

<論 文>

J積分法을 이용한 複合組織鋼의 破壞靱性評價†

金 楨 圭* · 吳 宰 旼** · 李 完 益*

(1984年 6月 7日 接受)

Estimation of Fracture Toughness of Dual Phase Steel by J Integral

Jung Kyu Kim, Jae Min O and Wan Ik Lee

Abstract

In dual phase steel composed of martensite and ferrite which are different in deformation behavior, the quantitative estimation of fracture toughness is investigated by the R-curve method and the stretched zone method of JSME Sool.

In the homogeneous material J_{1c} value measured by the R-curve method and the stretched zone method are almost equivalent each other, but in the inhomogeneous material J_{1c} value by the stretched zone method is overestimated than that by the R-curve method. Such a overestimation for the J_{1c} is due to the continuous plastic blunting of ferrite after the stretched zone width in martensite reached critical value which overmeasures the critical stretched zone width.

1. 序 論

近年, 균열의 擴大저항을 定量的으로 평가하는 破壞靱性이 재료의 중요한 특성치로서 주목되어 구조물 재료의 安全設計에 널리 이용되고 있다. 그러나 組織의 不均質性이 존재하는 實用 複合組織鋼 및 合金鋼^(1,2) 등은 組織 상호간의 力學的 拘束效果 때문에 미시 및 거시적 破壞舉動의 파악이 어렵고⁽³⁻⁶⁾ 또한 균열先端에서의 塑性鈍化 및 破壞가 균일하게 발생하지 않으므로 破壞靱性의 定量的 評價가 불충분한 상태이다^(7,8).

균열先端에서의 塑性變形이 작은 상태에서 破壞가 발생하는 高强度材料에서는 線形破壞力學에 의한 破壞靱性值 K_{1c}⁽⁹⁾가 유효하게 적용된다. 그러나 이 평가법은 시험편의 크기가 小規模降伏에 관련되어 엄격히 규정되어 있고 또한 不安定 破壞에 앞에서 커다란 塑性變形을 하는 재료에서는 破壞발생의 조건으로서 부적당하다. 그래서 大規模降伏이 발생하는 경우의 破壞발생 조건으로서 Rice⁽¹⁰⁾에 의해 J積分의 개념이 제안되었다. 그후 Begley와 Landes⁽¹¹⁾에 의해 彈塑性破壞靱性值 J_{1c}가 도입되었고 이에 관한 연구가 활발히 진행되어⁽¹²⁻¹⁴⁾ 그 유효성이 확인되었다.

J_{1c}의 대표적인 평가법으로는 ASTM E813⁽¹⁵⁾의 R曲線法과 JSME Sool⁽¹⁶⁾의 R曲線法 및 스트레치 존(stretched zone)法등이 있다. R曲線法은 安定균열의 성장량에 주목하고 있음에 대하여 스트레치 존法은 균열이 발생하기 이전에 피로균열(pre-fatigue crack)先

† 1984年度 대한기계학회 춘계 학술대회(4. 28)에서 발표.

* 正會員, 漢陽大學校 工科學院

** 漢陽大學校 大學院

端의 塑性鈍化에 의해 형성된 스트래치 존의 크기에 착안한 것이다. 그런데 E813⁽¹⁵⁾의 평가방법은 中, 低強度鋼의 경우, 鈍化直線이 실측한 것과 상당한 차이가 있고, 또한 균열길이 증분 Δa 의 범위 ($0.15\text{mm} < \Delta a < 1.5\text{mm}$)가 균열開始點의 증분 Δa_{in} 로부터 멀리분포하기 때문에 균열進展開始點 J 값(J_{in})이 과대평가되는 경향이 있음이 지적되고 있다^(16,17). 한편 JSME Sool의 평가법⁽¹⁶⁾은 鈍化直線의 실측을 원칙으로 하고, 균열길이 증분의 최대값 Δa_{max} 를 $\Delta a_{max} < 1.0\text{mm}$ 로 하고 있다. 따라서 Sool의 평가법은 위에서 설명한 E813 평가법의 결점을 보완할 수 있기 때문에 최근 破壞의 發生點 및 균열進展開始點의 정확한 검출을 위하여 많이 이용되고 있다⁽¹⁷⁻¹⁹⁾.

