

行政院原子能委員會

計畫研究報告

金屬異材銲接結構在變動負荷下之疲勞壽命研究

Fatigue life of the dissimilar metal weldment under variable loads

計畫編號：NL1051145

受委託機關(構)：國立中央大學機械工程學系

計畫主持人：黃俊仁

聯絡電話：03- 4267314

E-mail address：jrhwang@ncu.edu.tw

核研所聯絡人員：徐康耀

報告日期：105 年 11 月 20 日

目錄

目錄.....	I
圖目錄.....	II
表目錄.....	IV
中文摘要.....	1
英文摘要.....	2
壹、計畫緣起與目的.....	3
一、研究動機.....	3
二、研究目的.....	4
三、文獻探討.....	5
貳、研究方法與過程.....	7
一、銲接試片製作及熱處理.....	7
二、金相實驗.....	9
三、機械性質實驗.....	10
四、破斷面觀察.....	14
五、疲勞壽命分析.....	17
參、主要發現與結論.....	20
一、金相組織.....	20
二、拉伸性質.....	22
三、硬度分佈.....	23
四、衝擊能.....	25
五、疲勞性質.....	26
六、疲勞破壞機構.....	34
七、結論.....	38
八、未來發展方向.....	39
肆、參考文獻.....	40

圖目錄

圖 2-1 研究流程圖	7
圖 2-2 異材銲接之雙 V 槽對接銲示意圖	8
圖 2-3 異材 GTAW 銲接(a) 銲接實作，(b)異材銲接成品.....	10
圖 2-4 研磨機	10
圖 2-5 Nikon 光學顯微鏡.....	10
圖 2-6 拉伸和疲勞試片	10
圖 2-7 MTS 810 萬能材料試驗機.....	111
圖 2-8 維氏硬度機	11
圖 2-9 衝擊試片示意圖	112
圖 2-10 TRN 歷程(a) 原始，(b)壓縮後	133
圖 2-11 產生 R PV 歷程的方式.....	166
圖 2-12 疲勞分析流程圖	17
圖 2-13 Haigh 圖.....	18
圖 2-14 平均應力之影響	18
圖 3-1 退火 4 小時銲件之金相組織	21
圖 3-2 退火 8 小時銲件之金相組織.....	21
圖 3-3 52M 鎳基合金銲道之應力-應變圖	22
圖 3-4 A508 class 2 與 SS304L 異材銲接件之硬度分佈(退火 4 小時)244	
圖 3-5 A508 class 2 與 SS304L 異材銲接件之硬度分佈(退火 8 小時)244	
圖 3-6 A508 class 2 與 SS304L 異材銲接件之衝擊能.....	255
圖 3-7 52M 鎳基合金銲道在不同退火時間下之 S-N 線.....	277
圖 3-8 52M 鎳基合金銲道之 S-N 線(實驗數據乘應力集中係數後)277	
圖 3-9 52M 銲道在不同應力比下之 S-N 線(退火 8 小時).....	299

圖 3-10 52M 鐳道之 Haigh 圖 (退火 8 小時, 壽命 4×10^4 cycles)..	30
圖 3-11 52M 鐳道之 Haigh Diagram (壽命 10^5 cycles).....	31
圖 3-12 52M 鎳基合金鐳道之 Haigh Diagram (壽命 3×10^5 cycles)..	31
圖 3-13 52M 鐳道疲勞壽命實驗值與預測值(TRN 歷程, $R = -0.35$)..	33
圖 3-14 52M 鐳道疲勞壽命實驗值與預測值(RPV 歷程, $R = -0.033$)..	34
圖 3-15 等振幅疲勞裂縫起始區	35
圖 3-16 等振幅疲勞裂縫延伸區	35
圖 3-17 等振幅疲勞試片最後斷裂區	366
圖 3-18 變動振幅疲勞裂縫起始區	366
圖 3-19 變動振幅疲勞裂縫延伸區	377
圖 3-20 變動振幅疲勞裂縫最後斷裂區	377

表目錄

表 2-1 A508 class 2 低合金鋼化學成分(wt%).....	8
表 2-2 SS304L 不銹鋼化學成分(wt%) [12].....	8
表 2-3 52M 鎳基合金填料化學成分(wt%).....	8
表 2-4 銲接參數	8
表 2-5 各基準負載產生之應力[16].....	155
表 2-6 核電廠壓力槽 40 年內之重要暫態情況及次數[16]	155
表 3-1 52M 鎳基合金銲道之拉伸性質	22
表 3-2 銲道在等負荷振幅下之疲勞壽命(退火 8 小時)	299
表 3-3 52M 銲道疲勞壽命實驗值與預測值.....	33

中文摘要

本研究以核能電廠常用的 A508 class 2 低合金鋼和 SS304L 不銹鋼之異材銲接件為對象，探討其金相組織、拉伸強度、硬度分佈及衝擊值。建立其 52M 鎳基合金銲道之疲勞應力-壽命線、平均應力修正方式及瞭解疲勞損壞機制。研究結果顯示在核能組件設計所承受的暫態負荷歷程下，疲勞壽命預測以採用 Goodman 平均應力修正模式為最佳。疲勞裂縫延伸機制主要為疲勞紋方式。4 小時與 8 小時的銲後退火對於銲件的機械性質影響不大。

英文摘要

This study investigated the microstructures, tensile strength, hardness distribution, impact energy and fatigue properties of a dissimilar metal weldment. Base metals of the weldment were A508 class 2 low-alloy steel and SS304L stainless steel. Multipass butt welded specimens were prepared by gas tungsten arc welding (GTAW) method with 52M Ni-based filler material. The effects of different post-weld heat treatment processes were evaluated. The results showed that Goodman mean stress correction method is the best for fatigue life prediction of 52M Ni-based welds under the design loads of a reactor pressure vessel. Main mechanism of the fatigue crack propagation was fatigue striation.

壹、計畫緣起與目的

一、研究動機

核能電廠中有許多持壓之一級組件因所處環境和組件間安裝等因素，在製造安裝時採用異材銲接組合。由於異材銲接件不同位置之機械強度和熱膨脹係數不同，在操作時，組件承受來自壓力和溫度的各項暫態負荷，會導致不同的變形量，使得異材交接處之應力不均勻且相對複雜。此外，銲接時的高溫會造成材質變化及產生殘留應力，造成性能降低，而銲接殘留應力可以利用退火熱處理來降低。由過去的運轉經驗，部份核能組件在運轉 5 年至 20 年後，會發生龜裂損壞現象，經由檢測發現，核能一級組件的疲勞損壞多半發生在異材銲接之鄰近區域。

核能組件的疲勞使用壽命計算，通常是在設計之初，由預先定義好的設計暫態負荷表(Design Transient Events)，利用應力分析方法計算出交變尖峰應力值，並利用線性疲勞損傷累積法則將各項暫態負荷所造成的疲勞使用因子(Fatigue Usage Factor)加總，用以求得組件的累積疲勞使用因子(Cumulative Usage Factor)，進而求得組件的疲勞使用年限。在核能組件的疲勞分析及設計中，常採用美國機械工程師學會的鍋爐及壓力槽規範 (Boiler and Pressure Vessel Code) 或其他相關規範。這些規範包含了多種鋼材或合金在不同環境中之疲勞設計曲線，該曲線是以安全係數 (平均失效曲線的 2 倍應力或 20 倍壽命) 來彌補環境或其他未考慮到的因素。然而在實際操作環境中，高溫、腐蝕、變動振幅負載、高負荷比、頻率等因素皆會影響材料的疲勞行為，而使得設計曲線偏向於不保守。美國電廠的檢測報告指出，在現場實務中部份組件會未如預期的提早損壞，尤其

是異材銲接組件。因此，需要更仔細的探討其疲勞壽命評估模式。

銲接殘留應力也是影響組件疲勞損壞的一項因素。為了降低銲接高溫對金屬材料所造成的影響，對於一定厚度之核能組件在銲接完成後，會依照程序進行退火以消除殘留應力。然而殘留應力是否消除完全，由於現場因素（如高度過高、空間不夠），多半無法進行量測與確認。銲後消除殘留應力之功效，多半引用實驗室之實驗數據，現場施工是否能達到該成效無法百分之百確認，但可確定的是，銲後消除殘留應力是有必要的，且可以延長組件的壽命。

由上述可知，為了達到電廠安全運轉的目的，確切了解異材銲接組件的疲勞性質、損壞機制及疲勞分析模式，以正確預估組件的疲勞壽命，在損壞前更換或進行維修補強，是一項相當重要的研究議題。

二、研究目的

本研究以核能電廠常用之 A508 class 2 低合金鋼和 SS304L 不銹鋼之異材銲接件為對象，銲接方式採用鎢極氣體保護電弧銲(Gas Tungsten Arc Welding, GTAW)，銲道填料為 52M 鎳基合金，目的為：

- (一) 瞭解此異材銲接件之金相組織、拉伸強度、硬度分佈及衝擊值。
- (二) 瞭解不同退火條件對於材料性質之影響。
- (三) 進行等振幅疲勞實驗，建立銲道區之疲勞應力-壽命曲線及最佳的平均應力修正方式，並瞭解疲勞損壞機制。
- (四) 進行變動振幅之疲勞實驗，經由理論預測與實驗結果之比較，建立適用於此異材銲接件之疲勞壽命評估模式。

三、文獻探討

Jeng [1]等人研究 690 鎳基合金(化學成份與 52M 鎳基合金相近)與 SUS304L 不銹鋼異質銲接之顯微組織，其銲接方法為鎢極氣體保護電弧銲，發現鎳基合金熔融區有許多析出物 and 不同大小的樹枝狀結構，析出物主要為氮化鈦及鉻的碳化物。

Jeng [2]等人研究 Ni-Cr-Fe 材料在鎢極氣體保護電弧銲下 Nb 與 Mo 對顯微組織與機械性質的影響。發現 52 合金的樹枝狀結構區域析出相為 TiN 及 TiC，TiN、TiC 和 Cr 的碳化物在基地與晶界析出。

Mithilesh [3]等人研究 625 鎳基合金與 304 不銹鋼的異質銲接，發現經鎢極氣體保護電弧銲下的試片在拉伸試驗下，其破壞模式為延性破壞。

周峰[4]等人對一種新型鎳基合金與 304 不銹鋼使用手工電弧銲進行異質銲接，並進行拉伸和硬度測試，結合 OM，SEM，EDS，研究銲道的組織與力學性能。

丁傑[5]等人對核電接管安全端低合金鋼 A508/鎳基銲料 52M/沃斯田鐵不銹鋼 316L 異質銲接接頭之金相組織、微硬度、熔融區界面區域成份變化等進行研究，發現 A508 基地組織為回火變韌鐵，銲接件硬度最大值出現在 A508 的熱影響區。

Ming [6]等人觀察金相，316LN 的熱影響區不易被觀察。但是，A508 顯微結構從熔融邊界過渡到母材是粗晶肥粒鐵+少量麻田散鐵→少量細晶變韌鐵+細晶麻田散鐵→少量細晶麻田散鐵+變韌鐵→完全變韌鐵。

Guo [7]等人研究雷射銲接之 A508 核電壓力管嘴的顯微組織及

機械性質，對幾個不同工作溫度做了衝擊韌性的比較。

Wang [8]等人將 A508 和 52M 交界面處歸類成兩種。在 A508 和 52M 被熔融區分隔的區域稱做 Type-I 邊界區，而在 A508 和 52M 被麻田散鐵區隔的稱做 Type-II 邊界區。而 Type-II 邊界區的寬度大於 Type-I 邊界區。

Wang [9]等人研究 Type-I 和 Type-II 邊界區。Type-II 邊界區的晶粒方向平行於熔融邊界，而連接等軸晶的是 Type-I 邊界。Type-I 邊界由於外延成長而生成 [10, 11]。Type-II 和 Type-I 邊界相似之處為兩者皆是大角度晶界，相對於熔融邊界有較低的抗腐蝕應力。

