

## 論 文

UDC 620.178.746.22 : 620.178.742.1

## シャルピー試験による破壊特性の評価\*

布 村 成 具\*\*・中 代 雅 士\*\*\*

## Fracture Characteristics Evaluation by Charpy Impact Bending Test

Shigetomo NUNOMURA and Masashi NAKASHIRO

## Synopsis:

Charpy impact bending test is a rapid inexpensive test for determining fracture characteristics.

Load-time relationships from instrumented Charpy test and their temperature dependency were discussed from a viewpoint of evaluating the fracture characteristics. V-notched and fatigue pre-cracked low carbon steel specimens were tested in the range from liquid nitrogen temperature to room temperature. Slow tensile tests and slow bending tests with Charpy-type specimens were also done in the same temperature range. To evaluate the plane strain fracture toughness, the fatigue pre-cracked specimen was desirable. Absorbed energy in pre-cracked impact test could be used for  $K_{IC}$  evaluation under a limitation. The validity of  $K_{IC}$  evaluated could be mostly inspected by the form of the load-time curve.  $J_{IC}$  and COD will be obtained using this test. The loading rate has a small effect on fracture characteristics, and since the values evaluated by Charpy impact test are expedient measures the loading rate effect on them is negligible. Dynamic yield strength and microscopic fracture strength could be given by the instrumented v-notched Charpy test result. To improve this test, the more accurate load measurement is required, while the displacement observation is useless.

## 1. 緒 言

構造材料の靱性の指標として引張試験の伸び、絞りとともにシャルピー衝撃値やその靱性-脆性遷移温度が久しく用いられてきた。これらの値は多くの場合「これにくさ」と量的傾向において一致し、現在なお指標としての価値を保っている。一方構造材料の高強度化および設計の厳密化に伴い、その量的傾向において適確な評価となり得ない事例も散見されるようになった。この対策としていわゆる破壊力学の発展が要請され、破壊力学諸特性値が開発され、靱性の定量化がなされるようになった。試験設備が簡易で試験片寸法が小さく、低温度試験が容易に行ない得るシャルピー試験の優位性はこれら靱性値と関連づけられることによつて、より発揮されるものと期待される。シャルピー試験を理解するための試験時の荷重の測定は KÖRBER や山田によつて 1920 年代にすでに試みられている。しかし技術的環境が満足した結果を与えなかつた。エネルギー測定に頼るシャルピー値の靱性の定量的評価手段としての評価が問題となり始めた 1960 年頃より再びその測定に関心が寄せられ<sup>2)</sup>、作

井・中村・布村<sup>3)</sup>は振子の衝撃用刃の両面に接着された半導体ひずみゲージと高感度シンクロスコープを用いることによつてかなりの正確さで衝撃荷重測定が行ない得ることを報告し、測定された荷重-時間曲線(あるいは荷重変位曲線)は試験温度に応じた特徴ある形態をなすこと、この形態と遷移温度の関連を明らかにした。田中、布村<sup>4)</sup>は HENDRICKSON ら<sup>5)</sup>が塑性計算を基として導いた靱性-脆性遷移温度の理論を検討し、シャルピー試験の荷重-時間記録と高速引張試験の結果よりこの理論を実証し、それが荷重-時間曲線を用いることにより面倒な塑性計算なしに推測できることを示した。その後 COTTE-RELL<sup>6)</sup>、FEARNEHOUGH ら<sup>7)</sup>によつて荷重の計測について報告され、RADON<sup>8)</sup>、TURNER ら<sup>9)</sup>、小林ら<sup>10)</sup>は荷重-変位関係の計測を報告している。荷重-時間あるいは荷重-変位曲線より破壊靱性値の算出が試みられている<sup>10)</sup>。初期には荷重-時間曲線は最大荷重位置で 2 分割され、き裂発生エネルギーと伝播エネルギーに分割し、冶金学的因子の検討に用いられた。これは現在なお応用される場合もあるが、破壊力学的機構をもとにすればこの分類は厳密さを欠いている。シャルピー試験によつて破壊特性を評価

\* 昭和 50 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 52 年 11 月 10 日受付 (Received Nov. 10)

\*\* 東京工業大学精密工学研究所 (Research Laboratory of Precision Machinery and Electronics, Tokyo Institute of Technology, 4259 Nagatuda Midori-ku Yokohama 227)

\*\*\* 東京工業大学 (現: 在石川島播磨重工業(株) (Tokyo Institute of Technology, Now Ishikawajima-Harima Heavy Industries., Ltd.)

するためには、この荷重-時間曲線\*に対する解釈を確立することが必要である。荷重-時間曲線と破壊機構との関連づけに関しては主として低温域の挙動について WULLAERT<sup>11)</sup> および著者<sup>12)13)</sup> の検討があるが、ここでは全温度域にわたる靱性評価との関連を検討する。荷重-時間曲線の解釈とは別にすでに多くの計装化シャルピー試験は行なわれており、冶金学的因子との関係が多く知られるようになった。これら試験において荷重-時間曲線の信頼性、特に打撃直後の振動が問題となり、これに対する検討が VENGI<sup>14)</sup> 他によつて精力的になされている。著者は前述の高感度シンクロスコープをデジタルメモリ機器<sup>12)</sup> と取り代えることにより信頼性の向上と操作の容易化を行ない得たので測定上の問題点と共に併せて報告する。

## 2. 装置と供試材

シャルピー衝撃試片の衝撃荷重を測定するひずみゲージはり付け位置として振子の打撃端、試片に直接、および支持台が考えられる。試片に直接はり付けるのが最も好ましいが、経済性に劣るばかりでなく個々の試片で calibration が必要であり、低温試験を考えれば不可能といえよう。一方、支持台に取り付けられたゲージは試片の慣性のため正しい値を示さない。もちろん慣性力の大きさは計算より求められるが、もろい材料の場合には全く支持なしに中央を打撃することで破断し、仮想の支持点に力を伝えない。したがつてこの位置のゲージはり付けの不適当さは理解されよう。

