炭素鋼及びステンレス鋼の冷間鍛造における
圧縮変形抵抗特性品川 一成*・石川 孝司*²・細井 祐三*²Compressive Flow Stress Characteristics of Carbon Steels and Stainless
Steels during Cold Forging

Kazunari SHINAGAWA, Takashi ISHIKAWA and Yuzo HOSOI

Synopsis :

Flow stress-strain curves of material are necessary in numerical analysis, such as finite element analysis, of cold forging process. The behaviors of compressive flow stress-strain in carbon steels and stainless steels at various temperature in the range of cold forming are studied by static and dynamic upsetting tests. In the experiments, the stress-strain of ferritic stainless steel shows similar curves with that of carbon steel in the temperature range from 30 to 200°C. Work-hardening behavior of austenitic stainless steel is more significantly affected by deformation temperature than those of carbon and ferritic stainless. From the results of experiments, the flow stress is formularized as a function of strain, strain rate and temperature. The validity of this equation is examined through the comparison between load measured in upsetting test and that obtained by numerical simulation.

Key words : flow stress ; cold forging ; carbon steel ; stainless steel ; numerical analysis.

1. 緒 言

冷間鍛造は、近年急速に利用範囲が拡大しており、より複雑な製品形状への適用あるいは精密鍛造に代表されるような製品に対するより高い寸法精度が要求され、また、時代の流れとして、多品種少量生産を課せられるようになってきた。それに伴い、工具設計の手間とコストを省くため、近年、CADの一環として有限要素法による数値解析手法を利用して、加工中の変形過程を理論的に解明しようとする多数の試みがなされてきている¹⁾。その際材料の特性を表す変形抵抗のデータが必要となる。

このデータシートを作成するときには次のようなことに留意しなければならない。油圧プレス等の低速な材料試験機を用いた準静的な加工では素材内の塑性仕事によって発生する熱は放散してしまい、素材自身はほとんど温度上昇しない。それに対し、実際の生産現場では、加工速度が速く、高歪み域まで連続的に変形されるので、変形抵抗は歪み速度に依存して増加するとともに、素材内部での熱の蓄積による温度上昇のための軟化が起ることになる。従ってこのような実加工条件下での解析で

用いる変形抵抗には、歪み、歪み速度、温度の影響が考慮されていなくてはならない。

しかし、これまでの多くの研究では、測定された応力-歪み曲線が低歪み速度で低歪みの範囲であったり²⁾、高歪み速度の場合でも温度状態は試験温度の初期値だけ示されているだけで不明瞭であったりする³⁾。このような中で最近、高温で、高歪み域まで測定可能な小坂田らの提案した端面拘束圧縮法⁴⁾⁵⁾を利用し、各種鋼材のデータシートを作成する共同作業が進行中である⁶⁾。しかし、これはおもに炭素鋼のデータであり、ステンレス鋼についての測定例はほとんどない。ここで、炭素鋼、フェライトステンレス鋼、オーステナイトステンレス鋼を考えると、これらは結晶構造、組織、化学成分などの違いから、変形抵抗の歪み硬化性や温度依存性が大きく異なっていると考えられる。そこで本研究では、これらの鋼種について冷間の温度範囲で試験温度を変えて、油圧プレスをを用いた静的据込み試験と、機械プレスをを用いた動的据込み試験を行い、変形抵抗を測定し、これらの鋼種の応力-歪み曲線に及ぼす温度の影響を調べた。そして、冷間鍛造過程の数値解析にただちに適用できるようにそれぞれの変形抵抗式を定めた。また、これらの変形

昭和 62 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 63 年 12 月 12 日受付 (Received Dec. 12, 1988)

* 名古屋大学大学院 (Graduate School, Nagoya University, Furo-cho Chikusa-ku Nagoya 464)

*² 名古屋大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Nagoya University)

