

切削工具摩耗の解析的予測に関する研究

北 川 武 揚

北川武揚

寄贈

目 次

第1章 緒 論

- 1.1 工具摩耗予測の現状と問題点 1
- 1.2 本論文の目的と範囲. 4
- 1.3 本論文の構成と概要. 6

第2章 工具面応力分布の解析と測定.

- 2.1 緒 言 10
- 2.2 三次元切削模型とエネルギー解法.
 - 2.2.1 切削模型. 11
 - 2.2.2 エネルギー解法. 16
 - 2.2.3 切削抵抗の計算と切りくず形状の決定. 21
- 2.3 工具面応力分布の導出.
 - 2.3.1 二次元切削すくい面応力分布の測定. 29
 - 2.3.2 三次元切削すくい面応力分布の測定. 37
 - 2.3.3 逃げ面応力の測定. 44
- 2.4 結 論. 57

文 献

第3章 工具面温度分布の解析と測定.

- 3.1 緒 言. 60
- 3.2 基礎理論.

3.2.1	切削模型と基礎方程式.	61
3.2.2	基礎方程式の解法および差分表示.	65
3.2.3	熱源強さ.	71
3.3	数値計算およびその結果.	
3.3.1	解析の手順.	72
3.3.2	計算結果とその検討.	76
3.4	温度測定.	
3.4.1	すくい面温度分布測定.	83
3.4.2	逃げ面温度分布測定.	91
3.5	数値計算結果と測定結果の比較検討	
3.5.1	計算結果と測定結果の比較.	97
3.5.2	振動を考慮した逃げ面温度計算による検討.	103
3.6	結 論.	108
	文 献	
第4章	摩耗特性式の導出と検証.	
4.1	緒 言.	111
4.2	摩耗特性式の導出.	112
4.3	二次元切削によるすくい面摩耗特性の検証.	
4.3.1	切りくず速度分布の測定.	116
4.3.2	摩耗特性式の検証.	123

4.4	三次元切削による摩耗特性の検討.	
4.4.1	すくい面摩耗特性.	128
4.4.2	逃げ面摩耗特性.	131
4.5	摩耗特性の物性学的検討.	138
4.6	結 論.	146
	文 献.	
第5章	旋削工具摩耗の解析的予測.	
5.1	緒 言.	149
5.2	すくい面摩耗のシミュレーション.	
5.2.1	シミュレーションの手法.	150
5.2.2	摩耗特性式定数C,入の決定.	156
5.2.3	摩耗のシミュレーション.	158
5.3	逃げ面摩耗のシミュレーション.	
5.3.1	シミュレーションの手法.	162
5.3.2	摩耗特性式定数C,入の決定.	171
5.3.3	摩耗のシミュレーション.	180
5.4	結 論.	189
第6章	結 論.	191
	結 言.	

第1章 緒論

§ 1.1 工具摩耗予測の現状と問題点

切削理論の研究は、古くから多くの研究者により広い分野にわたって行なわれており、その研究の歴史は三十年以上に及んでいる。この間加工技術は工作機械の著しい進歩、工具材料の改良開発にともなって長足の進歩をとげた。また、切削理論の面でも切削抵抗、切削機構、切削温度および工具摩耗は多岐にわたる理論が展開されている。しかし、それらの理論成果は実作業面としての工具摩耗については工具寿命予測の目的に有効に活用されていないのが現状である。これらの理論面と実際面について、特に摩耗予測の目的に関連のある切削抵抗、切削温度および摩耗理論成果を概観し、その問題点を挙げてみたい。

切削抵抗理論に関しては、Merchant の力学的理論⁽¹⁾を始め、Lee-Shaffer の塑性すべり線理論⁽²⁾、Oxley の加工硬化を考慮したすべり線理論⁽³⁾などがあるが、その多くは単純な二次元切削模型、あるいは二次元切削での実際の切りくず変形にもとづく解析などである。実際の機械加工は、一般に三次元的切削による加工方式が多く、このような切削にも適用しうる切削模型、切削抵抗および切りくず生成の理論が要求される。また、現状の切削抵抗理論からは、切りくず内および工具面垂直力、摩擦力の予測が可能であつても、工具面にいかなる状態を分布しているかの予

測はできない。工具面応力分布については従来、模型的実験⁽⁴⁾による解析がほとんどであり、実用切削の実用切削条件に適用しうる応力分布導出手法は提案されていない。これらの工具面応力分布は工具摩耗に直接または間接的に影響を与える重要な因子でもあり、摩耗予測の手段として、なお詳細な説明が必要であろう。

切削温度もまた、工具摩耗に影響を与える要素であることは経験的にも知られており、切削理論の一分野として実験、理論両面からの研究が多く行なわれている。実験的には簡易な Gottwein⁽⁵⁾の平均温度測定法があるが、この方法からは工具面温度分布の詳細は得られない。温度分布測定法については、これまで数多くの手法⁽⁶⁾が開発されているものの、いずれも高度な測定技術を必要とし、ごく限られた条件でのわずかな測定結果しか得られていない現状である。温度と工具摩耗の定量的関係が明らかにされていないのもこうした温度分布の詳細な情報不足がその大きな理由ともいえよう。また、理論的解析として Shaw、Trigger⁽⁷⁾の平均温度の理論解があるが実験による手法と同様温度分布の詳細を与えるものではない。電子計算機の進歩にともない、数値計算による温度分布解析が Chao⁽⁹⁾らにより試みられ、その後も多くの報告例⁽¹⁰⁾がある。しかし、既述のように、工具面の応力分布を予測しえず摩耗機構の把握あるいは摩耗予測のための満

足すべき解析結果をうるまでにいたっていない。

摩耗の理論に関しては摩擦距離依存性を考慮した Holm⁽¹¹⁾の理論がある。一方摩擦距離とは無縁に、工具と切りくず間の拡散速度で決まるとする速度過程を考慮した温度依存の摩耗理論も提案されている⁽¹²⁾。実際の工具摩耗はこれらの影響因子を同時に受けるものと考えられ、Trigger⁽¹³⁾らは Holm の理論を修正し、速度過程の性格をも考慮した摩耗理論を展開している。しかし、この理論も工具面の詳細な応力分布、温度分布を予測せず、導出した摩耗方程式の妥当性について定量的な検討を試みるまでに及んでいない。また、摩耗機構については、Opitz, Bhattacharyya⁽¹⁴⁾の物性学的研究がある。工具と切りくず接触面間では元素の相互拡散、化学反応などが行なわれていることは確かなようである。これらの反応生成物が摩耗粉生成の原因となることは十分考えられる。このような拡散モデルを用いて摩耗を数式的に求めようとする試みもあるが、摩耗の各生成原因の影響度に対する定量的把握は十分なされていない。

以上従来の研究成果を概観しても、工具摩耗の予測は摩耗理論の成果のみによつてなされるものではなく、切削理論、摩耗理論を通してはじめて目的が達せられるものであり、これら切削理論、摩耗理論については、摩耗予測という実用的観点から幾多の問題をかかえており、さらに今後の研究が必要と思われる。

§1.2. 本論文の目的と範囲

切削加工における加工工程の設計、切削条件の選定は切削工具寿命を基礎資料として行なわれるが、信頼できる工具寿命資料をうるためには多大の労力、資材、時間を必要とする工具摩耗試験を実施しなければならないのが現状である。簡易寿命試験法の開発^{(16),(17)}、あるいはデータバンク⁽¹⁸⁾設立も解決の方法であろうが、やはり最も望ましいのは切削理論、摩耗理論を通じて工具摩耗ひいては工具寿命を解析的に予測する方法を開発することである。

前項で指摘の通り、従来までの理論的実験的成果は摩耗予測を目的とする実用性に関し幾多の問題をかかえているのは事実である。もちろん現在のところ切削理論、摩耗理論のみを通じて全く切削実験なしに工具摩耗工具寿命の予測は困難であろうが、最小限の切削実験を基礎とし広範囲な諸条件に対応する工具寿命が解析的に予測できれば、データバンクシステムの簡素化にも役立つと考えられる。

本論文はこうした目的の一試案として、二次元切削の力学的データと一、二の切削条件での工具摩耗試験結果を併用し、最近提案されている三次元切削模型とエネルギー⁽¹⁹⁾解法にもとづき、任意刃形、切削条件の三次元旋削における超硬工具すくい面摩耗と簡単な二次元切削模型にもとづく逃げ面摩耗を解析的に求める

方法を提案したものである。また、対象とする工具摩耗は、比較的高速切削条件においての、超硬合金工具 P-20 と普通炭素鋼種材の組合わせで生ずるすくい面クレタ摩耗と、逃げ面で寿命判定基準に常用される逃げ面平均摩耗とし、振動、衝打などにもなう欠損摩耗、すくい面、逃げ面に生ずる境界摩耗および逃げ面刃先摩耗については本論文の対象から除外する。

まず、この目的のために、二次元切削データと簡単な三次元切削模型にもとづき、切りくず生成と工具面垂直力、摩擦力を解析的に求め、応力分布の実測から、工具面応力分布を近似する実験式を決定する。工具面応力分布が解明できれば、すくい面、逃げ面の温度分布は計算のみから求められる。実際の温度分布を、特別に開発した微小熱電対法⁽²⁰⁾により測定し、実測温度との比較から工具面温度分布の予測の可能性を実証する。工具摩耗予測に必要な摩耗特性式は、凝着摩耗モデルを基礎として導き、同式の妥当性をすくい面、逃げ面について、実測した温度、応力および切りくず速度を用いたの詳細な検証実験から吟味する。また、切削実験による摩耗特性について、物性学的拡散実験の結果との対比を行ない、拡散による摩耗機構との関連をも追求する。最後に、工具摩耗シミュレーションによる予測システムを開発し、同手法による計算結果と実測値との比較から、工具摩耗予測の可能性について検討する。

§.1.3 本論文の構成と概要

本論文は6章よりなり、その概要を次に示す。

第1章は「緒論」である。

第2章 「工具面応力分布の解析と測定」

二次元切削データと比較的簡単な三次元切削模型にもとづき、エネルギー⁽¹⁹⁾解法を用いて、三次元切削の切りくず生成、工具面垂直力、摩擦力を導出できる。本章はこれらの導出手法と工具面応力分布予測に関する記述である。工具面応力分布測定のため分割型工具動力計を開発し、同動力計による二次元切削すくい面、逃げ面応力分布、三次元切削すくい面応力分布の測定から、すくい面では摩擦応力は刃先で最大値をもつ三角形あるいは台形分布で近似できること、垂直応力は刃先で最大値をもつ指数曲線的分布で定式化できることが知られ、また、逃げ面ではほぼ一樣な分布形状を示すことが、確かめられた。これより、工具面に作用する切削力と切りくず接触長さが与えられれば工具すくい面についての応力分布は計算から求められることを示した。

第3章 「工具面温度分布の解析と測定」

工具面摩擦応力分布、被削材の物性（比重量、比熱、熱伝導率）と切削模型が与えられれば、切削の諸条件に対応する工具すくい面、逃げ面の温度分布が電子計算機による差分数値

計算から求められる。本章では、こうした温度計算の手法と計算結果ならびに実測した温度分布との比較検討について述べたものである。温度測定には微小熱電対法を考案し、同法によるすくい面、逃げ面についての実測から温度分布の詳細な情報が得られた。温度計算の結果との比較では、工具すくい面温度、低切削速度域についての逃げ面温度は実測値と良好な一致を示すこと、高切削速度域においても逃げ面温度の計算に振動の影響を若干考慮するだけで実測値との一致も改善できることを確かめ、計算による温度分布予測の可能性を示した。

第4章 「摩耗特性式の導出と検証」

本章では摩耗予測のための摩耗特性式の導出および導かれた同特性式の妥当性について、切削実験による実証と、物性学的拡散実験の結果との対比から検討を行なっている。摩耗特性式は、凝着摩耗機構のモデルを基礎として、摩耗粉生成過程を熱活性化過程の考えから導出し、形式上 Triggerらの導いた式⁽¹³⁾と一致した結果をえている。同式の妥当性については、二次元切削すくい面摩耗、三次元切削すくい面摩耗、逃げ面摩耗を対象とし、実測した応力分布、切りくず速度分布を用いて検討した。その結果すくい面、逃げ面ともに同一の特性式で表現できること、特性式の定数は高温域と低温域では別な値

で示されることを見い出した。また、切削実験による摩耗特性と拡散実験との対比から、高温域と低温域で摩耗特性式定数の異なる原因は、ある一定温度を境とする工具、被削材間の拡散生成物の相違によるものであることを明らかにした。

第5章 「旋削工具摩耗の解析的予測」

第2章から第4章までの検討結果にもとづいて、工具摩耗の進行過程をシミュレートする予測法を提案し、同手法による予測例をすくい面、逃げ面摩耗について求め、実測値と比較検討を行なった。改善すべき若干の余地はあるが予測値と実測値は良好な一致を示すことを確かめた。なお、逃げ面摩耗については、入力情報として逃げ面平均応力と摩擦特性を与えれば、応力にいかなる分布様式を与えても逃げ面摩耗シミュレーションの過程から正しい温度分布、応力分布が出力情報として同時に得られるシミュレーションの手法を提案した。また、同手法により計算された逃げ面温度は実測値と良好な一致を示すことも確認した。

第6章 「結 論」

第5章までに得られた結論を総括して述べている。

文 献

- (1) M.E.Merchant : J. Appl. Phys., 16 (1945) 267.
- (2) E.H.Lee and B.W.Shaffer : J. Appl. Mech., 73 (1951) 405.
- (3) P.L.B.Oxley : Trans. ASME, 89 (1957) 549.
- (4) たとえば H.Chandrasekavan and D.V.Kapoor : Trans. ASME, 87, 4
(1965) 214.
- (5) H.Gottwein : Maschinenbau, 4 (1925) 789.
- (6) たとえば G.Boothroid : PIME, 177, 29 (1963) 789.
- (7) E.G.Loewen and M.C.Shaw : Trans. ASME, 76 (1954) 217.
- (8) K.J.Trigger and B.T.Chao : Trans. ASME, 73 (1951) 57.
- (9) B.T.Chao and K.J.Trigger : Trans. ASME, 10 (1955)
- (10) たとえば A.C.Rapier : Brit. J. Appl. Phys., 5 (1954) 400.
- (11) R.Holm : Hugo Gebers Forlag, Sweden (1946) 214.
- (12) 竹山秀彦, 村田良二 : 精密機械, 27, 1 (1961) 33.
- (13) K.J.Trigger and B.T.Chao : Trans. ASME, 78, 5 (1956) 1119.
- (14) H.Opitz and W.König : Advances in MTDR, 1 (1967) 173.
- (15) A.Bhattacharyya : Advances in MTDR (1964) 225.
- (16) M.E.Merchant, H.Ernst and E.J.Krabacher : Trans. ASME,
75 (1953) 549.
- (17) 佐田登志夫 : 精密機械, 24, (1958) 453.
- (18) T.Sata, N.Fujita, Y.Hiramatsu, K.Kokubu and H.Takeyama :
Proc. 14th Int. MTDR Conf., (1973) 685.
- (19) 臼井英治, 広田明彦, 益子正巳 : 日機論, 38, 316 (1978) 3264.
- (20) T.Kitagawa : Bull. Japan Soc. of Prec. Engg., 9, 3 (1975) 83.

第2章 工具面応力分布の解析と測定

§. 2.1 緒 言

工具面応力は工具摩耗に直接あるいは間接的に影響を及ぼす重要な因子であり、工具摩耗特性の解明にも、また工具摩耗を予測するうえにも、まず、正しい応力分布状態を把握しておくことが必要である。三次元切削での切削抵抗、切りくず生成は、最近白井ら⁽¹⁾により提案された三次元切削モデルとエネルギー解法から解析的に求められる。これは二次元切削データが既知であれば、三次元変形を二次元変形の集積としておきかえ、三次元切削での諸量を計算よりから求めるものであるが、工具面での詳しい応力分布の情報は得られない。応力分布については、開発した分割型動力計の使用によりその測定が可能であり、すくい面、逃げ面についての応力分布の実測から、切削力と切りくず接触長さが与えられればその予測も可能であることを示した。

本章では、このような三次元切削での工具すくい面垂直力、摩擦力の解析の手法と実験的解析による、すくい面逃げ面の応力分布導出の方法について述べたものである。

§ 2.2 三次元切削模型とエネルギー解法

2.2.1 切削模型

旋削工具面の応力分布導出にあたってまず必要なことは、指定された刃形、切削条件での切りくず生成状況、切削抵抗が必要である。これらは三次元切削模型とエネルギー解法の適用から求められる。

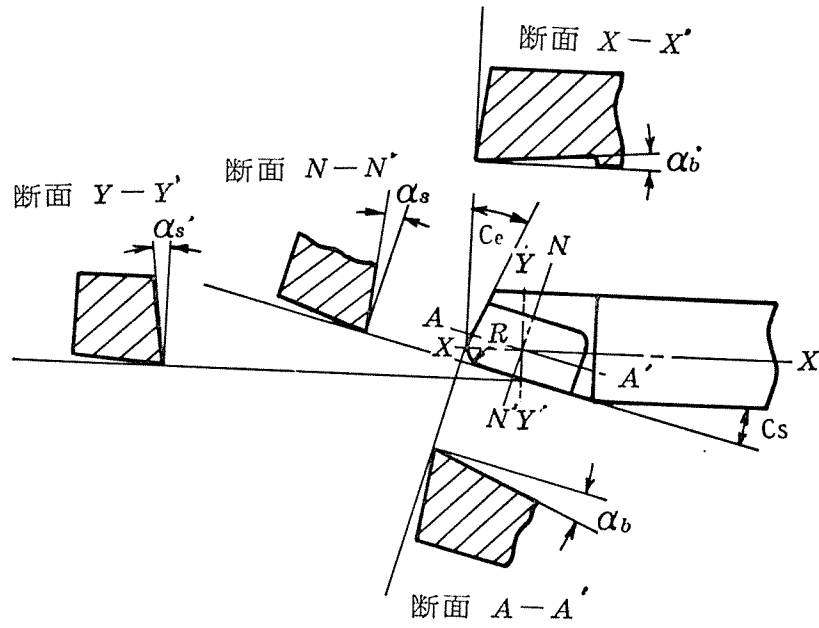
一般のバイト形状は複雑であるが、前切刃の同時作用と切刃傾斜角をもつ最も簡単な場合を考えると、図 2.1 に示すようにノーズ角 ($\angle BCD$) 90° 度、垂直すくい角 α_n (主切刃に垂直な面内で定義されるすくい角)、切刃傾斜角 λ (仕上面内に切削速度に垂直な方向と主切刃のなす角) なる工具が切削厚 a を、切削幅 b なる平行四辺形の切削面積を削りとっていく場合となる。同図に示すようにせん断変形のみで切りくず生成がおこなわれ、切りくずは全体として一様な方向 (γ_c) に流出するものとする、いま切削速度 V と切りくず流出速度 V_c を含む平面、たとえば同図の IHE 及び C なる面を考えると、切削厚 HI 、せん断面 CE なる二次元切削と同じ状況になっている、すなわち HI なる端面から入射する質点の動きを考えると、各質点は速度不連続線 CE において二次元切削におけると同様、せん断面 CE を二次元的なせん断変形をうけ、 C 方向に流出する、 HI に平行な OP 部分を考えると、 OP を切削厚 a とする同様な

変形状態である。したがって HI より右側の被削材のせん断変形に対しては、主切削刃 CD によるせん断面（台形 $CEFD$ ）が存在する。また HI より左側の部分、たとえば図示の KL から入射する質点は、前切削刃によるせん断面（三角形 CEB ）の一部 ST において同様のせん断変形をうけ、 CG に平行に流出していく。

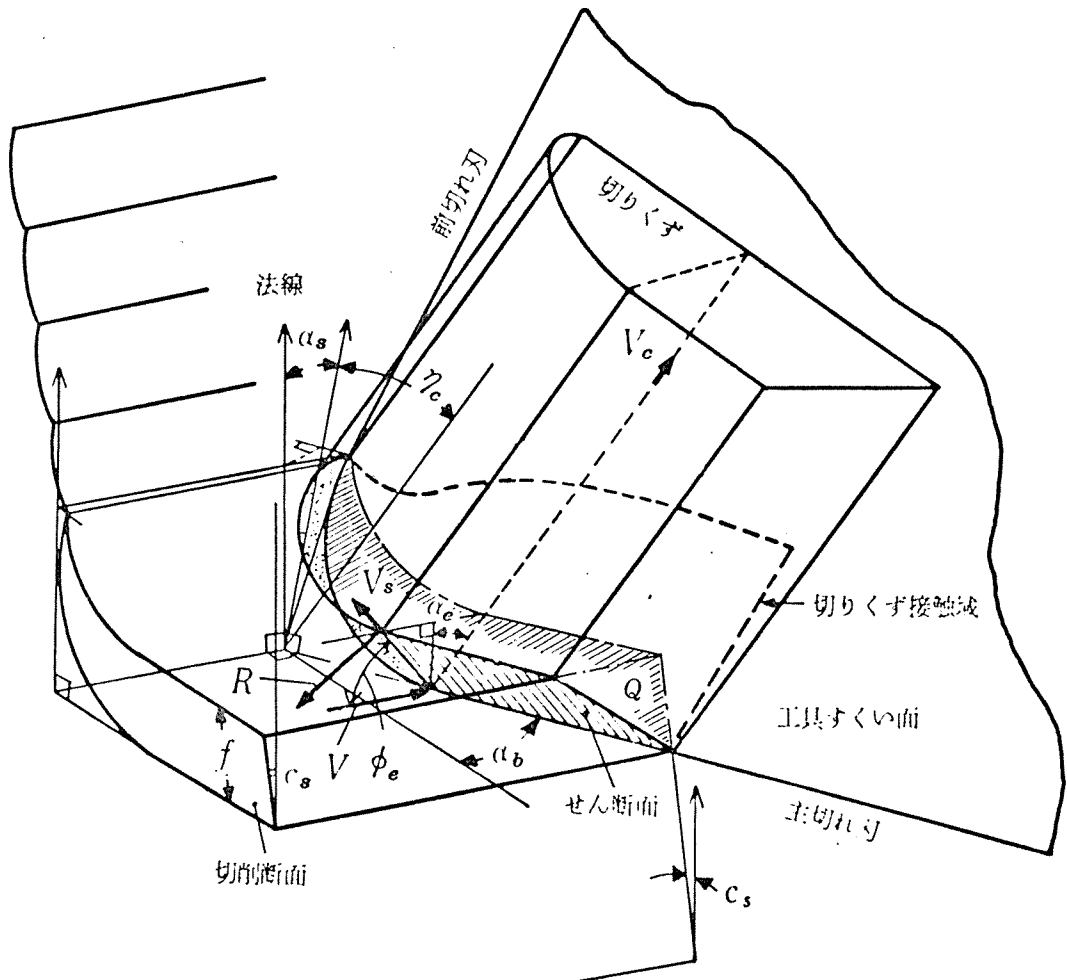
そこで切削速度 V と V_c を含む面内のすくい角を α_e 、せん断角を ϕ_e とし、それぞれ有効すくい角、有効せん断角とよべば、同図の変形機構は α_e 、 ϕ_e が同一で切削厚さのみが位置によって異なる二次元切削状態が積重なったものとみることが出来る。もちろん同図の変形機構は三次元塑性流れであり、塑性学的には二次元塑性流れとは異なるが二次元的変形状態の集積と考えるわけである。

次に一般のバイト刃形による切削を考える。図 2.2 (a) は旋削バイトの刃形を示したものであり、平行上すくい角 α_b 、垂直横すくい角 α_s 、前切刃角 C_e 、横切刃角 C_s 、ノーズ半径 R の工具である。前述の刃形は $C_e = C_s = R = 0$ の場合であるが、これとの対応が掌握しやすいように図 2.2 (a) の主切刃が水平となる状態、すなわち同図の全体を切削速度に垂直な面内で C_s だけ反時計方向に回した状態を考える。図 2.2 (b) はノーズ半径が送り f より大であり、一般の旋削作業で最も多く採用される場

合についての切削模型を示したものである。この場合も V と V_c を含む各面内の有効すくい角 α_e 、有効せん断角 ϕ_e は同一であり、切刃に沿って二次元切削が積重なった状態として変形機構をとらえることが出来る。



(a) 旋削バイト刃形表示



(b) 両刃切削模型

図2.2 刃形表示と三次元切削模型

2.2.2 エネルギー解法

図 2.2 (b) の切りくず流出方向を工具すくい面内の図示の流出角 γ_c (切刃に垂直な方向と切りくず流出方向のなす角) と定義すれば有効すくい角 α_e は幾何学的に次式で与えられる。

$$\sin \alpha_e = \sin \gamma_c \sin \alpha_b + \cos \gamma_c \cos \alpha_b \sin \alpha_s \quad (2.1)$$

したがって α_b , α_s は工具刃形として既知であるから、切りくず流出方向が定まれば上式より α_e が定まり、 α_e に応じて ϕ_e が、さらに切削状態、切削抵抗が定まってくる。

図 2.2 (b) の切削模型においては、 α_e , ϕ_e は切刃の各点について同一であるから、 V と V_c を含む各面相互の干渉はない、すなわち、各面それぞれの質点流れの間に相対速度がないから、切りくず内でのエネルギー消費はなく、切削動力はせん断面におけるせん断仕事と工具すくい面における摩擦仕事にのみ消費される。せん断面のせん断応力を τ_s とすれば、単位時間あたりのせん断仕事 U_s は次式で与えられる。

$$U_s = \tau_s \cdot V_s \cdot A = \frac{\tau_s A \cos \alpha_e}{\cos(\phi_e - \alpha_e)} \cdot V \quad (2.2)$$

ただし、 V_s はせん断速度、また A は同図のせん断面面積である。

すくい面の摩擦力を F_f 、切削断面を切削速度方向にすくい面上に投影した面積を図 2.2 (b) に示されているように Q とすれば、工具すくい面での単位時間あたりの摩擦仕事 U_f は次式で与えられる。

$$U_f = F_t V_c = \frac{\gamma_s \sin \beta \cos \alpha_e}{\cos(\phi_e + \beta - \alpha_e) \cos(\phi_e - \alpha_e)} Q \cdot V \quad (2.3)$$

ここで式(2.2)、(2.3)の U_s , U_f を具体的に計算するため、次の仮定を設ける。

図2.2(b)の変形機構は三次元塑性流れであるが、二次元切削が集積したような状態となっているから、各面内の有効すくい角と有効せん断角、摩擦角、せん断面せん断応力との関係、すなわち

$$\phi_e = f(\alpha_e) \quad (2.4)$$

$$\beta = g(\alpha_e) \quad (2.5)$$

$$\gamma_s = h(\alpha_e) \quad (2.6)$$

は同じすくい角、切削条件下の二次元切削における関係と同一とする。したがって上式の関係は、二次元切削実験より得られるものとする。

以上の仮定における式(2.4)~(2.6)の関係を二次元切削実験よりえて式(2.2)、(2.3)に代入し、さらに式(2.1)を考慮すれば、 A , Q は次項に示されるように与えられるので、 U_s , U_f は結局 η_c , d_s , d_b , V の関数となる。以上により単位時間あたりの全切削仕事 U は、

$$U = U_s + U_f = F(\eta_c, d_s, d_b, V) \quad (2.7)$$

であり、 d_s , d_b は刃形であるから η_c のみが定まれば決定される。

そこで「切りくず流出方向 η_c は金切削仕事を最小にする方向をとる」と考える。すなわち U が最小となるように η_c が定まり、それに応じて式(2.1), (2.4)~(2.6)より $d_e, \phi_e, \beta, \gamma_s$ すなわち切りくず生成状態が決まってくる。したがって具体的に電子計算機によって η_c の値を少しずつ変えて U を計算させ、 U_{\min} となる η_c の値を求めればよい。

