

國立交通大學

電子工程學系電子研究所

碩士論文

微機電元件的製作、模擬與量測

Fabrication, Simulation and Measurement of
MEMS Devices

1896

研究生：賴博亞

指導教授：林聖迪 博士

中華民國一〇一年十一月

微機電元件的製作、模擬與量測

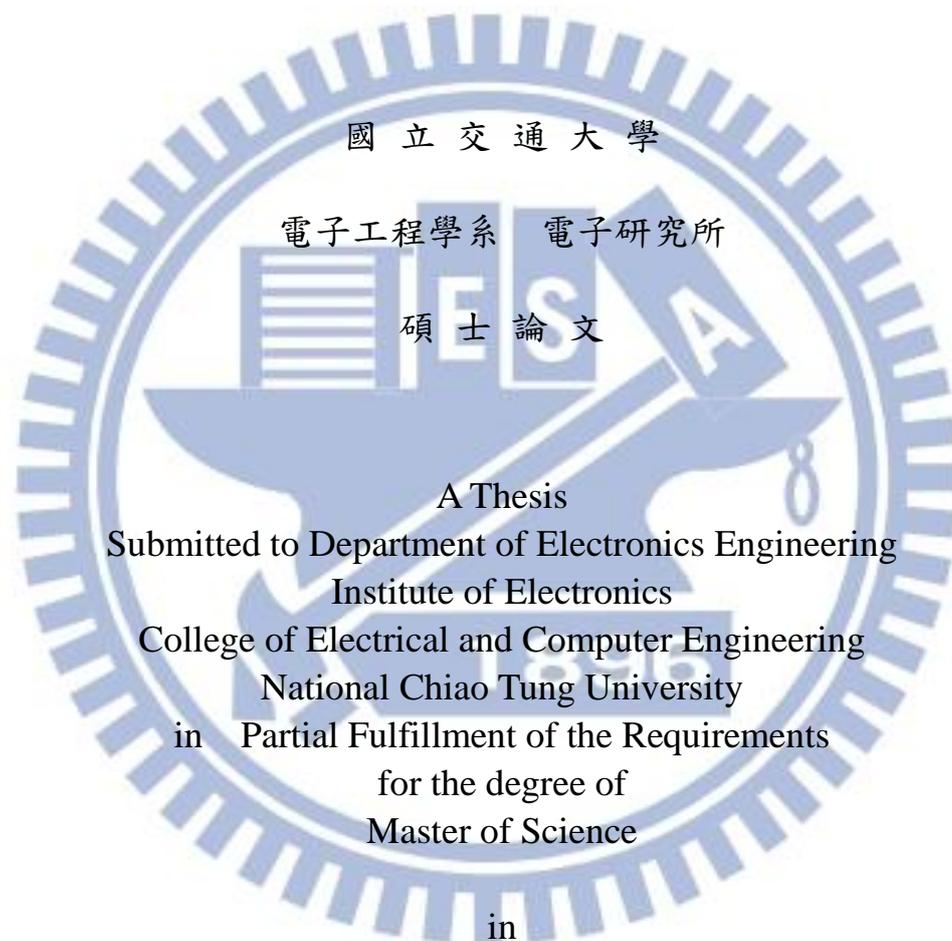
Fabrication, Simulation and Measurement of MEMS Devices

研 究 生：賴博亞

Student : Bo-Ya Lai

指導教授：林聖迪 博士

Adviser : Dr. Sheng-Di Lin



Electronics Engineering

November 2012

Hsinchu, Taiwan, Republic of China

中華民國一〇一年 十一月

微機電元件的製作、模擬與量測

研究生：賴博亞

指導教授：林聖迪 博士

國立交通大學

電子工程學系 電子研究所碩士班

摘要

本論文呈獻了微機電元件微縮後的共振行為之探討。我們設計了兩種形式的微機電懸臂樑，其結構分別為「單邊固定」及「雙邊固定」，並以砷化鎵基板發展了無底切元件的製作方式。藉由商業模擬軟體 ANSYS，我們考慮製程所造成之不完美的情況下，模擬了兩種結構個別的共振頻率，並與實驗結果相互比較之。我們使用了隸屬於國家晶片中心的雷射都普勒震動儀，來量測不同氣壓下懸臂樑的共振頻譜，在氣壓為 5 Pa 的條件下，單邊及雙邊固定懸臂樑得到的最高之品質因子，分別為 4000 以及 500。同時，我們也進行了變壓力的品質因子量測以及其討論。此外，在雙邊固定懸臂樑上我們觀測到了多模態共振現象，且於兩種結構下發現了不同的非線性行為，最後，我們將結果比較其理論模型並討論之。

Fabrication, Simulation and Measurement of MEMS Devices

Student : Bo-Ya Lai

Advisor : Dr. Sheng-Di Lin

Department of Electronics Engineering and Institute of
Electronics
National Chiao Tung University

Abstract

This thesis presents the study on the resonant behavior of the shrunken devices of micro-electromechanical system (MEMS). We design two types of MEMS suspending beam, “cantilever and double-clamped beams”. We have developed a fabrication process for making the undercut-free devices on GaAs substrate. By using the commercial software ANSYS, the resonant frequency of the individual structure considering imperfection caused by the fabrication process has been simulated and compared with the experimental results. To measure the resonant spectrum of suspending beams under various air pressures, the laser doppler vibrometer system at National Chip Implementation Center (CIC) has been used. The highest quality factors (Q) of the cantilever and double-clamped beams are about 4000 and 500 at pressure of 5 Pa, respectively. The pressure dependence of Q values has been measured and discussed. Moreover, the multi-mode vibration of double-clamped beams and different non-linear behavior in the individual structure have been observed, discussed and compared with the theoretical models.

致謝

首先我要感謝的是指導教授林聖迪老師，記得當初剛考上電子所，要找您當指導教授時，其實是已經收滿了，後來您才多開了一個名額，讓我有機會進 MBE LAB，想想這一切真的都是緣份，謝謝您在這兩年多對我的循循善誘，培養我獨立發現並解決問題的能力，並給予我最大程度的自由發揮，希望我的小小研究成果，能成為日後在奈機電研究上的基石，也祝福老師的研究路途一切順利。另外，感謝口試委員李建平老師、蔡嘉明老師、簡紋濱老師，您的真知灼見使得我的論文更加完善。

再來要感謝幫了我許多忙的巫峽學長，完全沒辦法想像在實務執行面上，如果沒有你，自己得摸索多久才能參透，謝謝你總是願意擱置自己的進度來幫助我們這些小毛頭，再犧牲自己的睡眠來補足被佔我們去的時間，除了熱心之外，在你身上我更看到了身為 MBE 成員的榮譽心，我也期許自己能像學長一樣擁有如此正面的態度。接著要感謝 Queena 學姊與林仕偉學長，謝謝你們幫我長了好幾次的樣品，也與我討論了許多製程上的問題。此外，還要感謝實驗室中 training 過我的所有學長姐，沒有你們無私地傳授製程以及使用機台的技巧，便沒有我今日的畢業。

然後我要感謝實驗室的親密戰友們，許大、林佑以及孔蝦，在碩二點五的路上，你們的支持與打氣，是我繼續向前邁進的動力，而我們也終於通過了這關，期待未來大家都能在屬於自己的位置上發光發熱。我還要感謝我的女友，謝謝妳在我遭遇最大困難，意志最不堅定的時後，在一旁溫柔地扶持，並給予我鼓勵與信心，重整了我破碎的鬥志。

最後，我要感謝我的父母，謝謝您苦心栽培我到交大，如此優渥的環境念書，在我背後默默地付出，做我最穩固的靠山，真的辛苦您們了，您們永遠是我最感謝的人。

特別感謝國家晶片中心提供微機電量測系統，以及國家高速網路中心提供模擬軟體 ANSYS。

目錄

中文摘要	I
英文摘要	II
致謝	III
目錄	IV
圖目錄	VI
表目錄	IX
第 1 章 序論	1
1.1 奈機電系統	1
1.2 論文方向及架構	1
第 2 章 懸臂樑元件	2
2.1 懸臂樑共振原理	2
2.1.1 共振頻率	2
2.1.2 線性區操作	5
2.1.3 非線性區操作	8
2.2 能量散失機制	11
2.2.1 外在損耗	12
2.2.2 內在損耗	15
2.3 自我偵測式量測	16
2.3.1 操作原理	16
2.3.2 讀出電路	18
第 3 章 元件製作及模擬	20

3.1 元件設計.....	20
3.1.1 單邊固定懸臂樑.....	20
3.1.2 雙邊固定懸臂樑.....	22
3.2 製程流程.....	24
3.2.1 製程一.....	25
3.2.2 製程二.....	31
3.3 結構模擬.....	38
3.3.1 製程一結構.....	38
3.3.2 製程二結構.....	40
3.3.3 模擬結果比較.....	42
第 4 章 量測結果及討論.....	43
4.1 雷射都普勒量測.....	43
4.1.1 量測系統.....	43
4.1.2 共振頻譜量測.....	46
4.2 多模態現象.....	53
4.2.1 共振頻譜量測.....	53
4.2.2 模擬結果.....	57
4.3 壓力效應.....	59
4.4 非線性效應.....	66
4.4.1 線性區響應.....	66
4.4.2 非線性區響應.....	68
第 5 章 總結及未來展望.....	73
5.1 自我偵測式量測系統.....	74
5.2 未來展望.....	74
參考文獻.....	75
附錄一.....	78
簡歷.....	79

圖目錄

圖 2.1、(a) C-Beam 示意圖 (b) D-Beam 示意圖.....	2
圖 2.2、懸臂樑線性區操作的運動模型，紅色虛線框線內為懸臂樑 的等效模型.....	5
圖 2.3、線性區操作下 (a)振幅響應圖 (b)相位響應圖 [17].....	7
圖 2.4、非線性區操作下改變 damping ratio 的 (a)振幅響應圖 與 (b) 相位響應圖 [19].....	9
圖 2.5、非線性區操作下改變驅動力的振幅響應圖 (a) $\gamma < 0$ (b) $\gamma > 0$ [18].....	10
圖 2.6、(a)雙穩態的臨界點，其中 x_c 為 critical amplitude， x_b 為 bifurcation point (b)振幅大於 x_c 後，hysteresis 發生 [18].....	10
圖 2.7、元件示意圖 (a)iso-plate (b)squeeze film	13
圖 2.8、外部偵測量測示意圖 (a)俯視圖 (b)剖面圖 [3].....	16
圖 2.9、自我偵測式元件量測示意圖，黑色雙箭頭代表振幅大小。	16
圖 2.10、讀出電路示意圖，紅色虛線框內為 balanced detection 電 路.....	19
圖 3.1、C-Beam 光罩設計圖	21
圖 3.2、圖 3.1 加上金屬壓阻器的光罩圖.....	21
圖 3.3、圖 3.2 加上厚金屬墊的光罩圖.....	21
圖 3.4、D-Beam 光罩設計圖	22
圖 3.5、圖 3.4 加上金屬壓阻器的光罩設計圖.....	23
圖 3.6、圖 3.5 加上厚金屬墊的光罩設計圖.....	23
圖 3.7、(a)懸臂樑製作簡略流程圖 (b)步驟三之示意圖 (c)步驟四 之示意圖.....	24
圖 3.8、樣品結構圖，樣品編號為 LM5167.....	25
圖 3.9、ICP-RIE 蝕刻 mesa 的結果 (a)側面照 (b)正面照	26
圖 3.10、硫酸雙氧水蝕刻液蝕刻 mesa 的結果 (a)側面照 (b)正面照	26
圖 3.11、不含 BKC 的 DHF 作 release 的結果	27
圖 3.12、含 BKC 的 DHF 作 release 的結果	27
圖 3.13、製程一流程 (a)壓阻器 (b)厚金屬墊 (c)mesa.....	28
圖 3.14、製程一元件 OM 與 SEM 照 (a)C-Beam (b)D-Beam.....	30
圖 3.15、保護側壁的光罩設計圖 (a)C-Beam (b)D-Beam.....	31
圖 3.16、(a)蝕刻介面處凹槽 (b)DHF 沿微小通道側蝕結果	32
圖 3.17、覆蓋在側壁上的光阻在 release 步驟後形成殼狀物	32

圖 3.18、定義保護光阻的 C-Beam 樣品	33
圖 3.19、尚未去除 undoped GaAs 薄膜的樣品 (a)OM (b)SEM.....	33
圖 3.20、改善底切後的懸臂樑.....	33
圖 3.21、製程二流程 (a)壓阻器 (b)厚金屬墊 (c)mesa.....	34
圖 3.22、製程二 D-Beam 的(a)不對稱底切，以及(b)根部尖角狀結構.....	36
圖 3.23、製程二元件 OM 與 SEM 照 (a)C -Beam (b)D-Beam	37
圖 3.24、製程一的 C-Beam 模型圖(a)c-1 (b)c-2 (c)c-3 (d)厚度視角，箭頭所指為固定端.....	39
圖 3.25、製程一的 D-Beam 模型圖(a)d-1 (b)d-2 (c)d-3 (d)厚度視角，箭頭所指為固定端.....	39
圖 3.26、製程二的 C-Beam 模型圖(a)c-1 (b)c-2 (c)c-3，箭頭所指為固定端.....	41
圖 3.27、製程二的 D-Beam 模型圖 (a)d-1 (b)d-2 (c)d-3 (d)根部尖角，箭頭所指為固定端.....	41
圖 3.28、D-Beam 俯視圖 (a)理想結構 (b)製程二結構.....	42
圖 4.1、LDV 量測系統示意圖	43
圖 4.2、LDV 原理示意圖[32].....	44
圖 4.3 量測系統實照 (a)量測平台 (b)儀器 (c)真空腔 (d)真空腔內部.....	45
圖 4.4、MC-D-c-1 在不同壓力下，大頻寬的量測結果。紅線(on)為雷射光點打在懸臂樑上，黑線(off)為打在 mesa 固定端上，其中紅線經過平移處理.....	46
圖 4.5、(a) NMC-A-c-1 (b)MC-D-c-1 的 OM 照	47
圖 4.6、(a)NMC-A-c-1 在壓力 2.5 Pa 下與 (b)MC-D-c-1 在壓力 5.4 Pa 下的量測結果。其中為黑線(■)為振幅，藍線(▲)為相位.....	48
圖 4.7、(a)NMC-A-c-1 與 (b)MC-D-c-1 在壓力 2700 Pa 下的量測結果。黑線(■)為振幅，藍線(▲)為相位	49
圖 4.8、NMC-A-c-1 及 MC-D-c-1 在兩個不同的壓力量測下，數據歸一化的疊合圖。黑線(■)為圖 4.6 之結果，紅線(▲)為圖 4.7 之結果.....	50
圖 4.9、共振頻譜變壓力量測的振幅響應圖 (a)NMC-A-c-1 (b)MC-D-c-1，以及共振頻率變化圖 (c)NMC-A-c-1 (d)MC-D-c-1.....	51
圖 4.10、重複變壓力量測 MC-D-c-1 的結果 (a)振幅響應 (b)共振頻率變化圖，黑點(■)為圖第一次量測結果，紅點(●)為第二次量測結果.....	52

圖 4.11、(a)MD1-A-d-2 不同量測位置得到的振幅響應圖，其中 position B 與 position C 經過平移處理 (b)量測位置示意圖	53
圖 4.12、圖 4.11(a)中，MD1-A-d-2 各次量測的頻譜，position (a)A (b)B (c)C	54
圖 4.13、共振頻譜變壓力量測的振幅響應圖 (a)MD1-B-d-1 (b)MD1-A-d-2	55
圖 4.14、模擬懸臂樑振動方式 (a)MD1-A-d-2 第一模態及示意圖 (b)MD1-A-d-2 第二模態及示意圖	57
圖 4.15、(a)MD1-A-d-2 的結構模型 (b)對 position A~C 作 harmonic analysis 的結果，其中 position B 與 position C 經過平移處理，damping ratio=0.01，P=1 Pa	58
圖 4.16、壓力對 Q 值關係圖 (a)NMC-A-c-1 (b)MC-D-c-1 (c)MD1-B-d-1 (d)MD1-A-d-2	59
圖 4.17、重複量測壓力對 Q 值關係圖 (a)MC-D-c-1 (b)MD1-A-d-2	60
圖 4.18、NMC-A-c-1 的實驗值(圖 4.16(a))與計算值的比較之結果	62
圖 4.19、MC-D-c-1 的實驗值(圖 4.16(b))與計算值的比較之結果	62
圖 4.20、虛線為考慮 viscous region 下，iso-plate damping 與 squeeze damping 的計算值；實線為以 Q_{un} 為變數 fitting 的結果，其中 $Q_{un}=4825$	63
圖 4.21、dash1 為考慮 viscous region 下，iso-plate damping 與 squeeze damping 的計算值；dash2 為以 Q_{un} 為變數 fitting 的結果，其中 $Q_{un}=1091$ ；實線為開放 $C_{vi,sq}$ 為變數的 fitting 結果，其中 $C_{vi,sq}$ 為 2.029×10^6	64
圖 4.22、CIC 白光干涉儀量測結果，上方為表面形貌圖，下方為沿虛線(左側)的剖面圖	65
圖 4.23、NMC-A-c-2 在 0 dBm(■)與 10 dBm(▲)下的 (a)振幅響應 (b)相位響應	67
圖 4.24、NMC-A-c-1 變功率量測 (a)振幅響應 (b)相位響應	69
圖 4.25、NMD-B-d-3 變功率量測 (a)振幅響應 (b)相位響應	70
圖 4.26、MD1-B-d-1 變功率量測 (a)振幅響應 (b)相位響應	71
圖 4.27、D-Beam 尖角結構的側面 SEM 照	72
圖 5.1、歷年來微機械結構在不同尺寸下，量測到最高的 Q 值[3]，藍色圓點為本論文 Q 值最好的元件之落點	73
圖 5.2、(a)自我偵測式量測結果，黑線為量測元件，紅線為量測 dummy (b)電路板，元件位於中央的銀色蓋子之下	74

表目錄

表 3.1、C-Beam 設計結構及編號.....	20
表 3.2、D-Beam 設計結構及編號.....	22
表 3.3、模擬使用的材料參數.....	38
表 3.4、製程一結構模擬尺寸參數及結果.....	38
表 3.5、製程二結構模擬尺寸參數及結果.....	40
表 3.6、理想與各製程結果比較表.....	42
表 4.1、MD1-A-d-2 前五個模態的共振頻率.....	57
表 4.2、計算 Q 值關係式所用的材料參數表.....	60
表 4.3、NMC-A-c-1 與 MC-D-c-1 在各個壓力 region 下的 Q 值關係式.....	61
表 4.4、NMC-A-c-1 與 MC-D-c-1 的 fitting 公式及參數表.....	65



第 1 章 序論

在過去幾十年來，隨著半導體製程工藝的進步，我們已能將機械元件微縮至微米等級，並利用電性方法控制其元件的致動以及訊號的讀取，也就是我們熟知的微機電系統(micro-electromechanical system, MEMS)[1][2]。目前微機電的產品應用已經相當廣泛，如陀螺儀(gyrometer)、加速度計(accelerometer)、音叉震盪器(fork oscillator)以及光學切換器(optical switcher)，這些在我們平常使用的手機、汽車以及體感感測器，甚至是電子量測儀器、衛星中，都能見其蹤跡。然而除了電晶體之外，尺寸微縮在也是微機電領域近年來努力的目標，而新興的領域奈機電系統(nano-electromechanical system, NEMS)[3]便油然而生。

1.1 奈機電系統

一般來說，我們定義 NEMS 與 MEMS 的差異在於，NEMS 元件結構至少有兩個維度上是次微米或是奈米等級的。而元件微縮到這樣的尺寸時，我們將能提升第一模態共振頻率至微波範圍[4]，並擁有足夠高的品質因子[5]，以及更小的懸臂樑等效質量。作為邏輯開關的應用來說，NEMS switcher 可達到更高的操作速度[6]，更低的功耗，以及不受電磁輻射干擾等特性，指出了一個取代電晶體開關的可能性[7]；作為感測器的應用來說，NEMS resonator 可達到更高的偵測敏感度，在利用其量測電荷[8]、質量[9][10]、力量[11]以及自旋[12][13]的實驗上，目前的研究亦不斷地下推感測器的極限。並且在極低溫的量測條件下，甚至可觀察到量子效應的發生[14][15][16]。

1.2 論文方向及架構

上小節提及的眾多感測器應用，都必須考量到元件本身的共振頻率大小與品質因子參數高低，瞭解了決定其值的物理機制，才能設計出更好的元件。在 MEMS 往 NEMS 發展的過程上，尺寸微縮是個重要的階段性目標，因此本論文將致力於 MEMS 元件尺寸大小的微縮，建立一套製作懸臂樑的方式，推升以往在傳統 MEMS resonator 上約是 kHz 等級的共振頻率，到達 MHz 等級，並著手於共振頻率的量測，以及品質因子的探討。本論文分為五章，由第二章開始將討論懸臂樑運動的原理及共振能量散失的物理機制。第三章為我們元件的設計以及製程方法，並根據元件結構利用 Ansys 作模態分析。第四章則介紹量測系統與方法，並由量測結果探討其物理模型。第五章為總結與未來展望。

第 2 章 懸臂樑元件

要將懸臂樑作為感測器的應用，我們必須先瞭解其基本物理機制，本章將論述懸臂樑的運動機制，及基頻共振模態的推算，並詳細探討共振能量散失的理論模型，及品質因子的計算，最後是自我偵測式量測的介紹。

2.1 懸臂樑共振原理

首先我們將論述懸臂樑基頻共振模態的推導，接著對其線性及非線性條件下操作的結果，作詳細的討論。

2.1.1 共振頻率

對一個均勻材質的單邊固定懸臂樑(cantilever beam, C-Beam)，如圖 2.1(a)，描述其震盪時懸臂樑上各點的運動方程式[17]可表示成

$$EI \frac{\partial^4 Y(x, t)}{\partial x^4} + \rho A \frac{\partial^2 Y(x, t)}{\partial t^2} = 0 \quad (2-1)$$

其中 E 、 I 分別為 C-Beam 的楊式係數(Young's modulus)與慣量(inertia)， ρ 為密度， $A = bh$ 為截面積。

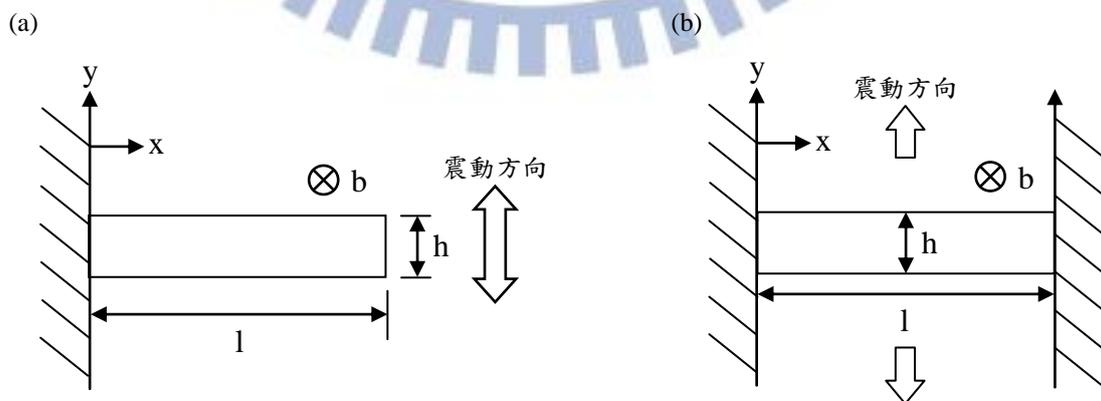


圖 2.1、(a) C-Beam 示意圖 (b) D-Beam 示意圖

用分離變數法，令 $Y(x,t) = X(x)T(t)$ 代入式(2-1)，方程式成為

$$EI \frac{\partial^4 X(x)T(t)}{\partial x^4} = -\rho A \frac{\partial^2 X(x)T(t)}{\partial t^2} \quad (2-2)$$

改寫式(2-2)成為

$$\frac{EI}{\rho A X(x)} \frac{\partial^4 X(x)}{\partial x^4} = -\frac{1}{T(t)} \frac{\partial^2 T(t)}{\partial t^2} \quad (2-3)$$

由於式(2-3)中，等號左邊與時間無關，等號右邊與空間無關，故等號兩側必同時等於一個常數，令此常數為 ω_n^2 ，並將式(2-3)拆成兩式，改寫後成為

$$\frac{\partial^4 X(x)}{\partial x^4} - k_n^4 X = 0 \quad (2-4)$$

$$\frac{\partial^2 T(t)}{\partial t^2} + \omega_n^2 T(t) = 0 \quad (2-5)$$

其中

$$k_n^4 = \frac{\omega_n^2 \rho A}{EI} \quad (2-6)$$

先解式(2-5)可得解形式如下

$$T(t) = C \cos(\omega_n t - \varphi) \quad (2-7)$$

其中 C 為常數， φ 為相位差。可知 ω_n 為 C-Beam 之自然共振頻率。解式(2-4)得

$$X(x) = C_1 \sin(k_n x) + C_2 \cos(k_n x) + C_3 \sinh(k_n x) + C_4 \cosh(k_n x) \quad (2-8)$$

其中 $C_1 \sim C_4$ 為常數。由於 C-Beam 固定端位移及速度為零，可得邊界條件如下

$$Y(0, t) = X(0) = 0 \quad (2-9)$$

$$\frac{\partial Y(0, t)}{\partial x} = \frac{\partial X(0)}{\partial x} = 0 \quad (2-10)$$

且 C-Beam 自由端的彎曲力矩(bending moment)及剪力(shearing force)為零，可得邊界條件如下

$$\frac{\partial^2 Y(l, t)}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 X(l)}{\partial x^2} = 0 \quad (2-11)$$

$$\frac{\partial^3 Y(l, t)}{\partial x^3} = \frac{\partial^3 X(l)}{\partial x^3} = 0 \quad (2-12)$$

將式(2-9)、(2-10)、(2-11)及(2-12)代入式(2-8)，運算後我們可得關係式

$$\cos(k_n l) \cosh(k_n l) = -1 \quad (2-13)$$

對(2-13)求解，得 $k_1 l = 1.875$ ，將解與長方體結構的慣量 $I = \frac{bh^3}{12}$ 一併代入式(2-6)中，可得 C-Beam 第一共振模態的頻率為

$$\omega_{C1} = 2\pi f_{C1} \cong 1.015 \frac{h}{l^2} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (2-14)$$

同理，對雙邊固定懸臂樑(double-clamped beam, D-Beam)來說，如圖 2.1(b)，其邊界條件為

$$Y(0, t) = Y(l, t) = X(0) = X(l) = 0 \quad (2-15)$$

$$\frac{\partial Y(0, t)}{\partial x} = \frac{\partial Y(l, t)}{\partial x} = \frac{\partial X(0)}{\partial x} = \frac{\partial X(l)}{\partial x} = 0 \quad (2-16)$$

將式(2-15)及(2-16)代入式(2-8)，運算後我們可得關係式

$$\cos(k_n l) \cosh(k_n l) = 1 \quad (2-17)$$

對(2-17)求解，得 $k_1 l = 4.730$ ，將解與長方體結構的慣量 $I = \frac{bh^3}{12}$ 一併代入式(2-6)中，可得 D-Beam 第一共振模態的頻率為

$$\omega_{D1} = 2\pi f_{D1} \cong 6.458 \frac{h}{l^2} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (2-18)$$

2.1.2 線性區操作

懸臂樑在受簡諧外力驅動且小振幅操作時，其振幅與外力成線性的關係，運動模式可近似為彈簧簡諧震盪[6]，如圖 2.2，考慮阻尼的運動方程式如下

$$m \frac{d^2x(t)}{dt^2} = -k(x(t) - s(t)) - c \frac{dx(t)}{dt} \quad (2-19)$$

其中 m 、 k 為懸臂樑的等效質量與彈簧常數， $s(t) = s_0 \cos(\omega t)$ 為驅動器(如壓電片)的位移量， c 為介質的阻尼係數(damping coefficient)。等號兩邊同除 m ，方程式整理後可改寫成

$$\frac{d^2x(t)}{dt^2} + 2\delta \frac{dx(t)}{dt} + \omega_0^2 x(t) = \omega_0^2 s_0 \cos(\omega t) \quad (2-20)$$

其中 $\delta = \frac{c}{2m}$ 為阻尼常數(damping constant)， $\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}}$ 為自然共振頻率， ω 為驅動器的操作頻率。

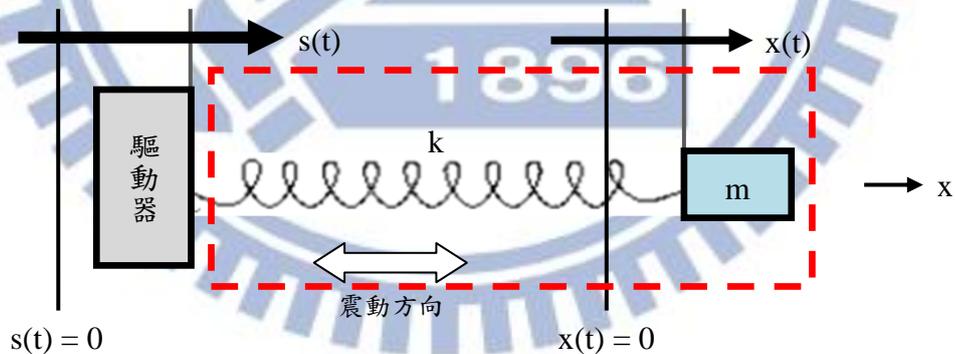


圖 2.2、懸臂樑線性區操作的運動模型，紅色虛線框線內為懸臂樑的等效模型

其解的形式可表示為

$$x(t) = x_h(t) + x_p(t) \quad (2-21)$$

先解 homogeneous 部分，得解形式如下

$$x_h(t) = Ce^{-\delta t} \cos(\omega_1 t - \vartheta) \quad (2-22)$$

其中 C 為常數， ϑ 為相位差， $\omega_1 = \sqrt{\omega_0^2 - \delta^2}$ 為考慮阻尼而懸臂樑未受力情況下的共振頻率。再解 particular 部分可得

$$x_p(t) = x_{\max} \cos(\omega t - \varphi) \quad (2-23)$$

將式(2-23)代入式(2-20)，經計算後可得

$$x_{\max} = \frac{\omega_0^2 s_0}{\sqrt{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\delta^2 \omega^2}} \quad (2-24)$$

$$\tan \varphi = \frac{2\delta\omega}{\omega_0^2 - \omega^2} \quad (2-25)$$

觀察式(2-22)，其中 $e^{-\delta t}$ 使得 $x_h(t)$ 於數個周期內便衰減到很小，故為暫態響應，量測時我們只需考慮穩態響應，也就是 $x_p(t)$ 。整理式(2-21)、(2-23)、(2-24)及(2-25)，並定義 $Q \equiv \frac{\omega_0}{2\delta}$ ，改寫後可得

$$x(t) = x_{\max} \cos(\omega t - \varphi) \quad (2-26)$$

$$x_{\max}(\omega) = \frac{s_0}{\sqrt{[1 - (\frac{\omega}{\omega_0})^2]^2 + [\frac{\omega/\omega_0}{Q}]^2}} \quad (2-27)$$

$$\varphi(\omega) = \tan^{-1}\left(\frac{\frac{\omega/\omega_0}{Q}}{1 - (\frac{\omega}{\omega_0})^2}\right) \quad (2-28)$$

其中 Q 即為品質因子(quality factor, Q)，詳細物理意義待下節在作論述。將式(2-27)、(2-28)對頻率及不同 Q 值情況下作圖，分別得振幅響應圖及相位響應圖，如圖 2.3。

對圖 2.3(a)，以下有幾個重要的結論：

1. $Q > \frac{1}{\sqrt{2}}$ 才有共振現象，且阻尼愈小， Q 值愈大時，共振頻譜將愈高愈銳利。
2. $\omega_{\text{peak}} = \omega_0 \sqrt{1 - \frac{1}{2Q^2}}$ ，當 $Q \gg 1$ 時， $\omega_{\text{peak}} \approx \omega_0$ ； $Q \approx 1$ 時， $\omega_{\text{peak}} < \omega_0$ 。
3. $x_{\text{max,peak}} = \frac{Qs_0}{\sqrt{1 - \frac{1}{4Q^2}}}$ ，當 $Q \gg 1$ 時 $x_{\text{max,peak}} \approx Qs_0$ 。
4. 在低頻時， $x_{\text{max}} \approx s_0$ ；在高頻時， $x_{\text{max}} \approx (\frac{\omega_0}{\omega})^2 s_0$ 。因此振幅響應圖會有點不對稱，此情形在 Q 值小時更明顯。

對圖 2.3(b)，以下有幾個重要的結論：

1. 在低頻時，懸臂樑與驅動器的運動是同相位的；在高頻時，則是反向的。而共振現象即發生在相位轉換處，而相位轉換到一半時的頻率即為自然共振頻率。
2. 阻尼愈小 Q 值愈大時，相位轉換的現象將愈急遽。

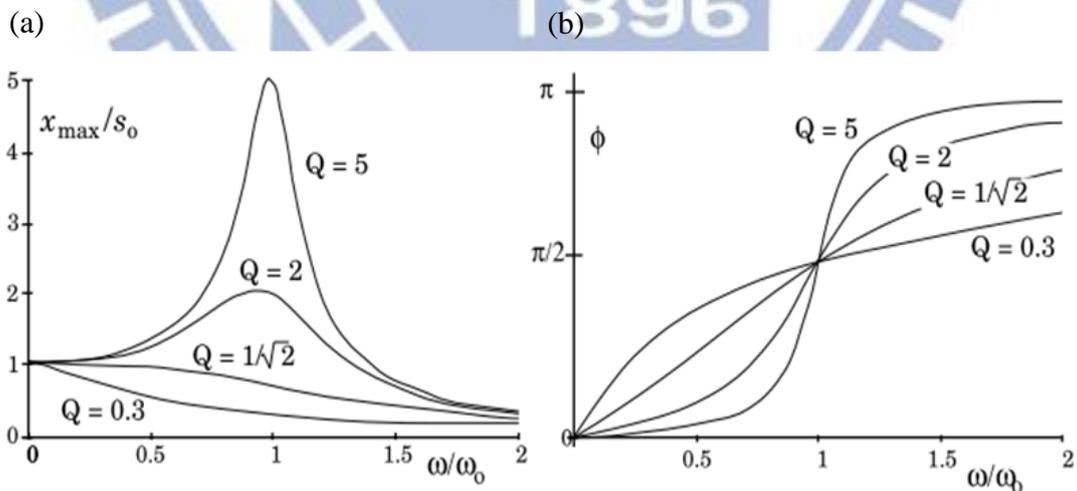


圖 2.3、線性區操作下 (a)振幅響應圖 (b)相位響應圖 [17]

