

炭素鋼の熱間衝撃押出し*

石 井 満**

Hot Impact Extrusion of Carbon Steels

Mitsuru ISHII

Synopsis:

The effects of extrusion ratio and punch velocity on the impact extrusion punch pressure of several kinds of carbon steels containing 0.02 to 0.52% carbon were investigated at the temperatures from 800°C to 1200°C. The extrusion ratio R was varied from 2.4 to 19, and the punch velocity v from 3.8 to 9.8 m/sec, respectively. The results are summarized as follows.

1) The maximum extrusion punch pressure $p_{\max}$ changes discontinuously at the temperature of α - γ transformation, and above the temperature, it is related to the temperature $T(^{\circ}\text{K})$ by the following equation,

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

Where the constant A' decreases with carbon content, while B increases. The estimated punch pressure at the melting temperature T_m , which expresses resistance of viscosity of extrusion at $R=2.3$, becomes 26 kg/mm², irrespective to the carbon content.

2) The constant B gives the value of the activation energy of deformation ΔH in the relationship $B = \Delta H/mk$, where m is the parameter of stress dependence of the strain rate, and k the Boltzmann constant, respectively. The observed increases of B with the carbon content comes from the dependence of m on the carbon content. The value m changes from 10 to 5 due to the increase of the carbon content from 0.02 to 0.52%, which gives 32~37 kcal/mol as ΔH . This result shows that the activation energy of deformation in the impact extrusion is fairly small compared with the energy of self diffusion of γ -iron, and it is suggested that the deformation mechanism operative in the impact extrusion differs from that for the static deformation.

3) The following empirical relationship in M.K.S. unit for the maximum impact extrusion punch pressure $p_{\max}$ (kg/mm²) versus carbon content $C\%$ at different extrusion conditions are proposed,

$$p_{\max} = v^{0.094} \left[20 \exp \left\{ \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_m} \right) (3600 \times C\% + 1100) \right\} \right] \ln R \\ + 2 \exp \left\{ 7590 \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_m} \right) \right\} + \frac{\rho}{2g} (Rv)^2 \times 10^{-6}.$$

The second term in the right hand side of the equation represents the inertia resistance associated with the high rate extrusion, where g is the gravity constant and ρ the density of steel.

(Received 6 Jan. 1968)

1. 緒 言

鉄鋼を原料とする機械部品の1次加工法を大別すると、ハンマーによる熱間鍛造とプレスによる冷間鍛造の2つがあげられる。前者は大型部品の成形が主となり、きわめて熟練した技術者によつて作業が進められ、後者は小型部品の量産法として近年著しく発達した。ドロップハンマーによる加工法の欠点は、機械のエネルギー制御が十分でないこと、およびエネルギー容量が小さいなどの点が原因して、実際の成形においては数回ないしは十数回の打撃によつて加工が行なわれる点にある。その間加工品は酸化を受け、さらに工具の合わせ精度不良にもとづいてバリが発生して成品の精度不良をきたす。他

方プレスによる冷間鍛造法は、熱的煩雑さをさけ、成形精度ならびに材料の機械的性質の改善などの点で利点があるが、変形抵抗が高い材料および大型部品の成形が困難であるという欠点をもっている。

材料の変形能が大きく、かつ変形抵抗が低い熱間加工温度域で、冷間鍛造の長所である成形精度をそなえた加工法として、近年、高速高エネルギーによる鍛造加工機が開発された^{1)~4)}。この機械は、高圧ガスの断熱膨張エネルギーをラムピストンの運動エネルギーに変換して、約 20m/sec までの衝撃速度で加工が行なわれる。このため加工時間が短く、材料の温度管理が良好で、加工中

* 昭和43年1月6日受付

** (株)日立製作所中央研究所

の酸化が少ない。加えて完全に制御された高エネルギーを1回の打撃によつて負荷する結果、熱間加工においてもプレス型が採用できる利点をもっている。このような加工法の出現は、鉄鋼部品の1次加工法が数工程を組み合わせた冷間加工法に切り換えられつつある現状に対して、熱間鍛造の新しい方向として再検討する必要があると示唆される。

本研究は鉄鋼の熱間鍛造に高エネルギー加工法を採用するに際して、はじめに高速衝撃下における材料の挙動をしらべ、さらに工具設計ならびに塑性設計に必要な基礎的資料を得る目的で行なわれたものである。実験はC 0.5% までの炭素鋼について、プレス型への応用という観点から、前方衝撃押出しにおけるポンチ圧力の温度依存性をしらべ、ついで押出し圧力を材質、押出し条件などを加味して系統的にしらべた。

2. 試料および実験方法

2.1 試料

実験に使用した試料の成分を 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。押出し用ビレットは、S 02 C のみ 50 mm ϕ の圧延丸棒から 35 mm ϕ に熱間鍛造した後、他はすべて 32 mm ϕ の圧延材から機械切削によつて 30 ϕ $\times$ 40 mm l とした。なおビレット表面は摩擦の影響を考慮してすべて 6-S 程度とした。また使用に際してはすべて 1000°C $\times$ 1 hr 真空中で焼鈍後炉冷した。

2.2 実験方法

実験は押出し圧力におよぼす炭素量および温度、押出

し比などの影響を系統的にしらべることを目的に、Table 2 に示す計画にしたがつてポンチ圧力を測定した。実験条件のうち、衝撃速度についてはすべての場合に等しいことがのぞましい。しかし本実験のように温度および押出し比を広範囲に変化させる場合には、押出し抵抗が大幅に変化する結果、特定の衝撃速度（特定の衝撃エネルギー）で押出すとすべての場合にわたって最適押出し条件を満たすことができない。すなわち高炭素鋼を低温でかつ高い押出し比の下で加工すると、負荷エネルギーが少なすぎてわずかの押出し量しか得られず、他方低炭素鋼を高温でかつ小さい押出し比で加工すると、負荷エネルギーが大きすぎビレットが完全に押出されて工具が弾性衝突する。このような問題のために衝撃速度 $v_{\max}$ は表中にあるように各押出し比に対しては異なる値を選んだ。

実験装置としては General Dynamics 社製 Dynapak 620 C 型機を使用した。押出し用工具はコンテナの径が 31 mm ϕ で、ダイスは交換可能な組み合わせ型とし、ダイス角度は半角 90° で、それらの詳細はすでに報告したとおりである⁵⁾。実験方法としては、ビレットを N₂ 雰囲気中、所定の温度で 30 min 間加熱した後、炉から取り出しすみやかにコンテナに挿入して押出しを行なった。ビレットが炉から取り出されて押出し変形を受けるまでの時間は 2 sec 以内で、この間におけるビレットの温度低下は無視される。なお押出し前のダイスは予熱しなかつた。潤滑剤としては Brooks 社の黒鉛系潤滑剤 2WG を使用した。押出し実験は押出し中のポンチ圧力およびストロークをブラウン管オシログラフで記録した

Table 1. The chemical composition of materials used. (wt%)

Materials	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Co
S 0 2 C	0.02	0.33	0.25	0.014	0.014	—	—	—
S 2 0 C	0.22	0.01	0.48	0.014	0.031	—	—	—
S 3 0 C	0.31	0.28	0.48	0.018	0.025	—	—	—
S 4 0 C	0.40	0.28	0.72	0.016	0.010	0.08	0.06	0.13
S 5 0 C	0.52	0.34	0.72	0.014	0.010	0.04	0.06	0.12

Table 2. Schedule of present experiments on the impact extrusion for carbon steels.

