

研 究 論 文

大韓熔接學會誌
第7卷第3號 1989年 9月
Journal of the Korean
Welding Society
Vol. 7, No. 3, Sep., 1989

複合組織鋼의 摩擦熔接部에 대한 動的破壞特性

吳世旭* · 兪在煥** · 李敬奉***

The Study on Dynamic Fracture Toughness of Friction-Welded M.E.F Dual Phase Steel

S.W. Oh*, J.W. Yoo**, K.B. Lee***

Key Words : Dynamic Fracture Toughness(動的破壞韌性), M.E.F. Dual Phase Steel(M. E.F 複合組織鋼), Instrumented Impact Test(計裝化衝擊試驗), Friction Welding(摩擦熔接), Inertial Load(慣性荷重), General Yielding(全般降伏), Absorbed Energy(吸收에너지)

Abstract

Both the SS41 steel and the M.E.F(martensite encapsulated islands of ferrite) dual phase steel made of SS41 steel by heat treatment were welded by friction welding, and then manufactured machinemade Vnotch standard Charpy impact specimens and precracked with a fatigue system at BM(base metal), HAZ(heat affected zone) and WZ(weld interface Zone).

The impact test of them was performed with an instrumented impact test machine at a number of temperatures in constant loading velocity and the dynamic fracture characteristics were studied on bases of the absorbed energy, dynamic fracture toughness and fractography from the test.

The results obtained are as follows ;

At the room temperature, the absorbed energy is $HAZ \geq WZ \geq BM$ in case of the M.E.F dual phase steel ; $BM \geq HAZ \geq WZ$ in case of the SS41 steel, $HAZ \geq BM \geq WZ$ at the low temperature. The absorbed energy is decreased markedly with the temperature lowering ; it is highly dependent on the temperature.

The dynamic fracture toughness of the M.E.F dual phase steel is $HAZ \geq WZ \geq BM$ at the room temperature ; $BM \geq WZ \geq HAZ$ below $-60^{\circ}C$. Therefore the reliability of friction welding is uncertain at the low temperature(below $-60^{\circ}C$).

* 正會員, 東亞大學校 工科大學 機械工學科 教授,

** 東亞大學校 大學院 機械工學科 博士過程 修了,

*** 慶南大學校 工科大學 機械設計學科,

The dynamic fracture toughness of the SS41 steel; $HAZ \geq WZ \geq BM$ at overall temperature region. The flaw formed by rotational upsetting pressure was shown by SEM; in this region. The absorbed energy per unit area and dynamic fracture toughness were low relative to other region.

1. 序 論

最近 産業의 發達에 따른 機械構造物의 大型化, 熔接構造物의 使用增加, 苛酷한 使用條件과 原價節減 및 經濟的 設計의 目的 등으로 強度와 靱性이 높은 材料가 開發되고 있다. 그러나 強度와 靱性이 높은 材料의 成形性 및 熔接性은 낮은 材料에 비하여 不利한 缺點이 있으며 특히 引張強度의 增加로 인한 臨界應力擴大係數(K_{Ic})의 低下는 常存하는 균열에 의하여 낮은 應力레벨에서도 脆性破斷을 일으킬 수 있는 危險이 있다.

이와 같은 問題에 副應하여 底廉한 價格의 低炭素鋼으로 海洋構造物 및 自動車工業에서 要求하는 高強度와 高延性의 優秀한 機械의 性質을 얻을 수 있는 M.E.F(martensite encapsulated islands of ferrite)複合組織鋼에 관한 研究가 活潑하다¹⁾.

即 M. E. F 複合組織鋼은 固溶體硬化, 析出硬化 및 加工硬化 등에 의하여 強度를 上昇시키는 反面에 延性의 低下가 顯低히 적기 때문이다. 그러나 M. E. F 複合組織鋼의 破壞舉動에 미치는 微細組織의 影響, 腐蝕環境下의 疲勞균열 發生 및 傳播舉動, 使用溫度의 影響 등에 관한 研究는 活潑하나 熔接性에 관한 研究結果는 充分치 못하여 특히 熔接熱에 의한 材料의 相變化 및 熔接部에 대한 動的破壞舉動考察에 目的을 둔 研究는 不充分한 實情에 있다. 摩擦熔接은 金屬材를 接觸시켜 相對運動을 일으킬 때 發生하는 摩擦熱을 利用하여 熔接하는 工程으로서 壓接面 以外에는 熱을 發生시키지 않기 때문에 熔接溫度가 다른 方法보다 낮아서 金屬組織의 粗大化가 金屬間 化合物을 生成시키기 어렵다는 利點이 있다. 이러한 理由로 最近에는 異種間 및 圓型斷面間의 熔接뿐만 아니라 角型斷面間에도 熔接이 可能하여 工業적으로 널리 利用되고 있다²⁾³⁾⁴⁾. 그러나 摩擦熔接時 回傳力에 의한 摩擦加壓으로 인하여 放射線形金屬流動이 일어나며 일셋力에 의한 壓縮變形으로 덧살(flash)이 發生하게 된다. 따라서 金屬의 破壞舉動은 摩擦熱에 의한 金屬組織의 變化에 左右되므로 摩擦熔接時

