

論 文

UDC 669.14.018.293 : 620.178.74 : 620.171.313 : 539.56

溶接構造用鋼の破壊挙動に対する衝撃曲げ速度の影響*

中村 正久**・呂 芳一**・北村 茂***

Effect of Impact Bending Rate on Fracture Behavior in Weldable Structural Steel

Tadahisa NAKAMURA, Yoshikazu RO, and Shigeru KITAMURA

Synopsis:

Mechanical properties of weldable structural steel (SM41) have been studied over a wide range of nominal bending speeds ranging from 6 mm/min to 40 m/sec and at testing temperatures from -196 to 70°C . The results obtained are as follows,

1) The nominal skin stress of a smooth specimen increased with lowering the test temperature and increasing bending rates. Static bending of fatigue-cracked and mechanically notched specimens did not show remarkable temperature and notch root radius dependencies except at lower temperatures, while the dynamic bending gave strong temperature, notch root radius and bending speed dependencies.

2) The ratio of the nominal skin stress of notched specimens to that of smooth ones was increased with the decrease of notch root radius and showed no strong temperature dependency in static bending. In dynamic bending, the ratio was increased sharply with temperature and shifted to higher temperatures with bending speeds.

3) The effect of notch root radius was not great in fracture toughness. Plane strain fracture toughness was obtained at higher temperatures in dynamic bending than in static one.

4) The relation between cross head displacement and clip gage one was linear both for the experimental results and the finite element method.

5) The critical COD in dynamic bending might be calculated from the relation between cross head displacement and clip gage one in static test and from the experimental equation about COD and displacement in dynamic test.

6) The critical COD was observed to be shifted to higher temperatures with increasing bending speeds.

1. 緒 言

船舶に多用される溶接構造用鋼の脆性破壊は、加工ならびに設計上、重要な問題となつている。脆性破壊の評価基準として線形破壊力学にもとづく破壊靱性値 (K_{Ic} 値) は、非常に有効であることが示されているが、平面ひずみ破壊靱性値 K_{Ic} は、試験片の寸法が大であること、また破壊までの小規模降伏が満たされねばならないことなど実験上の困難は大きい。いつぼう、き裂開口変位 (COD 値) は、荷重変位関係が非線形挙動を示す場合にも破壊基準として使用しうるといわれている。これらの諸特性値の温度および負荷速度依存性については、すでに多数の報告がある^{1)~3)}が、COD 値は、衝撃試験の場合、直接計測しにくいので、十分に研究されていないようである。また、鉄鋼材料では、これらの値は衝撃

引張試験については、多くの結果を得ているが、衝撃曲げ試験について、とくに曲げ速度を広範囲に変えて系統的に研究した例は少ない。

著者らは、回転円板式高速衝撃試験機を用いて、一連の衝撃破壊挙動について調べ、引張速度の影響については後で報告する⁴⁾。今回は、前報と同種の溶接構造用鋼を用いて、小型試験片による衝撃曲げ試験を、温度を変えて行ない、機械的性質のほかに前述の諸特性値を求め、これら相互の関係を明らかにするとともに、静的曲げおよびシャルピー試験の結果との比較および検討を行なつた。

2. 実験方法

2.1 供試鋼および試験片

供試鋼は、板厚 10 mm の JIS, SM41A で、C : 0.14,

* 昭和 52 年 4 月 本会講演大会にて発表 昭和 52 年 4 月 27 日 受付 (Received Apr. 27, 1977)

** 東京工業大学 工博 (Faculty of Engineering, Tokyo Institute of Technology, 2-12-1 Ōokayama Meguro-ku Tokyo 152)

*** 運輸省船舶技術研究所 (Ship Research Institute, The Ministry of Transportation, 6-38-1 Shinkawa Mitaka Tokyo 181)

Si : 0.23, Mn : 0.62, P : 0.012, S : 0.018% の化学成分であつた。

曲げ試験片に疲労き裂を入れるために、Fig. 1 に示すような WOL 型の試験片を最初に加工した。この試験片を西原式疲労試験機に、両端をピン止めて、毎分 900 回の引張圧縮荷重を与え、繰返し数を $1.0 \sim 4.0 \times 10^5$ の間で、疲労き裂を導入した⁵⁾。き裂が 3~5 mm 進んだとき止めて、試験片の幅の 1/2 まで、き裂がくるように加工し、疲労き裂付曲げ試験片とした。

切欠曲げ試験片は、切欠先端半径を、0.1, 0.3, 0.5 および 1.0 mm ととり、試験片の幅の 1/2 まで、高速カッターで入れた。試験片の幅に対する切欠長さの比を、0.5 と一定にしたままで、試験片の幅を変えた実験も行なつた。平滑試験片は、幅 10 mm, 長さ 100 mm とした。

2.2 曲げ試験

静的曲げ試験は、アムスラー型試験機に、曲げ治具をとりつけ、負荷速度を 6 mm/min, 試験温度を、 -196°C から室温の範囲で 10 点とつて行なつた。

衝撃曲げ試験は、回転円板式高速衝撃試験機を用い、Fig. 2 に示す衝撃曲げ試験装置を設計し使用した。刃の部分に試験片が当たり、衝撃荷重が加わると、刃の部分は、回転円板の外周についている爪からはずれ、つぎに円板が回転して爪がきても、試験片を再び打撃しないようになつてゐる。刃部および荷重棒に、半導体ストレインゲージをブリッジに組み、ロードセルとした。2つのロードセルの内、比較的形のよい波形を示した刃部のロードセルを、荷重として計算に用いた。

円板は、希望の円周速度が得られるように主電動機からトルク・コンバーターを介して漸進的に加速される。所定の円周速度になると、円板の爪と曲げ試験装置と

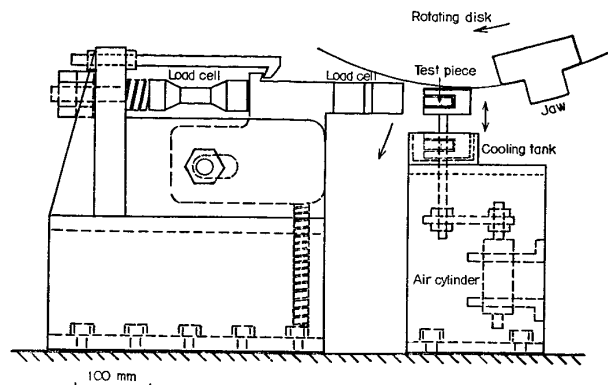


Fig. 2. System for the impact bending test.

