

國立交通大學
機械工程研究所

博士論文

超音波振動於鋁合金成形加工的摩擦效應研究

Frictional Effect on Ultrasonic-Vibration Forming
of Aluminum Alloy

研究生：洪榮崇

指導教授：洪景華 教授

中華民國九十五年六月

超音波振動於鋁合金成形加工的摩擦效應研究

Frictional Effect on Ultrasonic-Vibration Forming
of Aluminum Alloy

研究生：洪榮崇

Student : Jung-Chung Hung

指導教授：洪景華 博士

Advisor : Chinghua Hung



A Dissertation
Submitted to Institute of Mechanical Engineering
College of Engineering
National Chiao Tung University
in partial Fulfillment of the Requirements
for the Degree of
Doctor of Philosophy
in
Mechanical Engineering
June 2006
Hsinchu, Taiwan, Republic of China

中華民國九十五年六月

超音波振動於鋁合金成形加工的摩擦效應研究

研究生：洪榮崇

指導教授：洪景華 博士

國立交通大學機械工程研究所

摘要

本論文之目的在於研究超音波振動於成形加工之摩擦效應。研究中主要以超音波振動抽拉與超音波振動端面壓縮兩種製程，在模具與工件之相對速度兩極端化的加工特性，分析比較超音波振動所產生摩擦機制的影響，進而推論超音波振動對於其他成形加工可能產生的摩擦影響。

論文中研究分為四個主題，包括超音波振動實驗設備設計製作、超音波振動於高溫端面壓縮影響、超音波振動端面壓縮摩擦影響和超音波振動抽拉有限元素分析。研究中，首先利用溫度補償與冷卻系統之設計，克服超音波設備於高溫下實驗之困難點。並利用此設備進行超音波振動高溫端面壓縮實驗，實驗發現超音波振動於常溫或高溫均能有效降低端面壓縮時之成形力量，而降低之成形力亦隨溫度上升而減少。研究中並以端面壓縮製程，探討超音波振動於平行加工方向所產生的摩擦影響。由修正壓縮實驗證實，在無摩擦的效應下，超音波振動仍然能有效降低鋁合金的成形壓縮力。而由環壓縮試驗的結果顯示，超音波振動會造成介面摩擦力增加。同時超音波振動修正壓縮實驗之溫度量測

顯示，超音波振動會造成材料溫度上升。

最後，探討抽拉鋁線時，以超音波振動方向平行和垂直於工件與模具相對速度的效應。利用有限元素模擬分析，分別進行 CD、AUD 與 RUD 之有限元素模擬。由實驗與模擬結果顯示，於 AUD 和 RUD 兩種情況下，當抽拉速度低於一臨界速度時，抽拉力伴隨模具振動週期而變動，且變動振幅隨抽拉速度減少而增加；而 RUD 之臨界抽拉速度高於 AUD。在臨界抽拉速度時，超音波振動作用的摩擦效應將消失。

綜合以上超音波振動端面壓縮與超音波振動抽線的研究，可推論一般成形加工時，超音波振動產生的摩擦效應均與「介面間距變動摩擦效應」及「溫度效應」有關，而此兩種效應對於產生摩擦效應的影響程度，則依成形加工型態而有所不同。本研究已完成超音波振動於成形加工的摩擦影響的定性分析研究，未來將進一步定量分析這些摩擦效應在成形加工的比重程度，以便應用於一般成形製程。

Frictional Effect on Ultrasonic-Vibration Forming of Aluminum Alloy

Student : Jung-Chung Hung

Advisor : Chinghua Hung

Institute of Mechanical Engineering
National Chiao Tung University

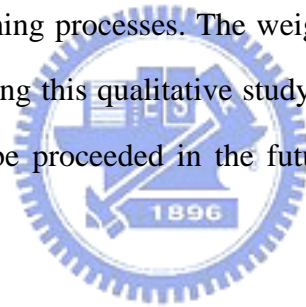
ABSTRACT

The purpose of this dissertation is to investigate the frictional effect of ultrasonic-vibration during forming of aluminum alloy. This study analyses ultrasonic-vibration drawing and ultrasonic-vibration upsetting, which are extreme cases to each other in terms of relative speed between die and workpiece, to explore the frictional effect of superimposing ultrasonic-vibration during forming processes.

The study focuses on four subjects: the set up of an ultrasonic vibration hot upsetting system, the influence of ultrasonic-vibration on hot upsetting, the frictional effect of ultrasonic -vibration during upsetting, and the experiment and simulation of ultrasonic-vibration drawing. In this study, a cooling mechanism was used on an ultrasonic vibration hot upsetting system to overcome high-temperature forming difficulty at the beginning. The effects of ultrasonic-vibration on the upsetting of aluminum alloy was then explored using this system. Results show that the ultrasonic-vibration can significantly reduce the compression force during hot upsetting and the reducing effect of compression force decreases while the temperature increases. Furthermore, upsetting process was used to explore the frictional effect by superimposing an ultrasonic-vibration parallel to the direction of forming. Experimental results of extrapolated compression test also indicate that ultrasonic-vibration can reduce the compressive force when friction is eliminated. The consecutive results of the hot ring compression test and temperature measurements during ultrasonic-vibration on upsetting reveal that increasing temperature by ultrasonic-vibration may reduce the flow stress and increase the interfacial friction.

Finally, The ultrasonic-vibration drawing experiments and finite element analysis were performed for CD, AUD and RUD to explore the relative speed effect of workpiece and die by superimposing ultrasonic-vibration parallel as well as perpendicular to the relative speed. For both AUD and RUD, the drawing force fluctuated with the die vibration when drawing speed was below the critical drawing speed and the fluctuation amplitude tended to increase with the decrease of drawing speed. When drawing speed reaches a critical value, the fluctuation of drawing force disappears. On the other hand, results reveal that the critical drawing speed of RUD is higher than AUD and the frictional effect of ultrasonic-vibration vanishes when the interfacial gap speed is zero.

From above studies we may conclude that the frictional effect induced by ultrasonic-vibration should associate with both the effect of interfacial gap variation and the temperature increase in general forming processes. The weighting of these two effects depends on the type of forming process. Following this qualitative study, quantitative analysis on the frictional effects of ultrasonic-vibration will be proceeded in the future to be applied in practical forming processes.



誌 謝

首先要感謝我的指導教授洪景華博士，在我五年博士研究中不辭辛勞的教誨與指導，不只在研究與論文寫作方面給予發揮空間及指引，同時對我的學習態度及觀念也多所釋疑於由恩師多方面的教導，使我求學期間所遭遇的各項困難得以順利解決。也感謝論文口試審查各位委員的寶貴意見與指正，讓我的論文更臻完美，再次感謝幫至我的諸位師長。

其次要感謝學弟宇中及曾經在精密工程與模擬實驗室一同學習研究的學弟們，感謝你們各方面的幫助與支援。

更要感謝我的太太維真，因為你犧牲奉獻自己的時間與心力來照顧女兒嘉蔚與嘉璟，使我能無後顧之憂，專心研究學習順利完成學業，願與你分享我今後所擁有的一切。

最後，特別要感謝我的父親洪石柱、母親郭瑞連、哥哥洪榮頌、洪鳴賢、妹妹洪玉燕以及家人，由於你們無私的付出與鼓勵支持，使我獲得更好的學習環境與機會。也因為你們的關懷與體諒，讓我得以無後顧之憂完成學業。僅以此論文與這份榮耀獻給數十年來對我付出無限關心的家人。

目 錄

頁次

中文摘要.....	I
英文摘要.....	III
誌謝.....	V
目錄.....	VI
表目錄.....	IX
圖目錄.....	X
符號說明.....	XIII
第一章 緒論.....	1
1.1. 前言.....	1
1.2. 研究動機與目的.....	3
1.3. 文獻回顧.....	5
1.4. 研究方法.....	9
1.5. 論文總覽.....	10
第二章 基本理論.....	14
2.1. 超音波基本理論.....	14
2.1.1. 波動方程式.....	14
2.1.2. 放大器(horn)設計原理.....	16
2.2. 超音波降低塑流應力之機制.....	18
2.3. 超音波降低摩擦力之機制.....	20
2.3.1. 超音波對介面摩擦係數影響.....	20
2.3.2. 超音波振動對摩擦的影響.....	21
第三章 超音波振動實驗設備設計與製造.....	25
3.1. 前言.....	25
3.2. 高溫壓縮設備.....	26
3.3. 加熱與冷卻系統.....	26

3.4. 超音波振動系統.....	27
3.4.1. 超音波頻率產生器.....	28
3.4.2. 超音波換能器.....	29
3.4.3. 換能器與聚能器之模擬設計.....	30
3.4.4. 振幅放大器之模擬設計.....	32
3.5. 放大器之最佳化設計.....	33
3.5.1. 最佳化模型.....	34
3.5.2. 最佳化程序.....	35
3.5.3. 最佳化結果.....	36
第四章 超音波振動於鋁合金高溫端面壓縮之影響.....	49
4.1. 前言.....	49
4.2. 實驗程序.....	50
4.3. 實驗條件.....	50
4.4. 實驗結果與討論.....	51
4.4.1. 超音波振動和溫度於端面壓縮之影響.....	51
4.4.2. 超音波振動和應變速率於端面壓縮之影響.....	53
4.4.3. 超音波振動於高溫端面壓縮之機制.....	54
第五章 超音波振動於端面壓縮之摩擦影響.....	65
5.1. 前言.....	65
5.2. 修正壓縮試驗.....	67
5.2.1. 實驗程序.....	67
5.2.2. 實驗條件.....	68
5.2.3. 實驗結果.....	68
5.3. 高溫環壓縮試驗.....	71
5.3.1. 實驗程序.....	71
5.3.2. 實驗條件.....	71
5.3.3. 實驗結果.....	72

5.3.4. 環壓縮之有限元素模擬.....	73
5.4. 超音波振動於端面壓縮時之溫度量測.....	74
5.5. 結果與討論.....	76
第六章 超音波振動抽拉與有限元素模擬.....	94
6.1. 前言.....	94
6.2. 超音波振動抽拉實驗之結果.....	96
6.3. 有限元素模型.....	97
6.4. 模擬結果與討論.....	98
6.4.1. 抽拉速度與抽拉力之影響.....	98
6.4.2. 實驗結果與模擬結果之比較.....	99
6.4.3. 超音波振動的振幅與抽拉力之關係.....	100
6.4.4. 抽拉線之應力分佈比較.....	101
6.4.5. 超音波振動的振幅與介面間距之關係.....	102
第七章 結論與未來展望.....	121
7.1. 研究主題結論.....	121
7.2. 綜合結論.....	124
7.3. 未來展望.....	126
參考文獻.....	129

表 目 錄

頁次

表 3-1 微電腦伺服控制熱壓機規格表.....	38
表 3-2 換能器各元件之材料性質.....	38
表 3-3 聚能器與放大器之材料性質.....	38
表 4-1 材料與高溫端面壓縮實驗條件.....	56
表 4-2 超音波振動條件.....	56
表 5-1 高溫修正壓縮實驗之材料性質與壓縮條件.....	79
表 5-2 高溫環壓縮實驗之材料性質與壓縮條件.....	79
表 5-3 有限元素分析模擬條件.....	80
表 6-1 有限元素之模擬條件.....	104
表 6-2 材料性質與抽拉條件.....	104
表 6-3 超音波振動條件.....	105



圖 目 錄

頁次

圖 1-1 超音波加工原理示意圖.....	12
圖 1-2 各種形狀的喇叭.....	12
圖 1-3 超音波振動降低塑流應力比較圖.....	13
圖 1-4 振動方向降低摩擦力實驗裝置示意圖.....	13
圖 2-1 固體中一微小元素之作用應力圖.....	23
圖 2-2 非均勻斷面放大器與微小元素自由體圖.....	23
圖 2-3 靜態應力與交變應力的應力重疊效應.....	24
圖 2-4 軸向與徑向超音波振動抽拉示意圖.....	24
圖 3-1 微電腦伺服控制熱壓機實驗設備.....	39
圖 3-2 高溫真空爐實體圖.....	39
圖 3-3 溫度控制器實體圖.....	40
圖 3-4 超音波頻率產生器實體圖.....	40
圖 3-5 超音波壓電陶瓷換能器實體圖.....	40
圖 3-6 換能器與聚能器之模擬網格模型.....	41
圖 3-7 換能器與聚能器之縱向振動模態振幅向量分佈圖.....	41
圖 3-8 換能器與聚能器之模擬分析之振動應力分佈圖.....	42
圖 3-9 聚能器之端面軸向振幅分佈圖.....	42
圖 3-10 換能器與聚能器之實體圖.....	43
圖 3-11 超音波振動頻率與振幅之量測.....	43
圖 3-12 單孔振幅放大器實體圖.....	44
圖 3-13 多孔振幅放大器之縱向振動模態振幅向量分佈圖.....	44
圖 3-14 多孔振幅放大器模擬分析之振動應力分佈圖.....	45
圖 3-15 多孔振幅放大器實體圖.....	45
圖 3-16 振動放大器的最佳化變數模擬模型.....	46
圖 3-17 階級形放大器之單變數最佳化振幅放大因子收斂圖.....	46

圖 3-18 階級形放大器之單變數最佳化設計變數收斂圖.....	46
圖 3-19 階級形放大器之單變數最佳化自然頻率收斂圖.....	47
圖 3-20 階級形放大器之雙變數最佳化振幅放大因子收斂圖.....	47
圖 3-21 階級形放大器之雙變數最佳化設計變數收斂圖.....	47
圖 3-22 階級形放大器理論近似解曲線.....	48
圖 4-1 超音波振動高溫壓縮實驗設備.....	57
圖 4-2 溫度 25°C，CU 與 AUU 之實驗結果圖.....	58
圖 4-3 溫度 100°C，CU 與 AUU 之負荷位移圖.....	58
圖 4-4 溫度 200°C，CU 與 AUU 之負荷位移圖.....	59
圖 4-5 溫度 250°C，CU 與 AUU 之實驗結果圖.....	60
圖 4-6 CU 加熱與 AUU 實驗結果比較圖.....	61
圖 4-7 各溫度下 CU 與 AUU 實驗結果比較圖.....	62
圖 4-8 溫度 25°C，不同速率下 CU 與 AUU 之實驗結果圖.....	63
圖 4-9 溫度 250°C，不同速率 CU 與 AUU 之實驗結果圖.....	63
圖 4-10 CU 在不同速率，壓縮力相差值與位移比較圖.....	64
圖 4-11 AUU 之壓縮力相差值與位移比較圖.....	64
圖 5-1 單軸壓縮試驗試片發生桶狀外形之示意圖.....	81
圖 5-2 CC and AUC 之實驗結果應變- d_0/h_0 關係圖.....	82
圖 5-3 CC 之真應力-應變圖.....	82
圖 5-4 AUC 之真應力-應變圖.....	83
圖 5-5 CC and AUC 於 25°C，無摩擦條件之應力-應變曲線.....	83
圖 5-6 CC、HCC and AUC 之試片實驗結果實體圖.....	84
圖 5-7 HCC 與 AUC 於 25°C，無摩擦條件應力-應變曲線比較圖.....	85
圖 5-8 CRC and AURC 於 25°C 之實驗摩擦校準曲線.....	86
圖 5-9 CRC 於 25°C、150°C 和 200°C 之實驗摩擦校準曲線.....	86
圖 5-10 CRC、HRC 和 AURC 之試片實驗結果實體圖.....	87
圖 5-11 CRC、HRC 和 AURC 之試片實驗結果實體橫剖面圖.....	88

圖 5-12 AURC 於 25 °C, CRC 於 150 和 200 °C 實驗摩擦校準曲線...	89
圖 5-13 環壓縮試驗之 FEM 分析軸對稱模擬模型.....	89
圖 5-14 溫度 25 °C 時, FEM 模擬分析與實驗之摩擦校準曲線圖...	90
圖 5-15 FEM 模擬與 CRC 於溫度 200 °C 實驗之摩擦校準曲線圖....	90
圖 5-16 超音波振動於端面壓縮之溫度量測實驗.....	91
圖 5-17 AUC 之溫度量測結果.....	93
圖 6-1 AUD 與 RUD 之超音波振動線材抽拉成形示意圖.....	106
圖 6-2 CD、AUD 和 RUD 實驗結果之抽拉速度和抽拉力關係圖....	106
圖 6-3 超音波振動抽拉之 FEM 模擬分析模型.....	107
圖 6-4 抽拉線材料塑性性質.....	107
圖 6-5 CD 在不同抽拉速度之抽拉力模擬結果圖.....	108
圖 6-6 AUD 於振幅 1 μ m, 以不同抽拉速度之抽拉力模擬結果圖...	110
圖 6-7 RUD 於振幅 1 μ m, 以不同抽拉速度之抽拉力模擬結果圖...	111
圖 6-8 CD、AUD 和 RUD 之抽拉速度和抽拉力關係圖 (振幅 1 μ m, FEM 模擬結果)	112
圖 6-9 AUD 於振幅 10 μ m, 以不同抽拉速度之抽拉力模擬結果圖...	113
圖 6-10 RUD 於振幅 10 μ m, 以不同抽拉速度之抽拉力模擬結果圖.	114
圖 6-11 CD、AUD 和 RUD 之抽拉速度和抽拉力關係圖 (振幅 10 μ m, FEM 模擬的結果)	115
圖 6-12 CD、AUD 和 RUD 抽拉時, 線材內之 Von Mises 應力分佈圖 (抽拉速度 300 mm/s、振幅為 10 μ m).....	116
圖 6-13 RUD 於振幅 1 μ m、不同抽拉速度之線材應力分佈圖.....	119
圖 6-14 振幅 10 μ m、抽拉速度 30 mm/s, RUD 之線材應力分佈圖.	120

符 號 說 明

λ	：	拉梅 (Lamé) 常數
G	：	剛性模數
ρ	：	材料密度
u, v, w	：	x, y, z 方向位移
c_l	：	縱向波傳遞速度
c_t	：	橫向波傳遞速度
ν	：	浦松比
$\sigma(x, t)$	：	x 方向音波應力函數
$u(x, t)$	：	x 方向位移函數
$A(x)$	：	x 方向橫截面積函數
E	：	彈性模數
$u(x)$	：	位移振幅的分佈函數
ω	：	角速度($2\pi f$)
f	：	振動頻率
β^2	：	放大器之主要統御方程式
m_1	：	物體質量
ξ	：	振動振幅
V_{rel}	：	物體初速度與表面質點振動速度相對速度
F_{fr}	：	摩擦力
K_{frc}	：	摩擦係數
\dot{x}	：	物體移動速度
\ddot{x}	：	物體移動加速度
$\dot{\xi}$	：	表面質點振動速度
$\omega\xi_0$	：	物體初速
t_i	：	時間變數
Δ_i	：	振動週期內， $V_{rel} < 0$ 時的持續時間
ν_0	：	差排自然頻率
Q	：	差排脫離能障高度
P	：	差排脫離能障高度為 Q 之束縛的機率

K	:	波次曼常數(Boltzmann's constant)
T	:	絕對溫度
ν_R	:	鬆弛頻率
σ_y	:	材料降服應力
σ_a	:	平面縱向彈性波最大應力振幅
M	:	振幅放大因子
U_{in}	:	輸入端面上軸向的相對振動位移量
U_{out}	:	輸出端面上軸向的相對振動位移量
F	:	振幅放大器最佳化設計之目標函數
G_1	:	振幅放大器最佳化設計第一個限制函數
f_v	:	振幅放大器最佳化設計模擬之自然頻率
$X1$ 、 $X2$:	振幅放大器最佳化設計變數
F_d	:	不同真應變速率壓縮力差值
R	:	壓縮率
$\dot{\epsilon}$:	真應變速率
d_0/h_0	:	試片直徑與高度比
m	:	剪摩擦因子
d_w	:	抽拉線材的直徑
V_c	:	臨界抽拉速度
α	:	模具半模角
σ	:	抽拉應力
V_d	:	抽拉速度
μ	:	庫倫摩擦係數
L	:	抽拉線材長度

第一章 緒論

1.1. 前言

技術發展，在於因應新工程上要求與新材料應用而進步。新的工程要求，如 3C 產品機殼、IC 封裝用超細線、玻璃骨架用線的製程；新材料，如鈦合金、鎂合金、金屬間化合物等，這些新應用與新材料通常難以加工成形，發展新的製程克服這些難加工成形問題是需要的。超音波加工即是這些有潛力的新製程中，值得開發的一個課題。

超音波振動加工乃利用頻率產生器內部的振盪電路產生超音波頻率信號，此振盪信號經換能器將電能轉換為機械能，以產生超音波頻率的機械振動。最後利用聚能器與放大器將機械振動的振幅放大，以增加工具加工端的振幅輸出，提升加工效率，如圖 1-1 所示。一般超音波能量於工業上的應用有：超音波切削、超音波研磨、超音波熔接、超音波洗淨等應用。隨著電子技術的發展與應用，超音波震盪器元件的壓電陶瓷及肥粒鐵磁應變材料出現，使得超音波振動設備的輸出功率獲得相當大的提升。

最近幾年，由於高功率超音波振動設備產生，使得超音波振動成形加工展現出很大的潛力，此新的製程正在發展克服一些難加工問題。如日本所開發高密度 IC 封裝用之超細銅導線，其線徑可達 $15\ \mu\text{m}$ 以下，即利用超音波振動抽拉加工技術製造。而歐美日各國之相關研究機構

正積極針對超音波振動於成形加工的應用進行研究，嘗試發展克服一些難加工成形問題，使得超音波加工技術應用範圍將愈來愈廣。雖然目前已有不少具實效之實驗結果，且為工業界所採用的應用實例亦甚多，但就其超音波振動所產生效應的理論基礎而言，尚存在不少未能徹底瞭解之機制。

超音波振動成形加工與傳統成形加工之不同，在於前者成形期間，將超音波振動能量作用於成形模具或工件上，經由模具對工件進行成形加工之複合成形。由於超音波振動於成形加工成形時會產生一些效應，如摩擦力的降低、材料溫度升高、材料塑流應力降低的效應及成形回彈量的降低現象，使得材料其成形性獲得提高。因此，超音波振動成形加工能有效降低成形應力，達成傳統成形加工無法達到之加工成形界限，所以超音波於成形成形之複合加工技術已經逐漸受到重視。

隨著 3C 產品之應用與消費者需求下，產品將朝輕、薄、短、小與高級精緻化方向發展。由於金屬機殼具有特殊且高級的質感，且具高散熱性、防電磁波、耐衝擊與高強度等優點，金屬機殼逐漸獲得青睞。目前 3C 產品機殼成形以壓鑄為主，但壓鑄仍有許多無法克服的缺點。而板金沖壓雖具有較佳機械性質、表面精緻、生產速度快、良率高與強度高等優點，但對於 3C 產品機殼內凸起的螺絲孔 (Boss) 和肋 (Ribs) 則無法成形。雖可採用沖鍛成形技術，將螺絲孔與肋之形狀擠製成形，但沖鍛

時所需之成形力相當大，降低模具壽命。而超音波振動成形具有降低成形應力之特性，所以超音波振動沖鍛成形將成為 3C 產品機殼之成形的重大技術。

1.2. 研究動機與目的

如上所述，超音波振動成形加工成形時會降低摩擦力、降低塑流應力及能有效達成傳統成形加工無法達到之加工成形界限，所以目前國外針對超音波振動成形加工之相關研究，如超音波振動抽拉成形、超音波振動彎曲成形、超音波引伸成形等領域，均有相關研究機構進行研究。但由現有相關研究文獻發現，這些研究多半探討超音波振動對於單一成形製程產生的影響，未能有系統針對超音波振動於不同成形加工製程時，其產生機制的影響進行分析比較研究。同時也侷限於常溫成形加工之研究，欠缺對於高溫下超音波振動成形行為之探討。所以，整體性探討超音波振動所產生的效應，提供超音波振動於不同成形加工製程時，各效應所產生影響的評估準則，實有其重要性。此外，探討超音波振動成形加工於高溫環境下的成形行為，亦有其必要性。

目前國內學術界、工業界在超音波應用均侷限於超音波檢測、銲接、鑽孔等方面之研究應用，至於超音波振動成形加工之相關技術研究則甚少相關機構進行研究開發，同時，若欲對超音波振動於成形加工成形領

域進行研究，則由於目前並無商業化的超音波振動成形實驗設備，所以超音波振動成形實驗設備之設計開發亦有其必要性。

因此本論文首先將針對超音波振動頻率產生器、陶瓷壓電振動換能器、振幅放大器及振動成形模具設計規劃，並利用有限元素模擬分析輔助設計，建立振幅放大器設計之模擬模型，達成振幅放大器之設計製作及模具之振動模式，並利用冷卻系統克服超音波設備於高溫下運作之困難點，開發完成一套超音波振動高溫壓縮成形之實驗設備。藉由開發完成之實驗設備，進行超音波振動壓縮成形之相關研究與應用。

模具與工件間之摩擦力，對金屬成形過程的影響很重要。而模具與工件之相對速度，則會影響超音波振動於塑性加工產生的摩擦效應。由於抽拉與壓縮成形時，其模具與工件之相對速度條件差異相當大。且當施加超音波振動時，則會分別產生兩種極端不同的效應，因此將其視為超音波振動塑性成形製程中兩極端化的加工。所以，研究中主要以超音波振動抽拉與端面壓縮製程來探討超音波振動於成形加工所產生的摩擦影響。藉由這兩種不同的效應，分析比較模具與工件之相對速度對超音波振動所產生機制的影響。

由於超音波振動產生的機制在高速發生，很難經由傳統實驗瞭解超音波振動改善的機制。因此研究中，亦嘗試利用有限元素模擬分析，進行超音波振動抽拉成形模擬，嘗試去瞭解超音波振動成形改善的機制，

克服實驗量測之困難點。同時，以不同的製程參數進行控制變數模擬，觀察其交互間的影響及對成形力與製成品的影響，找出適當製程參數；再利用實驗結果來驗證模擬結果，建立有效之模擬模型，藉此建立超音波振動成形加工之關鍵成形技術。

1.3. 文獻回顧

將超音波振動能量應用於金屬之塑性行為研究，最早由 Blaha 與 Langenecke【1】所提出，他們對單晶鋅試片進行拉伸試驗時，附加一超音波振動於負荷上，實驗結果發現超音波振動作用時，材料之降伏應力會產生降低現象，如圖 1-3 所示。且金屬在塑性成形時，其材料塑流應力大為減少，此現象稱為 Blaha effect。後來 Langenecke【2】又針對鋁、銅、鋼等多晶材料進行超音波在金屬變形特性的影響，實驗證明超音波振動能量增加，材料塑流應力隨之降低，且認為以差排理論與機械波動理論無法合理去解釋超音波應力波與差排之互相影響，因此他只針對實驗結果現象作一些描述與預測。對於降低塑流應力的原因，Nevill【3】不認同 Kempe 等人所提出的差排吸收振動能量的三種可能機制假設：(1) 共振機制 (2) 鬆弛機制 (3) 遲滯機制。認為塑流應力降低是由於靜態應力和交變應力交互作用產生，因此提出應力重疊機制之假設。所以 Blaha effect 之機制至今尚未有普為接受之理論解釋。

Pohlman【4】則是最早進行超音波振動對於摩擦力影響之研究，利

用如同唱針於唱片之旋轉台裝置，測試超音波對摩擦力之影響。如圖 1-4 所示，將一個球放置於迴轉平板以不同方向施加超音波振動，實驗得到當振動體的接觸面在振動方向與摩擦力方向平行，且在最大振幅時，降低之摩擦力最大。Siegert【5】則對超音波振動作用下，金屬成形摩擦的可能影響及成形部份之表面品質改善進行研究。由實驗結果，認為振幅與抽拉速度為降低摩擦力主要影響參數，對於表面粗度的改善，同樣受抽拉速度及振幅之影響。Lucas【6】則利用振動的適應性與靈敏度分析技術去評估模具超音波模態，進行超音波振動模具改良設計。

目前應用超音波振動於成形加工之研究，在抽拉成形加工方面，Severdenko【7-8】將超音波振動應用於鈦、鎳合金、不銹鋼之線材抽拉與超音波徑向振動對抽拉模具幾何形狀影響之研究，研究發現超音波振動所需的抽拉力減少，其原因並非只有摩擦力降低所導致，尚有塑流應力的降低。而超音波振動作用時，模具角半徑小時，提高的極限抽拉比較大。Siegert【9】將超音波振動應用於線材抽拉成形之研究，研究中以徑向超音波振動方式探討抽拉速度及振幅對於抽拉應力之影響，實驗證明由於超音波振動的作用使得抽拉力減少、抽拉速度可較傳統抽拉快，因此適當控制抽拉力、振幅及抽拉速度，可以達到傳統抽拉成形無法達到之材料成形界限。Murakawa【10-11】同樣對超音波振動於線材抽拉成形進行研究，分別對傳統抽拉（convention drawing, CD）、軸向超音波振

動抽拉 (axial ultrasonic-vibration drawing, AUD) 及徑向超音波振動抽拉 (radial ultrasonic-vibration drawing, RUD) 實驗比較，藉由不同潤滑劑、振幅探討工件之表面條件及抽拉力來評估潤滑劑的選用，及CD、AUD和RUD其頻率、振幅與臨界抽拉速度之關係。超音波置於金屬塑性成形時，材料變形之阻力大為降低，而成品之品質與精度均相對提高。Hayashi【12】提出一新的超音波振動線材抽拉成形方法，利用兩個分裂模具，分別施加超音波振動進行圓形與方形線材抽拉成形，實驗結果得到經由此方法抽拉成形的線材表面不會產生氧化層，其表面性質完整且形狀精密度高。

在板材彎曲成形方面，Tsuji【13-14】將超音波振動應用於金屬板彎曲成形，研究中以V形彎曲振動模具對金屬板進行彎曲實驗，實驗發現當靜壓力相同下，超音波之振幅增加其金屬板可彎曲角度隨之增加，且金屬板之回彈角度減少。另外也對超音波振動於彎曲成形時之加工硬化、彎曲表面粗糙度及曲率半徑影響之研究，並證明超音波振動下，使加工硬化、彎曲表面粗糙度降低而彎曲部份之曲率半徑增加。在深引伸成形方面，Jimma【15】將超音波振動應用於軸對稱之板材深引伸，研究中在超音波振動作用下，可使304不銹鋼之極限引伸比 (LDR) 由2.38增加至2.77，超越了沒有摩擦之理想模具深引伸時，極限引伸比 (LDR) 為2.7之理論值的界限。而造成LDR的提高原因，乃由於超音波振動使得摩擦減少及塑流應力降低 (Blaug effect)。Buckley【16】將超音波振動應用

於管材抽拉，研究中分別設計超音波振動作用於模具與心軸兩種不同超音波振動管材抽拉設備，同時以實驗比較其抽拉速率，評估設備的可用性。Jin【17】則將超音波振動應用於管材抽拉、引伸成形，研究中對不同潤滑劑在徑向振動作用時之影響，並對超音波振動在極限壁厚減縮比間影響、成形精度和表面粗糙度進行探討，驗證在超音波振動下，極限壁厚減縮比、成形精度、提高，且表面粗糙度降低。

而運用有限元素法對超音波振動於成形加工之模擬分析方面，則有Petruzelka【18】利用VISIOPLAST這套軟體對超音波振動於管材抽拉成形進行模擬分析，研究中以心軸位置在縱向超音波振動波形之固定振動回路振動節點、反節點及非節點位置，分析抽拉期間傳統與有超音波振動其材料流動率、變形率、變形、應力及塑性力分佈改變較大之區域。Jin【19】則利用DEFORM-2D和DEFORM-3D對超音波振動線材抽拉成形進行模擬分析，研究中以徑向超音波振動抽拉（RUD）及軸向超音波振動抽拉（AUD）模擬分析，模擬結果其抽拉力和加工硬化的減少、抽拉線內部之應力與應變分佈均與實驗值接近。

另一方面，Huang【20】在端面壓縮試驗中，將超音波振動以同軸方向作用在成形模具上，並以塑性黏土替代高溫金屬進行實驗，模擬金屬於高溫下超音波振動成形行為，實驗結果證實材料成形應力明顯降低，並推測其原因為應力疊置以及超音波作用的介面溫度上升，使摩擦係數

改變，進而降低介面摩擦力。

1.4. 研究方法

模具與工件間之摩擦力，對金屬成形過程的影響很重要。而模具與工件之相對速度，則會影響超音波振動於塑性加工產生的摩擦效應。由於抽拉與壓縮成形時，其模具與工件之相對速度條件不同，分別為塑性成形製程中兩極端化的加工。所以，研究中主要以超音波振動抽拉與端面壓縮製程，探討超音波振動於成形加工所產生的摩擦影響。

本研究分為四個階段進行，首先進行超音波振動高溫成形實驗設備之設計開發，利用有限元素模擬分析輔助設計，建立振幅放大器之設計模型，達成振幅放大器之設計製作及模具之振動模式，開發完成一套超音波振動高溫成形之實驗設備，並利用冷卻系統克服超音波設備於高溫下運作之困難點。第二階段則藉此實驗設備建立金屬於超音波振動之材料塑性成形特性及對這些效應進行基礎研究的探討，進行超音波振動高溫端面壓縮實驗，探討超音波振動對鋁合金於端面壓縮實驗影響與在不同溫度、應變速率之間的關係，嘗試建立高溫金屬在超音波振動下材料之塑性特性研究及進行可能機制的探討。第三階段則針對超音波振動端面壓縮之摩擦影響進行研究，利用修正壓縮試驗法，排除端面摩擦之效應。探討超音波振動壓縮在無摩擦的效應下，超音波振動對成形壓縮力的影響。進一步利用環壓縮試驗，以實驗合併模擬探討超音波振動對介

面摩擦因子的影響。研究最後，在超音波振動抽拉之研究，則與日本工業大學進行國際學術合作。由日本工業大學協助分別進行傳統抽拉、軸向超音波振動抽拉與徑向超音波振動抽拉實驗，取得抽拉速度與抽拉力兩者之間關係的資料。由於超音波振動產生改善機制的現象在高速發生，很難經由傳統實驗瞭解抽拉特性改善的機制。因此，由本實驗室負責利用有限元素之模擬分析，分別進行 CD、AUD 與 RUD 之有限元素模擬，嘗試去瞭解超音波振動成形改善的機制，克服實驗量測之困難點。同時，以不同的抽拉速度與振幅進行控制變數模擬，觀察其交互間的影響及對成形力的影響；利用實驗結果來驗證模擬結果，建立有效之模擬模型，進一步分析比較模具與工件之相對速度對超音波振動抽拉成形所產生機制的影響。

1.5. 論文總覽

本論文計畫書共分七章，其中第一章為緒論，主要介紹超音波振動加工時的基本特性與應用，並敘述本文的研究動機與目的及研究方法與步驟。第二章為超音波之基本理論及設計原理的介紹，並針對超音波成形加工時，其降低摩擦力之機制與降低塑流應力之機制加以說明。第三章則介紹超音波振動實驗之設備，其中針對聚能器與放大器進行有限元素模擬與最佳化設計。並進一步對超音波振動實驗設備之設計與製作過程加以敘述。第四章則針對鋁合金進行超音波高溫端面壓縮實驗，探討

超音波振動對鋁合金高溫端面壓縮所產生影響。第五章則為針對鋁合金進行超音波修正壓縮與超音波環壓縮試驗，探討超音波振動於端面壓縮所產生的摩擦影響。第六章為超音波振動抽拉成形之研究，利用超音波振動抽拉之有限元素模擬分析，以不同的製程參數進行控制變數模擬，嘗試去瞭解超音波振動成形改善的機制。利用實驗結果來驗證模擬結果，建立有效之模擬模型。第七章則為結論與未來展望，整合本論文所做之研究進行討論，且針對未來研究方向提出建議。



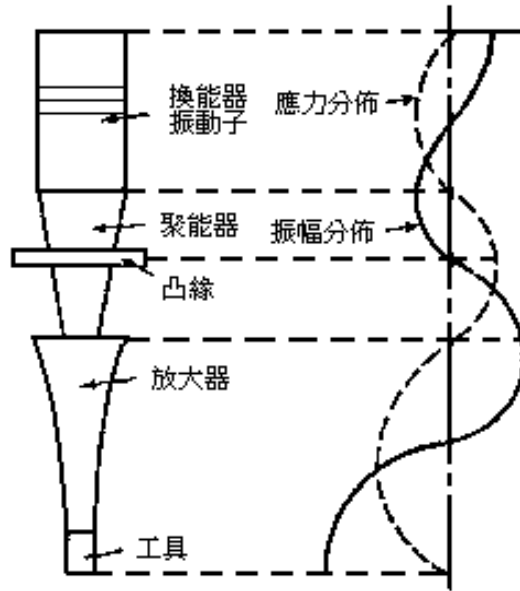


圖 1-1 超音波加工原理示意圖



圖 1-2 各種形狀的喇叭

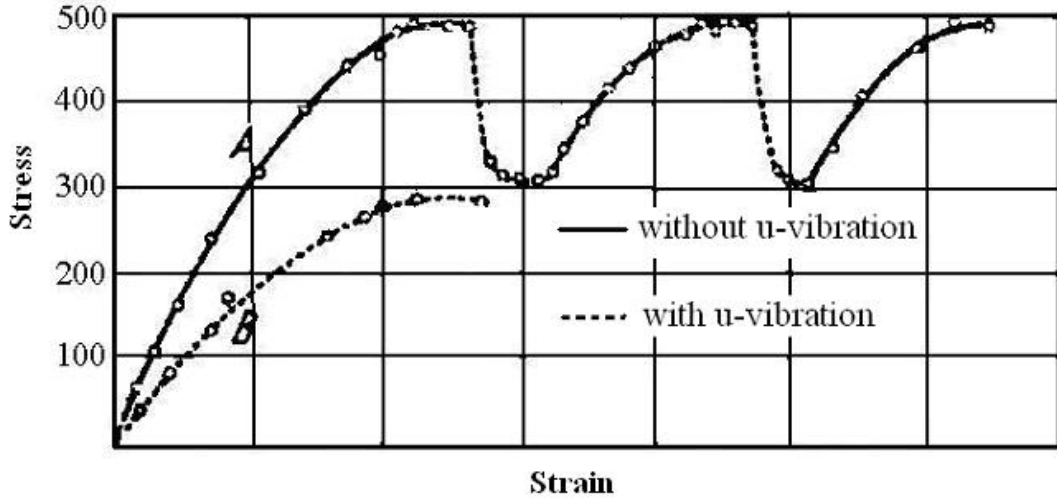


圖 1-3 超音波振動降低塑流應力比較圖【1】

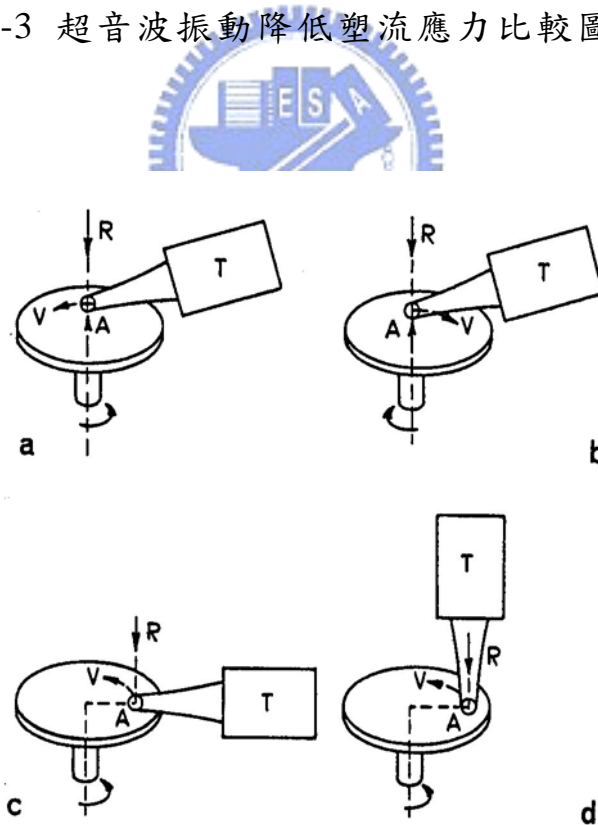


圖 1-4 振動方向降低摩擦力實驗裝置示意圖【4】

第二章 基本理論

2.1. 超音波基本理論

音波乃指藉由具有彈性與慣性的介質，透過其傳遞分子運動的波動，一般將頻率為 20 kHz 以上的音波稱為超音波。超音波的傳遞方式有縱波、橫波、表面波與彎曲波等型態。依應用而言，強力超音波均採用縱向波（又稱壓縮波），其媒質粒子的振動方向與波的進行方向一致。因藉由介質的振動將能量傳遞，而介質無非線性變形發生，所以屬於彈性力學範圍。其相關理論有波動方程式、質點位移、音響應力與音波能量。

