



Title	過渡的切削過程に関する研究
Author(s)	宇野, 義幸
Citation	大阪大学, 1975, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/330
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

過渡的切削過程に関する研究

昭和 50 年 4 月

宇 野 義 幸

目 次

第1章	緒 論	1
第2章	過渡的切削過程の境界条件	4
2.1	緒言	4
2.2	過渡的切削モデル	4
2.3	基本境界条件	7
2.4	境界条件におよぼす加工条件の影響	8
2.5	切刃作用率および表面生成率	10
2.6	結言	12
第3章	工具と工作物の接触始点近傍における過渡現象	13
3.1	緒言	13
3.2	実験装置および方法	13
3.3	切削抵抗の変化過程	15
3.4	切刃干渉後の表面プロフィルの変化	16
3.5	切刃の上すべり	18
3.5.1	切刃切込み角の影響	19
3.5.2	切削幅の影響	20
3.5.3	システム剛性の影響	21
3.5.4	切削速度の影響	22
3.5.5	切刃稜先端丸味の影響	23
3.6	結言	23
第4章	過渡的切削過程における表面生成機構の解析	25
4.1	緒言	25
4.2	実験装置および方法	25
4.3	理論的干渉曲線と表面創成曲線	28
4.3.1	仕上表面の観察	29
4.3.2	切削抵抗の変化	30
4.4	表面生成を支配する変形形態	33
4.5	表面あらさ	35
4.6	フライス加工における切残し量	38

4.7	結言	40
第5章	過渡的切削過程における工具干渉深さの累積過程	42
5.1	緒言	42
5.2	実験装置および方法	42
5.3	研削加工における切残し量	43
5.4	過渡特性	45
5.5	過渡特性によらず加工条件の影響	48
5.6	設定切込み深さと実干渉深さ	54
5.7	結言	55
第6章	過渡的切削過程における加工硬化層の解析	57
6.1	緒言	57
6.2	実験装置および方法	57
6.2.1	模型切削実験	57
6.2.2	標準切削実験	58
6.3	加工硬化層創成曲線の決定	60
6.3.1	加工硬化深さ係数	60
6.3.2	加工硬化層創成曲線	61
6.3.3	切込み深さの影響	65
6.4	加工硬化層深さを支配する要因	66
6.5	結言	69
第7章	過渡的切削過程における残留応力の解析	71
7.1	緒言	71
7.2	実験装置および方法	71
7.2.1	残留応力連続測定法	71
7.2.2	標準研削実験条件	74
7.3	残留応力の分布形態	75
7.4	スパークイン研削状態における残留応力の累積過程	77
7.5	スパークアウト研削状態における残留応力の解放過程	79
7.6	定常研削状態における残留応力の解析	81
7.6.1	残留応力分布形態	82
7.6.2	残留応力侵入深さ	83

7.6.3	残留応力の最大値	85
7.7	結言	87
第8章	総括	88
謝辞		90
参考文献		91

第1章 緒 論

広義の切削加工には種々の方法が存在し、それぞれ異なった原理にもとづいて加工を行なっている。これらの加工法を切削現象の立場から見れば、学問的分類の基準として次のようになる。

第1分類基準	(相対位置関係)	強制切込, 圧力切込
第2分類基準	(相対切削運動)	直線形, 回転形
第3分類基準	(工具の切刃数)	単刃工具, 多刃工具
第4分類基準	(相互干渉形状)	定常切削, 過渡切削

すべての加工法は、第1分類基準から第4分類基準のどちらかを組合せて加工を行なっている。

本論文で取り扱うのは、フライス加工や研削加工で代表される加工法で、この分類基準に従えば、強制切込, 回転形, 多刃工具(単刃工具), 過渡切削であり、この加工法は、旋削や形削りなどの単刃, 定常切削と違って、以下のような特徴を有する。

- (1)、一つの切刃の1回転中の切削作用率が小さい。外周切刃を用いる作業においては、切刃の作用率は $1/10 \sim 1/1000$ 以下となる場合が多い。一方、旋削などでは、一つの切刃が常に切削を行なっており、常に高温、高圧下におかれている。
- (2)、工具の加工幅を大きくとることができる。単刃, 定常切削の場合、切削仕上面の側から見れば、工具の加工幅は送り幅(通常 1 mm 以下)だけであるのに対し、多刃回転工具の場合は、工具幅全体まで広げることができる。
- (3)、被削材と工具の両方に切削運動を与えることができ、高速化が可能である。単刃, 定常切削では、被削材が工具のいずれか一方に切削運動を与え、他方は固定かまたは送り運動を与えるだけであるが、多刃回転工具による切削では、多数の切刃を順次利用するために、工具には常に回転切削運動を与える必要があり、これに被削材側の切削運動が付加されれば高速化は容易である。
- (4)、外周切刃を用いる作業では、一つの切刃の切削長さのごく一部分、すなわち一刃あたりの送りに相当する部分だけしか仕上面として残らず、大部分は次の切刃によって、切りくずとして取り去られる。そのために表面生成率は、 $1/10 \sim 1/1000$ 以下となる場合が多い。

次に、切削現象を解明するうえで問題となるのは、入力条件と結果の間の因果関係であるが、これを理解するためには、まず入力条件の科学的分類が必要である。ここでは入力条件の組織的分類を行ない、次の6項目を基本入力条件とする。

- (1)、切刃条件 (切刃自体および工具としての諸性質)

- (2)、被削材条件 (機械的性質, 幾何学的形状 etc.)
- (3)、相互干渉条件 (幾何学的切りくず形状)
- (4)、相對運動条件 (切削速度, 送り速度)
- (5)、システム条件 (静的剛性, 動的剛性, 熱変形 etc.)
- (6)、雰囲気条件 (切削・研削液, 室温, 気圧 etc.)

これらの入力条件と結果との関係は、図 1.1 に示すごとくである。

一般的な切削や研削に関する研究は、M.E.Merchant¹⁾やG.I.Alden²⁾以来、数多く行なわれてきて、それらの機構もかなり明らかになってきているが、多刃回転形加工としてのフライス加工や研削加工を、過渡的切削

切削入力	切削現象	切削結果
— 切刃条件	— 切りくず生成	— 表面あらさ
— 被削材条件	— 切削抵抗	— 加工硬化層
— 相互干渉条件	— 切削熱	— 残留応力
— 相對運動条件		
— システム条件		
— 雰囲気条件		

図 1.1 入力条件と結果との関係

過程という観点から追求した例は少ない。すなわち従来の研究は、切刃および工作物が剛体的に支持されていて、工作物は切刃との理論的干渉形状の通りに切削されるという仮定のもとに解析されてきた³⁾。しかしながら過渡的切削過程においては、その干渉形状の特殊性によって、弾性変形現象や塑性変形現象などの切削現象とは異なる過渡現象が存在し、仕上面生成機構に重要な影響を与えるために、従来のような仮定は成立しない。そのために、新しい観点に立って解析を進めなければならない。

過渡的切削過程を特徴づける切刃の上すべり現象は、従来、かびりの除去⁴⁾、微小切削⁵⁾、単一砥粒による研削機構⁶⁾、工具摩耗などに付随した形で研究されてきた。岡村・中島らは、過渡的切削現象の解析を基にした研削理論を展開し、これらの問題に新しい知見を加えた^{8)~10)}。

本研究は、過渡的切削過程を切削加工本来の目的である表面生成機構の観点から解析し、それを基礎にして、加工部品の性能、寿命などに重要な影響をおよぼす表面特性を解明したものである。

本論文の構成は、以下のごとくである。

まず第2章においては、過渡的切削過程の解析を進めるうえで基本となる過渡的切削モデルを提唱し、その基本境界条件を明らかにしたのち、幾何学的干渉形状を数式化し、さらに境界条件におよぼす加工条件の影響などについて検討している。

第3章においては、過渡的切削過程において最も重要な工具と工作物の接触始点近

傍における過渡現象を、切削抵抗の変化過程や表面プロファイルの変化などから解析し、切削の上すべり現象におよぼす加工条件の影響を検討している。

第4章においては、最も単純な過渡的切削過程による加工として、1枚刃側フライスカッターを用いて実験を行ない、その表面生成機構を解析し、さらに表面あろさ、切残し量などについても検討している。

第5章においては、設定切込み深さが微小なために端的に現われる研削加工における過渡特性を、過渡的切削過程という観点から解析し、プランジ研削過程の過渡特性におよぼす加工条件の影響などを検討している。

第6章においては、表面特性値の一つである加工硬化層をとりあげ、仕上表面下の加工硬化層深さを理論的に解析したのち、標準切削実験によってこれを実験的に検討している。

第7章においては、プランジ研削における残留応力を、研削の過渡特性と結びつけて実験的に解析し、その分布形態、累積過程、解放過程などについて、検討を加えている。

第2章 過渡的切削過程の境界条件

2.1 緒言

研削加工やフライス加工のような多刃回転工具の円周切刃による切削加工においては、旋削や形削りなどの切削加工とは異なり、後者が切込み一定の過程であるのに対して、前者は一つの切刃による幾何学的切りくず形状が零から始まり、徐々に増加して最大切りくず厚さに達したのち、再び零に戻るという過程を繰り返して仕上表面を生成する。そのために通常の切削では問題とならないような現象が、表面生成機構に大きな影響を与える。すなわち、工具と工作物は通常、非常に小さい角度で接触を始めるために、その接触始点近傍には切りくずを出す切削現象の前に、必ず弾性変形領域と塑性変形領域が存在する。このような過渡的切削過程を解明するためには、従来の二次元切削モデルとは異なった新しい切削モデルを必要とするし、またその切削モデルを規定する境界条件も複雑となる。

本章では、第1章で述べた基本入力条件のうち、工具と工作物の干渉の基本となる相互干渉条件の幾何学的解析を中心に検討を加える。すなわち、過渡的切削過程を解析するうえで基本となる過渡的切削モデル¹⁾を提唱してその基本境界条件を明らかにしたのち、切刃先端の軌跡が放物線で近似できることを示し、それを用いることによって、幾何学的切りくず形状を数式化する。さらに加工条件が相互干渉条件におよぼす影響を明らかにしたのち、多刃回転形加工の特徴である切刃作用率および表面生成率について述べる。

2.2 過渡的切削モデル

従来、研削加工やフライス加工では、切込み深さが各点において変化しても、その各点においては二次元切削理論が成立するものとして解析したり、また平均切りくず厚さを求めて理論計算をするという方法がとられてきた。²⁾しかしながら、前節でも述べたように過渡的切削過程においては、幾何学的切りくず形状がそのまま切削されるという仮定は成立しない。すなわち、切削現象とは異なる弾性変形現象や塑性変形現象が入ってきたり、また微小切削という観点からの追求も必要となってくる。

図2.1は、従来の二次元切削理論で取り扱われてきた切削モデルを示す。このモデルは、定常切込みの切削における切りくず生成機構³⁾や力学的解析⁴⁾に大きく貢献してきた。しかしながら、過渡的切削過程における切削機構の解明には、このモデルは上述

の理由から適当ではない。そこで図2.2に示すような過渡的切削モデルが提唱される。このモデルは、以後の解析の基本となるものである。この図において、基本境界条件として考えられるものは下記のようなものである。

- V_s : 切刃速度
- V_w : 工作物速度
- V : 相対速度 ($= V_s + V_w$)
- R_s : 工具半径
- k : 接触剛性
- 2α : 逃げ面摩擦幅
- λ_g : 切刃切込み角
- t_{max} : 最大切りくず厚さ
- L_c : 切りくず長さ
- L_t : t_{max} までの長さ
- f : 一刃あたりの送り
- d : 切込み深さ

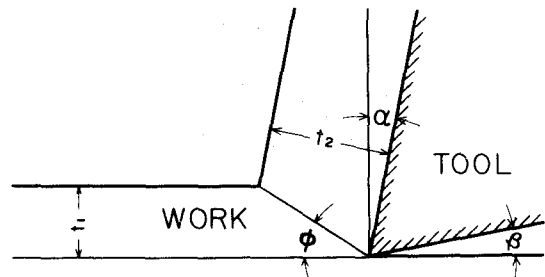


図 2.1 二次元切削モデル

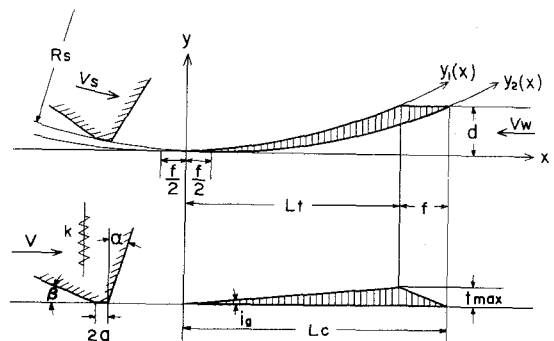


図 2.2 過渡的切削モデル

二次元切削モデルと過渡的切削モデル

ルの大きく異なる点は、後者の境界条件が前者のものよりも数が多く、その影響の仕方も複雑であるということである。すなわち、過渡的切削モデルにおいては、一次的な加工条件（たとえば切込み深さ、送り速度 etc.）の変化がそのまま相互干渉形状に直接変化を与えるのではないということに注意すべきである。たとえば二次元切削モデルにおいては、切込み深さを2倍にすれば切刃と工作物の干渉形状もそのまま2倍になるが、過渡的切削モデルにおいては、切込み深さを2倍にしても幾何学的干渉形状が相似的に2倍になるのではない。

図2.2において注意すべき点は、 y 軸方向が x 軸方向に比して大きく拡大されて示されていることである。そのために切刃切込み角 λ_g は、通常研削加工では数秒から数分、フライス加工では数分から数度というような小さな角度である。

ここで、切刃先端の描く軌跡は、図2.3のように座標系を定めると次式のように表わされる。

$$\begin{cases} x = R_s (\sin \theta + K_v \theta) \\ y = R_s (1 - \cos \theta) \end{cases}$$

ここで K_v : 速度比 ($= V_w / V_s$)

前式は、この軌跡がトロコイド曲線であることを示しているが、一般的には切刃切込み深さが工具半径に比して小さいので、いろいろな近似が施される。¹⁵⁾ここでは θ が1に比して十分小さいことを考慮して

$$\sin \theta \cong \theta$$

$$\cos \theta \cong 1 - \frac{\theta^2}{2}$$

の近似を使うと、このトロコイド曲線は次のような放物線で近似される。

$$\frac{y}{R_s} = \frac{A}{2} \left(\frac{x}{R_s} \right)^2 \quad (2.1)$$

ここで

$$A = \frac{1}{(1 + K_v)^2}$$

表2.1に、この放物線近似を用いた場合のトロコイド曲線との比較を示す。(計算には、第4章で用いる1枚刃フライスカッターの半径 $R_s = 62.5 \text{ mm}$ を使用している。)この表より明らかのように、 y すなわち θ の小さいところでは、両曲線はほとんど一致している。 y が大きくなるにつれて、放物線で近似した場合の x がトロコイド曲線

の x より少し大きくなる。すなわち $x-y$ 座標系では、トロコイド曲線の方が放物線よりも上にくる。しかしながらその差は、たとえばこの表において両曲線の差の最も大きいところ、すなわち $y = 1000 \mu\text{m}$ 、 $K_v = 0.001$ の場合(この時 $\theta \cong 10^\circ$)でも、その相対誤差は0.4%程度であり、この近似は十分に信頼できる。とくに問題となる接触始点近傍(すなわち θ の小さいところ)では、その精度も良い。また速度比 K_v についてみると、 K_v の大きいところほど、絶対誤差も相対誤差も小さくなっていることがわかる。

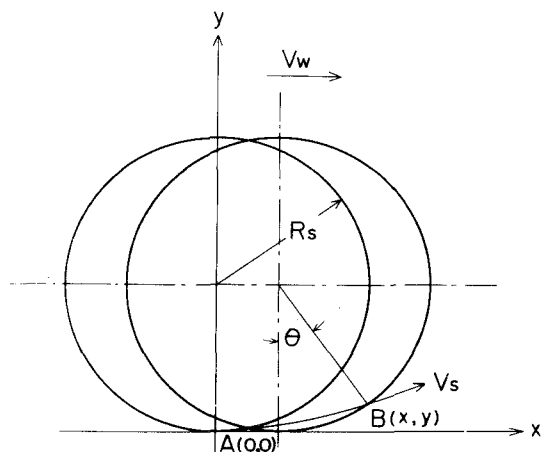


図2.3 切刃先端の軌跡

表2.1 トロコイド曲線と放物線の差
X (μm)

Y(μm)		$K_v=0.001$	$K_v=0.01$	$K_v=0.1$	$K_v=1$
100	Trochoid	3538	3570	3888	7070
	Parabola	3539	3571	3889	7071
200	Trochoid	5001	5046	5496	9997
	Parabola	5005	5050	5500	10000
300	Trochoid	6123	6178	6729	12243
	Parabola	6130	6185	6736	12247
500	Trochoid	7898	7969	8681	15801
	Parabola	7914	7985	8696	15811
1000	Trochoid	11147	11247	12255	22331
	Parabola	11192	11292	12298	22361

($R_s = 62.5 \text{ mm}$)

2.3 基本境界条件

図2.2の過渡的切削モデルにおいて、前節で述べた基本境界条件のうち、工具と工作物の干渉形状の基本となる幾何学的切りくず形状は(2.1)式を用いると次のように表わすことができる。すなわち図2.2のように座標をとると

$$Y_1(X) = \frac{A}{2R_s} \left(X + \frac{f}{2} \right)^2 \quad (2.2)$$

$$Y_2(X) = \frac{A}{2R_s} \left(X - \frac{f}{2} \right)^2 \quad (2.3)$$

ゆえに幾何学的切りくず厚さ $t(X)$ は

$$t(X) = Y_1(X) - Y_2(X) = \frac{Af}{R_s} X \quad (2.4)$$

となり、接触始点から直線的に増加していくことがわかる。一方、 $t_{\max}$ までの距離 L_t は(2.2)式の Y に d を代入した場合の X の値で与えられるから

$$L_t = \sqrt{\frac{2R_s d}{A}} - \frac{f}{2}$$

同様に、切りくず長さ L_c は(2.3)式の Y に d を代入すると

$$L_c = \sqrt{\frac{2R_s d}{A}} + \frac{f}{2}$$

最大切りくず厚さ $t_{\max}$ は(2.4)式の X に L_t を代入して

$$t_{\max} = \frac{Af}{R_s} \left(\sqrt{\frac{2R_s d}{A}} - \frac{f}{2} \right)$$

となる。ところで、一刃あたりの送り f は連続切刃間隔を δ とすると、工具が δ だけ動く時間に工作物の進む距離で表わされるから

$$f = V_w \cdot \frac{\delta}{V_s} = K_v \delta$$

$$\text{ここで} \quad \delta = \frac{2\pi R_s}{N}, \quad N: \text{切刃数}$$

また切刃切込み角 i_g は(2.3)式を X で微分した値で与えられるから

$$\tan i_g \cong i_g = \frac{Af}{R_s}$$

以上を整理して無次元化した形で表わすと、各値は次のようになる。

$$\frac{t_{\max}}{R_s} = AK_v K_s \left(\sqrt{\frac{2Kd}{A}} - \frac{1}{2} K_v K_s \right)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{f}{R_s} &= K_v K_\delta \\ \frac{L_c}{R_s} &= \sqrt{\frac{2K_d}{A}} + \frac{1}{2} K_v K_\delta \\ \frac{L_t}{R_s} &= \sqrt{\frac{2K_d}{A}} - \frac{1}{2} K_v K_\delta \\ \lambda_g &= A K_v K_\delta \end{aligned} \right\} \quad (2.5)$$

ここで $K_d = \frac{d}{R_s}$, $K_\delta = \frac{\delta}{R_s}$

上式より明らかなように、切刃と工作物の干渉に重要な役割を果す切刃切込み角 λ_g は、切込み深さ d の項を含んでいないことは注目すべきことである。すなわち λ_g は速度比 K_v と連続切刃間隔比 K_δ の関数(A は K_v の関数)であって、切込み深さには影響を受けない。これは過渡的切削過程における一つの大きな特徴である。

2.4 境界条件におよぼす加工条件の影響

本節では、前節で求めた基本関係式(2.5)を用いて、境界条件におよぼす加工条件の影響を検討する。例としてJIS B4206(1964)に規定されている側フライスカッター(100 ϕ , 12枚刃)を基準として、加工条件を変化させてその影響を調べる。切刃速度 V_s は、超硬工具で炭素鋼を切削する時の速度を目安として、 $V_s = 100$ m/min一定とする。送り速度 V_w は、10~1000 mm/min(すなわち $K_v = 0.0001 \sim 0.01$)、切込み深さ d は0.1~10 mmの範囲で変化させ、また連続切刃間隔 δ の影響を調べるために、刃数 N を1, 2, 6, 12と変化させる。

図2.4は、切刃切込み角 λ_g におよぼす速度比 K_v (ここでは切刃速度 V_s を一定にしてあるので送り速度 V_w と同義)の影響を連続切刃間隔 δ (すなわち刃

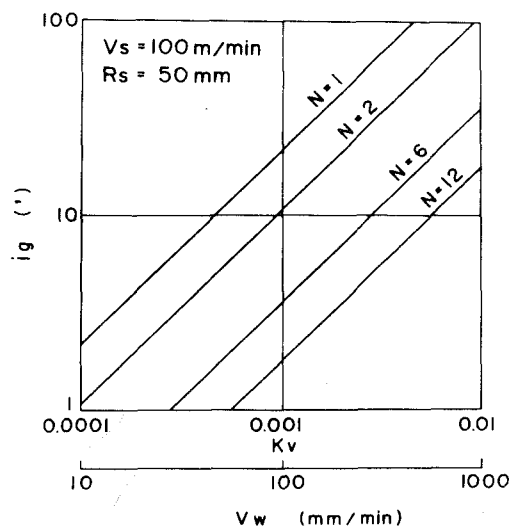


図2.4 切刃切込み角におよぼす速度比の影響

数 N)をパラメーターにして示すものである。図より明らかなように、切刃切込み角 λ_g は速度比 K_v の増加とともに増加する。すなわち送り速度 V_w を増加させるということは、工具と工作物の干渉する角度を増加させることになる。また連続切刃間隔の大きいほど λ_g が増加することもわかる。

図2.5は、一刃あたりの送り f におよぼす速度比 K_v の影響を刃数 N をパラメーターにして示すものである。図より、一刃あたりの送り f は、速度比 K_v 、および連続切刃間隔 δ の増加に比例して増加することがわかる。図2.4および図2.5において、切刃切込み角 λ_g および一刃あたりの送り f は、(2.5)式からも明らかなように、切込み深さ d には影響されない。また高速度工具鋼で炭素鋼を切削する場合に常用されるような速度、すなわち $V_s=30$ m/min 前後では、速度比 K_v が増加するために、切刃切込み角 λ_g および一刃あたりの送り f は、図に示された値よりる倍ほど大きくなる。さらに、エンドミルのように直径の小さい工具を使用する場合には、刃数 N が同じであれば連続切刃間隔 δ が小さくなるために、一刃あたりの送り f は減少する。しかし、切刃切込み角 λ_g は連続切刃間隔比 $K_\delta (=2\pi/N)$ で効いてくるために、切刃速度 V_s を一定に保てば直接的には影響を与えない。

図2.6は、最大切りくず厚さ t_{max} におよぼす切込み深さ d の影響を速度比 K_v をパラメーターにして示すものである。図より、最大切りくず厚さ t_{max} は切込み深さ d のほぼ0.5乗に比例して増加すること、および速度比 K_v の1乗に比例して増加することがわかる。また速度比

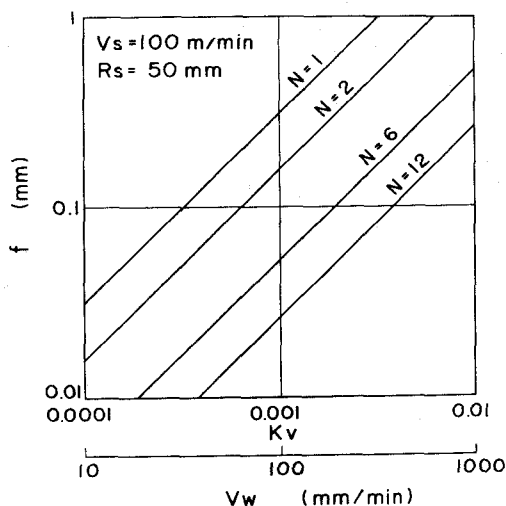


図2.5 一刃あたりの送りにおよぼす速度比の影響

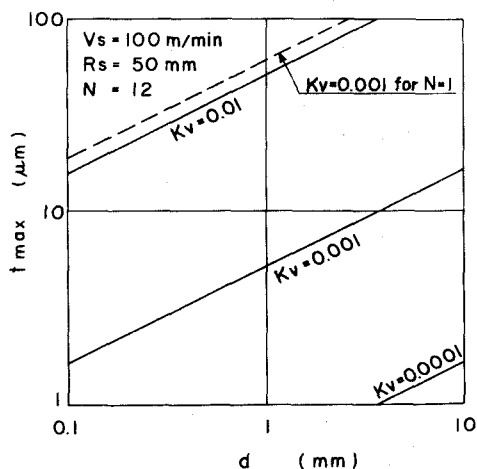


図2.6 最大切りくず厚さにおよぼす切込み深さの影響

K_v の小さいところ、すなわち送り速度 V_w の小さいところでは、最大切りくず厚さが $1\mu\text{m}$ 以下になることもわかる。図中に書き入れた破線は、刃数 $N = 1$ にした場合の $K_v = 0.001$ に対する max を示しており、連続切刃間隔に対しては、ほぼ1乗に比例することがわかる。

図2.7は、切りくず長さ L_c におよぼす切込み深さ d の影響を、速度比 K_v および刃数 N をパラメーターにして示すものである。図より明らかなように、切りくず長さ L_c は切込み深さ d の増加とともに増加する。しかし速度比 K_v および刃数 N (すなわち連続切刃間隔) の影響は、切刃切込み角 λ_g 、一刃あたりの送りちおよび最大切りくず厚さ max に対するほど顕著ではない。とくに連続切刃間隔の小さい $N=12$ の場合は、 $K_v = 0.01$ と $K_v = 0.0001$ の L_c はほとんど同じ値であり、送り速度 V_w が相当大きく変化(この場合100倍)しても、切りくず長さにはほとんど影響を与えないことがわかる。

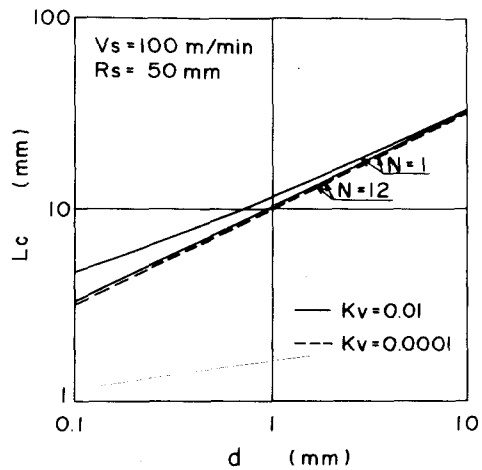


図2.7 切りくず長さにおよぼす切込み深さの影響

2.5 切刃作用率および表面生成率

多刃回転工具の円周切刃を用いる作業においては、第1章でも述べたように切刃作用率および表面生成率の小さいことが特徴となっている。ここでは、これらの値を前節と同じ側フライスカッター ($R_s = 50\text{ mm}$, $N=12$) を例にとって計算してみる。切刃作用率 ξ は(2.5)式を用いれば、次のように表わされる。

$$\xi = \frac{L_c}{2\pi R_s} = \frac{1}{2\pi} \left(\sqrt{\frac{2Kd}{A}} + \frac{1}{2} K_v K_\delta \right)$$

図2.8は、切刃作用率 ξ におよぼす切込み深さ d の影響を、速度比 K_v をパラ

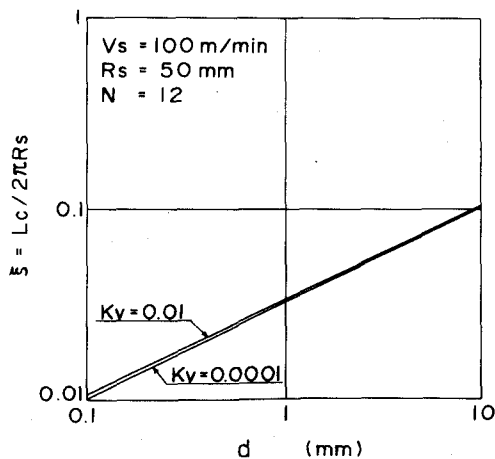


図2.8 切刃作用率

メーターにして示すものである。図より明らかなように、切刃作用率 γ は切込み深さ d の増加とともに増加する。しかし速度比 K_v の影響は小さく、 K_v の大きい方が γ も若干大きい。これは前節でも述べたように、切りくず長さ L_c が切込み深さ d によって決まり、 K_v や δ にはほとんど影響されないことによるものである。図よりフライス加工の場合には、切刃作用率 γ は $1/10 \sim 1/100$ 程度であるが、研削加工のように切込み深さが小さい場合には、 $1/1000$ 程度になることもわかる。

次に表面生成率 Σ は、(2.5)式を用いれば次のように表わされる。

$$\Sigma = \frac{f}{L_c} = \frac{K_v K \delta}{\sqrt{\frac{2Kd}{A}} + \frac{1}{2} K_v K \delta}$$

図2.9は、表面生成率 Σ におよぼす切込み深さ d の影響を、速度比 K_v をパラメーターにして示すものである。図より明らかなように、表面生成率 Σ は切込み深さ d の増加とともに減少する。これは切りくず長さ L_c が切込み深さ d の増加とともに増加するのに対して、一刀あたりの送り f は切込み深さには無関係に一定であるためである。また表面生成率 Σ は速度比 K_v の増加とともに増加する。これは f が K_v に比例して増加するのに対して、 L_c は K_v によってほとんど変化しないためである。図より表面生成率は $1/10$ 程度から条件によっては $1/10000$ 以下にもなることがわかる。これは通常用いられる上向き削りにおいては、接触始点近傍の現象が表面生成に大きな影響

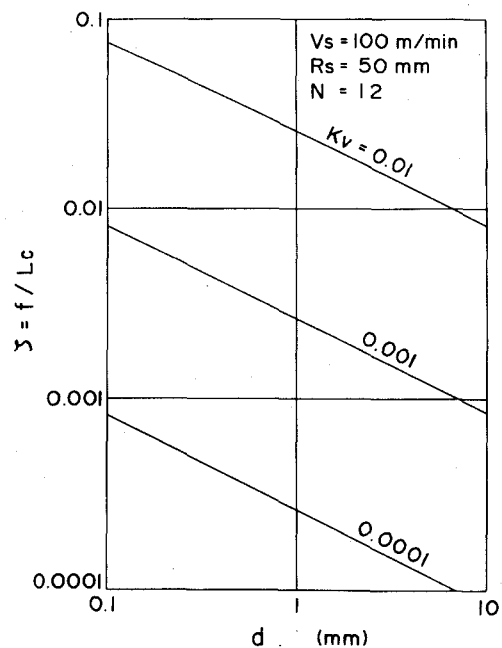


図2.9 表面生成率

を与えることを示している。すなわち切刃と工作物の全接触過程のほとんど大部分が切削領域で、通常の切削と同じような切りくずを生成しているとしても、仕上表面として残るのは、全接触過程のうち表面生成率 Σ に相当する接触始点近傍のごく一部分だけであり、しかもこの接触始点近傍には必ず弾性変形領域や塑性変形領域が存在する。そのために部品として重要な表面生成機構を考える場合には、これらの過渡領域が全接触過程に占める割合が小さくても、その存在を無視することはできない。

2.5 結言

従来の二次元切削理論では取り扱えない過渡的切削過程について解析の基本となる過渡的切削モデルを提唱し、その境界条件の幾何学的解析を中心に検討を加えた。本章で得られた主な結果は次のようである。

- 1). 過渡的切削モデルにおいては、従来の二次元切削モデルよりも境界条件が多く、その影響の仕方も複雑である。
- 2). 切刃の軌跡は厳密にはトロコイド曲線であるが、これを放物線で近似しても実用上その誤差はきわめて小さい。
- 3). 放物線近似を用いることによって、切刃と工作物の相互干渉形状は簡単な形で数式化することができる。
- 4). 切刃切込み角 γ_g は、切込み深さの影響は受けず、速度比 K_v および連続切刃間隔 δ の増加に比例して増加する。
- 5). 一刃あたりの送り f は、速度比 K_v および連続切刃間隔 δ の増加に比例して増加する。
- 6). 最大切りくず厚さ $t_{\max}$ は、切込み深さ d のほぼ 0.5 乗に比例して増加し、また速度比 K_v および連続切刃間隔 δ の 1 乗に比例して増加する。
- 7). 切りくず長さ L_c は、切込み深さ d の増加とともに増加するが、速度比 K_v および連続切刃間隔 δ の影響は少ない。
- 8). 表面生成率は $1/10$ 程度から条件によっては $1/10,000$ 以下にもなり、接触始点近傍の過渡領域の存在が仕上表面の生成に重要な役割を果たす。

