621.941.014 : 539.377

高温切削に関する研究*

(高温における二次元切削機構)

— 宮 亮 —**

A Study of Hot Machining

(Orthogonal Cutting Mechanism at High Temperature)

by Ryoichi ICHIMIYA

This paper describes the mechanism of orthogonal cutting at high temperature employing mainly the analysis of mechanism with the transitional deformation range and experimental data for lead, brass, carbon steel and stainless steel.

From the experimental results, it was revealed that the sector angle of flow region and inclination of ending boundary line increased with work temperature, and the tendency of the orthogonal cutting mechanism at high temperature was similar to that of increasing rake angle of the tool.

In consequence, it was found that the machinability based upon the chip formation at high temperature was better than that at room temperature.

1. 緒 言

被削材温度が常温の状態での切削した場合の構成刃先を伴わない連続形切りくずを生ずる二次元切削機構の解析については多くの研究がある。これらは、刃先の先端から被削材と切りくずの交点に至る一つの断面においてすべりが起ると考えたいわゆる単一せん断面切削様式^{(1)~(3)}と、さらに被削材と定常流出切りくずの間にかなり広い過渡的変形領域、すなわち流れ領域を考慮して解析した切削様式⁽⁴⁾に大別することができる。

高温切削の二次元切削機構については、今までは単一せん断面切削様式にもとづいて実験した結果⁽⁵⁾が報告されているだけであり、また実験した材料も少ない。そのためさらに広く解析する必要があると考えられる。

そこで、この報告は主として流れ領域を考慮した切削様式の概念を用いて鉛、黄銅、炭素鋼およびステンレス鋼について高温における二次元切削の実験を行ない、あわせて単一せん断面切削様式にもとづいて解析した結果についても比較検討したものである。

2. 被削材の加熱温度を考慮した二次元切削機構

二次元切削した被削材の切りくずかたさは、後でも

述べるように被削材加熱温度が高いほど一般に減少し、加工硬化の度合は、加熱温度上昇につれて減少していると考えられる。さらにひずみ速度が大であると加工硬化の影響が少ないことなどの理由により、いちおう加工硬化を考慮しないで、被削材を完全塑性体と仮定する。すなわち切削において生じるせん断応力はせん断ひずみが増加しても常に一定で、降伏せん断応力 τ_0 である。

切削時に要する被削材単位幅当りの全切削力は被削材温度 θ によって変化するため $R(\theta)$ で示し、同様に切りくず厚さおよび切りくず接触長さをそれぞれ $t_2(\theta)$, $l(\theta)$ とする。

流れ領域を伴う二次元切削機構を、第1図に示すごとく、流れ領域の開始境界線 OA と終了境界線 OB はいずれも直線であると仮定し、せん断応力は両境界線上では常に一様に分布すると考える。バイトのすくい角 α 、切込み t_1 で切削したときのバイトすくい面上

第1図 二次元切削機構

* 昭和 38 年 10 月 9 日 第 41 期全国大会講演会において講演，原稿受付 昭和 39 年 2 月 14 日。

** 正員，徳島大学工学部(徳島市南常三島 2 の 1)。

の平均摩擦角 $\beta(\theta)$ は被削材温度の関数として次の式で示されたとする。すなわち、 $\beta(\theta) = \beta_0 + B(\theta)$ 、 β_0 は常温切削したときの平均摩擦角である。第1図を参照すると、OA、OB および OD 面上の平均応力はそれぞれ次のように表わされる。

$$\tau_{OA}(\theta) = \frac{R(\theta) \sin \phi_1(\theta) \cos \{\phi_1(\theta) - \alpha + \beta_0 + B(\theta)\}}{t_1} \dots\dots\dots (1)$$

$$\tau_{OB}(\theta) = \frac{R(\theta) \cos \{\phi_2(\theta) - \alpha\} \cos \{\phi_2(\theta) - \alpha + \beta_0 + B(\theta)\}}{t_2(\theta)} \dots\dots\dots (2)$$

$$\tau_{OD}(\theta) = \frac{R(\theta) \sin \{\beta_0 + B(\theta)\}}{l(\theta)} \dots\dots\dots (3)$$