で、衝撃曲げ試験を行なう。すなわち、円板の爪が円板直下の曲げ試験装置の刃の部分を通過すると、高压の窒素ガスにより試験片が打ち上げられ、円板の爪に両端が当たり、3点曲げの形式で負荷される。

破壊までの荷重-時間曲線は、トランジェント・レコーダーに記憶し、シンクロスコープで観察し、X-Y-T レコーダーで記録した。

衝撃曲げ速度は、5, 10, 20 および 40 m/s の 4 種、試験温度は、 $-80^{\circ}\text{C} \sim 70^{\circ}\text{C}$ までの範囲で 6 点とつて実験した。

平滑曲げ試験片からは、降伏応力および曲げ応力を、切欠曲げ試験片からは、破壊応力、脆性破面率および断面収縮率を求めた。

3. 実験結果と考察

3.1 曲げ応力

曲げ試験片の表面の公称曲げ応力 σ_N は、(1) 式により求められる。

$$\sigma_N = \frac{3}{2} \frac{Pl}{B(W-a)^2} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 P は荷重 (kg), l は支持間隔 (mm), B は板厚 (mm), W は試験片の幅 (mm), a は切欠長さ (mm) である。平滑および切欠曲げ試験片とも、支持間隔を 70 mm にとり、曲げ応力を求めた。

平滑試験片については、曲げ応力および破断試験片の断面収縮率の温度依存性を、各曲げ速度に対して調べ、Fig. 3 に示す。

曲げ応力は、Fig. 3 より、同一温度で比べると、曲げ速度が 5 m/s 程度では、ほぼ静的曲げの場合と同じ値であつたが、10 m/s 以上になると急に増大した。また、試験温度に対し、いずれの曲げ速度においても、低温になるに従い増加した。断面収縮率には、顕著な曲げ速度および温度依存性はみられなかつた。これらの結果は、

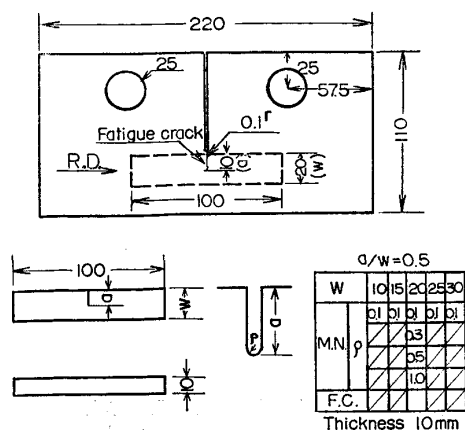


Fig. 1. Shapes and dimensions for fatigue-cracked and notched specimens. (M. N. : Machine Notch, F. C. : Fatigue Crack)

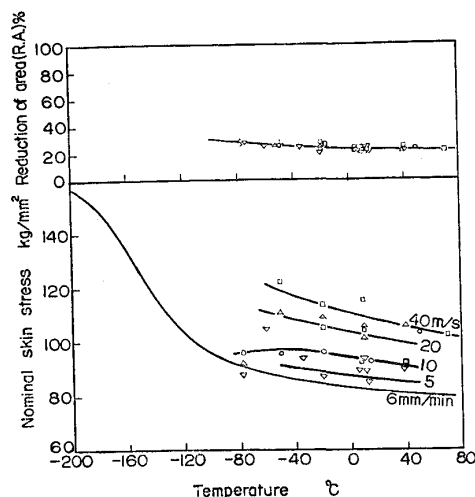


Fig. 3. Variation of nominal skin stress and lateral contraction of smooth bending specimens with temperature for various bending rates.

後報の平滑引張試験片の場合⁴⁾と同様であつた。

切欠試験片の公称曲げ応力について、温度および切欠先端半径の効果を、静的および衝撃曲げについて、Fig. 4 に示す。静的曲げの場合、曲げ応力は、室温から -100°C 付近まで、いずれの切欠先端半径においても、ほとんど温度依存性を示さないが、 -120°C 以下になると、いずれも急に低下した。また、切欠先端半径は、鋭いほど低い曲げ応力を示したが、その効果は、衝撃曲げの場合よりは小であつた。衝撃曲げでは、試験温度範囲において、静的曲げの温度依存性と著しく異なり、曲げ速度が早くなり、温度が上昇するにつれて、急激に増大した。いつぼう、切欠先端半径の効果は、切欠先端が鋭いほど、高温側に移動することが認められた。

計装化シャルピー試験の衝撃速度は 4.8 m/s であり、荷重-時間曲線より曲げ応力を求め、円周速度 5 m/s の場合と比較すると、Fig. 4 (b) のようになった。シャルピーの吸収エネルギーの上部シェルフエネルギーに対応する曲げ応力は、約 100 kg/mm^2 であり、曲げ応力-温度曲線は、切欠曲げ試験片の場合より低くなつていた。この原因としては、切欠の深さ、形状などによる塑性拘束効果の相違によると考えられる。

切欠試験片の平滑試験片に対する公称曲げにおける切欠応力比と温度との関係を、切欠先端半径ごとに求めると、Fig. 5 のようになる。この応力比は、引張試験における切欠感度係数に相当するとみなせる。静的曲げ試験では、切欠先端半径が大きくなるほど、応力比は大きくなつた。温度に対して、 -120°C 付近までは、あまり温度依存性を示さず一定値をとつていたが、それ以下の温

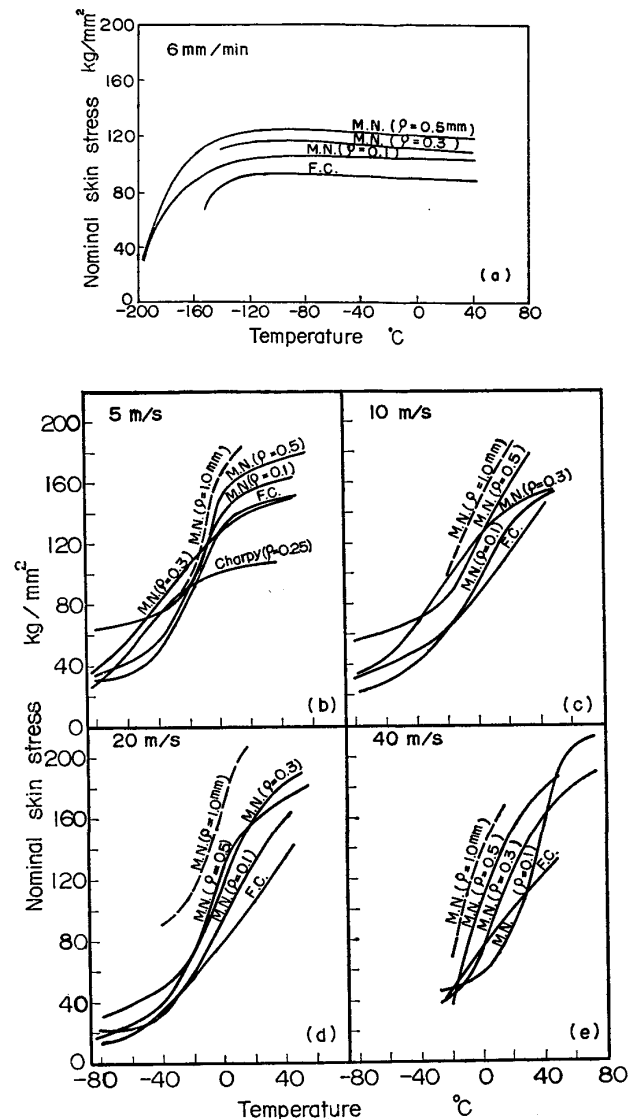


Fig. 4. Variation of nominal skin stress of machine notched (M. N.) and fatigue cracked (F. C.) specimens with temperature for various bending rates; (a) 6 mm/min , (b) 5 m/s , (c) 10 m/s , (d) 20 m/s , and (e) 40 m/s .

