炭素鋼の γ 相における衝撃押出し圧力の温度依存性*

石 井

満**

Mitsuru Ishii: The Temperature Dependence of the Impact Extrusion Punch Pressure for Carbon Steels in the γ -range. The temperature dependence of the impact extrusion punch pressure for five kinds of carbon steels containing up to 0.52% carbon was investigated at temperatures from 800°C to 1200°C. The initial punch pressure for the α - and γ -range shows different temperature dependences and it varies discontinuously at the α - γ transformation temperature (A_1 point). The initial punch pressure $p_{\max}$ for the γ -range is related to the extrusion temperature T (°K) as follows:

$$p_{\max} = A' \ln R \exp (B/T),$$

where the parameter B of temperature dependence increases with carbon content and does not change by the extrusion ratio. The above relationship does not hold for the final punch pressure $p_{\min}$ in which the effect of frictional force becomes large. The parameter B for the initial punch pressure is related to the activation energy of deformation ΔH as $B = \Delta H/mk$, where k is the Boltzmann constant and m is the parameter of the stress dependence of the strain rate. The dependence of B on carbon content comes from the variation of m value with the carbon content, and the calculated values of activation energy are 37~32 kcal/mol irrespective of the carbon content. This means that the activation energy for impact extrusion in the γ -range is very small and about one half of that for self-diffusion. It is suggested that the deformation mechanism at an exceedingly high strain rate differs from that for the usual low strain rate deformation, and that the deformation mechanism at low temperature dominates up to a high temperature range in high-rate deformation such as impact extrusion.

(Received November 30, 1967)

I. 緒 言

鋼を原料とする機械部品の 1 次加工を大別すると、ハンマーによる熱間鍛造と、プレスによる冷間鍛造の二つがある。前者は比較的熟練した技術者によつて古くから行なわれ、変形抵抗が高い材料および大形部品の成形に用いられ、後者は比較的小形部品の量産法として、近年著しく発達した。プレスによる冷間加工は熱的煩雑さをさけ、成形精度が高いこと、成形品の機械的強度が高いなどの特徴があげられるが、変形抵抗が高い高炭素鋼ならびに合金鋼の加工や、変形抵抗の低い材料でも強度の加工には適用できないという欠点をもっている。それゆえ、冷間鍛造ではしばしば数工程を組合せた加工法が採用されている。他方ドロップハンマーによる熱間鍛造では、材料の変形抵抗が小さく、かつ、変形能が大きい温度域で加工が行なわれるが、大形部品の加工に対しては数回ないし十数回の打撃によつて成形が行なわれるため、ハンマーのエネルギー制御が不完全であることも加わつて、加工温度の管理、酸化その他成形精度などの点に難点がある。

熱間鍛造の利点を維持し、さらに冷間加工の利点である精度をそなえるためには、酸化に対する配慮と十分制御された高エネルギーを発生する機械によることが望ましい。このような目的に対して近年、高压ガスの断熱膨張をエネルギー源とする高エネルギー加工機が開発され、着々とその応用面が開かれている^{(1)~(3)}。この種の加工機においては、工具速度は通常 5~18 m/sec におよび、従来のドロップ

ハンマーに比較すると数倍の早さである。それゆえ、この種の加工法における成形圧力については、あらかじめ十分検討しておく必要がある。

鉄鋼の押出し加工はいわゆるユージンセヂュールネガラス潤滑の出現によつて発達したが⁽⁴⁾、鍛造加工の一部としての実験は従来あまり行なわれていないようである。しかし、最近では前述した加工機の出現によつて河田ら⁽⁵⁾、大山ら⁽⁶⁾によつて研究がはじめられ、著者⁽⁷⁾も行なつた。

本研究は炭素鋼の熱間鍛造に高エネルギー加工を採用する際の塑性設計に必要な基礎的資料を得るために行なつたものである。この中本報告では、衝撃押出し加工はきわめて短時間に行なわれ、材料の温度管理がよい点を利用して、 γ 相域におけるポンチ圧力の温度依存性をしらべた結果について述べる。

II. 試料および実験方法

実験に用いた材料の組成を Table 1 に示す。S 02 C は通常、電磁軟鋼と呼ばれている材料である。押出し用ピレットはすべて 32 mm ϕ の圧延丸棒から切削して 30 ϕ × 40 mm とし、その表面はいずれも 6-s 程度に仕上げた。これ