2.1.3 非線性區操作

懸臂樑在受簡諧外力驅動且大振幅操作時，必須考慮其伸縮效應(stretching effect)產生恢復力，其運動方程式可由 duffing equation 表示[6]，如下

$$m \frac{d^2x(t)}{dt^2} + c \frac{dx(t)}{dt} + kx(t) + \gamma x(t)^3 = F \cos(\omega t) \quad (2-29)$$

其中 m 、 k 為懸臂樑的質量與彈簧常數， c 為 damping coefficient， F 為外力大小， γ 為 stress-stiffening 彈簧常數，也就是 stretching effect 的項。為了簡化求解的複雜度，我們先考慮無阻尼及外力的情況，令 $c = 0$ 以及 $F = 0$ ，方程式改寫為

$$m \frac{d^2x(t)}{dt^2} + \omega_0^2 x(t) + \gamma x(t)^3 = 0 \quad (2-30)$$

在 2.1.2 節中小振幅操作下的自然共振頻率為 ω_0 ，加入非線性效應項的影響後，頻率將會有微小的改變，假設為 ω_0' ，且與振幅相關。為了得到 ω_0' 與振幅的關係式，使用微擾分析[18]可求得

$$\omega_0' = \omega_0 + \kappa x_0 \quad (2-31)$$

其中 $\kappa = \frac{3\gamma}{8k} \omega_0$ ， x_0 為懸臂樑的振幅大小。接著我們考慮有阻尼與外力的情況，首先式(2-27)及(2-28)為線性區的振幅與相位之解，接著只要將 ω_0 改寫成 ω_0' ，即可得在非線性區操作下的解，如下

$$x_{\max}'(\omega) = \frac{S_0}{\sqrt{[1 - (\frac{\omega}{\omega_0'})^2]^2 + [\frac{\omega}{\omega_0' Q}]^2}} \quad (2-32)$$

$$\varphi'(\omega) = \tan^{-1}\left(\frac{\frac{\omega}{\omega_0'}}{1 - (\frac{\omega}{\omega_0'})^2}\right) \quad (2-33)$$

其中

$$\omega_0' = \omega_0 \left(1 + \frac{3\gamma}{8k} x_{\max}'\right) \quad (2-34)$$

將式(2-34)代入式(2-32)及(2-33)中並作圖，如圖 2.4。圖 2.4(a)為改變 damping ratio(ζ)*的振幅作圖，點虛線為共振頻率位置，虛線為非穩定態，圖 2.4(b)為改變 damping ratio 的相位作圖，可發現與線性操作不同的是，共振頻率與相位會隨著振幅的增大而歪斜，且到一定程度之後，頻率與振幅相位響應的關係將成為非單值函數。

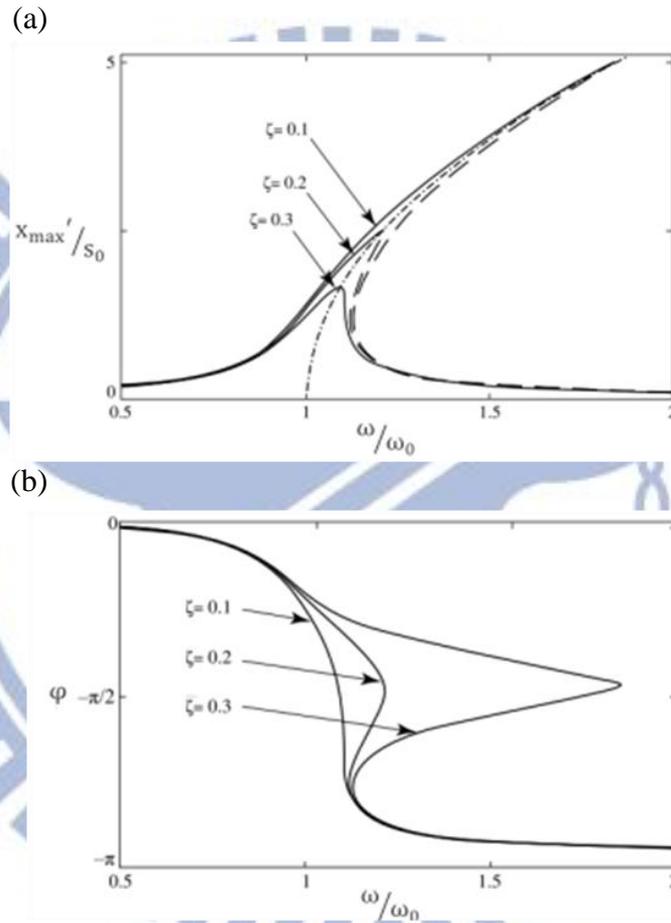


圖 2.4、非線性區操作下改變 damping ratio 的 (a)振幅響應圖 與 (b)相位響應圖 [19]

圖 2.5(a)為 γ 為負值與圖 2.5 (b)為 γ 為正值的振幅響應圖，虛線部分為在非穩定態下，振幅跳躍(jump phenomenon)發生的路徑。以圖 2.5 (b)為例，掃頻頻率由小到大與掃頻頻率由大到小量測時，跳躍的路徑分別為向下(右)與向上(左)的箭頭，這也是非線性區操作下才會發生的滯後現象(hysteresis)。另外，比較圖 2.5(a)(b)兩圖可發現， γ 值的正負決定了共振頻率在非線性響應時，頻率是往高或低的方向變化，其物理意含為 γ 值為正時，懸臂樑的彈簧常數受應力而變大，是為 hard-spring effect； γ 為負時，懸臂樑的彈簧常數受應力而變小，是為 soft-spring effect。

*： $\xi = \frac{\omega_0}{2\delta}$ ，是為無因次的阻尼比(damping ratio)

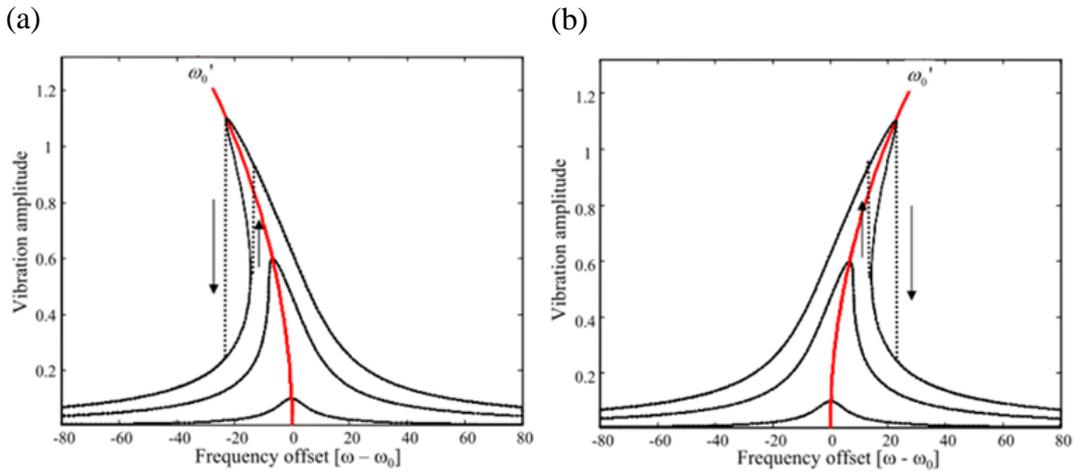


圖 2.5、非線性區操作下改變驅動力的振幅響應圖 (a) $\gamma < 0$ (b) $\gamma > 0$ [18]

承前述，當非線性效應使 peak 歪斜到一定程度後，將發生 jump phenomenon，如圖 2.6(b)，該時機點的振幅稱之為臨界振幅(critical amplitude)，而即將轉變為多值函數的點稱之為分歧點(bifurcation point)，如圖 2.6(a)。由於 x_b 該點的斜率為無限大，故可推算出頻率飄移的臨界值[18]為

$$\Delta\omega = 2\pi\Delta f = \pm \frac{\sqrt{3} \times 2\pi f_0}{2Q} \quad (2-35)$$

其中正負取決於 γ 值為正或負。整理上述，我們有幾個重要的結論：

1. 考慮非線性效應，自然共振頻率會隨著振幅的增加而改變。
2. 藉由共振 peak 的歪斜方向，可判斷出應力的影響為 harden 或 soften。
3. 當非線性區操作振幅或頻率飄移大到一定值時，會發生 hysteresis，響應圖上出現 jump phenomenon。

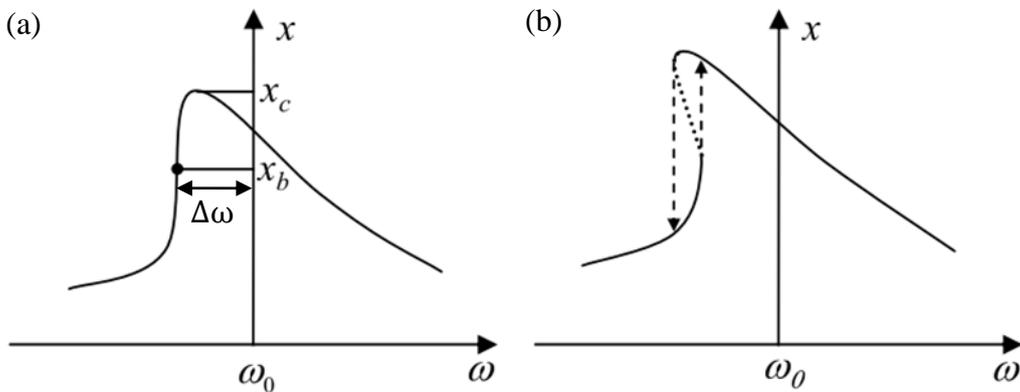


圖 2.6、(a)雙穩態的臨界點，其中 x_c 為 critical amplitude， x_b 為 bifurcation point (b)振幅大於 x_c 後，hysteresis 發生 [18]

2.2 能量散失機制

本章將探討懸臂樑共振時，其各個能量散失機制，隨著環境壓力及結構的不同，其散失機制可分為外在(extrinsic)及內在(intrinsic)來源，藉由瞭解其機制，我們便能來計算品質因子(quality factor, Q)的大小。

Q 值的物理意義為儲存能量的能力，即為懸臂樑總能量與一個震盪週期散失能量的比值，其數學表示式如下

$$Q = \frac{U_{\text{total}}}{U_{\text{loss}}} \quad (2-36)$$

小振幅操作下的簡諧運動模型，由式(2-19)推導，我們也可定義出 Q 值，如下所示

$$Q = \frac{\omega_0}{2\delta} = \frac{1}{2\xi} \quad (2-37)$$

其中無因次參數 $\xi = \frac{c}{2m\omega_0}$ 為阻尼比(damping ratio)，其值的大小直接決定了 Q 值的高低。量測上， Q 值約略可由共振頻率，與強度減為-3dB 的半高寬之比值[20]來決定，如下所示

$$Q \approx \frac{f_{\text{res}}}{\Delta f_{3\text{dB}}} \quad (2-38)$$

由於 Q 值同時由多個能量散失機制所影響，必須考慮多個 Q 值的總和，其計算方式如下

$$\frac{1}{Q_{\text{tot}}} = \frac{1}{Q_{\text{in}}} + \frac{1}{Q_{\text{ex}}} = \frac{1}{Q_1} + \frac{1}{Q_2} + \cdots + \frac{1}{Q_n} \quad (2-39)$$

2.2.1 外在損耗

外在損耗主要是由環境的介質所造成，對我們的操作方式來說，其介質便是空氣，而空氣阻尼(air damping)又可分為獨立面阻尼(iso-plate damping)與壓縮面阻尼(squeeze damping)，這兩者個差異於前者將空氣視為不可壓縮，適用於懸臂樑運動方向上無鄰近的平面，後者考慮了空氣的壓縮性，適用於懸臂樑距離基板很近，也就是小縫隙(gap)的情況。

能量損耗依據不同的壓力下，可分為三個區域，一為傳統上壓力約小於 1 Pa 前的本質區(intrinsic region)，此區主要為內部損耗主宰；二為傳統上壓力約於 1 Pa 到 10 Pa 之間的分區(molecular region)，此區空氣阻尼造成的外部損耗影響浮現；三為傳統上壓力約大於 10 Pa 後的黏質區(viscous region)，此區空氣影響比前一區更為明顯，因此在 molecular 以及 viscous region 必須考慮空氣所造成的損耗。

首先是 molecular region 下 iso-plate damping 的情況，圖 2.7(a)為元件示意圖以及幾何結構的各項參數，在此壓力下，能量損耗可由氣體動力學計算，其 Q 值[21]可表示為

$$Q_{mo,iso}(p) = \rho h \omega \sqrt{\frac{9\pi RT}{32M p}} \quad (2-40)$$

其中 ρ 、 h 以及 ω 為懸臂樑的密度、厚度以及共振角頻率， R 為理想氣體常數， T 為溫度， M 為空氣莫耳重， p 為空氣壓力。

接著是 molecular region 下 squeeze damping 的情況，圖 2.7(b)為元件示意圖以及幾何結構的各項參數，可以看到懸臂樑的運動方向上，上半部無鄰近平面，為 iso-plate damping 主宰，根據 Christian's model 其 Q 值[22]可表示為

$$Q_{mo,iso-top}(p) = \frac{\rho h \omega}{4} \sqrt{\frac{\pi}{2}} \sqrt{\frac{RT}{M p}} \quad (2-41)$$

下半部有鄰近平面，為 squeeze damping 主宰，根據 Bao's model 其 Q 值[22]可表示為

$$Q_{mo,sq-bottom}(p) = (2\pi)^{3/2} \rho h \omega \frac{g}{l} \sqrt{\frac{RT}{M}} \frac{1}{p} \quad (2-42)$$

其中 l 為懸臂樑的長度， g 為 gap 的距離。考慮整體懸臂樑的 Q 值[22]，其計算方式如下

$$Q_{mo,sq}^{-1} = (Q_{mo,sq-bottom})^{-1} + \frac{1}{2} (Q_{mo,iso-top})^{-1} \quad (2-43)$$

綜合上述可知，在 molecular region 下，iso-plate damping 與 squeeze damping 的 Q 值與壓力的關係可表示為

$$Q_{mo,iso}(p) = C_{mo,iso} p^{-1} \quad (2-44)$$

$$Q_{mo,sq}(p) = C_{mo,sq} p^{-1} \quad (2-45)$$

其中 $C_{mo,iso}$ 與 $C_{mo,sq}$ 為其他非壓力相關的項之乘積。

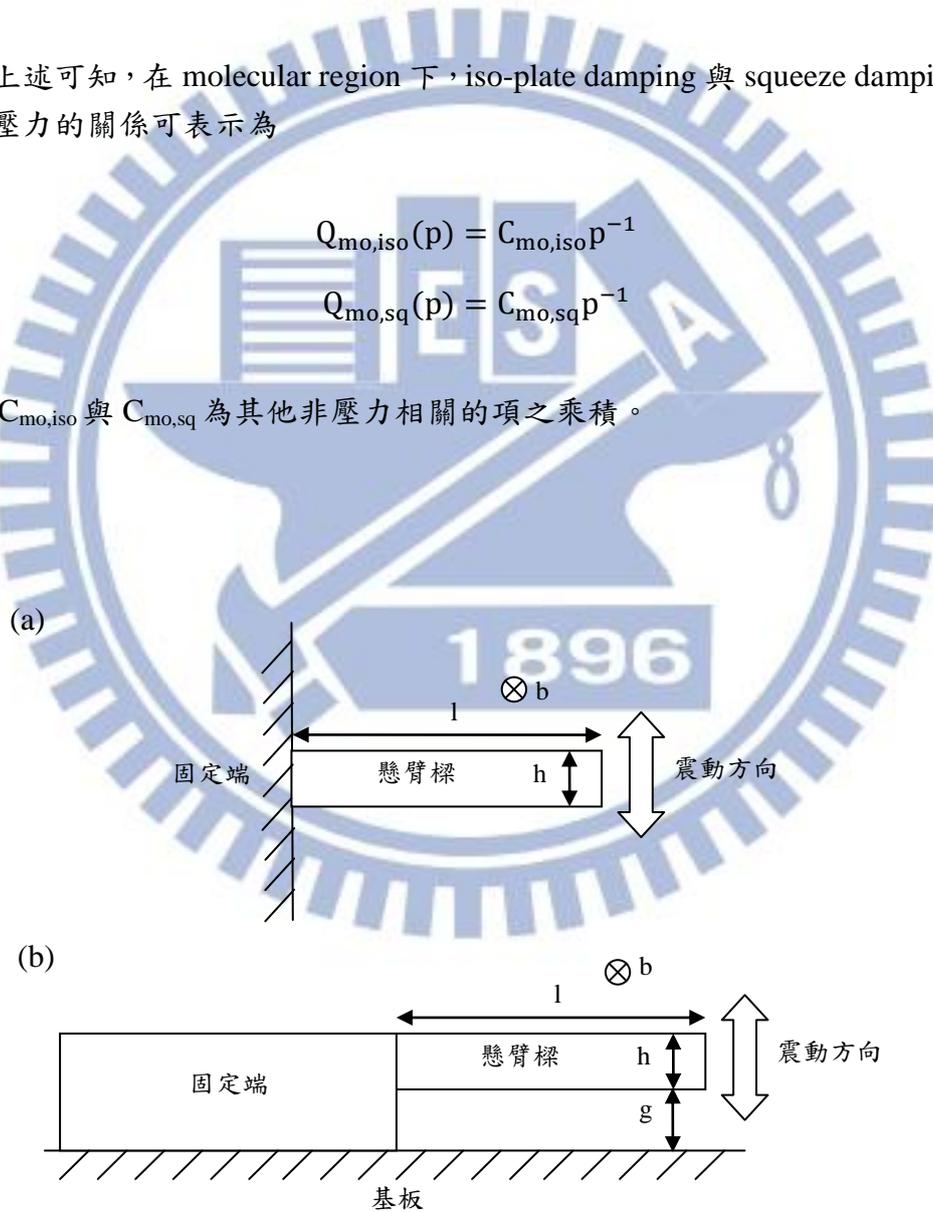


圖 2.7、元件示意圖 (a)iso-plate (b)squeeze film

再者是 viscous region 下 iso-plate damping 的情況，我們可由流體力學中的 Navier-Stokes equation，加上球狀近似來推得 Q 值[23]表示式如下

$$Q_{vi,iso}(p) = \frac{4}{3\pi} \rho h \sqrt{\frac{\omega}{2\mu_0}} \sqrt{\frac{RT}{Mp}} \quad (2-46)$$

其中 μ_0 為理想氣體在標準溫度壓力(STP)下的空氣黏度係數(viscosity)。

最後是 viscous region 下 squeeze damping 的情況，其 Q 值[22]表示式如下

$$Q_{vi,sq}(p) = \frac{\rho h \omega}{\mu b^2} g^3 \quad (2-47)$$

其中 μ 為壓力相關的空氣黏度係數，計算方式如下

$$\mu = \frac{\mu_0}{1 + 9.638 K_n^{1.159}} \quad (2-48)$$

其中

$$K_n = \frac{\lambda}{g} \quad (2-49)$$

而

$$\lambda = \frac{p_0}{p} \lambda_0 \quad (2-50)$$

K_n 為克努森數(knudsen number)， λ 為空氣的平均自由路徑(MFP)， λ_0 及 p_0 分別為 STP 下的 MFP 及壓力。綜合上述可知，在 viscous region 下，iso-plate damping 與 squeeze damping 的 Q 值與壓力的關係可表示為

$$Q_{vi,iso} = C_{vi,iso} p^{-0.5} \quad (2-51)$$

$$Q_{vi,sq} \cong C_{vi,sq} p^{-1.159} \quad (2-52)$$

其中 $C_{vi,iso}$ 與 $C_{vi,sq}$ 為其他非壓力相關的項之乘積。

2.2.2 內在損耗

內在損耗主要是由固定端損耗(clamping loss)以及熱彈力阻尼(thermoelastic damping, TED)造成，前者的緣由是儲存在懸臂樑上的聲波能量，藉由固定端散逸至基板；後者的緣由是懸臂樑彎曲時，一面受到壓縮力，另一面受到張力，體積的改變導致了溫度的梯度，在熱平衡的驅使下產生反方向的恢復力，而使能量損耗。

根據寬度為無限長的半平面模型，可計算出固定端損耗造成的 Q 值[23]為

$$Q_{cl} = \beta \left(\frac{l}{h}\right)^3 \quad (2-53)$$

其中 β 為 2.1，在不同的模型計算下，此係數將略有差異。再根據 Zener's model，可計算出熱彈力阻尼造成的 Q 值[23]為

$$Q_{ted} = \frac{\rho C_p}{E \alpha^2 T} \frac{1 + (\omega \tau_z)^2}{\omega \tau_z} \quad (2-54)$$

其中

$$\tau_z = \frac{\rho C_p h^2}{\pi^2 \kappa_{th}} \quad (2-55)$$

C_p 、 α 以及 κ_{th} 分別為懸臂樑的比熱、線熱膨脹係數以及熱傳導係數。

一般而言，固定端損耗的影響會大於熱彈力阻尼，除非操作頻率很高，如 100 MHz 以上，能量散失才有可能由熱彈力阻尼主宰。

2.3 自我偵測式量測

量測懸臂樑元件的方式，可分為外部量測式與自我量測式。前者常見的方法是，利用雷射光點打在元件的致動處，再解析帶有懸臂樑震動資訊的反射光，但這樣的方式在元件微縮的情況下，便不再適用，原因一是當雷射光點與元件大小接近，甚至比元件大時，反射光的來源不再是只由致動處(如圖 2.8)，可能導致訊號強度不足，造成解析困難；原因二是技術性的困難，因為每次量測時都必須精確的對準，故我們將元件設計成是可自我偵測式量測的。以下就其原理以及讀出電路作說明。

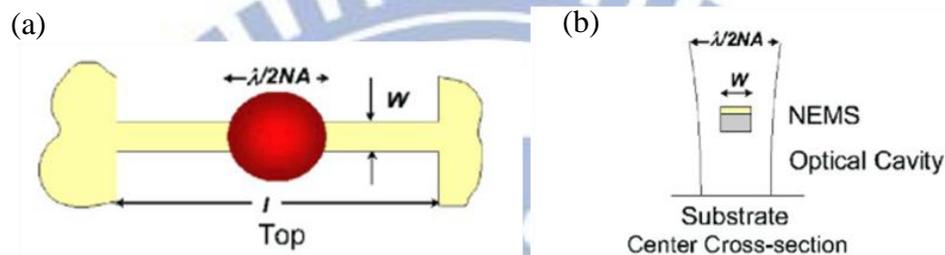


圖 2.8、外部偵測量測示意圖 (a)俯視圖 (b)剖面圖 [3]

2.3.1 操作原理

有別於外加雷射光於懸臂上，自我量測式利用的是製作壓阻器於懸臂梁上，讓懸臂樑震動時同時帶動壓阻器，而壓阻材料受到應力作用時，電阻會隨之改變，因此只要在壓阻器上施加電壓或電流源，我們便可藉由量測電阻變化來得知懸臂樑震動的幅度。也就是說當懸臂達到共振時，振幅會急遽增大，而壓阻器受到的應力也會隨之增加，電阻的變化量驟升，我們即可量測到共振頻譜圖，如圖 2.9。

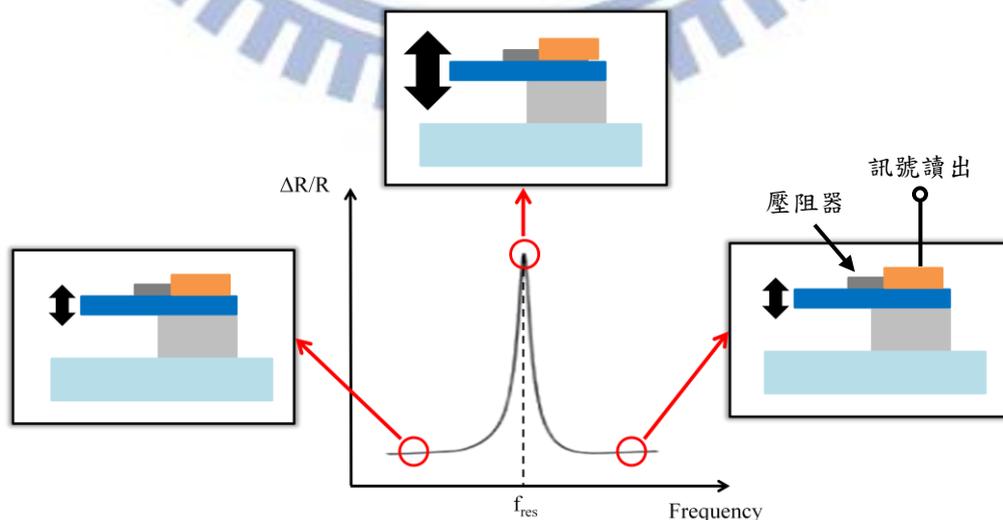


圖 2.9、自我偵測式元件量測示意圖，黑色雙箭頭代表振幅大小。

在自我偵測式量測中，由於我們量測的是壓阻器電阻變化，故找尋一個適當的壓阻材料是重要關鍵。我們需要考量的參數有，壓阻材料的電阻以及壓阻係數，兩者必須是適中的值。電阻太小會使電阻變化值過小不利量測，電阻太大會使除了會使熱雜訊[24][25]水平上升之外，在低頻的雜訊(flicker noise[26])也會增加；而壓阻係數在電阻為適當的範圍內越大越好，其值越大代表電阻變化量越大，有利於訊號量測。總而言之，我們的目的是要選擇一個訊雜比高的壓阻器。

討論壓阻係數參數，其由來可用下式[27]表示

$$\frac{1}{\varepsilon} \frac{dR}{R} = (1 + 2\sigma) + \frac{1}{\varepsilon} \frac{d\rho}{\rho} \equiv \gamma_{GF} \quad (2-56)$$

其中 R 為電阻， ε 為施加的應力， σ 為泊松比(poisson ratio)，決定於材料本值， ρ 為電阻率(resistivity)， γ_{GF} 為壓阻係數(gauge factor)。觀察式子可知 γ_{GF} 的大小由兩項所決定，對電阻率較小的材料來說(如半導體)， γ_{GF} 由第二項所主宰，且其值約為 $1E2$ 的數量級；對電阻率較大的材料來說(如金屬)， γ_{GF} 由第一項所主宰，且其值約為 $1\sim 5$ 。

傳統上 MEMS 自我偵測元件，在壓阻器的選擇上多數是用摻雜半導體，雖然其電阻較金屬大，雜訊水平較高，但 γ_{GF} 較高的性質，使量測上仍有足夠好的訊雜比。但隨著元件尺度的微縮，參雜半導體壓阻器的電阻將劇烈上升，使得導電性驟降，且與讀出電路阻抗不匹配，導致訊號讀出困難。因此我們採用金屬壓阻器，利用其雜訊水平低的特性，使 γ_{GF} 值不高的條件下，仍有良好的訊雜比[28]。

2.3.2 讀出電路

有了前一節的金屬壓阻器，接下來的工作就是設法讀出訊號，傳統上常用的方法為惠斯通電橋(wheatstone bridge)[29]，此法雖然簡便，但是隨著 MEMS 元件的微縮，伴隨著操作頻段的上升，傳輸線上的寄生電阻效應將導致訊號損耗增加，不利於量測。因此我們使用降混頻(downmixing)電路[30]，將訊號的頻率降頻至 50~100 kHz，以避免上述提及的問題，並使用平衡式偵測(balanced detection)電路[5]來提高訊號的訊雜比。

電路如圖 2.10 所示，紅色虛線框內為 balanced detection 電路，外圍為 downmixing 電路。我們以兩台訊號產生器產生掃頻訊號，bias 輸出設定為 $V_b = V_{b0}\cos(\omega_b t)$ ，driving 輸出設定為 $V_d = V_{d0}\cos(\omega_d t)$ ，其中 $\omega_b = \omega_d + \Delta\omega$ 。操作時 driving 訊號經功率分配器(PS)後，一部分作為壓電片驅動，bias 訊號經 PS 後，一部分進 balanced detection 電路中，再經反向功率分配器(180° PS)分別打入 dummy 電阻以及元件的金屬壓阻器上，最後統一由 O 點導出，我們利用 $R_c \approx R_d$ 使 O 點電位等效為零並抵消直流電阻產生的雜訊，理想上 O 點只會有懸臂震盪的訊號。在 driving 訊號的驅動下，壓阻器的電阻可表示為

$$R_c = R + \Delta R \cos(\omega_d t + \varphi) \quad (2-57)$$

我們可將 V_o 表示為

$$V_o(t) \approx \frac{V_b}{4R} (\Delta R \cos(\omega_d t + \varphi)) \quad (2-58)$$

將上式用 $V_b = V_{b0}\cos(\omega_b t)$ 代入，並積化和差後，可整理成

$$V_o(t) = V_{b0} \frac{\Delta R}{8R} [\cos(\Delta\omega t - \varphi) + \cos((2\omega_d + \Delta\omega)t + \varphi)] \quad (2-59)$$

由式(2-51)可知，壓阻器 ΔR 訊號與 bias 訊號混頻後，輸出訊號含有低頻的 $\Delta\omega$ ，利用後端的低通濾波器(LPF)濾掉高頻部分，再經電壓放大器放大輸入到鎖相放大器偵測。而 bias 與 driving 訊號經 PS 分流後的另一部分，輸入到混頻器(mixer)，輸出訊號同樣用 LPF 截掉高頻取低頻的 $\Delta\omega$ ，送入鎖相放大器作參考頻率用。

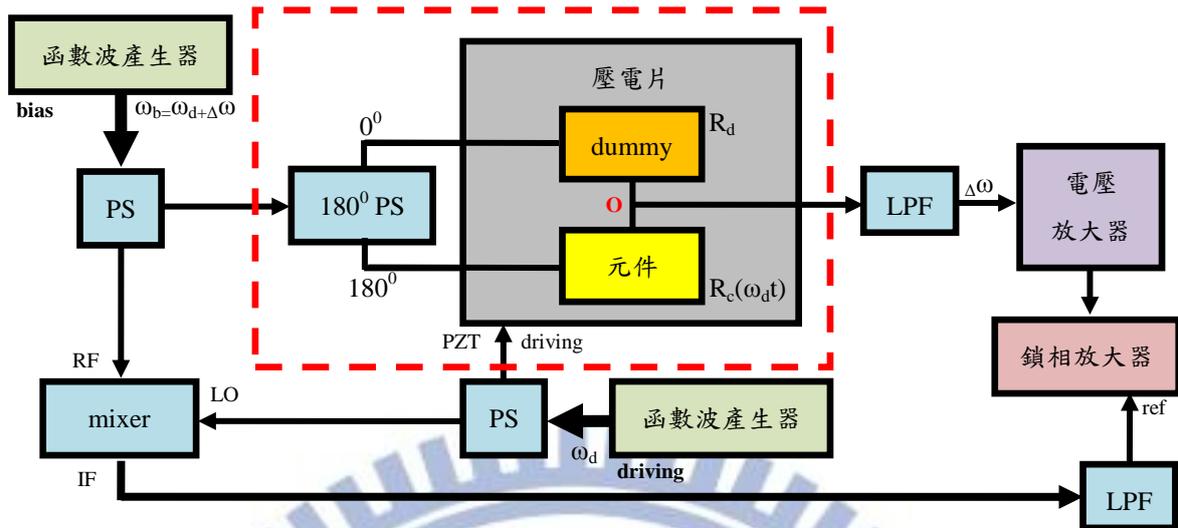


圖 2.10、讀出電路示意圖，紅色虛線框內為 balanced detection 電路

實為可惜的是，我們在建立此讀出電路上仍有無法解決的問題，因此還無法實現自我偵測式量測。目前的問題及可能的改進將於第五章再作論述。

第 3 章 元件製作及模擬

本章依序介紹樣品結構尺寸的設計，以及樣品製備的流程及方法，最後以軟體模擬來比較理想與實際結構的差異。由於在樣品製作上遇到不少的困難，因此製程方法及其改進結果將是本章的主軸。

3.1 元件設計

微機電結構有許多種形式，在此我們選擇形式較為運動模態與結構模擬上較簡單的，C-Beam 與 D-Beam，作為研究的目標。設計原則是不同的長、高比來決定共振頻率，寬統一固定大小，以期得到各種不同共振頻率的懸臂樑。

3.1.1 單邊固定懸臂樑

根據式(2-14)，理想 C-Beam 的基頻共振頻率公式如下

$$f_{c1} \cong \frac{1.015}{2\pi} \frac{h}{l^2} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3-1)$$

其中 l 、 h 、 E 以及 ρ 分別為懸臂樑的長度、厚度、楊式係數以及密度。以 GaAs 來說， $\sqrt{\frac{E}{\rho}} \approx 4000 \text{ m/sec}$ 。表 3-1 為我們依據此公式的推算。固定寬為 $15 \mu\text{m}$ 與高為 $0.2 \mu\text{m}$ ，改變長度為 $8\sim 120 \mu\text{m}$ 之間，預期得到不同共振頻率之懸臂樑。

編號	長(μm)	寬(μm)	高(μm)	共振頻率(kHz)
c-1	8	15	0.2	2019
c-2	10			1292
c-3	12			897
c-4	25			207
c-5	40			81
c-6	80			20
c-7	120			9

表 3.1、C-Beam 設計結構及編號

上述結構的懸臂樑光罩設計如圖 3.1，相鄰兩個懸臂樑的間隔約是 188 μm ，可避免距離過近而互相產生影響。

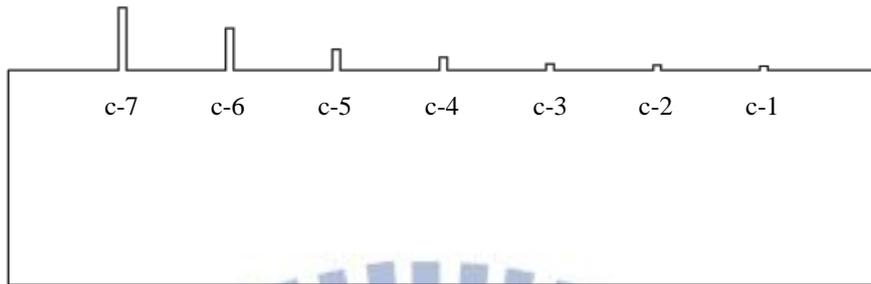


圖 3.1、C-Beam 光罩設計圖

然而為了將自我偵測式壓阻器整合在懸臂樑上，我們在懸臂表面加上了金屬迴路(如圖 3.2)，線寬為 3 μm ，設計其於懸臂的根部，預期在固定端會有最大的應力，壓阻器可產生最明顯的電阻變化；並在懸臂樑固定平台(mesa)上，加上厚金屬墊的設計(如圖 3.3)，方便日後打線量測。以期藉由懸臂樑震動時，量測壓阻器的電阻變化的電訊號來得知共振頻率[10]。