抵抗式を剛塑性有限要素法 (FEM) と差分法 (FDM) を用いた変形と熱伝導を連成させた据込み加工の解析⁷⁾に組み込み、加工荷重の推算を行い、それと本実験で得られている荷重との整合性も確かめた。

2. 実験方法

2.1 供試材

供試材は、炭素鋼として C1 材 (機械構造用炭素鋼 S35C), C2 材 (冷間圧造用炭素鋼 SWRCH15A), フェライトステンレス鋼として F1, F2 材, オーステナイトステンレス鋼として A1 材 (SUS316), A2 材を用いた。化学組成を Table 1 に示す。F1 は熱間鍛造した丸棒状の材料を 900°C, 1h 溶体化処理した。F2 は熱間圧延した材料を, 1300°C, 0.5h でフェライト単相化し水冷した。A2 材は熱間鍛造した丸棒状の材料を 1000°C, 0.5h 溶体化処理した。熱処理後、いずれの試料も直径 ϕ 11.2mm, 高さ 16.8mm の円柱状試片 (高さ/直径=1.5) に機械加工した。

2.2 試験法

据込み試験は高温、高速度でも適用できる、日本塑性加工学会推奨による端面拘束圧縮法⁴⁾⁵⁾に基づいて行った。この方法は冷間据込み試験用工具として基準となっている同心円溝付き耐圧板を用いて、(高さ)/(直径)=1.5 の試験片を圧縮し、その時の荷重と圧下率の測定値を、あらかじめ解析で得られている荷重-応力、圧下率-歪みの関係を利用して応力-歪みの関係に変換するものである。

2.3 実験装置および実験条件

静的据込み試験では、容量 300 tf の油圧式圧縮試験機を用い、据込み速度は変形熱による温度上昇が起こらないよう、目安を 0.5 mm/min において (歪み速度 $\dot{\epsilon} = 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ 程度) はほぼ一定速度になるようにした。試片の加熱は、圧板の側壁面に市販のマントルヒーターを巻き付け、その間にはさんで圧板からの熱伝導を利用して加熱した。その際試片側面に熱電対を付け、それにより試験温度を調節して試験を行った。加熱には 5 min 程度、加工に 10 min 程度かかり、加工中は $\pm 2^\circ\text{C}$ の範囲で等温を保った。試験温度は室温、50°C から、350°C

まで 50°C ごとに変えた。変位の測定はオンラインダイヤルゲージで、荷重の測定はプレスラム下面にロードセルを装着して行った。

動的据込み試験では、容量 110 tf, 毎分のストローク数が 50 s.p.m. のクランクプレス (初期歪み速度 $\dot{\epsilon} = 15 \text{ s}^{-1}$ 程度) を用いた。試片の加熱は静的据込み試験と同様である。試験初期温度は室温、50°C から 300°C まで 50°C ごとに変えた。変位の測定は渦電流式非接触変位計を用い、荷重はロードセルを用いてそれぞれの信号を A/D 変換器を通してコンピューターに取り込む高速サンプリングシステムを用いて行った。試片はそれぞれの試験で約 70% まで圧縮加工した。

3. 実験結果

Fig. 1 に試験結果を示す。実験結果は 50°C ごとに求められているが、図が錯綜するので 100°C ごとの結果を示した。動的試験では歪み速度が大きいので、変形抵抗は静的試験で得られるものより高くなっている。また、静的試験においては試片の塑性仕事による発熱は試験速度が遅いため刻々工具側に流出するので、応力-歪み曲線における温度状態は一定であるが、動的試験の場合は試験速度が速いため発生熱が試片内に蓄積し、各温度とも初期温度より上昇している。そのため高歪みになるにしがたい、見かけ上、歪み硬化が小さくなりむしろ軟化しているようにみえる。この動的試験における加工にともなう軟化の程度は炭素鋼はあまり大きくなく、変形抵抗はわずかに低下していくだけであるが、フェライト鋼の場合は程度が大きく、特に室温での変形抵抗は一度ピークをむかえてから大きく軟化している。また、オーステナイト鋼の場合は、低歪み域では静的試験の場合と同様加工硬化が大きいが歪みが大きくなると加工硬化が急激に弱まり、変形抵抗はほぼ一定になる。

4. 考 察

4.1 動的据込み試験における温度上昇の予想および変形抵抗-歪み-温度の3次元表示

静的試験で得られた変形抵抗曲線をフェライトステンレス鋼を例にとって変形抵抗-歪み-温度の3次元表示を

Table 1. Chemical compositions (wt%).

