

論 文

UDC 620.178.746.22 : 621.039.536.2 : 669.14.018.29 : 681.3

計装化シャルピー試験による原子炉压力容器用 A533B 鋼の
衝撃特性の解析小林 俊郎*・松原 等*²・上田 倅完*Analysis of Impact Properties of A533B Steel for Nuclear Reactor
Pressure Vessel by Instrumented Charpy Test

Toshiro KOBAYASHI, Hitoshi MATSUBARA, and Yoshisada UEDA

Synopsis :

Instrumented Charpy impact test becomes more useful by connecting the digital memory and micro-computer, in which yield load (P_y), maximum load (P_m), pre-maximum load energy (E_i) and post-maximum load one (E_p) are automatically and rapidly analyzed. In this analysis, cyclic oscillations in a load signal are corrected and smoothed by using a method of moving averages (the nonrecursive low pass digital filter).

Dynamic J_{IC} value (J_{Id}) of A533B steel can be measured in a fatigue pre-cracked type Charpy specimen, provided that a true deflection of specimen and a true crack initiation point in the load-deflection curve are known. For this purpose, elastic compliance values of the testing machine and the specimen are measured dynamically by the elastic low blow test to correct the apparent deflection. Crack initiation point, on the other hand, is detected by the plastic low blow test. It is shown that the crack initiation in the fatigue pre-cracked specimen of this material occurs prior to the maximum load, and that the relation between crack initiation energy ($E_{\Delta a}$) and pre-maximum load energy (E_i) is $E_{\Delta a}/E_i \approx 0.8$.

1. 緒 言

計装化シャルピー衝撃試験法は、近年破壊力学を導入することによつていつそうその有効性が高まってきたが¹⁾²⁾、更に望まれることのひとつとして、本試験から得られる情報の正確で迅速な処理方法の開発がある。著者らはデジタルメモリにマイクロコンピュータを接続してデータ処理を行う方法について検討してきたが、実用上十分な成果を得るに至つた。この点につき報告する。

また弾塑性破壊力学に基づく RICE の J 積分法³⁾による J_{IC} 破壊靱性試験は、比較的小型の試験片で行えることから広い適用が期待され、幾つかの測定方法が提案されている⁴⁾。これらは主に静的試験で行われているが、金属材料の破壊靱性は、周知のように動的荷重下で一般に低下する。したがって J_{Id} 値(動的荷重下での J_{IC} 値)を求めることは、原子炉压力容器用鋼のように高度の安全性を要求される材料では特に意義があるといえる。 J_{Id} 値の測定については多くの報告があるが⁵⁾、簡便な測定方法はまだ確立されていない。著者らは RICE らの方

法⁶⁾を用いて、計装化シャルピー試験によつて J_{Id} 値を簡便に求める方法について検討しているが²⁾、この場合試験機を除く試験片のみの真の荷重点変位(以下単に変位)ならびに衝撃荷重下におけるき裂発生点を明らかにすることが、必須の条件といえる。

本研究は、計装化シャルピー試験による J_{Id} 値の測定方法を確立するため、上記の問題点を検討した結果について報告するものである。

2. 実 験 方 法

2.1 供試材

本研究に供した鋼材は、原子炉压力容器用 ASTM A 533 Grade B, Class 1 鋼板(板厚 165 mm)で、分塊・圧延後脱水素処理したものである。化学分析値を Table 1 に示す。試験片はすべて長手方向が圧延方向に、切り欠きが板厚方向になるように採取した。標準 V ノッチシャルピー試験片ならびに Fig. 1 に示すような形状を有する、RICE らの提案⁶⁾による J_{IC} 値測定用深切り欠き三点曲げ試験片およびサイドグループ付試験片を衝撃試

昭和 55 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 55 年 7 月 29 日受付 (Received July 29, 1980)

* 名古屋大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Nagoya University, Furo-cho Chikusa-ku Nagoya 464)

*² 名古屋大学大学院 (Graduate School, Nagoya University)

Table 1. Chemical composition of material. (in wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	T.Al
0.18	0.25	1.41	0.008	0.004	0.05	0.68	0.23	0.55	0.022

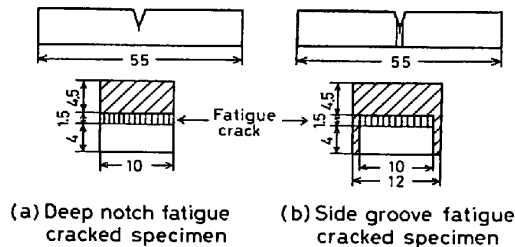


Fig. 1. Test specimen geometries. (mm)

験に用いた。また、本実験における真の変位較正のための弾性コンプライアンス（以下単にコンプライアンス）測定には、標準サイズ無溝試験片ならびに各 a/W 比（ a ：切り欠き深さ， W ：試験片幅）および各試験片サイズの 0.5 mm 幅スリット付試験片を用いた。

各試験片は、耐熱塗膜剤（商品名：バーカテクト）を塗布して、Ar ガス雰囲気中の電気炉中で $900^{\circ}\text{C}\times 1\text{h}$ のオーステナイト化の後、油冷した。コンプライアンス測定用試験片はこの状態で実験に供し、他の試験片は油冷後 Ar ガス雰囲気中の電気炉中で $650^{\circ}\text{C}\times 2\text{h}$ の焼もどし処理を施した。

疲労き裂付加に際しては、試作したき裂発生機により ASTM E399 に準拠して行つた。

2.2 マイクロコンピュータによるデータ処理方法

Fig. 2 にシャルピー試験機の計装化部および本研究で構成したデータ処理システムの概略を示す。

本研究室では、容量 490 J のシャルピー試験機のハンマー部に半導体歪みゲージを貼り付け、またハンマー回転軸に被膜ポテンシオメータを装着することにより、荷重-変位曲線を直接記録している。荷重-時間曲線より換

算する変位は見掛け上大きく現れる危険性があり、後述の J 積分値を求める際にも、正確な変位を求める上で問題がある。荷重信号用の直流増幅器の周波数特性は、振幅の 10% 減衰点で示すと $f_{-0.9\text{db}}=42\text{kHz}$ であり、シャルピー試験の目的には十分であることを確認してある⁷⁾。

近年、デジタルメモリが普及し、計装化シャルピー試験にも利用されている⁸⁾。著者らは、デジタルメモリにマイクロコンピュータを接続することによつてデータ処理システムを構成し、衝撃荷重に重畳する振動波の消去、降伏荷重値 (P_y) と最大荷重値 (P_m) の読み取り、荷重-変位曲線からの吸収エネルギーの分析および計算を可能にした。以下にデータの流れと処理の手順を述べる。