\* 荷重-時間曲線と荷重-変位曲線は実質的に差はない<sup>13)</sup>。以後両者を併せて荷重-時間曲線と記す。

本実験では、すべて打撃端の約 10 mm 後方に長さ 2 mm 120 $\Omega$  の半導体ゲージを表裏 2 枚ずつ計 4 枚はり付けてブリッジを作り衝撃荷重を検出した。Fig. 1 は測定系のブロック図で、一般に図上段の (ブリッジ)→(増幅器)→(シンクロスコープ)→(カメラ) の系列で行なわれているが、ここでは中段の (ブリッジ)→(差動増幅器) (トランジェントレコーダ)→(ペンレコーダー またはデータテープ) で行なつた。トランジェントレコーダは近年開発された突発的現象を記録するデジタル機器である。使用したトランジェントレコーダは DATALAB DL905 で最高サンプル速度は 200 nS である。図下段の幅 0.2 mS の衝撃波形は高速 AD 変換器で 8bit のデジタル信号に変換され、1024 語のデジタルメモリに貯えられる。貯えられた信号は必要に応じて任意の速度 (図では 0.1 S/語) のアナログ信号に変換され、ペンレコーダ上に描き出される。また信号の電算機処理あるいは保存のために紙テープさん孔機あるいは磁気テープ機器にデジタル信号のまま送ることができる。シンクロスコープを用いた系では記録すべき信号が来てから後でのみ確実なトリガー (記録開始) ができ、突発信号の場合波形立ち上り前の基線部や波形の始端部は記録にしがたい。トランジェントレコーダの使用によりトリガー前後の波形の観察が可能である。フィルムに記録する場合と異なり、試験直後に荷重記録を確かめることが可能になるので、静的試験の場合と同様に以後の試験条件の変更に役立つ。

シャルピー衝撃試験で計測される最大荷重は鋼試片で約 3 000 kg である。一方非鉄金属の予き裂試片の場合計測される値は約 30 kg である。ゲージ接着部の面積は 150~250 mm<sup>2</sup> であるからここでの弾性ひずみは断面を

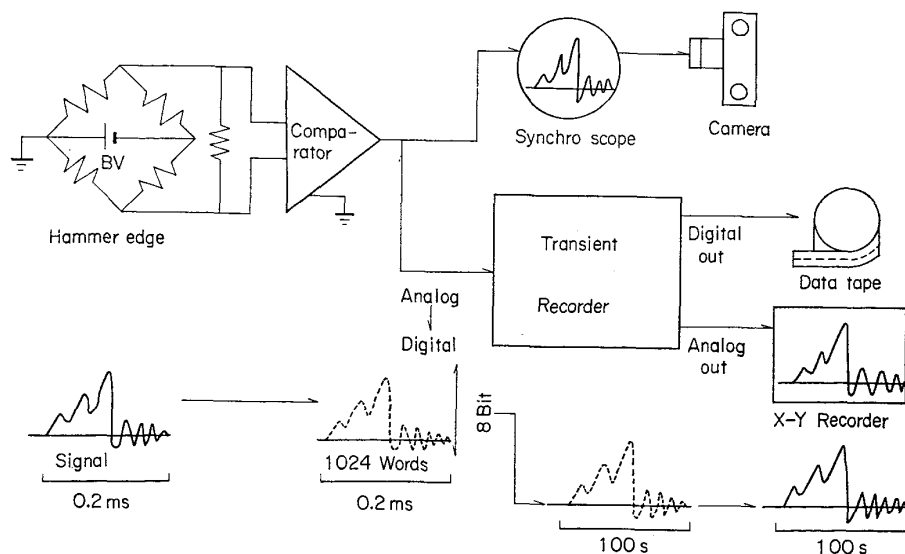


Fig. 1. Schematic diagram of impact load measurement systems.

200 mm<sup>2</sup> として  $7.5 \times 10^{-6} \sim 7.5 \times 10^{-4}$  の範囲にある。半導体ゲージの4ゲージ組合せゲージ率を  $2.6 \times 100$ , ブリッジ電圧を 6V とすればブリッジ出力電圧は 3~300 mV (抵抗線ひずみゲージでは  $60 \mu\text{V} \sim 6\text{mV}$ ) で, 差動形入力端子のある高感度シンクロスコープを使用する場合には増幅器の必要はない。現在のトランジェントレコーダは不平衡入力 (一端接地) でゲージ出力を直接接続するとラインの雑音を拾い使用に耐えない。これはブリッジ出力をアースより浮かせ, 差動増幅器で同相除去を行なうことで解決される。著者らはコンパレータニア素子 (TELEDYNE 1322, Slew Rate  $120\text{V}/\mu\text{S}$ , 同相除去比 90 db) を中心とした回路を使用した。DATA LAB DL 905 の入力感度は分離能  $39 \mu\text{V}$  で感度は上記入力に対し充分あつたのでこの増幅器の利得が1であるように回路定数を設定した。国産のトランジェントレコーダの多くの最高感度は1桁劣るので 20db の利得が必要である。測定系の周波数特性はレコーダと信号源の間に高域ろ過器 (L.P.F) を置き測定され, 上限応答周波数は 1M Hz ( $\pm 3\text{db}$ ) と推定された。記録はすべて L.P.F. を用いずに行ない, 図形処理に必要なフィルター操作はデジタル記録を電算機処理することによって行なつた。電算機オフライン入力デジタル信号は Data Dynamics 1133 を用い紙テープにせん孔し HITAC 8700 により解析, 記録, 作図に用いた。

静的特性との関連を検討するため引張試験および静的曲げ試験が行なわれた。これらはインストロン型引張試験機の液体窒素を制御噴射する低温槽中で  $-196^\circ\text{C} \sim$  室温の範囲で行なつた。曲げ試験にはシャルピー試験規格に合致した三点曲げ試験ブロック (Photo. 1) を用いた。供試材は SS41 相当低炭素アルミキルド鋼 (0.12C, 0.21 Si, 0.24Mn, 0.014P, 0.016S) 焼準材を, また 7075 T6 アルミ合金を比較材として用いた。これら素材より引張荷重方向が圧延方向に平行で切欠が板厚方向になるよう標準シャルピー V 切欠試験片を作製した。予き裂材は ASTM E399 の指定に従い, 疲れ試験機を用い疲れき裂を導入した。静的引張試験には直径 4 mm の 4 号試験片を使用した。

