

論 文

UDC 669.15'24'26'28-194.55-194.591 : 539.512 : 539.375

マルテンサイトとベイナイト二相混合組織をもつ
0.42%C-Ni-Cr-Mo 鋼の破壊延性について*

富田 恵之**・宮本 啓太***・岡林 邦夫****

The True Fracture Ductility of a 0.42%C-Ni-Cr-Mo Steel
Having Mixed Structure of Martensite and Bainite

Yoshiyuki TOMITA, Keita MIYAMOTO, and Kunio OKABAYASHI

Synopsis:

A study has been made of the true fracture ductility in static tension at room temperature of a 0.42% C-Ni-Cr-Mo steel having mixed structure of martensite and bainite.

It was found that the lower bainite of low volume fraction associated with lower-tempered martensite, had a very detrimental effect on the ductility. This could be due to the fact that crack initiation occurred by brittle-fracture of bainite parallel to tensile axis as a result of higher plastic restraining the bainite by martensite during plastic deformation.

When the upper bainite associated with the tempered martensite, a detrimental effect was found on the ductility regardless of volume fraction of bainite and tempering conditions. The detrimental effect results from the fact that, in low volume fraction of the bainite, crack initiation occurs by brittle-fracture of the bainite, and that with increase in the bainite, it occurs by brittle-fracture of martensite, it being attributable to higher stress concentration in the vicinity of two-phase interface as a result of unequal strain of two-phase at an earlier stage of plastic deformation.

1. 緒 言

著者らは、各相が互に結晶粒程度のオーダーの大きさをもち、かつ硬質母相中に軟質な第二相を有する鋼の微視組織的因子と機械的性質の関係を明らかにすることを目的として、低合金構造用鋼を用いて、マルテンサイト基地中に軟質な第二相をもつ混合組織を取り上げ、その強度、延性および破壊挙動について一連の検討を行なっており^{1)~4)}、その研究の一環として、前報⁴⁾ではマルテンサイトとベイナイト二相混合組織をもつ 0.42%C-Ni-Cr-Mo 鋼の強度と延性について検討を行なった。その結果、(1)これら二相混合組織の強度と延性は、二相間の強度比(差)よりも第二相ベイナイトの存在形態の影響を大きく受ける。(2)針状の下部ベイナイトが含有される場合、マルテンサイトの下部組織の微細化による強度上昇、さらにはベイナイトがマルテンサイトによつて

強い塑性拘束を受けることにより生ずるベイナイトの強度上昇も相まつて、0.2% 耐力に対して好影響を与えるが、一方、塊状の上部ベイナイトが含有される場合には、二相が不均一変形する結果、0.2% 耐力に対して有害な影響を与えるなどが明らかとなった。

本報告では、これらマルテンサイトとベイナイト二相混合組織をもつ 0.42%C-Ni-Cr-Mo 鋼の室温における破壊延性について検討を行なった。

2. 実 験 方 法

2.1 供試鋼および熱処理

供試鋼は、前報⁴⁾と同様、0.42%C を含有する Ni-Cr-Mo 鋼で、その化学成分を Table 1 に示す。供試鋼は $5t \times 30w \times 100l$ (mm) に研削後、 $860^{\circ}\text{C} \times 1\text{h}$ 焼なましされた。マルテンサイトあるいはベイナイト単相組織ならびにマルテンサイトとベイナイト二相混合組織を得

* 昭和 52 年 10 月 7 日受付 (Received Oct. 7, 1977)

** 大阪府立大学工学部 (College of Engineering, University of Osaka Prefecture, 804 4-cho Mozuume-machi Sakai 591)

*** 大阪府立大学大学院 (現 ダイハツ工業(株)) (Graduate school, University of Osaka Prefecture, Now Daihatsu Kogyo Co., Ltd.)

**** 大阪府立大学工学部 工博 (College of Engineering, University of Osaka Prefecture)

Table 1. Chemical composition of steel used.
(wt%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
0.42	0.16	0.63	0.011	0.008	1.91	0.83	0.17

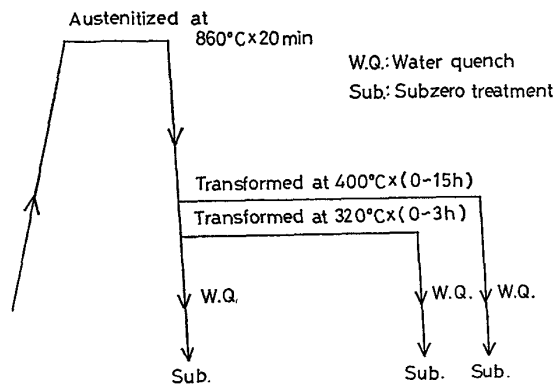


Fig. 1. Schematic diagram of heat treatment for obtaining fully martensite or bainite structure, and mixed structure of martensite and bainite.

るための熱処理法については前報⁴⁾で詳細に報告したが、それを模式的に Fig. 1 に再掲した。二相間の強度比を変化させるために、焼もどしは、 $200^{\circ}\text{C} \times 1\text{h}$ (油浴中) あるいは $600^{\circ}\text{C} \times 20\text{h}$ (鉛浴中) 行ない、焼もどし後は、前者では空冷、後者では水冷した。

2.2 静的引張試験

静的引張試験は、最大容量 25 t のインストロン式万能材料試験機を使用して、25 mm の標点間をオートストレインパーサーを用いて、 $3.35 \times 10^{-4}/\text{sec}$ の一定ひずみ速度で、室温にて行なった。試験片は、前報⁴⁾と同様で、100 mm (長) $\times$ 25 mm (幅) $\times$ 1.5 mm (厚)、平行部 30 mm (長) $\times$ 4 mm (幅) のものを用いた。また、その最終仕上げは平面研磨あるいは放電加工により行なったが、前者では加工中昇温しないように、後者では仕上げ表面粗さが 10μ 以下になるように注意して加工した。

破壊延性は破壊時における真ひずみで評価し^{5)~10)}、それに必要な引張破壊後の断面積は、拡大鏡 ($\times 10 \sim 20$) とコンパレータを用いて測定した。

2.3 顕微鏡観察

破面および破面と顕微鏡組織を直接対応させた観察²⁾³⁾¹¹⁾ならびに引張試験中の微視亀裂の発生あるいは伝播の様相の観察は走査型電子顕微鏡 (15kV) で、変形時の下部組織の観察は薄膜試料¹⁾²⁾⁴⁾により透過電子顕微鏡 (200kV) でそれぞれ行なった。

