

八幡製鉄 東京研究所

青木宏一・南聖道考

§1 鉄の降伏を含めた変形挙動が、運動する転位にはたらく摩擦力と、^{運動}転位の増進過程とで支配されることは疑いのないところである。しかし、いわゆるダイナミカルな理論と従来の降伏理論との比較において、不純物によってピン止めをされている、または加工硬化によってとめられている転位の解放や、運動転位の増進が変形過程でどの程度行われようかについてはまだ充分あきらかではない。問題のこころは、Johnston理論¹⁾の基本パラメーター、 $v = (\tau/\tau_0)^m$ の m 値が、引張り試験から同様の²⁾に求めた値と、エッチピット観察から直接に求めた値³⁾とがよく違い、また前者で m 値が歪量によって変化する⁴⁾ことが認められたことである。この理由として、運動転位密度が外部応力によって変化する⁵⁾とする考え⁶⁾と、転位にはたらく有効応力として外部応力から内部応力としてひいたものとするべきであるとする考え⁷⁾がある。

そもそも、Johnstonの理論は、試料と試験機を含む巨視的な変形方程式から出発するものであるが、変形の微視的な機構についてもかなりの見通しを得られるようになった。転位にはたらく有効応力については、引張り試験の途中で歪速度を變え⁸⁾ると、変形応力の変化分はどの歪量でもほぼ一定であることから、有効応力は一定の歪速度では歪量によらずに一定と考へられる。したがって、運動転位密度も歪量によらず、外部応力の変化に伴って変化する⁹⁾ことはないと考へられる。一方、有効応力は一定歪量でも歪速度には依存する¹⁰⁾と思われ¹¹⁾るが、内部応力が歪速度依存性をもつことは直接にはわがらない。しかし、もし加工硬化領域で運動転位密度が一定で歪速度によらず、また内部応力が歪速度に依存する¹²⁾ことが事実であれば、運動転位密度とはべつに、全転位密度の増加は歪速度依存性をもつに違いない。そして加工硬化が充分に発達する以前では、これは運動転位密度の増加の歪速度依存性と見て観測されるであろう。たゞ、従来の実験では歪速度を變える操作と、外部応力を變える操作とが同じであるため、両者の影響を区別することは困難である。

こゝでのべられる実験は、降伏直前後の比較的初期の変形領域で、以上のことがよくあきらかにしようとしたものである。

§2.

用いた試料は市販純鉄 'Ferrovac E' で、脱炭後歪降鉄で結晶粒を粗大化した。粒径は約 1 mm で、'bamboo' 構造に近い。試験法は Instron 型の引張り試験機と、一定荷重下で変形を行わせる高速荷重試験機によるものである。

§3.

(i) Fig. 1は引張り試験の途中、降伏直以前の'弾性領域'で歪速度を切替へ、それに伴う上降伏直の挙動を示したものである。はじめの 0.05 mm/min の引張り速度でスタートし、この引張り速度における上降伏直の直前、(~80%) の点で 0.5, 2.0, 5.0 mm/min の引張り速度に切り替えて降伏直を通過させると、はじめから速度の切替なしに 0.5~5.0 mm/min の各速度で引張った場合とくらべて上降伏直の低下が

認められる。また引張速度の切替をなしで 5 mm/min の速さで引張った場合は明瞭な降伏時の応力低下が認められるが、歪速度を 0.05 mm/min から上げた時には、この応力低下はほとんど消失する。Johnston のモデルによれば、一定の歪速度においては上降伏応力は運動転位の初期密度 ρ_0 により、 ρ_0 が大きければ転位の速さがあるが、 ρ_0 が大きければ十分な変形に耐え得るために上降伏応力は低下する。また、降伏時の応力低下量は ρ_0 が増すと減少する。したがって Fig. 1 に示した結果は、歪速度を切替えるまでの応力履歴は同じであるが、降伏直以前の歪速度によって降伏直を通過する際の「有効な」初期転位密度 ρ_0 が変ることと意味し、 ρ の増殖が歪速度が大きいほど小さくなることを意味している。すなわち、歪速度の大きい場合には運動転位の増殖は降伏直までは変形の速さに追従出来ないと考えられる。

(ii) 以上の考えを定量化し、より広い範囲の変形領域に考察を行うために、高速荷重試験機によるクリープ曲線の解析を行なった。 $\dot{\epsilon} = A \rho \tau^{*m}$ の関係を用いれば実験的に $\dot{\epsilon}$ と τ^* の関係から同様に求められる。しかし、有効応力 $\tau^* = \tau - (\tau_i + \tau_h)$ は降伏直以前では必ずしも一定である保証はないから、 ρ と $\dot{\epsilon}$ とが比例関係にあるかは不明である。しかし、

$$\rho = \frac{\dot{\epsilon}}{A \tau^{*m}} = \frac{1}{A (\tau - \tau_i)^m} \cdot \frac{\dot{\epsilon} (\tau - \tau_i)^m}{\tau^{*m}} \quad \text{であるから、} \quad \dot{\epsilon}_{\text{correct}} \equiv \dot{\epsilon} \frac{(\tau - \tau_i)^m}{\tau^{*m}} \quad \text{に}$$