金屬組織의 變化를 惹起시키는 回傳速度, 加壓力 및 일셋時間 등의 最適條件의 制御가 必要하다. 또한 熱影響部에는 硬度의 不均一分布 등으로 인한 影響을 고려하여 이에 대한 破壞舉動에 注目해야 할 必要가 있다. 특히 實際問題에서 荷重速度가 介入되었을 때의 動的破壞舉動은 매우 主要한 設計資料로 提示되며 이것에 低溫環境이 加味되었을 境遇는 破壞力學의 側面的 脆性破壞原因이 될 수 있으며 이러한 추세에 따른 實驗의 解析은 매우 主要한 課題가 된다⁵⁾.

ASTM E24에 根據를 둔 衝擊試驗方法을 ASTM E399에 根據하는 平面變形率 破壞靱性試驗方法으로 應用하는 데는 問題點이 많다⁶⁻¹⁰⁾. 그러나 샤르피衝擊試驗機의 衝擊날에 荷重測定用 半導體를 附着한 計裝化샤르피衝擊試驗機를 使用하여 豫균열을 가진 샤르피衝擊試驗片에 衝擊날이 打撃될 때 荷重-時間曲線을 얻어 이로부터 平面變形率問題의 動的破壞靱性值舉動에 관한 情報를 提供받고자 하는 試驗方法이 研究되고 있다¹¹⁾¹²⁾¹³⁾.

本 研究는 위의 結果들을 토대로 SS41鋼과 이를 熱處理한 M. E. F複合組織鋼을 各各 摩擦熔接하고 V노치 및 豫균열을 挿入한 샤르피衝擊試驗片을 準備하여 計裝化샤르피衝擊試驗을 實施한 후 溫度變化에 대한 衝擊吸收에너지, 動的破壞靱性 및 破面解析 등을 比較·考察하였다.

2. 試驗片 및 實驗方法

2.1. 材料 및 熱處理

本 實驗에서 使用된 素材는 直徑22mm의 市販 一般構造用壓延鋼인 SS41鋼으로서 化學的 成分은 Table 1과 같다.

Table 1 Chemical composition of SS41 steel(Wt%)

C	Si	Mn	P	S
0.20	0.25	0.72	0.014	0.017

이 素材를 Fig.1과 같은 熱處理過程을 거쳐서 第2相인 마르텐사이트(martensite)가 母相인 페라이트(ferrite)를 3次元의으로 둘러싼 M, E, F複合組織鋼을 얻었으며 Table2는 線分析法(line counting method)에 의한 第2相의 體積率 및 連結度 등에 관한 測定值이다.

이 때 使用된 熱處理爐는 실리콘니트(siliconite) 電氣爐이며 素材의 脫炭 및 酸化를 防止하기 위하여 스테인레스鋼箱子內에 酸化알루미늄粉末을 넣고 그 속에 素材를 裝着하였으며 制御되는 溫度를 포텐시미터(Potentiometer)로 檢定하였다.

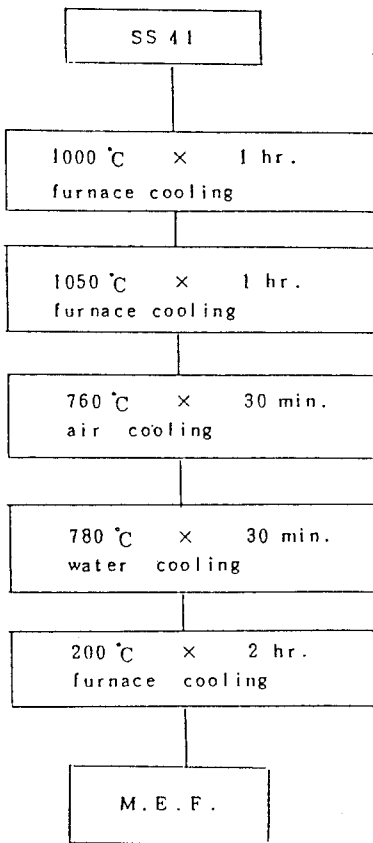


Fig.1 Heat Treatment Process of M.E.F. dual phase steel

Table 2 Metallurgical properties of M.E.F dual steel

Properties Series	Ferrite grain size (μm)	Martensite volume fraction(%)	Connectivity (%)
M.E.F dual phase steel	31	52	97

2.2. 摩擦熔接條件 및 試驗片 加工

本 實驗에서는 SS41鋼 및 M, E, F 複合組織鋼의 BM(base metal), HAZ(heat affected zone) 및 WZ(weld interface zone)에 대한 摩擦熱의 影響을 附屬하기 위한 摩擦熔接條件을 Table 3과 같이 하였다.

이 때에 使用된 摩擦熔接機는 브레이크식(continuous drive type: NITTO 製 model FF-30)이다. 以上과 같이 摩擦熔接한 素材에서 L-R 方向으로 衝擊試驗片을 採取하여 ASTM E23 規定에 의해 幅10mm 길이 55mm로 加工 하였으며, Fig.2에 試驗片의 形狀 및 치수를 表示하였다.

