

行政院原子委員會
委託研究計畫研究報告書

異質金屬介面對核電廠反應器冷卻水壓力邊
界銲接件之非破壞檢測分析的影響評估
Nondestructive testing and evaluation on
dissimilar metal weld of reactor coolant
pressure boundary materials

計畫編號：NL1080411

受委託機關(構)：國立臺灣大學

計畫主持人：黃育熙 博士

共同主持人：王朝正 博士

計畫執行人員：閻建佑、梁煥昌 博士生

E-mail address：cjwang@mail.ntust.edu.tw

核研所聯絡人員：李建洲

報告日期：108 年 12 月 06 日

摘要

本計畫根據前面三年的計畫結果，分別在平板對接覆鋁、異質平板對接覆鋁、與異質管件對接覆鋁，具疑慮的超音波缺陷檢測偏折現象與殘留應力分析準確性，特別探討覆鋁造成的影響並期望可進行修正。由覆焊層在超音波非破壞檢測的部分完成階梯件覆鋁與檢測的詳細分析，並透過不同覆鋁層的厚度與超音波入射角度的製作與量測，完整的獲取覆鋁區域造成超音波波傳的慢度分析結果，並藉由金相特性觀察材料微觀結構排列使材料異向性造成波速影響的結果；而異質平板或圓管覆鋁於過去年度的計畫執行曾直接使用 X-ray 繞射法進行放射性能量的殘留應力量測結果，本年度依據焊接的結構特性與邊界條件等，經由實際焊接的製作過程配合與有限元素數值模擬，利用等效能量法與覆鋁層厚度增厚探討使分析更為精確可靠，若充分掌握與焊接近似的施作工時與邊界條件，經由本計畫執行的方法可藉由等效能量法的有限元素模型縮短覆鋁分析時間，得到較為可靠的結果，而對於有無覆鋁層時對於焊接結構安全性的探討，經由本計畫的執行也獲得覆鋁對焊接區域與母材可生成較為廣泛的的壓應力，得知若採用正確合理的覆鋁工法可使結構在焊接後的安全性具有較大的保障。

目錄

摘要.....	I
目錄.....	II
圖目錄.....	VI
壹、計畫緣起與研究目的	1
1.1 覆焊層在非破壞檢測上的特性研究.....	7
1.2 數值分析等校能量法的建立	7
1.3 覆焊層在應力貢獻上的數值分析研究.....	8
貳、覆銲層特性研究	9
2.1 文獻回顧.....	9
2.2 實驗流程.....	15
2.2.1 銲接流程及加工	15
2.2.2 超音波檢測.....	18
2.2.3 超音波音場與衰減	20
2.2.4 慢度面	21
2.3 實驗結果.....	23
2.3.1 超音波檢測結果	27
2.3.2 慢度面繪製	34
2.4 小結.....	37
參、數值分析等校能量法的建立	38
3.1 文獻回顧.....	40
3.2 有限元素法.....	44

3.2.1 熱傳模擬分析-熱學模式(Thermal modal)	44
3.2.2 有限元素分析之材料係數	46
3.2.3 力學模擬分析-力學模式(Mechanical model)	46
3.3 驗證-應變規鑽孔法(Hole-Drilling Strain-Gauge Method).....	49
3.4 相關實驗儀器	56
3.5 數值分析模型	62
3.5.1 模型建立	63
3.5.2 材料參數	64
3.5.3 網格劃分與元素和運算求解器設定	67
3.5.4 銲接條件	68
3.5.5 運算步階設定	69
3.6 鑽孔法量測殘留應力	72
3.6.1 溫度補償	72
3.6.2 動態應變計原理與設定	72
3.6.3 鑽孔規範	74
3.6.4 鑽孔實驗步驟	74
3.7 數值分析結果與實驗值得比較	76
3.7.1 熱傳分析後處理結果	76
3.7.2 力學分析後處理結果	80
3.7.3 離縫填料銲接件試片	86
3.7.4 鑽孔實驗結果	87

3.7.5 結果與討論	94
4.7.6 結論	98
3.8 應力值與位置靈敏度探討	99
3.8.1 位置靈敏度比較	99
3.8.2 結果與討論	99
3.9 等效能量法開發	103
3.9.1 入熱量公式推導	103
3.9.2 有限元素設定	104
3.10 等效能量法於平板填料對接	105
3.10.1 有限元素設定	105
3.10.2 後處理結果	106
3.10.3 結果討論	113
3.11 等效能量法於圓管填料對接	114
3.11.1 有限元素設定	114
3.11.2 後處理結果	114
3.11.3 結果與討論	120
肆、覆焊層的數值分析研究	121
4.1 數值分析模型的建立	121
4.2 覆銲層數值分析計算結果	124
4.2.1 厚件平板試件覆銲分析結果.....	124
4.2.2 厚件圓管試件覆銲分析結果.....	127

4.3 等效能量法-加熱時間變異分析及結果	130
4.3.1 板型試件數值分析結果	130
4.3.2 厚件圓管試件數值分析結果.....	132
4.4 加厚材料分析及結果	134
4.5 結果與討論	135
伍、完成項目及結論	136
參考文獻.....	138

圖目錄

圖 1.1 Half-bead weld 覆鐸工法	3
圖 1.2 Temper bead weld 覆鐸工法	3
圖 2.1 氬鐸之(a)設備，(b)作業示意圖。[1]	9
圖 2.2 組成過冷 (a)相圖 (b)液態組成分布 (c)液相線及溫度取線。[1]	11
圖 2.3 鐸接區域示意圖。[2]	11
圖 2.4 超音波檢測儀系統裝置圖。[3]	12
圖 2.5 碳鋼不同相對音速影響。[4]	12
圖 2.6 (a) 超音波回波訊號，(b) 回波訊號放大。[5].....	13
圖 2.7 波包與波絡線示意圖。[6]	13
圖 2.8 超音波與凝固取向示意圖。[8]	14
圖 2.9 凝固與材料機械波傳遞特性關係	14
圖 2.10 導引板示意圖。	16
圖 2.11 覆鐸工法示意圖。	16
圖 2.12 覆鐸堆疊示意圖	17
圖 2.13 覆鐸件示意圖	17
圖 2.14 試片取樣示意圖	17
圖 2.15 斜束式投捕檢測法示意圖。	18
圖 2.16 直束式回波檢測法示意圖	19
圖 2.17 D 型比較規塊	19
圖 2.18 參考試片	19
圖 2.19 探頭音場分布	20
圖 2.20 (a)等向性對等向性慢度面變化，(b)等相性對傾斜異向性慢度面變化 [10].....	22

圖 2.21 相速度與群速度夾角關係。[10]	22
圖 2.22 覆鋅試片巨觀金相	23
圖 2.23 316L 不銹鋼底材處 (a)熔融線區及(b)(c)熱影響區金相圖	24
圖 2.24 316L 底材處 SEI 影像及 EDS 成分分析(wt. %)	24
圖 2.25 308L 緩衝層 (a) 52M 熔融線區、(b) 緩衝層第二層、(c) 緩衝層第一 和第二層界面及(d)316L 熔融線金相圖	25
圖 2.26 52M 覆鋅層 (a)覆鋅層第二十層、(b)覆鋅層第十七層、(c)緩衝層中 間區域、(b)覆鋅層四分之三區域及(d)覆鋅層熔融線金相圖	26
圖 2.27 參考試片衰減係數	27
圖 2.28 52M+308L+316L 衰減係數	28
圖 2.29 308L+316L 材之折射角度	29
圖 2.30 -X 方向之兩探頭角度	30
圖 2.31 X 方向之兩探頭角度	30
圖 2.32 -X 方向之整合角度	31
圖 2.33 X 方向之整合角度	31
圖 2.34 不同厚度檢測整合路徑 (a)-X 方向整合路徑及 (b)X 方向整合路徑	32
圖 2.35 316L 底材不同方向音速	32
圖 2.36 52M 覆鋅層參考試片取樣位置	33
圖 2.37 52M 覆鋅層音速常態分布	33
圖 2.38 楔型塊、52M 覆鋅層及 316L 不銹鋼之慢度面。	35
圖 2.39 (a) -X 方向之慢度面 (b) X 方向之慢度面。	36
圖 3.1 第三年期計畫之圓管尺寸示意圖	38
圖 3.2 第三年期計畫之多道次堆疊覆鋅示意圖	39
圖 3.3 第三年期計畫之殘留應力量測值與分析結果	39
圖 3.4 鑽孔前平板受到雙軸向之均勻拉伸應力場	51

圖 3.5 鑽孔後平板受到雙軸向之均勻拉伸應力場.....	51
圖 3.6 無限平板鑽孔釋放應力示意圖[35]	52
圖 3.7 三瓣薔薇型應變規.....	55
圖 3.8 高速鑽孔機及定位系統.....	56
圖 3.9 氣壓系統.....	57
圖 3.10 壓力控制閥.....	57
圖 3.11 動態應變計.....	58
圖 3.12 鑽孔型三軸向薔薇型應變規.....	58
圖 3.13 DCB 轉接頭.....	59
圖 3.14 應變規專用黏著劑.....	59
圖 3.15 熱電偶.....	60
圖 3.16 應變規與熱電偶黏貼於鉚接件.....	61
圖 3.17 鉚接模擬分析流程圖.....	62
圖 3.18 母材與鉚道幾何外形.....	63
圖 3.19 鉚冠高度及鉚道寬度.....	63
圖 3.20 不鏽鋼母材與填料金屬隨溫度變化之熱膨脹係數、熱傳導係數.....	65
圖 3.21 不鏽鋼母材與填料金屬隨溫度變化之楊氏係數、蒲松比.....	66
圖 3.22 不鏽鋼母材與填料金屬隨溫度變化之比熱、密度.....	66
圖 3.23 不鏽鋼母材與填料金屬隨溫度變化之降伏強度、塑性應變.....	67
圖 3.24 鉚道熔融區網格細化.....	68
圖 3.25 設定熱對流係數.....	68
圖 3.26 設定熱輻射之放射率.....	69
圖 3.27 四點點鉚位置之邊界條件.....	69
圖 3.28 設定移動面積熱源.....	70
圖 3.29 設定 chunk 停留入熱的時間.....	70

圖 3.30 設定銲接順序	70
圖 3.31 設定點銲時間與點銲完成之冷卻時間	71
圖 3.32 設定填料對接完成之冷卻時間	71
圖 3.33 惠斯登電橋 1/4 橋示意圖	73
圖 3.34 動態應變計設定	73
圖 3.35 DCB 轉接頭佈線配置	73
圖 3.36 四點點銲溫度場狀態示意圖	77
圖 3.37 點銲完程冷卻回到室溫示意圖	77
圖 3.38 填料對接方向示意圖	78
圖 3.39 一道次離縫填料對接約在 423 秒完成銲接	78
圖 3.40 二道次離縫填料對接約在 815 秒完成銲接	79
圖 3.41 冷卻約 45 分鐘回到室溫 28°C	79
圖 3.42 一道次四點點銲局部熱應力圖	81
圖 3.43 二道次四點點銲局部熱應力圖	81
圖 3.44 一道次四點點銲局部殘留應力圖	82
圖 3.45 二道次四點點銲局部殘留應力圖	82
圖 3.46 一道次暫態熱應力分佈圖	83
圖 3.47 二道次暫態熱應力分佈圖	83
圖 3.48 一道次殘留應力分佈圖	84
圖 3.49 二道次殘留應力分佈圖	84
圖 3.50 不同道次於 135°之殘留應力比較圖	85
圖 3.51 不同道次於 225°之殘留應力比較圖	85
圖 3.52 Case-Non、鑽孔位置 135°鑽孔過程應變值	89
圖 3.53 Case-L1、鑽孔位置 135°鑽孔過程應變值	90
圖 3.54 Case-L1、鑽孔位置 225°鑽孔過程應變值	90

圖 3.55 Case-L2、鑽孔位置 135°鑽孔過程應變值	91
圖 3.56 Case-L2、鑽孔位置 225°鑽孔過程應變值	91
圖 3.57 Case-L2、鑽孔位置 45°鑽孔過程應變值	92
圖 3.58 Case-H1、鑽孔位置 135°鑽孔過程應變值	92
圖 3.59 Case-H1、鑽孔位置 225°鑽孔過程應變值	93
圖 3.60 Case-H2、鑽孔位置 135°鑽孔過程應變值	93
圖 3.61 Case-H2、鑽孔位置 225°鑽孔過程應變值	94
圖 3.62 室溫一道次 135°位置離散圖	100
圖 3.63 室溫一道次 225°位置離散圖	100
圖 3.64 室溫二道次 135°位置離散圖	101
圖 3.65 室溫二道次 225°位置離散圖	101
圖 3.66 預熱一道次 135°位置離散圖	101
圖 3.67 預熱一道次 225°位置離散圖	102
圖 3.68 預熱二道次 135°位置離散圖	102
圖 3.69 預熱二道次 225°位置離散圖	102
圖 3.70 模型尺寸示意圖	106
圖 3.71 平板溫度場後處理	107
圖 3.72 一道次平板銲接殘留應力場	107
圖 3.73 二道次平板銲接殘留應力場	107
圖 3.74 四道次平板銲接殘留應力場	108
圖 3.75 分析位置示意圖	108
圖 3.76 頂部 von Mises 應力分佈圖	109
圖 3.77 底部 von Mises 應力分佈圖	109
圖 3.78 頂部最大剪應力分佈圖	110
圖 3.79 底部最大剪應力分佈圖	110

圖 3.80 頂部最大主應力分佈圖	111
圖 3.81 底部最大主應力分佈圖	111
圖 3.82 頂部最小主應力分佈圖	112
圖 3.83 底部最小主應力分佈圖	112
圖 3.84 圓管溫度場後處理	115
圖 3.85 簡化模擬一道次圓管銲接殘留應力場	115
圖 3.86 二道次圓管銲接殘留應力場	115
圖 3.87 外徑 135° von Mises 分佈圖	116
圖 3.88 內徑 135° von Mises 分佈圖	116
圖 3.89 外徑 135° 最大剪應力分佈圖	117
圖 3.90 內徑 135° 最大剪應力分佈圖	117
圖 3.91 外徑 225° von Mises 分佈圖	118
圖 3.92 內徑 225° von Mises 分佈圖	118
圖 3.93 外徑 225° 最大剪應力分佈圖	119
圖 3.94 內徑 225° 最大剪應力分佈圖	119
圖 4.1 板型銲接件示意圖	121
圖 4.2 板型銲接件與覆銲層示意圖	122
圖 4.3 板型件數值分析模型尺寸	122
圖 4.4 管型銲接件與覆銲層示意圖	123
圖 4.5 管型件數值分析模型尺寸	123
圖 4.6 平板溫度分布	124
圖 4.7 平板無覆銲層之 S11 應力分布	125
圖 4.8 平板無覆銲層之 S22 應力分布	125
圖 4.9 平板有覆銲層之 S11 應力分布	126
圖 4.10 平板有覆銲層之 S22 應力分布	126

圖 4.11 圓管溫度分布	127
圖 4.12 圓管無覆鋁層之 S11 應力分布	128
圖 4.13 圓管無覆鋁層之 S22 應力分布	128
圖 4.14 圓管有覆鋁層之 S11 應力分布	129
圖 4.15 圓管有覆鋁層之 S22 應力分布	129
圖 4.16 板材覆鋁件不同工作秒數的 S11 應力特性結果	131
圖 4.17 板材覆鋁件不同工作秒數的 S22 應力特性結果	131
圖 4.18 圓管覆鋁件不同工作秒數的 S11 應力特性結果	133
圖 4.19 圓管覆鋁件不同工作秒數的 S22 應力特性結果	133
圖 4.20 原始覆鋁厚度示意圖	134
圖 4.21 加厚覆焊尺寸示意圖	134

壹、計畫緣起與研究目的

本計畫為四年計劃的第四年計畫，於前三年計畫中我們了解到應力腐蝕破壞現象是一種環境誘發的腐蝕行為，通常需要同時具備 3 種必要條件才會發生，分別為(1)環境、(2)材料、(3)應力。特定的合金材料在特定的環境中，由於材料本身對於此種環境具有敏感性，因此，材料與環境中的因子持續反應生成腐蝕產物，通常好發於具有形成鈍化膜能力的合金材料。受到拉伸應力作用，鈍化膜缺陷或合金材料微小裂孔的位置可視為裂紋的成核點，持續施以拉伸應力，裂紋將由成核點向垂直拉伸應力方向往材料內部逐漸成長，是謂應力腐蝕裂紋。由於應力腐蝕裂痕造成之破壞會經由 3 個階段：裂紋生成、裂紋成長、破斷，此 3 階段將延續相當長的時間，再加上金屬材料最終破壞強度將遠低於材料本身的降伏應力，檢修及維護人員難以在應力腐蝕裂紋生成初期就發現問題所在，其造成的危害往往超乎預期。近期的研究中，降低環境誘因、降低材料敏感性、亦或是降低殘留拉伸應力，都具有一定程度的抑制應力腐蝕裂紋之效果，其中又以方便施作、高施工彈性、較低經濟成本的覆層技術可以有效的抑制拉伸應力方法。

在壓水式核能電廠反應器（Pressurized Water Reactors, PWRs）中，以鎳基 82/182 合金做為銲材的填料銲接（butt welding）之異質銲接件，接連被檢測出具有軸向（axial）及周向（hoop）之裂紋自管件內壁向外生成，其原因歸咎於一次側冷卻水應力腐蝕裂紋（Primary Water Stress Corrosion Cracking, PWSCC）。冷卻水壓力邊界組件由 A508、A516 飼水管嘴銲接 A182 F316、A182 F304 安全端，施作前先製作 308L SS 於低合金鋼側，再利用鎳基 82 合金進行滲透銲連接異質金屬與製作緩衝層於 308L SS 上，最後以鎳基 182 合金銲滿溝槽至完成。異質銲接件於銲後將在管壁表面殘留張應力、內部殘留壓應力，當組件持續在高溫狀態運作，以及受到內部水壓力的作用，整體異質銲接管件之殘留應力狀態皆會傾向張應力增長。為了能保護缺陷處使用覆層銲接處理技術，技能降低成成本亦能有

效的達到效果 (weld overlay welding)，該技術可以分為外部覆層銲接、內部覆層銲接及內部覆層修補等模式，施作前除了需要考慮到移除受損材料的比例之外，覆銲層的面積、位置及厚度都需經過審慎的評估與計算。無論使用何種模式及施作順序，覆層銲接處理皆能有效地影響殘留應力分布的狀態及大小，一般而言，經由覆銲處理的異質銲接件，其內部的殘留壓應力將能大致回復至銲後狀態。透過壓應力的增長與替補損壞的銲道，裂紋將被部分移除或降低其裂紋成長速率，進而提升壓力邊界異質銲接組件的使用壽命。

覆銲(Overlay weld)亦可稱為多道次銲(Multi-pass weld)，廣義可定義為「完成一銲接件需要超過一條以上的填料銲接」，狹義上可以特別指「銲接件或工件受損之補銲方法」。銲接處理時，底材受到銲接產生的高溫影響後，底材中的合金元素容易與碳原子反應，或是於晶粒周圍產生合金元素含量較高的析出相，皆會造成底材晶粒形成合金元素匱乏區。另一方面，銲接時提供高熱量，高溫熔融之金屬在冷卻時收縮會於銲接件表面造成殘留拉伸應力，通常會再進行銲後熱處理予以消除。然而，銲後熱處理會伴隨著碳化物析出於晶界或是低熔點金屬化合物皆會對於銲接件機械性質與抗腐蝕能力有一定的影響。覆銲工法則可以同時兼具銲接和銲後熱處理的能力，也可適用於無法進行銲後熱處理的大型銲接件或是銲接管路系統。依據銲道金屬的道次順序，可將壓力容器銲補區分為 2 種模式：Half-bead weld (HBW)及 Temper bead weld (TBW)，如圖 1.1 及圖 1.2 所示。HBW 是先在預填料銲接之開槽表面，覆銲上一層銲材，之後再依層將其銲滿，此種工法有效控制銲材與底材的稀釋率，同時藉由第 2 覆蓋層銲道之入熱量，對第 1 層銲道施予銲後熱處理，將其熱影響區域內的麻田散鐵組織及變韌鐵組織進行回火處理。TBW 的工法相較於 HBW 則較為繁瑣，每 1 道次的銲道被設計成能夠對前 1 道次銲道進行銲後熱處理，此種工法較能夠有效地降低銲接處理所產生的殘留拉伸應力以及銲後不良組織比例。

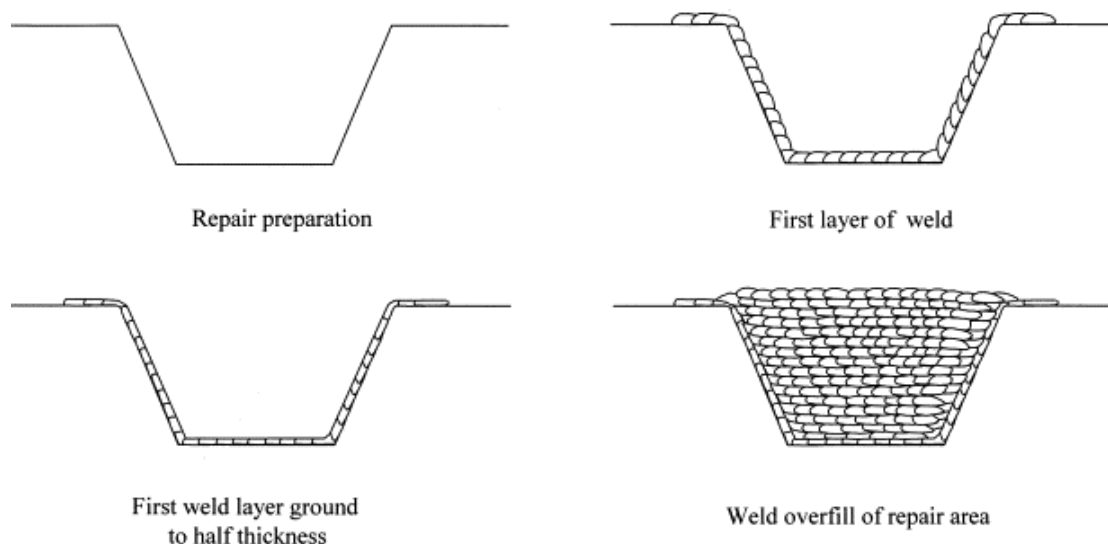


圖1.1 Half-bead weld 覆銲工法

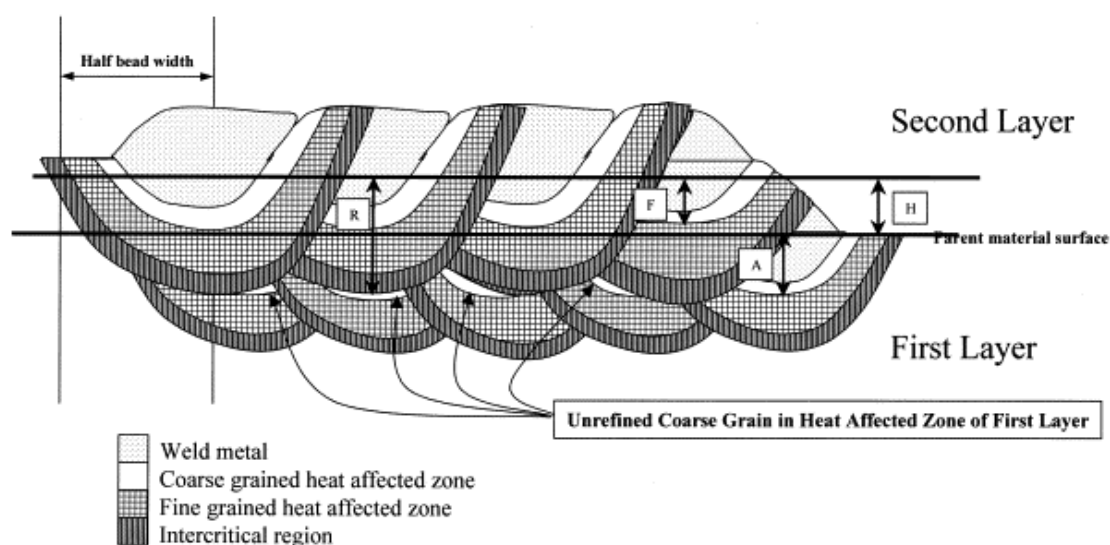


圖1.2 Temper bead weld 覆銲工法

為了解覆銲工法用於維修核能銲接組件的最佳化參數，以提高覆銲施作的品質及延長設備使用壽命，本研究將著重於覆銲層施作對於底材所造成的顯微結構變化以及抗腐蝕能力的探討，搭配應力量測與模擬、應力腐蝕裂紋抑制機制探討。根據上述，本計畫擬進行覆銲專題研究，研究項目為：52M 合金覆銲層於 A508 低合金鋼，依既有的銲接參數製作樣品。

國內外之核電廠已廣泛應用覆層銲接處理於補強異質銲道結構，研究單位也紛紛投入覆銲結構設計、覆銲材料選擇、覆銲條件對底材影響等議題，做出詳細

且深入的探討。其中，以設法抑制、降低異質銲接件的材料敏感性為大宗，如異質銲接件的銲材選擇、緩衝層施作材料選擇以及銲接方式改良等議題。實際應用上之覆層銲接處理，施作完成後僅能以超音波檢測（Ultrasonic testing, UT）、放射線檢測（RT）等非破壞檢測方式，進行訊號評估，一方面觀察 SCC 之裂紋長度有無受到加工而成長外，另一方面則是檢視覆層銲接的品質。對於覆層銲接後的顯微組織狀態、殘留應力模式、耐腐蝕性質，都只能用預測或是模擬來完成，在學術與實務上都較少有相關文獻可做參考。

在超音波量測異質銲接件時，單晶陣列探頭/橫波對表面瑕疵具有較高之檢出能力；雙晶陣列探頭/縱波對內部瑕疵具有較高之檢出能力。雙晶陣列探頭/縱波於低合金鋼端及不銹鋼端之掃描訊號皆具較佳之訊雜比。使用傳統探頭於銲道區具有較大之超音波衰減率，顯示柱狀晶組織將影響訊號之音程。使用陣列式探頭於異質材料介面處之訊雜比及檢出能力也將受到不等程度干擾。

根據三年的計畫成果，在 105 年核電廠反應器材料覆銲後之特性研究，透過系列的實驗設計及分析，可以觀察到以下幾項可以做為參考的結果：

1. 每層的覆銲層厚度盡量相同，Inconel 52M/A508 之異質覆層銲接對於底材的熱影響範圍，最深不會超過第 1 層覆銲層施作時所造成的熱影響區。
2. 覆層銲接處理的入熱量對於 Inconel 52M 銲道進行再次熱處理，使銲道內之析出物持續成長，造成晶粒內具有耐蝕能力的元素下。
3. 覆銲施作將對底材產生殘留壓應力場，實驗量測結果顯示第 2 層覆銲與第 3 層覆銲之殘留應力數值相近，推測板材受到覆銲應力將透過塑性變形釋放。
4. GTAW 鎳基 52M 合金覆銲層在熔接下 1 道次/下 1 層前，應至少打磨掉 $20\mu\text{m}$ ；PTAW 鎳基 52M 合金覆銲層則至少需要移除 $50\mu\text{m}$ ，以確保覆銲層熔接完全。

對於同質材料的平板焊接特性的了解，延伸研究異質材料的平板焊接，於 106 年核電廠反應器冷卻水壓力邊界異質銲接件之覆銲特性研究，並且增加新的

研究及分析方法，進而觀察到以下幾項參考結果及建立的實驗分析方式：

1. 成功製作較少瑕疵之異質銲接件、覆層銲接件。
2. 緩衝層對底材及銲道之顯微結構與成分之影響性探討。
3. 透過 X 射線量測及 ABAQUS 模擬殘留應力之分佈及數值。
4. 系統性地分析異質銲接、覆層銲接處理對超音波訊號檢出能力之影響。
5. 透過 X 射線量測及模擬數據，顯示透過覆層銲接處理，能減少異質銲接件內部之殘留張應力場的分佈範圍。於異質材料介面處皆具有最大的殘留主應力場及殘留剪切應力場。
6. 由超音波訊號圖得知量測異質銲接件時單晶陣列探頭橫波對表面瑕疵具有較高之檢出能力雙晶陣列探頭縱波對內部瑕疵具有較高之檢出能力。雙晶陣列探頭縱波於低合金鋼端及不銹鋼端之掃描訊號皆具較佳之訊雜比。
7. 受到愈多之銲接入熱量不銹鋼端、銲道區具有愈低之腐蝕電位。顯示本實驗所量測之耐蝕性主要由析出物之數量、分佈及大小所影響與殘留應力場較無直接關連性。
8. 傳統探頭於銲道區具有較大之超音波衰減率顯示柱狀晶組織將影響訊號之音程。使用陣列式探頭於異質材料介面處之訊雜比及檢出能力也將受到不等程度干擾。欲掌握銲道粗晶及覆銲層之量化影響性仍須進一步測試。

對於非破壞檢測的結果，我們了解到訊號會有干擾的問題，目前計畫已對銲道處具有分析結果，但是對於覆銲層的特性並未詳細研究，故於今年的計劃中有規劃對於覆銲層於非破壞檢測上的特性探討。另外在數值分析上對於異質平板的預測分析，也應用到圓管的結構上，於 107 年覆層銲接處理對核電廠冷卻水壓力邊界異質銲接管之影響研究，藉由 105 及 106 年計劃的經驗，量測及分析圓管異質銲接件，我們獲得了圓管的相關參考結果：

1. 完成異質銲接管件之覆層銲接處理。
2. 完成殘留應力模擬與量測實驗。

3. 板件規塊、管件規塊之陣列超音波波式分析。
4. 透過應力模擬得知低合金鋼緩衝層，能些許降低張應力值。覆層 IN52M 處理，具有調整內部張應力的能力。
5. 非破壞 X 光殘留應力分析儀受到管件形變與 X 光失焦，將增加誤差值。
6. 異質銲接件進行陣列超音波掃描時，若以入射角 55 度以內檢測、音波由不銹鋼端往低合金鋼端、音速需設定接近銲道，將會有較良好之訊雜比，建立修正係數表及實際運行得到驗證。

於前三年計畫中的結論及發現，對於覆銲層造成的殘留應力與超音波偏折的特性未有較詳細的探究結果，以及對於數值分析與殘留應力於 X-ray 量測的實驗結果，在時間及準確性上皆於本年度進行計算結果的修正研究，規劃在第四年計畫主要針對覆銲層及數值分析的問題詳細探討，故本年度的研究主題主要分成以下三個小節進行說明。

1.1 覆焊層在非破壞檢測上的特性研究

經覆焊修復後管件得追蹤裂縫是否成長或有無新裂縫產生，因此需透過超音波檢測來判斷，但異質焊接超音波檢測有別於一般同質焊接管路，原因在於不同金屬音速不同，不同金屬之間有界面存在，再加上覆焊層(Cladding)的影響增加音波回波複雜度與檢測困難度。為了解不同覆焊厚度對超音波訊號，建立以不同覆焊層數堆焊而成之階梯式覆焊規塊，可供檢測員預先得知不同覆焊厚度之折射角變化及超音波訊號衰減程度，得以排除驗證檢測過程中之誤差，使檢測結果更為精準。本研究採用 Temper bead 焊接技術製作不同覆焊厚度之超音波檢測階梯規塊。使用超音波檢測，透過斜束式投捕檢測法檢測不同覆焊層厚度超音波訊號位置，探討不同覆焊層厚度與微觀組織對超音波訊號影響，焊接組織凝固取向使覆焊層具有彈性異向性特性，造成超音波探頭在同平面不同方向檢測，超音波折射角度不同。其中，研究目的主要可分成以下幾點：

1. 探討覆焊層厚度在超音波探傷中訊號的偏移現象。
2. 分析晶向對於超音波訊號偏移的問題。
3. 解析焊接材料受熱後特性變化。

1.2 數值分析等效能量法的建立

此部分主要針對管路施作環縫填料焊接後所造成的殘留應力進行量測及分析，分別以焊接母材之初始焊接溫度的差異以及於管路上施作不同道次作為比較，探討施作不同條件下之焊接對於母材造成的殘留應力分佈及大小，並據此判別殘留應力對管路焊接結構的影響。使用有限元素軟體利用熱彈塑性理論配合熱-結構耦合元素及非線性溫度相依材料特性進行數值分析，主要分為熱學模式和力學模式兩種計算模型來探討環縫填料焊接過程中隨時間變化之溫度場與熱應力場。但這種分析於焊接模擬的計算需要較大運算量，為了能更有效率的求解，多道次

覆層銲接的入熱量可利用等效能量法等效為單道次銲接入熱量，此方法於平板填料覆銲對接和本實驗中的二道次圓管環縫填料對接之有限元素數值分析中得到驗證。其中，研究目的主要可分成以下幾點：

1. 分析銲接溫度場之分佈情形。
2. 分析銲接殘留應力之大小與分佈情形。
2. 簡化模擬銲接之有限元素分析之方法。

1.3 覆焊層在應力貢獻上的數值分析研究

對於經過覆焊工法的試件，在應力的變化上是非常正要的現象，對於銲接處兩旁的熱影響區，因銲接能量使材料在物理特性變化，最終會呈現張應力不希望產生的表現，若有缺陷會因此延伸擴大，但若能使銲接處產生壓應力，則會有不一樣的表現，於先前的計畫已有簡單的結論，而本計畫會透過數值分析的結果針對覆銲前後應力分布的特性來進行探討，提供施工前的參考數值。其中，研究目的主要可分成以下幾點：

1. 分析覆焊在溫度分布於銲道熱影響區的影響。
2. 分析覆焊在應力分布於銲道熱影響區的影響。

貳、覆鐸層特性研究

針對覆焊層的特性，為了能準確的觀察，所以另外製作階梯件來進行覆焊層的施工，對於金相及超音波傳導特性的解析也能更加的準確。

2.1 文獻回顧

鎢極氣體保護電弧鐸(Gas Tungsten Arc Welding, GTAW)，又可稱氬鐸，以鎢為電極並通以惰性氣體的非消耗性電弧鐸，俗稱 GTAW 或氬鐸，適用於鐵基、鈷基、鎳基、鋁合金及鎂合金，圖 2.1 (a)為氬鐸設備示意圖。採用直流負電極鐸法(Direct Current Electrode Negative, DCEN)，其特點主要將底材接為正極而鎢棒接為負極，由負極所產生的電子撞擊正極底材，有 70 %熱量集中於底材，另外 30 %保留在鎢極，使底材熔池滲透深。圖 2.1 (b)為氬鐸作業示意圖，GTAW 原理利用非消耗性鎢極與底材表面之間存在電位差且距離近亦可生成電弧形成高溫熱源產生熔池，在底材熔融視情況填加所需鐸料使之融合，並在熔池周圍罩以惰性保護氣體，保護熔融狀態金屬不被氧化，待凝固後即形成鐸道。

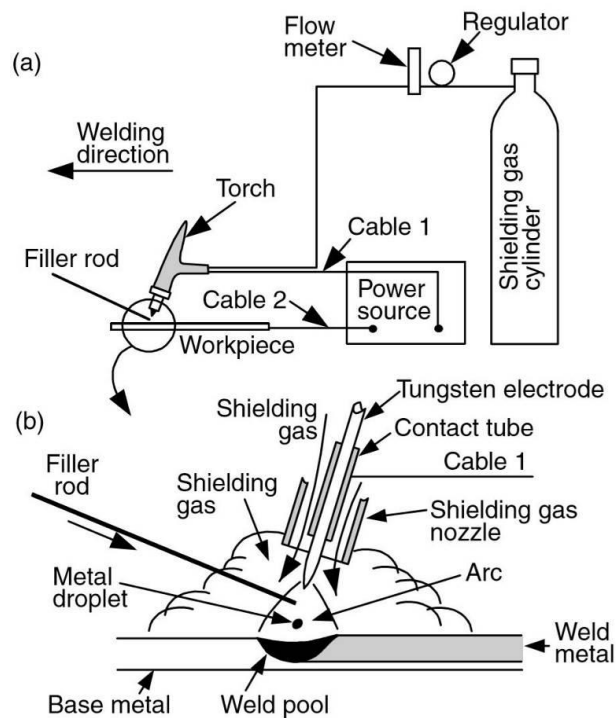


圖2.1 氬鐸之(a)設備，(b)作業示意圖。[1]

銲接過程中伴隨高溫高熱使銲材與底材熔融，因此金屬凝固過程中，會受到溫度梯度或是合金成分影響使微觀組織有所不同。首先金屬受熱達到熔點時，將由固態轉變為液態，當熱源遠離時，則開始降溫。此時溫度降至熔點下，若金屬液體成分純度極高，尚無晶核能夠產生，需達到一定的過冷度才會開始均質成核。金屬中有其它雜質、一種或多種以上合金元素，晶核則較容易生成，過冷度不須太大即可發生異質成核，直到液態轉變為固態。液體凝固時，所需活化能較低者，會優先成核，進而開始成長，成長過程中會將多餘的溶質元素排開，使尚未凝固之金液所含溶質濃度變高。以二元相圖可以得知多數合金固化之溫度與共析點皆低於該元素熔點，合金元素添加可減少成核所需的過冷度。

此外銲接過程中熱擴散關係，銲接金屬區從熱源到熔融界面有一溫度梯度，使各區域過冷度不同，讓凝固速率不同，造成凝固組織結構不同。凝固過程中有四種不同固-液介面凝固模式，平面晶(Planar)、胞狀晶(Cellilar)、柱狀枝晶(Columnar Dendritic)、等軸枝晶(Equiaxed Dendritic)結構。由圖 2.2(a)為二元合金相圖顯示，當溫度下降，凝固方向由左而右，固相濃度與液相濃度也隨之變化，持續凝固過程中，固相成分沿著固相線改變，液相成分沿著液相線改變，由於固相溶解度較低，凝固時溶質原子會被推擠至液相，液相溶質濃度上升，最後在液相凝固邊界形成富溶質邊界層，如圖 2.2(b)中深色區域與圖 2.2(c)，圖中直線為液相溫度，曲線為液相線，若液相線固液介面切線斜率較實際固液界面溫度斜率高時，隨著斜率差，微觀組織由平面晶轉變為胞狀晶，再來形成柱狀枝晶，最後斜率差到一定程度則轉變為等軸晶結構。

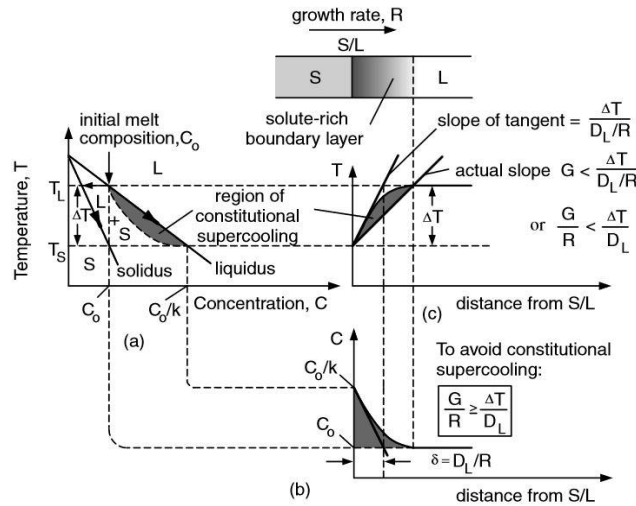


圖2.2 組成過冷 (a)相圖 (b)液態組成分布 (c)液相線及溫度取線。[1]

銲接過程會伴隨高熱量使材料局部加熱，加熱區域距離熱源越遠，受熱影響越低，且不同銲接方法能量密度不同，也會導致受熱區域面積不同，不同區域形成銲接不同的後顯微結構。可分為如圖 2.3 所示銲接金屬區(Weld Metal, WM)、熱影響區(Heat Affect Zone, HAZ) 及基材區(Base metal, BM)。銲接金屬為金屬熔融與凝固之區域，旁邊區域為熱影響區，此區域受銲接過程中熱影響，使顯微結構變化，可再細分為粗晶影響區及細晶影響區，差別在於銲接過程中靠近銲接金屬區所在溫度較高使組織粗大，較遠處溫度較低有細晶效果，熱影響區與銲接金屬區界面為熔融線。最後一區為基材區，這一區離銲接熱源較遠，受到熱影響小，顯微結構及機械性質並沒有改變。

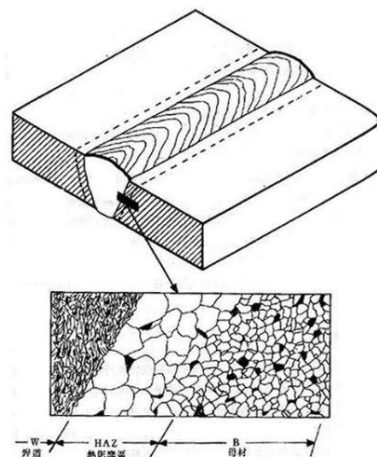


圖2.3 銲接區域示意圖。[2]

人類可以聽到的音波頻段介於 16 Hz 到 20 KHz 之間，若聲波頻率高於該頻段稱為超音波，工業上用於非破壞檢驗頻率，為使訊號可以清楚判定缺陷，不讓細小缺陷被忽略，通常波長會小於缺陷大小，故以 500 KHz 到 25 MHz 頻段為主。超音波檢測儀產生高頻脈衝至探頭內壓電晶體，透過正負交變電壓訊號使壓電晶體厚薄變化產生機械震盪之超音波傳送入檢測件內，再藉放大電路增幅及掃瞄電路時序控制將回波訊號先後顯示於示波器螢幕上，如圖 2.4 所示。

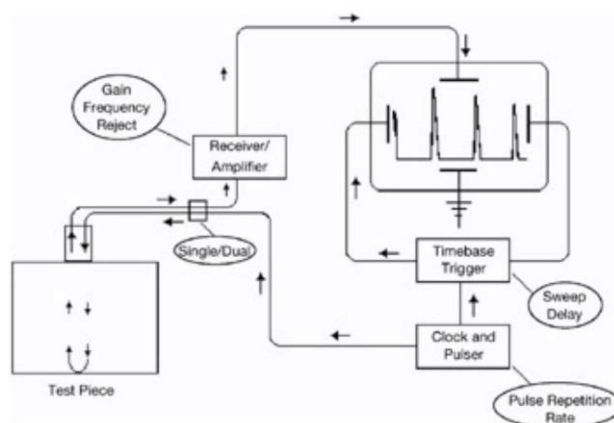


圖2.4 超音波檢測儀系統裝置圖。[3]

文獻指出超音波音速對於顯微結構變化敏感，晶粒變形為造成材料性質中音速變化的原因之一。以中碳鋼 1045 為例[4]，進行不同熱處理條件可得不同微觀組織，圖 2.5 在 4 MHz 縱波條件，水淬後(WQ)麻田散體組織測得超音波音速約 5885 m/s，冷卻速率較緩慢的油淬所得音速約 5915 m/s，正常化(N)與退火(A)後所得音速分別為 5925 m/s 及 5935 m/s，由此可見音速在肥粒體及波來體快於麻田散體。

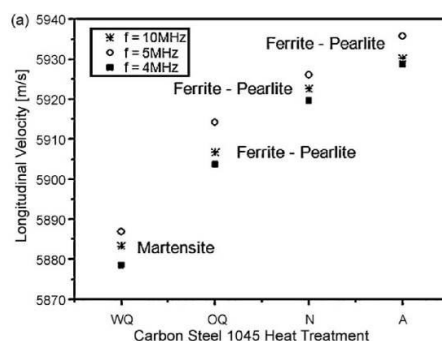


圖2.5 碳鋼不同相對音速影響。[4]

對一塊材進行直束式超音波檢測可測得多個回波訊號如圖 2.6(a)，顯示每個回波訊號裡有多個延遲不同之訊號。根據惠跟斯原理(Huygens Principle)，波前的每一點可以被認為是產生波的波源，當超音波訊號接觸到缺陷或界面時，波形變成由多個波源產生波之疊加態，使超音波檢測在材料內傳播回波訊號不只一個，如圖 2.6(b)。會在示波器呈現產生多個回波訊號，又稱波包(Wave Packet)。圖 2.7 取兩個回波訊號內的同一頻率的時間差除於行走距離，所得之音速為相速度(Phase Velocity)，若將波包裡所有波峰點為連成一線所呈現的曲線稱為波絡線(Wave Envelope)，既振幅變化，該振幅傳播速度為群速度(Group Velocity)。

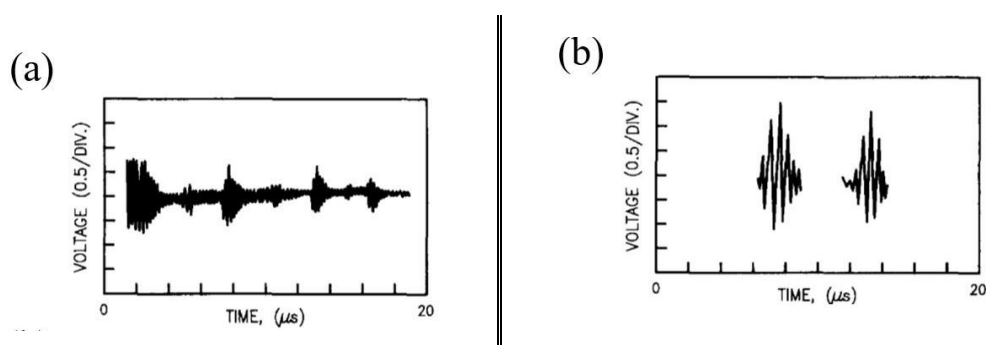


圖2.6 (a) 超音波回波訊號，(b) 回波訊號放大。[5]

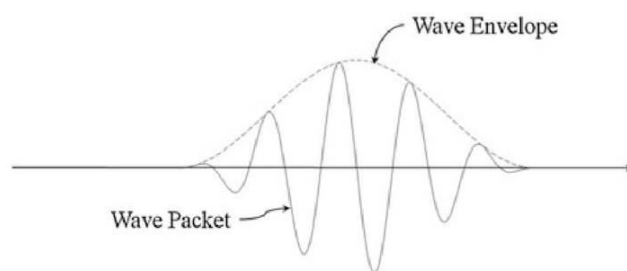


圖2.7 波包與波絡線示意圖。[6]

超音波音速主要取決於彈性常數(Elastic Constant)，對於彈性等向性材料任何方向的彈性常數都一樣，而凝固組織或是軋延組織會有明顯方向性，又稱彈性異向性，原因在於材料不同方向的垂直面原子堆積密度不一樣[7]。以圖 2.8 的 308L 覆鋅為例[8]，可以發現超音波入射方向與凝固取向不同角度會呈現依常態分佈趨勢，如圖 2.9 所示，超音波訊號遇到的晶界越多衰減越大。對於厚試片而言，超音波行走距離越長受到衰減影響越嚴重，可能導致超音波訊號偏移。

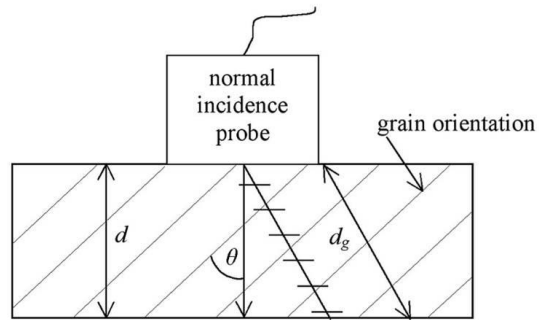


圖2.8 超音波與凝固取向示意圖。[8]

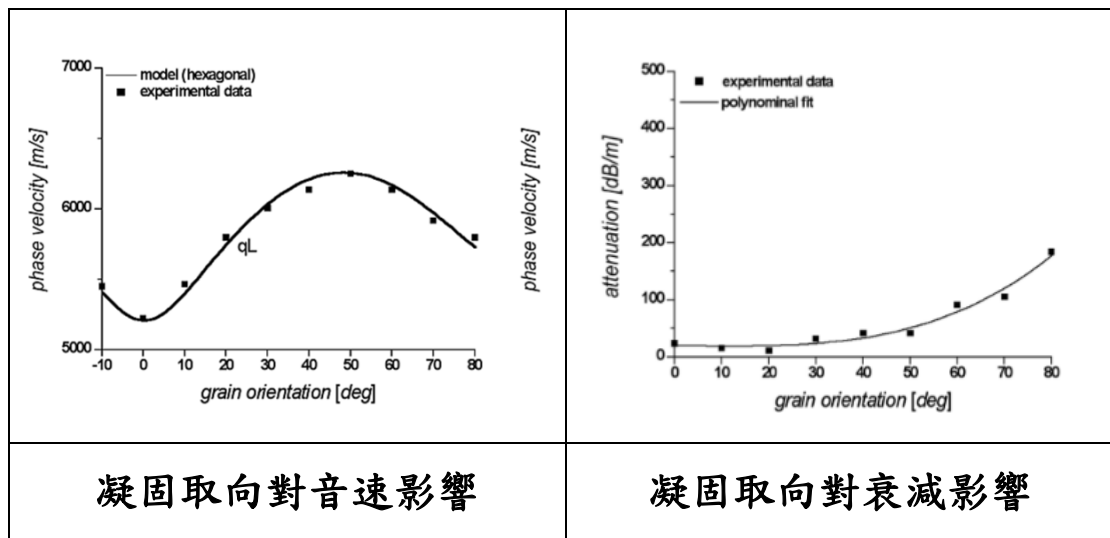


圖2.9 凝固與材料機械波傳遞特性關係[8]

2.2 實驗流程

2.2.1 銲接流程及加工

- (1) 首先利用陶瓷砂輪片將 316L 待銲件表面雜質及凸出部分剷除，接著使用碗型不銹鋼刷將表面清潔。
- (2) 在 316L 底材表面四邊加裝導引板，如圖 2.10，目的讓銲道起頭與結尾落在導引板，讓 316L 底材上的每一覆銲道的各位置的銲道性質更相近，如圖 2.11 所示。
- (3) 將 316L 底材與固定變形用之中碳鋼底板加熱至 100°C，並使用低碳鋼為銲料將兩者以暫銲的方式固定在一起防止變形。
- (4) 52M 覆銲層前，先銲上兩層 308L 緩衝層，後續開始以 52M 施銲，52M 單一道次約 1.7 mm 厚，表面研磨後約剩 1.5 mm 厚，每四層覆銲厚度為 6 mm。如圖 2.12 所見，每階梯施銲四層覆銲層，四層覆銲後下一階梯覆銲面積減少 50 mm，保留前覆銲面形成階梯狀。施銲過程中每道銲道層溫控制在 100°C 至 120°C，銲道搭疊控制在 50%，最後覆銲件完成品如圖 2.13 所示，每階梯實際厚度皆大於階梯設計厚度，目的讓試片有多餘的厚度利於銑床加工。
- (5) 試片加工區域如圖 2.14 所見，使用放電加工(Wire Electric Discharge Machining, WEDM)切割，分為四個區域，區域(a)(d)為參考試片取樣位置，區域(b)為金相試片與維硬度試片位置，最大面積的區域(c)銑床加工為 D 型比較規塊。

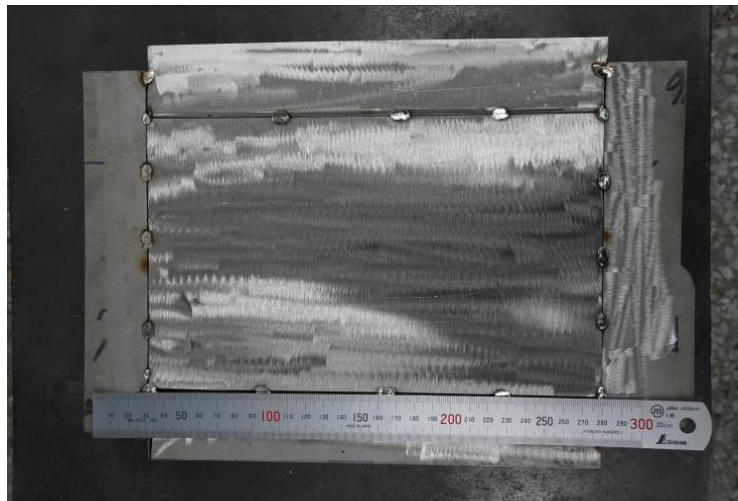
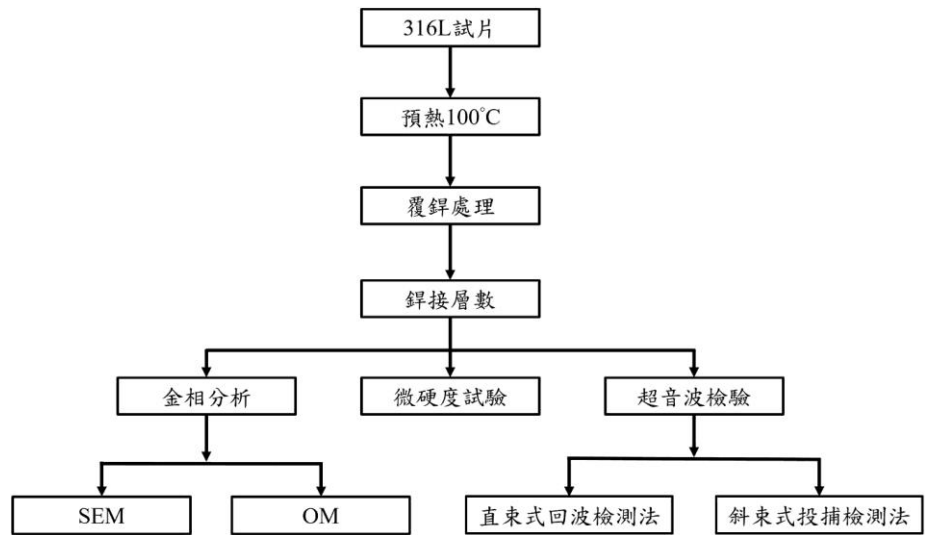


圖2.10 導引板示意圖。



圖2.11 覆鋅工法示意圖。

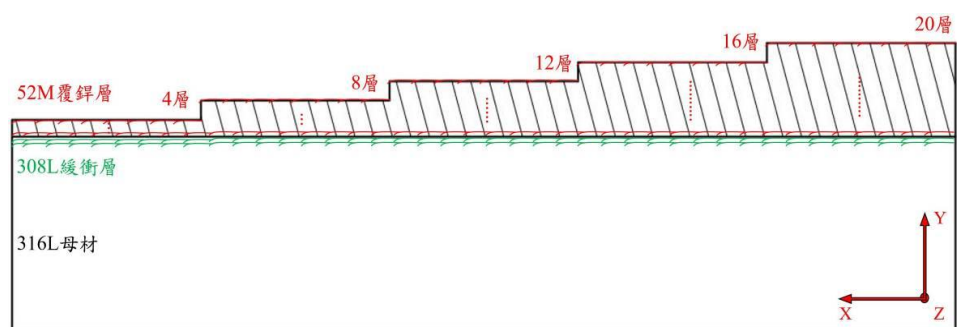


圖2.12 覆鋅堆疊示意圖



圖2.13 覆鋅件示意圖



圖2.14 試片取樣示意圖

2.2.2 超音波檢測

使用檢測儀器為 OLYMPUS 公司生產 OmniScan MX2，探頭型號 C566-SM，頻率為 2.25 MHz 縱波，壓電晶體直徑 9.5 mm，楔形塊型號 ST2-45L-IHC，探頭耦合劑為水。超音波訊號路徑檢測方法使用斜束式投捕檢測法，如圖 2.15 所示，超音波回波檢測方法為直束式回波檢測法，如圖 2.16 只採用單一探頭，由於訊號要 90° 採樣，因此不使用楔形塊。本研究皆採用 A-Scan 呈像法取得數據。超音波檢測規塊分為兩種：