2.1.1. 波動方程式

超音波可視為一種彈性波，可由彈性力學導出超音波於固體中其質點運動方程式，考慮固體中一微小元素，作用於元素之應力如圖 2-1。若僅考慮 x 方向，由 Navier 方程式得假設力平衡方程式為【21】

$$\begin{aligned} & (\lambda + 2G) \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + G \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + G \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} + (\lambda + G) \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} + (\lambda + G) \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial z} \\ & = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \end{aligned} \quad (2.1)$$

其中

λ, G ：為 Lamé 常數

ρ ：為未應變前固體密度

u, v, w ：分別為 x, y, z 方向位移

假設為一維問題，由 x 方向簡化，所以 y 與 z 方向無位移，則 $v = w = 0$ ，(2.1)式可簡化為：

$$(\lambda + 2G)\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + G\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + G\frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = \rho\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (2.2)$$

(2.2)式可推導出以下兩種形式的波動方程式：

(a) u 為 x, t 之函數時，為縱向波動方程式。

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \left(\frac{\lambda + 2G}{\rho} \right) \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (2.3.a)$$

其波的傳遞速度為

$$c_l = \sqrt{\frac{\lambda + 2G}{\rho}} \quad (2.3.b)$$

(b) u 為 t, y 或 z 之函數時，為橫向波（或剪力波）方程式。

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \left(\frac{G}{\rho} \right) \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \quad (2.4.a)$$

其波的傳遞速度為

$$c_t = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (2.4.b)$$

將 Lamé 常數 λ, μ 以彈性模數 E 與蒲松比 ν 表示，由 $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$ 、

$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}$ ，縱向波速與橫向波速則可分別改為：

$$c_l = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad , \quad c_t = \sqrt{\frac{E}{\rho(1+\nu)}} \quad (2.5)$$

2.1.2. 放大器(Horn)設計原理

放大器之主要功能在於將縱向波的振幅藉由共振效應放大，超音波於放大器中，藉由材料的彈性特性，以應力波的方式傳遞。假設放大器為等向均質材料，考慮放大器內一小段的 X 方向之應力關係，如圖 2-2 所示。由牛頓第二運動定律可得運動方程式【22】：

$$\left(\sigma_x + \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} dx\right) \left(A + \frac{\partial A}{\partial x} dx\right) - \sigma_x A = \frac{1}{2} \rho \left[A + \left(A + \frac{dA}{dx} dx\right)\right] dx \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (2.6)$$

其中

$\sigma(x,t)$: 表示應力

$u(x,t)$: 表示位移

$A(x)$: 表示橫截面積

ρ : 表示放大器材料密度



若將上式中高次項 dx^2 忽略不計，則可簡化為

$$A \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \sigma_x \frac{dA}{dx} = \rho A \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (2.7)$$

假設振動變形在材料彈性限內，若僅考慮單一 x 方向，由虎克定律知應力與應變為線性關係 $\sigma_x = E \varepsilon = E \frac{\partial u}{\partial x}$ ，所以(2.15)式可化為

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{1}{A} \frac{dA}{dx} \frac{\partial u}{\partial x} = \frac{1}{c_l^2} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (2.8)$$

其中

$c_l = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$ ：表示波速，E 為楊氏模數

假設初始振動波為一正弦波，其波形函數為

$$u(x, t) = u(x)e^{i\omega t} \quad (2.9)$$

其中

$u(x)$ ：表示位移振幅的分佈函數

ω ：為角速度($2\pi f$)

f ：表示振動頻率

代入 2.16 式化簡得

$$\frac{d^2 u}{dx^2} + \frac{1}{A} \frac{dA}{dx} \frac{du}{dx} + \beta^2 u = 0 \quad (2.10)$$

其中 $\beta^2 = \frac{\omega^2}{c_l^2}$ ，上式即為放大器之主要統御方程式 (governing equation)。

由一次微分項 $\frac{du}{dx}$ 之係數 $\frac{1}{A(x)} \frac{dA(x)}{dx}$ 為橫截面積函數，因此放大器之橫截面積變化將決定放大器的放大率。然而通常具有可變係數的二次微分方程式，且又需滿足共振的邊界條件之微分方程式，可以得到解析解者相當少，所以在設計放大器時，一般均採用試誤法或經驗公式，求得放大器的尺寸。

2.2. 超音波降低塑流應力之機制

當金屬塑性變形期間施加一超音波振動，會降低材料其靜塑流應力。此現象由 Blaha 和 Langenecker 所發現，其對鋅單晶進行拉伸試驗，同時施加一頻率為 800kHz 之超音波振動，實驗結果塑流應降低約 40%。依文獻，超音波振動可能產生機制有，(1) 降低材料變形流動應力，(2) 摩擦力降低，(3) 溫度上升。在降低材料塑流應力之原因，Kempe 等人認為可能為差排與施加的振動相互作用，而提出差排吸收振動能量的三種可能機制假設：(1) 共振機制，(2) 鬆弛機制，(3) 遲滯機制。

Nevill 等則不認同 Kempe 等人所提出的三種差排吸收振動能量的機制，其理由為：

(1) 共振機構之假設：差排因共振吸收能量而克服能障，降低塑流應力。由於目前研究的超音波振動之頻率區間在 15~800kHz。而一般差排環的自然頻率約為 100 MHz【23】，此頻率與工作頻率之頻域相差甚遠，因差排與施加振動產生共振效應而降低塑流應力之貢獻甚小，所以共振機構應非降低塑流應力的主要原因。

(2) 鬆弛機構之假設：差排因吸收外加週期應力的能量，而使差排脫離束縛能障。假如差排在其自然頻率 ν_0 振動，則有些

可使差排脫離能障高度為 Q 之束縛的機率。這機率是由於熱活化能所導致。其關係式如下：

$$P = e^{-Q/KT} \quad (2.28)$$

其中

K ：波次曼常數(Boltzmann's constant)

T ：絕對溫度

所以單位時間能成功脫離的總次數或鬆弛頻率，其關係式為

$$\nu_R = \nu_0 e^{-Q/KT} \quad (2.29)$$

若以鬆弛模式的變化，解釋因振動作用而降低降伏強度，必須存在一鬆弛頻率頻譜特性。但由實驗結果證明與頻率無關，所以鬆弛機構亦不能解釋降低塑流應力之原因。

(3) 遲滯機制之假設：因材料吸收振動能量之內摩擦效應，此與差排由外加的週期應力吸收能量之機制不同，這吸收能量機制不適合解釋降伏強度降低之原因。

Nevill 等認為降伏強度之降低與超音波產生之交變應力有關，而提出靜態應力與交變應力的應力重疊效應之假設。假設材料產生降伏的最小應力為 σ_y ，當試片上單軸靜應力為 σ ，若疊加一交變應力其最大應力振幅為 σ_a 的超音波振動，所以當 $\sigma + \sigma_a < \sigma_y$ 時，材料試片不會發生降伏。反之若 $\sigma + \sigma_a > \sigma_y$ 時，則在應力振動週

期中，部分時段將使試片所受總應力超過產生塑性變形所需的應力而降伏，因此材料的所需降伏應力降低，如圖 2-3 所示。

由微觀的觀點，當交替應力達到夠大時，差排將克服能障而移動，進而產生塑性變形，而當交替應力只降低至新的能障前，差排不會回到起始位置。由於週期應力作用，再次活化差排，使差排起始移動的方向產生更多塑性變形。所以 Nevill 認為 Blaha 之效應可以應力重疊解釋其現象。

2.3. 超音波降低摩擦力之機制

成形加工時施加超音波振動，會降低成形加工應力，許多相關研究推論，將降低成形應力原因歸於成形時摩擦力的降低。先前已提到 Pohlman 由實驗發現振動方向與摩擦力平行且振動質點速度大於接觸速度時，降低摩擦力效應最為顯著。Mitskevich【24】首先提出超音波振動降低摩擦力的理論模型。Mikhenlman【25】則於一平面施加超音波，觀察物體在此平面的運動摩擦係數變化情形，認為由於表面溫度上升使得介面之摩擦係數改變。因此造成摩擦力改變原因，依推論應由於超音波振動造成摩擦係數的改變與模具與工件之介面間距的改變兩大類。

2.3.1. 超音波對介面摩擦係數影響

一般改變介面摩擦係數的情況有：(1) 介面加入潤滑液。(2) 介

面潤滑液的活性化。(3) 接觸介面局部軟化或熔解。其中加入潤滑液與潤滑液活性化兩種情況，與超音波振動無相關性，所以不予討論。

Rudkins【26】以高溫環壓縮實驗，觀察高溫下摩擦係數變化，實驗證明摩擦係數隨溫度增加而增加。因此可推論由於超音波振動作用，有可能使接觸表面產生高速摩擦，造成接觸表面溫度局部升高。以致於接觸表面局部軟化而改變介面摩擦係數。

2.3.2. 超音波振動對摩擦的影響

另一類超音波振動影響摩擦的機制與模具與工件之介面間距改變有關。Murakawa【11】曾分析於抽拉成形時，施加軸向與徑向超音波振動於模具上，探討超音波振動對於摩擦機制的影響，如圖 2-4 所示。在分析過程中，Murakawa 等人假設抽拉線的材料性質為剛塑性，因此抽拉過程中抽拉線材沒有彈性發生。所以當超音波振動在抽拉方向的振動速度高於抽拉速度，無論軸向超音波振動抽拉或徑向超音波振動抽拉時，每一振動週期，模具與工件之間會產生分離的情形，使模具與工件介面間產生間距，因此降低了整體摩擦力。此間距會隨模具與工件的相對速度與模具振幅而改變。

由於徑向超音波振動抽拉時，超音波振動方向與抽拉方向垂直，且受模具半模角的影響，所以超音波振動造成模具與工件介面間距的變動相較軸向超音波振動抽拉為大，相對的其降低摩擦力的效應也較

大。此外，兩種超音波振動抽拉均存在一臨界抽拉速度，在此速度時，完整的振動週期中，模具與工件間的無介面間距發生，所以其降低摩擦力的效應將消失。為方便後續研究討論，在此先行定義本節所推導出，因超音波振動產生模具與工件介面間距變動所造成的摩擦力改變，稱之為「介面間距變動摩擦效應」。此效應由介面間距變動造成，摩擦係數並無改變。

由於超音波振動作用於成形加工時，會產生摩擦力改變、材料塑流應力降低、材料之物理與機械性質變化、及材料溫度上升等現象。而且這些物理現象，在超音波振動作用於不同的成形加工製程時，各機制的影響程度也不同，至今尚未獲得一致之解釋。其中介面摩擦力改變原因，雖然上述說明超音波振動會降低介面摩擦力，而對於如端面壓縮等接觸面之切線相對速度趨近於零，且正向壓力較大的製程時，超音波振動對介面摩擦力效應則未曾有文獻的探討。另一方面，超音波振動會使材料溫度上升。所以，介面摩擦力改變是因材料溫度上升軟化或是由介面間距變動摩擦效應造成之整體摩擦力改變至今亦尚未有定論；而塑流應力降低、材料之物理與機械性質，則是由差排吸收振動能量或應力重疊效應所造成，亦仍有待釐清。所以不同之成形加工應用，可能需以不同之機制解釋，進行全面性且有系統的研究探討。

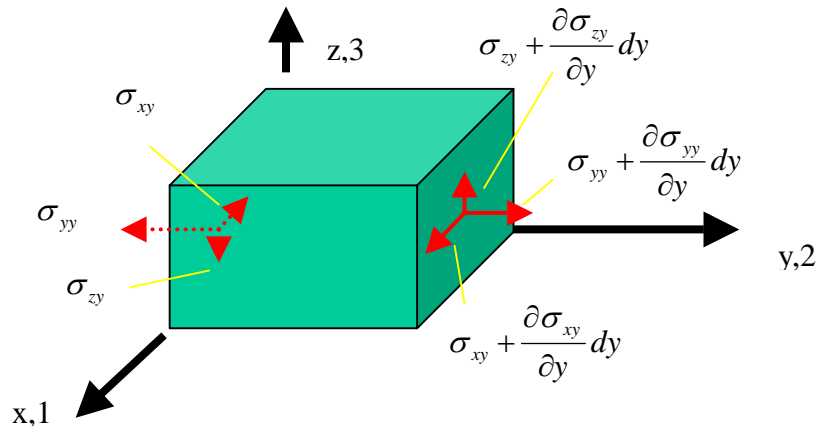


圖 2-1 固體中一微小元素之作用應力圖

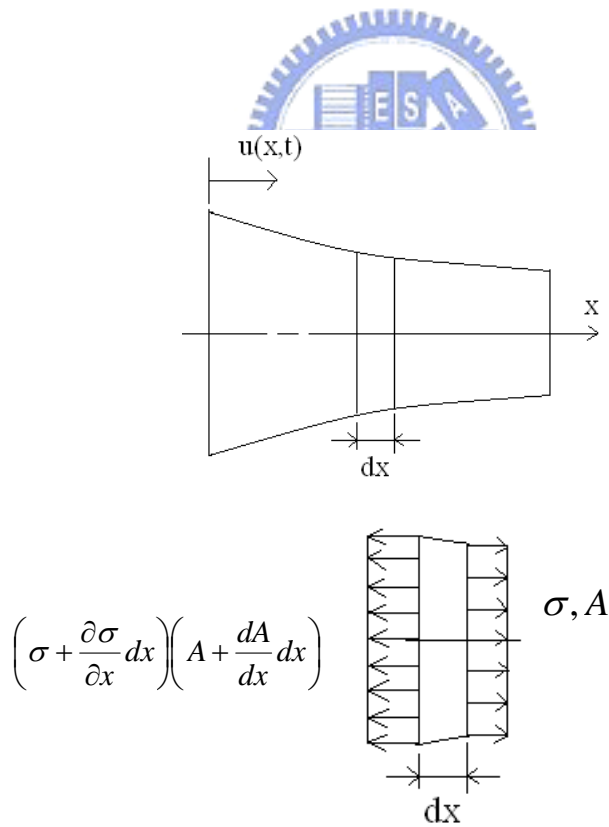


圖 2-2 非均勻斷面放大器與微小元素自由體圖

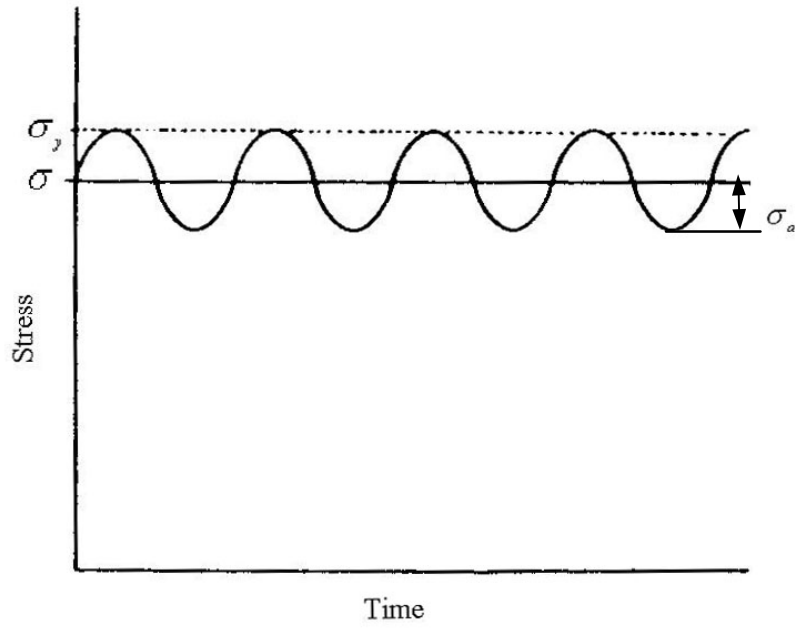


圖 2-3 靜態應力 (σ) 與交變應力 (σ_a) 的應力重疊效應【3】

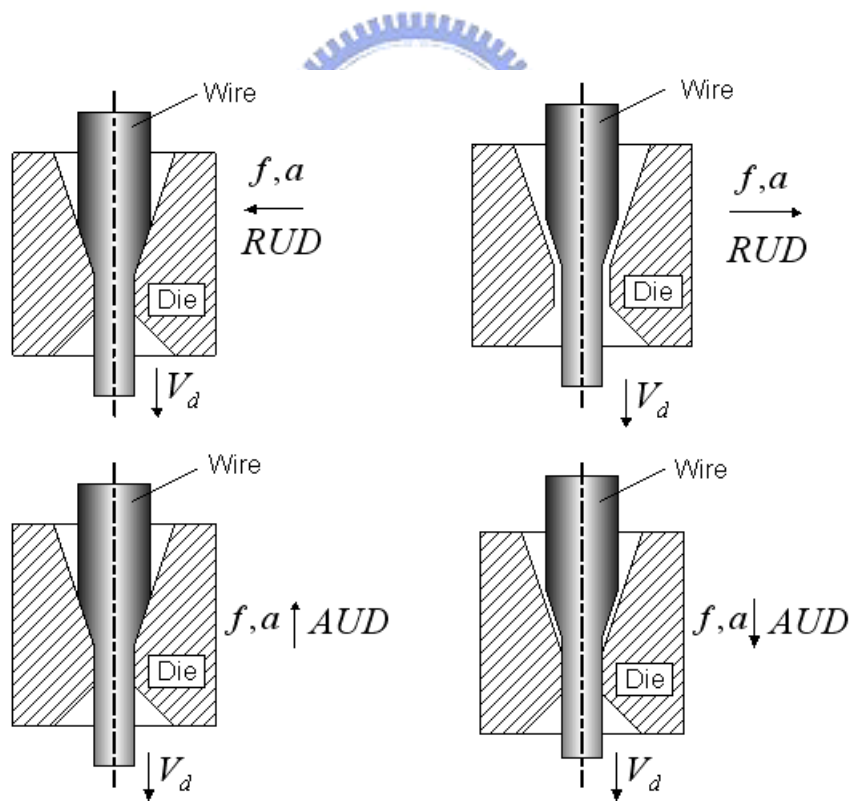


圖 2-4 軸向與徑向超音波振動抽拉示意圖

第三章 超音波振動實驗設備設計與製造

3.1. 前言

本論文主要針對超音波振動於塑性加工成形進行研究，由於目前無商業化之超音波振動塑性加工實驗設備，超音波振動成形實驗設備之設計開發實有其必要性。因此，本章首先進行超音波振動塑性加工實驗設備的設計製作。超音波振動作用於塑性加工時，所需之超音波振動能量相當高，為了獲得較高超音波能量，必須針對聚能器（Booster）、振幅放大器（Horn）加以設計，使其共振頻率特性須與頻率產生器之頻率相配合，否則將導致振動系統特性與振動模態改變，影響超音波振動能量傳遞，造成共振頻率偏移、振幅放大率降低、偏振與扭曲模態的出現，振幅分佈不均等現象，甚至造成整個振動系統失效。亦即，聚能器與放大器之選用與設計，將決定整個振動系統之振動特性與效能。

實際應用之聚能器與振幅放大器（亦稱為喇叭）的形狀有階梯型（Step）、懸鏈曲面形、指數形、錐體形及此四種形狀的各種組合，或依據各種特殊加工要求而設計的形狀如圖 1-2 所示。振幅放大器的兩端面在相同面積條件下，其中以階梯形之振幅放大率最大，且加工也最為容易，所以為目前業界最廣用。

高溫環境下超音波影響的研究中，在高溫環境下進行超音波

振動實驗時，首要克服解決問題有兩個：一、實驗中超音波振動系統於高溫環境下溫度上升問題。二、熱輻射傳導加熱方式，加熱速度較冷卻速度慢，造成爐內溫度與模具溫度控制困難。因此針對溫度上升問題，將設計隔熱裝置與冷卻系統來克服此問題。而溫度控制問題方面，則利用溫度補償回饋控制方式，於上下模具設計輔助加熱裝置，並採用三點獨立之 PID 溫度控制。以下為本章主要介紹的超音波振動高溫壓縮設備設計製作過程，其敘述如下。

3.2. 高溫壓縮設備

首先設計製作一微電腦伺服控制熱壓機實驗設備，可將超音波振動系統架設於機台進行實驗，如圖 3-1 所示。由於伺服馬達能提供穩定速度與精確位移，為確保實驗準確，本設備之動力源採用伺服馬達控制，傳動機構則以減速比為 1:100 之無背隙減速機與無背隙滾珠導螺桿聯結工作平台使之移動。為使工作平台能平滑移動與平行度考量，其主體結構採用四根導柱設計。此設備之最大負荷容量 20000 N，位移精度 0.005mm，其詳細規格，如表 3-1 所示。

3.3. 加熱與冷卻系統

本論文研究主題中，針對溫度對超音波振動影響的探討時，為避免實驗溫度受外部環境影響產生變化，造成實驗誤差，且材料於高溫

環境易產生氧化。因此將開放式平板加熱裝置改採用高溫真空爐。研究中真空爐之設計，乃採用上下模具與爐體可自由移動設計，以利於高溫真空環境下進行壓縮實驗，為方便實驗試片之換置，而於爐體正面設計一爐門，且在爐門上設計一觀視窗，以利觀測整個實驗過程。其加熱最高溫度可達 600°C ，真空度可達 10^{-3}torr ，如圖 3-2 所示。

高溫實驗時，熱量會傳至機器，為避免造成元件損壞，真空爐與上下模具均需設計冷卻系統將熱帶離，研究中之冷卻系統乃採用冰水機進行強制循環冷卻。初步實驗中發現，高溫壓縮試驗時，試驗完成之試片為非對稱變形，經推論此為非均溫環境造成。因為高溫壓縮試驗時，由於模具加熱靠熱輻射傳導，加熱速度較冷卻速度慢，這將造成模具溫度控制困難。為求實驗之精確度，利用溫度補償方式，於上下模具設計輔助加熱裝置，並採用三點獨立之 PID 溫度控制。當感測溫度低於設定溫度時，加熱裝置啟動加熱；而溫度高於設定溫度時，加熱裝置則停止加熱，而冷卻系統啟動冷卻；達到控制上、下模具溫度與爐內溫度三者間溫度差於 $\pm 1^{\circ}\text{C}$ 內之要求。裝置如圖 3-3 所示。

3.4. 超音波振動系統

由於超音波塑性加工時，振動頻率越高，超音波振動產生的效果較佳。且其所需之超音波振動能量相當高，為了獲得較高超音波

能量，須選用高頻率、高功率的超音波振動系統。超音波振動系統包括超音波頻率產生器、換能器、聚能器和超音波工具等元件所組成。超音波系統之固定，乃以聚能器振動節點的凸緣為支撐。超音波振動系統中換能器、聚能器及放大器等元件，其共振頻率特性須與頻率產生器之頻率相配合，否則將導致振動系統特性與振動模態改變，影響超音波振動能量傳遞，造成共振頻率偏移、振幅放大率降低、偏振與扭曲模態的出現，振幅分佈不均等現象，甚至整個系統無法振動。所以換能器、聚能器與放大器之設計，將決定整個振動系統之振動特性與效能。

3.4.1. 超音波頻率產生器

超音波頻率產生器主要將輸入之低頻低電壓，利用超音波振盪器、信號放大器與變壓器產生高頻高電壓的電能，經由壓電陶瓷換能器轉變為機械振動能。由於目前國內高功率的超音波振動系統，最高頻率只有 20 kHz，而更高頻率的系統，其功率相當低，不適用於超音波成形。因此本研究所採用超音波頻率產生器，型號為 KWS2020 頻率產生器，如圖 3-4 所示。最大功率為 2kW，產生振動頻率為 20 kHz，此頻率產生器具有自動追蹤系統頻率（Auto Tuning）功能，使超音波加工時，產生的頻率能自動調整到系統共振頻率，其自動調整頻率的範圍為 19.8 kHz 到 20.4 kHz。其中

超音波啟動分為手動與電控兩種方式，本研究乃利用可程式控制器（PLC）控制實驗過程中超音波之啟動與停止時間。當負載過大或系統之共振頻率偏移超出自動追頻範圍，功率過負載指示燈會亮起，且頻率產生器同時會自動停止。

3.4.2. 超音波換能器

超音波振動子主要功能將高頻電能轉換為超音波的機械振動，依振動原理可分為磁伸縮換能器與壓電陶瓷換能器(PZT)兩種：

1. 磁伸縮換能器

其振動原理為利用磁致伸縮效應產生超音波振動，磁致伸縮效應乃磁性材料置於變化的磁場，其長度會隨磁場變化而改變的現象。且振動頻率與磁場變化之頻率一致。常用材料有氧化鎳、氧化銅與氧化鐵等。由於磁致伸縮換能器均需有繞組線圈，且產生之渦流損失隨頻率與溫度增加而增加，所以本研究不採用此種換能器。

2. 壓電陶瓷換能器

其振動原理為利用壓電效應產生超音波振動，壓電效應乃石英或鹽類的晶體其特定方向切塊的兩相對應面承受一電壓時，晶體會產生應變的現象。當施加高頻交流電壓時，晶體因伸縮產生振動，其振動頻率與電壓頻率一致。本研究乃採用此類型的螺栓鎖

緊的藍杰文 (Langevin) 形換能器，其主要結構為以金屬塊將壓電陶瓷 (PZT) 之圓板夾成三明治型，金屬塊分別為鋁合金與 SUS304 不銹鋼，其中每塊壓電陶瓷板兩面均附加 0.2mm 厚之銅片作為電極，最後利用螺栓將所有元件組合鎖緊完成。如圖 3-5 所示。其振動模態為縱向振動，諧振頻率為 20kHz。


3.4.3. 換能器與聚能器之模擬設計

超音波振動系統中聚能器及放大器均為振幅放大器，振幅放大器主要目的在於將超音波的振幅放大。由於換能器所轉換之超音波振幅相當小，為使超音波加工時能得到所需加工振幅，所以振幅放大器之設計，均以最大振幅放大率 (M) 為設計考量。

超音波於振幅放大器內之振動，乃藉由材料的彈性特性，以應力波的方式傳遞。目前聚能器與放大器之設計製作方法，均憑藉理論近似解與經驗公式進行設計製作，最後利用實驗試誤法，以反覆切削、量測方式，修改各種喇叭之幾何形狀尺寸，使其能達到所需共振模態。

研究中，藉由第二章之理論推導與經驗公式，搭配有限元素模擬分析進行換能器、聚能器與放大器之設計。在數值模擬程式方面，則採用商用套裝分析軟體 ABAQUS/Standard 為分析工具，利用程式中 FREQUENCY 配合 EIGENSOLVER 的指令來解系統特徵向量與特徵值。首先建立所需之模擬模型，其中換能器分別由陶瓷

片、銅片、鋁合金與 SUS304 不銹鋼所組成，其材料性質，如表 3-2 所示。而聚能器與放大器之材質分別採用 SUJ2 調質鋼與 SUS304 不銹鋼，其材料性質，如表 3-3 所示。其振動特性均以第一振動模態，共振頻率在 20 kHz 設計，聚能器之振幅放大率 (M) 則以 $M=1.3$ 設計製作，研究中以三維軸對稱之有限元素模型模擬分析，圖 3-6 為本研究中所使用之有限元素網格模型，模擬元素採用 C3D4 四面體之 3D 元素，其各元件接觸部分以 Tie 指令限制，進而模擬分析，由模擬分析結果尋找系統所需之諧振模態，求出共振頻率、振幅放大率及其振幅分佈情形。



由模擬結果中所得之諧振模態中，選取超音波加工所應用的振動模態，其諧振頻率為 20kHz 之縱向振動模態，如圖 3-7 示，為縱向振動模態振幅向量分佈圖。圖中軸向位移為零的點，即為振動系統之振動節點，一般振動系統固定之法蘭均設計於振動節點位置。振幅放大器內部之應力分析，如圖 3-8 所示，為模擬分析之振動應力分佈圖，由圖中可知在振動節點位置其振幅應力最大，而振幅為最大時，其振動應力為零，因此設計振幅放大器時，於振動節點位置必須避免應力集中現象發生。振幅放大器之端面軸向振幅分析，如圖 3-9 所示，為模擬分析之端面軸向振幅分佈圖，由圖可知聚能器端面之軸向振幅非均勻分佈，中心位置的振幅最大，且由中心向外方向成拋物曲線遞

減，最大與最小振幅相差約 3 %。

由模擬結果進行製作，如圖 3-10 所示。為驗證模擬分析之可靠性，研究中將進行振動頻率與振幅的量測，並將實驗量測值與模擬結果作比較驗證，首先設計一夾持裝置將振動系統固定後，利用 MTI1000 FOTONIC SENSOR 之光纖位移感測器與 IWATSU DS-8606C 之示波器進行振動頻率與振幅之量測，如圖 3-11 所示。由於光纖位移感測器將位移變動量轉換成類比訊號，經示波器將其電壓之波形顯示，在由此電壓波形可得其端面之振動頻率與振幅。其實驗所量測之共振頻率與振幅值與模擬結果相接近，證實所建有限元素分析模擬模型能有效預測共振頻率與振幅分佈。

3.4.4. 振幅放大器之模擬設計

由於需克服實驗中超音波振動系統於高溫環境下溫度上升問題與熱輻射傳導加熱速度較冷卻速度慢溫度補償問題。因此振幅放大器之設計除了需考慮冷卻與隔熱裝置之設計，同時還需考慮將輔助加熱裝置設計於放大器上。但將這些冷卻、隔熱與輔助加熱裝置設計於振幅放大器上會影響其諧振頻率，且使振幅放大器變為較複雜與特殊的形狀，這將造成超音波振動系統設計困難。若藉由理論近似解與經驗公式進行設計製作，將相當困難且設計製作時間會很長，因此利用以有限元素模擬分析法進行振幅放大器設

計實有其必要性。研究中振幅放大器材質採用 SUS304 不銹鋼，振幅放大率 (M) 則以 $M=1$ 設計製作，初步設計於放大器中心位置鑽孔加裝加熱裝置，其有限元素模擬分析方法如同聚能器之模擬，由模擬結果進行製作，如圖 3-12 所示。經實驗測試，雖然其振動模態之頻率和振幅與模擬相近，但加熱時間需相當長。為獲得有效加熱效率，研究中最後採用多孔放大器設計，其模擬分析方法如同之前模擬方法，由模擬結果可得其諧振頻率為 20kHz 之縱向振動模態，如圖 3-13 所示，為縱向振動模態振幅向量分佈圖。振幅放大器內部之應力分析，如圖 3-14 所示，為模擬分析之振動應力分佈圖。由模擬結果進行製作，如圖 3-15 所示。其輔助加熱裝置之加熱功率達 800W，且加熱方式為接觸式加熱，經實驗測試，振動模態之頻率和振幅與模擬相近，且加熱溫度可達 500°C 。研究中確實完成超音波振動壓縮試驗裝置之設計製作，並建立完成超音波振動加熱裝置與冷卻系統。

3.5. 放大器之最佳化設計

研究中雖已成功建立有限元素分析進行聚能器與放大器之設計製作方法，證實有限元素分析能有效減少放大器實驗試誤法的時間，且能較短時間設計出複雜與特殊形狀的放大器。雖然如此，還是侷限於以模擬分析試誤法替代實驗試誤法。對於放大器之最佳設計參數，

均憑藉以反覆由模擬結果修改模型進行模擬分析，求得最佳設計參數，實際上亦相當沒效率。

因此研究中進一步結合有限元素分析與最佳化設計，應用有限元素軟體 ABAQUS/STANDARD 以及最佳化程式 MOST 開發系統整合技術，嘗試對目前業界較廣用之階梯形放大器進行最佳化設計，提供一精準快速且自動化之振幅放大器最佳化設計系統。

3.5.1. 最佳化模型

1. 參數模型建立及設計變數

參數模型是利用 ABAQUS 之參數化指令以“軸對稱”之方式建立振動放大器的變數模擬模型，其變數為模型的尺寸，如圖 3-16 所示，總共有二個設計變數。

2. 目標函數

振幅放大器之設計乃以最大振幅放大率為設計考量，因振幅放大因子 (M) 為輸出端的振幅與輸入端的振幅之比值，所以可由 ABAQUS 模擬結果的輸出檔讀出在輸入端面上，軸方向的相對振動位移量 U_{in} ，與輸出端面上軸向的相對振動位移量 U_{out} ，放大率因子為 U_{out}/U_{in} ，因振幅放大器以半波長自由端共振，因此若 U_{in} 為正，則 U_{out} 為負，所以目標函數定義為：

$$F = |U_{out} / U_{in}| \quad (3-1)$$

3.限制函數

振幅放大器之幾何形狀其自然頻率須與頻率產生器之頻率相配合，否則將導致振動系統無法起振或振動特性改變。本研究中乃採用頻率 20 kHz 的頻率產生器與振動子，所以振動放大器之自然頻率須為 20 kHz。因此利用 ABAQUS 模擬結果的自然頻率為一限制函數條件，因目前業界所採用頻率產生器可在一頻寬區間自動追頻，且考慮數值分析之收斂性，所以將自然頻率 frequency 限制在 $\pm 10\text{Hz}$ 之間，ABAQUS 可設定於一頻率區間求共振模態的自然頻率，因此將頻率設為 19990 至 50000 Hz，如此少一限制函數，且可避免模擬時發散無法收斂，所以限制條件：

$$G_1 = f_v - 20010 \leq 0 \quad (3-2)$$

其中

G_1 ：表示第一個限制函數

f_v ：表示模擬結果之自然頻率

3.5.2. 最佳化程序

1. 首先用 ABAQUS 建立超音波振幅放大器之參數化幾何模型，且輸出 ABAQUS 輸入 *.inp 檔。
2. 經由程式自動執行 ABAQUS 進行模擬分析，計算出振幅

放大器之縱向振動共振頻率與振幅放大因子，並將結果輸出。

3.利用程式由 MOST 讀取 ABAQUS 的模擬結果輸出*.dat 檔，定義其位移與頻率資料為目標函數及限制函數所需的資料。

4.由 MOST 判斷是否收斂，若為假，則再令 MOST 計算新的放大器設計尺寸變數值。

5.利用新的參數修改，產生新的幾何圖形，建立新的網格系統及設定邊界條件，輸出 ABAQUS 輸入*.inp 檔。

6.再次重複執行 2,3,4 步驟。

7.直到 MOST 判斷之收斂性，為真，則結束程式。

3.5.3. 最佳化結果

1.收斂曲線

本研究目的乃建立有限元素與最佳化之整合技術，初步以單一變數問題進行研究，藉此建立完整的振幅放大器最佳化設計之整合流程，由簡單階級形放大器之單變數最佳化結果，經最佳化整合可得到振幅放大器之最大放大率因子 $M = 2.635$ ，其收斂曲線，如圖 3-17 所示。最佳化設計變數 $X_1 = 58.58 \text{ mm}$ ，其收斂曲線，如圖 3-18 所示。最佳化自然頻率 $f = 20 \text{ kHz}$ ，其收斂曲線，如圖 3-19 所示。

簡單階級形放大器之雙變數最佳化結果。經最佳化整合可得到振幅放大器之最大放大率因子 $M = 2.658$ ，其收斂曲線，如圖 3-20 所示。最佳化設計變數 $X_1 = 64.07645 \text{ mm}$ ， $X_2 = 56.45947 \text{ mm}$ ，其收斂曲線，如圖 3-21 所示。

2. 理論近似解曲線

由基本理論得知，階級型放大器之大小斷面積比為常數時，其振幅放大率隨大小斷面之長度比而改變。且當長度比為 1 時，振幅放大率為最大，如圖 3-22 所示。由圖中可知最大振幅放大因子為 2.78，雖然大於模擬最佳化解之 2.658，但由實驗結果證明，由有限元素分析與最佳化系統整合所得之最佳解，較理論近似解更接近實驗值。且最大振幅放大因子，並非發生在大小斷面之長度比率為 1 時。