### 3. 実験結果と検討

Fig. 2 に用いられた SS41 鋼の静的引張特性と試験温度の関係を示す。これらの数値は以下の検討に用いられた。

#### 3.1 疲れ予き裂の効果

破壊力学特性値の測定にはすべて疲れ予き裂の導入が要求されている。しかしアメリカにおける 1974 年の調

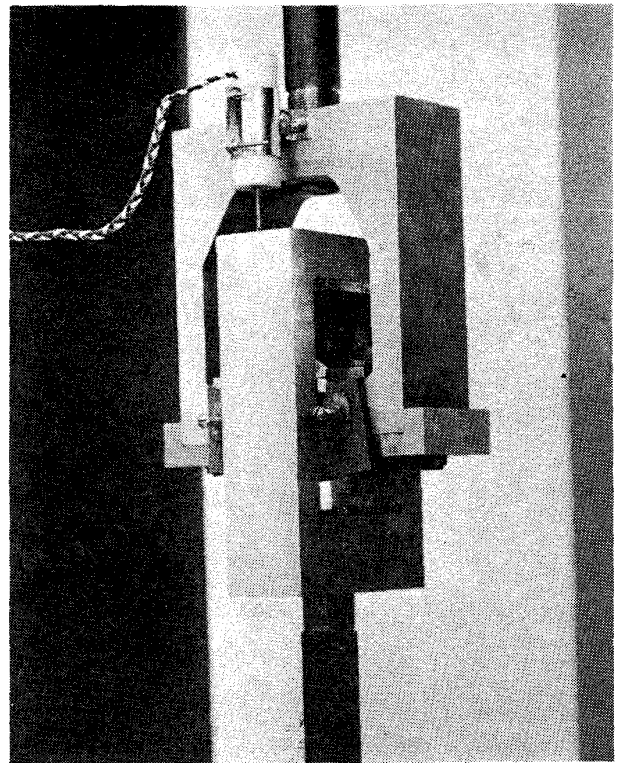


Photo. 1. Static bending test equipment following the Charpy tester regulation.

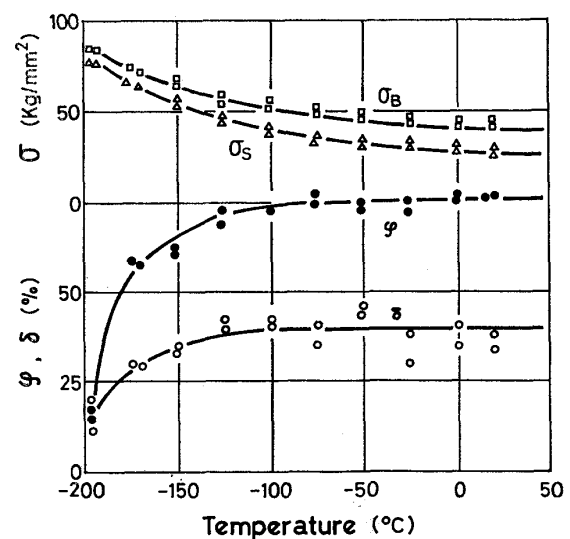


Fig. 2. Static tensile properties of SS41 low carbon steel.

査<sup>15)</sup>によれば, 疲れ予き裂をシャルピー試片に付加する場合, 試験原価は約2倍となり, 準備に必要な期間も延び, シャルピー試験の利点を大幅に害する。一方, RoLFE<sup>16)17)</sup>らや AULT<sup>13)</sup>らなどによれば予き裂のない試片によるシャルピー値 (CVN) あるいは遷移温度と  $K_{IC}$  値を結びつける経験式も報告されている。これは疲れ予き裂なしに破壊特性が求められる可能性を期待させる。Fig. 3 は SS41 鋼  $-196^\circ\text{C}$  における V 切欠材および疲

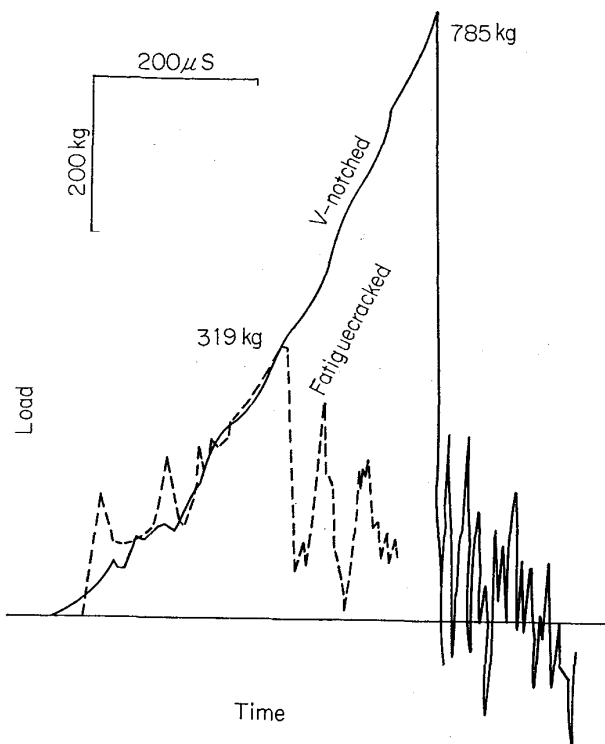


Fig. 3. Load-time curves for V-notched and fatigue precracked Charpy impact bend specimens tested at  $-196^{\circ}\text{C}$  (41 steel).

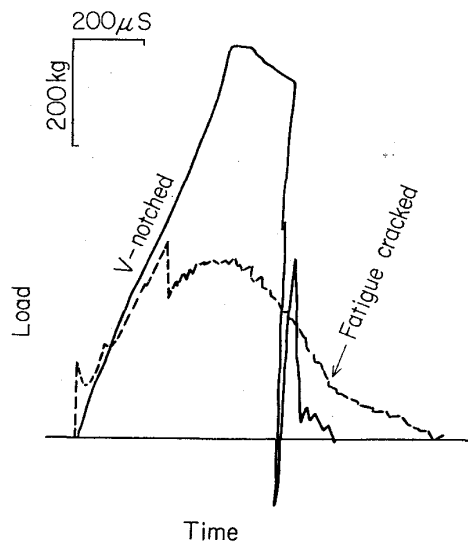


Fig. 4. Load-time curves for V-notched and fatigue precracked charpy impact bend specimens tested at  $19^{\circ}\text{C}$  (7075-T6).

れ予き裂材の荷重-時間曲線で、後者の最大荷重より求められる  $K_{IC}$  の値は有効値である。シャルピー相当試片の  $K$  値は、単位厚さ当りの破壊荷重を  $P_C$ 、き裂深さを  $a$  とした時、次式で与えられる<sup>20)</sup>。

$$K = Y(a) \cdot P_C \cdot \sqrt{a} \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{ただし, } Y(a) = 1.025 - 0.1632a + 0.07714a^2 - 0.01333a^3 + 0.00137a^4$$

