

(昭和 58 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

鋼材の限界 COD に及ぼすひずみ速度の影響

正員 金 田 重 裕* 正員 新 村 豊*
渡 辺 佐 千 雄* 正員 町 田 進*

The Effect of Strain Rate on Critical COD of Structural Steels

by Shigehiro Kaneda, *Member* Yutaka Niimura, *Member*
Sachio Watanabe, Susumu Machida, *Member*

Summary

The effect of strain rate and low temperature on the critical COD (δ_c) of structural steels has been experimentally investigated. The materials tested are 20 mm thick ordinary mild steel (KAS; yield stress 28 kgf/mm²) and 60 kgf/mm² class high tensile steel (HW 45; yield stress 56 kgf/mm²). The 3-point bend COD testings were carried out at temperatures from -150°C to -10°C with crosshead speeds varied from 0.05 mm/min to 500 mm/min. For highest strain rate test, drop weight impact load was applied.

The results of the investigation are summarized as follows. Values of δ_c for KAS and HW 45 decrease with increase in strain rate. Particularly, the decrease in δ_c for both materials is remarkable at temperature below -50°C and at crosshead speed (strain rate) above 50 mm/min. The data plot of δ_c against rate-temperature parameter, $T \ln(A/\dot{\epsilon})$ showed rather wide scatter band for both tested steels.

1 緒 言

構造用鋼の脆性破壊発生に対しては、COD 仮説がかなり広く用いられているが、破壊靱性値は一般に、温度、板厚、ひずみ速度などに多かれ少なかれ依存すると考えなければならぬようである。静的 COD 試験法¹⁾はすでに確立されており、これにより得られた限界 COD (δ_c) はそれなりの意味をもつものであるが、鋼材の性能や欠陥評価という実際の問題に対しては、本来、その使用条件に即して行われるべきで、当然、ひずみ速度も考慮されなければならないと考えられる。もとより、静的と動的靱性値の間には、少なくとも一般用鋼材では少なからず差があるであろうということが、一般に認識されている。しかしながら、この両者間には、ひずみ速度で 5~6 オーダーの開きがあり、これら中間域で δ_c がどのように変化するかは、よく知られていないようである。

また、低強度鋼の場合は、高強度鋼や合金鋼などに比較して、破壊靱性値のひずみ速度依存性が大きいようであり、この種の材料が船舶、橋梁、海洋構造物等、必ずしも静的といえぬ外力を受ける構造物に多く使用されている事情を考えれば、不安定破壊を防止する立場からは、静的 δ_c の情報のみでは不十分であろう。現実の構

造物の受けるひずみ速度に関して詳細は明らかでないが、船体構造では Rolfe²⁾ によれば、衝撃荷重(き裂先端ひずみ速度で 10/s オーダー)まで考慮する必要があるとされている。

本論文では、このような観点から、軟鋼および HT 60 を供試材とする三点曲げ COD 試験を、標準試験法に準じて行うほか、変位速度を系統的に変化させた実験を、これら鋼材の実用温度から極端にかけ離れぬ温度範囲を中心に行い、 δ_c の挙動について調査した。さらにき裂先端部のひずみ速度と破壊の様相との関連、 δ_c のひずみ速度・温度パラメタによる整理を試み、破壊靱性評価の基礎情報を得ることをねらいとする。

2 供試材および試験片

供試材は板厚 20 mm の造船用軟鋼 KAS (NK 規格記号) および板厚 75 mm の 60 kgf/mm² 級溶接用高張力鋼 HW 45 (WES 規格記号) の 2 種類であり、その化学成分および機械的性質は Table 1 に示すとおりである。これら材料より、Fig. 1 に示すような試験片を製作した。HW 45 材は厚板であるため、厚さ方向で三層に切断して試験片を採取した。いずれも試験片長手方向が圧延方向で、as received 材として試験に供した。予き裂は疲労き裂とするのが通例であるが、ここでは簡便

* 東京大学工学部

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of materials

Material	Chemical Composition (%)										Mechanical Properties		
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	σ_Y (kgf/mm ²)	σ_U (kgf/mm ²)	EL. (%)
KAS	0.12	0.23	1.00	0.014	0.009						28	45	34
HW45	0.15	0.29	1.16	0.008	0.005	0.03	0.53	0.16	0.13	0.041	56	66	28

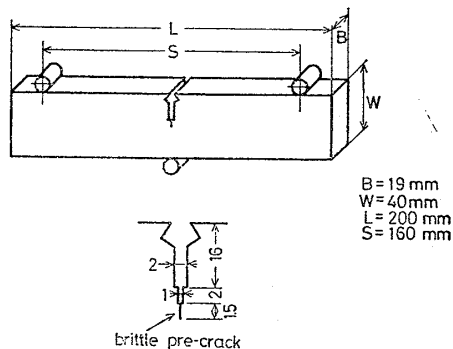


Fig.1 Three-point bend COD specimen

のため、圧縮予荷重による脆性き裂²⁾を用いた。すなわち、液体窒素中 (-196°C) で切欠先端にその温度における降伏応力の約 1.5 倍の公称圧縮応力を負荷し、除荷過程で発生する長さ 1~1.5 mm の脆性き裂をもって予き裂とした。