Table 3 Friction welding conditions

rotational speed	3,000rpm
heating pressure	8kgf/mm ²
heating time	3sec
upsetting pressure	12kgf/mm ²
upsetting time	2.5sec

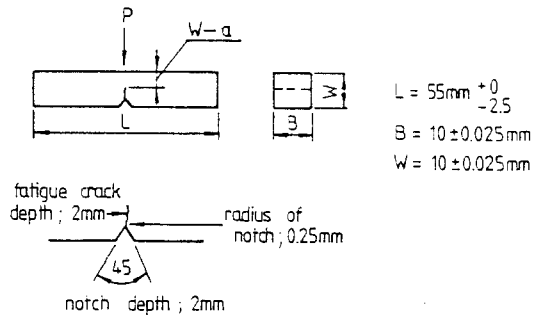


Fig.2 Specimen geometry and dimensions for Charpy impact test

SS41鋼 및 M, E, F 複合組織鋼등의 BM, HAZ 및 WZ등에 대한 吸收에너지의 評價를 위하여 試驗片에 V形노치를 加工하였고 動的破壞靱性の 評價를 위하여 豫균열을 插入시켰다. 試驗片의 豫균열은 電氣-油壓式 疲勞試驗機(Instron 製 model 1350)로 3點굽힘疲勞에 의하여 插入시켰다. 豫균열 插入時 制御荷重은 다음式(1)을 滿足하도록 하였다.

$$P_{limit} \leq \frac{4}{3} \frac{B(a/w)^2 \sigma_y}{S} \dots \dots \dots (1)$$

이 때의 制御波形은 正弦波, 周波數 10Hz 및 荷重比 0.1등으로 하였으며 反復回數別 豫균열 길

이의測定은 倍率20인 移動式望遠顯微鏡으로 하였다. HAZ에 대한 豫균열 試驗片은 WZ로부터 0.5~1mm 사이에서 選擇하였다. 또한 豫균열의 50% 길이 부터는 適用荷重이 $0.4P_{limit}$ 보다 적도록한 最大應力擴大係數幅對 彈性係數比 $\Delta K/E$ 가 $0.005\text{mm}^{1/2}$ 보다 적도록 하였으며 荷重範圍도 最大荷重의 90%보다 크게 하여 $((P_{max}-P_{min})/P_{max}) \geq 0.9$ 가 되게 하였다.

2.3. 計裝化 衝擊試驗

衝擊試驗은 試驗片을 破斷시키는데 所要된 에너지의 項 밖에 구할 수 없으므로 破壞力學的 側面에서 보면 균열 發生 및 傳播등의 舉動에 관한 資料를 얻기가 不可能하다. 이에 따라 破壞過程中的 動的特性에 관한 資料를 얻기 위하여 衝擊試驗機를 計裝化하기 위한 方法이 研究되었다. 그 結果 衝擊날에 感應되는 信號를 測定하는 方法을 使用하고 있다⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾. 이와 같은 方法으로 얻은 衝擊吸收에너지가 종래의 試驗機의 다이얼게이지에서 얻은 값과 거의 일치하고 있을 뿐 아니라 균열 發生 및 傳播에 所要된 에너지의 量을 分離할 수 있으므로 破壞力學的 側面의 動的破壞靱性值를 구할 수 있다.

本 實驗에서는 衝擊試驗機의 衝擊날에 荷重測定用 半導體感應裝置를 附着한 計裝化 衝擊試驗機(Tinius Olsen type 74, U-type)를 使用하였다.

이 裝置로 부터 試驗片에 衝擊날이 打撃하기 直前부터 時間의 經過에 따른 荷重의 變化量을 얻었다. 試驗片에 衝擊날이 打撃되기 直前 衝擊날의 速度는 最大가 되며 本 實驗에서는 衝擊速度를 5.13m/s로 選擇하였다. Fig. 3은 試驗機의 系統圖를 나타낸 것이다.

標準샤르피衝擊試驗片과 豫크랙을 挿入한 샤르피衝擊試驗片의 幅 및 豫균열길이등은 試驗片을 破斷한 後 工具顯微鏡으로 測定하였으며 특히 豫균열길이는 動的破壞靱性의 計算에 使用되므로 破斷된 試驗片에서 豫균열 先端의 中央點과 試驗片의 兩側表面사이의 2等分인 2點등 모두 3點에서의 豫균열길이를 測定하여 平均值를 選擇하였다.

