軟鋼の圧縮変形抵抗におよぼす歪速度の影響*

大 森 正 信** 吉 永 芳 豊**

Masanobu Ohmori and Yoshitoyo Yoshinaga : Effect of the Strain Rate on the Compressive Deformation Resistance of a Mild Steel (Study on the Dependence of Mechanical Properties of Metals upon the Strain Rate, 4th Report). Compressive deformation resistance of a killed carbon steel with 0.14% C was investigated at -78°C and room temperature as a function of the strain rate. The nominal strain rates employed in this experiment were 2×10^{-4} , 5×10^{-3} , 3×10^{-1} , 4.3 and 3.7×10^2 1/sec. The main results are summarized as follows:

Yield stresses and deformation resistances at three strains of 10, 20 and 30% had two strain rate sensitivities, respectively, i.e., the smaller sensitivity in the range of lower strain rates and the larger one in the range of higher strain rates. The rate sensitivity became smaller with increasing temperature and strain.

Although the sensitivity for the compressive yield stress was quite similar to that for the tensile yield stress, the sensitivity for the compressive flow stress at a given strain was considerably smaller than that for the tensile stress. This difference in the rate sensitivities for both flow stresses resulted from the remarkable decrease in the coefficient of friction at the ends of the compression test piece with the deformation speed.

** 広島大学工学部 (Faculty of Engineering, Hiroshima University, Hiroshima)

* 金属の機械的性質の歪速度依存性に関する研究 (第 4 報)

The strain hardening exponent n in the equation $\sigma_a = C \epsilon_a^n$ described as a flow curve decreased with the strain rate, but it was somewhat larger, owing to the action of friction, than the exponent obtained from the tension test. The decrease in n corresponded well to that of total elongation in the tension specimen. Therefore, the decrease in n is also considered to suggest the decrease in uniform elongation with the strain rate.

(Received October 24, 1966)

I. 緒 言

金属の塑性加工に際してその加工力を予め比較的高い精度で知るために、広範な諸条件(温度、歪量、変形速度、加工物形状など)の下で変形抵抗を正しく求めることが加工(および加工機械)の発展とともに必要になってきている。加工物の受ける実際の応力は一般に複雑な3軸応力状態であるが、変形抵抗は簡単な応力状態すなわち、1軸引張、1軸圧縮または単純捩り(純粋せん断)のいずれかで求められているのがふつうであり、これらのいずれの方法を採用するにしてもそれぞれ一長一短がある。鍛造および圧延などの加工のための基礎的な資料を得る目的で、種々の実用金属の圧縮による変形抵抗の研究は従来より多くみられるが^{(1)~(3)}、他の応力状態(たとえば引張)による測定結果との関連は十分明らかにされていないように思われる。本報告では、さきにのべた引張および捩りによる変形抵抗⁽⁴⁾⁽⁵⁾との対応をみるために、同じ軟鋼を用いて圧縮変形抵抗の歪速度依存性を準静的変形から衝撃変形速度に至る広範な歪速度域で調べた結果をのべる。

II. 実 験 方 法

試料は前報⁽⁴⁾⁽⁵⁾に用いたと全く同じ0.14%Cキルド鋼である。インゴットより鍛造した80 mm角の棒を、棒軸に直角に直径10 mmまで鍛伸してのち920°C、2 hr焼鈍した。焼鈍後直径5 mm、高さ7.5 mmに旋削し、両端面をエメリー紙(04)で研摩してのち再び920°C、2 hrの真空焼鈍をほどこした。試片の平均結晶粒直径は0.036 mmである。

広範な変形速度を得るために、試験機は3種類用いた。すなわち、ゆつくりした圧縮には30 t容量の静的万能試験機、中程度の速さの圧縮には著者らの設計、試作した急速負荷万能試験機⁽⁴⁾および衝撃圧縮には同じく著者らの試作した落槌型衝撃試験機⁽⁴⁾である。衝撃試験機の落槌重量は、その後他の目的で70, 100, 120 kgの3種に変えられるように改良したが、本実験では70 kg落槌を用いた。上にのべた各試験機を併用して得た圧縮歪速度は、試験機のクロス・ヘッド速さ(または落槌が試片に当る直前の落下速度)を試片の変形前の高さで除した値で定義し、 2×10^{-4} 、 5×10^{-3} 、 3×10^{-1} (以上30 t万能試験機)、4.3(急速負荷万