3 実験方法

試験温度範囲は KAS, HW 45 の各供試材について、それぞれ $-130^{\circ}\text{C} \sim -10^{\circ}\text{C}$, $-155^{\circ}\text{C} \sim -10^{\circ}\text{C}$ としたが、 -70°C , -50°C , -30°C , -10°C で重点的に実施した。

3.1 変位速度制御型試験機による試験

島津製作所製オートグラフ DS 25 (容量 25 ton) を用いて、ひずみ速度を変える意味で、クロスヘッド速度を各 0.05, 0.5, 5, 50, 500 mm/min の五段階に変えて実験を実施した。試験片の冷却は -70°C 以上ではドライアイスとアルコールを、 -70°C 以下では液体窒素のふん囲気により行った。試験片のき裂先端付近に熱電対を取付けて温度を計測し、実験中はこれを目標値の $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 以内に保持した。XY レコーダにより荷重・クリップゲージ変位を記録したが、クロスヘッド速度 500 mm/min の場合は XY レコーダが追従しないので、電磁オシログラフまたはウェーブメモリを用いた。

3.2 落重試験

高ひずみ速度を得る目的で落重試験を行った。冷却槽中で試験片を所定の温度に約 10 分間保持した後、そのままの状態試験片直上約 20 cm の高さから、約 280 kg の重錘を落下させて試験片に衝撃力を加えた。荷重はタップに貼ったストレングージの出力をアナログメモリで計測し、静荷重での校正線図から動的荷重を算定し

た。また、試験片のき裂先端にストレングージを貼り、これがき裂発生により切断されることによってトリガーが作動するようにした。

4 き裂先端 COD(δ) の算定

クリップゲージ変位 V_g から、き裂先端開口変位 δ を算出するために BS 5762 の式¹⁾を用いた。すなわち

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_Y E} + \frac{0.4(W-a)V_p}{0.4W+0.6a+Z} \quad (1)$$

ここに、 K : 応力拡大係数

ν : ポアソン比

σ_Y : 降伏応力

E : ヤング率

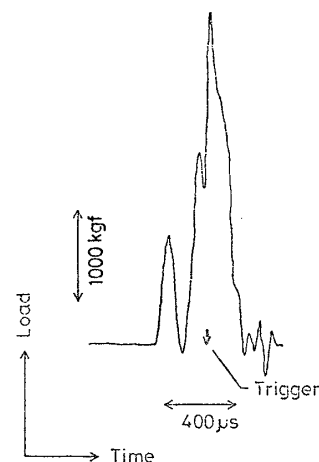
W : 試験片幅

a : き裂長さ

Z : 試験片表面からクリップゲージ位置までの距離

V_p : クリップゲージ変位 V_g の塑性成分

クロスヘッド速度 500 mm/min 以下の試験では $\nu=0.3$, $E=21,000 \text{ kgf/mm}^2$ とし式 (1) をそのまま用いた。一方、落重試験の場合は、通常のクリップゲージが変形に追従できず、 V_g の直接計測を行っていないが、荷重点変位 (Δ と記す) が重錘の落下速度と負荷時間の積から概算でき、また $\Delta \sim V_g$ 間には良好な対応関係があるので、回転係数を用いて δ を算定できる。しかし、今回は Δ が十分小さく、算定精度に問題があると考え、KAS の -10°C のデータ 1 個 (回転係数 $r=1/3$ とした) を除いて、すべて式 (1) の第 1 項のみを用いた。この場合、トリガーの作動した点、すなわち、き裂が発生したと思われる点で Fig.2 に示すように荷重ピークが現われ、この傾向は一定していたのでこれを破壊発生点

Fig.2 Example of load-time record for drop weight test at KAS at -50°C

とみなした。落重試験では、厳密に言えば材料特性のひずみ速度依存性も考慮しなければならないが、動的 σ_r は静的な値より約 20 ksi 大きくなるとされている²⁾ ことから、ここでは 10 kgf/mm² 大きく算定したほかは、静的試験と同一の値を用いた。

5 実験結果および考察

5.1 クロスヘッド速度をパラメタとする δ_c と温度の関係

クロスヘッド速度 ($\dot{A}$ と記す) をパラメタとして δ_c と温度の関係を示すと、それぞれ Fig. 3, Fig. 4 のようになる。BS 5762 によれば、静的試験は $\dot{K}=15 \text{ Nmm}^{-3/2}/\text{s} \sim 80 \text{ Nmm}^{-3/2}/\text{s}$ で行うことを規定し、これを荷重点変位に換算した式も与えている。今回の試験片寸法につい

