494 大韓機械學會論文集 第10卷 第4號, pp. 494~503, 1986.

<論 文>

SB 41 鋼의 平滑 및 側面홈 CT 試驗片의 J_{1c} 評價

吳 世 旭* · 安 光 珠** · 尹 永 在***

(1986年 2月 24日 接受)

J_{1c} Evaluation of Smooth and Side-Grooved CT Specimens in Structural Steel SB 41

Sae Wook Oh, Kwang Ju Ahn and Young Jae Yoon

Key Words: Elastic-Plastic Fracture Toughness(彈塑性破壞靱性), Blunting Line(鈍化直線), *R*-Curve(*R* 曲線), Echo Output(反射波出力), Electric Potential Output(電位差出力)

Abstract

The elastic-plastic fracture toughness J_{1c} of a structural steel SB 41 which has the properties of low strength and high ductility was discussed, especially paying attention to a comparison between the two methods recommended by ASTM and JSME. J_{1c} tests were carried out by means of *R*-curve, SZW, ultrasonic and electric potential methods.

Based on the observations in this study, several proposals were made for improving the *R*-curve method in the ASTM standard test for J_{1c}. It was difficult to find J_{1c} value by ASTM *R*-curve method, while the value by JSME *R*-curve method were yielded clearly and obtained from the relatively thin specimens. Ultrasonic and electric potential methods determined J_{1c} values effectively and corresponded closely to multiple specimen *R*-curve method. However it was considered that for the reliability and reproducibility, single specimen techniques by ultrasonic and electric potential methods needed further study.

1. 緖 論

破壞에 대한 抵抗値로써의 靱性評價는 材料나 構造物의 設計 및 評價를 위하여 중요하게 되었다. 破壞靱性은 小規模降伏의 경우에는 線型彈性破壞力學에 따른 에너지解放率 G 혹은 應力擴大係數 K로써 표현된다.

* 正會員, 東亞大學校 工科大學 機械工學科
** 正會員, 東義大學校 工科大學 機械設計學科
*** 正會員, 東亞大學校 大學院

應力擴大係數 K를 破壞의 파라미터로 할 때는 크랙先端에서 塑性域의 크기가 크랙치수에 비하여 대단히 작을 경우에 한하여 유효하다. 따라서 平面變形率破壞靱性 K_{1c} 試驗에서는 이러한 小規模降伏 條件을 감안하여 試驗片의 最小치수를 엄격하게 規定하고 있다[1]. 일반적으로 强度가 낮고 延性이 큰 材料에 있어서는 大型의 試驗片이 필요하며, 때로는 試驗片最小치수가 素材치수보다 크게 될 경우도 있다. 이와 같은 경우 試驗의 效用과 意義가 감소될 수도 있다.

機器나 構造物의 破壞에 있어서 不安定破壞에 先行

하여 큰 塑性變形이 일어날 때, 혹은 設計基準으로 어느 程度의 限界까지는 塑性變形을 許容할 때에는 彈塑性狀態의 破壞靱性을 評價하는 것이 有益하다. 이러한 大規模降伏狀態에서의 破壞靱性評價는 非線型的인 彈塑性破壞力學에 따른 크랙先端 열림變位 CTOD 혹은 J 積分으로써 표현하게 되었다.

Rice[2]에 의하여 제안된 J 積分은 彈性 및 彈塑性變形狀態에서 크랙先端周圍의 特異應力 및 스트레인場의 强度에 대한 代表値로서 小規模降伏狀態에서의 應力擴大係數 K와 같은 意義를 갖게 되었다.

Begley와 Landes[3]는 彈性狀態의 K_{Ic} 評價처럼 彈塑性平面變形率破壞靱性値로서 J_{Ic}를 제안하였고 이러한 J_{Ic} 槪念은 많은 硏究結果[4,5]에 의하여 그 有效性이 확인되었다.

J_{Ic} 評價基準인 ASTM E 813-'81[6]과 JSME S 001-'81[7]에서, ASTM의 R 曲線法은 실험의 簡便性과 再現性에 重點을 두고 크랙길이를 限定하고 있으며 이 限界를 벗어나는 크랙은 有效實驗點에서 除外하고 있다. 한편 JSME 法에서는 크랙길이의 작은 限界는 設定하지 않으므로써 크랙發生點을 가능한 한 정확히 구하는 것에 重點을 두고 있다.

低·中强度이고 低延性材에 대한 연구는 많으나 低强度·高延性材에 대한 연구결과는 僅少하다. 이는 低强度 및 高延性材일수록 延性引裂에 의한 크랙進展形狀이 不明確하고 區分하기 곤난하므로 J_{Ic} 評價가 容易하지 않다고 알려져 있기 때문이다[8].

본 연구에서는 低强度·高延性材인 一般構造用壓延鋼 SB 41의 平滑 CT 試驗片과 兩側面홈이 있는 CT 試驗片을 사용하여 ASTM R 曲線法, JSME R 曲線法, SZW 法, 超音波法 및 電位差法에 따라 J_{Ic}를 종합적으로 評價하였다. 複數試驗片法인 ASTM 및 JSME R 曲線法을 상호 比較考察하므로써 低强度·高延性材에 대한 破壞靱性評價의 適用限界를 明確히 하였으며 單一試驗片法인 超音波 및 電位差試驗法은 效率的이고 簡便한 J_{Ic} 評價法임을 확인하였다.

2. 試驗片과 實驗方法

實驗에 사용된 材料는 一般構造用壓延鋼 SB 41이다. 素材의 化學的 成分은 Table 1과 같으며 室溫에서의 機械的 性質은 Table 2와 같다. 이 때의 引張速度는 1 mm/min이다.

CT 試驗片의 採取方向은 T-L[1]方向으로 하였고 試驗片의 치수는 ASTM E 813-'81 基準에 따랐으며 Fig. 1과 같이 加工하였다. 試驗片의 板두께는 平滑試驗片이 12.5 mm이고 側面홈試驗片은 B_0=13.5mm, B_N=12.5 mm로써 側面홈깊이는 $S.G=[(B_0-B_N)/B_0]\times 100=7.4(\%)$이고 홈의 角度는 90°이며 先端曲率半徑 ρ=0.4 mm이다.