Steel	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Al
C1 (S35C)	0.35	0.19	0.66	0.019	0.016	—	—	—	0.023
C2 (SWRCH15A)	0.16	0.06	0.71	0.015	0.012	—	—	—	0.020
F1	0.004	0.01	0.01	0.001	0.001	5.18	35.35	0.01	0.032
F2	—	<0.05	<0.01	—	—	6.90	23.92	—	0.010
A1 (SUS316)	0.035	0.48	1.07	0.024	0.001	12.05	17.36	2.40	—
A2	0.003	0.03	0.016	0.001	0.001	16.96	23.15	<0.01	0.047

Fig. 1. Flow stress-strain curves at each test temperature by hydraulic press (solid lines) and mechanical press (broken lines).

Fig. 2. Flow stress-strain curves (a) at various temperature by hydraulic press, (b) corrected by temperature rise by mechanical press and (c) modified at an interval of 50°C by mechanical press.

すると Fig. 2(a) のようになる。この図は歪み速度 $\dot{\epsilon} = 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ レベルでの一つの変形抵抗曲面と考えることができる。等歪みの点を結んだ変形抵抗-温度曲線はその歪みでの温度軟化曲線である。

一方動的試験では試験中に試片の温度が上昇するのでその補正をしなければならない。ここでは試片の塑性仕事の 90% が熱に変化するとし、熱伝導については、動

的試験は加工速度が速いため試験中素材は断熱状態であると仮定して、次式によって予測する。

$$T = T_0 + \frac{\eta}{\rho C_p J} \int_0^{\bar{\epsilon}} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} \quad \eta = 0.9 \dots \dots \dots (1)$$

ここに、 T : 温度、 T_0 : 試片の初期温度、 η : 熱変換率、 ρ : 密度、 C_p : 比熱、 J : 熱の仕事当量、 $\bar{\sigma}$: 変形抵抗、 $\bar{\epsilon}$: 相当塑性歪み。各鋼の密度、比熱は Table 2 に示した値

Table 2. Material constants for computation of temperature in compression test.

	Specific heat C_p (cal/g·°C)	Mass density ρ (g/mm ³)	Heat conductivity λ (cal/mm·s·°C)
C	0.11	7.83×10^{-3}	1.20×10^{-2}
F	0.11	7.75×10^{-3}	6.44×10^{-3}
A	0.12	8.03×10^{-3}	3.88×10^{-3}
DIES	0.11	7.83×10^{-3}	6.10×10^{-3}

を用いた。これによって予想された温度上昇をもとに動的試験での変形抵抗曲線を3次元表示すると Fig. 2(b) のようになる。歪みが大きくなるにつれ温度も上昇するので変形抵抗曲線は試験初期時の温度の位置から温度軸のプラス方向に向かってずれていく。ここで等歪みの点を結んだ変形抵抗-温度曲線について新たに 50~600°C まで等温点を 50°C ごとに線で結び直すと Fig. 2(c) のようになる。この作業により得られた変形抵抗-歪み曲線を各温度での正味の歪み硬化曲線と考える。また、これによって表された面を歪み速度 $\dot{\epsilon} = 15 \text{ s}^{-1}$ レベルでの変形抵抗曲面とする。