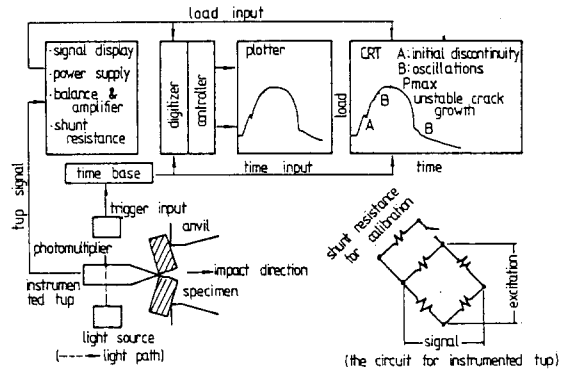


Fig.3 Schematic illustration of major components for instrumented impact testing system

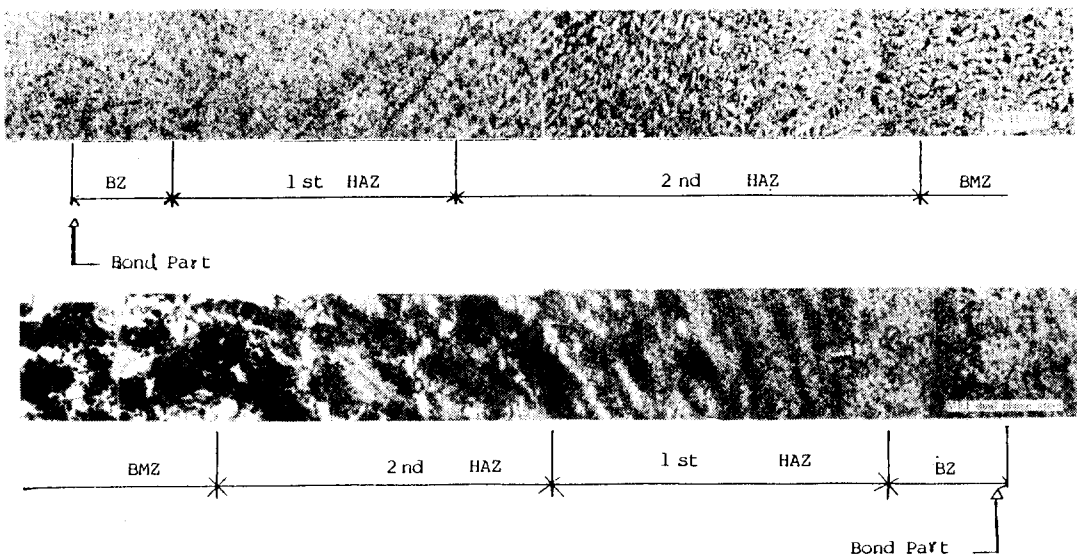


Photo.1 Change of continuous microstructure of friction welded joint in SS41 steel and M.E. F dual steel

3. 實驗結果 및 考察

3.1. 摩擦熔接의 微視組織과 硬度分布

金屬材料間에 摩擦熔接을 하면 摩擦熱을 받아 金屬組織에 變化가 일어나며 Photo.1은 本 實驗에서 摩擦熔接하여 얻은 SS41鋼 및 M.E.F複合組織鋼의 組織狀態를 보여 주고 있다.

WZ附近에는 母相페라이트와 第2相인 마르텐사이트가 M.E.F複合組織으로 存在하던 相이 摩擦熱로 인하여 페라이트(pearlite)와 페라이트(ferrite)로 혼합된 組織의 相變態가 일어났으며 同時에 組織粒子도 顯著하게 微細한 組織狀態로 나타났고 SS41鋼의 組織變化도 이와 비슷하게 나타났다.

HAZ에서는 母相페라이트와 第2相인 마르텐사이트가 混合狀態로 存在하는 것은 母相領域組織과 비슷하나 組織粒子가 微細化되었으며 摩擦熔接의 특징인 加壓回轉으로 變形된 組織을 보여준다. 이는 摩擦熔接時 材料의 加壓回轉에 起因하였는데 이 때 軸方向의 傾斜된 放射線方向(radial direction)으로 흘러 나가는 金屬流動의 纖維狀組織(textile structure)樣相을 보여 준다. 組織의 變化는 摩擦熔接時 1250~1300°C의 高溫으로 加熱된 WZ에서 摩擦熱이 傳導되어 불림(normalizing) 處理效果의 結果라고 생각된다.

Fig.4는 SS41鋼 및 M.E.F複合組織鋼의 摩擦熔接 後 硬度分布를 測定하여 WZ를 기준으로 BM까지 一定間隔으로 表示한 것이다. 硬度測定은 마이크로비커스硬度計(micro-Vickers hardness tester)를 使用하여 荷重 100gf 維持時間 15sec로 하여 標準샤르피試驗片의 正面에서 0.1mm單

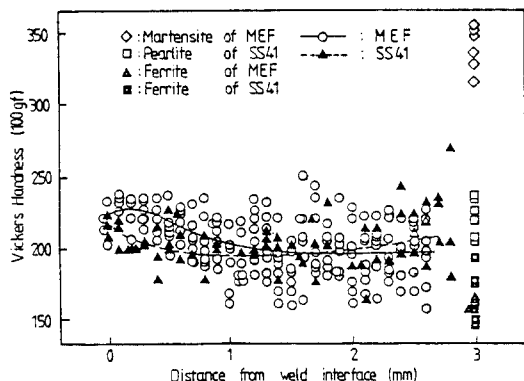


Fig.4 Hardness distribution of welded joint in SS41 and M.E.F dual phase steel

位의 等間隔으로 測定하였다.

