

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\* · 楊在煥\*\* · 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(動的破壞非性), 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°C. Therefore the reliability of friction welding is uncertain at the low temperature(below -60°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.

## I. 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强度와非性이 높은材料가開發되고 있다. 그러나强度와非性이 높은材料의成形性 및熔接性은 낮은材料에비하여不利한缺點이 있으며 특히引張强度의增加로인한臨界應力擴大係數( $K_{Ic}$ )의低下는常存하는균열에의하여낮은應力レベル에서도脆性破斷을일으킬수있는危險이있다.

이와같은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高强度와高延性的優秀한機械的性質을얻을수있는M.E.F(martensite encapsulated islands of ferrite)複合組織鋼에관한研究가活潑하다<sup>1)</sup>.

即M.E.F複合組織鋼은固溶體硬化,析出硬化 및加工硬化등에의하여强度를上昇시키는反面에延性的低下가顯低히작기때문이다. 그러나M.E.F複合組織鋼의破壞舉動에미치는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등에관한研究는活潑하나熔接性에관한研究結果는充分치못하여특히熔接熱에의한材料의相變化 및熔接部에대한動的破壞舉動考察에目的을둔研究는不充分한實情에있다. 摩擦熔接은金屬材를接觸시켜相對運動을일으킬때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시키지않기때문에熔接溫度가다른方法보다낮아서金屬組織의粗大화가金屬間化合物를生成시키기 어렵다는利점이있다. 이러한理由로最近에는異種間 및圓型斷面間의熔接뿐만아니라角型斷面間에도熔接이可能하여工業的으로널리利用되고있다<sup>2)3)4)</sup>. 그러나摩擦熔接時回傳力에의한摩擦加壓으로인하여放射線形金屬流動이일어나며일세력에의한壓縮變形으로덧살(flash)이發生하게된다. 따라서金屬의破壞舉動은摩擦熱에의한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및일세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등으로인한影響을고려하여이에대한破壞舉動에注目해야할必要가있다. 특히實際問題에서荷重速度가介入되었을때의動的破壞舉動은매우主要한設計資料로提示되어이것에低温環境이加味되었을境遇는破壞力學的側面의脆性破壞原因이될수있으며이러한추세에따른實驗的解析은매우主要한課題가된다<sup>5)</sup>.

ASTM E24에根據를둔衝擊試驗方法을ASTM E399에根據하는平面變形率破壞非性試驗方法으로應用하는데는問題點이많다<sup>6)~10)</sup>. 그러나샤르피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군열을가진샤르피衝擊試驗片에衝擊날이打擊될때荷重一時間曲線을얻어이로부터平面變形率問題의動的破壞非性值舉動에관한情報を提供받고자하는試驗方法이研究되고있다<sup>11)12)13)</sup>.

本研究는위의結果들을토대로SS41鋼과이를熱處理한M.E.F複合組織鋼을各各摩擦熔接하고V노치및豫군열을挿入한샤르피衝擊試驗片을準備하여計裝化샤르피衝擊試驗을實施한후溫度變化에대한衝擊吸收에너지,動的破壞非性 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 热處理

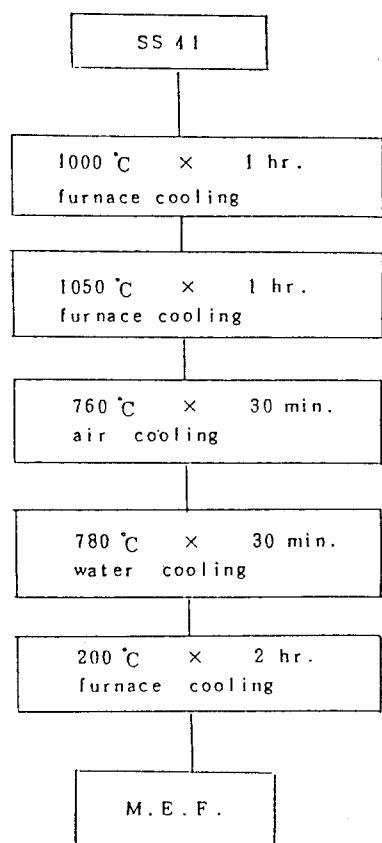
本實驗에서使用的素材는直徑22mm의市販一般構造用壓延鋼인SS41鋼으로서化學的成分은Table 1과같다.