Table 1 Chemical composition(Wt %)

C	Si	Mn	P	S	Cu
0.140	0.250	0.550	0.014	0.007	0.100

Table 2 Mechanical properties

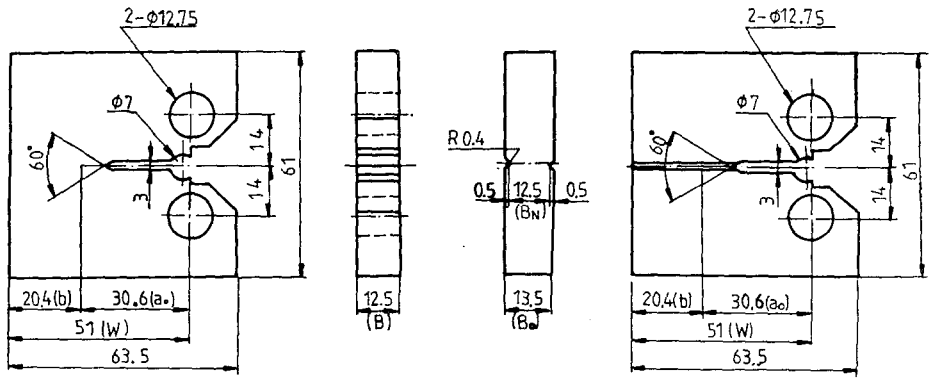
Yield strength (σ_{ys}) (kgf/mm²)	Tensile strength (σ_B) (kgf/mm²)	Young's modulus(E) (kgf/mm²)	Elongation (δ) (%)
27.47	42.94	19350	35

疲勞予크랙挿入과 破壞靱性試驗은 電氣서어보油壓式疲勞試驗機(Instron 1131, 10 tonf)를 사용하였으며 予크랙은 크랙比가 $a/W\fallingdotseq 0.6$이 되게 하였으며 이 때 疲勞荷重의 最大應力擴大係數 $K_I$max은 $K_I$max$\leq$76.4 kgf·mm$^{-\frac{3}{2}}$되게 하였다. 疲勞予크랙의 應力比는 R=0.05로 하였으며 應力擴大係數幅 ΔK=72.65 kgf·mm$^{-\frac{3}{2}}$로 되었다. 破壞靱性試驗은 單純引張에 의한 荷重負荷를 每分 0.1 mm의 引張速度로 하였으며 荷重點變位가 가능한 한 느리도록 速度를 제한하였다. 除荷後에 疲勞크랙을 다시 넣어 表示를 한 後에 破斷시켰다. 實驗方法은 ASTM E 813-'81 및 JSME S 001-'81 基準에 따랐으며 走査型 電子顯微鏡을 사용하여 크랙길이 Δa와 스트렛치 존 幅(SZW)을 측정하였다. 超音波試驗에서 試驗機의 探觸子는 세라믹材로 된 振動子直徑 10 mm, 周波數 5 MHz인 수직형 프로우브로서 上端面法으로 부착하였다. 電位差試驗에서는 交流型 測定裝置(Instron ACPD crack measurement system)를 사용하였으며 周波數 6 KHz, 出力利得 20 db~90 db 및 出力電壓 0~10 V였다.

安定破壞開始點의 J 積分값 J_{in}(혹은 J_Q)을 구하기 위하여 J 積分에 관한 Merkle-Corten의 簡便式[9]

$$J=(2A/B\cdot b)\cdot(1+\alpha)/(1+\alpha^2) \qquad (1)$$

을 사용하였으며 여기서 $\alpha=[(2a/b)^2+2(2a/b)+2]^{\frac{1}{2}}-(2a/b+1)$이다. A는 荷重-荷重線變位曲線下의 面積, B는 試驗片板두께이고 b는 리거먼트이다. J_{Ic}(혹은 J_Q)이 J_{Ic}로써 有效한가의 判定은 ASTM 및 JSME의 각각의 基準에 따른 附帶條件[6,7]에 의하였다.



(a) Smoothed CT specimen (b) Side-grooved CT specimen

Fig. 1 Configuration and dimensions of compact tension specimen

3. 實驗結果 및 考察

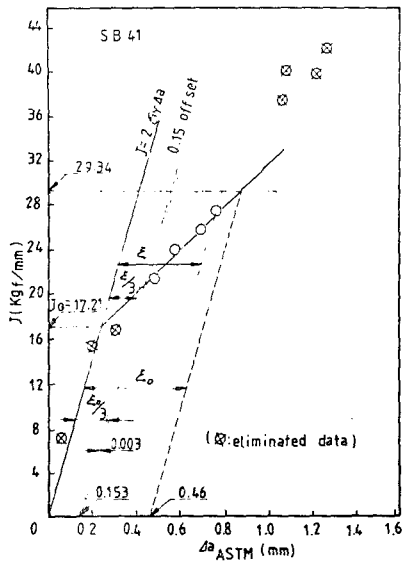
3.1 R 曲線法에 의한 J_{1c} 評價

Fig. 2(a)는 平滑 CT 試驗片의 ASTM 法에 따른 R 曲線을 나타내었다. 크랙길이 Δa_{ASTM}은 試驗片板두께를 8等分하고 表面쪽 2點의 平均値와 內部 7點의 測定値를 合計한 8點의 平均値로 하였다. R 曲線은 0.15 mm 및 1.5 mm의 오프셋線내에 있는 실험점 4개로써 최소자승법에 의하여 直線近似시켜 구하였고 $J=12.53+19.15\,\Delta a_{ASTM}$로 되었다. 우측 상단 4개의 실험점은 치수조건 b 및 $B>15\,J/\sigma_Y$를 만족시키지 않으므로 除外되었다. ASTM 基準에 의하여 권장된 基準鈍化直線 $J=2\,\sigma_Y\cdot\Delta a_{ASTM}=70.41\,\Delta a_{ASTM}$과 R 曲線의 교점에서 J_Q를 구하면 $J_Q=17.21$ kgf/mm였다. 여기서 J_Q는 치수조건 b 및 $B>25\,J_Q/\sigma_Y$와 R 曲線의 勾配條件 $dJ/da<\sigma_Y$는 만족시키나 鈍化直線을 基準으로 最大安定크랙길이 ξ는 0.3867 mm였고 $\xi/3$는 0.1289 mm로써 ξ의 1/3 이내에 적어도 한개 이상의 실험점이 존재해야 한다는 附帶條件은 만족되지 않으므로 J_Q는 J_{1c}로 評價될 수 없었다.