第3章 工具と工作物の接触始点近傍における過渡現象⁽⁶⁾

3.1 緒言

過渡的切削過程においては、切刃と工作物が非常に小さい角度をなして接触を始めるために、その接触始点近傍において切刃と工作物およびそれらの支持部の弾性特性や塑性特性によって、弾性すべり領域、塑性すべり領域を経た後に、切削領域へ入って切りくずを生成する。

1953年にR.S.Hahn⁽¹⁷⁾によって切刃の上すべり現象が指摘されて以来、切削開始点近傍における過渡現象の研究が我国を中心にして行われてきた。⁽¹⁸⁾ 精機学会では、1965年と1967年に「微小切削に関するシンポジウム」を開催し、この分野における情報の交換を行なった。外国では前述のHahnが、研削の圧力切込みにおいてRubbing, Ploughing領域の解析を行っており、⁽¹⁹⁾ また旋削における工具摩耗のセンサーに利用しようとした試みもみられる。⁽²⁰⁾ 国内では岡村・中島らが砥粒の切削現象における過渡現象について多くの研究を発表しており、⁽²¹⁾ その他2,3の研究者也同じような解析を行なっている。⁽²²⁾

本章においては、過渡的切削過程における表面生成機構を解明する目的で模型切削実験を行なう。まず、二次元の直線漸増切込み切削によって、その切削抵抗変化過程および切刃通過後の表面プロファイルの変化などから、弾性変形領域、塑性変形領域および切削領域の3つの領域における諸現象を解析する。さらに、過渡的切削過程を特徴づけている切刃の上すべり現象におよぼす加工条件の影響を検討する。

3.2 実験装置および方法

本実験に使用した実験装置の概略を図3.1に示す。実験方法はまず旋盤のチャックに取り付けた工作物をパイプ状に削り出し、その端面を平滑に仕上げたのち、左右送り機構を利用して切削を行ない、工作物1回転以内に実験を終了する。こうすれば、工具と

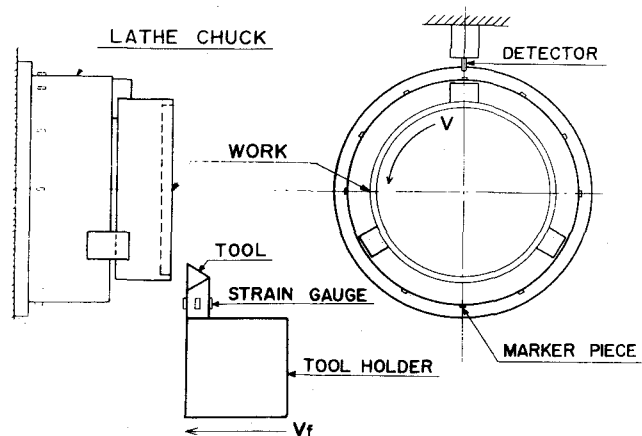


図3.1 実験装置

工作物の干渉形状は、図3.2に示すように直線的に漸増するようになり、第2章で解析した過渡的切削過程における工具と工作物の干渉形状をモデル化した実験を行なうことができる。²³⁾ 図3.2より明らかのように、切刃切込み角 λ_g は次のように表わされる。

$$\tan \lambda_g = \frac{V_f}{\pi D} \quad (3.1)$$

ここで V_f : 切刃の送り速度

D : 工作物の直径

切削実験中に、バイトホルダーに貼り付けたひずみゲージを通して切削抵抗2分力を検出し、直視式電磁オシログラフに記録する。同時に旋盤のチャック外周面上に取り付けた位置検出用のマーカーピースからの信号を、非接触インダクタンス型変位計で検出して記録する。図3.3は、こうして得られた切削抵抗2分力の記録例である。次に切削実験終了後、感度の高い電気マイクロメーターによって仕上表面のプロフィルを検出し、電磁オシログラフに記録する。また切削抵抗の場合と同様に、位置検出用の信号も同時に記録する。

図3.4に表面プロフィルの記録例を示す。これらの記録は、位置検出用の信号を介して結びつけられ、以後の解析に使用される。

本実験における主な実験条件は次の様である。

工具 : 超硬P10, $\alpha = 5^\circ$, $\beta = 6^\circ$

工作物 : 炭素鋼 (S25C), 直径 $D = 110\phi$, 切削幅 $B = 2, 4, 8 \text{ mm}$

切刃切込み角 : $\lambda_g = 15'', 30'', 1', 2', 3', 4', 5'$

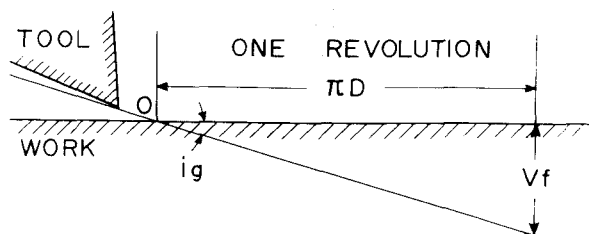


図3.2 切刃切込み角

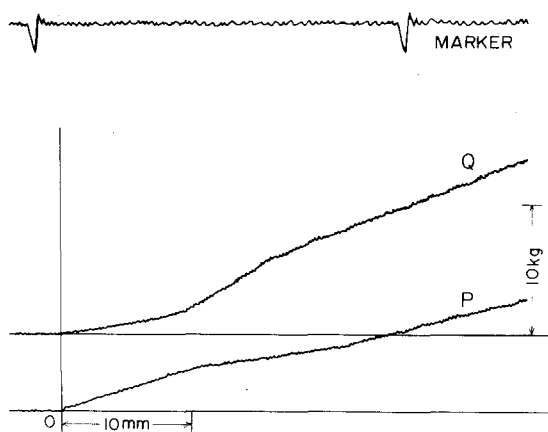


図3.3 切削抵抗の測定例

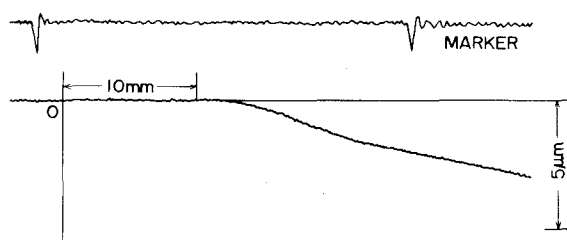


図3.4 表面プロフィルの測定例

実験にあたっては、切刃摩耗の影響を除くために P10 の超硬チップは 1 回の実験毎に新しい稜に取り換える。なお切刃稜の先端丸味半径は、走査型電子顕微鏡観察によれば約 $5\mu\text{m}$ である。

3.3 切削抵抗の変化過程

過渡的切削過程においては、工具と工作物の干渉深さが徐々に増加していくから、それにつれて切削抵抗も増大する。しかしながら、切りくずは工具と工作物の接触の最初から生成されるのではなくて、弾性変形領域、塑性変形領域が先行して、切削領域に入って初めて生成されるようになる。そして、それぞれの領域において切削抵抗の変化形態は異なる。²⁴⁾

図 3.5 は、炭素鋼 S25C を切削実験した場合の、工具と工作物の接触始点近傍における切削抵抗 2 分力の変化過程と切削抵抗比を示すものである。図より切削抵抗の変化過程は、抵抗変化の勾配および切削抵抗比の変化から、3 つの領域より成ることがわかる。

まず接触始点からある距離までは、主分力 F および背分力 P はともに切削距離に比例してほぼ直線的に増加しており、その抵抗比 F/P は 0.5 付近で一定である。この領域は弾性変形領域

であり、工具は工作物上を弾性的に上すべりするだけで仕上表面にも変化は生じない。(後述) すなわち、工具と工作物が干渉した深さは、工具-工作物系の弾性変形や工具-工作物の接触剛性による局部的弾性変形によって吸収されているわけである。

工具と工作物の干渉深さがさらに増大すると、主分力 F が急激に増大してゆき、それにつれて切削抵抗比も増加し 1 を越える。この領域は工具のすくい面前方に工作物が盛りあがりを生ずる塑性変形領域であり、工具は工作物を塑性変形させながら仕上表面をバニッシュする。この領域は塑性変形領域であるから、塑性変形を始めた点から仕上表面に溝となって残存する。(後述)

さらに工具が進行すると、切りくずを生成する切削領域に入る。切削領域においては、主分力 F 、背分力 P とも工具と工作物の干渉深さの増加につれて増加し、切削抵抗比

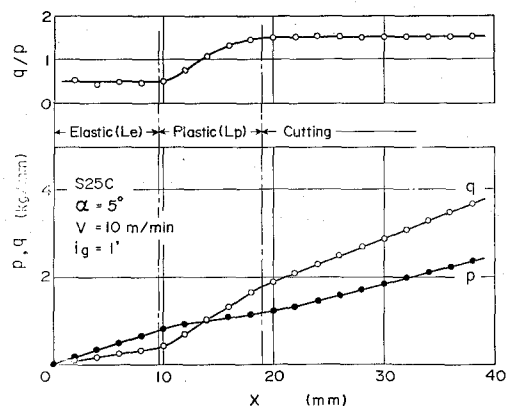


図 3.5 切削抵抗の変化 (S25C)

も1.5付近で一定値をとる。

このように、切削抵抗の変化過程と切削抵抗比は、弾性変形領域、塑性変形領域および切削領域において明瞭な特性を示すので、各領域を確認する手段の一つとして有効である。

図3.6は、比較のために硬質塩化ビニル(PVC)のパイプ(100φ)を用いて同様の実験を行なった場合の、切削抵抗および切削抵抗比の変化を示すものである。一般にプラスチックは弾性に富んでいるために、工具-工作物間の接触剛性による弾性変形量が大きく、弾性すべり長さも長くなる。図よりPVCの場合、S25Cと比べると2倍以上の弾性すべり長さをもつことがわかる。なおPVCでは塑性変形領域は明瞭ではなく、背分力 P は弾性限界点において最大値をとったのち、ほぼ一定値となる。しかし主分力 Q は工具と工作物の干渉深さの増加につれて増加するために、切削抵抗比 Q/P は弾性領域では一定値を示すが、弾性限界点以後は徐々に増加する。これは津枝らの結果とも定性的に一致する。²⁵⁾

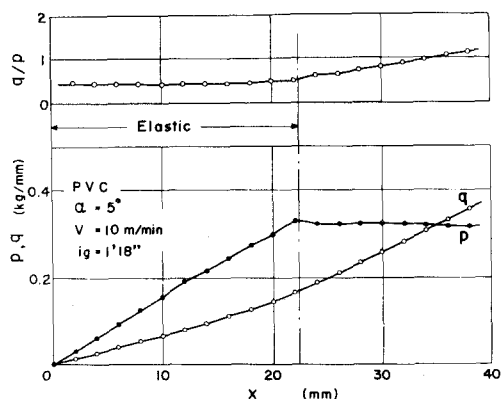


図3.6 切削抵抗の変化(PVC)

3.4 切刃干渉後の表面プロファイルの変化

工具-工作物系は実際には弾性体であり、種々の切残し量が存在するために、切刃通過後の表面プロファイルは幾何学的な干渉形状の通りには形成されない。

図3.7は、炭素鋼S25Cの工具と工作物の接触始点近傍における切刃通過後の表面プロファイルの変化を示すものである。図において、実線は幾何学的干渉線であり、工具と工作物が剛体的に干渉し、そ

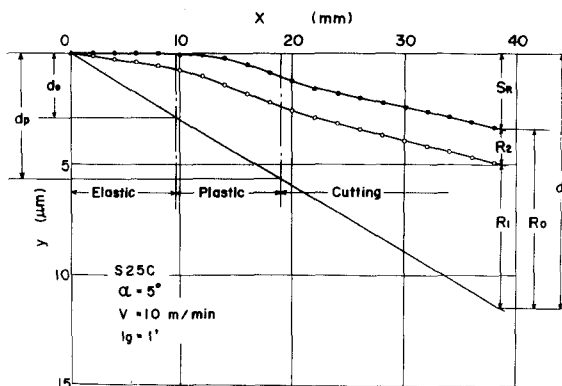


図3.7 表面プロファイルの変化(S25C)

の部分がかすべて切りくずとして排除されたとした場合の表面の位置を示す。しかしながら、実際には工作物表面のプロファイルは—●—で示すようになる。すなわち幾何学的干渉線から表面創成曲線までの差は、見かけ上の切残し量 R_0 となる。見かけ上の切残し量 R_0 の中には、切刃摩耗にもとづく切残し量、システム剛性にもとづく切残し量、接触剛性にもとづく切残し量および表面あらさにもとづく切残し量の4つが含まれるが、切刃摩耗にもとづく切残し量は、この場合ほとんど無視しうるから、ここではシステム剛性 k_s にもとづく切残し量 R_1 と接触剛性にもとづく切残し量 R_2 (表面あらさにもとづく切残し量を含む) について考察を加える。図において、—●—は幾何学的干渉線からシステム剛性にもとづく切残し量を差し引いたもので、切刃が工作物と実際に干渉する深さは x 軸から—●—までの距離、すなわち $(d - R_1)$ である。

弾性変形領域においては、幾何学的干渉深さ d はシステム剛性にもとづく切残し量 R_1 と接触剛性にもとづく切残し量 R_2 によって吸収され、表面には変化が残らないから次式が成立する。

$$d = R_1 + R_2 = R_0 \quad (0 \leq x \leq L_e) \quad (3.2)$$

ここで

$$R_1 \approx \frac{P}{k_s}, \quad P = B \cdot f$$

また塑性変形領域および切削領域においては、除去量 S_R が存在するから次式が成立する。

$$d = S_R + R_1 + R_2 = S_R + R_0 \quad (x \geq L_e) \quad (3.3)$$

図3.8は、見かけ上の切残し量 R_0 と接触剛性にもとづく切残し量 R_2 とを取り出して示すものである。図より明らかなように、見かけ上の切残し量 R_0 は弾性領域では幾何学的干渉深さ d と一致し、塑性領域に入ると d より小さくなる。この差が除去量 S_R となる。 R_0 は切削領域に入っても、切削抵抗の増大にともなう R_1 の増加によって増加する。一方、接触剛性にもとづく切残し量 R_2 は、弾性領域ではほぼ直線的に増加し、塑性領域で最大値をとったのち、切削領域ではほぼ一定

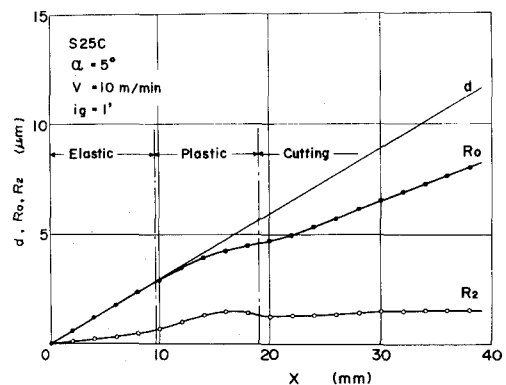


図3.8 切残し量 (S25C)

値に落ち着く。これは切りくずが排出されるようになって以後は、刃先近傍における切削機構が一定になることを示している。

図3.9は、硬質塩化ビニル（PVC）の場合の切刃通過後の表面プロファイルの変化を示すものである。図3.9と図3.7を比較してみると、S25Cの場合には見かけ上の切残し量 R_0 の中に占めるシステム剛性にもとづく切残し量 R_1 の割合が接触剛性にもとづく切残し量 R_2 よりもかなり大きいものに対して、PVCの場合には逆に R_2 の割合がきわめて大きいことがわかる。これはプラスチックが弾性に富んでいるために、切刃と工作物の接触点における局部的変位が大きいことによるものである。

図3.10は、同じくPVCの R_0 と R_1 を取り出して示したもので、 R_0 および R_1 はともに弾性限界点まではほぼ直線的に増加し、弾性限界点以降ではゆるやかに増加していることがわかる。

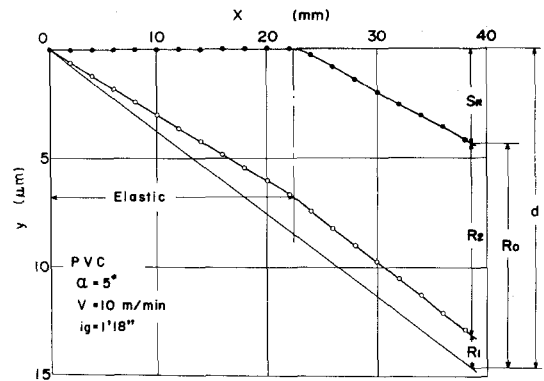


図3.9 表面プロファイルの変化（PVC）

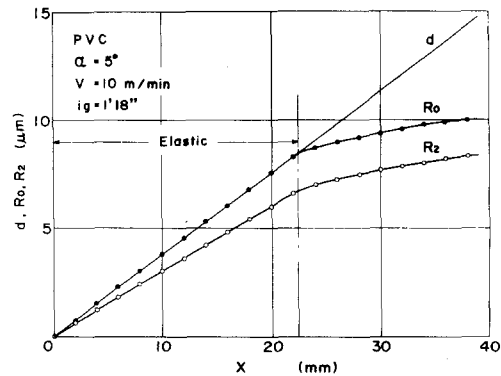


図3.10 切残し量（PVC）

3.5 切刃の上すべり

前節までの解析によって、工具と工作物が非常に小さな角度をなして干渉する場合の接触始点近傍の過渡現象の存在が明らかになった。過渡的切削過程においては、通常の切削加工では問題とならないこれらの弾性変形領域、塑性変形領域における切刃の上すべり現象が重要な役割を果たす。

本節では、これらの過渡現象が加工条件によってどのように影響されるかを実験的に検討する。

3.5.1 切刃切込み角の影響

切刃切込み角 λ_g は、工具と工作物の相互干渉形状を決定する重要なパラメーターである。

図3.11は、切刃切込み角 λ_g と弾性すべり長さ L_e および塑性すべり長さ L_p との関係を示すものである。図より L_e, L_p は λ_g に対して反比例的な関係にあり、 λ_g の増加につれて L_e, L_p および $(L_e + L_p)$ は減少していることがわかる。これは大きな切刃切込み角で干渉を始めるほど、早く変形が始まり、早く切りくずが生成され始めることを意味している。

図3.12は、弾性限界点における干渉深さ方向の諸値、すなわち実干渉深さ y_e 、システム剛性にもとづく切残し量 $(R_1)_e$ および幾何学的干渉深さ d_e を切刃切込み角 λ_g に対してプロットしたものである。図より $y_e, (R_1)_e$ および d_e は λ_g には無関係に一定値をとることがわかる。すなわち深さ方向に見れば、どんな角度で接触を始めても、実干渉深さ（弾性変形領域では接触剛性にもとづく切残し量と同義）が一定値 y_e に達すれば、弾性すべり領域から塑性すべり領域へ移行することを意味している。

図3.11と図3.12より、弾性限界点においては次のような関係式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} y_e + (R_1)_e &= d_e \\ L_e &= d_e / \tan \lambda_g \end{aligned} \right\} \quad (3.4)$$

ここで $d_e = (R_0)_e$

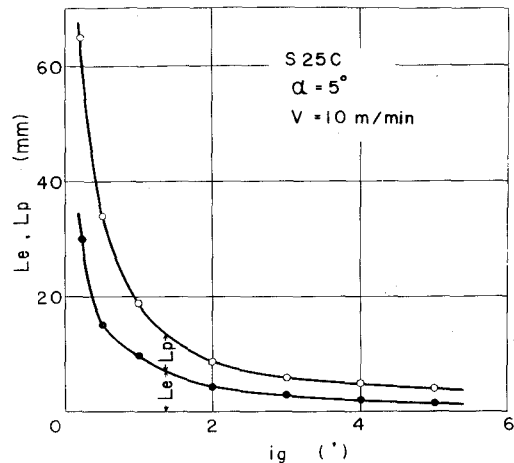


図3.11 弾性および塑性すべり長さ

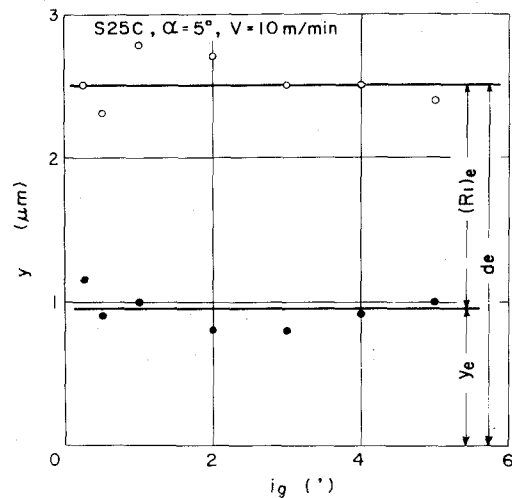


図3.12 弾性限界点における諸値

図3.13は、塑性限界点における深さ方向の諸値、すなわち実干渉深さ y_p 、システム剛性にもとづく切残し量 $(R_1)_p$ 、除去量 $(S_R)_p$ および幾何学的干渉深さ d_p を切刃切込み角 λ_g に対してプロットしたものである。図より塑性限界点においても弾性限界点と同様に、 y_p 、 $(R_1)_p$ 、 $(S_R)_p$ および d_p は切刃切込み角 λ_g に関係なく一定であることがわかる。

図3.11と図3.13より、塑性限界点においては次式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} y_p + (R_1)_p &= d_p \\ L_p &= (d_p - d_e) / \tan \lambda_g \end{aligned} \right\} \quad (3.5)$$

ここで $y_p = (S_R)_p + (R_2)_p$, $d_p = (S_R)_p + (R_0)_p$

3.5.2 切削幅の影響

図3.14は、弾性すべり現象におよぼす切削幅 B の影響を示す。図において $(R_0)_e$ は弾性限界点における見かけ上の切残し量であり、弾性すべり長さ L_e とは(3.4)式のような関係があり、 $(R_0)_e$ の大小と L_e の大小とは比例関係で結ばれている。また y_e は弾性限界点における実干渉深さである。図より $(R_0)_e$ は切削幅 B の増加とともに増加するが、 y_e は切削幅 B には無関係に一定であることがわかる。これは切削幅 B の増大とともに切削抵抗が増加し、その結果 $(R_0)_e$ 中の $(R_1)_e$ が増加することによるものである。し

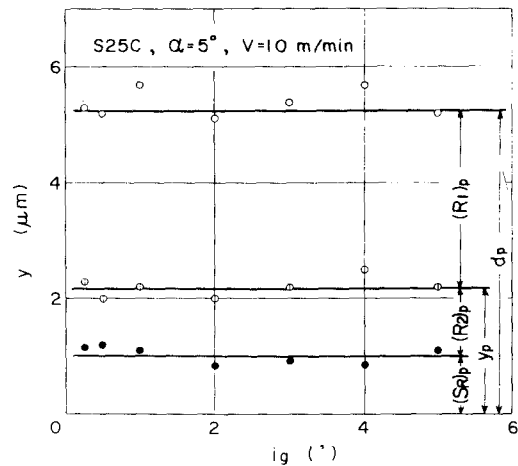


図3.13 塑性限界点における諸値

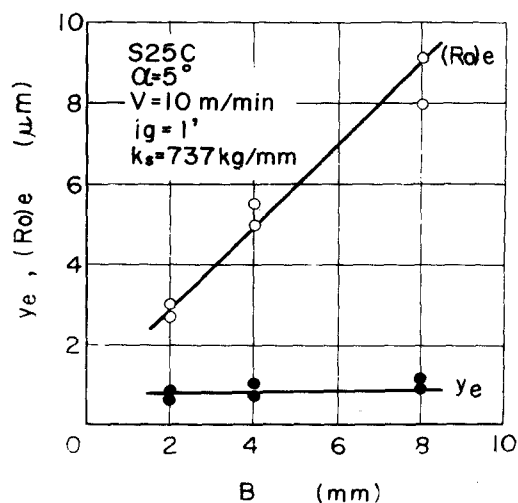


図3.14 切削幅の影響

かし実干渉深さ y_e は、刃先近傍の切削機構によって決まるものであるから、切削幅の如何にかかわらず一定値を示すものと理解される。

弾性限界臭は工作物が塑性変形を始める臭であるから、摩擦力の働く円柱と平面の弾性接触問題として J.O. Smith²⁶⁾ の解析結果を用いれば

$$\tau_{\max} = C \sqrt{P_e / r} \quad (3.6)$$

ただし C : 定数 P_e : 単位幅あたりの垂直力
 r : 刃先稜先端丸味半径

(3.6) 式を P_e について解けば

$$P_e = (\tau_{\max} / C)^2 r \quad (3.7)$$

となって、 $\tau_{\max}$ を工作物が塑性変形を始める臭における材料に固有の応力とすれば、 P_e は刃先先端丸味半径 r によって定まる定数と考えられる。一方、 $(R_i)_e$ は弾性限界臭におけるシステム剛性 k_s による弾性変形量であるから

$$(R_i)_e = \frac{P_e}{k_s} = \frac{P_e}{k_s} B \quad (3.8)$$

となる。また見かけ上の切残し量 $(R_o)_e$ は

$$(R_o)_e = (R_i)_e + y_e = \frac{P_e}{k_s} B + y_e \quad (3.9)$$

となるから、 $(R_o)_e$ は切削幅 B の増加とともに増加することがわかる。

3.5.3 システム剛性による影響

本実験装置においては、システム剛性に主に寄与しているのは、バイトを保持している工具支持剛性 k_t と、工作物を保持しているチャック側の工作物支持剛性 k_w の2つである。すなわちシステム剛性 k_s は

$$k_s = \frac{k_t \cdot k_w}{k_t + k_w} \quad (3.10)$$

と表わされる。

図3.15は、本実験装置における工具-工作物系の支持剛性の測定結果

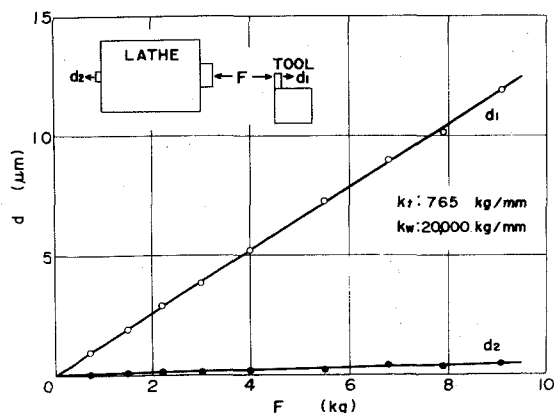


図3.15 工具-工作物支持系の剛性

の一例を示すものであり、この場合、図より工具支持剛性 $k_t = 765 \text{ kg/mm}$ 、工作物支持剛性 $k_w = 20000 \text{ kg/mm}$ であるから、システム剛性 k_s は(3.10)式によって、 737 kg/mm と求められる。システム剛性 k_s を変化させるためには、バイトの突出し量を変化させることによって容易に行なうことができる。

図3.16は、システム剛性 k_s を変化させた場合の見かけ上の切残し量 $(R_o)_e$ および実干渉深さ y_e の変化を示す。図より明らかなように、 $(R_o)_e$ は k_s の増加とともに減少しており、一方 y_e は k_s には無関係にほぼ一定値を示す。これはシステム剛性 k_s による切残し量 $(R_i)_e$ が k_s の増加に反比例して減少するために、 $(R_o)_e$ が減少することを示している。すなわち弾性変形領域内において成立

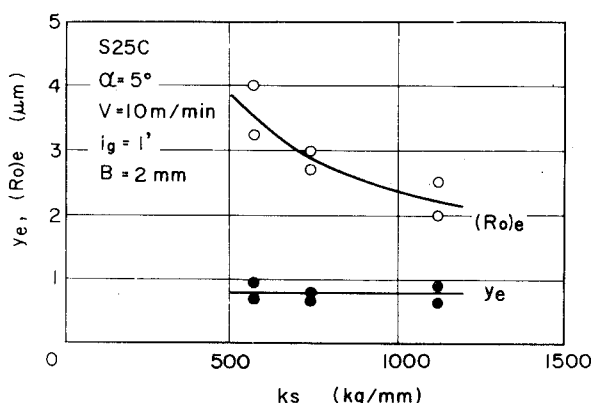


図 3.16 システム剛性の影響

する(3.2)式によって考えれば、この領域では R_2 は実干渉深さに相当するから、 k_s が増加すれば R_1 が減少し、 $R_2 (=d-R_1)$ すなわち実干渉深さが増加する。一方、塑性変形を開始する点における実干渉深さ y_e は一定であるから、 k_s が大きいほど早く y_e に達し、早く変形が始まることになる。この傾向は(3.9)式からも明らかである。

3.5.4 切削速度の影響

図3.17は、切削速度 V を変化させた場合の見かけ上の切残し量 $(R_o)_e$ と実干渉深さ y_e の変化を示すものである。図より $(R_o)_e$ および y_e は、切削速度 V の増加につれてやや減少する傾向にあることがわかる。もちろん切削速度の変化範囲が小さいので(実験の方法上、高速での実験は不可能)さらに高速にした場合については²⁷⁾明らかなではないが、従来の研究結果などを参照にす

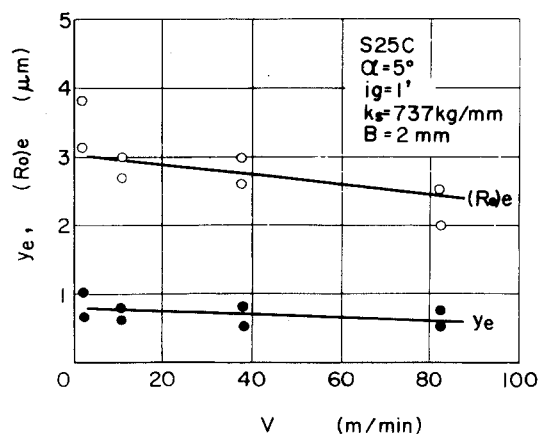


図 3.17 切削速度の影響

れば、高速になるにしたがって工作物に変形しやすくなることを示していると思われる。すなわち(3.9)式において、 ρ_e や y_e が切削速度の増加とともに減少する傾向にあると考えられる。

3.5.5 切刃稜先端丸味の影響

切刃の先端は使用するにつれて摩耗が進行する。一般に摩耗した工具は先端の丸味半径が大きくなる。ここではこの先端丸味半径の上すべり現象におよぼす影響を調べるために、人為的に工具に丸味をつけて実験を行なう。炭素鋼S25Cと超硬P10の組合せで超硬チップに先端丸味をつけた場合には、パイプ試料の端面を平滑に仕上げるのが困難なために、ここでは工具としては高速度工具鋼SKH3を用い、被削材としては快削黄銅BsBM2を用いる。

図3.18は、弾性限界点における見かけ上の切残し量 $(Ro)_e$ および奥干渉深さ y_e におよぼす切刃稜先端丸味半径 r の影響を示すものである。図より $(Ro)_e$ および y_e は先端丸味半径 r の増加とともに比例的に増加することがわかる。これは(3.7)式において、 r の増加とともに ρ_e が増加すること、および弾性限界点における奥干渉深さ y_e も r の増加とともに増加することによって、(3.9)式における $(Ro)_e$ が増加することを示している。すなわち刃先近傍における切削機構は、先端丸味半径 r によって大きく影響され、実際の切削作業にあたっては、工具摩耗の進行とともに切刃の上すべり現象が増大していくことになる。

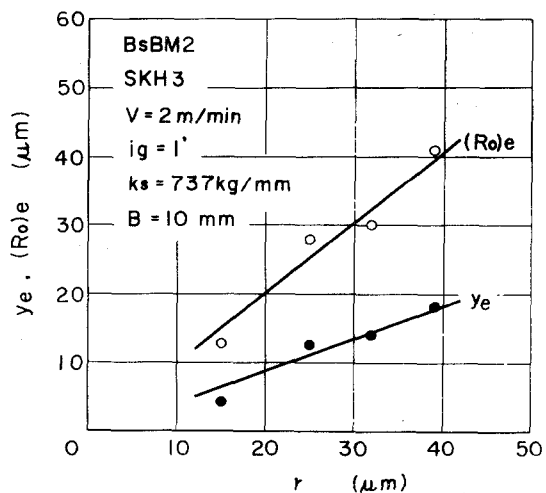


図3.18 切刃稜先端丸味半径の影響

3.6 結言

本章では、過渡的切削過程において最も重要な工具と工作物の接触始点近傍における過渡現象について実験的に解析した。本章で得られた主な結果は次のようである。

- 1). 工具と工作物の接触始点近傍においては、弾性変形領域、塑性変形領域および切削領域の3つの領域が存在し、切削抵抗、切削抵抗比、仕上表面のプロファイルおよび各種の切残し量は、各領域で異なった変化過程を示す。
- 2). 切刃切込み角は、弾性すべり長さおよび塑性すべり長さに直接関係し、切刃切込み角の大きいほど切刃の上すべり長さは小さくなる。しかし深さ方向に見れば、それぞれの値は同じになり、一定の深さに達すれば塑性変形領域および切削領域に入る。
- 3). 切刃の上すべり現象は、切削幅が増加するほど、システム剛性が低下するほど、切削速度が減少するほど、また切刃稜先端丸味半径が増加するほど増加する。