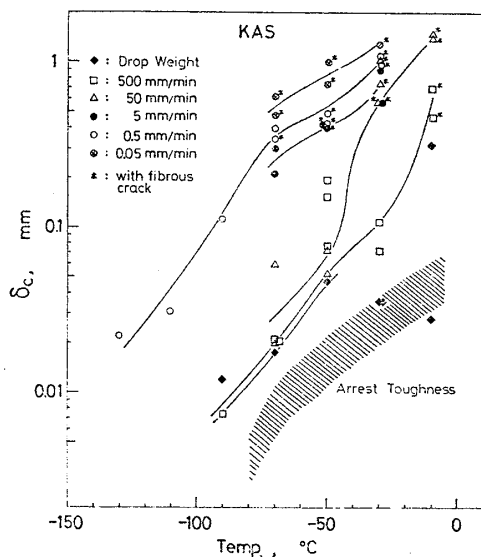


Fig. 3 Effect of temperature and crosshead speed on δ_c for KAS

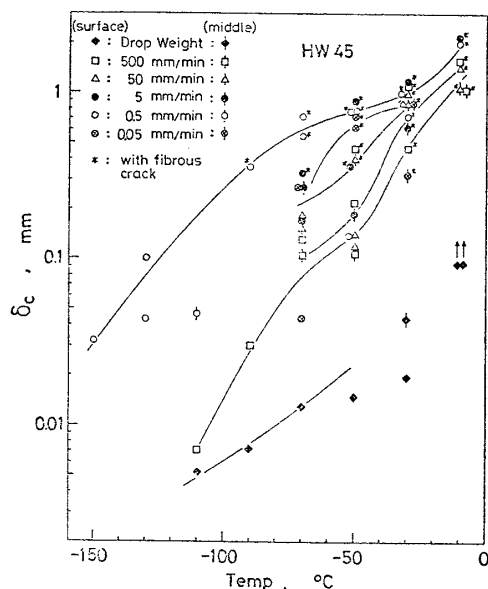
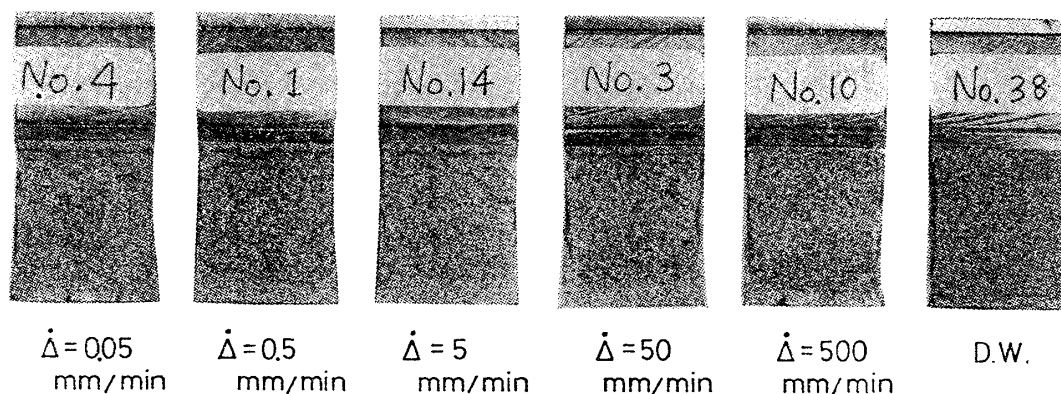
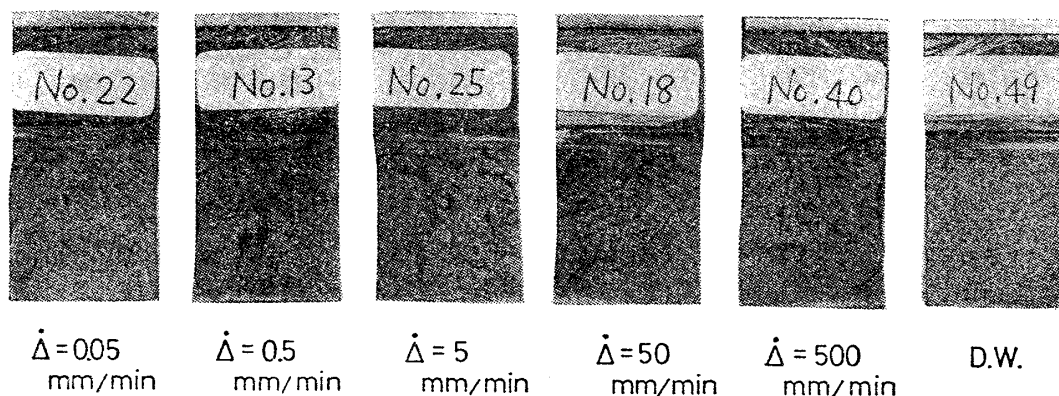