貳、研究方法與過程

本研究進行 A508 class 2 低合金鋼與 SS304L 不銹鋼的異材銲接，並探討其金相組織、機械性質、疲勞壽命分析及破斷面觀察。研究流程如圖 2-1。

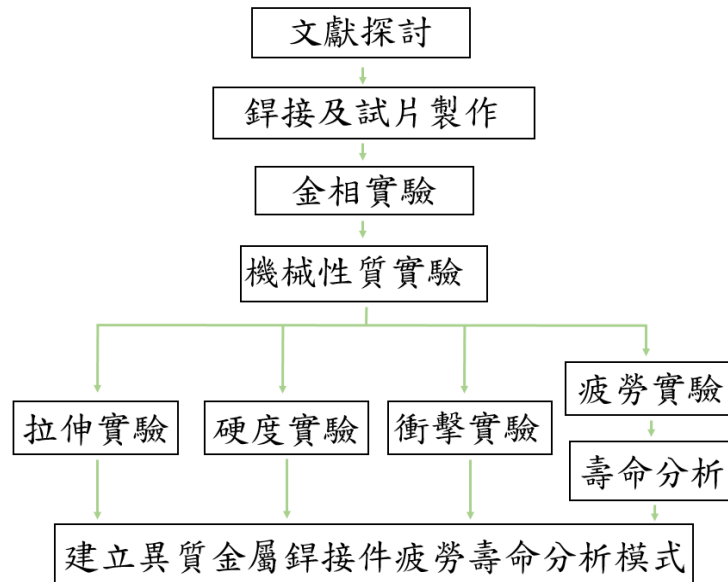


圖 2-1 研究流程圖

一、銲接試片製作及熱處理

實驗材料採用 ASTM A508 class 2 及 SS304L 板材。利用 Spark 分光儀分析 A508 化學成分，結果如表 2-1 所示。SS304L 不銹鋼成分參照 ASTM A240 規範，如表 2-2。銲接加工方式為鎢極氣體保護電弧銲(Gas Tungsten Arc Welding, GTAW)。以人工手動方式進行多道次對接銲，接頭型式為雙 V 槽。銲道填料材料為 52M 鎳基合金，化學成分如表 2-3。為了避免銲接件產生裂縫，在 A508 側先以 52M 鎳基合金銲上一層約 3 mm 厚之奶油層，如圖 2-2 所示。圖 2-3 異材 GTAW 銲接之實作及成品圖。銲接試片尺寸為 200 mm x 80 mm x 16 mm。銲接參數如表 2-4。鎢極氣體電弧銲銲接後，以 620°C 分別退火 4 小時或 8 小時，然後施以空冷，以消除殘留應力。

表 2-1 A508 class 2 低合金鋼化學成分(wt%)

	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	Fe
A508	0.18	0.21	0.78	0.74	0.37	0.63	Bal.

表 2-2 SS304L 不銹鋼化學成分(wt%) [12]

	C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	N	Fe
SS304L	0.03	2.00	0.045	0.03	0.75	18.0-20.0	8-10.5	0.10	Bal

表 2-3 52M 鎳基合金填料化學成分(wt%)

	Ni	Cr	Fe	C	Mn	Si	Al	Ti	Nb+Ta
52M	59.90	30.00	7.90	0.01	0.75	0.13	0.11	0.21	0.81

表 2-4 銲接參數

電流(A)	起弧電壓(V)	銲接速度(cm/min)
150	13	5.5

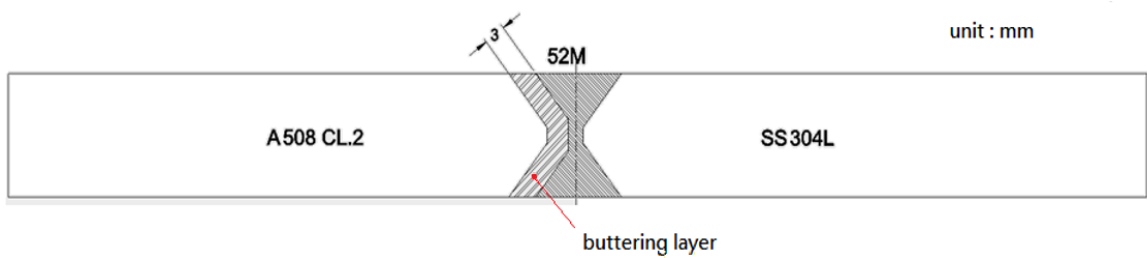
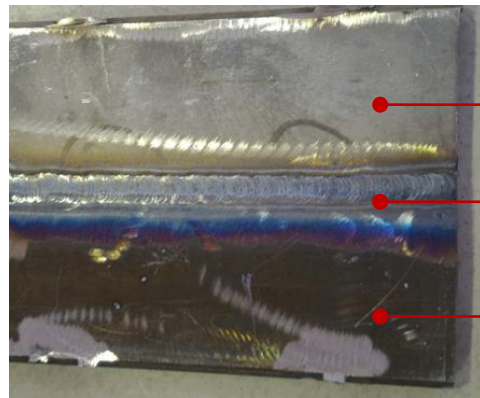


圖 2-2 異材銲接之雙 V 槽對接銲示意圖



(a)



(b)

圖 2-3 異材 GTAW 銲接(a) 銲接實作，(b)異材銲接成品

二、金相實驗

將銲接加工後退火 4 小時及 8 小時的試片切下。試片放入熱鑲機中，加入電木粉加熱加壓，待其完全硬化後取出。並以水砂紙號數#600、#800、#1200、#2000、#4000 搭配研磨機(圖 2-4)進行表面研磨。研磨完成再將水砂紙更換為拋光布，以 0.05 μm 的氧化矽粉作拋光處理，然後，以 ASTM E407 13 規範建議之腐蝕液腐蝕試片表面，A508 使用 HNO_3+3HCl 腐蝕 3-5 秒，銲道 52M 使用 HNO_3+3HCl 腐蝕 1-2 分鐘，SUS304L 使用 HNO_3+3HCl 腐蝕 30 秒。再利用光學顯微鏡(圖 2-5) 依序觀察 A508 母材、A508 熱影響區、

A508 側熔融區、鐳道、SS304L 側熔融區、SS304L 熱影響區、SS304L 母材等區域之顯微組織。



圖 2-4 研磨機



圖 2-5 Nikon 光學顯微鏡

三、機械性質實驗

(一) 拉伸實驗

拉伸試片尺寸如圖 2-6。為了探討 52M 鎳基合金鐳道之機械性質，確保試片斷裂於鐳道處，在試片中央(鐳道)兩側切 V 槽，角度 60 度，深度 1.0 mm，缺口根部半徑為 0.25 mm，其理論應力集中係數 K_t 為 3.3。

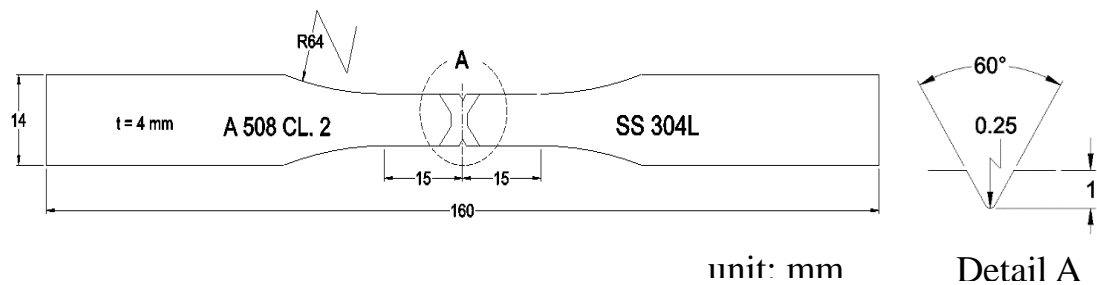


圖 2-6 拉伸和疲勞試片

拉伸測試是依照規範 ASTM E8 [14] 制定的流程來測試。在常溫下(25°C)使用 MTS 810 萬能材料試驗機(圖 2-7)並搭配延伸計(Extensometer)來量測其應變。拉伸速率為 1.5 mm/min。



圖 2-7 MTS 810 萬能材料試驗機

(二) 硬度實驗

硬度測試是依照 CNS 2115 Z8004 維氏硬度 (Vickers Hardness) 試驗法規範，利用維氏硬度機(圖 2-8) 進行測試。測試面為鋁件上表面，荷重 50 g。試片以鋸道中心向左右各 15 mm 範圍，每隔 0.5 mm 量測一次。在不同材料的界面附近則每隔 0.1 mm 量測一次。



圖 2-8 維氏硬度機

(三) 衝擊實驗

本實驗採用 Charpy 衝擊試驗，依照規範 ASTM E23 [15]，於室溫 25°C 下做試驗。試片橫截面尺寸為 10 mm x 10 mm，缺口深度 1 mm，分別位於母材、銲道、母材-銲道界面附近等 7 個位置，如圖 2-9。試驗時將試片放置於衝擊試驗機之平台上，然後將已放在一定高度之擺錘使之自由落下，進而對試片產生衝擊。利用擺錘的重量及衝擊試片前後擺錘之高度差，計算出試片斷裂所吸收之能量，此值即為材料的衝擊能，代表材料的韌性。

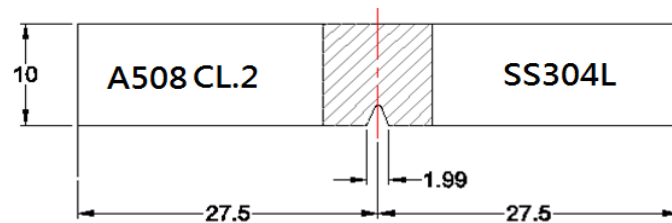


圖 2-9 衝擊試片示意圖

(四) 疲勞實驗

疲勞試片和拉伸試片相同，尺寸如圖 2-6。實驗方法如下：

1. 等振幅疲勞實驗

透過 MTS 試驗機的控制器 Microprofiler 來設定、操控實驗。分別以應力比(Stress Ratio, $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$) 為 -1、0 和 0.25 之正弦波進行負荷控制，頻率為 20 Hz。試驗停止條件為試片斷裂或循環數達 2×10^6 cycles。

2. 變動振幅疲勞實驗

在變動振幅的疲勞實驗方面，採用了兩種負荷歷程，包括 TRN ($R = -0.35$) 與 RPV 負荷歷程。每種歷程配上數種不同的負荷水準後，進行實驗。其中，第一種歷程是用以探討平均應力的影響，而 RPV 歷程則是由核能組件 40 年內的重要暫態變化所導出的負荷歷程。

TRN 與 RPV 負荷歷程由下列方法所產生：

(1) TRN 歷程：是將 SAE 的傳動軸標準歷程經軌跡追蹤法訊號壓縮(開道寬度 56%)而得。原始訊號點數為 1708 點，壓縮後點數為 102 點，壓縮後歷程圖如圖 2-10。壓縮後歷程之最小值與最大值之比值 $R = -0.35$ 。採用壓縮後的歷程進行實驗。