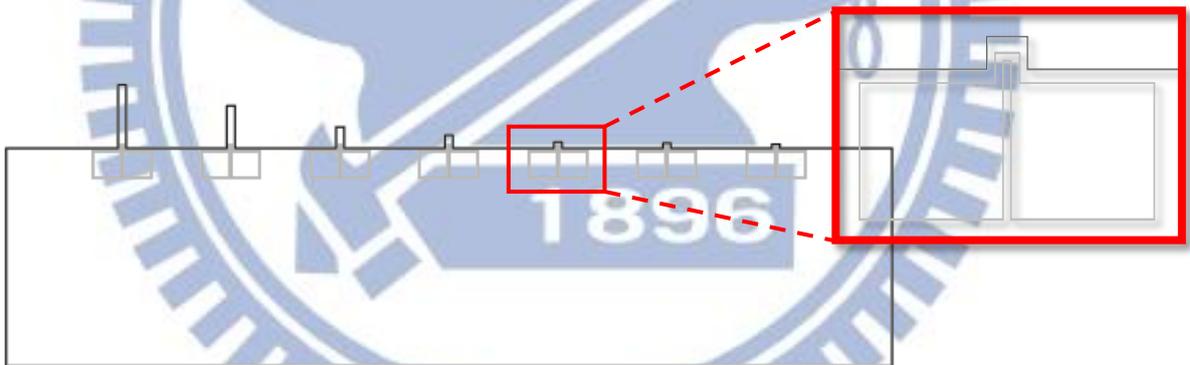


圖 3.2、圖 3.1 加上金屬壓阻器的光罩圖

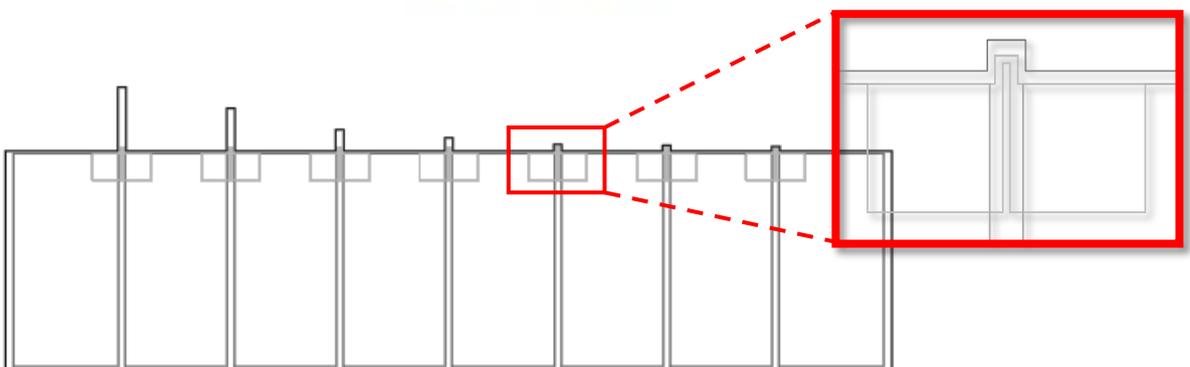


圖 3.3、圖 3.2 加上厚金屬墊的光罩圖

3.1.2 雙邊固定懸臂樑

根據式(2-18)，理想 D-Beam 的基頻共振頻率公式如下

$$f_{D1} \cong \frac{6.458 h}{2\pi l^2} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3-2)$$

其中 l 、 h 、 E 以及 ρ 分別為懸臂樑的長度、厚度、楊式係數以及密度。以 GaAs 來說， $\sqrt{\frac{E}{\rho}} \approx 4000 \text{ m/sec}$ 。表 3-2 為我們依據此公式的推算。固定寬為 $9 \mu\text{m}$ 與高為 $0.2 \mu\text{m}$ ，改變長度為 $15\sim 300 \mu\text{m}$ 之間，預期得到不同共振頻率之懸臂樑。

編號	長(μm)	寬(μm)	高(μm)	共振頻率(kHz)
d-1	15	9	0.2	3654
d-2	20			2056
d-3	30			914
d-4	70			168
d-5	100			82
d-6	200			21
d-7	300			9

表 3.2、D-Beam 設計結構及編號

上述結構的懸臂樑光罩設計如圖 3.4，相鄰兩個懸臂樑的間隔是 $197 \mu\text{m}$ ，可避免距離過近而互相產生影響。

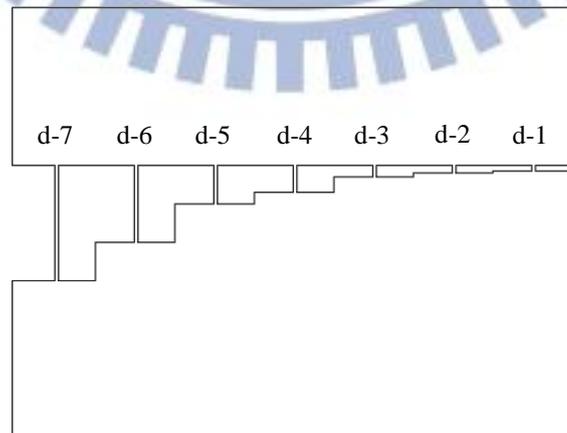


圖 3.4、D-Beam 光罩設計圖

同 C-Beam，我們亦於懸臂表面加上了金屬迴路(如圖 3.5)，線寬為 $3\ \mu\text{m}$ ，並加上厚金屬墊(如圖 3.6)。

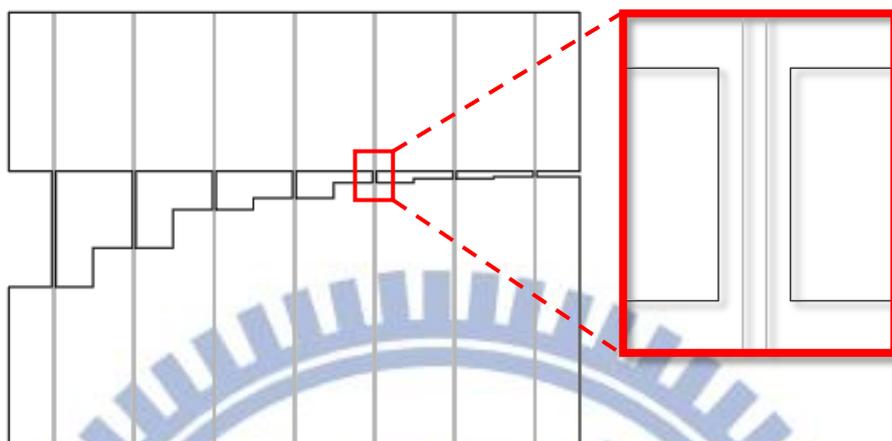


圖 3.5、圖 3.4 加上金屬壓阻器的光罩設計圖

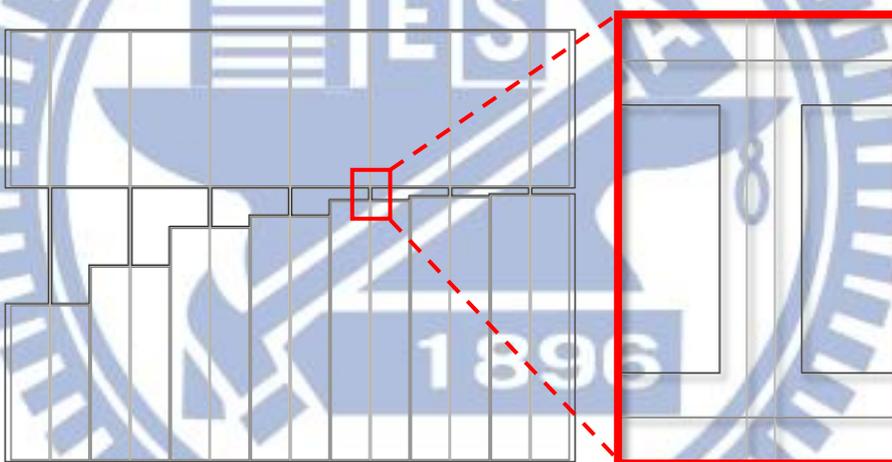


圖 3.6、圖 3.5 加上厚金屬墊的光罩設計圖

3.2 製程流程

傳統製作懸臂樑的方式主要可分為兩個大類，一是由上至下(top-down)製程，二是由下至上(bottom-up)製程。前者是將各層材料成長好的樣品，一步步向下蝕刻形成懸臂樑結構並釋放(release)；後者則由基板出發，利用後段磊晶的機台，如電漿增進化學氣相沉積(plasma enhanced chemical vapor deposition, PECVD)，一層層向上製作，最後再結構釋放，而本篇論文使用的是前者的方式。

Top-down 的製程方法以下分成兩小節來討論，第一小節(製程一)為我們最初製作成功的懸臂樑，第二小節(製程二)為改進步驟後的成果。以 C-Beam 為例，圖 3.7(a)為懸臂樑製作簡略流程圖，我們遭遇的問題主要產生於步驟三與步驟四中，如圖 3.7(b)及(c)，結構釋放時所產生的底切，造成等效上懸臂與當初設計的尺寸有重大的差異，使得共振頻率也大幅飄移，因此改善底切使得懸臂樑接近預期的設計，是我們重要的目標。

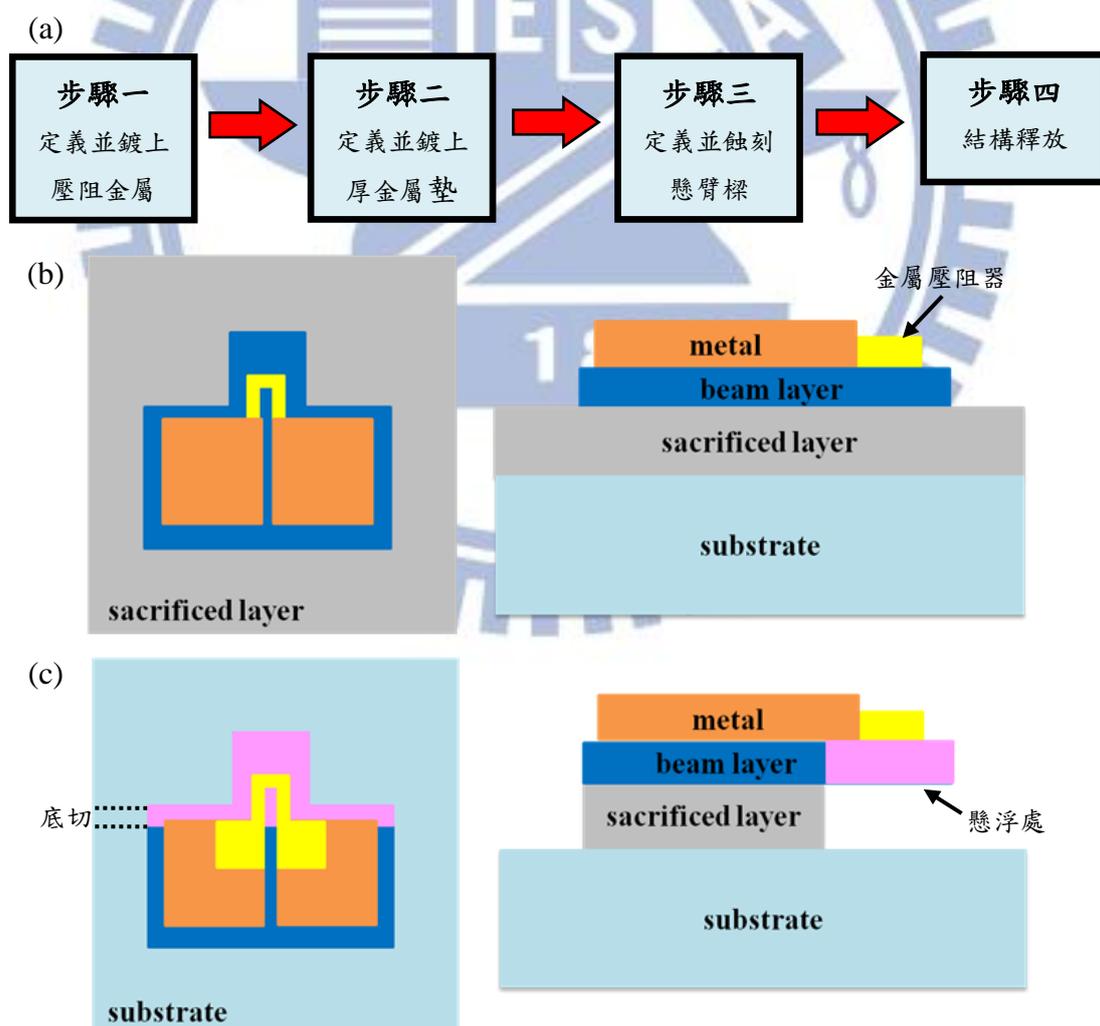


圖 3.7、(a)懸臂樑製作簡略流程圖 (b)步驟三之示意圖 (c)步驟四之示意圖

3.2.1 製程一

要實現 top-down 的製程，首要步驟是樣品的製備，我們利用了實驗室既有的分子束磊晶設備，來成長懸臂樑所需的結構。圖 3.8 為樣品結構圖，樣品編號為 LM5167。我們在砷化鎵基板(GaAs substrate)上，成長鋁比例為 0.9 的砷化鋁鎵($\text{Al}_{0.9}\text{Ga}_{0.1}\text{As}$)作為犧牲層，以及未摻雜砷化鎵(undoped GaAs)作為懸臂樑的材料，其中犧牲層厚度為 $1\ \mu\text{m}$ ，懸臂樑厚度為 $0.2\ \mu\text{m}$ 。

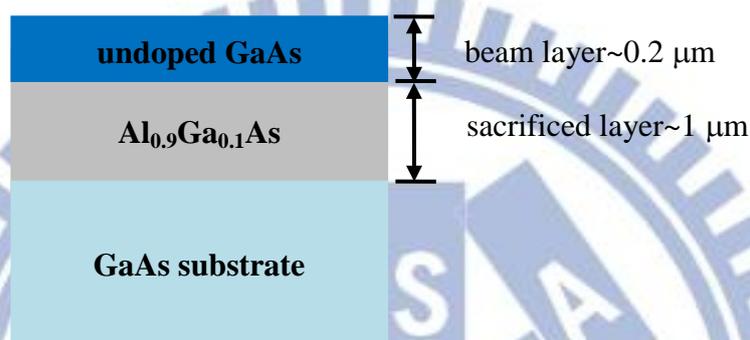


圖 3.8、樣品結構圖，樣品編號為 LM5167

接著是金屬壓阻器及厚金屬墊的部分，我們先以光學微影的方式開出欲鍍上金屬的窗口，再以電子束金屬蒸鍍機(E-Gun metal evaporation)來鍍上 Ti/Au，並控制其厚度。

再者是選擇如何蝕刻懸臂樑 mesa 的圖案，我們嘗試了兩個方式，一是電感耦合電漿反應離子蝕刻(inductive coupled plasma reactive ion etching, ICP-RIE)，是為乾蝕刻；二是硫酸雙氧水蝕刻液($\text{H}_2\text{SO}_4:\text{H}_2\text{O}_2:\text{H}_2\text{O}=1:8:80$)，是為乾蝕刻。圖 3.9 為使用 ICP-RIE 蝕刻懸臂樑圖案的結果，可發現側壁確實因為非等向性蝕刻的關係非常陡直，但是抵擋電漿離子撞擊的光阻表面卻已變質，無法單純以浸泡丙酮的方式剝離，須以超音波震盪器才有辦法去除，而懸臂在 release 後是承受不住這樣的震盪的，因此我們轉向用蝕刻液的方式來製作。圖 3.10 為使用硫酸雙氧水蝕刻液，可發現側壁雖為斜面，但當初設計的懸臂樑厚度只有 $0.2\ \mu\text{m}$ ，因此側蝕的距離很短，尚為可接受的範圍，故硫酸雙氧水蝕刻液為我們最後定案的蝕刻方式。

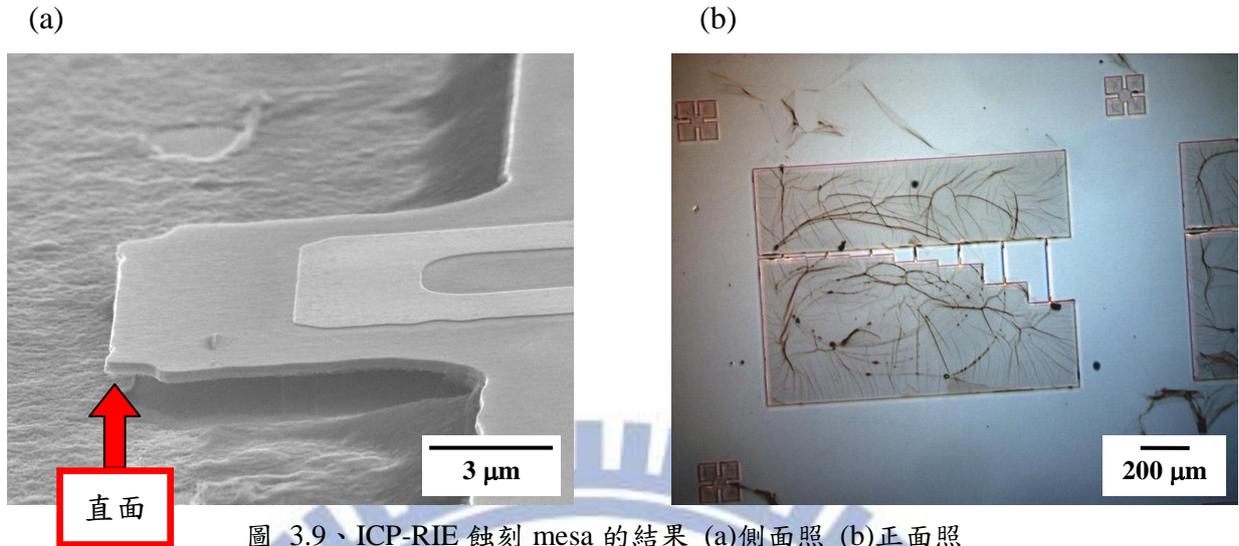


圖 3.9、ICP-RIE 蝕刻 mesa 的結果 (a)側面照 (b)正面照

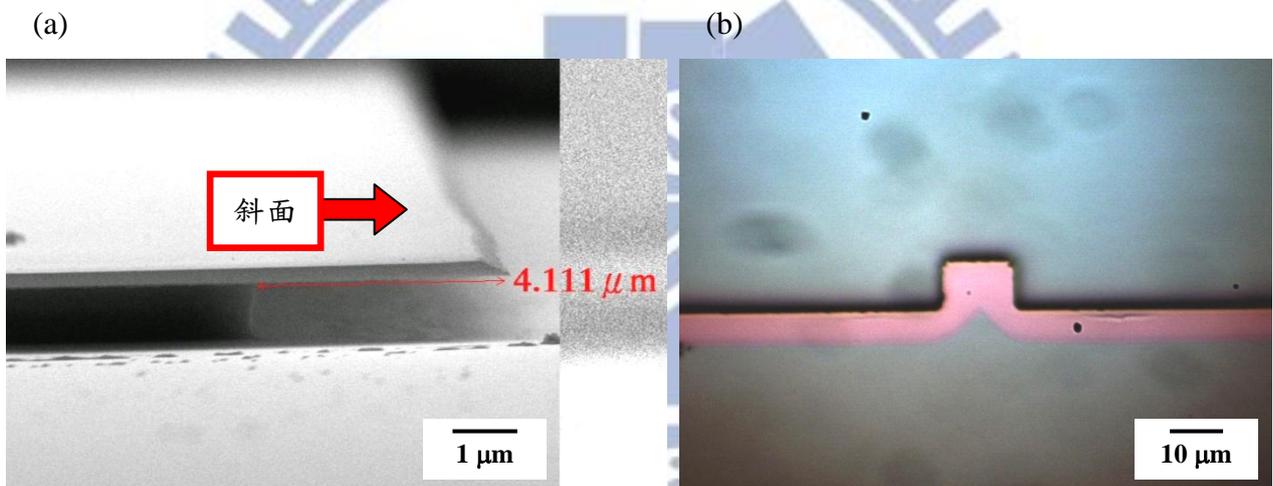


圖 3.10、硫酸雙氧水蝕刻液蝕刻 mesa 的結果 (a)側面照 (b)正面照

最後是 release 所使用的蝕刻液，我們選擇了對 undoped GaAs/Al_{0.9}Ga_{0.1}As 有高選擇比的稀釋氫氟酸溶液(diluted hydrogen fluoride, DHF)，但在測試條件時發現 DHF 的蝕刻速率過快且不均勻，蝕刻終點不易控制，並易在邊緣及狹縫中有蝕刻副產物的堆積，使得 release 的成功率變得很低，如圖 3.11。參考文獻[31]以及學長姐作掏空製程的經驗，我們在 DHF 中添加表面活性去泡劑(surfactant and antifoaming agent)來幫助蝕刻，本文用的去泡劑為氯化苯二甲煙胺(benzalkonium chloride, BKC)，其作用主要為使蝕刻速度變慢且均勻，協助帶走阻礙蝕刻液流入蝕刻副產物，其成果如圖 3.12。

另外，為了預防懸臂樑沾黏(sticking)於基板的情況發生，在 release 完之後，我們使其於不離開液面的狀況下，泡入丙酮溶液中，並直接用烤盤以 100 °C 將丙酮迅速烤乾。利用丙酮較去離子水蒸氣壓高，能快速汽化的性質，避免液體的表面張力拉垮懸臂樑。

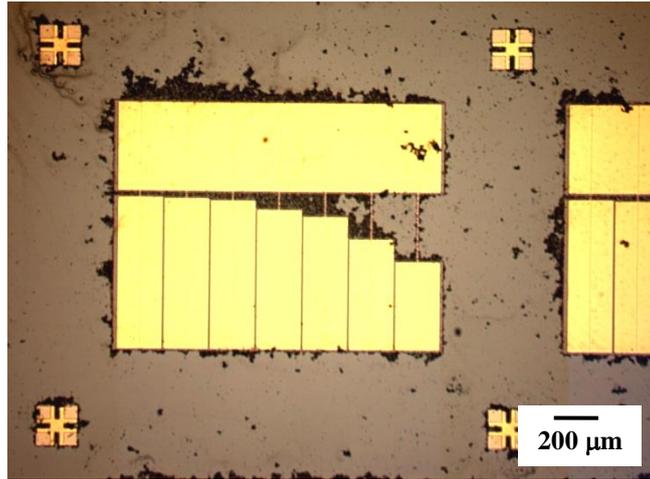


圖 3.11、不含 BKC 的 DHF 作 release 的結果

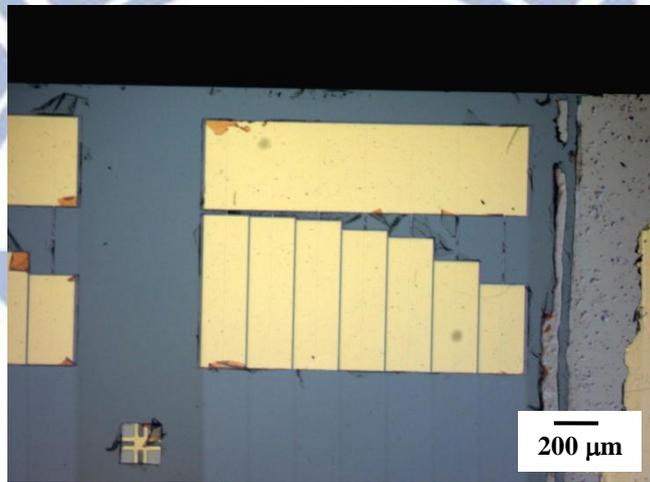


圖 3.12、含 BKC 的 DHF 作 release 的結果

綜合上述，圖 3.13 為製程一流程，步驟說明如下：

- (a) 首先在圖 3.8 所示的樣品上，以光學微影的方式，定義出金屬壓阻器的圖案，再鍍上 Ti/Au (5/20 nm)，最後剝離光阻以及光阻上的金屬，完成金屬壓阻器迴路。
- (b) 以光學微影定義出厚金屬墊的圖案，使其與(a)中的方塊部分交疊，再鍍上 Ti/Au (30/300 nm)，最後同樣剝離光阻以及光阻上的金屬，完成厚金屬墊。
- (c) 同樣以微影定義出懸臂樑 mesa 的圖案，並將光阻保留用來保護金屬，以硫酸雙氧水蝕刻液($\text{H}_2\text{SO}_4:\text{H}_2\text{O}_2:\text{H}_2\text{O}=1:8:80$ ，蝕刻速率約 9 nm/sec)向下略為吃穿 undoped GaAs/ $\text{Al}_{0.9}\text{Ga}_{0.1}\text{As}$ 介面。
- (d) 將樣品泡入含 BKC 的 DHF($\text{BKC}:\text{HF}:\text{H}_2\text{O}_2=1:10:100$ ，蝕刻速率約 0.8 $\mu\text{m}/\text{min}$)中，待 release 完成後，在不離開液面的情況下，用去離子水沖洗，並放入丙酮溶液中剝離光阻，最後用烤盤直接將丙酮迅速蒸發烤乾。其中箭頭指示處為懸空處。
- (e) 完成後剖面圖如圖示，其中箭頭指示處為底切。

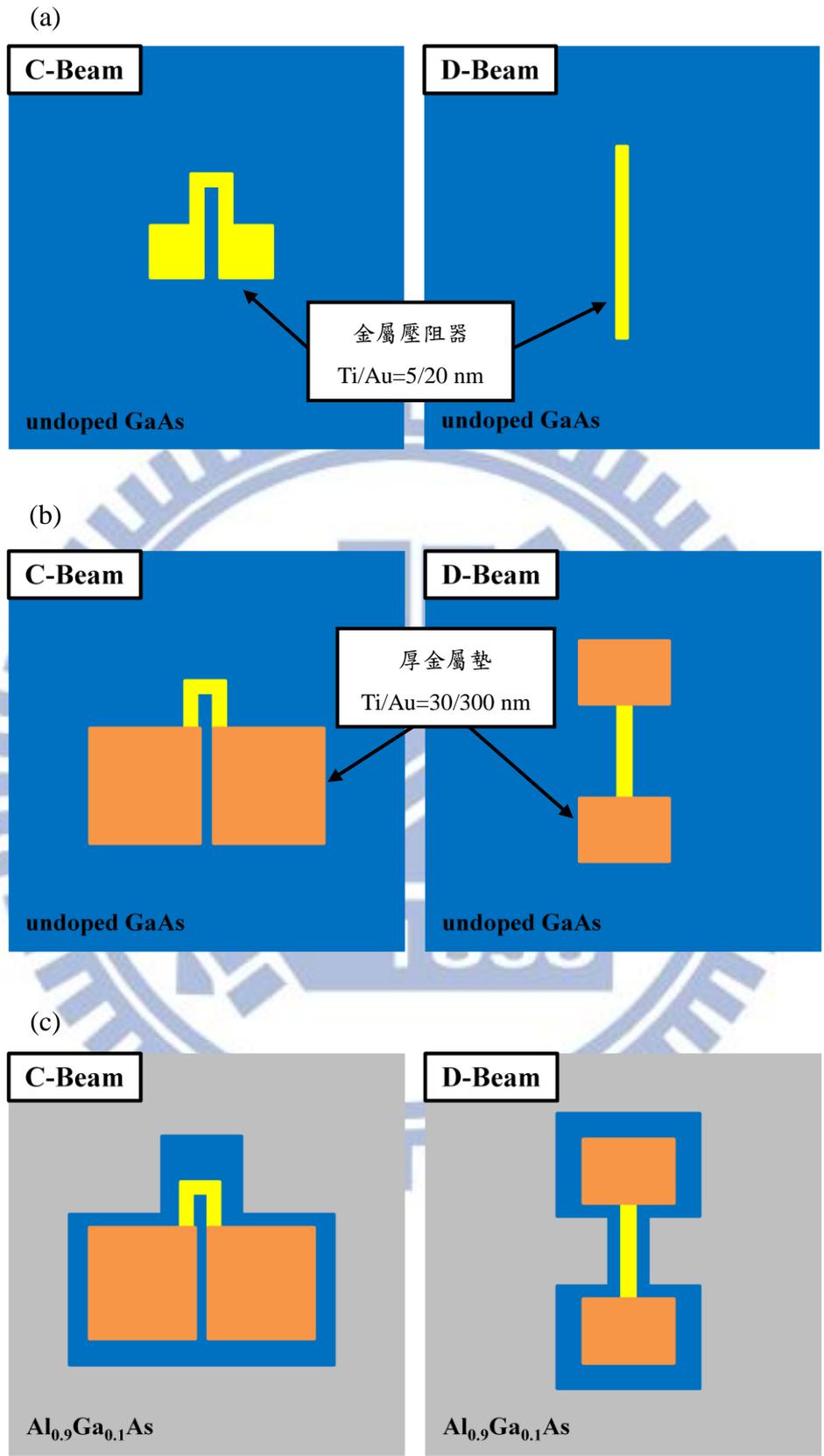


圖 3.13、製程一流程 (a)壓阻器 (b)厚金屬墊 (c)mesa

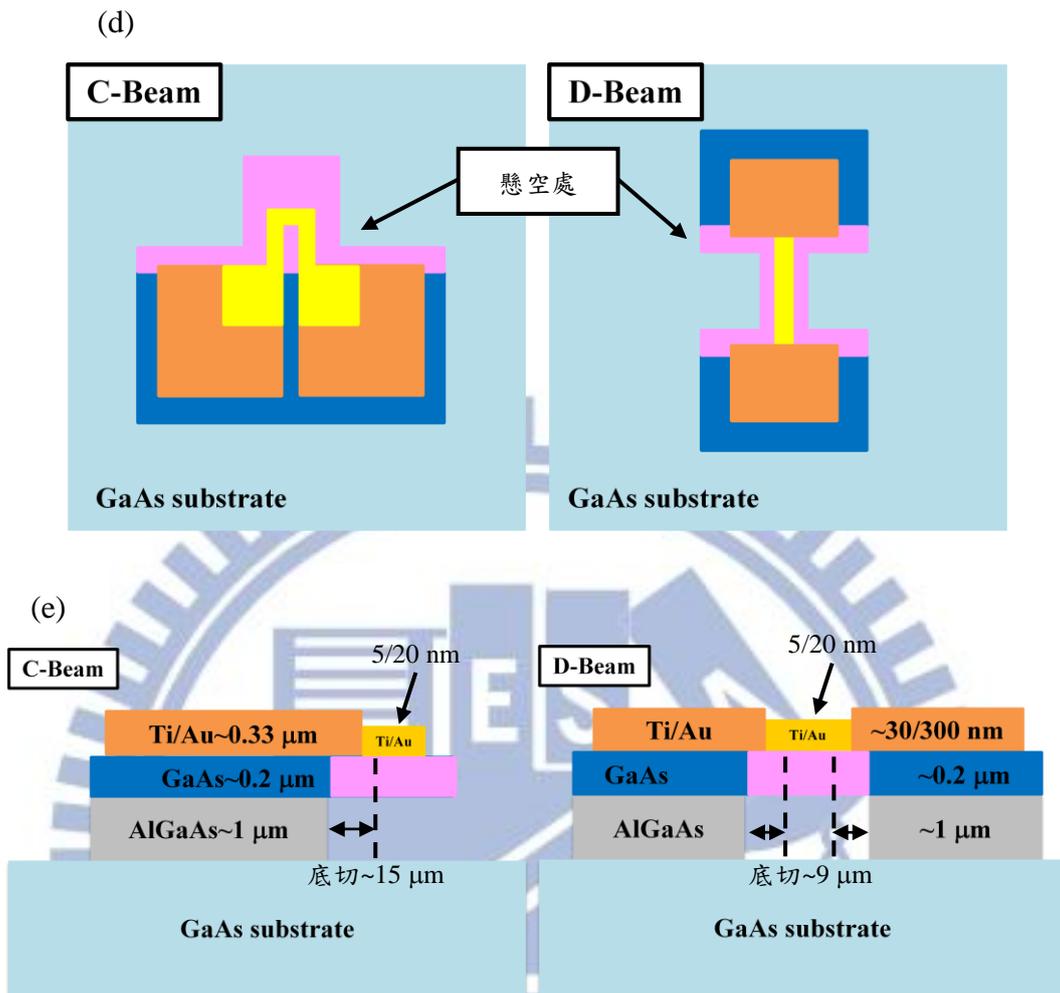
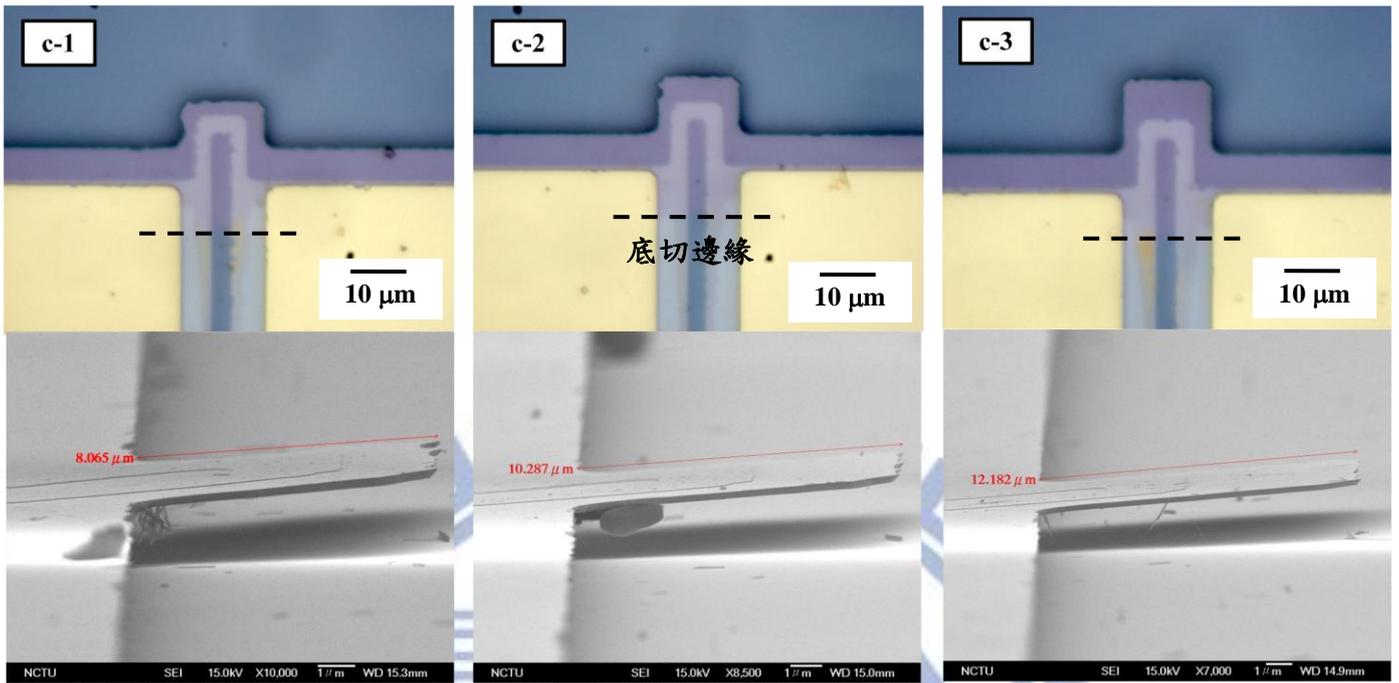