Fig. 4 Effect of temperature and crosshead speed on δ_c for HW 45

てそれを算定すれば、 $\dot{A}=0.14 \sim 0.73 \text{ mm/min}$ となる。すなわち、図中の $\dot{A}=0.5 \text{ mm/min}$ のみがこの範囲内にある。これらの図から、 $\dot{A}$ が大きくなると δ_c が低下する傾向のあるのが分かる。特に $\dot{A}=500 \text{ mm/min}$ では、ある温度以下で δ_c が極度に低下している。そして KAS では -50°C 以下で $\dot{A}=500 \text{ mm/min}$ と落重試験のデータにほとんど差がみられない。HW 45 では落重試験データが $\dot{A}=500 \text{ mm/min}$ のデータよりかなり小さくなっているが、これは δ の算定で塑性成分を考慮しなかったためで、実際はもっと大きな値をとるであろう。同様のことが KAS の -30°C および -10°C における落重試験のデータについていえる。この結果から、 $\dot{A}=500 \text{ mm/min}$ と落重試験の δ_c はかなり近い値であると推定される。なお、Fig. 4 (Fig. 8, Fig. 11 についても同様) 中の surface, middle は、板厚の表面部、および中心部のデータを示しているが、中心部の δ_c が表面部に比べてやや小さいと判断される。5.3 節の議論から、静的試験および落重試験における、き裂先端部のひずみ速度はそれぞれ $10^{-3}/\text{s}$, $10^2/\text{s}$ オーダーと推定される。一方、 $\dot{A}=500 \text{ mm/min}$ の場合は $10^{-1} \sim 10^0/\text{s}$ オーダーで、この中間にあるが、 δ_c は中間というよりもはるかに動的に近くなりうることに注意する必要がある。

材料の靱性の最下限をおさえておくことは、破壊を防止する観点から一つの目安となるために重要である。高速き裂の停止靱性は、ほぼ靱性の下限に近いのではないと思われるので、ここで発生靱性との比較を行ってみる。KAS の本実験と同一チャージ鋼板によるき裂伝播停止試験の解析から、寺本ら⁴⁾ により K_D の値が求められている。この停止靱性と推定される K_D を式 (1) の第 1 項により δ に換算して示すと Fig. 3 の斜線部のようなになる。ただし、式 (1) の第 1 項の分母の 2 を 1 $\sim$ 2 に変えた。Fig. 3 で -30°C と -10°C の落重試験のデータが斜線部に入っているが、これは本来もっと大きな値であろうから、この材料では発生靱性の下限と停止靱性の間には若干の差がみられる。Crosley ら⁵⁾ の A 533 B 材の DCB 試験による停止靱性と動的荷重による K_{IC} 試験の比較では、それらの値が接近しているようであった。この種の比較では鋼種と停止靱性評価法としてどのような方法を用いたかが、議論する際の要点になると考えられ、一定の結論を得るには、さらに検討を重ねる必要がある。

動的試験は一般に静的試験より困難である。そこで静的靱性曲線から動的靱性曲線を推定できれば便利である。Barsom⁶⁾ はシャルピー試験と slow bend 試験におけるエネルギー遷移点における温度差は、 K_{IC} の静的と動的曲線の温度差と等しいとして次式を提案している。

Fig. 5 Fracture appearance of KAS at -30°C Fig. 6 Fracture appearance of HW at -70°C

$$T = 215 - 1.5 \sigma_Y : 36 \text{ ksi} (25.2 \text{ kgf/mm}^2) < \sigma_{Y0} < 140 \text{ ksi} (98 \text{ kgf/mm}^2)$$

$$T = 0 : \sigma_{Y0} > 140 \text{ ksi} (98 \text{ kgf/mm}^2)$$

ここに、 T : シフト温度 ($^{\circ}\text{F}$)、 σ_{Y0} : 室温降伏点 (ksi)。もし、この式が δ_c の静的から動的値を求めるために適用できるものとすれば、KAS, HW 45 でそれぞれ 68.5°C 、および 35.3°C となる。この値は Fig. 3 から分かるように KAS についてはよく当てはまっているが、HW 45 では推定値が実験値よりやや小さい。しかし、データのばらつきを考慮すれば上式により、かなり良好な温度シフトの推定が可能であるといえよう。

さて、KAS, HW 45 の δ_c がひずみ速度に依存して大きく変化している温度域で、破面には何らかの特徴がみられるはずである。巨視的な破面の様相を示した一例が Fig. 5, Fig. 6 である。KAS では、き裂底部の変形および延性き裂が特徴であり、これらはひずみ速度が大きくなるにつれて減少していき、落重試験になるとき裂先端の延性き裂はみられなくなるが、側面にシアリップが現われてくる。シアリップの大きさは温度が高いほど大きくなる。一方、HW 45 も、ほぼ同様の傾向をもつが、 $\dot{\Delta} = 0.05 \text{ mm/min}$ と非常に低速になると、標準速度の場合より延性き裂が小さくなり、破面もやや滑らかになっている。これは δ_c が小さくなる兆候でもあるが、Fig. 13 のような事実からこのような小さな値をとるの

は、単なるデータのばらつきとして片づけることはできない。ひずみ速度が小さく死荷重条件に近くなる靱性が低下することに関しては今後さらに検討する必要がある。

前述のように $\dot{\Delta} = 0.5 \text{ mm/min}$ は BS 5762 の変位速度条件を満たしている。そこでこの条件で得られた δ_c が、標準の静的 COD 試験で得られる靱性値と考え、これを

