

新たな実験定数を導入した  
切削抵抗の推定と  
切削表面の塑性流動に関する研究

2016 年 3 月

吉田 協

# 新たな実験定数を導入した 切削抵抗の推定と切削表面の塑性流動に関する研究

## 図表一覧

### 第1章 緒 論

1.1 背 景	1-1
1.2 目 的	1-2
1.3 参考文献	1-5

### 第2章 金属切削への新たな実験定数の導入

2.1 緒 言	2-1
2.2 新たな実験定数の提案	2-3
2.3 実験装置	
2.3.1 使用機器	2-5
2.3.2 実験方法と切削条件	2-6
2.4 実験結果と考察	
2.4.1 切削条件の変化に伴う切削抵抗の傾向	2-8
2.4.2 “切りくず定数”の提案	2-9
2.4.3 “切りくず定数”を用いた際の角度関係	2-12
2.5 結 言	2-17
2.6 参考文献	2-18

### 第3章 “切りくず定数”を用いた切削抵抗の簡便な推定法

3.1 緒 言	3-1
3.2 3次元切削の切削機構への“切りくず定数”の導入	3-3
3.3 実験装置	
3.3.1 使用機器	3-4
3.3.2 実験方法と切削条件	3-4
3.3.3 切りくず硬さと2つの材料定数の関係	3-6
3.4 実験結果と考察	

3.4.1	切削条件と切削抵抗の関係	3-8
3.4.2	切削条件と平均せん断応力の関係	3-9
3.4.3	切りくず厚さと切削抵抗主分力の関係による“切りくず定数”の確認	3-12
3.4.4	“切りくず定数”および平均せん断応力と切りくず硬さの関係	3-15
3.4.5	2つの材料定数と角度関係	3-16
3.4.6	せん断型切りくずの排出される材料における“切りくず定数”の例	3-19
3.5	切削抵抗3分力の推定	
3.5.1	旋削における切削抵抗3分力	3-22
3.5.2	推定法検証のための切削実験	3-23
3.5.3	実験装置と切削条件	3-24
3.5.4	未知材料における切削抵抗3分力の推定結果と考察	3-25
3.5.5	未知材料の角度関係の検討	3-28
3.6	結 言	3-30
3.7	参考文献	3-31
第4章 切削表面の塑性流動層を考慮した切削機構		
4.1	緒 言	4-1
4.2	切削表面の塑性流動層と切削機構諸因子の関係	
4.2.1	切削表面の塑性流動量を考慮した切削機構	4-2
4.2.2	切削表面の塑性流動量と切削機構諸因子の関係	4-4
4.3	実験装置および実験方法	
4.3.1	使用機器	4-7
4.3.2	実験方法と切削条件	4-9
4.4	実験結果と考察	
4.4.1	切削条件と切削表面の塑性流動量の関係	4-11
4.4.2	切削表面の塑性流動量とせん断ひずみ, せん断応力, 切りくず厚さ などとの関係	4-13
4.4.3	切りくず定数と切削表面の塑性流動量などの関係	4-15
4.5	結 言	4-20
4.6	参考文献	4-21

## 第5章 塑性流動層を考慮した際の切削で消費されるエネルギー

5.1 緒 言	5-1
5.2 切削表面の塑性流動層を考慮した切削機構と消費されるエネルギーの関係	
5.2.1 切削表面の塑性流動量を考慮した切削モデル	5-2
5.2.2 塑性流動量と切削機構諸因子の関係の確認	5-2
5.2.3 切削表面の塑性流動量を考慮した切削モデルの導入と切削に消費されるエネルギーの検討	5-4
5.3 実験方法	5-7
5.4 実験結果と考察	
5.4.1 切削条件の変化に伴う塑性流動量, せん断角, 平均せん断応力の傾向	5-8
5.4.2 せん断ひずみの修正によって得られた各エネルギーとその割合, せん断応力の関係	5-9
5.4.3 塑性流動量を考慮した切削機構と流動係数の関係	5-13
5.5 結 言	5-15
5.6 参考文献	5-16
第6章 切削表面の塑性流動層生成が切りくず厚さにおよぼす影響を考慮した切削機構	
6.1 緒 言	6-1
6.2 塑性流動層の生成が切りくず厚さにおよぼす影響を考慮した切削機構	
6.2.1 全切削エネルギーを構成するエネルギー	6-3
6.2.2 切削で消費される各エネルギーとせん断ひずみの関係	6-5
6.2.3 切削表面の塑性流動量と切りくず厚さの関係	6-6
6.3 実験方法	6-8
6.4 実験結果と考察	
6.4.1 切削条件の変化に伴う塑性流動量や切削抵抗の関係	6-10
6.4.2 切削表面の塑性流動量と切削抵抗などの関係および切りくず定数の確認	6-12
6.4.3 せん断ひずみと各エネルギーの関係	6-15
6.5 結 言	6-19
6.6 参考文献	6-20
第7章 総 括	7-1

## 図表一覧

### 第 2 章

Fig. 2-1-1 Factors affected by cutting forces

Fig. 2-2-1 Orthogonal cutting

Fig. 2-2-2 Orthogonal cutting test at peripheral surface

Fig. 2-2-3 Force diagram of orthogonal cutting at disk-type workpiece

Table 2-3-1 Devices for cutting test

Fig. 2-3-1 Data recorder and charge amplifier

Fig. 2-3-2 Experimental arrangement

Fig. 2-3-3 Mandrel (workpiece holder) and disk-type workpiece

Table 2-3-2 Cutting conditions

Fig. 2-3-4 Tools for orthogonal cutting

Fig. 2-3-5 Pipe dial gauge

Fig. 2-4-1 Variation of cutting forces in orthogonal cutting of C2801

(a) Cutting forces versus depth of cut

(b) Cutting forces versus rake angle

(c) Cutting forces versus cutting speed

Fig. 2-4-2 Specific cutting force  $(F_v/(w \cdot t_1))$  versus depth of cut  $t_1$  and cutting force per unit chip cross-sectional area  $(F_v/(w \cdot t_2))$  versus chip thickness  $t_2$

Fig. 2-4-3 Relationship between chip thickness and cutting forces. Cutting conditions are same as Fig. 2-4-1 and 2-4-2

Fig. 2-4-4 Specific cutting force versus inverse of cutting ratio. Cutting conditions are same as Fig. 2-4-1 and 2-4-2

Fig. 2-4-5 Specific cutting force versus shear strain. Cutting conditions are same as Fig. 2-4-1 and 2-4-2

Fig. 2-5-1 Experimental check of equation 2-5-3

Table 2-5-1 Theoretical equation of shear angle

Fig. 2-5-2 Relationship between angle  $(\beta - \gamma)$  and shear angle  $\phi$ . Cutting conditions are same as Fig. 2-4-1 and 2-4-2

### 第 3 章

Fig. 3-2-1 Model of semi-orthogonal cutting. Approach angle  $\psi = 0$  deg

(a) semi-orthogonal cutting (b) Section C-C

Table 3-3-1 Devices for cutting test

Fig. 3-3-1 Data recorder and charge amplifier

Fig. 3-3-2 Experimentall arrangement

Table 3-2-2 Cutting conditions

Fig. 3-3-3 Workpiece

Fig. 3-3-4 Tools for turning

(a) Top view (b) Front view

Fig. 3-3-5 Measurement of chip hardness

Fig. 3-4-1 Variation of cutting forces

(a) Cutting forces versus feed  
(b) Cutting forces versus orthogonal rake angle  
(c) Cutting forces versus cutting speed

Fig. 3-4-2 Feed versus shear stress (Carbon steel)

(a) S25C (b) S35C  
(c) 45C (d) S55C

Fig. 3-4-3 Feed versus shear stress (Aluminum ally)

(a) A2024 (b) A5052  
(c) A5056 (d) A6061

Fig. 3-4-4 Relationship between chip thickness and cutting force (Carbon steel). Cutting conditions are same as Fig. 3-4-2

(a) S25C (b) S35C  
(c) S45C (d) S55C

Fig. 3-4-5 Relationship between chip thickness and cutting force (aluminum alloy). Cutting conditions are same as Fig. 3-4-3

- |           |           |
|-----------|-----------|
| (a) A2024 | (b) A5052 |
| (c) A5056 | (d) A6061 |

Table 3-4-1 Shear stress  $\tau_s$  and “Chip Constant”  $m$

Fig. 3-4-6 Relationship between chip hardness and shear stress

Fig. 3-4-7 Relationship between chip hardness and “Chip Constant”  $m$

- |                  |                    |
|------------------|--------------------|
| (a) Carbon steel | (b) Aluminum alloy |
|------------------|--------------------|

Fig. 3-4-8 Relationship between angle  $(\beta - \gamma)$  and shear angle  $\phi$

- (a) A2024  $m/\tau_s = 1.61$
- (b) S55C  $m/\tau_s = 1.54$
- (c) S45C  $m/\tau_s = 1.50$
- (d) S35C  $m/\tau_s = 1.46$
- (e) S25C  $m/\tau_s = 1.39$
- (f) A5056  $m/\tau_s = 1.37$
- (f) A6061  $m/\tau_s = 1.29$
- (g) A5052  $m/\tau_s = 1.20$

Table 3-4-2 Cutting conditions

Fig. 3-4-9 Workpiece

Fig. 3-4-10 Sample of chip

- |          |           |
|----------|-----------|
| (1) FC25 | (2) FCD40 |
|----------|-----------|

Fig. 3-4-11 Relationship between chip thickness and cutting forces

- |           |           |
|-----------|-----------|
| (a) FC25  |           |
| (b) FCD40 | (c) FCD50 |

Table 3-4-3 “Chip Constant”  $m$

Fig. 3-5-1 Cutting model of semi-orthogonal cutting

Fig. 3-5-2 Flow chart for the estimation of cutting forces

Table 3-5-1 Device for cutting test

Fig. 3-5-3 Recorder and charge amplifier

Fig. 3-5-4 Experimental arrangement

Table 3-5-2 Cutting conditions

Fig. 3-5-5 Cutting tools for turning

(a) Top view

(b) Front view

Table 3-5-3 Estimated values of shear stress  $\tau_s$  and “ Chip Constant ”  $m$

Table 3-5-4 Comparison of estimated values (Es) of three components with experimental ones (Ex)

Fig. 3-5-6 Estimated and measured cutting forces for various side cutting edge angles

(1)  $f = 0.160$  mm/rev

(2)  $f = 0.212$  mm/rev

(a) SCM435

(1)  $f = 0.168$  mm/rev

(2)  $f = 0.212$  mm/rev

(b) A5083

Fig. 3-5-7 Relationship between angle  $(\beta - \gamma)$  and shear angle  $\phi$

(a) SCM435

(b) A5083

## 第 4 章

Fig. 4-2-1 Bending of scratched lines

Fig. 4-2-2 Deformation and energy consumption during cutting

Fig. 4-2-3 Cutting model considering the influence of surface plastic flow on the shear angle

Table 4-3-1 Devices for cutting test

Fig. 4-3-1 Workpiece

(a) Workpiece of C2801

(b) Larger image of C2801 and A1100

Fig. 4-3-2 Experimental arrangement Horizontal milling machine and Tool dynamometer

Fig. 4-3-3 Charge amplifier and Recorder

Fig. 4-3-4 Tools for orthogonal cutting

Fig. 4-3-5 Arrangement for cutting test



Fig. 4-3-6 Measuerment of depth of cut

Fig. 4-3-7 Measuerment of surface plastic flow

Table 4-3-2 Cutting conditions

Fig. 4-4-1 Relationship between depth of cut  $t_1$  and plastic flow  $\delta_f$  on the machined surface

(a) C2801

(b) A1100

Fig. 4-4-2 Relationship between depth of cut  $t_1$  and shear angle  $\phi$ ,  $\phi_0$

(a) C2801

(b) A1100

Fig. 4-4-3 Relationship between plastic flow  $\delta_f$  on the machined surface and depth of plastic flow layer  $\delta_h$

Fig. 4-4-4 Relationship between  $t_1 \cdot \gamma_s$  and plastic flow  $\delta_f$

(a) C2801

(b) A1100

Table 4-4-1 Coefficient  $C_\tau$

Table 4-4-2 Shear stress  $\tau'_s$

Fig. 4-4-5 Relationship between chip thickness  $t_2$  and plastic flow  $\delta_f$  on the machined surface

Table 4-4-3 Coefficient  $\delta_f/t_2$

Fig. 4-4-6 Relationship between depth of cut  $t_1$  and the ratio of shear stresses  $\tau'_s/\tau_s$

Fig. 4-4-7 Relationship between depth of cut  $t_1$  and cutting forces  $F_v$ ,  $F_t$

(a) C2801

(b) A1100

Fig. 4-4-8 Relationship between chip thickness  $t_2$  and main cutting force  $F_v$

Fig. 4-4-9 Relationship between main cutting force per unit cutting width  $F_v/w$  and plastic flow  $\delta_f$

Table 4-4-4 “Chip constant”  $m$  MPa

Table 4-4-5 Coefficient  $C_f$   $\text{mm}^2/\text{N}$

Fig. 4-4-10 Relationship between shear strain  $\gamma_s$  and specific cutting force  $K_s$

Table 4-4-6 Coefficient  $C_\tau/C_f$

## 第 5 章

Fig. 5-2-1 Deformation and energy consumption during cutting

Table 5-2-1 Coefficient  $C_\tau$

Fig. 5-2-2 Cutting model considering the influence of surface plastic flow on the shear angle

Table 5-3-1 Cutting conditions

Fig. 5-4-1 Relationship between depth of cut  $t_1$  and plastic flow  $\delta_f$

Fig. 5-4-2 Relationship between depth of cut  $t_1$  and increment shear angle  $\Delta\phi$

Table 5-4-1 Additional shear angle  $\Delta\phi$  deg

Fig. 5-4-3 Relationship between depth of cut  $t_1$  and shear stress  $\tau_s$

Table 5-4-2 Shear stress  $\tau_s$  MPa

Fig. 5-4-4 Relationship between depth of cut  $t_1$  and shear strain ratio  $\gamma'_s/\gamma_s$

Table 5-4-3 Ratio of shear strain  $\gamma'_s/\gamma_s$

Table 5-4-4 Ratio of energy  $W_\delta/W_s$

Table 5-4-5 Shear stress  $\tau'_s$  MPa

Table 5-4-6 Shear stress  $\tau_\delta$  MPa

Fig. 5-4-5 Relationship between depth of cut  $t_1$  and ratio of energy ( $W'_s/W$ ,  $W_f/W$  and  $W_\delta/W$ )

(a) C2801P (60-40 brass)

(b) A1100P (Aluminum 1100)

Table 5-4-7 Ratio of energy

Fig. 5-4-6 Relationship between depth of cut  $t_1$  and ratio of energy  $W_\delta/W_f$

Table 5-4-8 Ratio of energy  $W_\delta/W'_s$

.

## 第 6 章

Fig. 6-2-1 Cutting model of deformation and energy consumption during cutting

Fig. 6-2-2 Cutting model considering the influence of surface plastic flow on chip thickness

Fig. 6-3-1 Workpiece and cutting test arrangement

Table 6-3-1 Cutting conditions

Fig. 6-4-1 Depth of cut  $t_1$  versus surface plastic flow  $\delta_f$

Fig. 6-4-2 Chip thickness  $t_2$  versus surface plastic flow  $\delta_f$ . Cutting conditions, same as Fig. 6-4-1

Table 6-4-1 Coefficient  $C_\delta$

Fig. 6-4-3 Depth of cut  $t_1$  versus cutting forces  $F_v, F_t$ . Cutting conditions, same as Fig. 6-4-1

Table 6-4-2 Shear stress and ratio of shear stress

Fig. 6-4-5 Depth of cut  $t_1$  and chip thickness  $t_2$ , versus principal cutting force  $F_v$ .

Cutting conditions, same as Fig. 6-4-1

Fig. 6-4-6 Depth of cut  $t_1$  versus cutting ratio  $r_c$ . Cutting conditions, same as Fig. 6-4-1

Fig. 6-4-7 Chip thickness  $t_2$  versus principal cutting force per unit cutting width  $F_c/w$ .

Cutting conditions, same as Fig. 6-4-1

Table 6-4-3 Chip constant  $m$  MPa

Fig. 6-4-8 Principal cutting force per unit cutting width  $F_v/w$  versus surface plastic flow  $\delta_f$ .

Cutting conditions, same as Fig. 6-4-1

Fig. 6-4-9 Shear strain  $\gamma_s$  versus cutting energies :  $W$  = total cutting energy,  $W'_s$  = shear energy

without the effect of surface plastic flow,  $W'_f$  = friction energy on rake face without the

effect of surface plastic flow,  $\Delta W$  = additional total cutting energy resulting from the effect of surface plastic flow, and  $W_\delta$  = energy consumed in surface plastic flow.

Cutting conditions, same as Fig. 6-4-1

- |            |           |
|------------|-----------|
| (a) C2801  | (b) A1100 |
| (c) SUS304 |           |

Fig. 6-4-10 Depth of cut  $t_1$  versus ratios of energy :  $W$ ,  $W'_s$ ,  $W'_f$ , and  $W_\delta$ , same as Fig. 6-4-9, and

$\Delta W_f$  = additional friction energy resulting from the effect of surface plastic flow. Cutting conditions, same as Fig. 6-4-1

- |            |           |
|------------|-----------|
| (a) C2801  | (b) A1100 |
| (c) SUS304 |           |

Table 6-4-4 Ratios of energy

Fig. 6-4-11 Depth of cut  $t_1$  versus ratio of energy  $\Delta W/W_f$ . Cutting conditions, same as Fig. 6-4-1

# 第 1 章 緒 論

## 1. 1 背 景

加工法は除去加工，変形加工，付加加工に大別できその中でも除去加工は極めて重要であり，種々の要求形状に対応するために多くの工作機械が考案され実用されている．除去加工の中の切削加工は，工具と被削材の相對運動によって，被削材の一部にせん断変形を起こさせ切りくずとして分離して所望の形を得る方法であり，単位体積を除去するのに要するエネルギーが小さいことが優れた点の一つである．切削加工の際の被削材におけるせん断変形は，複雑であり従来から多くの研究が成されてきたが不明な点はまだ多い<sup>(1)-(4)</sup>．

切削加工では切削抵抗が生じると共に，仕上げ面表層には必然的に塑性流動層が残留する．この流動層の存在は，切削表面近傍の硬化や残留応力発生の原因になるとともに，製品の耐摩耗性や耐食性，疲労強度の低下などに対する懸念が生じるため，流動層と切削条件（被削材料，切り込み，切削速度，工具すくい角など）や切削機構諸因子（主分力，背分力等の力関係，せん断角と摩擦角等の角度関係，せん断面せん断応力などの応力関係，せん断ひずみ，切りくず厚さ，切削表面の流動量，全切削エネルギーなどのエネルギー関係など）との関係を把握しておくことは重要である．従来から流動層に関しては，多くの検討が成されているが流動層と切削機構諸因子との関連をより簡便に表現しようとする試みは少ない<sup>(5)-(8)</sup>．

切削加工を行う際の切削抵抗を，実測せずに推定しようとする試みは多く，例えば 2 次元切削の集積と見なして切削抵抗 3 分力を求める方法，切削理論の未解明な実験式で補う方法，有限要素法等を用いたコンピュータシミュレーションがある．さらに切削現象をシミュレーションするソフトウェアも存在し，より詳細で実際的な解が得られるようになってきている．しかしながら，これらの方法においては予め実験定数を求めておく必要がある，有限要素法を用いたコンピュータシミュレーションでは計算が複雑で時間を要する上に運用コストの問題がある．切削現象をシミュレーションするソフトウェアでは運用コストの問題が大きい<sup>(9)-(14)</sup>．こうした状況をみると実験定数の少ない簡便な切削抵抗の推定法の開発は，加工時の切削抵抗を簡単に確認するためにも意義あるものと考えた．

これら切削表面に生じた塑性流動層も切削抵抗も切削によって生じたものであるため，双方には何らかの関係があるものと考えた．

## 1. 2 目 的

本研究では未だ不明な点の多い切削における塑性流動の生成や切削抵抗についてより明らかにし、理解を深めるとともに新たな知見を得ることを目的とする。そのためにまず、流れ形切りくずの流出する2次元切削における切削条件と切削抵抗の関係を詳細に考察した。その結果、単位切りくず断面積あたりの主分力の値は、切削条件の変化による影響が小さく材料の固有値であることを見出し、“切りくず定数”と称することにした。切りくず定数を用いれば主分力の値は、切りくずの厚さの測定のみで簡単に計算できる。2次元切削における背分力の値は、この定数をせん断面モデルの切削機構中に導入することによって、主分力との簡単な関係式で表すことが可能となった。さらに、切りくず定数を用いた2次元切削における切削抵抗の関係式を、片刃バイトによる旋削に応用することによって切削抵抗3分力の推定法を示した。また推定には、切りくず定数と平均せん断応力が必要であるため、これを切りくず硬さから求める実験式を提案している。

次に、流動層と切削機構諸因子の関連を明らかにするために、流動層の生成を伴う複雑な切削現象を簡単なモデルに置き換え、流動量とせん断角の関係を考察した。流動層と切削機構諸因子の基礎的關係の解析では、せん断領域が切削予定面以下におよんでいることが切削表面に流動層を残留させる主な要因であることに着目し、一般のせん断面せん断エネルギーに流動層生成のためのエネルギーが含まれていることを考慮した。さらに、切削表面近傍の変形状況を被削材側面から顕微鏡観察することによって解析結果の検証を行った。その結果、例えば切削表面の流動量は切り込みとせん断ひずみの積にほぼ比例すること、その際の比例係数は流動層およびせん断域でのそれぞれのせん断ひずみの比で表されることを明らかにした。また流動量は、単位切削幅当たりの主分力にほぼ比例すること、比切削抵抗は切りくずのせん断ひずみとほぼ比例関係にあることを示した。切削表面の流動層を考慮した切削機構では、せん断面におけるせん断応力は修正されて小さくなることを示した。せん断エネルギーと切削表面の流動層生成のためのエネルギーの割合は、せん断ひずみの比と同じであることを示した。流動層生成のためのエネルギーは、切削条件によっては摩擦エネルギーと同等かそれ以上になることから無視できない大きさであることを示した。

さらに全切削エネルギーは、切りくず定数を用いることによって切りくず厚さと比例関係で表されることを示した。切りくず厚さの増加分が実際の切りくず厚さに占める割合は、流動層を伴う切削と塑性流動がないとした仮想的な切削の比較することによって、全切削エネルギーの増加分が全切削エネルギーに占める割合と密接に関係していることを示した。これらの結果

から、流動層の生成を考慮した際の全切削エネルギーを構成する4つのエネルギー、ならびに流動量と切削機構諸因子の関係を明らかにした。

本研究では、このように単純化した切削モデルを用いた切削機構の解析と実験による検証によって、切削条件と切削抵抗の関係、および流動層との関係を総括的に考察しそれらを明らかにすることを目的としており、第7章から成る。

第2章では、切削条件と切削抵抗2分力の関係について再検討を行った。切削抵抗は、切削性が良好で流れ形切りくずが排出されるC2801黄銅の2次元切削を行い、切削条件（切り込み量、切削速度、工具すくい角など）と切削機構諸因子（主分力、背分力等の力関係、比切削抵抗、切りくず厚さなど）の関係を詳細に検討することによって、切削抵抗主分力に関する新たな実験定数を見出した。単位切りくず断面積あたりの主分力は切削条件の変化に関わらず、ほぼ一定の値を示すことから“切りくず定数”と仮称し、切削機構における重要な定数として提案した。切りくず定数が既知であれば主分力は切りくず厚さの測定のみで簡単に得ることができる。切削機構を表す式中に切りくず定数を導入すると主分力と背分力の成す角が新たに示され、これによって背分力もまた簡単な関係式で表されることを示した。さらに、比切削抵抗は切りくず定数の提案によって、切削比もしくはせん断ひずみで一義的に表されることを明らかにした。

第3章では、旋削に2章の2次元切削を適用することによって、切削抵抗3分力の推定法を提案した。切りくず定数を用いて得られた2次元切削の主分力は、そのまま3次元切削の主分力である。3次元切削の背分力と送り分力の合力は、2次元切削の背分力に相当するためこれを計算した後に分解することによって求めた。切削抵抗の計算には、事前の切削実験による切りくず定数と平均せん断応力を用いる。ここで、切りくず定数は、鉄鋼系とアルミニウム系の2つの材種で、それぞれ切りくず硬さに対して直線関係で整理され、平均せん断応力も同様にそれぞれ比例関係で整理された。次に、鉄鋼系の未知材料としてSCM435、アルミニウム系材料にA5083を用いて旋削し、上述の切りくず硬さと切りくず定数の関係およびせん断応力の関係を用いることによって、材料定数の推定を可能とした。得られたSCM435とA5083の材料定数を用いた切削抵抗3分力の計算結果は、実測値と良く近似しており材料定数を用いた切削抵抗の推定法が有効であることを立証した。

第4章では、流動層の生成を伴う複雑な切削現象を単純化した切削モデルに置き換えて、流動量とせん断角の関係を検討した。切削モデルの検証には、比較的切削性の良好なC2801黄銅と軟質で延性に富むA1100アルミニウムの2次元切削実験を行って考察した。結果は、A1100についても切りくず定数が得られ、流動量は切り込み量とせん断ひずみの積に比例すること、および切りくず厚さと比例関係にあることを示した。また流動量は、単位切削幅あたりの主分

力に比例し、この際の比例定数は切りくず定数を用いた関係式によって示すことができる。さらに、単位除去体積あたりの全切削エネルギーでもある比切削抵抗はせん断ひずみと比例関係にあることを明らかにした。

第5章では、流動層の生成に消費されるエネルギーなどについて検討を行った。ここでは、流動層の存在が切削機構に与える影響を明らかにするために、流動層が存在しないとした場合の仮想的なせん断面を設定した切削モデルを用いて考察した。結果は、各材料の修正されたせん断エネルギーと流動層生成のためのエネルギーを求め、それらが全切削エネルギーに占める割合を明らかにした。またその結果は、修正されたせん断エネルギーのせん断応力と、流動層のせん断応力を明らかにした。さらに流動層生成のためのエネルギーは、摩擦エネルギーよりも大きくなる場合もあるため無視できないことを示した。

第6章では、流動層の生成を伴う際の切削機構をさらに明らかにするために、実際の切削と流動層の生成がないと仮定した切削を対比し、流動層の生成による摩擦エネルギーへの影響も含めて、全切削エネルギーの構成について検討を行った。

全切削エネルギーは、切りくず定数を用いることによって切りくず厚さと比例関係にあることが示された。実際と仮想的な切削を対比することによって、切りくず厚さの増加分と切りくず厚さの割合は、全切削エネルギーの増加分と全切削エネルギーの割合に密接に関係していることを示した。その結果、全切削エネルギーは、流動層と切削機構諸因子の解析から4つのエネルギーで構成されることを明らかにした。これらのエネルギーは、流動層がないとした際のせん断エネルギーと摩擦エネルギー、並びに流動層生成のためのエネルギー、摩擦エネルギーの増加分である。また、切りくず定数は、加工硬化しやすく難削材とされる SUS304 ステンレス鋼においても確認された。全切削エネルギーに対する、流動層の生成に起因する摩擦エネルギーの増加分ならびに全切削エネルギーの増加分の占める割合から、C2801 および A1100 と比べて SUS304 が流動層の生成の影響を最も多く受けることを明らかにした。

第7章は結論であり、本研究で得られた結果の総括である。

### 1. 3 参考文献

- (1) Merchant, M.E. : Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting , *Journal of Applied Physics*, Vol. 16 (1945), pp. 318-324.
- (2) Lee, E.H., and Shaffer, B.W. :The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 73 (1951), pp. 405-413.
- (3) Shaw, M.C. : *Metal Cutting Principles* (1984), pp. 42-43, Oxford University Press.
- (4) Colwell, L.V., “Predicting the Angle of Chip Flow for Single-Point Cutting Tools”, *Transaction of the ASME*, Vol. 76 (1954), pp. 199-204.
- (5) 山本明:切削加工にける金属表面層の研究, 精密機械, Vol.15, No.176-177. (1949), pp.112-117.
- (6) 浅枝敏夫, 小野浩二:仕上げ面加工層に関する研究, 精密機械, Vol.20, No.231, (1954), pp.199-202.
- (7) 奥島啓式, 垣野義昭:切削加工面の生成機構に関する研究, 日本機械学会論文集, Vol.34, No.261, (1968), pp.971-978.
- (8) 近藤英治, 皮籠石紀雄, 向井原崇, 引地力男:丸みのある切れ刃に作用する切削抵抗, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.66, No.651, (2000), pp.3760-3765.
- (9) 白井英治, 広田明彦, 益子正巳, “三次元切削の基礎的研究(第 2 報, 旋削における切りくず生成, 切削抵抗の計算と実測結果)”, 日本機械学会論文集, Vol. 38, No. 316 (1972), pp. 3264-3271.
- (10) Usui, E., and Hirota, A. : Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process, Part 2 Chip Formation and Cutting Force with Conventional Single-Point Tool, *Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry*, Vol. 100 (1978), pp. 229-235.
- (11) Nakayama, K., and Arai, M. : On the Storage of Data on Metal Cutting Forces, *Annals of the CIRP*, Vol. 25, No. 1 (1976), pp. 13-18.
- (12) Nakayama, K., Arai, M., and Takei, K. : Semi-Empirical Equations for Three Components of Resultant Cutting Force, *Annals of the CIRP*, Vol. 32, No. 1 (1983), pp. 33-35.
- (13) 白樫高洋, 白井英治:二次元流れ型切削のシミュレーション解析, 精密機械, Vol. 42, No. 5 (1976), pp. 340-345.
- (14) 松村隆:切削シミュレーションの応用と微細切削への展開, 精密工学会誌 Vol. 76, No. 8 (2010), pp. 867-870.



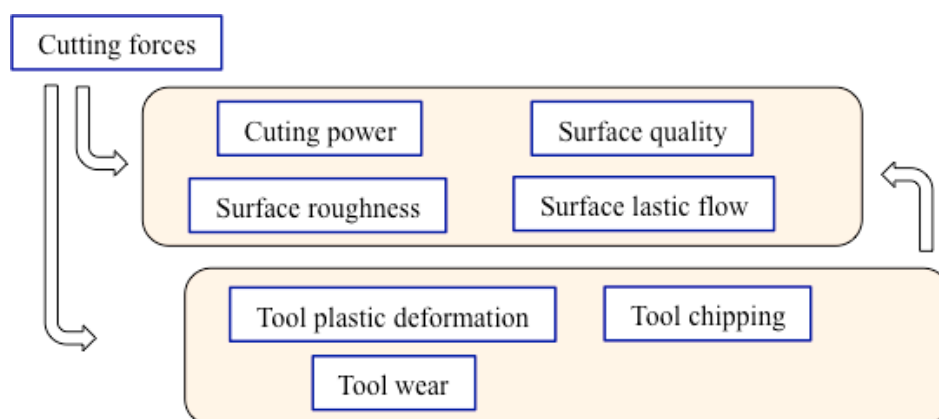
## 第2章 金属の切削機構への新たな実験定数の導入

### 2. 1 緒 言

金属切削は、工具と被削材の相対運動によって被削材の一部にせん断変形を起こさせて不要部分を除去するものであるため、その際には当然切削抵抗が生じることになる。発生した切削抵抗は、例えば Fig. 2-1-1 のように切削機構に関与するいくつかの因子に影響をおよぼすことになるため、その大小を知ることは切削加工を行う上で極めて重要である<sup>(1)</sup>。そのため従来から切削抵抗を直接測定することなしに推定しようとする試みがなされており、例えば事前に把握しておいた材料の切削条件ごとの比切削抵抗の傾向から実験式を構築して主分力を計算する方法<sup>(2)</sup>があるが、他の分力は計算した主分力にある係数を乗じることによって得る。この方法は比較的容易に計算が可能であるから、現在でも工具メーカーのカタログにはいくつかの材料ごとに切削条件に応じた比切削抵抗の値が提示されている。これは、ある程度の切削条件に応じた切削抵抗を概算できるが、広範囲な切削条件に対応するまでには至らない。

切削機構を解明し切削抵抗を推定しようとするために詳細な研究が行われ、一般の切削を2次元切削が集積したものとして取り扱って解析して切削抵抗3分力を求める方法<sup>(3),(4)</sup>や、切削機構中の明らかとなっていない部分に実験式を導入して補い3分力を求める方法<sup>(5)-(7)</sup>や、有限要素法を用いた解析によるコンピュータシミュレーション<sup>(8)</sup>等がある。最近のコンピュータの性能向上は著しく、より実際に近く切削現象を再現できるコンピュータシミュレーションのソフトウェア<sup>(9)</sup>も一部商品化されており、詳細でより現実的な解がビジュアルに得られるようになってきている。

Fig. 2-1-1 Factors affected by cutting forces



このような現状においても、有限要素法を用いたコンピューターシミュレーションでは計算が複雑である、計算時間が長くその結果計算コストがかかる等の問題が見受けられる。商品化されている切削のシミュレーションソフトでは導入に際してコストの面で問題がある。さらにいずれにおいてもコンピューターに計算を行わせるためにはそれぞれに実験定数が必要であり、これは何らかの方法で事前に求めておくことが求められる。

このような状況をみると実験定数の少ない簡便な切削抵抗の推定法の開発もまた、切削抵抗を簡単に把握するためにも意義あるものと考えた。そこでまず流れ形切りくずの流出する 2 次元切削における、切削条件の変化に伴う切削抵抗の変化を詳細に考察した。その結果、切りくず厚さと切削抵抗主分力は比例関係で整理することができ、そこで得られる単位切りくず断面積あたりの主分力の大きさは切削条件の変化に関わらず、一定の値であることを見出した<sup>(10)</sup>。そしてこの材料毎に一定の値である比例定数を“切りくず定数”と称することにした。切削抵抗主分力は、切りくず定数が既知であれば切削幅と切削後の切りくず厚さから簡単に計算可能である。さらに 2 次元切削の背分力は、切りくず定数を 2 次元切削の切削機構を表す式中に導入することによって、主分力との簡単な関係式で表すことが可能であることを示した。

さらに切りくず定数を用いれば、単位切削体積あたりの全切削エネルギーでもある比切削抵抗を切削比もしくはせん断ひずみで一義的に表されることを示した。

本章では 2 次元切削の切削機構への“切りくず定数”という新たな実験定数の導入と、それを用いて表される切削機構諸因子について述べる。

## 2. 2 新たな実験定数の提案

Fig. 2-2-1 に 2 次元切削モデルと切削機構諸因子を示す。切削抵抗合力  $R$  は切削の進行方向平行な主分力  $F_v$  とそれに鉛直な背分力  $F_t$  で示され、この 2 力の成す角は  $(\beta - \gamma)$  である。工具の進行方向とせん断面のなす角であるせん断角は  $\phi$  である。合力  $R$  はせん断面において、せん断面に平行なせん断力  $F_s$  とそれに鉛直な圧縮力  $F_n$  に分解され、この 2 力の成す角は  $(\phi + \beta - \gamma)$  である。工具すくい面側ではすくい角  $\gamma$  として、合力  $R$  はすくい面に平行な摩擦力  $F$  とそれに垂直な法線力  $N$  に分解でき、この 2 力の成す角は摩擦角  $\beta$  である。

切削で重要な因子の 1 つはせん断領域での平均せん断応力  $\tau_s$  であり、切削条件の変化にあまり影響を受けない材料定数として一般に扱われている。摩擦角  $\beta$  もしくは角  $(\beta - \gamma)$  は、切削条件や被削材の変化に伴ってとどのような傾向を示すのかについて検討を行った。

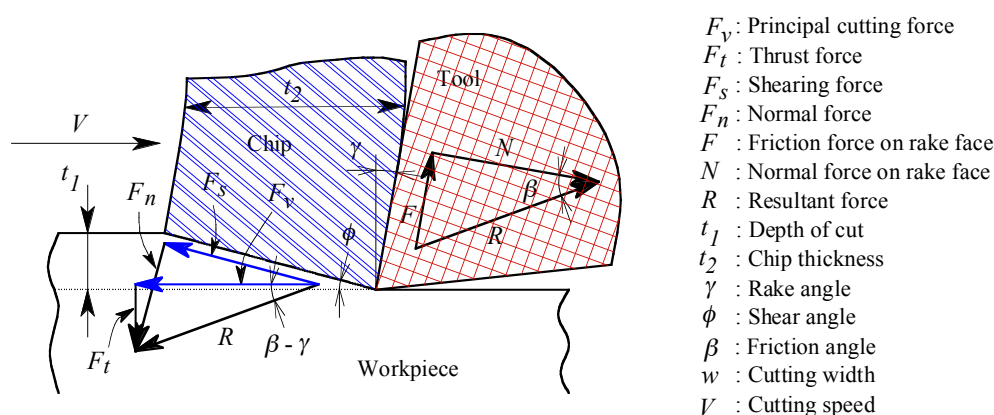


Fig. 2-2-1 Orthogonal cutting

本章では広範囲の切削条件と切削抵抗の関係をさらに見直すことによって、その材料の切削抵抗の傾向を表す材料固有の実験定数を見だし、新たな切削抵抗の推定法を提案することを試みている。同時に切削機構中の角度関係についても実験定数を導入した検討を行って、新たな角度関係を表す式を示した。そのためにまず切削性の良好な C2801(60-40 黄銅)を用いて最も基本的な 2 次元切削を行って、切削条件の変化に伴う切削機構諸因子の変化の傾向を再確認した。

Fig. 2-2-1 に図示した 2 次元切削による切削実験では、実際的な切削速度を得るのは困難である。そこで Fig. 2-2-2 に示すようにマンドレルに固定した板厚  $w$  の円板状被削材に、超硬合金 P10 種の平刃バイトで切り込み送りを与えて旋盤による外周切削を行うことにした。その際の切削

機構諸因子は Fig. 2-2-1 の向きを変えた Fig. 2-2-3 のようになる。Fig. 2-2-3 は厳密には Fig. 2-2-1 と比べれば円板の曲率等による切削機構への影響が考えられるが、ここでは切り込み $t_1$ に対して円板の直径は充分に大きいため、曲率による切削機構への影響は無視できるものとして取り扱うことにした。

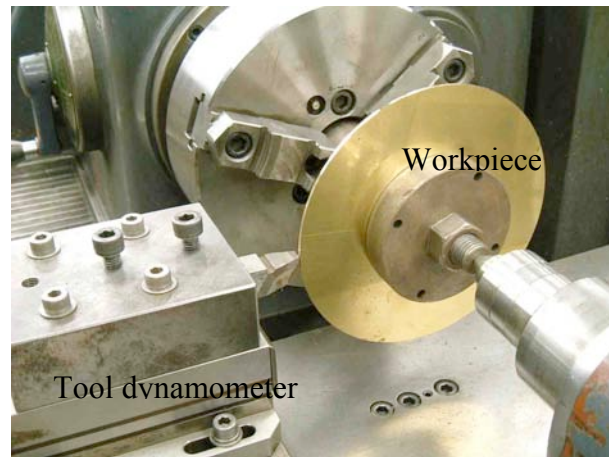


Fig. 2-2-2 Orthogonal cutting test at peripheral surface

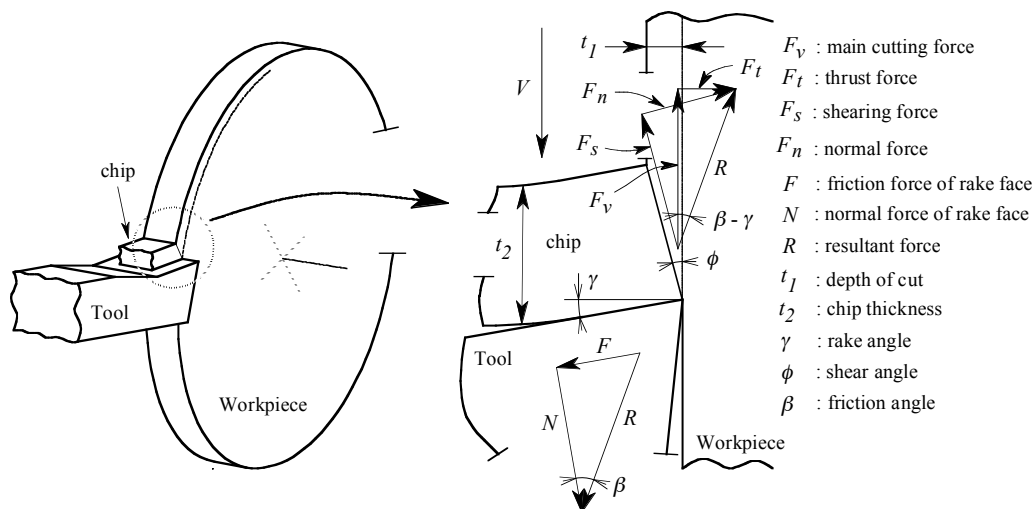


Fig. 2-2-3 Force diagram of orthogonal cutting at disk-type workpiece

## 2. 3 実験装置

### 2.3.1 使用機器

実験に用いる主要な機器の一覧を Table 2-3-1 に示し、外観図を Fig. 2-3-1, Fig. 2-3-2 に示す.

