

<論 文>

複合組織鋼의 第二相 形態變化에 따른
衝擊破壞舉動에 관한 研究

宋 森 弘* · 吳 澤 烈**

(1984年 12月 19日 接受)

A Study on the Impact Fracture Behavior of the Second
Phase Morphology in a Dual Phase Steel

Sam Hong Song and Taek Yul Oh

Key Words: Impact Fracture (衝擊破壞), Second Phase Morphologies(第二相의 形態), Loading Time(荷重作用時間), Absorbed Energy (吸收에너지), Cleavage Crack(벽개크랙)

Abstract

This study has been made of analysis on the influence of microstructure which changes the impact fracture behavior on the second phase morphology. The two different second phase morphologies are characterized as follow; one is the martensite encapsulated island of ferrite(*M* series), the other is the ferrite encapsulated island of martensite(*F* series).

The impact loading time of *F* series was longer than that of *M* series. The reason that the impact loading time of *F* series is longer than that of *M* series is due to a number of creating cleavage crack in a unit area. The impact maximum load of *M* series was higher than that of *F* series. This may be the effect of plastic restraint of the second phase of the *M* series.

1. 緒 論

複合組織鋼의 機械의 性質은 마르텐사이트體積率, 母相粒徑의 크기, 組織의 形態 및 分布, 連結度, 強度比, 化學成分等에 의해서 크게 영향을 받는다⁽¹⁾. 그래서, 이들 因子들중 다른 因子들은 일정하게 유지시키고, 母相粒徑과 第二相의 形態를 變化시킨 研究動向을 열거하면 다음과 같다. Tamura⁽²⁾ 등은 引張強度는 마르텐사이트體積率과 母相粒徑에 主로 영향을 받는다고 하였으며, Suzuki 등⁽³⁾은 連結形이 孤立形보다 引張強度

가 增加한다고 하였다. 또, Koo와 Thomas⁽⁴⁾는 第二相의 體積率減少에 따라서 連結도가 減少하기 때문에 좋은 衝擊特性을 나타낸다고 하였으며, 田村等⁽⁵⁾은 引張強度가 母相粒徑, 強度比차이에 의해서 크게 좌우된다고 하였다. 鈴木等⁽⁶⁾은 마르텐사이트가 連結되면 脆性破壞, 孤立되면 延性破壞가 각각 일어난다고 하였으며, 國尾, 金等^(7,8)은 組織의 크기에 관계없이 連結形은 脆性破壞가 일어난다고 주장했다. 또한 延性-脆性遷移는 連結有無만이 아니고, 第二相의 두께에도 의존한다고 했으며, 富田等⁽⁹⁾은 引張強度와 延성은 마르텐사이트形態에 영향을 크게 받는다고 했다.

이상과 같이 미시조직인자가 破壞舉動에 미치는 영

* 正會員, 高麗大學校 工科大學 機械工學科

** 正會員, 慶熙大學校 工科大學 機械工學科

향에 관한 研究는 주로 引張試驗만을 통하여 해석하려는 경향이 있으며, 母相粒徑과 第二相의 形態를 變化시켜가면서 衝擊速度를 달리하였을때 얻어지는 衝擊強度, 荷重作用時間, 吸收에너지 및 延性-脆性遷移移動을 分析, 檢討한 衝擊破壞舉動에 관한 研究는 거의 찾아볼 수 없다. 따라서, 저자는 複合組織鋼의 衝擊破壞舉動에 대한 계통적인 研究를 진행하기 위해서, 前報⁽¹⁰⁾에서는 우선 衝擊破壞舉動에 영향을 주는 마르텐사이트體積率을 4 단계로 變化시킨 4 종류의 시험편을 준비하고, 衝擊速度變化에 따른 衝擊強度, 延性 및 吸收에너지舉動을 고찰하였다. 그 結果, 마르텐사이트體積率의 增加와 더불어, 시편이 2 개로 분리되는 破斷延性は 저하되었고, 衝擊強度는 增加하였으며, 衝擊破斷特性은 延性에서 脆性으로 遷移하였다. 이러한 것을 참고로 하고, 상술한 다른 인자들을 고정시키고, 母相粒徑과 第二相의 形態를 變化시켰을때의 衝擊破壞舉動은 어떠한 가를 고찰하는 것은 複合組織鋼의 微視組織因子들을 變化시켰을때의 衝擊破壞舉動에 미치는 영향을 검토하는 계통적인 研究를 수행하는 관점에서 매우 중요하다고 생각된다.

