

溶接構造用鋼の引張破壊挙動における衝撃速度の影響

北村 茂*・中村正久**・呂 芳一**

The Effects of Impact Velocity on Tensile Fracture Behavior for Weldable Structural Steel

By

Shigeru KITAMURA*, Tadahisa NAKAMURA** and Yoshikazu Ro**

Abstract

Mechanical properties of a weldable structural steel (JIS SM41A) have been studied over wide ranges of the nominal strain rate from 3.79×10^{-4} to $1.82 \times 10^3 \text{ sec}^{-1}$, and the testing temperature from 70° to -196°C . The fracture behavior of round bar and circumferentially notched bar specimens was studied through tensile properties, crack opening displacement (COD), notch sensitivity ratio, and fractography.

Fracture stresses of circumferentially notched bar specimens pulled at tensile rates of less than 0.5 mm/min showed a continuous decrease at temperatures ranging from -196° to 20°C . While at rates between 5 to 200 mm/min, transition behavior of fracture stress was observed against the temperature, and dynamical pulling transferred the transition temperature to the higher.

In the finite element analysis, the position where the longitudinal stress, σ_z took on maximum value came closer to the notch root with the increase of the ratio of the net stress to yield stress.

The ratio of critical COD to yield stress, Φ/σ_y was illustrated by one curve on both static and dynamic tests to the normalized stress. The values of Φ/σ_y from the experiment was the largest in comparing the results calculated with both finite element method and BCS model. The discrepancy among these results was discussed.

The notch sensitivity ratio (NSR) generally decreased to less than unity with decrease of temperature and increase of tensile speed. However, because of the elastic constraint effect of the notch, NSR in this paper is larger than unity for almost whole region of temperature and tensile speed.

1. 緒 言

溶接構造用鋼の静的引張試験による機械的性質は実用的な観点から調べられている最も基本的性質の1つであるが、衝撃負荷を受けた場合には、静的負荷における挙動とかなり異なった性質を示すことが知られている^{1-6), 8), 11), 25)}。

近年この方面に関する研究は学問的な面からも、実用的な面からも多数の研究がなされている。例えば、軟鋼の高速衝撃引張負荷による機械的諸性質^{1), 6), 8), 11), 14)} および低温における脆性破壊強度^{3), 6-7), 8), 13)}、遷移温度におよぼす歪歪、歪時効の影響²⁾、結晶粒度ならびに変形速度の影響^{4), 7), 9)}、炭化物分布の影響⁵⁾などについての研究が発表されている。

溶接構造物を安全に使用する上で構造物の形状や荷重条件などの影響¹²⁾を調べることは重要であり、そのための基礎的な研究が必要である。

本研究は耐衝撃設計にとり重要なひずみ速度の影響について、溶接構造用鋼を用いて広範囲にひずみ速度および試験温度をかえて、衝撃引張試験をおこない、

* 船体構造部 ** 東京工業大学

* Ship Structure Division, Ship Research Institute, 6-38-1 Shinkawa Mitaka-shi Tokyo 181

** Graduate School of Science and Engineering at Nagatsuta, Tokyo Institute of Technology, 2-12-1 Ookayama Meguro-ku Tokyo 152

原稿受付: 昭和52年6月21日

静的な場合と比較することを目的とした。

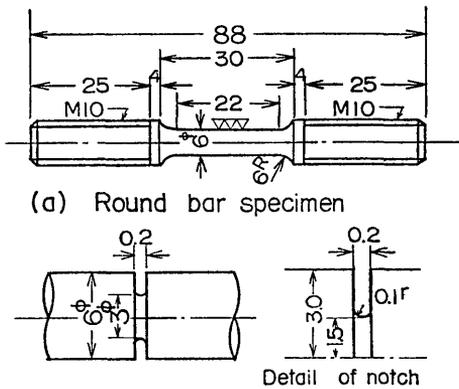
2. 供試鋼および試験片の形状寸法

供試鋼は板厚 10 mm の JIS SM41A 鋼でその化学成分を Table 1 に示す。丸棒試験片は全長 88 mm で

Table 1. Chemical composition of the specimen. (%)

C	Si	Mn	P	S
.14	.23	.62	.012	.018

平行部長さ 22 mm, その直径 6 mm ϕ の平滑丸棒試験片と深さ 1.5 mm の円周切欠を入れ, 切欠先端半径を 0.1 mm にした円周切欠丸棒試験片の 2 種類を用意し



(b) Circumferentially notched bar specimen

Fig. 1. Dimension and shape of specimens.

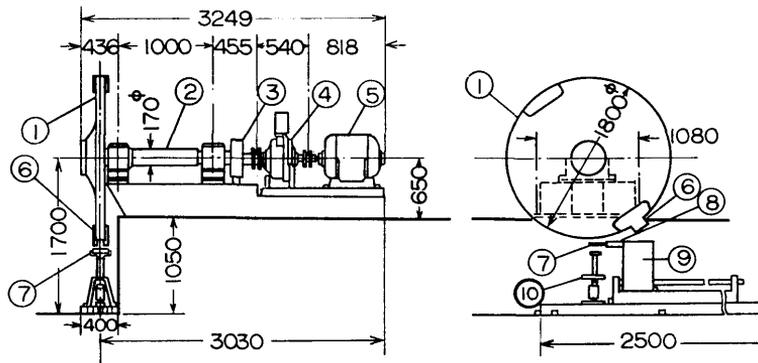


Fig. 2. General view of the impact tension testing machine designed by the authors. 1 rotating disk, 2 rotating shaft, 3 brake, 4 torque converter, 5 main motor (50 HP, 4 P), 6 jaw, 7 test piece, 8 load cell, 9 anvil, 10 accessories for connecting a test piece and jaw of rotating disk.

た。これらの試験の形状寸法の詳細を Fig. 1 に示す。以下, 平滑丸棒試験片を平滑試験片, 円周切欠丸棒試験片を切欠試験片とする。

3. 実験方法

静的引張試験はインストロン型材料試験機 (容量 10 トン) を使い, クロスヘッド速度を 0.02, 0.5, 5, 10 200 mm/min の 5 種類とし, 試験温度はそれぞれ -196°C から 70°C までの間の 9 種類の温度とした。

これらの実験から平滑試験片の破壊応力, 降伏応力, 伸び, 断面収縮率および脆性破面率をもとめ, 切欠試験片では破壊応力 (最大荷重を実断面積で割った値), COD および脆性破面率をもとめた。

衝撃引張試験は Fig. 2 のような回転円板式高速衝撃試験機^{1), 3-6)} をもちいた。回転円板は直径 1800 mm, 厚さ 100 mm で円板の重量は約 2.3 ton の Ni-Mo-V 鋼の鍛造品で 1450 rpm までの回転が与えられる。円板には 1 対の爪がつけてあり, この爪の打撃中心は半径 950 mm のところにあり, 円板の最高回転数の時は 140 m/sec に達する。⑨のアンビルには半導体ゲージを貼付したロードセル⑧, 試験片およびタップが⑦で示すごとく直列にとりつけてある。円板は希望の円周速度がえられるように主電動機⑤からトルク・コンバータ④を介して漸進的に加速される。希望の円周速度がえられたのち主電動機は切って円板の爪⑥と試験片の先端に取付けたタップはヨークを下より打上げてかみ合わせる。このようにして試験片は円板に貯えられたエネルギーによって引張力を受け破断させられる。

引張速度は 5, 10, 20, 40 m/sec の 4 種類, 試験温度は -78°C から 70°C までの 6 種類の温度とし, 破壊応力, COD および脆性破面率を求めた。

その時の荷重-時間曲線はトランジェント・レコーダに記憶させ同時にシンクロスコープで観察し, XYTレコーダに記録した。それらのブロック線図を Fig. 3 に示す。衝撃試験用のロードセルは静的に圧縮荷重を加え, トランジェントレコーダおよびシンクロスコープで測定することにより較正した。これを衝撃荷重の測定に用いた。

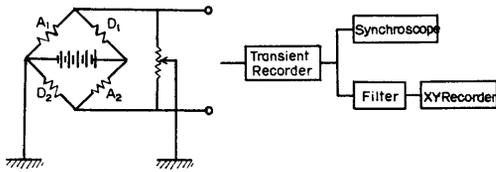


Fig. 3. Block diagram of the system.

静的試験は Table 2 のように黒ぬりの記号で, 衝撃試験は白ぬきの記号で示し, クロスヘッド速度 (静的) および引張速度 (衝撃) によりそれぞれ異なった記号で示す。切欠試験片および平滑試験片のひずみ速度はクロスヘッド速度および引張速度により異なる。切欠試験片のひずみ速度はクロスヘッド速度または引張速度を切欠幅で, 平滑試験片は平行部の長さで除して求めた。以下, 図表の説明は Table 2 の記号を用いて示す。

Table 2. Explanation of symbols for tensile speeds.