3. 実験結果および考察

3.1 微視組織的因子

本実験におけるマルテンサイトとベイナイト二相混合組織のベイナイトの生成温度とその形態の関係ならびにベイナイト体積率とその存在形態の関係については前報⁴⁾で詳しく報告したので、ここではその詳細については省略するが、以下の討論過程で必要と考えられる微視組織的因子を Table 2 に再掲した。なお、Table 2 に示したマルテンサイトあるいはベイナイトのラス径* は、Fig. 2 に示す長さの平均値である。

3.2 ベイナイト体積率と破壊延性の関係

Fig. 3 および 4 は、200 あるいは 600°C で焼もどしを行なった場合の下部および上部ベイナイトの体積率と破壊時における真ひずみ、 $\ln A_0/A_f$ の関係を示したものである。ここで、 A_0 および A_f はそれぞれ試験片の初期断面積および破壊後の断面積である。これらの結果から分かるように、二相混合組織の破壊時における真ひずみは、ベイナイトの存在形態の影響を大きく受けた。すなわち、針状の下部ベイナイトが含有される場合、破壊時における真ひずみは、 200°C 焼もどしにおける低体積率 ($f=10 \sim 25\%$) で著しく低下するが、ベイナイト体積率が 50% 以上になると、それは次第に回復する傾向がある。焼もどし温度が 600°C の場合には、二相混

* この表現は前報⁴⁾でも使用し、前オーステナイト結晶粒径と区別する意味で用いた。

Table 2. Microstructural parameters of mixed structure of martensite and bainite.

Volume fraction of bainite, f (%)	Lower bainite* (Transformed at 320°C)			Upper bainite** (Transformed at 400°C)	
	Lath size of bainite (μ)		Lath size of martensite, M_S (μ)	Lath size of bainite, B_S (μ)	Lath size of martensite, M_S (μ)
	Width, B_W	Length, B_L			
10	1.1	9.5	5.6	2.8	6.8
25	1.1	9.5	4.2	3.6	5.1
50	1.2	9.1	2.8	5.0	4.4
75	1.8	9.2	2.3	7.0	3.6

* Bainite precipitating acicularly so as to partition prior austenite grains regardless of volume fraction.

** Bainite precipitating massively so as to fill prior austenite grains regardless of volume fraction.

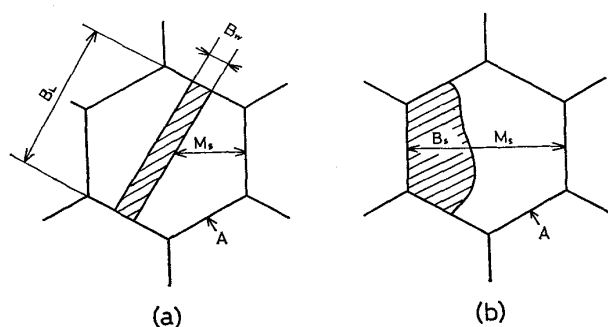


Fig. 2. Schematic diagrams of lath size of martensite or bainite as shown in Table 2. A indicates prior austenite grain boundary.
(a) Mixed structure of martensite and lower bainite.
(b) Mixed structure of martensite and upper bainite.

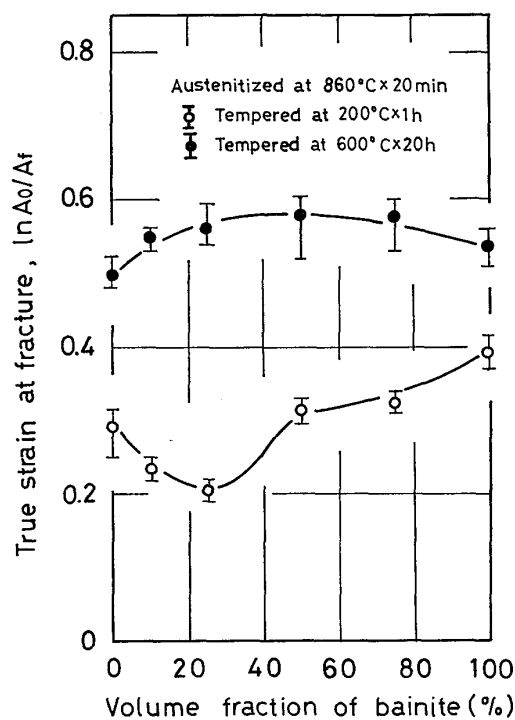


Fig. 3. Effect of volume fraction of lower bainite on true strain at fracture, $\ln A_0/A_f$ (where A_0 and A_f are the original area and the area at fracture, respectively).

全組織の破壊時における真ひずみは、マルテンサイトまたはベイナイト単相組織の場合のそれより増加する傾向が認められた。一方、塊状の上部ベイナイトが含有される場合には、破壊時における真ひずみは、ベイナイト体積率および焼もどし条件にかかわらず低下する傾向があり、それは 200°C 焼もどしの場合に著しかった。

3.3 微視的破壊挙動

前項で、二相混合組織におけるベイナイト体積率と破壊延性の関係について検討し、これら混合組織の破壊延

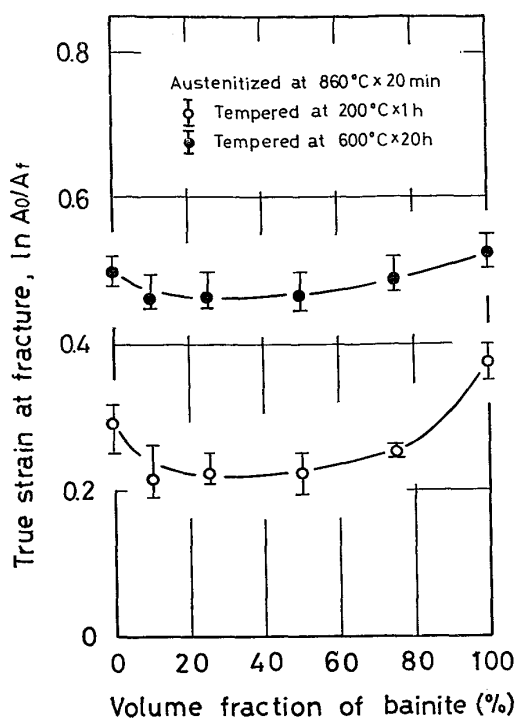


Fig. 4. Effect of volume fraction of upper bainite on true strain at fracture, $\ln A_0/A_f$.