本章研究中，已成功利用有限元素模擬分析，搭配理論推導與經驗公式進行換能器、聚能器與放大器之設計，同時，亦建立應用有限元素軟體 ABAQUS/STANDARD 及最佳化程式 MOST 系統之整合技術。提供一精準快速且自動化之振幅放大器最佳化設計系統。建立完成目前唯一高溫環境下超音波振動成形之實驗裝置。並藉此開發完成之實驗設備，進行超音波振動壓縮成形之相關研究與應用。

表 3-1 微電腦伺服控制熱壓機規格表

最高荷重	動力系統	控制速度
20000N	伺服馬達配減速機構	0.5~500mm/min
位移精度	溫度控制 (°C)	控制迴路
5 μ m	500 \pm 1	閉迴路

表 3-2 換能器各元件之材料性質

元件材料 材料性質	壓電陶瓷片	銅片	鋁合金	SUS304 不銹鋼
	彈性係數(GPa)	62	80	73
密度(kg/cm ³)	0.0077	0.008522	0.002787	0.0079
蒲松比	0.38	0.3	0.3	0.3

表 3-3 聚能器與放大器之材料性質

元件材料 材料性質	聚能器	放大器
	SUJ2 調質鋼	SUS304 不銹鋼
彈性係數(GPa)	207	195
密度(kg/cm ³)	0.00785	0.0079
蒲松比	0.3	0.3



圖 3-1 微電腦伺服控制熱壓機實驗設備

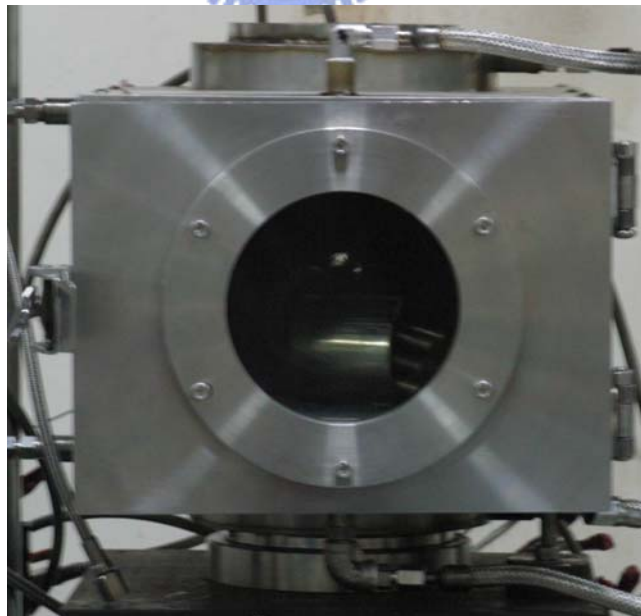


圖 3-2 高溫真空爐實體圖



圖 3-3 溫度控制器實體圖



圖 3-4 超音波頻率產生器實體圖



圖 3-5 超音波壓電陶瓷換能器實體圖

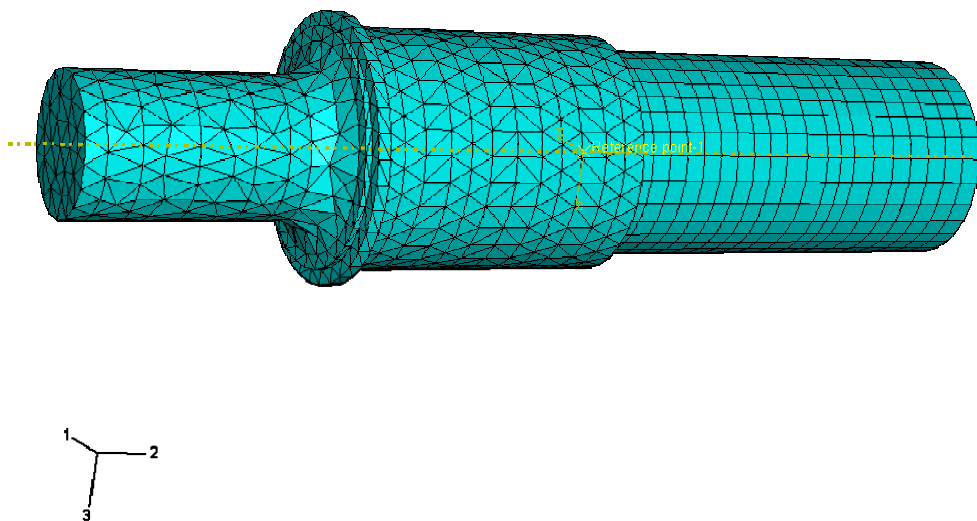


圖 3-6 換能器與聚能器之模擬網格模型

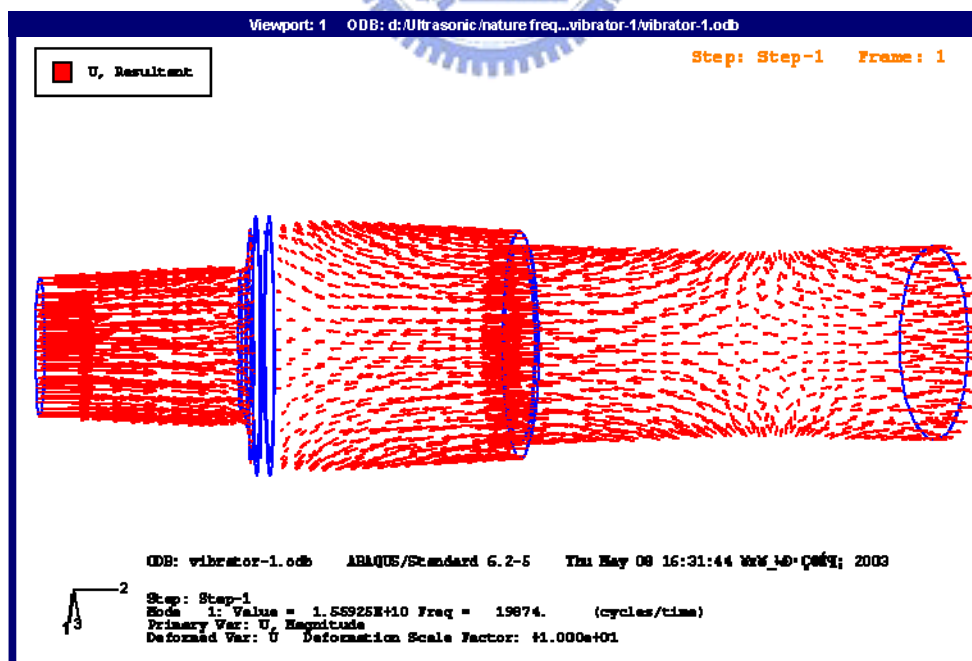


圖 3-7 換能器與聚能器之縱向振動模態振幅向量分佈圖

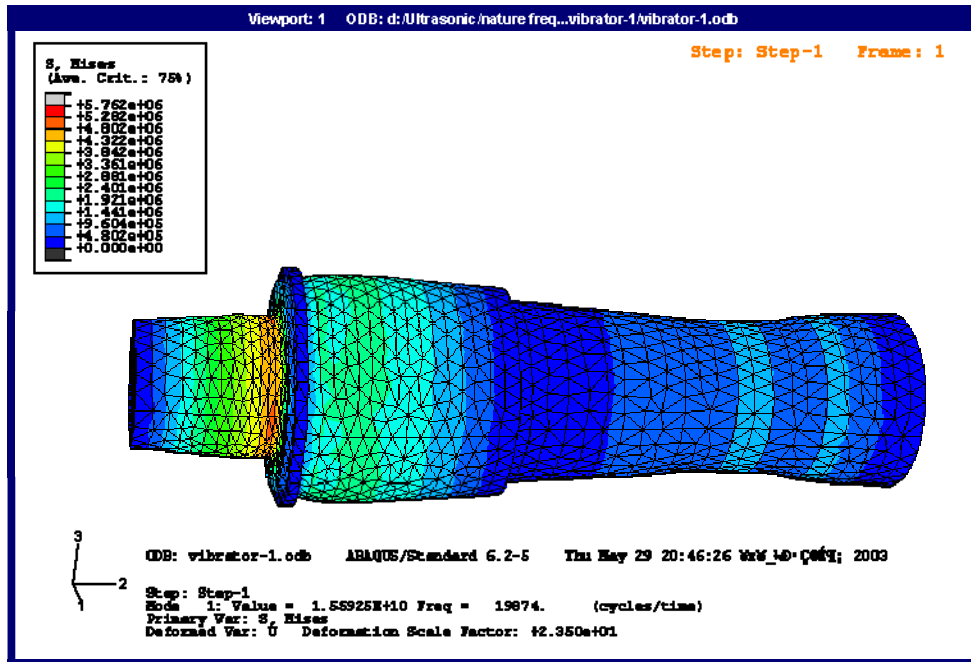


圖 3-8 換能器與聚能器之模擬分析之振動應力分佈圖

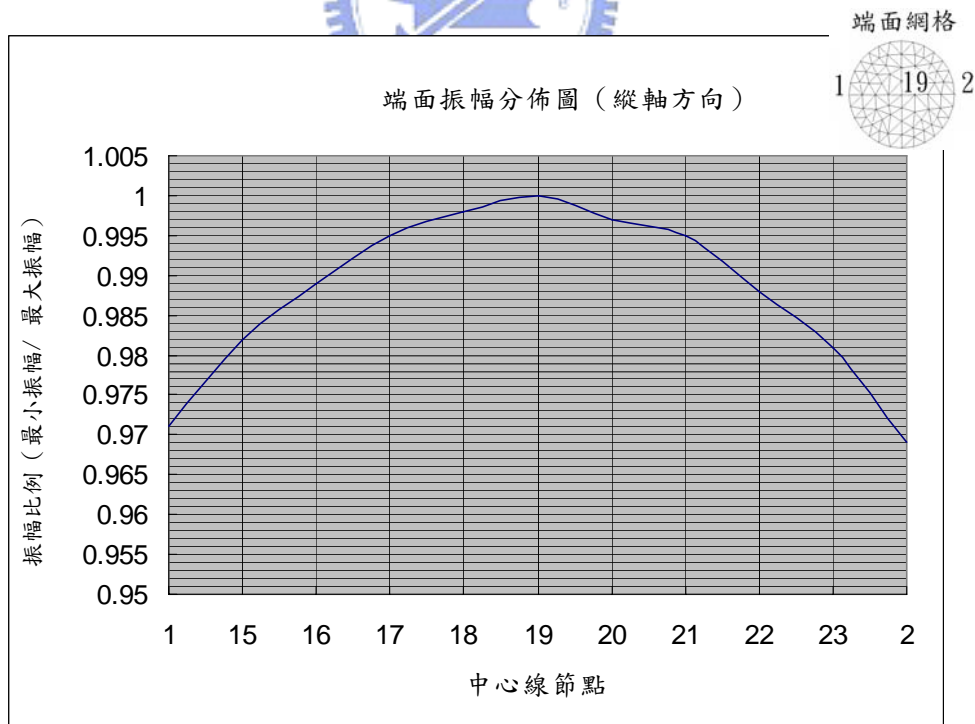


圖 3-9 聚能器之端面軸向振幅分佈圖

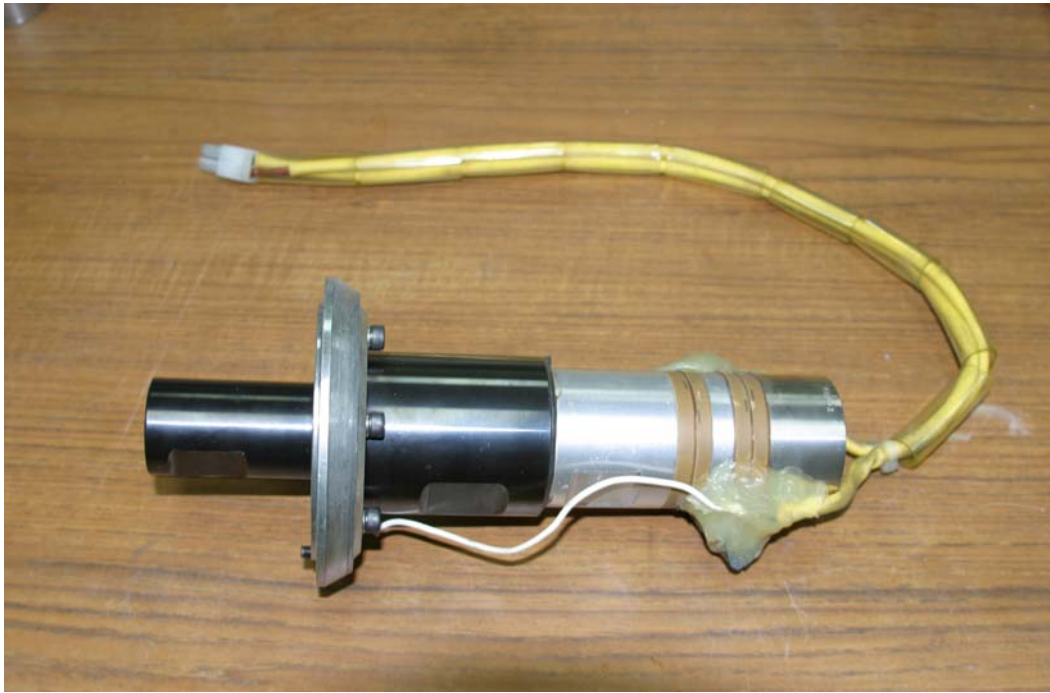


圖 3-10 換能器與聚能器之實體圖



圖 3-11 超音波振動頻率與振幅之量測



圖 3-12 單孔振幅放大器實體圖

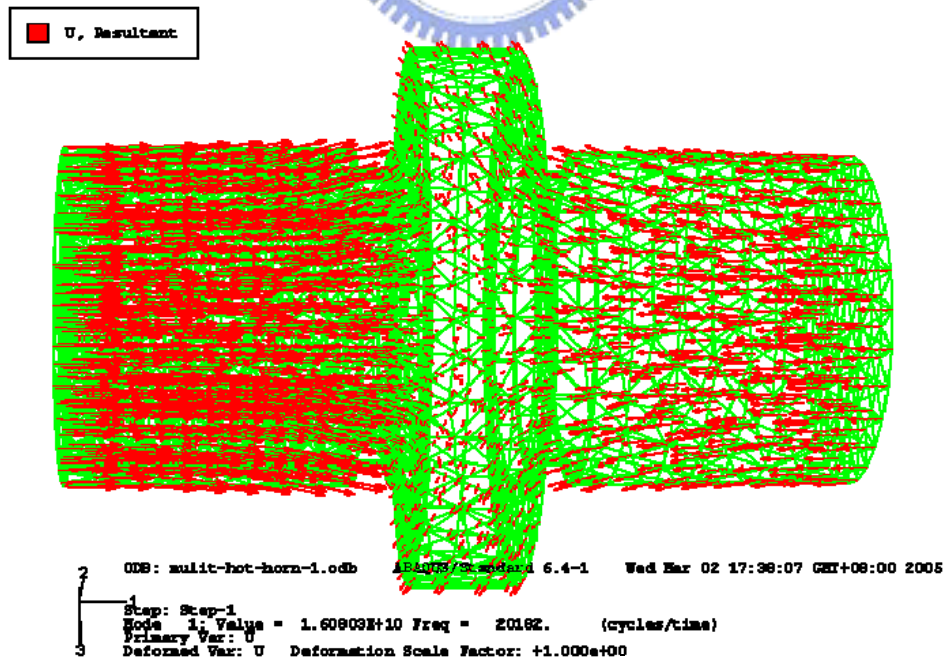


圖 3-13 多孔振幅放大器之縱向振動模態振幅向量分佈圖

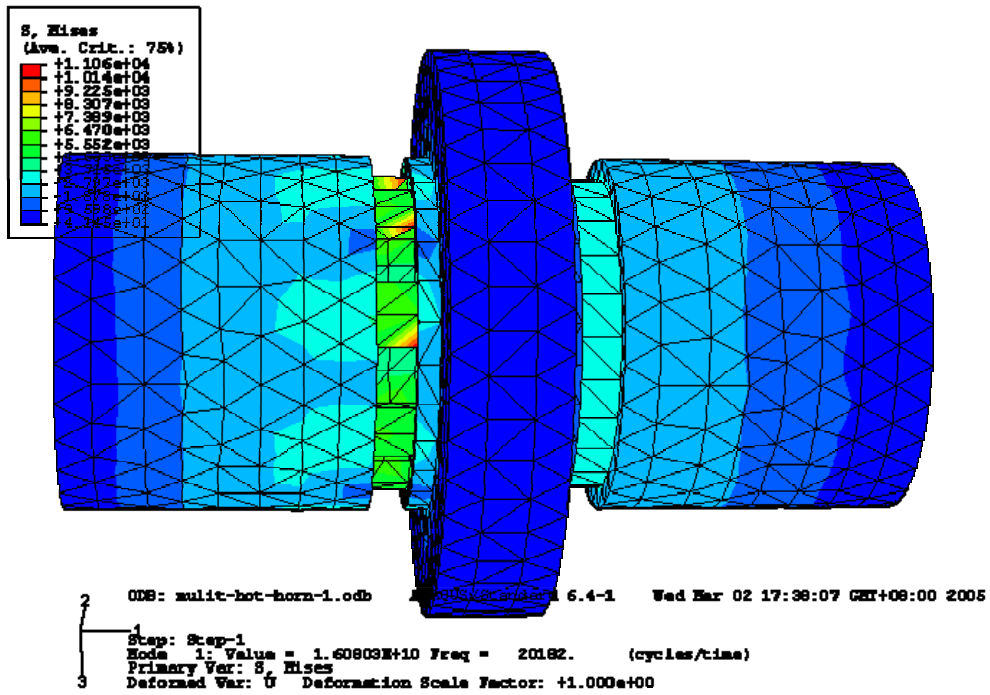


圖 3-14 多孔振幅放大器模擬分析之振動應力分佈圖



圖 3-15 多孔振幅放大器實體圖

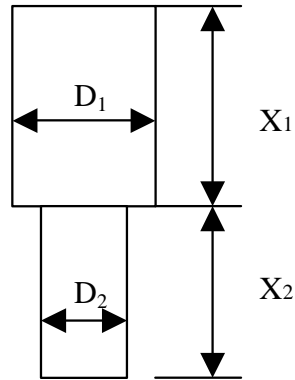


圖 3-16 振動放大器的最佳化變數模擬模型

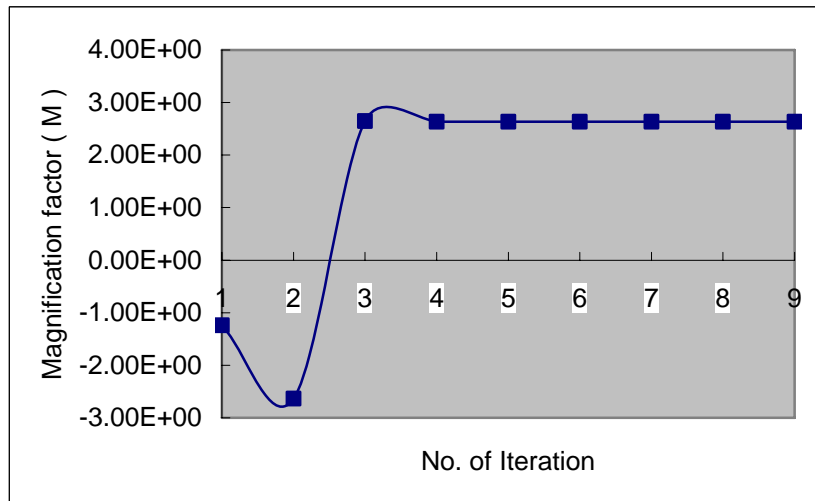


圖 3-17 階級形放大器之單變數最佳化振幅放大因子收斂圖

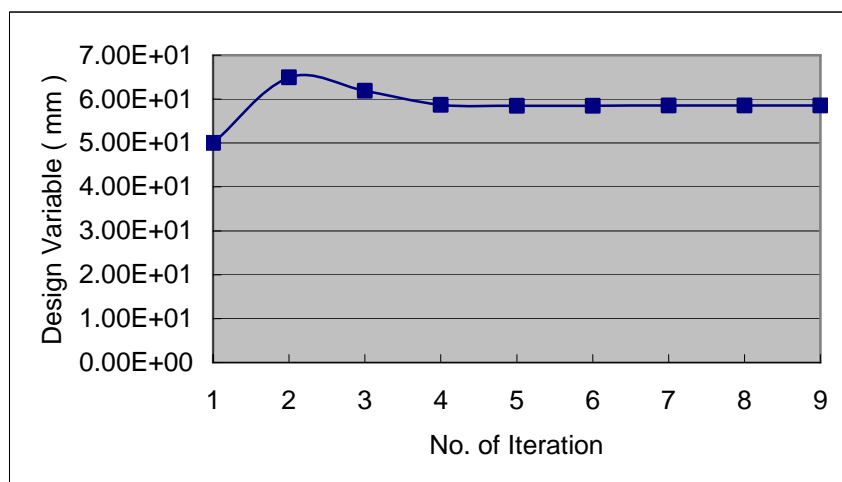


圖 3-18 階級形放大器之單變數最佳化設計變數收斂圖

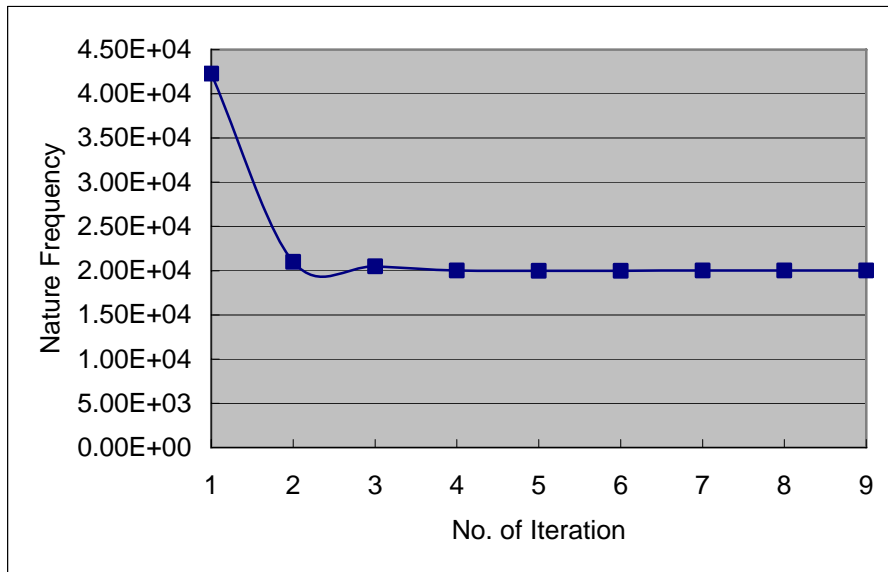


圖 3-19 階級形放大器之單變數最佳化自然頻率收斂圖

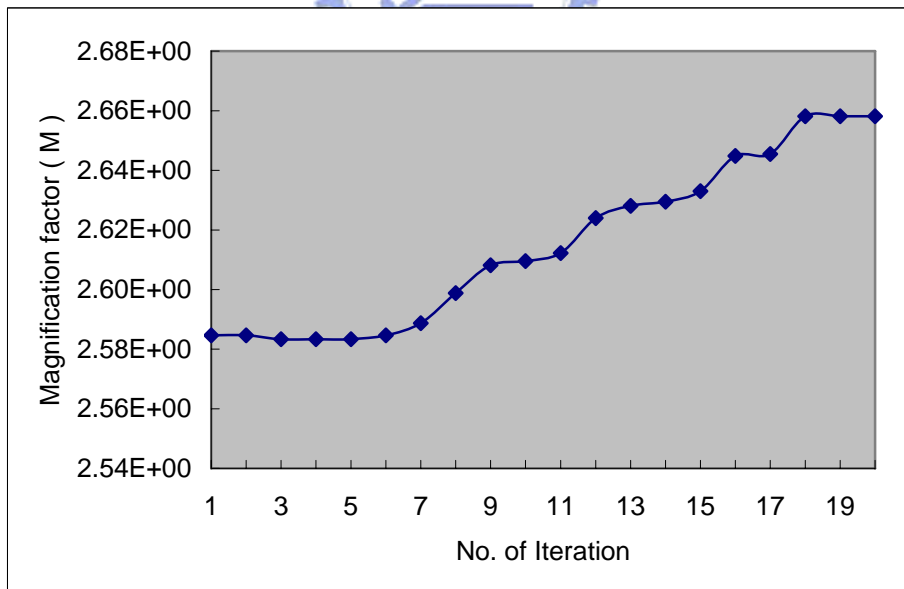
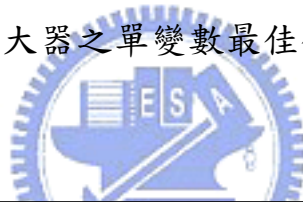


圖 3-20 階級形放大器之雙變數最佳化振幅放大因子收斂圖

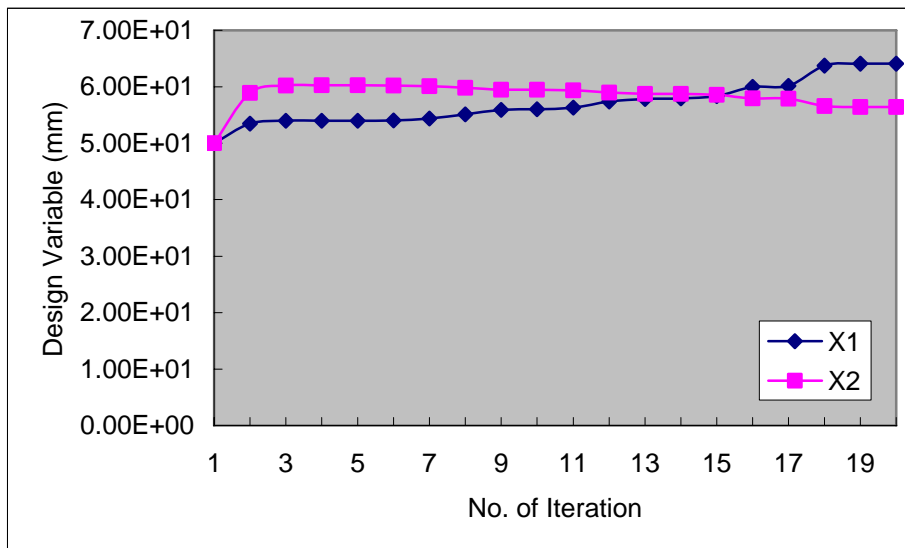


圖 3-21 階級形放大器之雙變數最佳化設計變數收斂圖

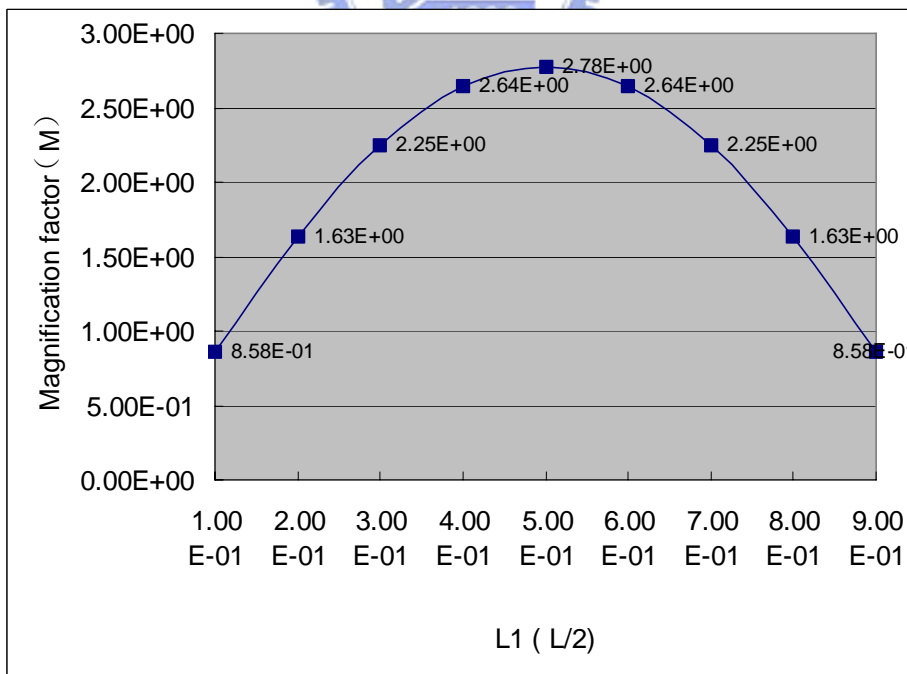


圖 3-22 階級形放大器理論近似解曲線

第四章 超音波振動於鋁合金高溫端面壓縮之影響

4.1. 前言

第二章介紹了超音波振動所產生的摩擦影響。模具與工件之相對速度，會影響超音波振動於成形加工產生的「介面間距變動摩擦效應」。由於抽拉與壓縮成形時，其模具與工件之相對速度條件不同，分別為塑性成形製程中兩極端化的加工。本章與下一章先以端面壓縮製程，探討超音波振動於平行加工方向所產生的摩擦效應，第六章則接續探討抽拉鋁線時，超音波振動平行和垂直於相對速度的效應。藉由這兩種極端化的加工特性，分析比較相對速度對超音波振動所產生機制的影響。進一步推論超音波振動對於其他成形加工時，可能產生的介面摩擦效應。

端面壓縮 (Upsetting) 實驗乃指一圓柱體之試片於兩平行的剛體壓盤中自由單軸變形的過程。一般利用此實驗分析變形期間基本塑流性質的特性和軟化塑性固體與剛體壁兩者間介面邊界條件。而高溫金屬的端面壓縮過程中，主要包含了力學的傳輸與熱能兩種機制的作用，所以進行製程設備的設計與製程參數最佳化時，對於這兩種機制產生介面邊界條件變化與應變數率之間影響必須瞭解。

另一方面，由於目前超音波振動成形加工相關研究，多半侷限於超音波抽拉成形，且認為使抽拉力降低的主因，是由於介面摩擦效

應降低所造成。對於超音波振動對端面壓縮產生影響的相關研究則相當少。同時也侷限於常溫成形加工之研究，欠缺對於高溫下超音波振動成形行為之探討。因此，本章之研究，將進行超音波振動高溫端面壓縮之研究。利用先前研究所開發完成的超音波振動高溫成形之實驗設備，進行超音波振動高溫端面壓縮實驗，探討超音波振動對鋁合金在端面壓縮的影響與在不同溫度、應變速率之間的關係，嘗試建立高溫金屬在超音波振動下材料之塑性特性研究及進行可能機制的探討。

4.2. 實驗程序

將超音波振動系統與高溫真空爐架設於微電腦控制熱壓機平台，接著將實驗試片放置於上下模具間，並施加 100N 預力於試片後，即可進行試驗常溫端面壓縮實驗。進行高溫端面壓縮實驗時，先開啟加熱控制裝置，當達到設定之溫度時，再將試片放置於上下模具間，持溫 10 分鐘後進實驗。超音波振動則於實驗期間力量達 700N 時作用於上模具。如圖 4-1 所示。

4.3. 實驗條件

表 4-1 為試片材料與高溫壓縮實驗條件，試片為直徑 6mm、高度 6mm 的鋁合金圓柱體。壓縮變形量為 4mm，即壓縮率為 67%。而模具與試片間不加潤滑劑，壓縮速度則以真應變速率 0.003 1/s, 0.03 1/s 為實驗條件。

表 4-2 為超音波振動高溫壓縮的振動條件，軸向振動頻率為為 20kHz，其振動振幅為 $5.6\ \mu\text{m}$ 。

4.4. 實驗結果與討論

4.4.1. 超音波振動和溫度於端面壓縮之影響

圖 4-2 為溫度 25°C 時，以真應變速率 $0.03\ \text{1/s}$ ，進行傳統端面壓縮(CU)與軸向超音波振動端面壓縮(AUU)實驗結果之負荷位移比較圖。圖 4-2 (a) 顯示，當 CU 在壓縮率 67% (位移 4mm) 時，壓縮力約 15110 N，而 AUU 在相同壓縮率時，壓縮力為 12960 N，壓縮力較 CU 降低 2150 N，此實驗結果證實在超音波振動作用下，可有效降低成形壓縮力。圖 4-2 (b) 顯示，在超音波振動作用下，隨著壓縮率增加，其壓縮力的降低亦隨之增加，即超音波振動降低壓縮力之效應隨壓縮率增加而增加。

圖 4-3 為溫度 100°C 時，CU 與 AUU 實驗結果之負荷位移比較圖，由圖中所示，CU 在壓縮位移量 4mm 時，壓縮力為 13170 N，因材料隨溫度升高會降低成形壓縮力，所以壓縮力較 25°C 降低 1940 N。而 AUU 在相同壓縮量時，壓縮力降為 11650 N，壓縮力較 CU 減少 1520 N。但對降低成形壓縮力之效應較 25°C 減少 630 N。

圖 4-4 為溫度 200°C 時，CU 與 AUU 實驗結果之負荷位移比較圖，由圖中所示，CU 在壓縮位移量 4mm 時，因溫度上升使壓縮

力降為 11610 N，其壓縮力較 25°C 時降低 3500 N。而 AUU 在相同壓縮率時，其壓縮力降為 10140 N，壓縮力較 CU 降低 1470 N。雖然降低了成形壓縮力，但降低的數值與溫度 100°C 時相當接近。

圖 4-5 為溫度 250°C 時，CU 與 AUU 實驗結果之負荷位移比較圖。圖 4-5 (a) 所示，當 CU 壓縮位移量 4mm 時，壓縮力降為 10400 N，其壓縮力較 25°C 降低 4710 N。而 AUU 在相同壓縮量時，壓縮力為 8850 N，壓縮力較 CU 降低 1550 N，但降低的壓縮力亦與溫度在 100°C、200°C 時相當接近。圖 4-5 (b) 顯示，因超音波振動作用所降低的壓縮力，亦隨著壓縮率增加而增加。

溫度與超音波振動之間關係，可由圖 4-6 (a) 與 (b) 發現，AUU 在 25°C、100°C 時之負荷，分別相當於 CU 在溫度 100°C、200°C 時之負荷。所以在此實驗條件下，超音波振動所降低壓縮力之效應，與溫度升高 100°C 所降低壓縮力之效應相當。

圖 4-7 真應變速率 0.03 1/s，分別以溫度 25°C、100°C、200°C、250°C 進行 CU 與 AUU 之實驗結果整體比較。圖 4-7 (a) 與 (b) 顯示隨溫度上升，CU 與 AUU 之壓縮力均隨之降低。圖 4-7 (c) 為各溫度之下，因超音波振動效應所降低的壓縮力位移比較圖。在溫度 25°C 時，超音波振動降低壓縮力效應最佳。而隨溫度升高，超音波振動所產生的降低壓縮力的效應反而降低。

4.4.2. 超音波振動和應變速率於端面壓縮之影響

以真應變速率為 0.03 1/s 與 0.003 1/s 兩種實驗條件下，分別以溫度 25°C、100°C、200°C、250°C 進行 CU 與 AUU 實驗與比較。圖 4-8 顯示，溫度 25°C 時，應變速率對 CU 與 AUU 均沒有顯著影響。圖 4-9 得知，CU 與 AUU 在 0.003 1/s 時，相較於 0.03 1/s 時之壓縮力均有顯著減少。顯示在高溫時，不論有無附加超音波振動，應變速率對於材料成形的壓縮力影響相當大，且應變速率越小，其壓縮力越低。

圖 4-10 為 CU 在各溫度下，真應變速率 0.03 1/s 與 0.003 1/s 兩者壓縮力相差值與位移比較圖。其中壓縮力差值(F_d)定義如下：


$$F_d = F_{\dot{\epsilon}=0.03} - F_{\dot{\epsilon}=0.003} \quad (4.1)$$

式中 $F_{\dot{\epsilon}=0.03}$ 為真應變速率 0.03 1/s 之負荷， $F_{\dot{\epsilon}=0.003}$ 則為真應變速率 0.003 1/s 之負荷。

圖 4-11 為 AUU 在各溫度下，真應變速率 0.03 1/s 與 0.003 1/s 兩者壓縮力相差值與位移比較圖。由圖中顯示，在溫度 250°C 時，應變速率則對壓縮力產生極大影響，且應變速率越小，其壓縮力則越低。另外當溫度在 25°C、100°C 時，且壓縮位移量超過 3mm，壓縮力差值則開始轉為負值。初步推論造成壓縮力升高原因，可能由於超音波振動系統會隨發振時間增加而使振動系統各元件溫度升高，以致能量轉換效率降低，所以輸出振動能量隨時間增加而減少。

4.4.3. 超音波振動於高溫端面壓縮之機制

依文獻，超音波振動可能產生機制有，(1)降低材料塑流應力。(2)摩擦力降低。(3)溫度上升。在降低材料塑流應力之原因：一般認為可能為，(1)差排因共振吸收能量而克服能障。(2)差排自外加週期應力吸收能量而脫離束縛能障。(3)材料內摩擦效應。(4)靜態應力與交變應力的應力重疊效應。而超音波振動應用於金屬成形加工所產生的效應相當複雜。除降低塑流應力外，還需考慮摩擦效應與材料溫度上升。如抽拉與引伸時，其摩擦效應較為顯著。



本章研究主題，主要針對超音波振動於高溫端面壓縮的影響，經由實驗結果初步推論，在此製程中，因一般差排環的自然頻率約為 100 MHz【23】，研究中超音波頻率為 20 kHz，所以差排因共振吸收的能量小，對於塑流應力降低影響不大。由圖 4-2 (b) 所示，超音波振動效應所降低壓縮力隨變形量增加而增加，若超音波振動所造成塑流應力降低是由應力重疊的效應，其降低的壓縮力應為定值，且不會隨變形量增加，所以推論塑流應力的降低不是只有應力重疊機制。

由圖 4-7(c)，超音波振動效應所降低壓縮力隨溫度增加而減少。初步推論其原因：(1)材料在高溫下潛變特性逐漸增加，變形機構與

常溫時不太相同，其塑流應力隨溫度升高而降低。所以超音波振動作用時，隨溫度升高其彈性亦隨之減少，以致超音波振動能量被材料吸收降低，造成超音波振動效應降低原因。(2)超音波振動使模具與試片間之介面局部溫度升高，超音波能降低之摩擦力效應減少。