따라서, 本 研究에서는 衝擊荷重下에서 衝擊破壞舉動에 미치는 母相粒徑과 第二相 形態의 영향을 分析, 檢討하기 위해서, 化學成分, 마르텐사이트體積率, 連結度, 強度比等を 되도록 일정하게 하고, 우선 母相粒徑과 第二相의 形態(連結材와 孤立材)를 變化시켜, 衝擊速度를 달리하였을때 얻어지는 衝擊荷重-時間曲線을 토대로하여 衝擊強度, 荷重作用時間, 吸收에너지 및 延性-脆性破壞舉動을 고찰하였다.

2. 實驗方法

本 實驗에 使用한 材料는 低炭素 Mn 鋼으로서 化學成分을 Table 1에 표시하였고, 衝擊試驗片은 KSB 0809의 “가”호를 택하였으며, 그 모양은 Fig. 1과 같다.

Table 1 Chemical composition of specimen(Wt%)

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu
Composition	0.20	0.24	1.50	0.01	0.017	0.01	0.03	0.01	0.01

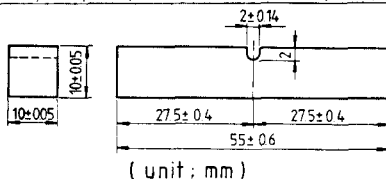


Fig. 1 Specification of Charpy impact test specimen

시험편은 연결재시험편 3종류와 고립재시험편 3종류로 모두 6 종류의 시험편을 택하였다. 이러한 시험편을 만들기 위해서, 우선 각각 3 종류씩을 가지고 1200°C에서 1시간, 1100°C에서 2시간, 1000°C에서 4시간동안 유지한후, 상온까지 로냉을 실시하였고, 그 후 다음과 같이 담금질 하였다.

(1) 연결재시험편을 만드는 과정 ; 재가열에 의해 A₁ 변태점을 통과하면 Fig. 2(a)에 나타낸 것처럼 처음에는 페라이트영역만이 오오스테나이트화하여, 다음에 페라이트粒界에 따라서 오오스테나이트화하며, 결국 오오스테나이트가 三次元的으로 페라이트를 둘러싸게 되고, 이때 마르텐사이트體積率을 일정하게 만들기 위하여 760°C에서 水冷을 실시하여 連結材를 얻으며, 이를 편의상 M材라 칭하기로 한다.

(2) 고립재시험편을 만드는 과정 ; Fig. 2(b)와 같이 A₃ 변태점이 넘는 온도까지 재가열하여 오오스테나이트화한 다음에 일정시간을 유지하고, 노냉에 의해 A₁ 변태점과 A₃ 변태점 사이에 있는 일정온도까지 降下하면, 오오스테나이트粒界에서 初析페라이트가 생성되고, 일정시간유지하면 페라이트가 오오스테나이트를 三次元的으로 둘러싸게 되며, 이때 마르텐사이트體積率을 일정하게 유지하기 위하여 760°C에서 水冷을 실시하여, 孤立材를 얻으며, 이를 편의상 F材라 칭하였다.

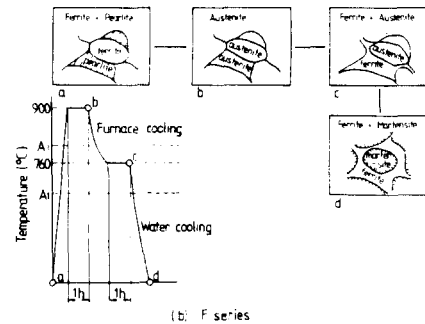
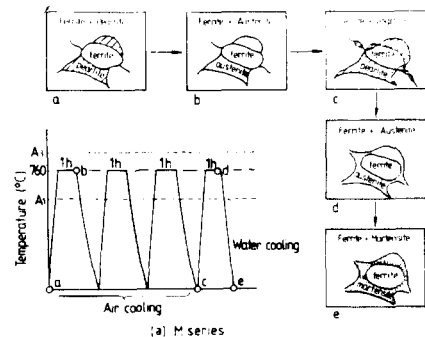


Fig. 2 Curve of heat treatment of M and F series

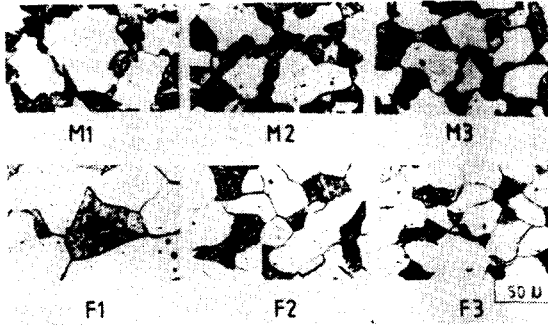


Fig. 3 Microstructure of *M* and *F* series

이상과 같이하여 만들어진 각 시험편의 조직사진은 Fig. 3과 같고, 微視組織因자의 定量的인 評價는 Table 2에 나타내었다. 여기에서 *M*과 *F*材의 첨자는 母相粒徑의 크기순서를 나타내었다. 이러한 미시조직을 갖