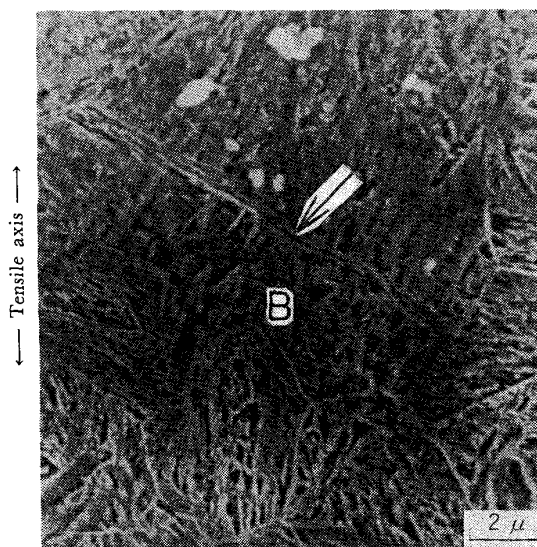


Photo. 1. Scanning electron micrograph of crack initiation during tensile test of specimen having mixed structure of martensite and lower bainite ($f=25\%$). Arrow indicates a crack being initiated at the bainite (B) parallel to tensile axis.

Heat treatment :
860°C × 20 min → 320°C × 130 sec → W. Q.
→ Sub. → 200°C × 1 h T.
W. Q. = Water quench, Sub. = Subzero treatment, T = Temper.

性はベイナイトの存在形態によつて大きく影響されることを明らかにした。そこで、ここでは、これら混合組織の破壊延性とベイナイトの存在形態の関係を明らかにす

るために、破面のミクロフラクトグラフィーならびに引張試験中の微視亀裂の発生と伝播の様相の観察を行い、二相混合組織の微視的破壊挙動について検討した。

3.3.1 200°C 焼もどし

(1) 針状の下部ベイナイトが含有される場合

まず、破壊延性が著しく低下する下部ベイナイトの体積率 10~25% の試料 (200°C 焼もどし) について、ネッキング開始から破壊に至る直前までのネック中心部の顕微鏡観察と引張破壊後の破面観察を行なった。その結果、Photo. 1 に示すように、破壊直前のネック中心部に

引張軸とほぼ平行な針状のベイナイトが脆性的に破壊し (Photo. 1 において矢印で示す)、それがマルテンサイトに向かって伝播したと考えられる痕跡が観察され、また、引張破壊後の破面の中心部には、Photo. 2 に示すように、針状のベイナイトが破壊することによって形成されたと考えられる痕跡 (Photo. 2 において矢印で示す) を中心として脆性的に拡大した破面が観察された。一方、破壊延性が回復するベイナイト体積率の大きい試料 (200

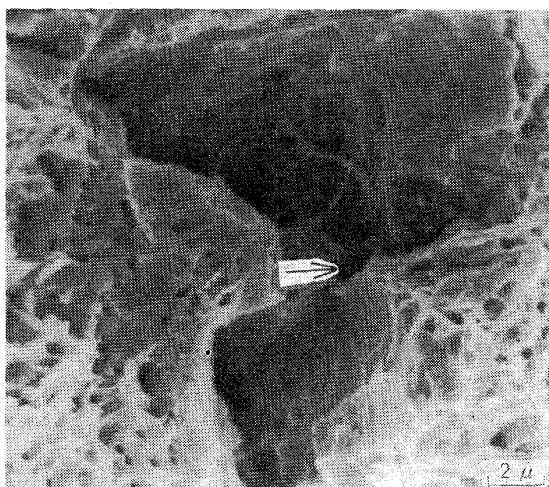


Photo. 2. Scanning electron micrograph of fracture appearance after tensile test of specimen having mixed structure of martensite and lower bainite ($f=25\%$). Arrow indicates fracture surface in which seemed to be formed by brittle-fracture of the bainite. Heat treatment : $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow 320^{\circ}\text{C} \times 130 \text{ sec} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 200^{\circ}\text{C} \times 1 \text{ h T.}$

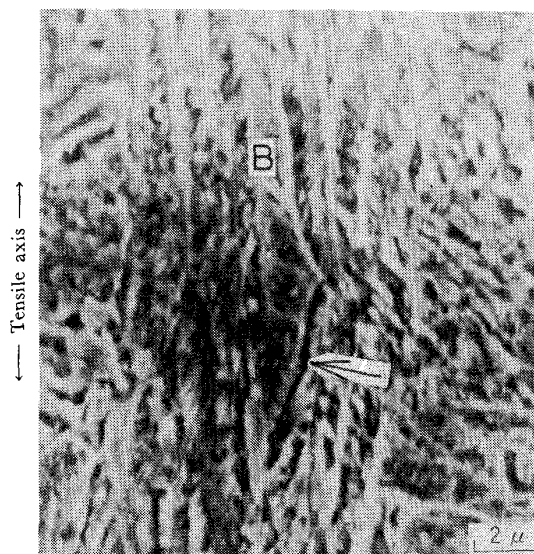


Photo. 3. Scanning electron micrograph of crack initiation during tensile test of specimen having mixed structure of martensite and lower bainite ($f=75\%$). Arrow indicates a crack being initiated at the interface of martensite and the bainite (B). Heat treatment : $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow 320^{\circ}\text{C} \times 260 \text{ sec} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 200^{\circ}\text{C} \times 1 \text{ h T.}$

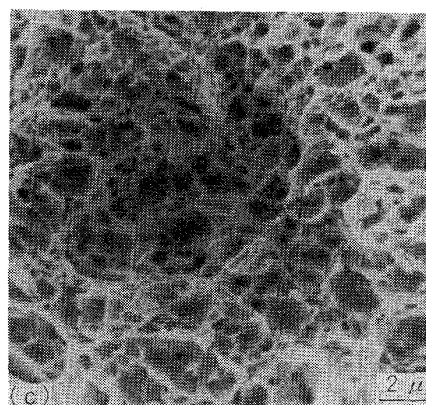
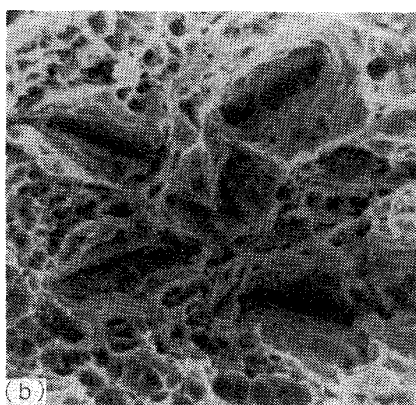
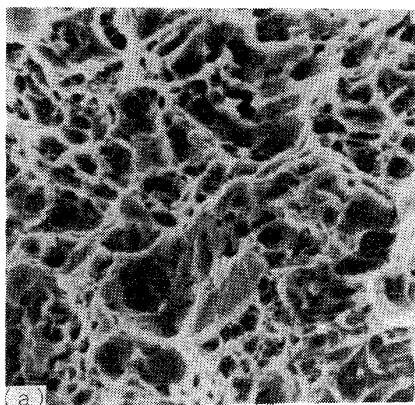


Photo. 4. Scanning electron micrographs of fracture appearance after tensile test of specimens having (a) fully martensite structure, (b) mixed structure of martensite and lower bainite ($f=75\%$) and (c) fully lower bainite structure.