Materials	S 02 C				S 20 C		S 30 C				S 40 C		S 50 C			
Extrusion ratio	2.4	4.6	10	19	4.6	10	2.4	4.6	10	19	4.6	10	2.4	4.6	10	19
$v_{\max}$ (m/sec)	5.3	6.9	9.1	9.6	6.9	9.1	5.3	6.9	9.1	9.6	6.9	9.1	5.3	6.9	9.1	9.6
800°C	○	○	○		○	○	○	○	○		○	○	○	○	○	
900°C		○	○		○	○		○	○		○	○		○	○	
1000°C		○	○	○	○	○	○	○	○		○	○	○	○	○	○
1100°C		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
1200°C		○	○	○	○	○		○	○	○	○	○		○	○	○

が、その詳細についてはすでに報告したとおりである。

3. 実験結果

3.1 ポンチ圧力の温度依存性

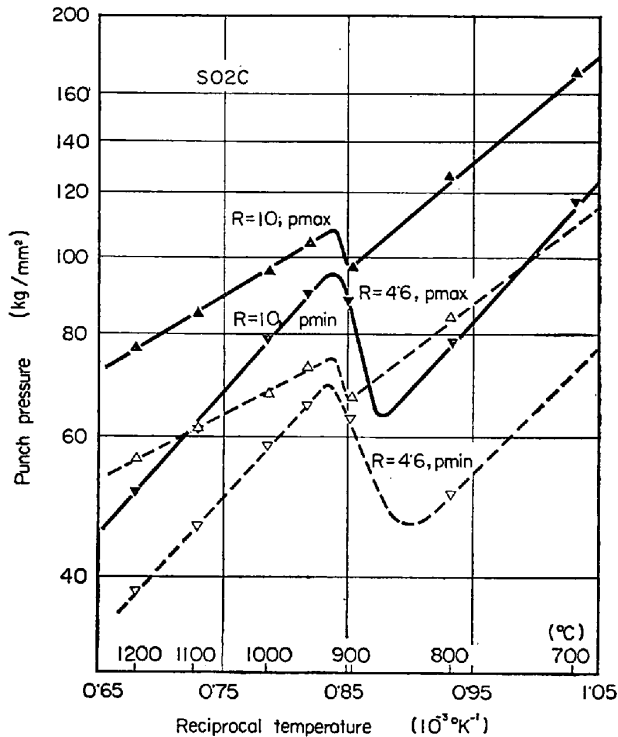


Fig. 1. The temperature dependence of the extrusion punch pressure for S02C.

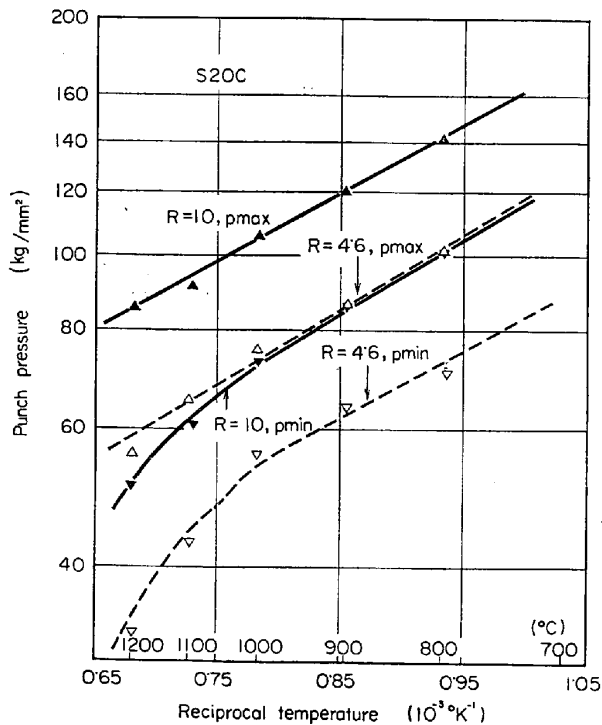


Fig. 2. The temperature dependence of the extrusion punch pressure for S20C.

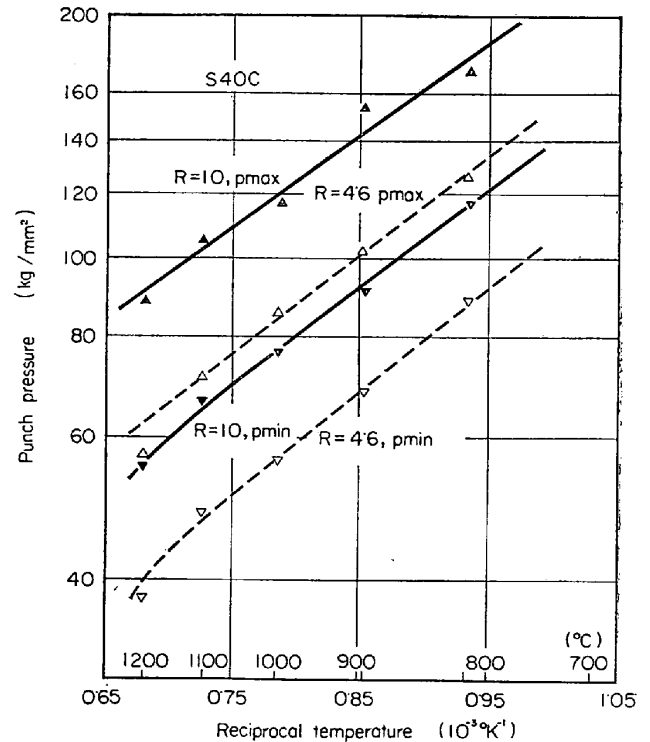


Fig. 3. The temperature dependence of the extrusion punch pressure for S40C.

Fig. 1~3 は押し比 $R=4.6$ および 10 のときのポンチ圧力と温度の関係を、代表的な鋼種についてのみ示す。ポンチ圧力はオシログラフ写真において、押し開始時に示す最大値を p_{max} とし、ストローク曲線から押しが完了した時点 ($dx/dt=0$, x はストローク, t は時間) における値を p_{min} と表示した。後述するようにポンチ圧力は押し変形が開始する初期において最大値を示し、押しが進行するとともに漸次減少して、押し完了時には最小値となる。 p_{max} および p_{min} の温度依存性はポンチ圧力を対数でとると加工温度 $T(^{\circ}K)$ の逆数に比例し、(1) 式で表わされる⁶⁾。

$$p = A \exp\left(\frac{B}{T}\right) \dots \dots \dots (1)$$

ここで A , B は定数で、特に B は温度依存性の程度を示す。(1) 式の関係は他の鋼種についても成立する。Fig. 1 の S02C は $900^{\circ}C$ すなわち A_1 点近傍においてポンチ圧力が不連続に変化し、 α 相よりも γ 相のほうが高い値を示す。この結果は変形抵抗を測定した多くの研究者たちの結果^{7,8)}と一致する。 γ 相域における p_{max} の変化は、 $R=4.6$ および 10 の場合にもほぼ等しい温度依存性を示すが、 p_{min} については炭素量が多くなると、特に高温では(1)式を満足しなくなる。 p_{min} については特にビレットとコンテナとの間に摩擦力が働くためにその温度依存性は材料固有の値を示しているとはいいが

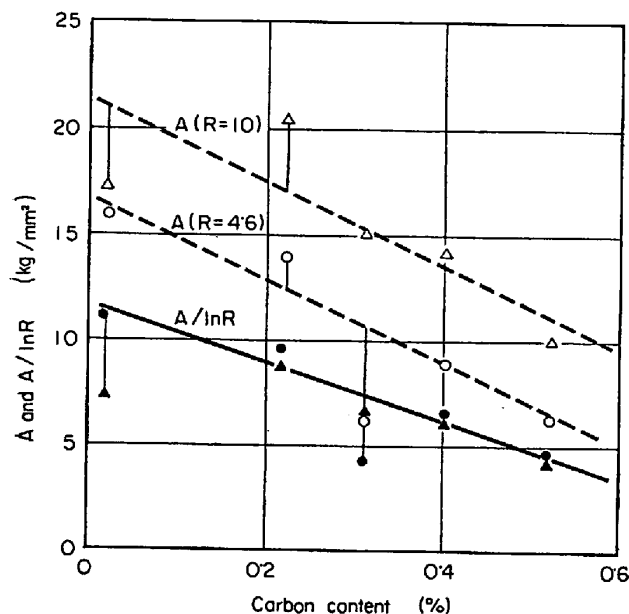


Fig. 4. The variation of A and A/ln A with carbon content.