度では、急に低下し、応力比も1以下になつた。衝撃曲げでの応力比は、静的曲げ試験の場合と比べて、切欠先端半径の影響は同様であつたが、強い温度依存性がみられた。すなわち、Fig. 5 に示すごとく、応力比は、低温になると0に近づき、高温側では、2に接近する遷移挙動が認められた。また、曲げ速度が大きくなるほど、遷移曲線は、高温側に移動した。シャルピー試験の応力比は、 -20°C より高温側では、 5 m/s の曲げ試験の値より小さく、静的試験と同程度の値をとり、塑性拘束効果が比較的小さかつた。 -20°C 以下では、 5 m/s の場合とほぼ同じ曲線を示した。

この切欠応力比を、破面との関係でみると、衝撃曲げ

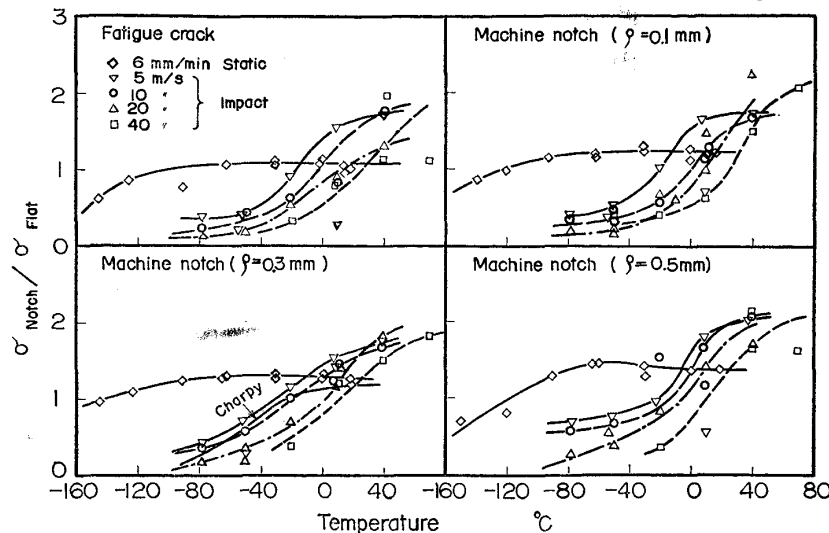


Fig. 5. Relation between nominal skin stress of fatigue-cracked and notched specimens to that of smooth specimen $\sigma_{\text{Notch}}/\sigma_{\text{Flat}}$ and temperature for various notch root radii; (a) Fatigue crack, (b) $\rho=0.1$ mm (c) $\rho=0.3$ mm, and (d) $\rho=0.5$ mm.

では、応力比が1のときの温度と破面遷移温度がよい対応をしていた。応力比が1以上になることは、切欠による塑性拘束効果のためであり、切欠先端半径の小さいほど、また曲げ速度が大きいほど、この効果が強いことが分つた。これらの結果を、後報の引張試験の結果と比べると、温度および負荷速度依存性は同じ傾向であるが、応力比の最大値は、今回の結果では2前後であり、曲げの方が引張より拘束効果が小さいこと結論できる。

3.2 破壊靱性値

3点曲げ試験の破壊靱性値 K_c は、(2) 式により求められる⁶⁾。

$$K_c \text{ または } K_d = \frac{3}{2} \frac{Pl}{BW^2} \cdot \sqrt{a} \cdot Y \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 $Y = 1.93 - 3.07\left(\frac{a}{W}\right) + 14.53\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 25.11\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 25.80\left(\frac{a}{W}\right)^4$ 、 K_c 、 K_d は、それぞれ静的および動的な破壊靱性値 ($\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$)、 P は破壊荷重 (kg)、 a はき裂長さ (mm)、 W は試験片の幅 (mm)、 l は曲げスパン (mm) であり、平面ひずみ破壊靱性値 K_{Ic} および K_{Id} は、次式を満たさねばならない。

$$a \text{ および } W \geq 2.5 (K_c \text{ または } K_d/\sigma_y)^2 \dots\dots (3)$$

ここに、 σ_y は、該当温度での降伏応力 (kg/mm^2) である。

疲労き裂および機械切欠試験片の破壊靱性値と温度の関係を図6に示す。図中で、右下りの細線の下側の領域は、 K_{Ic} 、 K_{Id} を満足させ、上側は、 K_c 、 K_d である。

静的曲げ試験の破壊靱性値は、疲労き裂の場合を除

き、 $-160 \sim -60^\circ\text{C}$ の温度域で、ほぼ一定であり、かつそれらの値は、切欠先端半径に依存しなかつた。疲労き裂試験の場合は、温度の低下とともに減少していき、かつ機械切欠試験片より20%程度低い値であつた。 -160°C 以下の低温域では、いずれの場合も破壊靱性値は急に低下し、 K_{Ic} が得られた。

衝撃曲げ試験の破壊靱性値は、静的曲げの場合と比べて、同一温度では、ほぼ50%以下であり、温度依存性も遷移曲線が高温側へ移動した形態を示した。遷移挙動は、切欠先端半径が小さく、曲げ速度が大きいほど、高温側へ移行した。 K_{Id} は、曲げ速度が40 m/sでは、 -20°C 以下で、5 m/sにおいては、 -100°C 以下で求められた。

切欠先端半径が0.1 mmの機械切欠試験片では、曲げ速度が10, 20 m/sで -196°C および40 m/sで -78°C のとき、疲労き裂試験片では、曲げ速度が40 m/sで -20°C のとき、試験片に円板の爪があたるだけで破壊する現象がみられた。これは、小さい試験片が短時間に大きな衝撃力をうけることにより、試験片の慣性力が破壊強さを越えたためか、応力波の干渉による破壊であると考えられる。その破面および破壊状況の1例を、Photo. 1に示す。き裂が切欠底より直進する例もみられたが、大多数は切欠方向よりある角度でき裂が伝播し、さらに途中で折れ曲り、分岐して進み破断した。破面は完全な脆性破面を示した。