Heat treatment :

(a) $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 200^{\circ}\text{C} \times 1 \text{ h T.}$

(b) $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow 320^{\circ}\text{C} \times 260 \text{ sec} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 200^{\circ}\text{C} \times 1 \text{ h T.}$

(c) $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow 320^{\circ}\text{C} \times 3 \text{ h} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow 200^{\circ}\text{C} \times 1 \text{ h T.}$

°C 焼もどし) について, 低体積率の場合と同様, ネッキング開始から破壊に至る直前までのネック中心部の顕微鏡観察および引張破壊後の破面観察を行なった. その結果, ベイナイト体積率が増加すると, Photo. 3 に示すように, 破壊直前のネック中心部に二相境界に微視亀裂が発生したと考えられる痕跡 (Photo. 3 において矢印で示す) が観察され, また, 引張破壊後の破面中心部には, Photo. 4 に示すように, マルテンサイトあるいはベイナイト単相組織の破面に認められない, 底が深くかつその周辺にストレッチ (さざ波模様) をもつくぼみが比

較的多く観察された (Photo. 4 (b)). 以上の結果から, 針状の下部ベイナイトが低温焼もどしマルテンサイト中に低体積率で含有される場合に破壊延性が著しく害されるのは, 引張軸とほぼ平行な針状のベイナイトが脆性的に破壊し, それがマルテンサイトの脆性破壊を誘起する¹²⁾¹³⁾ことに帰するが, 一方, これらベイナイトの体積率が増加すると, 二相境界破壊が起こるようになり¹⁾, 破壊延性が回復するものと推測される.

(2) 塊状の上部ベイナイトが含有される場合

Photo. 5 に塊状の上部ベイナイトが含有される試料

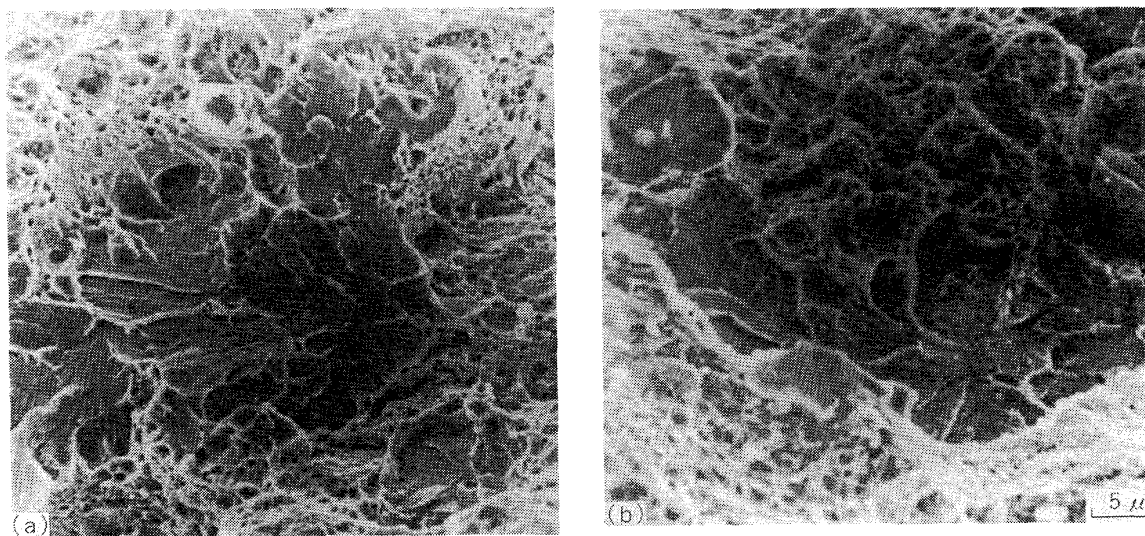


Photo. 5. Scanning electron micrographs of fracture appearance after tensile test of specimens having mixed structure of martensite and upper bainite. (a) $f = 25\%$, (b) $f = 75\%$.

Heat treatment :

(a) $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow 400^{\circ}\text{C} \times 110 \text{ sec} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 200^{\circ}\text{C} \times 1 \text{ h } T.$

(b) $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow 400^{\circ}\text{C} \times 200 \text{ sec} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 200^{\circ}\text{C} \times 1 \text{ h } T.$

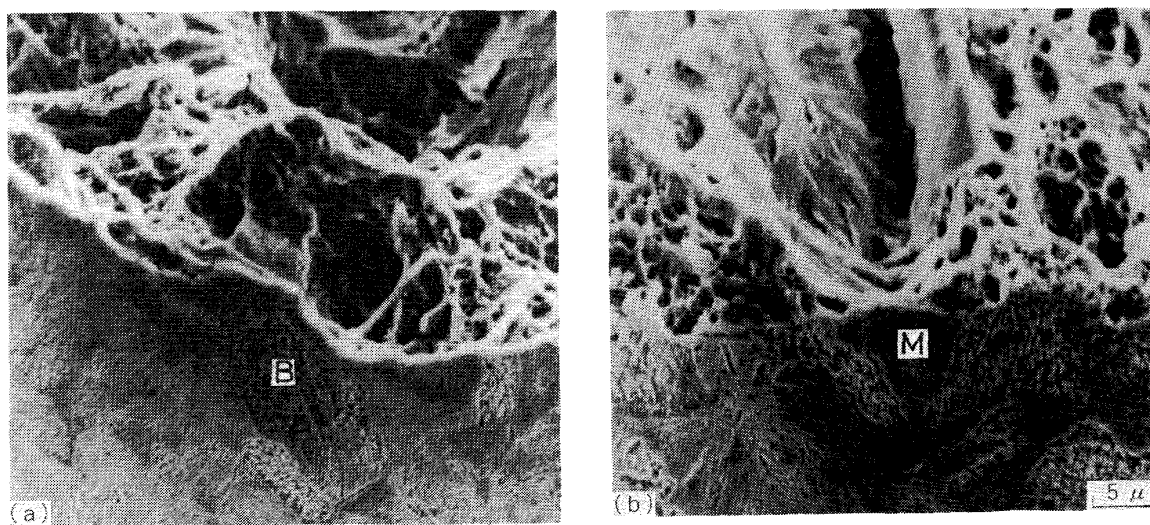


Photo. 6. Scanning electron micrographs of matching of fracture surface and microstructure in specimens having mixed structure of martensite (M) and upper bainite (B). (a) $f = 25\%$, (b) $f = 75\%$.