以下、この変形抵抗曲面を変形抵抗-歪み平面、変形抵抗-温度平面に投影し、それぞれの鋼について歪み硬化と温度軟化の様子を考察する。

4.2 各鋼の歪み硬化特性

4.2.1 静的変形抵抗-歪み曲線

静的試験の場合の変形抵抗-歪み曲線は Fig. 1 の試験結果である。炭素鋼の場合、試験温度が高くなるにしたがい変形抵抗は変化するが、歪み硬化の程度はこの温度範囲ではほぼ同じとなっている。フェライトステンレス鋼の場合は、静的試験では 200°C 以上で異常な硬化がみられるが、30~150°C までは歪み硬化の程度は同じである。炭素鋼は組織的にみるとフェライト中にパーライトが析出している混合組織ととらえることができるが、歪み硬化の特性はフェライト単相とほぼ同じと考えられる⁸⁾。

オーステナイトステンレス鋼の場合は、fcc 金属の場合にみられる第 II 領域⁹⁾が現れていると考えられる。第 II 領域は転位の集積過程であり、変形抵抗は直線硬化する。この硬化率は温度、歪み速度の依存性がない。それを過ぎると集積した転位が交差すべりにより脱出しはじめる第 III 領域となる。この領域では変形抵抗は n 乗硬化し温度と歪み速度の影響を受ける。第 III 領域の開始点は温度が高いほど低歪み側に移る。

4.2.2 動的変形抵抗-歪み曲線

動的試験において変形抵抗-歪み-温度曲面を変形抵抗-歪み平面に投影したものを F1 材について Fig. 3 に示

Fig. 3. Modified flow stress-strain curves at each temperature on mechanical press.

Fig. 4. Flow stress dependence on temperature at each strain by hydraulic press (solid lines) and mechanical press (broken lines).

す。これを見ると静的試験で得られる変形抵抗-歪み曲線における歪み硬化の傾向とはほぼ一致すると見なせる。他の鋼についても同様の結果が得られている。

4.3 炭素鋼、フェライトステンレス鋼の変形抵抗への温度の影響

C1 材、F1 材について変形抵抗曲面を変形抵抗-温度

平面に投影したものを Fig. 4 に示す。炭素鋼の場合は静的試験の場合、200°C 付近から変形抵抗が高くなっている。これは動的歪み時効のためと考えられ、動的試験の場合はそのような硬化はみられない。これは歪み速度が大きいため、高温側に移動したためと考えられる。

フェライトステンレス鋼は静的試験の 200°C 以上で異常な硬化がみられる。これは炭素鋼と同様に動的試験の場合はこの現象は現れないので動的歪み時効現象に似ている。

従来ステンレス鋼では動的歪み時効の原因である炭素、窒素がクロムと強く結びつくため自由な炭素、窒素が少なく、動的歪み時効は起きないといわれているので¹⁰⁾、この現象は新しいことと考えられる。これについての研究は続報で発表する。

またフェライト鋼の場合は 200°C 以上での異常を除いて考えると炭素鋼に比べて温度による軟化が大きい。これは Fig. 1 に示されるように動的試験における F1, F2 の室温での変形抵抗-歪み曲線の軟化が炭素鋼に比べて大きいものにも現れている。炭素鋼の温度軟化が小さいのはセメントタイトの温度軟化率がフェライトと異なるためと考えられる。

5. 変形抵抗表示式

以上の特徴をもとにして歪み、歪み速度、温度を考慮した変形抵抗式の表示を試みた。これらの式は数値解析に使用するのが目的であるため、物理的意味のある表現ではなく、おもに実験値と合うように形を決定した。しかし、各鋼種の特徴を直感的にとらえられ、単なるパラメーターの羅列ではないよう努めた。

5.1 式表示の基本的考え方

以下、

$\bar{\sigma}$: 変形抵抗 (kgf/mm²), $\bar{\varepsilon}$: 相当塑性歪み (—),

Fig. 5. Schematic illustration of flow stress-strain curves for austenitic stainless steel.