R	4.6	10
A	○	△
A/ln R	●	▲

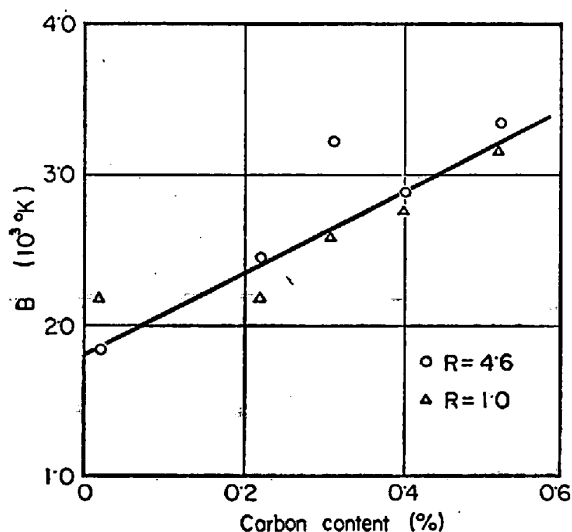


Fig. 5. The variation of B with carbon content.

たい。

Fig. 4 および Fig. 5 は $p_{\max}$ について (1) 式の定数 A および B の値を炭素濃度に対してプロットした結果を示す。定数 A は炭素濃度が増加するとともに減少し、押し出し比 R によっても異なる値を示す。しかし $A/\ln R = A'$ で表示すれば R に無関係な値となり、炭素濃度のみ依存して変化する。つぎに B の値については炭素量が増すと 1 次的に大きくなる。この結果は Cook⁹⁾ や美坂ら¹⁰⁾ が γ' 相域で求めた変形抵抗の温度依存性と定性的に一致し、炭素鋼の高温変形抵抗の温度依存性は炭素濃度

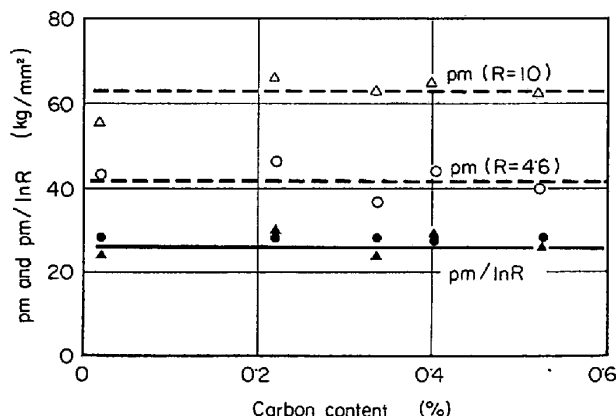


Fig. 6. The calculated extrusion punch pressure at melting temperature 1534°C p_m vs. carbon content.

R	4.6	10
p_m	○	△
$p_m/\ln R$	●	▲

にのみ関係し、実用鋼中に含まれている Si, Mn その他の不純物には無関係であることを意味する。Fig. 4 および 5 において示したように、炭素量が多くなると A が減少し、反対に B が増加するという結果から、ポンチ圧力がある温度 T_m において一定の値を示すことが推察される。そこで T_m を鉄の融点*として、 $T_m = 1807^\circ\text{K}$ におけるポンチ圧力 p_m を計算した。Fig. 6 はその結果を示す。図から明らかなように、 p_m は炭素量とは無関係にほぼ一定の値を示し、 $p_m/\ln R$ で示すとその値は 26 kg/mm^2 となる。この値は、炭素鋼が融点直下において示すポンチ圧力で、いわゆる粘性抵抗と考えられる。

3.2 ポンチ圧力の衝撃速度依存性

すでに報告したように高速衝撃押し出しにおいては、押し出し中、ポンチには力学的慣性力が働く^{11)~13)}。慣性力は、押し出しの初期には (2) 式で示す力が慣性抵抗 p_R としてポンチ圧力を高め、押し出しの末期には (3) 式で示す力が慣性引抜き力 p_D としてポンチ圧力を低下させる。

$$p_R = \frac{\rho}{2g} (R v_{\max})^2 \quad (2)$$

$$p_D = \frac{\rho}{g} R^2 a l \quad (3)$$

ここで ρ は材料の密度、 g は重力加速度、 l は押し出される棒の長さ、 v および a はそれぞれポンチの速度および加速度である。両式からもわかるように、押し出しが進行すると v は減少し、逆に l は増加する。このため、 p_R は

* T_m を S02C から S50C まですべて 1807°K としたが、実際には炭素濃度が増加するとともに T_m は約 40°K 低くなる。しかしこの値は T_m^{-1} で表示するため S50C においても $T_m = 1807^\circ\text{K}$ として差しつかえない。

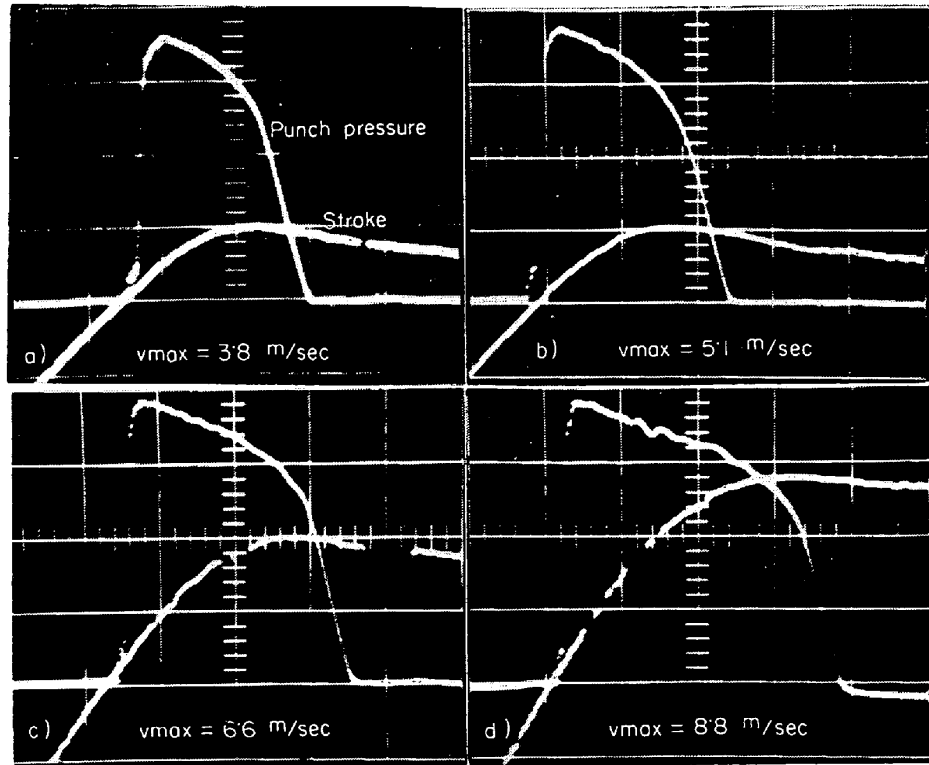


Photo. 1. The impact extrusion punch pressure and stroke-time curves for S30C at 1100°C and $R=10$. The effect of impact velocity. Scales; pressure: $24.5 \text{ kg/mm}^2/\text{div.}$, stroke: 10 mm/div. , time: 2 milli sec/div.

