

國立交通大學

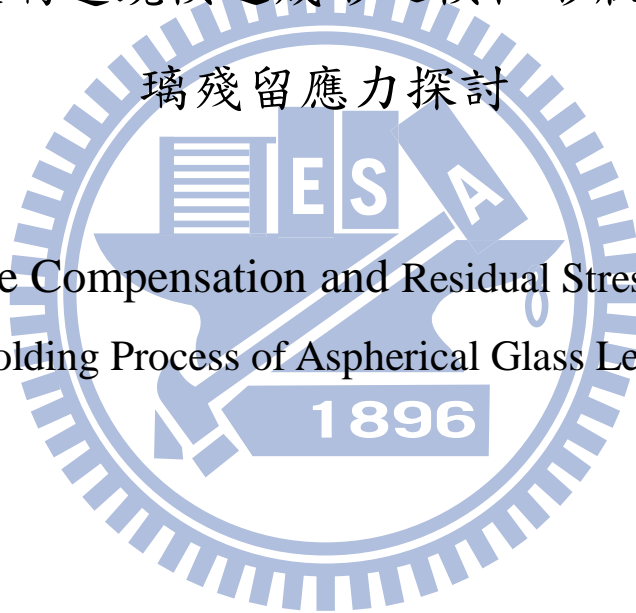
機械工程學系

碩士論文

非球面玻璃透鏡模造成形之模仁形狀補償與玻

璃殘留應力探討

Mold Shape Compensation and Residual Stress Analysis in
Molding Process of Aspherical Glass Lenses



研究生：蘇致豪

指導教授：洪景華 教授

中華民國 一百零一年 七月

非球面玻璃透鏡模造成形之模仁形狀補償與玻璃殘留應力

探討

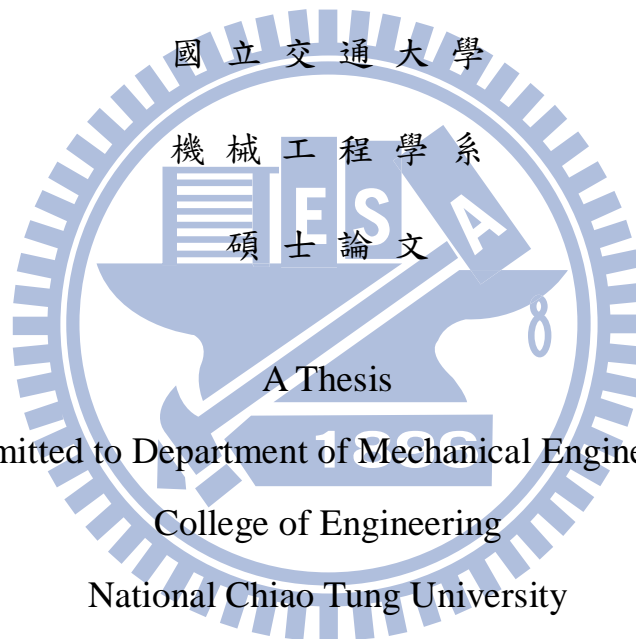
**Mold Shape Compensation and Residual Stress
Analysis in Molding Process of Aspherical Glass
Lenes**

研究生：蘇致豪

Student：Chih-Hao Su

指導教授：洪景華

Advisor：Ching-Hua Hung



Submitted to Department of Mechanical Engineering

College of Engineering

National Chiao Tung University

in partial Fulfillment of the Requirements

for the Degree of

Master

in

Mechanical Engineering

Jul. 2012

Hsinchu, Taiwan, Republic of China

中華民國一百零一年七月

非球面玻璃透鏡模造成形之模仁形狀補償與玻璃殘留應力探討

研究生：蘇致豪

指導教授：洪景華 教授

國立交通大學機械工程學系

摘要

玻璃模造技術相較於傳統研磨拋光技術具節省成本、量產、製程簡化等優勢，但仍有困難需克服，包括模仁壽命、玻璃成品與原設計的形狀有所偏差、玻璃內部的殘留應力等。

而影響玻璃透鏡成像品質的原因主要為模造後形狀的偏差以及透鏡內部的殘留應力，因此本研究利用有限元素分析就已知詳盡材料性質的 L-BAL42 玻璃，加入熱傳的效應提升此有限元素模型的精度，並透過實驗結果的玻璃形狀驗證此模型，之後利用此模型進行模仁形狀的補償使成形後之玻璃透鏡符合原設計的形狀。另一方面，透過模擬與光彈實驗觀察玻璃的殘留應力分佈並相互驗證，最後利用最佳化方法求出增進製程效率的製程參數。

關鍵字：玻璃模造成形、有限元素分析、最佳化分析、殘留應力

Mold Shape Compensation and Residual Stress Analysis in Molding Process of Aspherical Glass Lenes

Student: Chih-Hao Su

Advisors: Dr. Ching-Hua Hung

Department of Mechanical Engineering
National Chiao Tung University

Abstract

Compared to traditional grinding and polishing technique, glass molding process have many advantages in producing optical elements, such as cost savings, mass production, process simplification and so on, but there are still some difficulties must be overcome including mold life, shape deviation between the formed lens and the original design and residual stress inside the molded lens.

The shape deviation and the internal residual stress are significant factor affect the image quality. Therefore, this research adapt finite element analysis with detailed L-BAL42 glass properties and thermal conductivity to improve the accuracy of the finite element model. Afterward, this model is verified with the glass shapes from experimental results. Then, the mold shapes are compensated to produce molded glass lenes with shape meet the requirement of original design. On the other hand, simulated residual stress distribution is compared with the results observed by photoelastic experiment, and optimization analysis is used to get the optimized parameter for glass molding process to enhance the process efficiency.

Keywords: Glass forming, Finite element analysis, Optimization analysis, Residual stress

誌謝

攻讀碩士的生活，轉眼間就過去了，想當初剛進實驗室青澀的樣子，一股腦地栽進研究當中，努力的狂學模擬分析。一路上的研究過程，要感謝的人實在太多了。感謝研究室的同學，品帆、彥佑、宜均、呂翔陪伴我一起努力地作研究，感謝麒禎學長與宇中學長時常幫助我解決研究上的困難，謝謝彥彬學長陪我討論解決問題，謝謝璟璿學長一起挑燈夜戰，另外感謝正展、銘傑、志嘉、明輝、蘭芳學長姐們的照顧與關心。此外儀科中心的釋峰、建堯學長，感謝你們在實驗上提供莫大的幫助與指導，而光電系同學東閔同學與志彰學長，感謝你們及時的幫助，研究得以順利進行。在打球方面，非常感謝廖威彰老師與王志全教練的栽培，以及一起努力練球、時常打屁聊天的交大羽球隊同學，有你們的陪伴，讓我的大學與研究所生活更加的多彩多姿。

在這研究的一路上，最想要感謝的就是洪景華老師了，面對我們這些菜鳥學生，又有公務的繁忙，老師還是殷勤地與我們開會討論，關心我們的日常生活，關心我的練球狀況以及比賽成績，驅使我在學業與練球上更加努力不懈，在兩方面都能有良好的表現。

最後要非常感謝我的爸媽，有您們的關懷與照顧，才能讓我無憂無慮的生活，專注於學業與練球上，大學得以順利畢業，碩士研究得以順利完成，百般滋味，點滴在心頭，感激不盡，老爸、老媽！

目錄

摘要.....	i
Abstract	ii
誌謝.....	iii
目錄.....	iv
表目錄.....	viii
圖目錄.....	ix
符號表.....	xiii
第 1 章 緒論.....	1
1.1 光學鏡片.....	1
1.2 玻璃模造成形技術.....	5
1.3 玻璃模造成形之有限元素分析.....	8
1.4 文獻回顧.....	9
1.5 研究動機與目的.....	12
1.6 研究方法.....	13
1.7 論文架構.....	13
第 2 章 光學玻璃的材料性質.....	15
2.1 黏度.....	15
2.2 黏彈性材料模型.....	17

2.3 玻璃材料性質之有限元素模擬設定	21
2.3.1 熱膨脹係數.....	22
2.3.2 牛頓流體.....	25
2.3.3 應力鬆弛.....	26
2.3.4 結構鬆弛.....	28
第 3 章 玻璃模造成形之有限元素分析	33
3.1 有限元素分析軟體—MSC.MARC	33
3.2 基本假設	34
3.3 玻璃模造成形製程實驗設定	34
3.4 玻璃模造成形製程模擬分析設定	37
3.5 幾何模型設定	38
3.6 網格大小設定	40
3.7 材料性質與熱傳性質設定	40
3.8 熱傳條件	41
3.9 邊界條件	42
第 4 章 光彈實驗應力分析	46
4.1 雙折射	46

4.2 應力光學定理	46
4.3 光彈理論	47
4.4 圓偏極儀	48
4.5 圓偏極儀的儀器設備	53
第 5 章 最佳化分析	56
5.1 軟體介紹—SmartDO	56
5.2 流程	57
5.3 應用	58
第 6 章 結果與討論	60
6.1 玻璃形狀的模擬分析與實驗結果	60
6.2 模仁形狀的補償	65
6.3 模擬分析與光彈實驗結果之殘留應力探討	67
6.4 製程效率最佳化	71
第 7 章 結論與未來工作	77
7.1 結論	77
7.2 未來工作	78
參考文獻	79

附錄 A L-BAL42 玻璃資料表	83
附錄 B-1 上模仁設計圖	84
附錄 B-2 下模仁設計圖	85
附錄 B-3 上型板設計圖	86
附錄 B-4 下型板設計圖	87



表目錄

表 1.1 各種非球面玻璃鏡片應用範圍的精度要求[1]	1
表 1.2 光學玻璃與塑膠特性比較[2][3]	4
表 2.1 L-BAL42 玻璃 VFT 模型的各擬合常數[8]	26
表 2.2 MARC L-BAL42 應力鬆弛參數[8]	27
表 2.3 L-BAL42 玻璃 Narayanaswamy 模型的結構鬆弛參數[8]	31
表 3.1 玻璃模造成形之製程參數	35
表 3.2 原設計模仁形狀的非球面公式參數	39
表 3.3 有限元素模型中各組件之網格大小 (單位: mm)	40
表 3.4 玻璃與模仁之材料和熱傳性質	41
表 4.1 圓偏極儀元件的排列方式	51
表 4.2 光程差顏色表[39]	51
表 6.1 各組別之製程參數	68
表 6.2 各組別之最大主應力差	68
表 6.3 各組別降溫邊界的參數與玻璃的最大主應力差值	73
表 6.4 製程效率最佳化的設定	73

圖目錄

圖 1.1 (上)球面透鏡的球面像差(下)透鏡組消除球面像差[4]	4
圖 1.2 非球面透鏡調整光軌跡成像於一點上[5]	4
圖 1.3 超精密輪磨製程示意圖[3]	5
圖 1.4 七軸 CNC 超精密拋光控制位置[3].....	5
圖 1.5 傳統玻璃透鏡製作技術與玻璃模造成形技術製程比較[2].....	6
圖 1.6 玻璃模造成形製程[7]	7
圖 1.7 玻璃模造成形機台示意圖[2].....	7
圖 1.8 玻璃模造溫度與力量歷程[8]	8
圖 2.1 鈉鈣矽 (soda lime silica) 玻璃黏度曲線[24]	17
圖 2.2 L-BAL42 玻璃重要溫度點及 VFT 擬合曲線[8].....	17
圖 2.3 Maxwell 模型[25].....	20
圖 2.4 Kelvin-Voigt 模型[25]	21
圖 2.5 廣義的 Maxwell 模型[26]	21
圖 2.6 升溫、模造、降溫階段所採用玻璃的材料性質[8].....	22
圖 2.7 典型光學玻璃熱膨脹曲線[29].....	24
圖 2.8 L-BAL42 玻璃的熱膨脹曲線[8].....	24
圖 2.9 L-BAL42 玻璃液態與玻璃態熱膨脹係數[8]	25
圖 2.10 L-BAL42 玻璃單軸壓縮實驗力量位移圖[8].....	26

圖 2.11 L-BAL42 玻璃於 556°C ($T_g+50^\circ\text{C}$) 之應力鬆弛曲線[8].....	28
圖 2.12 降溫速率影響體積與溫度關係圖[5].....	32
圖 2.13 虛擬溫度概念[8].....	32
圖 3.1 玻璃模造成形模型[8].....	33
圖 3.2 玻璃模造成形的配置圖.....	36
圖 3.3 玻璃模造模擬配置圖.....	36
圖 3.4 溫度及模造力量與時間關係圖.....	37
圖 3.5 玻璃模造成形的模擬分析設定過程.....	38
圖 3.6 L-BAL42 玻璃預形體 (單位: mm).....	39
圖 3.7 上墊片 (單位: mm).....	39
圖 3.8 下墊片 (單位: mm).....	39
圖 3.9 原設計之模仁形狀.....	39
圖 3.10 Ananthasayanam[5]與本研究簡化之熱傳系數.....	42
圖 3.11 升溫階段邊界條件.....	44
圖 3.12 模造階段邊界條件.....	44
圖 3.13 降溫階段邊界條件 200 °C 以上.....	45
圖 3.14 降溫階段邊界條件 200 °C 以下.....	45
圖 4.1 圓偏極儀[39].....	52
圖 4.2 線偏光片[41].....	52

圖 4.3 螺旋狀的圓偏極光[42]	53
圖 4.4 圓偏極暗場之彩色條紋影像[39].....	53
圖 4.5 光彈實驗儀器架設圖	54
圖 4.6 光彈實驗配置圖	54
圖 4.7 圓偏振鏡(Circular Polarizer, CPL)	54
圖 5.1 最佳化設計原理[43]	57
圖 5.2 SmartDO 串聯 MSC.MARC 流程圖	58
圖 6.1 上玻璃表面之網格大小的影響	62
圖 6.2 下玻璃表面之網格大小之影響	62
圖 6.3 玻璃量測示意圖	62
圖 6.4 原設計之玻璃形狀	63
圖 6.5 上玻璃表面量測值與原設計之偏差量	63
圖 6.6 下玻璃表面量測值與原設計之偏差量	63
圖 6.7 上玻璃表面模擬值與量測值之比較	64
圖 6.8 下玻璃表面模擬值與量測值之比較	64
圖 6.9 上玻璃表面形狀與原設計之偏差[8]	64
圖 6.10 下玻璃表面形狀與原設計之偏差[8]	65
圖 6.11 上模仁補償後的玻璃形狀與原設計的偏差	66
圖 6.12 下模仁補償後的玻璃形狀與原設計的偏差	66

圖 6.13 各組別之溫度與時間關係圖	69
圖 6.14 組別 1 殘留的主應力差分佈 (MPa)	69
圖 6.15 組別 2 殘留的主應力差分佈 (MPa)	70
圖 6.16 組別 3 殘留的主應力差分佈 (MPa)	70
圖 6.17 模造溫度 568°C、降溫曲線 0.3°C/s (組別 1)	71
圖 6.18 模造溫度 568°C、降溫曲線 0.5°C/s (組別 2)	71
圖 6.19 模造溫度 556°C、降溫曲線 0.3°C/s (組別 3)	71
圖 6.20 假設之降溫曲線及最大主應力差與時間關係圖	73
圖 6.21 最佳化之設計變數、目標函數與限制條件示意圖	74
圖 6.22 最佳化後殘留的主應力差分佈 (MPa)	74
圖 6.23 降溫時間的收斂過程	75
圖 6.24 最佳化前後降溫曲線與時間關係圖	75
圖 6.25 最佳化後的最大主應力差與降溫時間	76

符號表



A_p	兩平板面積
A_4	非球面公式的四次方係數
A_6	非球面公式的六次方係數
A_8	非球面公式的八次方係數
A_{10}	非球面公式的十次方係數
A_t	降伏點
C	相對光應力係數
C_1	光應力常數
C_2	光應力常數
C_p	比熱
d	距離
E	彈性模數
F	力量
G	剪力模數
h	厚度
h_g	熱傳係數
H	活化能
k	光之最大振幅
K	圓錐常數
k_m	剪切強度
I	光強度
M_p	反應方程式
m	剪切因子
N	條紋階數
n	空氣之折射率
n_x	垂直光軸之x方向絕對折射率
n_y	垂直光軸之y方向絕對折射率
q	降溫速率
q_h	每單位面積之熱通量
R	曲率半徑
R_g	理想空氣常數
R_a	表面粗糙度
r	離心距
T	溫度
T_f	虛擬溫度

T_g	玻璃轉換溫度
t	時間
v	速度
V_0	光在空氣中的速度
W_i	擬合鬆弛曲線之權重
x	非線性參數 (Fraction parameter)
z	非球面之形狀
α_l	線性液態熱膨脹係數
α_g	線性玻璃態熱膨脹係數
δ	相對相位差
δT	時間差
Δ	角度相位差
Δs	光程差
ε	應變
$\dot{\varepsilon}$	等效應變率
η	黏度
η_0	指數前因子
κ	間距氣體熱傳導率
λ	波長
λ_s	應變遲滯時間
ν	浦松比
ν^d	阿貝數
σ	等效應力
σ_0	初始應力
σ_1	x方向主應力
σ_2	y方向主應力
σ_3	z方向主應力
σ_{11}	軸應力
σ_{12}	剪應力
τ	介面間之剪切應力
τ_p	虛擬性質鬆弛時間
τ_s	應力鬆弛時間
τ_v	結構鬆弛時間
ψ	應力鬆弛方程式

第 1 章 緒論

近年來，隨著光電科技發展，光學鏡片大量使用於投影機、手機、相機等。而在光學鏡片的製造過程中，表面粗糙度、加工精度及裂痕缺陷往往會影響產品的顏色表現與成像品質。

為了呈現較好的成像品質，高品質的光學鏡片需達表面粗糙度低 ($R_a < \lambda/4$, 甚至 $\lambda/10$)、高形狀精度 (如表 1.1) 與無裂痕缺陷等要求。因此為了生產高精度的光學鏡片，製造的方法及設備的精度皆需提升。

表 1.1 各種非球面玻璃鏡片應用範圍的精度要求[1]

	超高精度	高精度	中精度	低精度
形狀精度	$<0.1\mu\text{m}$	$<1\mu\text{m}$	$\leq 2\mu\text{m}$	2-10 μm
材質	玻璃			
用途	光碟機物鏡 影碟機物鏡 CD-R 和 CD-RW 的讀取頭	施密特透鏡 攝影機透鏡 單眼相機交換透鏡	望眼鏡物鏡 眼鏡 投影 TV 透鏡	眼鏡 照明用透鏡

[註]形狀精度：形狀與原設計之偏差的峰谷值 P-V (最大值-最小值)

1.1 光學鏡片

塑膠與玻璃為目前光學元件中最常使用的材料。玻璃鏡片的發展較早，各家廠商生產玻璃鏡片的種類大約有一百多種至兩百種。生產透鏡的廠商有 Schott、Ohara、Sumita 等。而 1960 年代後，隨塑膠種

類增加及表面加工技術增進，各產業包括車輛、飛機的擋風板、菲涅耳塑膠透鏡、光學鏡頭等也開始採用塑膠鏡片。其中包括烯丙基二甘醇碳酸酯（CR-39）、聚苯乙烯（PS）、聚碳酸酯（Polycarbonate）為常用的光學塑膠鏡片，以下為光學塑膠與玻璃鏡片的特性比較：

由表 1.2 比較可知光學塑膠的主要優點在於它較輕、易加工成形、成本低並可大量製造。但光學玻璃具有較好的環境特性，包括耐濕、耐刮傷等；熱膨脹係數低，成像品質高；材料種類多，折射率、影響色散的阿貝數選擇性較光學塑膠廣。因此在高品質要求的市場下，光學玻璃進入廣大的應用領域。

光學玻璃鏡片過去利用傳統的製作技術來製造，製程包括：預成形、研磨、拋光、定心等。而現今面對輕巧、高畫素且需量產的光學產品，傳統的製作技術面臨了量產性與技術人員之培養等問題。

而傳統的球面透鏡在使用上會有像差，包括球面像差、彗星像差、像散像差等，此情況通常會利用多片透鏡來改善，但此舉會造成透光度降低，體積變大，導致成本提高，效率變低。若使用非球面透鏡，可替代數片球面透鏡補償像差，使產品達到輕薄短小的光學設計。圖 1.1 及圖 1.2 可明瞭球面與非球面透鏡之差別：

非球面透鏡可用超精密加工及七軸 CNC 超精密拋光進行非球面修整來達成，如圖 1.3 及圖 1.4。但上述超精密加工製程的時間需達

數天，仍會有加工費時的問題。因此在這樣的背景環境下，非球面透鏡的模造成形技術成為目前的理想解決方案。

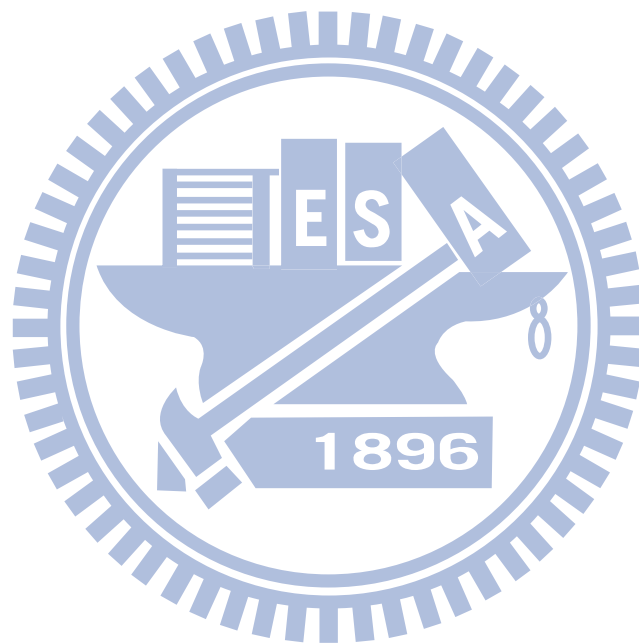


表 1.2 光學玻璃與塑膠特性比較[2][3]

特性	光學玻璃	光學塑膠
成形性與撓性	較差	較好
抗衝擊強度	較差	較好
抗磨耗、耐熱、耐潮濕	較好	較差
密度 kg/cm^3	2.3-6.2	1.05-1.32
硬度 N/mm^2	$\sim 5,000$	~ 150
熱膨脹係數 $1/^\circ\text{C}$	$\sim 5 \times 10^{-6}$	$\sim 100 \times 10^{-6}$
熱導率 $\text{W/m}\cdot\text{K}$	0.5-1.4	0.14-0.23
折射率 n	1.44-1.95	1.49-1.61
阿貝數 ν^d	20-90	26-57

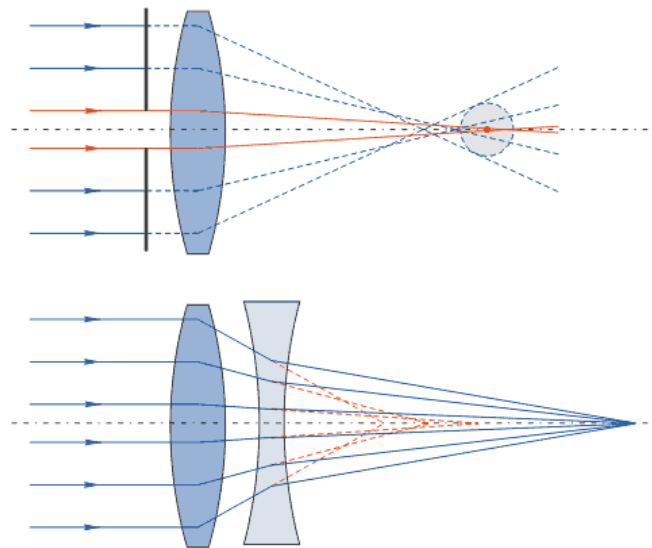


圖 1.1 (上)球面透鏡的球面像差(下)透鏡組消除球面像差[4]

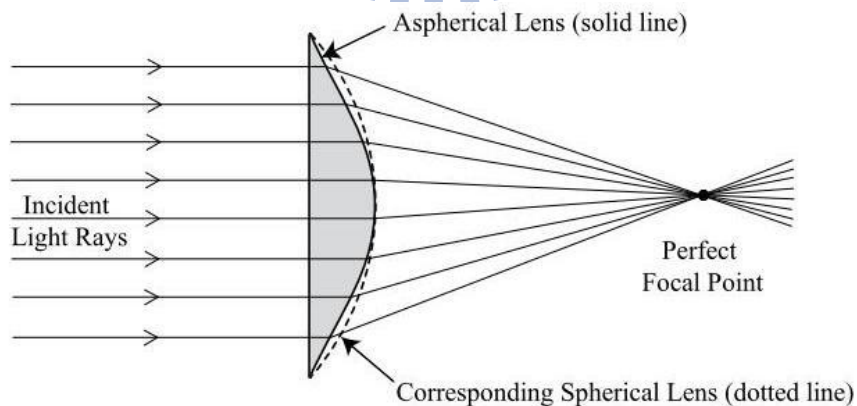


圖 1.2 非球面透鏡調整光軌跡成像於一點上[5]

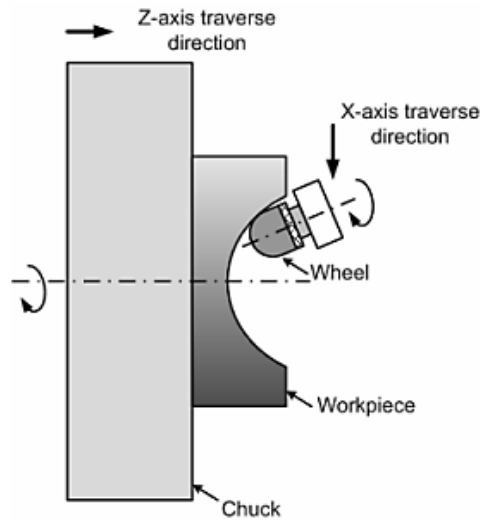


圖 1.3 超精密輪磨製程示意圖[3]

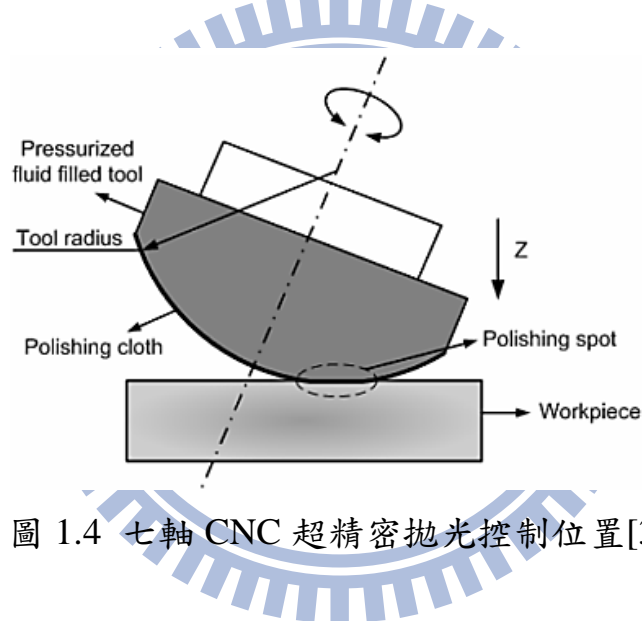


圖 1.4 七軸 CNC 超精密拋光控制位置[3]

1.2 玻璃模造成形技術

玻璃模造製程技術將傳統費時耗工的研磨、拋光等製程，改良使用模造的方式製作如圖 1.5 所示，其首見於 1974 年 Eastman Kodak 的美國專利 US 383347[6]。此製程先將玻璃預形體放於模穴中升溫超過玻璃轉換溫度，使用玻璃碳模仁熱壓玻璃後，通入 N_2 氣體後降溫，但當時模仁壽命及鏡片精度無法做突破，直至最近十年解決上述問題

