之合成軌跡



(c) Y 與 Z 方向位移之合成軌跡

圖 3.49 超音波馬達定子結構二接觸點之參考座標及運動軌跡



(a)



(b)

圖 4.1 實驗材料 (a) 壓電材料，(b) 導電銀膠 CW2400

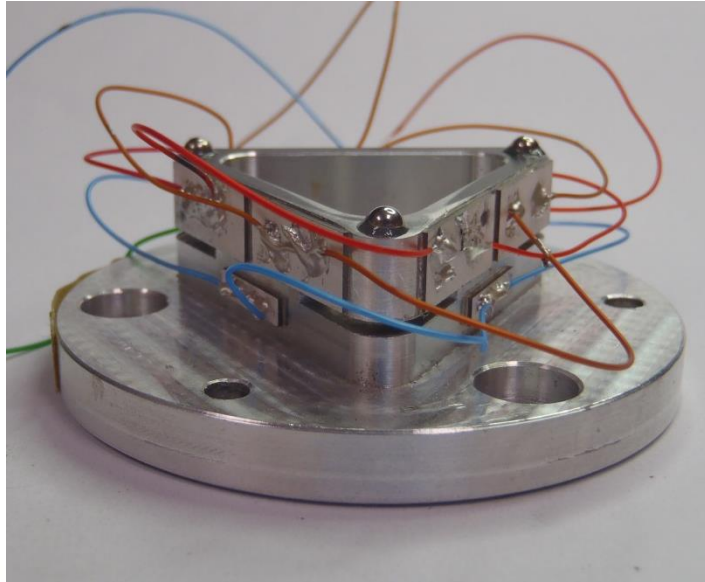


(a)

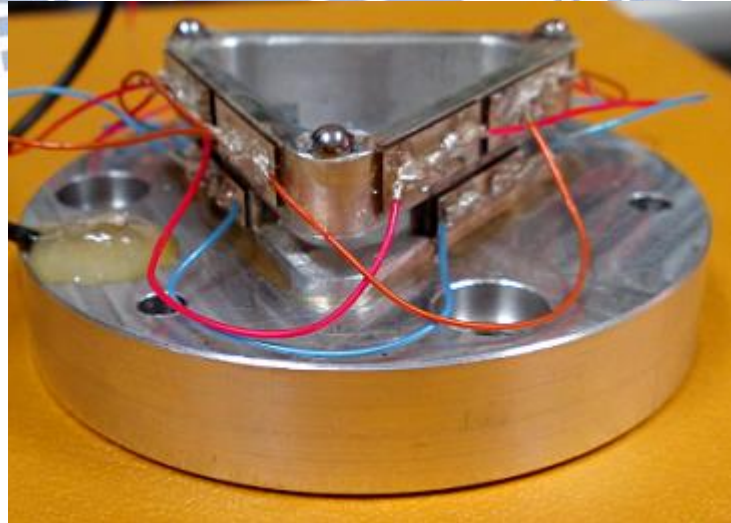


(b)