能試験機)および 3.7×10^2 1/sec(衝撃試験機)である。 $2 \times 10^{-4} \sim 4.3$ 1/secまでは試験中クロス・ヘッド速さが一定であるから、変形が進むにつれて実際の平均歪速度は大きくなる。ただし、本実験の圧縮歪は最大30% (公称歪)であるから、変形開始時の歪速度に対して43%増加するにすぎない。一方、衝撃圧縮の場合には、変形が進むにつれて落槌速度が減少するから必ずしも平均歪速度が大きくなるとは限らない。本実験の試験温度は、-78°Cと常温であるが、両温度において30%歪における歪速度を落槌(400 mm高さ)の有する位置エネルギーと試片の得た塑性エネルギーとから求めると、-78°Cにおいては 5.0×10^2 1/sec、常温においては 5.1×10^2 1/secとなる。これらの速度は、前述した衝撃圧縮開始しゆん間の平均歪速度 3.7×10^2 1/secに対して約35%大きくなっているにすぎない。よく知られているように、変形強度の歪速度による変化は速度が10倍増してはじめてはつきりと認められる程度であるから、^{(4)~(6)}上にのべた程度の歪速度の変化(すなわち43%または35%の増加)があつても実際上は一定歪速度と考えて差支えない。

試片には公称歪約10, 20および30% (真歪ではそれぞれ、約10.5, 22.3および35.7%)の圧縮変形を与えたが、そのためにFig.1に示すような装置を用いた。Fig.1(a)は衝撃定圧縮歪を与えるための装置で、歪調節用板③の厚さを適当に選ぶことにより試片に任意の歪量を加えることができる。Fig.1(b)は歪速度 3×10^{-1} 1/sec(静的万能試験機)および4.3 1/sec(急速負荷万能試験機)を用いての圧縮に使用した装置である。この程度の速さでは、クロス・ヘッド間で試片をふつう行なうように圧縮することは機械を破壊するので、固定クロス・ヘッドに2本の棒で固定せる⑦A, ⑦Cの板を吊り、それらの棒を案内としてすべることができる⑦B, ⑦Dの板(これも2本の棒で固定してある)をとりつけ、⑦B, ⑦Cの板の間に試片を置いた。⑦D板にはロード・セルが取り付けられており、さらに鋼の鋭い切欠つき丸棒を介して可動クロス・ヘッドに図のように結んである。可動クロス・ヘッドが矢印方向に動くとき⑦B, ⑦C両板の間隔はせばまり試片が圧縮される。圧縮歪量は、歪調節用板の厚さを適当にすれば、任意に選べる。圧縮子②が試片を変形させて歪調節用板に接して以後は、この装置系にさらに荷重が加わり、やがて鋭い切欠棒⑥が破断する。試片がのる台および圧縮子はS 45 C鋼の焼入材で、それらの端面は極めて平滑に研摩してある。上にのべた構造から、Fig.1(a)のロード・セルには圧縮応力が、Fig.1(b)のそれには引張

(1) 池島：本誌，17(1953)，A-1；17(1953)，A-25；17(1953)，A-55。

(2) 井上：鉄と鋼，41(1955)，506。

(3) K. Fink, W. Lueg und G. Bürger: Arch. Eisenhütt., 26(1955)，555。

(4) 大森，吉永，武井：本誌，29(1965)，1087。

(5) 大森，吉永：本誌，30(1966)，1131。

(6) 大森，吉永：本誌，30(1966)，794。

応力が加わることになる。

試片の変位はニクロム線の電気抵抗変化を利用して測定

- ① Specimen
- ② Compression rod
- ③ Adjusting plate for strain
- ④ Load cell
- ⑤ Coolant container (stainless steel)
- ⑥ Notched steel bar

Fig.1 Apparatuses for impact compression (a), and rapid compression (b).