Heat treatment :

(a) $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow 400^{\circ}\text{C} \times 110 \text{ sec} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 200^{\circ}\text{C} \times 1 \text{ h } T.$

(b) $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow 400^{\circ}\text{C} \times 200 \text{ sec} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 200^{\circ}\text{C} \times 1 \text{ h } T.$

(200°C 焼もどし) の引張破壊後の破面中心部の代表的様相を示した。これらの結果から分かるように、塊状の上部ベイナイトが含有される場合には、破面中心部にベイナイト体積率にかかわらず明瞭なリバーパターンを伴う大きな脆性破面が観察された。これら脆性破面の形成は Photo. 6 に示す顕微鏡組織と破面を直接対応させた観察結果から、ベイナイト体積率が小さい場合ベイナイトの脆性破壊と、また、ベイナイト体積率が増加するとマルテンサイトの脆性破壊と密接に関連することが推測されたが、初期亀裂の形成と組織の関連をさらに検討するため、前述の下部ベイナイトの場合と同様、ネッキング開始から破壊直前までのネック中心部の顕微鏡観察を行なった。その結果、ネック中心部には、Photo. 7 に示すように、ベイナイト体積率が小さい場合にはベイナイトに (Photo. 7 (a) において矢印で示す)、ベイナイト体積率が増加するとマルテンサイトに (Photo. 7 (b) において矢印で示す) それぞれ初期亀裂が形成されたと考えられる痕跡が観察された。以上の結果から、塊状の上部ベイナイトが低温焼もどしマルテンサイト中に含有される場合に破壊延性が害されるのは、ベイナイト体積率が小さい場合にはベイナイトが、ベイナイト体積率が増加するとマルテンサイトがそれぞれ脆性的に破壊し、それがマルテンサイトあるいはベイナイトの脆性破壊を誘起する¹²⁾¹³⁾ことに帰するものと推測される。なお、これら初期亀裂の形成個所がベイナイトからマルテンサイトへ遷移するベイナイト体積率については現在のところ明

らかでないが、ベイナイト体積率が増加し、マルテンサイトがベイナイト中に孤立するように分布するようになると、マルテンサイトに初期亀裂が形成されることが観察されることから、二相の分布形態と密接に関連することが推測されるが、それについてはなお検討を要する。

3.3.2 600°C 焼もどし

Photo. 8 にマルテンサイト単相組織ならびにマルテンサイトとベイナイト二相混合組織をもつ試料 (600°C 焼もどし) の引張破壊後の破面中心部の代表的様相を示した。これらの結果から分かるように、600°C 焼もどしになると、針状の下部ベイナイトが含有される場合、破面の中心部にベイナイト体積率にかかわらず、マルテンサイト単相組織の破面には観察されない、引張軸に対して直角方向に長く伸びかつその周辺にストレッチをもつ底の深くくぼみが観察されるが (Photo. 8 (b) において矢印で示す)、一方、塊状の上部ベイナイトが含有される場合には、ベイナイト体積率にかかわらず比較的大きな平坦な破面が観察された (Photo. 8 (c) において矢印で示す)。600°C 焼もどしになると、二相の組織が区別され難いので、200°C 焼もどしの場合のように破面の構成の様相について明らかにすることができないが、上述の結果と前述の 200°C 焼もどしの場合の微視的破壊挙動の結果あるいは前項で得られた 600°C 焼もどしでの破壊時における真ひずみの結果をあわせ考えると、針状の下部ベイナイトが含有される場合、二相境界破壊が起こるため破壊延性が害されないが¹⁾、塊状の上部ベイ

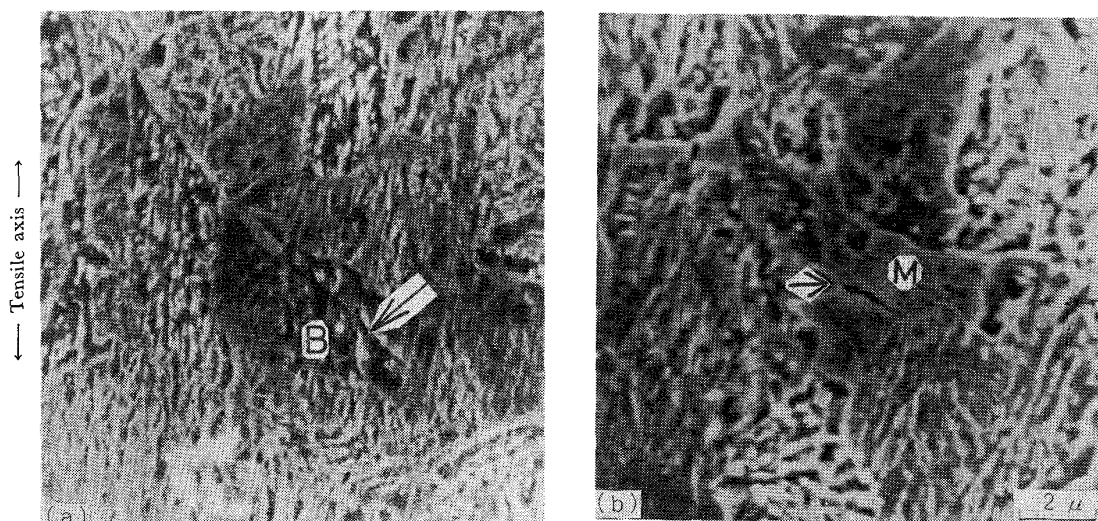


Photo. 7. Scanning electron micrographs of crack initiation during tensile test of specimens having mixed structure of martensite and upper bainite. (a) $f=25\%$, (b) $f=75\%$. Arrow as shown in (a) or (b) indicates a crack being initiated at the bainite (B) or martensite (M), respectively.

Heat treatment :

(a) 860°C $\times$ 20 min $\rightarrow$ 400°C $\times$ 110 sec $\rightarrow$ W. Q. $\rightarrow$ Sub. $\rightarrow$ 200°C $\times$ 1 h T.

(b) 860°C $\times$ 20 min $\rightarrow$ 400°C $\times$ 200 sec $\rightarrow$ W. Q. $\rightarrow$ Sub. $\rightarrow$ 200°C $\times$ 1 h T.