	Velocity	Symbol	Strain rate s^{-1}	
			Round bar specimen	Circumferentially notched bar sp.
Static mm/min	0.02	◆		1.67×10^{-3}
	0.5	▲	3.79×10^{-4}	4.17×10^{-2}
	5	●		4.17×10^{-1}
	10	▼	7.58×10^{-3}	8.33×10^{-1}
	200	■	1.52×10^{-1}	1.67×10
Dynamic m/sec	5	▽	2.27×10^2	2.5×10^3
	10	○	4.55×10^2	5.0×10^3
	20	△	9.09×10^2	1.0×10^4
	40	□	1.82×10^3	2.0×10^4

4. 実験結果

4.1 平滑丸棒試験片

静的試験はクロスヘッド速度 0.5, 10, 200 mm/min の 3 種類にかえ, 衝撃試験は引張速度を 5, 10, 20, 40 m/sec の 4 種類にかえて各温度で実験を行った。それらの結果を Fig. 4 に示す。図のように静的試験で

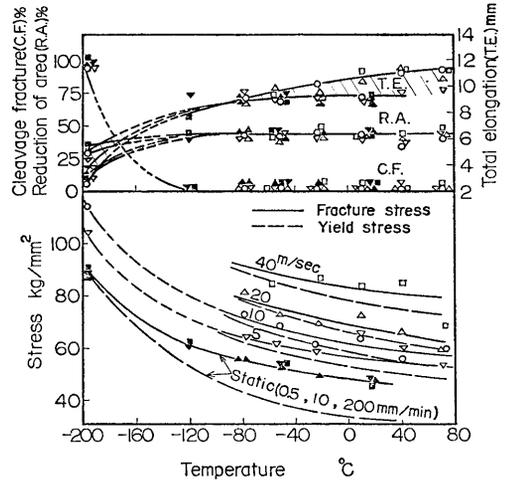


Fig. 4. Temperature dependences in fracture stress, yield stress, percent cleavage fracture, reduction of area and total elongation of round bar specimen for various strain rates. (strain rate $3.79 \times 10^{-4} \sim 1.82 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$)

のひずみ速度 ($3.79 \times 10^{-4} \sim 1.52 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$) ではひずみ速度にかかわらず破壊応力はほとんど同じ値を示し, 低温になるに従い増大した。また降伏応力も同様の傾向を示した。

衝撃試験のひずみ速度 ($2.27 \times 10^2 \sim 1.82 \times 10^3 \text{ sec}^{-1}$) では, 破壊応力はひずみ速度の増加と共に大きくなり, 顕著なひずみ速度依存性を示し, 静的な場合と比べて温度依存性はほぼ同じであり, 降伏応力も破壊応力と同様の傾向を示した。以上の実験ではいずれも bcc 構造の鋼に特有な温度およびひずみ速度依存性^{1), 3), 6-8), 11)}が認められた。低温になると, 静的および動的な場合の変形応力は室温付近ほどの差を示さず, 一点に集まる傾向を示し, これは文献によれば, 熱活性化過程を示している²³⁾。

そのときの脆性破面率および断面収縮率はいずれも, ひずみ速度による影響は認められず, ほぼ同じ値

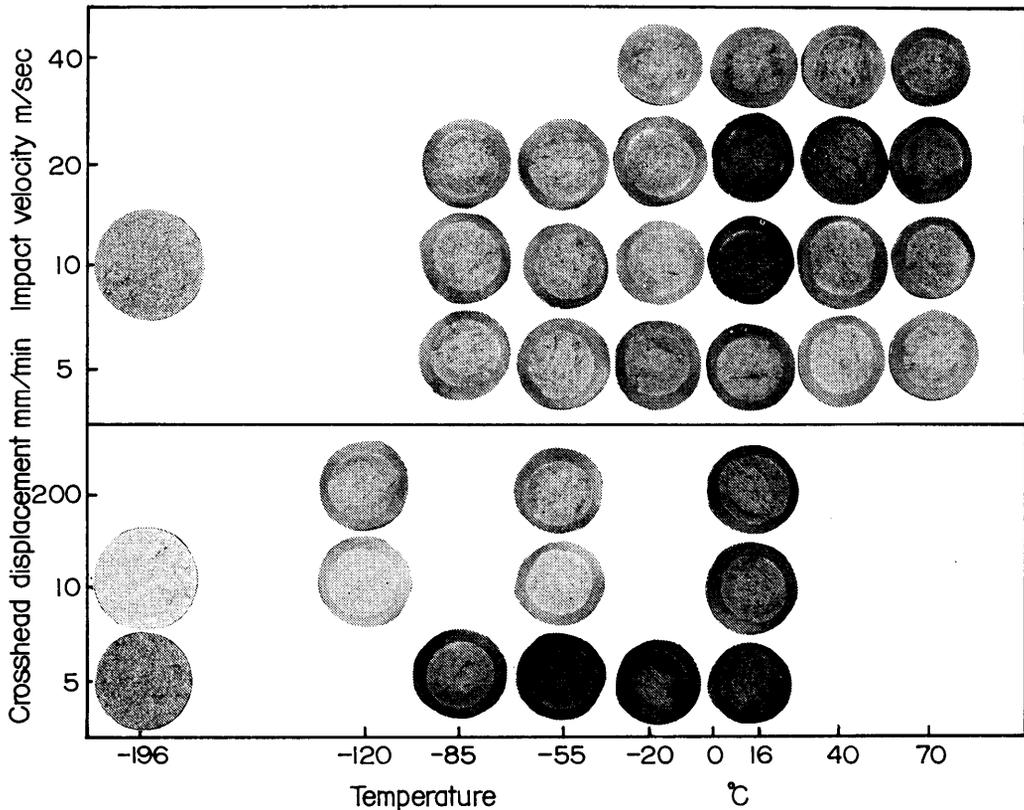


Photo. 1. Fracture surface of round bar specimen for testing temperatures.

を示した。破面は -196°C では 100% 近い脆性破面率であり、 -120°C より高温では完全な延性破面を示した。それらの破面の 1 例を Photo. 1 に示す。

静的試験の伸び（クロスヘッド間伸び）は温度の低下と共に減少するが、衝撃試験ではひずみ速度が大きいほど、高温側ではより大きな値となり、低温側ではより小さな値を示した。

4.2 円周切欠丸棒試験片

切欠試験片は直径 $6\text{mm}\phi$ の丸棒に深さ 1.5mm の円周切欠を入れ、切欠先端半径を 0.1mm とした。この場合の応力集中係数は 4.7 になる。各クロスヘッド速度および引張速度に対する破壊応力および脆性破面率と温度の関係を Fig. 5 に示す。なお降伏応力も合わせて示してある。

クロスヘッド速度が $0.5\text{mm}/\text{min}$ 以下の場合の破壊応力は、すべての試験温度の範囲で降伏応力より大きな値を示し、試験片は十分塑性変形したのち破断した。また、破壊応力は試験温度の低下に従って増大した。

5, 10, 200 mm/min の各クロスヘッド速度では、室

温から -80°C 付近までの試験温度の破壊応力は、各速度でほぼ等しく、温度が低下するにつれ破壊応力は緩やかに上昇しているが、 -80°C 以下になると $10\text{mm}/\text{min}$ のクロスヘッド速度の場合の破壊応力は大きく上昇し、 $200\text{mm}/\text{min}$ の場合のほぼ一定値と比べて、 -160°C 付近でその差が $40\text{kg}/\text{mm}^2$ 近くに達している。これらのクロスヘッド速度の場合の破壊力は -160°C になると急に低下し、 -196°C では降伏応力より低くなり完全な脆性破壊を生じており、クロスヘッド速度が早くなるほど低い値を示した。

引張速度が $5\text{m}/\text{sec}$ 以上の衝撃試験の場合も、ある温度を境としてそれ以下の温度では破壊応力は温度の低下と共に減少し、同一温度では引張速度が大きいほど低い値を示した。それらの境界の温度は 5, 10, 20 および $40\text{m}/\text{sec}$ の引張速度に対して、それぞれ -10 , 15 , 55 および 80°C となっており、引張速度が大きいほど、また静的試験に比べて著しく高温側に移動した。各引張速度で境界の温度より高温での破壊応力は、ほぼ一定の値をとる傾向を示した。この破壊応力

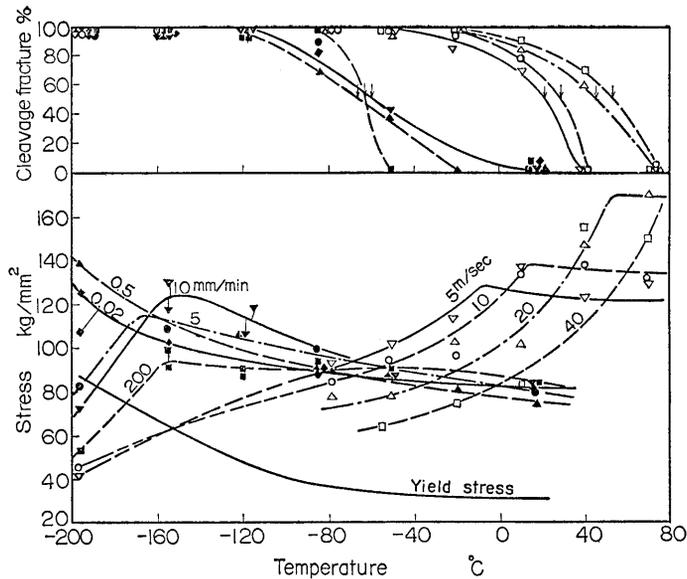


Fig. 5. Relation between fracture stress, yield stress, percent cleavage fracture and testing temperature for various strain rates in circumferentially notched bar specimen. Arrows show ductile brittle transition temperature. (Strain rate $1.67 \times 10^{-3} \sim 2.0 \times 10^4 \text{ s}^{-1}$)

は引張速度の大きいほど高い値をとり、著しいひずみ速度依存性を示し、室温では静的な場合と比べ、1.2 から 1.5 倍の値を示している。各引張速度では、これらの境界温度より高温側では温度に対して、ほぼ一定になる傾向を示す。

さらに脆性破面率の遷移曲線を同図に示す。なお 50% の脆性破面率を破面遷移温度 (図中矢印で示す) とした。破面遷移温度は静的試験では、いずれも -60°C 付近であまり大きなひずみ速度依存性を示さないが、衝撃試験では室温以上となり、ひずみ速度が大きくなるほど高温側に移動し、著しいひずみ速度依存性がみられた。

50% および 75% 破面遷移温度とひずみ速度の関係を Fig. 6 に示す。静的試験のひずみ速度 10^1 sec^{-1} までは脆性破面率の大きいものほど温度依存性は強く、衝撃試験のひずみ速度では脆性破面率にかかわらず、さらに強い温度依存性を示した。

荷重-時間 (変位) 曲線と破面の関係を Fig. 7 に示す。衝撃試験のひずみ速度では破壊応力は高温になるほど大きくなり、縦割れの発生も多くなる。一方、静的試験のひずみ速度では破壊応力は高温になるほど小さくなり、縦割れの発生も認められ、衝撃試験の場

合より小さかった。

いずれの試験においても、低温では脆性破面を示し、高温では延性破面を示した。その中間の温度では、脆性破面と延性破面が混在していた。衝撃試験のひずみ速度ではひずみ速度が大きいほど、脆性破面率は大きかったが、静的試験のひずみ速度では一定の傾向が認められなかった。

平滑試験片と切欠試験片の試験温度における破壊応

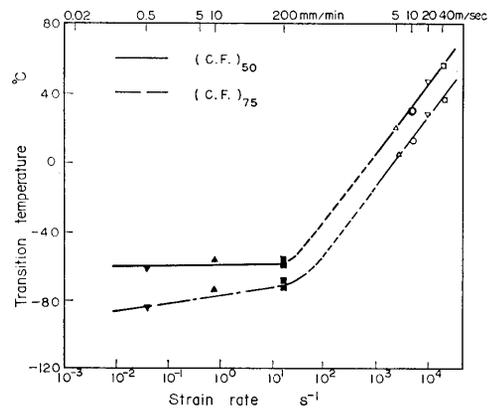


Fig. 6. Relation between percent cleavage fracture and strain rate.

