

임플란트 試驗法에 의한 低溫用鋼의 熔接성에 관한 研究

安 玲 鎬

A Study on the Weldability of Low Temperature Service Steels by Implant Test Method.

Young-ho An



目 次

Abstract

1. 序 論
 2. 實驗方法
 2. 1. 試驗材 및 試驗片
 2. 2. 實驗裝置 및 實驗方法
 3. 實驗結果 및 考察
 3. 1. 低溫用鋼의 熔接部 殘留應力 特性變化
 3. 1. 1. 初層비이드熔接時 두께 방향의 殘留應力 生成機構
 3. 1. 2. 2層비이드 以後의 熱사이클로 인한 拘束應力の 緩和機構
 3. 1. 3. 層間溫도를 維持할 때 拘束應力の 緩和過程
 3. 2. 低溫用鋼材 熔接部の 機械的 및 組織的 特性變化
 3. 3. 低溫用鋼의 低溫균열 發生特性
 3. 4. 低溫用鋼 熔接部の 低溫破壞靱性 變化
 4. 結 論
- 參考文獻

Abstract

When the low temperature service steels are used as materials for welded structure, some problems - brittleness and weld cracking, etc. - occur in welded part due to the change of mechanical and metallurgical characteristics resulted from the thermal cycle during the welding procedure.

In this study, the experiments were conducted to investigate the change of mechanical and metallurgical characteristics of the welded part for the low temperature service steels. Moreover, the Implant Test Method was introduced to this study in order to find out the susceptibility of weld cracking. In addition, the fracture toughnesses of welded bond were quantitatively inspected under the various low temperature environments by the use of Implant Test Method.

The results obtained are as follows.

- 1) The residual stress in the first pass is induced by the contractive deformation beginning at about 200^oC during the cooling cycle, and it is largely affected by the martensitic transformation phenomenon.
- 2) The interpass temperature contributes to slow cooling rate but the effect of that on residual stress is hardly recognized.
- 3) The most rough and hard microstructures in welded part appear in the welded bond. The finer and softer those

microstructures become, the longer the distance in the heat affected zone.

- 4) The cracking implant critical stress of the weld by dried electrode was about 18% higher than that of the weld by undried electrode.
- 5) The welded part of the low temperature service steel shows the pattern of ductile fracture at above -50°C , but it shows that of complete brittle fracture at about -100°C .



1. 序 論

低溫用鋼은 低溫工業의 發達이나 에너지源의 變化에 따른 液化가스의 貯藏이나 輸送등의 必要性이 增大함에 따라 그 需要가 急增하고 있다. 그러므로 低溫用 鋼材의 研究開發 및 熔接技術에 대한 研究가 活潑히 進行되고 있다. 低溫用鋼의 使用溫度別 例로서는 -30°C 程度의 寒冷地 構造物, -45°C 程度의 液化프로판가스 (LPG), -100°C 程度의 液化에틸렌, -170°C 程度의 液化天然가스 (LNG), -196°C 的 液體窒素用으로 大別되고 있다.¹⁾

低溫用鋼은 低溫使用 雰圍氣에서 充分한 破壞靱性を 확보하기 위해서 各種合金元素를 添加하거나, 調質熱處理를 通해서 만들어지고 있다.¹⁾ 그러나 이러한 鋼材를 使用하여 熔接構造物을 製作할 경우, 熔接部의 信賴性이 問題로 된다. 이것은 이러한 鋼材의 熔接時는 보통 鋼材에 比하여 熔接部에서 매우 復雜한 析出物, 變態組織의 生成 및 結晶粒度의 粗大化등으로 말미암아 熔接部의 脆化, 熔接균열과 같은 問題點이 惹起되기 때문이다.^{2) 3) 4)} 더구나 이러한 構造物이 低溫, 高壓의 가혹한 環境에서 使用될 때 熔接部 脆化 및 균열發生 現象이 급격히 일어나고 構造物 全體의 破壞事故를 招來하여 막대한 財害를 가져오는 수도 있다.⁷⁾

따라서 低溫鋼材 構造物의 熔接組立時는 熔接部의 脆化 및 균열 發生現象을 抑制할 수 있도록 특별한 配慮가 必要하다.

以上과 같은 事實에 着眼하여 現在 國內에서 生産되고 있는 低溫用 鋼材를 基本試驗 材料로 하고, 또한 低溫特性을 改善한 새로운 鋼材 試料를 製作하여, 이들 鋼材에 대해 다음과 같은 項目들을 究明할 目的으로 本研究는 수행된 것이다.

1. 熔接時 熱사이클에 따른 熱影響部의 殘留應力の 發生과 그 變化機構
2. 熔接熱影響部의 機械的 및 冶金學的 特性變化
3. 熔接熱影響部의 균열發生과 低溫雰圍氣에서의 破壞靱性の 變化.

以上の 研究는 熔接熱影響部의 再現性이 優秀하고 試驗方法이 간단한 임플란트시험법 (Implant Test Method)을 도입하여 이 方法에 의해 實驗的으로 수행하였다.^{9) 10)}

本 研究에서 밝혀진 結果는 低溫, 高壓力用 鋼材 構造物 熔接熱影響部의 脆化 現象 및 균열 發生을 防止하기 위한 對策을 確立하는데 基礎資料가 될 것이다.

2. 實驗方法

2.1 試驗材 및 試驗片

本 實驗에서 使用한 試驗材料로서는 國產低溫用 鋼材인 SLA 37 鋼材를 使用하였고 比較材로서 船體用 高張力鋼인 EH 36을 使用하였으며 또한 低溫劣環境에서의 靱性を 더욱 改進黨 9% Ni 鋼을 試驗爐에서 製作하여 使用하였다. 各各의 化學的 成分과 機械的 性質은 Table. 1 에 나타내었다.

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties

Materials	Chemical compositions (wt%)										Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Mo	Ni	Al	V	Ti	Y.S. ₂ (kg/mm ²)	T.S. ₂ (kg/mm ²)	EL (%)
SLA 37	0.08	0.25	1.40	0.02	0.002	0.06	—	0.022	0.047	0.012	48.9	58.3	30
EH 36	0.18	0.30	1.20	0.04	0.04	0.08	0.4	0.08	0.10	—	36	57.0	21
9%Ni steel	0.0063	0.167	0.567	0.0097	0.0022	—	9.77	0.0057	—	—			

試驗片의 形狀은 Fig. 1 에서 보이고 있다.

Fig. 1 (a)는 SLA 37 鋼 및 EH 36의 熔接熱 싸이클에 따른 殘留應力變化和 組織 및 硬度變化를 評價하기 위한 試驗片이고, SLA 37, EH 36의 均열發生感受性 實驗과 低溫에서의 破壞靱性を 評價하기 위한 試驗片의 形狀은 Fig. 1 (b)와 같다. 그리고 9% Ni 鋼의 試驗片 形狀은 Fig. 1 (c)와 같다.

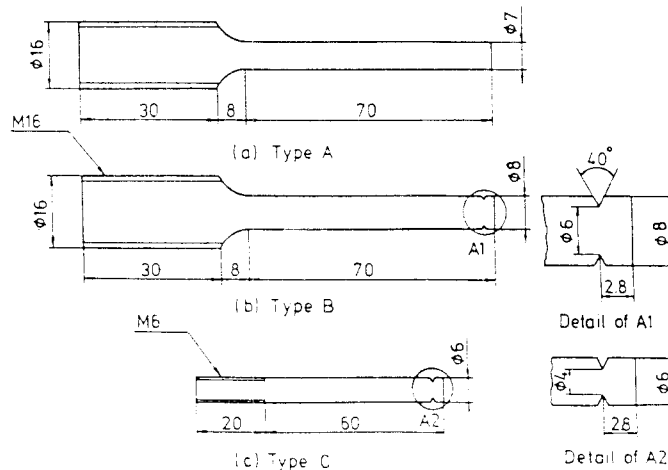


Fig.1 Shape of specimens

實驗에 使用한 試驗片은 모두 板材의 壓延方向과 一致하게 採取하였고, notch 試驗片의 notch 位置는 熔接본드部에 오도록 하였다. 또한 母板은 市板되고 있는 SS41 鋼板을 使用하였고 形狀 및 치수는 Fig. 2와 같다.