Table 2-3-1 Devices for cutting test

Device	Type and model
Tool dynamometer	Kistler : Multicomponent Force Plate Type B9257
Charge amplifier	Kistler : Multichannel Charge Amplifier Type 5019B130
Recorder	NEC SANEI : OMNIACE RT3200N
Engine lathe	TAKISAWA : TAL-460

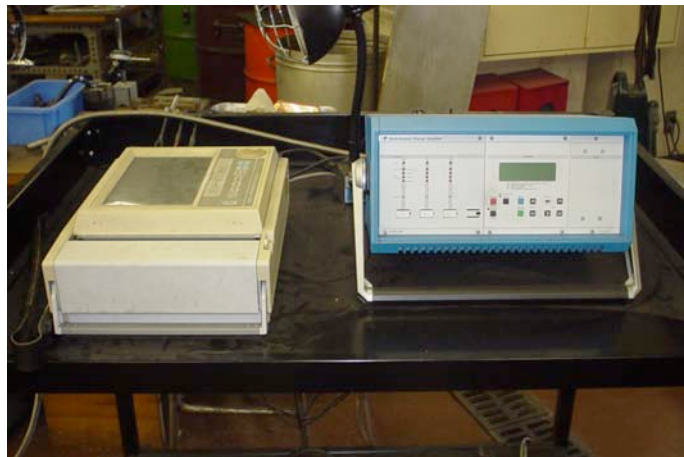


Fig. 2-3-1 Data recorder and charge amplifier

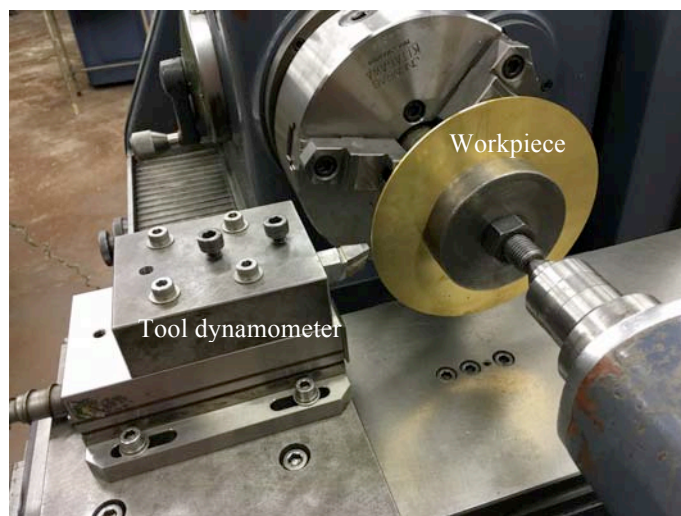


Fig. 2-3-2 Experimental arrangement

### 2.3.2 実験方法と切削条件

被削材は流れ形切りくずの流出する切削性の良好な JIS H3100 C2801P 1/4H (BSP3B)の 60-40 黄銅である。厚さ 2mm の板材から 190mm 程度の正方形にエアープラズマ切断機で切断後に、旋盤の 4 つ爪チャックで保持して中心にドリルによって  $\phi 22\text{mm}$  の穴あけを行う。次に Fig. 2-3-3 に示す被削材保持具 (Mandrel: マンドレル) に固定して Fig. 2-3-2 のように旋盤 3 つ爪チャックに保持し外周切削することで、円盤状 (直径約 180mm) に仕上げた。切削実験の進行に伴って直径は減少するため、これによる速度変化をできるだけ避けるため実験条件にあわせて複数枚用意した。

金属の圧延材を用いた切削ではその圧延方向と切削方向の組み合わせによって、切削抵抗や切りくず厚さが多少なりとも変化することは予想されるため、切削実験で用いる円盤状被削材の切削ではその回転に伴って周期的にその変化が表れることが考えられる。しかし、切削中の切削抵抗を測定している時点での被削材の圧延方向を知るのは困難であり、同時に連続して排出される切りくずにおいても、切りくずの長さ方向の任意の位置における圧延方向を知るのも同様に極めて困難である。ここで被削材は切削性が良好であり、流れ形切りくずの排出される C2801 を用いているため、切削抵抗そのものが安定しており、切りくず厚さについても変動は小さい。よって、本実験の範囲ではこれらの変化は無視できるものとして取り扱うことにした。

切削抵抗 2 分力は、Fig. 2-3-2 に示したキスラー社圧電素子型工具動力計で測定し、Fig. 2-3-1 に示した同社チャージアンプで増幅、NEC 三栄の記録計で出力電圧を記録した。得られた電圧からキスラー社のマニュアルに沿って切削抵抗を求めた。切削抵抗 2 分力 (主分力  $F_v$  および背分力  $F_t$ ) の換算式を次に示す。

$$F_v = \frac{10000}{3.719} \cdot F_{zV} \quad (2-3-1)$$

$$F_t = \frac{10000}{7.966} \cdot F_{yV} \quad (2-3-2)$$

ここで切削抵抗 2 分力 (主分力  $F_v$ 、背分力  $F_t$ ) の単位は N(ニュートン)である。式中の 10000 と 3.719 および 7.966 は計測器の定数である。また  $F_{zV}$  と  $F_{yV}$  は、主分力  $F_v$  と背分力  $F_t$  に対応するチャージアンプの出力電圧 V である。

Table 2-3-2 に主な切削条件を示し、可能な範囲で広範な条件とした。

Fig. 2-3-4 に外観を示すように工具は平刃形状である。

Fig. 2-3-5 に示すパイプダイヤルゲージ (1/100mm) で切削後の切りくず厚さを測定した。





Fig. 2-3-3 Mandrel (workpiece holder) and disk-type workpiece

Table 2-3-2 Cutting conditions

Workpiece	JIS H3100 C2801P 1/4H (BSP3B)	
Tool material	Carbide tool	JIS P10
Orthogonal rake angle	$\gamma = 0, 10, 20, 30 \text{ deg}$	
Normal clearance angle	$\alpha = 6 \text{ deg}$	
Cutting width	$w = 2.0 \text{ mm}$	
Depth of cut	$t_1 = 0.053 \sim 0.212 \text{ mm/rev}$	
Cutting speed	$V = 76 \sim 202 \text{ m/min}$	



Fig. 2-3-4 Tools for orthogonal cutting



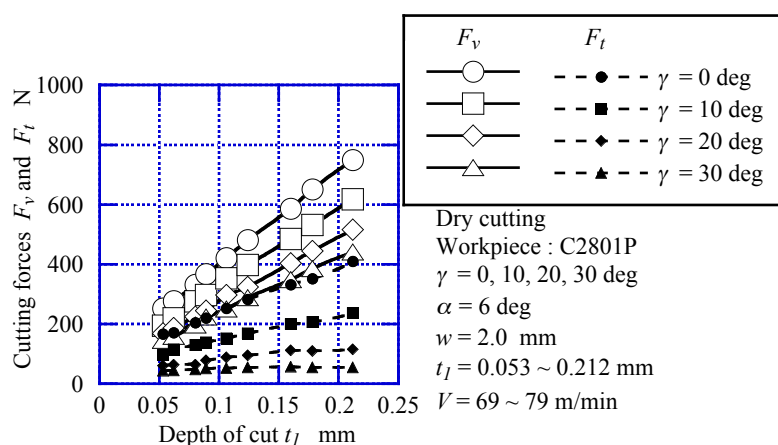
Fig. 2-3-5 Pipe dial gauge

## 2. 4 実験結果と考察

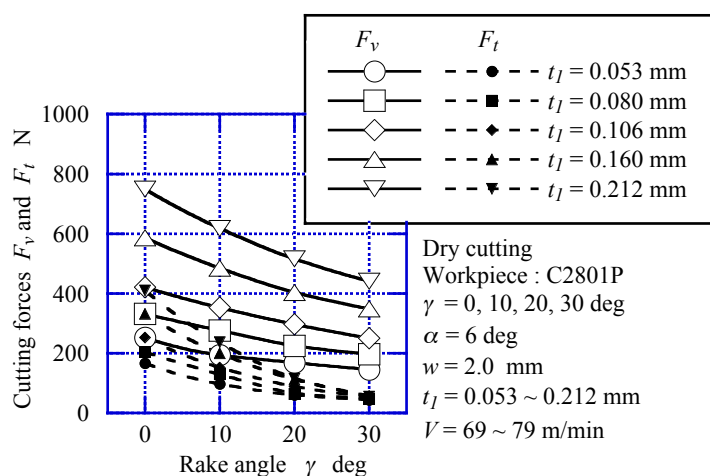
### 2.4.1 切削条件の変化に伴う切削抵抗の傾向

Table 2-3-2 に示した切削条件のように，比較的広範囲に切り込み $t_l$ （0.053 ～ 0.212 mm / rev）や，すくい角 $\gamma$ （0 ～ 30 deg），切削速度 $V$ （53 ～ 188 m / min）を変化させた際の，切削条件の変化に伴う切削抵抗の変化の傾向を Fig. 2-4-1 (a), (b), (c)に示す．

Fig. 2-4-1 (a)のように切削抵抗主分力 $F_v$ と背分力 $F_t$ は，切り込み $t_l$ の増加とともに増加しており，Fig. 2-4-1 (b)のようにすくい角 $\gamma$ の増加と共に減少し，また Fig. 2-4-1 (c)のように切削速度 $V$ の増加と共に減少するのがわかる．このような切削抵抗の変化は切削条件の変化に伴って現れる典型的な挙動である．このように切削条件の変化に伴って切削抵抗が種々に変化するということは，逆に切削条件から切削抵抗を推定しようとした際の困難さも表している．

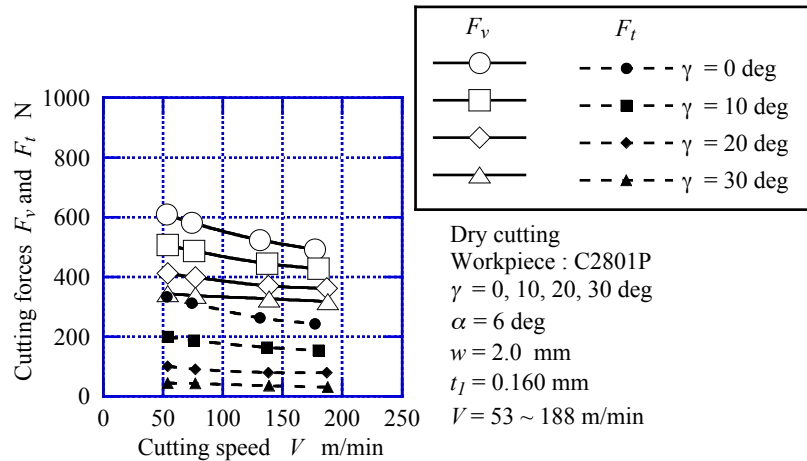


(a) Cutting forces versus depth of cut



(b) Cutting forces versus rake angle





(c) Cutting forces versus cutting speed

Fig. 2-4-1 Variation of cutting forces in orthogonal cutting of C2801

#### 2.4.2 “切りくず定数”の提案

ここで Fig. 2-4-1 (a), (b), (c)で示した切削条件に対する切削抵抗の挙動から、何らかの法則性を見出すことを試みた。

Fig. 2-4-2 に示すように比切削抵抗  $K_s (= F_v / (w \cdot t_1))$  は、切り込み  $t_1$  の減少に伴って増加傾向となるため寸法効果を示している。比切削抵抗  $K_s$  はすくい角  $\gamma$  毎に異なる値を示しており切削条件によって相当に変化しているのがわかる。寸法効果の原因については一つに刃先丸み等の影響が考えられるが、このように切削条件に応じて変化する比切削抵抗  $K_s$  (刃先丸み等の影響も含めて) の傾向をより一元的に整理し表現するための検討を行う。

Fig. 2-4-2 には、単位切削面積あたりの主分力である比切削抵抗  $(F_v / (w \cdot t_1))$  と切り込み  $t_1$  の関係を示すと共に、これに倣った単位切りくず断面積あたりの主分力  $(F_v / (w \cdot t_2))$  と切りくず厚さ  $t_2$  の関係も示してある。切削条件によって変化する比切削抵抗  $(F_v / (w \cdot t_1))$  の傾向とは異なり、 $(F_v / (w \cdot t_2))$  は切り込み  $t_1$  やすくい角  $\gamma$ 、切削速度  $V$  の変化にも関わらずほぼ一定と見なせるのがわかる。このことから主分力  $F_v$  と切りくず厚さ  $t_2$  の間には、切削条件の変化にも関わらずほぼ比例関係があることを示唆している。

せん断面積  $A_s (= w \cdot t_1 / \sin \phi = w \cdot t_2 / \cos(\phi - \gamma))$  の大小によって、切削抵抗は変化し支配されることはよく知られている。この単純な事実に着目して Fig. 2-4-1, Fig. 2-4-2 で用いたデータを利用し、改めてせん断面積  $A_s$  を決定する主要因である切りくず厚さ  $t_2$  と切削抵抗 2 分力  $(F_v, F_t)$  の関係として示したのが Fig. 2-4-3 である。図から主分力  $F_v$  と切りくず厚さ  $t_2$  は切削条件の変化にも関わらずほぼ比例関係で取り扱えるものと判断して、比例直線の傾きを切削抵抗に関する

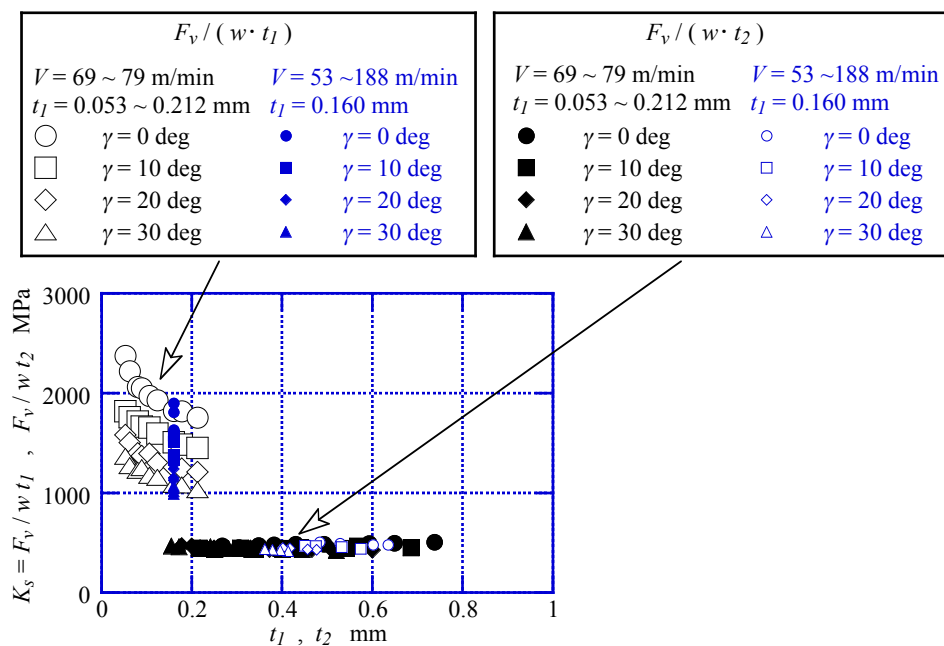


Fig. 2-4-2 Specific cutting force  $(F_v/(w \cdot t_1))$  versus depth of cut  $t_1$  and cutting force per unit chip cross-sectional area  $(F_v/(w \cdot t_2))$  versus chip thickness  $t_2$

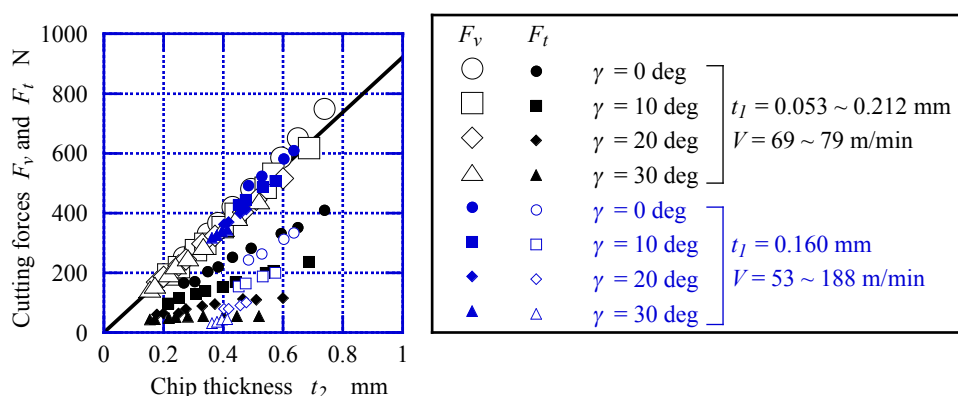


Fig. 2-4-3 Relationship between chip thickness and cutting forces. Cutting conditions are same as Fig. 2-4-1 and 2-4-2

その材料固有の値と見なすことにした。しかしながら背分力  $F_t$  には、主分力  $F_v$  と切りくず厚さ  $t_2$  のような関係は認められない。切削幅 (=板厚  $w$ ) を考慮すれば主分力  $F_v$  は次式で表されることになり、比例定数  $m$  は単位切りくず断面積あたりの主分力の大きさを示す。Fig. 2-4-3 から本実験の範囲内で C2801 における比例定数は  $m = 461 \text{ MPa}$  であった。

$$F_v = m \cdot w \cdot t_2 \quad (2-4-1)$$

また、切削比  $r_c (= t_1/t_2)$  を用いて比切削抵抗  $K_s (= F_v/(w \cdot t_1))$  を表すと次式となる。

$$K_s = \frac{m}{r_c} \quad (2-4-2)$$

ここで切削比の逆数  $l_r (= t_2/t_1)$  を用いれば次式となる.

$$K_s = m \cdot l_r \quad (2-4-3)$$

式 2-4-3 から比切削抵抗  $K_s$  は Fig. 2-4-4 に示すように切削比の逆数  $l_r$  に比例する.

このように  $m$  を材料定数として導入すれば主分力  $F_v$  や比切削抵抗  $K_s$  は, それぞれ切削条件に関わらず切りくずの断面積  $w \cdot t_2$ , 切削比の逆数  $l_r$  によって一義的に決まるのがわかる.

そこで本研究では切削抵抗の傾向を表す重要な因子として, この定数  $m$  を “切りくず定数 (Chip Constant)” と称することにした.

次に式 2-4-2 の分母分子にせん断ひずみ  $\gamma_s$  を乗ずれば次式となる.

$$K_s = \frac{m}{r_c \cdot \gamma_s} \cdot \gamma_s \quad (2-4-4)$$

式 2-4-4 で  $r_c \cdot \gamma_s$  は切り込み  $t_1$  の増加に対してほぼ一定であるが, すくい角  $\gamma$  の増加に伴って微減している. 平均すると  $r_c \cdot \gamma_s = 0.97$  であったから式 2-4-4 においては  $K_s = 477 \cdot \gamma_s$  となる. この比切削抵抗  $K_s$  とせん断ひずみ  $\gamma_s$  の関係は Fig. 2-4-5 に示す通りである.

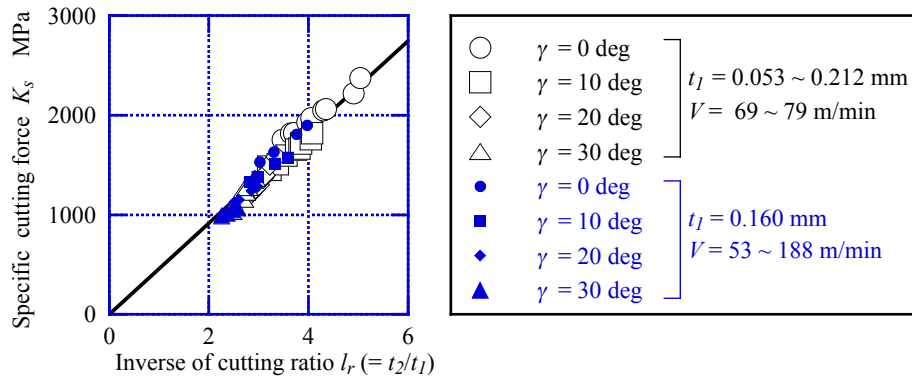


Fig. 2-4-4 Specific cutting force versus inverse of cutting ratio. Cutting conditions are same as Fig. 2-4-1 and 2-4-2

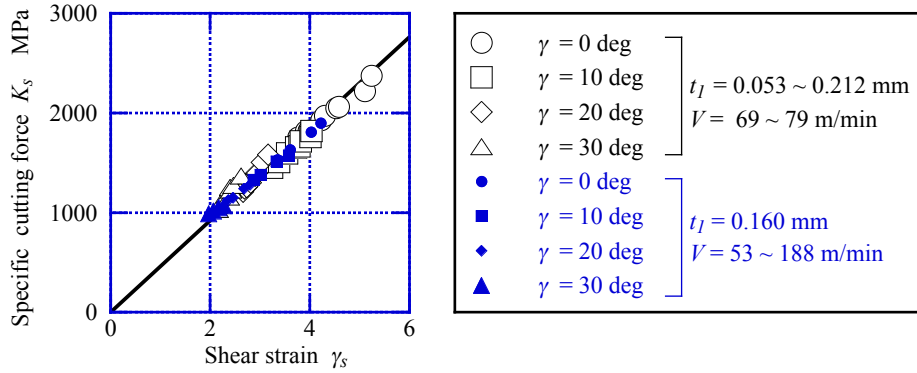


Fig. 2-4-5 Specific cutting force versus shear strain. Cutting conditions are same as Fig. 2-4-1 and 2-4-2

### 2.4.3 “切りくず定数”を用いた際の角度関係

Fig. 2-2-1 の切削モデルを参照し、切りくず断面積  $w \cdot t_2$  を用いて主分力  $F_v$  を表すと次式となる。ここで切削幅を  $w$  とする。

$$F_v = \tau_s \cdot \frac{\cos(\beta - \gamma)}{\cos(\phi + \beta - \gamma) \cdot \cos(\phi - \gamma)} \cdot w \cdot t_2 \quad (2-5-1)$$

式 2-5-1 におけるせん断角  $\phi$  は次式で示される。

$$\phi = \tan^{-1} \left( \frac{r_c \cos \gamma}{1 - r_c \sin \gamma} \right) \quad (2-5-2)$$

材料の平均せん断応力  $\tau_s$  は本実験の切削条件の範囲内で一定であるとする。ここで主分力  $F_v$  が切りくず断面積  $w \cdot t_2$  に比例するということは、式 2-5-1 の右辺の余弦因子で示される部分がほぼ一定でありあまり変化しないことを意味する。式 2-4-1 と式 2-5-1 から切りくず定数と平均せん断応力の比 ( $m/\tau_s$ ) は次式となる。

$$\frac{m}{\tau_s} = \frac{\cos(\beta - \gamma)}{\cos(\phi + \beta - \gamma) \cdot \cos(\phi - \gamma)} \quad (2-5-3)$$

式 2-5-3 において、すくい角  $\gamma$  を変化させた際の各余弦因子の変化の様子を Fig. 2-5-1 に示す。すくい角  $\gamma$  が増加しても  $\cos(\phi - \gamma)$  はほとんど変化していない。また  $\cos(\beta - \gamma)$  と  $\cos(\phi + \beta - \gamma)$  は微増傾向にあるものの、双方は分母分子の関係にあるため右辺はほぼ一定となるから、切りくず定数と平均せん断応力の比 ( $m/\tau_s$ ) は一定となることが明らかとなった。

次に背分力  $F_t$  と主分力  $F_v$  の角度関係は次式で示される。

$$F_t = F_v \cdot \tan(\beta - \gamma) \quad (2-5-4)$$

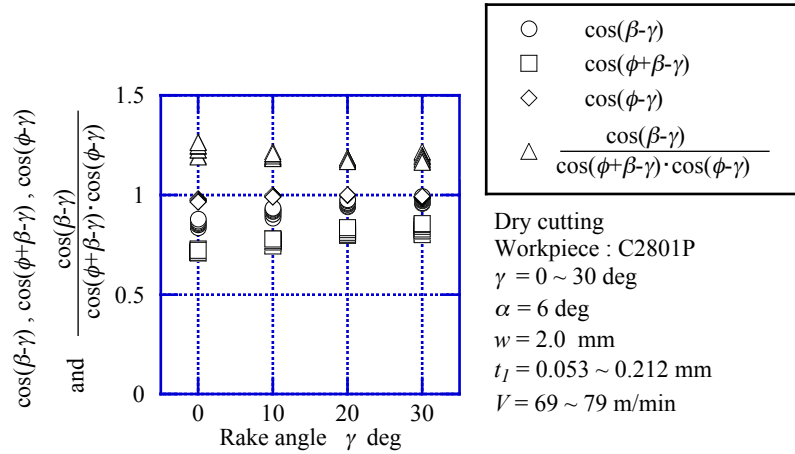


Fig. 2-5-1 Experimental check of equation 2-5-3

“切りくず定数”  $m$  を既知とすれば，主分力  $F_y$  は切りくず厚さ  $t_2$  の測定のみで式 2-2-1 に示したように極めて簡単に計算できる．しかし，背分力  $F_t$  の推定には角  $(\beta - \gamma)$  が必要であるため式 2-5-3 を変形して角  $(\beta - \gamma)$  を表せば次式が得られる．

$$\beta - \gamma = \tan^{-1} \left\{ \frac{m}{\tau_s} \cdot \frac{\cos(\phi - \gamma)}{\sin \phi} - \cot \phi \right\} - \phi \quad (2-5-5)$$

以上のように，“切りくず定数”  $m$  をせん断面モデルの切削機構を表す式中に導入すれば，切削条件として設定したすくい角  $\gamma$  における角  $(\beta - \gamma)$  は，任意のせん断角  $\phi$  を代入することにより計算可能となる．

切削機構におけるせん断角  $\phi$  や角  $(\beta - \gamma)$  等の角度関係は重要な問題であり，Table 2-5-1 にその一例を示す<sup>(11)</sup>．Table 2-5-1 のように従来から多くの提案がある背景には簡潔に表現しようとするれば実際の値とはずれが生じやすく，また実際の値に近づけようとするれば実験定数を導入しなくてはならないなど，角度関係の表現が容易ではないことに加えて，角度関係の表現が重要な課題であることを表している．

Table 2-5-1 Theoretical equation of shear angle

Equation	Researcher	Year
$\phi = \frac{\pi}{4} - \beta + \gamma$	Krystof	1939
$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\beta}{2} + \frac{\gamma}{2}$	Marchant	1941
$\phi = \frac{\cot^{-1} \kappa}{2} - \frac{\beta}{2} + \frac{\gamma}{2}$	Marchant	1945
$\phi = \frac{\pi}{4} - \beta + \frac{\gamma}{2}$	Stabler	1951
$\phi = \frac{\pi}{4} - \beta + \gamma$	Lee and Shaffer	1951
$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\tan^{-1} 2\mu}{2} + \gamma$	Hucks	1951
$\phi = \frac{\pi}{4} - \beta + \gamma - \eta'$	Shaw, Cook and Finnie	1951
$\phi = 15^\circ \left( \gamma < 15^\circ \right)$ $\phi = \gamma \left( \gamma > 15^\circ \right)$	佐田	1954
$\phi = \cot^{-1} \left( \frac{1 - \sin \gamma}{\cos \gamma} + \gamma \frac{A}{A' \cos \gamma} \right)$	竹山	1955
$2\phi + \beta - \gamma = 90^\circ - \psi$	Zorev	1956
$\phi + \beta - \gamma = \tan^{-1} \sqrt{\frac{G+H}{H}} = 54.7^\circ$	Wwisz	1957
$\phi + \beta - \gamma = \tan^{-1} \left\{ \frac{-2 \left( \frac{F}{H} + 2 \right)}{\frac{F}{H} + 1} \cot 2\Omega \right\}$	Colding	1959
$\phi_1 = \frac{\pi}{4} - \theta_f + \gamma$		
$\phi_2 = \frac{\pi}{2} - \theta_f + \gamma - \theta_2$	谷口	1963
$\cot 2\theta_2 = \frac{1}{2} [\cot \phi_2 + \tan(\phi_2 \gamma)]$		

$$\phi + \beta - \gamma = \theta$$

$$\tan \theta = \frac{1}{2} \left\{ 1 + \frac{\pi}{2} - 2\phi + \frac{\cos 2(\phi - \gamma)}{\tan \beta} - \sin 2(\phi - \gamma) \right\} \quad \text{Oxley} \quad 1963$$

$$\cot \phi = \cot \theta + \frac{\cos \theta}{\sin(\theta + \gamma)} KL \quad \text{佐田} \quad 1963$$

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \beta + \frac{\gamma}{2} \quad \text{Kulberg} \quad 1964$$

$\phi$  : せん断角     $\beta$  : 摩擦角     $\gamma$  : すくい角

ここで本研究の範囲内で C2801 の  $m = 461 \text{ MPa}$  であり, 平均せん断応力  $\tau_s = 377 \text{ MPa}$  であるため  $m/\tau_s = 1.22$  となる. 式 2-5-5 において  $m/\tau_s = 1.22$  として与え, 任意のせん断角  $\phi$  を設定して角  $(\beta - \gamma)$  を計算するとすくい角  $\gamma$  毎の曲線関係が得られる. その結果を Fig.2-5-2 に示す. 実際に切削して得られた切削抵抗 2 分力 ( $F_v, F_t$ ) を用いて求めた角  $(\beta - \gamma)$  と, 切りくず厚さ  $t_2$  を測定して得られるせん断角  $\phi$  の関係を同図中に併せてプロットすると曲線の近傍に分布しているのがわかる. 個々の条件における  $(m/\tau_s)$  の計算値は 1.22 に対して最大で -5 ~ +9% 程度の差が見られたので, このわずかな変化が背分力  $F_t$  の推定値に影響をおよぼすことは否めない. この点に関しては 3 章で述べることにする. 従来しばしば引用されている Merchant および Lee-Shaffer によるせん断角  $\phi$  と角  $(\beta - \gamma)$  の角度関係<sup>(12),(13)</sup>も Fig. 2-5-2 に示しておく.

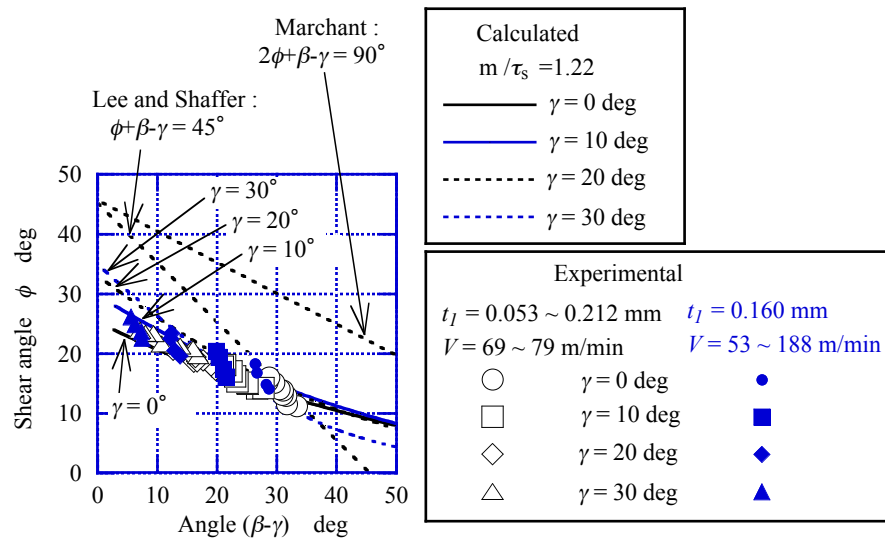


Fig. 2-5-2 Relationship between angle  $(\beta - \gamma)$  and shear angle  $\phi$ . Cutting conditions are same as Fig. 2-4-1 and 2-4-2

従来よく知られている Merchant および Lee-Shaffer の関係と比べると，式 2-5-5 で示された角度関係は，実際の傾向を良く表していることがわかる．また角度関係の計算に必要な定数はわずか 2 つと極めて簡潔であるのが特徴である．

ところで重要な 2 つの材料定数である，“切りくず定数”  $m$  と平均せん断応力は  $\tau_s$  は既知であれば良いが必ずしもそうではない場合も当然考えられる．よって切削抵抗の測定を行わずにこの 2 つの材料定数 ( $m, \tau_s$ ) を何らかの方法で求められれば，簡単な関係式で示した 2 次元切削における切削抵抗 ( $F_v, F_t$ ) はさらに容易に計算できることになる．そこでこの関係を旋削での切削抵抗 3 分力の推定へ拡張し応用を試みる際に，切りくずの硬さから 2 つの材料定数 ( $m, \tau_s$ ) を求めるための検討を第 3 章で行うことにする．



## 2. 5 結 言

比較的切削性の良好な C2801 材を用いて 2 次元切削を行い、比較的広範囲に切削条件を変化した切削実験を行い、切削抵抗を測定するとともに排出された切りくずを採取してその厚さを測定した。実験結果をもとに検討し得られた結果は以下の通りである。

- (1) 円盤状被削材の 2 次元切削において、切削抵抗主分力  $F_y$  とりくず厚さは比例関係で整理できることを示した。その結果、単位切りくず断面積あたりの主分力の大きさは、切削条件の変化にあまり影響を受けない材料固有の値であるものと考えて“切りくず定数”と称することを提案した。“切りくず定数”が既知であれば切削後の切りくず厚さの測定のみで、簡単に切削抵抗主分力を求めることができることは有用性が高い。
- (2) “切りくず定数”を用いれば、単位除去体積あたりのエネルギーでもある比切削抵抗  $K_s$  は、切削比  $r_c (=t_1/t_2)$  またはせん断ひずみ  $\gamma_s$  によって一義的に表された。
- (3) 2 次元切削における切削機構を表す式中に“切りくず定数”を導入することによって、主分力と背分力の成す角  $(\beta-\gamma)$  を表すことができた。角  $(\beta-\gamma)$  が得られることによって、背分力は主分力との簡単な関係式で表わすことができた。
- (4) 平均せん断応力と切りくず定数との比を 2 次元切削の切削機構を表す式中に導入することによって、せん断角  $\phi$  と角  $(\beta-\gamma)$  の角度関係を新たに表わした。実測値の近傍に、角  $(\beta-\gamma)$  の推定曲線は分布していることから、切りくず定数の有用性が改めて示された。

## 2. 6 参考文献

- (1) 中山一雄：切削加工論，コロナ社，(1984)，pp.94.
- (2) Shaw, M.C. : *Metal Cutting Principles* (1984), pp. 42-43, Oxford University Press.
- (3) 臼井英治，広田明彦，益子正巳，：三次元切削の基礎的研究(第2報，旋削における切りくず生成，切削抵抗の計算と実測結果)，日本機械学会論文集，Vol. 38, No. 316 (1972), pp. 3264-3271.
- (4) Usui, E., and Hirota, A. : Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process, Part 2 Chip Formation and Cutting Force with Conventional Single-Point Tool, *Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry*, Vol. 100 (1978), pp. 229-235.
- (5) Nakayama, K., and Arai, M. : On the Storage of Data on Metal Cutting Forces, *Annals of the CIRP*, Vol. 25, No. 1 (1976), pp. 13-18.
- (6) Nakayama, K., Arai, M., and Takei, K. : Semi-Empirical Equations for Three Components of Resultant Cutting Force, *Annals of the CIRP*, Vol. 32, No. 1 (1983), pp. 33-35.
- (7) 中山一雄，新井実，武井勝男：切削抵抗の3分力を与える実用式，精密機械，Vol. 50, No. 2 (1984), pp. 424-429.
- (8) 白檜高洋，臼井英治：二次元流れ型切削のシミュレーション解析，精密機械，Vol. 42, No. 5 (1976), pp. 340-345.
- (9) 松村隆：切削シミュレーションの応用と微細切削への展開，精密工学会誌 Vol. 76, No. 8 (2010), pp. 867-870.
- (10) 吉田 協，湊 純一郎：旋削における切削抵抗の簡便な推定法，日本機械学会論文集 (C編)，Vol.79, No.808, pp.554-567.
- (11) 精密工作便覧，コロナ社(1970), pp. 52-53.
- (12) Merchant, M.E. : Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting , *Journal of Applied Physics*, Vol. 16 (1945), pp. 318-324.
- (13) Lee, E.H., and Shaffer, B.W. :The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 73 (1951), pp. 405-413.