第4章 過渡的切削過程における表面生成機構の解析

4.1 緒言

フライス加工や研削加工などの多刃回転工具の円周切刃による加工において通常用いられる上向き削りでは、仕上表面は工具と工作物の接触始点近傍のごく一部分の連続によってできており、その表面生成機構を解明するためには、前章で確認した工具と工作物の接触始点近傍における過渡現象との関連を明らかにすることが重要である。

本章においては、最も単純化された過渡的切削過程と考えられる1枚刃側フライスカッターによる切削実験を行ない、その表面生成機構をいろいろな角度から検討する。

まず、フライス切削によって得られる仕上表面について第3章で解析した過渡現象をもとにして考えると、理論的干渉曲線と表面創成曲線とは異なることを明らかにしたうえで、表面生成機構を考察する。そして仕上表面の観察や切削抵抗の変化過程などによって、仕上表面に占める塑性変形領域の割合、すなわち塑性すべり率を定義したのち、加工条件による塑性すべり率の変化などを実験的に解析している。さらに、表面特性値の一つである表面あらさについて解析し、表面生成機構との関連などを検討している。最後に、寸法精度を扱う場合に問題となる切残し量について、過渡的切削過程における表面生成機構という観点から追求し、実験的解析を加えている。

4.2 実験装置および方法

図4.1に本実験に用いた実験装置の概観を示す。フライス盤は重切削用に、オーバーアームサポートを介してスピンドルを支えるためのブレースが取り付けられ、剛性を高くしてある。(本実験装置の場合、工具支持剛性 $kt = 8,600 \text{ kg/mm}$)

図4.2は、実験に使用した特別製の1枚刃カッターを示すものである。(工具半径 $R_s = 62.5 \text{ mm}$, ねじれ角 0°)切刃は正三角形の超硬チップP20 ($13.5 \text{ mm} \times 4.8 \text{ mm}$)で、

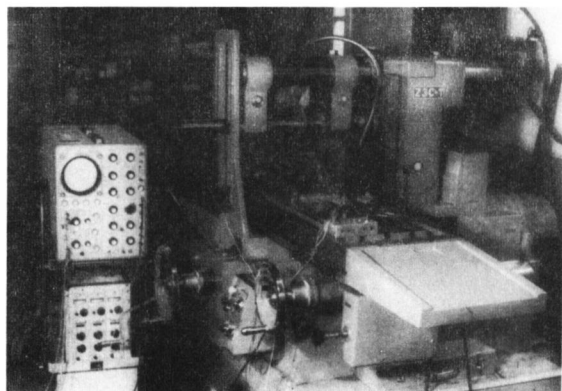


図4.1 実験装置

すくい角 $\alpha = -5^\circ$, 逃げ角 $\beta = 5^\circ$ である。実験に際しては、工具摩耗の影響を除くために、1回の実験終了毎に新しい稜を使用する。なお切刃稜先端の丸味半径は、走査型電子顕微鏡による観察によれば約 $5\mu\text{m}$ である。

切削抵抗の測定には、ひずみゲージを利用したMIT型八角リング動力計²⁹⁾を用いる。動力計の仕様を図4.3

に示す。また図4.4は動力計の検定曲線

であり、相互の干渉はほとんどないことがわかる。切削動力計によって検出された切削抵抗は、ストレインメーターを通してシンクロスコープに入れられる。シンクロスコープで切削抵抗を記録するにあたっては、カッター軸に取り付けられた外部トリガー装置を用いて、接触始点より少し以前に単掃引が始まるように工夫してある。

本実験に用いた被削材はS55Cで、寸法形状は $80 \times 40 \times 3\text{ mm}$ である。実験に際しては加工面を研削仕上げしたのち、 820°C で1時間真空焼鈍したものを使用する。また被削材を水平に固定するために、ひずみゲージを利用

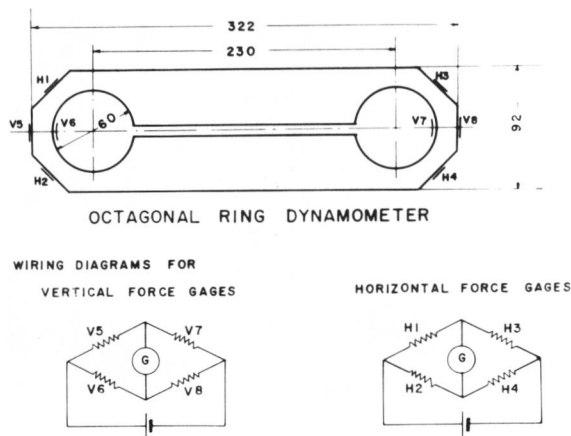


図4.3 切削動力計の仕様

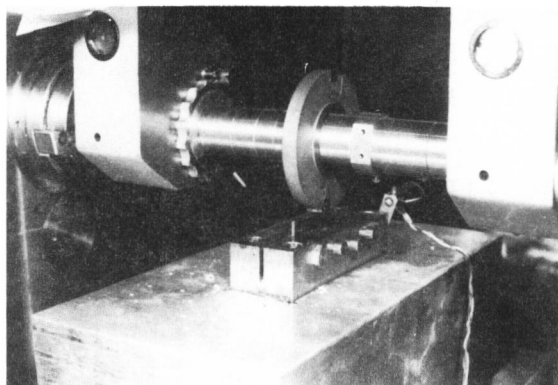


図4.2 1枚刃フライスカッター

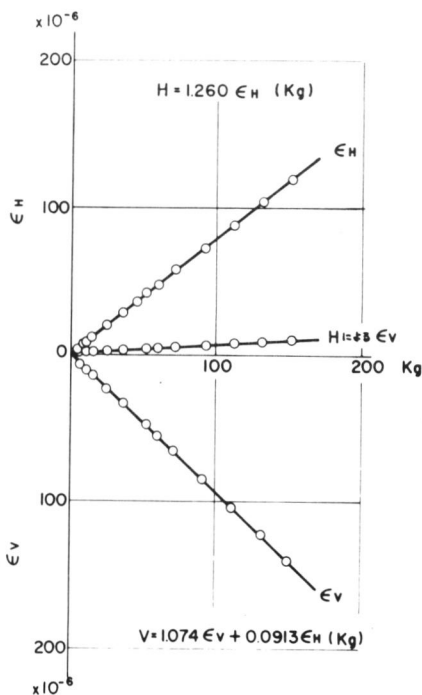


図4.4 動力計の検定曲線

した触針式高さ測定装置で調整したのち、実験を開始する。

図4.5は、本実験で用いた切刃速度 V_s 、工作物送り速度 V_w および速度比 K_v の関係を示したものであり、切刃速度 V_s と工作物送り速度 V_w との交点の黒丸が実験条件を示している。切刃速度 V_s は 21, 32, 50, 104, 192, 300 m/min の6段階を用い、工作物送り速度 V_w は 17, 26, 41, 65, 101, 160, 253, 394, 624 mm/min の9段階に変化させる。切込み深さ d は 0.1 mm から 2 mm まで変化させるが、その他の設定条件は一定である。

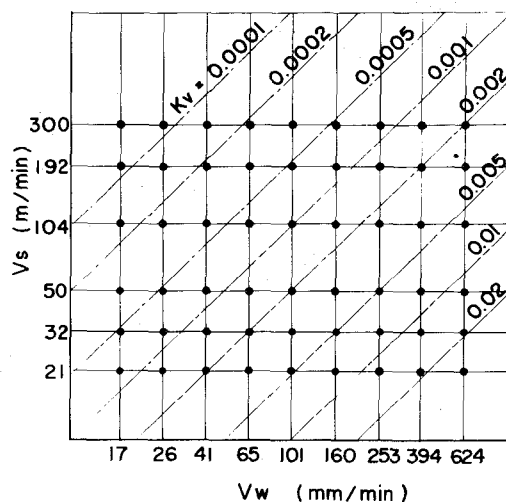


図4.5 実験条件

またフライス加工における切残し量、すなわち設定した値と生成される寸法の差を測定するために、堅型のフライス盤を用いてエンドミル加工を行なう。金型の輪郭切削などに使用されるエンドミルは、その使用目的のために小径のものが多く、しかも回転工具であるために、工具支持剛性は弱くなりがちである。（本実験装置の場合、工具支持剛性 $k_t = 360 \text{ kg/mm}$ ）そのために、第3章で解析したシステム剛性にもとづく切残し量 R_i は、相当大的な値になることが考えられる。

ところで、フライス切削においては工具先端の軌跡を求めることはきわめて困難であるために、切残し量の定量的解明も難しい。そこでここでは、工具取付時の回転半径およびテーブルの移動量を測定しておき、図4.6に示すような両端面切削を行なって、工作物の仕上がり寸法と比較することによって切残し量を求める。

工具および工作物の選択にあたっては、発熱および工具摩耗の影響をできるだけ避けるという観点から、工具としては高速度工具鋼 SKH 56（公称径 20ϕ ）の直刃の1枚刃エンドミル（2枚刃のうち1枚刃は落して用いる）を用い、工作物としては快削黄鋼 BsBM2 を用いる。エンドミルの回転半径およびテー

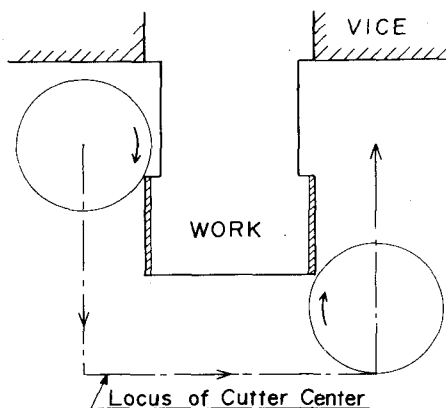


図4.6 両端面切削

バル移動量は、スライド式マイクロメーターとシンクロスコープを用いて回路の電流を測定することによって求める。

4.3 理論的干渉曲線と表面創成曲線³⁰⁾

第2章で求めた理論的干渉曲線は、工具－工作物系が剛体的に支持されているという仮定のもとで成り立っている。しかしながら、実際は工具と工作物およびそれらの支持部は弾性的に変位するために、実干渉曲線は理論的干渉曲線とは一般に異なる。さらに、工作物は切刃通過後弾性回復し、そのために表面創成曲線は上記の2曲線とは異なるのが普通であり、第3章で実験的に解析したように、過渡現象や切残し量が存在する。

図4.7は、上記3曲線の関係を模式的に示すものである。図において L_e は工具と工作物の接触始点から

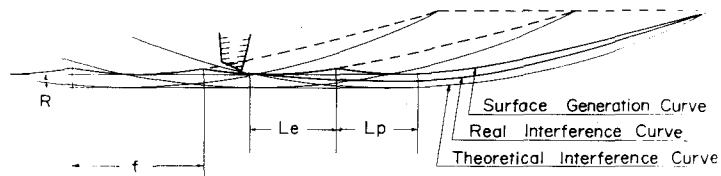


図4.7 3曲線と仕上表面の関係

工作物が塑性変形

を始める点までの距離、すなわち弾性すべり長さであり、 L_p は塑性変形を始める点から切りくずを生成する切削が開始される点までの距離、すなわち塑性すべり長さである。ここで弾性すべり長さ L_e および塑性すべり長さ L_p の全接触長さ（すなわち切りくず長さ L_c ）に占める割合、 L_e/L_c および L_p/L_c は通常きわめて小さく、これが工具と工作物の接触過程全体に与える影響は大きなものではない。しかし前にも述べたように、過渡的切削過程において仕上表面として残るのは工具と工作物の接触始点近傍だけであり、後の大部分は後続の切刃によって切りくずとして取り去られてしまうわけであるから、部品として重要な仕上表面という立場から見た場合、これらの影響は無視できないものとなる。すなわち、仕上表面は一刀あたりの送り f の連続によってできあがるわけであるから、弾性すべり長さ L_e および塑性すべり長さ L_p が f と比較して、同程度かあるいはそれ以上になることは、十分考えられることである。

図4.7において、仕上表面の生成について考えると、弾性変形領域では切刃が工作物上をすべりするだけで仕上表面には残らないが、塑性変形領域は仕上表面上に残存する。ここで、弾性すべり長さ L_e および塑性すべり長さ L_p と一刀あたりの送り f との比、 L_e/f および L_p/f をそれぞれ弾性すべり率および塑性すべり率と定義す

ると、 Le/f および Lp/f は一刀あたりの送り中に占める弾性すべり長さおよび塑性すべり長さの割合を表わすと同時に、全仕上表面に占めるそれぞれの長さの割合とも一致する。すなわち

$$\sum_{i=1}^n \left(\frac{Le}{f} \right) = \frac{\sum_{i=1}^n (Le)_i}{L}$$

$$\sum_{i=1}^n \left(\frac{Lp}{f} \right) = \frac{\sum_{i=1}^n (Lp)_i}{L}$$

ここで L : 全仕上表面の長さ ($=n \cdot f$)

本節では、仕上表面の生成に特に重要と思われる塑性変形領域について考察する。

4.3.1 仕上表面の観察

前述の解析によって、仕上表面のツースマーク (tooth mark) の山の直後に続く部分には、塑性変形領域の存在することが明らかにされた。ここでは、フライス切削によって得られる仕上表面の観察によって、これを確認しようとするものである。

図4.8は、切刃速度 $V_s = 32 \text{ m/min}$, 工作物送り速度 $V_w = 160 \text{ mm/min}$ および切込み深さ $d = 1 \text{ mm}$ で切削を行ない、最終の切削終了後にカッターを瞬間停止させてその仕上表面を観察したものである。すなわち、図4.8

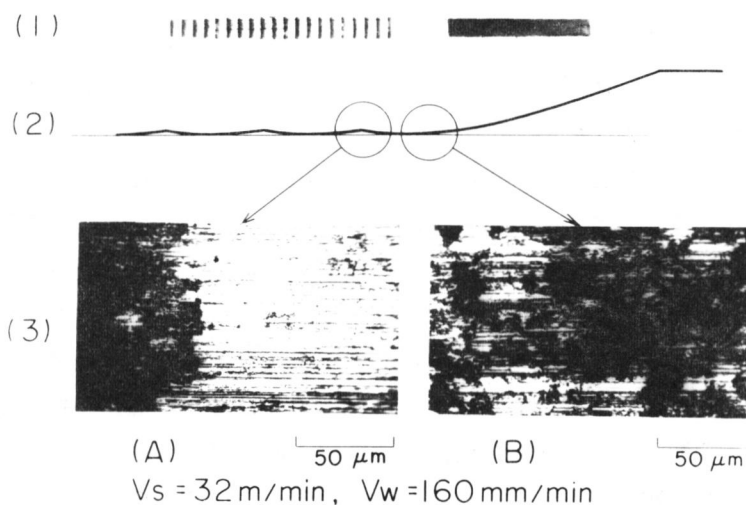


図4.8 フライス切削の表面状態

(1) の右端の最終の接触は一度だけ

行なわれるようにしてある。図において、(1) は仕上表面全体の写真であり、切削表面の山の部分 (すなわちツースマーク) がはっきりと等間隔に残され、接触始点直後の光沢面 (写真で黒い部分) とそれに続く光沢のない梨地面 (白い部分) が明確に識別できる。(3) は (2) のそれぞれの部分の顕微鏡写真である。(3) (A) において左端の黒い部分は 1 回前の切削面であり、白く見える部分が (1) の山の部分より始まる光

沢面である。この部分は幾筋もの切削方向に平行な溝によってできていることがわかる。図4.7より考えると、この部分は塑性変形領域であると考えられる。(B)はさらに切刃が進んで(1)の梨地面の拡大写真である。この部分には表面にかなりの凹凸が認められ、光沢面とは性質を異にしており、図4.7より考えて切削領域であると考えられる。

図4.9は、バフ仕上した被削材を切削速度 $V=32\text{ m/min}$ で一度だけ円弧切削したのち、3%硝酸でエッチングした場合の仕上表面の顕微鏡写真である。円弧切削をした場合の仕上表面の外観も図4.8に示したフライス切削の場合の仕上表面と同様に、接触始

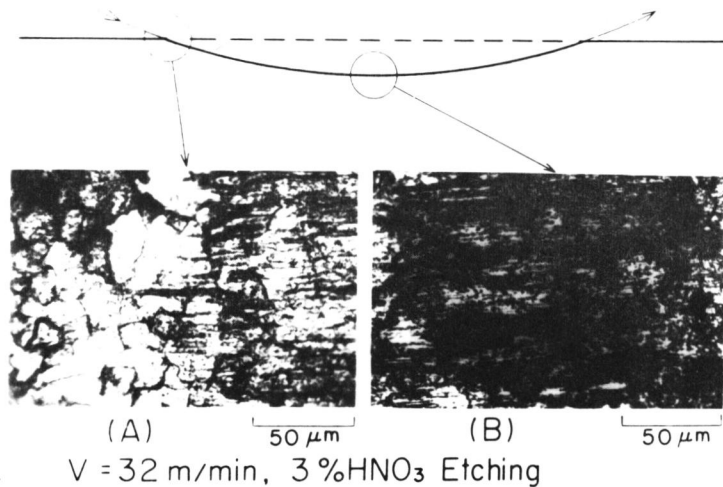


図4.9 円弧切削の表面状態

点近傍には光沢面が存在し、梨地面がそれに続いている。図の(A),(B)は、それぞれ光沢面と梨地面の顕微鏡写真である。(A)の光沢面の拡大写真では、ほぼ中心線を境にして、その左に比較的大きな結晶粒が並び、右には切削方向に平行な多数の細い溝が観察される。切刃はこの境界の少し左側で接触を開始し、境界点を越えると切刃稜のあうさに沿って塑性変形して溝を残すと考えられる。塑性変形領域では、組織は破壊されずにバニッシュされ流動するだけであるから、結晶粒が観察される。(B)は梨地面の拡大写真であり、表面がかなりあれて結晶粒は観察されず破壊されている。

以上の観察によって、ツースマークの山の直後に存在する光沢面は塑性変形領域であり、それに続く梨地面は切削領域であると考えられる。

4.3.2 切削抵抗の変化

フライス切削における一つの切刃と工作物の幾何学的干渉形状は、第2章で解析したように、工具と工作物の接触始点から徐々に直線的に増加していく。第3章においては、この干渉形態をモデル化して実験を行ない、その切削抵抗変化過程を詳細に検

討した結果、弾性変形領域、塑性変形領域および切削領域において、切削抵抗はそれぞれ異なった変態形態を示すことが明らかにされた。ここでは、フライス切削における切削抵抗について、これを確認しようとするものである。

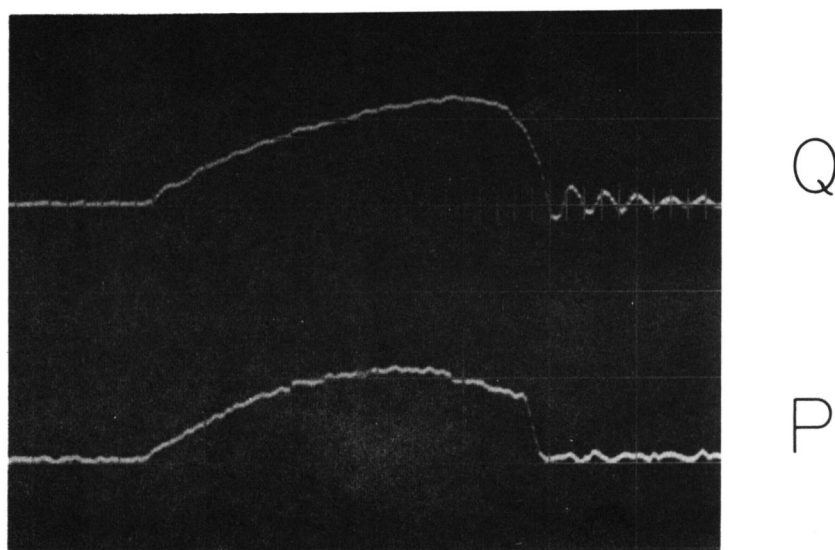


図4.10 切削抵抗の記録例

図4.10は、本実験で得られたフライス切削における主分力 Q および背分力 P の記録例である。これらを巨視的に見ると、接触始点から接触距離の増加にともなって、零からほぼ直線的に増加し、最大値に達したのち急激に減少して再び零に戻っており、幾何学的干渉形状と類似した変化過程を示している。ここで、第3章で行なった模型実験における切削抵抗と変化過程

を調べてみると、主分力の方は、弾性変形領域、塑性変形領域および切削領域において、かなり明瞭な変化を示しており、これが各領域の判定基準となることが考えられる。そこで図4.10の主分力 Q と第3章における模型実験の主分力の接触始点近傍の過渡領域における変化過程を模式的に示してみると、図4.11のように3つの領域に分けることができる。すなわち、

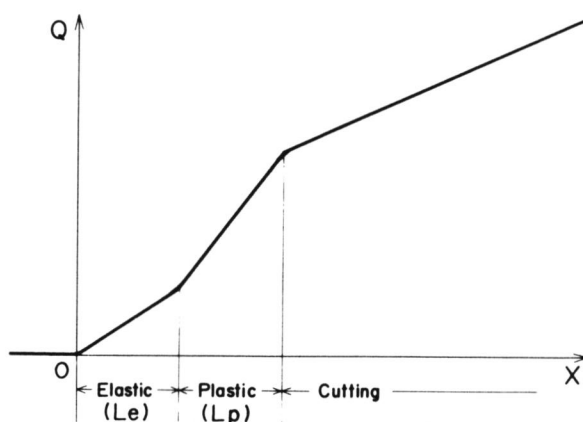


図4.11 切削主分力の変化

弾性変形領域では接触距離の増加にともなうゆるやかに増加し、塑性変形領域に入ると弾性変形領域よりも急激な勾配で増加する。そして切削領域に入ると再びゆるやかな勾配で増加していく。ここでこの方法によって求めた塑性変形領域の長さ L_p は、前節で述べた切削表面における光沢面の長さとも一致することが確認された。

図4.12は、切込み深さ d を、

0.1 mm から 2 mm まで変化させた場合の切削主分力の変化過程を、接触始点すなわち切削抵抗の立上り点を一致させて示すものである。図より、切込み深

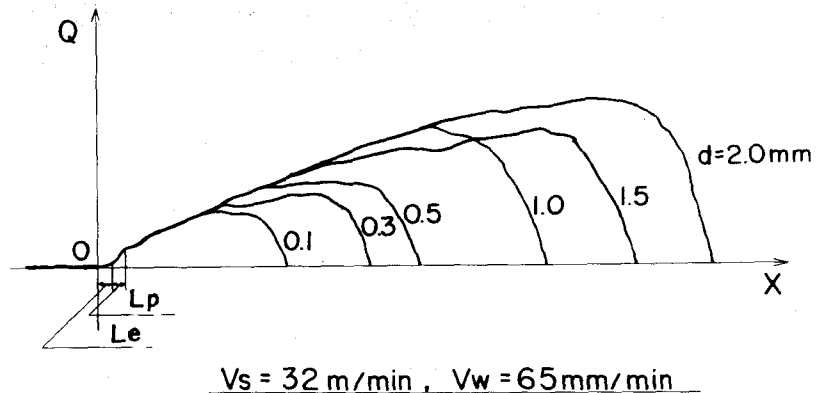


図4.12 主分力変化に対する切込み深さの影響

さ d の増加とともに接触時間は長くなり、また切削抵抗の最大値も増加するが、接触始点近傍では d の値の大小にかかわらず、同一の変化過程を示すことがわかる。これは第2章で解析したように、工具と工作物の接触始点近傍における干渉形状を決定する切刃切込み角 γ_g が、速度比 K_v と連続切刃間隔比 K_s によって定まり、切込み深さ d には影響されないということによって理解できる。

図4.13は、切刃速度 $V_s = 32 \text{ m/min}$ 、工作物送り速度 $V_w = 65, 26 \text{ mm/min}$ (速度比 $K_v = 0.002, 0.0008$) における切込み深さ d と塑性変形領域の長さ L_p との関係を示すものである。図より塑性すべり長さ L_p は切込み深さ d には無関係に一定であること、および速度比 K_v の大きいほど L_p は減少することがわかる。これは速度比 K_v の大きいほど、切刃切込み角 γ_g が大きくなることによるものである。

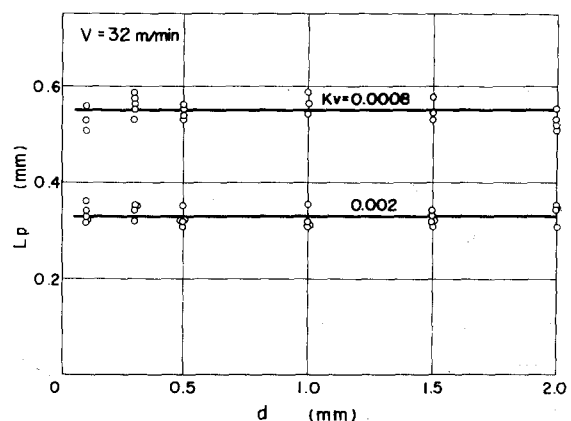


図4.13 塑性すべり長さにおよぼす切込み深さの影響

4.4 表面生成を支配する変形形態

過渡的切削過程における仕上表面は、一刀あたりの送り f の連続によってできている。そして前節で明らかにしたように、ツースマークの山の部分に続く領域には、必ず塑性変形領域が仕上表面に残存する。ここでは、この塑性変形領域が仕上表面に占める割合、すなわち前節で定義した塑性すべり率 L_p/f の加工条件による影響について述べる。

図4.14は、切削速度 $V=32$ m/minにおける切刃切込み角 λ_g と塑性すべり長さ L_p との関係を示すものである。図よりわかるように、 L_p は λ_g の増加に反比例して減少する。図において、原点を通る直線は一刀あたりの送り f を示しており、切刃切込み角 λ_g の増加に比例して増加する。黒丸は、実験値における一刀あたりの送り f を示す。この f と L_p の大小関係が、仕上表面において塑性変形領域の占める割合を決定する。

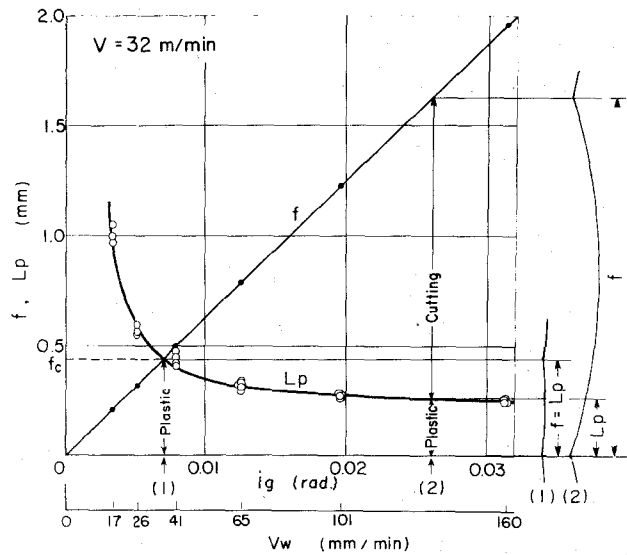


図4.14 塑性すべり長さ一刀あたりの送りとの関係

まず f と L_p との交点では、一刀あたりの送りと塑性すべり長さが等しいことを示しているから、図4.7から考えると、ちょうど全表面が塑性変形領域からできているわけで、この点における一刀あたりの送りを限界送り f_c と定義する。 f が限界送り f_c より小さいところでは、塑性すべり長さが一刀あたりの送りより大きいわけであるから、やはり全仕上表面が塑性変形領域より成る。 f が限界送り f_c より大きいところでは、塑性すべり長さが一刀あたりの送りより小さくなり、仕上表面は塑性変形領域と切削領域の繰り返しによってできあがっていることになる。図において $f > f_c$ のところでは、 f と L_p の差が切削領域の長さを示している。図の右端には、図中の(1)、(2)点における仕上表面の状態を模式的に示してある。(1)は $f = f_c$ 、すなわち $f = L_p$ となる点を示し、全仕上表面が塑性変形領域でできている場合であり、(2)は塑性すべり長さ L_p が一刀あたりの送り f より小さい場合、すなわち仕上表面がツースマークの山の直後の塑性変形領域と、それに続く切削領域からできている場合である。

ここで前節で述べた塑性すべり率 L_p/f を考えてみると、この値は全仕上表面に占める塑性変形領域の割合を示しており、表面生成機構を解明するうえで重要な意味を持つと考えられる。

図4.15は、切削速度 $V=32\text{ m/min}$ における切刃切込み角 γ_g と塑性すべり率 L_p/f との関係を示すものである。図4.14から明らかなように、塑性すべり長さ L_p は切刃切込み角 γ_g の増加につれて減少し、一方一刃あたりの送り f は γ_g の増加とともに増加するので、塑性すべり率 L_p/f は、 γ_g の増加につれて急激

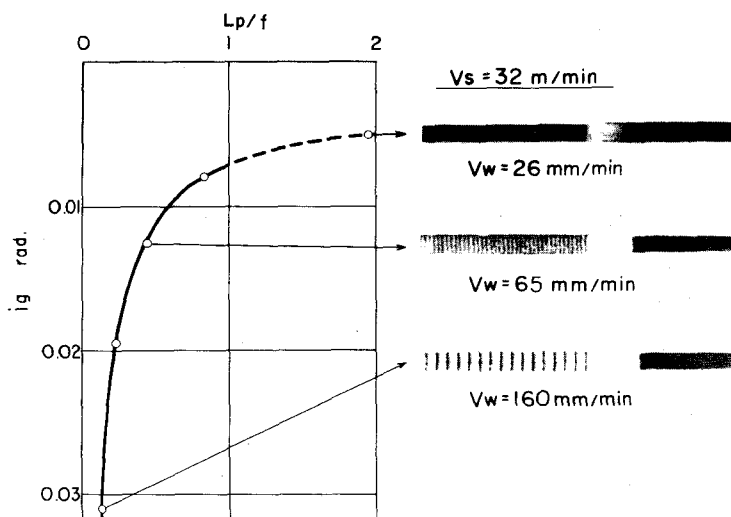


図4.15 塑性すべり率に対する切刃切込み角の影響

に減少する。図4.15において、 $L_p/f=1$ を境界として、実線部分は仕上表面が塑性変形領域と切削領域とから成り、破線部分は全仕上表面が塑性変形領域からできていることを示している。図中、右側の写真は工作物送り速度 $V_w=26, 65, 160\text{ mm/min}$ に対する仕上表面状態を示すものである。塑性すべり率 L_p/f の値が1を越える $V_w=26\text{ mm/min}$ の場合は、全仕上表面が前節で明らかにしたような光沢面のある塑性変形領域でバニッシュされた面である。白く見える部分は、最終の接触における切削領域を示している。 L_p/f の値が1以下の $V_w=65\text{ mm/min}$ および $V_w=160\text{ mm/min}$ の場合は、光沢面の塑性変形領域と梨地面の切削領域とから成っており、工作物送り速度 V_w が大きくなるにしたがって、全仕上表面に占める塑性変形領域の割合が小さくなっていくことがわかる。(仕上表面の写真で、右端は研削仕上された光沢面のために黒く見えている)

このように過渡的切削過程においては、工具と工作物の全接触過程はほとんど切りくずを生成する切削領域であるにもかかわらず、加工条件によっては仕上表面全体が塑性変形領域からできあがる場合も存在する。これは前にも述べたように、過渡的切削過程においては、工具と工作物の接触始点近傍に過渡現象が存在し、しかもその接

触始点近傍の連続によって仕上表面が生成されるために起こる特異な現象である。

図4.16は、全仕上表面が塑性変形領域でできる最大の送り、すなわち限界送り f_c と切削速度との関係を示す。図より明らかなように、切削速度 V の増大にともなって限界送り f_c は減少する。すなわち、同一一刃あたりの送り f で工作物を送っても、切削速度が増加するほど塑性すべり長さ L_p および塑性すべり率 L_p/f が減少することを示している。

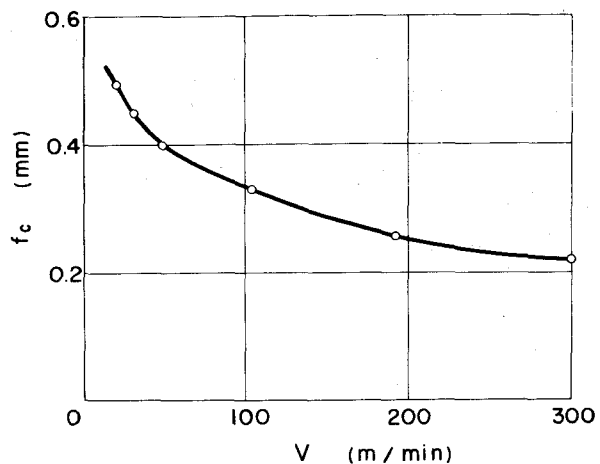


図4.16 限界送りによぼす
切削速度の影響

4.5 表面あらさ

一般にフライス切削で得られる仕上表面のあらさは、周上切刃が同一円周上に等間隔で分布していると仮定した場合の幾何学的表面あらさの数倍から数十倍に達することがしばしばである。³¹⁾これは、カッター自体の切刃の不揃いと、カッターを取付けた状態における切刃の半径方向、円周方向の不揃いによるものが大きいと考えられる。(JIS B 4206によれば、側フライスカッター自体の許容値は、50φのもので0.05 mm, 100φのもので0.08 mmとなっている) 実際、通常の仕上表面にはツースマークの何倍もの大きさのリボリューションマークが認められる。³²⁾