第1図において流れ領域 AOB の内部応力は降伏状態にある。また、常温切削についての Finnie-Shaw⁽⁶⁾ によるとバイトと切りくずとの接触面 OD 上の平均接線応力は降伏状態にあることを明らかにしているが、高温切削では、最初はバイトが被削材と同じ温度に加熱されていないために、必ずしも降伏状態にあるわけではないが、バイト刃先の熱伝導率は一般に被削材に比べて小さく、また定常状態では刃先はかなり加熱されているため接触面 OD 上の応力も流れ領域と同じように降伏状態にあると考えても大きな誤りはないと考えられる。そこで τ_{OA} 、 τ_{OB} および τ_{OD} はいずれも降伏状態にあると考えると、流れ領域開始境界線傾斜角 $\phi_1(\theta)$ は

$$\phi_1(\theta) = \frac{K_1(\theta)}{2} - \frac{\beta_0}{2} + \frac{\alpha}{2} - \frac{B(\theta)}{2} \dots\dots\dots (4)$$

$$K_1(\theta) = \sin^{-1} \left[\cos B(\theta) \left\{ \frac{2t_1}{l(\theta)} \sin \beta_0 + \sin(\beta_0 - \alpha) \right\} + \sin B(\theta) \left\{ \frac{2t_1}{l(\theta)} \cos \beta_0 + \cos(\beta_0 - \alpha) \right\} \right] \dots\dots\dots (5)$$

また、終了境界線傾斜角 $\phi_2(\theta)$ は

$$\phi_2(\theta) = \frac{K_2(\theta)}{2} - \frac{\beta_0}{2} + \alpha - \frac{B(\theta)}{2} \dots\dots\dots (6)$$

$$K_2(\theta) = \cos^{-1} \left[\cos B(\theta) \left\{ \frac{2t_2(\theta)}{l(\theta)} \sin \beta_0 - \cos \beta_0 \right\} + \sin B(\theta) \left\{ \sin \beta_0 + \frac{2t_2(\theta)}{l(\theta)} \cos \beta_0 \right\} \right] \dots\dots\dots (7)$$

で示される。

切りくず接触長さ⁽⁷⁾と切りくず厚さの比 $k_2 [= l(\theta)/t_2(\theta)]$ は、被削材加熱温度 θ が変化してもその変化はいずれの被削材についてもきわめて少なく、ことに鉛では、ほぼ1に近い値を示す。また、平均摩擦角は Krabacher-Merchant⁽⁷⁾ およびあとに示す実験結果をみても明らかのように被削材加熱温度上昇に対してほぼ直線的な変化をしている。したがって、 $\beta = \beta_0 + \xi\theta$ 、(ξ は定数) と置き $l(\theta)/t_2(\theta) \approx 1$ を用いれば $\phi_2(\theta)$ は簡単になり

$$\phi_2(\theta) = \frac{K_2(\theta)}{2} - \frac{\beta_0}{2} + \alpha - \frac{\xi\theta}{2} \dots\dots\dots (8)$$

$$K_2(\theta) = \cos^{-1} [\cos \xi\theta \{2 \sin \beta_0 - \cos \beta_0\} + \sin \xi\theta \{ \sin \beta_0 + 2 \cos \beta_0 \}] \dots\dots\dots (9)$$

となる。

流れ領域の広がり角 Φ は

$$\Phi = \phi_2 - \phi_1 = \frac{K_2(\theta)}{2} - \frac{K_1(\theta)}{2} + \frac{\alpha}{2} \dots\dots\dots (10)$$

で示される。

したがって、バイトすくい面上の平均摩擦角の被削材加熱温度に対する変化を示す $B(\theta) (= \xi\theta)$ が、流れ領域開始境界線傾斜角 ϕ_1 、終了境界線傾斜角 ϕ_2 および広がり角 Φ に大きく関係することがわかる。

任意の被削材加熱温度におけるバイトすくい面上の平均摩擦角 β は、そのときの主分力を F_h 、背分力を F_v で示すと次の式で求まる。

$$\tan \beta = \frac{F_v + F_h \tan \alpha}{F_h - F_v \tan \alpha} \dots\dots\dots (11)$$

流れ領域の開始境界線上におけるせん断ひずみ ϵ_1 は当然、 $\epsilon_1 = 0$ である。また終了境界線上のせん断ひずみ ϵ_2 は α および温度の関数である $\phi_2(\theta)$ を用いて次の式で表わされる⁽⁴⁾。

$$\epsilon_2(\theta) = \cot \phi_2(\theta) + \tan \{\phi_2(\theta) - \alpha\} \dots\dots\dots (12)$$

3. 実験装置および方法

使用した工作機械は 20 in 形削り盤(大日金属製)である。削り速度は 9.5 m/min の一定とし、被削材加熱温度を種々変えて二次元切削を行なった。

被削材料は、一般に切削における加工硬化がほとんどなく構成刃先を伴わない連続形切りくずを生じやすい鉛をはじめ、黄銅、炭素鋼、およびオーステナイト系ステンレス鋼を用いた。これらの化学成分を第 1 表に示す。被削材の切削幅は、鉛が 10 mm, 黄銅およびステンレス鋼が 3 mm, 炭素鋼が 2.8 mm であり、切削長さはいずれも 100 mm である。