- (1) E. W. Feddersen: J. Metals, **12** (1960), 682.
- (2) L. T. Chan, F. Bakhtar and S. A. Tobias: Proc. Inst. Mech. Eng., **180** (1965-66), 689.
- (3) F. W. Wilson: High-Velocity Forming of Metals, A. S. T. M. E., Prentice-Hall, Inc., (1964), p. 114.
- (4) たとえば川村: 金属学会会報, **3** (1964), 18.
- (5) 河田, 鈴木, 武内, 池田, 隈部, 田頭: 塑性と加工, **4** (1963), 9; **5** (1964), 301.
- (6) 大山, 渡辺, 鈴木, 和泉: 本誌, **28** (1964), 735; **31** (1967), 821.
- (7) 石井: 本誌, **31** (1967), 934.

** 株式会社日立製作所中央研究所 (Central Research Laboratory, Hitachi Ltd., Tokyo)

* 高速衝撃加工の研究 (第 9 報)

らビレットはいずれも $1000^{\circ}\text{C} \times 1 \text{ hr}$ 真空中で焼鈍した。

実験は General Dynamics 社製 Dynapak 620 C 型機に

Table 1 The chemical compositions of materials used*.

Materials	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu
S 02 C	0.02	0.33	0.25	0.014	0.014	—	—	—
S 20 C	0.22	0.01	0.48	0.014	0.031	—	—	—
S 30 C	0.31	0.28	0.48	0.018	0.025	—	—	—
S 40 C	0.40	0.28	0.72	0.016	0.010	0.08	0.06	0.13
S 50 C	0.52	0.34	0.72	0.014	0.010	0.04	0.06	0.12

* Weight percent.

より、押し出し工具およびポンチ圧力の測定はすでに報告した⁽⁸⁾と同様な方法で行なつた。実験条件は各種材料について、ポンチ圧力の温度依存性を知るために、押し出し比 $R = (D/d)^2 (D, d \text{ はそれぞれコンテナおよびダイスの直径})$ を 4.6 および 10 の 2 種で行ない、衝撃速度 $v_{\max}$ は前者は 6.9 m/sec、後者は 9.1 m/sec 一定とした。この条件は押し出し平均変形ひずみ速度で示すとそれぞれ 2.9×10^3 および $7.2 \times 10^3/\text{sec}$ である。

III. 実 験 結 果

1. 押し出し特性におよぼす潤滑剤の影響

押し出し加工は、ビレットと工具との間にはたらく摩擦力をできる限り小さく、変形のエネルギー効率が最もよい条件の下で加工することが望ましい。潤滑剤の評価としては、押し出し中のポンチ圧力の大小で判定するのが一般的な方法である。しかし、押し出し中に摩擦係数が変化することを加味すると、押し出し中の平均押し出し抵抗に注目することも必要である。Table 2 は S 30 C を用いて $R=10$ 、衝撃速度

ら求めた。

$$p_{\text{cal}} = \frac{E}{V} \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad (1)$$

ここで V は押し出された棒の体積である。それゆえ、押し出しのエネルギー効率は p_{cal} の逆数 ($\text{cm}^3/\text{ton-m}$) で表わされる。なお用いた潤滑剤の中 0 WS は動物性潤滑剤、2 WG は油性黒鉛潤滑剤である。