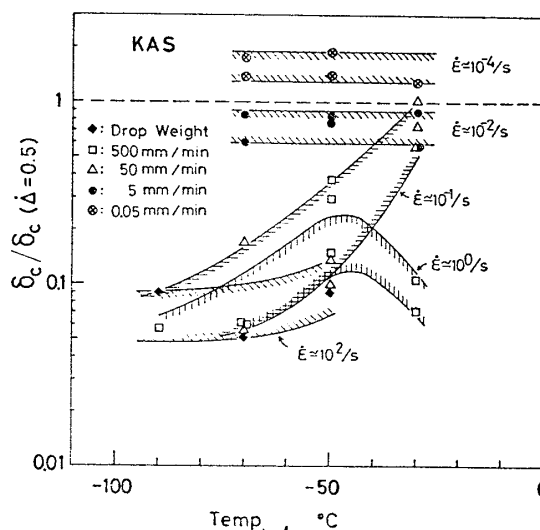


Fig. 7 Relative COD value vs. temperature at various deflection rate for KAS

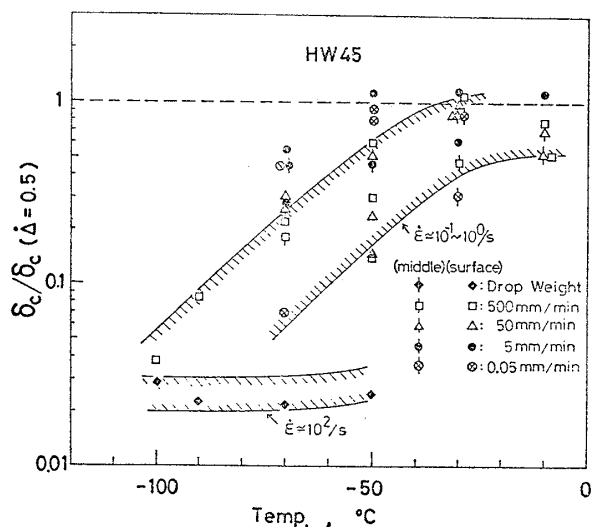


Fig. 8 Relative COD value vs. temperature at various deflection rate for HW 45

1とした場合に他の条件における δ_c はどの程度の値になるかをみることにする。これを図示したのが Fig. 7, Fig. 8 である。KAS の場合は $\dot{\Delta} > 50$ mm/min で δ_c の低下が顕著であり、ことに $\dot{\Delta} = 500$ mm/min では標準静的靱性値の 10% 以下になる可能性が大きく、この材料のひずみ速度感受性の高いことがうかがえる。また $\dot{\Delta} = 5$ mm/min でも明らかに δ_c が標準静的 δ_c を下まわっていることから、この種の材料では油圧式の荷重制御試験機で COD 試験を行う際、変位速度に注意する必要がある。HW 45 についても KAS ほどではないが、 -50°C 以下で $\dot{\Delta} > 50$ mm/min であれば δ_c が相当低くなる。そして十分な低温下では $\dot{\Delta} = 50 \sim 500$ mm/min と落重試験の δ_c には差がなくなる傾向がみられる。

5.2 δ_i について

延性き裂が発生しはじめるときの δ , すなわち δ_i は、板厚、温度、ひずみ速度などに依存しない安定した値であることが指摘されている⁷⁾。今回の実験データについて破面にみられる延性き裂長さと δ_c の関係から、 δ_i を推定してみたところ、両材料で $\delta_i = 0.3 \sim 0.4$ mm となった。これまでに公表されているデータ⁸⁾を加えて、 δ_i と材料の室温降伏点 σ_{Y0} の関係を見ると Fig. 9 のようになる。この図から HT-60 以下の材料では $\delta_i \approx 0.3$ mm, HT-80 では $\delta_i \approx 0.15$ mm 程度とみることができ、両者で明らかな差があるようである。なお、図中の棒線はばらついているデータの上限と下限から推定した値で、低強度鋼ではその差が大きいことや、延性き裂長さの測定法によっても δ_i が変わってくる可能性があることを考慮する必要がある。

5.3 き裂先端部のひずみ速度と δ_c

これまで、ひずみ速度に対応するものとしてクロスヘッド速度で論じてきたが、より一般性の高い議論とする

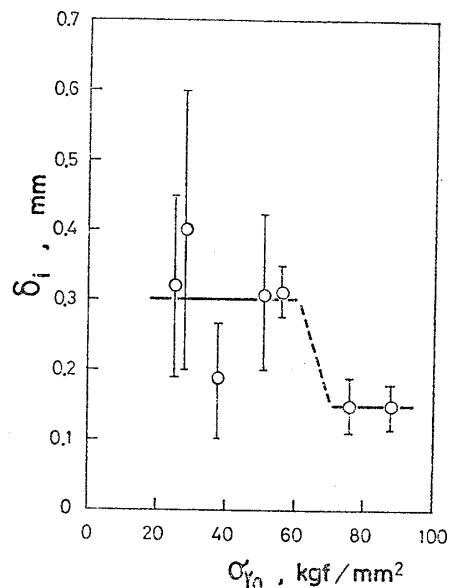


Fig. 9 COD at fibrous crack initiation (δ_i) vs. yield stress at room temperature (σ_{Y0})