實驗結果，不同之應變速率對於超音波振動降低壓縮力之效應，沒有顯著的影響。推論其原因，可能由於端面壓縮成形時，應變速率對於模具與工件之相對速度產生的影響小，以致應變速率對於超音波振動的介面摩擦效應影響小。另一方面，由於受限於超音波振動設備無法長時間運作，目前本研究只能進行兩種應變速率之實驗。因此超音波振動與應變速率相依性尚無定論。在未來研究中，將針對更多應變速率實驗，進一步探討超音波振動與應變速率之關係。

本章研究中，已探討超音波振動對鋁合金端面壓縮之影響與在不同環境溫度、應變速率之間的關係。實驗結果顯示，降低成形應力的機制，乃由應力重疊、吸收超音波能量與介面摩擦力交互作用產生，非單一效應所造成。因此下一章研究，將探討超音波振動對於端面壓縮的摩擦影響，並進一步釐清降低成形應力的機制及瞭解模具與工件之相對速度對超音波振動所產生機制的影響。

表 4-1 材料與高溫端面壓縮實驗條件

試片材料	鋁合金 (A 6061)
模具材料	不銹鋼 (SUS304)
試片尺寸	φ6.0×6.0mm
潤滑劑	N/A
高度減縮率(R)	66.7%
真應變速率 ($\dot{\epsilon}$)	0.003 1/s, 0.03 1/s
試片溫度	25°C, 100°C, 200°C, 250°C

表 4-2 超音波振動條件

	振動方向	振動頻率(f)	振幅(a) (P-P)
CU	N/A	N/A	N/A
AUU	軸向	20kHz	5.6μm

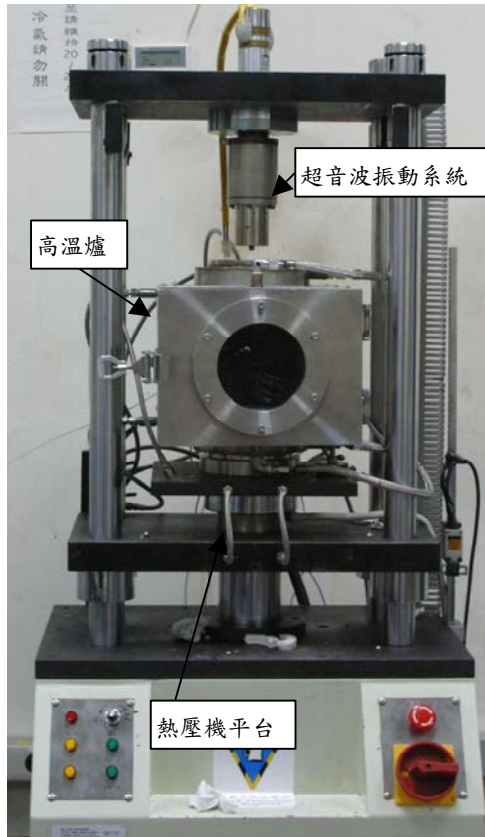
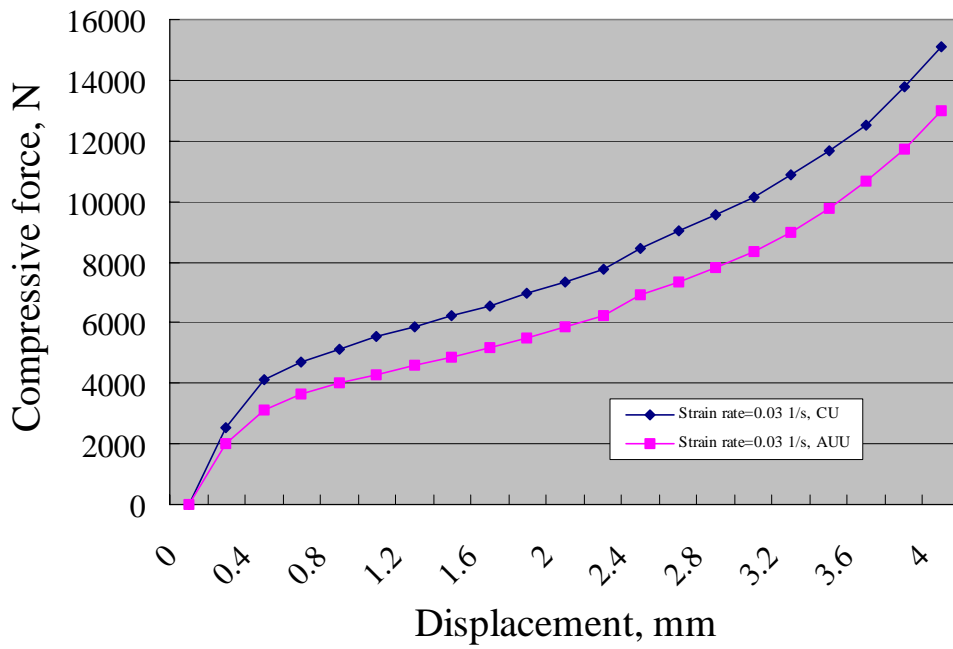
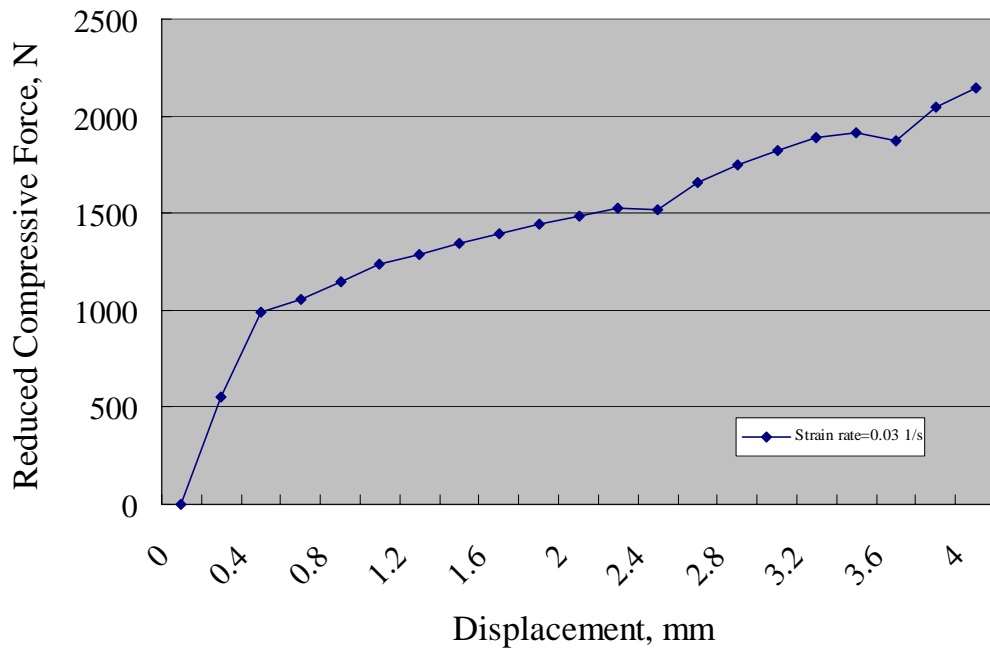


圖 4-1 超音波振動高溫壓縮實驗設備



(a) $T=25^{\circ}C$ ，CU 與 AUU 之負荷位移圖



(b) $T=25^{\circ}\text{C}$ ，壓縮力降低量與位移圖

圖 4-2 溫度 25°C ，CU 與 AUU 之實驗結果圖

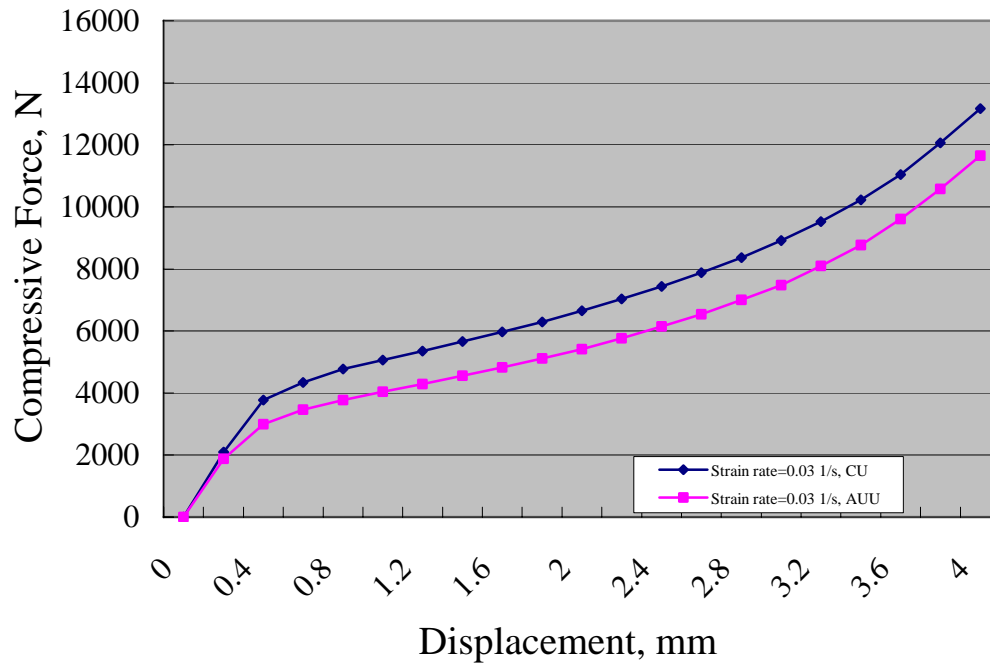


圖 4-3 溫度 100°C ，CU 與 AUU 之負荷位移圖

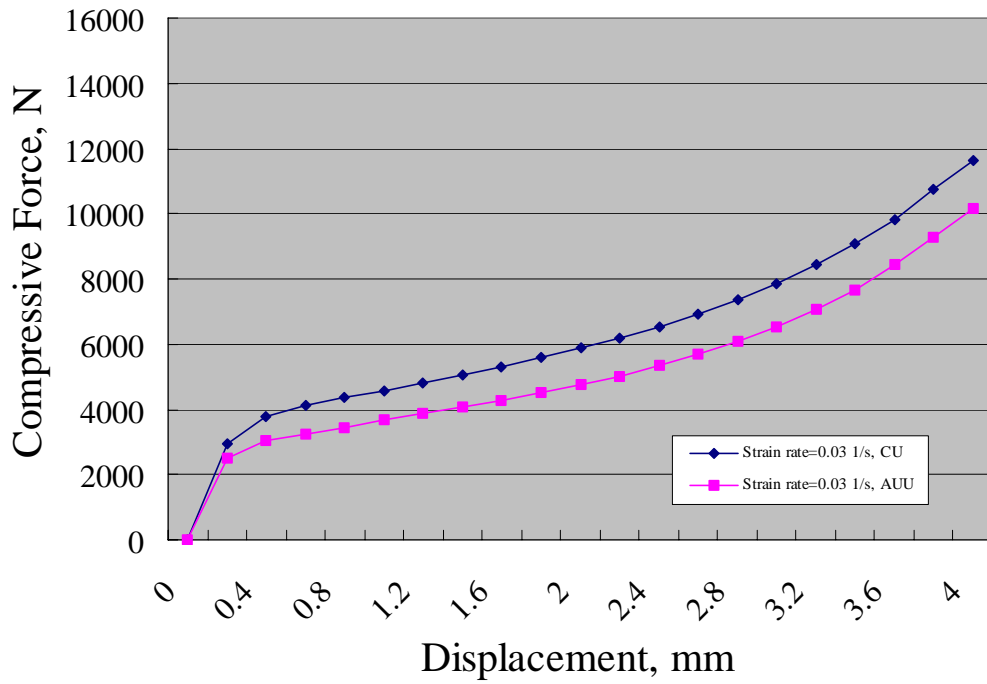
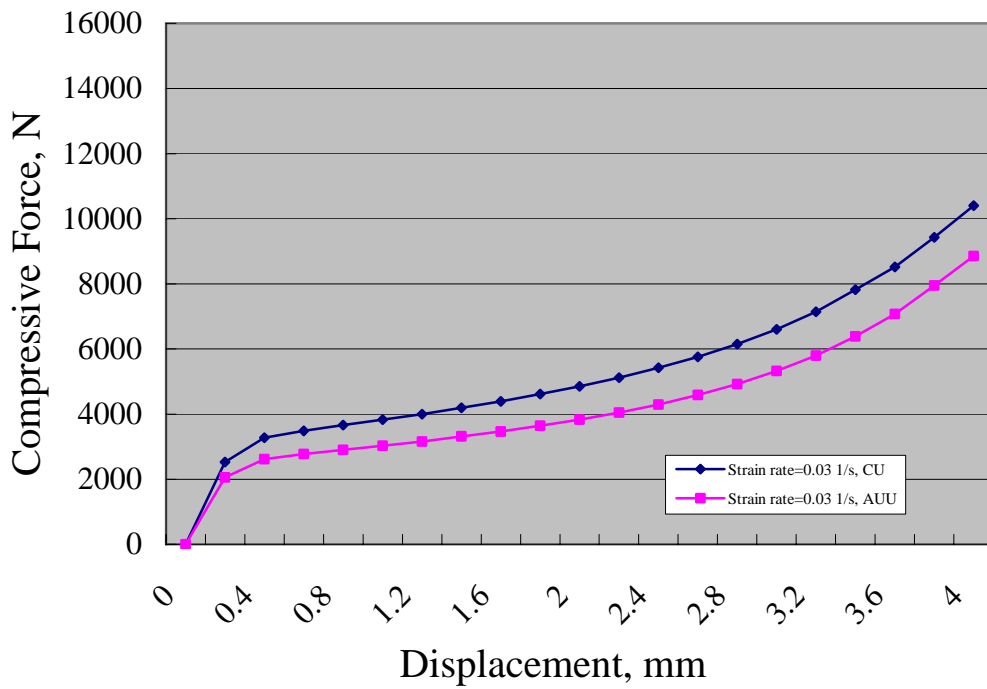
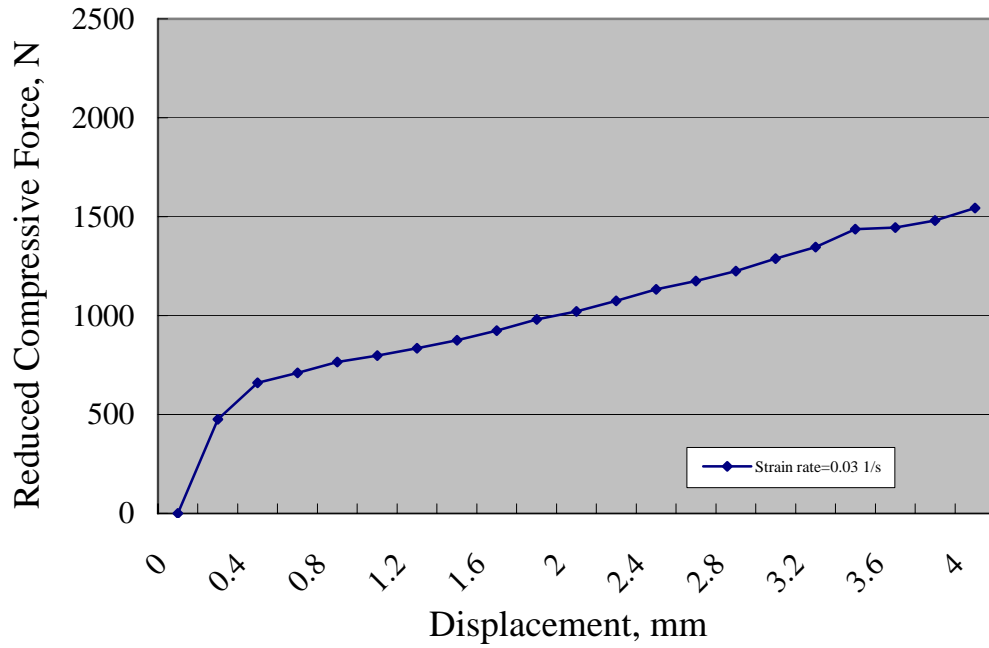


圖 4-4 溫度 200°C，CU 與 AUU 之負荷位移圖

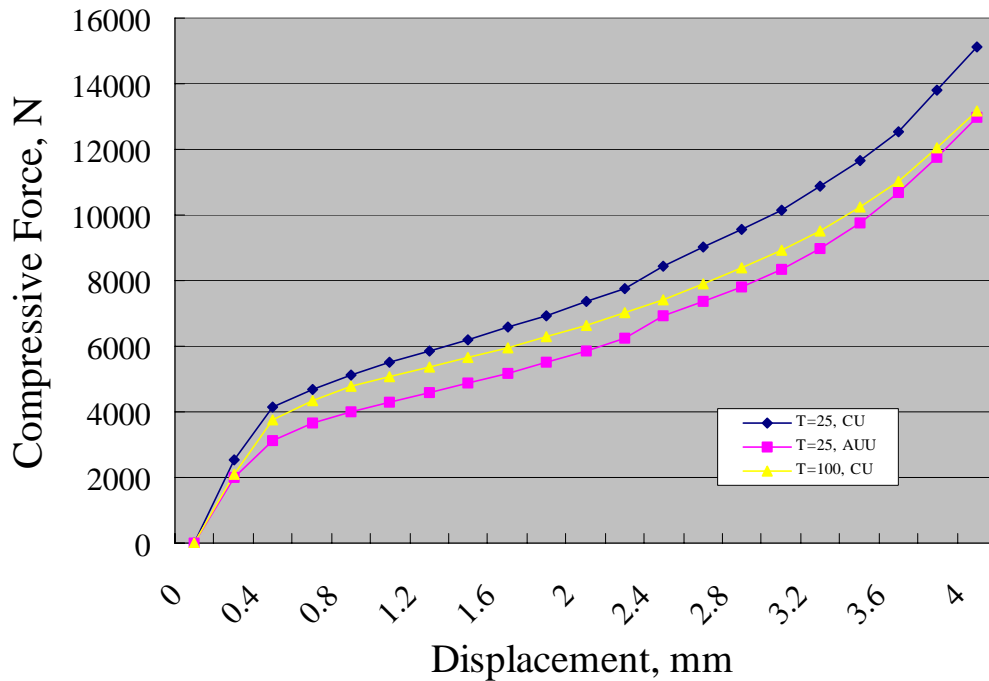


(a) T=250°C，CU 與 AUU 之負荷位移圖

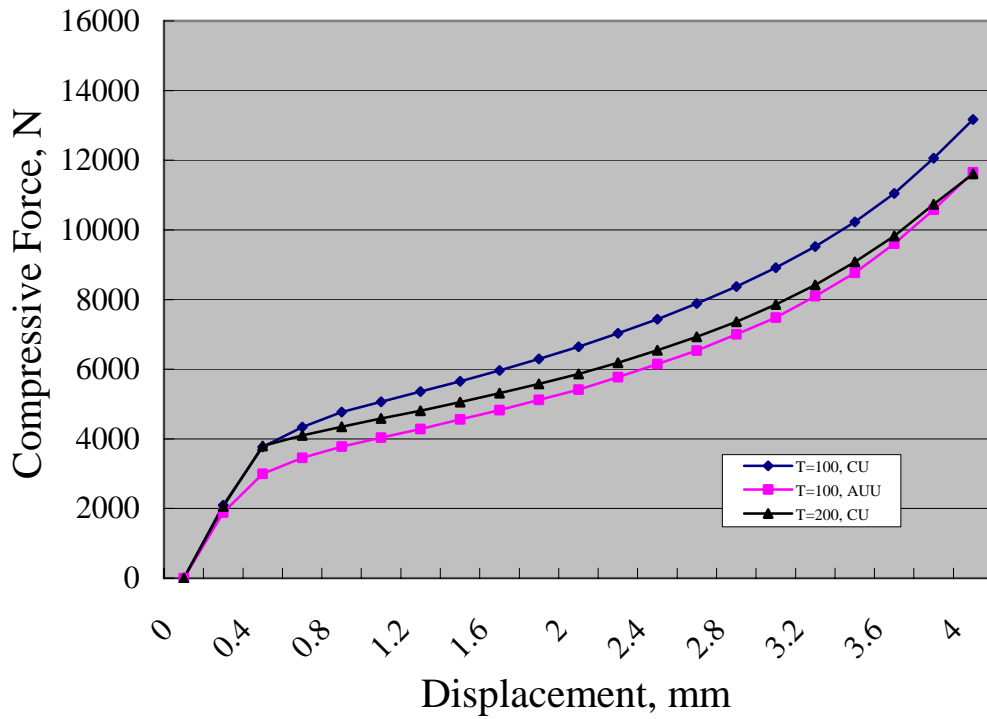


(b) $T=25^{\circ}C$ ，壓縮力降低量與位移圖

圖 4-5 溫度 $25^{\circ}C$ ，CU 與 AUU 之實驗結果圖

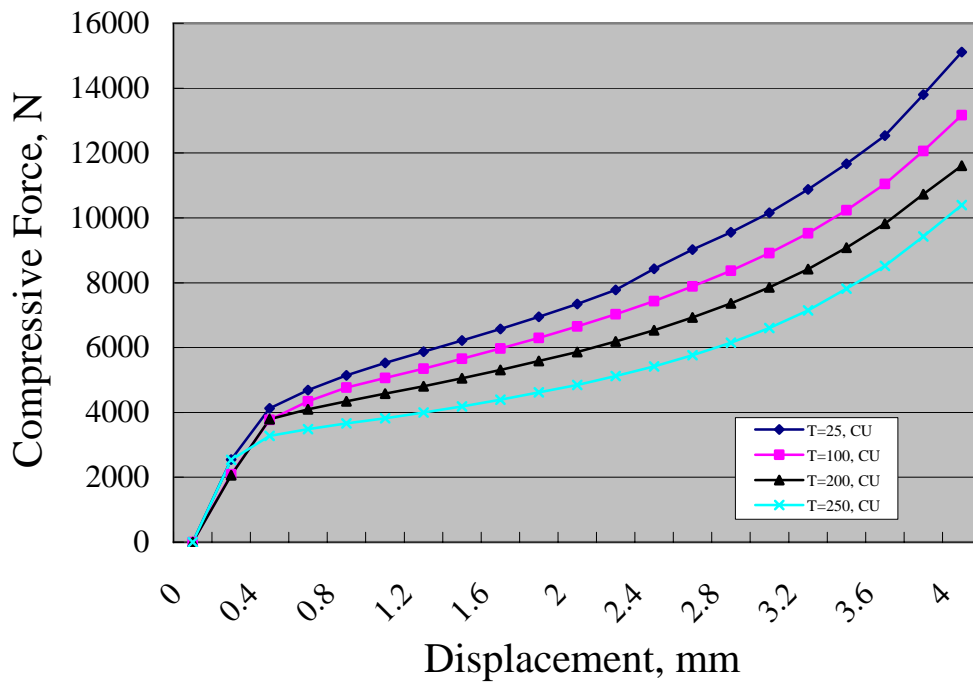


(a) $T=25^{\circ}C$ ，CU 及 AUU 與 $T=100^{\circ}C$ 時 CU 負荷位移比較圖

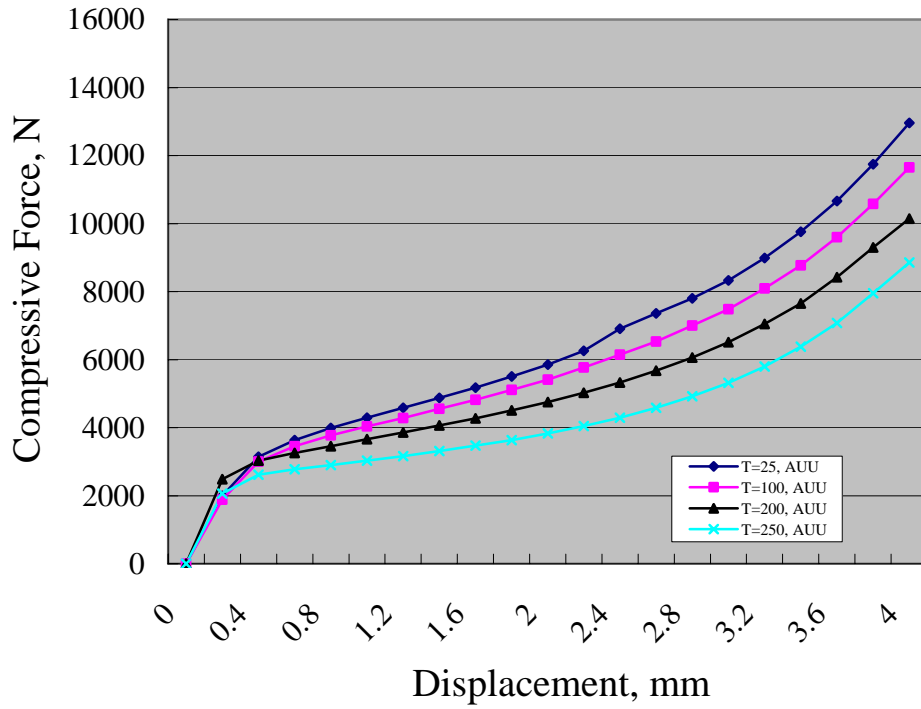


T=100°C，CU 及 AUU 與 T=200°C 時 CU 之負荷位移比較圖

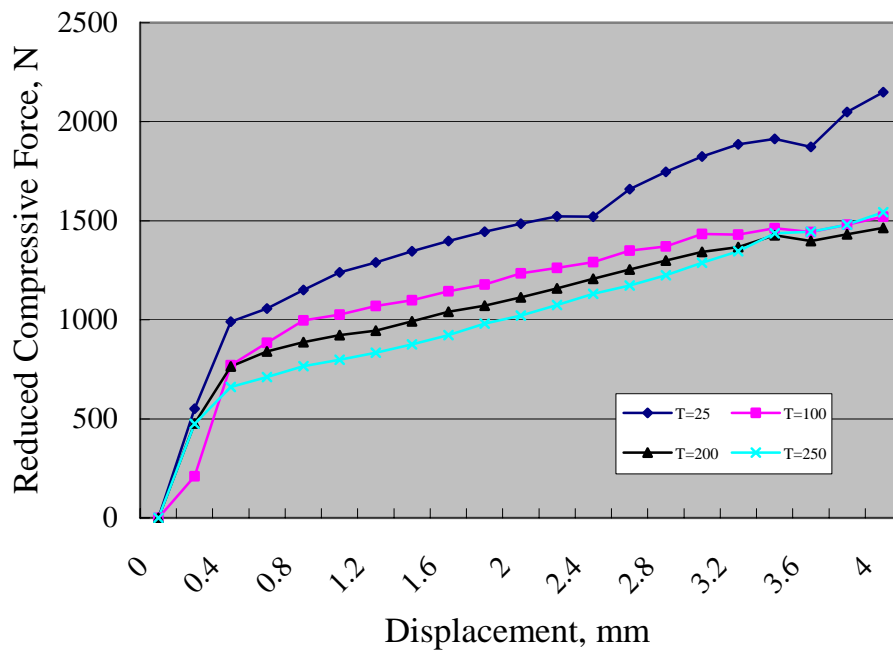
圖 4-6 CU 加熱與 AUU 實驗結果比較圖



(a) CU 在各溫度之下負荷位移比較圖



(b) AUU 在各溫度之下負荷位移比較圖



(c) 各溫度超音波振動效應降低負荷位移之比較圖

圖 4-7 各溫度下 CU 與 AUU 實驗結果比較圖

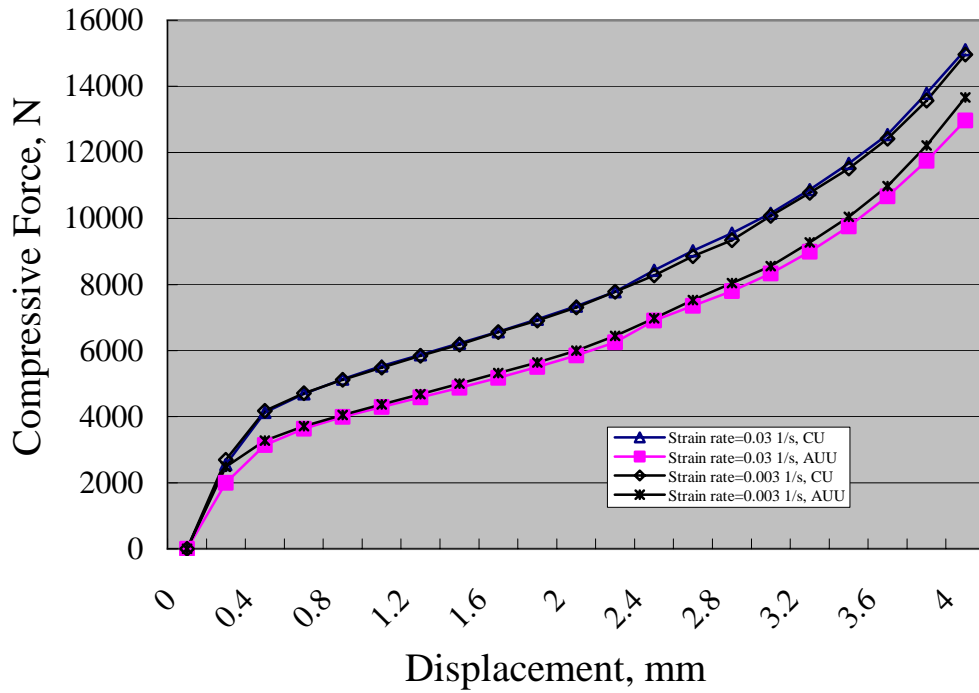


圖 4-8 溫度 25°C，不同速率下 CU 與 AUU 之實驗結果圖

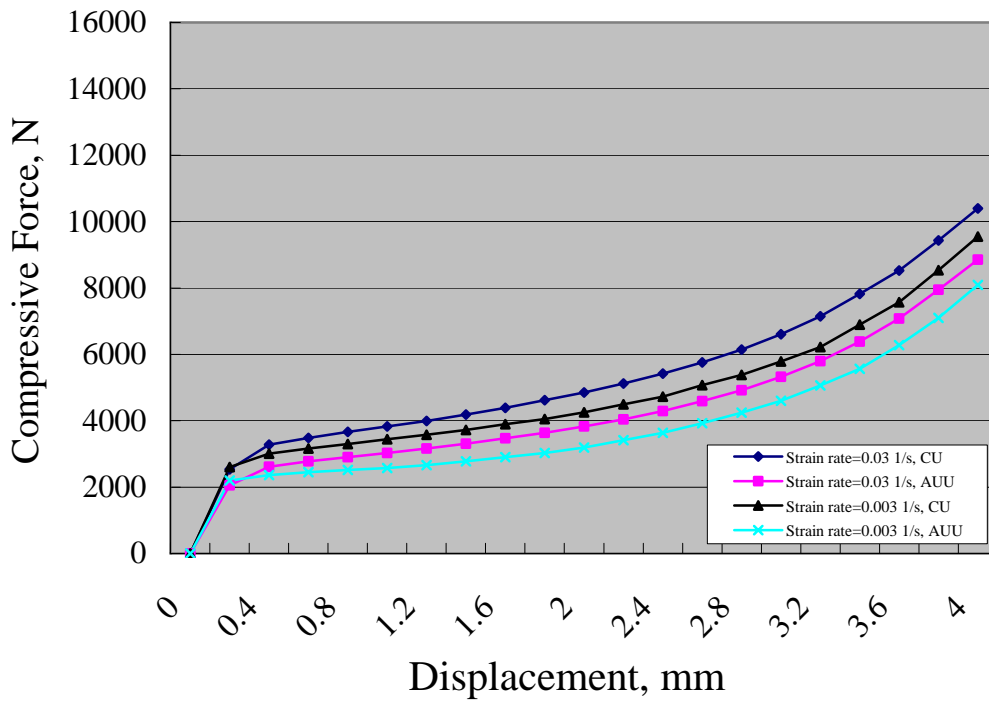


圖 4-9 溫度 250°C，不同速率 CU 與 AUU 之實驗結果圖

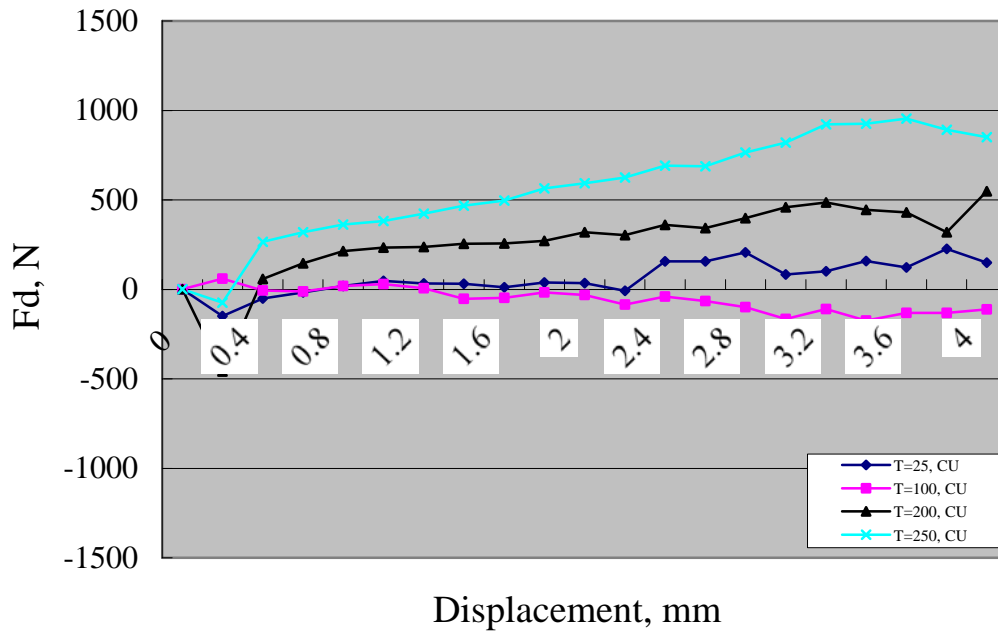


圖 4-10 CU 在不同速率，壓縮力差值與位移比較圖

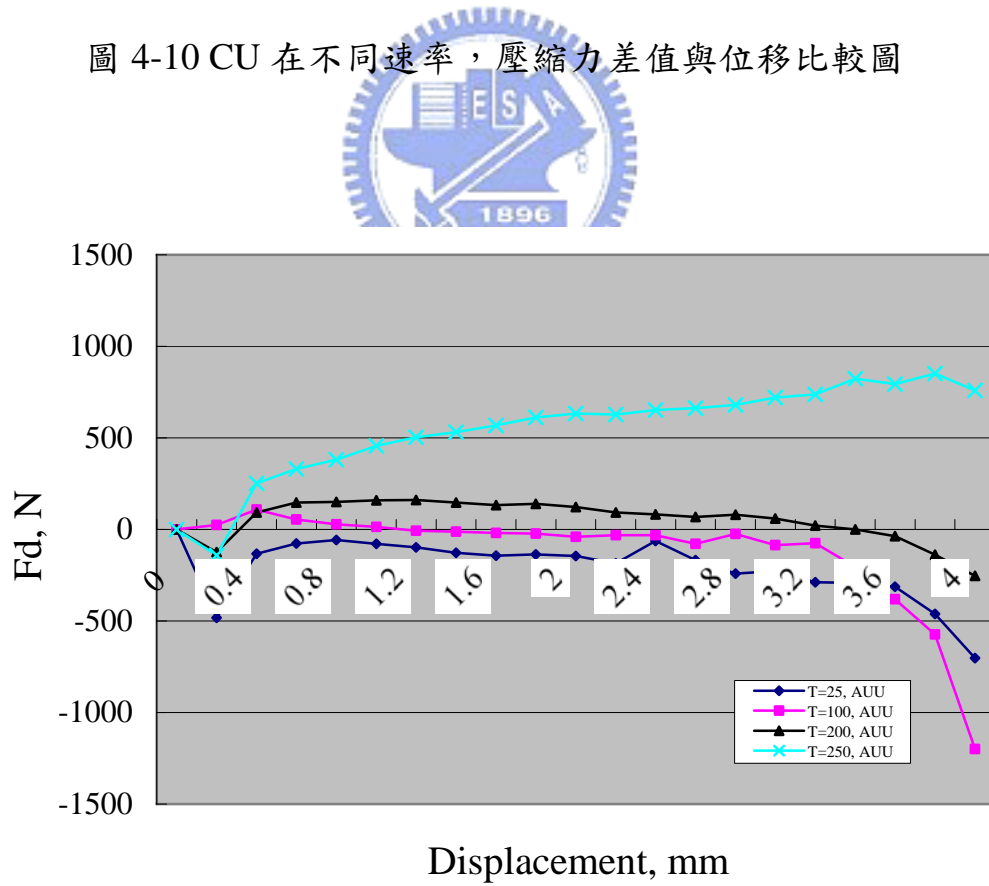


圖 4-11 AUU 之壓縮力差值與位移比較圖

第五章 超音波振動於端面壓縮之摩擦影響

5.1. 前言

第四章的研究中，已探討超音波振動對鋁合金端面壓縮之影響與在不同溫度、應變速率之間的關係。實驗結果顯示，軸向超音波振動能有效降低端面壓縮時的成形力量。而不同之應變速率對於超音波振動降低壓縮力之效應，沒有顯著的影響。因此，為進一步釐清超音波振動降低壓縮力的機制及模具與工件之相對速度對介面摩擦效應的影響。本章將延續第四章之研究，探討超音波振動對於端面壓縮介面磨擦效應的影響。

在金屬成形過程時，模具與工件間摩擦力的影響扮演很重要的角色，如鍛造、擠製和滾壓。摩擦力會影響成形的負荷、模具的壽命、材料的成形性和完成工件的品質。摩擦力太大會導致模具的表面產生熱、磨蝕和擦傷。摩擦力會增加非等向變形導致工件產生缺陷。雖然可應用適當的潤滑劑降低摩擦力，但無法完全排除摩擦力。所以在設計金屬成形的製程時，為得到最佳化的製程，需對不同潤滑劑在操作的溫度和應變速率條件下，進行摩擦力的評估和定量化。