圖 4.2 實驗輔助工具 (a) 壓電片黏貼輔助器，(b) 壓克力夾具



(a) 定子結構一



(b) 定子結構二

圖 4.3 超音波馬達定子原型機

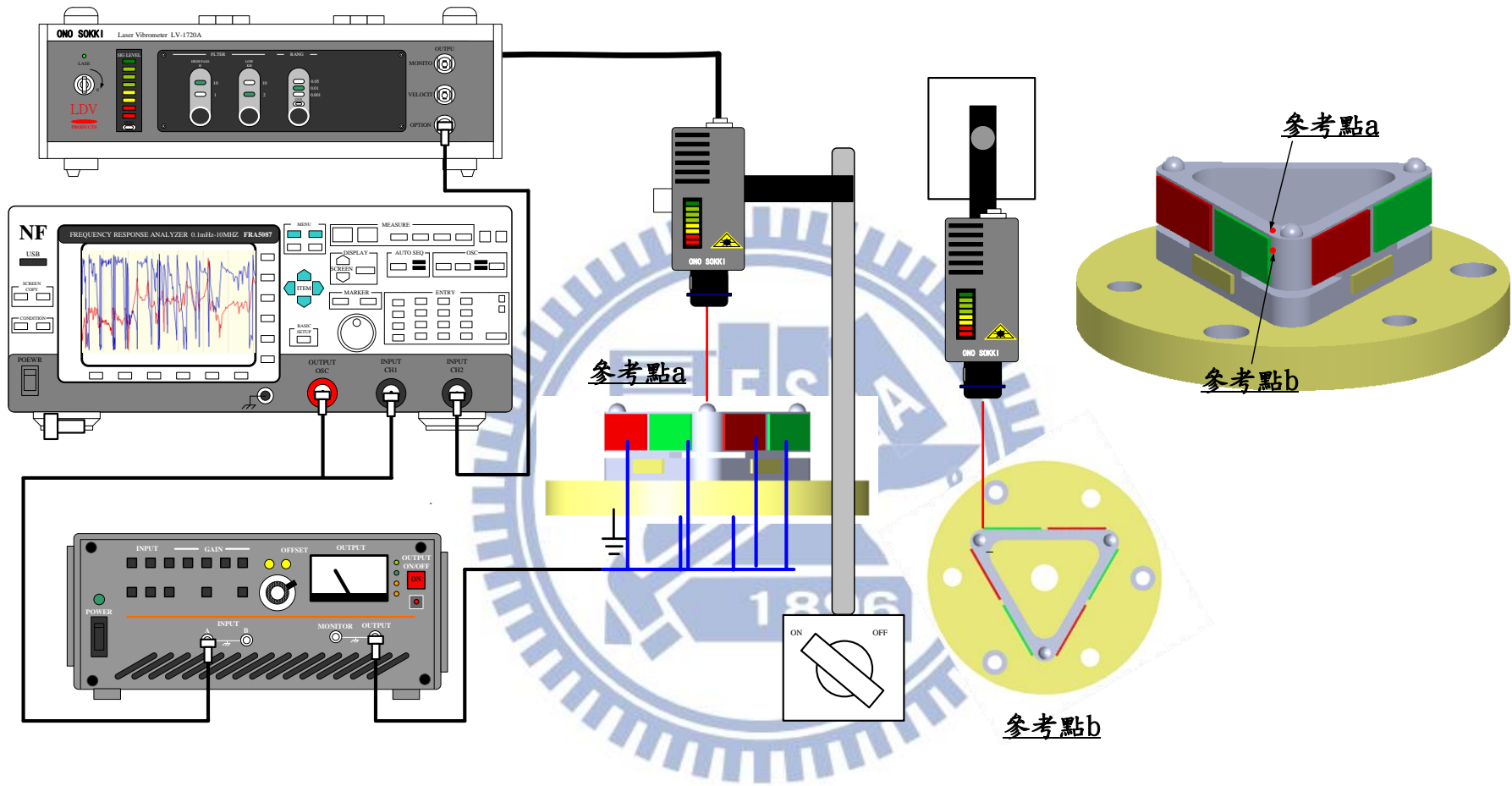


圖 4.4 雷射都卜勒測振儀量測定子結構一馬達定子共振頻率示意圖

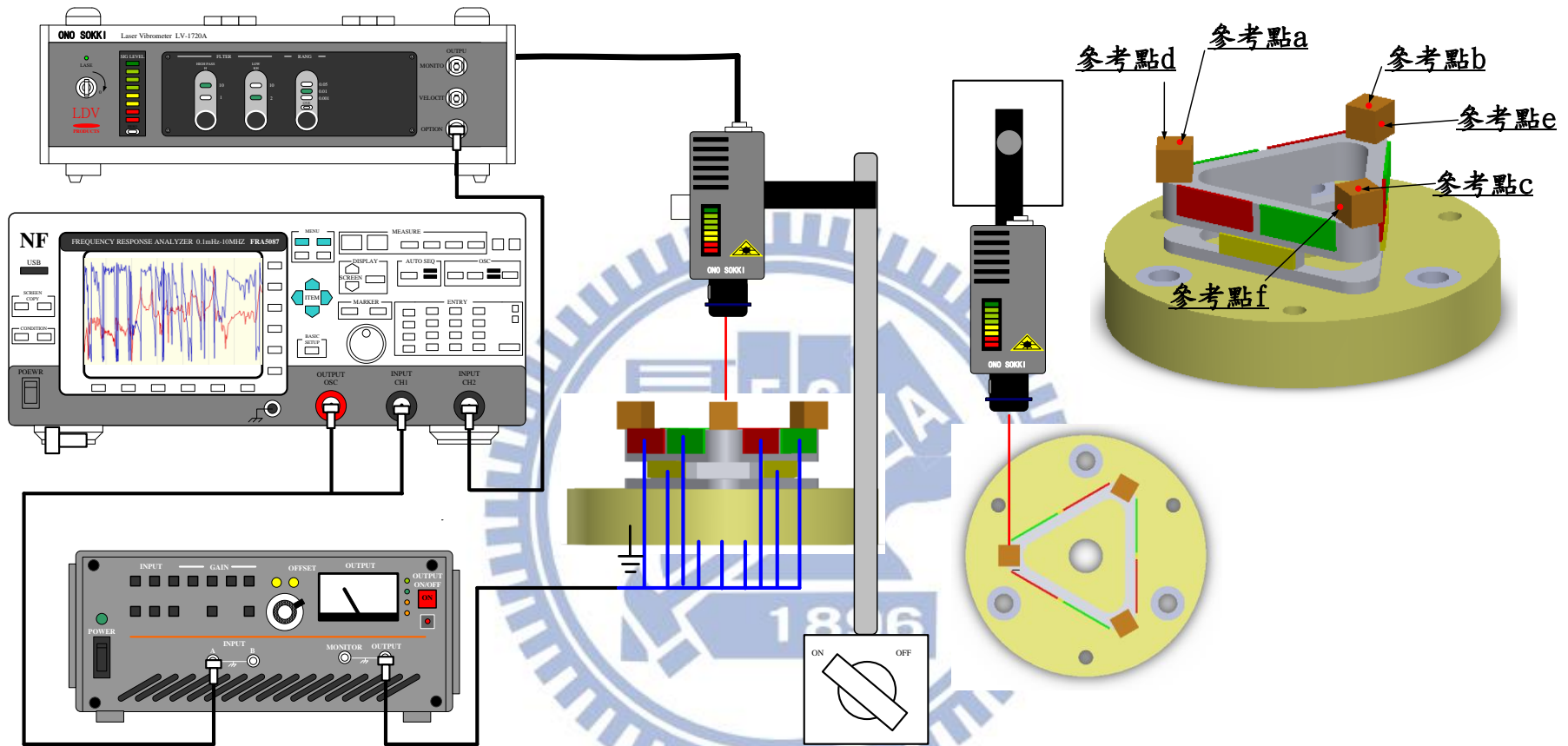


圖 4.5 雷射都卜勒測振儀量測定子結構二馬達定子共振頻率示意圖

