

複合組織鋼의 衝擊破壞特性에 미치는 노치形狀 및 硬度比의 영향

Effect of Notch Shape and Hardness Ratio on Characteristics of Impact Fracture in Dual Phase Steels

金 楨 圭*, 柳 勝 元**, 金 一 鉉***
J. K. Kim, S. W. You, I. H. Kim

ABSTRACT

Effect of Notch Shape and Hardness Ratio on Characteristics of Impact Fracture in Dual Phase Steels.

In this study, it is investigated the effect of notch shape and hardness ratio on the characteristics of impact fracture in dual phase steels. The impact test was carried out at the temperature range from -40°C to room temperature with Instrumented Charpy Impact Tester.

The main results obtained are as follows;

1. The maximum impact bending strength (σ_{\max}) increases with the tensile strength. Also, the impact energy depends on σ_{\max} .
2. In room temperature, the impact energy depends on crack-initiation energy (E_i) in case of the high hardness ratio ($R=3.4$), whereas depends on crack-propagation energy (E_p) in case of the low hardness ratio ($R=1.8$) and the dependence of crack-initiation energy of the impact characteristics decreases with increasing test temperature.

These phenomena are result from the difficulty of cleavage facet formation.

1. 序 論

強度 및 延性이 각각 다른 2개의 相으로 이루어진 2相鋼(Two-phase steel) 및 實用 複合組織鋼(Dual phase steel)은 組織 相互間의 力學的 拘束效果 때문에 균열先端에서의 微視破壞樣相이 不均一하므로 組織이 균질한 構造用鋼에 비하여 破壞抵抗의 定量的 評價에 어려움이 많다.^{(1)~(6)}

한편 Charpy 衝擊試驗에 의한 材料의 靱性 評價에 있어서 計裝化衝擊試驗機(Instrumented impact tester)의 개발로 인하여 이를 이용한 衝擊特性⁽⁷⁾, 靜的⁽¹⁸⁾ 및 動的 破壞靱性^{(8)~(9)} 評價에 대한 연구가 많아졌다. 이것은 荷重-變位曲線의 測定에 의하여 安定 및 不安定破壞 개시의 추정이 가능할 뿐만 아니라 試驗溫度에 따른 破壞抵抗의 評價도 가능하기 때문이다. 著者⁽¹⁰⁾들은 최근 自動車 構造用材

* 正會員, 漢陽大學校 工科大學 機械設計學科

** 正會員, 大林工業專門大學 工業材料科

*** 正會員, 大林工業專門大學 機械設計科

로서 주목되고 있는 Martensite-Ferrite 複合組織鋼을 열처리에 의하여 준비하고 이 鋼의 靱性を 지배하는 組織因자의 영향을 衝擊試驗에 의하여 檢討한 바 있다. 그 결과 結晶粒徑 및 硬度比의 대소에 따른 衝擊에너지의 變化는⁽¹⁰⁾⁽⁷⁾ 強度比(R) 및 J_{IC} 의 값이 變化⁽¹¹⁾와 유사함을 알 수 있었다. 그러나 이 鋼의 靱성에 미치는 노치形狀 및 試驗溫度에 관한 자료는 불충분하며 이에 관한 내용은 이 鋼의 信賴性 向上에 중요하다고 하겠다.

따라서 本 研究에서는 複合組織鋼의 노치靱性 및 이의 破壞學動을 把握하기 위하여 計裝化 Charpy 衝擊實驗을 행하여 이 鋼의 硬度, 노치形狀 및 溫度變化에 따른 衝擊特性에 관하여 檢討한 것이다.

2. 實驗方法

本 實驗에 사용한 Martensite-Ferrite 複合組織鋼은 Table 1 과 같은 화학성분을 가진 시판용 구조용 저탄소강 SM15 C를 사용하여 Table 2 와 같은 열처리를 행하여 얻었다.