본 연구에서는 構造物 輕量化재료로서 변형거동이 현저히 다른 마르텐사이트와 페라이트로 이루어진 複合組織鋼^(1,20)의 破壞靱성에 관한 기본적 자료를 얻기 위하여 이 鋼을 모델재로서 준비하고 균열先端에서의 微視破壞機構 및 JSME Sool의 평가법⁽¹⁶⁾을 이용한 破壞靱성에 대하여 검토하였다.

2. 實驗方法

2.1. 試驗片 및 機械的 性質

본 실험에 사용된 재료는 직경이 100mm인 일반 구조용 환봉으로 化學成分은 Table 1과 같다. 열처리 과정은 먼저 組織의 압연方向性を 없애기 위해 1200°C에서 1시간동안 어닐링(annealing)을 하고 마르텐사이트와 페라이트로 이루어진 複合組織鋼을 얻기 위하여 780°C에서 40분간 유지하여 공냉을 한 후 다시 800°C에서 30분간 유지하여 담금질 하였다. 그리고 마르텐사이트 強度를 변화시키기 위하여 200°C 및 600°C에서 템퍼링(tempering)을 행하였다. Fig. 1은

Table 1 Chemical composition (wt%)

C	Si	Mn	P	S
0.11	0.23	0.34	0.015	0.015

複合組織의 대표적인 예이며, 이들 組織에 대한 定量的 評價는 線分析法를 이용하였고, 硬度는 미소빅커스 경도기(하중, 25g)를 사용하여 측정하였다. Table 2는 각 재료의 組織의 定量的 評價 및 機械的 性質을 정리한 것으로 A_0 재는 담금질 한 것이며, A_2 재 및 A_6 재는 A_0 재를 200°C 및 600°C에서 각각 템퍼링을 한 것이다. 破壞靱성 평가를 위한 시험편은 C-R 방향으로 채취하여 가공한 CT (Compact Tension) 형으로 Fig. 2는 이의 형상이다.

2.2. 疲勞균열도입 및 破壞靱성評價法

疲勞균열도입에는 10톤용 유압서어보식 재료시험기(MTS社)를 사용하였고 균열도입시의 최대하중 및 최대응력확대 계수가 破壞靱성值에 영향을 미치지 않도록 하였다. 또한 준비한 시험편에 균열길이 $a/w \approx 0.6$ (a : 균열길이, w : 시험편의 폭)을 넣기 위하여 Fig. 3

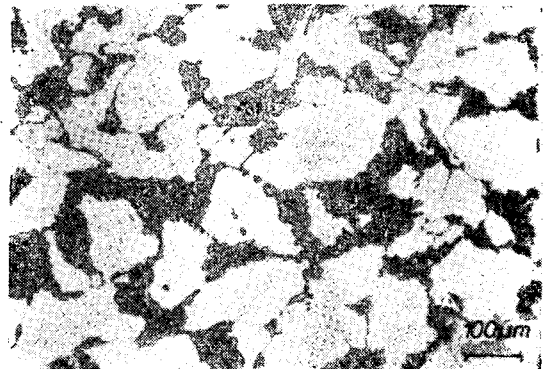


Fig. 1 Typical microstructure of dual phase steel

Table 2 Metallurgical and mechanical properties

Series	D (um)	Vm (%)	C̄ (%)	Hardness(Hv, 25g)		Yield strength (kgf/mm ²)	Tensile strength (kgf/mm ²)	Elongation (%)
				Martensite	Ferrite			
A_0	163	32	80	681	219	43	74	8.1
A_2				639	145	34	62	10.2
A_6				235	121	25	43	37.1

D: Ferrite grain size

C̄: Connectivity of martensite

Vm: Volume fraction of martensite

*Tension test (KS B 0801-7, Cross head speed: 0.2mm/min)