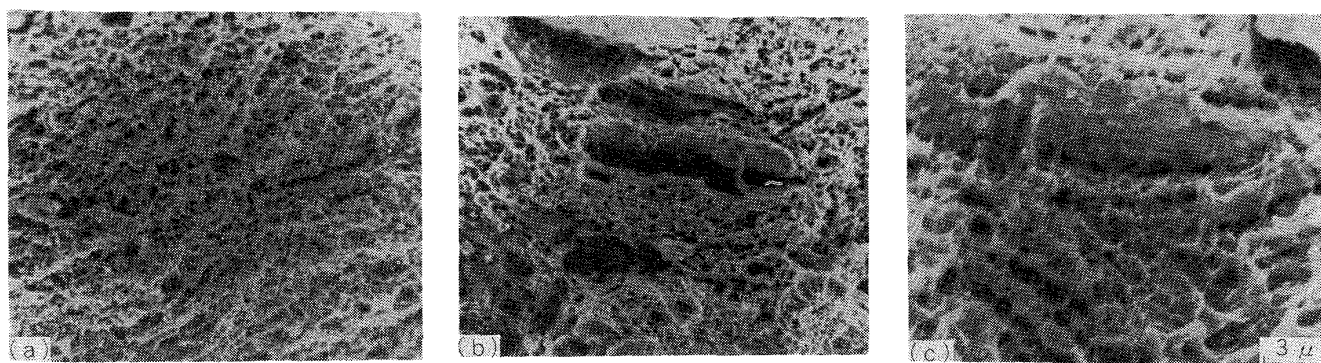


Photo. 8. Scanning electron micrographs of fracture appearance after tensile test of specimens having (a) fully martensite structure, (b) mixed structure of martensite and lower bainite ($f=25\%$) and (c) mixed structure of martensite and upper bainite ($f=25\%$).

Heat treatment :

(a) $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 600^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ h T.}$

(b) $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow 320^{\circ}\text{C} \times 130 \text{ sec} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 600^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ h T.}$

(c) $860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow 400^{\circ}\text{C} \times 110 \text{ sec} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 600^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ h T.}$

ナイトが含有される場合には、やはり 200°C 焼もどしの場合と同様、ベイナイトあるいはマルテンサイトが破壊することによつて、破壊延性が害されるものと推測される。

3.4 破壊延性と加工硬化指数の関係

前項において、ベイナイトの存在形態が微視的破壊挙動の相違をもたらし、ひいては破壊延性に特徴的な現象を生ぜしめることを明らかにした。ここでは、それらの原因をさらに調べるために、二相混合組織の塑性変形過程における加工硬化挙動との関連において検討した。

今、本実験におけるマルテンサイトおよびベイナイト

単相組織ならびに二相混合組織の真応力-ひずみ線図が、均一ひずみ過程で RUDWIK-HOLLOMAN の式 ((1)式) で近似できる¹⁾²⁾¹⁴⁾と仮定して、それらの真応力と真ひずみの関係 (200°C 焼もどし) を両軸対数目盛に整理した。

$$\sigma_t = K \epsilon_t^n \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 σ_t は真応力、 ϵ_t は対数ひずみ、 K は強度因子で n は加工硬化指数である。その結果、マルテンサイ

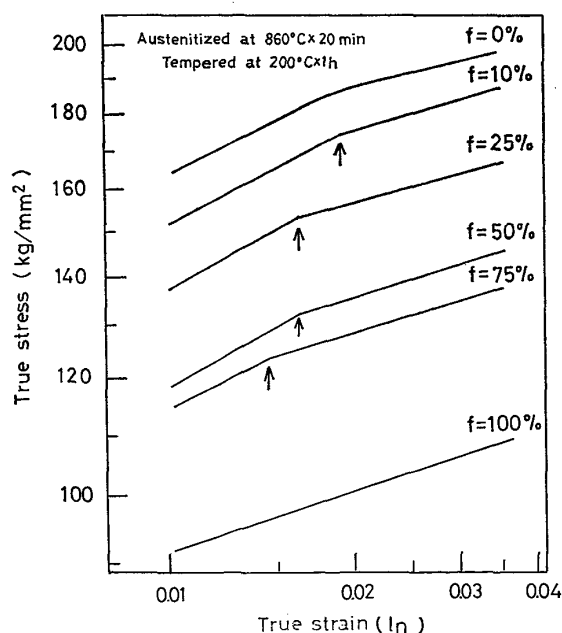


Fig. 5. Effect of volume fraction of upper bainite on true stress—strain diagrams. Arrows indicate a knee.

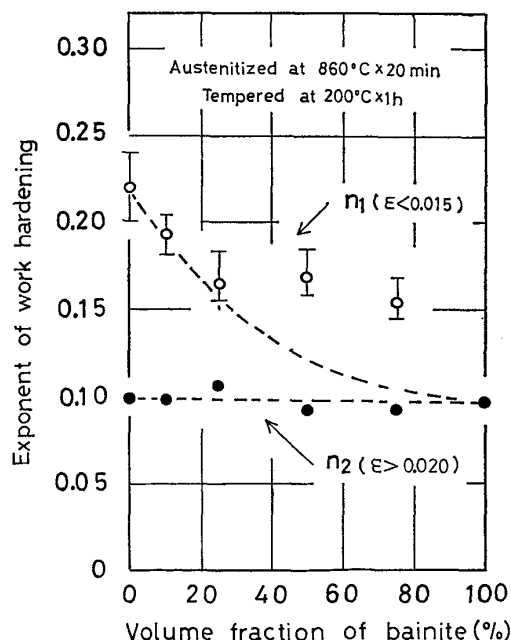


Fig. 6. Effect of volume fraction of lower bainite on exponent of work hardening. n_1 and n_2 indicate exponent of work hardening in earlier and latter stages during the plastic deformation, respectively. Dotted curves show the calculated ones according to the law of mixture.

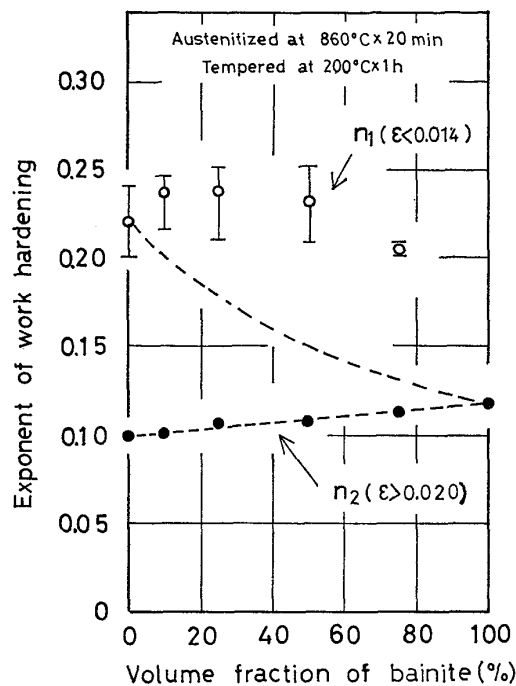


Fig. 7. Effect of volume fraction of upper bainite on exponent of work hardening. Dotted curves show the calculated ones according to the law of mixture.