切削抵抗の各分力は以下のようにして求められる。主分力 F_H は U_{\min} の状態について $V \cdot F_H = U_s + U_f$ を解くと次式を与えられる。

$$F_H = \frac{\gamma_s \cos d_e}{\cos(\phi_e - d_e)} \left[A + \frac{\sin \beta}{\cos(\phi_e + \beta - d_e)} Q \right] \quad (2.8)$$

垂直分力 F_v , 横分力 F_T は次のようにして求められる。工具すくい面では切りくずの流出方向の摩擦カとすくい面に垂直なカが存在せず, 摩擦カは F_H を求める過程で式(2.3)によりえられてゐるから, 適当な垂直力 N_t を与えて F_t との合成力 R_t をつくる。このとき R_t の切削速度方向成分は式(2.8)で求めた F_H に等しくなければならない。この条件を満たす R_t の垂直および横方向成分を求めると F_v, F_T がえられる, これらの力系を図2.3(a)に示す。切削速度方向のつりあいから N_t は

$$N_t = \frac{F_H - F_t \sin \alpha_e}{\cos \alpha_s \cdot \cos \alpha_b} \quad (2.9)$$

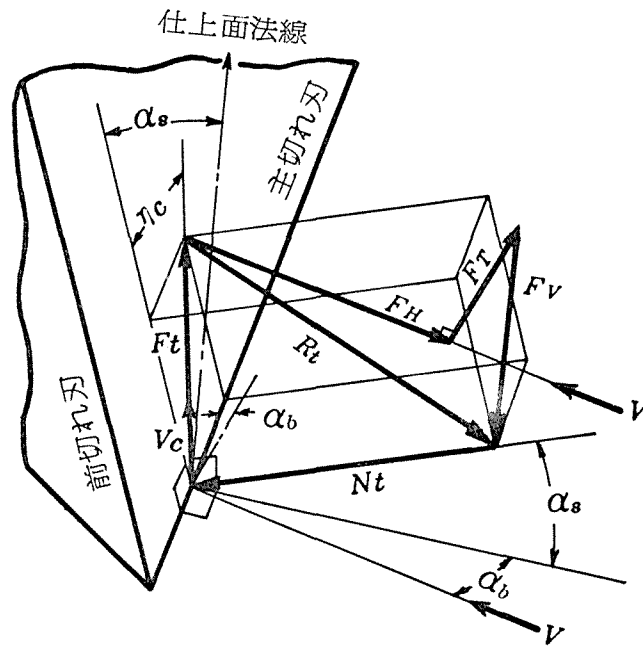
となる, N_t, F_t の垂直方向および横方向成分を求めれば,

$$\left. \begin{aligned} F_v &= -N_t \sin \alpha_s + F_t \cos \eta_c \cos \alpha_s \\ F_T &= -N_t \cos \alpha_s \sin \alpha_b + F_t \sin \eta_c \cos \alpha_b - F_t \cos \eta_c \sin \alpha_s \sin \alpha_b \end{aligned} \right\} (2.10)$$

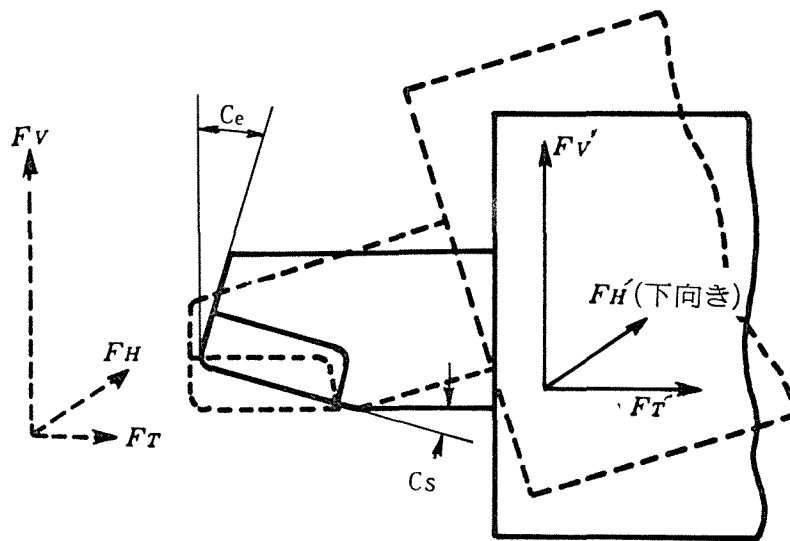
がえられる。以上の切削抵抗各分力 F_H , F_v , F_T は主切刃が水平となる状態でえられたものである。しかし旋削の場合、切削動力計で実測される各分力は、図 2.3 (b) に示す F'_H , F'_v , F'_T であるから、実測値と理論値を比較する場合には次式の換算をおこなう必要がある。

$$\left. \begin{aligned} F_H &= F'_H \\ F'_v &= F_v \cos C_s - F_T \sin C_s \\ F'_T &= F_T \cos C_s + F_v \sin C_s \end{aligned} \right\} (2.11)$$

結局この方法は二次元切削における ϕ と α , β と α , η_s と α の関係をおうかじめ求めておくと、三次元切削の切りくず生成状態、切削抵抗三分力を計算のみでえることができる。なお図 2.2 (b) の切削過程では切りくずの外形、すくい面との接触などの境界条件がおうかじめ定まっていない。すなわち η_c によって α_c 、それに応じて ϕ_c が変化し、切りくずの外形は不定である。この方法は工藤⁽²⁾にしたがえばエネルギー解法とよばれるべき手法である。



(a) 切削抵抗各分力の正方向



(b) 旋削における切削抵抗

図2.3 切削抵抗の表示

2.2.3 切削抵抗の計算と切りくず形状の決定

旋削における切削抵抗各成分の計算には二次元切削における ϕ と α , β と α , γ_s と α , の関係のほかせん断面積, 投影切削面積の計算が必要である。

図 2.4 は送り f に対してノーズ半径 R が大 ($R \geq f \cos \phi_s / \{1 + \sin(\phi_e - \phi_s)\}$) であり, さらに切込み d がノーズ半径 R より大なる場合の切削断面形状を示したものである。辺 CD は前回の旋削による仕上面形状に対応した曲線となるはずであるが, 切削状態におよぼす影響はわずかなものと考え直線と近似している。同図に対応した切削模型は既に図 2.2 (b) に示されており, せん断面は前回のノーズ部仕上面形状によるだ円筒部分と主切刃 (横切刃) による台形部分からなる。切削断面上で切りくず流出角 η'_c を定義すると, すくい面内での切りくず流出角 η_c との関係は次式となる。

$$\eta'_c = \tan^{-1} \{ (\tan \eta_c - \sin \alpha_s \tan \alpha_b) \cos \alpha_b / \cos \alpha_s \} \quad (2.12)$$

上式を用い, せん断面面積 A の計算式を切削断面 (図 2.4) に付けた記号を対応させて表わせば以下の諸式のようになる。

$$A = A_I + A_{II} + A_{III} = \int_{\phi_2}^{\phi_1} f_I(\phi) d\phi + \int_0^{\phi_2} f_{II}(\phi) d\phi + A_{III} \quad (2.13)$$

ただし

$$ds = \frac{R}{\sin \phi_e} \{ \cos^2(\eta'_c - \phi) + \sin^2(\eta'_c - \phi) / \cos^2 \phi_e \} d\phi \quad (2.14)$$

$$f_I(\psi) = \left\{ f + R \cos(\psi + C_s) \right\} \left[\sin(\gamma'_c + C_s) \cot \left\{ \tan^{-1} \left(\frac{f + R \cos(\psi + C_s)}{R \sin(\psi + C_s)} \right) \right\} \right. \\ \left. + \cos(\gamma'_c + C_s) \right] - \left[R^2 - \left\{ \left\{ f + R \cos(\psi + C_s) \right\} \left[\sin(\gamma'_c + C_s) \right. \right. \right. \\ \left. \left. - \cos(\gamma'_c + C_s) \cot \left\{ \tan^{-1} \left(\frac{f + R \cos(\psi + C_s)}{R \sin(\psi + C_s)} \right) \right\} \right] \right\}^2 \right]^{1/2} \quad (Z.15)$$

$$\psi_1 = \pi/2 - C_s + \tan^{-1} \frac{f}{\sqrt{4R^2 - f^2}} \quad (Z.16)$$

ψ_1 は次式を満足する ψ の値である。

$$R^2 \{ \sin^2(\gamma'_c + C_s) - \sin^2 C_s \} = \left[f \sin(\gamma'_c + C_s) + R \sin(\gamma'_c - \psi) \right] \\ \times \left[f \sin(\gamma'_c + C_s) + R \sin(\gamma'_c - \psi) + 2R \sin C_s \cos(\gamma'_c + C_s) \right] \quad (Z.17)$$

$$f_{II}(\psi) = \frac{R}{\sin(\gamma'_c + C_s)} \left[\sin(\psi + C_s) \right. \\ \left. - \frac{\{ R \sin(\gamma'_c + C_s) - f \sin(\gamma'_c + C_s) \cos C_s - R \sin(\gamma'_c - \psi) \cos C_s \} \sin C_s}{R \sin(\gamma'_c + C_s) - f \sin(\gamma'_c + C_s) \cos C_s - R \sin(\gamma'_c - \psi) \cos C_s} \right] \quad (Z.18)$$

$$A_{III} = 0.5 f \frac{\{ 2 \{ d - R(1 - \sin C_s) \} - f \cos^2 C_s \tan \gamma'_c - f \sin C_s \cos C_s \}}{\cos \gamma'_c \sin \phi_e \cos \alpha_e \cos \alpha_b} \\ \times \left[\cos^2 \alpha_e - \sin^2 \phi_e \{ \sin \gamma'_c - (\sin \alpha_e + \cos \alpha_e \cot \phi_e) \sin \alpha_b \}^2 \right]^{1/2} \quad (Z.19)$$

また投影切削面積 Q は次式で与えられる。

$$Q = \left\{ R^2 \tan^{-1} \frac{f}{\sqrt{4R^2 - f^2}} + 0.25 f \sqrt{4R^2 - f^2} + f(d - R) \right\} / (\cos \alpha_s \cos \alpha_b) \quad (Z.20)$$

したがって以上の諸式を前節の式 (Z.7) あるいは式 (Z.8) に代入すれば、切削抵抗各分力を求められることになる。

具体的な解を求めるためには二次元切削データが必要である。

二次元切削実験は豊田製多刃旋盤を使用しておこなった。図2.5は0.48%炭素鋼(焼なまし)のパイプ端面を旋削した場合の切削抵抗二分力 F_H , F_V を示したものである。工具:超硬P20, 切込み d :2.0 mm, 送り f :0.25 mm/rev, 乾切削であり, 切削速度 V のみ150 m/min, 250 m/minと変化させている。同図から明らかのように。 V が150 m/min程度以上の高速域になると, 各すくい角に対し F_H , F_V はそれほど変化しないことがわかる。図2.6 (a)~(c)は各切削速度でのせん断角中, すくい面摩擦角 β およびせん断面せん断応力 ϕ とすくい角 α との関係を示したものである。高速になるにしたがいせん断角中は増大し, 逆にすくい面摩擦角 β は減少している。しかしせん断面せん断応力はほぼ一定である。同図の諸角を電子計算機用にラジアン表示すれば以下の諸式で表わせる。

$$\begin{aligned}
 V &= 150 \text{ m/min} \\
 \phi &= 0.155\alpha + 0.382 \\
 \beta &= 0.62\alpha + 0.506 \\
 \gamma_s &= 58.0 (\text{kg/mm}^2)
 \end{aligned}
 \tag{2.21}$$

$$\begin{aligned}
 V &= 200 \text{ m/min} \\
 \phi &= 0.2\alpha + 0.3856 \\
 \beta &= 0.535\alpha + 0.483 \\
 \gamma_s &= 58.0 (\text{kg/mm}^2)
 \end{aligned}
 \tag{2.22}$$

$$V = 250 \text{ m/min}$$

$$\phi = 0.22\alpha + 0.3944$$

$$\beta = 0.46\alpha + 0.4712$$

$$\gamma_s = 58.0 \text{ (kg/mm}^2\text{)}$$

(2.23)

表 2.1 は上記の二次元切削データを用いて計算で求められた三次元旋削の諸データの一例を示したものである。切削抵抗各分力、さらに切りくずの外形、せん断面を規定する切りくず流出角 γ_0 、有効せん断角 ϕ_e が決定されている。

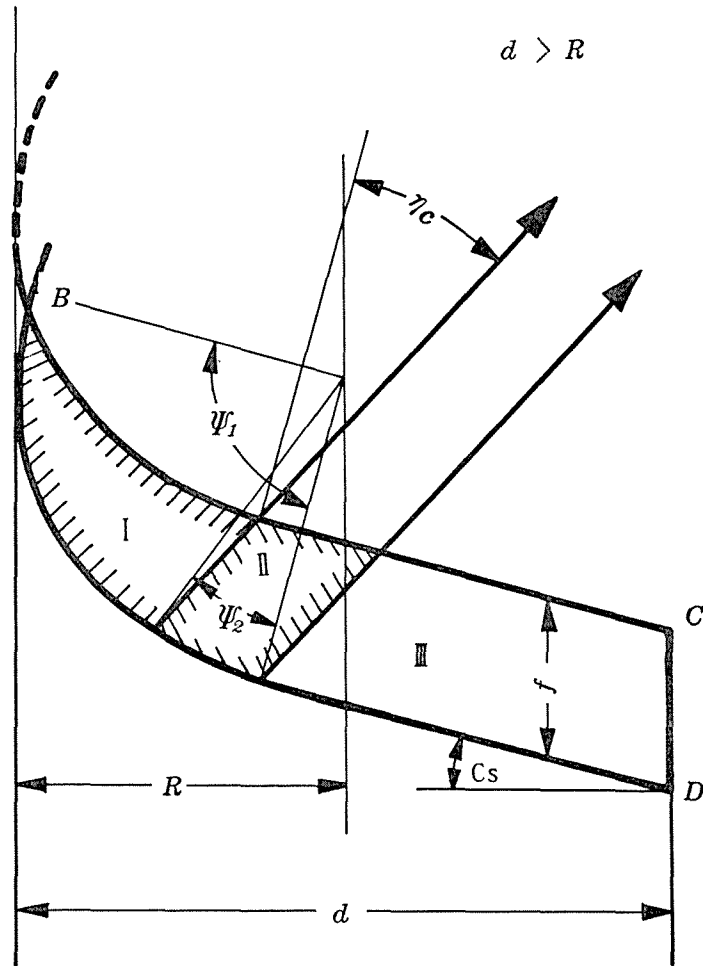
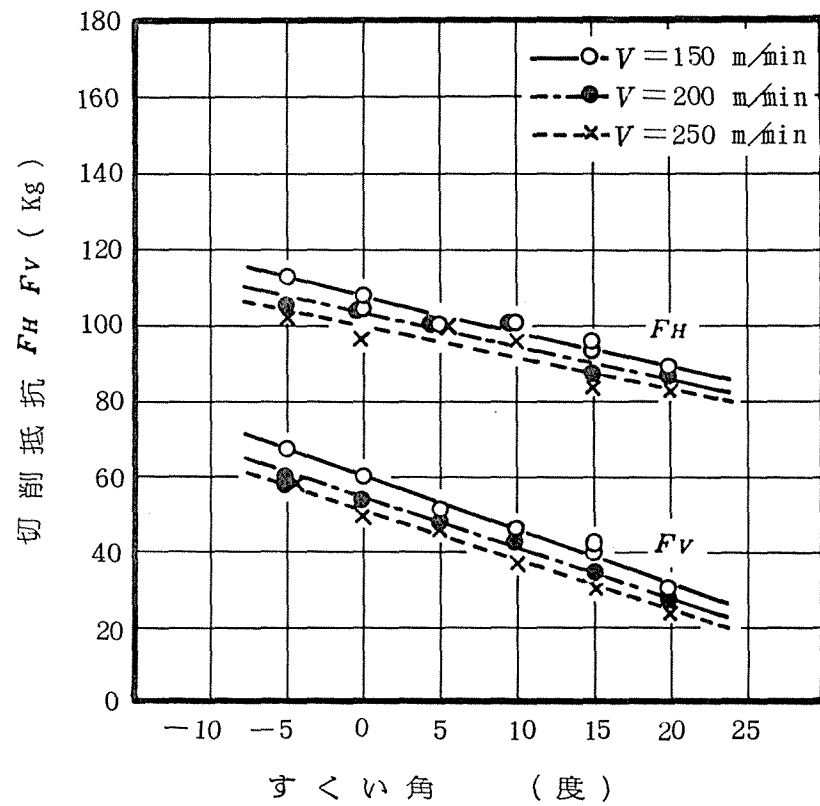


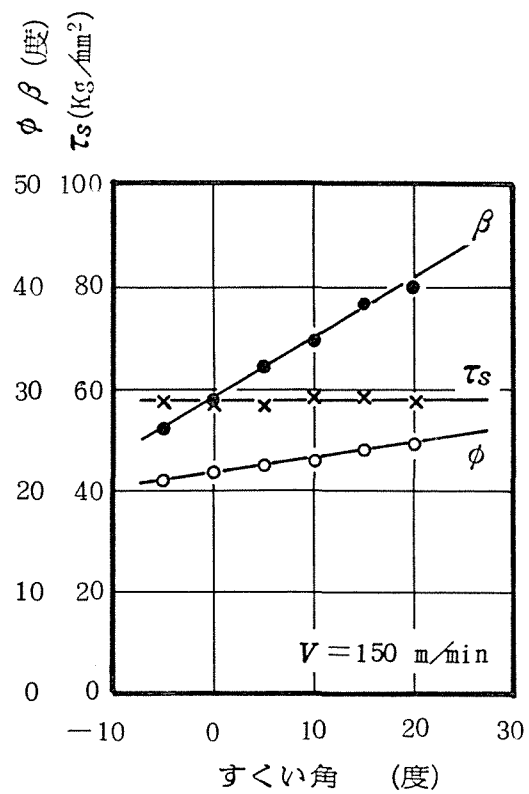
图2.4 切削断面形状



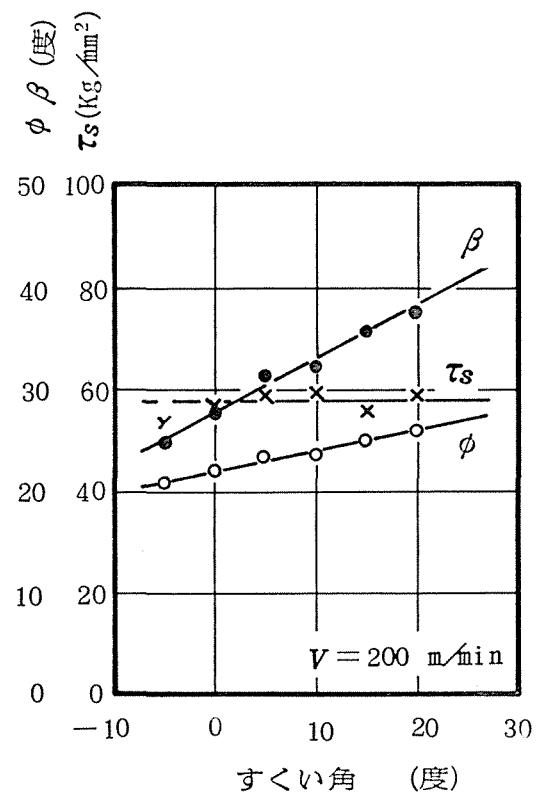
工具：超硬 P-20、被削材：炭素鋼 S48C

すくい角 0° 、切削幅 2.0 mm、切り込み 0.25 mm

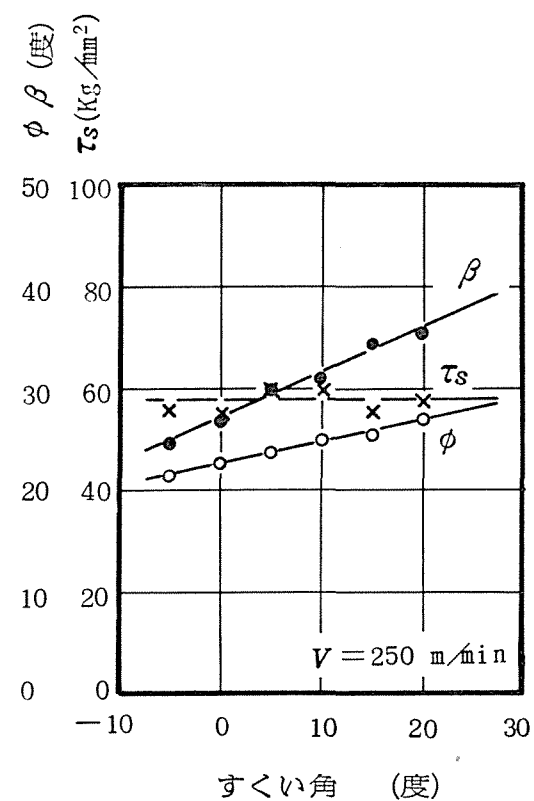
図2.5 二次元切削抵抗実測値



(a)



(b)



(c)

切削条件は図2.5 と同じ

図2.6 二次元切削データ

切削速度	切りくず生成	切削抵抗
$V = 150 \text{ m/min}$	切りくず流出角 $\eta_c = 10^\circ$ 有効すくい角 $\alpha_e = 0^\circ$ 有効せん断角 $\phi_e = 21.9^\circ$ せん断速度 $V_s = 161.7 \text{ m/min}$ 切りくず速度 $V_c = 60.3 \text{ m/min}$	主分力 $F_H' = 110.9 \text{ Kg}$ 送り分力 $F_V' = 54.0 \text{ Kg}$ 背分力 $F_T' = 25.2 \text{ Kg}$ せん断応力 $\tau_s = 58.0 \text{ Kg/mm}^2$ 摩擦力 $F_t = 59.6 \text{ Kg}$ 垂直力 $N_t = 110.9 \text{ Kg}$
$V = 200 \text{ m/min}$	$\eta_c = 10^\circ$ $\alpha_e = 0^\circ$ $\phi_e = 22.1^\circ$ $V_s = 215.9 \text{ m/min}$ $V_c = 81.2 \text{ m/min}$	$F_H' = 108.8 \text{ Kg}$ $F_V' = 50.1 \text{ Kg}$ $F_T' = 23.4 \text{ Kg}$ $\tau_s = 58.0 \text{ Kg/mm}^2$ $F_t = 55.3 \text{ Kg}$ $N_t = 108.8 \text{ Kg}$
$V = 250 \text{ m/min}$	$\eta_c = 10^\circ$ $\alpha_e = 0^\circ$ $\phi_e = 22.6^\circ$ $V_s = 270.8 \text{ m/min}$ $V_c = 104.1 \text{ m/min}$	$F_H' = 106.7 \text{ Kg}$ $F_V' = 47.8 \text{ Kg}$ $F_T' = 22.3 \text{ Kg}$ $\tau_s = 58.0 \text{ Kg/mm}^2$ $F_t = 52.7 \text{ Kg}$ $N_t = 106.7 \text{ Kg}$

工具：超硬 P-20、被削材：炭素鋼 S48C

工具形状：(0,0,7,7,15,15,0.5)

切り込み：2.0 mm、送り：0.25 mm/rev、乾切削

表2.1 三次元切削抵抗と切りくず生成の計算結果

§ 2.3 工具面応力分布の導出

2.3.1 二次元切削すくい面応力分布の測定

前節で述べたエネルギー解法からは三次元切削での切削抵抗しか求められないから工具面に適切な分布形状を与えなければならぬ。炭素鋼の高速切削における応力分布がどのような形状であるかは実測例がほとんどなく詳細は不明である。

ここでは最近軟削機に對して⁽³⁾ニ・三の研究に用いられた分割型動力計による測定を行なった。ただし、従来の分割型動力計は切削力の検出に抵抗線ひずみゲージと弾性リングを使用した点で動力計の剛性を高められない欠点があったが、本研究ではこれらの欠点を弾性リングから片持ばり方式に変えて解消したものである。

測定原理は図 2.7 (a) に示すように円筒、円柱の片持ばり先端にそれぞれ超硬チップを取付け、片持ばりに張りつけた半導体ゲージによりひずみを検出する方式である。同図 (b) に示すように切りくず接触長を l_c 、刃先より分割点までの距離を l 、切削の主分力、背分力をそれぞれ F_{c1} , F_{c2} および F_{t1} , F_{t2} 、工具面の摩擦応力を τ_t 、垂直応力を σ_t とすると切削幅を w としてこれらの間に次式の関係が成立する。

$$\left. \begin{aligned} F_c &= F_{c1} + F_{c2} & F_t &= F_{t1} + F_{t2} \\ F_{c1} &= w \int_0^l \sigma_t dl & F_{t1} &= w \int_0^l \tau_t dl \end{aligned} \right\} \quad (2.24)$$

$$F_{c2} = w \int_0^{l_c} \sigma_t dl, \quad F_{t2} = w \int_0^{l_c} \tau_t dl \quad \}$$

刃先から分割部までの距離を変化させ $F_t, F_c \sim l$ の関係を求めると図 2.8 が得られ、この曲線の微分から工具すくい面の応力 σ_t , τ_t が求められる。

この動力計の設計では刃先端のたわみ量も 100 kg に対し 2μ 以内におさえ、また分割部のすまきは 10μ 以下であるが切りくず流入の心配はほとんどなかった。図 2.7 (c) は測定に用いた分割型動力計である。