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 热處理過程을 거쳐서 第2相인 마르텐사이트(martensite)가 母相인 페라이트(ferrite)를 3次元의 으로 둘러싼 M, E, F複合組織鋼을 얻었으며 Table 2는 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 热處理爐는 실리콘니트(siliconit-e) 電氣爐이며 素材의 脱炭 및 酸化를 防止하기 위하여 스테인레스鋼箱子內에 酸化알루미나粉末을 넣고 그 속에 素材를 裝着하였으며 制御되는 溫度를 포텐션미터(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 ( $\mu\text{m}$ )	Martensite volume fraction (%)	Connectivity (%)
M.E.F dual phase steel	31	52	97

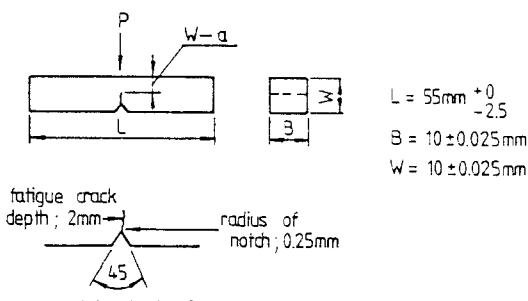
## 2.2. 摩擦熔接條件 與 試驗片 加工

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 附興하기 위한 摩擦熔接條件을 Table 3과 같이 하였다.

이 때에 사용된 摩擦熔接機는 브레이크式 (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 <sup>2</sup>
heating time	3sec
upsetting pressure	12kgf/mm <sup>2</sup>
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 動的破壞非性의評價를 위하여豫厰열을挿入시켰다. 試驗片의豫厰열은 電氣-油壓式疲勞試驗機(Instron製 model 1350)로 3點굽힘疲勞에 의하여挿入시켰다.豫厰열挿入時制御荷重은 다음式(1)을滿足하도록 하였다.

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

이 때의 제어波形은 正弦波, 周波數 10Hz 및 荷重比 0.1등으로 하였으며 反復回數別 豫測영 결과

이의 测定은 倍率20 $\times$  移動式望遠顯微鏡으로 하였다. HAZ에 대한 豫군열 試驗片은 WZ로 부터 0.5~1mm 사이에서選擇하였다. 또한 豫군열의 50%길이 부터는 適用荷重이  $0.4P_{limit}$ 보다 적도록 한 最大應力擴大係數幅 對 弹性係數比  $\Delta K/E$ 가 0.005mm $^{1/2}$ 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 頂 밖에 구할 수 없으므로 破壞力學的 側面에서 보면 군열 發生 및 傳播등의 擧動에 관한 資料를 얻기가 不可能하다. 이에 따라 破壞過程中의 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<sup>14)15)16)</sup>. 이와 같은 方法으로 얻은 衝擊吸收에너지가 종래의 試驗機의 다이얼계이자에서 얻은 값과 거의 일치하고 있을 뿐 아니라 군열 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 動的破壞非性值을 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 打擊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 打擊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군열길이등은 試驗片을 破斷한 後 工具顯微鏡으로 測定하였으며 特히豫군열길이는 動的破壞非性의 計算에 使用됨으로 破斷된 試驗片에서豫군열 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군열길이를 測定하여 平均值을 選擇하였다.