Table 1 Chemical composition of material(wt%)

Designation	C	Mn	P	Si	Cu	Ni	S
SM15 C	0.15	0.54	0.02	0.29	0.24	0.06	0.03

Table 2 Heat treatment procedure

Step	Heat treatment
I	1200°C × 1hr. Annealing
II	900°C × 1hr. Annealing
III	790°C × 30min. Air cooling
IV	760°C × 40min. Water quenching

Table 3 Metallurgical and mechanical properties

Series	d (μm)	V_m (%)	C (%)	Hardness		Hardness Ratio (R)	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Reduction of area (%)
				H_m	H_f				
A ₂	20	50	93	613	183	3.4	502	1000	28
A ₄				476	180	2.6	486	882	43
A ₆				340	186	1.8	476	773	66

d : Matrix(ferrite) grain size

V_m, C : Volume fraction and connectivity of second phase, respectively

H_m, H_f : Hardness of second phase and matrix, respectively

또한 이 강의 硬度比의 變化는 燒入한 材料에 대하여 200°C, 400°C 및 600°C에서 각각 한시간씩 뜨임(Tempering)하였다. Table 3 은 이들 열처리에 의하여 얻어진 微視組織의 定量的 評價, 미소 빅거스 硬度計(25g, 50점)에 의해 測定한 각 相의 硬度 및 機械的 性質(試驗片形狀; 평행부길이 10 mm, 지름 8mm(Cross head speed : 0.5 mm/min)을 정리한 것이다. 이 表에서 경도값이 높은 微視組織을 제 2 相이라 하고 이와 반대의 것을 母相이라 한다. 충격시험편은 Fig. 1 에 표시한 V 노치, U 노치 및 C 노치의 3 가지 노치 形狀으로 이들 노치의 應力集中係數 S_c 는 각각 3.45, 2.10 및 1.35이다.

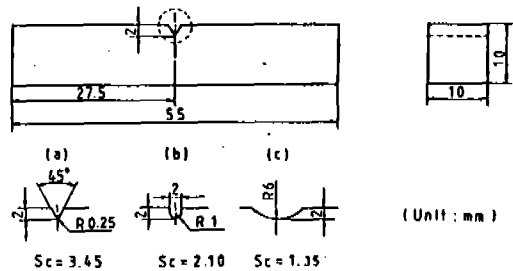


Fig. 1 Configuration and dimensions of test specimens

(S_c : Stress concentration factor)

本 實驗에 사용한 시험기는 30 kgf. m 용 計裝化 衝擊試驗機(CIEM-30-S)로서 시험편의 破壞에 소요되는 힘은 펜듈럼 해머끝(Pendulum hammer edge)에 장치된 로드셀(Load-cell)에 의해 감지된다. 衝擊荷重으로 인한 荷重-變位曲線은 전기저항의 미소변화가 로

트셀 증폭기(Load-cell amplifier)에서 증폭되어 싱크로스코프에 나타난 전압(mv)-변위(mm)曲線を 환산용 하중-출력 보정표에 의하여 구하였다.

硬度比 및 노치形狀이 다른 각 材料의 衝擊試驗은 상온 \sim -40°C 의 온도범위(-40°C , -20°C , 0°C , 상온)에서 각각 4개의 시험편을 준비하여 행하였고 $0^{\circ}\text{C}\sim-40^{\circ}\text{C}$ 까지의 온도設定은 Dry ice에 메칠알콜과 혼합한 분위기에서 10분간 유지하여 온도범위의 오차가 $\pm 0.5^{\circ}\text{C}$ 이내로 하였다.

3. 實驗結果 및 考察

3.1 衝擊굽힘強度, 衝擊에너지와 硬度比, 노치형상과의 關係

Fig. 2는 硬度比가 다른 A_2 材, A_4 材 및 A_6 材의 노치형상에 따른 상온에서의 충격에너지의 변화를 應力集中係數 S_c 에 대하여 나타낸 것이다. 충격에너지는 硬度比의 대소에 관계없이 응력집중현상이 현저할수록 저하함을 알 수 있고, 동일한 노치형상에 있어서는 硬

