

Fig. 4. Supposed feederhead using exothermic sleeve.

$$\frac{V_{fs}}{V_i} = \frac{kR_f\eta_i}{R_i\eta_f} \ln\left(\frac{R_f\eta_i}{R_f\eta_i - R_i\eta_f}\right) + \frac{\alpha(1+k)R_f\eta_i}{(1-\alpha)R_f\eta_i - R_i\eta_f} - \{(R_f + \sigma_f)^2 - R_f^2\} \{H_f - 2h_{Rf}/3\} / R_i^2 H_i \dots (19)$$

上式の第1項は限界押湯容量, 第2項は上部偏析相当分, 第3項は発熱スリーブによる減少分をそれぞれ示している。

6. 実用押湯の計算値の比較

(19)式を用いることによって, いくつかの物理定数が与えられるならば, 発熱スリーブを用いた場合の押湯必要量を計算することができる。筆者らは, それぞれ次の値を代入して計算を行なった。

1) みかけ収縮率  $k$ : 筆者らが鋼塊の縮み代, 鋼塊単重(比重)を測定した結果では, 低炭素鋼・低合金鋼においては, 0.040 が適当である。

2) 凝固速度定数  $\eta$ : R. SCHEEL<sup>1)</sup>は  $\eta_i, \eta_f$  にそれぞれ 1.5, 0.8cm/min<sup>1/2</sup> を与えている。筆者らのバー・テストによる測定でも, ほぼ近い値が得られておりこれを採用した。

3) 偏析率  $\alpha$ : 筆者らが押湯を縦断した結果からは, この値は 0.009~0.011 程度であり, ここでは, 0.010 を用いた。ただし, この値は低および中炭素鋼, 低合金鋼を対象としたものであり, ステンレス鋼のように, 鋼塊の凝固組織が全て柱状晶であるような場合には極めて小さな値となることに注意しなければならない。

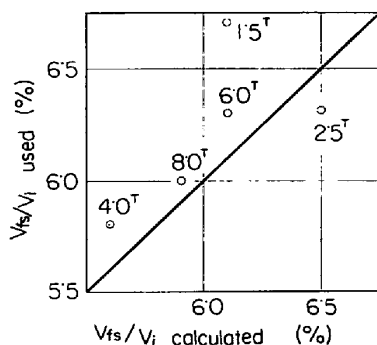


Fig. 5. Comparison of feeder head ratio between calculated and used (2/3).

4) スリーブ煉瓦の比熱, 比重などの物理定数はいずれも (15) 式で与えた値を用いた。

このようにして計算した結果と, 実用押湯における試験結果とを比較すると, Fig. 5 に示したように, ほぼ良い一致を示し, 小型鋼塊, あるいは  $H/D$  の極めて小さな鋼塊を除いては, この計算式によつて押湯の設計が可能であると考えられる。

7. 結 言

鋼塊の押湯を設計する場合, その多くは, 試行錯誤によつている。これを単純な理論式により導びくため, いくつかの仮定をおいて検討を行なった。

この結果, 実用押湯のデータとよく一致する式を得ることができた。

文 献

- 1) H. KNÜPPEL, A. DIENER and R. SCHEEL: Arch. Eisenhüttenw., 35 (1964) 7, p. 603
- 2) H. KNÜPPEL, A. DIENER and R. SCHEEL: Stahl u. Eisen., 84 (1964) 18, p. 1128
- 3) Yu. P. SOLENTSEV and B. B. GULYAEV: Stal in Eng., (1965) 4, p. 278
- 4) L. SMRHA: Steel Times, 16 (1965) 4, p. 560
- 5) G. FENTON: Blast Furn. Steel Pl., 45 (1957) 12, p. 1415
- 6) 中川, 百瀬: 鉄と鋼, 52 (1966) 3, p. 434
- 7) 一戸, 梶岡, 福田: 鉄と鋼, 52 (1966) 3, p.476

熱間衝撃ねじり試験による鋼の変形抵抗の測定\*

東京工業大学 工博 中村正久  
電気通信大学 工博 作井誠太  
東京工業大学 大宝雄蔵

Strain Rate Dependence of Flow Stress in Steels Measured by High Speed Hot Torsion Tests