Fig.2 Load-time and displacement-time curves. (a) : recorded at room temperature under the strain rate, $\dot{\epsilon} = 3.7 \times 10^2$ 1/sec ; nominal strain, $\epsilon = 28\%$. (b) : recorded at -78°C under $\dot{\epsilon} = 4.3$ 1/sec ; $\epsilon = 19\%$.

した⁽⁴⁾。

かくして、歪速度 3×10^{-1} 1/sec 以上の 3 速度に対しては、2 現象用陰極線オシロスコープを用いて荷重-時間ならびに変位-時間曲線を同時に記録した。Fig.2 には、Fig.1(a), (b) に示した装置を用いて記録した曲線の例を示す。

試験温度は、 -78°C と常温 (約 20°C) である。

III. 実験結果と考察

1. 試片の端面摩擦について

圧縮変形のもつ大きい特徴の一つは、試片の両端面に摩擦拘束の加わることである。このために試片は変形が進むにつれて barreling をおこし、純粋な一軸応力状態から外れてくる。このような場合、試片のせん断変形による付加的な抵抗が加わって材料自体の強度を過大に見積りすぎる結果、外部摩擦の作用しない一軸引張試験結果との比較が困難になる。そこで、常温において本実験試片を、無潤滑およびマシン油 120 番の潤滑状態で、公称歪 10, 20 および

30% まですべての歪速度で圧縮したが、変形荷重にはほとんど差が認められず、無潤滑試片の barreling の程度が若干顕著であつたのみである。さらに端面摩擦の影響を調べるために、S 45 C 鋼 ($C=0.43$, $Si=0.24$, $Mn=0.68$, $P=0.017$, $S=0.008\%$) の焼鈍材から削りだした直径 7 mm, 高さ 10.5 mm の試片を用いて実験を行なつた。松浦の指摘のにしたがい、この試片の両端面を、深さ 0.2 mm, 直径 5.5 mm に試片と同心の凹みを作り、一方は無潤滑、他方は上記の潤滑剤を用いて常温でそれぞれ静的 (変形速度 $v=0.009$ mm/sec, 歪速度 $\dot{\epsilon}=8 \times 10^{-4}$ 1/sec) および衝撃 ($v=3400$ mm/sec, $\dot{\epsilon}=3.3 \times 10^2$ 1/sec) の下で 2 箇所ずつの試片に 40% の公称歪を与えた。Fig.3 に示すように、静的および衝撃のいずれの場合も潤滑の有無によつて barreling の生じ方に著しい相違がみられたが、変形荷

Fig.3 Specimens compressed in the quasi-static and impact manner.

重にはこの場合も潤滑の有無により違いはほとんど認められなかつた。すなわち、両潤滑状態での変形力は、静的変形のときいずれも約 5400 kg (無潤滑の場合は、5300 および 5500 kg の平均; 潤滑の場合は、5340 および 5450 kg の平均) であり、一方衝撃変形のときにはいずれも約 5750 kg (無潤滑の場合は、5720 および 5770 kg の平均; 潤滑の場合は、5720 および 5780 kg の平均) であつた。Fig.4 に衝撃圧縮時に記録した荷重-時間曲線を示した。同図にみられるように、総じて荷重-時間曲線の形状には、潤滑の有無によつて特記するほどの相違が見出されなかつた。なお、Fig.3 に示した barreling は静的圧縮の場合の方がより顕著であり、とくに潤滑試片の場合にその差がはつきりと現われる。このことは、変形速度の増加とともに端面摩擦係数が小さくなることの反映であるとおもわれる。これは事実、摩擦拘束の著しい加工 (たとえば 金属の円筒深絞

(7) 松浦: 機械の研究, 10 (1958), 18.

り)で観察される現象⁽⁸⁾⁽⁹⁾である。現在、著者らは加工における摩擦係数の加工速度依存性をさらに研究中である。

Fig. 4 Load-time records with 0.43% C steel, (a) : lubricated and (b) : not lubricated. (Impacted at room temperature with a speed of 3.4 m/sec. Nominal strain is 40%).