圖 3.14 為兩種型式懸臂樑的 OM 照及 SEM 照，比對兩者照片，利用薄膜干涉，我們判斷 OM 下看到的紅色為懸空，藍色為下方是犧牲層或是沾黏在基板上。元件製作的結果為不論是 C-Beam 或 D-Beam，目前可重複成功的都只有前三短的懸臂樑，也就是編號 c-1~3(見表 3-1)以及編號 d-1~3(見表 3-2)。

另外可以看到所有懸臂樑固定端的邊緣，都有一層紅色區塊，代表邊緣也是被掏空的，這是由於我們在最後 release 時，光阻只有覆蓋住 mesa 的上面，並沒有特別保護側壁，且 DHF 蝕刻 $\text{Al}_{0.9}\text{Ga}_{0.1}\text{As}$ 是等向性的，故在 mesa 邊緣產生了底切。由於 C-Beam 及 D-Beam 設計的寬度分別為 $15\ \mu\text{m}$ 以及 $9\ \mu\text{m}$ ，所以側蝕距離至少是寬度的一半，我們挑成功懸空的元件實際測量取平均得到，C-Beam 及 D-Beam 側蝕量分別是 $15\ \mu\text{m}$ 以及 $9\ \mu\text{m}$ ，而製作成功的元件長度與側蝕量是接近的，造成懸臂樑等效長度顯著增加，這會大幅改變預期的共振頻率，亦使得應力最大的位置不如預期，因此改善底切是製作元件上重要的議題，下一節我們將討論如何改善這個問題。

(a)



(b)

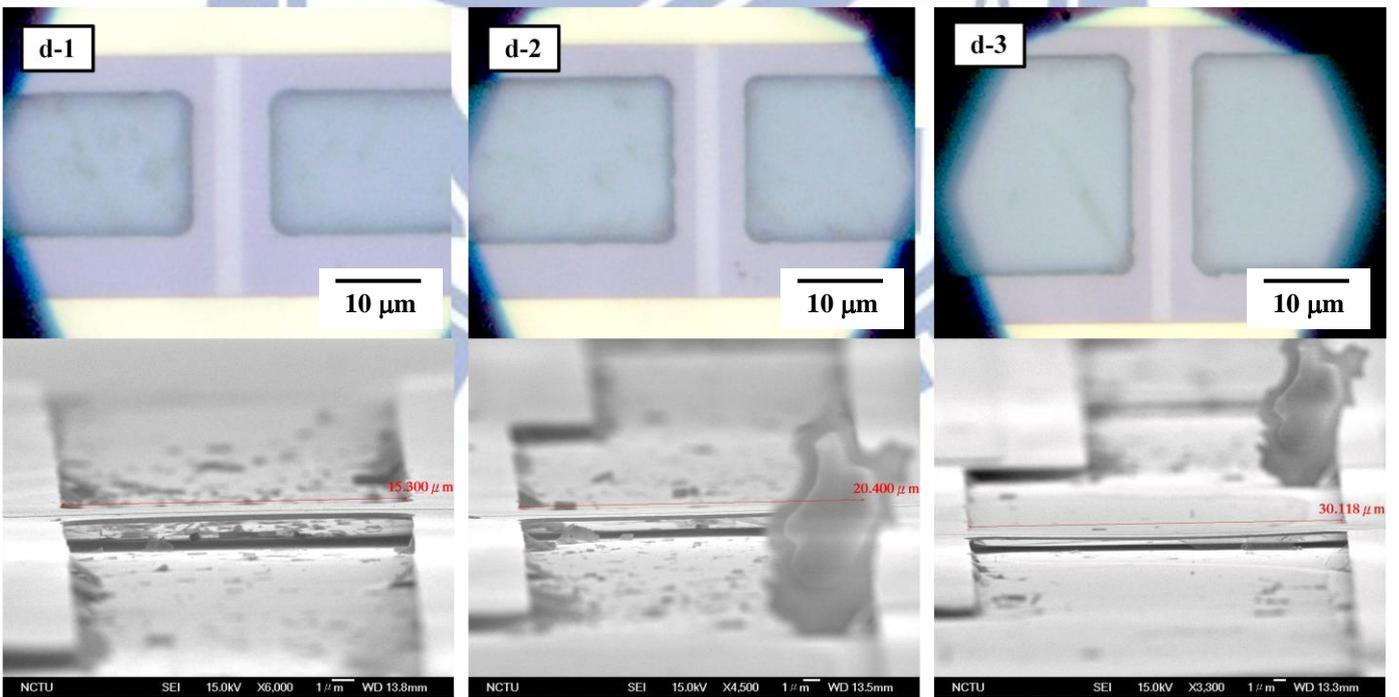


圖 3.14、製程一元件 OM 與 SEM 照 (a)C-Beam (b)D-Beam

3.2.2 製程二

為了改善使用濕蝕刻必然伴隨的底切，直觀的想法是將側壁保護住，使蝕刻溶液無法到達並侵蝕，故首先我們在圖 3.13 的步驟(c)完成後，先剝除懸臂樑 mesa 的光阻，接著在步驟(d)之前，加一道光學微影利用光阻來覆蓋住側壁再 release，以防止 DHF 的入侵，如圖 3.15。但由於硫酸雙氧水蝕刻液對 $\text{Al}_{0.9}\text{Ga}_{0.1}\text{As}$ 的蝕刻速率較 undoped GaAs 快，因此會在懸臂樑底下向內形成凹槽，這是光阻軟烤 reflow 也無法覆蓋住的細小孔洞，使得 DHF 仍然會經由此通道入侵 mesa 側壁，如圖 3.16。後來我們試著將圖 3.13 步驟(c)的蝕刻終點改為 GaAs 基板，讓 $\text{Al}_{0.9}\text{Ga}_{0.1}\text{As}$ 露出的部分加大，再定義上保護側壁的光阻，雖然軟烤 reflow 後可解決凹槽覆蓋不到的問題，但是凹槽內的光阻在圖 3.13 步驟(d)中卻無法被丙酮溶液剝除，結果如圖 3.17 所示。考慮到光阻在側壁上有未知的變質反應，我們也嘗試了將光阻改為氮化矽(SiN)或 polyimide，但兩者的填縫及對 undoped GaAs 的黏著能力都較光阻差，因此，直觀地保護側壁的作法，目前是行不通的。

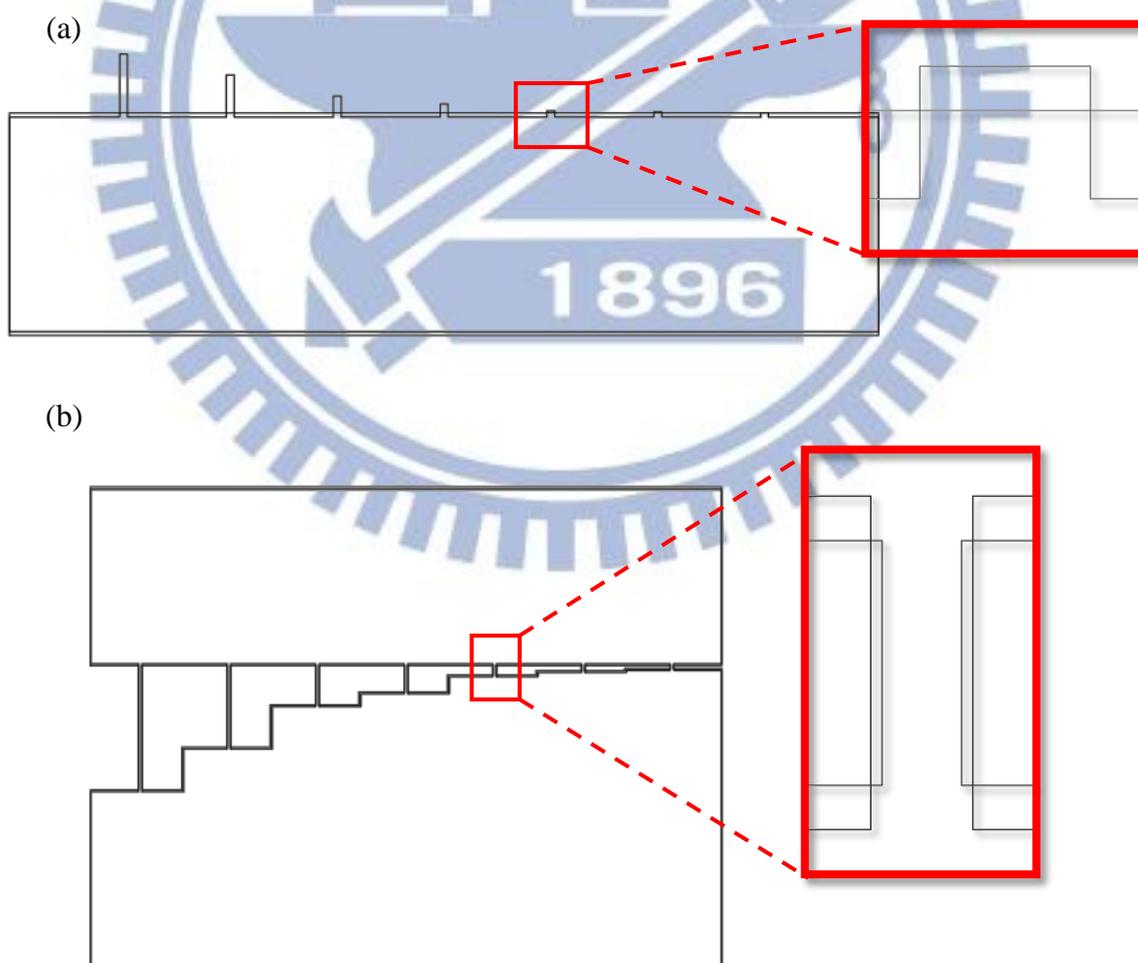


圖 3.15、保護側壁的光罩設計圖 (a)C-Beam (b)D-Beam

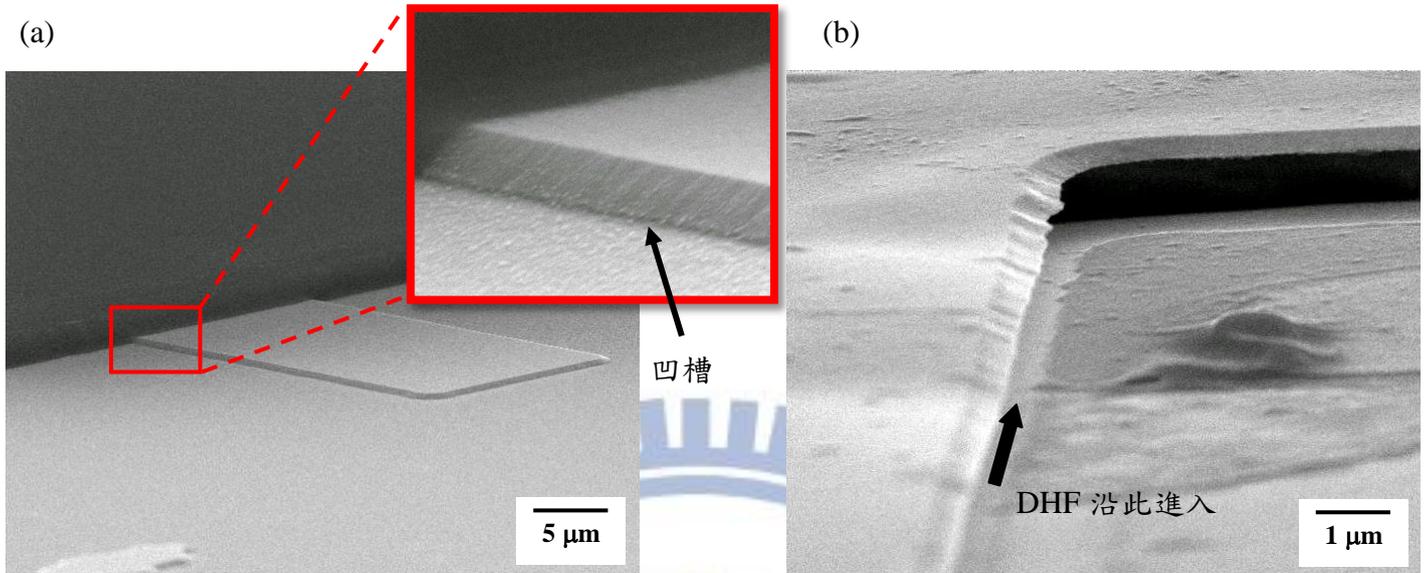


圖 3.16、(a)蝕刻介面處凹槽 (b)DHF 沿微小通道側蝕結果

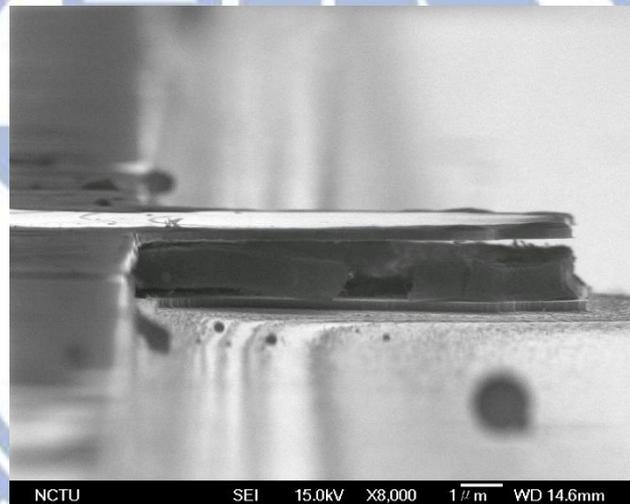


圖 3.17、覆蓋在側壁上的光阻在 release 步驟後形成殼狀物

換個方向思考，與其阻止底切的發生，不如去利用它。作法是將圖 3.13 步驟(c)的蝕刻終點定在很接近吃穿的地方，保留 20~30 nm 的 undoped GaAs，剝除掉懸臂樑 mesa 的光阻後，定義上一段提及的保護光阻圖案，注意到光阻與 mesa 邊緣的距離單定固定式的約 8 μm，D-Beam 約 5 μm (如圖 3.18)，再用硫酸雙氧水蝕刻液略為吃穿到 $\text{Al}_{0.9}\text{Ga}_{0.1}\text{As}$ 層，接著用 DHF release，蝕刻終點控制在側蝕不超過 mesa 邊緣即可，然後剝除掉光阻(如圖 3.19)，最後用硫酸雙氧水蝕刻液蝕刻掉位於保護光阻下、mesa 邊緣的 undoped GaAs 薄膜，便可得到沒有底切的懸臂樑元件(如圖 3.20)。這樣的作法利用的是保護光阻接觸的面皆為 undoped GaAs，沒有凹槽無法被填到的問題，並且向外延伸覆蓋後，側蝕從 release 窗口邊緣到 mesa 邊緣所需的時間，是比將懸臂樑掏空得時間還長的，故我們可藉此得到較接近設計理想的元件。

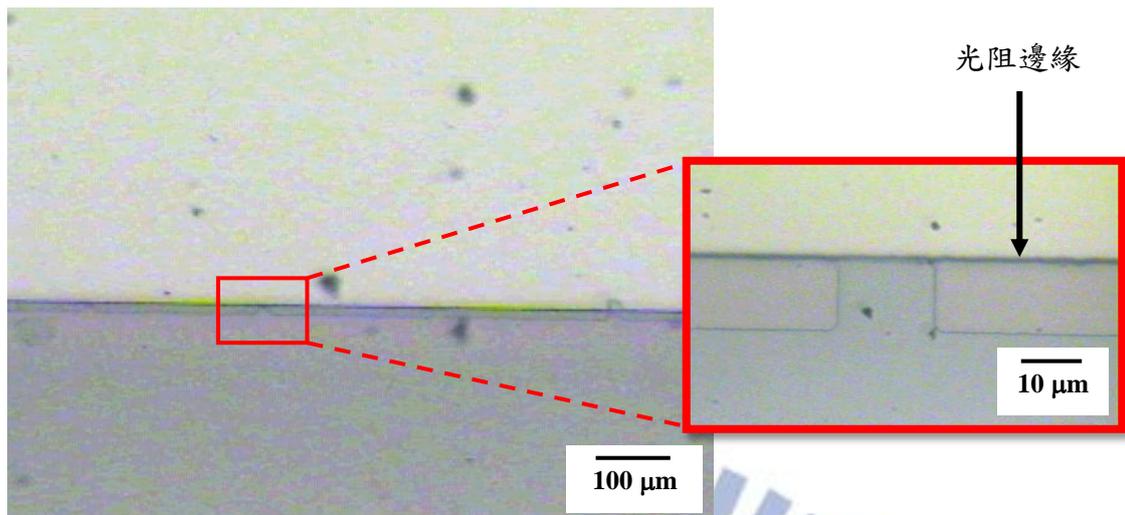


圖 3.18、定義保護光阻的 C-Beam 樣品

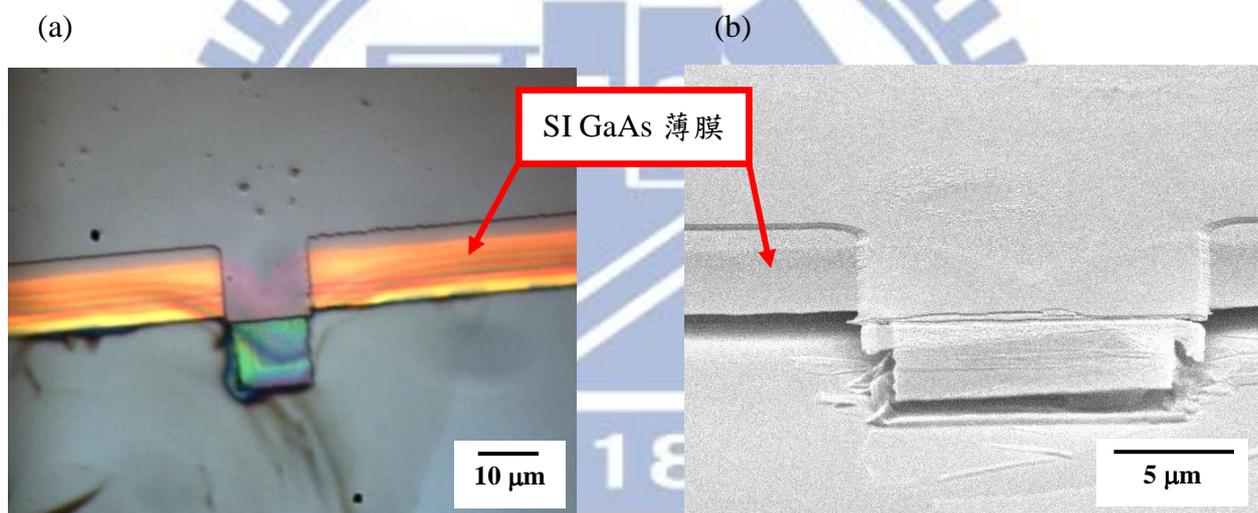


圖 3.19、尚未去除 undoped GaAs 薄膜的樣品 (a)OM (b)SEM

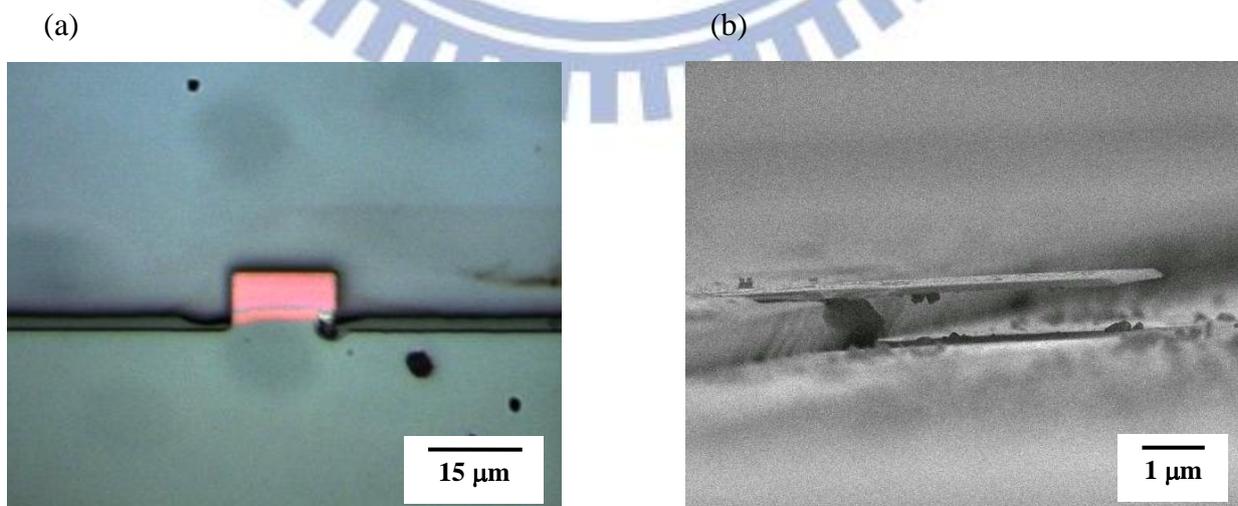


圖 3.20、改善底切後的懸臂樑

綜合上述，圖 3.21 為製程二流程(以 C-Beam 為例，D-Beam 類推)，步驟說明如下：

- (a) 同圖 3.13 的步驟(a)，定義並鍍上 Ti/Au (5/20 nm)金屬壓阻器迴路。
- (b) 同圖 3.13 的步驟(b)，定義並鍍上 Ti/Au (30/300 nm)厚金屬墊。
- (c) 同圖 3.13 的步驟(c)前半段所述，定義出懸臂樑 mesa，接著以硫酸雙氧水蝕刻液向下蝕刻至 undoped GaAs/Al_{0.9}Ga_{0.1}As 介面之前，保留 20~30 nm 的 undoped GaAs。
- (d) 剝除懸臂樑 mesa 的光阻，定義上保護光阻，並以硫酸雙氧水蝕刻液略為吃穿 undoped GaAs/Al_{0.9}Ga_{0.1}As 介面。
- (e) 將樣品泡入含 BKC 的 DHF 中，待 release 完成後，在不離開液面的情況下，沖洗後放入丙酮溶液中剝離光阻。
- (f) 用硫酸雙氧水蝕刻液去除 mesa 邊緣的 undoped GaAs 薄膜，不離開液面沖洗後再泡入丙酮溶液，最後用烤盤直接將丙酮迅速蒸發烤乾。其中紅色虛線為掏空處。

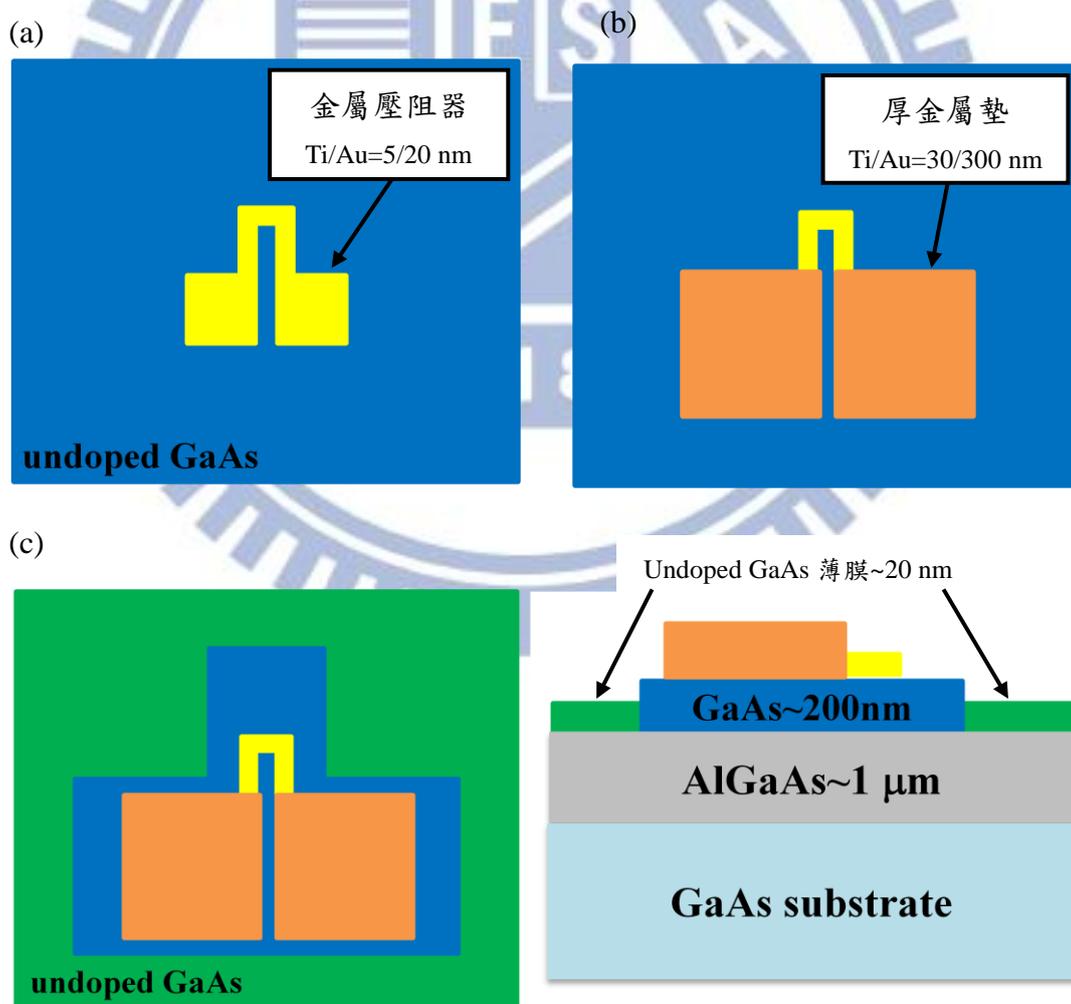
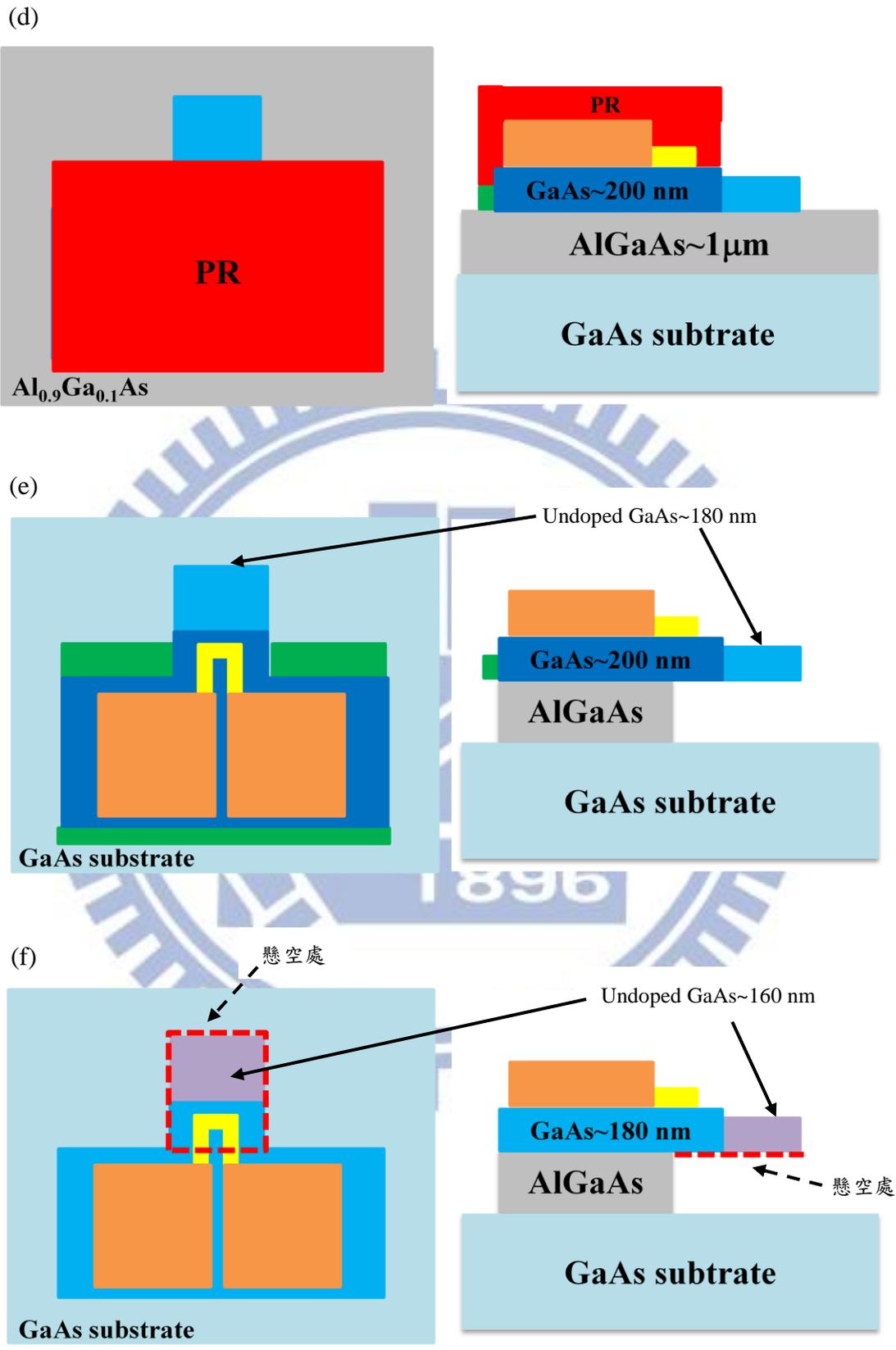


圖 3.21、製程二流程 (a)壓阻器 (b)厚金屬墊 (c)mesa



(d)保護光阻 (e)release (f)邊緣 GaAs

圖 3.23 為兩種型式懸臂樑的 OM 照及 SEM 照，比較圖 3.14 可發現薄膜干涉後的顏色有所不同，這是因為新製程的懸臂樑厚度比較薄。對照 OM 與 SEM 圖，我們依然能以相同的原則，OM 的顏色來協助我判斷是否懸空。新製程的元件製作結果為不論是 C-Beam 及 D-Beam，可重複成功的同樣只有前三短的懸臂樑，也就是編號 c-1~3(見表 3-1)以及編號 d-1~3(見表 3-2)。附帶一提，改善底切在執行技術面上，C-Beam 是較 D-Beam 容易的，這是由於 D-Beam 在光罩對準上有一點誤差的話，便會使其中一個光阻邊緣距離 mesa 太近，造成 release 會側蝕進該邊 mesa，形成一端有底切一端無底切的情形，如圖 3.22(a)。

藉由改進後的製程我們確實可以改善底切，但這樣的作法也存在著兩個缺點，一是由於在定義保護光阻時，C-Beam 與 D-Beam 超出光阻邊緣的地方，是沒有被保護的，因此吃穿 20~30 nm 左右的 undoped GaAs 時，光阻外的懸臂樑也會被蝕刻掉相同的厚度，如圖 3.23(a)編號 c-3 的尾端(紅色虛線框)，以及圖 3.23(b)所有懸臂樑的右側(紅色虛線框)。並且在最後要去除位於 mesa 邊緣的 undoped GaAs 薄膜時，懸臂樑整體也會跟著犧牲相同的厚度，薄膜干涉的顏色改變即是證據。二是由於 DHF 掏空為濕蝕刻，D-Beam 的根部正好是兩個方向掏空的交會處，因此該處的结构將會是個尖角狀，如圖 3.22(b)。關於上述厚度改變及掏空不完美而造成的差異，我們將在下一節的结构模擬一併討論。