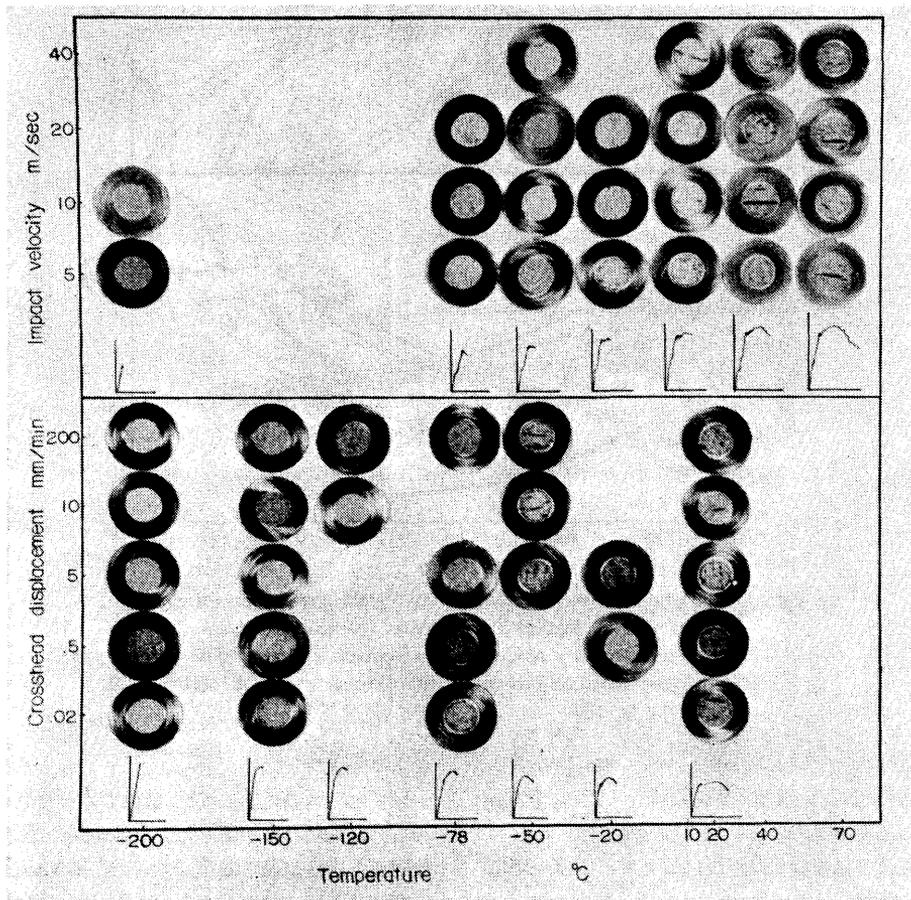


Fig. 7. Fracture surface and load time curve of circumferentially notched bar specimen for testing temperatures.

力とひずみ速度の関係を Fig. 8 に示す。平滑試験片では破線で示されるように、衝撃試験のひずみ速度領域 ($1 \times 10^2 \text{ sec}^{-1}$ 以上) になると、破壊応力は急激に増大し強いひずみ速度依存性を示している^{3), 6), 11)}。それより小さいひずみ速度では破壊応力の変化はゆるやかである。温度が低くなれば破壊応力は全体に上昇するが、ひずみ速度依存性は同じ傾向を示した。

切欠試験片では実線で示されるように、破壊応力-ひずみ速度の関係は試験温度ごとに異なった挙動を示した。室温における結果を見ると静的試験のひずみ速度範囲 ($1.67 \times 10^{-3} \sim 1.67 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$) では、破壊応力はひずみ速度にかかわらずほぼ一定である。衝撃試験のひずみ速度範囲 ($2.5 \times 10^3 \sim 2 \times 10^4 \text{ sec}^{-1}$) では、ひずみ速度が $2.5 \times 10^3 \text{ sec}^{-1}$ までは破壊応力が急激に立ち上がるように推定され、さらに大きいひずみ速度で

は急激に低下することを示している。

ひずみ速度の小さい領域 (静的試験) では、温度が低いほど破壊応力レベルは高くなるが、破壊応力が急激に低下する限界のひずみ速度が現われその限界のひずみ速度以上では小さい破壊応力で脆性破壊が発生している。ひずみ速度の大きい領域 (衝撃試験) では、温度が低いほど破壊応力レベルは低下し、ひずみ速度が大きくなれば破壊応力は減少する傾向を示しているが、上述した挙動は試験温度が上昇するにしたがい限界ひずみ速度の高い所で生じていた。

以上の結果より、今回の試料の引張破壊挙動に対して、切欠の導入、ひずみ速度の上昇は脆化を促進させている。

4.3 切欠感度係数

切欠感度係数は切欠試験片の切欠底の実断面の最大

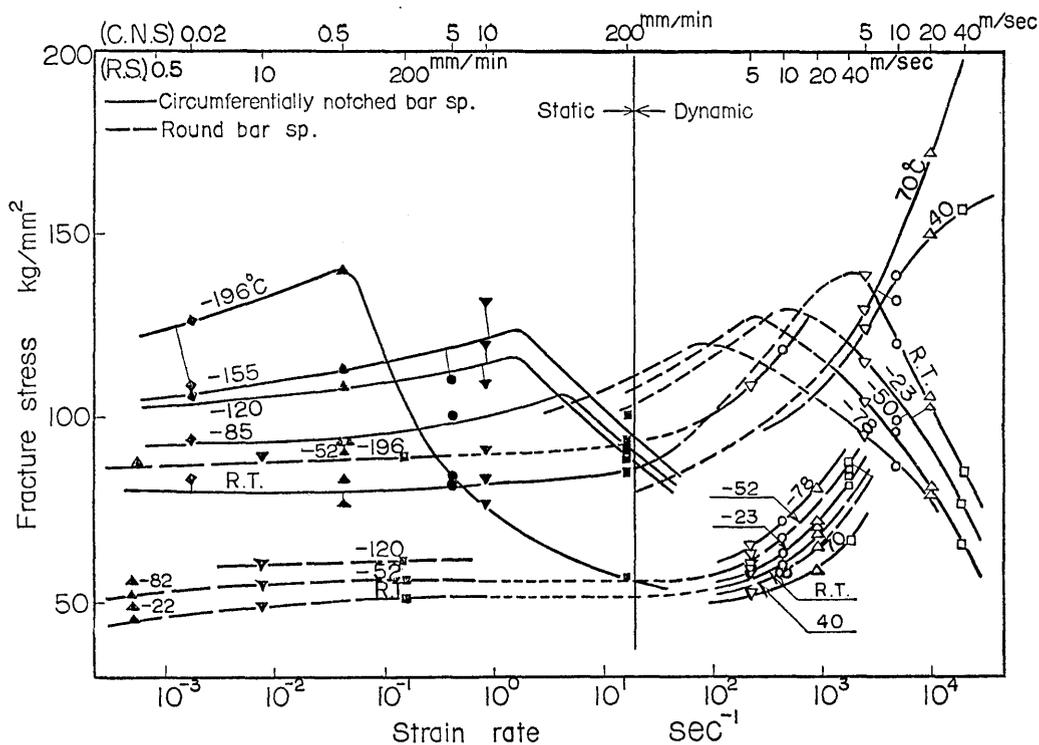


Fig. 8. Relation between fracture stress of round bar and notched specimens and strain rate for testing temperatures.

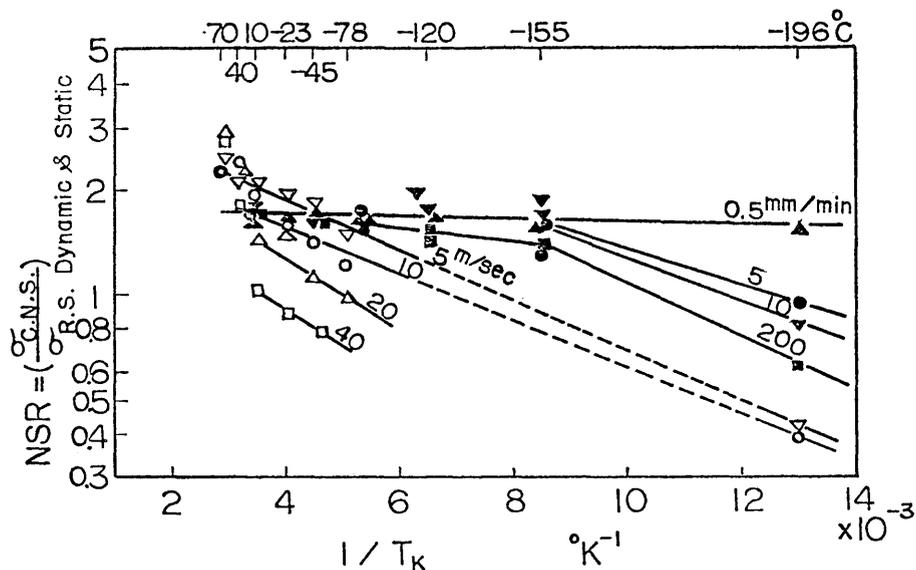


Fig. 9. Relation between NSR (Notch Sensitivity Ratio σ_{CNS}/σ_{RS}) and reciprocal of absolute temperature. σ_{CNS} and σ_{RS} are net fracture stress of circumferentially notched bar specimen and ultimate tensile strength of round bar specimen, respectively.

