

國立交通大學

工學院精密與自動化工程學程

碩士論文

活性助銲劑對鎳基超合金 Inconel 718
銲道熔深能力之研究

A Study of Activating Flux to the Welding Penetration of
Nickel Base Superalloy Inconel 718

研究生：吳東明

指導教授：周長彬教授

中華民國九十八年十月

活性助焊劑對鎳基超合金 Inconel 718
焊道熔深能力之研究

A Study of Activating Flux to the Welding Penetration of
Nickel base Superalloy Inconel 718

研究生：吳東明 Student : Tong-Ming Wu
指導教授：周長彬 Advisor : Dr. Chang-Pin Chou

國立交通大學

工學院精密與自動化工程學程

碩士論文

A Thesis

Submitted to Degree Program of Automation and Precision Engineering
College of Engineering
National Chiao Tung University
in Partial Fulfillment of the Requirements
for the Degree of
Master of Science

in

Automation and Precision Engineering
October 2009
Hsinchu, Taiwan, Republic of China

中華民國 九十八 年 十 月

活性助銲劑對鎳基超合金 Inconel 718 銲道熔深能力之研究

研究生：吳東明

指導教授：周長彬

國立交通大學 工學院精密與自動化工程學程 碩士班

摘 要

本研究之目的主要在探討活性助銲劑對鎳基超合金 Inconel 718 銲道熔深之影響。實驗材料選用鎳基超合金 Inconel 718 (UNS N07718, AMS 5596-E); 活性助銲劑之選用以氧化劑為主, 分別為 SiO_2 、 NiO 、 MoO_3 、 Cr_2O_3 、 TiO_2 、 MnO_2 、 ZnO 及 MoS_2 共八種。銲接方法採用不加填料金屬, 且以氬氣為保護氣體的鎢極惰氣銲(Tungsten Inert Gas, TIG)來進行 Bead-on-Plate 實驗。銲接過程中利用影像擷取系統(Charge-Coupled Device, CCD)記錄電弧動態影像及電弧電壓的變化; 以金相實驗來觀察微觀組織; 利用微硬度測定機來瞭解銲道機械性質; 以實體顯微鏡來量測銲道形態, 並記錄銲道熔深及寬度以計算深寬比。接下來根據所量測之深寬比, 取最大值之前四種活性助銲劑, 以各 50% 的比例來調配成六種混合型活性助銲劑, 分別為 SiO_2 - MoO_3 、 SiO_2 - NiO 、 MoO_3 - NiO 、 SiO_2 - MoS_2 、 MoS_2 - NiO 、 MoS_2 - MoO_3 , 並探討混合型助銲劑對銲道熔深與深寬比之影響。實驗中發現在相同銲接參數下, 不同之活性助銲劑, 能有效提升鎳基超合金 Inconel 718 之銲道熔深達 8%~63%; 並提高深寬比達 19%~125%。最後利用田口方法來進行最佳化實驗, 以不同混合比例之 SiO_2 與 MoO_3 調製成混合型活性助銲劑, 搭配主要之五種銲接製程參數, 即銲接電流、銲槍走速、氬氣流量、鎢棒角度及電弧長度來最佳化銲接製程參數。運用田口方法所得之最佳參數, 可使鎳基超合金 Inconel 718 銲道熔深提升 135%; 而深寬比提升 284%。

A Study of Activating Flux to the Welding Penetration of Nickel Base Superalloy Inconel 718

Student : Tong-Ming Wu

Advisor : Chang-Ping Chou

Department of Automation and Precision Engineering
College of Engineering
National Chiao Tung University

Abstract

The purpose of this study was to investigate the effect of activating fluxes to the welding penetration of nickel-base superalloy Inconel 718. Bead-on-plate argon TIG(Tungsten Inert Gas) welding process was made on Inconel 718 plate (UNS N07718, AMS 5596-E) without filling metals. The activating fluxes used in the experiment were SiO_2 , NiO , MoO_3 , Cr_2O_3 , TiO_2 , MnO_2 , ZnO and MoS_2 . During the welding process, a charge-coupled device (CCD) was used to record the images of arc profile and voltage. Besides, the microstructure and morphology of the weldments were examined by the optical microscope. Furthermore, the Vickers hardness test was used to determine the mechanical properties of the weldments. According to the measurement results of the width and penetration of the weld bead, the depth to width ratio (D/W ratio) can be calculated. Based on the highest D/W ratio, four fluxes were selected to mix with each other using 50% weight percent each. The mixed fluxes were SiO_2 - MoO_3 , SiO_2 - NiO , MoO_3 - NiO , SiO_2 - MoS_2 , MoS_2 - NiO and MoS_2 - MoO_3 , and the mixed fluxes were used for investigating the effect to the welding penetration and D/W ratio.

Under the same welding conditions, the results indicated that all fluxes did enhance the welding penetration of Inconel 718 by 8%~63%. Moreover, the D/W ratio was enhanced up to 125%. Finally, by employing the Taguchi Methods to achieve optimized welding penetration and D/W ratio, six major welding parameters were determined, which were welding current, torch moving speed, argon flow rate, vertex angle of electrode, arc length and the weight ratio of SiO_2 and MoO_3 . The confirm experiment analysis of Taguchi Methods demonstrated that the welding penetration was enhanced 135%, and the D/W ratio was also increased 284%.

誌 謝

感謝指導老師周長彬教授兩年來辛勤地指導、悉心教誨與關懷，謹於此致上最誠摯的敬意及謝意。

在精密銲接實驗室的日子裡，承蒙陸軍專科學校車輛工程科主任林玄良博士悉心指導，讓我在銲接製程參數之選擇與田口方法之應用獲益良多；而虎尾科技大學材料科學與工程系助理教授黃和悅博士於活性助銲劑知識上不吝惜之傳授，亦使我受益匪淺；此外，實驗室學長莊弘瑋於實驗設備使用上之指導及實驗流程之建議，使實驗能順利進行；最後，國立聯合大學機械工程學系副教授徐享文博士，與實驗室學長吳信達於影像擷取技術上之建議，使我能順利完成電弧之拍攝。

最後要感謝周遭時時給予我支持與鼓勵的父母及親友團，使我在忙碌的工作之餘能繼續不斷的追求新知並順利完成此論文。另外也要特別感謝我內人默默在旁給予我不斷的支持，也多虧了她必需於這段不算短的求學期間，身兼半父職的照顧我兩個小朋友，使我能無後顧之憂的完成學業。而此篇論文及學業的順利完成，是我獻給所有關心、幫助我的人最誠摯的喜悅分享。

目 錄

摘 要	i
Abstract	ii
誌 謝	iii
目 錄	iv
表目錄	vii
圖目錄	ix
第一章 緒論	1
1.1 研究動機及背景	1
1.2 研究方法及目的	3
第二章 文獻探討	4
2.1 超合金 Inconel 718 冶金學上的特性	4
2.1.1 超合金 Inconel 718 之物理及機械性質	4
2.1.2 超合金 Inconel 718 之合金元素及其影響	5
2.1.3 超合金 Inconel 718 之析出相	6
2.1.4 超合金 Inconel 718 之銲接特性	11
2.2 TIG (Tungsten insert gas)之原理	14
2.2.1 TIG 銲接電流之性質	15
2.2.2 電弧之原理	17
2.2.3 TIG 銲接電弧之結構	17
2.2.4 電壓-電流之靜特性	18
2.2.5 保護氣體(Shielding gas)之種類	20
2.2.6 鎢棒種類	23
2.2.7 銲接參數	27
2.3 TIG-Flux 銲接	28
2.3.1 TIG-Flux 助銲劑組成成份	29
2.3.2 TIG-Flux 增加銲道熔深之機制	30
2.3.3 助銲劑之溶劑與粉末顆粒大小對銲道熔深的影響	32
2.3.4 助銲劑塗敷形狀對銲道熔深的影響	33
2.3.5 助銲劑塗敷厚度與重量對銲道熔深的影響	33
2.4 銲道熔透深度變異之原因	35

2.4.1	在熔池中驅動流體流動的力量	35
2.4.2	在電弧中驅動流體流動的力量	36
2.4.3	微量元素對鐸道熔深之影響	39
2.4.4	助鐸劑對鐸道熔深之影響	40
2.5	田口方法(Taguchi methods)	41
2.5.1	田口方法的基本原理與步驟	41
2.5.2	直交表簡介	42
2.5.3	SN 比基本定義	43
2.5.4	確認實驗	45
第三章	實驗方法與程序	46
3.1	實驗流程	46
3.2	鐸接試片之準備	47
3.3	助鐸劑之選擇與配製方法	47
3.4	鐸接參數之配置	49
3.5	田口方法之直交表與實驗參數配置	51
3.6	金相實驗	52
3.7	鐸道深寬比量測	54
3.8	鐸道外觀拍攝	54
3.9	電弧形狀與陽極斑點拍攝	54
3.10	電弧電壓記錄	55
3.11	微硬度試驗	55
第四章	結果與討論	56
4.1	溶劑對助鐸劑塗敷性之影響	56
4.2	助鐸劑與鐸接電流對鐸道外觀之影響	60
4.2.1	高熱輸入量對鐸道外觀之影響	60
4.2.2	鐸接電流對鐸道外觀之影響	61
4.2.3	單一型助鐸劑對鐸道外觀之影響	61
4.2.4	混合型助鐸劑對鐸道外觀之影響	63
4.3	助鐸劑與鐸接電流對鐸道形態之影響	64
4.3.1	鐸接電流對鐸道形態與電弧電壓之影響	64
4.3.2	鐸接電流對鐸道深寬比、熔深與寬度之影響	65

4.3.3	銲接電流銲道剖面形狀與熔融面積之影響	67
4.3.4	單一型助銲劑銲道形態與電弧電壓之影響	68
4.3.5	單一助銲劑對銲道深寬比、熔深與寬度之影響	69
4.3.6	單一型助銲劑對銲道剖面形狀與熔融面積之影響	72
4.3.7	混合型助銲劑對銲道形態與電弧電壓之影響	74
4.3.8	混合型助銲劑對銲道深寬比、熔深與寬度之影響	75
4.3.9	混合型助銲劑對銲道剖面形狀與熔融面積之影響	78
4.4	助銲劑與銲接電流對銲道微硬度之影響	80
4.5	助銲劑與銲接電流對銲道顯微結構之影響	88
4.6	助銲劑與銲接電流對銲接電弧及陽極斑點之影響	99
4.7	運用田口方法最佳化銲接製程參數	104
4.7.1	實驗數據	104
4.7.2	各組 SN 比之評價與計算結果	105
4.7.3	最佳製程參數之解析	105
4.7.4	變異數分析(ANOVA).....	106
4.7.5	確認實驗	107
4.7.6	小結.....	109
4.8	電弧長度對銲道深寬比之影響	116
4.9	FB-TIG 之間隙(gap)對銲道深寬比之影響.....	116
第五章	結論	118
	參考文獻.....	121

表目錄

表 2-1	一般常用超合金及不銹鋼之物理性質	4
表 2-2	一般常用超合金及不銹鋼之成份表	5
表 2-3	鎳基超合金常見析出物之結構與組成	7
表 2-4	銲接氣體的物理性質	21
表 2-5	鎢棒直徑與工作電流之關係	25
表 2-6	鎢棒化學組成成份及規格表	26
表 2-7	標準直交表(Standard orthogonal arrays)	42
表 3-1	超合金 Inconel 718 之合金元素成份表(wt%)	47
表 3-2	助銲劑塗敷量-以甲醇與丙酮為溶劑	48
表 3-3	實驗#1 之銲接參數-助銲劑 SiO ₂	50
表 3-4	實驗#2 之銲接參數-無助銲劑	50
表 3-5	單一型助銲劑及混合型助銲劑之銲接參數	51
表 3-6	助銲劑之種類	51
表 3-7	混合型助銲劑之塗敷量-甲醇為溶劑	51
表 3-8	銲接參數的控制因子及水準值	51
表 3-9	L ₁₈ (2 ¹ x3 ⁷)直交表與銲接參數配置表	52
表 4-1	超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate 銲接參數-助銲劑 SiO ₂	60
表 4-2	超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate test 銲接參數-無助銲劑	61
表 4-3	超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate 銲接參數-不同銲接電流	64
表 4-4	銲接電流對銲道形態之影響	64
表 4-5	銲接電流與銲道取樣位置對銲道深寬比、熔深及寬度之影響	65
表 4-6	銲接電流對銲道熔融面積之影響	68
表 4-7	超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate 銲接參數-8 種助銲劑	68
表 4-8	單一型助銲劑對銲道形態之影響	69
表 4-9	單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道深寬比之影響	70
表 4-10	單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔深之影響	71
表 4-11	單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道寬度之影響	72
表 4-12	單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔融面積之影響	74
表 4-13	超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate 銲接參數-6 種混合型助銲劑	75
表 4-14	混合助銲劑對銲道形態之影響	75

表 4-15 混合型助銲劑與銲道取樣位置對銲道深寬比之影響	76
表 4-16 混合型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔深之影響	77
表 4-17 混合型助銲劑與銲道取樣位置對銲道寬度之影響	77
表 4-18 混合型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔融面積之影響	80
表 4-19 不同取樣位置之銲道深寬比、熔深及寬度	104
表 4-20 田口方法各實驗組之 SN 比	105
表 4-21 各因子水準之平均 SN 比(dB).....	105
表 4-22 最佳化銲接製程參數	106
表 4-23 變異數分析表(ANOVA table)	107
表 4-24 確認實驗之銲道深寬比與 SN 比	108
表 4-25 田口最佳銲接參數對銲道深寬比之影響	110
表 4-26 田口最佳銲接參數對銲道熔深之影響	111
表 4-27 田口最佳銲接參數對銲道寬度之影響	112
表 4-28 田口最佳銲接參數對銲道熔融面積之影響	113



圖目錄

圖 2-1	超合金 Inconel 718 之 TTP 圖	7
圖 2-2	超合金 Inconel 718 之 TTT 圖	8
圖 2-3	γ'' 相及 γ' 相晶格結構	9
圖 2-4	超合金 Inconel 718 中 γ'' 及 δ (Ni_3Nb) 相存在的溫度範圍	9
圖 2-5	固化裂縫示意圖	13
圖 2-6	液化裂縫示意圖	13
圖 2-7	TIG 銲接製程示意圖	14
圖 2-8	不同銲接電流模式下，電流方向與銲道形態示意圖	16
圖 2-9	不同銲接電流模式下，銲接熱量分佈與銲道形態示意圖	16
圖 2-10	DCEP 氧化層清除作用	16
圖 2-11	電弧結構及壓降關係圖	18
圖 2-12	電弧溫度分佈圖	18
圖 2-13	電壓-電流的靜特性曲線	19
圖 2-14	不同電流下之電弧長度與電壓之關係圖	19
圖 2-15	不同電弧長度下之 He 與 Ar 電弧電壓關係圖	20
圖 2-16	保護氣體之電壓對電流關係圖	20
圖 2-17	保護氣體對銲道截面之影響	22
圖 2-18	銲接氣體的熱傳導性	22
圖 2-19	混合保護氣體對熔深之影響	22
圖 2-20	鎢棒端點形狀	24
圖 2-21	鎢棒角度、截斷面大小與銲道熔深之關係	24
圖 2-22	鎢棒角度與熔深關係圖	24
圖 2-23	鎢棒角度、電弧形狀與功率密度示意圖	24
圖 2-24	電弧長度、功率密度及電流密度之關係圖	27
圖 2-25	助銲劑 TiO_2 與電流大小對 SUS 304 不銹鋼銲道熔深之影響	28
圖 2-26	在熔池中的 Marangoni 對流	31
圖 2-27	助銲劑吸附電子造成電弧收縮示意圖	32
圖 2-28	助銲劑塗敷形狀之示意圖	33
圖 2-29	A-TIG SiO_2 助銲劑塗敷厚度與 304 不銹鋼銲道熔深之關係	34
圖 2-30	FB-TIG SiO_2 助銲劑塗敷厚度與 304 不銹鋼銲道熔深之關係	34

圖 2-31 溶劑中助銲劑含量與塗敷厚度之關係	34
圖 2-32 驅動熔池流動的四種力量	36
圖 2-33 電磁力方向及電弧形狀示意圖-電極角度 60°	37
圖 2-34 電流密度及電磁力場分佈圖-電極角度 60°	38
圖 2-35 流場速度及溫度場分佈圖-電極角度 60°	38
圖 2-36 電磁力方向及電弧形狀示意圖-電極角度 180°	38
圖 2-37 電流密度及電磁力場分佈圖-電極角度 180°	39
圖 2-38 流場速度及溫度場分佈圖-電極角度 180°	39
圖 2-39 微量元素在超合金 Inconel 718 中對銲道熔深及深寬比之影響	40
圖 3-1 實驗流程圖	46
圖 3-2 拋光前後之超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate 試片外觀	47
圖 3-3 助銲劑配製之工具	48
圖 3-4 超合金 Inconel 718 試片尺寸及助銲劑塗敷位置示意圖	48
圖 3-5 HOBART TIGWAVE 350 氬銲機與 ProArc 數位控制銲接台車	49
圖 3-6 鎢棒、夾頭、夾頭套及瓷杯	50
圖 3-7 鎢棒研磨機	50
圖 3-8 超合金 Inconel 718 超合金試片銲道取樣位置示意圖	53
圖 3-9 熱鑲埋機 Struers LaboPress-3	53
圖 3-10 研磨機 MATASERV 2000	53
圖 3-11 拋光機 Jean Wiriz PHOENIX	53
圖 3-12 腐蝕後試片	53
圖 3-13 光學顯微鏡	54
圖 3-14 實體顯微鏡	54
圖 3-15 銲道形態量測示意圖	54
圖 3-16 電弧形狀及陽極斑點拍攝	55
圖 3-17 電弧電壓拍攝	55
圖 3-18 微硬度機 FUTURE-TECH FM-700	55
圖 4-1 甲醇與丙酮對 SiO ₂ 塗敷性之影響	56
圖 4-2 甲醇與丙酮對 NiO 塗敷性之影響	56
圖 4-3 甲醇與丙酮對 MoS ₂ 塗敷性之影響	57
圖 4-4 甲醇與丙酮對 MoO ₃ 塗敷性之影響	57

圖 4-5	甲醇與丙酮對 Cr_2O_3 塗敷性之影響	57
圖 4-6	甲醇與丙酮對 TiO_2 塗敷性之影響	58
圖 4-7	甲醇與丙酮對 MnO_2 塗敷性之影響	58
圖 4-8	甲醇與丙酮對 ZnO 塗敷性之影響	58
圖 4-9	甲醇對 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 及 $\text{SiO}_2\text{-NiO}$ 塗敷性之影響	59
圖 4-10	甲醇對 $\text{MoO}_3\text{-NiO}$ 及 $\text{SiO}_2\text{-MoS}_2$ 塗敷性之影響	59
圖 4-11	甲醇對 $\text{MoS}_2\text{-NiO}$ 及 $\text{MoS}_2\text{-MoO}_3$ 塗敷性之影響	59
圖 4-12	銲道外觀圖-助銲劑 SiO_2	60
圖 4-13	銲接電流對銲道外觀之影響	61
圖 4-14	銲道外觀圖-單一型助銲劑	62
圖 4-15	銲道外觀圖-混合型助銲劑	63
圖 4-16	銲接電流對銲道形態之影響	64
圖 4-17	銲接電流對銲道熔深之影響	65
圖 4-18	銲接電流對銲道寬度之影響	66
圖 4-19	銲接電流對銲道深寬比之影響	66
圖 4-20	銲接電流對銲道深寬比、熔深與寬度之影響	66
圖 4-21	不同銲接電流與取樣位置之銲道剖面圖	67
圖 4-22	銲接電流對銲道熔融面積之影響	68
圖 4-23	單一型助銲劑對銲道形態之影響	69
圖 4-24	單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道深寬比之影響	70
圖 4-25	單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔深之影響	71
圖 4-26	單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道寬度之影響	72
圖 4-27	單一型助銲劑之銲道剖面圖	73
圖 4-28	單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔融面積之影響	74
圖 4-29	混合型助銲劑對銲道形態之影響	75
圖 4-30	混合型助銲劑與銲道取樣位置對銲道深寬比之影響	76
圖 4-31	混合型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔深之影響	77
圖 4-32	混合型助銲劑與銲道取樣位置對銲道寬度之影響	78
圖 4-33	混合型助銲劑之銲道剖面圖	79
圖 4-34	混合型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔融面積之影響	80
圖 4-35	微硬度分佈曲線- 未銲接之母材	81

圖 4-36 使用不同助銲劑之銲道線內外微硬度平均值	82
圖 4-37 微硬度分佈曲線- 150 A	82
圖 4-38 微硬度分佈曲線- 170 A	82
圖 4-39 微硬度分佈曲線- 190 A	83
圖 4-40 微硬度分佈曲線- SiO ₂	83
圖 4-41 微硬度分佈曲線- NiO	83
圖 4-42 微硬度分佈曲線- MoS ₂	84
圖 4-43 微硬度分佈曲線- MoO ₃	84
圖 4-44 微硬度分佈曲線- Cr ₂ O ₃	84
圖 4-45 微硬度分佈曲線- TiO ₂	85
圖 4-46 微硬度分佈曲線- MnO ₂	85
圖 4-47 微硬度分佈曲線- ZnO.....	85
圖 4-48 微硬度分佈曲線- SiO ₂ -MoO ₃	86
圖 4-49 微硬度分佈曲線- SiO ₂ -NiO	86
圖 4-50 微硬度分佈曲線- MoO ₃ -NiO	86
圖 4-51 微硬度分佈曲線- SiO ₂ -MoS ₂	87
圖 4-52 微硬度分佈曲線- MoS ₂ -NiO.....	87
圖 4-53 微硬度分佈曲線- MoS ₂ -MoO ₃	87
圖 4-54 超合金 Inconel 718 母材之顯微結構	88
圖 4-55 銲道橫截面圖.....	88
圖 4-56 熱影響區及銲道之金相觀察-不同銲接電流(50x)	89
圖 4-57 熱影響區及銲道之金相觀察-不同銲接電流(1000x).....	90
圖 4-58 熱影響區及銲道之金相觀察-單一型助銲劑 1 (50x).....	91
圖 4-59 熱影響區及銲道之金相觀察-單一型助銲劑 2 (50x).....	92
圖 4-60 熱影響區及銲道之金相觀察-單一型助銲劑 1 (1000x).....	93
圖 4-61 熱影響區及銲道之金相觀察-單一型助銲劑 2 (1000x).....	94
圖 4-62 熱影響區及銲道之金相觀察-混合型助銲劑 1 (50x).....	95
圖 4-63 熱影響區及銲道之金相觀察-混合型助銲劑 2 (50x).....	96
圖 4-64 熱影響區及銲道之金相觀察-混合型助銲劑 1 (1000x).....	97
圖 4-65 熱影響區及銲道之金相觀察-混合型助銲劑 2 (1000x).....	98
圖 4-66 電弧及陽極斑點尺寸量測位置示意圖	99

圖 4-67 銲接電流大小對電弧及陽極斑點之影響	99
圖 4-68 銲接電流大小對電弧及陽極斑點尺寸之影響	100
圖 4-69 單一型助銲劑對電弧及陽極斑點尺寸之影響	100
圖 4-70 單一型助銲劑對電弧及陽極斑點之影響	101
圖 4-71 混合型助銲劑對電弧及陽極斑點之影響	102
圖 4-72 混合型助銲劑對電弧及陽極斑點尺寸之影響	103
圖 4-73 因子效果圖	106
圖 4-74 確認實驗組之銲道剖面圖	109
圖 4-75 對照實驗組之銲道剖面圖	110
圖 4-76 田口最佳銲接參數對銲道深寬比之影響	111
圖 4-77 田口最佳銲接參數對銲道熔深之影響	111
圖 4-78 田口最佳銲接參數對銲道寬度之影響	112
圖 4-79 田口最佳銲接參數對銲道熔融面積之影響	113
圖 4-80 田口確認實驗 19-2.A 之銲道線內外微硬度平均值	114
圖 4-81 田口確認實驗 19-2.A 之微硬度分佈曲線	114
圖 4-82 熱影響區及銲道之金相觀察-田口確認實驗 19-2.A (50x)	115
圖 4-83 熱影響區及銲道之金相觀察-田口確認實驗 19-2.A (1000x)	115
圖 4-84 田口確認實驗 19-2.A 之銲接電弧及陽極斑點	115
圖 4-85 電弧長度對銲道深寬比之影響	116
圖 4-86 FB-TIG 之間隙對銲道深寬比之影響	117
圖 4-87 FB-TIG 間隙 1.2 mm 時之銲道剖面圖	117

第一章 緒論

1.1 研究動機及背景

鎳基超合金 Inconel 718 為 Huntington Alloy Products Division of INCO 在 1959 發展之鎳基超合金，由於鎳基超合金 Inconel 718 在高溫下，仍具有高強度、較佳的抗疲勞強度、抗腐蝕性及非磁性等機械性質，至今仍廣泛應用於航太、核能、石化、地底鑽探等需良好高溫性質及耐腐蝕之工業例如飛機的氣渦輪引擎、火箭發動機引擎(如圖 1-1 所示)、發電場的蒸氣渦輪葉片、石化工業的高溫、高壓管件、閥件、核能反應器及船艦結構體等。如圖 1-2 中的 P&W PW400 引擎為例，鎳的用量達 39%，其中鎳基超合金 Inconel 718 含量達 57%。

由於鎳基超合金在商業上及技術上有下述的優異特性，使得其應用在近五十年中持續的成長[1]：

不需特許即可製造，使得許多的材料供應商及製造商可自由發展其應用方式。

其強化相 γ' 在動力學上析出緩慢，使得在製造過程有極大的益處，尤其是在銲接性與鑄造性，更是優於其它的鎳基超合金。

因為製造方式相對簡單，所以有多樣的製程方式及多種的原材型式提供發展。

TIG 銲接製程主要應用於要求達到全滲透之銲道品質，但 TIG 銲接常有熔深不足、熔深隨著母材微量合金元素之微量變化產生變異，以及銲接熔池較寬且淺導致生產效率低等缺點。

由於 TIG 其銲道的熔透一般深度小於 2.5 mm，因此在較厚板材銲接時，為能達到滲透銲接效果，必須在銲接前進行開槽並做多道次銲接，因而增加成本與時間。雖然鎳基超合金 Inconel 718 的銲接性較其它的鎳基超合金佳，但相對於不銹鋼等合金而言，其銲接熔池之流動性差，且銲道較淺且寬。以 GE CF6-50 引擎 Support flange 的修補上為例，3.56 mm 厚的鎳基超合金 Inconel 718 需要四道銲接程序[2]。此外，在重覆鏟修銲道及銲補後仍需將整個工件進行反覆的固溶、時效等銲後熱處理，造成銲接品質難以控制，且曠日費時，不符成本效益；雖然電漿銲接及電子束銲接可克服熔深

不足之問題，但因工件形狀複雜，無法運用此設備，故傳統的 TIG 銲接製程仍為首選。

除了開槽與多道次銲接外，而另一種可克服銲道熔深不足的方法為在銲件母材上塗上一層活性助銲劑，以增加銲道的熔深，這種銲接製程稱 Activating flux TIG，簡稱 A-TIG 或 TIG-Flux 製程。鑒於 TIG-Flux 在不銹鋼及碳鋼上能有效提升熔深達 200% 以上，故此研究探討於不銹鋼上常用之活性助銲劑[3]，評估其對於鎳基超合金 Inconel 718 熔深之影響，並結合田口方法來最佳化銲接參數，以期能達到減少銲接次數，以利整體銲件品質之提升。



圖 1-1 用於太空梭主引擎上之鎳基超合金 Inconel 718 元件[4]

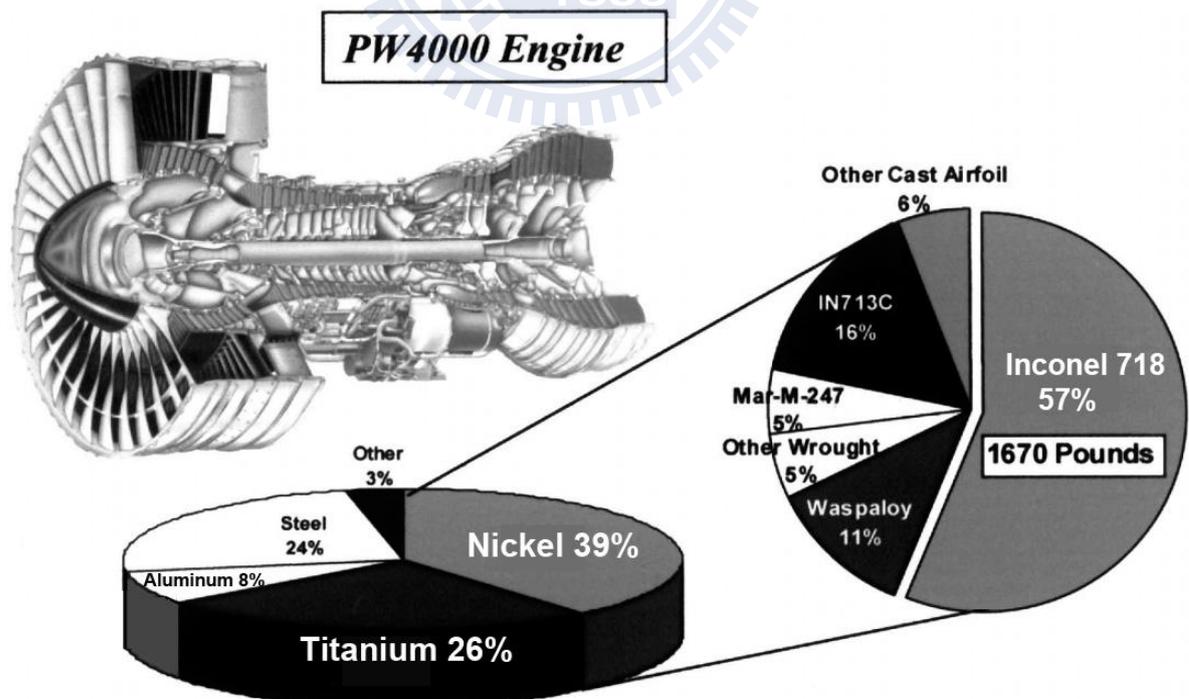


圖 1-2 P&W PW4000 引擎之合金成份比例圖[4]

1.2 研究方法及目的

本研究主要目的，在探討活性助銲劑對鎳基超合金 Inconel 718 銲道熔深能力之影響，其探討的範圍包含下列幾項：

- (1) 活性助銲劑對鎳基超合金 Inconel 718 銲道形態的影響。
- (2) 活性助銲劑對鎳基超合金 Inconel 718 銲道微硬度的影響。
- (3) 活性助銲劑對鎳基超合金 Inconel 718 微觀顯微組織的影響。
- (4) 活性助銲劑對鎳基超合金 Inconel 718 銲接電弧形態的影響。
- (5) 運用田口方法來最佳化活性助銲劑對鎳基超合金 Inconel 718 之銲接參數。

為研究活性助銲劑對鎳基超合金 Inconel 718 之熔深能力之影響，實驗材料選用尺寸為 6.35 mm × 50 mm × 100 mm 的鎳基超合金 Inconel 718 (UNS N07718, AMS 5596-E)；活性助銲劑之選用以氧化劑為主，分別為 SiO₂、NiO、MoO₃、Cr₂O₃、TiO₂、MnO₂、ZnO 及 MoS₂ 共八種。銲接方法採用不加填料金屬，且以氬氣為保護氣體的鎢極惰氣銲(Tungsten inert gas, TIG)來進行 Bead-on-Plate 銲接實驗。銲接過程中利用影像擷取系統記錄電弧動態影像及電弧電壓的變化；以金相實驗來觀察銲道微觀組織；以實體顯微鏡來量測銲道形態，並記錄銲道熔深及寬度以計算深寬比；利用微硬度測定機來瞭解銲道機械性質。接下來根據所量測之銲道深寬比與熔深，取最大值之前四種活性助銲劑，以各 50 % 的比例來調配成六種混合型活性助銲劑，以進行第二階段的 Bead-on-Plate 銲接實驗，並探討混合型活性助銲劑對銲道外觀、微硬度、微觀組織、熔深、深寬比及熔融面積之影響。最後利用田口方法的實驗配置，取深寬比最佳之混合型活性助銲劑，調製成四種不同比例的混合型活性助銲劑，搭配主要的五項銲接製程參數，即銲接電流、銲槍走速、氬氣流量、鎢棒角度及電弧長度來最佳化銲接製程參數，以期達到最佳之銲道深寬比與熔深。

第二章 文獻探討

超合金(Superalloy)的發展是因應工作溫度不斷的提高，通常運用 VIIIA 族之元素，其能抵抗相對嚴峻的機械應力，且經常需具備較高的表面穩定性(Surface stability)。超合金分為三大類：鎳基超合金(Nickel-base superalloys)、鈷基超合金(Cobalt-base superalloys)及鐵基超合金(Iron-base superalloys)。此外，一個主要的次分類為鎳鐵基超合金(Nickel-iron superalloys)，其合金成份中包含了相對大量的鐵金屬，且冶金學上的特性與鎳基超合金相似。而鎳基超合金 Inconel 718 便是屬於鎳鐵基超合金[5]，以下簡稱超合金 Inconel 718。

2.1 超合金 Inconel 718 冶金學上的特性

超合金 Inconel 718 成份與析出相的種類繁多，其強化機構主要靠 γ'' 及 γ' 整合相的析出強化[5-6](Precipitation strengthening)與合金元素 Cr、Mo 及 Co 固溶至沃斯田鐵基地的固溶強化[3-5](Solid solution strengthening)，其性質深受合金元素、析出相及熱處理條件的影響。

2.1.1 超合金 Inconel 718 之物理及機械性質

超合金 Inconel 718 為一析出強化型鎳鐵基超合金組織，為面心立方的 γ 基地 (FCC γ -Matrix)，其物理性質如表 2-1 所示；一般成份如表 2-2。比重為 8.19 g/cm^3 ，熔點範圍 $1260\sim 1336^\circ\text{C}$ ，比熱為 $435 \text{ J/Kg} \cdot \text{K}$ ，平均熱膨脹係數 $13.0 \text{ }\mu\text{m/m} \cdot \text{K}$ ，並且在 $-253^\circ\text{C} \sim 704^\circ\text{C}$ 溫度範圍內具有良好的韌性、潛變強度、應力破斷強度等機械性質。超合金 Inconel 718 不但具有優異的高溫強度，在低溫環境中仍具有相當的強度、韌性及疲勞強度，並且對於海水有很好的抗腐蝕性[7]。

表 2-1 一般常用超合金及不銹鋼之物理性質[8-10]

母材	比重 g/cm^3	熔點 $^\circ\text{C}$	熱傳導係數 $\text{W/m}\cdot\text{K}$	熱膨脹係數 $\mu\text{m/m}\cdot\text{K}$	比熱 $\text{J/kg}\cdot\text{K}$	電阻 $\text{n}\Omega\cdot\text{m}$
超合金 718	8.19	1260-1336	11.4	11.6	435	1250
超合金 625	8.44	1290-1350	9.8	12.8	410	1290
超合金 706	8.05	1334-1371	12.6	15.7	444	985
304 不銹鋼	8.00	1400-1450	16.2	17.2	500	720

表 2-2 一般常用超合金及不銹鋼之成份表[8-10]

Chemical composition	超合金 718	超合金 625	超合金 706	304 不銹鋼
Nickel (Ni)	50.00-55.00	58.00 (min.)	39.00-44.00	8.00-10.50
Chromium (Cr)	17.00-21.00	20.00-23.00	14.50-17.50	18.00-20.00
Iron (Fe)	Balance	5.00	Balance	Balance
Niobium(+Tantalum) Nb(+Ta)	4.75-5.50	3.15-4.15	2.50-3.30	
Molybdenum (Mo)	2.80-3.30	8.0-10.0		
Titanium (Ti)	0.65-1.15	0.40	1.50-2.00	
Aluminum (Al)	0.20-0.80	0.40	0.40	
Cobalt (Co)	1.00	1.00	1.00	
Carbon (C)	0.05	0.10	0.06	0.08
Manganese (Mn)	0.35	0.50	0.35	2.00
Silicon (Si)	0.35	0.50	0.35	1.00
Phosphorus (P)	0.015	0.015	0.020	0.045
Sulfur (S)	0.002	0.015	0.015	0.03
Boron (B)	0.006	0.006	0.006	
Copper (Cu)	0.30	0.50	0.30	

若無特別說明，表中所含成份表最大量

2.1.2 超合金 Inconel 718 之合金元素及其影響

Fe、Co、Ti、Mo、Cr 等合金元素將會影響超合金 Inconel 718 的各種性質，各元素在此合金中之作用分述如[6, 11-13]下：

鎳(Ni)：鎳含量在 53%時有最大的降伏強度，超過或少於 53%時降伏強度下降，鎳含量越大時，其應力破斷強度(Stress rupture strength)越好。

鉻(Cr)：鉻可抵抗氧化，及固溶強化沃斯田鐵基地。但含量不可超過 19%，否則會減低熱加工性。

鐵(Fe)：降低成本、增加可塑性、提高熔點。但是若含量太多時會導致其抗氧化性降低。

鈮(Nb)：為析出強化主要元素，會形成與基地整合(Coherent)的 BCT 結構， γ'' 相，和基地非整合(Incoherent)的 δ 相及 NbC。Nb 含量增加時強度隨之增加，但延性降低，同時 Laves 與 δ 相的量隨之增加。若

含量減少，易生成 γ' 相與 NbC。其含量一般在 5% 左右，此時有理想的強度與延性。

- 鉬(Mo)：鉬的作用與鉻一樣，固溶強化基地，提升高溫強度。超過 3% 會損害熱加工性，並與碳形成 Mo_6C 。
- 鈦(Ti)：與鈮同為析出強化的元素，但強化效果比鈮差。易形成整合相 γ' 及 TiC。含量增加時，強度提高，延性降低。含量在 1% 時，可得最大之 Stress-rupture life。鈦含量增加，使 γ' 及 δ 相量增加。
- 鋁(Al)：亦為析出強化元素。鋁對機械性質的影響要視鈦與碳含量及熱處理程序而定。鋁與鈦會形成 γ' 析出，提高強度。鋁對於延性與 Stress-rupture life 沒有幫助。一般含量在 0.5% 有最佳之降伏強度。此外，鋁可以延緩 γ' 的過度時效(Overaging)，鋁含量提高時，會使 Laves 相增多。
- 碳(C)：主要以 NbC 形態存在，由於消耗掉析出強化的主要元素 Nb，使強度降低。當碳含量增加時，使強度與 Stress-rupture life 降低。一般碳含量須保持很低，約 0.05%。在高溫時，粒狀之 NbC 與 TiC 會阻止晶界移動，使晶粒難以生長。
- 矽(Si)：必須保持低含量，因為矽只能稍微改善強度，而影響加工性，降低 Stress-rupture life 及脆化固溶基地。矽含量增高時，促進 Laves 相及 M_6C 型碳化物生成。降低矽含量可改善延性及韌性，增加 NbC 與 δ 相之生成量。
- 鉭(Ta)：為析出強化之元素，會形成 BCT 之 γ'' 相及 TaC 碳化物。
- 硼(B)：加入少量的硼，可以改善潛變強度及增加應力破斷時間，0.005% 硼為理想之含量。
- 氮(N)：與碳的作用類似，會形成 TiN，將強化元素 Ti 消耗掉，使強度變低，故氮含量必須降低。

2.1.3 超合金 Inconel 718 之析出相[7, 13]

超合金 Inconel 718 析出相的種類繁多，金相特性相當複雜，一般鎳鐵基超合金中最重要之析出物如表 2-3，而超合金 Inconel 718 異於一般鎳基超合金的是 γ'' 與 γ' 為其主要析出強化相。

表 2-3 鎳基超合金常見析出物之結構與組成[6]

Phase	Structure	Composition
γ''	BCT	$\text{Ni}_3(\text{Nb})$
γ'	FCC	$\text{Ni}_3(\text{Al}, \text{Ti})$
δ	Orthorhombic	Ni_3Nb
Laves	Hexagonal	$(\text{Ni}, \text{Cr}, \text{Fe})_2(\text{Nb}, \text{Mo}, \text{Ti})$
MC	Cubic	$(\text{Nb}, \text{Ti})\text{C}$

由於合金元素眾多，顯微組織相當複雜，超合金 Inconel 718 除了主要析出強化相 γ'' 外，還存在有 γ' 相、 δ 相、Laves 相及碳化物相（MC 碳化物型式）等，這些析出物之成份會隨著各析出物相對位置及距離而有所變動 [14]。

圖 2-1 為溫度對時間之析出相圖 (Time-temperature-precipitation diagram, TTP diagram)，以及圖 2-2 為學者 Armida Oradei-Basile 等人提出之恆溫變態曲線圖 (Time-temperature-transformation diagram, TTT diagram)，由這些圖可以瞭解鎳基超合金析出相和溫度、時間之關係，但是其析出相實際上析出的時間及溫度會隨著材料的能量狀態（例如：鍛造之變形量、晶粒大小等）之不同而有所變動 [5]。

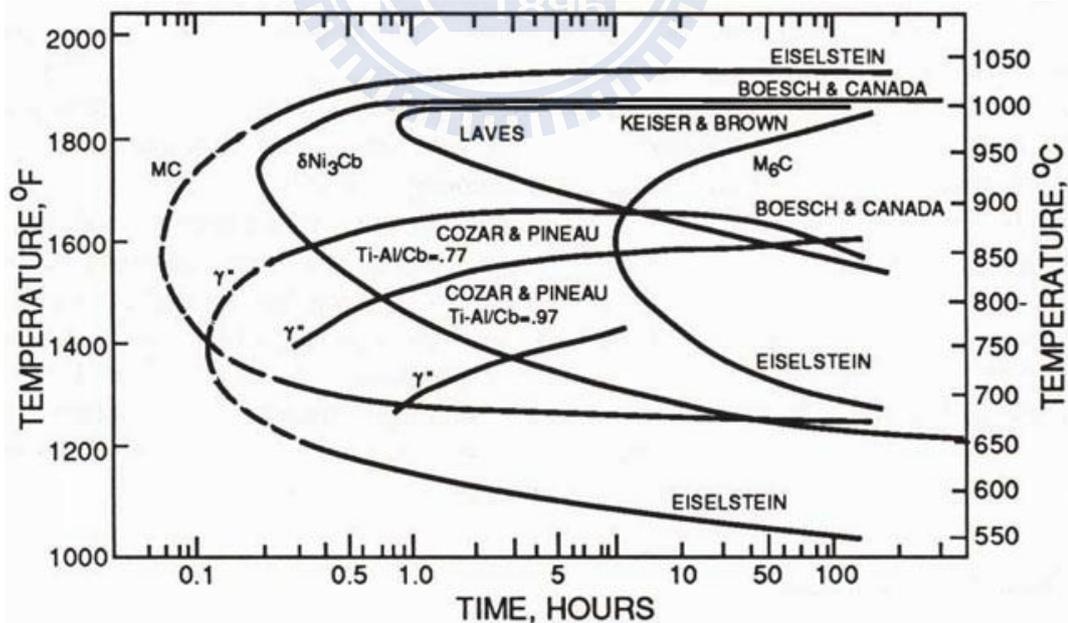


圖 2-1 超合金 Inconel 718 之 TTP 圖 [5]

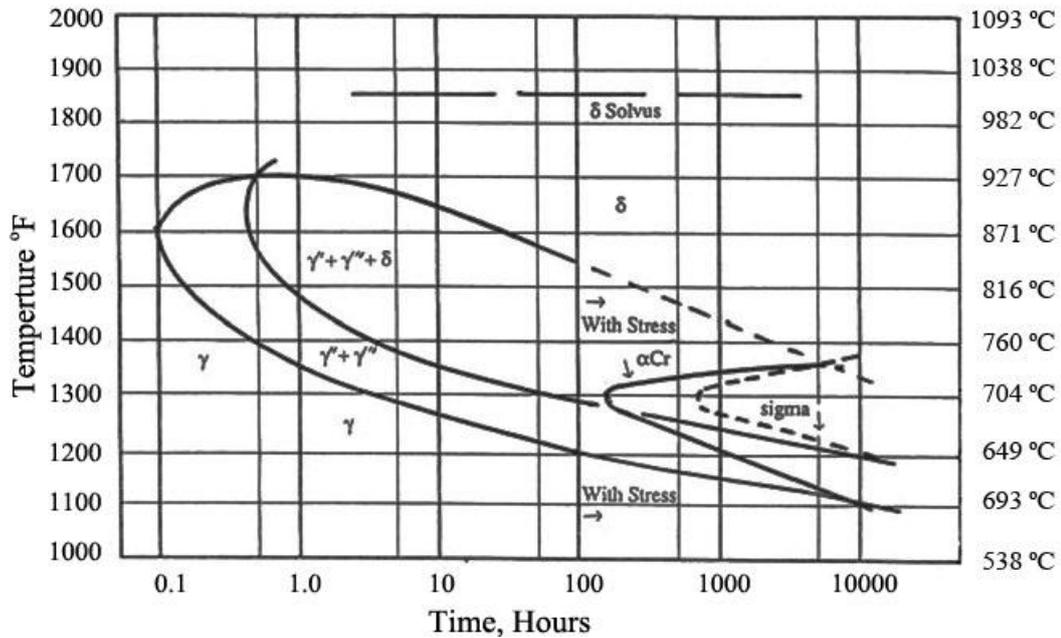


圖 2-2 超合金 Inconel 718 之 TTT 圖[15]

超合金 Inconel 718 析出相種類繁多，上述多種相並非穩定相，高溫時會造成顯微組織不穩定，有文獻指出析出相之變態順序為 $\gamma' \rightarrow \gamma'' \rightarrow \delta$ [16]，但是目前論點並不一致，析出相變態順序仍有爭議[14, 17-18]。為瞭解並掌握超合金 Inconel 718 之物理特性，宜先探討合金中各種重要之析出物：

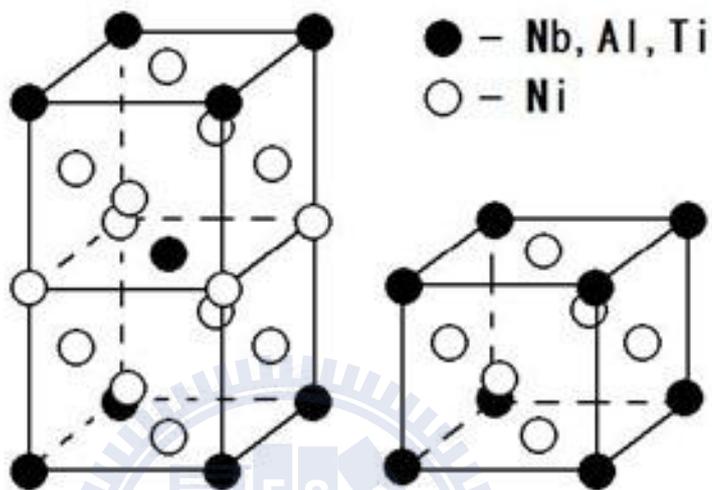
(1) γ'' 相：

γ'' 相是超合金 Inconel 718 主要的析出強化相，為一介穩定相 (Metastable phase)，其組成為 Ni_3Nb (Ti 和 Al 可置換 Nb)，結構為 BCT(DO_{22})，如圖 2-3(a)，呈盤狀(Disk-shape)，與基地呈整合(Coherent)，和基地的結晶方位關係為： $(001)\gamma'' // \{001\}\gamma$ ， $[100]\gamma'' // \langle 100 \rangle\gamma$ [16, 18-19]。 γ'' 相存在的溫度範圍如圖 2-4 所示。超合金 Inconel 718 中的 γ'' 相可分為兩種，Primary γ'' 及 Secondary γ'' ，均為透鏡狀但是大小不同，其成份會隨相對位置及析出順序而有不同。 γ'' 相析出緩慢，因為 Nb 擴散速度慢，使超合金 Inconel 718 硬化速率較一般鎳基超合金低，因此銲後熱處理在 HAZ 不會產生應變時效裂紋[6]。

(2) γ' 相：

γ' 相其組成為 Ni_3Al (Ti 可置換 Al)，結構為 FCC (L_{12})，如圖 2-3 (b)，呈微細球狀顆粒，與基地整合[18]。 γ' 和 γ'' 相會在 $600 \sim 900^\circ\text{C}$ 之間析出來提供超合金 Inconel 718 之析出強化， γ' 相也有強化的作用，但其

強化效果不如 γ'' 相。 γ'' 析出物間由於 Nb 含量較低，故此位置較傾向於形成 γ' 相，但是 γ' 及 γ'' 相析出的順序仍有爭議[15-16, 20]。超合金 Inconel 718 僅有少量之 γ' 相析出，其硬化速率非常快，為一般鎳基超合金零件，如 Inconel x-750、Waspaloy 等，產生應變時效裂痕及銲接性不良的主因[7]。



(a) γ'' 相，BCT (DO_{22}) 結構 (b) γ' 相，FCC ($L1_2$) 結構

圖 2-3 γ'' 相及 γ' 相晶格結構[13]