이때 WZ로 부터 약 2.5~3mm의 全領域에 걸쳐 摩擦熱의 影響을 받아 組織적으로 變化한 過程이 觀測되었으며 等間隔으로 測定된 硬度値는 分散되어 있다. 그러나 硬度値들이 下限值硬度값인 페라이트組織의 硬度값에는 接近하고 있으나 上限值硬度값인 마르텐사이트組織의 硬度에는 미치지 못하고 있는데 이것은 摩擦熱에 의한 組織變化의 結果로 보여진다. 또한 SS41鋼에서 페라이트의 組織硬度値의 범위에 接近하고 있다.

WZ에는 M.E.F複合組織鋼 및 SS41鋼의 硬度値는 同一値를 나타내고 있으며 HAZ 및 WZ에서의 硬度値를 比較하면 M.E.F複合組織鋼이 높게 나타나는 傾向이 있다.

3.2. 溫度變化에 따른 吸收에너지

Fig.5는 SS41鋼과 M.E.F複合組織鋼의 各 標準샤르피試驗片으로부터 얻어진 單位面積當 衝擊吸收에너지 E/A와 實驗溫度와의 關係를 나타낸 것이다. 實驗溫度 RT로 부터 -80°C에 이르기 까지 급격한 吸收에너지의 減少로 溫度의 依存性이 크게 나타났다.

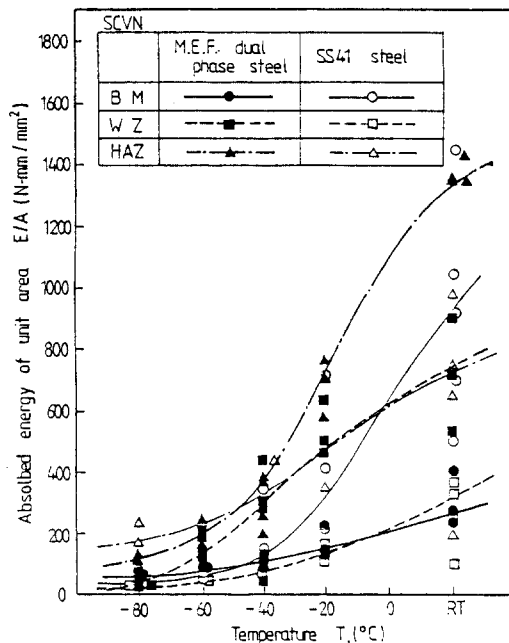


Fig.5 Correlation between absorbed energy and temperature for standard charpy V-notch specimens of M.E.F dual phase steel and SS41 steel at the friction welded joints

SS41鋼의 경우 單位面積當 吸收에너지는 RT領域에서 $BM \geq HAZ \geq WZ$ 의 順으로 나타나고 있으나 低溫領域에서는 $HAZ \geq BM \geq WZ$ 의 順으로 나타났다. 常溫에서 WZ의 測定値가 BM 및 HAZ 보다 훨씬 적은 값을 나타내고 있는 理由는 摩擦熔接時 回轉加壓으로 인한 덧살이 生成되므로 WZ에는 排出方向으로 이탈되지 않는 不純物에 의한 缺陷이 存在하기 때문이며 軸方向에 直角인 纖維組織의 흐름 方向으로 노치가 加工되어 있음으로서 나타난 結果로 생각된다.

또한 HAZ가 BM보다 낮은 理由는 WZ에서 0.5~1mm거리의 HAZ에 있는 V노치에 衝擊날이 打撃될 때 위의 缺陷 및 回轉中心의 缺陷으로 인하여 WZ로 破斷이 誘導됨으로서 HAZ의 測定値가 BM보다 낮게 評價된 것을 알수 있다. 그러나 $-40^{\circ}C$ 以下에서는 BM과 WZ는 급격히 減少하여 거의 같은 값을 나타내고 HAZ는 比較的 높은 값을 나타내었다.

複合組織鋼의 경우에는 吸收에너지가 SS41鋼보다 分散도가 적고 全區間에서 $HAZ \geq WZ \geq BM$ 의 順으로 나타났으며 SS41鋼과 比較하면 서로 相反된 結果를 보여 주고 있다. 이것은 常溫에서 複合組織鋼의 摩擦熔接性의 優秀性을 나타내고 있으나 HAZ와 WZ는 低溫에 接近할수록 衝擊吸收에너지가 급격히 低下되므로 實際 使用時에도 考慮하여야 할 問題點으로 나타났다.