たいしては ρ は比例関係にある。すなわち、 ρ と $\dot{\epsilon}$ との関係は $\dot{\epsilon}_{\text{correct}}$ と $\dot{\epsilon}$ との関係にかきなおすことが出来る。そこで、後述のべる方法で内部応力 τ_i, τ_h を定め、クリープ曲線から得られる $\dot{\epsilon}$ と $\dot{\epsilon}_{\text{correct}}$ に換算し、これと $\dot{\epsilon}$ との関係を示したものが Fig. 2 で、 $\dot{\epsilon}_{\text{correct}} = \lambda \dot{\epsilon}^\alpha$ 、したがって $\rho = \gamma \dot{\epsilon}^\alpha$ とわかることとなる。

ところで、このような ρ の増加はある歪量 ϵ_c に達するとそれ以上歪が増しても停止する傾向を持つ。 ϵ_c は荷重によって異なり、荷重が増すと増加する傾向が認められる。いま異なる外部応力 τ_1, τ_2 において実験された ϵ_c, α などの定数をを用いて $\tau_1 \epsilon_{c1}^{\alpha_1} / \tau_2 \epsilon_{c2}^{\alpha_2}$ と計算すると、この値はほぼ 1 に近い。すなわち、運動転位密度が ϵ_c 以降は一定で、その値は荷重によらないこととなる。Michaelak は種々の歪速度で引張試験を行ない、加工硬化領域では運動転位密度は一定に保たれ、かつその値は荷重によらないと仮定している⁶⁾が、われわれの結果はこの考えの正しいことを示すものである。 ϵ_c は引張試験における下降伏直の歪に相当しているものと考えられる。ところで、 ϵ_c までの ρ の増加は定数 γ, α で記述されるが、異なる荷重 τ_1, τ_2 ($\tau_1 > \tau_2$) において ϵ_c までの ρ がほぼひとしいことは、

$\tau_1 / \tau_2 = \epsilon_{c2}^{\alpha_2} / \epsilon_{c1}^{\alpha_1} < 1$ 、すなわち τ_1 とおいて ρ の増加が外部応力に依存するようになっているが、(ii) でのべた実験は、実は外部応力ではなく、それに附随する歪速度の違いがその原因であることを示すものである。

(iii) 以上の考察において必要であった τ_i (結晶に固有な intrinsic な内部応力) および τ_h (加工硬化による内部応力) は、以下のよりに求められる。加工硬化領域で τ^* が歪量によらず一定という仮定のもとでは、応力-歪曲線は各歪速度について模式的に Fig. 3 のよりに $\dot{\epsilon} = 0$ へ外挿して τ_i および τ_h を定めることが出来る。種々の歪速度における $(d\tau_h/d\epsilon)_{\dot{\epsilon}=0}$ を求めると、歪速度が増すにつれて小さくなる。

加工硬化領域で引張試験の途中で歪速度を変えた実験を行なうと、Fig. 4 に示した
 ように歪速度を途中から増加した場合の变形応力は、はじめから大きな歪速度で引
 張った場合の变形応力よりも大きく、逆に途中で歪速度を下げた場合の变形応力は
 はじめから低い歪速度で引張った場合よりも小さくなる。これらの变形応力の
 差は、Fig. 3 で示した方法で計算したそれぞれの歪速度における τ_h の差とほぼ一致
 するから、以上の手法は妥当であると思われる。 τ_h が歪速度に依存すること
 は、Michalak が予想しているが、われわれの結果はこれと支持し、また加工硬
 化が通常無視されるような微小変形領域に外挿しても大きな誤りがないことを示し
 ている。 τ_h は加工硬化領域で $\log \dot{\epsilon} = \log \dot{\epsilon}^*$ とが直線関係になるようにパラ
 メーターとして定められる。われわれの結果では $\tau_h \sim 1.1 \text{ kg/mm}^2$, $m = 5.0$
 であった。 τ_h はいわゆる弾性限に相当するもので、高速荷重試験である塑性歪
 量に達するまでの遅れ時間を、荷重を徐々に減らして測定し、遅れ時間が無限大に
 なる時の荷重がその目安になる。 Fig. 5 はその結果を示したもので、上記の τ_h
 値とはほぼ同程度の値が得られた。