表の結果からもわかるように、ガラスを除く他の 3 種の潤滑剤を用いると、 800°C ではほぼ等しい押し出し圧力を示すが、高温 1200°C では MoS_2 , 0 WS, 2 WG の順に圧力が低く、良好な潤滑特性を示していると推察される。これに対してガラスは 1000°C 以下の温度では他の潤滑剤に比較して良好な潤滑性を示さないが、 1200°C では良好な特性を示す。これら 4 種の潤滑剤の中、特徴ある挙動を示すものは MoS_2 およびガラスである。前者は低温 800°C の $p_{\max}$ に、後者は高温 1200°C の p_{cal} において最も効果的に作用している。 MoS_2 は高温においては MoO_2SO_2 を形成して潤滑効果を減ずる⁽⁹⁾といわれているが、比較的低温の 800°C では押し出し初期においてなお潤滑効果を持続したものと考えられる。これに対してガラスは軟化点が 750°C ($\text{SiO}_2 = 65\%$, $\text{CaO} = 14$, $\text{Na}_2\text{O} = 8$, $\text{B}_2\text{O}_3 = 5.5$, $\text{Al}_2\text{O}_3 = 4$, $\text{MgO} = 3$, $\text{K}_2\text{O} = 0.5$) のものを使用した。Alder ら⁽¹⁰⁾によれば、この組成のガラスは潤滑剤として良好な特性を示す最適温度は $850^{\circ}\sim 1000^{\circ}\text{C}$ とされている。これは熱平衡状態における結果で、本実験のように潤滑剤をダイス側においたのち、加熱したビレットを挿入する場合には、ただちに平衡状態に達しない。 1200°C の高温において、とくに p_{cal} に良好な潤滑性能が得られるのは、押し出し後半においてもなお良好な潤滑性能を示したためと考えられる。以上のように

Table 2 The extrusion pressures of S 30 C with different lubricants.

Extrusion temperature		800°C			1000°C			1200°C		
Extrusion pressure (kg/mm ²) *		$p_{\max}$	$p_{\min}$	p_{cal}	$p_{\max}$	$p_{\min}$	p_{cal}	$p_{\max}$	$p_{\min}$	p_{cal}
Lubricants	MoS_2^{**}	190	132	180	135	89	116	114	62	93
	0 WS***	193	132	180	135	89	120	104	61	86
	2 WG***	193	132	177	128	89	128	101	58	84
	Glass fiber	215	142	206	142	89	128	101	58	84

* $p_{\max}$ and $p_{\min}$ are the measured punch pressures, and p_{cal} are the values calculated from eq. (1).

** Airtol spray type; *** Made by Brooks Co. in USA.

$v_{\max} = 7.6 \text{ m/sec}$ 一定として、3 種の温度における押し出しポンチ圧力および平均押し出し抵抗を示す。ポンチ圧力は押し出しの初期には最大値を示し、ポンチが停止する末期には最小値を示す。本報告ではそれらの値をそれぞれ $p_{\max}$ および $p_{\min}$ と呼ぶ。また平均押し出し抵抗を p_{cal} としたが、 p_{cal} の算出には機械が発生した全エネルギー E がすべて材料の押し出し変形仕事のために費されたと仮定して (1) 式か

(8) 石井：塑性と加工, 8(1967), 406.

な結果から、全実験温度域にわたって平均して良好な潤滑性能が期待できるものは 2 WG であると結論し、以下の実験を行なつた。

2. ポンチ圧力の温度依存性

Figs. 1~5 は各種の材料について、 $R=4.6$ および 10 で押し出したときのポンチ圧力の温度依存性を示す。図におい

(9) A. J. Stock : J. Amer. Soc. Lubrication Eng., 19 (1963), 333.

て縦軸にはポンチ圧力 $p_{\max}$ および $p_{\min}$ の対数を、横軸には絶対温度 T の逆数を示した。すでに述べたように $p_{\max}$

相とでは明らかに異なるが、Figs.2~5 に示した γ 相における $p_{\max}$ の温度依存性をみると、それは押出し比に無関

Fig.1 The relation between the temperature and the extrusion punch pressure of S 02 C.

Fig.2 The relation between the temperature and the extrusion punch pressure of S 20 C.

は押出し開始時の圧力、 $p_{\min}$ は押出し完了時のポンチ圧力である。Fig.1 の S 02 C については、 $\log p$ は 900°C 近傍において不連続的に変る。しかし S 20 C 以上の材料では $\log p$ の不連続は認められない。ポンチ圧力の温度に対する不連続的な変化は材料の変形抵抗の変化によるため、同様な結果はすでに多くの研究者によつて報告されている⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。つぎに $p_{\max}$ の温度依存性は S 02 C では α 相と γ

(10) J. F. Alder and V. A. Phillips: J. Inst. Metals, **83** (1954-55), 80.

(11) 鉄鋼技術共同研究会圧延理論分科会編: 圧延理論と変形抵抗, 誠文堂新光社, (1960), p.131.

Fig.3 The relation between the temperature and the extrusion punch pressure of S 30 C.