後才開始蓬勃發展。目前以日本 Toshiba 公司研發的玻璃模造機台為市場上的大宗，本研究的實驗結果亦是採用 Toshiba GMP-270HV 玻璃模造機台所壓印之成品，玻璃模造成形分為八個步驟，如圖 1.6 所示：

首先將玻璃放入模穴中，將腔體抽真空（真空度為 1.3torr）後通入氮氣升溫至模造溫度，此為升溫階段；進入模造階段，則將腔體抽真空後，進行玻璃熱壓；最後降溫並同時通入氮氣至室溫，將玻璃成品取出，結束降溫階段，完成整個玻璃模造製程。

圖 1.7 為玻璃模造機台的構造，而玻璃模造製程，各階段溫度與力量歷程如圖 1.8 所示。



圖 1.5 傳統玻璃透鏡製作技術與玻璃模造成形技術製程比較[2]

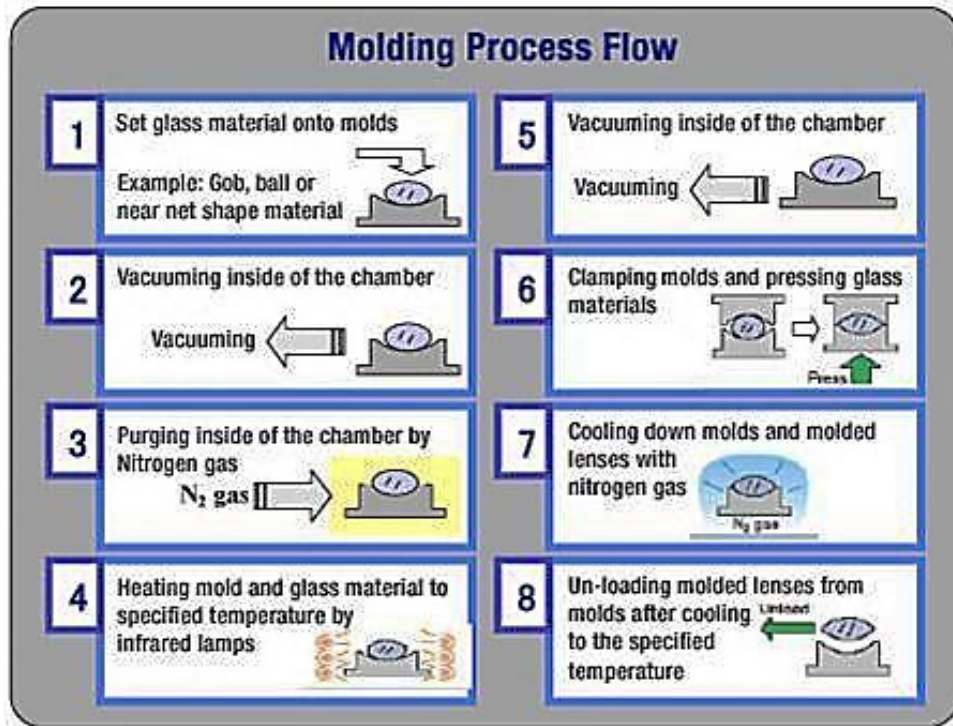


圖 1.6 玻璃模造成形製程[7]

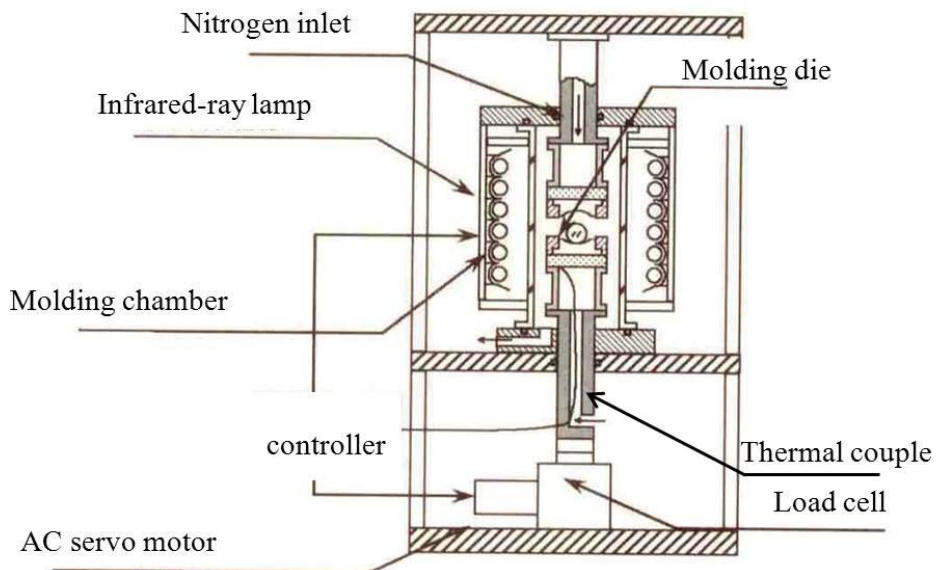


圖 1.7 玻璃模造成形機台示意圖[2]

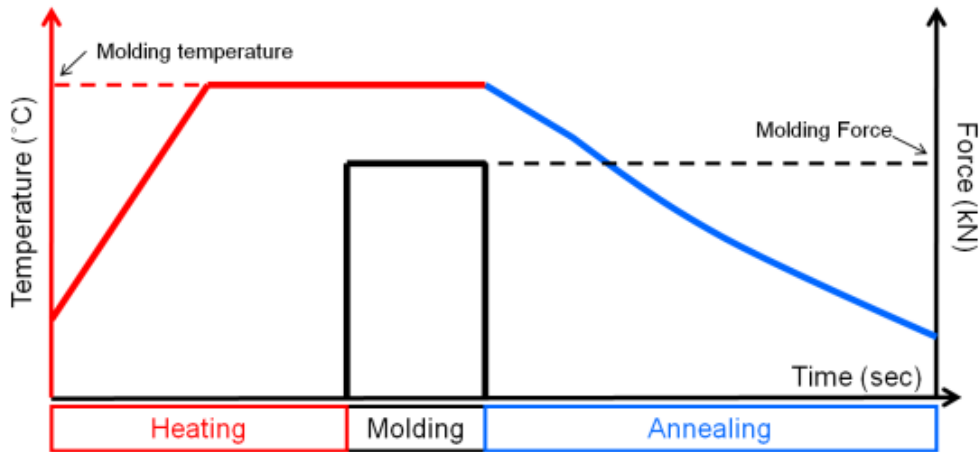


圖 1.8 玻璃模造溫度與力量歷程[8]

1.3 玻璃模造成形之有限元素分析

儘管玻璃模造技術有許多優點，但目前尚有困難需克服。主要原因在玻璃模造成形過程中需升溫及降溫，而玻璃材料性質的熱膨脹、應力鬆弛與結構鬆弛皆會導致玻璃在製程中形狀有所變化，使玻璃成品和原先形狀設計有所誤差，詳細說明會在後續章節介紹。而現今工業生產，因為無法準確預測玻璃的形狀，往往透過試物法進行模仁形狀的補償，而不同玻璃或模仁材料又必須再次的進行測試，此方法耗時又費工。但是利用有限元素分析可模擬玻璃成形後的形狀，並將此形狀與原設計形狀的偏差直接補償至模仁，此方法只需製作一個補償後的模仁即可，此舉可節省大量的時間與成本。

目前有限元素分析已廣泛應用於各工業領域，利用此方法來模擬玻璃模造製程，可以取代傳統重複加工、拋光模仁等製程，能大幅降低生產成本。但有限元素分析必須考慮下列的條件：

1. 玻璃的黏度和黏彈行為。
2. 升溫、模造、降溫階段玻璃的材料性質：包括熱膨脹係數、應力鬆弛及結構鬆弛性質。
3. 模仁的材料性質。
4. 模仁與玻璃介面間的熱傳係數及摩擦係數。
5. 各階段的結構邊界條件。
6. 升溫與降溫階段的熱傳條件。

因此必須先建立完整且準確的玻璃模造之有限元素模型，才能有效預測玻璃成品的表面形狀。

1.4 文獻回顧

目前已有許多研究探討有限元素分析在玻璃模造成形的應用，其中探討玻璃材料性質的數學模型、模造時的接觸情況、模造後的形狀與殘留應力等等。玻璃材料性質的數學模型相關的研究則有下列文獻：

Gy 等[9]與Duffreñe等[10]研究鈉鈣矽 (soda lime silica) 玻璃於玻璃轉換區域內應力鬆弛行為的數學模型，並對軸應力、剪應力、潛變回復實驗結果相比較：包括廣義的 Maxwell 模型、KKW 方程式的應力鬆弛模型與應變遲緩模型及兩者模型的黏彈常數對各實驗結果的擬合狀況。

Gaylord 等[11]研究 L-BAL35 玻璃結構鬆弛性質，透過熱差式掃描分析儀(Differential Scanning Calorimeter)得到比熱與溫度的關係，再利用 TNM 模型 (Tool-Narayanawamy-Moynihan Model) 求出四個結構鬆弛的參數。

有關有限元素分析應用於玻璃模造成形的文獻如下：

Soules 等[12]使用有限元素分析軟體 MSC.MARC 預測 G-11 平板玻璃於溫度變化中的熱應力，並採用 Narayanaswamy 黏彈理論[13]來描述應力與結構鬆弛的影響。在降溫過程中，玻璃內部會有殘留應力，而此理論符合了數值模擬與實驗結果分析，最後則有效預測平板玻璃的殘留應力。

Ananthasayanam 等[5]研究 L-BAL42 玻璃及模仁間的摩擦力，使用有限元素軟體 Abaqus 模擬於不同摩擦係數下，得知鍍膜 DLC (Diamond Like Carbon) 的模仁熱壓玻璃環時內徑減縮比與模仁軸方向位移的關係，求出玻璃與模仁間的摩擦係數。

Zhou 等[14]利用 Maxwell 模型和 Kelvin、Burgers 模型探討在模造溫度下，L-BAL42 玻璃黏彈性質之應力鬆弛與潛變行為，並使用 MSC.MARC 模擬平板玻璃熱壓的過程得到有效的驗證。

Yan 等[15]以數學模型描述 L-BAL42 玻璃體積與溫度關係，利用 VFT (Vogel-Fulcher-Tamman) 方程式擬合玻璃黏度代入牛頓不可壓

縮流定律求出應力應變關係，最後利用有限元素軟體 DEFORM™-3D 模擬平板玻璃熱壓，並從力量位移圖得到驗證。

Yi 等[16]、Jain 等[17]-[19]，完成 BK7 玻璃在模造過程的完整玻璃性質，包括熱膨脹係數、牛頓流體、結構與應力鬆弛代入有限元素模型以及完整的邊界條件，包括熱傳、接觸等預測玻璃成品的形狀，並測試不同製程、熱壓速率、成形溫度及降溫速率對玻璃形狀的影響。但大部分的玻璃材料性質是參考相關材料的文獻探討所取得，並無法適用於其它玻璃材料，且成形溫度達 700°C (BK7, $T_g=557^{\circ}\text{C}$)，此溫度已接近玻璃軟化點 (SP)，會較難控制玻璃形狀，結果顯示非球面形狀模擬與實驗形狀仍有正負偏差 $2\mu\text{m}$ 。

本實驗室蔡[8]為建立詳盡的玻璃模造成形有限元素模型，實際量測 L-BAL42 玻璃熱膨脹係數，並利用廣義的 Maxwell 方程式及 Narayanawamy 黏彈理論擬合應力與結構鬆弛參數，最後用 MSC.MARC 模擬玻璃模造成形與實驗成品比較，能有效預測非球面玻璃形狀，但仍有進步的空間。

本實驗室吳[20]企圖建構一個完整的最佳化系統，自動化的連結有限元素軟體與最佳化程式，將模擬結果的玻璃形狀與原設計非球面之偏差自動的補償至模仁形狀上，但當時所考慮的玻璃材料性質尚不完整。

利用光彈分析觀察模造玻璃的殘留應力則有下列文獻：

本研究室黃[21]觀察模造球面透鏡的殘留應力，結果顯示在球面邊緣變形量較大之處，具有較大的殘留應力，且持壓時間越長則越明顯，但當時並無使用有限元素分析進行比較。

Chen 和 Yi 等[22]利用平偏振儀觀察經模造製程在不同降溫速率下 BK7 平板玻璃的殘留應力，並使用有限元素分析軟體 MSC.MARC 進行模擬比較。

1.5 研究動機與目的

有鑑於玻璃模造成形仍有模仁壽命、鍍膜的選擇、玻璃成品與原設計的偏差與玻璃成品的殘留應力等問題，其中影響成像品質主要的原因為玻璃形狀的偏差與玻璃成品的殘留應力。近年來國內外知名的學者陸續透過有限元素分析模擬的方式進行探討解決，雖然非球面玻璃透鏡的模造成形與玻璃材料性質的量測已逐漸發展成熟，但目前建構玻璃模造有限元素模型的精度仍有提升的空間，且本實驗室已建構之最佳化的模式也尚未代入完整的材料性質，且目前尚未有研究提出有系統低減少玻璃殘留應力的方法。因此本研究的目的，首先改良有限元素模型，提升模擬精度並透過模擬來設計模仁的形狀，使模造後的玻璃形狀符合原設計形狀精度的要求。接著透過有限元素分析串聯最佳化的方法來改善製程進而減少玻璃內部的殘留應力。

1.6 研究方法

在提升模擬精度的部分，加入熱傳的效應來改良玻璃模造的有限元素模型，並與實驗結果的玻璃形狀作驗證。

在補償模仁形狀的部分，將驗證後的模型模擬得知玻璃形狀與原設計的偏差，將此偏差設計補償至模仁的形狀上，使模擬結果的玻璃形狀符合原設計形狀精度之高精度的要求（小於 $1\mu\text{m}$ ）。

在探討殘留應力部分，首先使用 MSC.MARC 求出玻璃的殘留應力大小並與光彈實驗的結果進行驗證。

最後在增進製程效率的部分，透過最佳化軟體 SmartDO 自動化的調整製程參數來改良製程，增進製程效率。

1.7 論文架構

本章先闡述各類光學透鏡的優缺點及市場的需求，引出非球面玻璃透鏡的重要性，另一方面，傳統玻璃研磨拋光等製程的瓶頸，促成玻璃模造成形的發展。接著由文獻回顧了解有限元素分析應用於玻璃模造製程的研究現況，進而提出本研究動機、目的與研究方法。

第二章說明玻璃的材料性質，以及如何在 MSC.MARC 有限元素分析軟體中設定。

第三章說明玻璃模造成形製程在有限元素分析內的整個架構。

第四章說明光彈理論與實驗的方法，並介紹使用的儀器。

第五章介紹最佳化軟體 SmartDO，並說明如何串聯 MSC.MARC 有限元素分析軟體。

第六章為本研究的結果與討論，第一部份為改進模型後，玻璃形狀的模擬與實驗結果比較，第二部分為補償後的模仁形狀模擬結果，第三部分為玻璃殘留應力的模擬與光彈實驗的結果比較，第四部分為增進製程效率的最佳化。

第七章為結論與未來工作。



第 2 章 光學玻璃的材料性質

本章先介紹玻璃在不同黏度時的特性及玻璃的黏彈性質，之後依序說明玻璃材料性質在有限元素分析中的設定。

2.1 黏度

關於玻璃的成形性，黏度扮演非常重要的角色。除了光學玻璃本身的成分會影響黏度外，溫度更是個重要的因素。因此得知玻璃的黏度即可確定玻璃此時的狀態。

當流體施加一剪切力時，黏度的比值為作用力除以流體速度。如果正切向力差 F 施於兩平板面積 A_p ，距離為 d ，則黏度 η 表示如下：

$$\eta = \frac{Fd}{A_p v} \quad (2.1)$$

v 是兩平板的相對速度。通常黏度使用的單位 Poise (P)，為 $\text{dyne}\cdot\text{s}\cdot\text{cm}^{-2}$ ，而 SI 制單位為 $\text{Pa}\cdot\text{s}$ ，而 $1\text{Pa}\cdot\text{s}=10\text{P}$ 。而關於玻璃在不同黏度時的特性，如圖 2.1 為鈉鈣矽玻璃的黏度曲線，其中黏度的狀態包括工作點、軟化點、退火點與應變點，而各點的說明如下：

1. 工作點 (Working point)：此時黏度為 $10^3 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ ，當玻璃升溫至此溫度時即可進行加工，如壓印或吹製。
2. 軟化點 (Softening point, SP)：升溫至此溫度時，玻璃的重力會開始造成自身的變形。此時黏度為 $10^{6.65} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ 。

3. 退火點 (Annealing point, AP) : 此時黏度為 10^{12} Pa·s , 在此溫度時 , 任何玻璃內部的殘留應力都可以被消除。

4. 應變點 (Strain point, StP) : 此時黏度為 $10^{13.5}$ Pa·s , 當降溫至此溫度時 , 為玻璃保有黏彈性質的最低溫度點。

而玻璃隨著溫度變化的黏度曲線通常可以由 Arrhenius Equation 及 VFT (Vogel-Fulcher-Tamman) 來表示 , 而 Arrhenius Equation 表示如下[30] :

$$\eta = \eta_0 \exp\left(\frac{\Delta H}{R_g T}\right) \quad (2.2)$$

η_0 是與溫度無關的係數 , 稱為指數前因子 (Pre-exponential factor) , ΔH 是黏性流體的活化能 , R_g 是理想氣體常數 , T 是溫度。Arrhenius equation 在玻璃轉換溫度區域 ($10^9 \sim 10^{13}$ Pa·s) 的曲線擬合有相當的一致性 , 但對於大範圍的溫度變化 , VFT 方程式可提供較為貼近的擬合效果[23] , 方程式如下 :

$$\log \eta(T) = A + \frac{B}{(T - T_0)} \quad (2.3)$$

其中 A , B 和 T_0 為前述所提到三個溫度參考點 (應變點、退火點、軟化點) 得到的擬合常數。如圖 2.2 為 L-BAL42 玻璃在不同溫度下黏度的狀況 , 虛線為實際數據 , 實線為擬合的曲線 , 由圖中可發現兩者具有相當的一致性。

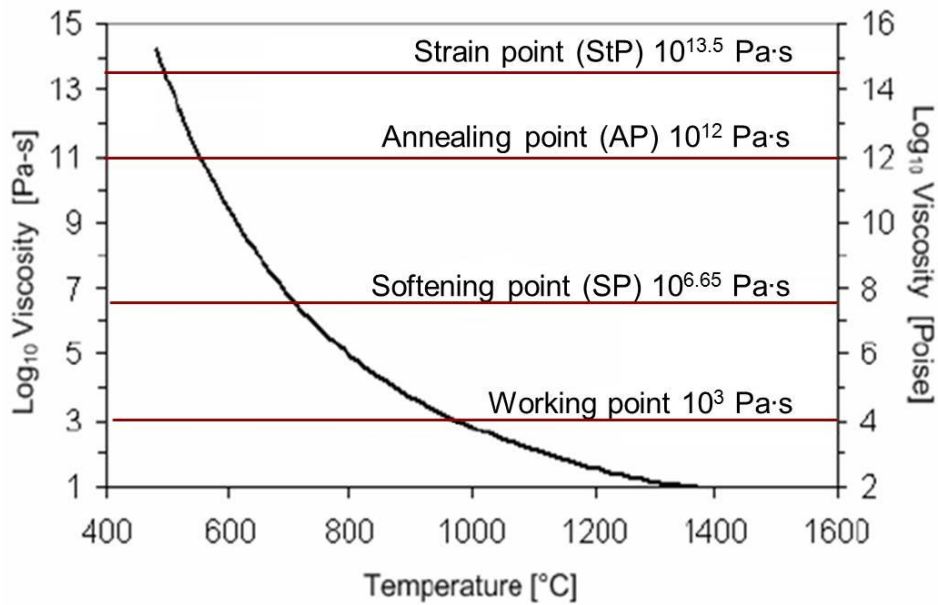


圖 2.1 鈉鈣矽 (soda lime silica) 玻璃黏度曲線[24]

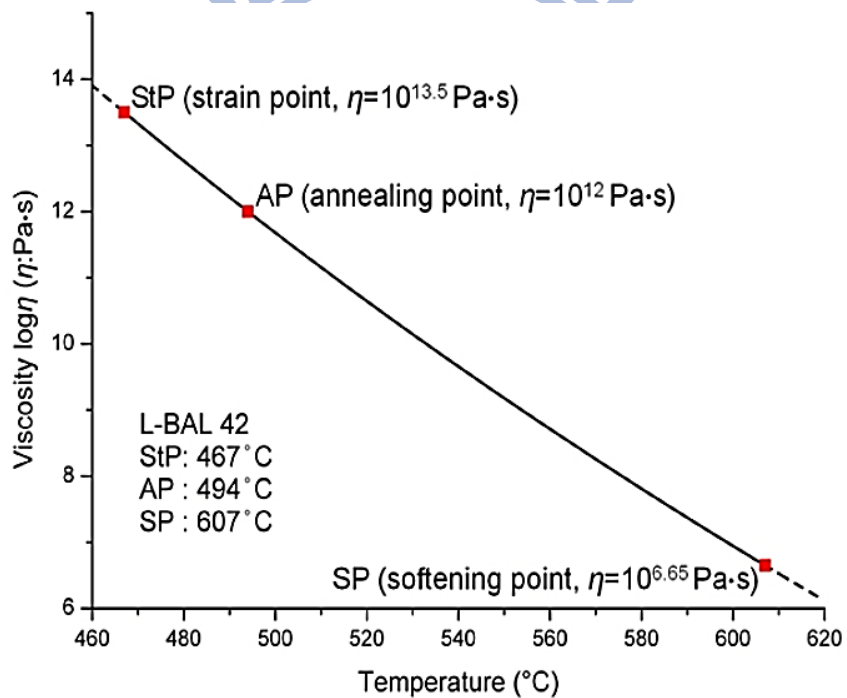


圖 2.2 L-BAL42 玻璃重要溫度點及 VFT 擬合曲線[8]

2.2黏彈性材料模型

玻璃的黏彈性質明顯的表現在液態及玻璃態間的玻璃轉換溫度區域。若施力於此狀態的玻璃，它會表現像流體般的流動，也會呈現

如固體般的回彈行為。

黏彈行為在數學模型裡，可用數個不同的彈簧和滑塊來表示，彈簧代表與時間無關，是立即的彈性變形；而滑塊代表與時間有關，為黏性流體的緩慢流動。以下就兩個基本模型，Maxwell 和 Kevin-Voigt 模型加以介紹：

Maxwell 模型如圖 2.3 (a)，是由一個滑塊及彈簧串聯所組成，

彈簧及滑塊的應力應變關係式如下：

$$\sigma = E\varepsilon_2 \quad (2.4)$$

$$\sigma = \eta\dot{\varepsilon}_1 \quad (2.5)$$

其中應變：

$$\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 = \frac{\sigma_0}{\eta}t + \frac{\sigma_0}{E} \quad (2.6)$$

由上圖 2.3 (c) 可知，當施予固定應變 ε_0 ，隨時間增加 ($t = 0 \sim \infty$)，Maxwell 模型所呈現的是應力鬆弛行為。

其中應力與時間的關係式：

$$\sigma(t) = \sigma_0 \exp\left(-\frac{Et}{\eta}\right) \quad (2.7)$$

$$\sigma(0) = \sigma_0 \quad (2.8)$$

$$\dot{\sigma}(t) = -\frac{\sigma_0 E}{\eta} e^{-\frac{Et}{\eta}} \quad (2.9)$$

$$\dot{\sigma}(0) = -\sigma_0 \frac{E}{\eta} \quad (2.10)$$

圖 2.3(c)虛線公式為：

$$\sigma(t) = -\sigma_0 \frac{Et}{\eta} + \sigma_0 \quad (2.11)$$

當 $\tau_S = t = \eta/R$ 時， τ_S 為應力鬆弛時間（Stress relaxation time）。

Kelvin-Voigt 模型如圖 2.4(a)，是由一個滑塊及彈簧並聯所組成，其中彈簧及滑塊的應力應變關係式：

彈簧及滑塊的應力應變關係式：

$$\sigma_1 = R\varepsilon \quad (2.12)$$

$$\sigma_2 = \eta\dot{\varepsilon} \quad (2.13)$$

其中應力：

$$\sigma = \sigma_1 + \sigma_2 = R\varepsilon + \eta\dot{\varepsilon} \quad (2.14)$$

由上圖(b)，施予初始應力 σ_0 由($t = 0 \sim t_1$)，Kelvin-Voigt 模型所呈現的是潛變及回復行為。

其中應變與時間的關係式：

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{R} \left(1 - e^{-\frac{Et}{\eta}} \right) \quad (2.15)$$

將其微分：

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{\sigma_0}{\eta} \exp\left(-\frac{Et}{\eta}\right) \quad (2.16)$$

$$\dot{\varepsilon}(0) = \frac{\sigma_0}{\eta} \quad (2.17)$$

如果應變持續以這斜率連續上升，此方程式為圖 2.4 (b) 紅線，

則得：

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0 t}{\eta} \quad (2.18)$$

當 $\lambda_s = t = \eta/R$ 使 $\varepsilon = \sigma_0/R$ 時，定義 λ_s 為應變遲滯時間。而廣義的 Maxwell 模型有數個剪力模數 G_i 的彈簧及數個黏度 η_i 的滑塊所組成如圖 2.5 所示。

而應力鬆弛模數 $G(t)$ 及應力鬆弛方程式 $\psi(t)$ 表示如下：

$$G(t) = 2G \sum_{i=1}^n W_i \exp(-t/\tau_{si}) \quad (2.19)$$

$$\psi(t) = \frac{G(t)}{G(0)} = \sum_{i=1}^n W_i \exp(-t/\tau_{si}) \quad (2.20)$$

其中 $G(0) = 2G$ ， $\tau_{si} = \eta_i/G_i$ ，為應力鬆弛時間， W_i 為擬合應力鬆弛曲線的權重。

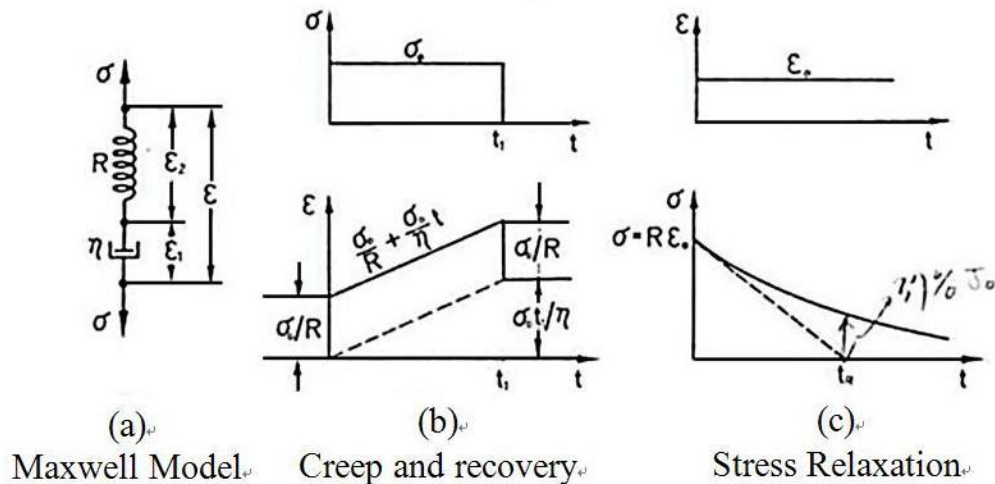


圖 2.3 Maxwell 模型[25]