図 2.8 は炭素鋼 S25C 円筒の旋盤長手方向二次元切削で得られた結果であり、同図の曲線の図式微分から得られた応力分布を図 2.9 (a) に示した。同図から明らかなように垂直応力 σ_t に関しては刃先で大きな値をもち指数曲線的分布であり、摩擦応力 τ_t に関しては台形あるいは三角形分布に近似でき、いずれも N. N. Zorev⁽⁴⁾ が予測した分布によく類似している。さらに同図 (b) は σ_t と無次元接触長さ l/l_c の関係を片対数グラフに示したものであるが、切りくず離脱点の微小域を除けば切削条件、工具形状にかかわらずほぼ直線関係とみることが出来る。同図に示たがい切りくず離脱点の垂直応力を 1 kg/mm^2 と仮定すれば B を定数として、

$$\sigma_t = \exp \{ B(1 - l/l_c) \} \quad (2.25)$$

で表わすことができる。

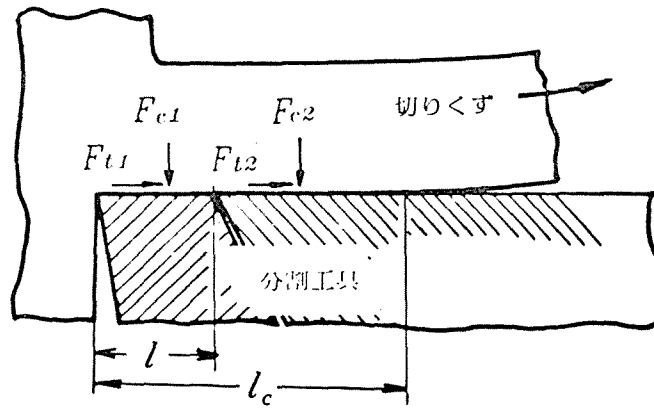
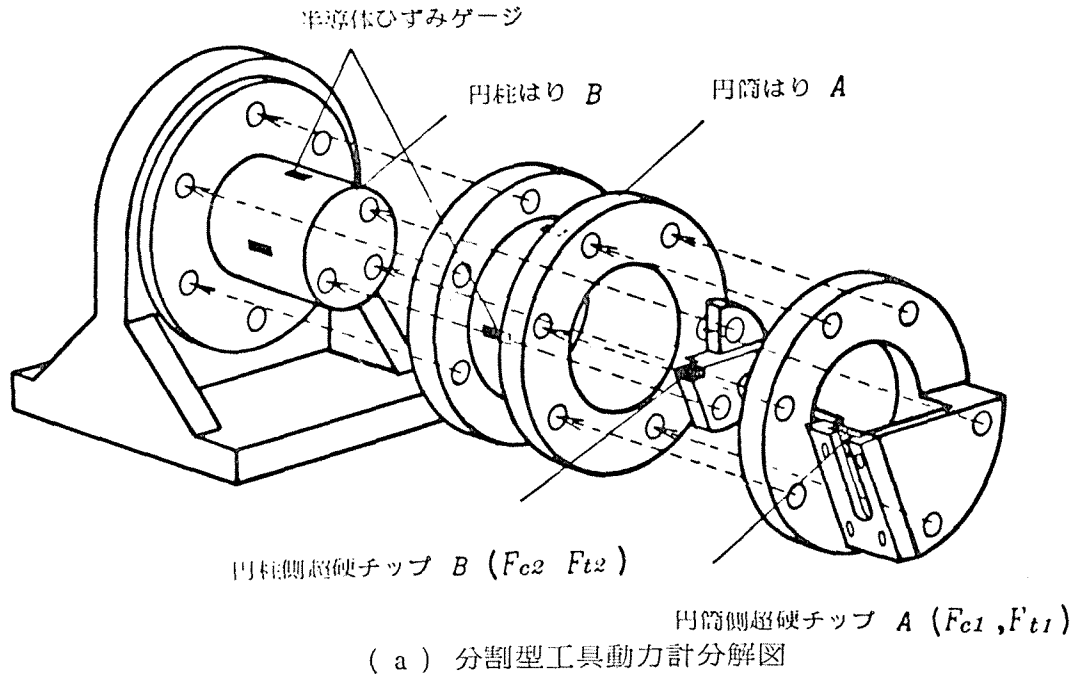
また、この関係は図 2.10 に示すように通常工具を用いた場合の他の工具材、被削材についても成立することがわかる。

全垂直力 N_t は式 (2.25) の積分から、

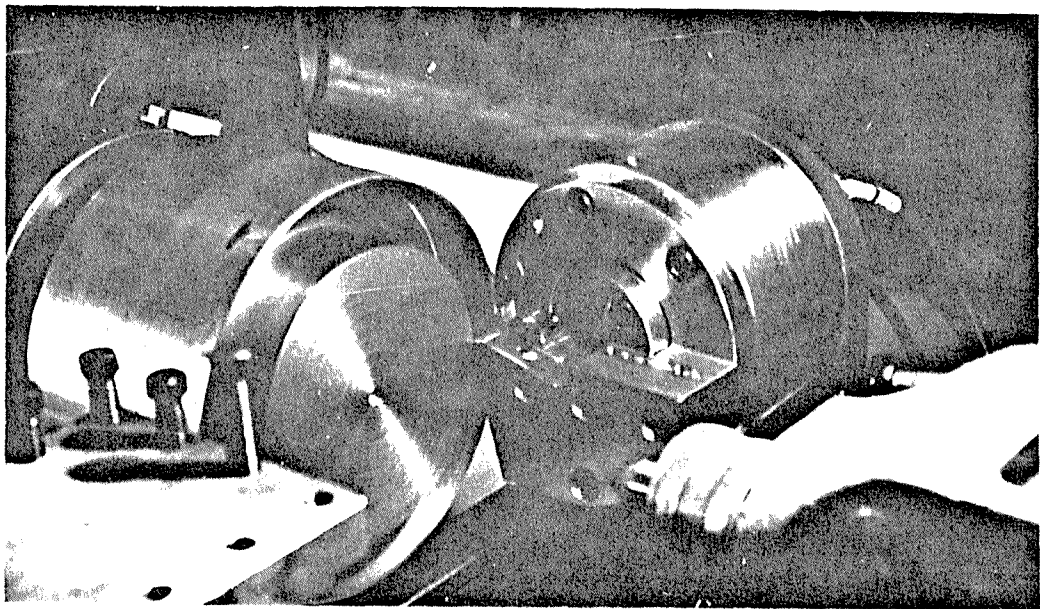
$$\begin{aligned} N_t &= \int_0^l e^{B(1-\frac{l}{l_c})} dl \\ &= \frac{l_c}{B} (e^B - 1) \end{aligned} \quad (2.26)$$

で表示でき、切りくず接触長さ l_c と垂直力 N_t がわかれば定数 B が定まり式 (2.25) に代入して工具すくい面の任意の点の垂直応力を決定できる。

上述の式 (2.25), (2.26) は通常工具について成立するがごく特殊な工具、たとえば切りくず接触長さ拘束工具の使用にあたっては切りくず離脱点の応力を 1 で近似せず同式は適用できない。図 2.11 は拘束工具について実測した応力分布を示す。

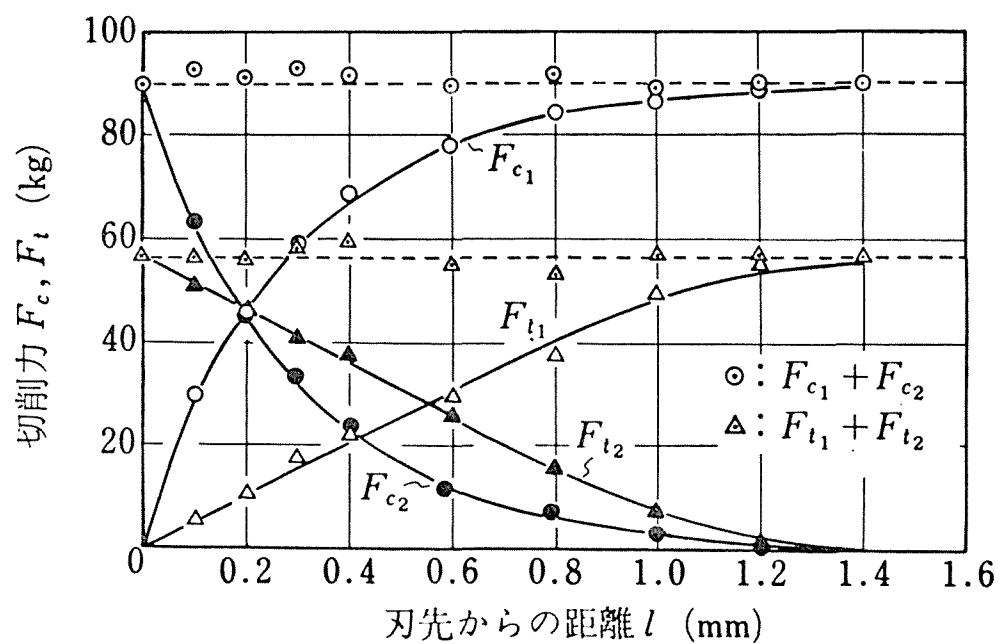


(b) 測定原理図



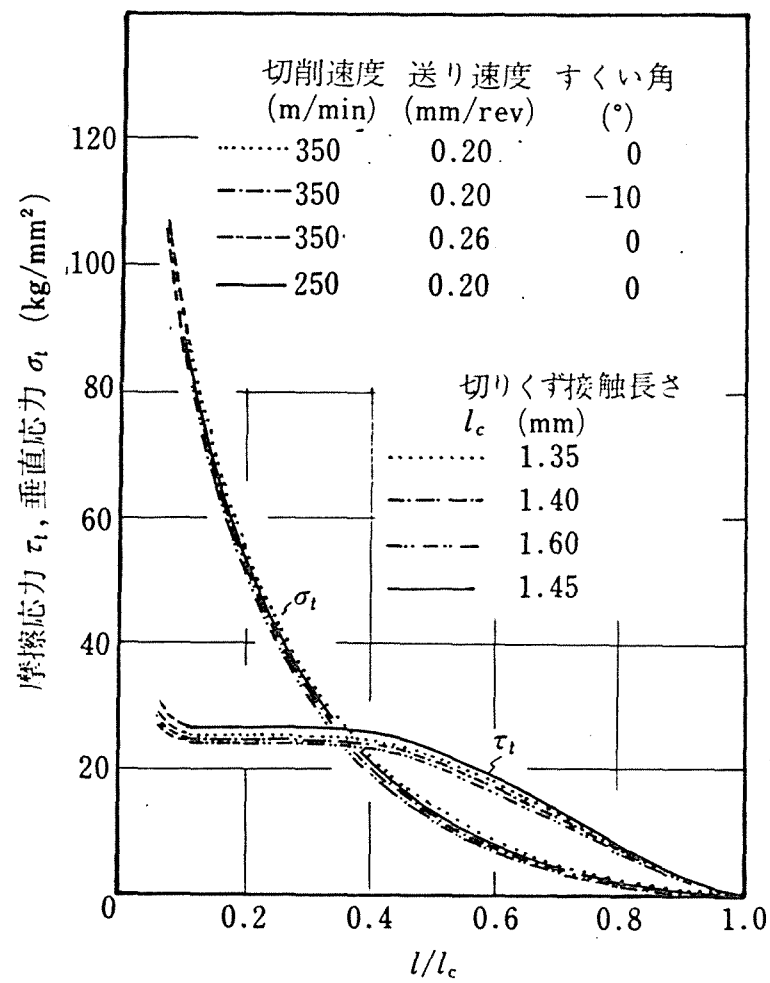
(c) 測定装置

図2.7 工具面応力測定方法

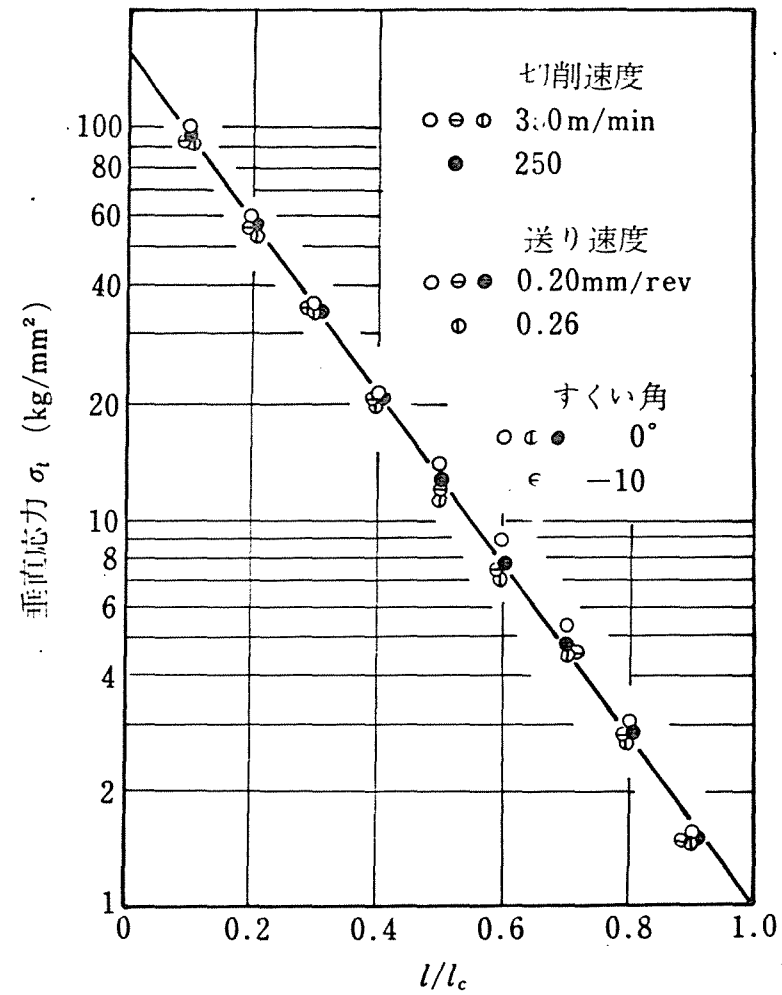


被削材: S25C、工具材: 超硬P-20、すくい角: 0°
 切削速度: 250 m/min、切削幅: 2.0 mm、切込み: 0.2 mm
 旋盤による円筒端面の二次元切削

図2.8 測定された $F_c, F_t \sim l$ の関係



(a)



(b)

切削方法その他は図2.8 と同じ

図2.9 測定された工具すくい面の応力分布

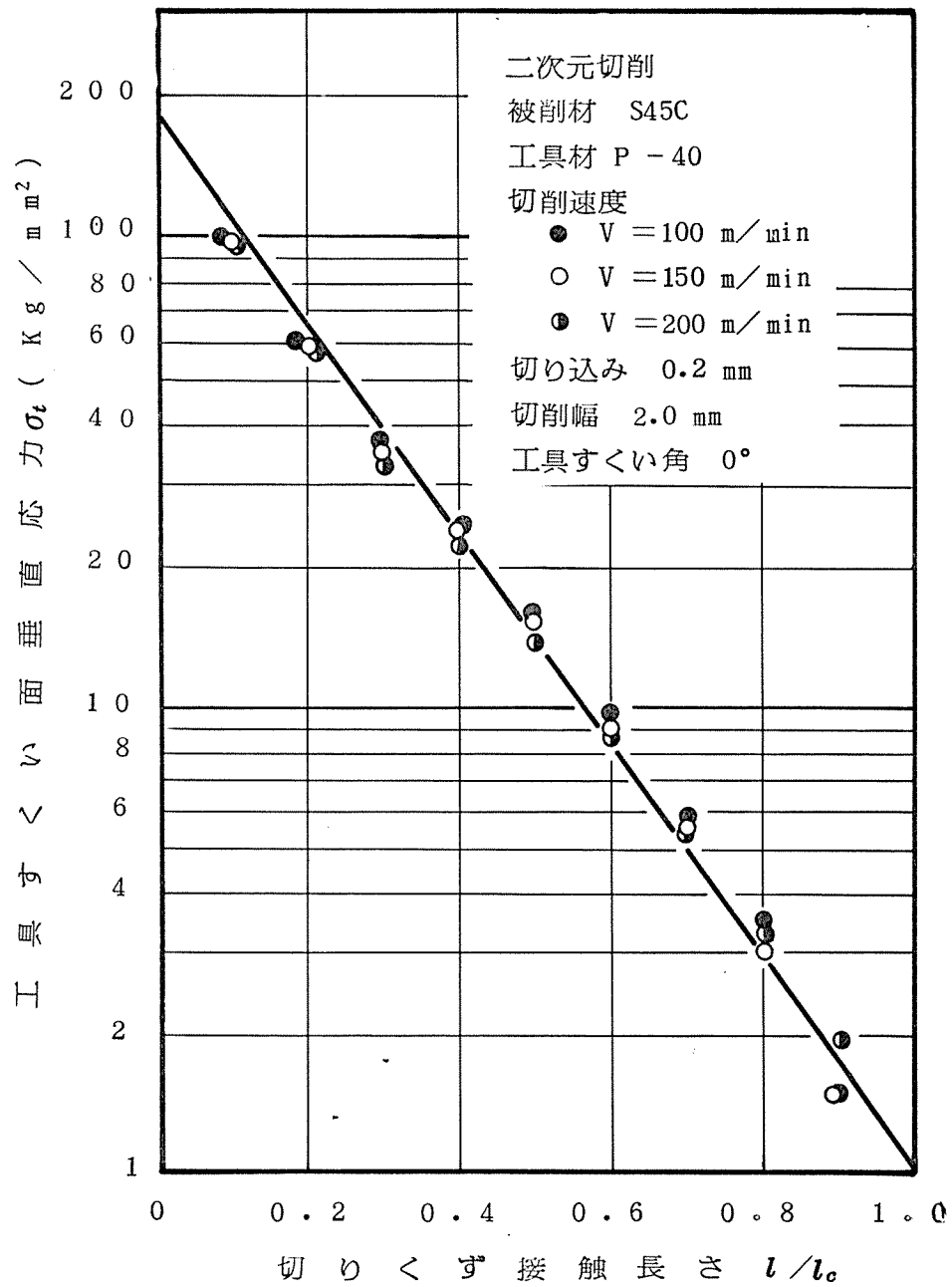


図2.10 工具すくい面の垂直応力実測値

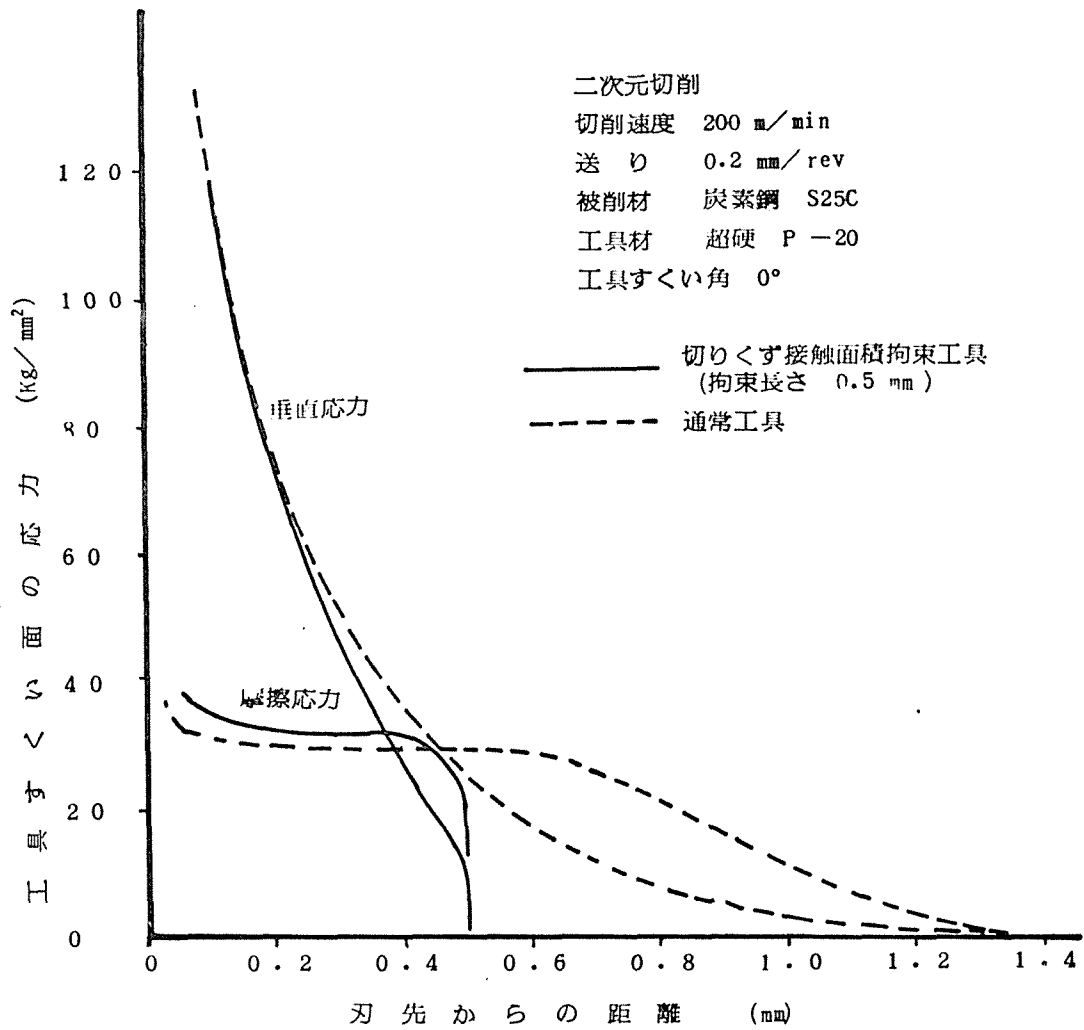


図2.11 切りくず接触長さ拘束工具すくい面の
 応力分布実測値

2.3.2 三次元切削すくい面応力分布の測定

2.1.1 で述べた三次元切削模型の考え方を拡張すれば切りくず流出方向の応力についても二次元切削で得られた応力分布式(2.25)が成り直ると考えられ、この仮定を用いて三次元切削での応力分布も検討できる。

測定は図 2.12(a) に示すような分割型動力計を用いた。この動力計による測定の大要を図 2.12(b)をもとにして次に述べる。

工具すくい面は任意の角度で二つの部分に分割され、切削力はそれぞれの部分で単独に測定される。いま同図において分割線 BC のとき垂直力 N_{i1} , N_{i2} が得られる、次に工具切刃を研削し分割線を AD として切削力を測定すると $N_{i1} + \Delta N_{i1}$, $N_{i2} - \Delta N_{i1}$ となり平行四辺形 ABCD の垂直力 ΔN_{i1} が得られる。分割方向と切りくず流出方向によって組み立てられる各格子の面積は微小であるので各微小格子内の応力はその微小格子内で平均応力とみなしうる。したがって ΔN_{i1} は次式で表わされる。

$$\Delta N_{i1} = \sigma_t(i, 1) \Delta A + \sigma_t(i, 2) \Delta A_2 + \sigma_t(i, 3) \Delta A_3 + \dots \quad (2.27)$$

ここで ΔA_i はその格子の面積、 $\sigma_t(i, j)$ はその格子内の平均応力である。この操作を切りくず接触面積の全域にわたるよう分割位置を変えそれぞれ n の未知数の数だけの分割角度について行ない、これらを連立して解くことにより微小部分の応力を求めることは原理的には可能である。しかしここでは二次元切削で与

えられた応力分布式 (Z.25) が三次切削においても切りくず流出方向に成立するものとしての解析をすすめる。

同図に示たがい刃先応力 $\sigma_t(i,1)$ が得られると平行四辺形 $ABEF$ 内にある各格子内の全平均応力 $\sigma_t(i,j)$ が式 (Z.25) より求められる。つまり $\sigma_t(1,1)$ の測定から始めると式 (Z.25) より $\sigma_t(1,j)$ が得られる。次に $\sigma_t(2,1)$ を求めるように分割線を平行移動させる。垂直力増分 ΔN_i は次式で求められる。

$$\Delta N_i = \sigma_t(2,1) \Delta A_1 + \sigma_t(1,2) \Delta A_2 \quad (Z.28)$$

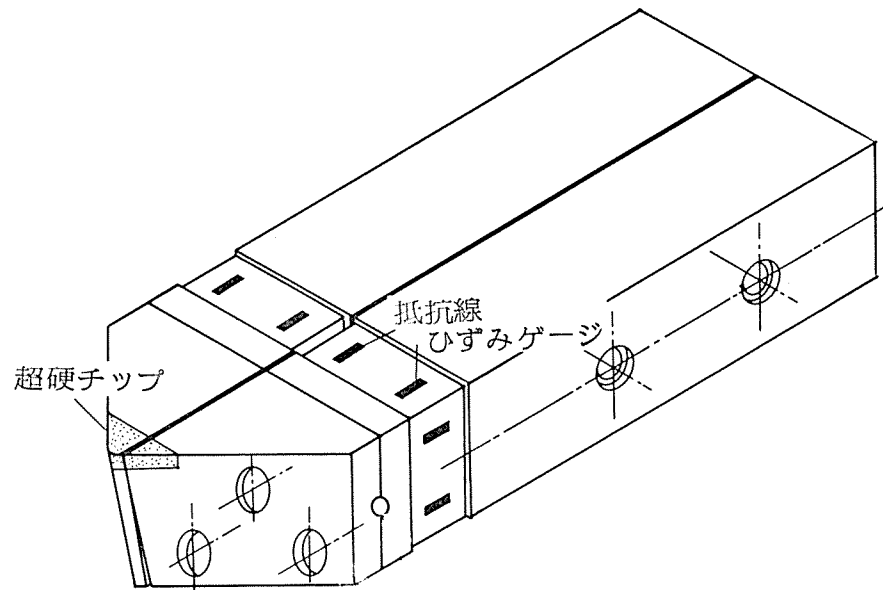
すでに $\sigma_t(1,2)$ は得られているから $\sigma_t(2,1)$ がわかり式 (Z.25) より $\sigma_t(2,j)$ が得られる。このように順次分割線を平行移動させるとすべての格子内の応力が定まる。

ただし、以上の手法で求められる応力分布はあくまでも切りくず流出方向について式 (Z.25) が成立する仮定はもとづくものであり、さらにこの仮定が正しいかどうかの検証が要求される。この検証には図 Z.12(b) の破線に示す異なる分割角度について ΔN_i を測定し、さきの方法で測定された σ_t 分布から計算されるものと比較してみればよい。

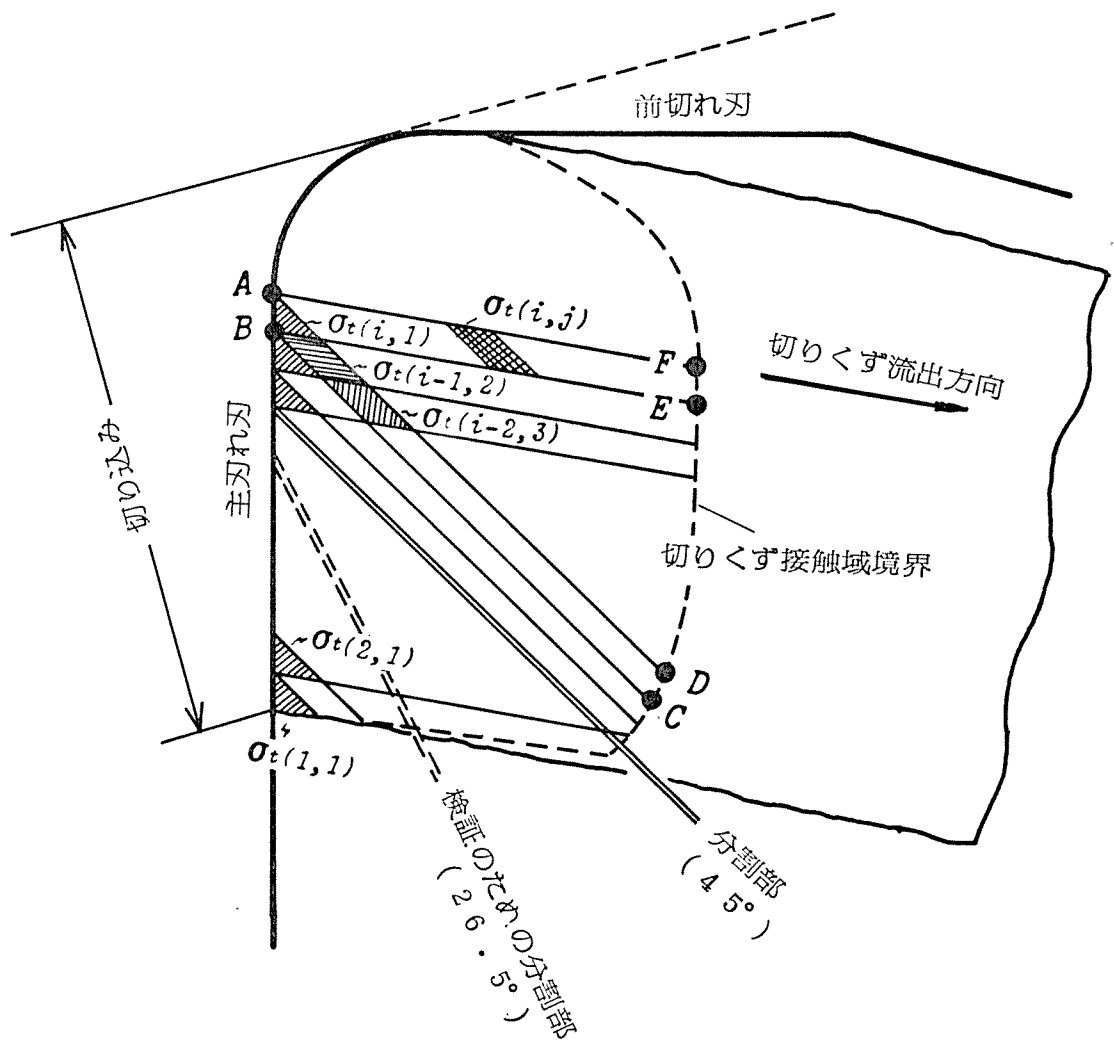
図 Z.13 は、分割角 45° を分割位置を平行に移動して得られた分割各動力計の測定値を示し、前述の手法で求められた応力分布を図 Z.14 に示す。同図から明らかなのは主切削刃への垂直応力がノーズ部に向かって漸増する傾向をもつこと、ノーズ部切