Dr. Tadahisa NAKAMURA, Dr. Seita SAKUI and Yuzo OHTAKARA

1. 緒 言

熱間衝撃ねじり試験は熱間加工性の評価<sup>1)2)</sup> または熱間変形抵抗<sup>3)4)</sup> の測定のために広く用いられているが, 中実の試験片を用いた場合, トルクから変形抵抗を計算するのは困難であつて, 変形抵抗について特定の仮定をしたり<sup>5)</sup>, またはトルク-回転角度曲線の特定の位置<sup>6)</sup> に対してせん断変形抵抗が計算されている。トルク-回転角度の曲線から真のせん断応力-せん断ひずみの曲線を描くことは厳密にはできない<sup>7)8)</sup>。このためには薄肉円筒試験片を用いた研究<sup>10),12),13)</sup>がある。著者らは鋼の熱間変形挙動とひずみ速度との関連を調べることを目的<sup>4)</sup>とし, 今回 SUS 24 ステンレス鋼および低合金鋼の円筒試験片の熱間衝撃ねじり試験を行なったので報告する。

\* 第73回講演大会にて発表 講演番号 133 昭和42年5月10日受付

Table 1. Chemical compositions of specimens, in wt. %.

Specimen	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
SUS24	0.06	0.38	0.46	0.025	0.008	0.14	16.45
SNC22	0.15	0.25	0.42	0.010	0.007	3.04	0.81
SNC3	0.36	0.27	0.56	0.010	0.009	3.15	0.79

2. 実験方法

2.1 供試材および円筒試験片の形状

大型衝撃ねじり試験機の詳細については既に報告した<sup>4)12)13)</sup>. 試料の化学組成を Table 1 に示す. SUS 24 の供試材はスラブ材, SNC 22 および 3 は熱間圧延の 20 mm φ 丸棒で, これから, SUS 24 では圧延方向に, 平行部の外径  $D_1=12$  mm, 内径  $D_2=8$  mm, 平行部の長さ  $L=5.5$  mm, 平行部端 1 mm R, 保持部の外径 18 mm の円筒ねじり試験片を機械加工し, 試験試料とした. 試験片は 9 mm φ のピンをチャックに差して固定した.

2.2 ねじり試験の条件

試験温度は 600~1100°C の範囲を 100°C 間隔に選んだ. ねじり速度は SUS24 では, 60 rpm, 100 rpm および 500 rpm, SNC 22 および 3 では 50 rpm, 200 rpm および 1000 rpm である. ただし, SUS 24 の 60 rpm での試験の場合のみ, 試験片平行部の長さが他のものの 3 倍の 16.5 mm であり, ひずみ速度に対しては, 20 rpm に等価である. このようにしたのは, 回転円板の慣性エネルギーを大きくし, 定速ねじりの条件を満たすためである.

試験片は, エレマ電気炉で, 空气中加熱し, 所定の温度に約 5 min で昇温し, 10 min 保持した.

トルクは金属抵抗線ひずみゲージを用いたロードセルを用い, 電磁オシログラフにて記録し, さらにせん断ひずみが約 1 に達するまでのトルクをシンクロスコープによつて時間に対する変化として記録した.

せん断変形抵抗  $\tau$  はトルク値から次式により求めた<sup>10)</sup>.

$$\tau = 12\pi M / (D_1^3 - D_2^3) \dots\dots\dots (1)$$

ここで,  $M$  はトルク,  $D_1$  および  $D_2$  はそれぞれ平行部の外径および内径である. せん断ひずみ  $\gamma$  は外径と内径の平均径の位置に対する値を用いた. すなわち

$$\gamma = (\pi D_m / L) \cdot n \dots\dots\dots (2)$$

ここで  $D_m = (D_1 + D_2) / 2$ ,  $L$  は平行部の長さ,  $n$  は回転数で, 与えられた回転速度について, 時間から求めた.

(2) 式からせん断ひずみ速度  $\dot{\gamma}$  は

$$\dot{\gamma} = (\pi D_m / L) \cdot N / 60$$

ここで  $N$  はねじり回転速度 (rpm) である.  $N=1000$  rpm のとき,  $\dot{\gamma}=95 \text{ sec}^{-1}$  となる.

以上の方法によつて,  $\gamma$  が約 1.0 までの, シンクロスコープで記録したトルク-時間曲線から, せん断ひずみ  $\gamma$ , 0.05, 0.10, 0.20, 0.40 および 0.80 に対するせん断変形抵抗  $\tau$  を, また電磁オシログラフの記録から, 最大トルク値に対し最大せん断変形抵抗  $\tau_m$  を, またその最大トルクに対するせん断ひずみ  $\gamma_m$  を求めた.

