

# 高温・高ひずみ速度変形における 塑性仕事の等価性の検討 (第1報)\*

— ホプキンソン棒法衝撃ねじり試験機の  
試作と単純負荷の場合 —

前 川 克 廣\*\*

久 保 明 彦\*\*

北 川 武 揚\*\*

(昭和58年4月30日受理)

## Study on Equivalence of Plastic Work at High Temperatures and Strain Rates (1st Report)

— A Special Torsional Hopkinson-Bar Testing  
Machine and A Preliminary Experiment —

by Katsuhiko MAEKAWA, Akihiko KUBO  
and Takeaki KITAGAWA

In metal machining operations, material is deformed at large strains, high temperatures and strain rates. The deformation mechanism has been analyzed by postulating the equivalence of plastic work or an effective strain-hardening relationship, which is based on Prandtl-Reuss's flow rule and von Mises yield condition. In this paper in order to examine the validity of the hypothesis under the conditions of machining, a special torsional Hopkinson-bar testing machine is designed and constructed. A preliminary experiment shows that the torsional flow stress, which is transformed into compressive stress by using the hypothesis, does not necessarily coincide with the compressive data for 0.19%C carbon steel, when the effective strain exceeds around 0.4 at a temperature of 673 K and a strain rate of  $1000 \text{ s}^{-1}$ . The agreement can be seen up to larger strains at higher temperatures and/or lower strain rate deformations. The range of strains, which validates the hypothesis, decreases in the order aluminum alloy, 0.19%C carbon steel, commercial zinc.

### 1. ま え が き

実際の金属材料の流動応力はひずみ履歴だけでなく、温度、ひずみ速度、静水圧力およびそれらの履歴によっても大なり小なり影響をうけ<sup>1)~3)</sup>、また変形異方性やパウシンガー効果も

\* 昭和55年度精機学会秋季大会学術講演会にて一部発表 (昭和55年9月)

\*\* 北見工業大学機械工学科

示す<sup>4)</sup>。これは金属材料が微視的にはなんらかの欠陥を潜在する不均質な組織の集合体であり、たとえ変形開始時に巨視的には均質とみなせても、変形が進めば、流動応力の変化をもたらす組織変化が加工条件のもとで方向性をもって、かつ不可逆的に生ずるためである。この過程を上述のあらゆる条件のもとで連続体力学的に完全に記述することは不可能に近い。このため塑性加工過程や機械加工過程の力学的解析では被加工材は均質、等方体とみなされ、一連の等方性塑性理論<sup>5)</sup> (ミーゼスの降伏条件、プラントル・ロイスの流動法則、塑性仕事の等価性の仮定など)を適用することが通例となっている。この場合とくに、加工温度条件下の衝撃材料試験によって求めた被加工材の流動応力特性を変形域での組合せ応力下の加工硬化と結びつける塑性仕事の等価性の仮説<sup>6)</sup>が重要である。一連の等方性塑性理論は、有限要素法などの数値計算法を用いれば、熱移動方程式<sup>7)</sup>と連立させて解くことも可能であり、その結果、加工過程の応力、ひずみ、温度などの詳細な情報が得られるようになってきている。たとえば金属切削過程のシミュレーション解析<sup>8)</sup>においてえられた切削抵抗、切削温度、工具面応力分布などの数値解析結果は実測結果とかなりよく一致する傾向にある。後述する変形過程の複雑さと上述した理論の背景を考えれば、この一致は次のことを示唆しているように思われる。すなわち「切削の変形過程のような高温・高ひずみ速度下の塑性変形では、塑性仕事の等価性の仮定がひずみのかなり大きな範囲(相当ひずみが0~3程度)にわたって成立する」

塑性仕事の等価性がなりたつことのもっとも簡単な証明は引張と圧縮、あるいは圧縮とねじりなどの異なる二つの負荷形式での真応力-真ひずみ曲線(塑性曲線)が一致することを示すことである。室温・静的な条件下の材料試験によれば、塑性ひずみが0.3を越えると、材料内に発達する異方性が引張、圧縮あるいはせん断変形で異なるために、この三者の塑性曲線は一致しなくなることが知られている<sup>9)</sup>。また白井ら<sup>10)</sup>の四六黄銅の準静的な二次元重切削実験によれば、このような変形異方性が切削過程でも生じているようである。ただしここで用いられた切削条件は切削速度数10 mm/min, 切削厚さ8~10 mm, 切削幅40 mmであり、これは通常の切削作業条件とはおおよそかけはなれたものとなっている。高温・高ひずみ速度変形下での塑性仕事の等価性については高ひずみ速度試験のための試験機の開発、試験片の加熱方法の改善、実験精度の確保などの解決すべき問題が多々あるため、その詳細な検討例はみあたらない。上述の仮説が成立するとすれば、第一近似として、高温・高ひずみ速度下での材料試験により、たとえば圧縮とねじりなどの異なる二つの負荷形式について両者の塑性曲線が大ひずみ域まで一致することが実験的に示されねばならない。

本研究では、まず切削の変形域のひずみ、温度、ひずみ速度に相当する条件下での材料試験をおこなうことができるような弾性波を用いたホプキンソン棒法衝撃ねじり試験機を製作した。とくに試験片の加熱方法およびひずみ速度の制御方法に工夫を施し、実験精度の向上をはかった。供試材料にはS20C炭素鋼(bcc構造)、アルミニウム合金(fcc)、工業用純亜鉛(hcp)の三種類を選んだ。単純負荷形式による等温・等ひずみ速度下での実験的検討ではあるが、塑

性仕事の等価性におよぼす試験条件 (温度, ひずみ速度) および結晶構造の相違による影響を明らかにすることができたので報告したい。

## 2. 塑性仕事の等価性

温度やひずみ速度の影響を無視できる室温・静的な条件下の塑性変形では, 塑性変形を継続させてゆくのに必要な応力 (流動応力) が変形とともに増加する現象, すなわち加工硬化に対して次のような考え方が広く用いられている。すなわち「材料の加工硬化は材料要素がそれまでにうけた全塑性仕事量のみの関数であり, 塑性ひずみの経路には無関係である」この考え方を塑性仕事の等価性 (equivalence of plastic work) という。これを塑性学の言葉で書けば次のようになる<sup>11)</sup>。いま材料要素に  $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$  なる真応力が作用して, ひずみ増分  $d\varepsilon_x, d\varepsilon_y, d\varepsilon_z, d\varepsilon_{xy}, d\varepsilon_{yz}, d\varepsilon_{zx}$  が生じたとする。このときの材料要素単位体積あたりの仕事増分は

$$\begin{aligned} dW &= \sigma_x d\varepsilon_x + \sigma_y d\varepsilon_y + \sigma_z d\varepsilon_z + 2\tau_{xy} d\varepsilon_{xy} \\ &\quad + 2\tau_{yz} d\varepsilon_{yz} + 2\tau_{zx} d\varepsilon_{zx} \\ &= \sigma_x (d\varepsilon_x^e + d\varepsilon_x^p) + \dots + 2\tau_{xy} (d\varepsilon_{xy}^e + d\varepsilon_{xy}^p) + \dots \\ &= (\sigma_x d\varepsilon_x^e + \dots + 2\tau_{xy} d\varepsilon_{xy}^e + \dots) \\ &\quad + (\sigma_x d\varepsilon_x^p + \dots + 2\tau_{xy} d\varepsilon_{xy}^p + \dots) \\ &= dW^e + dW^p \end{aligned} \quad (1)$$

となる。ただし添字  $e, p$  はそれぞれ弾性成分, 塑性成分を意味する。塑性仕事増分を主成分表示すれば (Fig. 1 を参照),

$$\begin{aligned} dW^p &= (\sigma'_1 + \sigma_m) d\varepsilon_1^p + (\sigma'_2 + \sigma_m) d\varepsilon_2^p + (\sigma'_3 + \sigma_m) d\varepsilon_3^p \\ &= \sigma'_1 d\varepsilon_1^p + \sigma'_2 d\varepsilon_2^p + \sigma'_3 d\varepsilon_3^p \end{aligned} \quad (2)$$

となる。ただし  $\sigma'_i$  は偏差成分, 添字 1, 2, 3 は主成分,  $\sigma_m$  は平均垂直応力 (静水圧成分) を表し, 塑性体積変化はゼロである。すなわち

$$\sigma_m = (\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3)/3, \quad d\varepsilon_1^p + d\varepsilon_2^p + d\varepsilon_3^p = 0 \quad (3)$$

の関係がある。プラントル・ロイスの流動法則

$$\frac{d\varepsilon_1^p}{\sigma'_1} = \frac{d\varepsilon_2^p}{\sigma'_2} = \frac{d\varepsilon_3^p}{\sigma'_3} = d\lambda \quad (4)$$

を用いて式 (2) を書きなおせば

$$(d\lambda)^2 = \frac{(d\varepsilon_1^p)^2 + (d\varepsilon_2^p)^2 + (d\varepsilon_3^p)^2}{\sigma_1'^2 + \sigma_2'^2 + \sigma_3'^2} \quad (5)$$