りくず接触境界に急激な応力集中がみられることである。

図 2.15 は検証のため、分割角度 $26^{\circ}30'$ で同様に測定した各動力計の実測値のプロットした結果を示す。若干のばらつきはあるが分割角度 45° で求めた応力から計算された実線と比較してよく一致する傾向を示し、三次元切削でも切りくず流出方向については二次元切削での応力分布式(2.25)がじゅうぶん成立することを証明している。なお、これら一連の計算は電算機を用いて行なった。



(a) 測定用分割型工具動力計



(b) 測定原理説明図

図2.12 三次元切削工具すくい面応力測定方法

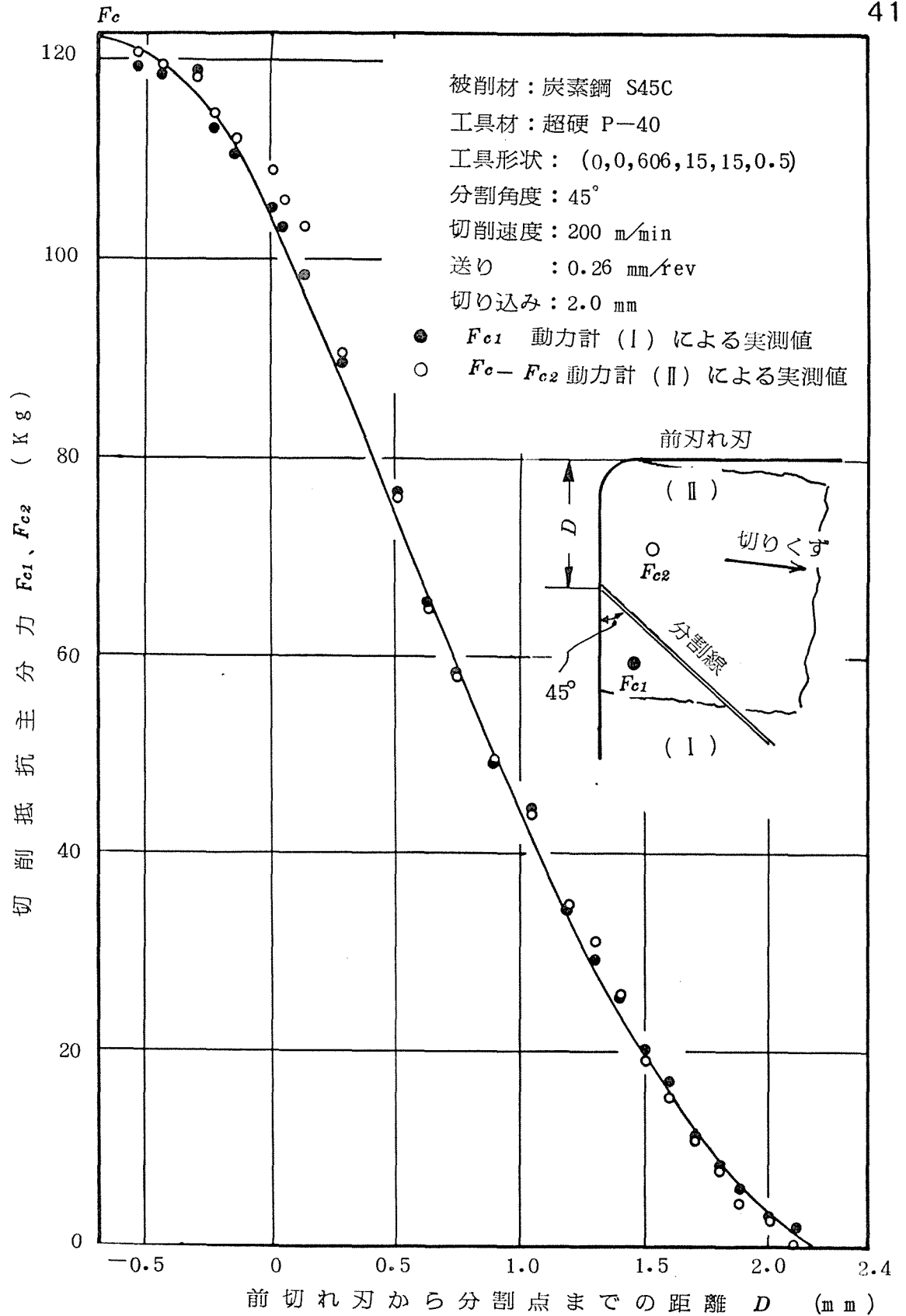
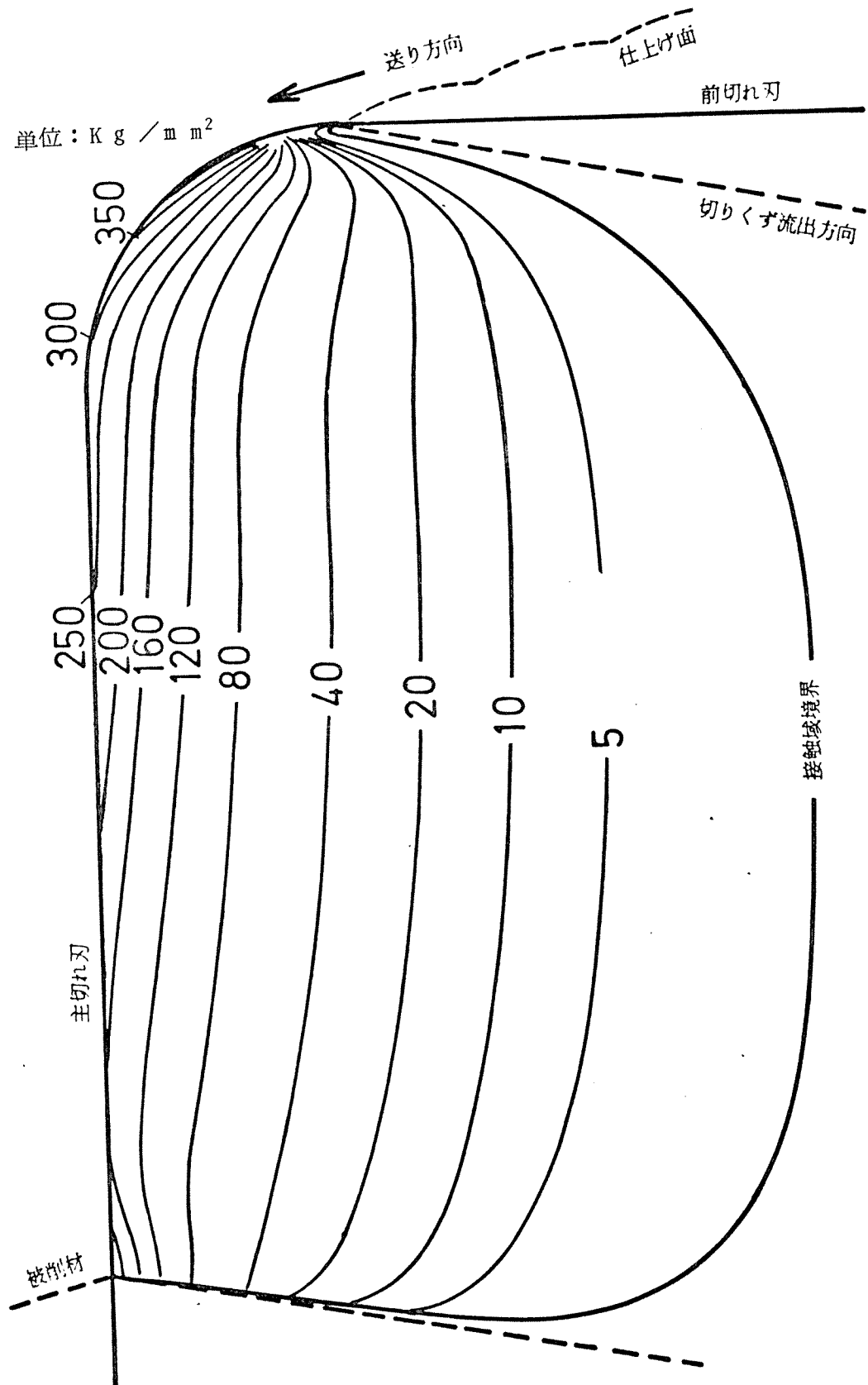


図2.13 分割角度45°で測定された各動力計の切削抵抗



切削条件その他は図2.13 と同じ

図2.14 実測された三次元切削工具すくい面の垂直応力分布

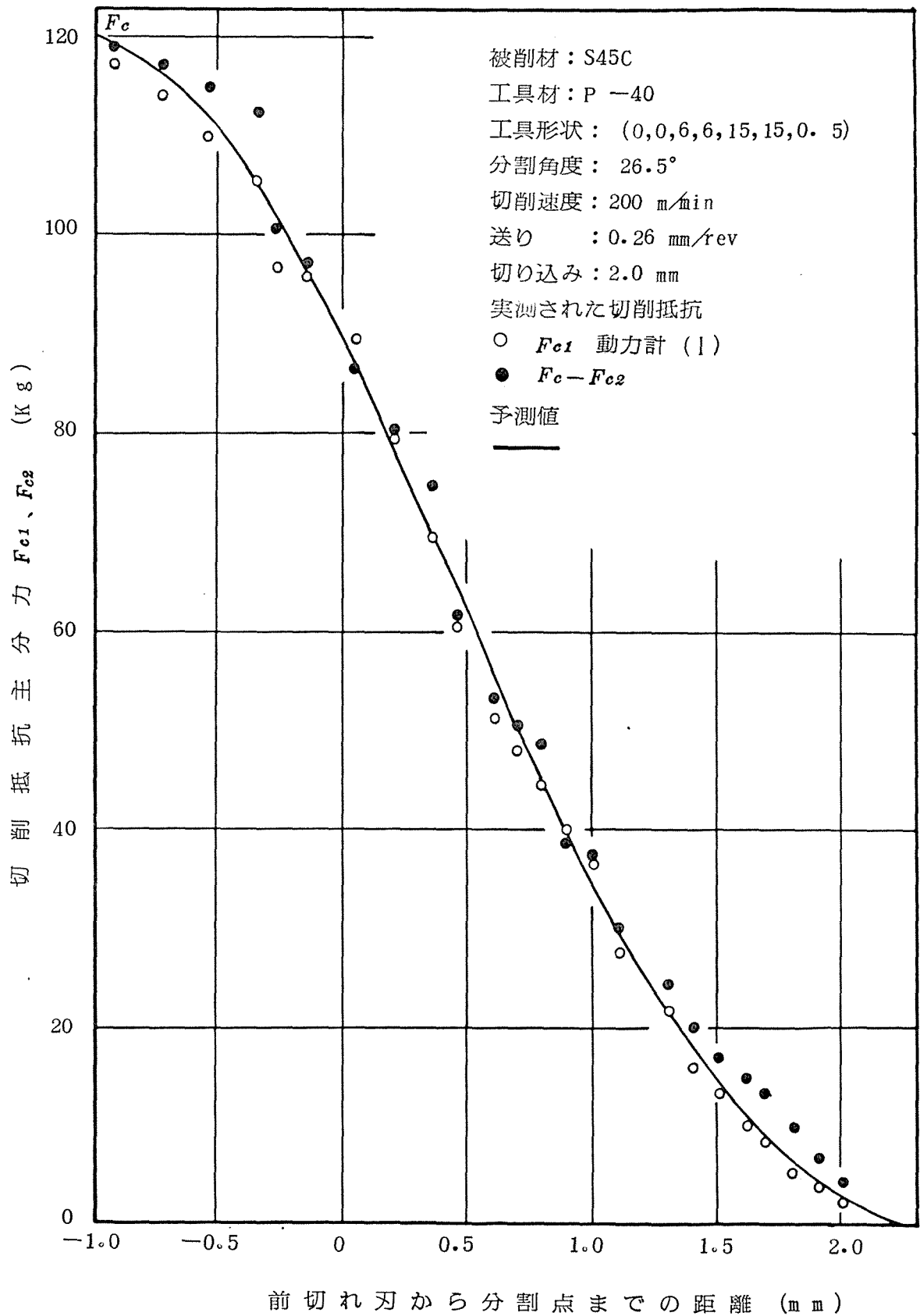


図2.15 検証のための分割角度26.5 で測定された切削抵抗

2.3.3 逃げ面応力の測定

三次元切削において、すくい面では工具形状によって切りくず生成が異なりこれに応じて切削抵抗も変化するが、逃げ面では被削材の流れ方向が工具形状に関係なく切削方向のみに制限されるから常に切削方向に二次元的とみることが出来る。

工具逃げ面に作用する応力は、切りくず変形が切削厚を越える領域におよぼす弾性変形の切りくず除去後に現われる弾性回復によって生ずるものと思われる。このような考え方がうると逃げ面応力は工具形状、切りくず生成の影響も多分に受けることになり、これらから解析的に求めることは現段階では不可能である。したがって、ここでは三次元切削での逃げ面平均応力を実測から求めることにする。

平均応力の測定は、逃げ面摩耗痕のない鋭利工具での切削力の測定値と逃げ面摩耗痕のある工具による測定値の差から求められる。ただし逃げ面摩耗が切りくず変形、すくい面応力分布に与える影響はないとしているが、切りくず厚の測定結果でも鋭利工具、摩耗工具両者間にほとんど差は認められなかった。また、逃げ面摩耗痕は横切刃に沿って研磨した人工的摩耗痕を使用した。ノーズ孔味に沿っての摩耗痕はつけていない。

図 2.16 は、このような摩耗痕をもった工具で種々の摩耗幅について測定した切削抵抗測定の一例を示す。全体に、逃げ面

摩耗幅の増加に対して切削抵抗は直線的に少し割合で増加し、切削速度が大なるほどその増加の割合は減少している。また、測定した背分力は横切れ刃および切削方向に垂直な方向の分力で求めたものであるが摩耗幅の増加、切削速度の増加に対し主分力、背分力のいずれも同一の傾向で変化している。同図の各摩耗幅について測定された切削力と摩耗のない切削力との差から各摩耗幅についての逃げ面平均応力が計算できる。

図 2.17 はこのようにして得られた逃げ面摩耗面平均応力の一例を示す。同図(a)は切削速度の変化に対して一定摩耗幅についての垂直応力を示したもので切削速度の増加にともなって応力は減少している。同図(b)は逃げ面摩耗幅の変化に対する垂直応力を示すが、やはり摩耗幅が増加するほど垂直力は減少している。このような切削速度の増加あるいは逃げ面摩耗幅の増大にともなう応力の低下は、各摩耗幅がもつ応力分布の特性として現われたもののか、切削速度、摩耗幅増加による温度変化によるものか、あるいは振動の影響によるものかは確かでないが、すくい面での平均応力は切削速度によりそれほど大きな差を示さないこと、また逃げ面摩耗幅の変化に対しても顕著な温度差がみられないことから温度の影響によるものとは考えられない。一般に切削速度、逃げ面摩耗幅の増大においてびびり振動が発生し、高い振動数での切削抵抗変動が著しくなるこ

とほぼしばしば経験するところであり、特に切削速度の増加にもなう逃げ面応力の低下は、このような工具振動の影響を多分に受けているものと推察される。

図 2.18 (a)~(d) は同様にして実測された平均垂直応力と切削速度、摩耗幅、送りとの関係を調べたものでこれらの関係はいずれも対数、半対数グラフの上で直線関係にあることがわかる。これらの関係を定式化すると、同一切削条件、工具形状についての逃げ面摩耗幅 L_f の変化に対し、 M , m を定数として、

$$\bar{\sigma}_f = \exp \{ M(m - L_f) \} \quad (2.29)$$

同一摩耗幅 L_f , 送り F , 工具形状についての切削速度 V の変化に対し、 N , n を定数として、

$$\bar{\sigma}_f = N V^{-n} \quad (2.30)$$

同一摩耗幅 L_f , 切削速度 V 工具形状についての送り F の変化に対し、 P , p を定数として、

$$\bar{\sigma}_f = P \cdot F^{-p} \quad (2.31)$$

で表示できる。ただしこれらの関係は切削速度 100 m/min 以上で成立するがこれ以下の速度では同図 (b) からわかるように別な表示にもなりうる。その原因は構成刃先の発生、工具振動の減少などによるものと思われる。

工具形状との関係については詳しく行なっていないがこれについての定式化も可能と思われる。

以上は逃げ面摩耗部の平均応力についての実測結果であり、摩耗特性の検討、摩耗の予測にあたっては摩耗幅方向の応力分布についての把握も必要である。逃げ面摩耗部の応力がどのような分布であるのか従来の検討例はほとんどなく詳細は不明であるが、すくい面応力分布の測定結果をあてはめるならば接触面積拘束工具の拘束が極端な場合は類推でき、少なくとも離脱側での応力はかなり大きな値を示すこと、また実測した平均応力がいずれも降伏応力より小さい値をとることからほぼ一様な分布と予想される。

逃げ面摩耗部に分布する応力が均一であるかどうかの検証は三次元切削でのすくい面応力分布測定の原理を用いて可能である。ただし、この場合も逃げ面抵抗はすくい面抵抗とはまったく独立して測定できないから、逃げ面摩耗部を含めて測定した全切削抵抗から逃げ面摩耗のない切削抵抗を差引いた逃げ面抵抗についての解析となり、逃げ面応力分布のわずかな変化まで見えてくることは困難である。

測定装置は図 2.19 (a) に示すように、すくい面、逃げ面いずれも 45° に分割した動力計であり、切削抵抗は動力計 (I) および (II) でそれぞれ別々に測定される。同図 (b) を参照して切削幅端面より分割部までの長さを D とし D の変化に対する切削力変化を鋭利工具と逃げ面摩耗をつけた工具についてそれぞれ

測定する。

2次元切削であるが、その測定結果を図 2.20 に示す。

図 2.19 (b) を参照し $\circ \bullet$ 印は鋭利工具で (I), (II), 各動力計で測定された切削抵抗の主分力と背分力を示し、 $\triangle \blacktriangle$ 印は同様に摩耗幅 0.6 mm をもつ工具での実測結果である。この場合の逃げ面平均垂直応力 $\bar{\sigma}_f$ は 17.0 kg/mm^2 , 摩擦応力 $\bar{\tau}_f$ は 17.9 kg/mm^2 で 3次元切削で得られた値とほぼ同じである。

これらを一様分布の仮定を用いて D の変化に対する逃げ面垂直力 N_{f1}, N_{f2} および摩擦力 F_{f1}, F_{f2} を計算から求めることができる。この結果を対応する D について鋭利工具の切削力 F_{t1}, F_{t2} および N_{t1}, N_{t2} に加算しその結果を同図破線を示す、実験値、 $\triangle \blacktriangle$ と計算値破線とはよく一致しこれより逃げ面摩耗部の応力はほぼ一様な分布であることが明らかである。なお既述のようにこの実験による測定では逃げ面抵抗を単独に測定した結果ではないから応力分布の微妙な変化をもとらえることはできないが平均応力かわかれれば後章で述べる摩耗特性式と逃げ面温度の計算からの導出も可能である。

図 2.21 は測定された逃げ面平均垂直応力と平均摩擦応力の関係をプロットしたものでこの結果から逃げ面での摩擦特性を

$$\bar{\tau}_f = 2.0 + 0.93 \bar{\sigma}_f \quad (2.32)$$

で表示できる。前述の測定結果からも逃げ面摩耗部の応力分布

ほぼ一様分布とみなせるから同図より得られる式(2.32)は
実応力の関係とみても大差はなく摩擦特性を次式のように表わ
すこともできる。

$$\widetilde{\tau}_f = 2.0 + 0.93 \sigma_f \quad (2.33)$$

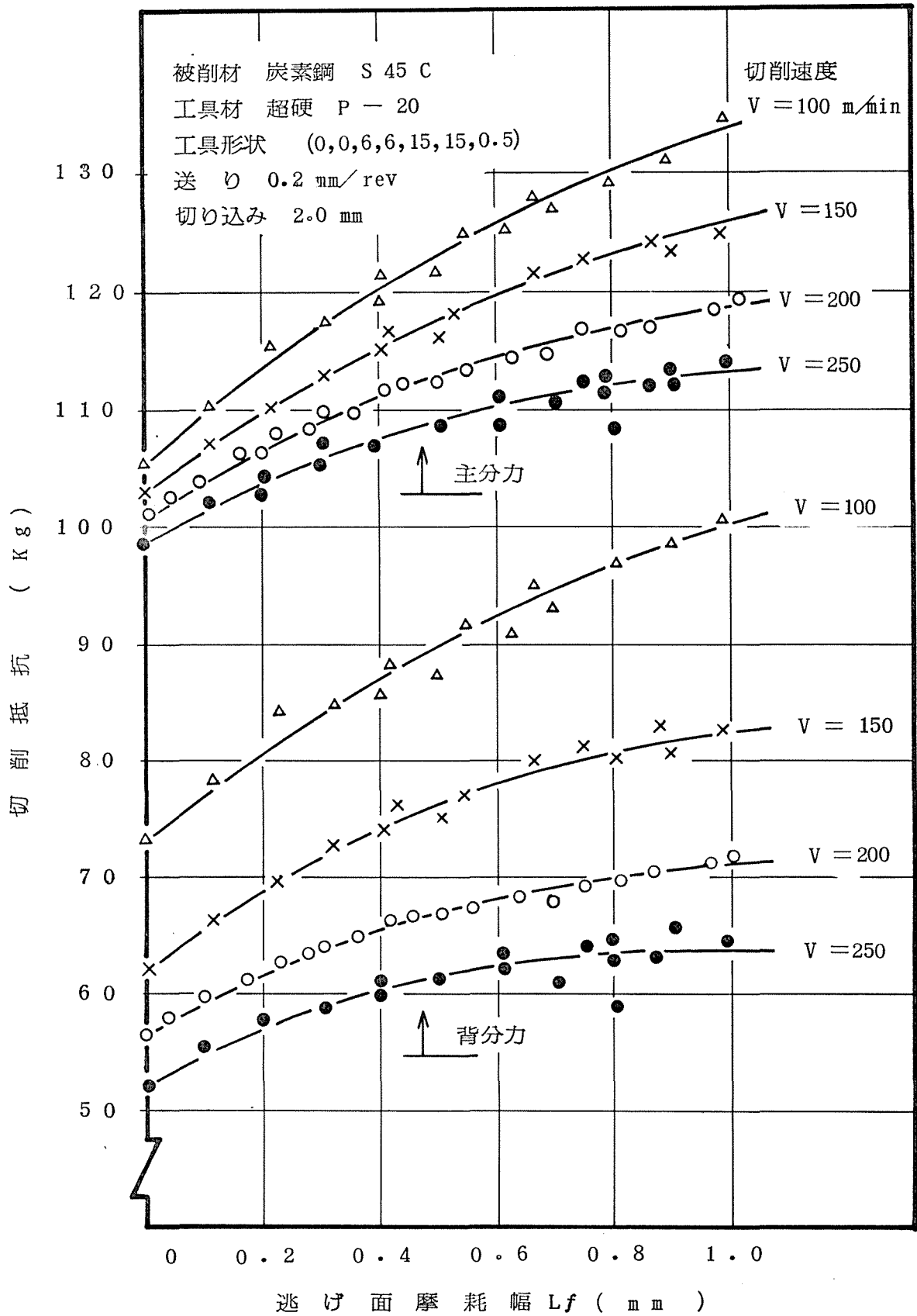
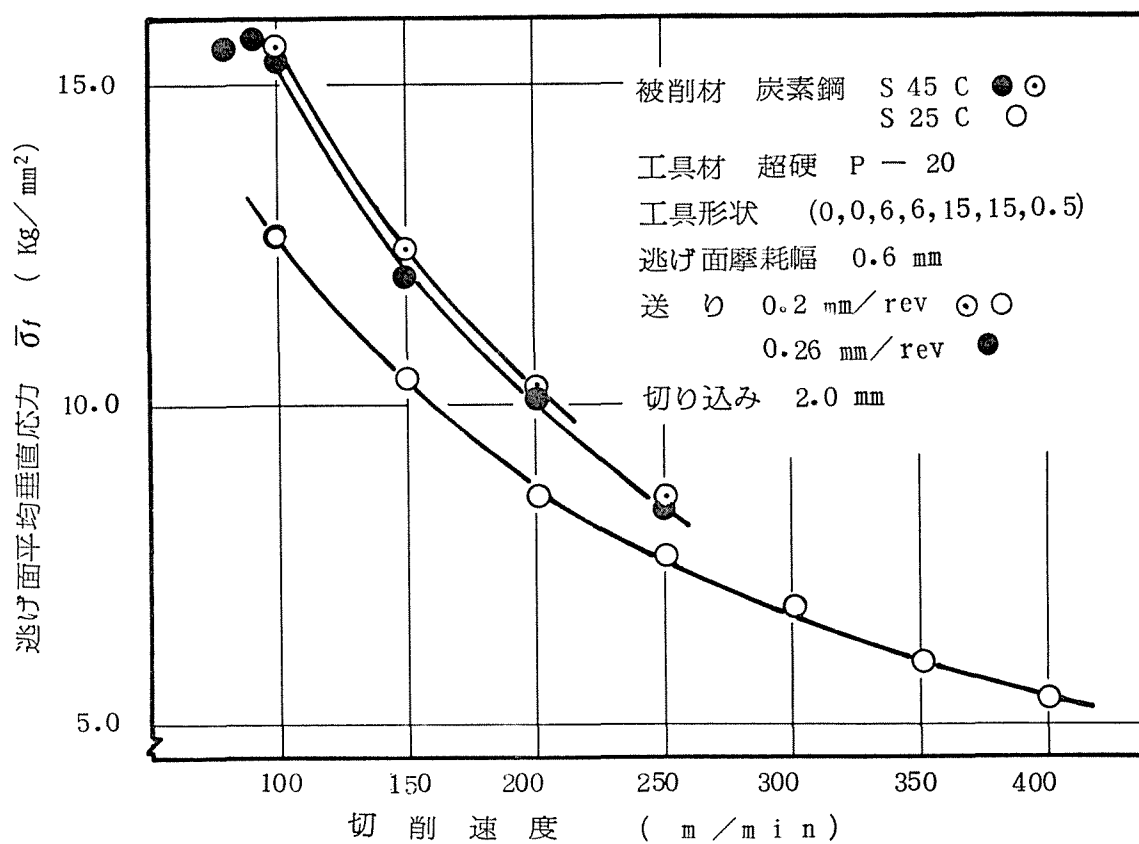
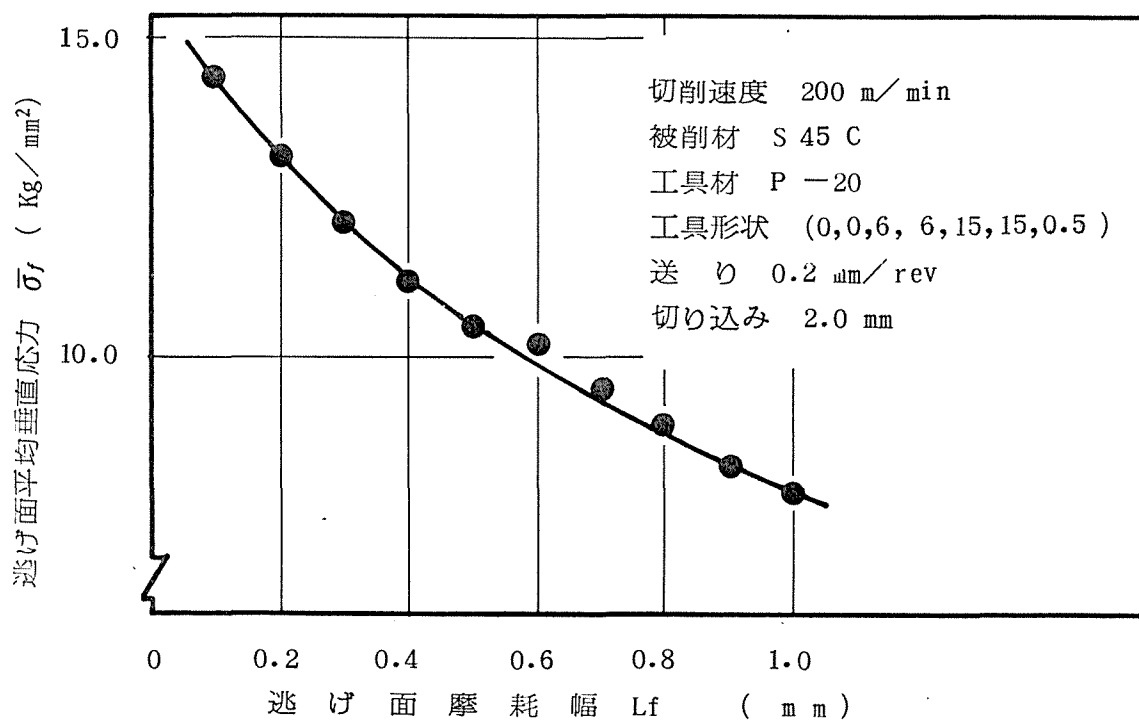


