13Cr および 18-8 ステンレス鋼の高速衝撃押出し*

石 井

満**

Mitsuru Ishii: High-Velocity Impact Extrusion of 13Cr and 18-8 Stainless Steels.

The behaviors of impact extrusion of 13Cr and 18-8 stainless steels were investigated using a high energy forming machine Dynapak. The extrusion punch pressure varied with temperature in a similar manner to the flow stress in usual uniaxial deformation. When the extrusion ratio R is smaller than 10, the extrusion punch pressure changes linearly with $\ln R$. However, with R larger than 10, the effect of inertia force becomes an important factor. The initial punch pressure was increased by $\rho(Rv)^2/2g$, while the final punch pressure was decreased by $\rho R^2ax/g$, with $R > 10$, where ρ is the density of material, x is the punch stroke, a is the acceleration of punch, v is the punch velocity, and g is a gravity constant. The punch pressure decreased with extrusion stroke, due to the decrease in punch velocity. The apparent strain rate exponent determined from the dependence of punch pressure on the extrusion velocity was smaller than the values, measured by usual methods, of tension, torsion and compression which was interpreted to be due to the effect of frictional force between a billet and the container.

(Received December 17, 1966)

I. 結 言

近年、高圧ガスの断熱膨張エネルギーを利用した高速衝撃加工機械が開発され⁽¹⁾⁽²⁾、鍛造および押出しの分野において実用化されつつある⁽³⁾⁽⁴⁾。この加工法はいわゆる High Energy Rate Forming と呼ばれ、高温において変形抵抗が高い材料の押出しや精密型鍛造などにとくに有効であるとされている。

本研究は高速衝撃加工機 Dynapak を用いて蒸気タービン用部品の成形に際して、工具設計に必要な資料を得るために行なつたものである。押出し法によつてタービンプレードを成形する場合、工具に加わる圧力は出来るかぎり小さくし、さらにエネルギー効率および精度などの点からも適切な工具を使用することがのぞましい。このため、使用される 13Cr ステンレス鋼の高温での押出し特性をしらべた。なお実験は上記 13Cr 鋼のほかには他の代表的なステンレス鋼として 18-8 鋼をえらび両者を対比しつつ行なつた。

II. 試 料 お よ び 実 験 方 法

実験に使用した試料の分析結果を Table 1 に示す。押出し用ビレットは 13Cr 鋼は 35 mm 角の鍛造材から、18-8 鋼は市販の 32 mmφ 圧延丸棒から、それぞれ 30 φ × 40 mm に機械切削した後、すべて 700°C × 1 hr 真空中で焼鈍した。実験は General Dynamics 社製 Dynapak 620 C 型機に

Table 1 Chemical compositions of specimens.

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
13Cr stain-less steel	0.16	0.18	0.47	0.013	0.017	0.23	12.69
18Cr-8Ni stainless steel	0.06	0.70	1.26	0.032	0.013	9.56	18.68

Weight per cent.

より、最大 6~11 m/sec の速度で押出しを行ない、温度および押出し比とポンチ圧力および平均押出し圧力などの関係についてしらべた。工具は 31 mmφ のコンテナに全角 180° の直角ダイスを組合わせたものを用いた。押出し中のポンチ圧力およびポンチ速度の測定は、さきに行なつた Al⁽⁵⁾ および Cu⁽⁶⁾ の押出しの場合と同様であるが、簡単に述べるとつぎのとおりである。

ポンチ圧力：段つきポンチの根部に半導体ひずみゲージを貼りつけてブリッジを組み、その出力を直接メモリースコープに記録する。

ポンチストローク：ラムとボルスタとの間にカーボン蒸着摺動抵抗を設置して、両者の相対的な変位を電圧変化としてオシロに記録する。

平均押出し圧力 P_{cal} は、機械が発生したエネルギー E (ガスの断熱膨張エネルギーがすべてラムの運動エネルギーに変換され则认为) が、体積 V なる材料を押出す仕事のためにすべて費やされると仮定して、 $P_{cal} = E/V$ (kg-m/cm³ = kg/mm²) で計算した。このような仮定は変形仕事が多い加工においては成立し、機械の弾性的なひずみやショックアブソーバーなどへのエネルギー損失は無視出来るほど小さいと考えられる。したがって単位エネルギー当りの押出し量を押出し効率 η とすれば $\eta = V/E = 1/P_{cal}$

(5) 石井；塑性と加工，6-56 (1965)，487。

(6) 石井；ibid，8-79 (1967)，406。

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

* 1966 年 4 月 本会東京大会に発表；高速衝撃加工の研究 (第 3 報)

(1) E. W. Feddersen: J. Metals, 12 (1960), 682.