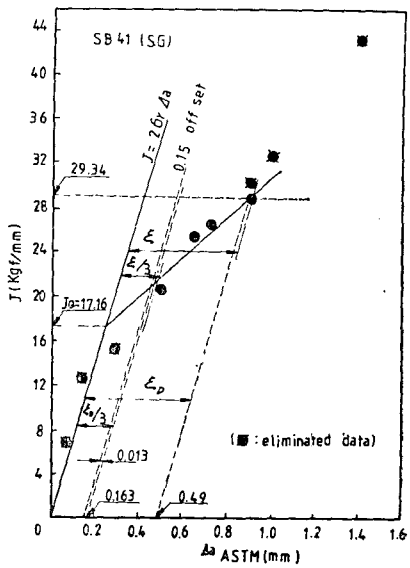
Fig. 2(b)는 側面홈 CT 試驗片의 J-Δa_{ASTM} 관계를 나타내었다. 側面홈 CT 試驗片에서도 치수조건 b 및 $B>15J/\sigma_Y$에 부합되지 않는 右側 上端 3개의 실험점은 제외하고 나머지 4개의 실험점으로 최소자승법에 따라 直線近似시켜 R 曲線을 구하였다. R 曲線에서 $J-\Delta a_{ASTM}$의 관계는 $J=12.69+18.33\,\Delta a_{ASTM}$로 되었고 基準鈍化直線 $J=2\,\sigma_Y\Delta a_{ASTM}$과 R 曲線의 교점에서 J_Q를 구하여 $J_Q=17.16$ kgf/mm로 되었다. 側面홈 CT 試驗片에서도 J_Q는 치수조건 b 및 $B>25\,J_Q/\sigma_Y$ 및 R 曲線의 勾配條件 $dJ/da<\sigma_Y$는 만족되었으나 鈍化直線을 基準한 最大 및 最小安定크랙길이 ξ에 관한 부대조건에서 $\xi=0.5194$ mm, $\xi/3=0.1731$ mm로써 $\xi/3$내에 한개의 實驗點도 存在하지 않았다. 따라서 側面홈 CT 試驗片에서도 J_Q는 J_{1c}로 評價될 수 없었다.

ASTM R 曲線法에 따른 이상의 評價結果로써 考察할 때에 低强度·高延性鋼材의 1/2″ 板두께로써 J_{1c}를 評價하는 것은 불가능함을 알 수 있었다. 이는 J. Carlsson[8] 등이 OX 540 構造用鋼(0.2%C)에 대하여 J_{1c}를 評價할 때 ASTM R 曲線法은 不適合하였다는 보고와도 잘 一致하였다. 따라서 이러한 低强度·高延性材에 대한 J_{1c} 評價를 가능케 하기 위해서는 1) 試驗片의 板두께를 增加시키거나 2) ASTM 基準에서 권장된 基準鈍化直線보다 實測에 의한 實測鈍化直線을 適用해야 할 것이다.

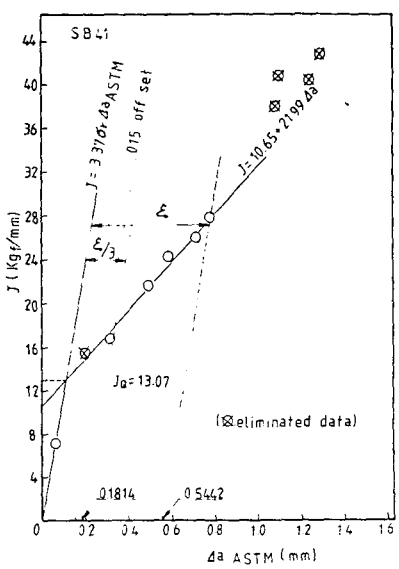
본 실험에 사용된 鋼材의 流動應力 σ_Y는 $\sigma_Y=35.205$ kgf/mm²이며 B 혹은 B_N은 12.5 mm이므로 附帶條件 b 및 $B>15\,J/\sigma_Y$를 만족시키는 J 積分値는 29.34 kgf/mm 以下에서 有效하다. $J-\Delta a_{ASTM}$ 관계에서 $J=29.34$ kgf/mm일 때 이에 대응되는 $(\Delta a_{ASTM})_{max}$은 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 각각 0.8778 mm, 0.9087 mm였고 이 때의 安定크랙길이 ξ_D는 각각 0.46 mm, 0.49 mm였다. 따라서 $\xi_D/3$는 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 각각 0.153 mm, 0.163 mm이고, 이 範圍내에 적어도 한개 이상의 실험점이 구해져야 基準에서 요구하는 附帶條件이 만족될 수 있다. 그러나 $\xi_D/3=0.153$ mm 및 $\xi_D/3=0.163$ mm는 $J=29.34$ kgf/mm 이하에서 附帶條件을 만족시킬 수 있는 安定크랙길이의 有效範圍에 대한 最大下限界로서 0.15 mm 오프셋 線과 거의 一致하고 있다. 이와같은 문제로 실험점이 유효처리될 수 있는 실제적 Δa의 範圍는 平滑 및 側面



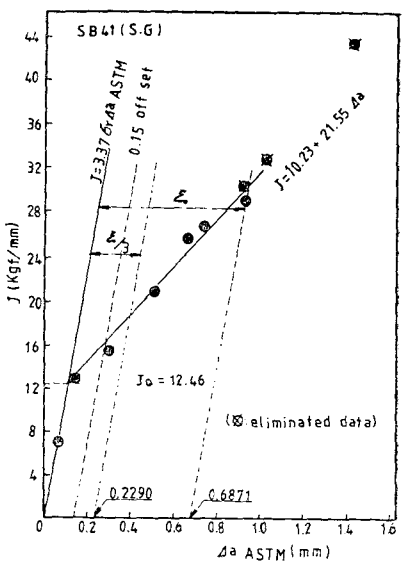
(a) Smoothed



(b) Side-grooved



(c) Smoothed



(d) Side-grooved

Fig. 2 J_Q determination by the ASTM R-curve method

홈 CT 試驗片에서 각각 0.003 mm 및 0.013 mm 로서 극히 적게 된다. 이러한 좁은 範圍에 속하는 크랙길이의 실험점을 구하려면 無數한 실험이 필요하고 실제 실험에서 意圖的으로 실험점을 구하는 것은 거의 불가능하다.

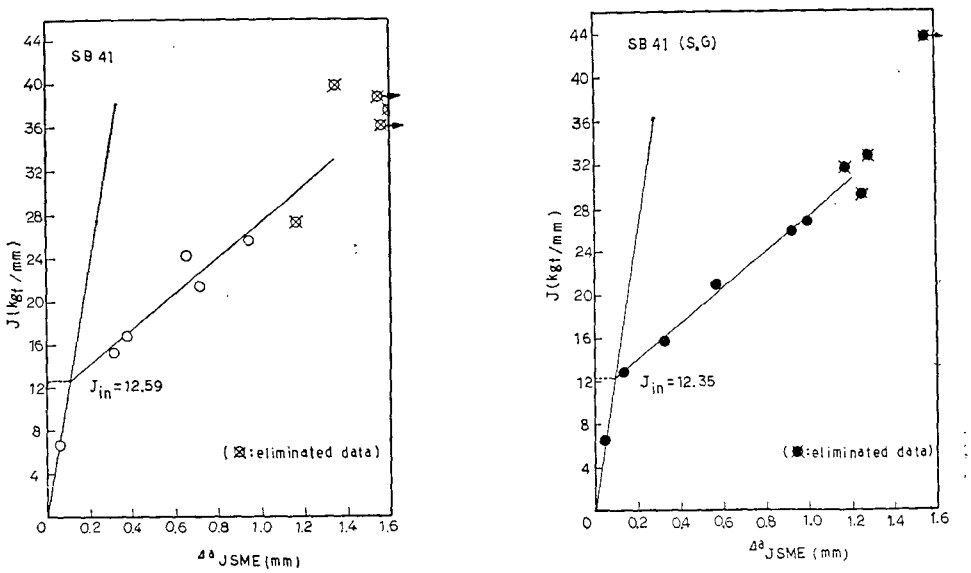
試驗片의 板두께를 增加시키면 치수의 附帶條件 b 및 $B>15\,J/\sigma_Y$에 있어서 J積分値의 有效限界가 增大되므로 安定크랙길이 ξ의 有效下限界 $\xi/3$의 範圍도 增加되고 附帶條件을 만족시키는 실험점을 보다 容易하게 구할 수 있다. 그러나 試驗片板두께가 實際로 사용