ここでは、過渡的切削過程に対応した表面あらさの生成について考察するために、これらの不揃いの影響を除いた1枚刃カッターを用いて実験を行ない、表面あらさを解析するための基礎データを得ようとするものである。

表面あらさの解析の基礎となるのは、幾何学的表面あらさである。これは図2.2の基本モデルから求めることができる。すなわち、幾何学的干渉曲線は(2.1)式に示したように次式で表わされる。

$$\frac{y}{R_s} = \frac{A}{2} \left(\frac{x}{R_s} \right)^2$$

ここで仕上表面として残るのは、 $|x| \leq f/2$ の範囲であるから、幾何学的表面あら

さ R_{max} は、上式に $\lambda = f/2$ を代入した値となる。したがって

$$\frac{R_{max}}{R_s} = \frac{A}{8} \left(\frac{f}{R_s} \right)^2 = \frac{1}{8\{1+(f/\delta)\}^2} \left(\frac{f}{R_s} \right)^2 \quad (4.1)$$

となる。ここで、連続切刃間隔 δ とカッター半径 R_s は、本実験においては定数 ($\delta = 393 \text{ mm}$, $R_s = 62.5 \text{ mm}$) であるから、表面あらさ R_{max} は一刃あたりの送り f だけの関数として与えられる。

図4.17は、切削速度 $V = 50 \text{ m/min}$ における表面あらさの測定例である。工作物送り速度の大きい $V_w = 101 \text{ mm/min}$ (この場合、 $f = 0.794 \text{ mm}$) において、大きな周期的曲線は切刃と工作物の干渉によるツースマークであり、その上にのった細かいあさは塑性変形および切りくず生成にともなう二次的なあさである。

工作物送り速度 V_w が大きく、ツースマークの判別が可能な領域においては、二次的なあさはほとんど無視できる。しかしながら、工作物送り速度 V_w (すなわち一刃あたりの送り f) が減少するにたがって、ツースマークの識別は難しくなってくる。

$V = 50 \text{ m/min}$ の場合、前節で述べた限界送り f_c (すなわち、塑性すべり長さ L_p と一刃あたりの送り f とが等しくなると、全仕上

表面が塑性変形領域でできる裏における一刃あたりの送り) は、図4.16よりみると、 $V_w = 65 \text{ mm/min}$ と $V_w = 41 \text{ mm/min}$ の間にあることがわかる。これを図4.17でみると、工作物送り速度 V_w が限界送り f_c よりも小さい 41 mm/min になると、ツースマークによるあさと塑性変形および切りくず生成による二次的なあさはほぼ同程度の大きさになり、さらに $V_w = 26 \text{ mm/min}$, 17 mm/min になると、ツースマークの山はほとんど識別できなくなり、二次的なあさが支配的となる。

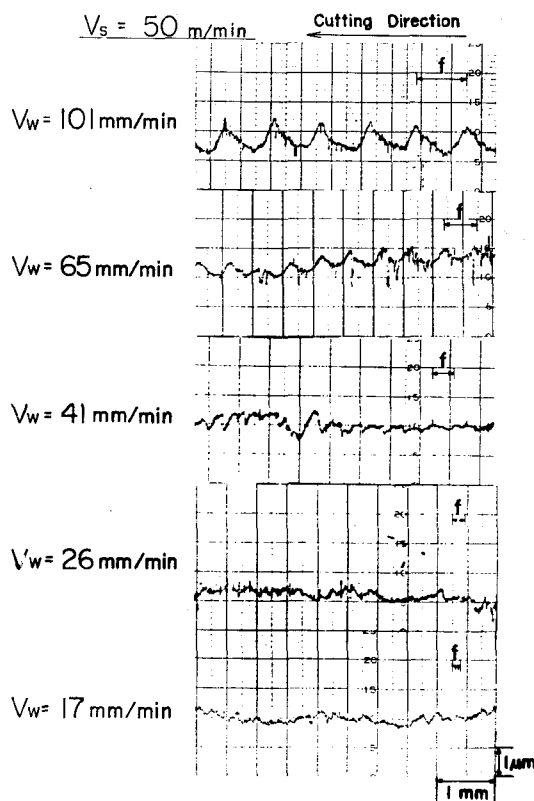


図4.17 表面あらさの測定例

図4.18は、切削速度 $V = 50 \text{ m/min}$ における一刃あたりの送り f と表面あらさ R_{max} の関係を対数グラフで示したものである。図において、一実鎖線は(4.1)式によって計算される幾何学的表面あらさを示している。図にはまた、切込み深さ $d = 0.1, 0.5, 2.0 \text{ mm}$ について実験した結果を示しており、表面あらさ R_{max} は、切込み深さ d には無関係であることがわかる。これは過渡的切削過程においては、仕上表面の状態を決めるのが切刃と工作物の接触始点近傍であって、その後続く大部分の領域(切込み深さは、この領域の大きさに関係する)は、後続する切刃によって切りくずとして取り去られてしまうこと、および接触始点近傍の干渉状態を定める切刃切込み角 γ_g は、切込み深さ d の関数ではないことを考えれば妥当である。図4.18において、一刃あたりの送り f が縦の一実鎖線で示される

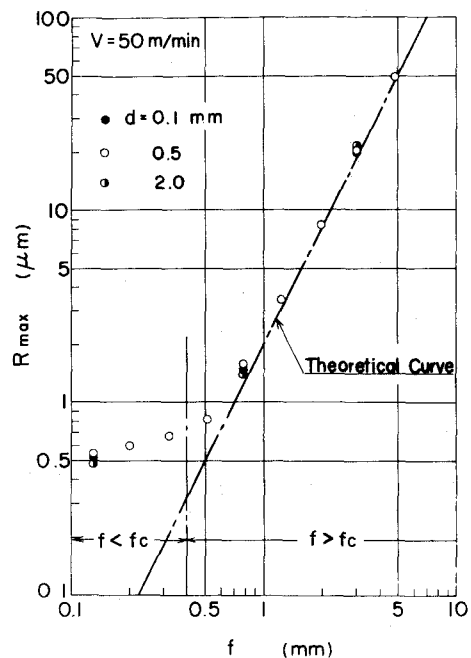


図4.18 表面あらさに対する一刃あたりの送りの影響

限界送り f_c に比して十分大きいところでは、実験値は理論値とほぼ一致し、 f が減少するにともなって理論値からはずれ、ほぼ一定値に収束する傾向を示している。これらの事実は、一刃あたりの送り f が小さくなり、限界送り f_c に近づくにつれてツールマークが識別できなくなるとともに、切刃と工作物の干渉にともなう表面の乱れ(ほぼ実験値と理論値との差で与えられる)が支配的となり、この乱れが塑性変形領域で一定値をとるために、 f が f_c に比べて小さいところ(すなわち、全仕上表面が塑性変形領域でできているところ)では、幾何学的表面あらさ(理論値)が減少しても実験値はほとんど減少せず、最終的には切刃稜のあらさと塑性変形の機構できまる一定値に収束することを示していると考えられる。このように、過渡的切削過程における表面あらさは、表面生成機構と密接な関係をもっている。

図4.19は、図4.5に示したすべての実験条件における一刃あたりの送り f と表面あらさ R_{max} との関係を示すものであり、 $V = 50 \text{ m/min}$ の場合と同様の傾向を示していることがわかる。

図4.20は、表面あらさ R_{max} におよぼす切削速度 V の影響を、一刃あたりの送り f をパラメーターにして示すものである。図より明らかなように、切削速度 V の増加に

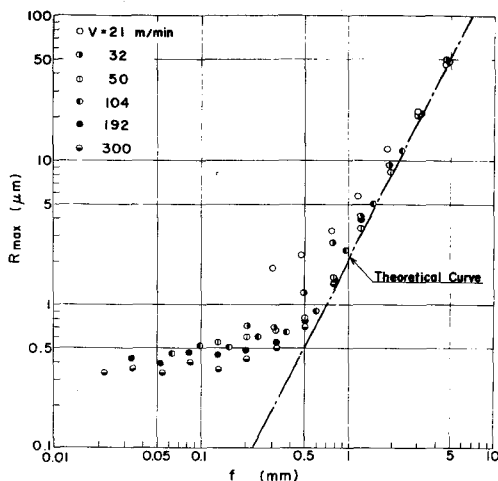


図4.19 表面あらさの測定結果

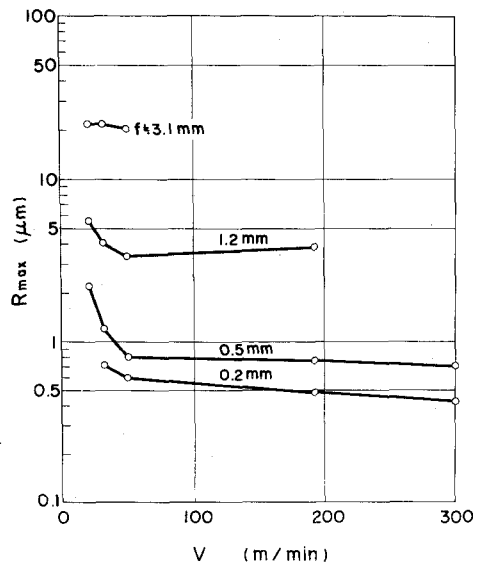


図4.20 表面あらさにおよぼす切削速度の影響

ともなって表面あらさ R_{max} は減少しており、一般的な傾向と一致する。³³⁾

4.6 フライス加工における切残し量³⁴⁾

図4.7のような表面生成機構を考えた場合、仕上表面は幾何学的干渉曲線より上に位置するために、図に示すような切残し量 R が発生する。³⁵⁾ 切残し量は、たとえばNCフライス加工などである設定値を与えた場合、仕上り寸法が設定値よりも大きくなり、直接寸法精度の誤差として現われる。このために、複雑な形状をした部品の加工にあたっては、あらかじめ予備切削をして切残し量を求めておくか、あるいは最初から切残し量に相当する量を設定値から差し引いておかなければならない。フライス加工の場合、切残し量としては①工具摩耗にもとづく切残し量、②システム剛性にもとづく切残し量、③接触剛性にもとづく切残し量、④表面あらさにもとづく切残し量の4つが考えられる。このうち①の工具摩耗にもとづく切残し量と④の表面あらさにもとづく切残し量は、特殊な場合を除いてあまり大きな値とはならないし、また対策も比較的容易である。②のシステム剛性にもとづく切残し量は、エンドミルのように小径でしかも回転工具である場合には、必然的に剛性が低くなり、その結果大きな値となる。また③の接触剛性にもとづく切残し量は、工具および工作物の材料特性や刃先先端の状態によって変化し、プラスチックのように弾性に富む物質の場合には、第3章で

解析したように相当大的な値となり無視できない。ここでは、①の工具摩耗にもとづく切残し量と④の表面あらさにもとづく切残し量を無視できるような実験条件において、②のシステム剛性にもとづく切残し量と③の接触剛性にもとづく切残し量を合せた切残し量について考察を行なう。

図4.21は、切残し量を測定するために必要な、工具取付状態における工具の回転直径の測定結果を示すものである。このエンドミルの場合、公称径は20 mmであるが、取り付けた状態での回転直径は19.955 mmであることがわかる。図に書き入れた破線は、理論的に求められる円弧の軌跡であり、この破線を移動させて測定結果と最も良く一致する点で工具の回転直径を求める方法は、図よりかなり良い精度をもつと考えられる。

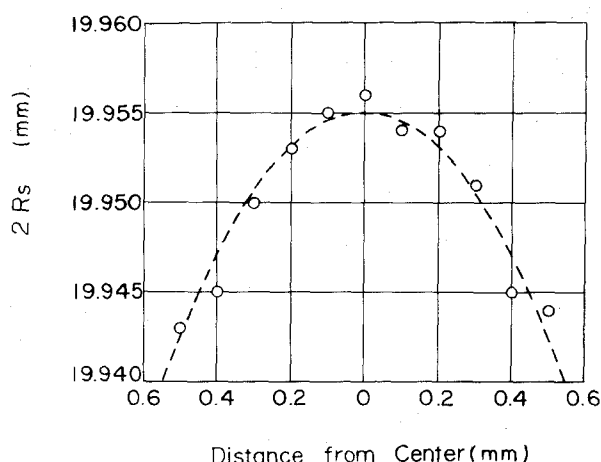


図4.21 工具の回転直径

図4.22は、切削幅Bと切残し量Rとの関係を示すものである。図より明らかなように、切残し量Rは切削幅Bの増加とともに増加する。これは3.5.2で述べた模型実験の結果と対応している。すなわち切削幅Bの増加とともに限界背分力 P_e が増加し、その結果システム剛性にもとづく切残し量 (R_1) が増加して切残し量 (R_0) が増加する。なお図より明らかなように、切削幅Bが零となっても切残し量Rは零にはならない。(この場合、直線を延長すると $B=0$ において $R=10 \mu m$) これは (3.9)

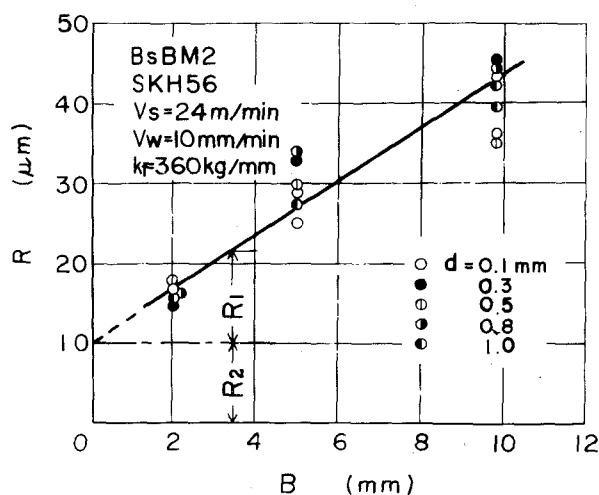


図4.22 切残し量におよぼす切削幅の影響

式において $B \rightarrow 0$ とすると $(R_0)e \rightarrow Ye$ となることに対応するもので、接触剛性にもとづく切残し量が存在するためであり、この場合は無視できない大きさであることがわかる。接触剛性にもとづく切残し量は 5.3.2 で解析したように、切削幅の影響は受けないから、図に示すように一実鎖線より下の部分は接触剛性にもとづく切残し量 R_2 で一定であり、上の部分がシステム剛性にもとづく切残し量 R_1 である。

図 4.23 は、切残し量に対する工具摩耗の影響を示したものである。図より、摩耗した工具は鋭い工具よりも切残し量が多いことがわかる。これは 3.5.5 で述べた切刃稜先端丸味半径の影響と対応している。切刃が摩耗して先端丸味半径が増大すると、システム剛性にもとづく切残し量 R_1 も接触剛性にもとづく切残し量 R_2 もともに増加するために、切残し量 R は増加する。

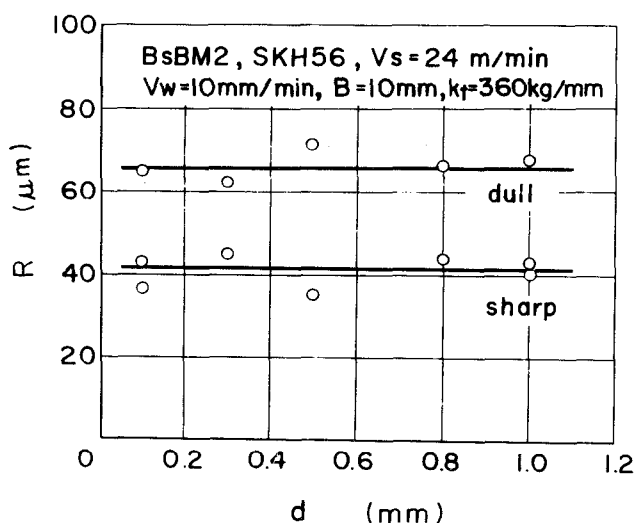


図 4.23 切残し量におよぼす工具摩耗と切込み深さの影響

図 4.22 および図 4.23 には、切込み深さ d の影響も合せて示しており、切残し量は切込み深さには影響されないことがわかる。これは第 2 章でも解析したように、過渡的切削過程において仕上表面を生成する接触始点近傍の干渉形態が、切込み深さの影響を受けないことより理解される。この事実、前節の表面あらさについての結果とも合せて考えれば、実用的には上向き削りの大きな特徴である。

4.7 結言

過渡的切削過程における表面生成機構を、最も単純な 1 枚刃側フライスカッターを用いて実験的に解析した。本章で得られた主な結果は次のようである。

- 1). フライス切削で得られる仕上表面には、ツースマークの山の直後に続く部分に、塑性変形領域が存在する。
- 2). 切削抵抗の変化過程は、第 3 章の模型実験の場合と同様に、接触始点近傍の弾

性限界点，塑性限界点において変曲点を有する。

- 3). 塑性変形領域の長さ L_p は、切込み深さに無関係に一定である。
- 4). 塑性すべり率 L_p/f は、仕上表面に占める塑性変形領域の割合を示し、 $L_p/f \geq 1$ のところでは全仕上表面が塑性変形領域でできており、 $L_p/f < 1$ のところでは塑性変形領域と切削領域の繰り返しによってできている。
- 5). 塑性すべり率 L_p/f は、切刃切込み角 λ_g の増加とともに急激に減少する。
- 6). $L_p/f=1$ を与える限界送り f_c は、切削速度の増加とともに減少する。
- 7). 表面あらさは、切込み深さには影響されない。
- 8). 表面あらさは、 $f > f_c$ では理論値に近づき、 $f < f_c$ では理論値より大きく一定値に近づく。
- 9). フライス加工における切残し量を解析した結果、第3章の模型切削実験の妥当性が確かめられた。
- 10). 切残し量は、切込み深さには影響されない。

第5章 過渡的切削過程における工具干渉深さの累積過程

5.1 緒言

過渡的切削過程の繰り返しによって表面が生成される加工法には、フライス加工と研削加工がその代表例として考えられる。前章までは、その最も簡単な例として1枚刃側フライス加工をとりあげ、その接触始点近傍における過渡現象、表面生成機構などを解析した。

本章においては、研削加工をとりあげ、その表面生成機構を過渡的切削過程という観点から解析を加える。研削加工ではフライス加工と異なり、多数の微小な砥粒がボンドによってかためられ、ドレッシングによって切刃の生成が行なわれる。そのために切刃の分布、形状は、フライスの場合のように確定したのではなくて複雑であり、その研削機構も今まで多くの研究者によって解析が加えられてきた。³⁶⁾ここでは、岡村・中島³⁷⁾らが行なった砥粒切刃による切削現象の解析を参考にして、実際の研削加工における工具干渉深さの累積過程を実験的に検討する。

まず、研削加工における各種切残し量について考察を加えたのち、プランジ研削過程において端的に現われる過渡特性について、研削抵抗、各種切残し量および工作物半径減少量などから解析を行なう。次に、過渡特性におよぼす加工条件の影響を実験的に解析し、さらに、工具干渉深さの累積過程を特徴づける、設定切込み深さと実干渉深さとの関係について考察を加える。

5.2 実験装置および方法

図5.1は、本実験に使用した円筒研削盤による実験装置の概観を示す。実験にあたっては、研削抵抗、工作物半径減少量および砥石摩耗量を測定した。工作物1回転あたりの砥石切込み量 Δ ($\mu\text{m}/\text{rev. of workpiece}$)の設定にあたっては、砥石台の移動量を微小変位計で検出し、それを研削時間に対して記録することによって決定した。研削抵抗は、工作物を

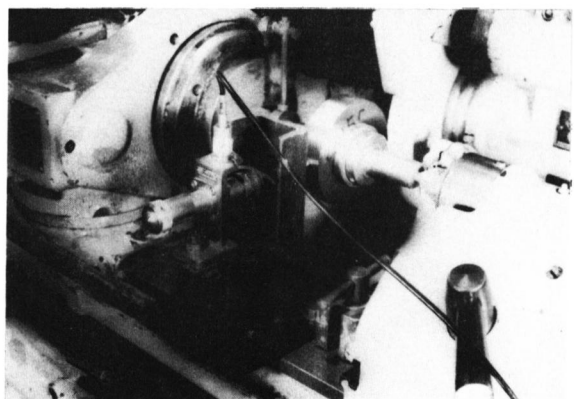


図5.1 実験装置

支持するセンターにひずみゲージを貼りつけることによって測定し、また工作物半径減少量は、容量型微小変位計で測定した。砥石摩耗量は、プラスチック板に砥石作用面を転写し、それを蝕針式表面検査機で測定することによって決定した。

本実験における主な実験条件は次の様である。

研削砥石 : WA60PV, 300 ϕ ×38 mm

工作物 : 炭素鋼S45C, 120 ϕ ×30 mm

砥石速度 : $V_s = 1,744$ m/min

設定砥石切込み量 : $\Delta = 0.1 \sim 5$ μ m/rev. of Workpiece

速度比 : $K_v = V_w/V_s = 0.0162, 0.0281, 0.0467, 0.0830$

砥石軸剛性 : $k_t = 3,000$ kg/mm

工作物軸剛性 : $k_w = 2,880$ kg/mm

ドレッシング条件 : 20 μ m × 0.2 mm/rev. of Grinding Wheel

研削幅 : $B = 30$ mm

研削液 : シムクール

5.3 研削加工における切残し量

フライス加工の場合には、切刃と工作物の1回毎の干渉によって切残し量が存在することを第4章で述べたが、研削加工の場合には、1回に与えられる切込みがきわめて小さく、プランジ研削では、通常コマ数ミクロンから数ミクロンという設定砥石切込み量が何度も繰り返して与えられ、その結果、切残し量が累積していく過程が考えられる。この切残し量は、つぎの設定砥石切込み量に加わって、研削現象を支配する要因の一つである実砥石干渉量を決定する。研削加工における切残し量 DR は、研削抵抗により砥石軸および工作物軸が変位することに起因する一次切残し量 d_1 、砥石-工作物系の接触剛性、すなわち砥粒切刃の支持剛性および工作物の弾性に起因する二次切残し量 d_2 、幾何学的条件や工作物の盛り上り現象などによって決定される仕上面あらさに起因する三次切残し量 d_3 および砥石の摩耗に起因する切残し量 d_0 の4つにより構成される。

図5.2は、プランジ研削において、設定砥石切込み量 Δ および接触剛性に起因する切残し量 d_2 、仕上面あらさに起因する切残し量 d_3 が、実砥石干渉量を支配することを模式的に示すものである。いま、研削を開始してから長時間後の奥における状態を考えてみると、砥石台の総送込み量は $\overline{OG}$ で与えられる。この場合、一般に認められるように、工作物半径の減少量 $\overline{OB}$ は、砥石台の総送込み量 $\overline{OG}$ より小さく、した

がって、 $\overline{BG}$ で与えられる切残し量 DR が存在する。いまプランジ速度を v_p とすると、砥石台の送り量を表わす直線 OG は $d = v_p \cdot t$ で与えられる。さらに直線 OG と曲線 OF との差は砥石摩耗に起因する切残し量 d_0 を、

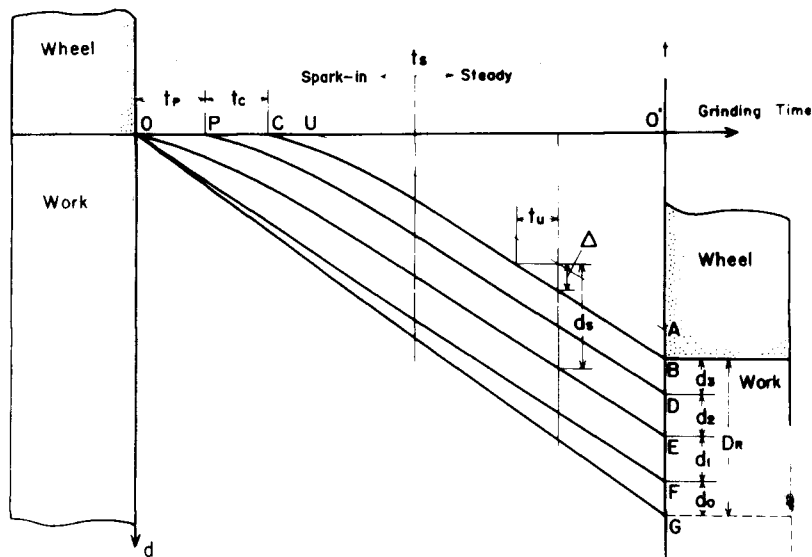


図 5.2 プランジ研削における切残し量

を、曲線 OF と曲線 OE との差は、システム剛性に起因する一次切残し量 d_1 を、曲線 OE と曲線 PD との差は、接触剛性に起因する二次切残し量 d_2 を、曲線 PD と曲線 CB との差は、あらさに起因する三次切残し量をそれぞれ表わす。また曲線 CB は工作物半径減少量を表わし、曲線 UA は曲線 CB を工作物が 1 回転するのに要する時間 t_u だけ平行移動したものであり、1 回転前の工作物半径減少量を表わす。したがって、実砥石干渉量 d_s は、曲線 OE と曲線 UA との差で与えられ、また総切残し量 DR は、直線 OG と曲線 CB との差で与えられる。

ところでプランジ研削のように微小な切込みを与えた場合には、干渉する深さによって次に示すような 3 つの干渉形態が考えられる。

図 5.3 は、岡村・中島らによって得られた高速単粒切削試験装置による微小円弧型切削実験の結果である。³⁸⁾ 図より明らかなように、最大干渉深

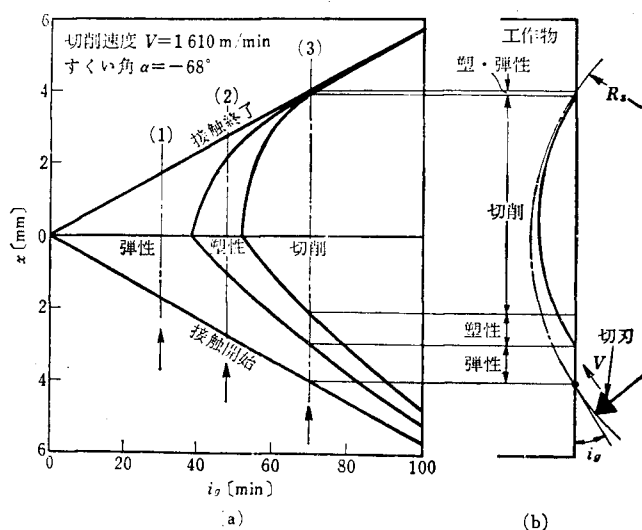


図 5.3 微小円弧型切削実験結果 (岡村, 中島)

さの大小によって (1), (2), (3) のうちの基本的干渉形態が存在する。

ここで、これらの現象を図 2.2 に示した過渡的切削モデルに適用すれば、図 5.3 の (1), (2), (3) の状態に対応して、図 5.4 に示すような 3 つの干渉形態が存在することがわかる。

(1) TYPE E

弾性変形領域のみ

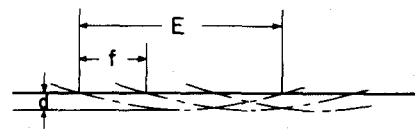
(2) TYPE P

弾性変形領域→塑性変形領域→
弾性変形領域

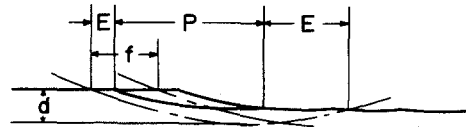
(3) TYPE C

弾性変形領域→塑性変形領域→
切削領域→弾性・塑性変形領域

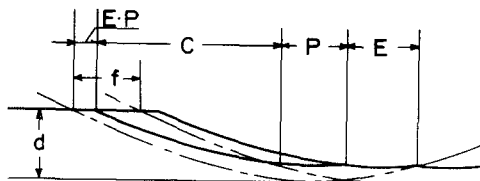
切りくず除去を目的とする通常の加工においては、TYPE E, TYPE P の状態は実用されず、TYPE C の状態にあるはずである。



TYPE E



TYPE P



TYPE C

図 5.4 3 つの干渉形態

5.4 過渡特性

研削加工においては、ある設定量だけ砥石台を送り込んでも、砥石軸および工作物支持部の変位や砥石の摩耗があるために、実砥石切込み量はこの設定された砥石台の移動量と異なる。また砥粒切刃は、砥石作用面上でボンドによって弾性的に支持されているし、工作物も弾性体であるから、一つの切刃が工作物と接触する過程は過渡的となり、切刃の支持剛性および工作物の弾性、すなわち接触剛性に起因する切残し量が存在し、したがって工作物が削りとられる量は、一般に実砥石切込み量と異なる。砥石台の送込み量と工作物の削りとられる量との差で与えられるこの切残し量は、つぎの設定切込み量に加わって実砥石切込み量を増加させる。すなわち、研削砥石が工作物と接触しはじめた初期の状態（スパークイン研削状態）においては、工作物が削りとられる量は設定された砥石台の送込み量よりも小さいために、その差が切残し量となって、実砥石切込み量は累積効果によって、研削時間とともに増加する。工作物

が削りとられる量は、実砥石切込み量が増加するとともに増加し、実砥石切込み量が設定砥石切込み量よりかなり大きくなって、工作物が削りとられる量が設定砥石切込み量と等しくなると、実砥石切込み量、切残し量、工作物が削りとられる量などが一定となり、定常研削状態となる。また砥石台の送込みを停止したのちのいわゆるスパークアウト研削状態は、圧力切込み状態となり、スパークイン研削状態とは逆に、実砥石切込み量が徐々に減少していく過程である。

図5.5は、円筒プランジ研削の1サイクル、すなわちスパークイン研削状態（ $t=0$ から $t=t_s$ まで）、定常研削状態（研削抵抗一定の間）、スパークアウト研削状態（研削抵抗が下がり始める頃から一定値に落着くまで）における過渡特性を模式的に示すものである。

工作物1回転あたりの設定砥石切込み量 Δ が、コンマ数ミクロンから数ミクロンのオーダーで与えられるようにプランジ速度 v_p を選定して行なわれる円筒プランジ研削においては、砥石と工作物の接触の初期段階に

において、一つの切刃の最大干渉深さ t_{max} はきわめて小さく、したがって前節で述べたTYPE Eの干渉形態が起こり、切刃は工作物と弾性的に接触するのみで、設定砥石切込み量のすべてが切残し量となる。（ $0 \leq t \leq t_p$ ）しかし、砥石は一定のプランジ速度で進行してくるために、砥石の奥干渉深さは次第に大きくなり、したがって切刃と工作物の干渉形態はTYPE EからTYPE Pへ（ $t=t_p$ ）、さらにTYPE C（ $t=t_p+t_c$ ）へと移行する。すなわち、砥石干渉深さの累積効果によって、実際の砥石干渉深さ d_s が設定砥石切込み深さ Δ に比べて相当大きな値になったとき、TYPE Cの干渉形態が始まって切りくずを生成するようになる。さらに奥干渉深さ d_s が増加して、設定砥石切込み量 Δ に等しいだけの量を切りくずとして排除するようになれば、定常研削状態となる。（ $t=t_s$ ）定常研削状態において砥石台の送りを停止すると、実砥石干渉量 d_s と砥石軸および工作物支持部の変位に起因する切残し量 d_i との和で与えられる研削系の干渉量 d_g が存在するために、いわゆるスパークアウト研削状態

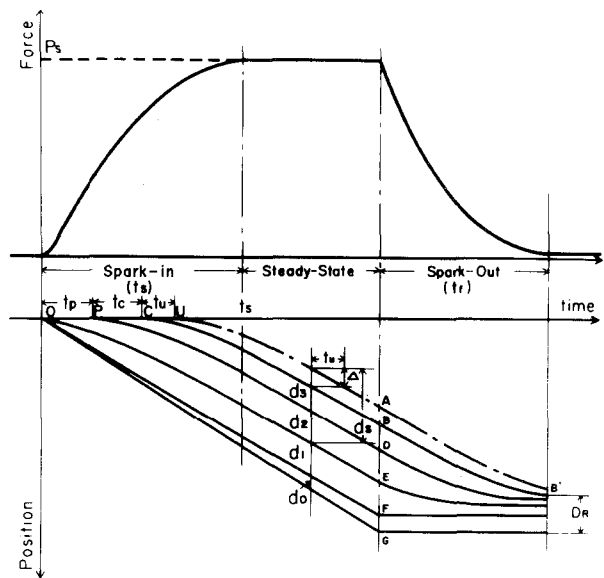


図 5.5 プランジ研削の過渡特性

となり、研削系の干渉量は研削時間とともに減少していく。しかし研削系の干渉量 d_g は、スパークアウト研削を長くやっても零とはならず、研削系の剛性や接触剛性などによって決まる限界研削系干渉量に収束する。