押出し初期では最大値を示した後漸次減少して零になるのに対して、 p_D は零から漸次増加して末期には最大となる。したがって押出し中のポンチ圧力 p は材料自体の押出し変形に必要な圧力を p' とすると、(4) 式で表わされる。

$$p = p' + \frac{\rho}{2g} (Rv)^2 - \frac{\rho}{g} R^2 \cdot a \cdot l \dots \dots (4)$$

Photo. 1 は S30C について、 $R=10$ 、 $T=1100^\circ\text{C}$ の時のポンチ圧力およびストローク曲線を示す。衝撃速度 $v_{\max}$ が大きい、すなわち負荷エネルギーを増すとより大きい押出しストロークとなり、押出し時間が長くなっていることがわかる。Fig. 7 はこの写真から $p_{\max}$ および $p_{\min}$ を読み取って $v_{\max}$ に対してプロットした結果を示す。

$v_{\max}$ が増すと $p_{\max}$ が増加し、 $p_{\min}$ は逆に減少する。これらの値から(4)式を用いて p' を計算した。 p' には押出し速度が最大のときの値 $p'_{\max}$ と $v=0$ のときの値 $p'_{\min}$ がある。両者の差は押出し速度およびストロークが変化した結果である。すでに報告した⁵⁾ ように p' には材料自体の押出し速度に依存する項 $p_0 v^n$ と摩擦力による圧力が加わり(5)式で示される。

$$p' = p_0 v^n \left(1 + \frac{4\mu L}{D} \right) \dots \dots (5)$$

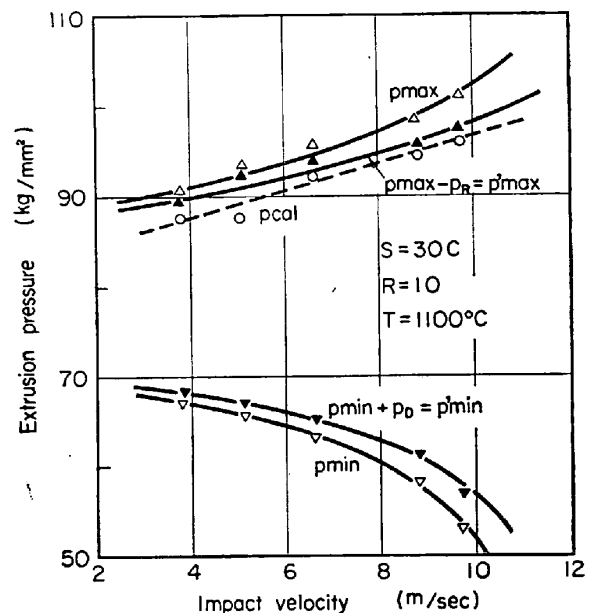


Fig. 7. The relation between the impact extrusion pressure and velocity for S30C at 1100°C.

ここに μ は摩擦係数、 L はピレット長さを L_0 とすると $L_0 - x$ 、つまりピレットとコンテナが接する長さ、 D はコンテナの直径である。また p_0 は速度に依存しないポンチ圧力である。Fig. 7 において p' と v の関係から(5)式の n を求めると、その値は 0.094 であった。

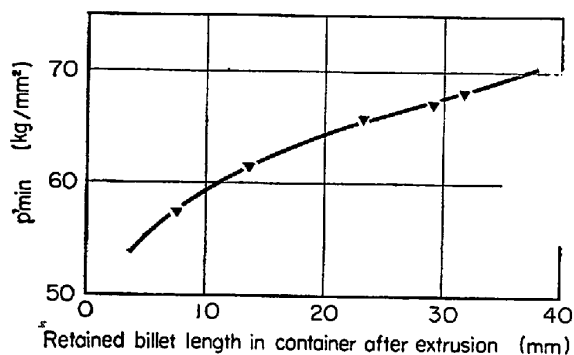


Fig. 8. The relation between $p'_{\min}$ and retained billet length in container after extrusion at 1100°C. (S30C)

この値はいわゆる変形抵抗のひずみ速度依存定数に相当するが、一般に求められている値 $0.1 \sim 0.2^{(14)}$ と比較するとかなり小さい。この原因は(5)式における摩擦係数 μ が $v_{\max}$ の増大につれて減少するためであろうと思われる。

次に $p'_{\min}$ について述べる。 $p'_{\min}$ は押出し速度が零のときのポンチ圧力である。したがって、Fig. 7 の $p'_{\min}$ は(5)式で $\mu = 0$ の場合には $v_{\max}$ に無関係な一定の値を示すことになる¹⁵⁾。しかし、 $\mu \neq 0$ の場合には

(5)式にしたがつて、 $p'_{\min}$ と押残り(L)とは比例関係にある。Fig. 8 はこのような観点から $p'_{\min}$ と L の関係を図示した。図からわかるようにストロークが大きくなると $p'_{\min}$ は著しく減少して、厳密には(5)式の μ は押出し中一定であるとはいいがたく、ストロークの増加に対して μ も増大していることが推察される。この結果は先にポンチ圧力を解析した際¹⁶⁾、押出しの初期と末期では n が異なる値を示す結果を得たのと同じである。しかし、いま $\mu \rightleftharpoons$ 一定と近似して $p'_{\min}$ と L の関係から摩擦係数を求めると $\mu = 0.06$ であつた。

3.3 押出し圧力と押出し比の関係

Fig. 9 は代表的な鋼種について $p_{\max}$ と R の関係を示す。一般に材料の押出し圧力 p は押出し比の対数に比例する¹⁵⁾が、速度が大きくなると、ポンチ圧力は(2)および(5)式が加えられ、(6)式で示されることが推察される。

$$p_{\max} = v^n Y (\ln R + C) + \frac{\rho}{2g} (Rv)^2 \dots \dots (6)$$

ここに Y は材料の押出し平均変形抵抗で、C は摩擦力に關係する定数である。実験は各 R に対して $v_{\max}$ が異なっているため、(6)式を用いて $v = 1 \text{ m/sec}$, $n = 0.094$ を