(2) L. T. Chan, F. Bakhtar and S. A. Tobias: Proc. Instn. Mech. Eng., 180 (1965-66), 191, 689.

(3) J. M. Palsulich and M. L. Headman: Western Gear Report, No. 614-136 (1961).

(4) A. H. Petersen and F. C. Pipher: Met. Prog., 82 (1962), 78.

($\text{cm}^3/\text{ton}\cdot\text{m}$) で表わされる。加工はビレットを N_2 ガス雰囲気中で 40~60 min 加熱した後、炉から取り出してすみやかにコンテナ中に投入して押し出しを行なった。ビレットを炉から取り出した後、加工されるまでの時間は 2 sec 以内に、加熱温度と加工温度との差は無視出来るほど小さい。なお潤滑剤としては Brooks 社の熱間鍛造用潤滑剤 O. W. S. を使用した。押し出し材の機械的性質は、押し出し比 9.6 で加工された丸棒についてしらべた。引張り試験は $5\phi \times 40\text{ mm}$ の平行部をもつ試験片に切削し、引張り速度は 40 mm/min で行なった。

III. 実 験 結 果

1. 押し出し圧力と温度との関係

押し出し比 $R = 9.6$ ，最大衝撃速度 $v_{\max} = 8.8\text{ m/sec}$ で、 $700^\circ\text{C} \sim 1200^\circ\text{C}$ の温度域で加工したとき、ポンチ圧力およびストローク-時間曲線を Photo.1 および 2 に示す。ポン

Photo.1 Punch pressure and stroke curves of 13Cr stainless steel. $R=9.6$. Pressure scale: (a) 60.5 $\text{kg}/\text{mm}^2/\text{div.}$, (b), (c) 30.25 $\text{kg}/\text{mm}^2/\text{div.}$ Stroke scale: 8.5 mm/div. Time scale: 2 msec/div.

Photo.2 Punch pressure and stroke curves of 18-8 stainless steel. $R=9.6$. Pressure scale: (a), (b) 58.0 $\text{kg}/\text{mm}^2/\text{div.}$, (c) 29.0 $\text{kg}/\text{mm}^2/\text{div.}$ Stroke and time scales are the same as in Photo.1.

チのストロークは押し出しをはじめるまではほぼ一定の速度で進行し、ポンチに圧力が負荷されると減速する。ポンチ圧力はするどい立ちあがりを示した後漸次減少する。押し出し中のポンチ圧力は押し出し開始直後および末期はやや急激に減少する。13Cr 鋼および 18-8 鋼ともに高温になるほど

押し出し圧力が低く、ポンチ・ストロークが大きく、このため押し出し中の加速度は小さくなっている。Fig.1 および 2

Fig.1 The relation between extrusion pressure and temperature for 13Cr stainless steel. $R=9.6$, $v_{\max}=8.8\text{ m/sec}$.

Fig.2 The relation between extrusion pressure and temperature for 18-8 stainless steel. $R=9.6$, $v_{\max}=8.8\text{ m/sec}$.

は押し出し開始時に生ずるポンチ圧力の最大値を $P_{\max}$ とし、さらにストローク曲線において押し出し完了を $ds/dt=0$ とした際の圧力を最小値 $P_{\min}$ として、それぞれ写真上から読み取り、さらにその押し出しにおける平均押し出し圧力 P_{cal} もあわせて温度に対してプロットした結果を示す。13Cr および 18-8 鋼ともに P_{cal} は $P_{\max}$ と $P_{\min}$ の中間にあつて、機械が発生したエネルギーがほぼ計算値⁽⁵⁾に等し