となる。一方ミーゼスの降伏条件は

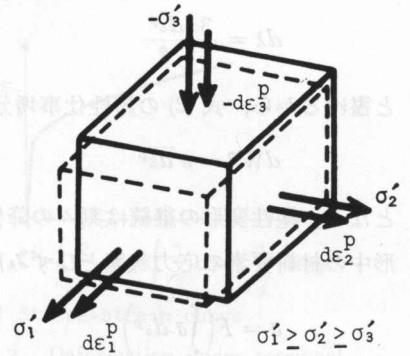


Fig. 1. Infinitesimal deformation parallel to planes of a cuboid.

$$\begin{aligned}
 & f(\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}) \\
 &= \sqrt{\frac{1}{2} \left\{ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right\}} \\
 &= \sqrt{\frac{3}{2} (\sigma_1'^2 + \sigma_2'^2 + \sigma_3'^2)} = \bar{\sigma} = Y
 \end{aligned} \tag{6}$$

である。ただし  $\bar{\sigma}$  は相当応力 (equivalent stress) で組合せ応力下の塑性変形の応力状態を代表する。Y は引張 (または圧縮) の材料試験における降伏応力である。ここで

$$\begin{aligned}
 \bar{d\varepsilon}^p &\equiv \sqrt{\frac{2}{9} \left[ (d\varepsilon_x^p - d\varepsilon_y^p)^2 + (d\varepsilon_y^p - d\varepsilon_z^p)^2 + (d\varepsilon_z^p - d\varepsilon_x^p)^2 + 6 \left\{ (d\varepsilon_{xy}^p)^2 + (d\varepsilon_{yz}^p)^2 + (d\varepsilon_{zx}^p)^2 \right\} \right]} \\
 &= \sqrt{\frac{2}{3} \left\{ (d\varepsilon_1^p)^2 + (d\varepsilon_2^p)^2 + (d\varepsilon_3^p)^2 \right\}}
 \end{aligned} \tag{7}$$

で定義される相当塑性ひずみ増分 (equivalent plastic strain increment) なる量を導入すれば、式 (6), (7) を式 (5) に代入して式 (5) の  $d\lambda$  は

$$d\lambda = \frac{3}{2} \frac{\bar{d\varepsilon}^p}{\bar{\sigma}} \tag{8}$$

と書けるから、式 (2) の塑性仕事増分  $dW^p$  は

$$dW^p = \bar{\sigma} \bar{d\varepsilon}^p \tag{9}$$

となる。塑性変形の継続は刻々の降伏現象とみなすことができるから、組合せ応力下で塑性変形中の材料要素の応力状態とひずみ履歴との関係は式 (9) を用いれば

$$\bar{\sigma} = F \left( \int \bar{\sigma} \bar{d\varepsilon}^p \right) \tag{10}$$

となり、ここで  $\bar{\sigma}$  は  $\int \bar{d\varepsilon}^p$  の関数であるから

$$\bar{\sigma} = H \left( \int \bar{d\varepsilon}^p \right) \tag{11}$$

と表すことができる。式 (11) は加工硬化が全相当塑性ひずみ  $\int \bar{d\varepsilon}^p$  によって定まることを意味する。すなわち異なる二つのひずみ経路について  $\int \bar{d\varepsilon}^p$  が同一ならば、 $\bar{\sigma}$  も同一となるはずである。これを単純圧縮と単純せん断 (円管のねじり) の二つの負荷形式について考えてみる<sup>12)</sup>。

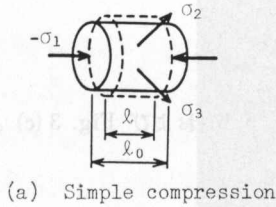
### (1) 単純圧縮の場合

Fig. 2 (a) のような断面が一樣な棒の両端をよく潤滑した硬いなめらかな板の間で圧縮するときには棒の断面の応力およびひずみは一樣であり、いわゆる単純圧縮状態となる。このとき  $\sigma_1 = -\sigma_1$ ,  $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$  であるから、式 (6) より

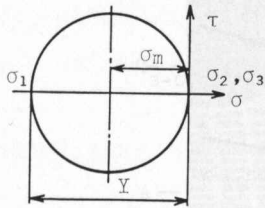
$$\bar{\sigma} = -\sigma_1 \tag{12}$$

一方  $d\varepsilon_1^p = -d\varepsilon_1^p$ ,  $d\varepsilon_2^p = d\varepsilon_3^p = d\varepsilon_1^p/2$  であるから、式 (7) より

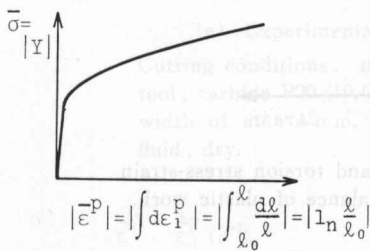
$$\bar{d\varepsilon}^p = d\varepsilon_1^p \tag{13}$$



(a) Simple compression



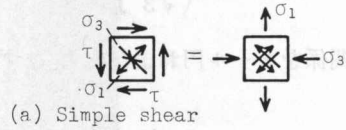
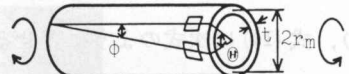
(b) Mohr's circle



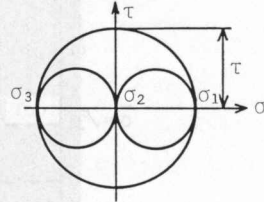
(c) Stress-strain curve

Fig. 2. Deformation under uniaxial compressive loading.

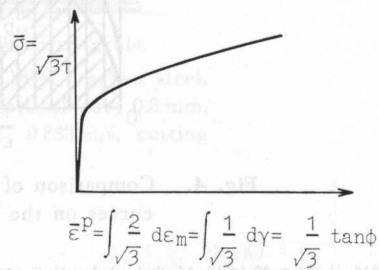
Uniform thin hollow tube



(a) Simple shear



(b) Mohr's circle



(c) Stress-strain curve

Fig. 3. Deformation under torsional loading.

となる。以上の関係をモール円および応力-ひずみ曲線で示せば Fig. 2(b) および Fig. 2(c) となる。

## (2) 単純せん断の場合

Fig. 3(a) のような薄肉の長い円筒両端にトルク  $T$  を加えるときには円筒壁内の応力およびひずみはほぼ一様であり、しかもいわゆる単純せん断状態となる。ここでせん断降伏応力  $\tau$  および主せん断ひずみ  $\epsilon_m$  は、Fig. 3(a) に示す記号を用いれば、それぞれ次式で与えられる。

$$\tau = \frac{T}{2\pi r_m^2 t} \tag{14}$$

$$\epsilon_m = \frac{r_m \theta}{2l} \tag{15}$$

このとき  $\sigma_1 = -\sigma_3$ ,  $\sigma_2 = 0$  であるから、式 (6) より

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3} \sigma_1 \equiv \sqrt{3} \tau \tag{16}$$

一方  $d\epsilon_1^p = -d\epsilon_3^p$ ,  $d\epsilon_2^p = 0$  であるから、式 (7) より

$$\overline{d\varepsilon}^p = \frac{2}{\sqrt{3}} d\varepsilon_1^p \equiv \frac{2}{\sqrt{3}} d\varepsilon_m \equiv \frac{1}{\sqrt{3}} d\gamma^* \quad (17)$$

となり、式(11)は次式のように表せる。

$$\sqrt{3} \tau = H \left( \frac{2}{\sqrt{3}} \int d\varepsilon_m \right) = H \left( \frac{1}{\sqrt{3}} \int d\gamma \right) \quad (18)$$

以上の関係をモール円および応力-ひずみ曲線で示せば Fig. 3 (b) および Fig. 3 (c) となる。

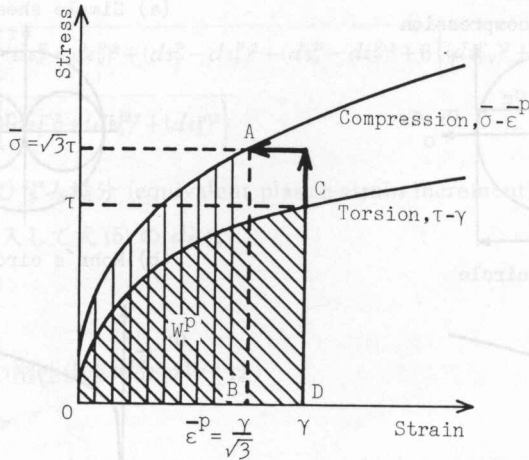


Fig. 4. Comparison of compression and torsion stress-strain curves on the basis of equivalence of plastic work.