引張応力（破壊応力）と平滑試験片の最大応力との比で定義される¹⁰⁾。

切欠感度係数と絶対温度の逆数の関係を Fig. 9 に示す。静的な引張試験の範囲では、クロスヘッド速度

が 0.5 mm/min のとき、切欠感度係数は温度に依存せず、ほぼ 1.6 であった。切欠感度係数が 1 より大きい原因として、切欠による塑性拘束効果の影響が考えられる。引張速度が増すにつれて、室温付近の高温域ではほぼこの程度の値であるが、低温になるにしたがい、引張速度依存性が生じ、 -196°C では切欠感度係数は 1 より小さい値をとった。これは低温では、公称切欠強さが脆性破壊のため降伏応力より低くなること、および引張強さがほぼ降伏応力と同程度になり、この降伏応力が温度依存性によって非常に大きくなるためである。

衝撃試験では低温になるにしたがって、静的試験と同様に小さい値をとるが、温度および引張速度依存性はいっそう顕著になっている。室温以上では切欠感度係数は 1 以上であり、温度の上昇とともに急に大きな値を取り、理想的な切欠の場合の値 3 に近づく傾向を示している。

これは Fig. 7 および 8 に示すように、平滑試験片の引張特性とくらべて、切欠試験片は十分な延性および高い真破壊応力をとるためである。

今回の結果から、切欠感度係数は広範囲なクロスヘッド速度または引張速度および温度域において、1 より大きくなっている。この原因は切欠の存在による塑性拘束効果および用いた材料の延性や靱性が十分なためであると考えられる。

従来、静的試験の切欠感度係数も定められているが、今回算出された衝撃試験のそれは、温度および引張速度に対して、静的試験の場合と著しく異なり、これらの因子に対して、降伏応力や破壊応力の温度および引張速度依存性と類似の挙動を示した。

Fig. 5 における破壊応力が低下する境界温度と Fig. 9 の切欠感度係数が 1.0 および 1.6 に相当する温度を求め、それらの関係を Fig. 10 に示す。破壊応力の境界温度と切欠感度係数が 1.0 および 1.6 に相当する温度との間には飽和曲線を示す。静的試験では境界温度が -150°C 近傍のとき、切欠感度係数が 1.0 および 1.6 では $-190, -150^{\circ}\text{C}$ 近傍の値を示した。衝撃試験では境界温度が 10°C のとき、切欠感度係数は 1.0 および 1.6 で、 $-145, -15^{\circ}\text{C}$ となり、それらの温度差は増大し、境界温度が高温になると、その差は大きくなる傾向を示した。

4.4 き裂開口変位 (COD)

切欠試験片に引張荷重が作用する場合に、切欠部の変形挙動を弾塑性挙動すると仮定し、切欠先端の変位

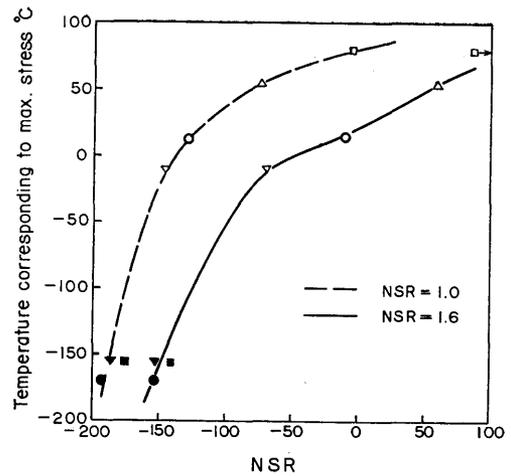


Fig. 10. Relation between NSR (Notch Sensitivity Ratio σ_{CNS}/σ_{RS})=1.0 or 1.6 and temperature corresponding to maximum stress.

(COD) を、クロスヘッド変位より換算する較正曲線ならびに切欠断面部の応力、ひずみ分布などを調べるために有限要素法を用いて解析した。軸対称である切欠試験片は荷重に関しても軸対称でなければならない。従って応力は引張軸を含む全ての断面において対称となるので、試験片の切欠を含む断面を任意の三角形あるいは四辺形より構成される Ring-Element の集合体とし、264 個の節点と 279 個の要素分割をおこなって解析した。解析結果の 1 例 ($D=6\text{ mm}\phi$, $E_p/E_0=0.01$, Iteration=10 回, $\sigma_{net}/\sigma_y=0.67, 1.05, 2.42$) を Fig. 11 に示す。 σ_z は引張軸方向、 σ_R は半径方向、 σ_T は円周方向の応力を示す。円周切欠先端の塑性域は R 軸に対して対称に生じ、 z 軸を中心に回転させた環状の塑性域が形成される^{12), 16)}。三軸応力状態 $\sigma_z, \sigma_R, \sigma_T$ からミーゼスの降伏条件を満足する要素を塑性域¹⁶⁾とした。円周切欠部の z 軸方向の変位を求め合せて示した。

Fig. 11 より、切欠底が変形を始めたときの応力分布は σ_z が大であるが、変形が進行するにつれて、3 つの応力の差は小さくなっている。これは深い切欠による塑性拘束効果を裏づけている。

引張速度の応力ひずみ分布、塑性域および開口量への影響は、 σ_{net}/σ_y を通じて与えられている。引張応力 σ_z の最大値が示される位置は、切欠断面上で σ_{net}/σ_y が小さいときは切欠底に近いが、大きくなるにつれて切欠底より遠ざかる。 $\sigma_{net}/\sigma_y=0.67, 1.05,$

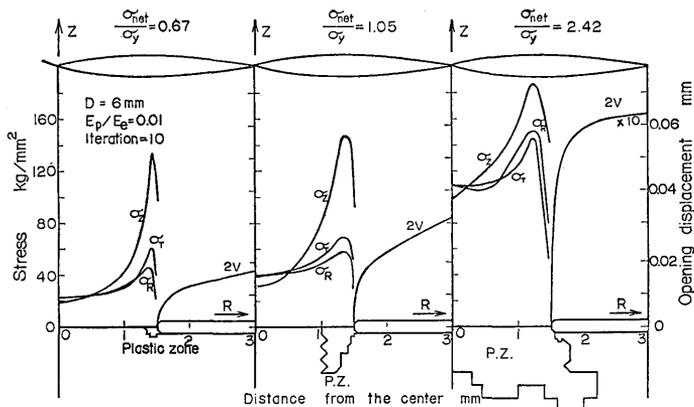


Fig. 11. Stress distribution and plastic zone at the notch root of notched specimen calculated from finite element method for various normalized stress, that is the ratio of net fracture stress σ_{net} of notched specimen to yield stress σ_y , σ_z , σ_T , and σ_R are longitudinal, tangential, and radial stress, respectively. Corresponded crack opening displacement $2V_\theta$ is also shown. (P.Z.=Plastic zone)

2.42 に対してそれらの位置は切欠底よりそれぞれ約 0.09, 0.15 および 0.2 mm であった。へき開き裂の発生には、切欠断面上に位置するへき開面に作用する σ_z の値が大きな役割をはたすと考える。すると、これらの値はへき開破面が 100% である脆性破壊の試験片において、切欠底付近からのへき開き裂の発生位置の距離とよく一致することが多かった。例えば Photo. 1 に示す切欠試験片 ($\sigma_{net}/\sigma_y = 1.79$) では、その発生点は切欠底より 0.17 mm 入った位置である。

室温で静的引張試験により求めたクロスヘッド間変位と円周切欠部にとりつけたクリップゲージ変位との相関を Fig. 12 に丸印で示す。直線は有限要素法で弾塑性解析して求めた値である。丸印はクロスヘッド変位 (標点距離 22 mm 間隔の変位) とクリップゲージ変位 (円周切欠外周部に取付けたクリップゲージの変位) よりもとめた実験値で有限要素法でもとめた直線とほぼ一致する¹⁴⁾。

円周切欠先端半径が 0.1 mm であり、本有限要素法モデルでは 0.1 mm における COD を $\phi_{0.1}$ として表わす。有限要素法の計算結果より $\phi_{0.1}$ に換算できる COD 較正曲線をもとめ Fig. 13 に示す。また、円周切欠先端よりクリップゲージの爪までの距離 X における COD を V_θ で表わす。切欠試験片に作用する引張応力 σ_{net} に対する切欠部の変位 $\phi_{0.1}$ および V_θ は降伏応力 σ_y に依存し、 $\phi_{0.1}/V_\theta$ と σ_{net}/σ_y との関係

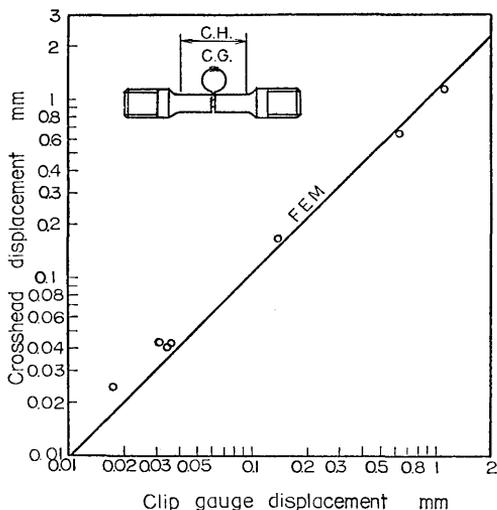


Fig. 12. Relation between crosshead (C.H.) elongation and clip gauge (C.G.) displacement in notched specimen. The straight line is obtained from finite element method (FEM).