いことが実際の押し出しからも推察出来る。押し出し圧力は高温になるほど低く、同一温度では 13Cr 鋼よりも 18-8 鋼の方が高い。13Cr 鋼は約 850°C において、 $\alpha \rightleftharpoons \gamma$ ともなう押し出し圧力の遷移が認められるが、900°C 以上の γ 相の温度域では、押し出し圧力を P 、温度を絶対温度 T_K とすると (1) 式のような関係がある。

$$P = A \cdot \exp(6.4 \times 10^3 \cdot T_K^{-1}) \quad (\text{kg/mm}^2) \quad (1)$$

しかし、18-8 鋼については、 P は T_K に対してはほぼ比例して減少するのみで、(1) 式で示すような一般の指数関係は認められない。

2. 押し出し圧力と押し出し比との関係

13Cr 鋼の最適加工温度を 1000°~1100°C と推定して、この温度における押し出し圧力と押し出し比との関係をしらべ

Photo.3 Punch pressure and stroke curves of 13Cr stainless steel at 1100°C. Pressure scale: (a)~(c) 30.25 kg/mm²/div., (d) 60.5 kg/mm²/div. Stroke and time scales are the same as in Photo.1.

Photo.4 Punch pressure and stroke curves of 18-8 stainless steel at 1100°C. Pressure scale: (a)~(c) 29.0 kg/mm²/div., (d) 58.0 kg/mm²/div. Stroke and time scales are the same as in Photo.1.

た。Photo.3 および 4 はそれぞれ 13Cr および 18-8 鋼を温度 1100°C で種々の押し出し比で加工したときのポンチ圧力およびストローク-時間曲線を示す。両者ともに、 R が小さい場合には押し出しが進行するとともにポンチ圧力は水平かまたは極めてわずかな減少するのみであるが、 R が大きくなるとポンチの進行とともに不連続、かつ急速に減少する。Fig.3 および 4 は $P_{\max}$ 、 $P_{\min}$ および P_{cal} を $\ln R$

Fig.3 Extrusion pressure vs. extrusion ratio at 1100°C for 13Cr stainless steel.

に対してプロットした結果を示す。高速衝撃押し出しの特徴は、測定されたポンチ圧力には塑性変形による圧力のほかに、(2)および(3)式で示すような慣性抵抗 P_R および慣性引抜き力 P_D が作用していることである⁽⁷⁾⁽⁸⁾。

$$P_R = \frac{1}{2g} \rho (R \cdot v)^2 \quad (2)$$

$$P_D = \frac{1}{g} \rho R^2 a \cdot x \quad (3)$$

ここで x 、 v および a はそれぞれポンチのストローク、速度ならびに加速度、 ρ は材料の密度、 g は重力加速度である。 P_R は $(R \cdot v)^2$ すなわちダイス穴を通過する材料の速度の二乗に比例して増大する。したがって、 P_R の最大は押し出し開始時の $v_{\max}$ のときで、 $v=0$ つまり押し出し完了時には零である。これに対して P_D は a が負であるから、ポンチ圧力を減少させるように働く。 P_D の最大は x が最大を示す押し出し完了時で、押し出し開始時には零となる。また P_R および P_D ともに材料の密度が大きい場合にはさらに効果的に作用する。(2)および(3)式において、押し出し中 a が一定であるとする $a = v^2/2x$ であるから、両者の最大

(7) J.F. Wallace: J. Inst. Metals, **90** (1961-62), 38.

(8) 河田, 竹内, 隈部: 塑性と加工, **4-24** (1963), 877

Fig.4 Extrusion vs. extrusion ratio at 1100°C for 18-8 stainless steel.

値は等しいことになる。Fig.3 および 4 において P_{0max} および P_{0min} とあるのは以上のような衝撃押し出しにおける力学的な圧力を考慮に入れた値を記入した。その結果、 P_{max} 、 P_{min} および P_{cal} はつぎに示すような関係にあることがわかる。

$$P_{max} = A \ln R + \frac{1}{2g} \rho (Rv_{max})^2 + B \quad (4)$$

$$P_{min} = A' \ln R - \frac{1}{g} \rho R^2 a x + B' \quad (5)$$

$$P_{cal} = a \ln R + b \quad (6)$$

上式における A 、 A' 、 a および B 、 B' 、 b は常数で、その値を Table 2 に示す。

Table 2 Extrusion constants of 13Cr and 18-8 stainless steels at 1100°C.