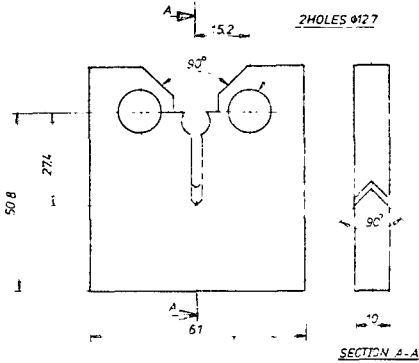


Fig. 2 Configuration of test specimen

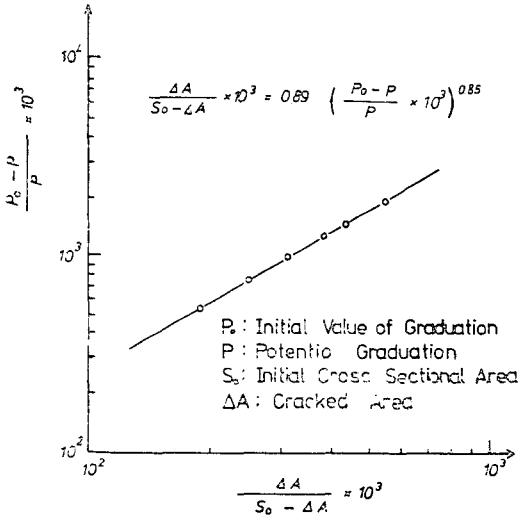


Fig. 3 Calibration curve for crack length

과 같은 보정곡선을 구한 후, 시험편의 표면과 균열길이를 평균적으로 연속하여 측정할 수 있는 콤파라이언스법⁽²¹⁾을 이용하였다. 정적하중의 부하에는 10톤용 만능시험기(Shimadzu社, DCS series)를 사용하여 0.2mm/min의 변위속도일정으로 행하였고 J값은 로드셀(load cell)로 부터 얻어진 하중 신호와 클립 게이지(clip gage)로부터 얻어진 하중선 변위신호를 X-Y 기록계에 입력시켜 하중-하중선 변위곡선을 구한 후 다음 식⁽²²⁾으로 산출하였다.

$$J = \frac{2A}{Bb} \cdot \frac{1+\alpha}{1+\alpha^2} \quad (1)$$

$$\alpha = \left[\left(\frac{2a}{b} \right)^2 + 2 \left(\frac{2a}{b} \right) + 2 \right]^{1/2} - \left(\frac{2a}{b} + 1 \right)$$

A : 하중-하중선변위곡선 아래의 면적(kgf, mm)

B : 시험편의 두께(mm)

b : 리가멘트(ligament)의 폭(mm) = W - a

W : 시험편의 폭(mm)

a : 균열길이(mm)

균열길이의 증분 Δa 및 스트레치 존의 폭(stretched zone width, 이하 SZW 라고 함)은 走査電子顯微鏡으로 시험편 두께의 3/8~5/8부분을 5군데 측정하여 각각의 값을 면적법으로 구한 후 그 평균값을 취하였다.

3. 實驗結果 및 檢討

3.1. 균열先端部の 微視破壞

Fig. 4는 소정의 하중점변위까지 부하한 후 제하여 疲勞試驗에 의해 파단한 각 시험편의 疲勞균열先端부에 존재하는 破面모양이다. 마르텐사이트의 強度가 높은 A₀재의 경우, 균열의先端에서는 Fig. 4(a)에서 보는 바와 같이 스트레치 존과 덤플이 일정한 영역에서 생긴 후 벽개균열로 연결되는 부분과 安定破壞영역이 존재하지 않고 바로 벽개균열로 연결되는 부분이 공존하고 있어 균열先端에서의 破壞舉動이 불균일함을 나타내고 있다. 따라서 強度가 높은 마르텐사이트가 페라이트를 둘러싸고 있는 경우, 페라이트는 마르텐사이트의 구속성에 의해 에너지 흡수원으로서 원래의 역할을 하지 못하고 벽개균열을 형성하여 에너지 흡수능력의 저하를 가져오지만^(7,8,23) 이의 구속속이 낮은 균열先端部에서는 벽개균열이 균열의先端에서 후방으로 이행하고 있어 이 부분의 에너지 흡수능력을 상승시키고 있다.