塑性仕事の等価性が成立すれば式(11)と式(18)の関数  $H$  は同一となるはずであり、このとき塑性曲線上では Fig. 4 に示すような変換が可能となる。すなわち

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma} &= \sqrt{3} \tau \\ \bar{\varepsilon}^p &= \gamma/\sqrt{3} \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

が成立する。ここで  $\triangle OAB$  と  $\triangle OCD$  の面積は等しく、塑性仕事  $W^p$  は次式となる。

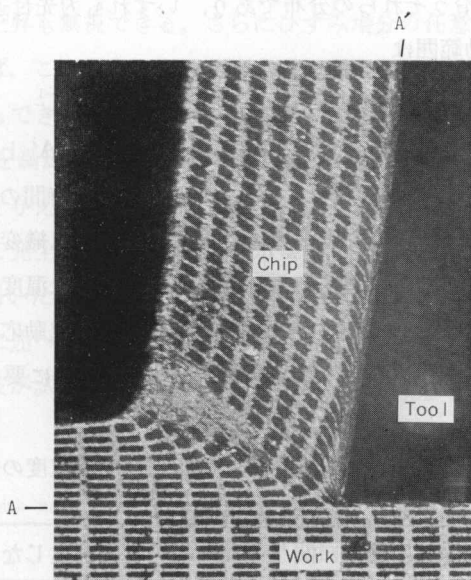
$$W^p = \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} \bar{\sigma} \overline{d\varepsilon}^p = \int_0^{\gamma} \tau d\gamma \quad (20)$$

### 3. 弾性波を用いた衝撃ねじり試験機

#### 3.1 試験機に要求される性能

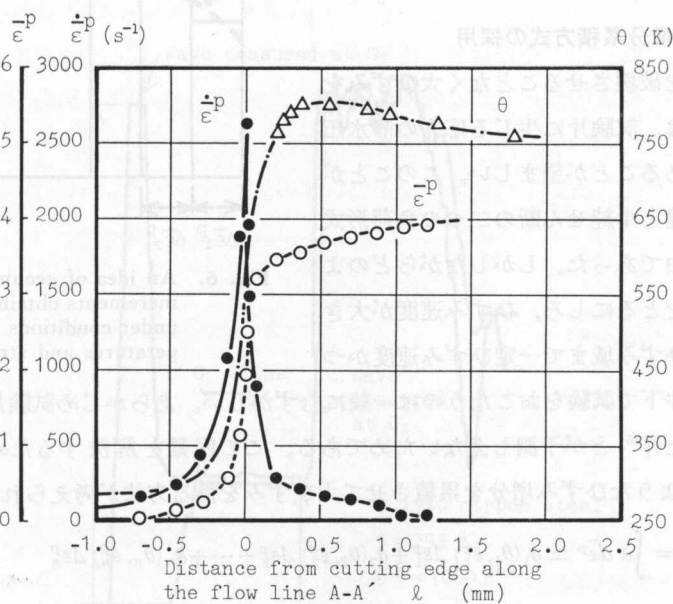
切削の変形域で生じているひずみ、温度およびひずみ速度の範囲を知るために二次元切削実験をおこなった<sup>13)</sup>。Fig. 5 (a) はえられた格子線変形写真であり、格子線変形の解析から生じている相当塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}^p$  と相当塑性ひずみ速度  $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$  ( $s^{-1}$ ) を計算した。また Fig. 5 (a) の切削条件下で微小露出熱電対法<sup>14)</sup>により切りくず裏面の温度  $\theta$  (K) を測定した。Fig. 5 (b) は Fig.

\*  $\gamma$  は工学的せん断ひずみであり、ひずみのテンソル成分 (この場合は  $\varepsilon_m$ ) を 2 倍したものである。



(a) Experimental pattern of distorted grids.

Cutting conditions: material cut; 0.18%C carbon steel,  
 tool; carbide P20 (10,0,4,0,0,0), depth of cut; 0.3 mm,  
 width of cut; 4 mm, cutting speed; 0.833 m/s, cutting  
 fluid; dry.



(b) Distributions of strain, strain rate and temperature along a flow line.

Fig. 5. Range of strain, strain rate and temperature in machining.

5 (a) に示す流線 A-A' に沿うそれらの分布であり、いずれも刃先付近で急激な変化が生じている。しかもそれらの変動範囲は

$$\dot{\epsilon}^p = 0 \sim 4, \quad \theta = 293 \sim 0.6\theta_m K, \quad \dot{\epsilon}^p = 0 \sim 3000 \text{ s}^{-1} \quad (21)$$

といずれも大きい。ただし  $\theta_m$  は融点 (K) である。また流線 A-A' 上の材料要素が変形域を通過するのに要する時間は 6.6 ms であった。なお数 ms 程度の短時間の温度上昇では、低ひずみ速度下の高温変形時に見られるような変形中に材料内に生ずる組織変化、たとえば焼鈍軟化、析出時効、相変態などは生じないことが知られている<sup>15)</sup>。さらに温度とひずみ速度の分布は一樣ではなく、その変化は急激であるから、それらの履歴効果の流動応力に及ぼす影響をも考慮する必要がある<sup>2)</sup>。以上の検討から次に示す諸性能が材料試験機に要求されるべきものと考えられる。すなわち

(1) 式 (21) に示す相当ひずみ、絶対温度および相当ひずみ速度の範囲の試験が可能であること。

(2) 試験中に加工硬化以外の変形に関与しない組織変化が生じないこと。

(3) 一定温度および一定ひずみ速度条件での精度の高い試験が可能であること。

(4) 試験中に任意のひずみ段階で試験片の温度とひずみ速度をそれぞれ独立に変化できること。

### 3.2 ひずみ増分累積方式の採用

金属材料を破壊させることなく大ひずみを与えるためには、試験片に生じる応力の静水圧成分が圧縮にあることが望ましい。このことが前章で単純圧縮と単純せん断の二つの負荷形式を考察した理由であった。しかしながらどのような負荷形式をとるにしろ、ひずみ速度が大きくなれば、大ひずみ域まで一定ひずみ速度かつ

一定温度の条件下で試験をおこなうのは一般にむずかしい。あらかじめ試験片に生ずる加工硬化と断熱温度上昇<sup>16)</sup> とが予測しえないためである。この困難を解決するためには、たとえば Fig. 6 に示すようなひずみ増分を累積させて大ひずみを得る方法が考えられる。すなわち

$$W^p = \int \bar{\sigma} d\bar{\epsilon}^p \simeq \bar{\sigma}_1(\theta_1, \dot{\epsilon}_1^p) \Delta\bar{\epsilon}_1^p + \bar{\sigma}_2(\theta_2, \dot{\epsilon}_2^p) \Delta\bar{\epsilon}_2^p + \dots + \bar{\sigma}_n(\theta_n, \dot{\epsilon}_n^p) \Delta\bar{\epsilon}_n^p \quad (22)$$

のように各ひずみ増分ごとの塑性仕事増分を加算することにより全塑性仕事  $W^p$  が近似的に求まる。ここで  $\Delta\bar{\epsilon}_1^p, \Delta\bar{\epsilon}_2^p, \dots$  は相当塑性ひずみ増分を、 $\bar{\sigma}_1(\theta_1, \dot{\epsilon}_1^p), \bar{\sigma}_2(\theta_2, \dot{\epsilon}_2^p), \dots$  は各ひずみ増分間の温度とひずみ速度の条件下での相当応力を表す。ひずみ増分を微小にとれば積分誤差は小さ

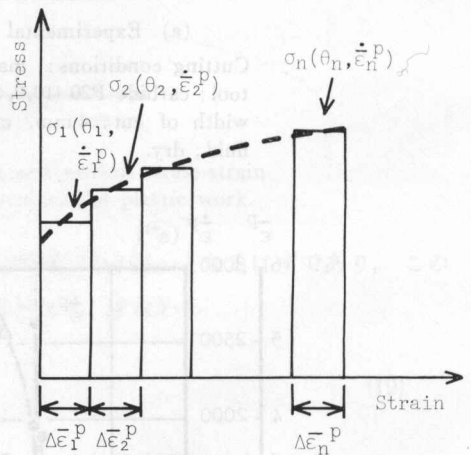
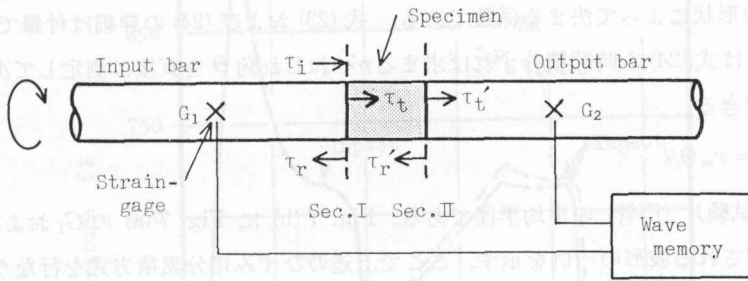


Fig. 6. An idea of accumulation of strain increments obtaining a large strain under conditions of arbitrary temperatures and strain rates.