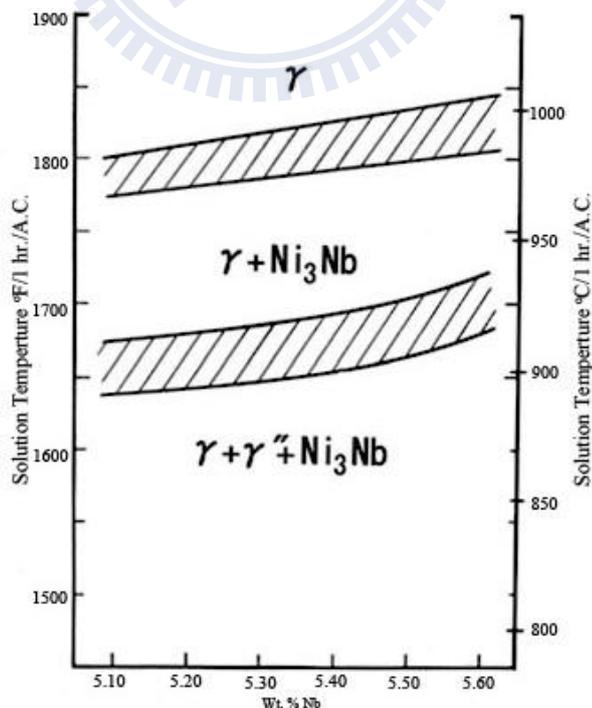


圖 2-4 超合金 Inconel 718 中 γ'' 及 δ (Ni_3Nb) 相存在的溫度範圍[6]

(3) δ 相：

δ 相其組成為 Ni_3Nb ，為一穩定 (Stable) 相，結構為 Orthorhombic (DO_a)，呈針狀或球形，晶界上或是晶粒內部都有可能析出 δ 相，與基體呈非整合 (Incoherent) [14, 16, 21]，其溶解溫度會隨著 Nb 含量的不同而有所變化。 δ 相在熱力學上是比 γ'' 相穩定，故 δ 相可由 γ'' 長時間於高溫環境中形成 [17, 19, 22]，或是在 $700^\circ\text{C} \sim 1000^\circ\text{C}$ 間析出，在 900°C 析出的速度最快。適量的 δ 相存在時可以抑制固溶處理所造成的晶粒成長，當晶界上的 δ 相如果有適當的形狀時，可以抵抗潛變破壞的發生，晶界上有適量的 δ 相存在可以阻止晶界滑移，可以改善 Notch rupture 和 Stress rupture 性質 [20-24]。 δ 相和 γ'' 相都是以 Nb 為主要元素，也就是說當 δ 相形成，消耗基體中的 Nb 原子而會造成 γ'' 析出相的減少。因此有文獻中指出 δ 相不但沒有提供析出強化，反而會造成 γ'' 減少而導致析出強化效果降低，並且增加熱裂敏感度 [21]。

(4) Laves 相：

Laves 相其組成為 $(\text{Ni, Cr, Fe})_2(\text{Nb, Mo, Ti})$ ，為六方晶結構 (Hexagonal)，Laves 相在凝固過程中偏析形成，或是於高溫 ($704^\circ\text{C} \sim 1038^\circ\text{C}$) 長時間時效所形成 [7]，並在晶界上以連續或是部分連續的結構存在，或是在樹狀晶中間形成 [25]，通常在均質化後的材料中不會出現，因其含有大量之 Nb 而使基體的 Nb 含量降低，故造成合金強度降低。Laves 相不但是破壞起始之位置 [15, 26-27]，亦會對超合金 Inconel 718 有下列之影響：

- A. 室溫拉伸延展性、破斷強度下降。
- B. 室溫衝擊值及破斷韌性下降。
- C. 高溫延展性降低。
- D. 提供加速疲勞破壞之位置。

Laves 相可藉由 1010°C 之固溶熱處理予以消除，亦有文獻指出必須高於 1093°C 以上才能完全消除。材料製程、熱處理及接合方法不同，Laves 相會有不同的溶解溫度 [15, 26-27]。

(5) 碳化物相：

碳化物為超合金 Inconel 718 一種重要的相，通常以 MC 的形式存在[14, 16, 28]，其組成為 (Nb, Ti) C。NbC 的形成方式有兩種：Primary NbC 在凝固過程中形成，大且穩定，只要溫度不超過 1204°C (2200°F) 即可穩定地存在於各個溫度[15]；此相並非僅存在於晶界上，如果有經過滾軋，會沿著滾軋方向排成鏈狀。Secondary NbC 是在時效時形成，會在晶界上析出，當溫度高於 700°C 時會分解或是被 Cr₂₃C₆[28]所取代。當 Mo 含量足夠時會形成 M₆C 型碳化物，亦有超合金 Inconel 718 在經過熱處理後在晶界上形成 M₆C 碳化物[6]。碳化物可能會在晶界處以薄膜的形態存在，則可限制晶界的滑動來避免脆性之粒間破壞，提高超合金 Inconel 718 之延展性。

2.1.4 超合金 Inconel 718 之銲接特性[13]

超合金 Inconel 718 比一般鎳基超合金有更好的銲接性及抗應變時效破壞之能力，這是因為超合金 Inconel 718 主要析出強化相 γ' 在動力學上析出很緩慢，因此超合金 Inconel 718 對於一般以 γ' 相為主要析出相的鎳基超合金而言，較不易產生銲接裂縫[29-31]；並且超合金 Inconel 718 不論在固溶後，或是時效後均有良好的銲接性，因此成為用量最大的鎳基超合金。雖然超合金 Inconel 718 有很好之銲接性，但是仍有許多問題[31-32]，J. Gordine 指出超合金 Inconel 718 的銲接問題主要有三點：

(1) 銲件不易熔透：

一般的鎳基超合金流動性不佳，因此如何獲得較深的熔透深度一直都是困難的問題。而影響熔透深度的因素可歸納為下列四項：

A. 保護氣體種類 (Shielding gas)：

使用 He 氣的熔透率比用 Ar 氣來的好，因為 He 氣體離子化的效果比 Ar 氣高，可以產生較高溫的電弧而使材料熔透較深。

B. 開槽型式 (Groove geometry)：

U-groove geometry 在銲接時比 V-groove geometry 有較好的熔透深度，但是要做成此種型式的 Groove geometry 比較昂貴，並且兩邊幾乎成直角，銲珠不易熔融至兩側板緣。V-groove geometry 的

缺點是使熔融區域變寬，但 V-groove geometry 呈 90 度時可以有最好的效果，角度愈小會愈難熔透。

C. 底部間隙 (Root gap):

底部間隙愈寬會有愈好的熔透深度，但是有一上限值。

D. 熱輸入量 (Heat input):

熱輸入量提高可以直接解決不易熔透的問題，但是對於接合後的機械性質會有相當不好的影響，並且熔融金屬將滲入底部過多。

(2) 在熱影響區有微裂縫存在：

銲接超合金 Inconel 718 的另一個問題就是在熱影響區的微裂縫，實際上這些微裂縫是沿著部分溶解晶粒之邊界形成，約有 1~2 個晶粒的長度。會影響熱影響區對於裂縫的敏感度主要有兩個因素：(a)銲接前原材的固溶溫度；(b)銲接時的熱輸入量。若要避免銲接後在熱影響區產生微裂縫，在銲接前應使用低溫固溶（避免高於 1071°C），並且要避免使用過低的熱輸入量來進行銲接。

(3) 銲道延性差，衝擊值低：

銲接後銲道的延性及衝擊值遠低於母材也是一嚴重的問題，通常是由於過高的熱輸入量所造成，而銲道中存在的 Laves 相更是造成銲道脆化的最重要因素，可藉由施予 1065°C 以上的固溶處理可以使大量的 Laves 相溶入基體，並提高銲件的衝擊值。

大部分鎳基超合金會因為銲接及熱處理而產生裂縫，在銲接過程當中所形成之裂縫，會成為銲後熱處理裂縫產生之起始位置。在銲接時會在銲道及熱影響區中產生裂縫，此裂縫可以分為兩種，分別是固化裂縫 (Solidification cracking) 及液化裂縫 (Liquation cracking) [29]。

A. 固化裂縫：

銲接時熔池之熔融金屬凝固形成柱狀晶，並由四周向中心成長，此時溶質原子和雜質原子在柱狀晶成長時向熔池中心析出，使熔池中心尚未凝固之熔融金屬成份改變，並且使其熔點降低，甚至在成長晶粒之相互接觸面上形成液態膜。此液態膜會使晶粒與晶粒間之接合力大幅降低，而導致銲件喪失強度與延性。凝固到了最後時，剩下之熔融金屬液體不足以填補因冷卻收縮而造成的空隙，故在晶

粒間有裂縫存在，如圖 2-5 所示。固化裂縫可以藉由好的銲接技術及適當的銲接參數加以改善。

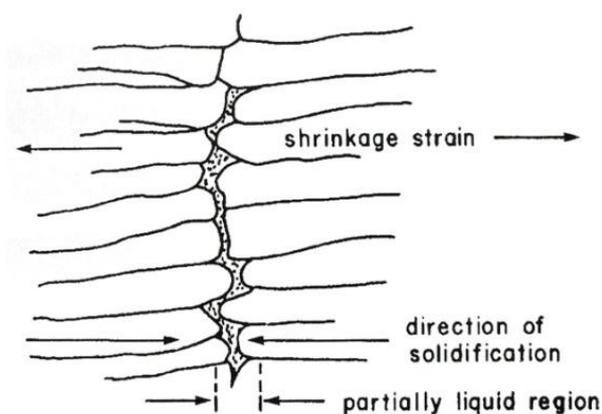


圖 2-5 固化裂縫示意圖[29]

B. 液化裂縫：

由於熱影響區熔融線旁之晶界有局部發生熔融的現象，再加上銲接時所伴隨之塑性變形力，會將此部分熔融之晶界拉開，使銲件冷卻後會在晶粒與晶粒間留下一裂縫，如圖 2-6 所示，此為造成液化裂縫之原因。另外，晶界上之 Laves 相及 NbC 碳化物液化所形成之液態薄膜，也是熱影響區形成裂縫之原因之一，Laves 相會比 NbC 碳化物有更嚴重之影響[35]。

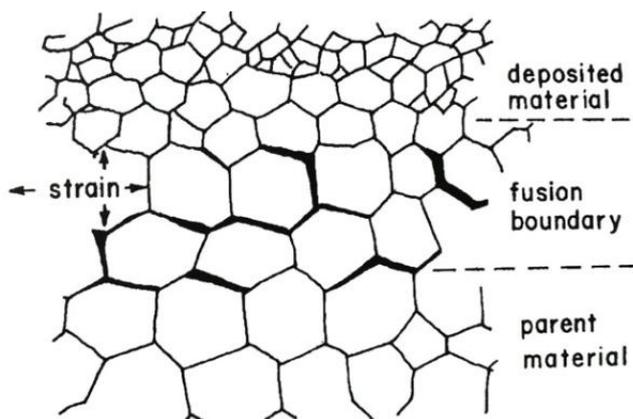


圖 2-6 液化裂縫示意圖[29]

2.2 TIG (Tungsten insert gas)之原理

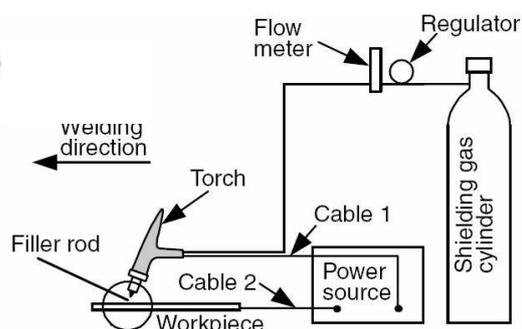
TIG 銲接製程之示意圖如圖 2-7(a)。其工作原理是在非消耗式的鎢電極與金屬母材間產生電弧來熔接金屬。因電弧之溫度可達 3000~6000°C，故電弧之熱量可用來熔接金屬。此外，銲槍可吹出氬、氦等惰性氣體，以保護熔融狀之銲道，使其不被氧化，待凝固後即形無雜質之高品質成銲道，如圖 2-7(b)所示。TIG 銲接製程亦可添加填料(Filler metal)於電弧之間，使填料熔化作為填補之用。

TIG 有幾項優點[33]：

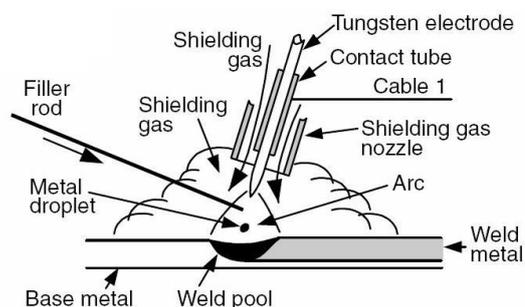
- (1) 沒有銲渣及潑濺物，減少銲後清理的時間。
- (2) 適合銲接抗腐蝕性及其它難銲接之材料，例如鎂、鋁或不銹鋼等。可銲但需特殊程序之金屬，含鋼及其他鍍有鉛、鋅、錫、鎳或鋁之金屬。唯鉛與鋅極易氣化不易銲接。
- (3) 無需使用銲劑，沒有助銲劑的流動，可以清楚看看熔池。
- (4) 熱輸入量控制容易，且可不添加填料，對薄材料之銲接特別方便。
- (5) 銲接品質好，且煙霧少，銲接環境良好。

但是 TIG 銲接也有一些限制：

- (1) 銲接及堆積速率慢，對較厚斷面的銲接需額外加工開槽，費時且昂貴。
- (2) 電極極容易沾上熔池的金屬，更換費時。
- (3) 填料方式及某些位置之銲接自動化不易進行。



(a) 全部製程



(b) 銲槍局部放大

圖 2-7 TIG 銲接製程示意圖[34]

2.2.1 TIG 銲接電流之性質

TIG 電銲機所輸出的銲接電流性質可分為直流負電極(DCEN)、直流正電極(DCEP)與交流電極(AC)三種型，特性如下[34]：

(1) 直流負電極(Direct current electrode negative, DCEN)

鎢棒接於負極，銲接工件接於正極，如圖 2-8(a)所示。電子由鎢棒端流向銲接工件，而正離子則由銲接工件流向鎢棒。當起弧後，鎢棒變熱並發射出電子，發射出之電子穿過且撞擊保護氣體後被吸引至正極，所以保護氣體的溫度會升高，電子與原子或分子撞擊會使部份保護氣體產生熱游離，使得帶正電的氣體原子被吸引至負極，其動能會被轉換成熱使得鎢棒能保持一定的熱度來持續發射電子，故鎢棒發射出電子的現象稱為熱電子發射(Thermionic emission)。正離子也會穿越電弧從工件端(正極)被吸引至鎢棒端(負極)。正離子比電子重很多並幫忙傳遞相對低電壓之銲接電流，約 99% 的電流的傳遞是藉由電子流而非正離子流。由於電子速率大於保護氣體之離子速率，故 2/3 的熱會集中於銲接工件端，造成深且窄的銲道，故適合厚板材之銲接，如圖 2-9 所示。此外由於鎢棒僅承受 1/3 的熱量，故在相同電流下，可選用直徑較細之鎢棒而不致損耗。

(2) 直流正電極(Direct current electrode positive, DCEP)

鎢棒接於正極，銲接工件接於負極，如圖 2-8(b)所示。銲接時電子由銲接工件端(負極)流向鎢棒(正極)，故 2/3 的熱量集中在鎢棒，故需用較大直徑之鎢棒，且銲槍需水冷，以避免鎢棒尖端被熔化。由於僅有 1/3 的熱量集中在銲接工件端，故銲道形狀為淺且寬，適合薄板材之銲接。此外，由於保護氣體中之正離子(較重)不斷衝擊銲接工件表面，可以把工件銲道及周圍的氧化層清除，如圖 2-10 所示，故可用來銲接易產生氧化層之鋁或鎂合金。

(3) 交流電極(Alternative current, AC)

使用交流電極時，則正負極每秒鐘交換 60 次(60Hz 電源)，圖 2-8(c) 所示。為維持電極交換時的電弧穩定性，高週波在銲接過程中會保持啟用，不像 DCEN 及 DCEP 僅在起弧時使用高週波。交流電極銲接時，熱量平均分佈於鎢棒與工件端，能兼顧清除氧化層作用與保持較佳熔深，故最常用在鋁合金的銲接。

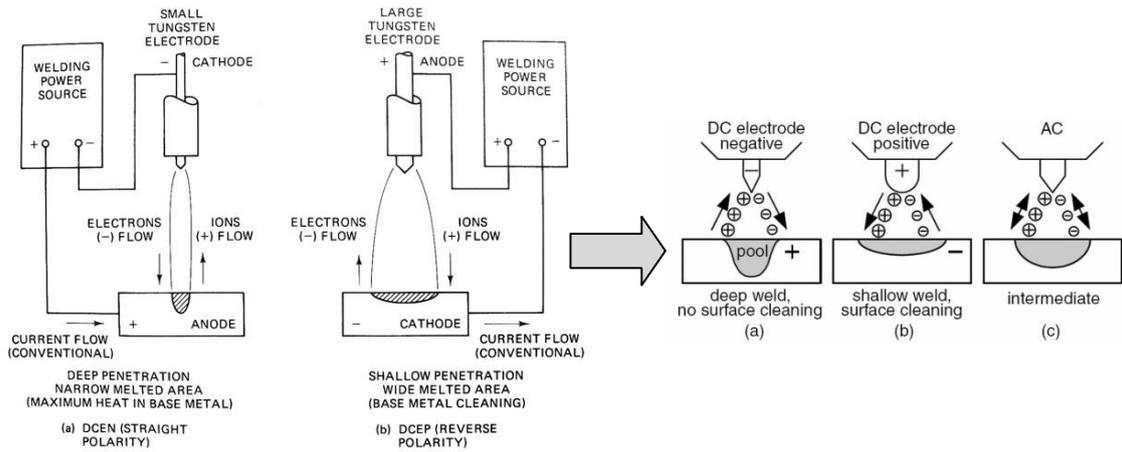


圖 2-8 不同銲接電流模式下，電流方向與銲道形態示意圖[35]
 (a) DCEN；(b) DCEP；(c) AC

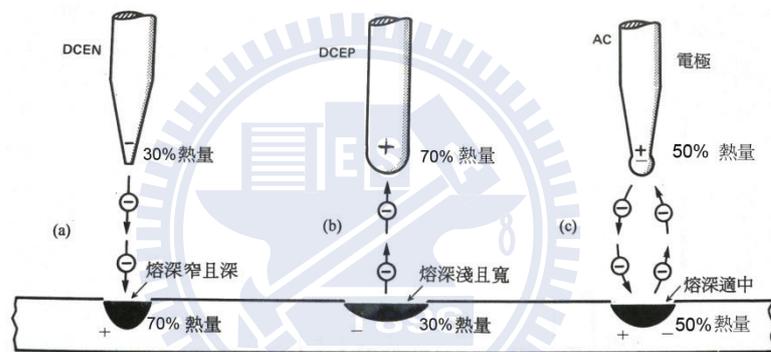


圖 2-9 不同銲接電流模式下，銲接熱量分佈與銲道形態示意圖[36]
 (a) DCEN；(b) DCEP；(c) AC

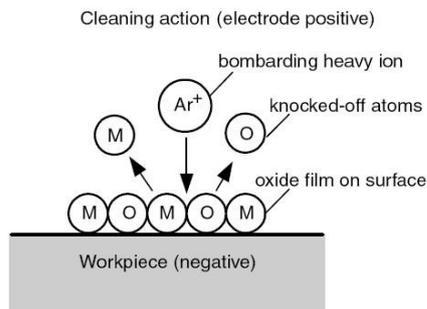


圖 2-10 DCEP 氧化層清除作用[34]

2.2.2 電弧之原理

電弧是在高電流(10~200 安培)及低電壓(10~15 伏特)的條件下，在兩電極間所產生的放電現象，而將氣體離子化成電漿。兩電極間電子主要傳送過程為電子從陰極放出後，由電漿傳送至陽極凝聚。當電弧長度非常長時(約 1/16 吋)時，電能轉換成熱能之效率非常之高，大約為 85%。在電弧內，實際上僅一部份是離子化的氣體，其餘部份是高熱化的氣體分子。電弧主要分為內核的電漿區及外圍的火燄區。電弧的溫度及半徑會隨著流經電漿的電流大小，電極尺寸及型式與保護氣體種類而定[33, 35]。

2.2.3 TIG 銲接電弧之結構

電極端至銲接工件的間距(Gap)稱為電弧長度(Arc length)。由圖 2-11 的電弧結構示意圖可知，TIG 電弧結構可大致分為三區，分別為陰極壓降區(Cathode drop)、弧柱區(Arc column)及陽極壓降區(Anode drop)。由於在電極端及銲接工件的冷卻效應，導致電位能(Potential)急劇下降，所以稱之為陰極壓降及陽極壓降[35]。

(1) 陰極壓降區

此區域的範圍約為 $10^{-5} \sim 10^{-6}$ cm 左右，介於弧柱區及鎢棒(陰極)之間，此區間下降的溫度及電位能相對較大。由於鎢為良好的熱離子(Thermionic)發射體，且具有金屬中最高的熔點，故適合用來作為非消耗性的電極，電子由陰極發射至弧柱內。

(2) 弧柱區

此區域介於陰極壓降區與陽極壓降區之間。弧柱區佔了電弧長度的 99%。由於電流的流動產生了磁場，弧柱區內環形的磁場圍繞著電弧，磁場擠壓效應導致高壓及高速的電漿噴流產生，其速度可達每秒 200 公尺。弧柱區內的電壓會線性的降低，此稱為電漿壓降 (Plasma drop)。

(3) 陽極壓降區

此區域的範圍約為 $10^{-3} \sim 10^{-4}$ cm 左右。介於弧柱區及銲接工件(陽極)間，此區間下降的溫度及電位能相對較小。電漿噴流接近銲接工件，其流速減為約每秒 2 公尺，其溫度分佈如圖 2-12 所示。

電極與銲接工件間的電壓降統稱為電弧電壓 (Arc voltage)。其中，電弧電壓即為陰極壓降、電漿壓降及陽極壓降三者之總合電壓降。值得一提的是，當電極或銲條材料、電源種類、電流極性及保護氣體等皆維持定值的情況下，電弧電壓值的高低主要係決定於電弧長度的大小，亦即當電弧長度增加時其電弧電壓值將會隨之提高；反之當電弧長度縮短時其電弧電壓值將會隨之降低。

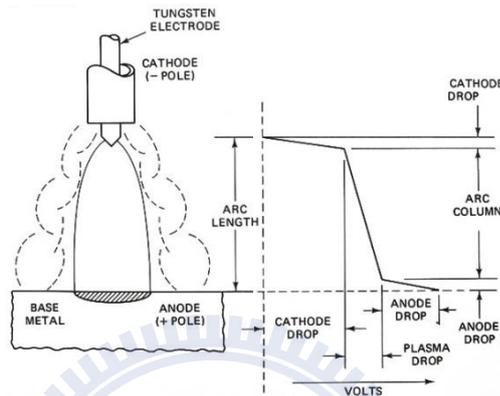


圖 2-11 電弧結構及壓降關係圖[35]

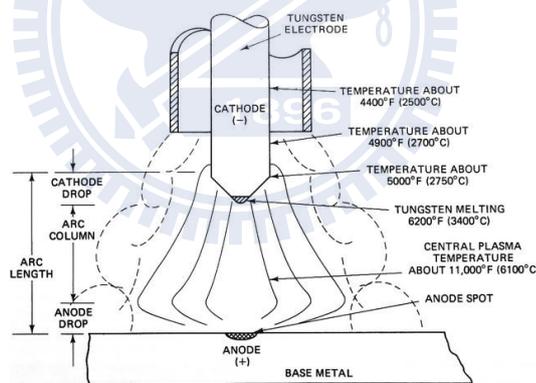


圖 2-12 電弧溫度分佈圖[35]

2.2.4 電壓-電流之靜特性

當電極或銲條材料種類、保護氣體型式及電弧長度大小等皆維持定值，且亦保持銲接電弧穩定性的情況下，電弧電壓與銲接電流變化的關係即稱為電壓-電流靜特性 (Static volt-ampere characteristic)。

如圖 2-13 為電壓-電流的靜特性曲線。由圖中可明顯得知電壓-電流之靜特性曲線呈一 U 形分佈，茲將其重要特性簡述如下[33]:

(1) 下降特性曲線 (ab 線段)

在較低銲接電流區間內，當銲接電流增加時其電弧電壓將隨之降低。

(2) 水平特性曲線(bc 線段)

在較高的銲接電流區間內，無論銲接電流增加或減小其電弧電壓近乎保持一定值。

(3) 上升特性曲線(cd 線段)

在極高的銲接電流區間內，當銲接電流增加時，其電弧電壓將隨之提高。至於影響電壓-電流靜特性之主要因素則有下列兩方面：

A. 電弧長度之影響

當電弧長度增加時，由於電弧電壓值將會提高，因此電壓-電流的靜特性曲線也會隨之上升[35]，如圖 2-14 及圖 2-15 所示。

B. 保護氣體之影響

若氣體的游離能(Ionization potential)較高，則其電弧電壓較高。氬氣(Argon)的游離能為 15.7 eV，氦氣(Helium)的游離能為 24.5 eV，故 He 比 Ar 氣體會產生較高的電弧電壓值，其關係如圖 2-14 至圖 2-16 所示。

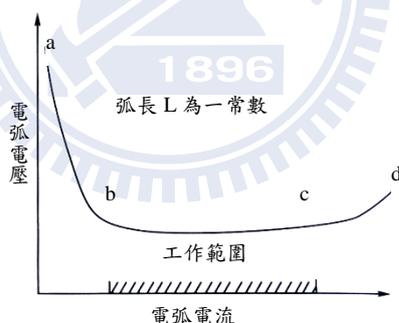


圖 2-13 電壓-電流的靜特性曲線[33]

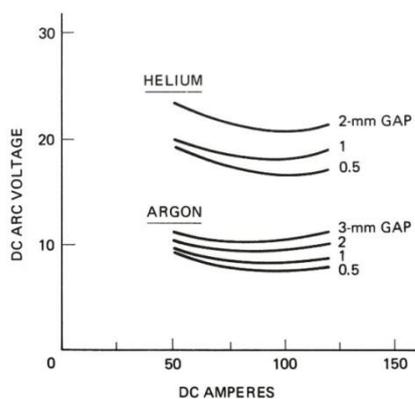


圖 2-14 不同電流下之電弧長度與電壓之關係圖[35]

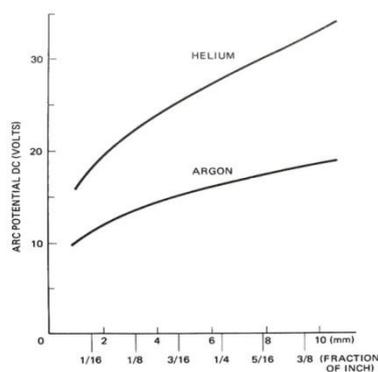


圖 2-15 不同電弧長度下之 He 與 Ar 電弧電壓關係圖[35]

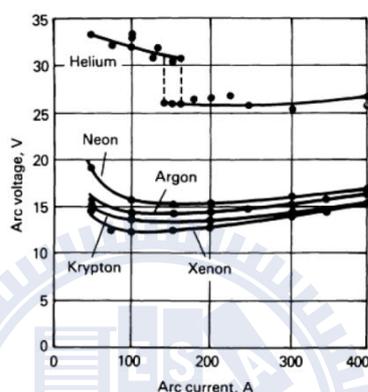


圖 2-16 保護氣體之電壓對電流關係圖[37]

2.2.5 保護氣體(Shielding gas)之種類

保護氣體對 TIG 銲接製程有很大的影響。保護氣體的功用為隔絕熔池與成形中之銲道不與大氣中的氮與氧等氣體作用，且保護氣體也能使電弧保持穩定，確保填料金屬能穩定填入銲接母材。電弧的組成包含了離子化的氣體、熔融之金屬、銲渣、蒸氣、氣化的原子與分子等，故電弧的結構與保護氣體的性質有密切的關係，其主要性質包含比重、熱傳導性及游離能等，茲將其重要特性簡述如下[37]:

(1) 比重(Specific gravity)

一般而言，比重大的銲接氣體較適用於平銲。相對地，比重小的銲接氣體則較適用於立銲或仰銲。如表 2-4 所示，即為銲接氣體的比重為 $\text{CO}_2 > \text{Ar} > \text{He}$ 。

(2) 熱傳導性(Thermal conductivity)

銲接氣體的熱傳導性可視為氣體將電弧熱量傳遞到銲件的能力與熱量由電弧中心傳遞至弧柱外圍的能力。Ar 的熱傳導係數較低，其電弧結構可分成內外兩區，一為較窄且熱的電弧內核及相較之下較冷的電弧外核。故熱能較為集中且電弧密度較高，因此會形成窄而深的漏斗銲道截面，如圖 2-17 所示；He 為熱傳導性較高的保護氣體，其電弧的核心較寬，且熱量較高，可傳遞較多的電弧熱量到銲件上，因此會形成寬而淺的碗碟狀銲道截面。圖 2-18 為保護氣體的熱傳導性比較。

(3) 游離能(Ionization potential)

游離能的單位為電子伏特(Electron volts)，其定義為從氣體原子移去一個原子所需的能量而使氣體分子成為離子或帶電的氣體原子。起弧的難易、電弧的穩定性與氣體游離能有關。如 Ar 為低游離能的氣體原子，較易被游離成離子，所以較易起弧且電弧較為穩定。而 He 的游離能較高，故起弧難，電弧也較不穩定。如表 2-4 可知，銲接氣體的游離能大小為 $He > Ar > CO_2$ 。

(4) 分解與組合(Dissociation and recombination)

CO_2 、 H_2 為 O_2 為多原子所組成之分子，當在高溫的電漿中，氣體會被分解(Dissociated)為組成的原子，部份電離(Ionized)的結果，產生了自由電子與電流。當被分解的氣體與相對較冷的工件表面接觸，原子會再結合(Recombine)並放出熱量，此現象有如像 He 一般具有較高的熱傳導性的氣體一樣。因為 Ar 只有一個原子，所以並不會發生分解與結合的現象。因此，在一樣的電弧溫度下， CO_2 、 H_2 在工件表面所產生的熱量相對較大。

表 2-4 銲接氣體的物理性質[37]

Gas	Ar	He	CO_2	O_2	H_2	N_2
Ionization potential(eV)	15.7	24.5	14.4	13.2	13.5	14.5
Specific gravity ^a (Air=1)	1.38	0.137	1.53	1.105	0.069	0.967
Density (g/L)	1.784	0.178	1.978	1.43	0.090	12.5
Molecular weight (g/mole)	39.95	4.00	44.01	32.00	2.016	28.01

註 a：At 100 KPa, 1 atm, 0°C

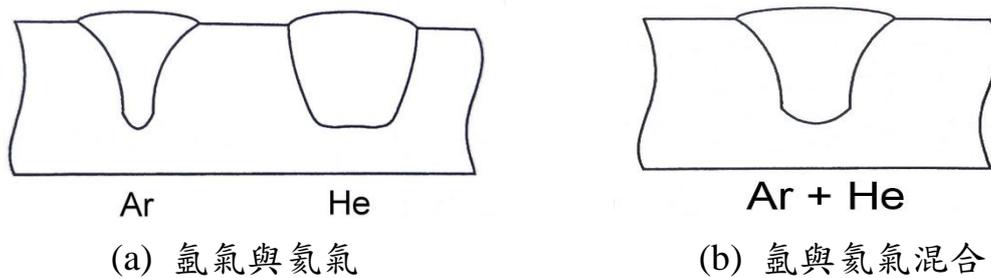


圖 2-17 保護氣體對銲道截面之影響

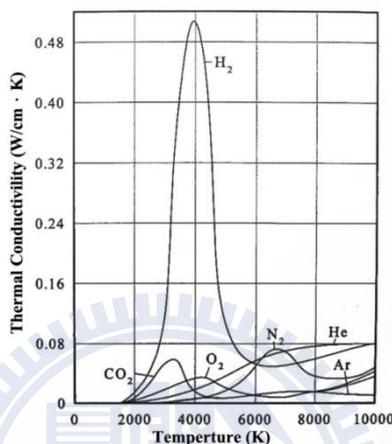


圖 2-18 銲接氣體之熱傳導性[3]

(5) 銲接氣體之選擇

一般常用的銲接氣體有氬氣(Ar)、氦氣(He)、二氧化碳(CO₂)、氧氣(O₂)、氫氣(H₂)及氮氣(N₂)等六種氣體，其中氬氣、氦氣、二氧化碳及氮氣可單獨使用或與其他氣體互相混合使用，至於氧氣與氫氣則需與氬氣互相混合使用。混合保護氣體對熔深的影響如圖 2-19 所示。在此僅將氬氣、氦氣、二氧化碳及氮氣等來做一簡單的介紹[3]：

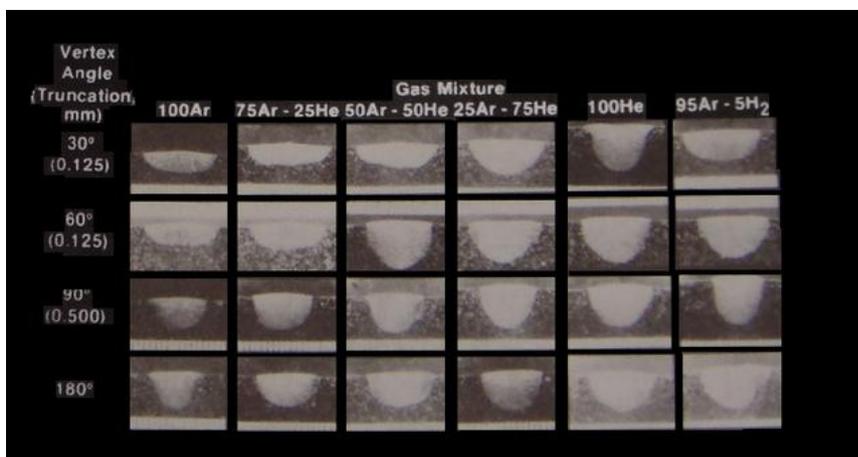


圖 2-19 混合保護氣體對熔深之影響[37]

A. 氬氣(Argon)

- a. 屬於惰性氣體。
- b. 起弧較氦氣容易(因為氬氣的解離電壓值較氦氣低)。
- c. 適用於平鐸(因為氬氣比空氣重)。
- d. 適合薄板材料的鐸接(因為氬氣的熱傳導性較氦氣低)。
- e. 鐸池的流動性較差(與氦氣相比較)。
- f. 會形成較窄而深的鐸道截面形狀(與氦氣相比較)。

B. 氦氣(Helium)

- a. 屬於惰性氣體。
- b. 起弧較氬氣困難(因為氦氣的解離電壓值較氬氣高)。
- c. 適用於立鐸或仰鐸(因為氦氣比空氣輕)。
- d. 適合厚板材料的鐸接(因為氦氣的熱傳導性較氬氣高)。
- e. 鐸池的流動性較佳(與氬氣相比較)。
- f. 會形成較寬而淺的鐸道截面形狀(與氬氣相比較)。
- g. 氣體價格較昂貴。

C. 二氧化碳(Carbon dioxide)

- a. 屬於活性(氧化性)氣體。
- b. 電漿電弧的能量分佈較為集中。
- c. 一般用於低碳鋼材料的鐸接。
- d. 容易產生煙霧與飛濺物。
- e. 氣體價格較低廉。

D. 氮氣(Nitrogen)

- a. 屬於活性(高溫反應性)氣體。
- b. 電漿電弧的能量分佈亦較集中。
- c. 一般用於銅及銅合金材料的鐸接。
- d. 容易形成氣孔。
- e. 容易造成鎢電極的損耗與污染。

2.2.6 鎢棒種類

圖 2-20 中所示之鎢棒的端點角度(Vertex angle)及截斷面形狀(Truncation)，會影響電弧形狀、電源密度分佈及鐸道熔深，如圖 2-21 所示。一般而言，在鐸接參數固定的情形下，隨著鎢棒端點角度的增加，電弧會

較為緊縮，故功率密度(Power density)的分佈也較為集中，所以鐸道的深寬比會隨之增加[34]，如圖 2-22 及圖 2-23 所示。



圖 2-20 鎢棒端點形狀[38]

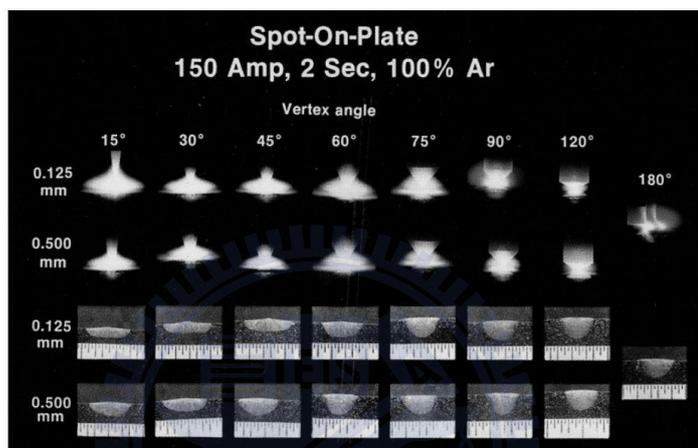


圖 2-21 鎢棒角度、截斷面大小與鐸道熔深之關係[37]

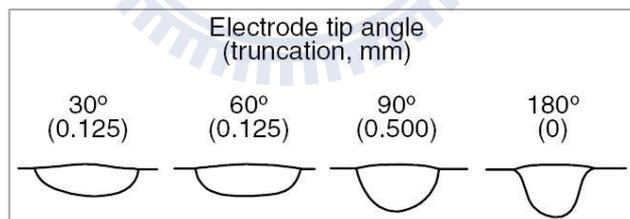


圖 2-22 鎢棒角度與熔深關係圖[34]

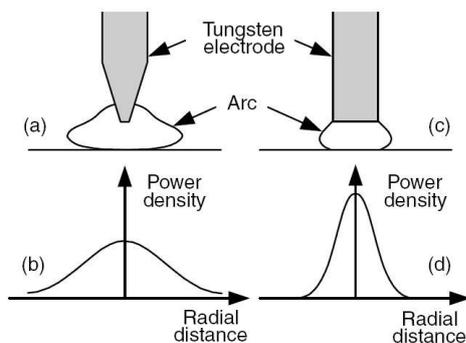


圖 2-23 鎢棒角度、電弧形狀與功率密度示意圖[34]

鎢棒於使用時需依照工作電流選擇相對應的鎢棒直徑，其對應表如表 2-5 所示，下限值表起弧及電弧安定性最低限度，上限值表若電流高於此值，則電極有大量熔入鐸道之危險；其它特殊鎢棒的化學成份及規格使用條件如表 2-6 所示。電流大小則受母材種類、厚度、接合方式、鐸接姿態、保護氣體、鐸槍型式以及鐸接品質要求等因素的影響。同一支鎢棒以直流正極鐸接時可使用電流最大；以直流反極鐸接時可使用電流最小，以交流鐸接時所使用電流約在直流正極及直流反極之間。鎢的電阻很大，所以鐸接時其端點會變為紅熱狀，通常都磨尖後才使用。但交流鐸接時則鎢棒尖端有變成半球形的傾向。使用電流太大會使尖端過熱，甚至於熔化而污染鐸道。

表 2-5 鎢棒直徑與工作電流之關係[35]

Tungsten Electrode Diameter		Typical Current Range for Tungsten Electrodes					
		DCEN		DCEP		Alternating-Current Unbalanced Wave	
in.	mm	EWX-X	EWX-X	EWP	EWX-X	EWP	EWX-X
0.010	0.30	Up to 15	na	Up to 15	Up to 15	Up to 15	Up to 15
0.020	0.50	5-20	na	5-15	5-20	10-20	5-20
0.040	1.00	15-80	na	10-60	15-80	20-30	20-60
0.060	1.60	70-150	10-20	50-100	70-150	30-80	60-120
0.093	2.40	150-250	15-30	100-160	140-235	60-130	100-180
0.125	3.20	250-400	25-40	150-200	225-325	100-180	160-250
0.156	4.00	400-500	40-55	200-275	300-400	160-240	200-320
0.187	5.00	500-750	55-80	250-350	400-500	190-300	290-390
0.250	6.40	750-1000	80-125	325-450	500-630	250-400	340-525

*All are values based on the use of argon gas.
na, Not applicable.

一般而言，TIG 所用之電極常見有三種：純鎢電極棒、鎢鈦合金電極棒、鎢鋯合金電極棒。其特性分述如下[36]：

(1) 純鎢電極棒：

其含鎢(W)99.5%，因其末端施鐸後形成光亮半球形，電弧穩定性良好，但收斂性較差，故小電流不易起弧(30A 以下)，耐電流量亦比同直徑之鎢合金小，且易將少許鎢電極熔入鐸道而造成鐸道之污染；故一般在小電流且鐸道品質要求不高時使用，其識別依 AWS 規定在鎢棒端部或中間塗上綠色以資區別。如 AWS-ASTM-EWP 屬之，在 JIS 標準中則塗白色。

(2) 鎢鈷合金電極棒:

一般含有 Th 1%和 Th 2%、兩種，加入鈷元素之鎢棒使用於交流銲接時，雖可負載比鎢棒大 50%之電流量，但其末端形成凹凸不平之粗糙面，故電弧不穩，僅適於直流銲接。直流銲接時，通常把電極末端磨尖，因其冷卻迅速，即使施銲後仍可保持原狀，防止銲道污染，不像純鎢棒變成半球形。依 AWSA5.12-9 規定含 Th 2%以紅色標示，如 AWS-ASTM EWTh-2 屬之，含 Th 1%者以黃色標示，如 EWTh-1 屬之。因鈷元素為放射性元素，故長時間暴露在蒸氣中影響銲接施工者之健康甚巨，先進工業國家如美、德、日，已不採用。

(3) 鎢鋯合金棒:

含 Zr 0.3~0.5%之鎢合金電極，適用於交流或直流銲接，其電極末端也稍微形成小半球狀之光亮面，起弧性優良但價格昂貴，故除非銲道要求品質特高外，甚少使用，蓋使用此種鎢鋯合金電極其成份不會混入熔融金屬裡，承受電流量亦較鎢鈷合金棒為高。AWS 於端部著上褐色(Brown)，以資識別。如 AWS-ASTM-EWZr 屬之。

表 2-6 鎢棒化學組成成份及規格表[38]

AWS Classification	UNS Number	Weight Percent						Color
		W min.	CeO ₂	La ₂ O ₃	ThO ₂	ZrO ₂	Other Elements	
EWP	R00790	99.5	-	-	-	-	0.5	Green
EWCe-2	R07932	97.3	1.8-2.2	-	-	-	0.5	Orange
EWLa-1	R07941	98.3	-	0.8-1.2	-	-	0.5	Black
EWLa-1.5	R97942	97.8	-	1.3-1.7	-	-	0.5	Gold
EWLa-2	R07943	97.3	-	1.8-2.2	-	-	0.5	Blue
EWTh-1	R07911	98.3	-	-	0.8-1.2	-	0.5	Yellow
EWTh-2	R07912	97.3	-	-	1.7-2.2	-	0.5	Red
EWZr-1	R07920	99.1	-	-	-	0.15-0.40	0.5	Brown
EWG	-	94.5		NOT SPECIFIED		0.5		Gray

2.2.7 銲接參數

TIG 銲接製程中主要的銲接變數如下：

(1) 銲接電流(I)

電流越大則熱輸入量越高，電弧壓力增大，可增加熔透與熔融效率。常見之電流形態有 DCEN，DCEP，AC 三種。

(2) 電弧電壓(V)

電壓和保護氣體，電弧長度，與電極幾何形狀有關。實驗時，上述三個變數皆為定值，電壓大小變化不大。

(3) 銲接走速(S)

銲接速度快，熱量集中在銲道，熔融效率高；速度慢，則熱量由母材吸收，熔融效率低。但速度快易生成 undercut 及 centerline crack。

(4) 熱輸入量(H)

在同一銲接速度下，熱輸入量愈大，則熔透量愈多，不同之電流、電壓與銲接走速之組合，可得相同之熱輸入量。

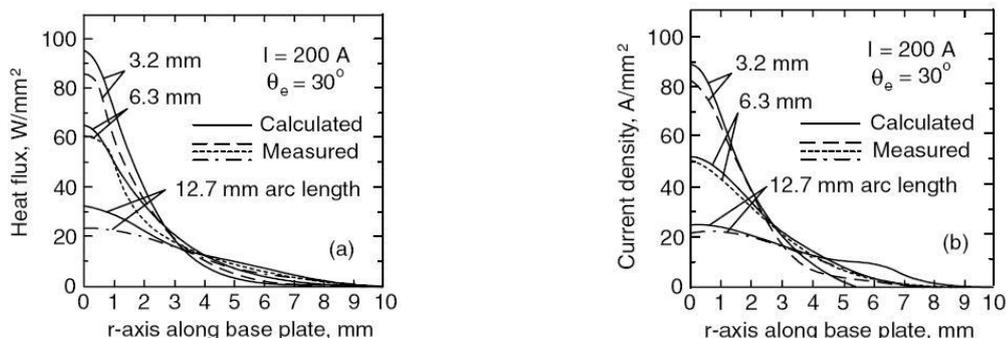
$$\text{熱輸入量}(KJ/cm) = \frac{\text{銲接電流}(I) \times \text{電弧電壓}(V)}{\text{銲接速度}(cm/min)} \times 60 \times \frac{1}{1000} \quad (2-1)$$

(5) 電極角度

銲接參數固定的情形下，隨著鎢棒端點角度的增加，銲道的深寬比會隨之增加[34]。

(6) 電弧長度

電弧長度為鎢棒至銲接工件的距離，弧長愈短則電流密度及功率密度(Power density)較為集中，銲道深度較深，如圖 2-24 所示。



(a) 功率密度對電弧長度之關係

(b) 電流密度對電弧長度之關係

圖 2-24 電弧長度、功率密度及電流密度之關係圖[39]

2.3 TIG-Flux 銲接

鎢極惰氣銲接，亦稱為氣護鎢極電弧銲(Gas tungsten arc welding, GTAW)。TIG 銲接製程可在多種不同的金屬上得到高品質的銲接，其應用範圍包含在航太、發電、造船等工業中的鈹件，管件，鑄件等。對於較厚的銲件，TIG 可與填料金屬一同使用，或者用多道銲接的方式來克服較厚的銲件。TIG 銲接製程主要的限制為銲道熔深淺且沈積率低。TIG 可熔接厚度小於 2.5 mm 的銲件，而厚度大於 2.5 mm 的銲件則需用開槽、填料及多道銲接的方式來克服。

除了開槽外，而另一種可克服銲道熔深不足的方法為在銲件母材上塗上一層活性助銲劑(以下簡稱助銲劑)，以增加銲道的熔深，如圖 2-25 所示，這種銲接製程稱 TIG-Flux 製程。此助銲劑在本質上與軟銲/硬銲及遮蔽金屬電弧銲(Shielded metal arc, SMA)等製程所用的助銲劑有所不同，因為此助銲劑不需用來清潔銲件的表面，也不需要用來保護熔池免於氧化。

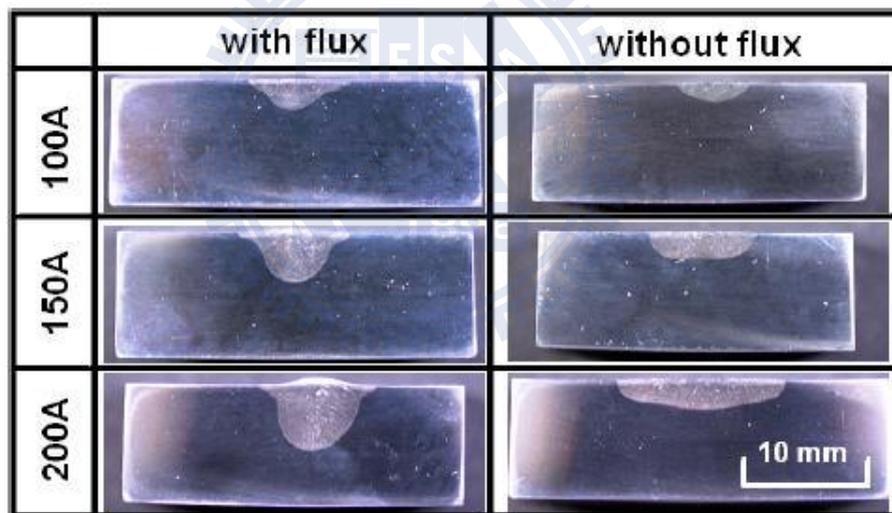


圖 2-25 助銲劑 TiO_2 與電流大小對 SUS 304 不銹鋼銲道熔深之影響[40]