## 第3章 切りくず定数を用いた切削抵抗の簡便な推定法

### 3. 1 緒 言

金属切削において直接の計測を行わずに切削抵抗を推定しようとするために多くの研究が成されてきた。例えば材料ごとに事前に比切削抵抗を観測しておき実験式を構築する方法<sup>(1)</sup>、切削を2次元切削の集積として解析を行い切削抵抗3分力を求める方法<sup>(2),(3)</sup>や、切削機構諸因子を表す式中の未解明な部分に対して実験式を導入して補完し切削抵抗3分力を計算する方法<sup>(4)-(6)</sup>、有限要素法を用いたコンピューターシミュレーション<sup>(7)</sup>等である。さらには切削現象をシミュレーションするソフトウェア<sup>(8)</sup>も商品化されており、より詳細で実際的な解がコンピューターの画面上で再現できるようになってきている。

このような状況を鑑みて実験定数の少ない簡便な切削抵抗の推定法を開発するために、第2章においては、流れ形切りくずの流出する切削性の良いC2801を用いた基本的な2次元切削を実施し、切削条件の変化に対する切削抵抗の変化の傾向を改めて考察した。その結果、単位切りくず断面積あたりの主分力の値は、切削条件にほとんど影響を受けない材料の固有値と見なし、“切りくず定数”と仮称し提案している。

本章ではこの2次元切削実験の結果をもとにして、3次元切削である丸棒旋削に当てはめることによって3次元切削における切削抵抗3分力の推定法の提案を試みた。旋削用3次元バイトでアプローチ角 $\psi = 0 \text{ deg}$ とし、主として1つの直線切れ刃で行われているような切削条件では、切れ刃に直角な断面に近似的に2次元切削が当てはまるものとして扱う。各種鋼材とアルミニウム合金をこの近似2次元切削で旋削した際の、主分力 $F_v$ と切りくず厚さ $t_2$ の関係について検討を行った。その結果、実験の範囲内で全ての材料について、比較的広範囲に切削条件が変化しても主分力 $F_v$ と切りくず厚さ $t_2$ は、近似的に比例関係で整理できることを明らかにし、単位切りくず断面積あたりの主分力の値であり、第2章で“切りくず定数”と仮称した実験定数の存在をここでも確認した。旋削に当てはめた近似2次元切削において、切削機構を表す式中に“切りくず定数”を導入することによって、主分力 $F_v$ と背分力 $F_t$ がそれぞれ簡単な関係式によって表現できることを示した。

本章で示した切削抵抗の推定法で“切りくず定数”と平均せん断応力は必須の材料定数である。事前に工具動力計を使った切削実験を行ってこれら2つの材料定数を得るのを避けるために、必須である2つの材料定数を鋼系材種とアルミニウム系材種でそれぞれ切りくず硬さから求める方法を示した。その結果、鋼系材種とアルミニウム系材種においては、本実験の範囲に限ら

れるが未知材料であっても切削後に採取した切りくずの硬さから2つの材料定数が得られることを示した。同時に切りくず厚さを測定することによって切削抵抗3分力が計算可能となった。

以上の検討と検証をもとにして、流れ形切りくずの流出する被削材と切削条件における、3次元切削（アプローチ角のついた片刃バイトによる旋削）に応用することによって、“切りくず定数”を用いた切削抵抗3分力の推定法を提示した。切りくず厚さの測定は必要であるが、切削抵抗3分力の推定に必要な定数は“切りくず定数”と平均せん断応力のわずかに2つであるとともに、この2つの定数は切削後の切りくず硬さから求められるため、簡便に切削抵抗3分力が計算可能であることを示すとともに、本推定法の有用性を示した<sup>(9)</sup>。

### 3. 2 3次元切削の切削機構への“切りくず定数”の導入

第2章で示した切削におけるきりくず定数を，工作機械による除去加工のなかでも最も基本的な工作機械の1つである旋盤による旋削への適用を検討する．

始めに3次元切削の旋削でも近似的に2次元切削と見なした切削モデルを Fig. 3-2-1 に示す．アプローチ角  $\psi = 0 \text{ deg}$  であり，切り込み  $a$  に比べて送り  $f$  とノーズ半径  $r_\epsilon$  が十分に小さく，切削は主として1つの直線切れ刃で行われている場合に，切れ刃に直角な断面に近似的に2次元切削を当てはめた．実際の切りくずは切れ刃に直角ではなく，流出角  $\nu_c$  を伴って流出するが，下図の状況では背分力  $F_p$  は主分力  $F_v$  と送り分力  $F_f$  に比べて十分小さいものと考えて，簡単に主分力  $F_v$ ，背分力  $F_t$  (=送り分力  $F_f$ ) が作用する切削様式である．

最初にこのような条件で旋削して推定の計算に重要な切りくず定数の存在を確認し，同時に平均せん断応力を複数の材料ごとに確認することにした．

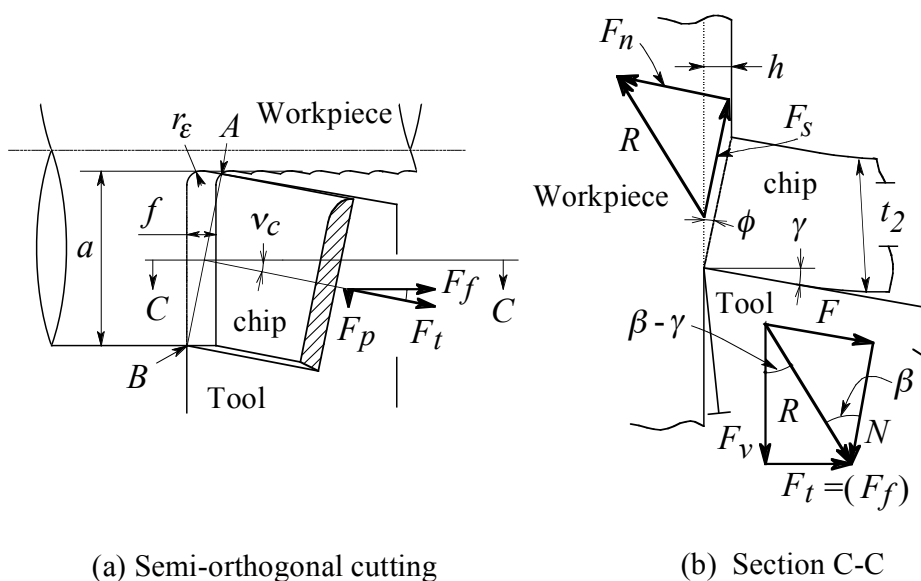


Fig. 3-2-1 Model of semi-orthogonal cutting. Approach angle  $\psi = 0 \text{ deg}$

### 3. 3 実験装置

#### 3.3.1 使用機器

実験に用いる機器は第 2 章と同一である．Table 3-3-1 に使用機器を示し外観を Fig. 3-3-1 および Fig. 3-3-2 に示す．

Table 3-3-1 Devices for cutting test

Device	Type and model
Tool dynamometer	Kistler : Multicomponent Force Plate Type B9257
Charge amplifier	Kistler : Multichannel Charge Amplifier Type 5019B130
Recorder	NEC SANEI : OMNIACE RT3200N
Engine lathe	TAKISAWA : TAL-460

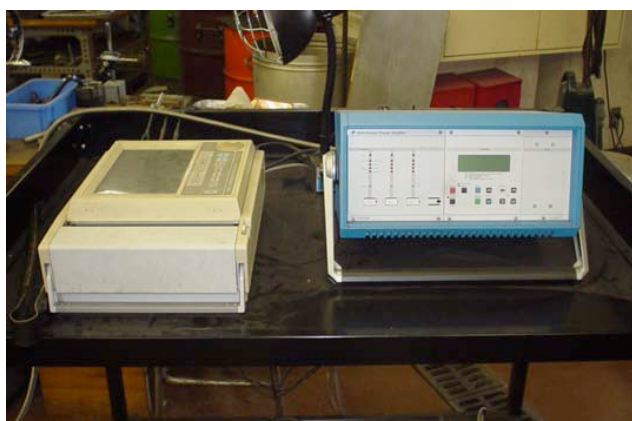


Fig. 3-3-1 Data recorder and charge amplifier



Fig. 3-3-2 Experimental arrangement

#### 3.3.2 実験方法と切削条件

切削条件を Table 3-3-2 に，Fig. 3-3-3 に被削材の例を示す．工具は Fig. 3-3-4 (a)に示すようにアプローチ角  $\psi = 0 \text{ deg}$  の 1 つの直線切れ刃を持った片刃バイトであり，直線切れ刃に 2 次元切削を当てはめる．工具形状としては Fig. 3-3-4 (b)に示すようにすくい角を変化させている．

Fig. 3-3-3 に例示した直径  $\phi = 100 \text{ mm}$  x 長さ  $250 \text{ mm}$  の丸棒の被削材の一端を，Fig. 3-3-2 に示した旋盤の 3 つ爪チャックで固定し，もう一方の端面を回転センターで保持する．Fig. 3-3-4 にバイトを示す．例えば，すくい角  $\gamma = -5 \text{ deg}$  のバイトを用いて切り込みは  $a = 3.0 \text{ mm}$ ，切削速度は  $V = 108 \text{ m/min}$  と一定とし，送り  $f$  を  $0.106 \sim 0.320 \text{ mm/rev}$  と変化させて切削抵抗 3 分力を測定する．切削で排出された切りくずを採取しておく．次にすくい角を  $\gamma = 0 \text{ deg}$  のバイトに交換して

同様に切削実験を行う。すくい角を  $\gamma = 0, 5, 10, 15$  deg と変化させて同様に繰り返し切削実験を行う。

Table 3-2-2 Cutting conditions

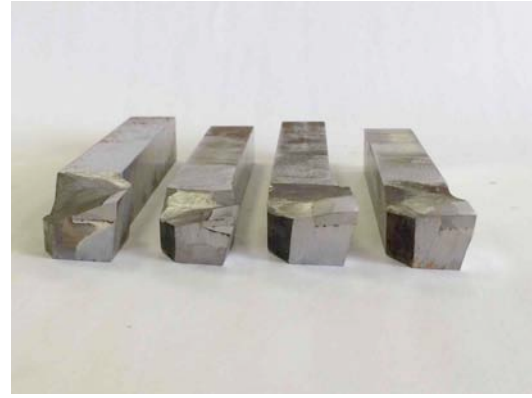
Cutting method	Cylindrical dry turning	
Workpiece	Carbon steel : S25C, S35C, S45C, S55C (JIS G4051)	
	Aluminum alloy : A2024, A5052, A5056, A6061 (JIS H4040)	
Tool material	Carbide tool	JIS P10
Tool shape	Cutting edge inclination	0 deg
	Orthogonal rake angle	$\gamma = -5, 0, 5, 10, 15$ deg
	Normal clearance angle	6 deg
	Orthogonal clearance angle	6 deg
	End cutting edge angle	6 deg
	Side cutting edge angle	$\psi = 0$ deg
	Nose radius	$r_{\epsilon} = 0.3$ mm
Depth of cut	$a = 3.0$ mm	
Feed rate	$f = 0.106 \sim 0.320$ mm/rev	
Cutting speed	$V = 76 \sim 202$ m/min	



Fig. 3-3-3 Workpiece



(a) Top view



(b) Front view

Fig. 3-3-4 Tools for turning

被削材を変更し同様の切削実験を S25C, S35C, S45C, S55C および A2024, A5052, A5056, A6061 について行った. S35C についてはすくい角  $\gamma = 5 \text{ deg}$ , 送り  $f = 0.280 \text{ mm/rev}$  において切削速度  $V$  を  $76 \sim 202 \text{ m/min}$  と変化させた実験も行い, 切削抵抗 3 分力を測定し切りくずを採取した. 切削抵抗 3 分力はキスラー社圧電素子型工具動力計で測定し, 同社チャージアンプで増幅, NEC 三栄の記録計で出力電圧を記録した. 得られた電圧から切削抵抗を換算して求めた. 2 章での実験とは被削材に対する切削方向が異なるため, 切削抵抗 3 分力 (主分力  $F_v$ , 送分力  $F_f$ , 背分力  $F_p$ ) の換算式を次に示す.

$$F_v = \frac{10000}{3.719} \cdot F_{zV} \quad (3-3-1)$$

$$F_f = \frac{10000}{7.930} \cdot F_{xV} \quad (3-3-2)$$

$$F_p = \frac{10000}{7.966} \cdot F_{yV} \quad (3-3-3)$$

ここで, 主分力  $F_v$ , 送分力  $F_f$  と背分力  $F_p$  の単位は N であり, 式中の 10000 と 3.719 と 7.930 および 7.966 は計測器メーカーによる定数である. また  $F_{zV}$  と  $F_{xV}$  および  $F_{yV}$  は, 主分力  $F_v$ , 送分力  $F_f$ , 背分力  $F_p$  に対応するチャージアンプの出力電圧 V である.

### 3.3.3 切りくず硬さと 2 つの材料定数の関係

中山ら<sup>(10),(11)</sup>は切削の際の激しいせん断ひずみで切りくずの硬さはほぼ飽和しているため, 切削条件の変化の影響を受けずに材料毎にほぼ一定の値を示すと共に, 平均せん断応力  $\tau_s$  とほぼ比例関係で整理できることを報告している. 本研究では, 切りくず厚さと切削抵抗主分力の関係に着目して, 新たな実験定数である切りくず定数を提案したが, 平均せん断応力と同様に切りくず硬さとの関係が明らかにできれば本推定法はさらに有用である.



そこで切削時に採取した切りくずの一部を用いて、切りくずの長手方向に直角な断面が得られるように樹脂埋めを行い樹脂固定後に表面を研磨した。Fig. 3-3-5 に示すように切りくず断面の中央付近で複数箇所の微小硬さ試験（試験力 1.961N）を行って切りくずのビッカース硬さ HV を測定し、切りくず定数および平均せん断応力との関係を検証した。

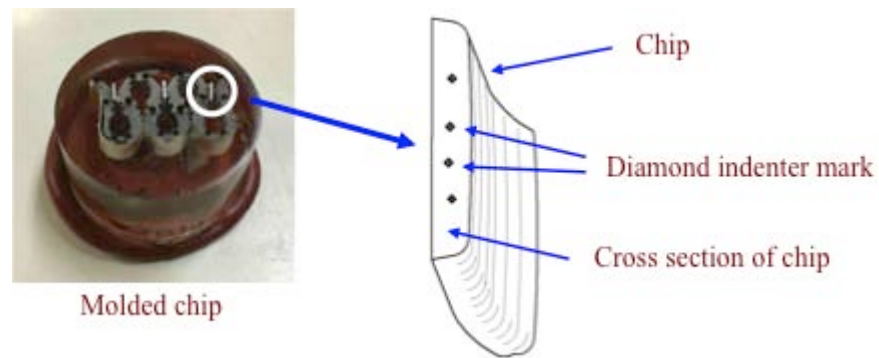
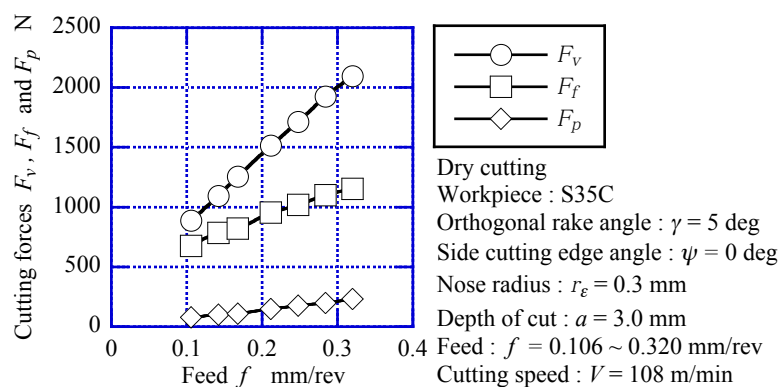


Fig. 3-3-5 Measurement of chip hardness

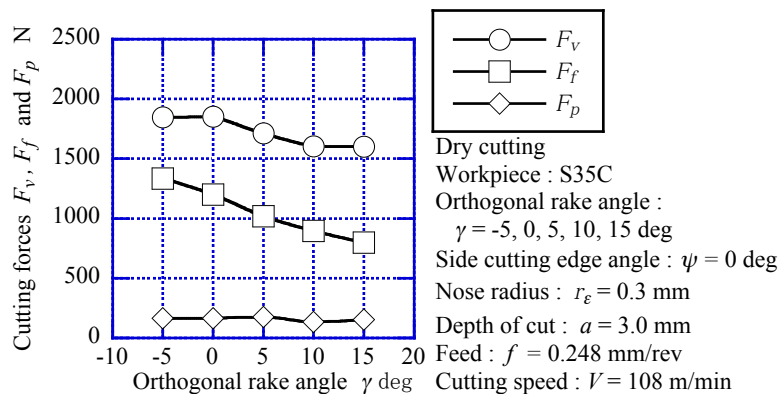
### 3. 4 実験結果と考察

#### 3.4.1 切削条件と切削抵抗の関係

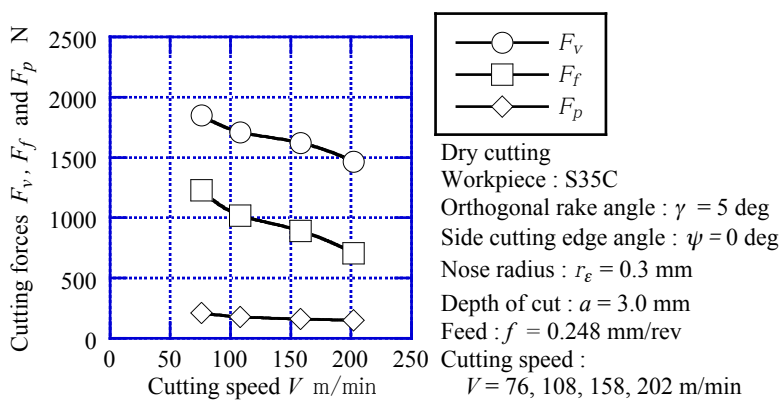
切削条件と切削抵抗の関係を S35C を例に示す.



(a) Cutting forces versus feed



(b) Cutting forces versus orthogonal rake angle



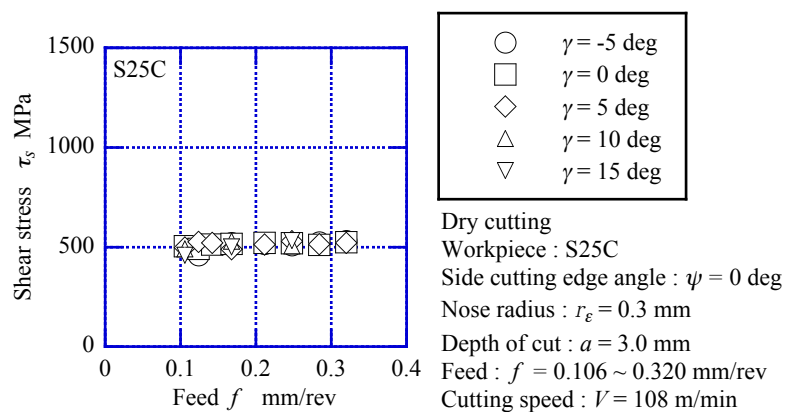
(c) Cutting forces versus cutting speed

Fig. 3-4-1 Variation of cutting forces

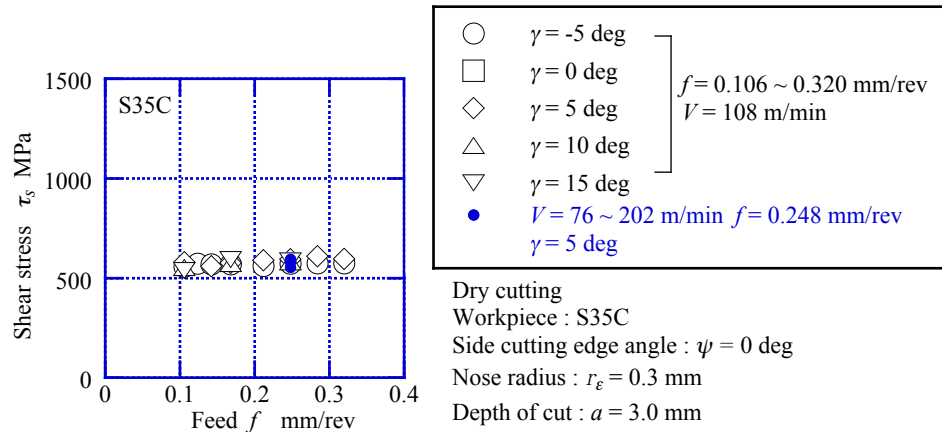
Fig. 3-4-1 (a)は送りの変化に伴う切削抵抗3分力の傾向であり, (b)は工具すくい角の変化, (c)は切削速度の変化である. Fig. 3-4-1 (a), (b), (c)に示すように, 測定された切削抵抗3分力（主分力 $F_v$ , 送り分力 $F_f$ , 背分力 $F_p$ ）のうち, 2分力（主分力 $F_v$ , 送り分力 $F_f$ ）は送り $f$ の増加とともに増加し, すくい角 $\gamma$ の増加と共に減少し, 切削速度 $V$ の増加と共に減少している. ノーズ半径 $r_e$ が0.3mmと小さく, アプローチ角 $\psi = 0 \text{ deg}$ であり近似2次元切削として扱うため, 背分力 $F_p$ はその値が小さく変動はみられない. これらは前章でのC2801の場合と同様に, 切削条件の変化に伴う切削抵抗の変化の傾向における典型的な挙動を示している.

### 3.4.2 切削条件と平均せん断応力の関係

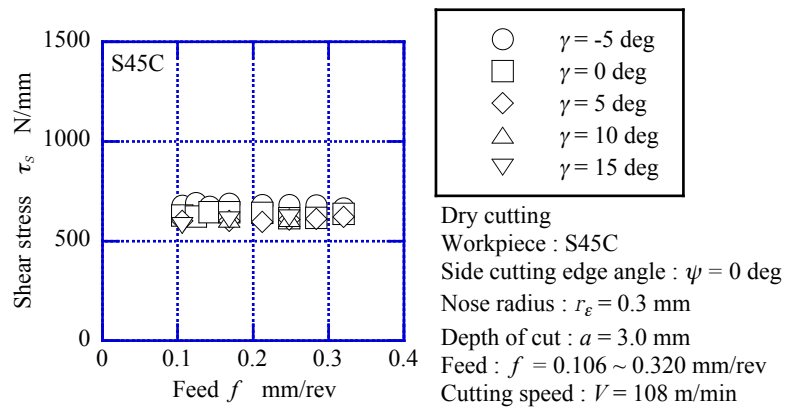
旋削における背分力 $F_p$ は主分力 $F_v$ と送り分力 $F_f$ に比べて小さいことを確認した上で, 簡単に主分力 $F_v$ と背分力 $F_t$  (=旋削における送り分力 $F_f$ ) が作用する2次元切削であるとして, S35を含めて全ての被削材の平均せん断応力 $\tau_s$ を求めた. その結果, Fig. 3-4-2 (a), (b), (c), Fig. 3-4-3 (a), (b), (c)のように切削条件の変化に関わらず, 本実験の範囲内では平均せん断応力 $\tau_s$ は材料毎に一定の値を示した. なお, 速度変化変化の切削実験はS35Cのみ行っているが, 切削速度 $V$ の変化による平均せん断応力 $\tau_s$ への影響は本実験での範囲内では認められなかった. このように切削抵抗の推定に必要な材料定数の1つが材料毎に示された.



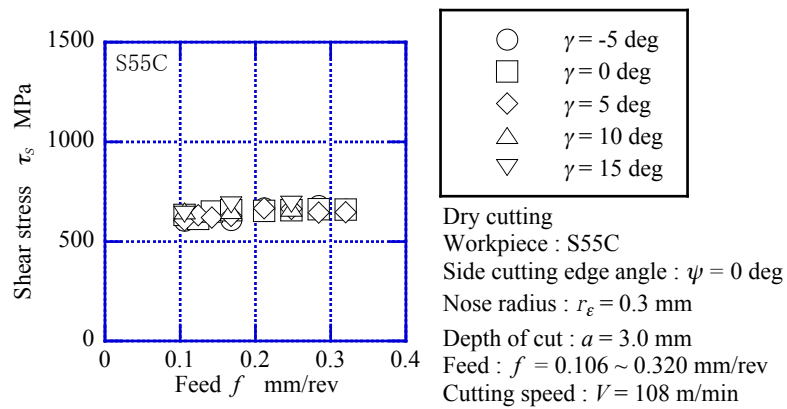
(a) S25C



(b) S35C

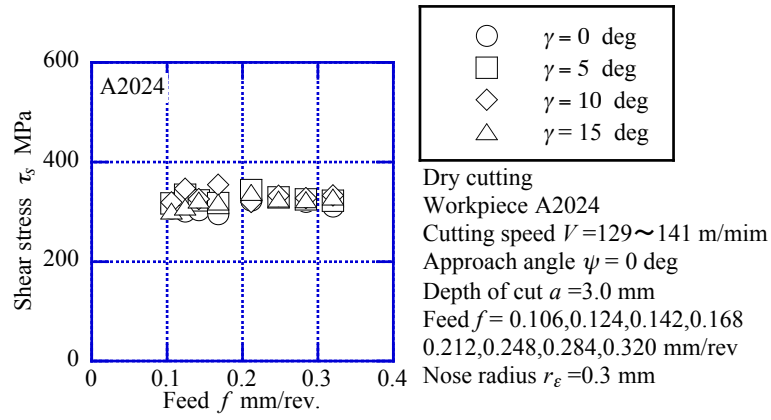


(c) S45C

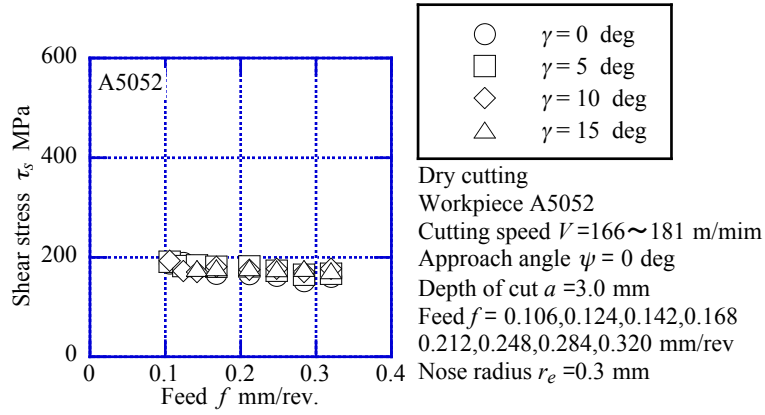


(d) S55C

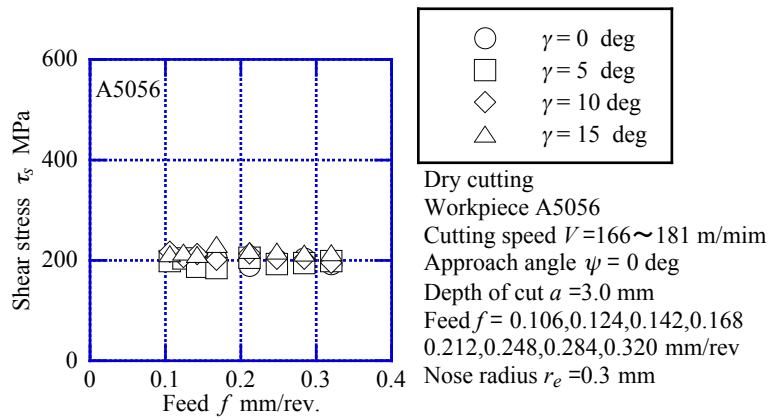
Fig. 3-4-2 Feed versus shear stress (Carbon steel)



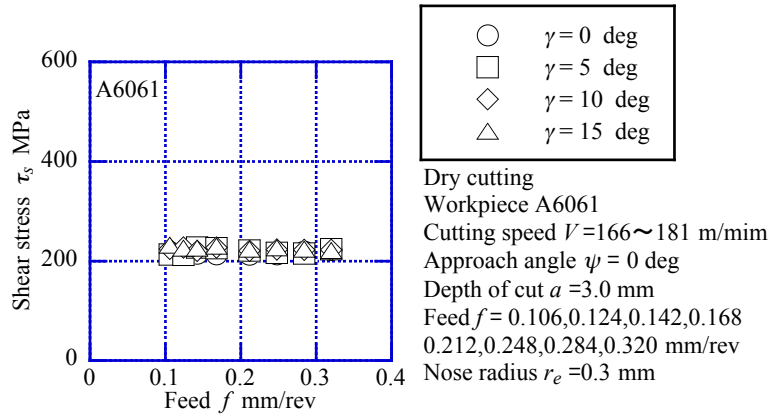
(a) A2024



(b) A5052



(c) A5056



(d) A6061

Fig. 3-4-3 Feed versus shear stress (Aluminum ally)

### 3.4.3 切りくず厚さと切削抵抗主分力の関係による“切りくず定数”の確認

次に 2 章で提案した切りくず定数についてさらに検証する。Fig. 3-4-4 (a), (b), (c), (d)に鉄鋼材料における主分力  $F_v$  と切りくず厚さ  $t_2$  の関係を示し、Fig. 3-4-5 (a), (b), (c), (d)にアルミニウム合金の場合を示す。

図からわかるように、前章での C2801 と同様に本実験の範囲で全ての材料について、切削条件が変化しても主分力  $F_v$  と切りくず厚さ  $t_2$  は、比例関係で整理できるのがわかる。この際の直線の傾きを切り込み  $a$  (=切削幅  $w$ ) で除して、単位切りくず断面積あたりの主分力の値としたものが“切りくず定数” $m$  であり、切削抵抗の推定に必要なもう 1 つの材料定数が得られたことになる。

本推定法で必須である、平均せん断応力  $\tau_s$  と“切りくず定数” $m$  を Table 3-4-1 に一括して示す。

なお、片刃バイトによる旋削では切りくず幅の両端付近は若干矩形から外れる傾向にある。ここでは切りくず幅の中央付近で切りくず厚さ  $t_2$  を測定し、切りくず断面積は単純に  $w \cdot t_2$  ( $= a \cdot t_2$ ) としている。橋本ら<sup>(12)</sup>は旋削における切りくず断面積を検討しており、その方法を参照して計算した結果との差は数%以内であった。

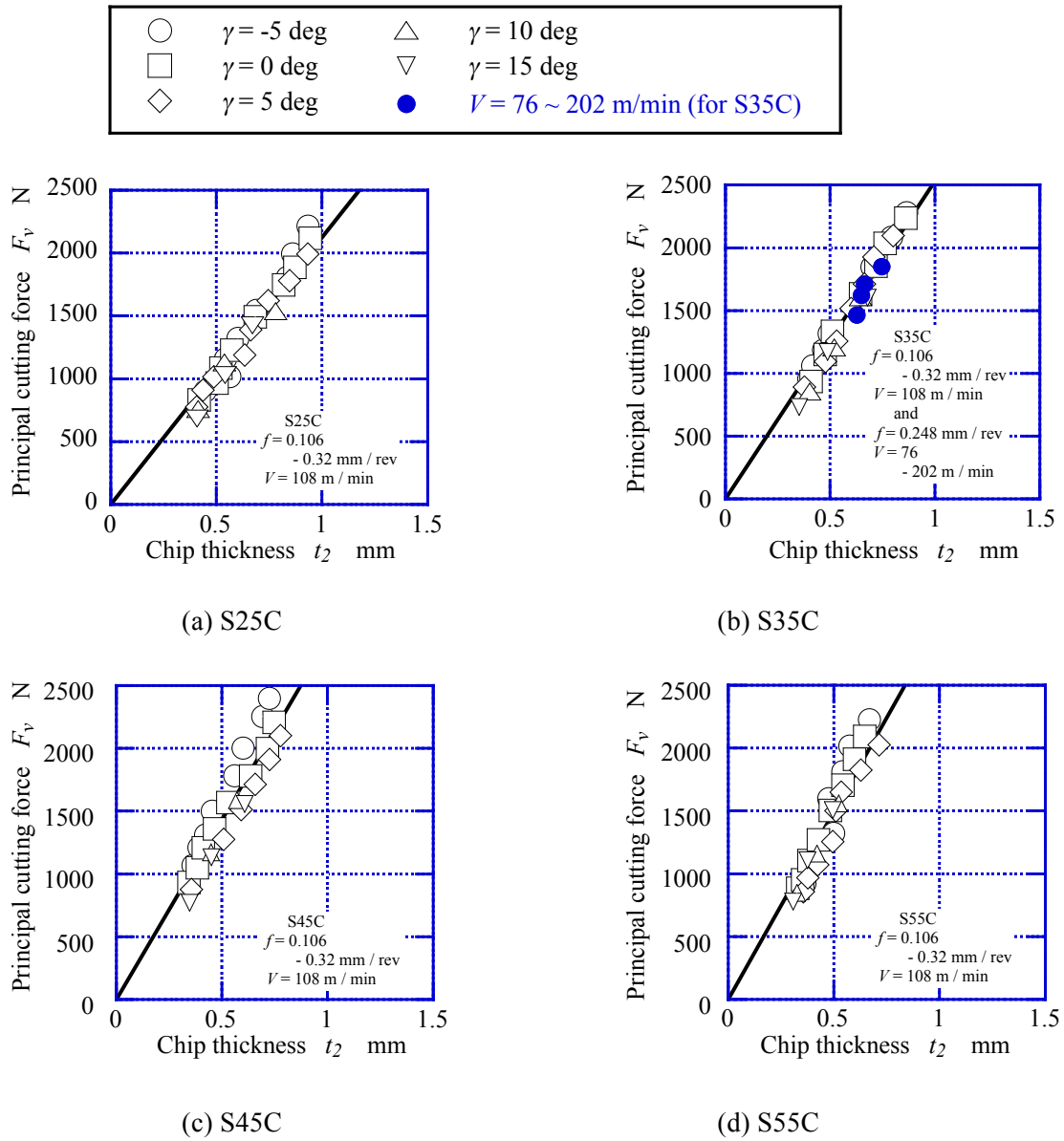


Fig. 3-4-4 Relationship between chip thickness and cutting force (Carbon steel). Cutting conditions are same as Fig. 3-4-2

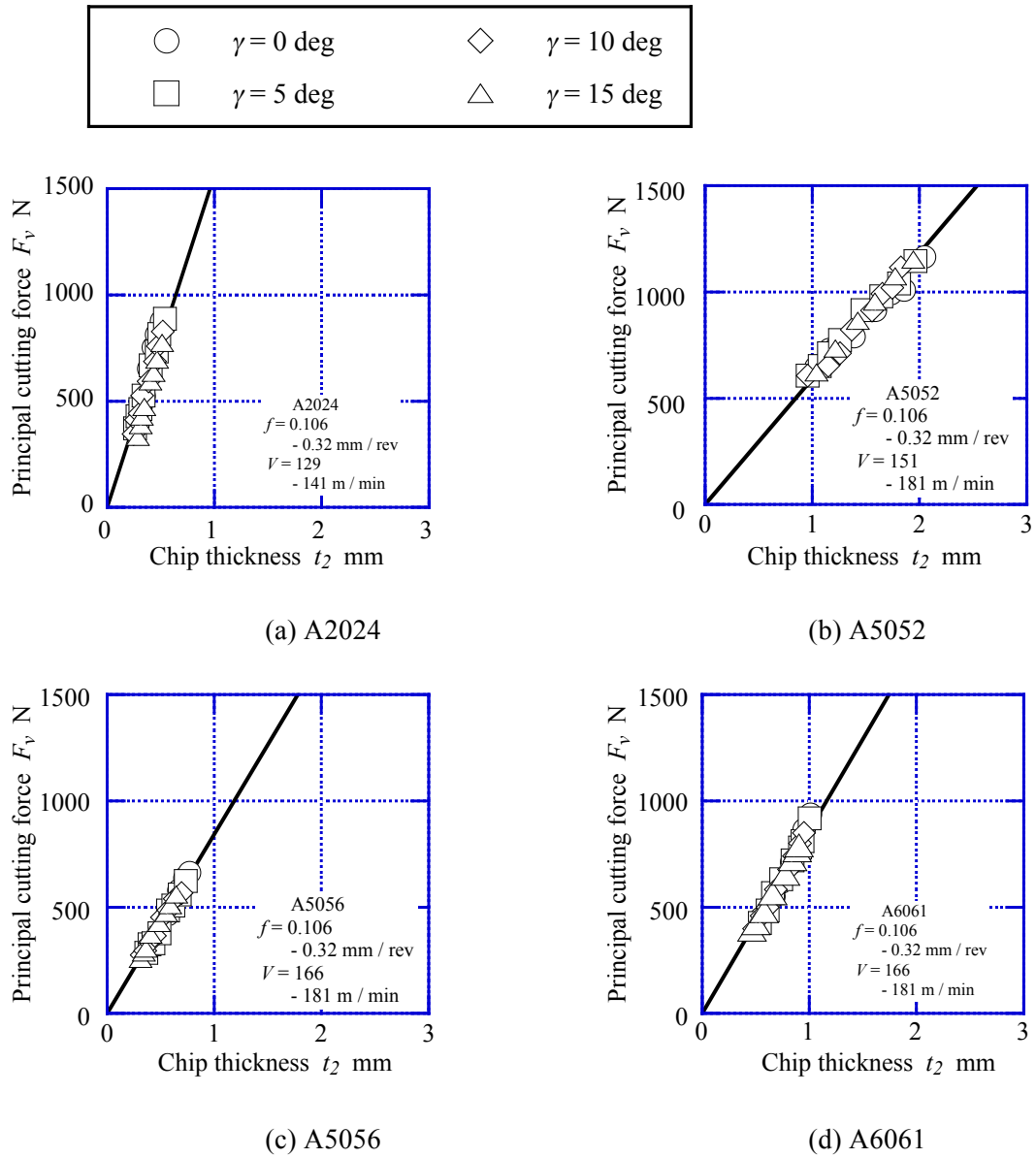


Fig. 3-4-5 Relationship between chip thickness and cutting force (aluminum alloy). Cutting conditions are same as Fig. 3-4-3



Table 3-4-1 Shear stress  $\tau_s$  and “Chip Constant”  $m$ 

	Workpiece	$\tau_s$ MPa	$m$ MPa
Carbon steel	S25C	511	708
	S35C	577	843
	S45C	636	954
	S55C	649	997
Aluminum alloy	A2024	323	520
	A5052	176	197
	A5056	205	281
	A6061	221	287

### 3.4.4 “切りくず定数”および平均せん断応力の切りくず硬さとの関係

“切りくず定数”と平均せん断応力の2つの材料定数が材料毎に既知であれば、採取した切りくず厚さから切削抵抗3分力の計算は可能となる。しかし、他の多くの材料においてはこの2つの材料定数が既知であるとは限らないため、何らかの方法で得る必要がある。中山ら<sup>(10),(11)</sup>は切りくず硬さと平均せん断応力は比例関係で整理できることを報告しており、本実験の範囲内では鉄鋼系もアルミニウム系も Fig. 3-4-6 のように1つのグラフで示された。さらに2章の円板外周面の2次元切削実験による C2801 の値は、同図中の比例直線近傍にプロットされた。