3.3 試験片の幅の影響

板厚中心の切欠底近傍では、応力の三軸性が強くなり、いわゆる平面ひずみ状態に近くなる。

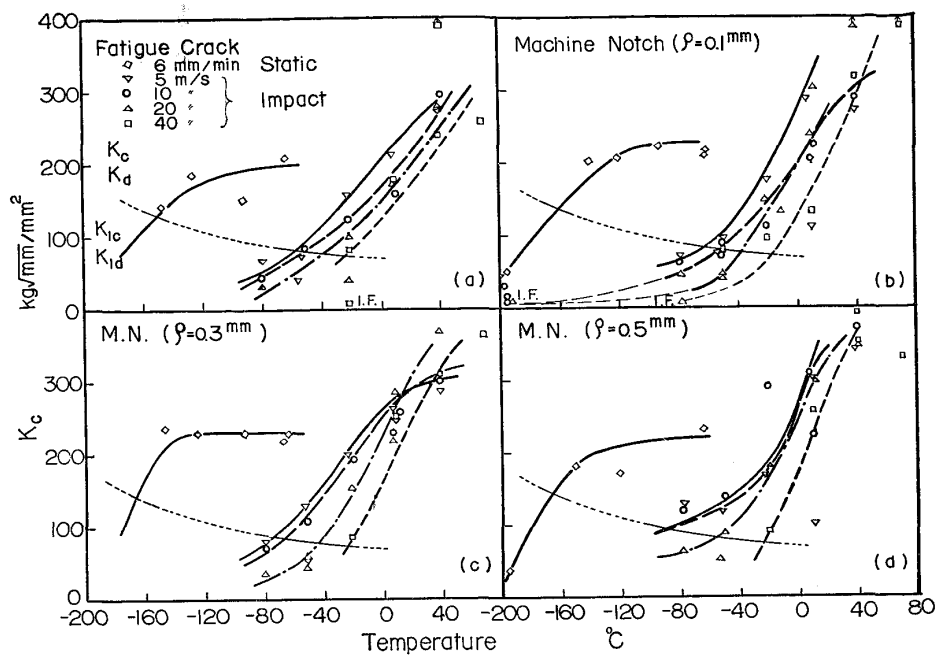


Fig. 6. Temperature dependence of fracture toughness K_c for various notch root radii; (a) Fatigue crack, (b) $\rho=0.1$ mm, (c) $\rho=0.3$ mm, and (d) $\rho=0.5$ mm.

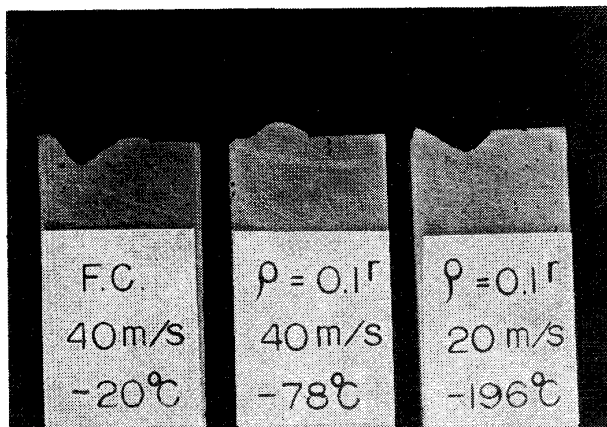


Photo. 1. Macroscopic fracture appearances of fatigue-cracked and notched specimen presumed from impact force.

切欠先端半径が 0.1 mm の試験片で、試験片の幅に対する切欠長さの比を 0.5 と一定にし、幅を 10 mm から 30 mm まで変化させ、破壊靱性値への影響を調べた。試験温度が -20 および -50°C の結果を Fig. 7 に示す。Fig. 7 で、右上りの細線の下側は (3) 式を満足する K_{Id} を示し、上側は K_d である。これより破壊靱性値は試験片の幅に対して、いずれの温度においても右下りの直線で近似され、寸法効果を示した。 K_{Id} を示す試験片幅は、いずれの曲げ速度に対しても、 -20°C では、ほぼ 18 mm 以上であり、 -50°C になると 14 mm 以上となり、曲げ速度の影響は認められなかった。

3.4 COD 値

衝撃曲げ試験の場合、切欠先端近傍の変位を計測することは、技術的に困難である。回転円板の円周速度が 5 m/s 以上のとき、試験片を破断させたのちも、回転速度の低下は無視できるので、試験片を破断させるまでの時間は変位に比例すると仮定し、荷重-時間曲線より幾何学的に求める方法を Fig. 8 に示す。したがって、切欠先端の変位は、(4) 式より求めることができる。

$$V = 2 \frac{rhy}{L} f \dots \dots \dots (4)$$

ここで、 V は切欠先端の開口変位 (mm)、 L は支持間隔の $\frac{1}{2}$ (mm)、 r は回転因子、 h は幅から切欠長さを減じた値、 f は修正係数である。

今回もちいた試験片では、 $a/W=0.5$ であり、降伏応力 σ_y に対する作用応力 σ_N の比 σ_N/σ_y が 2 以上の場合、回転因子 r の応力依存性は大きく、 r は小さくなり、測定誤差と変形量のオーダーが近づくので、 σ_N/σ_y が 2 より小さい範囲では、回転因子による方法は不適当である⁷⁾⁸⁾。

有限要素法により弾塑性計算をおこない、試験片の切欠の反対側に荷重を与えたときの、たわみおよび変位を求めた。有限要素法の適用範囲は、 $\sigma_N/\sigma_y \leq 1.5$ であるとされている。また、 σ_N/σ_y が 1.5 より大きく 2.0 より小さい中間の領域では両者の平均値を用いるとされている⁷⁾⁸⁾。試験片は、切欠をはさみ左右対称で、その半分について三角形要素で 690 個、節点数を 386 ととつ

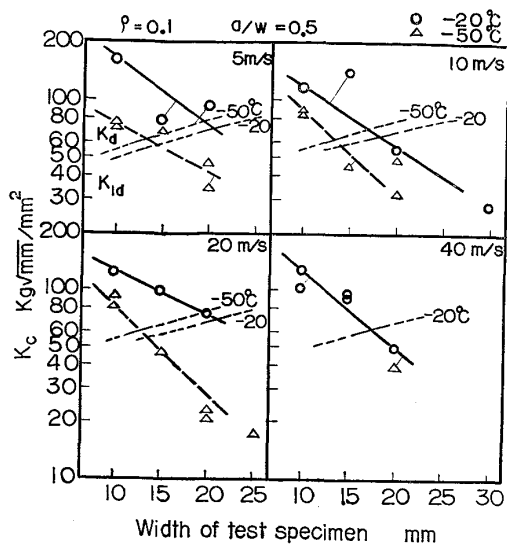


Fig. 7. Effect of specimen width on fracture toughness K_c for testing temperatures and various bending rates; (a) 5 m/s, (b) 10 m/s, (c) 20 m/s, and (d) 40 m/s.