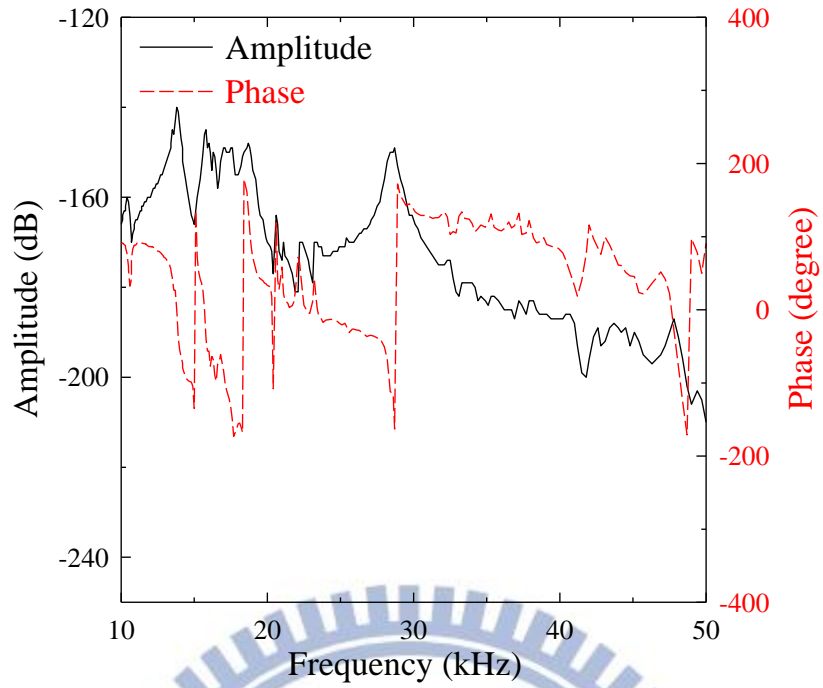


圖 4.6 LDV 量測馬達定子結構一參考點 a 的振幅頻率響應曲線

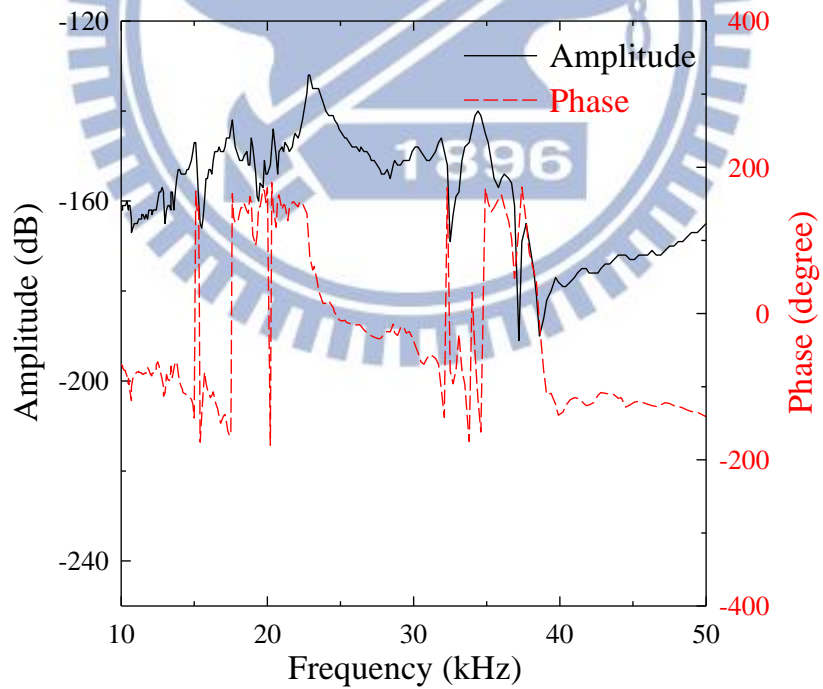
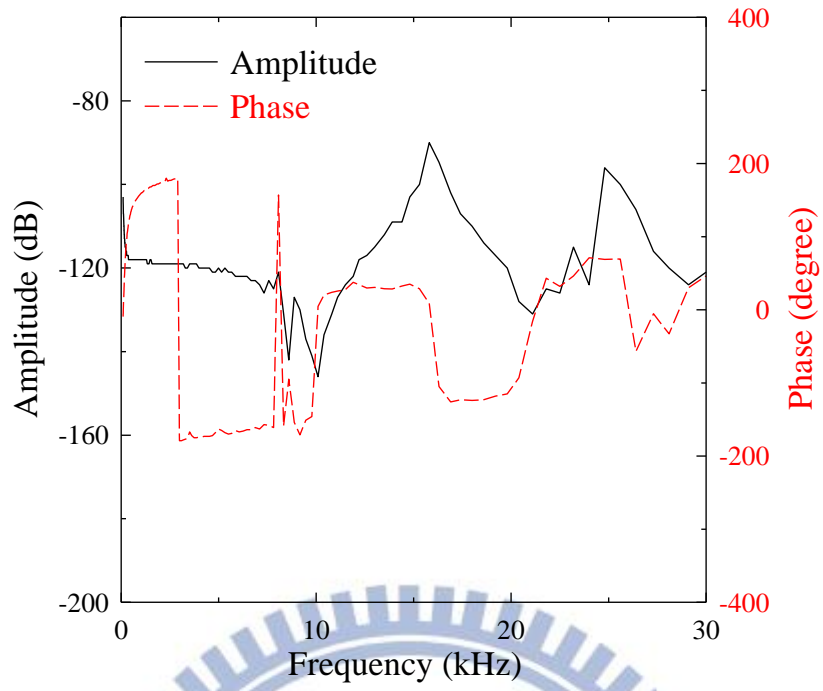
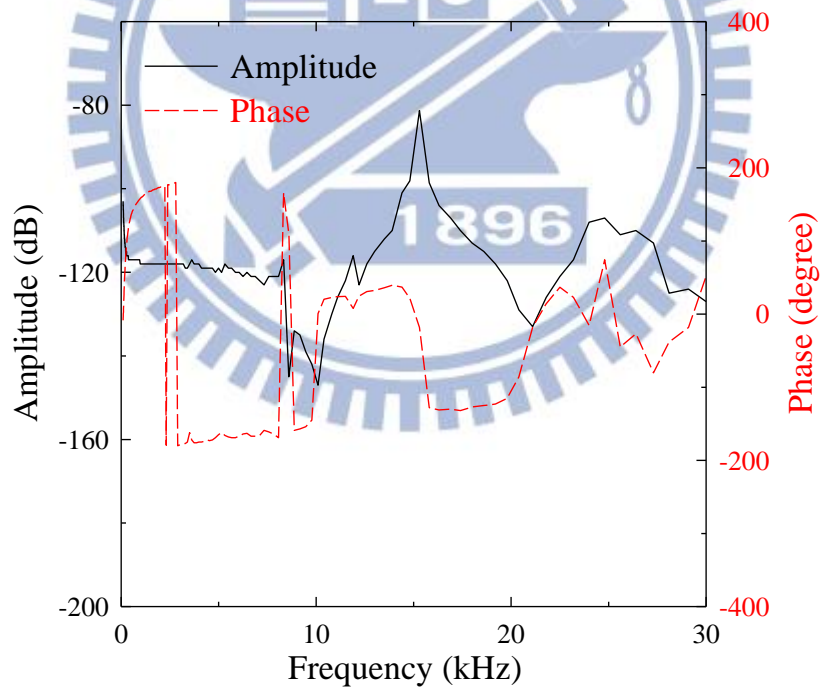