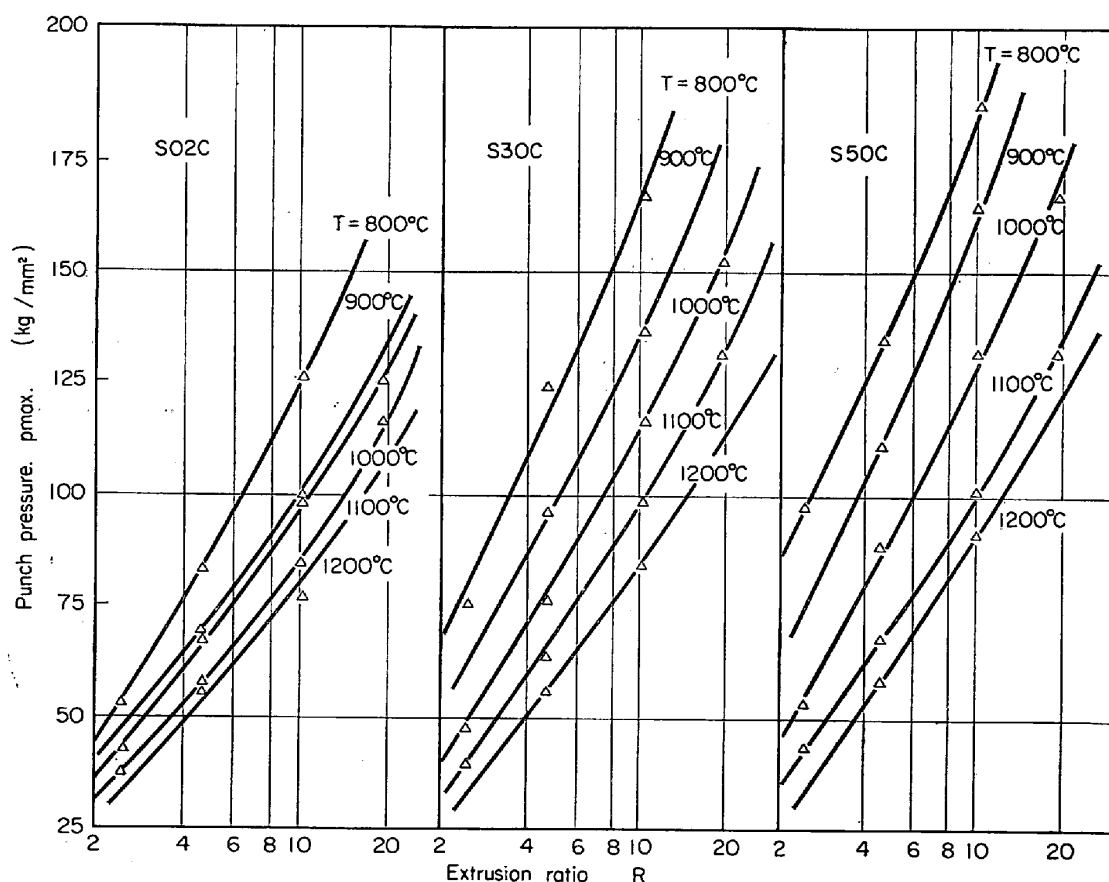


Fig. 9. The relation between the extrusion punch pressure $p_{\max}$ and the extrusion ratio R for S02C, S30C and S50C.

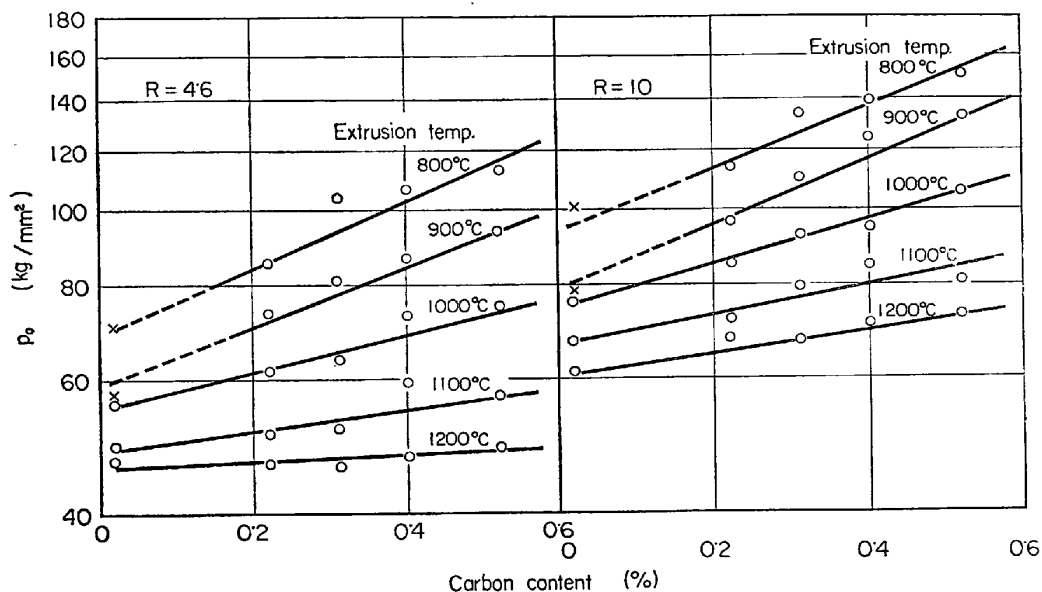


Fig. 10. The relation between the extrusion pressure p_0 and carbon content at various temperatures.

Table 3. The extrusion constants Y and $C'=Y \cdot C$ in eq. (6).

Material	S 02C		S 20C		S 30C		S 40C		S 50C	
Extrusion const. (kg/mm ²)	Y	C'	Y	C'	Y	C'	Y	C'	Y	C'
800°C	39.0*	10*	36.5*	28*	49.5	21	42.1	40	50.0	37
900°C	27.8*	15*	33.0	22	40.8	16	40.8	25	45.6	24
1000°C	26.9	13	30.4	15	34.7	11	35.2	15	38.2	12
1100°C	24.3	11	28.2	7	30.8	5	33.4	8	31.2	9
1200°C	23.0	9	27.8	5	27.8	3	30.0	1	29.1	4

* ($\alpha + \gamma$) range

代入すると、そのときのポンチ圧力 p_0 は $\ln R$ に比例し、(6)式の Y および C が求まる。Table 3 はその定数、 Y および $C'=Y \cdot C$ の値を示す。押出し平均変形抵抗 Y は高温になるほど小さく、他方炭素濃度が多くなると大きくなる。これに対して C' の値は炭素量に対しては特別の関係は認められない。なお Y および C' の値が S 20C S 40C において大きくばらついているのは、 $R=4.6$ および 10 の 2 つの測定値から求めたためである。

3.4 押出し圧力と炭素濃度の関係

押出し圧力に対する炭素濃度の影響はすでに温度依存性のところで述べた。(1)式の $p_{\max}$ は p_0 と同様な関係にあると考えられ、定数 B は Fig. 5 で示したように炭素量と 1 次的に比例することが明らかにされているので、(7)式でおきかえられる。

$$\ln p_0 = \ln A + \frac{\beta}{T} \cdot C\% \quad (7)$$

ここで β は炭素濃度に依存する定数である。したがって $\ln p_0$ と $C\%$ とは 1 次式で示されるはずである。Fig. 10 はその考えにもとづいて $\log p_0$ を炭素量との関係で図

示した。その結果は多少のバラツキがあるがほぼ(7)式を満足している。そして $C\%$ に対する $\log p_0$ の係数(勾配)は高温ならびに R が小さいほど小さい。この結果は変形抵抗などの実験において、小さいひずみの範囲で炭素濃度依存性をしらべることはきわめて高精度で行なわないかぎり不可能であることを示唆する。

3.5 ポンチ圧力およびストローク曲線

衝撃押出しにおけるポンチ圧力曲線は、押出し中組織変化をともしない場合、Photo. 1 に示したように押出し時間とともに最大値から漸次減少する。加工条件の変化にともなうポンチ圧力曲線の変化は、Photo. 1 (c) および (d) に見られるように、押出し末期においていわゆる stick slip にもとづく不連続が現われる点に特徴がある。この傾向は高温および押出し比が高くなるほど現われやすい。

Photo. 2 は S 02C および S 30C について、900°C で押出したときのオシログラフ写真を示す。 $R=4.6$ に対して $R=10$ の場合の圧力のスケールは 1/2 とした。ポンチ圧力は一般には押出し初期は高く時間(ストロー