て分割し面内変位、平面応力を求めた。塑性変形域においては、流れ理論による増分法を用いて計算した⁹⁾。

結果の一例を Fig. 9 に示す。試験片の B, C 点に最大 469 kg の荷重を与えたときのたわみ分布を破線で示す。試験片の中心より 1 mm はずれた BE 線上の、各節点での変位をもとめ、図の右上に示す。回転軸は、切欠先端から 4 mm (回転因子 $r=0.4$) 近傍のところにあらわれた。試験片の AC 線上および EF 線上での各節点の変位を 205, 352, 469 kg の荷重ごとに求めた結果を図に記してある。

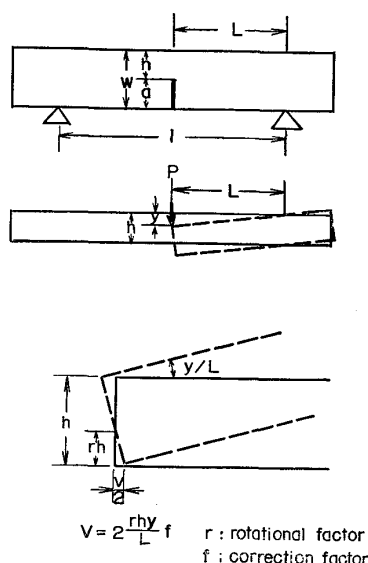


Fig. 8. The method for calculation of displacement in notch root V from cross head displacement y .

試験片のほぼ切欠線上の主応力の大きさおよび方向を求めた結果の 1 例を Fig. 10 に示す。

荷重 469 kg のとき、切欠先端では引張応力が働き、方向は切欠線上で荷重方向とほぼ直角である。主応力は、切欠先端より離れるにしたがつて小さくなり、主応力の方向も左下りの 45° の角度にかわり、切欠先端より約 4 mm はなれると、引張応力から圧縮応力にかわる。

試験片の切欠と反対側の刃部の変位 y と、切欠先端から 10 mm はなれた場所の変位 V_g (ナイフエッジ取付位置) を、有限要素法で求めると Fig. 11 のような直線で示される。切欠先端近傍のメッシュ分割は、切欠先端半径を 1 mm に想定した座標である。切欠先端近傍の座標のみをかえて、先端半径 0.5, 0.3, 0.1 mm の切欠試験片を考えたときの y と V_g の関係を求めると、先端半径 1.0 mm の場合と、ほとんど同じ値がえられた。

いつぼう、刃部と曲げ試験装置の支持台との間の変位 (y に相当) を差動トランスで求め、試験片の切欠部に厚さ 1.5 mm のナイフエッジをつけ、クリップゲージで計測した変位 (V_g に相当) との関係を、同じく Fig. 11 に○印で記すと、直線で示された。有限要素法の結果は、 y が V_g より大きくなり、直線関係がえられた。

差動トランスによる変位 y は、有限要素法で求めた値より大きく、これは、Fig. 9 で求めた変位や試験機全体の剛性を考慮したものより大きく、試験片の刃部および支持部のへこみなどの寄与が大きいものと考えられる。

き裂もしくは切欠先端の開口変位に関しては、負荷速度が大きく変化しても、その変形機構は本質的に変わらないと仮定すると、静的曲げ試験の結果より、動的な COD 値を計算することが可能である。

すなわち、静的試験において、クリップゲージ変位 V_g から、回転因子法により、 $r=1/3$ として、(5) 式より切欠先端の開口変位 V を求めた。

$$V = V_g / \{1 + a/r(W-a)\} \dots \dots \dots (5)$$

ここに、 r は回転因子である。

Fig. 11 に示す関係より、 V_g に対応したクロスヘッド変位 y を、実験値の結果より求める。修正係数 f は、衝撃曲げでも同じで、 y は負荷速度に破断までの時間を乗じて求まると仮定すると、(4) 式より V が計算できる。

COD 値、脆性破面率、断面収縮率と温度との関係を疲労き裂および切欠試験片について、Fig. 12 に示す。

静的曲げの COD 値は、温度に対して顕著な遷移挙動をとった。すなわち、 -120°C 付近以下、および -80°C 以上では、それぞれ一定値に収束する傾向が認められた。切欠先端半径が小さくなるほど、遷移挙動は高温

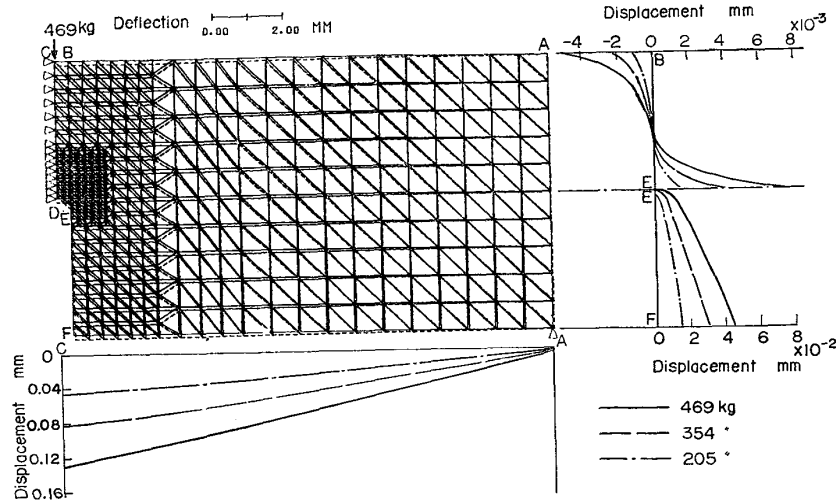


Fig. 9. The distribution of deflection and displacement in notched specimen loading at C with 205, 354, and 469 kg calculated from finite element method (FEM).

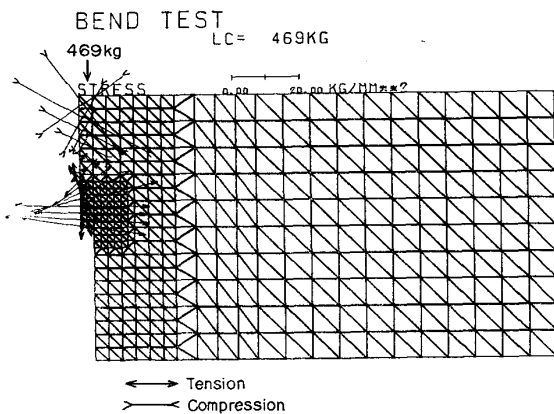


Fig. 10. The value and direction of principal stress in the position which was extension of notched line and 1.7 mm apart from notch root calculated from FEM.