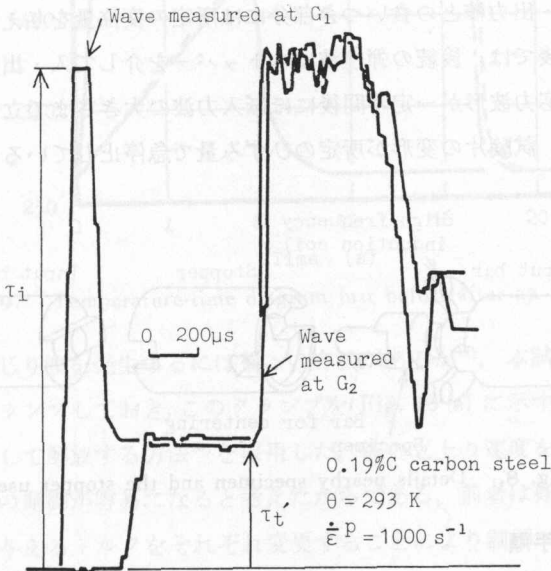


く、また試験片の温度上昇も無視できる。さらにひずみ増分の任意の段階で変形温度あるいはひずみ速度を変更すれば、このときの塑性仕事増分の変化量からそれらの流動応力に及ぼす履歴効果を同定することもできる<sup>2)</sup>。したがってひずみ増分累積方式を採用することによって前節の条件 (3) および (4) を満足する材料試験が可能となる。

高ひずみ速度変形を与えるためには種々の方法があるが<sup>17)</sup>,  $10^2 \sim 10^4 \text{ s}^{-1}$  程度の高ひずみ速度を比較的簡単な装置で発生させることができること、ひずみ速度の制御が容易であること等の利点から、弾性波を用いたホプキンソン棒法材料試験が行なわれている<sup>18), 19), 15)</sup>。以下にその原理をねじり試験を例に述べる。Fig. 7 (a) はその原理図である。入力棒に弾性矩形ねじり波を発生させると、その波が試験片内を通過し、出力棒に伝播していく。その際にこの波が試験



(a) Propagation of torsional waves.



(b) Strain-gage records at the positions of  $G_1$  and  $G_2$ .

Fig. 7. Schematic diagram of torsional Hopkinson-bar apparatus.

片と棒との結合面で透過と反射を繰返すことにより試験片は塑性変形する。このときの試験片中のねじり波の伝播の様子を直接に計測するのではなく、弾性状態にとどまっている入力棒および出力棒外周上の応力波形を計測することにより、変形中の試験片のせん断流動応力 $\tau$ 、せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ およびせん断ひずみ $\gamma$ を同定することができる。断面 I での入力波を $\tau_i$ 、反射波を $\tau_r$ 、透過波を $\tau_t$ 、断面 II での反射波を $\tau'_r$ 、透過波を $\tau'_t$ とすると

$$\tau = \frac{1}{2} A \left\{ (\tau_i + \tau_r) + \tau'_t \right\} \quad (23)$$

$$\dot{\gamma} = \frac{1}{\rho c_T l} B \left\{ (\tau_i - \tau_r) - \tau'_t \right\} \quad (24)$$

となる。ただし $\rho$ は棒の密度、 $c_T$ はねじりにおける弾性波の速度、 $l$ は試験片平行部長さ、 $A$ 、 $B$ は試験片の形状によって決まる係数である。式(23)および(24)の詳細は付録で述べる。せん断ひずみ $\gamma$ は式(24)を時間積分すれば求まるが、ねじれ角 $\theta$ を直接に測定して次式により求めることもできる。

$$\gamma = r_m \theta / l \quad (25)$$

ただし $r_m$ は試験片(円管)の平均半径である。Fig. 7(b)にFig. 7(a)の $G_1$ および $G_2$ 位置で試験時に観測される波形の一例を示す。ここで上述のひずみ増分累積方式を行なうためには、ねじれ角が任意の大きさになるように制御されなければならない。このために工夫されたのがFig. 8に示すストッパーである。ストッパーには強靱で高硬度の材料(SKD 11種材)を使用し、ストッパーと入・出力棒との食いつき部分には所定の変位量を与えてあるので、試験片がその分だけ変形した後では、後続の弾性波はストッパーを介して入・出力棒を伝播することになる。Fig. 7(b)の応力波形が一定時間後にほぼ入力波の大きさまで立ちあがっているのは、ストッパーが作動し、試験片の変形が所定のひずみ量で急停止していることを示している。

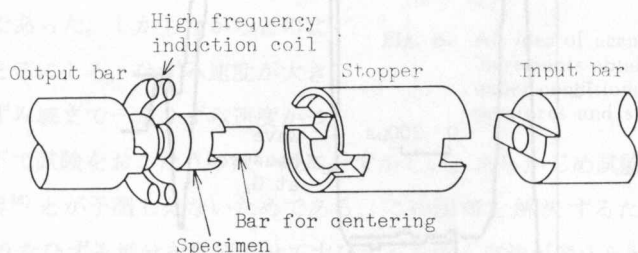


Fig. 8. Details nearby specimen and the stopper used.

### 3.3 試験機と試験手順

試験片の加熱方法に関しては、高温保持時間が長ければ前述した変形に関与しない組織変化が試験片に生じてしまい、前節の条件(2)が満足されなくなるから、加熱速度が大きくかつ温度制御の容易な方法が望ましい。このような理由から Fig. 8 に示すような高周波誘導加熱

を採用した<sup>15)</sup>。Fig. 9 は温度 673 K, 相当ひずみ速度  $10^3 \text{ s}^{-1}$  での 1 回の衝撃実験における各種試験片温度の時間的経過を示したものである。この加熱方法によれば図示の温度とひずみ速度の条件下での高温・高ひずみ速度試験が 15s 程度の高温保持時間内で行なえる。試験片に一回のひずみ増分を与えた後、試験片を水を用いていったん室温まで冷却するのは、次のひずみ増分を与えるための準備期間中に前述の組織変化が生ずるのを抑制するためである。また Fig. 9 より一回のひずみ増分によって試験片に生ずる温度上昇は数 K であることから、このための温度補正は必要ないことがわかる。なお付録 A.2 にこのような断熱温度上昇の概算を示した。

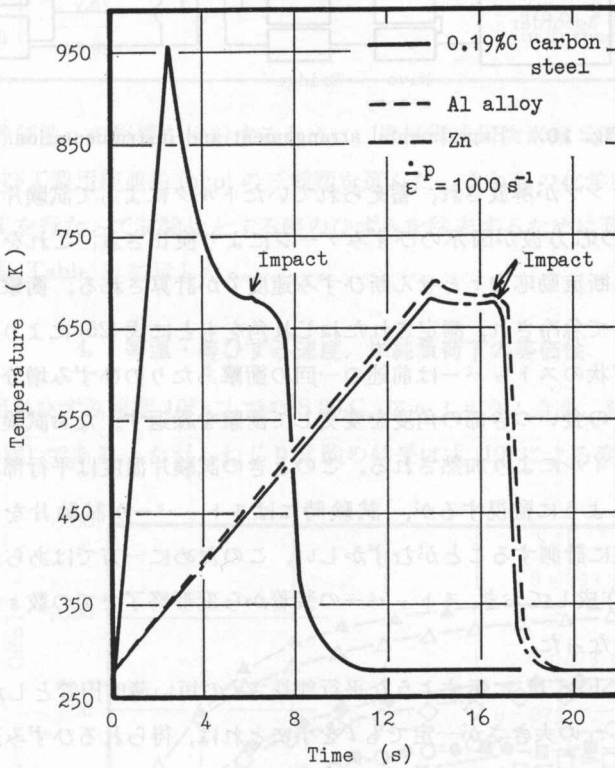


Fig. 9. Temperature-time diagram just before/after an impact.

入力棒に矩形ねじり波を発生するには種々の方法があるが<sup>17)</sup>、本試験機ではあらかじめ棒にトルクを加えてクランプしておき、このクランプを Fig. 10 (a) に示すような切欠きをつけたボルトの破断を利用して解放する方法<sup>20)</sup>を採用した。波の立上り速度を少々犠牲にしても、波の持続時間と大きさの制御が容易になると考えたからである。前者は棒のクランプ位置を、後者はあらかじめ棒に与えるトルクをそれぞれ変更することにより制御が可能となる。Fig. 7 (b) の観測波形では  $70 \mu\text{s}$  程度の十分に速い立上り時間をもつ矩形ねじり波が得られている。

Fig. 10 は試験機および計測系の概略図である。入力棒と出力棒の間に保持された試験片は高周波誘導加熱コイルによって急速加熱される。その後、入・出力棒を試験片に連結させた

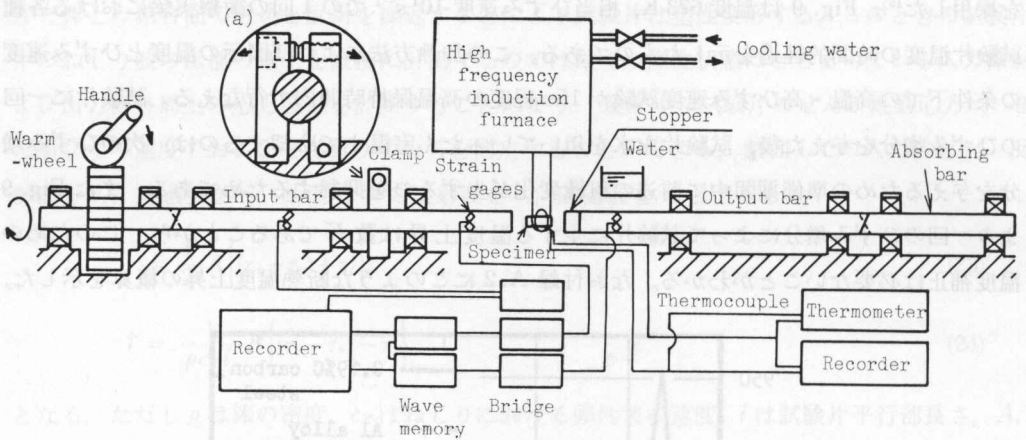
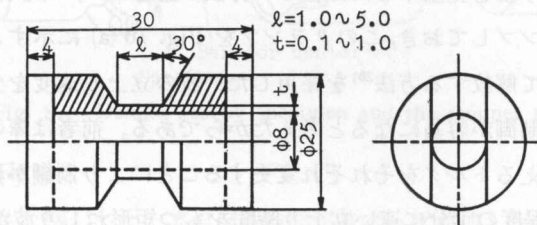


Fig. 10. Experimental arrangement and instrumentation.