Materials	13Cr steel		18Cr-8 Ni steel	
P_{max} : from eq (4)	$A = 43.5$	$B = 21$	$A = 49.1$	$B = 23$
P_{min} : from eq (5)	$A' = 39.5$	$B' = 20$	$A' = 47.8$	$B' = 19$
P_{cal} : from eq (6)	$a = 34.3$	$b = 17$	$a = 42.2$	$b = 24$

3. 異形材の押し出し

実用上の押し出しを考えた場合、押し出し材の断面形状は目的、対象物によつてそれぞれ異なる。前述した実験はすべて丸棒の押し出しであつたが、代表的な断面形状について P_{cal} を求めた。Table 3 は $R=10$ を目標として、ダイス形状が異なる場合の押し出しの結果を示す。表でもわかるように、種々の断面形状をもつ場合でも P_{cal} はほぼ等しいことがわかる。しかし、断面が Type C の場合には、押し出し材の流動速度が場所によつて異なるため、棒は底面側に彎曲する。この結果は当然予想されることであつたが、実際の工具設計においては留意すべき点である。

Table 3 Extrusion pressures of 13Cr stainless steel deformed through various forms of die at 1100°C.

Extrusion type	A	B	C	D
Die section				
Extrusion ratio	9.6	9.8	10.8	10.7
P_{cal} (kg/mm²)	118	117	129	116

4. 押し出し材の性質

本実験における押し出し材は一部をコンテナ中に残して、押し出し棒は空冷される。Fig.5 および 6 は $R=9.6$ で各種

Fig.5 The mechanical properties of 13Cr stainless steel extruded at various temperatures. $R=9.8$.

Fig.6 The mechanical properties of 18-8 stainless steel extruded at various temperatures. $R=9.8$.

の温度で加工した加工材の引張りによる機械的性質を示す。13Cr 鋼については 800°C を境にして、高温側では強度は大であるが伸び、絞りが高い、低温側では強度は小さいが伸び、絞りが大きい。他方、18-8 鋼は高温押し出し材は引張り強さは低下し、伸びおよび絞りは逆に増大する傾向を示す。Photo.5 および 6 は代表的な顕微鏡組織とし

(a) 700°C Extruded (x300) (b) 1100°C Extruded (x75)
Photo.5 Microstructure of extruded 13Cr stainless steel. $R=9.6$.

(a) 700°C Extruded (x120) (b) 1100°C Extruded (x120)
Photo.6 Microstructure of extruded 18-8 stainless steel. $R=9.6$.

て 700°C および 1100°C で加工した材料の組織を示す。13Cr 鋼は 700°C ではフェライトの加工組織を、900°C 以上ではマルテンサイト組織で、とくに高温加工材においては母相オーステナイト粒が観察される。18-8 鋼についてはこの温度域ではいずれも明りようなオーステナイト相で、加工温度とオーステナイト粒度にはよい相関性が認められる。この結果は 13Cr、18-8 ともに高温加工材になるほど引張り強さが低下しているのによく対応する。

IV. 考 察

13Cr 鋼および 18-8 鋼の高温押出しに関する直接的な研究はあまり行なわれていないが、高温での機械的性質、とくに变形抵抗については池島⁽⁹⁾、Cook⁽¹⁰⁾、および井上⁽¹¹⁾によつて、温度およびひずみ速度の影響などが調べられている。彼らの報告によれば、13Cr 鋼の变形抵抗と温度との間には (1) 式で示したと同様な関係式が成立することが認められている。他方 18-8 鋼についてはこの関係式を満足せず、变形抵抗 Y は温度 T_K との間にはほぼ直線的な関係にあるとされている。衝撃押出しにおけるポンチ圧力および平均押出し圧力は前述した变形抵抗の挙動と定性

的に等しい温度依存性を示すことが明らかになった。この結果は (4)~(6) 式の常数、 A 、 B は主として材料の变形抵抗によつて定まる値であるから当然の結果である。