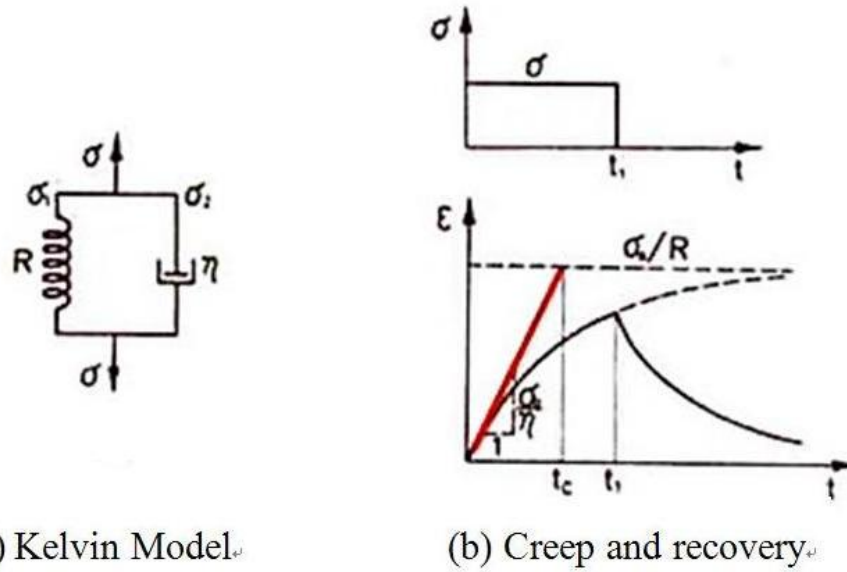


圖 2.4 Kelvin-Voigt 模型[25]

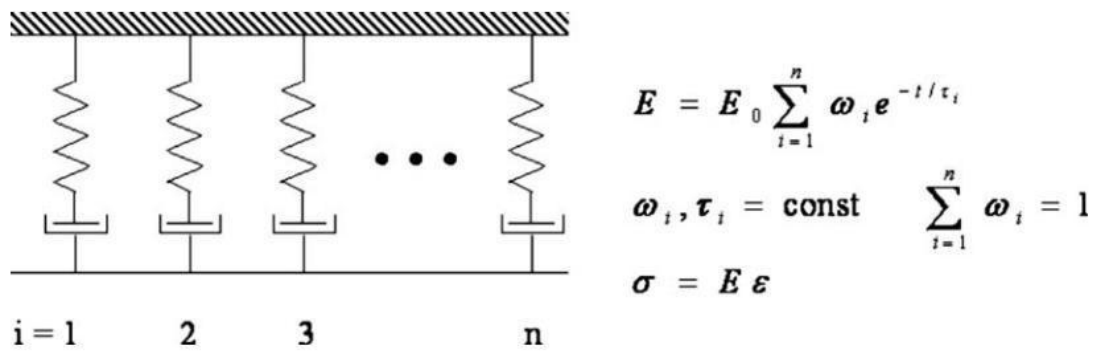


圖 2.5 廣義的 Maxwell 模型[26]

2.3 玻璃材料性質之有限元素模擬設定

模造後的玻璃形狀以及殘留的內部應力都會影響玻璃的成產品質，因此本節將介紹玻璃材料性質如何應用於升溫、模造與降溫各階段，下列說明如圖 2.6 所示：

1. 升溫階段考慮玻璃的熱膨脹係數，此參數由黏度計實驗量測而得

2. 模造階段使用牛頓流體模型，再以 VFT 模型擬合黏度曲線來敘述熱壓玻璃的流動狀況。
3. 降溫階段考慮玻璃的熱膨脹係數、應力鬆弛與結構鬆弛。熱膨脹係數以黏度計實驗的熱膨脹曲線作線性擬合，得到液態和玻璃態熱膨脹係數。應力鬆弛則藉由單軸壓縮實驗，經軸應力與剪應力轉換公式，再經廣義 Maxwell 模型擬合得到應力鬆弛時間。結構鬆弛以熱差式掃描分析儀得到比熱對溫度的曲線圖，再利用 Hodge 和 Berens[27]提出的轉換公式求出結構鬆弛時間，再經廣義的 Maxwell 模型作擬合。

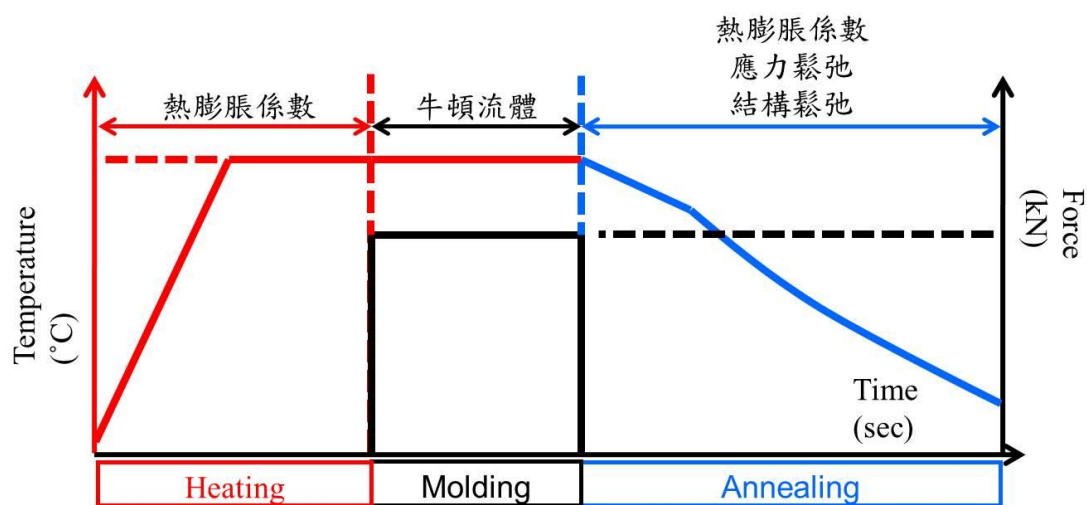


圖 2.6 升溫、模造、降溫階段所採用玻璃的材料性質[8]

2.3.1 熱膨脹係數

在了解熱膨脹係數之前，需先注意兩個參考點，分別為玻璃轉換溫度 T_g 及降伏點 A_t ，雖然兩者均無確切的黏度值，但玻璃轉換溫度

為玻璃態與液態兩熱膨脹係數斜率交叉點時的溫度，如圖 2.7 所示。

一般玻璃在此溫度下的黏度平均為 $10^{11.3}$ Pa·s，而降伏點為該玻璃熱膨脹係數最大值的溫度，此時黏度大約在 $10^8 \sim 10^9$ Pa·s 間。

而熱膨脹係數為溫度的函數，也是影響玻璃變形最重要的因素之一。在文獻回顧中， T_g 點以下往往只考慮一固定的玻璃態熱膨脹係數。而當溫度超過 T_g 點，Jain[3]與 Yan 等[15]嘗試使用 Scholze[28]的假設，設定玻璃的液態熱膨脹係數為玻璃態熱膨脹係數的三倍。但此假設並不適用於每種玻璃材料。

因此為了更準確的預測 L-BAL42 玻璃形狀，蔡[8]使用黏度計 (Netzsch DIL 402C, Netzsch Co.) 進行熱膨脹實驗，實際考慮在不同溫度下的熱膨脹係數代入升溫階段，如圖 2.8 所示。

而降溫階段必須於模擬內代入線性的液態和玻璃態熱膨脹係數，因此實驗曲線以線性作擬合。在 T_g 與 A_t 點間，液態熱膨脹係數為此區間中的斜率最大值，而玻璃態熱膨脹係數則以線性擬合 100°C~300°C 間的熱膨脹係數，最後得到 $\alpha_g = 9.12 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ 與 $\alpha_l = 9.17 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$ ，如圖 2.9 所示。而熱膨脹曲線在降伏點 538°C 後瞬間下降，是因為當玻璃持續的膨脹時，玻璃試片兩邊的探針因玻璃在高溫下太軟而陷入玻璃內所造成。

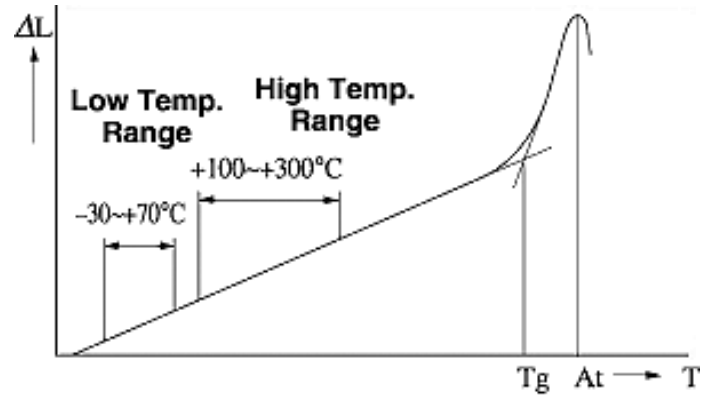


圖 2.7 典型光學玻璃熱膨脹曲線[29]

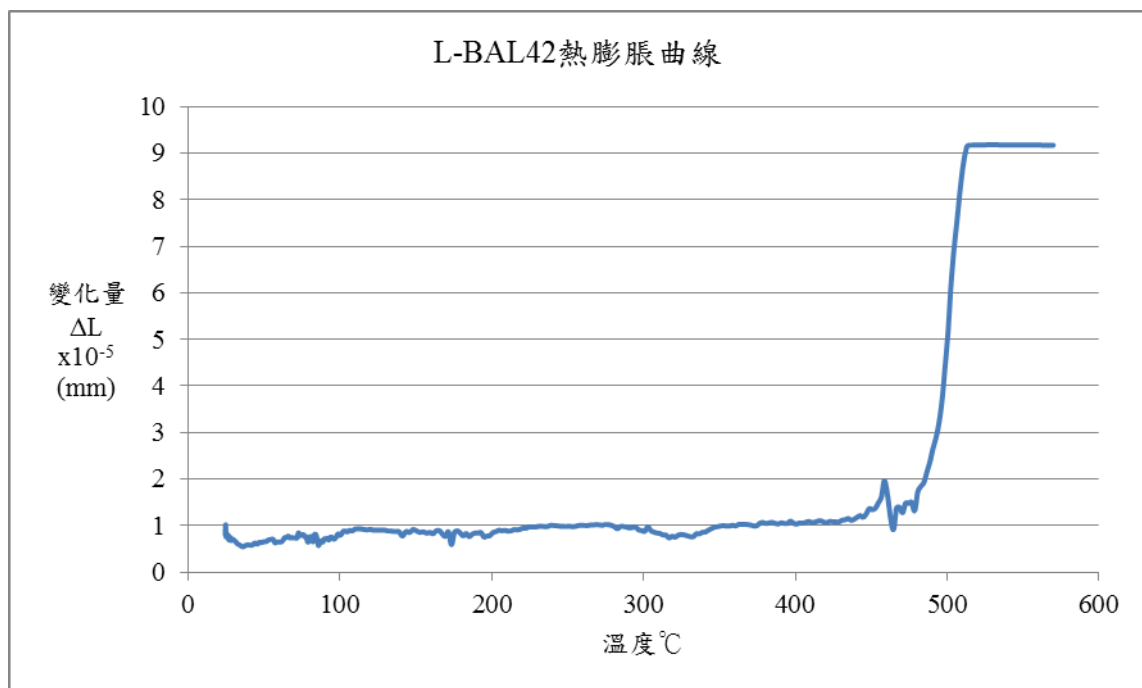


圖 2.8 L-BAL42 玻璃的熱膨脹曲線[8]

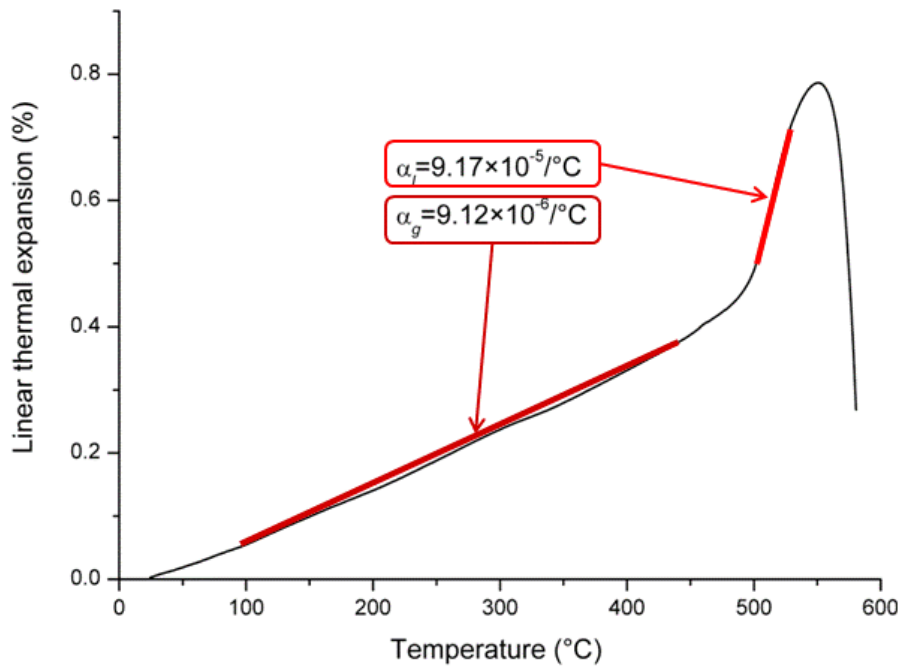


圖 2.9 L-BAL42 玻璃液態與玻璃態熱膨脹係數[8]

2.3.2 牛頓流體

在模造階段時，模造溫度下的 L-BAL42 玻璃黏度很低（約為 10^8 Pa·s），將其視為牛頓流體，可表示為：

$$\sigma = 3\eta(T)\dot{\epsilon} \quad (2.21)$$

σ 為等效應力， $\dot{\epsilon}$ 為等效應變率， $\eta(T)$ 為黏度，且為溫度的函數，此部分使用 VFT 方程式（式 2.3）線性擬合求出，而各常數如表 2.1 所示。為了驗證在模造過程中 L-BAL42 玻璃在模造溫度（568°C）下是牛頓流體，蔡[8]嘗試作單軸壓縮實驗並與有限元素分析模擬進行比較並獲得有效驗證。模擬中模仁和玻璃間的摩擦力表示如下：

$$\tau = mk_m \quad (2.22)$$

其中 τ 為介面間的剪切應力， m 為剪切因子（ $0 < m < 1$ ）， k_m 為玻

璃與模仁介面的剪切強度。假設玻璃和模仁在熱壓時完全黏住無滑動，因此剪切因子視為 1[8]。圖 2.10 顯示了施加力量與模仁位置的關係圖，可看出模擬結果非常接近實驗結果，表示牛頓流體可適當地描述 L-BAL42 玻璃在模造階段時的流動行為。

表 2.1 L-BAL42 玻璃 VFT 模型的各擬合常數[8]

VFT 擬合常數	數值
A	-31.85
B	37418.3°C
T_0	-340.3°C

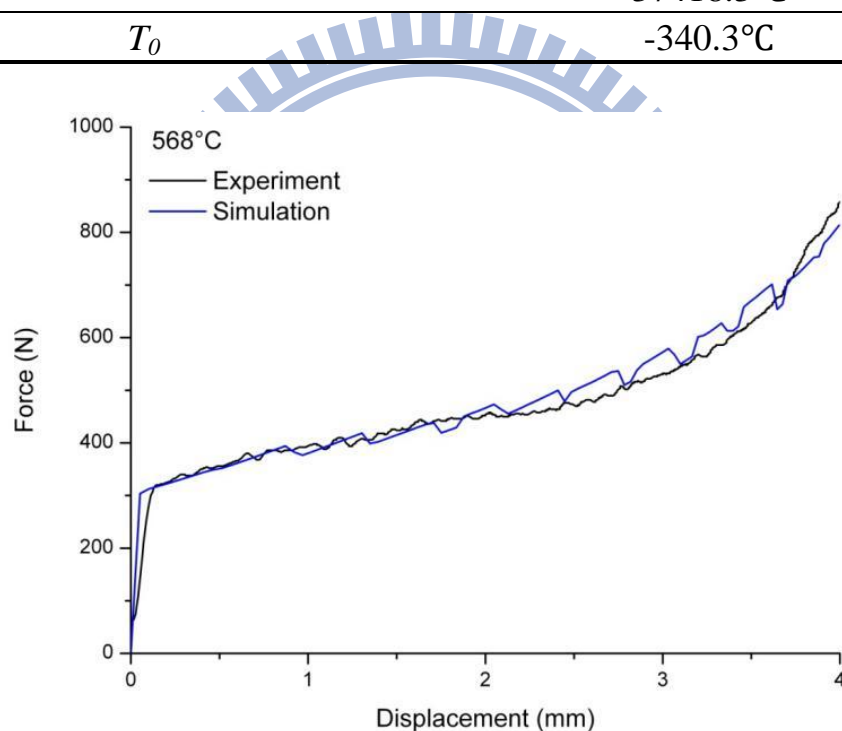


圖 2.10 L-BAL42 玻璃單軸壓縮實驗力量位移圖[8]

2.3.3 應力鬆弛

玻璃在降溫過程中會經過玻璃轉換區域，而此區域下的黏彈性行為，使得熱應變在冷卻過程中所產生的應力慢慢鬆弛，而尚未鬆弛完成的部分，則在玻璃內部形成殘留應力。為了瞭解殘留應力之影響，

降溫階段考慮了應力鬆弛性質。

玻璃的剪應力鬆弛性質在高溫下很難進行精確的量測，但可由軸應力與剪應力的關係求出，公式如下：

$$\sigma_{11} = \frac{3}{(1 + 2\nu)} \sigma_{12} \quad (2.23)$$

因此採用單軸壓縮實驗可利用上述公式求出剪應力結構鬆弛。蔡[8]使用本實驗室自製之玻璃模造機台進行玻璃單軸壓縮實驗，模造溫度為 556°C ($T_g + 50^{\circ}\text{C}$)，而單軸壓縮之應力鬆弛曲線如圖 2.11，。此曲線用三階的廣義 Maxwell 模型擬合，之後使用(式 2.13)轉換成剪應力。表 2.2 為代入有限元素分析之剪應力鬆弛性質的數據。

表 2.2 MARC L-BAL42 應力鬆弛參數[8]

鬆遲時間(s)	權重(W_i)	剪力常數($W_i * G$)
0.936	0.445	15908.7
0.9396	0.484	17277
8.3305	0.071	2540.1

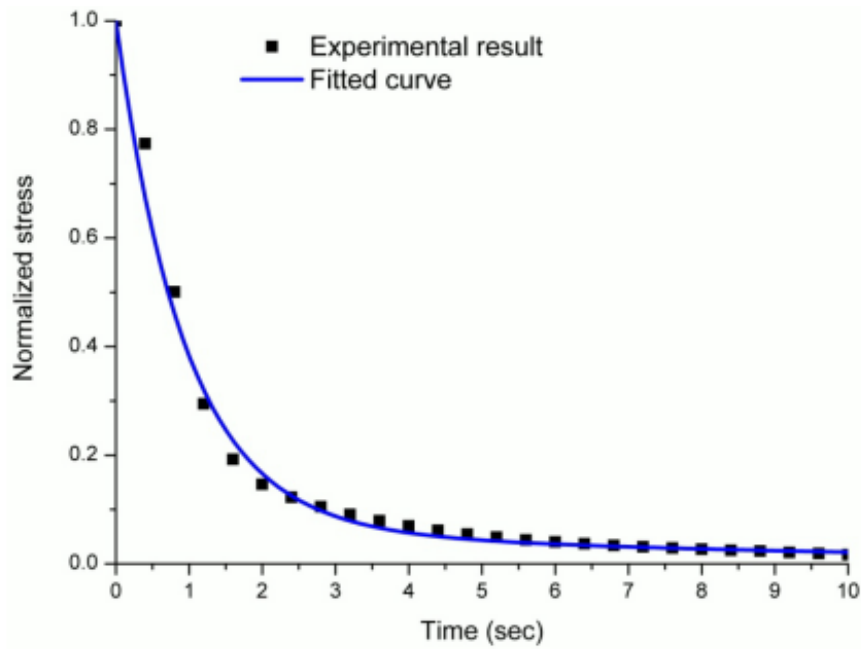


圖 2.11 L-BAL42 玻璃於 556°C(T_g+50°C)之應力鬆弛曲線[8]

2.3.4 結構鬆弛

降溫階段所造成結構鬆弛有兩個主因，一個是能使玻璃分子間距變小，此與時間無關；而另一個為分子的重新排列，此和降溫速率有很大的關係，如圖 2.12，假設降溫速率為 q ，其中 $q_3 > q_2 > q_1$ ，而 q_1 冷卻速率較慢，使分子有足夠時間以最低的能量緊湊排列，導致玻璃體積會有最大的減縮，而玻璃轉換區域的中間點定義為玻璃轉換溫度，因此 q_1 會有最低的玻璃轉換溫度。

文獻中 Tool[30]提到體積和結構鬆弛性質有關，首先將結構鬆弛過程量化的概念表示為虛擬溫度，公式如下：

$$\frac{dT_f}{dt} = \frac{T - T_f}{\tau_p} \quad (2.24)$$

T 為當時溫度， T_f 為虛擬溫度， τ_p 為鬆弛時間，而 Scherer[31] 進一步將 Tool 公式轉換成積分的形式，其中反應方程式 $M_p(T)$ 表示如下：

$$\frac{p(T_2, t) - p(T_2, \infty)}{p(T_2, 0) - p(T_2, \infty)} = M_p(T) = \frac{T_f(t) - T_2}{T_1 - T_2} \quad (2.25)$$

$$M_p(t) = \exp\left[-\left(\frac{t}{\tau_p}\right)^\beta\right] \quad (2.26)$$

當溫度遠高於玻璃轉換溫度時，分子會立即重新排列，但進入進溫階段時，溫度經過玻璃轉換溫度，分子漸無足夠的能量重新排列，使結構鬆弛遲滯緩慢。最後，結構不再鬆弛，故只完成一部分的排列。

如圖 2.13 說明當溫度從 T_1 降溫到 T_2 時，若維持在 T_2 非常久的時間，分子的重新排列能使結構完全鬆弛，但若只有持溫時間 t ，則只能完成這一段的排列，並且得到 $P(T_2, t)$ 的性質，此性質包括體積、焓、折射率等。而結構鬆弛的比例可藉由 Scherer[31] 提出的方程式來表示。藉由相似三角形，便可由虛擬溫度來計算從 T_1 降溫到 T_2 ，經歷了時間 t 之後，原子重新排列還剩多少比例未完成。

不同降溫速率的過程會影響最後的虛擬溫度 T_f 和鬆弛時間 τ_p 。而 Hodge 和 Berens[27] 將 Narayanaswamy[13] 的公式作轉換，並提出量測比熱的計算方法，進而求出結構鬆弛時間 τ_v ，如下表示：

$$C_{p,n} = \frac{dT_f}{dT} = \frac{T_{f,n} - T_{f,n-1}}{T_n - T_{n-1}} \quad (2.27)$$

$$T_{f,n} = T_0 + \sum_{j=1}^n \Delta T_j \left\{ 1 - \left[\exp\left(-\sum_{k=j}^n \Delta T_k / q_k \tau_{0k}\right)^\beta \right] \right\} \quad (2.28)$$

$$\tau_{0k} = A_0 \exp \left[\frac{x\Delta H}{RT_k} + \frac{(1-x)\Delta H}{RT_{f,k-1}} \right] \quad (2.29)$$

其中 $C_{p,n}$ 為正常化後的比熱， q_k 是升溫速率和降溫速率， β 、 A_0 、 x 和 ΔH 為不同材料之結構鬆弛性質的擬合參數。

Scherer[31]、Webb 和 Knoche[32]、Sipp 和 Richet[33]提到體積、焓、折射率等性質皆與結構鬆弛性質相關。而體積鬆弛通常使用膨脹計來量測，但往往需要數小時至數天的時間，且又受制於高溫時玻璃太軟，量測的針頭陷入玻璃導致無法量測。而後 Moyhian 等人 [34][35]和 DeBolt 等人[36]成功的使用熱差式掃描分析儀 (differential scanning calorimetry, DSC) 量測相同升溫速率、不同降溫速率下的比熱變化得到玻璃的結構鬆弛性質。使用 DSC 一次量測的時間約數十分鐘，由此可見，量測結構鬆弛的性質使用 DSC 會比熱膨脹計來得有效率。

蔡[8]使用熱差式掃描分析儀得出在同一升溫速率 10°C/min 及 4 個不同降溫速率下的 dT_f/dT 對溫度之曲線，降溫速率分別是 10、24、60、100°C/min，操作溫度介於 400~600°C間，並利用前述三個公式

(式 2.11 – 式 2.13) 使用 Mathematical 數學分析軟體擬合出 $A_0 = 1.1 \times 10^{-39}$ 、 $x = 0.56$ 、 $\beta = 0.69$ 。另外此部份還需輸入 $\Delta H/R$ ，此值可由 Arrhenius equation (式 2.1) 求出，其中 $\ln \eta$ 除以 $1/T$ 就是 $\Delta H/R$ ，求出此值為 74091.33K。

最後得到鬆弛時間 τ_p 以及結構鬆弛的曲線，並使用三階的廣義 Maxwell 模型擬合。600 °C 為結構鬆弛的參考溫度，因為此溫度下已達平衡狀態 ($C_p = dT_f / dT = 1$)，而表 2.3 為降溫階段的結構鬆弛參數。

本章介紹玻璃的熱膨脹、應力鬆弛與結構鬆弛等性質以及在有限元素分析中各階段所考慮的玻璃材料性質，下一章將說明模造成形製程在模擬中的設定。

表 2.3 L-BAL42 玻璃 Narayanaswamy 模型的結構鬆弛參數[8]

應力鬆弛參考溫度(°C)	556		
結構鬆弛參考溫度(°C)	600		
$\Delta H/R(K)$	74091.3		
非線性參數 (Fraction parameter, x)	0.56		
鬆遲時間(s)	0.0014	0.0059	0.0164
權重(W_g)	0.266	0.286	0.448

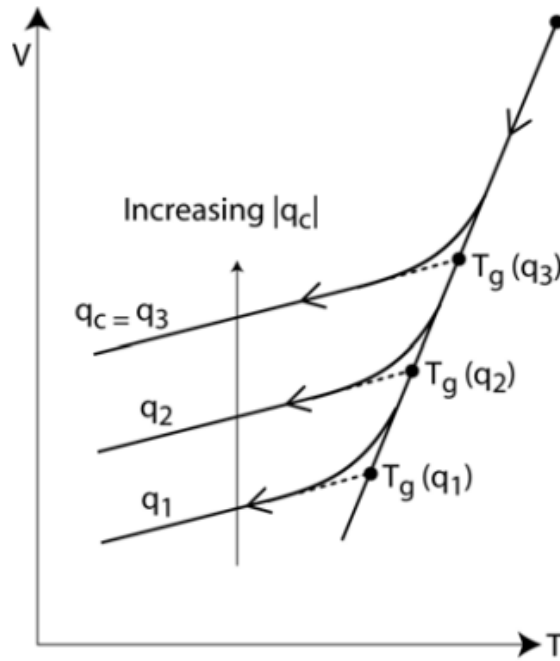


圖 2.12 降溫速率影響體積與溫度關係圖[5]

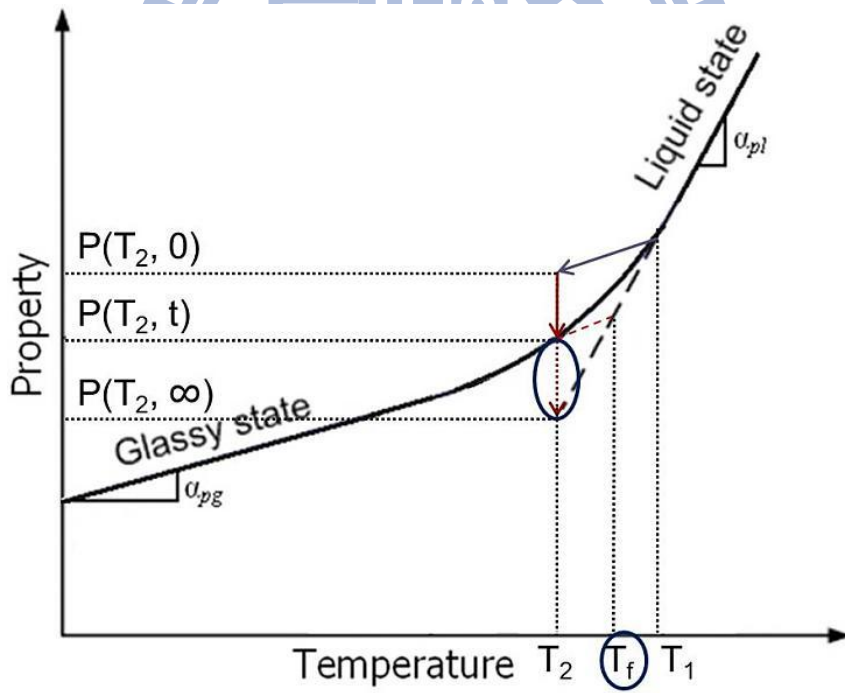


圖 2.13 虛擬溫度概念[8]