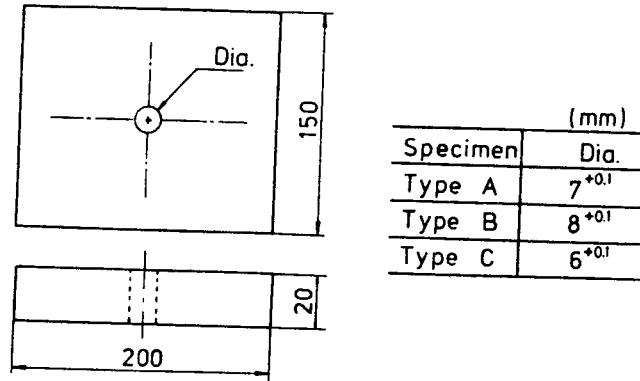
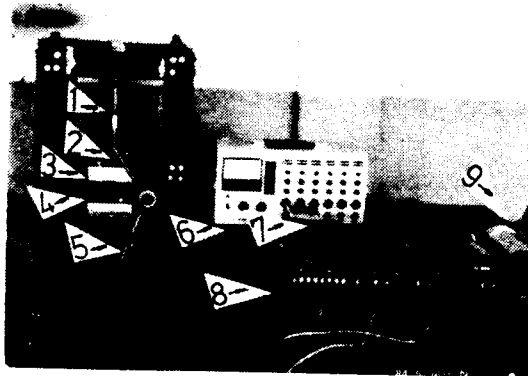


Fig. 2 Shape of backing plate

2. 2 實驗裝置 및 實驗方法

實驗에 使用한 implant 試驗裝置는 本 研究室에서 製作한 것으로 外觀 및 概略圖는 各各 Photo. 1, Fig. 3에서 보이는 바와 같고 worm 및 worm 기어를 利用한 機械式 原理로 作動되도록 하였다.

準備된 植入試驗片을 母板에 插入하여 母板上의 表面과 試驗片의 上部가 一致하도록 한後, Fig. 4에서 보인 바와 같이 母板上面에 Table. 2의 熔接條件으로 길이 130 mm의 비이드 熔接을 實施하여 植入試驗片上에 熔接본드部 및 熔接熱影響部를 再現시켰다.⁸⁾



1. Load cell 4. Worm & worm gear 7. Pyrometer
2. Lead screw 5. Handle 8. X-Y recorder
3. Worm case 6. Strain amplifier 9. Timebase pen recorder

Photo. 1 Implant test apparatus

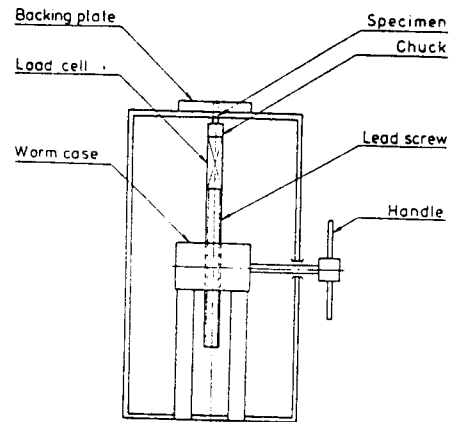


Fig. 3 The schematic diagram of Implant tester

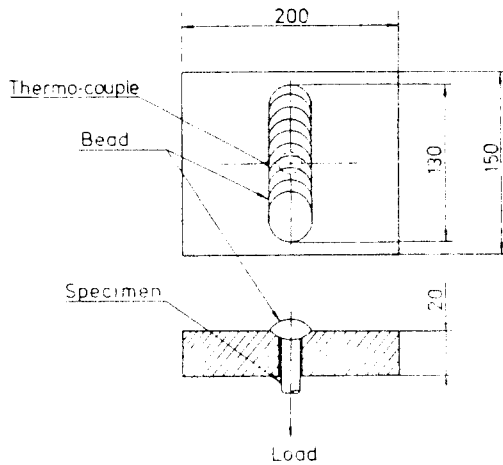


Table 2 Welding conditions

Item	Reproduction of thermal cycle	Implant test
Electrode	KSE 4313 ($\phi 3.2 \times 350$)	DL-5016-C1 SLA 37 K50 5016 EH 36 ($\phi 2 \times 400$)
Current (A)	120	170
Voltage (V)	25	25
Speed (cm/min)	13	13
Heat input ($\frac{kJ}{cm}$)	15	20

Fig 4 Shape of bead welding

本 研究에서는 以上과 같은 임플란트 試驗法을 利用하여 첫째, 熱사이클에 따른 殘留應力의 發生과 그 變化機構를 究明하고 둘째, 熔接部의 機械的-冶金學的 特性變化를 究明하며, 셋째, 熔接部의 균열發生과 低溫環境 아래서의 熔接部의 破壞靱性 變化 現象을 定量的으로 究明하기 위한 實驗으로 各各 分類하여 實驗을 行하였다.

첫째項의 實驗은 임플란트試驗時, 熔接본드部의 溫度變化를 母板의 본드部에 설치한 熱傳帶 (P-R線)에 의하여 測定하고, 임플란트 試驗片의 中央部에서 50mm 떨어진 위치에 스트레인 게이지 (SHOWA, N 11-F A-5-120-11)를 부착하여, 熱사이클에 따른 임플란트試驗片의 膨脹, 수축스트레인을 檢出하였다. 溫度變化와 스트레인變化는 電記錄計에 記錄하여 實驗을 行하였다.

둘째項의 實驗은 임플란트 試驗片上에 再現된 熔接본드部, 熔接熱影響部의 硬度, 組織變化를 觀察하여 熱사이클 變化에 따른 熔接部의 機械的, 組織的 特性變化를 究明하였다.

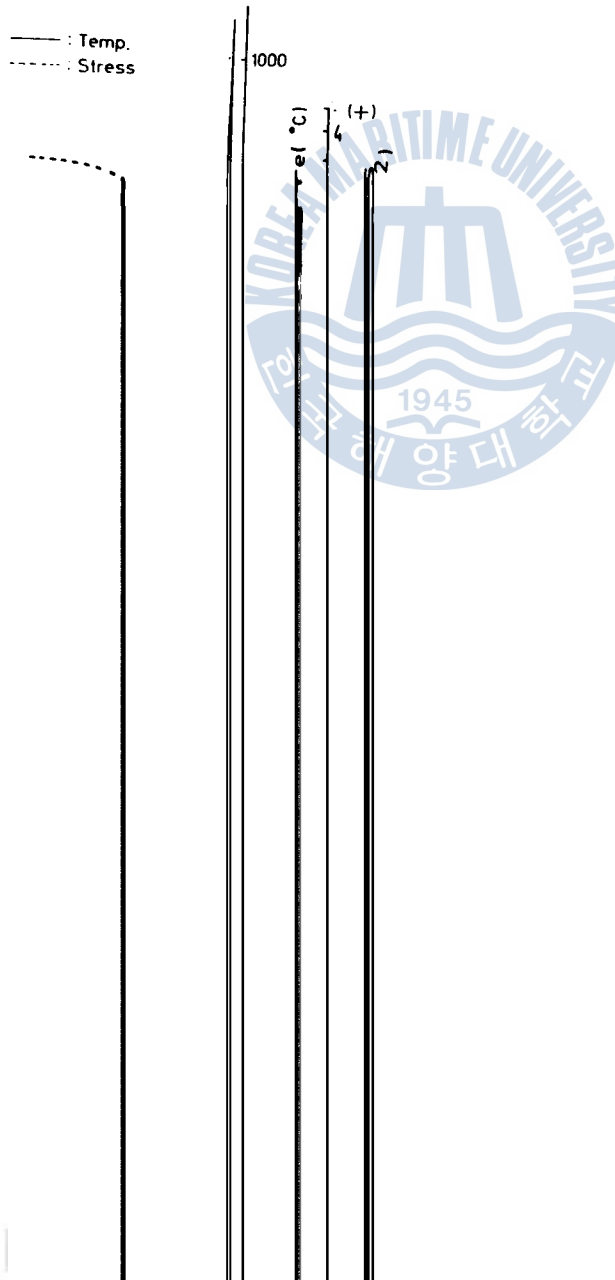
또한 셋째項의 實驗은 一定 溫度 條件에서 임플란트 試驗을 실시하여 熔接본드部의 破斷時間, 또는 破斷荷重을 測定하여 行하였다.