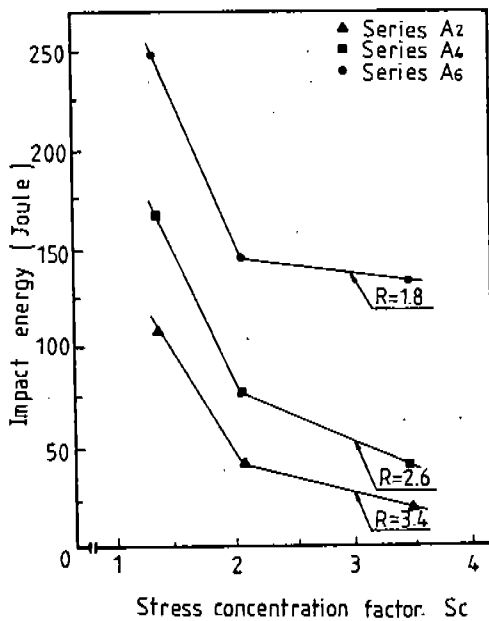


Fig.2 Impact energy versus stress concentration factor.

度比가 낮을수록 충격에너지는 상승하는 일반적인 경향을 나타내지만 硬度比의 변화에 대한 에너지의 상승폭은 응력집중현상이 높은材料가 크다. 즉 $S_c=1.35$ 인 경우 硬度比가 3.4인 A_2 材에서 110(Joule)의 에너지를 나타내지만 硬度比가 1.8인 A_6 材에서는 240(Joule)로써 약 2.3배의 증가를 보이는 반면 $S_c=3.45$ 에서는 A_2 材는 20(Joule)에서 A_6 材는 134(Joule)로 나타내어 약 6.7배의 증가를 보인다.

따라서 충격에너지의 硬度比의 依存性은 응력집중현상이 현저할수록 증가한다고 할 수 있다.

한편 충격에너지가 最大衝擊굽힘強度(σ_{max})와 대응한다는 점⁽¹²⁾을 고려하여 σ_{max} 와 S_c 와의 關係를 檢討하였다. 이때 $\sigma_{max} = \frac{3P_{max}\ell}{2b \times h^2}$ 의 式을 이용하였다. 여기서 P_{max} 는 最大衝擊굽힘荷重, ℓ 은 지지간의 거리, b 및 h 는 試驗片의 폭과 높이이다. Fig. 3에서와 같이 σ_{max} 의 S_c 依存性은 硬度比의 대소에 따라 다른 樣相을 보여준다. 즉 硬度比가 가장 낮은 A_6 材에서는 σ_{max} 의 S_c 依存性이 存在하지 않지만 硬度比가 높을수록 S_c 의 依存性이 현저하여 이 값이 증가함에 따라 σ_{max} 의 급격한 저하가 보이며 이 결과는 熊決⁽¹³⁾들이 보고하는 高强度鋼($\sigma_B = 896.7 \sim 2078.6 \text{ MPa}$) 노치재의 衝擊強

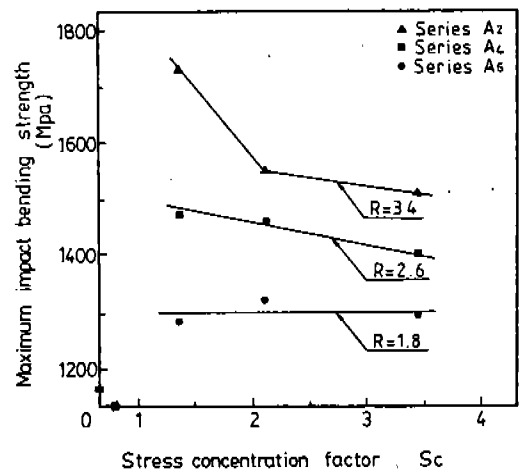


Fig.3 Maximum impact bending strength versus stress concentration factor.

도의 결과와 유사한 樣相을 보이고 있다. 이러한 因子들에 의한 衝擊굽힘強度는 靜的引張強度와 관련⁽¹²⁾이 있으며, 또한 結晶粒徑의 크기에 따른 複合組織鋼의 延性は 降伏強度(σ_y)의 대소보다 引張強度(σ_B) 및 충격에너지의 대소와 관련이 있음⁽¹⁰⁾⁽¹⁴⁾을 저자들이 이미 보고하고 있다.