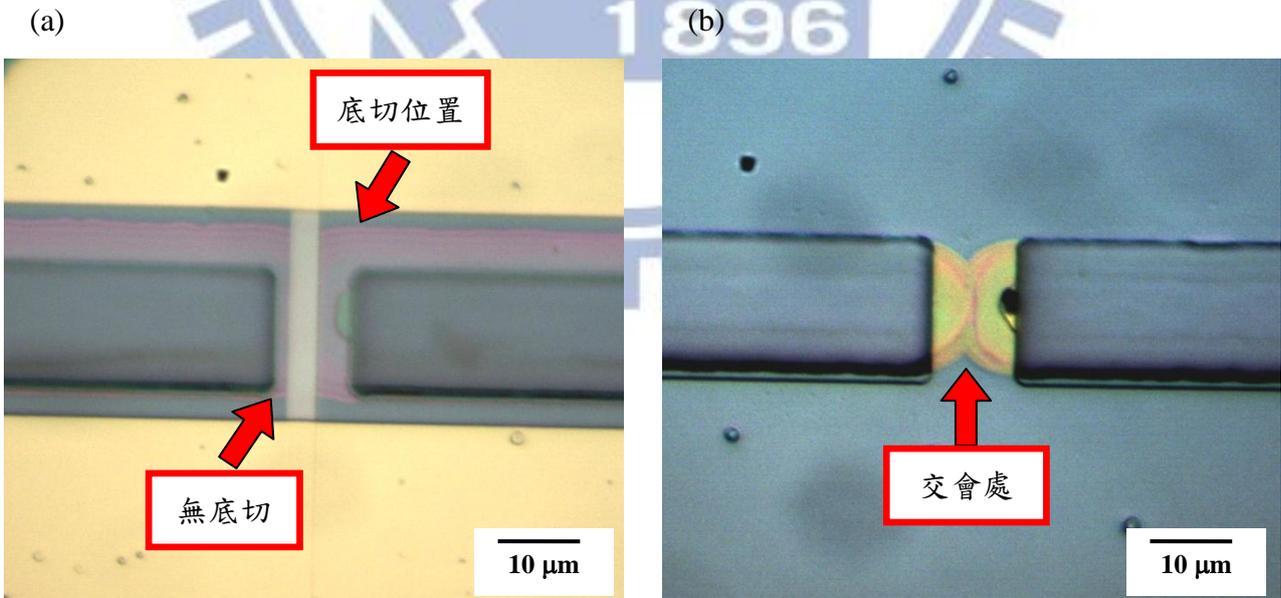


圖 3.22、製程二 D-Beam 的(a)不對稱底切，以及 (b)根部尖角狀結構

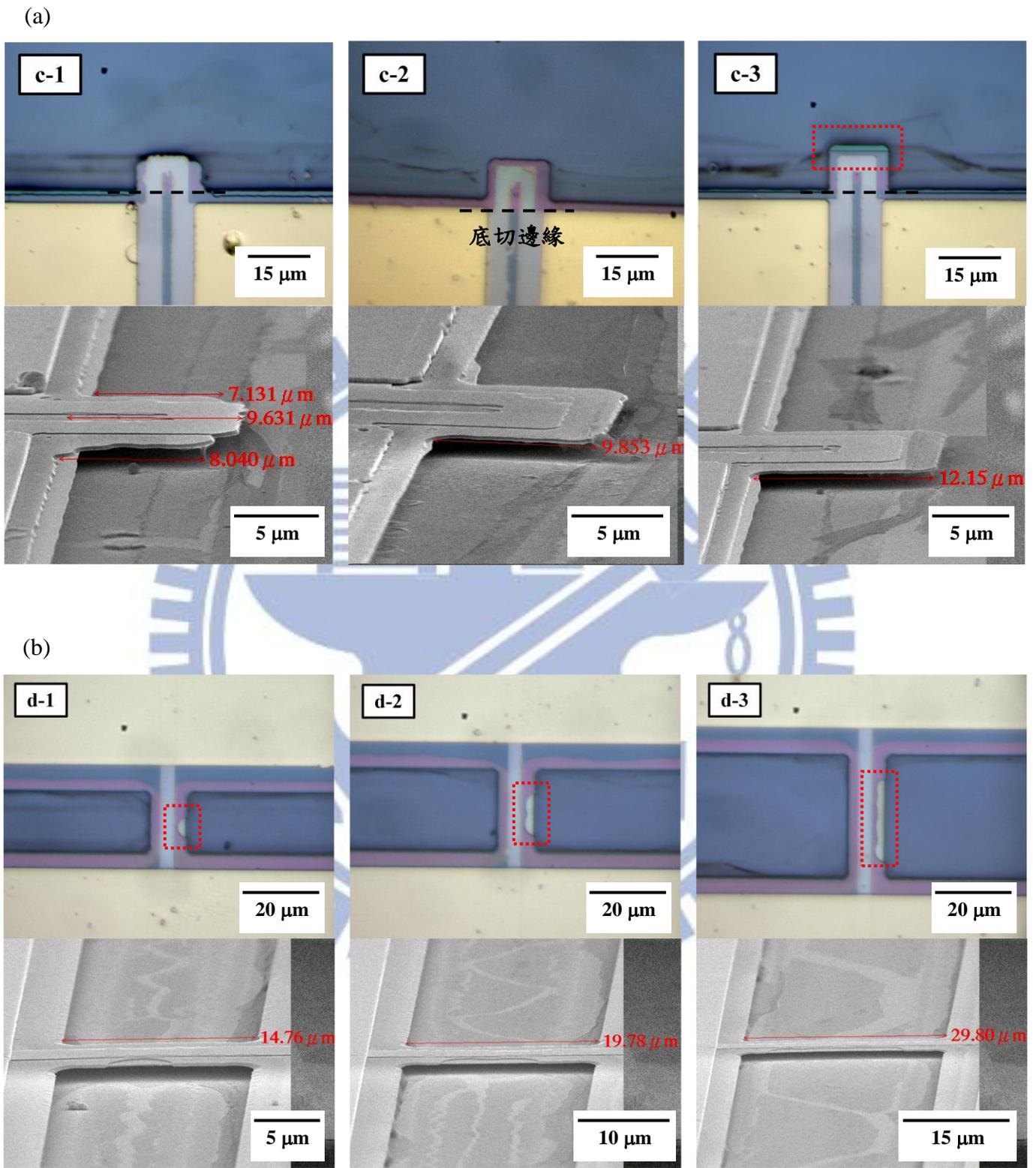


圖 3.23、製程二元件 OM 與 SEM 照 (a)C-Beam (b)D-Beam

3.3 結構模擬

為了比較不同製程得到的結果，我們利用 Ansys 來建構較接近實際結構的模型，並模擬其共振頻率，最後比較其差異。模擬的材料參數如表 3-3

	楊式係數(GPa)	密度(Kg/m ³)	柏松比
砷化鎵(GaAs)	85	5316	0.31
金(Au)	77.2	19320	0.42

表 3.3、模擬使用的材料參數

3.3.1 製程一結構

首先由 C-Beam 的建模著手，其製作成功的元件為編號 c-1~3(見表 3-1)，元件平均的底切為 15 μm ，且金屬距離 mesa 邊緣為 5 μm ，故有 10 μm 長的金屬也包含在懸臂樑的部分，另外由於 Ti 的厚度相對薄，為了方便網格的裁切，金屬層的材料我們只考慮 Au 而不考慮 Ti，還有為了避免計算量過大，我們設定兩旁延伸的距離等於底切長度，形成如凸字形般的模型，如圖 3.24。最後我們將固定端設定在凸字形的下側的面上(圖 3.24 箭頭所指部分)，使用 modal analysis 計算第一共振模態。結構參數與共振頻率列於表 3-4。

接著是 D-Beam 的建模，其製作成功的元件為編號 d-1~3(見表 3-2)，元件平均的底切為 9 μm ，且金屬距離 mesa 邊緣為 5 μm ，故有 4 μm 長的金屬也包含在懸臂樑的部分，同樣我們也只考慮 Au 來建模，以及兩旁延伸距離等於底切長度，如圖 3.25。最後我們將固定端設定在啞鈴形兩側的面上(圖 3.25 箭頭所指部分)，使用 modal analysis 計算第一共振模態。結構參數與共振頻率列於表 3-4。

懸臂編號	長(μm)	寬(μm)	高(μm)	底切(μm)	第一模態(kHz)
c-1	8	15	0.2	15	762
c-2	10				589
c-3	12				465
d-1	15	9	0.2	9	1534
d-2	20				1064
d-3	30				588

表 3.4、製程一結構模擬尺寸參數及結果

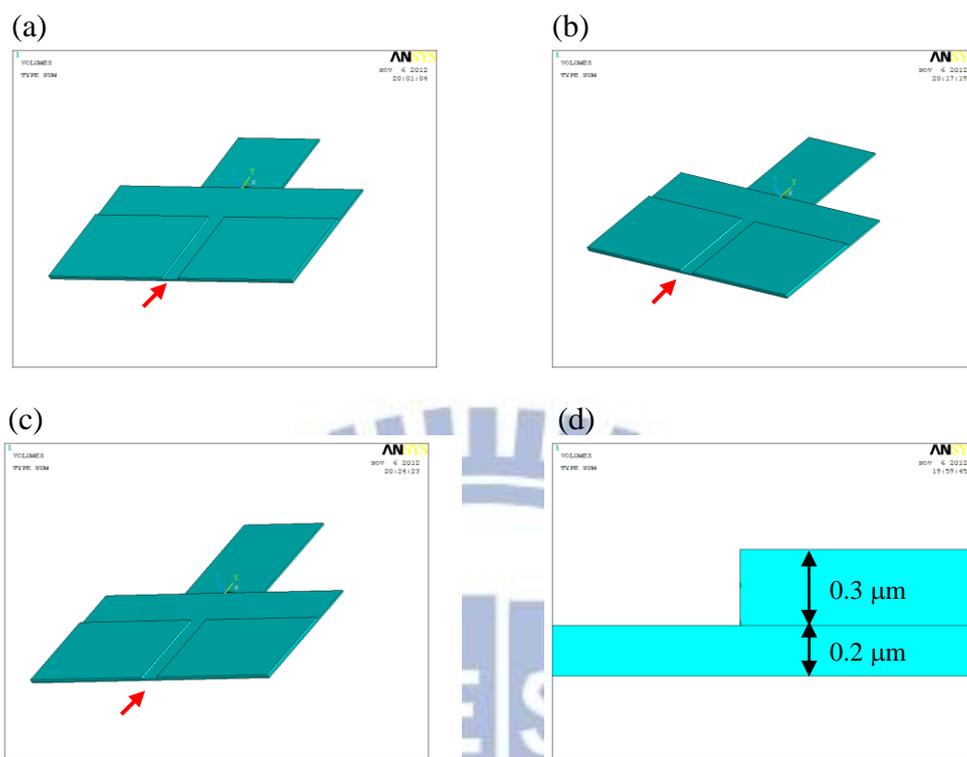


圖 3.24、製程一的 C-Beam 模型圖(a)c-1 (b)c-2 (c)c-3 (d)厚度視角，箭頭所指為固定端

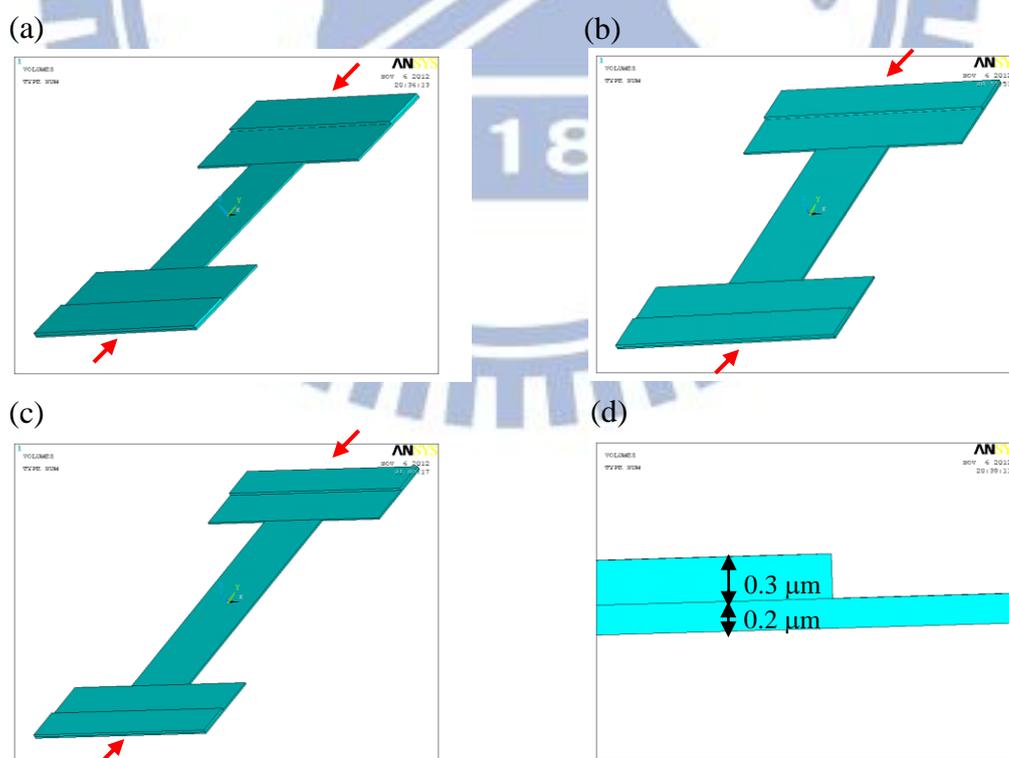


圖 3.25、製程一的 D-Beam 模型圖(a)d-1 (b)d-2 (c)d-3 (d)厚度視角，箭頭所指為固定端

3.3.2 製程二結構

首先進行 C-Beam 的建模，其製作成功的元件為編號 c-1~3(見表 3-1)，整體的厚度因為要去除 mesa 邊緣的 undoped GaAs 薄膜，平均減少至 170 nm 左右，接著考慮懸臂樑尾端沒被保護光阻蓋到的部分，如圖 3.15(b)，c-1 沒有露出無影響，c-2 露出 2 μm ，c-3 露出 4 μm ，其露出部分厚度約為 140 μm 左右，而懸臂樑上金屬壓阻器的部分，因為厚度相對薄，為了方便網格的裁切忽略不計，我們建立的模型如圖 3.26。最後我們將固定端設在一側的面上(圖 3.26 箭頭所指部分)，使用 modal analysis 計算第一共振模態。結構參數與共振頻率列於表 3-5，其中長寬高 1 為根部較厚的部分，長寬高 2 為尾端較薄部分。

接著是 D-Beam 的建模，其製作成功的元件為編號 d-1~3(見表 3-2)，整體的厚度平均為 170 nm 左右，而懸臂樑根部尖角的結構，如圖 3.22(b)，我們用兩個半徑 4.5 μm 的 1/4 圓來表示，再考慮到光阻覆蓋不全的部分，我們用長方體來近似，d-1~3 長分別為 5.2 μm 、10.36 μm 及 20.24 μm ，寬度與高度皆為 2 μm 及 140 nm，最後我們將固定端設在短邊兩側的面上(圖 3.27 箭頭所指部分)，使用 modal analysis 計算第一共振模態。結構參數與共振頻率列於表 3-5，其中長寬高 1 為根部較厚的部分，長寬高 2 為中間較薄的部分，半徑為根部尖角 1/4 圓的部分。

懸臂編號	長 1 (μm)	寬 1 (μm)	高 1 (μm)	長 2 (μm)	寬 2 (μm)	高 2 (μm)	第一模態 (kHz)
c-1	8	15	0.17	x	15	0.14	1795
c-2				2			1211
c-3				4			855

懸臂編號	長 1 (μm)	寬 1 (μm)	高 1 (μm)	長 2 (μm)	寬 2 (μm)	高 2 (μm)	半徑 (μm)	第一模態 (kHz)
d-1	15	9	0.17	5.2	2	0.12	4.5	2468
d-2	20			10.36				1515
d-3	25			20.24				720

表 3.5、製程二結構模擬尺寸參數及結果

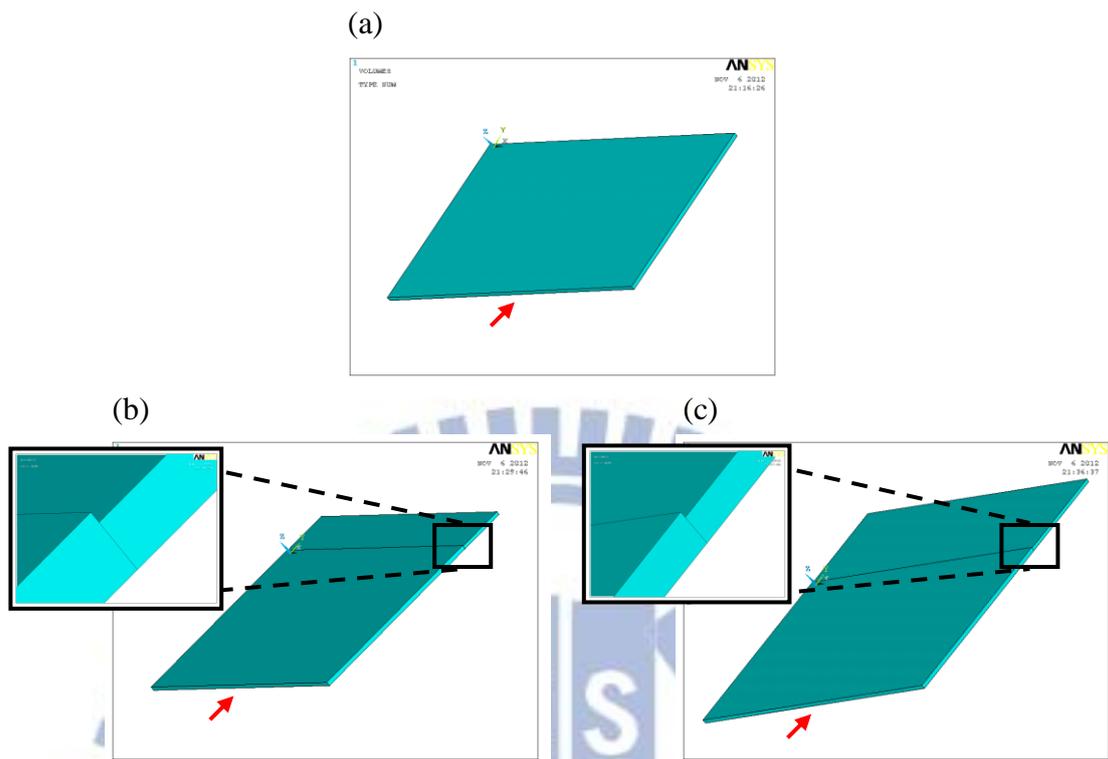


圖 3.26、製程二的 C-Beam 模型圖(a)c-1 (b)c-2 (c)c-3，箭頭所指為固定端

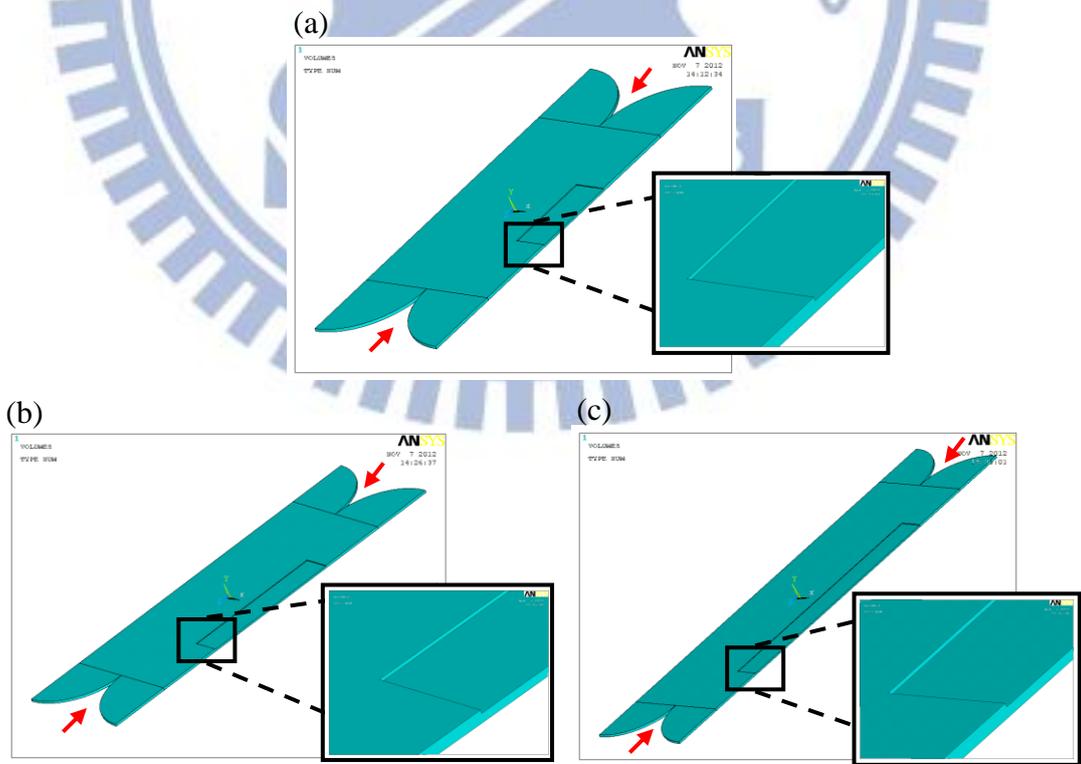


圖 3.27、製程二的 D-Beam 模型圖 (a)d-1 (b)d-2 (c)d-3 (d)根部尖角，箭頭所指為固定端

3.3.3 模擬結果比較

表 3-6 為理想結構與各製程結構的結果比較，可以看到底切會使頻率大約向下飄移一半的幅度，而改善底切後，以 C-Beam 結構來說，大致都蠻接近理想結構的設計，但在 D-beam 結構仍有一定的飄移量，這主要的原因是來自於 DHF release 時造成的根部尖角結構，圖 3.28 為理想與製程二 D-Beam 的俯視圖，兩者皆以 d-1 來比較，圖 3.28(b)可發現在兩側的長度較圖 3.28(a)長，當然等效上便增加了懸臂樑的長度，這部分也是目前我們製程上尚需改進的缺失。由於整體上仍是製程二的元件較符合設計理想，因此下一章量測的部分，我們皆以製程二的元件來探討。

懸臂編號	理想-頻率 (kHz)	製程一-頻率 (kHz)	製程二-頻率 (kHz)
c-1	2019	762	1795
c-2	1292	589	1211
c-3	897	465	855
d-1	3654	1534	2468
d-2	2056	1064	1515
d-3	914	588	720

表 3.6、理想與各製程結果比較表

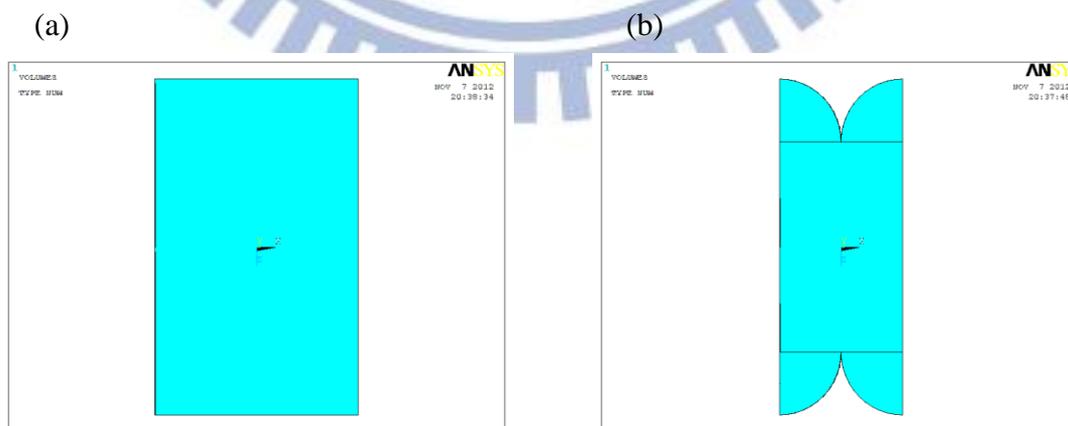


圖 3.28、D-Beam 俯視圖 (a)理想結構 (b)製程二結構

第 4 章 量測結果及討論

如 2.4 節中所提及，量測懸臂樑的方式可分為外部偵測式以及自我偵測式，然而後者在建立讀出電路上的問題目前仍無法解決，因此以下量測皆使用前者方式。本章將以製程二的元件探討壓力與驅動力(driving force)對於品質因子之影響，以及在 D-Beam 上所量測到的特殊頻譜，來印證理論和模擬的結果。

4.1 雷射都普勒量測

我們使用了隸屬國家晶片中心(CIC)的高頻量測實驗室，其微機電量測系統中的雷射都普勒震動儀(laser doppler vibrometer, LDV)，來實現外部偵測式量測。

4.1.1 量測系統

量測系統主要構成的元素有雷射都普勒分析儀(ONOSOKKI LV-1710)、雷射強度儀、網路分析儀(Agilent 4395A)、壓電片、三軸平台、真空腔、壓力計及真空幫浦，如圖 4.1 所示。

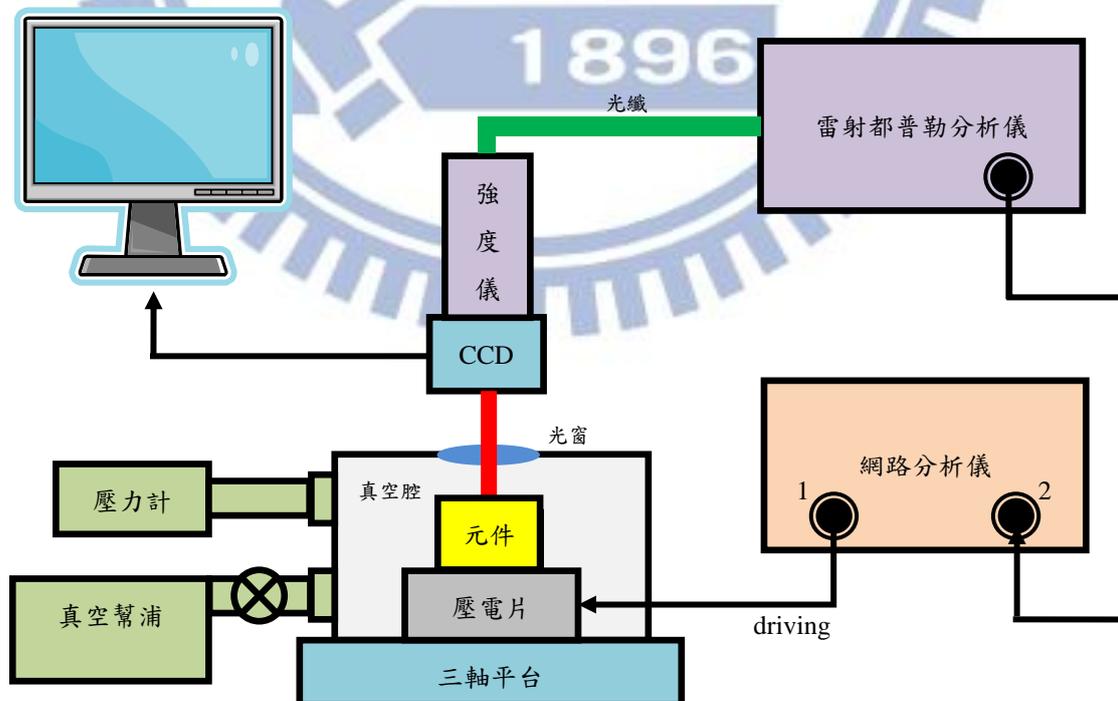


圖 4.1、LDV 量測系統示意圖

操作方式為，雷射都普勒分析儀產生一道雷射，經由光纖並穿透真空腔的玻璃光窗打在元件上，我們可利用三軸平台及 CCD 來控制雷射光點要打在哪一個懸臂樑上。網路分析儀的 port 1 輸出一個掃頻弦波信號驅動壓電片，使黏著在上面的元件跟著震動，打在受致動懸臂樑上的雷射反射後，先由原路到強度儀，可藉此判斷反射光強度是否足夠解析，再將帶有其震動頻率及振幅訊號，同樣經由光纖回雷射都普勒分析儀，與內部的參考雷射光進行干涉，解析轉換成電訊號(如圖 4.2)，最後輸入到網路分析儀的 port 2，藉由 S_{21} 的量測，便可以得到懸臂樑的振幅響應圖，以及相位響應圖。圖 4.3 為量測系統實照。

但是由於 S_{21} 的定義為穿透功率與輸入功率的比值，因此在網路分析儀上所得到的振幅響應圖是相對的，若要得到真實的振幅大小，可由 port 1 輸出的電壓與 S_{21} 值，反推出輸入 port 2 的電壓，再乘上雷射都普勒分析儀的檔位，即可得實際的振幅值。另外，如 2.4 節提及的，此系統也有光學量測上雷射光點過大的問題，在 CCD 下觀測光點直徑約為 $15\ \mu\text{m}$ ，因此我們只能藉由觀測訊號，使雷射打在訊號強度最高的位置，來確保量測的準確性。而抽真空可控制的範圍大概是 $3\ \text{Pa}\sim 2700\ \text{Pa}$ ， $3\ \text{Pa}$ 約為此系統的極限，受壓力計的限制下， $2700\ \text{Pa}\sim 101300\ \text{Pa}$ (大氣壓)則是無法量測。

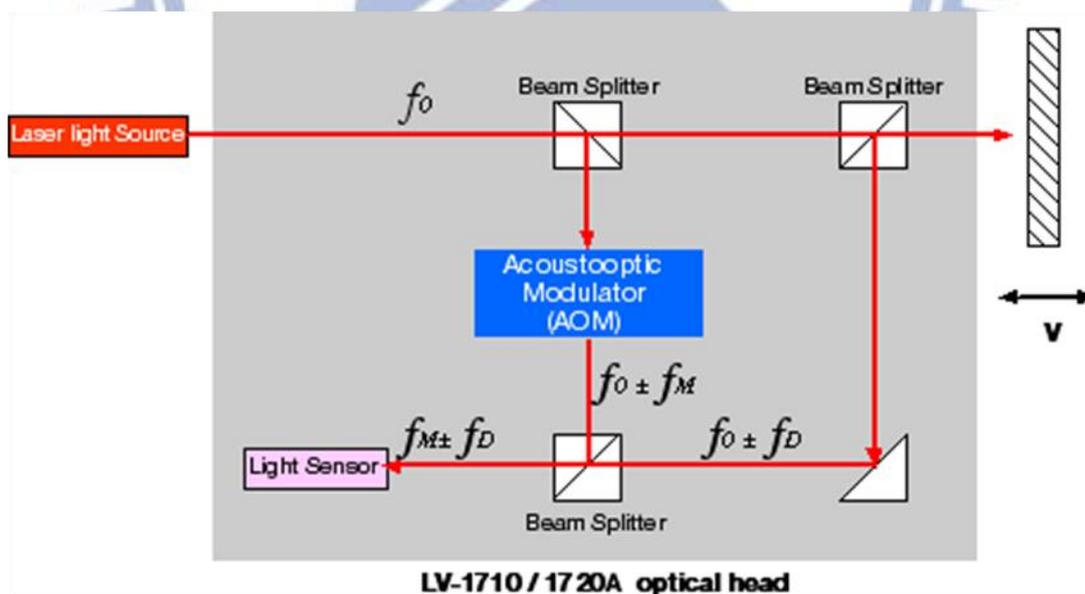


圖 4.2、LDV 原理示意圖[32]



圖 4.3 量測系統實照 (a)量測平台 (b)儀器 (c)真空腔 (d)真空腔內部

4.1.2 共振頻譜量測

附錄一為量測共振頻譜的結果總整理表，依據結構我們分為四種樣品，懸臂樑上有金屬壓阻器的 C-Beam (metal-included C-Beam, MC) 與 D-Beam (metal-included D-Beam, MD)，以及懸臂樑上沒有金屬壓阻器的 C-Beam (no metal-included C-Beam, NMC) 與 D-Beam (no metal-included D-Beam, MD)，再依該樣品上的 mesa 位置作編號(A~D)，最後是不同長度懸臂樑的編號(c-1~3 or d-1~3)。總結前述，我們的命名標準為「樣品編號-mesa 編號-懸臂樑編號」，以下元件編號以附錄一為準。

另外，因為在大氣壓下無法測得共振頻譜，故本論文的量測皆為抽真空下操作；而真空度控制的部分，如上小節所述系統的真空極限大約是 3 Pa，然而為了避免真空幫浦運作時的震動，量測時必須關閉幫浦，此時壓力會驟升，再加上對準耗去的時間，因此我們只能控制在 5~100 Pa 的範圍下來進行量測。

圖 4.4 為 MC-D-c-1 在兩個不同壓力下，大頻寬的量測結果，黑線(off)則為打在 mesa 固定端上，紅線(on)為雷射光點打在懸臂上，其中紅線經過平移處理。可以看到 1 MHz 以下有許多 peak，且不論雷射是否打在懸臂樑上皆有訊號，故判斷為壓電片本身的訊號；而接近 2 MHz 的 peak，則是明顯地與雷射是否打在震動處，以及壓力改變有很大的關係，故判斷此 peak 即為共振響應。我們所有量測結果皆使用上述的判斷方式。

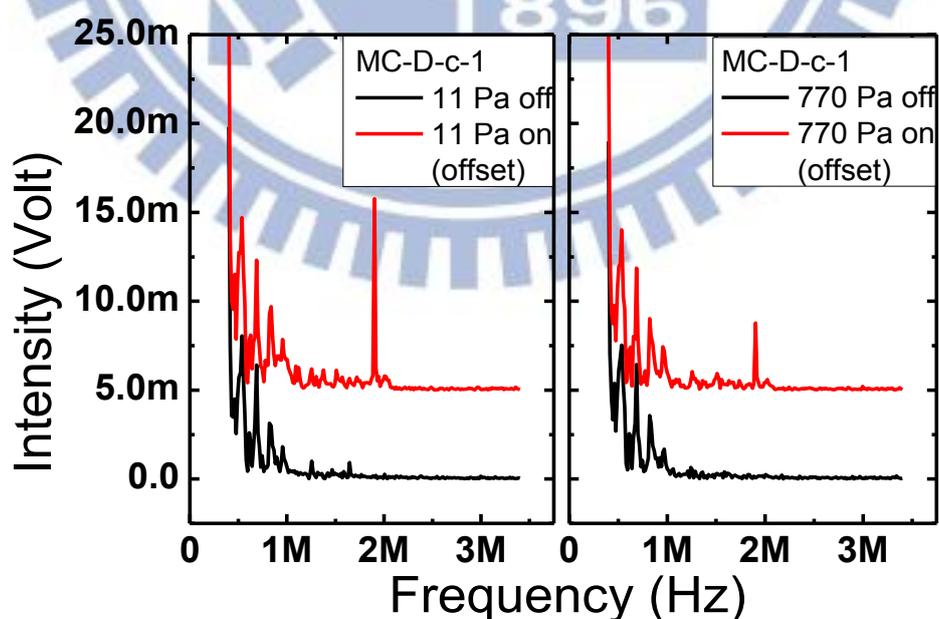


圖 4.4、MC-D-c-1 在不同壓力下，大頻寬的量測結果。紅線(on)為雷射光點打在懸臂樑上，黑線(off)為打在 mesa 固定端上，其中紅線經過平移處理

由於 D-Beam 元件的量測上，普遍出現多模態共振現象，因此本節將先討論 C-Beam 元件的共振頻譜，待下節再 D-Beam 元件作分析。

我們調整網路分析儀以共振 peak 為中心，展開一個小頻寬為掃頻範圍，並同時監看振幅與相位響應，設定 port 1 輸出的電壓為 0 dBm (0.224 mV)，雷射都普勒分析儀檔位為 100 nm/V，再利用上述兩值將 S_{21} 電壓值換算回振幅，可得實際的共振頻譜，如圖 4.6 所示，其中為黑線(■)為振幅，藍線(▲)為相位。圖 4.6(a) 為 NMC-A-c-1 在壓力 2.5 Pa 下量測的結果，共振頻率是 1.067 MHz，我們先做頻譜的討論，比照 2.1.2 小節的理論模型，可發現振幅最大時的頻率確實對應到相位變化一半的位置，而相位變化大約是從 115° 到 -65° ，約略是 180° 的差值，符合理論預期，只是系統本身隨頻率不斷有相位差的改變，使得整體共振相位的變化複合了系統的背景訊號，故向右傾斜而非如圖 2.3(b)所示。圖 4.6(b) 為 MC-D-c-1 在壓力 5.4 Pa 下量測的結果，共振頻率是 1.899 MHz，同樣比照 2.1.2 小節的理論模型，情況類似於圖 4.6(a)，只是相位變化超過了 -180° ，因此被截成兩段由 180° 繼續循環。

另外，共振頻率的部分，模擬結果為 1.795 MHz，而 NMC-A-c-1 與 MC-D-c-1 的結果分別為 1.067 MHz 及 1.899 MHz，這是因為前者 release 時過蝕了約 $4\ \mu\text{m}$ ，因此結構上帶有底切使得頻率降低，等效上類似 c-3 ($l=12\ \mu\text{m}$) 的情況；後者 release 的時間略有不足，使得等效懸臂長度較短約 $7\ \mu\text{m}$ ，使得頻率略升，如圖 4.5 所示。