3. 實驗結果 및 考察

3.1 低溫用鋼의 熔接部 殘留應力 特性變化

3.1.1 初層 비이드熔接時 두께 방향의 殘留應力 生成機構

Fig. 5. (a)는 國產低溫用 鋼材인 SLA 37에 대하여 試驗片의 上端部는 母校表面과 一致시키고 下端部는 볼트 固定으로 拘束시킨 상태에서 初層 비이드 熔接時 본드部の 溫度變化와 試驗片에 걸리는 膨脹과 收縮應力變化를 時間基準 펜記錄計로 記錄한 結果이다. 또한 Fig. 5. (b)는 溫度變化를 X軸에, 應力變化를 Y軸에 取하여 前述한 과정을 X-Y 記錄計로 記錄한 結果이다.



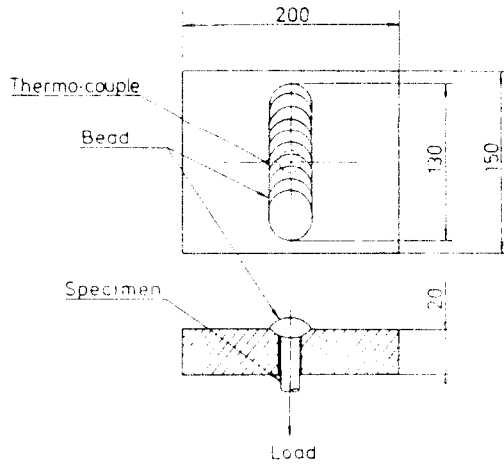


Table 2 Welding conditions

Item	Reproduction of thermal cycle	Impact test
Electrode	KSE 4313 ($\phi 3.2 \times 350$)	DL 5016-C SCA 37 KSD 5016 EH 36 ($\phi 4 \times 400$)
Current (A)	120	170
Voltage (V)	25	25
Speed (cm/min)	13	13
Heat input ($\frac{KJ}{cm}$)	15	20

Fig.4 Shape of bead welding

本 研究에서는 以上과 같은 임플란트 試驗法을 用하여 첫째, 熱싸이클에 따른 殘留應力의 發生과 그 變化機構를 究明하고 둘째, 熔接部의 機械的, 冶金學的 特性變化를 究明하며, 셋째, 熔接部의 균열 發生과 低溫環境 아래에서의 熔接部의 破壊靱性 變化 現象을 定量的으로 究明하기 위한 實驗으로 各各 分類하여 實驗을 行하였다.

첫째項의 實驗은 임플란트試驗時, 熔接부三部의 溫度變化를 母板의 熔部에 설치한 熱傳帶 (R線)에 의하여 測定하고, 임플란트 試驗부의 上方에서 50mm 떨어진 위치에 스트레인 게이지 (SHOWA, N 11-FA-5-120-11)를 부착하여 熱싸이클에 따른 임플란트試驗부의 變형, 歪曲스트레인을 檢出하였다. 溫度變化와 스트레인變化는 熱記錄計에 記錄하여 實驗을 行하였다.

둘째項의 實驗은 임플란트 試驗時에 形成된 熔接부三部, 熔接熱影響部의 變형, 組織變化를 觀察하여 熱싸이클 變化에 따른 熔接部의 機械的, 組織的 特性變化를 究明하였다.

또한 셋째項의 實驗은 一定 溫度 條件에서 임플란트 試驗을 실시하여 熔接부三部의 破斷時間, 또는 破斷荷重을 測定하여 行하였다.

3. 實驗結果 및 考察

3.1 低溫用鋼의 熔接部 殘留應力 特性變化

3.1.1 初層 비이드熔接時 두께 방향의 殘留應力 生成機構

Fig. 5. (a)는 國產低溫用 鋼材인 SLA 37에 대하여 試驗片의 上端部는 母校表面과 一致시키고 下端部는 볼트 固定으로 拘束시킨 상태에서 初層 비이드 熔接時 본드부의 溫度變化와 試驗片에 걸리는 膨脹과 收縮應力變化를 時間基準 電記錄計로 記錄한 結果이다. 또한 Fig. 5. (b)는 溫度變化를 X軸에, 應力變化를 Y軸에 取하여 前述한 과정을 X-Y 記錄計로 記錄한 結果이다.

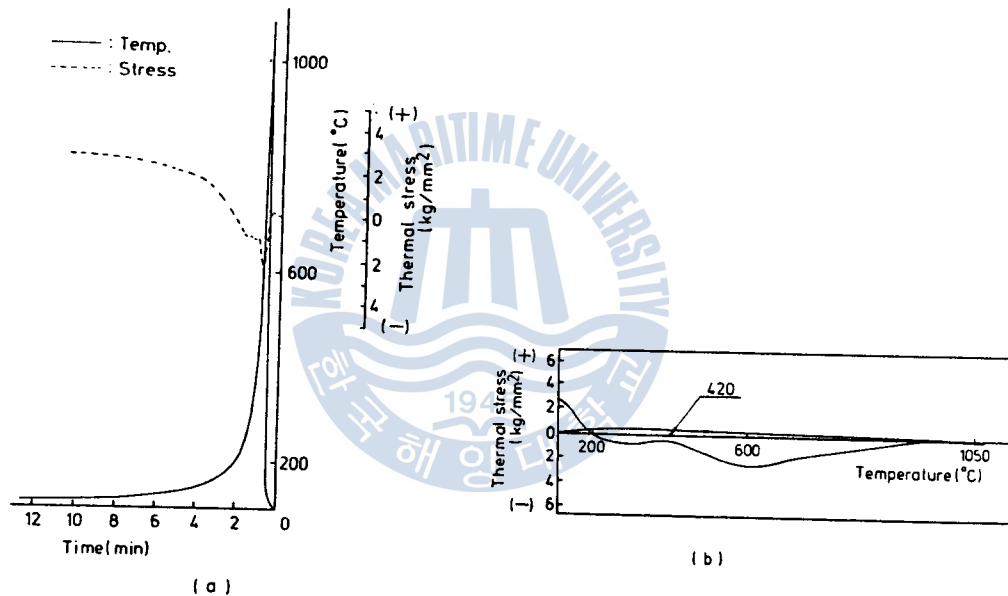


Fig.5 The curves of temperature and thermal stress during the 1st pass bead welding (SLA 37)

Fig.6 Relation between residual stress of welded part and the number of pass (specimen type A)

以上の 두 도면으로부터 熔接비이드가 試驗片 上端部 근방으로 接近함에 따라 試驗片의 溫度는 上昇하고, 試驗片 上端에 到達하면 急速한 膨脹으로 試驗片내에는 壓縮應力이 形成됨을 알 수 있다. 이 후 비이드가 試驗片 上端部를 지나 멀어짐에 따라 溫度는 下강하고 試驗片의 收縮變形이 發生하므로 試驗片내에는 上述한 과정과 반대로 引張應力이 形成되게 된다.