は Fig. 13 のようになった。

ここで丸棒引張試験片の直径 6 mm ϕ は今回求めた結果で 15, 20, 25, 30, 38 mm ϕ の計算結果は日本溶接協会 TM 委員会の資料¹²⁾より引用した。 σ_{net}/σ_y が 2.0 近傍で $\phi_{0.1}/V_\theta$ が最大値を示し、試験片の直径が

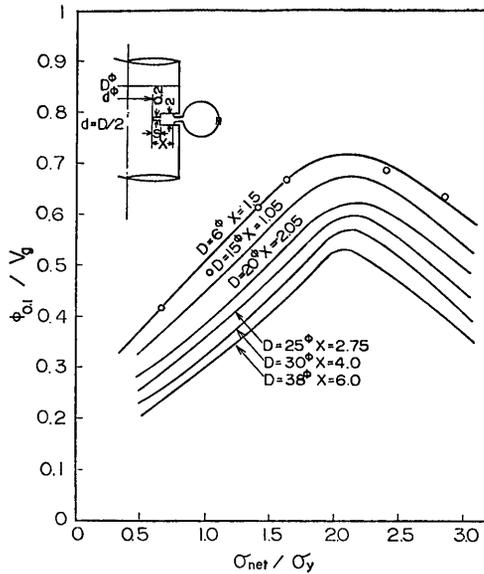


Fig. 13. Relation between normalized crack opening displacement (COD), that is the ratio of COD in 0.1 mm from notch root to clip gauge displacement, and normalized stress σ_{net}/σ_y . The result over the diameter of 15 mm in notched bar specimen is referred from The Report of TM Committee of Japan Welding Society.

小さくなるほど、 $\phi_{0.1}/V_g$ の値は増大し、寸法効果を受けている。

円板の質量は十分に大きく、回転円板が 5 m/sec 以上の速度の場合は衝撃前後の回転速度はほとんど変化しないので、試験片の伸び（変位）は負荷時間に比例すると仮定してもとめることができよう。

最大荷重までのクロスヘッド間伸び（衝撃試験の場合は回転円板の爪とチャック間伸び）を算出し、これから Fig. 12 および Fig. 13 の較正曲線により、切欠先端から 0.1 mm はなれた所の変位（COD）を $\phi_{0.1}$ として求めた。COD と試験温度との関係を Fig. 14 に示す。

静的試験のひずみ速度では、COD ($\phi_{0.1}$) の常用対数をとった値はひずみ速度 $4.17 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$ (0.5 mm/min) の \blacktriangle 印以外は、ひずみ速度にかかわらず、ある温度を境界としてそれ以下の温度では直線的に低下し、高温側では一定値か、ゆるやかな上昇曲線を示す。

衝撃試験のひずみ速度では温度の上昇とともに右上がりの直線で近似され、ひずみ速度の大きいものほど

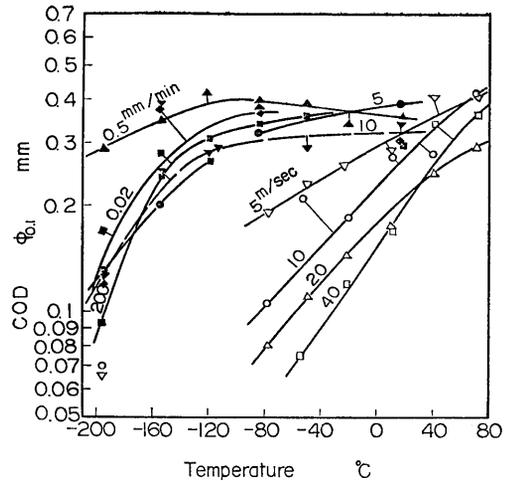


Fig. 14. Temperature dependence of crack opening displacement in 0.1 mm from notch root for various tensile speed.

小さい COD を示した。これらの結果は中村らによる純鉄の切欠試験片における COD の挙動と同様²⁴⁾であった。

同一試験温度で COD 値を比較したとき、静的試験の場合が衝撃試験より大きい理由としては、破断までの変形が静的試験がより大であり、破壊形態もより延性的であるためである。

4.5 塑性域の大きさ

切欠試験片の切欠底における塑性域の深さを有限要素法で求め、公称応力と降伏応力との比に対して示すと Fig. 15 のようになる。

σ_{gross}/σ_y が大きくなるにつれて、半径方向 (R 軸方向) の塑性域の大きさは、単調に増加していくが、 σ_{gross}/σ_y が 0.6 付近になると、切欠の実断面部は全体が降伏している。

この結果と切欠試験片から、破壊靱性値 (K 値) を求め、そこから塑性域の大きさを計算した値と比較した。静的試験の -196°C および衝撃試験の -78°C のように、平面ひずみの破壊靱性値が求まる場合は、 σ_{gross}/σ_y が 0.2 から 0.4 に対して 0.05 から 0.15 mm であり、有限要素法の結果の 0.3 から 0.8 mm に対して十分小さい値であった。

一方、静的試験および衝撃試験の室温付近の値は、 σ_{gross}/σ_y が 0.4 以下のときは、有限要素法の結果とほぼ一致し、また 0.6 に近づくとも円周切欠の実断面部の全体が降伏している。

き裂をもつ無限板および有限板に対するき裂開口変

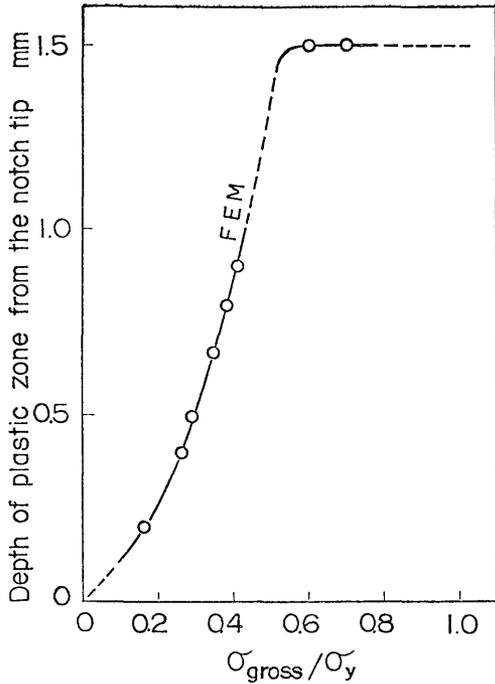


Fig. 15. Relation between the plastic zone size calculated from finite element method and normalized stress, that is the ratio of nominal fracture stress of notched bar specimen to yield stress.

位 Φ 値は、BCS モデルによりそれぞれ (1) および (2) 式で示される¹⁹⁾。

$$\Phi_C = \frac{8(1-\nu^2)C}{\pi E} \sigma_y \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2\sigma_y} \right) \quad (1)$$

$$\Phi(x) = \frac{8(1-\nu^2)W}{\pi^2 E} \sigma_y (\sin \alpha) \int_{\lambda}^{\pi/2} \frac{\cos \lambda}{\sqrt{1 - \sin^2 \alpha \sin^2 \lambda}} \times \ln \left| \frac{\sin(\lambda + \varphi)}{\sin(\lambda - \varphi)} \right| d\lambda \quad (2)$$

$$\sin \lambda = \sin \left(\frac{\pi x}{2W} \right) / \sin \alpha,$$

$$\pi \sigma_{\text{gross}} / \sigma_y = \cos^{-1} (\sin \varphi)$$

$$\sin \varphi = \sin \left(\frac{\pi C}{2W} \right) / \sin \alpha,$$

$$\sin \alpha = \sin \frac{\pi a}{2W}$$

ここに、 Φ_C : き裂先端の COD 値、 $\Phi(x)$: き裂上の x での COD 値、 W : 板幅の 1/2、 C : き裂長さの 1/2、 σ_{gross} : き裂板の公称応力、 a : 塑性域先端の座標、 σ_y : 降伏応力、 E : ヤング率、 ν : ポアソン比である。

今回の試験片の形状寸法は 6 mm 直径の丸棒に切欠

を付した小型試験片であるが、 Φ 値は切欠先端半径が 0.1 mm 以下ではほぼ一定値をとることが報告され²⁰⁾、また直径は小さくとも丸棒のため試験片の三軸応力性が高くなると考えられる。一方、丸棒切欠試験片に対する Φ の解析解は求められていない。そこで (1) および (2) 式を便宜的に丸棒切欠試験片に適用し、 $C=1.5$ mm、 $W=3$ mm として計算し、 Φ/σ_y と $\sigma_{\text{gross}}/\sigma_y$ の関係として Fig. 16 に示した。Fig. 16 には FEM に

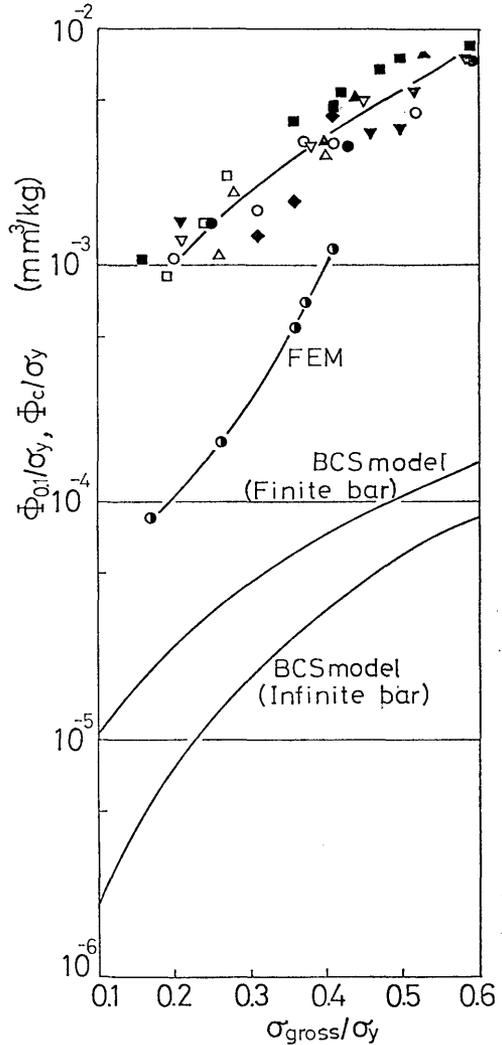


Fig. 16. Relation between the ratio of critical COD Φ to yield stress σ_y and normalized stress, the ratio of nominal notch stress σ_{gross} to yield stress σ_y . The results from finite element method (FEM) and BCS (Bilby-Cottrell-Swinden) model were also shown.