ト单相組織では変形の途中ゆるやかな曲線を描くが、二相混合組織では比較的明瞭な折点が認められ¹⁾²⁾¹⁵⁾, Fig. 5 にその代表として上部ベイナイトが含有される場合の結果を示した。そして、これらの折点前後の各領域における加工硬化指数とベイナイト体積率の関係を調べ、その結果** を計算によつて求めた加工硬化指数の混合則と対比して Fig. 6 および 7 に示した。

なお、加工硬化指数の混合則 n_{mix} は次の仮定をおいて⁴⁾ (2) 式で決定した。

(1) 混合則 n_{mix} は、ベイナイト体積率の増加に伴うマルテンサイトのラス径の変化を考慮に入れるが、ベイナイトのそれは考慮に入れない。

(2) マルテンサイトのラス径と加工硬化指数の間の関係は、熱処理を種々変化させることによつて得られたマルテンサイト单相組織における前オーステナイト結晶粒径と加工硬化指数の間の関係式 (Fig. 8) で近似できる。

$$\left. \begin{aligned} n_{mix} &= n_B f + n_M^*(1-f) \\ n_M^* &= k + m d^{-1/2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 n_B および n_M^* はそれぞれベイナイトおよびマルテンサイトの加工硬化指数であり、 d は二相混合組織

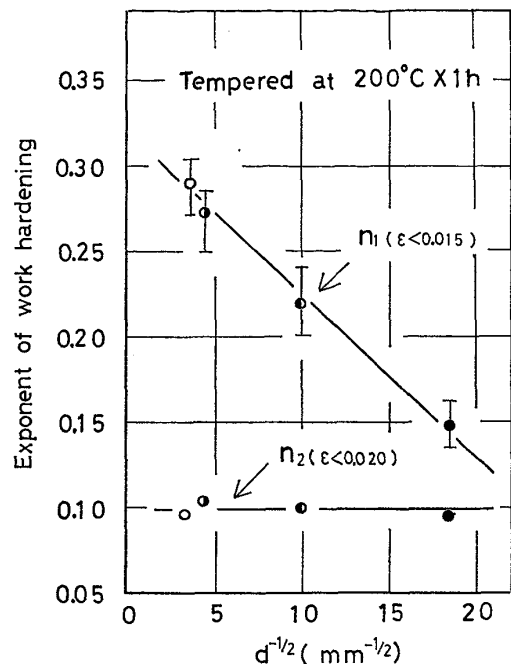


Fig. 8. Relationship between prior austenite grain size, d and exponent of work hardening.

Heat treatment :

- 1 150°C × 30 min → W. Q. → Sub.
 - 1 050°C × 30 min → W. Q. → Sub.
 - 860°C × 20 min → W. Q. → Sub.
 - 860°C × 20 min → W. Q. → Sub.
 - 860°C × 2 min (in Pb bath) → W. Q. → Sub.
- 4 cycle

におけるマルテンサイトのラス径で m および k は Fig. 8 に示した関係式 (一次式) における勾配と切片である。そして、実際に混合則を求めるに際して、 d は Table 2 の数値を、 m は -0.009 ($1/\text{mm}^{-1/2}$)、 k は 0.322 の数値を使用した。Fig. 6 の結果から分かるように、針状の下部ベイナイトが含有される場合、ベイナイト体積率 10 ~ 25% では n_{mix} が混合則にほぼ従うが、その体積率が 50% 以上になると、それは折点前の領域 ($\epsilon < 0.015$) で混合則から上方に偏倚する傾向が認められた。一方、塊状の上部ベイナイトが含有される場合には、 n_{mix} は折点前の領域 ($\epsilon < 0.014$) でベイナイト体積率にかかわらず混合則から著しく上方に偏倚する傾向が認められた。このことは、針状の下部ベイナイトが含有される場合、その体積率が小さいと塑性変形過程でベイナイトがマルテンサイトによつて強い塑性拘束を受けること、また、塊状の上部ベイナイトが含有される場合にはその体積率にかかわらず、変形の初期段階で著しい二相不均一変形が起こることをそれぞれ示唆するものである²⁾。そして、後者における加工硬化指数の著しい上昇は、二相不均一変形の結果生ずる二相境界近傍における高い局所

** マルテンサイト单相組織では途中ゆるやかな曲線を描くが、変形の初期 ($\epsilon < 0.015$) および変形が進んだ領域 ($\epsilon > 0.020$) では直線で近似できるので、その領域の加工硬化指数を求めた。

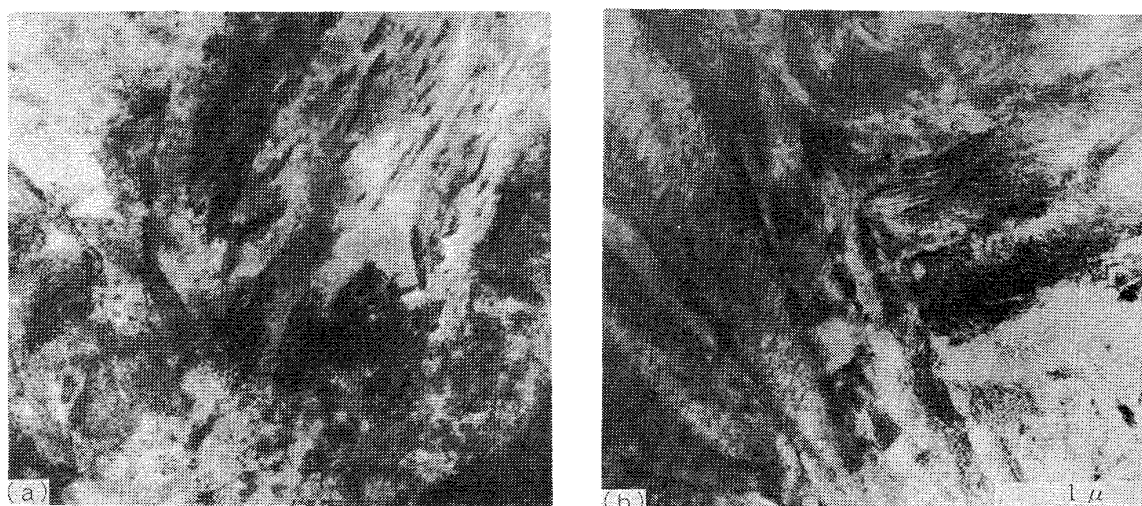


Photo. 9. Transmission electron micrographs of substructure before and after deformation of specimens having mixed structure of martensite and upper bainite ($f = 50\%$).
(a) $\epsilon = 0$, (b) $\epsilon = 0.012$.