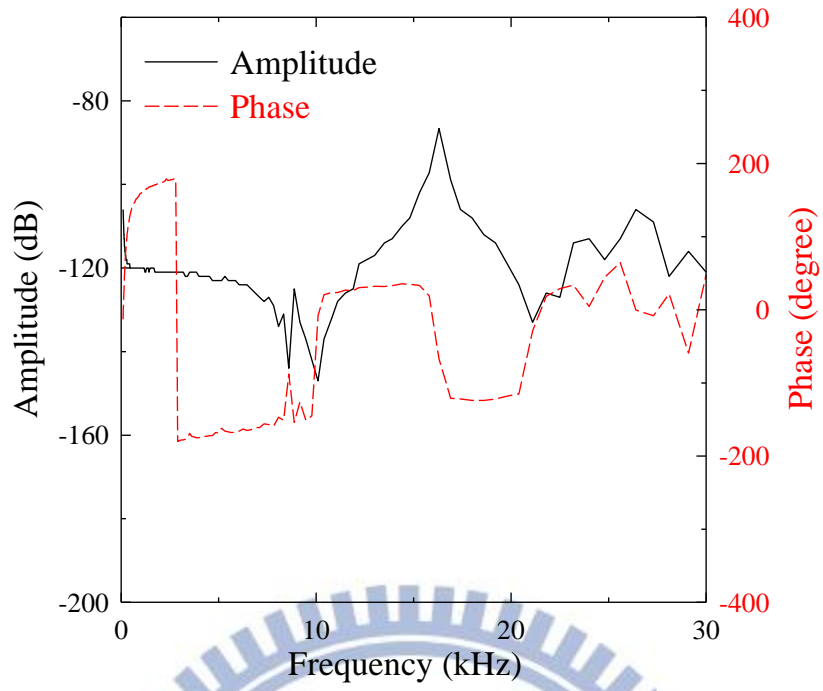
圖 4.7 LDV 量測馬達定子結構一參考點 b 的振幅頻率響應曲線



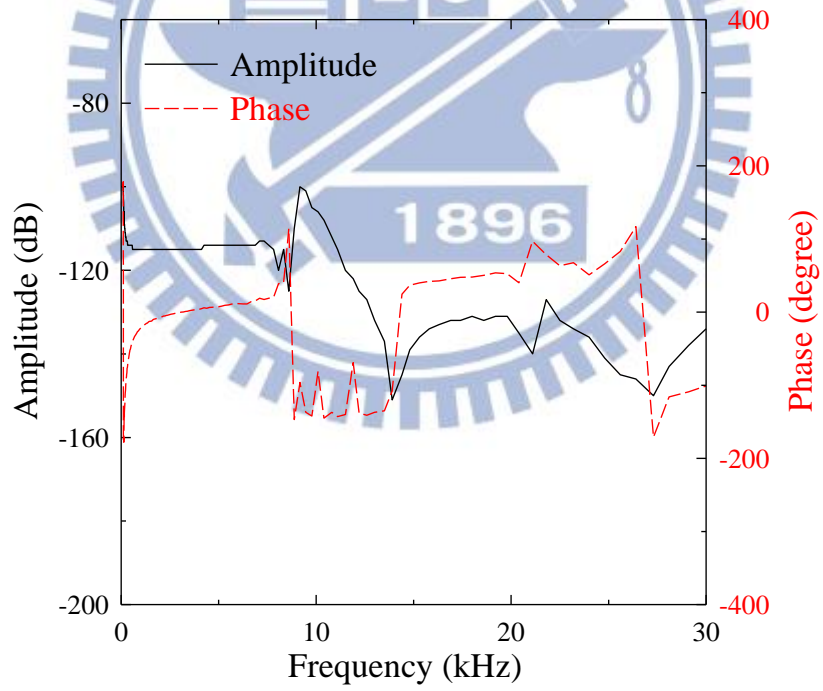
(a)



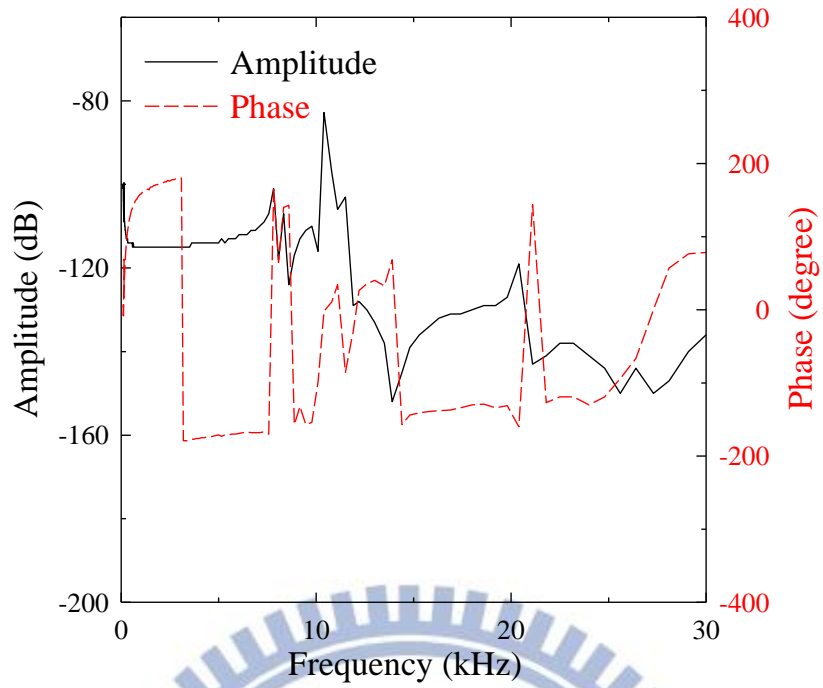
(b)



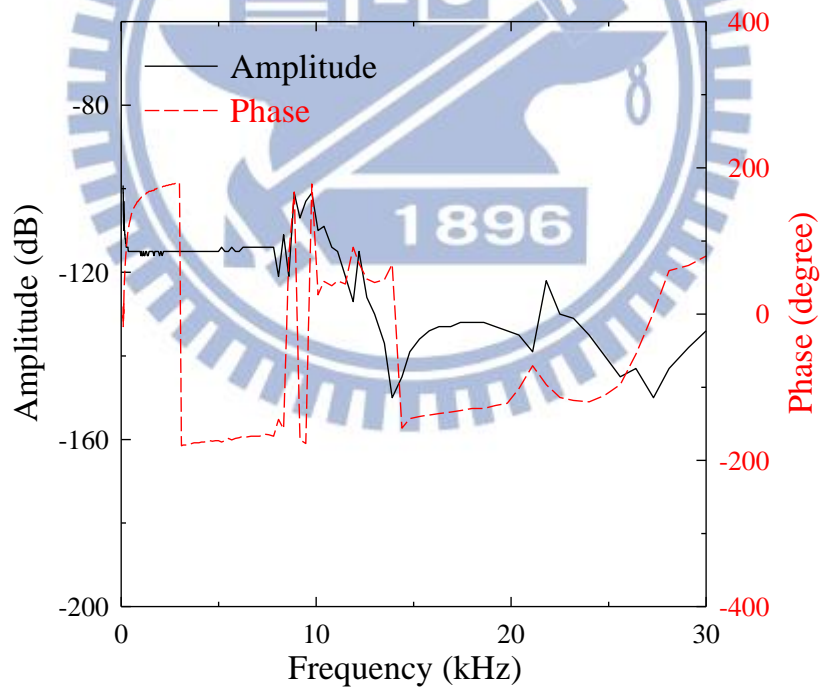
(c)



(d)



(e)



(f)