第一種為覆鋅試片經銑床加工成階梯狀之規塊即 D 型比較規塊，每階梯之高度差 5 mm，試片厚度最高 75 mm，如圖 2.17 所見之檢測規塊。第二種為參考試片，尺寸上無特別要求，只需加工成整數方便計算即可，此試片求取自覆鋅試片兩側不同位置，如圖 2.18 所示，試片依檢測需求取樣不同厚度、不同角度方及不同深度位置。

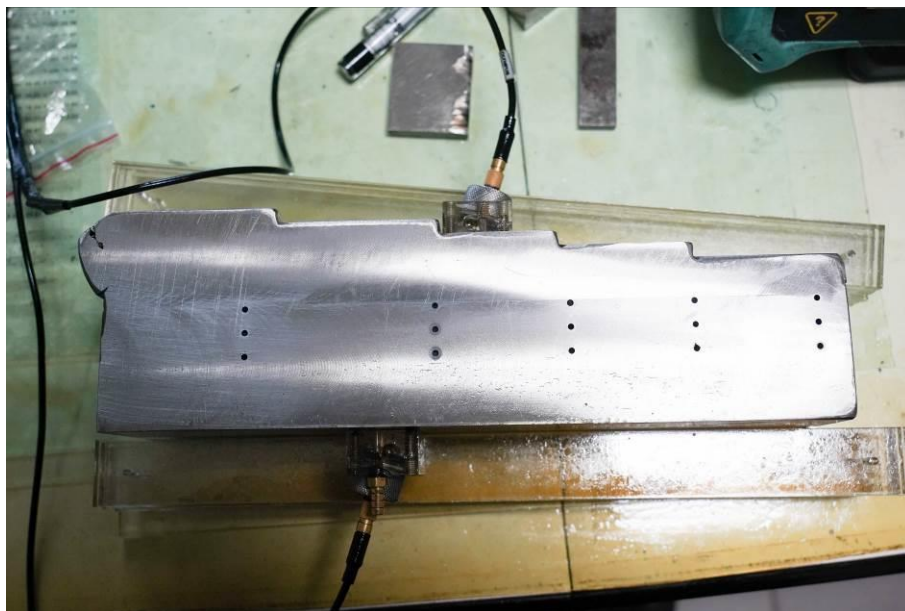


圖2.15 斜束式投捕檢測法示意圖。

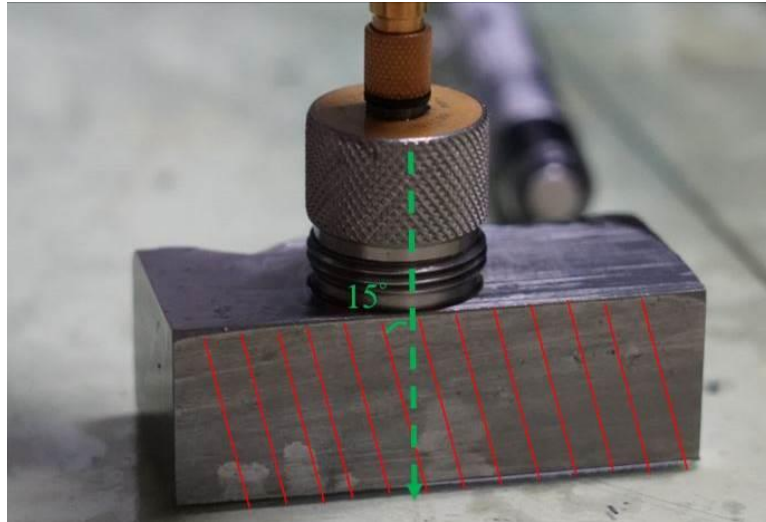


圖2.16 直束式回波檢測法示意圖

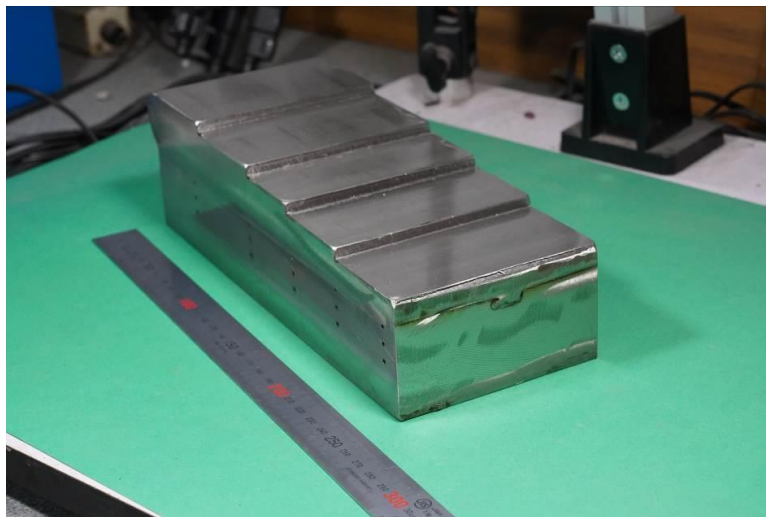


圖2.17 D 型比較規塊



圖2.18 參考試片

2.2.3 超音波音場與衰減

引起超音波訊號強度減弱主因素有：

發散(Divergence)：超音波音速作用的範圍稱為音場(Acoustic Field)，隨距離探頭越遠音場會持續發散，過程中超音波振幅分布稱為音壓(Acoustic Pressure)，而音壓變化並非一致。當超音波探頭受到一正負電壓訊號，壓電晶體震盪會產生出許多波動，複數波在傳播過程中會相互發生建設性干涉及破壞性干涉，使之聚焦於一點，如圖 2.19 直線處，該點位區域稱為聚焦區(Focal Zone)，該區域音壓最強，訊號清晰，超音波探頭與聚焦區之間稱為近場，音壓複雜，音波干涉嚴重，因此不宜檢測缺陷；過了聚焦區稱為遠場，遠場振幅會隨著距離變弱，音壓梯度也隨之下降，其中將探頭中心點及音壓曲線連成一線，再將探頭中心點及音壓曲線邊際連成一線，兩條線之夾角為發散角(Angle of Divergence)。透過公式(2-1)的計算只要有探頭直徑與超音波在材料內的波長，就可計算出聚焦區距離探頭距離，音場發散角度則可利用公式(2-2)計算獲得。

衰減(Attenuation)：在均質物質情況下，材料內部組織對超音波振幅影響不大。然而一般情況材料常伴隨缺陷使超音波振幅衰減，以金屬材料為例，晶粒缺陷包括雜質、氣孔、晶界及析出物，若材料有方向性亦使衰減不一致。

$$N = \frac{D^2}{4\lambda} \dots\dots\dots (2-1)$$

$$\sin(\theta) = \frac{1.22\lambda}{D} \dots\dots\dots (2-2)$$

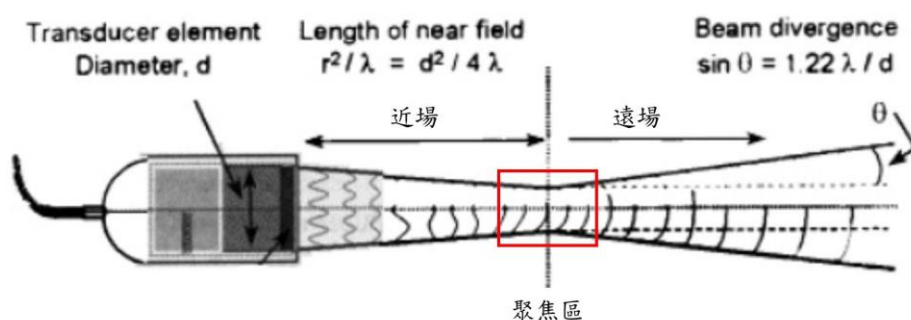


圖2.19 探頭音場分布

2.2.4 慢度面

慢度面(Slowness Surface)用於表現一材料之波傳特性，透過音波在材料內傳播速度之倒數繪製，計算材料內縱波、縱剪波及橫剪波之波傳速度與偏折角度之關係，該圖面廣泛運用於建築結構業與地震相關之研究。在超音波檢測中為方便呈現超音波經過不同材料後，相速度與群速度變化[9]，用慢度面表示。慢度面繪製數據來自相速度倒數，慢度面 X 軸與 Y 軸單位皆為公尺分之秒(s/m)，因此音速越快距離原點越近。以縱波繪製為例，材料為彈性等向性，繪製出來的圖形會呈現圓形，該圖形常出現於退火後低碳鋼，若彈性異向性則呈現四邊形，單晶組織或銲接後組織為該圖形。以圖 2.20(a)兩個彈性等向性材料為例，當一個橫波從樹脂玻璃(Plexiglass)以 36.7°出發至肥粒體基的鋼材時，音波角度會折射成 45°，此時樹脂玻璃音速假設為 2330 m/s，即可利用 Snell's Law 計算出肥粒體基鋼材音速。另一種情況為從彈性等向性至彈性異向性材料時，如圖 2.20(b)，此時可以發現覆銲層橫波音速不一致，且覆銲層組織若方向有傾斜，慢度面整體會跟著傾斜，當一橫波從樹脂玻璃以 47°順著傾斜方向出發至覆銲層，超音波會折射成 49°相速度，對該點位切線位置繪製出 19°線該線條角度為群速度角度。此外群速度角度也是超音波檢測的振幅角度，若將超音波探頭轉身 180°逆著覆銲組織傾斜角，會產生 84°相速度的反射波與 60°群速度的反射波，再透過公式(2-3)，利用相速度與角度算出群速度，如圖 2.21 所示。

$$\cos\Delta = \frac{V_p}{V_g} \dots\dots\dots (2-3)$$

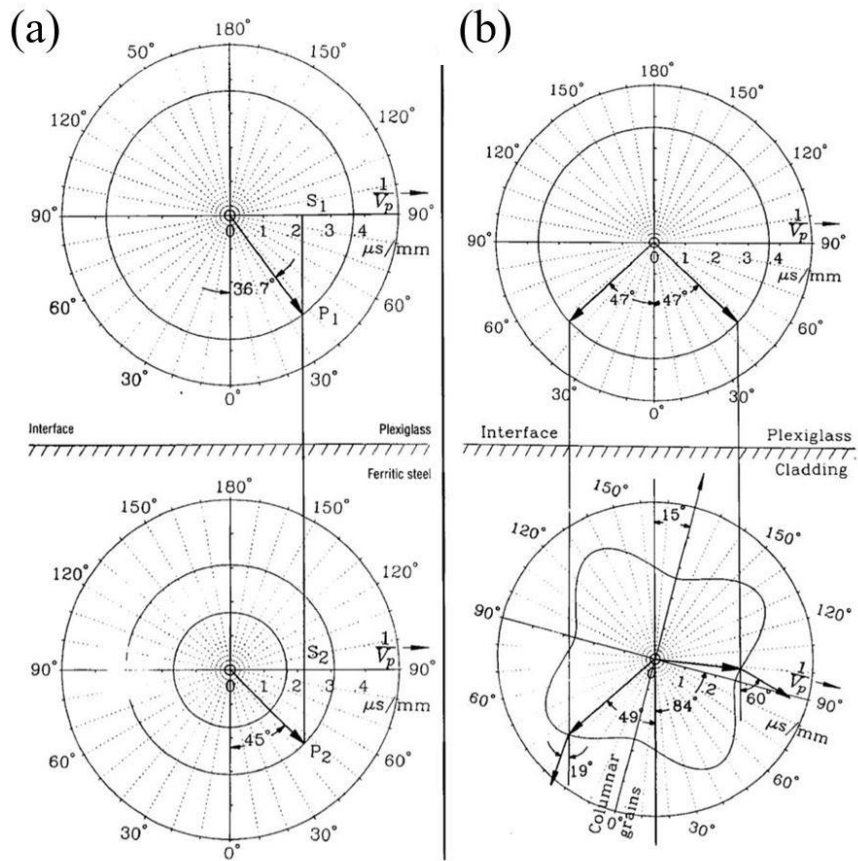


圖2.20 (a)等向性對等向性慢度面變化(b)等相性對傾斜異向性慢度面變化 [10]

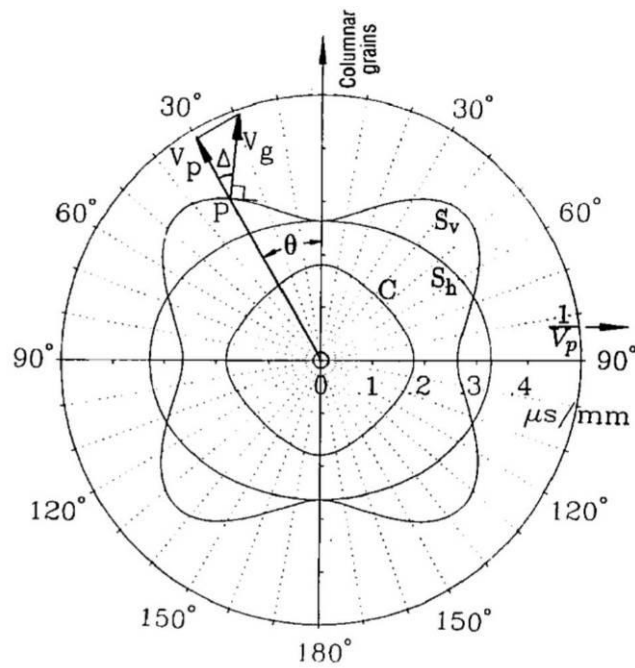


圖2.21 相速度與群速度夾角關係。[10]

2.3 實驗結果

使用 GTAW 銲接方法，選用適當的銲接參數和銲接數後，觀察覆銲區域結果，圖 2.22 為施銲 16 層覆銲層試片之巨觀金相。316L 區域無法清楚觀察熱影響區變化，308L 區域可清楚觀察到銲接層數為兩層，52M 覆銲區域晶粒成長方向則呈現一傾斜角度。



圖2.22 覆銲試片巨觀金相

圖 2.23 為 308L 熔融線至 316L 底材熱影響區，區域 (a) 為熔融界面處之晶粒形貌，對比區域(b)(c)晶粒形貌差異性不明顯，顯示 316L 熱影響區並未產生相變化，底材並未受到熱影響而有明顯差異。經圖 2.24 的 EDS 成分分析結果，Cr/Ni 在 316L 晶粒內為 1.11，條紋為 3.65 因此判定為 δ 肥粒體，與靠近熔融線熱影響區之條狀 δ 肥粒體，成分相近。

觀察 316L 側熱影響區至 316L 底材內縱向硬度分布，底材硬度值受熱影響深度約 7.5 mm，硬度值由熔融線 220 HV，逐漸下降至底材硬度 160 HV。從金相分析顯示底材並未受到銲接熱影響產生相變化或晶粒大小變化，因此由 52M 覆銲層與 308L 緩衝層銲接熱應力造成 316L 熱影響區塑性變形，產生應變硬化現象使熱影響區硬度略微提升。

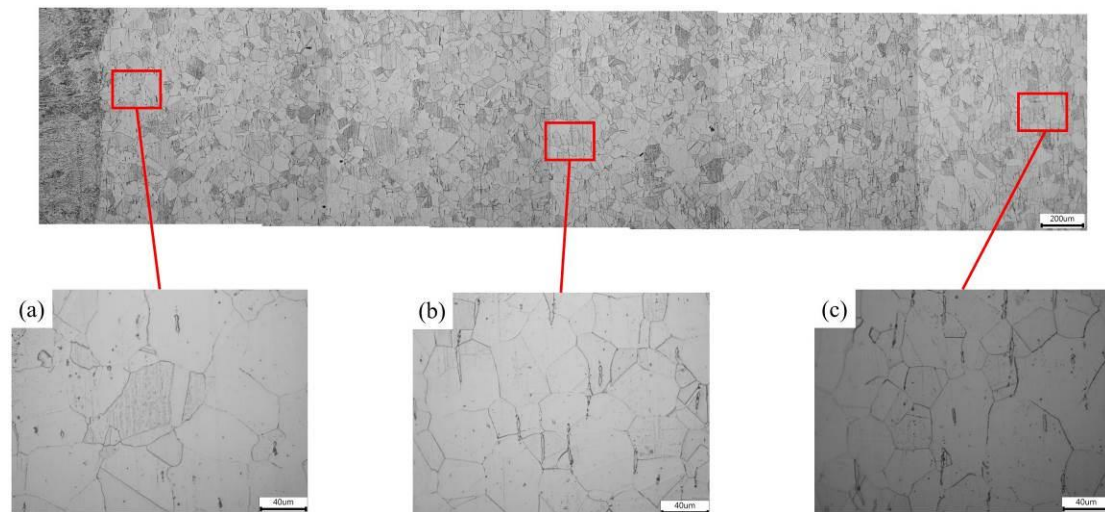
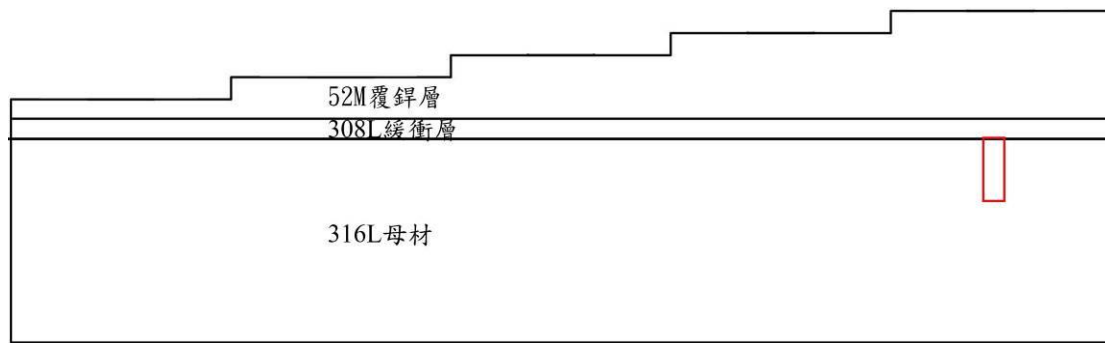
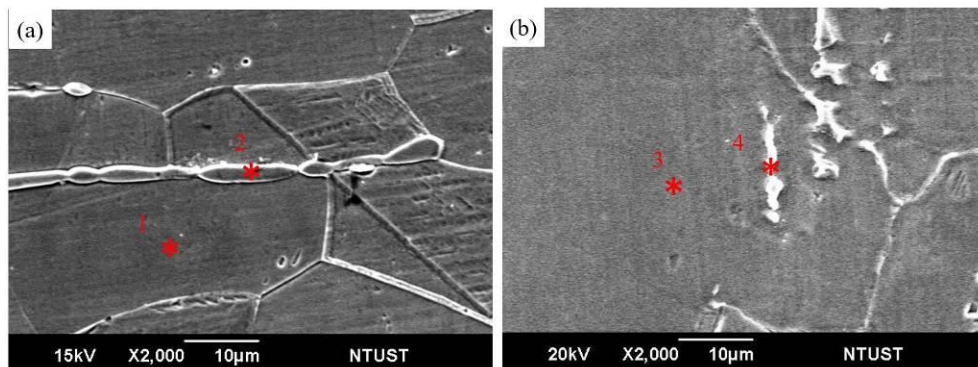


圖2.23 316L 不銹鋼底材處 (a)熔融線區及(b)(c)熱影響區金相圖



Position	Cr	Fe	Ni
1	16.45	68.82	14.73
2	24.25	69.11	6.64
3	18.01	72.04	9.96
4	21.57	72.18	6.24

圖2.24 316L 底材處 SEI 影像及 EDS 成分分析(wt. %)

圖 2.25 為 308L 緩衝層之縱向金相，圖的左右兩側分別為 52M 與 316L 熔融線，區域(a)~(e)顯示 308L 銲接組織主要以胞狀晶與柱狀枝晶為主。透過凝固模式與理論，可以得知晶粒形貌與尺寸，依過冷度不同有所差異。銲接金屬區越靠近熱源，過冷度大，生成柱狀枝晶；越遠離熱源，過冷度小，較易生成胞狀晶。由於銲接冷卻速率快，柱狀枝晶與胞晶成長時間不足，容易在晶臂間留下空間聚集溶質原子，沃斯田體系不銹鋼在冷卻速率快的情況下，晶臂間有可能生成殘留 δ 肥粒體，區域(a)(c)組織在經歷下一層覆銲後，受到銲接熱影響使其逐漸成長，使緩衝層內胞狀晶與柱狀枝晶相互混合，對比區域(b)(d)區域遠離銲道界面處，組織內晶臂間相對不明顯。

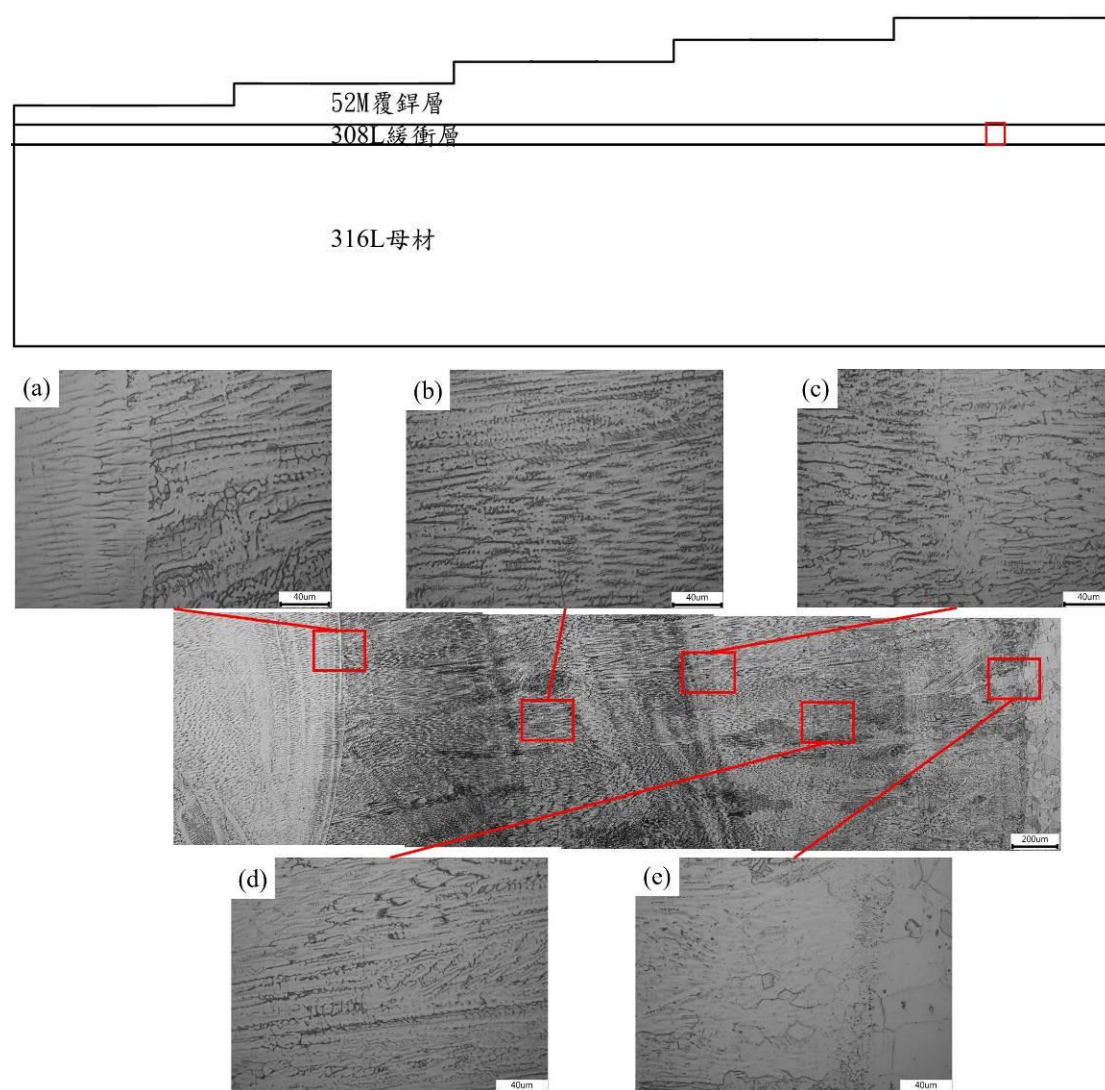


圖2.25 308L 緩衝層 (a) 52M 熔融線區、(b) 緩衝層第二層、(c) 緩衝層第一和 second 層界面及(d)316L 熔融線金相圖

覆鋅件覆鋅層之晶粒形貌，如圖 2.26 所示，顯示該區域為 20 層 52M 鎳基合金覆鋅組層，晶粒成長方向朝溫度梯度最大方向成長，遷移晶界朝覆鋅工法堆疊方向傾斜。區域(a)為最上層第 20 層覆鋅，由於鋅接金屬區最外側距離鋅接熱源近，過冷度比內部大，組織生成等軸晶。區域(b)為外層往內距離約 5 mm 處，沒有觀察到等軸晶，與 308L 緩衝層一樣以胞狀晶與柱狀織晶為主。52M 覆鋅層層數多，鋅接熱影響明顯，除了最上層第 20 覆鋅層，內部每一層皆受到後續覆鋅層熱影響，使組織內胞狀晶與柱狀織晶成長及混合組織，區域(c)(d)對比區域(b)明顯柱狀枝晶與胞狀晶的晶臂較小。

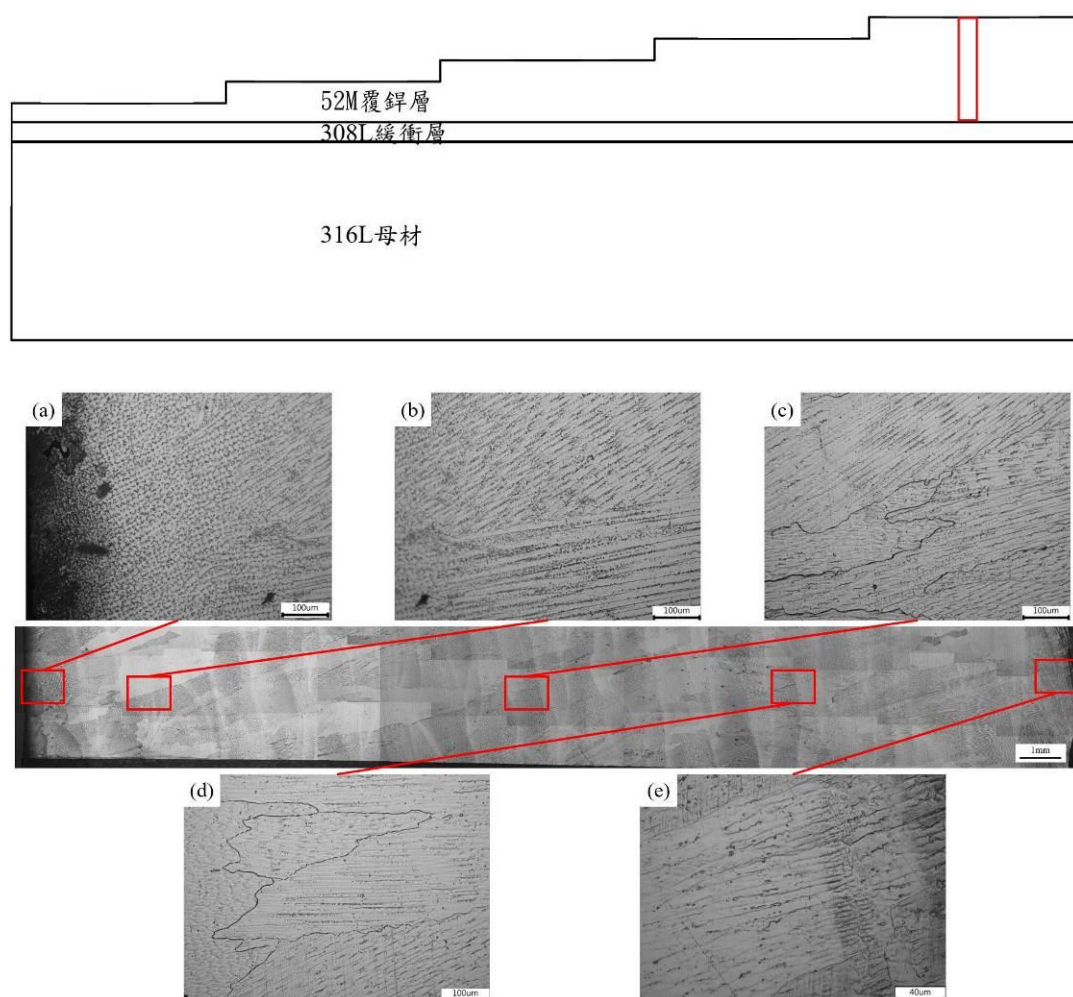
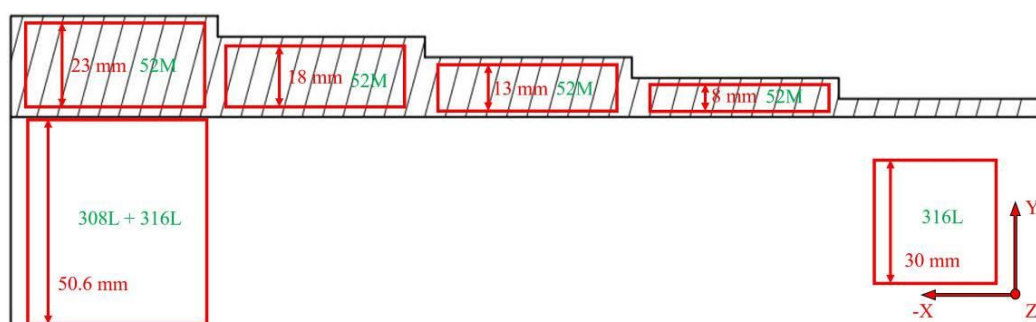


圖2.26 52M 覆鋅層 (a)覆鋅層第二十層、(b)覆鋅層第十七層、 (c)緩衝層中間區域、(b)覆鋅層四分之三區域及(d)覆鋅層熔融線金相圖

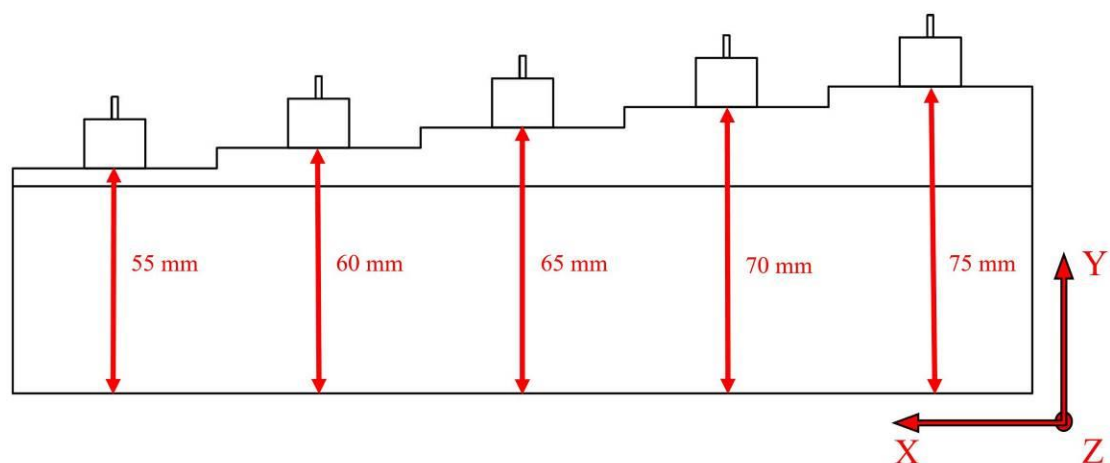
2.3.1 超音波檢測結果

超音波探頭發送之超音波訊號行走過程中容易受到組織內部結構影響導致訊號減弱，在非凝固組織，晶粒大小與超音波衰減係數可計算，晶粒越大衰減係數越大。異質界面屬於附加衰減，可視為一衰減常數直接扣除，超音波行走距離越長，衰減越嚴重。圖 2.27 為在 2.25 MHz 縱波的條件，針對 316L 底材參考試片、覆銲上 308L 的 316L 底材參考試片與不同厚度之純 52M 覆銲層參考試片進行直束式回波檢測。可以發現 316L 底材銲上 308L 緩衝層之後，衰減係數略增 0.006 dB/mm，由此推測 308L 緩衝層與 316L 底材間的界面對波動的進行影響不明顯。在不同厚度 52M 覆銲層參考試片檢測下，衰減係數約 0.37~0.48 dB/mm，為覆銲 308L 緩衝層之 316L 底材的 3~4 倍，推測在 52M 覆銲層對超音波訊號偏移作用相當顯著。圖 2.28 為 D 型比較規塊直束式回波檢測，對所有材料一次檢測。衰減係數計算採用固定分貝比值法，第一回波固定在 80%，測得 52M+308L+316L 衰減係數比前述 52M 參考試片低，主要原因在 52M 覆銲層加上 308L 緩衝層及 316L 底材，使單位距離衰減係數降低。其中 D 型比較規塊中的 55 mm 階梯與 60 mm 階梯衰減比純 316L 低，推測試片取樣位置差異所導致。



材料	316L	308L+316L	52M			
厚度 (mm)	30	50.6	8	13	18	23
衰減係數 (dB/mm)	0.086	0.092	0.374	0.481	0.455	0.391

圖2.27 參考試片衰減係數



板厚	55 mm	60 mm	65 mm	70 mm	75 mm
Echo 1	81%	81%	79%	80.2%	79.8%
Echo 2	--	--	--	12.9%	11.7%
Echo 3	11.4	8.6%	3.9%	無訊號	無訊號
衰減係數 (dB/mm)	0.075	0.078	0.097	0.110	0.216

圖2.28 52M+308L+316L 衰減係數

斜束式投捕法檢測

由圖 2.22 可以發現 308L 緩衝層厚度薄，無法獨立檢測，故將 308L 與 316L 視為一體，一同進行超音波檢測，透過 EDM 切割後將 52M 全部切除保留 308L 緩衝層及 316L 底材，所剩厚度約 50.6 mm。如圖 2.29 所示，使用 45°投捕法縱波檢測對 308L+ 316L 進行測定，所測得折射角度為 42.5°，由楔型塊入射角度為 16.5°，音速 2330 m/s，根據公式(2.4)可以計算出 308L+ 316L 音速約為 5542 m/s。圖 2.30 與圖 2.31 對 52M+308L+316L 之 D 型比較規塊檢測，由於覆鋁工法有施作方向，如圖 2.22 所示，遷移晶界朝向施作方向，晶粒方向對超音波有影響，故檢測上有分順覆鋁方向的 X 方向與逆覆鋁方向的 -X 方向兩種檢測方向。圖 2.30 為 -X 方向檢測，超音波訊號從 52M 端發射至 316L 端接收，不同覆鋁厚度檢測，兩探頭間鈍角有變小趨勢，圖 2.31 為 X 方向檢測，超音波訊號角度與 -X 方向一

樣位移，另外受限於試片尺寸，X 方向無法檢測 5 mm 覆銑厚度，-X 方向無法檢測 25 mm 覆銑厚度。圖 2.32 與圖 2.33 將上述所有角度線統整，可供繪製出超音波訊號在 52M 覆銑層裡的檢測角度線。由此可以發現檢測方向在 X 方向與 -X 方向的 52M 緩衝層裡線段角度隨厚度增加不停變化，此處值得注意的是兩方向檢測皆為 45° ，但繪製出的角度相差超過 10° ，且 X 方向之角度位於兩探頭角度線下方，-X 方向之角度線則位於兩探頭角度線上方，對此無法利用公式(2.4)計算 52M+308L+316L 折射角度與超音波音速之關係。為了解超音波在覆銑層裡實際路徑，將不同 52M 覆銑層厚度內之角度線前端集結於一點，線段尾端以紅線連結。結果超音波訊號路徑會隨覆銑厚度增加而持續往探頭位移，如圖 2.34(a)-X 方向檢測紅線整合路徑轉折明顯起，圖 2.34(b)X 方向檢測之超音波整合路徑相較-X 方向起始較為平緩。其中圖 2.34(a)(b)凸出紅線之角度線皆為 D 型比較規塊同一點位，主要由試片銲接變形，引起上後續銑床加工切削過多 316L 底材，所導致的檢測誤差。

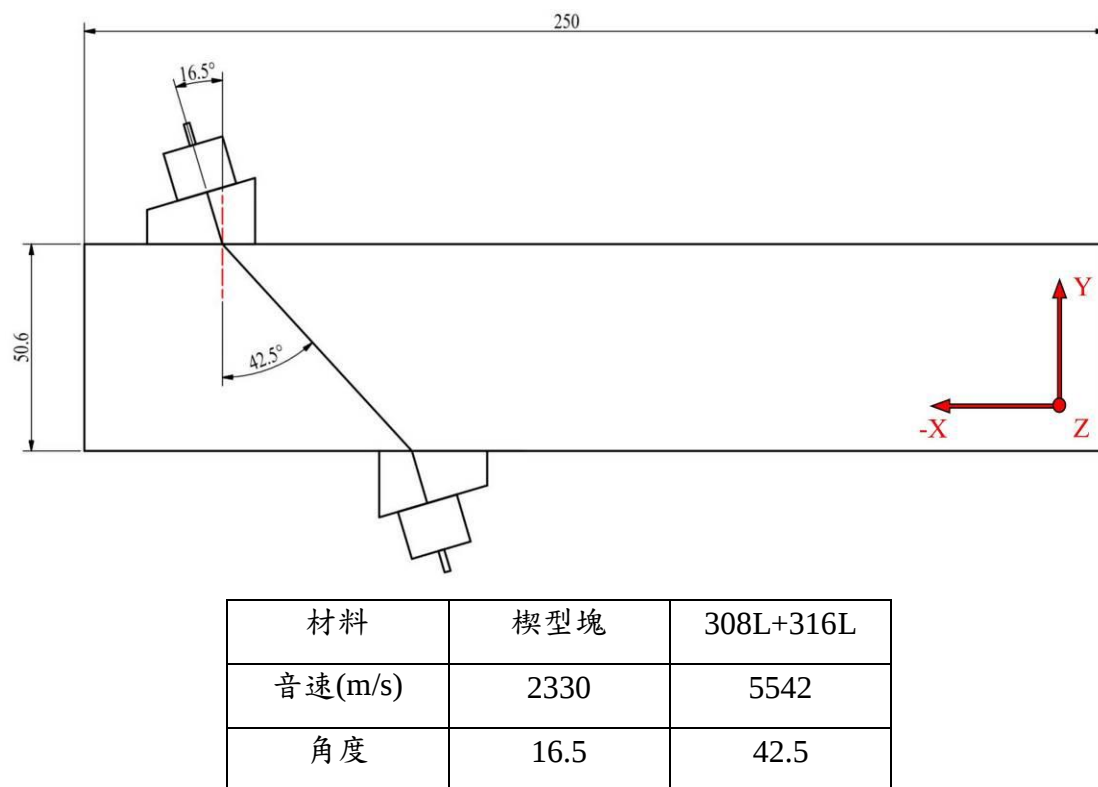
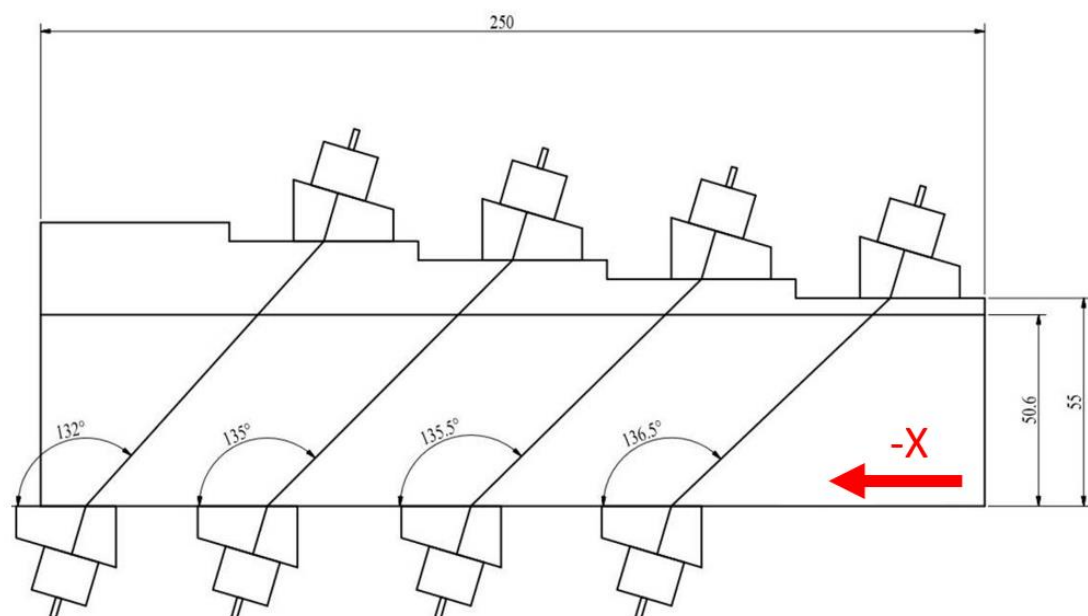
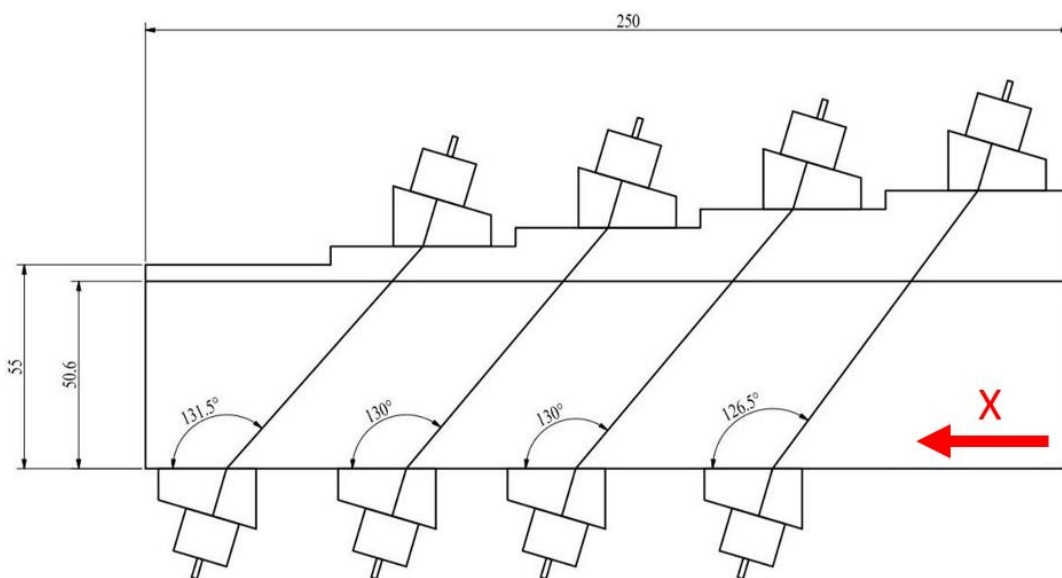


圖2.29 308L+316L 材之折射角度



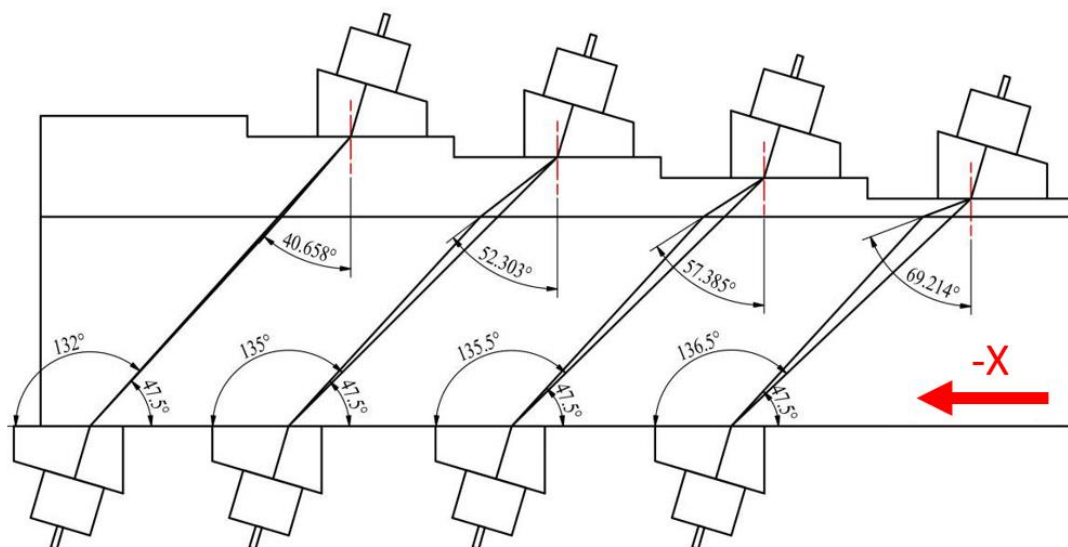
覆鋅厚度	5 mm	10 mm	15 mm	20 mm
角度	136.5	135.5	135	132

圖2.30 -X 方向之兩探頭角度



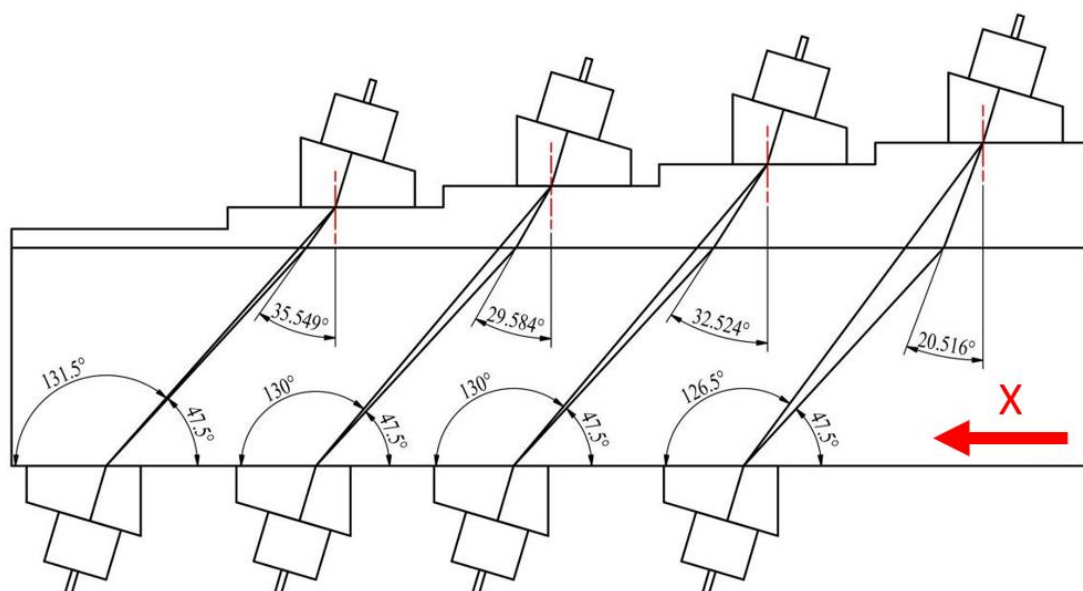
覆鋅厚度	10 mm	15 mm	20 mm	25 mm
角度	131.5	130	130	126.5

圖2.31 X 方向之兩探頭角度



覆錒厚度	5 mm	10 mm	15 mm	20 mm
角度	69.214	57.385	52.303	40.658

圖2.32 -X 方向之整合角度



覆錒厚度	10 mm	15 mm	20 mm	25 mm
角度	35.549	29.584	32.524	20.516

圖2.33 X 方向之整合角度

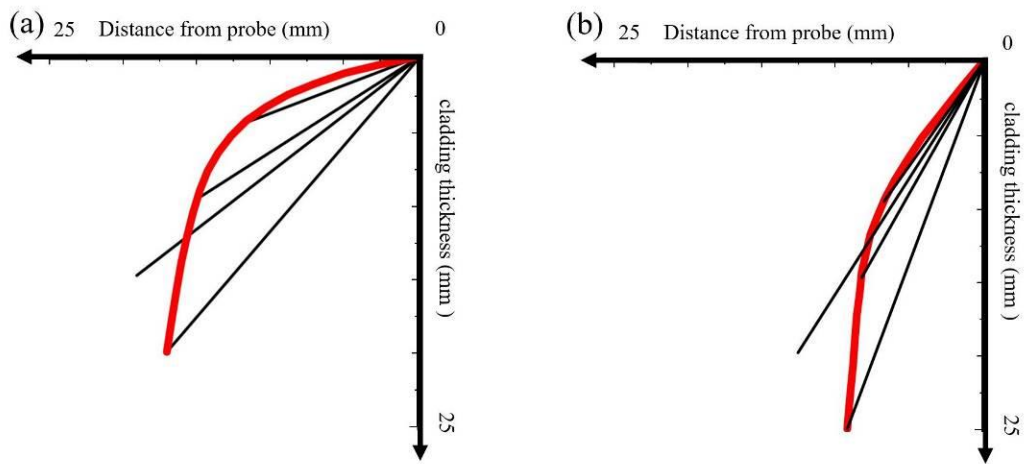
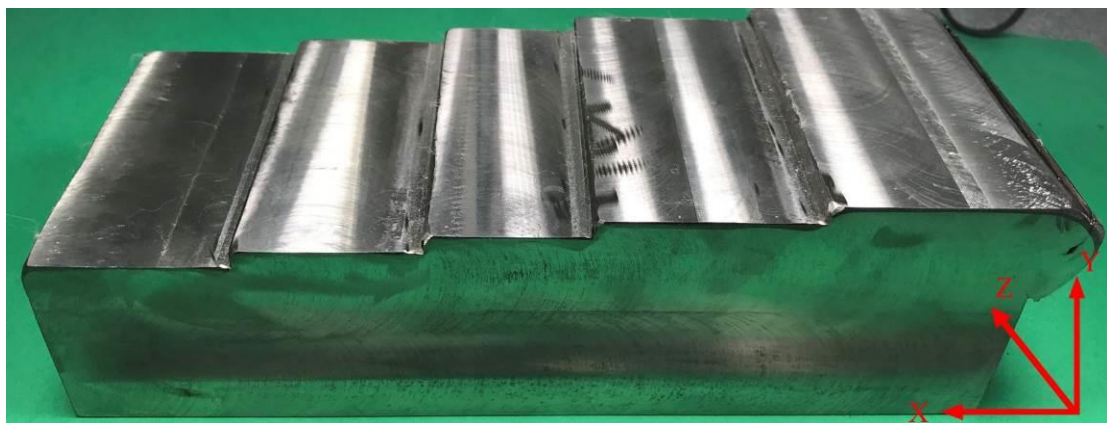


圖2.34 不同厚度檢測整合路徑 (a)-X 方向整合路徑及 (b)X 方向整合路徑

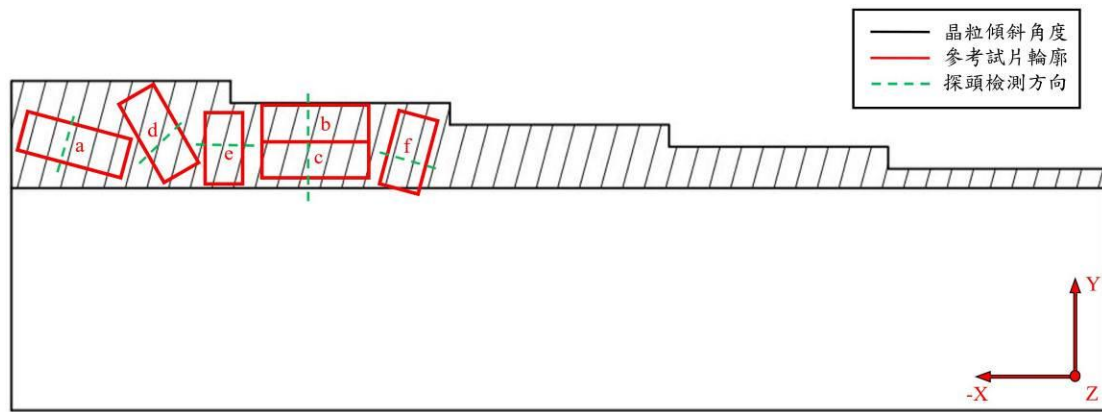
直束式回波法檢測

圖 2.35 對於 316L 試件三個方向進行回波檢測法，可以發現 X、Y 方向音速較接近，Z 方向音速較快，Z 方向為金屬板壓延方向所致。本研究之超音檢測方向避開 Z 方向，不影響實驗結果。圖 2.36 顯示在覆鋁層對沿著遷移晶界方向裁切不同角度之試片，進行直束式回波法檢測，顯示 0° 與 90° 音速接近，接近 45° 最快，因此對其現象進行常態分布區近，呈現如圖 2.37。其中圖 2.36 的試片(b)和(c)角度皆為 15° ，不同覆鋁層區域，超音波音速相差 85 m/s，由上層覆鋁層鋁接熱影響程度與下層鋁接熱影響程度不同使微觀組織差異所致。