目前很多的量測介面摩擦係數和摩擦因子方法被提出，其中多半採用環壓縮試驗法進行摩擦因子和潤滑效應的評估。這評估

法被廣泛應用在金屬成形分析之摩擦行為的研究，在理論解析方面有 Kunogi 等【27-29】、實驗方面則有 Male【30-31】和 Kobayashi【32-34】之有限元數分析。環壓縮試驗時，以已知的壓縮率對環形試片進行壓縮。由於模具與試片間介面摩擦對壓縮後環試片的內徑和外徑影響很大，當摩擦力大時，環形之內徑減縮，反之，內徑則增加增加。藉由測試試片的內徑減縮率 and 高度減縮率的對應關係，利用摩擦校準曲線（Friction calibration curves）評估摩擦係數。因此由內徑的改變評估介面摩擦為一簡便的方法。


當進行端面壓縮試驗時，由於試片與上下壓板接觸介面摩擦之影響，使得試片兩端面受到侷限，以致試片介面材料徑向流動受到抑制，因此產生如圖 5-1 所示，較不易塑性變形之斜線區域，造成試片產生桶狀之外形。所以於此條件下所得到，非真正單軸壓縮之應力、應變關係。一般可利用修正單軸壓縮試驗【35】，使介面摩擦影響因素降至最低。此修正法乃以相同負荷條件，將不同直徑高度比 d_0/h_0 之試片產生的壓縮應變，以線性方式外插取得 d_0/h_0 為零之相對應變。如圖 5-2 所示，當 d_0/h_0 之比值為零時，試片高度可視為無限大，因此端面摩擦力對整體試片的影響將非常小，所以試片之整體變形可視為均勻壓縮變形。

因此，本章將藉由施加超音波振動於鋁合金試片之修正壓縮

試驗，取得真正單軸壓縮之應力、應變關係，提供有限元素分析時之材料性質，並藉此瞭解超音波振動於端面壓縮之介面摩擦效應。同時利用高溫修正壓縮試驗及高溫環壓縮試驗探討溫度對於介面摩擦係數的影響，進一步瞭解超音波振動對於端面壓縮塑流應力的降低及介面摩擦效應的影響。最後，應用有限元素分析法取得摩擦校準曲線，藉由摩擦校準曲線評估壓縮時之介面摩擦因子。

5.2. 修正壓縮試驗

5.2.1. 實驗程序



修正壓縮試驗的實驗程序說明如下。首先將超音波振動系統與高溫真空爐架設於微電腦控制熱壓機平台，如圖 4-1 所示。接著將噴上潤滑劑 MoS₂ 的實驗試片放置於上下平行模具之間，並施加 100 N 預力於試片後，即可進行常溫修正壓縮實驗。實驗方法為分別施加一固定壓力負荷於不同直徑高度比之試片進行壓縮實驗，實驗結束後除去負載，並分別量測實驗後試片之變形量。進行高溫端面壓縮實驗時，先開啟加熱控制裝置，當達到設定之溫度時，再將試片放置於上下模具間，持溫 10 分鐘後進實驗。超音波振動修正壓縮實驗，則如同以上實驗步驟，且於實驗期間負荷達 700 N 時，施加超音波振動於上模具。

5.2.2. 實驗條件

表 5-1 為實驗所採用試片的材料性質與高溫修正壓縮測試條件，試片為固定直徑 6mm、高度分別為 3mm、4mm 和 6mm（相當於直徑與高度比 $d_0/h_0=2、1.5、1$ ）的鋁合金圓柱體，而試片與模具間以 MoS₂ 為潤滑劑。整個實驗之壓縮速度則以 1mm/min 的定速率進行。壓縮負荷分別為 5000 N、8000 N、11000 N、15000 N 及 18000 N。

超音波振動修正壓縮試驗時的振動條件，則全部以軸向的振動頻率為 20kHz，而振動振幅設定為 $5.6\ \mu\text{m}$ 。

5.2.3. 實驗結果




圖 5-2 分別為傳統單軸壓縮試驗（conventional compression, CC）與超音波振動單軸壓縮試驗（axial ultrasonic-vibration compression, AUC）之工程應變與 d_0/h_0 關係圖。此實驗的環境溫度設定為 25°C 。圖 5-2 (a) 所示，以 5000 N、8000 N、11000 N、15000 N 及 18000 N 等五種固定壓力負荷，分別對 $d_0/h_0=2、1.5、1$ 的試片壓縮實驗結果，當壓力負荷為 15000 N 時， $d_0/h_0=1$ 之試片其真應變為 38.65%。當分別將各個壓縮力的資料點，以線性趨近直線外插方法得到 $d_0/h_0=0$ 的應變值，在此虛構的幾何條件下，摩擦力可以忽略不計，且其成形的應力組合，只有一個材料的塑流阻力參數。圖 5-2 (b) 所示，則為超音波振動壓縮實驗

以 5000 N、8000 N、11000 N 及 15000 N 等四種固定壓力負荷，分別對三種不同 d_0/h_0 的試片壓縮之結果。由於超音波振動單軸壓縮時，壓縮負荷 15000 N 時， $d_0/h_0=1$ 試片其真應變已高達 56.24%，其真應變率較傳統單軸壓縮試驗增加 17.59%。此實驗結果顯示，超音波振動作用下，會使材料成形應力降低。

圖 5-3 和 5-4 為 CC 和 AUC 利用圖 5-2 中三種不同 d_0/h_0 的試片實驗所得到之真應力-應變比較圖。圖中顯示，相同壓縮負荷下，試片之 d_0/h_0 增加，材料成形應力隨之增加，而壓縮應變量隨之減少。

圖 5-5 為 CC 與 AUC 在無摩擦條件下之真應力-應變比較圖。當 CC 與 AUC 所施加壓縮負荷相同為 15000 N 時，AUC 的真應變量較傳統壓縮時增加 18.72%，而真應力反而降低 59.73Mpa。由此實驗結果顯示，當介面摩擦力影響之效應降到為零，超音波振動作用下，仍能有效降低材料成形應力。由此推論，於超音波振動端面壓縮成形時，超音波振動降低成形應力的機制，主要不是降低介面摩擦力的效應所造成，應有其他機制產生影響所致。

圖 5-6 為 CC、AUC 與高溫單軸壓縮（hot conventional compression, HCC）實驗結果之試片實體圖，圖 5-6 (a) 為 CC，

以 15000 N 對直徑高度比 2、1.5、1 三種試片壓縮之試片實體圖，其壓縮真應變分別為 45.05%、49.75% 和 53.06%，圖中顯示，由於壓縮介面有施加 MoS₂ 潤滑劑減少端面摩擦效應，所以壓縮後之試片沒有產生桶狀的外形。圖 5-6 (b) 為 AUC，以 15000 N 對直徑高度比 2、1.5、1 三種試片壓縮之試片實體圖，其壓縮真應變分別為 48.06%、51.26% 和 56.24%，由圖中可發現，雖然試片有施加 MoS₂ 之潤滑劑，但超音波振動壓縮後之試片，依然明顯產生桶狀的外形。圖 5-6 (c) 為 HCC 於 150 °C 時，以 15000 N 對直徑高度比 2、1.5、1 三種試片壓縮之試片實體圖，其壓縮真應變分別為 45.93%、50.79% 和 61.75%，由圖中可發現，雖然有施加 MoS₂ 之潤滑劑降低介面摩擦，但壓縮後之試片如同超音波振動壓縮時，有明顯產生桶狀的外形。初步由此推論，端面壓縮成形於高溫環境下與施加超音波振動的條件下，均會造成介面摩擦效應的增加。

由圖 5-7 HCC 與 AUC 實驗結果之真應力-應變比較圖，可發現溫度與超音波振動之間關係。當溫度 150 °C，壓縮負荷為 15000 N 且無超音波振動時， $d_0/h_0=0$ 的實驗結果，其真應變為 61.75% 時，真應力為 286.1MPa。如圖中所示，相當於 CC 之真應力-應變。即在無摩擦效應條件下，超音波振動所降低成形應力之效

應，與溫度升高 150°C 所降低成形應力之效應相當。因此，超音波振動端面壓縮成形時，超音波振動降低成形應力的機制，可能因超音波振動能量使材料溫度上升而降低成形應力。

5.3. 高溫環壓縮試驗

5.3.1. 實驗程序

高溫環壓縮試驗的實驗程序說明如下。首先將超音波振動系統與高溫真空爐架設於微電腦控制熱壓機平台。實驗試片放置於上下平行模具之間，並施加 100 N 預力於環形試片後，先開啟加熱控制裝置，當達到設定之溫度時，持溫 10 分鐘後進實驗。超音波振動環壓縮實驗，則如同以上實驗步驟，且於實驗期間負荷達 700 N 時，施加超音波振動於上模具。當完成壓縮後，將試片由模具中取出，並量測變形後環形試片之內徑。

5.3.2. 實驗條件

表 5-2 為試片的材料性質與高溫環壓縮(hot ring compression, HRC) 測試實驗條件。實驗中，試片的壓縮應變分別設定 10%、20%、30%、40% 及 50% 等五種，高溫環壓縮實驗，其實驗時之環境溫度分別設定為 150°C 及 200°C 。傳統環壓縮與高溫環壓實驗之壓縮速度均以 1mm/min 的定速率，且整個實驗中沒有使用潤滑劑。研究中的環形實驗試片，則採用典型環形試片比例，其

外部與內部直徑分別為 6mm、3mm，高度為 2mm 的 A6061 鋁合金試片。超音波振動環壓縮實驗，軸向的振動頻率維持於 20kHz，其振動振幅設定為 $5.6\ \mu\text{m}$ 。

5.3.3. 實驗結果

圖 5-8 為傳統環壓縮 (conventional ring compression, CRC) 與超音波振動環壓縮 (axial ultrasonic-vibration ring compression, AURC) 於溫度 25°C 之實驗摩擦校準曲線圖。當高度壓縮率 50%，CRC 與 AURC 其內徑減縮率分別為為 32.7% 和 53.8%。圖中清楚顯示，端面壓縮施加超音波振動時，其內徑減縮率增加的原因，可能由於介面摩擦因子增加。

圖 5-9 為環壓縮分別於溫度 25°C 、 150°C 及 200°C 實驗之摩擦校準曲線圖。圖中曲線顯示介面摩擦因子隨溫度升高而增加。

圖 5-10 為 CRC、HRC 與 AURC 之試片實驗結果實體圖，如圖 5-10 (b) 和 5-10 (c) 所示。在相同的壓縮率，HRC 與 AURC 其外部和內部的直徑均比 CRC 小。由於環形試片的內部直徑為一個評估摩擦值的指標，所以證明 HRC 和 AURC 之實驗其摩擦會增加。此外，由圖 5-11 之橫剖面的外觀顯示，AURC 於 25°C 試片的變形型態與 HRC 於 200°C 之試片非常相似。

如圖 5-12 所示，AURC 於 25°C 的摩擦校準曲線與 HRC 於

200°C 很近似，因此環壓縮試驗於 25°C 時，施加超音波振動下的摩擦條件與於 200°C 無超音波振動時非常相似。此結果與先前的修正壓縮實驗中，超音波振動下降低成形應力之效應與溫度升高 150°C 無超音波振動相當的推論有所不同。造成此不一致結果的原因，可能起因於環壓縮試驗中的試片較修正壓縮試驗中的試片小。所以在環壓縮試驗時，材料單位體積所吸收的超音波振動能量較高，以致試片溫度增加會較高。

5.3.4. 環壓縮之有限元素模擬

環壓縮基本上為軸對稱問題，所以各條件下的摩擦刻度曲線，可利用有限元素分析軟體 "Deform 2D" 模擬分析取得。圖 5-13 為研究中所用的軸對稱 FEM 分析的模型，表 5-3 為分析所用的模擬條件。在三種設定溫度 25°C、150°C 及 200°C 下進行環壓縮模擬分析。在 HRC 模擬時，試片的變形模式設為剛塑性，模具假設為剛體。模擬分析時所需的材料性質，是由修正壓縮試驗於不同溫度實驗所取得的應力-應變關係。模具與試片間的介面摩擦則採用剪摩擦因子 (μ) 來決定。壓縮速率以 1mm/min 之定速度壓縮，高度減縮量設為 55%。

圖 5-14 為溫度 25°C 時，FEM 模擬分析與實驗結果之摩擦校準曲線圖，圖中資料點分別為 CRC 與 AURC 於無潤滑劑條件下之實驗結果。圖中所示，CRC 其剪摩擦因子約為 0.4，而 AURC 之剪摩擦因

子則增加，且超過模擬分析之剪摩擦因子為 1 的曲線，此現象明顯極不合理。推論造成此不合理現象的原因，應由模擬分析所用的材料性質，非超音波振動作用下實際的材料性質所造成。

圖 5-15 為 FEM 模擬分析與 CRC 於溫度 200°C 實驗結果之摩擦校準曲線圖，圖中資料點分別為於無潤滑劑條件下，CRC 於 200°C 與 AURC 於 25°C 之實驗結果。圖中所示，CRC 於 200°C 時，其剪摩擦因子則增加至約為 0.8，而 AURC 之剪摩擦因子同樣產生不合理的現象。造成此現象的可能原因：(1) 超音波振動實際使材料上升的溫度高於推論值。(2) 試片的內徑的量測時產生誤差。

5.4. 超音波振動於端面壓縮時之溫度量測

由修正壓縮與環壓縮實驗結果顯示，超音波振動會產生材料溫度上升的效應，而造成溫升效應的可能原因：(1) 材料吸收超音波振動能量轉換為熱，導致溫度上升。(2) 超音波振動使模具與試片之介面產生高速的摩擦，造成材料溫度升高。

超音波振動壓縮的溫度量測相當困難，主要因壓縮過程材料會產生高速振動。所以材料會與熱電耦因高速摩擦而產生熱，造成熱電耦損壞及錯誤的量測值。因此研究中，採用非接觸式紅外線測溫儀(Raytek MX4)與薄膜型溫度感測器(ANRITSUST-24K)，進行平均與間接的溫度量測，克服超音波振動試驗時溫度量測之

困難點。間接量測實驗中之試片，特別於端面設計一厚度為 0.2mm 的薄翼緣，以便貼上薄膜型溫度感測器，如圖 5-16 所示。

圖 5-17 為試片 $d_0/h_0=2$ 、1.5、1 的超音波振動壓縮溫度量測結果。圖中顯示，由薄膜型溫度感測器的量測溫度均高於紅外線測溫儀的量測值。此現象應是由紅外線溫度量測特性所造成。因紅外線溫度的量測值，為聚焦光點區域的平均溫度，其聚焦光點直徑約為 6mm。而薄膜型溫度感測器的量測值，則在試片端面翼緣附近，所以量測的溫度會高於紅外線的量測值。實驗結果顯示，超音波振動確實會使材料溫度上升，且試片越小，其溫度上升越高。另外，當超音波振動作用初期，溫度會迅速增加，但之後又隨時間增加而減少之現象。圖 5-17 (c) 與 (d) 所示，當試片 $d_0/h_0=1$ ，壓縮負荷 11000 N 所量測的溫度值低於 3000 N，推論溫度較低的原因，由於超音波振動因壓縮負荷增加而降低振幅，以致輸出的振動能量減少。

間接量測的溫度 ($40^{\circ}\text{C} \sim 50^{\circ}\text{C}$) 與先前實驗之溫度推論 ($150^{\circ}\text{C} \sim 200^{\circ}\text{C}$) 有差距，造成此差距的原因，由於受限於目前溫度量測設備，無法直接量測介面溫度，本研究只能以間接與區域平均的溫度量測取得超音波振動產生的溫度效應資料。並非超音波振動作用下，所產生的實際介面溫度資料。因此未來研究

中，將設計更精確的超音波振動溫度量測法，進一步探討超音波振動和試片溫度上升的關係。

5.5. 結果與討論

超音波振動於端面壓縮，其降低成形應力的效應非常複雜。在第四章研究中，已推論降低材料塑流應力的機制，應由差排吸收超音波能量、應力重疊與介面摩擦力降低交互作用產生，非由單一效應所造成。由超音波振動修正壓縮實驗結果顯示，當排除端面摩擦力之效應後，超音波振動作用下，仍能有效降低材料成形應力，如圖 5-5 所示。所以介面摩擦效應的降低應不是超音波振動降低成形應力的主要機制。另外修正壓縮實驗結果顯示，因超音波振動造成成形應力降低之效應，等效於將材料溫度上升至 $150^{\circ}\text{C} \sim 200^{\circ}\text{C}$ 降低之應力。此結果顯示，當振動能量被材料吸收時，成形應力的降低與材料的溫度的增加有關。

雖然材料吸收超音波振動能量會造成溫度上升，但由間接溫度量測所得之溫度 ($40^{\circ}\text{C} \sim 50^{\circ}\text{C}$) 與修正壓縮實驗結果推論的溫度 ($150^{\circ}\text{C} \sim 200^{\circ}\text{C}$) 可發現兩者有差距。推論造成此差距的原因，應與材料的溫度上升速率與熱傳速率有關。當超音波振動作用時，試片吸收超音波振動能量，模具與試片間之介面局部溫度瞬間升高。由於熱傳影響，鋁合金雖具有良好的熱傳導性，但相對的也具良

好的散熱性，所以當介面而溫度上升時，試片表面同時會對外散熱，所以試片內會有溫度梯度的發生。因此以間接和區域平均的溫度量測時，溫度會低於實際溫度，且試片之介面溫度會高於其他位置的溫度。

圖 5-14、5-15 所示，內徑減縮率隨溫度上升增加，且 AURC 的摩擦因子的值均會出現超過 1 的不合理現象。此不合理現象顯示，超音波振動所產生的介面摩擦效應的影響，高於 CRC 在 200°C 的溫度時。推論其原因，(1) 由於環壓縮試片的體積較修正壓縮試片小，單位體積吸收超音波振動的能量較大，且散熱面積較小，導致試片的溫度上升會較高於，所以環壓縮實驗實際的材料性質，與模擬分析時的材料性質也不同。(2) 超音波振動作用下，其介面附近的溫度會較試片其他位置高，因此，在介面的摩擦因子也會較高。

由於受限於現有超音波振動設備的功率較小，所以實驗只能以較小尺寸的試片進行。以及現有的溫度量測設備的溫度量測焦點直徑較大之限制，目前本研究只能以間接與區域平均的溫度量測取得超音波振動產生的溫度效應資料。對於實際試片的溫度場分佈與介面的溫度上升，其量測則還有些困難。因此在未來研究中，將採用功率較大的超音波振動設備，進行較大尺寸試片的實驗與更精確的超音波振動溫度量測法進行研究，探討實際試片的

溫度場分佈與介面的溫度上升，藉此釐清超音波振動的溫升關係。進一步確立超音波振動於端面壓縮的機制。

本章與前章的超音波振動端面壓縮研究中，實驗結果顯示，由於模具與工件接觸面之相對速度趨近零，材料吸收超音波振動能量集中使溫度上升，而增加介面摩擦因子【26】。但超音波振動對材料溫度上升的效應遠高於振動引發之介面摩擦力增加效應。所以下一章研究主題，將以加工特性與端面壓縮差異大的抽拉製程，進行超音波振動鋁線抽拉成形之研究，探討模具與工件接觸面之相對速度不為零時，超音波振動方向平行和垂直於工件運動方向，超音波振動對抽拉成形所產生摩擦的影響。進一步藉由這兩種極端化的加工特性，分析比較模具與工件之相對速度對超音波振動所產生機制的影響。

表 5-1 高溫修正壓縮實驗之材料性質與壓縮條件

試片材料	鋁合金 (A 6061)
模具材料	不銹鋼 (SUS304)
試片尺寸	$\phi 6.0 \times 3.0\text{mm}$, $\phi 6.0 \times 4.0\text{mm}$ $\phi 6.0 \times 6.0\text{mm}$
潤滑劑	MoS ₂
壓縮力	500kg, 800kg, 1100kg, 1500kg, 1800kg
壓縮速率	1 mm/min
實驗環境溫度	25°C, 100°C, 150°C, 200°C

表 5-2 高溫環壓縮實驗之材料性質與壓縮條件

試片材料	鋁合金 (A 6061)
模具材料	不銹鋼 (SUS304)
試片尺寸	$\phi 6.0 \times \phi 3.0 \times 2\text{mm}$
潤滑劑	N/A
高度減縮率	10%, 20%, 30%, 40%, 50%
壓縮速率	1 mm/min
試驗環境溫度	25°C, 150°C, 200°C

表 5-3 有限元素分析模擬條件

環形試片	塑性變形體
模具	剛體
模擬模型	軸對稱模型
模擬分析軟體	DEFORM 2D
介面摩擦係數	剪摩擦因子



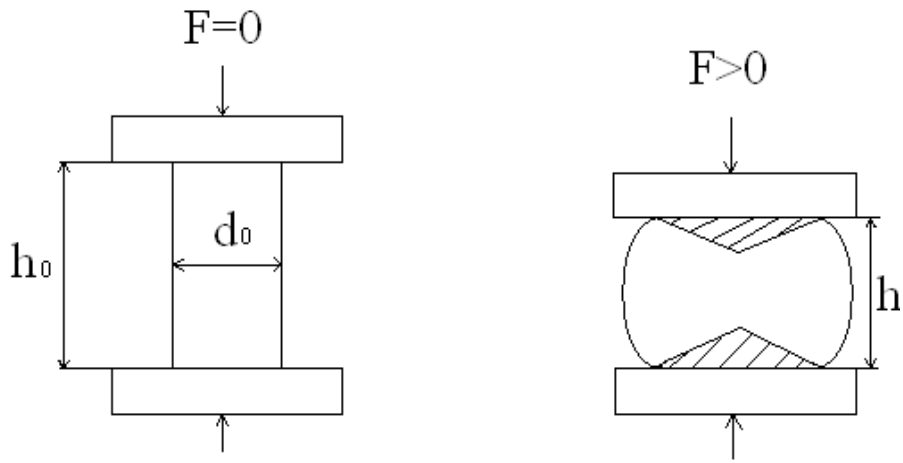
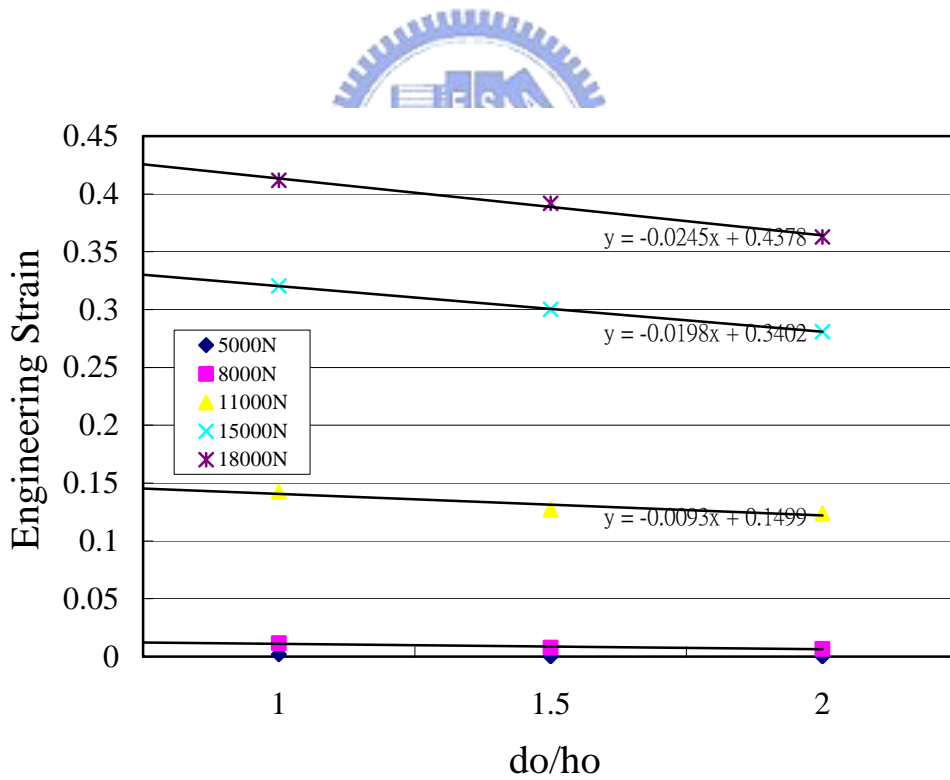
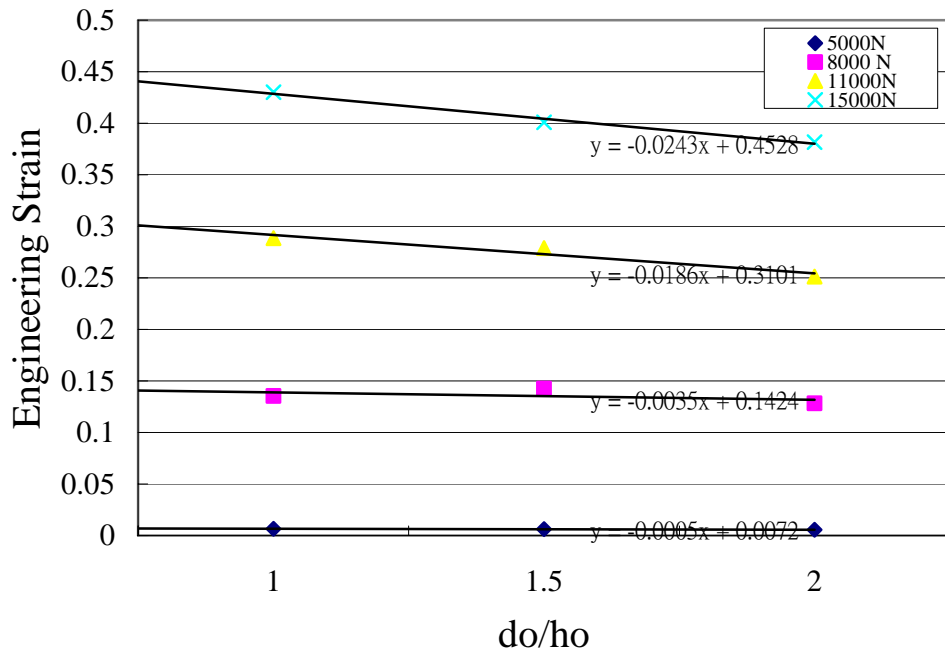


圖 5-1 單軸壓縮試驗試片發生桶狀外形之示意圖



(a) CC 之 d_0/h_0 外差至為零的壓縮應變



(b) AUC 之 d_0/h_0 外差至為零的壓縮應變

圖 5-2 CC and AUC 之實驗結果應變- d_0/h_0 關係圖

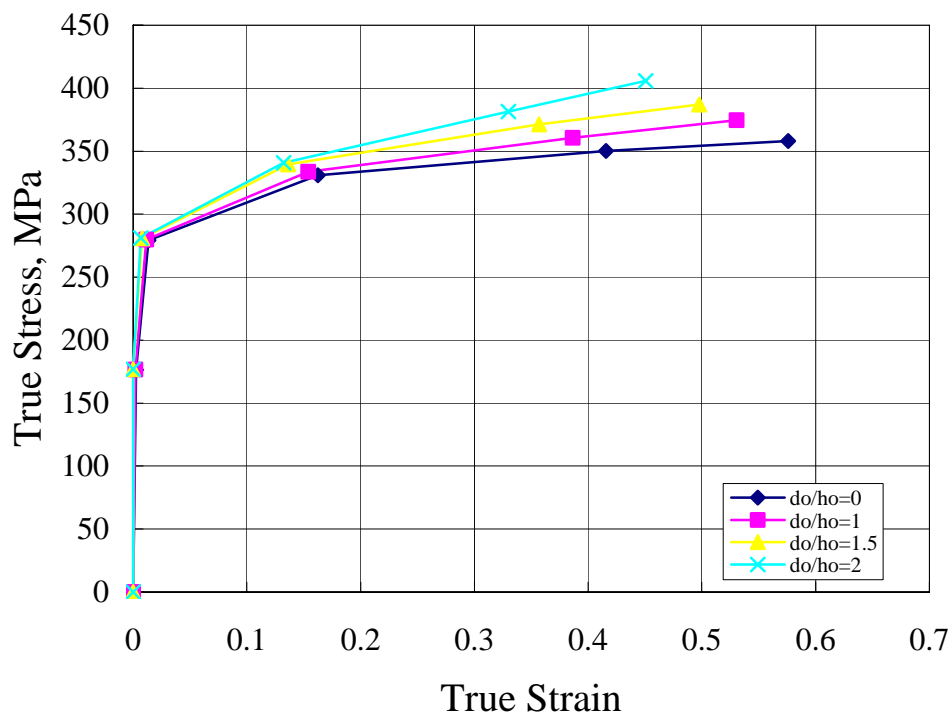


圖 5-3 CC 之真應力-應變圖

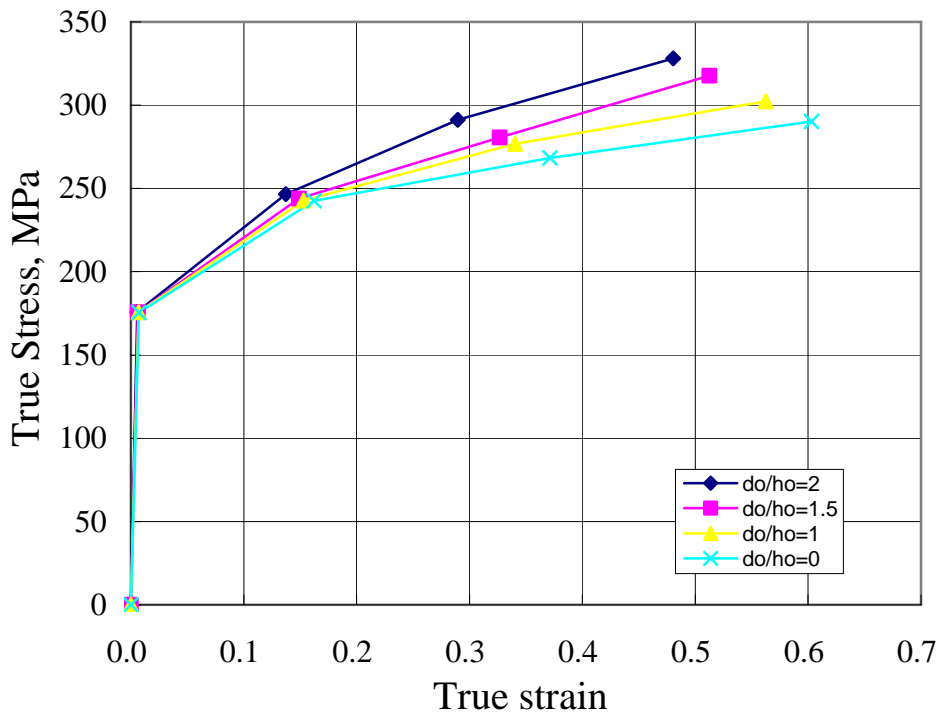


圖 5-4 AUC 之真應力-應變圖

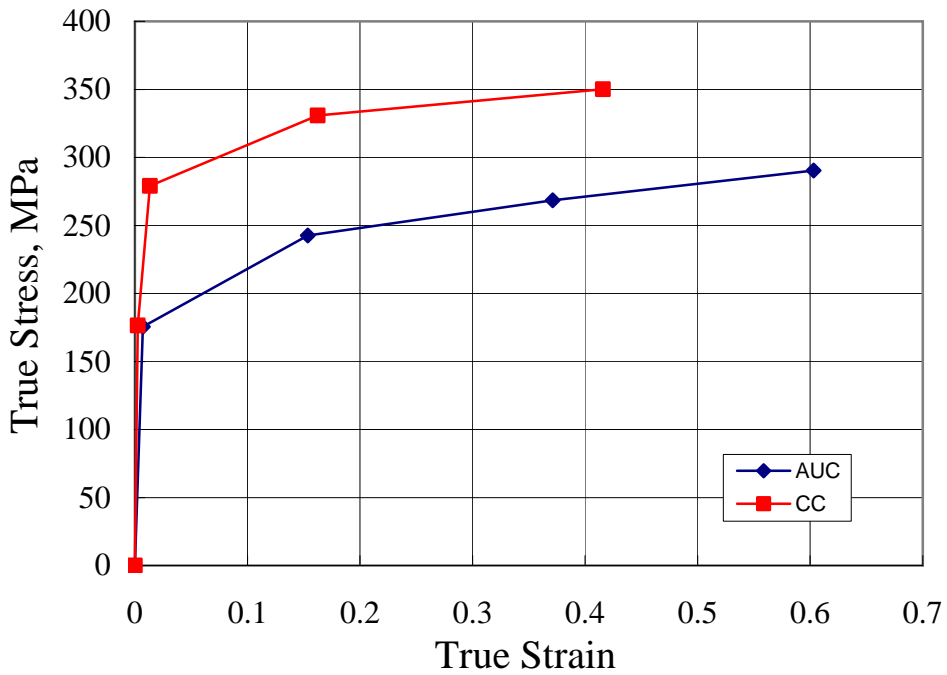
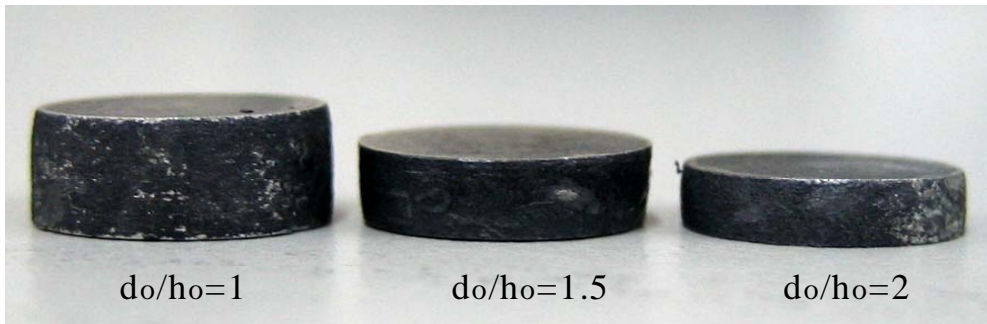