試驗片의 膨脹상태로 부터 收縮상태로 바뀌는 地點의 溫度는 冷却과정중 약 600°C 程度임을 보이고 있다. 또한 冷却過程중 420°C 地點으로 부터 200°C 에 이르기 까지는 收縮過程이 매우 緩漫하게 일어나고 있음을 보이고 있으나 이는 이 溫度區間에서 마르텐사이트變態가 일어나기 때문인 것으로 推察된다.⁵⁾

Fig. 6 은 低溫用鋼材인 SLA 37 의 試驗片形狀(A) 에 대해서 初層비이드 熔接時 熔接部에 形成된 殘留應力이 그 이후층의 비이드 熔接熱 사이클에 의해 變化하고 있는 程度를 나타낸 것이다. 初層비이드 熔接熱 사이클에 의해서 熔接部에 形成된 初期引張 殘留應力은 그 이후의 비이드 熔接이 이루어짐에 따라 다소의 증가를 보이고 있지만 이는 3層 熔接이후의 熔接은 初期에 形成된 熔接部에 거의 熱影響을 미치지 못하기 때문인 것으로 생각된다.

以上の 考察結果, 初層비이드 熔接時 熱影響部에 形成되는 깊이 방향(Z-軸)의 引張殘留應力은 熱影響部の 冷却과정 中, 200 °C에서 부터 始作되는 收縮變形이 支配的으로 作用하고 이러한 引張殘留應力の 形成에는 마르텐 사이트 變態가 크게 影響을 미치고 있음을 알 수 있다.

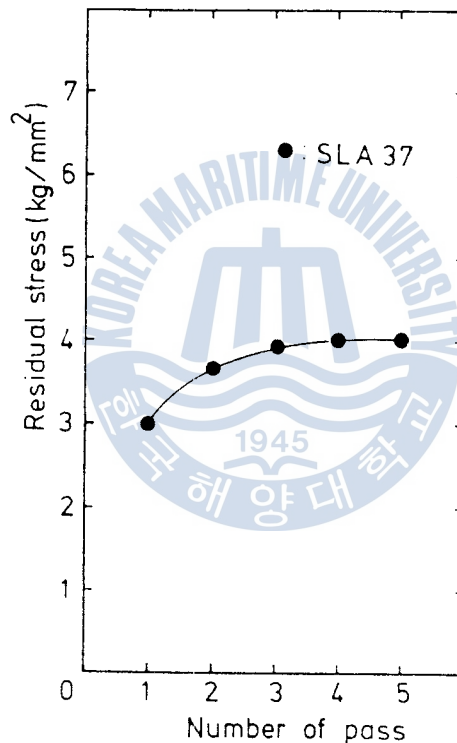


Fig.6 Relation between residual stress of welded part and the number of pass (specimen type A)

3.1.2 2層비이드 이후의 熱사이클로 인한 拘束應力の 緩和過程

1層 비이드 이후, 外部拘束狀態에 의해 熔接部에 生成된 拘束應力 狀態를 20 kg/mm², 15 kg/mm², 10 kg/mm²의 3 종류로 가정하여 各各의 경우에 2層비이드 이후의 熱사이클로 인한 拘束應力の 緩和過程을 定量的으로 說明하였다.

Fig. 7.(a) 는 1層비이드後 20 kg/mm² 引張拘束應力을 加한 狀態에서 2層비이드 熔接을

實施하여 拘束應力과 溫度의 時間에 따른 變化過程을 時間基準 電記錄計를 使用하여 記錄한 結果이다. Fig. 7. (b)는 溫度變化를 X軸에, 拘束應力變化를 Y軸에 取하여 前述한 過程을 記錄한 結果이다.

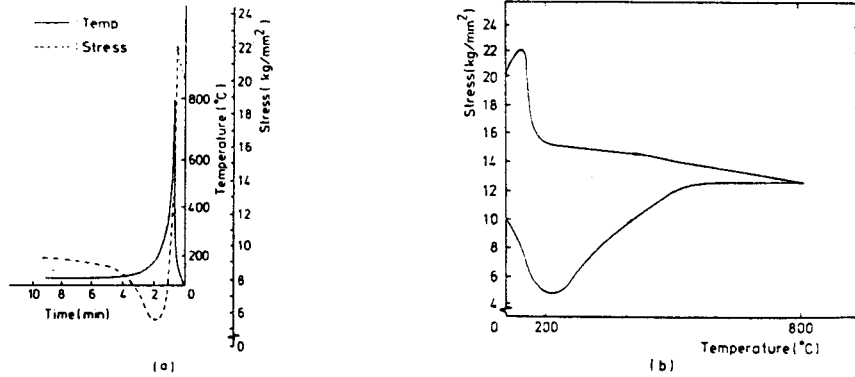


Fig.7 The curves of temperature and stress during the 2nd pass bead welding (SLA 37, type A)

Fig.7 The variation of stress vs temperature during the 2nd pass bead welding (SLA 37, type A)

以上の 두 도면으로부터 試驗片의 溫度가 最高點에 到達한 後 冷却되어 200 °C 정도에 이르기까지 매우 急速한 應力緩和가 일어나고 있으며 그 以後부터 收縮應力이 發生하여 拘束應力이 上昇하고 最終的으로 常溫에서는 10 kg/mm² 정도의 拘束應力이 殘留한다. 이와같은 過程中 加熱初期부터 冷却도중 200 °C 사이의 應力緩和 과정에는 試驗片의 크리이프特性, 變態, 膨脹現狀이 크게 影響을 미칠것으로 생각된다.

Fig. 8, 9, 10은 各各 1層 비이드後 拘束應力을 가한 狀態에서 連續하여 3層, 4層, 5層 비이드熔接時 溫度, 應力 變化를 X-Y 記錄計로 記錄한 結果이다. 이 結果에 의하면 비이드回數가 增加함에 따라 最高到達溫度는 낮아지고 있으며 應力緩和幅 또한 차츰 작아지고 있음을 보이고 있다.

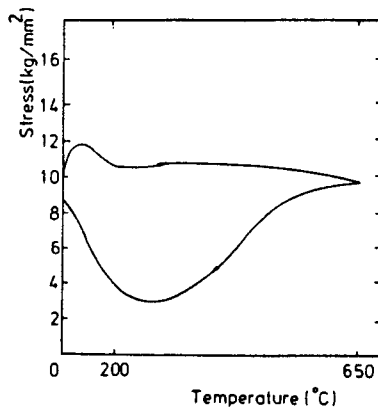


Fig.8 The variation of stress vs. temperature during the 3rd pass bead welding (SLA 37, type A)

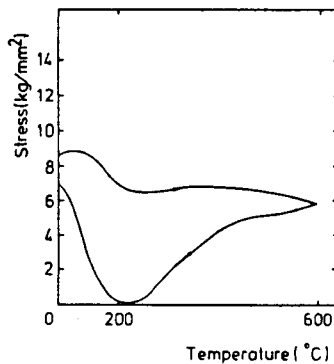


Fig.9 The variation of stress vs. temperature during the 4th pass bead welding (SLA 37, type A)

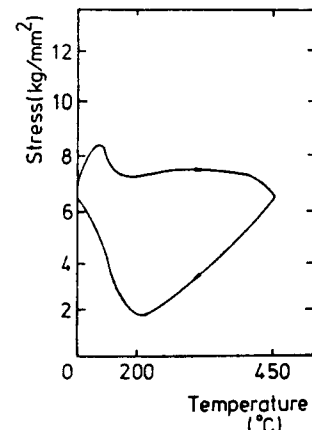


Fig.10 The variation of stress vs. temperature during the 5th pass bead welding (SLA 37, type A)

Fig. 11 은 試驗材인 SLA 37 과 比較材인 EH 36 에 대한 拘束應力을 주어 各層에서의 殘留拘束應力을 比較하여 나타낸 것으로 各層으로 3회 拘束應力의 緩和時程을 보여준 것이다.