圖 4.8 LDV 量測馬達定子結構二的振幅頻率響應曲線

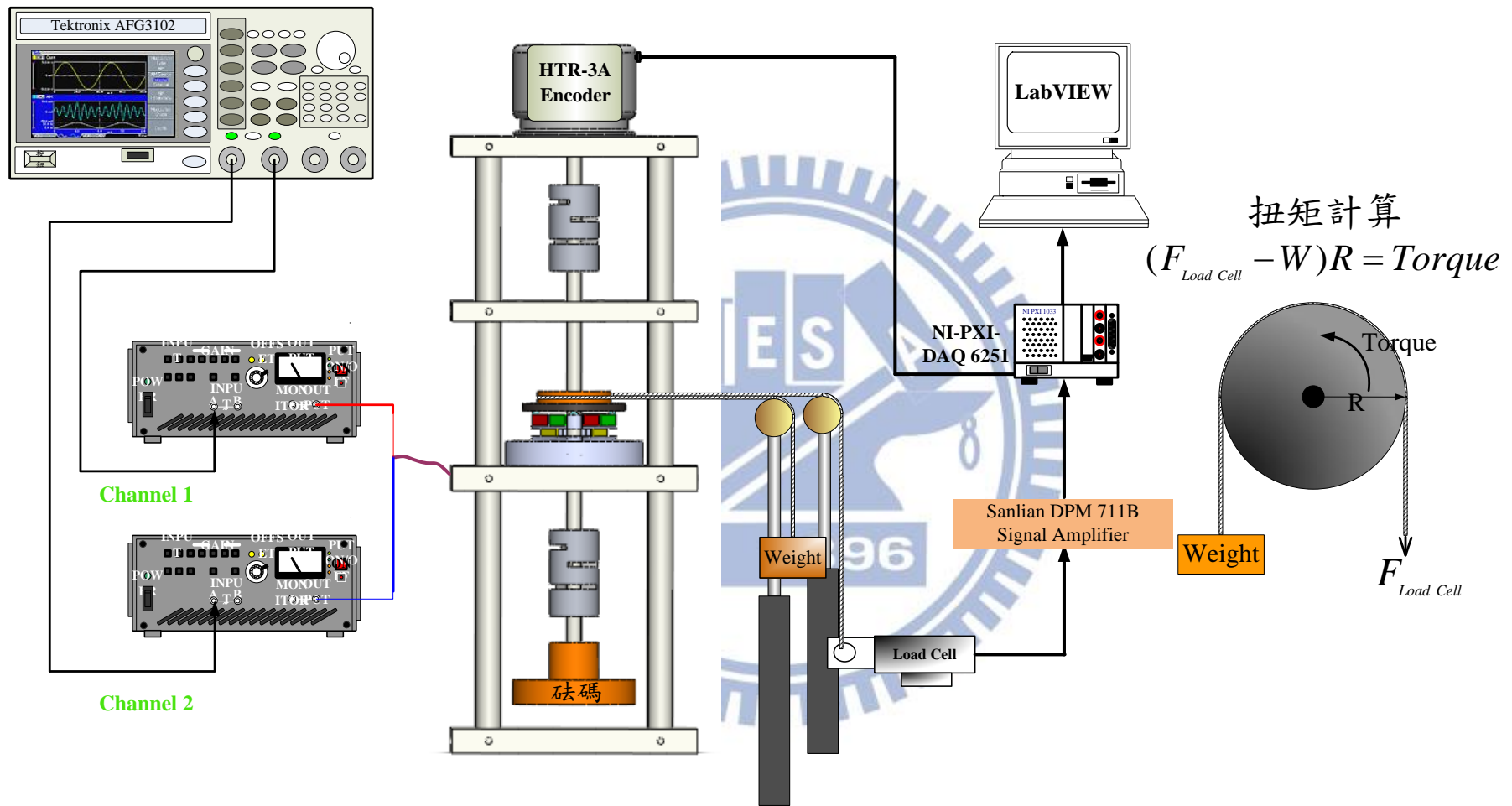


圖 4.9 超音波馬達之扭矩與轉速性能量測，實驗架構示意圖

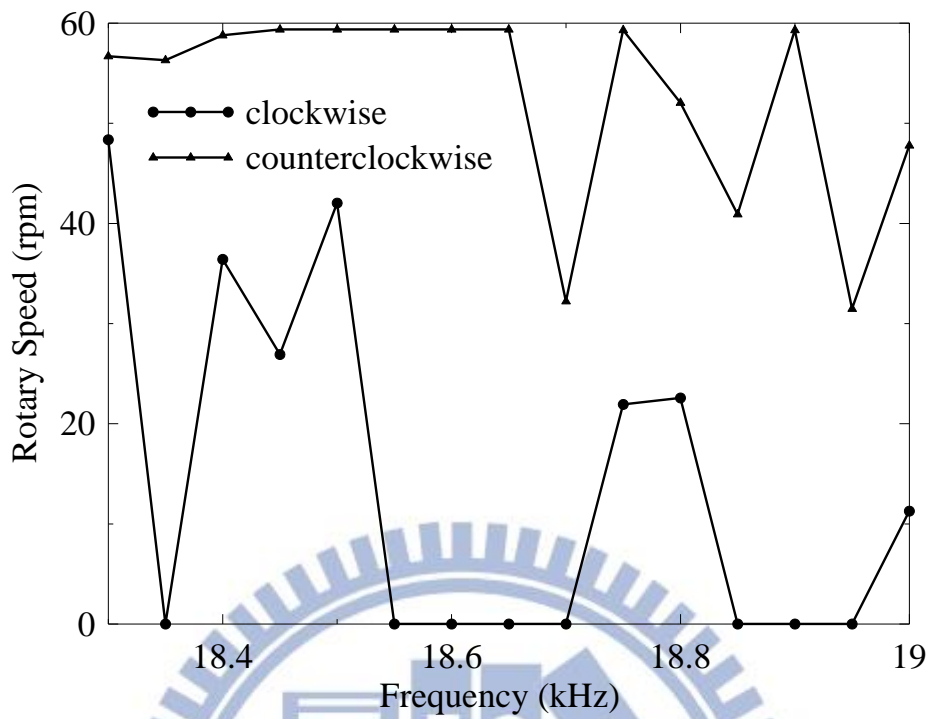