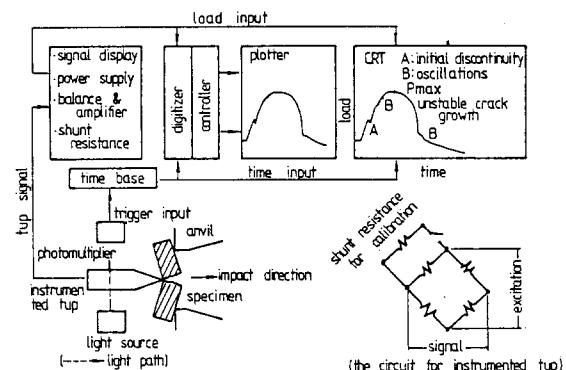


Fig.3 Schematic illustration of major components for instrumented impact testing system

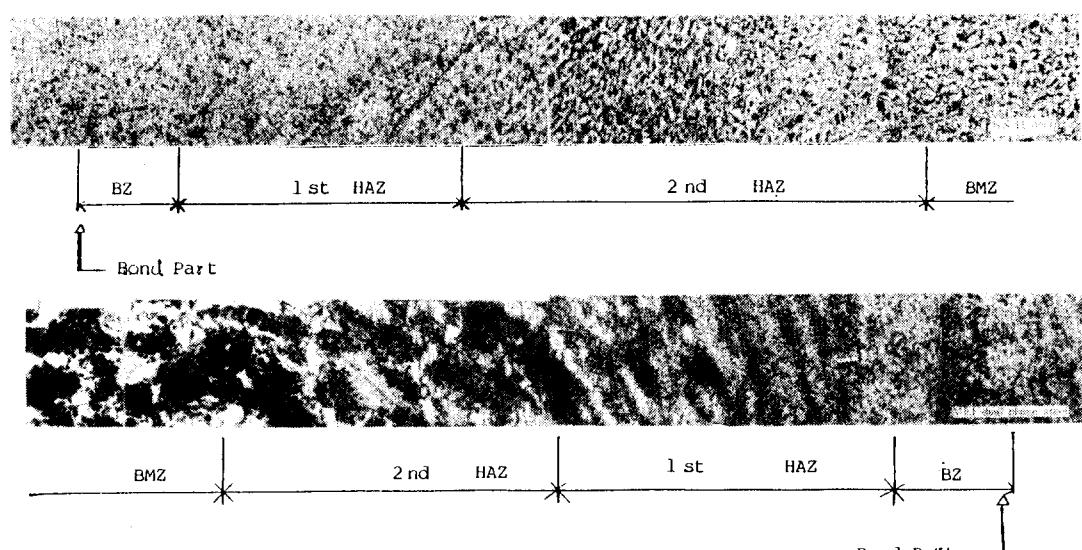


Photo.1 Change of continuous microstructure of friction Welded joint in SS41 steel and M.E. F dual steel

### 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 母相ペ라이트와 第2相인 마르텐사이트가 M.E.F複合組織으로 存在하는 相이 摩擦熱로 인하여 펠라이트(pearlite)와 페라이트(ferrite)로 혼합된 組織의 相變態가 일어났으며 同時に 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 母相ペライ트와 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 特징인 加壓回転으로 變形된 組織을 보여준다. 이는 摩擦熔接時 材料의 加壓回転에 起因하였는데 이 때 軸方向의 傾斜진 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 블리밍(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

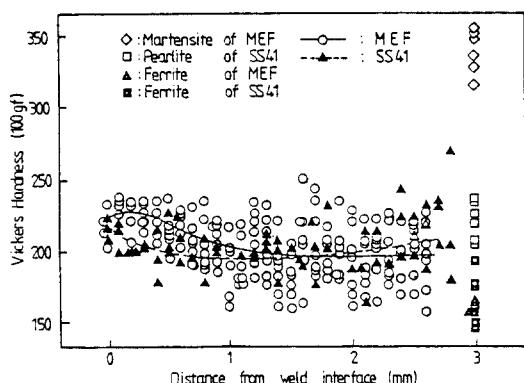


Fig.4 Hardness distribution of welded joint in SS41 and M.E.F dual phase steel

位의 等間隔으로 測定하였다.

이때 WZ로부터 약 2.5~3mm의 全領域에 걸쳐 摩擦熱의 影響을 받아 組織의 變化 과정이 觀測되었으며 等間隔으로 測定된 硬度值는 分散되어 있다. 그러나 硬度值들이 下限值硬度값인 ペライ트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 ペライ트의 組織硬度值의 범위에 接近하고 있다.