図2.16 逃げ面摩耗幅と切削抵抗の関係

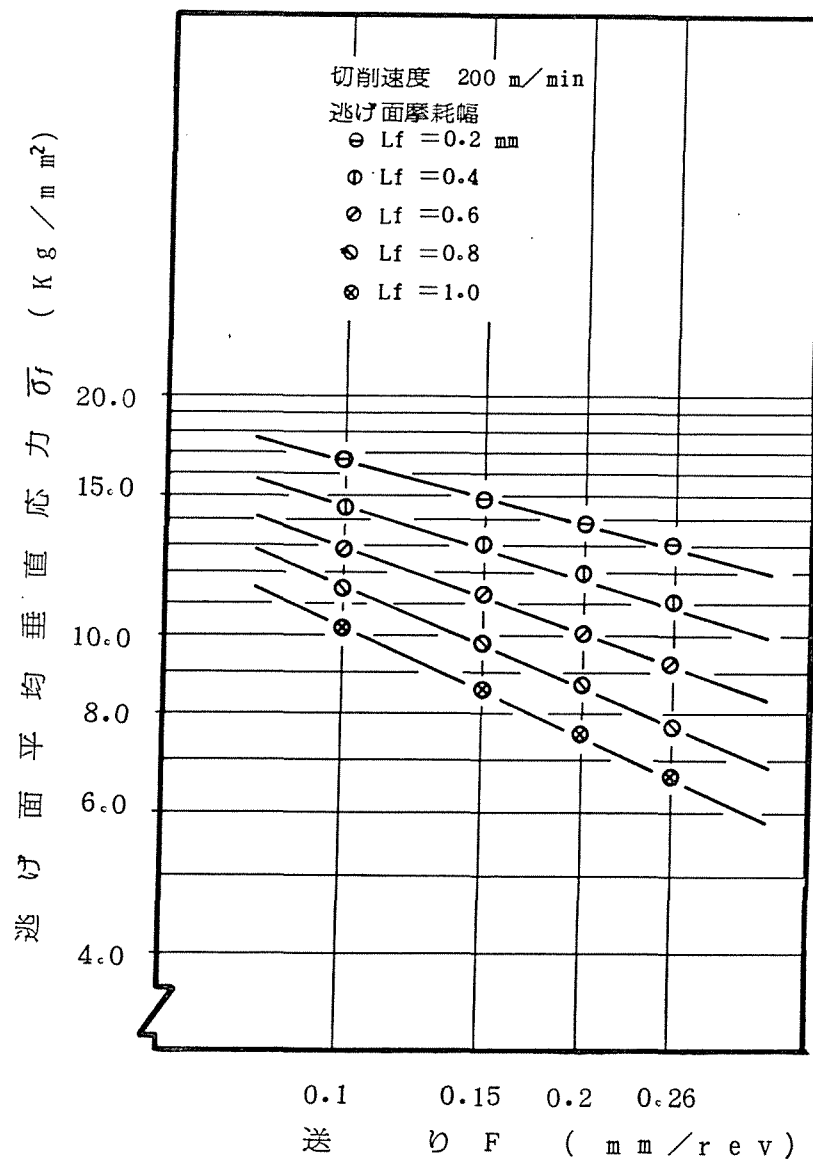


(a) 平均垂直応力と切削速度の関係

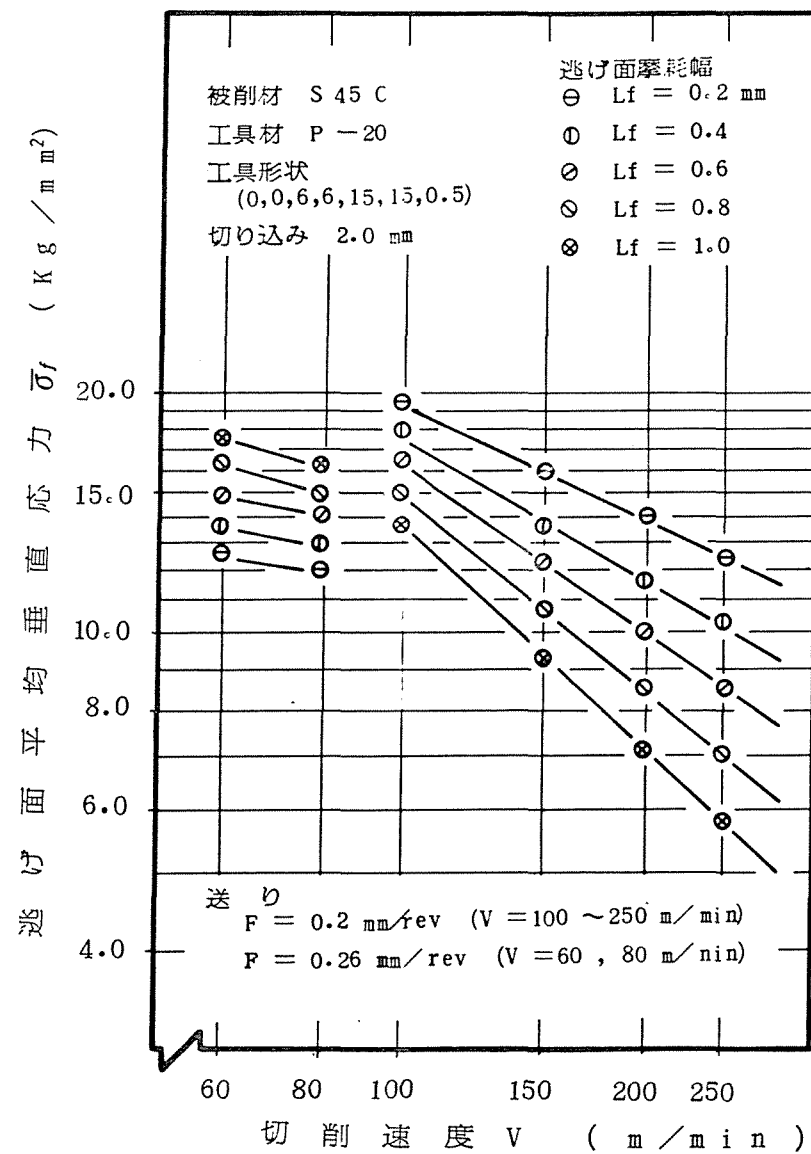


(b) 平均垂直応力と摩耗幅の関係

図2.17 測定された逃げ面平均垂直応力

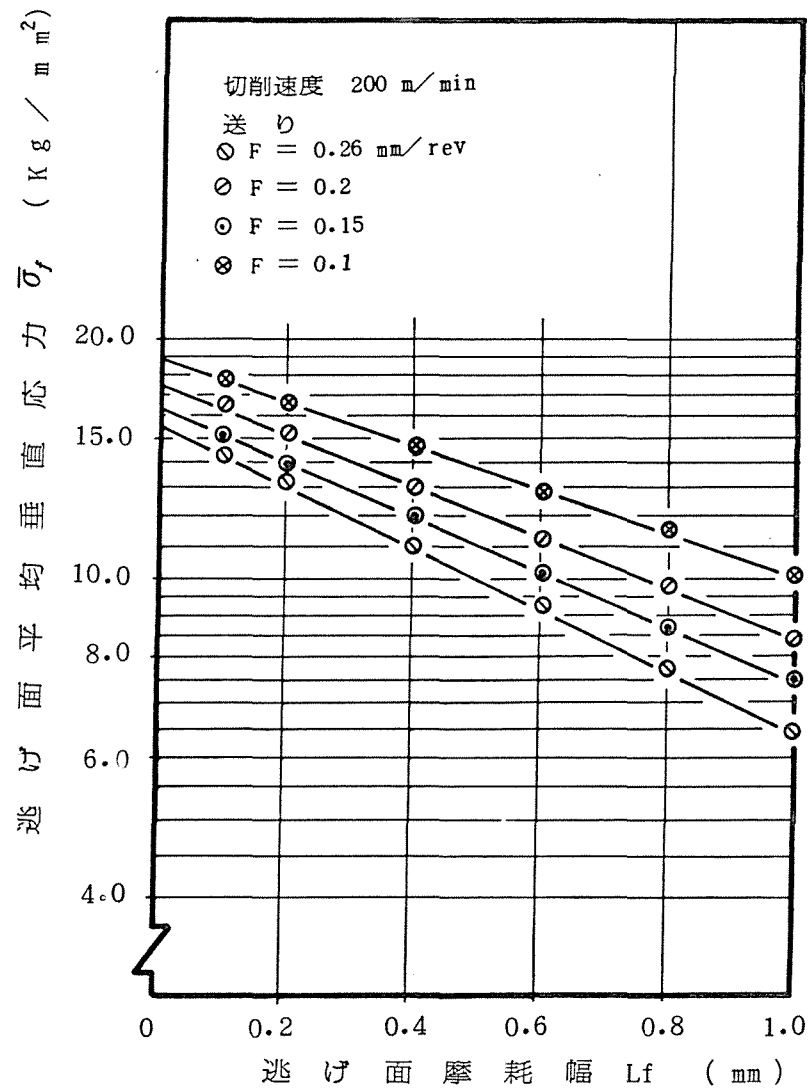


(a)

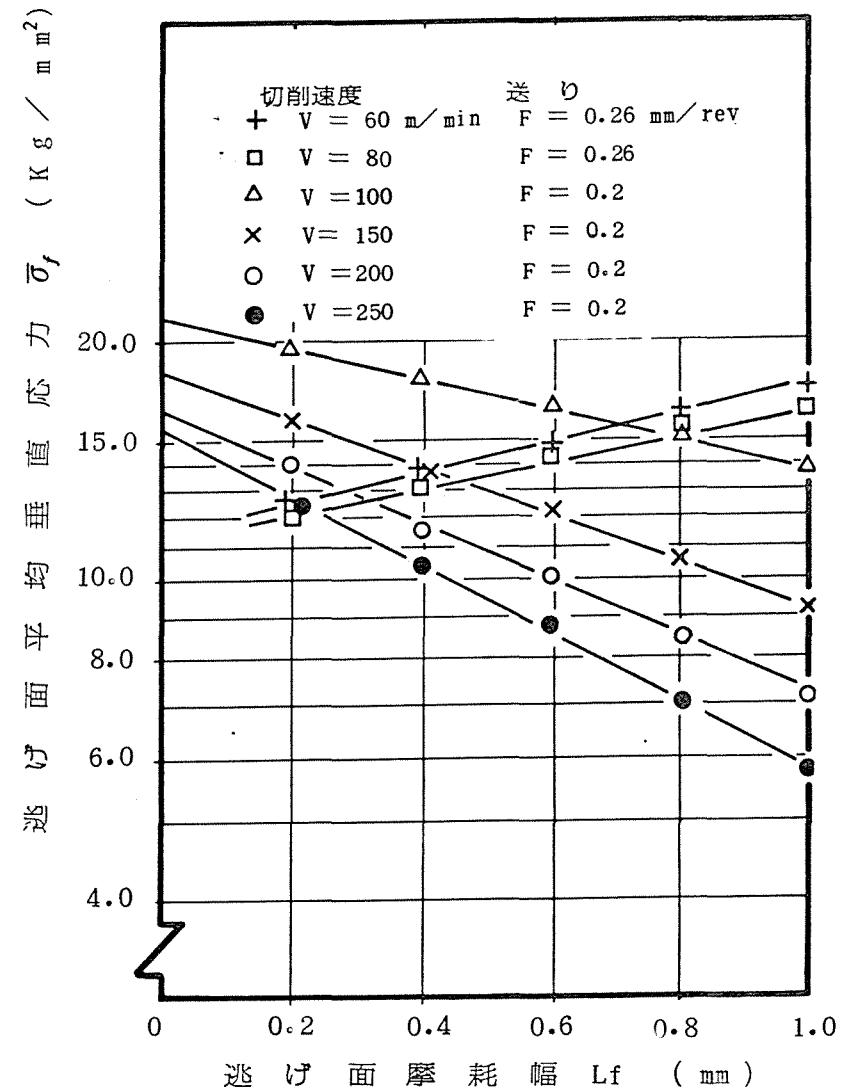


(b)

図2.18 逃げ面平均垂直応力実測値と切削条件、摩耗幅との関係

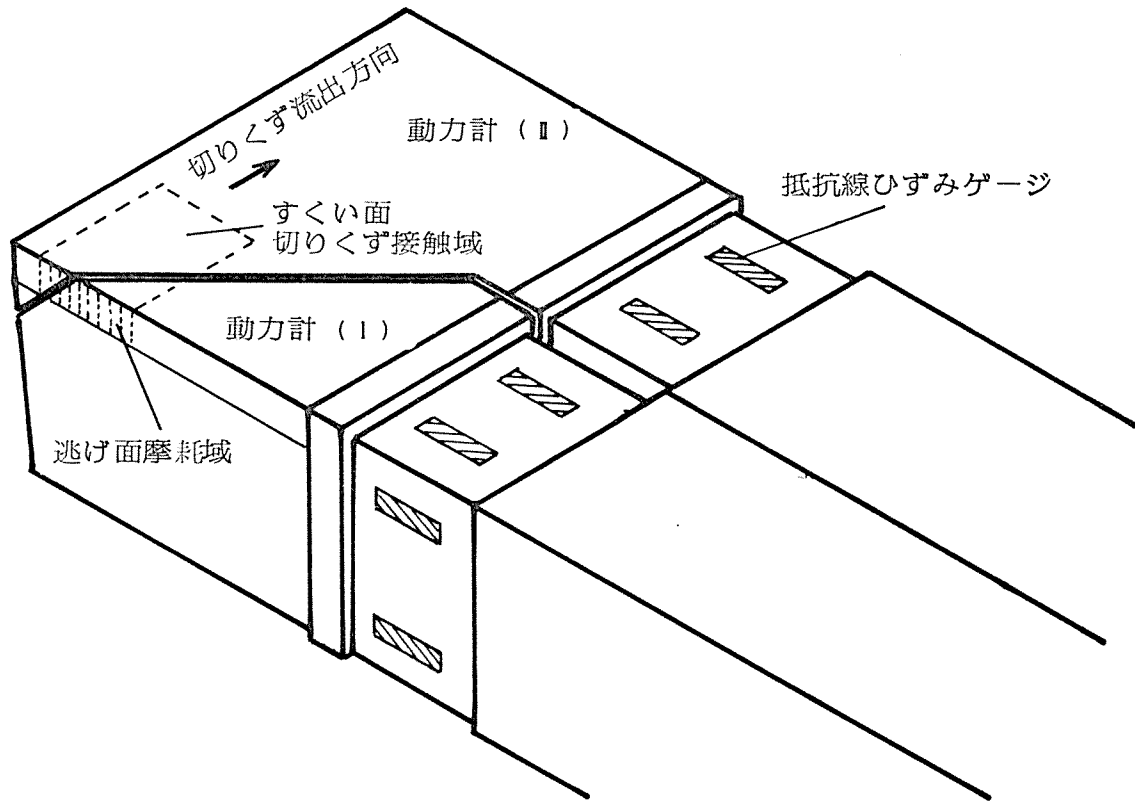


(c)

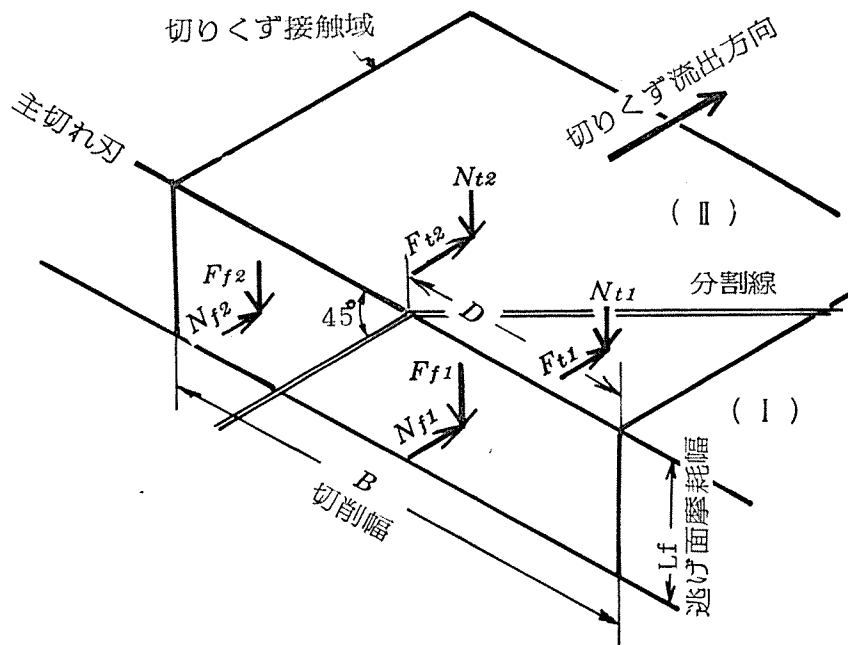


(d)

図2.18 逃げ面平均垂直応力実測値と切削条件、摩耗幅との関係



(a) 測定用分割型工具動力計



(b) 測定原理説明図

図2.19 工具逃げ面応力測定方法

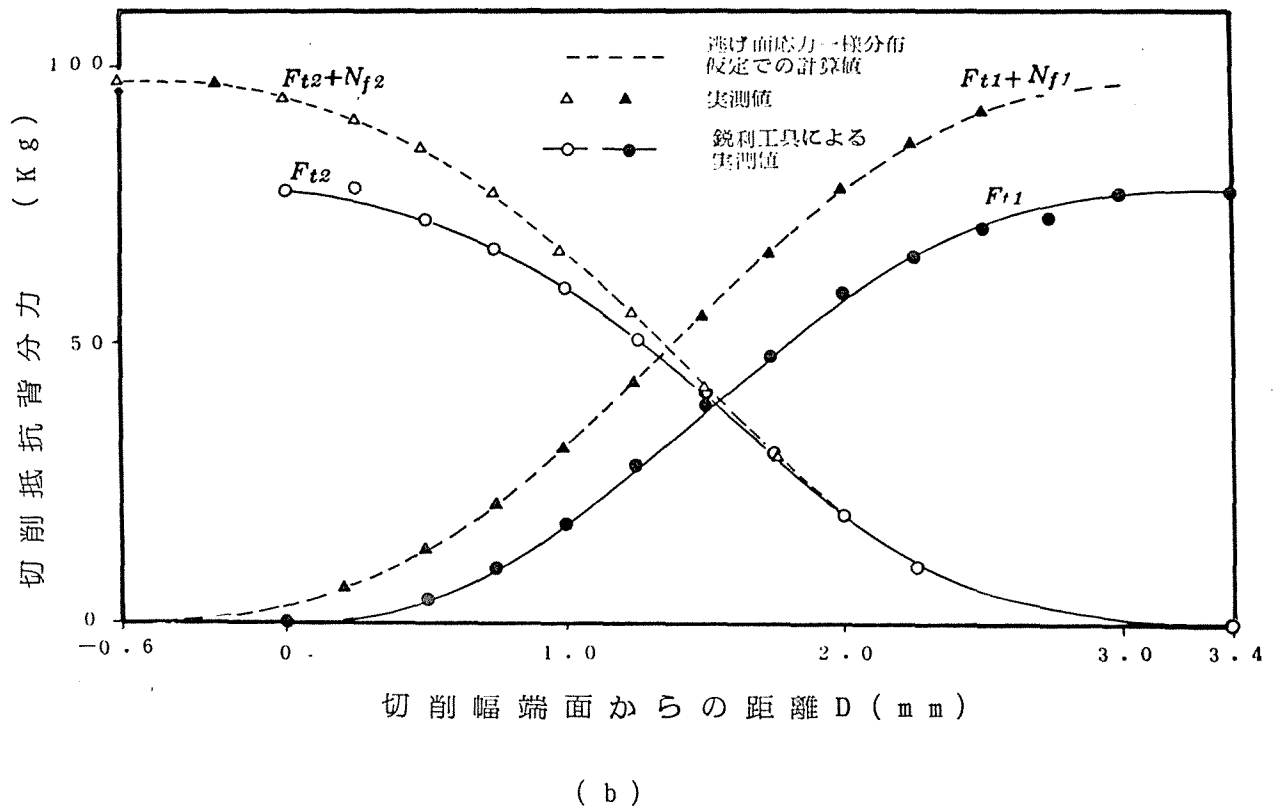
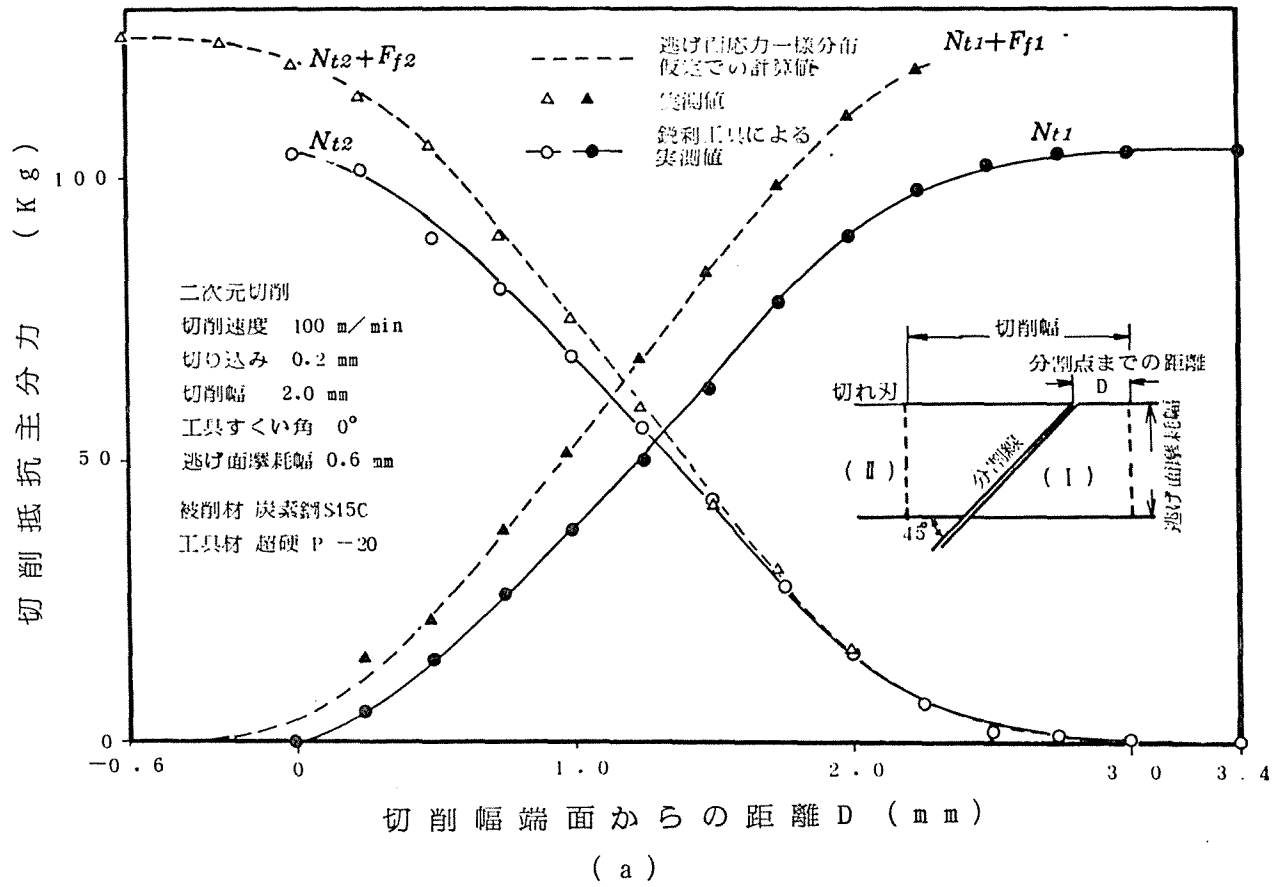