Fig.4 The relation between the temperature and the extrusion punch pressure of S 40 C.

係で、炭素量によつてのみ変化する。他方 $p_{\min}$ は約 1000°C までは $p_{\max}$ と同様な温度依存性を示すが、1000°C 以上になると温度依存性が大きくなり、とくに Fig.2 の S 20 C では著しい。以上のようにポンチ圧力は $p_{\max}$ および 1000°C 以下の $p_{\min}$ については、高温の変形抵抗と温度 T (°K) の関係を表わすのと同様に (2) 式⁽¹¹⁾ を満足している。

$$p = A \exp \left(\frac{B}{T} \right) \quad (2)$$

ここで A, B は定数で、とくに B は温度依存性の程度を表わす。

Fig. 6 は各種材料について B の値を求め、炭素量に対してプロットした結果を示す。 B の値は炭素濃度に対しては

Fig. 5 The relation between the temperature and the extrusion punch pressure of S 50 C.

Fig. 6 The dependence of the parameter B on the carbon content.

は直線的に増加することがわかる。このような関係は変形抵抗の温度依存性をしらべた Cook⁽¹²⁾ さらには美坂、吉本⁽¹³⁾ による結果と定性的に一致する。つぎに定数 A は R が大きい方が大で、炭素濃度に対してはほぼ直線的に減少する。それらの値を $A/\ln R$ で示すと、S 02 C では 11 kg/mm² で、炭素量とともに減少して S 50 C では 4.3 kg/mm² であった。このような炭素量の増加に対して、 A は減少し、逆に B が増加するという結果から、(2) 式におけるポンチ圧力 p はある温度において炭素量に無関係な一定値を示すことが期待される。そこで、(2) 式の温度が鉄の融点 ($T=1807^\circ\text{K}$) に相当するときの押し出し開始時のポンチ圧力

p_m を、Figs. 1~5 の結果を外挿して求めた。Fig. 7 はその結果を示したが、 p_m は炭素量との関係でプロットした。

Fig. 7 The relation between the estimated maximum extrusion pressure p_m and carbon content at melting point of steels.

p_m は $R=10$ では 63 kg/mm², $R=4.3$ では 42 kg/mm² で、いずれも炭素量に無関係であることがわかる。これらの値と R との関係は $p_m = A_m \ln R$ で表わされ、 A_m の値は 27 kg/mm² であった。この A_m は鋼が融点直下において $\ln R=1$ つまり $R=2.3$ のときの押し出し圧力で、一般には押し出し平均変形抵抗と呼ばれている。

3. 押し出しポンチ圧力曲線

代表的なポンチ圧力、ストローク曲線を $R=10$ にかぎり Photo. 1 に示す。ポンチ圧力は炭素量が多くなると高く、高温になると低くなる結果がよくわかる。また変形抵抗が高い低温および高炭素鋼においては、圧力は押し出しの初期および末期において急激に減少するのが認められる。この結果はすでに報告した⁽¹⁴⁾ ように、(1) ひずみ速度の変化によって材料自体の変形抵抗が減少すること、(2) 衝撃押し出しにおける力学的慣性力が変化する、二つの現象が重畳する結果である。河田ら⁽¹⁵⁾ はこのポンチ圧力時間曲線を解析して、ポンチ圧力(変形抵抗)の押し出し速度(ひずみ速度)依存性を求めたが、その結果は通常 1 軸変形において求めた値にはほぼ等しい結果を得ている。しかし、本実験においてはすでに報告したように、ビレットと工具との間に働く摩擦力が大きいと予想されたので、押し出し中のポンチ圧力の変化に関する解析は行なわなかった。

ポンチ圧力曲線において特徴ある変化は S 02 C の A_1 点近傍で見られる。Photo. 2 は S 02 C を 900°C , $R=4.6$ で押し出したときのポンチ圧力曲線を示すが、すでに示した Photo. 1 (d) と比較すると、押し出しが進行するとともにポンチ圧力はむしろ増加する傾向を示す。これは押し出しの初期では α 相であつたが、押し出しが進行すると変形熱のために $\alpha \rightarrow \gamma$ 変態を生じた結果であろう。 A_1 変態点近傍における変形抵抗は α 相よりも γ 相の方が高いことはすでに多くの研究者によって報告されている⁽¹⁶⁾。Photo. 2 と同じ温度

(12) P. M. Cook: Proc. Conf. Properties of Materials at High Strain Rate, Inst. Mech. Eng., (1957), p. 82.