には、き裂先端部のひずみ速度を用いる必要がある。しかしながら、き裂先端部は特異点であるという事情から、簡単に扱うことができず、何らかの仮定のもとに取り扱われているのが現状である。Shoemaker ら⁹⁾は、き裂の弾性ひずみ分布を仮定した解析から、弾塑性境界でのひずみ速度を用いて K_{IC} のひずみ速度依存性を調べている。しかし、このような方法が、今回の実験のように全面降伏後に破壊した多くのデータに適用してよいかは疑問である。また彼らの方法により、実験的にひずみ速度を算定するには多数の試験片を要するので、ここでは Tetelman¹⁰⁾流のやり方で、き裂先端部のひずみ速度を算定する。すなわち、き裂先端半径 ρ の 2 倍を有効ゲージ長さと考え、この部分のひずみの変化を δ の変化で表わすものである。き裂先端部のひずみを ϵ とすれば、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は

$$\epsilon = \delta / 2 \rho$$

$$\dot{\epsilon} = \dot{\delta} / 2 \rho = \dot{\delta} / 2 \rho t$$

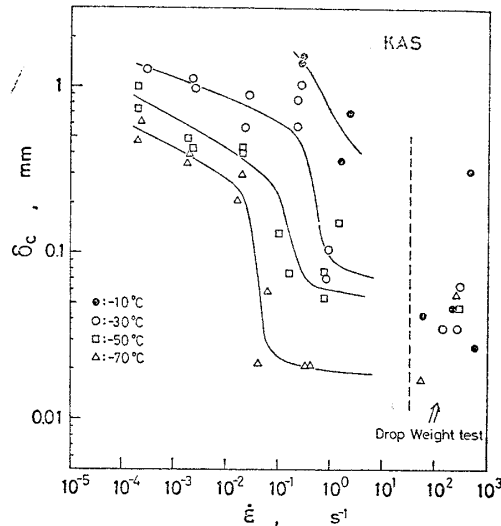
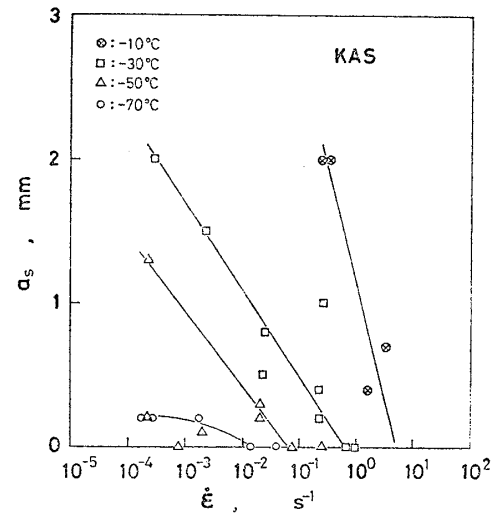
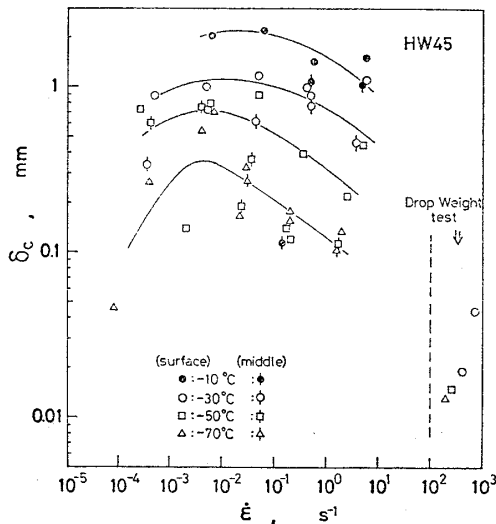
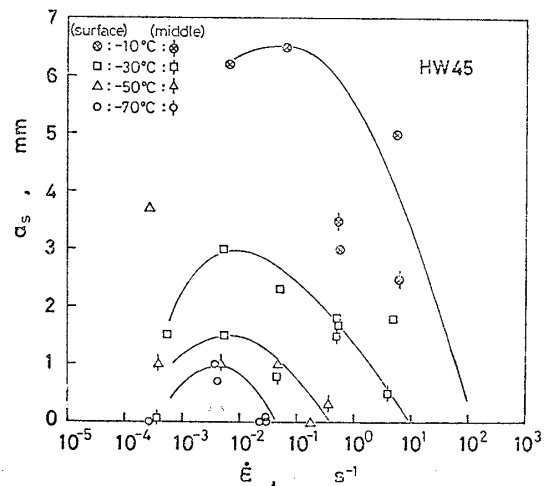
ここに、 t : 負荷時間

となる。なお、 ρ は実際のき裂の先端半径ではなく、 K_{IC} が先端半径に依存しなくなるときの最大の ρ であり、これは供試材の結晶粒度に依存する。Schwalbe¹¹⁾は低炭素鋼の場合、結晶粒径を D とするとき、この ρ に対して

$$\rho = 3 D \quad : \text{for } D < 87 \mu$$

$$\rho = 300 \mu \quad : \text{for } D > 87 \mu$$

としている。組織観察の結果、KAS, HW 45 ではそれぞれ平均粒径が 44μ , 22μ と判断されたので今回はこれを用いた。ただし、き裂断面が計算上、全面降伏後に破壊したデータについては、 2ρ はこれを 2 倍して算定した。これは変形が大きくなれば、き裂先端部に集中し