よる計算結果と実験結果をものせてある。

BCS モデルでは試験片の実断面部が全面降伏するとき、 $\sigma_{\text{gross}}/\sigma_y = 1 - (C/W)$ により求められる²¹⁾。今回の実験では、 $\sigma_{\text{gross}}/\sigma_y = 0.5$ で全面降伏が生じる。 $\sigma_{\text{gross}}/\sigma_y = 0.5$ 以下の場合は脆性破面が生じるとみなすと、Fig. 13 の実験値は引張速度にかかわらず切欠試験片の破面遷移温度以下の結果とよく一致していた。

一般に同一試験条件（試験温度、負荷形式、引張速度、切欠先端半径などについて）下では、丸棒切欠試験片は板状切欠試験片より小さい Φ/σ 値をとることが知られている²²⁾。これは丸棒の方が板より多軸応力度が高いためである。しかし、Fig. 16 の結果は $\sigma_{\text{gross}}/\sigma_y$ に対して Φ/σ_y の値は実験値が一番大きく、以下 FEM, BCS モデルの順となり、それらはほぼ一桁ずつ小さくなっていった。この理由としては、BCS モデルはき裂や塑性域を転位分布により表現して加工硬化を考慮していないが、FEM や実験では加工硬化が考慮されていること、き裂先端半径は BCS モデルではバーガース・ベクトルの大きさであるが、FEM や実験では切欠のため非常に大きな値であり、破壊までの変形が BCS モデルの場合より大であること、 Φ 値は、BCS モデルではき裂先端であるが、FEM や実験は切欠より 0.1 mm での値を用いていることなどが考えられる。また、実験値と FEM との差としては加工硬化率や降伏条件の相違が考えられる。

実験の Φ 値が $\sigma_{\text{gross}}/\sigma_y$ に対して、引張速度にかかわらず一曲線上にのことは、ひずみ速度の影響が σ_y を通して与えられるためである。

4.6 活性化体積

bcc 構造の鉄鋼の変形は強いひずみ速度および温度依存性を示すことから、熱活性化過程による速度論的な解釈がなされている^{23), 26~28)}。すなわち変形が熱活性化過程に従い、単一の機構により変形速度が支配されているとすると、せん断ひずみ速度は (3) 式で表わされる。

$$\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_0 \exp \{ -H(\tau^*)/kT \} \quad (3)$$

ここで、 $\dot{\gamma}_0$ は定数、 H は活性化エネルギー、 τ^* は有効せん断応力、 k はボルツマン定数および T は絶対温度である。 H は (4) 式で示される。

$$H = H_0 - v^* \tau^* \quad (4)$$

ここで、 H_0 は定数、 v^* は活性化体積である。 v^* は (5) 式から求められることが知られている。

$$v^* = kT(2 \ln \dot{\gamma}/\dot{\gamma}_0 \tau^*) \quad (5)$$

Fig. 17 に各試験温度ごとに、平滑丸棒試験片の下

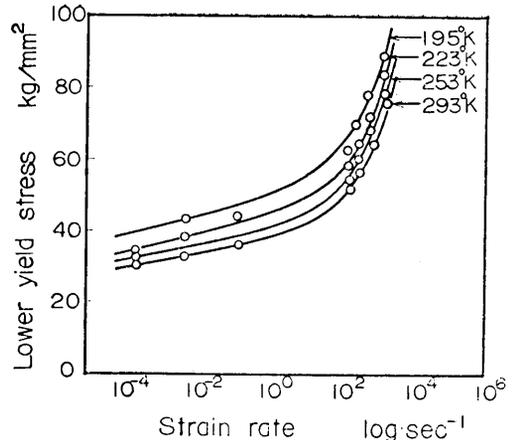


Fig. 17. Strain rate dependence of lower yield stress for several testing temperatures.

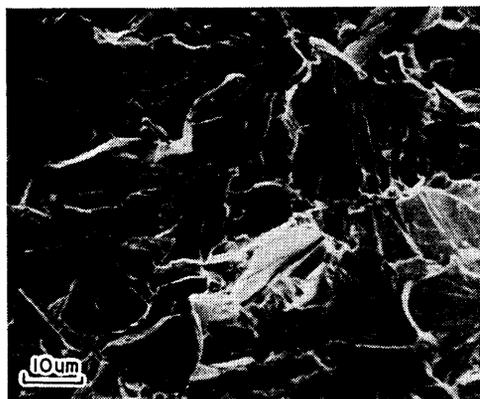
降伏応力のひずみ速度依存性を示す¹⁷⁻¹⁸⁾。これらの諸曲線より、 $\Delta\sigma/\Delta \ln \dot{\epsilon}$ を計算し、(5) 式によって活性化体積を求めた。この場合、 $\tau^* = \sigma/2$ 、 $\dot{\gamma} = 0.7\dot{\epsilon}$ と仮定した。 $\dot{\epsilon} = 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ のとき、各温度について v^* をとめると、 τ^* が $2 \sim 3 \text{ kg/mm}^2$ に対して、 $25 \sim 60b^3$ (b はバーガスベクトル)、また、 $\dot{\epsilon} = 10^2 \text{ s}^{-1}$ のときは、 τ^* が $9 \sim 10 \text{ kg/mm}^2$ に対して、 $8 \sim 13b^3$ であった。

Conrad はいくつかの報告をもとにして、炭素鋼の活性化体積を降伏点を用い、前述の (3) から (5) 式により算出している。その結果低炭素鋼では、 τ^* が $2 \sim 3 \text{ kg/mm}^2$ に対しては $30 \sim 50b^3$ 、また、 10 kg/mm^2 前後のときには $10 \sim 20b^3$ という値をえている²⁹⁾。今回の結果は、これらの値とおおむね一致していた。

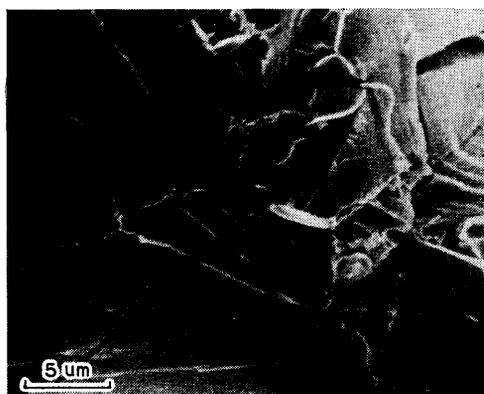
4.7 破面の観察

平滑試験片は -196°C では脆性破面を示した。SEM によりフラクトグラフを行うと、破面中央部ではへき開破面を示し、破壊の発生源と思われる扇状模様¹⁶⁾や微小な縦割れがランダムに存在しているのが観察された。円周部分ではへき開破面にデンプルが混在し、破壊の発生源と思われる扇状模様や微小な縦割れも破面中央部より少なかった。それらの破面の 1 例を Photo. 2 に示す。

それ以上の高温では延性破面を示し、cup-and-cone と呼ばれる繊維状領域、放射状領域およびせん断領域に分類された。まず、繊維状領域で破壊が発生して、ゆっくりとしたき裂伝播が起り、放射状領域に入って急速に不安定伝播の段階に移り、最終破断はせん断領域で起ったものと考えられる¹⁵⁾。それらの破面の 1 例



Midsection x 1000



Midsection x 3000

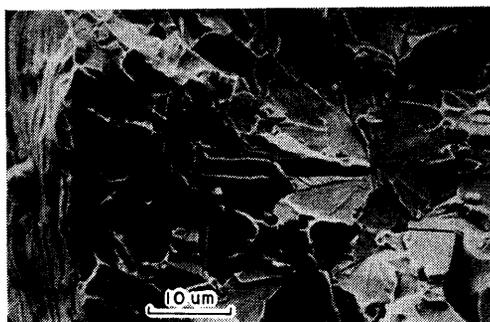
Photo. 2. Fracture surface of the round bar specimen by scanning electron microscope. (10 mm/min, -196°C)

を Photo. 1 に示す。

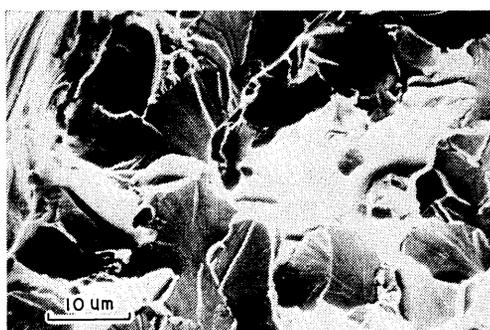
切欠試験片は静的試験では -120°C 、衝撃試験では -20°C より低温で完全な脆性破面を示した。破面中央部ではへき開破面を示し、破壊の発生点と思われる扇状模様や微小な縦割れは比較的少なく、切欠底より内側に破壊の発生点と思われる地点が多く観察された⁷⁾。それらの破面の1例を Photo. 3 に示す。

静的試験では -55°C から -78°C 、衝撃試験では 10°C から 40°C の温度領域では、脆性破面と延性破面が混在している。へき開破面にデンプルが混在する破面の1例を Photo. 4 に示す。き裂は切欠底より発生し、しだいに中央に成長してゆき、最終破断は繊維状領域であると考えられ、縦割れも観察された。

静的試験では 20°C 、衝撃試験では 70°C より高温

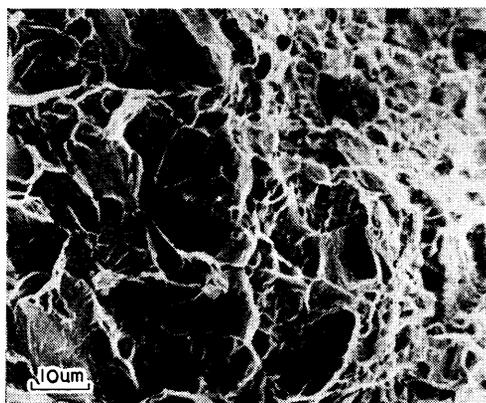


x 600



x 600

Photo. 3. Fracture surface near notch root of the notched bar specimen by scanning electron microscope. Arrow shows the initiation point of cleavage fracture. (5 m/sec, -50°C)



x 1000

Photo. 4. Fracture surface of the notched specimen by scanning electron microscope. (10 mm/min, -51°C)