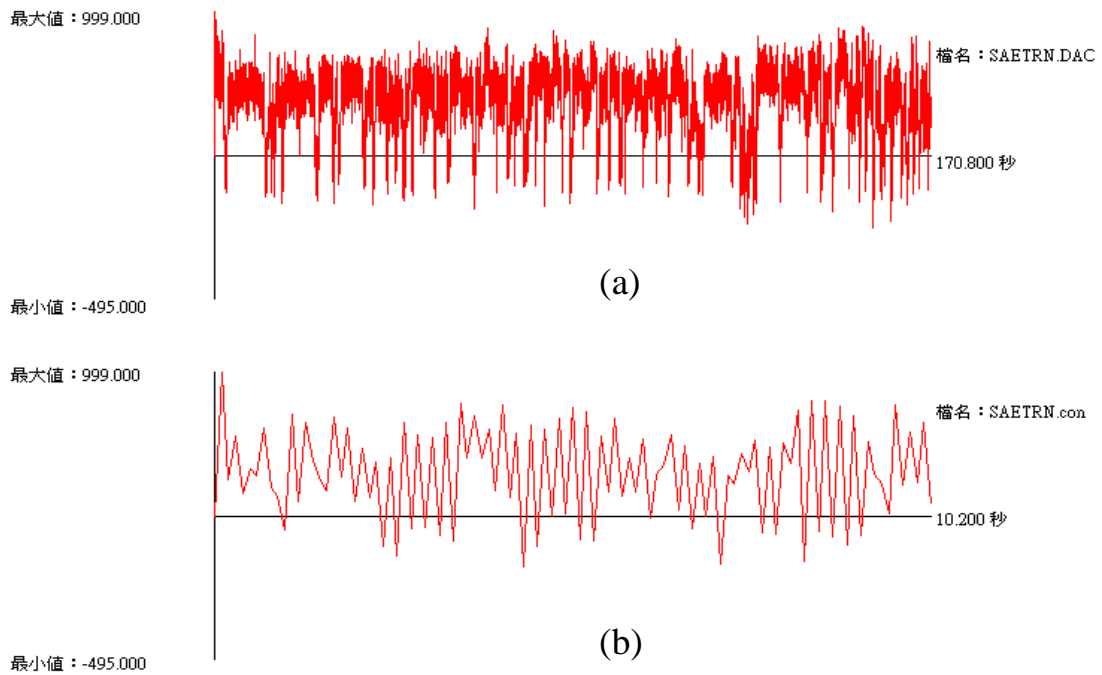


圖 2-10 TRN 歷程(a) 原始，(b)壓縮後

(2) RPV 歷程：以壓力槽為例，由文獻[16]可知壓力槽噴嘴附近某銲點位置之應力，以及其在使用壽命(= 40 年)內會發生的 33 種暫態變化次數。由表 2-5，當壓力槽內壓力為 2500 psi (17.24 MPa)時，該位置內表面所承受之應力為 26.12 ksi (180.1 MPa)，令為 σ_A 。而以 100 °F/hr 升溫速率到 500°F時，會對內表面產生 -7.42 ksi (-51.2 MPa)的應力，令為 σ_B 。表 2-6 為壓力槽在 40 年使用期限內數種暫態狀況的溫度、壓力變化及其對應的負荷比例因子，詳細的暫態變化請參考 [16]。以暫態 1(升溫起動)為例，其應力變化為 $0.9328\sigma_A - 0.874\sigma_B =$

123.3 MPa，利用同樣方法可得其他暫態的應力變化。其中暫態 3~9 應力變化很小，不予考慮。暫態 10~14、31~33 資料不足，亦不考慮，剩下的暫態可歸納成三大類應力變化：

(a) 暫態 1 和 20： $0 \rightarrow 0.9328\sigma_A + 0.874\sigma_B$

暫態 2 和 19： $0.9328\sigma_A + 0.874\sigma_B \rightarrow 0$

此兩種暫態可合成 $0 \rightarrow 0.9328\sigma_A + 0.874\sigma_B \rightarrow 0$ 之應力循環。

(b) 暫態 15~18、21~22： $162.0 \text{ MPa} \rightarrow 1.02\sigma_A + 0.02\sigma_B \rightarrow 0.66\sigma_A - 0.04\sigma_B \rightarrow 162.0 \text{ MPa}$

(c) 暫態 23~30： $0.9328\sigma_A \rightarrow 0.0928\sigma_A + 0.44\sigma_B$

壓力槽設計壽命(= 40 年)內，各暫態發生的次數為：暫態(a)共 220 次，暫態(b)共 740 次，暫態(c)共 20 次。各類暫態發生的比例為 11:37:1，故本研究將暫態(a)11 次、暫態(b)37 次、暫態(c)1 次組合成一個應力區塊(Block)，次序上以(a)為頭、尾，(b)次之，(c)第三。圖 2-11 為產生 R PV 歷程的方式。

四、破斷面觀察

將斷裂後之疲勞試片切取適當尺寸，置於丙酮中以超音波清洗機洗淨破斷面，再用掃描式電子顯微鏡(SEM)觀察破斷面，以瞭解其破壞機構。

表 2-5 各基準負載產生之應力[16]

Distance from inner surface, inches	Pressure (2500psi)	NozzlePipe Load Fx=1 kips	NozzlePipe Load Fy=1 kips	NozzlePipe Load Mz=1 in-kips	Slide Pad Load Fx=1 kips	Slide Pad Load Fy=1 kips	Distance from inner surface, inches	Transient 1,100 °F/hr heat up of 500 °F	Transient 2,100 °F/hr heat cooldown of 500 °F
0.00	26.12	2.35E-04	-3.38E-05	3.00E-06	2.53E-04	-3.10E-05	0.00	-7.42	7.42
0.39	25.98	2.32E-04	-3.57E-05	2.93E-06	2.49E-04	-2.77E-05	1.97	-2.57	2.57
0.79	25.84	2.28E-04	-3.77E-05	2.86E-06	2.45E-04	-2.43E-05	3.94	0.98	-0.98
1.18	25.70	2.24E-04	-3.97E-05	2.79E-06	2.41E-04	-2.10E-05	5.91	3.03	-3.03
1.57	25.56	2.21E-04	-4.16E-05	2.72E-06	2.37E-04	-1.76E-05	7.88	3.64	-3.64
1.97	25.41	2.17E-04	-4.36E-05	2.65E-06	2.33E-04	-1.43E-05			

表 2-6 核電廠壓力槽 40 年內之重要暫態情況及次數[16]

Transient Condition	Occurrences	Temperature Change (°C)	Pressure Change (psi)
1. Plant Heatup at 100 F/hr	200	120 to 557 SF=(557-120)/500=0.874	0 to 2332 SF=2332/2500=0.9328
2. Plant Cooldown at 100 F/hr	200	Same as 1	Same as 1
15. Loss of Load	80	10/500=0.02 -20/500= -0.04 SF= -0.04~0.02	(2250+300)/2500=1.02 (2250-600)/2500=0.66 SF=1.02~0.66
20. Inadvertent Startup, Inactive Loop	10	Same as condition 1	Same as condition 1
21. Control Rop Drop	80	10/500=0.02 -20/500= -0.04 SF= -0.04~0.02	(2250+300)/2500=1.02 (2250-600)/2500=0.66 SF=1.02~0.66
23. Small Loss of Coolant Accident	5	220/500=0.44 SF=0~0.44	2332/2500=0.9328 (2332-2100)/2500=0.0928 SF=0.9328~0.0928

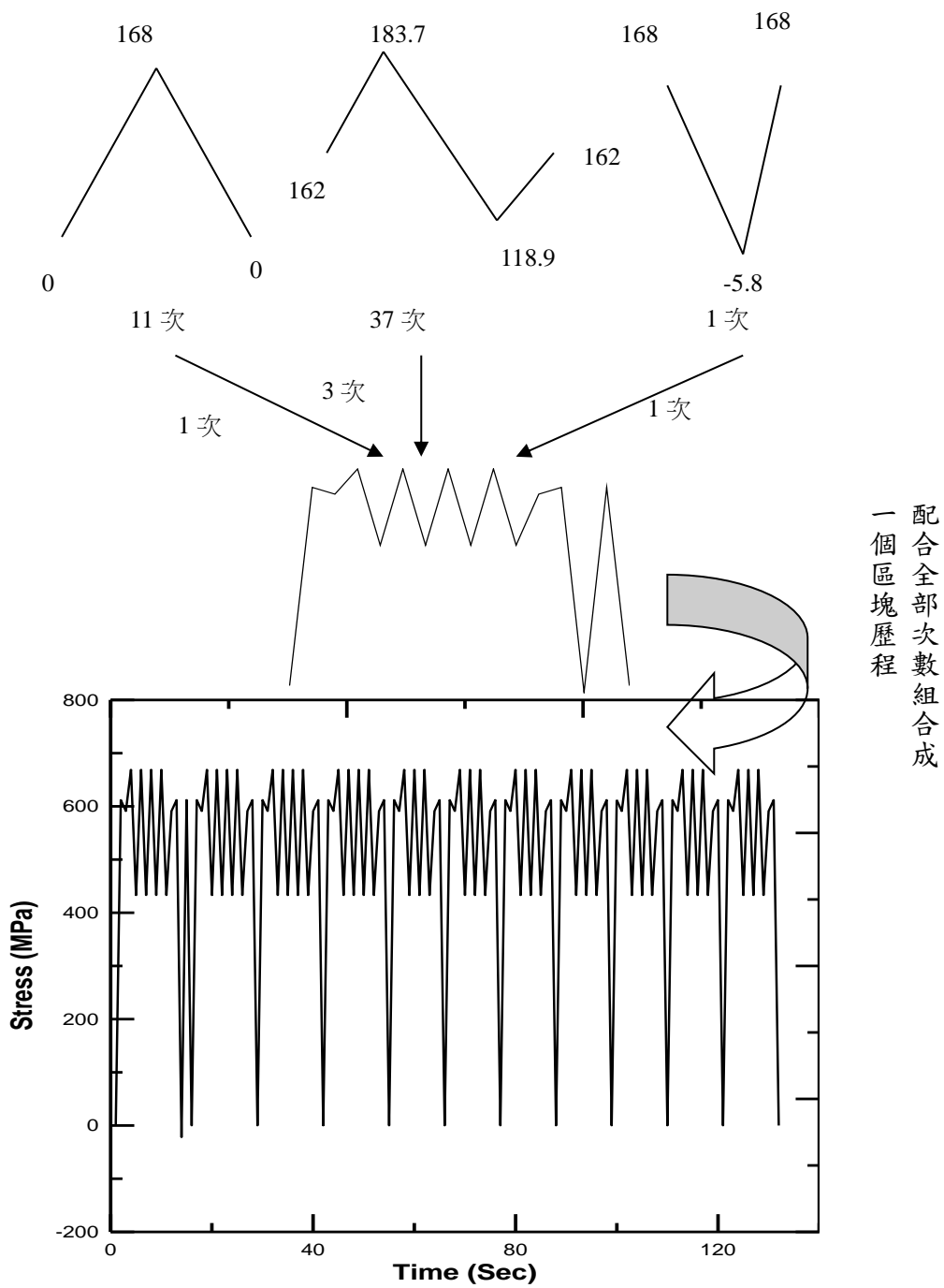


圖 2-11 產生 RPV 歷程的方式

五、疲勞壽命分析

本研究疲勞壽命分析為採用高週疲勞的應力-壽命法。疲勞分析流程如圖 2-12，所使用到的理論有應力-壽命曲線、平均應力的影響、循環計數、損傷累計。材料性質(S-N 曲線)是利用等振幅疲勞試驗所求得。變動振幅負荷歷程則採用美國自動機工程師學會(SAE)所發展的標準負荷歷程：傳動軸(Transmission, TRN)與支架(Bracket, BRK)。

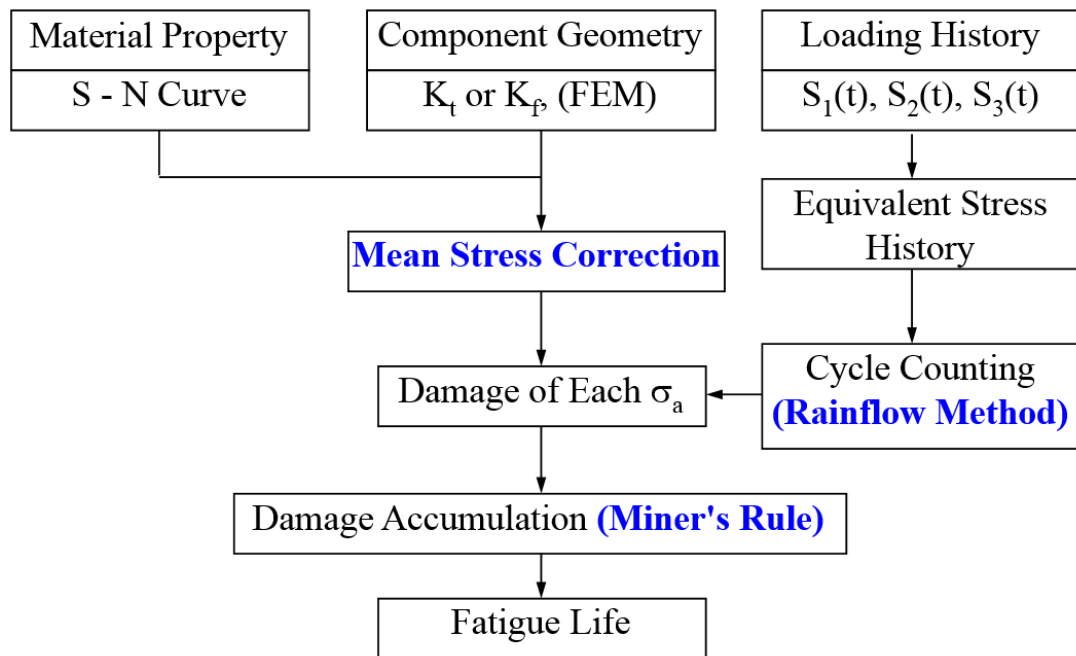


圖 2-12 疲勞分析流程圖

(一) 平均應力的影響

一般來說，平均應力大於 0 的疲勞壽命值較平均應力小於 0 者為低。而且在拉伸的應力範圍，疲勞壽命對平均應力的變化相當敏感，至於壓縮方面則否。一般研究平均應力之影響是將某一固定壽命 N 的結果繪於無因次座標，縱座標為應力振幅(σ_a)，橫座標為平均應力(σ_m)，此種圖稱為 Haigh 圖，如圖 2-13 所示。