한편 마르텐사이트의 強度가 A₀재에 비해 낮은 A₂재 및 A₆재에 있어서는 페라이트에 대한 마르텐사이트의 구속성이 완화되어 Fig. 4(b)와 같이 스트레치 존과 덤플이 균열의先端에서 형성되고 있다. 그런데 A₆재의 경우에는 스트레치 존이 균열先端部の 전영역에 거의 균일하게 존재하고 있음에 대하여 A₂재의 경우에는 불균일하게 분포하고 있어 이들 재료의 균열진전의 양상에 차이가 있었다. 그래서 A₂材 7개, A₆材 8개의 시험편을 각각 준비하여 임의의 J값에서 除荷한 후 균열先端에서 형성된 SZW와 덤플의 폭(이하 DZW 라고 함)에 대하여 시험편의 두께방향에 대하여 살펴 보았다. Fig. 5는 거의 동일한 J값에서 除荷한 시험편의 두께방향에 따라 측정한 SZW와 DZW 분포의 일례이다. J값의 大小에 관계없이 DZW는 A₂材와 A₆材가 모두 불균일하게 분포하고 있지만 SZW는 A₆材가 A₂材보다 균일하게 분포하고 있고 또한 A₆材는 A₂材보다 높은 SZW 값을 나타내었다. 이와같이 동일한 微視破壞機構에 의해 破壞가 진행된다 하여도