이러한 관점에서 硬度比 및 노치형상에 따른 충격에너지 및 衝擊굽힘強度(σ_{max})의 變化를 靜的引張強度(σ_B)에 대하여 檢討하였다.

Fig. 4는 이의 결과로서 σ_B 가 증가함에 따라 충격에너지는 급격히 감소하며 동일한 σ_B 에서는 S_c 가 큰 재료가 충격에너지가 낮음을 알 수 있다. 또한 σ_{max} 는 σ_B 가 증가함에 따라 상승하지만 應力集中係數가 클수록 σ_{max} 의 σ_B 의 依存性は 낮다. 또한 衝擊굽힘強度(σ_{max})와 충격에너지와의 關係를 나타낸 Fig. 5에서는 σ_{max} 가 클수록 충격에너지는 저하하는 경향이 있다고 할 수 있다.

이상의 결과로부터 硬度比 및 노치형상에 따른 충격에너지 및 衝擊굽힘強度(σ_{max})의 크

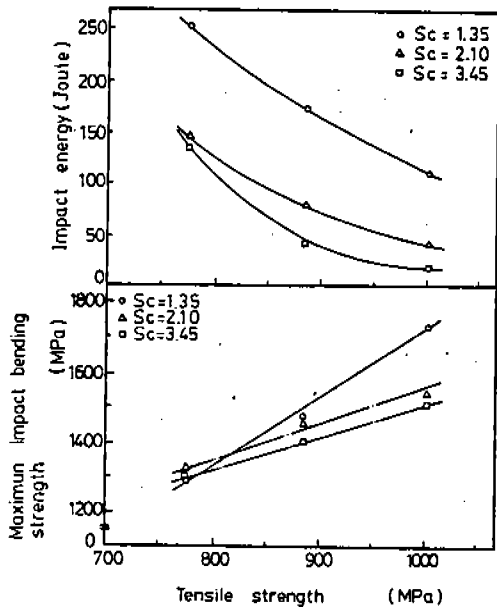


Fig.4 Impact energy and maximum impact bending strength as a function of tensile strength

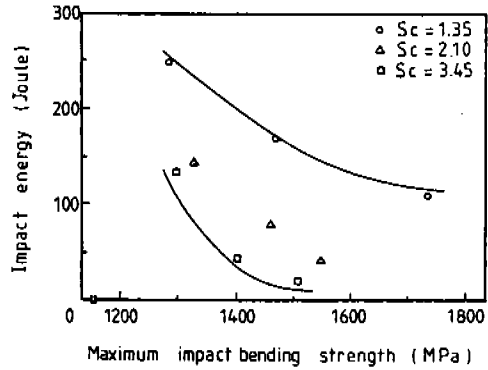


Fig.5 Impact energy versus maximum impact bending strength

기는 靜的引張強度(σ_B)와 관련이 있으며, 충격에너지는 衝擊能力的 파라메타인 衝擊굽힘強度(σ_{max})와 대응한다고 할 수 있다.

3.2 龜裂發生 및 傳播에너지

西⁽¹⁵⁾ 들은 球狀黑鉛鑄鐵의 노치현상에 따른 충격에너지를 均열發生에너지(E_i)와 傳播에너지(E_p)로 구분하여 應力集中係數가 큰 V 노치재는 U노치재에 비하여 傳播에너지가 지배적임을 밝혔다.

따라서 충격에너지가 낮을수록 이 에너지는 均열傳播에너지가 지배적임을 의미하지만 複合組織鋼의 경우에는 破壞抵抗이 증가할수록 均열先端으로부터 脆性的 破面樣相인 劈開(Cleavage)가 후방에서 형성된다는 점을 고려하면 이 鋼의 충격에너지가 西의 결과와 같은 樣相을 나타낸다고 생각하기는 어렵다. 小林⁽¹⁶⁾ 들은 均열發生에너지는 荷重-變位曲線에서 最大荷重(P_{max})에 도달할때까지 吸收된 에너지를 그리고 그 후에 吸收되는 에너지를 均열傳播에너지로 정의하였고, 衝擊試驗의 荷重-變位曲線의 樣相은 破面の 樣相과 밀접한 관련이 있음을 보고하고 있다.