TIG-Flux 最先發展於 1960 年代，是由烏克蘭 Paton Electric Welding Institute (PEWI) 研究群所研發並應用於鈦合金的銲接上，該助銲劑可將鈦合金之熔深提升至 5 mm 以上，但因此助銲劑成份中含有氯化物，施銲時所產生的氣體會對人體健康造成危害，而未受各界重視。直到 1990 年代，由於人們對提高銲接效率和降低銲接成本的追求，才引起學者的注意而進一步研究及發表，包括有 Edison Welding Institute (EWI) 及 United Kingdom Welding Institute (UKWI) 及日本大阪熔接研究所等大型研發中心。其中 EWI

所發展的 TIG-Flux 製程技術目前已被廣泛應用於美國海軍造船工業。目前 TIG-Flux 技術可用於銲接碳鋼、不銹鋼、鈦合金、鋁合金、鎂合金與鎳基合金等材料。

2.3.1 TIG-Flux 助銲劑組成成份

TIG-Flux 銲接製程技術中，主要的關鍵技術在於活性助銲劑成分的調配，目前國外所發展並使用的活性助劑成分主要有氧化物及鹵素化合物兩大類型。早期由 PEWI 所研發並使用鈦合金材料銲接的活性助銲劑是以氧化物與氯化物為主；至於由 EWI 所發展並應於碳鋼、不銹鋼及鎳基合金等材料銲接的活性助銲劑則以氧化物為主[3]。一般常用的活性助銲劑，介紹如下：

- (1) O. E. Ostrovskii et al.[41]指出，使用 FS-71 助銲劑，於 8 mm 的不銹鋼 (Kh18N9T) 上，銲道熔深增加比例可達 50~100%，其助銲劑組成為 57.3% SiO_2 、6.4% NaF 、13.6% TiO_2 、13.6% Ti 粉末及 9.1% Cr_2O_3 。銲接電流為 150A；弧長為 1 mm；鎢棒角度為 55 度。
- (2) Harold R. Conaway et al.[42]使用鹼金族、鹼土族與鹵素等元素合成 66 種助銲劑，其助銲劑成份為 Al_2O_3 、 CaCl_2 、 MgCl_2 、 LiF 、 CrF_3 、 TiO_2 、 KCl 、 SiO_2 、 Na_2SO_4 、 CaO 、 CrCl_3 、 CaF_2 、 MgF_2 、 NiF_2 、 AlF_3 、 MgO 、 B_2O_3 、 FeCl_3 、 Fe_2O_3 、 NiF_3 。其中助銲劑 SS12-1 (Batch No.69，溶劑為異丙醇 Isopropyl Alcohol, IPA)，於 6.8 mm 321CRES 不銹鋼上，深寬比可達 1.4。其助銲劑成分為 23.6% Al_2O_3 、39.4% LiF 、15.7% MgO 、5.5% B_2O_3 及 15.7% Fe_2O_3 。銲接電流為 150A；電壓 10V；氬氣流量 3.0 in/min。其推測此助銲劑對碳鋼、鋁合金、銅基合金、鈷基合金、鈦基合金、鎳基超合金也有功效。
- (3) Troy D. Paskell et al.[43]使用 SS7 助銲劑(溶劑為丁酮 Methyl ethyl ketone)，於 6.35 mm 的 304 不銹鋼上，銲道熔深增加比例可達 18~224%。其助銲劑成分為 TiO 或 TiO_2 50%、 Cr_2O_3 40%、 SiO_2 10%。銲接電流為 150A；電壓 9V；氬氣流量 3.0 in/min。
- (4) Fan Ding et al.[44-45]使用 SiO_2 及 AF305 助銲劑(溶劑為丙酮 Acetone)，於 8 mm 的 3003 鋁合金上，銲道熔深增加比例可達 200%至 300%。銲

接電流為 160A；鐸槍走速 125 mm/min；氬氣流量 15 l/min；弧長為 3 mm。
。AF305 助鐸劑成分並未揭露。

- (5) Matthew Q. Johnson et al.[46]使用 Ni 106 助鐸劑，於 7.7 mm 鎳基合金上，鐸道熔深增加比例可達 114~190%。其助鐸劑成分為 23.1% TiO、23.1% TiO₂、23.1% Ti₂O₃、23.1% NiO、Mn₁₅Si₂₆。鐸接電流為 150A；電壓 9~9.5V；氬氣流量 3.0 in/min。

2.3.2 TIG-Flux 增加鐸道熔深之機制

目前發表的文獻上有數種解釋來說明 TIG-Flux 鐸接製程能增加鐸道熔深的物理機制[40]，說明如下：

第一個解釋是由於 Heiple et al. [47]於 1982 年所提出的 Marangoni 效應。由於活性助鐸劑能改變熔池的表面張力，融化在熔池中的表面活性劑有可能使對溫度梯度相依的表面張力係數 $\partial\gamma/\partial T$ 由負轉正，將熔池的 Marangoni 對流逆轉，對流從放射狀往上往外，轉由往內往下。在鋼中的表面活性劑有 S、O、Se 及 Te 等元素。在圖 2-26(a)、(b)及(c)表面活性劑較低的鋼中，靠近熔池中央表面張力較低且溫度較高的液態金屬，被靠近熔池邊緣張力較高且溫度較低的液態金屬往外拉；在圖 2-26(d)、(e)及(f)表面活性劑較高的鋼中，靠近熔池邊緣表面張力及溫度皆較低的液態金屬，被靠近熔池中央表面張力及溫度皆較高的液態金屬往內拉，因此造成鐸道熔深增加。

第二個被提出來的機制是為 Simonik et al.在 1976 及 Howse et al.在 2000 所提出的電弧收縮理論[48-49]。他們認為氣化的活性助鐸劑能使電弧收縮是藉由捕捉電弧外圍的電子，使外圍負責傳遞電流的電子數量減少所造成。收縮的電弧之所以增加陽極的溫度是由於電流密度的增加與較高的電弧電壓造成，如圖 2-27 所示。

由於氣化的助鐸劑中可能含有氧，也時候也可能包含了氟。已知此類的蒸氣會吸附電子，被吸附的電子在電弧邊緣會產生較電子移動慢之氧或氟的負離子，因此，在給定的電流下，電弧中心的電流密度就會增加，因此就有可能會造成熔深的增加。

被吸附的電子與氣化分子及解離原子形成負電荷粒子，會對電子的吸收作用造成影響。電子吸附僅能發生在較低溫的外圍區域，因電子能量較

低且電場較弱；接近電弧中央的區域，其電場較強且溫度較高，所以電子有非常高的能量，故電離作用為主要的支配力量。因此，收縮的電弧流場使得在電漿中及陽極上，靠近電弧中央區域的電流密度增加，所以造成緊縮的電弧及較深的焊池。

活性助銲劑的組成分子或原子若有較大的電子吸附截面積，則會促進電弧收縮的現象。如當鹵素化合物解離時，因其有較大的電子吸附截面積，故對電子有較佳之親和力。其它的化合物，如金屬化合物，雖然有較小的電子吸附截面積，但是因其有較高的解離溫度，故能等效地收縮電弧，就如同他們能在電弧外圍提供較大量的氣化分子與原子一般。

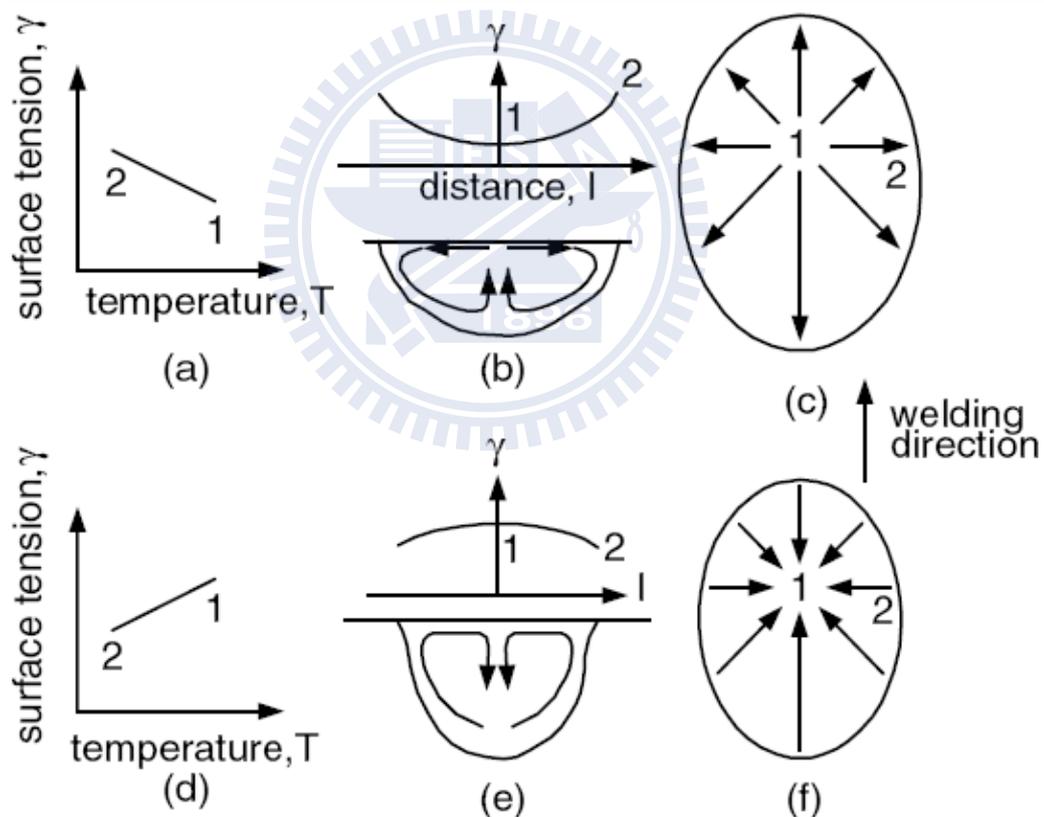


圖 2-26 在熔池中的 Marangoni 對流[34]

(a), (b)及(c)為含硫量低之鋼

(d), (e)及(f)為含硫量高之鋼

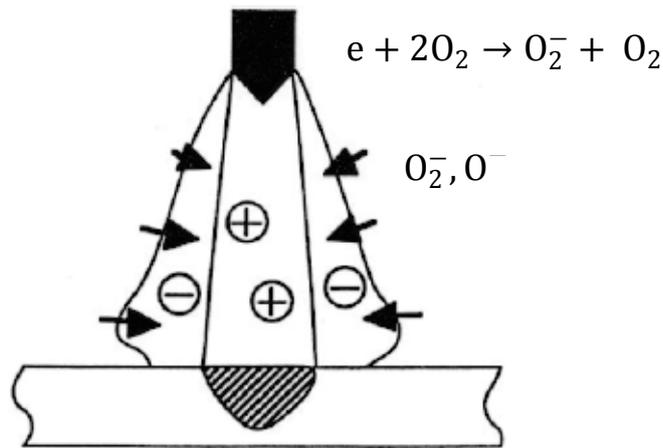


圖 2-27 助銲劑吸附電子造成電弧收縮示意圖[40]

第三個解釋是由 Lowke et al.[40]在 2005 所提一種更可能的機制來解釋活性助銲劑所扮演的角色。其解釋電弧收縮理論是由於活性助銲劑為絕緣體所造成。一般而言，活性助銲劑是金屬的氧化物，故為電的絕緣體，雖然氧化物的阻抗隨著溫度的增加而降低，但仍顯著大於液態的熔池，如 TiO_2 在 2123K 時的阻抗為 10^7 ohm-cm，因此助銲劑的效用為在熔池的外圍區域增加一層高電子阻抗區。所以，在熔池中央因為有較高的電流密度及表面熱能，所以助銲劑很有可能揮發，造成較深之銲道。

2.3.3 助銲劑之溶劑與粉末顆粒大小對銲道熔深的影響

在進行 TIG-Flux 銲接時，助銲劑塗敷均勻性也是重要的影響因素之一。其中，影響助銲劑塗敷均勻性的主要因素，即為揮發性溶劑的極性大小。就一般常見揮發性溶劑的極性大小而言，其關係為甲醇>乙醇>異丙醇>丙酮，亦即甲醇極性最大，則助銲劑塗敷時的均勻性愈佳。而均勻性較佳者除了可使銲道熔深一致外，在銲接過程中將可完全產生化學反應，進而產生較高的銲道熔深效果[50]。

反應物的接觸面積愈大，其所產生的反應速率愈快。由此可知，助銲劑中之化合物粉末粒徑大小也會影響銲道熔深。當粉末粒徑愈小時，接觸的表面積愈大，銲接所產生的化學反應愈快，發生交換的速率也愈快，相對所造成的銲道熔深也會較粒徑大的深。若助銲劑中之化合物粉末粒徑過大，則會因為反應不完全而殘留於銲道表面形成銲渣。一般所使用的助銲劑化合物粉末，其粒徑大小為 250~350 mesh[42-43, 51-52]。

2.3.4 助銲劑塗敷形狀對銲道熔深的影響

一般 TIG-Flux 助銲劑的塗敷方式為在預估的銲道上直接塗敷上 10~20 mm 寬的助銲劑，如圖 2-28(a)所示；但學者 S. Sire et al.[53]提出了另一種助銲劑塗敷方式，稱 Flux bounded-TIG 的銲接製程，簡稱 FB-TIG。其助銲劑的塗敷方式為在 10~20 mm 寬助銲劑塗敷範圍中央，空出 2~8 mm 的範圍不塗上助銲劑，如圖 2-28(b)所示。其原因是考量到助銲劑是電的絕緣體，在 AC 模式下銲接，會造成電弧異常偏移的現象，因此造成熔深不一致的情形，故在助銲劑塗敷範圍中央露出金屬以提供導電區，以達到電弧收縮，增加銲道熔深的目的。此外，FB-TIG 也可減低銲道熔深對助銲劑塗敷數量的敏感度[53-54]，即使塗敷量增加也不會像 TIG-Flux 造成熔深明顯下降，如圖 2-29 及圖 2-30 所示。

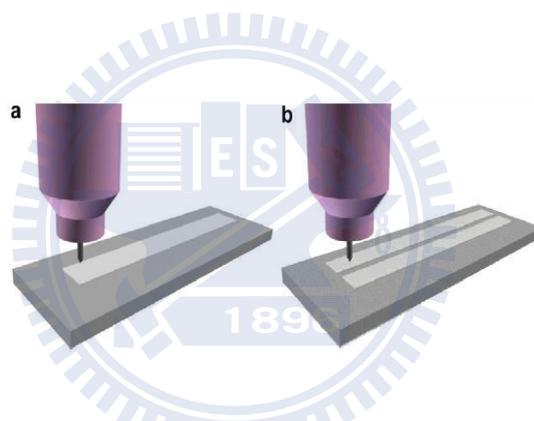


圖 2-28 助銲劑塗敷形狀之示意圖[54]
(a) A-TIG；(b) FB-TIG

2.3.5 助銲劑塗敷厚度與重量對銲道熔深的影響

由學者 S. Sire et al.[53]的研究指出，應用 SiO_2 助銲劑於不銹劑的銲接時，塗敷厚度於 40~50 μm 時，銲道有最佳之熔深；若大於 100 μm 時，對熔深並無助益，如圖 2-29 所示。且使用助銲劑時，電流愈大，塗敷量增加對銲道熔深的影響也愈小，如圖 2-30 所示；且塗敷厚度與溶劑中所含助銲劑比例成正比，如圖 2-31 所示。

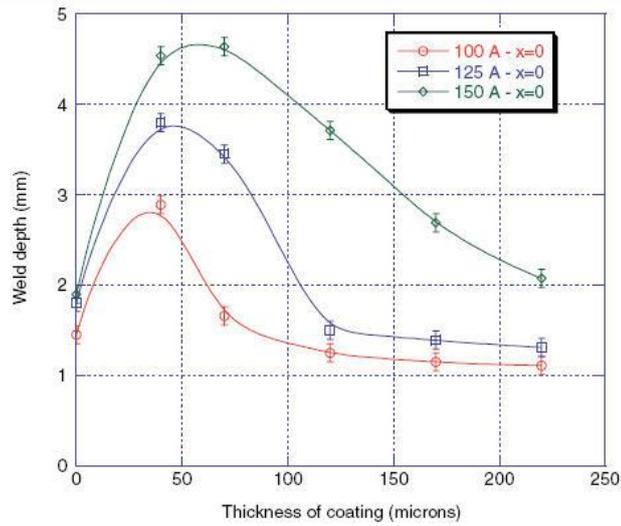


圖 2-29 A-TIG SiO₂ 助銲劑塗敷厚度與 304 不銹鋼銲道熔深之關係[54]

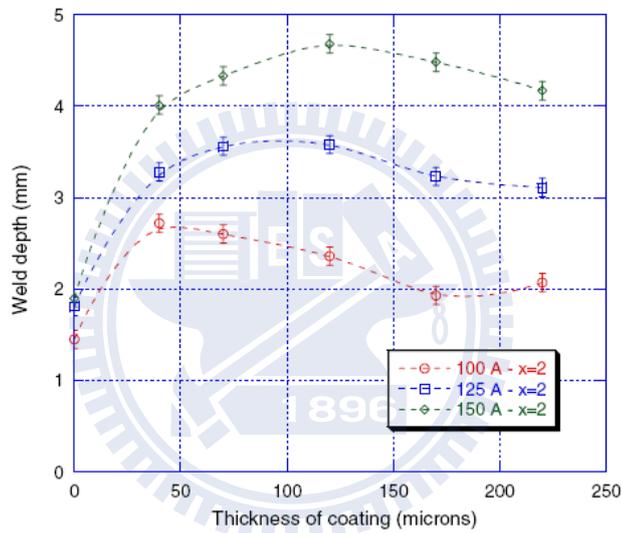


圖 2-30 FB-TIG SiO₂ 助銲劑塗敷厚度與 304 不銹鋼銲道熔深之關係[54]

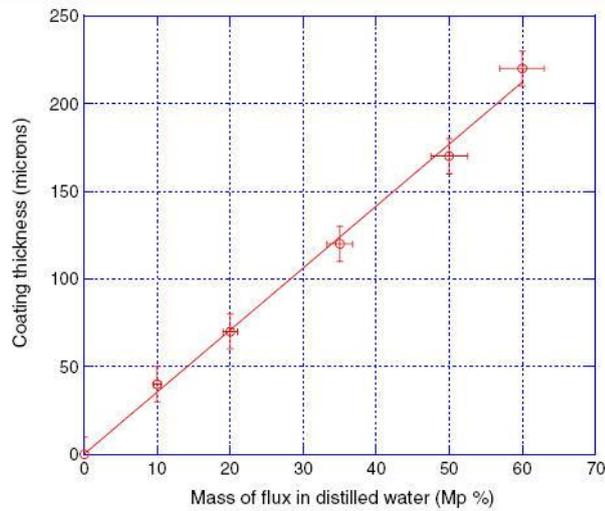


圖 2-31 溶劑中助銲劑含量與塗敷厚度之關係[54]

2.4 鐸道熔透深度變異之原因

造成鐸道熔深的變異很多，大致可分為在熔池與電弧中，不同來源之驅動力量的大小所影響、不同爐次間微量元素含量多寡的影響，助鐸劑成分的影響，茲分述如下：

2.4.1 在熔池中驅動流體流動的力量

對電弧鐸接而言，驅動熔池中熔融金屬流動之力量有有浮力、電磁力、表面張力梯度所引起之剪力及由電弧電漿所引起之剪力[34]。

(1) 浮力(Buoyancy force)

當溫度增加時，液體的密度降低。由圖 2-32(a)及(b)所示，由於熱源在熔池的中央，所以在 a 點的溫度會較 b 點高，由於 b 點在熔池的邊界，故溫度最低。故重力使在 b 點較重的液態金屬下沉，所以液態金屬沿著熔池邊緣下沉，並在熔池中心軸上升，最大的流速約為 2 cm/s。

(2) 電磁力(Lorentz force)

以 DCEN 為例，由於電流由鐸接工件端向鎢棒傳遞並收斂，故電流會在靠近熔池中央傳遞。收斂的電場與所引發的磁場會使電磁力往下往內推，造成液態金屬由熔池的中央往下流，並延著熔池的邊界上升，如圖 2-32(c)及(d)所示。陽極斑點(Anode spot)愈小則電流流場會愈緊縮，因此較大的電磁力將液態金屬由熔池中心往下推，最大速率約為 40 cm/s。陽極斑點為電流在熔池表面通過的區域。

(3) 表面張力梯度所引起之剪力

沒有表面活性劑時(Surface-active agent)，液態金屬的表面張力 γ 隨著溫度的增加而降低，即 $dy/dT < 0$ 。如圖 2-32(e)所示，在熔池中央 a 點的溫度較高故表面張力低，所以被熔池邊緣 b 點溫度較低而表面張力高的力量往外拉。換句話說，向外拉的剪力是由熔池表面張力的梯度所造成。故液態金屬會從熔池中央向熔池外緣流動，並返回熔池的底端，造成寬而淺的鐸道。此種由表面張力梯度造成的對流稱熱毛細對流(Thermocapillary convection)或 Marangoni 對流；但對於添加了表面活性元素，如硫(S)、氧(O)之金屬而言，隨著溫度的上升，表面張力則會增加，所以表面張力溫度係數 $dy/dT > 0$ ，如圖 2-26(d)、(e)及(f)所示。

對添加了 S 及 O 等表面活性元素之鐳池而言，由於表面張力溫度係數是正的，所以在鐳池中央之最熱點有高的表面張力，而在鐳池二側有低的表面張力，造成流體往鐳池內部流動，形成窄而深之鐳道。

(4) 電弧電漿所引起之剪力

由於電漿在熔池表面高速向外移動，所以在熔池表面施加一個向外的剪力，此剪力使液態金屬由熔池中心向外流動，並返回熔池中央之底部，如圖 2-32(g)及(h)所示。

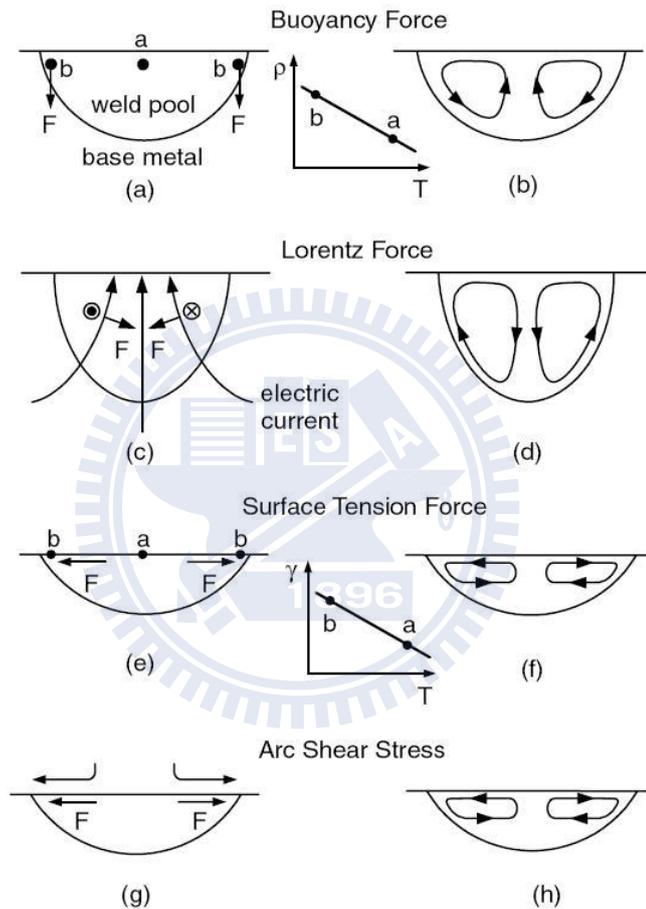


圖 2-32 驅動熔池流動的四種力量[34]

(a), (b)浮力；(c), (d)電磁力；(e), (f)由表面張力梯度差所造成之剪力；(g), (h)由電弧電漿所造成之剪力

2.4.2 在電弧中驅動流體流動的力量

(1) 電磁力(Lorentz force)

鐳接電弧為一種電漿，由電流通過之離子氣體。在電弧中的驅動流體流動的力量為電磁力(Electromagnetic force)或稱為 Lorentz force，而浮力可忽略不計。電磁力 \mathbf{F} 是由電流密度向量 \mathbf{J} 與磁通量 \mathbf{B} 的外積，

其數學表示式為 $\mathbf{F}=\mathbf{J}\times\mathbf{B}$ 。根據右手定則，食指表電流方向，姆指表磁場方向，則掌心為受力方向， \mathbf{F} 、 \mathbf{J} 與 \mathbf{B} 相互垂直。

(2) 電極尖端幾何形狀的影響

圖 2-33 至圖 2-38 為學者 Tsai et al.[55]之研究，探討電極角度對電磁力分佈、電流密度分佈、電弧形狀、溫度分佈、流場速度分佈之影響。實驗參數為鎢棒直徑 3.2 mm，鎢棒尖端截面為 2.4 mm，電流 200A，電極角為 60 度及 180 度[55]。由實驗結果可知，當電極角度較大時，有較高之電流密度、較強之電磁力，較收縮之電弧，這些現象都可達到較佳之銲道熔深。

A. 電極尖端為尖銳狀(角度小)

以 DCEN 為例，電流由大面積的銲接工件收斂至小面積的電極上，電流會傾向垂直於工件與電極，如圖 2-33(a)與圖 2-34 所示，電流場會引導出磁場，磁場方向為左邊出紙面，右邊入紙面，由電磁場所引發之電磁力會延著電極之錐面將離子氣體往內往下推。由圖 2-35 所示，電磁力所造成的電漿噴流可達 200 m/s，往下的動量強到足以引起高溫的離子氣體衝擊工件表面，並在工件表面反射向外推，故形成了結構較寬之電弧，如圖 2-33(b)及圖 2-35 所示。

B. 電極尖端為鈍狀(角度大)

當電極尖端為鈍狀時，電流進入電極的點就不再侷限在電極尖端上，反之，是隨機快速不定點的進入鈍狀電極，如圖 2-36(a)與圖 2-37 所示，雖然電磁力仍是往內往下，但由於沒有了錐狀的電極，故往下的分量減小了，造成電弧的結構較為緊縮，如圖 2-36 (b)及圖 2-38 所示。

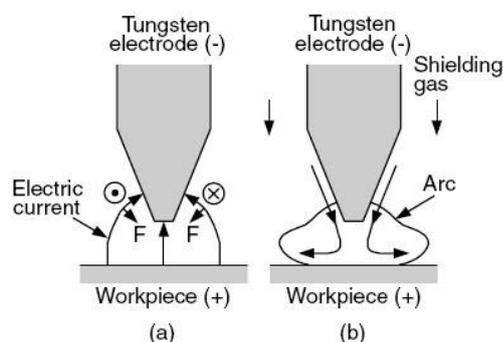


圖 2-33 電磁力方向及電弧形狀示意圖-電極角度 60°[55]

(a) 電流、磁場及電磁力方向；(b) 電弧形狀

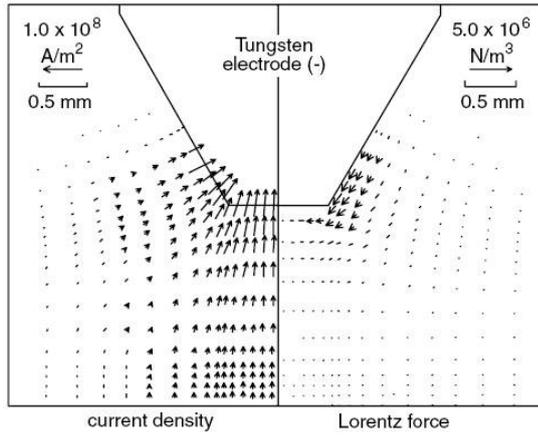


圖 2-34 電流密度及電磁力場分佈圖-電極角度 60°[55]

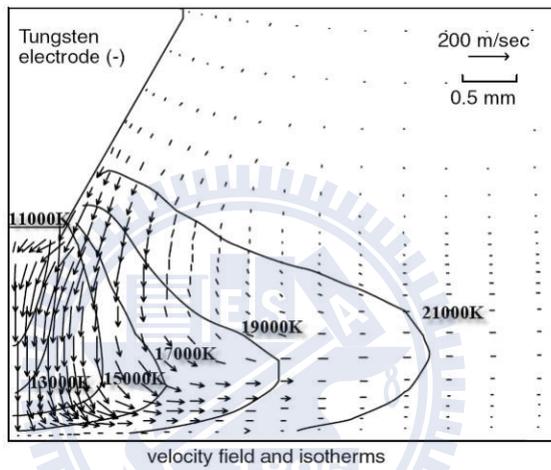


圖 2-35 流場速度及溫度場分佈圖-電極角度 60°[55]

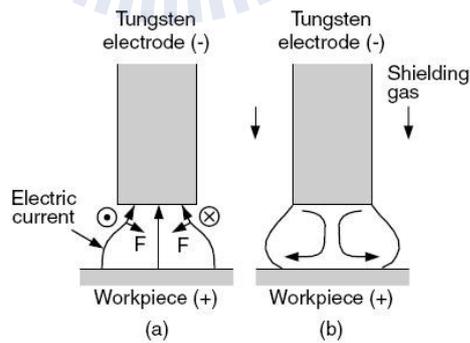


圖 2-36 電磁力方向及電弧形狀示意圖-電極角度 180°[55]
(a)電流、磁場及電磁力方向；(b)電弧形狀

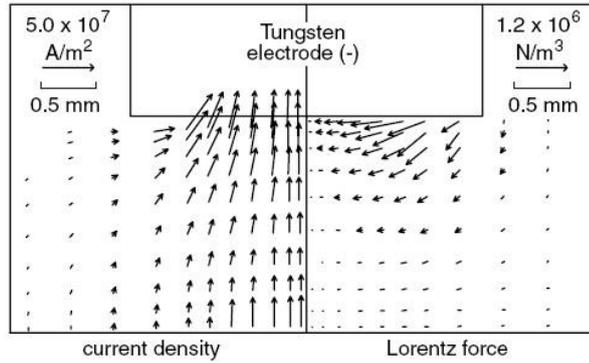


圖 2-37 電流密度及電磁力場分佈圖-電極角度 180°[55]

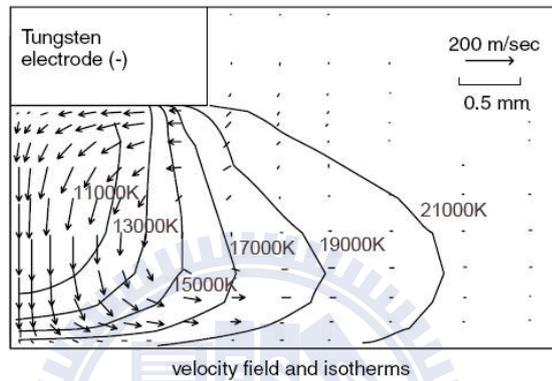


圖 2-38 流場速度及溫度場分佈圖-電極角度 180°[55]

2.4.3 微量元素對鐳道熔深之影響

即使同一型號之合金，但由於生產的批次不同，批與批之間所含的微量元素量就會有所差異(Heat to heat variation)，其差異會使鐳接性及鐳道熔深會有所改變。各微量元素對超合金 Inconel 718 與不銹鋼之影響，說明如下：

(1) 硫(S)之效應

近年來隨著煉鋼技術之進步，高純度之不銹鋼已成功的被開發。但鐳道深寬比(D/W 比值)會隨著 S 含量的降低而減低，也就是鐳接性變差。這是由於 S 是表面活性元素，當含量在 50 ppm 以下時，表面張力溫度係數是負的，因此會形成淺而寬的鐳道，也就是低的 D/W 值。當 S 含量高於 50 ppm 時，表面張力溫度係數由負變正，形成深而窄之鐳道，也就是高的 D/W 值。雖然增加 S 含量可增加熔深，但鐳道表面之波紋(Ripple)及鐳蝕(Undercut)現象會比低硫鋼明顯。

學者 Spicer et al. [56]在超合金 Inconel 718 中微量元素對銲接性影響的研究中發現，提升硫(S)含量，可顯著提升銲道熔深(95% correlation)及深寬比(99.5% correlation)，如圖 2-39 所示。

(2) 硼(B)、鈦(Hf)及鋯(Zr)之效應

但當 B、Hf 及 Zr 含量增加時，銲道熔深降低，可能是由於這些元素與表面活性元素結合，所以基於氧在超合金 Inconel 718 中為表面活性元素的假設，Zr 及 Hf 在超合金 Inconel 718 中並非表面活性元素，所以可能會與氧結合，就如同 Al 在鐵基合金一樣[56]。

(3) 矽(Si)之效應

雖然矽並無法顯著提升銲道熔深及深寬比，但若含矽量高時，會使得銲件表面的寬度增加。值得注意的是，在超合金 Inconel 718 中，若同時有高含量之硫與矽時，則熔深會達到最大。實際上，學者 Heiple et al.[47]的研究中也顯示這種傾向，當矽存在時，硫能顯著提升銲道熔深。

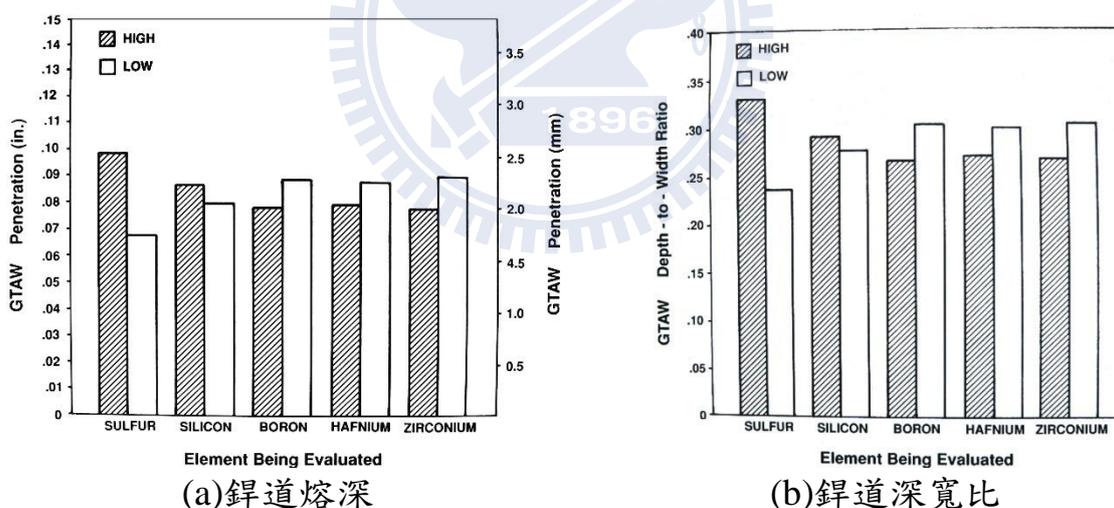


圖 2-39 微量元素在超合金 Inconel 718 中對銲道熔深及深寬比之影響[56]

2.4.4 助銲劑對銲道熔深之影響

助銲劑能促進電弧收縮，使電流密度及功率密度較高，造成銲道深度增加，此點已於章節 2.3.2 探討過，故不再此贅述。

2.5 田口方法(Taguchi methods) [57]

田口方法或稱田口式品質工程，是由田口玄一博士所倡導的。田口方法以工程的角度去事先了解品質問題，利用社會損失成本作為衡量產品品質的依據。田口方法的二個主要工具為直交表和 SN 比，強調的重點是在產品或製程設計時就考慮品質問題，亦即如何降低產品品質的變異，其基本概念為：1.品質不是檢驗出來的，品質必須設計到產品裡面去。2.品質是要最小化與目標值之間的偏差，並且免於不可控制的環境因素之影響。品質成本應以與標準值偏移的函數關係來衡量。

2.5.1 田口方法的基本原理與步驟

田口實驗分析法之基本原理，是經由降低變異原因的影響，來改善產品的品質，而不是去除變異原因。參數設計之原理，是將控制因子配置於直交表內來進行實驗，再依其品質特性之種類，由損失函數導引出 SN 比 (Signal to noise ratio, 訊號雜音比)，將實驗求得之品質特性轉成 SN 比進行分析，經由統計上之推定，可評估在不同參數水準組合下的 SN 比。依照望目、望大或望小之品質特性，預估出最佳 SN 比，即為最佳參數組合。在此參數下製造之產品，其變異最小。最後再用最佳參數水準組合進行確認實驗，由確認實驗所得之 SN 比與預估之 SN 比相互比較，評定此實驗是否成功。

田口方法的參數設計的步驟可分為九大步驟：

- (1) 定義系統目標/範圍
- (2) 選擇回應值
- (3) 發展信號因子和雜音策略
- (4) 辨認控制因子及其水準
- (5) 設計實驗
- (6) 準備及執行實驗，收集數據
- (7) 資料分析(計算平均值、SN 比，因子效果圖、預估最佳 SN 比)
- (8) 執行確認實驗
- (9) 執行結果

2.5.2 直交表簡介

在田口實驗分析法中，直交表(Orthogonal arrays)為參數設計的主要工具。田口博士將直交表的表示法定為 $L_a(b^c)$ ，L 表示拉丁方格（直交表的起源）之意，a 為直交表之列數，即為實驗次數；b 各因子之水準數；c 則表示直交表之行數，即為因子個數。透過直交表，我們可以輕易地來配置因子及其水準值，田口博士列了 18 個基本直交表，其實驗次數、因子數與水準數的關係如表 2-7 所示。

表 2-7 標準直交表(Standard orthogonal arrays)

直交表	實驗 次數	2 水準 因子個數	3 水準 因子個數	4 水準 因子個數	5 水準 因子個數	最多總 因子個數
$L_4(2^3)$	4	3				3
$L_8(2^7)$	8	7				7
$L_9(3^4)$	9		4			4
$L_{12}(2^{11})$	12	11				11
$L_{16}(2^{15})$	16	15				15
$L_{16}(4^5)$	16			5		5
$L_{18}(2^1 \times 3^7)$	8	1	7			8
$L_{25}(5^6)$	25				6	6
$L_{27}(3^{13})$	27		13			13
$L_{32}(2^{31})$	32	31				31
$L_{32}(2^1 \times 4^9)$	32	1		9		10
$L_{36}(2^{11} \times 3^{12})$	36	11	12			23
$L_{36}(2^3 \times 3^{13})$	36	3	13			16
$L_{50}(2^1 \times 5^{11})$	50	1			11	12
$L_{54}(2^1 \times 3^{25})$	54	1	25			26
$L_{64}(2^{63})$	64	63				63
$L_{64}(4^{21})$	64			21		21
$L_{81}(3^{40})$	81		40			40

直交表包括內側直交表與外側直交表，內側直交表可用來配置可控因子，外側直交表則用來配置雜音因子。利用直交表，我們能以最少次數的實驗，來決定最佳的製程參數水準。

若我們進行全因子實驗，對於 7 個 2 水準因子，需要 $2^7=128$ 次實驗。若使用田口直交表，對於 7 個 2 水準因子，若不考慮交互作用，則可選擇 L_8 直交表，則可經由 8 次實驗後，獲得與全因子設計相近的效果。事實上，直交表的想法與部分因子設計法是相同的，都是希望忽略高次交互作用的效果。然而部分因子設計法的推導過程較為繁瑣，因此希望使用具有固定形態的直交表。若各因子水準間為直交，意即各水準的組合都必須存在，且出現的次數都需相等。

使用直交表有下列的好處：1. 實驗次數少。2. 由直交表實驗所獲得之結論，在整個實驗範圍裡都是成立的。3. 具有良好的再現性。4. 資料分析簡單，各因子的效果只要簡單地計算一些平均值即可決定各因子的效果。5. 可用來查核加法模式是否成立(加法模式為數個因子的總效果等於個別因子效果的和)。

2.5.3 SN 比基本定義

田口認為所謂好的品質必須符合：1. 品質特性的平均值與目標值一致。2. 品質特性之變異性愈小愈好。田口所提出之 SN 比主要目的在同時考量品質特性的平均值與變異數。品質特性中可預測的部份，通常稱為信號(Signal)；不可預測的部份，通常稱為雜音(Noise)。穩健設計的目的是要最大化可預測部份，而最小化不可預測部份。田口將通信工程中的 SN 比觀念應用到統計學上，並建議利用下列的方式評估品質： $SN=10 \cdot \log_{10}(\text{信號}/\text{雜音})$ ，當信號因子為固定時，變為靜態問題，因此 SN 比可定義為：

$$SN = -10 \cdot \log_{10}(MSD) \quad (2-2)$$

其中 MSD 為偏離目標值的均方差；SN 比的單位為(dB)

(1) 望大品質特性 SN 比 (Larger-the-better)

望大特性問題的主要特徵為：

- A. 品質特性是連續且非負值，範圍為 $(0, \infty)$ 。
- B. 目標值為 ∞ (或最大的可能值)。
- C. 不需要調整因子。
- D. 望大特性問題是望小特性問題的倒數。

望大品質特性之 SN 比計算公式：

$$SN_{LTB} = -10 \cdot \log_{10}(\text{MSD}) = -10 \cdot \log_{10} \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{1}{y_i^2} \right) \quad (2-3)$$

(2) 望小品質特性 (Smaller-the-better)

望小特性問題的主要特徵為：

- A. 品質特性是連續且非負值。
- B. 目標值為零。
- C. 不需要調整因子，望小特性的目標是同時要最小化平均值與變異。

望小品質特性之 SN 比計算公式：

$$SN_{STB} = -10 \cdot \log_{10}(\text{MSD}) = -10 \cdot \log_{10} \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) \quad (2-4)$$

(3) 望目品質特性 (Nominal-the-Best)

望目特性問題的主要特徵為：

- D. 品質特性是連續且非負值。
- E. 目標值為一有限值且不為零。
- F. 當平均值為零時，其變異數亦為零。
- G. 需調整因子。

望目品質特性之 SN 比計算公式：

$$SN_{NTB} = -10 \cdot \log_{10} \left(\frac{\bar{y}}{s^2} \right) \quad (2-5)$$

其中 \bar{y} 為平均值， s 為標準差

2.5.4 確認實驗

在決定了最佳控制因子水準及其預估之 SN 比後，田口建議需在最適參數設定下進行實驗，然後把觀察到的 SN 比與所預測的值做比較。如果兩者非常接近，那麼我們可結論說”加法模式成立”，並隱含著再現性將會良好。反之，如果所觀察的值和所預測的相差很多，那我們可以說加法模式是不恰當的，因子間可能存有強烈的交互作用。為了有效估計各觀察值，必須計算信賴區間(Confidence interval)，依不同之目的，我們常需計算下列二種形態的信賴區間：1.最佳條件下之預測平均值。2.確認實驗之期望平均值。若確認實驗的結果其 SN 比之平均值落在上述的信賴區間範圍內，表示我們所選取的顯著因子及其對應的水準是很恰當的。如果落在信賴區間之外，表示加法模式不成立(實驗失敗)，可能所選的控制因子或水準有問題，必須重新再檢討。確認實驗之期望平均值計算公式如(2-6)所示。

$$CI = \sqrt{F_{\alpha;1,v_2} \times V_e \times \left(\frac{1}{n_{\text{eff}}} + \frac{1}{r} \right)} \quad (2-6)$$

其中

$F_{\alpha;1,v_2}$ = 具顯著水準 α 的 F 值

α = 顯著水準 = 0.05，信賴水準 = $1 - \alpha$

v_2 = 合併誤差變異數之自由度

V_e = 合併誤差變異數(pooled error variance)

n_{eff} = 有效觀測數

總實驗次數

= $\frac{\text{總實驗次數}}{1 + \text{用來估計平均值之因子的自由度總和}}$

r = 確認實驗之樣本數

第三章 實驗方法與程序

3.1 實驗流程

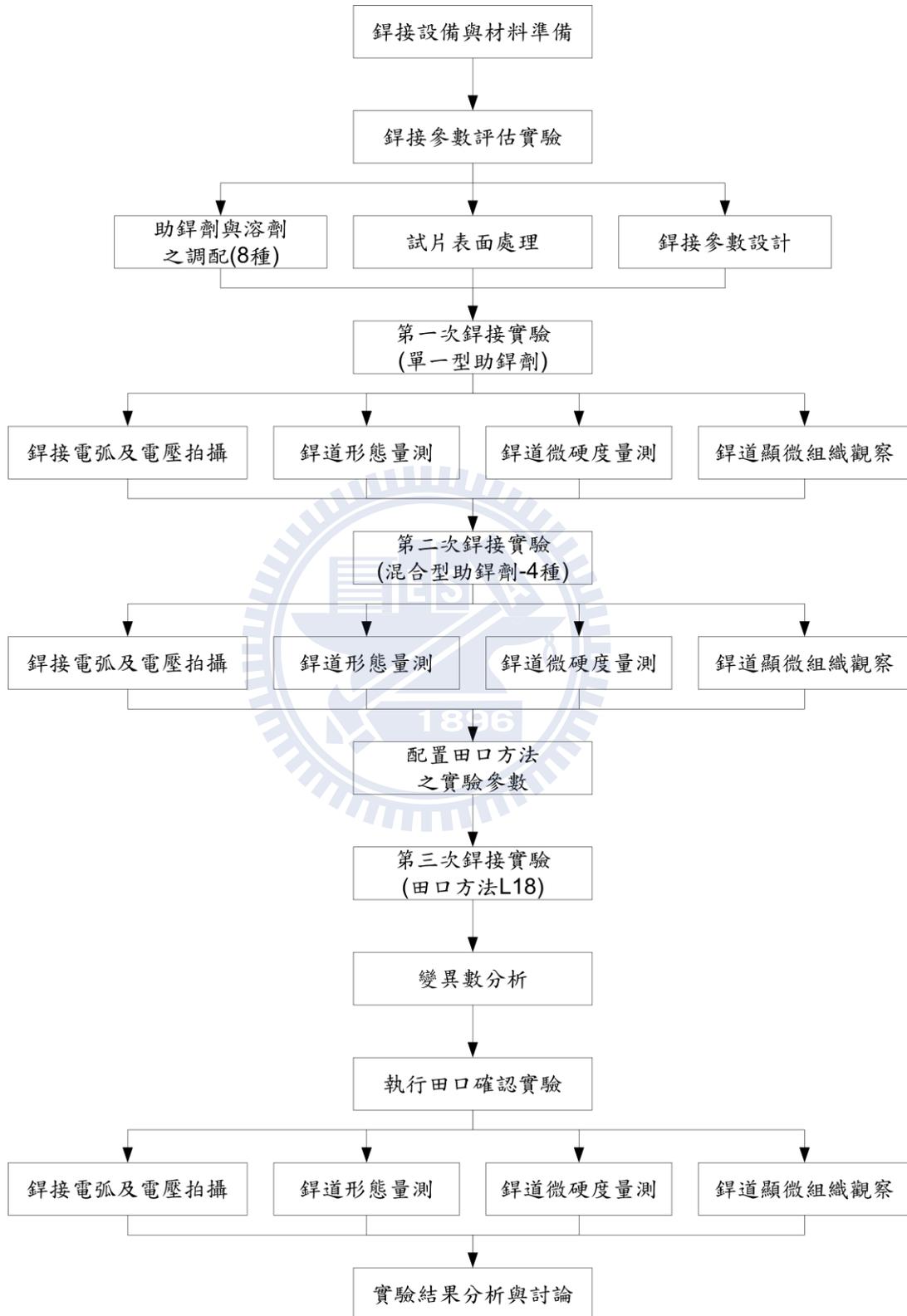


圖 3-1 實驗流程圖

3.2 銲接試片之準備

本研究所採用的實驗材料為鎳基超合金 Inconel 718 (UNS N07718, AMS 5596-E, HT-2180-4-9781)，其合金元素成份如表 3-1，試片尺寸為 100×50×6.35 mm。在銲接過程中，所有的實驗試片均採無束縛固定方式 (constraint-free)，進行 Bead-on-Plate 銲接實驗。在進行銲接實驗前，先將超合金 Inconel 718 試片表面的氧化物與油污利用砂輪研磨機裝上#200 砂輪予以拋光，再以丙酮清潔乾淨，如圖 3-2 所示。

表 3-1 超合金 Inconel 718 之合金元素成份表(wt%)

Ni	Cr	Nb+Ta	Mo	Ti	Al	Co	C	Mn	Si	Fe
55.0	21.0	5.5	3.3	1.15	0.8	1.0	0.05	0.35	0.35	Balance

表中所含成份表最大量



(a)拋光前

(b)以砂輪研磨機拋光後

圖 3-2 拋光前後之超合金 Inconel 718 試片外觀

3.3 助銲劑之選擇與配製方法

此研究參閱本實驗室學長黃和悅博士[3]，於 AISI 304 不銹鋼 TIG-Flux 研究中的 27 種助銲劑，挑出其中 8 種深寬比大於 0.7 之助銲劑，用於超合金 Inconel 718 上進行實驗，8 種助銲劑的成份為 SiO_2 、 NiO 、 MoS_2 、 MoO_3 、 Cr_2O_3 、 TiO_2 、 MnO_2 及 ZnO 。所用之助銲劑採用日本試藥工業株式會社所生產，粉末粒度為#400 號。