そこで、平均せん断応力の関係に倣って、切りくず硬さ HV と“切りくず定数”  $m$  で整理してみると、2者の関係は Fig. 3-2-15 (a), (b) に示すように材料毎に直線関係で整理された。2つの材料定数 ( $m, \tau_s$ ) と切りくず硬さ HV の関係を実験式として示すと次のようになる。

$$\tau_s = 1.84 \cdot HV \quad (3-4-1)$$

$$m = 3.87 \cdot HV - 379 \quad \text{for Carbon steel} \quad (3-4-2-a)$$

$$m = 2.81 \cdot HV - 28.2 \quad \text{for Aluminum alloy} \quad (3-4-2-b)$$

このように上述の関係を用いれば工具動力計なしに、切削後の切りくず硬さから、“切りくず定数”と平均せん断応力の2つの材料定数が得られることが確認された。

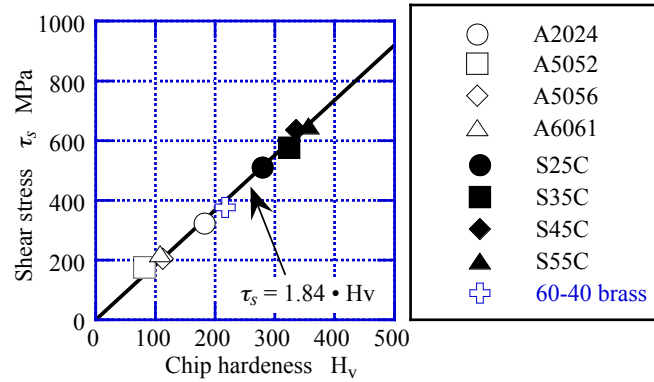
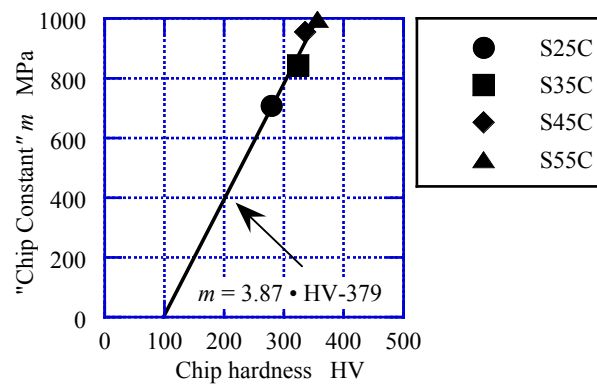
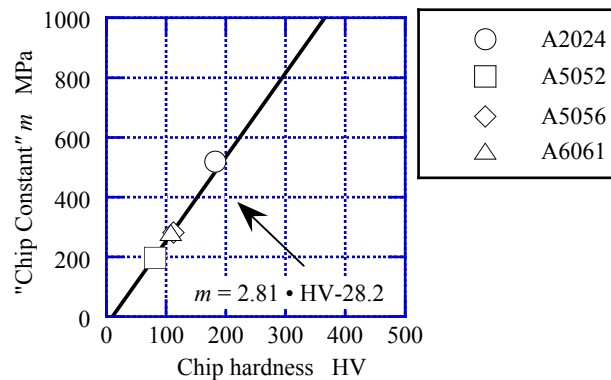


Fig. 3-4-6 Relationship between chip hardness and shear stress



(a) Carbon steel



(b) Aluminum alloy

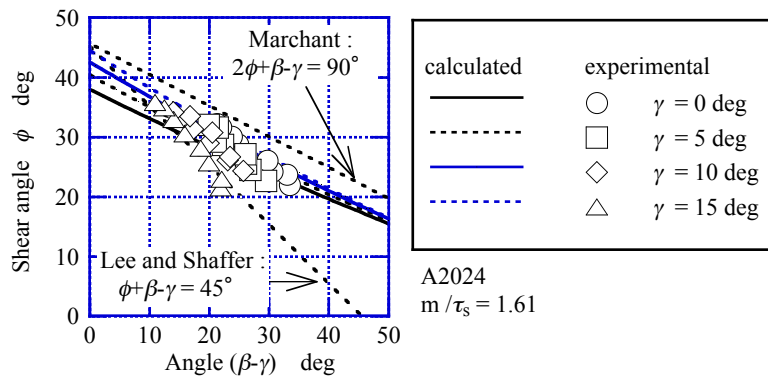
Fig. 3-4-7 Relationship between chip hardness and "Chip Constant"  $m$

### 3.4.5 2つの材料定数と角度関係

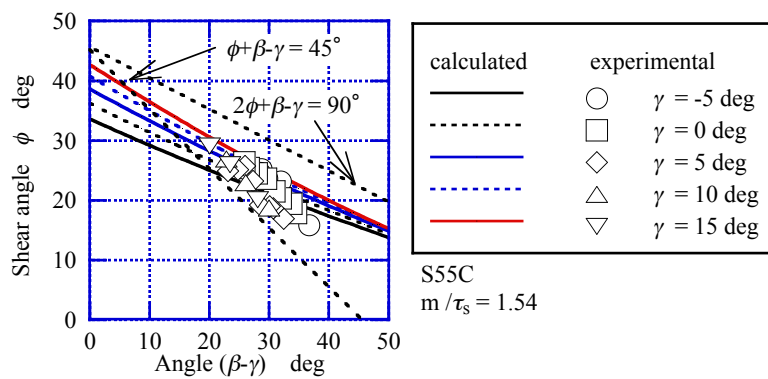
第2章でも検討した主分力  $F_v$  と背分力  $F_t$  の成す角  $(\beta - \gamma)$  は、旋削における切削抵抗の推定にも必要であるから、C2801の場合と同様に検証しておくことは重要である。

そこで、Fig. 3-4-8 (a)-(g)に今回の材料のせん断角  $\phi$  と角  $(\beta - \gamma)$  の推定値と実測値の関係を示す。Merchant および Lee-Shaffer によるせん断角  $\phi$  と角  $(\beta - \gamma)$  の角度関係<sup>(13),(14)</sup>も併せて示す。ここで

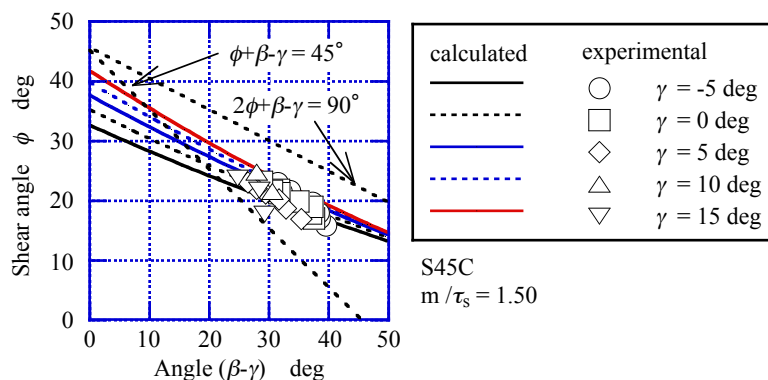
は比( $m/\tau_s$ )の値の大きいほうから順に示した。図からわかるように 2 つの材料定数の比( $m/\tau_s$ )が大きければ推定曲線は図中の上方にあり、比が小さければ下方に位置する傾向を示しており、材料の違いによる角度関係の違いが明らかに表されるとともに計算値は実測値近傍にプロットされた。さらに同一の材料で比( $m/\tau_s$ )を一定とした際に、すくい角  $\gamma$  が変化した場合の推定曲線の変化も表現された。



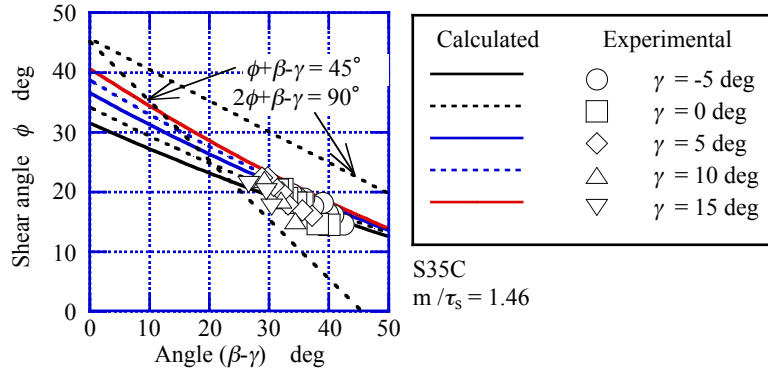
(a) A2024  $m/\tau_s = 1.61$



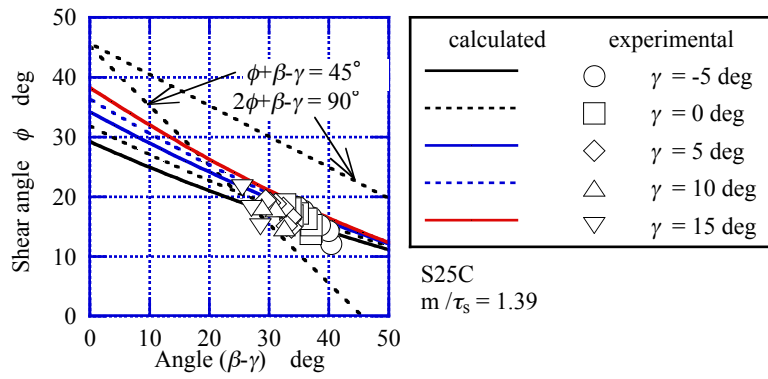
(b) S55C  $m/\tau_s = 1.54$



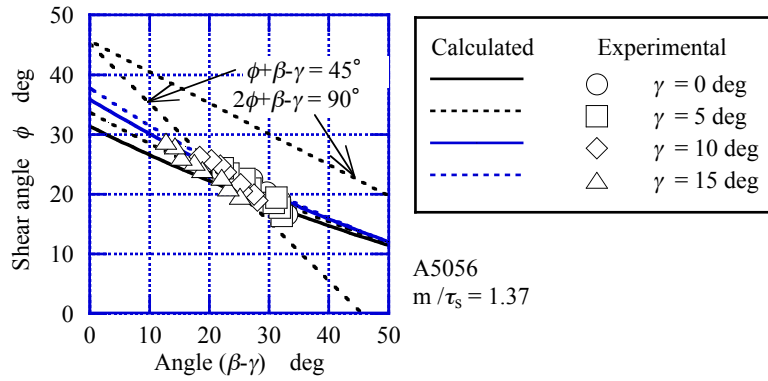
(c) S45C  $m/\tau_s = 1.50$



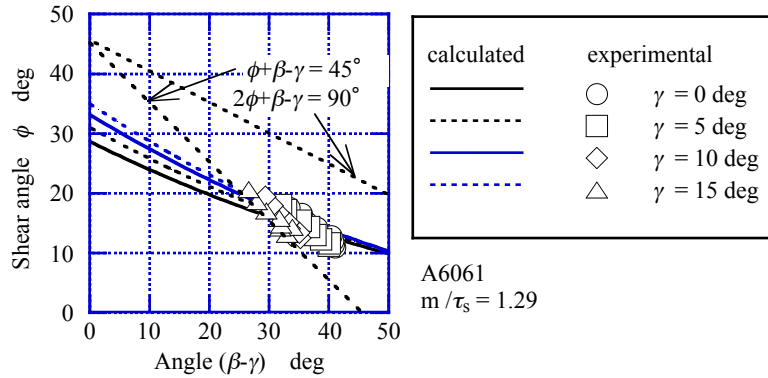
(d) S35C  $m/\tau_s = 1.46$



(e) S25C  $m/\tau_s = 1.39$



(f) A5056  $m/\tau_s = 1.37$



(f) A6061  $m/\tau_s = 1.29$

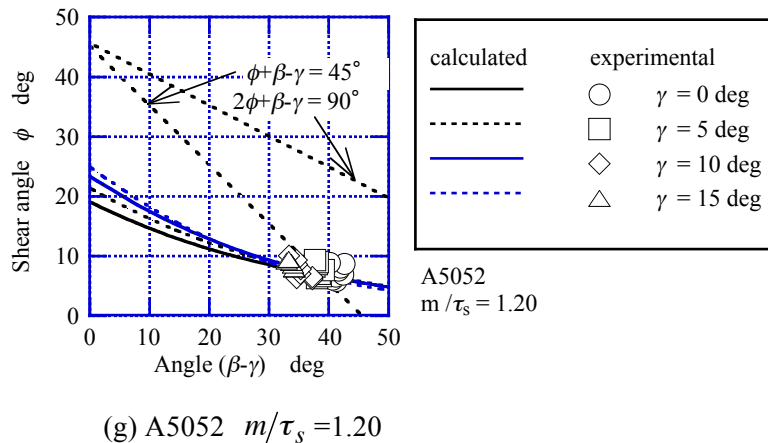


Fig. 3-4-8 Relationship between angle  $(\beta - \gamma)$  and shear angle  $\phi$

このように旋削においても 2 つの材料定数を用いた角度関係の計算値は実測値を良く表していることが明らかとなった。この結果をもとにアプローチ角を変化させた 3 次元切削における切削抵抗 3 分力の推定法の検証を次に行う。

#### 3.4.6 せん断形切りくずが排出される材料における“切りくず定数”の例

流れ型切りくずが排出される材料を用いて、旋削において近似 2 次元切削が適用できるような切削条件における切削抵抗主分力と切りくず厚さは、切削条件にかかわらず比例関係として整理できることを明らかとした。それに加えて、その他の切りくず形態における切削抵抗主分力と切りくず厚さの関係についての検証も重要である。

そこで一例として工作機械のフレーム等に使われ、不連続なせん断形切りくずが排出されるねずみ鋳鉄 FC25 および球状黒鉛鋳鉄 FCD40, FCD50 について検討を行った結果を次に示す<sup>(15)</sup>。

被削材の種類を含めた切削条件を Table 3-4-2 に示し、Fig. 3-4-9 に被削材外観を示す。図示したように鋳鉄丸棒に溝を入れてツバ状の被削材形状とした。円盤状被削材による C2801 を用いた切削実験の場合と同様に、外周面から中心方向に向かって切削する 2 次元切削を行い切削抵抗 2 分力の測定と切りくずの採取測定を行った。

鋳鉄切削の場合の切りくずは Fig. 3-4-10 に示したように細かく寸断されたせん断形切りくずである。この場合の切りくずの厚さ測定は困難を伴うが可能な範囲で測定し、切りくず厚さ  $t_2$  と切削抵抗 2 分力（主分力  $F_c$ 、背分力  $F_t$ ）の関係として整理した結果を Fig. 3-4-11 (a), (b), (c) に示す。せん断型切りくずであっても、3 つの材料共に切削条件の変化に関わらず、切りくず厚さ  $t_2$  と切削抵抗主分力  $F_c$  は比例関係で整理できるのがわかる。比例直線の傾きに切削幅を考慮したものが“切りくず定数”である。背分力  $F_t$  については比例関係で整理できないのは他の材料と同様である。

このように限られた条件と材料ではあるが、せん断形切りくずにおいても“切りくず定数”の存在が認められることを示した

Table 3-4-3 に本実験の範囲での鋳鉄の切りくず定数を一括して示す。

Table 3-4-2 Cutting conditions

Cutting method	Peripheral surface dry cutting		
Workpiece	Cast iron	FC25	FCD40 FCD50
Tool material	Carbide tool		JIS K10
Tool shape	Orthogonal rake angle		$\gamma = 0, 10, 20 \text{ deg}$
	Normal clearance angle		6 deg
Depth of cut	$t_l = 0.105 \sim 0.25 \text{ mm}$		
Cutting width	$w = 3 \text{ mm}$		
Cutting speed	$V = 18 \sim 154 \text{ m/min}$		

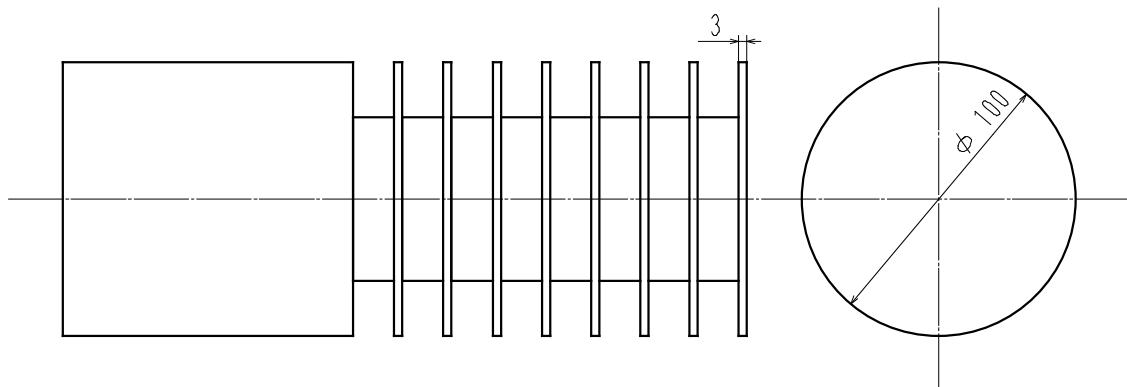


Fig. 3-4-9 Workpiece

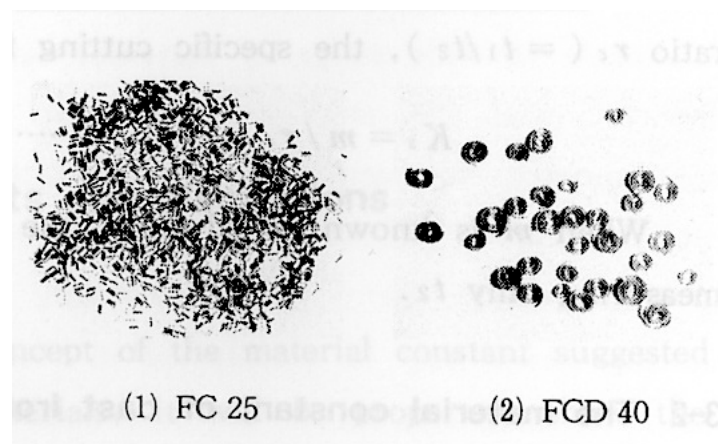
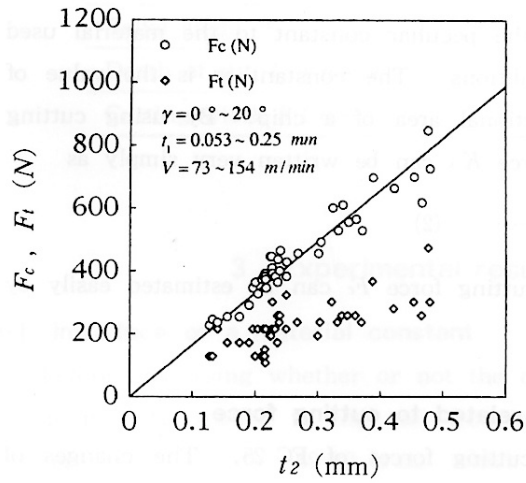
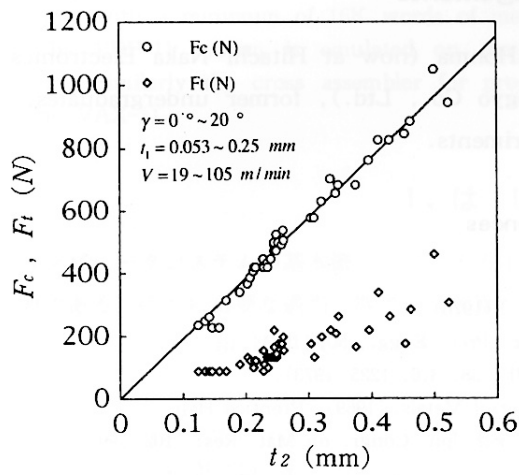


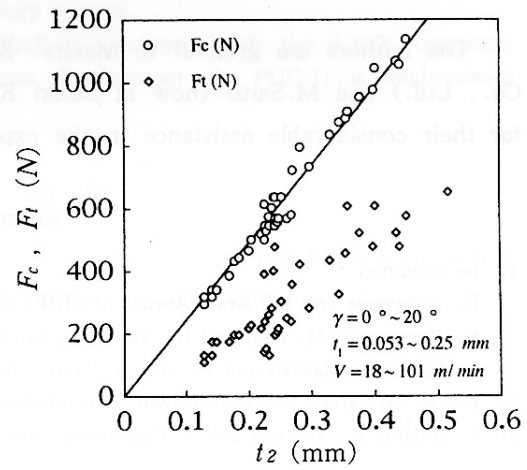
Fig. 3-4-10 Sample of chip



(a) FC25



(b) FCD40



(c) FCD50

Fig. 3-4-11 Relationship between chip thickness and cutting forces

Table 3-4-3 "Chip Constant"  $m$

	Workpiece	MPa
Cast siron	FC25	550
	FCD40	641
	FCD50	822

### 3. 5 切削抵抗 3 分力の推定

#### 3.5.1 旋削における切削抵抗 3 分力

第 2 章で得られた結果と第 3 章 2 節の結果をもとに，中山ら<sup>(4)(6)</sup>の切削モデルに準拠した旋削に適用して切削抵抗 3 分力の推定を試みる．基本的な条件は，第 3 章 2 節と同様であり送り  $f$  とバイトのノーズ半径  $r_\epsilon$  は切り込み  $a$  に比べて小さく，切削は主として 1 つの直線切れ刃で行われ，切削幅  $w (= a/\cos\psi)$ ，切り取り厚さ  $h (= f \cdot \cos\psi)$  となる近似的に 2 次元切削と見なせる場合とする．Fig. 3-5-1 を参照して 2 次元切削との対応を考えれば，主分力  $F_v$  は式 3-5-1 で示される．次に 2 次元切削における背分力  $F_t$  は，旋削における送り分力  $F_f$  と背分力  $F_p$  の合力に対応する．近似 2 次元切削における主分力  $F_v$  と背分力  $F_t$  の角度関係は第 2 章の式 2-5-4 の通りである．

$$F_v = m \cdot \frac{a}{\cos\psi} t_2 \quad (3-5-1)$$

$$F_t = F_v \cdot \tan(\beta - \gamma) \quad (2-5-4)$$

背分力  $F_t$  はアプローチ角  $\psi$  と切りくず流出角  $\nu_c$  を考慮した角  $(\psi + \nu_c)$  の方向に働いているとして，これを 3 次元切削における送り分力  $F_f$  と背分力  $F_p$  に分解するため次式に示す．

$$F_f = F_t \cdot \cos(\psi + \nu_c) \quad (3-5-2)$$

$$F_p = F_t \cdot \sin(\psi + \nu_c) \quad (3-5-3)$$

ここで切削条件はすくい角があまり大きくなく，本実験では垂直すくい角  $\gamma = 0 \text{ deg}$  の場合のみ行っている，切りくずの流出角  $\nu_c$  は Fig. 3-3-1 における AB に直角な方向に流出するとした Colwell の近似法<sup>(16)</sup>を適用できる範囲としている．Fig. 3-5-1 のように作図で用いた CAD ソフトで計測することによって得られる．

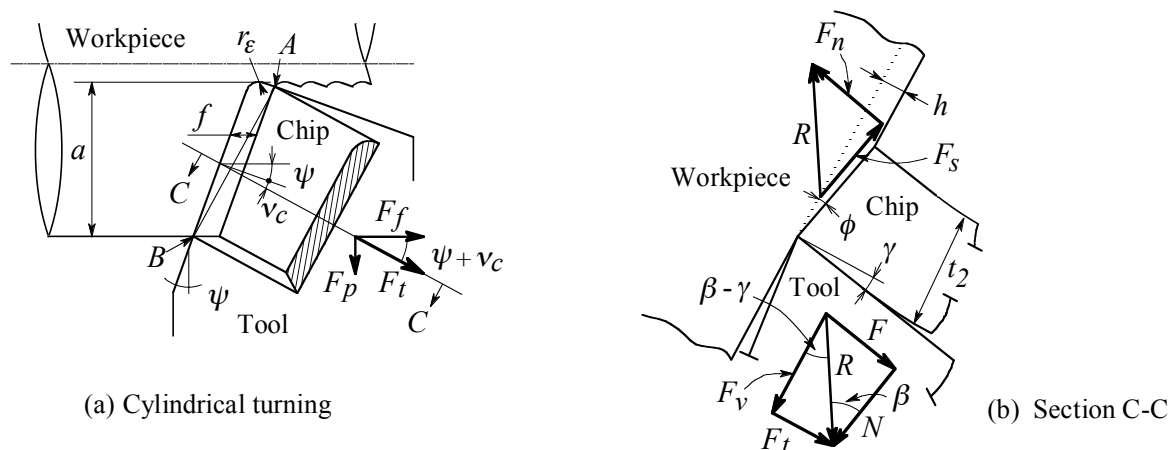


Fig. 3-5-1 Cutting model of semi-orthogonal cutting



図中のせん断角  $\phi$  は次式で第 2 章と同様に示される.

$$\phi = \tan^{-1} \left( \frac{r_c \cos \gamma}{1 - r_c \sin \gamma} \right) \quad (2-5-2)$$

また角  $(\beta - \gamma)$  も同様に次式で示される.

$$\beta - \gamma = \tan^{-1} \left\{ \frac{m}{\tau_s} \cdot \frac{\cos(\phi - \gamma)}{\sin \phi} - \cot \phi \right\} - \phi \quad (2-5-5)$$

旋削における切削抵抗 3 分力（主分力  $F_v$  , 送り分力  $F_f$  , 背分力  $F_p$ ）の推定のフローチャートを Fig. 3-5-2 に示す. 本実験の範囲での推定可能な材種は, 先に示した 2 つの材料定数（切りくず定数  $m$  および平均せん断応力  $\tau_s$ ）が既知であるか, もしくは切りくず硬さと材料定数の実験式 3-4-1, 式 3-4-2-a および式 3-4-2-b が利用できる炭素鋼とアルミニウム合金等である.

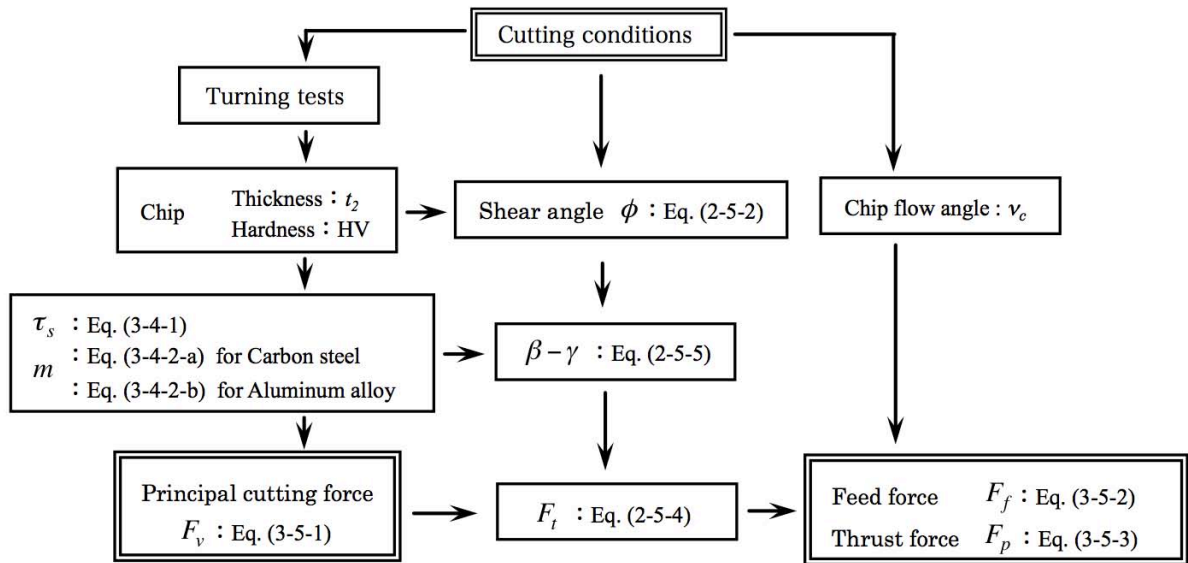


Fig. 3-5-2 Flow chart for the estimation of cutting forces

### 3.5.2 切削抵抗の推定法検証のための切削実験

すでに第 3 章 4 節 4 項で切りくず硬さと平均せん断応力の関係, 切りくず硬さと“切りくず定数”の関係を明らかにしている. ここで新たに 2 つの材料定数が未知の材料を用いて検証を行うことにする.

被削材として直径 100mm 程度のニッケルクロムモリブデン鋼 SCM435 とアルミニウム合金 A5083 を用いて, アプローチ角  $\psi$  を変化させて長手旋削を行う. 確認のため切削抵抗 3 分力を測定しておくとともに, 切削抵抗 3 分力を推定し比較検証を行う. 切削抵抗 3 分力（主分力  $F_v$  ,

送り分力  $F_f$  , 背分力  $F_p$  ) の測定には圧電素子型工具動力計 (キスラー社製) を用いた. 排出される切りくずを採取して切りくずの厚さ  $t_2$  をパイプダイヤルゲージ (1/100 mm) で測定するとともに, 第 3 章 4 節 1 項と同様に切りくずの硬さを測定した.

### 3.5.3 実験装置と切削条件

実験装置は第 2 章と同様であるが, 使用機器の一覧を Table 3-5-1 に示し, 外観図を Fig. 3-5-3, Fig. 3-5-4 に示す.

Table 3-5-1 Device for cutting test

Device	Type and model
Tool dynamometer	Kistler : Multicomponent Force Plate Type B9257
Charge amplifier	Kistler : Multichannel Charge Amplifier Type 5019B130
Recorder	NEC SANEI : OMNIACE RT3200N
Engine lathe	TAKISAWA : TAL-460

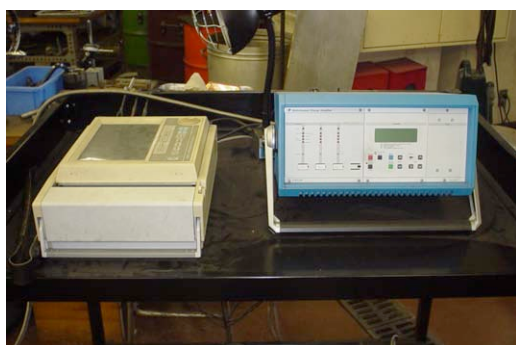


Fig. 3-5-3 Recorder and charge amplifier



Fig. 3-5-4 Experimental arrangement

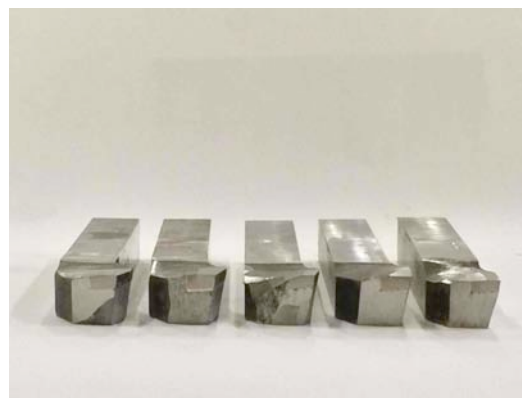
切削条件を Table 3-5-2 に示す. 工具は Fig. 3-5-5 (a) に例示するようにアプローチ角を変化させ, 垂直すくい角は Fig. 3-5-5 (b) に示すように 0 deg で一定である.

Table 3-5-2 Cutting conditions

Cutting method	Cylindrical dry turning	
Workpiece	Chromium molybdenum steel : SCM435 (JIS G4053)	
	Aluminum alloy : A5083 (JIS H4040)	
Tool material	Carbide tool	JIS P10
Tool shape	Cutting edge inclination	0 deg
	Orthogonal rake angle	$\gamma = -5, 0, 5, 10, 15$ deg
	Normal clearance angle	6 deg
	Orthogonal clearance angle	6 deg
	End cutting edge angle	6 deg
	Side cutting edge angle	$\psi = 0$ deg
	Nose radius	$r_\epsilon = 0.3$ mm
Depth of cut	$a = 3.0$ mm	
Feed rate	$f = 0.106 \sim 0.320$ mm/rev	
Cutting speed	$V = 118$ m/min for SCM435	
	149-168 m/min for A5083	



(a) Top view



(b) Front view

Fig. 3-5-5 Cutting tools for turning

### 3.5.4 未知材料における切削抵抗 3 分力の推定結果と考察

2 つの材料定数(“切りくず定数” $m$  および平均せん断応力 $\tau_s$ )が不明の材料として選択した, ニッケルクロムモリブデン鋼 SCM435 およびアルミニウム合金 A5083 を Table 3-5-2 に示した切

Table 3-5-3 Estimated values of shear stress  $\tau_s$  and “ Chip Constant ”  $m$ 

	SCM435		A5083	
	Experimental	Estimated	Experimental	Estimated
Shear stress : $\tau_s$ MPa	629	662	221	236
“ Chip Constant ” : $m$ MPa	955	1014	313	331
$m/\tau_s$	1.51	1.53	1.41	1.40

取削条件で片刃バイトによる旋削を行った。排出された切りくずを採取して切りくず厚さ  $t_2$  を測定しせん断角  $\phi$  を求める。切りくず硬さも測定する。なお、切りくず流出角  $\nu_c$  を考慮すれば切り幅  $w$  は大きくなるため切り取り厚さ  $h$  は薄くなる。切削面積はこの 2 つの積であるから変化しない。ここで切りくず流出角  $\nu_c$  は小さいためこれによる切り取り厚さ  $h$  への影響は無視できるものとして、簡単のため切り取り厚さ  $h (= f \cos \psi)$  と切りくず厚さ  $t_2$  を用いて切削比  $r_c (= h/t_2)$  を求めた。先に示した実験式に測定した切りくずの硬さ HV を用いて 2 つの材料定数である  $m$  と  $\tau_s$  を求める。得られた諸値をもとにして切削抵抗 3 分力(主分力  $F_v$ , 送り分力  $F_f$ , 背分力  $F_p$ ) の推定値を計算する。同時に測定しておいた切削抵抗 3 分力と比較検証を行う。

測定した切りくずの硬さ HV は SCM435 では Hv360 であり, A5083 は Hv128 であった。この切りくず硬さ HV を用いて式 3-4-1 と式 3-4-2-a および式 3-4-2-b を用いて得られた“切りくず定数”  $m$  と、平均せん断応力  $\tau_s$  の推定値を Table 3-5-3 に示す。なお、測定した切削抵抗をもとにして得られた 2 つ材料定数も同様に示してある。

次にフローチャートに従って切削抵抗の推定値を計算した結果の例を、実測値と共に Fig. 3-5-6 (a), (b)に示し得られた傾向について考察する。

2 つの材料共に主分力  $F_v$  はアプローチ角  $\psi$  の変化に対してはあまり変化してない。SCM435 では推定値の方が実測値よりもやや大きい値であり, A5083 も推定値が実測値よりも若干大きな値を示した。送り分力  $F_f$  の推定値は SCM435 では実測と比べて同等か小さめに推定されている。

Table 3-5-4 Comparison of estimated values (Es) of three components with experimental ones (Ex)

	SCM435		A5083	
	Ave. (min ~ max)		Ave. (min ~ max)	
Principal cutting force : $F_v$	Es / Ex = 1.06	(1.02 ~ 1.10)	Es / Ex = 1.08	(1.00 ~ 1.18)
Feed force : $F_f$	Es / Ex = 0.94	(0.90 ~ 1.04)	Es / Ex = 1.13	(0.83 ~ 1.49)
Thrust force : $F_p$	Es / Ex = 1.03	(0.95 ~ 1.13)	Es / Ex = 1.06	(0.90 ~ 1.42)

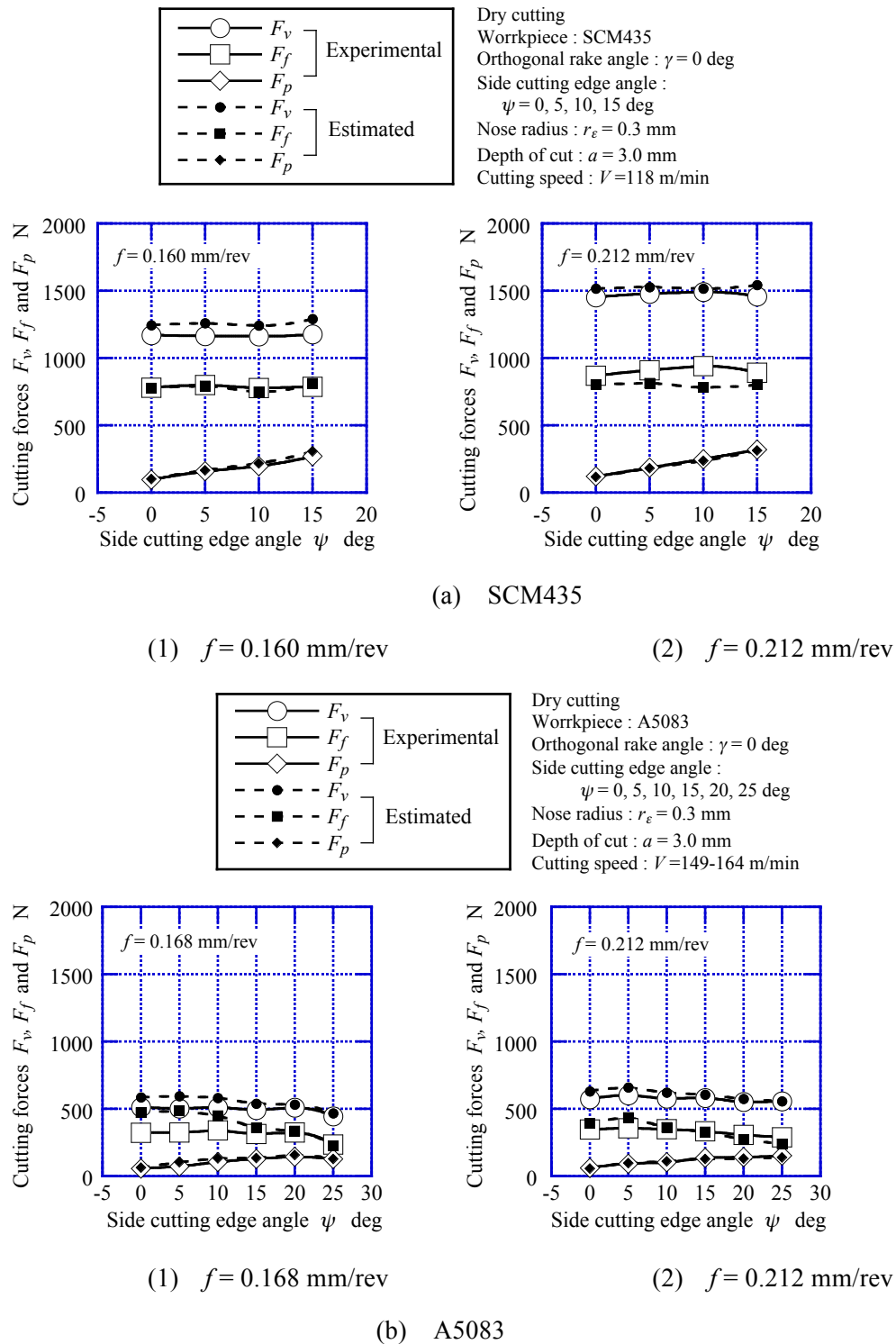


Fig. 3-5-6 Estimated and measured cutting forces for various side cutting edge angles

A5083 ではアプローチ角  $\psi$  の小さな条件で実測値よりも大きく推定されており、アプローチ角  $\psi$  の増加と共に実測値に近づく傾向を示した。背分力  $F_p$  の推定値は2つの材料共に実測値とほぼ同一であると共に、アプローチ角  $\psi$  の増加に伴って増加しており、アプローチ角  $\psi$  の変化

に対する実測値の変化の傾向を良く表している。実測値に対する推定値の比の平均および最小と最大の範囲を Table 3-5-4 に示す。

次に誤差の現れた要因について検討を行う。

主分力  $F_v$  は“切りくず定数”  $m$  と切りくず厚さ  $t_2$  のみで得られるため、誤差の発生要因はこの2つのいずれかもしくは双方によるものである。ところで今回の主分力  $F_v$  の誤差の主な要因は、Table 3-3-3 に示したように“切りくず定数”  $m$  が実測値よりも推定値の方が大きく推定されたためである。