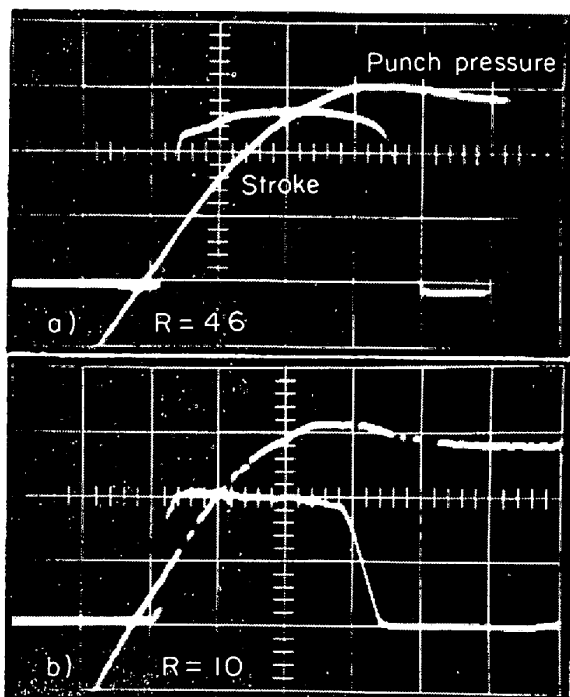


Photo. 2. The impact extrusion punch pressure-time curves of S02C at 900°C. Impact velocity; (a) 6.9 m/sec and (b) 9.1 m/sec, Scales; pressure: (a) 25.4 kg/mm²/div., (b) 50.8 kg/mm²/div., and others same as Photo. 1.

ク)とともに漸次減少する。しかし S02C においてはこの減少はゆるやかで、とくに $R=4.6$ においては押出し中増大する傾向を示す。これはビレットが押出し変形を始める時点で存在した α 相が、変形開始とともに α から γ に変態して、変形抵抗が高い γ 相が増すためであろう。 $R=10$ において同様な現象が見られないのは、押出し抵抗が大きいために、変形と同時に著しい発熱温度上昇をとまなう結果、 γ 相のみの挙動を呈したためと考えられる。このように押出し変形中に組織変化が生じてポンチ圧力曲線が複雑に変化する例は、青熱脆性域において動的ひずみ時効を伴う場合¹⁷⁾にも見られる。

4. 考 察

4.1 ポンチ圧力の温度依存性

Fig. 1~3 に示したように、ポンチ圧力と温度の関係は変形抵抗の温度依存性をしらべた過去の実験結果と同様に(1)式で表わされた。しかし従来の変形抵抗に関する研究においては、この関係式の材料学的な考察がほとんどなされていない。以下においては(1)式で示される定数 A および温度依存定数 B について考察する。

すでに述べたように、ポンチ圧力の温度による変化が材料固有の値として考察できる条件は、(5)式における

μ が無視できるほど小さいか、あるいは押出し中 μL = 一定の場合に限られる。この点から考えると、 $p_{\max}$ は μ がきわめて小さいか、あるいは温度によつて変化せず一定であるという推察から、材料固有の定数として議論できる。しかし $p_{\min}$ については各温度によつて L が変化し、さらに $\mu \approx 0$ と考えられるので取り上げることができない。(6)式における $p_{\max}$ を考えると、 $p_{\max}$ には第2項の慣性抵抗が含まれているが、この値は実験条件からあらかじめ求められる。計算によれば、この値は $R=4.6$ および 10 の場合それぞれ 0.4 および 3.1 kg/mm² で、本実験において実測された $p_{\max}$ の値 60~180 kg/mm² に比較すれば無視できる。したがって(6)式は(8)式のごとく書くことができる。

$$p_{\max} = Y' \ln R \left(1 + \frac{4\mu L}{D} \right) \quad (8)$$

ここで Y' は押出し平均変形抵抗で温度およびひずみ速度の依存性をもっている。

ところで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、高温ではひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は次式で表わすことができる¹⁷⁾。

$$\dot{\epsilon} = c \sigma^m \exp \left(-\frac{\Delta H}{kT} \right) \quad (9)$$

ここに m はひずみ速度の応力 σ の依存定数、 ΔH は活性化エネルギー、 k はボルツマン恒数、 c は定数である。いま(8)および(9)式において、 $Y' = \sigma$ とおくと $p_{\max}$ は次式のように導かれる。

$$p_{\max} = \left(1 + \frac{4\mu L}{D} \right) \left(\frac{\dot{\epsilon}}{c} \right)^{1/m} \ln R \exp \left(\frac{\Delta H}{m k T} \right) \quad (10)$$

(10)式を(6)式の第1項と比較すればわかるように、両者は全く同じ意味をもち、(6)式の Y は温度依存性を示すことになる。そして、Fig. 4 および 5 に示した定数 A および B は次式で示される。

$$A = \left(1 + \frac{4\mu L}{D} \right) \left(\frac{\dot{\epsilon}}{c} \right)^{1/m} \ln R \quad (11)$$

$$B = \frac{\Delta H}{m k} \quad (12)$$

(11)式の $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度で、押出し変形における $\dot{\epsilon}$ は ALEXANDER¹⁹⁾による式を用いると、本実験の $R=4.5$ および 10 ではそれぞれ 2.9×10^3 および 7.2×10^3 /sec となる。他方 $1/m$ すなわち応力のひずみ速度依存定数((6)式の n)は一般には 0.1~0.2 程度であるから、本実験の条件の範囲で $\dot{\epsilon}$ が変化しても $(\dot{\epsilon}/c)^{1/m}$ はほぼ一定値を示す。そして Fig. 4 において $A/\ln R$ が炭素量の増加とともに減少するのは定数 c が変わったためであることがわかる。つぎに Fig. 6 の $T=T_m$ のとき

$p_m/\ln R$ が一定値を示すことについて、 $p_m/\ln R = 26 \text{ kg/mm}^2$ という値は、融点直下において $\ln R = 1$ すなわち $R = 2.3$ で押し出すときの圧力である。この結果は(1)式が融点直下まで成立すると仮定した場合である。しかし一般にきわめて高温になると $\dot{\epsilon}$ と σ は指数関数法則¹⁹⁾で表わされるとされているため、実際には正しくないと考えられる。ただ実用温度域での変形応力を考えるに際して、融点直下における $p_m/\ln R$ を粘性抵抗として取り扱うことは差しつかえないであろう。

つぎに(12)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. 5 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 $S02C$ では 3.7 kcal/mol で、炭素濃度が増すと $\Delta H/m$ も増加し、 $S50C$ では 6.5 kcal/mol となる。ここで m の値が炭素量とともに変化して、 $S02C$ から $S50C$ に至る間 10 から 5 にまで減少するとすれば、 ΔH は $33 \sim 37 \text{ kcal/mol}$ となり、その値は γ 鉄の自己拡散の活性化エネルギーのほぼ $1/2$ となり、炭素濃度に関係ない一定値を示す。このような考えにしたがえば、 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は、 $n = 1/m$ が炭素量とともに増大するためであると考えることができる。 n の値が炭素量とともに増加するという実験結果は、衝撃押し出しにおいては河田ら²⁰⁾によつて報告されている。 3.2 節においてこの n を $n = 0.094$ としたのは、とくにピレットと工具の間の摩擦力が大きく影響したためと思われる。

