Cu, Mg を含む Al-Zn 共析系超塑性合金のせん断 応力に及ぼす切削速度の影響

鈴木 正光*・大島 郁也*
吉田 武美**・柴田 孝夫*

Influence of cutting speed to the shear stress of Al-Zn eutectoid
superplastic alloy containing Cu and Mg

UDC 669.715'5'3'721:621.91:539.415

SUZUKI Masamitsu*, OHSHIMA Ikuya*
YOSHIDA Takemi** and SHIBATA Takao*

A wet, orthogonal and slow speed machining test was performed to determine an independent effect of cutting speed on the shear stress. The test meets the requirements of constant temperature and freedom from a built-up edge. The stress τ_s on the shear plane (kgf/mm^2) are expressed as a function of the cutting speed V (mm/min) or the shear strain rate $\dot{\gamma}$ (sec^{-1}).

$$\tau_s = \tau_1 V^n \quad (1)$$

$$\tau_s = \tau_1' \dot{\gamma}^m \quad (2)$$

Where, τ_1 : Shear stress when V is 1 mm/min, τ_1' : Shear stress when $\dot{\gamma}$ is 1 sec^{-1} , n : Exponent of cutting speed sensitivity, and m : Exponent of shear strain rate sensitivity. If $\dot{\gamma}$ in equation (2) is assumed as shown in equation (3), m equals n .

$$\dot{\gamma} = V_s/t_1 \quad (3)$$

Where, V_s : Shear speed on the shear plane (mm/sec), and t_1 : Depth of cut (mm). n and m in equations (1) and (2) are changed in the range from 0.052 to 0.092 with the rake angle of the tool and the depth of cut.

(Received October 6, 1976)

1. 緒 言

近時 Al-Zn 共析系超塑性合金の利用度の増加に伴い、その物理的諸性質¹⁾、超塑性現象機構²⁾、塑性加工の最適条件³⁾、特殊元素の添加による強化⁴⁾および表面処理による耐摩耐食性の向上⁵⁾などの研究が広く行なわれている。特に Cu, Mg を含む Al-Zn 共析系超塑性合金はより高い安定した強度を要する複雑な形状の製品材料として用いられるだけでなく、プラスチックなどの成形用型材として開発されつつあるので、塑性加工に併せて切削加工も必要となつてきた。しかし切削に関する報告⁶⁾は極めて少ない。

一般に上記超塑性合金の成形加工における加工速度(またはひずみの速度)および加工温度の変形抵抗に及ぼす影響についての研究はかなり進んでいるが、切削加工の場合については不明な点が多い。本報ではその一段階

として、室温での低速二次元切削を行ない、切削温度を一定に保つて、切削速度(またはひずみ速度)のせん断応力に及ぼす影響を求めた。

2. 供試材および実験方法

2.1 供試材

被削材として、Cu, Mg を少量含む Al-Zn 共析系超塑性合金(以後四元合金と称す)を主に使用し、Al-Zn 共析系超塑性合金(以後二元合金と称す)は四元合金との比較として用いた。

Table 1 はそれらの組成を、**Photo 1 (a), (b)** は走査型電子顕微鏡による組織写真を示す。いずれも熱間圧延後に 350℃ で溶体化処理を施したもので、粒径は四元合金で 0.2 μ 、二元合金で 0.75 μ であり、ビッカースかたさ(20 kg 荷重)はそれぞれ 142 および 60 であった。

2.2 実験方法

* 茨城大学工学部(日立市)。Faculty of Engineering, Ibaraki University (Hitachi).

** 茨城大学大学院(日立市)。Graduate School of Ibaraki University (Hitachi).

Table 1 Chemical composition (wt%).

Alloys	Al	Cu	Mg	Fe	Zn
Al-Zn-Cu-Mg	22	0.15	0.02	0.002	bal.
Al-Zn	22	0.001	—	0.002	bal.