この研削サイクルにおける過渡特性は、図に示すように研削抵抗と密接な関係を持っている。すなわち、スパークイン研削状態においては、実砥石干渉量 d_s が研削時間とともに増加し、したがって研削抵抗も研削時間とともに増加するが、定常研削状態になって実砥石干渉量 d_s が研削時間に対して一定になると、研削抵抗も一定になる。そしてスパークアウト研削状態になると、砥石干渉量が研削時間とともに減少していくために、研削抵抗も減少するが、前述のように限界干渉量が存在するために、スパークアウト研削を長く行っても研削抵抗は零とはならない。

図5.6は、速度比 $K_v=0.0162$ ，設定砥石切込み量 $\Delta=0.91\mu\text{m}/\text{rev. of W.P.}$ に設定して得られた各種切残し量と寸法生成曲線を、研削時間に対して示すものである。図において、点Oは砥石が工作物と接触しはじめる点を、点Eは工作物半径が減少しはじめる点（寸法生成開始点）を表わし、直線 ON' は砥石台の移動量を、曲線 $ETNF$ は研削時間とともに変化する工作物半径減少量 SR をそれぞれ表わしている。時間 t_s および t_f は、それぞれ砥石が工作物と接触してから寸法生成開始点までの時間、スパークイン研削時間およびスパークアウト研削時間を表わしている。また $(SR)_{in}$ および $(SR)_{out}$ は、それぞれスパークイン研削時間における工作物半径減少量およびスパークアウト研削時間における工作物半径減少量である。さらに $(DR)_f$ は、スパークアウト

完了後における砥石台の送り量と工作物半径減少量との差、すなわち最終切残し量であり、 d_f はスパークアウト完了後における接触剛性に関する切残し量と表面あらさに関する切残し量の

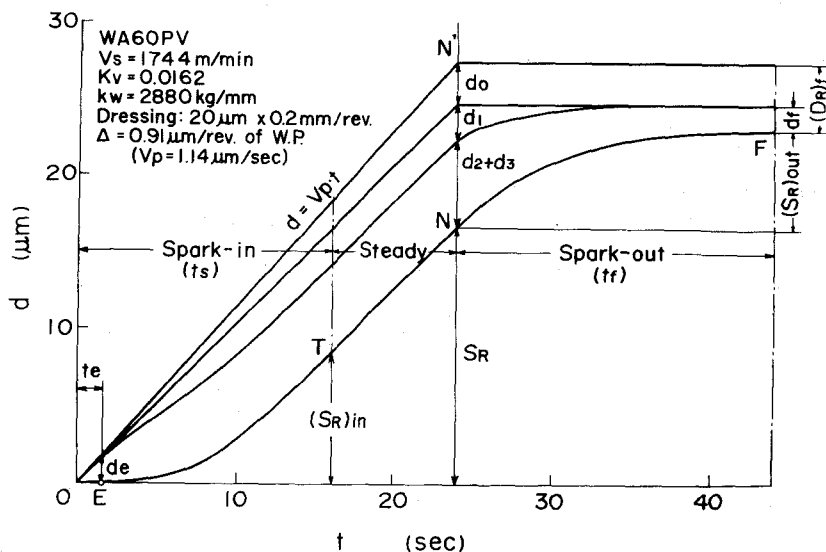


図5.6 寸法生成曲線

和である。図より明らかなように、砥石台の送り量と寸法生成量とはかなり異なっており、その差が切残し量として研削の過渡特性に重要な影響を与える。また実砥石干渉量 $ds (= \Delta + d_2 + d_3)$ もかなり大きな値であることがわかる。以下、研削の過渡特性に与える加工条件の影響について検討する。

5.5 過渡特性におよぼす加工条件の影響

図 5.7 は、速度比を $K_v = 0.0162$ 一定として、工作物 1 回転あたりの設定砥石切込み深さ Δ を変化させた場合の、研削背分力 P の研削時間に対する変化形態を示すものである。図より明らかなように、研削背分力 P は、研削時間とともに増加し、ある時点で定常研削状態に入り一定値を示すようになる。研削抵抗は、砥石と工作物との干渉深さが大きくなるほど増大する

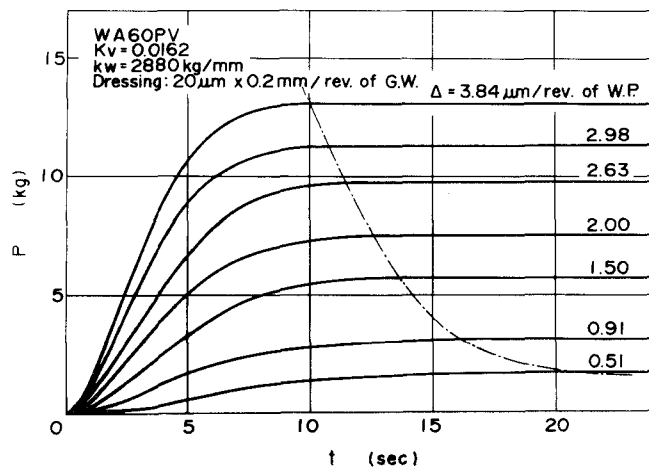


図 5.7 スパークイン研削状態における
背分力と研削時間との関係

ことから判断して、上記のことはスパークイン研削状態における実砥石切込み深さの累積効果を意味する。また定常研削状態においては、砥石切込み量と切りくず除去による工作物半径の減少量とが平衡するために、実砥石干渉量が一定となることを示している。さらに、設定砥石切込み量 Δ が大きいほど、定常研削状態における背分力 P_s が大きいにもかかわらず、定常研削状態になるまでの研削時間、すなわちスパークイン研削時間は短い。このことは、設定砥石切込み量 Δ が大きいほど、スパークイン研削状態における砥石干渉量の増加速度および定常研削状態における砥石干渉量が大きいことを意味する。

図 5.8 は、研削時間 t をスパークイン研削時間 t_s で割ることによって無次元化し、また研削背分力 P を定常研削状態における背分力 P_s で割って無次元化した場合の、スパークイン研削状態における研削背分力の変化を、図 5.7 から求めたものである。この図より明らかなように、無次元背分力 P/P_s は、設定砥石切込み量 Δ に無関係

に一つの曲線で表わすことができる。このことは、スパークイン研削時間 t_s および定常研削状態における背分力 P_s がわかれば、工作物1回転あたりの設定砥石切込み量 Δ がどのような値であっても、スパークイン研削状態における研削背分力の変化が、一義的に決定されることを示している。

図5.9は、定常研削背分力 P_s と、工作物1回転あたりの設定砥石切込み量 Δ との関係を示すものである。図より明らかなように、 Δ が大きいほど、定常研削背分力 P_s は増加する。このことは、設定砥石切込み量 Δ が大きいほど、定常研削状態における実砥石干渉量 d_s が大きいことを意味する。

図5.10は、スパークアウト研削状態における研削背分力 P の研削時間に対する変化を示す。図よりわかるように、設定砥石切込み量 Δ が異なっても、研削背分力 P は研削時間とともに同一の曲線に沿って減少する。たとえば、 $\Delta = 3.84 \mu\text{m/rev. of W.P.}$ の場合、背分力は $\Delta = 3.84$ に対する定常研削背分力を与える点 P_1 から、 $P-t$ 曲線に

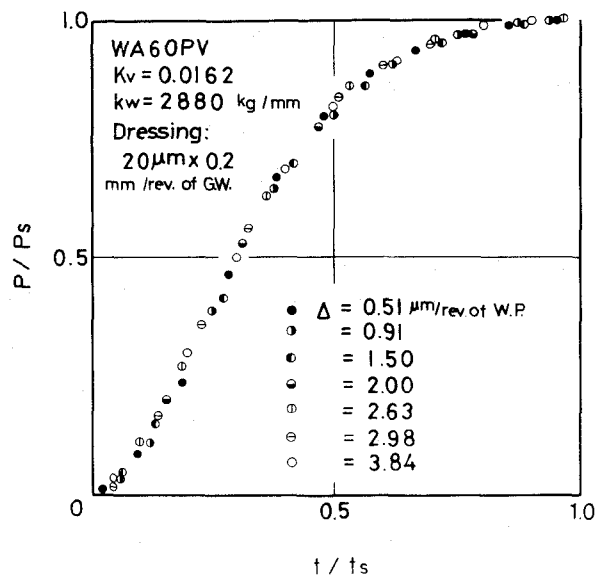


図5.8 スパークイン研削状態における背分力の変化

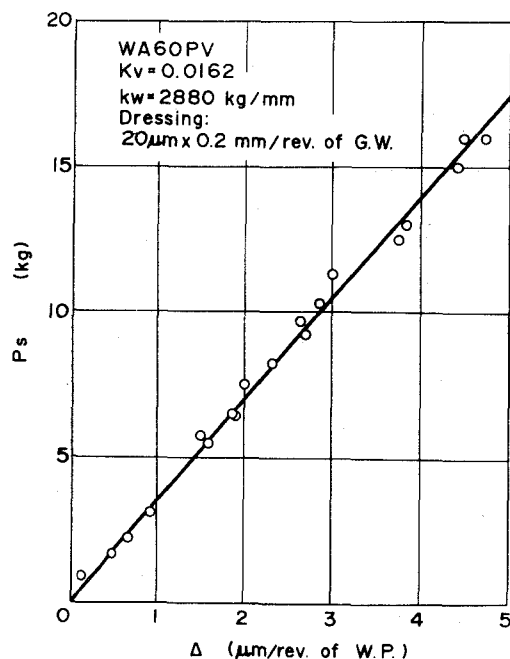


図5.9 定常研削状態における背分力

治って0まで減少し、また $\Delta = 2 \mu\text{m}$ / rev. of W.P. の場合には同様に P_2 から0まで減少する。これは、スパークアウト研削が研削系の干渉量 $d_g (=d_i + d_s)$ の減少によって進行することから容易に理解される。図にはまた、 P_s と Δ との関係を与える $P_s - \Delta$ 曲線が一点鎖線で表わされている。この $P_s - \Delta$ 曲線と $P - t$ 曲線より、任意の Δ に対するスパークアウト研削時間を図式的に求めることができる。たとえば $\Delta = 2 \mu\text{m}$ / rev. of W.P. の場合、 $\Delta = 2$ から縦軸に平行線をひき $P_s - \Delta$ 曲線との交点は $\Delta = 2$ に対する定常研削背分力 P_{s2} を与える。 P_{s2} から横軸に平行線をひき $P - t$ 曲線と交わる点 P_2 に対する時間(この場合23.4 sec)が $\Delta = 2 \mu\text{m}$ / rev. of W.P. でプランシ研削をする場合のスパークアウト研削時間 t_f を与える。

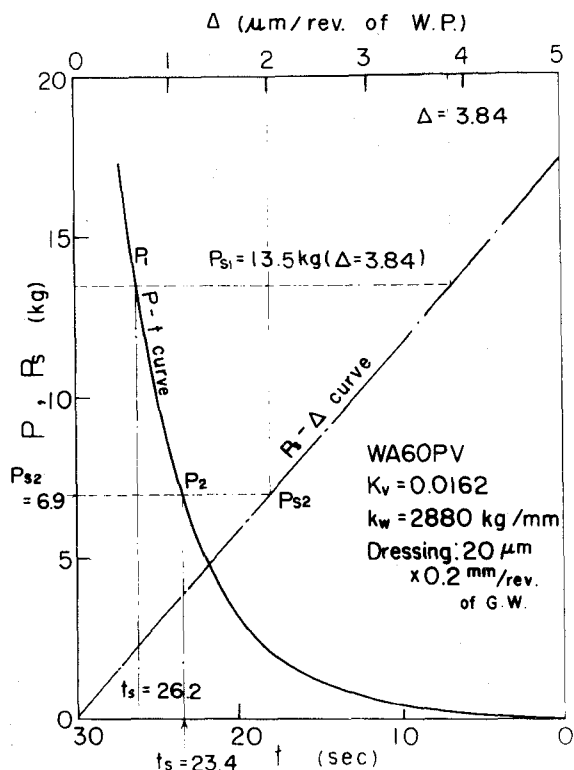


図5.10 スパークアウト研削状態における背分力の変化

図5.11は、設定砥石切込み量 Δ を一定にして、速度比 K_v を変化させた場合のスパークイン研削状態における背分力 P の研削時間に対する変化を示す。図より明らかなように、速度比 K_v が大きいほど定常研削背分力は大きいが、スパークイン研削時間は短い。これは速度比 K_v が大きいほど、スパークイン研削状態における砥石干渉量の増加速度および定常研削状態における

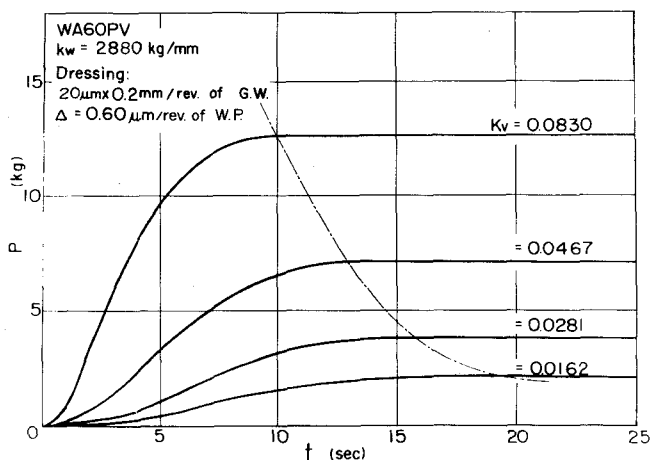


図5.11 スパークイン研削状態における背分力におよぼす速度比の影響

砥石干渉量が大きいことを意味する。

図5.12は、スパークアウト研削状態における背分力の変化過程におよぼす速度比 K_v の影響を示すものである。図より明らかなように、速度比 K_v の大きいほど背分力の減少割合は大きくなる。このことは、速度比 K_v が大きくなると、砥粒切刃の切込み角 λ_g が大きくなるために、研削現象が改善されること、および速度比 K_v が大きいほど、工作物の回転数が大きく単位時間あたりの研削量が大きくなることより理解される。したがってスパークアウト研削時間 t_f は、速度比 K_v が大きいほど短くなることがわかる。

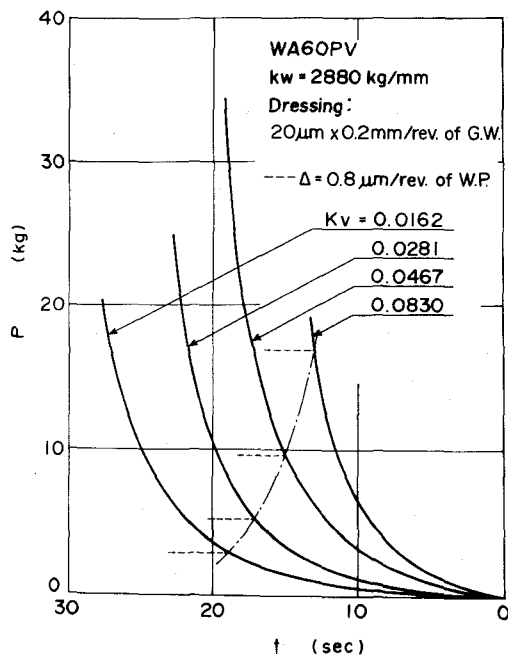


図5.12 スパークアウト研削状態における背分力におよぼす速度比の影響

図5.13は、速度比 $K_v=0.0162$ 一定にして、工作物1回転あたりの設定砥石切込み量 Δ を変化させた場合の、スパークイン研削状態における寸法生成曲線を示す。図よりわかるように、砥石と工作物との接触始点と寸法生成開始点の間には時間 t_e だけのずれがあり、 t_e は Δ の大きいものほど小さい。寸法生成開始点をすぎると、寸法生成

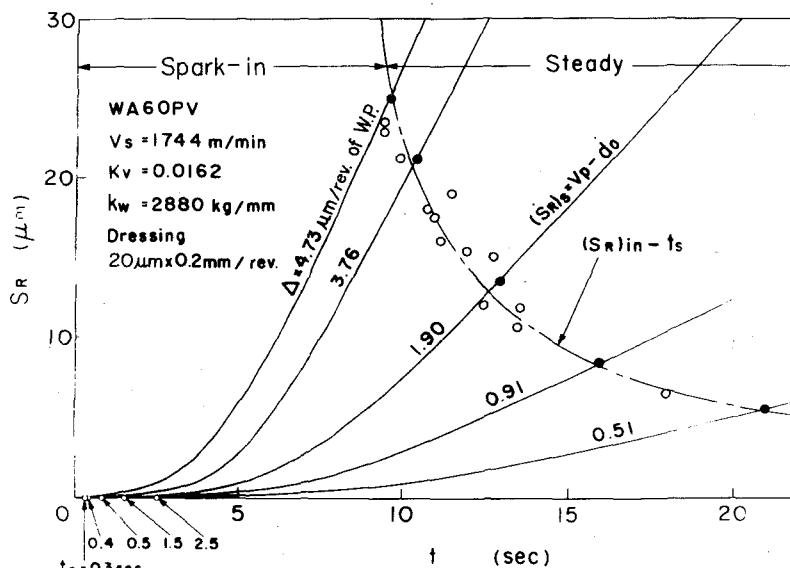


図5.13 スパークイン研削状態における寸法生成曲線

量は徐々に増加しはじめる。そしてある
 点から急激に増加するようになり、砥石
 と工作物が接触しはじめてからの研削時
 間が t_s になると、寸法生成速度 $\dot{S}_R$ が
 プランジ速度 v_p と砥石摩耗速度 $\dot{d}_0$ と
 の差に等しくなるために定常研削状態と
 なり、寸法生成曲線は研削時間の増加と
 ともに直線的に増加していく。図中一実
 鎖線は、スパークイン研削時間 t_s とス
 パークイン研削状態における寸法生成量
 $(S_R)_{in}$ との関係を表わすもので、この
 線より右側の領域は定常研削状態にある
 ことを示している。

図5.14は、スパークイン研削時間 t_s
 およびスパークイン研削状態での寸法生
 成量 $(S_R)_{in}$ と設定砥石切込み量 Δ
 との関係を示すものであり、 Δ が大
 きいほど t_s は短かいにもかかわら
 ず、 $(S_R)_{in}$ は大きいことがわかる。

図5.15は、スパークイン研削状態
 と定常研削状態の遷移点、すなわち
 $t = t_s$ における各種切残し量およ
 び寸法生成量と設定砥石切込み量 Δ
 との関係を示すものである。この遷
 移点までに砥石台が移動する量は、
 $v_p \cdot t_s$ であり、そのうち $(S_R)_{in}$
 が研削量として、また $\dot{d}_0$ が砥石摩
 耗量として解放され、残りは研削系
 に累積されており、それが定常研削
 状態においては一定に保たれる。そ
 してこの切残し量が、砥石台の送込
 みを停止したときにスパークアウト
 研削を行なう原因となる。また図よ
 りわかるように、スパークイン研削

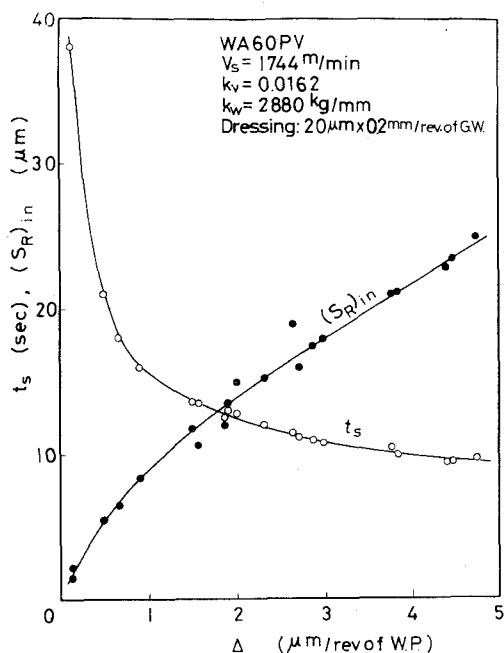


図5.14 スパークイン研削時間と寸法生成量

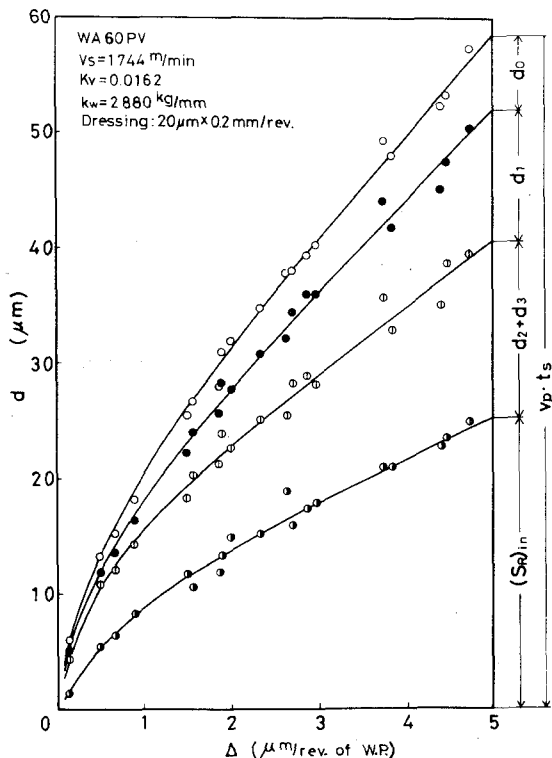


図5.15 スパークイン研削状態における寸法生成量と切残し量

状態完了時における砥石台の移動量 $v_p \cdot t_s$, 研削量 $(SR)_{in}$, 各種切残し量 d_0 , d_1 , $d_2 + d_3$ などは、いずれも設定砥石切込み量 Δ が大きいほど大きく、スパークイン研削状態における寸法生成量 $(SR)_{in}$ は、砥石台移動量の約半分であり、残りの半分は切残し量となる。

図5.16は、スパークアウト研削時間およびスパークアウト研削状態における寸法生成量 $(SR)_{out}$ と設定砥石切込み量 Δ との関係を示すものであり、 Δ が大きいほど、定常研削状態での研削系の干渉量が大きいために、それを解放するために必要な時間、すなわちスパークアウト研削時間 t_f およびスパークアウト研削状態における寸法生成量 $(SR)_{out}$ はともに、設定砥石切込み量 Δ が大きいほど大きくなることわかる。

図5.17は、1研削サイクルにおける砥石台の移動量 d , スパークイン研削状態における寸法生成量 $(SR)_{in}$, スパークアウト研削状態での寸法生成量 $(SR)_{out}$ および最終切残し量 $(DR)_f$ と設定砥石切込み量 Δ との関係を示すものである。(ただし定常研削状態の時間は零にして実験した結果) 図より、各値は Δ が大きいほど大きいこと、スパークイン研削状態およびスパークアウト研削状態での寸法生成量はほぼ同じであること、³⁹⁾ 最終切残し量はかなり大きい

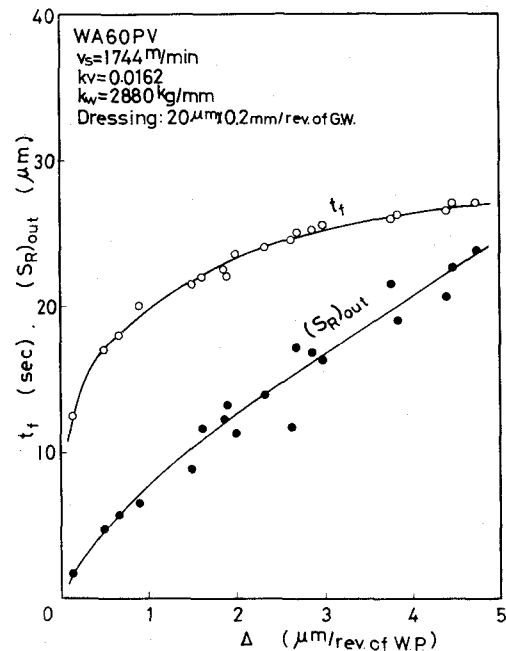


図5.16 スパークアウト研削時間と寸法生成量

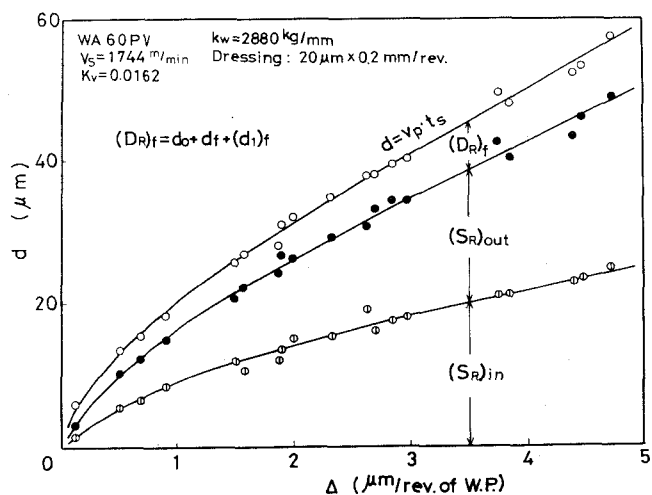


図5.17 研削サイクル完了後の寸法生成量と切残し量

ことなどがわかる。

図5.18は、研削サイクル完了後の最終切残し量 $(DR)_f$ と、設定砥石切込み量 Δ との関係を示すものである。 $(DR)_f$ は、 $(d_2 + d_3)$ の最終値を d_f で表すと次のようになる。

$$(DR)_f = d_0 + (d_1)_f + d_f$$

図よりわかるように、 d_f , $(d_1)_f$ は Δ に対して一定となるが、 d_0 は Δ が大きいほど大きい。したがって、最終切残し量 $(DR)_f$ は Δ が大きいほど大きくなる。この最終切残し量 $(DR)_f$ は、工作物を一定の寸法に加工するとき、砥石台を予定研削量よりも余分に切込まなければならぬ量を決定する場合の基礎となるものであり、実際の研削加工において重要な値である。

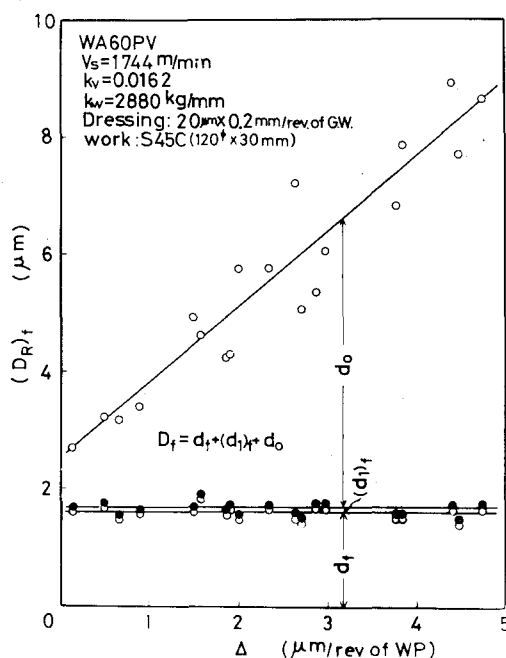


図5.18 最終切残し量

5.6 設定切込み深さと実干渉深さ

前節までの解析によって、プランジ研削のように工作物1回転あたりの設定砥石切込み量 Δ が非常に小さい場合には、 Δ の何倍もの実干渉深さに達しなければ、 Δ ずつ切り取られていくという定常研削状態にはならず、スパークイン研削状態は、実干渉深さを累積していく過程であり、またスパークアウト研削状態は、それを解放していく過程であることがわかった。ここで定常研削状態について考えてみると、定常研削状態は工作物1回転あたりの設定砥石切込み量 Δ と工作物半径の減少量とが平衡している状態であり、したがって実干渉深さ d_s は一定であるから、定常研削抵抗 P_s も一定となり、研削系の干渉量 d_g および干渉比 d_s/Δ も次式で与えられる一定値をとる。

$$d_s = \Delta + d_2 + d_3$$

$$d_g = d_s + d_1 = d_s + \frac{P_s}{K_s}$$

$$\frac{ds}{\Delta} = 1 + \frac{d_2 + d_3}{\Delta} > 1$$

図5.19は、定常研削状態における砥石干渉量 ds および干渉比 ds/Δ と設定砥石干渉量 Δ との関係を示すものである。図よりわかるように、砥石干渉量 ds は Δ の増加とともに増加する。また干渉比 ds/Δ は Δ の増加とともに減少する。一般のプランシ研削においては、砥石干渉量は研削量（すなわち Δ ）の数倍から十数倍であることがわかる。

定常状態のないフライス加工においても同じような現象が存在し、切残し量を作る原因となる。フライス加工では、システム剛性に起因する切残し量を明確には区別できないので、これを加えた $d (= d_1 + d_2 + d_3 + \Delta)$ を用いて干渉比 d/Δ を考える。4.6の結果からこれを求めると図5.20のようになり、特に切込みの小さい場合を除けばほぼ1に近く、研削加工の場合と比べるとかなり小さいことがわかる。

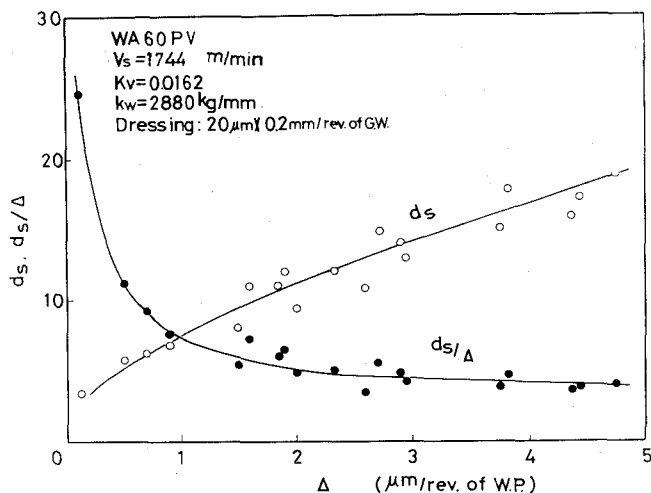


図5.19 定常研削状態における干渉比

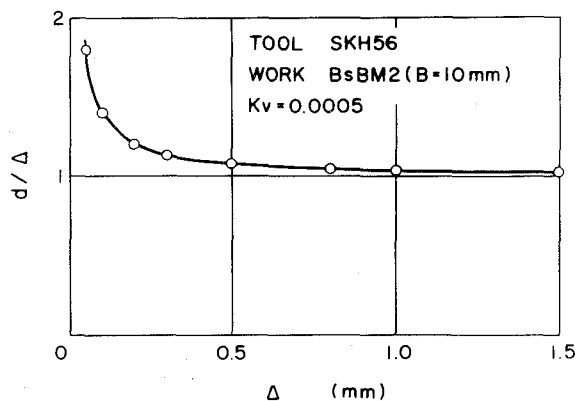


図5.18 フライス切削における干渉比

5.7 結言

本章ではプランシ研削過程をとりあげ、その工作物1回転あたりの設定砥石切込み量が、フライス加工や平面研削と比べてきわめて小さいがゆえに端的に現われてくる過渡特性を、過渡的切削過程という観点から解析した。本章で得られた主な結果は次

のようである。

- 1). プランシ研削過程には、スパークイン研削状態、定常研削状態、スパークアウト研削状態が存在する。
- 2). スパークイン研削状態は砥石の臭干渉深さが累積していく過程であり、スパークアウト研削状態はそれが解放されていく過程である。
- 3). 定常研削背分力は、設定砥石切込み量が大きいほど、また速度比が大きいほど大きい。
- 4). スパークアウト研削状態における背分力の変化過程は、速度比 K_v が大きいほど減少割合は大きいが、 K_v が一定ならば設定砥石切込み量が異なっても同一曲線に沿って変化する。
- 5). スパークイン研削状態における寸法生成量は、設定砥石切込み量 Δ の増加とともに増加するが、スパークイン研削時間は Δ の増加とともに減少する。
- 6). スパークアウト研削状態における寸法生成量およびスパークアウト研削時間は、設定砥石切込み量の増加とともに増加する。
- 7). スパークイン研削状態における寸法生成量とスパークアウト研削状態における寸法生成量は、ほぼ同じである。
- 8). 定常研削状態における実砥石干渉量は、設定砥石切込み量の数倍から十数倍である。

第6章 過渡的切削過程における加工硬化層の解析⁴⁰⁾

6.1 緒言

加工部品の性能、寿命という観点からみる場合、切削加工においては最終的に残る仕上表面の表面特性が重要である。一般に金属材料に機械加工を施すと、加工表層部には内部の素地とは種々の性質を異にする加工変質層が生成される。変質層内での材料の変形は塑性的であるために、表層部の組織は流動し加工硬化を受ける。また加工後、材料内部には残留応力と呼ばれる内力が生ずる。この加工硬化層や残留応力の存在は、材料の使用特性、たとえば疲労強度や耐摩耗性、耐食性などに対して種々の影響を与えたり、また製品の形状、寸法精度なども加工変質層の影響を受けて、時間とともにしだいに変化したりする。⁴¹⁾

過渡的切削過程においては、仕上表面として残るのは切刃と工作物の接触始点近傍であり、しかも接触始点近傍には弾性変形領域や塑性変形領域などの過渡領域が存在するために、過渡的切削過程によってできる仕上表面の表面特性を研究するには、接触始点近傍における情報を得ることが重要である。