図2.20 検証のため測定された切削抵抗

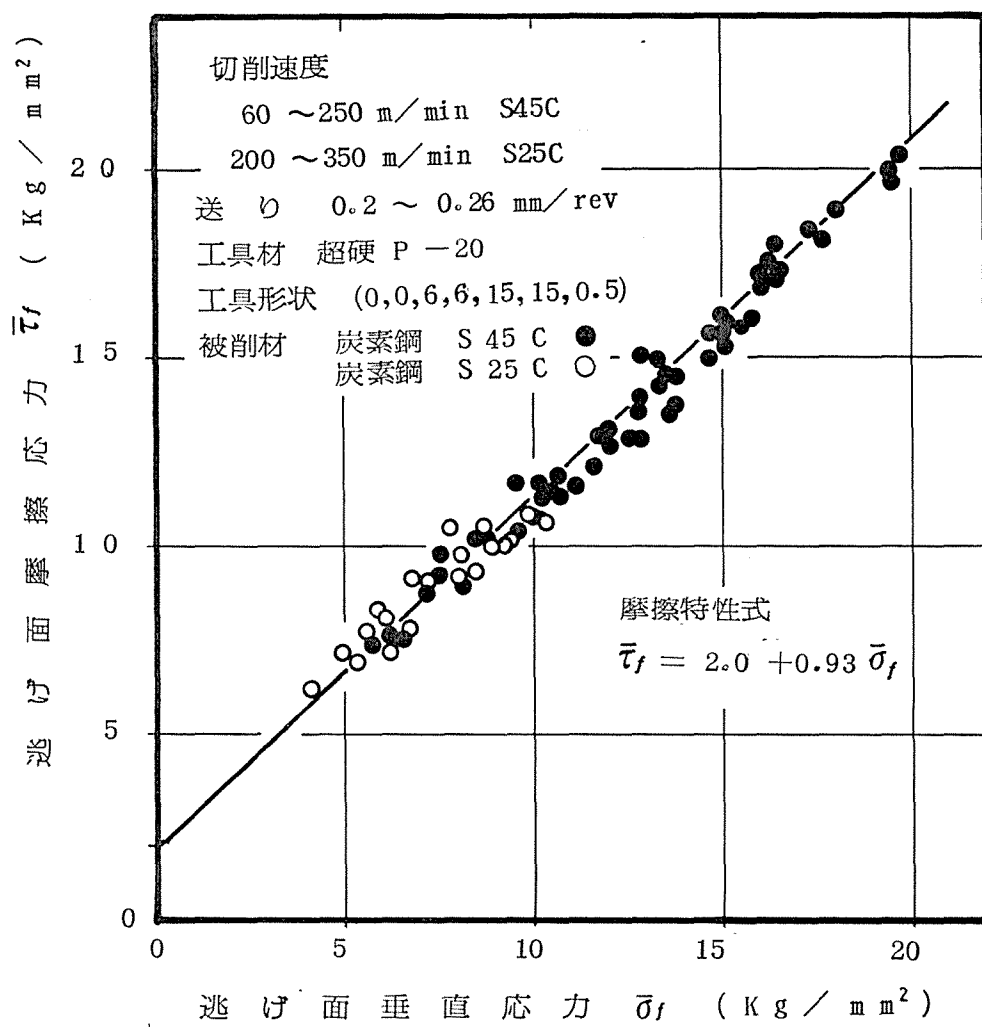


図2.21 工具逃げ面の平均垂直応力と平均摩擦応力の関係

§. 2.4 結 論

三次元変形を二次元的変形の集積におきかえ、エネルギー解法による三次元切削の切削抵抗、切りくず生成諸元の計算を行なった。また、分割型動力計を開発しこの動力計による切削力の測定から応力分布導出の手法を導き、二次元切削すくい面応力分布、逃げ面応力分布および三次元切削すくい面応力分布の測定を行なった。要約すれば次のとおりである。

- (1). 実測した二次元切削データを用いて、三次元切削の切削抵抗三分力および切りくず生成の諸量、切りくず流出角、せん断速度および切りくず流出速度を計算のみから得られることを確かめた。得られた結果を表 2.1 に示す。
- (2). 二次元切削でのすくい面応力分布測定の結果、摩擦応力は刃先で最大値をもつ三角形、あるいは台型分布で与えられること、垂直応力は刃先で最大値をもつ指数曲線的分布であることを見出した。
- (3). すくい面垂直応力 σ_t は、切りくず接触長さを l_c 、刃先からの距離を l 、 B を定数として $\sigma_t = \exp[B(1 - l/l_c)]$ で定式化でき、工具形状、切削条件に関係なく、 B を一定とする同式で表示できることを示した。
- (4). 三次元切削においても、実験検証の結果、すくい面垂直応力は切りくず流出方向に(3)を示した式を適用できることが知

られた。ただし、切り刃に沿う応力はノーズ側に向って大きくなる傾向を示している。

(5). 三次元切削での逃げ面平均応力の測定では、平均応力は工具形状、切削条件および逃げ面摩耗幅によって大きく変化するが、切削速度、送りおよび摩耗幅に対して、それぞれ定式化できることが知られた。

(6). 逃げ面応力に一様分布の仮定を設け、二次元切削での分割動力計による検証を行なった。その結果、この仮定がほぼ正しいことを確認した。

(7). 逃げ面平均応力の実測結果と(6)に示す仮定から、逃げ面垂直応力 σ_f と摩擦応力 τ_f の関係を表わす摩擦特性式として、 $\tau_f = 2.0 + 0.93 \sigma_f$ を導いた。同特性式は工具形状、切削条件、普通炭素鋼の材料および摩耗幅に関係なく一定であることを示した。

文 献

- (1) 臼井英治, 広田明彦, 益子正巳: 日機論, 38, 3/6(1975)83.
- (2) 工藤英明, 田村清: 精密機械, 34, 6(1968)400.
- (3) たとえば 加藤仁, 山田勝美, 山田又久: 日機論, 37, 298(1971)1228.
- (4) N.N. Zorev: Int. Res. Product. Engg., (1966) 42.

第3章 工具面温度分布の解析と測定

§ 3.1 緒言

切削工具の摩耗は工具面温度に対する強い依存性を有すること⁽¹⁾とは知られている。より正しい工具摩耗特性の把握には工具面温度の詳細な情報が必要であり、さらに工具面温度を解析的に求めうるならば工具摩耗予測に有用である。

二次元切削すくい面温度の解析は従来多く報告されているが⁽²⁾逃げ面摩耗部の温度分布、三次元すくい面温度分布の解析はほとんど行なわれていないように思われる。本章では、旋削の場合のすくい面温度分布を第2章で述べた比較的簡単な切削模型にもとづいた数値解析と二次元切削での逃げ面温度数値解析を試みた。また、切削の諸条件について微小熱電対露出法による温度分布の詳細な測定から、すくい面、逃げ面での測定値と計算値との比較検討を行ない、温度分布予測の可能性を示した。

§ 3.2 基礎理論

3.2.1 切削模型と基礎方程式

図3.1は第2章に示した切削模型であり、切削速度に垂直な面内で横切れ刃角 ϕ_s だけ回転し、主切れ刃を水平において考えたものである。切れ刃ノーズ部に対応した円筒面と切れ刃直線部に対応した平面からなるせん断面があり、ここをせん断変形を受けた切りくずは一樣な速度 V_c で流出する。せん断速度 V_s は切削速度 V と切りくず速度 V_c を含む面内にあり、三者の関係は二次元のせん断切削模型におけるものと同一である。また、 V と V_c を含む面内のすくい角を α_e 、せん断角を ϕ_e とし切れ刃の各部で ϕ_e が一定とすると、 ϕ_e 、 α_e が同じで切削厚 a のみが切れ刃の各部で異なる二次元切削が集積したものと見て全体をとらえることができる。したがって V と V_c を含む各相互の干渉はなく逃げ面摩耗のない場合図3.1の模型における発熱源は図示のせん断面と工具すくい面の両面熱源のみとなる。

第2章で述べたエネルギー解法によれば、二次元切削におけるすくい角 α とせん断角 ϕ 、摩擦角 β 、せん断面せん断応力 τ_s との関係は、 $\phi = f(\alpha)$ 、 $\beta = g(\alpha)$ 、 $\tau_s = h(\alpha)$ 、が既知のとき、図3.1のせん断面の形状位置およびせん断速度、せん断応力が計算でせん断面の熱源強さが定まる。また、すくい面の摩擦力、切りくず速度は計算できるが、すくい面の切りくず接触域

の大きさは V, V_c を含む面内の接触長さが対応する二次元切削における接触長さに等しいとして定め、摩擦応力分布は接触面内で切刃に沿う応力を一定として、切りくず流出方向に台形または三角形の仮定から定まる。ただし、三角形分布で刃先の応力がせん断応力を越える場合は刃先での摩擦応力をせん断応力に等しい台形分布で近似する。第2章で述べたように二次元切削での実測では摩擦応力の分布は三角形あるいは台形で近似できることが知られている。なお、上述の手法で切りくず接触域を定めるには接触長さ l_c とすくい角 α の関係 $l_c = l(\alpha)$ を与える二次元切削データを必要とする。

逃げ面での接触長さは工具形状に関係なく摩耗幅に応じて強制的に定まり、また、被削材の流れは切削方向のみに制限されるから切削方向につねに二次元的である。また、逃げ面摩擦応力はほぼ一様分布であることも知られており温度計算には平均応力だけわかればよい。しかし、逃げ面の応力は切削の諸条件、摩耗幅の大きさによって異なり、また工具形状によって変わることもじゅうぶん予想される。現在、これらの諸条件に対応する逃げ面応力を解析的に求めることは困難であり、摩耗予測のためには、種々の摩耗幅に対する平均摩擦応力を対象とする切削条件、被削材、工具について実測から定めなければならない。

切りくずおよび工作物内で解くべき微分方程式は、次式で与えられる。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) - u \frac{\partial \theta}{\partial x} - v \frac{\partial \theta}{\partial y} - w \frac{\partial \theta}{\partial z} + \frac{q}{\rho C} \quad (3.1)$$

ただし、 θ : 温度, t : 時間, u, v, w : x, y および z 方向の速度, q : 単位体積あたりの熱源強さ, a : 熱拡散率, ρ : 被削材または工具の比重量, C : 被削材または工具の比熱である。右辺の第一項は熱伝導項, 第2～4項は熱伝達項, 第5項は発熱項である。

境界条件として, 工具と切りくず(被削材)の接触しているすくい面(逃げ面)は異媒質境界, 工具, 切りくず, 工作物の表面はいずれも断熱境界とし, 各境界でそれぞれ次式を満足するように解けばよい。

$$\left. \begin{array}{l} \text{異媒質境界:} \quad k_1 \frac{\partial \theta}{\partial n} = k_2 \frac{\partial \theta}{\partial n} \\ \text{断熱境界:} \quad \partial \theta / \partial n = 0 \end{array} \right\} \quad (3.2)$$

ただし、 n は境界面の法線, k_1, k_2 は境界の両側の熱伝導率である。なお解析においては図3.1の切削模型のせん断仕事および摩擦仕事は全量が熱に変換されることと工具と切りくず(被削材)の接触は熱的に完全な接触であることと熱に関する諸定数, 比重量などは温度により変化しないこと(500°Cの値を使用)⁽⁴⁾, 工作物と切りくずは熱的に等価であることを仮定した。

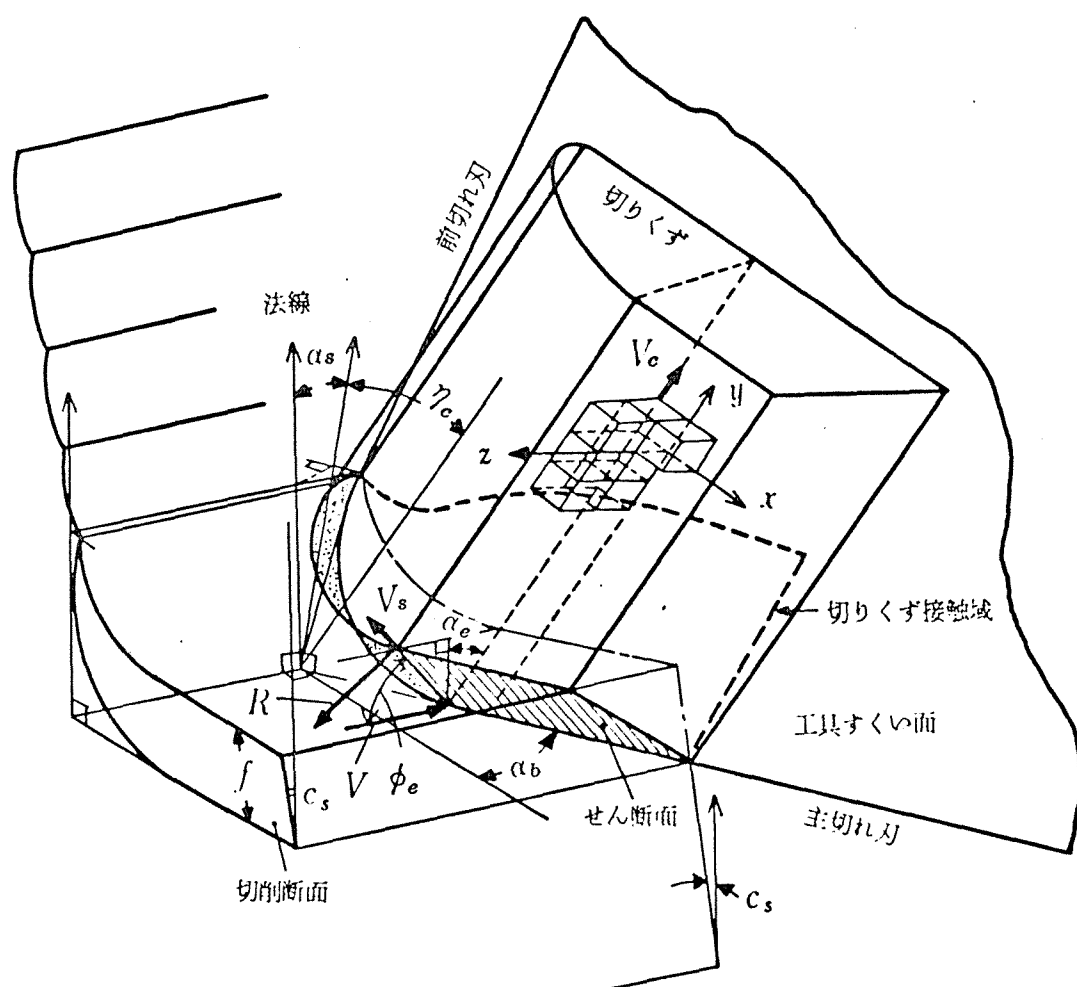


図3.1 三次元切削模型と差分格子

3.2.2 基礎方程式の解法および差分表示

任意の形をもつ境界に対して偏微分方程式の厳密解を求めることは殆んど不可能であるため⁽³⁾差分法を用いて数値解析をおこなう。式3.1では発熱、熱伝達、熱伝導が同時に生じるが、このような過程を解析する手法はJ.F.W. Bishop⁽⁵⁾によって提案され、その後二、三の研究⁽⁶⁾に用いられている。Bishopの方法の要点を図3.2に示す。同図(a)に示すように変形過程（本章で用いる模型ではせん断面で急激に生ずるが）を微小な時間間隔 Δt に区分し、その一区間 $t \sim t + \Delta t$ に着目する。この区間で発熱、熱伝達、熱伝導は同時に連続的に生じているが、このうち発熱、熱伝達による同区間での温度上昇は時刻 t で瞬間的に与えられ、 Δt 時間中は熱伝導のみがおこなわれると仮定する。差分表示を行うため図3.1に示すように工具すくい面内に x - y 座標、切りくず流出方向を y 軸とし右手系の直交座標をとる。このような座標系をとると、熱伝達項は温度をもつ要素が y 方向に一樣速度 V_c で移動するだけとなり、切りくず内では式3.1の第2, 4項は考えないでよいことになる。まず熱伝導の項について考える。基礎方程式は式3.1の第1項である。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right)$$

図3.2(b)を参照して右辺を差分表示すると、任意時刻 t における任意点 (l, m, n) の温度 $\theta_{l,m,n}^{(t)}$ は中心差分をとり

$$\begin{aligned}
& \left[\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right]_{l,m,n} \\
&= \varepsilon^{-2} \left[\theta_{l-1,m,n}^{(t)} + \theta_{l+1,m,n}^{(t)} + \theta_{l,m-1,n}^{(t)} \right. \\
&\quad \left. + \theta_{l,m+1,n}^{(t)} + \theta_{l,m,n+1}^{(t)} + \theta_{l,m,n-1}^{(t)} - 6\theta_{l,m,n}^{(t)} \right] + O(\varepsilon^2)
\end{aligned}$$

となる、また左辺については、時刻 t 、位置 (l, m, n) の温度を用い、前進差分をとれば、

$$\left[\frac{\partial \theta_{l,m,n}}{\partial t} \right]_{t=t+\Delta t} = \frac{1}{\Delta t} \left\{ \theta_{l,m,n}^{(t+\Delta t)} - \theta_{l,m,n}^{(t)} \right\} + O(\Delta t)$$

となる、これらをおとめると熱伝導の式の差分表示は、

$$\begin{aligned}
\theta_{l,m,n}^{(t+\Delta t)} &= \theta_{l,m,n}^{(t)} + \frac{\alpha \Delta t}{\varepsilon^2} \left[\theta_{l-1,m,n}^{(t)} + \theta_{l+1,m,n}^{(t)} + \theta_{l,m-1,n}^{(t)} \right. \\
&\quad \left. + \theta_{l,m+1,n}^{(t)} + \theta_{l,m,n+1}^{(t)} + \theta_{l,m,n-1}^{(t)} - 6\theta_{l,m,n}^{(t)} \right] \quad (3.3)
\end{aligned}$$

となる、すなわち任意時刻 t から Δt 時間後の任意点 (l, m, n) の温度は時刻 t における同点の温度および隣接 6 点の温度から計算できる。

次に境界での差分表示式を与える。図 3.2 (C) には y, z 面内での任意点を示す。 x, y 面内での断熱境界は同図を参照すると

$$\theta_{0,0,1} = \theta_{0,0,-1}$$

であるからこの関係を式 (3.3) に代入すれば次式が得られる。

$$\theta_{0,0,0}^{I(t+\Delta t)} = \theta_{0,0,0}^{I(t)} + \frac{\alpha^I \Delta t}{\varepsilon^2} \left[\theta_{-1,0,0}^{I(t)} + \theta_{1,0,0}^{I(t)} \right.$$

$$+ \theta_{0,-1,0}^{I(t)} + \theta_{0,1,0}^{I(t)} + \theta_{0,0,1}^{I(t)} + \theta_{0,0,-1}^{I(t)} - 6\theta_{0,0,0}^{I(t)} \Big] \quad (3.4)$$

異媒質Ⅱでは

$$\begin{aligned} \theta_{0,0,0}^{II(t+\Delta t)} = & \theta_{0,0,0}^{II(t)} + \frac{a^{II}\Delta t}{\varepsilon^2} \left[\theta_{-1,0,0}^{II(t)} + \theta_{1,0,0}^{II(t)} + \theta_{0,-1,0}^{II(t)} \right. \\ & \left. + \theta_{0,1,0}^{II(t)} + \theta_{0,0,1}^{II(t)} + \theta_{0,0,-1}^{II(t)} - 6\theta_{0,0,0}^{II(t)} \right] \end{aligned}$$

境界上では $\theta_{0,0,0}^I = \theta_{0,0,0}^{II}$, $\theta_{0,-1,0}^I = \theta_{0,-1,0}^{II}$, $\theta_{0,1,0}^I = \theta_{0,1,0}^{II}$,
 $\theta_{-1,0,0}^I = \theta_{-1,0,0}^{II}$, $\theta_{1,0,0}^I = \theta_{1,0,0}^{II}$ であり, $\theta_{0,0,-1}^{II}$, $\theta_{0,0,1}^I$ は仮想点
 で実在しないから上記式より消去すると、

$$\begin{aligned} \theta_{0,0,0}^{(t+\Delta t)} = & \theta_{0,0,0}^{(t)} + \frac{\Delta t}{\varepsilon^2} \frac{a^I \gamma^I C^I + a^{II} \gamma^{II} C^{II}}{\gamma^I C^I + \gamma^{II} C^{II}} \left\{ \frac{2}{a^I \gamma^I C^I + a^{II} \gamma^{II} C^{II}} \right. \\ & \left. \left\{ a^I \gamma^I C^I \theta_{0,0,1}^{(t)} + a^{II} \gamma^{II} C^{II} \theta_{0,0,-1}^{(t)} \right\} + \theta_{0,-1,0}^{(t)} + \theta_{0,1,0}^{(t)} + \theta_{-1,0,0}^{(t)} \right. \\ & \left. + \theta_{1,0,0}^{(t)} - 6\theta_{0,0,0}^{(t)} \right\} \quad (3.5) \end{aligned}$$

となる。ただし k は熱伝導率, γ および C は比重量と比熱とし
 て、 $a^I = \frac{k^I}{\gamma^I C^I}$, $a^{II} = \frac{k^{II}}{\gamma^{II} C^{II}}$ である。したがって伝導のみにつ

いては任意点の時刻 $t + \Delta t$ における温度は式 (3.3), (3.4),

(3.5) を解けばよい。また収束に対する十分条件は、

$$a \Delta t / \varepsilon^2 \leq \frac{1}{b}^{(5)} \text{ である。}$$

なお、二次元切削の場合は塑性流れの平面を x, y とし x, y 平
 面について解けばよいから式 (3.3) ~ (3.5) は

$$\begin{aligned} \theta_{l,m}^{(t+\Delta t)} = & \theta_{l,m}^{(t)} + \frac{a \Delta t}{\varepsilon^2} \left[\theta_{l-1,m}^{(t)} + \theta_{l+1,m}^{(t)} + \theta_{l,m-1}^{(t)} \right. \\ & \left. + \theta_{l,m+1}^{(t)} - 4\theta_{l,m}^{(t)} \right] \quad (3.3)' \end{aligned}$$

$$\theta_{0,0}^{(t+\Delta t)} = \theta_{0,0}^{(t)} + \frac{\alpha \cdot \Delta t}{\varepsilon^2} \left\{ \theta_{-1,0}^{(t)} + \theta_{1,0}^{(t)} + \theta_{0,-1}^{(t)} + \theta_{0,1}^{(t)} - 4\theta_{0,0}^{(t)} \right\} \quad (3.4)$$

$$\theta_{0,0}^{(t+\Delta t)} = \theta_{0,0}^{(t)} + \frac{\Delta t}{\varepsilon^2} \frac{\alpha^I \gamma^I C^I + \alpha^{II} \gamma^{II} C^{II}}{\gamma^I C^I + \gamma^{II} C^{II}} \left\{ \frac{Z}{\alpha^I \gamma^I C^I + \alpha^{II} \gamma^{II} C^{II}} \left\{ \alpha^I \gamma^I C^I \theta_{0,-1}^{(t)} + \alpha^{II} \gamma^{II} C^{II} \theta_{0,1}^{(t)} \right\} + \theta_{-1,0}^{(t)} + \theta_{1,0}^{(t)} - 4\theta_{0,0}^{(t)} \right\} \quad (3.5)$$

で表わされ簡略化された式となる。

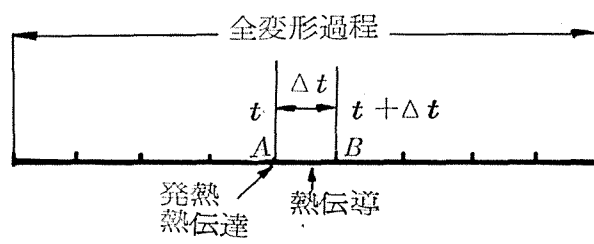
次に熱伝達による温度上昇，発熱による温度上昇について示す。まず熱伝達について考える。表示を簡略化するためあるとよ断面での要素を図 3.2(e) の数字を用いて表示する，材料内の任意点に着目すれば，熱伝達による温度上昇 $\Delta\theta$ は点 1, 2, 3, 4, 5 に Δt 時間後に到達する要素 1', 2', 3', 4', 5' の時刻 t における温度と点 1, 2, 3, 4, 5 の要素の時刻 t のそれとの差となる。すなわち $\Delta\theta = \theta'_i - \theta_i$ である。見方を変えれば，時刻 $t + \Delta t$ における温度は Δt 時間後に点 1, 2, 3, 4, 5 に到達する要素が時刻 t であっている温度 θ_i そのものである。

最後に発熱による温度上昇 $\Delta\theta_w$ を考える。単位体積あたりの塑性仕事率を w とすれば，図 3.2(a) において区間 AB 内をなされる仕事は Δt 時間，単位体積あたり $w \cdot \Delta t$ であるから，

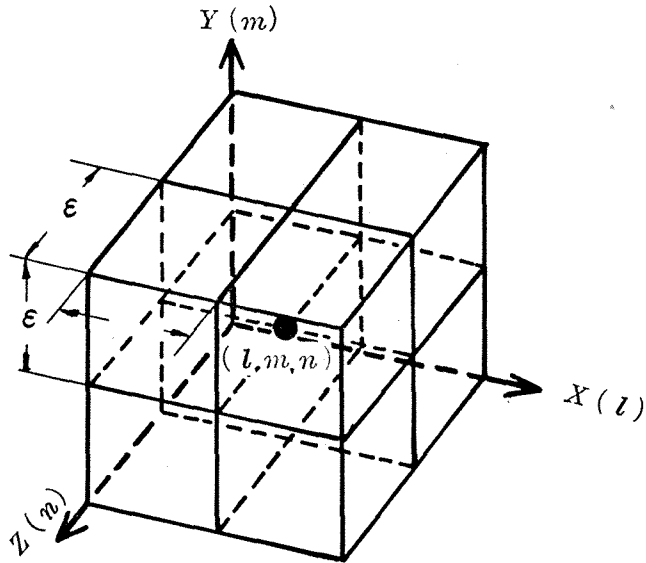
$\Delta\theta_w = w \cdot \Delta t / \gamma C$ (ただし γ : 仕事率) となる。以上を総合すれば，図 3.2(a) の点 A での時刻 $t + \Delta t$ における温度 $\theta'_{l,m,n}$ は次式で与えられる。

$$\theta'_{l,m,n} = \left[\text{点}(l, m, n) \text{ に } \Delta t \text{ 時間後に到達する要素の時刻 } t \text{ に} \right. \\ \left. \text{おける温度} \right] + \left[\Delta t \text{ 時間内の発熱による温度上昇} \right] \\ (3.6)$$

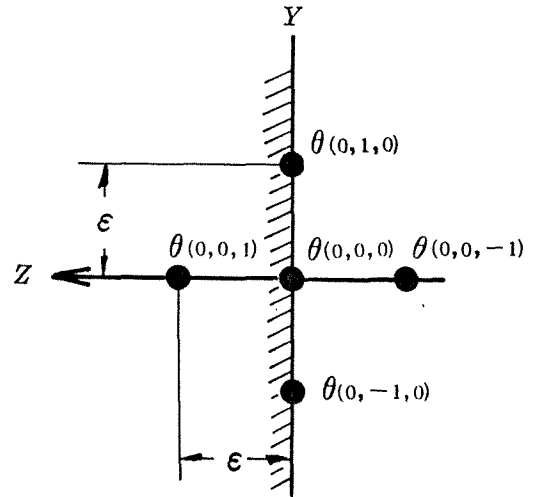
図 3.2 (a) において, AB 間の発熱, 熱伝達を A 点において瞬間的に与えられ, Δt 時間は熱伝導のみがおこなわれると仮定したから, 式 3.3 の右辺の $\theta_{l,m,n}^{(t)}$ の諸項を式 (3.6) で与えられる $\theta'_{l,m,n}$ に等しくするとよい。



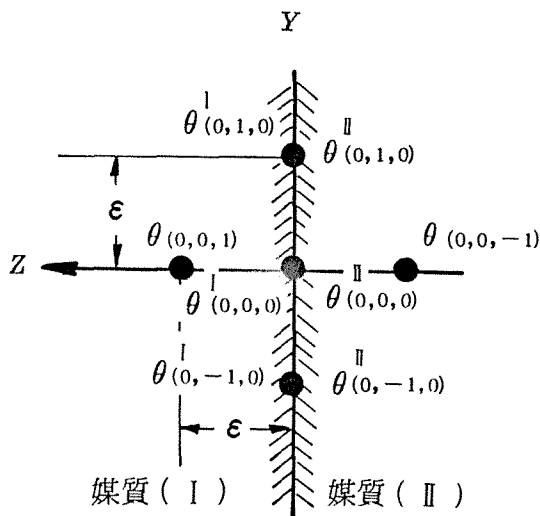
(a) 変形過程の細分化



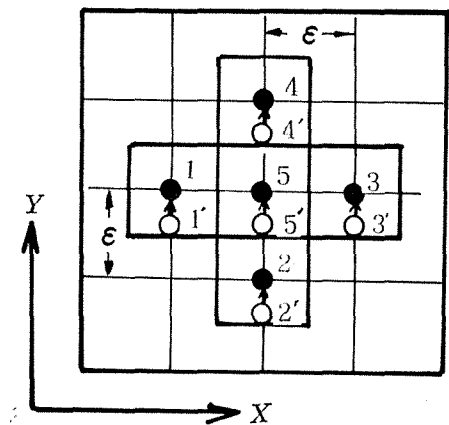
(b) 格子点



(c) 断熱境界



(d) 異媒質境界



(e) 質点の移動と格子点の関係

図3.2 温度解析差分表示の説明図

3.2.3. 熱源強さ

3.2.1で述べたように切削模型においては V と V_c を含む各面相互の干渉はないから発熱源はせん断面とすくい面の両熱源のみである。せん断面での変形による単位体積あたりの仕事率は $\tau_s \cdot V_s / V_c$ (τ_s はせん断面せん断応力, V_s :せん断速度, V_c :切りくず流出速度)であるから, これによる温度上昇($\Delta\theta_s$)は,

$$\Delta\theta_s = \tau_s \cdot V_s \cdot \Delta t / J \rho C \epsilon \quad (3.7)$$