되는 素材의 板두께보다 顯著하게 큰 경우에는 靭性評價의 寄與度는 그만큼 減少된다. 따라서 ASTM R 曲線法에 의하여 J_{Ic}를 評價할 때에는 材料에 따른 각각의 鈍化直線을 實測하여 구하므로써 有效한 評價가 가능하고 妥當한 것으로 생각되었다.

鈍化直線을 實測으로 구하기 위하여 SEM을 사용하여 9點法에 따라 SZW를 측정하였으며 破壞開始前에는 SZW=Δa 임으로 鈍化直線의 $J-\Delta a_{ASTM}$ 관계는 $J=118.64\,\Delta a_{ASTM}$ 였다. 즉 實測에 의한 鈍化直線式은 $J=3.37\,\sigma_Y\Delta a_{ASTM}$ 로 되었고 ASTM의 基準鈍化直線式 $J=2\,\sigma_Y\Delta a_{ASTM}$ 과는 많은 差異를 나타내었다. 實測에 의한 鈍化直線과 R 曲線의 교점에서 J_Q를 구하면 Fig. 2(c), (d)에서처럼 J_Q値는 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 $J_Q=13.07$ kgf/mm, $J_Q=12.46$ kgf/mm 였다. 基準鈍化直線과 R 曲線과의 交點에서 구한 J_Q値는 實測鈍化直線을 이용한 J_Q値와 비교하면 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 각각 24.1% 및 27.4%의 差를 나타내었다 實測鈍化直線을 사용한 경우에는 ASTM R 曲線法의 附帶條件이 만족되고 J_{Ic} 評價가 가능함을 보였다. Ohji 등[10]은 SM 50 A 鋼의 鈍化直線式은 $J=3.7\,\sigma_Y\Delta a$ 이며 低强度·高스트레인硬化材는 $J=4\,\sigma_Y\cdot\Delta a$ 로 됨을 實測에 의하여 구하였다. 이러한 基準 및 實測에 의한 鈍化直線의 差異는 鈍化直線에 대한 實測의 必要性을 明白히 하였다. ASTM R 曲線法의 基準鈍化直線은 中·高强度材에 있어서는 適合하지만 低强度·高延性材에서는 實測에 의한 것과 현저한 差異가 있기 때문에 모든 材質에 대하여 ASTM의 基準鈍化直線을 일률적으로 適用하는 것은 妥當하지 않으며, 따라서 ASTM의 J_{Ic} 評價基準은 修正되어야 할 것이다.

Fig. 3 (a), (b)는 JSME R 曲線法에 따른 $J-\Delta a_{JSME}$ 관계를 나타내었다. 鈍化直線은 Ookouchi[11]가 SS 41 材에 대하여 구한 鈍化直線을 실험점 1개로써 檢定한 결과 잘 일치하였으므로 이를 JSME의 基準에 따라 본 實驗材의 鈍化直線으로 採擇하였다. 鈍化直線式은 $J=118.78\,\Delta a_{JSME}=3.37\,\sigma_Y\Delta a_{JSME}$ 로 되었다. Δa_{JSME}는 板두께의 3/8, 4/8, 및 5/8의 3점에서 측정하고 이들 3점의 平均値로 하였다. R 曲線은 $\Delta a_{JSME}=1.0$ mm 이내의 실험점 5개로써 최소자승법에 의하여 直線近似시켜 구하였다. 平滑 CT 試驗片의 R 曲線은 $J=10.85+16.23\,\Delta a_{JSME}$ 였고 側面홈 CT 試驗片에서 $J=10.63+16.48\,\Delta a_{JSME}$ 로 되었다. Δa_{JSME}가 1.0 mm 이상의 실험점은 무효처리하였다. 鈍化直線과 R 曲線과의 교점에서 J_{in}을 구하여 平滑 CT 試驗片에서 $J_{in}=12.59$ kgf/mm, 側面홈 CT 試驗片에서 $J_{in}=12.35$ kgf/mm 로 되었다.

R 曲線의 勾配條件 $(dJ/da)_R<\frac{1}{2}(dJ/da)_B$를 만족하고 $(\Delta a_{max}-\Delta a_{in})>3(\Delta a_{min}-\Delta a_{in})$의 조건 등을 만족하였으므로 JSME R 曲線法으로 구한 J_{in}은 J_{Ic}로 評價될 수 있었다. ASTM R 曲線法으로 구한 J_Q와 JSME R 曲線法으로 구한 J_{in}을 비교하면 J_Q는 J_{in}보다 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 각각 36.69% 및 38.94%만큼 크게 評價되었다. 延性材의 CT 試驗片에



(a) Smoothed (b) Side-grooved

Fig. 3 J_{in} determination by the JSME R-curve method

대한 J_{1c} 評價에 있어서, JSME R 曲線法에서는 實測에 의한 鈍化直線과 破壞開始點에 近接한 실험점으로 R 曲線을 구하기 때문에 ASTM R 曲線法에 의한 評價値와 큰 差異를 나타내고 있다.

ASTM R 曲線法에서도 實測에 의한 鈍化直線을 이용하여 J_Q를 구한다면 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 J_Q는 J_{in}에 비하여 각각 3.67%, 0.88%정도의 僅少한 差異를 나타내었으며 ASTM R 曲線法에 의한 基準鈍化直線의 경우보다 J_Q와 J_{in}은 近似値로 接近되었다.