この式の精度は  $a$  が 6 mm 以下で 0.2% である。Fig. 3 の V 切欠材の最大荷重から求められる  $K_C$  値は 2.5 倍も大きく  $K_{IC}$  値ではあり得ない。CVN は図の面積に相当する値であるから、もし V 切欠材と予き裂材の面積あるいは高さの間に一定の関係があるならば前述の関係式は検討に役立つであろう。Fig. 4 は 7075T6 アルミ合金 ( $19^{\circ}\text{C}$ ) の荷重-時間曲線で疲れき裂材の最大荷重から求められた  $K_{IC}$  は有効値であつた。疲れ予き裂深さを正確に V 切欠と一致させられないため図の高さからそのまま比較できないが (コンプライアンスに差のある点に注意されたい)、最大荷重、破断荷重、面積のいずれをとつても Fig. 3, Fig. 4 に共通した関係を示すものは見出せず、普遍的に CVN や遷移温度から  $K_{IC}$  を誘導する方法は期待し難い。Fig. 5 に SS41 鋼の V 切欠および予き裂材の  $-196^{\circ}\text{C} \sim 50^{\circ}\text{C}$  におけるシャルピー試験結果を示す。V 切欠材の最大荷重が 2 つの山をもつた複雑な形を示しているが、これについては多く報告されており、その理由は著者の 1 人が別に報告している<sup>12)</sup>。疲れき裂材では最初の山は認められず、 $-50^{\circ}\text{C}$  以上ではほぼ一致している。この第 2 の山の一致は V 切欠材と U 切欠材にもみられ、初期切欠形状を離れてすでに進行中のき裂が最大荷重点で存在していることを示している。V 切欠材と予き裂の最大荷重の温度に対する変形の挙動が大きく異っていることから、V 切欠材の最大荷重が  $K_{IC}$  と直接の関係 (例えば最大荷重点をき裂発生点であ

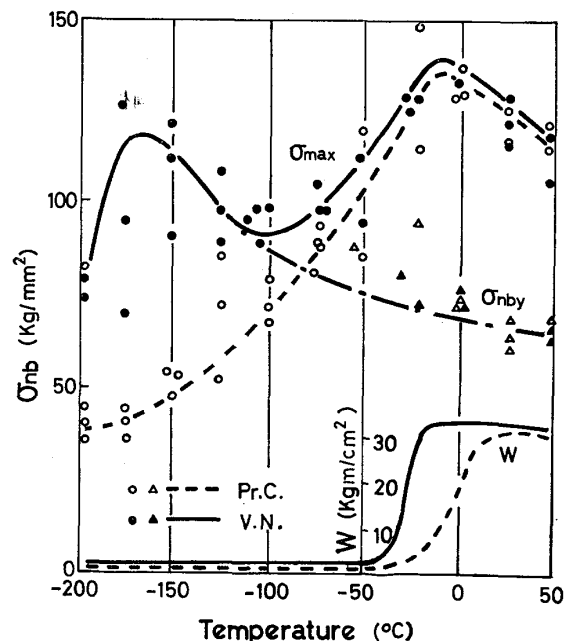


Fig. 5. Nominal bending stress and absorbed energy versus testing temperature in charpy impact bending test. open marks are for fatigue pre-cracked specimens (SS41 steel).

るとするような) はないことが知られる。

### 3.2 $K_{IC}$ の測定 (破壊荷重, き裂停止荷重)

予き裂試片の荷重-時間曲線からの  $K_{IC}$  の測定は, 試片寸法が ASTM E399 規格を満足するならば, Fig. 3 Fig. 4 の最大荷重より (1) 式で求められる。しかしシャルピー試片が上記の規格を満足することは少ない。一般に注意を払われている試片厚さに対する (2) 式の規定

$$B \geq 2.5 (K_Q / \sigma_s)^2 \dots\dots\dots (2)$$

よりもむしろ切欠深さ  $a$  およびリガメント ( $W - a$ ) の規定に抵触する。(2) 式においては  $\sigma_s$  試験条件下での降伏応力である。しかし ASTM 規格のこれら規定は理論的根拠によるものでなく実験的に安全側に定められたものであるから, 必ずしも厳守する必要はなく, (2) 式の係数は 1 以下でもき裂の検出方法が妥当ならばよいことが示されている<sup>22)19)</sup>。ただ注意しなければならないことは, Fig. 3 より知られるように, 荷重-時間関係が直角三角形の急落型であつても  $K_{IC}$  の計算に用いられ得るとは限らないことである。Fig. 5 の  $-100^\circ\text{C}$  以下の V 切欠試片破断荷重はき裂発生荷重である。この荷重は降伏強度, き裂発生荷重の転位模型から計算される微視的破壊強度, 応力集中係数および塑性拘束係数から定まる<sup>12)</sup>。Fig. 3 の場合は, この荷重が (1) 式で  $K_{IC}$  を与えるに必要な荷重をすでに越えているので直ちに破壊した。7075 T6 合金の予き裂試片では (1) 式の  $K$  値が  $K_{IC}$  に達した時に曲げ試片に貯えられている弾性エネルギーが残りの断面を伝播するには不十分でき裂はある長さで停止し, Fig. 4 の点線の状態を示した。この荷重-時間曲線は測定系の応答性の悪い場合, 鋼の完全塑性域でのものと同種の状態と見誤まれ,  $K_{IC}$  の測定に不適格と判断される危険性がある。

Fig. 4 にみられるき裂停止荷重は鋼の V 切欠試片においてエネルギー遷移の上限近くでよく観測される (Fig. 6)。破面上で停止位置が測定されるので, この切欠深さと前記荷重から  $K_{ICarrest}$  が求められる筈である。小林<sup>11)</sup>はこの方法で測定した  $K_{IC}$  値を大型二重引張試験結果が一致することを報告している。著者がボイラー用鋼板について測定した例ではバラツキが大きすぎて正しい判断は下せない (Table 1)。計算に用いられた arrest 荷重は SB35B 鋼では約  $80^\circ\text{C}$ , SB46B 鋼では約  $15^\circ\text{C}$  の値で, これらの温度は, エネルギー遷移温度の上限に相当し, 荷重-時間曲線上でき裂停止が観察された。バラツキの原因は切欠深さ決定の困難さによるものであり, またこれは塑性変形後に起るため切欠曲げ試片の塑性歪の不均一な分布にもよると思われる。有効  $K_{IC}$  との関係は塑性歪みおよび Arrest と Onset の差も考慮されねば

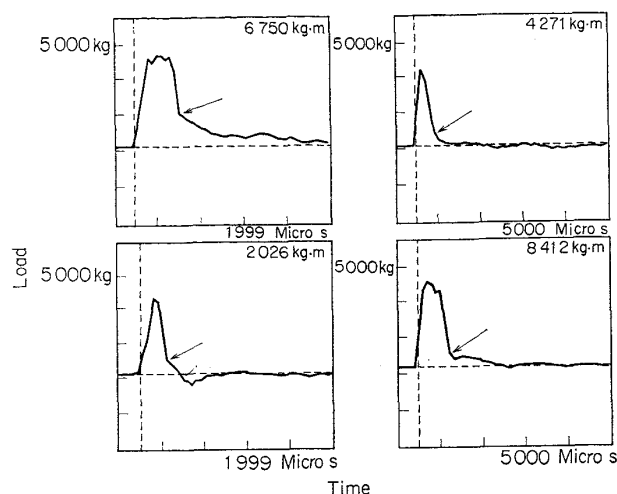


Fig. 6. Computer-plotted load-time curves for V-notched specimens. arrows indicate the arrest load for  $K_{ICarrest}$  calculation.