Fig. 11. (a), (b), (c) 各層 拘束應力을 2層비이드 熔接이후 緩和程度가 各層으로 3회, 4회, 5層으로 各層을 殘留時程가 1회 測定되어 그 結果의 變化는 初期殘留應力의 態로 變換되어가는 것을 알 수 있다. 또한 Fig. 11의 結果에 照하면 SLA 37 鋼材는 比較鋼材보다 拘束應力의 緩和程度가 大 小인 點이 나타나 있는 點의 變換 時程에 大 小의 差가 見られる 點이 있다.

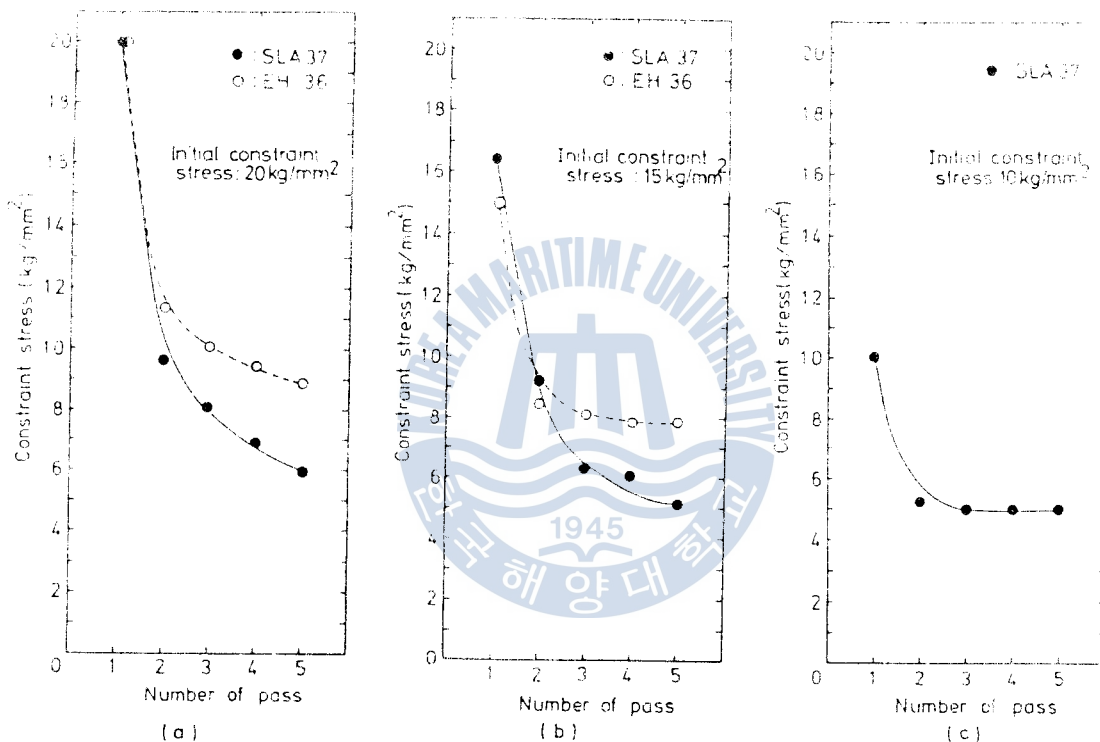


Fig.11 Relation between constraint stress and the number of pass

3.1.3 層間溫度를 維持할 때 拘束應力의 緩和過程.

Fig. 12. (a), (b) 는 SLA 37, 形狀A의 試驗片에 대해서 層間溫度를 150 °C로 維持시킨 다음 後續層비이드 熔接을 行하여 拘束應力의 變化와 溫度變化를 X-Y 記錄計와 時間基準 筆 記錄計에 의해 記錄한 結果이다.

여기서 初層비이드 熔接이후, 熔接部가 常溫까지 冷却한 後에 20 kg/mm²의 拘束應力을 加한 다음 2層비이드 熔接을 行하여 試驗片의 溫度가 150 °C 近方으로 冷却되었을 때 3層 비이드 熔接을 行함으로써 層間溫度를 150 °C로 維持하였다. 그 結果 層間溫度의 影響으로 3層비이드

熔接時 冷却速度가 緩漫해짐을 알 수 있다. Fig. 8과 比較하여 層間溫度를 維持하지 않는 경우에는 殘留拘束應力이 9 kg/mm^2 程度이며 層間溫度를 維持한 경우에는 10 kg/mm^2 程度가 殘留하게 되므로 層間溫度를 維持 한다는 것은 拘束應力의 緩和에 別효과가 없음을 알 수 있다.

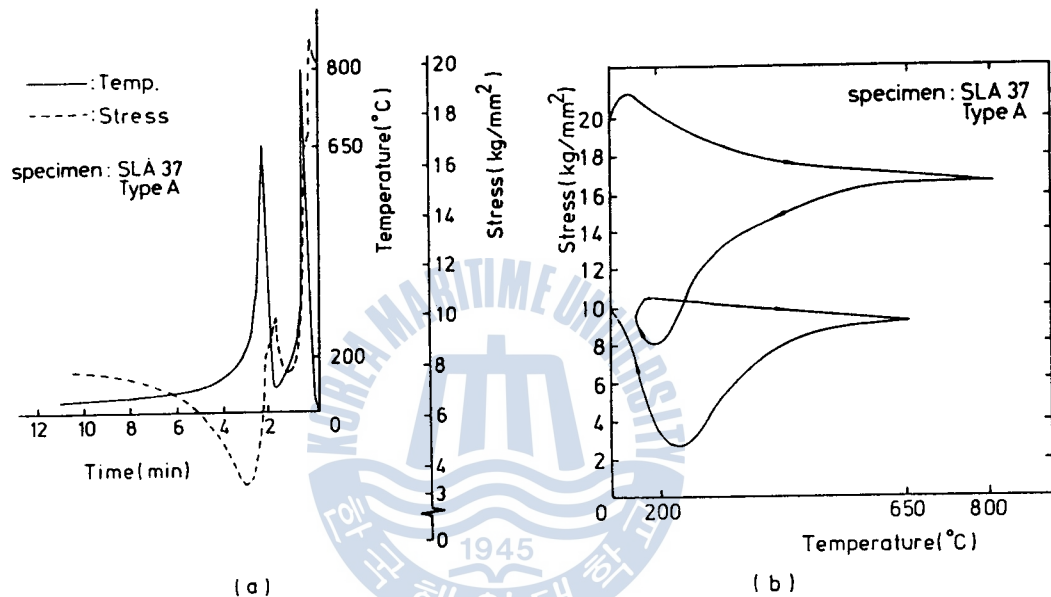


Fig.12 The curves of temperature and stress
(Interpass temperature: 150°C)

Fig.12 The variation of stress vs. temperature
(Interpass temperature: 150°C)

3.2 低溫用鋼材 熔接部の 機械的 및 組織的 特性變化

Fig. 13 은 SLA 37, EH 36, 9% Ni 鋼의 3種類 鋼種에 대하여 Table. 2의 熔接條件으로 熔接을 實施하여 試驗片上에 再現된 熔接本드部, 熱影響部의 硬度變化를 測定한 結果이다.