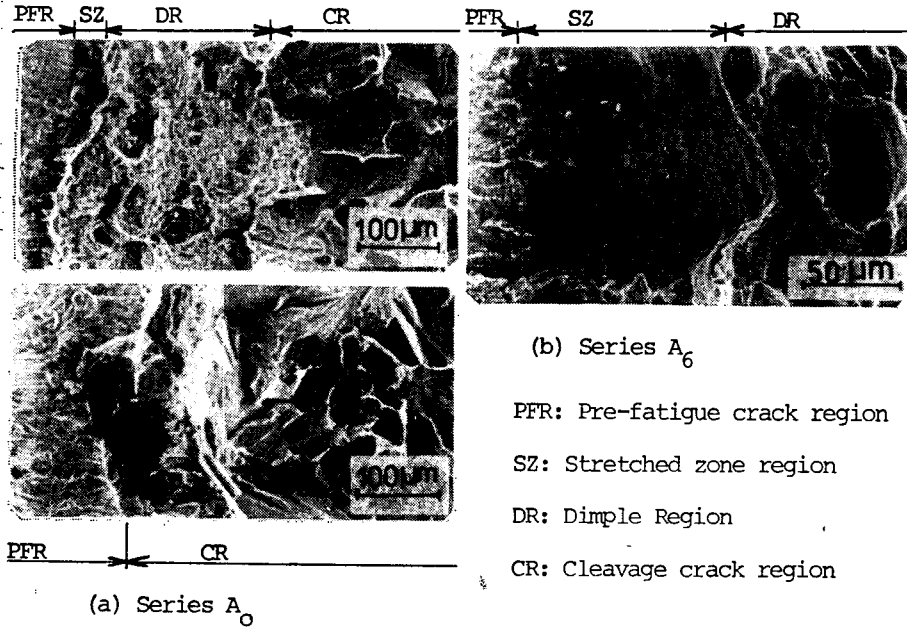


Fig. 4 Fracture appearance in the region of pre-fatigue crack

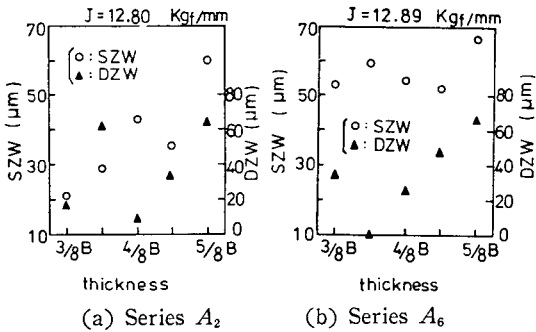


Fig. 5 Distribution of fracture region with the direction of thickness

마르텐사이트의 強度가 低하하면 재료의 不均質性은 減少하게 되어 SZW는 시험편의 두께방향에 대하여 거의 均일하게 분포하게 되고, 또한 SZW의 증가에 따라 破壞靱性도 상당히 증가하는 것으로 생각된다.

이러한 관점에서 보면 複合組織鋼의 破壞靱性은 組織의 不均質性에 의해 민감하게 변화하며, 마르텐사이트의 強度를 低하시키면 상승한다고 할 수 있다.

3.2. 彈塑性破壞靱性值 J_{IC} 評價

각 재료의 破壞靱性值를 평가함에 있어서, A₀재의 경우에는 극심한 組織의 不均質性으로 인하여 疲勞균열의 도입이 어렵고 또한 균열의 先端에 벽개균열이

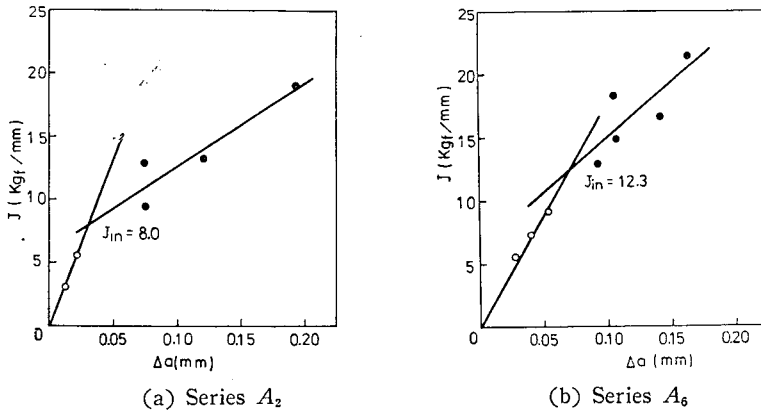


Fig. 6 J_{IC} estimation by the R-curve method

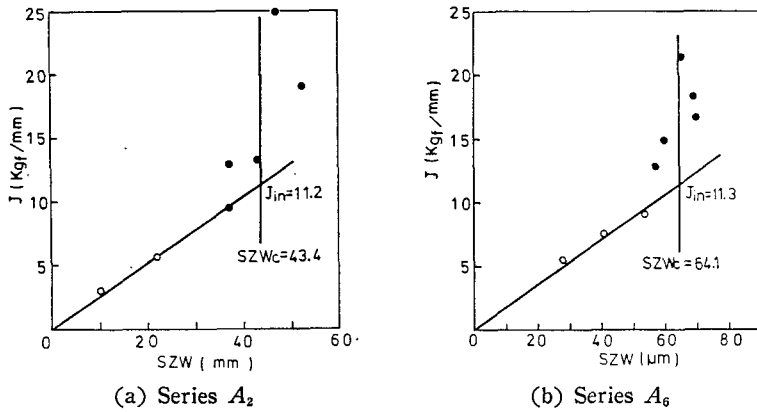


Fig. 7 J_{IC} estimation by the stretched zone method

Table 3 Estimation of valid J_{IC} (B, b) $25 J_{in}/\sigma_{ts}$

Series	B (mm)	b (mm)	σ_{ts} (kgf/mm ²)	Method	J_{in} (kgf/mm)	$25J_{in}/\sigma_{ts}$	Remark
A_2	10.0	20.28	48	R-curve	8.0	4.17	$J_{IC}=J_{in}=8.0$
				SZ	11.2	5.83	$J_{IC}=J_{in}=11.2$
A_6	10.0	20.34	34	R-curve	12.3	9.04	$J_{IC}=J_{in}=12.3$
				SZ	11.3	8.31	$J_{IC}=J_{in}=11.3$