本章においては、表面特性値のうちの加工硬化層をとりあげて解析する。まず、加工硬化深さ係数を模型切削実験によって測定し、それを用いて加工硬化層創成曲線を理論的に決定する。さらに、過渡的切削過程によって得られる仕上表面下の加工硬化層深さを標準切削実験によって実験的に解析し、過渡的切削過程における基本境界条件のうち加工硬化層深さを支配する要因を明らかにする。

6.2 実験装置および方法

6.2.1 模型切削実験

過渡的切削過程においては、連続切刃間隔 δ だけ離れた切刃が、次々と工作物を削り取ることによって仕上表面が生成される。このために、一つの切刃によって加工硬化層がいかに創成されるかを調べるためには、加工硬化層の干渉現象、すなわち先行する切刃の影響を取り除くことが必要である。ここでは焼鈍された被削材を1回だけ模型切削し、接触始点近傍における現象を中心に調べる。過渡的切削過程における加工硬化層創成曲線を理論的に解析するためには、まず接触始点近傍における過渡領域⁴²⁾での干渉深さと加工硬化層深さとの関係を表わす係数、すなわち加工硬化深さ係数を

決定することが必要である。そのために、試験片を切刃切込み角 λ_g に相当する角度をつけて平削り盤の工作物支持台に取り付け、正三角形の超硬チップ P20 (13.5×4.8 mm) の稜を用いて傾斜切削実験を行なう。試験片 (200×35×3 mm) の材質は S55C であり、820℃ で 1 時間真空焼鈍したものを用いる。切刃のすくい角 $\alpha = -6^\circ$ 、逃げ角 $\beta = 6^\circ$ で切削速度は 30 m/min とし、切刃切込み角 λ_g は 24.4', 18.1' とした。また加工硬化深さ係数におよぼす切削速度の影響を検討するために、直径の大きい 1 枚刃フライスカッター ($R_s = 305$ mm) を作製して 104 m/min, 245 m/min で 1 回だけ円弧切削を行なう。試験片の形状は 80×40×3 mm で、その他の切削条件は 30 m/min の場合と同じである。加工硬化層深さの測定には、マイクロビッカース硬度計を用いる。なお切刃として用いる超硬チップの稜の先端丸味半径は、走査型電子顕微鏡観察によれば約 5 μ m である。

6.2.2 標準切削実験

通常のフライス切削においては、過渡的切削過程が連続して行なわれる。ここでは、フライス切削の仕上表面下の加工硬化層深さを実験的に検討するために、フライス盤の主軸に 1 枚刃カッターを取り付け、テーブルの横送りを利用して切削実験を行なう。実験装置は第 4 章で用いたものと同じである。1 枚刃カッターを用いる理由は、通常の多刃フライスカッターでは、切刃自体の不揃いやカッター取付け時の偏心などによって仕上表面にうねりを生じて、本実験の目的とする過渡的切削過程を観察することが困難となるためである。実験に用いるカッターには、前述の模型切削実験と同じ正三角形の超硬チップが取り付けられており、すくい角 $\alpha = -5^\circ$ 、逃げ角 $\beta = 5^\circ$ 、半径 $R_s = 62.5$ mm である。

標準切削実験においては、切削速度を 32 m/min とし上向き削りを行なう。試験片 (80×40×3 mm) の材質は S55C で 820℃、1 時間真空焼鈍したものを用いる。また切削速度の影響を調べるために、速度比 K_v 、切込み深さ d を一定 (すなわち相互干渉形状を一定) に保って、切削速度を 21 m/min から 300 m/min まで変化させて実験を行なう。

実験条件については、次のような理由により標準切削実験条件として、4 組のシリーズが設定される。切削加工によって得られる結果は、切刃と工作物の相互干渉の結果であるから、入力 (設定条件) と出力 (切削結果) の間の関係を明確にするためには、切刃と工作物の相互干渉を特徴づける変数を組織的に変化させなければならない。切刃と工作物の相互干渉を特徴づける変数は、明らかに一つの切刃が工作物と干渉する部分の形状に関する値であり、それらの値は第 2 章で解析したように、切削速度、

切刃形状、切込み深さなどと一定の関係をもっている。このために、手軽に変えられる条件を適当に変えるのではなくて、この相互干渉形状に着目して組織的な実験を行なうために、次のような実験条件を設定する。

- (1) Tシリーズ (t_{max} が一定)
- (2) Lシリーズ (Lt が一定)
- (3) Fシリーズ (f が一定)
- (4) Cシリーズ (f/Lc が一定)

図6.1は、各シリーズにおける実験条件と幾何学的切りくず形状の間の関係を模式的に示すものであり、たとえばTシリーズにおいては、最大切りくず厚さ t_{max} を一定にして一刃あたりの送り f を増加させると、 Lt は(2.5)式に示す関係式によって必然的に減少する。すなわちこれらのシリーズにおいては、幾何学的切りくず形状の諸変数がすべて独立変数であるのではなくて、いくつかの変数は他の変数が定まれば必然的に定まるという関係をもつ。

図6.2は、実際に実験で変化させる変数、すなわち切込み深さ d と速度比 K_v (ここでは切刃速度 V_s を一定にしているので工作物送り速度 V_w と同義) の、それぞれのシリーズにおける関係を示すものである。図よりこれら4組の標準実験条件は、速度比 K_v と切込み深さ d との間に存在する代表的な4つの傾向を含んでいることがわかる。すなわちTシリーズにおいては、速度比 K_v の増加とともに切込み深さ d が減少し、Lシリーズにおいては、

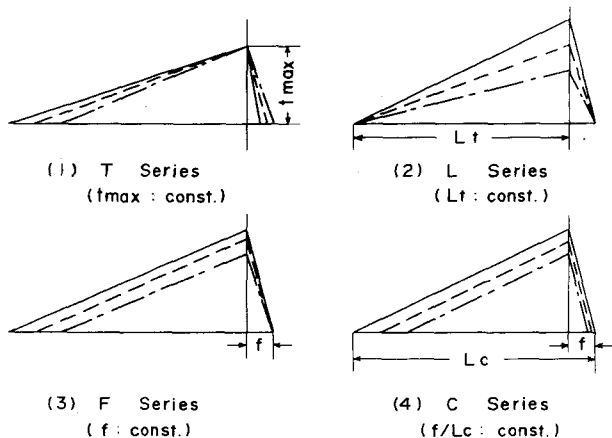


図6.1 標準切削実験条件における幾何学的切りくず形状

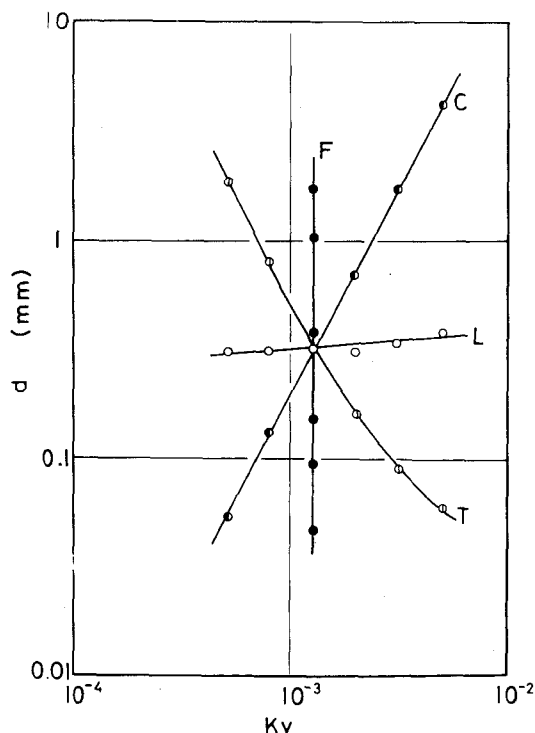


図6.2 標準切削実験条件における速度比と切込み深さの関係

K_v が増加しても d はほぼ一定値を示す。またFシリーズにおいては、 K_v が一定で d が変化し、Cシリーズにおいては、Tシリーズとは逆に K_v の増加とともに d は減少する。従来の研究においては、たとえば切込み深さの影響を調べるためにはここで述べたFシリーズの実験を行なって、その結果を議論していることが多いようであるが、図6.1からも明らかなように、切込み深さや送り速度を一定に保っても工具と工作物の干渉の基本となる幾何学的切りくず形状がいろいろと変化するために、その結果も条件によってまちまちであることが多く解析を困難にしている。ここでは、この4シリーズによる組織的な実験を行なうことによって、実験結果の解析を行なう。

6.3 加工硬化層創成曲線の決定

6.3.1 加工硬化深さ係数

干渉深さと加工硬化層深さとの関係を表わす加工硬化深さ係数は、仕上表面下の加工硬化層創成曲線を決定するための基本値である。

図6.3および図6.4は、加工硬化層深さ y_H と干渉深さ y との関係を、切削速度を変数にして示すものであり、前節で述べた模型切削実験によって求められたものである。図において、干渉深さ y は切刃と工作物との実干渉深さから弾性回復量を除いた値であり、切削前と切削後の試験片の形状変化より求められる。図6.4は図6.3の接触始点近傍を拡大して示すものである。これらの図より明らかなように、加工硬化層深さ y_H は切刃切込み角 λ_g には影響されずに干渉深さ y によって定まり、塑性変形領域では干渉深さ y の増加とともに急激に増加し、 y が塑性限界干渉深さ y_p を越えて切削領域に入ると、ゆるやかな勾配になって直線的に増加

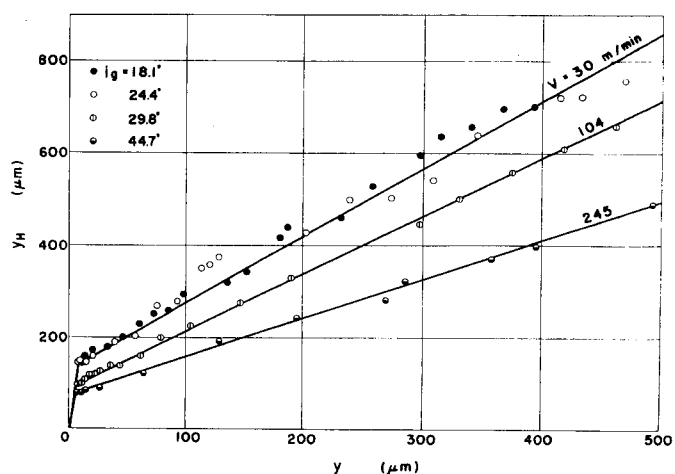


図6.3 模型切削実験における加工硬化層深さ

する。これは、岡村・中島によって行なわれた円弧型切削実験による実験結果と定性的に一致している。⁴³⁾ 塑性変形領域および切削領域におけるそれぞれの直線の勾配を塑性域加工硬化深さ係数 H_p および切削域加工硬化深さ係数 H_c とすると、 H_p は塑性変形領域において切刃が単位量だけ切込んだ時の Y_H の増分を示し、 H_c は切削領域における増分を意味する。したがって、塑性変形領域および切削領域における加工硬化層深さ Y_H は、それぞれ次式で与えられる。

$$Y_H = H_p \cdot Y \quad (0 \leq Y \leq Y_p) \quad (6.1)$$

$$Y_H = H_c (Y - Y_p) + H_p Y_p \quad (Y \geq Y_p) \quad (6.2)$$

塑性域加工硬化深さ係数 H_p 、切削域加工硬化深さ係数 H_c および塑性限界干渉深さ Y_p の値は、切削速度の増加とともに減少する。それらの値を一括して表6.1に示す。

表6.1 加工硬化深さ係数

V	$H_p \mu\text{m}/\mu\text{m}$	$H_c \mu\text{m}/\mu\text{m}$	$Y_p \mu\text{m}$
30 m/min	17.9	1.45	7.80
104	15.0	1.25	6.45
245	13.5	0.84	5.85

6.3.2 加工硬化層創成曲線

加工硬化深さ係数を用いると、仕上表面下の加工硬化層創成曲線を理論的に解析することができる。

図6.5は、過渡的切削過程における一つの切刃による加工硬化層創成曲線を解析するための座標系を示すものである。図において、曲線PCDは一つの切刃によって生

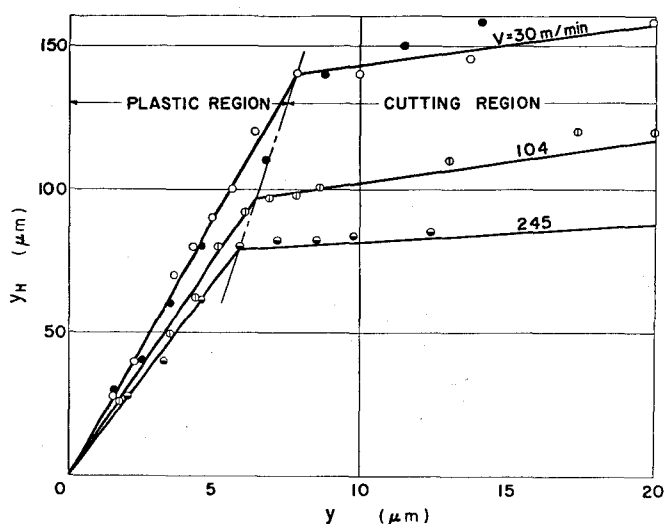


図6.4 接触始点近傍における加工硬化層深さ

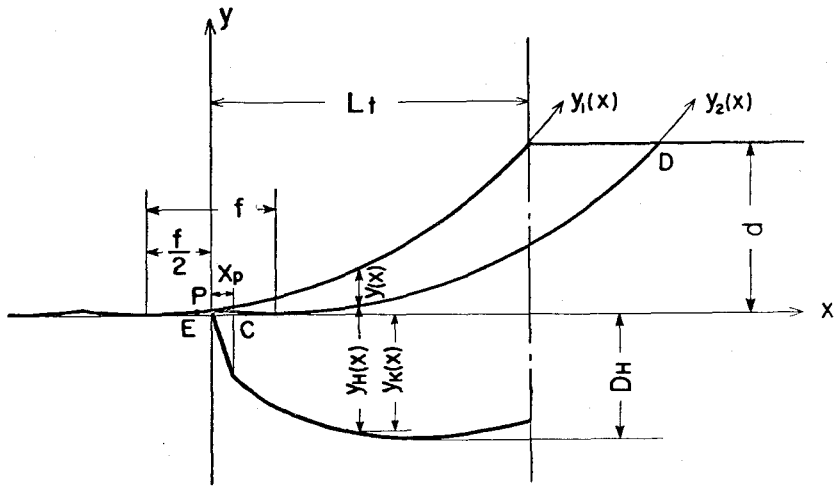


図6.5 加工硬化層創成曲線を解析するための座標系

成される加工面創成曲線であり、点Eは切刃と工作物の接触始点である。切刃は弾性変形領域EPの間は、工作物上を弾性的に上すべりするのみであり、加工硬化は生じないが、点Pに到ると工作物は塑性変形を始め、この部分から加工硬化が始まる。ここで前に述べた関係を用いると、塑性変形領域PCにおける加工硬化層深さは(6.1)式に従って増加し、C点を過ぎた切削領域における加工硬化層深さは(6.2)式に従う。これらの関係を式に表わせれば次のようになる。

$$y_1(x) = \frac{A}{2R_s} \left(x + \frac{f}{2} \right)^2$$

$$y_2(x) = \frac{A}{2R_s} \left(x - \frac{f}{2} \right)^2$$

$$\therefore y(x) = y_1(x) - y_2(x) = \frac{A f}{R_s} x$$

ここで塑性変形領域、すなわち $0 \leq y(x) \leq y_p$ の場合は(6.1)式より

$$y_H(x) = H_p \cdot y(x) = \frac{A f}{R_s} H_p \cdot x$$

となるから、加工硬化層創成曲線 $y_k(x)$ は次のように表わされる。

$$y_k(x) = y_H(x) - y_2(x) = \frac{A f}{R_s} H_p \cdot x - \frac{A}{2R_s} \left(x - \frac{f}{2} \right)^2 \quad (6.3)$$

この曲線の極値をとる値 x_1 は

$$x_1 = f(H_p + \frac{1}{2}) \quad (6.4)$$

また切削領域, すなわち $y(x) \geq y_p$ の場合は (6.2) 式より同様にして

$$y_k(x) = \frac{Af}{R_s} H_c \cdot x + y_p(H_p - H_c) - \frac{A}{2R_s} (x - \frac{f}{2})^2 \quad (6.5)$$

極値をとる x の値 x_2 は

$$x_2 = f(H_c + \frac{1}{2}) \quad (6.6)$$

一方、(6.3) 式と (6.5) 式の交点、すなわち塑性限界点における x の値 x_p は

$$x_p = \frac{R_s}{Af} y_p \quad (6.7)$$

最大加工硬化層深さ D_H は、加工硬化層創成曲線 $y_k(x)$ の最大値で与えられるから、 x_1 , x_2 および x_p の大小関係によって、図 6.6 に示すようになる 3 つの場合に分けられる。図において、(a) は塑性変形領域で最大値が与えられる場合であり、最大加工硬化層深さ D_H は (6.3) 式の x に x_1 を代入することによって得られる。(b) は塑性限界点 $x = x_p$ における $y_k(x)$ の値が最大加工硬化層深さを与える場合であり、ここでは (6.3) 式と (6.5) 式の値が一致する。また (c) は切削領域において最大値が与えられる場合で、(6.5) 式の x に x_2 を代入した値が最大加工硬化層深さ D_H となる。以上をまとめると、それぞれの場合における最大加工硬化層深さ D_H は、次に示すようである。

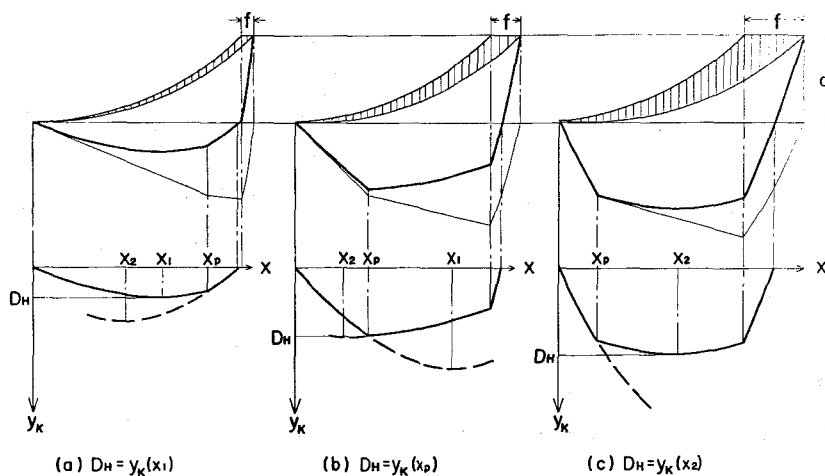


図 6.6 最大加工硬化層深さの 3 形態

(a). 塑性域で D_H が与えられる場合 ($x_2 \leq x_1 \leq x_p$)

$$D_H = y_k(x_1) = \frac{H_p(H_p+1)}{2} f \cdot \lambda_g \quad (6.8)$$

(b). 塑性限界点で D_H が与えられる場合 ($x_2 \leq x_p \leq x_1$)

$$D_H = y_k(x_p) = H_p y_p + \frac{y_p}{2} - \frac{y_p^2}{2} \frac{1}{f \cdot \lambda_g} - \frac{f \cdot \lambda_g}{8} \quad (6.9)$$

(c). 切削域で D_H が与えられる場合 ($x_p \leq x_2 \leq x_1$)

$$D_H = y_k(x_2) = \frac{H_c(H_c+1)}{2} f \cdot \lambda_g + y_p(H_p - H_c) \quad (6.10)$$

すでに述べたように、 H_p 、 H_c および y_p は切削速度が定まれば求まる定数であり、したがって上式から明らかなように、最大加工硬化層深さ D_H は、一刀あたりの送り f と切刃切込み角 λ_g の積 $f \cdot \lambda_g$ のみの関数となる。

図6.7は、表6.1に示す切削速度 $V = 30, 104, 245 \text{ m/min}$ における H_p 、 H_c および y_p を用いて、上式より計算された最大加工硬化層深さ D_H を示す。図より明らかなように、積 $f \cdot \lambda_g$ の小さいところ、すなわち塑性変形領域で最大加工硬化層深さ D_H が与えられる場合には、 D_H は積 $f \cdot \lambda_g$ の増加とともに直線的に急増し、 D_H が塑性限界点における $y_k(x)$ の値で与えられるところ

では、 D_H は積 $f \cdot \lambda_g$ の

増加とともに、勾配を徐々に減少させながら増加する。さらに積 $f \cdot \lambda_g$ が大きくなって、切削領域で最大加工硬化層深さ D_H が与えられる場合には、 D_H は塑性域における勾配の $1/10$ 以下のオーダーのゆるやかな勾配で、積 $f \cdot \lambda_g$ の増加とともに直線的に増加する。また図に示すように、最大加工硬化層深さ D_H は、切削速度の増加とともに減少する。

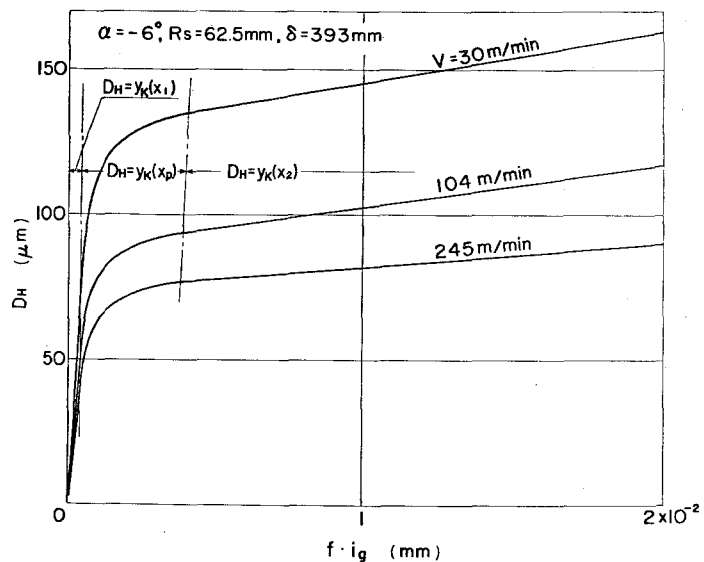


図6.7 最大加工硬化層深さの理論曲線

6.3.3 切込み深さの影響

以上の解析は、最大加工硬化層深さ DH が、 $x \leq L_t$ において与えられる場合であり、この領域においては干渉深さ γ は切込み深さ d には無関係であるために、 DH も d の影響を受けない。しかし、切込み深さ d 、切削域加工硬化深さ係数 H_c 、一刃あたりの送り f および切刃切込み角 λ_g との関係で、 $x_2 \geq L_t$ となる場合には、 $x = L_t$ における $\gamma_k(L_t)$ が DH を与えるようになる。この場合、 γ は d の関数となるから DH も d の影響を受けることになる。これらの関係を式に表わすと次のようになる。

$x_2 \geq L_t$, すなわち $f \cdot \lambda_g \geq 2d / (H_c + 1)^2$ のとき

$$DH = \gamma_k(L_t) = \sqrt{2d} (H_c + 1) \sqrt{f \cdot \lambda_g} - \frac{(H_c + 1)}{2} f \cdot \lambda_g + \gamma_p (H_p - H_c) - d \quad (6.11)$$

図6.8は、これらの関係を $V = 30 \text{ m/min}$ の曲線について示すものである。図において、実線は(6.8)、(6.9)および(6.10)式を適用したもので切込み深さ d によって影響されない場合の DH を表わし、破線は(6.11)式を適用したもので切込み深さ d の影響を受ける場合の DH を表わす。図に示すように、切込み深さ d が決まったとき、その d に対応して DH が切込み深さ d に影響される積 $f \cdot \lambda_g$ の限界値、すなわち $f \cdot \lambda_g = 2d / (H_c + 1)^2$ が存在し、その値より大きい積 $f \cdot \lambda_g$ に対しては破線に沿

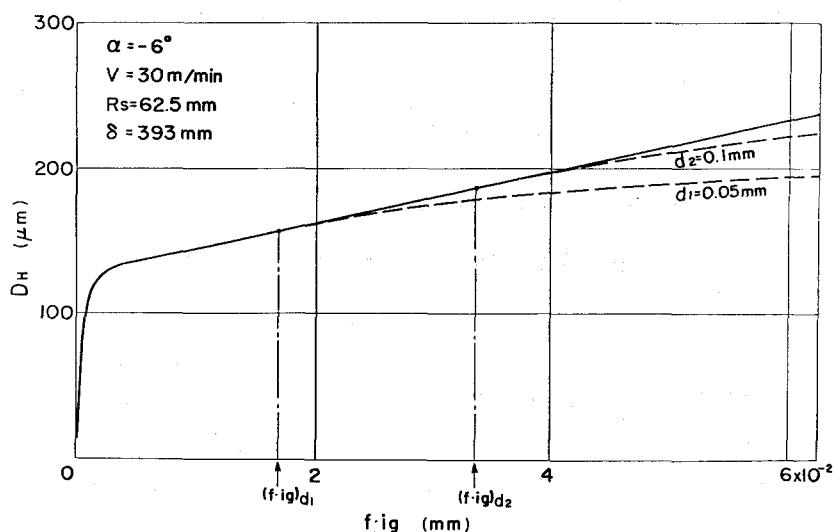


図 6.8 加工硬化層深さに対する切込み深さの影響

って変化し、実線よりも小さな値をとる。たとえば図において切込み深さ $d_1 = 0.05$ mmの場合、実線と破線の接点、すなわち積 $f \cdot \lambda_g$ の限界値は $(f \cdot \lambda_g)_{d_1}$ であり、切込み深さ d 以外の加工条件によって定まる積 $f \cdot \lambda_g$ の値が限界値 $(f \cdot \lambda_g)_{d_1}$ より大きくなると、 $d_1 = 0.05$ mmの破線に沿って変化する。同様に $d_2 = 0.1$ mmの場合は、 $(f \cdot \lambda_g)_{d_2}$ が限界値である。図より明らかなように、切込み深さ d の増加につれて、積 $f \cdot \lambda_g$ の限界値は大きくなる。しかし多刃回転工具による切削加工においては、積 $f \cdot \lambda_g$ の値は一般に小さく、この限界に到ることはほとんどない。

図6.9は、一刀あたりの送り f を非常に大きくとることによって、 DH が切込み深さ d の影響を受ける場合の一例を示すもので、あわせて連続して切削が行なわれる場合の加工硬化層の干渉現象をも実験的に検討したものである。そのために、図の一番右の干渉直後にカッターを瞬間停止させて1回だけ干渉するようにしている。図より明らかなように、理論的加工硬化層創成曲線は実験的に得られた曲線とよく一致しており、また2つの切刃干渉による加工硬化層の干渉現象はほとんど存在しない。したがって、模型切削実験によって得られる H_p , H_c および γ_p を用いて、過渡的切削過程における仕上表面下の加工硬化層深さを理論的に解析することができる。

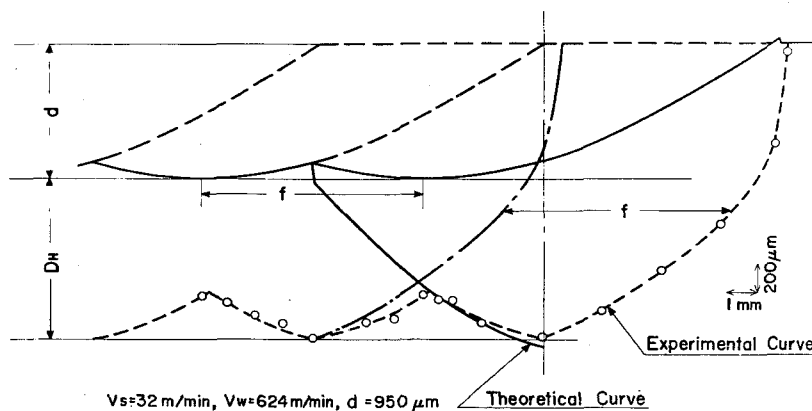


図 6.9 理論曲線と実験曲線との比較

6.4 加工硬化層深さを支配する要因

前節までの解析によって、過渡的切削過程において仕上表面下に生成される加工硬化層深さは、一刀あたりの送り f と切刃切込み角 λ_g との積 $f \cdot \lambda_g$ によって整理されることがわかった。本節では、これを6.2.2で述べた標準切削実験によって、実験的に検討しようとするものである。

図6.10は、標準切削実験条件のもとで得られた加工硬化層深さ DH に対する切込み深さ d の影響を示す。図より明らかなように、T, L, F, C シリーズはシリーズ毎にみれば d と一定の関係をもって変化しているが、全体としてみると傾向はそれぞれ異なっており、切込み深さ d は DH を支配する要因ではないことがわかる。これは、形削りや平削りなどのように二次元切削理論を適用できるもの⁴⁴⁾とは大きく異なる点である。

図6.11は、 DH に対する幾何学的最大切りくず厚さ t_{max} の影響を示すものである。図2.2のような過渡的切削モデルを考えた場合、一つの切刃の切込み深さに相当するのは実際は t_{max} である。事実、研削抵抗などは t_{max} を基礎として理論が組み立てられ、大きな成果をあげてきた。⁴⁵⁾ 一方、加工硬化層は工作物の変形域の大きさに関係し、それはまた切削抵抗とも密接な関係をもっているので、 t_{max} と何らかの関係をもっていることは十分に考えられる。しかし図に示すように、 DH は各シリーズ毎に異なった傾向をもっており、 t_{max} は DH に影響を与える因子ではあるが、 DH を支配する要因ではない。

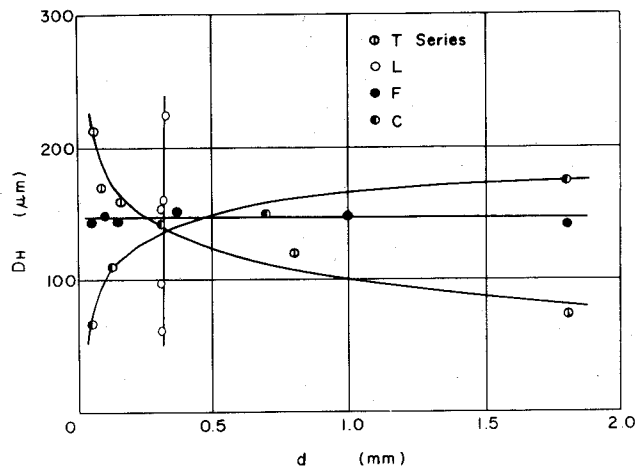


図6.10 加工硬化層深さと切込み深さとの関係

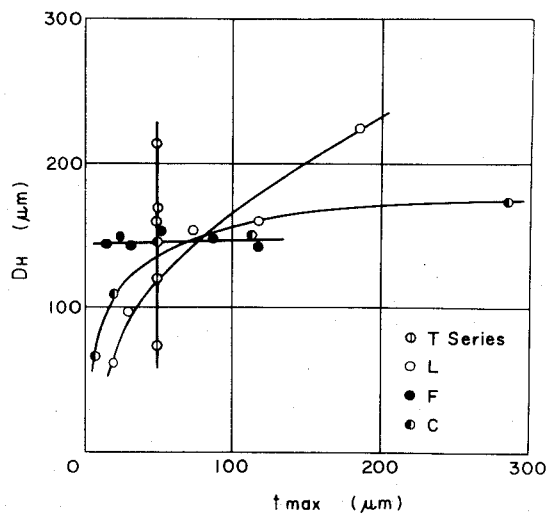


図6.11 加工硬化層深さと最大切りくず厚さとの関係

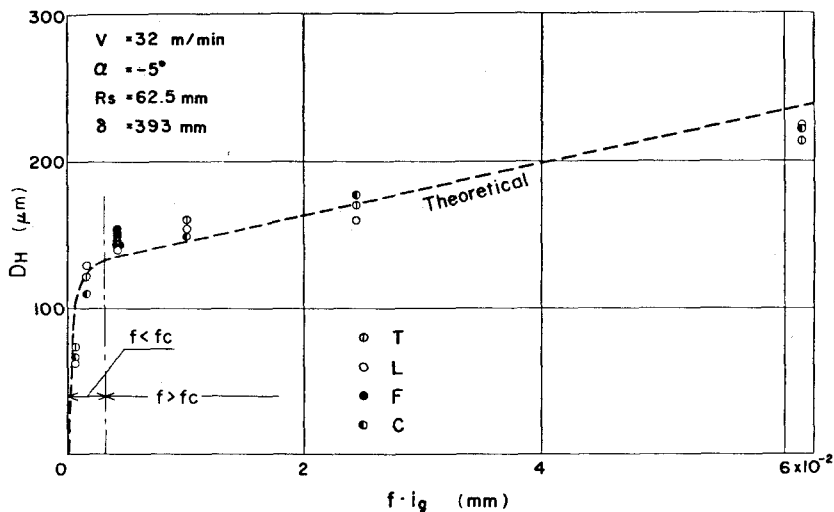


図6.12 加工硬化層深さと $f \cdot l_g$ との関係

図6.12は、前節までの解析によって得られた変数 $f \cdot l_g$ に対して、仕上表面下の加工硬化層深さ DH をプロットしたものである。図より明らかなように、T, L, F, Cの4つのシリーズは積 $f \cdot l_g$ に対してほぼ同じ値を示しており、 DH は積 $f \cdot l_g$ によって整理できることがわかる。