Fig. 10 δ_c vs. crack tip strain rate ($\dot{\epsilon}$) for KASFig. 12 Fibrous crack length (a_s) vs. crack tip strain rate ($\dot{\epsilon}$) for KASFig. 11 δ_c vs. crack tip strain rate ($\dot{\epsilon}$) for HW 45Fig. 13 Fibrous crack length (a_s) vs. crack tip strain rate ($\dot{\epsilon}$) for HW 45

ていた変形が周囲へ拡大していくため、回転中心がリガメント中心部へ移動していくことに対応する。このようにして求めたひずみ速度と δ_c の関係は Fig. 10, Fig. 11 である。KAS では $\dot{\epsilon} \approx 10^{-1}/s \sim 10^0/s$ で δ_c が急減することが分かる。このひずみ速度は $\dot{A} = 500 \text{ mm/min}$ に相当する。そして -50°C 以下では $\dot{\epsilon} > 10^0/s$ で δ_c がほとんど一定値を示している。 $\dot{\epsilon} \approx 10^2/s$ は落重試験範囲であるが、このことから、 $\dot{A} = 500 \text{ mm/min}$ と落重試験での δ_c の差は、ある温度以下では非常に小さいと推定される。一方、HW 45 では $\dot{\epsilon} = 10^0/s$ でも δ_c 曲線は、明らかに右下りになっており、落重試験での δ_c は $\dot{A} = 500 \text{ mm/min}$ よりかなり下側にあるとみられる。また、この材料の特徴は $\dot{\epsilon} = 10^{-3}/s \sim 10^{-2}/s$ 付近で δ_c がほぼ最大値を取り、ひずみ速度が大きくても、小さくても δ_c が低下する傾向をみせている点である。

5.4 き裂先端部のひずみ速度と延性き裂長さ

破面の延性き裂は靱性の目安であるので、これと $\dot{\epsilon}$ の関係を調べてみた。これが Fig. 12, Fig. 13 である。延性き裂長さ a_s は、温度が高いほど、ひずみ速度が小さいほど大きくなる傾向があるが、データのプロットは上に凸のカーブになっている。とくに HW 45 ではそれが明確に現われている。図中の曲線を a_s が 0 となるまで延長したときの $\dot{\epsilon}$ を限界ひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_c$ と記す) とすれば、これ以上のひずみ速度では延性き裂を伴わずに破壊するときのひずみ速度の下限が得られる。両材料について $\dot{\epsilon}_c$ を求めると Fig. 14 のようになり、片対数上でほぼ直線で近似できる。もちろん、この関係はある温度範囲でのみ成り立つものであろう。たとえば KAS, HW 45 はそれぞれ約 -100°C 以下、約 -80°C 以下ではひずみ速度によらず、延性き裂は生じなくなるようである。また、HW 45 より KAS の方がひずみ速度感受性が高いといえる。

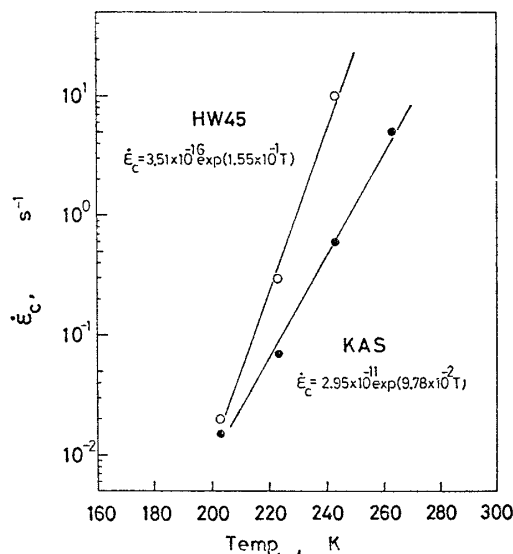


Fig. 14 The relation between critical crack tip strain rate ($\dot{\epsilon}_c$) and temperature

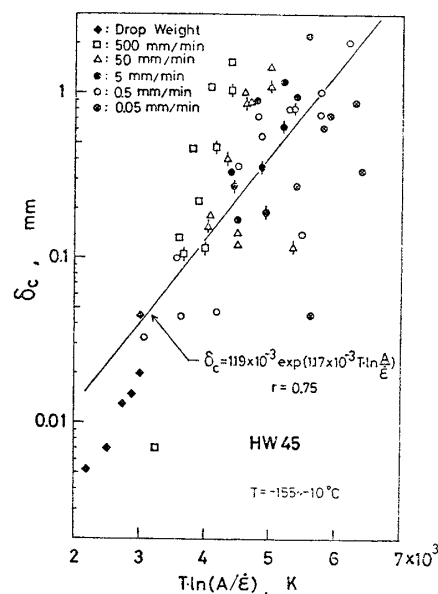


Fig. 16 δ_c for HW in terms of the rate-temperature parameter $T \ln(A/\dot{\epsilon})$