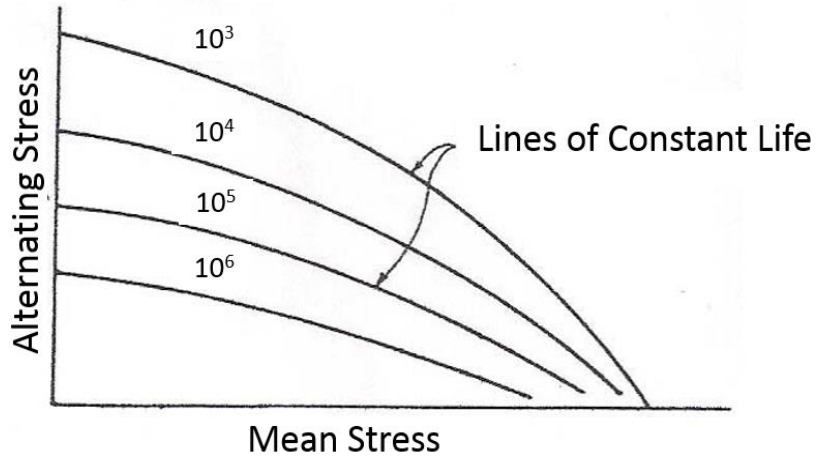


圖 2-13 Haigh 圖

平均應力的影響常用下列幾個關係式來修正，如圖 2-14：

$$(1) \text{ Soderberg (直線 a) : } \frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{S_y} = 1 \quad (2-1)$$

$$(2) \text{ Goodman [17] (直線 b) : } \frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{S_u} = 1 \quad (2-2)$$

$$(3) \text{ Gerber [18] (曲線 c) : } \frac{\sigma_a}{S_e} + \left(\frac{\sigma_m}{S_u} \right)^2 = 1 \quad (2-3)$$

其中 S_f 為疲勞強度， S_y 為降伏強度， S_u 為抗拉強度。

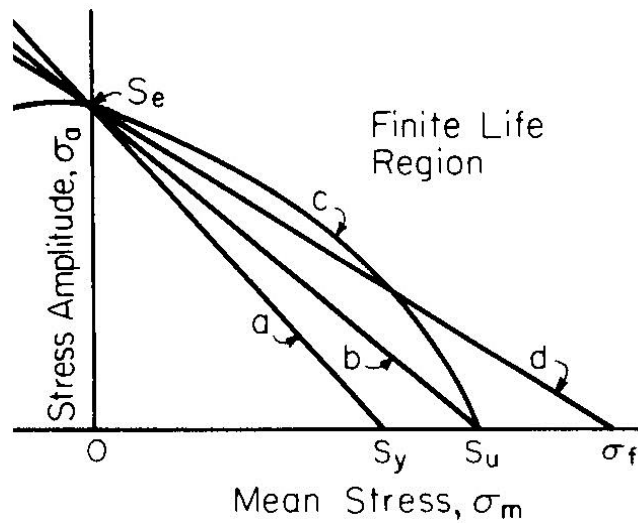


圖 2-14 平均應力之影響

(二) 循環計數法

循環計數(Cycle Counting)的發展是為降低和簡化時間歷程，以利於分析與測試。舉凡力量、應力、應變、扭力和加速度之歷程，皆可適用於循環計數。一般來說，計數可分為二類，分別為單參數與雙參數。前者有水平交叉法、尖峰計數、範圍計數(Range Count)等。這些已發展多年並被拿來作為消除高頻低振幅訊號或配合疲勞損傷累積理論。但如此一來，次序效應自然而然被摒除。由於一個封閉遲滯環必須由兩個參數來定義，並且單參數方法有時並不適用。

故雙參數方法，如配對法(Range-Pair-Range)、雨流法 (Rainflow Counting)、和軌跡追蹤法(Racetrack Method)逐漸被採用。這些方法反應出部分次序效應，並且廣泛使用於缺口應力—應變疲勞損傷計算，其中雨流法是最廣為接受的方法，而本研究使用雨流法。

(三) 疲勞損傷累積

線性損傷法則，首先由 Palmgren 在 1924 年提出，之後由 Miner 在 1945 年改進發展，其主要理論為：

$$\sum \frac{n_i}{N_i} \geq X, \text{ 或者為 } \sum D_i \geq X \quad (2-4)$$

n_i ：實際在應力 S_i 作用下之循環數

N_i ：在 S-N 曲線，應力 S_i 所對應之壽命

而 $D_i = n_i/N_i$ ，又稱為損傷百分率。

參、主要發現與結論

一、金相組織

退火 4 小時與 8 小時鉚件之金相組織(圖 3-1 和圖 3-2)差異不大。其中，(a)圖為 A508 母材組織未受到鉚接時的高熱影響，為變韌鐵組織。(b)圖為 A508 低合金鋼側的熱影響區顯微組織，對照 A508 母材 OM 圖，晶粒大小變化不明顯，組織為變韌鐵與回火麻田散鐵。為 A508 側熔融區金相，沃斯田鐵晶粒粗化。

(d)圖為界面部分因鉚接時冷卻速度快，接合處形成細小等軸晶粒。再往右側(A508 側熔融區)，受鉚接高溫影響，形成一大片晶粒尺寸較大的沃斯田鐵柱狀晶區，如(c)圖。此處因晶核成長時，在固液界面造成很大的組成過冷度，有利於樹枝狀組織(Dendrite)形成，所以造成尺寸較大、形狀狹長之晶粒。再往右(鉚道中間區)由於固液界面前溶質原子濃度隨柱狀晶之生長而不斷增加，使液相界面之凝固點下降，產生較大的過冷度，造成較多新的晶粒成核而生長，形成柱狀晶與部分等軸晶混合的較細的沃斯田鐵。

(e)圖為 SS304L 側熔融區，整體而言為較粗大的沃斯田鐵。(f)圖為 SS304L 熱影響區，此區會有晶粒粗化現象，不過比較 SS304L 母材金相圖(g)，晶粒成長有限，均為沃斯田鐵組織。另外，SS304L 中有橫向的黑色條狀物，其為軋軋痕跡。

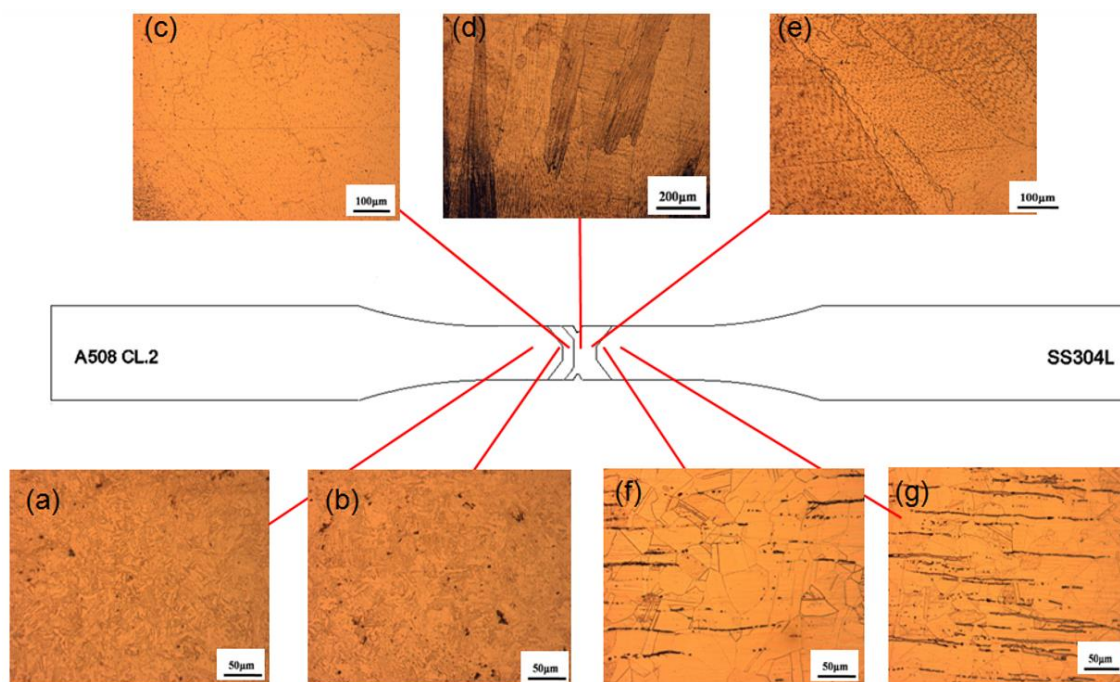


圖 3-1 退火 4 小時銲件之金相組織

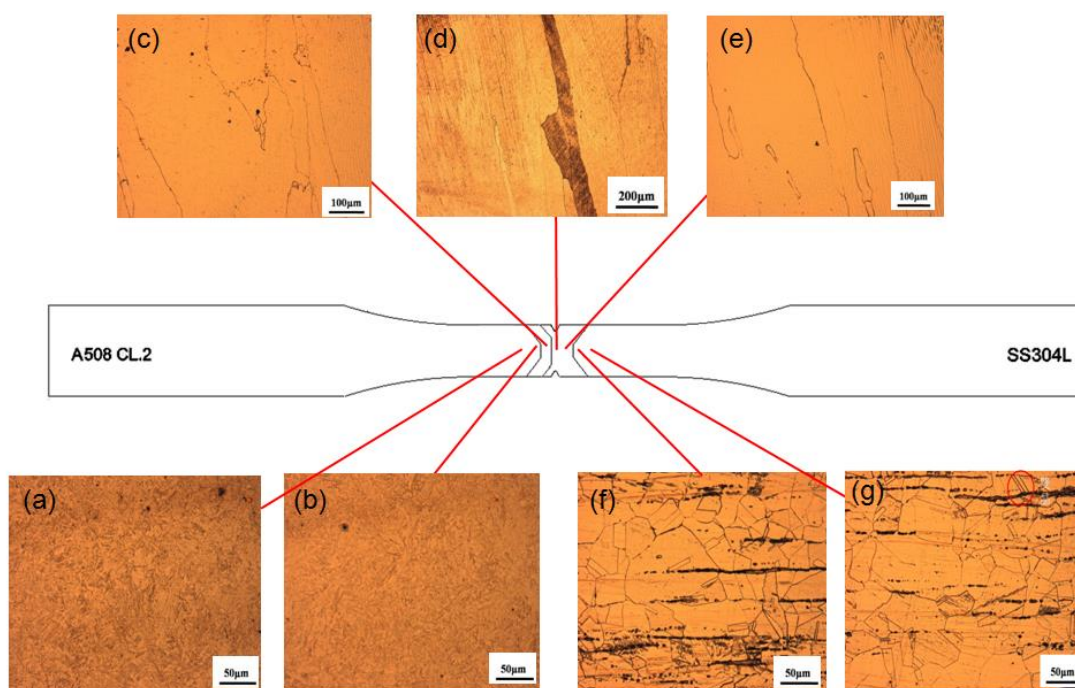


圖 3-2 退火 8 小時銲件之金相組織

二、拉伸性質

圖 3-3 為退火 4 小時與退火 8 小時鉚道($K_t = 3.3$) 之應力-應變線。表 3-1 為其拉伸性質。退火 4 小時鉚道之降伏強度 447 MPa，抗拉強度 689 MPa，伸長率 11.2%。退火 8 小時鉚道之降伏強度 440 MPa，抗拉強度 674 MPa，伸長率 9.7%。可知退火時間增加後，鉚道的降伏強度及抗拉強度皆些微下降，伸長率亦下降。