押し出し比と押し出し圧力との関係については、 R が比較的小さい場合には静押しの場合と同様に、押し出し圧力は R の対数に比例して増大する。しかし押し出し速度が大きく、かつ R も大きくなると、 P_{max} は著しく増大し、 P_{min} は逆に減少する。この結果は工具設計においては重要な因子であり、その場合には加工速度を加味した設計が要求される。力学的な作用を補正したポンチ圧力は押し出しの進行とともに P_{0max} から P_{0min} に減少する。この理由としては (1) 押し出し速度が低下するのに比例して平均ひずみ速度が減少する場合⁽¹²⁾。(2) ビレットとコンテナとの間に働く摩擦力が減少する場合⁽¹³⁾。(3) 押し出し変形による発熱温度上昇のため、ビレットの变形抵抗が低下する場合、などが考えられる。この中、第三の温度上昇については、高速押し出しでは変形熱がビレットの未変形部側に流れるよりも、ポンチ速度の方が速いため、押し出しが進行するとともにビレット温度が漸次上昇するような現象は生じないと考えられる。河田ら⁽¹²⁾は鋼の熱間押し出しにおいて、ポンチ圧力の変化を (1) にあげたポンチ速度の低下によるとして、(7) 式を用いて解析した。

$$P_0 = \alpha v^n \quad (7)$$

ここで α および n は常数である。押し出し加工における平均押し出しひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は、コンテナの径を D とすると、(8) 式であたえられている⁽¹⁴⁾。

$$\dot{\epsilon} = \frac{\rho v}{D} \ln R \quad (8)$$

したがって、(7) 式における n は押し出し変形のひずみ速度に依存する常数である。それゆえ、(7) 式を用いてポンチ圧力の変化を解析して得られた n の値は、引張りまたは圧縮などの試験から求められた値と一致することになる。著者はさきに Al⁽⁵⁾ および Cu⁽⁶⁾ の押し出し実験において、上述のような関係が比較的良好に一致することを確認したが、河田ら⁽¹²⁾も同様に鋼においても認めた。そこで、Photo.1 および 2 に示したポンチ圧力およびストローク曲線について、押し出し中の加速度を一定として、(9) 式にしたがつて解析した。

$$P = \alpha v^n + \frac{1}{2g} \rho (Rv)^2 - \frac{1}{g} \rho R^2 a x + b \quad (9)$$

その結果、各温度において求められた n の値を Fig.7 に示す。 n の値は 18-8 鋼よりも 13Cr 鋼の方が大きく、さらに高温になるほど大きい値を示す。しかし、引張り⁽¹¹⁾、圧縮⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾ さらに振り試験⁽¹⁵⁾ などから求められた値と比較すると著しく小さく、とくに高温になるほど両者の差が大き

(9) 池島：本誌，17(1953)，A-1，25，55。

(10) P.M.Cook: *Proc. of the Conf. on the Properties of Materials at High Rate of Strain*, Inst. Mech. Eng., (1957), p.87.

(11) 井上：鉄と鋼，41(1955)，506，593，869。

(12) 河田，鈴木，武内，池田，隈部：鉄と鋼，50(1964)，1132。

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

(14) P.Feltham: *Metal Treat. Drop. Forg.*, 23(1956)，440。

(15) 作井，中村，大宝：塑性と加工，7-63(1966)，167。

Fig.7 A comparison of strain rate exponents obtained in several kinds of deformation test.