状態で入力棒のクランプが解放され、蓄えられていたトルクによって試験片にねじり変形が加えられる。その際の応力波が図示のひずみゲージにより検出され、これをもとに式 (23), (24) によりそれぞれせん断流動応力  $\tau$  とせん断ひずみ速度  $\dot{\gamma}$  が計算される。衝撃後ただちに試験片は水によって室温まで急冷され、測定されたねじれ角をもとに式 (25) によりせん断ひずみ  $\gamma$  が計算される。リング状のストッパーは前述の一回の衝撃あたりのひずみ増分を制御するものであり、入・出力棒との食いつき部の角度を変更して衝撃を繰り返す。なお試験片は軸あわせ棒に通した状態で誘導コイルにより加熱される。このときの試験片温度は平行部に熱電対を装着して所定の温度となるように監視するが、試験時にはストッパーが試験片をおおう形となるから、変形温度を正確に計測することがむずかしい。このために一方ではあらかじめ試験片の温度-空冷時間線図を作成しておき、ストッパーの装着から変形終了までの数 s の時間経過による温度低下の補正を行なった。

試験片の形状は Fig. 11 に示すような平行部長さ  $l$  の短い薄肉円管とした。式 (24) から明らかのように入力波  $\tau_i$  の大きさが一定でも  $l$  を小にとれば、得られるひずみ速度は大きくなるからである。また肉厚  $t$  は実験精度の観点から、高温試験ほど  $t$  大のものを用いた。なお圧縮試験片の形状は温度によらず  $\phi 6 \times 10$  mm の円柱とした<sup>15)</sup>。試験材料には、結晶構造の相違に



Unit: mm

Fig. 11. Specimen dimensions.

**Table 1.** Chemical compositions and conditions of annealing

	Chemical compositions (%)									Conditions of annealing
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Fe	
Carbon steel	0.19	0.26	0.45	0.09	0.10	0.06	0.04	0.10	Re.	1123 K, 1.5 h heating, Cooling in furnace.
Aluminum alloy	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Al	553~573 K, 2.5 h heating, Cooling in furnace.	
	0.13	0.18	0.02	0.07	4.97	0.06	0.01	Re.		
Zinc	Zn	475 K, 3 h heating, Cooling in furnace.								
	99.99									

よる塑性仕事の等価性への影響を検討するために、機械構造用炭素鋼 S20C (bcc)、アルミニウム合金 (fcc) および工業用純亜鉛 (hcp) の三種類を選んだ。それらの化学成分を Table 1 に示す。また機械加工を行なって試験片とする際のひずみを除去するために真空焼鈍を行なった。その熱処理条件も Table 1 に示した。

**4. 等温・等ひずみ速度、単純負荷下の等価性**

Fig. 12 は相当ひずみ速度  $10^3 \text{ s}^{-1}$  での S 20 C, アルミニウム合金, 純亜鉛の塑性曲線 (真応力-真ひずみ曲線) である。ただしねじり試験の結果は式 (19) による変換を行なっている。

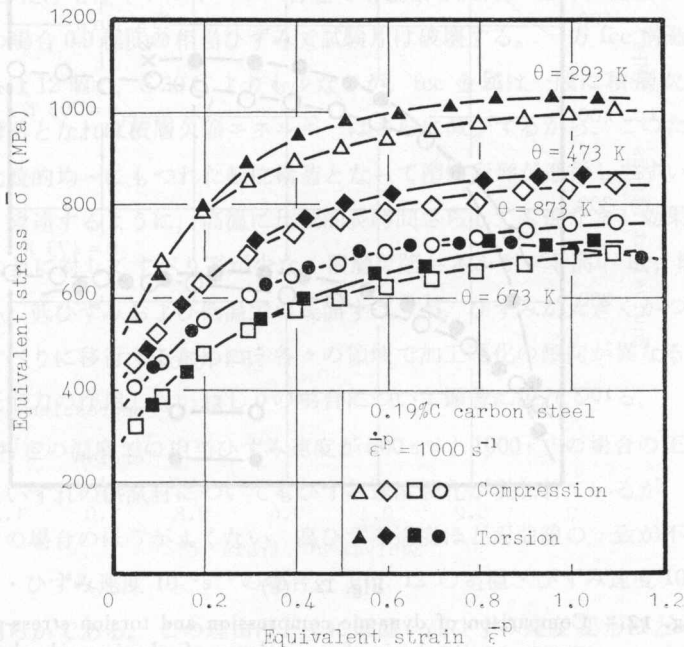


Fig. 12. (a)

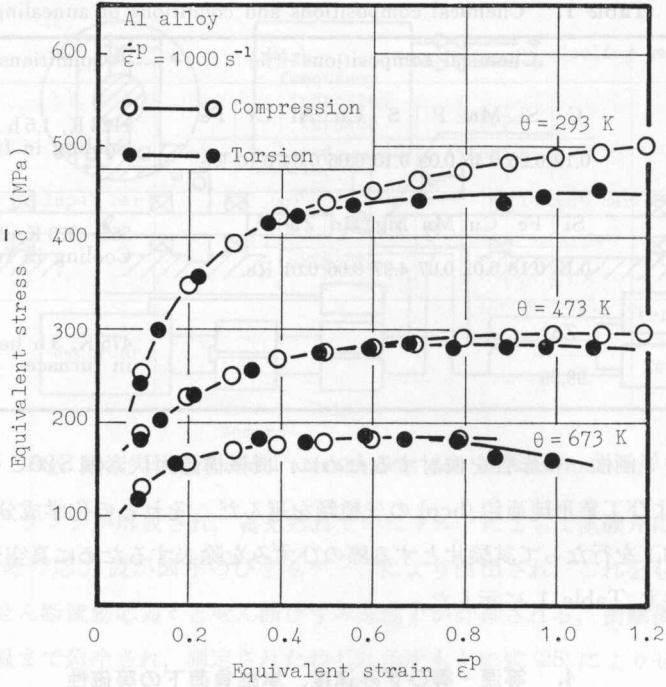


Fig. 12. (b)

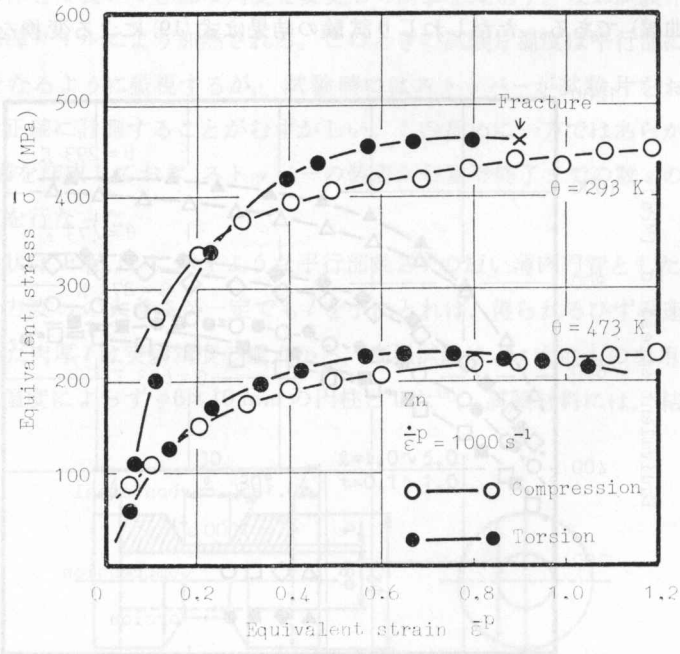


Fig. 12. (c)

Fig. 12. Comparison of dynamic compression and torsion stress-strain curves on the basis of equivalence of plastic work showing the influence of temperature at constant strain rate of  $1000 \text{ s}^{-1}$ .