(a) Al-Zn-Cu-Mg alloy (b) Al-Zn alloy
Photo 1 Electron micrographs ($\times 3000$)

Fig. 1 に実験装置を示す。横フライス盤のオーバーアームにバイトを固定した工具動力計を取付け、被削材をテーブル上に固定し、テーブルの送りによる低速二次元切削を行なった。動力計、ひずみ増幅器および記録計から送り方向の水平分力 F_H kgf および垂直分力 F_V kgf を求め、また同時に工具-被削材熱電対法により切削温度を測定した。

使用工具は高速度鋼 4 種 (SKH4), 16 角 $\times$ 110 mm を使い、すくい角は $\alpha = 15^\circ, 0^\circ$ および -10° の 3 種類とし、逃げ角は 8° に一定した。バイトは工具研削盤で成形した後、さらにダイヤモンドと石 (#220) により仕上研削を行ない、工具顕微鏡で刃面の研削傷およびすくい角、逃げ角を調べ、その角度誤差を $\pm 5'$ の範囲内に収めた。

切削条件は切削速度 $V = 20, 100, 500, 1000$ および 2800 mm/min の 5 種類とし、切込量 $t_1 = 0.02, 0.06$ および 0.1 mm の 3 種類とした。なお切込みは $1/1000$ mm

Fig. 1 Apparatus used for orthogonal and low speed cutting studies.

Fig. 2 Record of cutting force F_H and F_V .

のダイヤルゲージで測定しながらテーブルの昇送りを与え、一回の切削が終わるたびに検定して切込量の精度を期した。

乾式切削では刃先に Al-Zn 系合金特有の付着物すなわち逃げ面構成先²⁾ (Flank built-up) が発生し、**Fig. 2 (a)** に示すように切削力が急増し、特に F_V の増加がはなはだしく F_H よりも大きくなり、また極めて不安定になった。

このため、本実験では湿式切削を採用し、切削開始直前に JIS 1 類 1 種の切削油を工具のすくい面および被削材の表面に塗布して行なった。

3. 実験結果および考察

3.1 切削力

Fig. 3 はすくい角別に、切削速度を変化させた場合の切削力 F_H, F_V と切込量との関係を示す。

すくい角が小さいほど、また切込量が大きくなるほど F_H, F_V は当然大きくなるのであるが、 $\alpha = 15^\circ$ では、 F_H は $V = 20$ mm/min で $t_1 = 0.1$ mm の場合を除けば切削速度の速い順に大きくなっている。 F_V についても同様なことがいえるが、切削速度の影響はあまり顕著でなく F_V の値は接近している。また切込量の増加による変化もわずかで F_V の上昇の傾斜は極めて緩慢である。

$\alpha = 0^\circ$ では切削速度の影響が明瞭に表われており、速度の速い順に F_H は大きくなっている。 F_V については $\alpha = 15^\circ$ の場合と同様であるが、その上昇の傾斜はやや大きくなっている。

$\alpha = -10^\circ$ では、 $V = 20$ mm/min の場合に F_H, F_V とも一番大きな値を示し、それ以外の切削速度では F_H にはそれほどの相違は認められないが一応切削速度の速い順に大きくなっている。 F_V は $\alpha = 15^\circ$ および 0° の場合と異なり $V = 20$ mm/min の場合を除き、切削速度の影響が比較的はつきり表われており、またその上昇の傾斜は最も大きい。

このようにすくい角と切込量との組み合わせにより $F_H,$

Fig. 3 Relation between cutting force and depth of cut.