이에 의하면 3鋼種 共히 본드部에서 硬度의 上昇效果가 뚜렷이 나타나나 SLA 37 低溫用鋼材의 경우는 이 效果가 가장 緩漫하게 나타남을 보이고 있다. 또한 試驗製作한 9% Ni 鋼은 熔接熱影響部 全域에 걸쳐 高硬度現象을 보이고 있다.

Fig. 14는 1層비이드 熔接時와 層間溫度를 維持하지 않고 2層비이드 熔接을 실시했을 경우, 熔接熱影響部의 硬度變化를 보인 것이다. 이에 의하면 1層비이드 熔接만을 했을 경우와 2層層비이드 熔接을 했을 경우에 熔接熱影響部의 硬度變化는 거의 差異를 보이고 있지 않다.

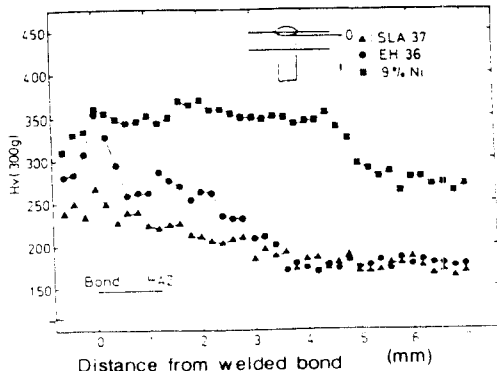


Fig.13 Distribution of micro-Vickers hardness in the HAZ after pass bead welding

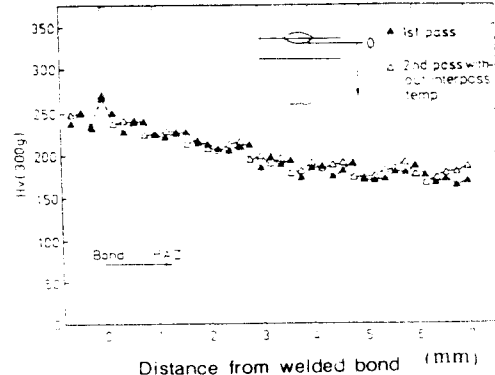


Fig.14 Distribution of micro-Vickers hardness in the HAZ(SLA 37)

Photo. 2는 SLA 37 鋼材에 대해 熔接본드部, 본드部로부터 2 mm 떨어진 熱影響部 및 母材의 顯微鏡組織 사진이다.

熔接본드部는 熔接熱싸이클에 의해 A_3 變態點보다 兪동히 높은 溫度까지 加熱된 部分으로 프 라이어 오오스테나이트 (Prior Austenite) 結晶粒이 粗大化되기 때문에 常溫에서의 組織 또한 매우 粗大한 마르텐사이트와 베이나이트의 混合組織으로 되어 있다. 본드部로부터 2 mm 떨어진 領域은 熔接熱싸이클을 받아 A_3 變態點보다 多小 높은 溫度까지 加熱된 部分으로 이 部分은 프 라이어 오오스테나이트組織이 微細化되고 冷却速度도 또한 比較的 緩慢하므로 常溫組織은 微細한 베이나이트, 페라이트 組織의 混合組織으로 나타나 있음을 알 수 있다.^{6) 8)} 또한 熱影響을 받지 않은 母材는 壓延된 페라이트, 저열라이트組織으로 되어 있음을 보이고 있다.

Photo. 3은 SLA 37 鋼材에 대해 層間溫度를 維持하지 않고 2層비이드 熔接을 實施했을 경 우의 熔接본드部와 본드部로부터 2 mm 떨어진 領域의 顯微鏡組織 사진을 보이고 있다. 이에 의하면 Photo. 2의 熔接본드部, 熱影響部가 共히 2層비이드 熔接熱싸이클에 의해 그 組織이 微細化 되고 있음을 알 수 있다.

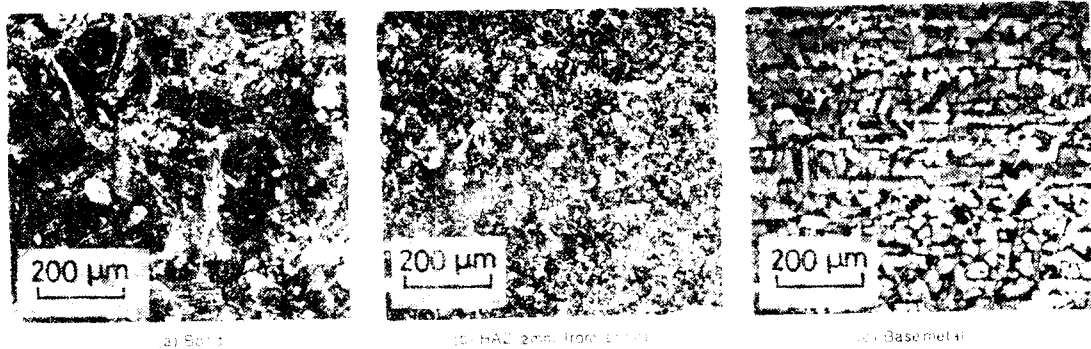


Photo 2 Microstructures of welded parts in the 1st pass bead welding (SLA37)

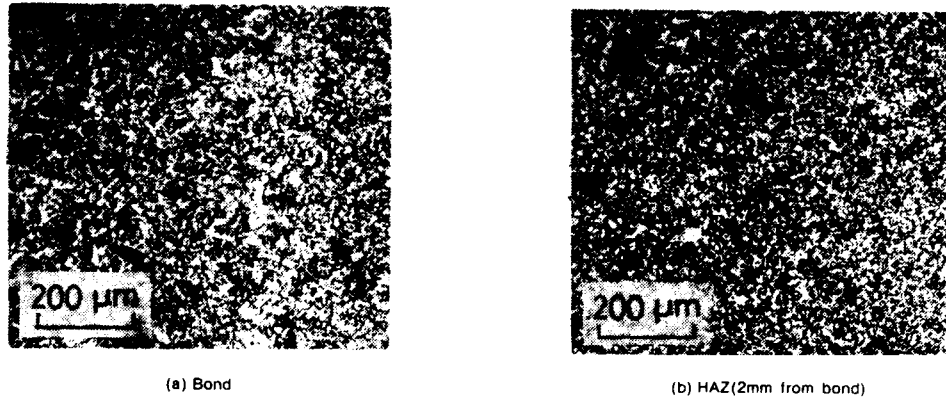


Photo.3 Microstructures of welded parts in the 2nd pass bead welding (SLA37)

以上の結果를 綜合하면, 低溫用 鋼材의 1層비이드 熔接時 熔接본드部에서의 急擊한 硬度變化는 主로 粗大한 마르텐사이트, 베이나이트 組織의 混合組織 때문인 것으로 考察된다. 또한 1層비이드 熔接時와 2層비이드 熔接時 熔接部의 機械的 組織的 特性變化를 比較하면 硬度變化에는 거의 差異를 보이고 있지 않으나 組織이 2層비이드熱싸이클에 의해 微細化되고 있음을 알 수 있다.

3.3 低溫用鋼의 低溫균열 發生特性

Fig. 15는 SLA 37 低溫用 鋼材를 對象으로 熔接棒을 $350^{\circ}\text{C} \times 1\text{hr}$ 의 條件으로 건조시킨 경우와 熔接棒을 건조시키지 않은 경우에 대해 임플란트 試驗을 實施하여 拘束應力과 破斷時間과의 關係를 보인 것이다.