図中に書き入れた破線は、表6.1の $V=30 \text{ m/min}$ における H_p, H_c および y_p を(6.8)式、(6.9)式および(6.10)式に代入して求めた理論値であり、理論値と実験値は定性的にも定量的にもよく一致していることがわかる。

また図中の一実鎖線は、第4章で述べた限界送り f_c （すなわち、塑性変形領域の長さ L_p と一刃あたりの送り f とが一致して、全仕上表面が塑性変形領域でできる奥における f ）に対応する積 $f \cdot l_g$ を示すものであり、この一実鎖線より左の部分では $f < f_c$ 、すなわち全仕上表面が塑性変形領域より成り、右の部分では $f > f_c$ 、すなわち仕上表面が塑性変形領域と切削領域の繰り返しによってできていることを示している。図より明らかなように、最大加工硬化層深さ DH が勾配を急に変わるところと、この限界線はほぼ一致している。すなわち一刃あたりの送り f が限界送り f_c に近づくまでは DH が急激に増加し、 f が f_c より大きくなると DH の増加割合はゆるやかとなる。このように、加工硬化層深さ DH は表面生成機構とも密接な関連をもっていることがわかる。

図6.13は、最大加工硬化層深さ DH におよぼす切削速度の影響を、速度比 K_v を変

数にして示すものである。

図において、各点 は切込み深さ d を 0.5 mm の一定値に保ち (すなわち幾何学的切りくず形状を一定にして) 速度比 $K_v = 0.005$ および $K_v = 0.0008$ に対して、切削速度を変化させた場合の最大加工硬化層深さ D_H を表わすものである。また図中の破線は、表 6.1 に示す H_p, H_c および γ_p を用いた場合の理論値である。

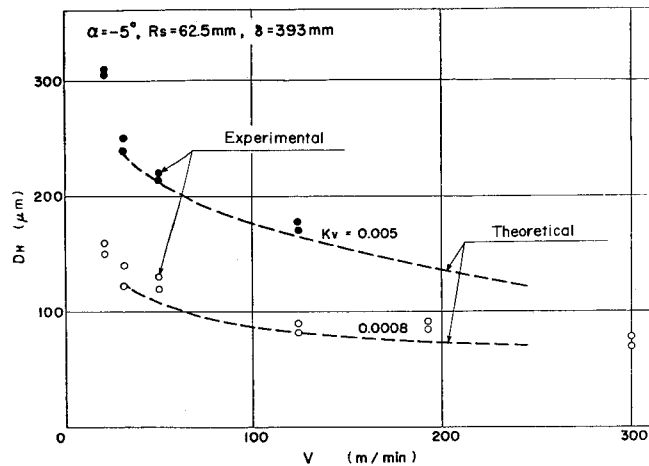


図 6.13 加工硬化層深さにおよぼす切削速度の影響

図より明らかなように、最大加工硬化層深さ D_H は、

切削速度の増加とともに減少する。また、理論値と実験値は定性的にも定量的にもよく一致していることがわかる。

6.5 結言

過渡的切削過程においては、切刃と工作物の接触始点近傍における現象が表面生成機構に重要な役割を果し、表面特性値を支配する。このような観点から、加工硬化層深さを理論的、実験的に解析した。本章で得られた主な結果は次のようである。

- 1). 模型切削実験によれば、塑性変形領域と切削領域では、干渉深さに対する加工硬化層深さの増加割合は大きく異なり、塑性域加工硬化深さ係数は切削域加工硬化深さ係数の十倍以上である。
- 2). 加工硬化深さ係数は、切削速度の増加とともに減少するが、切刃切込み角の影響は受けない。
- 3). 加工硬化深さ係数と塑性限界干渉深さを用いると、仕上表面下の最大加工硬化層深さは、一刃あたりの送り f と切刃切込み角 λ_g の積 $f \cdot \lambda_g$ によって整理され、積 $f \cdot \lambda_g$ の小さいところでは急激に増加するが、積 $f \cdot \lambda_g$ の増加につれてゆるやかに増加するようになることが理論的に導かれる。
- 4). 標準切削実験の結果、仕上表面下の加工硬化層深さは、積 $f \cdot \lambda_g$ によって整理

されることがわかり、理論的解析の妥当性が示された。

5). 限界送り f_c に対応する積 $f \cdot k_g$ を境にして、加工硬化層深さの増加の勾配は急変する。

6). 加工硬化層深さは、切削速度の増加とともに減少する。

第7章 過渡的切削過程における残留応力の解析⁴⁶⁾

7.1 緒言

研削加工は通常、部品の最終加工法として広く用いられている。したがって研削加工によって作り出される部品の表面特性は、それらの部品の集合体である機械構造物の中にそのまま残存することになる。そのために、研削加工によって生成される表面の諸特性は、その製品の性能、寿命に大きな影響を与える。

本章においては、表面特性値の一つである残留応力をとりあげ、第5章において解明したプランジ研削の過渡特性と関連させて実験的に解析する。

まず残留応力の測定法は、溶解によって連続的に層を除去してひずみを測定し残留応力分布を求めるという残留応力連続測定法を用いる。次に、従来の研削残留応力の研究結果を検討して、その分布形態がらうの基本的なパターンに分類できることを示している。そして、プランジ研削過程のスパークイン研削状態における残留応力の累積過程およびスパークアウト研削状態における残留応力の解放過程について実験的に解析している。さらに、切刃と工作物との相互干渉形状に着目して設定した4シリーズの標準研削実験条件を用いて、定常研削状態における残留応力を解析し、残留応力の分布形態、残留応力侵入深さおよび残留応力の最大値などを支配する要因を明らかにする。

7.2 実験装置および方法

7.2.1 残留応力連続測定法

残留応力の測定は、外部から荷重を加えた時の応力測定のように簡単ではなく、材料内でつり合いを保って存在している応力に対応するひずみを何らかの方法で間接的に測定し、これに弾性学より誘導した式を適用して応力を計算するという方法が採られている。残留応力の定量的な測定法には、X線回折法による結晶格子のひずみを測定する非破壊法と、材料内の応力のつり合いを何らかの方法で破って応力分布が新たなつり合い状態に移行することにもとづく変形を測定する応力弛緩法とがある。

ここでは後者のうち、Sachs⁴⁷⁾法として一般に知られている層除去法を採用する。Sachsの方法は、円筒体の三軸方向の残留応力を求めるものであり、内周削り法と外周削り法があるが、ここでは実際に使用する外周削り法について述べる。この方法

は中空円筒の外層を何らかの方法で除去し、除去過程中の内周における軸方向および円周方向のひずみを測定し、これに次のような仮定をもうけて計算される。

- (1)、応力分布は軸対称である。
- (2)、内圧あるいは外圧を受ける円筒の応力について、Laméの理論を用いる。
- (3)、内層あるいは外層の除去によって生ずる試料の長さの変化および応力の変化は断面内一様とする。

外周削り法による残留応力計算式は次の通りである。すなわち、外周半径が r になるまで外層が除去された時の内周における軸方向ひずみを λ 、円周方向ひずみを θ とすると、外周半径 r の部分に存在していた残留応力は次式で与えられる。

$$\sigma_t = - \frac{E}{1-\nu^2} \left\{ (f - f_a) \frac{d\theta}{df} + \frac{f + f_a}{2f} \theta \right\} \quad (7.1)$$

$$\sigma_z = - \frac{E}{1-\nu^2} \left\{ (f - f_a) \frac{d\lambda}{df} + \lambda \right\} \quad (7.2)$$

$$\sigma_r = - \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{f - f_a}{2f} \theta \right) \quad (7.3)$$

ここで

σ_t : 円周方向残留応力

σ_z : 軸方向残留応力

σ_r : 半径方向残留応力

a : 試料内半径

E : ヤング率

ν : ポアソン比

$f = \pi r^2$

$f_a = \pi a^2$

$\theta = \theta + \nu \lambda$

$\lambda = \lambda + \nu \theta$

いま試料のヤング率 E 、ポアソン比 ν および内半径 a は既知と考えてよいから、試料が任意の半径 r になるまで外層が除去された時の内周における軸方向ひずみ λ および円周方向ひずみ θ がわかれば、残留応力分布を決定することができる。

外層の除去には、20% 硝酸溶液を使用する。Letner & Snyderによれば、硝酸による溶解はほとんど新たに応力を発生せず、残留応力分布に変化を与えないことが確認されている。⁴⁸⁾

テストピースは、円筒体(S45C)、外径60φ、内径50φ、長さ45mmであり、830°C、1時間真空焼鈍をして、外周を実験条件にしたがって研削したのち、残留応

力分布を測定する。テストピース外周の研削にあたっては、それを固定しなければならぬが、その際に発生する応力が一定となるように配属している。

つぎに、残留応力を決定するためには、層除去量に対するひずみの変化曲線が必要である。このひずみ変化—層除去量曲線は、まず20% 硝酸溶液による溶解時間と層除去量との関係を前もって求めておき、それとひずみゲージ、動ひずみ計およびX—Yレコーダーによって連続的に記録した溶解時間に対するひずみ変化曲線とから決定する。図7.1に、溶解時間と層除去量との関係を示す。

ひずみ変化を連続的に記録したのは、コードの着脱などのためにひずみを測定する時間が長くなること、および零点の移動をできるだけ避けるためである。この場合、層除去量—溶解時間曲線と、ひずみ変化—溶解時間曲線とは同一条件で得られるように注意したが、それを検定する目的で、ひずみ変化を測定すると同時に、20% 硝酸溶液の液面を一定速度で降下させることによって、テストピースの外周表面上に溶解による勾配をつくり、それを触針式表面検査機で測定することによって層除去量と溶解時間との関係を求め、それがすでに求めてある層除去量—溶解時間曲線と一致することを確認した。

図7.2に、ひずみ測定装置の概略を示す。この方法によるひずみは、数マイクロから数十マイクロのオーダーであり、したがって温度補償および零点移動

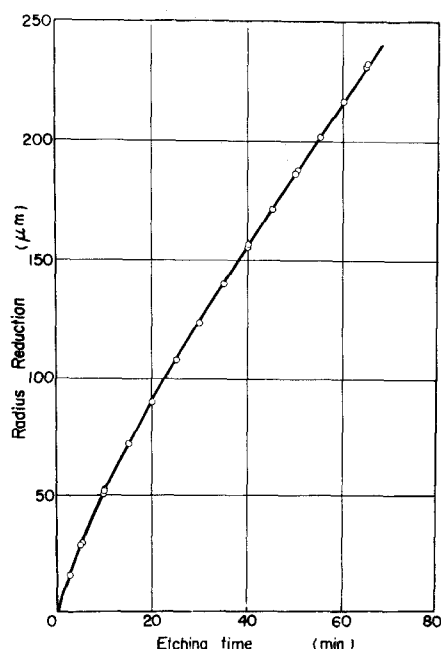


図7.1 溶解時間と層除去量の関係

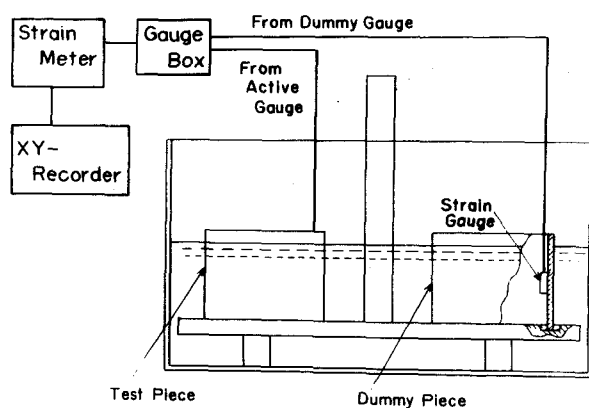


図7.2 ひずみ測定装置

の検定は、厳密に行なわれなければならない。本実験においては、自己温度補償型ひずみゲージを用い、またテストピースと材質、形状、寸法がまったく同一のダミーピースを用いて温度補償を行ない、無応力状態のテストピースによって温度補償が完全に行なわれていることを確認した。また、ひずみ測定中の零点移動の検定は、非常に正確な抵抗でホイートストンブリッジの回路を組んでおき、ひずみ測定中にひずみ測定回路からその回路にスイッチ

をときどき切換えることを行なった。

応力の計算にあたっては、電子計算機を使用し、実質的に残留応力の値を支配するひずみ-断面積曲線の勾配は、ラグランジュの補間式を解析的に微分する数値微分プログラムを使用する。図 7.3 に、残留応力測定の手順を示す。

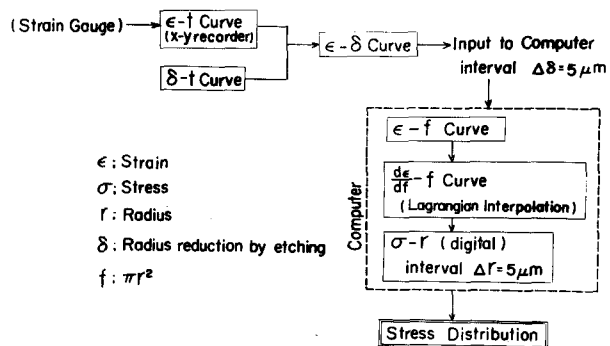


図 7.3 残留応力測定の手順

7.2.2 標準研削実験条件

研削残留応力は、砥石と工作物との相互干渉によって発生するのであるから、残留応力を本質的に支配する要因を解明するためには、砥石と工作物との相互干渉を特徴づける変数を組織的に変化させて、残留応力を考察することが必要である。このような観点から、本章においては第 6 章で述べたのと同じ T, L, F, C の 4 つのシリーズからなる標準研削実験を設定する。表 7.1 は、各シリーズにおける速度比 K_v 、設定砥石切込み量 Δ 、切刃切込み角 λ_g 、一刃あたりの送り f 、最大切りくず厚さ a_{max} などを表す。本実験においては、工作物 1 回転あたりの設定砥石切込み量 Δ と工作物速度 V_w (すなわち速度比 K_v) を 4 組、それぞれのシリーズで基本条件が満足されるように変化させており、砥石速度、砥石の種類およびドレッシング条件などは一定にした。主な研削条件は次のようである。

研削方法 : プランジ研削

研削砥石 : WA60KV (半径 $R_s = 150$ mm, 厚さ $B = 38$ mm)

研削系の剛性 : 砥石軸 $k_t = 3,000$ kg/mm, 工作物軸 $k_w = 880$ kg/mm

ドレッシング条件 : $20 \mu\text{m} \times 0.2 \text{ mm/rev. of G.W.}$

砥石速度 : $V_s = 1,744 \text{ m/min}$

研削液： シムクール

工作物： 炭素鋼 (S45C), 60φ×45 mm

表 7.1 標準研削実験条件

Test Series	Kv	$\Delta(\mu\text{m/rev})$	$ig \times 10^{-4}$ (rad)	$f(\mu\text{m})$	$Lt(\mu\text{m})$	$f/Lc \times 10^{-2}$	$t_{\text{max}}(\mu\text{m})$
T Series	1	0.0081	8.03	9.58	24.3	626	3.74
	2	0.0141	2.91	16.40	42.2	366	10.33
	3	0.0234	1.29	26.76	70.1	224	23.80
	4	0.0415	0.69	45.92	124.5	131	48.80
L Series	1	0.0081	1.92	9.58	24.3	300	7.50
	2	0.0141	2.00	16.40	42.2	300	12.32
	3	0.0234	2.15	26.76	70.1	300	18.93
	4	0.0415	2.42	45.92	124.5	300	29.33
F Series	1	0.0141	1.0	16.40	42.2	206	16.96
	2	0.0141	2.0	16.40	42.2	299	12.34
	3	0.0141	3.0	16.40	42.2	371	10.20
	4	0.0141	4.0	16.40	42.2	433	8.87
C Series	1	0.0081	0.44	9.58	24.3	138	15.0
	2	0.0141	1.31	16.40	42.2	239	15.0
	3	0.0234	3.56	26.76	70.1	397	15.0
	4	0.0415	10.87	45.92	124.5	706	15.0

7.3 残留応力の分布形態

残留応力の発生原因は、材料内の部分的あるいは不均一な塑性変形にもとづくものと、部分的あるいは不均一な容積変化にもとづくものの2つに大別することができる。前者の塑性変形の原因としては、機械的応力にもとづくものと熱的応力にもとづくものがあり、後者の容積変化の原因としては、相変態にもとづくものと浸炭、窒化などのように原子の拡散によるものなどがある。

研削加工は、被削材の不必要な部分を切りくずとして排除する加工法であり、現象的には被削材の変形破壊現象である。したがって、研削加工によって生成される表面には、機械的応力による相当大きな塑性ひずみが残留することになる。また砥粒切削は、大きな負のすくい角をもち逃げ面摩耗面積も大きい⁴⁹⁾から、バニッシュ作用による影響も大きいと考えられる。さらに、切りくず生成過程における被削材の高速塑性変形あるいは摩擦現象によって、研削点付近は局部的に相当高温まで加熱され⁵⁰⁾、続いて研削液によって急冷されることになる。このように、機械的に加えられる塑性変形と被削材の急熱、急冷過程中の挙動によって、残留応力が発生するようになる。実際には、加工条件や被削材の材料特性などにより、上に述べたどの原因が支配的役割を演

ずるかは異なってくるし、その結果である残留応力の分布形態は非常に複雑なものとなり、その発生過程はほとんど明らかにされていないのが現状である。

このように、研削における残留応力の分布形態は非常に複雑であるが、従来の数多くの平面研削における残留応力の研究結果を検討してみると、その分布形態は図7.4に示すようなT型、O型およびC型の3つの基本的なパターンに分類することができる。⁵¹⁾

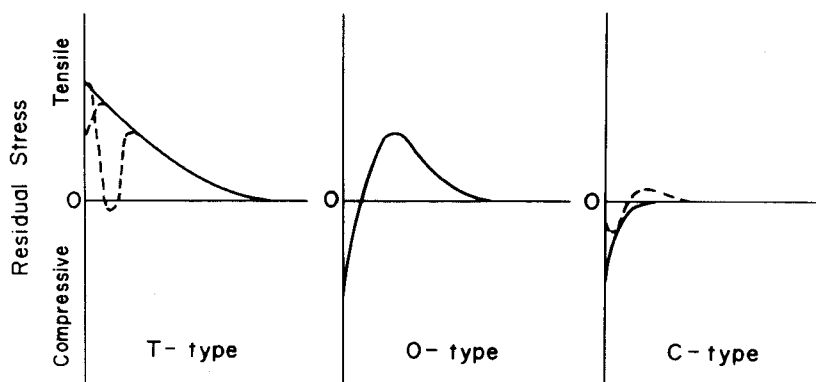


図7.4 研削残留応力の分布形態

T型は表面の残留応力が引張りであり、表面または表面に近いところで、最大引張り残留応力が現われる場合であり、残留応力侵入深さも比較的深い。この形態は、乾式で研削を行ったり、加工条件が苛酷な場合によく現われる。

O型は表面の残留応力が圧縮であり、表面より少し内部に入ったところで、最大引張り残留応力が現われる場合である。この分布形態は、硬化材を不水溶性研削液を用いて研削する場合に最も一般的に発生する。この場合、残留応力侵入深さはT型の場合に比べて、一般に浅い場合が多い。

C型は表面の残留応力が圧縮であり、内部で引張り残留応力が現われなくても、現われてもその値が表面の圧縮残留応力の大きさに比べて無視できる場合である。この分布形態の残留応力は、おだやかな加工条件で研削する場合に現われ、したがってC型の残留応力が発生する場合には、残留応力の侵入深さも一般に浅く、最も好ましい残留応力分布形態である。

このように、研削加工面に発生する残留応力には、大別して3つの分布形態が存在するが、これらの残留応力分布形態は、加工条件によって変化するのは当然であるが、アランジ研削のように1サイクル中に、スパークイン研削状態、定常研削状態、スパークアウト研削状態が存在する場合には、研削時間とともに連続的に変化していく。

7.4 スパークイン研削状態における残留応力の累積過程

スパークイン研削状態は、第5章で明らかにしたように、実干渉深さが累積効果によって増加していく過程であり、研削抵抗も研削時間とともに増加する。このために、研削残留応力も研削時間とともに累積していくことが考えられる。

図7.5は、7.2.2で述べた標準研削実験条件の中の一つであるT1 ($\Delta = 8.03 \mu\text{m}$ / rev. of W.P., $K_v = 0.0081$) でプランジ研削を行なった場合の、研削時間 t に対する研削背分力 P の変化過程と残留応力の測定点を示すものである。

プランジ研削における研削背分力 P は、第5章で述べたように研削の過渡特性と密接な関係を有するから、図に示すような $P-t$ 曲線から、スパークイン研削状態、定常研削状態、スパークアウト研削状態を容易に判定することができる。

このような一つの研削サイクルにおける残留応力の累積過程および解放過程を解析するために、図7.5に示すように、スパークイン研削状態のA点およびB点、定常研削状態のC点、スパークアウト研削状態のD点、E点およびF点、およびスパークアウト完了後のF'点およびF''点の計8点で、残留応力分布を測定した。図中の表は、それぞれ各測定点における、定常研削背分力 $P_s (= 26.8 \text{ kg})$ 、スパークイン研削時間 $t_s (= 13.5 \text{ sec})$ 、スパークアウト研削時間 $t_f (= 33.0 \text{ sec})$ に対する比を示している。

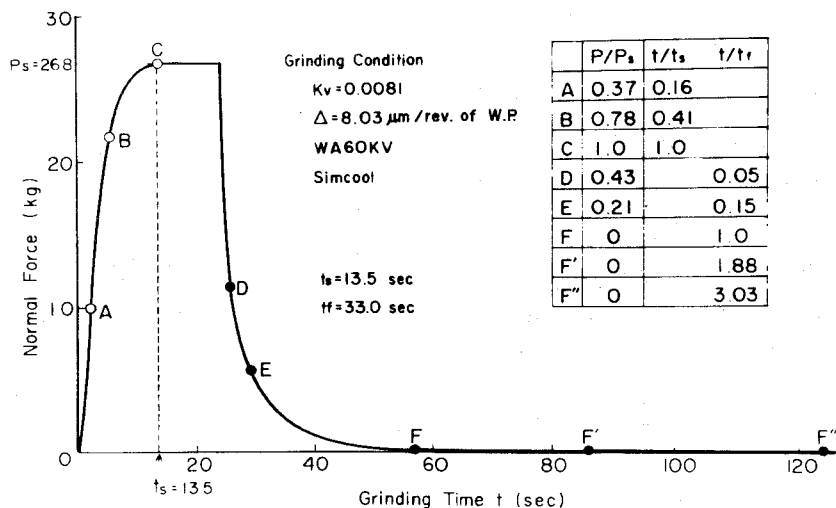
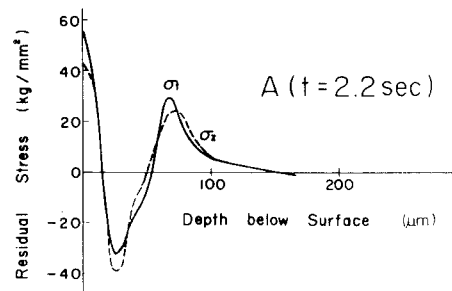


図7.5 研削サイクルにおける背分力の変化
および残留応力測定点

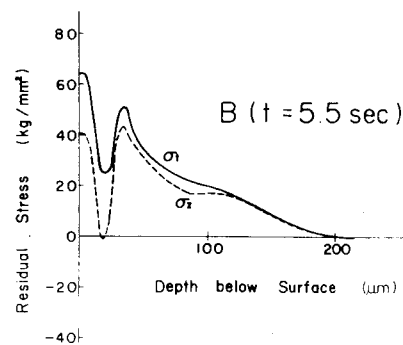
図 7.6 の (a), (b), (c) は、それぞれ A 桌、B 桌、C 桌における残留応力分布を示す。図中、実線は円周方向残留応力 σ_θ を、破線は軸方向残留応力 σ_z を表わす。なお、半径方向残留応力 σ_r の値は、 σ_θ 、 σ_z に比べて無視し得るほど小さいので省略している。これらの図よりわかるように、スパークイン研削状態の残留応力は、分布形態そのものは類似しており、それが研削時間の増加とともに引張り側へ移動した形であり、また表面付近での最大引張り応力および残留応力侵入深さは、研削時間とともに増加する。

これらのことは定性的には、一応次のように理解することができる。すなわち、研削の初期段階においては、弾性変形領域や塑性変形領域が存在するが、塑性変形領域から切削領域（すなわち TYPE C）への遷移桌付近まではバニッシュ効果が支配的であり、したがって研削表層部には圧縮残留応力が発生するが、切刃干渉深さがさらに増加すると、切削作用および研削熱の発生が増大し、いわゆる塑性的アプセットおよび熱的アプセット現象によって、引張り残留応力が発生するようになり、⁵²⁾ その結果、残留応力は引張り側へ移動していく。また累積効果によって、実砥石干渉量 ds が研削時間とともに増加するために、残留応力侵入深さなどが研削時間とともに増加していく。

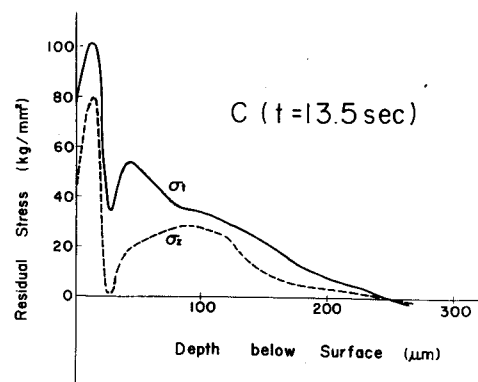
なお、定常研削状態においては残留応力の分布形態は変化しない。これは定常研削状態においては、実砥石干渉深さ ds が一定となり、したがって研削状態も一定とな



(a)



(b)



(c)

図 7.6 スパークイン研削状態における残留応力の累積

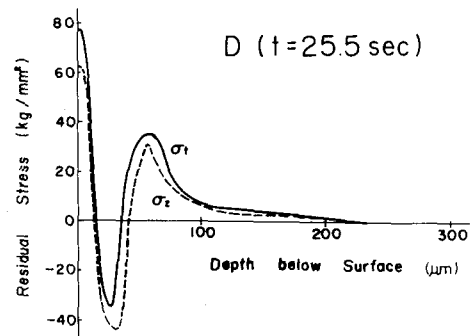
るので、種々の研削結果が一定となることより理解される。

7.5 スパークアウト研削状態における残留応力の解放過程

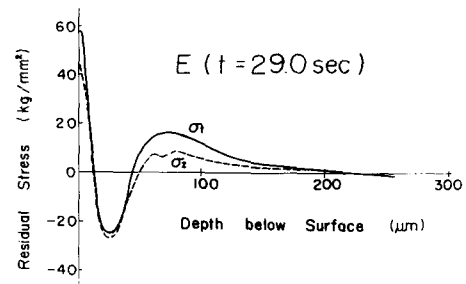
図7.7の(d),(e),(f)は、それぞれ図7.5中のD点、E点およびF点、すなわちスパークアウト研削状態における残留応力の変化過程を示す。図よりわかるように、スパークアウト研削においては、おもに表面付近の残留応力が変化し、研削時間の増加とともに表面付近の最大引張り残留応力値が減少する。表面下25〜30 μm に存在する極小値は、スパークアウト研削を開始すると同時に圧縮側に転じ、その後その値はほぼ一定値となり、また残留応力侵入深さも減少していく。

これらのことは、スパークアウト研削状態が砥石の突干渉深さの減少によって進行していく過程であり、工作物1回転あたりの研削量は、定常研削状態における研削量、すなわち設定砥石切込み量 Δ から零までしだいに減少し、したがってスパークアウト研削終点Fに近づくにつれてバニッシュ効果が支配的になること、および表面付近の著しく塑性変形された部分、すなわち大きな引張り残留応力が存在している部分が除去されることなどによって理解される。またスパークアウト研削現象に起因する新生応力は、残留応力侵入深さを増加させないことを意味している。

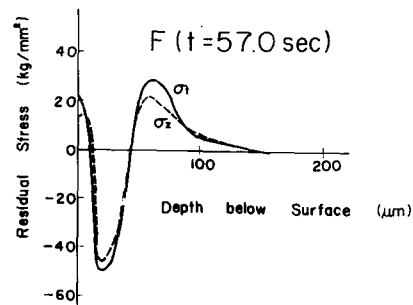
図7.8の(g')および(g'')は、図7.5中



(d)



(e)



(f)

図7.7 スパークアウト研削状態における残留応力の解放

の F' 点および F'' 点、すなわちスパークアウト完了後の研削状態における残留応力の分布形態を示すものである。図よりわかるように、この段階においては残留応力分布形態および残留応力侵入深さはほとんど変化せず、表面付近の残留応力が若干減少しているにすぎない。これはスパークアウト完了後の研削状態においては、砥石干渉深さは限界干渉量であり、ここでは切削作用は存在せず若干のバニッシュ効果が存在するだけであることより理解される。

図7.9は、一つの研削サイクルにおける研削時間と、残留応力侵入深さとの関係を示す。図よりわかるように、残留応力侵入深さ y_s は研削時間の増加とともに、スパークイン研削状態においては急激に増加し、定常研削状態においては一定値を示し、スパークアウト研削状態においては減少するが、スパークアウト完了後いくら長時間研削を行なっても零とはならず、一定値をとる。この変化過程は定性的には、図7.