J_Q와 J_{in}의 差異는 (1) 크랙길이의 測定方法差 때문에 생기는 R 曲線의 勾配差, (2) ASTM의 基準鈍化直線과 JSME의 實測鈍化直線의 差에서 나타나므로 基準鈍化直線과 實測鈍化直線의 差異가 크게 나타난 延性材에 있어서는 J_Q와 J_{in}의 값의 差異가 크게 됨을 알 수 있었다. 따라서 ASTM의 基準鈍化直線이 實測에 의한 鈍化直線과 크게 相異한 材質에 대한 J_{1c} 評價는 ASTM R 曲線法으로 구할 수 없거나, 제반 附帶條件을 만족하고 J_{1c} 評價가 가능한 경우도 安定破壞開始點을 정확히 나타낼 수 없으며, 그만큼 信賴性이 감소될 것이다. 延性이 큰 材質에 대한 J_{1c} 評價는 JSME R 曲線法에 따르는 것이 無難하며 ASTM R 曲線法을 適用하려면 鈍化直線은 實測으로 구해야 할 것으로 생각된다. K.W. Carlson[12] 등은 R 曲線을 直線近似시키지 않고 R 曲線式을 구하여 J_{1c}를 評價하므로써 J_Q와 J_{in}은 큰 差異없는 近似한 값을 얻었으나 많은 試驗片이 所要되므로 簡便하고 效率的인 方法이라고는 할 수 없다.

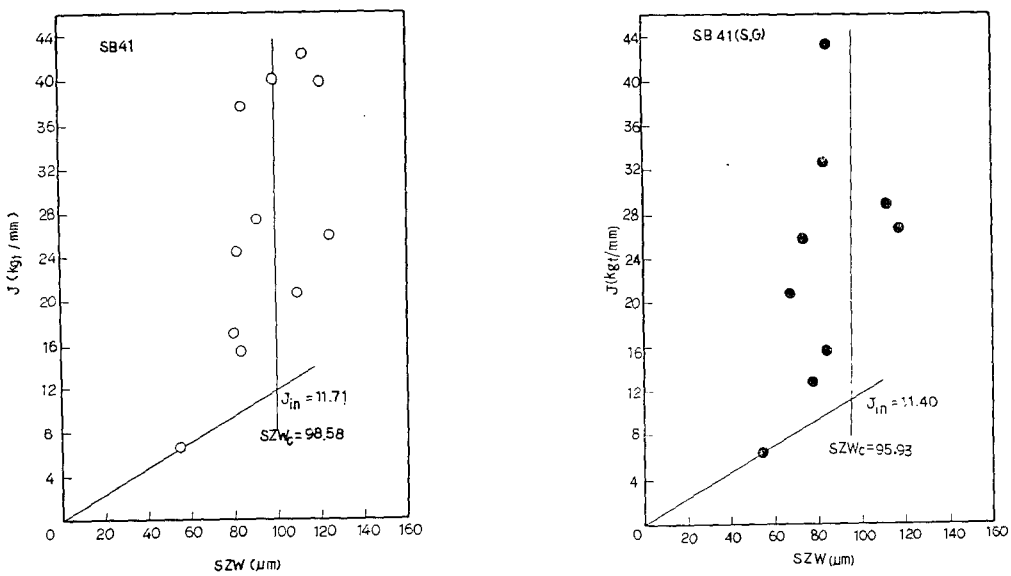
3.2 스트레치 존(SZW)法에 의한 J_{1c} 評價

SZW는 板두께의 3/8, 4/8 및 5/8점에서 測定하고 3점의 平均値로 하였다. Fig. 4 (a), (b)에 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에 대한 J-SZW 관계를 각각 나타내었다.

測定된 SZW가 크랙길이 Δa보다 작거나 각 測定位置에서 SZW와 이에 인접한 延性引裂破壞領域의 境界길이의 總合이 $\sum_{i=1}^{n} l_i$의 20%이상의 것은 SZW_c로 보았다.

본 實驗材에서는 疲勞豫크랙과 스트레치존(SZ)의 境界 및 스트레치존(SZ)과 딤플領域의 境界가 不明確한 部分도 觀察되었다. SZW_c의 平均値는 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 각각 SZW_c=98.58 μm, SZW_c=95.93 μm였다. 이 때 變動係數는 ±25%範圍內였다. 鈍化直線과의 交點에서 구한 J_{in}은 平滑 CT 試驗片에서 11.71 kgf/mm, 側面홈 CT 試驗片에서는 11.40 kgf/mm였다. 이 J_{in}은 J_{1c}의 附帶條件을 만족하였고 $J_{in}=J_{1c}$로 評價되었다.

Ohji[13] 등은 中强度鋼 및 低强度·高靭性鋼材에서 延性크랙의 진전에 따라 스트레치 존(SZ)은 變形되고 이러한 傾向은 低强度·高靭性鋼材에서 특히 顯著하다고 하였다. J積分値의 增大와 함께 스트레치 존(SZ)이 變形되거나 分斷되는 鋼材는 SZW_c가 實際보다 크



(a) Smoothed (b) Side-grooved

Fig. 4 J_{in} determination by the JSME SZW method

게 觀察되는 경우가 많다. 그러나 본 실험에서는 R 曲線法에서의 J_{in}에 對應하는 SZW_c 값이 SZW 法에서 구한 SZW_c 값과 거의 一致하는 것으로 보아 低强度·高延性이고 비교적 低靭性인 鋼材에서는 스트레치 존(SZ)의 變形에 의한 J_{in}의 過大評價傾向은 無視할 수 있을 만큼 僅少하였다.

3.3 Δa_{center}, Δa_{ASTM} 및 Δa_{JSME}의 相互關係

J-R 曲線關係에서 基本이 되는 크랙進展길이 Δa의 評價는 ASTM에서 9點法, JSME에서 3點法을 基準으로 하며 超音波 및 電位差法에서는 板두께 中央部의 크랙길이 Δa_{center}가 基準이 된다. 일반적으로 크랙이 進展됨에 따라 降伏規模는 增大되고 크랙前面에 대한 平面應力의 영향도 增加하게 되고 이러한 平面應力의 영향을 받아 크랙의 傳播形態는 直線形보다는 曲線의 形態를 나타내었다. 크랙進展길이 Δa는 評價方法에 따라 數値上의 상당한 差를 보였고 이에 따라서 R 曲線의 勾配 dJ/da도 差異를 나타내었다. 특히 이런 差異는 試驗片의 板두께가 적거나 高延性材일수록 顯著하기 때문에, R 曲線法 혹은 其他方法에 따라 J-R 曲線關係를 구할 때 Δa_{center}와 Δa_{ASTM} 및 Δa_{JSME}의 相互關係를 明確하게 하므로써 J_{1c} 評價의 信賴度를 높일 수 있을 것이다.