上にみたように、端面潤滑の影響は barreling に大きい影響をもたらすが、本実験試片を公称歪 30% まで圧縮するときの塑性曲線には潤滑の有無によつて影響が現われないと推定されたので、以下の実験においてはすべて無潤滑で圧縮した。

2. 降伏応力の歪速度依存性について

延性金属の圧縮降伏応力と引張降伏応力は、静的変形の場合、その絶対値の同じであることが知られている。圧縮試片と全く同じ加工と焼鈍をほどこした直径 4 mm、標点距離 20 mm の引張試片を、常温、歪速度 10^{-3} 1/sec で試験

Table 1 Quasi-static tensile properties of the present specimen at room temperature.

No.	Yield stress (lower) kg/mm ²	Tensile strength kg/mm ²	Reduction in area %
1	18.9	40.5	67.9
2	18.5	40.2	68.2
3	18.3	40.8	67.1
Average	18.6	40.5	67.8

Fig. 5 Strain rate dependence of the yield stresses at -78°C and room temperature (R.T.). Dotted line shows the tensile yield stress at room temperature⁽⁴⁾.

した結果、Table 1 に示す値を得た。下降伏応力の平均値は、圧縮降伏応力と同じである (Fig. 5 を参照) から、すく

なくとも降伏応力に対しては端面摩擦の影響を考慮する必要はなからう。Fig. 5 は、 -78°C と常温における降伏応力の歪速度依存性を示す。これからわかることは、第 1 に、 $10^{-2} \sim 10^{-1}$ 1/sec を境にして低歪速度側と高歪速度側で歪速度依存性がそれぞれ異なることである。第 2 に、Fig. 5 は圧縮歪速度 ($\dot{\epsilon}$) の対数に対して降伏応力 (σ) をプロットしたものであるから、歪速度依存性は次式に示す形によくしたがう。第 3 に、 -78°C における依存性は、高低両歪速

$$\sigma = A + B \log \dot{\epsilon} \quad (A, B \text{ は常数}) \quad (1)$$

度域のいずれにおいても、常温におけるそれより大きいことである。上にのべた三つの一般的な特徴は、単純引張⁽⁴⁾や単純振り⁽⁵⁾の場合に観察されたと同様の特徴である。(1) 式中の B の値 (歪速度依存性の尺度) を各試験条件について示すと Table 2 のようになる。1 軸引張降伏に対する B の値は、低速および高速側で、 -78°C においてそれぞれ

Table 2 Strain rate sensitivities, B in the equation (1), for the yield stress at -78°C and room temperature (R.T.).

Temperature	B kg·sec/mm ²	
	$\dot{\epsilon} < 10^{-2} \sim 10^{-1}$ 1/sec	$\dot{\epsilon} > 10^{-2} \sim 10^{-1}$ 1/sec
-78°C	1.90	6.45
R.T. (20°C)	0	6.00

れ 3.3 および 6.8 kg·sec/mm²、常温においてそれぞれ 0 および 6.2 kg·sec/mm² であったから、上表に示した圧縮降伏応力に対する B の値とほとんど同じである。比較のために高速側における常温引張降伏応力⁽⁴⁾を Fig. 5 に点線で示した。この点線が常温圧縮降伏曲線より若干高応力側にあるのは、引張試片の結晶粒度が本実験試片のそれより小さいためである。Krafft⁽¹⁰⁾ が行なつた 0.11% C 鋼の常温衝撃圧縮試験の結果から B の値を計算すると、約 5.4 kg·sec/mm² となり、本実験で求めた値よりいくらか小さい。また、有名な Manjoine⁽¹¹⁾ の軟鋼の常温引張で得られたデータによれば、 $B \div 7.6$ kg·sec/mm² となるがこの値は大きすぎるようにおもわれる (彼の測定以後、測定技術が大きく進歩したため、本実験での精度が高いと確信されるため)。以上みたように、圧縮降伏応力の歪速度依存性は、定性的にのみならず、定量的にも 1 軸引張降伏応力の依存性と全く同じであるといえる。

3. 塑性流動応力の歪速度依存性について

Figs. 6, 7 および 8 に、歪速度 5×10^{-3} , 3×10^{-1} および 3.7×10^2 1/sec における圧縮変形抵抗曲線を示した (実線)。縦軸と横軸はそれぞれ真応力と真歪を表わす。真応力 (σ_a) は、公称応力 (σ_c) および公称歪 (ϵ_c) と (2) 式のように結びつけられるからこの式によつて求めた。したがって、ここで

(10) J.M.Krafft: Acta Met., 10 (1962), 85.