F_V は種々な様相を示すのであるが、全般的にみれば切削速度が速くなる順に切削力は大きくなっているといえる。

3.2 切削温度

Fig. 4 は室温23.6°Cにおける切削温度と切込量との関係を示す。一般に切削温度は切削速度および切込量の増加に伴って上昇し、またすくい角が小さいほど高温になっている。ただし $V = 20$ mm/min のように切削速度が極めて遅い場合には、すくい角および切込量の大小にかかわらず切削温度の上昇はほとんど認められなかった。

なおせん断応力に及ぼす切削速度だけの純粋な影響を求めるためには切削温度を常に一定に保つことが必要であるが、本実験では多少の温度差が生じた。すなわち $\alpha = -10^\circ$ で $t_1 = 0.1$ mm の場合の最高温度は40.5°Cで、室温との差は約17°になった。

切削温度が上昇すれば被削材が軟化して切削力が減少することが考えられるが、この程度の温度差では切削力に影響を及ぼさないことが実験から確かめられた。

3.3 切くずの形態

Photo 2 は切くずの形態を示す。すくい角の大小にかかわらず切込量が小さく、切削速度の遅いほど切くずの曲率半径が小さくよく巻いた形状となり、切削速度およ

Fig. 4 Relation between cutting temperature and depth of cut.

Photo 2 Forms of chips for various rake angles.

び切込量が増加するにつれて次第に直線的な切くずに移行する傾向がみられた。また **Photo 3** に示すように、切くずの長さが切削長さ（被削材の長さ）よりも長くな

Length of work: $l_1 = 100$ mm
 Length of chip: $l_2 \approx 118$ mm
 $\alpha = 15^\circ$, $t_1 = 0.06$ mm, $V = 1000$ mm/min,
 Wet cutting.

Photo 3 An example of chips with false elongation.

$\alpha: 0^\circ$
 $V: 1000$ mm/min
 (a) $t_1 = 0.02$ mm
 (b) 0.06
 (c) 0.10

Photo 4 Formation of chip at the shear plane.

る場合もあった。このようなことは実際の切削においては起こりえないことであり、このときの切くずを光線に透してみると、切くずの長手方向を横切って微細なき裂

が発生しており、無数のスリットを形成しているのが認められた。このことから被削材がもろい金属であれば針状の分断型の切くずになるはずのものが、この種の合金にみられる特性の粘さのため連なつて流出するので見かけ上の伸びを示したものと考えられる。

Photo 4 は急停止装置により切削を中断した場合のせん断部および切くずの一例を示す。本実験では切くずのほとんどが連続したせん断型であつた。

3.4 せん断角および摩擦係数

Fig. 5 は二次元切削において作用する力を示す。刃先に作用する押しならし力⁸⁾ (Indentation force) f kgf は切くずの生成および摩擦係数には無関係なので、この力の水平分力 f_h 、垂直分力 f_v を、動力計により測定された F_H, F_V からそれぞれ差引いた切削力 F_H', F_V' が切くず生成および摩擦係数に直接関係する力になる。このため F_H', F_V' を用いて摩擦係数およびせん断力を求めた。

押しならし力の水平分力、垂直分力を求めるには **Fig. 3** の F_H, F_V の線を左方へ延長し、 $t_1 = 0$ における縦線と交わる点の切削力の大きさをそれぞれ f_h, f_v とした。

つぎにせん断角 ϕ および摩擦係数 μ について検討する。

3.3 で述べたように、切くずはせん断型なので厳密にいえばせん断角は切削時にせん断の進行につれて変化するのであるが、切くずの大部分は連続しているので本報では一応流れ型切くずとして取扱い、切くずの平均厚さ t_2 mm から(1)式によりせん断角を求めた。

$$\tan \phi = r_c \cos \alpha / (1 - r_c \sin \alpha) \quad (1)$$

ここで、 $r_c = t_1/t_2$: 切削比

t_2 の測定は、流れ型とみなされる場合には切くずを定盤上に定置し、1/1000 mm のダイヤルゲージにより6点の厚さを測り、その平均値を t_2 とした。せん断型の場合には切くずを石膏で固定し、切くずに生じた凸凹を三角形とみなし、その中心までの厚さを3点について工具顕微鏡で測定し、その平均値を t_2 とした。なお後者の場合は数例について計算から求めた ϕ とせん断面の写真から

Fig. 5 Forces in orthogonal cutting.