따라서 이 鋼의 硬度比 및 노치형상에 따른 충격에너지를 均열發生(E_i) 및 傳播(E_p) 에너지로 나누어 檢討하였다. Fig. 6은 硬度比 $R=3.4$ 인 A_2 材에 있어서 V노치재와 C노치재의 荷重-變位曲線의 일레이며 Fig. 7은

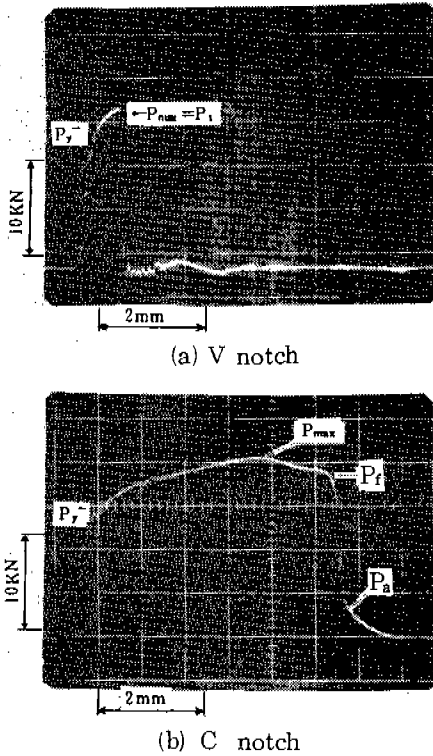


Fig. 6 Load-deflection curves of dual phase steel at room temperature (Series A₂).

- P_y : Yield load
- P_f : Fracture load
- P_a : Brittle fracture stop load
- P_{max} : Maximum load

A₂ 材의 노치형상에 따른 破面의 일례이다. 이들의 그림으로부터 응력집중현상이 높은 V노치재의 경우에는 加工硬化 과정이 거의 보이지 않고 最大荷重(P_{max})점에 도달한 후 荷重의 급격한 저하가 일어나며, 균열成長은 不安定成長의 대표적인 樣相인 劈開(Cleavage)에 의한 것임을 알 수 있다. 이에 반하여 C노치재는 加工硬化 과정을 걸쳐 最大荷重(P_{max})에 도달하고, 이후 荷重의 완만한 저하현상을 나타낸 후 V노치재와 마찬가지로 급격히 저하하나 P_a (Brittle fracture stop load) 점에서 延性破壞로 이행함을 보인다. 또한 破面樣相은 균열先端에 딴플(Dimple)의 樣相이 存在한 후 균열先端으로부터 약 2.2 mm 후방에 劈開破面이 형성되고, 이 不安定成長은 다시 P_a

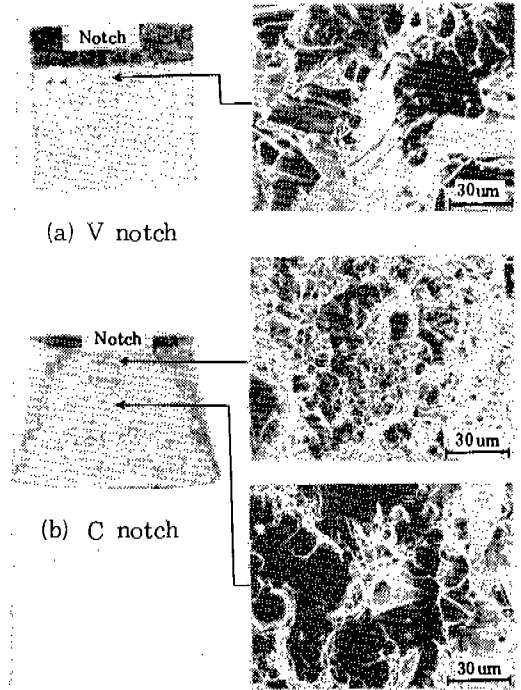


Fig. 7 Scanning electron micrographs of typical fracture surface (Series A₂, room temperature)

점에서 安定成長을 걸쳐 최종破壞에 도달하였다고 할 수 있다. 이러한 舉動을 보인 各材料의 충격에너지에 대한 均열發生에너지를 應力集中係數에 대하여 나타낸 것이 Fig. 8이다. 硬度比가 낮은 경우는 노치형상에 관계없이 충격에너지는 均열傳播에 의하여 지배되지만, 이와 반대의 경우에는 均열發生에너지에 의하여 지배된다고 할 수 있다. 이것은 破面樣相의 일례에서 檢討한 바와 같이 硬度比가 높은 경우 노치先端에 형성된 劈開(Cleavage)에 의해 不安定破壞를 일으키기 때문이다.