次に送り分力  $F_f$  と背分力  $F_p$  の誤差について検討する。まず送り分力  $F_f$  と背分力  $F_p$  に分解する前の合力  $F_t$  の方向では、工具動力計で実測した送り分力  $F_f$  と背分力  $F_p$  によって計算される合力  $F_t$  の方向と、Colwell の近似を参照して CAD を用いて幾何学的に求めた切りくずの流出角  $\nu_c$  を考慮した背分力  $F_t$  の方向  $(\psi + \nu_c)$  は、比較的良く一致していたためこれによる影響は軽微であるから無視できる。近似 2 次元切削における背分力  $F_t$  は式(2-3-4)を用いて主分力  $F_v$  をもとにして得られるが、ここでの誤差の要因は式中の主分力  $F_v$  の推定値の違いと、角  $(\beta - \gamma)$  の推定値の違いの2つである。主分力  $F_v$  については上記の通り大きめに推定されている。

### 3.5.5 未知材料における角度関係の検討

2 つめの要因としての背分力  $F_t$  の推定に与える角  $(\beta - \gamma)$  の推定値について検討する。Table 3-5-3 に示したように2つの材料定数  $(m, \tau_s)$  では推定値と実測値との差が見られることや、これを用いて角  $(\beta - \gamma)$  を求める際の比  $(m/\tau_s)$  のわずかな違いが影響を与えるものと考えられる。そこでせん断角  $\phi$  と、式 2-5-5 を用いて得られた角  $(\beta - \gamma)$  の推定値と実測値の関係を Fig. 3-5-7 (a), (b) に示す。Fig. 3-4-8 の鋼系材種やアルミニウム系材種の場合ではすくい角  $\gamma$  が4および5条件であったため推定曲線は4もしくは5本描かれたが、今回の旋削で用いた SCM435 と A5083 ではすくい角  $\gamma = 0 \text{ deg}$  の1条件であるため推定曲線は1本のみである。2つの材料定数の比 SCM435:  $m/\tau_s = 1.53$  および A5083:  $m/\tau_s = 1.40$  として計算された推定曲線近傍に、実測値の角  $(\beta - \gamma)$  のプロットは分布している。しかし計算で得られた推定曲線上に必ずしも重なっているわけではない。

旋削における送り分力  $F_f$  と背分力  $F_p$  の合力  $F_t$  は近似 2 次元切削における背分力  $F_t$  であり、この  $F_t$  の推定に用いる式 2-5-5 中のせん断角  $\phi$  は、切りくず厚さ  $t_2$  の測定で得られた実測値を用いている。

ここで例えば Fig. 3-5-7 (b) の A5083 において  $m/\tau_s = 1.40$  の推定曲線より下方にあるプロットに着目してみると、あるせん断角  $\phi$  においては実測値の右側に推定曲線があるから、角  $(\beta - \gamma)$  の推定値は実測値よりも大きく推定されることになる。式 2-5-4 で得られる背分力  $F_t$  は大きく推定されたため、それを  $(\psi + \nu_c)$  を用いて分解した送り分力  $F_f$  と背分力  $F_p$  の推定値も傾向として

は大きく推定されることになる。ところで  $m/\tau_s=1.40$  の推定曲線より上方にあるプロットにおいては、あるせん断角  $\phi$  に対する角  $(\beta-\gamma)$  の推定値は実測値よりも小さくなる。しかし A5083 では上述の通り主分力  $F_v$  が大きく推定されているから、増減打ち消しあつて背分力  $F_t$  の誤差の変化量としては小さくなる傾向になる。

次に角度関係に与える比  $(m/\tau_s)$  の影響を考えてみる。2つの材料定数の比  $(m/\tau_s)$  の値の大きい SCM435 :  $m/\tau_s=1.53$  の方が A5083 :  $m/\tau_s=1.40$  よりも図中における推定曲線が上方に位置している。

このように切りくず厚さ  $t_2$  の測定だけは必要であるが、わずかに2つの定数  $(m, \tau_s)$  のみから切削抵抗3分力  $(F_v, F_f, F_p)$  を推定できる簡便さを重視して整理してみれば、主分力  $F_v$  の推定値は実測値の傾向と大きさを比較的よく表しているといえる。しかしながら他の2分力のうち送り分力  $F_f$  の推定には、なお精度の向上を求められるのは事実でもあり、今後の検討課題である。

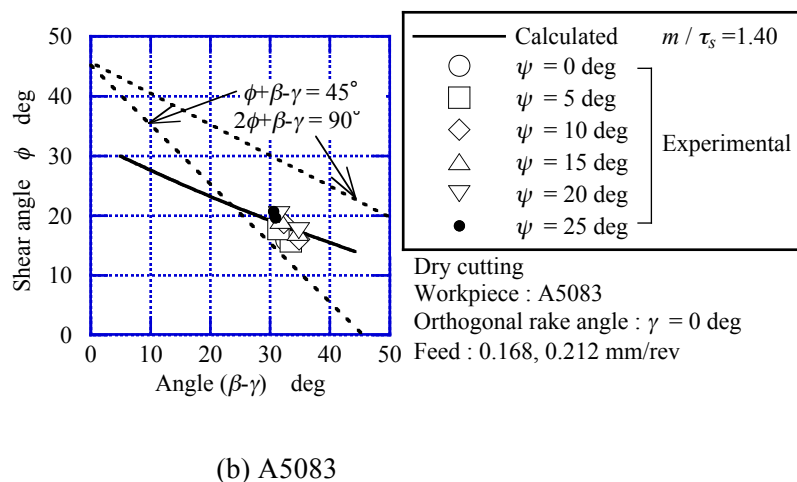
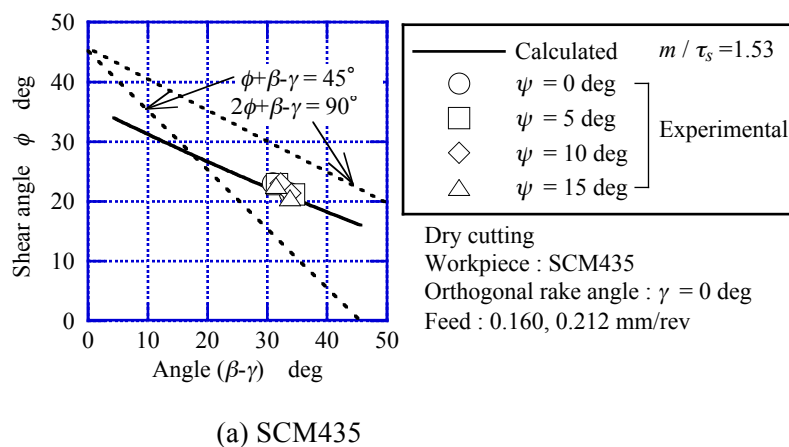


Fig. 3-5-7 Relationship between angle  $(\beta-\gamma)$  and shear angle  $\phi$

### 3. 6 結 言

3次元切削における切削条件と切削抵抗および切りくず厚さの関係を検証して、切削条件に影響されない材料毎に固有の新たな材料定数である“切りくず定数”を確認した。これを切削機構を表す式中に導入して解析を行った。3次元切削である旋削での切削工具における1つの直線切れ刃に対して近似2次元切削が適用できる切削条件を設定し、解析した切削機構を当てはめ、3次元切削における切削抵抗3分力の推定法の提案を行った。本章で明らかにした結果は以下の通りである。

- (1) 本研究の範囲内でも切削抵抗主分力と切りくず厚さのは比例関係として整理でき切りくず定数の存在を確認した。“切りくず定数”は、切りくず硬さに対して直線関係で整理できる。鉄鋼系とアルミニウム系でそれぞれ別々の関係として整理されたため、未知の鉄鋼系とアルミニウム系材料でも切りくず硬さから切りくず定数の推定法を示した。
- (2) 2次元切削機構に“切りくず定数”を導入し、片刃バイトによる旋削に応用して切削抵抗3分力を推定する手順を示した。フローチャートに従って推定したところ主分力は実測値に近い結果が得られた。背分力については一部の条件を除いて実測値に近い結果が得られ、アプローチ角の変化に応じて増減する傾向は良く表れていた。しかし送り分力については実測値との差が比較的大きく表れる場合もあった。これは主分力の実測値と推定値の差が近似2次元切削における背分力の推定値に影響を与えるのに加えて、比( $m/\tau_s$ )の実測値と推定値のわずかな変化が敏感に角( $\beta-\gamma$ )に影響を与えるためであることを示した。
- (3) 切削が主として直線切れ刃による近似2次元切削と見なせる範囲であり、切りくず硬さの測定というやや煩雑な作業が伴うこと、切りくず流出角はColwellの近似に頼らざるを得ない等の制約はある。
- (4) 切りくず厚さと硬さの測定は必要であるが、切削抵抗の推定に必要な定数はわずかに2つであるのが本推定法の特徴であり、推定のための計算も簡単であり有用性が高い。



### 3. 7 参考文献

- (1) Shaw, M.C., *Metal Cutting Principles* (1984), pp. 42-43, Oxford University Press.
- (2) 白井英治, 広田明彦, 益子正巳, “三次元切削の基礎的研究(第2報, 旋削における切りくず生成, 切削抵抗の計算と実測結果)”, 日本機械学会論文集, Vol. 38, No. 316 (1972), pp. 3264-3271.
- (3) Usui, E., and Hirota, A. : Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process, Part 2 Chip Formation and Cutting Force with Conventional Single-Point Tool, *Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry*, Vol. 100 (1978), pp. 229-235.
- (4) Nakayama, K., and Arai, M. : On the Storage of Data on Metal Cutting Forces, *Annals of the CIRP*, Vol. 25, No. 1 (1976), pp. 13-18.
- (5) Nakayama, K., Arai, M., and Takei, K. : Semi-Empirical Equations for Three Components of Resultant Cutting Force, *Annals of the CIRP*, Vol. 32, No. 1 (1983), pp. 33-35.
- (6) 中山一雄, 新井実, 武井勝男 : 切削抵抗の3分力を与える実用式, 精密機械, Vol. 50, No. 2 (1984), pp. 424-429.
- (7) 白樫高洋, 白井英治 : 二次元流れ型切削のシミュレーション解析, 精密機械, Vol. 42, No. 5 (1976), pp. 340-345.
- (8) 松村隆 : 切削シミュレーションの応用と微細切削への展開, 精密工学会誌 Vol. 76, No. 8 (2010), pp. 867-870.
- (9) 吉田 協, 湊 純一郎 : 旋削における切削抵抗の簡便な推定法, 日本機械学会論文集 (C編), Vol.79, No.808, pp.554-567.
- (10) Nakayama, K. : Mechanical Properties of Chips Produced in Metal Cutting, *International Research in Production Engineering, Transaction of the ASME*, (1963), pp.83-88.
- (11) 中山一雄, 田村清 : 切りくずの硬度試験, 精密機械, Vol. 29, No. 2 (1963), pp. 649-652.
- (12) 橋本文雄, 山崎直樹, 抗瀬秀和 : 3次元切削に関する基礎的研究 (第5報) -切りくず断面形状について-, 精密機械, Vol. 32, No. 11 (1966), pp. 740-750.
- (13) Merchant, M.E. : Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting, *Journal of Applied Physics*, Vol. 16 (1945), pp. 318-324.
- (14) Lee, E.H., and Shaffer, B.W. : The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 73 (1951), pp. 405-413.

- (15) Kanou Yoshida and Junichiro Minato, “ Relationship between Cutting Forces and Chip Thickness in the Orthogonal Cutting of Cast Iron Materials”, 北海道工業大学研究紀要第 23 号, (1995), pp. 113-118.
- (16) Colwell, L.V., “Predicting the Angle of Chip Flow for Single-Point Cutting Tools”, *Transaction of the ASME*, Vol. 76 (1954), pp. 199-204.

## 第 4 章 切削表面の塑性流動量を考慮した切削機構

### 4. 1 緒 言

金属の切削加工は、工具が金属を圧縮して刃先よりも前方に激しいせん断変形を生じさせる過程であり、その際の仕上げ面表層には、母材とは性質の異なる加工変質層（以下、加工層と称する）が残留することはよく知られている。加工層の存在は切削表面近傍の硬化や残留応力発生の原因になるとともに、製品の耐摩耗性、耐食性、疲労強度、経年変化などに悪影響を与えるため、できるだけ加工層を少なくするように加工することが望ましい。そのためには、加工層と切削条件や切削機構を支配する諸因子との関係を十分に把握しておく必要がある。

従来、加工層に関しては例えば光学的観測、硬度試験、残留応力の測定、有限要素法による解析などの多方面から実験的、理論的検討がなされているが<sup>(1)-(8)</sup>、加工層と切削機構諸因子との関連をより簡便に表現しようとする試みは少ないようである。

中山・田村<sup>(9)-(11)</sup>は、2次元切削をした際の刃先前方の変形状況を詳細に観察した結果、せん断領域が切削予定面よりも下方にまで広がっており、切削表面の塑性流動層は刃先が通過する以前にすでに前方で起こっていることが、塑性流動層を残留させる主たる原因であると指摘している。そこでは、切削表面に塑性流動層を生じさせるエネルギーを全切削エネルギーの中に含ませることによって、せん断応力と塑性流動量の関係を解析するとともに、切削抵抗における寸法効果を検討している。この解析をもとにした流動量と切削条件の概要についての報告がある<sup>(12)</sup>。

そこで本研究では、塑性流動層の生成を伴う複雑な切削現象を簡単なモデルに置き換えて、塑性流動量とせん断角の関係を考察した。そしてせん断領域が切削予定面以下におよんでいることが切削表面に塑性流動量を残留させる主要因であることに着目し、従来のせん断エネルギーの中に塑性流動層を生じさせるエネルギーを考慮することによって、塑性流動量と切削機構諸因子の基礎的關係を解析した<sup>(13)</sup>。

次に切削性の良好な材料である 60-40 黄銅 C2801 と、軟らかく延性に富む工業用純アルミニウム A1100 の低速 2 次元切削を行い、切削表面近傍の変形状況を被削材側面から光学顕微鏡で観察できる範囲を塑性流動層、つまり加工層として扱い、主として切削表面の塑性流動量と切削条件の関係を調べた。そして加工層の存在を切削機構の中に導入した本解析結果を実験的に検証することによって、流動量と切削機構を支配する諸因子の関係を明らかにした<sup>(13)</sup>。

## 4. 2 切削表面の塑性流動層と切削機構諸因子の関係

### 4.2.1 切削表面の塑性流動層を考慮した切削機構

Fig. 4-2-1 に C2801 の端面に切り込み  $t_1$  を与えて 2 次元バイトを用いて切削した後に、切削表面近傍を側面から顕微鏡観察した例を示す。被削材側面には予め切削方向と垂直に条痕が付けてあり、その条痕は切削表面近傍の塑性流動層の生成によって切削方向に曲げられている。条痕の変形はある深さまでおよんでおり、ここではこのように光学的に変形状況を観察できる範囲を塑性流動層とし、加工層として扱うことにする。

単位切削体積当たりの全切削エネルギー  $W$  は従来、塑性流動層生成を考慮しないせん断エネルギー  $W_s$  と工具すくい面での摩擦エネルギー  $W_f$  の和として扱っている。ここで中山・田村<sup>(10),(11)</sup> は特に軽切削では切削表面に塑性流動層を生じさせるエネルギーも無視できないとして、Fig. 4-2-2 に示すような切削モデルにおいて、流動層生成に費やされるエネルギー  $W_\delta$  を全切削エネルギー  $W$  の中に含めることによって寸法効果を考察している。

さらに塑性流動層生成が切削機構にどのように影響するのかを Fig.4-2-3 に示すような簡単なモデル化を行い、もし理想的に切削表面に塑性流動  $\delta_f$  が生じないとすれば、刃先  $o$  を起点とす

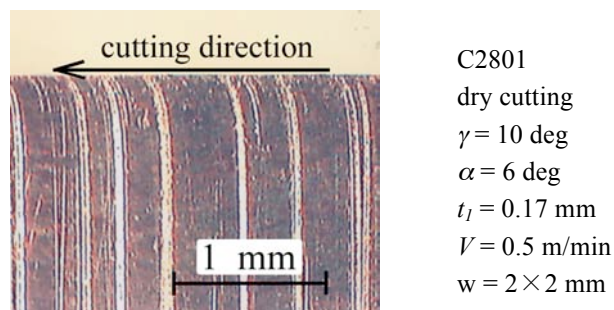


Fig. 4-2-1 Bending of scratched lines

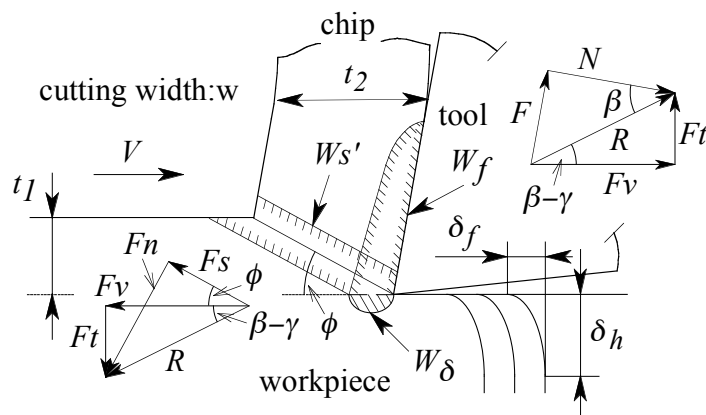


Fig. 4-2-2 Deformation and energy consumption during cutting

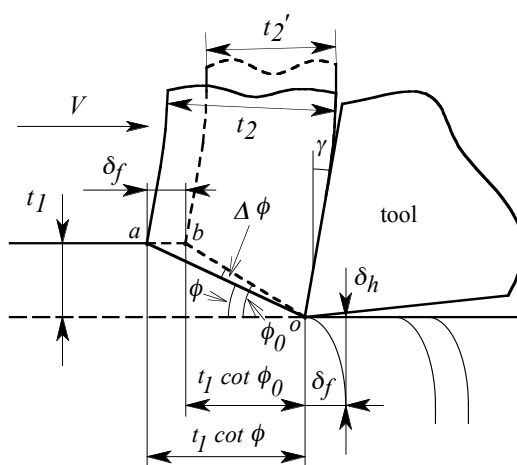
ob を流動層生成を伴わない場合の仮想せん断面として、このときのせん断角を仮想せん断角  $\phi_0$  とする。2つのせん断面 oa と ob のそれぞれの切削予定面への投影長さの差が  $\delta_f$  であるからこれらの関係は次式となる。

したがってせん断角は次式で示される.

式(4-2-2)より  $\delta_f = 0$  ならば  $\phi = \phi_0$  であるから、 $\delta_f$  が存在するために流動層生成がないと仮定した時のせん断角  $\phi_0$  よりも  $\Delta\phi$  だけ減少して、 $\phi$  なるせん断角になることを意味する。

$\delta_f$  がせん断角に与える影響を調べるために、式 (4-2-2) において  $\cot \phi$  の代わりに  $\cot(\phi + \Delta\phi)$  を用いて  $\Delta\phi$  を求めると次式が得られる。

式(4-2-4)から  $\delta_f$  の増減に対応して  $\Delta\phi$  が増減することがわかる. このように  $\delta_f$  の存在はせん断角に変化をもたらし, これによってせん断ひずみの変化へと連動する. 同時にせん断面積が変化



4 - 3

するから  $\delta_f$  は切削抵抗と密接に関係しているはずである。

このような観点から以下において、切削表面に存在する塑性流動量と切削機構諸因子がどのような関係にあるのか検討する。

#### 4.2.2 切削表面の塑性流動量と切削機構諸因子の関係

Fig. 4-2-2 に示した切削モデルにおいて、単位切削体積当たりの全切削エネルギー  $W$  は、一般に切削表面の塑性流動層生成を考慮しておらず次式で示される。以下、切削で消費される各エネルギーは特に記さない限り全て単位切削体積当たりとする。

$$W = W_s + W_f \quad (4-2-5)$$

ここで、 $W_s$  はせん断面でのせん断エネルギー、 $W_f$  はすくい面での摩擦エネルギーであり、それぞれ次式で示される。

$$W = \frac{F_v}{w \cdot t_1} = \frac{R \cdot \cos(\beta - \gamma)}{w \cdot t_1} \quad (4-2-6)$$

$$W_s = \tau_s \cdot \gamma_s \quad (4-2-7)$$

$$W_f = \frac{F}{w \cdot t_2} \quad (4-2-8)$$

ただし、 $F_v$  は主分力、 $w$  は切削幅、 $t_1$  は切り込み、 $\tau_s$  は従来一般に求めているせん断応力、 $\gamma_s$  はせん断ひずみ、 $F$  は工具すくい面上の摩擦力、 $t_2$  は切りくず厚さである。また、せん断ひずみは次式で与えられる。

$$\gamma_s = \cot \phi + \tan(\phi - \gamma) \quad (4-2-9)$$

次に切削表面を塑性流動させる際のせん断応力を  $\tau_\delta$ 、流動層でのせん断ひずみを  $\gamma_\delta$  とすれば、切削表面の塑性流動層を生成する際に消費されるエネルギー  $W_\delta$  は次式となる。

$$W_\delta = \tau_\delta \cdot \gamma_\delta \quad (4-2-10)$$

中山・田村は切削表面に塑性流動を生じさせるエネルギーを全切削エネルギーの中に含めるとするとき、せん断ひずみ  $\gamma_s$  はそのまま、一般に求めているせん断エネルギーを構成するせん断応力  $\tau_s$  がどのように変更されるかを、解析的に示している<sup>(10), (11)</sup>。

せん断領域の広がりや塑性流動を生成させている点に着目すれば、一般のせん断エネルギー  $W_s$  には、式(4-2-11) に示すように塑性流動の生成に消費されるエネルギー  $W_\delta$  が含まれると考えられる。Fig. 4-2-2 に示したように実際の切りくず厚さ  $t_2$  は変わらず、従ってせん断ひずみ  $\gamma_s$  はそのままにしてせん断応力  $\tau_s$  を  $\tau'_s$  に修正することにすれば、塑性流動の影響を排除した際のせん断エネルギーは  $W'_s (= \tau'_s \cdot \gamma_s)$  で示される。

よってエネルギー  $W_\delta$  を切削機構の中に含めるために  $W_s$  を修正すれば次式となる。

$$W_s = W'_s + W_\delta \quad (4-2-11)$$

ここで単位時間当たりの流動層を生じさせるエネルギー  $U_\delta$  は次式で示される。

$$U_\delta = \tau_\delta \cdot w \cdot \delta_f \cdot V \quad (4-2-12)$$

流動量  $\delta_f$  の生成については、中山・田村<sup>(10),(11)</sup>が指摘しているように、工具逃げ面の摩擦も一部に関与するが、せん断域が切削予定面以下にまで広がっていることが主な原因と考えるとともに、本研究では低速切削で切削距離も短いため工具摩耗もほとんど進行しないと考え、工具逃げ面の摩擦の影響は考慮しないこととする。

式(4-2-12)を  $(w \cdot t_1 \cdot V)$  で除して単位切削体積当たりのエネルギーで表せば次式となる。

$$W_\delta = \tau_\delta \cdot \frac{\delta_f}{t_1} \quad (4-2-13)$$

よって式(4-2-11)は次のように書き換えられる。

$$\tau_s \cdot \gamma_s = \tau'_s \cdot \gamma_s + \tau_\delta \cdot \frac{\delta_f}{t_1} \quad (4-2-14)$$

式(4-2-14)を塑性流動量  $\delta_f$  について整理すると次式となる。

$$\delta_f = C_\tau \cdot t_1 \cdot \gamma_s \quad (4-2-15)$$

ただし

$$C_\tau = \frac{\tau_s - \tau'_s}{\tau_\delta} \quad (4-2-16)$$

式(4-2-16) で示された 3 つのせん断応力で表される  $C_\tau$  は、切削条件にあまり影響を受けない係数と考えられ、ここでは便宜的に流動係数と称することにする。

式(4-2-14)の  $\delta_f/t_1$  は塑性流動層のせん断ひずみ  $\gamma_\delta$  に相当するから式(4-2-15)より次式となる。

式(4-2-17)で示された  $C_\tau$  はまた、流動層とせん断域でのそれぞれのせん断ひずみの比でもあるのがわかる。

$$C_\tau = \frac{\gamma_\delta}{\gamma_s} \quad (4-2-17)$$

$\tau_s$  は流動層を考慮しないせん断応力であり従来の方法で求められるが、 $\tau'_s$ 、 $\tau_\delta$  は本章の範囲ではそれぞれ単独では求められない。しかし、 $\delta_f$  を観測して  $t_1 \cdot \gamma_s$  との関係から  $C_\tau$  を実験的に求めることができる。式(4-2-15)は、切削表面の塑性流動量  $\delta_f$  は切り込みとせん断ひずみの積  $t_1 \cdot \gamma_s$  に比例するという、流動量に関する基本的な関係式である。

流動量  $\delta_f$  は切り込み  $t_1$  が一定ならばせん断ひずみ  $\gamma_s$  に支配されるが、 $\gamma_s$  は主としてせん断角に影響を受ける。ここで近似的に  $\gamma_s \approx \cot \phi$  とするならば流動量  $\delta_f$  は次式で示される。

$$\delta_f = C_\tau \cdot t_1 \cdot \cot \phi \quad (4-2-18)$$

式(4-2-18)より  $\delta_f$  はせん断面の切削予定面への投影長さ ( $t_1 \cdot \cot \phi$ ) にほぼ比例することがわかる。流動量と切りくず厚さ、切削抵抗などとの基本的な関係については実験結果をふまえて後述する。



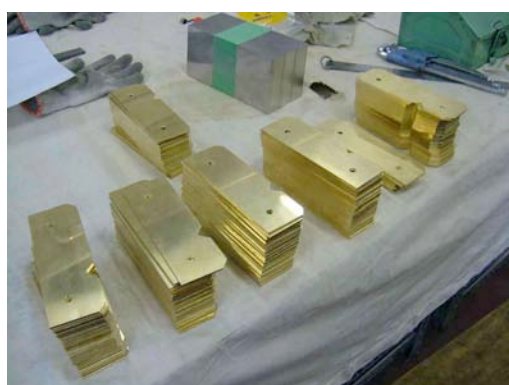
## 4. 3 実験装置および実験方法

### 4.3.1 使用機器

実験に用いる機器の一覧を Table 4-3-1 に示し，被削材，実験装置等の外観を Fig.4-3-1 から Fig. 4-3-2 に示す．

Table 4-3-1 Devices for cutting test

Device	Type and model
Tool dynamometer	Kyowa Electronic Instruments : TD-500KA
Charge amplifier	SAN-EI : N4323
Recorder	NEC SANEI : OMNIACE RT2108A
Machine tool	Horizontal milling machine Enshu HA ( ENSHU LTD )



(a) Workpiece of C2801



(b) Larger image of C2801 and A1100

Fig. 4-3-1 Workpiece

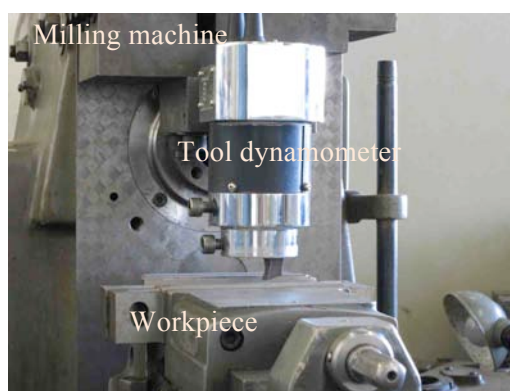


Fig. 4-3-2 Experimental arrangement. Horizontal milling machine and Tool dynamometer



Fig. 4-3-3 Charge amplifier and Recorder



Fig. 4-3-4 Tools for orthogonal cutting

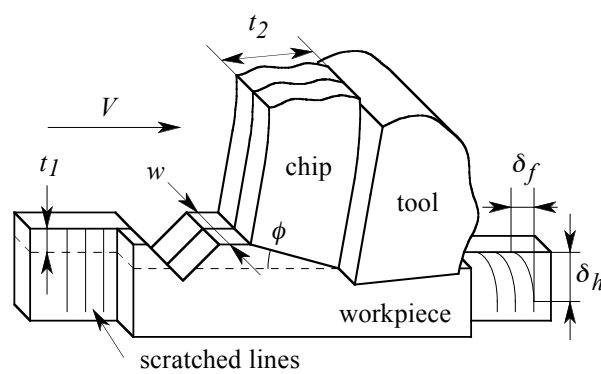


Fig. 4-3-5 Arrangement for cutting test

#### 4.3.2 実験方法と切削条件

Fig. 4-3-1 に示すように、被削材に矩形の C2801 と A1100 を用い、切削温度の影響を避けるため極低速切削を行った。Fig. 4-3-2 に示すように横フライス盤と工具動力計を用いて切削実験を実施し、Fig. 4-3-3 のチャージアンプで増幅された切削抵抗を記録した。切削工具は超硬合金 P10 種の 2 次元バイトであり Fig. 4-3-4 に示す。C2801 は乾式切削、A1100 は湿式で実験を行った。Fig. 4-3-5 に模式的に示すように被削材の側面には予めエメリー紙で切削方向と直角に条痕をつけておく。条痕のある面を内側にして合わせ、2 枚 1 組で試料を固定することにより、条痕観察時のバリの影響を避けた。全切削長さの途中に V 溝を入れることによって 2 分割し、片方を基準面もう一方を切削実験面とした。

切削実験では切削予定面に塑性流動による加工層が無いことが望ましい。しかし程度の差はあるが塑性流動層の生成は避けられない。そこで、できるだけ塑性流動層の少ない設定面を得るために、基準面と切削予定面を微少切り込みで繰り返し切削を行い、表面を少しずつ除去することによって、切削実験での予定切り込みに対して、流動層による影響が避けられる切削表面を得るとともに、基準面と切削予定面の高さを揃えておいた。実験面の切削長さは 80~90 mm である。

テーブル送りで切削速度  $V$  を与え、切り込み  $t_1$  はテーブルの上昇で設定した。ここで切り込み量  $t_1$  はテーブル上昇のダイヤル目盛りは用いずに、Fig. 4-3-6 に示すように切削後の被削材の基準面と実験面の段差をダイヤルゲージ(1/1000 mm)で測定することによって得た。切削抵抗主分力  $F_v$ 、背分力  $F_t$  はひずみゲージ式工具動力計（共和電業社製）を用いて測定し、切削時に採取した切りくずからその厚さ  $t_2$  をパイプダイヤルゲージ(1/100 mm)を用いて測定した。切削後の切削表面の塑性流動量  $\delta_f$  および流動層深さ  $\delta_h$  は、被削材側面に予め付けておいた条痕の変形の程度を、Fig. 4-2-10 に示すように光学顕微鏡で観察することによって求めた。

ここで、用意した工具の切れ刃稜丸み半径  $r$  を Simonet の方法<sup>(14)</sup>を用いて調べると、平均して  $r \approx 4 \mu\text{m}$  程度であった。本研究の範囲ではこれによる影響は無いものとして以下の議論を進める。

主な切削条件を Table 4-3-2 に示す。



Fig. 4-3-6 Measurement of depth of cut



Fig. 4-3-7 Measurement of surface plastic flow

Table 4-3-2 Cutting conditions

Machine tool	Horizontal milling machine Enshu HA ( ENSHU LTD )
Cutting method	Orthogonal cutting
Workpiece	JIS H3100 : C2801P-1/4H (60-40 brass) JIS H4000 : A1100P-H24 (Aluminum 1100)
Tool material	Carbide tool (JIS P10)
Tool shape	Rake angle $\gamma = 5, 10, 20, 30$ deg Relief angle $\alpha = 6$ deg
Depth of cut	$t_l = 0.03 \sim 0.225$ mm
Cutting speed	$V = 0.5$ m/min
Cutting width	$w = 2 \times 2$ mm
Cutting fluid	JIS 211 (for Aluminum)

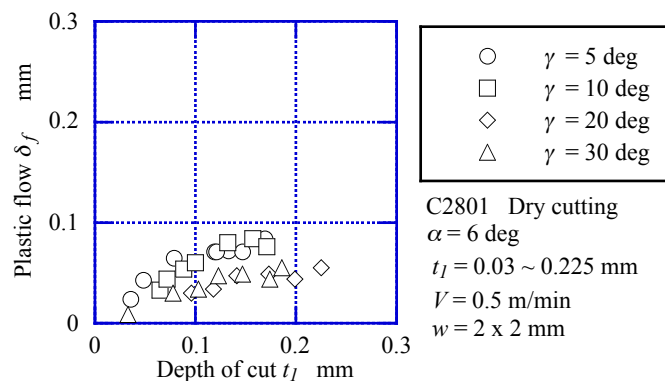
## 4. 4 実験結果と考察

### 4.4.1 切削条件と切削表面の塑性流動量の関係

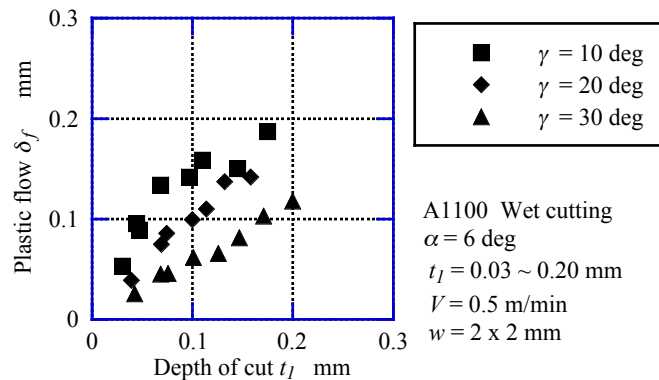
切り込み $t_1$ と切削表面の塑性流動量 $\delta_f$ の関係を Fig. 4-4-1 に示す. C2801 では,  $\delta_f$  は $t_1$  の増加とともに増加しており, また, すくい角 $\gamma$ の減少とともに $\delta_f$ は増加傾向にある. A1100 においても同様の傾向であるが,  $\delta_f$  は C2801 よりも大きく,  $\gamma$  の変化によって大きく影響を受ける.

切り込み $t_1$ とせん断角 $\phi$ , 仮想せん断角 $\phi_0$ の関係を Fig. 4-4-2 に示す. 実際のせん断角 $\phi$ に対して流動がないとした際の仮想せん断角 $\phi_0$ は大きく, その差 $\Delta\phi$ はすくい角 $\gamma$ が大きいほど増加する傾向にある. 本実験の範囲で C2801 で $\Delta\phi = 1 \sim 3$  deg, A1100 では $\Delta\phi = 1 \sim 2$  deg 程度である.

この $\Delta\phi$ の切削機構への影響は切削条件によって異なるが, 仮に $\gamma = 10$  deg とし, ある切削条件で切削した際に, 塑性流動の影響によってせん断角が $\Delta\phi = 1$  deg だけ減少して,  $\phi_0 = 16$  deg から $\phi = 15$  deg に変化したものとして計算すると, せん断面積やせん断ひずみは約 6% 増加したことになる. せん断角のより小さい領域で $\phi_0 = 11$  deg から $\phi = 10$  deg に変化したとすると,  $\Delta\phi = 1$  deg のせん断面積やせん断ひずみへの影響は約 10% に増加することになる.

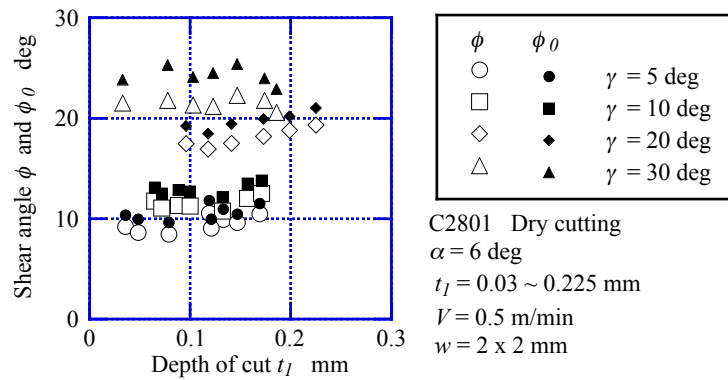


(a) C2801

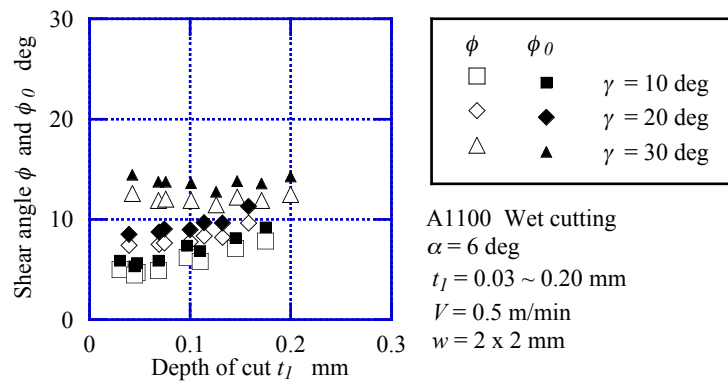


(b) A1100

Fig. 4-4-1 Relationship between depth of cut  $t_1$  and plastic flow  $\delta_f$  on the machined surface



(a) C2801



(b) A1100

Fig. 4-4-2 Relationship between depth of cut  $t_l$  and shear angle  $\phi$ ,  $\phi_0$

切削表面の塑性流動量  $\delta_f$  と流動層深さ  $\delta_h$  の関係を Fig. 4-4-3 に示す。両者はほぼ比例関係にあるが切削表面の流動量  $\delta_f$  の小さい C2801 の方が A1100 よりも流動層が深くまでおよんでいることがわかる。

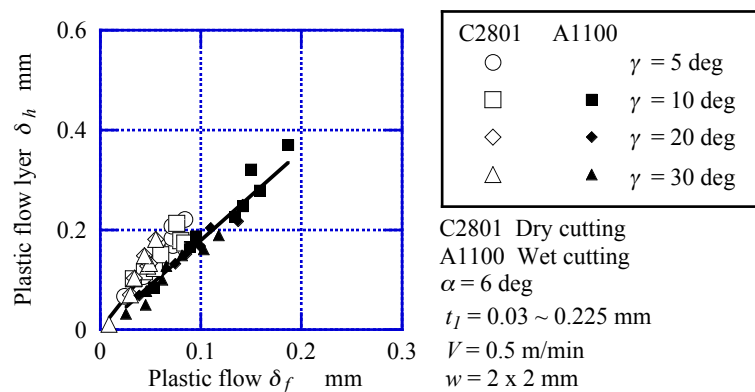
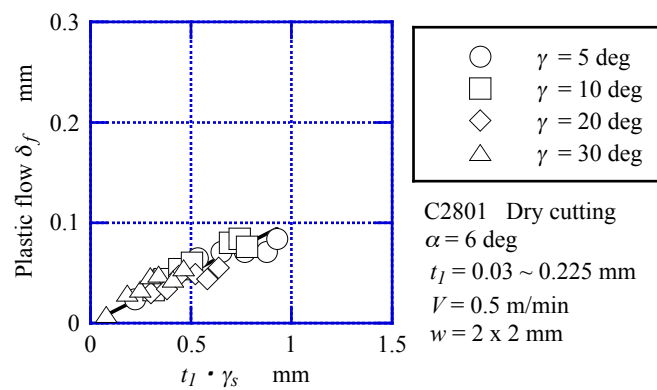


Fig. 4-4-3 Relationship between plastic flow  $\delta_f$  on the machined surface and depth of plastic flow layer  $\delta_h$

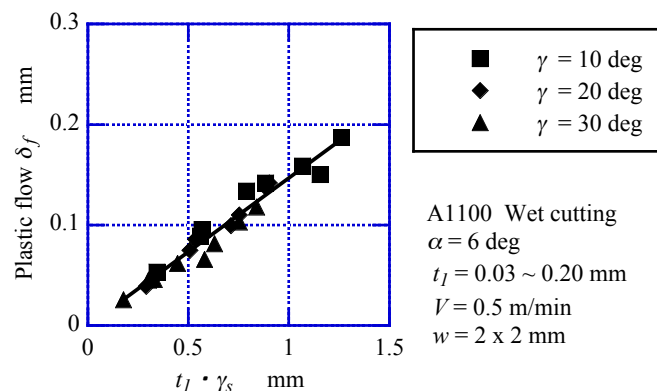
#### 4.4.2 切削表面の塑性流動量とせん断ひずみ，せん断応力，切りくず厚さとの関係

前節で示したように切削表面の塑性流動は切削条件に応じて変化するが，これらの挙動を材料毎にそれぞれ一義的に表現できれば，塑性流動の挙動や傾向に対してより明瞭な理解が得られるはずである。

そこで切り込みとせん断ひずみの積  $t_1 \cdot \gamma_s$  と切削表面の塑性流動量  $\delta_f$  の関係を Fig. 4-4-4 に示す．  $\delta_f$  と  $t_1 \cdot \gamma_s$  はほぼ比例関係として整理され，この直線の傾きが式(4-2-15)における係数  $C_\tau$  であり Table 4-4-1 のようになった。



(a) C2801



(b) A1100

Fig. 4-4-4 Relationship between  $t_1 \cdot \gamma_s$  and plastic flow  $\delta_f$

Table 4-4-1 Coefficient  $C_\tau$

Workpiece	$C_\tau$
C2801	0.101
A1100	0.147



係数 $C_\tau$ は3つのせん断応力 ( $\tau_s$ ,  $\tau'_s$ ,  $\tau_\delta$ ) からなり, ここでの範囲では $\tau'_s$ ,  $\tau_\delta$ を明らかにすることは出来ないが, 式(4-2-16)で仮に $\tau'_s = \tau_\delta$ とすると次式が得られる.

$$\frac{\tau'_s}{\tau_s} = \frac{1}{C_\tau + 1} \quad (4-4-1)$$

流動層を考慮しないで求められるせん断応力は, C2801 で $\tau_s = 418$  MPa, A1100 では $\tau_s = 134$  MPaであった. 式 4-4-1 にそれぞれの $C_\tau$ を代入して得られた結果を Table 4-4-2 に示す. 表を参照すれば, 塑性流動層を考慮した結果, せん断域でのせん断応力 $\tau_s$ はC2801 では約 9%, A1100 では約 13%それぞれ修正されることがわかる.