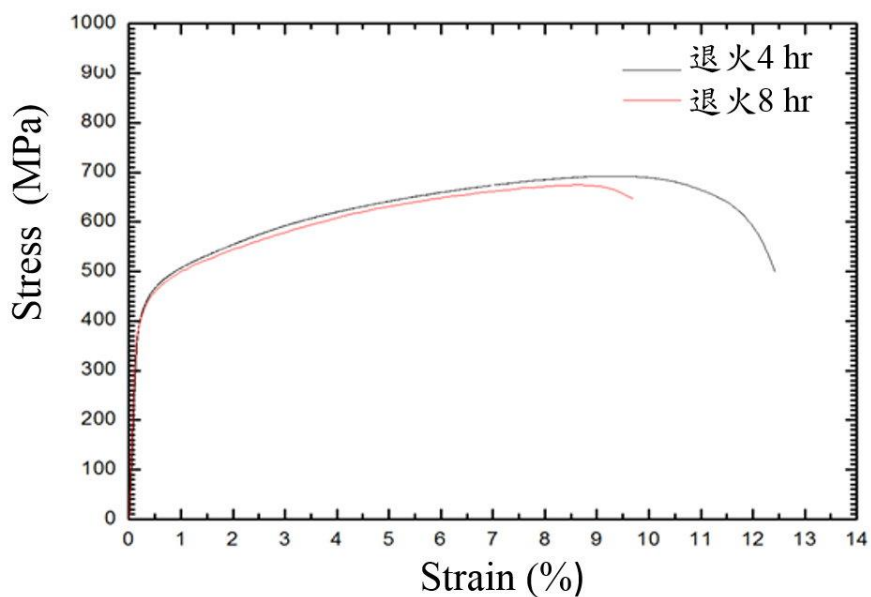


圖 3-3 52M 鎳基合金鉚道之應力-應變圖

表 3-1 52M 鎳基合金鉚道之拉伸性質

Heat Treatment	Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)
Annealed 4 hr	447 ± 3.1	689 ± 4.2	11.2 ± 1.2
Annealed 8 hr	440 ± 2.8	674.4 ± 8.5	9.7 ± 1.0

三、硬度分佈

圖 3-4 與圖 3-5 分別為退火 4 小時與 8 小時銲件之硬度分佈狀況。兩端母材 A508 與 SS304L 的硬度值變動不大，退火 4 小時左邊 A508 約為 240 HV，右邊 SS304L 約為 210 HV，退火 8 小時左邊 A508 約為 230 HV，右邊 SS304L 約為 220 HV。A508 端母材與銲道的界面是硬度變化最劇烈的地方，沃斯田鐵系不銹鋼具有高膨脹係數以及低熱傳導率，與 52M 鎳基合金在熱屬性上的差異容易導致銲接熱影響區產生較大的殘留應力和變形，從而引起熱影響區顯微硬度的升高，同時也易在銲縫產生裂紋，銲道部分硬度變化相對比較平緩，對接銲道部分整體硬度與奶油層的硬度相近，這可能與本研究之奶油層未進行銲後消除殘留應力有關。退火 4 小時之 A508 離銲道界面 1.5 mm 處有一軟點約 207 HV，往銲道界面則硬度上升至此銲件高點 324 HV，銲道區下降至 225 HV。退火 8 小時之 A508 離銲道界面約 1.5 mm 處也有一軟點，其值為 196 HV，往銲道界面則硬度上升至此銲件高點 291 HV，銲道區下降至平均值 215 HV。在 A508 與銲道界面附近之軟點可能是由於界面附近元素遷移使得 Cr, Ni 含量降低，固溶強化效應減弱所致[19]。而界面處之 A508 因部分組織為回火麻田散鐵，使得硬度達到最高。

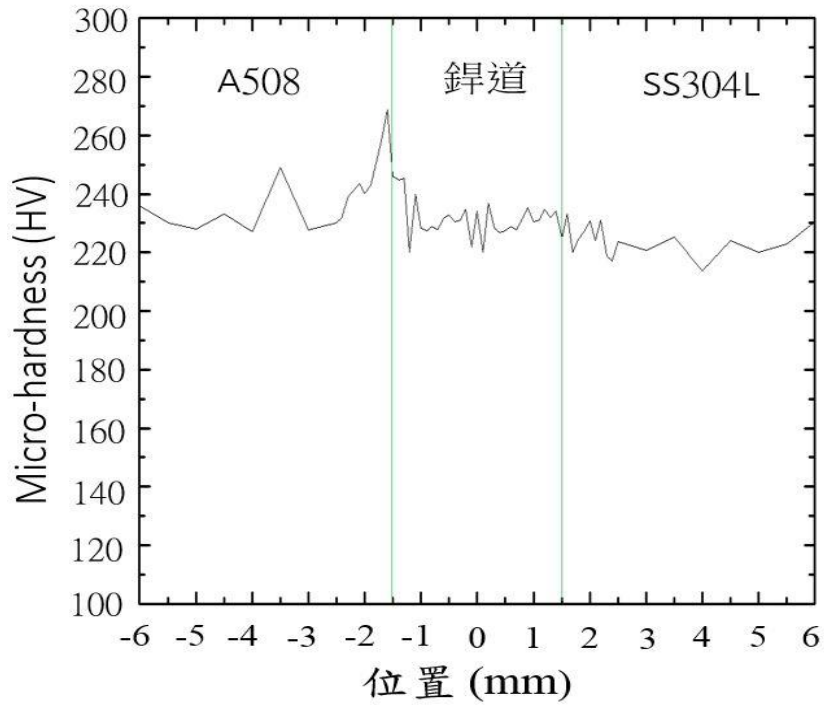


圖 3-4 A508 class 2 與 SS304L 異材銲接件之硬度分佈(退火 4 小時)

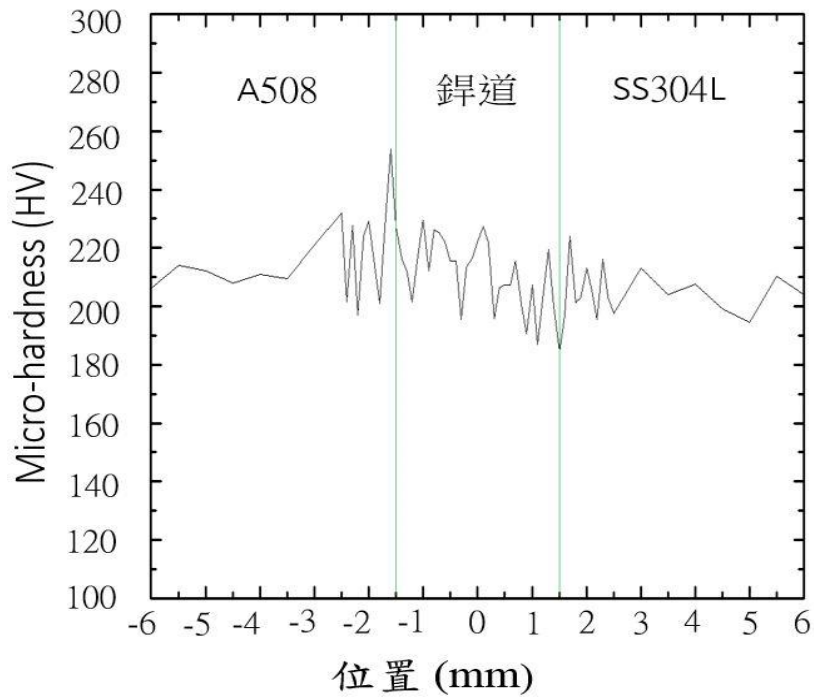


圖 3-5 A508 class 2 與 SS304L 異材銲接件之硬度分佈(退火 8 小時)

四、衝擊能

圖 3-6 為退火 4 小時與退火 8 小時鉚件之衝擊能。圖中由左至右分別為 A508 母材、A508 熱影響區、A508 側之鉚道區、52M 鉚道、SS304L 側之鉚道區、SS304L 熱影響區、SS304L 母材。結果發現兩種熱處理時間並未對衝擊韌性產生明顯影響，衝擊韌性較高的部分為 SS304L 的熔融區與熱影響區，其值大約為 280-290 J。鉚道區域相較整個鉚件衝擊能介於中間，退火 4 小時部分為 201 J，退火 8 小時部分為 226 J。衝擊能最低的部分為 A508 母材、熱影響區、A508 側鉚道區，平均值約為 170 J。差別最大的區域為鉚道區，退火 8 小時的衝擊能比退火 4 小時衝擊能高約 30 J，應是較長退火時間增加了材料之韌性。

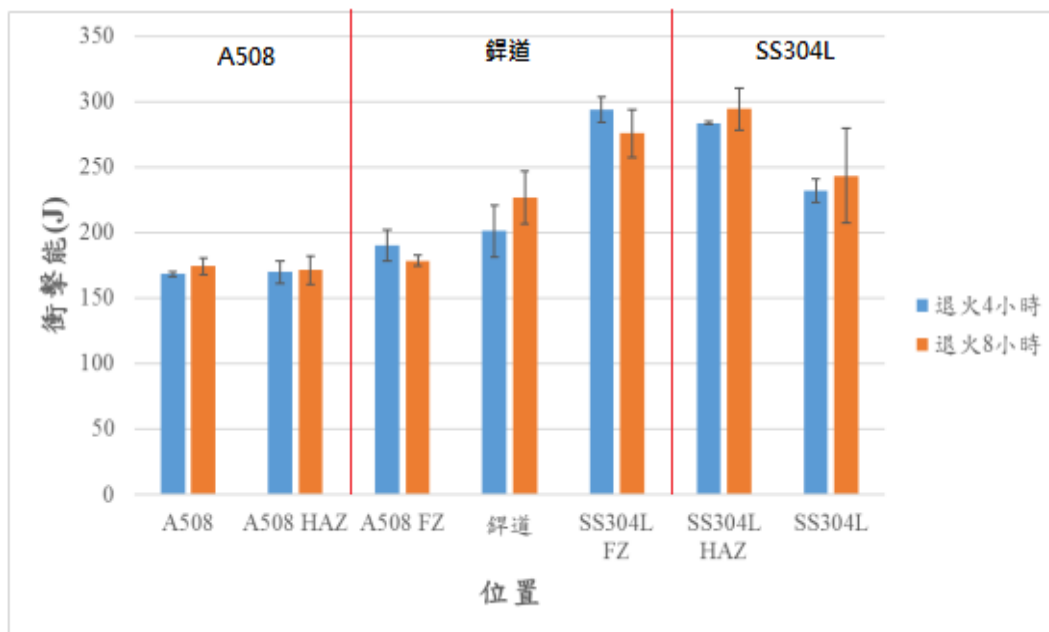


圖 3-6 A508 class 2 與 SS304L 異材鉚接件之衝擊能

五、疲勞性質

(一) 等振幅疲勞性質及平均應力修正

圖 3-7 為退火 4 小時與退火 8 小時鉸件之 S-N 線。由圖中可看出此鉸道(52M 鎳基合金)在這兩種退火處理後，其高週疲勞性質相近。由於本研究之疲勞試片具有雙 V 缺口，理論應力集中係數 K_t 為 3.3，故在圖 3-7 中兩種退火鉸接件之 S-N 線比 NUREG Alloy 690 [20]及 ANL 模型 [20]所提供的疲勞設計線低，誠屬合理。其中，NEUREG 線適用於空氣環境中之 Alloy 600, 690, 800 合金；ANL 模型線適用於空氣環境中之沃斯田鐵系不銹鋼。若將實驗數據之應力值乘應力集中係數後，得圖 3-8，可看出實驗的 S-N 線比 NUREG 及 ANL 的疲勞設計線高。在圖 3-7 中之 NUREG 及 ANL 疲勞性質線是由應變-壽命線配合乘楊氏模數 206.9 GPa 較換而得。此外還需注意的是，ANL 提供的疲勞設計線，有考慮應力安全係數為 2 或壽命安全係數為 12 (取兩者中之較保守者)。若去除此考慮，ANL 線之各應力值要乘以兩倍，則 ANL 線與 NUREG 線相近。