3.3 均열發生에너지의 溫度依存性

균열先端의 安定 및 不安定均열發生條件 및 이의 成長은 試驗片의 形狀⁽¹⁷⁾, 應力條件⁽¹⁸⁾ 및 試驗溫度⁽¹⁹⁾에 따라 다르다는 점을 고려하면, 衝擊에너지의 特性은 앞에서 설명한 應力集中係數 및 硬度比의 영향 이외에 試驗溫度에 따라 樣相이 다르다고 할 수 있다. Fig. 9는 各材

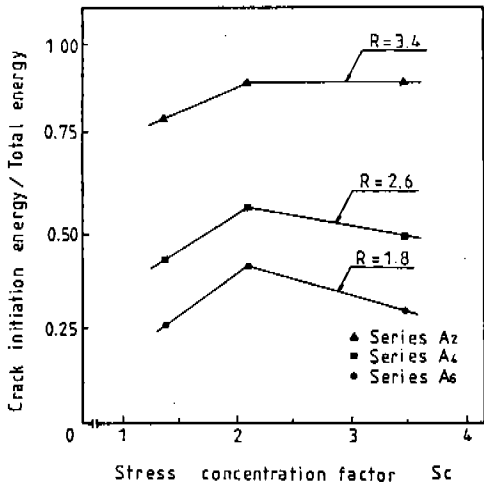


Fig. 8 Crack-initiation energy/Total energy versus stress concentration factor.

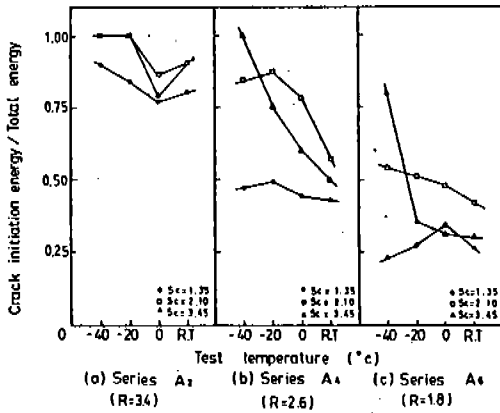
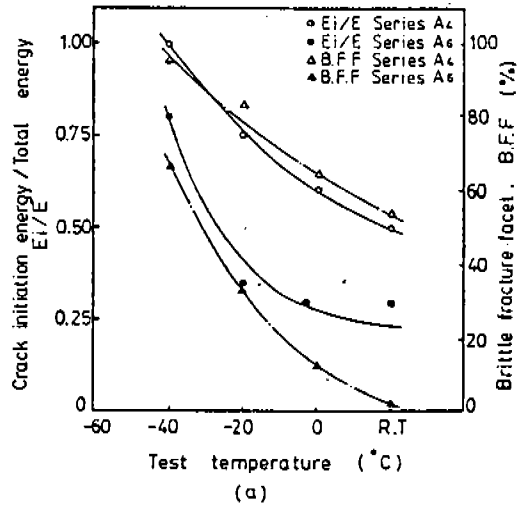


Fig. 9 Crack-initiation energy/Total energy versus test temperature.

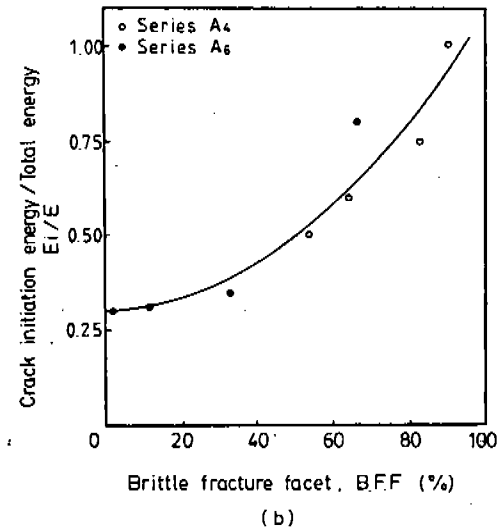


Fig. 10 Crack-initiation energy/Total energy and brittle fracture facet as a function of test temperature.