$\dot{\bar{\varepsilon}}$: 歪み速度 (s⁻¹), T : 温度 (K), とする。

5.1.1 炭素鋼およびフェライト鋼の歪み硬化

炭素鋼及びフェライト鋼は次式のような n 乗硬化則を用いる。

$$\bar{\sigma} = A + B \cdot \bar{\varepsilon}^n \quad \bar{\varepsilon} \geq 0.002 \quad \dots \dots \dots (2)$$

ここで注意することは、定数 A は降伏応力[†]を示すものではなく、広範囲の歪み域でのデータを n 乗硬化則に適合させるためのパラメーターである。この場合の降伏応力は式 (2) に $\bar{\varepsilon} = 0.002$ を代入することによって得られる。

5.1.2 オーステナイトステンレス鋼の歪み硬化

オーステナイト鋼の場合は、Fig. 5 に示すように第 II 領域は直線硬化式を用い、第 III 領域では n 乗硬化則に従うとした。

$$\begin{cases} \bar{\sigma}_1 = A_1 \cdot \bar{\varepsilon} + B_1 & \bar{\varepsilon} < \bar{\varepsilon}_1 \quad \dots \dots \dots (3) \\ \bar{\sigma}_2 = A_2 + B_2 \cdot \bar{\varepsilon}^n & \bar{\varepsilon} \geq \bar{\varepsilon}_1 \quad \dots \dots \dots (4) \end{cases}$$

ここに $\bar{\varepsilon}_1$ は第 III 領域が始まる歪みである。この遷移歪み $\bar{\varepsilon}_1$ でなめらかに接合するような条件

$$\bar{\sigma}_1 = \bar{\sigma}_2 \quad \dots \dots \dots (5)$$

$$\frac{d\bar{\sigma}_1}{d\bar{\varepsilon}} = \frac{d\bar{\sigma}_2}{d\bar{\varepsilon}} \quad \dots \dots \dots (6)$$

から式 (4) を変形すると次式が求められる。

$$\bar{\sigma}_2 = A_1 \cdot \bar{\varepsilon}_1 + B_1 \cdot \left(\frac{\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_0}{\bar{\varepsilon}_1 - \bar{\varepsilon}_0} \right)^n \quad \dots \dots \dots (7)$$

$\bar{\varepsilon}_0$ は式 (4) における $\bar{\varepsilon} = 0$ に相当する歪みであるが Fig. 5 のように定めた。すなわち、式 (7) において $\bar{\varepsilon} = \bar{\varepsilon}_0$ のとき、 $\bar{\sigma}_2 = A_1 \bar{\varepsilon}_1$ となるように決めた。この場合 $\bar{\sigma}_0$ は次式により決定される。

$$\bar{\varepsilon}_0 = \bar{\varepsilon}_1 - n \cdot \frac{B_1}{A_1} \quad \dots \dots \dots (8)$$

5.1.3 温度および歪み速度の考慮

以上の歪み硬化の式を基にそれに温度及び歪み速度の影響を考慮する。すなわち、炭素鋼、フェライトステンレス鋼については式 (2) のパラメーター A, B を、オーステナイトステンレス鋼については式 (3), (7) のパラメーター $B_1, n, \bar{\varepsilon}_1$ などを温度、歪みの関数 F とする。この F の関数形は温度についてはアレニウス型の式

$$F = a \cdot \exp(c/T) \quad \dots \dots \dots (9)$$

で表した。パラメーター a, c が歪み速度によって変化する場合にはさらに a, c に歪み速度の関数にする。

歪み速度の影響については本研究では検討しなかったもので、静的試験の場合の歪み速度 $\dot{\bar{\varepsilon}} = 1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ と

[†] 本実験では歪み 0.2% の精度はないので、応力-歪み曲線において直線から離れ始める点を降伏応力とした。ただし、重回帰分析では計算上の都合から、この点での塑性歪みを $\bar{\varepsilon} = 0.002$ としてデータ処理をする。

Table 3. Parameters in mathematical models of flow stress determined by the non-linear least squares approximation.