Fig. 5에서 Δa_{center}에 대한 Δa_{ASTM} 및 Δa_{JSME}의 相互關係를 표시하였다. 좌 하단의 ○기호로 표시한 1개의 實驗點은 크랙發生前의 彈性變形에 의한 것으로 덤플에 의하여 延性引裂된 크랙길이로 볼 수 없다. 덤플의 連結에 의하여 크랙이 進展될 때 平滑 CT 試驗片과 側面홈 CT 試驗片의 크랙進展形態는 相異하지만 크랙中央部에서의 Δa_{center}와 Δa_{ASTM} 및 Δa_{JSME}는 $\Delta a_{ASTM,\,JSME}=C+K\cdot\Delta a_{center}$의 線型的인 관계를 나타내었

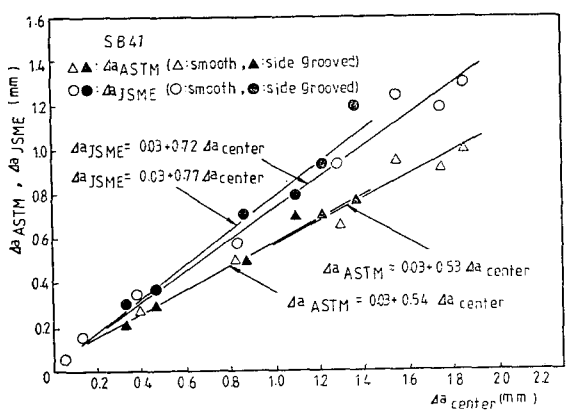


Fig. 5 Relations between Δa_{ASTM}, Δa_{JSME} and Δa_{center}

다. 여기서 C, K는 각각 材料 및 形狀치수에 따른 定數이다. Δa_{ASTM}과 Δa_{center}의 관계는 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 각각 $\Delta a_{ASTM}=0.03+0.53\,\Delta a_{center}$ 및 $\Delta a_{ASTM}=0.03+0.54\,\Delta a_{center}$이었다. 즉 Δa_{ASTM}은 平滑 및 側面홈의 어느 경우에나 $\Delta a_{ASTM}\fallingdotseq 0.5\,\Delta a_{center}$였고 中央部에서의 크랙 Δa_{center}의 半程度의 크기임을 보여주었다. Δa_{JSME}와 Δa_{center}의 관계는 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 각각 $\Delta a_{JSME}=0.03+0.72\,\Delta a_{center}$, $\Delta a_{JSME}=0.03+0.77\,\Delta a_{center}$로 되었다. 즉 Δa_{JSME}는 대략 $\Delta a_{JSME}\fallingdotseq(0.72\sim0.77)\,\Delta a_{center}$의 관계를 나타내었으며 Δa_{JSME}는 Δa_{ASTM}보다 20%정도 크게 評價되었다.

크랙을 板두께方向의 3점 혹은 9점에서 測定한 平均길이는 板두께中央部의 크랙길이 Δa_{center}와 線型的關係를 維持하므로 試驗片을 破斷한 後에 직접 크랙길이를 測定하는 R 曲線法뿐만 아니라, 超音波法이나 電位差法 등에서처럼 板두께中央部의 크랙길이 Δa_{center}만을 計測하여도 J-R 曲線은 再現될 수 있으며 破壞靭性을 簡便하게 구할 수 있을 것이다. J-Δa_{center} 關係曲線은 試驗片形狀치수에 依存되지 않는 材料固有의 彈塑性破壞抵抗曲線으로 볼 수 있으며 J 積分抵抗曲線에 의한 靭性評價는 Δa_{center}를 基準으로 하여도 充分히 可能하며 有效한 方法이라고 생각된다.

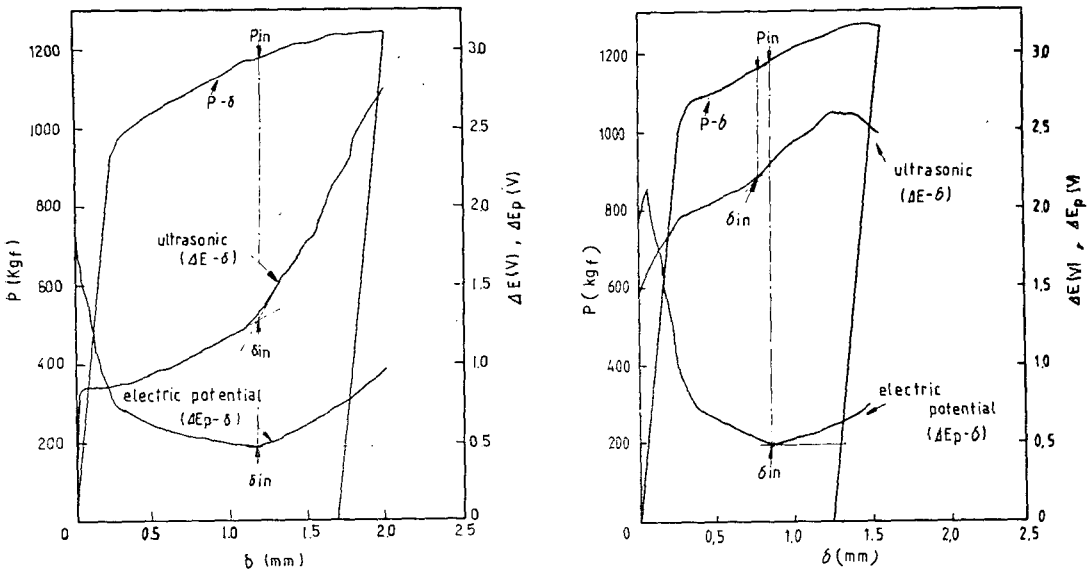
3.4 超音波 및 電位差法에 의한 J_{1c} 評價

平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 超音波 및 電位差法에 의한 荷重-荷重線變位曲線과 反射波出力 및 電位差出力特性과의 관계를 Fig. 6 (a), (b)에 각각 표시하였다.

荷重-荷重線變位와 超音波의 反射波出力特性을 보면 荷重이 增加하여 荷重線變位가 增大됨에 따라 疲勞豫크랙은 彈性的으로 열리고 反射波出力電壓 ΔE는 急增하였다. 350 kgf의 荷重에서부터 反射波出力電壓 ΔE는 漸增하며 이는 豫크랙先端의 塑性鈍化의 進行과 關係가 있다. 最終的으로는 塑性鈍化의 進展에 따라 形成된 스트레치 존과 보이드의 發生·成長 및 連結에 의하여 延性引裂이 일어나고 安定破壞가 開始되는 점에서 ΔE는 急增할 것이며, 本 硏究에서도 그 現象이 잘 나타나고 있다. 그러나 不連續的인 增加는 觀察되지 않았다. ΔE의 急增하는 점에서 두 接線의 交點으로 荷重線變位 δ_{in}과 荷重 P_{in}을 決定하였다.

探觸子는 上端面方法으로 設置하였고 背端面方法은 省略하였으나 δ_{in}과 P_{in}을 明確하게 구할 수 있었으며 J_{1c} 評價도 가능하였다.