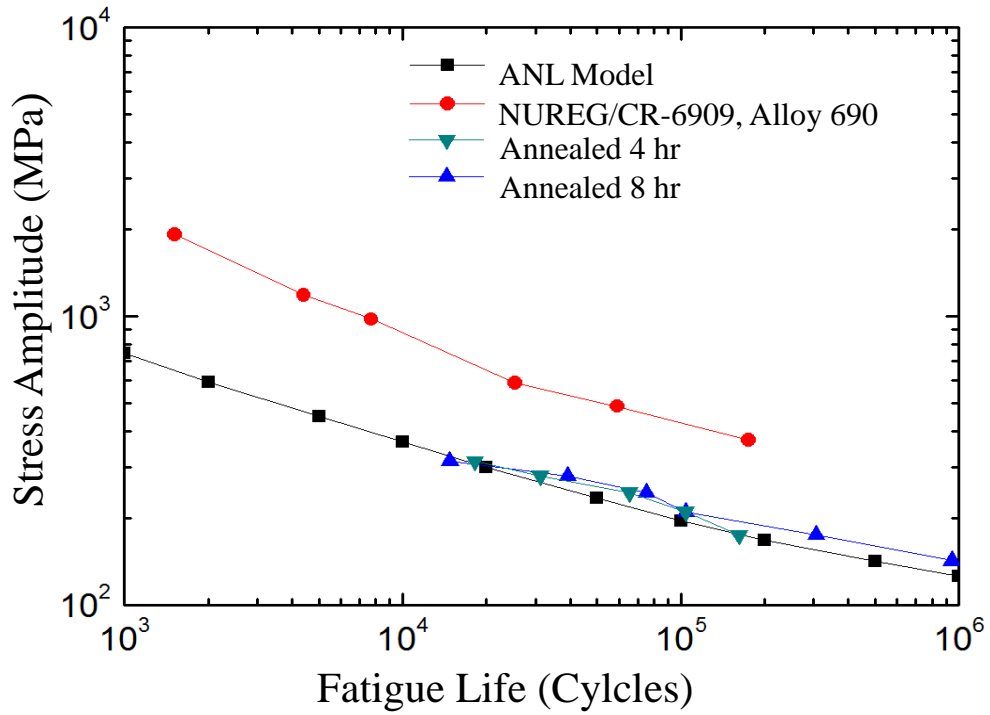


圖3-7 52M鎳基合金鐸道在不同退火時間下之S-N線

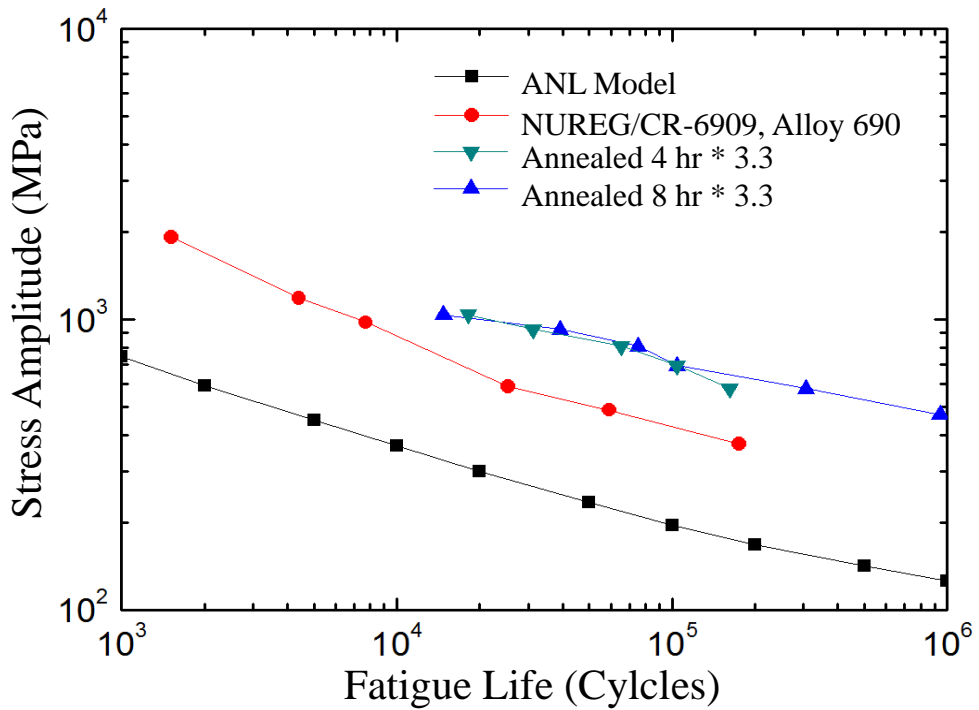


圖3-8 52M鎳基合金鐸道之S-N線(實驗數據乘應力集中係數後)

一般來說，拉伸平均應力的疲勞壽命值較壓縮平均應力者為低。且在拉伸平均應力時，疲勞壽命對於平均應力的變化相當敏感。平均應力之影響是以某一固定壽命時，觀察應力振幅(σ_a)與平均應力(σ_m)之關係，此種圖稱為Haigh圖(Haigh Diagram)。在設計上，可用下列關係式來表示：

1. Goodman:

$$\frac{\sigma_a}{S_f} + \frac{\sigma_m}{S_u} = 1 \quad (2-2)$$

2. Gerber:

$$\frac{\sigma_a}{S_f} + \left(\frac{\sigma_m}{S_u}\right)^2 = 1 \quad (2-3)$$

其中， S_f 為疲勞強度， S_u 為抗拉強度。

本研究對於退火 8 小時的鐳道做了三種應力比值 ($R = -1, 0$ 和 0.25) 的等負荷振幅疲勞實驗。在每一種應力比值中，配上數種不同的應力水準。其疲勞壽命值列於表 3-2，S-N 線如圖 3-9。由圖中可看出應力比值愈高則疲勞強度愈低。此鐳接件在不同 R 值之 S-N 線斜率相近，約為 -0.195 ，此值比一般鋼鐵材料之 S-N 斜率值 -0.085 為高，意指其疲勞壽命將隨著應力水準的提高而下降較慢[21]。

表 3-2 鋁道在等負荷振幅下之疲勞壽命(退火 8 小時)

應力比	應力範圍 (MPa)	平均應力 (MPa)	應力振幅 (MPa)	壽命 (Cycles)
-1	175 ~ -175	0	175	306489
	210 ~ -210	0	210	104321
	245 ~ -210	0	245	75300
	280 ~ -280	0	280	39267
	315 ~ -315	0	315	14800
0	206 ~ 0	103	103	1162590
	244 ~ 0	122	122	356665
	284 ~ 0	142	142	107035
	390 ~ 0	195	195	38885
0.25	253 ~ 63.2	158	94.9	341174
	341 ~ 85.2	213	127.9	98491
	432 ~ 108	270	162	40990

應力比	迴歸線斜率
-1	-0.195
0	-0.194
0.25	-0.264

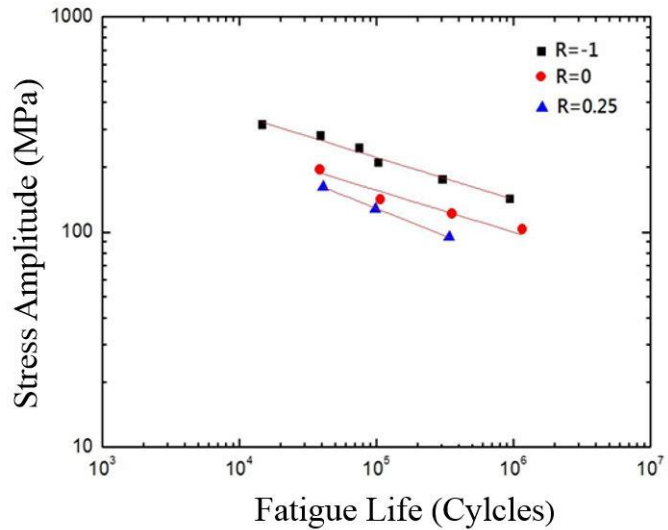


圖 3-9 52M 鋁道在不同應力比下之 S-N 線(退火 8 小時)

圖 3-10 至圖 3-12 為退火 8 小時，循環數分別 4×10^4 、 10^5 及 3×10^5 之 Haigh 圖。從這三張圖可知，Goodman 修正模式之壽命預測接近實驗結果，而 Gerber 修正模式之結果差距較大。故 Goodman 模式較適用於描述 52M 鉚道在等負荷振幅下之平均應力修正。一般而言，Goodman 模式較適用於脆性材料在疲勞負荷下之平均應力修正[22]。在本研究中，因缺口會造成應力集中，使材料偏向較高脆性，亦會使得 Goodman 模式適用程度提高。

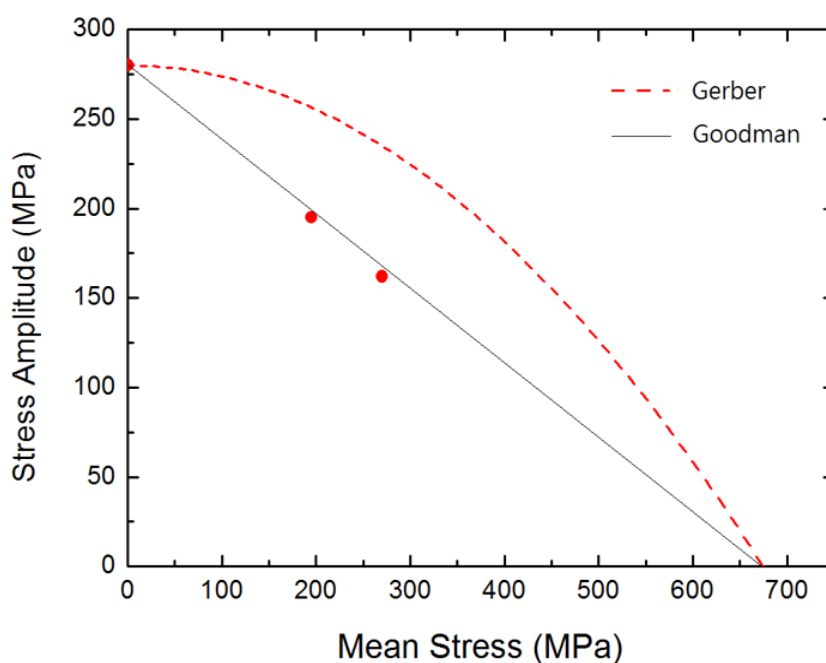


圖 3-10 52M 鉚道之 Haigh 圖 (退火 8 小時，壽命 4×10^4 cycles)

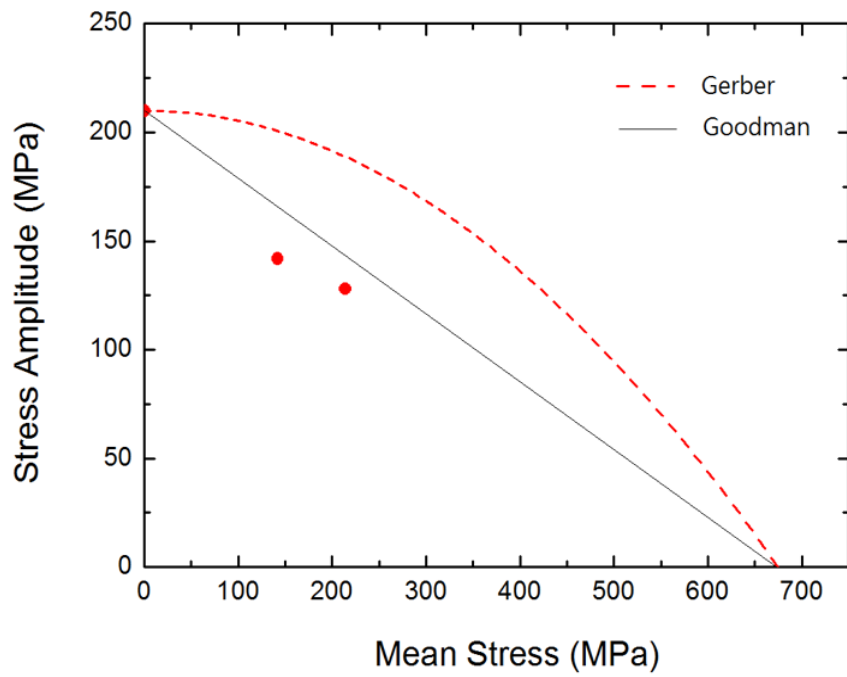


圖 3-11 52M 鋼道之 Haigh Diagram (壽命 10^5 cycles)