圖 5-5 CC and AUC 於 25°C，無摩擦條件之應力-應變曲線



(a) CC 於 25°C ，壓縮負荷 15000 N 之實驗結果試片實體圖



(b) AUC 於 25°C ，壓縮負荷 15000 N 之實驗結果試片實體圖



(c) HCC 於 150°C ，壓縮負荷 15000 N 之實驗結果試片實體圖

圖 5-6 CC、HCC and AUC 之試片實驗結果實體圖

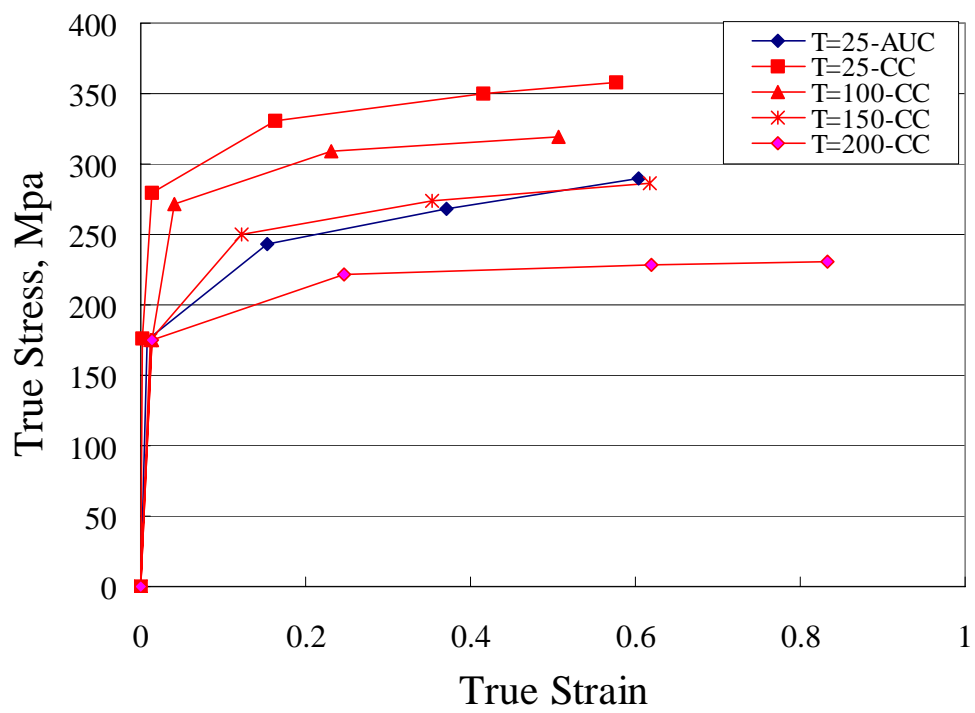


圖 5-7 HCC 於 25°C、150°C 和 200°C 與 AUC 於 25°C，無摩擦條件

之應力-應變曲線比較圖

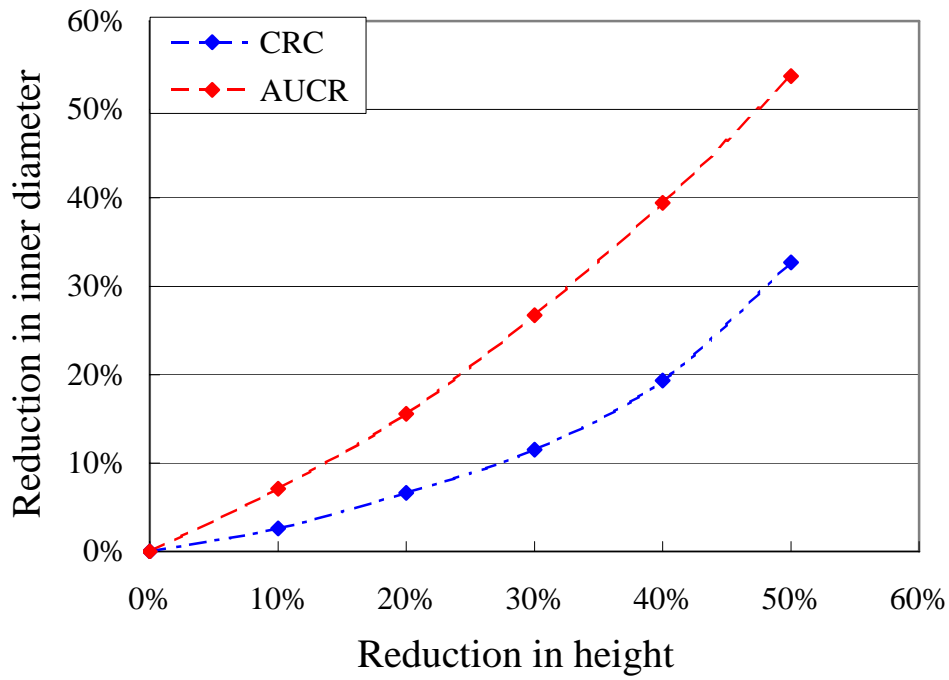


圖 5-8 CRC and AUCR 於 25°C 之實驗摩擦校準曲線

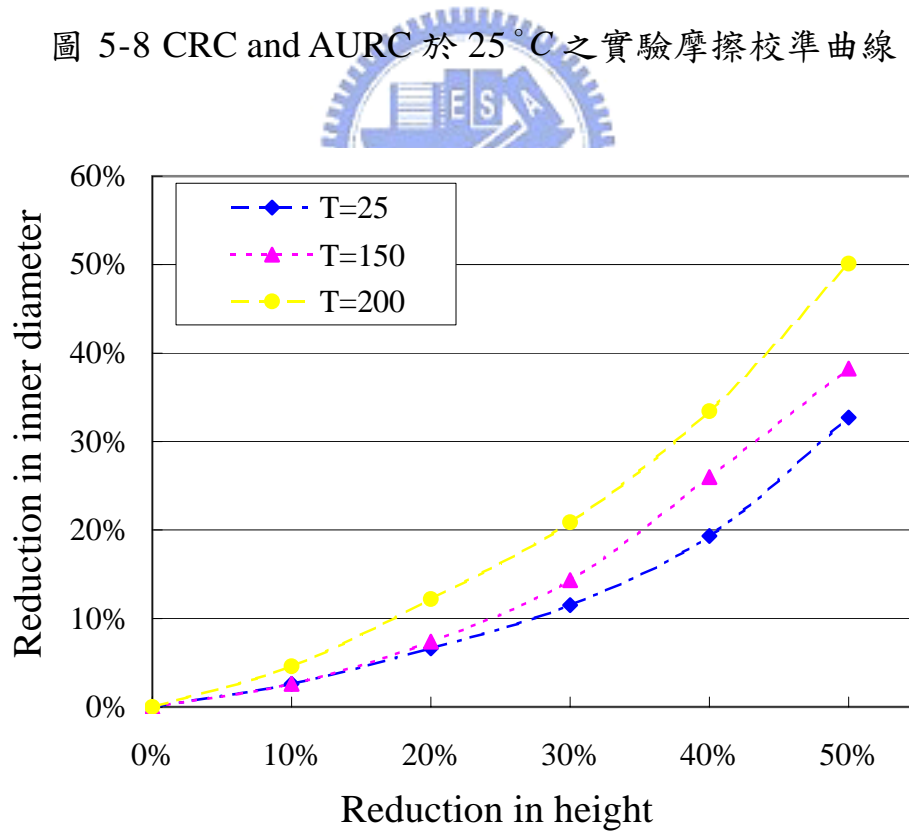


圖 5-9 CRC 於 25°C、150°C 和 200°C 之實驗摩擦校準曲線



(a) CRC 於 25°C



(b) AURC 於 25°C



(c) HRC 於 200°C

圖 5-10 CRC、HRC 和 AURC 之試片實驗結果實體圖



(a) CRC 於 25 °C



(b) AURC 於 25 °C



(c) HRC 於 200 °C

圖 5-11 CRC、HRC 和 AURC 之試片實驗結果實體橫剖面圖

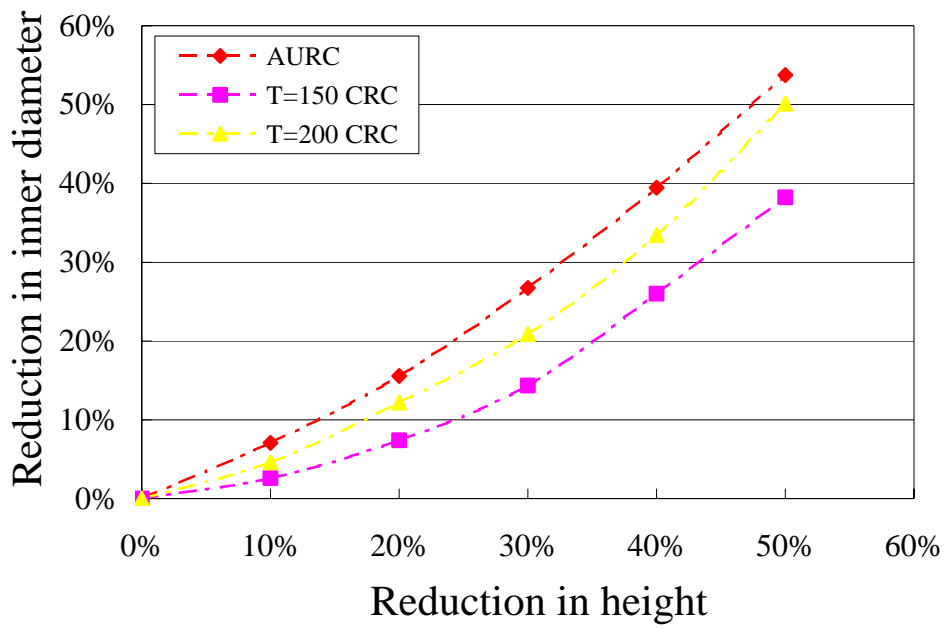


圖 5-12 AURC 於 25 °C, CRC 於 150 和 200 °C 之實驗摩擦校準曲線

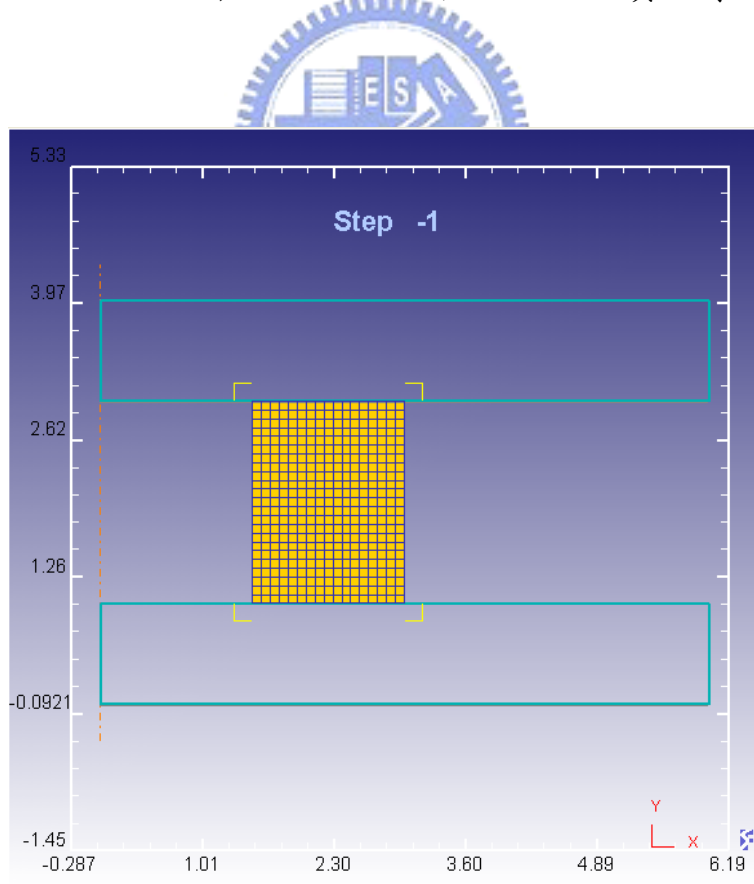


圖 5-13 環壓縮試驗之 FEM 分析軸對稱模擬模型

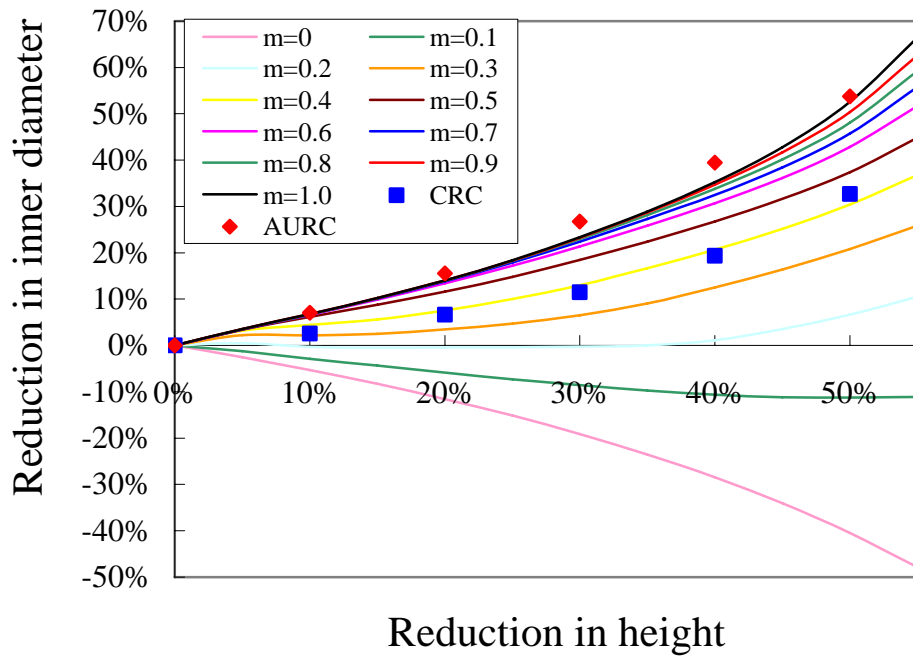


圖 5-14 溫度 25°C 時，FEM 模擬分析與實驗結果之摩擦校準曲線圖

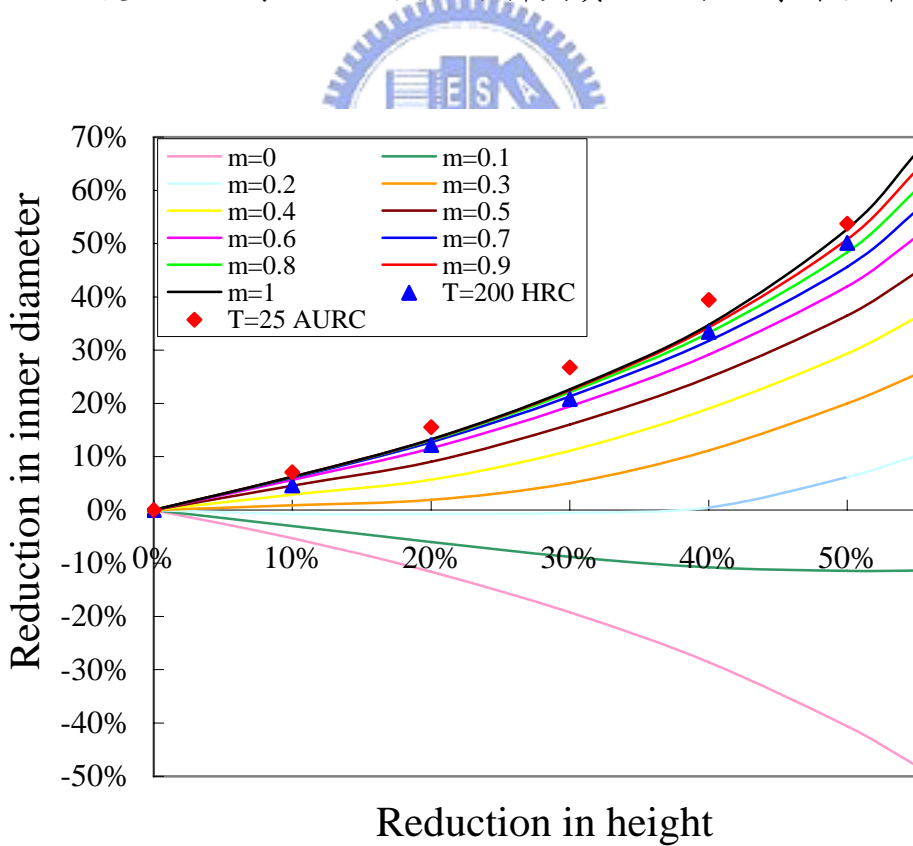
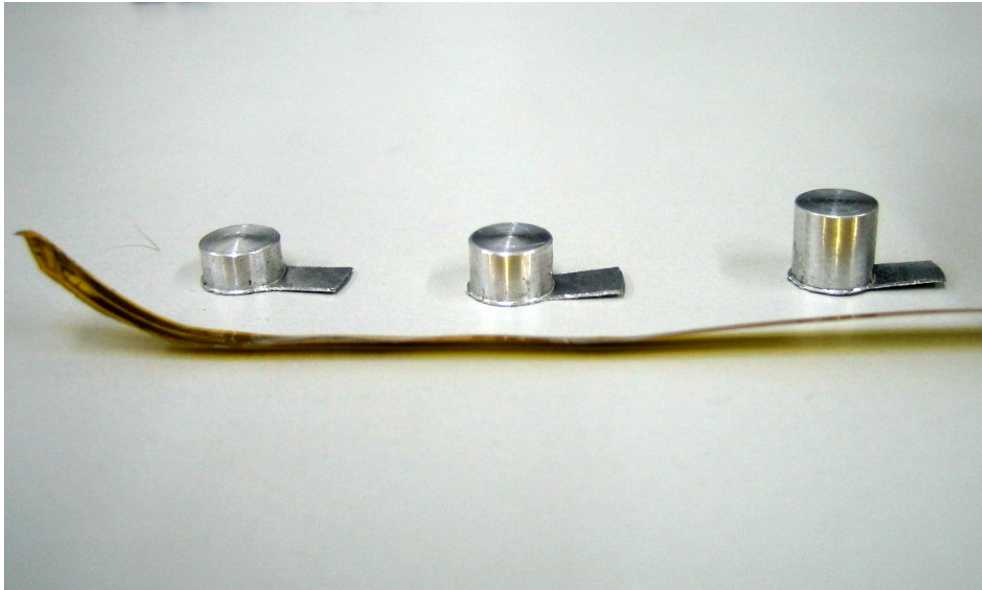
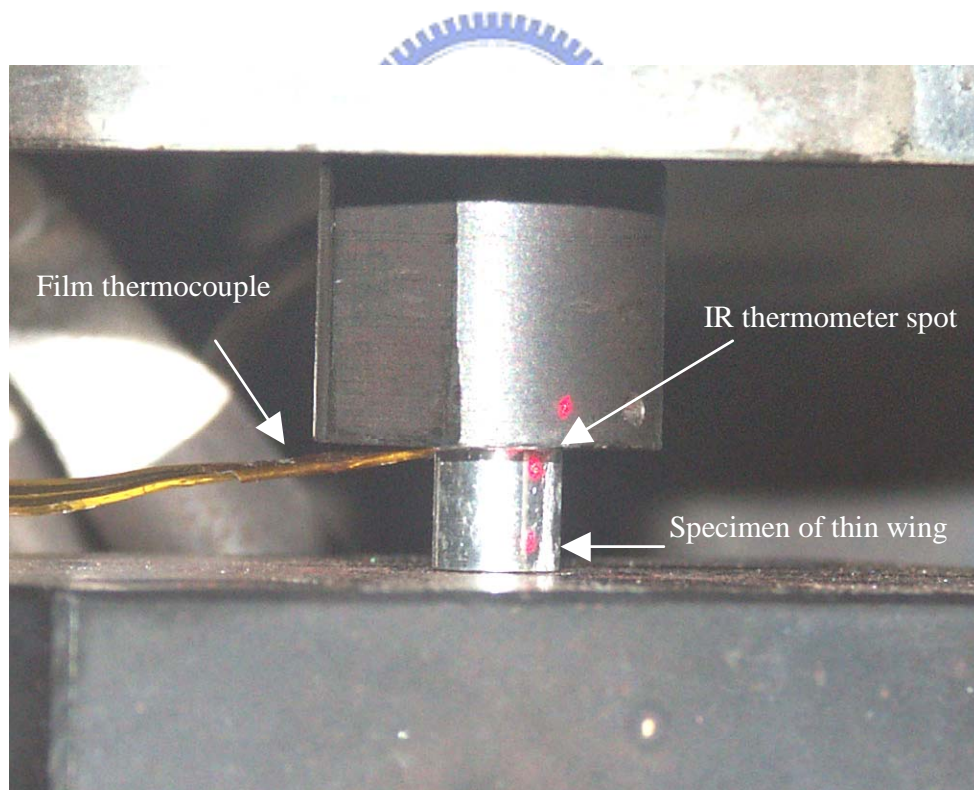


圖 5-15 FEM 模擬與 CRC 於溫度 200°C 實驗結果之摩擦校準曲線圖

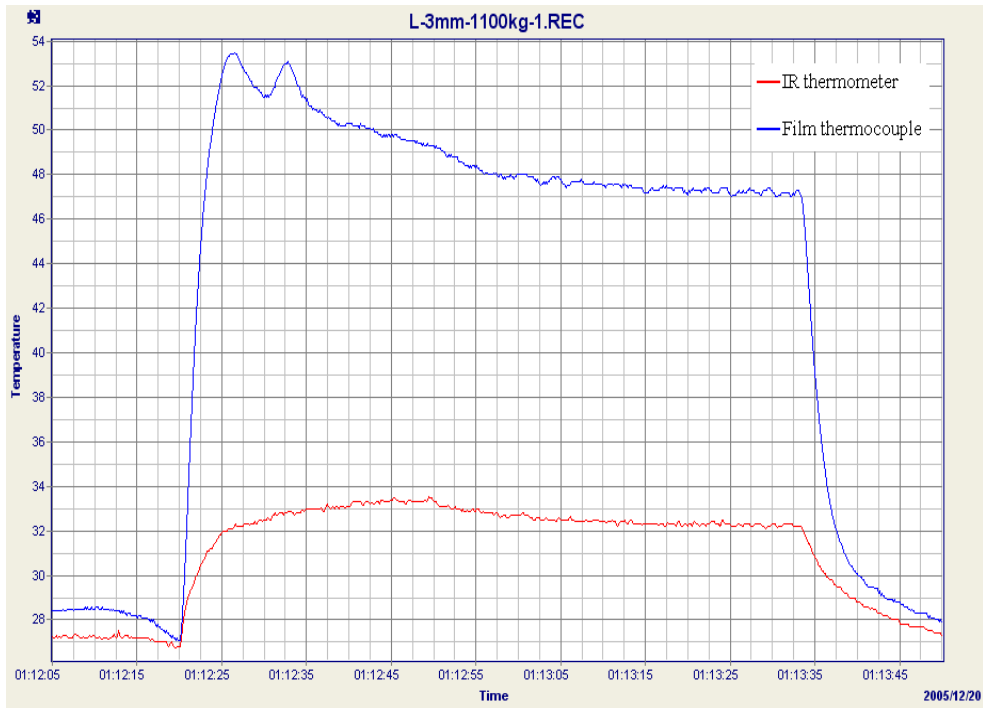


(a) 薄翼緣之試片與薄膜型溫度感測器實體圖

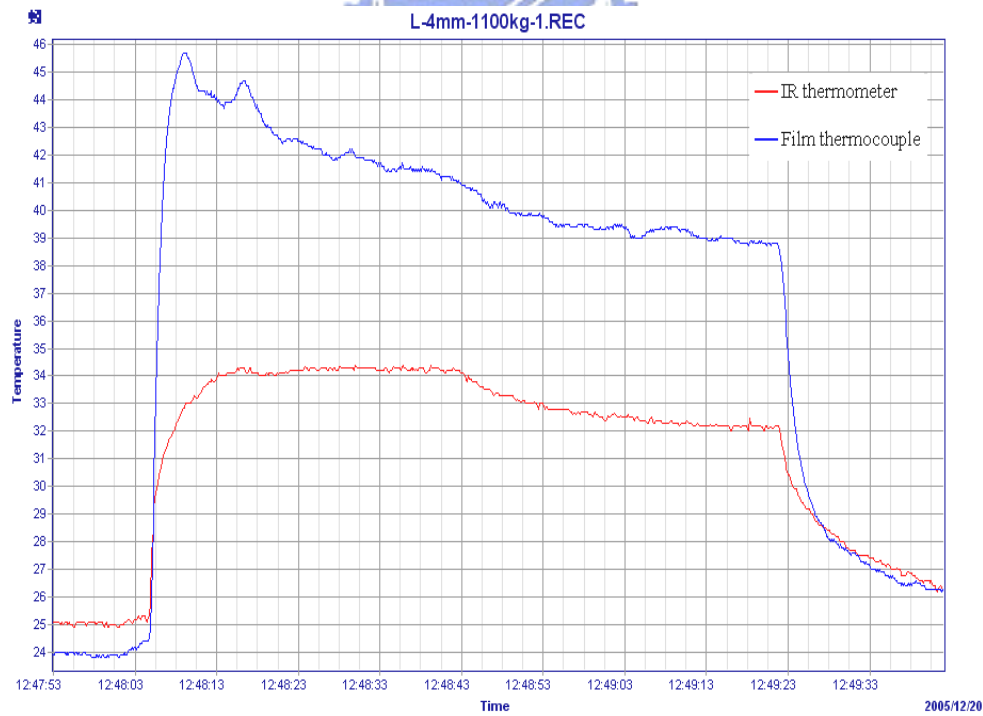


(b) 溫度量測的實驗配置

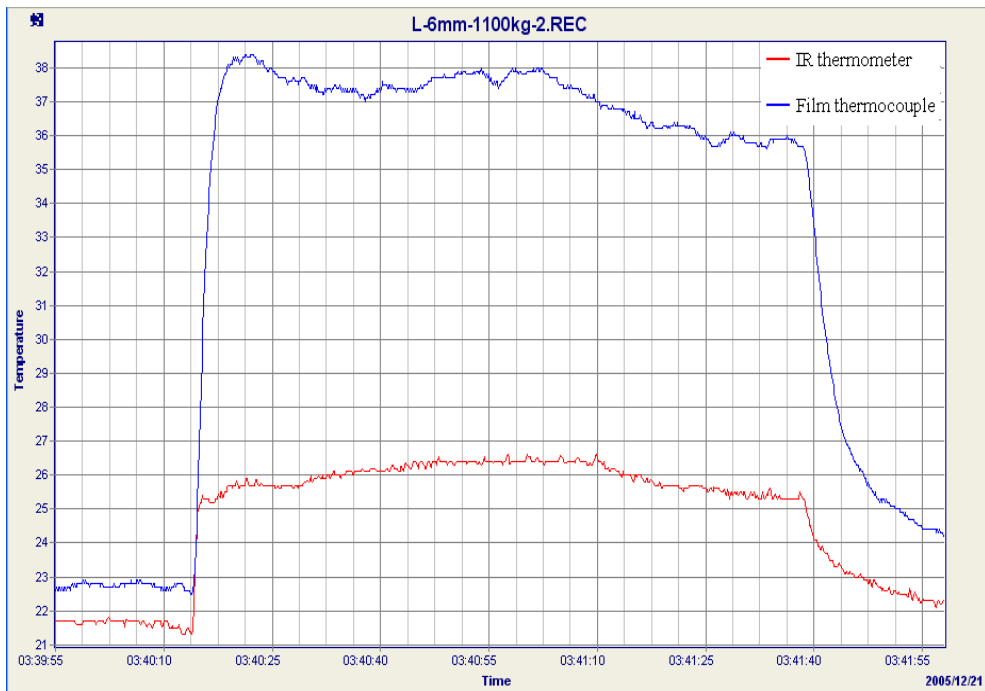
圖 5-16 超音波振動於端面壓縮之溫度量測實驗



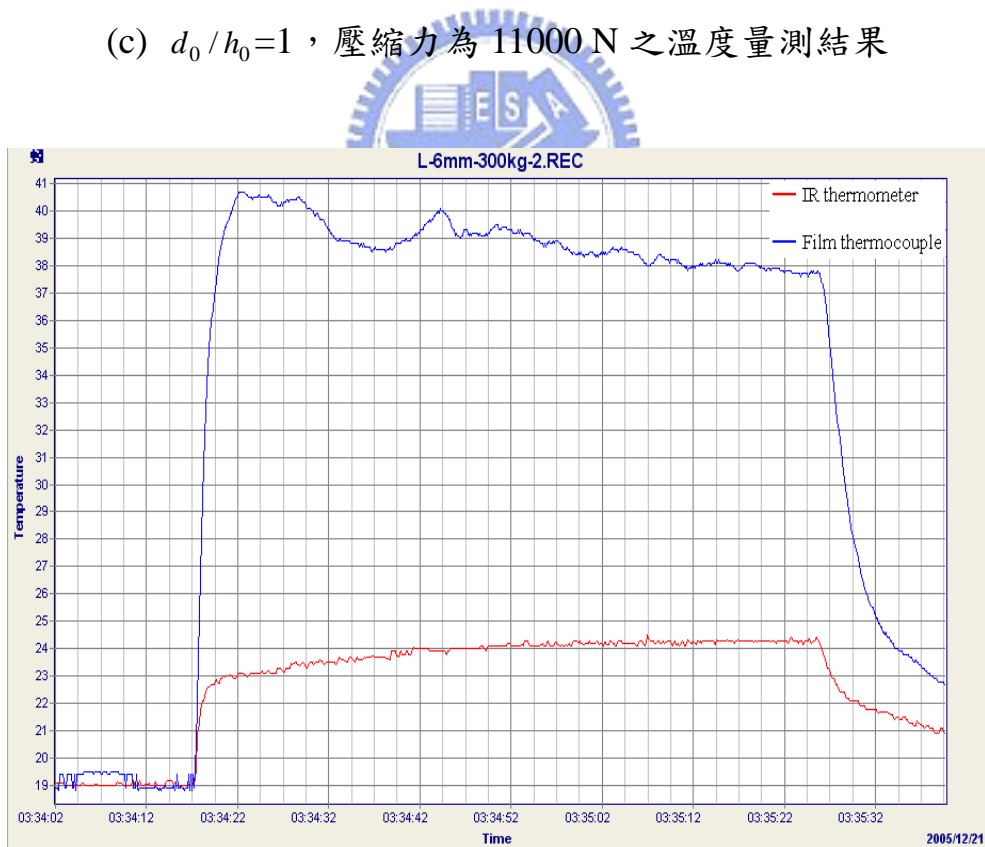
(a) $d_0/h_0=2$ ，壓縮力為 11000 N 之溫度量測結果



(b) $d_0/h_0=1.5$ ，壓縮力為 11000 N 之溫度量測結果



(c) $d_0/h_0=1$ ，壓縮力為 11000 N 之溫度量測結果



(d) $d_0/h_0=1$ ，壓縮力為 3000 N 之溫度量測結果

圖 5-17 AUC 之溫度量測結果

第六章 超音波振動抽拉與有限元素模擬

6.1. 前言

在第二章以模具與工件介面間距變動所造成的摩擦力改變摩擦向量解釋超音波振動對於摩擦的影響，當超音波振動速度高於抽拉速度，無論軸向超音波振動抽拉或徑向超音波振動抽拉時，每一振動週期，模具與工件之間會產生分離的情形，使模具與工件介面間產生間距，因此降低了整體摩擦力。此間距會隨模具與工件的相對速度與模具振幅而改變。先前的超音波振動端面壓縮研究中，因超音波振動方向垂直於工件運動方向，模具與工件之相對速度趨近零。所以在高壓縮力下，模具與工件不會因超音波振動產生介面間距，「介面間距變動摩擦效應」不存在。實驗結果顯示，超音波振動端面壓縮時，降低成形力量的機制中，材料溫度上升的效應遠大於介面摩擦力效應，而且介面摩擦因子增加。因此，本章之研究，將以加工特性與端面壓縮差異大的抽拉製程，進行超音波振動鋁線抽拉之研究。並與日本工業大學進行國際學術合作。由日本工業大學協助分別進行傳統抽拉、軸向超音波振動抽拉與徑向超音波振動抽拉實驗，取得抽拉速度與抽拉力兩者之間關係的資料。

一般線材抽拉成形時，其模具與工件之切線相對速度為一般成形加工中最大者，其抽拉速度可高至 2000mm/s。而抽拉速度

與抽拉力為此製程中最重要的加工參數，其中抽拉力又受介面摩擦力的影響很大。所以在抽拉成形時均會使用潤滑劑，降低介面摩擦來增加成形性。但隨著難加工材料出現與潤滑劑的環保問題，增加抽拉成形困難點。

目前超音波振動抽拉成形相關研究中【36-40】，經由實驗結果證明超音波振動能有效改善介面摩擦條件及降低抽拉力，且均認為抽拉力降低的主因，是由於介面摩擦力降低所造成。因此，有些研究嘗試以理論解析探討超音波振動抽拉之抽拉力降低和潤滑特性改善的機制【41-42】。

由於超音波振動產生的機制在高速發生，很難經由傳統實驗瞭解超音波振動改善的機制。且抽拉製程中模具與工件之相對速度相當快，而材料通過振動模具的時間短。所以材料吸收超音波振動能量少，使材料溫度上升有限。因此研究中可不考慮材料溫度上升的效應，利用了有限元素模擬分析，分別進行軸向超音波振動抽拉(AUD)與徑向超音波振動抽拉(RUD)之成形模擬，嘗試去瞭解超音波振動抽拉成形之抽拉力降低和潤滑特性改善的機制，克服實驗量測之困難點。同時，以不同的抽拉速度與振幅進行控制變數模擬，觀察其交互間的影響及對成形力的影響；並利用實驗結果來驗證模擬結果，建立有效之模擬模型。進一步分析探討模具與工件之相對速度不為零時，

超音波振動方向平行與垂直於工件運動方向對超音波振動抽拉成形所產生摩擦的影響。

6.2. 超音波振動抽拉實驗之結果

超音波振動抽拉之實驗中，分別以傳統抽拉、軸向超音波振動抽拉與徑向超音波振動抽拉進行實驗。同時量測在不同的抽拉速度時其抽拉力。


圖 6-1 為 AUD 與 RUD 之超音波振動線材抽拉成形機構示意圖。研究中採用的實驗條件，其超音波振動頻率維持在 $f=15$ kHz。而振幅(a)則設定為 $1\mu\text{m}$ 。而抽拉線材的直徑 (d_w) 為 6mm 的純鋁合金 A1070-H，線材的減縮率為 6.6%。

圖 6-2 所示為傳統抽拉 (CD)、AUD 和 RUD 實驗結果所得到之抽拉速度和抽拉力兩者關係圖。實驗結果顯示，在 CD 製程中抽拉力與抽拉速度無關，且其抽拉力為一常數 620N。另外，在 AUD 製程中，抽拉力會隨抽拉速度增加。且當抽拉速度達到臨界抽拉速度 ($V_c=2\pi af=93.6$ mm/s) 時，亦即抽拉速度大約與最大的超音波振動速度相等時，抽拉力的變動則將消失。另一方面，在 RUD 製程中，抽拉力與抽拉速度兩者之關係與在 AUD 得到得很類似。然而，其臨界抽拉速度條件 (V_c) 可表示為 $V_c=2\pi af/\tan\alpha$ ，當模具半模角 $\alpha=6^\circ$ 時， $V_c=890.5$ mm/s，大約為 AUD 的 9.9

倍。

一般而言，AUD 與 RUD 之超音波振動抽拉時，基本上所產生的抽拉力均比 CD 所產生的抽拉力小。抽拉力降低的效應隨抽拉速度減少而增加。但是，這些實驗的結果無法說明超音波振動條件下，即時的抽拉阻力。換言之，用於抽拉設備的超音波振動頻率，通常高於量測系統自然頻率的 200 倍。所以，由量測設備所顯示的抽拉力，應是超音波振動週期所產生的實際動態抽拉力的平均值。因此，至今抽拉力之即時量測的困難點尚未能解決。

6.3. 有限元素模型



本章研究中，採用泛用型有限元素分析 ABAQUS/Standard 為分析工具。圖 6-3 為研究中所使用的 FEM 分析模型，由於圓線抽拉成形為一軸對稱問題。因此在分析中，首先針對網格尺寸的收斂性分析驗證，並利用網格局部加密方法來降低模擬運算的時間，將以此 2D 軸對稱的模型完成 CD，AUD 和 RUD 全部的模擬分析。表 6-1 為模擬分析時所使用的條件，模擬時，抽拉線的材料定義為彈塑性體，而模具視為剛體。

表 6-2 為模擬分析時所使用之材料性質與抽拉條件。抽拉條件的設定，是以實驗時所用之條件為依據。抽拉線材的直徑 (d_w) 為 6mm 的純鋁合金 A1070-H，模具的直徑為 5.8mm (d)，相當於減縮率為

6.6%。圖 6-4 為模擬分析時所使用的抽拉線材料塑性性質。

表 6-3 為超音波振動抽拉的振動條件。其軸向和徑向的振動頻率維持在 14.9 kHz。而振幅則設定為 1 到 10 μm 區間。

6.4. 模擬結果與討論

6.4.1. 抽拉速度與抽拉力之影響

圖 6-5 為 CD 於兩種不同抽拉速度之抽拉力模擬結果圖，如圖所示，無論抽拉速度為何，其抽拉力均約為 620 N ($\sigma = 23.5 \text{ N/mm}^2$)，其中抽拉力約有 60-80 N 的變動，應是有限元素模擬的計算誤差。

圖 6-6 為 AUD 於振幅 $1\mu\text{m}$ ，以不同抽拉速度之模擬結果圖，如圖 6-6 (a) 所示，抽拉速度為 30 mm/s 時，其抽拉力約為 450 – 670 N 區間內變動，且隨超音波之振動週期 ($67 \mu\text{s}$) 變動。圖 6-6 (b) 為抽拉力變動週期的詳細圖。當抽拉速度超過臨界抽拉速度，以 $V_d = 300 \text{ mm/s}$ 之速度時，則如圖 6-6 (c) 所示，其抽拉力與 CD 所得到 620 N 幾乎相同。此說明超過臨界抽拉速度時，抽拉力因超音波振動而變動之原因將消失。

最後，有關於 RUD 之模擬，如同先前 AUD 的模擬方法。模擬結果如圖 6-7 所示，由圖 6-7 (a) 得知，抽拉速度為 30 mm/s 時，其抽拉力約為 280 – 580 N 區間內變動，且隨超音波之振動週期

(67 μ s)變動。緊接著若以抽拉速度為 300 mm/s時，其抽拉力之變動則約在 400 – 620 N區間，然而，當抽拉速度高達 $V_d=1000$ mm/s之速度時，模擬之抽拉力與CD所得到 620 N幾乎相同。由模擬結果可得以下結論，於AUD和RUD兩種情況下，其抽拉速度低於臨界抽拉速度時，抽拉力伴隨模具振動週期而變動，且變動振幅隨抽拉速度減少而增加。當抽拉速度接近臨界值時，抽拉力的變動則將消失。

6.4.2. 實驗結果與模擬結果之比較

如同上面所描述，經由實驗所量測的抽拉力，依推論應是由於超音波振動所產生實際變動抽拉力的平均值。圖 6-8 為 CD、AUD 和 RUD 於振幅 1 μ m 之條件，模擬所得到的抽拉速度與抽拉力關係圖，依照模擬結果，在 CD 其平均抽拉力與抽拉速度無關，且與實驗得到的結果一樣，抽拉力均為 620 N。至於 AUD 時，由抽拉力曲線改變的區分點，即為臨界抽拉速度，其值為 93.6 mm/s，當抽拉速度為臨界速度或更高時，其曲線與 CD 之曲線相似。另一方面，當抽拉速度低於臨界速度，抽拉力有隨抽拉速度的減少，而趨向於零的傾向。對於 AUD 和 RUD 而言，抽拉力的傾向幾乎相同，然而 RUD 的臨界抽拉速度約為 AUD 的十倍。換言之，研究中模擬分析所描述的抽拉速度與抽拉力的關

係，其結果與傳統實驗所得到結果相同。

6.4.3. 超音波振動的振幅與抽拉力之關係

根據臨界速度的觀念，可經由增加超音波振動的頻率或振幅來得到很大抽拉力的減少，由高速的抽拉速度所產生的效應，就生產力而言是有幫助。

由以上所觀察到的現象，我們可應用有限元素模擬，完成當振幅較先前的實驗高 10 倍時(i.e., 振幅為 10 μm)，其抽拉力的波形之模擬。而模擬分析在高振幅其抽拉力的理由，主要因為超音波振動裝置的特性，增加振幅比增加頻率容易。而且，在 15 kHz 的振動頻率下，10 μm 的振幅實際上是可以達到。

圖 6-9 為兩種抽拉速度進行 AUD 之模擬分析抽拉力的結果圖，根據結果顯示，抽拉力的變動因超音波振幅增加而改進，大約為圖 6-6 所示結果的十倍。

圖 6-10 為 RUD 時，以三種不同抽拉速度所模擬分析的抽拉力波形。結果與在 AUD 時相類似，其抽拉力的變動區間較圖 6-7 所示結果有所改善。特別在抽拉速度為 300 mm/s 或較少時，其抽拉力的下限為零，這意思表示模具從線材完全分離。換言之，RUD 於抽拉前進的前提下，其模具和線材重複接觸和分離的過程，可經由有限元素模擬分析定量驗證。

圖 6-11 為 10 μm 的振幅時，CD、AUD 和 RUD 之頻率平均抽拉力，因此，其有關結果討論類似圖 6-8 所討論，當抽拉速度低於或等於 AUD 與 RUD 的臨界抽拉速度，抽拉力基本上減少且趨近零。而且，有限元素分析預測，RUD 其抽拉速度高達 8900 mm/s 時，依然有振動效應。

6.4.4. 抽拉線之應力分佈比較

圖 6-12 為 CD、AUD 和 RUD 在抽拉速度 300 mm/s、振幅為 10 μm 抽拉時線材應力分佈圖。由圖 6-12(a)所示，為 CD 之 von Mises 應力的分佈，可發現最大的應力值發生於靠近模具口 (die-bearing) 截面的表面層，且最大應力值為 146.7MPa。另一方面，由圖 6-12(b)所示之 AUD 模擬，當模具的振動方向與抽拉的方向相反時，其應力分佈與 CD 相似。然而當振動的方向與抽拉方向相同時，其最大應力值減少，且大約降為 CD 的 91%應力值。如圖 6-12(c)所示之 RUD 模擬，當模具振動方向指向線材的中心，其應力的分佈與 CD 所得到的非常相似。另外當振動的方向指向遠離線材中心的方向，其最大應力值則大為減少為 64%。