荷重-荷重線變位曲線에서 $P_{in}-\delta_{in}$점까지의 曲線下



(a) Smoothed (b) Side-grooved

Fig. 6 Comparison of load-displacement between echo output and electric potential output

의 面積을 測定하고 Merkle-Corten의 簡便式에 의하여 J_{in}을 구하였으며 J_{in}이 J_{1c}로서 有效한가를 關係된 附帶條件으로 판정하였다.

平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 J_{1c}는 각각 J_{1c}=11.94k gf/mm, J_{1c}=10.7 kgf/mm였다. 側面홈 CT 試驗片의 J_{1c}値가 平滑 CT 試驗片에서보다 적은 이유는 R 曲線法 및 SZW 에서와 마찬가지로 크랙先端의 平面變形率狀態의 差異라고 생각된다. 單一試驗片을 사용하여 超音波法으로 구한 J_{1c}値는 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 JSME R 曲線法과 비교하여 각각 −9.93%, −13.36%의 差, SZW 法과는 각각 +3.16%, −6.14%의 差를 보였으며 비교적 잘 一致하였다. 이것은 平面變形率狀態가 가장 强한 試驗片板두께의 中央部의 豫크랙先端에서 先行하여 크랙이 生成되고 進展되는 擧動에 대하여 直接 超音波로써 크랙을 檢出하므로써 J_{1c}를 결정할 수 있음을 보여 주었다.

電位差法에서는 豫크랙의 鈍化 및 크랙의 發生·進展에 의한 試驗片의 抵抗變化에 따라 나타나는 電位差를 檢出해서 크랙發生點을 決定하므로 크랙發生點은 電位差의 變化量 ΔE_p와 荷重線變位 δ의 관계로써 구하였다. 延性이 큰 材質에서는 크랙發生點을 나타내는 $\Delta E_p-\delta$ 關係曲線의 折曲點이 不明確하고 따라서 任意性이 크게 되어 J_{1c}를 정확히 評價하는 것이 곤란하다고 알려져 있다[14].

荷重-荷重線變位와 電位差出力의 관계를 Fig. 6(a), (b)에서 보면 交流電位差法의 電位差出力은 荷重이 負荷된 初期에는 豫크랙의 彈性的 열림에 의한 抵抗增加 때문에 急激하게 增加하였고 豫크랙先端이 鈍化됨에 따라 徐徐히 減少하였다. 安定破壞의 開始點에서 曲線은 다시 上昇하는 特性을 보였다. 安定破壞開始點의 荷重線變位 δ_{in}은 電位差曲線의 最低點에서 구하였으며 이 때의 荷重 P_{in}을 구하고 $P_{in}-\delta_{in}$까지의 曲線下의 面積으로 J_{in}値를 계산하였다. 본 實驗의 交流法에서는 電位差出力曲線의 形態가 直流法과는 相異하였고 그 理由는 分明치 않았으나 크랙의 發生點은 明確히 觀察되었다.

電位差法으로 구한 J_{in}은 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 각각 J_{in}=11.94 kgf/mm, J_{in}=12.23 kgf/mm 로 되었다.

複數試驗片을 사용하고 JSME R 曲線法으로 구한 J_{1c}値가 크랙發生點을 정확히 나타낸다는 일반적인 觀點에서, 電位差法으로 구한 J_{in}値를 JSME R 曲線法의 J_{1c}値와 비교할 때 비교적 잘 一致하고 있다. 그러나 平滑 및 側面홈 CT 試驗片의 J_{in}値를 상호 비교하면 側面홈의 경우가 平滑일 때보다 큰 J_{in}値를 나타내었다. 비교된 側面홈 CT 試驗片의 J_{in}値는 B_N을 基準으로 구한 J 積分値이다. Ohji[14]에 의하면 電位差法試驗에서 側面홈 CT 試驗片의 有效板두께로써 B_N, $B_E=\sqrt{B_0\cdot B_N}$, 및 $B_{eff.}=B_0-(B_0-B_N)^2/B_0$의 각 경우에 대하여 J_{in}을 評價할 때 $B_E=\sqrt{B_0\cdot B_N}$을 基準한 J_{in}

値가 크랙發生點을 가장 잘 나타낸다고 하였다. 側面홈의 각 有效板두께에 따라 J_{in}을 評價하면 $J_{in}(B_N)$=12.23 kgf/mm, $J_{in}(B_E)$=11.79 kgf/mm 및 $J_{in}(B_{eff})$=11.39 kgf/mm로 되었다. 여기서 有效板두께 B_E를 基準한 $J_{in}(B_E)$=11.79 kgf/mm는 平滑 CT 試驗片의 J_{in}=11.94 kgf/mm와 비교하여 側面홈의 效果를 確認할 수 있고 Ohji의 B_E에 대한 硏究結果와도 잘 一致하고 있다. 電位差法으로 SM 50 A 및 A 533 B와 같은 延性이 큰 鋼材의 J_{in}은 구할 수 없다는 報告[14]가 있으나 본 실험에서는 SB 41과 같은 延性이 큰 鋼材의 J_{in}値를 電位差法으로도 明確하게 구할 수 있었다.

側面홈을 附加하므로써 板두께에 依存하지 않는 거의 一定한 J_{in}値가 구해질 可能性이 있으며 이에 따라 板두께에 대한 基準條件도 상당히 완화될 수 있을 것이다. 그러나 側面홈 CT 試驗片의 有效板두께를 결정하는 문제는 解析的이고 論理的인 充分한 根據가 없으므로 速斷을 피하고 금후의 연구에 의거해야할 것이다.

3.5 J_{Ic}의 評價値 比較

Table 3은 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에 대하여 ASTM R 曲線法, JSME R 曲線法, JSME SZW 法, 超音波法 및 電位差法으로 구한 J_{Ic}値를 比較하여 나타내었다. ASTM R 曲線法을 제외하고는 각 評價法에서의 J_{Ic}値는 대체로 一致하고 있으며 有效하였다. 低强度·高延性인 SB 41 鋼에 대한 J_{Ic}評價는 1/2" CT 試驗片을 사용하였을 때 ASTM R 曲線法으로는 불가능하였고 JSME R 曲線法과 JSME SZW 法에 의하면 基準條件에 妥當한 J_{Ic}評價가 가능하였다. J_{Ic}値를 구하기 위하여 R 曲線法 및 SZW 法에서는 많은 試驗片과 複雜한 節次가 要求되었으나 超音波法 및 電位差法에서는 單一試驗片으로도 充分히 正確하고 信賴性있는 評價가 가능하였으며 現場에서도 응용가능한 有用한 방법임이 확인되었다. J_{Ic}를 評價할 때 R 曲線法 및 SZW 法과 併用하여 超音波 및 電位差法을 이용하면 低强度 高延性鋼에서 생기기 쉬운 많은 誤差를 줄이고 서로의 방법을 비교검토하므로써 신뢰성있고 實用性있는 J_{Ic} 값을 얻을 수 있을 것으로 생각된다.