	C1	C2		F1	F2		A1	A2
A	-252.5	-2.9	A	440.4	102.8	a_1	4.61×10^{-2}	4.07×10^{-2}
B	304.6	37.9	D	-428.9	-104.9	c_1	302	438
C	161	211	C	-21.0	-93.3	A	182.3	177.7
n	0.0216	0.159	m_1	4.05×10^{-3}	2.88×10^{-3}	a_2	11.1	6.16
m	5.74	4.22	m_2	-10.4	-52.3	c_2	226	337
a	24.6	14.4	n_0	0.156	0.195	m	5.21	4.63
h	4.232×10^{-5}	3.757×10^{-5}	a_1	0.134	0.349	a_3	0.271	0.270
b	129	114	h_1	2.483×10^{-5}	2.685×10^{-6}	c_3	234	162
c	533	595	B_0	54.7	43.5	m_1	-6.98×10^{-2}	-6.25×10^{-2}
			a_2	13.5	22.6	m_2	107	116
			h_2	2.484×10^{-5}	1.410×10^{-4}			
			b	70	70			
			c	1107	1094			

し、動的試験の場合を $\dot{\varepsilon} = 15 \text{ s}^{-1}$ としてデータ処理する。F は単純に歪み速度の対数または m 乗に比例すると仮定する。すなわち、積 $F = C(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)^m$ または和 $F = C + m \cdot \log(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)$ の形で導入した。ここで、 $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ 。

また、各パラメーターが温度により増加減少する場合は次式のような正規分布関数を利用した。

$$F = a \cdot \exp\{-h(T - T_C)^2\} \quad (10)$$

ここで、 T_C は増加のピーク温度である。

5.1.4 パラメーターの決定法

以上のパラメーターは非線形最小二乗法により決定した。どのパラメーターを歪み、温度の関数 F にするかなどはいろいろ組合せがあるが、最小二乗和が小さくなるように選んだ。以下に決定した変形抵抗式を示す。決定したパラメーターについては、Table 3 に示してある。

5.2 変形抵抗式

5.2.1 炭素鋼

$$\bar{\sigma} = \left\{ A + B \cdot \bar{\varepsilon}^n + m \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right\} \cdot \exp \frac{C}{T} + a \cdot \exp\{-h(T - T_C)^2\} \quad (11)$$

$$T_C = b \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) + c \quad (12)$$

第 2 項は青熱脆性の項で、これは正規分布を利用した。青熱脆性のピーク温度は式のような形で温度依存性を考慮した¹¹⁾。この場合、動的試験でのピークが測定温度範囲以上だったと考えられ、定数 b は決定することはできなかった。Table 3 に示した b の値は、最小二乗法での係数決定の際に動的試験の場合のピーク温度 T_C を、C1, C2 材共に $T_C = 1073(\text{K})$ ¹²⁾ において便宜上決めた値であるが、対象とする温度 (600°C 以下)、歪み速度 (15 s^{-1} 以下) の範囲の変形抵抗を表現するにはこれで十分であると考えた。

5.2.2 フェライトステンレス鋼

$$\bar{\sigma} = A + B \cdot \bar{\varepsilon}^n$$

$$+ D \cdot \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)^{m_1} \cdot \exp\left\{\frac{C + m_2 \cdot \log(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)}{T}\right\} \quad \dots (13)$$

$$n = n_0 + a_1 \cdot \exp\{-h_1 \cdot (T - T_C)^2\} \quad \dots (14)$$

$$B = B_0 + a_2 \cdot \exp\{-h_2 \cdot (T - T_C)^2\} \quad \dots (15)$$

$$T_C = b \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) + c \quad \dots (16)$$