3.3. 衝擊吸收에너지와 動的破壞靱性

材料가 衝擊破斷될 때 線形과 非線形的인 舉動을 나타내게 되는데 豫균열을 갖고 있는 샤르피衝擊試驗片이 線形彈性破斷된 것으로 판단되면 균열의 發生은 最大荷重點(P_{max})에서 시작되었다고 볼 수 있다. 물론 最大荷重은 計裝化 衝擊試驗裝置의 周波數應答에 대한 規定과 慣性效果에 의한 初期振動의 減衰條件을 만족시켜야만 有效하게 된다. 그리고 線形彈性破斷의 판단은 最大荷重點과 이의 折半點에서의 荷重 對 變位の 차이가 10%內에 있으면 全般降伏 以前에 破斷이 發生된 것으로서 線形彈性破壞力學의 適用이 可能해져 ASTM E399에서 規定하고 있는 應力擴大係數 關係式에 最大荷重을 代入시켜 動的破壞靱性值(K_{Ia})를 式(2)로부터 구할 수 있다.

$$K_{Ia} = \left(\frac{P_{max} \cdot S}{B \cdot W^{3/2}} \right) \cdot f(a/w) \dots\dots\dots (2)$$

式(2)는 a/w 가 0.45~0.55인 경우에 適用되며 여기서 $f(a/w)$ 는 다음과 같다.

$$f(a/w) = [2.9(a/w)^{0.5} - 4.6(a/w)^{1.5} + 21.8(a/w)^{2.5} - 37.5(a/w)^{3.5} + 38.7(a/w)^{4.5}]$$

本 實驗에서는 以上과 같은 方法으로 動的破壞靱性值를 구하여 各各의 實驗溫度別로 Fig. 6에 나타내었다.

SS41鋼의 경우 全實驗溫度區間에서 K_{Ia} 의 값은 $HAZ \geq WZ \geq BM$ 의 順으로 나타났으며 特히 低溫에서는 HAZ의 K_{Ia} 가 WZ 및 BM보다 3배이상 크게 나타났고 WZ에서는 BM과 比較하여 吸收에너지의 傾向과 相反되는 結果를 보여주고 있다. 이것은 單位面積當 吸收에너지의 값은 荷重-變位 曲線上的 面積을 意味하는데 反하여 K_{Ia} 값은 균열進展開時點인 最大荷重點의 意味를 갖고 있기 때문이다.

複合組織鋼의 경우 常溫에서는 $HAZ \geq WZ \geq BM$ 의 順으로 나타났으며 $-40^{\circ}C$ 附近에서 K_{Ia} 의 값이 分散되었다가 $-60^{\circ}C$ 부터는 $BM \geq HAZ \geq WZ$ 順으로 나타났으므로 複合組織鋼이 低溫에서

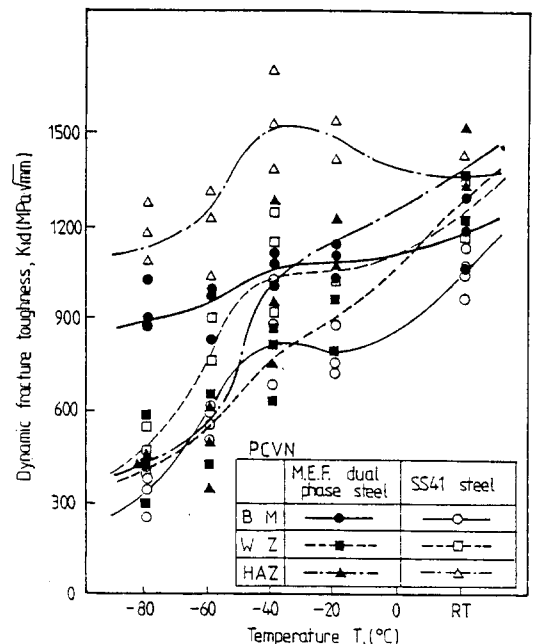
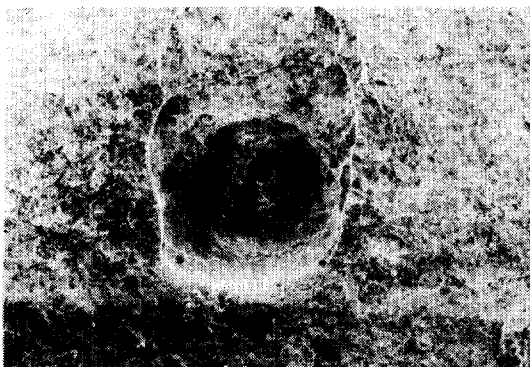


Fig.6 Dynamic fracture toughness and temperature for precracked charpy V-notch specimen of M.E.F. dual phase steel and SS41 steel at the friction welded joints

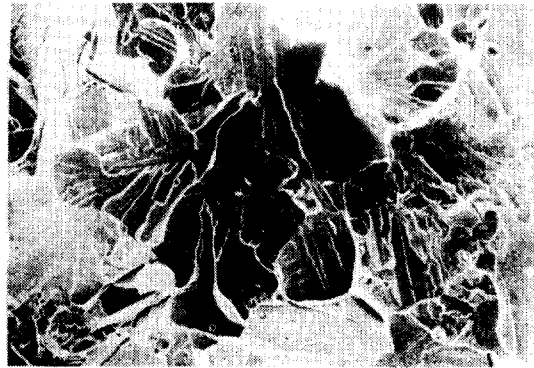
摩擦熔接性的 憂慮를 表示하고 있다. 또한 -60°C 以下에서는 HAZ와 WZ에 대한 K_{Ic} 값을 比較하면 거의 같은 값으로 評價함이 타당하다. 그러나 BM은 SS41鋼과 比較하여 높은 K_{Ic} 및 安定性을 가지고 있다. 즉 低溫에서의 BM은 複合組織鋼이 優秀하다고 할 수 있으나 HAZ의 K_{Ic} 값은 複合組織鋼과 SS41鋼이 常溫에서는 거의 비슷한 傾向을 보이다가 0°C 以下부터는 複合組織鋼이 현저히 떨어짐을 보여 주고 있다.