Table 4-4-2 Shear stress $\tau'_s$	
Workpiece	$\tau'_s$
C2801	$\tau'_s = 0.908\tau_s$
A1100	$\tau'_s = 0.872\tau_s$

切削比 ( $r_c = t_1/t_2$ ) を用いると式 4-2-15 より流動量 $\delta_f$ と切りくず厚さ $t_2$ の関係は次式となる.

$$\delta_f = C_\tau \cdot r_c \cdot \gamma_s \cdot t_2 \quad (4-3-2)$$

Fig. 4-4-5 に流動量 $\delta_f$ と切りくず厚さ $t_2$ の関係を示す.  $\delta_f$ は $t_2$ とほぼ比例関係となる.  $r_c \cdot \gamma_s$ はすくい角 $\gamma$ が大きく変化しない限り, 1に近い値を取りほぼ一定である. 直線の傾きはそれぞれ Table 4-4-3 の通りであったため, 流動量 $\delta_f$ はC2801 では切りくず厚さ $t_2$ の約 10%, A1100 では約 15%と見積ることができる. 以上のことから係数 $C_\tau$ の値が既知であれば, 切りくず厚さ $t_2$ を測定することによって塑性流動量 $\delta_f$ を簡単に推定できることがわかることを示した.

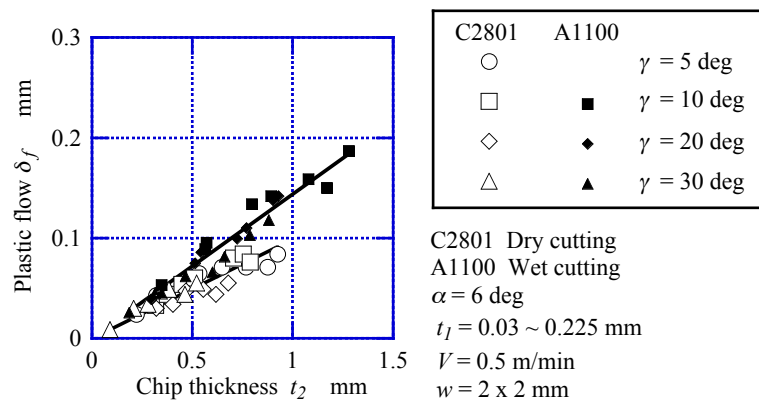
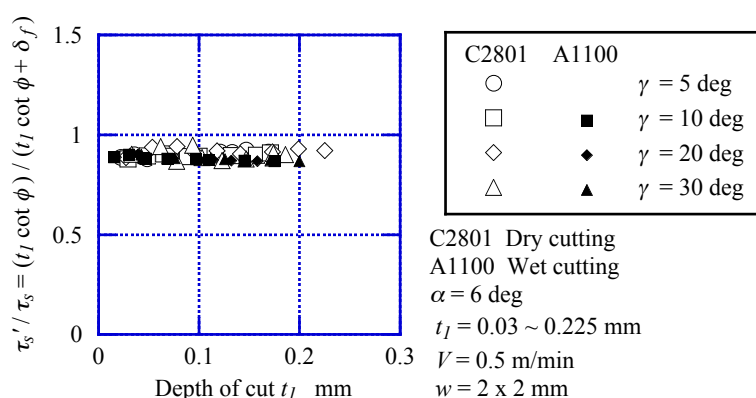


Fig. 4-4-5 Relationship between chip thickness  $t_2$  and plastic flow  $\delta_f$  on the machined surface



Table 4-4-3 Coefficient  $\delta_f/t_2$ 

Workpiece	$\delta_f/t_2$
C2801	0.099
A1100	0.144

Fig. 4-4-6 Relationship between depth of cut  $t_l$  and the ratio of shear stresses  $\tau'_s/\tau_s$ 

ここでは切削表面に残留する塑性流動層を切削機構の中に導入するために、Fig. 4-2-2 および Fig. 4-2-3 に示すようなモデル化を行ってせん断応力を修正しているが、次にこのモデル化における幾何学的な関係について述べる。

前述のように  $\tau'_s = \tau_\delta$  とすれば式(4-2-16), (4-2-18)より

$$\delta_f = \left( \frac{\tau_s}{\tau'_s} - 1 \right) \cdot t_l \cdot \cot \phi \quad (4-4-3)$$

したがって

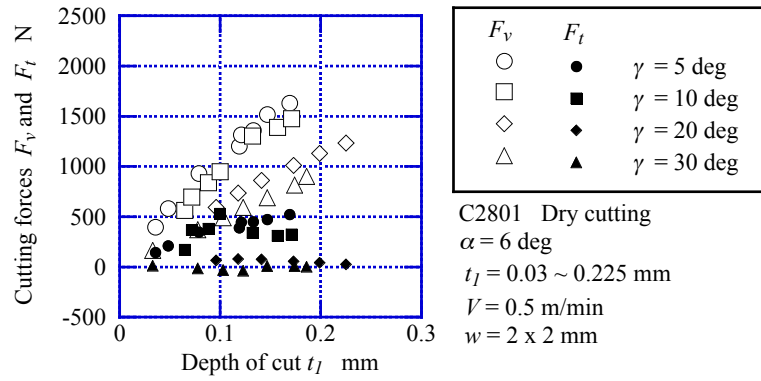
$$\frac{\tau'_s}{\tau_s} = \frac{t_l \cdot \cot \phi}{t_l \cdot \cot \phi + \delta_f} \quad (4-4-4)$$

となり、せん断応力の比はせん断面の切削予定面への投影長さと流動量の関係としても表される。

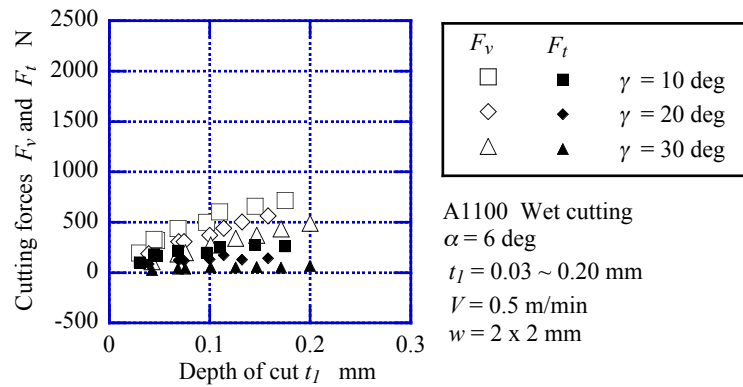
式 4-4-4 の関係は、Fig. 4-4-6 に示すように材料毎にほぼ一定である。

#### 4.4.3 “切りくず定数”と切削表面の塑性流動量との関係

切り込み  $t_l$  の変化に伴う切削抵抗主分力  $F_v$  と背分力  $F_t$  の関係をすくい角  $\gamma$  をパラメータとして Fig. 4-4-7 (a), (b) に示す。C2801 では、すくい角  $\gamma = 30 \text{ deg}$  の背分力  $F_t$  を除いて、切り込み  $t_l$  の増加と共に切削抵抗  $F_v$ 、 $F_t$  は増加しており、すくい角  $\gamma$  の増加に伴って切削抵抗  $F_v$ 、 $F_t$  は減少している。A1100 の場合も同様であり、このような傾向は金属切削における一般的な傾向である。



(a) C2801



(b) A1100

Fig. 4-4-7 Relationship between depth of cut  $t_l$  and cutting forces  $F_v$ ,  $F_t$

このように切削抵抗  $F_v$ ,  $F_t$  は切削条件の変化に応じて種々に変化するが、当然、それに伴って塑性流動も変化しているはずである。

ところで、2次元切削において主分力  $F_v$  は切りくず厚さ  $t_2$  とほぼ比例関係にあり、その比例係数は切削条件にあまり影響を受けないことを第2章で述べた<sup>(15)</sup>。

Fig. 4-4-7 (a), (b) でプロットした主分力  $F_v$  を、その時の切りくず厚さ  $t_2$  で整理すると Fig. 4-4-8 になる。材料が決まれば  $F_v$  は  $t_2$  によってほぼ一義的に次式で表されることは第2章、第3章の通りである。

$$F_v = m \cdot w \cdot t_2 \quad (2-4-1)$$

ここで  $m$  は第2章で示したように単位切りくず断面積あたりの主分力でありほぼ材料固有の値と見なすと Table 4-4-4 のようになった。第2章の値とは若干の違いは見られるが、これは主として切削速度が  $V = 0.5$  m/min と極めて低速のためであると考えられる。

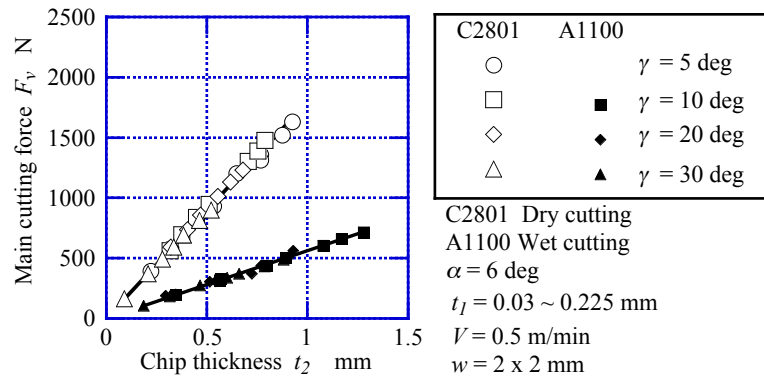


Fig. 4-4-8 Relationship between chip thickness  $t_2$  and main cutting force  $F_v$

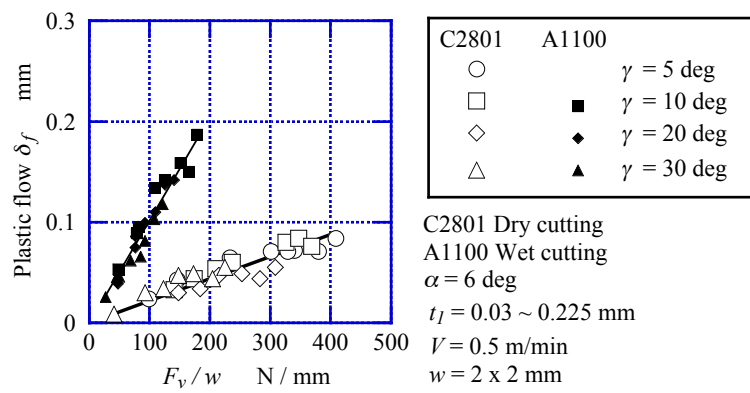


Fig. 4-4-9 Relationship between main cutting force per unit cutting width  $F_v/w$  and plastic flow  $\delta_f$

Table 4-4-4 “Chip constant”  $m$  MPa

Workpiece	$m$
C2801	450
A1100	141

式 4-4-2 と式 4-4-4 から塑性流動量  $\delta_f$  は次式のように表わされる。

$$\delta_f = C_f \cdot \frac{F_c}{w} \quad (4-4-5)$$

ただし

$$C_f = \frac{C_\tau \cdot r_c \cdot \gamma_s}{m} \quad (4-4-6)$$

式 4-4-6 に示したように第 2 章で提案した切りくず定数を用いれば、切削表面の塑性流動量  $\delta_f$  と切削抵抗  $F_v/w$  は比例関係にあることが示された。

そこで Fig. 4-4-9 に流動量  $\delta_f$  と単位切削幅当たりの主分力  $F_v/w$  の関係を示す。C2801, A1100 いずれの場合も  $\delta_f$  は  $F_v/w$  にほぼ比例しており、この時の比例係数  $C_f$  は Table 4-4-5 の通りである。  $C_f$  を比較すれば A1100 は同じ  $F_v$  に対して、C2801 の約 4.6 倍の塑性流動を切削表面に残留することが明らかとなった。

Table 4-4-5 Coefficient $C_f$ $\text{mm}^2/\text{N}$	
Workpiece	$C_f$
C2801	$0.220 \times 10^{-3}$
A1100	$1.02 \times 10^{-3}$

次に式 4-2-15 および式 4-4-5 から比切削力  $K_s$  は次式で表される。

$$K_s = \left( \frac{C_\tau}{C_f} \right) \cdot \gamma_s \quad (4-4-7)$$

比切削力  $K_s$  とせん断ひずみ  $\gamma_s$  の関係を Fig. 4-4-10 に示す。  $K_s$  と  $\gamma_s$  は比例関係として整理され、  $K_s$  は  $\gamma_s$  でほぼ一義的に表されその傾きは Table 4-4-6 のようになった。このことは、割合  $(C_\tau/C_f)$ 、つまり  $(m/(r_c \cdot \gamma_s))$  が既知であればせん断ひずみを用いればその条件での比切削力  $K_s$  が得られることを示しており、また、同一のせん断ひずみにおいて C2801 の比切削力  $K_s$  は A1100 の約 3.2 倍であることを示している。

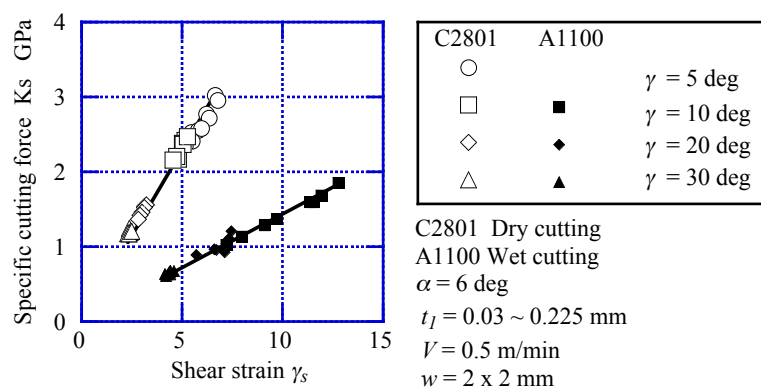


Fig. 4-4-10 Relationship between shear strain  $\gamma_s$  and specific cutting force  $K_s$

Table 4-4-6 Coefficient  $C_{\tau}/C_f$

Workpiece	$C_{\tau}/C_f$
C2801	0.459
A1100	0.144

## 4. 5 結 言

一般に無視している切削表面に残留する塑性流動層を考慮して、切削表面の塑性流動量と切削機構諸因子の基本的な関係を解析し、C2801 と A1100 の低速 2 次元切削実験を行い検証した。

実際の刃先近傍の被削材の変形は極めて複雑なものであるが、塑性流動層を考慮したモデル化によって理解しやすい形で塑性流動量と切削機構諸因子の関係を提示した。

本章で得られた結果は以下の通りである。

- (1) 切削表面の塑性流動量は、切り込みとせん断ひずみの積にほぼ比例して増加し、比例係数は流動層およびせん断域でのそれぞれのせん断ひずみの比で表されることを示した。このことは、比例係数を既知とすれば切削後の切りくず厚さの測定により切削表面の流動量が計算可能であることを示している。
- (2) 切削表面の塑性流動量はまた、切りくず厚さおよびせん断面の切削予定面への投影長さと、それぞれほぼ比例関係にあることを示した。
- (3) 切削抵抗との関係では、塑性流動量は単位切削幅当たりの主分力にほぼ比例することを示した。切削抵抗主分力は切りくず定数を用いて得られるため切りくず定数を既知とすれば、切りくず厚さの測定により切削表面の流動量が計算可能であることを示している。
- (4) 塑性流動と切削抵抗の関係を導く過程から、比切削抵抗は切りくずのせん断ひずみとほぼ比例関係にあることを示した。

切削条件と切削表面に塑性流動を生じさせるエネルギーの関係は次章で述べるが、塑性流動層深さとの関係等については今後の課題である。

#### 4. 6 参考文献

- (1) 山本明:切削加工にける金属表面層の研究, 精密機械, Vol.15, No.176-177. (1949), pp.112-117.
- (2) 浅枝敏夫, 小野浩二:仕上げ面加工層に関する研究, 精密機械, Vol.20, No.231, (1954), pp.199-202.
- (3) 奥島啓式, 垣野義昭:切削加工面の生成機構に関する研究, 日本機械学会論文集, Vol.34, No.261, (1968), pp.971-978.
- (4) 近藤英治, 皮籠石紀雄, 向井原崇, 引地力男:丸みのある切れ刃に作用する切削抵抗, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.66, No.651, (2000), pp.3760-3765.
- (5) 引地力男, 近藤英治, 皮籠石紀雄, 新井実:切削加工における加工硬化層の生成機構 (第 1 報), 日本機械学会論文集 C 編, Vol.66, No.647, (2000), pp.2423-2428.
- (6) Y. Matsumoto and D. W. Wu : The Effect of Hardness on Residual Stresses in Orthogonal Machining of AISI 4340 Steel, Trans. ASME., J. Eng. Industry. Aug., (1990), pp.245-252.
- (7) K. Tsuchida, Y. Kawada and S. Kodama : A study on the Residual Stress Distribution by Turning, Bull. of JSME, Vol.18, No.116, (1975), pp.123-130.
- (8) 白樫高洋, 帯川利之, 笹原弘之, 和田武司:切削加工変質層生成過程のシミュレーション解析, 精密工学会誌, Vol.59, No.10, (1993), pp.1695-1700.
- (9) 中山一雄:切削機構に関する研究 (第 3 報) -すくい面近傍における変形の観察-, 精密機械, Vol.24, No.284, (1958), pp.548-552.
- (10) 中山一雄, 田村清:切削抵抗における寸法効果-軽切削の研究-, 精密機械, Vol.31, No.362, (1965), pp.240-249.
- (11) K. Nakayama and K. Tamura : Size Effect in Metal-Cutting Force, Trans. ASME., J. Eng. Industry. Feb., (1968), pp.119-126.
- (12) J. Minato : Influence of Cutting Parameters and Repeated Cutting upon the Deformed Layer in the Machined Surface, Bull. of JSPE, Vol.25, No.4, (1991), pp.301-302.
- (13) 吉田 協, 湊 純一郎:切削表面の塑性流動量を考慮した切削機構, 精密工学会誌, Vol.75 No.3 2009, pp.390 – 395.
- (14) J. SIMONET : INFLUENCE OF CUTTING EDGE SHARPNESS ON TOOL BEHAVIOUR, MICROTECIC, Vol.15, No.2, (1961), pp.44-46.
- (15) 湊純一郎:切削抵抗の簡易推定法に関する研究, 日本機械学会第 68 期総会・講演会講演論文集, (1991), pp.582-584.

## 第5章 塑性流動層を考慮した際の切削で消費されるエネルギー

### 5. 1 緒 言

金属を切削する際には、切れ刃前方の塑性変形領域におけるせん断変形によって切りくずを生成させ除去加工が成されるが、この際には必然的に切削表面に加工変質層（以下、加工層と称する）が生じることになる。加工層を生成させる主な要因は切削表面の塑性流動であり、これによって生成した加工層は、表面の結晶組織の微細化や表面層の加工硬化、残留応力の発生など加工表面の品位に悪影響をおよぼす。加工層の生成やその影響には多くの研究<sup>(1)-(8)</sup>があるが不明な点が多いことは第4章でも記した。

第4章においては、通常求めているせん断エネルギーの一部は、切削表面に塑性流動を生成させるエネルギーとして費やされているものとして、塑性流動を伴う切削機構を検討した<sup>(9)</sup>。その結果、切削表面に残留する塑性流動量は切り込みとせん断ひずみの積に比例することなど、塑性流動と切削機構諸因子の基本的関係を明らかにした。しかしながら、塑性流動に費やされるエネルギーについての具体的な言及には至らなかった。

そこで第5章では塑性流動の存在が切削機構にどのように影響するかを、エネルギーの点から塑性流動を伴う切削機構をより明らかにすることを目的とした。そのために塑性流動の生成による影響を顧慮した単純化した切削モデルを用いて、通常のせん断面の他に、仮に塑性流動が存在しないとした場合の仮想的なせん断面を設定した。その結果切削表面の塑性流動を無視して求めている通常のせん断エネルギーに含まれている、塑性流動の生成に費やされるエネルギーが明らかとなった<sup>(10)</sup>。得られた塑性流動の生成に費やされるエネルギーを全切削エネルギー、工具すくい面での摩擦エネルギーと比較することによって、塑性流動の生成による影響の程度が明らかとなった<sup>(10)</sup>。解析結果の検証には第4章でのC2801とA1100の低速2次元切削実験の結果<sup>9)</sup>を用いて行った。



## 5. 2 切削表面の塑性流動層を考慮した切削機構と消費されるエネルギーの関係

### 5.2.1 切削表面の塑性流動層を考慮した切削モデル

第4章で用いた切削機構モデルを改めて Fig. 5-2-1 に示す。実際の切削では切りくずのせん断変形は厚さのあるせん断領域で生じ、この領域が仕上げ予定面以下にまでおよんでいることが、仕上げ面に塑性流動層を残留させる主な要因であると中山・田村<sup>(11), (12)</sup>は指摘している。本章ではその点を踏まえて、塑性流動とそこで消費されるエネルギーを考慮した切削機構の検討を行う。ここで、 $W_\delta$  は切削表面を塑性流動させるエネルギー、 $W_f$  は工具すくい面での摩擦エネルギー、 $W'_s$  はエネルギー  $W_\delta$  を考慮して修正したせん断エネルギーである。

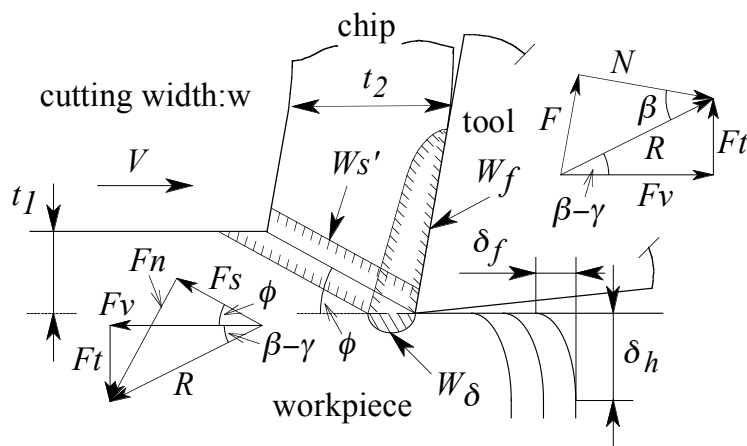


Fig. 5-2-1 Deformation and energy consumption during cutting

### 5.2.2 塑性流動量と切削機構諸因子の関係の確認

始めに第4章で明らかにした塑性流動と切削機構因子の関係を整理しておく。単位切削体積当たりの全切削エネルギー  $W$  は、一般にせん断面でのせん断エネルギー  $W_s$  と工具すくい面での摩擦エネルギー  $W_f$  の和として次式で示される。

$$W = W_s + W_f \quad (5-2-1)$$

式 5-2-1 の各エネルギーを以下に示す。 $F_v$  は切削抵抗主分力、 $F$  は工具すくい面上での摩擦力、 $w$  は切削幅、 $t_1$  は切り込み、 $t_2$  は切りくず厚さ、 $\tau_s$  はせん断面での平均せん断応力である。

$$W = \frac{F_v}{w \cdot t_1} \quad (5-2-2)$$

$$W_s = \tau_s \cdot \gamma_s \quad (5-2-3)$$

$$W_f = \frac{F}{w \cdot t_2} \quad (5-2-4)$$

$\gamma_s$  はせん断ひずみであり次式で示される．  $\gamma$  は工具すくい角，  $\phi$  はせん断角である．

$$\gamma_s = \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cdot \cos(\phi - \gamma)} \quad (5-2-5)$$

せん断角  $\phi$  は切削比  $r_c = (t_1/t_2)$  を用いて次式で示される．

$$\phi = \tan^{-1} \frac{r_c \cdot \cos \gamma}{1 - r_c \cdot \sin \gamma} \quad (5-2-6)$$

ところで，上述のようにせん断領域の広がりによって，切削後の仕上げ面に塑性流動層が生成されるため，一般に求めているせん断エネルギー  $W_s$  には，塑性流動を生成させるエネルギー  $W_\delta$  が含まれているとすれば次式となる．

$$W_s = W'_s + W_\delta \quad (5-2-7)$$

$$W'_s = \tau'_s \cdot \gamma_s \quad (5-2-8)$$

$$W_\delta = \tau_\delta \cdot \gamma_\delta \quad (5-2-9)$$

$W'_s$  は，切削表面を塑性流動させるエネルギー  $W_\delta$  を考慮するために修正したせん断エネルギーで，  $\tau'_s$  はそのために修正したせん断応力である．  $\tau_\delta$  は切削表面を塑性流動させる際のせん断応力，  $\gamma_\delta$  はその際のせん断ひずみである．

ここで単位時間当たりの切削表面を塑性流動させるエネルギー  $U_\delta (= \tau_\delta \cdot w \cdot \delta_f \cdot V)$  を，単位時間当たりの除去量  $(w \cdot t_1 \cdot V)$  で除せば，単位切削体積当たりのエネルギー  $W_\delta$  となり次式に示す．

$$W_\delta = \tau_\delta \cdot \frac{\delta_f}{t_1} \quad (5-2-10)$$

式(5-2-10)を式(5-2-9)と比較すれば，  $\delta_f/t_1$  は塑性流動層におけるせん断ひずみ  $\gamma_\delta$  に相当するのがわかる．これらの関係を  $\delta_f$  について整理することによって，切削表面の塑性流動量  $\delta_f$  と切削機構諸因子の基本的関係が次式で示される<sup>(9)</sup>ことを第4章で述べた．

$$\delta_f = C_\tau \cdot t_1 \cdot \gamma_s \quad (5-2-11)$$

ここで係数  $C_\tau$  は次式で示される．

$$C_\tau = \frac{\tau_s - \tau'_s}{\tau_\delta} \quad (5-2-12)$$

式(5-2-11)の両辺を  $t_1$  で除せば，係数  $C_\tau$  はせん断ひずみの比としても表され次式に示す．

$$C_\tau = \frac{\gamma_\delta}{\gamma_s} \quad (5-2-13)$$

実験に供した2種類の被削材の  $C_\tau$  の値は第4.4.2章で示したが Table 5-2-1 に改めて示す．

Table 5-2-1 Coefficient  $C_\tau$ 

Workpiece	$C_\tau$
C2801	0.101
A1100	0.147

$C_\tau$  は、第 4.2.2 章で述べたように切削表面に塑性流動を生成させる際の材料の特性を表す係数と考えて流動係数と称している。この  $C_\tau$  を構成する 3 つのせん断応力の内、一般に求めているせん断せん断応力  $\tau_s$  は容易に求められるが、 $\tau'_s$  と  $\tau_\delta$  のせん断応力はそれぞれ単独に求められず第 4 章では明らかにできなかった。

そこで以下では、仮想的なせん断面を導入した切削モデルを用いて検討することによって、修正したせん断エネルギー  $W'_s$  や切削表面を塑性流動させるエネルギー  $W_\delta$  を求めるとともに、2 つのせん断応力( $\tau'_s$  ,  $\tau_\delta$ )を見積もるための考察と検討を行う。

### 5.2.3 切削表面の塑性流動量を考慮した切削モデルの導入と切削に消費される

#### エネルギーの検討

Fig. 5-2-2 は、切削前には鉛直であった条痕が、切削の進行に伴うせん断領域の広がりによって曲げられ、最終的に仕上げ面表層には  $\delta_f$  の塑性流動が残留しているようすを模式的に示している。切削中の実際のせん断領域の広がりを直接観察することは困難である。せん断領域の広がりによって生じる切削表面の塑性流動は条痕の変形によって表わされ、本研究では光学顕微鏡で観察された範囲を流動層（加工層）として扱うことにするのは第 4 章と同じである。塑性流動量  $\delta_f$  は条痕の変形の程度を顕微鏡観察によって計測して得る。

この切削モデルにおいて、仮に切削表面の塑性流動が存在しないとした際に、被削材仕上げ予

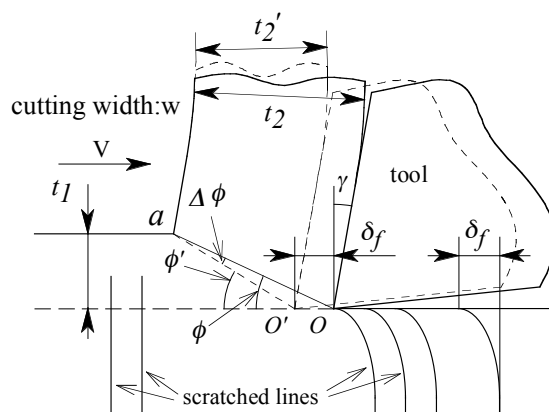


Fig. 5-2-2 Cutting model considering the influence of surface plastic flow on the shear angle

定面側にあるせん断面の一端  $o$  が、塑性流動量  $\delta_f$  分だけ刃先前方  $o'$  になると近似的に考える。  
すなわち通常のせん断面  $oa$  の他に仮想せん断面  $o'a$  を考えれば、この時の仮想せん断角  $\phi'$  は、  
通常のせん断角  $\phi$  に対して  $\Delta\phi$  大きくなるため、せん断角の増加分  $\Delta\phi$  は幾何学的に次式で示され  
る。

$$\Delta\phi = \frac{\sin^2 \phi}{\frac{t_1}{\delta_f} - \sin \phi \cdot \cos \phi} \quad (5-2-14)$$

式(5-2-5)において  $\phi$  の代わりに  $\phi' (= \phi + \Delta\phi)$  を用いれば仮想せん断ひずみ  $\gamma'_s$  は得られるが、こ  
こで  $\cos \Delta\phi \approx 1$ ,  $\sin \Delta\phi \approx \Delta\phi$  として、さらに微小項を省略すれば  $\gamma'_s$  は次式となる。

$$\gamma'_s = \frac{\gamma_s}{1 + \Delta\phi \cdot \gamma_s} \quad (5-2-15)$$

式(5-2-15)より、仮想せん断ひずみ  $\gamma'_s$  は通常のせん断ひずみ  $\gamma_s$  よりも減少するのがわかる。

ところで通常のせん断エネルギー  $W_s$  の中に、塑性流動を生成させるエネルギー  $W_\delta$  を考慮する  
ために、式(5-2-8)ではせん断応力を  $\tau_s$  から  $\tau'_s$  に修正している。ここでせん断応力を修正する代  
わりにせん断ひずみを  $\gamma_s$  から  $\gamma'_s$  に修正したものと対応するものとすれば次式となる。

$$\tau'_s \cdot \gamma_s = \tau_s \cdot \gamma'_s \quad (5-2-16)$$

よって  $\tau'_s$  は次式で示される。

$$\tau'_s = \tau_s \cdot \frac{\gamma_s}{\gamma'_s} \quad (5-2-17)$$

式(5-2-17)の両辺にせん断ひずみ  $\gamma_s$  を乗ずれば次式となる。

$$W'_s = \frac{\gamma_s}{\gamma'_s} \cdot W_s \quad (5-2-18)$$

ここで切削表面に塑性流動を生成させるエネルギー  $W_\delta$  は、一般に求めているせん断エネルギー  
  $W_s$  と、修正されたせん断エネルギー  $W'_s$  の差であるから、次式で示される。

$$W_\delta = \left( 1 - \frac{\gamma_s}{\gamma'_s} \right) \cdot W_s \quad (5-2-19)$$

従って全切削エネルギー  $W$  は、せん断領域でのせん断エネルギー  $W'_s$  と工具すくい面での摩擦  
エネルギー  $W_f$  の他に、切削表面に塑性流動を生成させるエネルギー  $W_\delta$  を加えて構成されるこ  
とになり、全切削エネルギー  $W$  は次式で示される。

$$W = W'_s + W_\delta + W_f$$

$$= \frac{\gamma'_s}{\gamma_s} \cdot W_s + \left( 1 - \frac{\gamma'_s}{\gamma_s} \right) \cdot W_s + W_f \quad (5-2-20)$$

次に式(5-2-17)で示した  $\tau'_s$  と実験的に得られる  $C_\tau$  を、式(5-2-12)に代入すれば、第 4 章で不明であった切削表面を塑性流動させる際のせん断応力  $\tau_\delta$  が得られることになる<sup>(10)</sup>。

### 5. 3 実験方法

C2801 と A1100 の板状被削材の端面切削実験を，横フライス盤を用いてテーブル送りで切削速度を与える低速 2 次元切削で行った．実験方法，測定項目は第 4 章と同一であるとともに，すでに得られている実験結果を用いて塑性流動と切削機構諸因子の関係を検討した．切削表面の塑性流動量  $\delta_f$  は，切削後の条痕の変形の程度を被削材側面から光学顕微鏡で観察測定した．第 4 章と同一であるが切削条件を Table 5-3-1 に示す．

Table 5-3-1 Cutting conditions

Machine tool	Horizontal milling machine Enshu HA ( ENSHU LTD )
Cutting method	Orthogonal cutting
Workpiece	C2801P-1/4H : JIS H3100 A1100P-H24 : JIS H4000 (Aluminum 1100)
Tool material	Carbide tool (JIS P10)
Tool shape	Rake angle $\gamma = 5, 10, 20, 30 \text{ deg}$ Relief angle $\alpha = 6 \text{ deg}$
Depth of cut	$t_1 = 0.03 \sim 0.225 \text{ mm}$
Cutting speed	$V = 0.5 \text{ m/min}$
Cutting width	$w = 2 \times 2 \text{ mm}$
Cutting fluid	JIS 211 (for Aluminum)

## 5. 4 実験結果と考察

### 5.4.1 切削条件の変化に伴う塑性流動量，せん断角，平均せん断応力の傾向

Fig. 5-4-1 に C2801 および A1100 の切削条件の変化に伴う切削表面の塑性流動量  $\delta_f$  の変化を示す。切削表面の塑性流動量  $\delta_f$  は切り込み  $t_l$  の増加と共に増加傾向を示し，すくい角  $\gamma$  の増加と共に減少している。同一の切り込み  $t_l$  であればすくい角  $\gamma$  が小さければ塑性流動量  $\delta_f$  が多く，第 4 章で述べている。

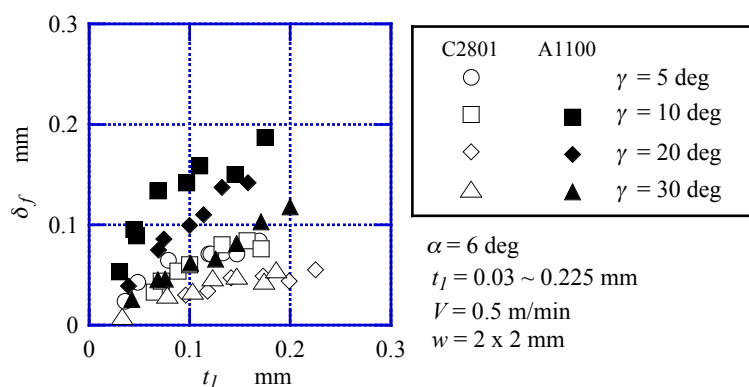


Fig. 5-4-1 Relationship between depth of cut  $t_l$  and plastic flow  $\delta_f$

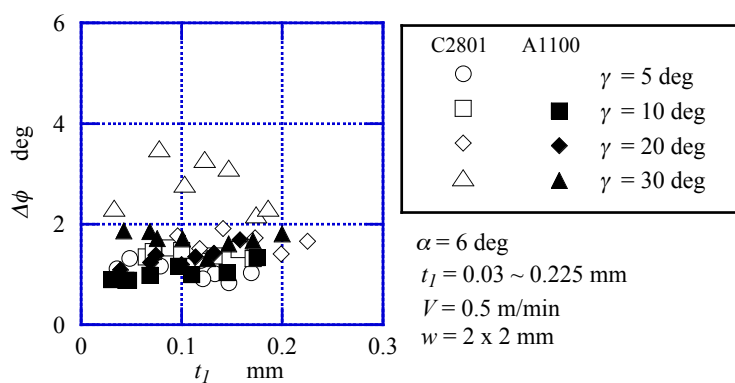


Fig. 5-4-2 Relationship between depth of cut  $t_l$  and increment shear angle  $\Delta\phi$

Table 5-4-1 Additional shear angle  $\Delta\phi$  deg

Workpiece	$\Delta\phi$
C2801	1 ~ 3
A1100	1 ~ 2

Fig. 5-4-2 に一般に求めているせん断角  $\phi$  に対する，塑性流動が存在しないとした際の仮想せん断角  $\phi'$  への，せん断角の増加分  $\Delta\phi$  を Table 5-4-1 に示す．切り込み  $t_1$  のやすい角  $\gamma$  の変化に伴って表のような範囲で変化している．せん断角の増加分  $\Delta\phi$  が2つの材料で同程度に見積もられても，A1100の方が全般にせん断角  $\phi$  は小さく，従ってせん断ひずみ  $\gamma_s$  は大きいため，式(5-2-15)よりせん断ひずみの比  $\gamma'_s/\gamma_s$  は A1100P の方が小さくなるはずである．