文献

- 1) Johnston, W. G., J. Appl. Phys. 33 2716 (1962)
- 2) Guard, R. W., Acta Met. 9 163 (1961)
- 3) Stein, D. F., and Low Jr., J. R., J. Appl. Phys. 31 362 (1960)
- 4) Johnston, W. G., and Stein, D. F., Acta Met. 11 317 (1963)
- 5) Noble, F. W., and Hull, D., Acta Met. 12 1089 (1964)
- 6) Michalak, J. T., Acta Met. 13 213 (1965)

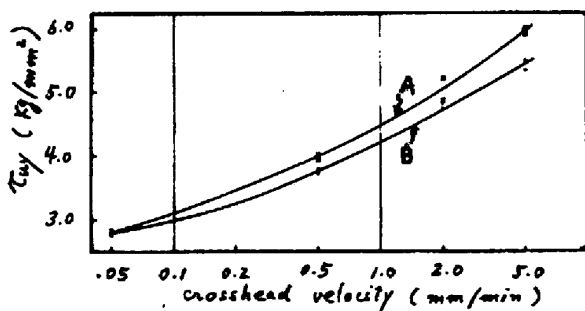
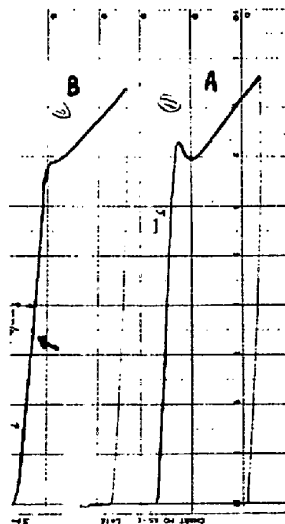


Fig. 1 (upper) Upper yield stress vs strain rate

- A -- Without strain rate change,
- B -- With strain rate change from 0.05 mm/min to the strain rate indicated at the abscissa a^* just before the upper yield point.

(right) The corresponding tensile curves at crosshead velocity of 5 mm/min when passing the yield point.



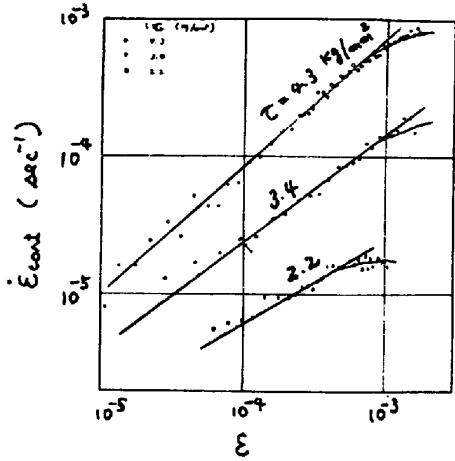


Fig.2 Strain rate corrected for the internal stress at various strains and external stresses, obtained from the creep curves.

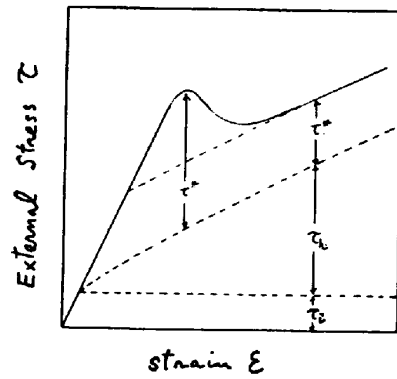


Fig. 3 A schematic representation of the analysis of the stress-strain curve.

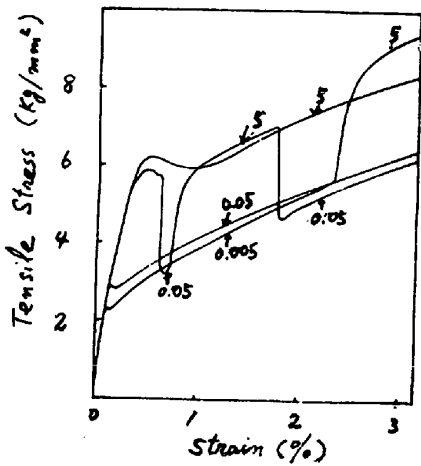


Fig. 4. Tensile curves with various crosshead velocities and strain rate change. The figures denote cross-head velocity (mm/min).

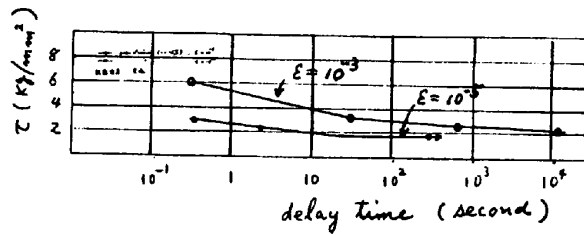


Fig. 5 Delay time with various external stress