B : Thickness of specimen

b : Ligament width

σ_{ts} : Flow stress=(yield strength+tensile strength)/2

형성되어 J_{IC} 의 평가에는 무리가 있으므로 A_2 재와 A_6 재에 대하여 破壞靱性値를 JSME Sool의 R曲線法 및 SZW法에 의해 구하였다. Fig. 6은 균열길이의 증분 Δa 와 J 와의 관계를, 그리고 Fig. 7은 SZW와 J 와의 관계로서 원점은 塑性鈍化상태에서 除荷하여 얻은 값을 나타내고 검은 점은 安定破壞 개시후의 값을 나타낸 것이다. Figs. 6,7에서 얻어진 각 재료의 鈍化直線, R曲線 및 限界 스트레치 존의 폭 SZW_c 은 다음과 같다.

A_2 재, 鈍化直線 : $J=257.9 \Delta a$ (2)

R曲線 : $J=65.5 \Delta a+6$ (3)

SZW_c : $43.4 \mu m$ (4)

A_6 재, 鈍化直線 : $J=176.3 \Delta a$ (5)

R曲線 : $J=86.5 \Delta a+6.3$ (6)

SZW_c : $64.1 \mu m$ (7)

또한 균열진전개시점, 즉 安定破壞가 개시할 때의 J_{in} 은 R曲線法의 경우 A_2 재는 8.0kgf/mm, A_6 재는, 12.3kgf/mm, 그리고 스트레치 존法의 경우 A_2 재는 11.2kgf/mm, A_6 재는 11.3kgf/mm을 나타내었다. 이들 J_{in} 의 값이 유효한 彈塑性 破壞靱性値 J_{IC} 가 되기

위해서는 다음식을 만족해야 한다⁽¹⁵⁾.

$B, b > J_{in}/\sigma_{ts}$ (8)

σ_{ts} : 有效降伏强度(降伏强度和引張强度의 合의 평균 값)

Table 3은 이들 J_{in} 이 모두 유효한 J_{IC} 값을 나타낸 결과이다. A_2 재에 있어서는 스트레치 존法에 의한 J_{IC} 가 R曲線法에 의한 것보다 과대평가되고 있지만 A_6 재에 있어서는 스트레치 존法 및 R曲線法에 의한 J_{IC} 는 거의 같은 값을 나타내고 있다. A_2 재의 스트레치 존法에 의한 J_{IC} 의 과대평가는 組織의 不均質性으로 설명된다. Fig. 8은 疲勞균열 先端部에서의 安定破壞 개시의 說明圖이다. 균열先端部에는 마르텐사이트와 페라이트가 공존하고 있고(a), 마르텐사이트의 强度가 저하하면 J 값의 증가와 함께 마르텐사이트에 스트레치 존과 덤플이 형성된다(b,c). 이에 따라 페라이트의 소성구속성이 어느정도 완화되면서 페라이트는 塑性鈍化를 계속하게 되고 결국 덤플과괴로 이행하게 된다(d). 이는 벌써 마르텐사이트에서 덤플이 생겨 SZW_c 에 도달했음에도 불구하고 J 의 증가와 함께 페라이트에 塑