(13) 美坂、吉本: 塑性と加工, 8 (1967), 414.

(14) 石井: 塑性と加工, 6 (1965), 487.

(15) 河田、鈴木、武内、池田、隈部: 鉄と鋼, 50 (1964), 1182.

(16) たとえば橋爪: 塑性と加工, 4 (1963), 733.

でも, Photo.1(d) のように R が大きくなると, この現象が認められなくなる. これは押し抵抗が大きいために,

ここに μ は摩擦係数, L はコンテナと接するピレット長さ, D はコンテナの直径である. また p_R と p_D はそれ

ぞれ慣性抵抗 $\rho(vR)^2/2g$ および慣性引抜き力 $\rho a R l/g$ である. ここで ρ は材料の密度, l は押しされた棒の長さ, aR はその加速度である. それゆえ, 押し初期では p_R が最大で p_D は零, 末期では逆に p_D が最大で p_R が零となる. p_R と p_D は衝撃速度が等しいときには, 押し棒がちぎれを生じないかぎり, それらの最大値は $|p_E| = |p_D|$ となり, 加工温度によつて変化せず, 一定の値を示す. しかしながら, 摩擦力 $p_0 \cdot 4\mu L/D$ は押し温度によつて μ が変化し, さらにポンチが進行すると L が連続的に変化する. 材料固有のポンチ圧力の温度による変化を考察出来る条件は, μ が無視出来るほど小さいか, または押し中 μL = 一定の場合にかぎられる. 本研究においてははじめに潤滑

剤について検討したが, 押し中 μ が無視出来るほどには至らなかった. それは Figs.1~3 において $p_{\max}$ と $p_{\min}$ の温度依存性を比較すると, とくに高温 1000°C 以上において後者の方が大きい事実からも推察出来る. 温度が高くなると材料の押し抵抗が小さくなり, 一定の衝撃エネルギーを加えると押し完了時のストロークが大きくなり, その結果 μ が有限の場合には摩擦力が減少することになる. この傾向は, 1000°C 以上の $p_{\min}$ に著しく現われている. $p_{\min}$ は変形抵抗が小さい低炭素鋼では, 材料固有の温度依存性が小さいために摩擦力の影響が大きく現われる. これに対して $p_{\max}$ は押し開始時の圧力であるため, (3) 式の L は常に一定(ピレット長さ)である. また μ はピレットが挿入されてから押しを受けるまでの時間が短いため, この間潤滑剤が燃焼あるいは熱的分解などによつて変化することが少なく, かつ温度のちがいにによつてもそれらの変化がきわめて小さいと考えられる. このような見地からすれば, $p_{\max}$ に関して, (3) 式の $4\mu L/D$ は材料や押し条件などによつて変化することなく, 一定値を示すと見なされる. 以上のような考察の結果, 以下においては材料固有の性質を示していると考えられる $p_{\max}$ に注目して, その温度依存性を考察する.

(3) 式について $p_{\max}$ を考えると, $p_{\max}$ は押し初期の値であるから, (4) 式が与えられる.

$$p_{\max} = p_0 \left(1 + \frac{4\mu L}{D} \right) + \frac{\rho(vR)^2}{2g} \quad (4)$$

(4) 式において第 2 項の慣性抵抗は実験条件から計算できる. 計算された慣性抵抗は $R=4.6$ のとき 0.4 kg/mm^2 ,

Photo.1 Typical punch pressure and stroke-time curves of steels with $R=10$. Scales; pressure: $50.8 \text{ kg/mm}^2/\text{div.}$, stroke: 10 mm/div. , time: 2 msec/div.

Photo.2 The impact extrusion punch pressure and stroke curves with phase transformation during the extrusion at 900°C of S 02 C ($R=4.6$). Scales; pressure: $25.4 \text{ kg/mm}^2/\text{div.}$ and other scales same as Photo.1.