Table 2 Microstructural characteristics

	Martensite volume fraction* (%)	Grain size of ferrite (μ)	Micro vickers hardness(Hv)		Connectivity (%)*	Hardness ratio (R = $\frac{H_{vm}}{H_{vf}}$)
			Martensite (H _{vm})	Ferrite (H _{vf})		
M1	46	50	665	197	89	3.37
M2	50	41.5	678	197	93	3.40
M3	49	29.3	660	200	90	3.30
F1	52	51.6	702	196	30	3.58
F2	50	42	693	197	34	3.52
F3	48	30	688	196	28	3.51

* The degree of connectivity is defined by $L_x/(L_x + L_b)$ where L_x and L_b are the length of the boundaries of the second phase and ferrite grains including the length shared by the second phase, respectively.

* The martensite volume fraction is a percentage of martensite against the whole volume.

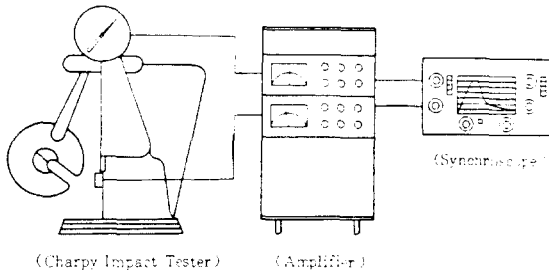


Fig. 4 Charpy Impact tester and measuring equipment

는 재료를 Fig. 1과 같은 시험편으로 加工한 후, 노치部를 광택이 나도록 磨平하고, 전해연마를 실시하였다.

한편, 本 실험에 使用한 衝擊試驗機는 衝擊이 加해지는 매우 짧은 시간내에 시험편에 發生하는 衝擊舉動을 瞬間적으로 감지하기 위하여 Fig. 4와 같은 스트레인 게이지가 내장된 로드 셀을 부착한 沙粒衝擊試驗機를 使用하였다.

3. 實驗結果 및 考察

3.1. 第二相 形態變化에 따른 衝擊荷重-時間曲線

第二相의 形態와 母相粒徑을 變化시킨 複合組織鋼의 衝擊荷重-時間曲線의 特徵을 살펴보기 위하여 衝擊速度 $V=0.23 \text{ m/sec} \sim 2.29 \text{ m/sec}$ 까지 變化시켜 보았다.

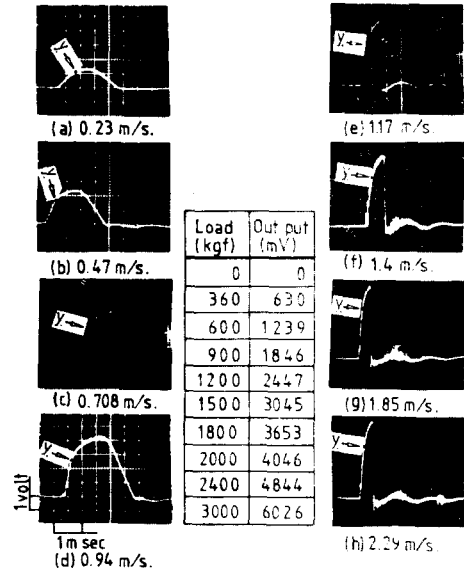


Fig. 5 Impact load-time curve of *M*₂ series (y.; Yielding point)

Fig. 5는 連結材(*M*₂)의 衝擊荷重-時間曲線의 代表인 例로서, 衝擊速度 $V=1.17 \text{ m/sec}$ 미만의 區間에서는 衝擊力으로 因하여 彈性限界를 지나서 塑性變形이 생기면서 그 재료의 衝擊速度에 해당하는 만큼의 最大荷重을 받다가 衝擊力이 적으므로 試片에는 降伏과 함께 Fig. 6과 같은 微視슬립과 크랙이 發生하나, 破斷은 일어나지 않고, 그 재료의 固有한 最大荷重(충격속도가 크면 最大하중은 증가하므로 시험이 2개로 破斷될 수 있는 衝擊速度일때의 最大荷重)을 받지 못하고 서서히 衝擊荷重은 減少한다. 또한, 衝擊速度

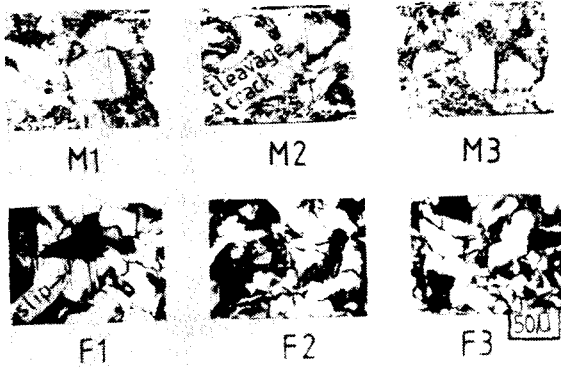


Fig. 6 Example of micro slip and crack(impact vel. =0.47m/s.)