Fig. 12 (a) の S 20 C の圧縮とねじりの塑性曲線は、873 K 付近の青熱ぜい性域も含めて、高温になるほど大きなひずみまで一致しているようである。たとえば室温での一致は  $\bar{\epsilon}^p=0.2$  までであるのに、673 K では  $\bar{\epsilon}^p=0.4$  付近まで両曲線は一致している。Fig. 12 (b) のアルミニウム合金の場合の両曲線の一致度は、S 20 C と同様に、高温になるほど大きなひずみ域まで良好であり、673 K では  $\bar{\epsilon}^p=0.8$  付近まで一致している。また不一致のひずみ域では、ねじりの塑性曲線が圧縮のそれよりも下側すなわち流動応力が減少する傾向にあるのは Fig. 12 (a) の S 20 C の傾向とは逆である。これに対して Fig. 12 (c) の亜鉛の場合は、全ひずみ域で両曲線が一致しているとはいいがたい。 $\bar{\epsilon}^p < 0.2$  の低ひずみ域でのねじりの場合の加工硬化率は圧縮のそれより大きく、 $\bar{\epsilon}^p > 0.2$  の領域ではアルミニウム合金とは異なり、ねじりの場合の塑性曲線が圧縮のそれよりも上側に位置している。以上の各供試材についての両塑性曲線の一致している度合の大小は、結晶構造のちがいで定性的な説明が可能である。すなわちすべり系が 48 個と最も多い bcc 構造である S 20 C は高温になれば多くのすべり系が活動し、また容易に交差すべりを起こしやすい。このために高温で変形がすすむと転位の局所的集積であるセル構造を作りやすいが、前者の理由のために負荷形式が相違してもすなわちひずみ経路によって、加工硬化の度合に大きな差が現われないのであろう。なお圧縮の負荷形式においても塑性変形はせん断応力成分によって生じるが、ねじりのそれとは Fig. 2, 3 に示したように試験片に作用している応力の静水圧成分が異なる。静水圧成分がゼロのねじりの場合には、ひずみが大きくなれば試験片平行部に  $45^\circ$  方向のクラックが生じ、このためにねじりの場合の流動応力が減少する場合が S 20 C だけでなくアルミニウム合金でも観察された。とくに亜鉛ではこの傾向が著しく、ねじりの場合 0.9 程度の相当ひずみで試験片は破壊する。一方 fcc 構造のアルミニウム合金のすべり系は 12 個で、S 20 C よりも少ないが、fcc 金属は一般に積層欠陥エネルギーが低い<sup>21)</sup>。合金構造となれば積層欠陥エネルギーはさらに減少するから、このために拡張転位が生じやすく、比較的均一にもつれた転位構造となって塑性変形が進行しやすい。セル構造を作らないことが、後述するように、高温に比較的長時間さらしても焼なまし効果を生じにくい原因でもある。これに対してすべり系が少なく積層欠陥エネルギーも高い hcp 構造の亜鉛は塑性変形しにくい。低ひずみおよび低温での底面すべりが、ひずみが大きくかつ高温変形になるほど、非底面すべりに移行するために、各々の領域で加工硬化の傾向が異なるのであろう。この現象は静水圧応力の作用しないねじりの場合について顕著に現れている。

Fig. 13 は特定の温度での相当ひずみ速度が  $500 \text{ s}^{-1}$  と  $1000 \text{ s}^{-1}$  の場合の圧縮とねじりの塑性曲線である。いずれの供試材についてもひずみ速度硬化が現われているが、両曲線の一致度は  $\dot{\epsilon}^p=1000 \text{ s}^{-1}$  の場合のほうがよくない。高ひずみ速度ほど両曲線の一致が不良になることは Fig. 14 の室温・ひずみ速度  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$  の場合と Fig. 12 の室温・ひずみ速度  $10^3 \text{ s}^{-1}$  の場合を比較してみても明らかである。この理由はとくに低温・高ひずみ速度変形ほどパイエルス・ポテンシャル障壁が大きく<sup>22)</sup>、これを越えるに十分なエネルギーが転位に供給されない。このため

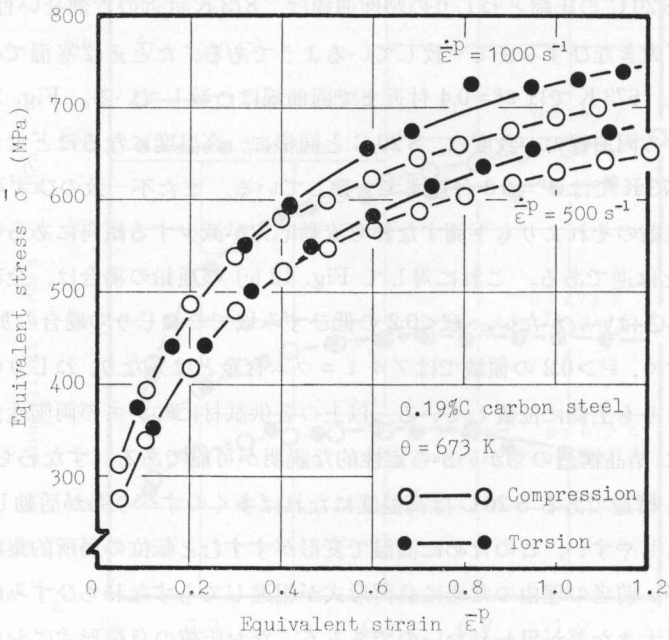


Fig. 13. (a)

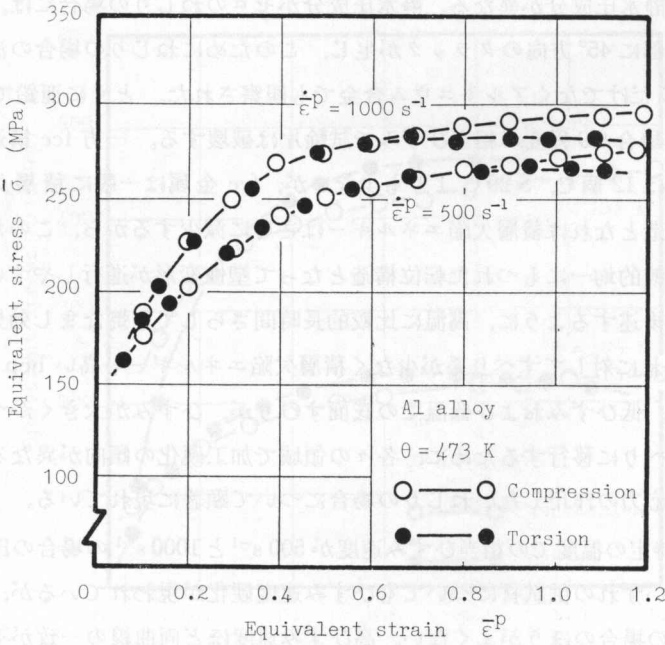


Fig. 13. (b)



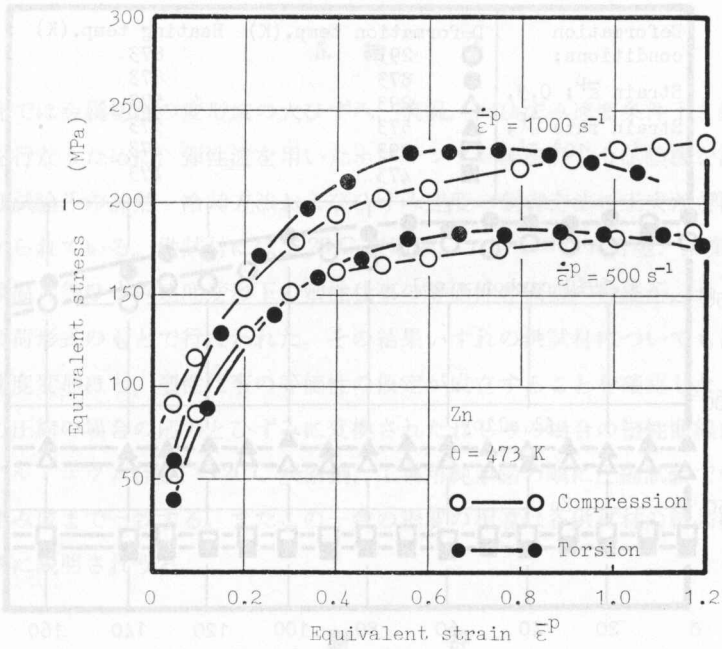


Fig. 13. (c)

Fig. 13. Comparison of dynamic compression and torsion stress-strain curves on the basis of equivalence of plastic work showing the influence of strain rate at constant temperature.