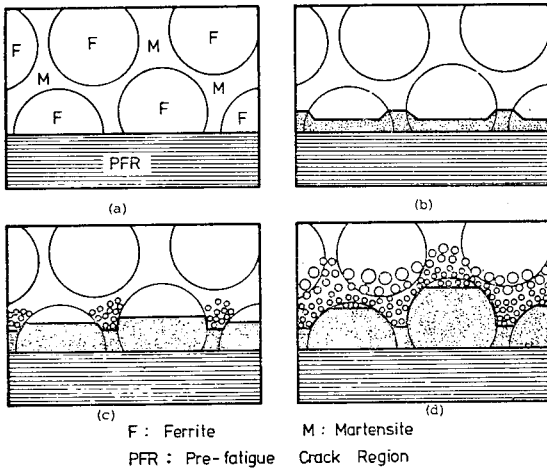


Fig. 8 Schematic diagram for the formation of stretch zone in series A₂

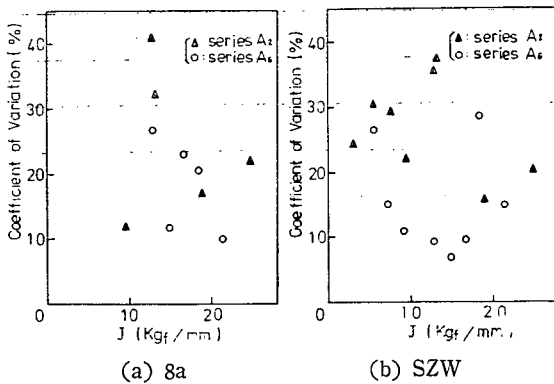


Fig. 9 Coefficient of variation versus J value

性鈍화가 계속됨으로써 Fig. 5(a)에서 보는 바와 같이 균열先端에서의 스트레치 존이 不均一하게 형성되고, 덩풀이 형성되었을 때는 SZWc가 과대평가 되어 실제 보다 훨씬 큰 J_{in} 의 값을 나타내게 된다⁽¹⁹⁾고 할수 있다. 그래서 J 값의 증가에 따른 스트레치 존의 불균일도를 검토하기 위하여 시험편 두께의 3/8~5/8에 해당하는 5점의 SZW와 Δa 에 대한 평균과 표준편차를 구한 후 상대적 不均一도에 해당하는 變異係數(標準偏差/平均)를 구하고, J 값에 따른 이들 값의 분포를 Fig. 9에 나타내었다. Fig. 9(a)에서 보는 바와 같이 Δa 에 있어서는 A₂재와 A₆재 중에서 어느 것이 不均一하게 진전하였는가의 판단이 어렵지만 Fig. 9(b)의 SZW에 있어서는 A₂재가 A₆재보다 不均一성이 훨씬 높음을 알 수 있다. 실제로 A₂재의 스트레치 존법의 평가에 있어서 J_{ic} 가 과대평가된 현상은 J_{in} 보다 작은

$J=9.4\text{kgf/mm}$ 의 균열先端에서 塑性鈍화와 함께 상당한 양의 덩풀이 존재한 사실로도 반증될 수 있다.

4. 結 論

組織不均質성을 가진 마르텐사이트-페라이트 複合組織鋼에 대한 破壞靱성의 본성을 밝히기 위하여 疲勞균열先端의 微視破壞機構를 검토하고, JSME Sool의 彈塑性破壞靱성 J_{ic} 試驗法을 이용하여 破壞靱성을 평가하였다. 얻어진 결과는 다음과 같다.

(1) 疲勞균열先端部の 微視破面은 마르텐사이트 強度의 저하와 함께 벽개파면으로 부터 塑性鈍화와 덩풀破面으로 이행한다.

(2) 組織의 不均質성이 높은 경우에는 스트레치 존법에 의한 J_{ic} 가 R曲線法에 의해서 구해진 값에 비해 과대평가 되지만 均質한 경우에는 스트레치 존法 및 R曲線法에 의해서 구한 J_{ic} 가 서로 거의 일치하고, 또한 마르텐사이트 강도가 저하 할수록 破壞靱성이 증가한다.

(3) 스트레치 존법에 의한 J_{ic} 의 과대평가는 마르텐사이트에서 먼저 한계 스트레치 존의 폭, SZWc에 도달한 후에도 J 의 증가와 함께 페라이트에 塑性鈍화가 계속됨으로써 시험편 두께의 전영역에 安定균열이 형성되었을 때의 SZWc가 상당한 양이 증가함에 기인한다.