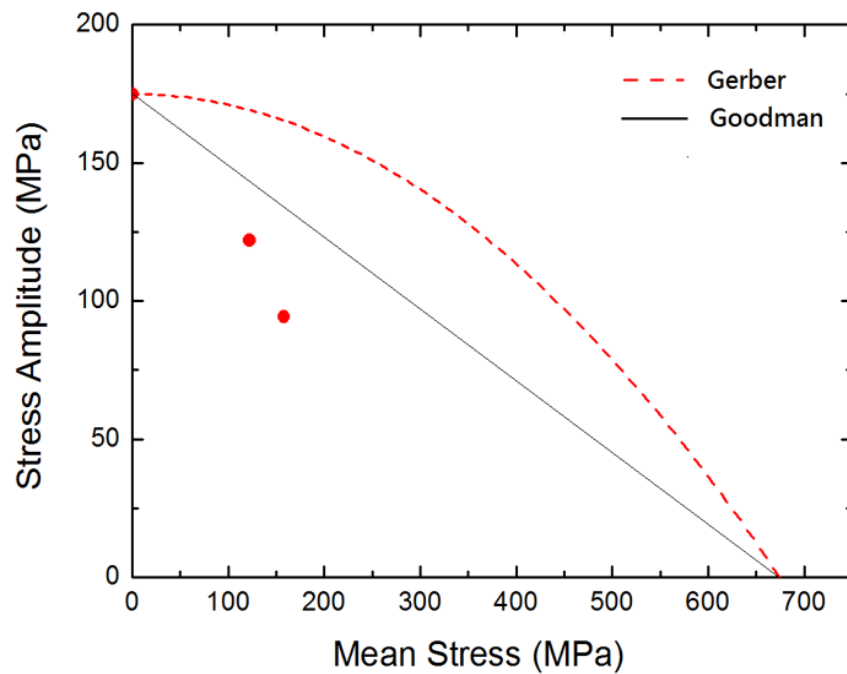


圖 3-12 52M 鎳基合金鋼道之 Haigh Diagram (壽命 3×10^5 cycles)

(二) 變動振幅疲勞負荷之壽命預測模式

在變動振幅的疲勞實驗方面，採用了兩種負荷歷程，包括 TRN ($R = -0.35$) 與 RPV 負荷歷程。每種歷程配上數種不同的負荷水準後，進行實驗。其中，第一種歷程是用以探討平均應力的影響，而 RPV 歷程則是由核電廠壓力槽 40 年內的重要暫態變化所導出的負荷歷程。

實驗結果與應力-壽命法分析所預測之壽命如表 3-3，圖 3-13 及圖 3-14 所示。由圖的比較可知，Goodman 修正模式的預測壽命值與實際壽命值較為接近，其誤差皆位於三倍線內，傳統 S-N 法及 Gerber 修正模式的預測壽命趨於不保守。因此，倘若 A508-SS304L 異材銲接件之 52M 銲道區在變動負荷振幅疲勞試驗採用應力-壽命法預測疲勞壽命時，其平均應力修正應採用 Goodman 模式，此現象與在等負荷振幅中之結果相同。

由 RPV 歷程的變動負荷振幅實驗結果，可知當最大負荷到達 560 MPa (原始負荷歷程的 3.05 倍) 時之壽命值為 289 Blocks。由於本研究一個 Block 代表壓力槽兩年使用期間內重要暫態應力變化，故即使壓力槽內表面受到應力集中，而使應力值達到 560 MPa (降伏強度的 1.27 倍)，銲接件仍有 578 年的壽命。

表 3-3 52M 銲道疲勞壽命實驗值與預測值

負荷歷程	最大應力 (MPa)	實驗值 (Blocks)	預測值(Blocks)		
			S-N	Goodman	Gerber
TRN (R = -0.35)	384	3145	14370	5156	12199
	455	1222	5801	1660	4594
	525	406	2668	596	1940
	560	380	1881	368	1301
RPV (R = -0.033)	384	2716	19391	3343	12571
	455	885	7860	916	4247
	525	563	3626	276	1571
	560	286	2558	156	977

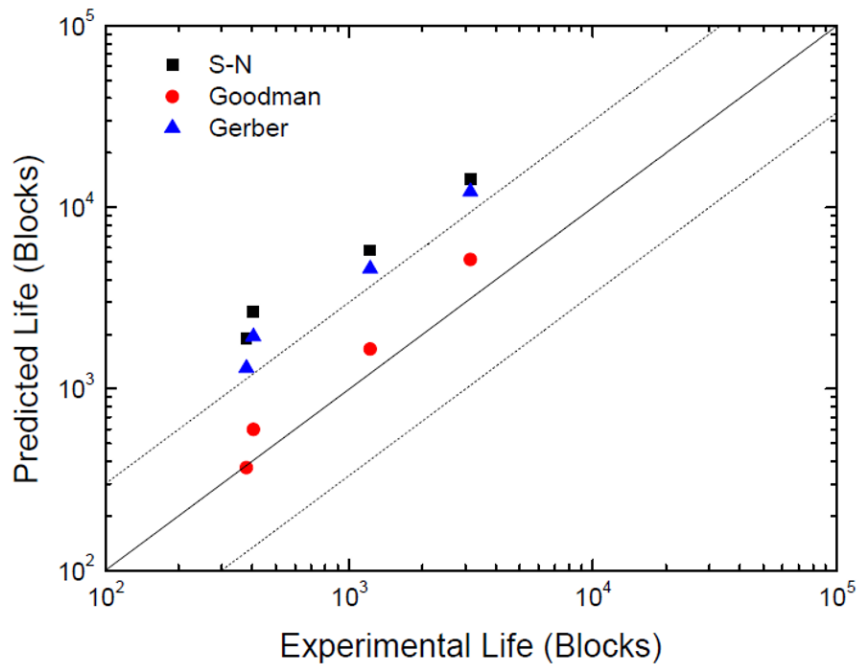


圖 3-13 52M 銲道疲勞壽命實驗值與預測值(TRN 歷程, R = -0.35)

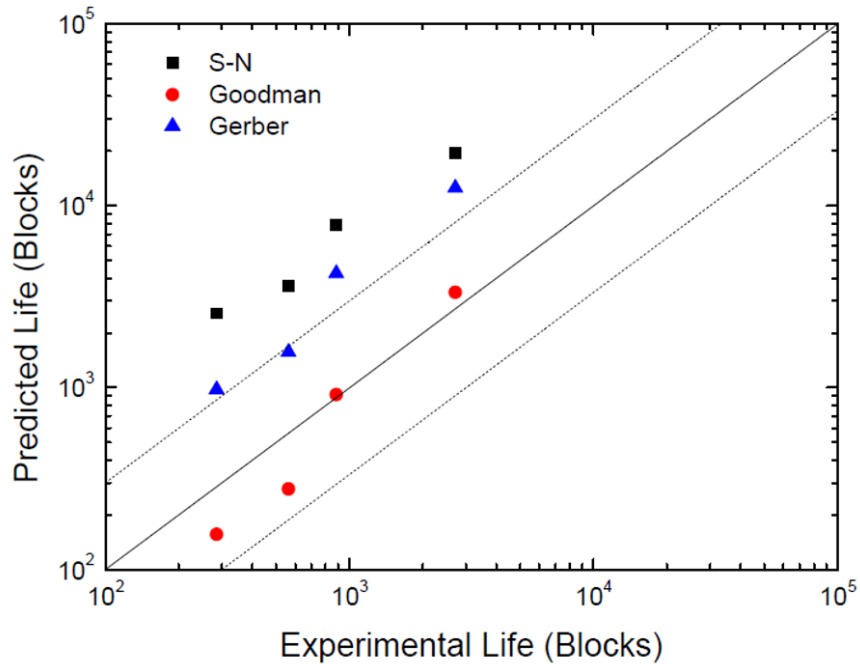


圖 3-14 52M 鋁道疲勞壽命實驗值與預測值(RPV 歷程, $R = -0.033$)

六、疲勞破壞機構

退火 8 小時的 52M 鎳合金鋁道，在不同疲勞負荷作用下之破斷面，如圖 3-15 至圖 3-20。由於高週疲勞裂縫生長區，呈扇形展開，易於辨別裂縫起始點[23, 24]，圖 3-18 即可明顯看出疲勞裂縫起始點。由圖 3-16 及 3-19 可知疲勞裂縫延伸區之主要破壞機構為產生疲勞紋的破壞方式。在變動應力振幅作用下，由圖 3-19 可看到其疲勞紋相較於圖 3-16 為不等間距。材料疲勞後的最後斷裂區則可由圖 3-17 及圖 3-20 得知，在疲勞試片最後斷裂區有明顯的韌窩(Dimple)特徵。