WZ에는 M.E.F複合組織鋼 및 SS41鋼의 硬度值는 同一值를 나타내고 있으며 HAZ 및 WZ에서의 硬度值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 標準シャルピ試驗片으로 부터 얻어진 單位面積當衝擊吸收에너지 E/A와 實驗溫度와의 관계를 나타낸 것이다. 實驗溫度 RT로부터 -80°C에 이르기까지 급격한 吸收에너지의 減少로 溫度의 依存성이 크게 나타났다.

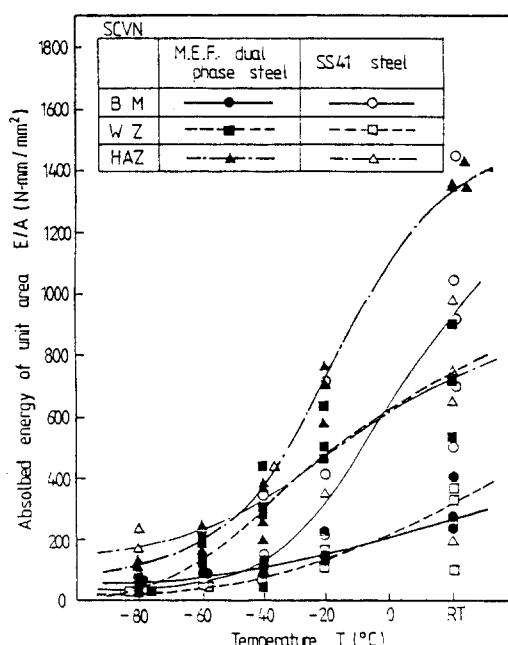


Fig.5 Correlation between absorbed energy and temperature for standard charpy V-notch specimens of M.E.F dual phase steel and SS41 steel at the friction welded joints

SS41鋼의 경우 單位面積當 吸收에너지의 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  $WZ$ 의 測定值가  $BM$  및  $HAZ$ 보다 훨씬 적은 값을 나타내고 있는 理由는 摩擦熔接詩 回転加壓으로 인한 뒷살이 生成되므로  $WZ$ 에는 排出方向으로 이탈되지 않는 不純物에 의한 缺陷이 存在하기 때문에 軸方向에 直角인 纖維組織의 흐름 方向으로 노치가 加工되어 있음으로서 나타나 結果로 생각된다.

또한 HAZ가 BM보다 낮은 理由는 WZ에서 0.5~1mm거리의 HAZ에 있는 V노치에 衝擊날이 打擊될 때 위의 缺點 및 回転中心의 缺陷으로 인하여 WZ로 破斷이 誘導됨으로서 HAZ의 測定值가 BM보다 낮게 評價된 것을 알수 있다. 그러나  $-40^{\circ}\text{C}$  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 分散度가 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성을 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 動的破壞非性

材料가 衝擊破斷될 때 線形과 非線形의인 舉動을 나타내게 되는데 豫測을 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 慣性効果에 의한 初期振動의 減衰條件을 만족시켜야만 有効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의 차이가 10% 内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 動的破壞非性值( $K_{ic}$ )를 式(2)로 부터 구할 수 있다.

$$K_{1a} = \left( \frac{P_{max} \cdot S}{B \cdot W^{3/2}} \right) \cdot f(a/w) \quad \dots \dots \dots \quad (2)$$

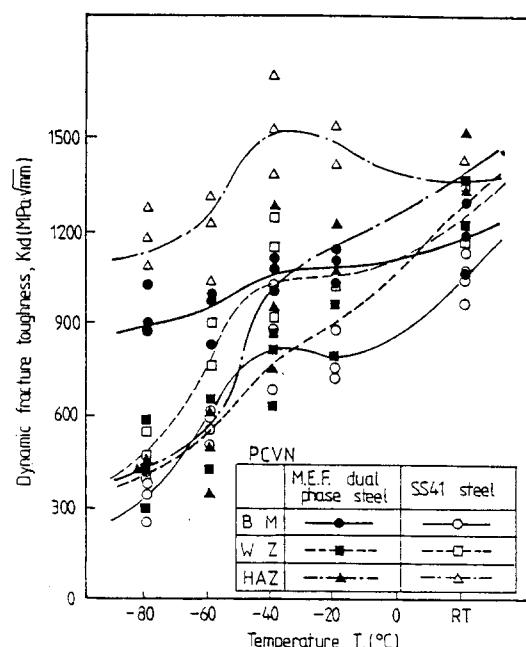
式(2)는  $a/w$ 가 0.45~0.55인 경우에 적용되며 여기서  $f(a/w)$ 는 다음과 같다.