參 考 文 獻

- (1) 武, “最近の自動車高張力鋼板の特徴と性能” 機械の研究, Vol. 33, No. 2, pp.257~260, 1981
- (2) 井口, 輕量化構造設計と機械材料, 機械の研究, Vol. 33, No. 3, pp.343~349, 1981
- (3) 金楨圭, “複合組織鋼의 破壞舉動에 미치는 微視組織 크기의 영향”, 대한기계학회논문집, Vol. 5, No. 3, pp.223~229, 1981
- (4) J. Kuno, M. Shimizu, K. Yamada, and H. Suzuki, “An Effects of the Second Phase Morphology on the Tensile Fracture Characteristics of Carbon Steels”, Eng. Fract. Mech., Vol. 7, pp.411~417, 1975
- (5) H. Suzuki and A.J. McEvily, “Microstructural Effects on Fatigue Crack Growth in a Low Carbon Steel”, Met. Trans. Vol. 104, pp.475~481, 1979

- (6) 金楨圭, 黃敦永, 朴承洛, “複合組織鋼의 疲勞균열 進展抵抗에 미치는 微視組織의 영향” 대한기계학회논문집, Vol. 8, No. 1, pp.34~40, 1984
- (7) 皆川, 清水, 國尾, “マルランサイト・フェライト 複合組織鋼의 急速破壞에 先だつ安定き裂成長について”, 日本機械學會論文集, Vol. 43, No. 371, pp. 2414~2420, 1977
- (8) T. Kunio, M. Shimizu and T. Nagasawa, “Stable Crack Growth in the Two Phase Microstructure, Recent Research on Mechanical Behavior of Solid”, Univ. Tokyo Press, pp. 315~324, 1979
- (9) ASTM Standard, E399-78, Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, 1978
- (10) J.R. Rice, A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME. E. 35, pp.379, 1968
- (11) J.D.Landes and J.A. Begley, Test Results from J -integral Studies: An Attempt to Establish a J_{Ic} Testing Procedure, in Fracture Analysis, ASTM STP 560, pp.170~186, 1976
- (12) J.D. Landes and J. A. Begley, “Recent Developments in J_{Ic} Testing in Developments in Fracture Mechanics Test Method Standardization,” ASTM STP 632, pp.57~81, 1977
- (13) 中野, “ J 積分による構造用鋼의 破壞靱性の評論”, 鐵と鋼, Vol. 64, No. 7, pp.891~898, 1978
- (14) 윤기봉, 최성렬, 엄윤용, “ J 적분을 이용한 균열 성장저항곡선의 결정”, 대한기계학회논문집, Vol. 7, No. 4, pp.441~450, 1983
- (15) ASTM E813-81, Standard Test Method for J_{Ic} , A Measure of Fracture Toughness, pp.810~828, 1981
- (16) JSME Sool-1981, 日本機械學會基準, 彈塑性破壞靱性 J_{Ic} 試驗方法
- (17) H. Nakamura, N. Takashima, and H. Kobayashi, “Evaluations of Elastic-Plastic Fracture Toughness and Resistance in A533-1 Steel”, JSMS, Vol. 32, No. 363, pp. 1340~1344, 1983
- (18) M. Ishihara, T. Shinohara, S. Ishida and T. Sugimoto, “Evaluation of Fracture Toughness by Stretched Zone Method in Machine Structural Steels”, JSMS, Vol. 32, No. 355, pp.366~371, 1983
- (19) K. Ohji, Kang, K. Ogura and K. Matsuo, “Sterographic Observations of Stretched Zone in J_{Ic} Tests on Several Steels”, JSMS, Vol. 32, No. 355, pp.372~377, 1983
- (20) 日本材料學會編, “材料學의 最近의 進歩” pp.13~17, 오름社, 1982
- (21) 宋智浩, 朴榮祖, “Notch 材 疲勞와 Kikukawa Compliance 法”, 대한기계학회논문집, Vol. 2, No. 1, pp.10~18, 1978
- (22) 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
- (23) 金楨圭, “複合組織鋼의 破斷延性에 미치는 塑性拘束에 의한 內部應力의 영향”, 대한기계학회논문집, Vol. 7, No. 2, pp.123~129, 1983