$V=1.17$ m/sec 이상인 區間에서는 衝擊力으로 인하여 降伏이 일어나고, 發生한 크랙은 第二相 마르텐사이트의 塑性拘束效果로 인하여 Fig. 7 과 같이 벽개크랙으로 성장하여 전파한다. 그 후 충격속도가 크면 衝擊力이 크므로 그 材料가 破斷이 될 수 있는 固有한 最大荷重에 도달하면서 전형적인 脆性破壞가 급속도로 일어난다. 따라서, 連結材의 경우, 이 曲線의 特徵은 Bunshah⁽¹¹⁾의 해석과는 달리 降伏점현상이 뚜렷하게 나타나지 않고, 파단이 되는 충격속도 이후에는 荷重作用時間이 짧은 脆性破壞의 形態를 나타낸다.

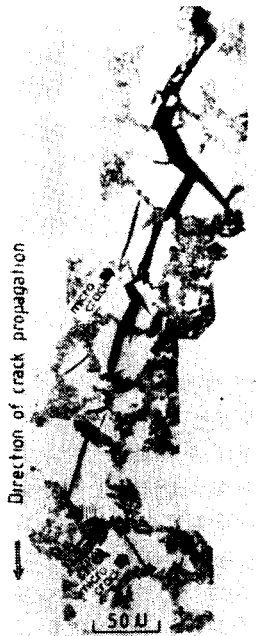


Fig. 7 Example of crack propagation of M3 series (impact vel. =1.05m/sec)

한편, 孤立材의 경우도 衝擊荷重-時間曲線은 거의 비슷하나, 다만 荷重作用時間이 길어진다.

따라서, 連結材는 衝擊速度 $V=1.17$ m/sec에서, 孤立材는 $V=1.4$ m/sec 를 기준으로 시편이 2개로 분리되는 破壞有無에 따라서 衝擊荷重-時間曲線을 2종류로 분류할 수 있다.

3.2. 第二相 形態와 母相粒徑變化에 따른 衝擊降伏荷重

Fig. 8 은 連結材와 孤立材에 대한 衝擊降伏荷重을 母相粒徑에 대하여 표시하였다. 여기에서 衝擊速度가 增加한 수록 連結材와 孤立材가 모두 衝擊降伏荷重은 증가하는 경향을 보인다. 이러한 이유는 충격속도가 증가하는 만큼 시편이 받는 衝擊力이 커지므로 결국 衝擊降伏荷重도 증가한다. 이는 Campbell⁽¹²⁾이 저탄소강을 가지고 실험한 결과와 잘 일치한다. 또한, 連結材는 衝擊速度가 일정한 경우에 母相粒徑이 작을 수록 降伏荷重은 비례하면서 점점 증가하고 있으므로, 이는 作井等⁽¹³⁾이 衝擊荷重下에서 결정립의 크기만을 변화시킨 저탄소강을 가지고 衝擊降伏強度의 粒徑의존성을 Hall-petch^(14,15)式과 관련시켜 검토한 결과와 잘 일치한다. 한편, 孤立材의 경우에는 衝擊速度가 낮을 수록 母相粒徑에 크게 의존하지 않는다.

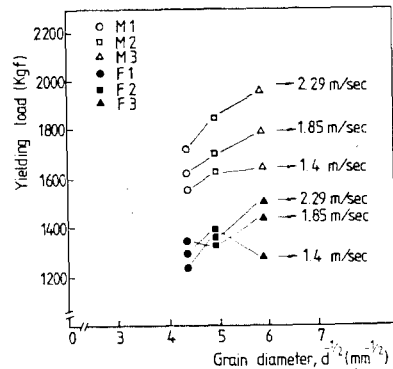


Fig. 8 Relationship between yielding load and (grain diameter)^{-1/2} of M and F series

또한, 母相粒徑과 충격속도가 일정한 경우, 連結材와 孤立材사이에는 衝擊降伏荷重이 크게 차이가 있다. 이는 連結材와 孤立材가 第二相의 形態차이에서 오는 塑性變形의 차이로 해석할 수 있다. 즉 Fig. 6에서 보는 것과 같이, 連結材에 있어서는 페라이트의 塑性變形이 주위의 마르텐사이트에 의해서 강하게 구속을 받지만, 孤立材에 있어서는 이의 구속정도가 작다고 생

각된다. 따라서, 連結材의 衝擊降伏荷重은 塑性拘束에 의해 생성되는 應力の 상승만큼 증가하게 된다고 할 수 있다.