料의 溫度變化에 따른 衝擊에너지의 特性을 노치형상과 함께 나타낸 것이다. 硬度比가 높은 A₂材(a)에서는 노치形狀 및 溫度變化에 관계없이 衝擊에너지는 均열發生特性에 의해 지배되지만 硬度比가 저하함에 따라 이의 特性은 變化함을 알 수 있다. 즉, A₄材(b)의 경우 V노치材와 U노치材의 에너지特性은 溫度가 상승함에 따라 均열發生의 特性이 감소하지만 C노치材에서는 溫度變化에 관계없이 均열發生과 傳播의 特性이 함께 지배한다고 할 수 있

다. 한편, A₆材(c)에서는 溫度上昇에 따라 均열傳播特性이 지배적임을 나타내지만 溫度變化에 따른 均열傳播特性으로의 遷移는 V노치材가 가장 현저하다.

이러한 均열發生 및 傳播特性은 金屬에서 언급한 바와같이 破面樣相과 밀접한 관련이 있다고 생각할 수 있으므로 衝擊에너지特性의 溫度依存性이 가장 현저한 A₄材 및 A₆材의 V노치形狀에 대하여 微視破面을 통하여 定量

的으로 檢討되었다.

Fig. 10은 溫度變化에 따른 E_i/E 와 微視破面중 脆性破面率(Brittle fracture facets)과의 관계이다. 微視破面은 劈開(Cleavage), 딴플(Dimple) 및 Shear lip으로 형성되어 있으며, 이의 定量的 評價는 노치선단에서 6 mm영역 이내의 破面을 撮影하여 面적계에 의하여 구한 것이다. 이 그림에서 溫度의 상승 및 硬度比의 저하에 따른 E_i/E 의 저하는 脆性破面率과 밀접한 관련이 있음을 알 수 있다. 즉, 충격에너지의 均열發生特性的 依存性은 均열先端에서 脆性破壞의 대표적 樣相인 劈開破面の 형성이 용이할수록 증가하며, 均열發生에서 傳播特性的 遷移($E_i/E \approx 0.5$)는 脆性破面率의 약 50%에서 일어난다고 할 수 있다.

4. 結 論

Martensite-Ferrite 複合組織鋼의 衝擊破壞 및 이의 特性을 把握하기 위하여 이에 미치는 硬度比 및 노치형상의 영향을 상온 \sim -40°C 영역에서 計裝化 衝擊試驗을 통하여 微視的·巨視的 觀點에서 檢討하였다.

얻어진 결과는 다음과 같다.

1. 最大衝擊급힘強度(σ_{max})는 靜的引張強度(σ_B)가 클수록 증가하며, 노치형상 및 硬度比 變化에 따른 충격에너지의 대소는 衝擊급힘強度의 크기와 밀접한 관련이 있다.

2. 상온에서 충격에너지는 硬度比가 $R=3.4$ 인 경우 노치형상에 관계없이 均열發生에너지에 지배되지만, 硬度比 $R=1.8$ 인 경우에는 均열傳播特性에 의해 지배되고 이때 전자는 劈開(Cleavage)에 의하여 그리고 후자는 딴플(Dimple)과 劈開(Cleavage)에 의하여 均열이 發生·傳播된다.

3. 溫度上昇에 따른 충격에너지의 均열發生特性 依存性的 저하는 노치선단에 형성된 劈開破面の 形成難易에 지배되며, 均열發生에서 傳播特性的 遷移는 약 50%의 脆性破面率에서 일어난다.

後 記

本 論文은 1987년도 文教部(대학부설연구소) 學術研究助成費의 支援에 의하여 수행된 연구의 일부이며, 이에 감사의 뜻을 포함한다.