(11) M.J.Manjoine: J. Applied Mech., 11 (1944), A 211.

(8) 山田、輪竹: 塑性と加工, 4 (1963), 341.

(9) 大森、吉永、重松、小林: 日本機械学会講演前副集, No. 151, (1966), 13.

いう真応力は、試片の barreling が全然ないと仮定し、体

$$\sigma_a = \sigma_c (1 - \epsilon_c) \quad (2)$$

Fig. 6 Flow curves under $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-3}$ 1/sec. Dotted line shows the curve for tension at room temperature ($\dot{\epsilon} = 1.2 \times 10^{-2}$ 1/sec).

Fig. 7 Flow curves under $\dot{\epsilon} = 3 \times 10^{-1}$ 1/sec. Dotted line shows the curve for tension at room temperature ($\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-1}$ 1/sec).

Fig. 8 Flow curves under $\dot{\epsilon} = 3.7 \times 10^2$ 1/sec. Dotted line shows the curve for tension at room temperature ($\dot{\epsilon} = 1.1 \times 10^2$ 1/sec).

積一定条件から出した断面積で荷重を除した応力である。これらの曲線の示すところによれば、

(1)：温度の低下によって加工硬化の割合が減少する。その割合は歪速度が大きくなる方が大きい。

(2)： 3×10^{-1} 1/sec 以上の歪速度における -78°C および常温の塑性曲線は、変形が進むにつれてたがいに接近するようになるが、低歪速度 (2×10^{-4} , 5×10^{-3} 1/sec) での両

温度における塑性曲線は高歪になつてもその差が依然として大きい。

Fig. 9 Log-log plots of the flow curves at room temperature.

延性金属に対する塑性曲線は、経験的に、次式によつてよく近似されることが知られている。ここで、 ϵ_a は真歪、

$$\sigma_a = C \epsilon_a^n \quad (3)$$

C および n は材質と試験条件によつて決まる常数である。

Fig. 9 は常温の塑性曲線を縦横両軸とも対数目盛であらわしたもので、いずれの歪速度における塑性曲線も (3) 式によくしたがうことを示している。これらの直線の傾きから各温度 および 歪速度に対して (3) 式中の指数 n の値を求めると、Table 3 に示すようになる。Fig. 9 中の各点は、Fig. 6~8 などの各塑性曲線の真歪 10, 20 および 30% に

Table 3 Strain hardening exponents, values of n in the equation (3), at various conditions.

Strain rate 1/sec	2×10^{-4}	5×10^{-3}	3×10^{-1}	4.3	3.7×10^2
Temp.					
R. T. ($\approx 20^\circ\text{C}$)	0.29	0.29	0.26	0.25	0.19
-78°C	0.25	0.25	0.23	0.20	0.14

における内挿値である。Table 3 は上にのべた (1) の特徴をよく表わしている。のちにみるように、圧縮と引張では塑性曲線が同じにはならないが*、いずれの変形様式においても歪速度とともに n は小さくなる。1 軸引張変形で公称応力が最大になるときにくびれがはじまると仮定し (この仮定は静的引張では正しい)、塑性曲線が (3) 式で表わせるとすると、くびれ発生までの真歪、すなわち均一伸びを真歪で表わした値は歪硬化指数 n に等しい⁽¹²⁾。くびれ発生に関する上の仮定がいかなる条件においても成立すると考えると、変形速度の増加や温度低下による n の減少は、均一伸びの減少を意味することになる。 -78°C および常温における全伸びの歪速度依存性を、前報⁽⁴⁾の引張試験結果を

* M. Greenfield and E. T. Habib: J. Appl. Phys., 18 (1947), 645 によれば銅の高速変形の場合、真応力-真歪曲線が圧縮と引張で一致すると報告しているが、圧縮試片の端面摩擦があるため正しくは一致しないはずである。

(12) 益田、室田：工業塑性力学、養賢堂(1963), p.13.