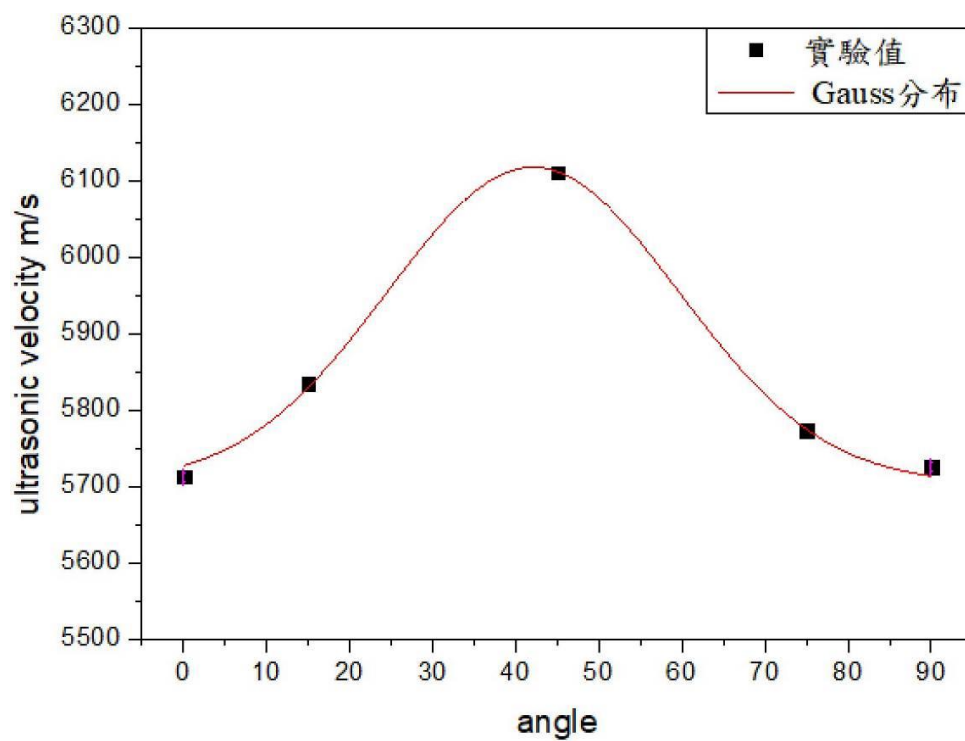
方向	X	Y	Z
音速 (m/s)	5580	5582	5802

圖2.35 316L 底材不同方向音速



編號	a	b	c	d	e	f
夾角	0	15	15	45	75	90
音速 (m/s)	5712	5834	5749	6111	5773	5725

圖2.36 52M 覆鋅層參考試片取樣位置



角度	0	10	20	30	40	45	50	60	70	80	90
音速 (m/s)	5712	5781	5891	6029	6114	6111	6077	5948	5819	5743	5725

圖2.37 52M 覆鋅層音速常態分布

2.3.2 慢度面繪製

慢度面根據材料彈性特性所繪製出的圖，在不考慮材料特性細節與超音波訊號衰減的理想情況下，可以推測出超音波訊號實際路徑。依據圖 2.37 的 52M 覆鉀層音速常態分布，採用音速實際值與部分預測值，供繪製出 52M 覆鉀層慢度面縱波輪廓。探頭楔型塊為縱波音速 2330 m/s 的彈性等向性材料，壓電晶片至楔型塊之入射角度為 16.5° ，316L 底材檢測避開 Z 方向，XY 方向音速接近，故將 XY 截面假設為縱波音速 5580 m/s 的彈性等向性材料。依上述條件可以繪製出三種材料之慢度面關係。如圖 2.38 所示，楔型塊音速最慢，音速倒數後，慢度面輪廓最大。52M 覆鉀層由於有彈性異向性使慢度面呈現四邊形，由圖 2.37 得知，超音波音速在接近 45° 最快，因此繪製出的輪廓在 45° 位置最接近原點， 0° 與 90° 最遠。308L 覆鉀層厚度薄影響小，故與 316L 緩衝層一同繪製，根據圖 2.35 可以得知 316L 底材 XY 方向超音波特性接近，將其當彈性等向繪製，會與楔型塊輪廓一樣為圓形。根據圖 2.22 實際覆鉀層晶粒有傾斜方向，因此 52M 覆鉀層慢度面 Y 軸一同傾斜與實際試片同樣角度，如圖 2.39 所示。52M 裡超音波傳播無法使用公式計算，原因在於 52M 為彈性異向性，相速度與群速度不一樣，相速度 (V_p) 為超音波入射角度，但實際振幅方向即訊號方向為群速度 (V_g)，探頭接收端所能接收到最強振幅位置。由圖 2.39(a)-X 方向進行檢測，可以發現超音波以頻率 2.25 MHz 縱波、2330 m/s 的速度及 16.5° 入射角度進入 52M 覆鉀層，法線與 52M 覆鉀層慢度面輪廓交點位置繪製出的 46.23° 為相速度角度，在輪廓線上交點垂直切線繪製出的 54.29° 為群速度角度，透過公式可以得知群速度略快於相速度。

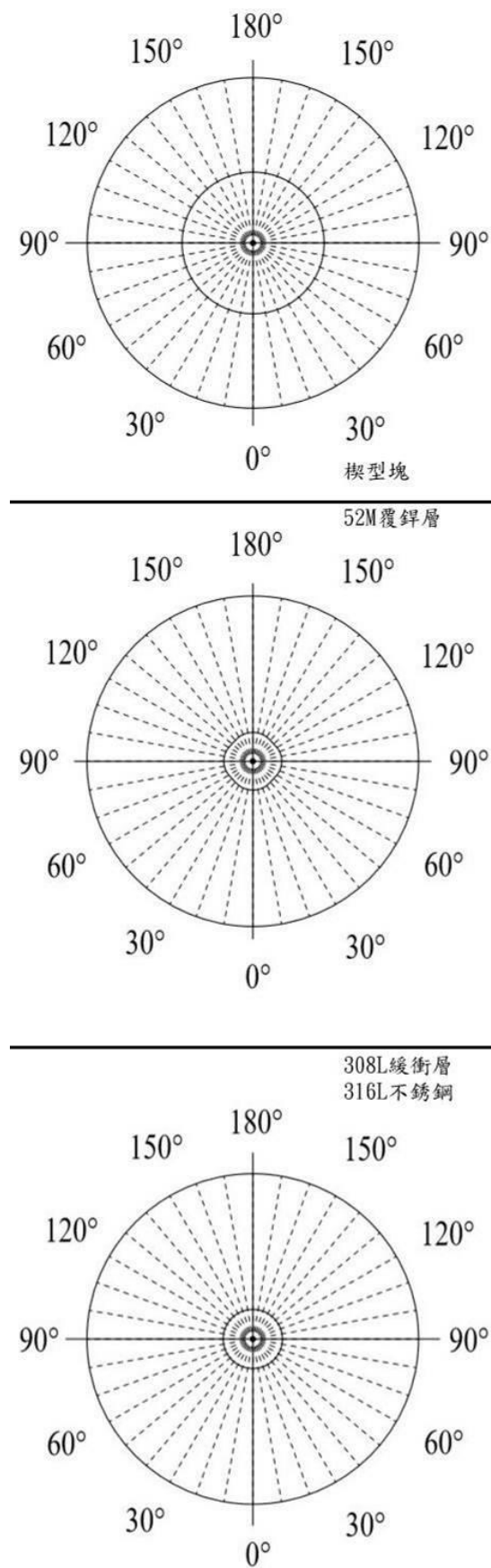


圖2.38 楔型塊、52M 覆鋅層及 316L 不銹鋼之慢度面。

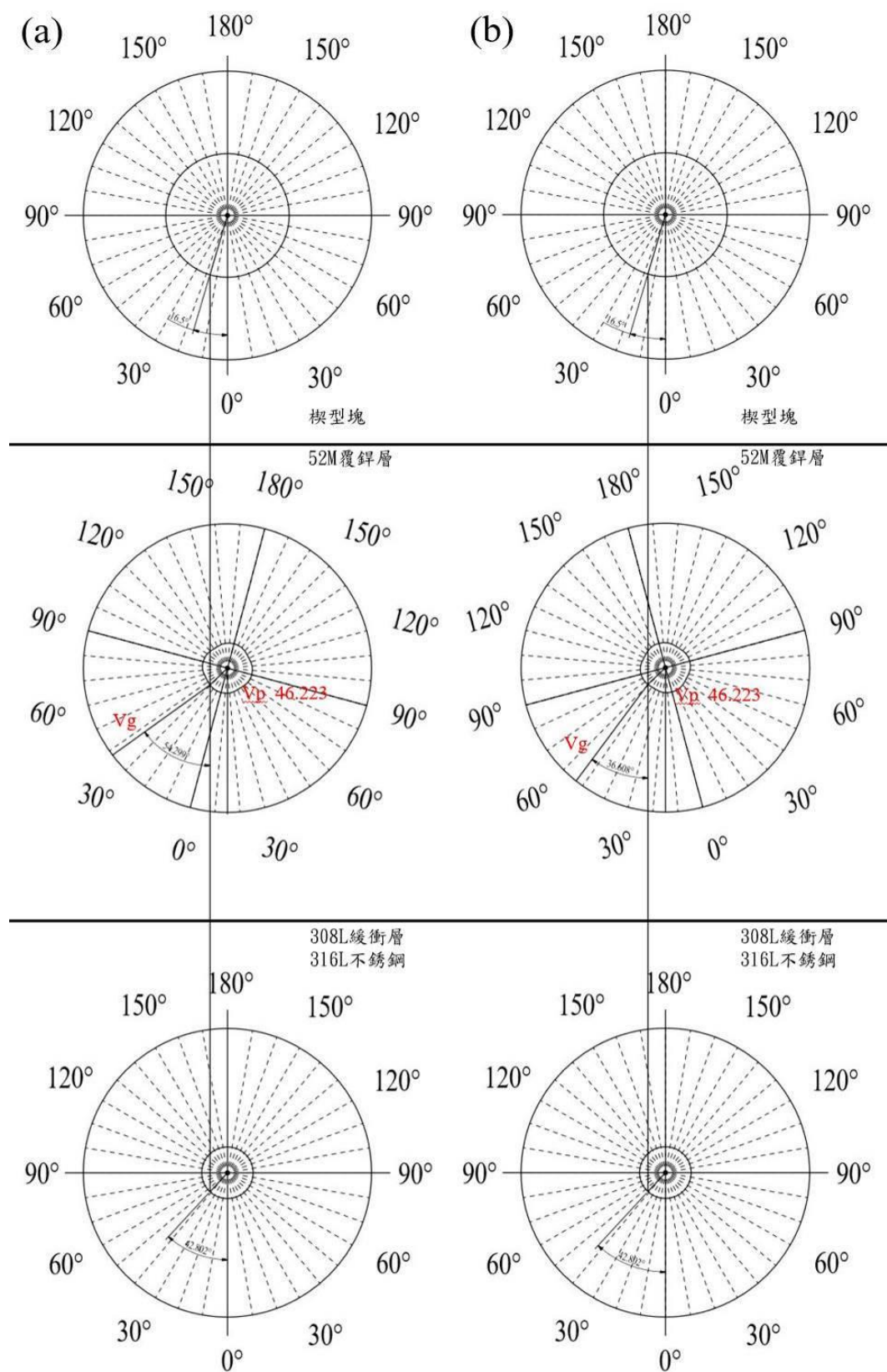


圖2.39 (a) -X 方向之慢度面 (b) X 方向之慢度面。

2.4 小結

1. 52M 覆鋁層之富 Nb 及 Ti 之化合物在不同覆鋁位置，分布形式不同，最外層覆鋁層普遍位於晶臂間，經三層覆鋁熱影響後，富 Nb 及 Ti 之化合物則往晶界析出。
2. 52M 晶粒凝固方向，使超音波在不同入射角度所接觸之晶界次數不同，導致訊號衰減不同，308L 與 316L 成分接近，界面影響不明顯。
3. 覆鋁層在巨觀晶相下，組織會呈現一傾斜方向，將該方向定義為 0° 方向，與傾斜方向垂直為 90° 方向，覆鋁層內之波傳音速快慢會呈現一常態分布， 45° 方向區間最快， 0° 與 90° 方向相對較慢。
4. 覆鋁組織之晶粒凝固方向使覆鋁層具有彈性異向性，透過低入熱量施鋁及密集的覆鋁道堆疊，提高晶粒凝固方向之亂度，減少彈性異向性之差異。
5. 52M 覆鋁層內外層析出物分布不同，超音波進入覆鋁層內，音速會先快後慢，折射角會先大後小，使路徑呈現微弧形，在薄覆鋁層構件檢測，會使訊號往前偏移，厚覆鋁層構件，訊號則往探頭偏移。
6. 在斜速檢測法，超音波因為異質界面折射與彈性非等相性關係，導致實際路徑較長，接收訊號時間變長，使超音波檢測儀判定訊號缺陷置變遠。
7. 超音波訊號在 52M 覆鋁層音層實際音程超過 10 mm 後，發散範圍變大，音壓梯度變小，容易使最強訊號偏移至衰減係數小之方向。
8. 10 mm 覆鋁厚度至 25 mm 覆鋁厚度可以發現實際路徑不斷往發射端探頭靠近，推測訊號偏移會隨著覆鋁厚度變厚而增加。

參、數值分析等校能量法的建立

基於前原能會計畫的執行經驗，本次使用兩個外形幾何完全相同的異質圓管材料進行離縫填料對接，實際尺寸為長 260mm、外徑 350mm 及管壁厚 50mm，如圖 3.1 所示。由於管壁厚度達 50mm，故必須使用多道次堆疊覆銲，道次數量如圖 3.2 所示，銲接總道次接近百道，如果按照真實情形分析設定，電腦數值計算的負擔會超載，電腦硬體設備的限制是主要的緣故，因此無法將實際銲接過程中的所有參數輸入模擬分析，不過就算設備性能提升，數值計算若還是以真實情況計算會非常沒有效率，為了能快速又準確的數值分析結果，本計畫首先研究模型簡化的方式，希望能透過等效模型的建立來達到簡化的功能，目前以簡化為九道次的方法進行有限元素分析，加上只考慮平均道次的銲接時間，因此導致有限元素分析的結果與 XRD 量測殘留應力的實驗值有較大的誤差，只呈現定性一致的趨勢，如圖 3.3 所示，而誤差的原因推測為銲接入熱量在實際施作與數值分析計算之間有較大的差異性。因此研究針對施作多道次銲接的銲接入熱量計算，將其能量等效為較少道次的銲接入熱量以利減少有限元素分析與實驗量測之間的誤差。

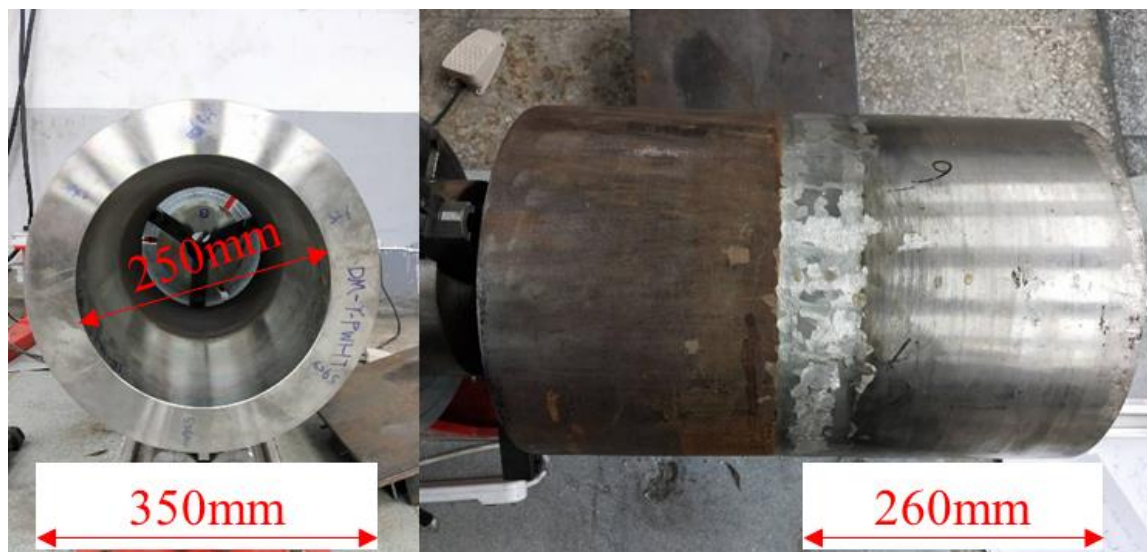


圖3.1 第三年期計畫之圓管尺寸示意圖

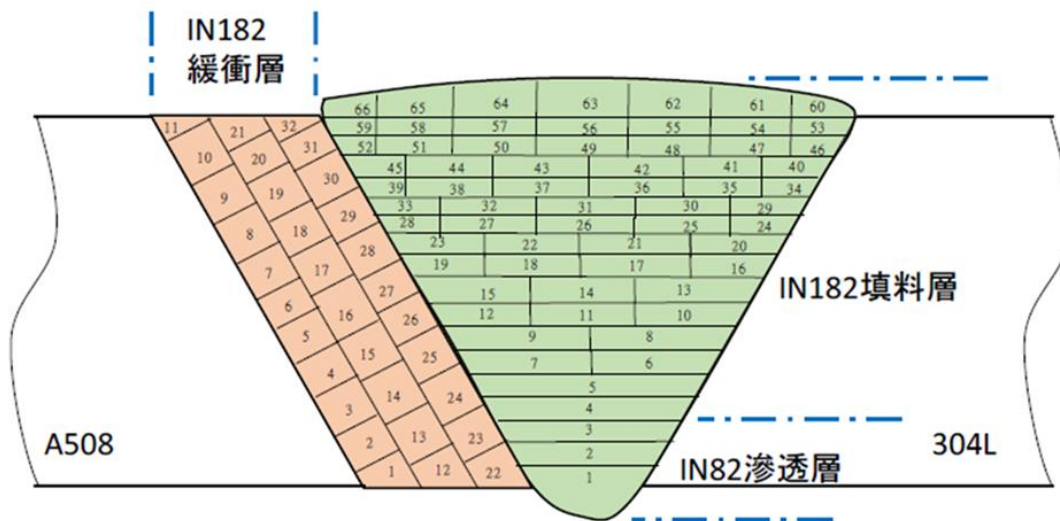


圖3.2 第三年期計畫之多道次堆疊覆鉀示意圖

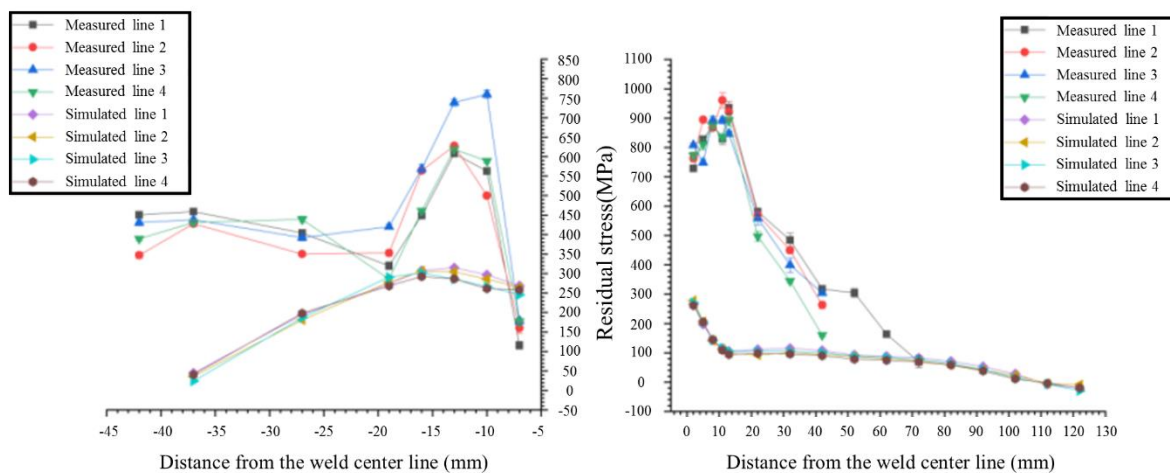


圖3.3 第三年期計畫之殘留應力量測值與分析結果

3.1 文獻回顧

有限元素法(Finite Element Method, FEM)是一種結構分析的數值計算方法，屬於離散數學的一種，源自 1940 年代，常用以解決工程、數學或物理等問題，其中包含結構分析(structural analysis)、熱傳(heat transfer)、流體(fluid flow)、質傳(mass transport)與電磁位能(electromagnetic potential)等可解析之典型問題。有限元素法主要是將微分方程轉化為線性方程並呈現穩定特性，或將偏微分方程組改寫為常微分方程組的逼近，這樣可以用標準的數值技術(例如歐拉法)求解，此優點可解決工程力學上無法求得正確解的缺失。以結構分析為例，在工程結構設計中，必須考量結構變形或是應力計算分析，因此需導出統御方程式或微分方程才能進而求解，當然，這些計算量都是非常龐大且相當困難的。但在有限元素法出現之後，將欲求解的實體幾何藉由網格化的方式進行分割成有限數量的元素(element)，再根據各個網格元素所給定的負載與邊界條件，分別計算出受力後每一個細小元素變形的微分方程式，並將方程式轉變成線性方程組(Linear algebraic equations)，當所有元素都組合起來後，即可形成近似於原工程結構的計算模型，最後將此計算模型進行求解以得到所探討問題之數值近似解。由於現今電腦具有內存容量大、運算速度快及計算效率高等優點，也使得計算模型能夠更接近實際工程結構，因此有限元素分析在現今工業界能被廣泛使用且不斷蓬勃發展。目前市面上有許多有限元素商用套裝軟體可讓使用者應用於任何工程物理問題之分析，例如：ABAQUS、ANASYS、COMSOL、COSMOS、LS-DYNA、MSC/NASTRAN...等。

銲接產生殘留應力的相關問題，礙於銲接工法與實驗控制變數眾多，因此實驗研究較不易施作。故國際研究學者針對銲接產生的殘留應力大多利用有限元素法進行分析，1971 年 Ueda 與 Yamakawa[11]開始提議使用熱彈塑性有限元素法來預測銲接殘留應力。2005 年由 Sharples 等人[12]提供完整的銲接條件參數進

行覆鐸於具有錐度鐸道條件下的鐸道深度之應力變化的有限元素數值分析，也提供裂紋深度與應力強度因子的變化趨勢，並比較原鐸接工法與覆鐸比較之下的差異。

2006 年 Dean 等人[13]利用模擬分析的方法探討鐸接固態相變(solid-stated phase transformation effect)等複雜的金屬行為。國內的研究學者方面，2000 年涂乙平[14]也使用有限元素法研究平板對接鐸件的三維熱傳，發現施作鐸接時，鐸道附近的溫度場為三維熱傳現象，遠離鐸道處之熱傳現象可以利用二維熱傳描述，此外，在相同條件下，若鐸件尺寸加厚，則鄰近熱源處之溫度會降低，二維等溫現象會延後發生。2001 年蔡曜隆[15]研究指出鐸接過程中，由於熱源於鐸件上進行局部且不均勻的急速加熱與冷卻會造成鐸件溫度場呈現不均勻的分佈，進而導致鐸接殘留應力的形成，且鐸接過程中，接近鐸接熱源的區域受到高溫而膨脹，但受到遠離鐸接熱源周圍區域之束縛，因此在鐸接熱源附近產生較高的壓縮熱應力。2010 年蔡曜隆[16]的博士論文指出鐸接形成的最大拉伸應力會隨著熱膨脹係數增加、降伏應力增加與熱傳導係數減少而呈現線性增加，且大部分取決於降伏應力值，與楊氏係數則無太大關係。

關於覆層鐸接的文獻較少，但仍有不少學者致力於此研究。有 1997 年張鵬祥[17]利用有限元素法分析對接之圓管環縫鐸接殘留應力，其研究指出先施作的鐸道在鐸件上會形成一定溫度分佈，並對後面欲施作後之鐸道有預熱的作用；後施作的鐸道對前層鐸道起著熱處理效應，因此在相同管徑下，管壁較厚且鐸接道數較多之覆鐸，會因為鐸接熱效應的效果佳與預熱溫度較高，在鐸道附近形成較小的殘留應力值。2007 年，劉如峰與黃金城[18]也使用有限元素法分析多層鐸接之殘留應力的相關研究，利用暫態熱應力分析技術探討不同時間下的鐸道與填料金屬之溫度場與應力場特性。此外，由於多層覆鐸於工業界持續蓬勃發展，簡化覆鐸的有限元素分析也有諸多文獻可供參考，2011 年 Primož 等研究學者[19]於有限元素法中藉由改變鐸道區域的網格外形及大小、鐸接道次數及預熱鐸道溫

度等三種不同方法進行不同銲接順序與夾持條件的分析，其結果顯示三種方法都能有效預測銲接的變形與殘留應力，且不同方法間在銲接熱影響區皆有良好的對應性。Loose 和 Rohbrecht 於 2018 年[20]利用等效能量的關點發展一套全新的數學公式用以簡化模擬分析中熱量的計算，並於 transient analysis 和 metatransient analysis 兩種分析模式下進行銲接分析的簡化，透過簡化銲接分析的方法達到預測銲接速度於特定銲接條件下的最佳化。

鑽孔法(Hole-Drilling Strain-Gage Method)發展至今已經相當成熟，因此關於鑽孔法的研究也有諸多文獻可供參考，其量測的主要過程為在結構件上取微小孔徑之孔洞，其會形成細微的破壞，如果結構內具有殘留應力，則在破壞的過程中將會導致孔洞周圍產生應力的釋放，藉由彈性的應變應力關係及應變規量測應變值，經理論計算後可得結構件內部的殘留應力，屬於半破壞檢測的一種。最早應用鑽孔法量測殘留應力的概念為 1898 年 Kirsch[21]所提出，將已知應力場施加於一無限薄板，且假設無限薄板材料為均質等向性材料，鑽一穿孔以釋放殘存於材料內部之殘留應力，造成鑽孔附近材料幾何形狀與尺寸改變並以圓孔結構推導其應力場，根據平面應力與應變之虎克定律關係式，獲得一孔洞的應力分佈特性與位移。1934 年德國學者 Mathar[22]使用機械式伸長計量測受單軸向應力的平板結構，並對平板鑽孔釋放其局部應力進行解析，測得鑽孔前後的應變變化量進而測得殘留應力之大小，此為鑽孔法量測殘留應力的最早代表。1966 年 Rendler 和 Vigness[23]研究證實前人研發之穿孔法理論仍可適用於盲孔法，但需要對鑽孔係數進行校正。隨後，到了 1978 年 Sandifer 與 Bowie [24] 研究指出，鑽孔過程中若有偏心的現象產生，則會導致所量測的應變產生較大的誤差值。1982 年 Flaman[25]等人研究高速鑽孔法、低速鑽孔法、研磨噴射切削與電化學銑削等不同加工方法對鑽孔應力釋放的量測，其中因高速鑽孔法在加工時所造成的應力影響最小，且其準確性較高且使用簡便，故高速鑽孔法成為鑽孔應力量測方法中最普遍的技術。1984 年 Kabiri[26]的研究則是用三瓣薔薇型應變規來進行鑽孔實驗，

其實驗結果指出在受力圓孔附近的材料應力會隨中心位置越遠，其徑向應變(radial strain)與環向應變(circumferential strain)比值會逐漸增大，而將應變規靈敏度設計於徑向應變之量測所形成的誤差遠小於量測技術上的誤差，故離孔洞中心一定距離即可忽略環向應變造成的影響，因此鑽孔法實際量測殘留應力在遠處便以徑向應變為主。Schajer[27]首度將有限元素方法運用於鑽孔法之校正係數的修正研究上。Niku-Lari 等人[28]則是使用有限元素法分析結果，來說明盲孔的深度與應力釋放之間的關係。1996 年 Schajer 和 Altus[29]的研究上，提出利用鑽孔法量測非均勻殘留應力時需要在應力空間分辨率(stress spatial resolution)和應力計算誤差靈敏度(stress calculation error sensitivity)之間取得折衷，且當應力分佈有極大應力梯度時，利用鑽孔增量積分法是較好的選擇，此外，Mahmoudi 等人[30]提出材料性質愈接近理想彈塑性體，其使用盲孔法量測之誤差愈大，可以利用平均應力之權重來結合有效應力進行修正以降低誤差，2008 年 Moharami 與 Sattari-Far[31]研究指出當銲接造成的殘留應力接近於材料降伏強度時，使用鑽孔法量測殘留應力會因為材料的塑性效應引起正誤差，若銲接殘留應力小於材料降伏強度的 65%，此誤差可忽略不計。

國內學者也有許多關於鑽孔法的研究，1993 年，胡永祥[32]針對鑽孔轉速之高低差與殘留應力的關係提出相關的討論，2005 年，許富銓[33]開發了放電加工鑽孔法施作於高硬度金屬之殘留應力量測方法，成功的解決高速鑽孔法不適用於量測高硬度金屬之殘留應力的缺點，隔年，許志民[34]以材料熱傳導係數為觀點，利用預測方式大幅簡化實驗過程，使放電加工鑽孔法量測殘留應力達到方便與實用化目的。由於利用鑽孔法配合應變規來量測殘留應力之方法趨於成熟，因此在 1981 年 ASTM 首度將其納入規範中並正式訂定標準程序，主要為 ASTM E-837-01 規範並有多版修訂，目前最新版本為 2013 年版。

3.2 有限元素法

本計畫使用的有限元素數值分析軟體為 ABAQUS 6.14 版，來進行銲接熱傳與熱應力的模擬分析。為分析銲接過程中溫度與應力之變化情形，研究使用熱彈性理論 (Thermo-elastic-plastic theory) 以及考慮非線性溫度相依材料特性 (Temperature dependent material properties) 來進行圓管環縫填料對接的模擬分析，藉以探討銲接溫度、熱應力及殘留應力之大小與分佈情形。研究過程區分為熱學模式與力學模式兩種分析理論，在熱學模式分析中，以移動面積熱通量 (Heat flux) 依序對銲道施加熱量，並給予熱源作用於銲道所需之時間，即可得知銲接溫度場之分佈狀況；力學模式分析方面，將熱學結果代入力學模式，藉以求得塑性應變 (plastic strain)、暫態熱應力 (Transient thermal stresses) 與銲接殘留應力 (Welding residual stresses) 之大小與分佈情形。

3.2.1 熱傳模擬分析-熱學模式 (Thermal modal)

根據熱力學第一定律，表面所包圍之控制體積 (Control volume)，其熱傳平衡方程式可表示為：

$$-\left(\frac{\partial R_x}{\partial x} + \frac{\partial R_y}{\partial y} + \frac{\partial R_z}{\partial z}\right) + Q(x, y, z, t) = \rho C_p \frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial t} \quad (3-1)$$

其中， R_x 為 x 方向的單位面積熱流量 (heat flow rate per unit area in x -direction)， R_y 為 y 方向的單位面積熱流量 (heat flow rate per unit area in y -direction)， R_z 為 z 方向的單位面積熱流量 (heat flow rate per unit area in z -direction)， Q 為單位體積熱產生率 (heat generation rate per unit volume)， ρ 為密度 (density)， C_p 比熱 (specific heat)， T 為溫度 (temperature)， t 為時間 (time)。

假設熱傳導在物體內具有方向性，應用傅利葉定律 (Fourier law) 可得：

$$R_x = -k_x \frac{\partial T}{\partial x}, R_y = -k_y \frac{\partial T}{\partial y}, R_z = -k_z \frac{\partial T}{\partial z} \quad (3-2)$$

其中， k_x 為 x 方向之熱傳導係數(thermal conductivity coefficient in x -direction)， k_y 為 y 方向之熱傳導係數(thermal conductivity coefficient in y -direction)， k_z 為 z 方向之熱傳導係數(thermal conductivity coefficient in z -direction)。

由於本研究考慮材料在非線性特性的情況下，因此將 k_x 、 k_y 、 k_z 、 ρ 、 C_p 等係數均視為溫度之函數，再將(3-2)式代入(3-1)式即可得到：

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q(x, y, z, t) = \rho C_p \frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial t} \quad (3-3)$$

(2-3)式即為熱傳導御方程式(Governing Heat Conduction Equation)。

若再將初始條件與邊界條件代入(2-3)式即可求得其熱傳導御方程式的通解，其中，初始條件表示為

$$T(x, y, z, 0) = T_0(x, y, z) \quad (3-4)$$

邊界條件為

$$\left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} N_x + k_y \frac{\partial T}{\partial y} N_y + k_z \frac{\partial T}{\partial z} N_z \right) + q_s = -h_c (T - T_s) \quad (3-5)$$

在此處 $\{q_s\}$ 為邊界上單位面積給定之熱流量， N 為沿著熱對流之法向量， h_c 為熱對流係數(film coefficient)， T 為環境溫度(bulk temperature of adjacent fluid)， T_s 為模型表面溫度(temperature at the surface of the model)。

之後，考慮熱傳導御方程式(3-3)式及其邊界條件(3-5)式，將兩式改寫成有限元素矩陣型式即可推導得：

$$[C] \cdot \{T_e\} + [K] \cdot \{T_e\} = \{F_e\} \quad (3-6)$$

其中

$$[C] = \int_V \rho \cdot C_p \cdot [E] \cdot [E]^T \cdot dV$$

$$[K] = \int_V [E]^T \cdot [K] \cdot [E] \cdot dV + \int_S h_c \cdot [E] \cdot [E]^T \cdot dS$$

$$\{F_e\} = \int_V Q \cdot [E] \cdot dV + \int_S h_c \cdot T \cdot [E] \cdot dS$$

$$[E'] = L \cdot [E]^T$$

在此處 $\{T_e\}$ 為節點溫度場(nodal temperature field)， $[E]$ 為元素形狀函數(element shape functions)， $[K]$ 為熱傳導矩陣(thermal conductivity matrix)， $[L]$ 為微分運算矩陣(differential operator matrix)。

藉由(3-6)式便可求得熱學模式中的節點溫度場 $\{T_e\}$ ，再將此節點溫度場的結果代入後續的力學模式分析中求得節點應力場。

3.2.2 有限元素分析之材料係數

由於銲接過程屬於急速加熱與冷卻的一種非線性熱循環過程，故所有材料係數諸如降伏應力、彈性係數、熱膨脹係數、熱傳係數、密度及比熱等，在銲接過程中都會隨著溫度變化而改變。每一個時間的材料係數都是以前一個時間間隔的材料係數的平均值來進行運算，而其計算的方法是取兩個時間間隔利用外插法求到前一個時間的瞬間溫度 $T(\tau)$ ，由下式表示：

$$T(\tau) = T(t - \Delta t) + \frac{\tau}{\Delta t} [T(t - \Delta t) - T(t - 2\Delta t)] \quad (3-7)$$

假設 g 為隨著瞬間溫度 $T(\tau)$ 而改變的材料係數，亦即其為 $T(\tau)$ 的函數。因此在時間為 t 時的材料係數，便可由下式求得：

$$g = \frac{1}{\Delta t} \int_{t-\Delta t}^t g[T(\tau)] dt \quad (3-8)$$

3.2.3 力學模擬分析-力學模式(Mechanical model)

力學模式中基於兩個基本方程式，即為力平衡方程式與熱彈塑性方程式。其中力平衡方程式採用以下的理論公式進行運算

$$\sigma_{ij,j} + \rho \cdot f_i = 0 \quad (3-9)$$

其中 $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$ ， σ_{ij} 為二階的應力張量， ρ 為材料密度， f_i 為物體所受外力(Body Force)。將(3-9)式利用虛功定理與高斯散度定理亦可改寫成有限元素矩陣形式，由下式表示：

$$\int_V \{\delta \varepsilon\}^T \cdot \{\sigma_e\} \cdot dV = \int_S \{\delta u\}^T \cdot \{P\} \cdot dS + \int_V \rho \cdot \{\delta u\}^T \cdot \{f\} \cdot dV \quad (3-10)$$

假設

$$\{\delta \varepsilon\} = [B] \cdot \{\delta U_e\} \quad (3-11a)$$

$$\{\delta u\} = [N] \cdot \{\delta U_e\} \quad (3-11b)$$

$$[B] = [L] \cdot [N] \quad (2-11b)$$

其中， $\{\sigma\}$ 為應力場(stress field)， $\{\varepsilon\}$ 為應變場(strain field)， $\{u\}$ 為位移場(displacement field)， $\{P\}$ 為表面力場(surface force field)， $\{f\}$ 為超距力場(body force field)， $\{U_e\}$ 為節點位移場(nodal displacement field)， $\{B\}$ 為應變-位移形狀函數(strain-displacement shape functions)， $\{N\}$ 為位移形狀函數(displacement shape functions)。

將(3-11)式代入(3-10)式，即可推導出下列式子：

$$\int_V [B]^T \cdot \{\sigma_e\} \cdot dV = \{F\} \quad (3-12)$$

其中，假設

$$\{F\} = \int_S [N]^T \cdot \{P\} \cdot dS + \int_V \rho \cdot [N]^T \cdot \{f\} \cdot dV$$

此處將 $\{F\}$ 視為作用於結構之總力載荷。

由於以上所推導之公式均假設在線彈性分析下的有限元素分析模式，然而實際並非如此，在進行彈塑性分析過程中，節點之位移函數為一非線性函數，因此必須使用疊代法求其位移解。並且在彈塑性分析過程中，必須先瞭解節點變形歷

程，才能藉由作用力變化之增量分析，進而求得位移與應力的變化量。

在使用增量分析過程中，將作用於結構之總力載荷 $\{F\}$ 以逐步增量的方式進行運算，亦即對於在第(m+1)步時，其總力載荷可表示為：

$${}^{m+1}\{F\} = {}^m\{F\} + \{\Delta F\} \quad (3-13a)$$

至於其相對應之應力，則可表示為：

$${}^{m+1}\{\sigma_e\} = {}^m\{\sigma_e\} + \{\Delta\sigma_e\} \quad (3-13b)$$

藉由(3-12)式，即可將(2-13)式表示為：

$$\int_V [B]^T \cdot \{\Delta\sigma_e\} \cdot dV = {}^m\{F\} + \{\Delta F\} - \int_V [B]^T \cdot {}^m\{\sigma_e\} \cdot dV \quad (3-14)$$

接著將(3-11a)式代入(3-14)式中，即可推導出：

$$\int_V [B]^T \cdot \{\Delta\sigma_e\} \cdot dV = \{\Delta F\} \quad (3-15)$$

(2-15)式即為有限元素法中於力平衡方程式進行數值計算之方法。以下再針對熱彈塑性方程式進行說明，在本研究分析過程中，需先假設材料須遵循等向應變硬化法則(Isotropic strain-hardening rule)、von Mises 降伏準則(von Mises yield criterion)以及 Prandtl-Reuss 塑流法則(Prandtl-Reuss Plastic flow rule)等，因此即可得到材料應力與應變關係式：

$$\{\Delta\sigma_e\} = [S^{ep}] \cdot [B] \cdot \{\Delta U_e\} - [S^{th}] \cdot [M] \cdot \{\Delta T_e\} \quad (3-16)$$

其中

$$[S^{ep}] = [S^e] + [S^p] \quad (3-17)$$

而在此處 $\{\Delta\sigma_e\}$ 為節點應力增量場(nodal stress increment field)， $\{\Delta U_e\}$ 為節點位移增量場(nodal displacement increment field)， $\{\Delta T_e\}$ 為節點溫度增量場(nodal temperature increment field)， $[S^e]$ 為彈性徑度矩陣(elastic stiffness matrix)， $[S^p]$

為塑性徑度矩陣(plastic stiffness matrix)， $\{S^{th}\}$ 為熱徑度矩陣(thermal stiffness matrix)， $\{M\}$ 為溫度形狀函數(temperature shape functions)

將(3-16)式代入(3-15)式後，即可推導出：

$${}^{m+1}\{K_1\} \cdot \{\Delta U_e\} - {}^{m+1}\{K_2\} \cdot \{\Delta T_e\} = \{\Delta F\} \quad (3-18)$$

其中係數 ${}^{m+1}\{K_1\}$ 、 ${}^{m+1}\{K_2\}$ 分別為：

$${}^{m+1}\{K_1\} = \int_V [B]^T \cdot [S^{ep}] \cdot [B] \cdot dV$$

$${}^{m+1}\{K_2\} = \int_V [B]^T \cdot [S^{th}] \cdot [M] \cdot dV$$

利用(3-16)式與(3-18)式便可求得節點位移增量場 $\{\Delta U_e\}$ 與應力增量場 $\{\Delta \sigma_e\}$ ，接著再將(3-13b)式利用疊代法即可求得節點應力場 $\{\sigma_e\}$ 。

3.3 驗證-應變規鑽孔法(Hole-Drilling Strain-Gauge Method)

本研究探討銲接後造成的殘留應力，其實際上可能會產生塑性應力與應變，但由於鑽孔法使用之無窮域平板圓孔理論為彈性理論，故忽略塑性部分。鑽孔法理論主要是利用鑽孔配合應變規的量測，藉由應變規量出結構試片中的表面應變，再利用虎克定律來推算出表面殘留應力。其過程大致為在結構試片表面鑽一圓柱小孔，若此結構試件表面本身具有應力場分佈，則於鑽孔後，沿著鑽孔孔壁表面的應力勢必會釋放出來，由此種應力重新分配而產生的應變，藉由應變規量測後，再利用彈性力學理論即可計算出原來結構試片表面的殘留應力分佈值。根據彈性力學在平面應力的基本假設，垂直於Z方向的應力分量 σ_{xz} 、 σ_{yz} 、 σ_{zz} 均為零，並根據應變規鑽孔法理論，考慮一片無限平板受到單軸向拉伸應力(σ_x)為基礎，本研究利用疊加理論(Superposition)推廣至無限平板受到平面拉伸應力(σ_x, σ_y)。

首先假設平面上一點 $P(R, \theta)$ ，其直角座標轉換至極座標過程如下：

$$\sigma' = Q\sigma Q^T$$

其中

$$\sigma' = \begin{bmatrix} \sigma_{rr} & \sigma_{r\theta} & \sigma_{rz} \\ \sigma_{r\theta} & \sigma_{\theta\theta} & \sigma_{\theta z} \\ \sigma_{rz} & \sigma_{\theta z} & \sigma_{zz} \end{bmatrix}, Q = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta & 0 \\ \sin \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{xy} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} & \sigma_{yz} & \sigma_{zz} \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} \sigma_{rr} & \sigma_{r\theta} & \sigma_{rz} \\ \sigma_{r\theta} & \sigma_{\theta\theta} & \sigma_{\theta z} \\ \sigma_{rz} & \sigma_{\theta z} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta & 0 \\ \sin \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{xy} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} & \sigma_{yz} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta & 0 \\ -\sin \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

求得 $P(R, \theta)$ 點應力值為：

$$\sigma_r = \sigma_x \cos^2 \theta + \sigma_y \sin^2 \theta + \tau_{xy} \sin 2\theta \quad (3-19)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_x \sin^2 \theta + \sigma_y \cos^2 \theta - \tau_{xy} \sin 2\theta \quad (3-20)$$

$$\tau_{r\theta} = -\sigma_x \sin \theta \cos \theta + \sigma_y \sin \theta \cos \theta + \tau_{xy} \cos^2 \theta - \tau_{xy} \sin^2 \theta \quad (3-21)$$

整體應力值的計算推導過程，首先考慮一無限薄板受到雙軸向之均勻拉伸應力場 (σ_x, σ_y) 的作用，如圖 3.4 所示，利用三角函數可將 $P(R, \theta)$ 點應力值(2-19)式、(3-20)式、(3-21)式改寫成為：

$$\sigma_r' = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\theta \quad (3-22a)$$

$$\sigma_\theta' = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} - \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\theta \quad (3-22b)$$

$$\tau_{r\theta}' = -\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \sin 2\theta \quad (2-22c)$$

其中， θ 為 x 軸與 P 點半徑方向的夾角， σ_r' 為鑽孔前 P 點上沿半徑方向的應力， σ_θ' 為鑽孔前 P 點上沿切線方向的應力， $\tau_{r\theta}'$ 為鑽孔前 P 點上的剪應力。

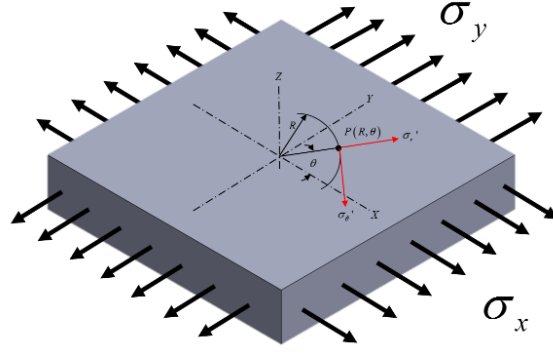


圖3.4 鑽孔前平板受到雙軸向之均勻拉伸應力場

根據 Kirsch 在 1898 年發表的文獻中，若此無限平板鑽一半徑為 R_0 的圓孔後，如圖 3.5 所示，孔洞附近應力分佈可表示為：

$$\sigma_r'' = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \left(1 - \frac{R_0^2}{R^2} \right) + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \left(1 - \frac{4R_0^2}{R^2} + \frac{3R_0^4}{R^4} \right) \cos 2\theta \quad (3-23a)$$

$$\sigma_\theta'' = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \left(1 + \frac{R_0^2}{R^2} \right) - \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \left(1 + \frac{3R_0^4}{R^4} \right) \cos 2\theta \quad (3-23b)$$

$$\tau_{r\theta}'' = -\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \left(1 + \frac{2R_0^2}{R^2} - \frac{3R_0^4}{R^4} \right) \sin 2\theta \quad (3-23c)$$

其中， R 為通過 P 點的半徑長， R_0 為孔洞的半徑長， σ_r'' 為鑽孔後 P 點上沿半徑方向的應力， σ_θ'' 為鑽孔後 P 點上沿切線方向的應力， $\tau_{r\theta}''$ 為鑽孔後 P 點上的剪應力。

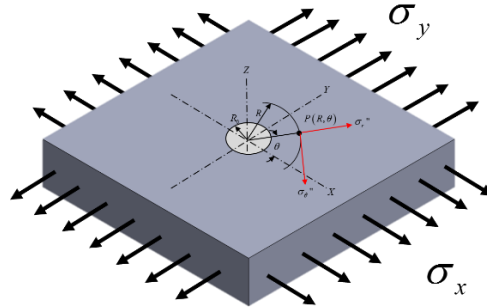


圖3.5 鑽孔後平板受到雙軸向之均勻拉伸應力場

根據 JaimeF[35]研究，因鑽孔時所釋放出的應力可由下式推導出，其原理如

圖 3.6 所示。

$$\Delta\sigma_r = \sigma_r'' - \sigma_r' \quad (3-24a)$$

$$\Delta\sigma_\theta = \sigma_\theta'' - \sigma_\theta' \quad (3-24b)$$

$$\Delta\tau_{r\theta} = \tau_{r\theta}'' - \tau_{r\theta}' \quad (3-24c)$$

其中， $\Delta\sigma_r$ 為鑽孔時所釋放出的在半徑方向上應力值， $\Delta\sigma_\theta$ 為鑽孔後所釋放出的在切徑方向上應力值， $\Delta\tau_{r\theta}$ 為鑽孔後所釋放出的應力值。

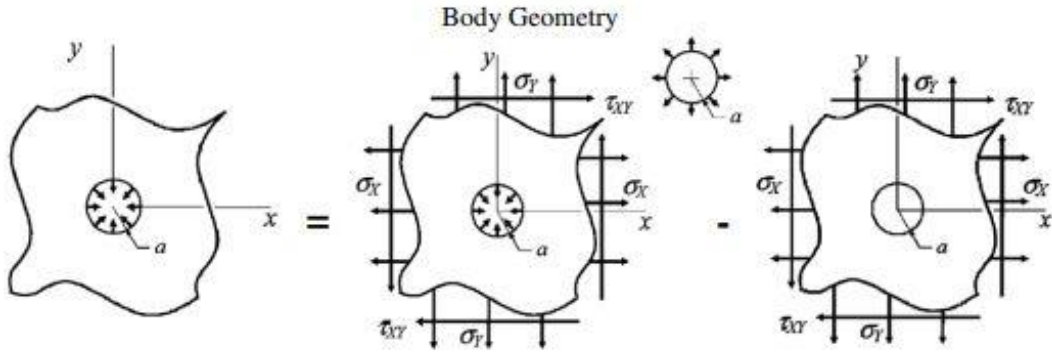


圖3.6 無限平板鑽孔釋放應力示意圖[35]

將(3-22)式與(3-23)式代入(3-24)式後，可得鑽孔前後應力變化量與雙軸向均勻拉伸應力的關係，如(3-25)式所示。

$$\Delta\sigma_r = -\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \left(\frac{R_0^2}{R^2} \right) + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \left(-\frac{4R_0^2}{R^2} + \frac{3R_0^4}{R^4} \right) \cos 2\theta \quad (3-25a)$$

$$\Delta\sigma_\theta = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \left(\frac{R_0^2}{R^2} \right) - \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \left(\frac{3R_0^4}{R^4} \right) \cos 2\theta \quad (3-25b)$$

$$\Delta\tau_{r\theta} = -\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \left(\frac{2R_0^2}{R^2} - \frac{3R_0^4}{R^4} \right) \sin 2\theta \quad (3-25c)$$

假設此薄板材料具有均質性(Homogeneous)、等向性(Isotropic)，且受力後其應力應變仍為線性關係且位於線彈性範圍內 (Linear-Elasticity)，則利用平面雙軸向虎克定律(Biaxial Hooke's Law)的關係式轉換，如(3-26)式所示。

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} [\sigma_r - \nu(\sigma_\theta + \sigma_z)] \quad (3-26a)$$

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{1}{E} [\sigma_{\theta} - \nu(\sigma_r + \sigma_z)] \quad (3-26b)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_r + \sigma_{\theta})] \quad (3-26c)$$

將(3-25)式代入(3-26)式，在考慮平面應力的假設，則可得到鑽孔前後在

$P(R, \theta)$ 因應力釋放後的應變值，且為了簡化式子，在(3-27)式中以 $r = \frac{R}{R_0}$ 表示。

$$\varepsilon_r = -\frac{(1+\nu)}{2E} \left[\frac{\sigma_x + \sigma_y}{r^2} + \frac{4(\sigma_x - \sigma_y)}{r^2(1+\nu)} \cos 2\theta - \frac{3(\sigma_x - \sigma_y)}{r^4(1+\nu)} \cos 2\theta \right] \quad (3-27a)$$

$$\varepsilon_{\theta} = -\frac{(1+\nu)}{2E} \left[-\frac{\sigma_x + \sigma_y}{r^2} - \frac{4\nu(\sigma_x - \sigma_y)}{r^2(1+\nu)} \cos 2\theta + \frac{3(\sigma_x - \sigma_y)}{r^4(1+\nu)} \cos 2\theta \right] \quad (3-27b)$$

再將式子進一步簡化為：

$$\varepsilon_r = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\theta \quad (3-28a)$$

$$\varepsilon_{\theta} = -A(\sigma_x + \sigma_y) + C(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\theta \quad (3-28b)$$

其中

$$A = -\frac{(1+\nu)}{2Er^2} \quad (3-29a)$$

$$B = -\frac{(1+\nu)}{2E} \left[\frac{4}{r^2(1+\nu)} - \frac{3}{r^4} \right] \quad (3-29b)$$

$$C = -\frac{(1+\nu)}{2E} \left[-\frac{4\nu}{r^2(1+\nu)} + \frac{3}{r^4} \right] \quad (3-29c)$$

根據 1984 年 Kabiri[26]的研究，因在徑向的應變值 ε_r 遠大於在切線方向的應變值 ε_{θ} ，在忽略不計 ε_{θ} 的情況下，所造成之誤差遠小於其他量測技術上的誤差，因此在一般量測殘留應力之應變規，均將靈敏度方向設計在徑向，用以量取鑽孔時徑向釋放之應變量。

由(3-28a)式可知其中有三個未知數 σ_x 、 σ_y 、 θ ，所以需要三個方程式才能解三個未知數。因此在使用三軸向應變規(Rosette Strain-Gage)來量測因應力釋放所產生之應變量時。為了簡化計算過程，則選定量測應變的方向為 θ 、 $\theta+45^\circ$ 、

$\theta+90^\circ$ 三個方向，如圖 3.7 所示。將所欲量測之應變量分別代入(3-28a)式中，可得下列方程式(3-30)式。

$$\varepsilon_1 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\theta \quad (3-30a)$$

$$\varepsilon_2 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2(\theta + 45^\circ) \quad (3-30b)$$

$$\varepsilon_3 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2(\theta + 90^\circ) \quad (3-30c)$$

藉由三式解聯立後可得：

$$\sigma_{max,min} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{4A} \pm \frac{1}{4B} \sqrt{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2} \quad (3-31)$$

$$\tan 2\theta = \frac{\varepsilon_1 - 2\varepsilon_2 + \varepsilon_3}{\varepsilon_1 - \varepsilon_3} \quad (3-32)$$

σ_{max} 、 σ_{min} 分別為平面最大與最小主應力，而 θ 角為最靠近 1 號應變規之主應力軸到 1 號應變規方向的角度，且定義順時針方向為正。

根據 Kirsch 的研究，上述理論公式仍有些限制條件，限制說明如下：

1. 工件為薄件且無限平板，並在無限平板中鑽圓形之穿孔。
2. 應變量測在同一點上，並非應變規所涵蓋面積下的應變平均效應。
3. 工件為一平面應力，沒有沿著厚度方向的應力。

在實際的情形中，是使用有限寬且厚度一定的平板，在其表面上鑽取盲孔 (Blind Hole) 所量測出應變值為所涵蓋面積下的平均應變值，而並非一點上。1966 年 Rendler 與 Vigness[23] 研究證實，穿孔理論可以適用於盲孔理論，但須對公式中的 A 及 B 係數進行校正的動作，而 A 及 B 值皆由校正實驗求得。1981 年 Schajer[27] 首度以數值方法解決應變涵蓋面積的問題，將 A 、 B 係數改寫為 $\bar{A}$ 、 $\bar{B}$ 校正係數代替，並求解校正係數通解：

$$\bar{A} = -\frac{(1+\nu)}{2E} \bar{a} \quad (3-33)$$

$$\bar{B} = -\frac{1}{2E} \bar{b} \quad (3-34)$$

其中 $\bar{a}$ 、 $\bar{b}$ 為無因次係數(Dimensionless Coefficient)。當材料 Poisson's Ratio 介於 0.28 到 0.33 之間， $\bar{a}$ 、 $\bar{b}$ 誤差在 1%以內，故無因次係數幾乎與材料性值無關，而 $\bar{a}$ 及 $\bar{b}$ 值可以於 ASTM E837 規範中查表得知。其中 D_0 為鑽孔直徑， D 為應變規規圓直徑。此外，使用盲孔法時，鑽孔深度需為應變規規圓直徑的 0.4 倍。

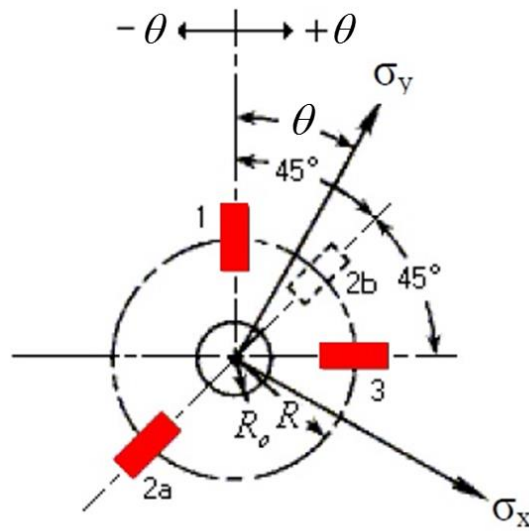


圖3.7 三瓣薔薇型應變規

3.4 相關實驗儀器

高速鑽孔機

鑽孔法量測殘留應力方面採用 MEASUREMENTS GROUP, Inc.出品的高速鑽孔機(RS-200 Milling Guide)，如圖3.8所示，高速鑽孔機以氣動方式使鑽頭主軸轉速達到10萬rpm以上，高轉速鑽削的情況下能減少因鑽孔額外引入之殘留應力，進行鑽孔實驗時還需要搭配空氣壓縮機及冷凍式乾燥機同步使用，分別如圖3.9所示，並以壓力控制閥(如圖3.10所示)設定空氣壓縮機壓力為60 psi。在此氣壓下能使高速鑽孔機達到目標轉速且能維持空氣壓縮機之最佳作業氣壓，而乾燥機的目的則為防止氣動鑽頭鑽削時不會吸入過多水氣，導致高速鑽孔機的損壞。