Fig. 5-4-3 に，切り込み  $t_1$  の変化に対する一般に求めている平均せん断応力  $\tau_s$  を示す．平均せん断応力  $\tau_s$  は切削条件の変化に関わらずほぼ一定の値を示している．Table 5-4-2 の平均値を示す．

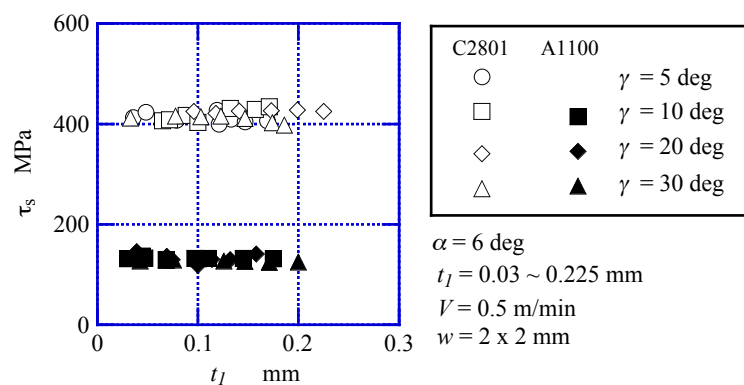


Fig. 5-4-3 Relationship between depth of cut  $t_1$  and shear stress  $\tau_s$

Table 5-4-2 Shear stress  $\tau_s$  MPa

Workpiece	$\tau_s$
C2801	418
A1100	131

#### 5.4.2 せん断ひずみの修正によって得られた各エネルギーとその割合，せん断応力の関係

全切削エネルギー  $W$  は一般には式(5-2-1)で表されるが，式(5-2-20)で示したように，切削表面を塑性流動させるエネルギー  $W_\delta$  を考慮するためには  $W_s$  を  $W'_s$  へと修正する必要がある．それには式(5-2-16)のように仮想せん断面でのせん断ひずみの修正で対処する．Fig. 5-4-4 に切り込み  $t_1$  に対する，切削表面に塑性流動が存在しないとした際のせん断ひずみ  $\gamma'_s$  と，一般に求めているせん断ひずみ  $\gamma_s$  の比  $\gamma'_s/\gamma_s$  の関係を示す．切削条件の変化にかかわらず，せん断ひずみの比  $\gamma'_s/\gamma_s$  はあまり変化せず平均すると Table 5-4-3 のようになった．



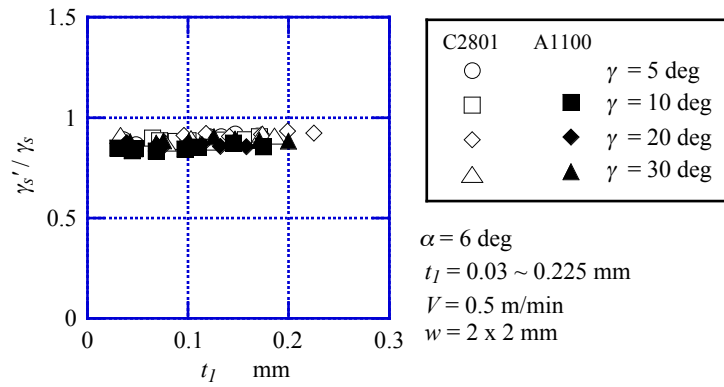


Fig. 5-4-4 Relationship between depth of cut  $t_l$  and shear strain ratio  $\gamma'_s/\gamma_s$

Table 5-4-3 Ratio of shear strain  $\gamma'_s/\gamma_s$

Workpiece	$\gamma'_s/\gamma_s$
C2801	0.903
A1100	0.866

ここで得られたせん断ひずみの比  $\gamma'_s/\gamma_s$  の値は、式 5-2-18 から明らかなように、修正前後のせん断エネルギーの比  $W'_s/W_s$  でもある。

切削表面を塑性流動させるエネルギー  $W_\delta$  とせん断エネルギー  $W_s$  の比  $W_\delta/W_s$  は、式 5-2-19 からわかるように  $1 - \gamma'_s/\gamma_s$  である。よってエネルギーの比  $W_\delta/W_s$  は Table 5-4-4 のようになる。

すなわち、C2801 ではせん断エネルギー  $W_s$  中の 10% 程度、A1100 では 13% 程度が切削表面の塑性流動の生成に消費されていることを示している。

Table 5-4-4 Ratio of energy  $W_\delta/W_s$

Workpiece	$W_\delta/W_s$
C2801	0.097
A1100	0.134

式 5-2-17 にせん断ひずみの比  $\gamma'_s/\gamma_s$  の値を用いれば修正したせん断応力  $\tau'_s$  が得られ、Table 5-4-5 に示す。このように塑性流動を考慮してせん断応力を修正した結果、Table 5-4-2 に示した平均せん断応力  $\tau_s$  は C2801 では 10% 程度減少し、A1100 の場合は 13% 程度減少することになる。

Table 5-4-5 Shear stress $\tau'_s$ MPa	
Workpiece	$\tau'_s$
C2801	377
A1100	113

次に式 5-2-12 から切削表面を塑性流動させる際のせん断応力  $\tau_\delta$  は次式となる。

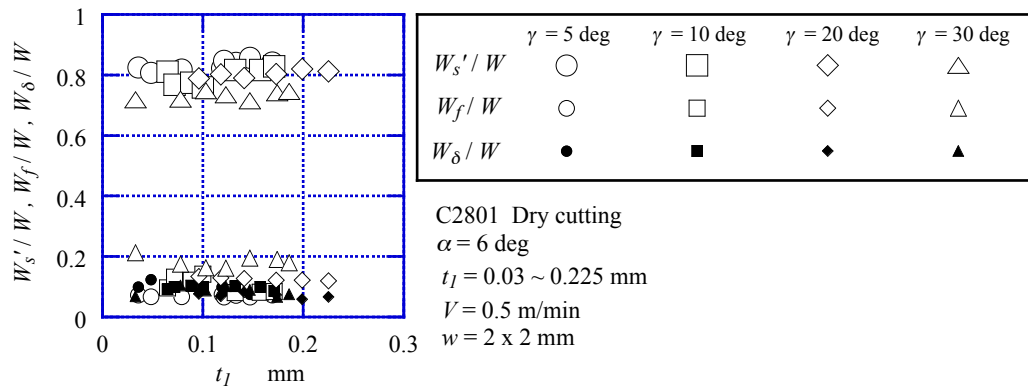
$$\tau_\delta = \frac{\tau_s - \tau'_s}{C_\tau} \quad (5-2-21)$$

式 5-2-21 に前述の  $\tau_s$  および  $\tau'_s$ ，流動係数  $C_\tau$  を用いれば，切削表面を塑性流動させる際のせん断応力  $\tau_\delta$  が得られ Table 5-4-6 に示す。このように流動係数  $C_\tau$  を構成する 3 つのせん断応力が明らかとなった。

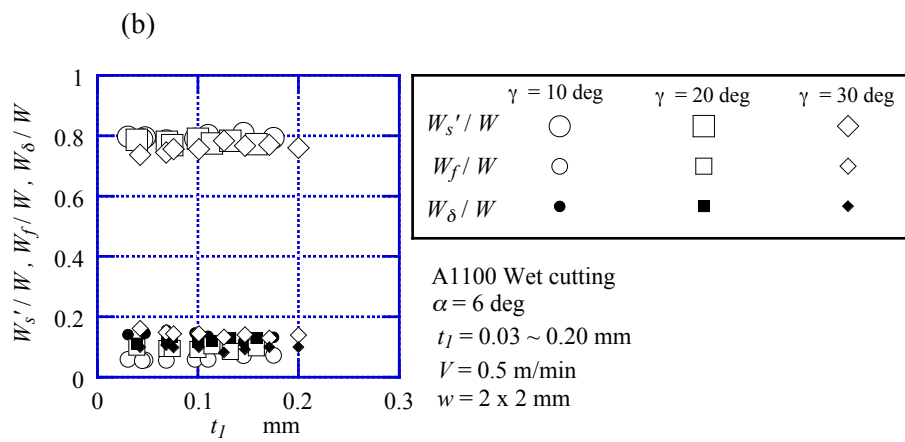
Table 5-4-6 Shear stress $\tau_\delta$ MPa	
Workpiece	$\tau_\delta$
C2801	406
A1100	122

次に切り込み  $t_1$  の変化にともなう，全切削エネルギー  $W$  に対する各エネルギー  $W'_s$ ， $W_f$ ， $W_\delta$  の割合を Fig. 5-4-5 (a)，(b) に示す。すくい角  $\gamma$  によって多少の変化は見られるが，Table 5-4-7 に平均値を示す。

全切削エネルギー  $W$  に対して C2801 ではその 9% 程度が切削表面の塑性流動の生成に費やされており，A1100 では 12% 程度であることが明らかとなった。また，A1100 は C2801 よりも多くの割合で，切削表面の塑性流動の生成にエネルギーが消費されている。また 2 つの材料共に  $W_\delta/W$  は  $W_f/W$  に近いかわそれを上回る場合もあることが明らかとなった。



(a) C2801



(c) A1100

Fig. 5-4-5 Relationship between depth of cut  $t_l$  and ratio of energy ( $W'_s/W$ ,  $W_f/W$  and  $W_\delta/W$ )

Table 5-4-7 Ratio of energy			
Workpiece	$W'_s/W$	$W_f/W$	$W_\delta/W$
C2801	0.788	0.127	0.085
A1100	0.788	0.101	0.121

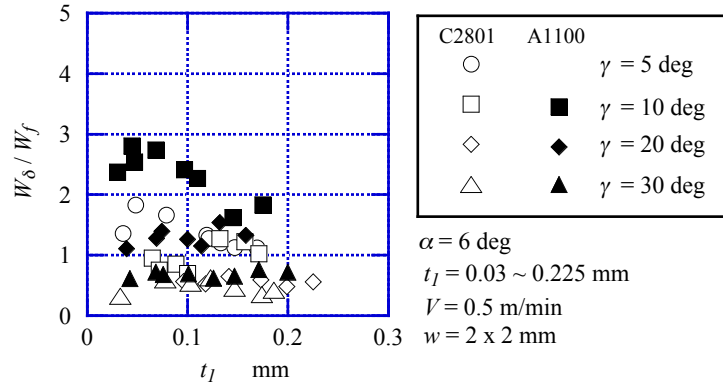


Fig. 5-4-6 Relationship between depth of cut  $t_1$  and ratio of energy  $W_\delta/W_f$

そこで切り込み $t_1$ とエネルギーの割合 $W_\delta/W_f$ の関係を示したのが Fig. 5-4-6 である。流動係数 $C_\tau$ の大きい A1100 の方が割合 $W_\delta/W_f$ は大きく、また 2 つの材料共にすくい角 $\gamma$ の小さい方が割合 $W_\delta/W_f$ は大きい。図から明らかなように割合 $W_\delta/W_f$ は、C2801 において切削条件によっては 1 を超えると共に、A1100 のすくい角 $\gamma = 10 \text{ deg}$ で、切り込み $t_1$ の小さな条件では 3 に近い値を示している。

このことより切削加工での留意すべき事項として、切削表面を塑性流動させるのに消費されるエネルギー $W_\delta$ は、摩擦エネルギー $W_f$ と同等かそれ以上となる場合もあるため、切削表面を塑性流動させるエネルギー $W_\delta$ は無視できないことが明らかとなった。

#### 5.4.3 塑性流動量を考慮した切削機構と流動係数の関係

式 5-2-13 に示したように、流動係数 $C_\tau$ はせん断ひずみの割合 $\gamma_\delta/\gamma_s$ でもあるが、ここで近似的に $\tau'_s = \tau_\delta$ として式 5-2-13 の右辺の分母分子にこれに乗ずると次式となる。

$$C_\tau = \frac{\gamma_\delta \cdot \tau_\delta}{\gamma_s \cdot \tau'_s} = \frac{W_\delta}{W'_s} \quad (5-4-1)$$

式 5-4-1 から $C_\tau$ は、近似的に切削表面の塑性流動に費やされるエネルギー $W_\delta$ と、修正したせん断エネルギー $W'_s$ の割合も表しているのがわかる。割合 $W_\delta/W'_s$ の平均を求めてみると Table 5-4-8 のようになり、前述の $C_\tau$ とほぼ同様の値である。

Table 5-4-8 Ratio of energy $W_\delta/W'_s$	
Workpiece	$W_\delta/W'_s$
C2801	0.108
A1100	0.155

全切削エネルギー $W$ を $C_\tau$ を用いて表せば次式となる.

$$\begin{aligned} W &= W'_s + W_\delta + W_f \\ &= \frac{1}{1+C_\tau} W_s + \frac{C_\tau}{1+C_\tau} W_s + W_f \end{aligned} \quad (5-4-2)$$

式 5-4-2 から前節の Fig. 5-4-6 に示した割合 $W_\delta/W_f$ は次式となる.

$$\frac{W_\delta}{W_f} = \frac{1}{1+\frac{1}{C_\tau}} \cdot \frac{W_s}{W_f} \quad (5-4-3)$$

割合 $W_s/W_f$ を2つの供試材について計算すると $(W_s/W_f)_{A1100} > (W_s/W_f)_{C2801}$ であった. また $C_\tau$ については Table 5-2-1 で示したように $(C_\tau)_{A1100} > (C_\tau)_{C2801}$ である. 式(5-4-3)より $C_\tau$ が大きいほど割合 $W_\delta/W_f$ が大きくなるように作用することがわかる. これらの傾向は, Fig. 5-4-6 で A1100P の方が割合 $W_\delta/W_f$ が大きくなることに対応している.

## 5. 5 結 言

本研究では切削表面の加工層を含めた複雑な切削現象をより明らかにするために、切削表面に残留する塑性流動が仮に生じないとした際の仮想的なせん断面を設定した切削モデルを用いて、切削で消費されるエネルギーの観点から塑性流動を伴う切削機構の検討を行った。解析結果の検証には第4章のC2801とA1100の低速2次元切削実験の結果を用いた。その結果、主として以下の点が明らかとなった。

- (1) 切削表面の塑性流動を考慮した切削機構では、せん断面の平均せん断応力は10～13%程度修正され小さくなる。このことは通常のせん断エネルギー $W_s$ 中の10～13%程度が、切削表面を塑性流動させるエネルギー $W_\delta$ であることを示した。
- (2) 本実験の範囲内で全切削エネルギー $W$ の9～12%程度が、塑性流動を生成させるエネルギー $W_\delta$ として消費されていることを明らかにした。
- (3) 塑性流動を生成させるエネルギー $W_\delta$ と摩擦エネルギー $W_f$ の比 $W_\delta/W_f$ は1～3になる場合もあり、切削表面を塑性流動させるエネルギー $W_\delta$ は無視できない大きさであることを示した。このことは、(1)、(2)の結論とともに塑性流動を生成させるエネルギー $W_\delta$ との大きさと傾向を明らかにした。
- (4) 塑性流動の生成に消費されるエネルギー $W_\delta$ と、塑性流動を考慮して修正したせん断エネルギー $W'_s$ の比 $W_\delta/W'_s$ はほぼ一定であり、この比を用いて切削表面の塑性流動を含めた全切削エネルギー $W$ は簡潔に表わされることを示した。

## 5. 6 参考文献

- (1) 山本明：切削加工にける金属表面層の研究（第1報），精密機械，**15**, 176 (1949) 112.
- (2) E. G. Thomsen, J. T. Lapsley, Jr., and R. C. Grassi：Deformation Work Absorbed by the Workpiece During Metal Cutting, Trans. ASME, **75**-4(1953-5), 591.
- (3) 浅枝敏夫，小野浩二：仕上面加工層に関する研究（第1報），精密機械，**20**, 231 (1954) 199.
- (4) 奥島啓式，垣野義昭：切削加工面の生成機構に関する研究，日本機械学会論文集，**34**, 261 (1968) 971.
- (5) K. Tsuchida, Y. Kawada and S. Kodama：A Study on the Residual Stress Distribution by Turning, Bull. of JSME, **18**, 116 (1975) 123.
- (6) Y. Matsumoto and D. W. Wu：The Effect of Hardness on Residual Stresses in Orthogonal Machining of AISI 4340 Steel, Trans. ASME, J. Eng. Industry, Aug. (1990) 245.
- (7) 白樫高洋，帯川利之，笹原弘之，和田武司：切削加工変質層生成過程のシミュレーション解析（第1報），精密工学会誌，**59**, 10 (1993) 1695.
- (8) 引地力男，近藤英二，皮籠石紀雄，新井実：切削加工における加工硬化層の生成機構（第1報），日本機械学会論文集 C 編，**66**, 647 (2000) 2423.
- (9) 吉田協，湊純一郎：切削表面の塑性流動量を考慮した切削機構，精密工学会誌，**75**, 3 (2009) 390.
- (10) 吉田 協，湊 純一郎：切削表面に残留する塑性流動層生成に消費されるエネルギー，精密工学会誌，Vol.78, No.8, pp.700-704.
- (11) 中山一雄，田村清：切削抵抗における寸法効果-軽切削の研究-，精密機械，**31**, 362 (1965) 240.
- (12) K. Nakayama and K. Tamura：Size Effect in Metal-Cutting Force, Trans. ASME, J. Eng. Industry, Feb. (1968) 119.

## 第 6 章 切削表面の塑性流動層生成が切りくず厚さにおよぼす影響を考慮した切削機構

### 6. 1 緒 言

金属の切削加工の際の切削表面には塑性流動が残留し、一般に材料の表面性状に有害とされる、いわゆる加工層が生成される。中山・田村は、板状被削材の端面の 2 次元切削を行い刃先前方の変形状況を詳細に観察した結果、せん断領域が切削予定面よりも下方にまで広がっているために、刃先が通過する以前にすでに切削予定面には塑性流動が起こっていることを確認し、これが切削表面に塑性流動を残留させる主な要因であると指摘している<sup>(1),(2)</sup>。このような点を踏まえて、第 4 章と第 5 章では切削表面の塑性流動が切削機構に与える影響を明らかにするために、塑性流動を伴う複雑な切削現象を簡単なモデルに置き換え、通常求めているせん断エネルギーの中に、切削表面の塑性流動の生成に消費されるエネルギーが含まれていることを考慮した解析を行い、塑性流動と切削機構諸因子の関係を検討した<sup>(3),(4)</sup>。

しかしながら塑性流動の生成と摩擦エネルギーの関係についての言及には至らなかった。塑性流動を伴う際の切削機構をさらに明らかにするためには、塑性流動の生成が摩擦エネルギーにどれほどの影響を与えているかも含めて、全切削エネルギーがどのように構成されているかについての検討が必要である。

ところである条件で切削すればある厚さの切りくずが排出され、同時に多少なりとも塑性流動が切削表面に残留する。ここで仮想的に塑性流動がない場合を考えると、切削性は向上して厚さのより薄い切りくずが排出されるとともに、全切削エネルギーもより少なくて済むであろう。この仮想的な切削と実際の切削における切りくず厚さの差（切りくず厚さの増加分）と、全切削エネルギーの差は塑性流動の生成の影響によって生じたものである。全切削エネルギーの差は、塑性流動の生成に起因する全切削エネルギーの増加分に相当しており、せん断エネルギー中の塑性流動の生成に消費されるエネルギーの他に、塑性流動の生成によって摩擦エネルギーが影響を受けた分も含まれていると考えられる。

こうした観点から、第 6 章では切削表面に残留する塑性流動量と切りくず厚さの関係を単純化した切削モデルを用いて、塑性流動が切りくず厚さに与える影響を考慮した切削機構を検討している。第 2 章で提案した“切りくず定数”を用いると、全切削エネルギーは切りくず厚さと比例関係で表される。従って、切りくず厚さの増加分が実際の切りくず厚さに占める割合は、全切削エネルギーの増加分が実際の全切削エネルギーに占める割合に密接に関係することになる。これ



をもとに塑性流動を考慮した際の全切削エネルギーの構成, 塑性流動と切削機構諸因子の関係を解析した<sup>(5)</sup>.

本章では加工硬化しやすく難削材とされる SUS304 ステンレス鋼<sup>(6)</sup>の 2 次元切削を行うとともに, 比較のために前報の C2801 と A1100 の実験結果<sup>(3)</sup>も利用して, これら 3 種の材料で解析結果の検証を行った. さらに “切りくず定数”を解析の中に導入することによって, 切削で消費される各エネルギーはせん断ひずみの関数として表わした. このことは, 切りくず定数が単に切削抵抗に関する定数ではなく, 塑性流動やエネルギーの関係も表す重要な定数であることを示している.

## 6. 2 塑性流動層の生成が切りくず厚さにおよぼす影響を考慮した切削機構のモデル化

### 6.2.1 全切削エネルギーを構成するエネルギー

Fig. 6-2-1 に一般に用いられる 2 次元切削機構モデルに、併せて切削表面に残留する塑性流動層の変形のモデルを示す。次に Fig. 6-2-2 に塑性流動の生成によって切りくず厚さはどのような影響を受けているのかを簡単化して表した 2 次元切削モデルを示す。切り込み  $t_1$  およびすくい角  $\gamma$  のもとで切削するとき、oa 面でせん断変形を受けて厚さ  $t_2$  の切りくずが排出されると共に、切削表面には  $\delta_f$  の塑性流動量が残留している様子を示す。ここで仮に切削表面に塑性流動がないとした際に、被削材表面において流動量  $\delta_f$  分だけ工具すくい面側の ob 面でせん断変形を受け、 $\Delta t_2 (= \delta_f \cdot \cos \gamma)$  分薄い切りくずが排出されると考える。つまり一般に計測される切りくず厚さ  $t_2$  は、塑性流動の影響で  $(\delta_f \cdot \cos \gamma)$  分（切りくず厚さの増加分と称する）厚くなった結果であると近似的に考える。

これに対応して一般の全切削エネルギー  $W$  は、塑性流動の生成の影響による全切削エネルギーの増加分が含まれると考えると式 6-2-1 のように示される。

$$W = W' + \Delta W \quad (6-2-1)$$

ここで

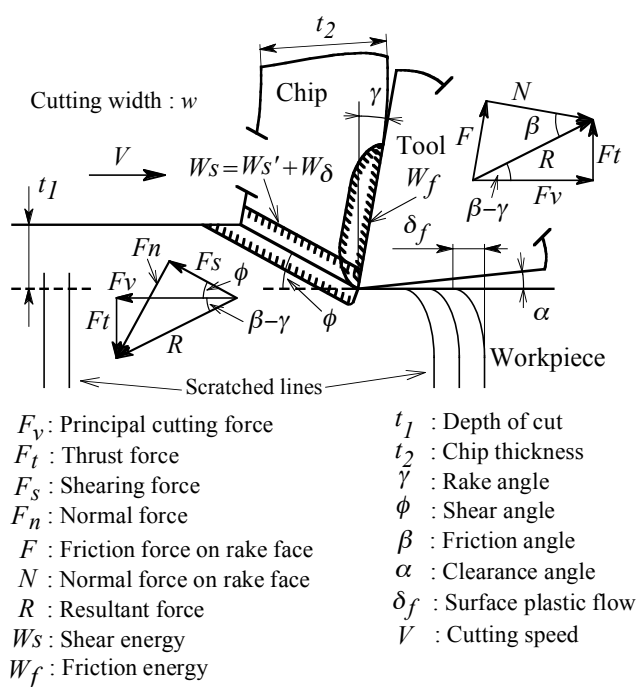


Fig. 6-2-1 Cutting model of deformation and energy consumption during cutting

$W'$  : 塑性流動がないとした際の全切削エネルギー

$\Delta W$  : 塑性流動の生成の影響によって生じた全切削エネルギーの増加分

第2章で示した式 2-4-1 ( $F_v = m \cdot w \cdot t_2$ ) の両辺を切削面積 ( $w \cdot t_1$ ) で除すと, 単位切削体積あたりの全切削エネルギーは  $W = (m/t_1) \cdot t_2$  となり, 切り込み  $t_1$  を一定とした際には, 全切削エネルギー  $W$  は切りくず厚さ  $t_2$  に比例する. 従って, 全切削エネルギーの増加分  $\Delta W$  が全切削エネルギー  $W$  に占める割合 ( $\Delta W/W$ ) は, 切りくず厚さの増加分  $\Delta t_2$  が実際に計測される切りくず厚さ  $t_2$  に占める割合 ( $\Delta t_2/t_2$ ) に等しい. ここで切りくず厚さの増加  $\Delta t_2$  分は近似的に ( $\delta_f \cdot \cos \gamma$ ) と考えているため, この関係を係数を  $p$  として式(6-2-2)で示す.

$$\frac{\delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} = p \cdot \frac{\Delta W}{W} \quad (6-2-2)$$

せん断領域が切削予定面以下にまで広がっていることが切削表面に  $\delta_f$  の塑性流動を残留させる主な原因と考えるとともに, ここでは低速切削であり切削距離は短いために工具の摩耗は進行しておらず, 工具逃げ面の摩擦による影響などはないものとして, ここでは  $p=1$  として以下の議論を進めることにする.

式 6-2-1 と式 6-2-2 から式 6-2-3 が得られる.

$$\begin{aligned} W &= \frac{t_2 - \delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot W + \frac{\delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot W \\ &= \frac{t_2 - \delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot (W_s + W_f) + \frac{\delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot (W_s + W_f) \end{aligned} \quad (6-2-3)$$

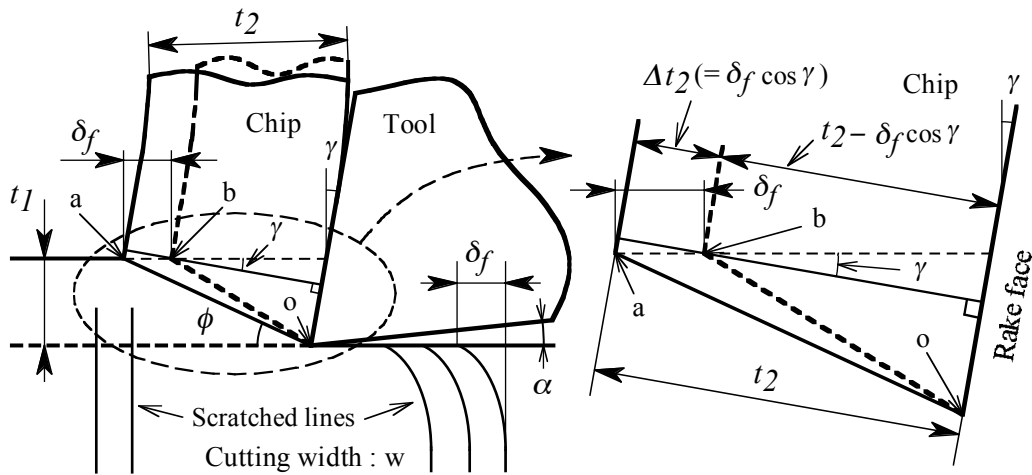


Fig. 6-2-2 Cutting model considering the influence of surface plastic flow on chip thickness

式 6-2-3 の全切削エネルギー  $W$  は式 6-2-4 のように示される。エネルギー  $W$  を構成する 4 つのエネルギーを式 6-2-5 から式 6-2-8 に示す。

$$W = W'_s + W'_f + W_\delta + \Delta W_f \quad (6-2-4)$$

$$W'_s = \frac{t_2 - \delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot W_s \quad (6-2-5)$$

$$W'_f = \frac{t_2 - \delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot W_f \quad (6-2-6)$$

$$W_\delta = \frac{\delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot W_s \quad (6-2-7)$$

$$\Delta W_f = \frac{\delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot W_f \quad (6-2-8)$$

ここで

$W'_s$  : 塑性流動がないとした際のせん断エネルギー

$W'_f$  : 塑性流動がないとした際の摩擦エネルギー

$W_\delta$  : せん断エネルギー中の塑性流動の生成に消費されるエネルギー

$\Delta W_f$  : 摩擦エネルギーの増加分。すなわち一般の摩擦エネルギー  $W_f$  と、塑性流動がないとした際の摩擦エネルギー  $W'_f$  の差 ( $W_f - W'_f$ )

式 6-2-3 の第 2 項は全切削エネルギーの増加分  $\Delta W$  に相当しており、式 6-2-9 で示される。

$$\Delta W = W_\delta + \Delta W_f \quad (6-2-9)$$

塑性流動の影響を考慮していない実際の全切削エネルギー  $W$  は、式 6-2-3 において  $\delta_f = 0$  として扱っており、 $(W_s + W_f)$  で求めていることがわかる。

以上のように、塑性流動の生成が切りくず厚さにおよぼす影響を切削機構中に考慮した解析によって、全切削エネルギーは 4 つのエネルギーから構成されることが示された<sup>(5)</sup>。

## 6.2.2 切削で消費される各エネルギーとせん断ひずみの関係

第 6.2.1 項で示した切削で消費される各エネルギーは、なんらかの共通の切削機構因子で表現できれば容易に比較が可能となる。そこで式 6-2-5、式 6-2-7 のエネルギー  $W'_s$ 、 $W_\delta$  をせん断ひずみ  $\gamma_s$  を用いて表すと式 6-2-10、式 6-2-11 になる。

$$W'_s = \left( \frac{t_2 - \delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot \tau_s \right) \cdot \gamma_s \quad (6-2-10)$$

$$W_\delta = \left( \frac{\delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot \tau_s \right) \cdot \gamma_s \quad (6-2-11)$$

次に第2章で示した式 2-4-1 ( $F_v = m \cdot w \cdot t_2$ ) の両辺を切削面積 ( $w \cdot t_1$ ) で除し, 切削比  $r_c$  を用いると全切削エネルギー  $W$  は式 6-2-12 で示される.

$$W = \frac{m}{r_c} \quad (6-2-12)$$

全切削エネルギー  $W$  はまた式 6-2-13 のようにせん断ひずみ  $\gamma_s$  で表される.

$$W = \left( \frac{m}{r_c \cdot \gamma_s} \right) \cdot \gamma_s \quad (6-2-13)$$

したがって摩擦エネルギー  $W_f$  は式 6-2-14 のようにせん断ひずみ  $\gamma_s$  で表される.

$$\begin{aligned} W_f &= W - W_s \\ &= \left( \frac{m}{r_c \cdot \gamma_s} - \tau_s \right) \cdot \gamma_s \end{aligned} \quad (6-2-14)$$

式 6-2-14 の関係を式 6-2-6 および式 6-2-8 に適用することによって塑性流動がないとした際の摩擦エネルギー  $W'_f$ , 摩擦エネルギーの増加分  $\Delta W_f$  もせん断ひずみ  $\gamma_s$  で表わされ式 6-2-15, 式 6-2-16 に示す.

$$W'_f = \frac{t_2 - \delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot \left( \frac{m}{r_c \cdot \gamma_s} - \tau_s \right) \cdot \gamma_s \quad (6-2-15)$$

$$\Delta W_f = \frac{\delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot \left( \frac{m}{r_c \cdot \gamma_s} - \tau_s \right) \cdot \gamma_s \quad (6-2-16)$$

さらに全切削エネルギーの増加分  $\Delta W (= W_\delta + \Delta W_f)$  は式 6-2-17 のように示される.

$$\Delta W = \left( \frac{\delta_f \cdot \cos \gamma}{t_2} \cdot \frac{m}{r_c \cdot \gamma_s} \right) \cdot \gamma_s \quad (6-2-17)$$

以上のように切削表面に残留する塑性流動を考慮した際の切削に関与する各エネルギーは, 切りくず定数  $m$  を導入することによって式 6-2-13, 式 6-2-15 および式 6-2-16 のように示され, 式 6-2-10, 式 6-2-11 とともに全て共通したせん断ひずみ  $\gamma_s$  との関係で表わされることになる.

### 6.2.3 切削表面の塑性流動量と切りくず厚さの関係

切削表面の塑性流動と切削機構因子の関係を検討する. 式 6-2-7, 式 6-2-10 より流動量  $\delta_f$  について整理すると, 式 6-2-18 のように  $C_\delta$  を係数として, 流動量  $\delta_f$  は切りくず厚さ  $t_2$  とほぼ比例関係にある.

$$\delta_f = C_\delta \cdot t_2 \quad (6-2-18)$$

$$C_\delta = \frac{\tau_s - \tau'_s}{\tau_\delta} \cdot r_c \cdot \gamma_s \quad (6-2-19)$$

式 6-2-18 は, 第 4 章で示した流動量  $\delta_f$  と切り込み  $t_1$  の関係である式 4-2-15 ( $\delta_f = C_\tau \cdot t_1 \cdot \gamma_s$ ) を, 切りくず厚さ  $t_2$  を用いて表わしたものと同一である. 本章における塑性流動が切りくず厚さにおよぼす影響を切削機構中に考慮して各エネルギーを求めた解析においても, 流動量  $\delta_f$  と切りくず厚さ  $t_2$  の関係は第 4 章と同一の結果が得られることが示されている.

### 6. 3 実験方法

第4章では横フライス盤を用いて、C2801 (dry cutting)と A1100 (wet cutting)の矩形状被削材の端面に対して、テーブルの上下動によって切り込み $t_1$ を与える低速2次元切削を実施した<sup>(3),(4)</sup>。Fig. 6-2-1 にモデル化して示している被削材側面の条痕を、2枚合わせの内側にすることによって、流動量 $\delta_f$ の測定時のバリの生成による影響をできるだけ避けている。主な測定項目は切削抵抗2分力（主分力 $F_c$ 、背分力 $F_t$ ）、真実切り込み $t_1$ 、切りくず厚さ $t_2$ と流動量 $\delta_f$ である。実験方法の詳細については第4章と第5章の通りである。

本章の SUS304 (wet cutting)に対しては、2枚合わせにした矩形状被削材端面の横フライス盤による低速2次元切削は困難であった。そこで Fig. 6-3-1 に示すように、一部を切り欠いた単板の円盤状被削材をマンドレルで保持し、それを旋盤にチャッキングして切削実験を行った。工具に超硬合金 M10 種を用い、切削速度は流れ形切りくずが排出される可能な範囲で低速とした。予定切り込みに対して塑性流動層の影響が避けられるような仕上げ面が得られるように、切り込みの小さい軽切削を外周面に対して行い、半径が一定の円状に形成している。

形成後に Fig. 6-3-1 に示した被削材切り欠き部にバイトが来た時点で主軸を停止し、所定の切り込みを与えてから主軸を約 180 deg だけ回転し、図中の Start of cutting から End of cutting まで切削する。切削直後の切り欠き部で主軸を停止し、切削部と未切削部（＝基準面）との段差である半径の違いをデジタルダイヤルゲージ(1/1000 mm)で測定して真実切り込み $t_1$ とした。切削抵抗2分力（主分力 $F_v$ 、背分力 $F_t$ ）は、圧電素子型工具動力計（キスラー社製）を用いて測定し、切りくず厚さ $t_2$ の測定にはパイプダイヤルゲージ(1/100 mm)を用いた。被削材の形状がもたら

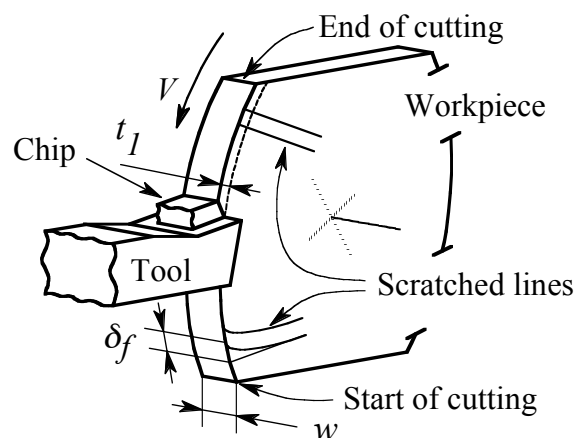


Fig. 6-3-1 Workpiece and cutting test arrangement

す曲率半径の影響は，直径に対して切り込みが十分に小さいため無視できるものとした．切削表面の塑性流動量  $\delta_f$  は，被削材側面の条痕の変形の程度を光学顕微鏡で観察することによって求めた．

Table 6-3-1 に SUS304 の切削条件を示す．

以下の考察では SUS304 の結果に加えて，第 4 章と第 5 章で得られた C2801 と A1100 の結果<sup>(3),(4)</sup>も利用して検討を行う．

Table 6-3-1 Cutting conditions

Machine tool	Engine lathe TAL-460 (TAKISAWA)
Cutting method	Orthogonal wet cutting
Workpiece	SUS304 (JIS G4305)
Tool material	Carbide tool (JIS M10)
Tool shape	Rake angle $\gamma = 10, 20, 30 \text{ deg}$ Relief angle $\alpha = 6 \text{ deg}$
Depth of cut	$t_l = 0.044 \sim 0.152 \text{ mm}$
Cutting speed	$V = 25\text{-}26 \text{ m/min}$
Cutting width	$w = 1.5 \text{ mm}$
Cutting fluid	JIS K224



## 6. 4 実験結果と考察

### 6.4.1 切削条件の変化に伴う塑性流動量や切削抵抗の関係

Fig. 6-4-1 は SUS304 の切り込み $t_1$ と切削表面の流動量 $\delta_f$ の関係であり、比較のために C2801 と A1100 の結果を併せて示している。切削性の良好な C2801 の流動量 $\delta_f$ は全体的に小さく、軟らかく延性に富む A1100 の流動量 $\delta_f$ は全体に大きい。加工硬化しやすく難削材とされる SUS304 の流動量 $\delta_f$ は、同一の切り込み $t_1$ において C2801 と A1100 の中間程度である。3 種の材料ともに切り込み $t_1$ の増加に伴って流動量 $\delta_f$ は増加し、すくい角 $\gamma$ の増加に伴って減少している。

Fig. 6-4-2 に SUS304 の切りくず厚さ $t_2$ と流動量 $\delta_f$ の関係に、C2801 と A1100 の結果を併せて示す。切り込み $t_1$ やすくい角 $\gamma$ は変化しているが、両者をほぼ比例関係として整理すると、図中の赤線の傾きが式(25)における係数 $C_\delta$ に相当する。

Table 6-4-1 に SUS304 の係数 $C_\delta$ の値とともに C2801 と A1100 の値を示す。SUS304 の係数 $C_\delta$ は他材料に比べて大きく、C2801 と比較すれば同一の切りくず厚さ $t_2$ に対して約 1.9 倍の塑性流動が残留することが明らかとなった。

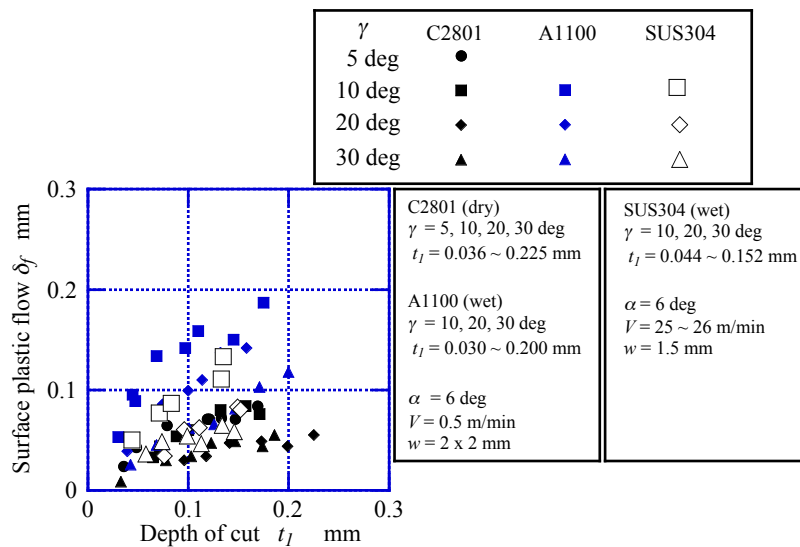


Fig. 6-4-1 Depth of cut  $t_1$  versus surface plastic flow  $\delta_f$

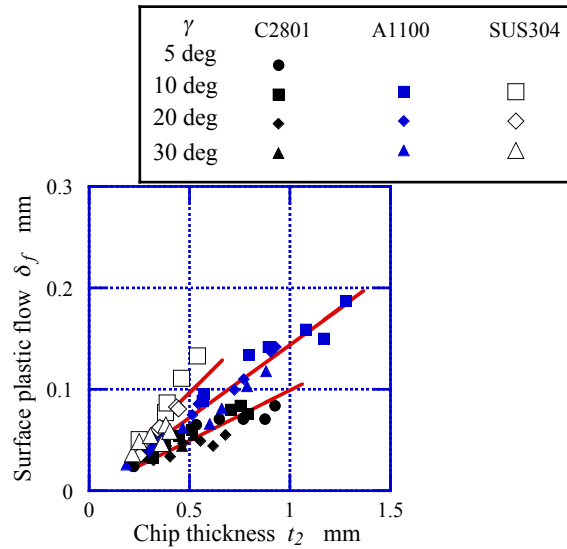


Fig. 6-4-2 Chip thickness  $t_2$  versus surface plastic flow  $\delta_f$ . Cutting conditions are same as

Fig. 6-4-1

Table 6-4-1 Coefficient  $C_\delta$

C2801	0.099
A1100	0.144
SUS304	0.193

Fig. 6-4-3 に SUS304 における切り込み  $t_1$  と主分力  $F_v$ , 背分力  $F_t$  の関係を示す. 切削抵抗  $F_v$ ,  $F_t$  は切り込み  $t_1$  の増加に伴って増加し, すくい角  $\gamma$  の増加に伴って減少する一般的な傾向を示す.