荷重および変位信号は、それぞれ AD コンバータにより 2~999 μs の範囲で設定する周期でサンプリングされ、12 bit の量子化が行われる。メモリ容量は 1024 ワード \times 10 チャンネルであり、10 本の試験片を連続的に試験し、記憶させておくことができる。

計装化シャルピー試験で得られる荷重信号には、材料の真の破壊とは無関係の鋸歯状の振動波が重畳する。従来、これらはアナログフィルタにより減衰されていたが、精度や多重演算といった点でデジタル信号処理の方が有利である。著者らは、マイクロコンピュータで荷重のサンプル値系列に対して移動平均を行うことにより、振動波の消去(修正)を試みた。移動平均とは、サンプル値系列の細い周期変動を消去するために、サンプル値の順番をずらせながら一定の個数ずつ平均してゆく手法である。サンプル値系列 x_n の m 個ずつの移動平均 y_n は、次のように定義される。

$$y_n = \frac{1}{m} \sum_{k=n}^{n+m-1} x_k \dots \dots \dots (1)$$

このような移動平均は、サンプル値系列を連続関数と考えると、一種の低域フィルタ（非再帰型フィルタの単純

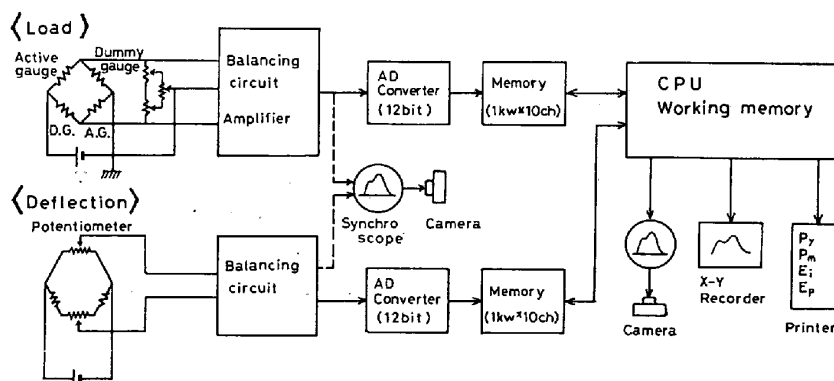


Fig. 2. Block diagram of the computer-assisted instrumented Charpy impact test system.

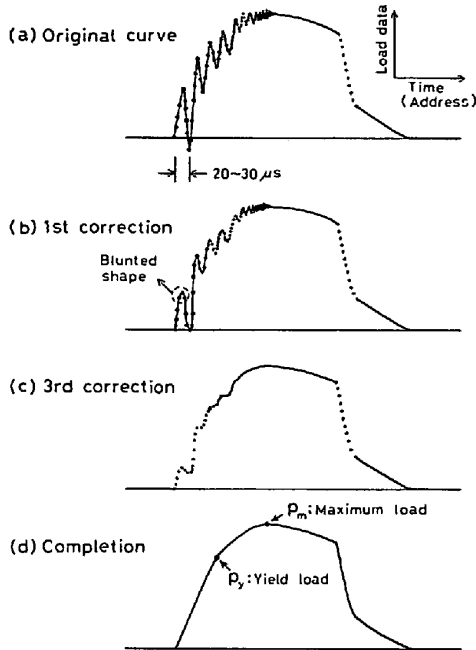


Fig. 3. Correction of oscillation in the load-time curve by the method of moving averages.

型)として動作する. ここで, サンプリング周波数を f_s とするとカットオフ周波数 f_c は次式で与えられる⁹⁾.

$$f_c = 0.443 f_s / m \dots\dots\dots (2)$$

本装置では, 常用されるサンプリング周期 $\Delta t = 2\mu s$ ($f_s = 500 \text{ kHz}$) で適当な修正を得るように, m を次のように変えることにより f_c を順にずらして, 多重にフィルタリングしている. 修正過程の模式図を Fig. 3 に示す.

(1) $m = 7$ ($f_c = 31.6 \text{ kHz}$) で移動平均を行い, まず大振幅の振動波を減衰させる. この結果が, たとえば Fig. 3 (b) である. この修正データの振動の有無を判定し, 消去されていれば修正は終了して, そのデータがストアされる.

(2) 振動が残る場合は, 修正データに対して $m = 5$ ($f_c = 44.3 \text{ kHz}$) の移動平均を行い, 更に平滑化する.

(3) 同様に振動の有無を判定し, 次は $m = 3$ ($f_c = 73.8 \text{ kHz}$) の移動平均を行う (Fig. 3 (c)). 更に $m = 3$ では, 最高5回まで移動平均が繰り返され, f_c はそのつど低くなり遮断特性も急となる. この場合も振動が消去した回で修正は終了して, そのデータがストアされる (Fig. 3 (d)).

以上のように, 本法では修正のたびに修正結果を判定しているため, 過度の修正で真の荷重データを崩す危険が少ない.

修正された荷重データから, Fig. 4 に示すようなプロ

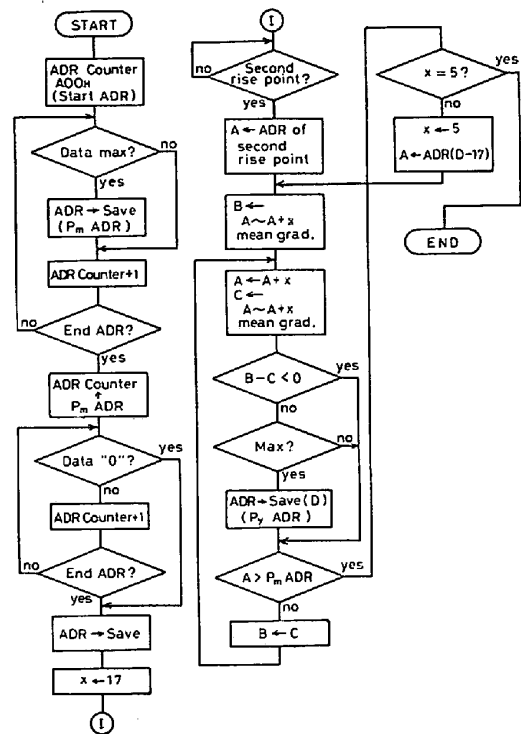


Fig. 4. Flow chart of the program to search for P_y and P_m .