加熱方法は、形削り盤のバイス台に取付けた被削材を、両側から包むように作った小形電気炉を用いて加熱し、被削材の切削面近くにあけた穴に熱電対(クロメ

第 3 図

第 1 表 被削材の化学成分

	化 学 成 分									
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Zn	Pb
鉛	—	—	—	—	—	—	—	—	—	99.9
黄銅	—	—	—	—	—	—	—	59.89	40.11	—
炭素鋼 (S45C)	0.43	0.24	0.76	0.024	0.023	—	—	—	—	—
ステンレス鋼 (AISI 310)	0.12	1.19	1.46	0.020	0.009	25.27	20.58	—	—	—

ルアルメル、直径 0.3 mm) をそう入して被削材温度を測定した。被削材は、100, 200, 300, 400, 500, 600°C の各温度に加熱し、切削した。

切削二分力(主分力および背分力)の測定は、抵抗線ひずみ計を利用した切削動力計によった。切削工具は超硬(P30 種)を使用した。逃げ角はいずれも 5°, すくい角は鉛、炭素鋼およびステンレス鋼に対してはいずれも 10°, 黄銅に対しては -20°, -10°, 0°, 10°, 20° の 5 種類に変化させた。切込みは黄銅については 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5 mm に変化させ、他はいずれも 0.3 mm を用いた。

切りくずの平均厚さおよびバイトすくい面上の接触長さは顕微鏡を用いて測定した。

被削材 鉛, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(a)

被削材 S45C, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(b)

4. 実験結果および考察

使用した鉛は、融点がきわめて低い(約 327°C)のために、高温加熱はできず、被削材温度が約 310°C 以上では通常の切削条件での切削はほとんど不可能であったため 300°C 以下で実験した。鉛は切削したときの加工硬化はほとんどなく、被削材温度が変化しても常に構成刃先を伴わない連続形切りくずを生じ、切削面はなめらかであり、被削材を完全塑性体と仮定した流れ領域の理論式を適用するには適当な材料である。

黄銅は、すくい角が正の場合には、構成刃先を伴わない連続形切りくずを生じた。しかし鉛より加工硬化性が大いと考えられ、すくい角が負で切込みが大きい場合にはとくに準連続形および不連続形の切りくずを生じたため、先に仮定した条件には必ずしもあてはまらないが、鉛より融点が高く、かなり高温での切削が可能であり、温度による影響を調べるうえに適当であると考えて用いてみた。

炭素鋼およびオーステナイト系ステンレス鋼はすくい角のきわめて大きい場合を除き、ここに用いた削り速度で通常の切削を行なう場合に、構成刃先を生じることが知られている。しかし、被削材加熱温度が切削現象などに与える影響を検討するために使用した。

上に述べた 4 種類の材料を加熱して切削した実験結果を、流れ領域を伴う二次元切削様式による理論式に

被削材 AISI 310, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(c)

第4図 鉛、炭素鋼およびステンレス鋼を切削した場合の切削力

適用して検討し、加えて単一せん断面切削様式による理論式を用いて得た結果と比較検討してみた。

切りくずかたさは種々の温度に被削材を加熱し切削して、切りくずが常温になった状態で切りくず背面において測定した。黄銅を切削した場合の一例を第2図に示した。鉛は一般に加工硬化がほとんどないといわれており、被削材加熱温度が上昇しても切りくずのかたさはほとんど変化していないことから温度が上昇しても加工硬化はほとんどないであろうと考えられる。いっぽう、炭素鋼、ステンレス鋼および黄銅は高温で加熱し切削した切りくずほどかたさが小さくなる傾向を示すことから高温切削では加工硬化の度合は少ないと考えられる。これはさきに被削材を完全塑性体と仮定した流れ域の理論式を高温に適用するには妥当な結果である。また第2図でもわかるごとく、すくい角が -20° の場合が最もかたさは大きく、すくい角が大きくなるほどかたさが小さくなっていることは切りくず生成機構から考えてうなづけることである。

第3, 4, 5および6図に示した実験結果を用いて計算した結果を第7図以下に示す。

切りくず接触長さ l と切込み t_1 の比 $k_1(=l/t_1)$ 、切りくず接触長さ l と切りくず厚さ t_2 の比 $k_2(=l/t_2)$ および切削比 $r(=t_1/t_2)$ と被削材加熱温度の関係を第7図および第8図に示した。被削材加熱温度が上昇しても k_2 はほとんど変化せず、ただ黄銅およびステンレス鋼の場

合にわずかに増加がみられる程度である。 k_1 はかなり広い範囲に分布しているが、常温切削においてMeyer-Archibald⁽⁸⁾⁽⁹⁾が得た値と奥島-人見⁽⁴⁾が得た値のほぼ中間を示しており、正野崎⁽¹⁰⁾が炭素鋼切削の結果得た5~6の値よりは小さい値を示した。高温で切削しても、すくい角が大きいほど、また切込みが大きいほど k_1 は小さい値を示すことは常温切削と変りがない。また k_2 は使用した4種類の材料ともほぼ同じような値を示しており、材質、切込み、すくい角による変化は k_1 ほど見られない。