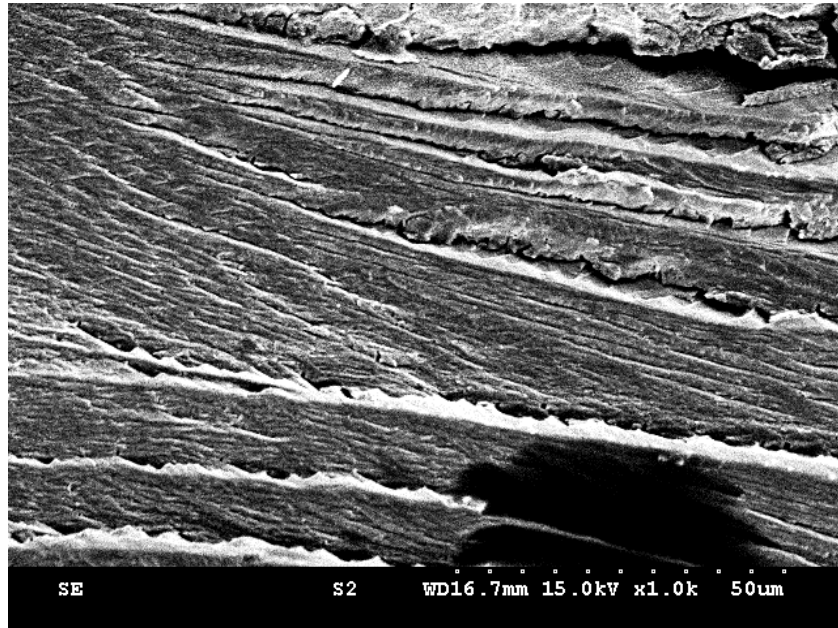


圖 3-15 等振幅疲勞裂縫起始區

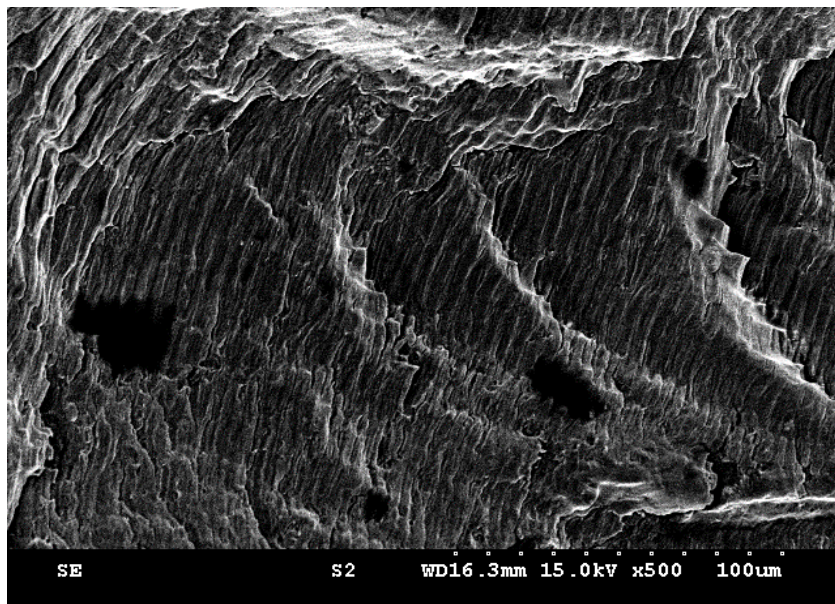


圖 3-16 等振幅疲勞裂縫延伸區

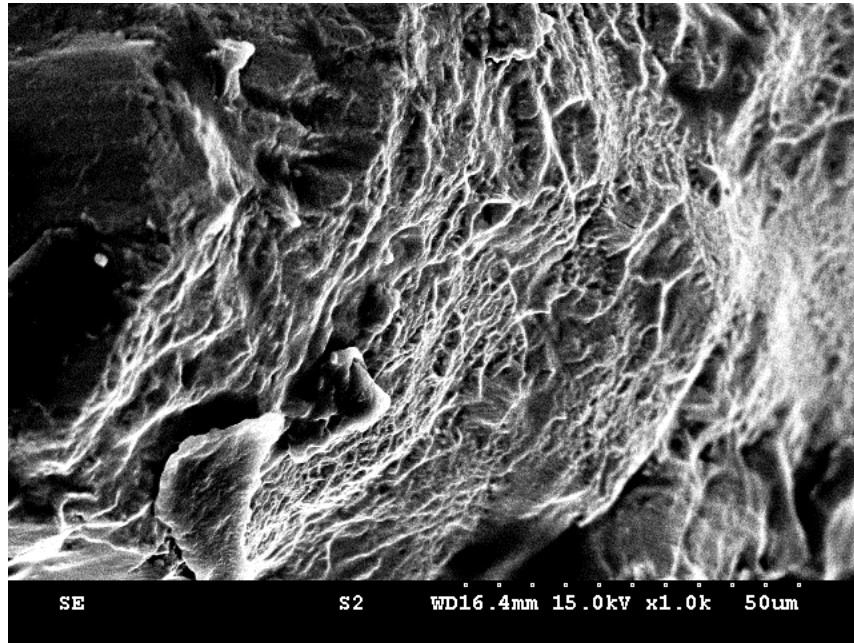


圖 3-17 等振幅疲勞試片最後斷裂區



圖 3-18 變動振幅疲勞裂縫起始區

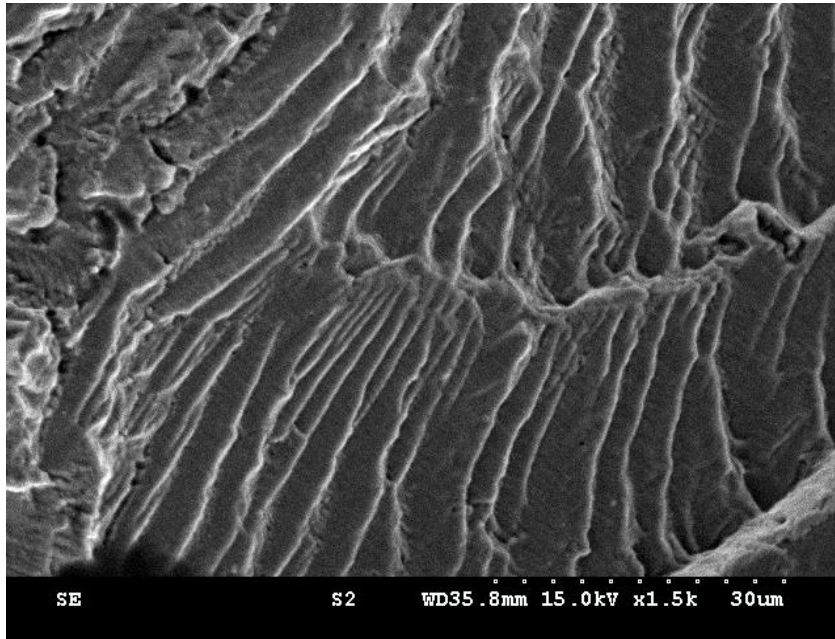


圖 3-19 變動振幅疲勞裂縫延伸區

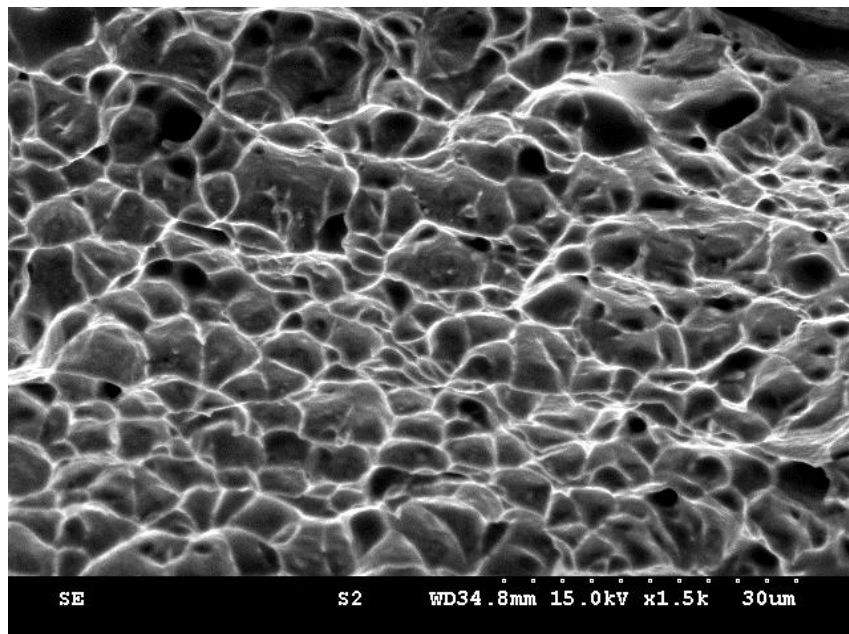


圖 3-20 變動振幅疲勞裂縫最後斷裂區

七、結論

本研究針對國內核能電廠常用之 A508 class 2 低合金鋼和 SS304L 不銹鋼異材銲接結構組件，依其實際銲接型式進行銲接實作並製作各種試片，透過機械性質量測，瞭解異材銲接件性質相對於原本母材之差異。本計畫對 A508 CL.2-SS304L 異材銲接件之金相組織、硬度及衝擊能作全面性的探討，對於拉伸及疲勞性質則以其 52M 鎳基合金銲道為研究對象。重要結論如下：

1. 退火時間(4 小時與 8 小時) 對於 A508 CL.2-SS304L 異材銲接之金相組織、拉伸性質、硬度及衝擊能影響不大。
2. 52M 鎳基合金銲道(應力集中係數 3.3)之 S-N 線比 NUREG/CR-6909 及 ANL 中之對應曲線高，其斜率約為-0.195，較一般鋼鐵材料之斜率值-0.085 為低。
3. 由等振幅疲勞負荷實驗所得之 High Diagram，可知此異材銲接之 52M 銲道適合用 Goodman 模式來描述平均應力對於其疲勞性質之影響。
4. 在承受變動振幅疲勞負荷(TRN 歷程及 RPV 歷程) 時，Goodman 模式所預測的疲勞壽命最準確，最適用於本異材銲接件，此與結論 3 相呼應。
5. 52M 鎳基合金銲道之疲勞裂縫延伸機制以疲勞紋方式為主，最後斷裂區則為韌窩方式破壞。
6. 綜合而言，本研究以核能組件設計時所承受之暫態負荷歷程進行疲勞測試及分析，掌握異材銲接組件疲勞壽命之影響因素，建立適用於國內核能電廠異材銲接件之疲勞壽命評估技術，精進並提昇核安管制技術能力，以確保核能機組之運轉安全。

八、未來發展方向

1. 對於 A508 CL.2-SS304L 異材銲接件之疲勞行為，本研究僅以 52M 鎳基合金銲道為探討對象，然而整個銲件包含多個不同材質的區域，可擴充對這些區域進行研究，建立此銲接件完整的疲勞行為資訊。
2. 結構件疲勞分析主要有高週疲勞(應力-壽命法)、低週疲勞(應變-壽命法)及疲勞裂縫延伸等三種方法。每種方法適用於不同的負載大小及分析目的。本研究僅探討 A508 CL.2-SS304L 異材銲接件的高週疲勞(應力-壽命法) 性質及最佳分析模式。對於低週疲勞(應變-壽命法)、疲勞裂縫延伸應再進行研究，充分瞭解此異材銲接件的疲勞裂縫起始及疲勞裂縫成長的性質及分析模式，以精進疲勞壽命預測技術。

肆、參考文獻

1. S. L. Jeng, H. T. Lee, T. E. Weirich and W. P. Rebach. *Mater. Trans.* **48** (2007) 481-489.
2. S. L. Jeng and Y. H. Chang. *Mater. Sci. Eng.* **555** (2012) 1-12.
3. P. Mithilesh, D. Varun, A. R. G. Reddy, K. D. Ramkumar, N. Arivazhagan and S. Narayanan. *Procedia Eng.* **75** (2014) 66-70.
4. 周峰，趙霞，查向東，馬穎澈，劉奎。一種新型鎳基耐蝕合金與 304 奧氏體不銹鋼異種金屬銲接接頭的組織和力學性能。金屬學報，第 50 卷，第 11 期，1335-1342 頁。(2014)
5. 丁傑，張志明，王儉秋，韓恩厚，唐偉寶，張茂龍，孫志遠。三代核電接管安全端異種金屬銲接接頭的顯微表徵。金屬學報，第 51 卷，第 4 期，425-439 頁。(2015)
6. H. Ming, R. Zhu, Z. Zhang, J. Wang, E. H. Han, W. Ke and M. Su. *Mater. Sci. and Eng.* **669** (2016) 279-290.
7. W. Guo, S. Dong, W. Guo, J. A. Francis and L. Li. Microstructure and mechanical characteristics of a laser welded joint in SA508 nuclear pressure vessel steel. *Mater. Sci. and Eng.* **625** (2015) 65-80.
8. S. Wang, J. Ding, H. Ming, Z. Zhang and J. Wang. *Materials Science and Engineering*, **100** (2015) 50-60.
9. H. T. Wang, G. Z. Wangn , F. Z. Xuan, C. J. Liu and S. T. Tu. *Materials Science and Engineering*, **568** (2013) 108-117.
10. T. W. Nelson, J. C. Lippold, M. J. Mills, *Sci. Technol. Weld. Joining* **3** (1998) 249-255.
11. K. Asami, T. Sakai. *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.* **21** (1981) B269.
12. “Standard Specification for Chromium and Chromium-Nickel Stainless Steel Plate, Sheet, and Strip for Pressure Vessels and for

- General Applications,” ASTM A240/A240M, American Society for Testing and Materials, United states of America. (2016)
13. “Standard Practice for Microetching Metals and Alloys”, ASTM E407, American Society for Testing and Materials, United States of America. (2015)
 14. “Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials,” ASTM E8, American Society for Testing and Materials, United States of America. (2012)
 15. “Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials,” ASTM E23, American Society for Testing and Materials, United States of America. (2013)
 16. 林金福，核三廠反應爐壓力槽鋼材及內部組件老化劣化評估，台灣電力股份有限公司，第一次期中報告，民國 88 年。
 17. J. Goodman. Mechanics Applied to Engineering, London, Longmans, Green, 1899.
 18. H. Gerber, “Bestimmung der Zulassigen Spannungen in Eisenknostruktionen,” Zeitschrift, des Bayerischen Architecjten und Ingenieurvereins, **6** (1874) 101-110.
 19. H. T. Wang (王海濤)，華東理工大學博士學位論文，上海，2013。
 20. O. Chopra and G. L. Stevens, NUREG/CR-6909, Rev. 1 ANL-12/60. (2014)
 21. 許育銓，SA533B1 壓力槽鋼材之高週疲勞壽限評估模式研究，國立中央大學，碩士論文，民國 90 年。
 22. Mechanical Engineering Reference Manual for the PE Exam, Michael R. Lindeburg, PE.
 23. 郭榮卿，反應爐壓力槽鋼材疲勞行為偵測與評估，台灣電力股份有限公司，第一次進度報告，民國 87 年。

24. 郭榮卿，反應爐壓力槽鋼材疲勞行為偵測與評估，台灣電力股份有限公司，第一次期中報告，民國 88 年。