한편, 衝擊速度의 영향을 살펴보기 위하여 Fig. 9와 같이 衝擊降伏荷重과의 관계를 살펴보았다. 여기에서 連結材의 경우에는 母相粒徑을 變化시킨 M1, M2 및 M3材가 모두 荷重速度 $V=1.17$ m/sec 근처에서 시편이 破斷되고, 破斷을 전후로해서 降伏荷重은 거의 일정하게 증가한다. 그리고 孤立材의 경우에는 F1, F2 및 F3材가 모두 衝擊速度 $V=1.4$ m/sec 근처에서 시편이 破斷되며, 衝擊速度가 증가하면 降伏荷重도 대체적으로 증가하지만, 破斷을 전후로해서 母相粒徑의 의존성이 없다. 그 이유는 Fig. 6에서 보는 바와 같이 슬립 및 微視크랙의 생성에 있어서 크랙전파에 요구되는 에너지가 충분치 못할 경우에, 孤立材가 連結材보다 第二相 마르텐사이트의 不均質性이 훨씬 크기 때문에 塑性拘束의 정도가 불규칙하다고 생각된다.

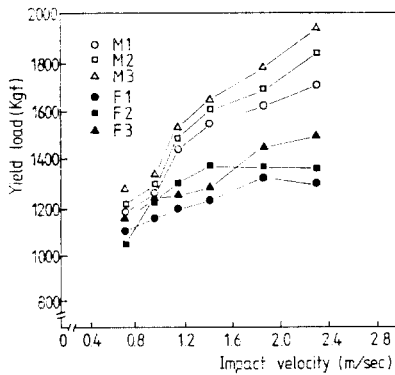


Fig. 9 Relationship between yield load and impact velocity of M and F series.

3.3. 第二相 形態와 母相粒徑의 變化에 따른 衝擊最大荷重

母相粒徑과 第二相의 形態가 衝擊速度變化에 따른 衝擊最大荷重을 Fig. 10에 나타내었다. 여기에서 衝擊最大荷重은 破斷이 일어나지 않는 구간, 즉 連結材는 衝擊速度 $V=1.17$ m/sec, {孤立材는 $V=1.4$ m/sec 미만까지 큰 구배를 가지고 증가하다가 破斷이 되는 衝擊速度區間에서는 완만하게 된다. 그 이유는 Fig. 6과 같이 破斷이 일어나지 않는 衝擊速度區間에서의 衝擊力은 주로 延性이 강한 페라이트내에서만 吸收되어 微視크랙은 페라이트를 지나서 마르텐사이트組織으로 전진할 수 없기 때문에 곡선의 구배가 시험편의 종류에 상관없이 증가하나, 破斷이 일어나는 衝擊速度의 區間

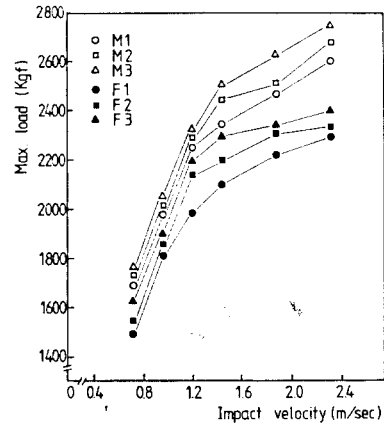


Fig. 10 Relationship between maximum load and impact velocity of M and F series

에서는 Fig. 7과 같이 페라이트의 벽개크랙은 마르텐사이트組織으로 전진할 수 있기 때문에 그 拘束능력이 소실되므로 最大荷重은 비교적 완만하다고 생각된다. 그리고, 破斷이 되는 衝擊速度以前에는 母相粒徑의 變化에 따라서 큰 차이를 보이지 않지만, 孤立材의 경우에는 破斷이 되는 衝擊速度 부근은 큰 차이를 보인다. 또한, 破斷이 되는 衝擊速度以後의 最大荷重은 母相粒徑에 비교적 크게 의존한다. 여기서 母相粒徑과 最大荷重과의 관계를 보다 분명히 살펴보기 위해서 母相粒徑과 最大荷重과의 관계는 Fig. 11에 나타내었다. 여기에서 衝擊速度가 일정한 경우에는 母相粒徑이 작을수록 衝擊最大荷重은 증가하였으며, 또한, 母相粒徑과 衝擊速度가 일정한 경우에는 連結材가 孤立材보다 最大荷重은 훨씬 높다. 그 이유는 第二相의 塑性拘束力에 기인하는 것이라고 생각된다.