3. 実験結果および考察

3.1 せん断応力-せん断ひずみ曲線

Fig. 1 は電磁オシログラフで記録したせん断応力-せ

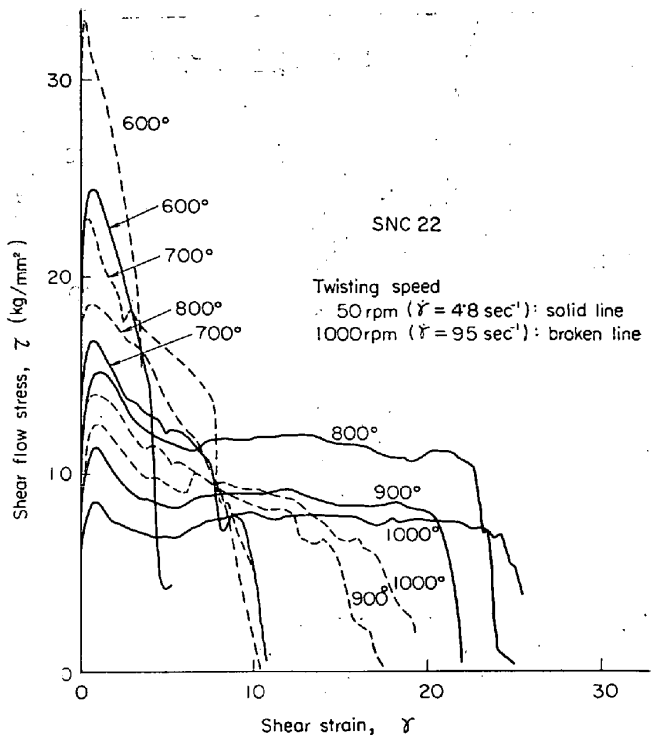


Fig. 1. The variation of shear stress-strain curves with temperature at twisting speed of 50 and 1000 rpm in Ni-Cr steel (SNC22)

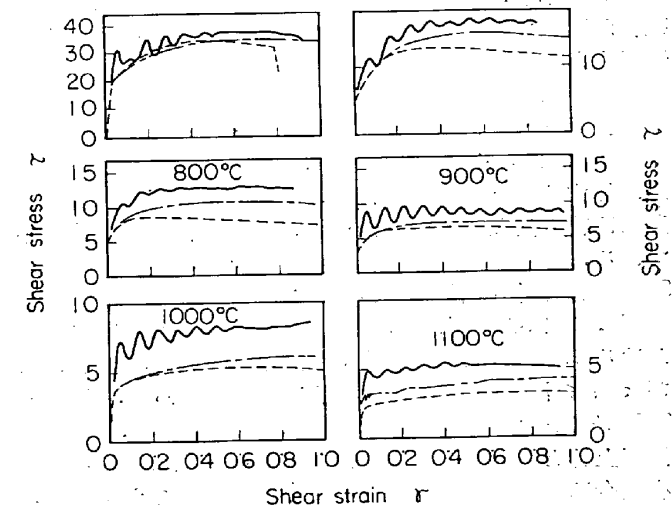


Fig. 2. The impact shear stress-strain curves of 17 %Cr-stainless steel up to shear strain of about 1.0 and its variation with twisting speed as a function of testing temperature. ----- : twisted at 20 rpm ( $\dot{\gamma}=1.9 \text{ sec}^{-1}$ ), - · - : 100rpm ( $\dot{\gamma}=9.5 \text{ sec}^{-1}$ ) and — : 500 rpm ( $\dot{\gamma}=48 \text{ sec}^{-1}$ ).

ん断ひずみ曲線で, 試料は SNC 22, 試験温度は 600~1000°C, ねじり速度は 50 rpm および 1000 rpm である. 本実験の試験片では, 1 回転の変形がせん断ひずみ  $\gamma=5.72$  に相当する. Fig. 1 からわかるように, せん断ひずみが約 1 のところで軟化のため, 応力-ひずみ曲