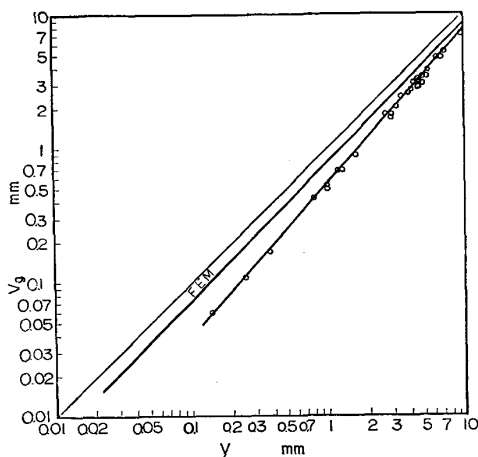


Fig. 11. Relation between clip gage displacement V_g and cross head displacement y . FEM means the result of finite element method.

側に移動していたが、COD 値には切欠先端半径の影響は認められなかった。

衝撃曲げの COD 値は、強い温度依存性を示し、曲げ速度が大きくなるにつれ、曲線はいずれの切欠先端半径においても高温側に移動した。その結果、 -20°C 付近を境として、それ以上の温度域では衝撃曲げが、それ以下では静的曲げがより大きい値を示した。

破面遷移温度を脆性破面率が 50% の温度と定義して求めると、静的曲げで試験は、 $-50 \sim -70^{\circ}\text{C}$ となつた。衝撃曲げでは、静的曲げより $40 \sim 90^{\circ}\text{C}$ 程度高温になり、曲げ速度が大きくなるにつれて、いつそう高温側へ移動した。また、切欠先端半径が 0.3 mm 以下では、遷移温度へ顕著な効果は認められなかった。

断面収縮率は、静的曲げでは、 -80°C 付近までは 20% 位であり、それ以下の温度では急に小さくなり、0 に近づいた。衝撃曲げは、この挙動が高温側にずれ、かつ強い曲げ速度依存性がみられた。

静的曲げ試験では、脆性破面率および断面収縮率の遷移曲線は COD の遷移曲線より、幾分高温側に位置し、衝撃曲げでは、ほぼ同じ温度にきた。

荻原らは、シャルピー衝撃試験における吸収エネルギー vE と曲げ試験における COD-温度曲線との関係性を求めている¹⁰⁾。COD 値の遷移温度を、 0.4 mm のときと定義すると、COD 曲線と吸収エネルギー曲線のシフト温度 ΔT^* ($^{\circ}\text{C}$) は (6) 式で表示される。

$$\Delta T^* = 120 - \sigma_{y0} - 5(\sqrt{t} - \sqrt{20}) \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここに、 σ_{y0} は室温での降伏応力 (kg/mm^2)、 t は板厚 (mm) であり、 $20 < t < 60$ である。

遷移領域では、両者の関係は、(7) 式で示される。

$$\text{COD}(T) = 0.02vE(T + \Delta T^*) \quad \dots\dots\dots (7)$$

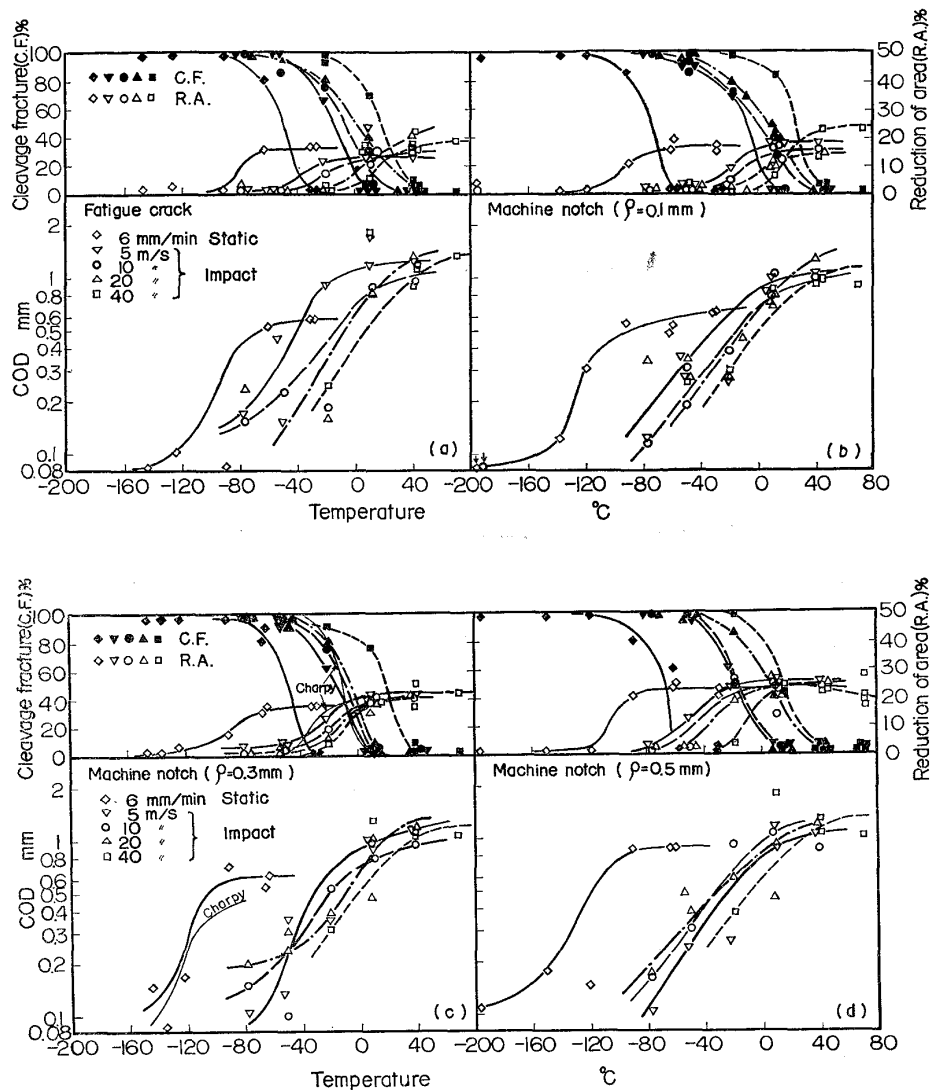


Fig. 12. Variation of crack opening displacement (COD), percent cleavage fracture (C. F.), and reduction of area (R. A.) with temperature for various notch root radii; (a) Fatigue crack, (b) $\rho=0.1$ mm, (c) $\rho=0.3$ mm, and (d) $\rho=0.5$ mm.