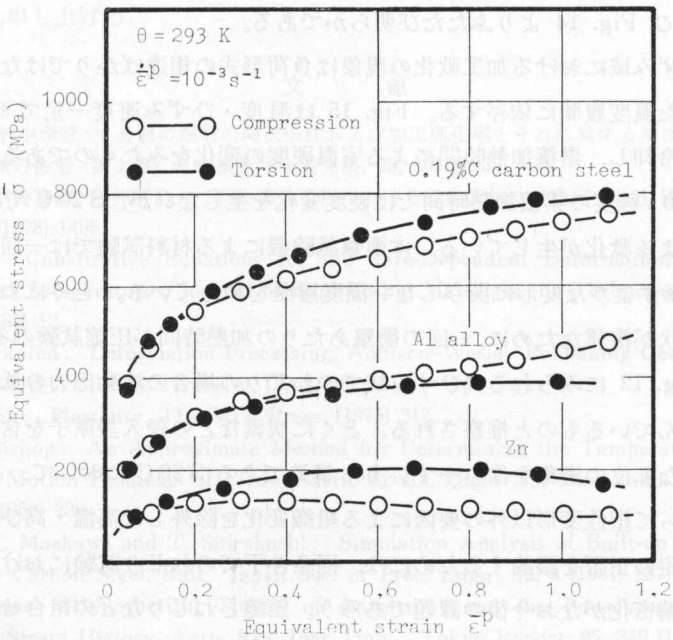


Fig. 14. Comparison of static compression and torsion stress-strain curves on the basis of equivalence of plastic work.

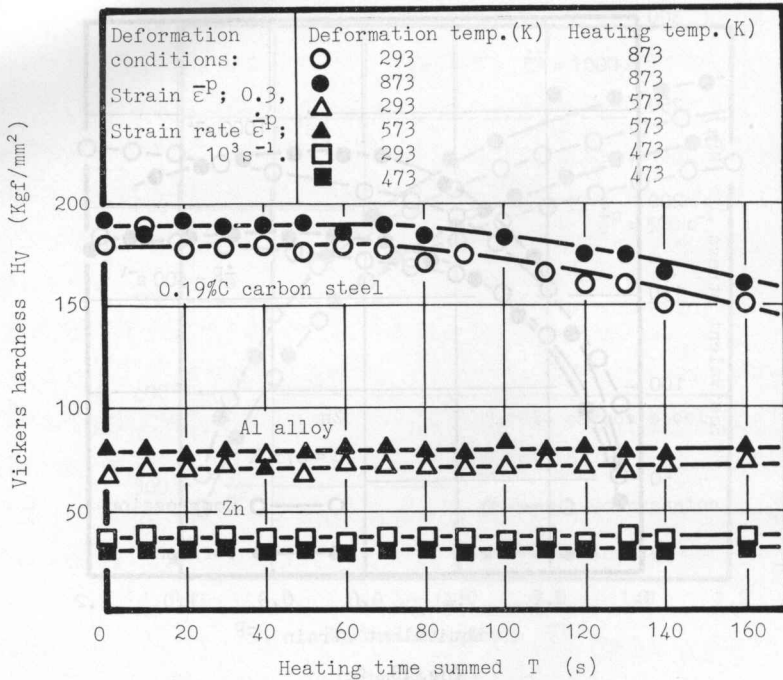


Fig. 15. Influence of accumulated heating time upon hardness at R.T.

に双晶による塑性変形が同時に進行しているためと考えられる。ひずみ速度が上昇しても fcc 構造であるアルミニウム合金の場合の両塑性曲線の一致度が他の金属と比べて良好であることは Fig. 13 および Fig. 14 よりふたたび明らかである。

一般に高ひずみ域における加工軟化の現象は負荷形式の相違ばかりではなく、各試験片がそれまでに受けた温度履歴に依存する。Fig. 15 は温度・ひずみ速度一定で  $\bar{\epsilon}^p=0.3$  に達した試験片を加熱、冷却し、累積加熱時間による室温硬度の変化をみたものである。アルミニウム合金、亜鉛は 160 s 程度の累積加熱時間では硬度変化を生じないが、S 20 C では 80 s を越せば焼なまし効果による軟化が生じている。本衝撃試験機による材料試験では一回のひずみ増分ごとに Fig. 9 に示すような変形に関与しない温度履歴を加えている。とくにねじり試験の場合には試験片の形状が複雑なために、一回の衝撃あたりの加熱時間が圧縮試験のその 2~3 倍を要している。Fig. 12 にみられる高ひずみ域でのねじりの場合の流動応力の低下はこのような時効の影響を含んでいるものと推察される。とくに炭素などの侵入型原子を含む、またセル構造などの不均一な転位の密集を作りやすい bcc 構造である S 20 C において、この影響は顕著である。したがって塑性変形以外の要因による組織変化を除外した高温・高ひずみ域の塑性仕事の等価性の仮定の正否を議論するためには、同条件下でのねじり試験における加熱方法の工夫と温度測定の精密化がなお今後の課題であろう。圧縮とねじりなどの組合せ負荷の場合および変形中に温度あるいはひずみ速度が変化する場合の塑性仕事の等価性の検討については次報で述べたい。

## 5. 結 論

本研究では金属切削の変形域の大ひずみ、高温、高ひずみ速度条件下と類似の条件下での材料試験を行なうために、弾性波を用いたホプキンソン棒法ねじり試験機を設計した。試作した試験機は試験片の加熱・冷却方法およびひずみ速度の制御方法の工夫などにより実験精度の向上がはかられている。供試材には S 20 C 炭素鋼、アルミニウム合金、工業用純亜鉛を選び、それらの等温・等ひずみ速度変形下の塑性仕事の等価性の仮説の検証が、ねじりと圧縮の二つの単純な負荷形式のもとで行なわれた。その結果いずれの供試材についても高温変形あるいは低ひずみ速度変形ほど、塑性仕事の等価性の仮定が成立することを確認した。すなわち仮説にもとづいて圧縮の場合の応力とひずみに変換されたねじりの場合の塑性曲線は、試験条件の範囲内で、アルミニウム合金、S 20 C 炭素鋼、工業用純亜鉛の順に圧縮試験での塑性曲線とより大きなひずみ域まで一致する。またこの一致の程度の相違は各供試材の結晶構造のちがいによって定性的に説明される。

## 謝 辞

本研究は著者の一人が東京工業大学工学部に在籍中に着手されたものであり、当時より御指導いただいている同大学白井英治教授、白樫高洋助教授に深謝の意を表する。試験機の製作にあたっては北見工業大学機械実習工場技官佐伯義二、千田 栄、阿部 清 各氏の助力を得た。記してお礼申し上げる。

## 文 献

- 1) 吉村慶丸, 竹中幸彦: 金属の固有の降伏条件および加工硬化率とそれに対する伸びおよびねじりのひずみ履歴の影響 (第1報), 日本機械学会論文集, **25**, 151 (1959) 133.
- 2) 前川克廣, 白樫高洋, 白井英治: 高温・高速変形における低炭素鋼の流動応力特性 (第2報), 精密機械, **44**, 12 (1978) 1495.
- 3) L. Anand: Constitutive Equations for the Rate-Dependent Deformation of Materials at Elevated Temperatures, Journal of Engineering Materials and Technology, Trans. ASME **104**, (1982) 12.
- 4) W. A. Backofen: Deformation Processing, Addison-Wesley Publishing Company, (1972) 286.
- 5) 山田嘉昭: 塑性力学, 日刊工業新聞社, (1965) 66.
- 6) J. B. Martin: Plasticity, The MIT Press, (1975) 317.
- 7) J. F. W. Bishop: An Approximate Method for Determining the Temperatures Reached in Steady Motion Problems of Plane Plastic Strain, Quart. J. Mech. and Appl. Math., IX, Pt. 2, (1956) 236.
- 8) E. Usui, K. Maekawa and T. Shirakashi: Simulation Analysis of Built-up Edge Formation of Low Carbon Steel, Bull. Japan Soc. of Prec. Engg., **15**, 4 (1981) 237.
- 9) Y. Yoshimura: Hypothetical Theory of Anisotropy and the Bauschinger Effect due to Plastic Strain History, Aero. Res. Inst. Univ. Tokyo Report, **25**, 349 (1959) 221.
- 10) 白井英治, 白樫高洋: 金属切削過程で生ずる異方性とその効果, 精密機械, **38**, 3 (1972) 268.
- 11) 工藤英明: 塑性学, 森北出版, (1968) 126.

- 12) 白井英治, 白樫高洋: 加工の力学, 朝倉書店, (1974) 227.
- 13) 前川克廣: 構成刃先生成過程のシミュレーション解析, 東京工業大学博士論文, (1979) 65.
- 14) T. Kitagawa, T. Shirakashi and E. Usui: Experimental Measurement of Temperature Distribution in Tool-Chip Interface, Bull. Japan Soc. of Prec. Engg., **9**, 3 (1975) 83.
- 15) 白樫高洋, 前川克廣, 白井英治: 高温・高速変形における低炭素鋼の流動応力特性 (第1報), 精密機械, **44**, 11 (1978) 1393.
- 16) 坪内昌生, 工藤英明: 軟鋼の室温ねじりにおける等温せん断応力-ひずみ曲線, 塑性と加工, **9**, 88 (1968) 332.
- 17) 河田幸三: 高速変形の力学と材料の高速変形試験, 精密機械, **31**, 7 (1965) 546.
- 18) F. Hauser: Techniques for Measuring Stress-Strain Relations at High Strain Rates, Experimental Mechanics, **6**, 8 (1966) 395.
- 19) J. Duffy, J. D. Campbell and R. H. Hawley: On the Use of a Torsional Split Hopkinson-Bar to Study Rate Effects in 1100-0 Aluminum, Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, **93**, (1971) 83.
- 20) M. G. Stevenson and J. D. Campbell: An Optical Method for Direct Measurement of Strain in a Torsional Hopkinson-Bar Apparatus, Journal of Strain Analysis, **10**, 3 (1975) 172.
- 21) 幸田成康: 金属物理学序論, コロナ社, (1964) 342.
- 22) 鈴木秀次: 転位論入門, アグネ, (1967) 213.