임플란트試驗은 母板上에 임플란트試驗片을 插入하고 母版上部에 비이드 熔接을 實施한 後, 熔接본드部의 溫度가 150°C 近方에 이르렀을때 一定한 拘束應力을 加하여, 常溫에서 이 狀態를 24時間 放置하고 破斷까지의 時間을 調査하여 限界應力을 求하는 것이다.^{9) 10) 11)}

Fig. 15에 의하면 균열 發生 限界應力이 熔接棒을 건조시켰을 경우에는 58 kg/mm^2 程度이고, 熔接棒을 건조시키지 않았을 경우에는 49 kg/mm^2 程度로 낮아지고 있음을 보이고 있다.

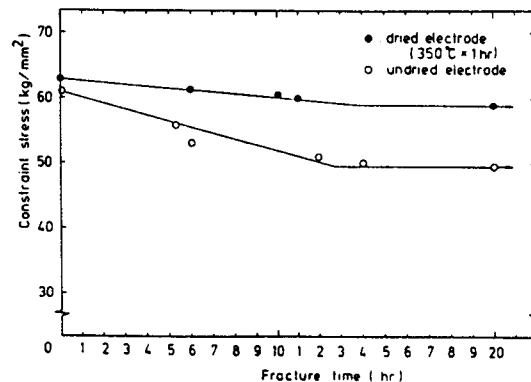


Fig.15 Relation between constraint stress and fracture time

本實驗에서 사용한 試片의 치수는 $D = 8$, $d = 6 \text{ mm}$ 이므로 이 치수를 式 (1) 에 代入하면

$$K_{Ic} = 0.0452 P \quad (2)$$

로 된다.

式 (2)에 의하면 各 溫度에서의 破斷荷重 P 를 구하므로서 溫度變化에 따른 破壞靱性值 K_{Ic} 를 求할 수 있다.

임플란트 試驗法을 利用하면 熔接본드部의 再現이 容易하므로 本實驗에서는 이 方法을 利用하므로써 熔接본드部를 再現하여 熔接본드部의 溫度變化에 따른 破壞靱性變化를 定量的으로 評價하였다. 이 方法은 임플란트試驗片을 母版上에 插入하여 母版上面에 規定入熱條件으로 비이드 온플레이트 (Bead on plate) 熔接을 實施하여 notch部를 熔接본드部로 再現시킨후 이 部分을 一定 低溫雰圍氣를 만들어 그 溫度에서 靜적인 負荷를 걸어 破斷時의 臨界荷重 P 를 求하므로써 上述한 式 (2) 에 의해 破壞靱性值 K_{Ic} 가 求해지는 것이다.

低溫雰圍氣는 Photo. 5에 보인 것처럼 母版上面에 低溫槽를 설치하고 이 低溫槽에 冷媒로서 알코올과 液體窒素를 주입하므로써 各種低溫雰圍氣를 만들 수 있다. 本實驗에서는 이와같이 하여, 常溫, -50°C , -60°C , -80°C , -100°C 의 5種類로 溫度를 變化시켜 各各의 溫度에서 破斷荷重 P 를 구하여 破壞靱性值 K_{Ic} 를 구하였다.

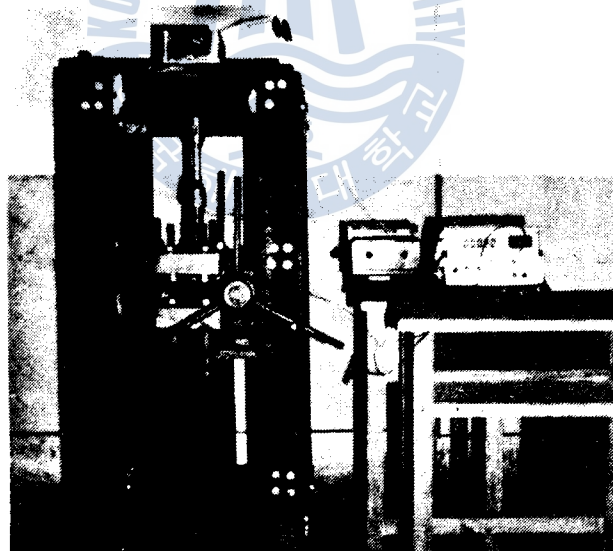


Photo.5 Apparatus of low temperature fracture toughness experiment

Fig. 16은 以上과 같은 方法으로 SLA 37 低溫用鋼과 EH 36 高張力鋼材에 대해 各溫度變化에 따른 破壞靱性變化를 求한 結果로서 SLA 37 鋼材의 경우 破壞靱性は 常溫에서 -60°C 까지는 큰 變化가 없지만 -70°C 部近에서부터 크게 低下하고 있음을 보이고 있고 또한 比較材인 EH 36은 -50°C 에서부터 破壞靱성이 크게 低下하고 있음을 보이고 있다.

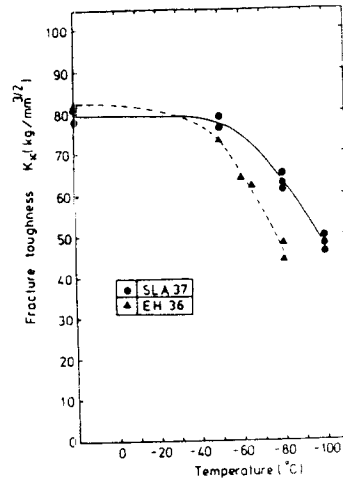


Fig.16 Relation between fracture toughness and temperature

Photo. 6은 SLA 37 鋼材에 대해 熔接본드部의 常溫에서 破斷된 破面을 走査型 電子顯微鏡으로 觀察한 結果이다.

사진 (a)는 破面을 800 배로 擴大한 것으로 破面의 대부분이 딴플 (Dimple) 破面을 이루고 있다. 또한 사진 (b)는 이 부분을 다시 2000 배로 擴大한 것으로 딴플內部에 微細한 개재물이 형성되어 있음을 알 수 있다. 이로써 常溫에서의 破壞樣相은 介在物의 微粗子들이 核으로 되어 荷重이 증가함에 따라 微小空腔이 多數形成되고 이것이 合體하여 破壞에 到達되는 延性破壞이다. (3) (5)

Photo. 7은 SLA 37 鋼材에 대해 -50°C에서 破斷된 破面을 觀察한 結果로 대부분의 領域이 취성 破壞인 脆개 破壞 樣相을 띄지만 局部적으로나마 延性破壞의 特徵인 딴플 破面을 보이기 때문이다.