くなる。この原因は後述するようなビレットとコンテナとの間に働く摩擦力のためと考えられる。

一般に押し速度が一定のとき、ポンチ圧力 P_0' は摩擦係数を μ とすると (10) 式で表わされる⁽¹³⁾。

$$P_0' = P_0'' \left(1 + \frac{4\mu L}{D} \right) \quad (10)$$

ここで P_0'' は摩擦によらないポンチ圧力、 L はビレット長さ、 D はコンテナの直径である。したがって、ポンチストローク x が進むと L は減少して P_0' は小さくなる。前述した (9) 式の解析においては、この摩擦力を無視して $P_0' = P_0''$ として、摩擦力の減少を速度の変化として n を評価したことになる。鉄鋼の熱間押し加工はガラスなどの潤滑剤を用いないかぎり μ が大きくなり、加工は極めて困難になる⁽¹⁶⁾。いま $\mu > 0$ でかつ押し中は一定であるとする、(10) 式にしたがつてポンチが進行すると摩擦力が減少する。この場合にはポンチ圧力の変化を速度のみの変化として解析するならば、 n の値を過大に見積ることになる。つぎに $\mu > 0$ であるが、押しとともに変化する場合を考える。本実験を含めて通常の熱間押しは、この場合で、一般には L の減少とともに μ が増大する。したがって $\mu L = \text{一定}$ の場合には (9) 式の解析に関するかぎり、摩擦力は無視される。しかし押しが進行して μ が μ' に、 L が L' となったとき、 $\mu L > \mu' L'$ では n を過大に、逆に $\mu L < \mu' L'$ の場合には n の値を過小に見積ることになる。さらに極端な場合として、 $\mu L \ll \mu' L'$ では、 n の値は負になる場合すらある。Fig.7 で示した n の値については $\mu L < \mu' L'$ の場合である。摩擦力については Photo.1~4 で示したポンチ圧力曲線を見ればわかるように、押し中には局所的な焼つき (stick slip) を思わせる不連続が認められ、その傾向は高温押しほど著しく現われている。

前述した摩擦の問題は、実際に部品を成形する場合に極めて大きい問題となる。この対策として、鉄鋼の押しで

はほとんどガラス潤滑が採用されている⁽¹⁶⁾ が、衝撃押しにおいても十分な配慮が必要である。工具設計において考慮すべき点としては材料の変形能の観点⁽¹⁵⁾ から、加工温度は $1000^\circ \sim 1100^\circ \text{C}$ とすると、ポンチに加わる圧力を 120 kg/mm^2 にとどめるためには押し比としては 10 以下にしなければならない。このときの押し効率は約 $9 \text{ cm}^3/\text{ton-m}$ である。 R を小さくしてポンチ圧力を低めたり、エネルギー効率を高めようとすると、特定の形状部品に対しては、ポンチストロークを必要以上に大きくすることになり、機械固有の工具ストロークから制限を受けることにもなる。その他コンテナと成形部品の各断面の重心が不一致で、流れ速度に差が生ずる場合には成形品が彎曲するため、工具設計には特別の配慮が必要である。しかし、エネルギー効率に対しては断面形状の因子は $R=10$ までは考慮の必要がない。

押し材は 13Cr 鋼の場合、 900°C 以上で加工すると微細なオーステナイトを母相としたマルテンサイトであった。この組織は加工後空冷されているが、オーステナイト粒での保持時間が短いため、いわゆる鍛造焼入れと同様な状態にある。

V. 結 言

高速衝撃押し加工によつて、13Cr 鋼のタービン用部品を成形する際、工具設計に必要な基礎的資料を得るため、13Cr 鋼を 18-8 ステンレス鋼と対比しつつ、高温での押し特性をしらべた。実験結果を要約するとつぎのとおりである。

(1) 13Cr 鋼の高温での押し圧力は約 850°C で $\alpha \rightleftharpoons \gamma$ のために不連続に変化するが、 γ 相では絶対温度の逆数に比例して高温になるほど低下する。これに対して 18-8 鋼では高温になると直線的に低下するのみである。

(2) 両材料ともに押しポンチ圧力は、押し比が小さい場合には押し比の対数に比例して増大するが、押し比が約 10 以上では力学的慣性力が働き、最大ポンチ圧力を高める。

(3) 押し中のポンチ圧力の変化を力学的慣性力を補正し、さらにポンチ速度の依存性として解析したが、変形速度の依存常数としては著しく小さい値を示した。

(4) 13Cr 鋼の最適押し条件は温度 1100°C 、押し比 10 以下で加工することである。この場合には工具に加わる最大圧力は 120 kg/mm^2 、エネルギー効率は $9 \text{ cm}^3/\text{m}$ であった。

(5) 前記の押し条件では、ダイスの断面形状がエネルギー効率に対してほとんど影響しない。しかしコンテナとダイスの相対的な形状の違いから押し材に流動速度の差が生ずる。このような成形品が著しく彎曲するから注意が必要である。

終りにのぞみ、有益な御討論を賜った東北大学金研 田中英八郎教授、東京工業大学 中村正久助教授、日立中研 小林 勝博士ならびに実験に協力願った黒沢哲男、井上吉弘氏らにあわせて深く感謝の意を表す。

(16) たとえば川村：金属学会会報，3(1964)，18。