助銲劑配製方式為以微量天平量取 2 克之單一成份助銲劑粉末，置於硯內研磨均勻後(如圖 3-3 所示)，加入 5 ml 的丙酮或甲醇溶劑混合成糊狀，接著再利用#10 號扁平水彩筆將此糊狀之助銲劑均勻塗敷於欲進行銲接測試之處，塗敷範圍為 100×14 mm，如圖 3-4 所示；助銲劑塗敷數量如表 3-2

所示，塗敷厚度以能遮蓋待銲工件表面金屬光澤為宜，待溶劑揮發後，銲藥即附著於銲道上，然後再進行銲接實驗。



(a)微量天平
LIBROR EB-330DU



(b)砵、助銲劑、搗棒



(c)甲醇、丙酮、
水彩筆、燒杯

圖 3-3 助銲劑配製之工具

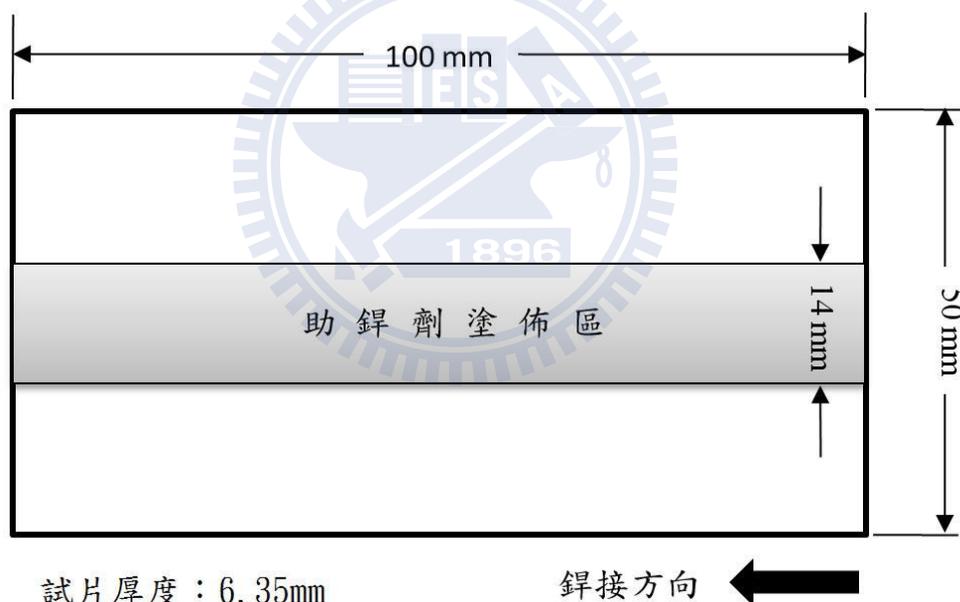


圖 3-4 超合金 Inconel 718 試片尺寸及助銲劑塗敷位置示意圖

表 3-2 助銲劑塗敷數量-以甲醇與丙酮為溶劑

	SiO ₂	NiO	MoS ₂	MoO ₃	Cr ₂ O ₃	TiO ₂	MnO ₂	ZnO
甲醇	1.24	1.43	1.26	1.58	0.51	0.56	0.71	0.41
丙酮	0.76	0.74	1.02	0.83	0.77	0.21	0.58	0.36

單位：mg/mm²

3.4 銲接參數之配置

本實驗 TIG 氬銲設備採用 HOBART TIGWAVE™ 350 AC/DC 氬銲機與 ProArc 可數位控制走速的銲接台車，如圖 3-5 所示。銲接方法採用不加填料金屬並採 Bead-on-Plate 實驗，其中鎢電極材料為 EWTh-2（直徑為 3.2 mm），並選用 7 號陶瓷罩杯(如圖 3-6)，鎢電極伸出噴嘴的距離為 3 mm，鎢電極至實驗試片的距離為 2~3 mm，鎢電極角度為 60°，保護氣體為氬氣，流量為 14 Liter/min。此外，為確保實驗結果的準確性，在進行每一次銲接實驗前均使用鑽石研磨器(如圖 3-7)重新研磨鎢電極呈標準形式，且重新調整鎢電極至標準長度，以保證每一條銲道均在相同製程參數條件下來進行銲接研究工作。本實驗的銲接參數中銲接電流為 170 A~200 A；銲接走速為 75 mm/min~150 mm/min；詳細銲接參數之配置如表 3-3 至表 3-6 所示。



圖 3-5 HOBART TIGWAVE 350 氬銲機與 ProArc 數位控制銲接台車



圖 3-6 鎢棒、夾頭、夾頭套及瓷杯



圖 3-7 鎢棒研磨機

表 3-3 之銲接參數為評估熱輸入量大於 14 KJ/min 時，銲接電流對銲道外觀之影響；表 3-4 之銲接參數為評估熱輸入量小於 14 KJ/min 時，銲接電流對銲道形態之影響。

表 3-3 實驗#1 之銲接參數-助銲劑 SiO₂

銲接電流 (A)	銲槍走速 (mm/min)	電弧長度 (mm)	氬體流量 (ℓ/min)	電極外徑 (mm)	鎢棒角度 (度)	母材厚度 (mm)	鎢棒伸出罩杯長度 (mm)
170, 200	75-125	3.0	14	3.2	60	6.35	3

表 3-4 實驗#2 之銲接參數-無助銲劑

銲接電流 (A)	銲槍走速 (mm/min)	電弧長度 (mm)	氬體流量 (ℓ/min)	電極外徑 (mm)	鎢棒角度 (度)	母材厚度 (mm)	鎢棒伸出罩杯長度 (mm)
150, 170, 190	150	2.0	14	3.2	60	6.35	3

表 3-5 及表 3-6 之銲接參數為評估在固定參數下，不同助銲劑對銲道之影響。於單一助銲劑實驗中取深寬比及熔深最佳之前四種助銲劑，將四種助銲劑各以 50%之重量比例兩兩混合後，再用相同銲接參數進行實驗，以評估混合型助銲劑對銲道之影響。混合型助銲劑之塗敷量列於表 3-7。

表 3-5 單一型助銲劑及混合型助銲劑之銲接參數

銲接 電流 (A)	銲槍 走速 (mm/min)	電弧 長度 (mm)	氬體 流量 (ℓ/min)	電極 外徑 (mm)	鎢棒 角度 (度)	母材 厚度 (mm)	鎢棒伸出 罩杯長度 (mm)
170	150	2.0	14	3.2	60	6.35	3

表 3-6 助銲劑之種類

單一型助銲劑	SiO ₂	NiO	MoS ₂	MoO ₃	Cr ₂ O ₃	TiO ₂	MnO ₂
混合型助銲劑	SiO ₂ MoO ₃	SiO ₂ NiO	MoO ₃ NiO	SiO ₂ MoS ₂	MoS ₂ NiO	MoS ₂ MoO ₃	-

表 3-7 混合型助銲劑之塗敷量-甲醇為溶劑

SiO ₂ MoO ₃	SiO ₂ NiO	MoO ₃ NiO	SiO ₂ MoS ₂	MoS ₂ NiO	MoS ₂ MoO ₃
1.99	1.26	2.21	1.58	0.72	1.04

單位：mg/mm²

3.5 田口方法之直交表與實驗參數配置

在混合型助銲劑實驗中，取具最佳深寬比與熔深之助銲劑當作目標函數，並利用田口方法之 L18 直交表來做控制因子及水準值之配置，如表 3-8 及表 3-9 所示。

表 3-8 銲接參數的控制因子及水準值

控制因子 水準值	A	B	C	D	E	F
	電弧長度 (mm)	銲槍走速 (mm/min)	氬氣流量 (ℓ/min)	銲接電流 (A)	鎢棒角度 (度)	助銲劑比例 SiO ₂ :MoO ₃ (wt%)
水準 1	2.0	150	8	170	45	75% : 25%
水準 2	2.5	160	11	180	60	50% : 50%
水準 3	-	170	14	190	75	25% : 75%

固定因子為：鎢棒外徑 3.2 mm；鎢棒伸出罩杯長度 3.0 mm
雜音因子為：取樣位置 A 區、B 區及 C 區(如圖 3-8 所示)

表 3-9 $L_{18}(2^1 \times 3^7)$ 直交表與銲接參數配置表

實驗組數	控制因子								A	B	C	D	E	F
	A	B	C	D	E	F	G	H	電弧 長度 (mm)	銲槍 走速 (mm/min)	氬氣 流量 (ℓ/min)	銲接 電流 (A)	鎢棒 角度 (度)	助銲劑比例 SiO ₂ :MoO ₃ (wt%)
1	1	1	1	1	1	1	1	1	2.0	150	8	170	45	75% : 25%
2	1	1	2	2	2	2	2	2	2.0	150	11	180	60	50% : 50%
3	1	1	3	3	3	3	3	3	2.0	150	14	190	75	25% : 75%
4	1	2	1	1	2	2	3	3	2.0	160	8	170	60	50% : 50%
5	1	2	2	2	3	3	1	1	2.0	160	11	180	75	25% : 75%
6	1	2	3	3	1	1	2	2	2.0	160	14	190	45	75% : 25%
7	1	3	1	2	1	3	2	3	2.0	170	8	180	45	25% : 75%
8	1	3	2	3	2	1	3	1	2.0	170	11	190	60	75% : 25%
9	1	3	3	1	3	2	1	2	2.0	170	14	170	75	50% : 50%
10	2	1	1	3	3	2	2	1	2.5	150	8	190	75	50% : 50%
11	2	1	2	1	1	3	3	2	2.5	150	11	170	45	25% : 75%
12	2	1	3	2	2	1	1	3	2.5	150	14	180	60	75% : 25%
13	2	2	1	2	3	1	3	2	2.5	160	8	180	75	75% : 25%
14	2	2	2	3	1	2	1	3	2.5	160	11	190	45	50% : 50%
15	2	2	3	1	2	3	2	1	2.5	160	14	170	60	25% : 75%
16	2	3	1	3	2	3	1	2	2.5	170	8	190	60	25% : 75%
17	2	3	2	1	3	1	2	3	2.5	170	11	170	75	75% : 25%
18	2	3	3	2	1	2	3	1	2.5	170	14	180	45	50% : 50%

3.6 金相實驗

為研究 TIG-Flux 銲接製程之助銲劑，對超合金 Inconel 718 銲道微觀組織的影響，在銲後取垂直銲道方向的橫截面來作金相實驗，取樣位置為圖 3-8 中之 A、B 及 C 區。由於超合金 Inconel 718 硬度高，以一般刀具不易切割，除極易損壞刀具外，所耗費之時間約比不銹鋼多 5~10 倍之時間，故以水刀來切割銲接試片以提升效率。取樣後之試片，經圖 3-9 之熱鑲機鑲埋後，用圖 3-10 之研磨機與 3M 碳化矽砂紙研磨，依序由號數#120、#240、#400、#600、#800、#1200、研磨至#2000 號。再用圖 3-11 之拋光機與氧化鋁粉拋光，由顆粒 1 μm 拋光至 0.3 μm，經拋光完成後的試片，必須以清水與酒精清洗乾淨並用吹風機吹乾。然後將金相試片採用 CH₃OH (40 ml) + HCl (35 ml) + CuCl₂(2g) 予以腐蝕，腐蝕時間約 240 秒鐘，腐蝕完之試片如圖 3-12 所示。最後用圖 3-13 之光學顯微鏡(ZEISS Axioskop 40)拍照。

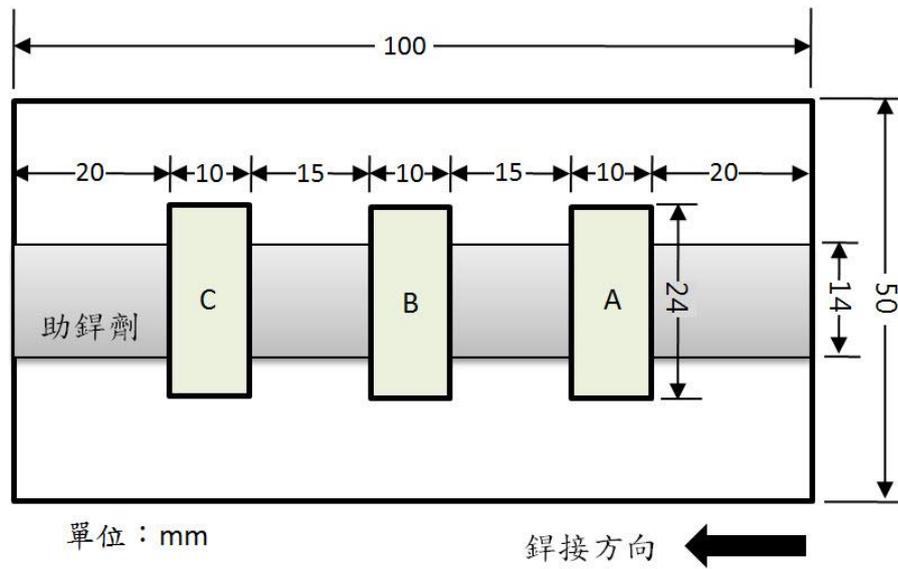


圖 3-8 超合金 Inconel 718 超合金試片銲道取樣位置示意圖



圖 3-9 熱鑲埋機 Struers LaboPress-3



圖 3-10 研磨機 MATASERV 2000



圖 3-11 拋光機 Jean Wiriz PHOENIX



圖 3-12 腐蝕後試片



圖 3-13 光學顯微鏡
ZEISS Axioskop 40

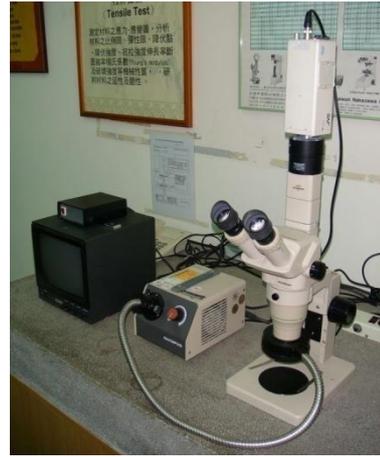
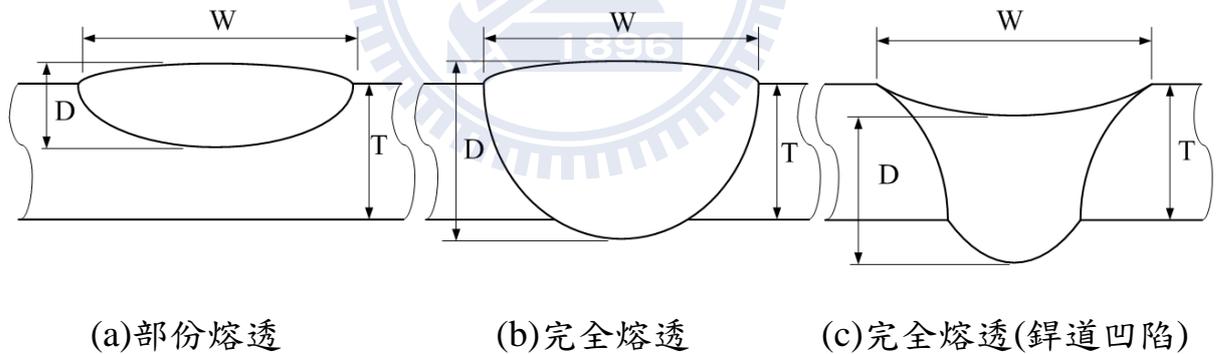


圖 3-14 實體顯微鏡
OLYMPUS S2-PT

3.7 鐸道深寬比量測

鐸道深寬比取樣位置為圖 3-8 中之 A、B 及 C 區。這些試片經熱鑲埋、研磨、拋光、腐蝕後，利用圖 3-14 之實體顯微鏡量測鐸道之熔深 (Depth) 及寬度 (Width) 後，以熔深與寬度之比值，簡稱深寬比(D/W ratio)作為鐸道熔深特性之評估指標，圖 3-15 所示為鐸道形狀之量測方式示意圖。



(a)部份熔透 (b)完全熔透 (c)完全熔透(鐸道凹陷)

圖 3-15 鐸道形態量測示意圖

3.8 鐸道外觀拍攝

為瞭解各種助鐸劑對試片鐸後之表面品質狀況，本實驗利用數位相機來拍攝鐸道表面之情況，並且分析其鐸道外觀平整性與飛濺物之形態。

3.9 電弧形狀與陽極斑點拍攝

為瞭解活性助鐸添加劑對氬鐸鐸接電弧及陽極斑點之影響，在進行 TIG-Flux 鐸接實驗時，另架設一 CCD 影像擷取系統，並採訊號同步接收之

方式來記錄電弧及陽極斑點影像，如圖 3-16 所示，藉以探討 TIG-Flux 銲接製程對電漿電弧收縮與熔融銲池緊縮之影響行為與作用機制。



圖 3-16 電弧形狀及陽極斑點拍攝



圖 3-17 電弧電壓拍攝

3.10 電弧電壓記錄

為瞭解活性助銲添加劑對氬銲銲接電弧電壓之影響，在進行 TIG-Flux 銲接實驗時，另架設如圖 3-17 之 CCD 影像擷取系統，並記錄銲接電弧電壓的變化，藉以探討 TIG-Flux 銲接製程之電弧電壓變化對銲道形態之影響。

3.11 微硬度試驗

本研究測量銲道硬度時，採用 FUTURE-TECH FM-700 微硬度測定機，如圖 3-18 所示。依據 ASTM E384 之規範，試驗荷重採 500 公克，荷重加壓時間為 10 秒鐘，而量測位置則為距銲件表面下 1 mm 處，且每點間隔 0.5 mm 測量硬度，最後再將量測之值記錄，並繪製成硬度分佈曲線。



圖 3-18 微硬度機 FUTURE-TECH FM-700

第四章 結果與討論

4.1 溶劑對助鍍劑塗敷性之影響

一般塗敷助鍍劑時，是以丙酮做為載體溶劑，但實驗中發現，除了 SiO_2 外，本實驗中所測試的助鍍劑，若以丙酮為載體溶劑時，助鍍劑塗層之均勻性不佳且表面覆蓋率低，因其需以抖動填補且採多次塗敷的方式，才能將助鍍劑平鋪於金屬表面之故；而改採甲醇為溶劑時，其均勻性及覆蓋率極佳，故塗敷時僅需直接將筆刷由左至右，採一次塗敷之方式完成。

因為以極性而言，甲醇>乙醇>異丙醇>丙酮[50]，故以甲醇為助鍍劑之載體溶劑，能有效地提升助鍍劑塗敷時之均勻性。圖 4-1 至圖 4-11 為甲醇與丙酮溶劑對不同助鍍劑塗敷性之影響。整體而言，以甲醇為載體溶劑時，其塗敷性較丙酮佳。值得注意的是，當將 mask 膠帶由金屬表面移除時，在鍍道兩旁之 NiO 粉末容易剝落，如圖 4-2 所示。



圖 4-1 甲醇與丙酮對 SiO_2 塗敷性之影響

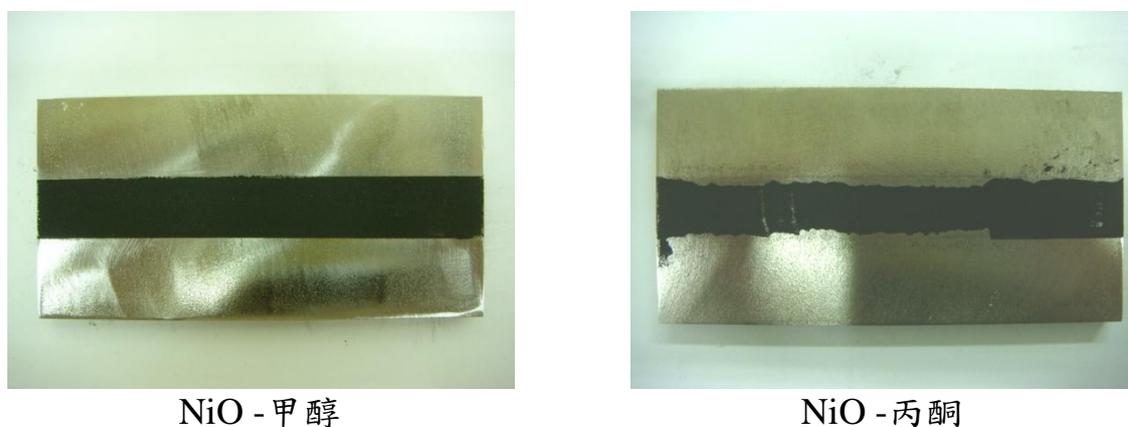
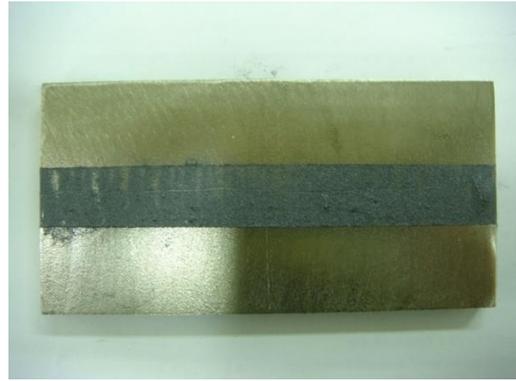


圖 4-2 甲醇與丙酮對 NiO 塗敷性之影響



MoS₂ - 甲醇



MoS₂ - 丙酮

圖 4-3 甲醇與丙酮對 MoS₂ 塗敷性之影響



MoO₃ - 甲醇



MoO₃ - 丙酮

圖 4-4 甲醇與丙酮對 MoO₃ 塗敷性之影響

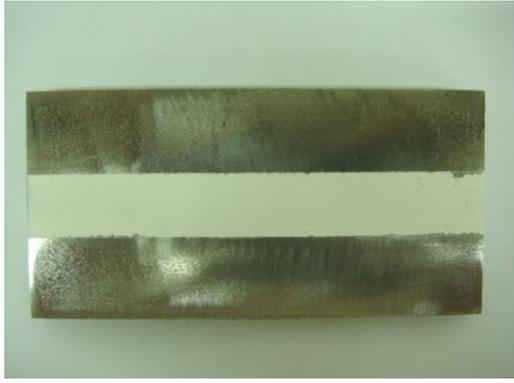


Cr₂O₃ - 甲醇

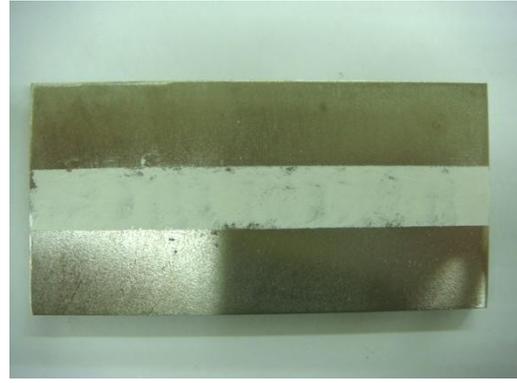


Cr₂O₃ - 丙酮

圖 4-5 甲醇與丙酮對 Cr₂O₃ 塗敷性之影響



TiO₂ - 甲醇



TiO₂ - 丙酮

圖 4-6 甲醇與丙酮對 TiO₂ 塗敷性之影響



MnO₂ - 甲醇

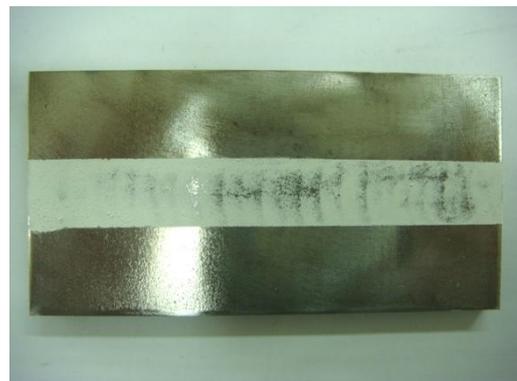


MnO₂ - 丙酮

圖 4-7 甲醇與丙酮對 MnO₂ 塗敷性之影響



ZnO - 甲醇



ZnO - 丙酮

圖 4-8 甲醇與丙酮對 ZnO 塗敷性之影響



SiO₂ - MoO₃ - 甲醇

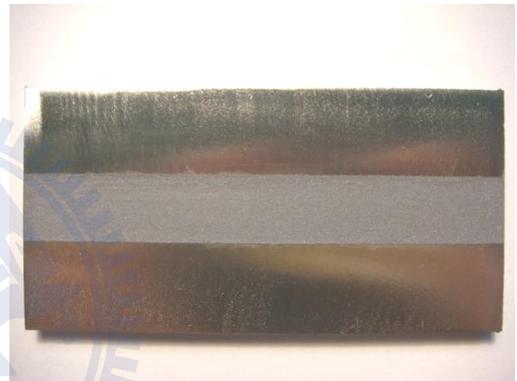


SiO₂ - NiO - 甲醇

圖 4-9 甲醇對 SiO₂-MoO₃ 及 SiO₂-NiO 塗敷性之影響



MoO₃ - NiO - 甲醇



SiO₂ - MoS₂ - 甲醇

圖 4-10 甲醇對 MoO₃-NiO 及 SiO₂-MoS₂ 塗敷性之影響



MoS₂ - NiO - 甲醇



MoS₂ - MoO₃ - 甲醇

圖 4-11 甲醇對 MoS₂-NiO 及 MoS₂-MoO₃ 塗敷性之影響

4.2 助銲劑與銲接電流對銲道外觀之影響

4.2.1 高熱輸入量對銲道外觀之影響

雖然高熱輸入量可有效提升銲道熔深及熔融面積，但過高之熱輸入量會使銲接工件產生變形及裂縫。依據表 4-1 之銲接參數進行銲接測試，在熱輸入量超過 14 KJ/cm 時，銲接工件即會形成嚴重之熱裂，造成銲接缺陷，如圖 4-12 所示。

表 4-1 超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate 銲接參數-助銲劑 SiO₂

銲接電流 (A)	銲槍走速 (mm/min)	電弧長度 (mm)	氬體流量 (l/min)	電極外徑 (mm)	電極角度 (度)	母材厚度 (mm)	鎢棒伸出罩杯長度 (mm)
170, 200	75-125	3.0	14	3.2	60	6.35	3

電流：200 A 速度：75 mm/min 電弧電壓：18V 熱輸入量：28.8 KJ/cm 助銲劑：SiO ₂	
電流：200 A 速度：100 mm/min 電弧電壓：18V 熱輸入量：21.6 KJ/cm 助銲劑：SiO ₂	
電流：170 A 速度：125 mm/min 電弧電壓：18V 熱輸入量：13.4 KJ/cm 助銲劑：SiO ₂	

圖 4-12 銲道外觀圖-助銲劑 SiO₂

4.2.2 銲接電流對銲道外觀之影響

表 4-2 為超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate 銲接參數，銲接電流為控制因子。由圖 4-13 之銲道外觀可觀察到，在沒有塗敷任何助銲劑時，銲道平整，完全沒有飛濺物及銲渣產生，為典型 TIG 銲接製程下之高品質銲道。

表 4-2 超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate test 銲接參數-無助銲劑

銲接電流 (A)	銲槍走速 (mm/min)	電弧長度 (mm)	氬體流量 (ℓ/min)	電極外徑 (mm)	鎢棒角度 (度)	母材厚度 (mm)	鎢棒伸出罩杯長度 (mm)
150, 170, 190	150	2.0	14	3.2	60	6.35	3

電流：150 A 速度：150 mm/min 電弧電壓：15.2 V 熱輸入量：9.12 KJ/cm 助銲劑：無	
電流：170 A 速度：150 mm/min 電弧電壓：15.5 V 熱輸入量：10.54 KJ/cm 助銲劑：無	
電流：190 A 速度：150 mm/min 電弧電壓：16.2 V 熱輸入量：12.31 KJ/cm 助銲劑：無	

圖 4-13 銲接電流對銲道外觀之影響

4.2.3 單一型助銲劑對銲道外觀之影響

根據表 3-5 之銲接參數來進行銲接實驗，其銲道外觀圖如圖 4-14 所示。塗敷助銲劑之 TIG-Flux 銲件，其銲道表面皆較圖 4-13 之 TIG 銲件粗糙。其中銲道表面最為光滑的為使用助銲劑 TiO_2 ，而 ZnO 次之，但 TiO_2 會沿著銲

槍移動的方向(由右至左)，鐸道寬度逐漸變大；NiO 與 MnO₂ 因其粉末為黑色之故，所以鐸道上可觀察到明顯的固體夾渣(Solid inclusions)；當使用 MoS₂ 時，鐸道上可明顯看到魚鱗紋，而在鐸道與母材交界處會產生過熔缺陷(Undercut)。



SiO₂



NiO



MoS₂



MoO₃



Cr₂O₃



TiO₂



MnO₂



ZnO

圖 4-14 鐸道外觀圖-單一型助鐸劑

4.2.4 混合型助鐸劑對鐸道外觀之影響

根據表 3-5 之鐸接參數來進行鐸接實驗，其鐸道外觀圖如圖 4-15 所示。由圖中可觀察到，塗敷助鐸劑之 TIG-Flux 鐸件，其鐸道表面皆較 TIG 鐸件粗糙。其中使用助鐸劑 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 、 $\text{SiO}_2\text{-NiO}$ 與 $\text{MoO}_3\text{-NiO}$ 時，鐸道上有明顯的固體夾渣，根據章節 0 與文獻[3]之推斷，應可加適量的 TiO_2 來加以改善鐸道表面的粗糙度；而助鐸劑 $\text{MoS}_2\text{-MoO}_3$ 會使鐸道整個呈黑色並失去金屬光澤；鐸道外觀較佳的為使用助鐸劑 $\text{SiO}_2\text{-MoS}_2$ 與 $\text{MoS}_2\text{-NiO}$ 。

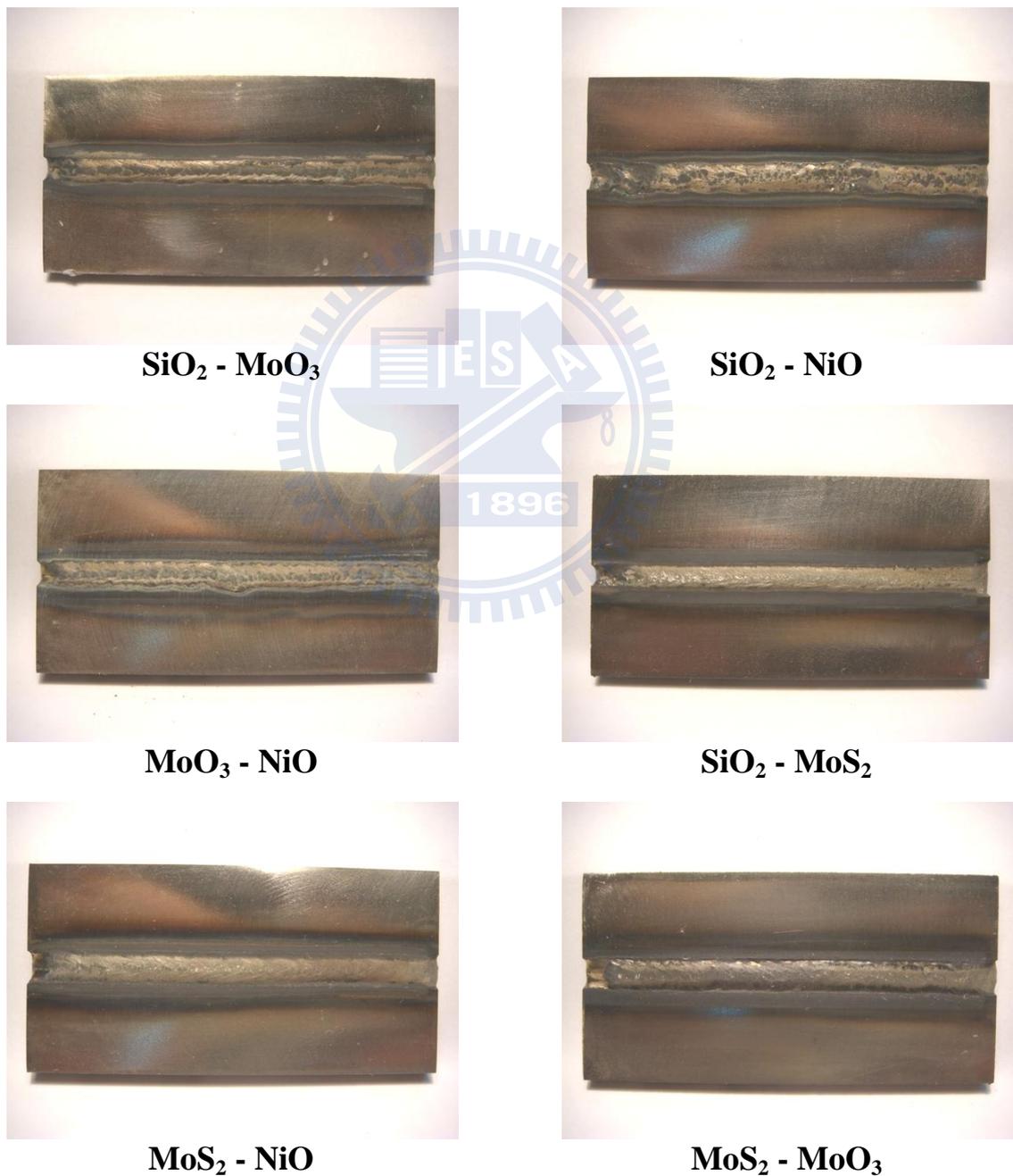


圖 4-15 鐸道外觀圖-混合型助鐸劑

4.3 助銲劑與銲接電流對銲道形態之影響

4.3.1 銲接電流對銲道形態與電弧電壓之影響

表 4-3 為不同銲接電流下之 Bead-on-Plate 銲接參數，其對應之銲道形態與實驗數據列於表 4-4 及圖 4-16。由實驗數據可得知，隨著銲接電流的提高，電弧電壓、銲道寬度及銲道熔融面積也隨之升高；而深寬比及熔深在過了 170 A 時開始降低。

表 4-3 超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate 銲接參數-不同銲接電流

銲接電流 (A)	銲槍走速 (mm/min)	電弧長度 (mm)	氬體流量 (ℓ/min)	電極外徑 (mm)	鎢棒角度 (度)	母材厚度 (mm)	鎢棒伸出罩杯長度 (mm)
150,170,190	150	2.0	14	3.2	60	6.35	3

表 4-4 銲接電流對銲道形態之影響

	150 A	170 A	190 A
電弧電壓 (V)	15.20	15.50	16.20
熱輸入量 (KJ/cm)	10.34	10.54	11.02
深寬比	0.24	0.29	0.24
銲道深 (mm)	2.03	2.63	2.47
銲道寬 (mm)	8.44	9.12	10.35
熔融面積 (mm ²)	14.88	18.77	21.04

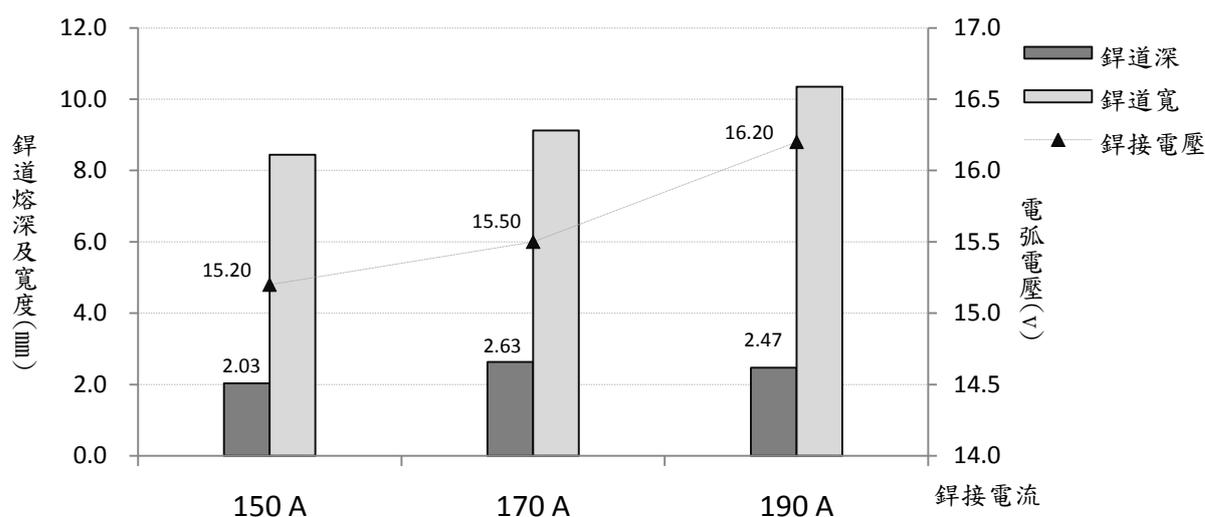


圖 4-16 銲接電流對銲道形態之影響

4.3.2 銲接電流對銲道深寬比、熔深與寬度之影響

由表 4-3、表 4-5 及圖 4-17 至圖 4-20 的實驗數據所示，隨著銲接電流的提高，銲道熔深也隨之增加。當銲接電流由 150 A 提高至 170 A 時，銲道熔深增加 30%；但銲接電流繼續提高至 190 A 時，銲道熔深卻僅增加 22%，反而較 170 A 的增加幅度為低。且因 190 A 之銲道寬度也相對地增加 23%，故深寬比在 190 A 與 150 A 時幾乎相同，並未能增加。銲道深寬比在銲接電流為 170A 時是 0.29，達到最高。與學者 Huang[3]之實驗結果比較，在相同之銲接電流(150A)與銲槍走速(150 mm/min)下，超合金 Inconel 718 深寬比為 0.24，較 304 不銹鋼之深寬比 0.31 為差，約減少了 29%。

此外，依據圖 3-8 所示，在銲道不同位置所取樣的試片，其銲道深寬比之 3 sigma 為 0.06，因此在無助銲劑的情形下，取樣位置對銲道深寬比並無明顯關聯。

表 4-5 銲接電流與銲道取樣位置對銲道深寬比、熔深及寬度之影響

銲道深寬比	150 A	170 A	190 A	銲道熔深 (mm)	150 A	170 A	190 A	銲道寬度 (mm)	150 A	170 A	190 A
A 區	0.24	0.30	0.24	A 區	2.01	2.72	2.43	A 區	8.24	8.99	10.26
B 區	0.24	0.30	0.25	B 區	1.99	2.77	2.54	B 區	8.34	9.32	10.32
C 區	0.24	0.26	0.23	C 區	2.08	2.39	2.43	C 區	8.73	9.05	10.48
平均	0.24	0.29	0.24	平均	2.03	2.63	2.47	平均	8.44	9.12	10.35
3 sigma	0.01	0.06	0.02	3 sigma	0.15	0.62	0.20	3 sigma	0.78	0.53	0.34
提升比例		20%	-1%	提升比例		30%	22%	提升比例		8%	23%

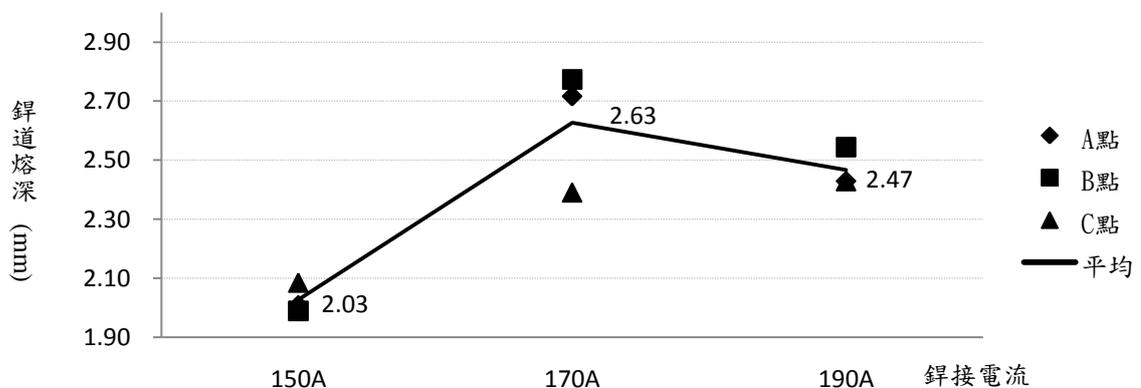


圖 4-17 銲接電流對銲道熔深之影響

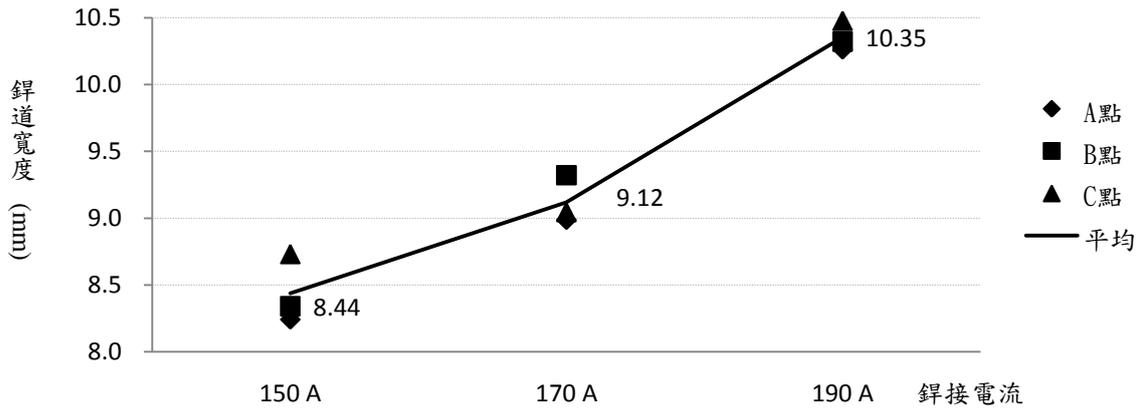


圖 4-18 銲接電流對銲道寬度之影響

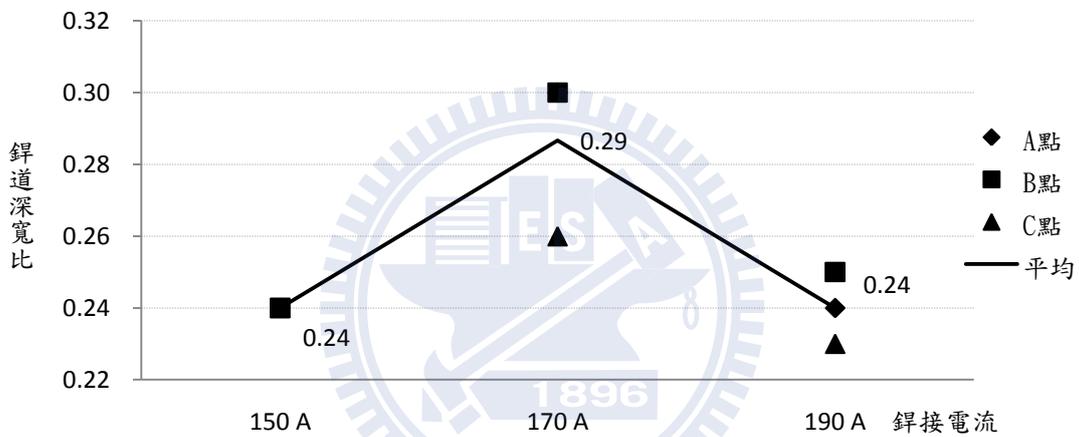


圖 4-19 銲接電流對銲道深寬比之影響

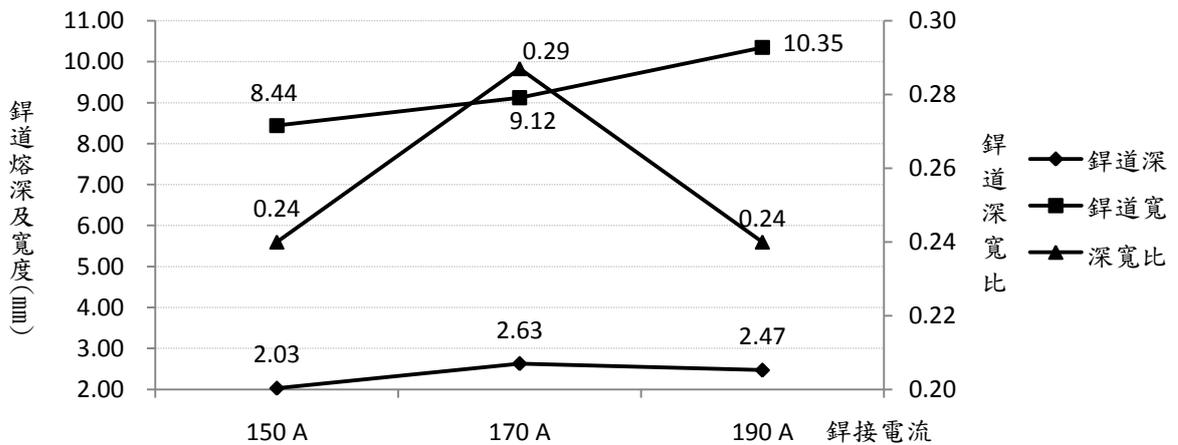


圖 4-20 銲接電流對銲道深寬比、熔深與寬度之影響

4.3.3 銲接電流銲道剖面形狀與熔融面積之影響

由圖 4-21 的銲道剖面可以看出，相對於電漿銲接，TIG 銲接製程之銲道屬於寬且淺之銲道。因其電弧熱量無法集中，故即使提高工作電流，銲道熔融金屬只能往銲道兩旁流動，進而形成寬且淺之銲道。故銲道深度一般小於 2.5 mm，適合銲接較薄之工件。

由表 4-6 及圖 4-22 所示，提高銲接電流會使銲道熔融面積增加。電流在 190 A 時比 150 A 之電流，銲道熔融面積增加比例可達 41%。這是由於提高銲接電流會提高銲接熱輸入量與降低銲件冷卻速率，因此會增加銲道熔融面積。

銲道熔融面積可簡化用來代表電弧之效率。但相對地，過大之電流，卻會使銲道之深寬比及熔深降低。

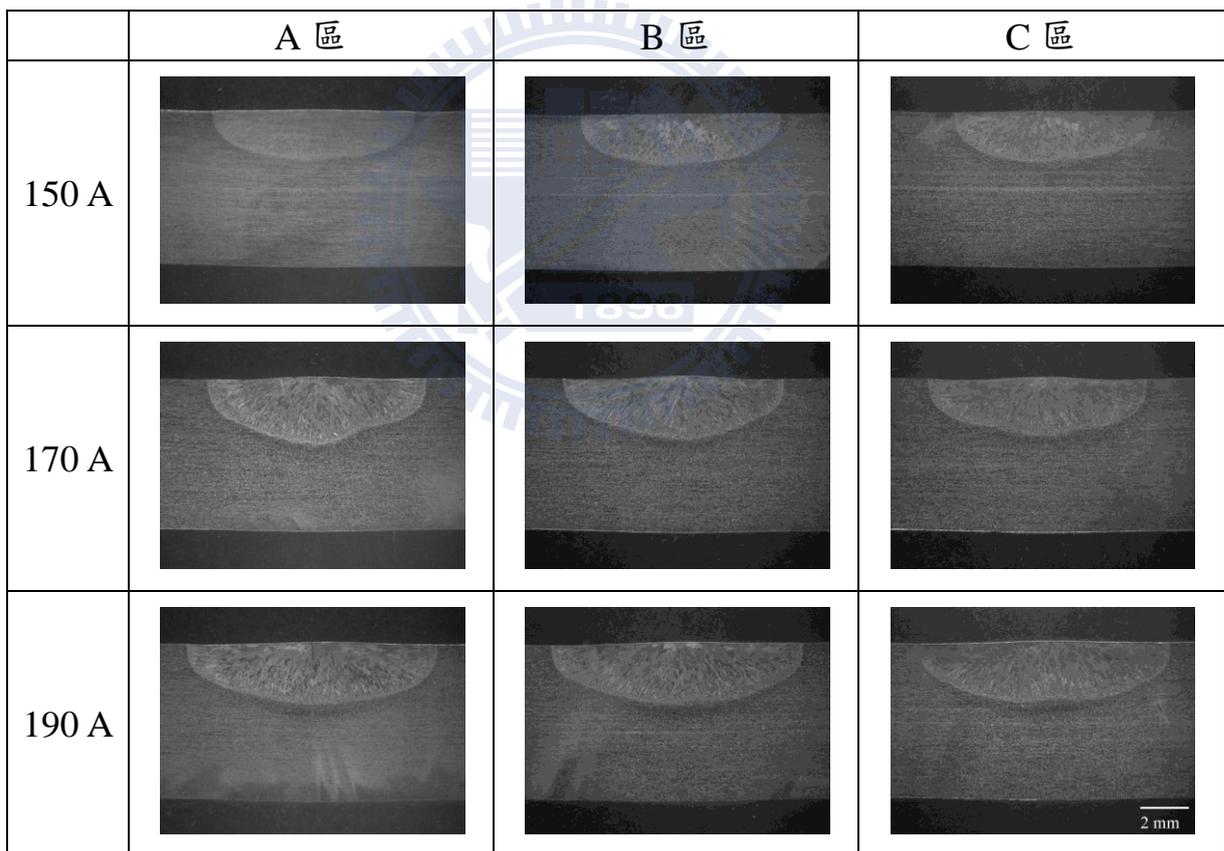


圖 4-21 不同銲接電流與取樣位置之銲道剖面圖

表 4-6 銲接電流對銲道熔融面積之影響

熔融面積 (mm ²)	150 A	170 A	190 A
A 區	14.76	19.61	20.81
B 區	14.98	18.80	21.16
C 區	14.89	17.90	21.14
平均	14.88	18.77	21.04
3 sigma	0.33	2.55	0.59
面積增加比例		26%	41%