Fig. 6 Relation between shear angle and cutting speed.

求めた ϕ とを比較してほとんど相違がないことを確かめた。

Fig. 6 はせん断角と切削速度の関係を示す。せん断角はすくい角が大きいほど大きくなり、すくい角が一定な場合には切込量が増加するほど大きくなる。また実験範囲では多少の乱れはあるが、全般的にみれば切削速度を速くしてもせん断角には著しい変化はなくほぼ一定であった。

Fig. 7 は(2)式より求めた摩擦係数 μ と切削速度との関係を示す。

$$\mu = \tan \beta = F'/N' = (F_H' \tan \alpha + F_V') / (F_H' - F_V' \tan \alpha) \quad (2)$$

ここで、 F' : すくい面上の摩擦力

N' : すくい面の垂直力

Fig. 7 によれば、 $\alpha = 15^\circ$ では $t_1 = 0.1$ mm の場合を除き、 μ は切削速度の増加につれてやや上昇気味であり、 $\alpha = 0^\circ$ では $t_1 = 0.1$ mm を除き、ほぼ一定となり、 $\alpha = -10^\circ$ ではやや上昇気味となつている。このように

Fig. 7 Relation between coefficient of friction and cutting speed.

完全には一定にならなかつたが、乾切削の場合に比べれば μ の値は小さくなり、その変動も極めて小さくすることができた。

切削速度の変化がせん断角および摩擦係数に及ぼす影響を全くなくすることはできなかつたが、切削油を使用することにより構成刃先を除去し、切削温度、せん断角および摩擦係数をほぼ一定に保つて、せん断応力に及ぼす切削速度のみによる影響を求めることができた。

3.5 平均せん断応力の切削速度依存性

ローゼンベルグ⁹⁾ は変形が室温において起これば、融点の低い金属ほどせん断力はひずみ速度の影響を激しく受けるとし、切削液を用いて切削温度を室温に保つた低速切削では、鋼(融点約 $1,350^\circ\text{C}$)はひずみ速度の影響をほとんど受けず、鉛(327°C)は著しく、アルミニウム(657°C)は鋼と鉛の間の中点であるとしている。

Al-Zn 系合金の溶融点は 500°C 程度なので当然切削速度(またはせん断ひずみ速度)の影響を受けるものと予想される。

せん断面における平均せん断応力 τ kgf/mm² はせん断力 F_S' kgf を(3)式で求め、(4)式から求めた。

$$F_S' = F_H' \cos \phi - F_V' \sin \phi \quad (3)$$

$$\tau_s = F_S' \sin \phi / b t_1 \quad (4)$$

ここで、 b : 切削幅 (mm)

Fig. 8 は τ_s と切削速度との関係をすくい角別に Fig. 9 は切込量別に示す。

Fig. 8 によれば、 $\alpha = 15^\circ$ では t_1 が大きいほど τ_s は小さくなつており、 $\alpha = 0^\circ$ では $\alpha = 15^\circ$ の場合よりも τ_s の値は接近し、 $\alpha = -10^\circ$ では $V = 20$ mm/minの場合を除きよく接近している。すなわちすくい角が大きいほど τ_s は t_1 の影響を受け、すくい角が小さくなるほど t_1 の影響は減少するといえる。

Fig. 8 Relation between shear stress and cutting speed for various rake angles.

Fig. 9 Relation between shear stress and cutting speed for various depth of cut.

Fig. 9 では $t_1 = 0.02$ および 0.06 mm の場合にはすくい角の相違にかかわらず τ_s を示す点は比較的良好に接近している。しかし $t_1 = 0.1$ mm ではすくい角による差が明瞭に表われている。なお $\alpha = -10^\circ$, $t_1 = 0.1$ mm の場合には切削速度が増加しても τ_s はほとんど変化しない。

このように τ_s はすくい角および切込量によって違った値と傾向を示すのであるが、 τ_s を示す点の大部分は両対数グラフで直線上にあるので、 τ_s と V との関係は(5)式で表わすことができる。

$$\tau_s = \tau_1 V^n \quad (\text{kgf/mm}^2) \quad (5)$$

ここで、 τ_1 : $V = 1$ mm/min のときのせん断応力 (kgf/mm²)

n : 切削速度感受性指数

Table 2 に n および τ_1 の値を示す。 n および τ_1 はす

Table 2 Values of n , τ_1 .