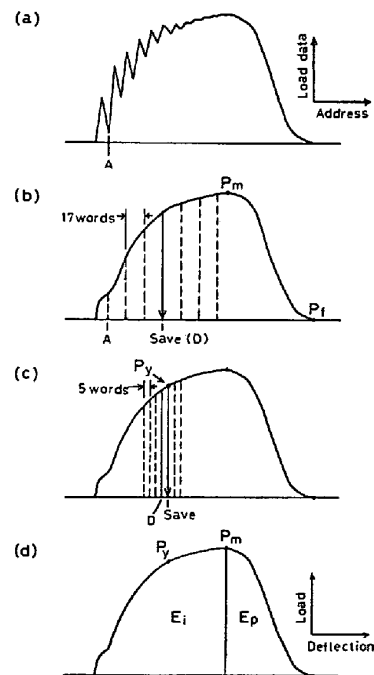


Fig. 5. Calculation of various impact properties in Charpy test.

グラム (図中の B, C は表現上の記号) により, 最大荷重 (P_m) と降伏荷重 (P_y) を読み取る. Fig. 5 はその模式図である. P_m はデータの最大値をサーチしてセーブする. P_y サーチは, 以下の手順でデータの勾配が急変する点を捉えることによる. まず, 原データに重畳す

る 2 番目の振動波の立上りをサーチ開始点 (A) とする (Fig. 5 (a)). これは, アンビル部への試験片の設置などが不適当な場合に, タップの慣性荷重による¹⁰⁾最初 (20~30 μs) の振動波の振幅が大きく現れるため, 完全にはフィルタリングできないことがあり, この箇所を P_y と読み誤まりやすいためである. 次に A 点から 17 ワードごとの平均勾配を求め, その隣り同志の差すなわち勾配変化が最大となる点のアドレスをセーブする (Fig. 5 (b), D 点), 更に平均する区分を 5 ワードに狭めて D 点の 17 ワード前から同様に勾配変化が最大となる点をサーチして P_y とする (Fig. 5 (c)). 2 段階で行うのは, 振動波が残存した場合でもその影響を受けないようにするためである.

次に, 積分計算のプログラムにより, 荷重および変位データから吸収エネルギーを分析して計算する. P_m までの積分値を E_i (最大荷重前の吸収エネルギー; 後出の E_i' に相当) とし, P_m 以後の積分値を E_p (最大荷重後の吸収エネルギー) とする (Fig. 5 (d)).

以上の計算結果は, 自動的にプリントアウトされる. ここまでの処理に要する時間は 1 回あたり約 40 s であり, 従来の解析法に比べて大幅に短縮された.

2.3 弾性域 Low blow test によるコンプライアンスの測定

試験片に弾性限以下の動的荷重を与えるように, ハンマー持ち上げ角を $3\sim 9^\circ$ に設定して打撃し, このときの荷重-変位曲線における立ち上がりの勾配からコンプライアンスを測定した. このような弾性域におけるデータはばらつきやすいため, 試験片あたり十数回試験して平均を求めた.

2.4 塑性域 Low blow test によるき裂発生点の検出

衝撃荷重下でのき裂の発生および伝播過程を調べるため, 試験片が全面降伏してから破断するまでの間でハンマーが停止するように, 各段階にハンマー持ち上げ角を設定して Low blow test を行つた. 除荷後の試験片は $300^\circ\text{C}\times 15\text{ min}$ の加熱着色処理を施した後, 液体窒素に浸漬してからシャルピー試験機でへき開させた. 次に破面を走査電顕 (日立-明石製 MSM 4 型) により観察し, き裂進展量を測定した.

3. 実験結果および考察

3.1 マイクロコンピュータによるデータ処理の妥当性

本研究では, 今回新たに開発したマイクロコンピュータによるデータ処理方法を用いて, コンプライアンスの測定やき裂発生点の検出なども行つた. そこで, 作成した各プログラムによるデータ処理の妥当性について以下

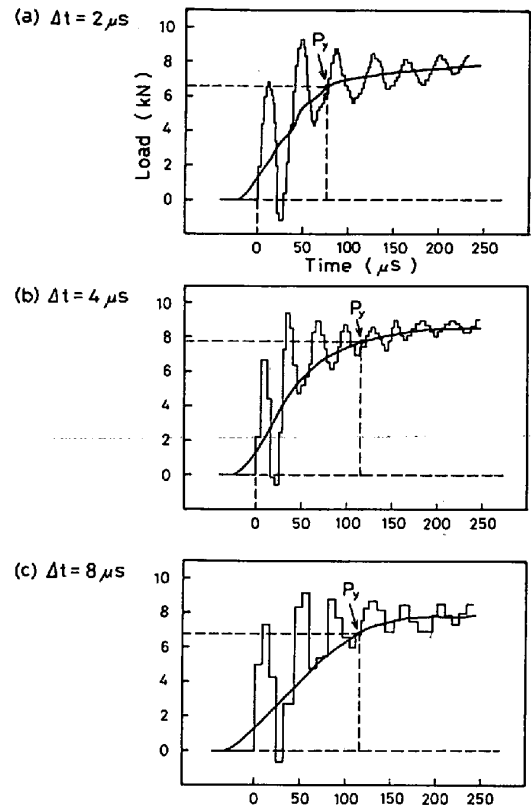


Fig. 6. Correction of oscillation in the load-time curves obtained in various sampling rate, Δt .

に検討した.

3.1.1 移動平均による振動波の消去

移動平均は, (2)式のとおりサンプリング周波数の影響を受ける. 一例として, Fig. 6 に予備実験として行つた Al 合金 (JIS A7N01-T4 材) の標準 V ノッチシャルピー試験 (衝撃速度 5.1 m/s) で記録した荷重-時間曲線における立ち上がり付近の履歴を示す. Fig. 6 (a) は, 常用されるサンプリング周期 $\Delta t = 2\ \mu\text{s}$ で記録した曲線である. タップの慣性荷重による最初の振動波の周期は $26\ \mu\text{s}$ であり, その後の貯えられた弾性エネルギーとロードセル部での反射応力波の干渉による振動波の周期は¹⁰⁾ $36\sim 38\ \mu\text{s}$ であることがわかる. この曲線を移動平均によりフィルタリングした結果を同図中に示すが, 原データの振動の中心部を正確に通つており¹¹⁾, カットオフ周波数 (f_c) の各設定は 妥当なものといえる. Fig. 6 (b) は, $\Delta t = 4\ \mu\text{s}$ (他は (a) と同条件) で記録した曲線であり, f_c は (a) の $1/2$ となる. この場合, 修正はやや過度となり, この傾向は $\Delta t = 8\ \mu\text{s}$ で記録した Fig. 6 (c) の場合に顕著である. 本修正法が $\Delta t = 2\ \mu\text{s}$ の場合を基準としていることによるが, $\Delta t < 8\ \mu\text{s}$ であれば本法のままでも実用上は大きな問題はないと思われる. サンプリングが更に遅い場合のためには, サンプリング周