鑽削時若鑽頭中心與應變規中心沒有維持同心時，此情況將會造成量測誤差，依照ASTM E837的規範，鑽孔時允許誤差為 $\pm 0.025\text{mm}$ 或 ± 0.004 倍的應變規規圓直徑，而MEASUREMENTS GROUP所開發的Milling Guide有光學引導定位系統可將鑽頭偏心量控制在0.025mm以下。

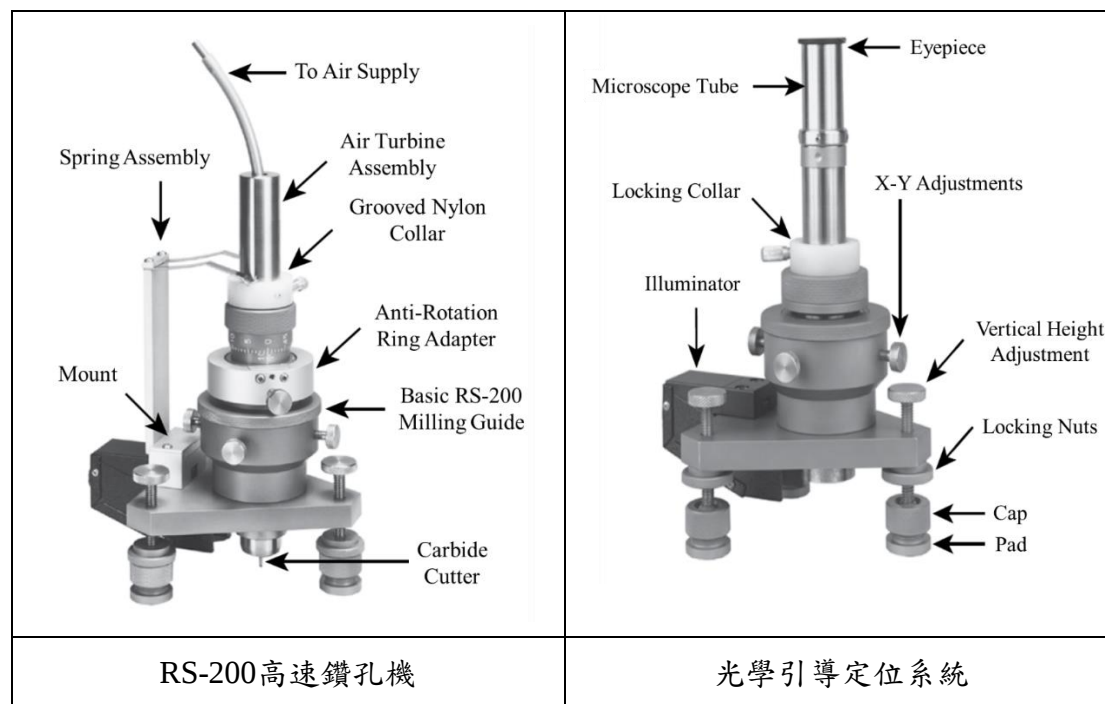


圖3.8 高速鑽孔機及定位系統

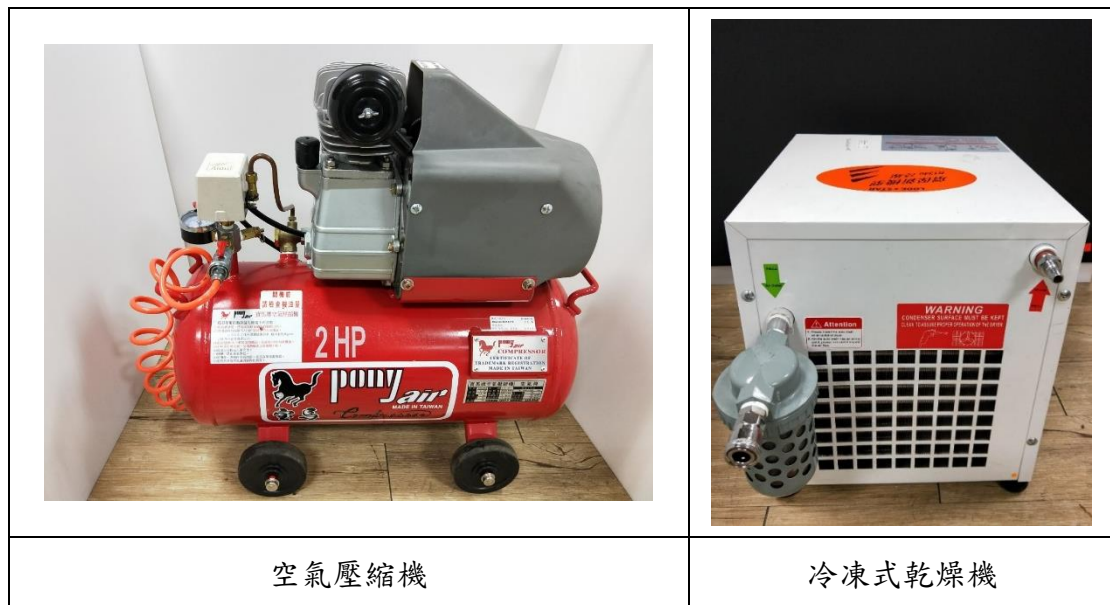


圖3.9 氣壓系統



圖3.10 壓力控制閥

應變計

本研究量測應變量所使用的應變量測記錄器為日本 GRAPHTEC 公司所生產 GL7000 動態應變計，如圖 3.11 所示，其取樣速度可高達 1MS/S(每秒 100 萬個樣本)，且內建記憶體為 4GB，因此相當適合鑽孔實驗時的長時間紀錄。至於搭配使用的應變規則採用 KYOWA 公司生產之 KFGS-1.5-120-D28-11 鑽孔型三軸向薔薇型應變規，如圖 3.12 所示。此應變規需自行銲接導線並使用 DCB 如轉接頭(圖 3.13 所示)與應變計的連接埠進行連接。

應變規需要黏貼於待測試片表面才能進行實驗量測，而針對待測試片之材質以及使用環境的差異性等因素做為考量。本研究黏貼應變規時使用 KYOWA 公司所生產的 CC-33A 黏著劑，如圖 3.14 所示，此黏著劑為應變規專用，其優點為可快速固化，並能確保應變規與待測試片表面穩定黏合。



圖3.11 動態應變計

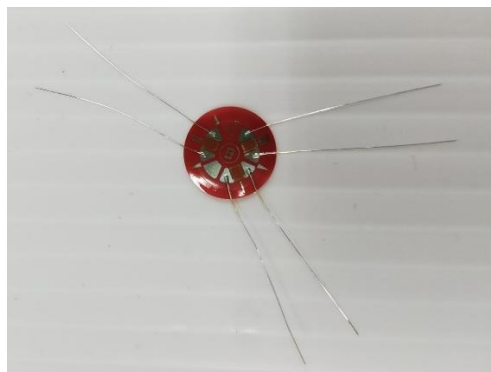


圖3.12 鑽孔型三軸向薔薇型應變規



圖3.13 DCB 轉接頭



圖3.14 應變規專用黏著劑

鑽孔型三軸向薔薇型應變規規格

產品型號	KFGS-1.5-120-D28-11
Gage 長度	1.5mm
電阻值	120.0 Ω ±0.7%
熱膨脹係數	11.7 PPM/°C
溫度係數(Gage factor)	+0.008%/°C
適用材料	普通鋼
應變規規圓直徑	5.5mm
應變規基圓直徑	12mm

熱電偶

應變規會因為黏貼過程的手法、錫鉈訊號線的優劣、訊號線長度以及材料之溫度補償係數等原因，造成鑽孔實驗上的誤差，因此在進行鑽孔實驗前必須先清楚瞭解欲鑽孔之試片的材料性質，依照其材料性質選用相對應或合適的應變規。由於應變規中金屬導線之電阻值會跟隨溫度上升呈現正比的關係，且鑽孔法原理是將應變規及欲鑽孔材料視為相同材料，因此兩者對於溫度之熱效應亦應該相同。

本研究所使用之應變規型號為 KFGS-1.5-120-D28-11，其中膨脹係數為 $11.7 \text{ ppm}/^{\circ}\text{C}$ 適用於普通鋼，而本實驗材料選用的不鏽鋼(SUS304)膨脹係數為 $16.2 \text{ ppm}/^{\circ}\text{C}$ ，因此在鑽孔實驗過程中需將因為鑽孔摩擦而引起的溫升做溫度補償的數值校正，其溫度補償方法為在鑽孔前將熱電偶線貼附於應變規周圍，如圖 3.16 紅框所示，並分別記錄鑽孔前後之溫度變化值。

假設鑽孔前溫度為室溫 25°C ，鑽孔後溫度經過熱電偶量測為 28°C ，由此可知，鑽孔實驗過程引起的溫升為 3°C ，將不鏽鋼(SUS304)膨脹係數 $16.2 \text{ ppm}/^{\circ}\text{C}$ 減去普通鋼膨脹係數 $11.7 \text{ ppm}/^{\circ}\text{C}$ 後，其值再乘上鑽孔前後溫差 3°C ，經過計算後結果得到 $13.5 \text{ ppm}/^{\circ}\text{C}$ ，此即為溫度補償係數。鑽孔實驗完成後，動態應變計所顯示之數據需要減去溫度補償係數進行數值校正後，才是準確的實驗量測數值。



圖3.15 熱電偶

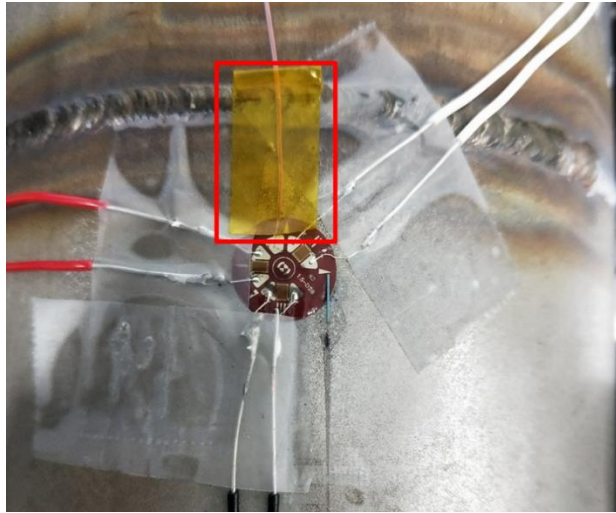


圖3.16 應變規與熱電偶黏貼於鉗接件

3.5 數值分析模型

本研究模擬分析使用達梭公司(DASSAULT SYSTEMES)所出品的商用有限元素分析軟體 ABAQUS 6.14 版，來進行銲接實驗的熱傳與熱應力分析。模擬分析主要分成兩大部份，其一為熱學模式的熱傳模擬分析，將銲接母材的初始條件與邊界條件，和實際銲接時的環境溫度或熔融金屬熱源等已知條件，輸入有限元素分析軟體的熱傳求解器，並使用移動面積熱通量依序對銲道施加熱量，給予熱源作用於銲道所需之時間，來進行暫態熱傳分析。接著將分析結果之溫度場分佈情況代入第二個分析模式-熱應力模擬分析，兩個模式中的分析步驟在運算過程中交互疊代，因此，熱傳分析的溫度條件與熱應力分析的應力與變形結果可相互交替考慮兩者之間的影响。銲接模擬分析流程如圖 3.17 所示。

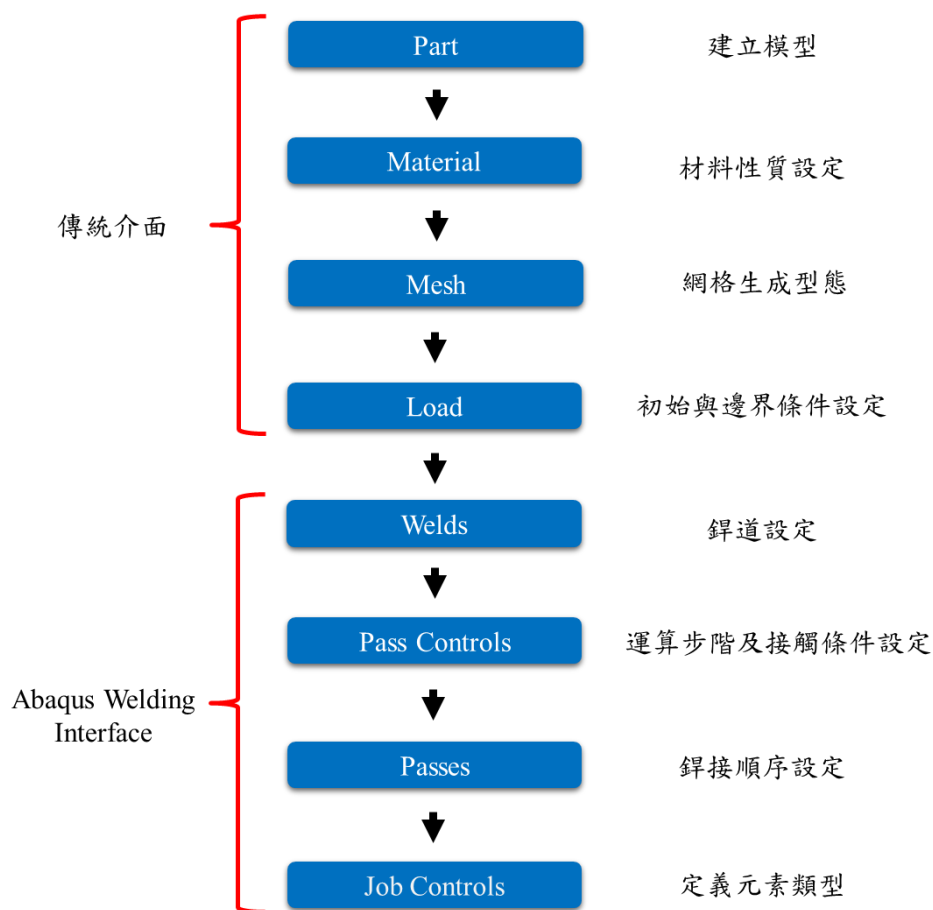


圖3.17 銲接模擬分析流程圖

3.5.1 模型建立

本研究將兩個幾何尺寸與材料特性完全相同的中空圓管進行離縫填料鉚接。尺寸為廠房內常用規格之圓管(外徑 114.3mm、板厚 3mm)，試片長度為 200mm，模型建立需繪製母材尺寸與鉚道寬度(離縫寬度)，如圖 3.18 所示。鉚道幾何外形不影響有限元素分析，且圓管鉚道外形尺寸不易量測，故繪畫鉚冠 0.3mm 作為視覺結果的辨識，如圖 3.19 所示。

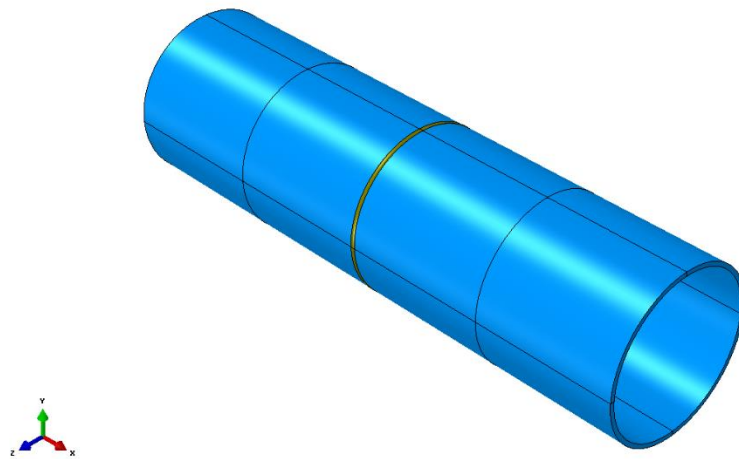


圖3.18 母材與鉚道幾何外形

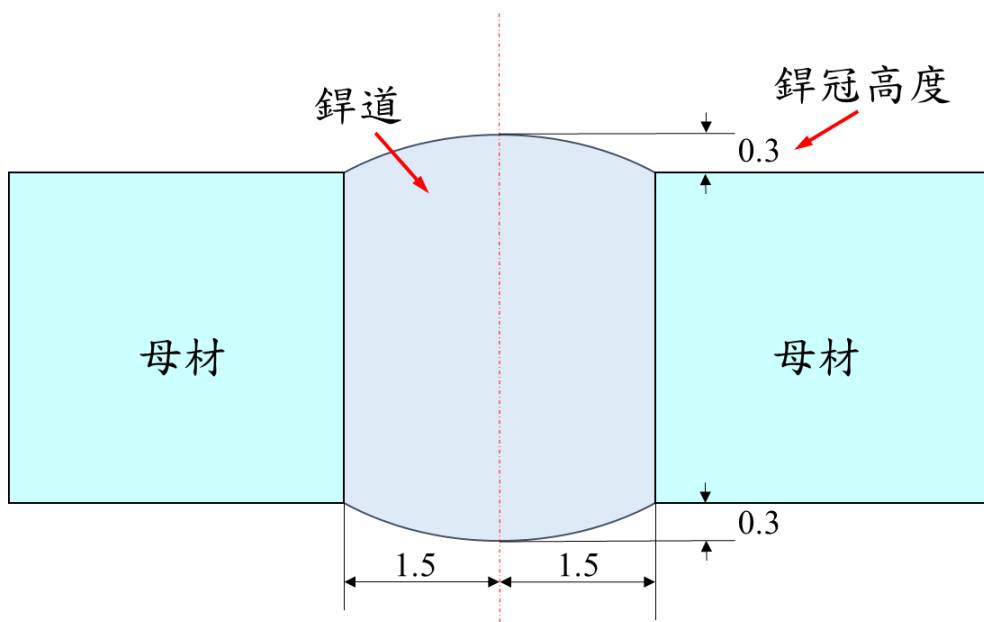


圖3.19 鉚冠高度及鉚道寬度

3.5.2 材料參數

分析模式分為熱傳分析與熱應力分析兩種，其中熱傳分析所需要輸入的材料性質為熱傳導係數、比熱、密度，另外，熱應力分析則需要輸入材料的熱膨脹係數、蒲松比、彈性係數、塑性係數、退火溫度、潛熱、降伏強度。

銲接過程中由於填料金屬熱源作用於母材，使母材經歷溫度脹縮並進行局部且不均勻的急速加熱與冷卻，因此母材(SUS304 不鏽鋼)與填料金屬(F316L 不鏽鋼)的材料性質皆需設定隨溫度變化之材料係數的值以折線圖表示如圖 3.20 至圖 3.23 所示。

不鏽鋼(SUS304)隨時間變化之材料性質

溫度	楊氏 係數	熱膨脹 係數	熱傳導 係數	比熱	降伏 強度	蒲松比	密度
(°C)	(GPa)	($10^{-5}/^{\circ}\text{C}$)	(mJ/s- mm-°C)	(J/g-°C)	(MPa)		(kg/m ³)
0	199	1.70	14.6	0.46	265	0.29	7900
100	193	1.74	15.1	0.50	218	0.30	7880
200	185	1.80	16.1	0.51	186	0.30	7830
300	176	1.86	17.9	0.53	170	0.31	7790
400	167	1.91	18.0	0.54	155	0.32	7750
600	159	1.96	20.8	0.58	149	0.33	7660
800	151	2.02	23.9	0.60	91	0.33	7560
1200	60	2.07	32.2	0.68	25	0.34	7370
1300	20	2.11	33.7	0.69	21	0.34	7320
1500	10	2.16	120.0	0.70	10	0.39	7320

不鏽鋼(F316L)隨溫度變化之材料性質

溫度	楊氏 係數	熱膨脹 係數	熱傳導 係數	比熱	降伏 強度	蒲松比	密度
(°C)	(GPa)	($10^{-5}/^{\circ}\text{C}$)	(mJ/s- mm-°C)	(J/g-°C)	(MPa)		(kg/m ³)
20	195	1.52	13.31	0.47	278	0.28	7966
200	186	1.64	16.33	0.51	193	0.28	7893
400	173	1.74	19.47	0.55	154	0.28	7814
600	155	1.82	22.38	0.59	141	0.28	7724
800	131	1.88	25.07	0.63	130	0.28	7630
1000	100	1.94	27.53	0.68	45	0.28	7535
1200	60	2.00	29.76	0.72	13	0.28	7436
1420	2	2.07	31.95	0.77	3	0.28	7320

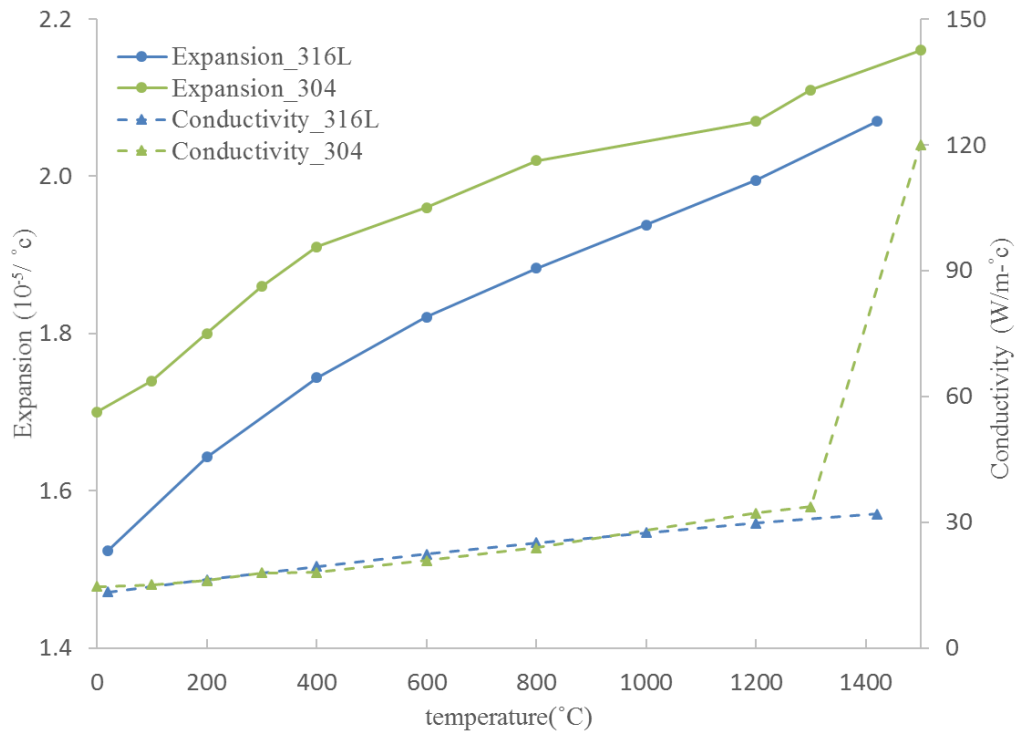


圖3.20 不鏽鋼母材與填料金屬隨溫度變化之熱膨脹係數、熱傳導係數

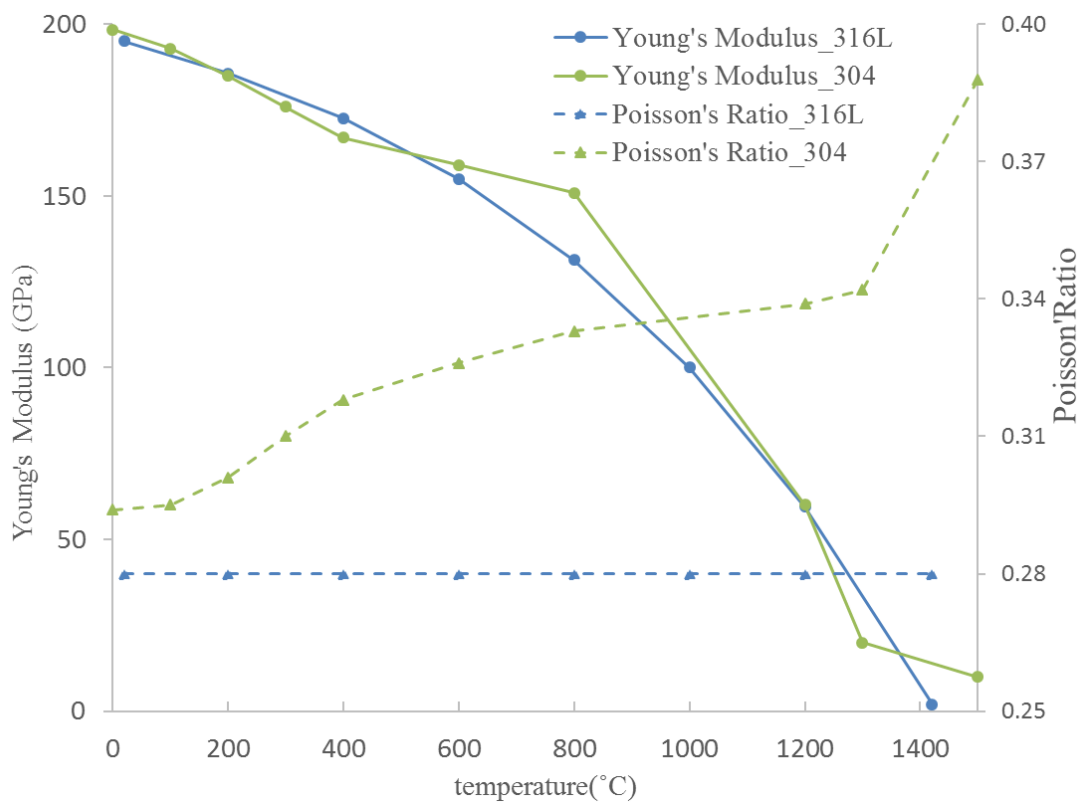


圖3.21 不鏽鋼母材與填料金屬隨溫度變化之楊氏係數、蒲松比

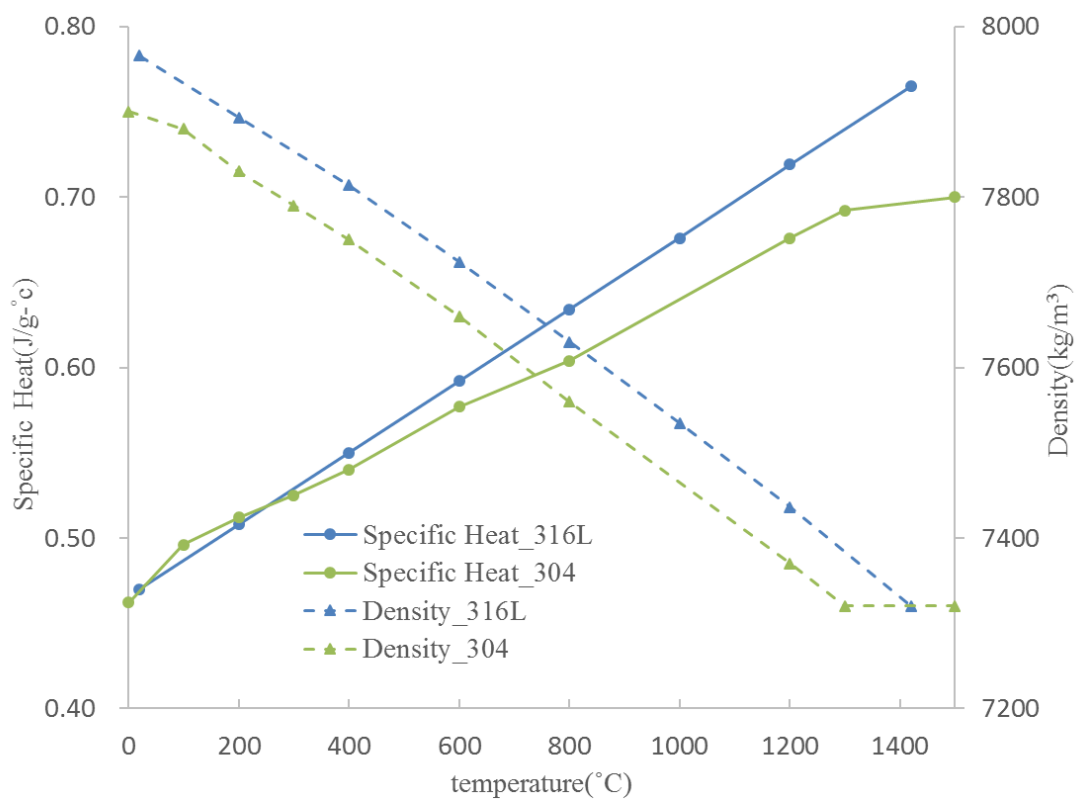


圖3.22 不鏽鋼母材與填料金屬隨溫度變化之比熱、密度

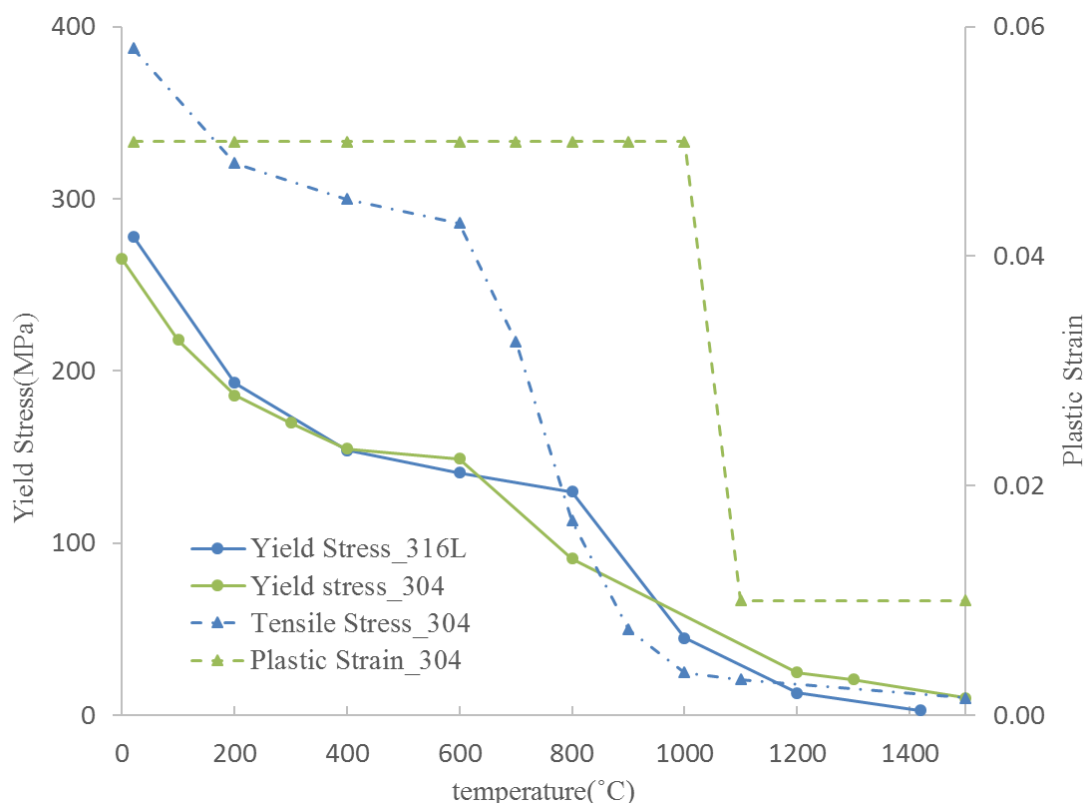


圖3.23 不鏽鋼母材與填料金屬隨溫度變化之降伏強度、塑性應變

3.5.3 網格劃分與元素和運算求解器設定

銲接模擬分析考慮到移動熱源施加於銲道，使得銲道區域會產生較高的溫度梯度，故銲道熔融區的網格需加以細化，如圖 3.24 所示。此外，假定靠近銲道 100mm 內為銲接熱影響區，且需要將分析結果與實驗結果做比較，因此也將網格進行細化，如圖 3.25 所示。經由網格細化之後，有限元素模型總共有 106272 個元素單元，分別於熱學模式中元素類型選擇熱傳或質量擴散元素(diffusive heat transfer or mass diffusion element)，並使用八個節點的線性元素(eight-node linear brick, DC3D8)，以及力學模式中元素類型選擇應力/位移元素(stress/displacement element)，並使用八個節點的非相容線性元素(incompatible modes eight-node brick element, C3D8I)元素進行模擬分析。熱傳分析之求解器於有限元素分析軟體中選擇熱傳分析模組(Heat transfer, General)，熱應力分析之求解器選擇隱式力學分析模組(Static, General)。

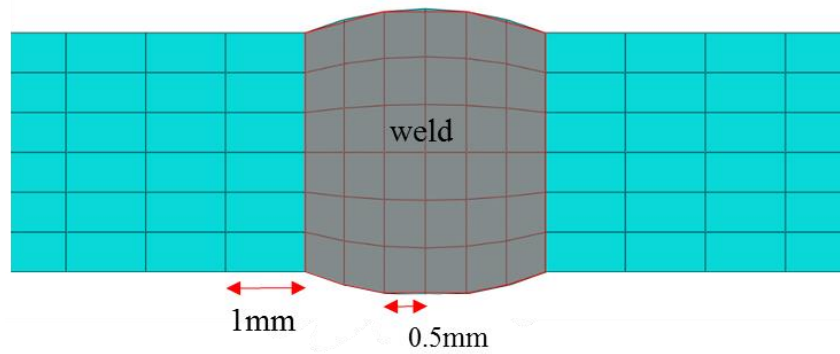


圖3.24 銲道熔融區網格細化

3.5.4 銲接條件

銲接條件需設定模型的初始條件與邊界條件。初始條件考慮銲接件母材的初始溫度為室溫 28°C 或是預熱母材溫度的 200°C ，而填料金屬方面，銲條使用不鏽鋼(F316L)，其熔融溫度為 1400°C 。此外，考慮到整個銲件的表面均會與周圍空氣產生自然熱對流及熱輻射的損失，相互作用下設定熱對流係數為 $h_f = 25\text{W} / \text{m}^2 \cdot \text{K}$ ，如圖 3.25 所示，熱輻射之放射率為 0.9，如圖 3.26 所示。

邊界條件設定的部分，圓管環縫填料對接前先施以四點點銲固定兩圓管，用以防止兩圓管之間產生相對移動，因此模擬分析中在四點點銲位置設定 x 、 y 、 z 三方向固定拘束給予位移條件為零，如圖 3.27 所示

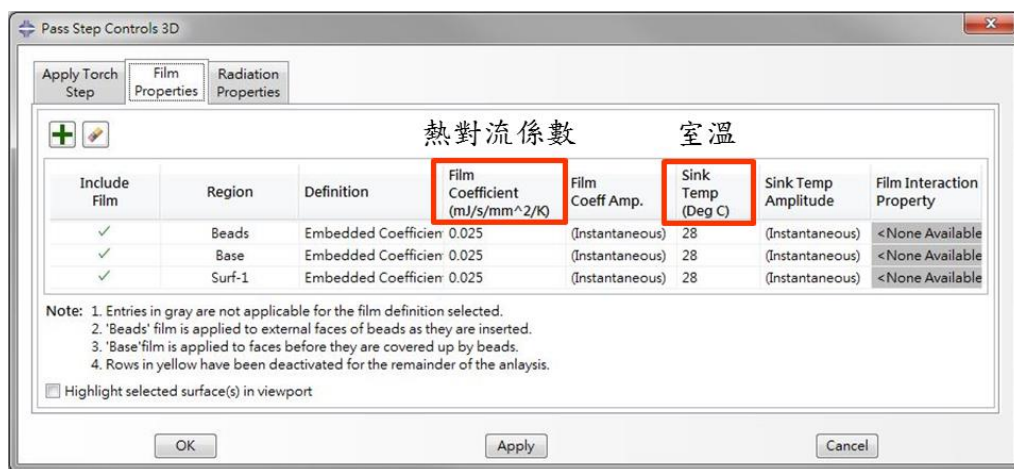


圖3.25 設定熱對流係數

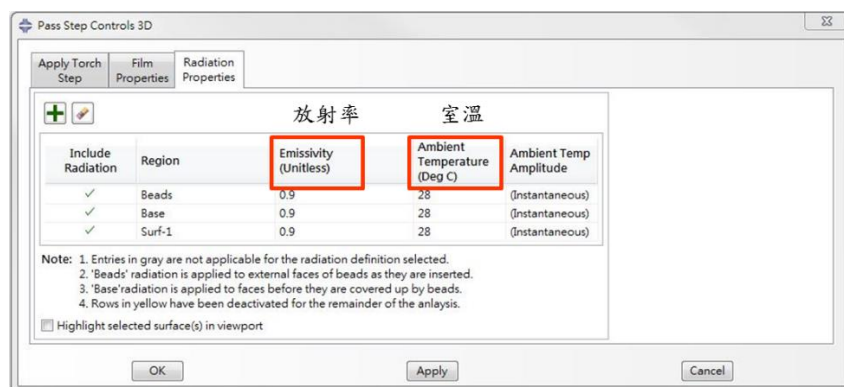


圖3.26 設定熱輻射之放射率

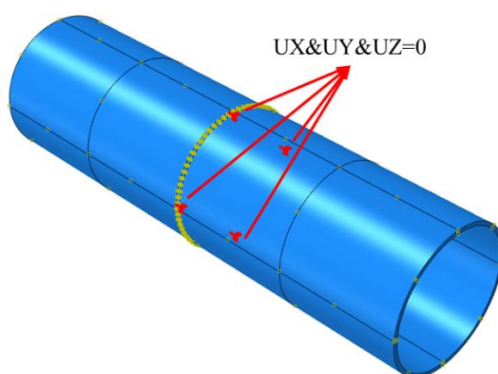


圖3.27 四點點銲位置之邊界條件

3.5.5 運算步階設定

設定每兩個元素(element)為一個集合(chunk)，如圖 3.28 所示。此厚塊集合 chunk 即為前面章節所述的移動面積熱通量，利用移動面積熱通量依序對銲道施加熱量，並給予熱源作用於銲道所需之時間，即可得知銲接溫度場之分部狀況。

銲接分析的時間參數取決於實際銲接實驗時所歷時之時間，其中包含四點點銲時間跟填料對接。以一道次填料對接為例，四點點銲實際實驗耗時約為 22 秒，填料對接時間則為 423 秒，將 423 秒平均設定於分割後的每一個移動面積熱源，則每個厚塊集合(chunk)停留入熱的時間即為 13.22 秒，如圖 3.31 所示。由於填料對接前先施作四點點銲，因此將前四個 pass 設定為四點點銲的厚塊集合(chunk)，如圖 3.30 所示，且輸入不同於填料對接之移動面積熱源的停留時間，平均點銲時間為 5.5 秒，並於四點點銲和填料對接完成後設定熔融溫度降溫至室溫所需之時間，如圖 3.31、圖 3.32 所示。

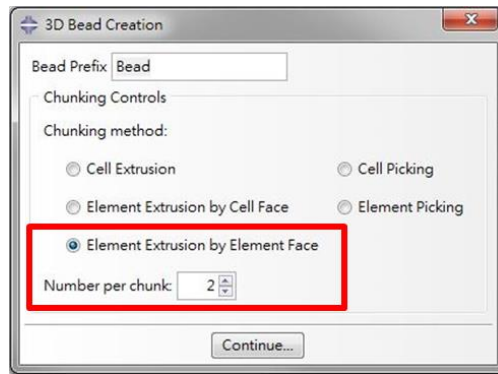


圖3.28 設定移動面積熱源

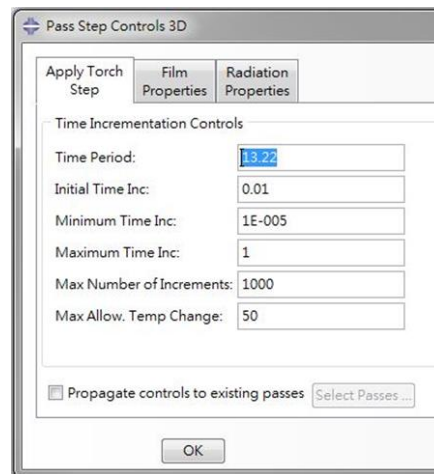


圖3.29 設定 chunk 停留入熱的時間

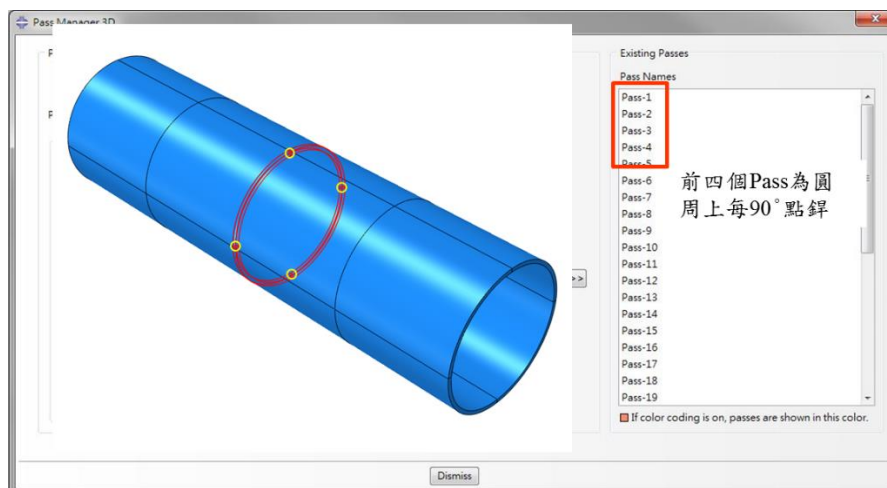


圖3.30 設定銲接順序

Name	Procedure	Nlgeom	Time
Initial	(Initial)	N/A	N/A
Step-1_RemoveAllBeads	Heat transfer (Transient)	N/A	1e-07
Step-2_Pass-1	Heat transfer (Transient)	N/A	5.5
Step-3_Pass-1_Insert	Heat transfer (Transient)	N/A	1e-07
Step-4_Pass-2	Heat transfer (Transient)	N/A	5.5
Step-5_Pass-2_Insert	Heat transfer (Transient)	N/A	1e-07
Step-6_Pass-3	Heat transfer (Transient)	N/A	5.5
Step-7_Pass-3_Insert	Heat transfer (Transient)	N/A	1e-07
Step-8_Pass-4	Heat transfer (Transient)	N/A	5.5
Step-9_Pass-4_Insert	Heat transfer (Transient)	N/A	1e-07
Step-74	Heat transfer (Transient)	N/A	300
Step-10_Pass-5	Heat transfer (Transient)	N/A	13.22
Step-11_Pass-5_Insert	Heat transfer (Transient)	N/A	1e-07

點鉚時間5.5s

點鉚完成後約莫5分鐘回到室溫

圖3.31 設定點鉚時間與點鉚完成之冷卻時間

Step-68_Pass-34	Heat transfer (Transient)	N/A	13.22
Step-69_Pass-34_Insert	Heat transfer (Transient)	N/A	1e-07
Step-70_Pass-35	Heat transfer (Transient)	N/A	13.22
Step-71_Pass-35_Insert	Heat transfer (Transient)	N/A	1e-07
Step-72_Pass-36	Heat transfer (Transient)	N/A	13.22
Step-73_Pass-36_Insert	Heat transfer (Transient)	N/A	1e-07
Step-75	Heat transfer (Transient)	N/A	2700

冷卻至室溫約45分鐘

圖3.32 設定填料對接完成之冷卻時間

3.6 鑽孔法量測殘留應力

3.6.1 溫度補償

應變規會因為黏貼過程的手法、訊號線長度以及材料之溫度補償係數等原因，造成鑽孔實驗上的誤差，因此在進行鑽孔實驗前必須先清楚瞭解欲鑽孔之試片的材料性質，依照其材料性質選用相對應或合適的應變規。由於應變規中金屬導線之電阻值會跟隨溫度上升呈現正比的關係，且鑽孔法原理是將應變規及欲鑽孔材料視為相同材料，因此兩者對於溫度之熱效應亦應該相同。

本研究所使用之應變規型號為 KFGS-1.5-120-D28-11，其中膨脹係數為 $11.7 \text{ ppm}/^{\circ}\text{C}$ 適用於普通鋼，而本實驗材料選用的不鏽鋼(SUS304)膨脹係數為 $16.2 \text{ ppm}/^{\circ}\text{C}$ ，因此在鑽孔實驗過程中需將因為鑽孔摩擦而引起的溫升做溫度補償的數值校正，其溫度補償方法為在鑽孔前將熱電偶線貼附於應變規周圍，並分別記錄鑽孔前後之溫度變化值。

假設鑽孔前溫度為室溫 25°C ，鑽孔後溫度經過熱電偶量測為 28°C ，由此可知，鑽孔實驗過程引起的溫升為 3°C ，將不鏽鋼(SUS304)膨脹係數 $16.2 \text{ ppm}/^{\circ}\text{C}$ 減去普通鋼膨脹係數 $11.7 \text{ ppm}/^{\circ}\text{C}$ 後，其值再乘上鑽孔前後溫差 3°C ，經過計算後結果得到 $13.5 \text{ ppm}/^{\circ}\text{C}$ ，此即為溫度補償係數。鑽孔實驗完成後，動態應變計所顯示之數據需要減去溫度補償係數做數值校正後，才是準確的實驗量測數值。

3.6.2 動態應變計原理與設定

惠斯登電橋(Wheatstone bridge)為動態應變計量測技術中相當重要的一環，其原理為利用電橋本身不平衡的關係，形成一微電壓之輸出，再藉由放大器將訊號處理成所需要之電壓，進一步進行量測、監控、以及回授控制。本實驗使用 $1/4$ 橋來量測應變值，其電路架設如圖 3.33 所示。此外，實驗用應變規配線數量為 2 線，電阻值為 120Ω ，因此將動態應變計設定如圖 3.34 所示，DCB 轉接頭佈線配置如圖 3.35 所示。

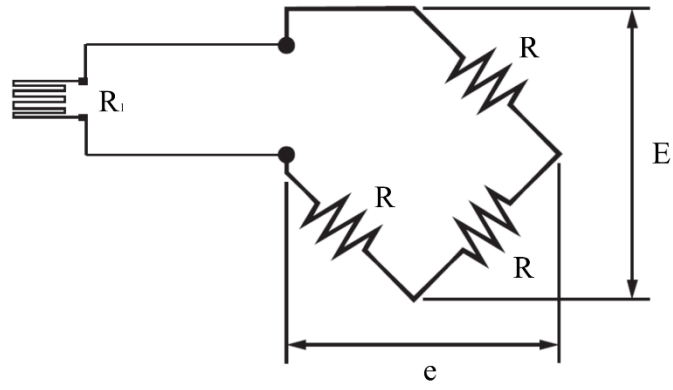


圖3.33 惠斯登電橋 1/4 橋示意圖

放大器設置

放大器	通道	輸入	
DCB	1-1	应变仪	
电桥类型		1/4桥	设定
电线数		2线	
仪表电阻器		120ohm	▼
电桥电源		电压	▼
电桥电压		2V	▼

圖3.34 動態應變計設定

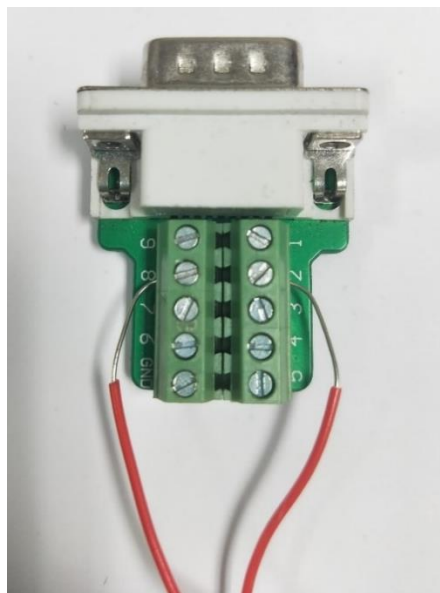


圖3.35 DCB 轉接頭佈線配置

3.6.3 鑽孔規範

根據 ASTM E837-13a 規範，當欲鑽孔試片的厚度若小於應變規規圓直徑 D (Gage Grid Diameter) 的 1.2 倍則可以鑽一通孔使應力完全釋放；試片厚度超過應變規規圓直徑 D 的 1.2 倍以上，則建議使用盲孔法，而鑽孔深度應取應變規規圓直徑的 0.4 倍。鑽孔刀具中心與應變規中心不在同一位置時，量測出的應變值將會產生誤差，允許的誤差為 $\pm 0.004D$ 或 $\pm 0.025\text{mm}$ 。

進行鑽孔實驗前，應先將應變計校正歸零，分段鑽孔並記錄每次穩定後的應變計數值。依據規範，前 60% 的鑽孔深度，必須分成六個道次以上，即每一道次深度不得超過欲鑽總深度的 10%；後 40% 的鑽孔深度，則為每道次不得超過總深度的 20%，即至少分為二個道次以上。

當鑽孔試片幾何外形為圓管時，圓管的曲率越小，越接近平板的校正係數值，整體誤差也會隨之變小。當圓管半徑大於 50mm 時，圓管校正係數可用平板校正係數取代。

穿孔法所量測得到的是一個平面應力，盲孔法則是鑽孔面積下的平均應力。因此本研究選擇使用盲孔法量測殘留應力，參考 ASTM E837 的規範，盲孔法其鑽孔深度應取鑽孔直徑的 1.2 倍或應變規規圓直徑的 0.4 倍，本實驗中，使用直徑 1.6mm 的碳化鎢刀具，且由於鑽孔時的擴孔效應，導致鑽孔後的孔徑約為 1.8mm，使用的應變規規圓直徑為 5.5mm，因此研究使用盲孔深度為 $0.4D=2.2\text{mm}$ 。

3.6.4 鑽孔實驗步驟

進行鑽孔實驗前，需要先利用光學引導定位系統中的顯微鏡校正儀器主軸中心位置，如**錯誤！找不到參照來源。**所示，當主軸中心位置與應變規中心位置同心後，將顯微鏡套筒置換成氣動鑽頭進行鑽孔。

其鑽孔實驗過程簡述大致如下：

(1) 將襯墊架設於平台，並以高效黏土固定。

- (2) 將高速鑽孔機與襯墊鎖緊。
- (3) 調整水平高度旋鈕，並使用水平儀校整平台與儀器的水平度。
- (4) 將試片放置平台下方，也使用水平儀校正水平。
- (5) 利用顯微鏡筒調整節距，再使用目鏡微調焦距，最後利用顯微鏡筒上的四顆螺絲將目鏡中心點對準至應變規中心，需校正至目鏡旋轉 360°皆能對準應變規中心為止。
- (6) 校準完成後將顯微鏡筒置換成氣動鑽頭。
- (7) 將深度控制環鈕調整至 3mm 處(進刀初始位置)。
- (8) 將鑽頭輕碰至應變規上方後旋緊鎖環。
- (9) 深度控制環鈕往退刀方向退兩格(0.04mm)後並起動氣鑽。
- (10) 深度控制環鈕開始鑽孔，每次進刀兩個(0.04mm)直至深度完成一道次，並等待應變計數值穩定後記錄應變值。
- (11) 重覆鑽孔八至十道次直至達到欲鑽孔深度。

3.7 數值分析結果與實驗值得比較

本研究模擬分析分成兩大部份，分別為熱學模式與力學模式。銲接方法使用離縫填料對接形式，施作對接前先在圓周上每 90° 的位置施作四點點銲以防止對接圓管產生相對位移，有限元素分析將以填料金屬加熱至熔融溫度後，施作對接完成再降至室溫之情況，分別探討熱學模式中的溫度場分佈情況，以及力學模式中暫態熱應力與銲接殘留應力的大小與分佈情形。

3.7.1 熱傳分析後處理結果

本研究熱傳分析依據現場實際銲接時間進行設定，離縫填料對接前先施作四點點銲，時間約為 22 秒，圖 3.36 為四點點銲溫度場狀態示意圖，會發現點銲位置有局部較高的溫度梯度產生；四點點銲完成後大約五分鐘冷卻回到室溫，如圖 3.37 所示。環縫填料對接以逆時鐘方向進行銲接，如圖 3.38 所示，一道次離縫填料對接約在 423 秒完成銲接，二道次離縫填料對接約在 815 秒完成銲接，分別如圖 3.39、圖 3.40 所示，完成銲接意指作用熱源即將離開銲接件，會發現熱源作用區域仍有極高的溫度梯度，而熱源作用過的區域溫度會有開始下降的趨勢，填料對接完成後放置冷卻約 45 分鐘，如圖 3.41 所示，此時，銲接件各截面溫度皆回到室溫 28°C ，由於熱傳導與熱對流等效應現象，銲接件整體在冷卻至室溫後幾乎沒有存在溫度梯度。