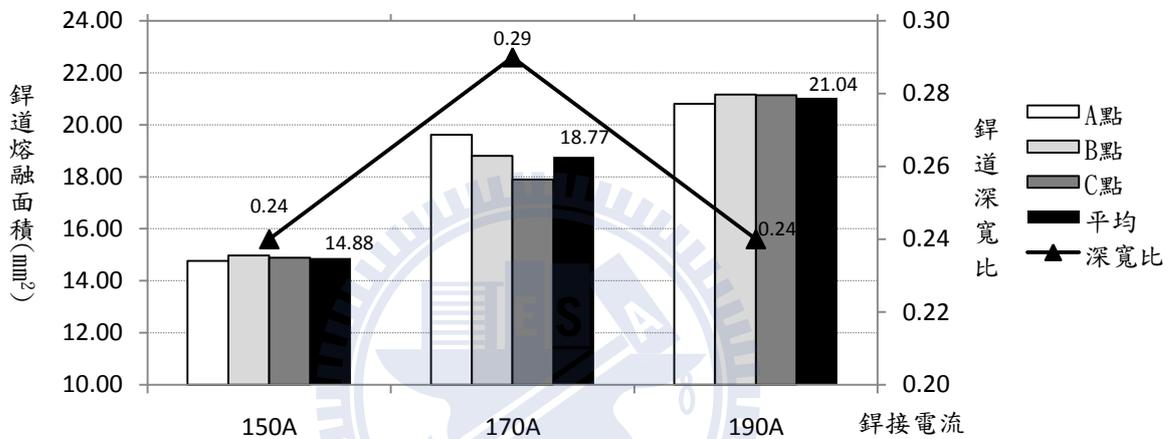


圖 4-22 銲接電流對銲道熔融面積之影響

4.3.4 單一型助銲劑銲道形態與電弧電壓之影響

表 4-7 為單一助銲劑之 Bead-on-Plate 銲接參數，其相對應之銲道形態與實驗數據列於表 4-8 及圖 4-23。由實驗數據可得知，所有助銲劑皆能提升銲道之深寬比及降低銲道寬度；唯獨使用 MnO₂ 時，銲道熔深反而降低。

表 4-7 超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate 銲接參數-8 種助銲劑

銲接電流 (A)	銲槍走速 (mm/min)	電弧長度 (mm)	氬體流量 (ℓ/min)	電極外徑 (mm)	鎢棒角度 (度)	母材厚度 (mm)	鎢棒伸出罩杯長度 (mm)
170	150	2.0	14	3.2	60	6.35	3

表 4-8 單一型助銲劑對銲道形態之影響

	SiO ₂	NiO	MoS ₂	MoO ₃	Cr ₂ O ₃	TiO ₂	MnO ₂	ZnO	Without flux
電弧電壓(V)	16.60	15.70	15.80	15.70	15.60	15.10	15.10	15.50	15.50
熱輸入量(KJ/cm)	11.29	10.68	10.74	10.68	10.61	10.27	10.27	10.54	10.54
深寬比	0.65	0.57	0.51	0.45	0.44	0.38	0.37	0.34	0.29
銲道深(mm)	4.27	3.93	3.47	3.01	3.07	2.96	2.51	2.82	2.63
銲道寬(mm)	6.59	6.95	6.81	6.67	6.94	7.83	6.75	8.23	9.12
熔融面積(mm ²)	19.72	20.01	16.53	15.33	16.08	16.46	14.03	17.75	18.77

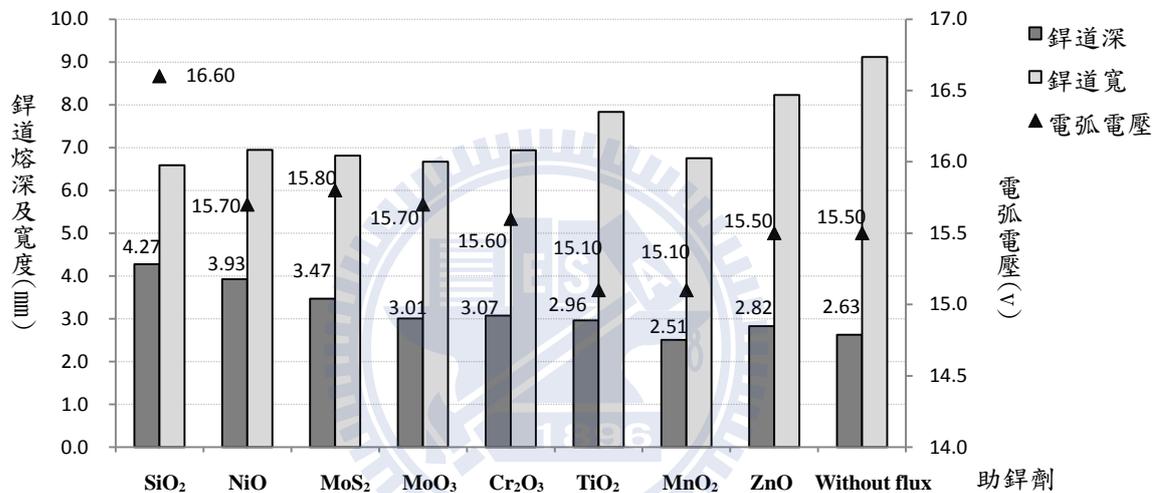


圖 4-23 單一型助銲劑對銲道形態之影響

4.3.5 單一助銲劑對銲道深寬比、熔深與寬度之影響

由表 4-9 及圖 4-24 的實驗數據來看，表中所有的助銲劑皆可以改善銲道之深寬比。其中以助銲劑 SiO₂ 可大幅改善銲道的深寬比達 125%；其次是 NiO 的 96%、MoS₂ 的 77% 與 MoO₃ 的 57%。

根據章節 2.4.3 中之探討，微量元素 S 與 Si 的存在，能使熔池的表面張力梯度由負轉正，由於表面張力梯度造成熱毛細對流，使靠近熔池邊緣表面張力及溫度皆較低的液態金屬，被靠近熔池中央表面張力及溫度皆較高的液態金屬往內拉，因此造成銲道熔深增加。

根據章節 2.3.2 之探討，一般而言，活性助銲劑是金屬的氧化物，故為電的絕緣體，雖然氧化物的阻抗隨著溫度的增加而降低，但仍顯著大於液

態的熔池，因此助銲劑的效用為在熔池的外圍區域增加一層高電子阻抗區。所以，在熔池中央會有較高的電流密度及表面熱能，故能使靠銲道中央之助銲劑因高熱揮發，露出母材金屬，使熔池緊縮，造成較深之銲道。

由表 4-10 及圖 4-25 數據可知，銲道的熔深也隨著助銲劑的使用而增加，使銲道熔深提升比例最高的仍為助銲劑 SiO_2 ，可提升 63%；其次是 NiO 的 50%；接著是 MoS_2 的 32% 與 MoO_3 的 15%。

唯一未能改善銲道熔深的助銲劑為 MnO_2 ，使用此助銲劑反而使熔深減少 5%。這可能是其熔點較低，僅 535°C ，較易被熔化無法在銲道邊緣形成高電子阻抗區之故。

表 4-9 單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道深寬比之影響

銲道深寬比	SiO_2	NiO	MoS_2	MoO_3	Cr_2O_3	TiO_2	MnO_2	ZnO	Without flux
A 區	0.66	0.55	0.48	0.42	0.44	0.45	0.38	0.36	0.30
B 區	0.65	0.55	0.51	0.47	0.45	0.37	0.37	0.33	0.30
C 區	0.64	0.60	0.54	0.47	0.44	0.32	0.37	0.34	0.26
平均	0.65	0.57	0.51	0.45	0.44	0.38	0.37	0.34	0.29
3 sigma	0.02	0.08	0.09	0.08	0.02	0.19	0.01	0.05	0.06
深寬比提升比例	125%	96%	77%	57%	54%	32%	29%	19%	

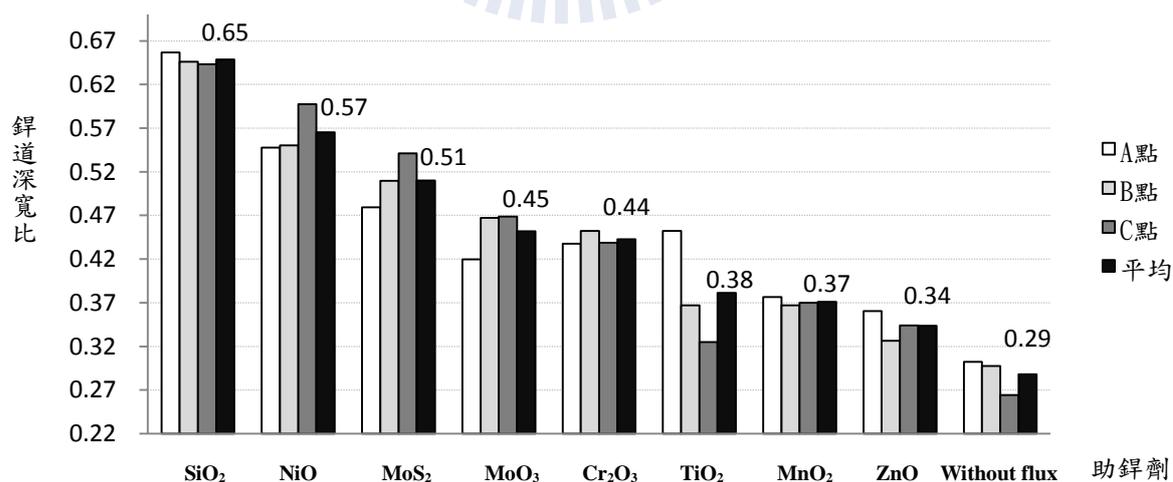


圖 4-24 單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道深寬比之影響

表 4-10 單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔深之影響

銲道熔深 (mm)	SiO ₂	NiO	MoS ₂	MoO ₃	Cr ₂ O ₃	TiO ₂	MnO ₂	ZnO	Without flux
A 區	4.27	3.81	3.37	2.96	3.02	3.19	2.47	2.85	2.72
B 區	4.32	3.77	3.48	2.91	3.10	3.00	2.33	2.75	2.77
C 區	4.23	4.21	3.56	3.16	3.10	2.68	2.72	2.87	2.39
平均	4.27	3.93	3.47	3.01	3.07	2.96	2.51	2.82	2.63
3 sigma	0.14	0.73	0.29	0.39	0.13	0.78	0.58	0.18	0.62
銲道熔深提升比例	63%	50%	32%	15%	17%	13%	-5%	8%	

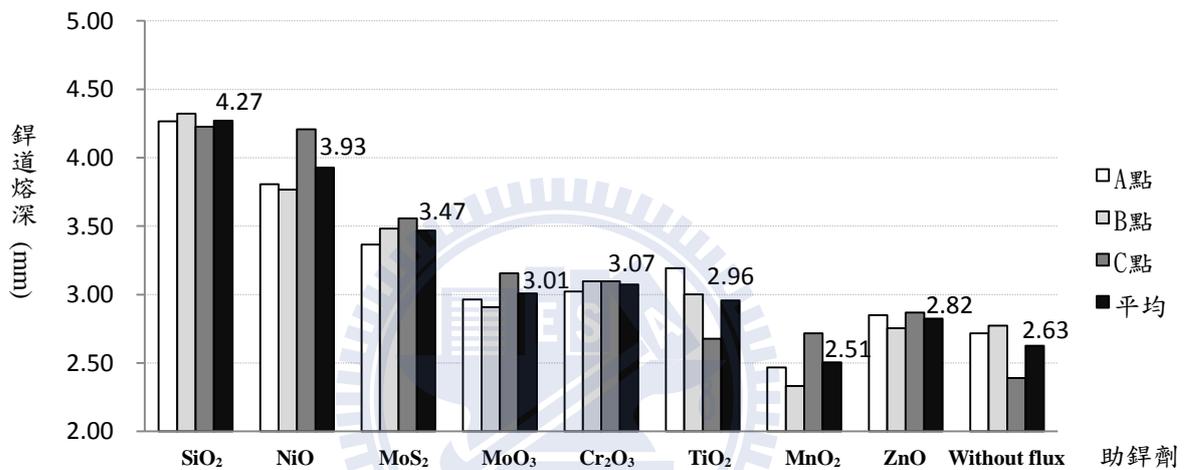


圖 4-25 單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔深之影響

由表 4-11 及圖 4-26 的數據來分析，發現相較於 SiO₂、NiO、MoS₂ 與 MoO₃，其銲道之熔深提升比例為 15%~63%。但其銲道寬度的降低比例相對較低，且集中在 24%~28% 之區間內，其中以 TiO₂ 的寬度變異最大，其 3 sigma 達 1.99，且寬度隨著銲接方向明顯降低，用肉眼即可辨識出其差異。

實驗中所測試之助銲劑皆能使銲道寬度降低，降低之比例為 10%~28%。一般而言，氧化物屬廣義之陶瓷，為典型的熱與電的絕緣體，根據章節 2.3.2 中學者所提出的機制，助銲劑的效用為在熔池的外圍區域增加一層高電子阻抗區，使電弧及熔池的寬度較為集中，故能形成較窄之銲道。

表 4-11 單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道寬度之影響

銲道寬度 (mm)	SiO ₂	NiO	MoS ₂	MoO ₃	Cr ₂ O ₃	TiO ₂	MnO ₂	ZnO	Without flux
A 區	6.50	6.95	7.03	7.06	6.91	7.06	6.55	7.91	8.99
B 區	6.69	6.85	6.83	6.22	6.85	8.18	6.36	8.44	9.32
C 區	6.57	7.04	6.57	6.73	7.06	8.24	7.34	8.34	9.05
平均	6.59	6.95	6.81	6.67	6.94	7.83	6.75	8.23	9.12
3 sigma	0.30	0.29	0.68	1.28	0.34	1.99	1.56	0.85	0.53
銲道寬度降低比例	28%	24%	25%	27%	24%	14%	26%	10%	

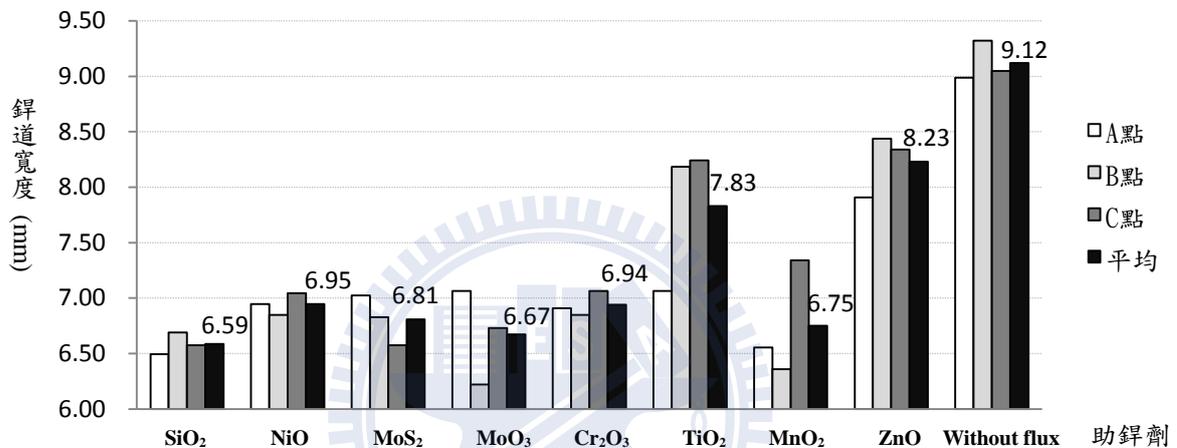


圖 4-26 單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道寬度之影響

4.3.6 單一型助銲劑對銲道剖面形狀與熔融面積之影響

由圖 4-21 與圖 4-27 的銲道剖面比較可以看出，使用助銲劑後，銲道剖面形狀明顯由寬而淺之銲道(深寬比 0.29)，轉變成相對較窄且深之銲道(深寬比 0.34~0.65)，其深寬比增加的比例最高可達 125%。且當使用 MoS₂ 時，因其表面張力梯度較大之故，在銲道與母材交界處會產生過熔缺陷 (undercut)。

此外，藉由表 4-12 及圖 4-28 之銲道熔融面積來看，除了 SiO₂ 及 NiO 能提升銲道熔融面積 5~7% 外，其它助銲劑反而使熔融面積降低 5~25%。故提高熔融面積的最直接方法仍為增加銲接電流，如章節 4.3.3 之討論，增加 40 A 電流即可增加 41% 的熔融面積。

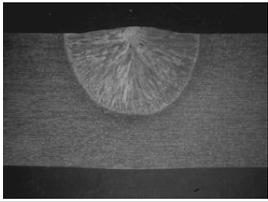
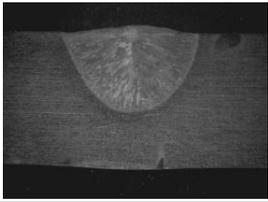
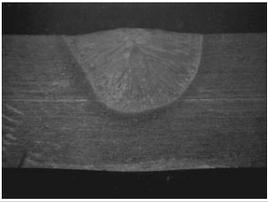
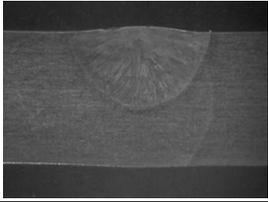
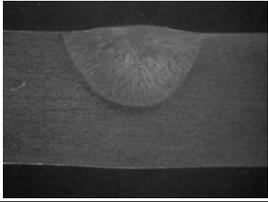
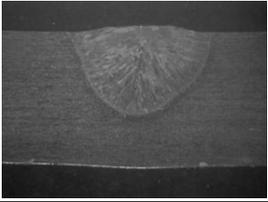
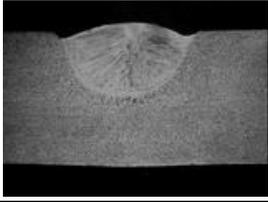
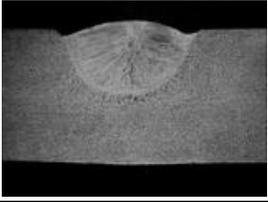
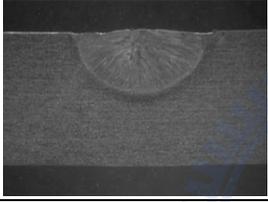
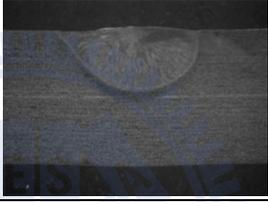
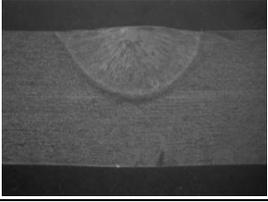
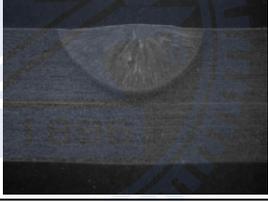
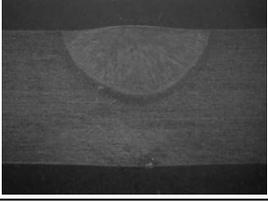
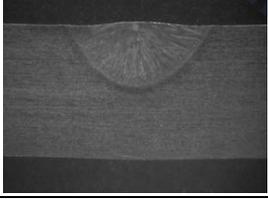
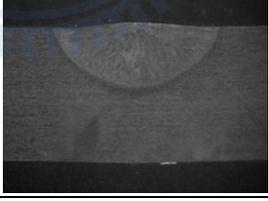
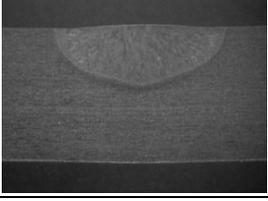
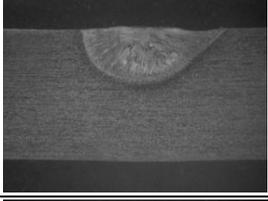
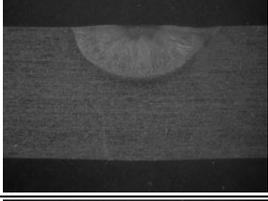
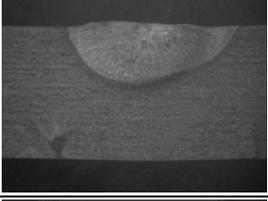
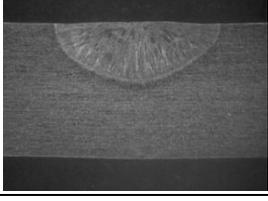
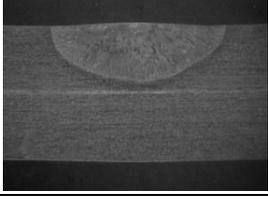
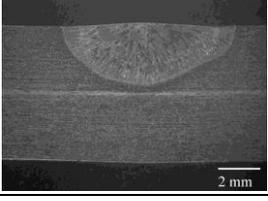
	A 區	B 區	C 區
SiO ₂			
NiO			
MoS ₂			
MoO ₃			
Cr ₂ O ₃			
TiO ₂			
MnO ₂			
ZnO			

圖 4-27 單一型助銲劑之銲道剖面圖

由上述實驗數據來判斷，可藉由助銲劑的使用來增加銲道深寬比；而藉由電流的提升來增加熔融面積。由表 4-5 及圖 4-22 所示，雖然增加銲接電流可直接提升銲道熔深達 22%~30%，但過大的電流對深寬比的增加並無助益。

表 4-12 單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔融面積之影響

熔融面積 (mm ²)	SiO ₂	NiO	MoS ₂	MoO ₃	Cr ₂ O ₃	TiO ₂	MnO ₂	ZnO	Without flux
A 區	20.51	19.58	16.79	14.87	16.05	14.72	12.84	17.30	19.61
B 區	19.39	19.22	15.96	15.21	16.18	17.61	12.45	17.90	18.80
C 區	19.27	21.24	16.84	15.91	16.02	17.04	16.81	18.06	17.90
平均	19.72	20.01	16.53	15.33	16.08	16.46	14.03	17.75	18.77
3 sigma	2.05	3.24	1.48	1.60	0.27	4.59	7.23	1.21	2.55
熔融面積提升比例	5%	7%	-12%	-18%	-14%	-12%	-25%	-5%	

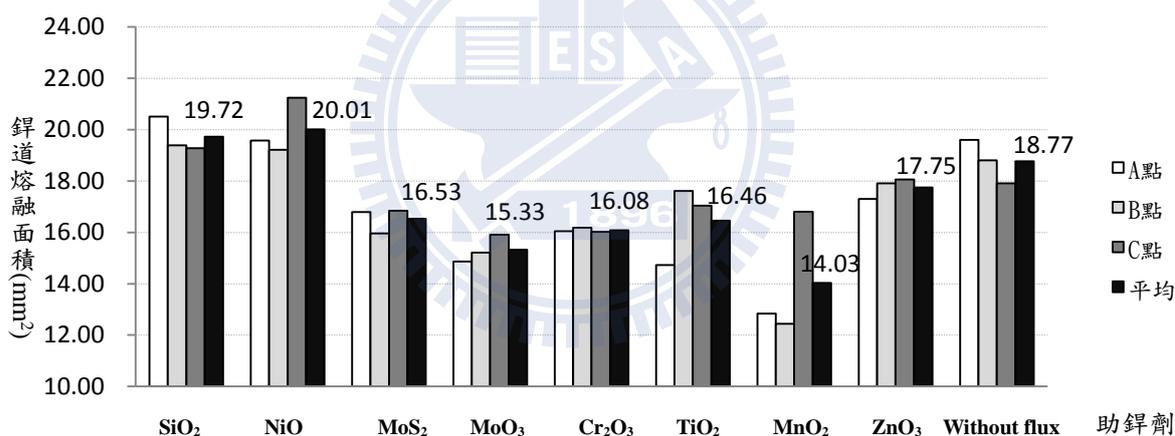


圖 4-28 單一型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔融面積之影響

4.3.7 混合型助銲劑對銲道形態與電弧電壓之影響

根據表 4-9 之八種單一型助銲劑實驗所量測之深寬比，取最大值之前四種助銲劑，以各 50% 的比例來調配成六種混合型助銲劑，分別為 SiO₂-MoO₃、SiO₂-NiO、MoO₃-NiO、SiO₂-MoS₂、MoS₂-NiO 及 MoS₂-MoO₃，以進行第二階段之銲接實驗。

表 4-13 為混合型助銲劑之銲接參數，其相對應之銲道形態與實驗數據列於表 4-14 及圖 4-29。由實驗數據可得知，所有助銲劑皆能提升銲道之深寬比、熔深及電弧電壓，並且能降低銲道寬度。

表 4-13 超合金 Inconel 718 Bead-on-Plate 銲接參數-6 種混合型助銲劑

銲接電流 (A)	銲槍走速 (mm/min)	電弧長度 (mm)	氬體流量 (ℓ/min)	電極外徑 (mm)	鎢棒角度 (度)	母材厚度 (mm)	鎢棒伸出罩杯長度 (mm)
170	150	2.0	14	3.2	60	6.35	3

表 4-14 混合助銲劑對銲道形態之影響

	SiO ₂ MoO ₃	SiO ₂ NiO	MoO ₃ NiO	SiO ₂ MoS ₂	MoS ₂ NiO	MoS ₂ MoO ₃	Without flux
電弧電壓 (V)	16.50	15.60	15.70	16.50	16.10	16.20	15.50
熱輸入量 (KJ/cm)	11.22	10.61	10.68	11.22	10.95	11.02	10.54
深寬比	0.64	0.59	0.59	0.53	0.44	0.42	0.29
銲道深 (mm)	4.28	4.09	3.95	3.45	3.12	3.21	2.63
銲道寬 (mm)	6.71	6.93	6.68	6.51	7.09	7.70	9.12
熔融面積 (mm ²)	19.95	20.26	19.34	17.56	15.87	16.66	18.77

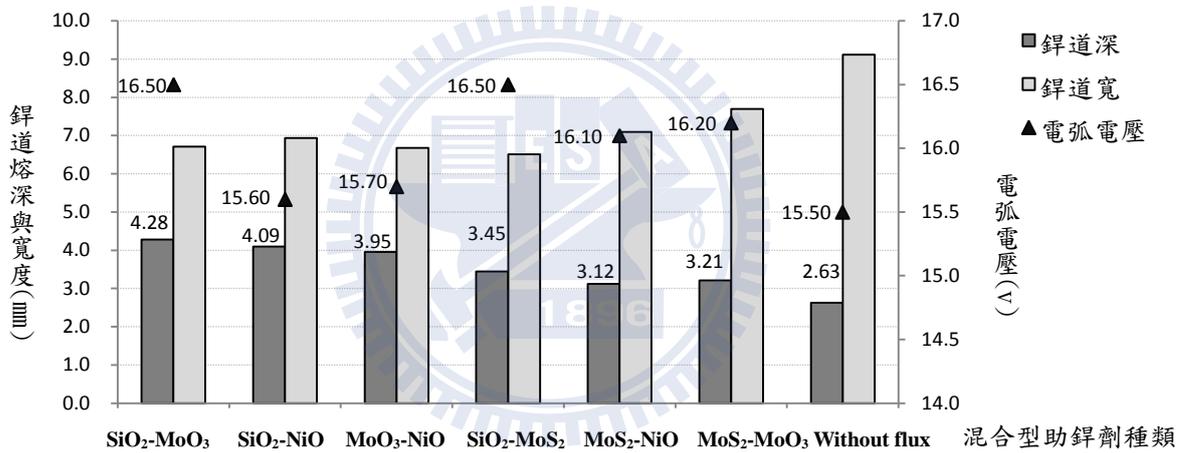


圖 4-29 混合型助銲劑對銲道形態之影響

4.3.8 混合型助銲劑對銲道深寬比、熔深與寬度之影響

由表 4-15 與圖 4-30 的實驗數據來看，表中所有的助銲劑皆可以改善銲道之深寬比。其中以助銲劑 SiO₂-MoO₃ 可大幅改善銲道的深寬比達 123%；其次是 SiO₂-NiO 與 MoO₃-NiO 的 106%；SiO₂-MoS₂ 的 84%。由數據中可發現混合型助銲劑隨著取樣位置的不同，其深寬比之變異較大，SiO₂-MoO₃ 其 3 sigma 為 0.21 間，較單一型助銲劑 SiO₂ 之 0.02 整體偏大。

此外，由表 4-16 與圖 4-31 數據可知，銲道的熔深也隨著助銲劑的使用而增加，使銲道熔深提升比例最高的仍為助銲劑 SiO₂-MoO₃，可提升 63%；其次是 SiO₂-NiO 的 56%；接著是 MoO₃-NiO 的 51% 與 SiO₂-MoS₂ 的 31%。

但 SiO₂-NiO 的變異最大，其熔深隨著取樣的位置不同，最低為 3.45 mm；最高為 4.79 mm，其差異達 1.34 mm。

由表 4-17 與圖 4-32 的數據來分析，發現相較於 SiO₂-MoO₃、SiO₂-NiO、MoO₃-NiO 與 SiO₂-MoS₂ 之鐸道熔深提升比例為 31%~63%，其鐸道寬度的降低比例相對較低且集中在 24%~29%之區間內。

其鐸道深寬比、熔深及與寬度改變之機制，可能與熔池表面張力梯度轉正機制、陽極斑點收縮機制及氧化物助鐸劑之絕緣機制有關，其討論已於 4.3.5 探討過，故不在此贅述。

由於使用混合型助鐸劑，會使鐸道深寬比及熔深會隨著取樣之位置而有所變異，這有可能是混合型助鐸劑之成份分佈不均或塗敷不勻所造成。故可將鐸道的取樣位置列入田口方法之雜音因子中，以提高整體鐸道深寬比及熔深。

表 4-15 混合型助鐸劑與鐸道取樣位置對鐸道深寬比之影響

鐸道深寬比	SiO ₂ MoO ₃	SiO ₂ NiO	MoO ₃ NiO	SiO ₂ MoS ₂	MoS ₂ NiO	MoS ₂ MoO ₃	Without flux
A 區	0.57	0.61	0.52	0.49	0.43	0.40	0.30
B 區	0.62	0.70	0.68	0.55	0.44	0.44	0.30
C 區	0.74	0.47	0.58	0.54	0.45	0.41	0.26
平均	0.64	0.59	0.59	0.53	0.44	0.42	0.29
3 sigma	0.21	0.28	0.19	0.08	0.03	0.05	0.06
深寬比 提升比例	123%	106%	106%	84%	53%	45%	

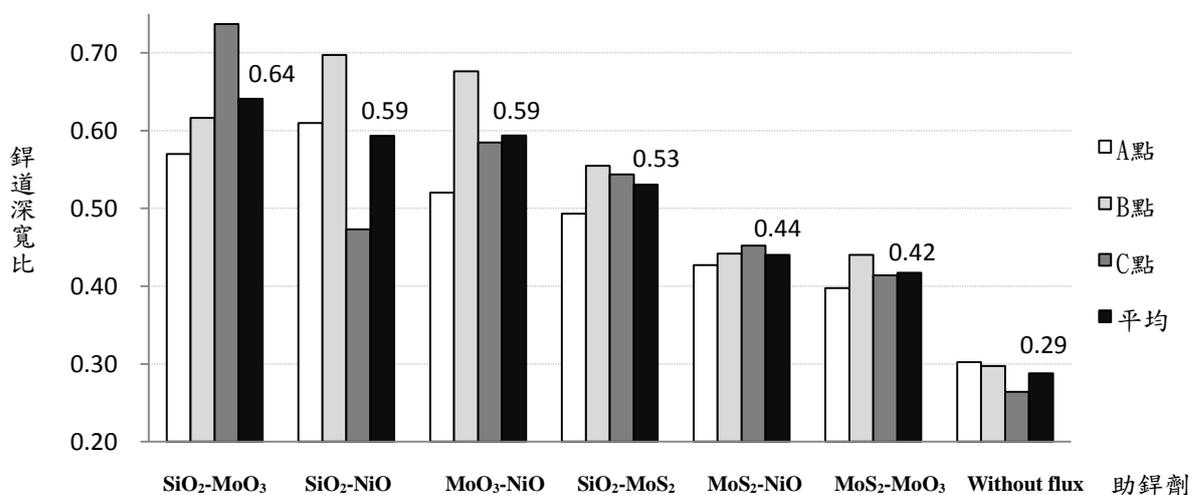


圖 4-30 混合型助鐸劑與鐸道取樣位置對鐸道深寬比之影響

表 4-16 混合型助鋅劑與鋅道取樣位置對鋅道熔深之影響

鋅道熔深 (mm)	SiO ₂ MoO ₃	SiO ₂ NiO	MoO ₃ NiO	SiO ₂ MoS ₂	MoS ₂ NiO	MoS ₂ MoO ₃	Without flux
A 區	4.02	4.04	3.60	3.30	3.09	3.11	2.72
B 區	4.17	4.79	4.37	3.51	3.13	3.34	2.77
C 區	4.64	3.45	3.89	3.53	3.15	3.19	2.39
平均	4.28	4.09	3.95	3.45	3.12	3.21	2.63
3 sigma	0.97	2.01	1.16	0.39	0.09	0.36	0.62
鋅道熔深 提升比例	63%	56%	51%	31%	19%	22%	

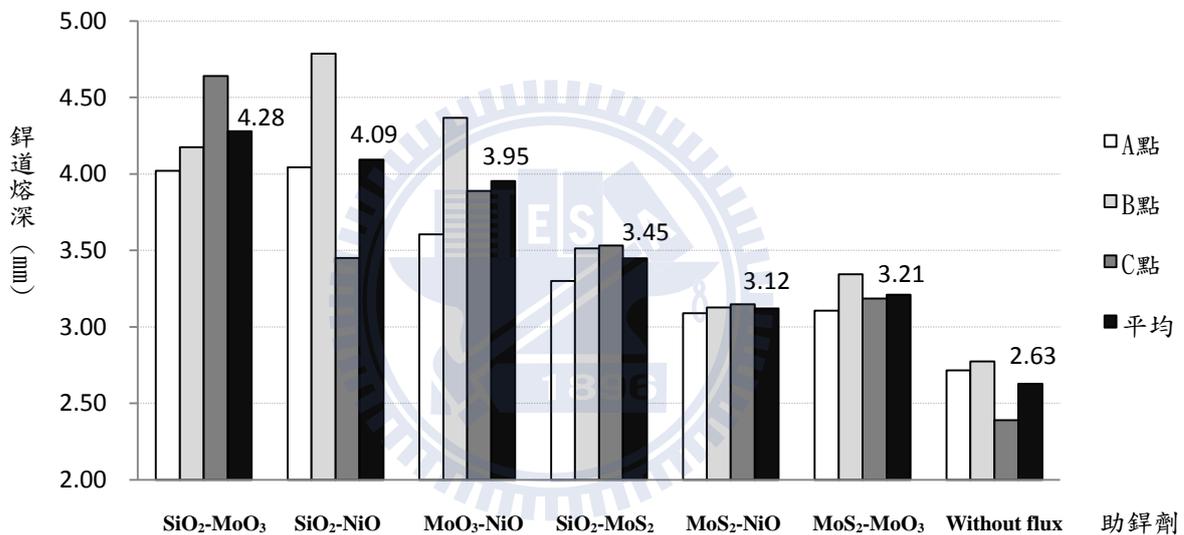


圖 4-31 混合型助鋅劑與鋅道取樣位置對鋅道熔深之影響

表 4-17 混合型助鋅劑與鋅道取樣位置對鋅道寬度之影響

鋅道寬度 (mm)	SiO ₂ MoO ₃	SiO ₂ NiO	MoO ₃ NiO	SiO ₂ MoS ₂	MoS ₂ NiO	MoS ₂ MoO ₃	Without flux
A 區	7.05	6.63	6.93	6.69	7.23	7.81	8.99
B 區	6.77	6.87	6.46	6.33	7.08	7.59	9.32
C 區	6.30	7.30	6.65	6.50	6.96	7.69	9.05
平均	6.71	6.93	6.68	6.51	7.09	7.70	9.12
3 sigma	1.15	1.01	0.71	0.54	0.41	0.33	0.53
鋅道寬度 降低比例	26%	24%	27%	29%	22%	16%	

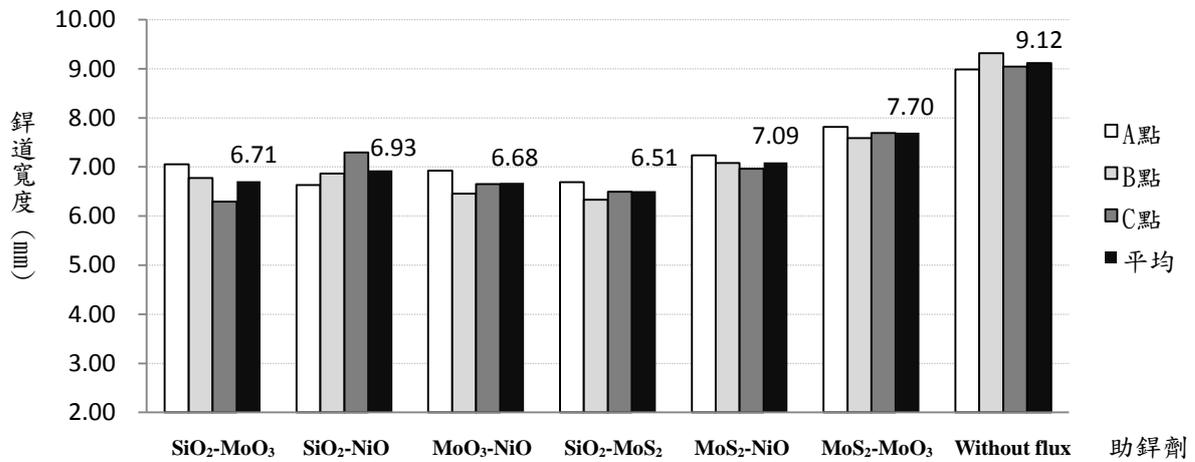


圖 4-32 混合型助錒劑與錒道取樣位置對錒道寬度之影響

4.3.9 混合型助錒劑對錒道剖面形狀與熔融面積之影響

由圖 4-21 與圖 4-33 的錒道剖面比較可以看出，使用助錒劑後，錒道剖面形狀明顯由寬而淺之錒道(深寬比 0.29)，轉變成相對較窄成深之錒道(深寬比 0.42~0.64)，其深寬比增加的比例最高可達 123%。

而當混合型助錒劑中含 MoS₂ 時，如 SiO₂-MoS₂、MoS₂-NiO、MoS₂-MoO₃，錒道中央會稍微凸出，而錒道兩旁會相對地稍微凹陷，可改善單獨使用 MoS₂ 時會產生過融缺陷之情形。

此外，藉由表 4-18 及圖 4-34 之錒道熔融面積來看，除了 SiO₂-MoO₃、SiO₂-NiO、MoO₃-NiO 能稍微提升錒道熔融面積 3~8% 外，其它助錒劑反而使熔融面積降低 6~15%，此與單一型助錒劑情形相似，故提高熔融面積的最直接方法仍為增加錒接電流，而使用助錒劑的效果並不顯著，甚至降低錒道熔融面積。

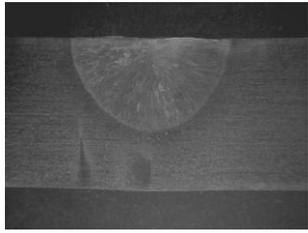
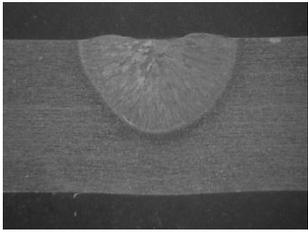
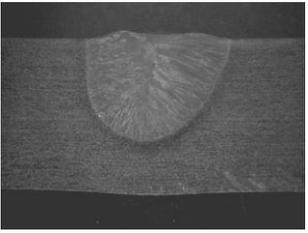
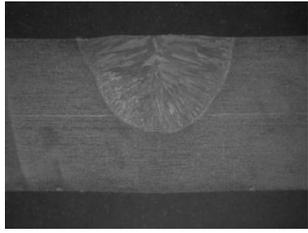
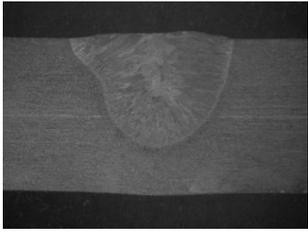
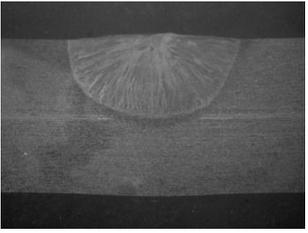
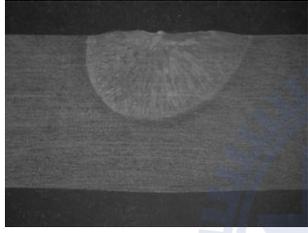
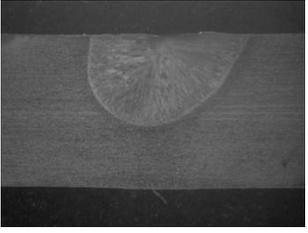
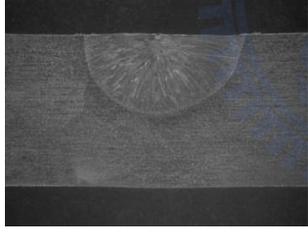
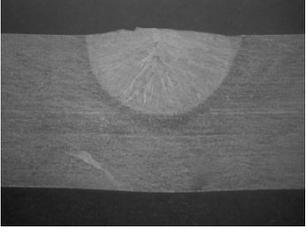
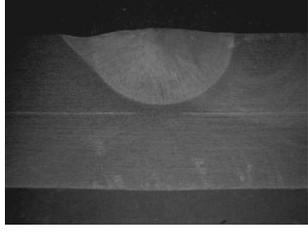
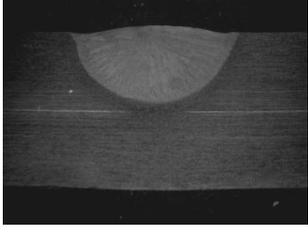
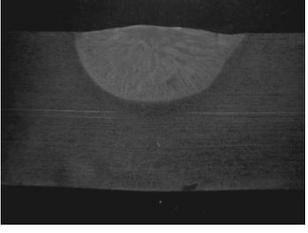
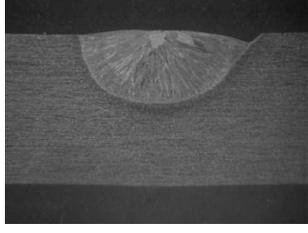
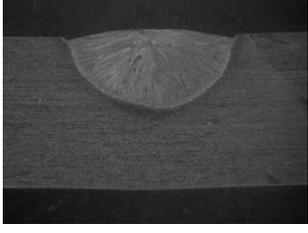
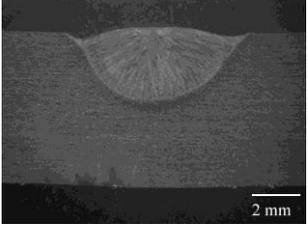
	A 區	B 區	C 區
SiO ₂ MoO ₃			
SiO ₂ NiO			
MoO ₃ NiO			
SiO ₂ MoS ₂			
MoS ₂ NiO			
MoS ₂ MoO ₃			

圖 4-33 混合型助錫劑之錫道剖面圖

表 4-18 混合型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔融面積之影響

銲道熔融面積 (mm ²)	SiO ₂ MoO ₃	SiO ₂ NiO	MoO ₃ NiO	SiO ₂ MoS ₂	MoS ₂ NiO	MoS ₂ MoO ₃	Without flux
A 區	19.32	19.18	19.17	17.70	15.51	17.04	19.61
B 區	19.75	22.13	19.75	17.33	15.80	17.51	18.80
C 區	20.79	19.48	19.10	17.64	16.29	15.43	17.90
平均	19.95	20.26	19.34	17.56	15.87	16.66	18.77
3 sigma	2.27	4.87	1.07	0.60	1.18	3.27	2.55
熔融面積 提升比例	6%	8%	3%	-6%	-15%	-11%	

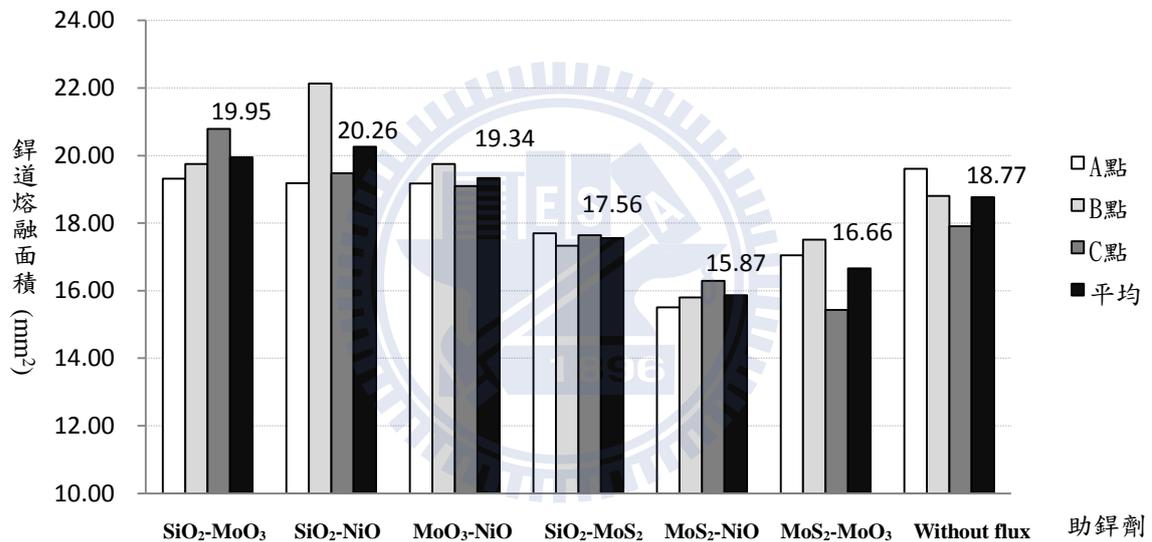


圖 4-34 混合型助銲劑與銲道取樣位置對銲道熔融面積之影響

4.4 助銲劑與銲接電流對銲道微硬度之影響

依據章節 3.11 之規範，取圖 3-8 之 B 區，來進行銲件微硬度測試。由圖 4-35 之母材微硬度分佈可知，母材硬度之分佈約介於 220~250 Hv (Hardness Vickers)之間；若取其平均值，則母材的硬度約為 236.3 Hv (母材 1)及 231.8 Hv(母材 2)。

依據章節 3.11 之規範，取圖 3-8 之 B 區，來進行銲件微硬度測試。依據所使用的助銲劑種類來分類，將銲道線(Fusion line)內及外的硬度值各取平均值，並依所使用的助銲劑種類來做圖。由圖 4-36 中之數據可知，無論是否使用助銲劑，或使用不同種類的助銲劑下，銲道線內的硬度平均值皆大於銲件硬度總平均值；且銲件硬度總平均值又大於銲道線外的硬度平均值。這是因為銲道中 Laves 偏析相為較硬之脆性相，而基地為較軟之等軸晶粒所造成之現象。故整體而言，銲接過後之母材其銲道硬度會提升。

由圖 4-37 至圖 4-53 之微硬度分佈曲線可觀察到，銲接之母材在熱影響區之硬度，並沒有因為銲接時的高溫而造成熱影響區發生析出硬化，反而在靠近銲道熔融線附近晶粒粗化之區域，有硬度下降之現象，但此區域不大，因此硬度很快地接近母材之平均硬度。