ここで、 $COD(T)$ は、 $T^{\circ}C$ での COD 値 (mm)， $vE(T+AT^*)$ は、 $(T+AT^*)^{\circ}C$ での vE (kg·m) である。

シャルピー試験における上部セルフ領域では、 vE^* と COD との間には、(8) 式が成り立つ。

$$COD(T) = 0.02vE^*(T+AT^*) \dots \dots \dots (8)$$

ここで、 $vE^* = vE_0 e^{-T/T_0}$ で、 T_0 ($^{\circ}C$)、 vE_0 (kg·m) は材料定数である。

(6)～(8) 式を用いて、シャルピー試験の vE より COD 曲線を推定すると、Fig. 12 (c) の細い実線のようになり、静的曲げ試験で求めた COD 曲線の近傍にきた。用いた試験片は、板厚 10 mm の場合であり、(6) 式の条件を満足しないが、 vE より COD を十分に推定できた。

これらの結果から、各曲げ速度および切欠先端半径に対して、遷移温度を求め Table 1 に示した。破壊靱性

値 K_c は、 K_{Ic} 、 K_{Id} が得られる最高温度を $(K_{Ic}K_{Id})_c$ 、公称曲げ応力 σ_N は、80 kg/mm² を $(\sigma_N)_{80}$ 、平滑試験片の曲げ応力に対する切欠試験片の曲げ応力比 σ_N/σ_F は 1.0 を $(\sigma_N/\sigma_F)_{1.0}$ 、COD 値は 0.4 mm を $(COD)_{0.4}$ 、破面遷移温度 C. F. は 50% へき開破面を $(C. F.)_{50}$ 、断面収縮率 R. A. は 10% を $(R. A.)_{10}$ 、それぞれ示す温度を遷移温度とした。

各遷移温度は、いずれも試験片の切欠が鋭く、曲げ速度の大きいものほど高温になる傾向を示した。

3.5 破面の観察

疲労き裂および機械切欠曲げ試験片について、破面観察を光学顕微鏡を用いて行なった。

疲労き裂試験片の巨視的破面の例を Photo. 2 に示す。静的試験では、 $-50^{\circ}C$ 付近で切欠先端に thumb nail が発生したのちへき開破壊をしていた。それより低温で

は thumb nail は認められずへき開破面を示し、高温では繊維状破面を示し、縦割れの発生が認められた。曲げ速度 5 m/s では、 -20°C 付近でへき開破面から繊維状破面に移り、10 および 20 m/s では、 $-20\sim 20^{\circ}\text{C}$ で、40 m/s では、 $20\sim 50^{\circ}\text{C}$ で同様な現象がみられた。衝撃試験では、顕著な thumb nail の発生は認められなかった。

Table 1. Comparison among transition temperatures defined from various properties for notch root radii and bending rates :
 (K_{Ic}, K_{Id}) : The highest temperature corresponding to static and dynamic plane strain fracture toughness K_{Ic} and K_{Id} respectively.
 $(\sigma_N)_{80}$: The temperature corresponding to nominal skin stress σ_N of 80 kg/mm².
 $(\sigma_{\text{Notch}}/\sigma_{\text{Flat}})_{1.0}$: The temperature corresponding to the ratio nominal fracture stress of notched specimen to that of flat specimen $\sigma_{\text{Notch}}/\sigma_{\text{Flat}}$ of 1.0.
 $(\text{COD})_{0.4}$: The temperature corresponding to the critical crack opening displacement (COD) of 0.4 mm.
 $(\text{C. F.})_{50}$: The temperature corresponding to cleavage fracture (C. F.) of 50%.
 $(\text{R. A.})_{10}$: The temperature corresponding to reduction of area (R. A.) of 10%.
 $(\text{M. N.} : \text{Machine Notch}, \text{F. C.} : \text{Fatigue crack}).$

		Static mm/min	Impact m/s				
		6	5	10	20	40	Charpy
(K_{Ic}) $(K_{Id})_{\text{C}}$	F. C.	-151	-58	-52	-39	-25	
	M. N.	$\rho=0.1$	-160	-64	-56	-38	-20
		$\rho=0.3$	-170	-75	-69	-46	-26
		$\rho=0.5$	-166	-95	-90	-60	-26
$(\sigma_N)_{80}$	F. C.	-140	-22	-6	0	5	
	M. N.	$\rho=0.1$	-156	-26	-9	8	15
		$\rho=0.3$	-160	-41	-31	-18	-32
		$\rho=0.5$	-160	-32	-24	-18	-9
$(\sigma_{\text{Notch}}/\sigma_{\text{Flat}})_{1.0}$	F. C.	-104	-17	-3	12	25	
	M. N.	$\rho=0.1$	-122	-20	0	8	26
		$\rho=0.3$	-141	-31	-20	0	11
		$\rho=0.5$	-124	-23	-13	-5	10
$(\text{COD})_{0.4}$	F. C.	-84	-48	-23	-17	-4	
	M. N.	$\rho=0.1$	-112	-46	-29	-22	-11
		$\rho=0.3$	-115	-38	-30	-20	-10
		$\rho=0.5$	-125	-32	-39	-42	-18
$(\text{C. F.})_{50}$	F. C.	-48	-13	-6	2	19	
	M. N.	$\rho=0.1$	-70	-8	-1	7	23
		$\rho=0.3$	-46	-14	-7	-4	21
		$\rho=0.5$	-68	-20	-19	4	13
$(\text{R. A.})_{10}$	F. C.	-78	-25	-8	6	17	
	M. N.	$\rho=0.1$	-93	-20	-12	4	14
		$\rho=0.3$	-85	-26	-18	-12	-7
		$\rho=0.5$	-107	-56	-48	-37	-14

切欠先端半径が 0.1, 0.3, 0.5 mm の試験片は、いずれも、静的試験では $-78\sim -100^{\circ}\text{C}$ で、へき開破面から繊維状破面に移った。衝撃試験では、いずれの曲げ速度においても $-20\sim 20^{\circ}\text{C}$ の温度域で、切欠先端半径の鈍なものほど thumb nail が発生していた。

切欠試験片で、へき開破断したものについては、前報と同様に、切欠底より 1~3 結晶粒内側に入った部分からへき開き裂が発生していた。疲労き裂試験片についても同様であつた。すべての試験片の破面には、高速変形に特有な双晶の発生がみられなかったが、これは、今回の材料の平均結晶粒径が約 25μ と小さいからであると考えられる。

4. 結 論

JIS-SM41 鋼を用いて、平滑および切欠試験片を作り試験温度、切欠先端半径および負荷速度を広く変えて曲げ試験を行ない、破壊挙動に対するそれらの影響を調べた。

1) 平滑試験片の曲げ応力は、温度の低下、曲げ速度の増加とともに大きくなった。切欠試験片では、静的曲げ試験の場合は、低温を除いて温度、切欠先端半径に強く依存しないが、衝撃曲げでは、強い温度および曲げ速度依存性を示した。

2) 平滑試験片に対する切欠試験片の曲げにおける切欠応力比は、静的曲げ試験では、切欠先端半径が大きくなると増加したが、温度に対しては低温を除き、強い依存性はみられなかった。衝撃曲げの場合、応力比は温度の上昇とともに急に増加し、また曲げ速度が増すにつれてその遷移曲線は高温側に移行した。