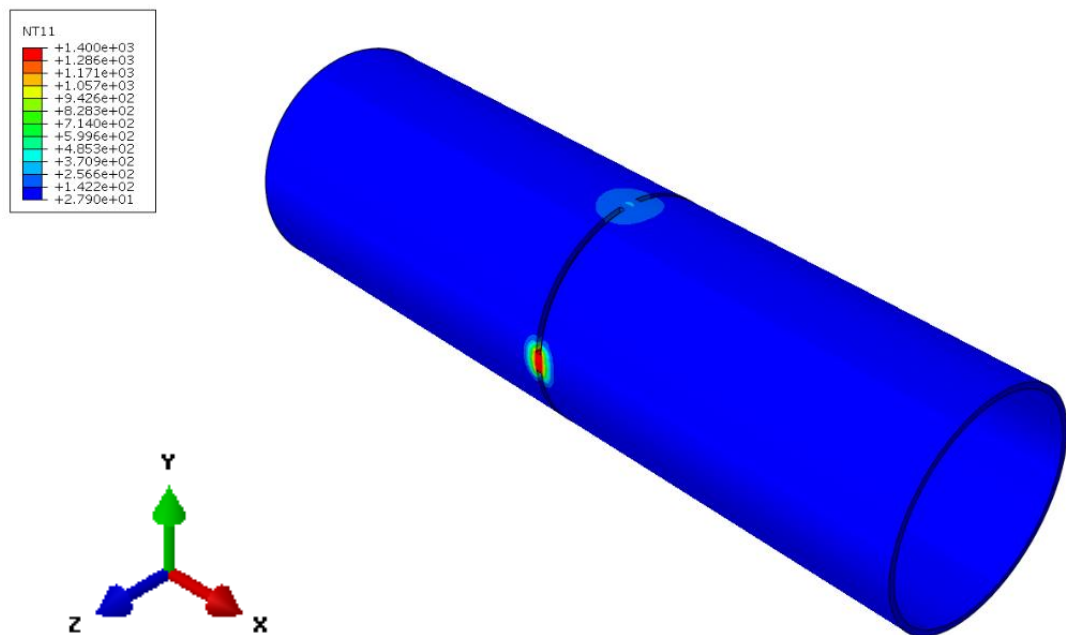


圖3.36 四點點鉀溫度場狀態示意圖

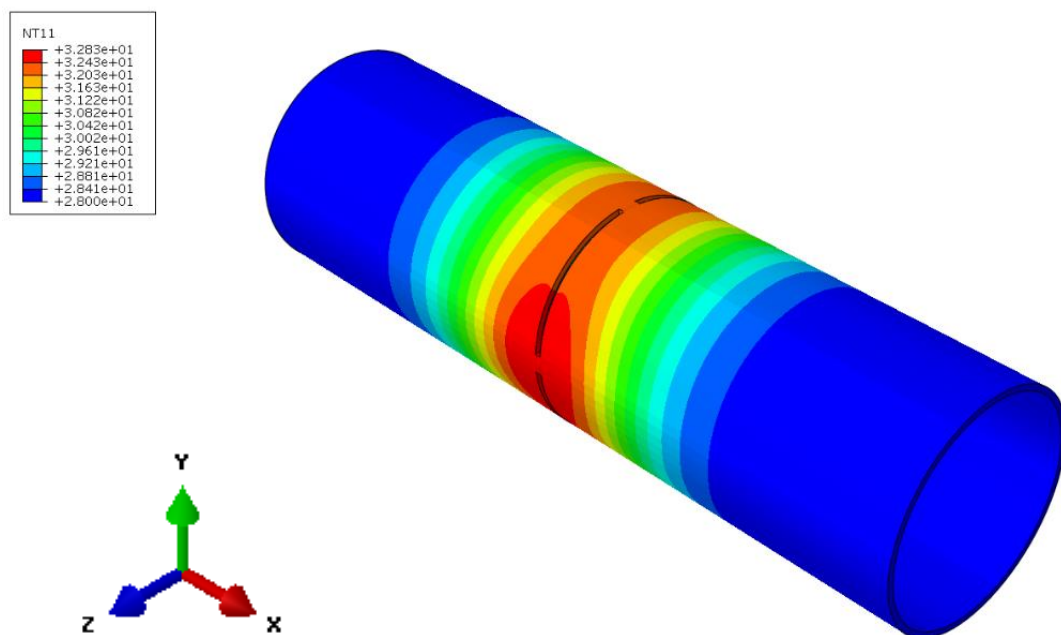


圖3.37 點鉀完程冷卻回到室溫示意圖

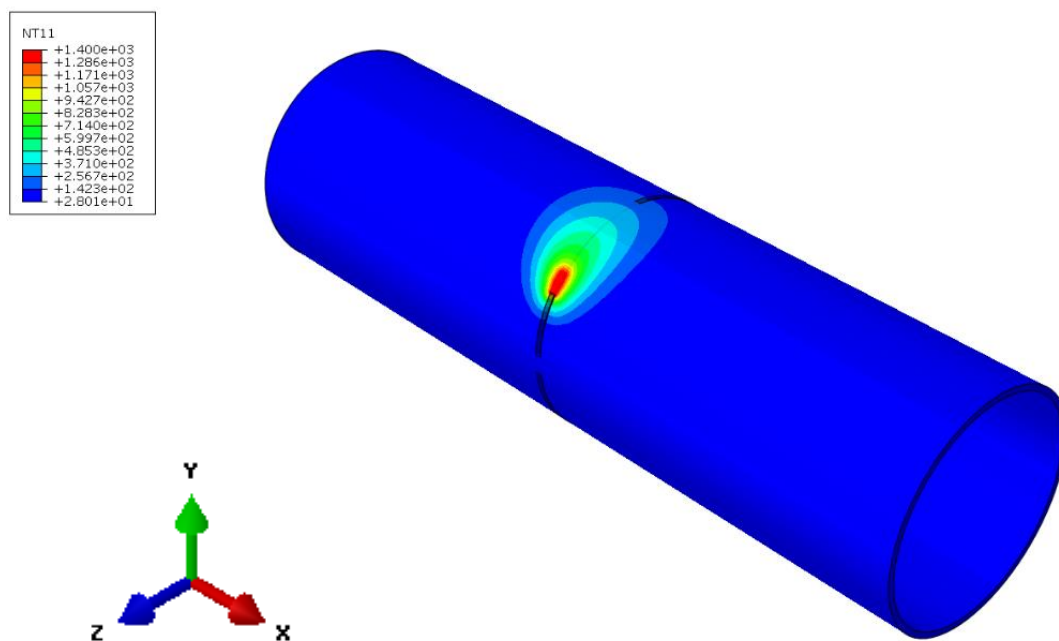


圖3.38 填料對接方向示意圖

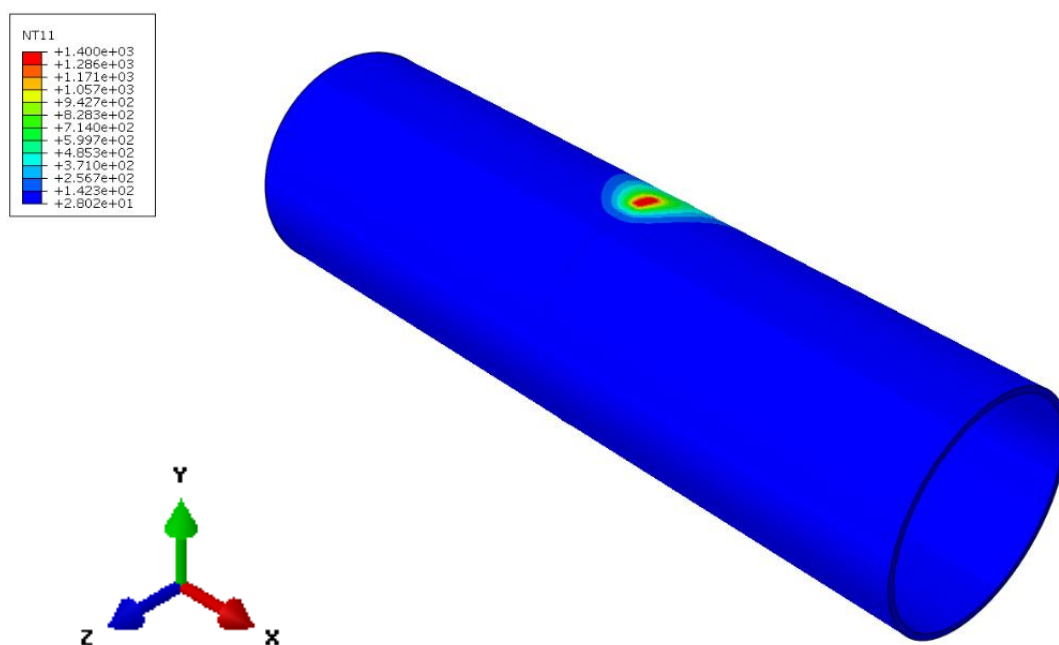


圖3.39 一道次離縫填料對接約在 423 秒完成銲接

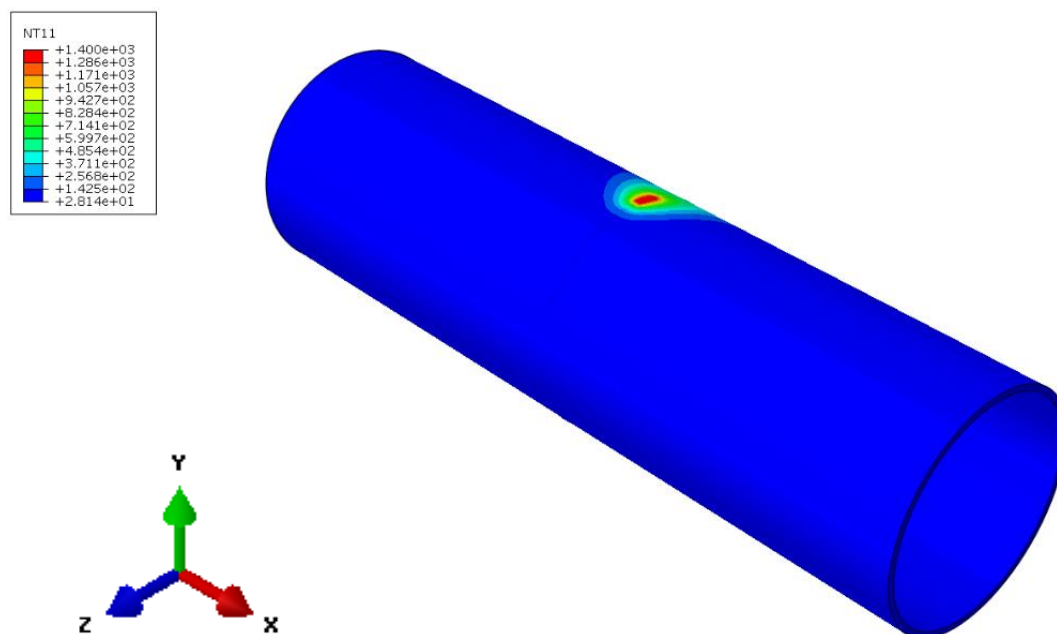


圖3.40 二道次離縫填料對接約在 815 秒完成銲接

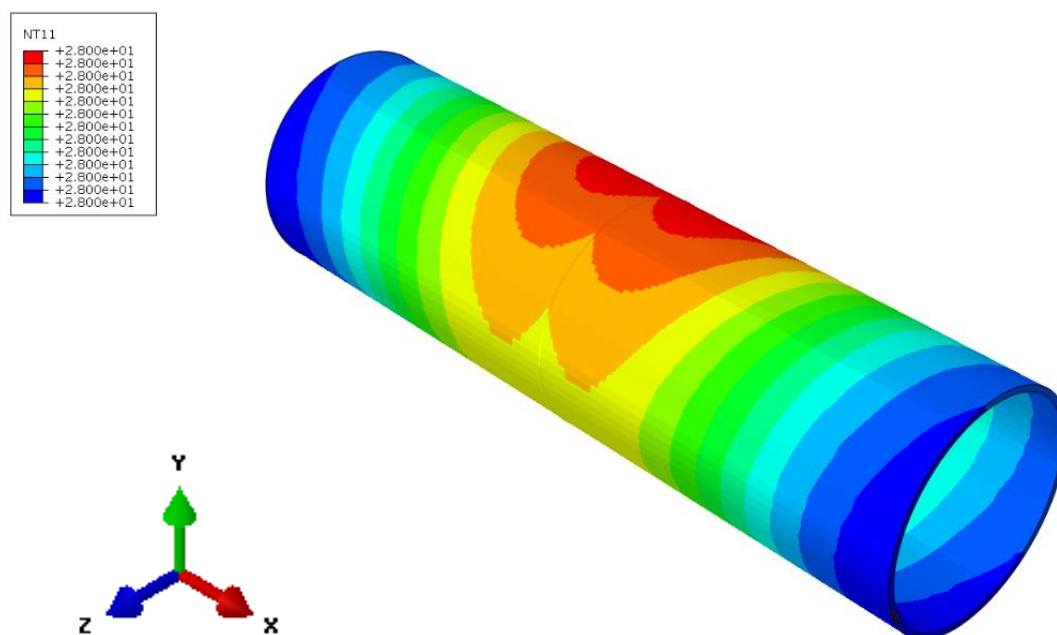


圖3.41 冷卻約 45 分鐘回到室溫 28°C

3.7.2 力學分析後處理結果

將熱傳分析結果之溫度場分佈情況代入力學分析，即可得知熱應力場狀況，其可分成暫態熱應力以及銲接所形成的殘留應力。

圖 3.42 為一道次離縫填料銲接圓周上每 90° 的位置施作點銲的局部熱應力，會發現形成熱應力的區域會比熱源作用的區域大，其原因為熱傳效應導致銲接入熱量傳遞至遠離銲道的區域，圖 3.43 為二道次離縫填料銲接圓周上每 90° 的位置施作點銲的局部熱應力，由圖中可以發現點銲位置雖然位於圓管內徑，但在圓管外徑仍有局部熱應力的形成，與文獻中提到的先施作之銲道會對後面欲施作後之銲道產生些微預應力的作用有良好的對應性，圖 3.44、圖 3.45 分別為一道次與二道次四點點銲完成後大約五分鐘冷卻回到室溫所形成之點銲造成的殘留應力，由兩張殘留應力分佈圖可得知點銲銲道截面積大小差異對於銲接件因點銲造成的殘留應力影響不大。如同熱傳分析，一道次離縫填料對接約在 423 秒完成銲接，二道次離縫填料對接約在 815 秒完成銲接，其暫態熱應力分佈圖分別如圖 3.46、圖 3.47 所示，填料對接完成後冷卻約 45 分鐘回到室溫 28°C ，其所形成之應力場即為銲接所造成的殘留應力，分別如圖 3.48、圖 3.49 所示。由兩張殘留應力分佈圖可以得知，銲接件距離銲道中心相同距離的圓周上，其每一個區域的應力值皆不相同，因此會在後續鑽孔實驗中進行不同位置的量測，其分別位於銲接初始點(0°)周向 135° 以及 225° 。如圖 3.50、圖 3.51 所示，即為這兩個周向位置沿軸向長度方向分布的 von Mises 應力，藉由兩圖可發現二道次填料對接的應力值在離銲道較遠處的位置大部份小於一道次填料對接，其推測為二道次填料對接的單位面積入熱量較小而形成較小的殘留應力。

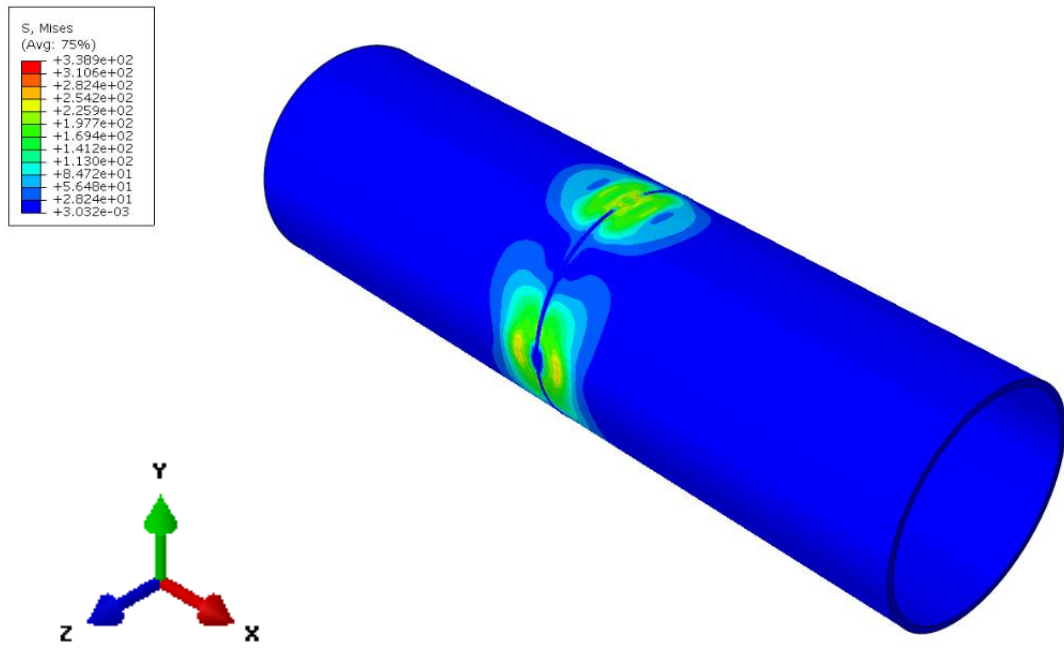


圖3.42 一道次四點點鐸局部熱應力圖

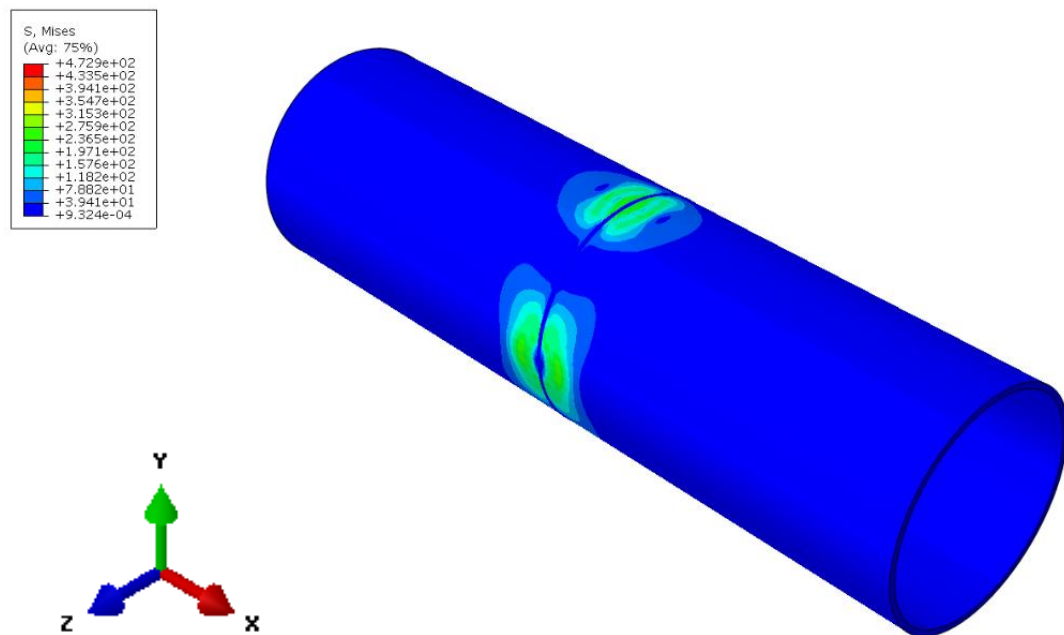


圖3.43 二道次四點點鐸局部熱應力圖

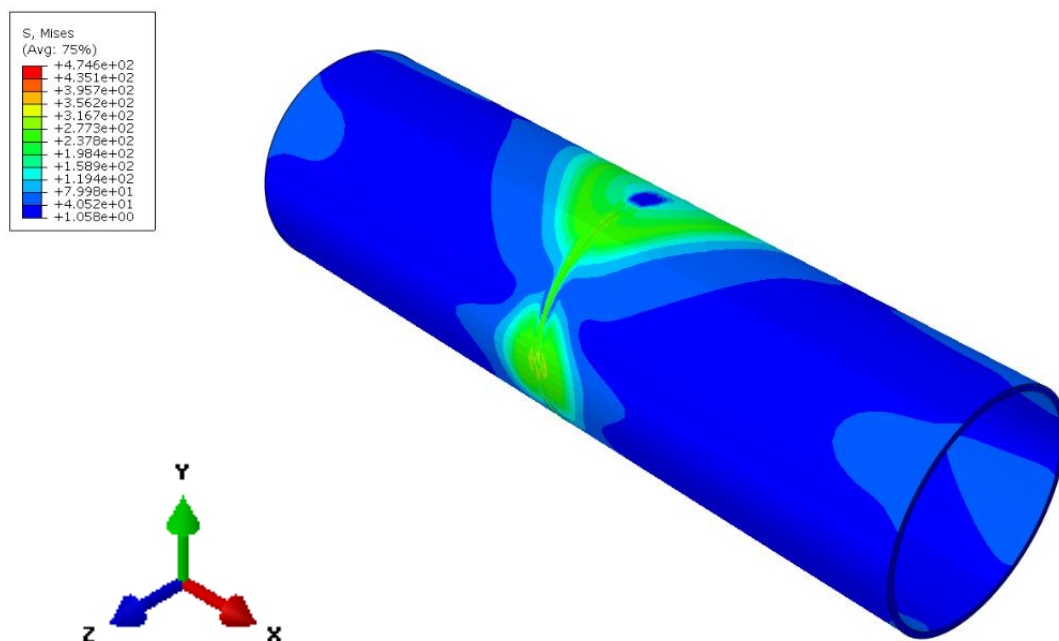


圖3.44 一道次四點點鐳局部殘留應力圖

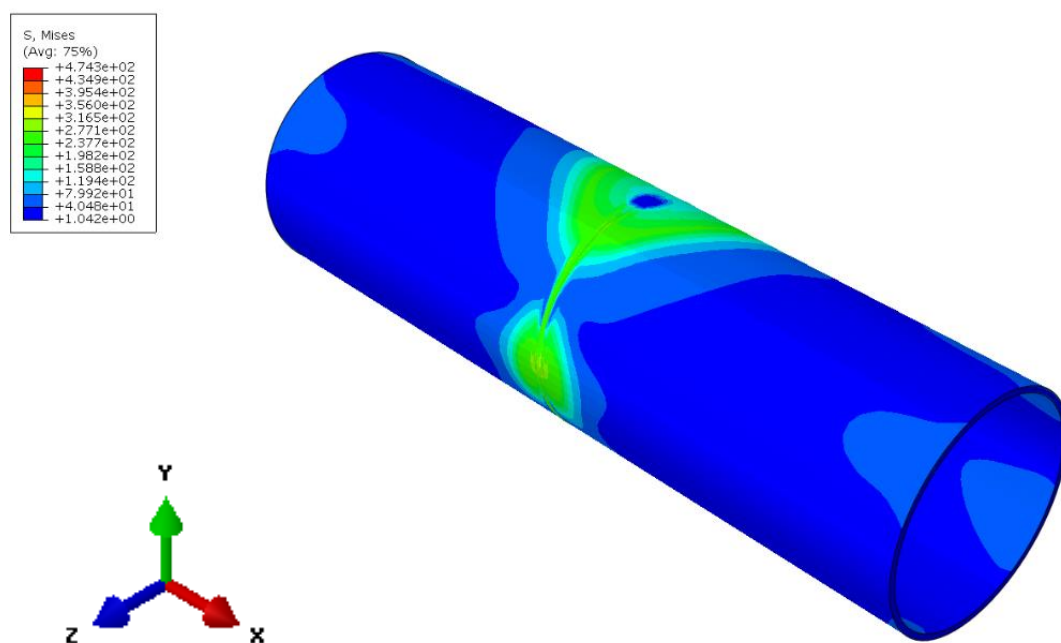


圖3.45 二道次四點點鐳局部殘留應力圖

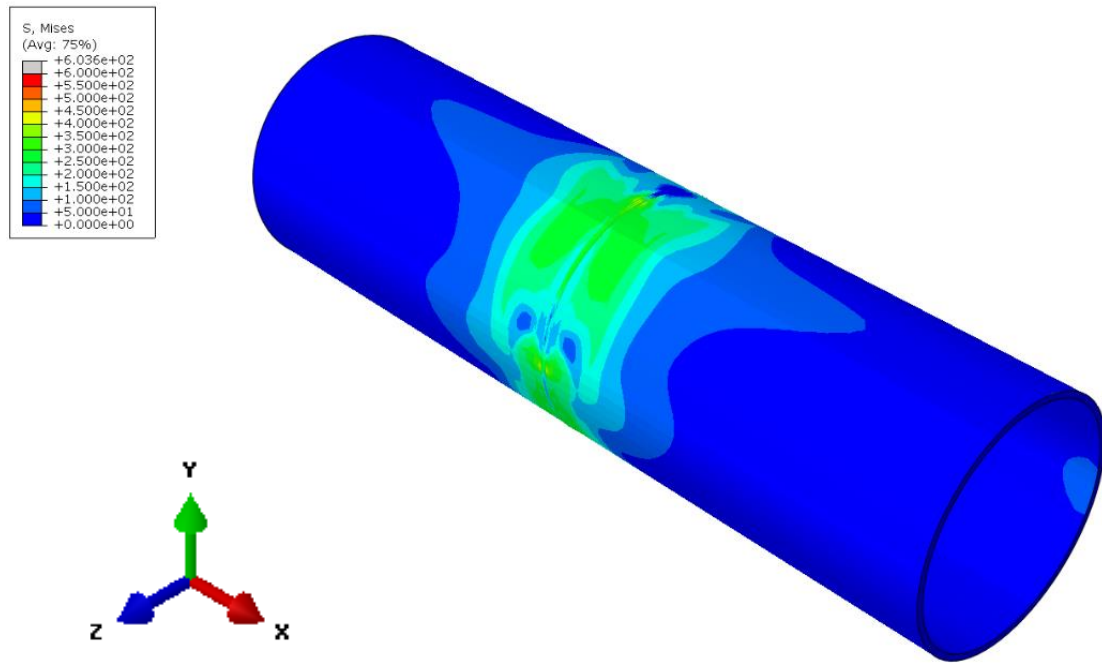


圖3.46 一道次暫態熱應力分佈圖

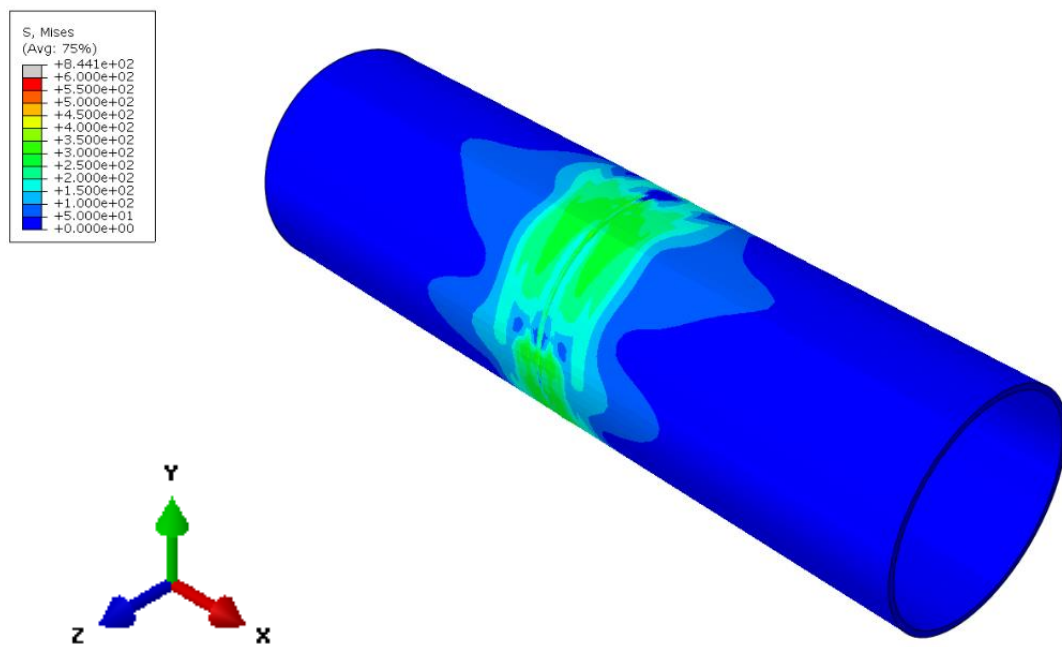


圖3.47 二道次暫態熱應力分佈圖

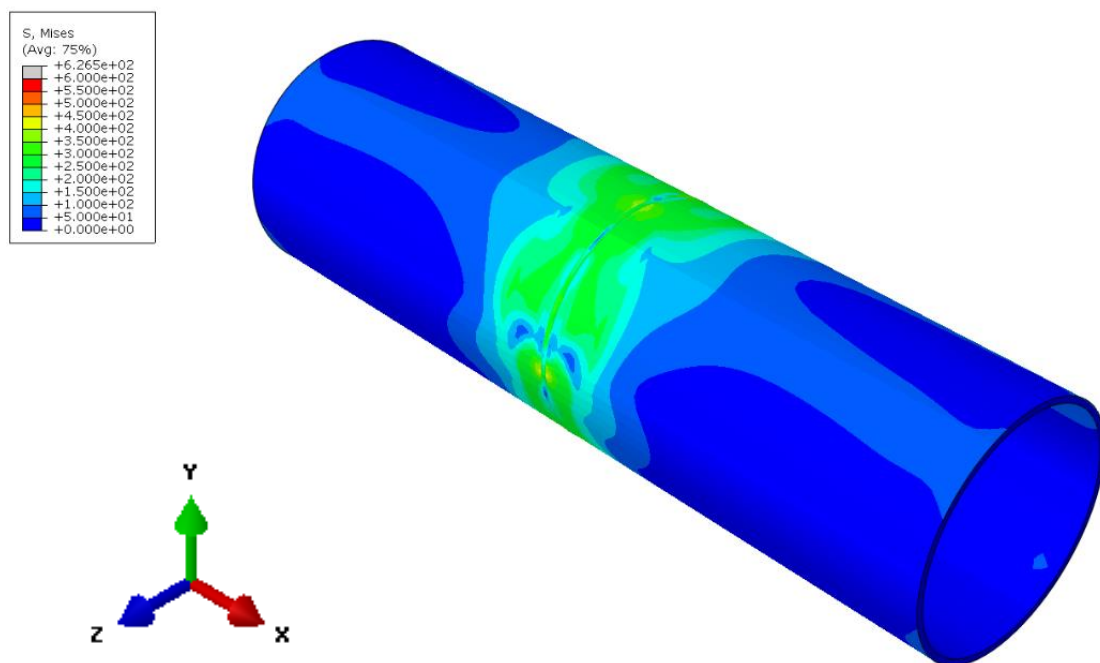


圖3.48 一道次殘留應力分佈圖

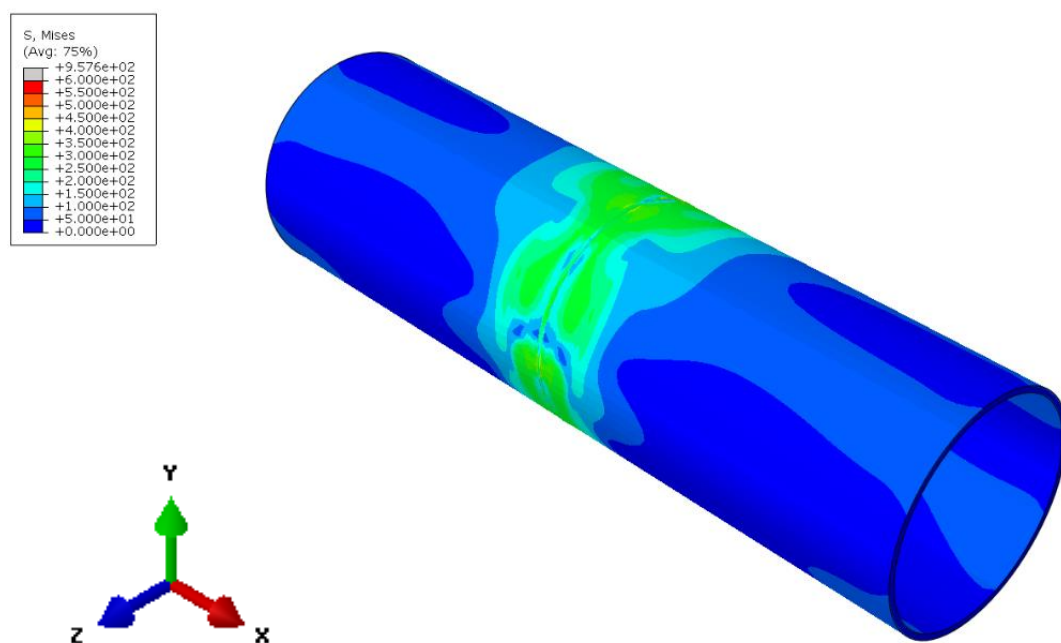


圖3.49 二道次殘留應力分佈圖

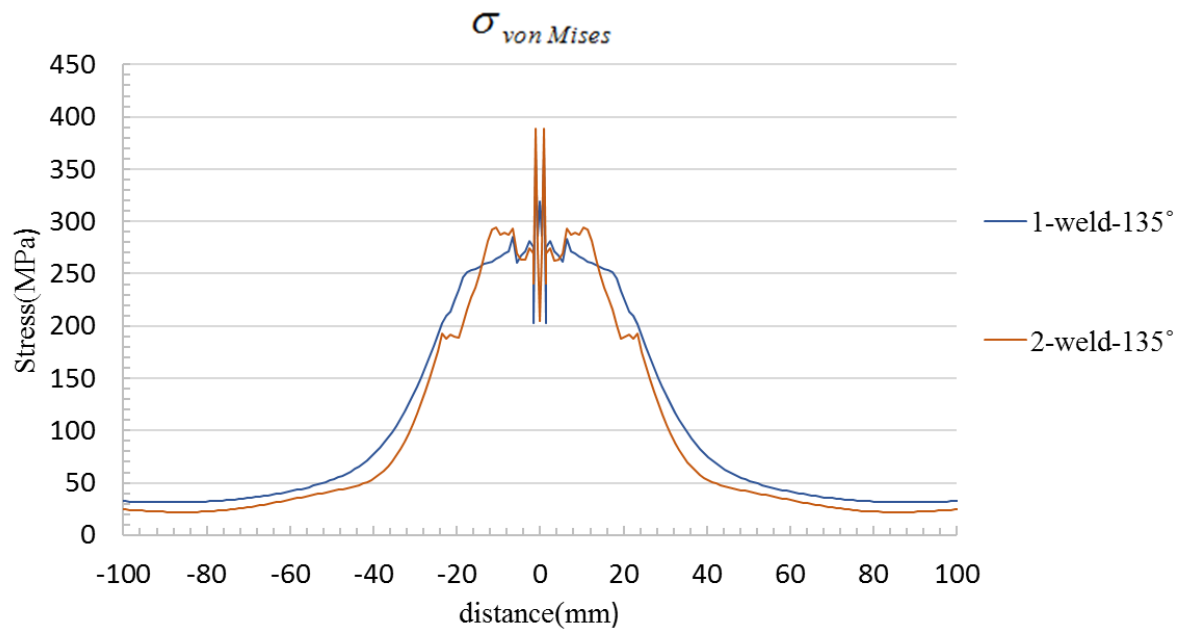


圖3.50 不同道次於 135°之殘留應力比較圖

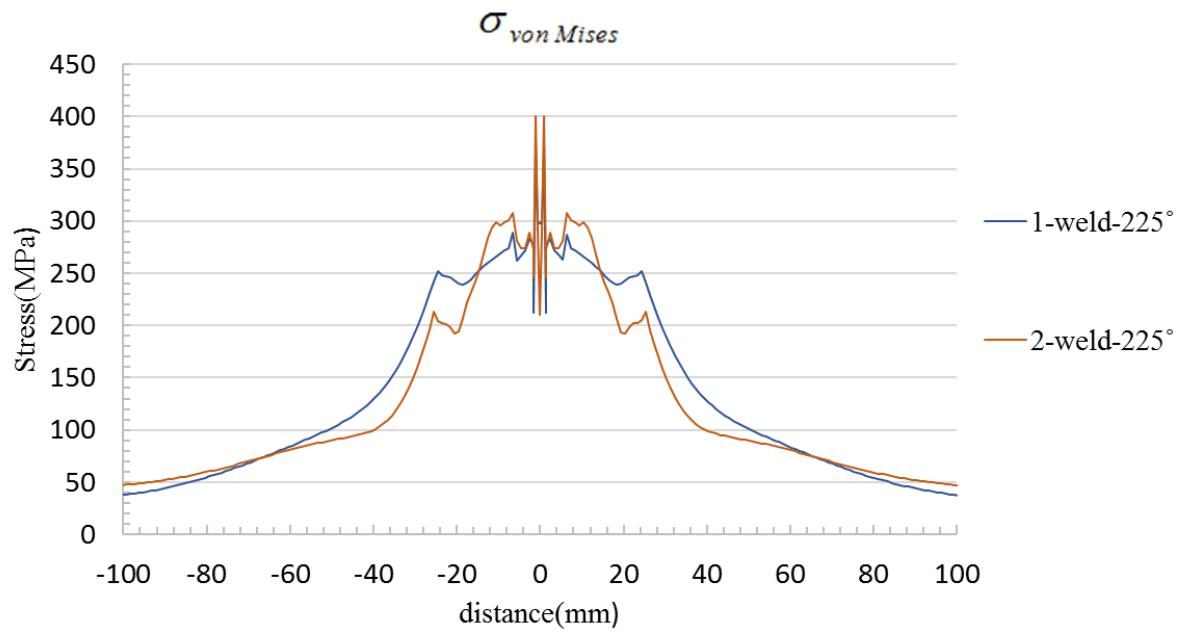


圖3.51 不同道次於 225°之殘留應力比較圖

為了瞭解環縫填料對接造成圓管銲接件試片的殘留應力，研究上利用鑽孔法搭配應變規來進行單點殘留應力的量測，鑽孔法釋放應力的過程，需使用鑽孔型三軸向應變規，並取得鑽孔過程中八至十道次的應變量資訊，以及擷取盲孔完成後銲接件試片內應力逐漸呈現穩定狀態的歷程。將動態應變計量測之三軸向應變量結果代入公式，即可得到最大主應力值、最小主應力值以及主應力夾角。

3.7.3 離縫填料銲接件試片

實驗驗證共分析五組銲接件，其中 Case-Non 是未經過退火熱處理之試片，其餘四組銲接件都歷經 880 °C 恆溫三小時的退火熱處理。而 Case-L 與 Case-H 的差別在於 L 表示為母材於室溫下進行銲接；H 則代表母材的銲接初始溫度為預熱的 200 °C。L1 以及 H1 表示環縫填料銲接施作一道次銲接；L2 和 H2 則代表環縫填料銲接為二道次銲接。並分別於每組銲接件距離銲道中心 20mm 處的不同角度施作鑽孔實驗，以及在不同初始條件和銲道數下進行應變量的比對及探討。

實驗試片表

scheme	annealing	Initial temperature	weld	Drilling angle
Case-Non	non-annealing	room temperature(28°C)	1-weld	135°
Case-L1	880°C annealing	room temperature(28°C)	1-weld	135°
				225°
Case-L2			2-weld	135°
				225°
				45°
Case-H1		200°C	1-weld	135°
				225°
Case-H2			2-weld	135°
				225°

3.7.4 鑽孔實驗結果

圖 3.52 為 Case-Non、鑽孔位置 135° 於鑽孔時動態應變計所量測之數值，圖中顯示當鑽孔至盲孔深度 2.4mm 後，三軸向應變規數值逐漸收斂為一定量值，其意指釋放應力亦趨近穩定，趨近穩定後三軸向應變規數值分別為 Gage1 為 $-262.05\mu\epsilon$ 、Gage2 為 $-353.228\mu\epsilon$ 、Gage3 為 $-511.503\mu\epsilon$ ，將此結果代入鑽孔法之應力應變公式，將其轉換成最大主應力為 536.38MPa、最小主應力為 376.61MPa。

圖 3.53 為 Case-L1、鑽孔位置 135° 於鑽孔時動態應變計所量測之數值，圖中顯示當鑽孔至盲孔深度 2.4mm 後，三軸向應變規數值逐漸收斂為一定量值，其意指釋放應力亦漸漸趨近穩定，趨近穩定後三軸向應變規數值分別為 Gage1 為 $91.975\mu\epsilon$ 、Gage2 為 $42.447\mu\epsilon$ 、Gage3 為 $-138.975\mu\epsilon$ ，將此結果代入鑽孔法之應力應變公式，將其轉換成最大主應力為 109.98MPa、最小主應力為 -54.511MPa。

圖 3.54 為 Case-L1、鑽孔位置 225° 於鑽孔時動態應變計所量測之數值，圖中出現較不連續的線條，其原因為在進行鑽孔實驗時發生鑽頭刀刃崩裂的情形，導致切削上的困難，因此應變值變動較大。當鑽孔至盲孔深度 2.4mm 後，三軸向應變規數值逐漸收斂為一定量值，其意指釋放應力亦漸漸趨近穩定，趨近穩定後三軸向應變規數值分別為 Gage1 為 $-92.195\mu\epsilon$ 、Gage2 為 $-99.177\mu\epsilon$ 、Gage3 為 $-199.511\mu\epsilon$ ，將此結果代入鑽孔法之應力應變公式，將其轉換成最大主應力為 216.13MPa、最小主應力為 128.16MPa。

圖 3.55 為 Case-L2、鑽孔位置 135° 於鑽孔時動態應變計所量測之數值，圖中顯示當鑽孔至盲孔深度 2.4mm 後，三軸向應變規數值逐漸收斂為一定量值，其意指釋放應力亦漸漸趨近穩定，趨近穩定後三軸向應變規數值分別為 Gage1 為 $74.594\mu\epsilon$ 、Gage2 為 $79.806\mu\epsilon$ 、Gage3 為 $-44.929\mu\epsilon$ ，將此結果代入鑽孔法之應力應變公式，將其轉換成最大主應力為 37.094MPa、最小主應力為 -72.106MPa。

圖 3.56 為 Case-L2、鑽孔位置 225° 於鑽孔時動態應變計所量測之數值，圖中

Gage3 在 300 秒處出現一個極大的峰谷，其原因推測為該次進刀所形成的切屑無法順利排出孔外，因此影響動態應變計的數值，而在下一次進刀順利排屑後應變計數值即回到正常數值，當鑽孔至盲孔深度 2.4mm 後，三軸向應變規數值逐漸收斂為一定量值，其意指釋放應力亦漸漸趨近穩定，趨近穩定後三軸向應變規數值分別為 Gage1 為 $-102.218\mu\epsilon$ 、Gage2 為 $-129.901\mu\epsilon$ 、Gage3 為 $-14.555\mu\epsilon$ ，將此結果代入鑽孔法之應力應變公式，將其轉換成最大主應力為 120.79MPa、最小主應力為 17.033MPa。

圖 3.57 為 Case-L2、鑽孔位置 45° 於鑽孔時動態應變計所量測之數值，圖中 Gage1 和 Gage3 在 100 至 500 秒處的數值有相對較大變動，其原因推測與 Case-L2、鑽孔位置 225° 的情況相同，都是受到排屑不良所導致，過了 500 秒後數值漸漸趨定穩定，當鑽孔至盲孔深度 2.4mm 後，三軸向應變規數值逐漸收斂為一定量值，其意指釋放應力亦漸漸趨近穩定，趨近穩定後三軸向應變規數值分別為 Gage1 為 $-3.733\mu\epsilon$ 、Gage2 為 $89.561\mu\epsilon$ 、Gage3 為 $-90.888\mu\epsilon$ ，將此結果代入鑽孔法之應力應變公式，將其轉換成最大主應力為 144.68MPa、最小主應力為 -33.003MPa 。

圖 3.58 為 Case-H1、鑽孔位置 135° 於鑽孔時動態應變計所量測之數值，圖中顯示當鑽孔至盲孔深度 2.4mm 後，三軸向應變規數值逐漸收斂為一定量值，其意指釋放應力亦漸漸趨近穩定，趨近穩定後三軸向應變規數值分別為 Gage1 為 $-18.003\mu\epsilon$ 、Gage2 為 $-144.781\mu\epsilon$ 、Gage3 為 $-155.71\mu\epsilon$ ，將此結果代入鑽孔法之應力應變公式，將其轉換成最大主應力為 158.16MPa、最小主應力為 46.862MPa。

圖 3.59 為 Case-H1、鑽孔位置 225° 於鑽孔時動態應變計所量測之數值，圖中顯示當鑽孔至盲孔深度 2.4mm 後，三軸向應變規數值逐漸收斂為一定量值，其意指釋放應力亦漸漸趨近穩定，趨近穩定後三軸向應變規數值分別為 Gage1 為 $-152.352\mu\epsilon$ 、Gage2 為 $-344.784\mu\epsilon$ 、Gage3 為 $-259.948\mu\epsilon$ ，將此結果代入鑽孔法之應力應變公式，將其轉換成最大主應力為 335.28MPa、最小主應力為 151.34MPa。

圖 3.60 為 Case-H2、鑽孔位置 135° 於鑽孔時動態應變計所量測之數值，圖中顯示當鑽孔至盲孔深度 2.4mm 後，三軸向應變規數值逐漸收斂為一定量值，其意指釋放應力亦漸漸趨近穩定，趨近穩定後三軸向應變規數值分別為 Gage1 為 $104.481\mu\epsilon$ 、Gage2 為 $-132.219\mu\epsilon$ 、Gage3 為 $-62.532\mu\epsilon$ ，將此結果代入鑽孔法之應力應變公式，將其轉換成最大主應力為 83.673MPa 、最小主應力為 -169.62MPa 。

圖 3.61 為 Case-H2、鑽孔位置 225° 於鑽孔時動態應變計所量測之數值，圖中顯示當鑽孔至盲孔深度 2.4mm 後，三軸向應變規數值逐漸收斂為一定量值，其意指釋放應力亦漸漸趨近穩定，趨近穩定後三軸向應變規數值分別為 Gage1 為 $65.974\mu\epsilon$ 、Gage2 為 $-39.051\mu\epsilon$ 、Gage3 為 $-221.155\mu\epsilon$ ，將此結果代入鑽孔法之應力應變公式，將其轉換成最大主應力為 183.51MPa 、最小主應力為 -0.361MPa 。