針對銲接後母材硬度下降之部份，可運用銲後熱處理的方式，消除部份之銲道偏析情形，將整體銲件的硬度提升至 300~500 Hv 之間[13, 58]。

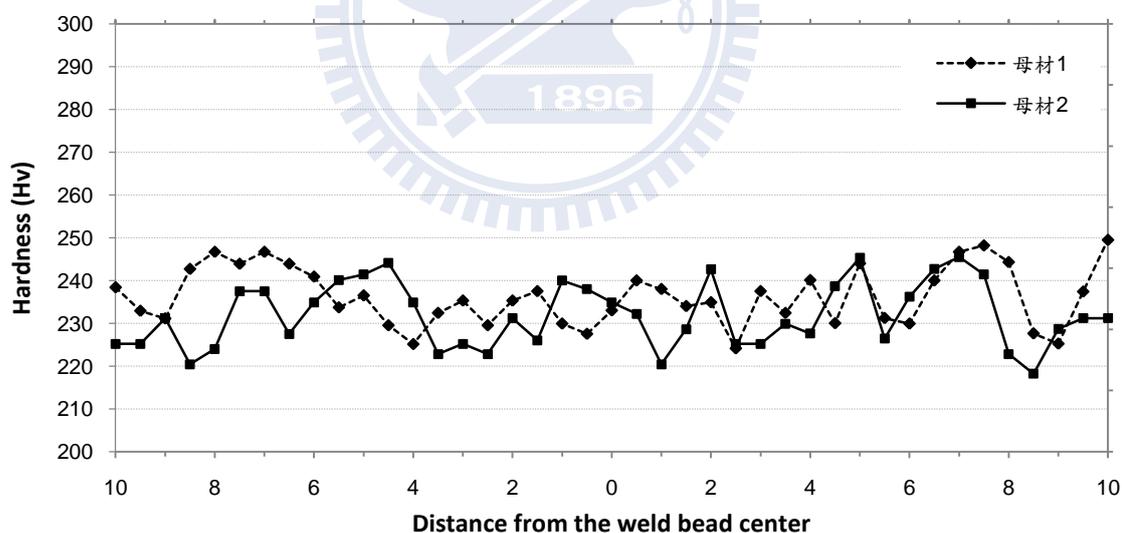


圖 4-35 微硬度分佈曲線- 未銲接之母材

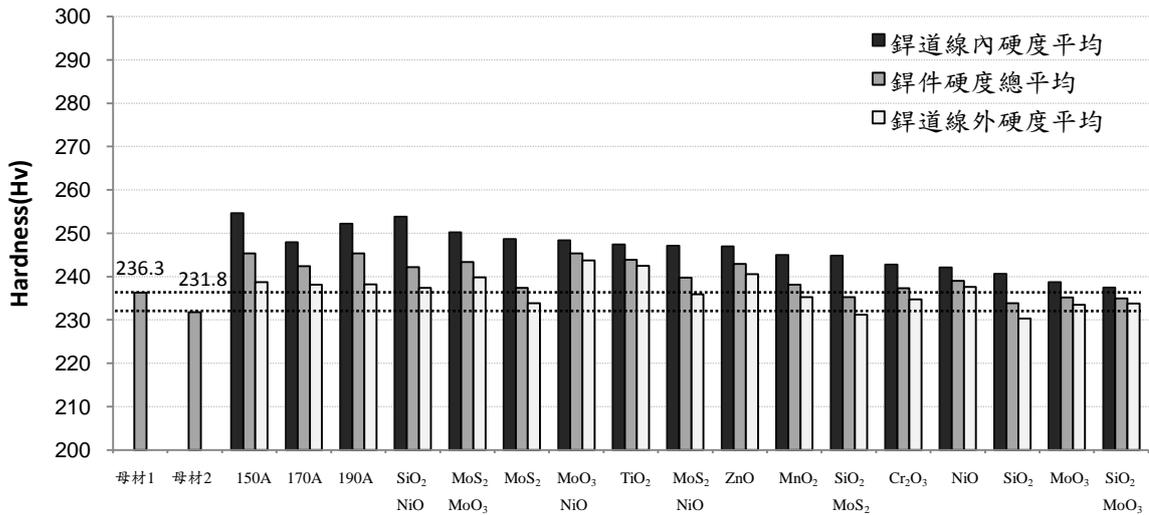


圖 4-36 使用不同助鉚劑之鉚道線內外微硬度平均值

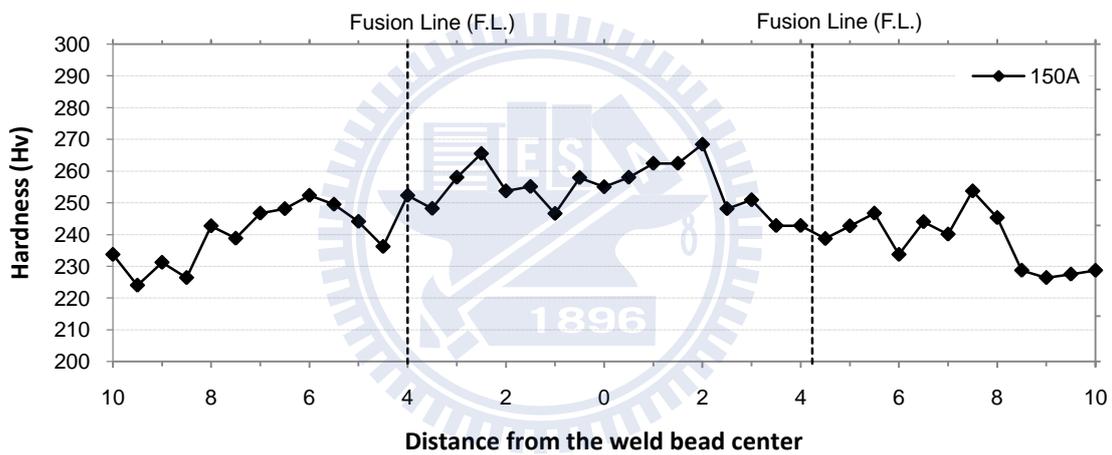


圖 4-37 微硬度分佈曲線- 150 A

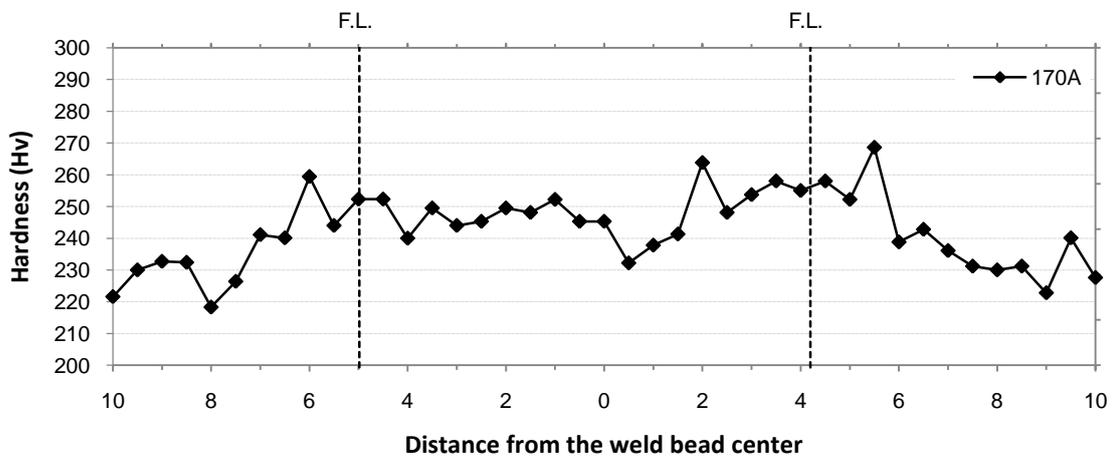


圖 4-38 微硬度分佈曲線- 170 A

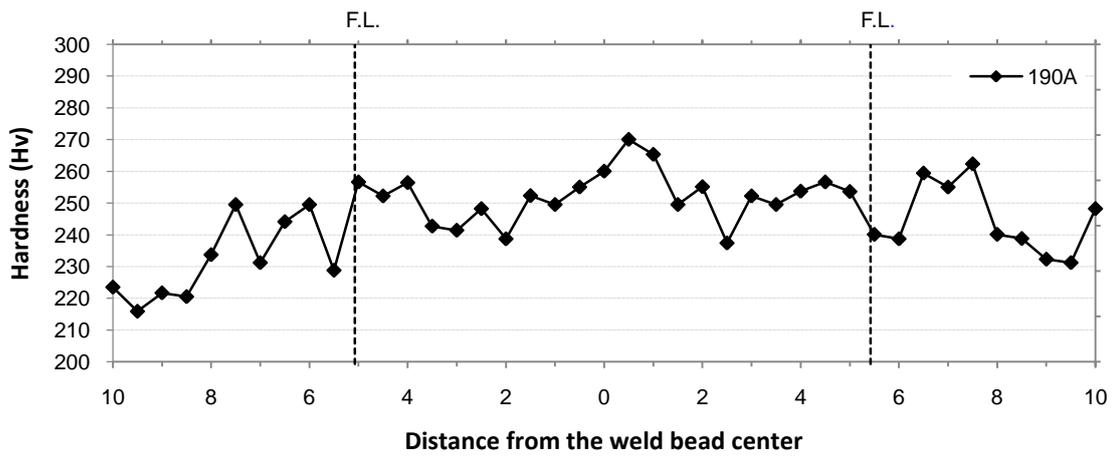


圖 4-39 微硬度分佈曲線- 190 A

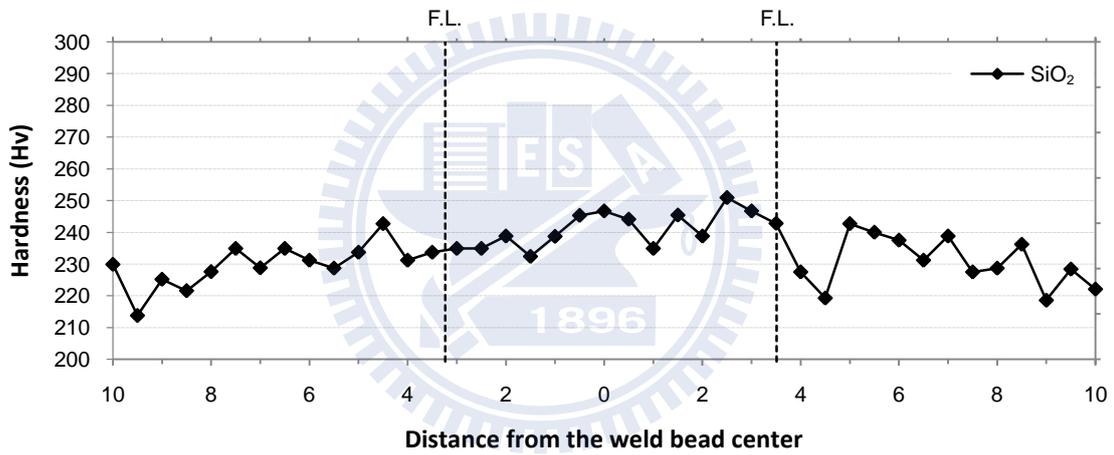


圖 4-40 微硬度分佈曲線- SiO₂

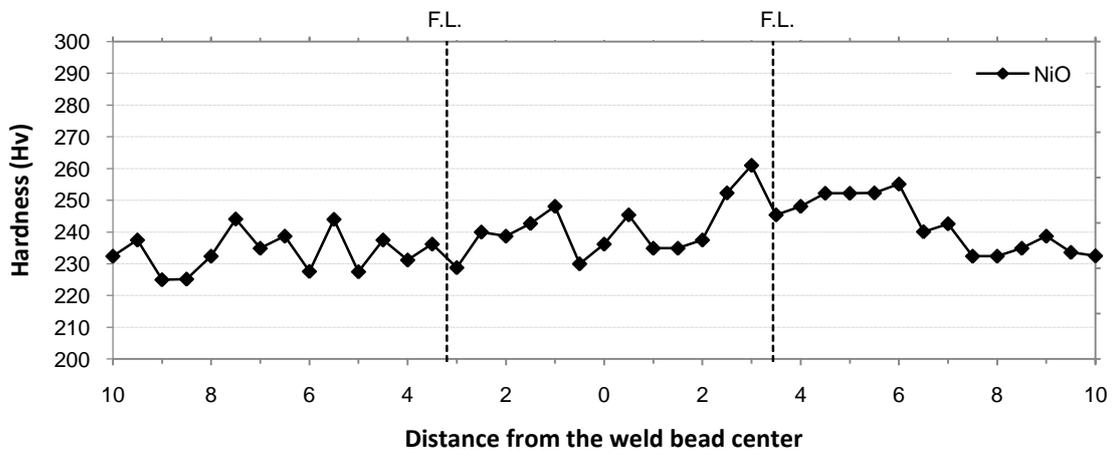


圖 4-41 微硬度分佈曲線- NiO

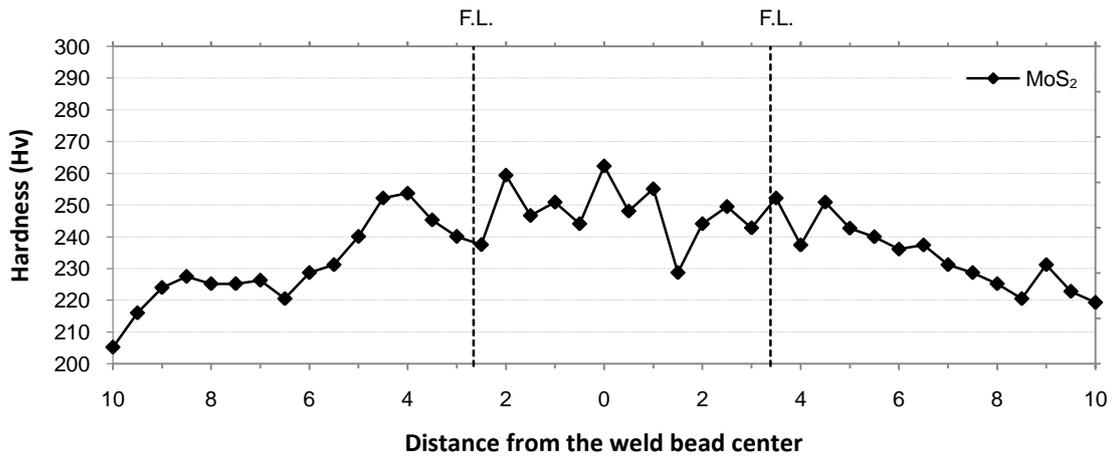


圖 4-42 微硬度分佈曲線- MoS₂

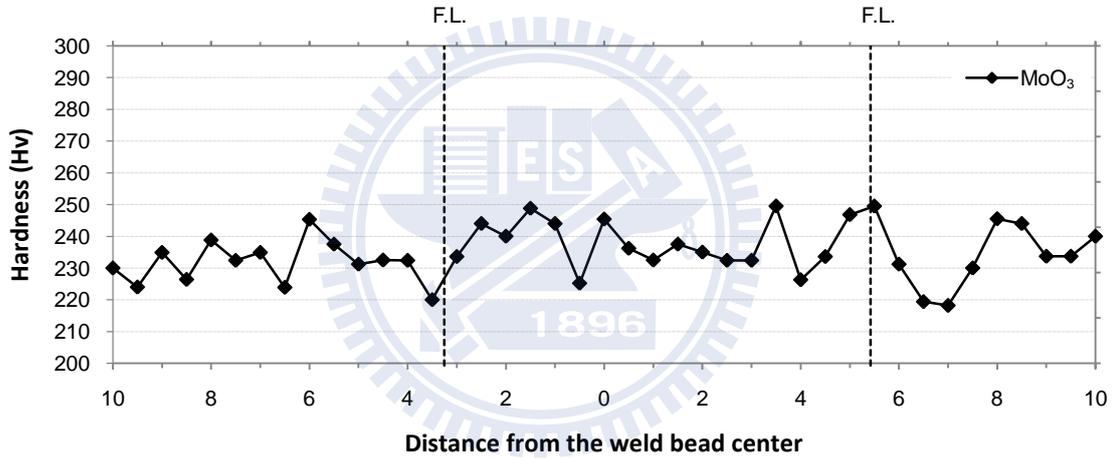


圖 4-43 微硬度分佈曲線- MoO₃

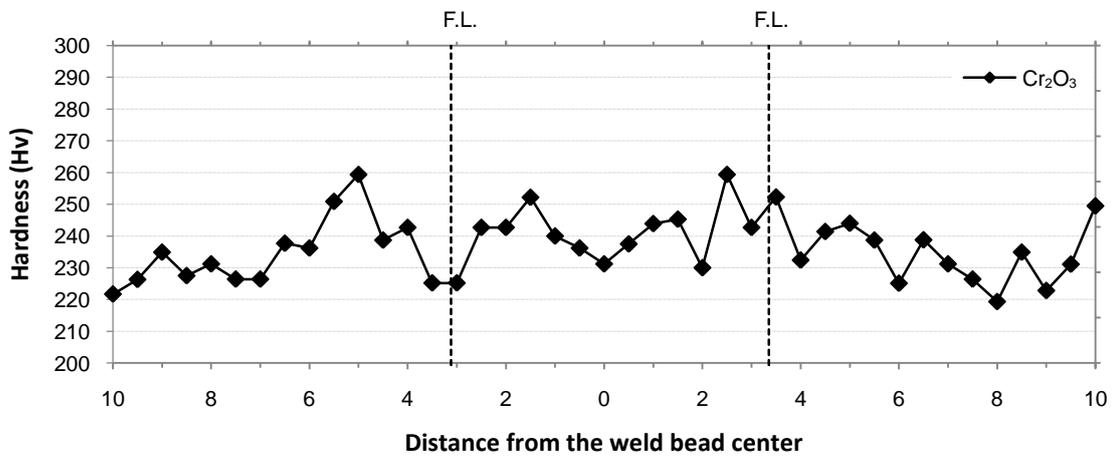


圖 4-44 微硬度分佈曲線- Cr₂O₃

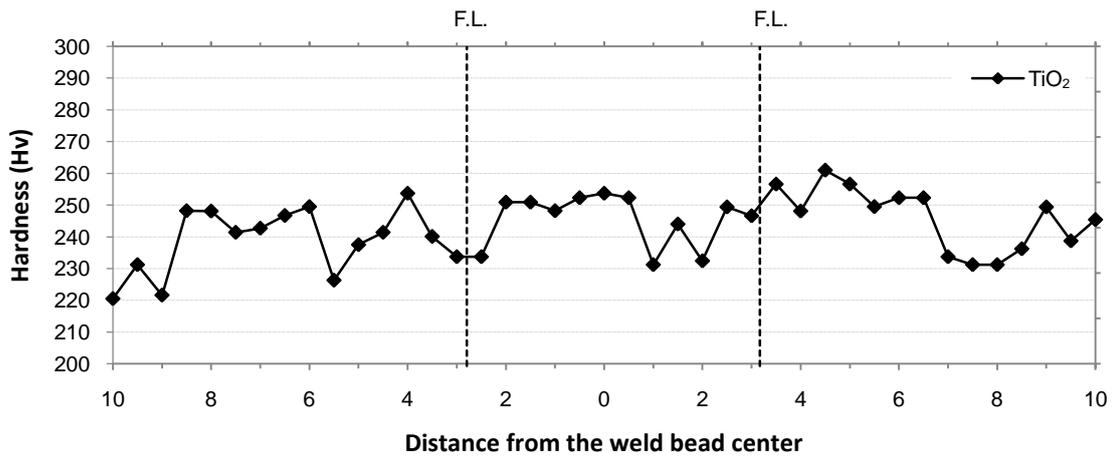


圖 4-45 微硬度分佈曲線- TiO₂

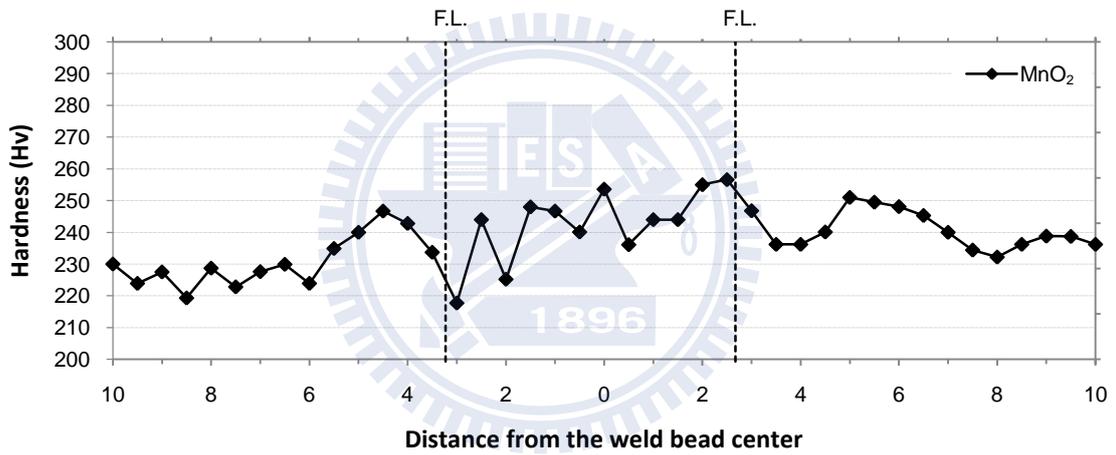


圖 4-46 微硬度分佈曲線- MnO₂

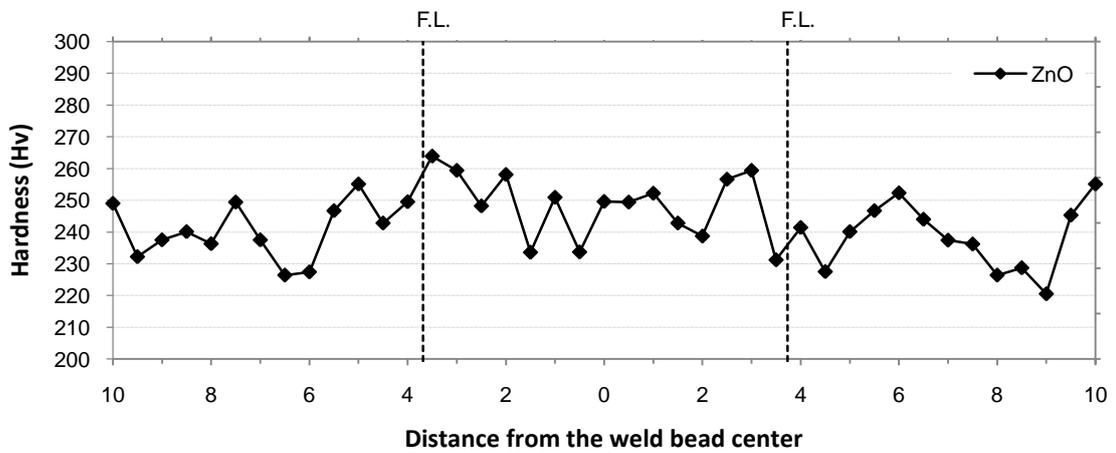


圖 4-47 微硬度分佈曲線- ZnO

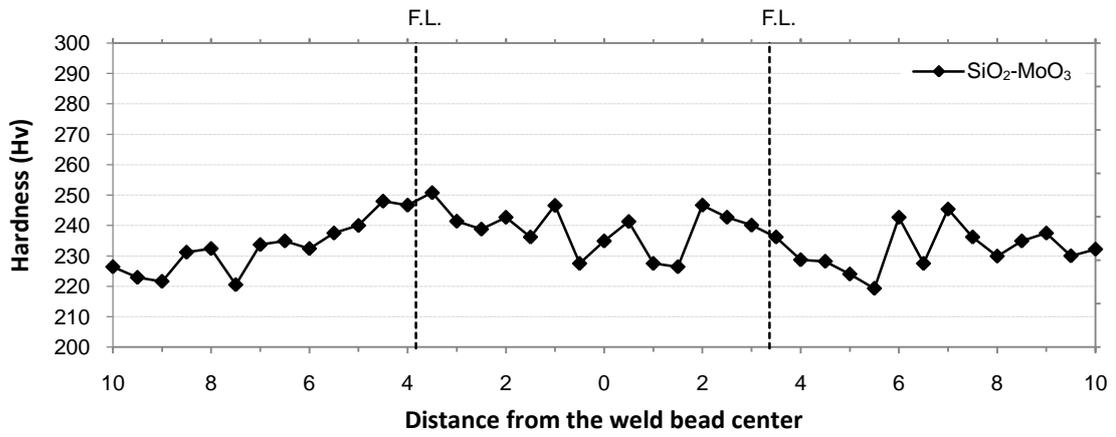


圖 4-48 微硬度分佈曲線- SiO₂-MoO₃

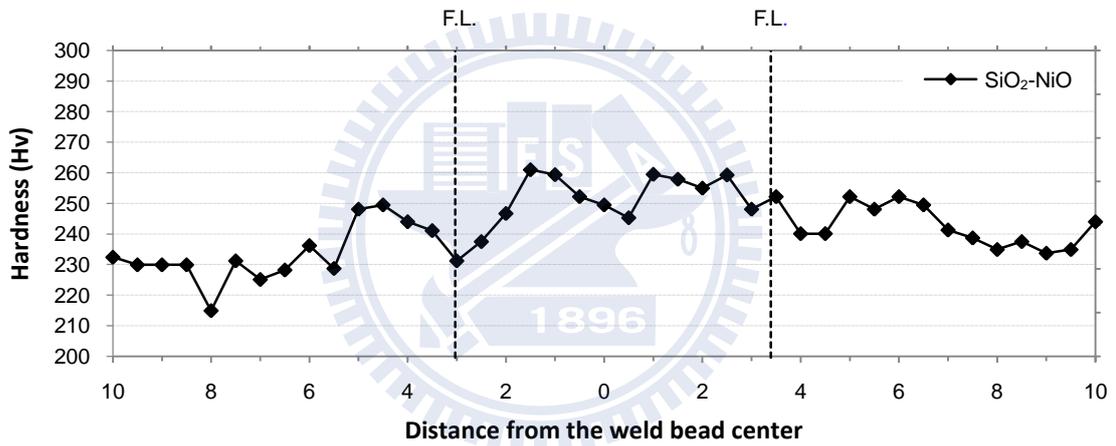


圖 4-49 微硬度分佈曲線- SiO₂-NiO

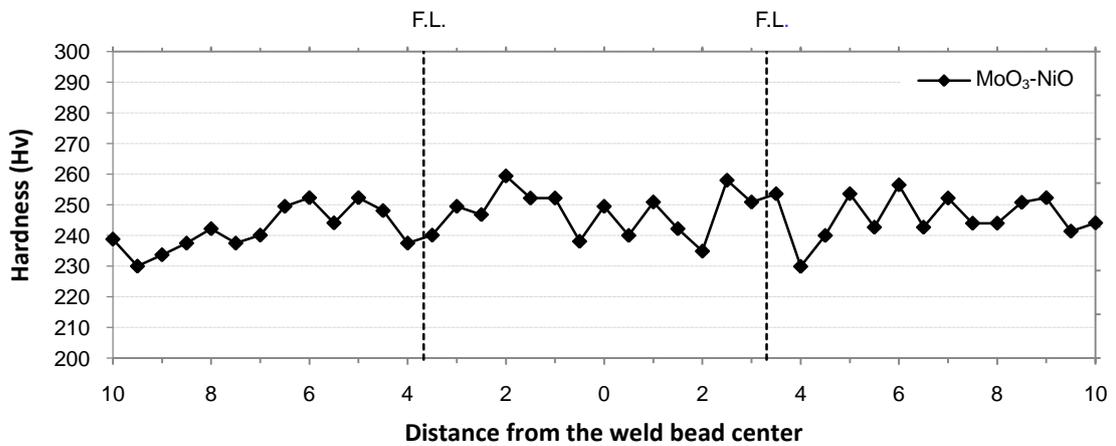


圖 4-50 微硬度分佈曲線- MoO₃-NiO

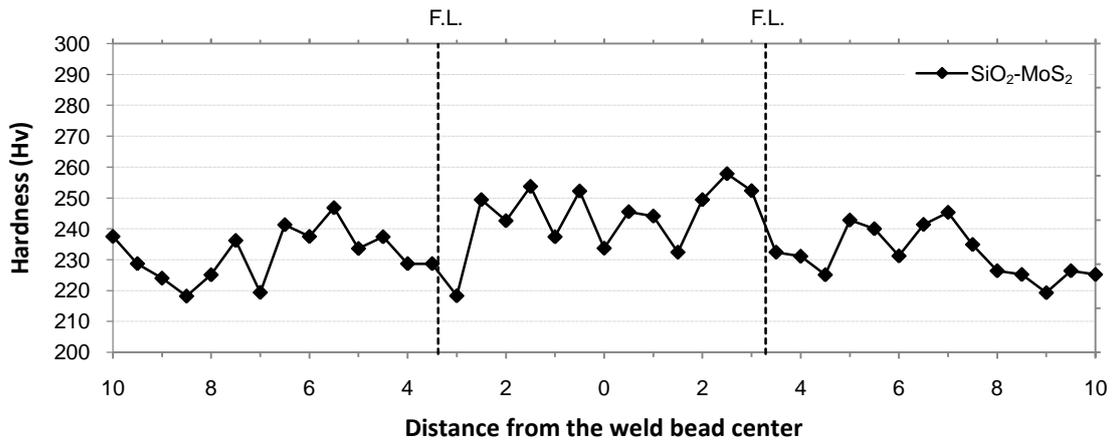


圖 4-51 微硬度分佈曲線- SiO₂-MoS₂

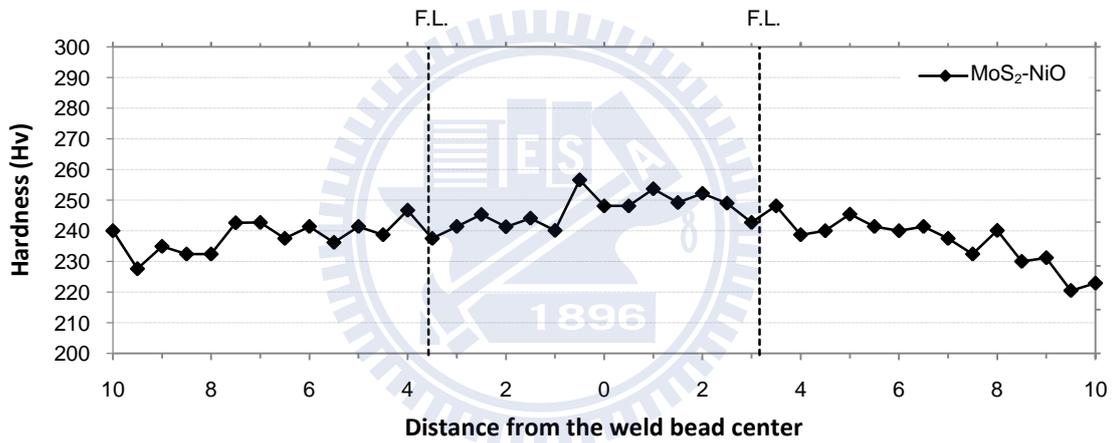


圖 4-52 微硬度分佈曲線- MoS₂-NiO

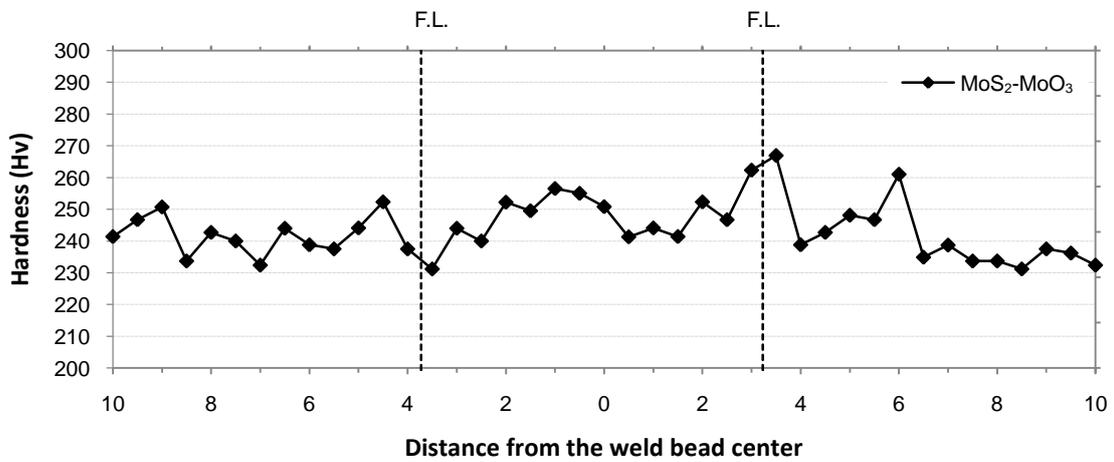


圖 4-53 微硬度分佈曲線- MoS₂-MoO₃

4.5 助銲劑與銲接電流對銲道顯微結構之影響

超合金 Inconel 718 為固溶退火之狀態，其顯微結構如圖 4-54 所示，為微細之等軸狀晶粒，由文獻中[13]可查知，圖中在基地上之黑點為碳化物。此碳化物有兩種，一種為含大量的 Nb 及少量 Ti 之碳化物，此碳化物是以 (Nb, Ti)C 之形式存在；另一種為含大量的 Ti、N 及少量的 Nb 和 C，因此，此氮化物以 TiN 形式存在。

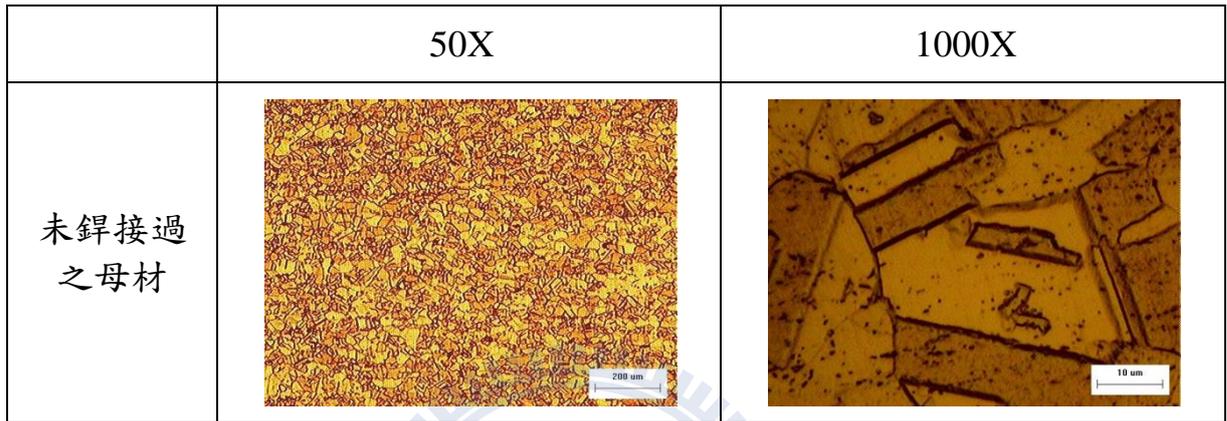
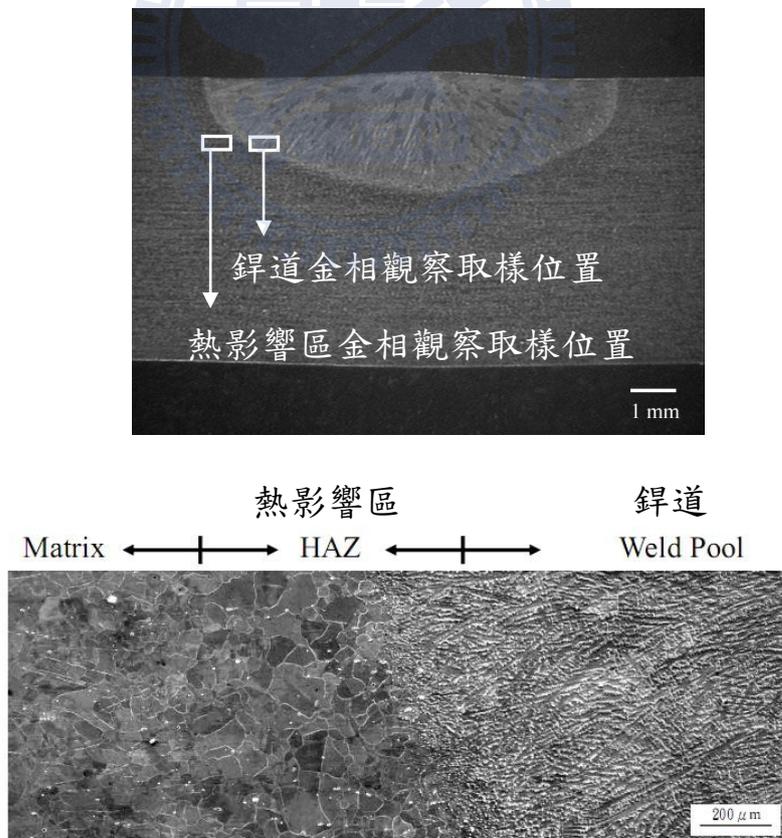


圖 4-54 超合金 Inconel 718 母材之顯微結構



母材 Bead-on-Plate 銲接之橫截面如圖 4-55 所示，母材經過銲接後，其顯微結構有明顯改變，此亦為影響機械性質之重要因素。由顯微鏡放大觀察可以明顯分辨銲道、熱影響區以及母材三個區域。由圖 4-56 至圖 4-65 可以觀察到銲道中以樹枝狀晶(dendrite)結構為主，而熱影響區中有明顯晶粒粗大的現象。在不同的銲接電流下，觀察圖 4-56 熱影響區之晶粒大小，其中以 170 A 之晶粒相對較為細緻，故其在銲道線外約 0.5 mm 之硬度值相對較高，如圖 4-37 至圖 4-39 所示。

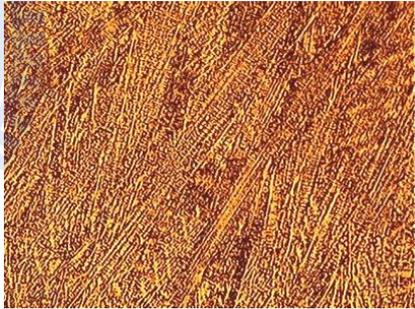
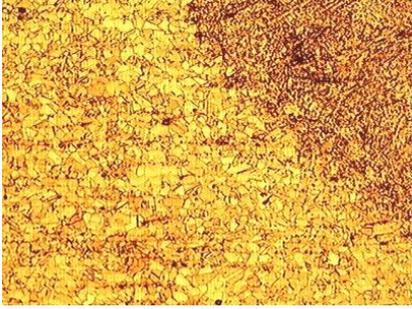
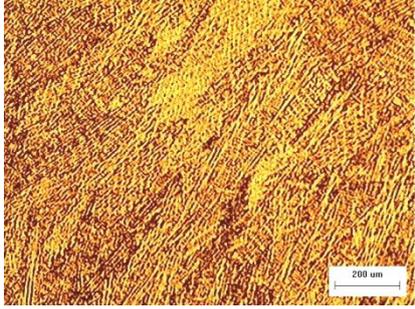
	熱影響區	銲道
150 A		
170 A		
190 A		

圖 4-56 熱影響區及銲道之金相觀察-不同銲接電流(50x)

參考文獻[13]之資料，並藉由圖 4-57、圖 4-60、圖 4-61、圖 4-64 及圖 4-65 之觀察，可以約略看出 Laves 相周圍基地及樹狀晶基地，因本研究並未觀察二次電子成像及背向電子成像，故無法明確在樹枝狀晶間觀察到不

規則析出之 Laves 相。Laves 相是在凝固過程中所產生的一種偏析相，因此在樹枝狀晶之間出現。

而鐳道中顆粒狀之析出物有兩種，分別為 Nb-rich 碳化物及 Ti-rich 氮化物。這些相之所以會出現是因為鐳道在凝固的過程中， γ 基地會大量排出如 Nb、Mo 及 Ti 等原子到樹枝狀晶之間，因此會在此區域形成碳化物及氮化物[13]。

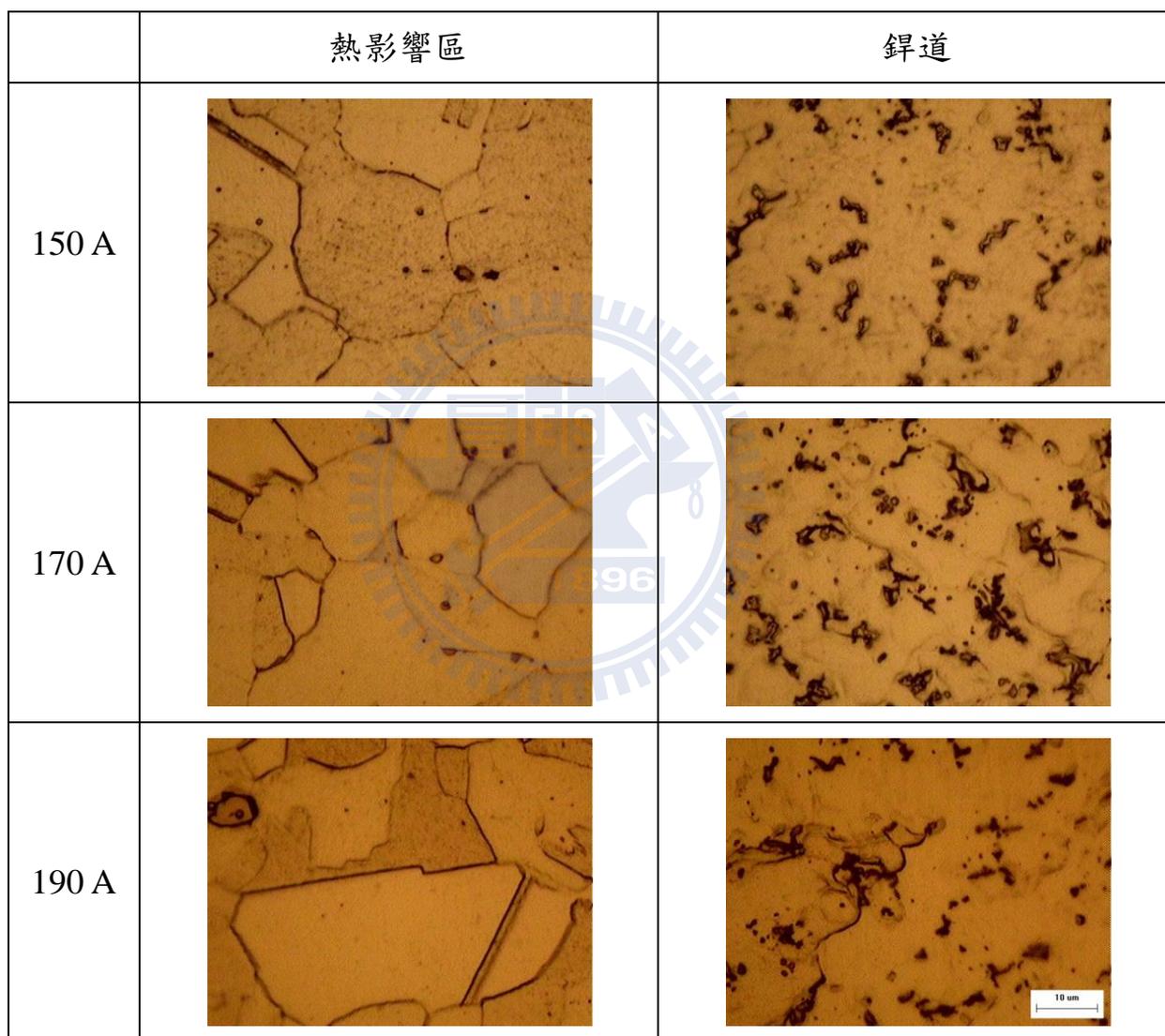


圖 4-57 熱影響區及鐳道之金相觀察-不同鐳接電流(1000x)

觀察圖 4-58 至圖 4-65 之金相顯微結構，在使用不同助劑的情形下，鐳件除了鐳道中以樹枝狀晶結構為主，而熱影響區中有明顯晶粒粗大的共同現象外，因鐳件並無經過鐳後熱處理，故未產生顯著的微觀結構變化。所以其微觀結構並不因使用不同的助鐳劑而有顯著的差異，即使因使用不同

之助銲劑而使熱影響區晶粒大小略有不同，但以硬度測試值來看，其差異性並不大，約在 10~20 Hv 之間；相較於熱處理過後之銲件，硬度可提升 100~300 Hv[13, 58]。

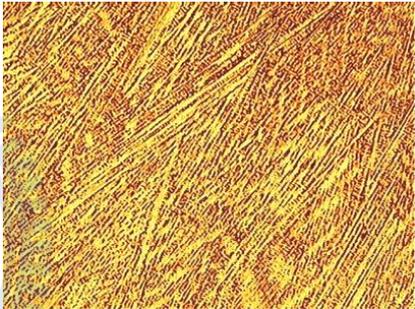
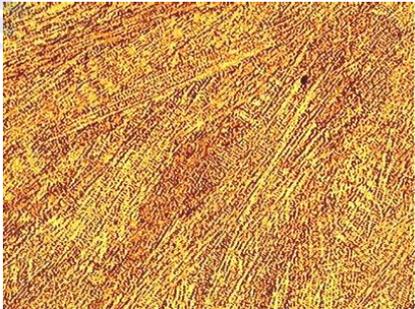
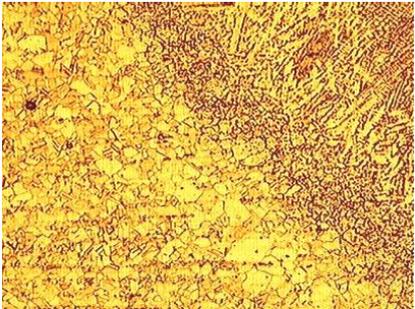
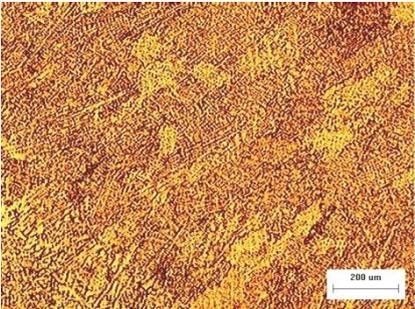
	熱影響區	銲道
SiO ₂		
NiO		
MoS ₂		
MoO ₃		

圖 4-58 熱影響區及銲道之金相觀察-單一型助銲劑 1 (50x)

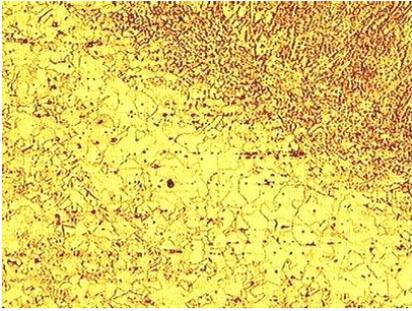
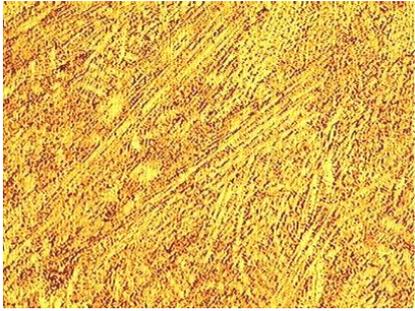
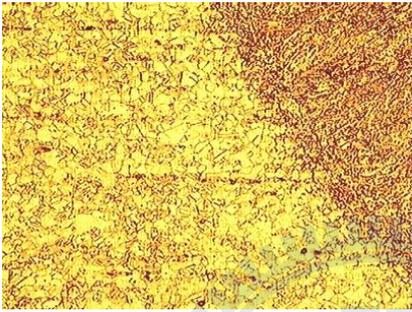
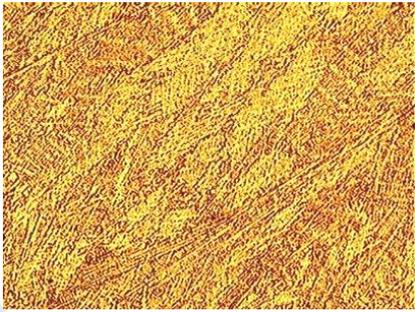
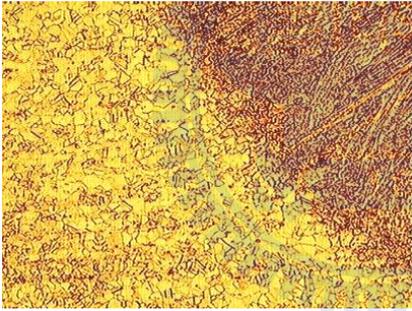
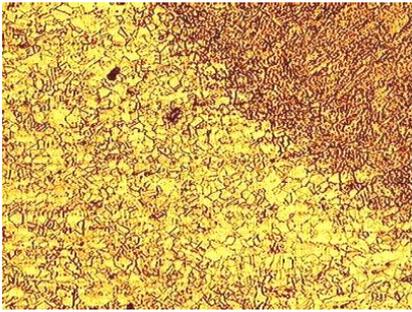
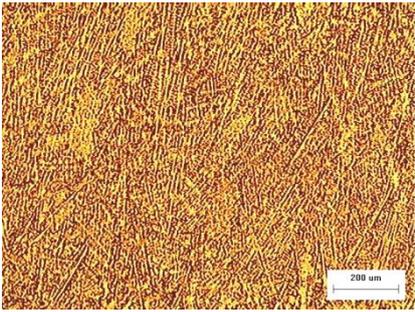
	熱影響區	鐸道
Cr_2O_3		
TiO_2		
MnO_2		
ZnO		

圖 4-59 熱影響區及鐸道之金相觀察-單一型助鐸劑 2 (50x)