変形による温度上昇が著しくなる結果, 押し変形と同時に $\alpha \rightarrow \gamma$ 変態が生じ, 押し中は γ 相の挙動をしたと考えられる. このように押し変形中に組織変化が生じ, それによつてポンチ圧力が複雑に変化する事実については, さきに歪時効をとまう場合について報告した⁽⁷⁾.

IV. 考 察

衝撃押しにおいて観察されるポンチ圧力 p は材料自体の押し抵抗 p_0 とすると, p_0 の外にピレットと工具との間に生ずる摩擦力⁽¹⁷⁾と力学的慣性力⁽¹⁸⁾ p_R および p_D の和で与えられる.

$$p = p_0 \left(1 + \frac{4\mu L}{D} \right) + p_R + p_D \quad (3)$$

(17) C.E. Pearson and R.N. Parkins: *The Extrusion of Metals*, Chapman and Hall LTD, (1960), p.201.

(18) 石井: 本誌, **32** (1968), 254, 259.

$R=10$ のとき 3.1 kg/mm^2 で、その値は実測された $p_{\max}$ $60 \sim 180 \text{ kg/mm}^2$ に比較してきわめて小さく、無視することができる。したがって (4) 式の $p_{\max}$ は押出し平均変形抵抗 Y を用いると (5) 式のように表わすことができる。

$$p_{\max} = Y \ln R \left(1 + \frac{4\mu L}{D} \right) \quad (5)$$

金属の変形は一般にある熱的活性化過程で支配されると考えられ、高温では変形のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ はつぎの関係式で表わされている⁽¹⁹⁾。

$$\dot{\epsilon} = c \sigma^m \exp \left(-\frac{\Delta H}{kT} \right) \quad (6)$$

ここに c , m は定数, ΔH は活性化エネルギー, k はボルツマン恒数である。(6) 式の σ は変形応力で、(5) 式における Y と等しいとおくと (7) 式が与えられる。

$$p_{\max} = \left(1 + \frac{4\mu L}{D} \right) \left(\frac{\dot{\epsilon}}{c} \right)^{1/m} \ln R \exp \left(\frac{\Delta H}{m k T} \right) \quad (7)$$

(7) 式と (2) 式を比較すると、実験によつて求められた (2) 式の定数 A および B はつぎのような値である。

$$A = A' \ln R = \left(1 + \frac{4\mu L}{D} \right) \left(\frac{\dot{\epsilon}}{c} \right)^{1/m} \ln R \quad (8)$$

$$B = \frac{\Delta H}{m k} \quad (9)$$

(8) 式におけるひずみ速度は Alexander⁽²⁰⁾ の式を用いると、 $R=4.6$ および 10 ではそれぞれ 2.9×10^3 および $7.2 \times 10^3 / \text{sec}$ である。 m はいわゆるひずみ速度の応力依存定数で、ほぼ $10 \sim 5$ 程度である。したがって A は前述した二つのひずみ速度のちがいでほとんど変化せず、 $\ln R$ によつて 1 次的に定まる。Fig. 7 に示した $p_m / \ln R$ が一定であつたのはこのためであろう。しかしこの結果は (6) 式で与えた関係式が融点直下まで成立すると仮定した場合である。一般にきわめて高い温度における $\dot{\epsilon}$ と σ とは exponential law で表わされるとされている⁽¹⁹⁾ ため、押出しにおいて (6) 式が融点まで成立するか否か明らかではない。とくに p_m の算出に際して、 γ - δ 変態の存在を無視し、さらに $S 02 \text{ C}$ から $S 50 \text{ C}$ に至る間、各材料の融点が低下する事実も無視されている。ただ本実験におけるような実用の温度域でのポンチ圧力については、最終的には $p_m / \ln R = \text{一定}$ で、その値は炭素濃度に関係せず、鋼が固体状態で示す最も低い押出し平均変形抵抗であると考えてよい。

つぎに (9) 式の温度依存定数 B について述べる。ポンチ圧力の温度依存定数は Fig. 6 に示したように炭素濃度に比例して直線的に増加する。 B の値から $\Delta H / m$ を計算すると、その値は $S 02 \text{ C}$ では 3.7 kcal/mol で炭素量が増すと増加し、 $S 50 \text{ C}$ では 6.5 kcal/mol となる。そこで m の値を $S 02 \text{ C}$ で 10 , $S 50 \text{ C}$ で 5 とする⁽¹⁵⁾ と、 ΔH はそれぞれ $37 \sim 33 \text{ kcal/mol}$ となる。その値は γ 鉄の自己拡散の活性