3. 4. 破斷解析

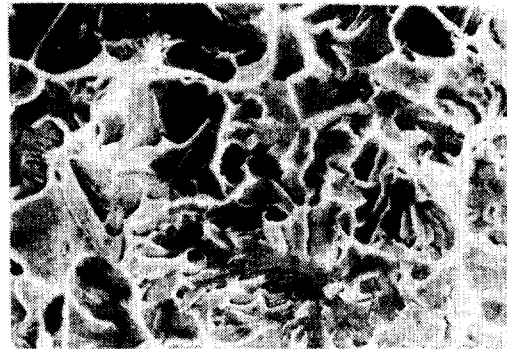
同種 및 異種의 金屬材料를 摩擦熔接하면 回轉力에 의한 摩擦加壓으로 放射線形의 金屬流動이 일어나며 또한 咬合力에 의한 壓縮變形으로 덧살이 發生하게 된다. 따라서 金屬의 破斷舉動은 摩擦熱에 의한 金屬組織의 變化에 左右되므로 摩擦熔接時 金屬組織에 變化를 惹起시키는 回轉速度 加壓力 및 咬合速度등의 最適條件의 制御가 必要하다. 摩擦熔接部 附近의 顯微鏡組織을 考察하면 HAZ는 摩擦熱의 傳導에 의해 일어났지만 組織의 變化는 摩擦熔接時 回轉力에 의해 惹起되었다고 한다면 WZ는 咬合力에 의한 덧살 形狀을 보일 때 金屬의 壓縮變形으로 볼 수 있으므로 WZ에는 Photo. 2(A)에 나타나고 있는 不純物에 의한 缺陷을 가지지 않을 수 없다. 그러나 摩擦熔接의 最適條件은 이러한 樣相을 最小化시키는데 있지만 實際로 쉬운 일은 아니며 이로 인한 WZ의 破斷舉動은 他熔接方法과 比較하여 特異하다. 이에 대한 破斷舉動은 HAZ로 傳播하다가 WZ의 缺陷과 加壓回轉으로 인한 纖維組織의 方向性 때문에 WZ로 轉換破斷된 形狀을 알 수 있었다.



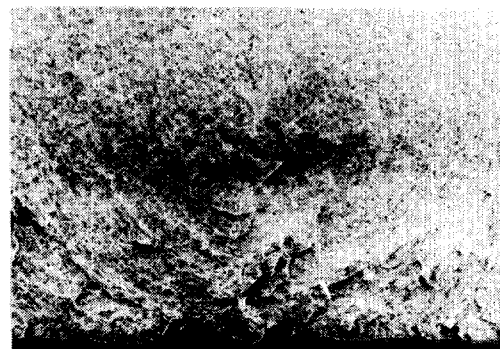
(A) Flow of friction welded interface zone(wz) MEF dual phase steel, -20°C , $\times 30$



(B) Brittle fracture surface of base metal(BM) in M.E.F dual phase steel. -80°C , $\times 300$



(C) Brittle fracture surface of heat affected zone(HAZ) in M.E.F dual phase steel, -80°C , $\times 1000$



(D) Fracture surface of bond zone in SS41 steel. -80°C , $\times 10$

Photo.2 Microscopic of fracture surface by impact testing with various temperature

따라서 HAZ에 대한 吸收에너지 및 動的破壞靱性値가 過小評價되었다고 前述하였다.

Photo. 2(B), (C)는 -80°C 에서 各各 M, E, F複合組織鋼의 母材 및 HAZ의 破面이다. 前者는 一般的인 M, E, F複合組織鋼의 脆性破斷面 形態인데 비하여 後者는 金屬組織의 微細化와 더불어 破斷 形態가 날카롭지 못하였다. 이것은 母材와 HAZ의 組織이 펄라이트와 마르텐사이트로 서로 다르다는 것을 意味하는 것 외에 摩擦熱을 吸收한 HAZ가 他部位에 비해 높은 安定性 및 機械的 性質을 나타내는 것이다.

Photo. 2(D)는 SS41鋼의 BZ를 巨視的으로 脆性破斷된 破面을 나타낸 것으로서 검은 點으로 나타나는 많은 缺陷을 보여 준다. 이것은 M, E, F複合組織鋼의 경우에도 豫測되었으며 이로 인한 WZ의 吸收에너지와 動的破壞靱性値의 減少는 實際 使用時 考慮하여야 될 것으로 판단되었다.