一般にひずみ速度が小さい ($\sim 10^{-3}/\text{sec}$) 場合の変形の活性化エネルギー ΔH は、高温 $0.5T_m$ 以上においては自己拡散の活性化エネルギー ΔH_{SD} に等しいことがよく知られている²¹⁾。本実験で得られた ΔH がほぼ $0.5 \Delta H_{SD}$ であつたのは $\dot{\epsilon}$ がきわめて大きいため、低ひずみ速度における $0.5T_m$ よりも低い温度域での変形機構をとつたためと考えられる。そしてひずみ速度が $10^3 \sim 10^4/\text{sec}$ 程度的高速変形においては、クリープなどで求められている $\Delta H/\Delta H_{SD}$ 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。

4.2 衝撃押し出し圧力の数式化

衝撃押し出しにおけるポンチ圧力は、ひずみ時効や $\alpha \rightarrow \gamma$ 変態などの組織変化をともしなう場合は別として、一般に衝撃開始時に最大値を示す。他方負荷したエネルギー E と押し出し量 V_0 との関係は

$$p_{cal} = E/V_0 \quad (13)$$

で示される。ここに p_{cal} は押し出し中の平均圧力である。すでに Fig. 7 において示したように、 p_{max} と p_{cal} を

比較すると前者の方が常に大きい。 p_{max} は工具に加わる最大圧力で、工具材料の選択や設計において必要な値である。他方、 p_{cal} は特定の機械を用いて成形するとき、その機械によつて成形しうる部品の形状や大きさを推定する際の基本的な値である。したがつて、 $p_{cal} \approx p_{max}$ とおくことは、塑性設計に対してより安全な側に立つて V_0 を計算していることになる。Cook は変形抵抗の測定⁹⁾を基礎として、熱間圧延における圧下力とトルクの計算図表を作成²³⁾したが、近年わが国においても同様な試みがなされている²⁴⁾。以下においては実験によつて得られたポンチ圧力を数式化することにより、押し出し型鍛造に関する工具設計ならびに成形限界の推定、あるいは鍛造加工に必要なエネルギーの算出基礎とする。なお、 p_{max} について求められた実験式は、(13)式からエネルギー E 、または成形量 V_0 が求められるが、複雑な形状の鍛造においては、形状係数として所定の値が加えられる。

まず p_{max} は(4)式で示すように、材料および加工度などの加工条件による押し出し圧力 p' と力学的慣性力 p_R の和である。さらにまた p' には(5)および(6)式で示される速度に関する因子も含まれている。ここでは(6)式における係数 n が全鋼種について 0.094 として、 $v = 1 \text{ m/sec}$ におけるポンチ圧力 p_0 を解析した。この p_0 は(6)式にしたがうと(14)式のごとくである。

$$p_0 = Y \ln R + C' \quad (14)$$

Fig. 11, 12 は p_0-R の関係において測定値が多い $S02C$, $S30C$ および $S50C$ について Table 3 の Y および C' の値を温度の逆数に対してプロットした結果を示す。その結果においても(1)式に示す関係が成立し、特に Y は炭素量によつて異なる温度依存性を示すことがわかる。この Y に関する実験式を示すと(15)式の

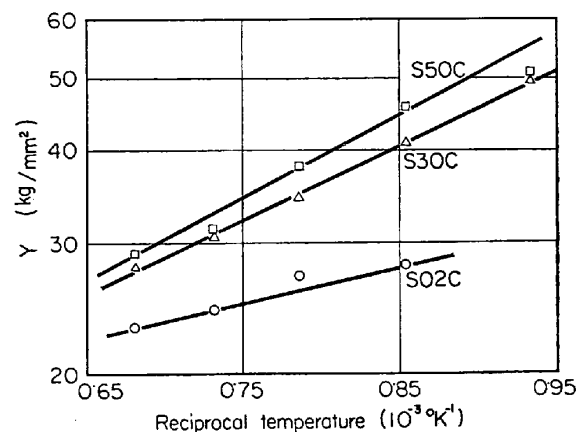


Fig. 11. The dependence of the extrusion constant Y on temperature.

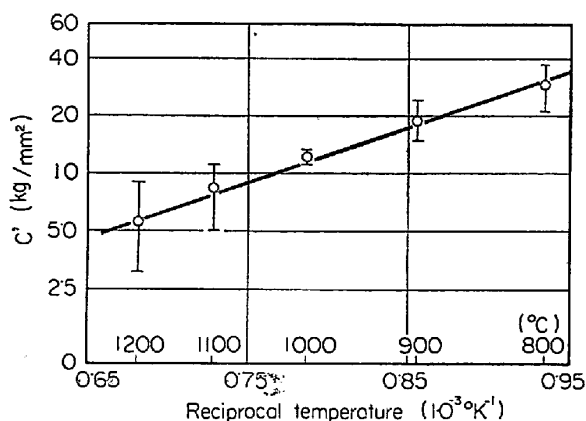


Fig. 12. The dependence of the extrusion constant C' on temperature.

おりである。

$$Y = 20 \exp\left(\frac{1}{T} - 0.554 \times 10^{-3}\right) B' \quad (15)$$

(15) 式の B' は炭素量を $C\%$ で示すと Fig. 13 のように

$$B' = 3600 C\% + 1100 \quad (16)$$

他方定数 C' は Table 3 の値の平均値を求めて図示した Fig. 12 の結果から、同様に、(17) 式が導びかれる。

$$C' = 2 \exp\left\{7590\left(\frac{1}{T} - 0.554 \times 10^{-3}\right)\right\} \quad (17)$$

(15) および (17) 式における定数 0.554×10^{-3} は鉄の融点の逆数 $1/T_m$ である。ポンチ圧力はこれら (15)~(17) および (2) 式で示した慣性抵抗が加わっているから、これらを加味すると (18) 式を得る。

$$p_{\max} = v^{0.094} \left[20 \exp\left\{\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_m}\right)(3600 C\% + 1100)\right\} \ln R + 2 \exp\left\{7590\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_m}\right)\right\} \right] + \frac{\rho}{2g} (Rv)^2 \quad (18)$$

(18) 式は γ 相における炭素鋼の押し出し圧力が炭素量 $C\%$ 、温度 $T(^{\circ}\text{K})$ 、押し出し比 R 、速度 $v(\text{m/sec})$ 、密度 $\rho(\text{kg/m}^3)$ 、重力加速度 $g(9.8\text{m/sec}^2)$ によつてどのように変わるかを実験式で示した。なお T_m は融点 1805°K である。

(18) 式で計算した $p_{\max}$ を実測値と比較した。その結果は全測定値 50 個のうち、両者の誤差が 5 kg/mm^2 を越える場合はわずかに 7 個であり、その大半が測定誤差内にあることがわかった。Fig. 14 は (18) 式を用いて、 $T=1100^{\circ}\text{C}$ 、 $R=4$ および 10 のとき、代表的な炭素鋼について $p_{\max}$ と v の関係を計算した結果を示す。大きい特徴としては、 R が大きくなると、(18) 式の第 2 項が大きく作用して押し出し圧力を高めることである。実用の機械は最高 18m/sec とされているが、 $R=10$ においてこのような速度で加工するとポンチ圧力はドロップハン

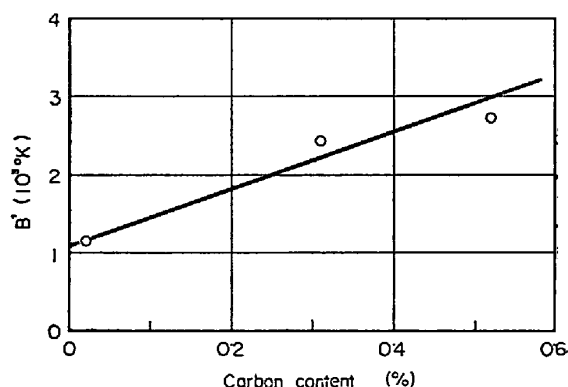


Fig. 13. The dependence of B' in eq. (16) on carbon content.