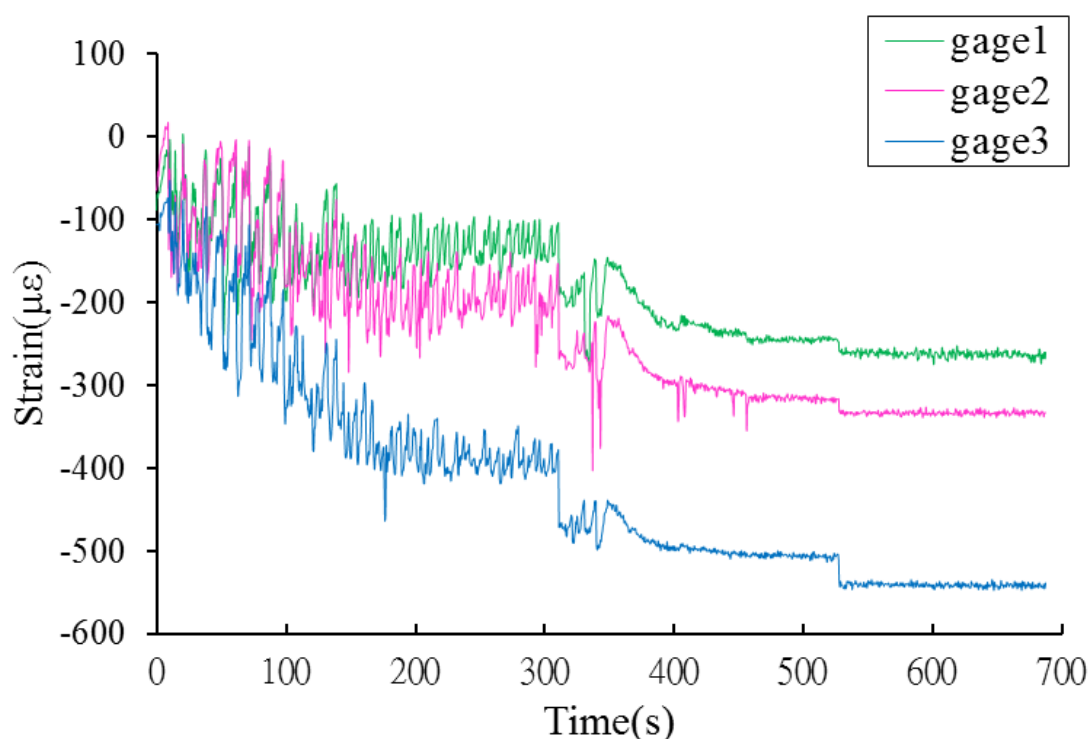


圖3.52 Case-Non、鑽孔位置 135° 鑽孔過程應變值

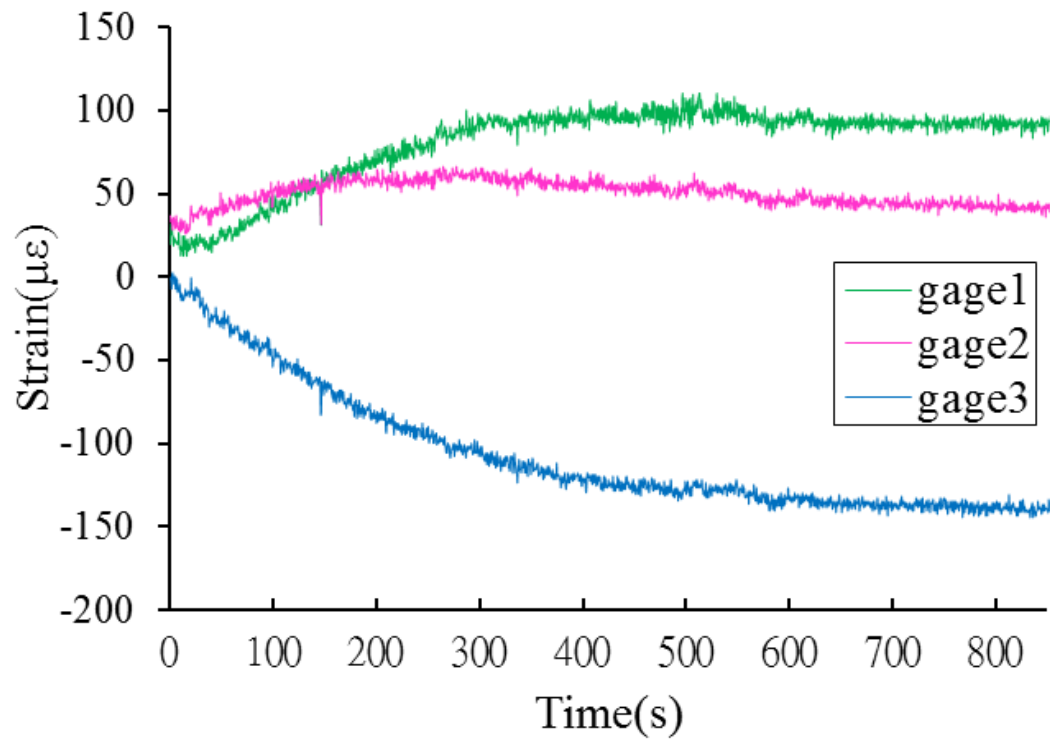


圖3.53 Case-L1、鑽孔位置 135°鑽孔過程應變值

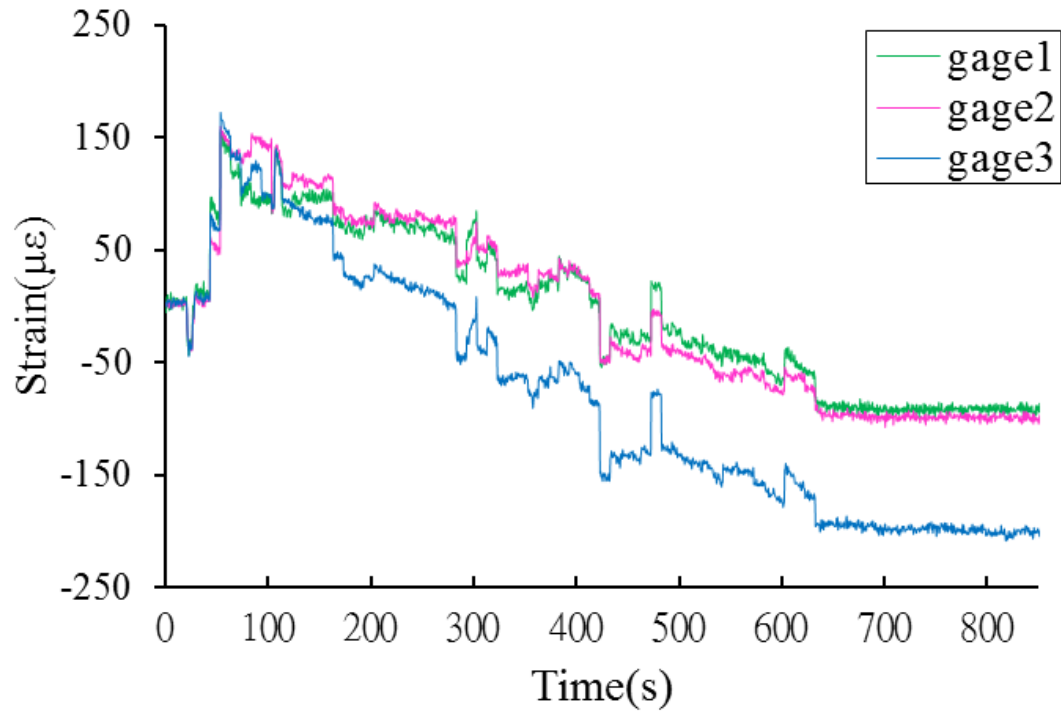


圖3.54 Case-L1、鑽孔位置 225°鑽孔過程應變值

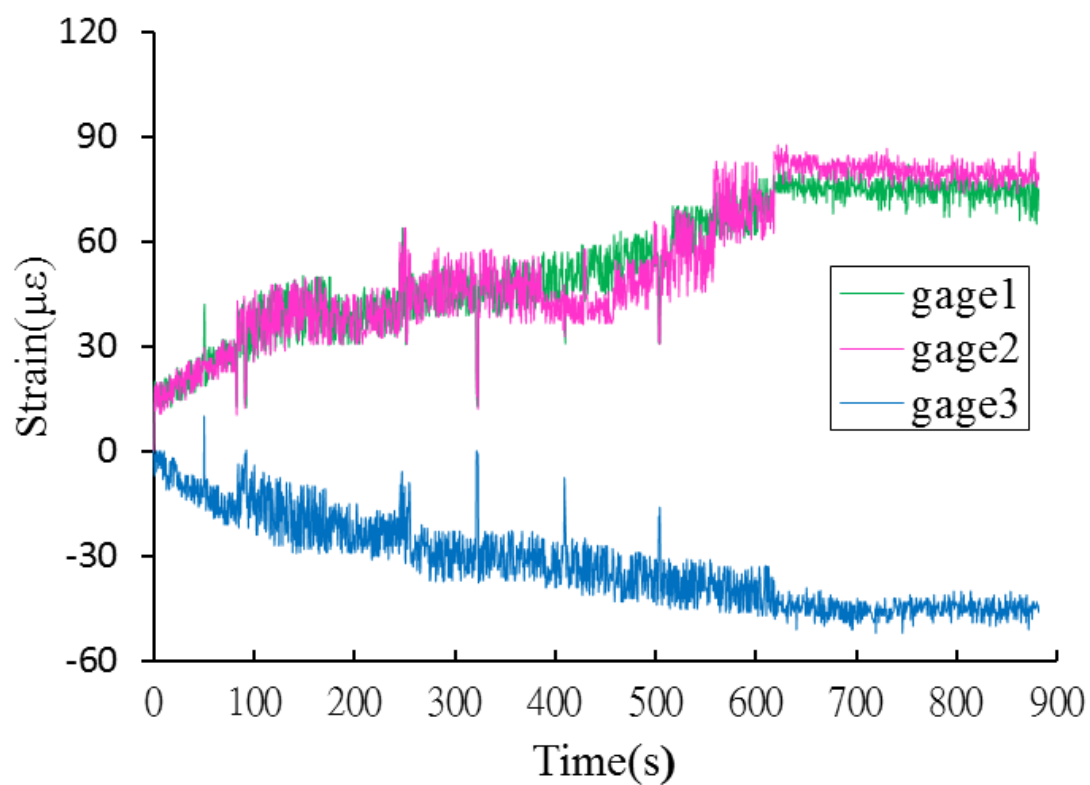


圖3.55 Case-L2、鑽孔位置 135°鑽孔過程應變值

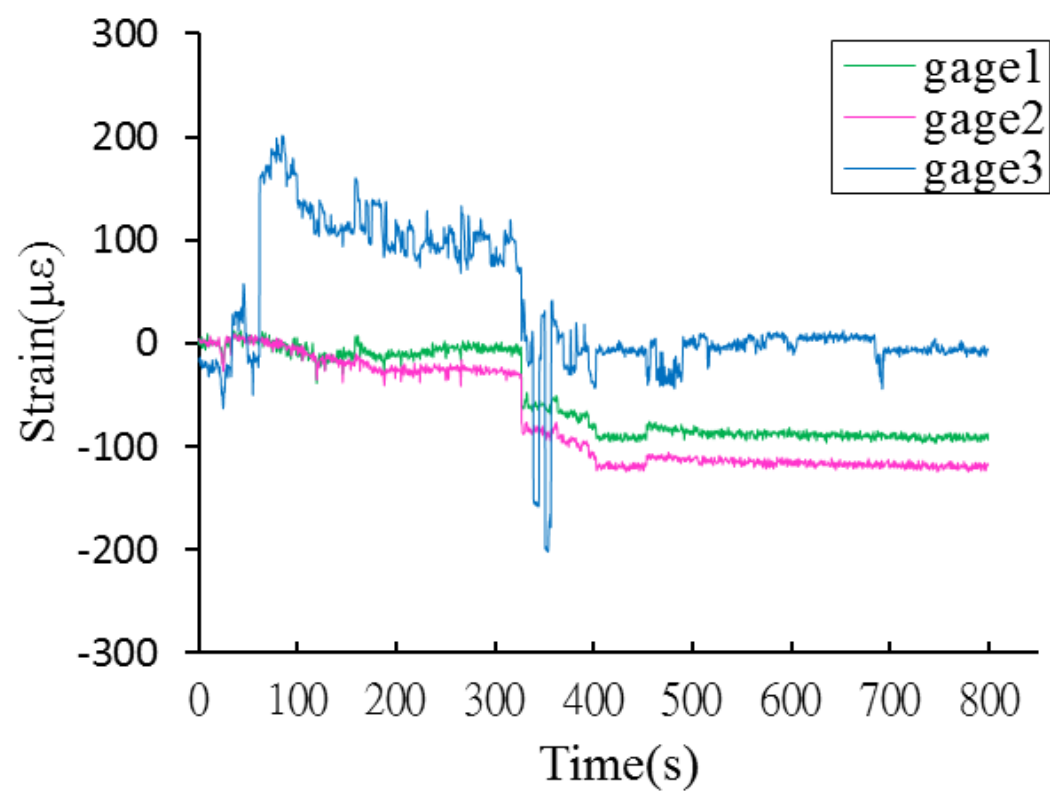


圖3.56 Case-L2、鑽孔位置 225°鑽孔過程應變值

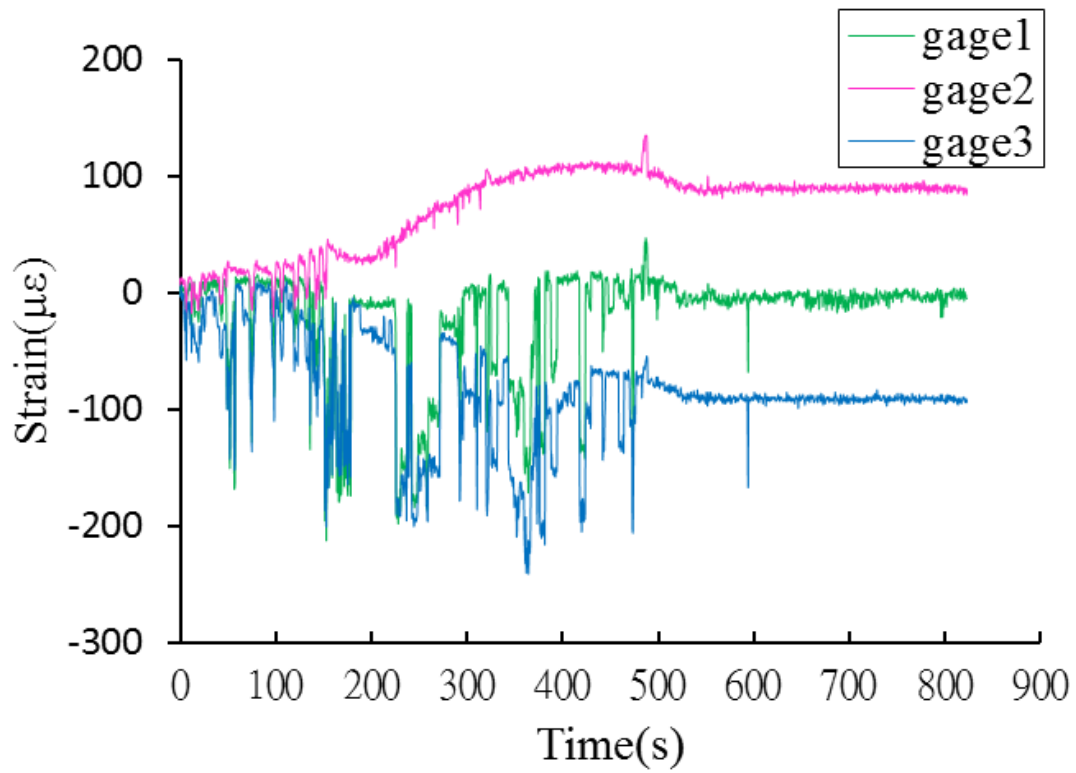


圖3.57 Case-L2、鑽孔位置 45°鑽孔過程應變值

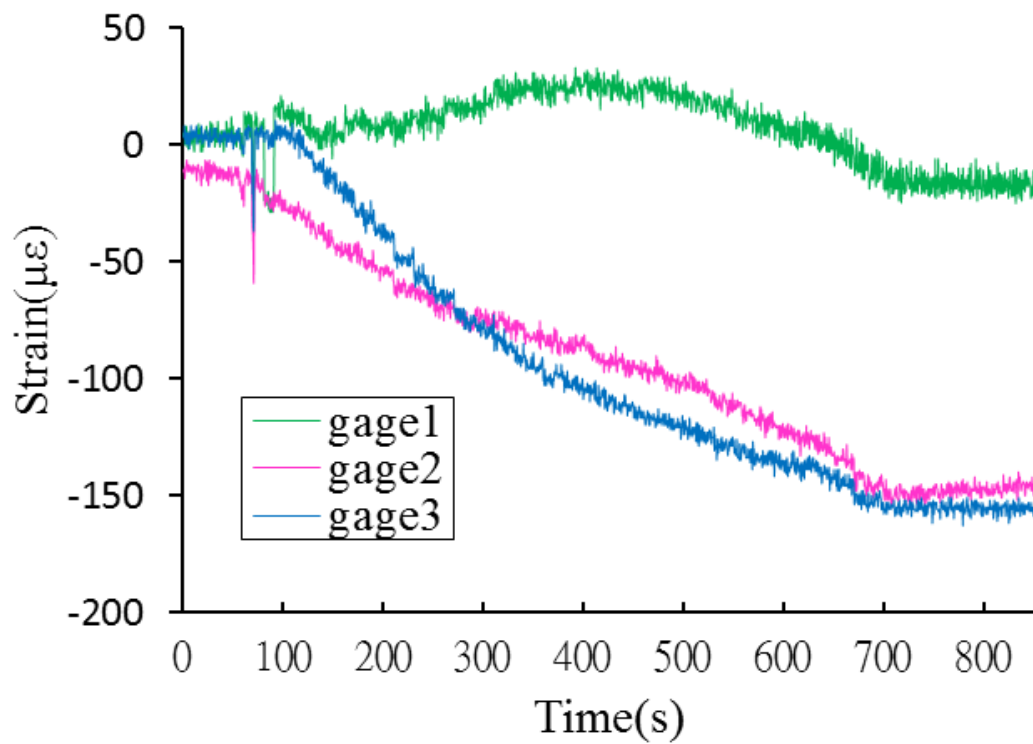


圖3.58 Case-H1、鑽孔位置 135°鑽孔過程應變值

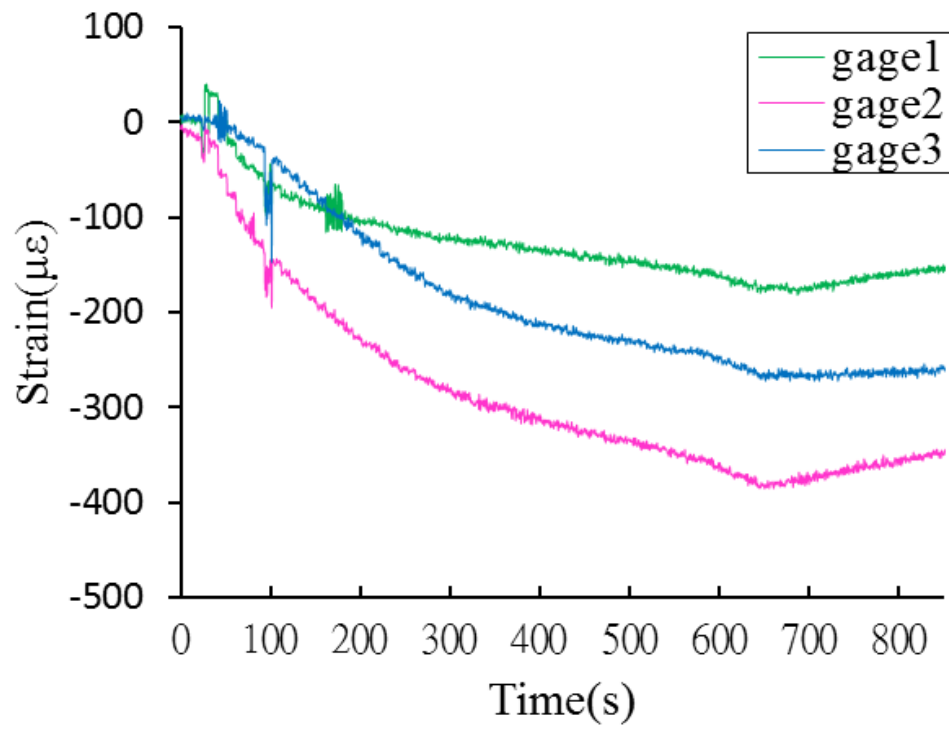


圖3.59 Case-H1、鑽孔位置 225°鑽孔過程應變值

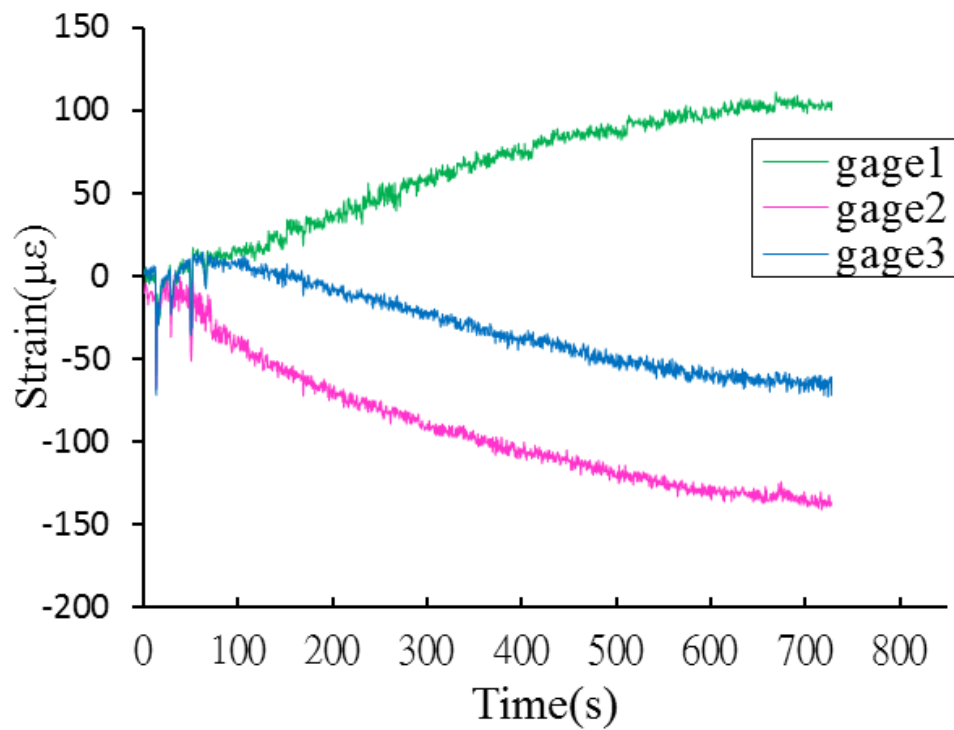


圖3.60 Case-H2、鑽孔位置 135°鑽孔過程應變值

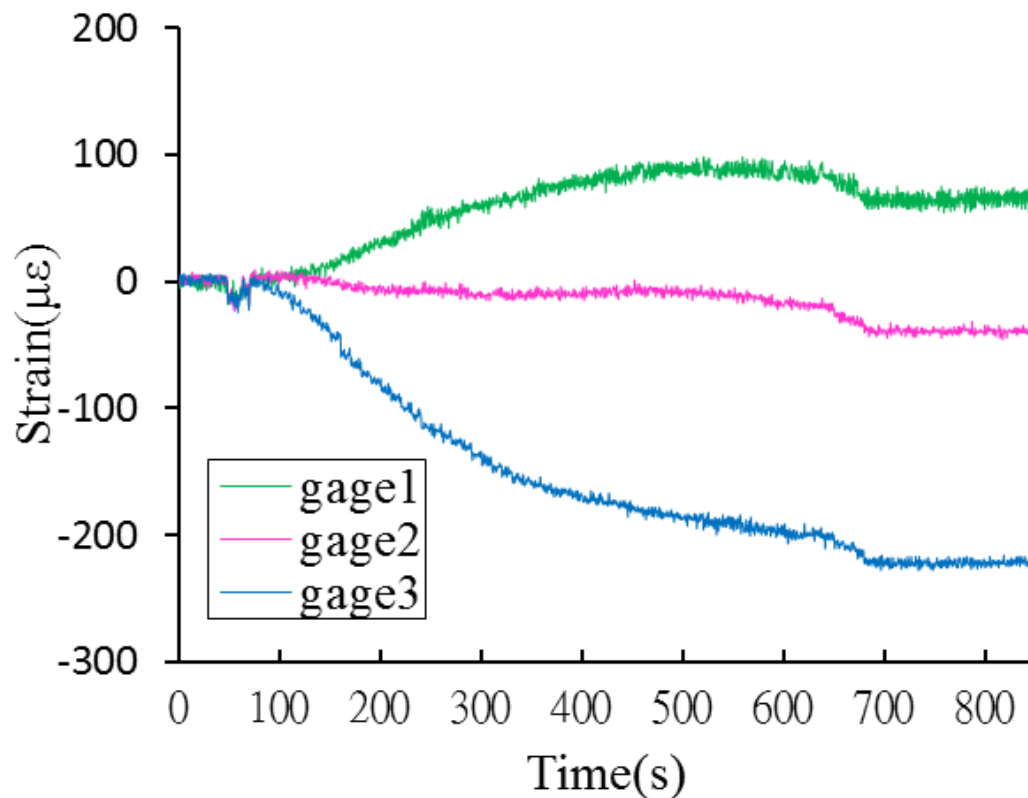


圖3.61 Case-H2、鑽孔位置 225°鑽孔過程應變值

3.7.5 結果與討論

下表呈現銲接件試片於特定位置進行鑽孔實驗所量測之殘留應力實驗值與有限元素分析之模擬值。由表可知，最大主應力與最小主應力在大部份的分析案例中都出現比較大的誤差，其推測原因為三軸向應變規在貼附圓管試片時，無法準確將應變規貼附在正確的軸向所導致，加上銲接件通常出現破壞所造成的原因為最大剪應力，因此，研究上針對最大剪應力值進行探討。

Case-Non、鑽孔位置 135°的實驗值與模擬分析有較大的誤差，原因為此銲接件於銲接前母材未經過退火熱處理釋放原殘存於材料內部之加工應力所造成，由於有限元素分析並未考慮未經過退火熱處理所具有的殘留應力，因此相較於實驗量測有較大的誤差。Case-L1、鑽孔位置 135°的實驗值與模擬分析的誤差有降低的情形，但還是稍為偏大，其推測原因與鑽孔位置的偏差有關，由於實際鑽孔位

置可能無法如同有限元素分析值一樣準確位於距離鉚道中心軸向 20mm 處，故誤差值偏大。Case-L1、鑽孔位置 225°的實驗值與模擬分析的誤差為所有分析案例中最大的，其原因推測為進行鑽孔實驗時鑽頭發生刀刃崩裂的情形，導致實驗值可能無法相當準確。Case-L2、鑽孔位置 135°的實驗值與模擬分析的結果有相對良好的對應性，誤差來僅有 18.43%。Case-L2、鑽孔位置 225°和 Case-L2、鑽孔位置 45°的實驗值與模擬分析的誤差皆稍為偏大，分別為 34.34%和 34.37%，其原因推測與 Case-L1、鑽孔位置 135°的分析案例一樣，是模擬分析取樣點偏差所導致。在預熱母材的高溫分析案例中，Case-H1、鑽孔位置 135°的實驗值與模擬分析的結果，兩者有較好的對應性，其誤差值為 19.11%，此外，在最大主應力與最小主應力也有良好的定向關係。Case-H1、鑽孔位置 225°的實驗值與模擬分析的結果也顯示兩者有好對應性，其誤差值為 11.01%，從 Case-L1 與 Case-H1 的結果顯示，預熱母材的分析案例在模擬分析中與鑽孔法實驗值有相對較好的一致性。Case-H2、鑽孔位置 135°的實驗值與模擬分析的結果之誤差值為 7.90%，在最大剪應力有良好的對應性。Case-H2、鑽孔位置 225°的實驗值與模擬分析的結果，兩者有最小的誤差值 7.22%，比較 Case-L2 與 Case-H2 的誤差結果，發現預熱的分析案例有較好的對應性，與一道次的分析案例有一樣的結果。

鑽孔法量測與模擬分析數據表

		Max.Principal	Min.Principal	Max.Shear	Principal Angle
Case-Non 未經熱處理 鑽孔位置 135° 室溫	Strain gage	536.38 MPa	376.61 MPa	79.885 MPa	7.527°
	FEM	175.598 MPa	-60.549 MPa	118.073 MPa	
	Error	205.46%	721.99%	32.34%	

一道次

Case-L1					
880°C 熱處理	Strain gage	109.98 MPa	-54.511 MPa	82.247 MPa	14.865°
鑽孔位置					
135°	FEM	175.598 MPa	-60.549 MPa	118.073 MPa	
室溫					
一道次	Error	37.37%	9.97%	30.34%	

Case-L1					
880°C 熱處理	Strain gage	216.13 MPa	128.16 MPa	43.986 MPa	20.5098°
鑽孔位置					
225°	FEM	215.878 MPa	50.595 MPa	82.641 MPa	
室溫					
一道次	Error	0.12%	153.30%	46.77%	

Case-L2					
880°C 熱處理	Strain gage	37.094 MPa	-72.106 MPa	54.6 MPa	23.696°
鑽孔位置					
135°	FEM	170.256 MPa	36.668 MPa	66.937 MPa	
室溫					
二道次	Error	78.21%	296.64%	18.43%	

Case-L2					
880°C 熱處理	Strain gage	120.79 MPa	17.033 MPa	54.878 MPa	29.248°
鑽孔位置					
225°	FEM	187.111 MPa	19.944 MPa	83.583 MPa	

室溫	Error	35.44%	14.59%	34.34%	
二道次					
Case-L2	Strain gage	144.68 MPa	-33.003 MPa	88.842 MPa	36.17°
880°C 熱處理					
鑽孔位置	FEM	175.667 MPa	-95.081 MPa	135.374 MPa	
45°					
室溫	Error	17.64%	65.29%	34.37%	
二道次					
Case-H1	Strain gage	158.16 MPa	46.862 MPa	55.651 MPa	-20.036°
880°C 熱處理					
鑽孔位置	FEM	181.543 MPa	43.951 MPa	68.796 MPa	
135°					
預熱	Error	12.88%	6.62%	19.11%	
一道次					
Case-H1	Strain gage	335.28 MPa	151.34 MPa	91.974 MPa	-34.395°
880°C 熱處理					
鑽孔位置	FEM	215.503 MPa	49.804 MPa	82.85 MPa	
225°					
預熱	Error	55.58%	203.87%	11.01%	
一道次					
Case-H2	Strain gage	83.673 MPa	-129.62 MPa	106.64 MPa	-30.803°
880°C 熱處理					
鑽孔位置	FEM	36.857 MPa	-160.796	98.826 MPa	
135°			MPa		

預熱	Error	127.02%	19.39%	7.90%	
二道次					
Case-H2	Strain gage	183.51 MPa	-0.361 MPa	91.938 MPa	7.513°
880°C 熱處理					
鑽孔位置	FEM	142.056 MPa	-56.135 MPa	99.095 MPa	
225°					
預熱	Error	29.18%	99.35%	7.22%	
二道次					

4.7.6 結論

從表中我們發現無論是在室溫銲接的分析案例或是母材預熱後再銲接的分析案例中，環縫填料二道次銲接利用鑽孔法量測殘留應力的結果與有限元素分析之間的誤差值都比一道次銲接小，其原因推測為實際進行銲接實驗時，一道次銲接所歷時的時間經過換算後，輸入至有限元素分析的平均時間較不準確所導致，此外，從表中可以得知母材預熱後銲接的誤差值會比常溫下進行銲接的誤差值相對較小，其推測為實際銲接時高溫使得填料金屬較易熔融，故填料金屬流動性佳易滲透母材，不易產生斷弧現象，因此比較接近模擬分析中連續施作銲接的假設。

3.8 應力值與位置靈敏度探討

結果可以發現鑽孔實驗所量測之殘留應力實驗值與有限元素分析之間的誤差值較大，其原因推測為有限元素分析於應力資料擷取的位置差異性所導致。

3.8.1 位置靈敏度比較

由於有限元素分析於鑽孔位置資料擷取的差異導致誤差有一定程度的影響，因此研究探討應力值與位置偏移的影響程度。其方法為分別在銲接初始點的圓周方向 135° 與 225° 的角度於環向(周向)方向正負各 10° 的偏差加以分析，即為分析 125° 至 145° 與 215° 至 235° 之間的應力值，設定 10° 的原因取決於圓管半徑為 57.15mm ($S = r\theta$)，經由計算後約等於 10mm ，藉以探討環向偏差對於應力值的影響程度。

3.8.2 結果與討論

有限元素分析於不同銲接初始條件、施作不同道次及不同角度之位置差異比較圖，並於理想鑽孔位置的內外徑標註剪應力量值。先以室溫一道次(圖 3.62、圖 3.63)中內外徑之最大剪應力值的差值與預熱母材的二道次(圖 3.64、圖 3.65)中內外徑之最大剪應力值的差值做比較，可以發現一道次的差值較二道次的差值來的大，其意表示二道次的應力分佈更接近於鑽孔法平面應力的假設，因此鑽孔實驗結果也顯示二道次實驗值與有限元素分析的結果誤差值較小。

此外，再將室溫一道次 135° 位置(圖 3.62)與預熱母材二道次 135° 位置(圖 3.64)進行探討，圖中三條實線為外徑最大剪應力值，圖中顯示除了銲道區域(-1.5mm 至 1.5mm)外，三條實線重疊性相當高，其意為切向的偏差對於最大剪應力值沒有太大的影響。接著以圖 3.63 為例，從圖中發現距離銲道中心約 20mm 處(即為鑽孔中心到銲道中心的距離)有極大的斜率，由此可知，軸向的偏差會對最大剪應力值有較大的影響。

在高溫的分析案例中，藉由圖 3.66 至圖 3.69 仍然能觀察出最大剪應力值受到軸

向偏差的影響會大於環向偏差，因此可以得到圓管施作環縫填料對接的殘留應力值分佈與銲道的軸向距離有相對較大的關係，而在應力分佈方面，高溫二道次內外徑之最大剪應力值的差值一樣小於高溫一道次內外徑之最大剪應力值的差值，此與低溫的分析案例一樣，表示二道次的應力分佈更加接近平面應力的假設，此外，綜合高溫的分析案例與低溫的分析案例進行探討，會發現高溫的內外徑之最大剪應力值的差值會比低溫的小，而鑽孔實驗結果也顯示高溫分析案例的實驗值與有限元素分析的結果誤差值較小。

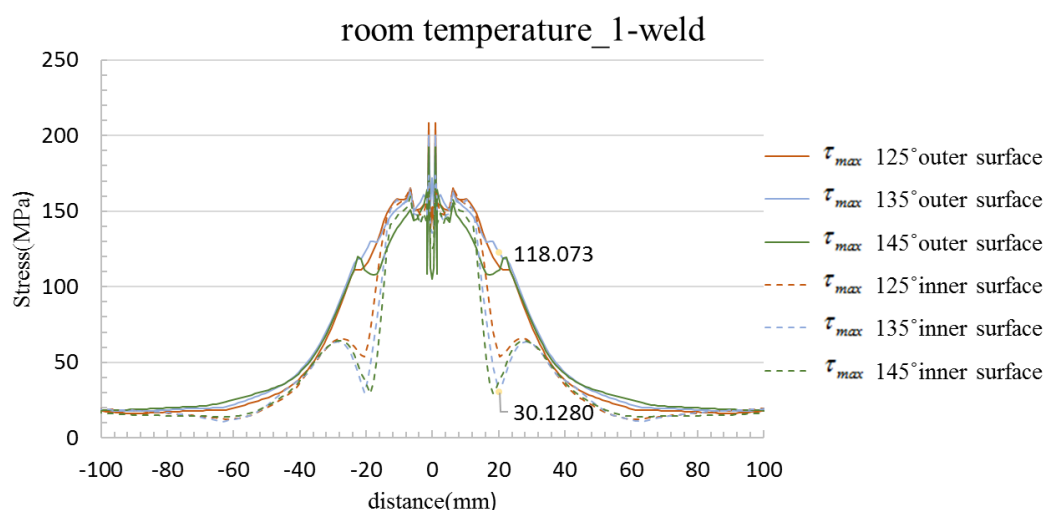


圖3.62 室溫一道次 135°位置離散圖

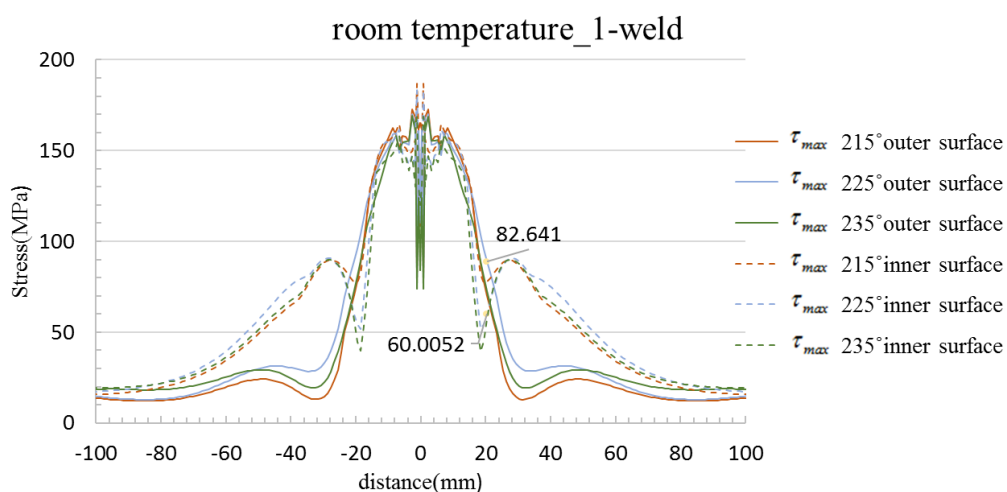


圖3.63 室溫一道次 225°位置離散圖

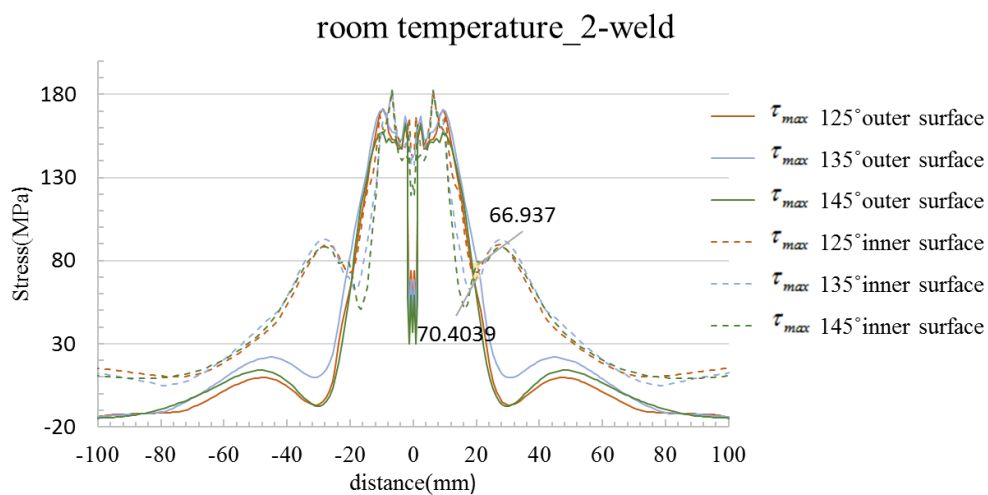


圖3.64 室溫二道次 135°位置離散圖

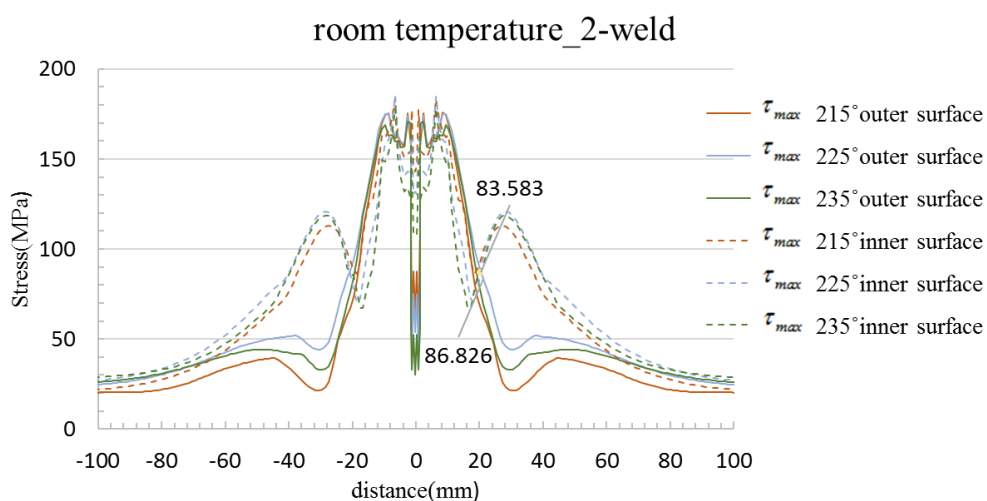


圖3.65 室溫二道次 225°位置離散圖

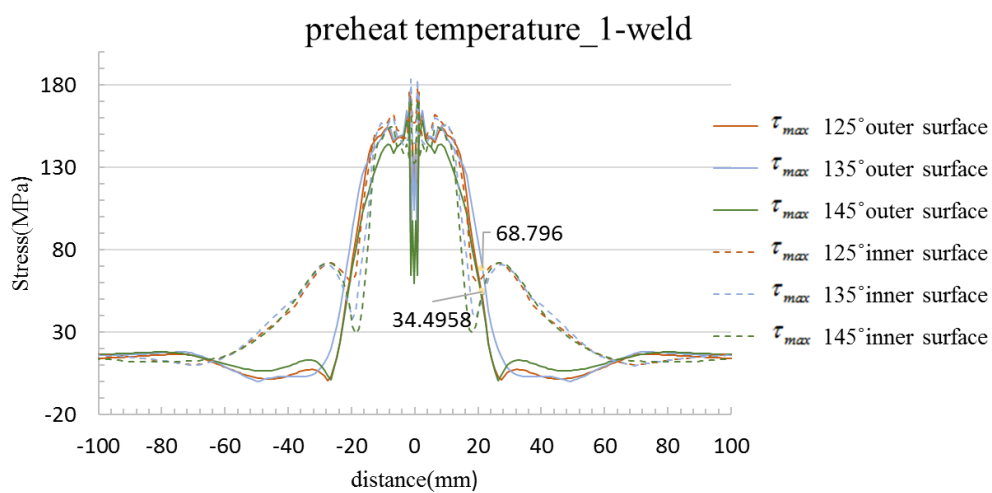


圖3.66 預熱一道次 135°位置離散圖

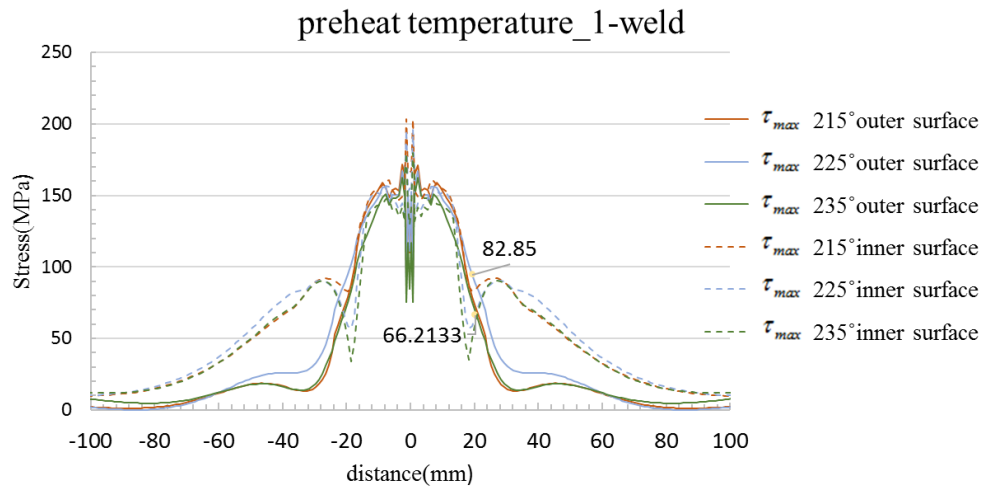


圖3.67 預熱一道次 225°位置離散圖

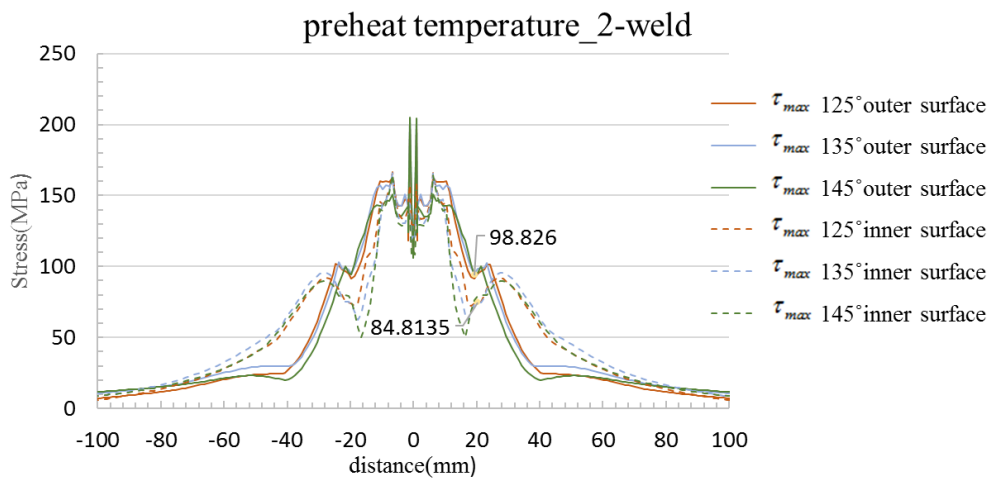


圖3.68 預熱二道次 135°位置離散圖

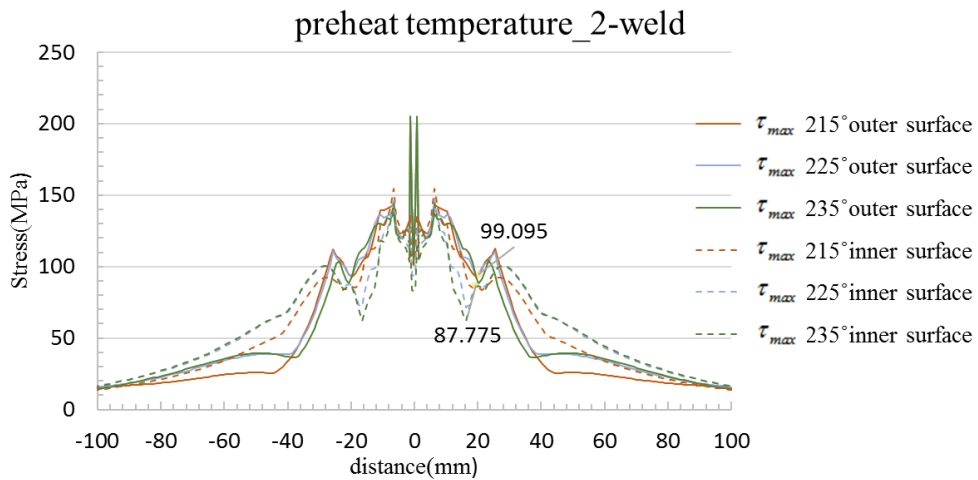


圖3.69 預熱二道次 225°位置離散圖

3.9 等效能量法開發

由於多道次的整體銲接時間較長，若在有限元素分析中採用真實之銲道數量分析，則將會造成相當大量的運算數據，同時也造成數值模擬分析時需付出較高的時間成本，若電腦數值運算硬體設備有限則可能會無法收斂。為了解決上述問題，必須將有限元素的銲接模擬分析進行簡化，簡化的基礎依據前一小節所提到的銲接入熱量之等效計算，利用等效能量的方法於本研究中將多道次銲接的入熱量，等效為單道次銲接的入熱量輸入分析軟體減少計算負擔，藉以達到簡化模擬分析之目的。

3.9.1 入熱量公式推導

使用等效入熱量簡化模擬時，必須準確紀錄實際進行銲接的整體時間、母材初始條件以及銲接條件，才能準確計算入熱量。假設銲接時銲接機輸出的功率 P 計算為：

$$P = VI \quad (3-35)$$

其中， V 為電壓、 I 為電流

考慮銲接機輸出的功率轉換成熱能為填料金屬及母材加熱熔融，然而並非所有輸出的熱能都進入銲接區域中，且銲接施作時的自然熱對流以及不同銲接工藝對熱能的靈敏度也不盡相同，將(3-35)式乘上一個係數後改寫成銲接件單位時間的入熱量，如(3-36)式所示：

$$Q = n_{eff} VI \quad (3-36)$$

其中， n_{eff} 為銲接熱效應，取決於不同銲接工藝而有所不同，本研究採用的惰性氣體鎢極電弧銲(GTAW,TIG)，其銲接熱效應為 0.7，若為氣體金屬電弧焊(GMAW,MIG)，銲接熱效應則為 0.8，而潛弧電焊(SAW)銲接熱效應則是 0.9，以上資料源自於 Loose 和 Rohbrecht 在 2018 年所發表的文章。

考慮銲接時銲槍的移動速度，即為銲接速度，將單位時間的入熱量除以銲接速度後可以得到單位長度的入熱量：

$$E = \frac{Q}{v} \quad (3-37)$$

其中， v 為銲接速度。

考慮入熱量的作用於銲道的關係，將單位長度的入熱量除以垂直於銲接移動方向的銲道截面積，即可將(3-37)式改寫成單位長度的能量密度：

$$e = \frac{E}{A} \quad (3-38)$$

其中， A 為垂直於銲接移動方向的銲道截面積。

將(3-36)式和(3-37)式代入(3-38)式，經過整理後可將單位長度的能量密度改寫成下式：

$$e = \frac{n_{eff} VI}{Av} \quad (3-40)$$

3.9.2 有限元素設定

有限元素法是以移動單位面積熱通量(heat flux)依序對銲道施加熱量，給予熱源作用於銲道所需之時間。因此銲接速度在有限元素內部設定為整體銲接的作用時間平均停留於分割後的每一個移動面積熱源，從(3-40)式可以得知，研究上可以藉由控制移動熱源之垂直於銲接移動方向的銲道截面積於每一個移動面積熱通量停留時間，將多道次銲接簡化為較少銲接道次的計算以達到等效能量的結果。

3.10 等效能量法於平板填料對接

3.10.1 有限元素設定

為了確認等效能量法的可行性，利用簡單的平板填料對接進行有限元素分析。分析模型為兩個幾何外形完全相同的平板進行離縫填料對接，其母材尺寸為長 200mm、寬為 100mm、板厚為 4mm，兩母材離縫距離為 2mm，即為銲道寬度。如圖 3.70 所示。材料選用如同圓管環縫填料對接，使用不鏽鋼(SUS304)作為銲接母材，填料金屬為不鏽鋼(F316L)，材料參數仍然考慮隨溫度變化之材料係數，網格設定方面，銲道熔融區以及銲接熱影響區(距離銲道中心 50mm 處以內)將網格細化為 1mm 以增加分析精度，遠離銲道中心的區域為了節省計算時間將網格設定為 10mm。銲接條件設定方面，假設室溫為 25°C，並考慮銲接件的表面均會與周圍空氣產生自然熱對流及熱輻射。

在運算步階部份，將每 5 個元素(element)視為一個移動面積熱源，即為有限元素設定中的厚塊集合(chunk)。研究上分為一道次銲接、二道次銲接與四道次銲接，其中一道次銲接停留於每一個移動面積熱源為 5 秒；二道次銲接停留於每一個移動面積熱源為 2.5 秒；而四道次銲接停留於每一個移動面積熱源為 1.25 秒。

最後分別於熱學模式中元素類型選擇熱傳或質量擴散元素(diffusive heat transfer or mass diffusion element)，並使用八個節點的線性元素(eight-node linear brick, DC3D8)，以及力學模式中元素類型選擇應力/位移元素(stress/displacement element)，並使用八個節點的非相容線性元素(incompatible modes eight-node brick element, C3D8I)元素進行模擬分析。熱傳分析之求解器於有限元素分析軟體中選擇熱傳分析模組(Heat transfer, General)，熱應力分析之求解器選擇隱式力學分析模組(Static, General)。

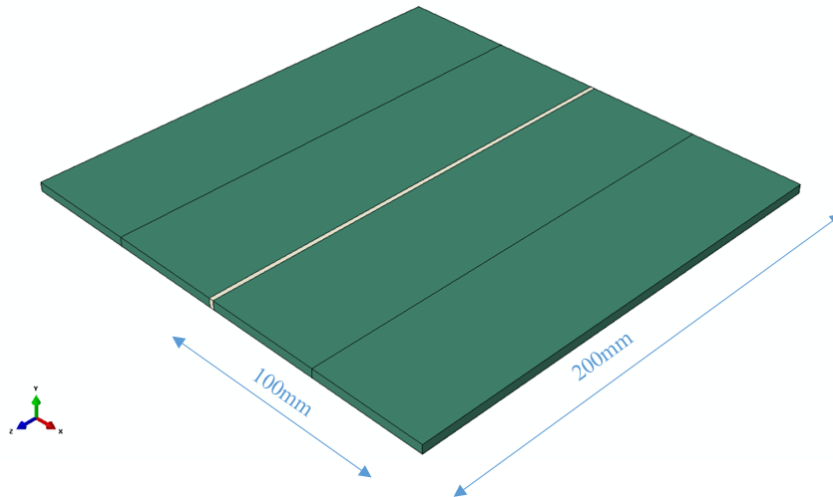


圖3.70 模型尺寸示意圖

3.10.2 後處理結果

圖 3.71 為熱傳分析的後處理，填料對接完成後給予熔融溫度降溫至室溫所需之時間，使得銲接件已沒有溫度梯度的存在。

圖 3.72、圖 3.73、圖 3.74 分別為一道次銲接、二道次銲接、四道次銲接之熱應力分析後處理，由三張圖中可以得知不同銲接道次之銲接件在銲道以及銲接熱影響區有相似的 von Mises 應力分佈，為了更進一步確認等效能量法的可靠度，研究上將擷取銲接件銲道銲接方向中間位置進行分析，如圖 3.75 所示，並針對銲接件的頂部跟底部進行探討。

圖 3.76、圖 3.77 分別為銲接件中心剖面頂部及底部的 von Mises 應力分佈圖；圖 3.78、圖 3.79 分別為相同位置的頂部及底部的最大剪應力分佈圖，由上述的應力分佈圖可以發現不同道次的等效模擬在遠離銲道處有比較大的偏差，因此更進一步探討最大主應力值與最小主應力值，圖 3.80、圖 3.81 分別為銲接件中心剖面頂部及底部的最大主應力分佈圖，圖 3.82、圖 3.83 分別為相同位置的頂部及底部的最小主應力分佈圖。可以發現不同道次遠離銲道的偏差主要來自於最小主應力的差異，推測此為多道次銲接模擬的熱源停留時間較短，多道次熱傳至遠離銲道處造成最小主應力的壓應力累積所致。