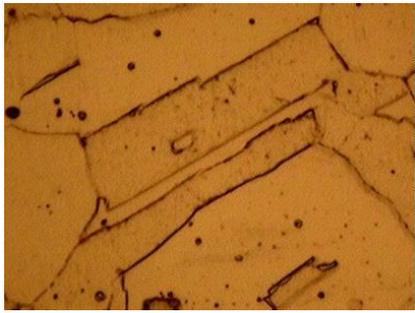
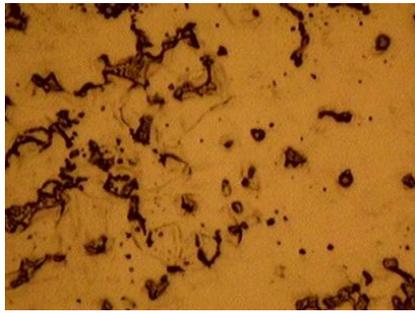
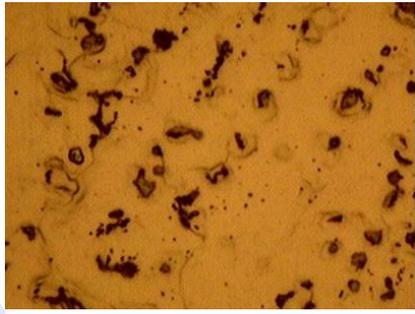
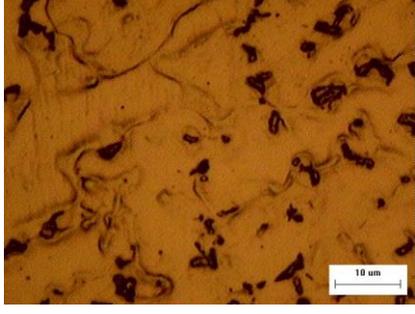
	熱影響區	鐸道
SiO ₂		
NiO		
MoS ₂		
MoO ₃		

圖 4-60 熱影響區及鐸道之金相觀察-單一型助鐸劑 1 (1000x)

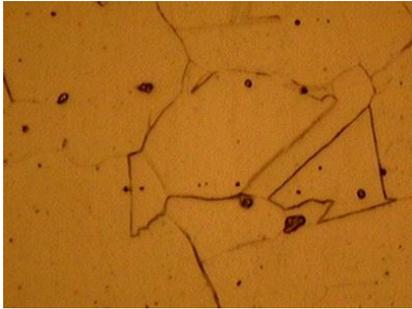
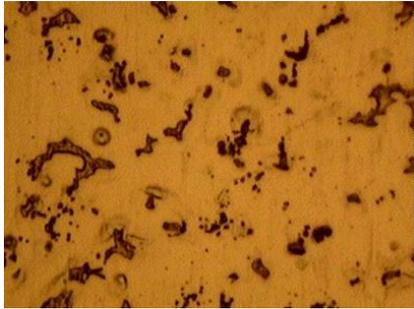
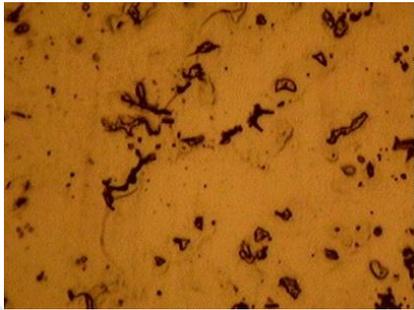
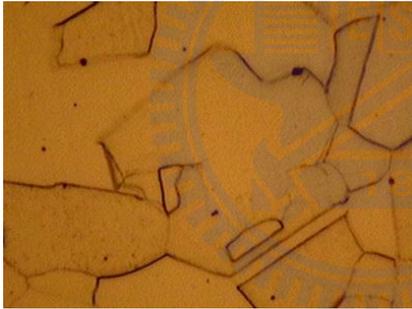
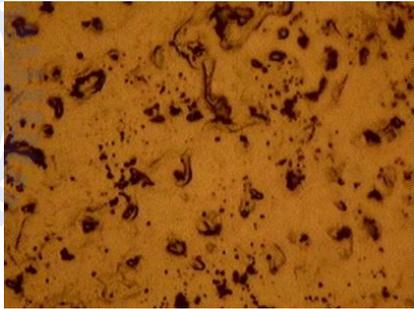
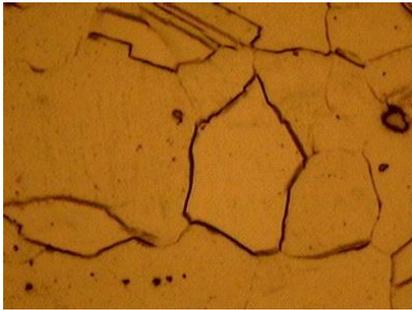
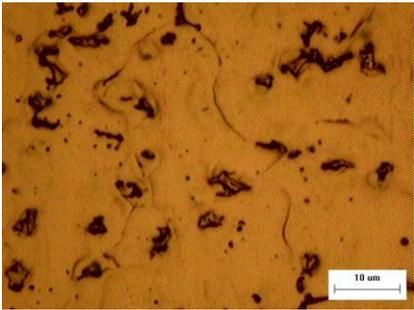
	熱影響區	鐸道
Cr_2O_3		
TiO_2		
MnO_2		
ZnO		

圖 4-61 熱影響區及鐸道之金相觀察-單一型助鐸劑 2 (1000x)

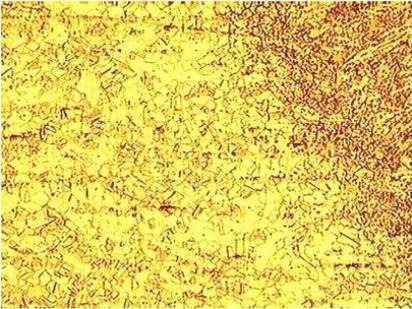
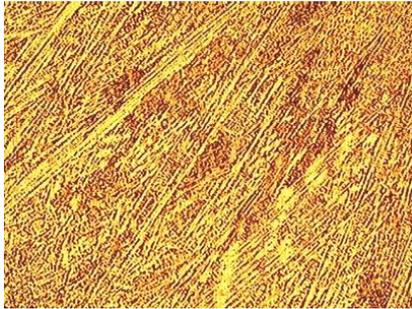
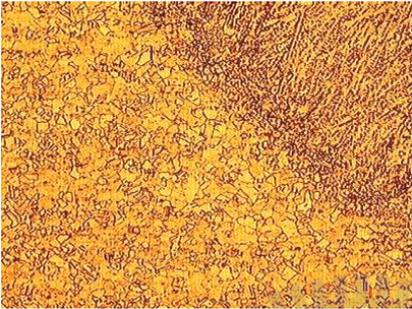
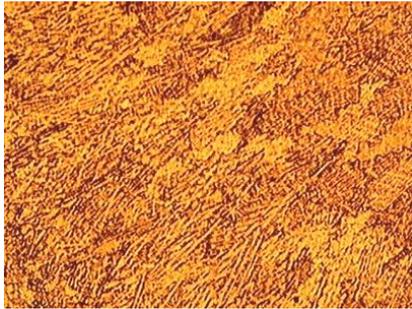
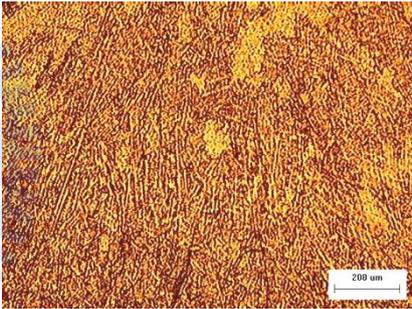
	熱影響區	鐸道
SiO ₂ MoO ₃		
SiO ₂ NiO		
MoO ₃ NiO		

圖 4-62 熱影響區及鐸道之金相觀察-混合型助鐸劑 1 (50x)

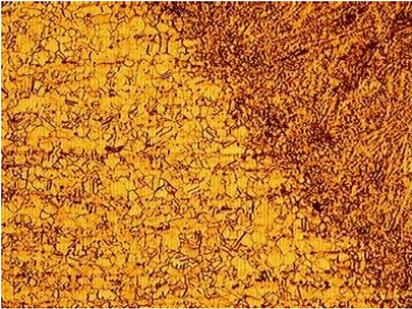
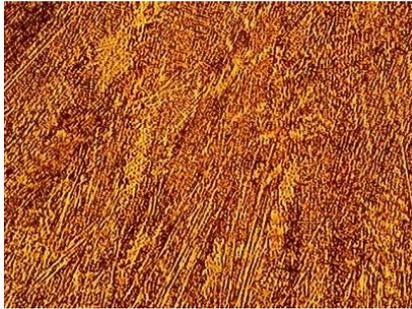
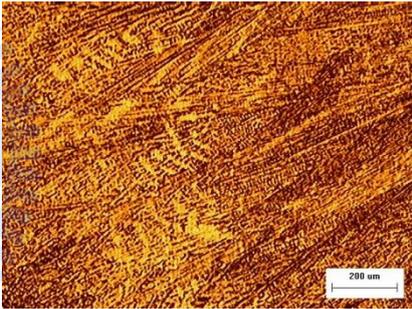
	熱影響區	鐸道
SiO ₂ MoS ₂		
MoS ₂ NiO		
MoS ₂ MoO ₃		

圖 4-63 熱影響區及鐸道之金相觀察-混合型助鐸劑 2 (50x)

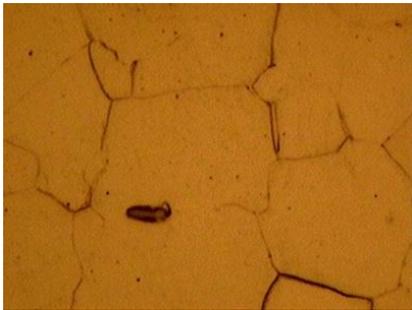
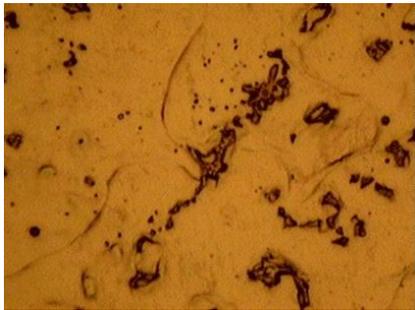
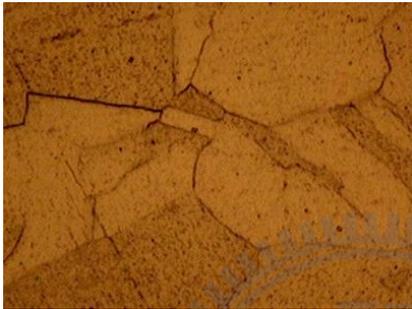
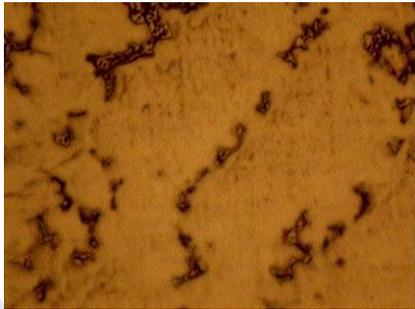
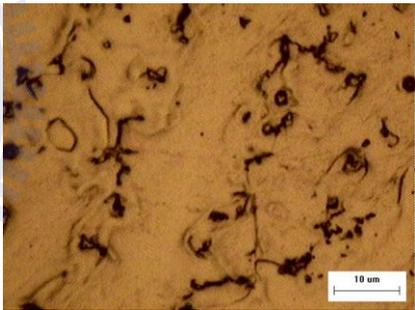
	熱影響區	鐸道
SiO ₂ MoO ₃		
SiO ₂ NiO		
MoO ₃ NiO		

圖 4-64 熱影響區及鐸道之金相觀察-混合型助鐸劑 1 (1000x)

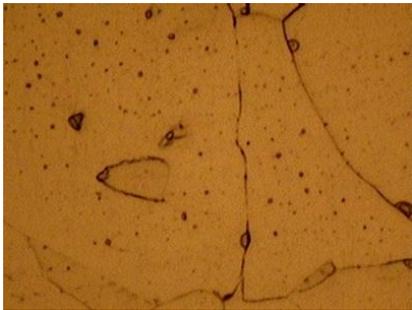
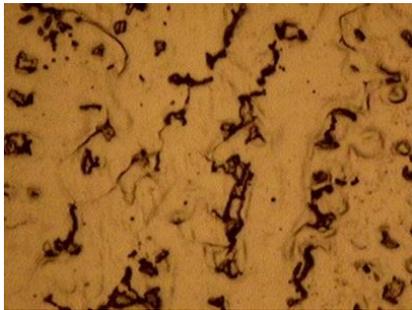
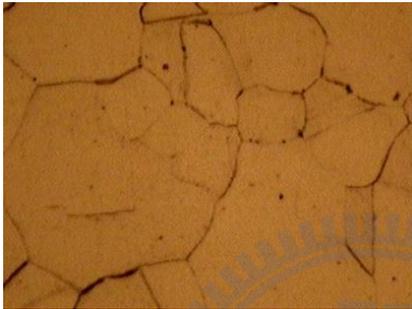
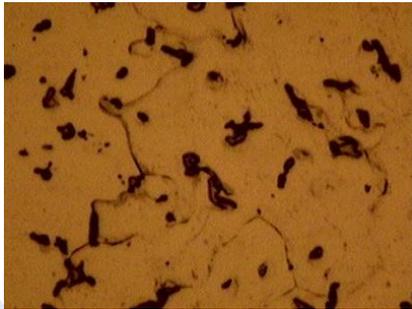
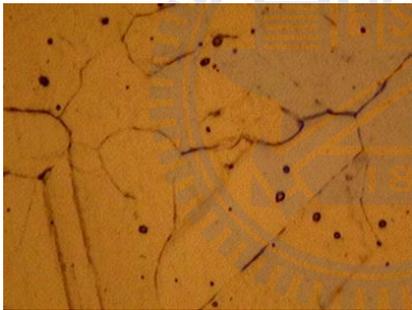
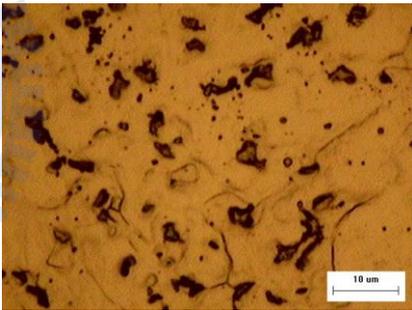
	熱影響區	鐸道
SiO ₂ MoS ₂		
MoS ₂ NiO		
MoS ₂ MoO ₃		

圖 4-65 熱影響區及鐸道之金相觀察-混合型助鐸劑 2 (1000x)

4.6 助銲劑與銲接電流對銲接電弧及陽極斑點之影響

圖 4-66 為電弧及陽極斑點的尺寸量測位置示意圖，其拍攝位置為圖 3-8 之 B 區，根據所拍攝到之電弧及陽極斑點來量測其尺寸。由圖 4-67 與圖 4-68 之電弧及陽極斑點外觀及尺寸可得知，隨著銲接電流的增大，其熱輸入量也隨之增加，故電弧及陽極斑點的尺寸也隨著銲接電流之增加而變大。

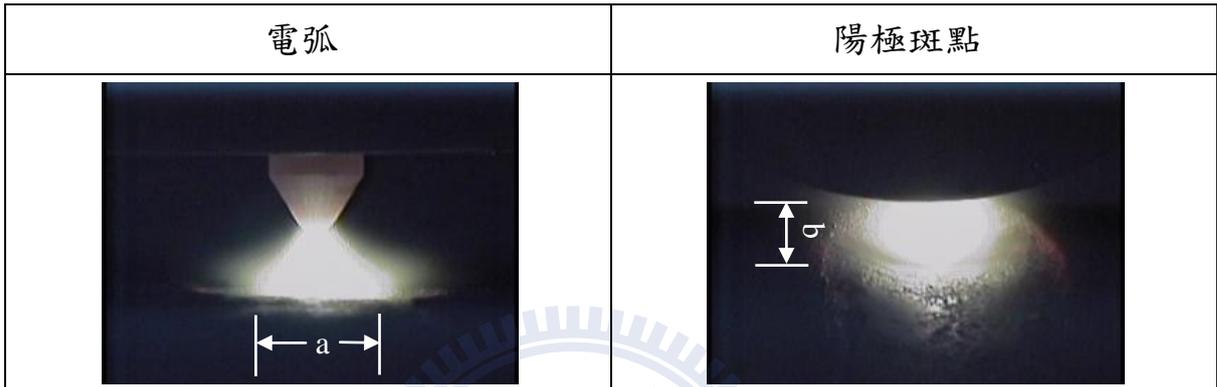


圖 4-66 電弧及陽極斑點尺寸量測位置示意圖

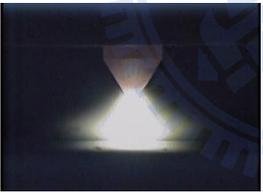
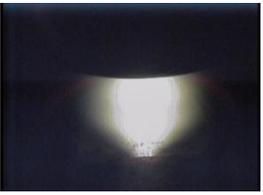
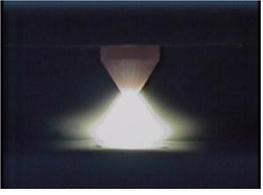
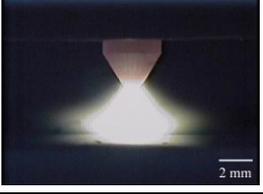
	電弧	陽極斑點
150 A		
170 A		
190 A		

圖 4-67 銲接電流大小對電弧及陽極斑點之影響

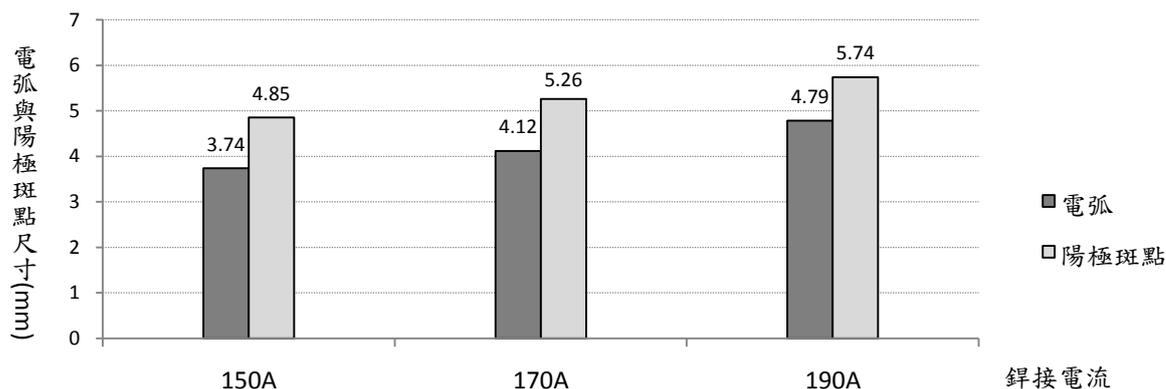


圖 4-68 銲接電流大小對電弧及陽極斑點尺寸之影響

根據圖 4-69 與圖 4-70 之數據得知，使用單一型助銲劑時，相對於同參數下(170A)未使用助銲劑之對照組，其陽極斑點均有明顯緊縮的現象，其中以使用助銲劑 MoS_2 時，其陽極斑點縮減的比例最大，達 44.7%；但相較於電弧的尺寸而言，使用助銲劑 SiO_2 、 MoO_3 及 ZnO 時，卻未能明顯觀察到電弧緊縮的情形，這可能是由於電弧會延著銲接方向產生拖曳的情形，故延著銲接方向拍攝之電弧，其寬度變化較小，不易觀察到其差異，但若由垂直於銲接方向來觀察電弧，則可明顯看到電弧拖曳的情形，電弧大小之變化則相對明顯。

參照表 4-8 之數據來做比較，隨著陽極斑點或電弧的縮減比例增加，銲道深寬比及熔深並沒有呈等比例的增加，以 SiO_2 而言，其深寬比及熔深為最高，但陽極斑點緊縮的比例卻非最大，僅 16.8%，可推斷電弧及陽極斑點之緊縮現象。並非造成銲道熔深及深寬比增加之唯一機制。

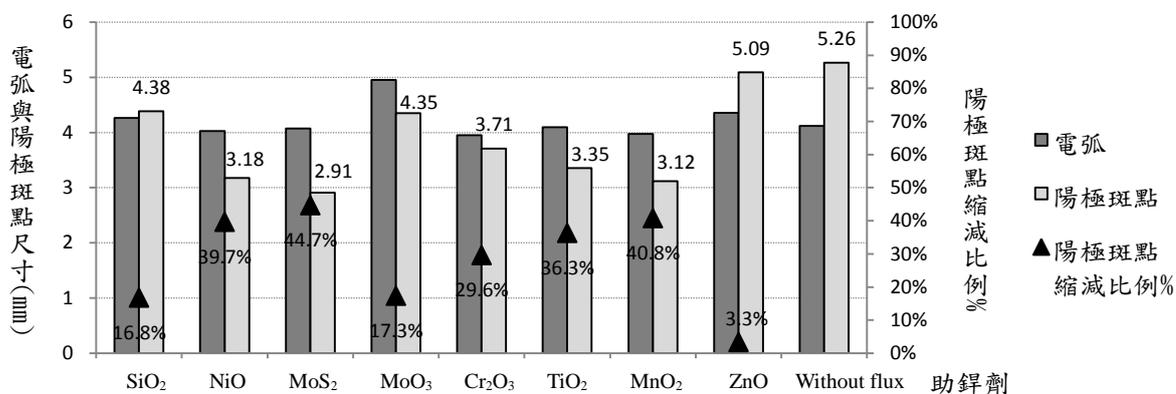


圖 4-69 單一型助銲劑對電弧及陽極斑點尺寸之影響

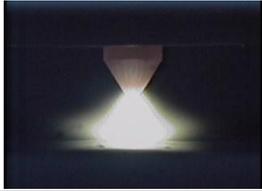
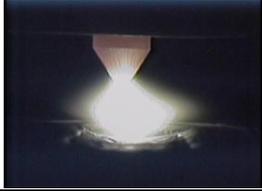
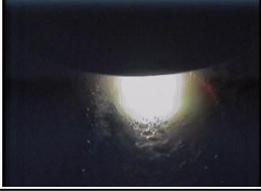
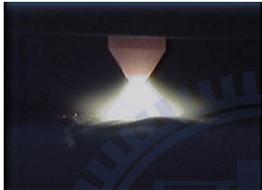
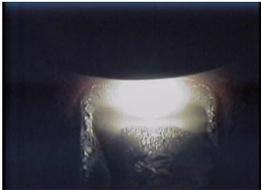
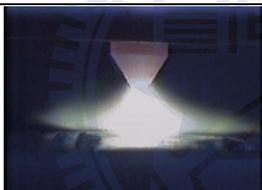
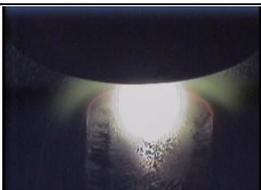
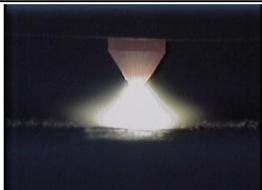
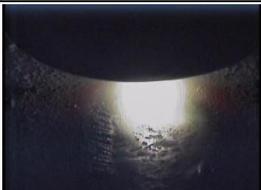
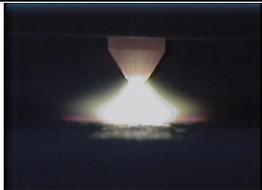
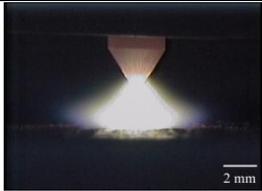
	電弧	陽極斑點
Without Flux		
SiO ₂		
NiO		
MoS ₂		
MoO ₃		
Cr ₂ O ₃		
TiO ₂		
MnO ₂		
ZnO		

圖 4-70 單一型助銲劑對電弧及陽極斑點之影響

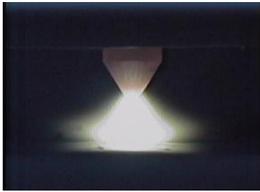
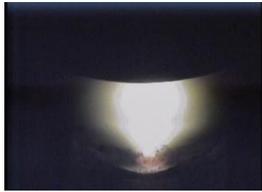
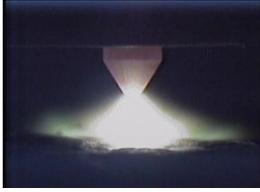
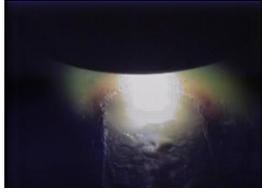
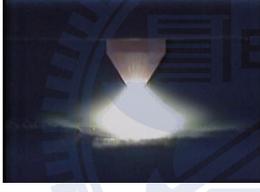
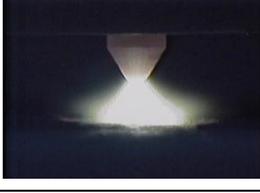
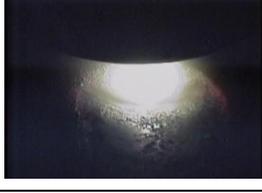
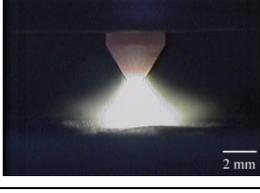
	電弧	陽極斑點
Without Flux		
SiO ₂ MoO ₃		
SiO ₂ NiO		
MoO ₃ NiO		
SiO ₂ MoS ₂		
MoS ₂ NiO		
MoS ₂ MoO ₃	 2 mm	 2 mm

圖 4-71 混合型助鋸劑對電弧及陽極斑點之影響

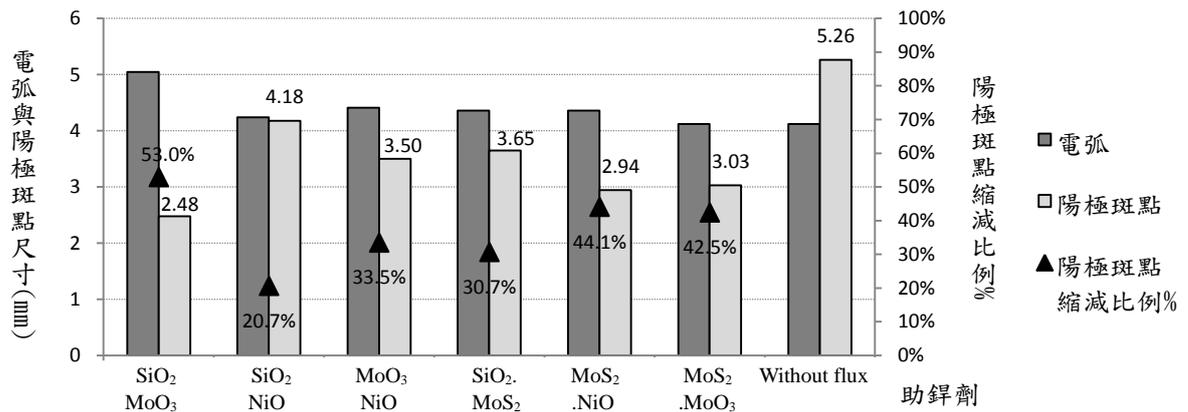


圖 4-72 混合型助銲劑對電弧及陽極斑點尺寸之影響

根據圖 4-71 與圖 4-72 之數據得知，使用混合助銲劑時，相對於同參數下(170 A)未使用助銲劑之對照組，其陽極斑點均有明顯緊縮的現象，此與使用單一型助銲劑之情形一致。其中以使用助銲劑 SiO₂-MoO₃ 時，其陽極斑點縮減的比例最大，達 53.0%。雖然單獨使用 SiO₂ 或 MoO₃ 時之陽極斑點縮減的比例僅 16%~17%，但混合後之助銲劑 SiO₂-MoO₃，其陽極斑點縮減比例的加成效果卻可達 53.0%，相對地，其銲道熔深與深寬比也為最高。因為陽極斑點緊縮會造成電流密度增加，故能增加銲道深寬比及熔深。而造成陽極斑點緊縮之原因有可能是因氧化型助銲劑的效用為在熔池的外圍區域增加一層高電子阻抗區，在陽極的表面形成絕緣層，因此造成陽極斑點緊縮。此外，相較於電弧的尺寸而言，在混合型助銲劑上，並未能明顯觀察到電弧緊縮的情形，這有可能是與前段所解釋之電弧拖曳現象所造成。

4.7 運用田口方法最佳化銲接製程參數

4.7.1 實驗數據

根據章節 3.5 之參數配置來進行最佳化實驗，實驗數據如表 4-19 所示。

表 4-19 不同取樣位置之銲道深寬比、熔深及寬度

組別	A 區			B 區			C 區		
	D/W	D	W	D/W	D	W	D/W	D	W
1-1	0.765	4.71	6.16	0.780	4.86	6.23	0.680	4.42	6.50
1-2	0.634	4.32	6.82	0.688	4.42	6.43	0.580	4.01	6.91
2-1	0.648	4.41	6.80	0.668	4.81	7.20	0.700	4.42	6.31
2-2	0.687	4.77	6.94	0.750	4.85	6.47	0.688	4.83	7.02
3-1	0.887	5.23	5.90	0.810	5.35	6.60	0.830	5.87	7.07
3-2	0.796	5.19	6.52	0.814	5.66	6.95	0.834	5.89	7.07
4-1	0.780	4.62	5.92	0.763	4.56	5.97	0.730	4.32	5.91
4-2	0.769	4.55	5.92	0.644	4.13	6.41	0.650	3.76	5.79
5-1	0.790	4.74	6.00	0.839	4.82	5.74	0.843	5.07	6.01
5-2	0.780	4.70	6.03	0.769	4.64	6.03	0.880	5.17	5.88
6-1	0.580	3.89	6.71	0.612	4.03	6.59	0.622	4.32	6.94
6-2	0.690	4.32	6.26	0.634	4.02	6.35	0.628	4.05	6.46
7-1	0.522	3.48	6.66	0.523	3.40	6.51	0.580	3.76	6.48
7-2	0.609	4.00	6.57	0.620	4.07	6.56	0.580	3.82	6.59
8-1	0.667	4.30	6.45	0.680	4.33	6.37	0.624	3.94	6.31
8-2	0.610	3.96	6.49	0.668	4.40	6.59	0.621	3.99	6.42
9-1	1.010	5.01	4.96	1.131	5.31	4.69	1.153	5.18	4.49
9-2	1.115	5.14	4.61	1.149	5.08	4.43	1.286	5.45	4.24
10-1	0.715	5.19	7.26	0.749	5.23	6.99	0.730	5.49	7.53
10-2	0.830	5.48	6.60	0.810	5.42	6.68	0.713	4.93	6.91
11-1	0.525	3.52	6.70	0.530	3.55	6.70	0.547	3.95	7.23
11-2	0.550	3.97	7.21	0.520	3.31	6.36	0.550	3.97	7.22
12-1	0.566	4.19	7.41	0.610	4.31	7.06	0.573	4.29	7.48
12-2	0.570	4.27	7.49	0.620	4.34	7.00	0.610	4.32	7.08
13-1	0.822	4.86	5.91	0.807	4.82	5.97	0.735	5.07	6.90
13-2	0.980	5.88	6.00	0.950	5.73	6.03	0.900	5.57	6.19
14-1	0.580	4.02	6.92	0.600	4.12	6.87	0.661	4.48	6.78
14-2	0.644	4.45	6.92	0.641	4.44	6.92	0.710	4.87	6.85
15-1	0.583	3.79	6.50	0.503	3.51	6.99	0.520	3.61	6.94
15-2	0.525	3.63	6.91	0.547	3.82	6.98	0.510	3.57	6.99
16-1	0.489	3.40	6.95	0.491	3.54	7.20	0.507	3.76	7.41
16-2	0.500	3.71	7.42	0.577	4.07	7.06	0.588	4.34	7.38
17-1	0.740	4.34	5.86	0.651	3.91	6.01	0.629	3.85	6.12
17-2	0.644	3.86	5.99	0.604	3.58	5.94	0.660	3.92	5.94
18-1	0.567	3.83	6.76	0.625	4.25	6.79	0.697	4.59	6.58
18-2	0.690	4.57	6.62	0.650	4.35	6.69	0.680	4.46	6.56

4.7.2 各組 SN 比之評價與計算結果

將表 4-19 之深寬比數據，代入方程式(2-3)之望大品質特性 SN 比計算公式，得各組之 SN 比及 SN 平均值($SN_{Ave.}$)，如表 4-20 所示。

表 4-20 田口方法各實驗組之 SN 比

組別	試片1			試片2			Average	SN
	A 區 D/W	B 區 D/W	C 區 D/W	A 區 D/W	B 區 D/W	C 區 D/W		
1	0.765	0.780	0.680	0.634	0.688	0.580	0.688	-3.386
2	0.648	0.668	0.700	0.687	0.750	0.688	0.690	-3.248
3	0.887	0.810	0.830	0.796	0.814	0.834	0.829	-1.648
4	0.780	0.763	0.730	0.769	0.644	0.650	0.723	-2.900
5	0.790	0.839	0.843	0.780	0.769	0.880	0.817	-1.786
6	0.580	0.612	0.622	0.690	0.634	0.628	0.628	-4.081
7	0.522	0.523	0.580	0.609	0.620	0.580	0.572	-4.908
8	0.667	0.680	0.624	0.610	0.668	0.621	0.645	-3.834
9	1.010	1.131	1.153	1.115	1.149	1.286	1.141	1.079
10	0.715	0.749	0.730	0.830	0.810	0.713	0.758	-2.455
11	0.525	0.530	0.547	0.550	0.520	0.550	0.537	-5.408
12	0.566	0.610	0.573	0.570	0.620	0.610	0.592	-4.578
13	0.822	0.807	0.735	0.980	0.950	0.900	0.866	-1.383
14	0.580	0.600	0.661	0.644	0.641	0.710	0.639	-3.940
15	0.583	0.503	0.520	0.525	0.547	0.510	0.532	-5.521
16	0.489	0.491	0.507	0.500	0.577	0.588	0.525	-5.666
17	0.740	0.651	0.629	0.644	0.604	0.660	0.655	-3.732
18	0.567	0.625	0.697	0.690	0.650	0.680	0.652	-3.789

$$SN_{Ave.} = -3.399$$

4.7.3 最佳製程參數之解析

由表 3-9 之 $L_{18}(2^1 \times 3^7)$ 直交表與表 4-20 之各組 SN 比，可求出各因子水準之平均 SN 比，如表 4-21 所示。

表 4-21 各因子水準之平均 SN 比(dB)

	A 電弧 長度	B 鐸槍 走速	C 氬氣 流量	D 鐸接 電流	E 鐸棒 角度	F 助鐸劑比例 $SiO_2:MoO_3$
水準 1	-2.75	-3.45	-3.45	-3.31	-4.25	-3.50
水準 2	-4.05	-3.27	-3.66	-3.28	-4.29	-2.54
水準 3		-3.47	-3.09	-3.60	-1.65	-4.16
Max.-Min.	1.31	0.21	0.57	0.32	2.64	1.61
Rank	3	6	4	5	1	2

將表 4-21 繪製成因子效果圖，如圖 4-73 所示。由於銲道深寬比是望大的品質特性(Large-the-better)，故由圖中可明顯得知此銲接製程之最佳參數為 $A_1B_2C_3D_2E_3F_2$ ，即電弧長度 2.0 mm、銲槍走速 160 mm、氬氣流量 14 l/min、銲接電流 180 A、鎢棒角度 75° 及 $SiO_2:MoO_3$ 助銲劑比例 50%:50%，如表 4-22 所示。

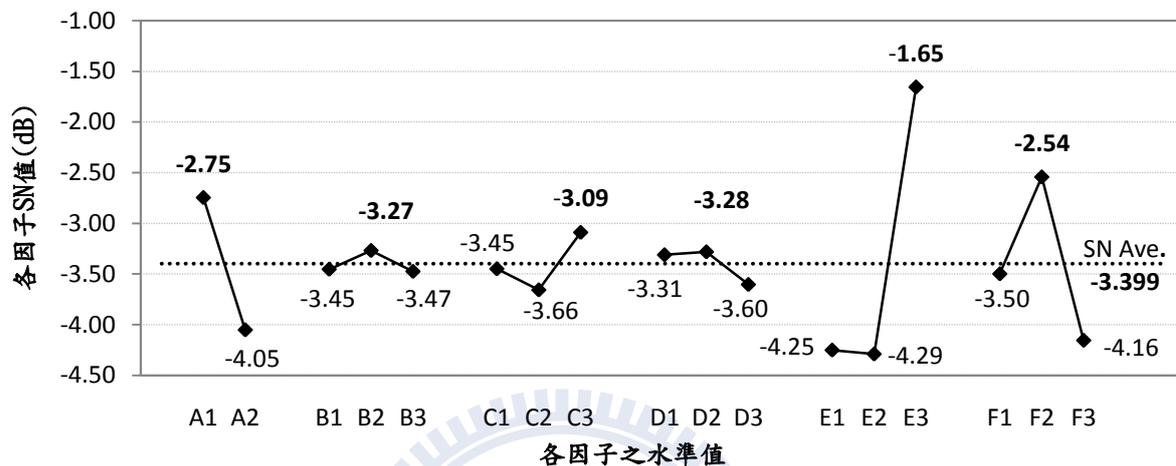


圖 4-73 因子效果圖

表 4-22 最佳化銲接製程參數

	A_1 電弧 長度 (mm)	B_2 銲槍 走速 (mm/min)	C_3 氬氣 流量 (L/min)	D_2 銲接 電流 (A)	E_3 鎢棒 角度 (度)	F_2 助銲劑比例 $SiO_2:MoO_3$ (wt%)
最佳化參數	2.0	160	14.0	180	75	50% : 50%

4.7.4 變異數分析(ANOVA)

表 4-23 為實驗之變異數分析表，進行變異數分析，能提供不同因子間之相對效果的一個更客觀的判斷方式[57]。為了避免過度的估計因子效果，田口博士建議合併(Pooling)較小的平方和，以估計誤差變異數，此銲接參數中之 B 因子(銲槍走速)、C 因子(氬氣流量)及 D 因子(銲接電流)，其平方和明顯較小，因此，將其合併成誤差項。此外，在變異數分析中，以 F 值來表示因子效果對誤差變異的關係，F 值愈大，該因子對系統的影響愈重要，因此，F 值可用來排列因子重要順序。F 值小於 1，表示因子效果(相對於誤差)算是小的；F 值大於 2，表示因子效果不算小；而 F 值大於 4 則表示該

因子效果相當大。田口博士建議使用貢獻度百分比(Percent contribution)以建立一因子對總平方和的貢獻度。貢獻度百分比可用來指出一因子降低變異之相對能力[57]。

由表 4-23 的數據來看，A 因子(電弧長度)的 F 值為 14.17，大於 $F_{0.95;1,6}=5.99$ ；E 因子(鎢棒角度)及 F 因子(助鐸劑混合比例)的 F 值分別為 25.28 及 7.29，皆大於 $F_{0.95;2,6}=5.14$ ，故因子 A、E 及 F 的效果相當大，其中以 E 因子(鎢棒角度)的貢獻百分比 53.18% 最大。

根據章節 2.2.6 之探討，當電極尖端角度較大時，電磁力往下的分量減小了，造成陽極斑點的結構較為緊縮，故功率密度的分佈也較為集中，所以鐸道的深寬比會隨之增加。

表 4-23 變異數分析表(ANOVA table)

因子 Factor	平方和 SS	自由度 DOF	均方 MS	F 值 F	淨平方和 Pure Sum of squares	貢獻度% Percent contribution
A 電弧長度	7.68	1	7.68	14.17	7.14	14.42%
B 鐸槍走速	0.15	2	-	-	-	-
C 氬氣流量	0.99	2	-	-	-	-
D 鐸接電流	0.38	2	-	-	-	-
E 鎢棒角度	27.41	2	13.70	25.28	26.32	53.18%
F 助鐸劑比例	7.90	2	3.95	7.29	6.82	13.78%
誤差 Error	4.98	6	-	-	-	-
合併誤差 Pool Error	(6.51)	(12)	(0.54)		9.22	18.62%
總和	49.50	17			49.50	100.00%

4.7.5 確認實驗

確認實驗是參數設計的最後一步，主要用以確認所選擇之最佳參數是否具有再現性，目的是要驗證藉由上述資料分析所獲得之結論是否正確[57]。為了避免高估最佳參數的 SN 比，故僅使用最強效果的因子 A_1 、 E_3 與 F_2 來估算最佳參數下之 SN 預測值($SN_{Pre.}$)，其估算方法如下：

$$\begin{aligned}
SN_{Pre.} &= SN_{Ave.} + (SN_{A_1} - SN_{Ave.}) + (SN_{E_3} - SN_{Ave.}) + (SN_{F_2} - SN_{Ave.}) \\
&= -2 \times SN_{Ave.} + SN_{A_1} + SN_{E_3} + SN_{F_2} \\
&= -2 \times (-3.399) + (-2.746) + (-1.654) + (-2.542) \\
&= -0.144 \text{ (dB)}
\end{aligned}$$

其次，再利用公式(2-6)來計算確認實驗 $SN_{Pre.}$ 值的 95%信賴區間(CI)為 **-1.61 dB 至 1.32 dB**，其計算方法如下：

$$\begin{aligned}
CI &= \sqrt{F_{\alpha;1,v_2} \times V_e \times \left(\frac{1}{n_{eff}} + \frac{1}{r}\right)} \\
&= \sqrt{F_{0.05;1,12} \times V_e \times \left(\frac{1}{n_{eff}} + \frac{1}{r}\right)} ; \text{其中 } n_{eff} = \frac{18}{1 + (1 + 2 + 2)} = 3 \\
&= \sqrt{4.474 \times 0.542 \times \left(\frac{1}{3} + \frac{1}{2}\right)} \\
&= 1.46
\end{aligned}$$

$$\text{故 } SN_{Pre.} \pm 1.46 = -0.144 \pm 1.46 = \mathbf{-1.61 \sim 1.32 \text{ (dB)}}$$

執行確認實驗組第 19 與 20 組所得的 2 組實驗數據列於表 4-24 中，其 SN 比分別為 1.22 與 0.36，皆落在 SN 預測值的 95%信賴區間 **-1.61~1.32 dB** 之範圍內，表示我們所選取的最佳銲接參數 $A_1B_2C_3D_2E_3F_2$ 是很恰當的，且其再現性良好。

表 4-24 確認實驗之銲道深寬比與 SN 比

組別	試片 1			試片 2			Average	SN
	A 區	B 區	C 區	A 區	B 區	C 區		
	D/W	D/W	D/W	D/W	D/W	D/W		
19	1.04	1.06	1.16	1.26	1.23	1.21	1.16	1.22
20	1.05	1.06	0.90	1.09	1.12	1.08	1.05	0.36

4.7.6 小結

由及圖 4-74 至圖 4-75 的鐸道剖面圖可得明顯看出，運用田口方法所得之最佳鐸接參數來進行田口確認實驗，可大幅改善改善超合金 Inconel 718 鐸道之剖面形狀。鐸道剖面形狀明顯由較寬且淺，轉變至較窄且深之形態。

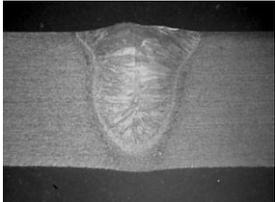
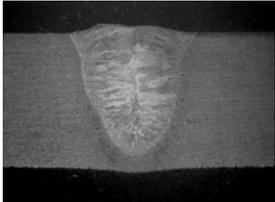
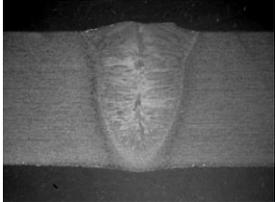
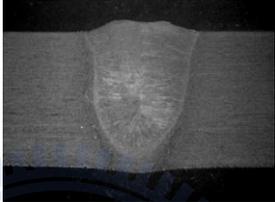
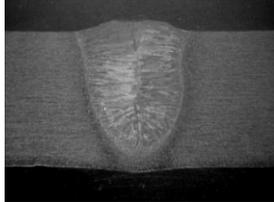
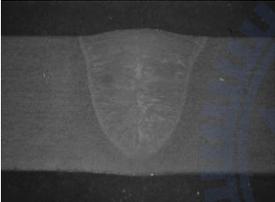
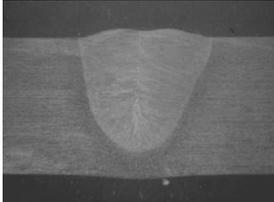
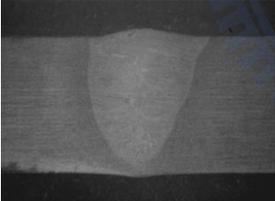
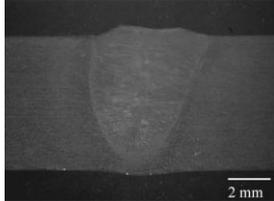
組別	A 區	B 區	C 區
19-1			
19-2			
20-1			
20-2			

圖 4-74 確認實驗組之鐸道剖面圖

由表 4-25 及圖 4-76 之數據可知，田口確認實驗組之平均鐸道深寬比為 1.11，相較於未塗助鐸劑之對照組，其深寬比提升的比例達 284%；對照於運用混合型助鐸劑 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 之深寬比，運用田口最佳參數，可再改善深寬比達 72%。

由表 4-26 及圖 4-77 之數據可知，田口確認實驗組之平均鐸道熔深為 6.48 mm，相較於未塗助鐸劑之對照組，其熔深提升的比例達 135%；對照於混合型助鐸劑 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 之熔深，運用田口最佳參數，可再改善熔深 44%。

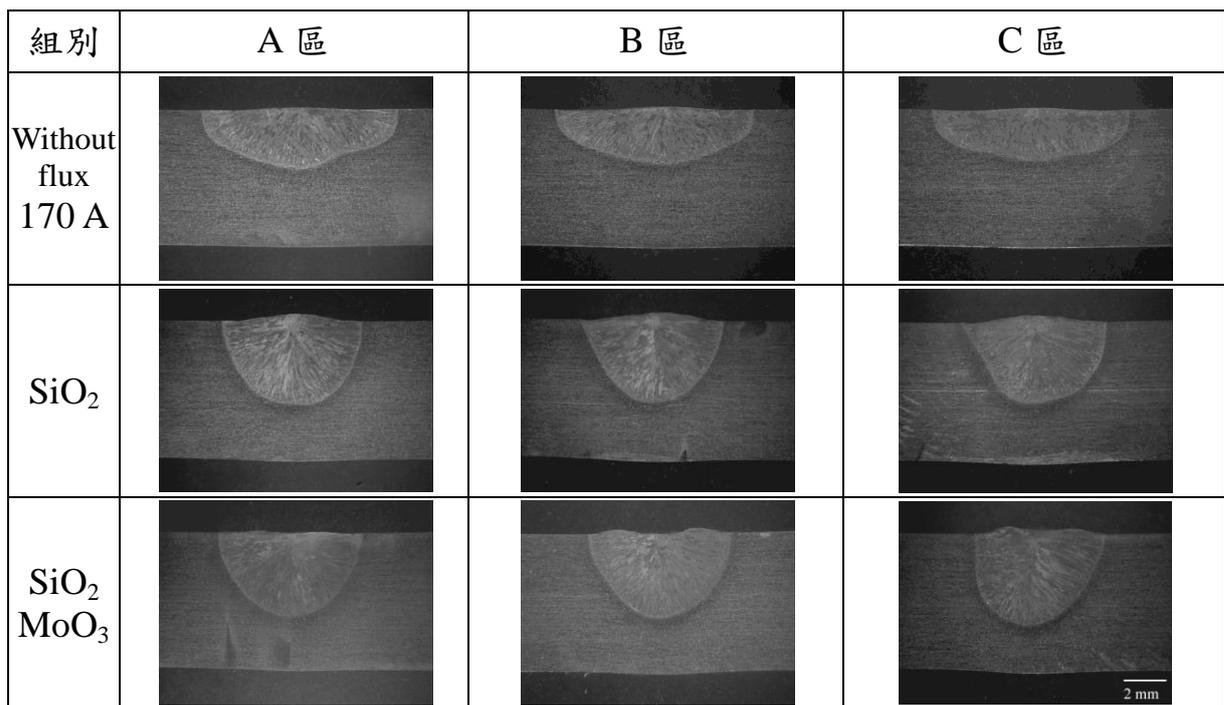


圖 4-75 對照實驗組之鐳道剖面圖

由表 4-27 及圖 4-78 之數據可知，田口確認實驗組之平均鐳道寬度為 5.61 mm，相較於未塗助鐳劑之對照組，其鐳道寬度降低的比例相對較小，為 38%；對照於混合型助鐳劑 SiO₂-MoO₃ 之鐳道寬度，運用田口最佳參數，鐳道寬度改善的比例僅 16%。

表 4-25 田口最佳鐳接參數對鐳道深寬比之影響

鐳道 深寬比	19-1	19-2	20-1	20-2	SiO ₂ MoO ₃	SiO ₂	Without flux
A 區	1.04	1.26	1.05	1.09	0.57	0.66	0.30
B 區	1.06	1.23	1.06	1.12	0.62	0.65	0.30
C 區	1.16	1.21	0.90	1.08	0.74	0.64	0.26
平均	1.09	1.23	1.00	1.10	0.64	0.65	0.29
3 sigma	0.19	0.08	0.27	0.06	0.26	0.02	0.06
深寬比 提升比例	277.3%	328.2%	248.4%	280.8%	123.4%	125.2%	
田口確認實驗第19及20組之平均鐳道深寬比：					1.11		
相較未塗助鐳劑之試片，鐳道深寬比增加比例：					284%		
相較於塗SiO ₂ 之試片，鐳道深寬比增加比例：					70%		
相較於塗SiO ₂ -MoO ₃ 之試片，鐳道深寬比增加比例：					72%		