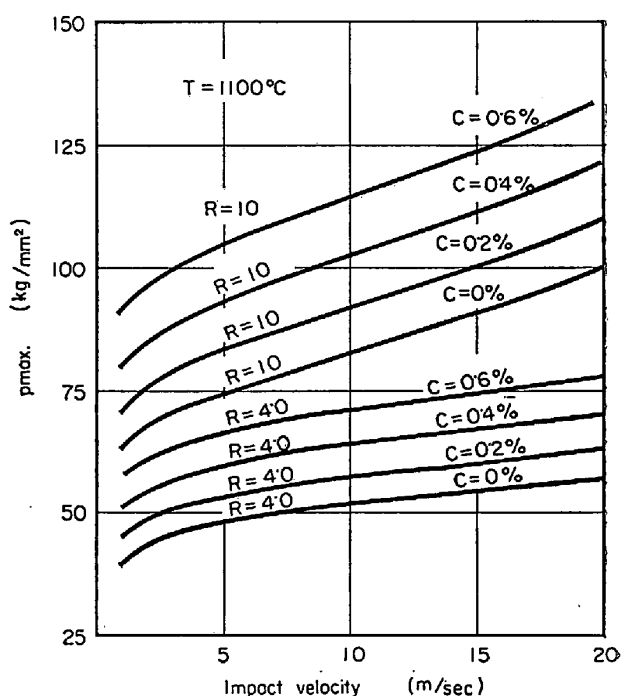


Fig. 14. The calculated extrusion punch pressure $p_{\max}$ vs. the impact velocity at 1100°C . The effects of carbon content and the extrusion.

マー (4m/sec) を用いたときよりも約 30 kg/mm^2 大きい圧力が生ずる。このように高速押し出しでは押し出し比を大きくすると単に材料に大きいひずみをあたえたために成形圧力が増大するばかりでなく、慣性力の効果も加わる点で注意が必要であろう。しかし鍛造加工に対象をおくと、このような強度の加工を行なうことが少なく、 $R=4$ の場合を見てもわかるように先と同じ程度衝撃速度が増加してもポンチ圧力の増加はほぼ $1/2$ 程度で、 $R=10$ の場合のようにいちじるしい増加を示さない。

5. 結 言

高速衝撃加工機 Dynapak を用いて 0.54% までの炭

素を含む5種の炭素鋼の熱間衝撃押出しを行ない、押出しポンチ圧力におよぼす温度(800~1200°C)、押出し比(2.4~19)および衝撃速度の影響について調べた。得られた実験結果の主なものを示すとつぎのとおりである。

(1) 一般に γ 相における押出しポンチ圧力曲線は、押出し開始時に最大値 $p_{\max}$ を示し、以後押出しが進行するとともに漸次減少して、完了時には最小値 $p_{\min}$ を示す。0.02%Cを含む極軟鋼を900°Cで押出すと、押出し中に $\alpha \rightarrow \gamma$ 変態をとらない、ポンチ圧力が押出し進行とともに増加するのが認められた。

(2) ポンチ圧力と温度の関係は $\alpha \rightarrow \gamma$ 変態点で不連続を示す。 γ 相域におけるポンチ圧力の温度依存性は、 $p_{\max}$ については $p_{\max} = A' \ln R \cdot \exp(B/T)$ の関係式を満足する。これに対して、 $p_{\min}$ は1000°C以上になるとピレットと工具の間に働く摩擦力のために前式は成立しなくなる。この関係式から融点を1534°Cとして、この温度におけるポンチ圧力 p_m を推定すると $p_m/\ln R = 26 \text{ kg/mm}^2$ となり、その値は炭素量に無関係な一定の値を示す。この値は炭素鋼が融点直下で示す仮想的な粘性抵抗である。

(3) ポンチ圧力の温度依存定数 B は変形の活性化エネルギーを ΔH とすると $\Delta H/mk$ で示される。ここに 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 の値は炭素濃度が増加するとともに10から5まで減少するとすれば、 ΔH は γ 鉄の自己拡散の活性化エネルギーの約1/2となり、炭素量によらない一定値を示す。

(4) $p_{\max}(\text{kg/mm}^2)$ と衝撃速度 v 、押出し比(R)、温度 $T(^{\circ}\text{K})$ 、炭素量 $C\%$ との間には次式で示す実験式が得られた。

$$p_{\max} = v^{0.094} \left[20 \exp \left\{ \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_m} \right) (3600 C\% + 1100) \right\} \ln R + 2 \exp \left\{ 7590 \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_m} \right) \right\} \right] + \frac{\rho}{2g} (Rv)^2 \times 10^{-6}$$

ここに ρ は材料の密度、 g は重力加速度で、各パラメータはM. K. S. 単位で示す。この関係式は押出しおよび鍛造における工具設計ならびに塑性設計に関する基礎資料として十分利用できる。

終わりにのぞみ、ご指導、ご討論を賜わった東京工業大学中村正久教授、日立中央研究所小林勝博士、矢島正美氏ならびに実験にご協力頂いた井上吉弘氏らに深く感謝の意を表する次第である

文 献

- 1) E. W. FEDDERSEN: J. Metals, 12 (1960), p. 682
- 2) ANON: Tool Manf. Eng., 48 (1962), p. 90 and Machinery, 68 (1962), p. 124
- 3) J. M. PALSULICH: High-Velocity Forming of Metals, Amer. Soc. Tool Manf. Eng., Prentice-Hall, Inc., (1964), p. 114
- 4) 山口: 塑性と加工, 7 (1966), p. 627
- 5) 石井: ibid., 8 (1967), p. 406
- 6) 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, (1960), p. 104
- 7) 井上: 鉄と鋼, 4 (1963), p. 733
- 8) 橋爪: 塑性と加工, 4 (1963), p. 733
- 9) P. M. COOK: Proc. Conf. Properties of Materials at High Rates of Strain, Inst. Mech. Eng., (1957), p. 82
- 10) 美坂, 吉本: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 1584
- 11) J. E. WALLACE: J. Inst. Metals, 90 (1961-62), p. 38
- 12) 河田, 武内, 隈部: 塑性と加工, 4 (1963), p. 877
- 13) 石井, 小林: ibid., 3 (1961), p. 501
- 14) J. F. ALDER and V. A. PHILLIPS: J. Inst. Metals, 83 (1954/55), p. 80
- 15) C. E. PEARSON and R. N. PARKINS: The Extrusion of Metals, Chapman and Hall Ltd., (1960), p. 201
- 16) 石井: 日本金属学会誌, 31 (1967), p. 940
- 17) M. ISHII: Trans. ISI, 6 (1967), p. 217
- 18) H. CONRAD: Mechanical behavior of Metals at Elevated Temperature, Editor by J. E. DORN, Univ. of Calif. Eng. Ext. Series, McGraw-Hill Book Comp. Inc., (1961), p. 149
- 19) J. M. ALEXANDER: J. Inst. Metals, 90 (1961/62), p. 193
- 20) 河田, 鈴木, 武内, 池田, 隈部: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 1182
- 21) J. E. DORN: Creep and Recovery, ASM, Cleveland, (1957), p. 227
- 22) R. R. LONDON, J. L. LYTTON, L. A. SHEPARD and J. E. DORN: Trans. Amer. Soc. Metals, 51 (1959), p. 900
- 23) P. M. COOK and A. W. MCGRUM: The Calculation of Load and Torque in Hot Rolling, Brit. Iron Steel Res. Assoc., (1958)
- 24) 志田: 塑性加工連合講演会前刷, (1967-11), p. 297