用いて Fig. 10 に示した。測定点のばらつきを考慮しても、両温度における全伸びは、歪速度の増加とともに明らかな

Fig. 10 Tensile elongations (nominal) at -78°C and room temperature as function of strain rate⁽⁴⁾.

減少を示している。ただし、この減少のみられる歪速度は、塑性波の伝播速度に起因する臨界衝撃速度⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾よりはるかに低いものである。この全伸びの減少は、おそらく均一伸びの減少と局部伸びの減少によるものと考えることができよう。したがって、変形速度の増加による歪硬化指数 n の減少は、引張試片における均一伸びの減少を示唆しているようにおもわれる。現在われわれは均一伸びの変形速度による変化と n のそれによる変化との対応をくわしく調査中である。一般に、変形速度の増加は歪硬化指数 n の減少をもたらすと理解されており⁽¹⁵⁾、本実験に用いた鋼についてはそのように定式化できるが、すべての金属に対して一般化できるかどうかはうたがわしい。たとえば、著者らの 0.6 mm 厚さのアルミニウム板材 (2 S-O) について行なつた引張⁽⁹⁾では、変形速度とともに歪硬化指数 n の増加が認められ、同時に全伸びの増大をもともなっているからである。

上の (2) に示した現象は、塑性仕事の熱への変換による試片の温度上昇から説明される。変形速度が大きいかほど温度の断熱的上昇が著しく、予め -78°C に冷却された試片に対する温度上昇による軟化効果は、常温におけるよりはるかに大きいのである。すなわち、 -78°C における温度上昇 (ΔT) による変形抵抗 (σ) の減少 ($d\sigma/dT$) -78°C ΔT と常温における減少 ($d\sigma/dT$) R.T. ΔT を比較すると、 $(d\sigma/dT)_{\text{R.T.}} \Delta T \approx 0$ であるのに反して $(d\sigma/dT)_{-78^{\circ}\text{C}} \Delta T$ ははるかに大きいのである。とくに高変形度 (大きい ΔT に対応) で軟化は著しくなる。Fig. 7 (実線) に示したように、歪速度 $3 \times 10^{-1} \text{ 1/sec}$ (クロス・ヘッド速さ 2.5 mm/sec) ですでに軟化の効果ははつきりと現われている。低歪速度では冷却の時間が十分なため等温変形となり、上にのべたような軟化は認められない (Fig. 6)。うす肉中空軟鋼丸棒の -78°C における単純振り⁽⁵⁾の場合にも、類似の現象が認められている。

(13) J. S. Rinehart and J. Pearson: *Behavior of Metals under Impulsive Load*, ASM (1954), p. 17.

(14) 中村: 金属学会会報, 4 (1965), 149.

(15) たとえば、春日: 精密機械, 31 (1965), 211.

Fig. 11 および 12 に、 -78°C と常温における真歪 10, 20 および 30% のときの圧縮変形抵抗の歪速度による変化

Fig. 11 Strain rate dependence of flow stress at the strains of 10, 20 and 30% (-78°C).

Fig. 12 Strain rate dependence of flow stress at the strains of 10, 20 and 30% (room temperature). Dotted lines show the stress at room temperature under tension.

を示した。低歪速度域では -78°C , 10% 歪の変形抵抗のみがわずかながら歪速度依存性を有し、高歪速度域ではすべての場合に歪速度の対数に対して変形抵抗は直線的に増加し、(1) 式の形にしたがう。変形が進むほど、また -78°C より常温において、依存性は小さくなる。Table 4 に歪速度依存性の尺度である (1) 式中の B の値を示した。これ

Table 4 Strain rate sensitivities, B ($\text{kg} \cdot \text{sec} / \text{mm}^2$) in the equation (1), for the flow stress at -78°C and room temperature (R.T.).