第 3 章 玻璃模造成形之有限元素分析

本研究改良蔡[8]的玻璃模造成形之有限元素模型，文獻中模型只包含上下模仁與玻璃，如圖 3.1 所示，在降溫階段設定模仁整體與玻璃的表面為均溫下降，並未考慮物體間熱傳的效應。而本研究採用的改良方法為：增加型板與墊片的模型，並在降溫階段改用熱傳結構耦合分析 (Coupled Analysis, 耦合分析)，考慮各物體的熱傳性質對玻璃形狀的影響，期望能更準確預估玻璃的表面形狀。在本章部分，將先介紹有限元素軟體 MSC.MARC，隨後再說明玻璃模造成形在模擬中的設定。

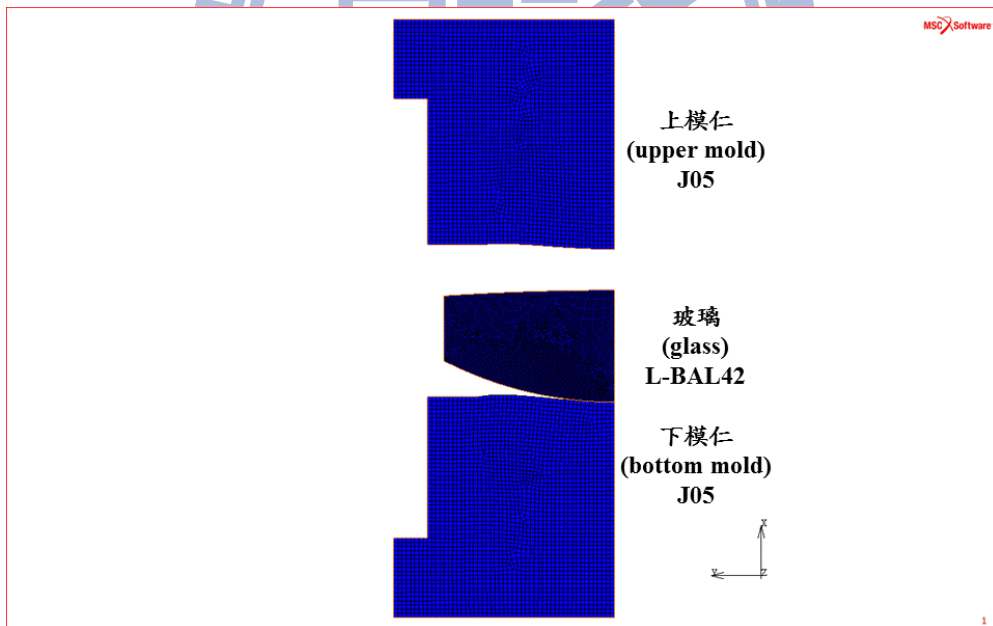


圖 3.1 玻璃模造成形模型[8]

3.1 有限元素分析軟體—MSC.MARC

MSC.MARC 是商用的有限元素分析軟體，其強項於非線性的求

解，具有高數值、高精度穩定性及強大的載入步長自動控制技術（Multi - Criteria），使非線性求解之計算效率大幅提升，適合本研究中模造與降溫階段的分析，如玻璃的彈塑性質、熱偶分析等多維狀況。本研究亦利用 MSC.MARC 二次開發的用戶副程式介面（user subroutine），設定模造階段時玻璃的流動狀況，以及在降溫階段的結果輸出玻璃節點與顯示 Tresca 應力的分佈，根據以上等優點，本研究採用 MSC.MARC 進行有限元素分析。

3.2 基本假設

本研究之有限元素分析有以下幾項假設：

1. 玻璃模造成形視為軸對稱模型，採用 2D 軸對稱元素。
2. 玻璃、模仁、型板與墊片為均質等向性材料。
3. 升溫階段時，設定玻璃與各鄰近構件的接觸表面溫度相同。由於持溫一段時間，最後各構件皆為均溫狀態。
4. 除玻璃與模仁接觸外，由於模仁、型板與墊片的熱膨脹係數幾乎相同（表 3.4），因此設定各接觸表面無界面摩擦。
5. 各階段不考慮各構件間的熱輻射影響。

3.3 玻璃模造成形製程實驗設定

蔡[8]使用 Toshiba GMP-270HV 玻璃模造機台完成 L-BAL42 玻璃

模造成形製程，配置圖如圖 3.2 所示，圖中虛線紅色框框部分為在模擬中所簡化之模型，如圖 3.3 所示。而在實驗製程參數方面的設定如表 3.1 所示。

在升溫階段時，升溫至成形溫度 568 °C 需 222 秒，之後持溫時間 400 秒；接著進入模造階段，設定下模仁以 1kN 向上施力對玻璃熱壓 120 秒，最後進入降溫階段，其中降溫速率是用氮氣的流率來控制，設定 15L/min 時，降溫速率約為 0.3 °C/s，此為熱電偶所量測的降溫曲線。另外在降溫過程中，下模保壓 200N 至 200 °C，以維持玻璃成品的形狀，整個製程時間需 2273 秒，約 38 分鐘，而各個階段的溫度及模造力量與時間的關係如圖 3.4 所示。

表 3.1 玻璃模造成形之製程參數

階段	參數	數值	製程時間(s)
升溫階段	模造溫度	568°C	0~222
	成形溫度持溫時間	400s	222~622(400)
模造階段	模造時間	120s	622~742(120)
	模造力量	1kN	
降溫階段	熱電偶量測之 降溫速率	約 0.3 °C/s	742~2273(1531)

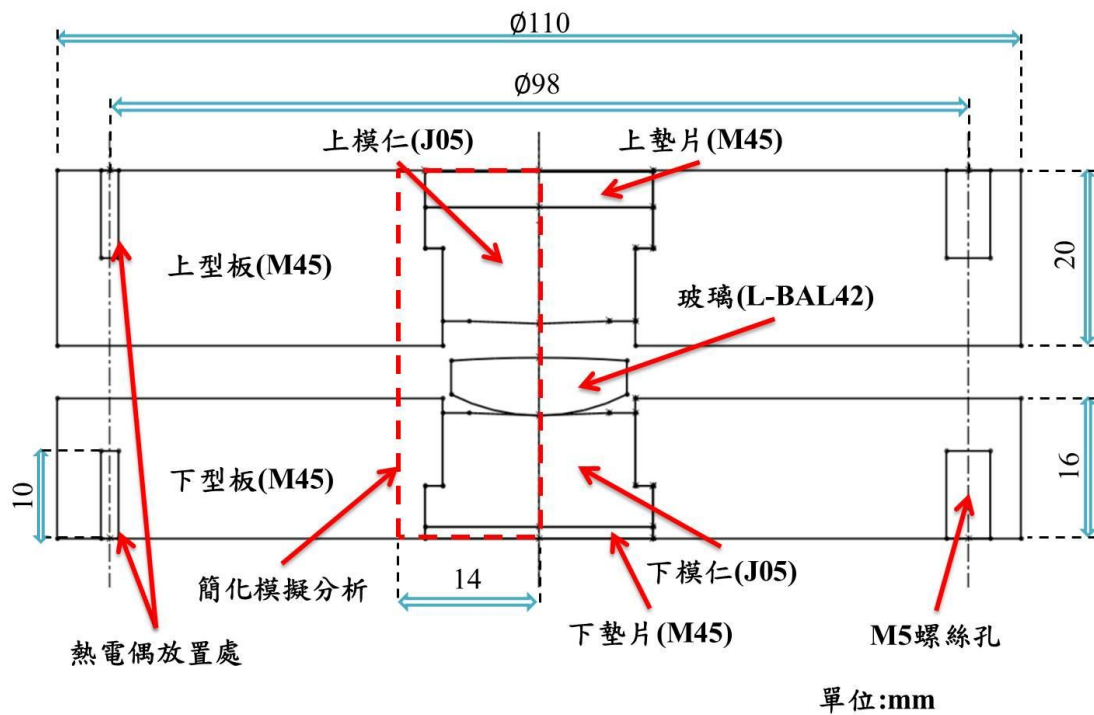


圖 3.2 玻璃模造成形的配置圖

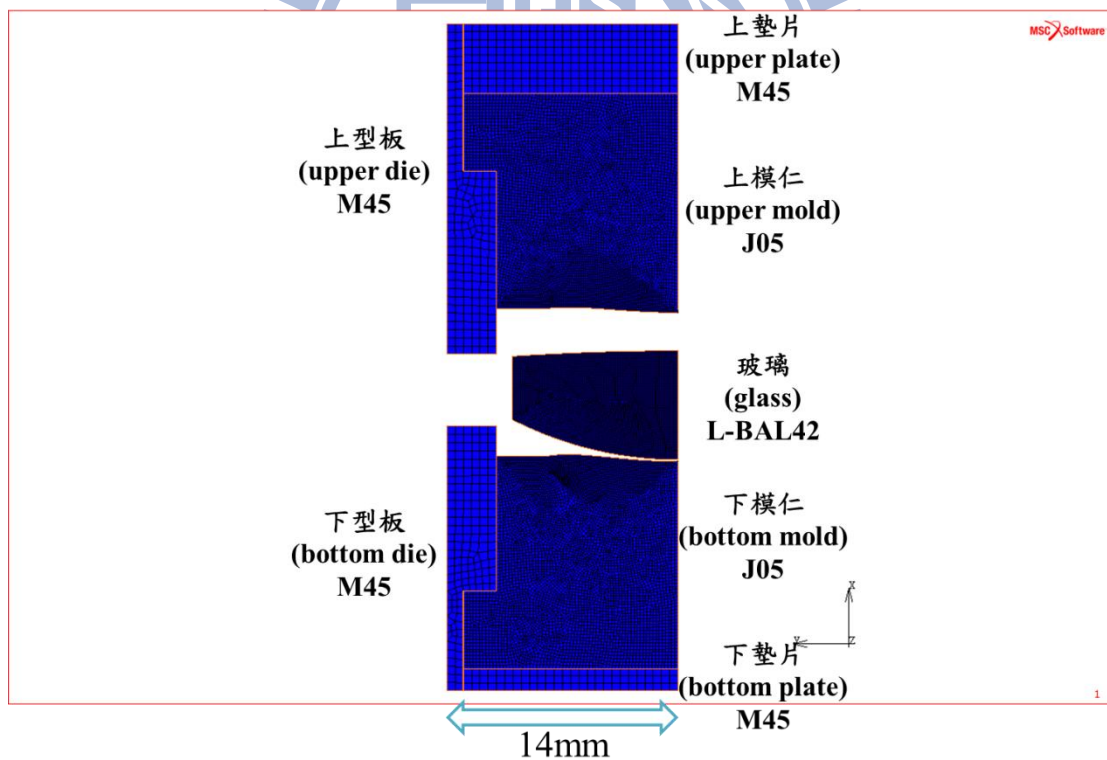


圖 3.3 玻璃模造模擬配置圖

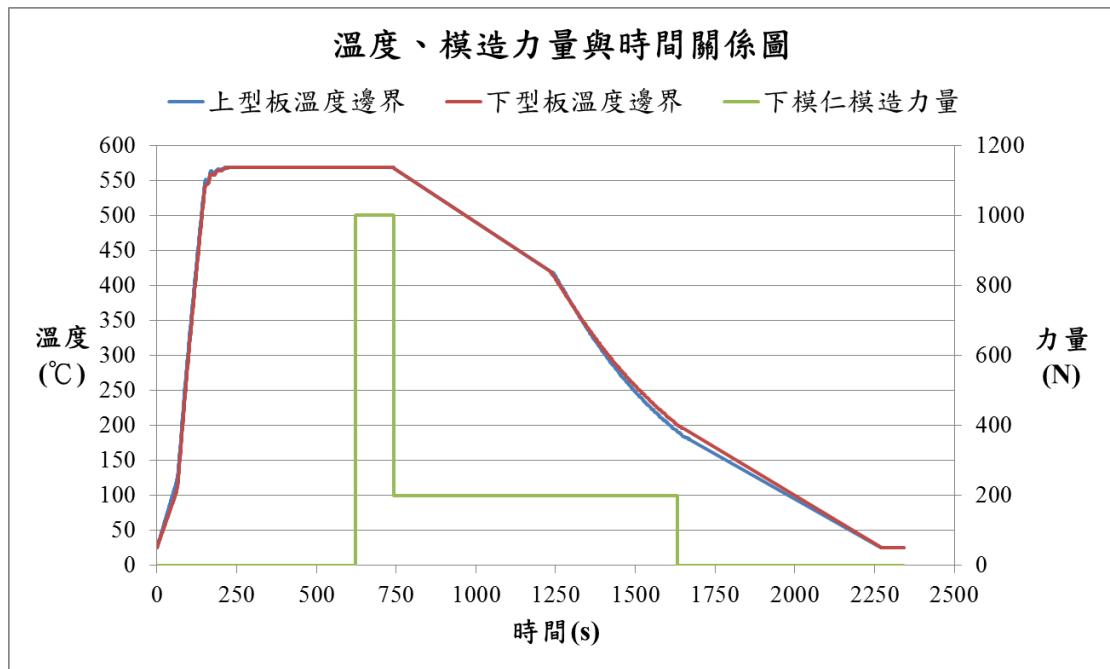


圖 3.4 溫度及模造力量與時間關係圖

3.4 玻璃模造成形製程模擬分析設定

在模擬中，升溫階段的改良採用耦合分析，之後利用 MSC.MARC 的 Rezone Mesh 功能，將膨脹後的形狀紀錄下來輸入至模造階段，此階段採結構分析，再以相同 Rezone Mesh 功能將模型輸入至降溫階段，此階段分為耦合分析與結構分析，原因如下：

因玻璃結構鬆弛的 Narayanaswamy 模型，必須先有溫度分佈結果，而原模型[8]的熱傳分析只能對單一物體模擬分析溫度分佈的情況，並不能分析各物體接觸的熱傳情況，因此本研究在降溫階段先使用耦合分析得到各物體的溫度分佈，之後進入結構分析輸入耦合分析溫度分佈的結果，最後得出模擬結果的玻璃形狀，模擬分析設定過程如圖 3.5 所示。

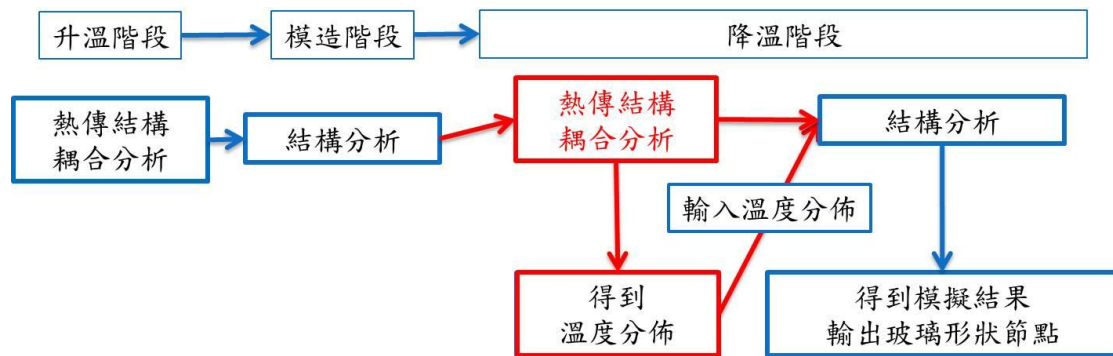


圖 3.5 玻璃模造成形的模擬分析設定過程

3.5 幾何模型設定

在模擬中，構成玻璃模造的幾何模型包括玻璃、模仁、型板、墊片，模仁與型板設計圖如附錄 B 所示，L-BAL42 玻璃預形體的形狀如圖 3.6，而圖 3.7 與圖 3.8 為上下墊片的尺寸。本研究上下模仁為非球面的形狀，其方程式如下：

$$z(r) = \frac{x^2}{R + \sqrt{R^2 - (1 + K)x^2}} + A_4r^4 + A_6r^6 + A_8r^8 + A_{10}r^{10} \quad (3.1)$$

其中 R 為曲率半徑， K 為圓錐常數， z 為軸方向（高度）， x 為徑方向（離心距）， A_4 、 A_6 、 A_8 、 A_{10} 為非球面係數，表 3.2 為上下模仁的各個非球面係數，圖 3.9 為上下模仁的表面形狀。

表 3.2 原設計模仁形狀的非球面公式參數

參數	上模仁(J05)	下模仁(J05)
R	36.20536	29.3627
K	5	-2.35644
A ₄	-1.3695827x10 ⁻⁴	-1.3695824 x10 ⁻⁴
A ₆	-9.0581284x10 ⁻⁷	-9.0581284x10 ⁻⁷
A ₈	-5.2370159x10 ⁻⁹	1.2735685x10 ⁻¹⁰
A ₁₀	-5.5728842x10 ⁻¹²	-2.8993811x10 ⁻¹¹

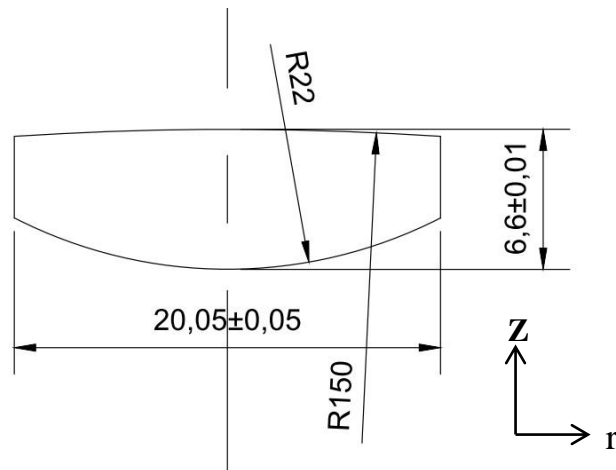


圖 3.6 L-BAL42 玻璃預形體 (單位：mm)

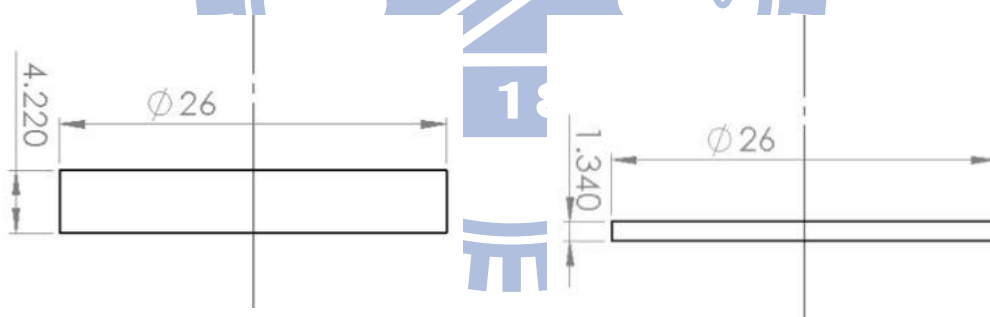


圖 3.7 上墊片 (單位：mm)

圖 3.8 下墊片 (單位：mm)

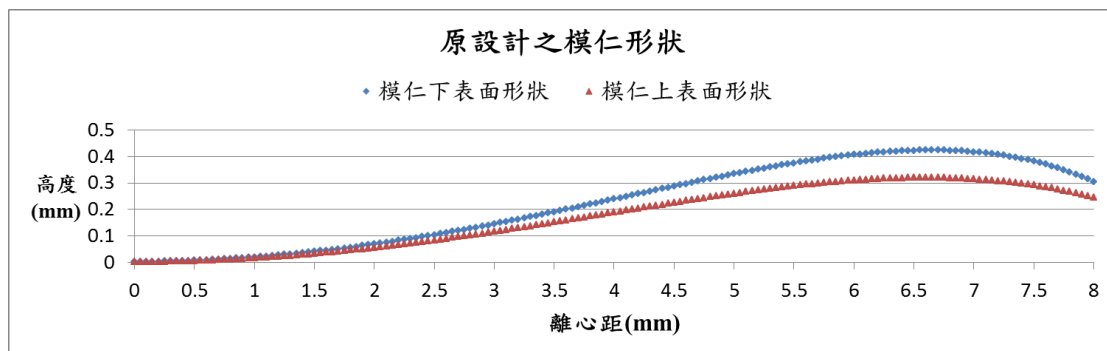


圖 3.9 原設計之模仁形狀

3.6 網格大小設定

在網格大小設定方面，實際加工模仁時，加工機台是輸入非球面公式進行精加工，此設定方式需確定資料點間的間距，一般設定資料點間距為 1~1.5 μm ，但是在模擬中，並無法使用微米尺度的網格，本研究採用網格的收斂性來考量模擬時間與精確度，所採用的網格大小如表 3.3，而網格收斂性的測試結果說明於第六章（節 6.1）。

表 3.3 有限元素模型中各組件之網格大小（單位：mm）

組別	玻璃	面對玻璃之 模仁表面	模仁	型板、墊片
A	0.05	0.05	0.2	0.5
B	0.1	0.1	0.2	0.5
C	0.2	0.2	0.2	0.5

3.7 材料性質與熱傳性質設定

玻璃（L-BAL42）、模仁（J05）、型板與墊片（M45）的材料與熱傳性質如表 3.4 所示，其中 J05 與 M45 型號皆為碳化鎢的硬質合金。在模擬中，升溫與降溫階段皆考慮各物體的材料與熱傳性質，而製造階段為持溫熱壓，不考慮物體的熱傳性質。

表 3.4 玻璃與模仁之材料和熱傳性質

	玻璃 (L-BAL42)	模仁 (J05)	型板與墊片 (M45)
材料 性質	楊氏係數 (GPa)	89.1	500
	浦松比	0.247	0.22
	密度 (g/cm ³)	3.05	14.65
熱傳 性質	熱傳導係數 (W/m°C)	1.028	63
	比熱 (J/kg°C)	622.9	314
	線性熱膨脹係數 (1/°C)	液態: 9.17*10 ⁻⁵ 玻璃態: 9.12*10 ⁻⁶	4.8*10 ⁻⁶

3.8 熱傳條件

本研究設定熱傳導為玻璃、模仁、型板與墊片接觸時的熱交換方式，其公式如下：

$$q_h = h_g(T_1 - T_2) \quad (3.2)$$

q_h 為每單位面積的熱通量，單位為 $\mu\text{W}/\text{mm}^2$ ， h_g 為物體間接觸之熱傳係數，單位為 $\mu\text{W}/\text{mm}^2/\text{K}$ ， T_1 和 T_2 為兩接觸表面節點的溫度，而

Madhusudana[37]提到兩物體有間距時的熱傳係數可定義為：

$$h_g = \frac{\kappa}{d} \quad (3.3)$$

κ 為間距氣體的熱導率 (thermal conductivity)， d 為表面距離，但此公式在距離無限近時，熱傳導率會無限大。因此

Ananthasayanam[5]提出接觸與有間距時的熱傳係數可定義為：

$$h_g = \min\left(\frac{\kappa}{d}, 5000\right) \mu\text{W}/\text{mm}^2/\text{K} \quad (3.4)$$

取 $h_g = 5000\mu\text{W}/\text{mm}^2/\text{K}$ 或 $h_g = \kappa/d$ 兩者較小值為 h_g ， κ 在本研究中為氮氣，其熱傳導率在常溫下為 $26\mu\text{W}/\text{mm}/\text{K}$ 。

玻璃與模仁之間的熱傳係數如圖 3.10 所示，圖中橫軸為玻璃與模仁的間隙，縱軸為熱傳係數，藍線為套用 (式 3.4) 所得到的曲線，最大值 h_g 為 $5000\mu\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ ，大於 $5.2\mu\text{m}$ 後依 $h_g = \kappa/d$ 大幅下降至 $200\mu\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ 左右，因此本研究為解決模擬設定上的困難，以線性的方法，以 $5.2\mu\text{m}$ 為臨界點，此值以下設定 h_g 為 $5000\mu\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ ，此值以上 h_g 為 $200\mu\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ 。另外在其他物體的各個接觸面均無間隙，皆設定 h_g 為 $5000\mu\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ 。

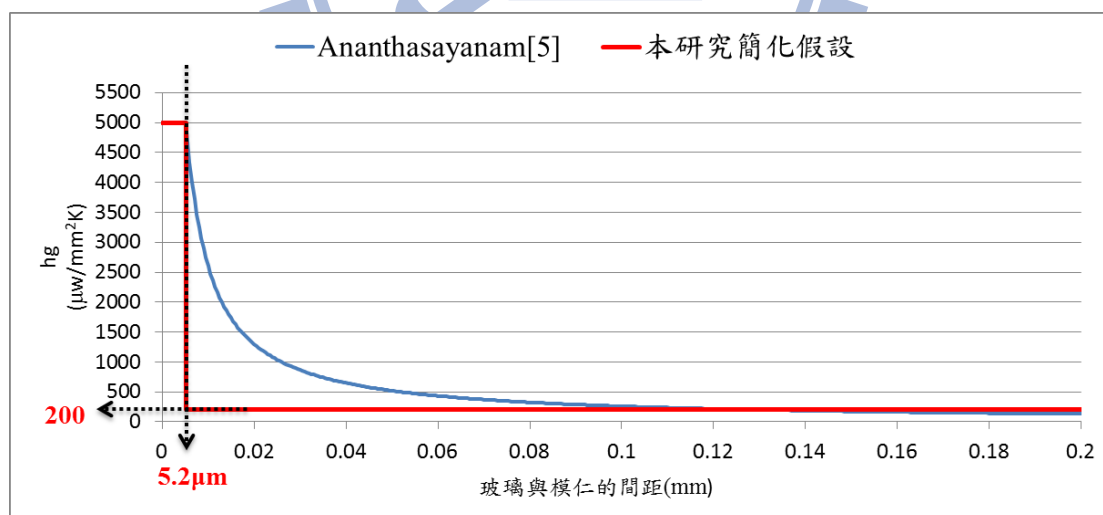


圖 3.10 Ananthasayanam[5]與本研究簡化之熱傳係數

3.9 邊界條件

邊界條件依製程分為三個階段：升溫、模造與降溫階段。

在升溫階段，型板與墊片的外側設定為升溫邊界，墊片固定 x 軸位移，且玻璃不與下模仁接觸，以保持玻璃膨脹後的形狀。

在模造階段，上墊片與上型板上側固定 x 與 y 軸位移，下方設定一剛體接觸下型板與下墊片，對玻璃進行熱壓。

在降溫階段的耦合分析中，型板的外側設定為降溫邊界，剛體接觸下型板與下墊片並保壓至 200 °C，而上方則固定上型板與上墊片外側的 x 軸位移。

在降溫階段的結構分析中，除溫度邊界條件是讀取上述耦合分析的溫度結果，其他設定皆與耦合分析相同。各階段邊界設定圖示說明如圖 3.11、圖 3.12、圖 3.14 與圖 3.14 所示。

本章詳細說明玻璃模造成形在 MSC.MARC 有限元素軟體的設定，包含副程式的功能、基本假設、幾何形狀、材料性質、邊界條件與熱傳條件等。而建立模型時，邊界條件的設定與各階段模型的連接是最繁瑣的部分。在說明模擬的詳細設定後，為了比較模擬與玻璃成品的殘留應力，下一章將先說明光彈實驗如何觀察玻璃的殘留應力。