3) 破壊靱性値は、静的曲げ試験では -160°C 付近を境として、高温側ではほぼ一定であり、それ以下で急に低下した。衝撃曲げのとき、破壊靱性値の回帰曲線は曲げ速度が大きいくほど高温側に移った。平面ひずみ破壊靱性値は、静的曲げでは -160°C 、また衝撃曲げでは $-20\sim -100^{\circ}\text{C}$ 以下で求められた。切欠先端半径は、余り破壊靱性値に影響しなかった。

4) 平面ひずみ破壊靱性値に対する試験片の幅の影響は、同一温度では、曲げ速度に依存せず一定であつた。

5) 刃部と支持台との間の変位 y と試験切欠部のクリップゲージ変位 V_g との関係を有限要素法により求めると直線で示される。実験値は有限要素法での結果より大きい y をとり、一本の直線で近似できる。

6) 衝撃曲げ試験の変位は、曲げ速度と破断までの時間から求めると仮定すると、切欠先端の COD 値 V を、静的曲げ試験の V_g-y の直線関係と、 $V=2rhyf/L$ より

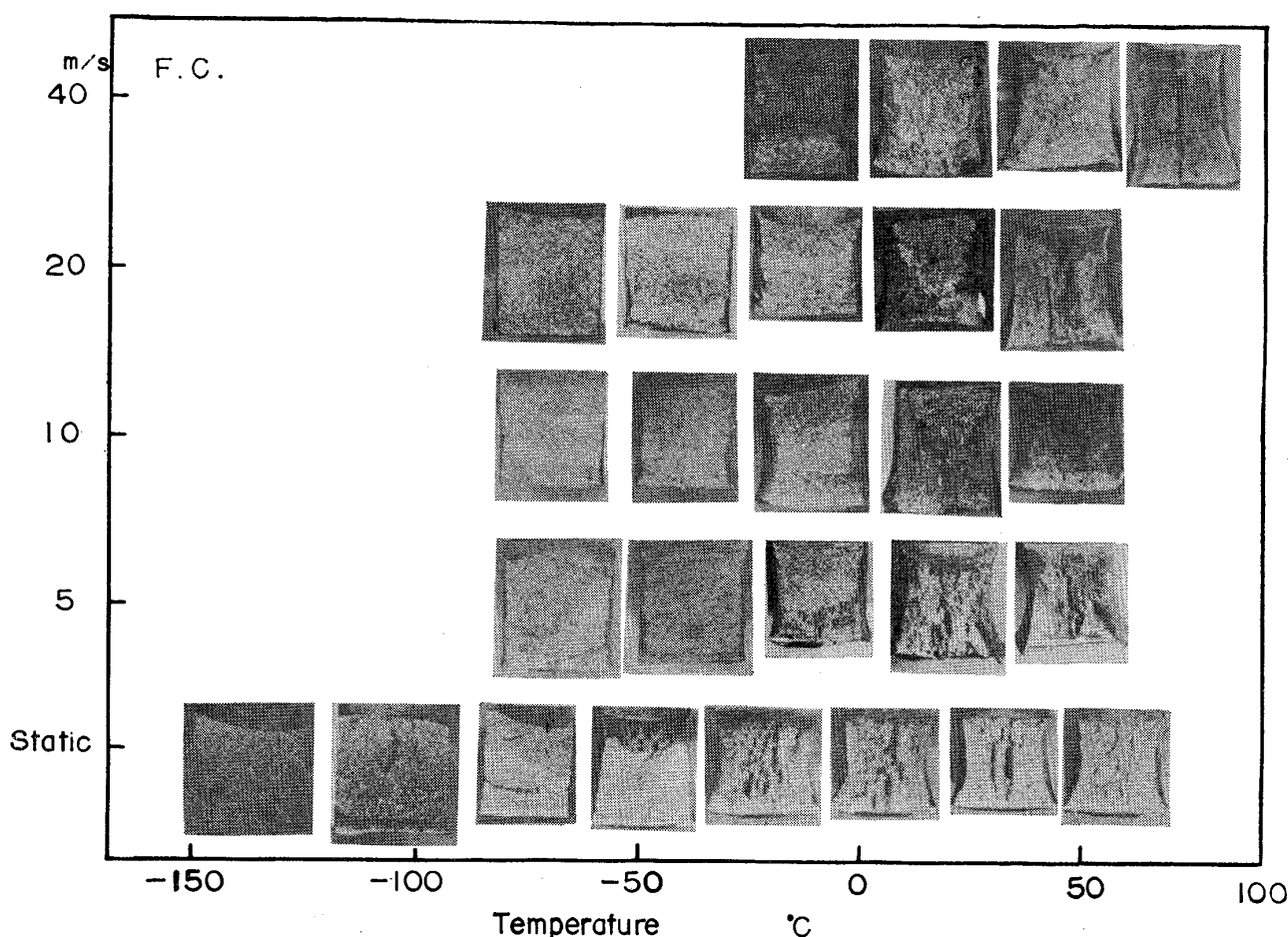


Photo. 2. Macroscopic fractured surface in fatigue-cracked specimen for testing temperatures and bending rates.

求めることができる。

7) COD 値は、温度に対して遷移現象を示し、曲げ速度の大きいほど、高温側に移動した。また、切欠先端半径の影響は小であつた。脆性破面率および断面収縮率の遷移曲線も同様の傾向であつた。

8) シャルピー衝撃試験の吸収エネルギー温度曲線から、萩原らの実験式を用いて COD-温度曲線を推定すると、静的曲げ試験の結果とよい一致をみた。

本研究の実施に際しては、東工大布村成具助教授、小林英男助教授、堀江史郎技官、船舶技研長沢準部長、井上肇室長、藤井英輔室長、前中浩主任研究官、遠藤芳久研究官からご指導およびご意見をいただきました。衝撃曲げ試験用治具および装置の製作にあたっては、住友金属工業株式会社より多大なご援助をいただきました。

ここに心から謝意を表わします。

文 献

- 1) 小林俊郎, 高井耕一, 間庭秀世: 日本金属学会誌, 30 (1966), p. 700
- 2) 田中 実, 布村成具: 日本金属学会誌, 27 (1963), p. 439
- 3) 清田堅吉, 藤田昌大: 日本機械学会誌, 69 (1966), p. 78
- 4) 中村正久, 呂 芳一, 北村 茂: 鉄と鋼, 投稿中
- 5) ASTM E-399 Am. Nat. Standards Inst. (1974)
- 6) ASTM STP410 (1967) 42
- 7) 金沢 武, 町田 進, 萩原行人: 日本造船学会論文集, 132 (1972), p. 361
- 8) 金沢 武, 町田 進, 萩原行人, 小林順一: 日本造船学会論文集, 134 (1973), p. 365
- 9) 遠藤久芳: 船舶技術研究所報告, (1977), 投稿中
- 10) 萩原行人, 征矢勇夫, 三波建市, 佐藤光雄: 日本溶接学会誌, 45 (1976), p. 627