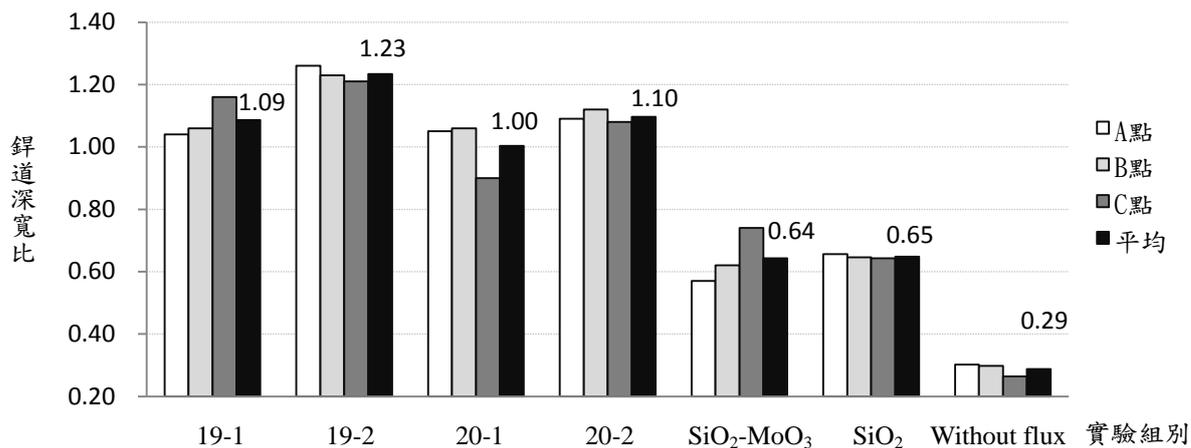


圖 4-76 田口最佳銲接參數對銲道深寬比之影響

表 4-26 田口最佳銲接參數對銲道熔深之影響

銲道熔深 (mm)	19-1	19-2	20-1	20-2	SiO ₂ MoO ₃	SiO ₂	Without flux
A 區	5.96	6.63	6.15	5.84	4.02	4.27	2.72
B 區	6.21	6.47	6.19	6.29	4.17	4.32	2.77
C 區	6.43	6.35	5.55	6.07	4.64	4.23	2.39
平均	6.20	6.48	5.96	6.07	4.28	4.27	2.63
3 sigma	0.71	0.42	1.08	0.68	0.97	0.14	0.62
銲道熔深提升比例	136.0%	146.8%	127.0%	131.0%	62.9%	62.6%	
田口確認實驗第19及20組之平均銲道熔深(mm)：					6.18		
相較未塗助銲劑之試片，銲道熔深增加比例：					135%		
相較於塗SiO ₂ 之試片，銲道熔深增加比例：					45%		
相較於塗SiO ₂ -MoO ₃ 之試片，銲道熔深增加比例：					44%		

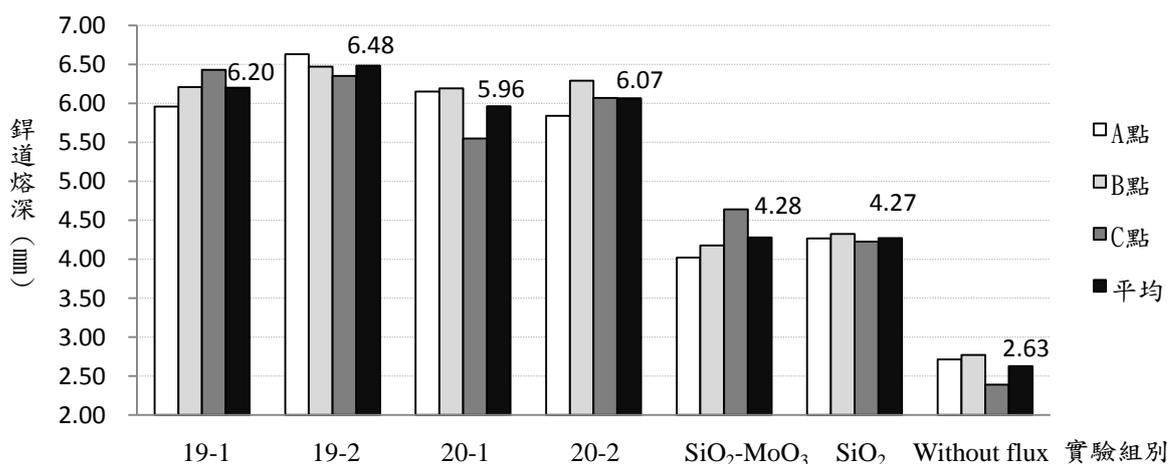


圖 4-77 田口最佳銲接參數對銲道熔深之影響

表 4-27 田口最佳銲接參數對銲道寬度之影響

銲道寬度 (mm)	19-1	19-2	20-1	20-2	SiO ₂ MoO ₃	SiO ₂	Without flux
A 區	5.74	5.24	5.84	5.38	7.05	6.50	8.99
B 區	5.85	5.26	5.83	5.60	6.77	6.69	9.32
C 區	5.52	5.25	6.20	5.60	6.30	6.57	9.05
平均	5.70	5.25	5.96	5.53	6.71	6.59	9.12
3 sigma	0.50	0.03	0.63	0.38	1.14	0.29	0.53
銲道寬度 降低比例	37.5%	42.4%	34.7%	39.4%	26.5%	27.8%	
田口確認實驗第19及20組之平均銲道寬度(mm)：					5.61		
相較未塗助銲劑之試片，銲道寬度降低比例：					38%		
相較於塗SiO ₂ 之試片，銲道寬度降低比例：					15%		
相較於塗SiO ₂ -MoO ₃ 之試片，銲道寬度降低比例：					16%		

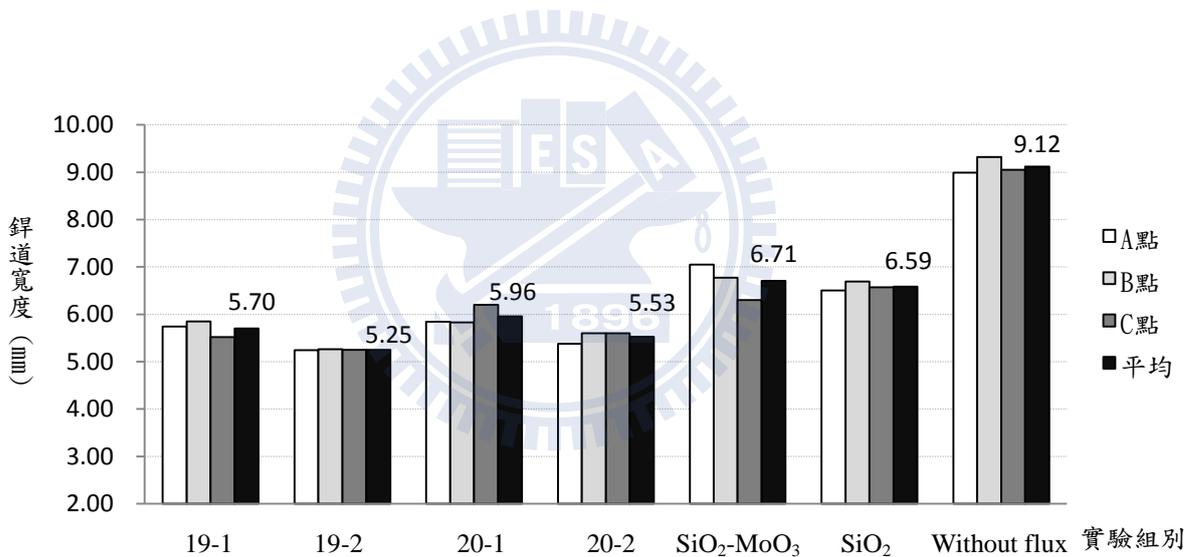


圖 4-78 田口最佳銲接參數對銲道寬度之影響

由表 4-28 及圖 4-79 之數據可知，相較於使用 SiO₂-MoO₃ 之助銲劑，雖然使用田口最佳參數可增加銲道熔融面積達 23%，但由於最佳參數是將原來的電流由 170 A 提高至 180 A，故根據章節 4.3.9 的探討來判斷，提升銲道熔融面積之主要因子應該是電流的大小，而非鎢棒的角度。

表 4-28 田口最佳銲接參數對銲道熔融面積之影響

銲道熔融面積 (mm ²)	19-1	19-2	20-1	20-2	SiO ₂ MoO ₃	SiO ₂	Without flux
A 區	22.33	23.58	24.59	25.21	19.32	20.51	19.61
B 區	24.06	24.95	26.48	22.59	19.75	19.39	18.80
C 區	23.14	25.21	26.30	25.53	20.79	19.27	17.90
平均	23.18	24.58	25.79	24.45	19.95	19.72	18.77
3 sigma	2.60	2.63	3.13	4.83	2.27	2.05	2.55
銲道熔融面積 增加比例	23.5%	30.9%	37.4%	30.2%	6.3%	5.1%	
田口確認實驗第19及20組之平均銲道熔融面積(mm ²)：					24.50		
相較未塗助銲劑之試片，銲道熔融面積增加比例：					31%		
相較於塗SiO ₂ 之試片，銲道熔融面積增加比例：					24%		
相較於塗SiO ₂ -MoO ₃ 之試片，銲道熔融面積增加比例：					23%		

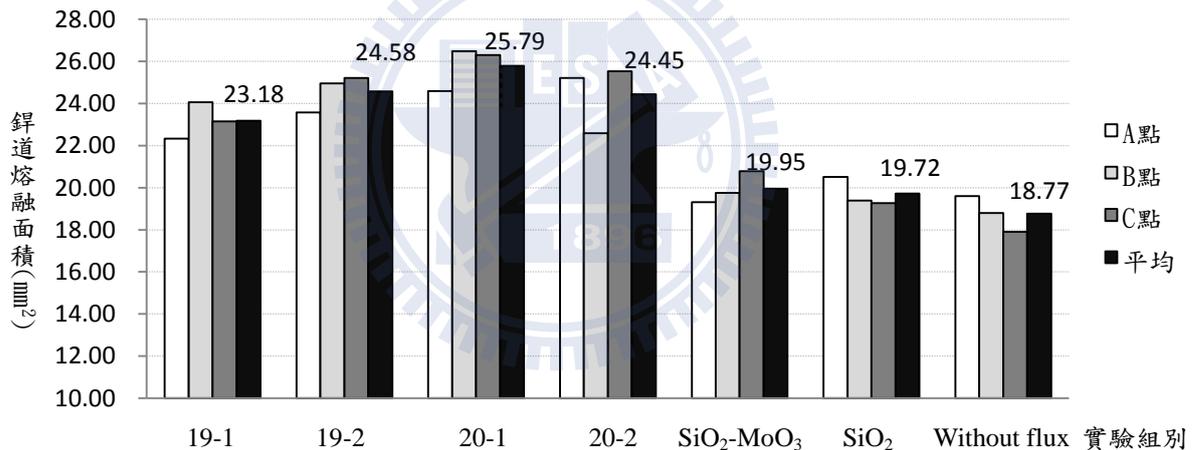


圖 4-79 田口最佳銲接參數對銲道熔融面積之影響

由圖 4-80 之銲道內外銲件硬度平均值可發現，田口確認實驗 19-2 組 A 區之銲件平均硬度值，大於塗敷 MoO₃、SiO₂ 及 SiO₂-MoO₃ 助銲劑之銲件約 30 Hv 左右。此外，與章節 4.4 之討論相符的是，銲道線內的硬度平均值皆大於銲件硬度總平均值；且銲件硬度總平均值又大於銲道線外的硬度平均值，這是因為銲道中 Laves 偏析相為較硬之脆性相，而基地為較軟之等軸晶粒所造成之現象。

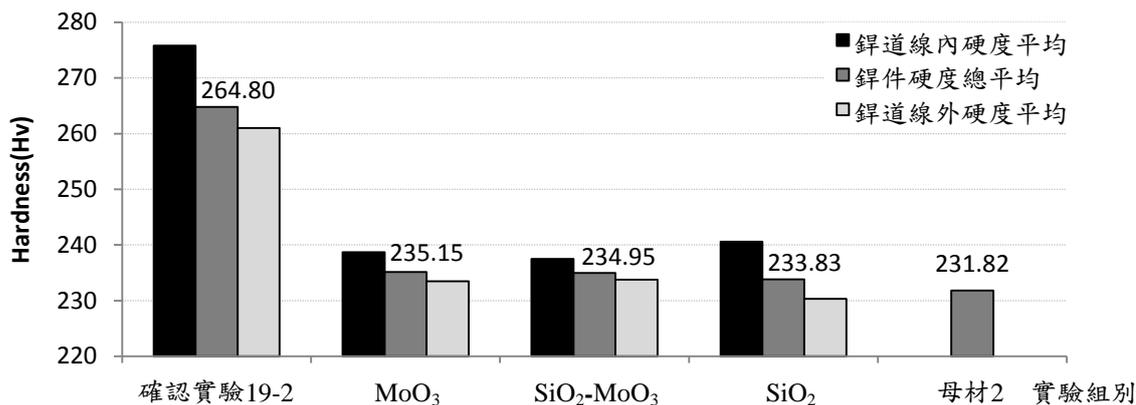


圖 4-80 田口確認實驗 19-2.A 之鉚道線內外微硬度平均值

由圖 4-81 可觀察到，田口確認實驗整體硬度曲線的分佈，也較塗敷 SiO₂-MoO₃ 助鉚劑之鉚件為高。這有可能是因為鉚接電流的提高，導致熱輸入量也隨之提高，所造成鉚件硬度升高之現象。而在靠近鉚道熔融線附近，因晶粒粗化之故，有硬度下降之現象。

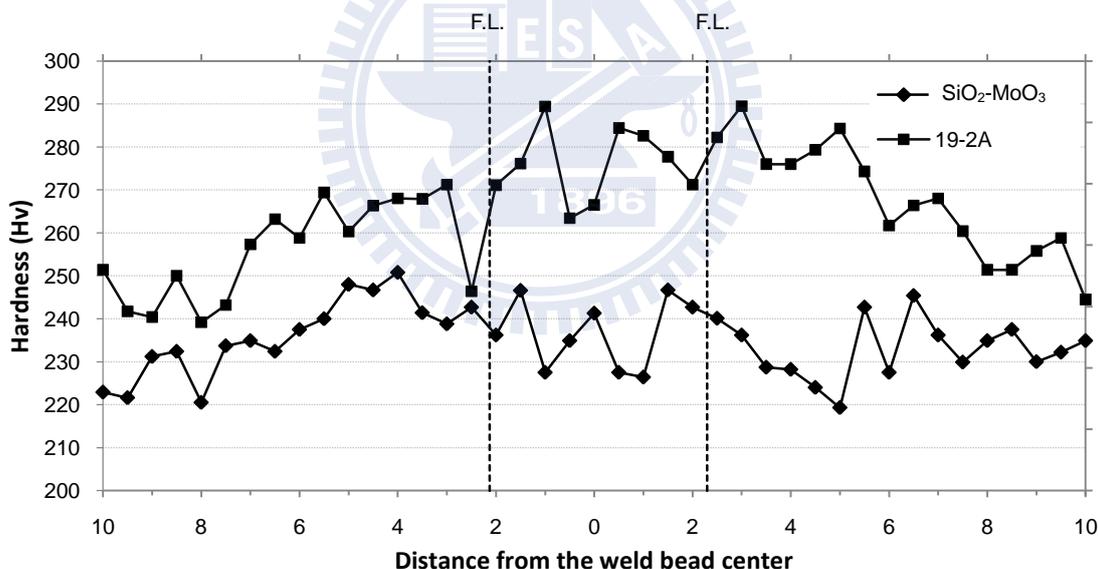


圖 4-81 田口確認實驗 19-2.A 之微硬度分佈曲線

觀察圖 4-82 及圖 4-83 之金相顯微結構，可發現田口確認實驗之鉚道中，樹枝狀晶結構之紋理分佈較水平，這是因為鉚道深寬比較大、較為垂直之故；此外，熱影響區範圍及晶粒大小皆較其它塗敷不同助鉚劑之組別(圖 4-58 至圖 4-65)為大，這可能是因為鉚接電流提高，使熱輸入量變大所造成。

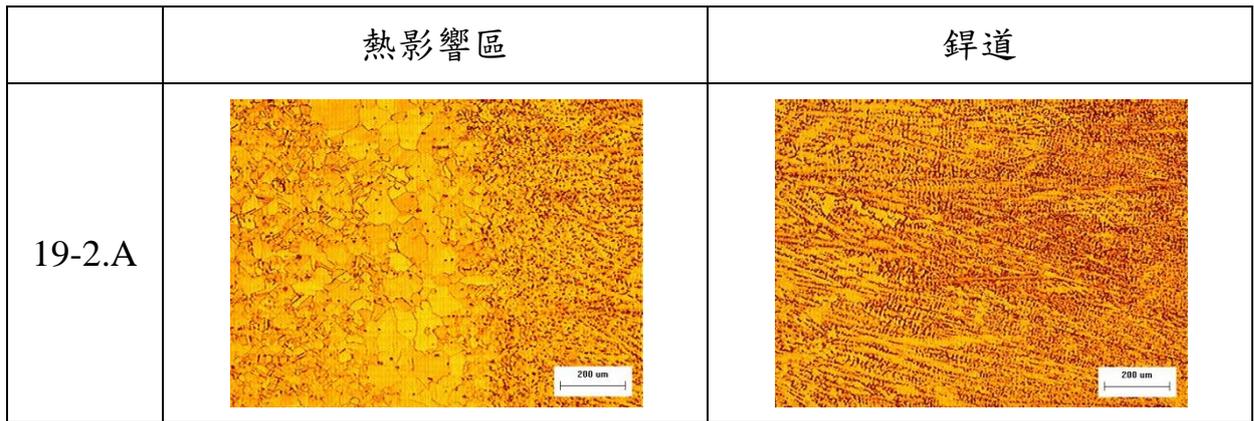


圖 4-82 熱影響區及銲道之金相觀察-田口確認實驗 19-2.A (50x)

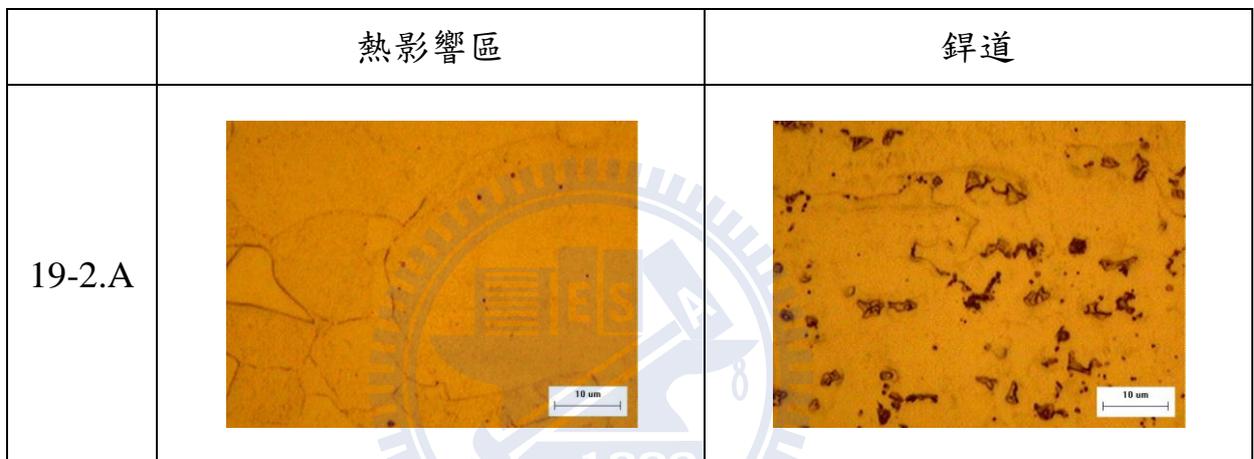


圖 4-83 熱影響區及銲道之金相觀察-田口確認實驗 19-2.A (1000x)

田口確認實驗 19-2.A 之電弧及陽極斑點影像如圖 4-84 所示，由拍攝的影像中，並未觀察到與使用助銲劑 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 及 SiO_2 之對照組有明顯的差異。田口確認實驗中，其電弧電壓約在 16.8 V；而使用助銲劑 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 及 SiO_2 之電弧電壓則在 16.5 V 及 16.6 V 左右。

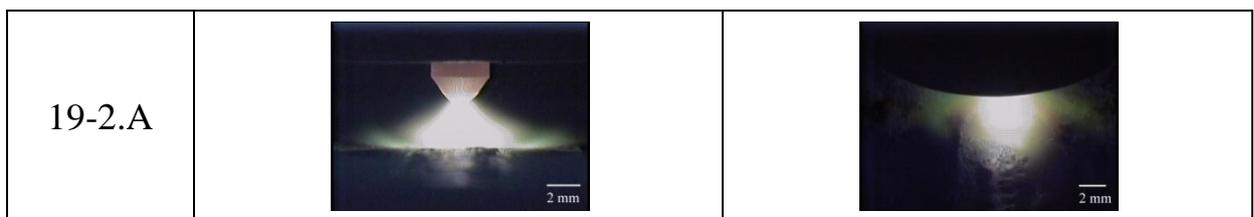


圖 4-84 田口確認實驗 19-2.A 之銲接電弧及陽極斑點

4.8 電弧長度對銲道深寬比之影響

因採直交表 $L_{18}(2^1 \times 3^7)$ ，故電弧長度只能探討 2 個水準，即 2.0 mm 及 2.5 mm。為了探討在這兩個水準值外，是否有更佳之電弧長度，故採表 4-22 所得之田口方法最佳銲接參數，並配合 4 組電弧長度，分別為 1.5 mm、2.0 mm、2.5 mm 及 3.0 mm 來探討是否有更佳之電弧長度能使深寬比提高。

圖 4-85 為電弧長度對銲道深寬比之影響。由圖中可得知，電弧長度在 2.0 mm 時，其銲道深寬比皆大於電弧長度在 2.5 mm 及 3.0 mm 之值；而電弧長度 1.5 mm 時之深寬比，在過在銲件中點後即下降。故電弧長度 2.0 mm 仍為最佳之參數值。因過長之電弧，會造成電弧不穩定而產生偏弧現象，而過短之電弧會在電極端造成渦漩的現象。

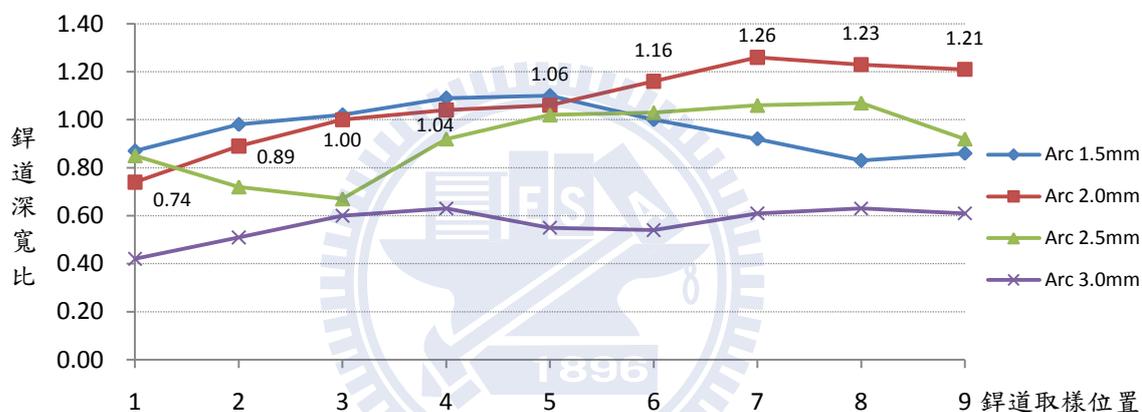


圖 4-85 電弧長度對銲道深寬比之影響

4.9 FB-TIG 之間隙(gap)對銲道深寬比之影響

根據表 4-22 所得之最佳銲接參數，來探討 FB-TIG 對銲道深寬比之影響。依圖 2-28(b)之助銲劑塗敷方式，間隙採 0 mm、0.6 mm、1.2 mm 及 1.8 mm；銲道取樣時，銲道前後各 15 mm 不取，然後剩下的部份以相同的間隔取 9 點來量測銲道深寬比。

由圖 4-86 為 FB-TIG 之間隙對銲道深寬比之影響，由圖中可知，當 FB-TIG 間隙值為 1.2 mm 時，其整體之深寬比為最高，其深寬比之平均值為 1.23，較運用田口方法確認實驗所得之深寬比 1.11 略高；而在其它間隙值下之深寬比差異並不明顯，僅在取樣位置 6~9 有較明顯的差別，其深寬比由大至小的趨勢為當 FB-TIG 間隙 1.2 mm > no gap > 0.6 mm > 1.8 mm。

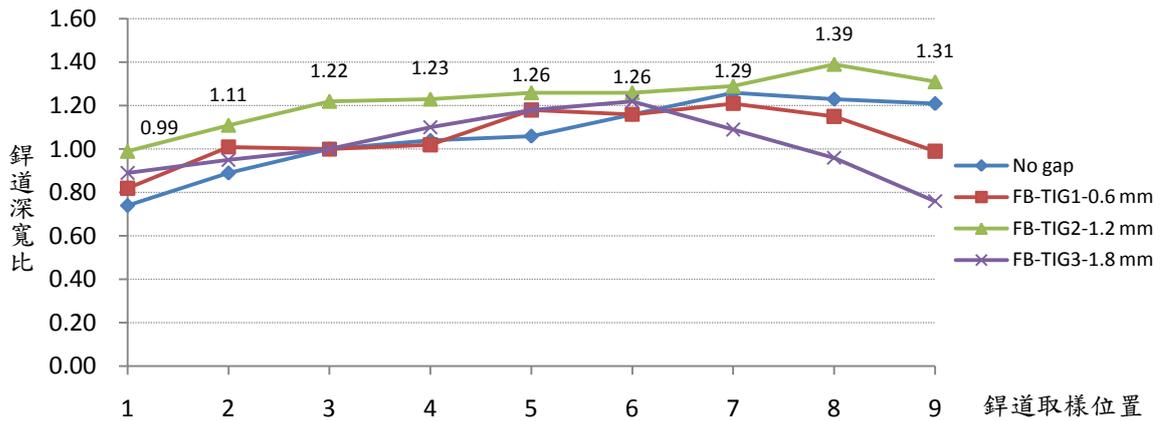


圖 4-86 FB-TIG 之間隙對銲道深寬比之影響

根據學者[53-54]之研究，FB-TIG 能較 TIG-Flux 有較佳之深寬比的原因是，因 FB-TIG 在銲道的中央間隙上未塗上電子阻抗性高的助銲劑，故銲道中央的導電性較外側佳，提供良好的電子流動通道，故不需額外的能量來熔化銲道間隙中央的助銲劑；而銲道外圍電子阻抗性佳的助銲劑，因尚未被熔化，其對電子的阻抗性相對較高，能迫使陽極斑點集中，提高電流的密度。故在此雙重效應下，會造成熔深及深寬比較一般的 TIG-Flux 高，而圖 4-86 之趨勢也與此理論相符。

圖 4-87 為運用田口方法所得之最佳銲接參數配合 FB-TIG 間隙 1.2 mm 時所得之銲道剖面圖，在取樣點(8)及(9)可觀察到接近完全熔透之銲道。

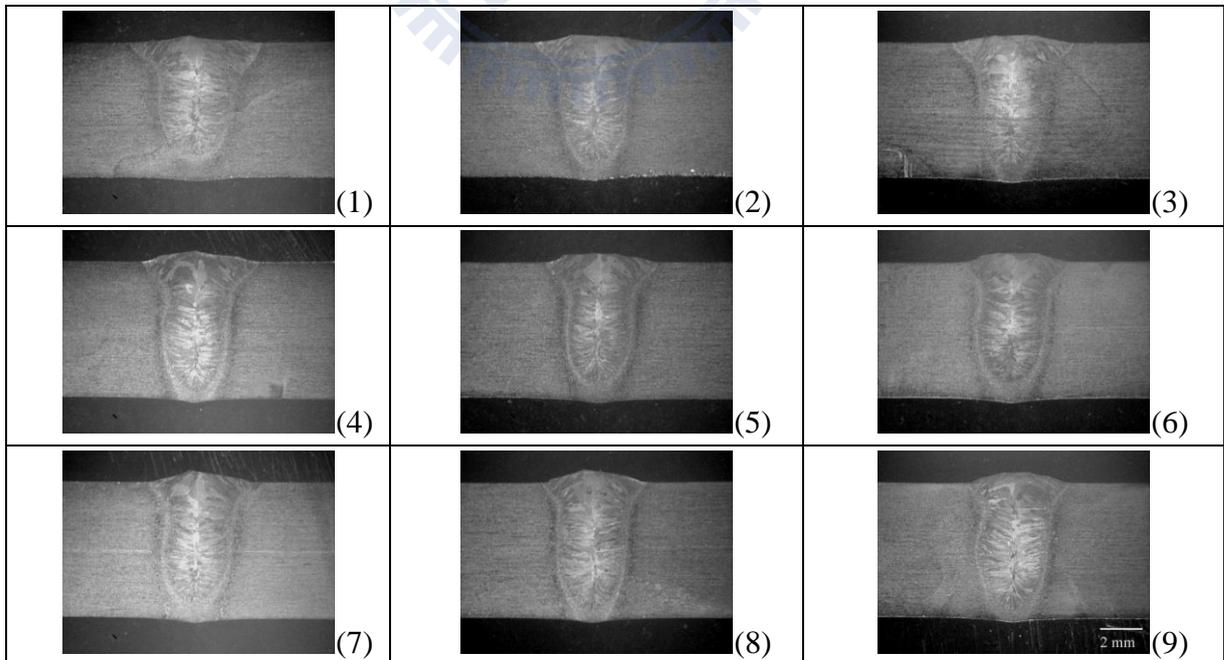


圖 4-87 FB-TIG 間隙 1.2 mm 時之銲道剖面圖

第五章 結論

本研究之目的主要在探討活性助銲劑對鎳基超合金 Inconel 718 銲道熔深之影響，以自行調配單一與混合型之活性助銲劑，進行一系列之實驗來探討活銲劑對銲道形態、銲道微觀組織及銲道機械性質之影響，並以田口方法來最佳化銲接參數，以獲得最佳之銲道深寬比與熔深，根據第四章之實驗結果與討論，可獲得以下之結論：

1. 使用甲醇溶劑當做助銲劑的載體，改善了傳統用丙酮溶劑當載體所造成之塗敷均勻性不佳之問題。因甲醇極性較大，故能將助銲劑粉末均勻地分散到銲道表面上。
2. 當添加單一型之活性助銲劑 SiO_2 、 NiO 、 MoS_2 與 MoO_3 時，可成功改善銲道之深寬比，在 170 A 的銲接電流下，銲道之深寬比提升比例可達 57%~125%，其中以活性助銲劑 SiO_2 能提升銲道深寬比 **125%** 最為顯著，其次為 NiO 的 96% 與 MoS_2 的 77%；此外，銲道熔深也可增加 15%~63%，其中以活性助銲劑 SiO_2 能提升銲道熔深 **63%** 最為顯著，其次為 NiO 的 50% 與 MoS_2 的 32%。
3. 當添加混合型之活性助銲劑 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 、 $\text{SiO}_2\text{-NiO}$ 、 $\text{MoO}_3\text{-NiO}$ 與 $\text{SiO}_2\text{-MoS}_2$ 時，在 170 A 的銲接電流下，銲道之深寬比可提升 84%~123%，其中以活性助銲劑 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 可提升銲道深寬比 **123%** 最為顯著，其次為 $\text{SiO}_2\text{-NiO}$ 與 $\text{MoO}_3\text{-NiO}$ 的 106%；此外，銲道熔深也可增加 31%~63%，其中以活性助銲劑 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 能提升銲道熔深 **63%** 最為顯著，其次為 $\text{SiO}_2\text{-NiO}$ 的 56% 與 $\text{MoO}_3\text{-NiO}$ 的 51%。
4. 在 TIG-Flux 銲接過程中，可明顯發現陽極斑點產生緊縮現象。使用助銲劑 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 時，其陽極斑點縮減的比例最大，達 53.0%。陽極斑點緊縮會造成電流密度提高，故能增加銲道深寬比及熔深。而造成陽極斑點緊縮之原因有可能是因氧化型助銲劑的效用為在熔池的外圍區域增加一層高電子阻抗區，在陽極的表面形成絕緣層，故造成陽極斑點緊縮之現象。此外，因微量活性元素 Si 及 S 等，能使熔池的表面張力梯度由負轉正，由於表面張力梯度造成熱毛細對流，使靠近熔池邊緣表面張力及溫度皆較低的液態金屬，被靠近熔池中央表面張力及溫度皆較高的液態金屬往內拉，因此造成銲道熔深增加，而使深寬比提高。

5. 銲接電流的增加，會導致熱輸入量變大，故會直接使銲道熔融面積變大。增加 40 A 的電流大約可使銲道熔融面積增加 41%，但過大的電流對銲道深寬比及熔深的增加並無助益。所測試的活性助銲劑中，僅 SiO_2 、 NiO 及 MoO_3 能少量的提升銲道熔融面積 5%~8%。
6. 田口方法中之 A 因子(電弧長度)的 F 值為 14.17，大於 $F_{0.95;1,6}=5.99$ ；E 因子(鎢棒角度)及 F 因子(助銲劑混合比例)的 F 值分別為 25.28 及 7.29，皆大於 $F_{0.95;2,6}=5.14$ ，故因子 A、E、F 改善銲道深寬比的效果相當大，其中以 E 因子(鎢棒角度)的貢獻百分比 53.18% 最大。這是因為電極尖端角度較大時，電磁力往下的分量減小了，造成陽極斑點的結構較為緊縮，故功率密度的分佈也較為集中，所以銲道的深寬比及熔深也隨之增加。
7. 運用田口方法來最佳化銲接製程參數，可大幅改善銲道深寬比及熔深。田口確認實驗組之平均銲道深寬比為 1.11，相較於未塗助銲劑之對照組，其銲道深寬比提升的比例達 284%；對照於運用混合型助銲劑 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 之銲道深寬比，運用田口方法最佳參數後，可再改善銲道深寬比達 72%；田口確認實驗組之平均銲道熔深為 6.18 mm，相較於未塗助銲劑之對照組，其銲道熔深提升的比例達 135%；對照於混合型助銲劑 $\text{SiO}_2\text{-MoO}_3$ 之銲道熔深，運用田口方法最佳參數後，可再改善銲道熔深 44%。
8. 田口確認實驗之 SN 比分別為 1.22 與 0.36，皆落在 95% 信賴區間 -1.61~1.32 dB 之範圍內，表示我們所選取的最佳銲接參數 $A_1B_2C_3D_2E_3F_2$ ，即電弧長度 2.0 mm、銲槍走速 160 mm、氬氣流量 14 l/min、銲接電流 180 A、鎢棒角度 75° 及助銲劑 $\text{SiO}_2:\text{MoO}_3$ 混合比例 50%:50%，是恰當的，且其再現性良好。
9. 本次實驗中所測試的助銲劑，其銲道線內的硬度平均值皆大於銲件硬度總平均值；且銲件硬度總平均值又大於銲道線外的硬度平均值，這是因為銲道中 Laves 偏析相為較硬之脆性相，而基地為較軟之等軸晶粒所造成之現象；而在靠近銲道熔融線附近，因晶粒粗化之故，有硬度下降之情形。
10. 在使用不同助劑的情形下，銲件除了銲道中以樹枝狀晶結構為主，而熱影響區中有明顯晶粒粗大的共同現象外，因銲件並無經過銲後熱處理，

故未產生顯著的微觀結構變化。所以鉚件之微觀結構並不因使用不同的助鉚劑而有顯著的差異，即使因使用不同助鉚劑而使熱影響區晶粒大小略有不同，但以硬度測試值來看，其差異性並不大，約在 10~20 Hv 之間。田口確認實驗之鉚道中，樹枝狀晶結構之紋理分佈較水平，這是因為鉚道深寬比較大、較為垂直之故；此外，田口確認實驗之鉚件熱影響區範圍及晶粒皆較其它塗敷助鉚劑的組別為大，這可能是因為鉚接電流提高，使熱輸入量變大所造成。

11. 當 FB-TIG 的間隙值為 1.2 mm 時，其整體之深寬比為最高，平均深寬比之值為 1.23，較運用田口方法確認實驗所得之深寬比 1.11 略高。因 FB-TIG 在鉚道的中央間隙上未塗上電子阻抗性高的助鉚劑，故鉚道中央的導電性較外側佳，提供良好的電子流動通道，故不需額外的能量來熔化鉚道間隙中央的助鉚劑；而鉚道外圍電子阻抗性佳的助鉚劑，因尚未被熔化，其對電子的阻抗性相對較高，能迫使陽極斑點集中，提高電流的密度。故在此雙重效應下，會造成熔深及深寬比較一般的 TIG-Flux 高。

本研究提出下列建議，作為後續研究之參考：

1. 應用田口方法配合 FB-TIG 時，在適當的間隙寬度下，可再改善鉚道深寬比及熔深，故可將 FB-TIG 的間隙寬度列入田口方法的控制因子中，以期達到最佳鉚道形態。
2. 本研究在 Bead-on-plate 實驗中所獲得之最佳鉚接參數，可應用於實際 718 超合金的對接上，或進行 718 超合金與異種金屬之鉚接研究，並探討助鉚劑及最佳鉚接參數，對 718 超合金高溫機械性質之影響。
3. 可利用實驗計劃法之混合型實驗(Mixture experiments)，來調配 3 種以上之混合型活性助鉚劑，利用各種不同助鉚劑之特性，來調配出最佳的助鉚劑配方，以期達到最佳之鉚道形態、外觀與機械性質。

參考文獻

1. R.E. Schafrik, D.D. Ward, and J.R. Groh, "Application of Alloy 718 in Ge Aircraft Engines: Past, Present and Next Five Years", in Superalloy 718, 625, 706 and Various Derivatives Edited by E.A. Loria, pp. 1-11, TMS, Warrendale, 2001.
2. G.E. Trewiler, D. Peacock, and W.H. Harrison, "US Patent 6969826", General Electric Company, 2005.
3. H.Y. Huang and C.P. Chou, "A Study on the TIG-Flux Processing Technology of Stainless Steel", National Chiao Tung University, Ph.D., 2005
4. D.F. Paulonis and J.J. Schirra, "Alloy 718 at Pratt & Whitney - Historical Perspective and Future Challenges", in Superalloy 718, 625, 706 and Various Derivatives Edited by E.A. Loria, pp. 13-23, TMS, Warrendale, 2001.
5. C.T. Sims, N.S. Stoloff, and W.C. Hagel, Superalloy II, John Wiley & Sons, New York, 1987.
6. C.T. Sims and W.C. Hagel, The Superalloys, John Wiley & Sons, New York, 1972.
7. J.B. Yang and C. Chen, "Study of GTA Welding and Post-Weld Heat Treatment on Inconel 718", National Taiwan University, M.S., 1985
8. G. Aggen, F.W. Akstens, C.M. Allen, H.S. Avery, and P. Babu, Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys, Vol. 1, 10th ed, ASM Handbook, ASM InternationalTM, Metal Park, OH, 1993.
9. R. Nunes, J.H. Adams, M. Ammons, and H.S. Avery, Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, Vol. 2, 10th ed, ASM Handbook, ASM InternationalTM, Metal Park, OH, 1992.
10. "Technical Bulletin of Inconel Alloy 718", Special Metals Corporation group of companies, 2007.
11. F.J. Rizzo and J.D. Buzzanell, "Effect of Chemistry Variations on the Structure Stability of Alloy 718", Journal of Metals, 21(October), pp. 24-33, 1969.
12. C.P. Sullivan and M.J.D. Jr., "Microstructures and Mechanical Properties of Iron-Base(-Containing) Superalloys", Metal Engineering Quarterly, 11, pp. 1-11, 1971.

13. Y.C. Huang, "The Effects of Cyclic Welding and Heat Treatments on the Microstructure and Mechanical Properties of Inconel 718", National Taiwan University, M.S., 2004
14. M.G. Burke and M.K. Miller, "Precipitation in Alloy 718: A Combined AEM and APFIM Investigation", in Superalloy 718, 625, 706 and Various Derivatives Edited by E.A. Loria, pp. 337-350, TMS, Warrendale, 1991.
15. O.B. Armida and J.F. Radavich, "A Current T-T-T Diagram for Wrought Alloy 718", in Superalloy 718, 625, 706 and Various Derivatives Edited by E.A. Loria, pp. 325-335, TMS, Warrendale, 1991.
16. E.F. Wachtel and H.J. Rack, "Phase Stability and Aging Response of TiC Reinforced Alloy 718", in Superalloy 718 - Metallurgy and Applications Edited by E.A. Loria, pp. 599-610, TMS, Warrendale, 1989.
17. W.F. Smith, Structure and Properties of Engineering Alloys, 2nd ed, McGraw-Hill, New York, 1993.
18. R. Thamburaj, W. Wallance, and J.A. Goldak, "Morphology of γ' and γ " Precipitate and Thermal Stability of Inconel 718 Type Alloys", Metallurgical and Materials Transactions, 4A(1), pp. 47-59, 1973.
19. I. Kirman and D.H. Warrington, "The Precipitation of Ni₃Nb Phase in a Ni-Cr-Fe-Nb Alloy", Metallurgical and Materials Transactions, 1(10), pp. 2667-2675, 1970.
20. C. Slama, C. Servant, and G. Cizeron, "Aging of Inconel 718 Alloy between 500 and 750°C", Journal of Materials Research, 12(No. 9), pp. 2298-2316, 1997.
21. S. Azadian, L.Y. Wei, and R. Warren, "Delta Phase Precipitation in Inconel-718", Materials Characterization, 53, pp. 7-16, 2004.
22. J.F. Muller and M.J. Donachie, "The Effect of Solution and Intermediate Heat Treatments on the Notch-Rupture Behavior of Inconel-718", Metallurgical Transactions. A. Physical Metallurgy and Materials Science, 6A(12), pp. 2221-2227, 1975.
23. G. Sjoberg and N.G. Ingesten, "Grain Boundary δ -Phase Morphologies, Carbides and Notch Rupture Sensitivity of Cast Alloy 718", in Superalloy 718, 625, 706 and Various Derivatives Edited by E.A. Loria, pp. 603-620, TMS, Warrendale, 1991.
24. J.H. Moll, G.H. Maniar, and D.R. Muzyka, "Heat Treatments of 706 Alloy for Optimum 1200 °F Stress-Rupture Properties", Metallurgical Transactions, 2(August), pp. 2153-2160, 1971.

25. J.J. Schirra, R.H. Caless, and R.W. Hatala, "The Effect of Laves Phase on the Mechanical Properties of Wrought and Cast + Hip Incoel 718", in Superalloy 718, 625, 706 and Various Derivatives Edited by E.A. Loria, pp. 375-388, TMS, Warrendale, 1991.
26. C. Radhakrishna and K.P. Rao, "Effect of Heat Input on Microstructural Changes in Superalloy 718 Welds", Praktische Metallographie, 32(No.10), 1995.
27. G.A. Knorovsky, M.J. Cieslak, T.J. Headley, A.D.R. Jr., and W.F. Hammetter, "Inconel 718: A Solidification Diagram", Metallurgical and Materials Transactions, 20A(Oct), pp. 2149-2158, 1989.
28. M. Gao and R.P. Wei, "Grain Boundary Niobium Carbides in Inconel-718", Scripta Materialia, 37(No.12), pp. 1843-1849, 1997.
29. R. Thamburaj, W. Wallance, and J.A. Goldak, "Post-Weld Heat-Treatment Cracking in Superalloys", International Metals Reviews, 28(1), pp. 1-22, 1983.
30. R. Vincent, "Precipitation around Welds in the Nickel-Base Superalloy - Inconel 718", Acta Metallurgica, 33(No.7), pp. 1205-1216, 1985.
31. J. Gordine, "Welding of Inconel 718", Welding Journal, 49(No.11), pp. 531-s - 539-s, 1970.
32. J. Gordine, "Some Problems in Welding Inconel 718", Welding Journal, Nov., pp. 480-s - 484-s, 1971.
33. 周長彬，蘇程裕，蔡丕椿，郭央謙，銲接學(修訂版)，全華圖書，2008
34. S. Kou, Welding Metallurgy, 2nd ed, John Wiley & Sons, 2003.
35. H.B. Cary, Modern Welding Technology, 3rd ed, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, 1994.
36. 王振欽，銲接學，高立圖書，台北，1997
37. R.M. Nunes, B.L. Alia, R.L. Alley, and J. William R. Apblett, Welding, Brazing, and Soldering, Vol. 6, 10th ed, ASM Handbook, ASM InternationalTM, Metal Park, OH, 1993.
38. "Guidlines for Gas Tungsten Arc Welding (GTAW)", Miller Welds, 2008.
39. S.Y. Lee and S.J. Na, "Numerical Analysis of a Stationary Gas Tungsten Welding Arc Considering Various Electrode Angles", Welding Journal (Miami, Fla), 75(9), pp. 269-279, 1996.
40. J.J. Lowke, M. Tanaka, and M. Ushio, "Mechanisms Giving Increased Weld Depth Due to a Flux", Journal of Physics D: Applied Physics, 38(18), pp. 3438-3445, 2005.

41. O.E. Ostrovskii, "The Effect of Activating Fluxes on the Penetration Capability of the Welding Arc and the Energy Concentration in the Anode Spot", Welding Production (English translation of Svarochnoe Proizvodstvo), (No.3), pp. 3-4, 1977.
42. H.R. Conaway, B.F. Oisem, and R.E. Fish, "US Patent 5525163", Rockwell International Corporation, 1996.
43. T.D. Paskell, "US Patent 5804792", Edison Welding Institute, 1998.
44. D. Fan and Y. Huang, "Study on Activating TIG Welding for Aluminum Alloys", Welding in the World, 49(1-2), pp. 22-25, 2005.
45. Y. Huang and D. Fan, "Mechanism of Weld Penetration Increased by SiO₂ in Ac A-TIG Welding for Aluminum Alloy", Hanjie Xuebao/Transactions of the China Welding Institution, 29(1), pp. 45-49, 2008.
46. M.Q. Johnson and C.M. Fountain, "US Patent 6707005", Edison Welding Institute, 2004.
47. C.R. Heiple and J.R. Roper, "Mechanism for Minor Element Effect on GTA Fusion Zone Geometry", Welding Journal (Miami, Fla), 61(4), pp. 97-s - 102-s, 1982.
48. D. Howse and W. Lucas, "Investigation into Arc Constriction by Active Fluxes for Tungsten Inert Gas Welding", Science and Technology of Welding and Joining, 5(3), pp. 189-193, 2000.
49. A.G. Simonik, "Effect of Contraction of the Arc Discharge Upon the Introduction of Electro-Negative Elements", Welding Production (English translation of Svarochnoe Proizvodstvo), 23(3), pp. 68-71, 1976.
50. 周怡馨，曾光宏，曾秉鈞，「不銹鋼高熔深氬鐳助鐳劑介紹」，鐳接與切割，16(No.4), pp. 39-45, 2006.
51. M.Q. Johnson and C.M. Fountain, "US Patent 6664508", Edison Welding Institute, 2003.
52. C.P. Chou, H.Y. Huang, K.H. Tseng, and T.C. Yang, "US Patent 7052559", National Chiao Tung University, 2004.
53. S. Sire, G. Rückert, and S. Marya, "Flux Optimisation for Enhanced Weld Penetration in Aluminium Contribution to FBTIG Process", pp. 207-217, Copenhagen, Denmark, Institut International de la Soudure, 2002,
54. G. Rückert, B. Huneau, and S. Marya, "Optimizing the Design of Silica Coating for Productivity Gains During the TIG Welding of 304L Stainless Steel", Materials & Design, 28(9), pp. 2387-2393, 2007.

55. M.C. Tsai and S. Kou, "Heat Transfer and Fluid Flow in Welding Arcs Produced by Sharpened and Flat Electrodes", International Journal of Heat and Mass Transfer, 33(10), pp. 2089-2098, 1990.
56. R.A. Spicer, W.A.B. III, and T.J. Kelly, "Elemental Effects on GTA Spot Weld Penetration in Cast Alloy 718", Welding Journal (Miami, Fla), 69(August), pp. 285-s - 288-s, 1990.
57. 蘇朝墩，品質工程，第四版，中華民國品質學會，台北，1996
58. R.Q. Lee, Z.R. Tian, and C.P. Chou, "A Study of Welding Ability of Inconel 718 Superalloys", National Taiwan Normal University, M.S., 2003.