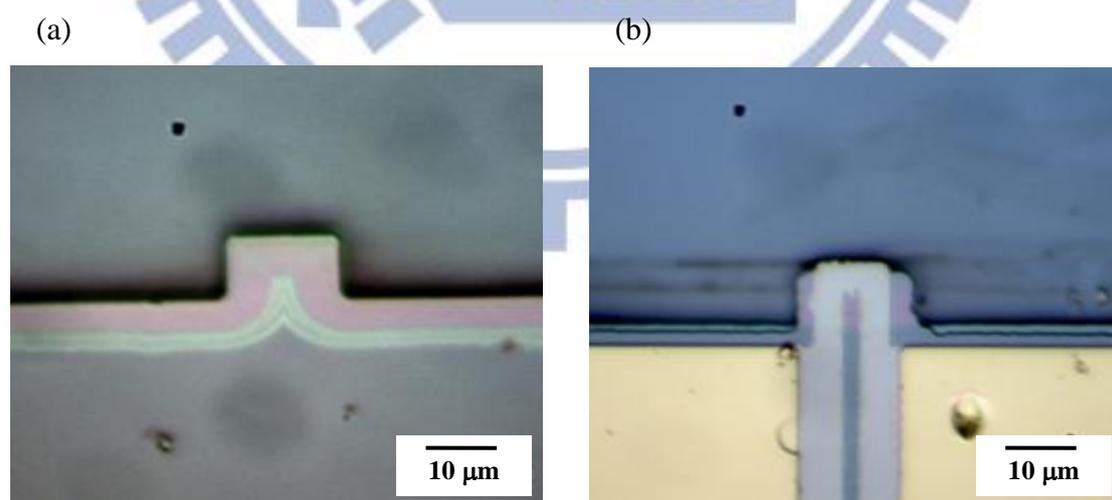


圖 4.5、(a) NMC-A-c-1 (b)MC-D-c-1 的 OM 照

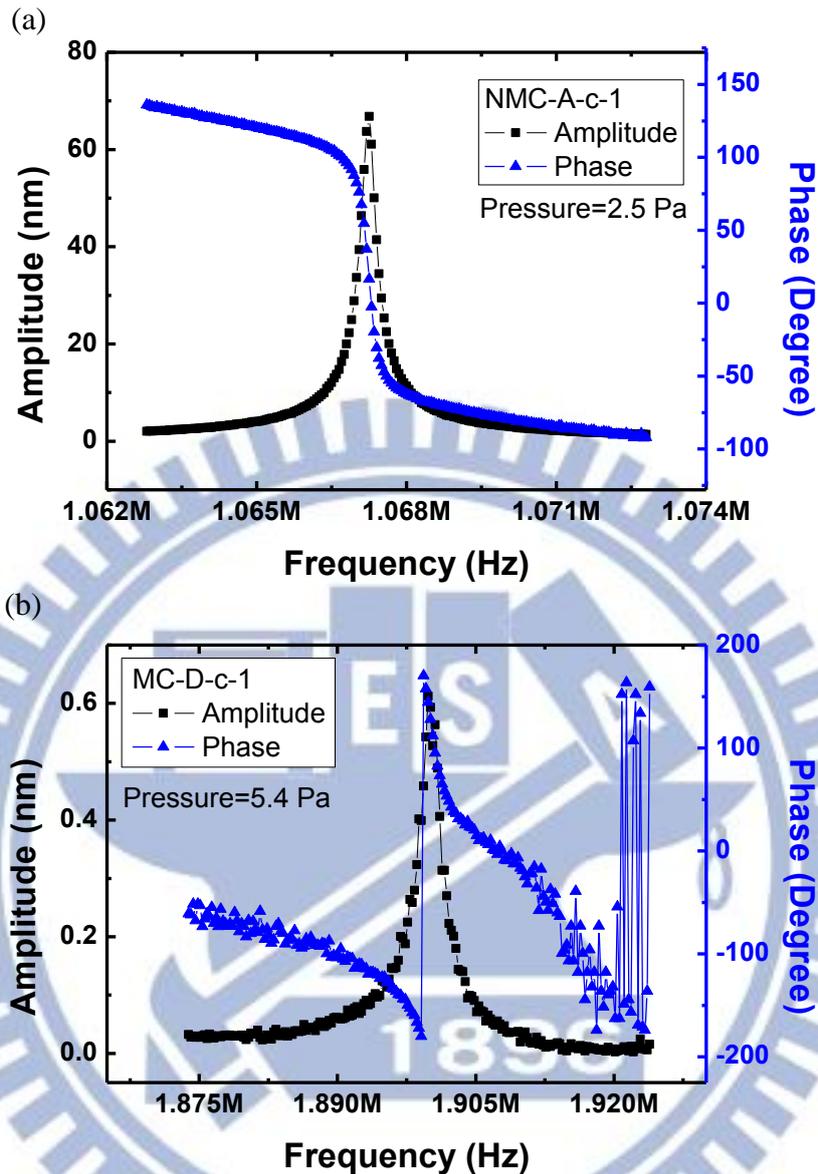


圖 4.6、(a)NMC-A-c-1 在壓力 2.5 Pa 下與 (b)MC-D-c-1 在壓力 5.4 Pa 下的量測結果。
其中為黑線(■)為振幅，藍線(▲)為相位

改變壓力至壓力計的極限 2700 Pa，重新量測圖 4.6 的兩個元件，得新的共振頻譜，如圖 4.7 所示，其中為黑線(■)為振幅，藍線(▲)為相位。如 2.1.2 理論所預測，當壓力增大時，會使得空氣阻尼加大，共振 peak 的起伏將變小且變寬，並開始出現不對稱性，而相位變化將愈趨緩，如圖 2.3 所示。觀察圖 4.7 的相位響應，可發現其在共振區域的變化，大於理論推算的 180° ，這是因為背景訊號的相位，隨著頻率的上升不斷下降，因此耦合到共振時的相位變化，且在壓力大時，共振頻寬較大，使得受背景訊號的影響更大了，因此其變化量會比壓力小時還多。

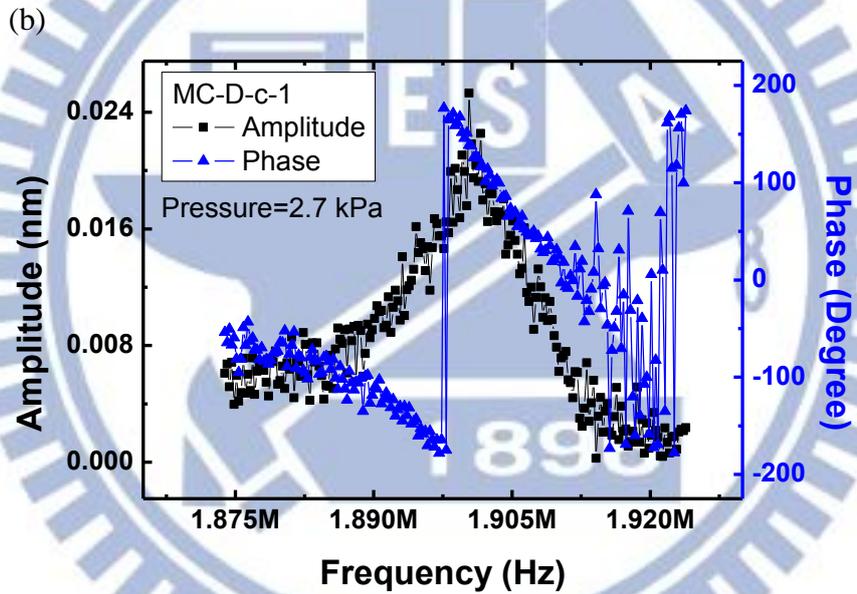
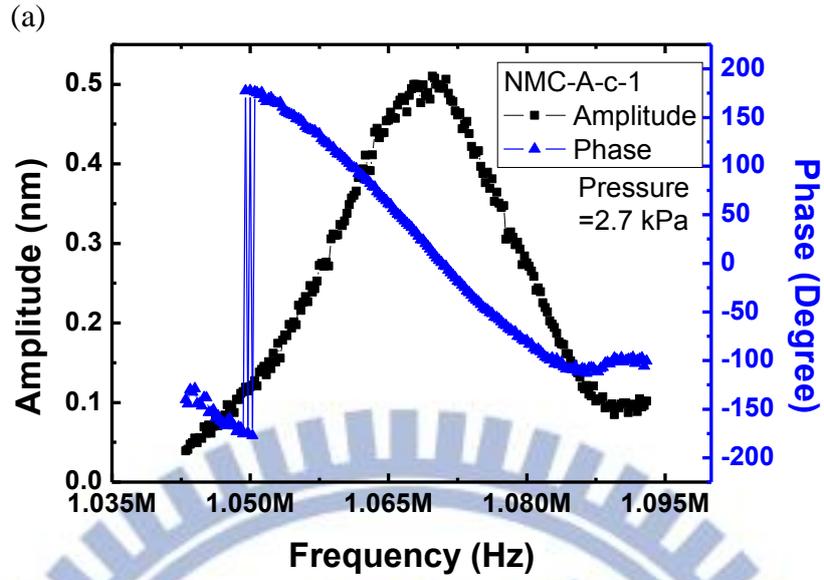


圖 4.7、(a)NMC-A-c-1 與 (b)MC-D-c-1 在壓力 2700 Pa 下的量測結果。黑線(■)為振幅，藍線(▲)為相位

將前述兩次量測的結果，數據除以最大值歸一化後的振幅頻譜疊合起來，如圖 4.8，其中黑線(■)為圖 4.6 之結果，紅線(▲)為圖 4.7 之結果。由圖可以看到壓力增大時，確實共振頻譜變寬了不少，同時振幅變小也使得量測雜訊顯得相對的大。

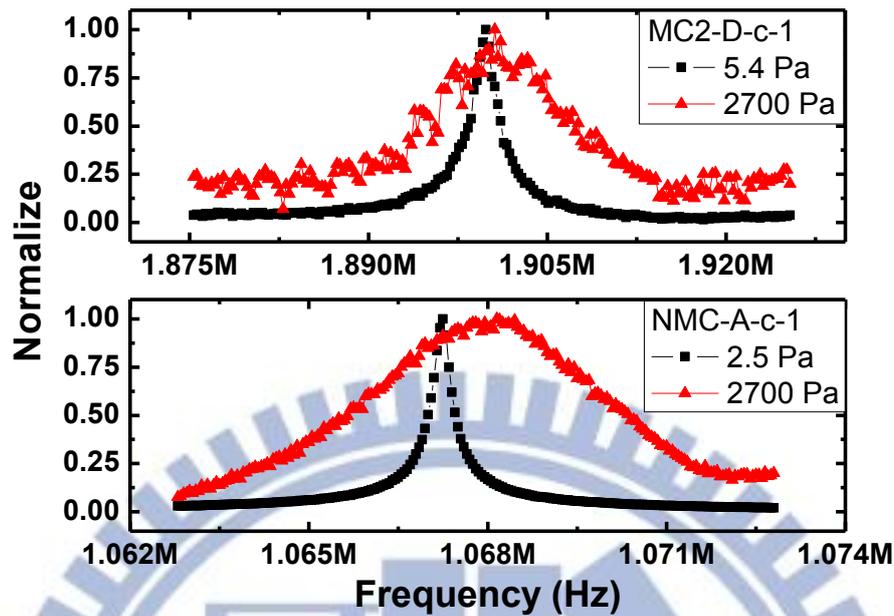


圖 4.8、NMC-A-c-1 及 MC-D-c-1 在兩個不同的壓力量測下，數據歸一化的疊合圖。黑線(■)為圖 4.6 之結果，紅線(▲)為圖 4.7 之結果

另外，圖 4.8 中 NMC-A-c-1 在 2700 Pa 時的共振 peak 位置，明顯較 2.5 Pa 時的向右移，這與理論模型是背道而馳的，根據 2.1.2 節的理論預測，當 Q 值越大時共振頻率將減小，也就是 peak 會向左移。為了更仔細的觀察壓力對共振頻率的變化，我們在系統能達到的範圍內，對共振頻譜作更密集的變壓力量測，其結果如圖 4.9。先觀察圖 4.9(a)及(b)的振幅響應，兩者的量測結果大致都符合壓力愈大，振幅愈小的原則，再將各壓力下振幅為最大值時的頻率取出並對作圖，可得共振頻率變化圖，如圖 4.9(c)及(d)，發現變化趨勢與理論模型是相反的，共振頻率隨著壓力上升而增加。

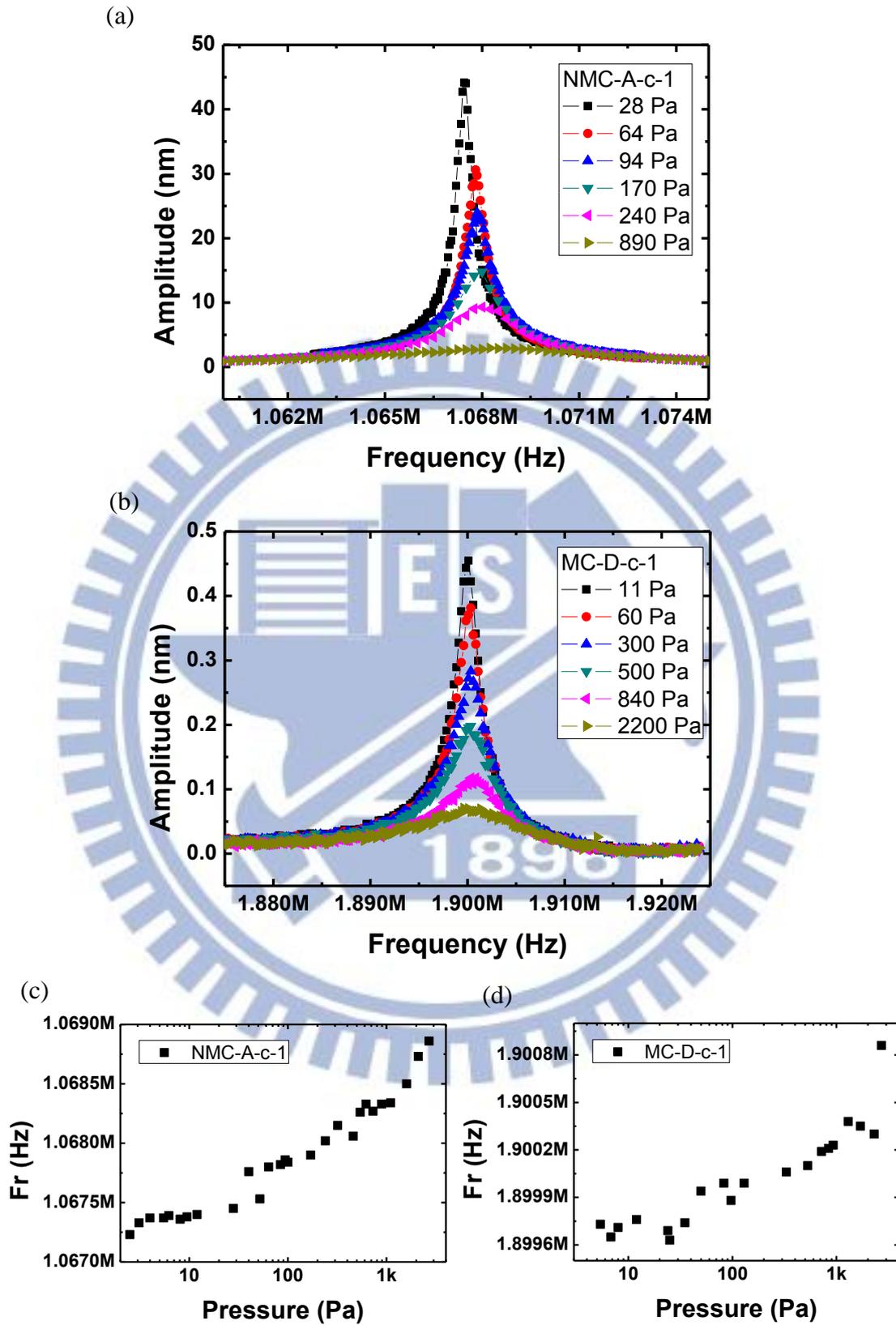


圖 4.9、共振頻譜變壓力量測的振幅響應圖 (a)NMC-A-c-1 (b)MC-D-c-1，以及共振頻率變化圖 (c)NMC-A-c-1 (d)MC-D-c-1

為了確定量測的重複性，我們挑選 MC-D-c-1 重新作了一次變壓力量測，如圖 4.10。比較圖 4.9(a)與圖 4.10(a)，振幅響應大致與第一次相同；但由圖 4.10(b)可發現共振頻率變化趨勢並非一致，且隨壓力變化有略為下降的跡象，目前只能斷定此為系統在不同次量測上的誤差，且在 2.5 Pa~2700 Pa 的壓力範圍下，阻尼變化造成的頻率飄移是很小的，故無法觀察到此現象。

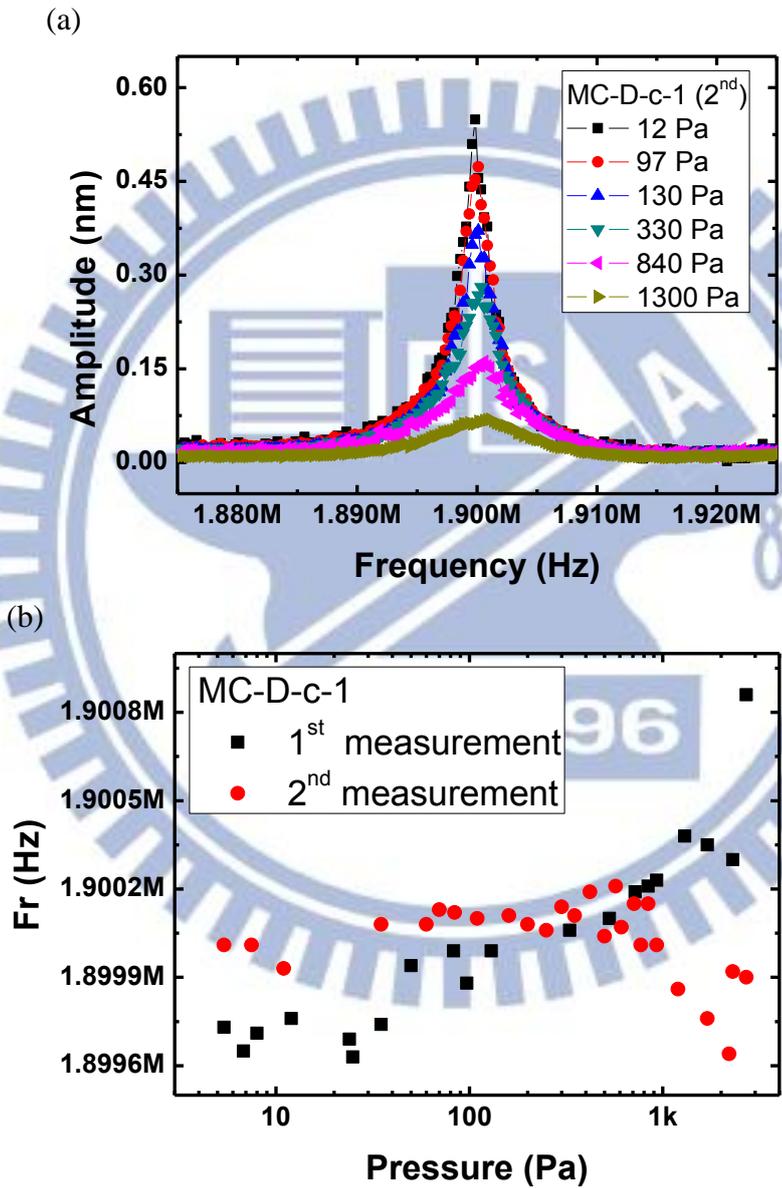


圖 4.10、重複變壓力量測 MC-D-c-1 的結果 (a)振幅響應 (b)共振頻率變化圖，黑點(■)為圖第一次量測結果，紅點(●)為第二次量測結果

4.2 多模態現象

D-Beam 結構的根部由於 release 時，因為不同方向的蝕刻液交會，造成了根部的尖角狀結構，如圖 3.22(b)，而在前述類型元件的量測上，我們發現了兩個或多個共振 Peak 的發生，這是在 C-Beam 元件上不曾出現的。以下將就其頻譜及模擬探討。

4.2.1 共振頻譜量測

雖然在 4.1.1 節提到雷射光點是大於懸臂樑的，但是實際量測時，若我們使光點定在懸臂樑的範圍內，並稍微移動位置的話，在 D-Beam 元件的量測上，將會看到數個共振頻率相近的模態，因此利用微調光點的位置，我們可以來觀察多模態現象。而其他的量測設定，則同 4.1.2 節的作法，展開小頻寬的量測範圍，同時監看振幅與相位響應，port 1 輸出的電壓為 0 dBm (0.224 mV)，雷射都普勒分析儀檔位為 100 nm/V，並將 S_{21} 電壓值換算回振幅，來得到實際的共振頻譜。

圖 4.11(a)為 MD1-A-d-2 不同量測位置得到的振幅響應圖，其中 position B 與 position C 經過平移處理，圖 4.11(b)為量測位置的示意圖，箭頭指在光點中央的落點。發現隨著雷射光點的移動，打在懸臂樑的中央及兩側，確實有不同的共振模態，而量測上我們已排除了壓力變化造成的影響，盡量保持不同次量測壓力值的恆定，加上 4.1.2 節中 C-Beam 的共振頻率幾乎不受壓力的影響，因此多重 peak 的結果判斷為 D-Beam 結構自身共振模態使然，非壓力造成的頻率偏移。

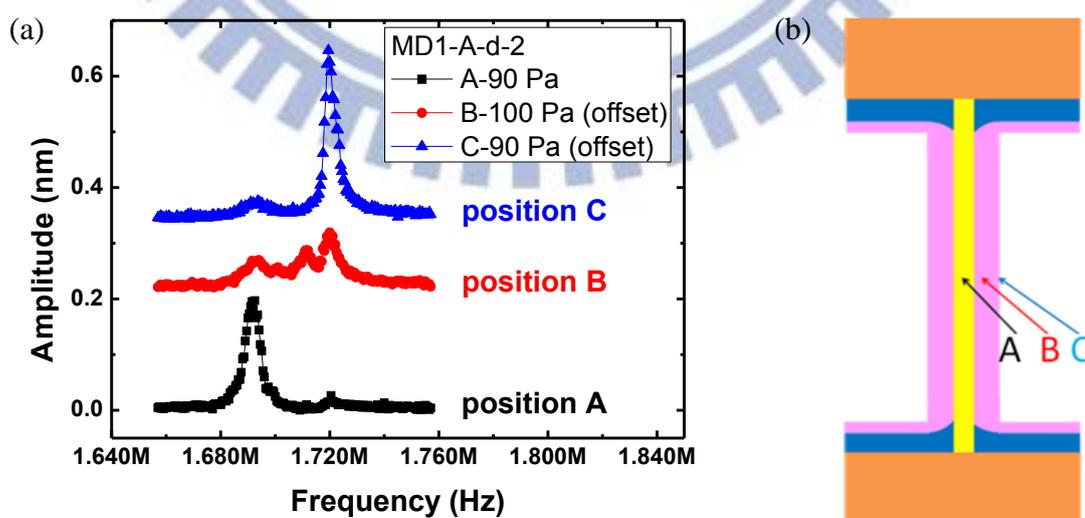


圖 4.11、(a)MD1-A-d-2 不同量測位置得到的振幅響應圖，其中 position B 與 position C 經過平移處理 (b)量測位置示意圖

觀察 MD1-A-d-2 振幅與相位的變化關係，如圖 4.12，其中黑線(■)為振幅，藍線(▲)為相位。大致上三個頻譜都有共振現象，圖 4.12(b)為 position B 的量測，可以看到有三個模態同時出現的頻譜。另外，在共振區外相位響應之雜訊是來自於系統本身的訊號，其他次量測上亦重複出現。

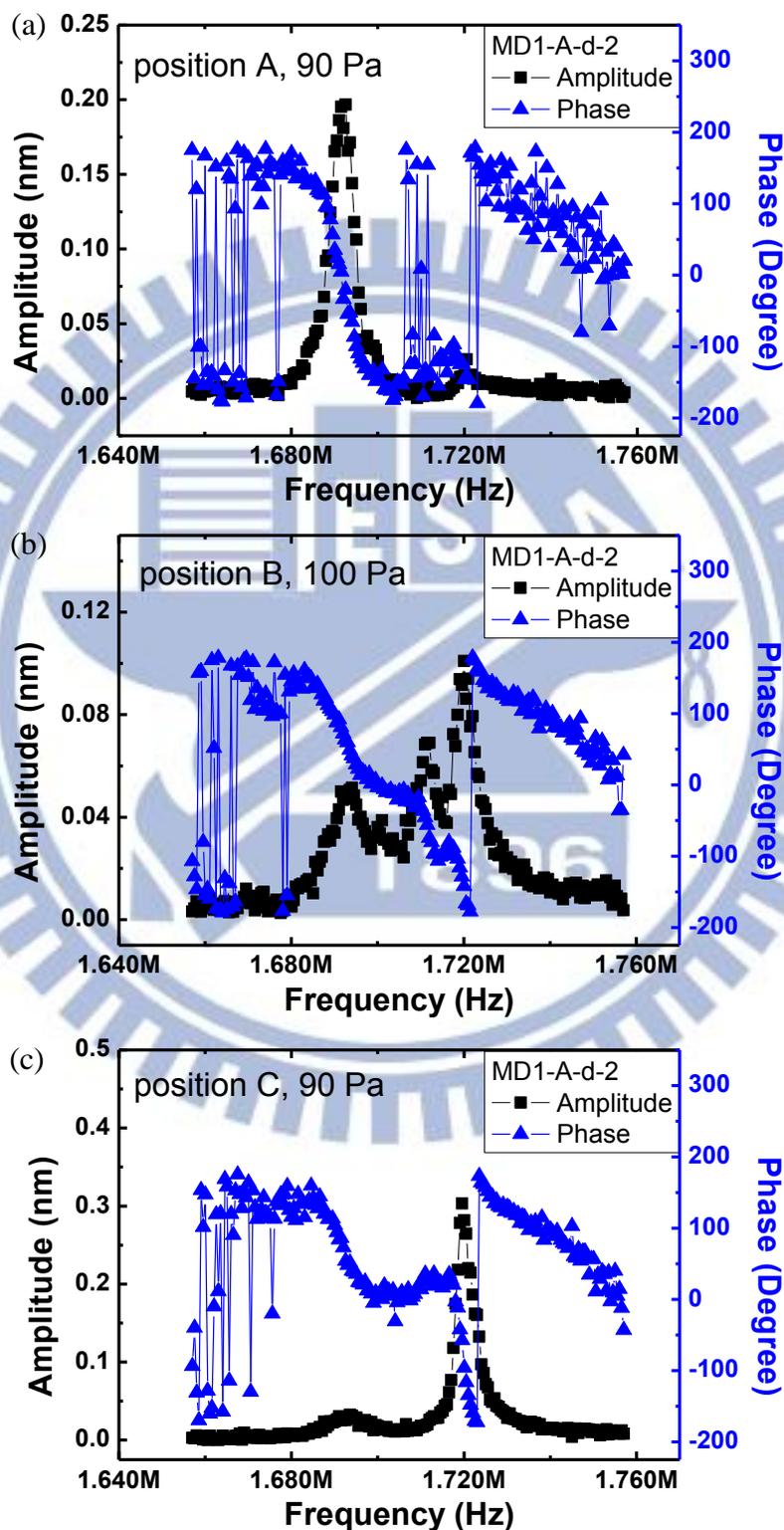


圖 4.12、圖 4.11(a)中，MD1-A-d-2 各次量測的頻譜，position (a)A (b)B (c)C

嘗試將 D-Beam 結構的元件作變壓力量測，我們不特別選擇量測懸臂樑中央或兩側的位置，得到的結果如圖 4.13。圖 4.13(a)為 MD1-B-d-1 的量測結果，發現與壓力無關且很固定地出現兩個模態，只取決於光點對準的位置；圖 4.13(b)為 MD1-A-d-2 的量測結果，對照圖 4.11(a)，同樣有多個鄰近模態的存在。圖 4.11(c)為 MD1-A-d-2 重複作變壓力的量測結果，確認了其多模態行為的重複性。

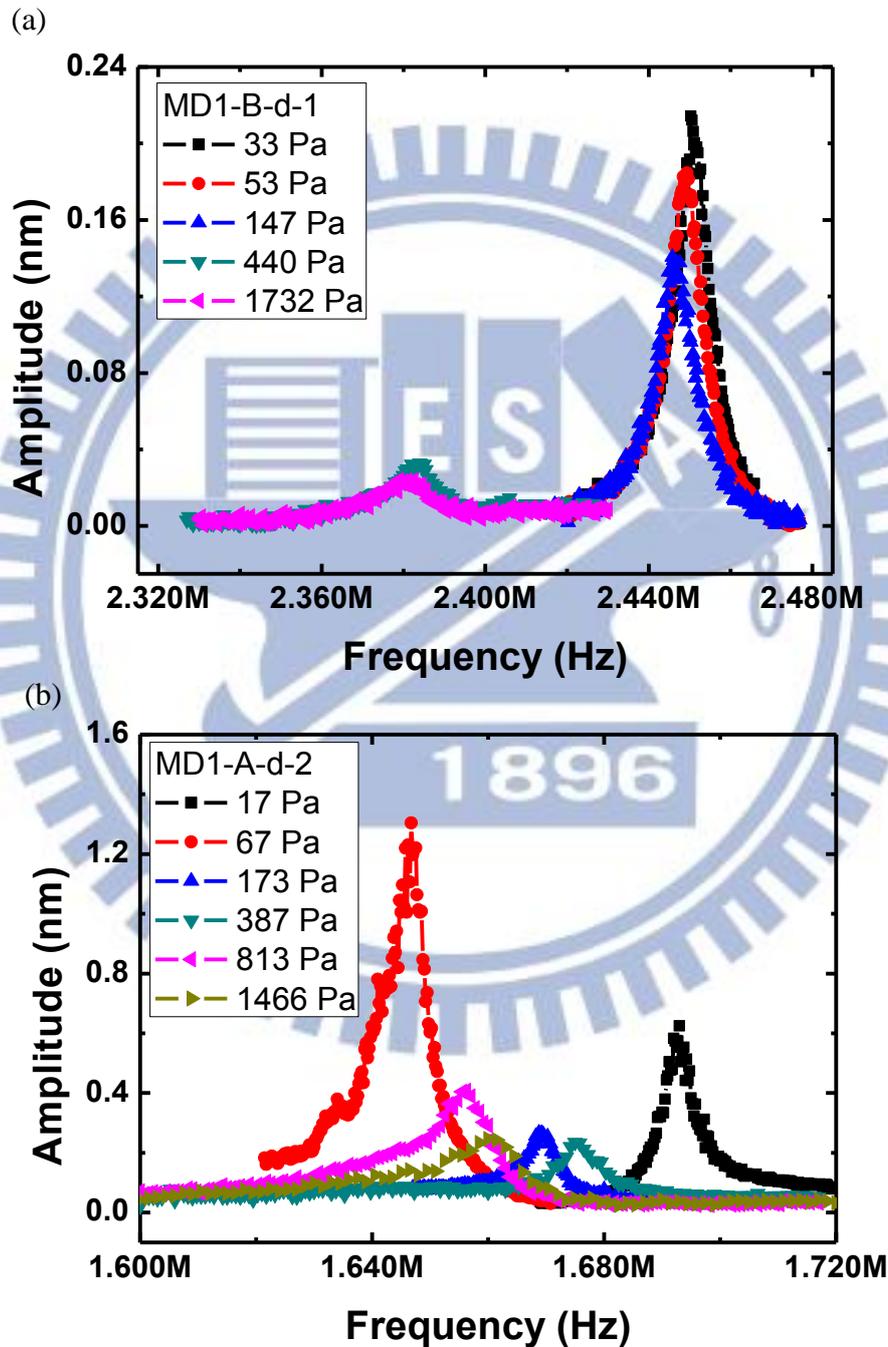
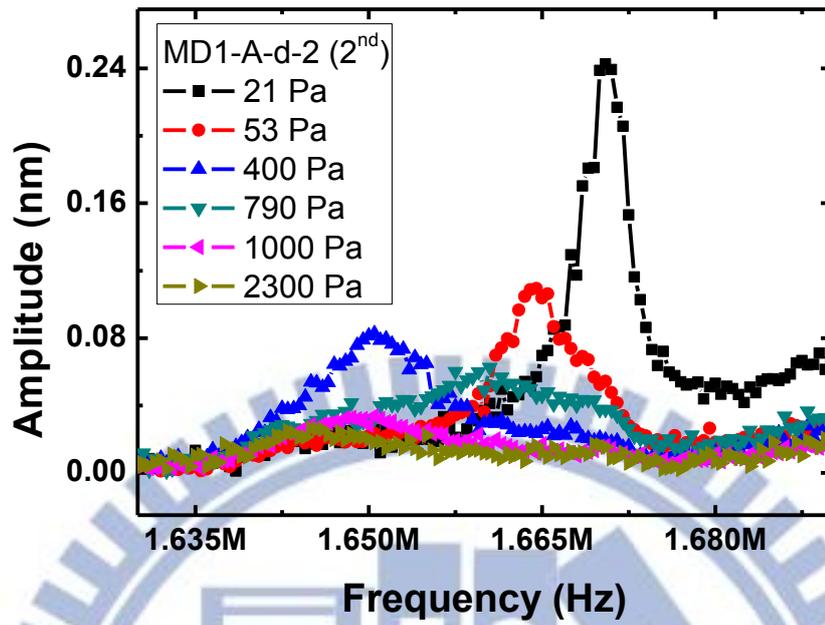


圖 4.13、共振頻譜變壓力量測的振幅響應圖 (a)MD1-B-d-1 (b)MD1-A-d-2

(c)



(c)重複量測 MD1-A-d-2

4.2.2 模擬結果

對於量測不同位置有不同模態的結果，我們懷疑是否為其高階模態，模擬上先用 Ansys 的 modal analysis 分析，MD1-A-d-2 高階共振頻率的落點，我們列出前五個模態，如表 4-1，以及第一、第二模態的運動方式，如圖 4.14。由表 4-1 可以看到距離第一模態最近的第二模態，頻率上都有數百 kHz 的差距，而量測上觀察到模態的間距約是 100kHz 甚至更小，但由圖 4.14(b)，可發現第二模態為寬度方向上的震盪，也就是說在兩側的振幅會是最大，模擬上部分結果與量測是吻合的。

樣品編號	第一模態 (kHz)	第二模態 (kHz)	第三模態 (kHz)	第四模態 (kHz)	第五模態 (kHz)
MD1-A-d-2	1515	2266	3838	4615	6782