Table 3 Estimation of J_{Ic} with smoothed and side-grooved CT specimen

Calss	σ_Y (kgf/mm²)	Method	J_{in} (kgf/mm)	Remark
S.M (Smoothed CTS)	35.205	ASTM R	17.21	Invalid
		JSME R	12.59	Valid
		JSME SZW	11.71	Valid
		Ultrasonic	11.94	Valid
		Potential	11.94	Valid
S.G (Side-grooved CTS)	35.205	ASTM R	17.16	Invalid
		JSME R	12.35	Valid
		JSME SZW	11.40	Valid
		Ultrasonic	10.70	Valid
		Potential	12.23	Valid(B_N)

각 評價法에 따라서 구한 J_{Ic}의 有效値平均은 平滑 CT 試驗片에서는 J_{Ic}=12.05 kgf/mm이고 變動範圍는 +4.7~−2.8%이고 側面홈 CT 試驗片에 있어서 J_{Ic}=11.67 kgf/mm, 變動範圍는 +5.7~−8.3%이였다.

4. 結 論

SB 41 鋼의 CT 試驗片에 대하여 彈塑性破壞靭性 J_{Ic}를 ASTM 및 JSME R 曲線法, JSME SZW 法, 超音波法 및 電位差法에 따라 實驗 考察하고 다음과 같은 結果를 얻었다.

(1) 低强度·高延性인 SB 41 鋼의 1/2"CT 試驗片에 대하여 ASTM R 曲線法에 의해서는 J_{Ic}를 구할 수 없었다. 鈍化直線을 實測하여 ASTM R 曲線法에 適用하면 附帶條件이 만족되고 有效한 J_{Ic}評價가 가능하며 實測鈍化直線式은 $J=3.37\sigma_Y\Delta a_{ASTM}$였다.

(2) 低强度·高延性材의 J_{Ic}는 ASTM R 曲線法보다 JSME R 曲線法에 의하여 評價하는 것이 더욱 明確하며 有效하였다.

(3) 低强度·高延性이며 비교적 低靭性인 鋼材에서는 스트렛치 존의 變形과 分斷에 의하여 J_{in}이 過大評價된다는 一般的 傾向은 나타나지 않았다. SZW_c는 平滑 및 側面홈 CT 試驗片에서 각각 98.58 μm, 95.93 μm였다.

(4) 平滑 및 側面홈 CT 試驗片의 크랙進展形態는 相異하지만 Δa_{center}와 Δa_{ASTM} 및 Δa_{JSME}의 關係는 $\Delta a_{ASTM,JSME}=C+K\cdot\Delta a_{center}$의 線型的인 關係로 表示되었다. J 積分抵抗曲線에 의한 靭性評價는 Δa_{center}를 基準으로 하여도 충분히 가능함을 보였다.

(5) 超音波에 의하여 J_{in}을 評價할 때 背端面法을 생략하고 上端面法만으로도 J_{in}을 구할 수 있었으며 電位差試驗에서는 側面홈 CT 試驗片의 有效板두께로써 $B_E=\sqrt{B_0\cdot B_N}$의 基準을 適用하여 J_{in}을 評價하는 것이 妥當한 것으로 생각되었다.

(6) 超音波 및 電位差法을 이용하면 單一試驗片으로도 信賴性있는 J_{Ic}評價가 가능하였으며 現場에서도 效

率的으로 응용가능한 有用한 方法임이 확인되었다.

後 記

본 論文의 試驗片製作에 많은 便宜를 제공해 주신 大韓造船公社 吳龜鎭 常務님과 관계제위께 感謝드립니다.

참 고 문 헌

(1) ASTM E 399, Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, *ASTM Annual Standards*, Vol. 03.01, pp. 518~553, 1983

(2) J.R. Rice, A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentrations by Notches and Cracks, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 35, pp. 379~386, 1968

(3) J.A. Begley and J.D. Landes, The J Integral as a Fracture Criterion, *ASTM STP 514*, pp. 1~23, 1972

(4) K.B. Yoon, S.R. Choi and Y.Y. Earmme, A Method of Determination of Crack Growth Resistance Curve by J Integral, *Transactions of KSME*, Vol. 7, No. 4, pp. 441~450, 1983

(5) J.K. Kim, J.M. O and W.I. Lee, Estimation of Fracture Toughness of Dual Phase Steel by J Integral, *Transactions of KSME*, Vol. 8, No. 5, pp. 469~475, 1984

(6) ASTM E813-'81, Standard Test Method for J_{1c}, A Measure of Fracture Toughness, *ASTM Annual Standards*, Vol. 03.01, pp. 762~780, 1983

(7) JSME S 001-1981, Standard Method of Test for Elastic-Plastic Fracture Toughness J_{1c}, *JSME Standard*, pp. 1~88, 1981

(8) J. Carlsson, S. Kaiser, K. Markström, C. Wüthrich and H. Öberg, Experimental Studies of Stable Crack Growth, *ICF 5 Advances, in Fracture Research*, Vol. 2, pp. 863~869, 1981

(9) G.A. Clarke and J.D. Landes, Evaluation of J for the Compact Specimen, *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 7, No. 5, pp. 264~269, 1979

(10) K. Ohji, S.R. Kang and S. Iwakiri, Effects of Side-Grooves and Thickness of Fracture Toughness Specimens on Crack Initiation in J_c Tests of two Steels, *Journals of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 33, pp. 1006~1011, 1984

(11) T. Ookouchi, Determination of Thickness Dependant Fracture Toughness of SS 41 Steel by AE, *Progress in Acoustic Emission II, Proceedings of the 7 th International Acoustic Symposium, The Japan Society for Non-destructive Inspection*, pp. 67~74, 1984

(12) K.W. Carlson and J.A. Williams, A More Basic Approach to the Analysis of Multiple-specimen R-curves for Determination of J_c, *ASTM STP 743*, pp. 503~524, 1981

(13) K. Ohji, S.R. Kang, S. Iwakiri, and S. Nakagawa, Relations between Stretched Zone Width and Crack Tip Opening Displacement in J_{1c} Test of Steels, *Transactions of JSME*, Vol. 50, pp. 264~269, 1984

(14) K. Ohji, S.R. Kang, S. Iwakiri, and T. Kita, Detemination of Crack Initiation by Means of Electric Potential Technique in J_{1c} Tests of Steels, *Transactions of JSME*, Vol. 50, pp. 258~263, 1984