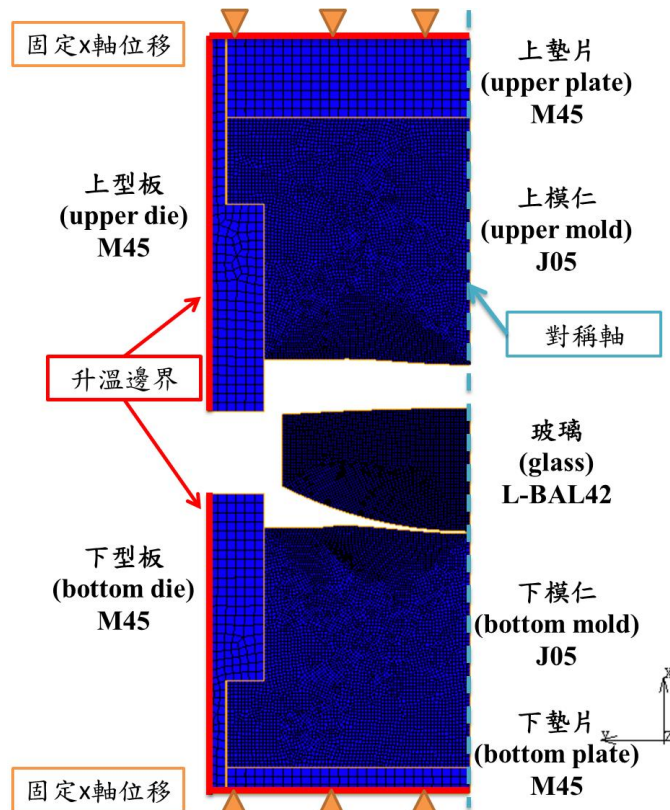


圖 3.11 升溫階段邊界條件

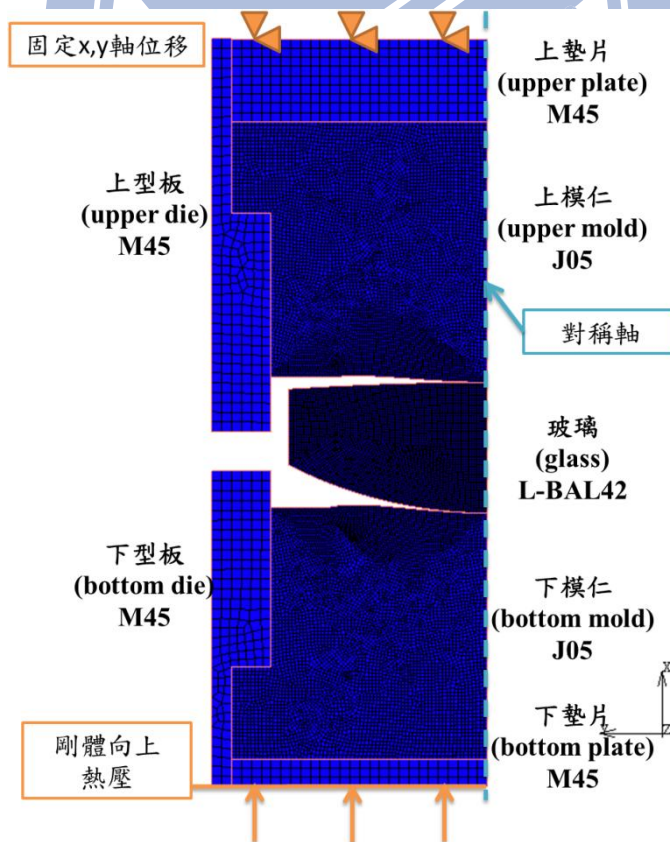


圖 3.12 模造階段邊界條件

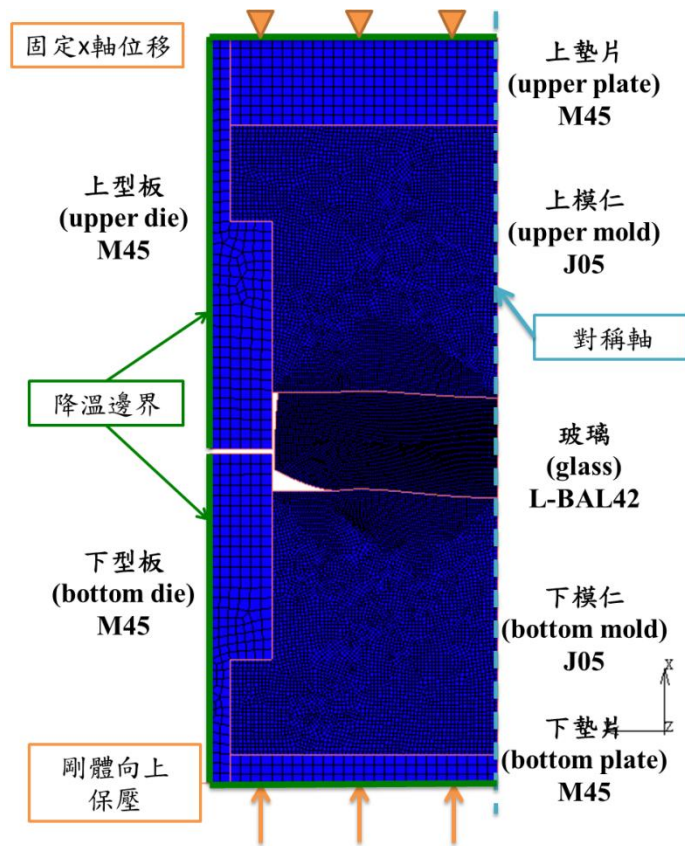


圖 3.13 降溫階段邊界條件 200 °C 以上

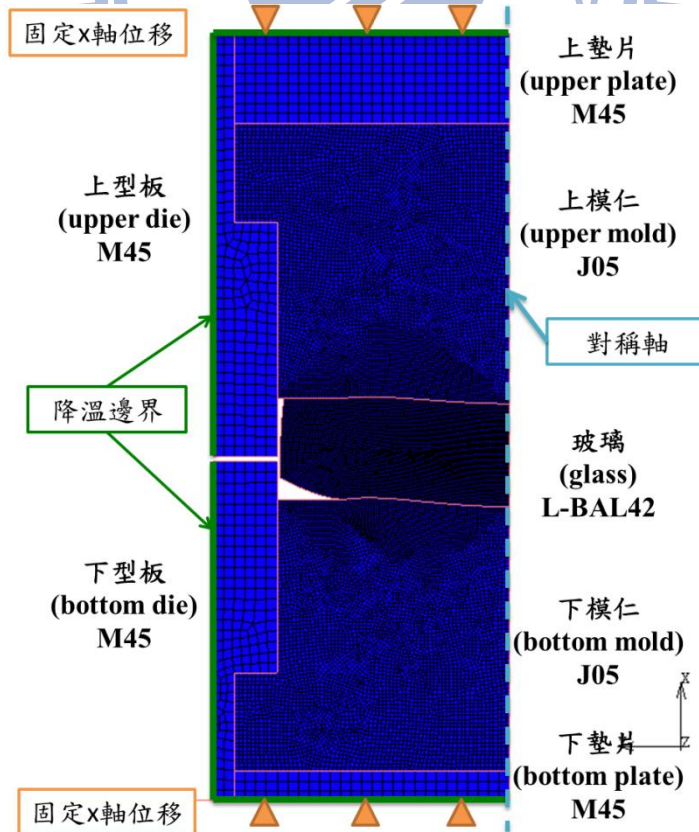


圖 3.14 降溫階段邊界條件 200 °C 以下

第 4 章 光彈實驗應力分析

為了觀察玻璃透鏡的殘留應力，本研究做光彈實驗進行分析，因此本章先針對此實驗的基本原理作初步的解說，之後說明儀器的架設方法與光彈理論的推導。最後得到殘留應力的分佈後，來驗證模擬的結果。

4.1 雙折射

當光通過非等向性材料時，或因受應力作用導致材料內部分子鏈產生方向性的排列，使其在垂直光軸 Z 的 x 方向絕對折射率 n_x 與 y 方向絕對折射率 n_y 會有所不同，稱為雙折射（Birefringence）現象，如本研究玻璃模造成形在降溫時，玻璃內部會留有殘留應力，導致折射率有所改變，形成雙折射的現象進而影響玻璃透鏡的成像品質，折射率定義為：

$$\Delta n = n_x - n_y \quad (4.1)$$

4.2 應力光學定理

Maxwell 在 1853 年提出了應力光學定理[38]，指出當透明體受力時，光折射率的改變和其主應力值呈線性的關係，公式如下：

$$n_1 - n_0 = c_1 \sigma_1 + c_2 (\sigma_2 + \sigma_3) \quad (4.2)$$

$$n_2 - n_0 = c_1\sigma_2 + c_2(\sigma_3 + \sigma_1) \quad (4.3)$$

$$n_3 - n_0 = c_1\sigma_3 + c_2(\sigma_1 + \sigma_2) \quad (4.4)$$

n_0 為材料未受力時的折射率， σ_1 、 σ_2 、 σ_3 為材料三方向的主應力值， c_1 、 c_2 為光應力常數 (Stress-Optic Constant)。應力光學定理可得知應力與折射率間的關係，並用以解決工程上的問題，其中光彈儀為常見的應用。

4.3 光彈理論

光彈理論是經由應力光學定理而來的，若考慮二維平面的應力時，經 (式 4.1) 與 (式 4.2) 可得：

$$n_1 - n_0 = c_1\sigma_1 + c_2\sigma_2 \quad (4.5)$$

$$n_2 - n_0 = c_1\sigma_2 + c_2\sigma_1 \quad (4.6)$$

經 (式 4.1) 與 (式 4.2) 相減可得：

$$n_1 - n_2 = (c_2 - c_1)(\sigma_1 - \sigma_2) = C(\sigma_1 - \sigma_2) \quad (4.7)$$

其中 C 為相對光應力係數 (Relative Stress-Optic Coefficient)， $\sigma_1 - \sigma_2$ 為兩主應力的差。而光通過受力的光彈材料時，光速會改變，而沿著兩主應力方向的折射率可表示為：

$$n_1 = \frac{V_0}{v_1} \quad (4.8)$$

$$n_2 = \frac{V_0}{v_2} \quad (4.9)$$

$$n_1 - n_2 = V_0 \left(\frac{1}{v_1} - \frac{1}{v_2} \right) \quad (4.10)$$

V_0 為光於空氣中的速度。當光通過厚度為 h 的光彈材料，沿材料兩主應力方向產生的時間差 δT ，可進而得到相對相位差 δ ，若已知入射光光源波長 λ ，最後可得到角度相位差 Δ ，各參數可表示如下：

$$\delta T = h \left(\frac{1}{v_1} - \frac{1}{v_2} \right) = \frac{h}{V_0} (n_1 - n_2) \quad (4.11)$$

$$\delta = \delta T * V_0 = \frac{h}{V_0} (n_1 - n_2) * V_0 = hC (\sigma_1 - \sigma_2) \quad (4.12)$$

$$\Delta = 2\pi \frac{\delta}{\lambda} = \frac{2\pi h}{\lambda} (n_1 - n_2) = \frac{2\pi hC}{\lambda} (\sigma_1 - \sigma_2) \quad (4.13)$$

4.4 圓偏極儀

光彈儀常見可分為平面偏極儀及圓偏極儀，本研究採用圓偏極儀，故只對圓偏極儀進行詳細的解說。

平面偏極儀系統依序為起偏器、光彈材料、分析器，而圓偏極儀系統依序由起偏器、第一片四分之一波片、光彈材料、第二片四分之一波片與分析器所組成。其中起偏器和分析器為線偏光片，如圖 4.1 所示。

線偏光片能使來自四面八方輻射狀的光波，轉變為具有方向規則性的平面偏極光，如圖 4.2 所示。而波片是一種雙折射的材料，此材料在不同方向有不同的折射率，慢軸上的 n_1 為波片的最大折射率，快軸上的 n_2 為波片的最小折射率，當光波通過此波片時會產生相位

差 δ_1 和 δ_2 ，分別表示為：

$$\delta_1 = h(n_1 - n) \quad (4.14)$$

$$\delta_2 = h(n_2 - n) \quad (4.15)$$

h 為波片的厚度， n 為空氣的折射率。

而兩光波的相對相位差為 δ ：

$$\delta = \delta_1 - \delta_2 = h(n_1 - n_2) \quad (4.16)$$

而角度相位差 Δ 可表示為：

$$\Delta = \frac{2\pi}{\lambda} \delta = \frac{2\pi h}{\lambda} (n_1 - n_2) \quad (4.17)$$

λ 為光的波長，當 $\Delta = \pi/2 = 90^\circ$ 時， $n_1 - n_2 = \lambda/4h$ ，此波片稱為四分之一波片(Quarter-Wave Plate)。當光波由一平面偏極光入射至四分之一波片後，偏極光的偏極方向與波片的快慢軸各夾 45° 角，入射後產生 $\pi/2$ 的角度相位差，因此射出波片後會變成螺旋狀的圓偏極光，如圖 4.3 所示。

在圓偏極儀的架設中，兩片四分之一波片的快慢軸需互相平行或垂直，而第一片四分之一波片將平面偏極光變為圓偏極光，第二片將圓偏極光變回平面偏極光，因此並不會發生與光彈材料的主應力方向相同的現象而造成雙折射的誤判，因此圓偏極儀為常用的光彈分析方式。而圓偏極儀各種光學元件的不同方式如表 4.1，常見方式為 A 和 B，而本研究採用 A 的方式。

邱[39]提到，圓偏極儀所顯示的資料為光的明暗強度，而根據光學物理的觀點，光強度正比於光波振幅的平方，可表示為：

$$I = k^2 \sin^2 \frac{\Delta}{2} \quad (4.18)$$

I 為光強度， k 為光的最大振幅， Δ 為角度相位差。由（式 4.18）可知，當 k 不變， Δ 可完全控制光彈的明暗影像。若使用單一波長的單色光時，可定義條紋階數 N (Fringe Order)：

$$N = \frac{\Delta}{2\pi} \quad (4.19)$$

所以式(4.13)可另表示：

$$N = \frac{hC(\sigma_1 - \sigma_2)}{\lambda} = \frac{h(n_1 - n_2)}{\lambda} = \frac{\Delta s}{\lambda} \quad (4.20)$$

Δs 為光程差。

但是在本研究中，圓偏極儀所使用的光源為白光，因波長 λ 的不同，通過厚度 h 的受應光彈材料後，會產生不同的光程差，進而顯示不同的彩色條紋。

因此某一波長 λ 生成的顏色代表某一條紋階數 N ，即代表某一雙折射率的大小。當光程差越大時，即雙折射率（ $\Delta n = n_1 - n_2$ ）越大，表示此處的彩色條紋顏色變化相當劇烈，代表此處的應力很大，反之亦然。

根據李[40]一書提到，採用白光的圓偏極儀在有應力之光彈材料上所產生的彩色條紋可依光程差作區分，光程差在 150nm 以下，各單色光強度很低，呈現暗灰色或藍灰色；200~250nm 左右接近各單色光的半波長，光強度增強，呈現灰白色；300~350nm，黃光強度高於紅橙色，呈現黃色；400~450nm，黃綠藍紫光減弱，呈現橙色；500~550nm，紅光最強，紫靛光加強，呈現紫紅色，各光程差範圍的顏色如表 4.2 所示。

另外圖 4.4 為使用白光源的圓偏極儀觀察一受上下壓應力圓盤的彩色條紋分佈，可得知此圓盤應力分佈的狀況，發現由左右兩側經中間內側至上下側，應力值逐漸增大。

表 4.1 圓偏極儀元件的排列方式

	起偏器與分析器	兩片四分之一波片	場域
A	垂直	垂直	暗場
B	垂直	平行	亮場
C	平行	垂直	亮場
D	平行	平行	暗場

表 4.2 光程差顏色表[39]

暗灰色	灰白色	淺黃色	橙色	紫紅色
150nm 以下	200~250nm	300~350nm	400~450nm	500~550nm

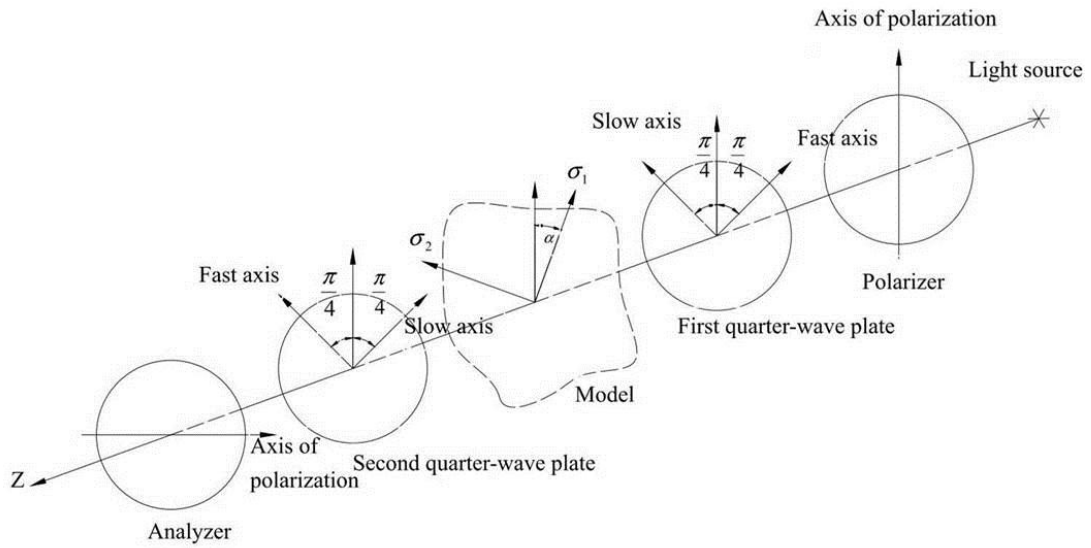


圖 4.1 圓偏極儀[39]

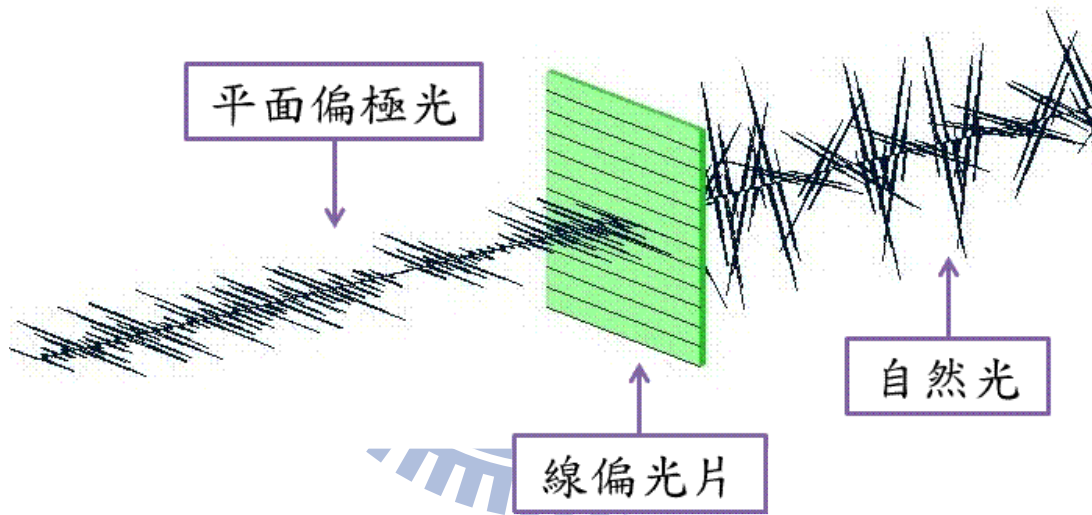


圖 4.2 線偏光片[41]

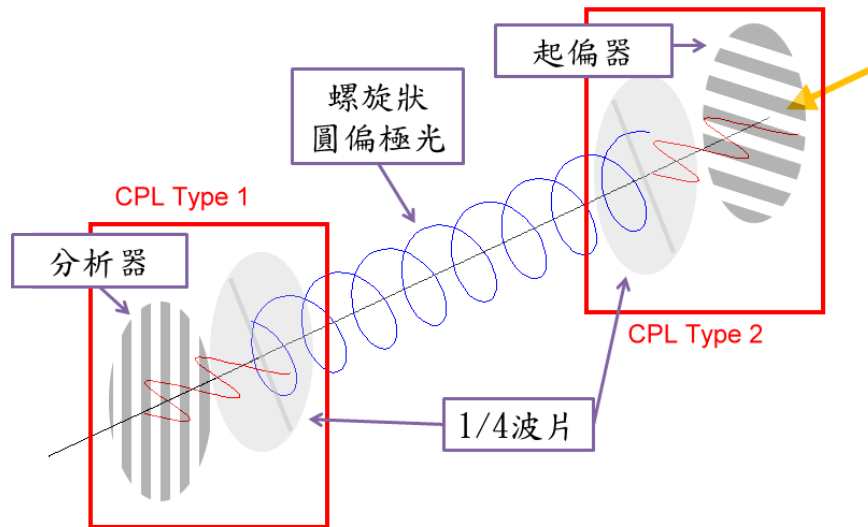


圖 4.3 螺旋狀的圓偏極光[42]

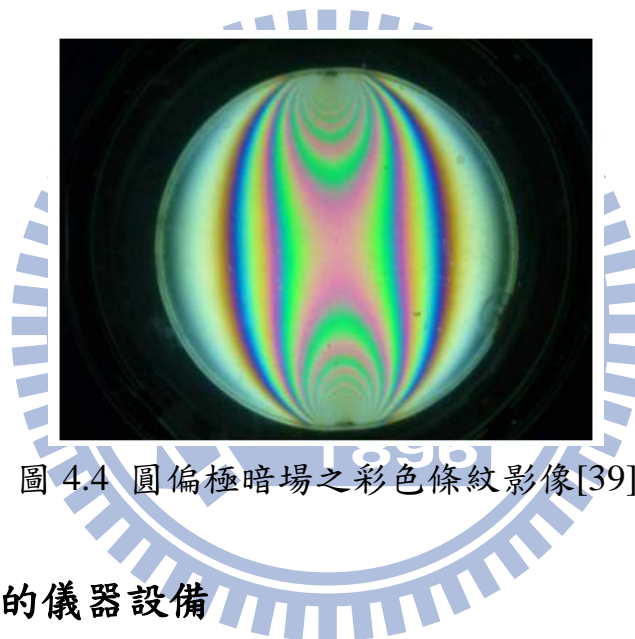


圖 4.4 圓偏極暗場之彩色條紋影像[39]

4.5 圓偏極儀的儀器設備

本研究使用常見的圓偏極儀並採用暗場的方式進行光彈實驗，實驗的情況如圖 4.5 所示，實驗的配置圖如圖 4.6 所示，系統包括 Canon EOS D60 單眼相機、白光背光模組與兩個直徑 77mm 的圓偏振鏡，從上方透過相機來觀察，並記錄各組玻璃透鏡的內部是否留有殘留應力。其中圓偏振鏡各包含一片線偏光片與四分之一波片，線偏光片和波片上皆有箭頭表示偏振方向，如圖 4.7 所示。



圖 4.5 光彈實驗儀器架設圖

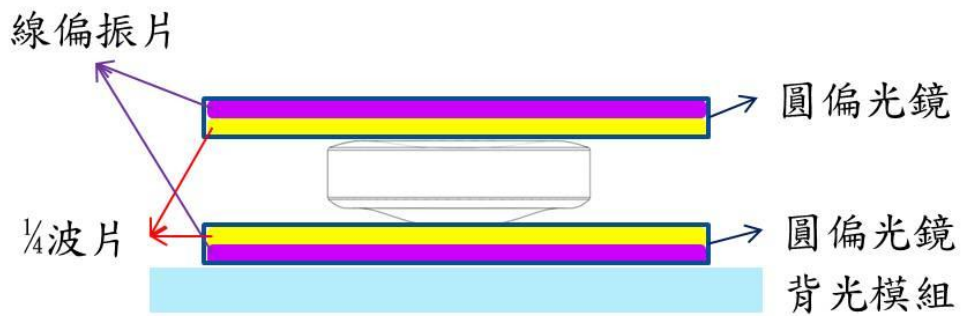


圖 4.6 光彈實驗配置圖



圖 4.7 圓偏振鏡(Circular Polarizer, CPL)

本章透過應力光學定理得知應力與光彈實驗下顏色分佈的關係，

以及介紹圓偏極儀的原理與架構。在了解有限元素分析與光彈實驗分析後，第五章將介紹本研究的最佳化方法。



第 5 章 最佳化分析

文獻中，吳[20]嘗試使用 IMSL Fortran library 裡的最佳化模組將玻璃形狀與原設計非球面之偏差的方均根值作為目標函數，並自動化補償模仁的形狀，使模造後的玻璃符合原設計的非球面形狀。而本研究則使用最佳化軟體 SmartDO 進行最佳化分析，將自動化的補償模仁形狀與自動化的調整製程參數來增進製程效率。

5.1 軟體介紹—SmartDO

SmartDO 是以數值最佳化設計為核心基礎的軟體，整合現有 FEA/CAD/CAE/CFD 技術驗證流程，以智慧型運算法控制設計變數，將整個運算流程變成自動最佳化的設計系統，並可套用於任何軟體上。圖 5.1 為 SmartDO 的設計原理，透過模擬計算來適當的改變初始參數，可以達到較佳的結果並符合需求。而 SmartDO 具備以下優點：

1. 有快速、準確與穩定的求解器。
2. 由 CAE 分析專家所開發測試，真正了解 CAE 問題與重點。
3. 使用標準 Tcl/Tk 二次開發之程式碼，可重複跨平台使用。

綜合以上優點，本研究使用 SmartDO 數值最佳化設計軟體作為最佳化的工具。

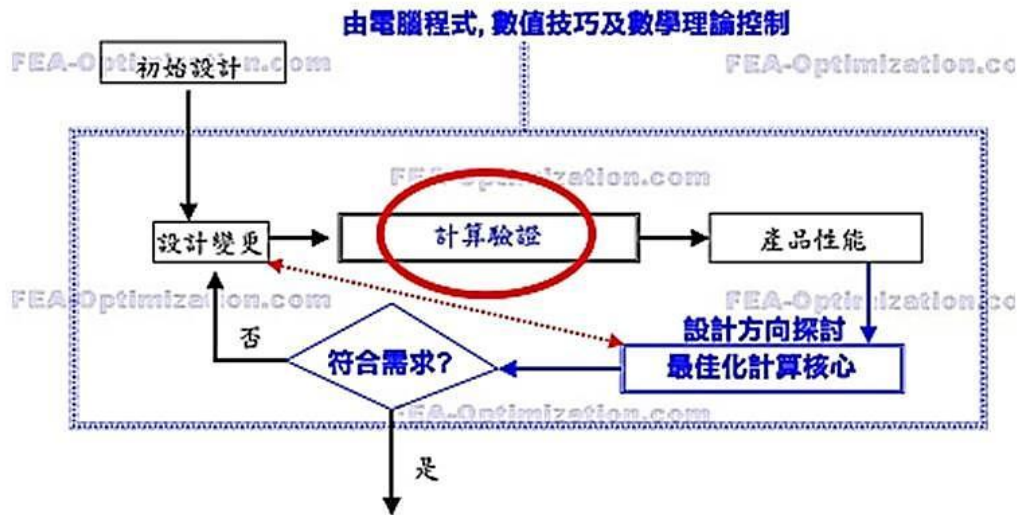


圖 5.1 最佳化設計原理[43]