期も含めた命令が適当であると考えられる。

3.1.2 降伏荷重と最大荷重の読み取り

荷重値の読み取りのうちで、その妥当性が問題となるのは主に降伏荷重 P_y であり、最大荷重については特に問題はない。 P_y は修正曲線の勾配変化から読み取るため、修正法の妥当性と直接に関連する。Fig. 6 の各修正曲線には、それぞれの場合で読み取った P_y が示してある。(a)~(c)間で、 P_y 値に 20% 程度のばらつきがみられるが、これは振動波の振幅やその修正の程度の差などに負うものと考えられる。平均勾配計算におけるワード範囲 (17 および 5 ワード) は、実用的なサンプリング周期範囲 (2~10 μ s) で記録したときに P_y を適確に読み取るように、実験的に最適値を求めたものである。元来、動的な P_y を正確に知ること自体にかなりの困難性があることを考えると、この程度の誤差範囲内であれば一応有効なものと考えてよいと思われる。

なお、本装置はサンプリング周期 2 μ s、量子化 12 bit で比較的高分解能であるが、 P_y 値の読み取り誤差は以上のように振動波の影響やプログラムに負うため、装置の誤差より大きくなるのはやむをえないと考えられる。

3.1.3 吸収エネルギーの計算

吸収エネルギーの計算精度は、従来どおりの写真撮影による結果と比較することにより、十分であることを確認した。ただし、サンプリングが遅く、振動波消去のための本修正法の適用外となつた場合に、修正が過度となり E_i が実際より小さく現れる。このことは J_{Id} 試験を特に低速で行つた場合に起こる可能性もあるが、通常の衝撃速度 (1~3m/s) では問題とならない。

3.2 コンプライアンスの測定

計装化シャルピー試験から J 積分値を求めるためには試験片自体の真の変位、ひいては真の吸収エネルギーを知る必要がある。Fig. 7 に計装化シャルピー試験で得られるそのままの荷重-変位曲線 (最大荷重点まで) と、試験片のみの真の曲線を模式的に示す。いま、曲線の初期勾

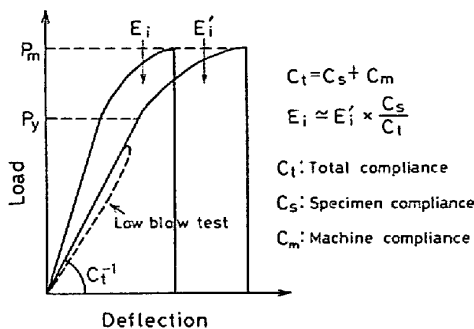


Fig. 7. Correction of pre-maximum load energy, E_i by using compliance values.

配の逆数として実測される全コンプライアンス C_t は次式で表される。

$$C_t = C_s + C_m \dots\dots\dots (3)$$

ここで C_s は試験片によるコンプライアンス、 C_m は試験機によるコンプライアンスである。

最大荷重に至るまでに試験片と試験機に吸収された見掛けのエネルギー (E_i') は、近似的に次式により試験片のみに真に吸収されたエネルギー (E_i) に補正できると考えられる。

$$E_i \approx E_i' \times C_s / C_t \dots\dots\dots (4)$$

厳密には、 C_s は弾性限以上で非線型となるため、塑性域での補正を別に考える必要があるが、今回は近似的に扱った。

いま、無溝試験片の C_s は次式で与えられる¹²⁾。

$$C_s EB = l^3 / 4W^3 \times \{1 + 2.85(W/l)^2 - 0.84(W/l)^3\} \dots\dots\dots (5)$$

ここで E はヤング率、 l は支点間距離、 B は試験片厚である。

ところで、試験片が弾性あるいは小規模降伏で破壊する場合には、ポアソン比を ν とすれば破壊力学における表示で

$$J = G = (1 - \nu^2) K^2 / E \dots\dots\dots (6)$$

が成り立つと考えると、切り欠き試験片の C_s について理論的に次式が導かれる。

$$C_s EB = 2.0475 a(W-a) Y^2 \times l^2 / W^4 \dots\dots\dots (7)$$

$$\text{ここで } Y = 1.93 - 3.07(a/W) + 14.53(a/W)^2 - 25.11(a/W)^3 + 25.8(a/W)^4$$

しかし、 C_s は B や a/W 比の他に、厳密には温度や衝撃速度により変化することが予想されるため、このような点についても検討が必要である。それにはまず C_m を知る必要があるので、無溝試験片を用いて弾性域での Low blow test (衝撃速度 0.14 m/s) を行つて C_t を求め、一方 C_s は (5) 式から推定することにより、(3) 式から間接的に $C_m = 12.2 \text{ nm/N}$ を得た。

3.2.1 温度による C_s の変化

無溝試験片を用い、 $-196^\circ\text{C} \sim \text{RT}$ の各温度で Low blow test (衝撃速度 0.43 m/s) を行つた。このとき実測した C_t の変化が C_s の変化によるものとする、Fig. 8 に示すような結果となる。ばらついてはいるが、 C_s が低温で低下するのはヤング率の増加によるものと考えられる。しかし、 $-196^\circ\text{C} \sim \text{RT}$ の間での C_s の変化は 3% 程度であり、実験誤差を考えるとあまり問題にならない範囲内にある。したがって、 J 積分値を求める際の補正に C_s を用いる場合、 C_s の温度による変化は特に考慮する必要はないとして扱った。

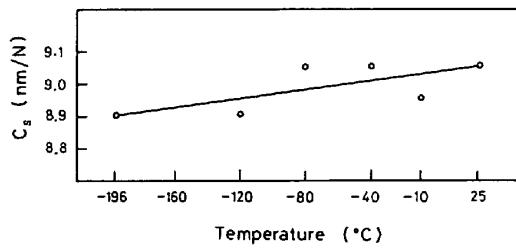


Fig. 8. Effect of temperature on specimen compliance, C_s .