REFERENCES

1. W.S. Owen, X.L. Cal and J. Feng, The Dependence of Some Tensile and Fatigue properties of a Dual-Phase Steel on Its Microstructure, Met. Trans., Vol.16A, pp. 1405-1415, 1985.
2. R.G. Davies, Influence of Martensite Composition and Content on the Properties of Dual Phase Steels, Met. Trans., Vol.9A, pp.671-679, 1978.
3. A.R. Marder, Deformation Characteristics of Dual-Phase Steels, Met. Trans., Vol. 13A, pp.85-92, 1982.
4. J.Y. Koo and G. Thomas, Metallurgical Factor Controlling Impact Properties of Two-Phase Steels, Scripta Metallurgical, Vol.13, pp.1141-1145, 1979.
5. B. Karlsson and B.O. Sundstrom, Inhomogeneity in Plastic Deformation of Two-phase Steels, Mat. Sci. and Engineering Vol.16, pp.161-168, 1974.
6. T. Kunio, M. Shimizu, K. Yamada and H. Suzuki, An Effect of the Second Phase Morphology on the Tensile Fracture Characteristics of the Carbon Steels, Eng. Fract. Mech., Vol.7, pp.411-417, 1975.
7. 宋森弘, 吳澤烈, 페라이트-마르텐 사이트 複合組織鋼의 衝擊破壞舉動, 大韓機械學會論文集, 第12卷, 第1號, pp. 19~27, 1988.
8. T.J. Koppelaar, Dynamic Fracture Toughness Measurements of High-Strength Steels

- using Pre-Crack Charpy Specimens, ASTM STP. 563, pp.92-117, 1973.
9. T. Kobayasi, Measurement of Dynamic Fracture Toughness J_{ID} by Instrument Charpy Test, Int. Journ. of Fracture, Vol. 23, pp.105-109, 1983.
 10. 金楨圭, 柳勝元, 朴榮祖, 複合組織鋼의 衝擊에너지에 미치는 母相粒徑의 영향, 大韓機械學會論文集, 第7卷, 第4號, pp. 398~403. 1983.
 11. 金楨圭, 吳宰岐, 複合組織鋼의 破壞靱性評價와 스트릿치존의 特性, 大韓機械學會論文集, 第10卷, 第5號, pp. 680~688. 1986.
 12. 田中 實, 布村成具, 鋼の引張特性とシャルピー式衝擊曲げ試験における荷重および遷移溫度との關係について日本金屬學會誌, 第27卷, 第9號, pp. 439~443. 1963.
 13. 熊決道夫, 吉岡純夫, 出水通之輔, 山崎眞治, 高强度鋼切欠き材の衝擊強度, 材料, 第34卷, 第381號, pp. 627~632. 1985.
 14. 金楨圭, 柳勝元, 複合組織鋼의 機械的 特性에 미치는 微相組織因子의 영향, 韓國自動車工學會誌, Vol. 9, No. 3, pp. 76~84. 1987.
 15. 西成基, 小林俊郎, 多賀精二, 球狀黑鉛鑄鐵のじん性に及ぼす切欠きの影響, 鑄物, 第47卷, 第12號, pp. 10~16. 1975.
 16. T. Kobayasi, Analysis of Impact Properties of A 533 Steel for Nuclear Reactor Pressure Vessel by Instrumented Charpy Test, Eng. Fract. Mech., Vol.19, No.1 pp.49-65, 1984.
 17. J.F. Knott and P. Bowen, Size Effect on the Microscopic Cleavage Fracture Stress, σ_F , in Martensitic Microstructures, Met. Trans., Vol.17A, pp.231-241, 1986.
 18. W.L. Server, R.A. Wullaert and R.O. Ritchie, On the use of Side-Grooves in Estimating J_{IC} Fracture toughness with Charpy-Size Specimens, Trans. of the ASME, Vol.102, pp.192-199, 1980.
 19. K. Satoh, M. Toyoda and Y. Mutoh, Effect of prestrain at Elevated Temperature on the Fracture Behavior of High Strength Steels, Trans. of the ASME, Vol.105, pp.16-20, 1983.