圖 4.10 超音波馬達之驅動頻率與轉速曲線圖

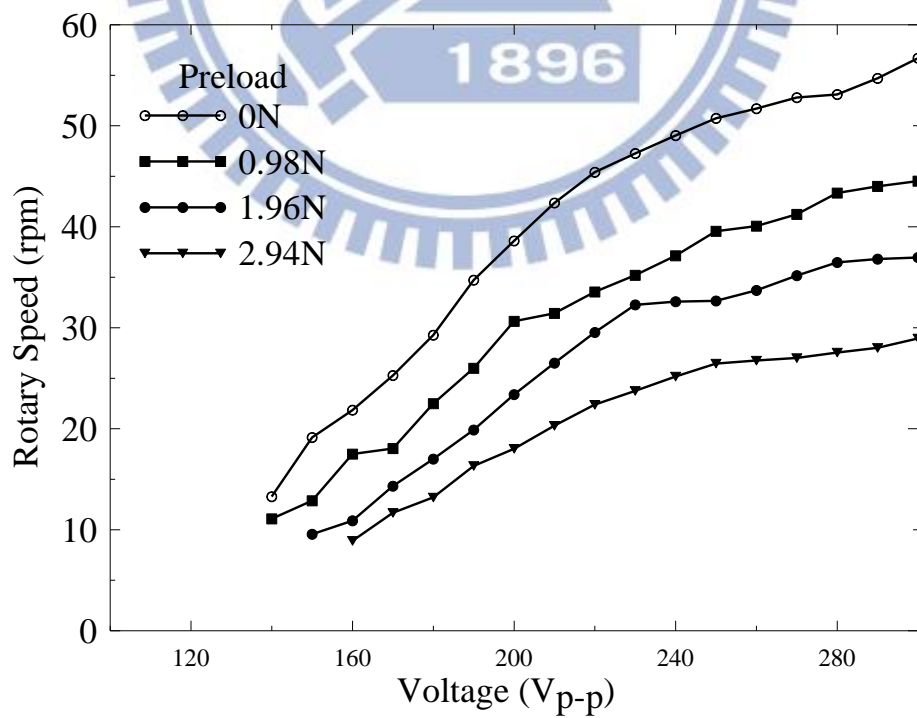
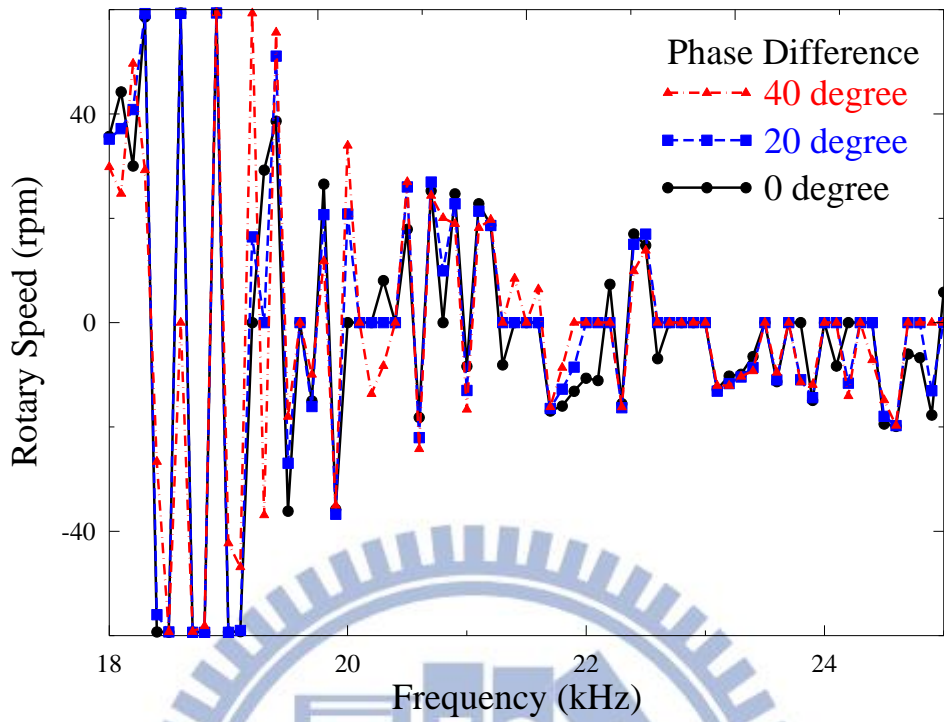
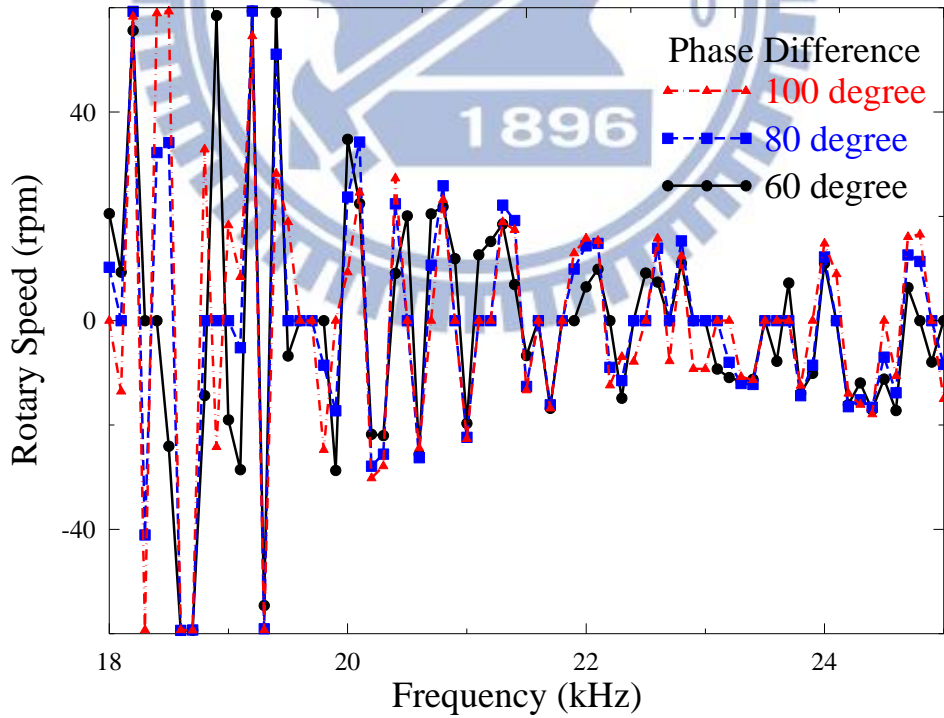