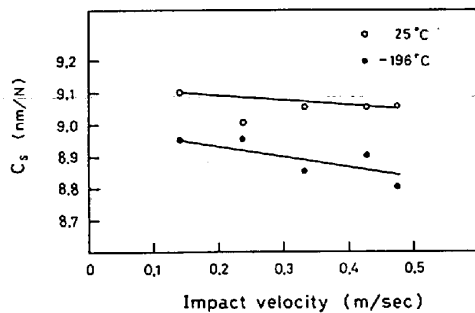


Fig. 9. Effect of impact velocity on specimen compliance, C_s .

一方たとえば、 C_m が温度の関数として変化するという報告もあるが¹³⁾、本実験ではそのような変化はみられなかつた。試験機の温度変化は無視できることから、そのような結果は見掛けの現象を扱っているにすぎないといえよう。

3.2.2 衝撃速度による C_s の変化

無溝試験片を用い、 -196°C および RT で、ハンマー持ち上げ角を変えることにより衝撃速度を $0.14\sim 0.43$ m/s と変化させて Low blow test を行つた。このときの C_s の変化を Fig. 9 に示す。 -196°C 、RT とともに、衝撃速度の増加による C_s の低下が認められる。弾性域における本実験の衝撃速度範囲では C_s の変化は小さいが、 J_{1d} 試験における衝撃速度 ($1\sim 3$ m/s) 下での C_s は静的荷重下の C_s より $1\sim 5\%$ 程度低下することが、本実験結果から推定される。

3.2.3 a/W 比による C_s の変化

切り欠き深さ比 (a/W) が $0.2, 0.4, 0.6$ の各スリット付試験片を用いて Low blow test (衝撃速度 0.14 m/s, RT) を行つた。Fig. 10 に実験結果を示す。本実験における動的な C_s と a/W 比との対応を求めたのが次式である。

$$C_s EB = 514.8(a/W)^2 - 213.2(a/W) + 42.84 \dots (8)$$

また一方、Bucci らは静曲げ試験結果から次式を得ている¹⁴⁾。

$$C_s EB = \frac{0.24l^3}{W^3} \left\{ 1.04 + 32.8 \left(\frac{W}{l} \right)^2 (1 + \nu) \right\}$$

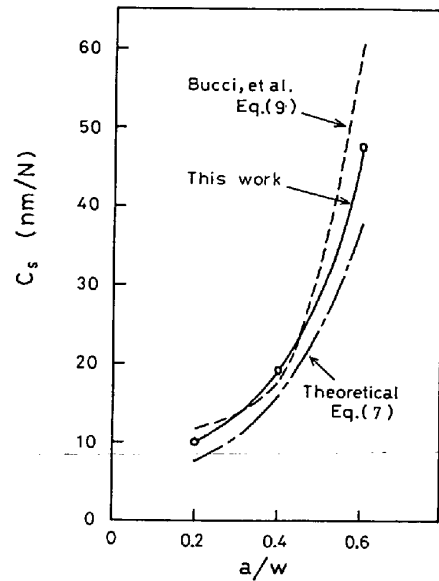


Fig. 10. Change of specimen compliance with notch depth ratio, a/W .

$$+ \frac{2l^2(1-\nu^2)}{W^2} \times G \dots \dots \dots (9)$$

$$\begin{aligned} \text{ここで } G = & (a/W) \{ 4.21(a/W) - 8.89(a/W)^2 + 36.9 \\ & (a/W)^3 - 83.6(a/W)^4 + 173(a/W)^5 - 284.8 \\ & (a/W)^6 + 387.6(a/W)^7 - 322.8(a/W)^8 \\ & + 149.8(a/W)^9 \} \end{aligned}$$

Fig. 10 に (7) 式および (9) 式を示し、これらとの比較をすると、本実験結果は $0.2 < a/W < 0.4$ の範囲で Bucci らの結果とよく一致している。本研究では、本実験で動的な条件下で求めた (8) 式により、以下 C_s を算出した。これにより、Fig. 1 に示すような試験片 ($a/W = 0.6$) の場合、(4) 式はおよそ次のようになる。

$$E_1 \approx 0.8E'_1 \dots \dots \dots (10)$$

すなわち本試験機の場合、見掛けのエネルギーの約 20% は、最大荷重に至るまでは試験機中に弾性エネルギーとして貯えられていることが判明した。

3.2.4 試験片厚 B および試験片幅 W による C_s の変化

J_{1c} 値の valid 基準として、次式が提案されている⁴⁾。

$$B, a, (W-a) \geq 25(J/\sigma_{flow}) \dots \dots \dots (11)$$

高強度材料では、標準サイズのシャルピー試験片で (11) 式を満足することが多いが、低強度材料ではより大型の試験片が要求されることもある。このような場合のため、 B および W による C_s の変化について検討した。

(B, W) = $10\sim 25$ mm ($a/W = 0.2$, 全体の形状は標準サイズ試験片と相似形) の各試験片を用い、試験片寸法に応じて試験機アンビル部の支点間距離を変えて Low blow test (衝撃速度 0.43 m/s) を行つた。Fig. 11 に

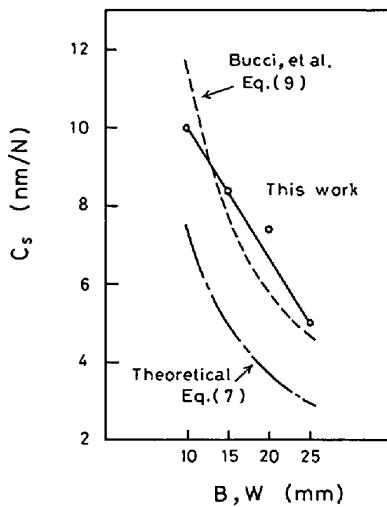


Fig. 11. Change of specimen compliance with specimen thickness, B and specimen width, W . ($a/W=0.2$ const.)

本実験によつて得られた C_s の変化および(7), (9)式による関係を示す. 実験値は Bucci らの(9)式に近いが, 反比例関係は示さなかつた. これは, C_s を(3)式から算出する際に, C_m として標準サイズ試験片で求めた値をそのまま用いたことによる影響かもしれない. アンビル部の支点間距離を変えればモーメントが変わり, C_m が見掛け上変化することも予想される. しかし, 本研究では以下すべて標準サイズ試験片を用いて実験を行つたので, このような C_m の問題については, また別の機会に検討したい.