Photo. 8은 -100°C에서 SLA 37 鋼材의 破斷된 破面을 觀察한 結果로 破面의 大部分이 취성 破面인 脆개 破壞의 樣相을 띄고 있다. (5)

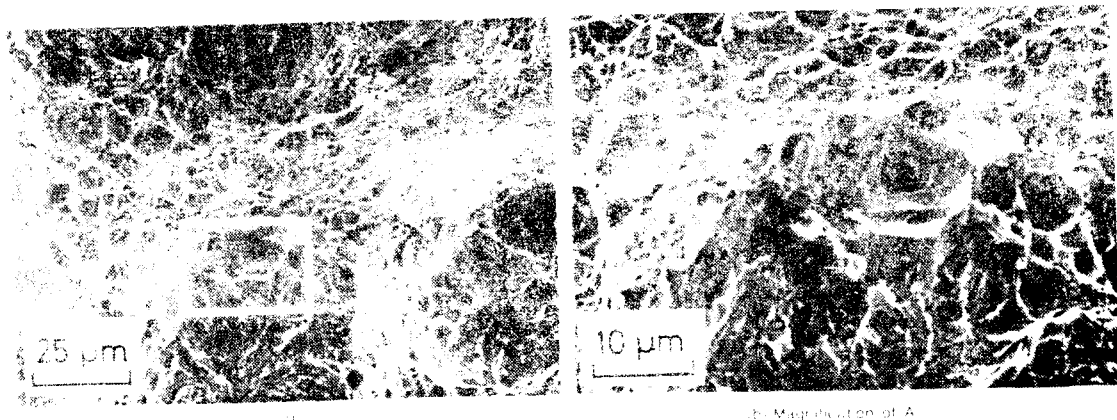


Photo.6 Fractographs of fracture at room temperature(20°C SLA37)

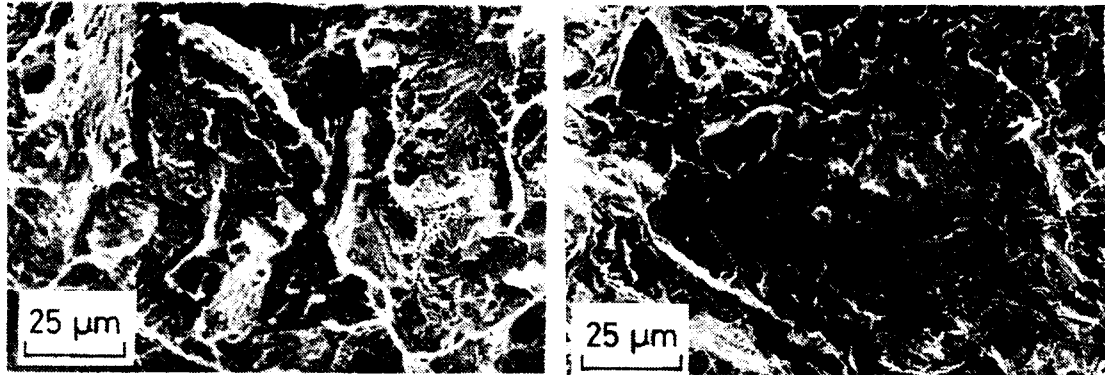


Photo.7 The fractograph of fracture at -50°C(SLA 37)

Photo.8 The fractograph of fracture at -100°C(SLA 37)

以上の結果에서 SLA 37 低溫用鋼材는 -50°C 를 基準으로 그 以上の 溫度에서는 延性破壊의 樣相을 보이고 있으나 그 以下の 溫度에서는 脆性破壞率이 增加하여 -100°C 의 溫度에서는 거의 完전한 脆性破壞의 樣相을 보이고 있음을 알 수 있다.



4. 結 論

低溫用 鋼材인 SLA 37 鋼材를 主試驗材로 하고 比較材인 EH 36 및 試驗製作法 9% Ni 鋼을 對象으로 熔接部의 拘束 및 殘留應力 特性變化, 熔接熱사이클에 의한 熔接部의 機械的 力學的 特性變化 그리고 熔接部의 균열發生特性, 破壊靱性 變化를 임플란트 試驗法에 의해 定量的으로 調査한 結果, 다음과 같은 結論을 얻었다.

1) 初層에서의 殘留應力은 材質의 特性, 즉 마르텐사이트 變態膨脹의 影響을 크게 받으며 拘束력이 큰 200°C 近方에서 始作되는 拘束部의 收縮變形에 의해 形成된다.

2) 初層의 이노브로 접後 外部條件에 의해 加해된 拘束應力은 2層熔接時 거의 55% 程度 緩和되며 3層 熔接時 잔여분의 13% 程度 緩和된다.

3) 後續層의 이노브로 접에 따른 拘束應力의 殘留程度는 鋼材의 變態特性에 따라 각각의 變位 量에 달한다.

4) 解溫溫度가 150°C 近方으로 維持되는 경우 解溫速度는 緩慢하여 지지만 拘束應力의 緩和에는 多大 影響을 미치지 않는다.

5) 1層熔接을 行했을 때 SLA 37, EH 36 鋼材 熔接部의 硬度分佈는 母材部에서 가장 높고, 組織이 粗大化되며, 熱影響部 母材에 이질수용 緩和된다.

그러나 9% Ni 鋼인 경우는 母材部에서 뿐만 아니라 熱影響部까지도 高硬度를 나타내고 있다.

6) 1層熔接時와 2層 熔接時 熔接部의 硬度變化는 거의 差異가 없으나 組織은 2層 熔接熱 사이클로 인해 微細化된다.

7) SLA 37 鋼材의 균열 發生限界應力 즉 (σ_{cr})_{imp} 는 熔接棒을 350°C × 1 hr 로 건조시킬 경우, 熔接棒을 건조시키지 않을 경우보다 18% 程度 증가한다.

8) SLA 37 鋼材의 임플란트實驗時 低溫균열이 發生하여 破斷된 破面의 樣相은 水素 擬劈開破面이다.

9) 國產低溫用 鋼材인 SLA 37 은 -50°C 以上の 溫度에서 延性破壞樣相을 띠지만 그 以下の 溫度에서 脆性破面率이 增加하여 -100°C에 이르러서는 完全한 脆性破壞 樣相을 나타낸다.

參 考 文 獻

- 1) 稻垣道天, 伊藤慶典 共著: 高張力鋼, 低温用鋼の熔接, 産報出版, pp. 9~20 (1978)
- 2) 金永植: 高張力鋼 熔接時의 問題點, 大韓機械學會誌, Vol. 22, No. 3, 1982, pp. 175~183.
- 3) J.F. Lancaster: Metallurgy of Welding, George Allen & Unwin, pp. 51~73 (1980)
- 4) 金永植, 裴目憲: 高張力鋼材 大入熱 熔接部의 機械的 特性變化에 關한 研究, 韓國海洋大學大學院 (1984)
- 5) 佐藤邦彦, 上田幸雄, 藤本二男: 熔接變形残留應力, 産報出版, pp. 97~98 (1979)
- 6) 前掲書 (3): pp. 120~126
- 7) 鈴木脊義, 田村博 共著: 熔接金屬學, 産報出版, p. 117 (1978)
- 8) 渡邊之, 鈴木元昭, 山崎善崇, 徳永高信: 低温用 アルミキルド鋼の 大入熱熔接 (第1報), 日本熔接學會誌, Vol. 51, No. 2, pp. 34~42 (1982)
- 9) 日本熔接協會: インプラント 形 熔接割れ試験方法, WES 1104~, (1980)
- 10) 松井繁朋, 木態雄二: インプラント 試験 (Implant Test) の 原理と熔接割れへの應用, 日本熔接學會誌, Vol. 44, No. 9, pp. 18~29, (1975)
- 11) 伊藤慶典, 池田允彦, 中西睦夫: インプラント 試験 による 熔接割れ 評價に關する研究, 日本熔接學會誌, Vol. 45, No. 12, pp. 51~58, (1976)
- 12) 北川英夫, 小寺澤良一: フラクトグラフィ, 培風館, pp. 68~71, (1976)
- 13) ASM: Fractography and Atlas of Fractographs, Metal Hand-book, Vol 9, Ohio, pp. 66~68 (1974)
- 14) 熔接學會熔接冶金研究委員會編: 鐵鋼熔接部の破面寫真集, 黒木出版社, pp. 100~103, (1982)
- 15) David Broek: ELEMENTARY ENGINEERING FRACTURE MECHANICS, Sijthoff & Noordhoff, Netherlands, pp. 38~48, (1978)
- 16) 石田: 應力擴大係數の資料, 日本機械學會誌, Vol. 95, No. 642, P 1127, (1972)