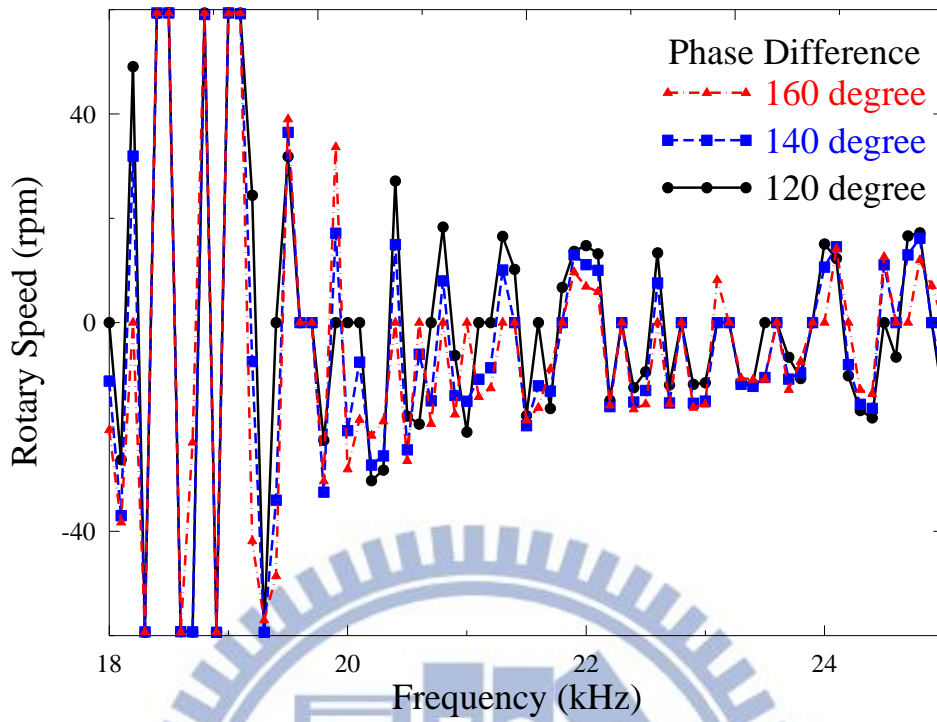
圖 4.11 超音波馬達之驅動電壓與轉速曲線圖



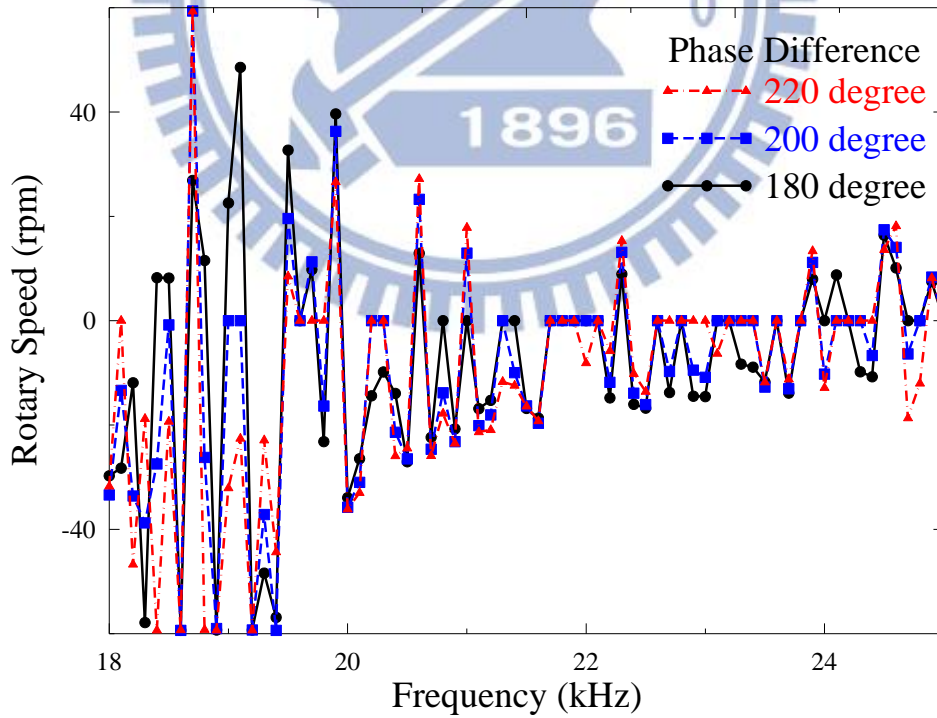
(a)



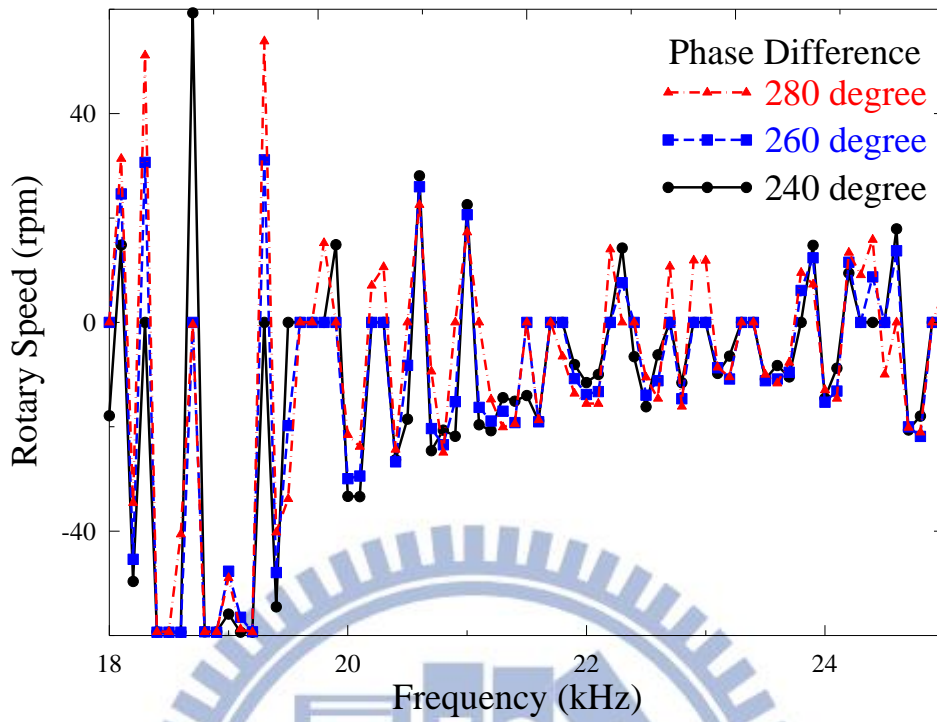
(b)