## 付 録

### A.1 式 (23) および式 (24) の誘導

Fig. A.1 に示す形状について波の伝播を考察する<sup>(付1)</sup>。図中の右向きの矢印は進行波を、左向きのそれは後退波を表し、いずれも表面応力とする。その他の記号は次のように定める。

$d$ : 入力棒および出力棒の直径

$\rho_1$ : 入力棒および出力棒の密度

$c_{T1}$ : 入力棒および出力棒のねじりにおける弾性波の速度  
( $=\sqrt{G_1/\rho_1}$ ,  $G_1$  は棒の横弾性係数)

$\rho_2$ : 試験片の密度

$c_{T2}$ : 試験片のねじりにおける弾性波の速度  
( $=\sqrt{G_2/\rho_2}$ ,  $G_2$  は試験片の横弾性係数)

$d_2$ : 試験片 (棒との結合部) の外径

$d_1$ : 試験片 (棒との結合部) の内径

$d_2'$ : 試験片平行部の外径

$n$ : 内外径比 ( $=d_1/d_2$ )

$d_1'$ : 試験片平行部の内径

$n'$ : 内外径比 ( $=d_1'/d_2'$ )

$l$ : 試験片平行部長さ

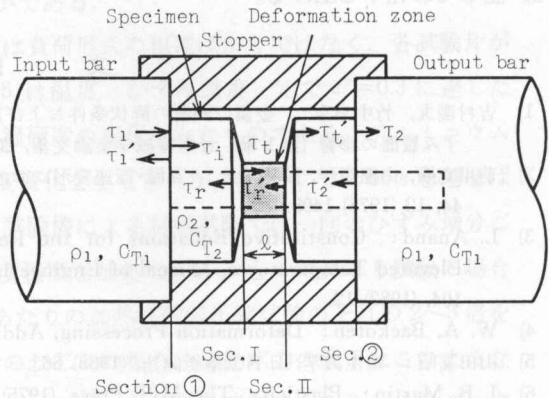


Fig. A.1. Definition of waves of torsional stress around a uniform thin hollow tube specimen.

付1) W. Johnson: Impact Strength of Materials, Edward Arnold, (1972) 46.

丸棒のねじりに関しては弾性変形、塑性変形にかかわらず Coulomb の仮定<sup>付2)</sup>が成立するものとする。

断面①: モーメントの釣合いより

$$\frac{\pi d^3}{16} (\tau_1 + \tau'_1) = \frac{\pi d_2^3 (1-n^4)}{16} \tau_i \quad (\text{A. 1})$$

角速度一定の条件より

$$\frac{\tau_1 - \tau'_1}{\rho_1 c_{r1} (d/2)} = \frac{\tau_i}{\rho_2 c_{r2} (d_2/2)} \quad (\text{A. 2})$$

式 (A. 1), (A. 2) より

$$\tau_i = \frac{2d^3 d_2 \rho_2 c_{r2}}{d_2^4 (1-n^4) \rho_2 c_{r2} + d^4 \rho_1 c_{r1}} \tau_1 \quad (\text{A. 3})$$

断面 I: モーメントの釣合いより

$$\frac{\pi d_2^3 (1-n^4)}{16} (\tau_i + \tau_r) = \frac{\pi d_2^3 (1-n^3)}{12} \tau_i \quad (\text{A. 4})$$

試験片 (入力棒との結合部側) の角速度  $\omega_I$  は

$$\omega_I = \frac{\tau_i - \tau_r}{\rho_2 c_{r2} (d_2/2)} \quad (\text{A. 5})$$

断面 II: モーメントの釣合いより

$$\frac{\pi d_2^3 (1-n^3)}{12} (\tau_i + \tau'_r) = \frac{\pi d_2^3 (1-n^4)}{16} \tau_i \quad (\text{A. 6})$$

試験片 (出力棒との結合部側) の角速度  $\omega_{II}$  は

$$\omega_{II} = \frac{\tau'_i}{\rho_2 c_{r2} (d_2/2)} \quad (\text{A. 7})$$

断面②: モーメントの釣合いより

$$\frac{\pi d_2^3 (1-n^4)}{16} (\tau'_i + \tau_2) = \frac{\pi d^3}{16} \tau_2 \quad (\text{A. 8})$$

角速度一定の条件より

$$\frac{\tau'_i - \tau_2}{\rho_2 c_{r2} (d_2/2)} = \frac{\tau_2}{\rho_1 c_{r1} (d/2)} \quad (\text{A. 9})$$

式 (A. 8), (A. 9) より

$$\tau'_i = \frac{d^4 \rho_1 c_{r1} + d_2^4 \rho_2 c_{r2} (1-n^4)}{2dd_2^3 (1-n^4) \rho_1 c_{r1}} \tau_2 \quad (\text{A. 10})$$

ただし試験片の平行部 (変形域) 以外は弾性変形とし、平行部は弾性波が到達すれば次式の平

付2) 中沢 一, 小泉 堯: 固体の力学, 養賢堂, (1967) 60.

平衡条件がすみやかに満足されるほど十分に小さいものと仮定する。すなわち

$$\tau_i + \tau_r \approx \tau'_i \quad (\text{A. 11})$$

このとき平行部の平均せん断応力  $\tau$  は

$$\tau = \frac{1}{2} \left\{ \tau_i + (\tau_i + \tau_r) \right\} \quad (\text{A. 12})$$

であるから、式 (A. 4), (A. 6) および (A. 11) を代入して変形すれば

$$\tau \approx \frac{3}{4} \left( \frac{d_2}{d'_2} \right)^3 \frac{1-n^4}{1-n^3} \tau'_i \quad (\text{A. 13})$$

となる。一方、平行部の平均のせん断ひずみ速度  $\dot{\gamma}$  は

$$\dot{\gamma} = (\omega_I - \omega_{II}) \frac{(d_2/2)}{l} \quad (\text{A. 14})$$

で与えられるから、式 (A. 5), (A. 7) を代入して変形すれば

$$\dot{\gamma} = \frac{1}{\rho_2 c r_2 l} \frac{d'_2}{d_2} \left\{ (\tau_i - \tau_r) - \tau'_i \right\} \approx \frac{2}{\rho_2 c r_2 l} \frac{d'_2}{d_2} (\tau_i - \tau'_i) \quad (\text{A. 15})$$

となる。式 (A. 12) あるいは (A. 13) が式 (23) に、式 (A. 15) が式 (24) にそれぞれ相当する。ただし実際に計測される波形は入力棒上の  $\tau_1$  と  $\tau'_1$  および出力棒上の  $\tau_2$  であるから、さらに式 (A. 3) と (A. 10) を用いて式 (A. 13) および (A. 14) をそれぞれ変形した関係式が用いられることになる。なお  $\tau_1$  を得るためにあらかじめ入力棒に蓄えておくべきトルク  $T_0$  は次式で与えられる。

$$T_0 = \frac{\pi d^3}{16} (2\tau_1) \quad (\text{A. 16})$$

## A. 2 変形時の温度上昇 $\Delta\theta$ の推定

相当応力  $\bar{\sigma}$ 、相当塑性ひずみ速度  $\dot{\varepsilon}^p$  のもとで単位時間、単位体積あたりなされる塑性仕事は  $\bar{\sigma}\dot{\varepsilon}^p$  である。高ひずみ速度変形の場合には試験片の変形域の温度は断熱的に上昇すると考えてよいから、 $\bar{\sigma}\dot{\varepsilon}^p$  がすべて熱に変換されるものと仮定すれば、変形時の温度上昇  $\Delta\theta$  は次式で与えられる。

$$\Delta\theta = \frac{1}{\hat{f}\rho c_p} \int_{\varepsilon^p}^{\varepsilon^p + \Delta\varepsilon^p} \bar{\sigma} d\varepsilon^p = \frac{1}{\hat{f}\rho c_p} \bar{\sigma} \Delta\varepsilon^p \quad (\text{A. 17})$$

ここで  $\rho$  は密度、 $c_p$  は比熱、 $\hat{f}$  は熱の仕事当量、 $\Delta\varepsilon^p$  は相当塑性ひずみ増分である。たとえば S 20 C 炭素鋼を完全剛塑性体とみなし、 $\bar{\sigma}=680$  MPa、 $\Delta\varepsilon^p=0.5$  および  $\hat{f}=8.69$  N·m/J、 $\rho=7.86 \times 10^3$  kg/m<sup>3</sup>、 $c_p=0.46$  J/(kg·K) の数値を式 (A. 17) に代入すれば  $\Delta\theta=95$  K となる。ところがひずみ増分量を  $\Delta\varepsilon^p=0.05$  にとれば  $\Delta\theta=9.5$  K となる。