Table 1. Scattering of  $K_{IC}$  values evaluated from the arrested loads of the load-time curves in Charpy impact test of boiler steels  $\text{kg}/\text{mm}/\text{mm}^2$ .

|       |                                        |
|-------|----------------------------------------|
| SB35B | 283, 256, 345, 308, 270, 518, 268, 252 |
| SB46B | 266, 287, 350, 349, 307, 355           |

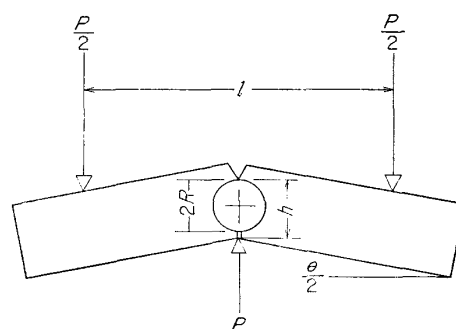


Fig. 7. Proposed model for bending yield stress calculation in notched three-points bend specimen.

ならないが, 絶対値よりもまずバラツキを解決しなければ破壊特性として実用化は困難である。

Fig. 5 の V 切欠材において  $-100^\circ\text{C}$  以上では図中の一点鎖線で表わされる  $\sigma_{nb} = \sigma_{nby}$  線上でき裂の発生がある。 $-100^\circ\text{C}$  と  $-50^\circ\text{C}$  の間ではこの荷重と (1) 式より求めた  $K$  値はまだ  $K_C$  以下でき裂は伝播できず, 部分的な塑性変形の進行で荷重が増加し, 最大荷重で  $K_Q$  に達しき裂が伝播する。切欠曲げ試験中における塑性変形は塑性模様解析によれば切欠下部の楕円筒上で起こると考えられ (Fig. 7), き裂進行経路上はこの塑性変形の影響を

受けないから、この荷重は元の素材の  $K_{IC}$  値を算出するに充分である。これらのことから Fig. 5 の場合、V切欠試片の破断荷重(最大荷重)を用いて  $-100 \sim -50^\circ\text{C}$  の範囲で、予き裂試片では  $-50^\circ\text{C}$  以下で  $K_{IC}$  値の測定が可能である。 $K_{IC}$  値が平面歪破壊靱性値 ( $K_{IC}$ ) であるか否かは(2)式による検討を必要とするが、シャルピー試験で求められる荷重および切欠深さ精度を考慮すれば、(2)式の右辺の係数は1で十分である。また、塑性変形の局所的な先行を考慮すれば ASTM で要求される応力-変位に対する要求(垂直落下形または pop-in の最大荷重との関係は)無視してもよい。初期き裂長さに対する(2)式の適用は、切欠曲げ試片の場合、右辺の係数を0.35として検定すればよい<sup>17)</sup>。SS41 鋼では  $-60^\circ\text{C}$  以上ではこの条件を満足しない。従つてV切欠試片では  $-100 \sim -60^\circ\text{C}$  の範囲で、予き裂試片では  $-60^\circ\text{C}$  以下で  $K_{IC}$  が求められたと解釈された。この材料で常温の有効  $K_{IC}$  を ASTM 規格に従い求めるには、板厚、及び切欠深さ、リガメントがともに 500 mm 以上必要であるため、それとの比較はなされていないが、この判断で求めた 7075 T6 アルミ合金の  $K_{IC}$  値は ASTM 規格による有効値と一致した。

(吸収エネルギーからの  $K_{IC}$  の算出) 破壊エネルギーの観点より破壊靱性は単位き裂を進めるに必要なエネルギー増分と定義される ( $G_{IC}$ ,  $J_c$  値)。シャルピー試片のき裂を進めるに要するエネルギー増分がき裂長さによらないとすれば、伝播に要したエネルギーを破面面積の半分で割れば  $G_c$  値が求まり、 $G$  値と  $K$  値の関係より  $K_{IC}$  値が求まる。平面歪条件を満足している場合、吸収エネルギーを  $W$  (kg-m)、ヤング率を  $E$  (kg/mm<sup>2</sup>)、ポアソン比を  $\nu$ 、初期き裂長さ  $a$  (mm) とすれば、

$$K_{IC} = 10 \sqrt{\frac{EW}{(1-\nu^2)(10-a)}} \dots\dots\dots (3)$$

で与えられる。ここで用いられる  $W$  は伝播に要したエネルギーのみであるから、V切欠試片の値は用いることはできない。更に予き裂試片も Fig. 5 の  $-100^\circ\text{C}$  以上では伝播までに塑性変形を行なうため、 $-100^\circ\text{C}$  以下で有効である。Fig. 8 に(3)式で求められた  $K_{ICE}$  と  $-50^\circ\text{C}$  以下で有効と考えられる(1)式で求めた  $K_{ICP}$  の関係を示す。 $-100 \sim -50^\circ\text{C}$  の値は×印で示してあるが、これを除けばよい一致が認められる。一般的にいうと、最大荷重点まで直線的に荷重の増加するタイプの荷重-時間曲線を示すものならば、Fig. 3 の曲線を含めて(3)式による  $K_{IC}$  の推定に用い得る。 $K_{IC}$  値としての有効性はまた別途に考慮されねばならない。

$K_{IC} = 200 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$  の鋼の破壊靱性値を吸収エネ

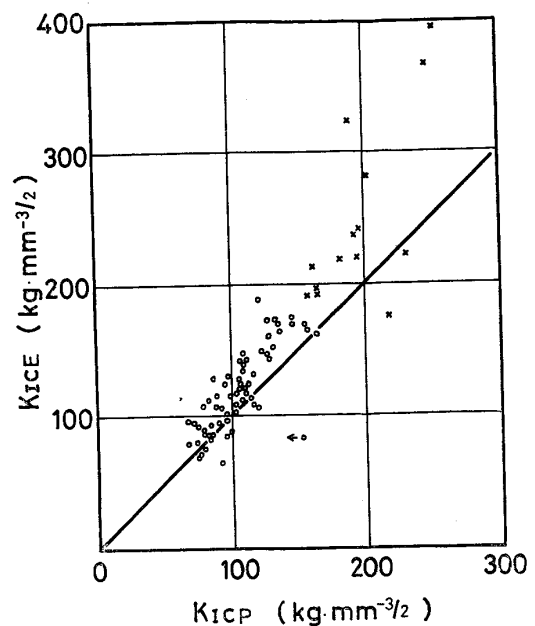


Fig. 8. Relationship between  $K_{ICE}$  and  $K_{ICP}$ .  $K_{ICE}$  was calculated from the absorbed energy of pre-cracked specimen and  $K_{ICP}$  from the fracture load.  $K_{ICP}$  shown as X was invalid according to ASTM recommendations.