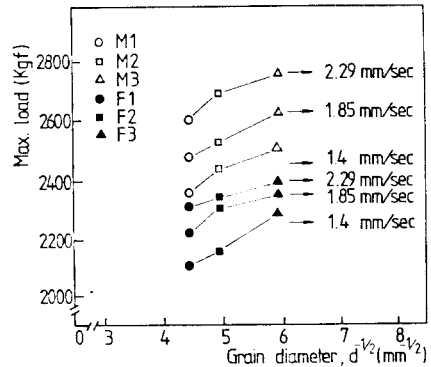


Fig. 11 Relationship between maximum load and $(\text{grain diameter})^{-1/2}$ of M and F series

3.4. 第二相 形態變化에 따른 延性-脆性遷移 舉動

Fig. 12는 連結材와 孤立材에 대한 破斷延性的 特性을 衝擊速度變化에 따른 파라메타로서 대체할 수 있는 衝擊荷重作用時間의 變化를 나타내었다. 여기서 第二相의 形態와 母相粒徑의 變化에 상관없이 衝擊速度가 증가하면 荷重作用時間은 거의 일정한 구배로 증가하다가, 破斷이 되는 衝擊速度를 기준으로 갑자기 감소한다. 이것은 衝擊速度가 증가하면 衝擊力이 증가하는 것을 의미하므로, 破斷이 되는 衝擊速度以前區間에서는 衝擊速度만큼의 衝擊力이 그대로 시편에 남아 있기 때문에 그만큼의 變形을 하기 때문이다. 반면에, 일단 破斷에 要한 衝擊力이 넘어서면 塑性變形과 더불어 크랙들이 合體하면서 급속도로 進展되면서 에너지가 耗방되기 때문에 破斷에 도달하며, 이 때문에 荷重作用時間은 갑자기 짧아진다고 생각된다.

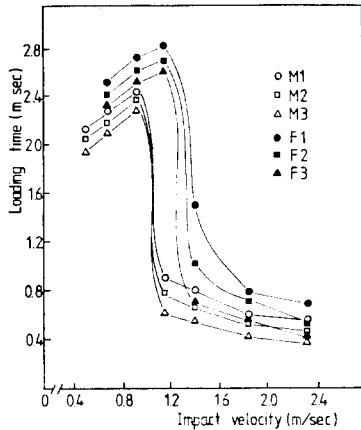


Fig. 12 Relationship between loading time and impact velocity of M and F series

한편, 衝擊速度가 같고, 第二相의 形態도 같을 경우는 Fig. 12와 같이 母相粒徑이 작을 수록 荷重作用時間은 약간 짧아진다. 이것은 破斷延성에 약간의 영향은 미칠지 모르지만, 母相粒徑의 大小가 破斷延성을 支配할 수 없다는 것을 나타내준다. 이러한 이유를 확실히 밝히기 위해서 전해연마한 試驗片의 노치부에 300배의 광학현미경 사진속에 試片길이(10 mm)방향으로 관찰한 벽개(cleavage)크랙의 빈도수를 Fig. 13에 표시하였다. 여기에서 衝擊速度가 일정한 경우 단위면적내의 벽개크랙수는 모상입경이 클수록 약간 작지만, 이는 단위면적내의 모상입경이 또한 모상입경이 클수록

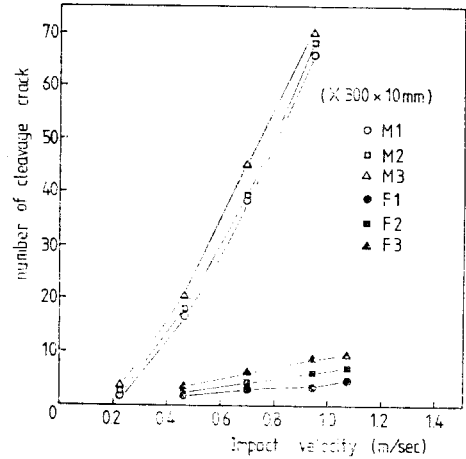


Fig. 13 Relationship between impact velocity and number of cleavage crack

작다. 그 때문에 단위면적내에 존재하는 페라이트結晶粒의 수에 대한 벽개크랙수의 증가율은 결국 거의 같다고 생각할 수 있다. 따라서, 母相粒徑이 다른 경우 破斷에 이르는 단위면적내에 존재하는 母相粒數에 대한 벽개크랙수의 증가율은 같기 때문에 결국 母相粒徑의 大小는 破斷延성을 支配할 수 없다는 것은 쉽게 이해된다. 또한, 巨視的으로 관찰한 Fig. 14에서 알 수 있듯이 脆性破面率이 連結材는 거의 100%이고, 孤立