3.3 シャルピー試験におけるき裂発生点の検出

3.3.1 J_{Id} 試験におけるき裂発生点

計装化シャルピー試験により, 簡便に J_{Id} 値を求める方法ならびに問題点については, すでに本誌上に本研究者の一人が発表している²⁾. これは, シャルピー試験でき裂発生点までに試験片に吸収および貯えられるエネルギー $E_{\Delta a}$ を求め, RICE⁶⁾による次式により J_{Id} 値を求めるものである.

$$J_{Id} = 2E_{\Delta a} / B(W - a) \dots \dots \dots (12)$$

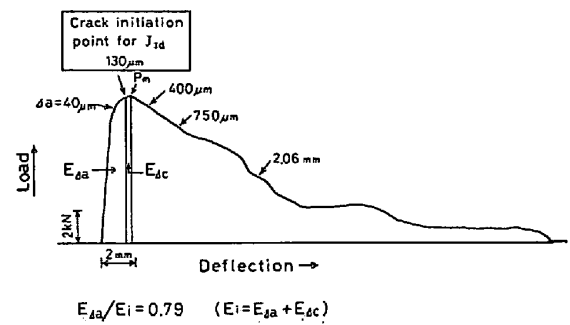


Fig. 12. Crack initiation and propagation aspect in the load-deflection curve obtained in the fatigue cracked specimen.

J_{Id} 試験で最も重要なのは, き裂発生点を検出することである. 更に, 今後少数の試験片で J_{Id} 値を求めるためには, 荷重-変位曲線におけるき裂発生点の位置を明確にすることが重要であり, この実験の主目的もそこにある. 衝撃荷重下でのき裂発生点の検出には, 静的試験で行われているような電位差法²⁾¹⁵⁾を用いることも考えられるが, 動的な校正を要し容易ではない. 最近では, SERVER⁵⁾は落重衝撃試験で Stop block を用いて, ハンマーを強制的に停止させる方法により J_{Id} 値を求めている. この方法は有効ではあるが, シャルピー試験に応用するには試験機の強度の点で問題が残る. そこで, 本実験では 2.4 節で述べたような Low blow test によつたが, この方法では連続的な载荷による場合に比べ, 荷重値と弾性エネルギーの解放のされ方等に差が生じていると考えられる. しかし, 変位とき裂の進展の間の関係に大差はないと考えて大きな間違いはなからう.

いま, 疲労き裂付試験片を用いて⁶⁾Low blow test により各段階の変形を与えたときの荷重-変位曲線を Photo. 1 に示す. これらの曲線には, 前述したように試験機の弾性変形による影響が含まれているので(4)式および本研究で求めた(8)式により吸収エネルギーを補正した(変位も同様にして補正できる). Fig. 12 は, 衝撃速度 2.3 m/s で破断させたときの荷重-変位曲線上に, Low blow

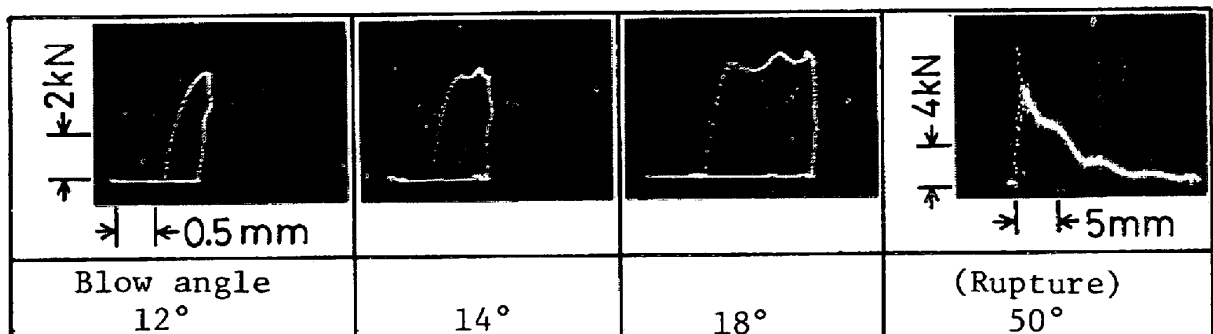


Photo. 1. Load-deflection curves obtained by low blow test (Fatigue cracked specimen).

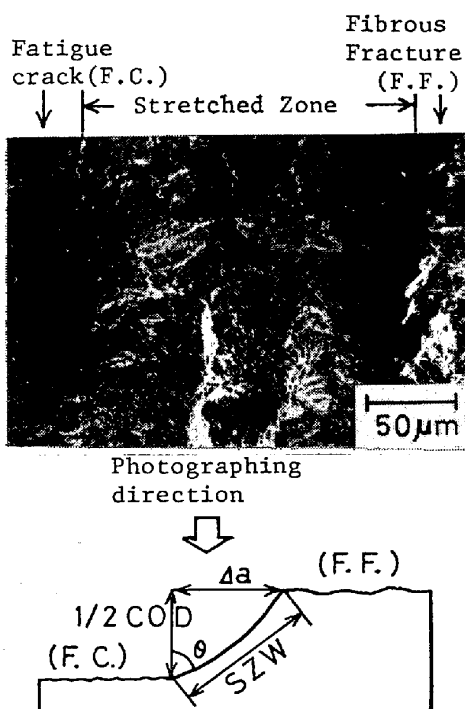


Photo. 2. Example of the profile of stretched zone obtained by scanning electron microscope.

test におけるき裂進展量 Δa を対応させて示したものである。

疲労き裂先端の塑性鈍化により形成されるストレッチゾーンの幅 (SZW) は荷重の増加とともに大きくなるが、ある限界値 (SZW_c) に達すると増大が止まり、鈍化した先端から破壊が開始する。 J_{Id} 値はこの限界点における J 積分値であり、荷重-変位曲線上のき裂発生点とは、この SZW_c に達する点をさす。 Photo. 2 は、き裂先端から既に破壊が開始した試験片におけるストレッチゾーンの走査電顕写真例であり、 SZW_c は $160\mu\text{m}$ であつた。また Photo. 2 での θ は 55° であつた。これより、き裂進展量 Δa (ストレッチゾーン部を含む) と変位との関係から、 $SZW_c = 160\mu\text{m}$ ($\Delta a = 130\mu\text{m}$) を与えるときの変位を求めた。 Fig. 12 には、このようにして求めたき裂発生点を示してあるが、最大荷重点以前にあることがわかる。 P_m までに吸収されるエネルギー E_i は、き裂発生点までに吸収されるエネルギー $E_{\Delta a}$ とそれ以後の $E_{\Delta c}$ に分けられる。