State of stress	Temp.	True strain %	In a range of lower rate	In a range of higher rate
Compression	-78°C	10	0.7	2.9
		20	0	1.5
		30	0	1.3
	R.T. (20°C)	10	0	2.0
		20	0	1.3
		30	0	1.3
Tension	R.T. (20°C)	10	0	2.6
		20	0	2.2

からわかるように、20, 30% 歪における圧縮変形抵抗の依存性は實際上相違がなくなっている。

4. 引張による塑性曲線との比較

圧縮による塑性曲線と引張によるそれとの比較は、準静的変形ではなされているが⁽¹⁶⁾、高速変形下における比較

(16) たとえば、A. Nadai: *Theory of Flow and Fracture of Solids*, Vol. 1, McGraw-Hill (1950), p. 343.

はほとんどなされていないようにおもわれる。前報⁽⁴⁾の引張試験の測定結果を用いて、引張歪速度 $1.2 \times 10^{-2}, 1 \times 10^{-1}$ および 1.1×10^2 1/sec における引張塑性曲線を求め、それらをはほぼ同じ程度の歪速度における圧縮塑性曲線を示す Fig. 6, 7 および 8 にそれぞれ点線で併記した。前述のように、本実験試片の結晶粒度が引張試片のそれより大きいために引張降伏応力の方が若干大きい、変形が進むにつれて引張変形抵抗はいずれの歪速度においても圧縮変形抵抗より次第に小さくなる。圧縮試片の端面摩擦係数 (μ) が端面のどの位置においても一定であり、試片の barreling がないと仮定すると、平均圧縮応力 p_m は次式で表わせる⁽¹⁷⁾。こ

$$p_m = 2 \sigma_{eq} [\exp(2 \mu a/h) - 2 \mu a/h - 1] / (2 \mu a/h)^2 \quad (4)$$

ここで σ_{eq} は相当応力 (いまの場合引張変形抵抗としてよい)、 a および h はそれぞれ試片の外半径および高さである。 $\exp(2 \mu a/h)$ を展開して μ の一次の項までとると、 p_m はつ

$$p_m \approx \sigma_{eq} \left(1 + \frac{2 \mu a}{3 h} \right) \quad (4)'$$

ぎのように近似でき、これは Siebel の式⁽¹⁸⁾ として知られている。(4)' 式の第 2 項が端面摩擦による付加的な抵抗であり、 $\mu > 0$ であるからつねに $p_m > \sigma_{eq}$ となる。かくして Fig. 6~8 に示した圧縮の塑性曲線と引張のそれとのちがいが説明される。Fig. 6 において、圧縮降伏応力と引張降伏応力が一致するように引張塑性曲線を平行移動させると、20% 真歪における引張変形抵抗の値は約 48 kg/mm² となり、一方圧縮変形抵抗は約 54 kg/mm² である。20% 真歪における圧縮試片の a および h はそれぞれ 2.84 および 5.82 mm であるから、(4)' 式に以上の値を代入すると $\mu \approx 0.38$ が得られる。この値は鋼同士の静摩擦係数としてはほぼ妥当な値であろう⁽¹⁹⁾。同様に、Fig. 7 および 8 の場合について μ を求めると、それぞれ $\mu \approx 0.32$ および $\mu \approx 0.22$ となる。ここで算出した μ の値の精度はかなり低いものであるが、以上から圧縮変形速度とともに試片端面における摩擦係数はかなり減少するものとおもわれる。Fig. 6~8 に示した引張塑性曲線でもまた、変形速度とともに加工硬化の割合が次第に減少している。すなわち、加工硬化指数 n が次第に減少することを意味している。ただし、同一歪速度での引張における加工硬化の程度は、圧縮におけるその程度より小さいから、引張変形によつて求められる n の値は Table 3 に示した n の値より小さくなる。

常温における真歪 10 および 20% のときの引張変形抵抗の歪速度依存性を Fig. 12 に点線で示した。これによると、同一真歪における変形抵抗に対する歪速度の影響は、圧縮抵抗より引張抵抗に対する方が著しい。Table 4 には、常温引張変形抵抗に対する B の値をも示した。このように、圧縮変形抵抗に対するより引張変形抵抗に対する歪速度依存性の方が大きいということは、圧縮試片端面に摩擦が働

き、かつその摩擦係数が変形速度とともに大きく減少するがぎり必然的に観察されるはずである。Fig. 13 には、低

Fig. 13 Schematic flow curves for compression (solid line) and tension (dotted line).