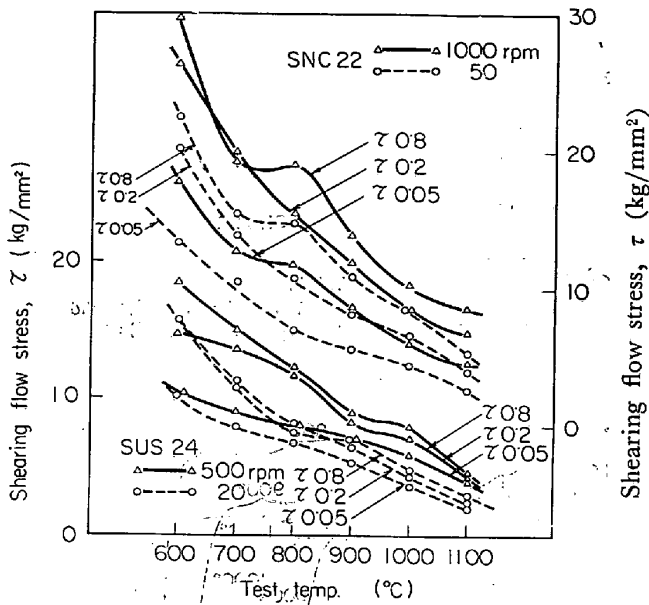


Fig. 3. The variation of flow stresses at shear strain of  $\gamma=0.05, 0.20$  and  $0.80$  with temperature as a function of strain rate in 17Cr steel (SUS 24) and Ni-Cr steel (SNC 22).

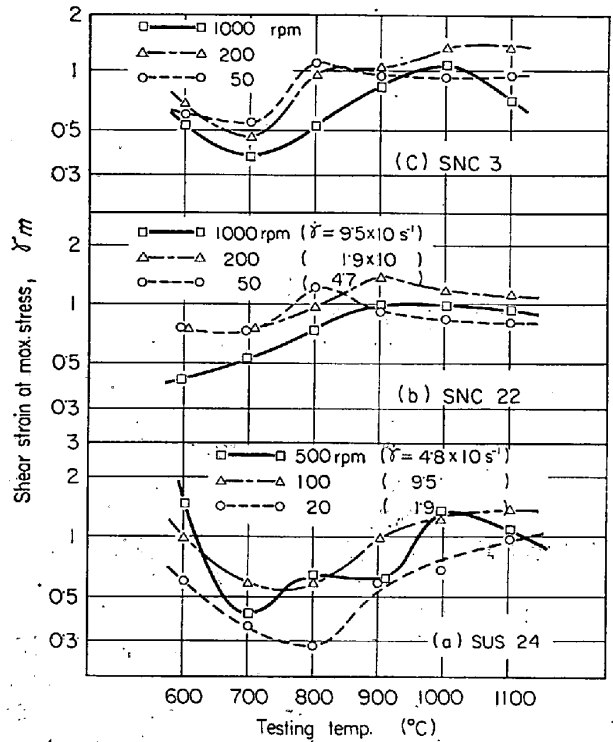


Fig. 4. The dependence of shear strain  $\gamma_m$  at maximum flow stress, *i. e.*, up to which strain hardening occurs, on testing temperature as a function of strain rate in 17Cr steel (SUS 24) and two Ni-Cr steels (SNC 22 and 3).

線は低下する。

シンクロスコープで記録した SUS24 の真応力-真ひずみ曲線を各温度およびねじり速度についてまとめ、Fig. 2 に示す。同図からせん断ひずみ約 1.0 に至る加工硬化が明瞭であり、高温ほど変形抵抗のひずみ速度依存性が大きい (Fig. 6 を参照) ことがわかる。

SNC 3 および 22 について、さきに著者らは高温衝撃引張試験を行なつて、衝撃速度の増加に伴つて、SNC 3 ではとくに引張強さが、SNC22 ではとくに伸びが増加することを報告した<sup>14)</sup>。しかし、今回のねじり挙動には特徴的な相違がなかつた。これに関しては検討中である。