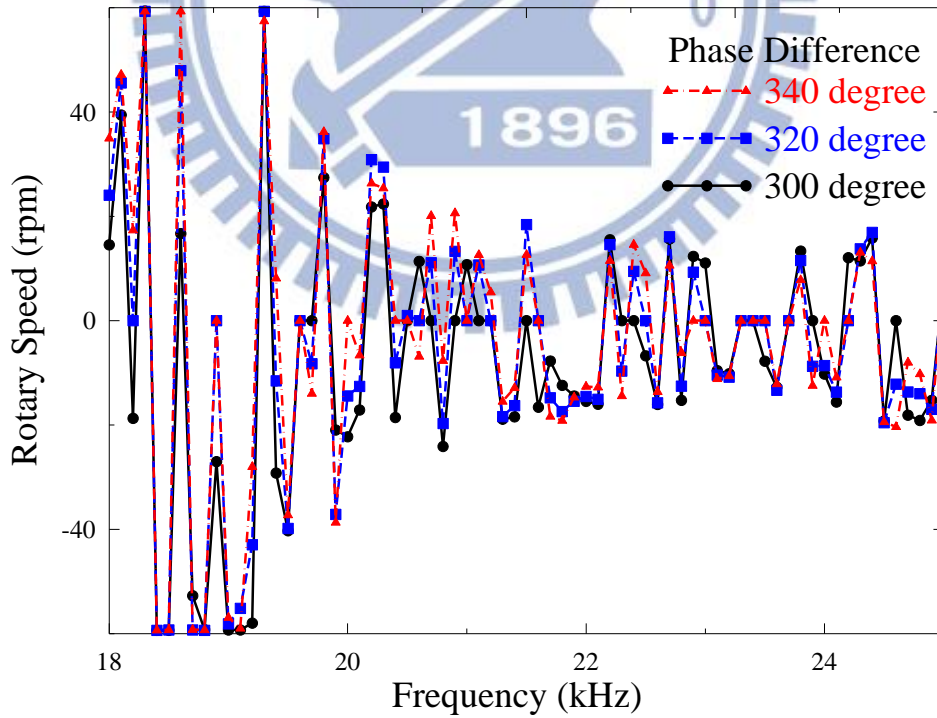
(c)



(d)



(e)



(f)

圖 4.12 超音波馬達之訊號相位差與轉速曲線圖

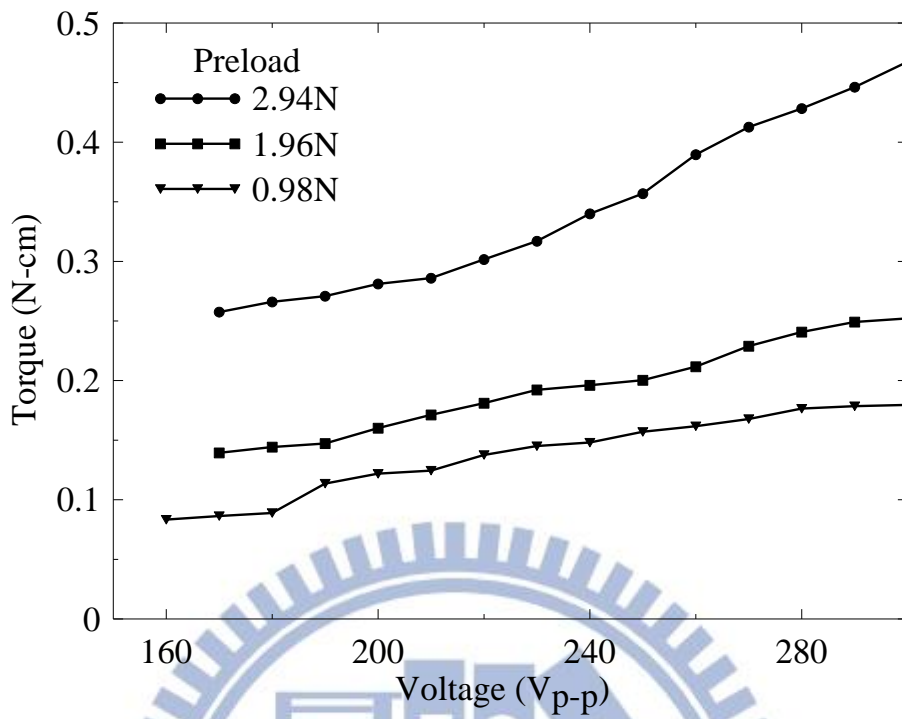


圖 4.13 超音波馬達之驅動電壓與扭矩曲線圖

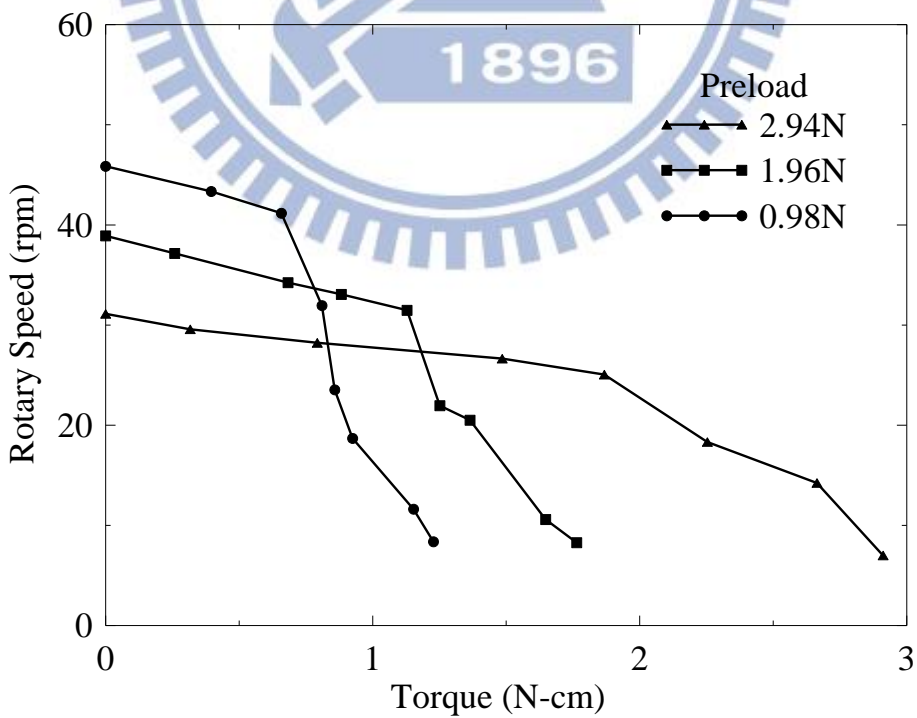


圖 4.14 超音波馬達之扭矩與轉速曲線圖