表 4.1、MD1-A-d-2 前五個模態的共振頻率

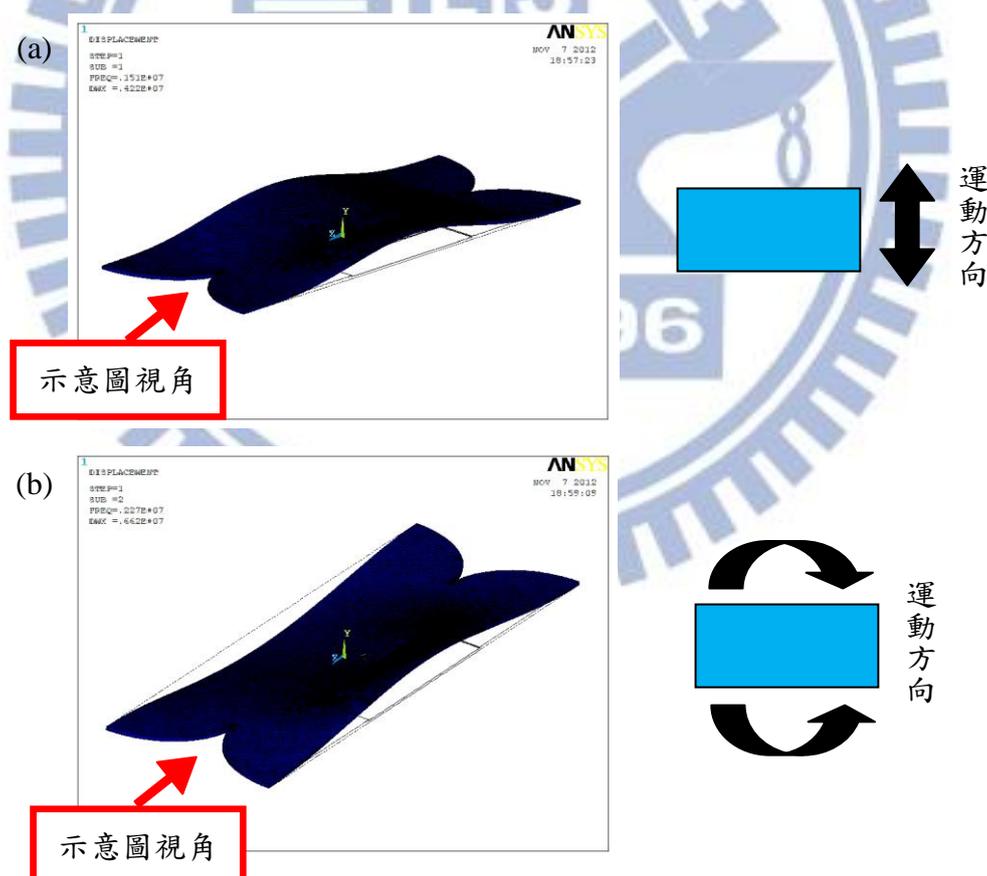
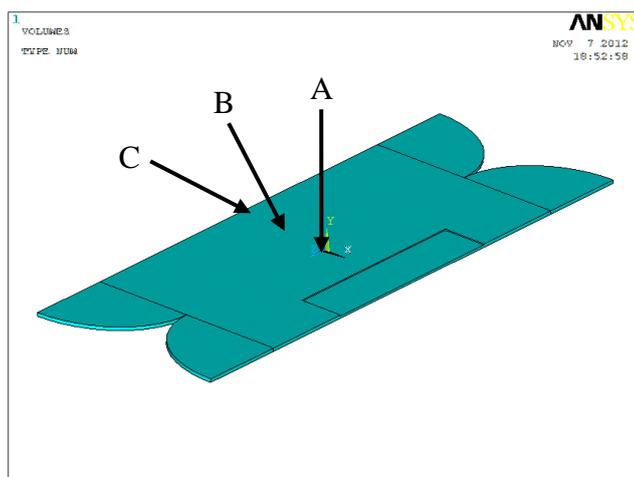


圖 4.14、模擬懸臂樑振動方式 (a)MD1-A-d-2 第一模態及示意圖 (b)MD1-A-d-2 第二模態及示意圖

我們進一步用 harmonic analysis 來模擬 MD1-A-d-2 的頻譜圖，假設 damping ratio 與施加於懸臂樑上的壓力分別為 0.01 以及 1 Pa，並觀看懸臂樑中央到兩側間的不同位置的響應，得到的結果如圖 4.15。對照圖 4.11 的量測結果，其模態轉化的方式，大致是吻合的，只是頻率上目前還無法定量上分析出合理的結果，只能定性地說明原因。另外，模擬結果的振幅大小僅供趨勢參考，因為 damping ratio 以及壓力皆為假設，非真實狀況。

(a)



(b)

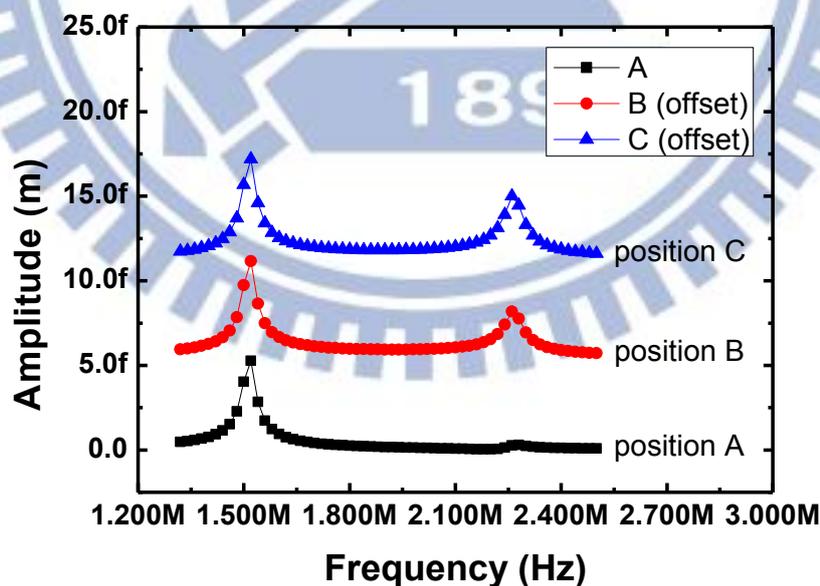


圖 4.15、(a)MD1-A-d-2 的結構模型 (b)對 position A~C 作 harmonic analysis 的結果，其中 position B 與 position C 經過平移處理，damping ratio=0.01，P=1 Pa

4.3 壓力效應

Q 值的萃取我們使用了兩個方式，第一個是 fitting 吻合度高時，用式(2-26)來得到 Q 值，第二個是 fitting 吻合度低時，用式(2-36)來計算 Q 值。以下將討論壓力變化對 Q 值的影響，與 2.2 節的理論相印證。

在 4.1.2 節與 4.2.1 節，我們對 C-Beam 與 D-Beam 結構作了變壓力量測，元件編號分別是 NMC-A-c-1、MC-D-c-1、MD1-B-d-1 以及 MD1-A-d-2，量測的結果如圖 4.9(a)(b)以及圖 4.13(a)(b)，將上述四圖萃取其 Q 值，以 log-log scale 作圖，得到的結果如圖 4.16，量測到的最高之 Q 值依圖示順序為，3998、1034、407 以及 433。

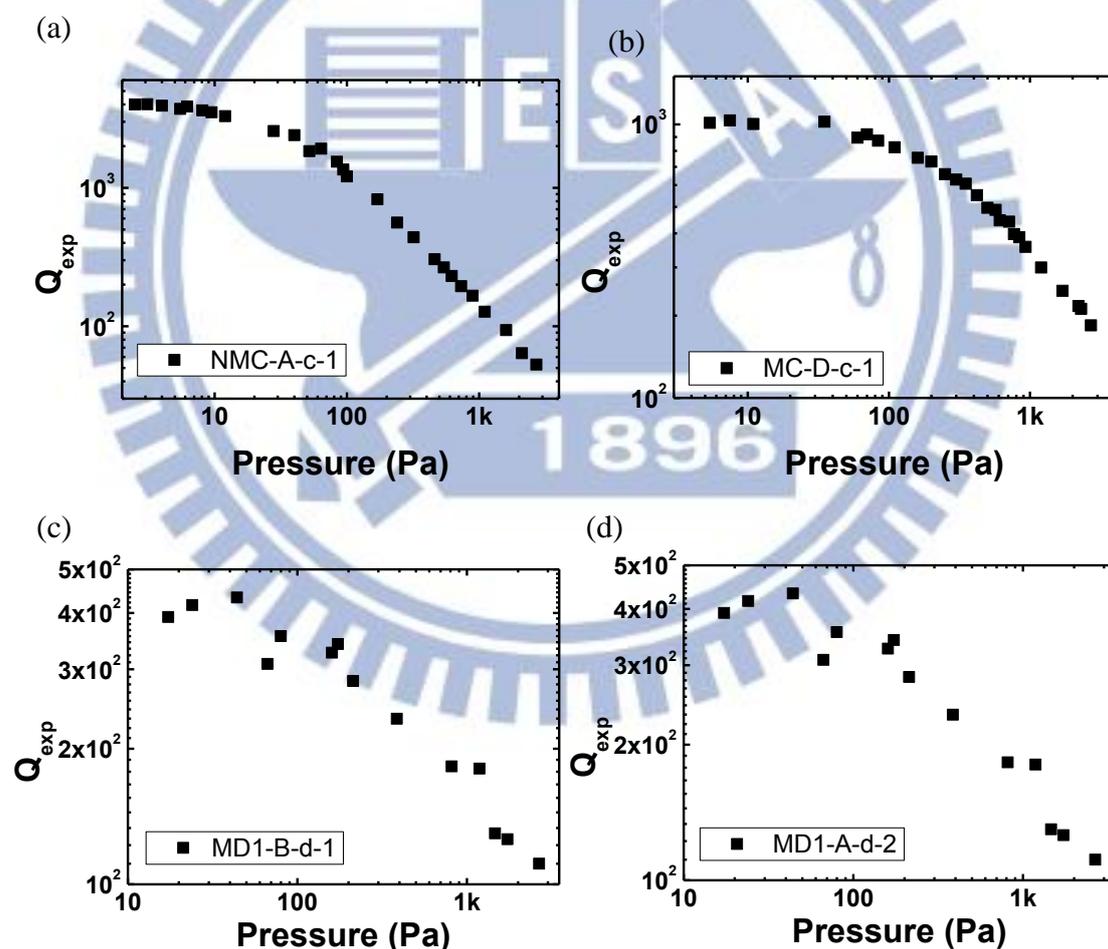


圖 4.16、壓力對 Q 值關係圖 (a)NMC-A-c-1 (b)MC-D-c-1 (c)MD1-B-d-1 (d)MD1-A-d-2

為了確保量測的準確性，我們挑選了 MC-D-c-1 以及 MD1-A-d-2 進行重複量測，結果如圖 4.17，可以看到 C-Beam 與 D-Beam 元件在不同次量測皆有一定的重複性。但是在這四個樣品的實際結構上，只有 C-Beam 元件是較接近設計理想的，為了簡化結構不完美所造成的影響，因此以下我們只討論 NMC-A-c-1 與 MC-D-c-1 兩元件，分析其於各個壓力下的情況。

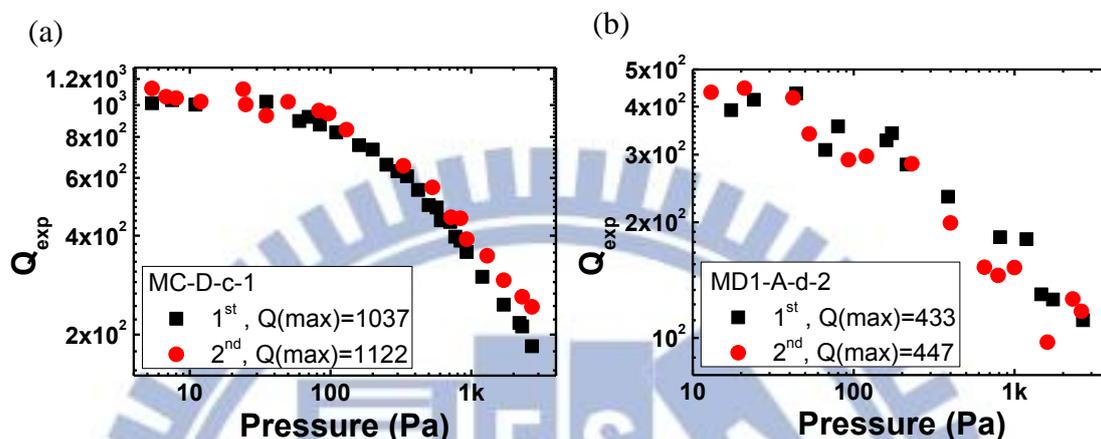


圖 4.17、重複量測壓力對 Q 值關係圖 (a)MC-D-c-1 (b)MD1-A-d-2

觀察圖 4.16 與圖 4.17，定性上可以得到 Q 值隨著壓力的上升而下降，根據 2.2 節的理論，我們知道 Q 值下降的原因是來自於共振能量的散失，因此藉由 2.2.1 以及 2.2.2 節所論述的各項機制，我們可以定量出各個壓力 region 下對應的機制之 Q 值，或是 Q 值與壓力的關係式。

考慮元件 NMC-A-c-1 與 MC-D-c-1，將各項參數(見表 4.2)代入式 (2-40)~(2-55)，我們可得三個壓力 region 下的 Q 值關係式，整理於表 4.3。

材料	係數名稱	符號	數值
空氣 STP 下	氣體常數 J/K · mol	R	8.314
	氣分子莫耳重(kg/mol)	M	0.02897
	黏度係數(kg/m · s)	μ_0	1.86e-5
	平均自由路徑(m)	λ_0	8e-8
GaAs 300K 下	密度 kg/m ³	ρ	5316
	線膨脹 $\mu\text{m}/\text{m} \cdot ^\circ\text{C}$	α	5.40
	導熱率 W/m · K	κ_{th}	50.0
	比熱 J/kg · $^\circ\text{C}$	C_p	350

表 4.2、計算 Q 值關係式所用的材料參數表

intrinsic region	clamping loss Q_{cl}	thermoelastic damping Q_{ted}
NMC-A-c-1	4.536×10^5	1.553×10^7
MC-D-c-1	1.466×10^5	1.208×10^7
molecular region	iso-plate damping $Q_{mo,iso}(p) = C_{mo,iso}p^{-1}$	squeeze damping $Q_{mo,sq}(p) = C_{mo,sq}p^{-1}$
NMC-A-c-1	$1.966 \times 10^6 p^{-1}$	$8.871 \times 10^5 p^{-1}$
MC-D-c-1	$2.976 \times 10^6 p^{-1}$	$1.552 \times 10^6 p^{-1}$
viscous region	iso-plate damping $Q_{vi,iso}(p) = C_{vi,iso}p^{-0.5}$	squeeze damping $Q_{vi,sq}(p) = C_{vi,sq}p^{-1.159}$
NMC-A-c-1	$5.621 \times 10^4 p^{-0.5}$	$5.565 \times 10^5 p^{-1.159}$
MC-D-c-1	$6.375 \times 10^4 p^{-0.5}$	$8.423 \times 10^5 p^{-1.159}$

表 4.3、NMC-A-c-1 與 MC-D-c-1 在各個壓力 region 下的 Q 值關係式

由表 4.3，我們可知 NMC-A-c-1 與 MC-D-c-1 的 Q_{ted} 皆遠大於 Q_{cl} ，因此在 intrinsic region 只需考慮 Q_{cl} ， Q_{ted} 可忽略。因此，根據式(2-39)我們可得 Q 值表示式如下

$$Q(p) = \left[\frac{1}{Q_{in}} + \frac{1}{Q_{ex}} \right]^{-1} = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{Q_{air}(p)} \right]^{-1} \quad (4-1)$$

其中 Q_{air} 為 air damping 所造的 Q 值。然而我們尚未知道是何種機制主宰了 air damping，因此我們各個機制拆開，根據表 4.3 將式(4-1)改寫為下列四式

$$Q(p) = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{Q_{mo,iso}(p)} \right]^{-1} = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{C_{mo,iso}p^{-1}} \right]^{-1} \quad (4-2)$$

$$Q(p) = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{Q_{mo,sq}(p)} \right]^{-1} = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{C_{mo,sq}p^{-1}} \right]^{-1} \quad (4-3)$$

$$Q(p) = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{Q_{vi,iso}(p)} \right]^{-1} = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{C_{vi,iso}p^{-0.5}} \right]^{-1} \quad (4-4)$$

$$Q(p) = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{Q_{vi,sq}(p)} \right]^{-1} = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{C_{vi,sq}p^{-1.159}} \right]^{-1} \quad (4-5)$$

為了判斷主宰量測的壓力範圍的機制，我們的作法是將實驗值與計算值相互比較，並觀察其吻合度。因此代入表 4.3 於式(4-2)~(4-5)中，分別比較 NMC-A-c-1 與 MC-D-c-1 的實驗值，也就是圖 4.16(a)與(b)，其結果如圖 4.18 與 4.19。

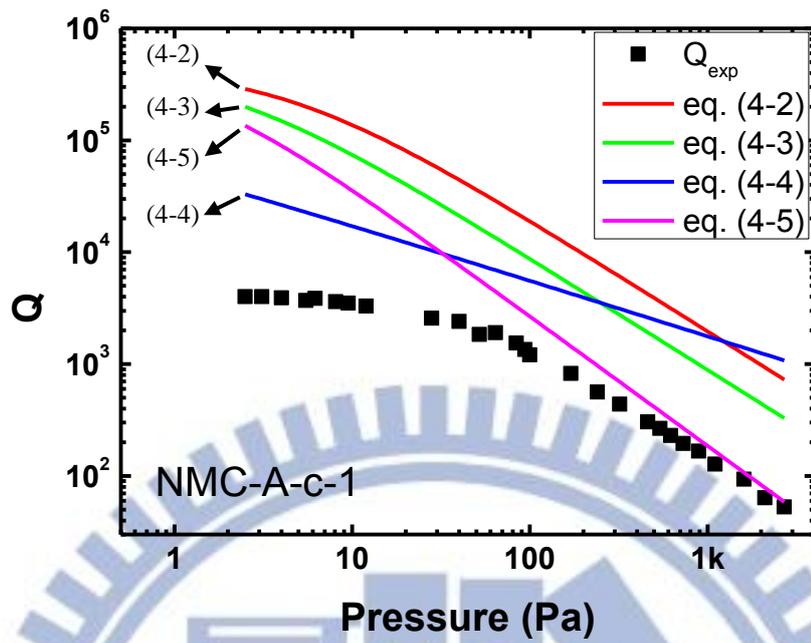


圖 4.18、NMC-A-c-1 的實驗值(圖 4.16(a))與計算值的比較之結果

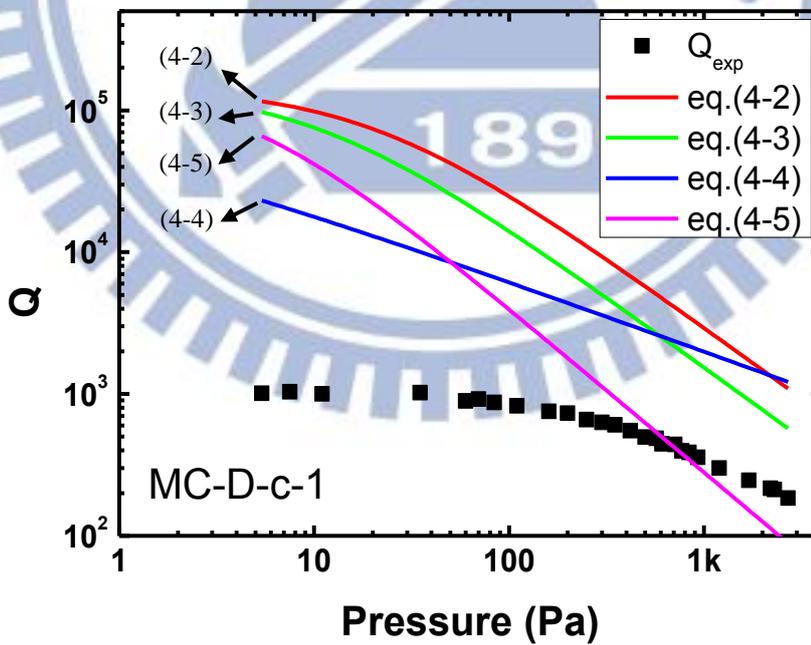


圖 4.19、MC-D-c-1 的實驗值(圖 4.16(b))與計算值的比較之結果

我們先討論 NMC-A-c-1，觀察圖 4.18 可發現，式(4-5)在 10 Pa~100 Pa 之間，與式(4-4)在 100 Pa 之後較為吻合實驗值，兩者皆為 viscous region，因此我們將式(4-4)與(4-5)合併，得到新的 Q 關係式如下

$$Q(p) = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{C_{vi,iso} p^{-0.5}} + \frac{1}{C_{vi,sq} p^{-1.159}} \right]^{-1} \quad (4-6)$$

同樣將表 4.3 代入式(4-6)中重新比較實驗值，其結果如圖 4.20 中的虛線，發現隨著壓力愈小計算值愈偏離實驗值，因此我們假設有一個與壓力無關的未知能量損耗機制，而其造成的 Q 值定義為 Q_{un} ，改寫式(4-6)如下

$$Q(p) = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{C_{vi,iso} p^{-0.5}} + \frac{1}{C_{vi,sq} p^{-1.159}} + \frac{1}{Q_{un}} \right]^{-1} \quad (4-7)$$

在固定其他常數的條件下，以 Q_{un} 作為變數來 fitting 實驗值，結果如圖 4.20 中的實線，其中 Q_{un} 為 4825，可以看到加入 Q_{un} 後的 fitting 曲線相當吻合實驗值。

總結分析，我們判斷對 NMC-A-c-1 變壓力量測的結果，主要都落在 viscous region，且壓力於 10 Pa~100 Pa 時為 iso-plate damping 與未知機制 Q_{un} 所主宰，而壓力大於 100 Pa 時為 squeeze damping 主宰。

c

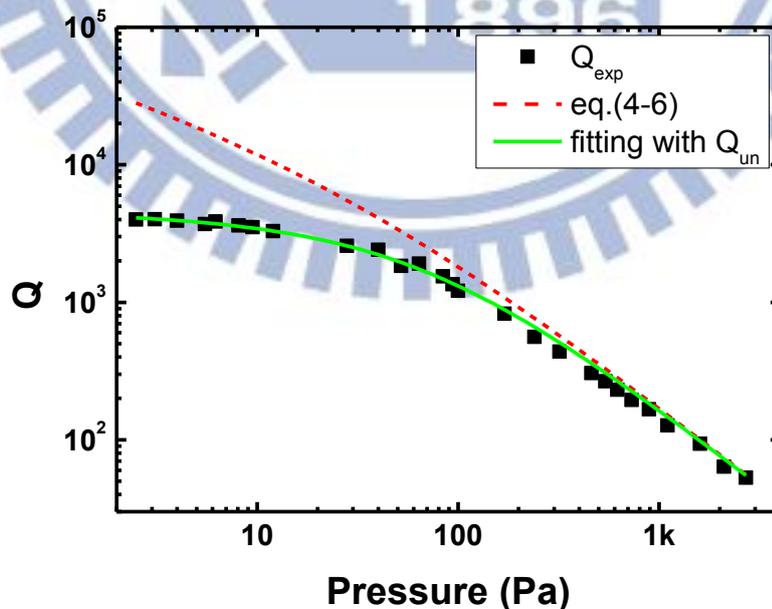


圖 4.20、虛線為考慮 viscous region 下，iso-plate damping 與 squeeze damping 的計算值；實線為以 Q_{un} 為變數 fitting 的結果，其中 $Q_{un}=4825$

接著討論 MC-D-c-1，觀察圖 4.19 可發現並無明顯吻合數據的結果，但根據對 NMC-A-c-1 分析的經驗，我們嘗試以將表 4.3 代入式(4-6)來比較實驗值，結果如圖 4.21 中的 dash1。發現其計算值不太吻合實驗值，且在小壓力下差距更大，因此我們同樣假設有一個未知的能量損耗機制 Q_{un} ，在固定其他常數的條件下，以式(4-7)來 fitting 實驗值，結果如圖 4.21 中的 dash2，其中 Q_{un} 為 1091。發現壓力小於 100 Pa 時，fitting 曲線與實驗值有很好的吻合度，但是當壓力大於 100 Pa 之後，吻合度開始明顯降低，考慮到元件在實際情況下，因為不同材料層間的殘留應力，懸臂樑會有向上翹的情況，如圖 4.22 為元件的表面形貌圖，可見 gap 並非為定值，導致低估了式(4-7)中的 $C_{vi,sq}$ ，因此我們固定 Q_{un} 為 1091，開放 $C_{vi,sq}$ 成為變數重新 fitting 實驗值，結果如圖 4.21 中的實線，其中 $C_{vi,sq}$ 為 2.029×10^6 。可以看到以 $C_{vi,sq}$ 作為變數後的 fitting 曲線相當吻合實驗值， $C_{vi,sq}$ 的 fitting 值約為原先的兩倍，而由圖 4.22 可知實際 gap 的高度亦約為原先設計的兩倍，因此證實了 $C_{vi,sq}$ 的 fitting 值之合理性。

總結分析，因此我們判斷對 MC-D-c-1 變壓力量測的結果，同樣也落在 viscous region，壓力小時為 iso-plate damping 與未知機制 Q_{un} 所主宰，壓力大時為 squeeze damping 主宰，且必須考慮不同材料層間殘留應力的影響。

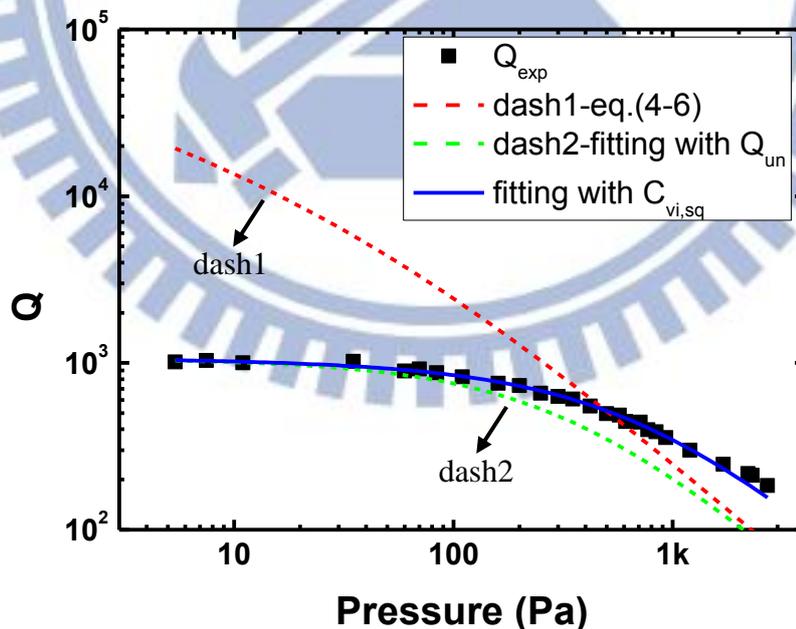


圖 4.21、dash1 為考慮 viscous region 下，iso-plate damping 與 squeeze damping 的計算值；dash2 為以 Q_{un} 為變數 fitting 的結果，其中 $Q_{un}=1091$ ；實線為開放 $C_{vi,sq}$ 為變數的 fitting 結果，其中 $C_{vi,sq}$ 為 2.029×10^6

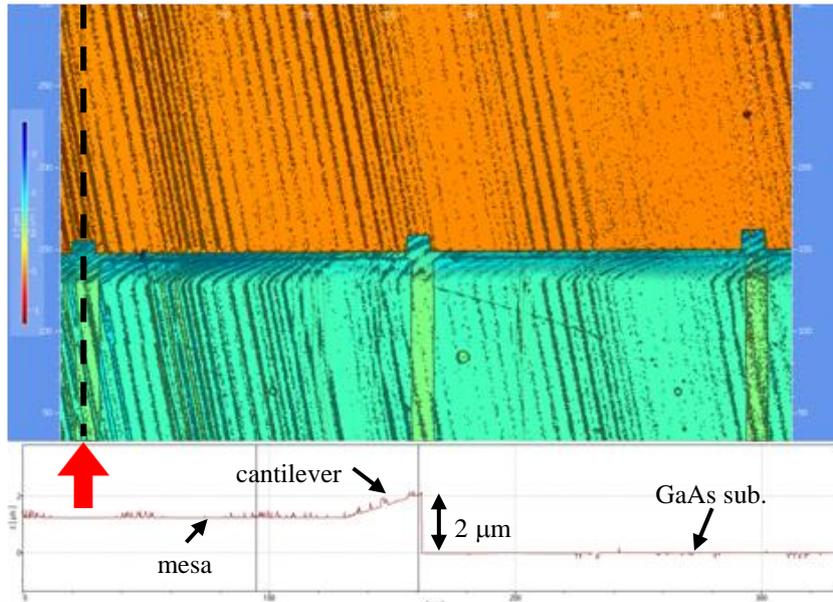


圖 4.22、CIC 白光干涉儀量測結果，上方為表面形貌圖，下方為沿虛線(左側)的剖面圖

在上述的討論中，我們假設了 Q_{un} 作為 fitting 的手段，且發現兩個元件在壓力 10 Pa 以上時，實驗值皆落於 viscous region，而壓力到達 10 Pa 以下時，便由與壓力無關的 Q_{un} 所主宰，實驗值幾乎為定值，在這轉換的過程中，似乎是看不到 molecular region 的變化， Q_{un} 儼然是成為了在低壓下限制元件 Q 值爬升的內在損耗，也就是 10 Pa 以下即到達了 intrinsic region。歸納 Q_{un} 的來源可能主要是結構的不完美，不完美程度愈高 Q_{un} 愈小，如 D-Beam 元件根部的尖角，造成 D-Beam 元件的 Q 值幾近小於 C-Beam 元件一個數量級。而造成相同長度的 C-Beam 上，Q 值仍會有相當的差距之原因，目前只能推測是由於製程上的變異所造成。

最後，我們將 NMC-A-c-1 與 MC-D-c-1 的 fitting 參數及公式，整理於表 4.4 以供參考，其中粗體字的數值為 fitting 中的變數。

元件編號	Q_{cl}	$C_{vi,iso}$	$C_{vi,sq}$	Q_{un}	Region	Mechanism
NMC-A-c-1	4.536×10^5	5.621×10^4	5.565×10^5	4825	viscous region	iso-plate & squeeze
MC-D-c-1	1.466×10^5	6.375×10^4	2.029×10^6	1091		
Fitting 公式	$Q(p) = \left[\frac{1}{Q_{in}} + \frac{1}{Q_{ex}(p)} \right]^{-1} = \left[\frac{1}{Q_{cl}} + \frac{1}{C_{vi,iso}/p^{0.5}} + \frac{1}{C_{vi,sq}/p^{1.159}} + \frac{1}{Q_{un}} \right]^{-1}$					

表 4.4、NMC-A-c-1 與 MC-D-c-1 的 fitting 公式及參數表

4.4 非線性效應

PZT 驅動力是由網路分析儀輸出的電壓大小所決定，Agilent 4395A 的 port1 輸出功率範圍為 -50 dBm (707 μ V) ~ 15 dBm (1.26 V)，利用改變輸出功率的不同，來實現變功率的量測，進而觀察不同驅動力下各個元件的響應。不過量測上受限於掃頻頻率只能由小到大，因此沒辦法觀測 hysteresis 現象，以下將就觀察到的線性區與非線性區響應作探討。

4.4.1 線性區響應

對我們的元件大部分情況來說，變功率量測的結果都是線性響應，我們挑選其中一個元件來討論。圖 4.23(a)與圖 4.23(b)分別為 NMC-A-c-2 在臨近的壓力條件下，功率為 0 dBm (224 mV)及 10 dBm (707 mV)的振幅與相位響應，可以發現當驅動 PZT 的功率增加時，振幅也會隨之增加，但是共振頻率以及相位響應幾乎沒有改變，並且由數據我們可得，0 dBm 時的共振頻率為 1.715 MHz，其振幅最大值為 0.164 nm；10 dBm 時的共振頻率為 1.714 MHz，其振幅為 0.581 nm，計算後可知，其振幅變化的倍數大約正好是功率變化的倍數，因此我們判斷此量測結果為線性區響應。另外，比較 0 dBm(■)與 10 dBm(▲)在共振區兩側的頻譜，可以看到前者的雜訊較大，例如圖 4.23(b)的藍色虛線框內，因此可知在線性響應下，較大驅動力能使訊雜比降低，得到較平滑的共振頻譜圖。