いっぽう、切削比はいずれも被削材加熱温度が上昇するにつれて大きくなり、切りくずの厚さが薄く長く

被削材 鉛, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(a)

被削材 S45C, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(b)

被削材 AISI 310, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(c)

被削材 黄銅, 切込み 0.3 mm
第5図 黄銅の実験結果

第6図 鉛, 炭素鋼およびステンレス鋼の実験結果

なって切りくず流出速度が速くなることがわかる。とくに第7図(b)に示すようにすくい角が20°の場合は、被削材温度が600°Cになると常温に比べて切削比はほぼ2倍になり、切りくずはきわめて薄く典型的な流れ形を示す。

刃物面上の平均摩擦角 β 、流れ領域の開始境界線傾斜角 ϕ_1 、流れ領域の終了境界線傾斜角 ϕ_2 および流れ領域の広がり角 ϕ はそれぞれ(11), (4), (6)および(10)式によって算出し、単一せん断面切削様式にもとづくせん断角 ϕ_0 は次の式によって算出した。

$$\phi_0 = \tan^{-1} \frac{r \cos \alpha}{1 - r \sin \alpha} \quad \dots\dots\dots (13)$$

これらを第9図に示した。第9図(a)において、鉛の場合は、流れ領域開始境界線傾斜角 ϕ_1 は被削材

第7図

加熱温度が上昇しても変化しないが、終了境界線傾斜角 ϕ_2 および広がり角 ϕ は被削材温度が200°Cより高くなると大きくなる傾向を示した。 ϕ_0 は常に ϕ_1 と ϕ_2 の間にある。S45Cについては、被削材加熱温度が高くなると ϕ_1 はやや減少し、また ϕ は常に加熱温度とともに増大するが、鉛に比べて小さい広がり角を示している。AISI 310では、 ϕ_0 は常に ϕ_1 より大きく ϕ_2 より小さい。広がり角 ϕ は非常に小さく ϕ_1 とほとんど同じ値を示した。第9図(d)~(f)に示した黄銅の場合は ϕ 、 ϕ_2 および ϕ_0 は被削材加熱温度が高いほど増大し、 β および ϕ_1 は減少する傾向を示している。被削材が常温の状態でも、高温に加熱して切削しても、すくい角が大きくなるほど ϕ_1 、 ϕ_2 、 ϕ 、 ϕ_0 および β はいずれも大きくなる。また単一せん断面切削様式のせん断角 ϕ_0 はすく

被削材 鉛, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(a)

被削材 S45C, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(b)

被削材 AISI 310, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(c)

第8図 鉛, 炭素鋼およびステンレス鋼の計算結果

第 9 図 平均摩擦角, 流れ領域およびせん断角の計算結果

い角, 切込みおよび被削材加熱温度が変化しても常に ϕ_1 と ϕ_2 の間にある。さらに被削材加熱温度が高くなると, ϕ_1 はほとんど変化しない場合もみられるが一般にはやや減少し, ϕ_2 が増大することにより, 広がり角 ϕ がいじむしく増大している。これらのことから考えて, 被削材加熱温度が高くなるほど金属粒子はなめらかな移動をし, むりのない切削が行なわれていることになり, 切りくず生成機構からみた切削性については高温切削は非常に有利である。

被削材加熱温度が変化した場合のこれらの現象を, すくい角が変化した場合の結果と比べると, すくい角の増加とともに流れ領域の終了境界線傾斜角 ϕ_2 は増

大し, 開始境界線傾斜角 ϕ_1 もやや増大している。したがって, 被削材加熱温度が高いほど, またすくい角が大きいほど被削材と切りくずとの間の変形領域はしだいに広くなり, いずれも切りくず生成過程においてむりのない切削が行なわれているといえるが, とくに被削材加熱温度が高いほど両境界線傾斜角が広がることにより典型的な流れ領域の広がりを示すということができる。このように被削材温度が上昇した場合とすくい角が増大した場合では, 広がり角 ϕ は同じような傾向で増加しても変形領域は必ずしも同じような変化を示さない。

切りくずひずみ ε_2 は (12) 式によって算出し単一せん断面切削様式に基づくせん断ひずみ ε_0 は次の式によって算出した⁽⁴⁾。

被削材 鉛, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(a)

被削材 S45C, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(b)

被削材 AISI 310, すくい角 10 deg, 切込み 0.3 mm
(c)

被削材 黄銅, 切込み 0.3 mm
(d)

被削材 黄銅, すくい角 10 deg
(e)

第 10 図 ひずみの計算