で与えられる。

工具すくい面上の摩擦仕事は次のようにして考える。工具すくい面上で, 微小幅, 任意の微小区間(dl)を考えると, 単位時間に行われる摩擦仕事は, その点での摩擦応力 τ_t とすべり速度 V_c を用いて $\tau_t \cdot dl \cdot \epsilon \cdot V_c$ と書ける。したがってすくい面上の任意の1点を中心として切りくず, 工具面に単位幅の微小体積を考えると, その Δt 時間あたりの温度上昇($\Delta\theta_t$)は次式で与えられる。

$$\Delta\theta_t = \int_0^{\epsilon} \tau_t \cdot V_c \cdot dl \cdot \Delta t / J \rho C \epsilon \cdot \epsilon \cdot \epsilon = \frac{\tau_t \cdot V_c \cdot \Delta t}{J \rho C \cdot \epsilon} \quad (3.8)$$

逃げ面での摩擦仕事による Δt 時間あたりの温度上昇($\Delta\theta_f$)は式(3.8)において摩擦応力 τ_t を逃げ面摩擦応力 τ_f に, V_c を切削速度 V に置き換えるだけでよい。

§ 3.3 数値計算およびその結果

3.3.1 解析の手順

既述のように本解析にはエネルギー解法による三次元切削データと逃げ面応力の三次元切削データが必要である。数値計算に用いた格子網は V と V_c を含む平面について図3.3に示す。格子は間隔を 0.1 mm とする正方格子でありその一边を工具すくい面に一致するように選ぶ。収束条件は $\alpha \Delta t / \epsilon^2 \leq \frac{1}{12}$ となるように計算時間サイクル Δt を決定した。同図(a)はすくい面温度計算に用いた一例を示し(b)は逃げ面温度計算に用いたものである。

三次元切削にもとづくすくい面温度の計算において主切れ刃の中央を V と V_c を含む面内の温度分布は二次元切削模型で計算される温度に較べて結果的に大差がなく、⁽⁷⁾本論文を対象とする刃先と境界摩擦を除く逃げ面摩擦は、鋼切削の場合後章図5.14(b)に示すように一般に長方形摩擦であることから逃げ面への温度計算はすべて二次元切削模型によりおこなった。

計算にあたり境界を次のように処理している。

- (1) 空気と被削材、切りくず、工具との接触面では熱の出入りはなく断熱とする。図3.1の切りくず形状は曲面であるが断熱条件を入れる際は、その曲面に最も近い平面を与えた。

- (2) 工具と切りくず(被削材)の接触面は完全接触であり接触面での切りくず(被削材)と工具の温度は等しい。
- (3) (1)と同様、せん断面も曲面であるが、せん断変形による温度上昇を与える要素はその曲面に最も近い正方形要素に近似した。

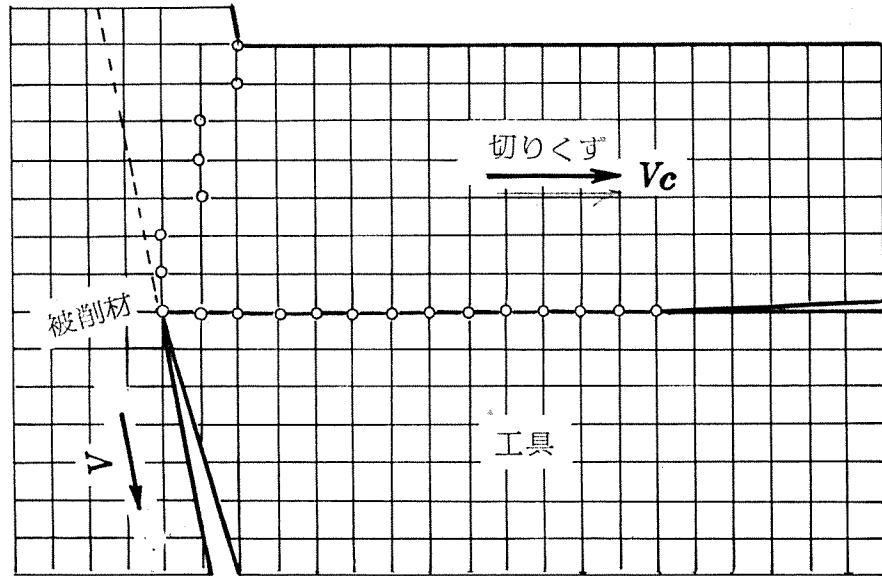
以上の境界条件の近似のもとに、

- i) $t=0$, 室温から計算を始める。このとき図3.3のせん断面工具すくい面の温度は各点に Δt 時間に行われる仕事による発熱のみで決定される。
- ii) $t+\Delta t$ の間は図3.2(a)を示されたように時刻 t で各格子点にある温度が熱伝導のみで変化するものと考えて、式(3.3)を図3.3にあてはめ前述の境界条件のもとで数値計算すればよい。
- iii) 時刻 $t+\Delta t$ の各格子点温度は(Δt 後に各格子点に到達する時刻 t の温度+ Δt 間の発熱に到達する要素の位置からii)の結果を用い内挿法により計算すればよい。

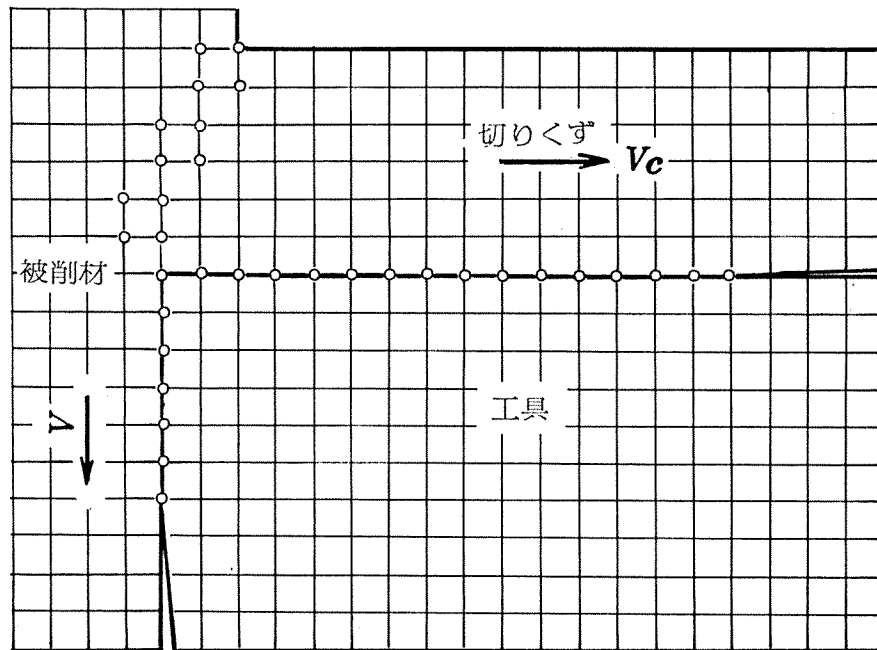
以下同様にこの過程を繰り返して、定常温度分布に収束させればよい。

なお、逃げ面摩擦部の温度計算にあたっては逃げ面垂直方向の急激な温度差による計算誤差をおさえるため図3.3(b)に示すようにせん断面発熱部に幅をもたせ、被削材側と切りくず側の

せん断仕事による温度上昇 $\Delta\theta_s$ の割合を 1:9 として計算している。



(a) すくい面温度計算用格子網



(b) 逃げ面摩耗部温度計算用格子網

格子間格 $0.1 \times 0.1 \text{ mm}$ ○印 発熱部

図3.3 計算格子網

3.3.2 計算結果とその検討

表 3.1 は三次元すくい面温度分布解析に用いた切削条件、熱定数とエネルギー解法から求められた切りくず生成、切削力を示す。ただし、熱定数は文献⁽⁴⁾による値で実測値ではない。また、平均摩擦応力 $\bar{\tau}_t$ は 36.1 kg/mm^2 であり、刃先の応力をせん断面応力に等しい台形分布としている。なお、表 3.1 の切りくず生成、切削力は実測値とよく一致している。

図 3.4 は表 3.1 の諸元にもとづく計算結果であり、工具すくい面の温度分布および添図に示す位置での V と V_c を含む断面内の温度分布を示している。すくい面の温度分布はすくい面摩耗痕の等高線分布と類似した形態をも示し、最高温度の点は切りくず接触長さの中央部に現われている。同図の結果は計算時間サイクル $\Delta t = 6 \times 10^{-5}$ 秒、式 (3.3) の 200 回の繰返し計算で得られたものであり、後述する収束性によれば切りくず内および工具すくい面の温度は定常状態に十分近いと考えられる。ただし、 $200 \Delta t = 1.2 \times 10^{-2}$ 秒は切りくずが、接触長さの 6 倍程度を移動する時間であり工具内の温度は定常に達していない。また、すくい面温度計算において格子間隔 0.1 mm 立方格子を用いているが格子の細分化は若手の温度上昇を示すのみで大差がないことが知られている。⁽⁷⁾

図 3.5 は図 3.4 と条件は異なるが、表 3.2 の諸元にもとづく

図3.3(b)の格子網を用い、二次元切削模型から計算された工具、切りくず被削残断面の温度分布である。計算時間サイクルは図3.4と同じであるが、計算繰返し回数250回の結果である。図3.5(a)は鋭利工具についての温度分布を示し、(b)は逃げ面摩耗幅が 0.6 mm の場合を示す。また、計算に用いた摩擦応力分布形式はすくい面では三角形、逃げ面では一様分布の仮定を用いている。同図から明らかなように逃げ面摩耗部の温度はすくい面の最高温度に較べて 100°C ほど低く摩耗幅に対してかなり一様な温度分布を示し、また、(a)、(b)すくい面温度を比較しても逃げ面摩耗工具のすくい面温度は鋭利工具すくい面温度よりわずかな温度上昇がみられる程度であり、逃げ面摩耗がすくい面温度に与える影響は僅少である。

図3.6は温度計算の収束状況を調べたものである。同図から理解できることは、切りくず離脱部の収束はおそいが全体的に計算回数200回程度でほぼ収束しているとみられ、また逃げ面摩耗部での収束はすくい面に較べて急速に行なわれていることが特徴的である。

切削条件	切りくず生成	切削抵抗
被削材：S48C 炭素鋼 工具：超硬 P-20 (15, 10, 7, 7, 15, 15, 0.5) 切り込み：2.0 mm 送り：0.25 mm/rev 切削速度：100 m/min 切削油剤：乾燥	切りくず流出角 $\gamma_c = 18.7^\circ$ 有効すくい角 $\alpha_c = 14^\circ$ 有効せん断角 $\phi_c = 21.1^\circ$ せん断速度 $V_s = 97.8 \text{ m/min}$ 切りくず速度 $V_c = 36.3 \text{ m/min}$	主分力 $F_H' = 109.2 \text{ Kg}$ 送り分力 $F_V' = 65.7 \text{ Kg}$ 背分力 $F_T' = 18.3 \text{ Kg}$ せん断面せん断応力 $\tau_s = 52.2 \text{ Kg/mm}^2$ 摩擦力 $F_t = 90.2 \text{ Kg}$

熱定数			
	熱伝導率 k	比熱 c	比重量 ρ
被削材	0.0085 Kcal/m·sec·°C	0.16 Kcal/Kg·°C	7840 Kg/m ³
工具	0.016	0.095	11750

表3.1 すくい面温度計算のための切削データと熱定数

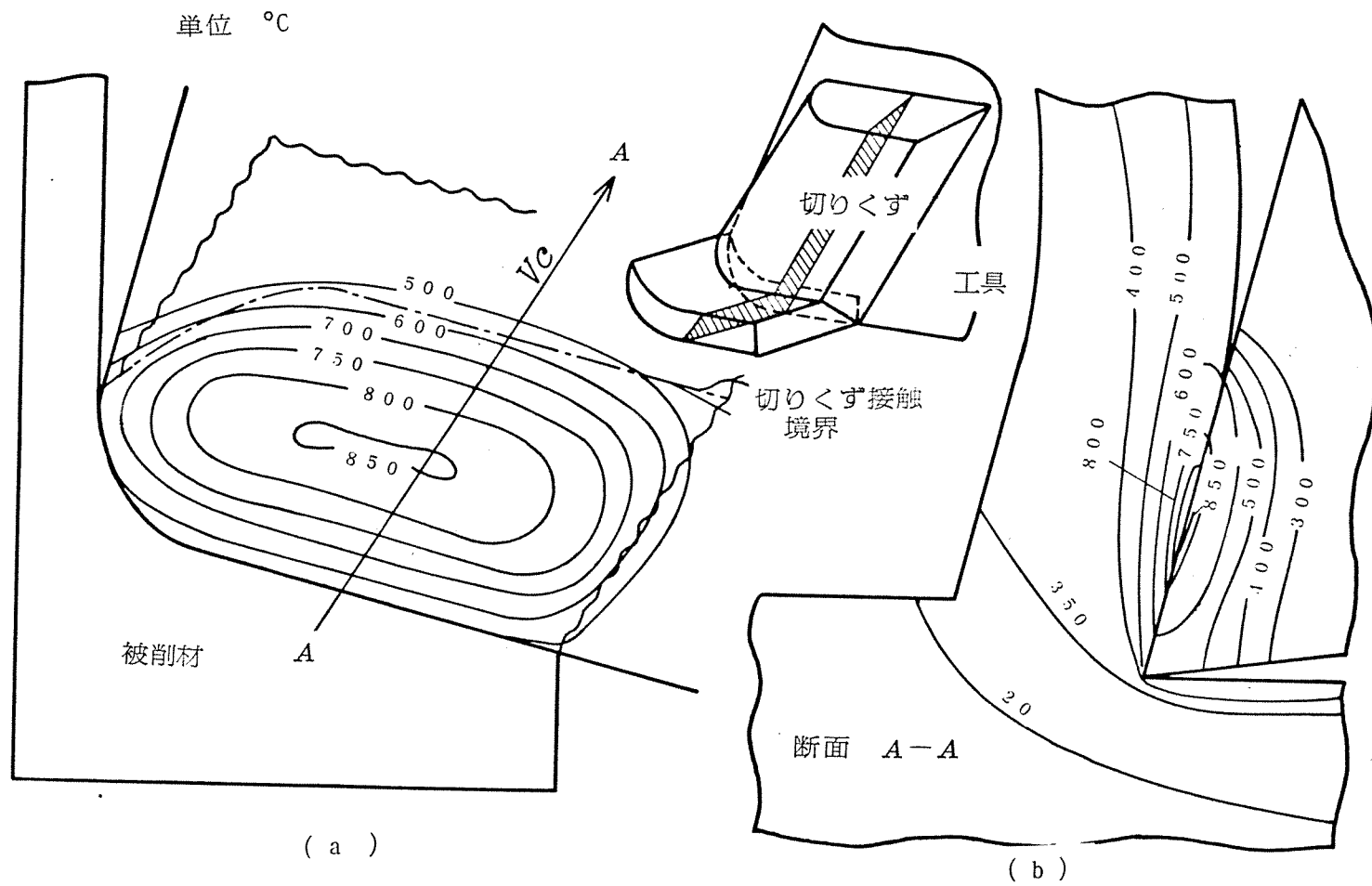


図3.4 温度分布計算結果 切削条件その他は表3.1と同じ

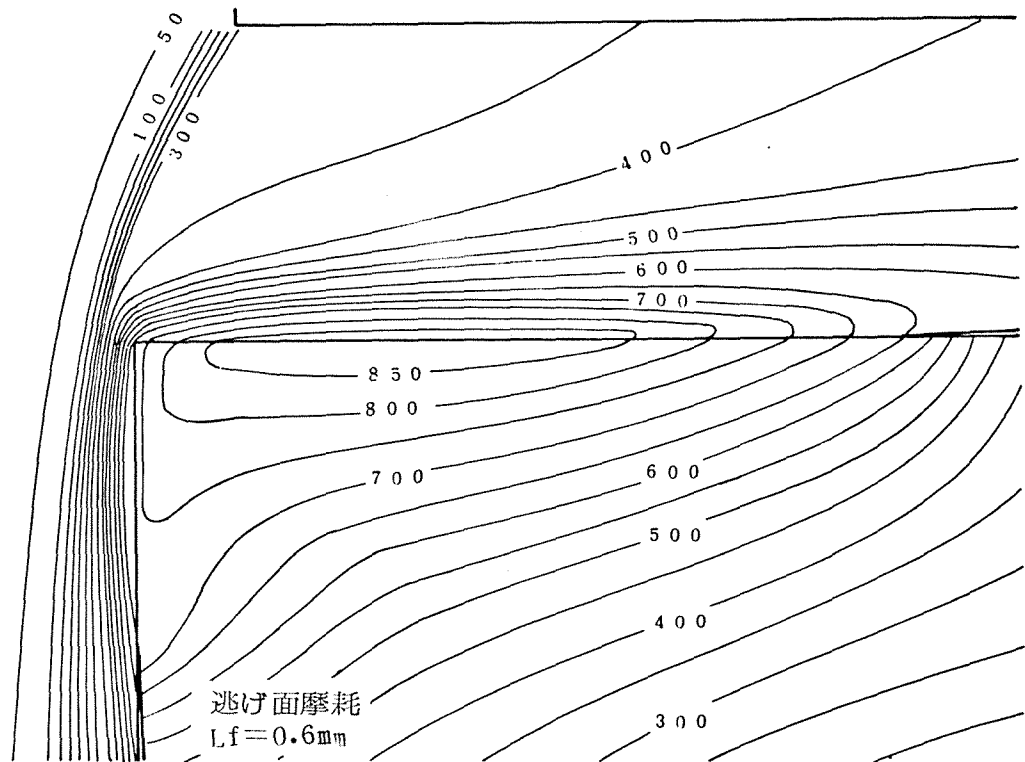
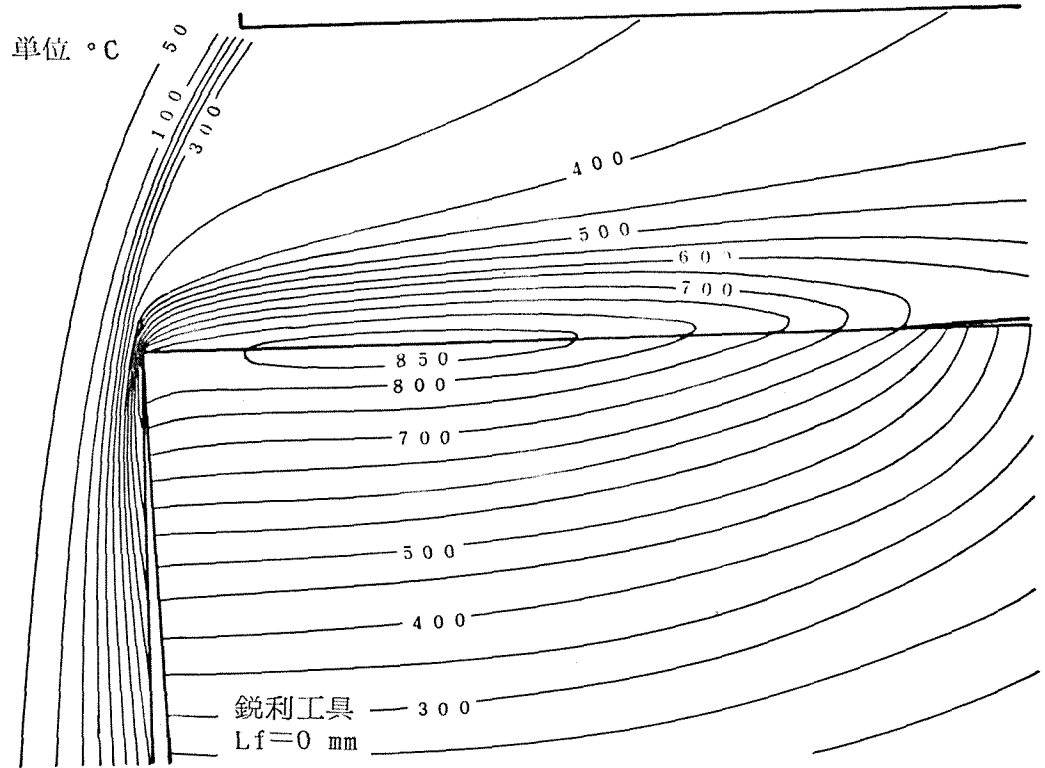
二次元削データ (ただし、逃げ面摩耗部応力は三次元切削による)

切削速度	切りくず生成	切削抵抗	逃げ面摩擦応力
100 m/min	すくい角 $\alpha = 0^\circ$ せん断角 $\phi = 18^\circ 40'$ せん断速度 $V_s = 105.3 \text{ m/min}$ 切りくず速度 $V_c = 32.0 \text{ m/min}$	主分力 $F_H = 107 \text{ Kg}$ 背分力 $F_V = 86 \text{ Kg}$ せん断応力 $= 60 \text{ Kg/mm}^2$	摩耗幅 $\tau_f =$ $L_f = 0.2 \text{ mm} \quad 20.1 \text{ Kg/mm}^2$ 0.4 18.7 0.6 17.3 0.8 16.1
150 m/min	$\alpha = 0^\circ$ $\phi = 19^\circ 20'$ $V_s = 159.6 \text{ m/min}$ $V_c = 52.5 \text{ m/min}$	$F_H = 99 \text{ Kg}$ $F_V = 70 \text{ Kg}$ $\tau_s = 60 \text{ Kg/mm}^2$	$L_f = 0.6 \text{ mm} \quad 13.4 \text{ Kg/mm}^2$
200 m/min	$\alpha = 0^\circ$ $\phi = 20^\circ 50'$ $V_s = 215.0 \text{ m/min}$ $V_c = 76.0 \text{ m/min}$	$F_H = 94 \text{ Kg}$ $F_V = 65 \text{ Kg}$ $\tau_s = 60 \text{ Kg/mm}^2$	$L_f = 0.6 \text{ mm} \quad 11.5 \text{ Kg/mm}^2$
被削材、工具材の熱定数および比重量は表3.1 に同じ。			

被削材：炭素鋼S45C 工具材：超硬P-20

切り込み：0.2 mm 切削幅 2.0 mm 切削剤：乾燥

表3.2 逃げ面温度計算のための切削データ



二次元切削 切削速度 100 m/min、切り込み 0.2 mm、被削材 S45C
工具 超硬合金 すくい角 0°

図3.5 逃げ面摩耗部の温度計算結果

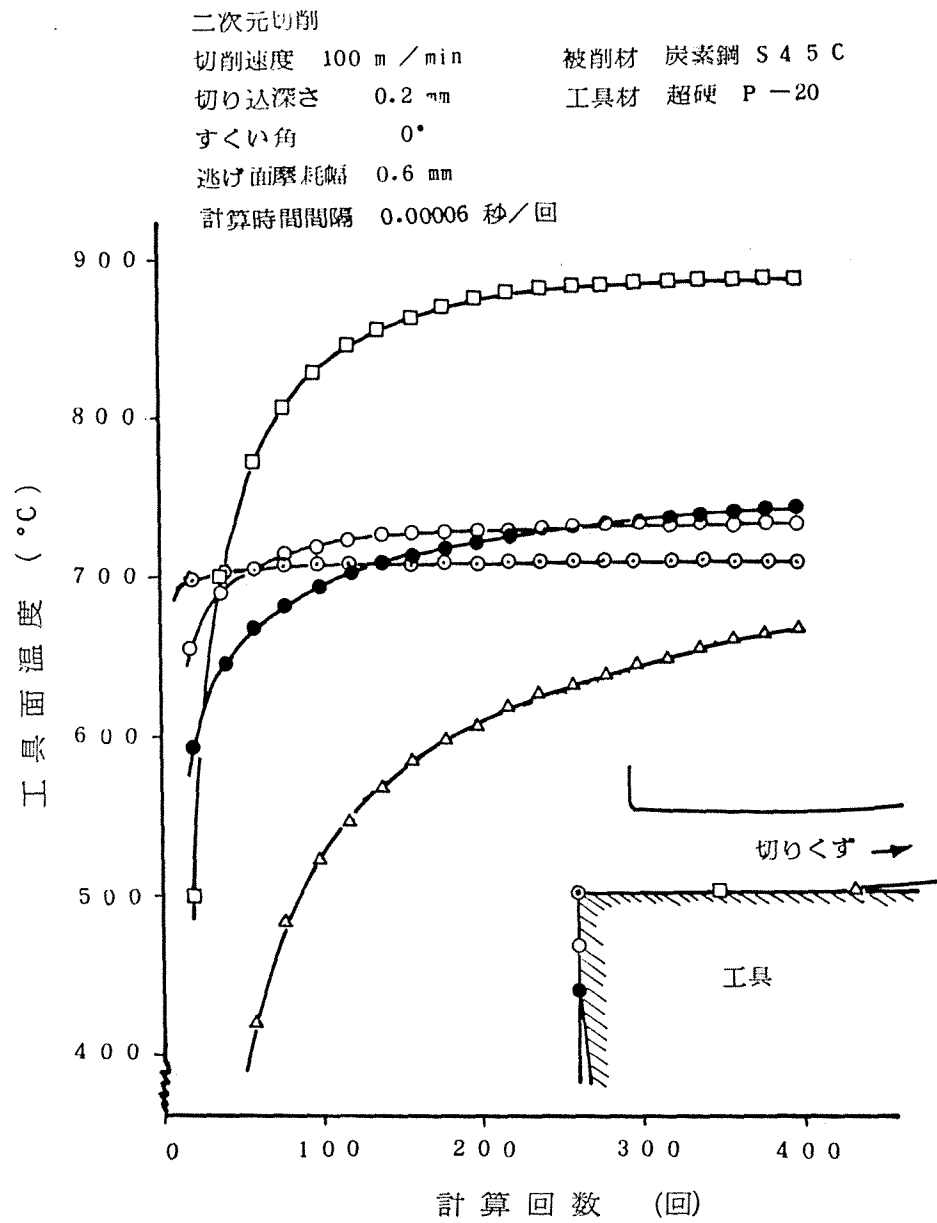


図3.6 温度計算収束状況

§ 3.4 温度測定

3.4.1 すくい面温度分布の測定

従来の温度測定は、工具と切りくずを熱電対とし接触部の平均熱起電力の測定から得られるもので、温度分布はもちろん、温度分布のどのような平均であるのかさえ知られていない。