$$E_i = E_{\Delta a} + E_{\Delta c} \quad (13)$$

本供試材では、 $E_{\Delta a}$ より $J_{Id} = 310 \text{ kJ/m}^2$ であり、また $E_{\Delta a}$ と E_i の関係は次のとおりであつた。

$$E_{\Delta a}/E_i = 0.79 \quad (14)$$

SERVER は⁵⁾、最大荷重点での J 値は J_{Id} 値の 2 倍以上となることを報告している。これより $E_{\Delta a}/E_i$ 比は材

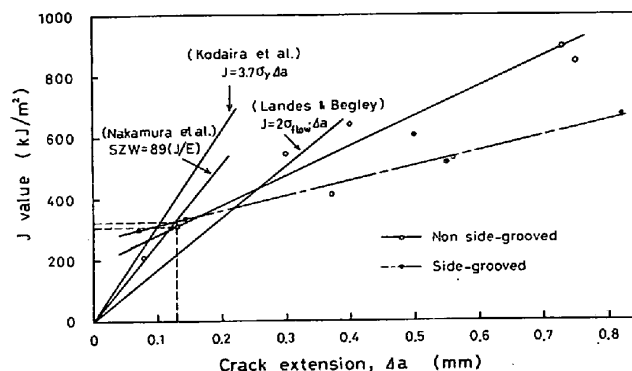


Fig. 13. J value versus crack extension curves for determining J_{Id} value.

料によりかなり異なる可能性があると考えられるが、たとえばある材料特性値により $E_{\Delta a}/E_i$ 比が示せれば、1本の試験片で E_i から簡便に J_{Id} 値を推定できる可能性もあり、今後の検討課題といえる。

次に、ストレッチゾーンについての理解を深めるために、LANDES と BEGLEY により提唱された R 曲線法⁴⁾ で用いられる鈍化曲線について考察を加えた。 SZW を示す鈍化曲線は、彼らにより次式で与えられる。

$$J = 2\sigma_{\text{flow}} \cdot \Delta a \quad (15)$$

しかしこの式については異論が多く、古平ら¹⁶⁾ は A533 B 鋼等の J_{Ic} 試験により次式を得ている。

$$J = 3.7\sigma_y \cdot \Delta a \quad (16)$$

また、中村らは¹⁷⁾、材料によらずほぼ次式で示されるとしている。

$$\Delta a = 0.75SZW = 0.75(89 J/E) \quad (17)$$

本実験で求めた R 曲線および (15)、(16)、(17) 式による鈍化曲線を Fig. 13 に示す。なお (15) 式の σ_{flow} 、(16) 式の σ_y は、V ノッチシャルピー試験から P_y および P_m を求め、SERVER による次式⁵⁾¹⁸⁾

$$\sigma_y = 2.99WP_y/B(W-a)^2 = 0.0467P_y \quad (18)$$

$$\sigma_{\text{flow}} = 0.0467(P_y + P_m)/2 \quad (19)$$

により動的引張応力を推定 ($\sigma_y = 840 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{flow}} = 890 \text{ MPa}$) して用いている。 R 曲線と鈍化曲線との交点は SZW_c に対応するものであり、中村らによる (17) 式が本実験結果と良好な一致を示す。衝撃速度による降伏強度の変化は一般に大きい。本実験と同材料で求められた (16) 式が本実験結果より急勾配となつたのは、 σ_y として動的な値を用いたことによる強響が最も大きいものと考えられる。以上の結果は、 SZW が強度よりむしろヤング率 E の関数となること¹⁷⁾ を支持する結果であるとも思われるが、この点については更に今後の検討が必要と考えている。

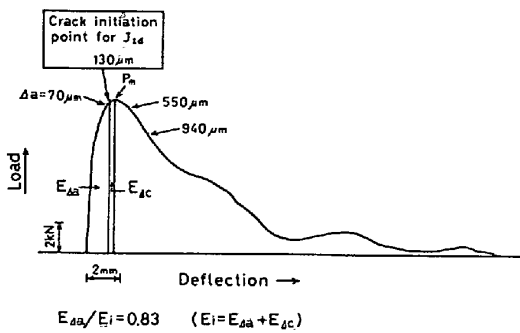


Fig. 14. Crack initiation and propagation aspect in the load-deflection curve obtained in the side-grooved specimen.

3.3.2 サイドグループの影響

Fig. 1(b)に示すようなサイドグループ付試験片を用いて前項と同様の試験を行い、Fig. 14に示すような結果を得た。Fig. 13には、この場合のR曲線も示してある。これらより、サイドグループを付加して塑性拘束度を高めたことによつて、いつたん発生したき裂の伝播が促進されることがわかる。しかし、き裂の発生を示すSZW_cは160μmでサイドグループのない場合と変わらず、J_{1d}値も325 kJ/m²ではほぼ一致した。またE_{Δa}とE₁の関係も、次のとおりわずかな変化しかなかった。

$$E_{\Delta a}/E_1 = 0.83 \dots \dots \dots (20)$$

サイドグループの付加により、き裂発生点が最大荷重点に接近するという報告があるが¹⁹⁾本供試材の場合にはサイドグループがなくてもき裂発生に関しては十分な平面歪状態にあり、最大荷重点へのき裂発生点の接近が飽和している結果ではないかと考えている。

J_{1d} 値の valid 基準を示す(11)式に本実験結果を代入すると B, (W-a), a > 9.1 mm となり、(W-a) と a は満足していない。しかし、サイドグループを付加してもほぼ同じ J_{1d} 値を考えたこと、また試験片厚さ B の影響が(11)式の中で支配的であるという従来の結果からも¹⁶⁾ valid 基準としては主として B に注目することで、ほぼ満足のゆく結果が得られるのではないかとと思われる。

3.3.3 Vノッチシャルピー試験におけるき裂の発生および伝播過程

本研究で行った J_{1d} 試験と、従来から広く行われているVノッチシャルピー試験との相関性を調べる目的で、Vノッチシャルピー試験でのき裂の発生および伝播過程も調べた。この試験では最大荷重点がき裂発生点であると、従来から漠然と考えられてきており、き裂発生の定義が必ずしも明確ではない。Fig. 15は Full blow (衝撃速度 5.1 m/s) で破断させた場合の荷重-変位曲線上

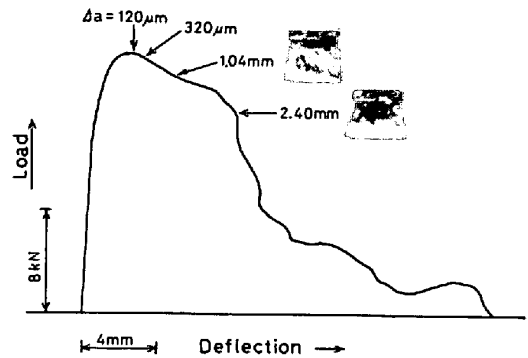


Fig. 15. Crack initiation and propagation aspect in the load-deflection curve obtained in the V-notched specimen.