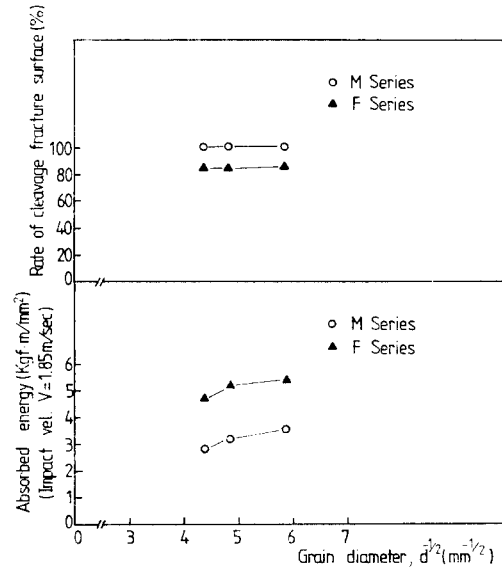


Fig. 14 Relationship between (grain diameter)^{-1/2} and rate of cleavage fracture surface and absorbed energy of M and F series

材는 85%로서 母相粒徑의 變化와 상관없이 일정한 것을 확인할 수 있다.

한편, Fig. 12에서 알 수 있듯이 母相粒徑과 衝擊速度가 같은 경우에 第二相의 形態에 따라서 荷重作用時間은 차이가 있다. 이것은 破斷延性に 차이가 있다는 것을 의미한다. 좀 더 자세히 살펴보면, Fig. 13에서 連結材와 孤立材는 단위면적내의 벽개크랙수에 상당한 차이가 있기때문에 破斷延性を 크게 支配한다. 따라서 Fig. 6에서와 같이 連結材와 孤立材는 延性-脆性遷移舉動을 支配한다는 것을 알 수 있다. 이와같은 결과는 脆性破面率의 차이로도 확인할 수 있다(Fig. 14 참조).

따라서, 母相粒徑의 變化는 延性-脆性舉動을 支配할 수 없으며, 단지 마르텐사이트의 連結有無가 破斷延性に 깊은 관계가 있으며, 延性-脆性遷移舉動을 支配한다.

3.5. 第二相의 形態變化에 따른 吸收에너지 舉動

Fig. 15는 衝擊速度變化에 따른 吸收에너지를 나타낸 것인데, 吸收에너지는 衝擊速度에는 별로 의존하지 않는다. 또한 Fig. 14에서 알 수 있듯이 衝擊速度가 같은 경우에는 連結材와 孤立材가 모두 母相粒徑이 작을 수록 吸收에너지는 약간 증가한다. 이는 母相粒徑이 작으면 破壞를 이끄는 벽개크랙수는 약간 많게 되지만 부하변형에 대한 벽개크랙의 형성률은 낮기때문에 破斷延성은 약간 증가할 뿐이다. 이는 脆性破面이 낮게 되는 것^(7,8)과 동등한 의미가 있으므로 母相粒徑이 작은 만큼 吸收에너지가 약간씩 높은 것이 이해될 수 있다.

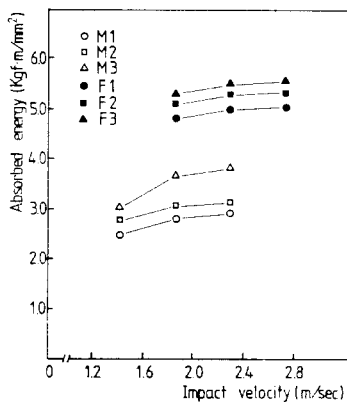


Fig. 15 Relationship between absorbed energy and impact velocity of M and F series

한편, 母相粒徑과 衝擊速度가 같은 경우는 第二相의 連結有無에 따라 吸收에너지에 큰 영향을 미친다. 즉 Fig. 6에서 볼 수 있듯이 孤立材의 경우에는 延성이 풍부한 페라이트의 塑性變形에 의해서 크랙진파가 저지되지만, 連結材의 경우에는 페라이트의 塑性變形은 硬한 마르텐사이트에 의해 둘러싸여 있기때문에 塑性拘束을 받게되고, 塑性變形을 하지 못한채 벽개크랙을 유발시키는 원인이 된다. 따라서, 連結材는 孤立材보다 脆性的 破壞가 생기게 되고, 이 때문에 破斷에 소요되는 에너지도 적게되는 원인이 된다고 생각된다.

한편, Fig. 14에서 各試片의 脆性破面率은 50%보다 훨씬 많다. 이것은 母相粒徑의 大小에 상관없이 衝擊强度, 荷重作用時間, 吸收에너지는 약간의 차이만 있을 뿐, phillips⁽¹⁰⁾가 주장하는 破壞靱性値는 脆性領域에서는 母相粒徑의 의존성이 성립하지 못한다는 주장과 잘 일치하고 있다. 따라서, 母相粒徑의 大小가 衝擊破壞舉動에는 큰 영향을 미치지 못하나, 第二相의 形態變化는 큰 영향을 미친다.