Rake angle	Depth of cut	n	τ_1 kgf/mm ²
15°	0.02 mm	0.066	18.5
	0.06	0.052	17.3
	0.10	0.086	10.0
0°	0.02	0.092	17.9
	0.06	0.085	—
	0.10	0.060	—
-10°	0.02	0.063	17.9
	0.06	—	—
	0.10	—	—

くい角、切込量によって相違があり、 $n = 0.052 \sim 0.092$ および $\tau_1 = 10 \sim 18.5$ kgf/mm² の範囲になった。

ローゼンベルグは鉛の切削では $\tau = \tau_1 V^{0.103}$, アルミニウムでは $\tau = \tau_1 V^{0.034}$ としているが、本実験の n の値はこれらの中間にあるので、四元合金の切削速度感受性は鉛よりは小さくアルミニウムよりは大きいといえよう。

次に τ_s と平均せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ sec⁻¹ との関係を検討するのであるが、切削における正確なひずみ速度を求めることは極めて困難なので、本報では Oxley¹⁰⁾ の説に従って(6)式によった。

$$\text{平均せん断ひずみ速度 } \dot{\gamma} = K \cdot V_s / t_1 \quad (\text{sec}^{-1}) \quad (6)$$

ここで、 K : 被削材の種類などで決まる定数

V_s : せん断面におけるせん断速度 (mm/sec)

なお Oxley は実験から、いおう添加低炭素鋼 (CS 1114; 0.13%C, ブリネルかたさ 116) に対し、 $K = 1.10$ としているが、本報では被削材が異なるためこの値は採用できないので一応 $K = 1.0$ と仮定した。

Fig. 10 Relation between shear stress and strain rate.

Fig. 11 Comparison of shear stress of Al-Zn-Cu-Mg alloy and Al-Zn Alloy.

またせん断速度 V_s は(7)式から求めた。

$$V_s = V \cos \alpha / 60 \cos(\phi - \alpha) \text{ mm/sec} \quad (7)$$

Fig. 10 は τ_s と $\dot{\gamma}$ との関係を示す。この場合にも τ_s と V との関係と同様に(8)式の関係が成立する。

$$\tau_s = \tau_1' \dot{\gamma}^m \text{ (kgf/mm}^2\text{)} \quad (8)$$

ここで、 τ_1' : $\dot{\gamma} = 1 \text{ sec}^{-1}$ のときのせん断応力 (kgf/mm²)

m : せん断ひずみ速度感受性指数

ここで V を変えても ϕ は一定であると仮定すれば、指数 m は n と等しくなる。

Fig. 8 と Fig. 10 とを比べてみると、Fig. 10 の方が τ_s を示す線はいくぶん接近している。しかしすくい角および切込量の違いによる τ_s への影響は依然として残っている。これは切削機構の複雑さによるもので、とくに本実験の場合は切くずがせん断型であるため流れ型のような切くず生成の相似性が成立しない。したがってすくい角および切込量の相違によって切くずに発生するき裂の深さが変化することに起因するものと考えられる。

しかしながら、(5)式および(9)式で示すように四元合金のせん断応力は切削速度およびせん断ひずみ速度の増加に伴って増大し、それらの間には指数関数的な関係があるといえる。

Fig. 11 は四元合金と二元合金のせん断応力を比較するため、 $\alpha = 0^\circ$ のときの実験結果を示す。四元合金の τ_s の方が二元合金よりも大きくなっているが、四元合金、二元合金のかたさは 2.1 に示したように差があるにもかかわらず τ_s にはそれほど大きな違いは生じなかった。

$t_1 = 0.02 \text{ mm}$ で比較すれば、 n 値は四元合金で 0.092、二元合金では 0.06 となり切削速度感受性は四元合金の方がいくぶん大きくなる。切削力は両方とも同じで、それらの間にはほとんど差が認められなかった。この原因としては四元合金の場合には添加元素によりその組織は一層微細化されているため、切削時に刃先近傍の塑性変形

Fig. 12 Comparison of shear angle of Al-Zn-Cu-Mg alloy and Al-Zn alloy.