在 AUD 與 RUD 中，其線材內的最大應力值均有週期性減少的趨勢。在 RUD 的模擬分析，FEM 分析中，驗證了隨著振幅的增加，其最大應力值減少的比率也隨之增加。

另外，由 FEM 分析可完整顯示抽拉線內部的等效塑性應變分佈，且在 CD、AUD 和 RUD 三者之間的等效塑性應變沒有很大的差異。

6.4.5. 超音波振動的振幅與介面間距之關係

圖 6-13 RUD 於振幅 $1\ \mu\text{m}$ 、不同抽拉速度抽拉時，線材在振動振幅於波峰與波谷時應力分佈圖，在模擬過程中，模具與工件介面間，並沒有如 Murakawa 所提在剛塑性條件下，模具與工件之間會產生介面間距情形。其主要原因為在模擬分析時，選用較接近真實材料性質的彈塑性模型，因此模擬抽拉過程中抽拉線材會有彈性行為發生，且超音波振動的振幅只有 $1\ \mu\text{m}$ ，所以在大部分情況下，超音波振動產生的介面間距會因彈性回復而消失。

雖然模擬時沒有出現介面間距，但可由圖中的應力分佈可以發現，當模具振動方向指向線材的中心，其應力的分佈與 CD 所得到的非常相似。另外當振動的方向指向遠離線材中心的方向，其應力分佈則明顯減少。且當抽拉速度超過臨界抽拉速度時，其應力的分佈與 CD 所得到的非常相似亦即不發生明顯變化。

圖 6-14 為振幅 $10\ \mu\text{m}$ 、抽拉速度 $30\ \text{mm/s}$ 時，RUD 之線材應力分佈圖。由圖中顯示，當模具振動方向指向遠離線材中心的方向，模具與工件間有介面間距發生。所以模擬時，在超音波振

動的振幅較大且抽拉速度較慢的條件下，即使考慮彈塑性行為，模具與工件間的介面間距仍有可能出現。

本章研究中，經由日本工業大學的協助分別以傳統抽拉、軸向超音波振動抽拉與徑向超音波振動抽拉進行實驗。由於材料通過振動模具的時間短。所以材料吸收超音波振動能量少，使材料溫度上升有限。因此可不考慮材料溫度上升的效應，利用有限元素模擬分析，瞭解超音波振動抽拉成形之抽拉力降低和潤滑特性改善的機制。由實驗與模擬結果顯示，於 AUD 和 RUD 兩種情況下，其抽拉速度低於臨界抽拉速度時，抽拉力伴隨模具振動週期而變動，且變動振幅隨抽拉速度減少而增加，而 RUD 之臨界抽拉速度高於 AUD。當抽拉速度約與最大的超音波振動速度相等時，超音波振動作用的效應將消失。綜合本章與前兩章之研究，已成功藉由超音波振動抽拉與端面壓縮，完整的探討超音波振動於成形加工的摩擦影響。且證實超音波振動在塑性加工時，模具與工件之相對速度的大小與超音波振動方向關係，均會影響超音波振動所產生的摩擦機制。將於下一章針對本論文所有研究主題提出完整的結論。

表 6-1 有限元素之模擬條件

抽拉線	彈塑性可變形體
模具	剛體
模擬模型	軸對稱模型
模擬軟體	ABAQUS standard

表 6-2 材料性質與抽拉條件

抽拉速度(v_d)	30-9000 mm/sec
抽拉線材料	鋁合金 (A1070-H)
剛性係數 E	69GPa
初始降服強度 σ_y	75.73MPa
浦松氏比 ν	0.33
密度	3.6 g/cm ³
模具材料	碳化鎢
密度	14.8 g/cm ³
抽拉線直徑	$\phi 6.0\text{mm}$
模具孔直徑	$\phi 5.8\text{mm}$
減縮率(R)	6.6%
抽拉線長度 (L)	16mm
摩擦係數 (μ)	0.05

表 6-3 超音波振動條件

	振動方向	振動頻率(f)	振幅(a) (0-P)
CD	None	None	None
AUD	軸向	14.9 kHz	1, 10 μ m
RUD	徑向	14.9 kHz	1, 10 μ m



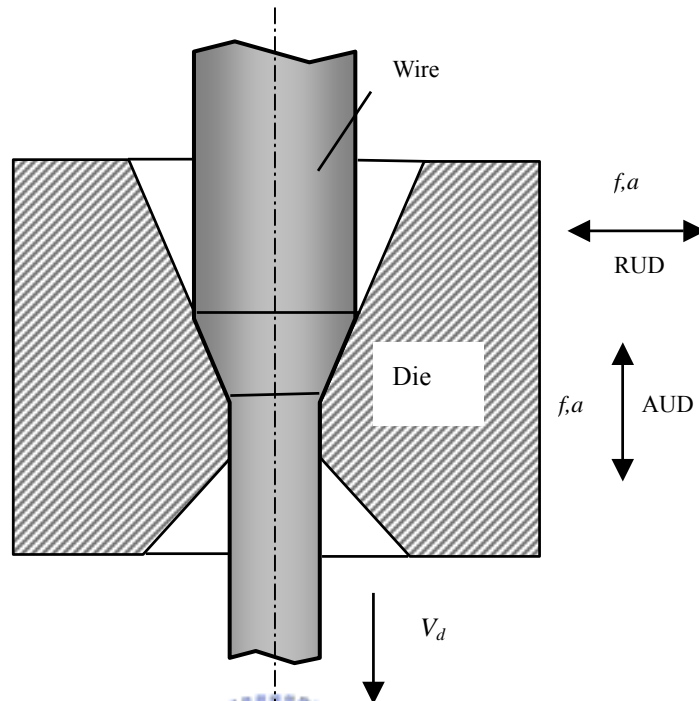


圖 6-1 AUD 與 RUD 之超音波振動線材抽拉成形示意圖

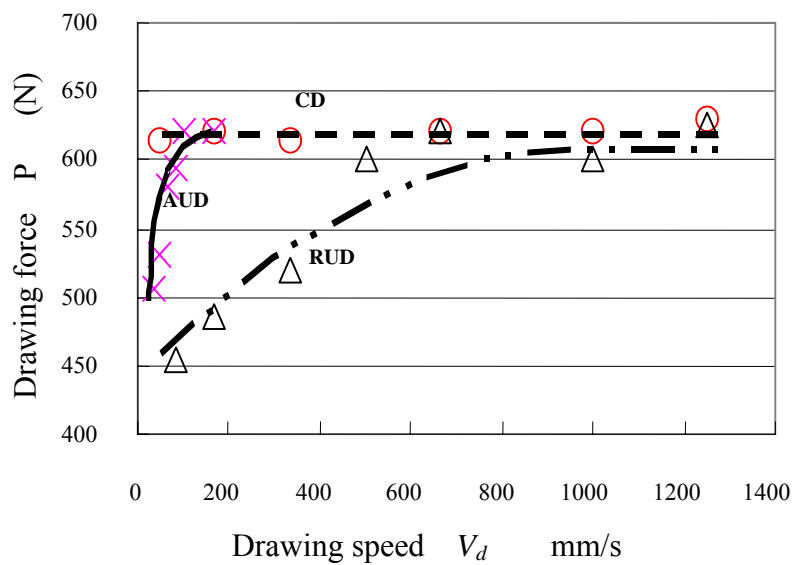


圖 6-2 CD、AUD 和 RUD 實驗結果之抽拉速度和抽拉力關係圖

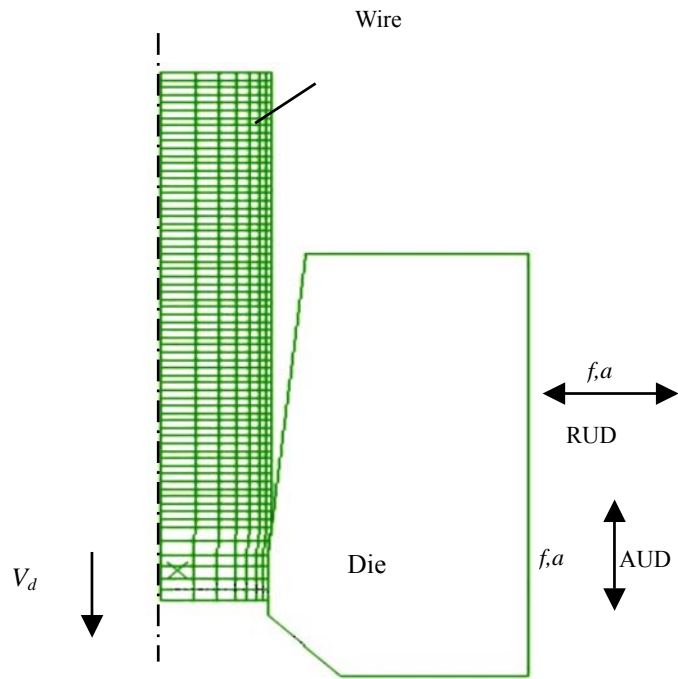


圖 6-3 為超音波振動抽拉之 FEM 模擬分析模型

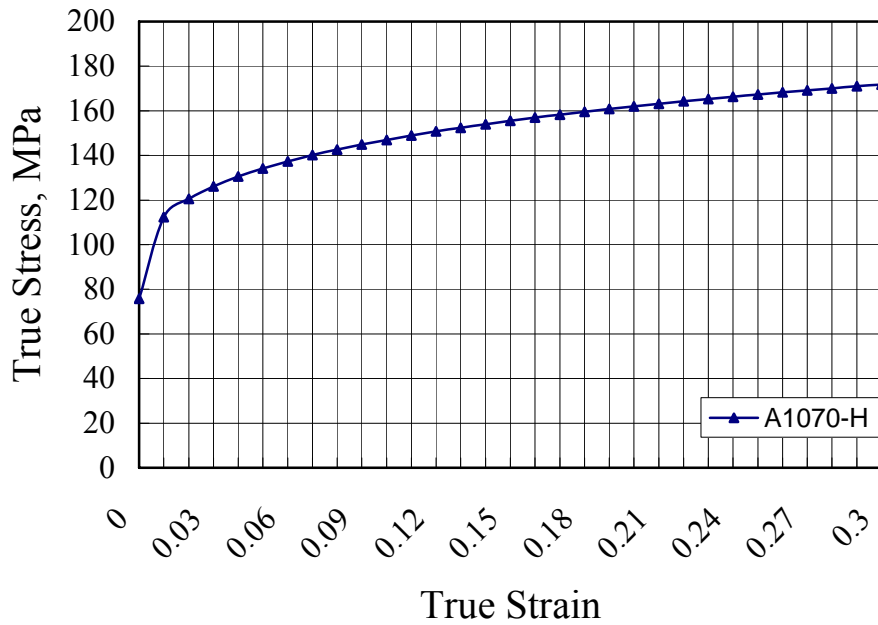
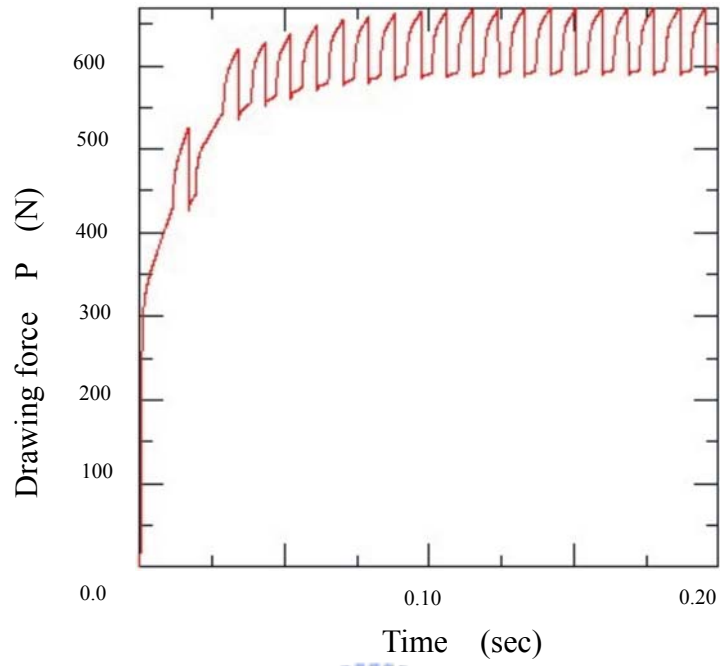
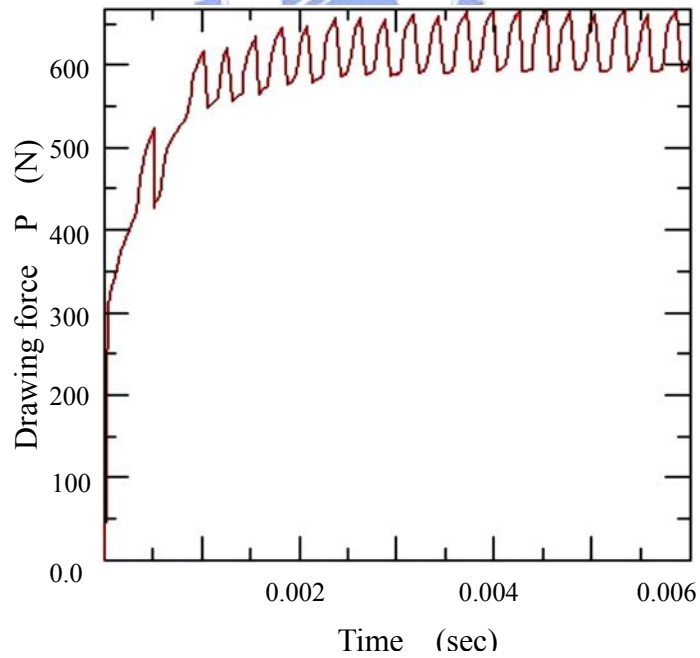


圖 6-4 抽拉線材料塑性性質

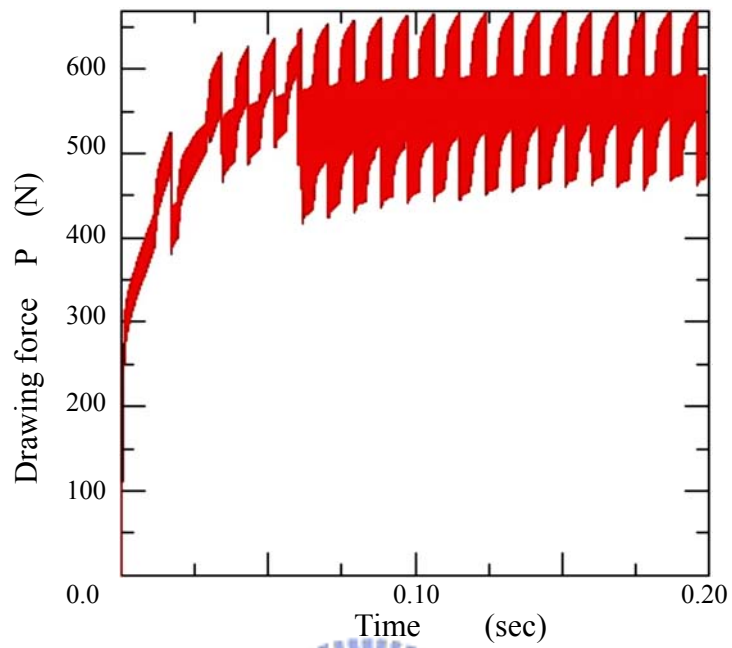


(a) $V_d = 30$ mm/s

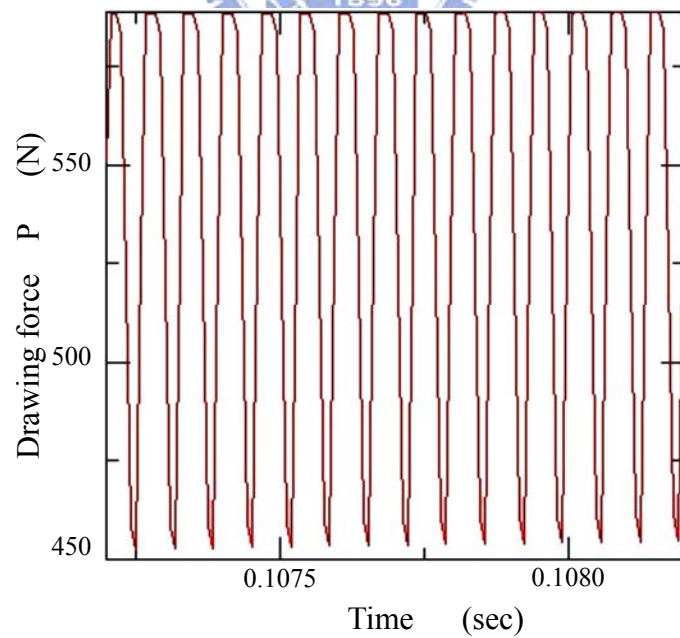
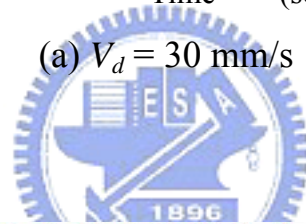


(b) $V_d = 1000$ mm/s

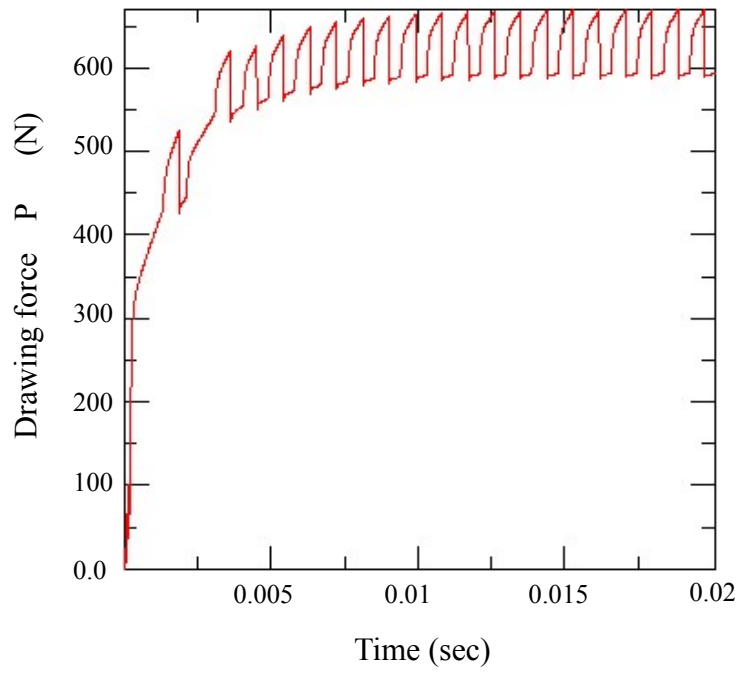
圖 6-5 為 CD 在不同抽拉速度之抽拉力模擬結果圖



(a) $V_d = 30$ mm/s

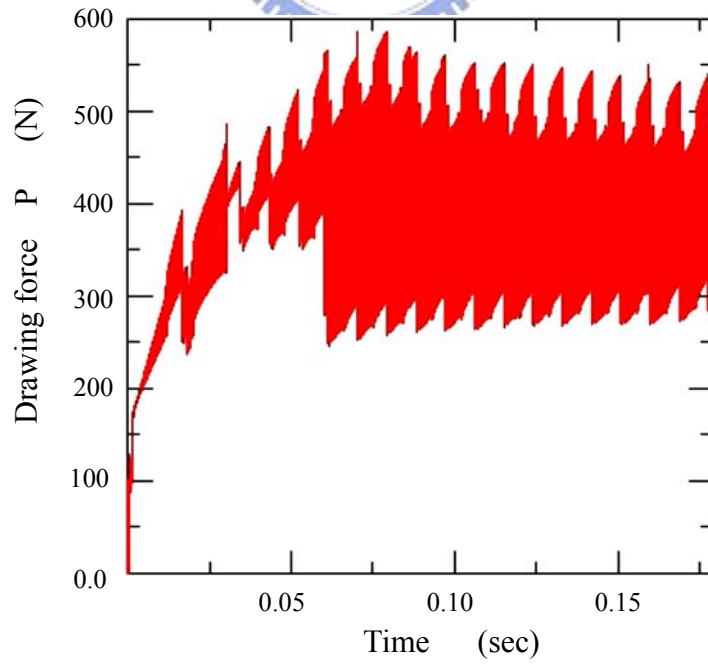


(b) $V_d = 30$ mm/s之抽拉力變動週期的詳細圖

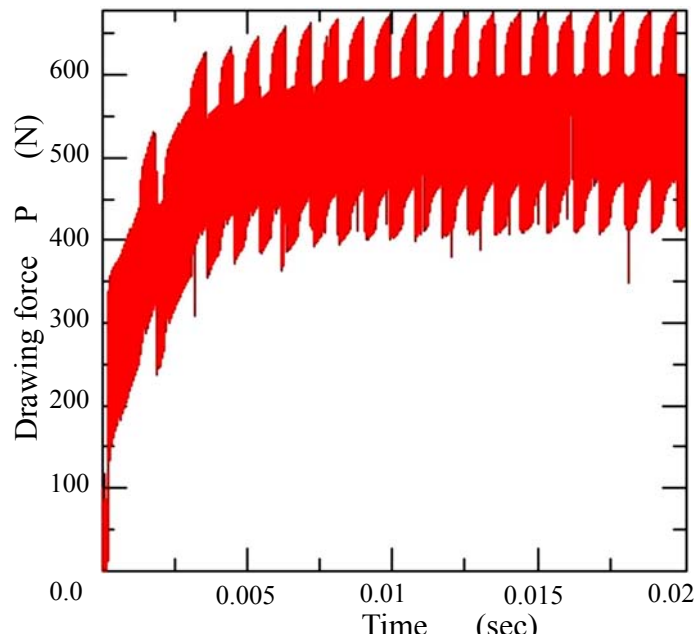


(c) $V_d = 300 \text{ mm/s}$

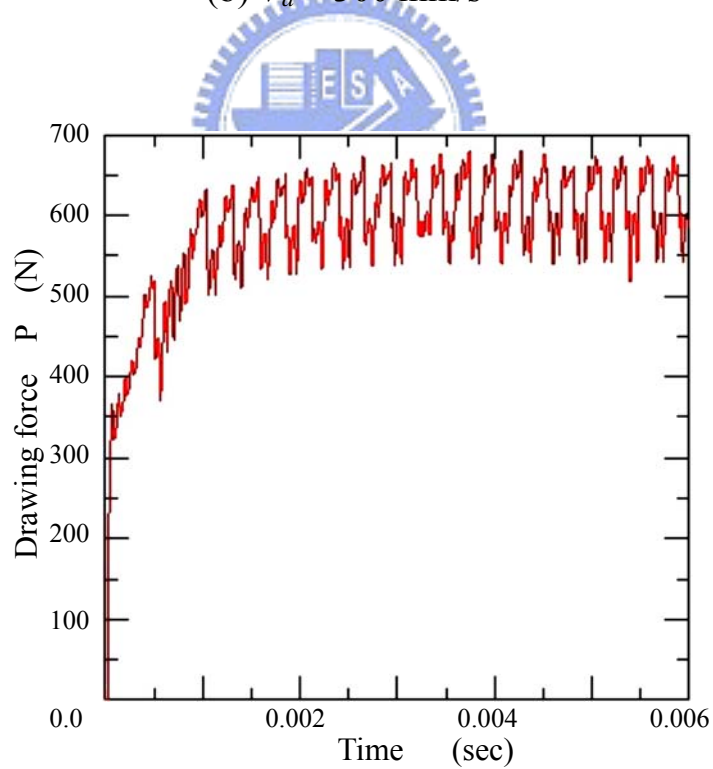
圖 6-6 AUD 於振幅 $1\mu\text{m}$ ，以不同抽拉速度之抽拉力模擬結果圖



(a) $V_d = 30 \text{ mm/s}$



(b) $V_d = 300$ mm/s



(c) $V_d = 1000$ mm/s

圖 6-7 RUD 於振幅 $1\mu\text{m}$ ，以不同抽拉速度之抽拉力模擬結果圖

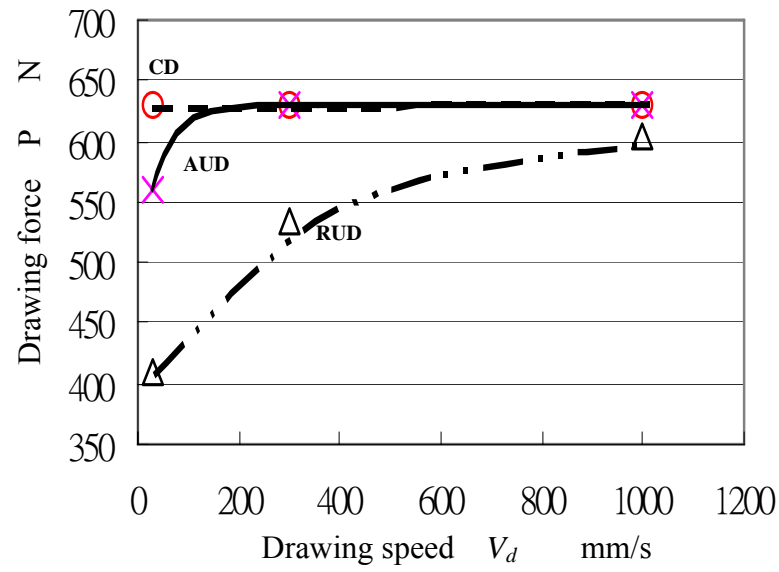
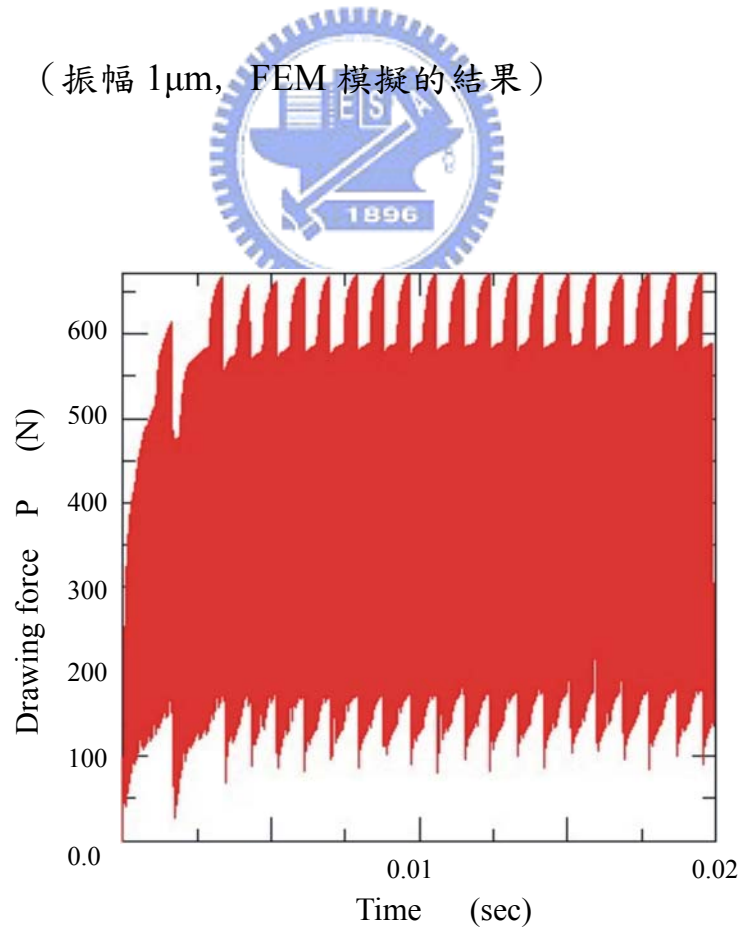
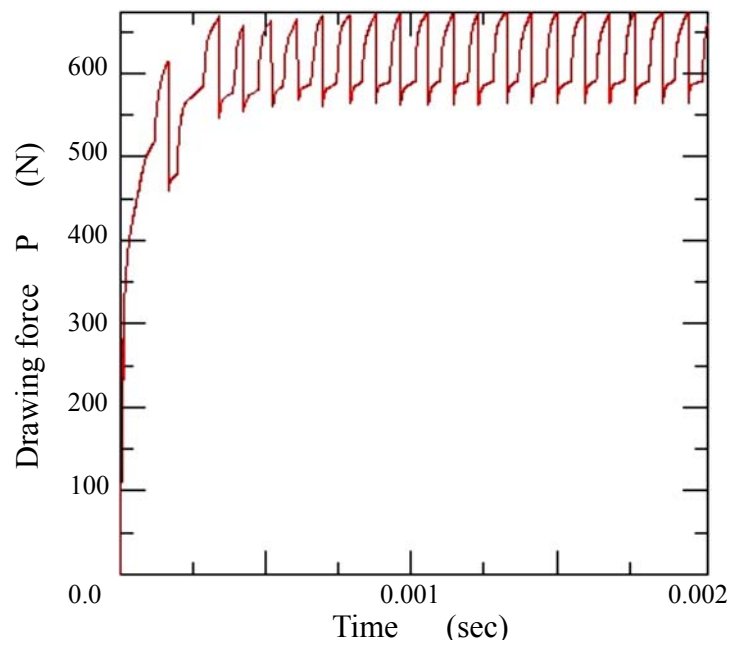


圖 6-8 CD、AUD 和 RUD 之抽拉速度和抽拉力關係圖

(振幅 $1\mu\text{m}$, FEM 模擬的結果)

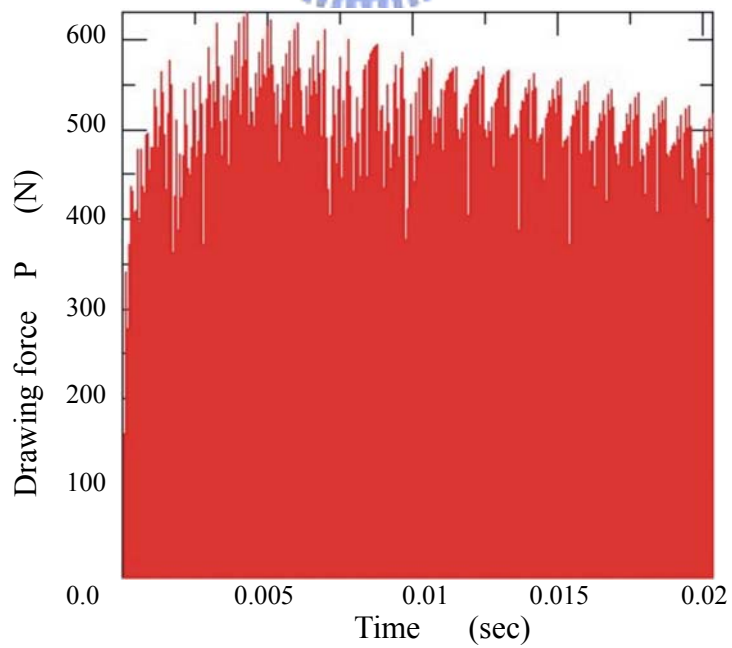


(a) $V_d = 300 \text{ mm/s}$

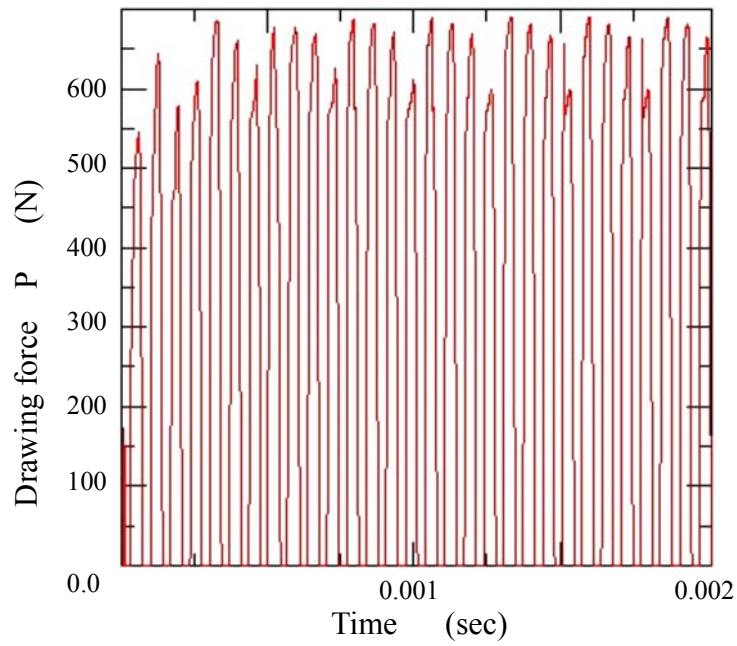


(b) $V_d = 3000$ mm/s

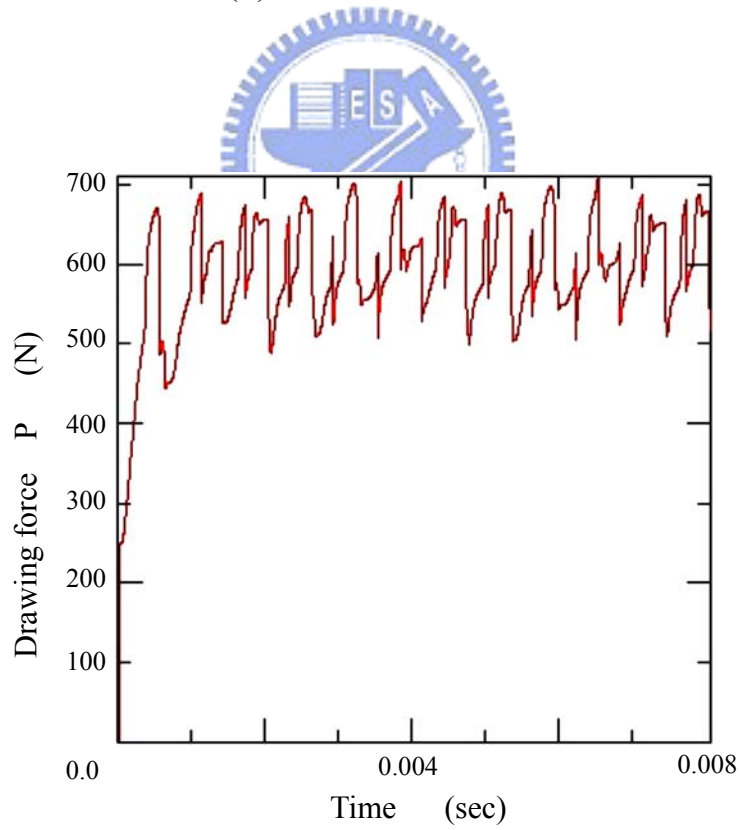
圖 6-9 AUD 於振幅 $10\mu\text{m}$ ，以不同抽拉速度之抽拉力模擬結果圖



(a) $V_d = 300$ mm/s



(b) $V_d = 3000$ mm/s



(c) $V_d = 9000$ mm/s

圖 6-10 RUD 於振幅 $10\mu\text{m}$ ，以不同抽拉速度之抽拉力模擬結果圖

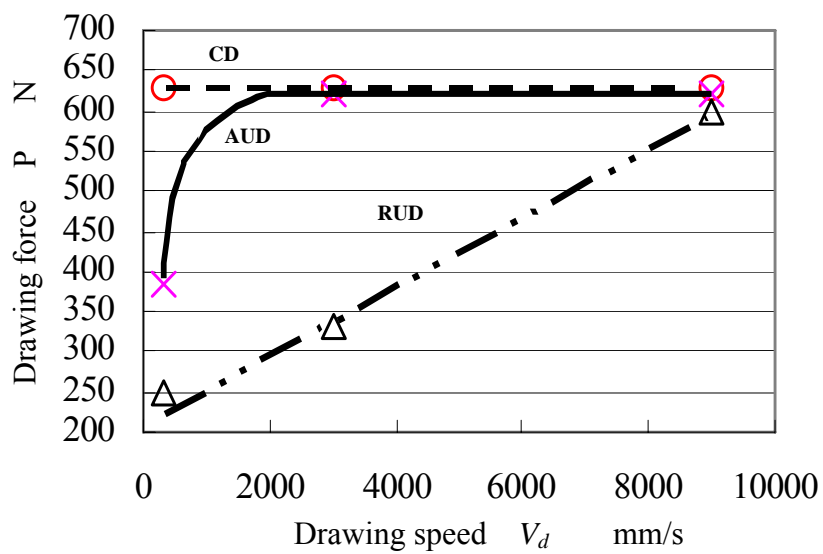
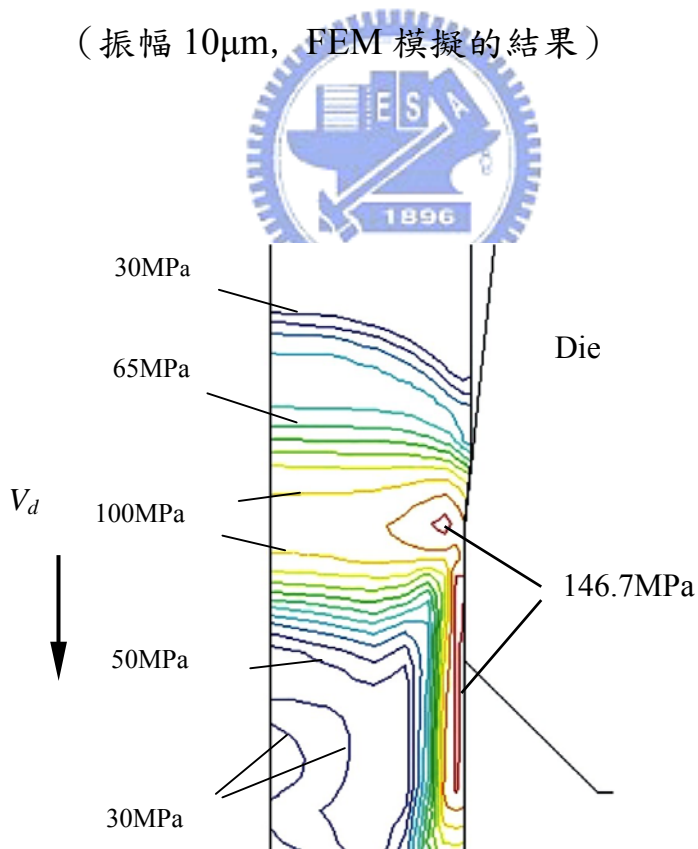
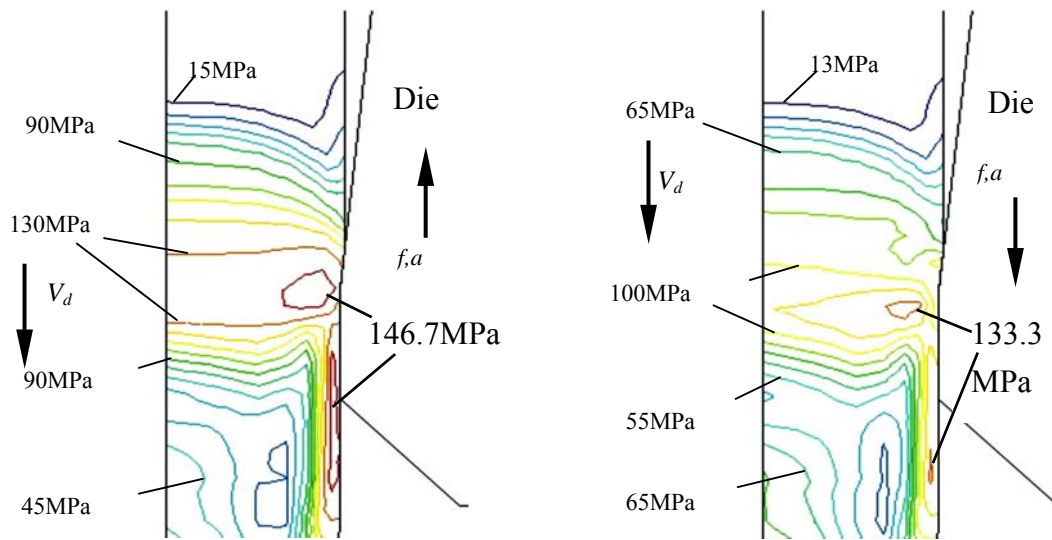