### 3.2 変形抵抗の温度による変化

Fig. 3 はせん断ひずみ  $\gamma=0.05, 0.2$  および  $0.8$  における SUS24 と SNC22 の変形抵抗  $\tau_{0.05}, \tau_{0.2}$  および  $\tau_{0.8}$  の温度による変化を示したものである。図より SUS24 について、 $\dot{\gamma}=1.9 \text{ sec}^{-1}$  (20 rpm) では、 $\tau_{0.05}$  は温度上昇とともに減少するが、 $800^\circ\text{C}$  以上では、その減少度合は  $600\sim 700^\circ\text{C}$  におけるよりもゆるやかである。 $\dot{\gamma}=48 \text{ sec}^{-1}$  (500 rpm) では、 $\tau_{0.05}$  は  $600^\circ\text{C}$  においては、ひずみ速度依存性が小さく  $\dot{\gamma}=1.9 \text{ sec}^{-1}$  のときの値とほぼ同じで、以後温度の上昇とともに  $\dot{\gamma}=1.9 \text{ sec}^{-1}$  の場合よりもゆるやかに減少している。 $\tau_{0.2}$  は  $\dot{\gamma}=1.9 \text{ sec}^{-1}$  では  $600\sim 800^\circ\text{C}$  で減少度合が大きく、 $800^\circ\text{C}$  以上では  $\tau_{0.05}$  とほぼ平行に減少する。 $\dot{\gamma}=48 \text{ sec}^{-1}$  では  $800^\circ\text{C}$  と  $900^\circ\text{C}$  の間での減少が大きい。さらにひずみが増して  $\tau_{0.8}$  では、 $\dot{\gamma}=1.9 \text{ sec}^{-1}$  のとき、 $700^\circ\text{C}$  および  $800^\circ\text{C}$  ではそれ以前に軟化が起きているので  $\tau_{0.2}$  より低下しているが、 $900^\circ\text{C}$  以上ではより大きいひずみまで加工硬化し (Fig. 4 を参照)  $\tau_{0.2}$  とほぼ平行に変化している。 $\dot{\gamma}=48 \text{ sec}^{-1}$  での  $\tau_{0.8}$  は  $600\sim 800^\circ\text{C}$  で  $\tau_{0.2}$  より小さくなることなく、 $\tau_{0.2}$  とほぼ平行に変化している。

SNC22 では、 $\dot{\gamma}=4.8 \text{ sec}^{-1}$  (50 rpm) において、 $\tau_{0.05}$  および  $\tau_{0.2}$  は温度とともに単調に減少するが、 $\alpha\text{-}\gamma$  変態が完了していると考えられる  $800^\circ\text{C}$  以上では減少度合が  $600\sim 700^\circ\text{C}$  に比べて小さい。 $\tau_{0.8}$  が  $800^\circ\text{C}$  で  $700^\circ\text{C}$  と比べて減少が少ないのは、 $\alpha$  域と  $\gamma$  域とでは  $\gamma_m$ 、*i. e.* いかえれば加工硬化能が  $\gamma$  域の方が大きいことに原因があると思われる (Fig. 4 を参照)。 $\dot{\gamma}$  が  $95 \text{ sec}^{-1}$  (1000 rpm) では、各変形抵抗は高くなつており、 $800\sim 1100^\circ\text{C}$  における温度依存性は  $\dot{\gamma}=4.8 \text{ sec}^{-1}$  よりもわずかに小さい。

### 3.3 最大変形抵抗を示すひずみの温度およびひずみ速度依存性

Fig. 3 からわかるように、熱間変形抵抗の温度およびひずみ速度依存性を知る上で、せん断変形抵抗が最大となるときのせん断ひずみ  $\gamma_m$  の温度およびひずみ速度依存性が重要なことがわかる。この  $\gamma_m$  の各ひずみ速度における温度による変化を Fig. 4 に示す。SUS24 はフェライト系ステンレス鋼であつて  $\alpha\text{-}\gamma$  変態を有する SNC 22 および 3 とは異なり、全試験温度の範囲で  $\alpha$  である。Fig. 4 (a) において、SUS24 は  $700\sim 800^\circ\text{C}$  の付近で極小となり、その後  $1100^\circ\text{C}$  まで試験温度の上昇とともに増加している。この挙動は高温変形における回復 (軟化) 過程<sup>15)</sup> が単一の機構に支配されているとしては説明できない。

SNC22 および 3 では、 $700^\circ\text{C}$  と  $800^\circ\text{C}$  の間で  $\alpha\text{-}\gamma$  変態が完了している。Fig. 4 (b) の SNC 22 では  $\dot{\gamma}=4.8 \text{ sec}^{-1}$  において  $\gamma_m$  は  $800^\circ\text{C}$  で極大となり、温度上

昇とともにゆるやかに減少している。  $\dot{\gamma}=19\text{sec}^{-1}$  では  $900^\circ\text{C}$  で極大となり、温度上昇とともにやはりわずかに減少する。  $\dot{\gamma}=95\text{sec}^{-1}$  では極大値は存在しないようであり、  $\gamma_m$  は  $900^\circ\text{C}$  以上ではほぼ一定である。

SNC 3 の試料は化学組成においてC量が SNC22 の約2倍であるほかはほぼ同じである。 SNC 3 の  $\gamma_m$  の温度依存性が SNC22 のそれと異なるところは、  $700^\circ\text{C}$  において極小となること、  $\dot{\gamma}=19\text{sec}^{-1}$  において  $800^\circ\text{C}$  以上で  $\gamma_m$  が温度上昇とともに増加していること、および  $\dot{\gamma}=95\text{sec}^{-1}$  において  $1100^\circ\text{C}$  では  $\gamma_m$  が他に比べて小さくなっていることである。