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

本實驗에서는以上과 같은方法으로動的破壞非性值를 구하여各各의 實驗溫度別로 Fig. 6에 나타내았다.

SS41鋼의 경우 全實驗溫度區間에서  $K_{1d}$ 의 値은  
 $\text{HAZ} \geq \text{WZ} \geq \text{BM}$ 의 順으로 나타났으며 特히 低溫  
 에서는 HAZ의  $K_{1d}$ 가 WZ 및 BM보다 3倍이상  
 크게 나타났고 WZ에서는 BM과 比較하여 吸收에  
 너지의 傾向과 相反되는 結果를 보여주고 있다.  
 이것은 單位面積當 吸收에너지의 値은 荷重-變位  
 曲線上의 面積을 意味하는데 反하여  $K_{1d}$ 값은 균  
 一進展開時點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  $-40^{\circ}\text{C}$ 附近에서  $K_{1d}$ 의값이分散되었다가  $-60^{\circ}\text{C}$ 부터는  $BM \geq HAZ \geq WZ$ 順으로나타나므로複合組織鋼이低溫에서

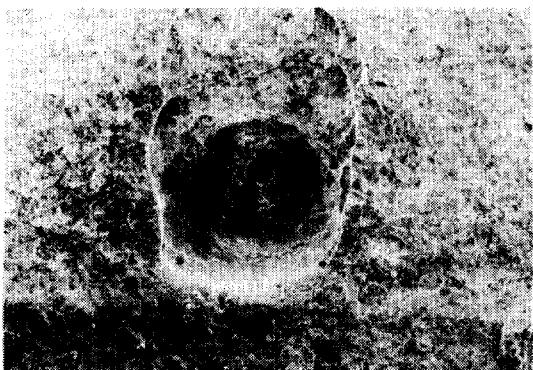


**Fig.6** Dynamic fracture toughness and temperature for precracked charpy V-notch specimen of M.E.F dual phase steel and SS41 steel at the friction welded joints

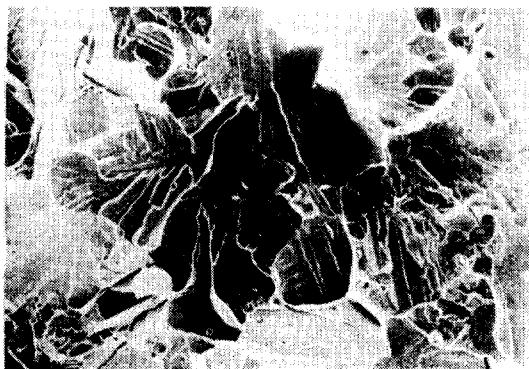
摩擦熔接性의 憂慮를 表示하고 있다. 또한  $-60^{\circ}\text{C}$  以下에서는 HAZ와 WZ에 대한  $K_{1d}$  값을 比較하면 거의 같은 값으로 評價함이 타당하다. 그러나 BM은 SS41鋼과 比較하여 높은  $K_{1d}$  및 安定性을 가지고 있다. 즉 低溫에서의 BM은 複合組織鋼이 優秀하다고 할 수 있으나 HAZ의  $K_{1d}$ 값은 複合組織鋼과 SS41鋼이 常溫에서는 거의 비슷한 傾向을 보이다가  $0^{\circ}\text{C}$  以下부터는 複合組織鋼이 현저히 떨어짐을 보여 주고 있다.