に、Low blow testの結果を対応させて示したものである。これによると、P_m付近で初めて100μm程度の微小き裂が発生し、その後かなりゆるやかに伝播していると推定される。従来、軟鋼等ではP_m以前で微小き裂が発生し、P_mに至るまでに安定成長して指爪状のマクロき裂となることが報告されているが²⁰⁾、本供試材では予想に反し異なる結果となつた。これには、Low blow testと Full blow testにおける対応の食い違いにも原因はあると思われるが、Vノッチシャルピー試験の場合、き裂の発生および伝播過程を一義的に示すことは困難であり、材料によつてかなり変化するものと思われる。

いずれにしても前項での結果も含めて、本実験で用いた A533B 鋼の動的な破壊過程は、従来の予測とはかなり異なり、切り欠きの鋭さの影響、サイドグループの影響が現れにくく、しかも最大荷重までのき裂の発生、伝播も比較的少ないことがわかつた。このような結果は、他の材料でもそのまま当てはまるとは考えられず、本材の特徴と思われる。今後多くの材料で、本実験におけるようなデータの蓄積が必要と考える。また、本実験で用いた Low blow test 法の信頼性についても、更に今後検討していくことが大切であると考えている。

4. 結 言

計装化シャルピー試験で得られるデータのマイクロコンピュータによる処理方法の開発、ならびに計装化シャルピー試験による J_{1d} 値測定法およびその問題点について検討した結果、次のような結論を得た。

(1) 荷重-変位曲線に重畳する振動波は、多重の移動平均によつて有効に消去できる。これにより、マイクロコンピュータによつて荷重値、吸収エネルギーの各情報を迅速に解析することが可能となり、その妥当性も確認した。

(2) 試験片のコンプライアンス C_s の温度および衝

撃速度による変化は、実用上ほとんど無視しうる程度といえる。

(3) C_s と a/W 比の対応として、本実験では動的荷重下で次式を得た。

$$C_s EB = 514.8(a/W)^2 - 213.2(a/W) + 42.84$$

この式により C_s を算出し、試験機による弾性変形分を補正して試験片の真の変位を求めた。これより標準シャルピー試験片サイズで $a/W=0.6$ の場合、最大荷重 P_m までに吸収される見掛けのエネルギー E_i の約 20% は、 P_m の時点においては本試験機中に弾性エネルギーとして貯えられていることが判明した。

(4) J_{Ia} 試験における荷重-変位曲線上のき裂発生点を確認した。これは P_m 以前にあり、本供試材の場合その位置までのポテンシャルエネルギー $E_{\Delta a}$ と E_i の関係で表現すると $E_{\Delta a}/E_i \approx 0.8$ であつた。

(5) 本供試材では、サイドグループがなくても十分な平面歪状態にあるようで、き裂発生に関してはサイドグループの影響は特に認められなかつた。また、得られた J_{Ia} 値はほぼ valid であると考えられるが、板厚 (B) 以外のき裂長さ (a)、き裂伝播部の幅 ($W-a$) については検討の余地があり、今少し試験片サイズを増大させることが望ましい。

(6) Vノッチシャルピー試験では、最大荷重点で $100 \mu\text{m}$ 程度の微小き裂が発生し、疲労き裂材の場合と比較してそれ程大きな差は認められなかつた。このような結果は一つには本供試材の特徴ともいえるが、今後他の材料についてもデータを積み重ねると同時に、ここで用いた Low blow test 法の精度についてもいつそうの検討が必要であると考えている。

最後に本実験装置の作成にあたり御尽力いただいた、パルステック工業(株)ならびに(株)東京試験機製作所に對し深く感謝申し上げます。

文 献

- 1) 小林俊郎: 日本金属学会会報, 12(1973), p. 543
- 2) 小林俊郎: 鉄と鋼, 65(1979) 9, p. 106
- 3) J. R. RICE: J. Appl. Mech. (Trans. ASME) 35 (1968), p. 379
- 4) たとえば, J. D. LANDES and J. A. BEGLEY: ASTM STP 560, (1974), p. 170
- 5) たとえば W. L. SERVER: ASTM STP 668, (1979), p. 493
- 6) J. R. RICE, P. C. PARIS, and J. G. MERKLE: ASTM STP 536, (1973), p. 231
- 7) 西 成基, 小林俊郎, 河部昭雄, 遠山直人: 鋳物, 49(1977), p. 222
- 8) たとえば, 布村成具, 中代雅士: 鉄と鋼, 64 (1978) 7, p. 32
- 9) 城戸健一: デジタル信号処理(電子通信学会編) (1975), p. 43 [電子通信学会]
- 10) D. R. IRELAND: ASTM STP 563, (1974), p. 3
- 11) 小林俊郎: 鉄と鋼, 59(1973), p. 1591
- 12) K. R. IYER and R. B. MICLOT: ASTM STP 563, (1974), p. 146
- 13) D. R. IRELAND: Dynamic Fracture Toughness (The Welding institute) 1(1977), p. 47
- 14) R. J. BUCCI, P. C. PARIS, J. D. LANDES, and J. R. RICE: ASTM STP514, (1972), p. 40
- 15) P. NGUYEN-Duy and G. PHÉLIPPEAU: Journal of Testing and Evaluation, 7(1979) 6, p. 310
- 16) 古平恒夫, 中島伸也, 松本正勝: 鉄と鋼, 64 (1978) 7, p. 49
- 17) 中村春夫, 小林英男, 中沢 一: 日本機械学会論文集, 45(1979), p. 336
- 18) W. L. SERVER: J. Eng. Mat. Tech., 100(1978), p. 183
- 19) G. GREEN and J. F. KNOTT: Metals Technology, (1975), p. 422
- 20) R. RARING: Proc. ASTM 52(1952), p. 1034