SNC 材の  $\gamma_m$  も、 SUS 24 と同じく、温度上昇とともに単調に減少することはないことがわかった。上に述べた  $\gamma_m$  の温度依存性には、 SUS 24 では考慮する必要のなかった  $\alpha$ - $\gamma$  変態の影響が含まれているはずである。さきに報告<sup>12)</sup>した軟鋼の  $\gamma_m$  の温度依存性は、  $\gamma$  域では  $\alpha$  域に比べ、明らかに大きい  $\gamma_m$  の値を示している。したがって、 SNC 材においてオーステナイト化が完了している  $800^\circ\text{C}$  以上における  $\gamma_m$  の値が  $600^\circ\text{C}$ 、  $700^\circ\text{C}$  でのそれに比べ大きいのは、  $\alpha$ -Fe と  $\gamma$ -Fe の熱間加工硬化挙動の差によると考えられる。

SUS 24 では、  $\alpha$ -地に分散するクロム炭化物が試験温度が上昇するにつれ固溶し、他の合金元素の濃度が高まることが考えられ、これが  $\gamma_m$  の温度による変化に対して影響していることも考えられる。また  $700\sim 800^\circ\text{C}$  に現われる極小が  $\sigma$  相の出現と関連する可能性も考えられ

る。

Fig. 4 で興味あることは、各温度における  $\gamma_m$  のひずみ速度依存性である。  $\gamma_m$  がせん断ひずみ速度  $\dot{\gamma}$  が増加するに伴ない単調に増加する場合 (SUS24 において  $600^\circ\text{C}$  および  $800^\circ\text{C}$  の場合) は少ない。3種の試料について一般的に  $\gamma_m$  は  $\dot{\gamma}$  の増加により初め増加するが、さらに  $\dot{\gamma}$  が増加すると減少する。この挙動を Fig. 5 に示す。図からわかるように、多くの場合あるひずみ速度のところで  $\gamma_m$  は極大になるようである。  $\dot{\gamma}$  の増加により  $\gamma_m$  が単調に増加または減少する場合でも、  $\dot{\gamma}$  をさらに増加または減少すれば、やはり極大点が見られるのではないかと期待される。

この現象として考えられるのは、

(i) 高速変形になると試験片の発熱が大きいいため、試験片の温度が上昇する。

(ii) 熱間変形抵抗はひずみ速度依存性が大きく、高い変形抵抗それ自身が回復過程の進行を早める。いしかえれば、変形抵抗が高いと軟化が早く起こる。これは高速変形では変形の機構が異なってくることを意味する。

SUS24 の場合、  $900^\circ\text{C}$  以上において  $\gamma_m$  は温度上昇とともに増加し、 SNC 材ではわずかしかな減少しないので、(i)の解釈のように温度上昇だけではこの現象は説明できない。

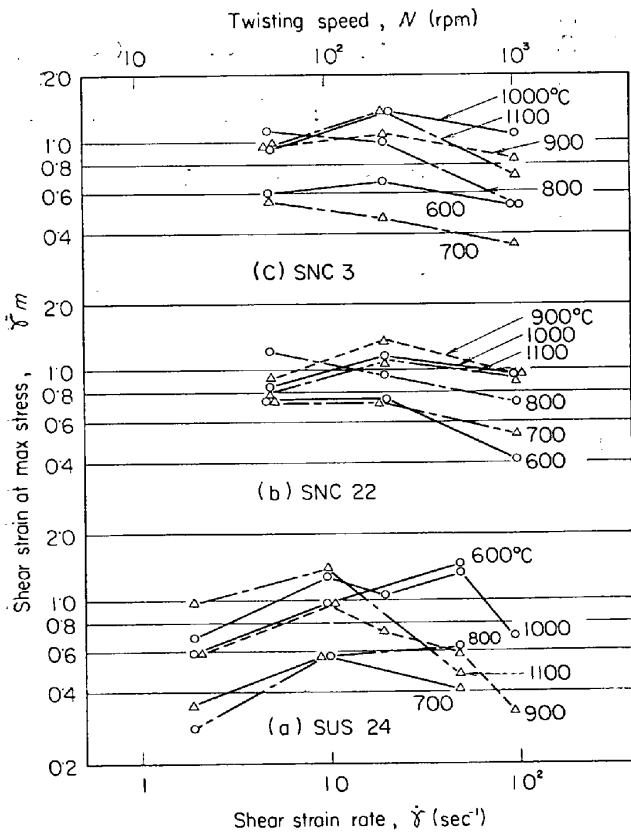


Fig. 5. The strain rate dependence of shear strain  $\gamma_m$  at maximum flow stress at various testing temperatures in 17Cr steel (SUS 24) and two Ni-Cr steels (SNC 22 and 3).