5に示される研削抵抗背分力の研削時間に対する変化曲線と類似した傾向を示しており、第5章で述べた研削における過渡特性と密接な関係を有することがわかる。

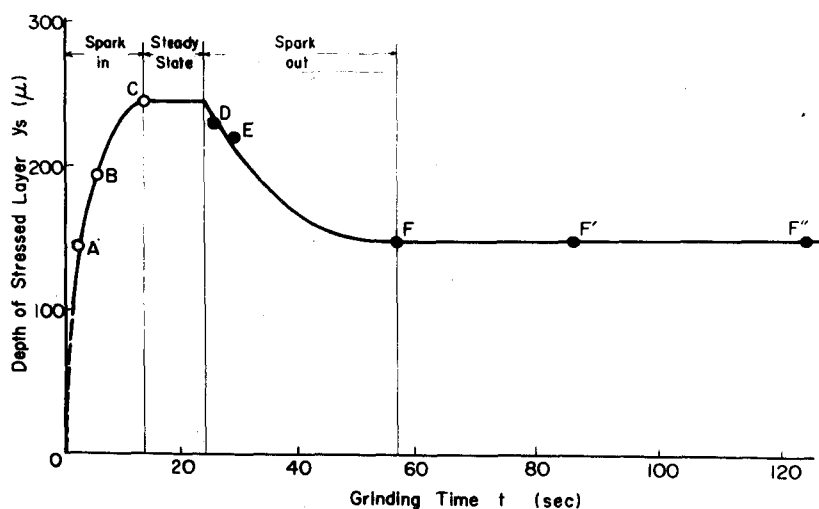
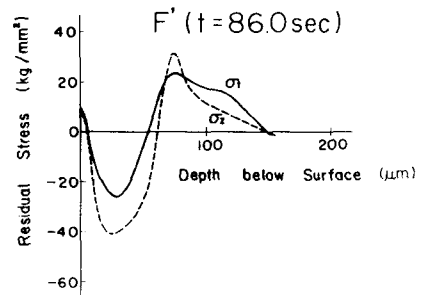
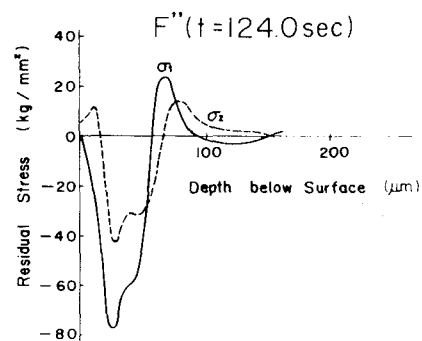


図7.9 研削サイクルにおける残留応力侵入深さの変化



(f')



(f'')

図7.8 スパークアウト研削完了後の残留応力の変化

7.6 定常研削状態における残留応力の解析

図7.10, 図7.11, 図7.12, 図7.13は、それぞれ標準研削実験のT,L,F,Cシリーズに対する定常研削状態における残留応力分布を示す。図中、実線は円周方向残留応力を、破線は軸方向残留応力を表わす。

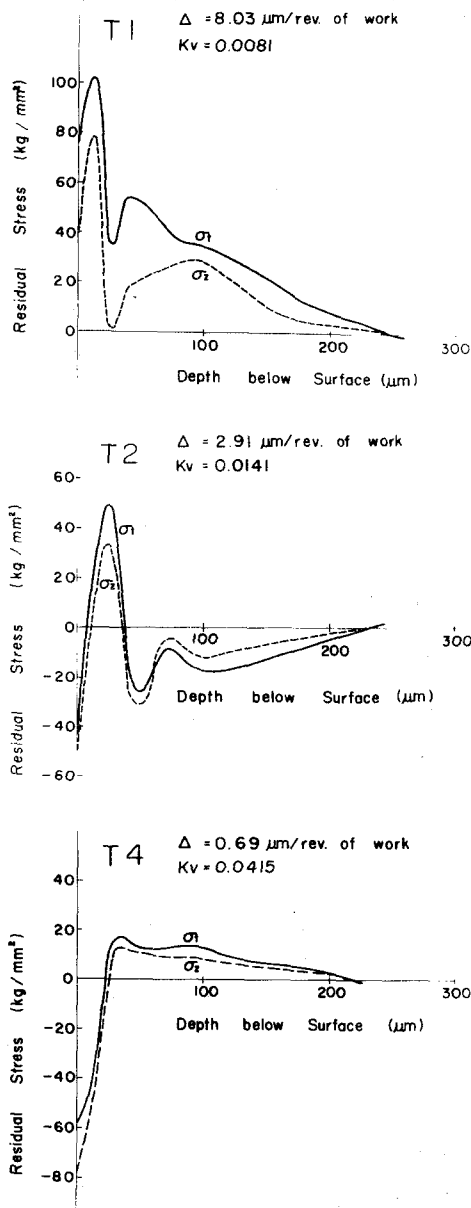


図7.10 Tシリーズの残留応力分布

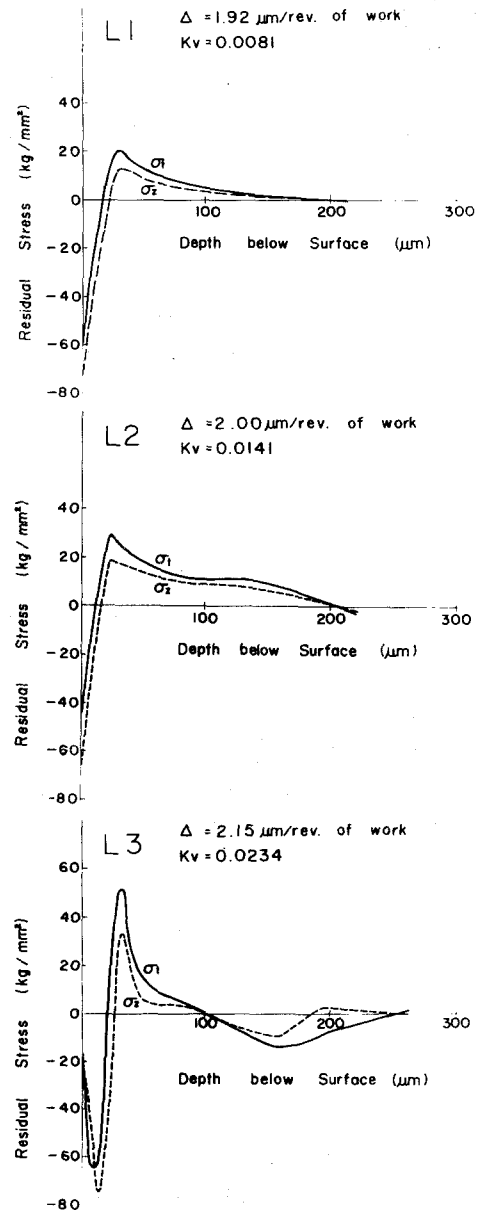


図7.11 Lシリーズの残留応力分布

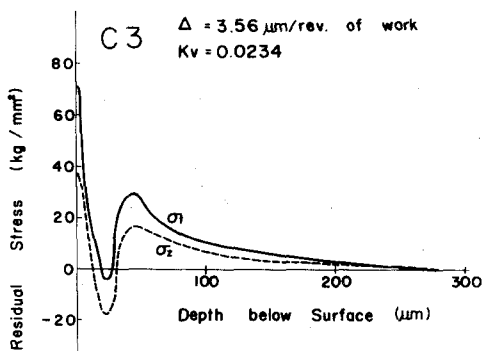
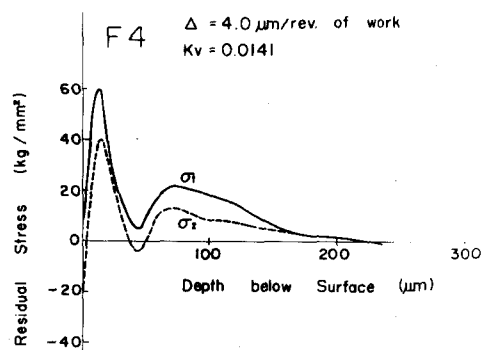
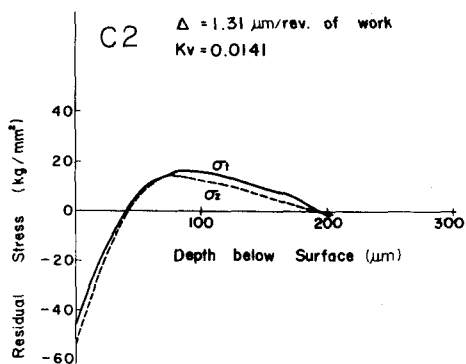
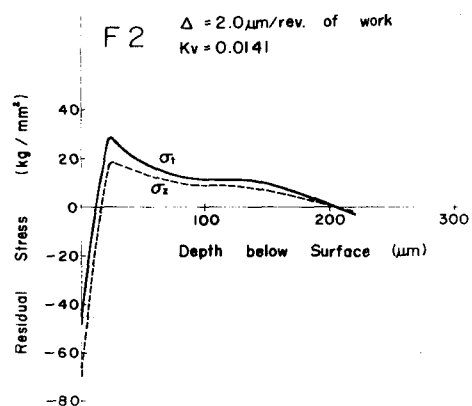
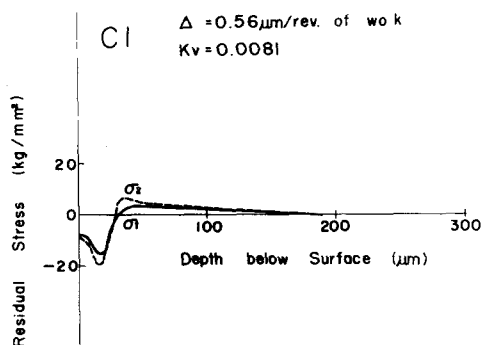
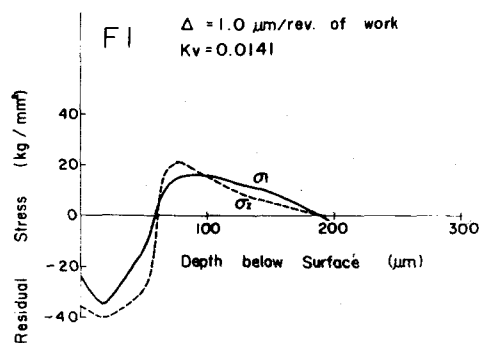


図 7.12 F シリーズの残留応力分布

図 7.13 C シリーズの残留応力分布

7.6.1 残留応力分布形態

残留応力の分布形態を分類するための明確な基準はないが、すでに述べた T 型、O 型、C 型の 3 つの分類基準に照らしあわせて、定常研削残留応力の分布形態を考察する。

まずTシリーズにおいては、T1, T2, T4の順に工作物1回転あたりの設定砥石切込み量 Δ が減少し、速度比 K_v が増加する。この場合、残留応力分布形態はT型→O型→C型へと移行していく。さらに、引張り残留応力の最大値および残留応力侵入深さも減少していく。

Lシリーズにおいては、L1, L2, L3の順に速度比 K_v は増加していくが、設定砥石切込み量 Δ はほぼ一定である。この場合、残留応力分布形態はC型→O型へ移行し、引張り残留応力の最大値および残留応力侵入深さは、ともに増加していく。

Fシリーズにおいては、速度比 K_v は一定であり、F1, F2, F4の順に設定砥石切込み量 Δ が増加していく。この場合、残留応力分布形態はC型→O型→T型へ移行していく。また、引張り残留応力の最大値および残留応力侵入深さはともに増加していく。

Cシリーズにおいては、C1, C2, C3の順に設定砥石切込み量 Δ および速度比 K_v はともに増加していく。この場合、残留応力分布形態はC型→O型→T型へ移行し、引張り残留応力の最大値および残留応力侵入深さはともに増加する。

図7.14は、定常研削背分力 P （単位幅あたりに換算した値）と積 $L_c \cdot t_{\max}$ との関係、および残留応力の分布形態を示すものである。定常研削背分力 P と積 $L_c \cdot t_{\max}$ が直線的な関係をもつことは、すでに明らかにされているが、⁵⁵⁾残留応力分布形態もまた研削抵抗 P と密接な関係をもっていることが、この図より明らかである。すなわち、図に示すように P または $L_c \cdot t_{\max}$ の小さいところではC型分布であり、 P または $L_c \cdot t_{\max}$ の増加につれて、O型→T型へと移行していく。

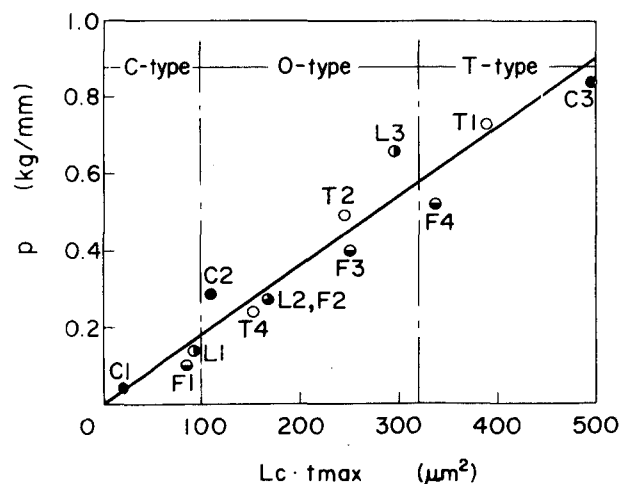


図 7.14 定常研削状態における
残留応力の分布形態

7.6.2 残留応力侵入深さ

図7.15は、定常研削状態における残留応力侵入深さ y_s を、設定砥石切込み量 Δ に

対してプロットしたものである。Frisch & Thomsen⁵⁴⁾、Letner & Snyder⁵⁵⁾らは、平面研削において、設定砥石切込み量 Δ 以外の変数を一定にしておいて Δ を変化させ、残留応力に対する砥石切込み量の影響を検討している。それらの結果、残留応力侵入深さ Y_s は設定砥石切込み量 Δ と直線関係にあり、 Δ の増加とともに Y_s は増加するとしている。設定砥石切込み量以外の変数が一定という条件は、本実験シリーズではFシリーズに相当するが、図7.15よりわかるように、本実験においてもFシリーズの場合には、 Y_s と Δ は直線関係にあり、 Δ の増加とともに Y_s は増加し、Letner らの実験結果と定性的には一致している。しかし他のシリーズ、すなわちT、LおよびCシリーズでは別の傾向を示しており、 Δ と Y_s は一對一の関係にはない。すなわち、 Δ は残留応力侵入深さ Y_s に影響を与える変数ではあるけれども、 Y_s を直接支配する変数ではないことを示している。なぜなら、たとえば Δ が Y_s を直接支配する変数であるならば、 Δ に対して Y_s をプロットしたとき、標準研削実験のどのシリーズも一對一に対応するはずである。逆に考えるならば、 Y_s をある変数を横軸にとってプロットしたとき、 Y_s が一義的に決まれば、その変数こそが Y_s を直接的に支配する要因であると考えられる。

図7.16は、工作物送り速度 V_w に対して、残留応力侵入深さ Y_s をプロットしたものである。図より明ら

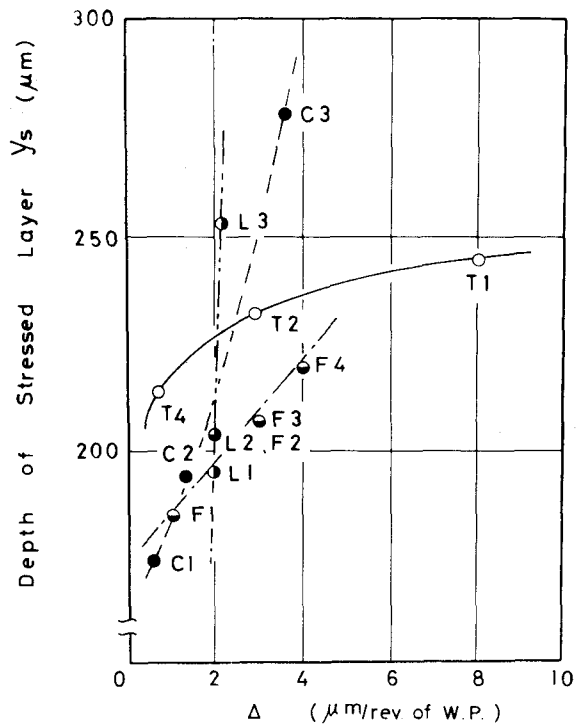


図7.15 残留応力侵入深さと設定砥石切込み量との関係

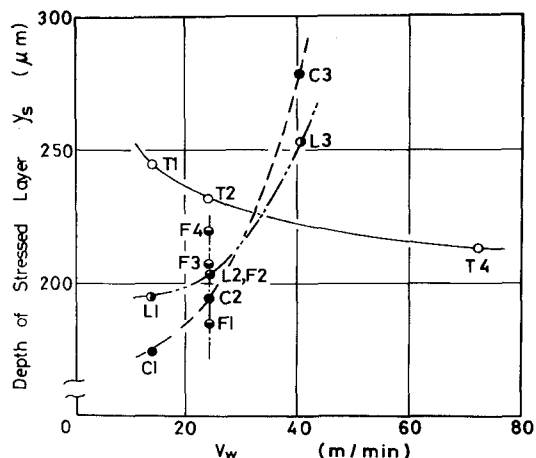


図7.16 残留応力侵入深さと工作物送り速度との関係

なように、 V_w も Y_s に影響を与える変数ではあるが、 Y_s を直接支配する変数ではない。

図7.17は、横軸に幾何学的切りくず長さ L_c と幾何学的最大切りくず厚さ t_{max} との積 $L_c \cdot t_{max}$ をとって、残留応力侵入深さ Y_s をプロットしたものである。図より明らかなように、4つのシリーズで得られたすべての値は、積 $L_c \cdot t_{max}$ に対して一本の直線で表わすことができる。このことより、残留応力侵入深さ Y_s が積 $L_c \cdot t_{max}$ によって直接決定されることがわかり、積 $L_c \cdot t_{max}$ が大きいほど残留応力侵入深さは深くなる。

このことは、前にも述べたように積 $L_c \cdot t_{max}$ が研削抵抗を直接支配する値であり、 $L_c \cdot t_{max}$ が大きいほど研削抵抗は大きくなること、および研削抵抗が大きくなると工作物に生ずる作用応力も大きくなり、大きな応力のおよぶ領域もより深くなることなどによって、一応定性的には理解される。

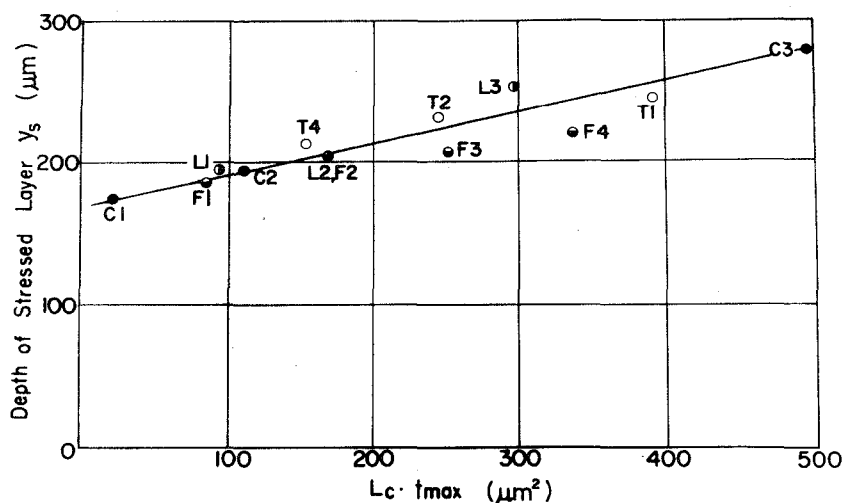


図7.17 残留応力侵入深さと $L_c \cdot t_{max}$ との関係

7.6.3 残留応力の最大値

図7.18は、円周方向残留応力 σ_t の最大値を、工作物送り速度 V_w に対してプロットしたものである。7.6.2で述べたのと同様に、 $(\sigma_t)_{max}$ は V_w と一定の関係をも

っているが、すべてのシリーズと一義的な関係をもっていないから、 V_w は $(\sigma_t)_{max}$ を支配する変数ではない。

そこで、横軸に積 $L_c \cdot t_{max}$ を一つの砥粒切刃によって生成される表面の長さで除した値 $L_c \cdot t_{max} / f$ をとって、 $(\sigma_t)_{max}$ 、 $(\sigma_z)_{max}$ を示すと、それぞれ図 7.19、図 7.20 のようになる。これらの図よりわかるように、値 $L_c \cdot t_{max} / f$ は、残留応力の最大値を直接決定する値であり、値 $L_c \cdot t_{max} / f$ が大きいほど、残留応力の最大値は大きくなる。積 $L_c \cdot t_{max}$ は、近似的に 1 個の切刃が工作物と 1 回接触する間に工作物に与える平均エネルギーと考えることができ、また f は 1 個の切刃によって生成される表面の長さであるから、値 $L_c \cdot t_{max} / f$ は、単位長さの加工表面を生成するために必要な平均エネルギーに相当すると考えることができ、これが残留応力の最大値と密接な関係をもつものと考えられる。

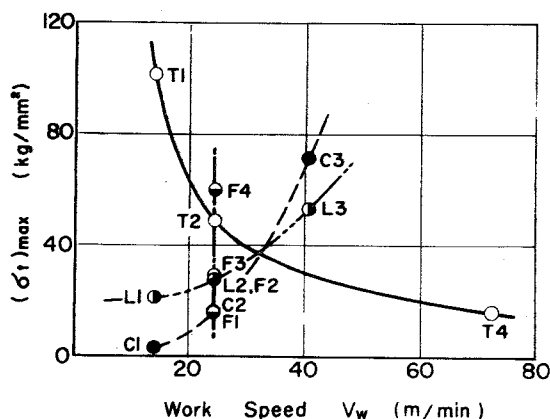


図 7.18 円周方向残留応力の最大値と工作物送り速度との関係

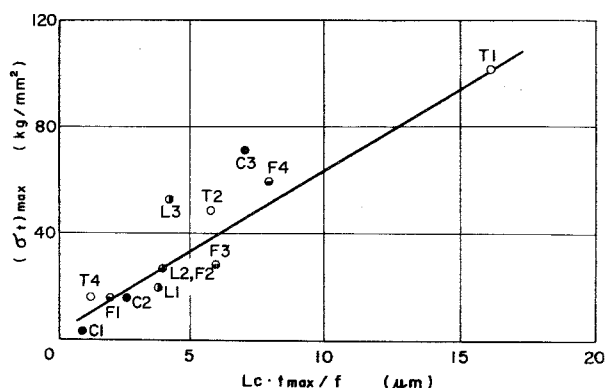


図 7.19 円周方向残留応力の最大値と $L_c \cdot t_{max} / f$ との関係

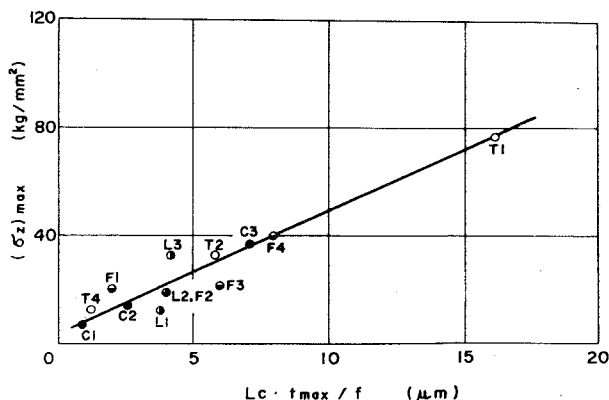


図 7.20 軸方向残留応力の最大値と $L_c \cdot t_{max} / f$ との関係

7.7 結言

プランシ研削においては、その1サイクル中に、スパークイン研削状態、定常研削状態およびスパークアウト研削状態が存在する。そこで本章では、まず残留応力の分布形態について考察を加えたのち、スパークイン研削状態における残留応力の累積過程、スパークアウト研削状態における残留応力の解放過程について解析し、さらに標準研削実験条件によって、定常研削状態における残留応力の分布形態、残留応力侵入深さ、残留応力の最大値などについて検討した。本章で得られた主な結果は次のようである。

- 1). 研削残留応力の分布形態は、T型、O型、C型の3つに大別される。
- 2). スパークイン研削状態においては、残留応力分布形態そのものは類似しており、研削時間の増加につれて、それが引張り側へ移行していくという経過をたどる。したがって、残留応力の最大値および残留応力侵入深さはともに、研削時間とともに増加していく。
- 3). スパークアウト研削状態においては、研削時間の増加につれて残留応力侵入深さは減少していき、また表面付近の残留応力の値が急激に減少する。
- 4). スパークアウト研削完了後は、研削時間の増加につれて表面付近の残留応力が若干圧縮側へ移行するが、残留応力侵入深さは変化しない。
- 5). 定常研削状態における残留応力分布形態は背分力 P と密接な関係をもっており、 P または $L_c \cdot t_{\max}$ の増加とともに、C型→O型→T型へと移行する。
- 6). 残留応力侵入深さは $L_c \cdot t_{\max}$ に支配され、 $L_c \cdot t_{\max}$ の増加とともに増加する。
- 7). 残留応力の最大値 $(\sigma_x)_{\max}$ と $(\sigma_z)_{\max}$ はともに $L_c \cdot t_{\max}/f$ に支配され、 $L_c \cdot t_{\max}/f$ の増加とともに増加する。

第8章 総 括

本論文は、多刃回転工具による切削作業の基本となる過渡的切削過程における過渡現象、表面生成機構、表面特性などについて解析を加えたものである。

本研究の結果明らかにされたことは、それぞれの章の結言のところで述べているので、ここではそれらを通観して、主要な事項について述べる。

第2章では、従来の二次元切削モデルにかわる過渡的切削モデルを提唱し、その基本境界条件について検討した。そして工具と工作物の接触状態に重要な影響を与える切刃切込み角は、切込み深さには無関係で速度比と連続切刃間隔比によって決定されること、および最大切りくず厚さは条件によっては $1\mu m$ 以下になる場合もあることなどを明らかにした。

第3章では、過渡的切削過程における工具と工作物の接触始点近傍における過渡現象を調べるために、二次元漸増切込みの模型切削実験を行ない、弾性変形領域、塑性変形領域および切削領域における切削抵抗の変化過程、切削表面のプロファイルなどが、各領域で異なった変化をすることも確認し、それを用いて切刃の上すべり現象におよぼす加工条件の影響を検討した。

第4章では、第3章における模型切削実験の結果と1枚刃フライスカッターを用いた切削実験結果を対応させて、過渡的切削過程における表面生成機構を解明した。そして表面に占める塑性変形領域の割合 L_p/f が1をこえて、全仕上表面が塑性変形領域でできる場合もあることなどを示した。また表面あらさがそれと関係をもつこと、および理論的干渉曲線と表面創成曲線との差からできる切残し量などについても、実験的に検討した。

第5章では、研削加工が設定砥石切込み量のきりめて小さい過渡的切削過程であることから生ずる、工具干渉深さの累積過程について解析した。そしてプランジ研削の1サイクル中には、砥石の実干渉深さの累積過程や解放過程にともなう、スパークイン研削状態、定常研削状態、スパークアウト研削状態の3状態が、研削抵抗と密接な関係をもって存在することを示し、それにとともなう切残し量や寸法生成量などについて検討した。また砥石の実干渉深さは、設定砥石切込み量の数倍から十数倍にも達することなどを明らかにした。

第6章では、表面特性値のうち加工硬化層の解析を行ない、これが過渡的切削過程における過渡現象とも関連をもっていること、そして仕上表面下に残される加工硬化層深さが、基本境界条件のうちの一刀あたりの送り f と切刃切込み角 γ_g との積 $f \cdot \gamma_g$ によって支配されることなどを示した。

第7章では、プランジ研削における残留応力について解析し、スパークイン研削状

態で残留応力が累積され、スパークアウト研削状態でそれが解放されることを明らかにした。また定常研削状態における残留応力の分布形態が研削背分力と密接な関係をもつこと、残留応力侵入深さが積 $L_c \cdot t_{max}$ で支配されること、および残留応力の最大値が値 $L_c \cdot t_{max} / f$ で支配されることなどを明らかにした。

謝 辞

本論文の終りに臨み、本研究の遂行にあたり、終始懇切な御指導、御鞭達を賜わりました大阪大学教授津和秀夫先生、京都大学教授岡村健二郎先生、岡山大学教授中島利勝先生に衷心より感謝致します。

また、日頃からいろいろと御指導を頂いている大阪大学教授川辺秀昭先生、山田朝治先生、築添正先生、井川直哉先生、牧之内三郎先生、中川憲治先生、長谷川嘉雄先生をはじめ、精密工学教室の諸先生方に厚く御礼申し上げます。

なお、本研究に関し、終始御協力頂きました大阪大学工学部精密工学教室津和研究室ならびに京都大学工学部精密工学教室岡村研究室の皆様方に厚く御礼申し上げる次第です。

参 考 文 献

- 1) M.E.Merchant: Mechanics of the Metal Cutting Process, J. Appl. Phys., 16, 5 (1945) 267.
- 2) G.I.Alden: Operation of Grinding Wheels in Machine Grinding, Trans. ASME, 36, No.1446 (1914) 451.
- 3) たとえば, G.S.Reinbach, J.E.Mayer, S.Kalpacioglu and M.C.Shaw: The Role of Chip Thickness In Grinding, Trans. ASME, 78, 5 (1956) 847.
- 4) R.S.Hahn: Metal Cutting Chatter and Its Elimination, Trans. ASME, 75, 8 (1953) 1073.
- 5) 精機学会, 砥粒加工研究会: 微小切削に関するシンポジウムテキスト (1965)
- 6) 田中義信, 津和秀夫, 河村未久: 研削加工の諸条件が研削砥石の性能に及ぼす影響について (第2報) - 切削刃の上すべり -, 精密機械, 30, 12 (1964) 908.
- 7) L.V.Colwell: Methods for Sensing the Rate of Tool Wear, CIRP, 19, 4 (1971) 647.
- 8) 岡村健二郎, 中島利勝: 過渡的切削現象の解析を基にした研削理論 (第1報) - 加工面創成曲線 -, 精密機械, 36, 2 (1970) 141.
- 9) 岡村健二郎, 中島利勝: 過渡的切削現象の解析を基にした研削理論 (第2報) - 加工条件が研削現象におよぼす影響 -, 精密機械, 36, 3 (1970) 167.
- 10) 岡村健二郎, 中島利勝, 渡辺潔: 過渡的切削現象の解析を基にした研削理論 (第3報) - 接触剛性に起因する切残し量 -, 精密機械, 36, 4 (1970) 241.
- 11) Y.Uno and H.Tsuwa: Transitional Cutting Process in Milling, Tech. Repts. of the Osaka Univ., 25, No. 1243 (1975) 145.
- 12) たとえば, E.R.Marshall and M.C.Shaw: Forces in Dry Surface Grinding, Trans. ASME, 74, 1 (1952) 51.
- 13) たとえば, 精密工作便覧, コロナ社 (1958) 24.
- 14) たとえば, M.E.Merchant: Basic Mechanics of the Metal Cutting Process, J. Appl. Mech., 11, 9 (1944) A-168.
- 15) たとえば, R.S.Hahn: The Effect of Wheel-Work Conformity in Precision Grinding, Trans. ASME, 77, 11 (1955) 1325.
- 16) 宇野義幸, 津和秀夫: 工具と工作物の接触始点近傍における過渡現象 - 過渡的切削過程に関する研究 (第1報) -, 精密機械投稿中.
- 17) R.S.Hahn: 4) に同じ.

- 18) たとえば、田中義信，津和秀夫，河村未久：6)に同じ。
- 19) R.S.Hahn: Proc. of the International Grinding Conference (1972) 343.
- 20) L.V.Colwell: 7)に同じ。
- 21) 岡村健二郎，中島利勝，上田稔，内田恒二：砥粒切れ刃による切削現象の研究（第1報）—研削加工における切りくず形状の幾何学的解析—，精密機械，32，4（1966）287.
- 22) たとえば、山本明，中村示：微小切削における切削開始の条件について，精密機械，34，5（1968）310.
- 23) 津和秀夫，宇野義幸：過渡的切削過程における切削初期現象，昭和49年度精機学会関西地方定期学術講演会前刷（1974）27.
- 24) 岡村健二郎，中島利勝，平邦昭，藤原煌三：砥粒切れ刃による切削現象の研究（第4報）—切れ刃切込み角とすべり現象との関係—，精密機械，33，3（1967）161.
- 25) 津枝正介，長谷川嘉雄，中野哲夫：刃先の微小丸味が切削現象におよぼす影響，日本機械学会論文集，26，166（1960）803.
- 26) J.O.Smith and Chang Keng Liu: Stresses Due to Tangential and Normal Loads on an Elastic Solid with Application to Some Contact Stress Problems, J. Appl. Mech., 20, 6 (1953) 157.
- 27) 岡村健二郎，中島利勝，平邦昭，藤原煌三：24)に同じ。
- 28) 勇田敏夫：ラビング現象の概括的な特性について，砥粒加工，2，9（1965）2.
- 29) M.C.Shaw: Metal Cutting Principles, 3rd Ed., M.I.T.Press (1954) 4-22
- 30) 岡村健二郎，中島利勝，宇野義幸：過渡的切削過程における仕上表面状態，昭和48年度精機学会関西地方定期学術講演会前刷（1973）59.
- 31) たとえば、切削加工技術便覧，日刊工業技術新聞社（1962）510.
- 32) M.E.Martellotti: An Analysis of the Milling Process, Trans. ASME, 67，5（1945）233.
- 33) 竹山秀彦：金属の被削性に関する研究，機械試験所報告，31（1959）61.
- 34) 津和秀夫，難波義治，宇野義幸，V.I.Berroya Jr: 曲面加工の精度制御システムの研究（第1報）—フライス切削における切残し量—，昭和49年度精機学会秋季大会学術講演会前刷（1974）87.
- 35) 益子正己：フライス削りにおける切刃のすべり摩擦抵抗，潤滑，5，3（1960）169.
- 36) たとえば、佐藤健児：切削理論（1），誠文堂新光社（1956）.
- 37) 岡村健二郎，中島利勝：8)に同じ。

- 38) 岡村健二郎, 中島利勝, 山本紀一郎: 砥粒切れ刃による切削現象の研究 (第5報) - 円弧型切削実験による微小切削現象の考察 -, 精密機械, 33, 4 (1967) 237.
- 39) K.Okamura, T.Nakajima and Y.Uno: Analytical Description of Accumulation Phenomenon in Grinding, CIRP 投稿中.
- 40) 岡村健二郎, 中島利勝, 宇野義幸: 過渡的切削過程における表面特性の研究 (第1報) - 加工硬化層の解析 -, 精密機械, 39, 6 (1973) 590.
- 41) たとえば, 日本熱処理技術協会ひずみ研究部会: 残留応力, 共立出版 (1963).
- 42) K.Okamura, T.Nakajima and Y.Uno: Analysis of Work Hardened Layer in the Transitional Cutting Process, Bull. of the Japan Soc. of Prec. Engg., 7, 3 (1973) 77.
- 43) 岡村健二郎, 中島利勝: 砥粒切れ刃による切削現象の研究 (第6報) - 単粒研削みぞの解析 -, 精密機械, 33, 5 (1967) 312.
- 44) 垣野義昭: 京都大学学位論文 (1971) 86.
- 45) たとえば, 小野浩二: 研削仕上, 槇書店 (1962).
- 46) 岡村健二郎, 中島利勝, 井上陽一, 宇野義幸: 過渡的切削過程における表面特性の研究 (第2報) - プランシ研削における残留応力 -, 精密機械, 39, 8 (1973) 794.
- 47) 応力測定技術協会: 応力測定法, 朝倉書店 (1970).
- 48) H.R.Letner and H.J.Snyder: Grinding and Lapping Stresses in Manganese Oil-Hardening Tool Steel, Trans.ASME, 75, 7 (1953) 873.
- 49) たとえば, 吉川弘之: 研削砥石の摩耗と寿命に関する研究, 理化学研究所報告, 39, 6 (1963) 307.
- 50) たとえば, J.O.Outwater and M.C.Shaw: Surface Temperatures in Grinding, Trans.ASME, 74, 1 (1952) 73.
- 51) Grinding Stresses, Cause, Effect and Control, Collected Papers by the Grinding Institute, Cleveland, Ohio (1959).
- 52) W.E.Littmann: Control of Residual Stress in Metal Surfaces, Proc.CIRP (1967) 1303.
- 53) 岡村健二郎, 中島利勝, 渡辺潔: 10) に同じ.
- 54) J.Frisch and E.K.Thomsen: Residual Grinding Stresses in Mild Steel, Trans.ASME, 73, 4 (1951) 337.
- 55) H.R.Letner and H.J.Snyder: 48) に同じ.