5.2 流程

在 MSC.MARC 中，任何於圖形介面操作的流程都會被記錄在 mentat.proc 過程檔裡，SmartDO 需透過修改此過程檔來連接 MSC.MARC，另外 SmartDO 還需要目標函數、限制條件與主程式（變數初始與上下界）的三個.tcl 程式檔，最後將此四個檔案放於同一資料夾裡執行有限元素分析並串聯最佳化分析，收斂結束後須開啟 MSC.MARC 確認最佳化的正確性。圖 5.2 為 MSC.MARC 串聯 SmartDO 的流程圖：

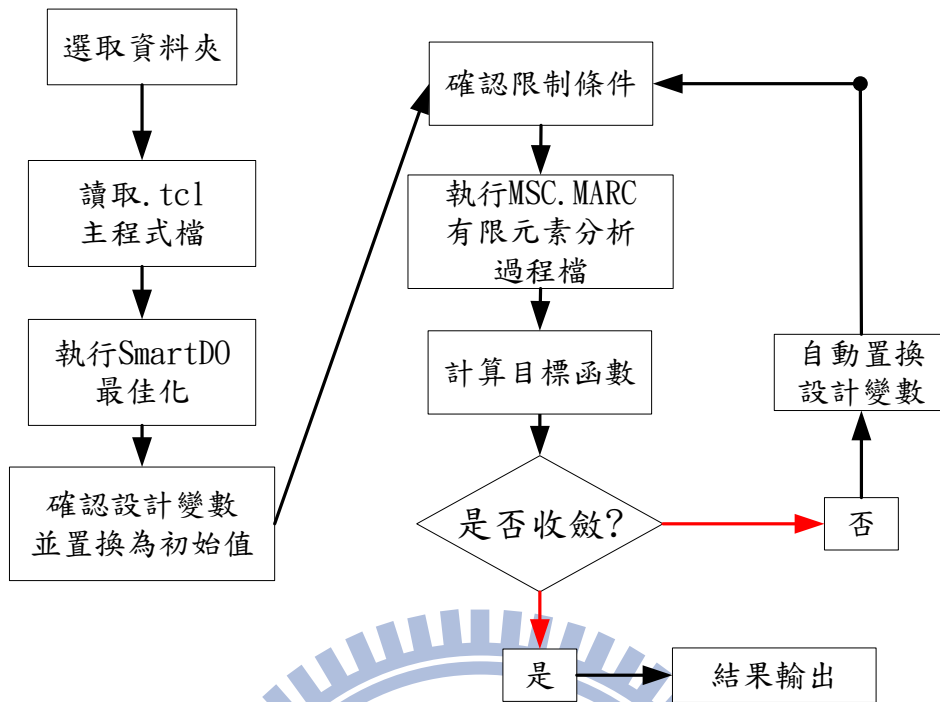


圖 5.2 SmartDO 串聯 MSC.MARC 流程圖

5.3 應用

本研究將最佳化分析應用於模仁形狀的補償與減少玻璃的殘留應力兩個部分。

在模仁形狀的補償方面，目標函數為玻璃形狀上的每個節點與原設計之高度相加的總偏差除以節點數，限制條件為每個節點的偏差小於 $1\mu\text{m}$ ，而本研究設定變數的方法有兩種：

1. 非球面有效徑為 7.5mm ，設定模仁形狀上的節點每間距 0.5mm 為一個設計變數，因此上下模仁形狀上的節點共為 30 個。
2. 設定非球面公式（式 3.1）的參數為設計變數，包含 $(K、R、A_4、A_6、A_8、A_{10})$ 共 6 個設計變數。

在增進玻璃模造的製程效率方面，作光彈實驗觀察顯著影響殘留應力的製程參數設為設計變數，再找出何種製程下，玻璃呈現無顏色的分佈（無雙折射現象），並透過模擬得知此製程參數下的最大殘留應力設為限制條件。而目標函數為降溫時間。前述兩個部分的最佳化結果將於後續第六章節 6.2 與節 6.4 詳細說明。



第 6 章 結果與討論

6.1 玻璃形狀的模擬分析與實驗結果

在模擬方面，本研究先進行了網格收斂性的測試，網格大小的劃分方式如表 3.3 所示，其對玻璃上下表面形狀的影響如圖 6.1 與圖 6.2 所示。可發現玻璃的網格大小 mesh0.2mm (組別 C) 不能夠精確地描述玻璃的形狀，而 mesh0.1mm (組別 B) 與 mesh0.05mm (組別 A) 對原設計的偏差已相當接近，顯示網格大小 mesh0.1mm (組別 B) 已能得到較精確的模擬結果，因此往後的分析皆採用 mesh0.1mm (組別 B) 進行分析。

而實驗方面，使用國研院儀科中心的 3D 輪廓儀 (Panasonic, UA3P-4) 量測蔡[8]實驗的玻璃成品表面形狀，進行 x 與 y 方向的量測，如圖 6.3 所示。其中原設計的非球面玻璃上下表面形狀如圖 6.4，量測的結果如圖 6.5 與圖 6.6 所示，x 與 y 方向的量測值與原設計的偏差如圖中的藍色與紫色線，發現兩方向的形狀具一致性，表示玻璃為均勻的熱壓。另外得知玻璃的形狀與原設計的偏差在上玻璃表面從離心距 5.5mm 處至最外側 7.5mm 處，偏差增至 $-4\mu\text{m}$ ，下玻璃表面則從 5.2mm 至 7.5mm 處，偏差增至 $-3\mu\text{m}$ ，造成此偏差主要原因為模仁和玻璃的熱膨脹係數不同，導致模仁在模造溫度熱壓玻璃時的形狀已不是原非球面，且玻璃在降溫時又受熱膨脹、應力鬆弛、結構鬆弛

等性質影響，造成形狀有所變化。

而玻璃表面形狀之模擬與量測結果與原設計的偏差如圖 6.7 與圖 6.8 所示，發現模擬之玻璃上下表面形狀，包括玻璃外側的形狀皆與實驗結果相當吻合，兩者形狀最大的誤差在下玻璃表面從離心距 3mm 至 5.5mm 處，只有大約 $0.2\mu\text{m}$ 的誤差，在上玻璃表面模擬與實驗結果 x 方向的形狀幾乎完全相同，確認此模型更能準確預估玻璃的表面形狀，驗證此模型的可信度。

主要原因為玻璃在降溫過程中，形狀易受溫度的影響，而原模型在降溫階段時，將量測到的降溫曲線設定於玻璃的表面，將內外側的表面視為均溫的下降，形狀如圖 6.9 與圖 6.10 所示，模擬中上表面外側的形狀與實驗結果相比，離心距從 5.5mm 後開始逐漸增至 $3\mu\text{m}$ 的誤差，而下表面則從離心距 6.5mm 後開始增大至 $3\mu\text{m}$ 的誤差。而本研究將量測到的降溫曲線設定在型板與墊片的外側並加入了熱傳的效應進行分析，結果顯示，在玻璃的上下表面形狀的精度皆已與實驗結果非常的吻合。

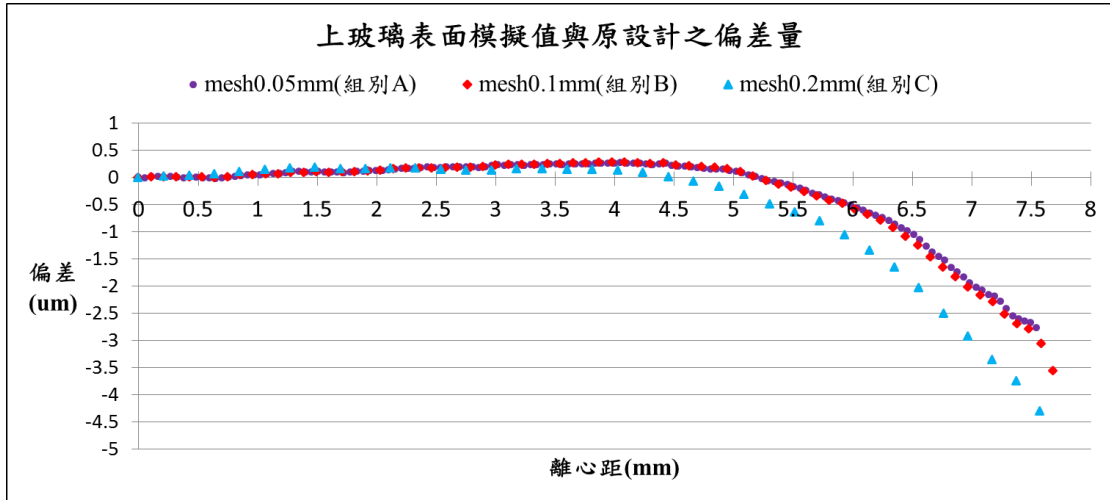


圖 6.1 上玻璃表面之網格大小的影響

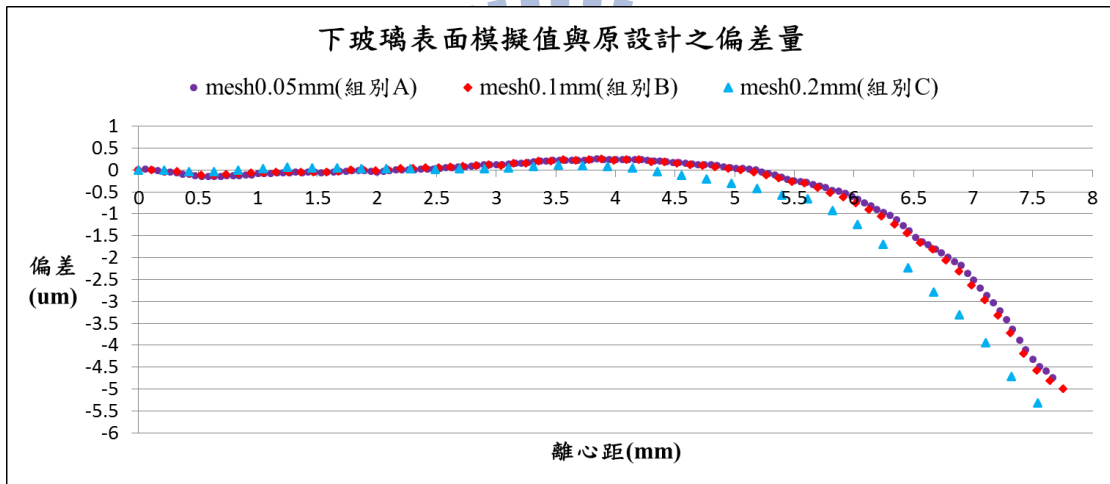


圖 6.2 下玻璃表面之網格大小之影響

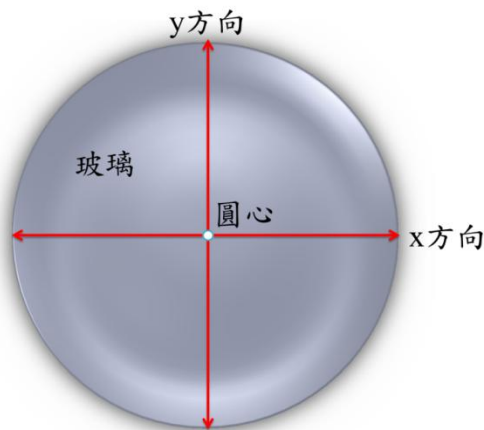


圖 6.3 玻璃量測示意圖

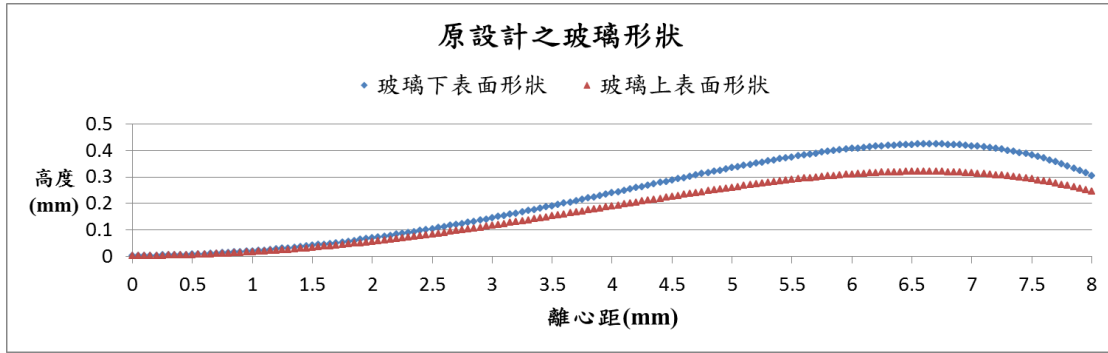


圖 6.4 原設計之玻璃形狀

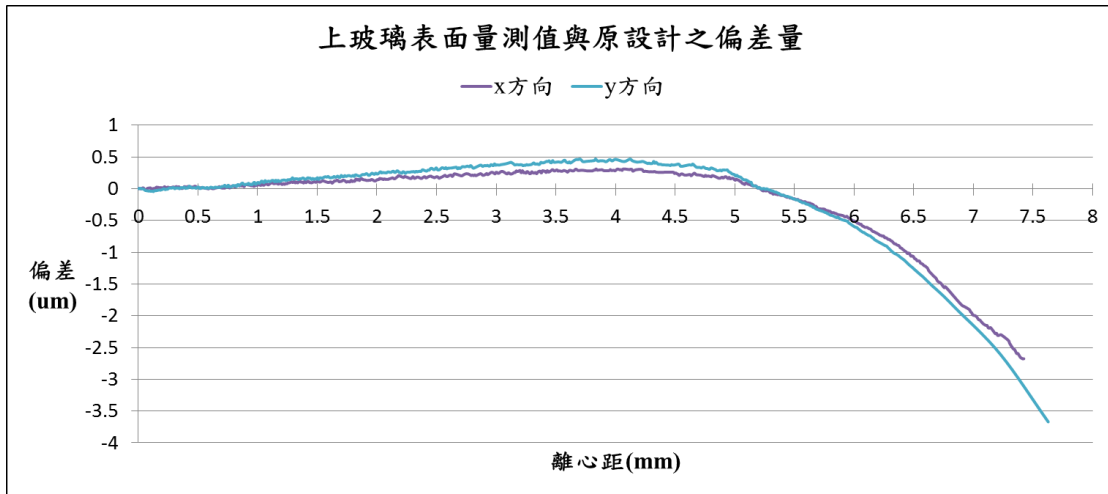


圖 6.5 上玻璃表面量測值與原設計之偏差量

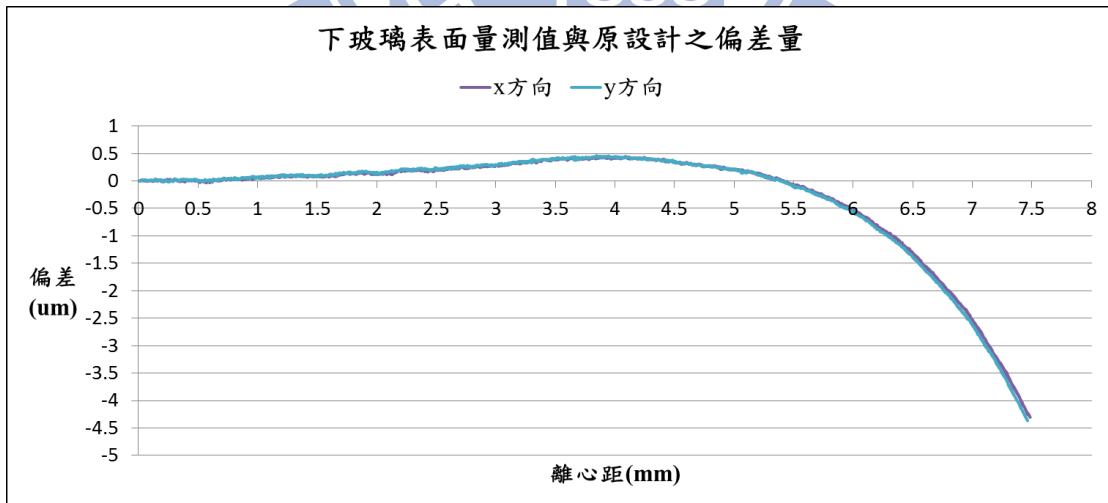


圖 6.6 下玻璃表面量測值與原設計之偏差量

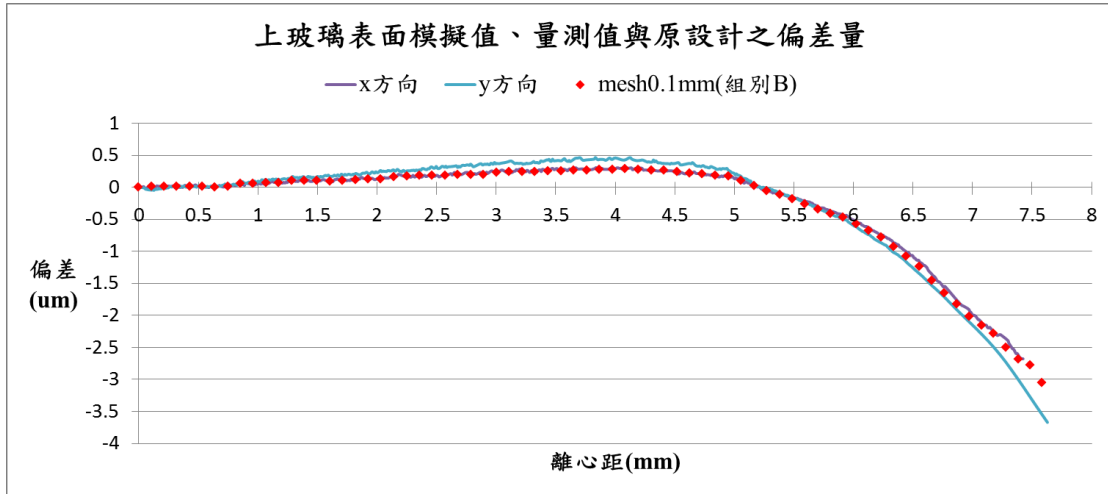


圖 6.7 上玻璃表面模擬值與量測值之比較

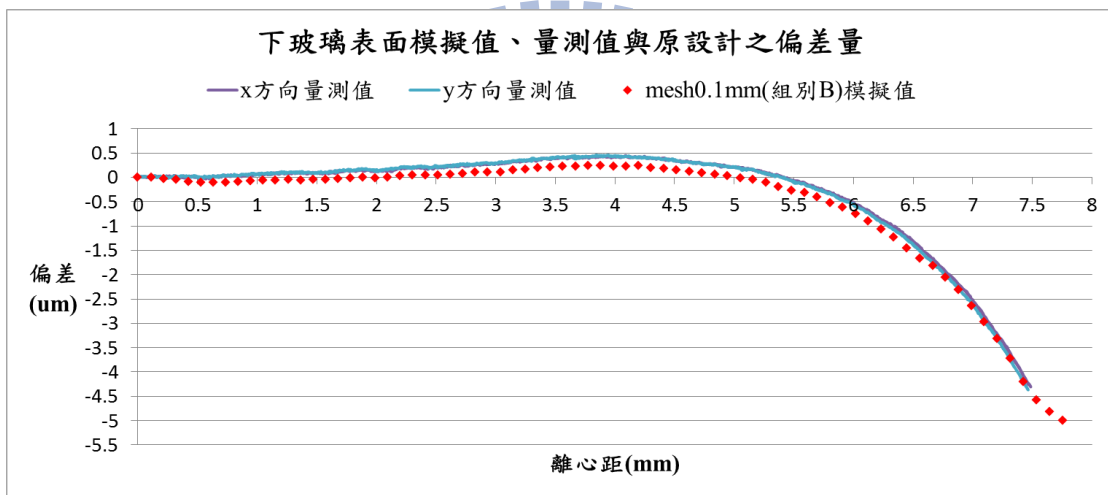


圖 6.8 下玻璃表面模擬值與量測值之比較

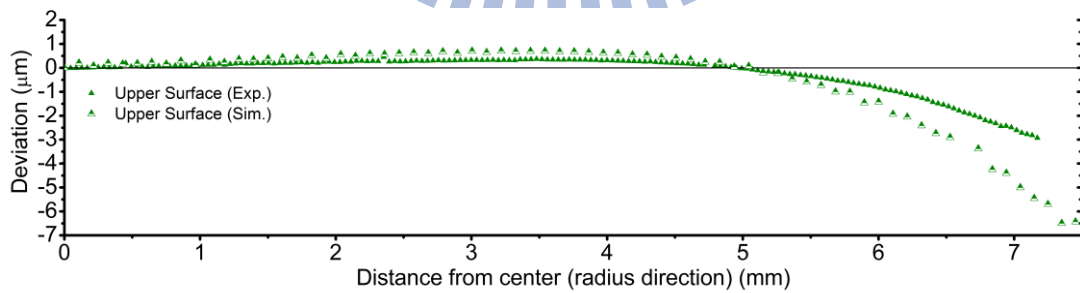


圖 6.9 上玻璃表面形狀與原設計之偏差[8]

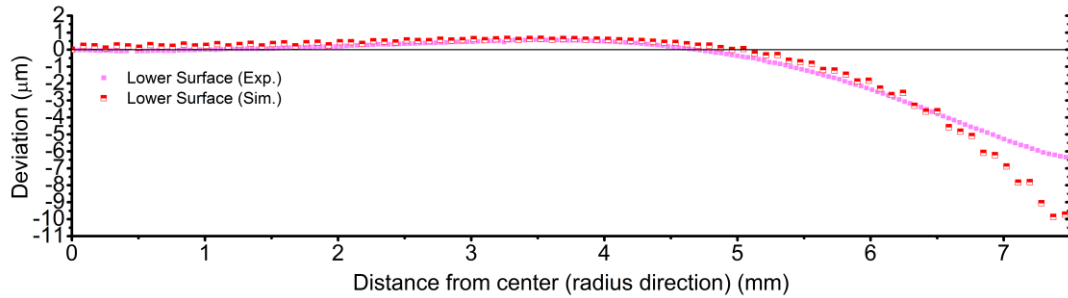


圖 6.10 下玻璃表面形狀與原設計之偏差[8]

6.2 模仁形狀的補償

本研究補償模仁形狀的方法如圖 6.11 與圖 6.12 所示，將前述模擬的玻璃形狀結果與原設計的偏差量補償至模仁，如圖中的藍色線所示，再將補償後的模仁進行模擬分析，所得到玻璃形狀之模擬結果與原設計的偏差如圖中的綠色線，發現上下表面形狀與原設計的最大偏差為 $0.5\mu\text{m}$ ，而形狀精度為 $0.5\mu\text{m}$ ，符合本研究小於 $1\mu\text{m}$ 的要求。由此可說明，在模擬中透過此補償的方法，能使玻璃透鏡符合原設計的形狀。此外，本研究亦嘗試使用最佳化方法自動地補償模仁的形狀，但在最佳化串聯有限元素分析的過程中，發現有以下困難點造成無法收斂：

1. 模仁有效半徑為 7.5mm ，假如設定每 0.5mm 為一個變數，需要 15 個變數，上下模仁需同時最佳化，此時變數已達到 30 個，變數已過多。更何況 0.5mm 間距的曲線並無法完整的描述本研究的非球面形狀。

2. 若以非球面公式的係數為設計變數，共需 6 個 (K 、 R 、 A_4 、 A_6 、 A_8 、 A_{10})，所以上下模仁共需 12 個，相對第 1 項已減少許多，但是變數 A_4 、 A_6 、 A_8 、 A_{10} 為高次項的係數，變動極為敏感，分析過程非常不易收斂。

因此利用最佳化串聯有限元素分析的方法，目前還無法有效地應用於模仁形狀的補償方面。

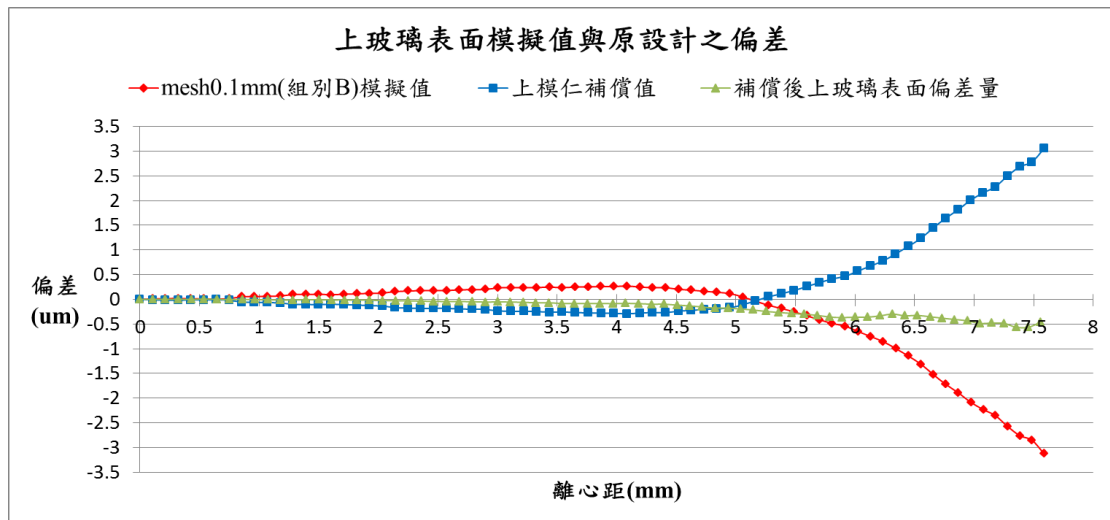


圖 6.11 上模仁補償後的玻璃形狀與原設計的偏差

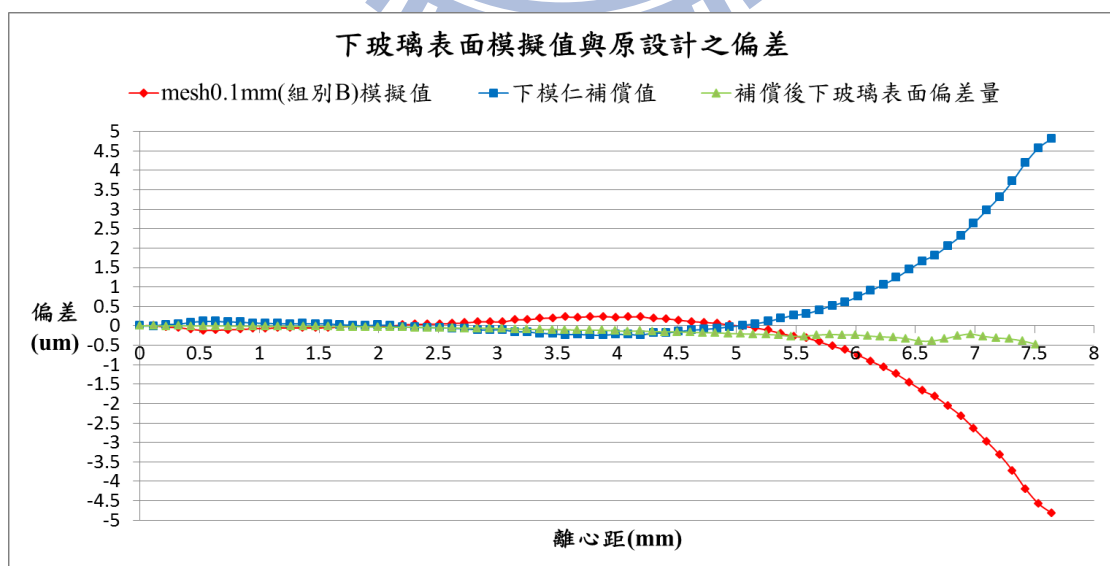


圖 6.12 下模仁補償後的玻璃形狀與原設計的偏差

6.3 模擬分析與光彈實驗結果之殘留應力探討

為了得知玻璃成品是否有殘留應力的存在，本研究首先進行模擬分析，之後進行光彈實驗與模擬驗證。

在模擬部分，為了觀察降溫速率與模造溫度對殘留應力的影響，選用三組實驗之不同的製程參數進行分析如表 6.1 所示，其中降溫曲線如圖 6.13 說明各組降溫時的製程差異。另外因本研究使用軸對稱的模型，只能顯示玻璃剖面的應力分佈狀況，其中最大的主應力差如表 6.2 所示，而主應力差的分佈如圖 6.14、圖 6.15、圖 6.16 所示，可發現組別 2 在外側的部分殘留較大的主應力差，但在內側部分，只有上下表面有較大的主應力差外，內部皆小於 1Mpa。而組別 3 與組別 1 的比較，從模擬結果得知組別 3 在玻璃外側的主應力差與在厚度方面皆略大於組別 1，因此組別 3 在外側的主應力差大於組別 1。