圖 6-11 CD、AUD 和 RUD 之抽拉速度和抽拉力關係圖

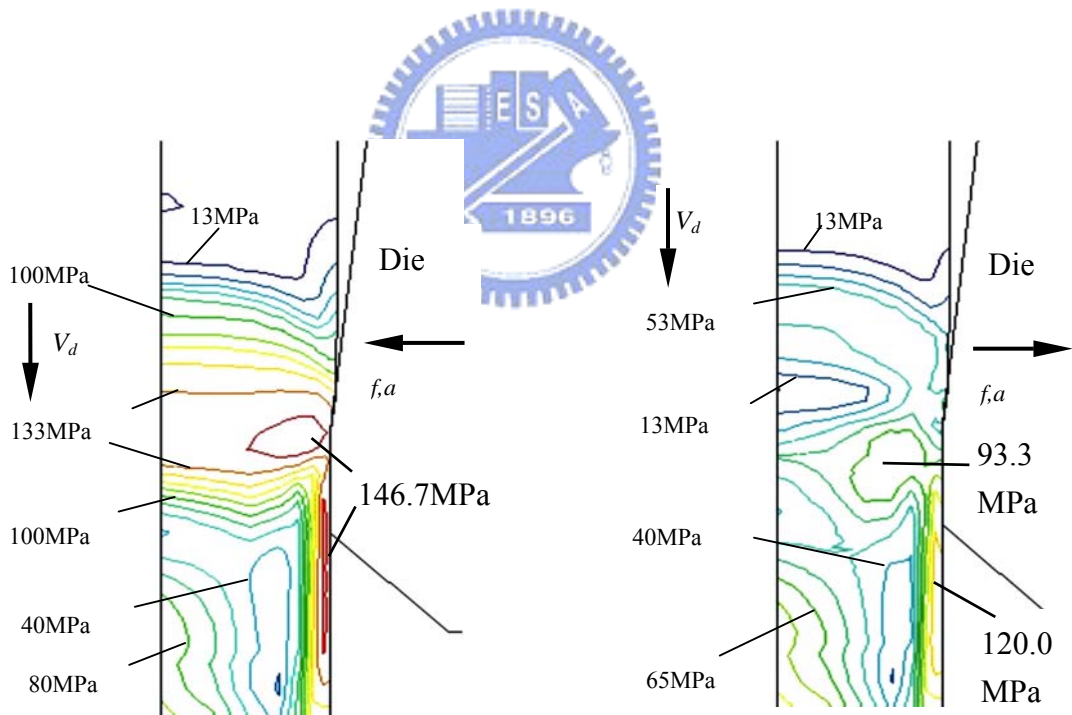
(振幅 10 μ m, FEM 模擬的結果)



(a) 傳統抽拉



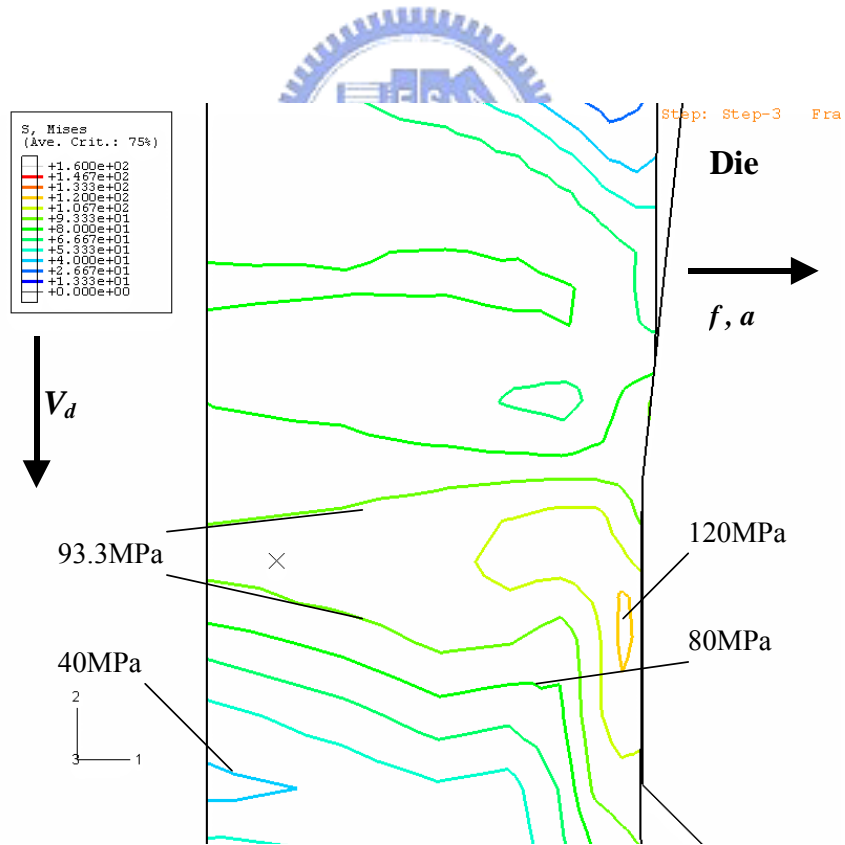
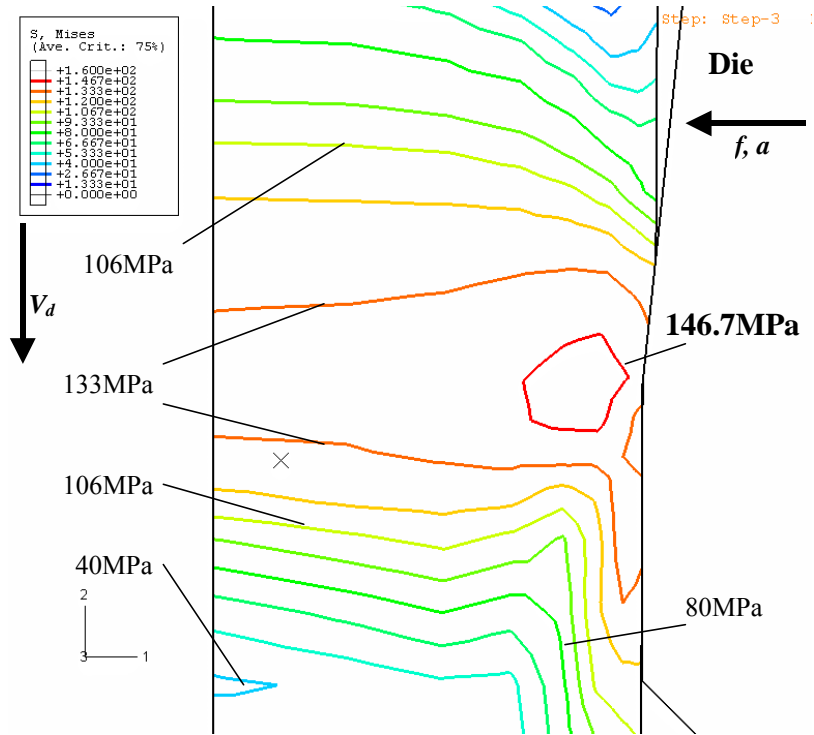
(b) 軸向超音波振動抽拉



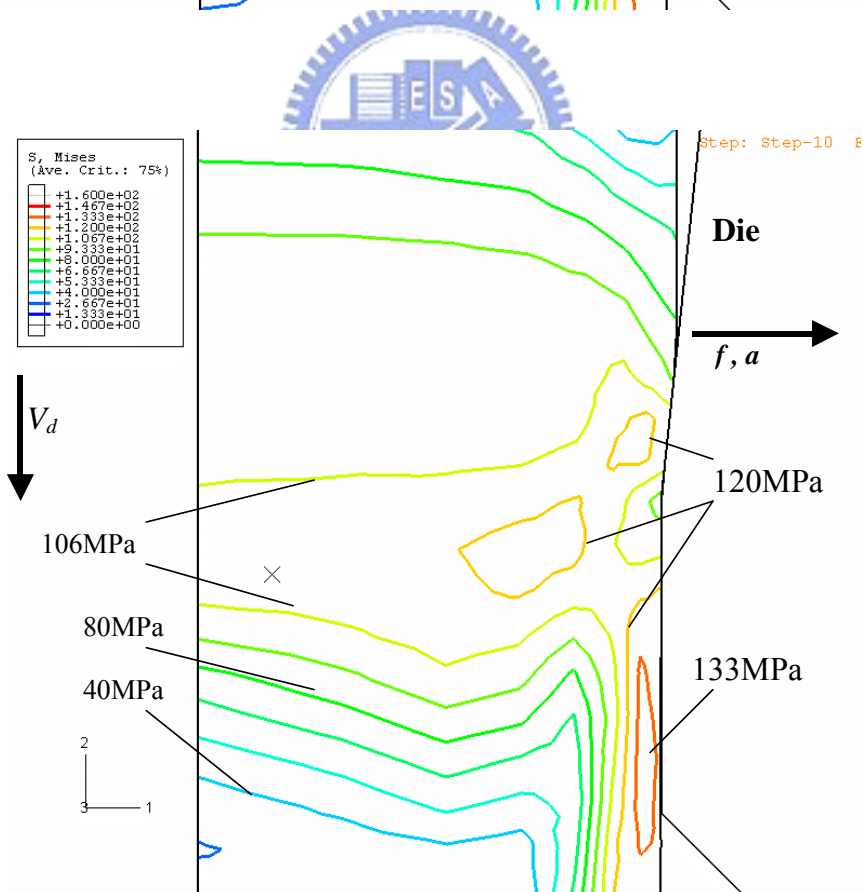
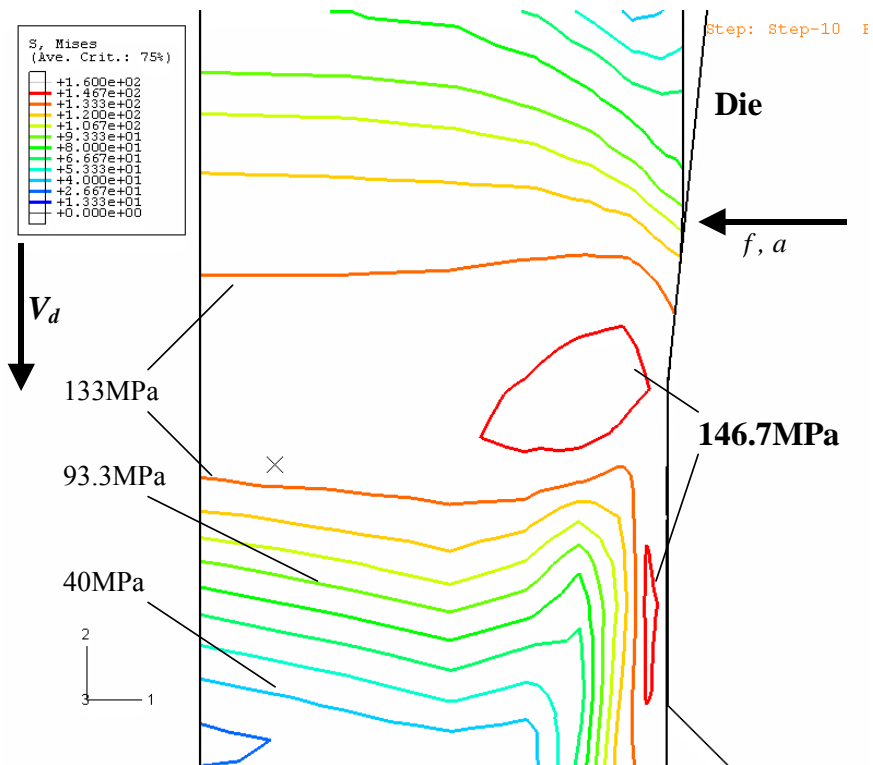
(c) 徑向超音波振動抽拉

圖 6-12 CD、AUD 和 RUD 抽拉時，線材內之 von Mises 應力分佈圖

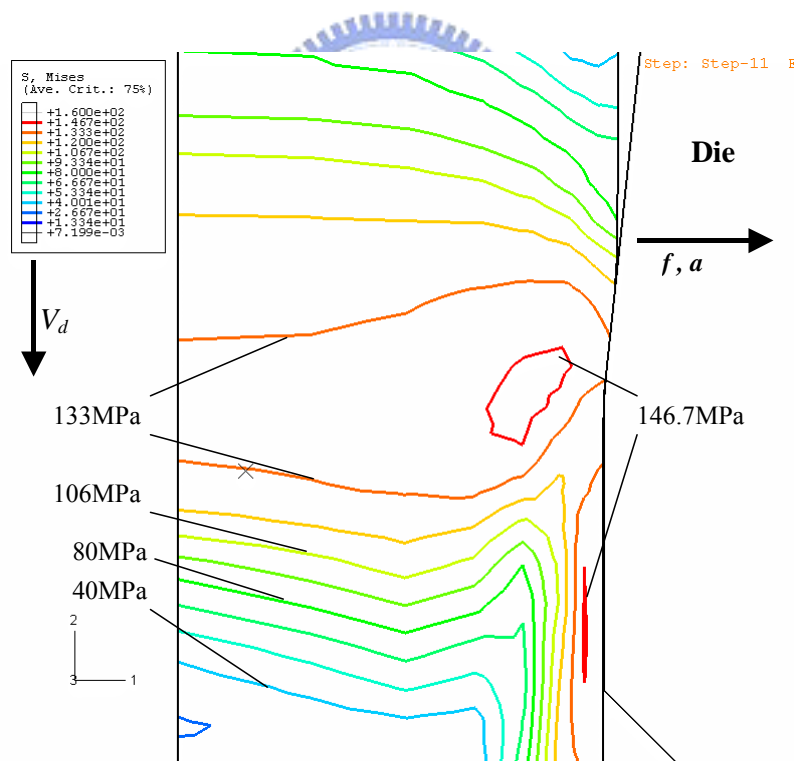
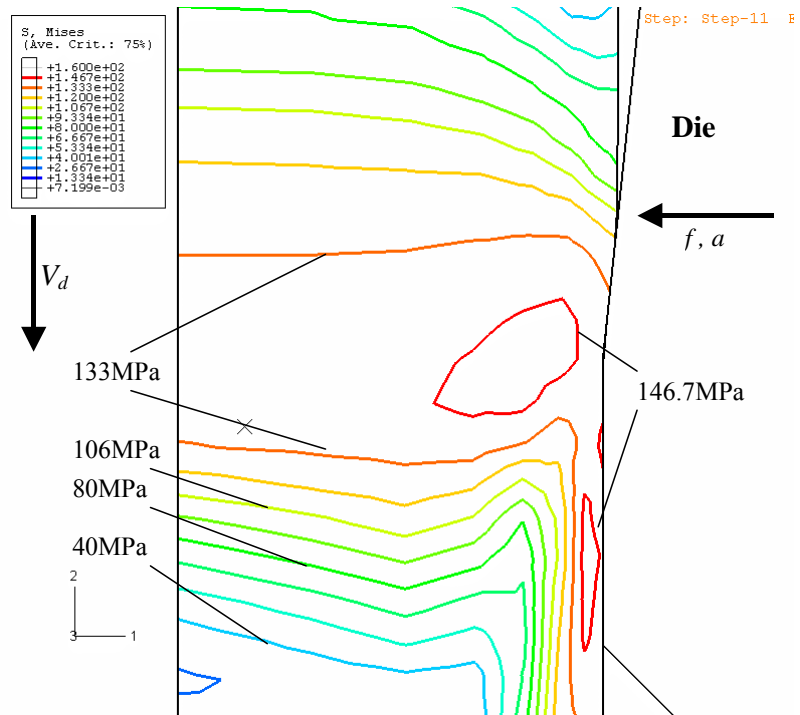
(抽拉速度 300 mm/s、振幅為 10 μ m)



(a) 抽拉速度 30 mm/s

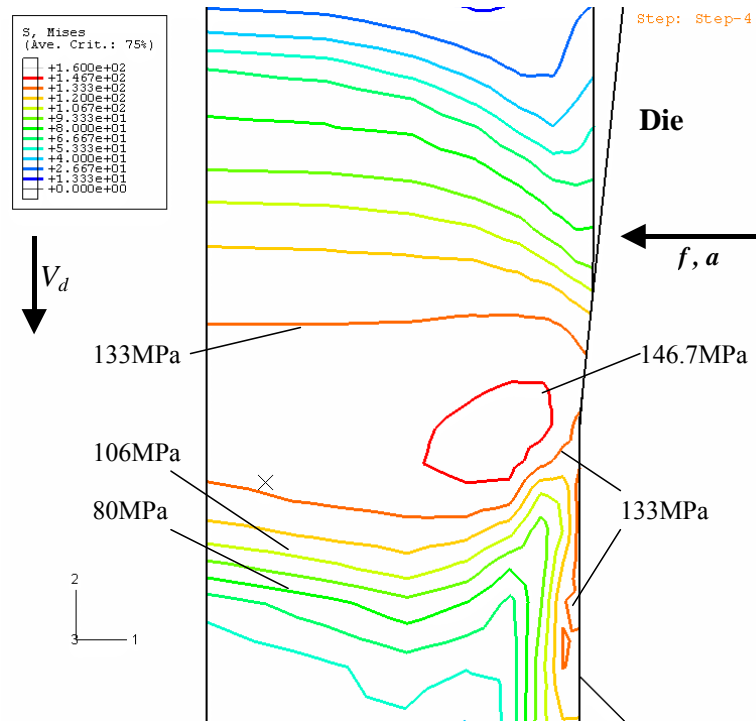


(b) 抽拉速度 300 mm/s

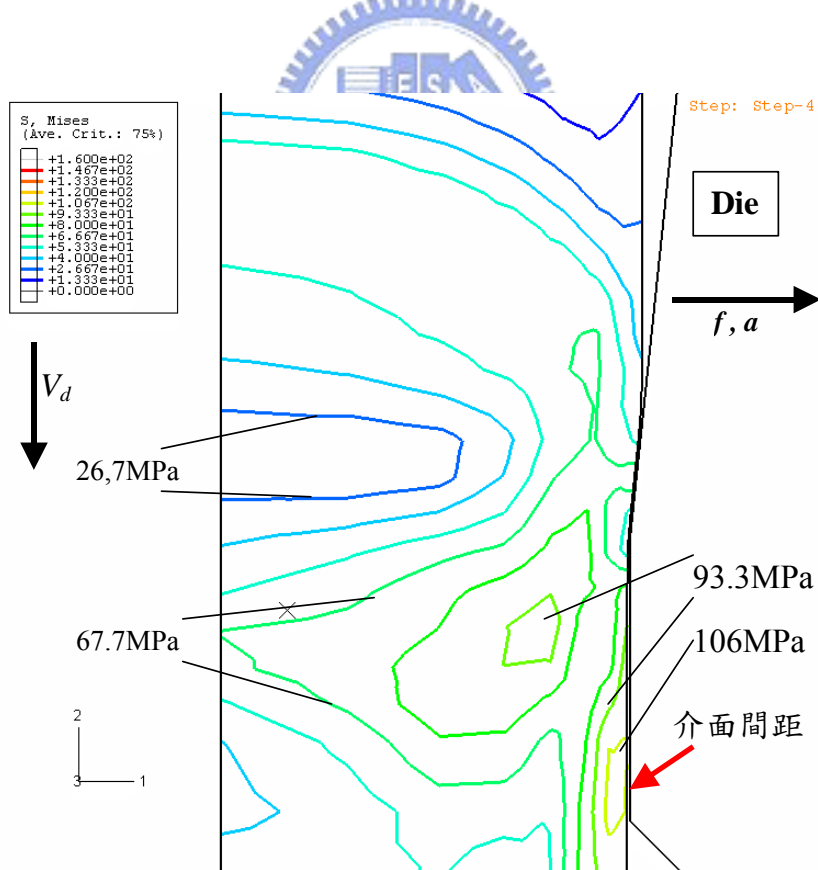


(c) 抽拉速度 1000 mm/s

圖 6-13 RUD 於振幅 $1 \mu\text{m}$ 、不同抽拉速度之線材應力分佈圖



(a) 模具振動方向指向線材的中心



(b) 模具振動方向指向遠離線材中心的方向

圖 6-14 振幅 $10 \mu\text{m}$ 、抽拉速度 30 mm/s 時，RUD 之線材應力分佈圖

第七章 結論與未來展望

7.1. 研究主題結論

本論文的主要目的是探討超音波振動於成形加工的摩擦效應。藉由抽拉與端面壓縮兩種極端化的加工特性，分析比較模具與工件之相對速度對超音波振動所產生摩擦機制的影響，進而推論超音波振動對於其他成形加工可能產生的摩擦影響。研究中，首先以有限元素模擬分析，搭配理論推導與經驗公式進行換能器、聚能器與放大器之設計製作，並利用隔熱裝置與冷卻系統的設計與溫度補償回饋控制方式，克服超音波振動系統無法於高溫環境運作及模具溫度控制的困難，建立完成高溫超音波振動端面壓縮實驗裝置。由實驗設備設計製作之研究中，可得下列之成果與結論：

數值模擬分析與最佳化：

1. 實驗證明，研究中所建立之有限元素分析模型能縮短振幅放大器設計製作時間，且有效預測共振頻率與振幅分佈。
2. 建立完成有限元素模擬分析與最佳化系統之整合技術。提供一精準快速且自動化之振幅放大器最佳化設計系統。
3. 由有限元素分析與最佳化系統整合所得之最佳解，較理論近似解更接近實驗值。

實驗設備製作方面：

1. 證實超音波振動系統於高溫環境下運作之可行性。
2. 高溫端面壓縮實驗中，爐內溫度與試片溫度相差甚大，必須於模具中設計加熱裝置，來進行溫度補償。
3. 建立完成高溫環境下超音波振動成形之實驗裝置。

在超音波振動高溫端面壓縮之研究中，探討超音波振動對鋁合金端面壓縮之影響與在不同環境溫度、應變速率之間的關係。並進一步瞭解模具與工件之相對速度對超音波振動所產生機制的影響。本研究主題之實驗結果可得一些結論如下：

1. 實驗證明，軸向超音波振動能有效降低高溫端面壓縮時的成形應力。
2. 高溫端面壓縮實驗中，超音波振動使成形應力降低的機制，由應力重疊、差排吸收超音波能量與介面摩擦力降低交互作用產生，非由單一效應所造成。
3. 超音波振動對高溫端面壓縮時的成形應力降低值，隨溫度升高而減少。
4. 由於端面壓縮成形時，其模具與工件之相對速度幾乎為零，因此應變速率對超音波振動降低成形力的效應不大。

在超音波振動於端面壓縮的研究中，利用超音波振動修正壓縮試驗，取得真正單軸壓縮之應力、應變關係，提供有限元素分

析時之材料性質，並藉此瞭解超音波振動於端面壓縮摩擦之影響。同時利用高溫修正壓縮試驗及高溫環壓縮試驗探討溫度對於介面摩擦因子的影響。最後，應用有限元素分析法評估壓縮時之介面摩擦因子。由本項研究實驗結果可得下列結論：

1. 超音波振動修正壓縮實驗結果顯示，無摩擦效應條件時，超音波振動仍能有效降低成形應力。
2. 高溫環壓縮實驗結果顯示，介面摩擦隨溫度升高而增加。
3. 超音波振動環壓縮試驗結果顯示，超音波振動作用會增加介面摩擦。
4. 超音波振動修正壓縮實驗之溫度量測顯示，超音波振動會造成材料溫度上升。
5. 超音波振動產生的溫度效應與試片大小有關，當試片越小，其產生的溫度效應越大。
6. 超音波振動端面壓縮時，超音波振動對材料溫度上升的效應遠高於振動引發之介面摩擦力增加效應，因此，材料之整體摩擦因子值反而升高。

在超音波振動線材抽拉的研究中，經由日本工業大學的協助分別以傳統抽拉、軸向超音波振動抽拉與徑向超音波振動抽拉進行實驗，取得抽拉速度與抽拉力兩者之間關係的資料。利再由本實驗室用

有限元素模擬分析，分別進行 CD、AUD 與 RUD 之有限元素模擬，瞭解超音波振動抽拉成形之抽拉力降低和潤滑特性改善的機制，克服實驗量測之困難點。由此研究主題中實驗與模擬結果可得下列結論：

1. 建立一個徑向超音波抽拉與軸向超音波抽拉時，抽拉力波形之定量分析方法，證明抽拉力波形隨著超音波振動的週期而改變。
2. RUD 其降低抽拉力效應與臨界抽拉速度均高於 AUD 之表現。
3. 由 FEM 分析所得到的臨界抽拉速度與理論值相當一致，且與實驗結果得到的抽拉速度相符合。
4. AUD 和 RUD 之抽拉力波形變動的頻率平均值與實驗抽拉力量測結果非常一致。
5. 由有限元素的定量分析驗證了抽拉速度隨振幅減少而降低。
6. 於 AUD 和 RUD 實驗中，當抽拉速度約與最大的超音波振動速度相等，抽拉力的變動將消失。

7.2. 綜合結論

綜合以上各研究主題之結論，由超音波振動於抽拉與端面壓縮製程的研究，證實超音波振動在塑性加工時，模具與工件之相對速度的大小與超音波振動方向關係，均會影響超音波振動所產生的摩擦機制。以下將進行詳細之討論。

端面壓縮製程之加工型態為一平行壓縮單軸變形，所施加的正向壓力大，模具與工件不因超音波振動而產生介面間距，且模具與工件介面之相對速度趨近零。當超音波振動作用時，工件材料內部會吸收超音波振動能量轉換為熱，導致溫度上升。且超音波振動使模具與試片之介面產生高速的摩擦，亦會造成材料溫度升高。此可由高溫修正壓縮與環壓縮實驗結果與超音波振動修正壓縮實驗之溫度量測結果證明。此結果在結合材料在高溫成形時之摩擦因子增大之特性，可進一步推論超音波振動作用造成的材料溫度上升是降低端面壓縮時成形應力及升高摩擦力的主要機制。



相對的，線抽拉成形製程為工件運動方向與模具成形方向垂直的加工型態，抽拉成形時之成形應力與端面壓縮時之成形應力比較為相對的小，由於材料通過振動模具的時間短，所以材料吸收超音波振動能量少，使材料溫度上升有限，因此可不考慮材料溫度上升的效應。

於超音波振動抽拉時，當超音波振動在抽拉方向的振動速度與抽拉速度有相對速度差時，其抽拉力將隨超音波振動產生週期性變動。而超音波振動產生降低摩擦力的機制可由第二章所定義的「介面間距變動摩擦效應」來解釋，所以整體上介面摩擦力將隨之降低。當抽拉速度達到臨界抽拉速度(AUD為 $V_c=2\pi af$ ，RUD為 $V_c=2\pi af/\tan\alpha$)

時，模具與工件之介面間距變動效應幾乎不存在，所以超音波振動降低抽拉力的效應消失。比較AUD與RUD，因為振動方向和模具的半模角的關係，使得RUD的介面摩擦間距較大，所以「介面間距變動摩擦效應」也較大。因此降低摩擦力的效應在RUD製程較明顯。

綜合以上超音波振動端面壓縮與超音波振動抽線的研究，可推論一般成形加工時，超音波振動產生的摩擦效應均應與「介面間距變動摩擦效應」及「溫度效應」有關，而此兩種效應對於產生整體摩擦力改變的影響程度，將依成形加工型態而有所不同。

經由以上討論，本研究已完成超音波振動於成形加工的摩擦影響的定性分析研究，進一步定量分析這些摩擦效應在成形加工時的比重程度以應用於其他成形製程，實有其必要性。因此在未來研究中需以更精準實驗與量測設備，來進行超音波振動於加工成形之摩擦影響的定量分析。

7.3. 未來展望

超音波振動應用於金屬塑性加工所產生的效應相當複雜。由超音波振動壓縮與抽拉之研究，本論文已成功證明超音波振動能有效降低成形加工的應力，進而由模具與工件之「介面間距變動摩擦效應」與「溫度效應」，提供了超音波振動於成形加工的摩擦影響評估。雖然本研究已經獲得相當顯著的成果。但仍有許多超音波振動的機制與

影響，需進一步的探討與研究，茲分述如下：

1. 受限於超音波振動設備的輸出功率，及無法長時間運作的缺陷，以致於超音波振動成形無法廣泛應用於需求大成形應力之擠製、鍛造成形製程。目前本研究只能進行壓縮、衝壓之實驗。因此在未來研究中，需尋求更高功率，且運作時間長之超音波振動產生設備，進一步探討超音波振動於成形之應用。
2. 超音波振動應用於金屬塑性加工所產生的效應相當複雜。除降低塑流應力外，還包含了摩擦效應與材料溫度上升。且超音波振動製程現象在高速發生，藉由傳統儀器實驗量測分析去理解其改善機制是很困難，因此需尋求適當的量測儀器與方法進行量測分析。
3. 目前本研究只能以間接與區域平均的溫度量測取得超音波振動產生的溫度效應資料。對於實際試片的溫度場分佈與介面的溫度上升，其量測則還有些困難。因此在未來研究中，需設計更精確的超音波振動溫度量測法與採用功率較大的超音波振動設備，進行較大尺寸試片的實驗進行研究，探討實際試片的溫度場分佈與介面的溫度上升，藉此釐清超音波振動的溫升關係。進一步確立超音波振動於端面壓縮的機制。

4. 本論文中所採用的超音波振動條件，均為單一頻率與振幅。因此，在未來研究中可利用多種不同的頻率與振幅，進一步探討頻率與振幅對超音波振動產生機制的影響。



参考文献

1. F. Blaha, and B. Langenecker, *Naturwissenschaften*, 1955, v.42, pp. 556.
2. B. Langenecker, “Effects of ultrasound on deformation characteristics of metals”, *IEEE Transactions on Sonics and Ultrasonics*, 1966, v.13, pp. 1-8.
3. G. E. Nevill and F. R. Brotzen, “The effect of vibration on the static yield strength of low-carbon steel”, *Proc. Am. Soc. Testing Materials*, 1957, v.57, pp. 751-755.
4. R. Pohlman, and B. Lehfeldt, “Influence of Ultrasonic Vibration on Metallic Friction”, *Ultrasonics*, 1966, pp. 178-185.
5. K. Siegert, “Influencing the friction in metal forming processes by superimposing ultrasonic waves”, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 2001, v.50, n1, pp. 195-200.
6. M. Lucas, “Vibration sensitivity in the design of ultrasonic forming dies”, *Ultrasonics*, 1996, v.34, pp. 35-41.
7. V. P. Severdenko, V. Z. Zhilkin, “Wire drawing with ultrasound”, *Russian Ultrasonics*, 1974, v.4, n1, pp. 17-22.
8. V. P. Severdenko, V. S. Pashchenko, “Effect of die geometry on process of drawing with radial ultrasonic vibrations”, *Izvestiya VUZ Chernaya Metallurgiya*, 1978, pp.96-97.
9. K. Siegert, “Wire drawing with ultrasonically oscillating dies”, *Journal of Materials Processing Technology*, 1996, pp.657-660.
10. M. Murakawa, P. Kaewtatip, M. Jin, “Skin pass wire drawing of stainless steel with chlorine-free lubricant with the aid of ultrasonic vibration” *Trans. NAMRI/SME*, 2000, v.28, pp.75-80.
11. M. Murakawa, M. Jin, “The utility of radially and ultrasonically vibrated dies in the wire drawing process”, *Journal of Materials Processing Technology*, 2001,

pp.81-86.

12. M. Hayashi, "Study on drawing using bisected dies vibrated ultrasonically and transversally", Journal of the JSTP, 2001, v.42, pp.1070-1074.
13. J. Tsujion, "Ultrasonic vibration bending of metal plate specimens", Proc. IEEE 1989 Ultrasonic Symposium, 1990, pp.1099-1102.
14. J. Tsujion, "Characteristics of ultrasonic bending of metal plates using a longitudinal vibration die and punch", Proc. IEEE 1992 Ultrasonic Symposium, 1992, pp.863-866.
15. T. Jimma, "An application of ultrasonic vibration to the deep drawing process", Journal of Materials Processing Technology, 1998, pp.406-412.
16. J. T. Buckley, M. K. Freeman, "Ultrasonic tube drawing", Ultrasonics, 1970, July, pp.152-158.
17. M. Jin, "Utility of ultrasonic vibration applied to metal-forming processes", Advanced Technology of Plasticity, 1999, pp.19-24.
18. J. Petruzelka, "The effect of ultrasonic on tube drawing", Journal of Materials Processing Technology, 1996, pp.661-668.
19. M. Jin, "Fine-element simulation of ultrasonic wire drawing process", Simulation of Materials Processing, 2001, pp.475-479.
20. Z. Huang, M. Lucas, M. J. Adams, "Influence of ultrasonics on upsetting of a model paste", Ultrasonics, 2002, v.40, pp.43-48.
21. H. Kuttruff, "Ultrasonics fundamentals and applications", Elsevier Science Pub. Co., 1991.
22. K. F. Graff, "Wave motion in elastic solid", Ohio State University Press, 1975, pp.108-116.
23. A. H. Cottrell, "Dislocations and plastic flow in crystals" Oxford at Clarendon Press, London, 1953.

24. A. M. Mitskevich, "Motion of a body over a tangentially vibrating surface", Soviet Physic-Acoustic", 1968, pp.348-351.
25. A. I. Mikhenlman, A. N. Mashchinov, "Effect of ultrasonic vibrations on friction between solids", Russian Engineering Journal, 1969, pp.42.
26. N. T. Rudkins, P. Hartly, I. Pillinger, D. Petty, "Friction modeling and experimental observations in hot ring compression tests", Journal of Materials Processing Technology, 1996, v.60, pp.349-353.
27. M. Kunogi, " A new method of cold extrusion, J. Sci. Res. Inst. Tokyo, 1956, v.50, pp.215-246.
28. H. Kudo, "Some analytical and experimental studies of axis-aymmetric cold forging and extrusion" I, Int, J. Mech. Sci., 1960, v.2, pp.102-127.
29. J. B. Hawkyard, W. Johnson, "An analysis of the changes in geometry of a short hollow cylinder during axial compression", Int. J. Mech. Sci. 1967, v.9, pp.163-182.
30. A. T. Male, M.G Cockcroft, "A method for the determination of the coefficient of friction of metals under condition of bulk plastic deformation", J. Inst. Met., 1964, v.93, pp.38-46.
31. A. T. Male, "Friction measurement using the ring compression test", in: Kiuchi, Nishimura, Yanagimoto (Eds), Proceedings of the Seventh ICTP Conference, v.1, Yokohama, 2002, pp.321-326.
32. C. C. Chen, S. Kobayashi, "Rigid plastic finite element analysis of ring compression", ASME, AMD, 1978, v.28, pp.163-174.
33. N. Rebelo, S. Kobayashi, "Coupled analysis of viscoplastic deformation and heat transfer", Int. J. Mech. Sci., 1980, v.22, pp.707-718.
34. S. Kobayashi, "Deformation characteristics and ductile fracture of 1040 steel in simple upsetting of solid cylinders and rings", Trans. ASME J. Eng. Ind., 1970,

v.92, pp.391-399.

35. M. Cooke, E. C. Larke, “resistance of copper and copper alloys to homogeneous deformation in compression”, J. Inst. Met., 1945, 71, pp. 371.
36. B. N. Mordyuk, V. S. Mordyuk, V. V. Buryak, “Ultrasonic drawing of tungsten wire for incandescent lamps production” Ultrasonics, 2004, v.42, pp.109-111.
37. L. Li and X. Lang “Wire Drawing With Ultrasonic Vibration (in Japanese).” Journal of Wire Ind., 1994, v.61, No. 721.
38. N. Atanasiu, “Wire drawing process with axial ultrasonic vibration of the die” Ultrasonics, 1976, v.14, pp.69-72.
39. K. Seiji “Environmentally Friendly Lubricating Technology in Future.” Journal of the JSTP, 2002, v.43, N0. 492.
40. M. Murakawa, P. Kaewtatip, M. Jin, “Improving ironing performance using dies subjected to ultrasonic radial vibration”, Trans. NAMRI/SME, 1999, v.28, pp.37.
41. Y. Meng, X. Liu, J. Chen, “A dynamic contact model for ultrasonic wire drawing”, Proceeding of the ICTMP, v.1, 1997.
42. W. Littmann, H. Storck, J. Wallaschek, “Sliding friction in the presence of ultrasonic oscillations: superposition of longitudinal oscillations”, Archive of Applied Mechanics, 2001, v.71, pp.549-554.