エネルギーのほぼ $1/2$ で、炭素濃度によらない一定値を示す。この結果、 γ 相におけるポンチ圧力の温度依存性が炭素濃度とともに増大する理由として、 $1/m$ すなわち応力のひずみ速度依存定数 n ($n=1/m$) が炭素濃度とともに増大するためと考えることができる。 n の値が炭素量とともに増す事実としては、衝撃押出しにおいては河田ら⁽¹⁵⁾ によつてすでに報告されている。

一般にひずみ速度が小さい ($\sim 10^{-3} / \text{sec}$) 場合の活性化エネルギー ΔH は高温 $0.5 T_m$ 以上においては自己拡散の活性化エネルギー ΔH_{SD} に等しくなることがよく知られている⁽²¹⁾。本実験では $T > 0.5 T_m$ にもかかわらず、得られた ΔH は $\sim 0.5 \Delta H_{SD}$ であつた。これは $\dot{\epsilon}$ が大きいので、低速と高速とでは変形機構が異なることを意味している。そしてひずみ速度が $10^3 \sim 10^4 / \text{sec}$ 程度的高速変形下では、 $\Delta H / \Delta H_{SD}$ と T / T_m の関係曲線⁽²²⁾ が高温側に移行することが示唆される。

V. 結 言

0.52% までの炭素を含む 5 種の炭素鋼について、押出し比 R および衝撃速度 $v_{\max}$ がそれぞれ $R=4.6$, $v_{\max}=6.9 \text{ m/sec}$ および $R=10$, $v_{\max}=9.1 \text{ m/sec}$ の下で、 $800^\circ \sim 1200^\circ \text{C}$ の温度域で衝撃押出しを行ない、ポンチ圧力の温度依存性についてしらべた。ポンチ圧力の中、押出し初期に生ずる圧力 $p_{\max}$ は α および γ 相で異なる温度依存性を示し、とくに A_1 点近傍において不連続的に変化する。 $p_{\max}$ と温度 T ($^\circ \text{K}$) との間には、 γ 相域では $p_{\max} = A' \ln R \exp(B/T)$ の関係式が成立する。温度依存定数 B は炭素量が増すと大きくなるが、 R には依存しない。これに対して押出し末期におけるポンチ圧力は高温になるとともに、ビレットと工具の間に生ずる摩擦力の変化が加わるために上式は成立しなくなる。 $p_{\max}$ に関する温度依存定数 B は $B = \Delta H / m k$ で表わされる。ここで ΔH は変形の活性化エネルギー、 m はひずみ速度の応力依存定数、 k はボルツマン恒数である。 m の値は炭素濃度によつて変化するが、その値を純鉄から $0.5\% \text{ C}$ に至る間 $10 \sim 5$ にまで減少するとすれば $\Delta H = 37 \sim 32 \text{ kcal/mol}$ となり、 γ 鉄の自己拡散の活性化エネルギーのほぼ $1/2$ となる。この結果はこの温度における高速下 ($10^3 \sim 10^4 / \text{sec}$) の変形機構は、静的 ($10^{-5} \sim 10^{-3} / \text{sec}$) な変形機構とは異なり、低速でかつさらに低い温度における変形機構を示したためであると推論される。

終りにのぞみ御指導、御討論を賜つた東京工業大学村正久教授、日立中央研究所小林勝博士、矢島正美氏ならびに実験に協力いただいた井上吉弘氏らにあわせて深く感謝の意を表わす次第である。

(19) H. Conrad: *Mechanical Behavior of Materials at Elevated Temperature*, Editor by J.E. Dorn, Univ. of Calif. Eng. Ext. Series, McGraw-Hill Book Comp. Inc., (1961), p. 149.

(20) J.M. Alexander: *J. Inst. Met.*, **90** (1961/62), 1193.

(21) J. E. Dorn: *Creep and Recovery*, ASM, Cleveland, (1957), p. 255.

(22) R.R. Landon, J.L. Lytton, L.A. Shepard and J.E. Dorn: *Trans. ASM*, **51** (1959), 900.