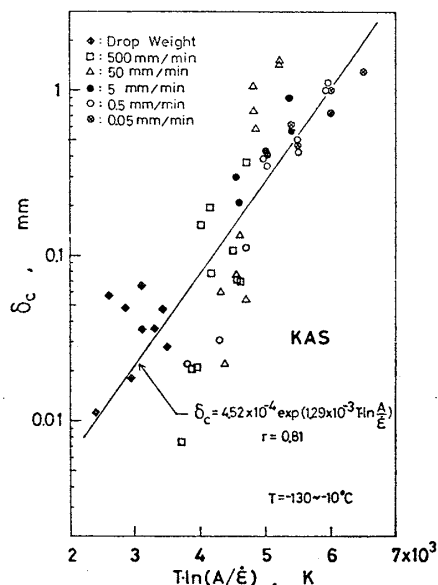


Fig. 15 δ_c for KAS in terms of the rate-temperature parameter $T \ln(A/\dot{\epsilon})$

5.5 δ_c の rate-temperature パラメタによる整理

以上みてきたように δ_c は温度とひずみ速度の影響を大きく受ける。そこで、この両者を含むパラメタで δ_c が統一的に表わすことができれば、はなはだ都合がよい。 K_{IC} については、rate-temperature パラメタ $T \ln(A/\dot{\epsilon})$ により、データがかなりまとまりよく表わせる¹²⁾ことが知られている。ここに T は絶対温度、 A は頻度係数と呼ばれるもので、鋼では $A=10^8/s$ としてよいとされている。今回の供試材については、このパラメタを用いると Fig. 15, Fig. 16 のようになった。図中の直線および δ_c の式は回帰計算から求めたもので、 r は相関係数である。データにはかなりのばらつきがあるが、破

壊靱性値は本来ばらつきが大きいことや、試験条件を広範に変化させていることを考えれば、まずまずのまとまりといえるであろう。

6 結 論

温度、ひずみ速度を広範に変化させた軟鋼 (KAS), HT-60 (HW 45) を供試材とする COD 三点曲げ試験を実施し、以下の結論を得た。

(1) KAS, HW 45 両材料の δ_c はひずみ速度依存性が大きく、とくに $-30^\circ\text{C} \sim -50^\circ\text{C}$ 以下、き裂先端部のひずみ速度 $\dot{\epsilon} > 10^{-1}/s$ でその傾向が著しくなる。

(2) ある程度の低温条件下では中間ひずみ速度における靱性値が動的靱性値に近くなりうる。とくに KAS については -50°C 以下で、かつ $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^0/s$ 以上であれば δ_c は落重試験での値とほぼ等しい。

(3) Barsom の提案する K_{IC} 曲線の動的と静的との温度シフト推定式は δ_c 曲線についても比較的よくあてはまる。

(4) δ_c の rate-temperature パラメタによる整理では、データのばらつきはあるが、一応の傾向が得られ、温度、ひずみ速度を統一的に取り扱うことができることが分かった。

(5) 破面の延性き裂長さとひずみ速度の関係を求め、延性き裂長さは温度、ひずみ速度の条件により変化することを示した。また HW 45 では、ひずみ速度が十分遅くなると高ひずみ速度と同じように靱性が低下する傾向がみられた。

参 考 文 献

- 1) British Standards Institution: Methods for Crack opening displacement (COD) testing, BS 5762 (1979).
- 2) S. T. Rolfe: Fracture-control guidelines for welded steel ship hulls, Proceedings of the Japan-U. S. Seminar (1973), p. 318.
- 3) 阪野賢治: 圧縮予荷重により発生する亀裂を用いた破壊靱性評価法に関する研究, 日本造船学会論文集, 第144号 (1978), p. 352.
- 4) 寺本徳郎, 町田 進, 金沢 武: 高速クラックの動的様相に関する研究 (第4報), 日本造船学会論文集, 第146号 (1979), p. 465.
- 5) P. B. Crosly, E. J. Ripling: Plane strain crack arrest characterization of steels, J. Pressure Vessel Tech. (1975) p. 291.
- 6) J. M. Barsom: Development of AASHTO fracture toughness requirements for bridge steels, Engng. Frac. Mech. Vol. 7 (1975), p. 605.
- 7) 大塚昭夫, 宮田隆司, 西村誠二, 柏木陽一郎, 笠井登: 切欠部からの破壊発生に関する COD クラ イテリアンとストレッチド・ゾーン, 日本造船学会論文集, 第136号 (1974), p. 249.
- 8) 日本溶接協会: FTC 委員会共同研究総合報告書 (1981).
- 9) A. K. Shoemaker, S. T. Rolfe: Static and dynamic low-temperature K_{IC} behavior of steels, J. Bas. Engng., Trans. ASME. 91, 3 (1969), p. 312.
- 10) A. S. Tetelman, A. J. McEvily: Fracture of structural materials, John Wiley & Sons (1967).
- 11) K. H. Schwalbe: On the influence of micro-structure on crack propagation mechanisms and fracture toughness of metallic materials, Engng. Frac. Mech., Vol. 9 (1977), p. 795.
- 12) H. T. Corten, A. K. Shoemaker: Fracture toughness of structural steels as a function of rate parameter $T \ln A / \dot{\epsilon}$, Bas. Engng., Trans. ASME 89 (1967), p. 86.