で完全な延性破面を示した。縦割れはcup-and-coneの両方にまたがって存在し、せん断の隣接しているのが観察された。それらの破面の1例を Fig. 7 の図中に示す。

5. 結 論

ひずみ速度の影響について、溶接構造用鋼の基本的性質について調べた結論をえた。

1) 平滑試験片では破壊応力は低温になれば増大し、またひずみ速度に依存する。すなわち静的試験のひずみ速度 ($3.79 \times 10^{-4} \sim 1.52 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$) では、破壊応力はほぼ同じ値を示すが、衝撃試験のひずみ速度 ($2.27 \times 10^2 \sim 1.82 \times 10^3 \text{ sec}^{-1}$) では比例的に増大する。

2) 切欠試験片では $4.17 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$ より大きいひずみ速度では、破壊応力は遷移現象を示し、ひずみ速度が大きくなれば遷移現象は高温側に移動する。静的試験の破面遷移温度はひずみ速度依存性をほとんど示さず一定であるが、衝撃試験では著しいひずみ速度依存性を示す。

3) 切欠試験片は静的試験では -120°C 、衝撃試験では -50°C 以下の低温で脆性破面を示す。同様に -20°C および 70°C 以上の高温で延性破面を示した。その中間の温度領域ではひずみ速度が大きく、温度が低いほど脆性破面率はほぼ増大する傾向を示す。

4) 切欠感度係数は温度の低下、引張速度の増加に従って一般に1より小さくなる。衝撃試験で延性破壊する場合は3に近すぎ、大部分の引張速度および温度域に対して1より大きい値をとる。これは切欠による塑性拘束効果による。

5) 切欠先端から 0.1 mm はなれた所の COD は、静的試験のひずみ速度ではほぼ -120°C の温度を境界に、それ以下の低温側ではほぼ直線的に低下し、高温側ではほぼ一定値を示した。

衝撃試験のひずみ速度では右上がりの直線で近似され、ひずみ速度の大きいものほど小さい COD を示した。

6) 有限要素法による塑性域の大きさは $\sigma_{\text{gross}}/\sigma_y$ の増大にともない、単調に増加し 0.6 付近で切欠の実断面部全体が降伏する。平面ひずみ破壊靱性値より求めた塑性域は、これより十分に小さかった。

引張応力 σ_z の最大値の位置は $\sigma_{\text{net}}/\sigma_y$ が小さくなるほど切欠底に近くなる。脆性破壊した試験片のへき開き裂発生位置はこの結果と合っていた。

7) COD 値 を $\sigma_{\text{gross}}/\sigma_y$ に対して関係づけると、

(66)

実測値、FEM、BCS モデルの順に大きい値をとった。実験値は引張速度にかかわらず一曲線上にのることが示された。

8) 平滑試験片の破壊の発生は破面の中央部分の広い範囲にわたって発生している。

切欠試験片は脆性破壊の発生する温度領域では切欠底より、 $2 \sim 3$ 結晶粒内側でへき開破壊が発生している。それより高温側では切欠底より破壊が発生し、中央部に成長し破断することが多かった。

9) 降伏応力の温度依存性とひずみ速度から計算される活性化体積は、有効せん断応力が $9 \sim 10 \text{ kg/mm}^2$ の時に $8 \sim 13b^3$ (b はバーガスベクトル) である。

謝 辞

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、堀江太郎技官、日本鋼管技研本部田村学係長、船舶技研長沢準部長をはじめ船体構造部、溶接工作部の方々からご指導、ご意見をいただきました。また、日本造船学会溶接研究委員会第1分科会の金沢主査をはじめ、各委員の方々から種々有益なご討論、ご意見をいただきました。以上の方々ここに心から謝意を表わします。

参 考 文 献

- 1) 作井誠太, 中村正久, 大森正信: 軟鋼の高速衝撃引張荷重下における応力歪関係, 鉄と鋼, 第6号 (1961) p. 8
- 2) 作井誠太, 中村正久, 大森正信: 軟鋼の歪時効にともなう遷移温度の変化について, 鉄と鋼, 第12号 (1960) p. 14
- 3) 作井誠太, 中村正久, 大森正信, 布村成具: 軟鋼の低温における衝撃引張特性, 鉄と鋼, 第1号 (1963) p. 55
- 4) 作井誠太, 中村正久, 大森正信: 軟鋼の低温における引張諸性質におよぼす結晶粒度ならびに変形速度の影響, 鉄と鋼, 第7号 (1963) p. 28
- 5) 作井誠太, 中村正久, 大森正信: 鋼の低温衝撃引張性質におよぼす炭化物分布の影響, 鉄と鋼, 第4号 (1962) p. 286
- 6) 作井誠太, 中村正久, 大森正信: 軟鋼の低温衝撃引張特性, 鉄と鋼, 第11号 (1962)
- 7) Tadahisa NAKAMURA, Tsuneaki SAKAKI, Yoshikazu RO, Eiji FUKUSHIMA and Hirotsuke INAGAKI: The Low stress Fracture Behavior of the Iron with Recrystallization Texture, The Iron and Steel Institute of Japan, Transaction ISIJ, Vol. 15 (1975) p. 561
- 8) 茶谷明義, 中沢 一, 中原一郎: 衝撃引張荷重による材料の応力-ひずみ関係, 材料, 第202号

- (1970) p. 643
- 9) 大森正信, 吉永芳豊, 武井英雄: 軟鋼の引張性質におよぼす変形速度の影響, 日本金属学会誌, 第 11 号 (1965) p. 1089
 - 10) 構造材料の強度と破壊 1, 宮本博訳, 培風館
 - 11) 河田幸三: 高速変形破壊に関する諸問題, 第 21 回材料強度と破壊国内総合シンポジウム 論文集 (1976)
 - 12) 脆性破壊発生特性に基づく鋼材の材質判定規準の確立に関する共同研究, TM 委員会報告書, 日本溶接協会, (1975)
 - 13) Test Result of Dynamic COD Test, Bulletin No. 0271, Sumitomo Metal Industries Ltd., April 19 (1972)
 - 14) Hiroshi KIHARA, Takeshi KANAZAWA, Susumu MACHIDA, Takashi MIYATA, Mitsuru ARII, Morihiro MIZUTAME, Tetsu YANUKI: Fracture Toughness on the Turbine Generator Rotor Forgings I.I.W. Dox. X-658-72, July (1972)
 - 15) 小林卓也, 井上 肇, 林 慎也: 延性破壊のマクロとミクロのフラクトグラフィーの関連, 74 HPI シンポジウム (1974)
 - 16) 小林英男: 破壊力学入門 (VII), 社団法人, 日本非破壊検査協会, 第 1 号 (1976) p. 21
 - 17) Tomoyuki TAKEUCHI: Temperature Dependence of Yield Stress in Iron Single Crystals with the [110] Extension (1968) JIM Volume 9, Supplement.
 - 18) 作井誠太, 森 勉, 角間 孜: 衝撃荷重下におけるアルミニウム-マグネシウム合金の降伏強度およびその温度依存性, 日本金属学会誌, 第 6 号 (1969), p. 325
 - 19) B. A. BILBY, A. H. COTTRELL, E. SMITH and K. H. SWINDEN: Plastic Yielding from Sharp Notches, Proc. Roy. Soc. A 279 (1964) 1
 - 20) 金沢 武, 町田 進: COD 仮説による脆性破壊発生機構, 日本造船学会論文集, 第 131 号 (1972) p. 345
 - 21) 秋田好雄, 矢田敏夫: 長い切欠から発生する脆性破壊, 日本造船学会論文集, 第 128 号 (1971) p. 397
 - 22) 金沢 武, 三村 宏, 町田 進: 脆性破壊発生のクライテリアに関する考察, 同上, 第 129 号 (1971) p. 237
 - 23) 作井誠太: 鉄鋼の高速変形について, 鉄と鋼, 第 14 号 (1971) p. 132
 - 24) 中村正久, 坂木庸光, 呂 芳一: 純鉄切欠試験片の破壊挙動, 鉄と鋼, 第 14 号 (1974) p. 69
 - 25) 永田徳雄, 吉田 進, 関野泰宏: 高ひずみ速度における多結晶鉄の変形について, 日本金属学会誌, 第 2 号 (1969) p. 271
 - 26) 作井誠太, 森 勉: 衝撃引張試験による純鉄の降伏応力の研究, 日本金属学会誌, 第 8 号 (1964) p. 443

- 27) 作井誠太, 森 勉, 樋口充宏: 衝撃引張試験による極軟鋼の下部降伏強度および変形抵抗の研究, 日本金属学会誌, 第 11 号 (1969) p. 717
- 28) H. CONRAD: On the Mechanism of Yielding and Flow in Iron, JISI, 187 (1961) p. 364

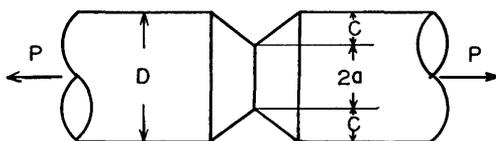
附 録

溶接構造用鋼のひずみ速度の影響, 特に衝撃負荷による破壊についてのデータは比較的少ない。今回はひずみ速度 $2.0 \times 10^4 \text{ sec}^{-1}$ (40 m/sec) までの破壊靱性値について, COD に注目して解析した。これまでの船舶および溶接構造物の事故例をみても, さらに早いひずみ速度での研究が要求されている。また, 個々に求められているデータは図のみで, あとで利用しにくいところがある。今回求めたデータを附表 1~3 にまとめて示す。

附表の記号の説明

- S : 静的試験
 D : 衝撃試験
 P_{\max} : 最大応力 (破壊応力) (kg)
 σ_{net} : 最大応力 (破壊応力)/実断面積 (kg/mm²)
 C.F. : 脆性破面率 (%)
 R.A. : 断面収縮率 (%)
 T.E. : 全のび (mm)
 COD : き裂開口変位 (mm)
 NSR : 切欠感度係数
 K : 破壊靱性値 (kg $\sqrt{\text{mm}}$ /mm²)

注 1 破壊靱性値 K_I 値の計算は次の式のいずれかで計算しても大差ない。



$$K_I = \frac{P}{\pi a^2} \sqrt{\frac{\pi a C}{0.8C + 4C}} \quad (1)$$

$$K_I = \alpha \sigma \sqrt{\pi C} \quad (2)$$

$$\alpha: \text{形状係数 } \frac{2C}{D} = 0.5 \text{ のとき } \alpha = 1.88$$

出典 (1) 固体の強度 (共立出版) 小林, 中沢著 p. 113

(2) 西谷, 村上, 機械学会論文集, 41 No. 342 (1975) 360

附表 1. Round bar specimen.