ルギから(3)式を用いて求めようとするとき、 $W$ の値は 0.14 kg-m である。この値をはねり角度から正しく読み取ることは不可能である。この点計装化シャルピー試験の荷重-時間曲線を積分するならば精度よく求めることができる。積分のため横軸は変位に換算しなければならないが、3.6 項で述べるように荷重-時間曲線の面積を求め、この面積  $S$  (kg-S) と set 角度から定まる初速  $V_0$  (m/s) の積から求めても、求められるエネルギーが 2 kg-m 以下ならば誤差は無視できる。

### 3.3 J 積分と COD

ここで試験された軟鋼が室温で用いられる場合、平面歪状態となる厚さは 500 mm 以上もあり、 $K_{IC}$  機構での破壊が問題となることはまれであり、むしろより薄い板での開口型の安定き裂の生長が問題となる。そこでこの領域まで拡張できる  $J$  積分の使用が望まれる。 $J_{IC}$  の測定に関しては、多くの研究が現在なされているが、これをシャルピー試験に应用する場合、荷重時間曲線のどこでき裂の成長が行なわれたか知る必要がある。き裂長さを時間の関数として求めるには電位差法が最適と思われるが、応答性、測定精度の点で著者らはまだ成功していない。BEGLEY ら<sup>23)</sup> は有効な  $J_{IC}$  値とシャルピー試験結果(非計装化)を比較しているが、(Fig. 9)これを Fig. 5 の場合に吸収エネルギー、降伏応力の変化を指標に置き換えて検討するならば、 $J_{IC}$  値の  $K_{IC}$  値への換算

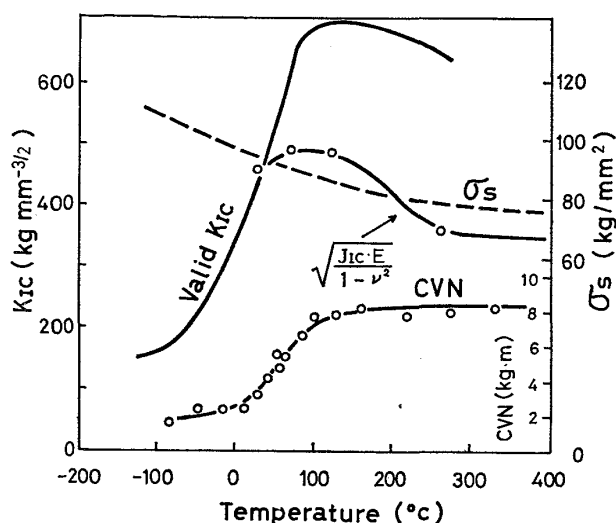


Fig. 9. Temperature dependence of yield strength, fracture toughness and Charpy V-notch absorbed energy for an A471 Ni-Cr-Mo-V steel after reference (23).

値は  $-100^{\circ}\text{C}$  点で一致し、温度の上昇と共に漸減していくことを示している。彼らは  $K_{IC}$  の求まる上限 (Fig. 5 では  $-100^{\circ}\text{C}$ ) の値を低温ゆえに安全値とみることが危険であると報告している。この SS41 鋼で  $J_{IC}$  の有効な測定がなされていないので、荷重-時間曲線との関係を示すことはできないが、 $J_{IC}$  の漸減傾向が最大荷重の減少と似ていることは切欠材曲げ試験における最大荷重、あるいは見掛けの降伏荷重が推測値としての後役割を持つ可能性を示唆している。BEGLEY らの結果は Fig. 5 に比べてはるかに高温域のものであり時効や温脆性による  $J_{IC}$  の低下とも考えることが出来るが、前述の楕円筒面上のすべりによるき裂の発生を安定き裂の発生とみなすならば関連はあり得る。

WELLS によれば COD は Fig. 7 の  $\Delta\theta$  の測定により (4) 式で考えられる。

$$\text{COD} = 0.06 \theta^{\circ} (\text{mm}) \dots\dots\dots (4)$$

$J_{IC}$  と同様にき裂開始点を荷重-時間曲線上に求められるならば  $\theta$  はたわみで与えられるから求められる。 $J_{IC}$  の場合と同様に著者らはその測定にまだ成功していない。 $J$  積分と異なり測定過程中的 unload が許されるから繰返し打撃時の荷重-時間記録を電算機処理し、弾性域のコンプライアンスの変化より求めることができると考え実験中であり、いくつかクリップゲージ法で求められた値に近い値が得られた。

### 3.4 打撃速度の効果

シャルピー試験で得られた  $K_{IC}$  値は動的破壊靱性  $K_{ID}$  と呼ばれ、 $K_{IC}$  と区別されることが多い。破壊靱性の速度依存性についての系統的な研究<sup>25)</sup> があり  $10^0 \sim 3 \times 10^6$

$\text{kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2/\text{s}$  の広い速度範囲で多数の素材について検討されている。しかし測定手段が多岐にわたり、その依存性はあまり明瞭でない。作井ら<sup>26)</sup> は軸受鋼を用いシャルピー速度を含めた  $K_{IC}$  の速度依存性を求めているが、上記の範囲で速度依存性はまったく認められていない。 $K_{IC}$  は静止したき裂の伝播開始の条件でエネルギーバランスから決めるものであるから本質的な速度依存性は考えられず、降伏応力の速度効果の 2 次的影響を受けるものと考えられる。速度の効果は対数的であり大きくないから、静的の値より動的の値が若干小さくなり得る程度で、シャルピー試験の精度より考え、あまり考慮する必要がない。

Fig. 10 に V 切欠および予き裂シャルピー試片の静的曲げ試験結果を示す。最大荷重曲線、吸収エネルギー曲線とも動的試験結果に比べて低温側に移動している。動的試験で  $-100 \sim 50^{\circ}\text{C}$  の領域は  $-175^{\circ}\text{C}$  以下に移り、3.2 項の検討から予き裂試片を用いても有効  $K_{IC}$  は荷重およびエネルギーのいずれからでも  $-190^{\circ}\text{C}$  以下でなければ求まらないことがわかる。Fig. 10 より得られる  $-196^{\circ}\text{C}$  の  $K_{IC}$  値は動的試験に比較して約 5% 大きい、無視し得る差とも考えられる。静的な低温試験の困難さを考えれば動的試験の  $K_{IC}$  測定の利点は速度効果のあいまいさがあるとしても、なお大きい。