速および高速変形の場合の圧縮ならびに引張塑性曲線を模式的に示した。ある一定歪 ϵ_0 における低変形速度の圧縮変形抵抗 σ_{lc} と引張変形抵抗 σ_{lt} の差 $\sigma_{lc} - \sigma_{lt}$ は、(4)' 式によれば、 $2 \mu_l \sigma_{lt} / 3 h$ に等しい。ここで μ_l は低変形速度における摩擦係数。同様に高変形速度での両者の差 $\sigma_{hc} - \sigma_{ht}$ は $2 \mu_h \sigma_{ht} / 3 h$ になる。 μ_h は高変形速度における摩擦係数。 $\sigma_{ht} > \sigma_{lt}$ 、 $\mu_l > \mu_h$ であるから $\sigma_{lc} - \sigma_{lt}$ と $\sigma_{hc} - \sigma_{ht}$ の大小関係はただちには決定できないが、引張変形抵抗の歪速度による増大の割合より摩擦係数の減少の割合の方が著しければ (実験によればそのようなになっている)、 $\sigma_{lc} - \sigma_{lt} > \sigma_{hc} - \sigma_{ht}$ となるから結局 $\sigma_{ht} - \sigma_{lt} > \sigma_{hc} - \sigma_{lc}$ である。すなわち、Fig. 12 にみるように、引張変形抵抗が圧縮変形抵抗より歪速度依存性の大きいことは、摩擦係数の速度依存性から理解することができる。

IV. 結 論

0.14% C 鋼を -78°C と常温で、平均歪速度 $2 \times 10^{-4}, 5 \times 10^{-3}, 3 \times 10^{-1}, 4.3$ および 3.7×10^2 1/sec において圧縮し、その挙動の歪速度依存性を調べた結果、大要つぎのような結論を得た。

(1) 圧縮試片の端面摩擦係数は変形速度の増加とともに著しく減少する。

(2) 圧縮降伏応力は、低歪速度域における小さい歪速度依存性と高歪速度域における大きい歪速度を有し、かつ常温におけるより -78°C における依存性の方が大きい。総じて 1 軸引張降伏応力と全く同じ歪速度依存性をもつ。

(3) 実験したすべての歪速度において、圧縮塑性曲線は $\sigma = C \epsilon^n$ の形でよく表わされる。歪硬化指数 n の値は、歪速度の増加、温度の低下によつて減少し、この減少は 1 軸引張における全伸びの減少とよく対応している。したがって、均一伸びの減少との対応もつけられる可能性がある。

(17) (12) に同じ、p. 147.

(18) E. Siebel: Stahl und Eisen, **43** (1923), 1295.

(19) 田中, 瀬本, 鈴木: 本誌, **28** (1964), 228.

圧縮で求めた n は、引張で求めた n より大きい、これは試片端面における摩擦の存在による。

(4) 真歪 10, 20 および 30% における圧縮変形抵抗もまた、降伏応力と同じようにそれぞれ高低両歪速度域で異なる歪速度依存性を示す。変形が進むほど、また -78°C より常温における方がその依存性は小さい。圧縮変形抵抗の歪速度依存性は引張変形抵抗のそれより小さい、これは

試片端面における摩擦係数の変形速度による低下にもとづく。

おわりに、本研究当時本学卒業研究学生として熱心に実験に協力された迫田正儀、平田和彦両君ならびに実験試料の御提供をいただいた日本製鋼所(株)広島製作所々長および同製作所技術課長 本間猛郎氏の方々に厚くお礼申し上げます。