をおさえてせん断面における塑性域の幅が小さくなるものと推定される。また二元合金より粘つきが少なくぜい性があり、このぜい性が切くずとすくい面との接触面積を小さくしてせん断角を大きくし¹¹⁾、ひいては被削性を改善するものと思われる。

事実四元合金のせん断角は Fig. 12 に示すように二元合金の場合よりも 7° 程度大きくなっている。したがって、四元合金は機械的強度が向上しているとともに被削性の点からも二元合金より優れているといえよう。

4. 結 論

四元合金について切削におけるせん断応力に及ぼす切削速度またはせん断ひずみ速度の影響を検討した。一般の材料試験ではひずみ速度は普通 $10^{-3} \sim 10^0 \text{ sec}^{-1}$ 程度であるのに対し、本報では $10^0 \sim 3 \times 10^3 \text{ sec}^{-1}$ 程度のいくぶんひずみ速度の高い領域におけるそれらの関係を求めた。

すなわち低速二次元切削を行ない、切削油を使用することにより構成刃先の発生を防ぎ、また切削温度をほぼ一定に保つことができ、せん断応力に及ぼす切削速度あるいはせん断ひずみ速度のみの影響を求めることができた。その結果、

(1) この合金のせん断応力と切削速度またはせん断ひずみ速度との間には、 $\tau_s = \tau_1 V^n$ または $\tau_s = \tau_1' \dot{\gamma}^m$ の関係がある。

(2) せん断応力の切削速度感受性指数 n およびせん断

ひずみ速度感受性指数 m は、すくい角および切込量によつて相違があり、その範囲は n, m とも $0.052 \sim 0.092$ であつた。

(3) Al-Zn 共析系超塑性合金のせん断応力の切削速度依存性は鋼およびアルミニウムより大きく、鉛より小さいといえる。

(4) 四元合金は二元合金に比べ機械的強度が改善されているとともに、切削時にはせん断角は大きくいわゆる切くず離れもよく被削性も二元合金より向上している。

終りに走査型電子顕微鏡写真は千葉大学工学部六碕，河合，広橋各教官のご好意により，材料は玉川機械金属㈱のご提供によるもので心から感謝の意を表します。なお本実験に協力された当時の卒研学生の田益久，北見篤裕の両君に感謝します。

参考文献

- 1) 例えば沢田，柴田：日本金属学会誌，**39** (1975)，667.
- 2) 例えば本橋，柴田：軽金属，**25** (1975)，286.
- 3) 例えば西村，川上，宮川：塑性と加工，**16** (1975)，955.
- 4) 例えば田中，村田，井川：塑性と加工，**14** (1973)，995.
- 5) 例えば柴田：日本機械学会超塑性材料加工性研究会資料，10-1 (1975)，17-2 (1976).
- 6) 菊地，黒河，落合：精機学会北海道支部学術講演会前刷集，(1974)，17.
- 7) K. HITOMI: Trans. ASME, **83 B** (1961)，142, **84 B** (1962)，282.
- 8) 益子：日本機械学会論文集，**22** (1956)，371.
- 9) ローゼンベルグ，エレミン(長谷川訳)：金属切削理論，(1965)，63.
- 10) M. G. Stevenson, P. L. B. Oxley: Proc. Instn. Mech. Engrs, **184** (1969)，568.
- 11) 竹山：機械試験所報告，**31** (1961)，15.