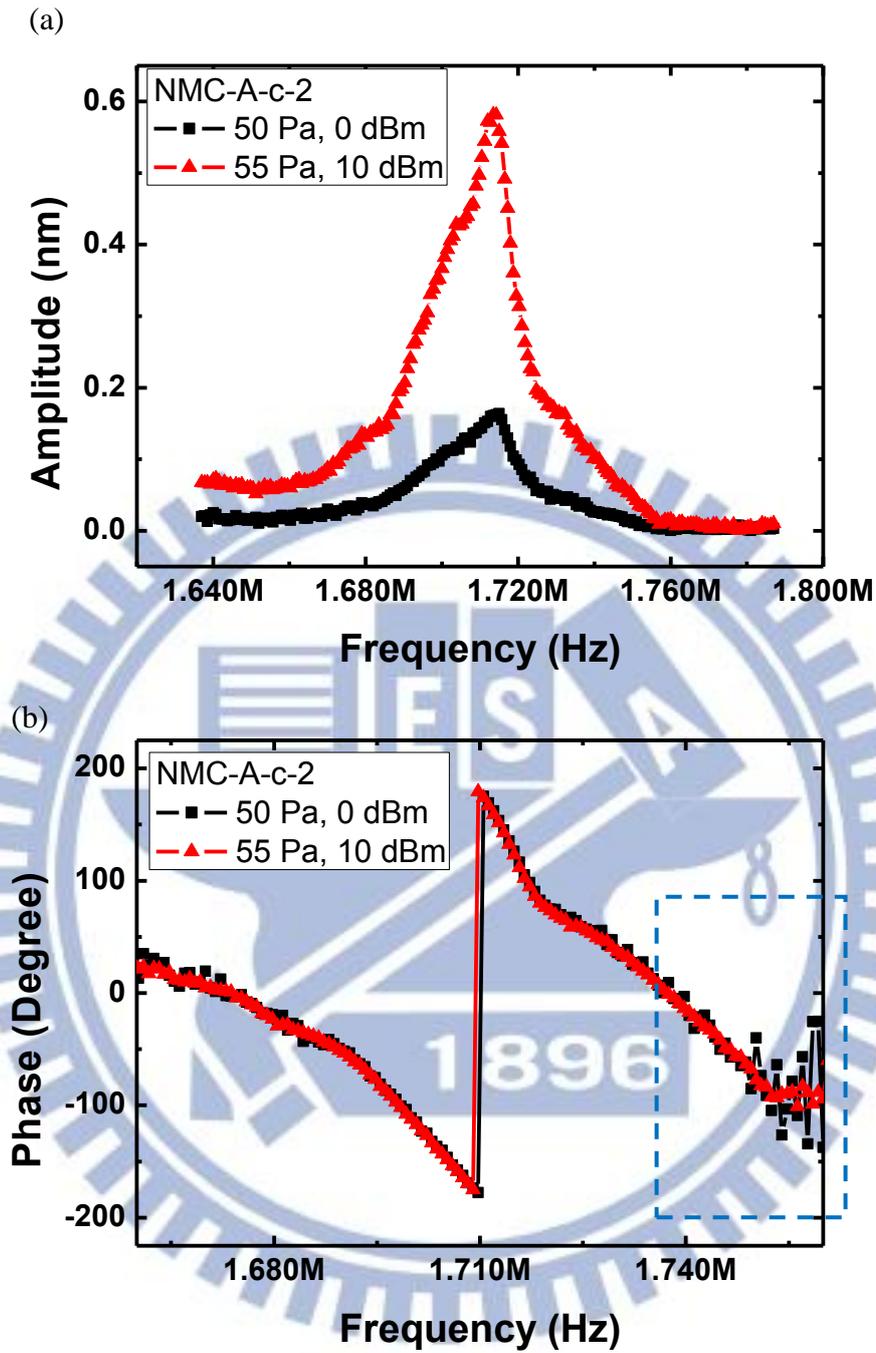


圖 4.23、NMC-A-c-2 在 0 dBm(■)與 10 dBm(▲)下的 (a)振幅響應 (b)相位響應

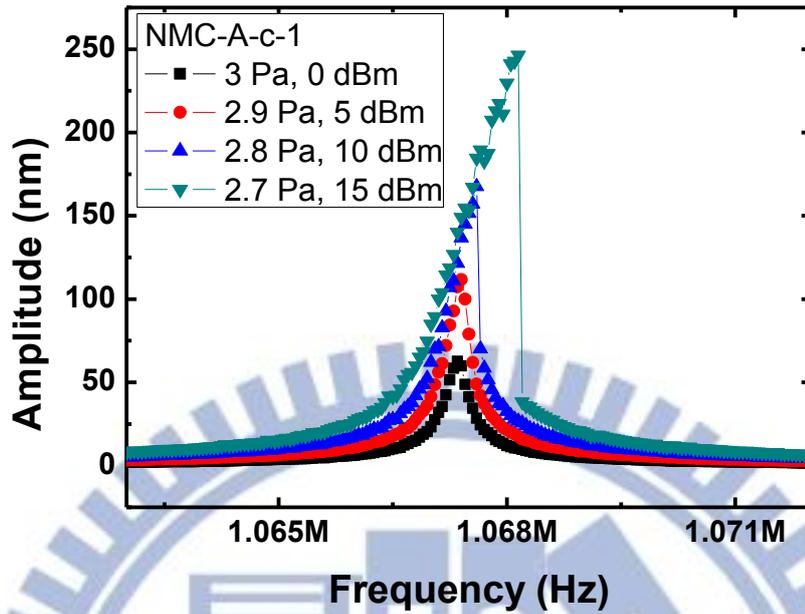
4.4.2 非線性區響應

由於非線性響應必須將懸臂樑操作超過其 critical amplitude 才會發生，且網路分析儀輸出的最大功率只有 1.5dBm，驅動力增加的幅度有限，因此只有本身振幅較大的元件才有可能觀測到。

在少部分 C-Beam 及 D-Beam 元件中，我們量測到了非線性響應，首先由前者開始討論。圖 4.24 為 NMC-A-c-1 變功率量測的結果，可以看到振幅隨著功率的增加而變大，且共振 peak 向右歪斜，故其為 hard-spring effect。而在功率超過 10 dBm 後，振幅及相位都有很明顯的 jump phenomenon(見 2.1.3 節)，將圖 4.24 對照圖 2.4 與圖 2.5，可發現此即為非線性效應的特徵。

NMC-A-c-1 在 2.5 Pa 時，共振頻率約為 1.067 MHz，Q 值約為 4000，根據式(2-35)推算出其頻率飄移的臨界值約為 231 Hz，若以 0 dBm 的 peak 作為共振頻率的基準，5 dBm、10 dBm 及 15 dBm 的頻率飄移分別為 50 Hz、250 Hz 及 800 Hz，比較後可證實的確符合理論預測，頻率飄移在大於 231 Hz 後才發生 jump phenomenon。

(a)



(b)

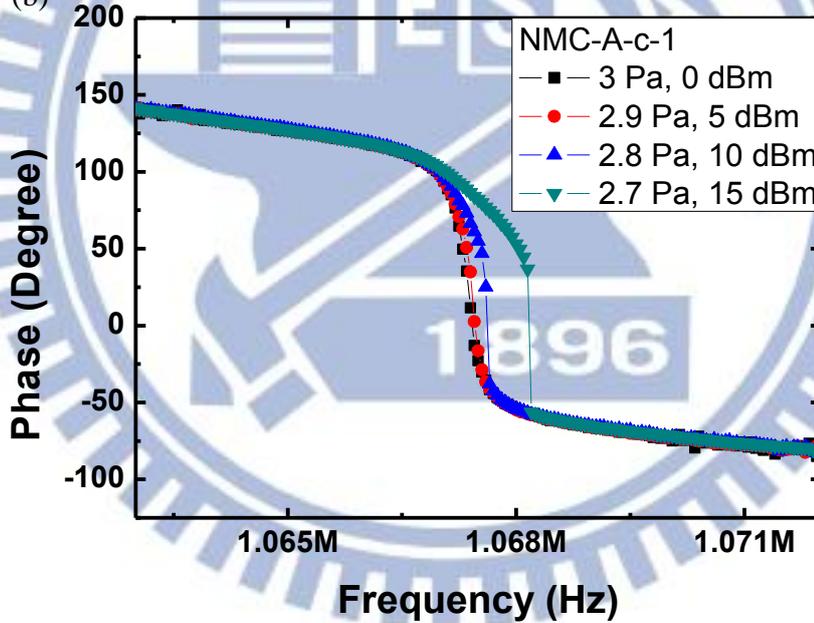


圖 4.24、NMC-A-c-1 變功率量測 (a)振幅響應 (b)相位響應

接著是 D-Beam 元件，圖 4.25 為 NMD-B-d-3 變功率量測的結果，同樣可以看到振幅隨功率的增加而變大，且共振 peak 向左歪斜，故其為 soft-spring effect。而在功率超過 0 dBm 後，振幅及相位都有很明顯的 jump phenomenon，將圖 4.25 對照圖 2.4 與圖 2.5，可發現此即為非線性效應的特徵。

NMD-B-d-3 在 160 Pa 時，共振頻率約為 1.247 MHz，Q 值約為 400，根據式 (2-35) 推算出其頻率飄移的臨界值約為 2.7 kHz，若以 -10 dBm 的 peak 作為共振頻率的基準，-5 dBm、0 dBm、5 dBm 及 15 dBm 的頻率飄移分別為 1 kHz、3 kHz、3.5 kHz 及 6.75 kHz，比較後可證實的確符合理論預測，頻率飄移在大於 2.7 kHz 後才發生 jump phenomenon。

c

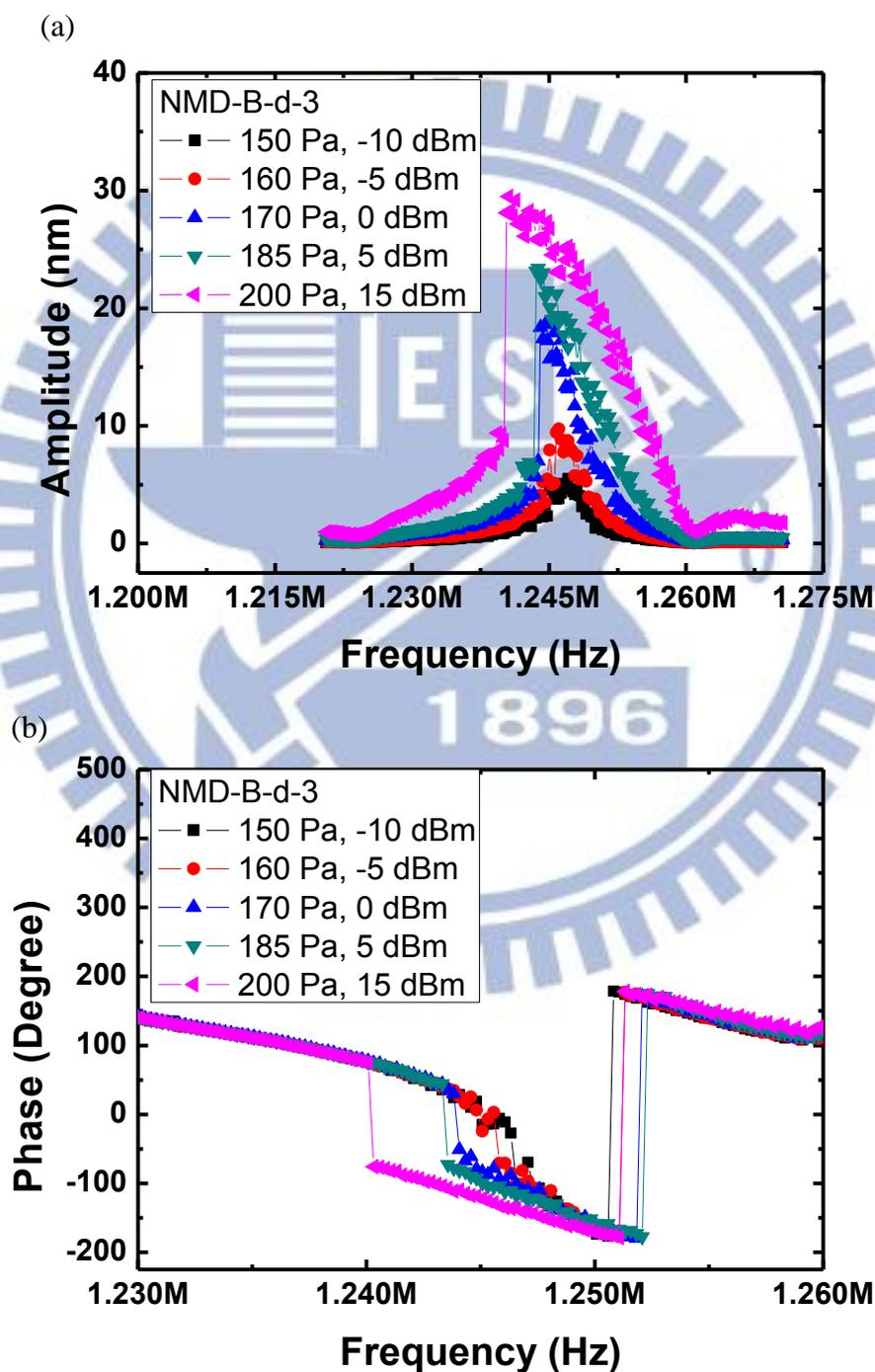


圖 4.25、NMD-B-d-3 變功率量測 (a) 振幅響應 (b) 相位響應

在其他 D-Beam 的變功率量測上，我們也觀察到了振幅無法達到 critical amplitude 的非線性響應。圖 4.26 為 MD1-B-d-1 變功率量測的結果，可以看到其振幅隨著功率而增加，直到功率為 15 dBm 時，仍未發生 jump phenomenon，觀察振幅可發現確實較 NMC-A-c-1 及 NMD-B-d-3 小的多，因此判斷其確實未達到 critical amplitude，所以沒有 jump phenomenon 的發生。

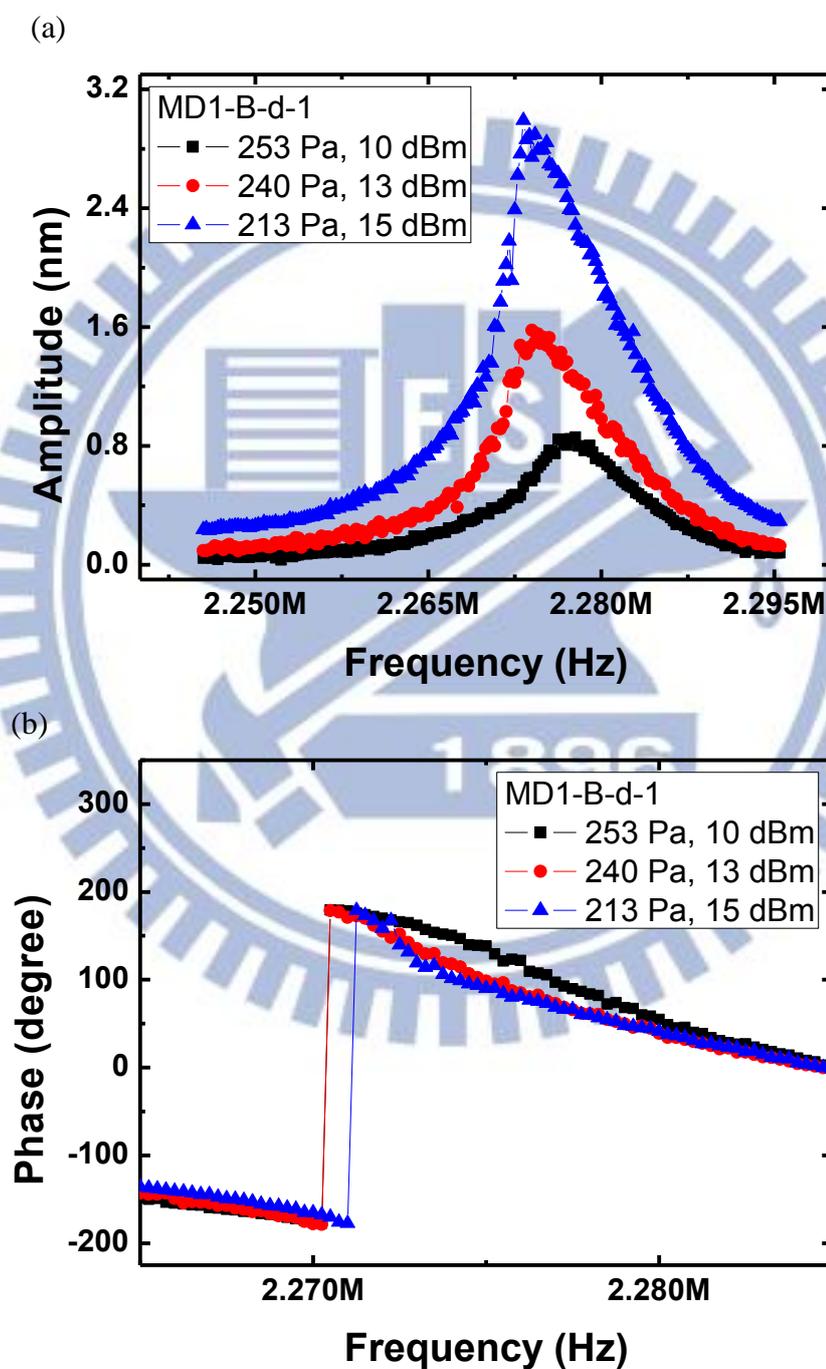


圖 4.26、MD1-B-d-1 變功率量測 (a)振幅響應 (b)相位響應

一般而言，大振幅操作懸臂樑會使其在長度方向增加額外的硬度(stiffen)，因此 γ 皆為正值，是為 hard-spring effect[33]。但是在我們元件上所觀察到的，加大驅動力下 C-Beam 為 hard-spring effect，而 D-Beam 卻是 soft-spring effect。對於這點目前我們的推測是，在 D-Beam 固定端的尖角結構下，填充的材質並非為純粹的 $\text{Al}_{0.9}\text{Ga}_{0.1}\text{As}$ ，部分是 DHF 反應過後而沉積的副產物，因此質地較為鬆軟，如圖 4.27 中的虛線方框所示。在小振幅操作時，固定端可視為在尖角處，然而在大振幅操作時，尖角處相對鬆軟的地方將會開始跟著震動，等效上懸臂樑的長度增加，造成彈簧常數下降而減少硬度(soften)，因此我們在 D-Beam 上觀察到的是非線性響應是 soft-spring effect。

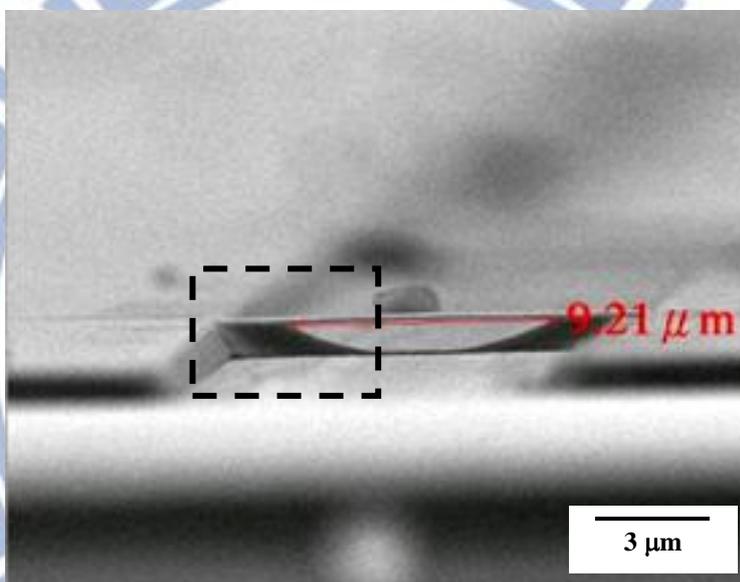


圖 4.27、D-Beam 尖角結構的側面 SEM 照

第 5 章 總結及未來展望

本論文成功建立一套微縮 MEMS 懸臂樑製作的方法，在單邊固定式元件上，達到與設計理想相當接近的結構，共振頻率也大致符合模擬預期。量測上，單邊固定式元件在壓力為 2.5 Pa 的 LDV 量測下，Q 值最高達到 4000 左右；雙邊固定式元件在壓力為 13 Pa 的 LDV 量測下，Q 值最高達到 450 左右。圖 5.1 為比較歷年來微機械結構在不同尺寸下，量測到最高的 Q 值，而藍色圓點為本論文 Q 值最高的元件之落點。另外在變壓力的實驗上，我們量測到 Q 值的變化，由 viscous region 轉向 molecular region 的過渡現象。最後在變功率的量測上，觀察到兩種非線性效應，並以理論加以分析，印證 jump phenomenon。

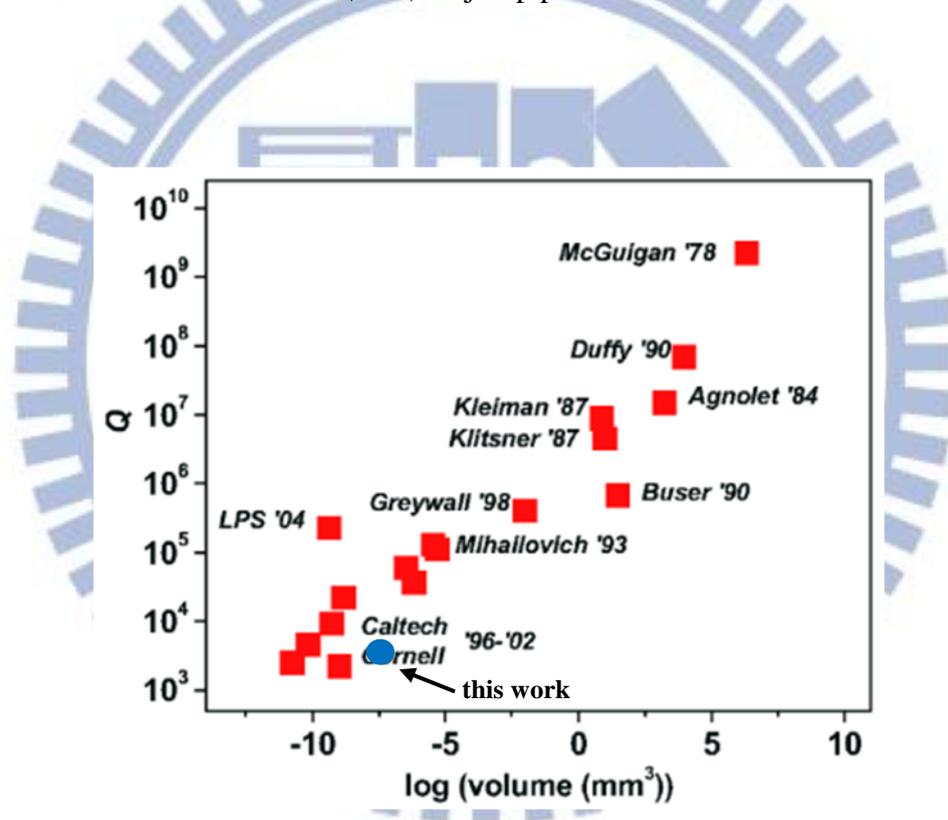


圖 5.1、歷年來微機械結構在不同尺寸下，量測到最高的 Q 值[3]，藍色圓點為本論文 Q 值最好的元件之落點

5.1 自我偵測式量測系統

在 2.3.2 節中，提到在架設自我偵測式量測時遭遇了一些困難，以致無法實現此量測，圖 2.10 我們嘗試架設的電路示意圖，而目前主要的問題在於背景耦合訊號，量測結果如圖 5.2，可以看到量測元件與 dummy 上都有背景波包存在，以致於無法辨認元件的訊號。

我們利用示波器對各部分監控分析，推測背景訊號的根源，應該是輸入進 PZT 的弦波訊號，藉由電路板上的 common ground 耦合進元件端，與 detection 的訊號產生類似 mixer 的效果，再輸出到之後的電路，導致 $\Delta\omega$ 的來源並非全由元件而來，且驅動 PZT 的電壓通常比給元件的大，因此造成訊號上無法解析的結果。之後的改善可能要從電路板作起，必須重新設計以利於訊號上的隔離。

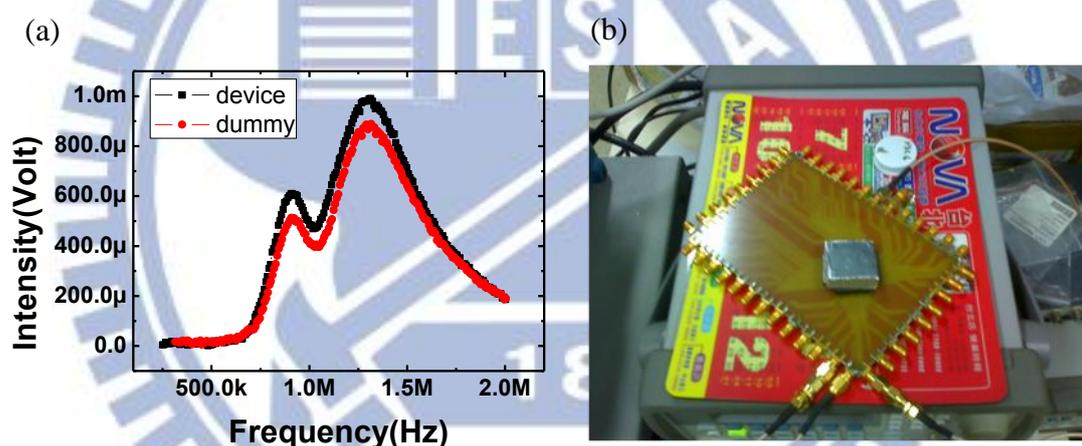


圖 5.2、(a)自我偵測式量測結果，黑線為量測元件，紅線為量測 dummy (b)電路板，元件位於中央的銀色蓋子之下

5.2 未來展望

NEMS 領域在目前的發展上，已看到有許多應用的前景，如生醫感測[34]、氣體偵測[35]等等，希望未來能以現有的基礎，繼續向下微縮元件尺寸至 NEMS 等級，完成自我偵測式的量測系統，進一步實現 NEMS 震盪器，以期在單個甚至是陣列感測器[35]上，有更出色的發展。

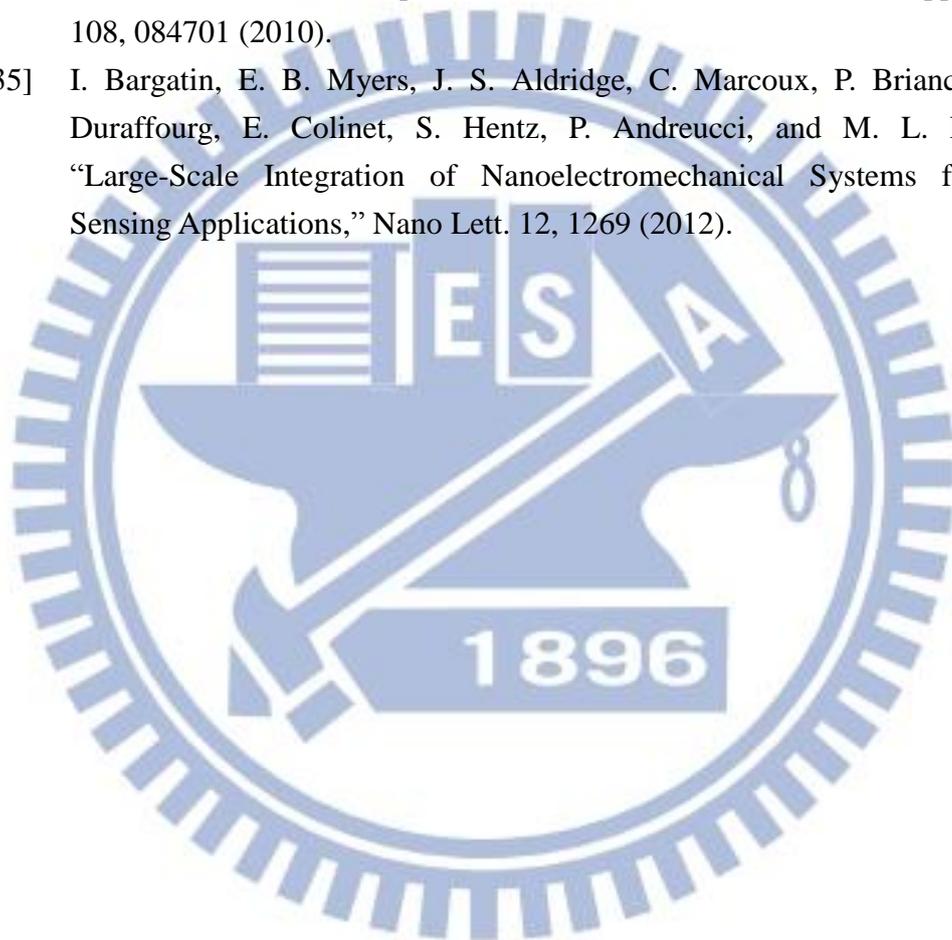
參考文獻

- [1] K. E. Petersen, "Silicon as a Mechanical Material," Proc. IEEE 70, 420 (1982).
- [2] C. Liu, "Foundations of MEMS," Prentice Hall, London (2005).
- [3] K. L. Ekinci and M. L. Roukes, "Nanoelectromechanical Systems," Rev. Sci. Instrum. 76, 061101 (2005).
- [4] X. M. H. Huang, C. A. Zorman, M. Mehregany and M. L. Roukes, "Nanoelectromechanical Systems: Nanodevice Motion at Microwave Frequencies," Nature 421, 496 (2003).
- [5] K. L. Ekinci, Y. T. Yang, X. M. H. Huang, and M. L. Roukes, "Balanced Electronic Detection of Displacement in Nanoelectromechanical Systems," Appl. Phys. Lett. 81, 2253 (2002).
- [6] G. M. Rebeiz, "RF MEMS: Theory, Design, and Technology," John Wiley & Sons, New Jersey (2003).
- [7] T. H. Lee, S. Bhunia, M. Mehregany, "Electromechanical Computing at 500°C with Silicon Carbide," Science 329, 1316 (2010).
- [8] A. N. Cleland and M. L. Roukes, "A Nanometre-scale Mechanical Electrometer," Nature 392, 160 (1998).
- [9] Y. T. Yang, C. Callegari, X. L. Feng, K. L. Ekinci, and M. L. Roukes, "Zeptogram-scale Nanomechanical Mass Sensing," Nano Lett. 6, 583 (2006).
- [10] M. Li, H. X. Tang and M. L. Roukes, "Ultra-sensitive NEMS-based Cantilevers for Sensing, Scanned Probe and Very High-frequency Applications," Nat. Nanotech. 2, 114 (2007).
- [11] H. J. Mamin and D. Rugar, "Sub-attoNewton Force Detection at Millikelvin Temperatures," Appl. Phys. Lett. 79, 3358 (2001).
- [12] D. Rugar¹, R. Budakian¹, H. J. Mamin¹ and B. W. Chui, "Single Spin Detection by Magnetic Resonance Force Microscopy," Nature 430, 329 (2004).
- [13] H. J. Mamin, M. Poggio, C. L. Degen & D. Rugar, "Nuclear Magnetic Resonance Imaging with 90-nm Resolution," Nat. Nanotech. 2, 301 (2007).
- [14] R. G. Knobel and A. N. Cleland, "Nanometre-scale Displacement Sensing Using a Single Electron Transistor," Nature 424, 291 (2003).
- [15] M. D. LaHaye, O. Buu¹, B. Camarota, and K. C. Schwab, "Approaching the Quantum Limit of A Manomechanical Resonator," Science 304, 5667, 74

(2004).

- [16] A. Naik¹, O. Buu¹, M. D. LaHaye, A. D. Armour, A. A. Clerk, M. P. Blencowe and K. C. Schwab, "Cooling a Nanomechanical Resonator with Quantum Back-action," *Nature* 443, 193 (2006).
- [17] S. Timoshenko, D. H. Young, W. Weaver Jr., "Vibration Problems in Engineering, 4th ed.," pp.415-431, Wiley, New York (1974).
- [18] V. Kaajakari, "Practical MEMS: analysis and Design of Microsystems, MEMS Sensors (Accelerometers, Pressure Sensors, Gyroscopes), Sensor Electronics, Actuators, RF MEMS, Optical MEMS, and Microfluidic Systems," *Small Gear* (2009).
- [19] I. Kovacic and M. J. Brennan., "The Duffing Equation: Nonlinear Oscillators and Their Behaviour," First Edition, John Wiley & Sons (2011).
- [20] R. N. Chaudhuri, "Waves and Oscillations," New Age International (2001).
- [21] F. R. Blom, S. Bouwstra, M. Elwenspoek, J. H. J. Fluitman, "Dependence of the Quality Factor of Micromachined Silicon Beam Resonators on Pressure and Geometry," *J. Vac. Sci. Technol. B* 10, 1 (1992).
- [22] S. Schmid and C. Hierold, "Damping Mechanisms of Single-clamped and Prestressed Double-clamped Resonant Polymer Microbeams," *J. Appl. Phys.* 104, 093516 (2008).
- [23] K. Naeli and O. Brand, "Dimensional Considerations in Achieving Large Quality Factors for Resonant Silicon Cantilevers in Air," *J. Appl. Phys.* 105, 014908 (2009).
- [24] J. B. Johnson, "Thermal Agitation of Electricity in Conductors," *Phys. Rev.* 32, 97 (1928).
- [25] H. Nyquist, "Thermal Agitation of Electric Charge in Conductors," *Phys. Rev.* 32, 110 (1928).
- [26] F. N. Hooge, "1/f Noise is No Surface Effect," *Phys. Lett. A* 29, 139 (1969).
- [27] R. L. Parker and A. Krinsky, "Electrical Resistance-Strain Characteristics of Thin Evaporated Metal Films," *J. Appl. Phys.* 34, 2700 (1963).
- [28] H. X. Tang, M. Li and M. L. Roukes, "Metallic Thin Film Piezoresistive Transduction in Micromechanical and Nanomechanical Devices and Its Application in Self-sensing SPM Probes," US Patent, No.US7434476 B2 (2008).
- [29] M. Tortonese, "Atomic Resolution with An Atomic Force Microscope Using Piezoresistive Detection," *Appl. Phys. Lett.* 62, 8 (1993).
- [30] I. Bargatin E. B. Myers, J. Arlett, B. Gudlewski, and M. L. Roukes, "Sensitive Detection of Nanomechanical Motion Using Piezoresistive Signal Downmixing," *Appl. Phys. Lett.* 86, 133109 (2005).

- [31] 張雅屏,「三五族半導體微米捲管及其光電與熱電效應研究」,碩士論文,(2010)。
- [32] ONOSOKKI, Technical Report,
http://www.onosokki.co.jp/English/hp_e/whats_new/SV_rpt/SV_2/sv2.htm
- [33] C. Gui, R. Legtenberg, H.A.C. Tilmans, J.H.J. Fluitman, and M. Elwenspoek, “Nonlinearity and Hysteresis of Resonant Strain Gauges,” J. MEMS, 7, 1 (1998).
- [34] J. L. Arlett and M. L. Roukes, “Ultimate and Practical Limits of Fluid-based Mass Detection with Suspended Microchannel Resonators,” J. Appl. Phys. 108, 084701 (2010).
- [35] I. Bargatin, E. B. Myers, J. S. Aldridge, C. Marcoux, P. Brianceau, L. Duraffourg, E. Colinet, S. Hentz, P. Andreucci, and M. L. Roukes, “Large-Scale Integration of Nanoelectromechanical Systems for Gas Sensing Applications,” Nano Lett. 12, 1269 (2012).



附錄一

樣品編號	mesa 編號	懸臂樑編號	Pressure (Pa)	Resonance freq. (kHz)	Q_{\max}
MC	D	<u>c-1</u>	5.4	1900	1123
		c-3	18	1584	318
MD1	A	d-1	29	2149	241
		<u>d-2</u>	21	1671	447
		d-3	27	761	269
	B	<u>d-1</u>	8.6	2450	415
		d-2	64	1738	506
		d-3	107	1431	500
MD2	A	d-1	15	1618	299
		d-2	30	872	181
		d-3	48	709	61
	B	d-2	60	1500	219
		d-3	30	1977	1108
NMC	A	<u>c-1</u>	2.5	1067	3998
		<u>c-2</u>	33	1711	181
		c-3	40	1369	61
NMD	A	d-1	72	2050	671
		d-3	130	1306	550
	B	d-2	30	1296	295
		<u>d-3</u>	100	1229	1165

加上底線的懸臂樑編號為論文中所討論的元件。

簡歷

姓名：賴博亞 (Bo-Ya Lai)

性別：男

出生年月日：民國 77 年 7 月 24 日

籍貫：台灣彰化縣

學歷：

國立彰化高級中學 (2003.9 - 2006.6)

國立交通大學電子物理學系學士 (2006.9 - 2010.6)

國立交通大學電子工程系碩士 (2010.9 - 2012.9)

碩士論文題目：

微機電元件的製作、模擬與量測

Fabrication, Simulation and Measurement of MEMS Devices