4. 結 論

SS41鋼과 이를 熱處理한 M, E, F複合組織鋼을 各各 摩擦熔接하여 BM, HAZ 및 WZ에 V노치 標準샤르피衝擊試驗片과 이에 豫군열을 挿入한 衝擊試驗片을 준비하여 各 實驗溫度에서 荷重速度를 一定하게 하여 計裝化 衝擊試驗을 施行하여 實驗溫度에 대한 吸收에너지 動的破壞靱性 및 破面解析등을 통하여 動的破壞靱性을 比較·檢討하여 다음과 같은 結果를 얻었다.

(1) 複合組織鋼의 경우 實驗溫度 區間別 單位面積當 吸收에너지는 $\text{HAZ} \geq \text{WZ} \geq \text{BM}$ 의 順이며 SS41鋼의 경우는 常溫에서 $\text{BM} \geq \text{HAZ} \geq \text{WZ}$ 이며 低溫에서는 $\text{HAZ} \geq \text{BM} \geq \text{WZ}$ 의 順으로 나타나 低溫으로 갈수록 급격히 減少하여 溫度의 依存性이 크다는 것을 알 수 있었다.

(2) 實驗溫度 區間別 動的破壞靱性値는 複合組織鋼의 경우 常溫에서는 $\text{HAZ} \geq \text{WZ} \geq \text{BM}$ 의 順이며, -60°C 以下 부터는 $\text{BM} \geq \text{HAZ} \geq \text{WZ}$ 의 順으로 나타나 摩擦熔接性에 대한 信賴性이 低溫領域에서는 낮았으며, SS41鋼의 경우에는 全溫度領域에 걸쳐 $\text{HAZ} \geq \text{WZ} \geq \text{BM}$ 의 順으로 나타났다.

(3) WZ에는 摩擦熔接時 回轉加壓으로 인한 缺陷 외에 不純物에 의한 缺陷이 破面解析을 통해 觀測되었으며 이로 인하여 單位面積當 吸收에너지 및 動的破壞靱性値가 BM, HAZ 보다 낮게 評價

되어 實際 使用時 考慮해야 될 事項으로 판단되었다.

參考文獻

- 1) 金楨圭: 複合組織鋼의 破壞舉動에 미치는 微細組織크기의 影響, 大韓機械學會論文集, 第5卷, 第3號, (1981), pp. 223~229.
- 2) 吳世奎外: 異種材 摩擦熔接 이음부에서의 超音波 反射係數와 熔接條件과의 關係, 韓國海洋工學會誌, 第1卷, 第1號, (1987), pp. 138~143.
- 3) 申두희外: 摩擦熔接機의 開發과 適用, 大韓熔接學會誌, 第5卷, 第1號, (1987), p.2.
- 4) 小林俊郎: 計裝化코ノサルピ-試驗法による金屬材料의 低溫下における 衝擊破壞特性의 評價について, 日本金屬學會會報, 第12卷, 第8號, (1973), pp. 548~556.
- 5) Sailors R.H and Corten H.T: Repationship between material fracture toughness using fracture machanics and transition temperature tests, ASTM STP 514. Part II. (1972), pp.164~191.
- 6) Gearge Succop and W.F Brown JR: Estimation of K_{Ic} from slow bend precracked charpy specimen strength ratios, ASTM. STP 632.(1977).
- 7) Appendix II: Standard test method for plane-strain fracture toughness of metallic materials(E399-74), ASTM. STP 632.(1977).
- 8) Hoover W.R: Effect of test system respons time on instrumented charpy impact data, ASTM. STP 563.(1974).
- 9) Server W.L.: Impact three-point bend testing for notched and precracked specimens, Journal of testing and evaluation, JTEVA. Vol. 6. No.1.(1978), pp.29-34.
- 10) Liaw B.W., Kobayashi A.S and Emery A.F.: Effect of loading rate on dynamic fracture of reaction bonded silicon nitride, ASTM. STP 905.(1986), pp.95~107.
- 11) 문한규外: 衝擊試驗 데이타처리 自動化, KSRI-87-25-IR. '86국책연구 개발사업, "자동차 관련 기술개발에 관한 연구"의 세부과제

한국표준연구소 재료연구실. 1986. pp. 1~77.

- 12) Server W.L, Wullaert R.A, and sheckherd J. W. : Evaluation of current procedures for dynamic fracture toughness testing, ASTM. STP 631,(1977), pp.446~461.
- 13) Ireland D.R. : Procedures and problems associated with reliable control of the instrumented impact test, ASTM. STP 563,(1974) pp.3~29.
- 14) Server W.L and Ireland D.R : Non-standard test techniques utilizing the instrumented charpy and Izod teste, ASTM. STP 563. (1974).
- 15) George Succop, Bubsey R.T, Jones M.H and Brown W.F, JR : Investigation of some problems in developing standards for precracked charpy slow bend teste, ASTM. STP 632, (1977).
- 16) Roger J, Tissot J.M. A. Pelissier-Tanon poac P.L. : ASTM. STP 668, (1979).