4. 結 論

複合組織鋼의 衝擊破壞舉動에 미치는 微視組織의 영향을 檢討하기 위하여, 母相粒徑의 크기와 第二相의 形態가 다른 複合組織鋼을 만들어 衝擊速度 $V=0.23$ m/sec~ 2.71 m/sec 까지 다양한 衝擊荷重下에서 다음과 같은 結論을 얻었다.

(1) 連結材의 衝擊降伏强度는 比較的 Hall-petch 式에 만족하였지만, 孤立材의 衝擊降伏强度는 잘 만족하지는 못하였으나, 衝擊速度가 증가할 수록 접근하는 경향을 보였다.

(2) 衝擊强度는 連結材가 孤立材보다 높고, 母相粒徑이 작을 수록 약간 증가하였다. 또한, 衝擊强度는 衝擊速度가 증가할 수록 증가한다.

(3) 連結材는 衝擊速度 $V=1.17$ m/sec, 孤立材는 $V=1.4$ m/sec 근처에서 破斷되며, 이것을 기점으로 衝擊荷重-時間曲線의 형태는 2종류로 구분된다.

(4) 荷重作用時間은 母相粒徑이 클 수록 길었으며, 破斷이 되는 衝擊速度를 기준으로해서 급격히 감소하였고, 또한 連結材가 孤立材보다 荷重作用時間은 훨씬 짧다.

(5) 吸收에너지는 母相粒徑이 작을 수록 약간 증가하였으며, 또한 孤立材가 連結材보다 훨씬 높았으며, 衝擊速度에는 큰 영향을 받지 않는다.

(6) 母相粒徑의 大小는 破斷延성에 거의 영향을 미치지 못하고, 第二相의 形態變化가 延性-脆性遷移舉

動을支配한다.

参 考 文 献

- (1) R.G. Davies, Influence of Martensite Composition and Content on the Properties of Dual Phase Steels, *Met. Trans. A.*, Vol. 9A, pp.671~679, 1978
- (2) I. Tamura et al., On the Strength and Ductility of Pwo Phase Iron Alloys, *Trans. I.S.I.J.*, Vol. 13, pp.283~292, 1973
- (3) M. Suzuki et al., Microstructural Effects on Fatigue Crack Growth in a Low Carbon Steel, *Metal. Trans. A.*, Vol. 10 A, pp.475~481, 1979
- (4) J.Y. Koo and G.Thomas, Metallurgical Factor of Dual Phase Steel, *Scripta Metal*, Vol. 13, pp. 1141~1145, 1979
- (5) 田村今男 外 2人, 2相混合組織をもつ鉄合金の強度と延性について, 鐵と鋼, 第59巻, 第3號, pp. 454~468, 1973
- (6) 鈴木秀人 外 3人, 不均質組織を有する鋼材の變形破壊舉動, 日本機械學會論文集(A), 第40巻, 第329號, pp.23~30, 1974
- (7) 國尾武 外 2人, スルテンサイトフェライト複合組織鋼の引張破壊舉動に果す組織寸法の役割について, 材料, 第28巻, 第309號, pp.478~484, 1979
- (8) 金楨圭 外 4人, スルテンサイトフェライト複合組織鋼の延性ぜい性遷移舉動を支配する第二相の役割について, 日本機械學會論文集(A), 第45巻, 第393號, pp.415~422, 1979
- (9) 富田惠之 外 2人, マルテンサイト-ベイナイト二相混合組織をもつ 0.2% C-Ni-Cr-Mo 鋼の引張特性について, 鐵と鋼, 第66巻, 第5號, pp.523~531, 1980
- (10) 吳澤烈 外 2人, 複合組織鋼의 衝擊破壊舉動에 영향을 주는 마르텐사이트 體積率의 效果, 大韓機械學會論文集, 第7巻, 第4號, pp.372~378, 1983
- (11) R.F. Bunshah, *Techniques of Metals Research*, Vol. 5, No. 2, p.103, 1971
- (12) J.D. campbell et al., Interscience publisher, pp. 51~76, 1961
- (13) 作成誠太 外 2人, 鋼の焼戻脆性に關する研究, 鐵と鋼, 第47巻, 第3號, pp.426~428, 1961
- (14) E.D.Hall, The Deformation and Aging of Mild Steel, III Discussion of Results, *Proc. Phys. Soc. B* 64, p.747, 1951
- (15) N.J. Petch, The Cleavage Strength of Polycrystals, *J.I.S.I.*, Vol. 174, pp.25~28, 1953
- (16) W.L. Phillips, Effect of Sulfur Content and Grain Size on the Fracture Toughness of Iron, *Metallurgical Trans*, Vol. 4, pp.388~390, 1973