### 3.5 降伏応力

破壊特性値ではないが動的な降伏応力をシャルピー試

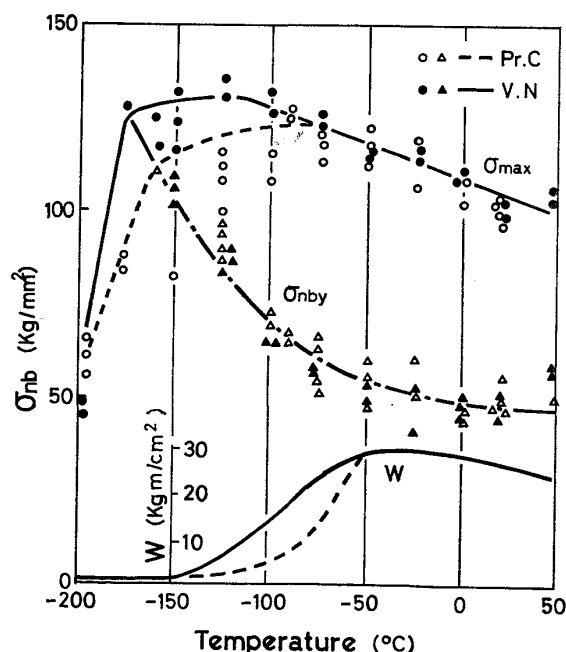


Fig. 10. Nominal bending stress and absorbed energy versus testing temperature in slow bending test. Open marks are for fatigue pre-cracked specimens (SS41 steel).

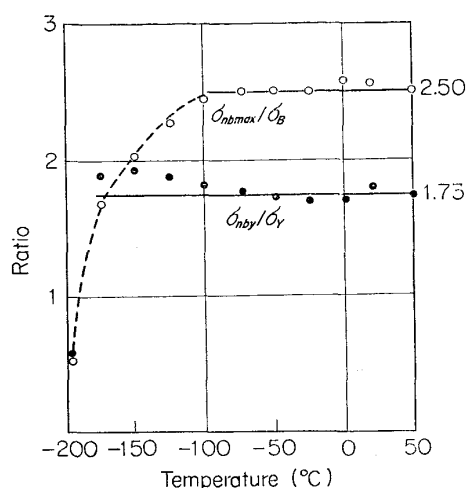


Fig. 11. Temperature dependency of maximum bending stress to UTS and bending yield stress ratios in static test.

験の荷重-時間曲線から求めることができる。荷重-時間曲線にみられる降伏応力の値は、それが求められる範囲ではV切欠試験も予き裂試片も同じ値を示す (Fig. 5, Fig. 10)。静的曲げ強度と Fig. 1 の静的引張強度の比を Fig. 11 に示す。降伏応力と曲げ降伏応力および引張強度と曲げ強度の比はそれぞれ 1.73, 2.50 でそれが求まる範囲ではほぼ温度によらず一定である。引張強さと曲げ強度は工業的な便宜値で、比較することは困難であり、静的試験での比が動的にまで適用できる確証はない。これに対して降伏応力は科学的でその比は動的試験にまで適用されることが考えられ、また切欠材の降伏応力は次のように考えることができる。切欠曲げ破壊をした試片側面を Fry の試薬でエッチングすると、き裂先端より円弧状のひずみ模様が観察される<sup>24)</sup>。これを近似的に Fig. 7 の円筒の表面のみを転位が動き、変形したと考える。その円筒の直径は断面の残り高さ  $h$  から靱帯部を引いたものとなる。外力  $P$  によつてなされた仕事は、

$$\Delta W_1 = \frac{Pl\Delta\theta}{4} \quad (5)$$

そして円筒上でなされる仕事は

$$\Delta W_2 = 2\pi RB\tau \cdot \frac{R\Delta\theta}{2} \quad (6)$$

ここで  $\tau$  は臨界せん断応力、 $2R=0.9h$  は考えている円筒の直径で、靱帯の深さを実験的に  $h/10$  と推定している。  $\Delta W_1 = \Delta W_2$  より、

$$P = \frac{\pi B(0.9h)^2}{l} \tau \quad (7)$$

曲げ降伏応力は、

$$\sigma_{nby} = \frac{3}{2} \cdot \frac{lP}{Bh^2} \quad (8)$$

(7)(8)式と  $\tau = \sigma_s/2$  より、

$$\sigma_{nby} = 1.9\sigma_s \quad (9)$$

Fig. 11 の実測値より約 10% 大きい、ほぼこのような機構に基くものと考ええる。シャルピー試験が低温で容易なことを考えれば、動的に限らず破壊靱性値を検討するための低温での降伏応力の推定に十分役立つと考えられる。また Fig. 5 の低温での荷重温度曲線を用いるならば、温度に無関係な微視的破壊強度の推定を行なうことができる<sup>12)</sup>。

### 3.6 計装化シャルピー試験における留意点

本章の議論は荷重-時間曲線が正確に求められることを前提として進められている。しかし、実際に測定される曲線は種々の原因によるノイズを含んでおり、この解決が必要である。この検討は別報<sup>13)</sup>で行なっている。市販の直流増幅器にはローパス・フィルタ (LPF) を内蔵しているものが多い。ノイズを除く目的での LPF の使用は十分注意する必要がある。LPF の使用は応答性を損ない、誤った情報を与える。シャルピー試験の荷重-時間曲線から破壊特性値を求める場合、正弦波に換算して 100 KHz 以上、最低 20 KHz の応答性が必要である。本報では荷重-時間曲線を用いたが、理論的には応力-ひずみ、すなわち荷重-変位関係が望ましい。しかし、実際には荷重-時間曲線はそのまま試験速度を掛けて荷重-変位と読み直すことができる。特に破壊特性値を求める場合その誤差は非常に小さい。シャルピー試験機の振子は試片に吸収されたエネルギーに従い、その速度を減ずる。従つて衝撃試験中の変位は (10) 式より求められる。

$$\chi = \int_0^t \left( V_0 - \frac{1}{m} \int_0^t P(t) dt \right) dt \quad (10)$$

ここで  $t$  は衝突後の経過時間 (s)、 $\chi$  は変位 (mm)、 $V_0$  は set 角度により定まる打撃初速度 (mm/s)、 $m$  は振子の質量 (kg)、 $P(t)$  は時間 ( $t$ ) における荷重 (kgf) である。 $P(t)$  は実測値であるためこの積分は数値積分によらねばならず、デジタル記録がこの目的に用いられた。Fig. 12 はこのようにして求められた荷重-変位関係と (11) 式

$$\chi = V_0 t \quad (11)$$

で求められた荷重-変位曲線を電算機により直接プロットしたものである。吸収エネルギーが 20 kgm 近い (c) を含めて、両者はほとんど差異のないことがみられる。この図よりわかるようにノイズの原因を追加する危険をおかして荷重-変位を求めることは無用というよりも有害であるといえる。