Fig. 4 より、歪み速度の大きいときには各歪みでの温度による軟化の割合は大きいので式 (9) の a, c に歪み速度依存性をもたせた。また、静的試験の場合の 200°C 以上の硬化を表すため n 値と B の値が正規分布に従い増大するとした。ただし、この硬化がピークを向かえた後減少するかは今回の試験では明らかではないが、最小二乗法での係数決定のため、便宜的に正規分布を用いた。同様な理由で、この硬化挙動は動的歪み時効と同じく高歪み速度では高温側に移動すると仮定した。この場合、 T_C を F1, F2 材共に静的試験 ($\dot{\varepsilon} = 1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$) のときは $T_C = 623(\text{K})$ 付近、動的試験 ($\dot{\varepsilon} = 15 \text{ s}^{-1}$) のときは $T_C = 1273(\text{K})$ ¹²⁾ において各係数を定めた。

5.2.3 オーステナイトステンレス鋼

$$\bar{\sigma} = A \cdot \bar{\varepsilon} + B + m \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \quad \left\{ \begin{array}{l} \bar{\varepsilon} < \bar{\varepsilon}_1 \quad \dots (17) \\ \bar{\sigma} = B \cdot \left(\frac{\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_0}{\bar{\varepsilon}_1 - \bar{\varepsilon}_0}\right)^n + A \cdot \bar{\varepsilon}_1 + m \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \\ \bar{\varepsilon} \geq \bar{\varepsilon}_1 \quad \dots (18) \end{array} \right.$$

$$\bar{\varepsilon}_0 = \bar{\varepsilon}_1 - n \cdot \frac{B}{A} \quad \dots (19)$$

$$\bar{\varepsilon}_1 = a_1 \cdot \exp\left(\frac{C_1}{T}\right) \quad \dots (20)$$

¹²⁾ これらの温度は実際にはもっと低であろうが、計算上の都合でひずみ速度 $\dot{\varepsilon} = 15 \text{ s}^{-1}$ では硬化がまったく現れないようにするため高い温度を設定した。

Fig. 6. Comparison of flow stress between calculated from the determined equation (solid lines) and obtained by experiment (broken lines) in various strain, temperature and strain rate.

$$B = a_3 \cdot \exp\left(\frac{C_2}{T}\right) \quad \dots\dots\dots (21)$$

$$n = a_3 \cdot \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{m_1} \cdot \exp\left\{\frac{C_3 + m_2 \cdot \log(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)}{T}\right\} \quad \dots\dots\dots (22)$$

第Ⅱ領域の直線の傾き A は温度、歪み速度に存在しないとし、一定とした。第Ⅲ領域では n 値が温度増加により減少する。この減少率は歪み速度が大きくなると小さくなるので式(22)のようにした。第Ⅲ領域の開始歪み ϵ_1 は温度が増加すると低歪み側に移動するので式(20)のようにした。

5.3 変形抵抗式の3次元表示

以上、決定した式より計算した値と実験値を C1, F1, A1 材について Fig. 6 に示す。よい一致がみられることがわかる。なお、A1 材については動的試験の場合、30°C 付近での高歪み域のデータが少ないため、その付近への外挿が大きくなっていると考えられる。しかし、高歪み速度の加工では室温での加工でも変形抵抗曲線は

この歪み範囲に達する前に温度上昇によって高温側にずれていくので実用上問題はない。

動的変形抵抗の曲面は実験で得られた変形抵抗-歪み曲線を基に、温度上昇を断熱上昇として予想したものであるが、動的歪み時効などの異常を除けば静的変形曲面と類似した結果が得られた。

6. 据込み加工荷重の推算と実験との整合

ここでは決定した変形抵抗式を実際に数値解析に組み込み、油圧プレスと機械プレスによる据込み加工の解析を行った。これはすなわち本実験における端面拘束圧縮試験のシミュレーションでもあり、従って、各鋼の変形抵抗式の同定が適当ならば、それを組み込んだ解析から計算した加工荷重と、本実験で得られている荷重とは一致するはずである。以下でその整合性を調べた。

6.1 解析方法の概要

本解析では、変形解析に小坂田、森らの開発した圧縮性材料の塑性力学に基づいた剛塑性有限要素法¹²⁾を用

Fig. 7. Mesh of FDM and FEM analyses on workpiece and die.