SUS304 の平均せん断応力  $\tau_s$  は, 切り込み  $t_1$  やすくい角  $\gamma$  の変化にかかわらずほぼ一定の値が得られた. 式 6-2-5 で計算されたエネルギー  $W'_s$  をせん断ひずみ  $\gamma_s$  で除すと, 塑性流動がないとした際のせん断応力  $\tau'_s$  が得られる. 3 種の材料の平均せん断応力と応力の比を Table 6-4-2 に示す.

式 6-4-5, 式 6-4-7 よりせん断エネルギー  $W_s$  に占める, せん断エネルギー中の塑性流動の生成に消費されるエネルギー  $W_\delta$  の割合  $(W_\delta / W_s)$  は  $(1 - \tau'_s / \tau_s)$  となる. Table 6-4-2 を参照すれば, エネルギーの割合  $(W_\delta / W_s)$  は C2801 で約 10%, A1100 は約 13%であるのに対し, SUS304 は約 17%と最も大きいことが明らかとなった.

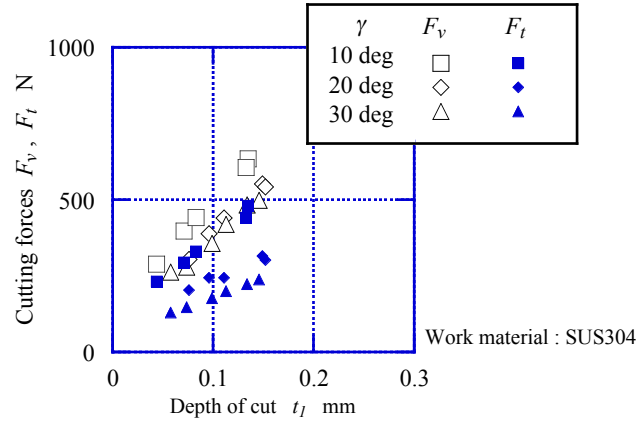


Fig. 6-4-3 Depth of cut  $t_1$  versus cutting forces  $F_v, F_t$ . Cutting conditions are same as Fig. 6-4-1

Table 6-4-2 Shear stress and ratio of shear stress

Workpiece	$\tau_s$ MPa	$\tau'_s$ MPa	$\tau'_s/\tau_s$
C2801	418	374	0.895
A1100	131	113	0.866
SUS304	620	513	0.827

#### 6.4.2 切削表面の塑性流動量と切削抵抗などの関係および“切りくず定数”の確認

“切りくず定数”を解析の中に導入すれば、切削に関与する各エネルギーは、せん断ひずみ  $\gamma_s$  をもとにして相互に比較が可能となるから、ここで SUS304 の“切りくず定数”を確認しておくことは C2801, A1100 と比較検討する上で重要である。

そこで流動量  $\delta_f$  と主分力  $F_v$  の検討するにあたって、第 4 章で検討した流動量  $\delta_f$  と主分力  $F_c$  の関係である式 4-4-5 を改めて示すとともに、切りくず定数  $m$  に関して若干の現象的説明を加える。

$$\delta_f = C_f \cdot \frac{F_v}{w} \quad (4-4-5)$$

$$\text{ここで } C_f = \frac{C_\tau \cdot r_c \cdot \gamma_s}{m} \quad (4-4-6)$$

SUS304 における切り込み  $t_1$  および切りくず厚さ  $t_2$  と主分力  $F_v$  の関係を Fig. 6-4-5 に示す。主分力  $F_v$  はすくい角  $\gamma$  や切り込み  $t_1$  の変化によってかなり変化している。主分力  $F_v$  と切り込み  $t_1$  の関係を直線近似すると、 $F_v$  は切片を有しているため、比切削抵抗  $K_s (= F_v / (w \cdot t_1))$  は寸法効果を示すといえる。

次に切りくず厚さ  $t_2$  と主分力  $F_v$  の関係では、各プロットはその時の切り込み  $t_1$  との差  $(t_2 - t_1)$

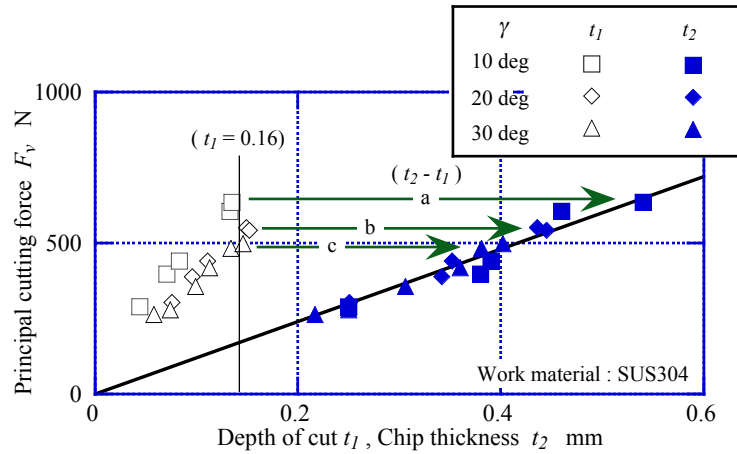


Fig. 6-4-5 Depth of cut  $t_1$  and chip thickness  $t_2$ , versus principal cutting force  $F_v$ . Cutting conditions are same as Fig. 6-4-1

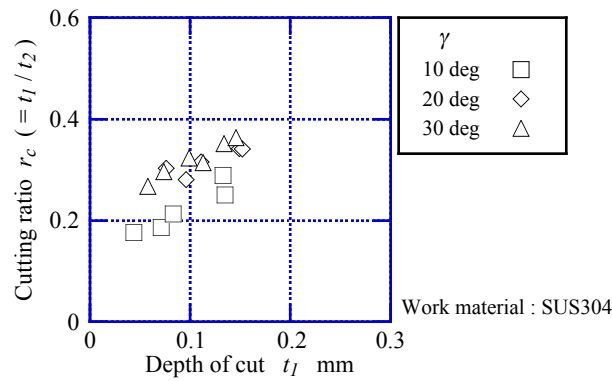


Fig. 6-4-6 Depth of cut  $t_1$  versus cutting ratio  $r_c$ . Cutting conditions are same as Fig. 6-4-1

だけ右に移動することになる。この移動量の違いは各プロットの切削条件における切削比  $r_c$  に依存する。

Fig. 6-4-6 に示すように切削比  $r_c$  はすくい角  $\gamma$  や切り込み  $t_1$  の増加に対して増加傾向を示している。同時に Fig. 6-4-5 に示したように例えば切り込み  $t_1 =$  約 0.16mm において、各すくい角  $\gamma$  が大きくなると主分力  $F_v$  のプロットの右への移動量は、 $(a > b > c)$  のように相対的に小さくなっている。切りくず厚さ  $t_2$  に対する主分力  $F_v$  のプロットは、結果として 1 つの比例直線近傍に分布するように切削比  $r_c$  が変化することを示している。

Fig. 6-4-7 に SUS304 の単位切削幅あたりの主分力  $(F_v/w)$  と切りくず厚さ  $t_2$  の関係に、比較のために C2801 と A1100 の結果を併せて示す。切削条件の変化にあまり影響を受けず、 $(F_v/w)$  は切りくず厚さ  $t_2$  と材料毎にほぼ比例関係で表されることがわかる。この傾きが第 2 章で示した、切りくず厚さ  $t_2$  と主分力  $F_v$  の関係である式 2-2-1 ( $F_v = m \cdot w \cdot t_2$ ) の中の“切りくず定数”であり、SUS304 においても新たにこの関係を確認した。Table 6-4-3 に SUS304 の“切りくず定数”の値と

ともに C2801 と A1100 の値を示す。

Fig. 6-4-8 に SUS304 の単位切削幅あたりの主分力 ( $F_v/w$ ) と流動量  $\delta_f$  の関係に, C2801 と A1100 の結果を併せて示す。切削条件の変化にあまり影響を受けず, ( $F_v/w$ ) は流動量  $\delta_f$  とほぼ比例関係で表される。同一の ( $F_v/w$ ) に対して C2801 と SUS304 の流動量  $\delta_f$  は同等程度であり, A1100 の流動量  $\delta_f$  はそれらの 4 倍程度あることが明らかとなった。

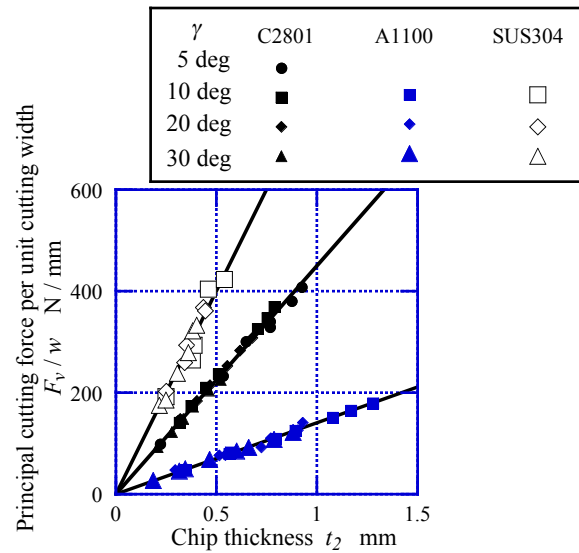


Fig. 6-4-7 Chip thickness  $t_2$  versus principal cutting force per unit cutting width  $F_v/w$ .

Cutting conditions are same as Fig. 6-4-1

Table 6-4-3 Chip constant $m$ MPa	
C2801	450
A1100	141
SUS304	801

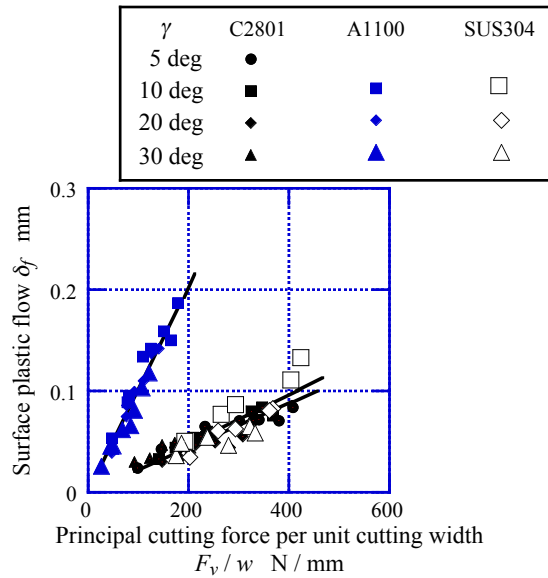


Fig. 6-4-8 Principal cutting force per unit cutting width  $F_v/w$  versus surface plastic flow  $\delta_f$ .

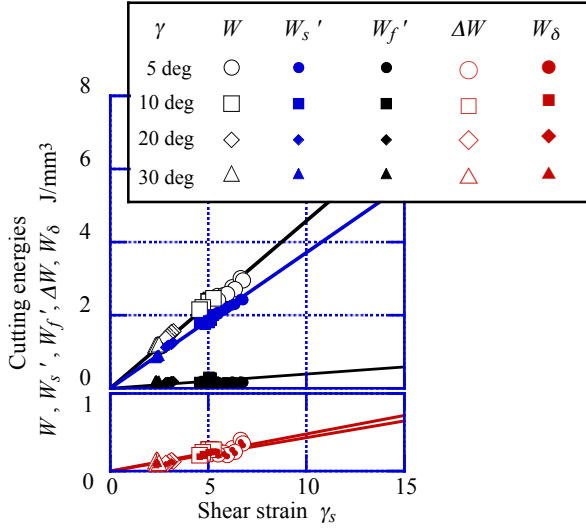
Cutting conditions are same as Fig. 6-4-1

#### 6.4.3 せん断ひずみと各エネルギーの関係

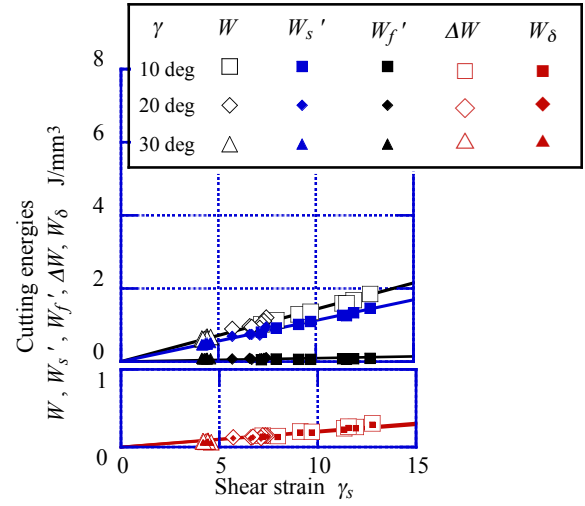
流動量  $\delta_f$  と切りくず厚さ  $t_2$  の関係を単純モデル化し、解析によって得られた切削に各エネルギーと、せん断ひずみ  $\gamma_s$  の関係を Fig. 6-4-9 (a), (b), (c) に示す。SUS304 における塑性流動の生成がないとした際の摩擦エネルギー  $W'_f$  は、本実験の範囲内では他材料に比べてせん断ひずみ  $\gamma_s$  との比例直線からややずれる結果となったが、全般には各エネルギーはせん断ひずみ  $\gamma_s$  とほぼ比例関係にある。このことは第 6.2.1 項の各式中における、塑性流動の生成の影響による切りくず厚さの増加分  $\Delta t_2 (= \delta_f \cdot \cos \gamma)$  と実際の切りくず厚さ  $t_2$  の割合  $(\Delta t_2/t_2)$  が、材料毎に固有なほぼ一定の値をとることを示している。

塑性流動の生成の影響によって生じた全切削エネルギーの増加分  $\Delta W$  と、せん断エネルギー中の塑性流動の生成に消費されるエネルギー  $W_\delta$  の差は、摩擦エネルギーの増加分  $\Delta W_f$  を示している。SUS304 は他材料に比べて塑性流動の生成による摩擦エネルギーへの影響が相対的に大きいことを示している。

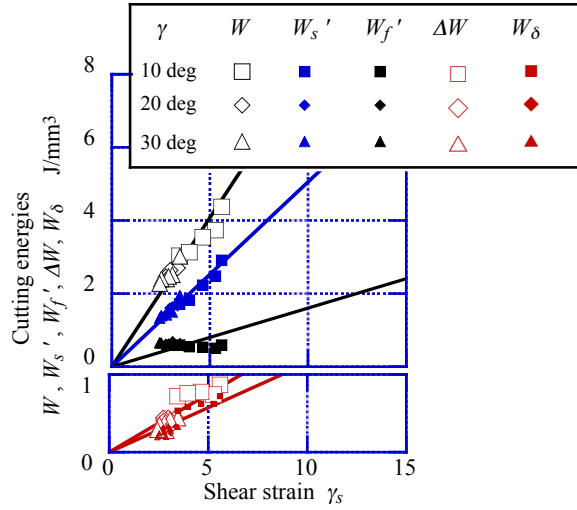
切り込み  $t_1$  に対する各エネルギーが全切削エネルギー  $W$  に占める割合の関係を Fig. 6-4-10 (a), (b), (c) に示す。Table 6-4-4 に各エネルギーの割合の平均を示す。塑性流動がないとした際のせん断エネルギー  $W'_s$  が、全切削エネルギー  $W$  に占める割合  $(W'_s/W)$  は、C2801 と A1100 に比較して SUS304 が小さく、塑性流動がないとした際の摩擦エネルギーの割合  $(W'_f/W)$  は SUS304 が大きい。



(a) C2801

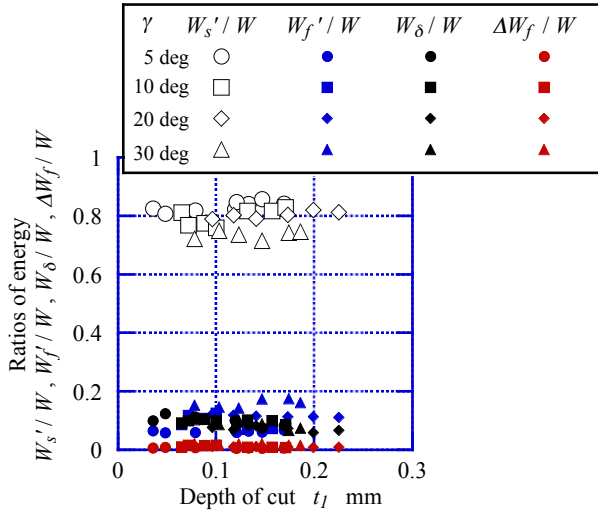


(b) A1100

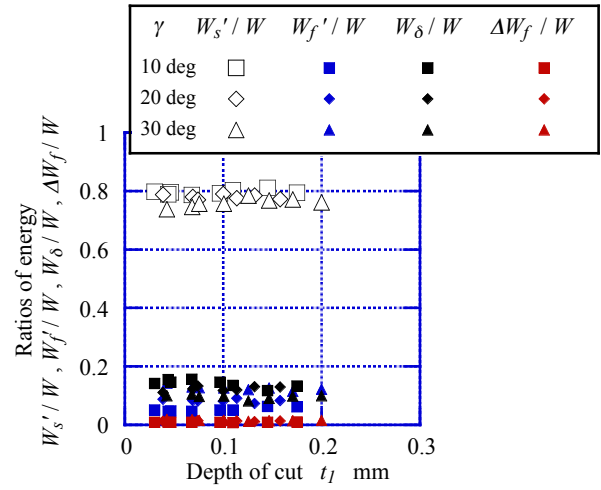


(c) SUS304

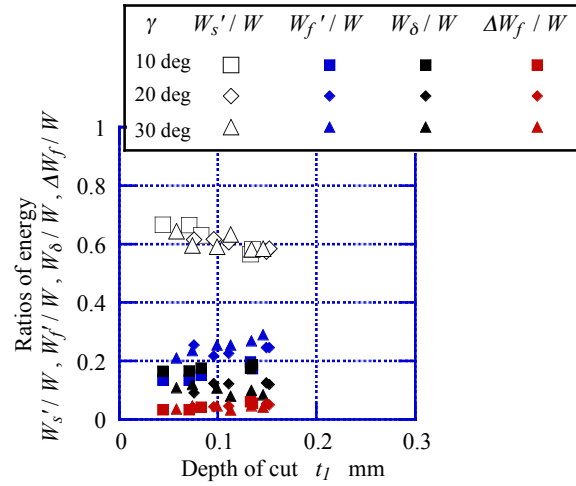
Fig. 6-4-9 Shear strain  $\gamma_s$  versus cutting energies :  $W$  = total cutting energy,  $W_s'$  = shear energy without the effect of surface plastic flow,  $W_f'$  = friction energy on rake face without the effect of surface plastic flow,  $\Delta W$  = additional total cutting energy resulting from the effect of surface plastic flow, and  $W_\delta$  = energy consumed in surface plastic flow. Cutting conditions are same as Fig. 6-4-1



(a) C2801



(b) A1100



(c) SUS304

Fig. 6-4-10 Depth of cut  $t_l$  versus ratios of energy :  $W$ ,  $W_s'$ ,  $W_f'$ , and  $W_\delta$ , same as Fig. 6-4-9, and  $\Delta W_f$  = additional friction energy resulting from the effect of surface plastic flow. Cutting conditions are same as Fig. 6-4-1

全切削エネルギーの増加分  $\Delta W$  が占める割合 ( $\Delta W/W$ ) は、C2801, A1100 と SUS304 ではそれぞれ約 10%, 約 13% と約 17% である。例えば、塑性流動の生成の影響による全切削エネルギーの増加分の割合は、SUS304 は C2801 の約 1.7 倍である。このエネルギーの割合 ( $\Delta W/W$ ) は材料毎にほぼ一定の値を示し、切りくず厚さの割合 ( $\Delta t_2/t_2$ ) でもある。

摩擦エネルギーの増加分  $\Delta W_f$  が占める割合 ( $\Delta W_f/W$ ) は、3 種の材料ともに割合としては小さく、C2801 と A1100 の約 1% に対して SUS304 は約 4% である。このように SUS304 は他材料に



比べて塑性流動の生成による全切削エネルギーへの影響は大きく、摩擦エネルギーへの影響も大きいことが明らかとなった。

全切削エネルギーの増加分  $\Delta W$  が、摩擦エネルギー  $W_f$  に対する割合( $\Delta W/W_f$ )と切り込み  $t_1$  の関係を Fig. 6-4-11 に示す。切り込み  $t_1$  やすくい角  $\gamma$  は変化しているが、SUS304 の割合( $\Delta W/W_f$ )は C2801 と同程度の範囲にプロットされている。A1100 の割合( $\Delta W/W_f$ )はそれらよりも相対的に大きい。3 種の材料ともに切削条件によっては、エネルギー  $\Delta W$  はエネルギー  $W_f$  に匹敵するかそれ以上に大きい場合もあるから無視できないことがわかった。

Table 6-4-4 Ratios of energy

	$W'_s/W$	$W'_f/W$	$W_\delta/W$	$\Delta W_f/W$	$\Delta W/W$
C2801	0.795	0.104	0.089	0.012	0.101
A1100	0.779	0.088	0.121	0.013	0.133
SUS304	0.609	0.219	0.128	0.044	0.173

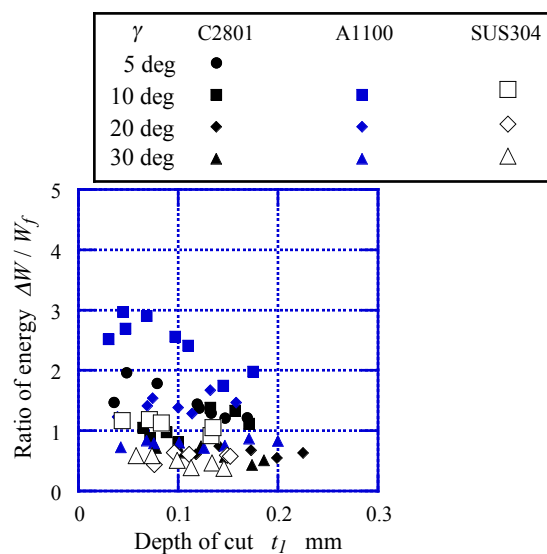


Fig. 6-4-11 Depth of cut  $t_1$  versus ratio of energy  $\Delta W/W_f$ . Cutting conditions are same as

Fig. 6-4-1

## 6. 5 結 言

切削表面の塑性流動を伴う実際の切削と、塑性流動がないとした仮想的な切削を対比させることによって、塑性流動を伴う複雑な切削現象の一端の解明を試みた。そのために塑性流動と切りくず厚さの関係を単純化した切削モデルを設定し、塑性流動と切削に関与するエネルギーや、切削機構諸因子の関係を解析した。

SUS304 の 2 次元切削実験を新たに実施するとともに、比較のために第 4 章、5 章の C2810 と A1100 の検討結果も利用して解析結果を検証することによって、以下の点が明らかになった。

- (1) 全切削エネルギーは 4 つのエネルギーから構成される。すなわち、塑性流動がないとした際のせん断エネルギーと摩擦エネルギー、せん断エネルギー中の塑性流動の生成に消費されるエネルギー、摩擦エネルギーの増加分である。これらの各エネルギーはせん断ひずみとほぼ比例関係で表わすことができることを示した。
- (2) 同一の切りくず厚さに対して、3 種の材料で SUS304 が最も流動量が多く生成する。また単位切削幅あたりの主分力に対する流動量では、SUS304 は C2801 と同程度であり A1100 が最も多いことを明らかにした。
- (3) 全切削エネルギーに対する、塑性流動の生成に起因する摩擦エネルギーの増加分の占める割合は C2801, A1100 と SUS304 でそれぞれ、約 1%、約 1%と約 4%である。また全切削エネルギーの増加分の占める割合はそれぞれ、約 10%、約 13%と約 17%であり、SUS304 は塑性流動の影響をより多く受けることを示した。
- (4) 摩擦エネルギーに対する、塑性流動の生成に起因する全切削エネルギーの増加分の割合は、SUS304 は C2801 と同程度であるのに対して A1100 が最も大きい。また、全切削エネルギーの増加分は、3 種の材料ともに条件によっては摩擦エネルギーに匹敵しているかそれ以上になる場合もあるため無視できないことを明らかにした。

以上のように、切りくず厚さと切削抵抗主分力の関係を詳細に見直すとともに、新たに提案した“切りくず定数”を切削機構を表す式中に導入することによって、切削抵抗 3 分力の推定や、角度関係、塑性流動量などを一元的に表現できたことは工学的に意義あることである。

## 6. 6 参考文献

- (1) 中山一雄, 田村清: 切削抵抗における寸法効果 -軽切削の研究-, 精密機械, **31**, 362 (1965) 240.
- (2) K. Nakayama and K. Tamura : Size Effect in Metal-Cutting Force, Trans. ASME, J. Eng. Industry, Feb. (1968) 119.
- (3) 吉田協, 湊純一郎: 切削表面の塑性流動量を考慮した切削機構, 精密工学会誌, **75**, 3 (2009) 390.
- (4) 吉田協, 湊純一郎: 切削表面に残留する塑性流動層生成に消費されるエネルギー, 精密工学会誌, **78**, 8 (2012) 700.
- (5) 吉田 協, 湊 純一郎, 見山 克己, 齋藤 繁, 高島 敏行: 切削表面の塑性流動が切りくず厚さにおよぼす影響を考慮した切削機構のモデル化, 精密工学会誌, **82**, 3 (2016).
- (6) 狩野勝吉: 難削材の切削加工技術, 工業調査会, (1989)155.

## 第7章 総 括

本研究では、切削工具と被削材の相対運動によって余剰部分を塑性変形させ、その結果所望の形を得る除去加工の際に、工具と被削材の間に起きている切削現象に対して単純化した切削モデルを用いて解析を行った。切削現象を簡便にわかりやすい形で提示することによって、その理解を深めるとともに切削現象のさらなる解明を試みた。複数の金属の切削実験を実施し、切削条件と切削抵抗等の切削機構諸因子の関係などを再検討した。その結果、切削条件の変化に伴う切削抵抗と切りくず厚さの関係を詳細に検討することによって、切削に関与する重要な実験定数を見出し“切りくず定数”として提案した。また、切削条件の変化に伴う切削表面に残留する塑性流動量の関係を検討することによって、流動量の生成やそこで消費されるエネルギー、せん断応力、せん断ひずみの関係などを明らかにした。塑性流動を考慮した切削機構中に切りくず定数を導入して検討することによって、切削で消費される全切削エネルギーを構成するエネルギーの大きさやその割合などを明らかにした。

このように単純化した切削モデルを用いた基礎解析のもとで、切削現象の一端を理解しやすい単純な形で提示した結果を第2章から第6章で示した。

第2章では、切削性の良好な C2801 の円盤状被削材の旋盤による2次元切削を実施した。比較的広範囲な切削条件のもとで、切削条件の変化に伴う切削機構因子の傾向を明らかにすることを試みた。各切削条件における切削抵抗と、採取した切りくずの厚さをもとに検討した結果、次の点を明らかにした。本研究の範囲内であるが切削抵抗主分力  $F_v$  と切りくず厚さは比例関係で整理できる。これをもとに単位切りくず断面積あたりの主分力の大きさは、切削条件の変化にあまり影響を受けない材料固有の値と考えて“切りくず定数”として提案した。“切りくず定数”が既知であれば切削後の切りくず厚さの測定のみで、簡単に切削抵抗主分力を求めることができる。切りくず定数を用いることによって、単位除去体積あたりのエネルギーでもある比切削抵抗  $K_s$  は、切削比  $r_c (=t_1/t_2)$  またはせん断ひずみ  $\gamma_s$  によって一義的に表されることを示した。さらに、2次元切削における切削機構を表す式の中に“切りくず定数”を導入することによって、主分力と背分力の成す角  $(\beta-\gamma)$  が表された。この角  $(\beta-\gamma)$  を得ることによって背分力は主分力との簡単な関係式で表わせる。平均せん断応力と“切りくず定数”との比を2次元切削の切削機構を表す式の中に導入することによって、せん断角  $\phi$  と角  $(\beta-\gamma)$  の角度関係を新たに表わした。実測値の近傍に、角  $(\beta-\gamma)$  の推定曲線は分布していることから切りくず定数の有用性が示された。

第3章では、3次元切削における切削条件と切削抵抗および切りくず厚さの関係を検証して、切削条件に影響されない材料毎に固有とする“切りくず定数”を旋削においても確認した。旋削の切削工具に対して近似2次元切削が適用できる切削条件において、2章で解析した切削機構を当

てはめることによって、3次元切削における切削抵抗3分力の推定法の提案と検証を行った。本章で設定した切削条件の範囲内において切削抵抗主分力と切りくず厚さは比例関係として整理でき“切りくず定数”の存在を確認した。“切りくず定数”は、切りくず硬さに対して直線関係で整理でき、鉄鋼系とアルミニウム系でそれぞれ別々の関係として整理されることを示した。これをもとに未知の鉄鋼系とアルミニウム系材料でも切りくず硬さから“切りくず定数”の推定法を示した。2次元切削機構に“切りくず定数”を導入した上で片刃バイトによる旋削に応用することによって、切削抵抗3分力を推定する手順を示した。フローチャートに従って計算すると主分力の推定値は実測値に近い結果が得られた。背分力については一部の条件を除いて実測値に近い結果が得られ、アプローチ角の変化に応じて増減する傾向は良く表れていた。しかし送り分力については実測値との差が比較的大きく表れる場合もあった。これは主分力の実測値と推定値の差が近似2次元切削における背分力の推定値に影響を与えるのに加えて、比 $(m/\tau_s)$ の実測値と推定値のわずかな変化が敏感に角 $(\beta-\gamma)$ に影響を与えるためであることを示した。ここで、切削が主として直線切れ刃による近似2次元切削と見なせる範囲であり、切りくず硬さの測定というやや煩雑な作業が伴うこと、切りくず流出角はColwellの近似に頼らざるを得ない等の制約はある。切りくず厚さと硬さの測定は必要であるが、切削抵抗の推定に必要な定数はわずかに2つであるのがこの推定法の特徴であり、推定のための計算も簡単であり有用性が高いことを示した。

第4章では、一般に無視している切削表面に残留する塑性流動層を考慮して、切削表面の塑性流動量と切削機構諸因子の基本的な関係を解析し、C2801とA1100の低速2次元切削実験を行い検証した。実際の刃先近傍の被削材の変形は極めて複雑なものであるが、塑性流動層を考慮したモデル化によって理解しやすい形で塑性流動量と切削機構諸因子の関係を提示した。その結果、切削表面の塑性流動量は、切り込みとせん断ひずみの積にほぼ比例して増加し、比例係数は流動層およびせん断域でのそれぞれのせん断ひずみの比で表されることを示した。このことは、比例係数を既知とすれば切削後の切りくず厚さの測定により切削表面の流動量が計算可能であることを示している。次に、切削表面の塑性流動量はまた、切りくず厚さおよびせん断面の切削予定面への投影長さと、それぞれほぼ比例関係にあることを示した。また、切削抵抗との関係では、塑性流動量は単位切削幅当たりの主分力にほぼ比例することを示した。切削抵抗主分力は“切りくず定数”を用いて得られるため“切りくず定数”を既知とすれば、切りくず厚さの測定により切削表面の流動量が計算可能であることを示した。さらに塑性流動と切削抵抗の関係を導く過程から、比切削抵抗は切りくずのせん断ひずみとほぼ比例関係にあることを示した。しかしながら塑性流動層深さとの関係等については今後の課題となった。

第5章では、切削表面の加工層を含めた複雑な切削現象をより明らかにするために、切削表

面に残留する塑性流動が仮に生じないとした際の仮想的なせん断面を設定した切削モデルを用いて、切削で消費されるエネルギーの観点から塑性流動を伴う切削機構の検討を行った。第 4 章の C2801 と A1100 の低速 2 次元切削実験の結果を用いて解析結果を検証したところ、次のような結果が得られた。切削表面の塑性流動を考慮した切削機構では、せん断面の平均せん断応力は 10～13%程度修正され小さくなった。このことは通常のせん断エネルギー  $W_s$  中の 10～13%程度が、切削表面を塑性流動させるエネルギー  $W_\delta$  であることを示している。本章の実験の範囲内で全切削エネルギーの 9～12%程度が、塑性流動を生成させるエネルギーとして消費されていることを明らかにした。塑性流動を生成させるエネルギー  $W_\delta$  と摩擦エネルギー  $W_f$  の比  $W_\delta/W_f$  は 1～3 になる場合もあることを示した。その結果、切削表面を塑性流動させるエネルギー  $W_\delta$  は無視できない大きさであることが明らかとなった。塑性流動の生成に消費されるエネルギー  $W_\delta$  と、塑性流動を考慮して修正したせん断エネルギー  $W'_s$  の比  $W_\delta/W'_s$  はほぼ一定であり、この比を用いて切削表面の塑性流動を含めた全切削エネルギー  $W$  は簡潔に表わされることを示した。

第 6 章では切削表面の塑性流動を伴う実際の切削と、塑性流動がないとした仮想的な切削を対比させることによって、塑性流動を伴う複雑な切削現象の一端の解明を試みた。そのために塑性流動と切りくず厚さの関係を単純化した切削モデルを設定し、塑性流動と切削に関与するエネルギーや、切削機構諸因子の関係を解析した。SUS304 の 2 次元切削実験を新たに実施するとともに、比較のために第 4 章、5 章の C2810 と A1100 の検討結果も利用して解析結果を検証することによって、次の点を明らかにした。全切削エネルギーは 4 つのエネルギーから構成される。すなわち、塑性流動がないとした際のせん断エネルギーと摩擦エネルギー、せん断エネルギー中の塑性流動の生成に消費されるエネルギー、摩擦エネルギーの増加分である。これらの各エネルギーはせん断ひずみとほぼ比例関係で表わすことができることを示した。次に、同一の切りくず厚さに対して、3 種の材料で SUS304 が最も流動量が多く生成する。また単位切削幅あたりの主分力に対する流動量では、SUS304 は C2801 と同程度であり A1100 が最も多いことを明らかにした。全切削エネルギーに対する、塑性流動の生成に起因する摩擦エネルギーの増加分の占める割合は C2801, A1100 と SUS304 でそれぞれ、約 1%、約 1%と約 4%である。また全切削エネルギーの増加分の占める割合はそれぞれ、約 10%、約 13%と約 17%であり、SUS304 は塑性流動の影響をより多く受けることを示した。摩擦エネルギーに対する、塑性流動の生成に起因する全切削エネルギーの増加分の割合は、SUS304 は C2801 と同程度であるのに対して A1100 が最も大きい。また、全切削エネルギーの増加分は、3 種の材料ともに条件によっては摩擦エネルギーに匹敵しているか、それ以上になる場合もあるため無視できないことを明らかにした。

第 7 章は本論文の総括である。切削機構を簡単なモデル化を行って解析した上で、そこに、

切削抵抗と切りくず厚さの関係を検討することによって見い出した“切りくず定数”を導入した。その結果簡便な切削抵抗の推定法の提案を行い，切削表面に残留する塑性流動の傾向や切削で消費されるエネルギーなどを簡便な手法で提示した本研究のまとめである。

## 謝 辞

本論文の執筆に当たり、主査である北海道科学大学工学部機械工学科 高島 敏行 教授には暖かくも厳しくご助言とご指摘を幾度とも賜りました。おかげをもちまして取りまとめることができましたこと、感謝に堪えません。誠にありがとうございました。

副査の北海道科学大学工学部機械工学科 見山 克己 教授、同じく堀内 寿晃 教授、同じく齋藤 繁 准教授、並びに玉川大学工学部エンジニアリング学科 川森 重弘 教授には、ご助言を頂くとともに多大なる応援を頂きましたこと、深く感謝を申しあげる次第であります。

北海道科学大学工学部機械工学科 学科長 竹澤聡 教授には終始暖かく応援と配慮を頂戴致しましたこと深く感謝申し上げます。

北海道工業大学工学部機械工学科 流体力学研究室 豊田 国昭 名誉教授、同じく先輩であり先生である白濱 芳朗 教授、同じく先輩である河合 洋明 教授には、常に暖かい応援とアドバイスを賜り奮起させて頂きましたこと、深く感謝申し上げます。

北海道科学大学工学部機械工学科 教員各位におかれましては、公務の負担軽減を頂きながら遅々として進展しないにもかかわらず、応援と寛容を頂戴致しましたことを深く感謝申し上げます。

北海道工業大学工学部機械工学科 湊 純一郎 名誉教授には在任中より長きに渡り研究と教育にご指導ご教授、そして多大なるご支援を賜りましたことを深く感謝申し上げます。

北海道工業大学工学部機械工学科機械工作研究室ゼミ生諸君、同じく創成工学部機械加工研究室ゼミ生諸君、北海道科学大学工学部機械工学科機能加工研究室ゼミ生諸君、北海道科学大学関係者各位のご協力に感謝申し上げます。

ありがとうございました。

著者 吉田 協