而玻璃外側的殘留應力大於中間內部，原因為內外不均勻的冷卻造成分子鏈不均勻的收縮，而外側的冷卻較快，使分子鏈間的應力無法完全的釋放。

在光彈實驗的部分，分析結果為顏色的分佈，當顏色變化越劇烈表示該處的主應力差變化很大，而當無主應力差或殘留的主應力差不足以顏色呈現出來時，則該處顏色則會以黑色呈現。

而光彈實驗結果各組所觀察到的顏色分佈如圖 6.17、圖 6.18 與

圖 6.19 所示，組別 1（降溫慢）呈現黑色，組別 2（降溫快）外側有明顯的暗灰色，而組別 3（模造溫度低）在外側的部分只有些微暗灰色。

實驗與模擬結果比較，驗證組別 3 因厚度較厚且主應力差較大造成光程差略大於組別 1，所以外側呈現些微的暗灰色，而組別 1 則呈現黑色，另外組別 2 在這三組當中，外側的顏色是最明顯的，驗證模擬中外側的主應力差皆大於其他兩組。

而主應力差影響玻璃主應力方向的折射率差可由（式 4.7）可知，其中 L-BAL42 玻璃的相對光應力係數為 $2.24 \times 10^{-12} / \text{Pa}$ [44]， $\sigma_1 - \sigma_2$ 代入各組別的最大主應力差，得到該點的折射率差 $n_1 - n_2$ 如表 6.3 所示，雖然折射率差皆位於 10^{-5} 下，但光通過透鏡時在組別 2 與 3 的玻璃外側確實形成顯著的光程差。

表 6.1 各組別之製程參數

組別	1	2	3
模造溫度	568°C	568°C	556 °C
成形溫度持溫時間		400s	
模造時間		120s	
模造力量		1kN	
降溫速率	約 0.3 °C/s	約 0.5 °C/s	約 0.3 °C/s

表 6.2 各組別之最大主應力差

組別	1	2	3
最大主應力差			
$\sigma_1 - \sigma_2$ (MPa)	7.713	12.847	10.740
該點折射率差 $n_1 - n_2$	1.728e-5	2.878e-5	2.406e-5

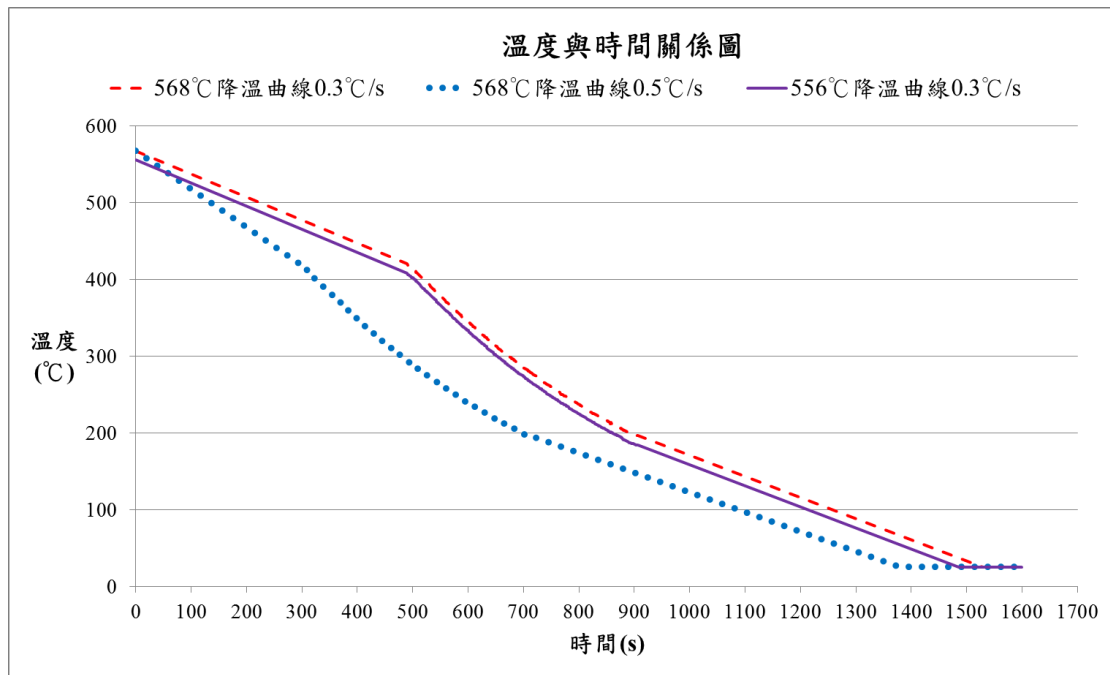


圖 6.13 各組別之溫度與時間關係圖

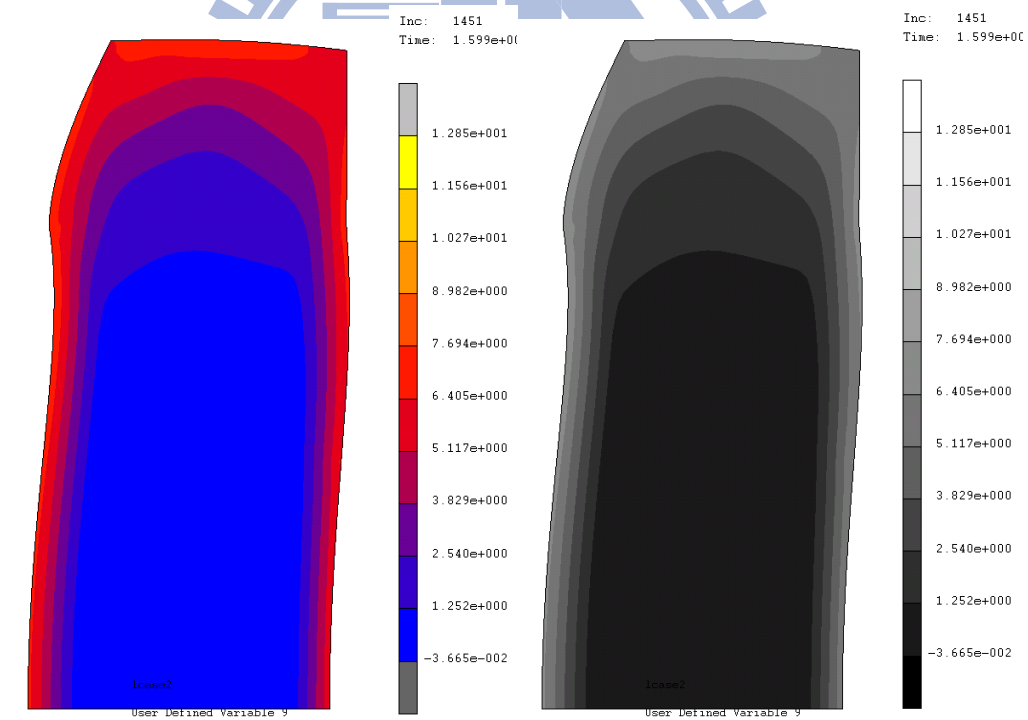


圖 6.14 組別 1 殘留的主應力差分佈 (MPa)

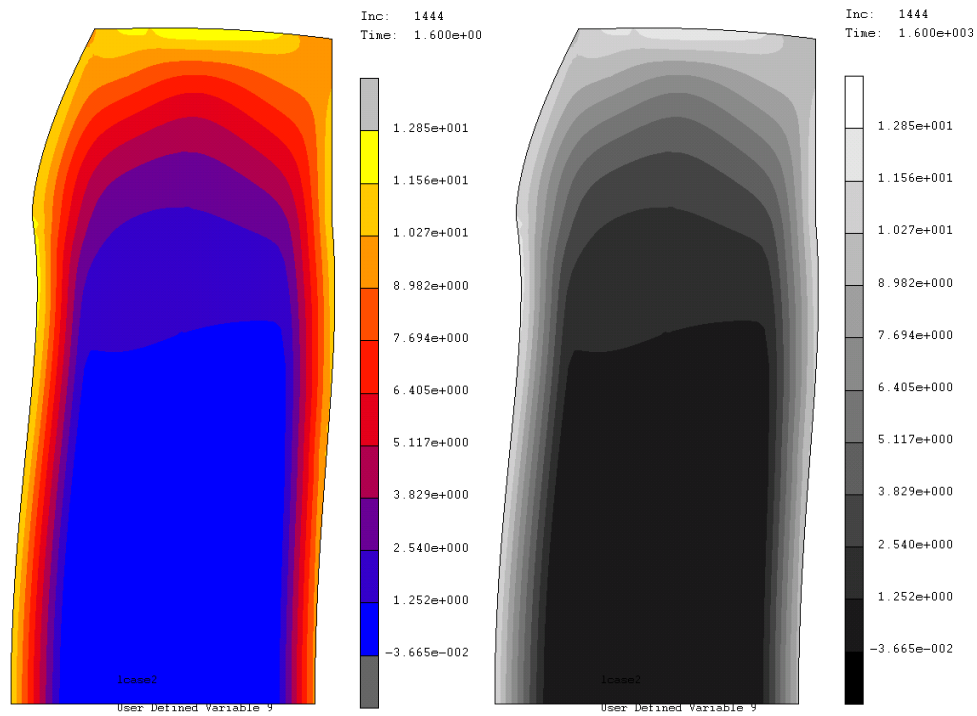


圖 6.15 組別 2 殘留的主應力差分佈 (MPa)

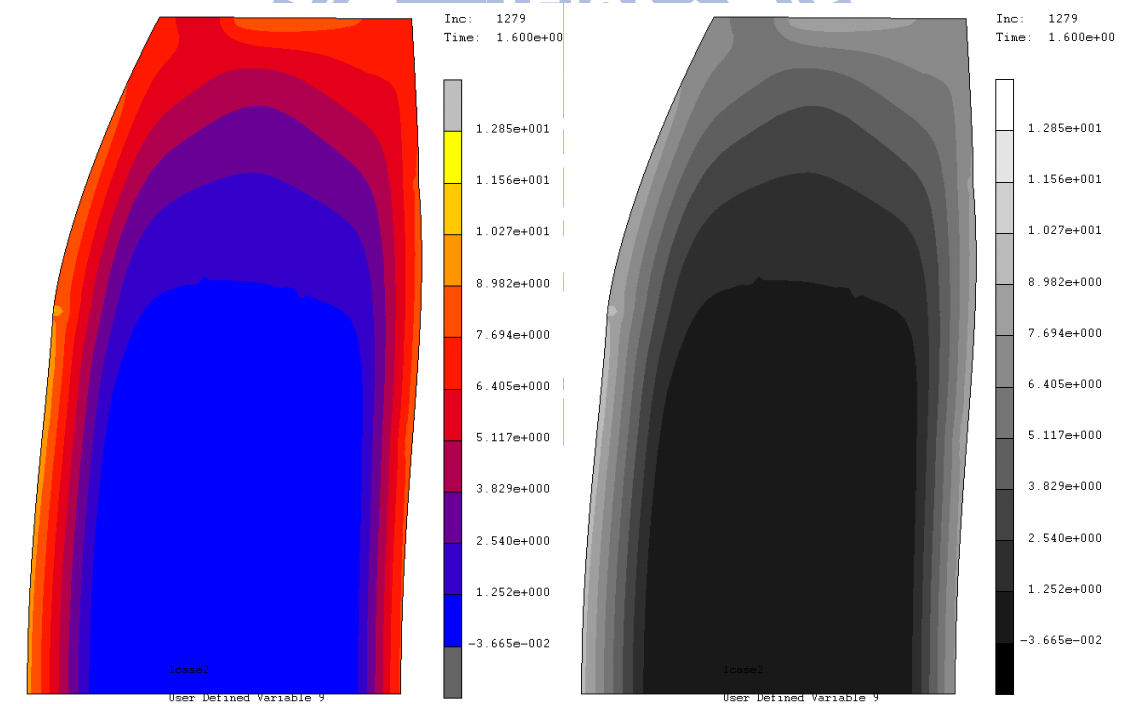


圖 6.16 組別 3 殘留的主應力差分佈 (MPa)



圖 6.17 模造溫度 568°C、降溫曲線 0.3°C/s (組別 1)



圖 6.18 模造溫度 568°C、降溫曲線 0.5°C/s (組別 2)

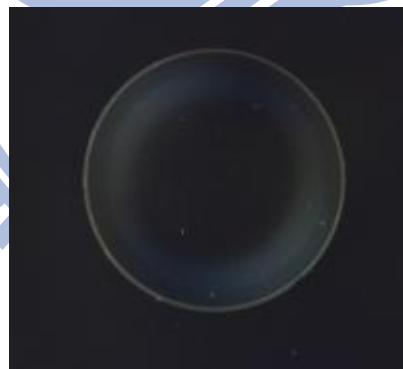


圖 6.19 模造溫度 556°C、降溫曲線 0.3°C/s (組別 3)

6.4 製程效率最佳化

由前一節驗證模擬與實驗結果後，可從三組的製程參數結果得知玻璃模造製程中的降溫速率相較於模造溫度對殘留應力的影響很大，因此本節針對模造溫度 568°C 製程中降溫階段的降溫速率進行製程

參數的探討，最後進行製程效率的最佳化分析。

本研究先設定型板與墊片外側的降溫邊界如表 6.3 與圖 6.20 所示，假設初始降溫速率為 $3^{\circ}\text{C}/\text{s}$ ，如圖中的紅色虛線，而最大主應力差的歷程為紅色曲線。從圖中可以發現溫度約降至玻璃應變點 467°C 時，玻璃內部的最大主應力差快速增加，但超過 467°C 後開始趨於平緩，因此本研究推測由模造溫度 568°C 降至玻璃應變點 467°C 的降溫速率，對玻璃內部的殘留應力有很大的影響。

在最佳化的設定中，由前一節作光彈實驗觀察組別 1 的玻璃成品為無明顯的顏色分佈，其在模擬中最大的主應力差為 7.71MPa ，因此將限制條件設定最大的主應力差小於 7.71MPa ，目標函數設為降溫時間。根據以上說明，最佳化分析的設計變數、限制條件與目標函數的詳細設定如圖 6.21 與表 6.4 所示。

本研究中，最佳化的目標是求出在最大主應力差小於 7.71MPa 的情況下最短的降溫時間。其中最佳化的主應力差分佈如圖 6.22 所示，降溫時間的收斂過程如圖 6.23 所示，發現製程時間從 1493 秒大幅降低並收斂至 1305 秒，而最佳化前後的降溫曲線與最大主應力差如圖 6.24 與圖 6.25 所示，得知降溫時間明顯縮短了 188 秒，而雖然最大主應力差有增加，但仍小於限制條件 7.71MPa 。關於設計變數的變化，發現降溫速率從 $0.3^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 提高至 $0.32^{\circ}\text{C}/\text{s}$ ，此結果可以常理的

推測，但降溫速率的轉折點卻從 467°C 變至 508°C，表示增加降溫速率的時間點可以提前，在限制條件下盡可能的縮短降溫時間。由此可知，最佳化方法能有系統地求出一個更好的製程參數。

表 6.3 各組別降溫邊界的參數與玻璃的最大主應力差值

製程參數	假設	初始值	最佳化後
降溫時間(s)	1094	1493	1305
初始降溫速率(°C/s)	3.00	0.30	0.32
降溫速率變化點(°C)	x	467	508
最大主應力差值(MPa)	66.240	6.049	7.710

表 6.4 製程效率最佳化的設定

目標函數	降溫時間		
限制條件	最大主應力差 < 7.71MPa		
設計變數	溫度點°C (變數 1)	降溫速率°C/s (變數 2)	
	上界	568	3.00
	初始值	467	0.30
	下界	420	0.30

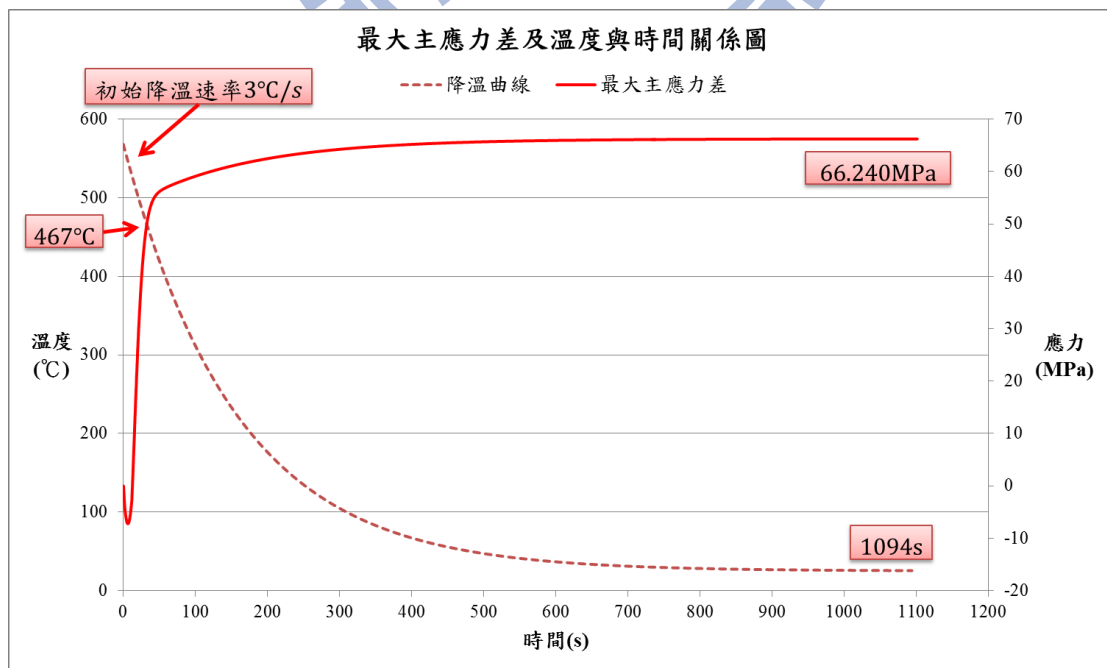


圖 6.20 假設之降溫曲線及最大主應力差與時間關係圖

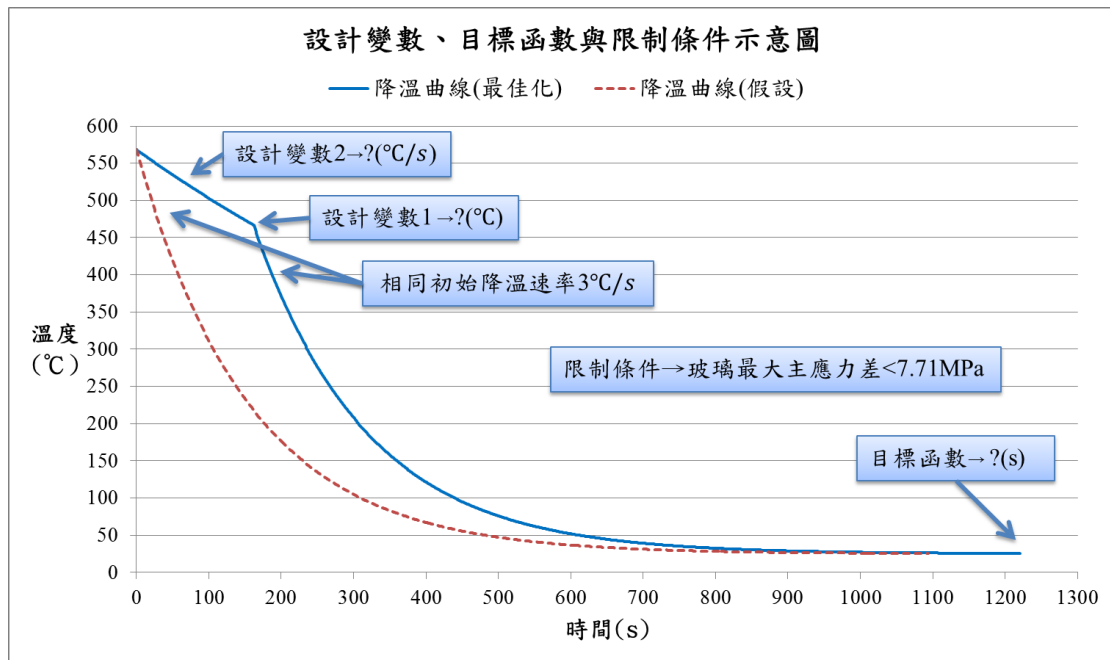


圖 6.21 最佳化之設計變數、目標函數與限制條件示意圖

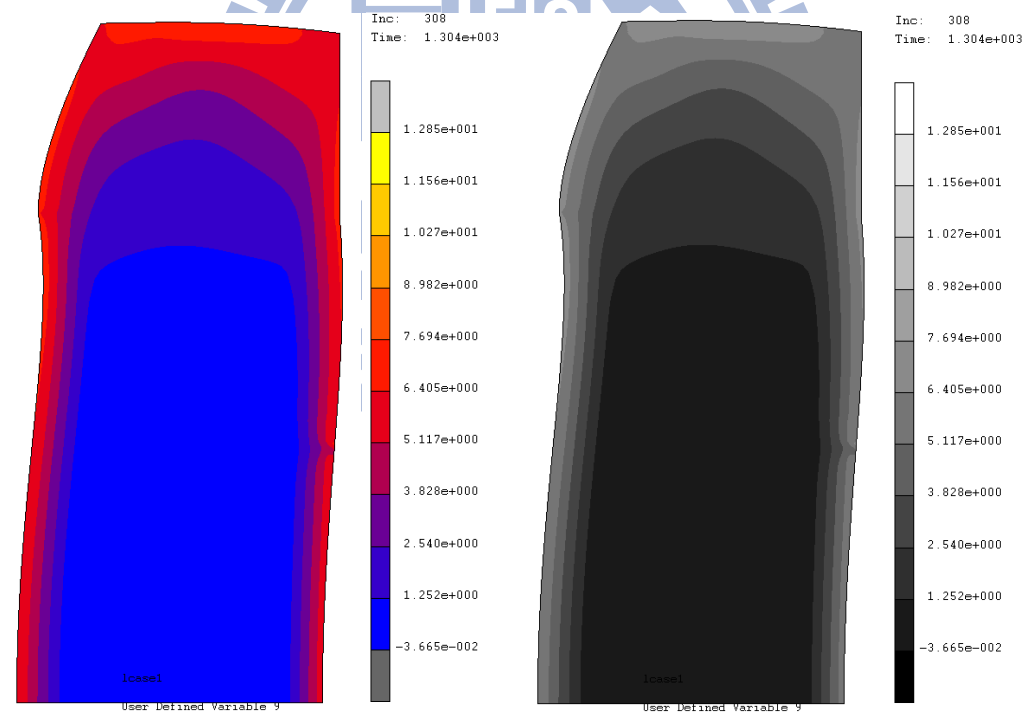


圖 6.22 最佳化後殘留的主應力差分佈 (MPa)

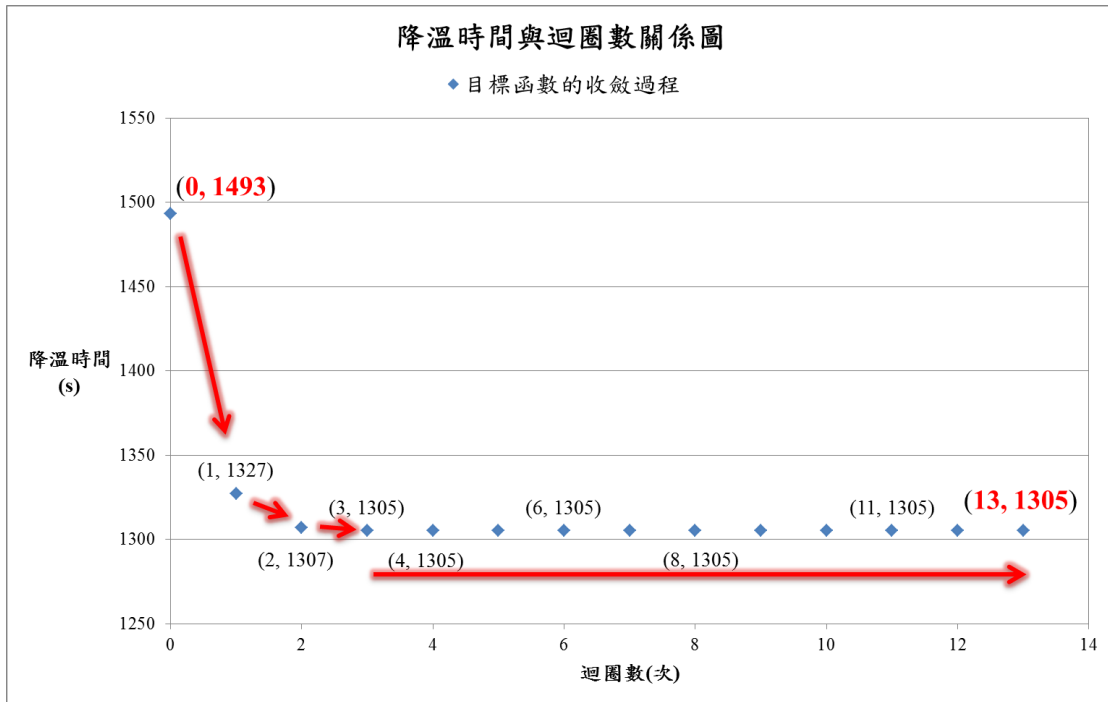


圖 6.23 降溫時間的收斂過程

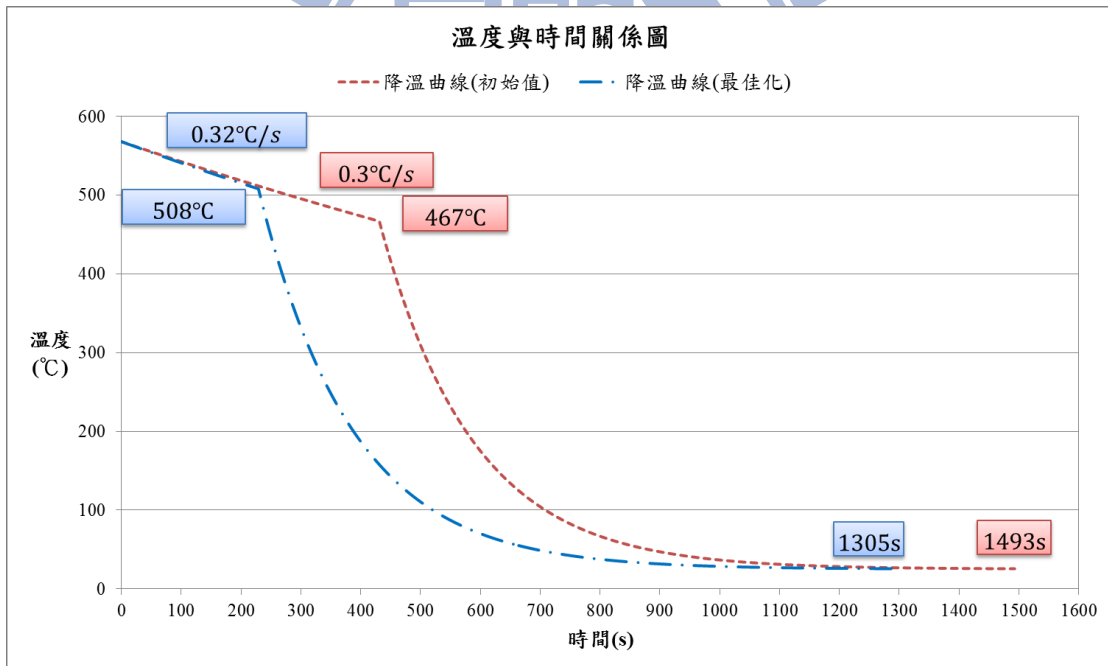


圖 6.24 最佳化前後降溫曲線與時間關係圖

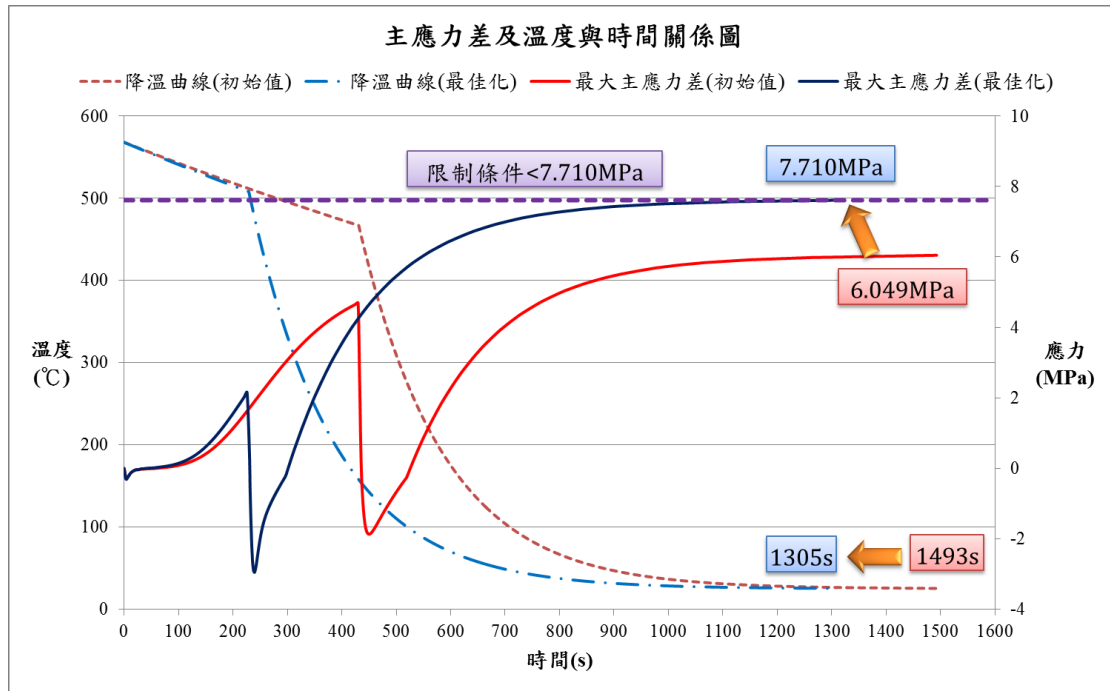


圖 6.25 最佳化後的最大主應力差與降溫時間



第 7 章 結論與未來工作

本研究加入熱傳的效應來提升玻璃模造的有限元素模型精度，使玻璃透鏡的形狀更符合實驗結果，並透過模擬來設計模仁的形狀，使模擬結果的玻璃形狀符合要求。最後做實驗觀察玻璃的殘留應力，並透過有限元素分析串連最佳化的方法，在殘留應力不影響玻璃透鏡的光學性質下，增進製程的效率。