いた。また、機械プレスでの加工時の温度上昇を考慮するための熱伝導解析には、差分法を用いた。その際には剛塑性有限要素法によって計算された塑性変形仕事の90%が熱エネルギーに変化するものとし、差分法によって熱伝導を計算し温度分布を求めた。この場合、温度を変形抵抗に反映させるために、変形解析の1ステップの計算が終了するごとに温度の解析をし、その結果から次のステップの変形抵抗の値を定めた。本実験で同定した変形抵抗式はその際に用いた。

熱伝導計算で用いた各鋼と工具の物性値は Table 2 に示してある。また、機械プレスでの加工についての時間経過は、ラムの時間-変位実測値から得られた次式を用い、これより逆算して求めた。

$$H = a \cdot \sin^2(bt) \quad \dots\dots\dots (23)$$

$$a = 74485 \quad b = 1.2478 \times 10^{-4}$$

ここに、 H : 変位 (mm), t : 下死点基準の時間 (ms) 要素分割を Fig. 7 に示す。

6・2 解析結果

Fig. 8 に本解析の荷重の計算値と、端面拘束圧縮による実験で得た荷重とを比較した例を C1 について示す。本解析結果は実験値とよく一致し、これは変形抵抗式が妥当であることを示していると考ええる。

7. 結 言

炭素鋼、フェライトステンレス鋼、オーステナイトステンレス鋼の変形抵抗への温度の影響を調べた。この結果次のことがわかった。

①炭素鋼とフェライト鋼は組織が類似しているため歪み硬化、温度軟化の傾向は基本的に同じである。すなわち歪み硬化のぐあいは温度によってほとんど変化しな

Fig. 8. Upsetting load on hydraulic press and mechanical press.

い。また、両者とも動的歪み時効などの特異な現象が付加される。

②オーステナイト鋼の場合、炭素鋼、フェライト鋼と比べ結晶構造の違いから歪み硬化、温度軟化の傾向は大きく異なる。すなわち、室温では歪み硬化が著しいが、温度が高くなるにつれ急激に歪み硬化の割合は小さくなる。

また、これらの特徴を考慮して変形抵抗式を表した。この変形抵抗式を組み込んだ据込み加工の解析によって得られた荷重の計算値は、実験結果とよく一致し、整合性を確認できた。従って、このようにして求めた式はただちに数値解析に組み込むことができ、冷間鍛造解析に有用であると考ええる。

文 献

- 1) 小坂田宏造, 小林史朗: 塑性と加工, **27** (1986), p. 19
- 2) 工藤英明, 佐藤 清, 沢野岩吉: 塑性と加工, **6** (1955), p. 499
- 3) 橋爪 伸: 塑性と加工, **4** (1963), p. 733
- 4) K. OSAKADA, T. KAWASAKI and K. MORI: Ann. CIRP, **30** (1981), p. 135
- 5) 加藤 隆, 品川一成: 塑性と加工, **30** (1989), p. 1030
- 6) 戸澤康壽: 第2回日中冷間鍛造シンポジウム論文集 (1987), p. 25
- 7) 加藤 隆, 赤井正司, 戸澤康壽: 塑性と加工, **28** (1987), p. 791
- 8) 田村今男: ステンレス鋼便覧 (長谷川正義監修) (1973), p. 118 [日刊工業新聞社]
- 9) 鈴木秀次: 金属の強さ (1972), p. 20 [アグネ]
- 10) 大矢根守哉, 小坂田宏造, 田中日出樹, 宮永聡明: 塑性と加工, **9** (1968), p. 606
- 11) 大森正信, 吉永芳豊: 塑性と加工, **8** (1967), p. 297
- 12) K. MORI, K. OSAKADA and M. FUKUDA: Int. J. Mech. Sci., **25** (1983), p. 775