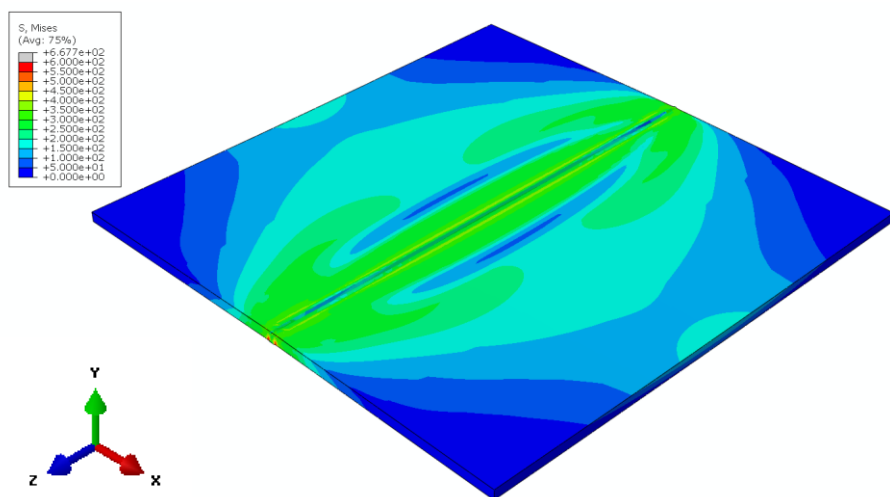


圖3.74 四道次平板銲接殘留應力場

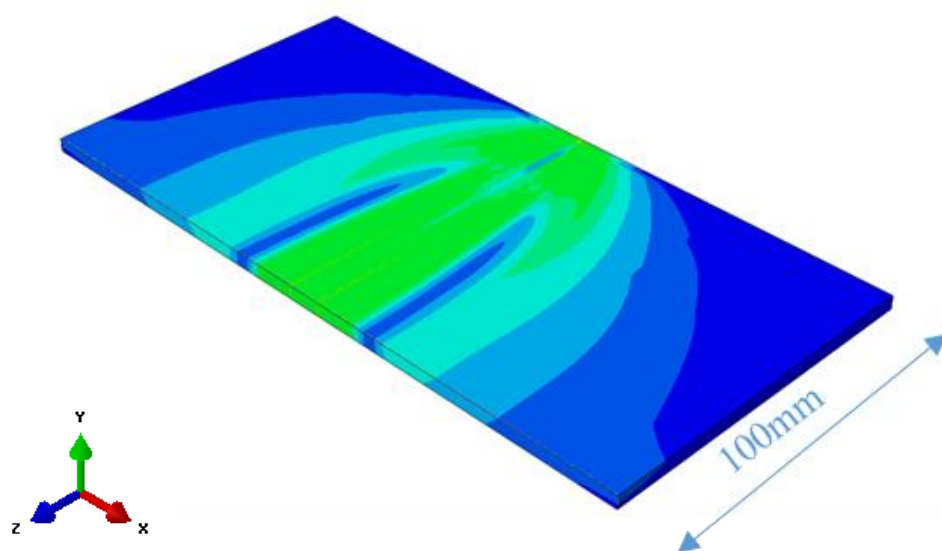


圖3.75 分析位置示意圖

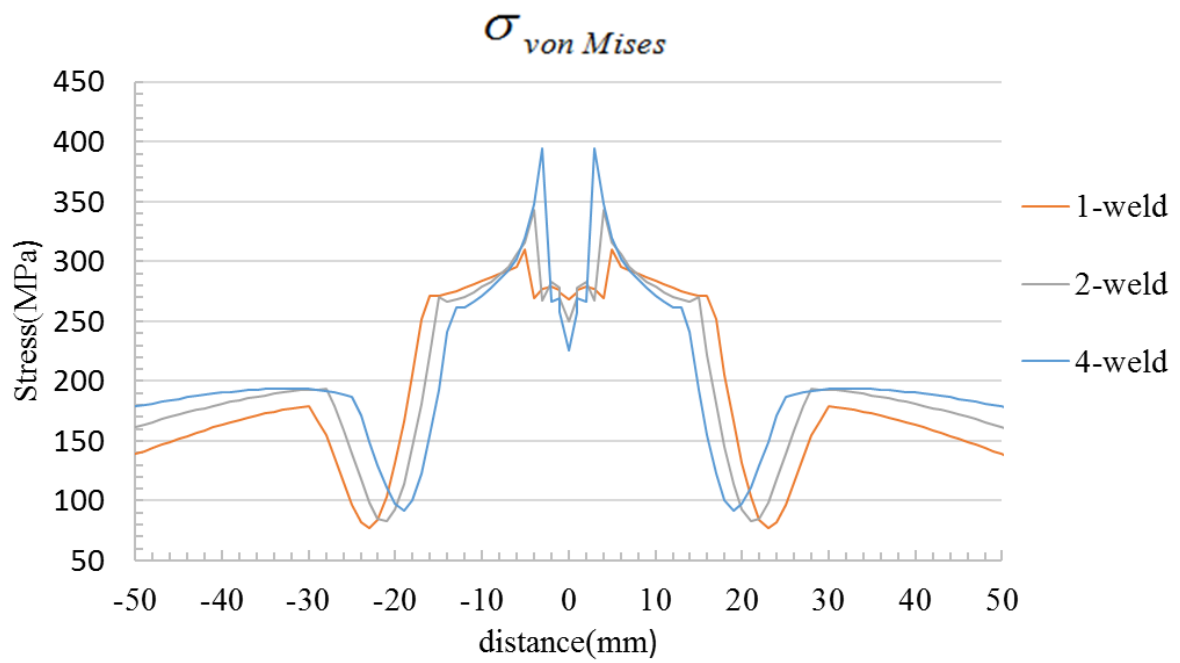


圖3.76 頂部 von Mises 應力分佈圖

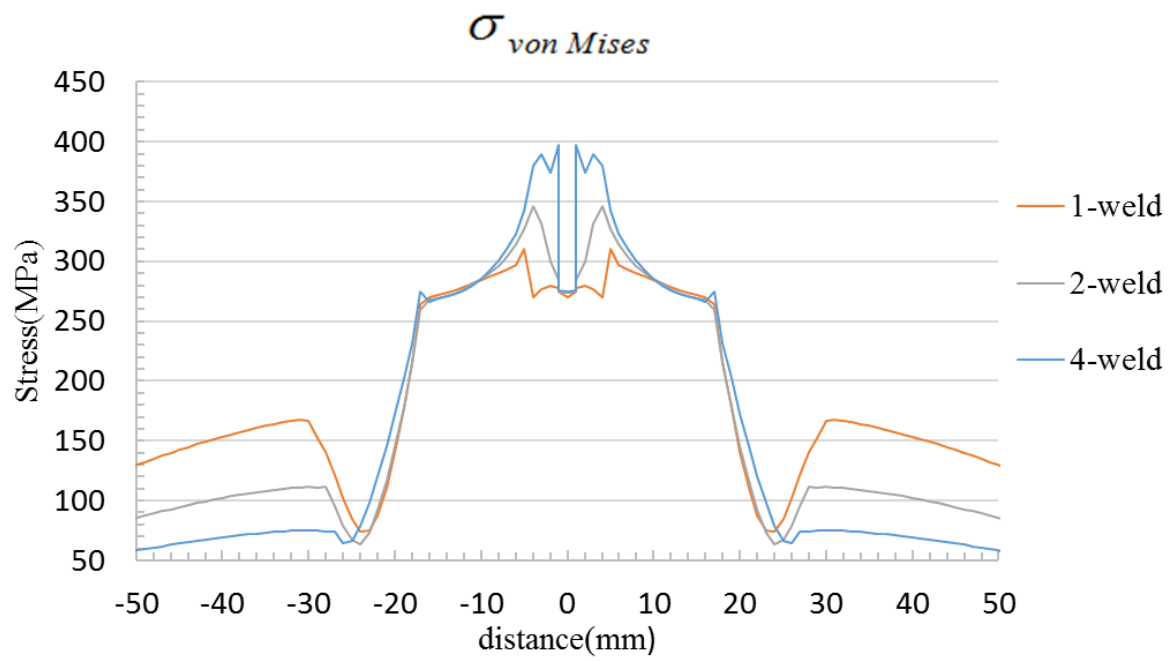


圖3.77 底部 von Mises 應力分佈圖

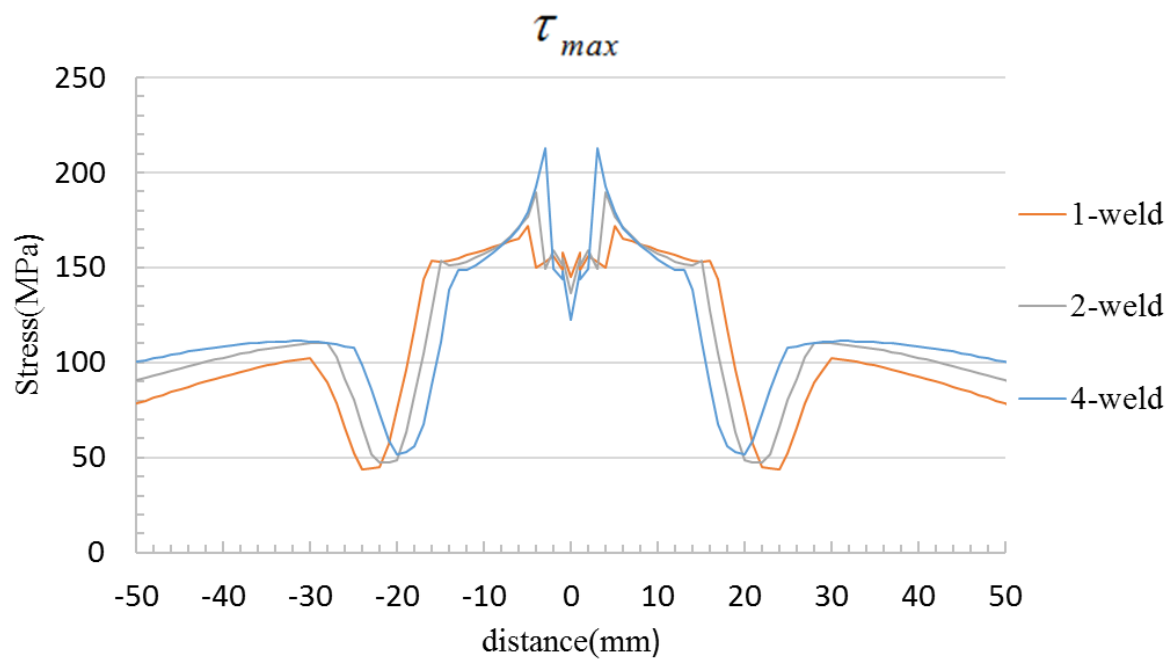


圖3.78 頂部最大剪應力分佈圖

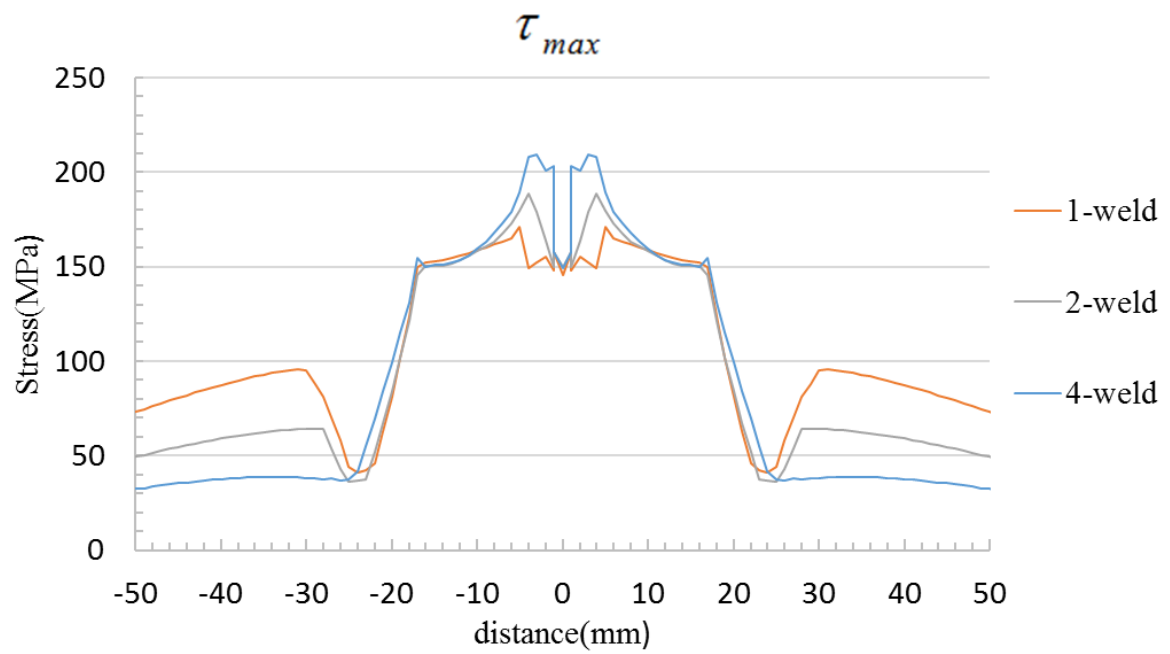


圖3.79 底部最大剪應力分佈圖

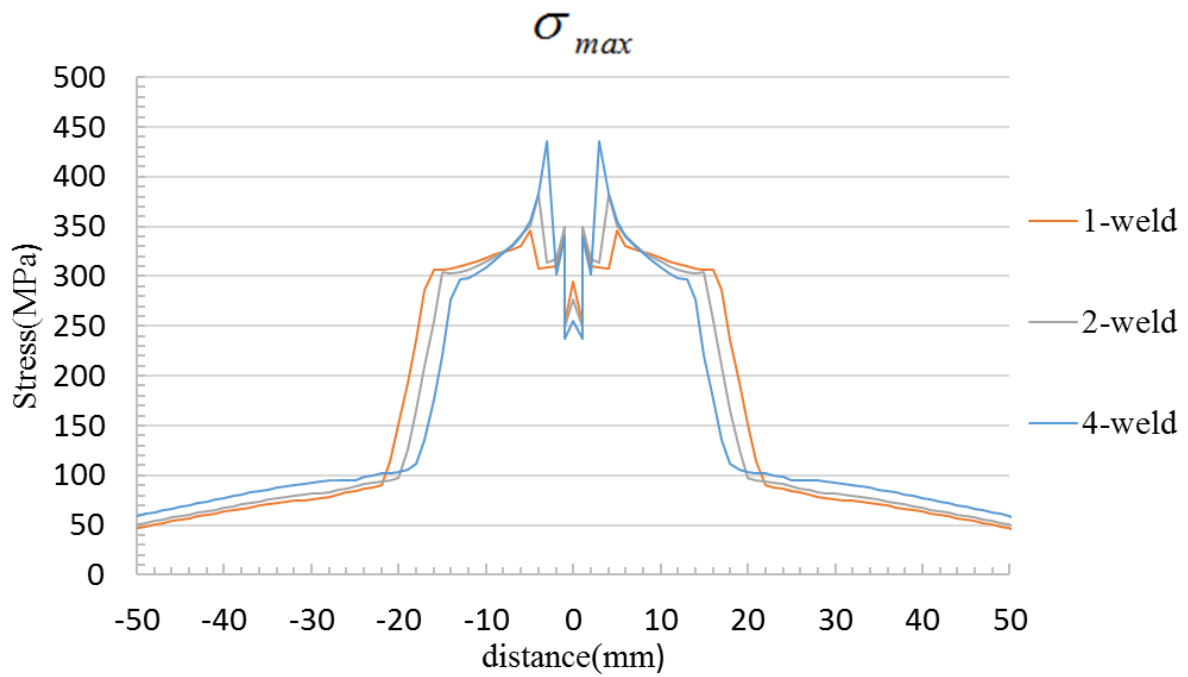


圖3.80 頂部最大主應力分佈圖

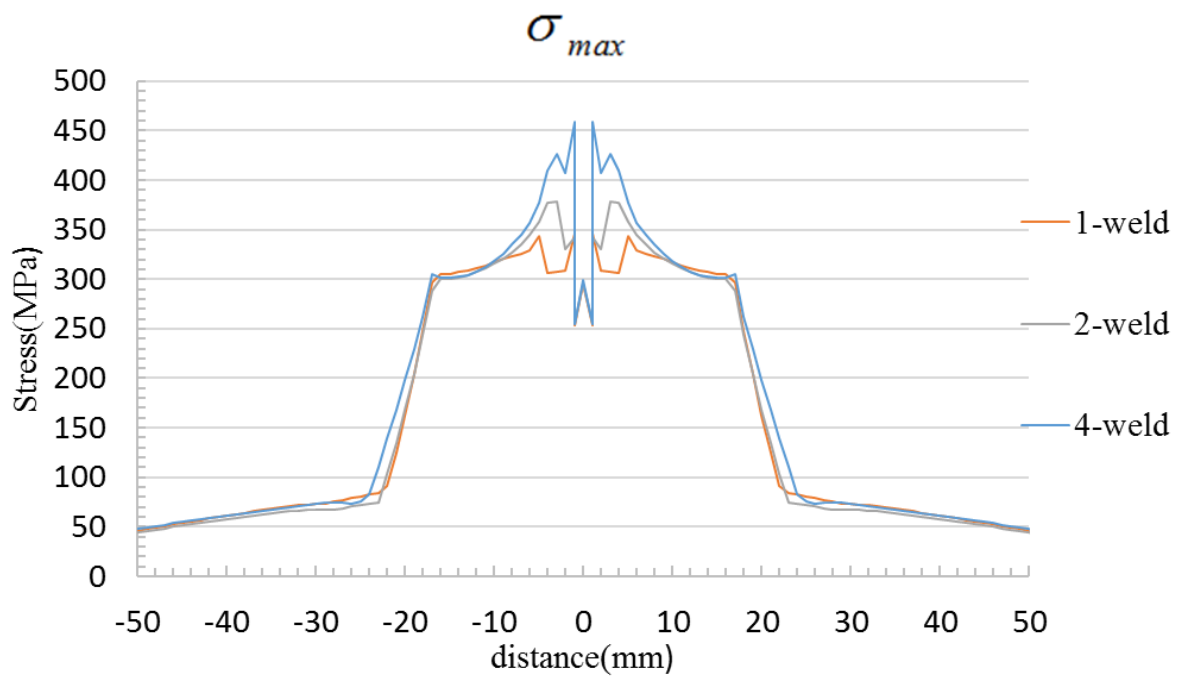


圖3.81 底部最大主應力分佈圖

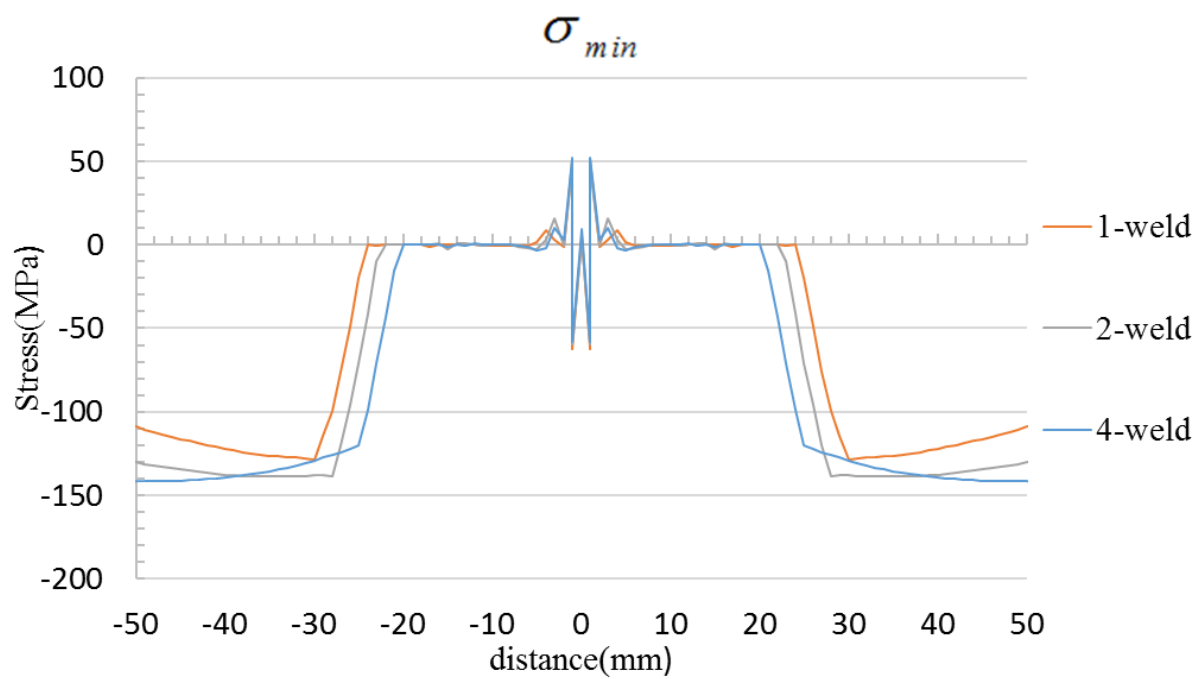


圖3.82 頂部最小主應力分佈圖

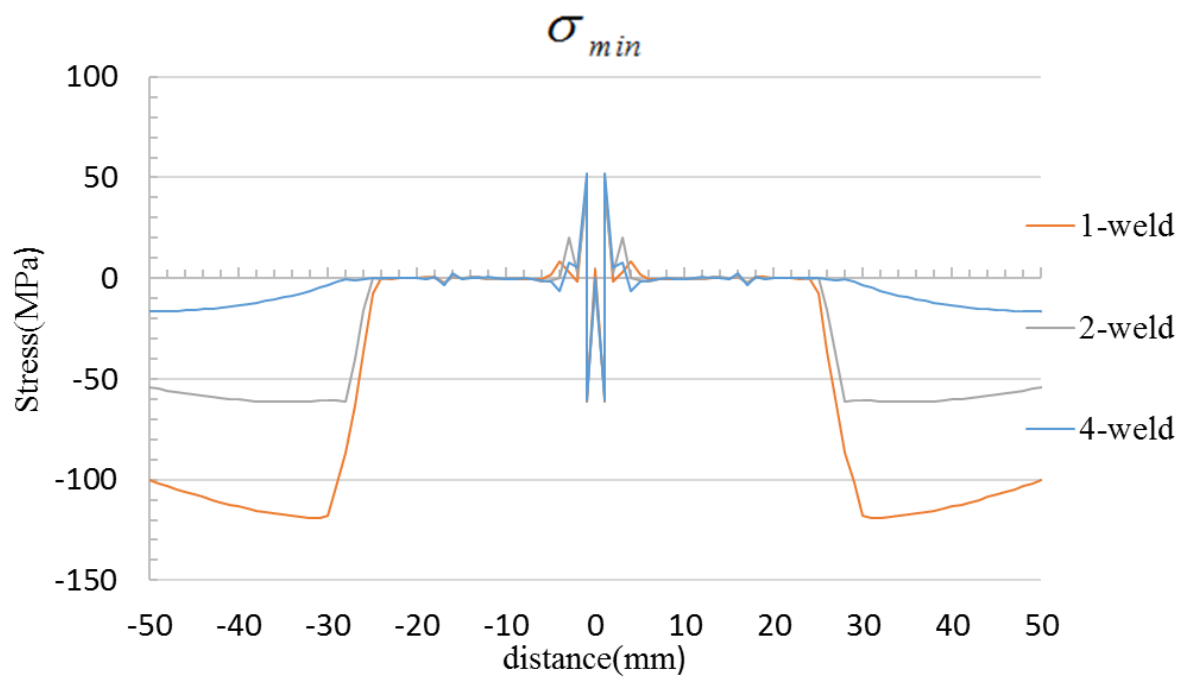


圖3.83 底部最小主應力分佈圖

3.10.3 結果討論

由圖 3.76、圖 3.77 中顯示不同銲接道次在平板銲接件中心剖面於頂部及底部的 von Mises 應力值分佈於銲道中心約 25mm 以內具有良好的對應性，其中可以發現底部此區間於銲接熱影響區的誤差較小。其原因推測為銲接頂部對於多道次銲接而言屬於相對後施作銲接之銲道，其應力值分佈會受到已施作銲接之銲道熱源直接影響，加上底部於不同銲接道次下的銲接入熱量關係相對較相近，因此誤差較小。圖 3.78、圖 3.79 顯示之最大剪應力值分佈與上述情況雷同，可以發現底部於銲道中心約 25mm 以內的最大剪應力值於銲接熱影響區的誤差較小，其原因推測與上述相同。圖 3.80、圖 3.81 分別為銲接件中心剖面頂部及底部的最大主應力分佈圖，圖中顯示無論頂部或是底部都有相當良好的一致性。圖 3.82、圖 3.83 為頂部及底部的最小主應力分佈圖。可以發現底部在遠離銲道處有失真的情況，但銲接件的破壞主要是來自於 von Mises 或是最大剪力值，且破壞位置通常為銲道與母材交界處，因此可省略最小應力值於遠離銲道處的誤差。

利用等效能量法簡化多道次平板銲接之有限元素分析，對於銲接平面造成的殘留應力能達到有效預測的能力，並於應力值的分佈在定量的效果於銲道周圍的熱影響區具不錯的準確度，故判斷等效能量法的確可有效將多道次銲接簡化為單道次銲接的模擬分析，節省分析的時間成本並同時提升分析的準確度，因此將此方法更進一步用於圓管環縫填料對接。

3.11 等效能量法於圓管填料對接

確認等效能量法於平板填料對接的可行性，再將此方法應用於圓管環縫填料對接，並以室溫二道次銲接的有限元素分析為例子(Case-L2)進行簡化。

3.11.1 有限元素設定

本章節有限元素之模型、材料性質、網格設定、銲接條件及初始條件都與室溫二道次銲接(Case-L2)完全相同，將垂直於銲接移動方向的銲道截面積更改成一道次銲接的銲道截面積(如 Case-L1 或 Case-H1)，並將每一個厚塊集合(chunk)所停留的時間變成原先的兩倍時間，藉由控制移動熱源之垂直銲接方向的銲道截面積與每一個移動面積熱通量所停留的時間達到等效能量的結果。

3.11.2 後處理結果

圖 3.84 為簡化圓管環縫對接模擬分析之熱傳後處理，於填料對接完成後給予熔融溫度降溫至室溫所需之時間，使得圓管銲接件已沒有溫度梯度的存在。圖 3.85、圖 3.86 分別為簡化模擬分析的一道次銲接與 Case-L2 的二道次銲接之熱應力分析後處理，由圖中可以得知不同銲接道次之圓管銲接件在銲道以及銲接熱影響區有相似的 von Mises 應力分佈，為了更進一步確認等效能量法應用於圓管環縫填料對接的可行性，與鑽孔實驗的最大剪應力值之分析結果，故分別於銲接起始點(0°)環向的 135° 及 225° 位置進行更進一步的探討。

圖 3.87、圖 3.88 分別為圓管銲接件於環向 135° 的外徑及內徑位置之 von Mises 應力分佈圖，圖 3.89、圖 3.90 分別為相同位置的外徑及內徑之最大剪應力分佈圖，此外探討不同位置的應力值分佈，圖 3.91、圖 3.92 分別為圓管銲接件於環向 225° 的外徑及內徑位置的 von Mises 應力分佈圖，圖 3.93、圖 3.94 分別為相同位置的外徑及內徑之最大剪應力分佈圖。約略可見圖 3.88、圖 3.90、圖 3.92 及圖 3.94 於內徑處的應力分佈，單道次與二道次的分析結果在距離銲道中心 20mm 處有較一致的對應性，並在下一節將詳細說明討論各分析的結果。

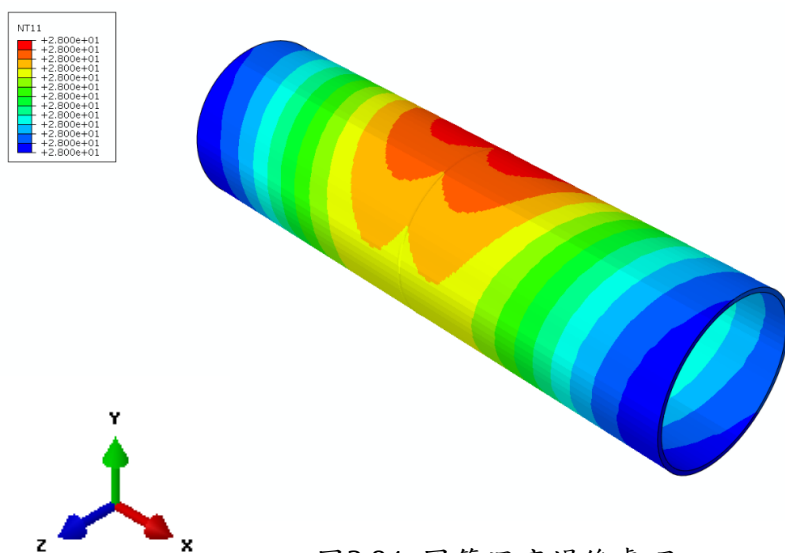


圖3.84 圓管溫度場後處理

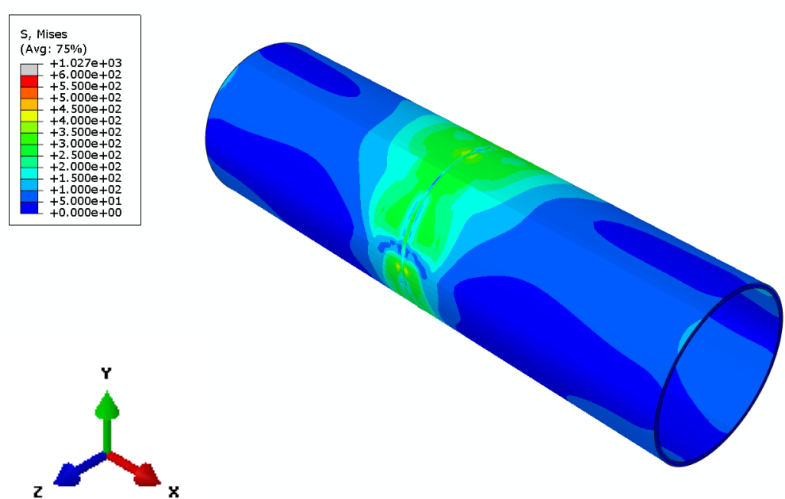


圖3.85 簡化模擬一道次圓管銲接殘留應力場

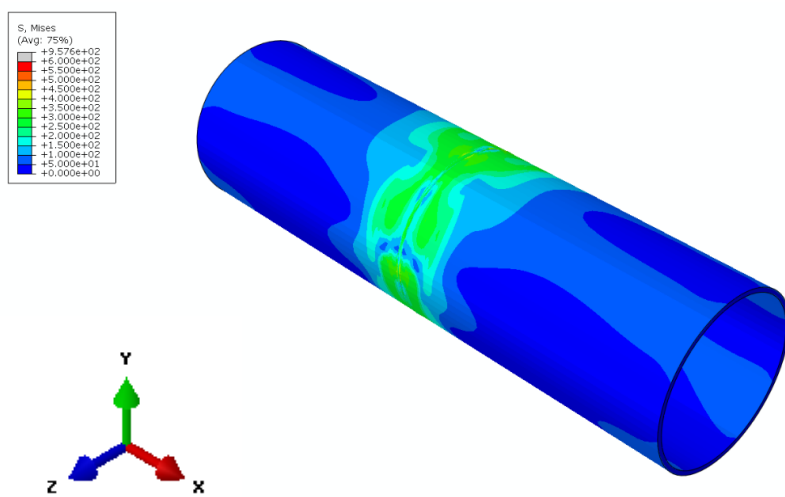


圖3.86 二道次圓管銲接殘留應力場

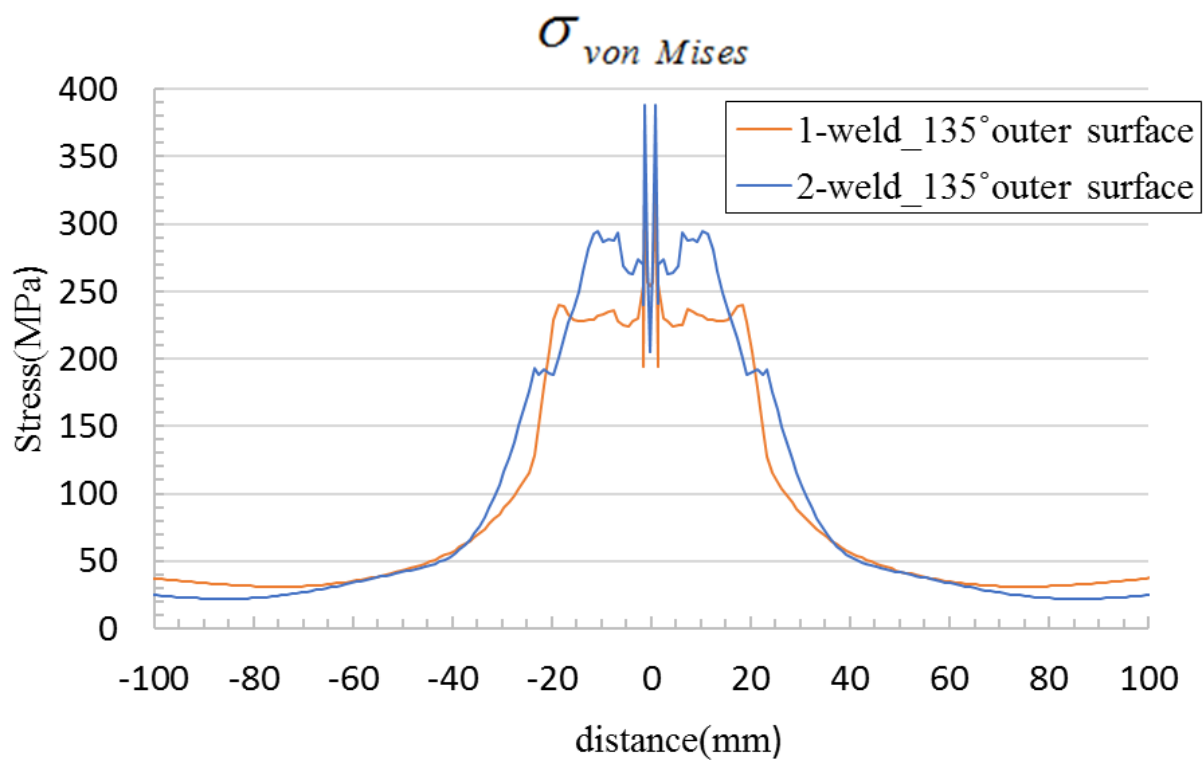


圖3.87 外徑 135° von Mises 分佈圖

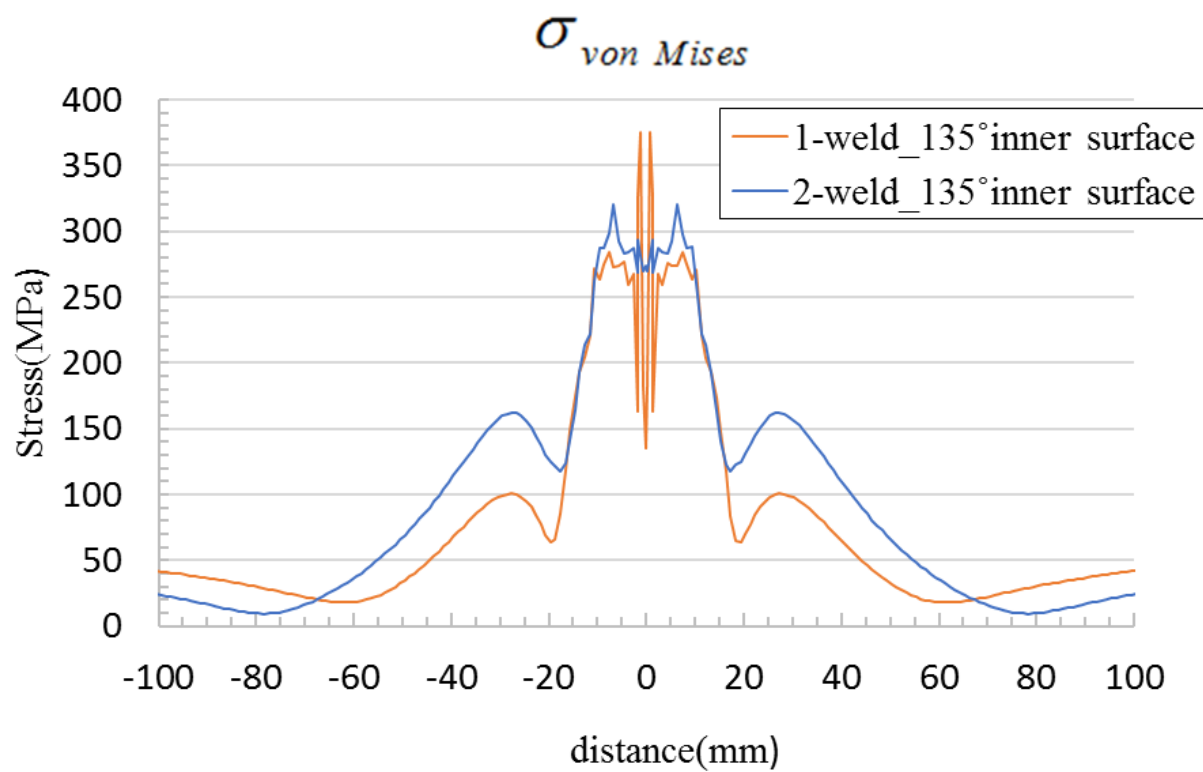


圖3.88 內徑 135° von Mises 分佈圖

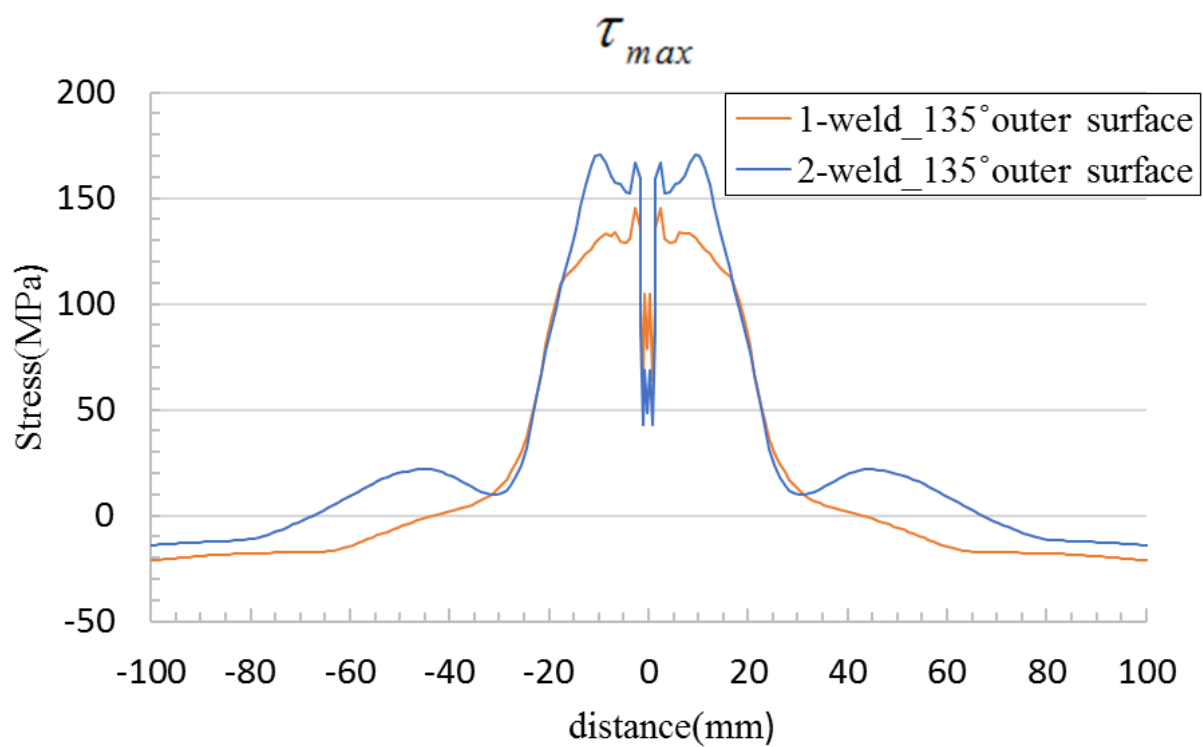


圖3.89 外徑 135° 最大剪應力分佈圖

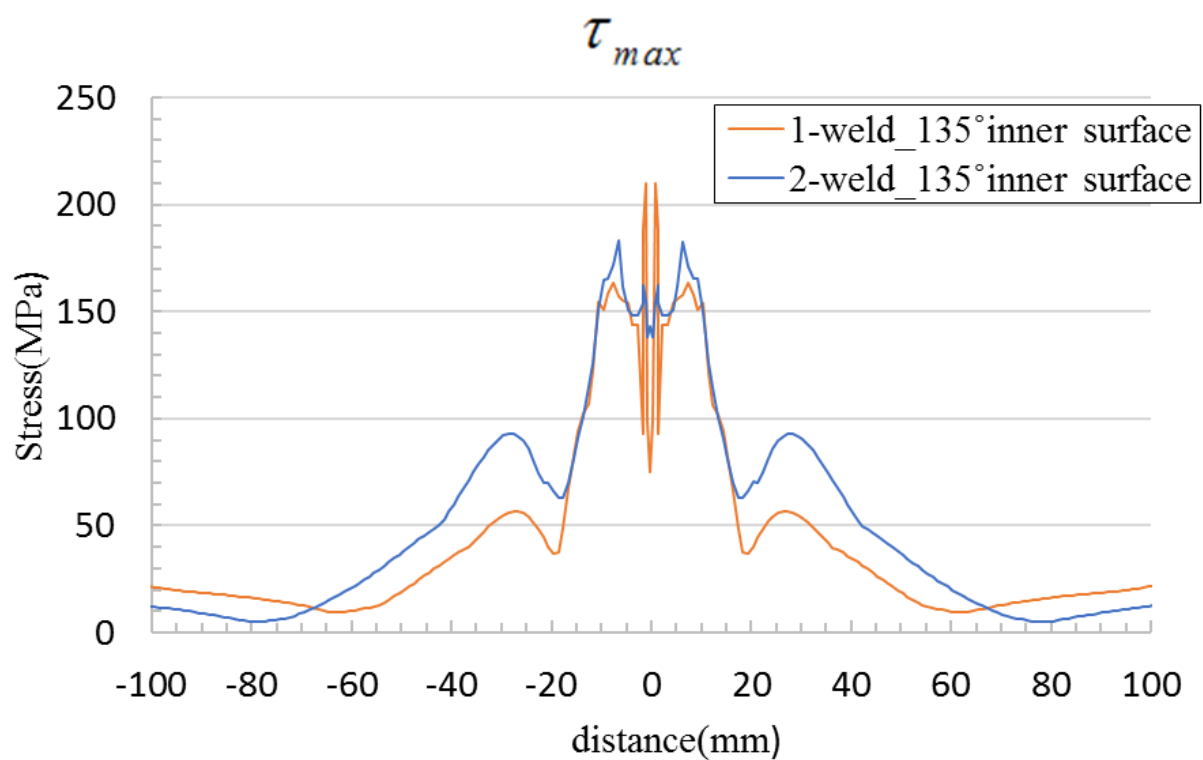


圖3.90 內徑 135° 最大剪應力分佈圖

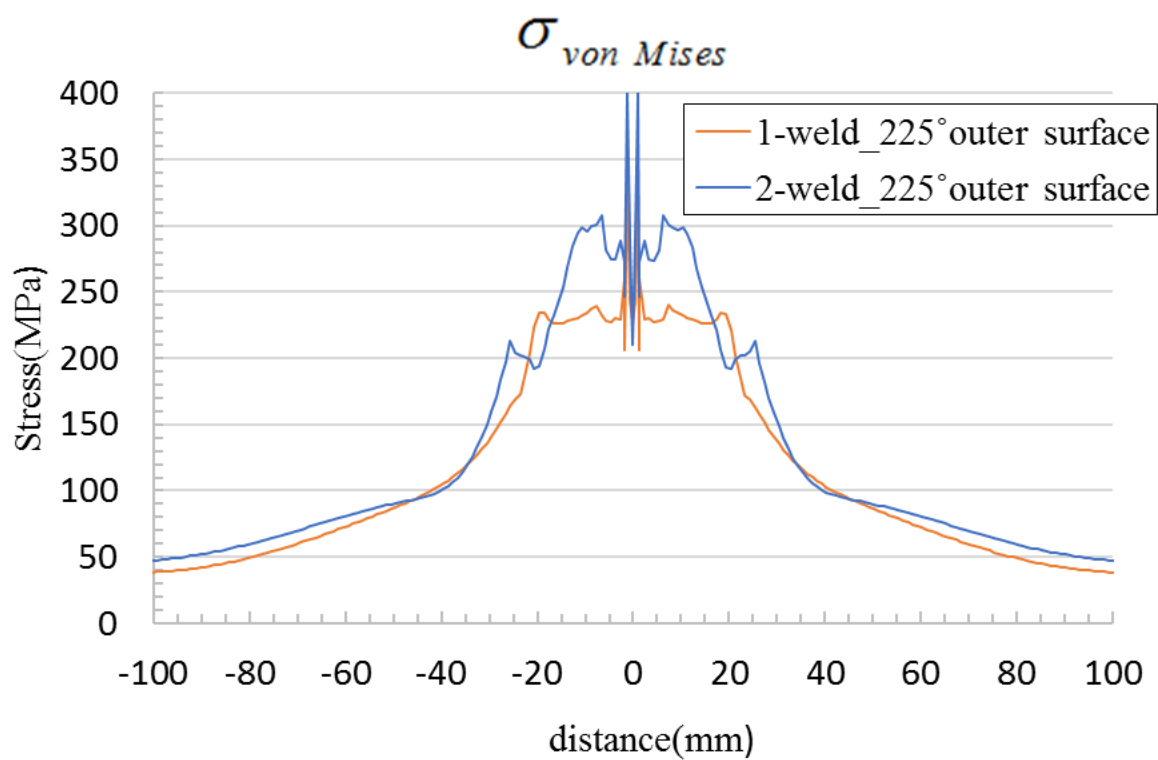


圖3.91 外徑 225° von Mises 分佈圖

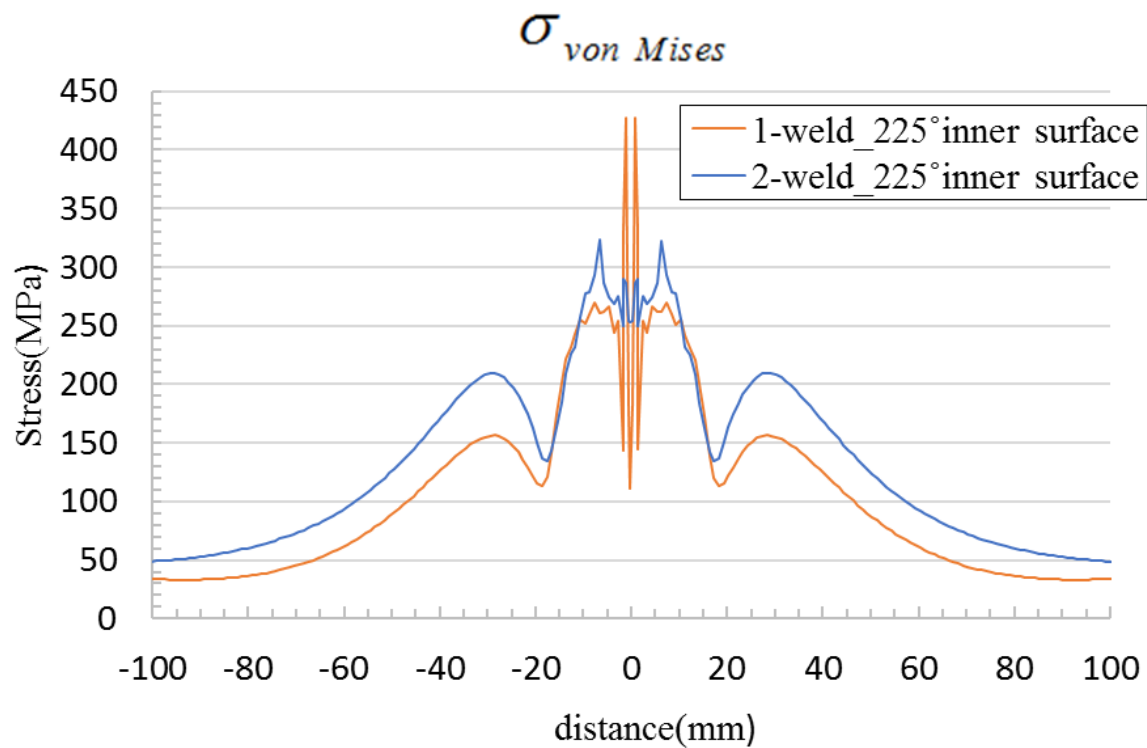


圖3.92 內徑 225° von Mises 分佈圖

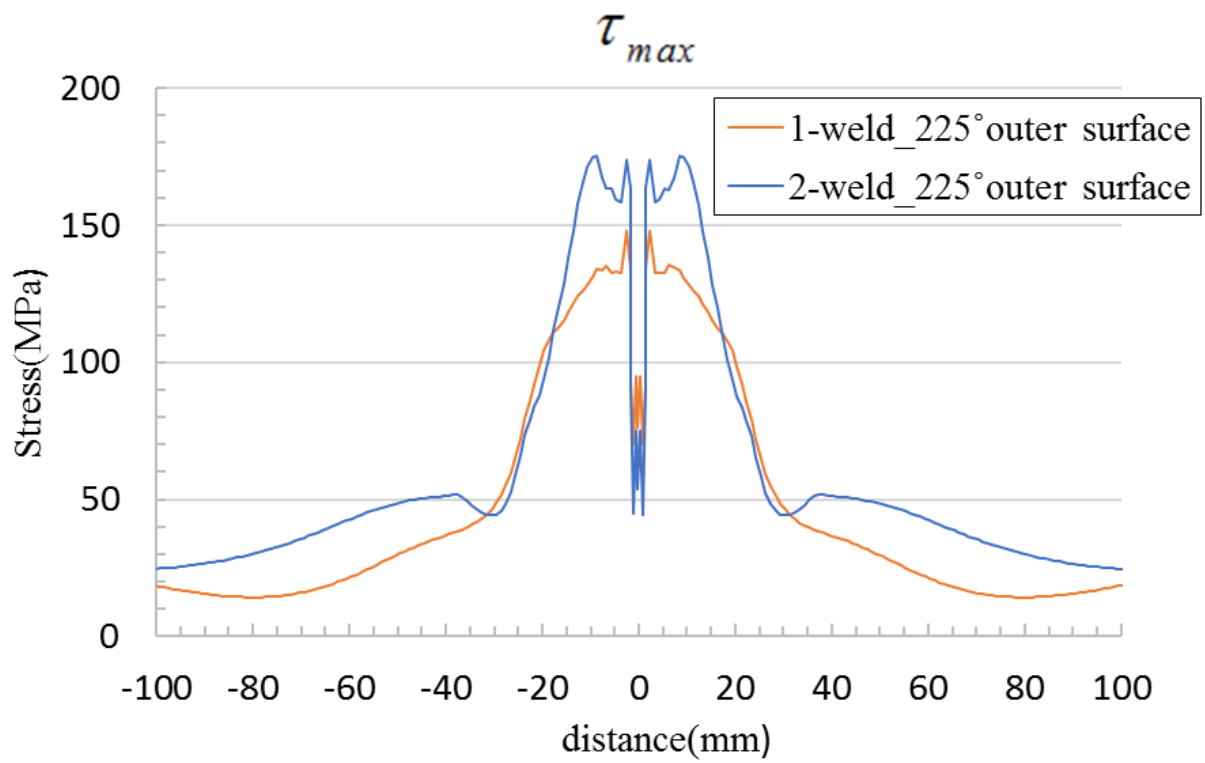


圖3.93 外徑 225° 最大剪應力分佈圖

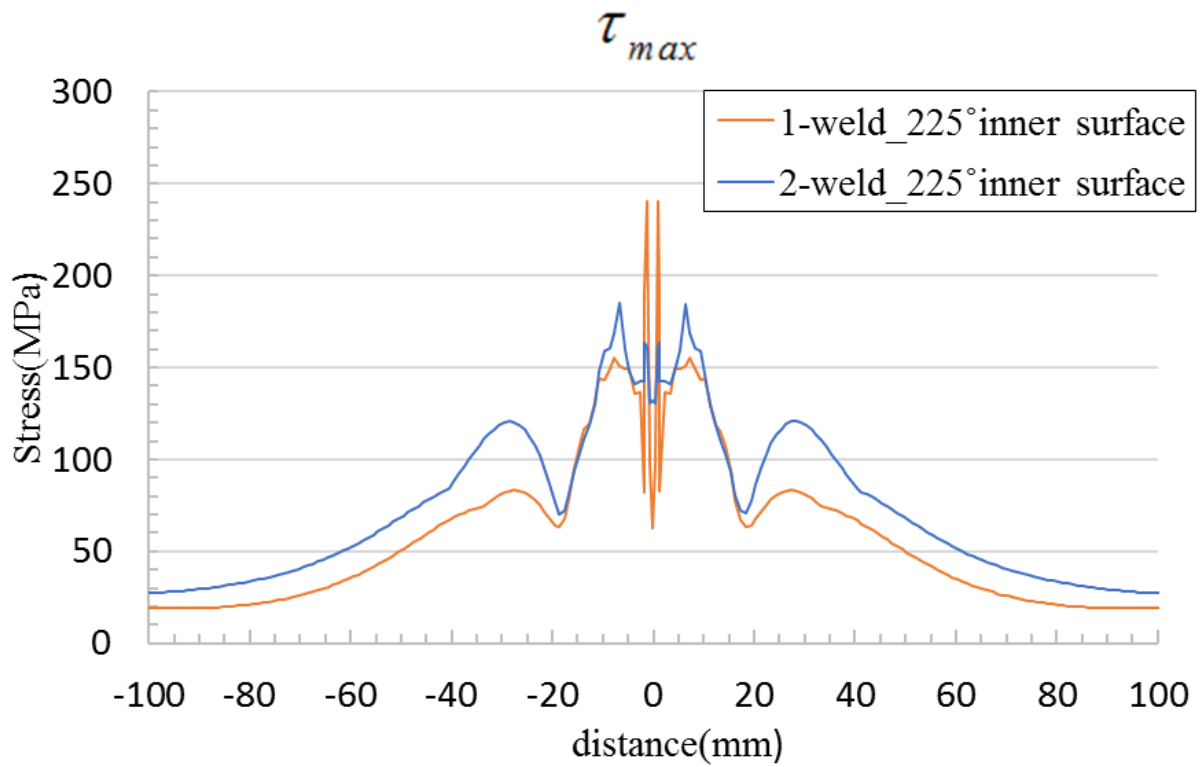


圖3.94 內徑 225° 最大剪應力分佈圖

3.11.3 結果與討論

圖 3.87、圖 3.88 中顯示簡化模擬分析的一道次銲接與二道次銲接(Case-L2)於 135° 的內外徑之 von Mises 應力值分佈皆有良好的對應性，可以發現內徑於銲接熱影響區(銲接中心約 $\pm 20\text{mm}$ 處以內)的誤差較小，而遠離銲道處則為外徑有較大的偏差，其原因推測與平板填料對接一樣，圓管銲接件外徑相對於平板銲接件的頂部；圓管銲接件內徑相對於平板銲接件的底部，外徑對於多道次銲接而言屬於相對後來才施作銲接之銲道的位置，其應力值分佈較易受到已施作銲接之銲道所影響，加上內徑於不同銲接道次下的銲接入熱量關係相對較相近，因此誤差較小。圖 3.89、圖 3.90 顯示可以發現內徑最大剪應力值於銲接熱影響區的誤差較小，其原因推測與上述相同。圖 3.91、圖 3.92 分別為簡化模擬分析於 225° 的內外徑之 von Mises 應力值分佈，兩者皆有良好的對應性，但依舊為內徑在銲接熱影響區有相對較小的偏差，遠離銲道處則為外徑有較好的一致性。圖 3.93、圖 3.94 顯示相同位置的外徑及內徑之最大剪應力值分佈，其對應性也和上述相同。

由於銲接件主要是受到 von Mises 應力或是最大剪應力值有破壞的風險，在等效能量法簡化圓管環縫填料多道次對接之有限元素分析主要以這兩項應力值作為探討，且銲接件破壞位置通常位於銲道與母材交界處，因此分析著重於銲接熱影響區(銲接中心約 $\pm 20\text{mm}$ 處以內)。由分析結果可以發現簡化模擬的殘留應力值，無論是 von Mises 值或是最大剪應力值於銲接熱影響區域皆有相對降低的趨勢，此外。在外徑的偏差又略大於內徑的偏差，最大差值約 50MPa ，推測原因為等效過程中未考慮外徑銲道的長度略大於內徑銲道的長度，因此對於等效入熱量的計算有些微的低估，但由於本研究模型內外徑差值僅有 3mm 故可能影響不大。因此對於圓管填料對接造成之殘留應力能達到有效預測的能力，故判斷等效能量法也能有效簡化圓管多道次銲接的數值模擬分析，節省分析所需之時間成本，並於內徑的最大剪應力值分佈之探討能有不錯的定量計算結果。

肆、覆焊層的數值分析研究

4.1 數值分析模型的建立

透過前一章節的等效能量法驗證，我們在薄板及薄管的銲接特性能有一定的預測準確性，可將多道次的焊接經由等效能量法縮減獲得可行的結果。因此接著將等效能量法套用至在前三年的計畫中，進行厚件平板與厚件圓管以及加厚覆銲尺寸的模型中。如圖 4.1 至圖 4.3 為本章節建立的數值計算厚件平板分析模型，透過等效能量法的計算，分析溫度分布及應力分布的結果，藉此達到預判的效果，另外除了厚板的數值分析外，厚管分析的數值分析模型結構及尺寸如圖 4.4 及圖 4.5 所示，在管材的分析中，一樣是對於分析溫度分布及應力分布的結果，在這兩個模型的分析結果都希望能觀察到覆銲厚的應力分布是為壓應力的結果，因為覆銲的效果，就是要使銲接件產生壓應力效果，以產生抵抗裂紋擴展的能力。

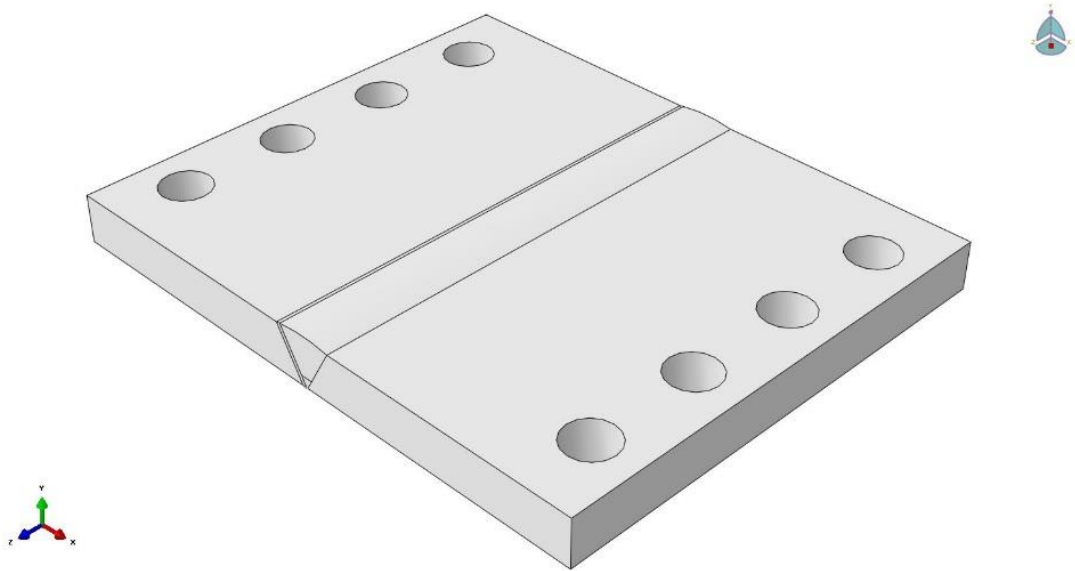


圖4.1 板型銲接件示意圖

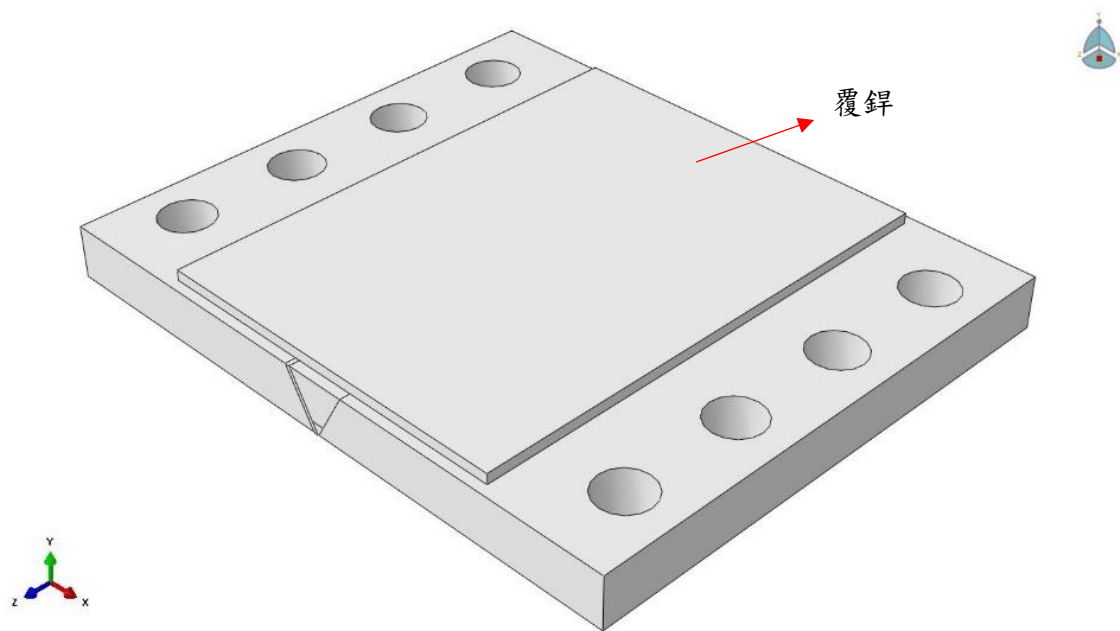


圖4.2 板型銲接件與覆鋅層示意圖

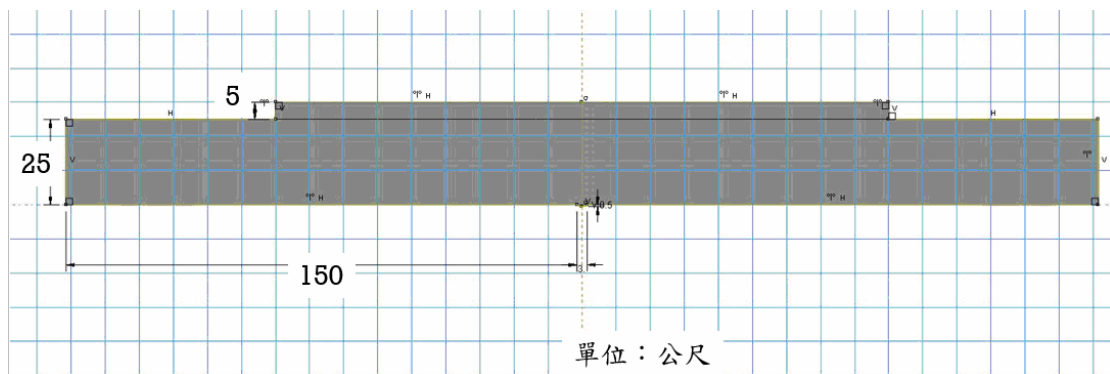


圖4.3 板型件數值分析模型尺寸

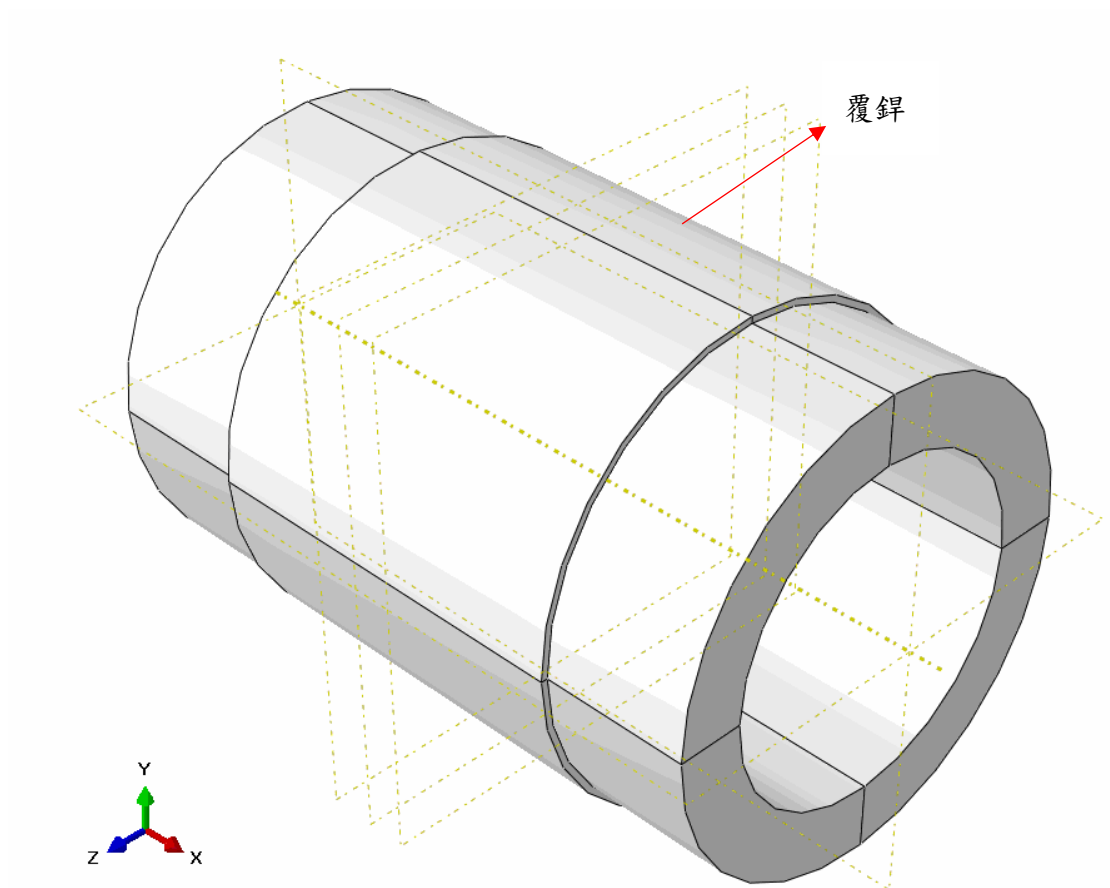


圖4.4 管型銲接件與覆銲層示意圖

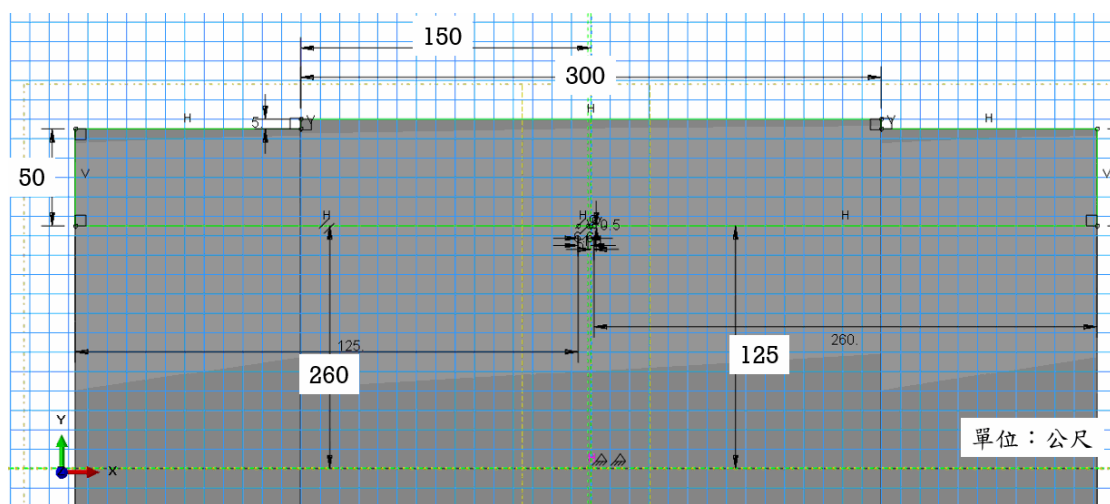


圖4.5 管型件數值分析模型尺寸

4.2 覆鋁層數值分析計算結果

按照 4.1 節說明的尺寸，建立模型並加以計算後，發現到原本鋁道的邊緣熱影響區，會因為鋁接的物理變化特性而產生張應力，這對於若是具有缺陷的結構會發生非常不良的破壞現象，故希望透過覆鋁的工法來解決此問題，覆鋁施作的目的主要就是希望於結構貢獻壓應力，本研究的數值分析的結果也如同預測的產生該效果。