7.1 結論

1. 在降溫階段使用耦合分析得到的溫度分佈結果，再輸入結構分析進行模擬，得到的玻璃形狀與實驗結果非常接近，在上玻璃表面模擬與實驗結果的形狀幾乎完全相同，而在下玻璃表面模擬與實驗結果的整體形狀相當接近，最大的偏差量只有 $0.2\mu\text{m}$ 。
2. 在模仁形狀的補償方面，模擬結果的上下玻璃表面形狀與原設計最大的偏差為 $0.5\mu\text{m}$ ，而形狀精度為 $0.5\mu\text{m}$ ，小於形狀精度 $1\mu\text{m}$ 的要求。由此得知在模擬中，透過此補償的方法能使玻璃透鏡符合原設計的形狀。
4. 在補償模仁形狀的最佳化方面，因設計變數的非球面模仁座標點過多與設計變數的非球面高次項參數易變動過大，造成最佳化過程中不易收斂，無法有效得到最佳解。

5. 透過模擬與實驗發現此非球面玻璃透鏡的形狀在外側有較大的殘留應力。
6. 模擬中發現殘留應力與玻璃應變點以上的降溫速率有很大的關係，降溫速率越快時，殘留應力越大。
7. 透過有限元素分析串聯最佳化方法，自動化的調整製程參數，確實能在殘留應力不影響玻璃透鏡的光學性質下，有效增進玻璃模造的製程效率。

7.2 未來工作

1. 做玻璃模造實驗針對模擬補償後的模仁形狀與最佳化後所改良的製程進行驗證。
2. 探討殘留應力實際影響玻璃透鏡成像品質的情況。
3. 將光學模擬與製程模擬串聯代入最佳化分析，將設計與製造整合成一個優化分析的系統，縮短產品開發的時程。

參考文獻

- [1]. 莊賀喬，「非球面鏡片形狀誤差修正之研究」，國立清華大學，碩士論文，民國九十一年。
- [2]. 國家實驗研究院儀器科技研究中心，光學元件精密製造與檢測，新竹市，著者發行，民國九十六年。
- [3]. Jain, A., “Experimental study and Numerical Analysis of Compression Molding Process for Manufacturing Precision Aspherical glass lens”, Industrial and Systems Engineering, The Ohio State University, Ph.D. thesis , 2006.
- [4]. http://commons.wikimedia.org/wiki/File:Lens_spherical_aberration.png
- [5]. Ananthasayanam, B., “Computational modeling of precision molding of aspheric glass optics”, Philosophy Mechanical Engineering, Clemson University, Ph.D. thesis, 2008.
- [6]. Amgle, M. A., Blair, G. E. and Maier, C. C., “Method for molding glass lenses”, US Patent, No: US3833347, 1974.
- [7]. <http://www.toshiba-machine.co.jp/english/product/high/contents/molding02.html>
- [8]. 蔡宇中，「光學玻璃模造成形之有限元素法分析」，國立交通大學，博士論文，民國九十九年。
- [9]. Gy, R., Duffrène, L. and Labrot, M., “New insights into the viscoelasticity of glass”, Journal of Non-Crystalline Solids, Vol. 175, pp. 103-117, 1994.
- [10]. Duffrène, L. and Gy, R., “Viscoelastic constants of a soda-lime-silica glass”, Journal of Non-Crystalline Solids, Vol. 211, pp. 30-38, 1997.
- [11]. Gaylord, S., Ananthasayanam, B., Petit, L., Blouin, V., Joseph P. and Richardson K., “Establishment of an ABAQUS model to predict final size and shape of a molded glass lens”, Conference for Optical Fabrication and Test, Rochester, New York, 2008.
- [12]. Soules, T. F., Busbey, R. F., Rekhson, S. M., Markovsky, A. and Burke, M. A., “Finite Element Calculation of Stresses in Glass Parts Undergoing Viscous Relaxation”, Journal of the American Ceramic Society, Vol. 70, No. 2, pp. 90-95, 1987.

- [13]. Narayanaswamy, O. S., "A Model of Structural Relaxation in Glass", Journal of the American Ceramic Society, Vol. 54, No. 10, pp. 491-498, 1971.
- [14]. Zhou, T., Yan, J., Masuda, J. and Kuriyagawa, T., "Investigation on the viscoelasticity of optical glass in ultraprecision lens molding process". Journal of Materials Processing Technology, Vol. 209, pp. 4484-4489, 2009.
- [15]. Yan, J., Zhou, T., Masuda, J. and Kuriyagawa T., "Modeling high-temperature glass molding process by coupling heat transfer and viscous deformation analysis". Precision Engineering, Vol. 33, pp. 150-159, 2009.
- [16]. Yi, A. Y. and Jain, A., "Compression Molding of Aspherical Glass Lenses-A Combined Experimental and Numerical Analysis", Journal of the American Ceramic Society, Vol. 88, No. 3, pp. 579-586, 2005.
- [17]. Jain, A. and Yi A. Y., "Numerical Modeling of Viscoelastic Stress Relaxation During Glass Lens Forming Process", Journal of the American Ceramic Society, Vol. 88, No. 3, pp. 530-535, 2005.
- [18]. Jain, A., Firestone, G. C. and Yi, A. Y., "Viscosity Measurement by Cylindrical Compression for Numerical Modeling of Precision Lens Molding Process", Journal of the American Ceramic Society, Vol. 88, No. 9, pp. 2409-2414, 2005.
- [19]. Jain, A. and Yi, A. Y., "Finite Element Modeling of Structural Relaxation during Annealing of a Precision-Molded Glass Lens, accepted", Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 128, pp. 683-690, 2006.
- [20]. 吳宗駿，「光學玻璃透鏡熱壓成形之模具最佳化」，國立交通大學，碩士論文，民國九十六年。
- [21]. 黃建溢，「光學玻璃球面透鏡熱壓成形研究」，國立交通大學，碩士論文，民國九十三年。
- [22]. Chen, Y., Yi A. Y. and Su, L. "Numerical Simulation and Experimental Study of Residual Stresses in Compression Molding of Precision Glass Optical Components Uhlmann", Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol.130, pp.051012-1-051012-9, 2008.
- [23]. Uhlmann, D. R. and Kreid, N. J., Glass: Science and Technology, Vol. 3, Viscosity and Relaxation. Academic Press Inc., New York, 1986.

- [24]. Shelby, J. E., Introduction to Glass Science and Technology, second ed. The Royal Society of Chemistry, Cambridge, UK, 2005.
- [25]. Findley, W. N., Lai, J. S. and Onaran, K., Creep and Relaxation of Nonlinear Viscoelastic Materials, with an Introduction to Linear Viscoelasticity, North-Holland, New York, 1976.
- [26]. Dambon, O., Wang, F., Klocke, F., Pongs, G., Bresseler, B., Chen, Y. and Yi, A. Y., “Efficient mold manufacturing for precision glass molding”, Journal of Vacuum Science and Technology B, Vol.27, No3, pp. 1445-1449, 2009.
- [27]. Hodge, I. M. and Berens, A. R., “Effect of annealing and prior history on enthalpy relaxation in glassy polymers. 2. Mathematical modeling”, Macromolecules, Vol.15, pp. 762-770, 1982.
- [28]. Scholze, H., Glass-Nature, Structure and Properties. Springer-Verlag, New York, 1990.
- [29]. <http://www.ohara-inc.co.jp/en/product/optical/opticalglass/01003.html>
- [30]. Tool, A. Q., “Relation between inelastic deformability and thermal expansion of glass in its annealing range”, Journal of the American Ceramic Society, Vol.29, pp. 240-253, 1946.
- [31]. Scherer, G. W., Relaxation in glass and composites. Wiley, New York, 1986.
- [32]. Webb, S. and Knoche, R., “The glass-transition, structural relaxation and shear viscosity of silicate melts”, Chemical Geology, Vol. 128, pp. 165-183, 1996.
- [33]. Sipp, A. and Richet, P., “Equivalence of volume, enthalpy and viscosity relaxation kinetics in glass-forming silicate liquids”, Journal of Non-Crystalline Solids, Vol. 298, pp. 201-212, 2002.
- [34]. Moyhihan, C.T., Easteal, A. J., DeBolt, M. A., Wilder, J. and Tucker, J., “Dependence of the glass transition temperature on heating and cooling rate”, The Journal of Physical Chemistry, Vol. 78, pp. 2673-2677, 1974.
- [35]. Moyhihan, C.T., Easteal, A. J., DeBolt, M. A. and Tucker, J., “Dependence of the fictive temperature of glass on cooling rate”, Journal of the American Ceramic Society, Vol. 59, pp. 12-16, 1976.
- [36]. DeBolt, M. A., Easteal, A. J., Macedo, P. B. and Moyhihan, C. T., “Analysis of structural relaxation in glass using rate heating data”,

Journal of the American Ceramic Society, Vol. 59, pp. 17-21, 1976.

- [37]. Madhusudana, C. V., Thermal Contact Conductance. Springer-Verlag, New York, 1996.
- [38]. Dally, J.W. and Riley, W.F., Experimental Stress Analysis, 3rd edition, McGraw-Hill Book Company, New York, 1991.
- [39]. 邱聖文，「射出成型條件對PC薄成型品雙折射之影響」，國立中興大學，碩士論文，民國九十五年。
- [40]. 李德惠，晶體光學，地質出版社，北京，民國八十六年。
- [41]. <http://ngsir.netfirms.com/chinesehtm/Polarization.htm>
- [42]. http://viml.nchc.org.tw/blog/paper_info.php?CLASS_ID=1&SUB_ID=1&PAPER_ID=146
- [43]. Chen, S. Y., SmartDO Version 03.1 Manuals, FEA-Opt Technology, 2011.
- [44]. www.hoya-opticalworld.com/common/xls/HOYA20120425.xls



附錄 A L-BAL42 玻璃資料表

L-BAL42

Code(d) **583594**

Code(e) **585591**

Refractive Index n_d	1.58313	Abbe Number v_d	59.4	Dispersion n_F-n_C	0.00982
	1.583126		59.38		0.009820
Refractive Index n_e	1.585468	Abbe Number v_e	59.13	Dispersion $n_F'-n_C'$	0.009901

Refractive Indices		
$\lambda(\mu\text{m})$		
n_{2325}	2.32542	1.55402
n_{1970}	1.97009	1.55949
n_{1530}	1.52958	1.56533
n_{1129}	1.12864	1.57038
n_i	1.01398	1.57201
n_e	0.85211	1.57482
n_A	0.76819	1.57671
n_r	0.70652	1.57843
n_C	0.65627	1.58013
$n_{C'}$	0.64385	1.58061
n_{He-Ne}	0.6328	1.58106
n_D	0.58929	1.58304
n_d	0.58756	1.58313
n_e	0.54607	1.58547
n_F	0.48613	1.58995
n_F'	0.47999	1.59051
n_{He-Cd}	0.44157	1.59457
n_g	0.435835	1.59528
n_h	0.404656	1.59969
n_i	0.365015	1.60719

Deviation of Relative Dispersions $\Delta\theta$ from "Normal"	
$\Delta\theta_{C,i}$	0.0018
$\Delta\theta_{C,A'}$	0.0010
$\Delta\theta_{e,d}$	-0.0038
$\Delta\theta_{e,F}$	-0.0031
$\Delta\theta_{i,g}$	-0.0150

Constants of Dispersion Formula	
A_1	1.39528097E+00
A_2	7.25519520E-02
A_3	1.66335848E+00
B_1	1.11862030E-02
B_2	-2.46748575E-02
B_3	1.67717958E+02

Other Properties	
Bubble Quality Group B	
Specific Gravity d	3.05
Remarks	

Temperature Coefficients of Refractive Index							
Range of Temperature (°C)	dn/dt relative ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)						
	t	C'	He-Ne	D	e	F'	g
-40~-20	3.2	3.2	3.3	3.4	3.8	4.1	
-20~0	3.2	3.2	3.3	3.5	3.8	4.1	
0~20	3.2	3.2	3.3	3.5	3.8	4.2	
20~40	3.2	3.2	3.3	3.5	3.8	4.2	
40~60	3.2	3.2	3.3	3.5	3.9	4.2	
60~80	3.2	3.2	3.3	3.5	3.9	4.3	

Partial Dispersions	
n_C-n_i	0.008122
n_C-n_A'	0.003426
n_d-n_C	0.002992
n_e-n_C	0.005334
n_g-n_d	0.012153
n_g-n_F	0.005325
n_h-n_g	0.004412
n_i-n_h	0.011910
n_C-n_i	0.008599
n_e-n_C'	0.004857
n_F-n_e	0.005044
n_i-n_F	0.016677

Thermal Properties	
Strain Point StP (°C)	467
Annealing Point AP (°C)	494
Transformation Temperature Tg (°C)	506
Yield Point At (°C)	538
Softening Point SP (°C)	607
Expansion Coefficients (-30~+70°C)	72
α ($10^{-7}/^{\circ}\text{C}$) (+100~+300°C)	88
Thermal Conductivity k (W/m-K)	1.028

Mechanical Properties	
Young's Modulus E (10^9N/m^2)	891
Rigidity Modulus G (10^9N/m^2)	357
Poisson's Ratio σ	0.247
Knnoop Hardness Hk(Class)	590 6
Abrasion Aa	113
Photoelastic Constant β (nm/cm/ 10^9Pa)	

Chemical Properties	
Water Resistance(Powder) Group RW(P)	2
Acid Resistance(Powder) Group RA(P)	4
Weathering Resistance(Surface) Group WS	1~2
Acid Resistance(Surface) Group SR	5.2
Phosphate Resistance PR	2.0

Relative Partial Dispersions	
$\theta_{C,i}$	0.8271
$\theta_{C,A'}$	0.3489
$\theta_{e,C}$	0.3047
$\theta_{e,C}$	0.5432
$\theta_{g,d}$	1.2376
$\theta_{g,F}$	0.5423
$\theta_{h,g}$	0.4493
$\theta_{i,g}$	1.2128
$\theta'_{C,i}$	0.8685
$\theta'_{e,C'}$	0.4906
$\theta'_{F,e}$	0.5094
$\theta'_{i,F}$	1.6844

Coloring			
λ_{80}	34	λ_5	29
λ_{70}			

Internal Transmittance	
$\lambda(\text{nm})$	$\tau_{10\text{mm}}$
280	
290	0.05
300	0.19
310	0.41
320	0.63
330	0.79
340	0.89
350	0.940
360	0.968
370	0.981
380	0.987
390	0.992
400	0.994
420	0.994
440	0.995
460	0.996
480	0.997
500	0.998
550	0.999
600	0.998
650	0.998
700	0.998
800	0.999
900	0.998
1000	
1200	
1400	
1600	
1800	
2000	
2200	
2400	

OHARA 02-06

附錄 B-1 上模仁設計圖

三角法	適用 ISO
-----	----------

註

1. 非球面公式

$$Z = \frac{X^2/R}{1 + \sqrt{1 - (1+K)X^2/R^2}} + A2X^2 + A4X^4 + A6X^6 + A8X^8 + A10X^{10} + A12X^{12} + A14X^{14} + A16X^{16}$$

1.1 曲率半徑(R, R=1/C) 36.20536
 1.2 非球面圓錐常數(K) 5
 1.3 四階非球面係數(A4) -1.3695827e-004
 1.4 六階非球面係數(A6) -9.0581284e-007
 1.5 八階非球面係數(A8) 5.2370159e-009
 1.6 十階非球面係數(A10) -5.5728842e-012

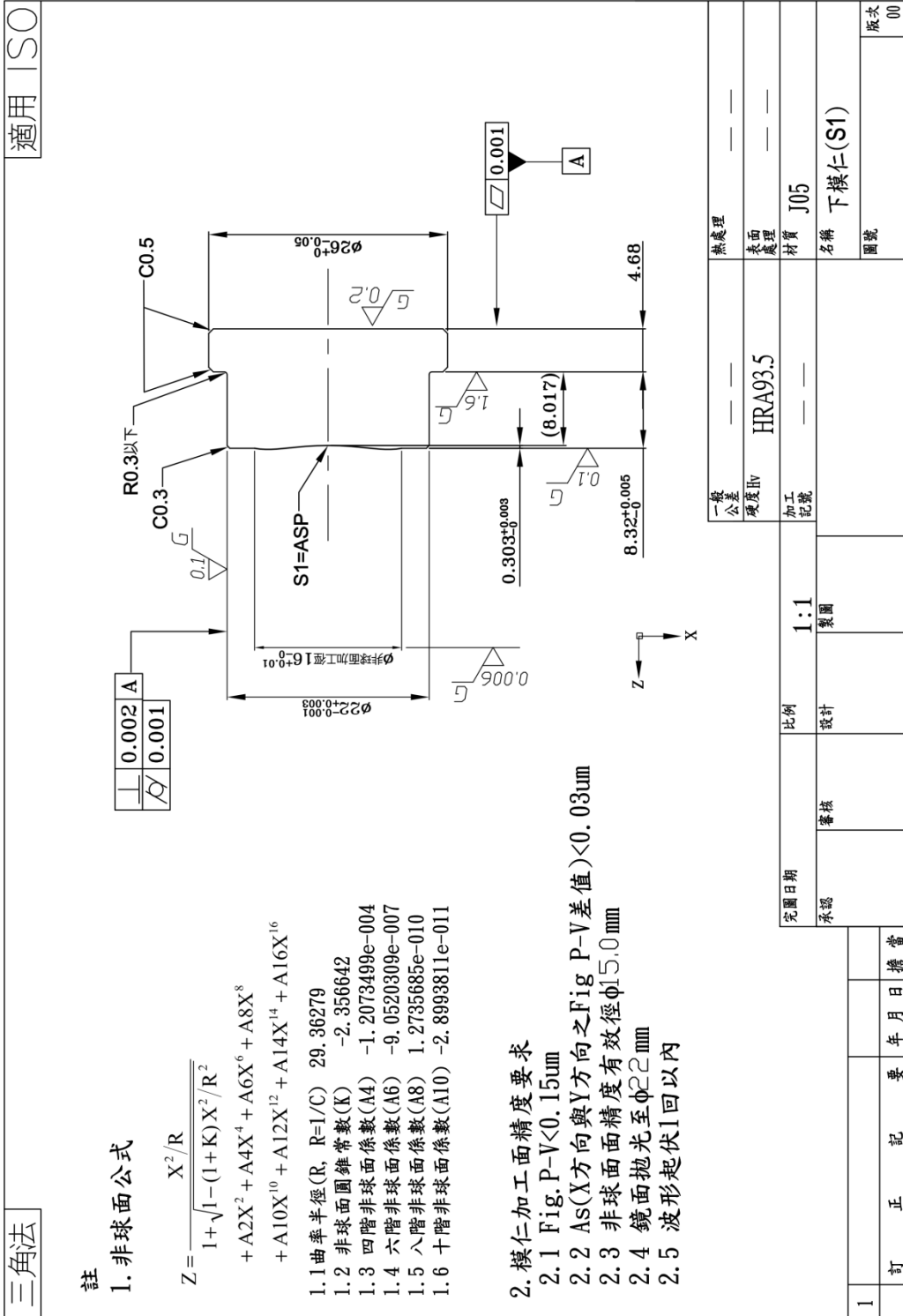
2. 模仁加工面精度要求

2.1 Fig. P-V < 0.15um
 2.2 As(X方向與Y方向之Fig P-V差值) < 0.03um
 2.3 非球面精度有效徑φ15.0 mm
 2.4 鏡面拋光至φ22 mm
 2.5 波形起伏1回以內

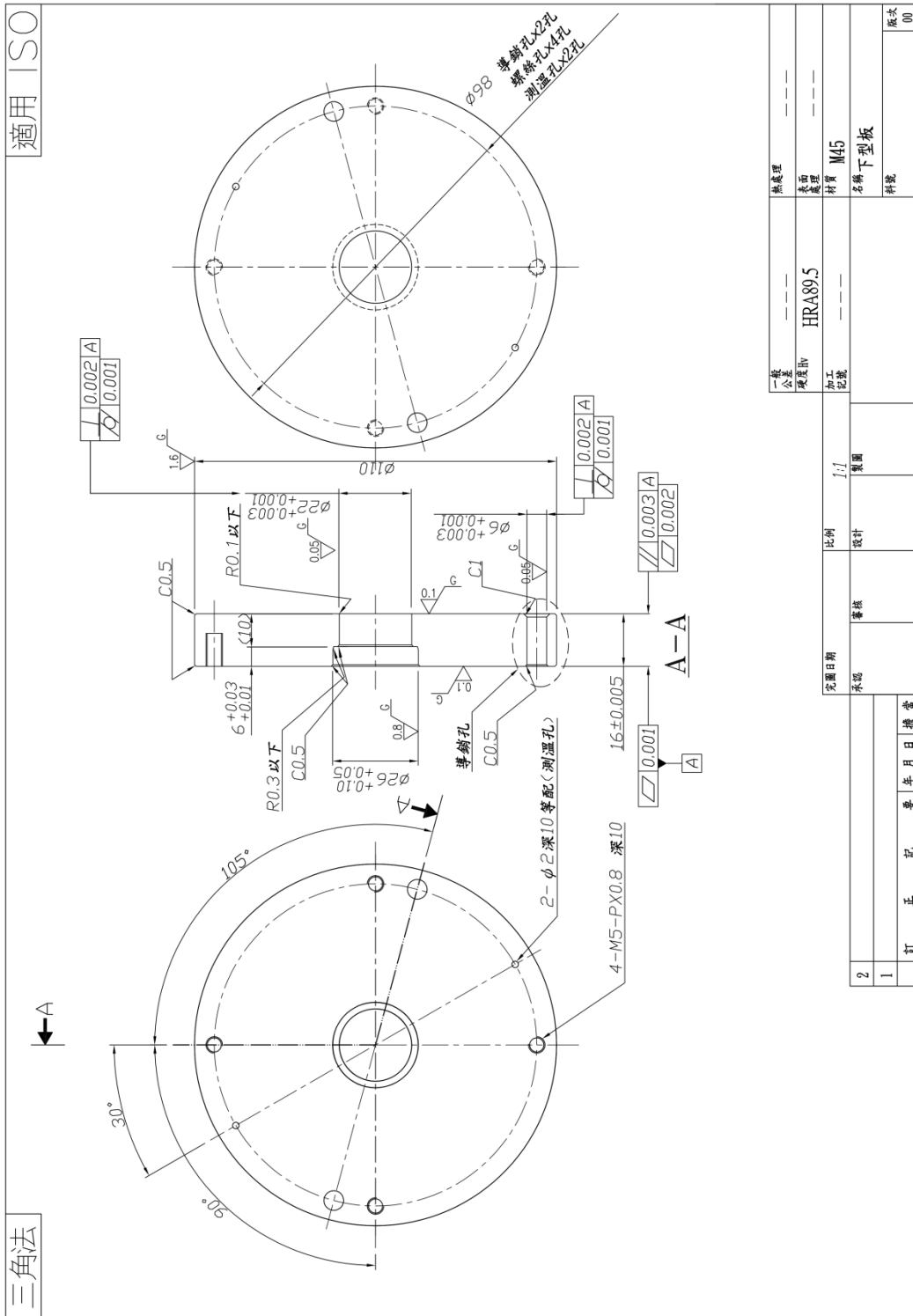
The drawing shows a cylindrical mold cavity with a diameter of φ22^{+0.002} and a length of 12.88. The top surface is flat with a surface finish of 0.001 A. The inner wall has a chamfered top edge with a radius R0.3 and a chamfer width of 0.1. The main cylindrical wall has a surface finish of 0.002 A. The bottom of the cavity is a spherical cap with a radius of 36.20536 mm. The depth of the cavity is 4.68 mm. The drawing includes various surface finish symbols (G, S2=ASP) and geometric dimensioning symbols (G, A). A coordinate system with X, Y, and Z axes is shown.

一般公差	— — — —	熱處理	— — — —
硬度Hv	HRA93.5	表面處理	— — — —
加工記號	J05	材質	— — — —
比例	1:1	名稱	上模仁(S2)
圖號	設計	圖號	— — — —
完圖日期	審核	圖號	— — — —
承認	設計	圖號	— — — —
1	訂	正	記
	要	年	月
	日	備	查
		版	次
		00	

附錄 B-2 下模仁設計圖



附錄 B-4 下型板設計圖



一級	熱處理	---
公差	表面處理	HRB89.5
加工	材質	M45
比例	名稱	下型板
	繪製	繪製
	審核	
	承認	
	日期	

2	訂	正	記	要	年	月	日	携	常
1									

比例	1:1
圖名	下型板
圖號	
圖紙	
圖冊	

承認	
日期	
比例	1:1
圖名	下型板
圖號	
圖紙	
圖冊	