Heat treatment :

$860^{\circ}\text{C} \times 20 \text{ min} \rightarrow 400^{\circ}\text{C} \times 150 \text{ sec} \rightarrow \text{W. Q.} \rightarrow \text{Sub.} \rightarrow 200^{\circ}\text{C} \times 1 \text{ h T.}$

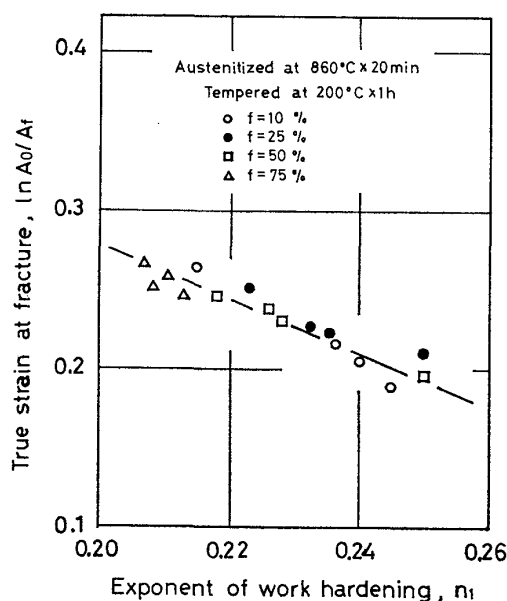


Fig. 9. Relationship between exponent work hardening in earlier stage, n_1 and true strain at fracture, $\ln A_0/A_f$.

的内部応力に起因するものと考えられる¹⁶⁾。事実、塊状の上部ベイナイトが含有される場合の変形前の下部組織と変形後 ($\epsilon = 0.012$) のそれを対比して観察すると、変形後では変形によつて形成されたと考えられる双晶が二相境界に集中して多く認められた (Photo. 9)。そこで、これら上部ベイナイトが含有される場合の二相混合組織の破壊延性が変形初期に生ずる二相境界近傍における高い局所的内部応力と密接に関連するものと考え、これら混合組織の折点前の加工硬化指数と破壊延性の関係を整理した。その結果、Fig. 9に示すように、それらの間に

は比較的良好な一次関係が成立した。すなわち、これら混合組織の破壊延性は加工硬化指数が大きいほど低下する傾向があり、変形初期の二相不均一変形の結果生ずる二相境界近傍における応力集中と密接に関連することが推測された。

以上のことから、針状の下部ベイナイトが低温焼もどしマルテンサイト中に低体積率で含有される場合、塑性変形過程でこれらベイナイトがマルテンサイトによつて強い塑性拘束を受ける結果^{1)~4)17)~20)}、ベイナイト中引張ひずみが最も大きくなる¹⁸⁾引張軸と平行なベイナイトが、三軸応力下でのネッキング過程で脆性的に破壊することによつて破壊延性が害されるが、一方、塊状の上部ベイナイトが低温焼もどしマルテンサイト中に含有される場合には、変形の初期段階で二相が不均一変形する結果、二相境界近傍に高い応力集中が生じ、結果として、低体積率ではベイナイトが、ベイナイト体積率が増加するとマルテンサイトがそれぞれ脆性的に破壊することによつて破壊延性が害されるものと推測される。

4. 結 論

マルテンサイトとベイナイト二相混合組織をもつ 0.42% C-Ni-Cr-Mo 鋼の室温における破壊延性について検討を行ない、以下の結論を得た。

(1) 針状の下部ベイナイトが低温焼もどしマルテンサイト中に含有される場合、低体積率で破壊延性が著しく害された。このことは、塑性変形過程でこれらベイナイトがマルテンサイトによつて強い塑性拘束を受ける結果、引張軸と平行なベイナイトが脆性的に破壊すること

に帰するものと推測される。

(2) 一方、塊状の上部ベイナイトが焼もどしマルテンサイト中に含有される場合には、その体積率および焼もどし条件にかかわらず、破壊延性が害された。このことは、塑性変形過程の初期段階で二相が不均一変形する結果、二相境界近傍に高い応力集中が生じ、結果として、低体積率ではベイナイトが、ベイナイト体積率が増加するとマルテンサイトがそれぞれ脆性的に破壊することに帰するものと推測される。

終りにのぞみ、本実験における供試鋼をご提供下さった山陽特殊製鋼(株)の小柳明および森田剛太郎の両氏ならびに本実験にご協力下さった日本電子(株)の方々および大阪府立松原高等職業訓練校の機械科の諸先生方に対して、深謝の意を表します。

文 献

- 1) 富田恵之, 沖 幸男, 岡林邦夫: 鉄と鋼, 63 (1977) 8, p. 1321
- 2) 富田恵之, 沖 幸男, 岡林邦夫: 鉄と鋼, 64 (1978) 1, p. 78
- 3) 富田恵之, 沖 幸男, 岡林邦夫: 鉄と鋼, 64 (1978) 3, p. 459
- 4) 富田恵之, 宮本啓太, 岡林邦夫: 鉄と鋼, 64 (1978) 6, p. 759
- 5) B. I. EDELSON and W. M. BALDWIN, Jr: Trans. ASM, 55 (1962), p. 230

- 6) J. GURLAND and J. PLATEAU: Trans. ASM, 56 (1963), p. 442
- 7) C. T. LIU and J. GURLAND: Trans. ASM, 61 (1968), p. 156
- 8) P. F. THOMASON: J. Inst. Met., 96 (1968), p. 360
- 9) T. GLADMAN, B. HOLMES, and F. B. PICKERING: JISI, 208 (1970) 2, p. 172
- 10) 井上 毅, 木下修司: 塑性と加工, 14 (1973) 4, p. 291
- 11) 邦武立郎, 寺崎富久長, 大森靖也, 大谷泰夫: “鋼の強靱性” Kyoto, (1971), p. 85
- 12) E. SMITH: Int. J. Fract. Mech., 4 (1968) 2, p. 131
- 13) T. C. LINDLEY, G. OATES, and C. E. RICHARDS: Acta Met., 18 (1970) 11, p. 1127
- 14) 友田 陽, 黒木剛司郎, 田村今男: 鉄と鋼, 61 (1975) 1, p. 107
- 15) 曾山義郎: 材料, 15 (1966) 1, p. 17
- 16) 友田 陽, 田村今男: 日本金属学会会報, 14 (1975) 9, p. 657
- 17) N. BREDZS: Weld J., 33 (1954) 12, p. 545-s
- 18) 佐藤邦彦, 土井 勉, 豊田政男: 溶接学会誌, 37 (1968) 11, p. 1214
- 19) 佐藤邦彦, 豊田政男: 溶接学会誌, 40 (1971) 9, p. 885
- 20) 小川清六, 寺口彰俊, 河本明孝, 神藤克己: 溶接学会全国大会講演概要集, 19 (1976), p. 382