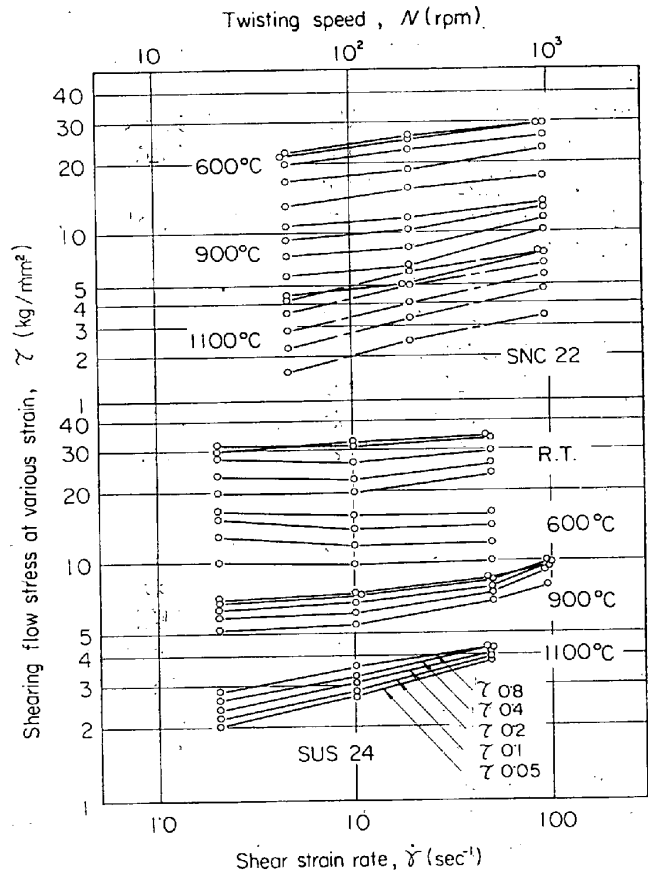


Fig. 6. The strain rate dependence of flow stress at shear strain of 0.05, 0.10, 0.20, 0.40 and 0.80 using power relation,  $\tau = B \cdot \dot{\gamma}^n$ , at testing temperature of room temp.,  $600^\circ$ ,  $900^\circ$  and  $1100^\circ\text{C}$ , in 17Cr steel (SUS 24) and Ni-Cr steel (SNC. 22).

Table 2. The values of  $n$  in the equation  $\tau_{0.1} = B \cdot \dot{\gamma}^n$  as a function of testing temperature.

Specimen	Testing temperature (°C)		
	600	900	1100
SUS24	0	0.08	0.19
SNC22	0.10	0.15	0.19

### 3.4 変形抵抗のひずみ速度依存性

変形抵抗のひずみ速度依存性が、高温において顕著なことはよく知られている。本実験の結果も同様で、Fig. 6に SUS24 および SNC22 について、試験温度 600°C, 900°C および 1100°C での依存性を示した。変形抵抗のひずみ速度依存性は  $\tau = B \cdot \dot{\gamma}^n$  なる式で表わされることが多い。ここで  $B$ ;  $n$  は温度、ひずみに依存する定数で  $n$  はひずみ速度硬化指数である。また、ほかに  $\dot{\gamma} \propto \exp(\alpha \tau)$ , または  $\dot{\gamma} \propto (\sinh \beta \tau)^m$  なる関係<sup>15)16)</sup>も用いられているが、ここでは指数関数表示で示した。

せん断ひずみ  $\gamma = 0.10$  における変形抵抗のひずみ速度硬化指数の値を Table 2 に示す。Fig. 6 からわかるようにいろいろなせん断ひずみ  $\gamma$  に対して  $\log \tau - \log \dot{\gamma}$  の関係は平行であり、したがって  $n$  の値もひずみによらずほぼ一定である。これは Fig. 2 の変形曲線が  $\dot{\gamma}$  の増加により高い変形抵抗値の方に移行していることと一致している。