4.2.1 厚件平板試件覆鋁分析結果

首先觀察對溫度分布的結果，如圖 4.6 所示，該溫度變化及分布特性非常符合真實情況，溫度結果套用至應力分析模組進行應力的計算分析，結果如圖 4.7 至圖 4.10，可以發現到在覆鋁工序前，鋁道邊緣的熱影響區之應力分布及數值呈現張應力的特性，而隨時間增長至覆鋁工序完成降溫之時，鋁道邊緣及板材底層就會產生壓應力的特性。

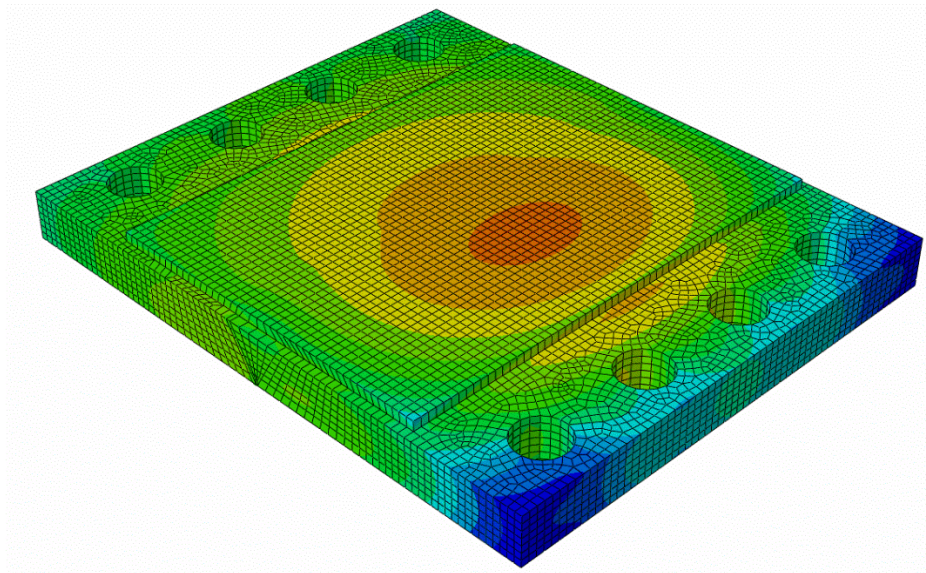


圖4.6 平板溫度分布

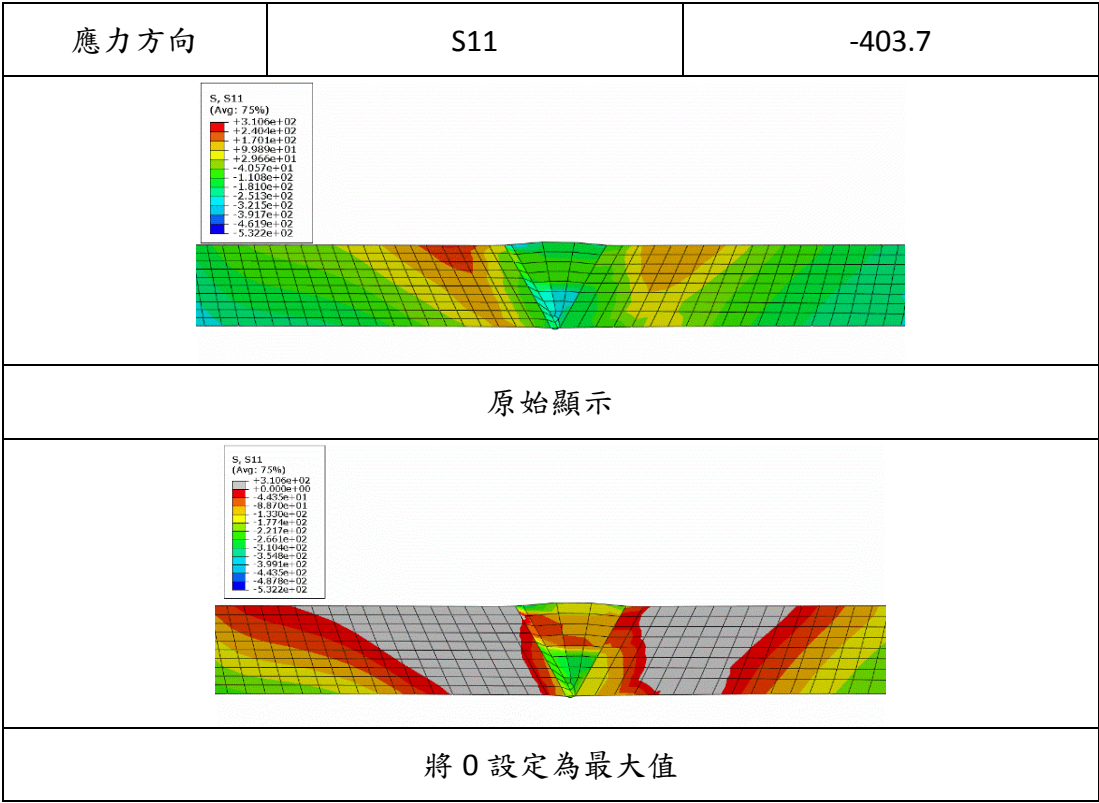


圖4.7 平板無覆鋅層之 S11 應力分布

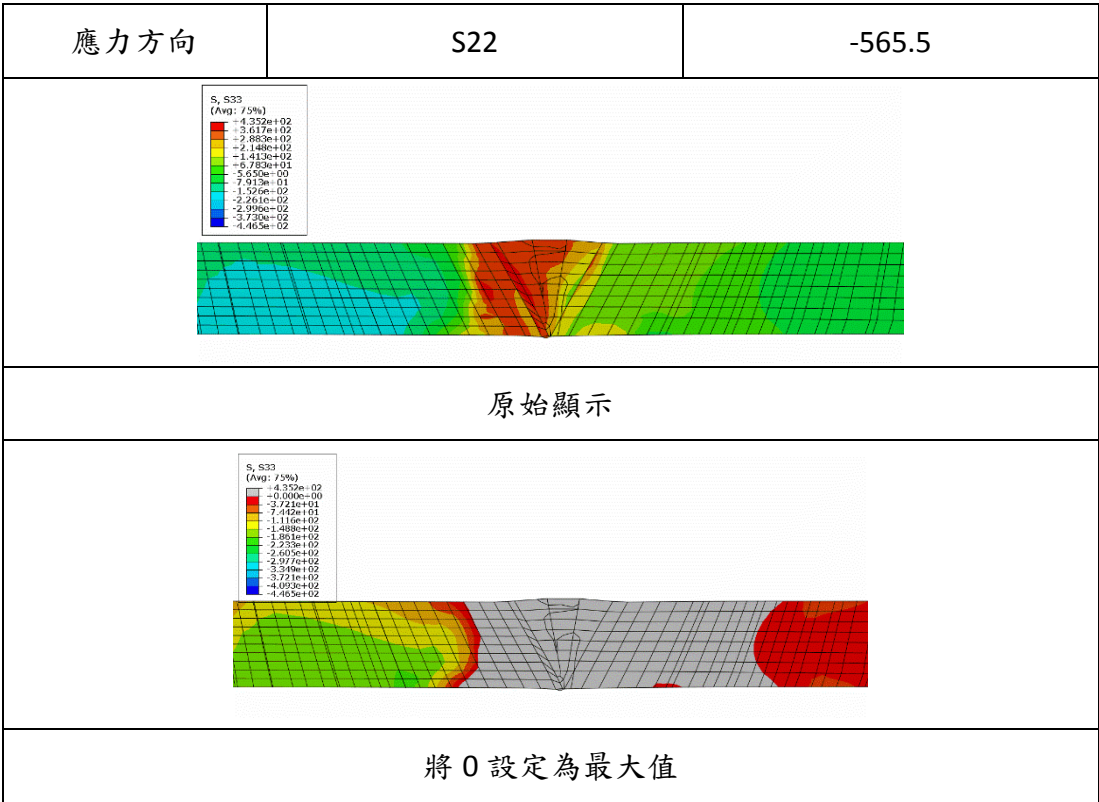


圖4.8 平板無覆鋅層之 S22 應力分布

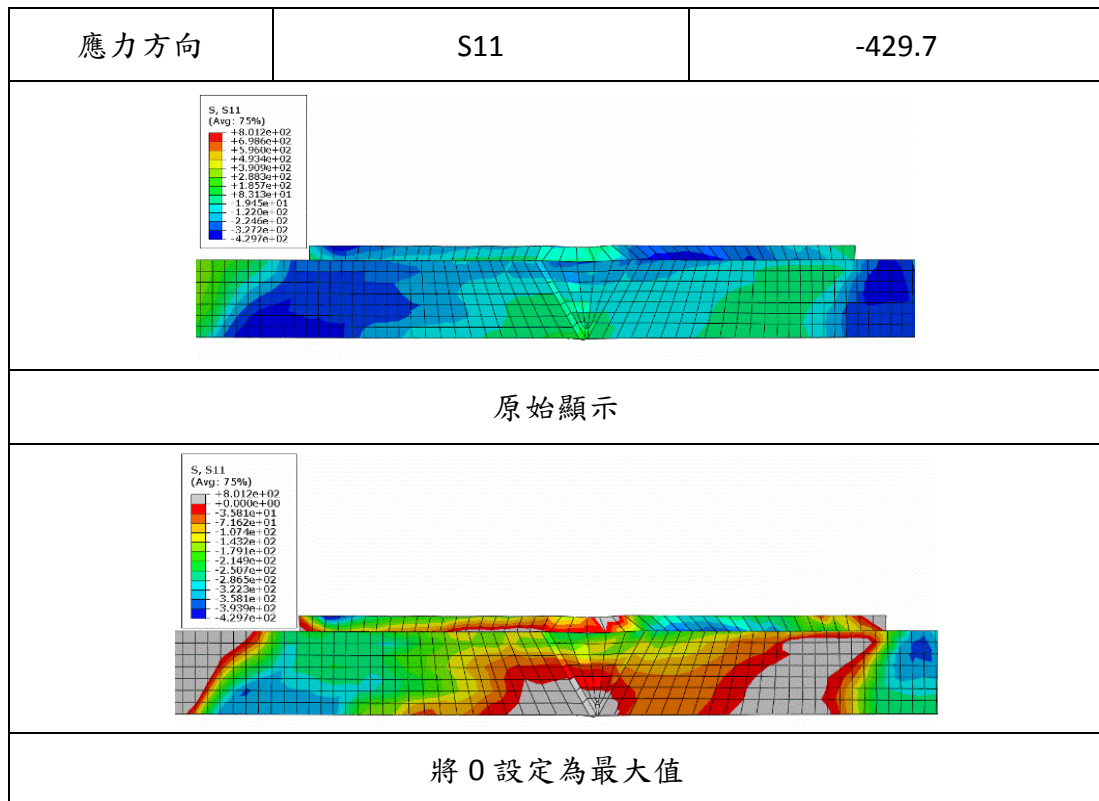


圖4.9 平板有覆鋅層之 S11 應力分布

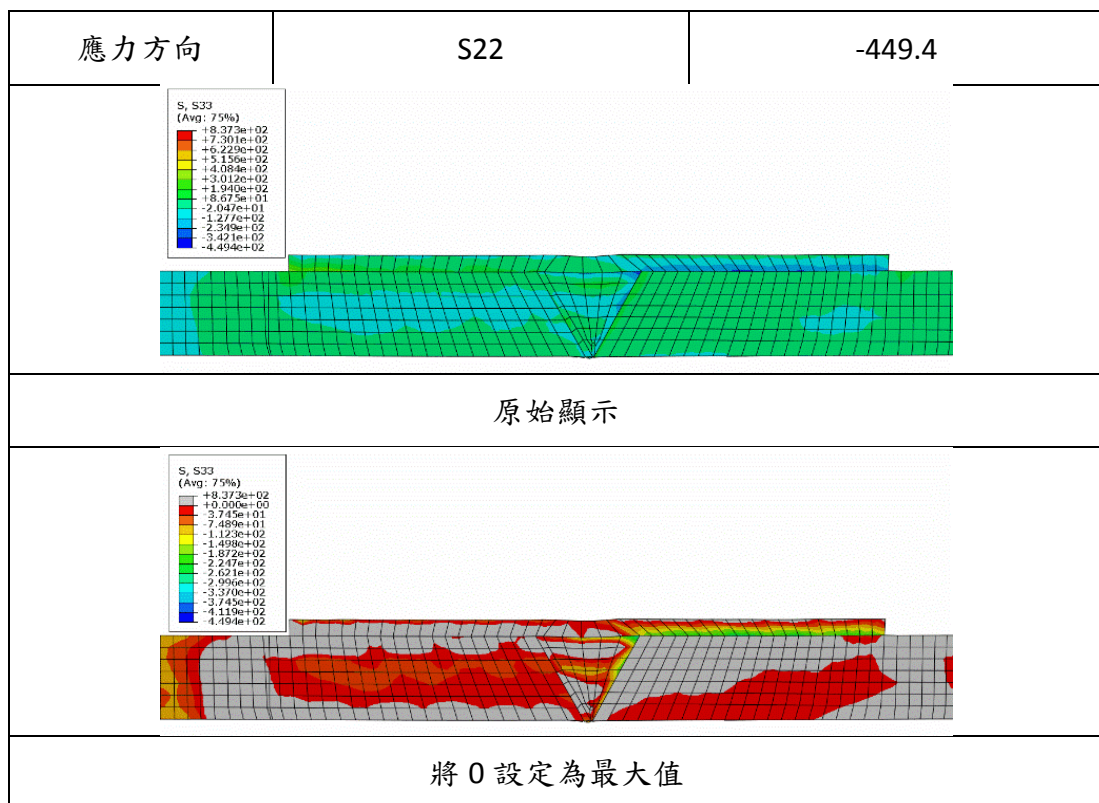


圖4.10 平板有覆鋅層之 S22 應力分布

4.2.2 厚件圓管試件覆鉚分析結果

首先觀察溫度分布的結果如圖 4.11 所示，該溫度變化及分布特性非常的符合真實的情況，將溫度分析結果套用至應力分析模組，進行應力分布的計算分析，結果如圖 4.12 至圖 4.15，可以發現到在覆鉚工序之前，鉚道邊緣熱影響區的應力分布數值呈現張應力的特性，而隨時間增長至覆鉚工序完成降溫之時，鉚道邊緣及板材底層就會產生壓應力的特性，即使鉚根處具有稍大的張應力，但整體母材與焊道截平面皆具有不小的壓應力區域。

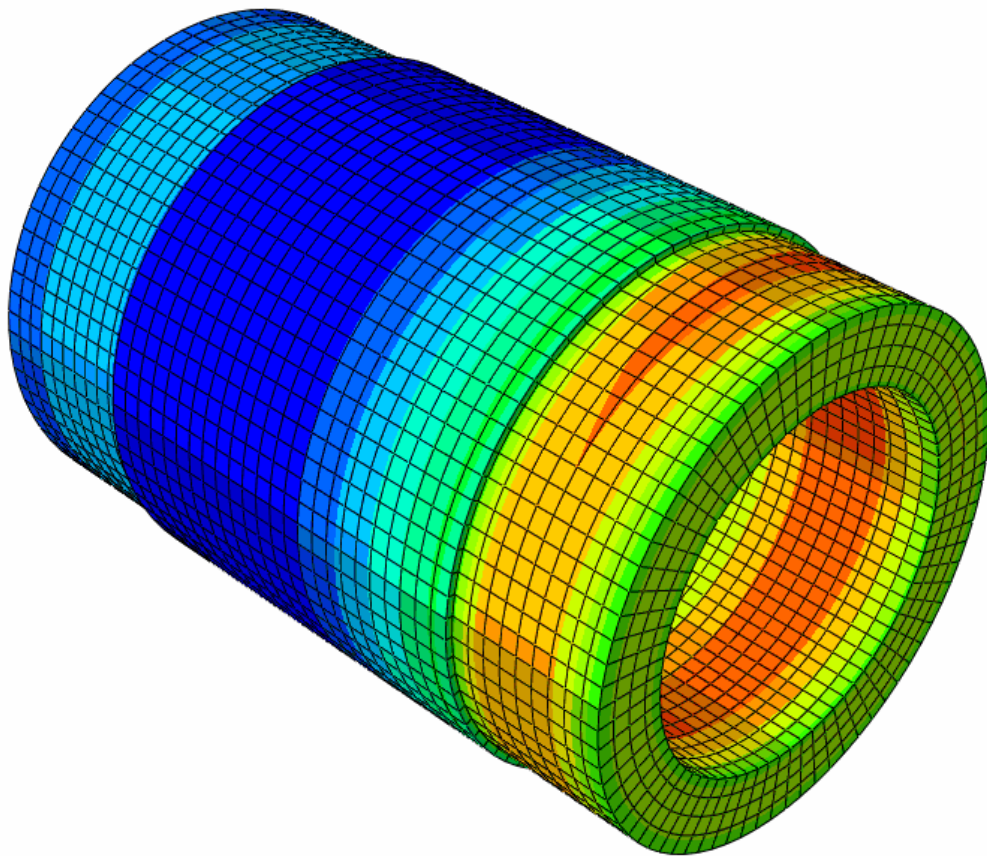


圖4.11 圓管溫度分布

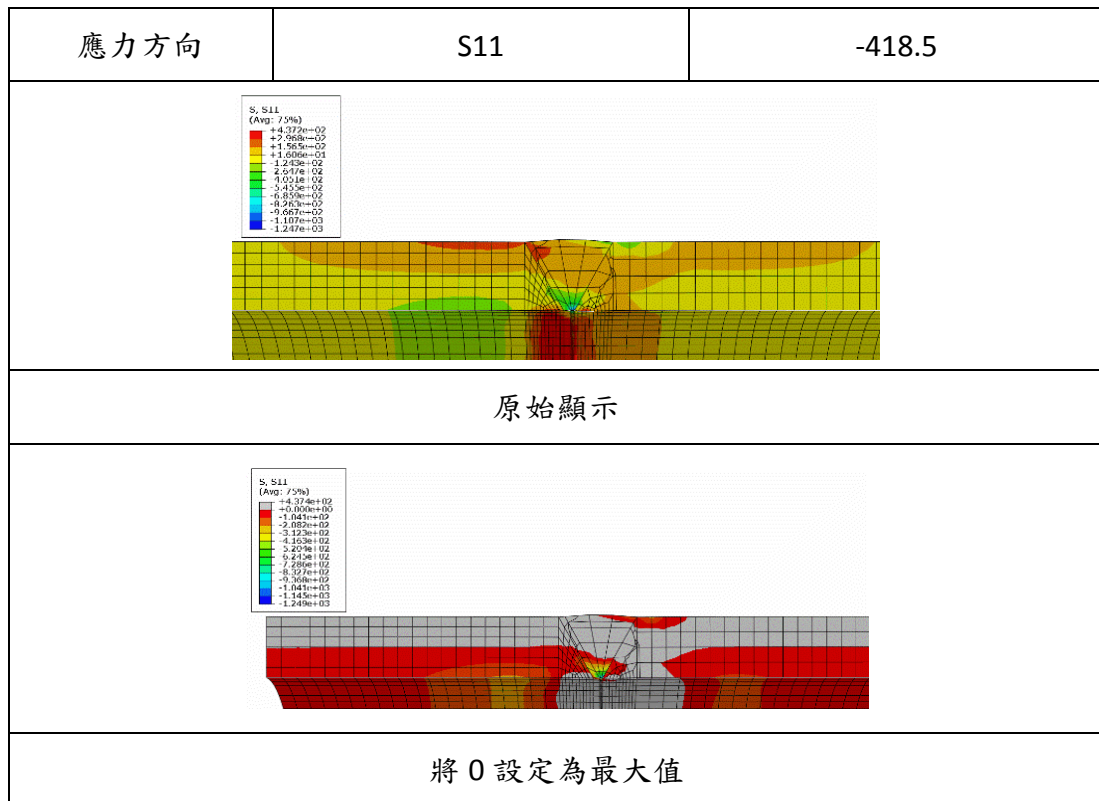


圖4.12 圓管無覆鋅層之 S11 應力分布

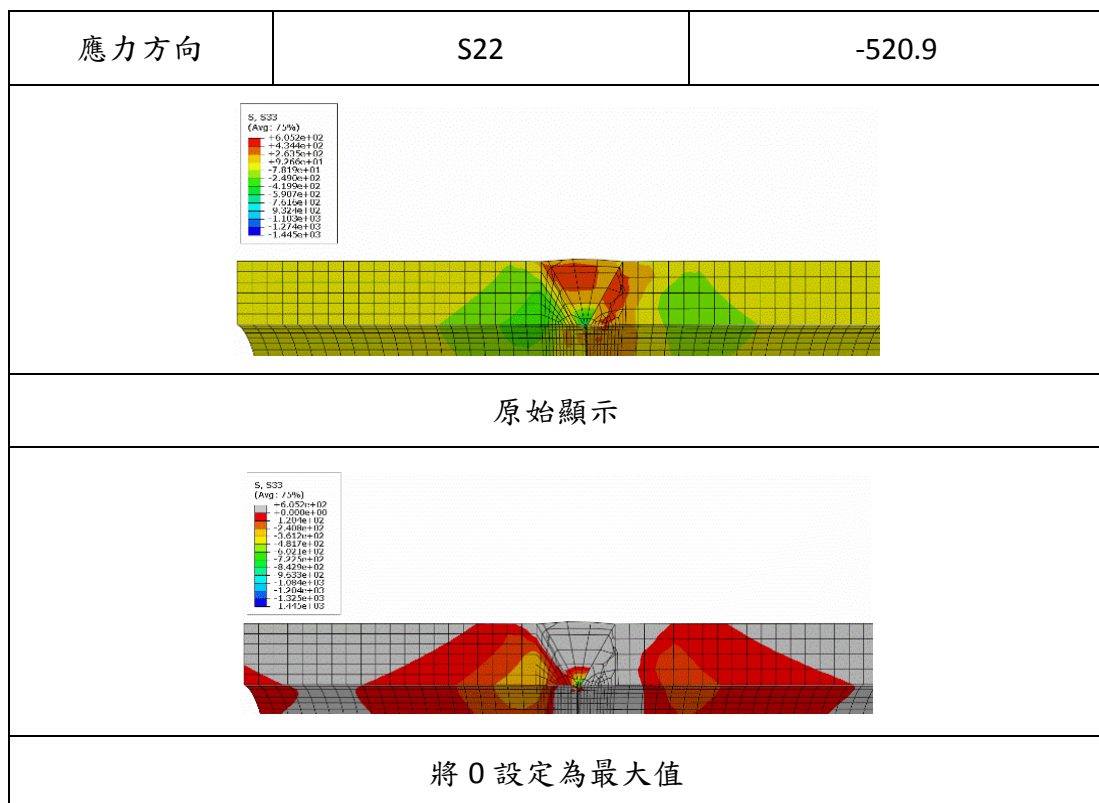


圖4.13 圓管無覆鋅層之 S22 應力分布

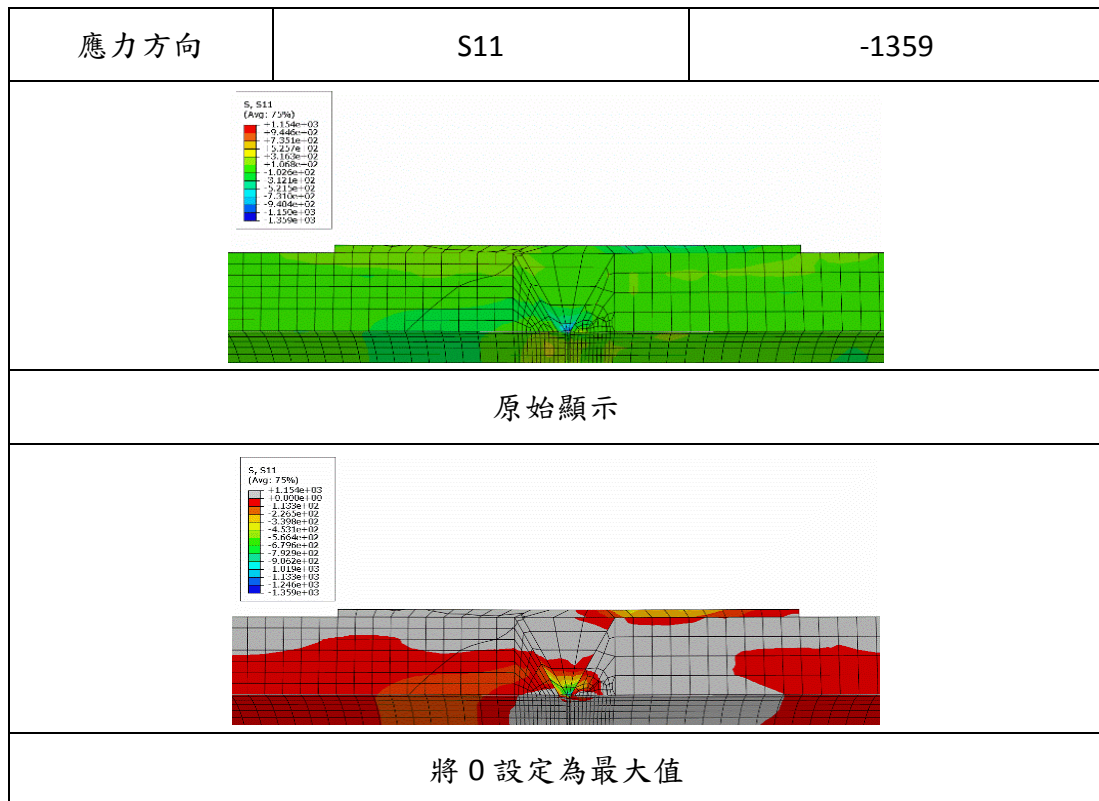


圖4.14 圓管有覆鋅層之 S11 應力分布

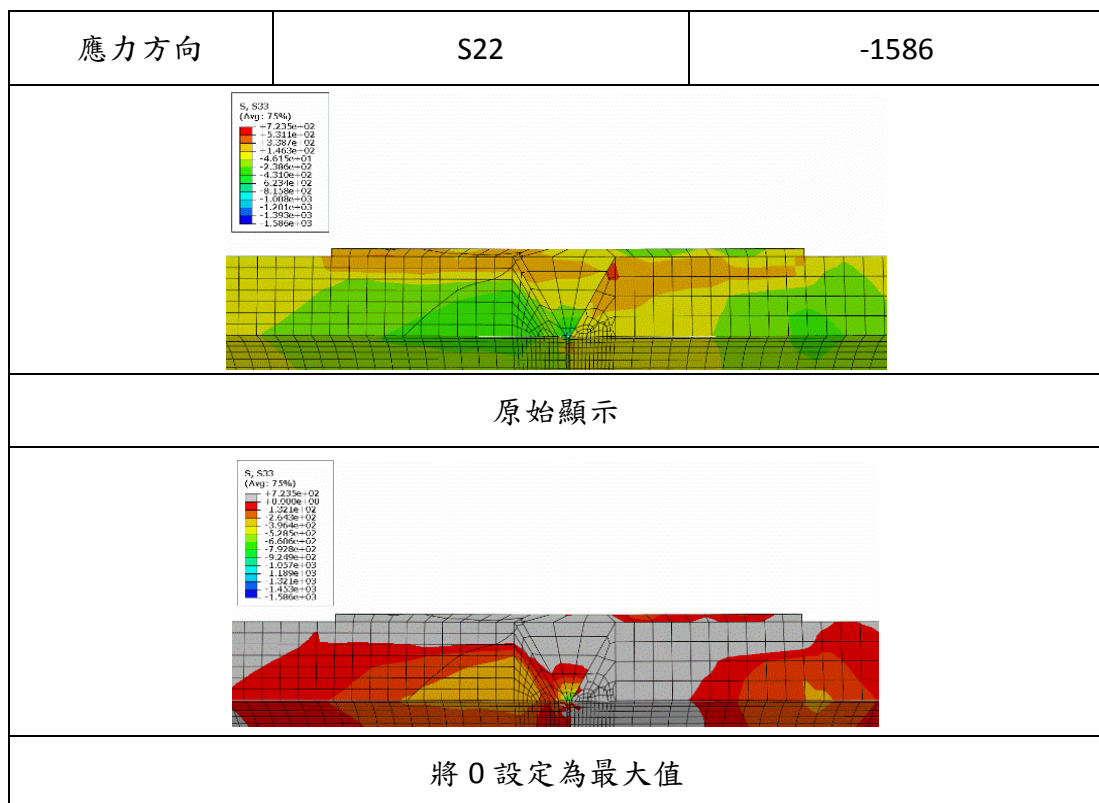


圖4.15 圓管有覆鋅層之 S22 應力分布

4.3 等效能量法-加熱時間變異分析及結果

經由等效能量法的應用得知在數值分析的設定，可以從工作面積及加熱時間進行調整，對於工作面積對於數值分析來說即是指網格數的變異，若是改變工作面積增加網格數則予等效能量法的目的背道而馳，增加計算的成本與負擔，所以在數值分析的設定改變上，主要是以工作時間做為控制變因，來討論結果的分析比較，對於工作時間的設定，本計畫採用倍數的設定來觀察，對於工作時間對於溫度及應力分布的特性變化及影響，其餘的設定皆與 3.5 節的說明相同。

4.3.1 板型試件數值分析結果

利用等效能量法的原理改變加熱的工作時間，藉此達到總熱能輸入接近實際的熱能，來分析銲接及覆銲後的溫度及應力分布特性，對於真實的銲接及覆銲工法，在不同的區域及工作範圍，會因而改變加熱的時間，藉此達到均勻的銲接效果。因此我們將特定區域的銲接區域利用等效能量法的原理改變加熱時間，欲將數值分析結果改善，首先我們先觀察經過不同加熱時間的分析，在溫度的分布及散熱特性幾乎差異不大，只在改變設定區域的數值有些微變異，經過總工作時間的平均其影響又更沒有差別。接著將不同加熱工作時間計算得到的溫度分布結果代入應力場進行分析，圖 4.16 及圖 4.17 發現，對於板材的等效能量法數值分析計算結果，並沒有太大的差異，推測原因可能是因為該結構特性在加熱工作時間的增加中，雖然會有更多的熱量輸入，但是因為其銲接特性在時間增加造成的入熱能量增加，可視為更長時間的塑性變形效果，對於厚件平板來說不會產生更多的殘留應力，主要的原因也包含應力會隨著板材邊界僅有左右各四只固定螺絲，而由其他相對自由的區域釋放應力。

焊接時間	S11	分析結果(將 0 設定為最大值)
5 秒	-429.7	
10 秒	-429.6	
15 秒	-429.5	

圖4.16 板材覆鋅件不同工作秒數的 S11 應力特性結果

焊接時間	S22	分析結果(將 0 設定為最大值)
5 秒	-449.4	
10 秒	-450.1	
15 秒	-450.5	

圖4.17 板材覆鋅件不同工作秒數的 S22 應力特性結果

4.3.2 厚件圓管試件數值分析結果

利用等效能量法的原理改變加熱的工作時間，藉此達到總熱能輸入接近實際的熱能，來分析銲接及覆銲後的溫度及應力分布特性，對於真實的銲接及覆銲工法，在不同的區域及工作範圍，會因而改變加熱的時間，藉此達到均勻的銲接效果。因此我們將特定區域的銲接區域利用等效能量法的原理改變加熱時間，欲將數值分析結果改善，首先我們先觀察經過不同加熱時間的分析，在溫度的分布及散熱特性幾乎差異不大，只在改變設定區域的數值有些微變異，經過總工作時間的平均其影響又更沒有差別。不過將溫度分布結果代入圓管的殘留應力分析，其結果跟厚件平板有顯著的不同，如圖 4.18 及圖 4.19 可發現其應力分布非相似的數值，而是呈現壓應力遞增的現象，原因推測在圓管結構於焊接中的熱脹冷縮的影響比平板大上很多，因此隨著加熱的工作時間的上升，在試件本身所累積的熱能也隨之上升，並且被邊界所拘束造成熱能積聚，最後在冷卻時因圓管的環狀封閉結構，熱脹冷縮的機械形變沒有釋放的空間，故厚件圓管生成的殘留應力在加熱時間增加時的變化較為明顯。也由此得知，焊接的分析必須與結構特性與邊界條件等建立良好的關聯性，總熱能的輸入才會在殘留應力的分析中有顯著的影響，因此等效能量法的使用也須謹慎考慮結構與邊界條件的影響。

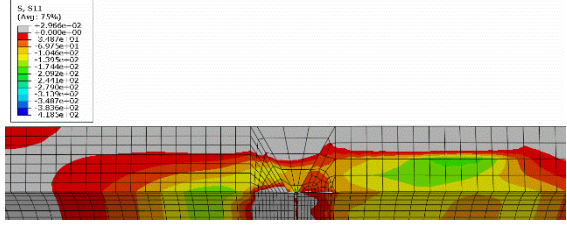
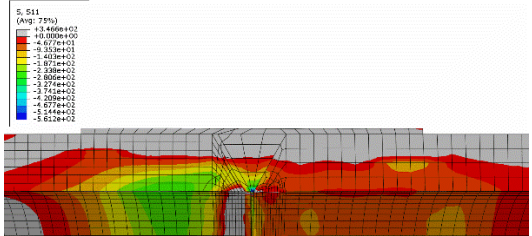
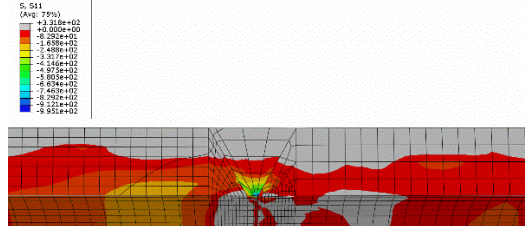
焊接時間	S11	分析結果(將 0 設定為最大值)
12 秒	-418.5	
24 秒	-561.2	
36 秒	-995.1	

圖4.18 圓管覆鋅件不同工作秒數的 S11 應力特性結果

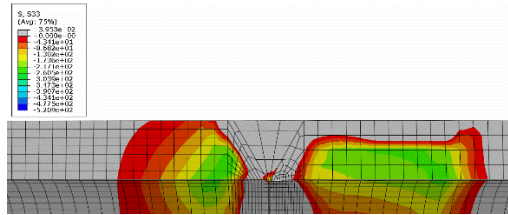
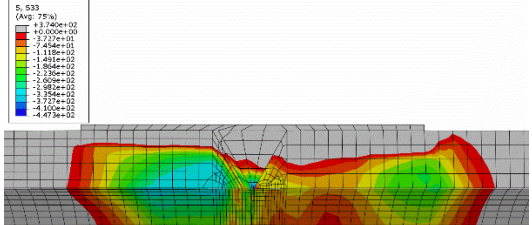
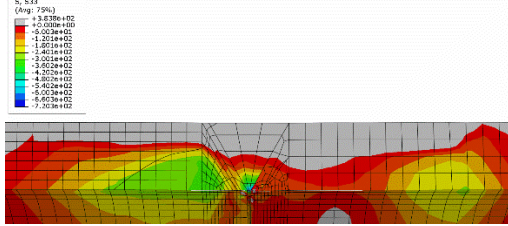
焊接時間	S22	分析結果(將 0 設定為最大值)
12 秒	-520.9	
24 秒	-447.3	
36 秒	-720.3	

圖4.19 圓管覆鋅件不同工作秒數的 S22 應力特性結果

4.4 加厚材料分析及結果

前章節提及等校能量法及結構的關聯性，本節嘗試將覆焊層加厚來分析應力的分布變化，模型尺寸與前述幾乎相同，唯一僅於覆焊層的部分加厚，設定為銲接件厚度的一半，如圖 4.20 至圖 4.21 的變化，透過結構增厚的影響欲使用等校能量法來加以分析，預期希望獲得覆銲層越厚則相對安全之壓應力越明顯的成果。雖然分析初始在溫度場順利得到分析的結果，但是將溫度結果代入應力場進行計算時，卻發生了不收斂的問題，推斷原因在於當材料加厚時，熱能產生的熱漲冷縮發生了過度的塑性變形量，進而導致網格嚴重變型且硬化，邊界條件上發生了衝突，因此求解無法順利進行，但此部分不在本年度原計畫書中涵蓋的範圍，僅作為覆銲安全性的定性研究評估。

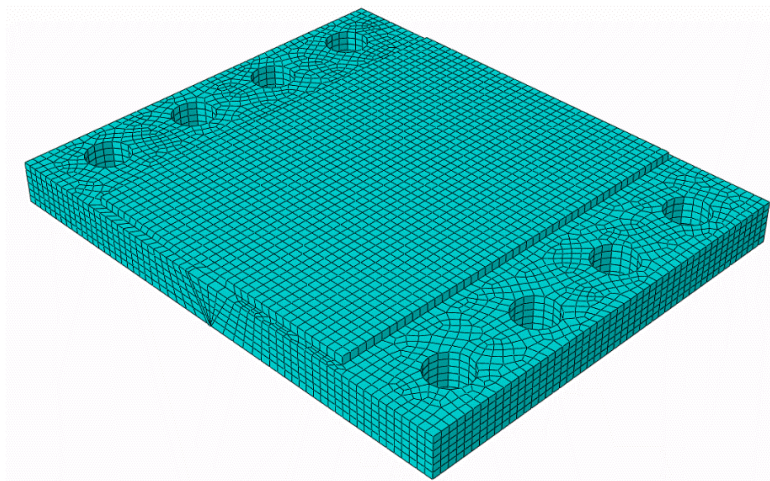


圖4.20 原始覆銲厚度示意圖

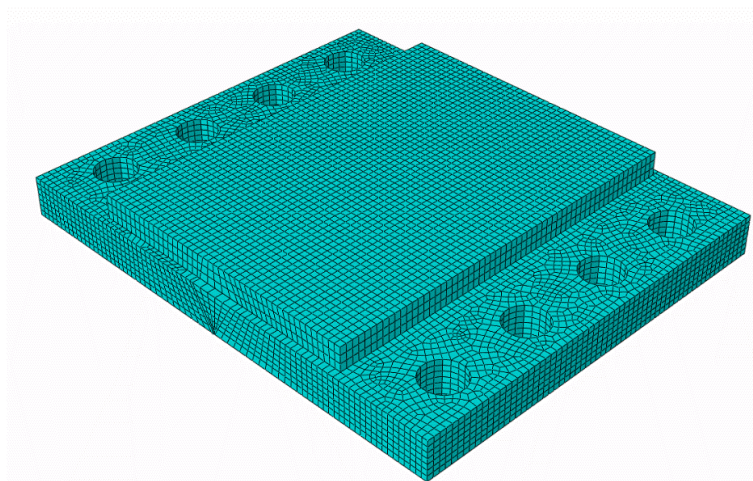


圖4.21 加厚覆焊尺寸示意圖

4.5 結果與討論

1. 透過等效能量法得知，焊道焊接後但未考慮覆銲，焊道邊緣的力量雖然會呈現較大的張應力，但覆銲冷卻後的壓應力不論相較原分析，放大 2 倍與 3 倍的時間能量應力皆無太大差異。
2. 推測等效能量法可用於薄板與薄管焊接的等效計算，而較不一定完全適用於厚件焊接的主要原因，是因為加熱焊接時間來到高溫停留的時間，對於厚件的熱應力與熱變形在一定的時間長度就已趨於極值的穩定狀態，繼續增長時間以增加能量仍維持相同的塑性狀態，可能已與能量等效為時間倍數無關。
3. 等效能量法需考慮結構幾何特性與邊界條件，尤其對於較厚的材料因整體變形特別與邊界條件關係影響較大，即熱應力隨時間轉化為熱應變是否因邊界拘束而使應力有無釋放的空間，所以對於殘留應力的分析，在本計畫中比較厚板與厚管的計算結果，歸納問題可能出在邊界條件能否使熱量造成的影響得以釋放，因此必須正確的定義邊界條件始能更加正確的計算應力分布的結果。
4. 經由本計畫執行的分析結果可評估覆銲會產生相對安全的壓應力，對於覆銲焊接工法用於核能領域確定其安全性。

伍、完成項目及結論

- (一) 覆鋁層的超音波特探傷傳遞特性解析。
- (二) 覆鋁層在巨觀晶相下，組織會呈現一傾斜方向，將該方向定義為 0° 方向，與傾斜方向垂直為 90° 方向，覆鋁層內之波傳音速快慢會呈現一常態分布， 45° 方向區間最快， 0° 與 90° 方向相對較慢。
- (三) 覆鋁組織之晶粒凝固方向使覆鋁層具有彈性異向性，透過低入熱量施鋁及密集的覆鋁道堆疊，提高晶粒凝固方向之亂度，減少彈性異向性之差異。
- (四) 52M 覆鋁層內外層析出物分布不同，超音波進入覆鋁層內，音速會先快後慢，折射角會先大後小，使路徑呈現微弧形。也就是在薄覆鋁層構件檢測，會使訊號往探頭遠移；在厚覆鋁層構件檢測，會使訊號則往探頭近移。
- (五) 有限元素數值模擬鋁接結果僅能預測材料內部在無應力狀態下進行鋁接後得到之熱應力數值，施作鋁接時管路鋁接件若未經過退火熱處理釋放本身存在於材料內部之加工應力，實驗量測的殘留應力值會與有限元素分析結果有較大的誤差。
- (六) 由於有限元素分析內部設定數值的關係，需詳實紀錄實際施作鋁接時的母材初始溫度、四點點鋁時間、填料對接時間及冷卻時間，才能確保有限元素分析結果之準確性。
- (七) 有限元素分析結果顯示，薄板與薄管焊接後殘留應力的鑽孔位置，環向偏差造成應力值差異比軸向偏差造成應力值差異來的小，其說明殘留應力值大小與鋁道軸向距離(管長方向)有相對較大的影響。
- (八) 比較薄板與薄管焊接後殘留應力的實驗，鑽孔法反算得到的最大剪應力值與有限元素分析模擬值，結果顯示兩道次鋁接的誤差值比一道次鋁接來的小，其原因推測為在有限元素分析中二道次鋁接造成的應力分佈狀態較一道次鋁接的應力分佈更接近於平面應力假設，以及實際鋁接時紀錄一道次

銲接的整體銲接時間較二道次銲接不準確。

- (九) 薄板與薄管焊接後殘留應力的鑽孔實驗中，比較應變規反算應力值與有限元素分析模擬值之間的關係，結果顯示預熱母材的殘留應力誤差值比室溫母材的誤差值小，推測為實際銲接時預熱母材較近似於熔融銲條的狀態，故銲條流動性更佳使得較易滲透入母材，不易產生斷弧現象，比較接近有限元素分析之連續施作的假設。
- (十) 等效能量法需考慮結構幾何特性與邊界條件，尤其對於較厚的材料因整體變形特別與邊界條件關係影響較大，即熱應力隨時間轉化為熱應變是否因邊界拘束而使應力有無釋放的空間，所以對於殘留應力的分析，在本計畫中比較厚板與厚管的計算結果，歸納問題可能出在邊界條件能否使熱量造成的影響得以釋放，因此必須正確的定義邊界條件始能更加正確的計算應力分布的結果。
- (十一) 經由本計畫執行的分析結果可評估覆銲會產生相對安全的壓應力，對於覆銲焊接工法用於核能領域確定其安全性。

參考文獻

- [1] S. Kou, "Welding Metallurgy, 2nd ed. Hoboken," N.j.: Wiley Inteererscience, 2002, pp. xiv, 461p.
- [2] K. Laha, K. S. Chandravathi, P. Parameswaran, S. Goyal, and M. D. Mathew, "A Comparison of Creep Rupture Strength of Ferritic/Austenitic Dissimilar Weld Joints of Different Grades of Cr-Mo Ferritic Steels," Metallurgical and Materials Transactions A, journal article vol. 43, no. 4, pp. 1174-1186, 2012.
- [3] S. Wu, H. Jin Y. Sun, and L. Cao, "Critical cleavage fracture stress characterization of A508 nuclear pressure vessel steels," International Journal of Pressure Vessels and Piping, vol. 123-124, pp. 92-98, 2014.
- [4] G. Bao, K. Shinozaki, S. Iguro, M. Inkyo, M. Yamamoto, Y. Mahara and H. Watanabe, "Stress corrosion cracking sealing in overlaying of Inconel 182 by laser surface melting," Journal of Materials Processing Technology," vol. 173, no. 3, pp. 330-336, 2006.
- [5] T. Lant, D. L. Robinson, B. Spafford, and J. Storesund, "Review of weld repair procedures for low alloy steels desined to minimise the risk of future cracking," International Journal of Pressure Vessels and Piping, vol. 78, no. 11-12, pp. 813-818, 2001.
- [6] 王振欽, "鐸接學", 登文書局, 民國 74 年。
- [7] Charles J. Hellier, "Handbook of Nondestructive Evaluation," The McGraw-Hill companies," 2001, pp. xiv, 603 .
- [8] J. Szilard, "Ultrasonic Testing: non-conventional testing techniques," N.j.: Wiley Inteererscience, 1982, pp. xiv, 626.
- [9] C. Lane, "The Development of a 2D Ultrasonic Array Inspection for Single Crystal Turbine Blades," Spring International Publishing, 2013, pp. 13-39.
- [10] R.J. Hudgell, "Handbook on the Ultrasonic Examination of Austenitic Clad Steel Components," Office for Official Publications of the European Communities, pp. xiv, 62p, 1994.
- [11] Ueda, Y. and Yamakawa, T., "Analysis of Thermal Elastic-Plastic Stress and Strain during Welding by Finite Element Method", Transactions of the Japan-Welding Society 2 September 21, pp.90-100, 1971.

- [12] Sharplesa, J. K., Gardnera, L., Batea, S. K., Goldthorpeb, M. R., Yatesc, J. R., and Bainbridge, H. "Project to Evaluate the Integrity of Repaired Welds", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 82, pp. 319-338, 2005.
- [13] Dean, D. and Hidekazu, M., "Prediction of Welding Residual Stress in Multi-pass butt-welded Modified 9Cr-1Mo Steel Pipe Considering Phase Transformation Effects", *Computational Materials Science*, Vol. 37, pp. 209-219, 2006.
- [14] 涂乙平，平板對接銲件之三維熱傳分析，碩士論文，國立台灣海洋大學機械與輪機工程學系，2000 年。
- [15] 蔡曜隆，銲接溫度與應力之分析實驗，碩士論文，國立交通大學機械工程研所，2001 年。
- [16] 蔡曜隆，S15C/SUS304 易種金屬銲接之溫度與殘留應力研究，碩士論文，國立交通大學機械工程學系，2010 年。
- [17] 張鵬祥，對接圓管環縫銲接殘留應力之研究，碩士論文，中正理工學院兵器系統工程研究所，1997 年
- [18] 劉如峯、黃金城，核能電廠組件多層銲接之有限元素分析，中國機械工程學會第二十四屆全國學術研討會論文集，2007 年。
- [19] Primož, M., Jožef, M. and Sebastjan, K., "Welding Sequence Definition Using Numerical Calculation", *Welding Journal*, Vol. 90, pp. 148-151, 2011.
- [20] Loose, T. and Rohbrecht, J. "Equivalent Energy Method for Welding Structure Analysis", *Welding and Cutting*, Vol. 17, pp. 210-216, 2018.
- [21] Kirsch, G., "Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre", *Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure*, Vol. 42, pp. 797-807, 1898.
- [22] Mathar, J., "Determination of Initial Stresses by Measuring the Deformation around Drilled Holes", *Trans. ASME*, Vol. 56, pp. 249-254, 1934.
- [23] Renidler, N. J. and Vigness, I., "Hole-drilling Strain-Gage Method of Measuring Residual Stress", *Experimental Mechanics*, Vol. 6, pp. 577-586, 1966.
- [24] Sandifer, J. P. and Bowie, G. E., "Residual Stress by Blind Hole Method with Off-Center Hole", *Experimental Mechanics*, Vol. 18, pp. 173-179, 1978.

- [25] Flaman, M. T., "Brief Investigation of Induced Drilling Stresses in the Center-Hole Method of Residual-Stress Measurement", *Experimental Mechanics*, Vol. 22, pp. 26-30, 1982.
- [26] Kabiri. M., "Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Method : Influences of Transverse Sensitivity of the Gages and Relieved Strain Coefficients", *Experimental Mechanics*, Vol. 24, pp. 252-256, 1984.
- [27] Schajer, G. S., "Application of Finite Element Calculations to Residual Stress Measurements", *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 103, pp. 157-163, 1981.
- [28] Niku-Lari, A., Lu, J., and Flavenot, J. F., "Measurement of Residual-Stress Distribution by the Incremental Hole-Drilling Method", *Journal of Mechanical Working Technology*, Vol. 11, pp. 167-188, 1985.
- [29] Schajer, G. S. and Altus, E., "Stress Calculation Error Analysis for Incremental Hole-Drilling Residual Stress Measurements", *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 118, pp. 120-126, 1996.
- [30] Mahmoudi, A. H., Truman, C. E., Smith, D. J., and Pavier, M. J., "The Effect of Plasticity on the Ability of the Deep Hole Drilling Technique to Measure Axisymmetric Residual Stress", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 53, Vol. 53, pp. 978-988, 2011.
- [31] Moharami, R. and Sattari-Far, I., "Experimental and Numerical Study of Measuring High Welding Residual Stresses by Using the Blind-Hole-Drilling Technique", *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Vol. 43, pp. 141-148, 2008.
- [32] 胡永祥，利用低速鑽孔對 304L 不鏽鋼銲接件殘留應力之檢測與評估，碩士論文，國立成功大學機械工程學系，1993 年。
- [33] 許富銓，應用放電加工鑽孔法量測殘留應力之可行性研究與評估，博士論文，國立成功大學機械工程系，2005 年。
- [34] 許志民，材料物理特性對放電加工鑽孔法引進殘留應力之影響，碩士論文，國立成功大學機械工程研究所，2006 年。
- [35] Jaime F, C. C. and Sergio, P., "Solution of the Moiré Hole Drilling Method Using a Finite-Element-Method-Based Approach", *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 43, pp. 6751-6766, 2006.

- [36] 吳政威，Inconel 52M 覆鋅層厚度與微觀組織對超音波訊號影響，國立台灣科技大學，2019 年。
- [37] 周禹廷，利用反射式光彈法量測與分析圓管環縫填料對接殘留應力，國立台灣科技大學，2019 年。