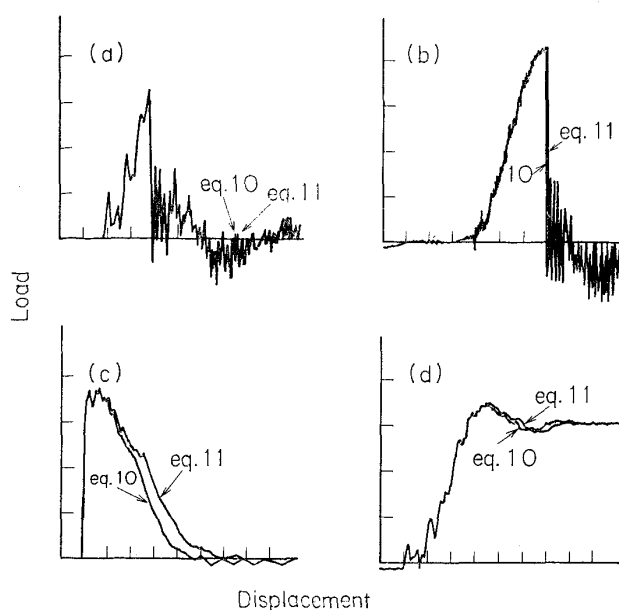


Fig. 12. Comparison of accurate and approximate displacements on loadrecords in Charpy impact test.

#### 4. 結 論

シャルピー試験機を用いて破壊特性値の評価の可能性を検討し、以下の結論を得た。

(1) シャルピー試験中にみられる諸挙動を正しく理解し、そこで得られた数値と破壊特性値の関連を知るためには、荷重-時間関係の求められる計装化試験が必要である。

(2) 疲労予き裂なしに  $K_{IC}$  を求め得る可能性は、ある範囲で存在するが、原則的には疲れ予き裂試片の使用が望ましい。

(3) 疲れき裂試片の吸収エネルギーより  $K_{IC}$  の求められる範囲が存在する。しかし、その確認にはやはり荷重-時間曲線の観察が必要であり、また吸収エネルギーも荷重-時間曲線から求めた方が精度は高い。

(4)  $J_{IC}$ , COD が求められる可能性はあるが、き裂発生点の同定に問題があり、現在のところ良い結果は得られていない。

(5) シャルピー試験で得られた  $K_{IC}$  値を動的な  $K_{IC}$  として静的な値と別個取り扱うことは現在の  $K_{IC}$  測定精度のレベルでは必要がない。

(6) 計装化シャルピー試験によれば、低温の動的降伏強度を容易に求めることができ、破壊靱性値評価の資料となし得る。また微視的破壊強度も求めることができる。

(7) 測定にあたっては荷重-時間曲線の応答性に注意が必要で、衝撃試験中の変位の測定は無用である。

計装化シャルピー試験で得られた破壊特性値を用いるにあたり、その結果は ASTM 規格による  $K_{IC}$  試験や  $J_{IC}$  試験に比べてより正確ではあり得ないこともまた留意しなければならない。

最後に以上の研究を行なうにあたり、協力いただいた元本学学生、現石川島播磨重工業 K.K. の福原吉和君に謝意を表します。

#### 文 献

- 1) 山田良之助: 日本機械学会誌, 31(1928) 4, p. 420
- 2) 田中 実, 梅川 莊吉: 日本金属学会誌, 21(1957) 4, p. 221
- 3) 作井誠太, 中村正久, 布村成具: 鉄と鋼, 46(1960) 10, p. 1319
- 4) 田中 実, 布村成具: 日本金属学会誌, 27(1963) 9, p. 439
- 5) J. A. HENDRIKSON, D. S. WOOD, and D. S. CLARK: Trans. ASM, 50(1958), p. 656
- 6) B. COTTERELL: British Welding J., 9(1962), p. 83
- 7) G. D. FEARNEHOUGH and C. I. HOY: JISI, 202(1964), p. 912
- 8) J. C. RADON: JISI, 203(1965), p. 1028
- 9) D. E. W. STONE and C. E. TURNER: Proc. Royal So. A, 285(1965), p. 83
- 10) 小林俊郎, 高井耕一, 間庭秀世: 日本金属学会誌 30(1966), p. 700
- 11) R. A. WULLACRT: Impact Tests of Metals, ASTM STP 436(1970), p. 148
- 12) S. NUNOMURA: Bull T.I.T. No. 123(1974), p. 101
- 13) S. NUNOMURA: Bull T.I.T. No. 131(1975), p. 59
- 14) S. VENZI, A. H. PRIEST, and M. J. MAT: Impact Test of Metals, ASTM STP 435(1970), p. 165
- 15) J. R. LOW: Rapid Inexpensive Test of for Determining Fracture Toughness, NRC (1976) Washington
- 16) S. T. ROLFE and S. R. NOVAK: Review of Developments in Plane Strain Fracture Toughness Testing, ASTM STP 463(1970), p. 124
- 17) J. M. BARSON and S. T. SOLFE: Impact Testing of Metals, ASTM STP 466(1970), p. 281
- 18) R. T. AULT, G. M. WALD, and R. B. BERTOLO: AFML-TR-71-24(1971) Air Force Material Ohio
- 19) S. NUNOMURA: Bull T.I.T. No. 131(1975), p. 45
- 20) H. TADA: Stress Analysis Hand Book, (1973) Del. Research Co., Pen
- 21) 作井誠太, 布村成具, 中村正久, 藤原達雄: 鉄と鋼, 49(1963), p. 672

- 
- 22) R. H. WEITZMANN and I. FINNIE: Fracture Toughness and Slow Stable Cracking, ASTM STP 559(1974), p. 11
  - 23) W. A. LOGSDON and J. A. BEGLEY: Engineering Fracture Mech, 9(1977), p. 461
  - 24) T. R. WILLSHAW and P. O. PRATT: ICF 1, Sendai Japan 2(1965), p. 973
  - 25) A. H. PRIEST and M. J. MAY: Fracture Toughness of High Strength Materials, ISI p. 120 (1970), p. 16
  - 26) S. NUNOMURA, T. KASHIWAMURA, K. MACHIDA, and S. SAKUI: Proc. Int. Conf. Fracture Mech. and Tech., 2(1977), p. 553
-