以上は熱間衝撃ねじり試験における応力-ひずみ曲線の極大点までの範囲に限って、その間の加工硬化を問題とした。極大点を過ぎて軟化が起り、定常状態に達した応力-ひずみ曲線に対する議論も興味深い<sup>16)~18)</sup>。しかし、円筒試験片はとくに高温では座屈変形しやすく、定常状態が現われるような変形量の領域ではトルクから計算した変形抵抗の値は不正確になることがあるので今後の検討に待たたい。

高温変形機構に関する研究は、主にクリーブ試験で行なわれているが、このような大きいひずみ速度での高温挙動をクリーブ試験の結果と比較<sup>16)</sup>することも重要であろう。

## 4. 結 言

金属の熱間高速変形挙動を調べる目的で、17Cr 鋼 (SUS24) および 2 種の Ni-Cr 鋼 (SNC22 および 3) の円筒試験片の熱間衝撃ねじり試験を、試験温度 600~1100°C, せん断ひずみ速度  $\dot{\gamma} = 1.9 \sim 95 \text{ sec}^{-1}$  の範囲で行なつた。せん断変形抵抗が最大に達するまでの応力-ひずみ曲線に注目し、その間の変形抵抗の温度およびひずみ速度依存性を調べた。また変形抵抗が最大となるときにせん断ひずみ  $\gamma_m$  を、熱間変形挙動の 1 つの目安として取り上げ、その温度およびひずみ速度依存性を調べた。以上の主なる結果をまとめると、

(1) 円筒試験片を用いたことによつて、熱間衝撃ねじり試験におけるせん断応力-せん断ひずみ曲線を、せん断ひずみ  $\gamma$  が約 1.0 までのひずみ域で明確に得、その間の加工硬化挙動を明らかにすることができた。

(2) 変形抵抗が最大となるときにせん断ひずみ  $\gamma_m$  は SUS24 においては 700~800°C で極小となり、その

後温度上昇とともに増大し、 $\dot{\gamma} = 1.9 \text{ sec}^{-1}$ , 温度 1100°C で約 1.0 となる。SNC 材では  $\alpha$  域で  $\gamma_m$  は小さく 800°C 以上の  $\gamma$  域では大となり、温度とともにわずかに減少する。

(3)  $\gamma_m$  が極大になるひずみ速度が多くの場合に存在する。

(4) 変形抵抗のひずみ速度依存性は試験温度が高くなるほど大となる。SUS 24 では、ひずみ速度硬化指数の温度依存性が SNC 材より大きい。

## 文 献

- 1) 例えば、両角: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 1859
- 2) C. L. CLARK and J. J. RUSS: Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., & Pet. Eng., 167 (1946), p. 736
- 3) D. E. R. HUGHES: J. Iron & Steel Inst. (U. K.), 170 (1952), p. 214
- 4) 作井, 中村: 鉄と鋼, 59 (1964), p. 593
- 5) A. L. NADAI: Theory of Flow and Fracture of Solids, 2nd edn. (1950), New York and London. (McGraw-Hill)
- 6) G. ROSSARD and P. BLAIN: Publ. I.R.S.I.D., 1958, [A], 174, Part II
- 7) D. S. FIELDS and W. A. BACKOFEN: Proc. Amer. Soc. Test. Mat., 57 (1957), p. 1259
- 8) 矢吹, 神尾: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 1687
- 9) 作井, 中村, 大宝: 鉄と鋼, 第72回秋期講演大会討論会にて発表
- 10) F. A. HODIERNE: J. Inst. Metals, 91 (1962-63), p. 267
- 11) 例えば, H. P. STÜWE: Acta Met., 13 (1965), p. 1337
- 12) 作井, 中村, 大宝: 塑性と加工, 7 (1966), p. 167
- 13) 作井, 中村, 津村: 材料, 15 (1966), p. 247
- 14) 作井, 中村, 大森: 鉄と鋼, 48 (1962), p. 144E
- 15) F. GAROFARO: Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., & Pet. Eng., 227 (1963), p. 351
- 16) C. M. SELLARS and W. J. MCG. TEGART: Mém. Scient. Rev. Métall., 63 (1966), p. 731
- 17) H. J. MCQUEEN, W. A. WONG and J. J. JONAS: Acta Met., 15 (1967), p. 586
- 18) D. HARDWICK and W. J. MCG. TEGART: J. Inst. Metals, 90 (1961-62), p. 17
- 19) C. M. SELLARS and W. J. MCG. TEGART: Acta Met., 14 (1966), p. 1136