### 3.4. 破斷解析

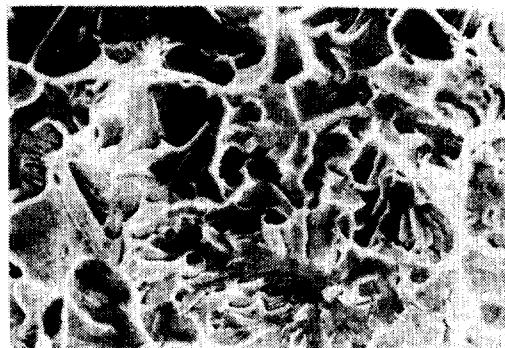
同種 및 異種의 金屬材料를 摩擦熔接하면 回転力에 의한 摩擦加壓으로 放射線形의 金屬流動이 일어나며 또한 엎셋力에 의한 壓縮變形으로 덧살이 發生하게 된다. 따라서 金屬의 破斷舉動은 摩擦熱에 의한 金屬組織의 變化에 左右되므로 摩擦熔接時 金屬組織에 變化를 惹起시키는 回転速度加壓力 및 엎셋速度등의 最適條件의 制御가 必要하다. 摩擦熔接部 附近의 顯微鏡組織을 考察하면 HAZ는 摩擦熱의 傳導에 의해 일어났지만 組織의 變化는 摩擦熔接時 回転力에 의해 惹起되었다고 한다면 WZ는 엎셋力에 의한 덧살 形狀을 보일 때 金屬의 壓縮變形으로 볼 수 있으므로 WZ에는 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화시키는데 있지만 實際로 쇠운 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 加壓回転으로 인한 纖維組織의 方向性 때문에 WZ로 轉換破斷된 形狀을 알 수 있었다.



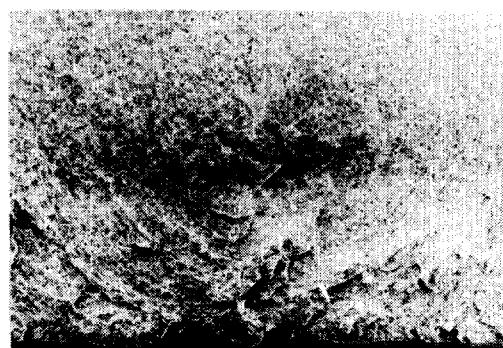
(A) Flow of friction welded interface zone(wz) MEF dual phase steel,  $-20^{\circ}\text{C}$ ,  $\times 30$



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



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



(D) Fracture surface of bond zone in SS41 steel.  $-80^{\circ}\text{C}$ ,  $\times 10$

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

따라서 HAZ에 대한 吸收에너지 및 動的破壞非性值가 過小評價되었다고 前述하였다.

Photo. 2(B), (C)는  $-80^{\circ}\text{C}$ 에서 각각 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 펠라이트와 마르텐사이트로 서로 다른다는 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 動的破壞非性值의 減少는 實際 使用時 考慮하여야 될 것으로 판단되었다.

#### 4. 結論

SS41鋼과 이를 热處理한 M, E, F複合組織鋼을 각각 摩擦熔接하여 BM, HAZ 및 WZ에 V노치標準사르피衝擊試驗片과 이에豫測열을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 動的破壞非性值의 解析등을 통하여 動的破壞特性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 動的破壞非性值는 複合組織鋼의 경우 常溫에서는  $\text{HAZ} \geq \text{WZ} \geq \text{BM}$ 의順이며,  $-60^{\circ}\text{C}$ 以下 부터는  $\text{BM} \geq \text{HAZ} \geq \text{WZ}$ 의順으로 나타나 摩擦熔接性에 대한 信賴성이 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 回転加壓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 動的破壞非性值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) 金楨圭外 : 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 : 計裝化コノサルピ-試驗法による金屬材料の 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 : Relationship between material fracture toughness using fracture mechanics and transition temperature tests, ASTM STP 514. PartII. (1972), pp.164~191.
- 6) George 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) 韓在煥外 : 衝擊試驗 데이타처리自動化, KSRI-87-25-IR. '86국책연구 개발사업, "자동화 관련 기술개발에 관한 연구"의 세부과제

- 한국표준연구소 재료연구실. 1986. pp. 1~77.
- 12) Server W.L, Wullaert R.A, and Scheckherd 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).