No.	Speed mm/min m/sec	Strain rate sec ⁻¹	Temp. °C	P_{\max} kg	σ_{net} kg/mm ²	C.F. %	R.A. %	T.E. mm
S- 1	0.5 mm/min	3.79×10^{-4}	18.5	1320	46.7	0	45.5	8.8
" 2	0.5	"	-196	2480	87.8	100	14.2	5.3
" 3	0.5	"	- 22	1400	49.5	0	42.5	8.9
" 4	0.5	"	- 51	1500	53.1	0	45.0	9.5
" 5	0.5	"	- 84	1580	55.9	0	43.3	8.8
" 6	0.5	"	- 79	1590	56.3	0	43.3	8.9
" 7	10	7.58×10^{-3}	16	1370	48.5	0	45.0	8.9
" 8	200	1.52×10^{-1}	17	1430	50.6	0	42.3	8.2
" 9	10	7.58×10^{-3}	-196	2520	89.2	100	13.3	3.8
" 10	200	1.52×10^{-1}	-196	2520	89.2	70	31.7	3.4
" 11	10	7.58×10^{-3}	- 51	1540	54.5	0	40.8	9.0
" 12	200	1.52×10^{-1}	- 51	1570	55.6	0	42.0	8.5
" 13	10	7.58×10^{-3}	-120	1710	60.5	0	41.5	9.4
" 14	200	1.52×10^{-1}	-120	1720	60.9	0	42.3	7.7
D- 1	5 m/sec	2.27×10^2	10	1830	64.8	0	41.3	9.9
" 2	10	4.55×10^2	10	1790	63.4	0	42.6	10.2
" 3	20	9.09×10^2	10	2050	72.5	0	41.3	11.5
" 4	40	1.82×10^3	11	2470	87.5	0	41.3	12.4
" 5	5	2.27×10^2	- 23	1640	58.0	0	42.1	10.2
" 6	10	4.55×10^2	- 51	1910	67.6	0	42.4	9.6
" 7	10	4.55×10^2	- 24	1720	60.9	0	42.6	11.3
" 8	5	2.27×10^2	- 55	1720	60.9	0	41.8	10.0
" 9	5	2.27×10^2	- 78	1810	64.0	0	40.8	10.4
" 10	10	4.55×10^2	- 78	2060	72.9	0	41.3	10.3
" 11	20	9.09×10^2	- 22	1960	69.4	0	40.0	10.6
" 12	40	1.82×10^3	- 21	2590	91.6	0	44.0	9.9
" 13	20	9.09×10^2	- 51	2060	72.9	0	38.6	10.9
" 14	40	1.82×10^3	- 58	2530	89.5	0	41.3	10.3
" 15	20	9.09×10^2	- 78	2290	81.0	0	41.3	9.9
" 16	5	2.27×10^2	40	1700	60.2	0	38.6	4.8
" 17	5	2.27×10^2	70	1510	53.4	0	42.6	10.8
" 18	10	4.55×10^2	40	1580	55.9	0	34.6	12.3
" 19	10	4.55×10^2	70	1680	59.4	0	40.8	12.5
" 20	20	9.09×10^2	40	1870	66.2	0	41.3	12.6
" 21	20	9.09×10^2	70	1680	59.4	0	42.6	11.8
" 22	40	1.82×10^3	40	2540	89.9	0	44.0	12.7
" 23	40	1.82×10^3	70	2030	71.8	0	48.8	12.7
" 24	5	2.27×10^2	-196	2940	104.0	100	26.6	3.6
" 25	10	4.55×10^2	-196	3220	113.9	100	26.6	2.6

附表 2. Circumferentially notched bar specimen.

No.	Speed mm/min	Strain rate sec ⁻¹	Temp. °C	P_{max} kg	σ_{net} kg/mm ²	K kg \sqrt{mm}/mm^2	COD mm	NSR	C.F. %
S-1	0.5	4.17×10^{-2}	18	540	76.4		0.36	1.63	0
" 2	0.5	"	-196	990	140.1	138.8	0.29	1.57	100
" 3	0.5	"	-21	590	83.5		0.34	1.67	0
" 4	0.5	"	-52	640	90.6		0.39	1.71	20
" 5	0.5	"	-85	660	93.4		0.40	1.64	80
" 6	0.5	"	-84	660	93.4		0.38	1.64	70
" 7	10	8.33×10^{-1}	16.5	590	83.5		0.34	1.72	0
" 8	200	1.67×10	17	610	86.3		0.30	1.71	0
" 9	10	8.33×10^{-1}	-196	520	73.6	72.9	0.13	0.83	100
" 10	200	1.67×10	-196	400	56.6	56.1	0.093	0.64	100
" 11	10	8.33×10^{-1}	-51	640	90.6		0.29	1.66	40
" 12	200	1.67×10	-51	650	92.0		0.36	1.64	0
" 13	10	8.33×10^{-1}	-115	850	120.3		0.29	1.97	100
" 14	200	1.67×10	-120	630	89.2	88.3	0.27	1.45	100
" 15	0.02	1.67×10^{-3}	16.5	590	83.5		0.30	1.78	0
" 16	500	4.18×10	16.5	380	53.8		0.25	1.05	0
" 17	0.02	1.67×10^{-3}	-196	770	109.0	108.0	0.12	1.22	100
" 18	5	4.17×10^{-1}	-196	590	83.5	82.7	0.13	0.94	100
" 19	0.02	1.67×10^{-3}	-155	740	104.7	103.7	0.38	1.43	100
" 20	0.5	4.17×10^{-2}	-155	800	113.2	112.2	0.35	1.58	100
" 21	5	4.17×10^{-1}	-155	780	110.4	109.4	0.20	1.54	100
" 22	10	8.33×10^{-1}	-155	930	131.6	130.4	0.25	1.84	100
" 23	200	1.67×10	-155	660	93.4	92.5	0.25	1.31	100
" 24	5	4.17×10^{-1}	17	580	82.1		0.39	1.69	0
" 25	0.02	1.67×10^{-3}	-196	900	127.4	126.2	0.17	1.43	100
" 26	0.5	4.17×10^{-2}	-122	765	108.3		0.42	1.67	98
" 27	200	1.67×10	-120	650	92.0	91.1	0.31	1.50	100
" 28	0.02	1.67×10^{-3}	-85	660	93.4		0.38	1.64	80
" 29	5	4.17×10^{-1}	-86	710	100.5		0.32	1.75	90
" 30	200	1.67×10	-85	650	92.0		0.34	1.58	100
" 31	10	8.33×10^{-1}	-120	765	108.3		0.28	1.77	100
" 32	10	8.33×10^{-1}	-155	845	119.6	118.5	0.38	1.68	100
" 33	200	1.67×10	-155	710	100.5	99.5	0.28	1.35	100

附表 3. Circumferentially notched bar specimen.

No.	Speed m/sec	Strain rate sec ⁻¹	Temp. °C	P_{\max} kg	σ_{net} kg/mm ²	K kg $\sqrt{\text{mm}}$ /mm ²	COD mm	NSR	C.F. %
D- 1	5	2.5×10^3	10	975	138.2		.285	2.13	70
" 2	10	5×10^3	10	960	135.8		.275	1.89	80
" 3	20	1×10^4	10	740	104.7		.175	1.46	85
" 4	40	2×10^4	11	600	84.9	84.1	.17	1.03	90
" 5	5	2.5×10^3	- 23	815	115.5		.26	1.99	85
" 6	10	5×10^3	- 52	680	96.2	95.3	.21	1.42	95
" 7	10	5×10^3	- 20	—	—	—	—	—	100
" 8	10	5×10^3	- 20	700	98.7		.185	1.65	98
" 9	5	2.5×10^3	- 50	735	104.2	103.2	.235	1.73	100
" 10	5	2.5×10^3	- 78	670	95.1	94.2	.19	1.50	100
" 11	10	5×10^3	- 78	610	86.3	85.5	.105	1.20	100
" 12	20	1×10^4	- 21	740	104.7		.145	1.52	98
" 13	40	2×10^4	- 21	540	76.4	75.7	.12	0.89	98
" 14	20	1×10^4	- 50	570	80.7	79.9	.11	1.12	100
" 15	40	2×10^4	- 55	470	66.5	65.9	.075	0.79	100
" 16	20	1×10^4	- 78	570	80.7	79.9	.08	1.00	100
" 17	5	2.5×10^3	40	880	124.6		.405	2.13	0
" 18	5	2.5×10^3	70	910	129.1		.405	2.48	0
" 19	10	5×10^3	40	985	139.4		.28	2.38	0
" 20	10	5×10^3	70	935	132.3		.415	2.26	0
" 21	20	1×10^4	40	1060	150.0		.255	2.31	60
" 22	20	1×10^4	70	1220	172.7		.295	2.95	0
" 23	40	2×10^4	40	1110	157.1		.345	1.79	70
" 24	40	2×10^4	70	1115	158.0		.365	2.99	5
" 25	5	2.5×10^3	-196	320	45.3	43.0	.065	0.42	100
" 26	10	5×10^3	-196	340	48.1	45.0	.07	0.41	100