正しい工具摩耗の理解をうるためにも、また、計算された温度分布の妥当性を検討する上にも、実際の温度分布の詳細な測定が要求される。

前述の目的のためには工具と切りくず、被削材接触部の工具面温度分布がわかればよく、ここでは、このような温度測定のために、特別に開発した工具を用いて測定を行なった。

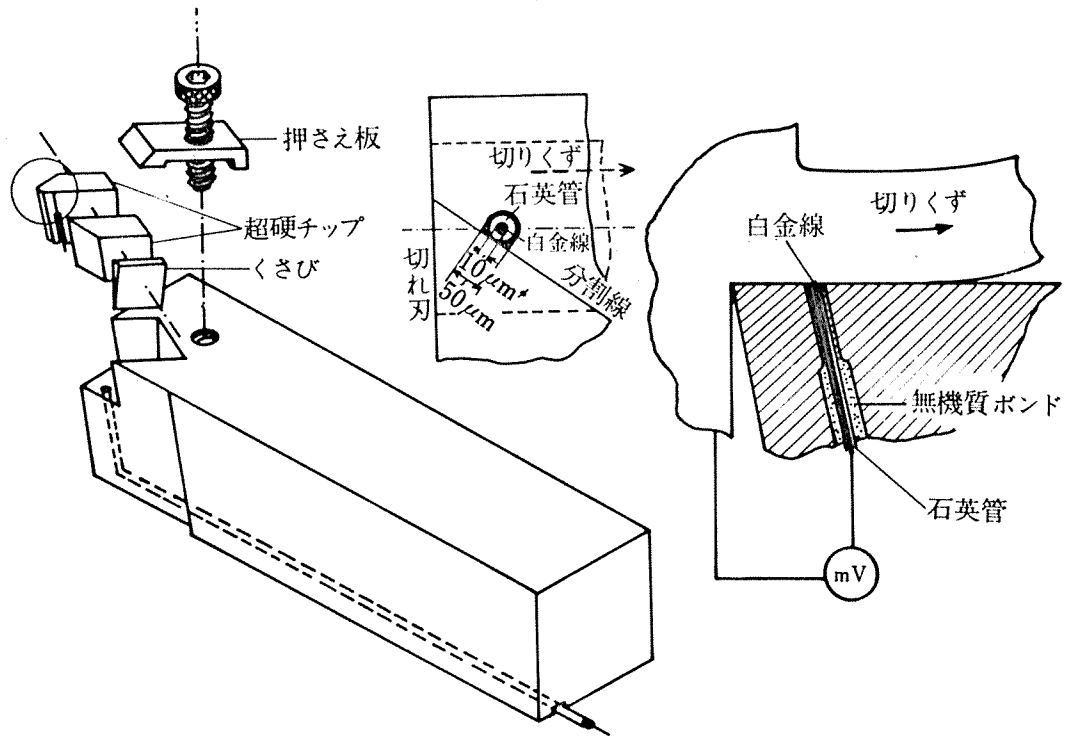
温度測定に用いた工具は図 3.7 (a) に示す一種の分割工具である。分割した工具チップの片側内面に幅、深さともに $40 \sim 50 \mu$ の U 字溝を放電加工し、同図 (b) に示すようにこの溝に石英管で絶縁した 10μ 中の白金線を埋込んである。石英管の固着には無機質ボンド（商品名、フロニセロミック）を用い接着後 2 枚のチップを固定する。工具面には同図 (c) のように白金線が露出するから、同工具の使用によれば切削中切りくずと白金線の熱電対が構成され微小点の温度が求められる。また、温度分布は工具の前、横切刃を研削し白金線露出部の位置を変えることによりえられる。

図3.8はこのような工具を用いて測定された工具すくい面上の温度分布を示す。同図は二次元切削の結果であり切削幅中心の片側についての温度分布である。いずれの切削速度条件でも切りくず接触長さの中央部で最高温度を示し切削幅の両側で若干低くなるような分布である。同図から工具面温度の積分平均は従来の工具切りくず熱電対法で得られる温度と比較した結果ほとんど一致することも知られた。

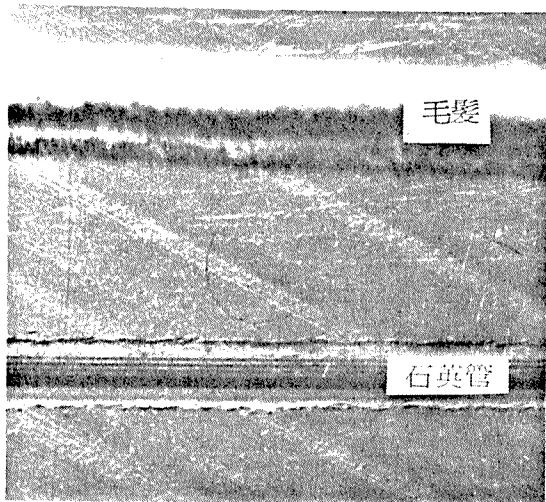
図3.9は二次元切削で種々の条件のもとで切削幅の中央、切りくず流出方向に測定した温度分布を示し、いずれの場合も刃先でかなり低く切りくず接触長さの中央部で最高温度を示している。B.T. Chaoの解析⁽⁸⁾によれば切りくず離脱部で最高温度を示す結果をえているが、この相違は計算に用いた摩擦応力を一様分布の仮定で行なったためと思われる。既述のように通常工具のすくい面摩擦応力は三角形あるいは台形分布であり、切りくず接触長を拘束工具のように接触全域が一様な摩擦応力分布の場合には図3.10に示すようにChaoらの解が適用できるようである。

以上は、二次元切削の場合の測定結果であるが、三次元切削でも図3.7に示す工具による測定が可能である。図3.11は切削幅の中央で V と V_c を含む面でのすくい面温度分布測定の一例である。温度分布の形状はいずれも二次元の場合と同じ傾向を示

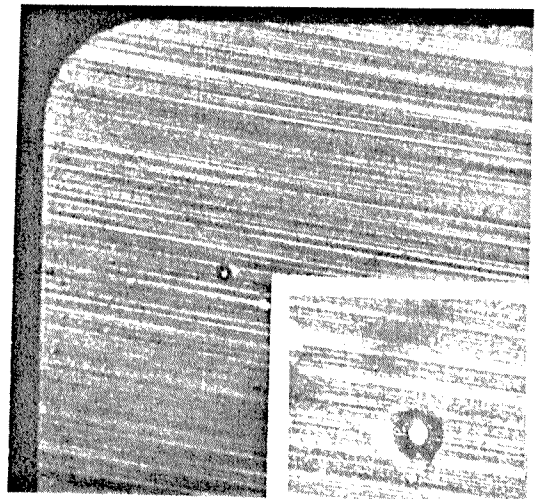
すことがわかるが、高速切削ほど最高温度の位置が、刃先に近づく傾向がみられる。これは摩擦応力の分布形式の相違によるものでないことは、同図●印で示すよう高速切削ほど切りくず接触長さが減少することからも理解できる。



(a) 測定用工具と測定原理図

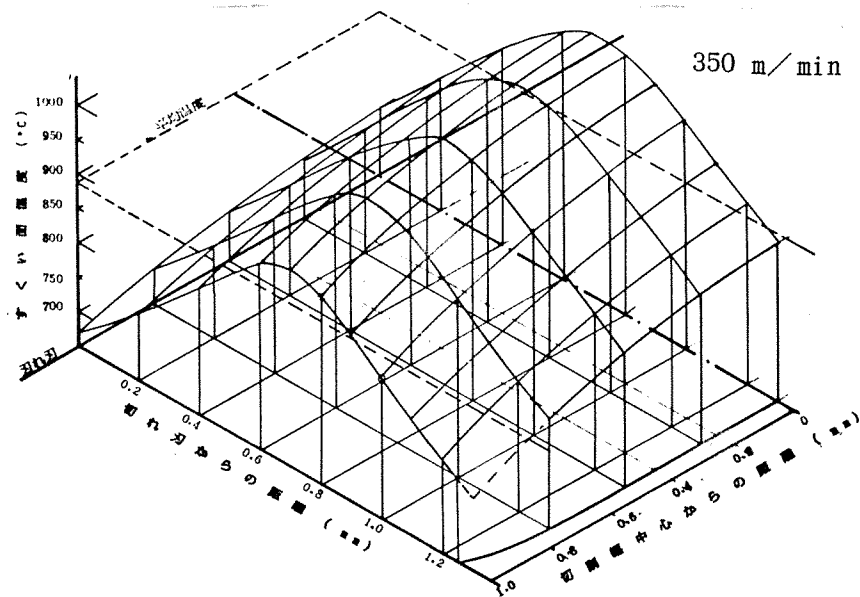
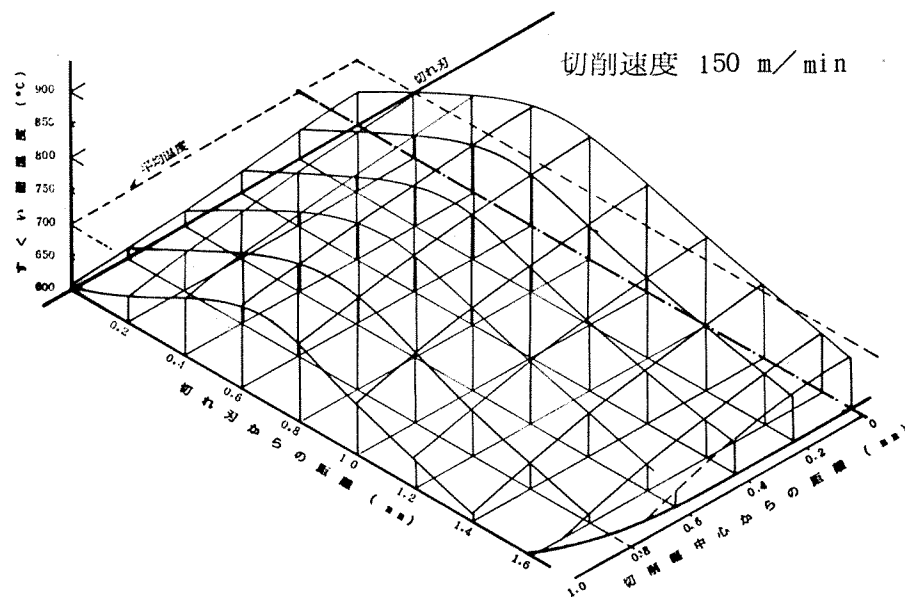


(b) 埋込んだ石英管と比較のための毛髪



(c) 白金線露出部の拡大写真

図3.7 すくい面温度測定方法



二次元切削 工具 超硬 P-20、すくい角 0°
 被削材 炭素鋼 S25C
 切削幅 2.0 mm、切削深さ 0.2 mm

図3.8 すくい面温度測定結果

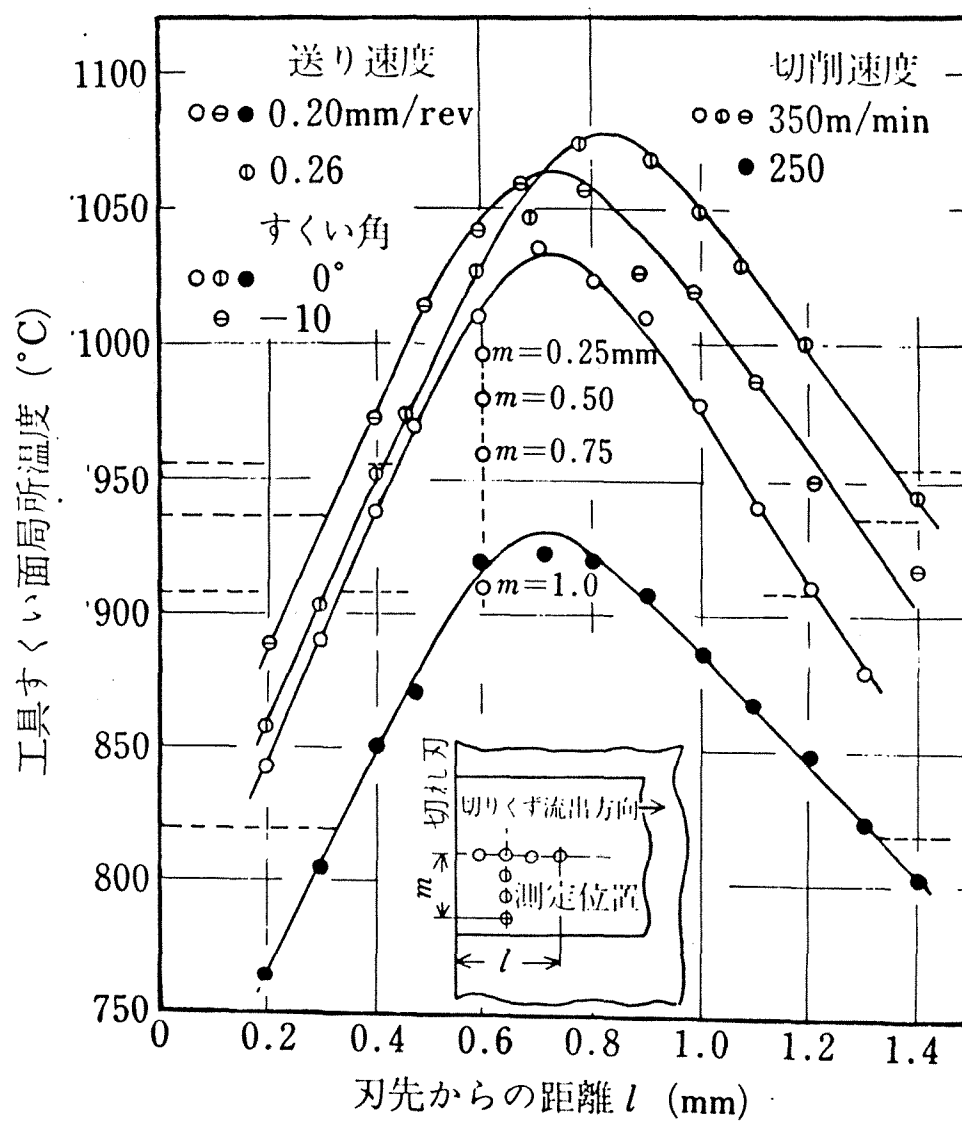
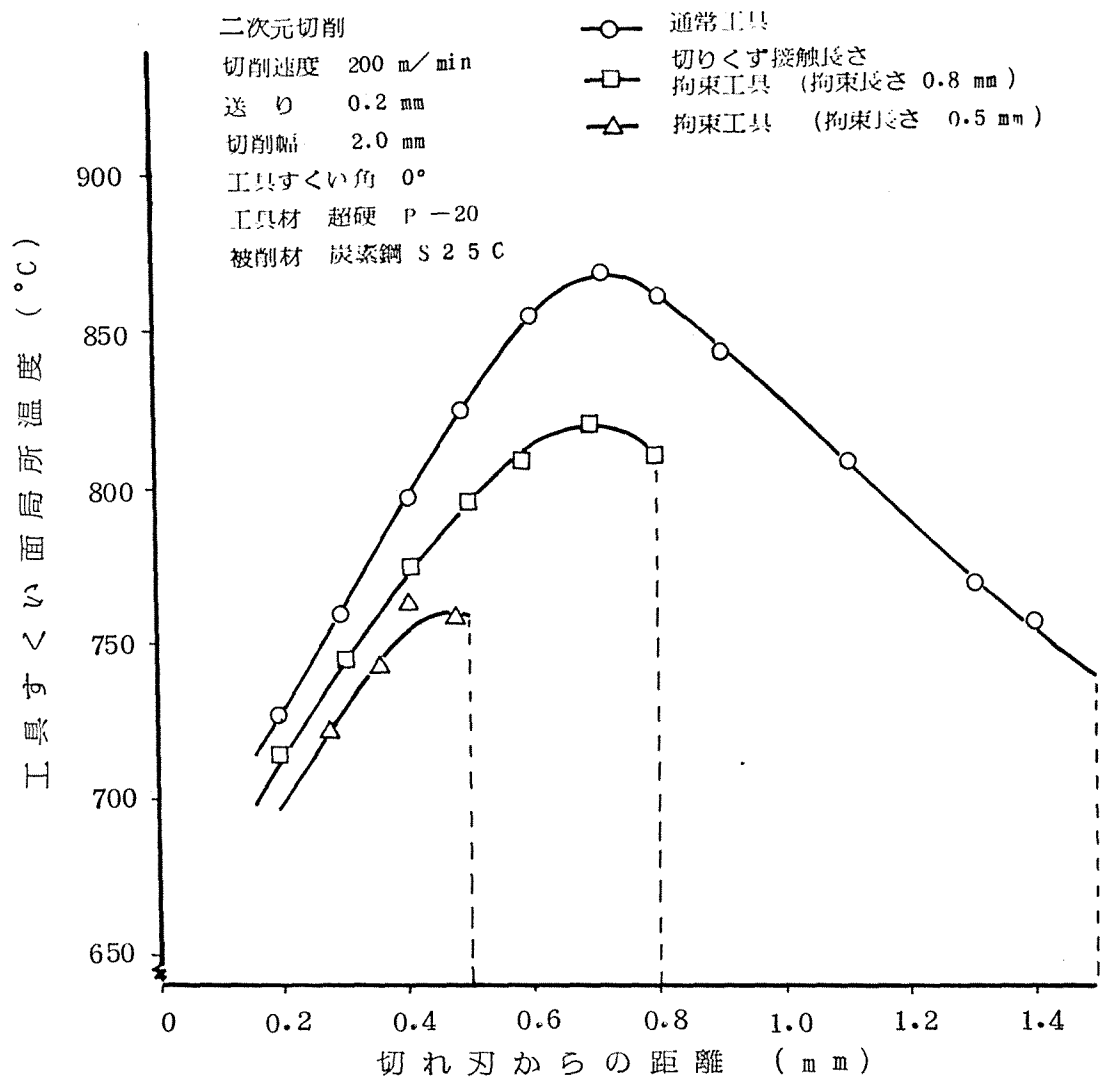
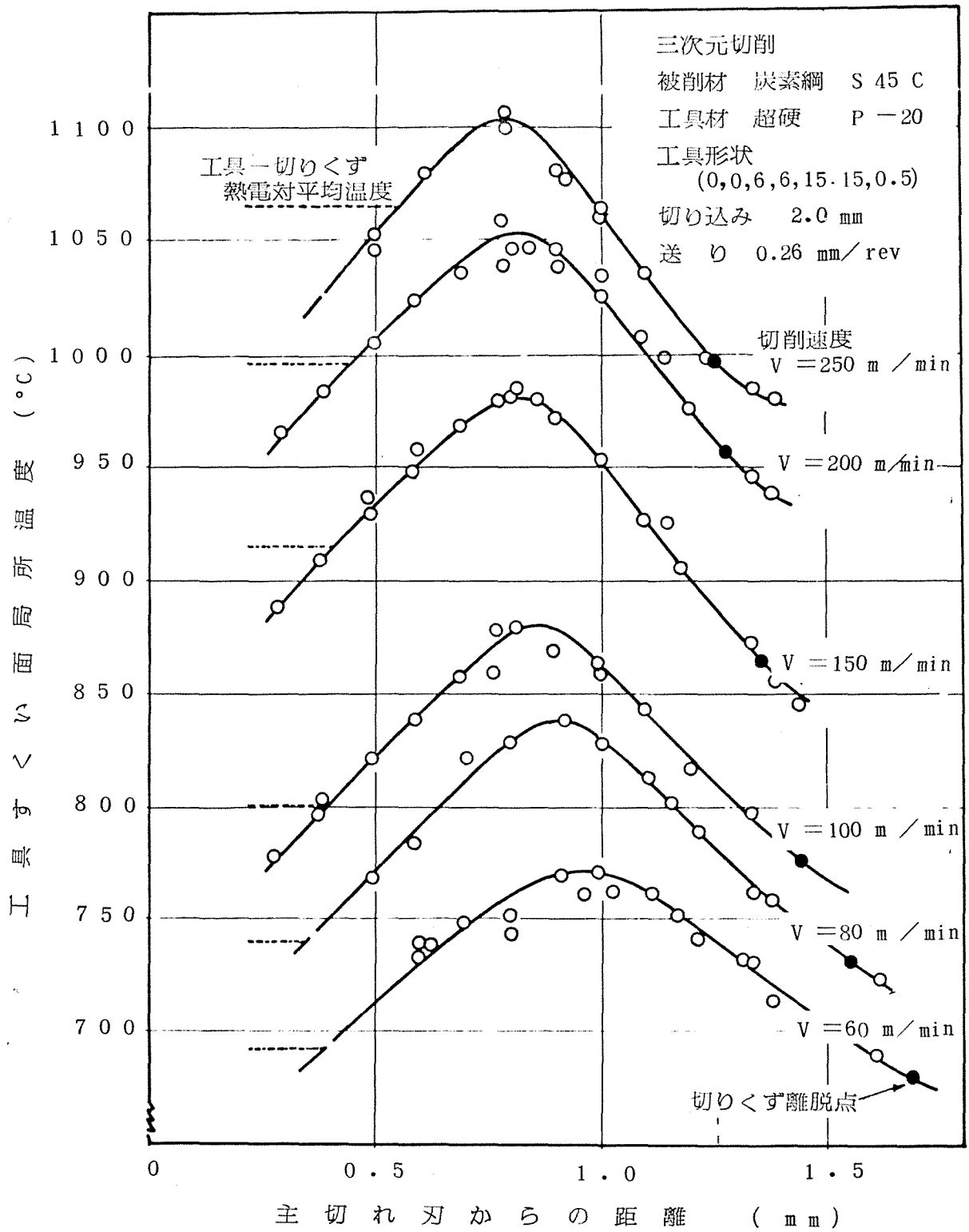


図3.9 すくい面温度測定結果、切削条件その他は図2.8と同じ



測定は切りくず接触幅の中央線

図3.10 切りくず接触長さ拘束工具のすくい面温度実測結果



測定は切りくず接触幅の中央線

図3.11 三次元切削でのすくい面温度実測結果

3.4.2 逃げ面温度分布測定

逃げ面摩耗部についてもすくい面温度測定と同じ方法で温度分布の測定が可能である。図 3.12 は、測定に用いた工具と測定原理を示す。同図に示すように、逃げ面では熱電対構成を白金と被削材の組合わせと白金ロジウムと工具材の組合せの二通りの方法を行なっているが、いずれの方法を用いても測定結果に大差はみられなかった。

図 3.13 は、同工具により測定した逃げ面摩耗部の温度分布を示す。すくい面温度は逃げ面摩耗のない鋭利工具での測定結果とあり比較のため示してある。測定は同図添図に示すように、主切れ刃の中央で切削方向（摩耗幅 L_f 方向）と摩耗幅の中央で主切れ刃に平行な方向 L_s 方向について行なっている。同図は三次元切削摩耗幅が 0.4 mm の場合であるが、測定された温度分布は摩耗幅方向に対しては主切れ刃側を低く、また、主切れ刃に平行な方向では前切れ刃側をわずかに高く、境界側をわずかに低く、全体的に大きな温度差を示さない平坦な分布であることがわかる。後章図 5.14 (b) に示すように横切れ刃の境界摩耗を除いて逃げ面摩耗が長方形の摩耗形態をとるのはこうした温度分布に対応するように思われる。また、同図からすくい面の最高温度は逃げ面温度より 100°C 以上も高いことが理解できる。

図 3.14 は、三次元切削で同一の摩耗幅 $L_f = 0.6\text{ mm}$ の工具につ

いて、種々の切削速度に対して測定された主切れ刃の中央で摩耗幅方向の温度分布を示す。いずれの場合も刃先で低く摩耗の中央部で若干高いほぼ平坦な分布を示すことがわかる。

図3.15は、三次元切削で逃げ面摩耗幅が 0.6 mm の工具の摩耗幅中央部の温度を種々の条件について測定した結果である。ただし、S.45C は異なるロットの二種類について行なっている。同図から明らかなのは、摩耗幅の中央の温度との比較であるが切削条件、工具形状、被削材のわずかな変化に対し逃げ面摩耗部の温度が微妙に変化するということである。このことから従来の逃げ面摩耗の測定をしばしば生ずる測定のばらつきがこのような温度変化に関連あるようにも思われる。

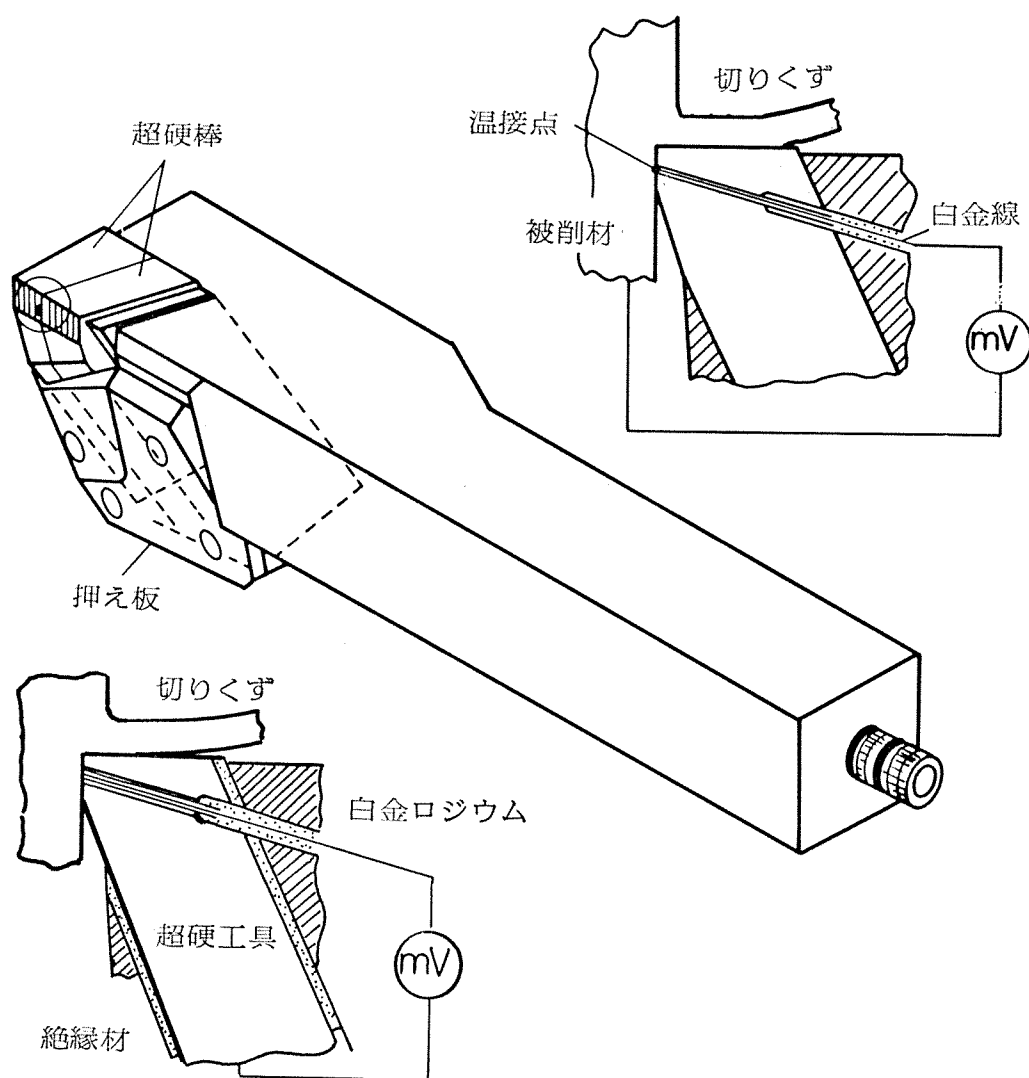


図3.12 逃げ面温度測定用工具と測定原理図

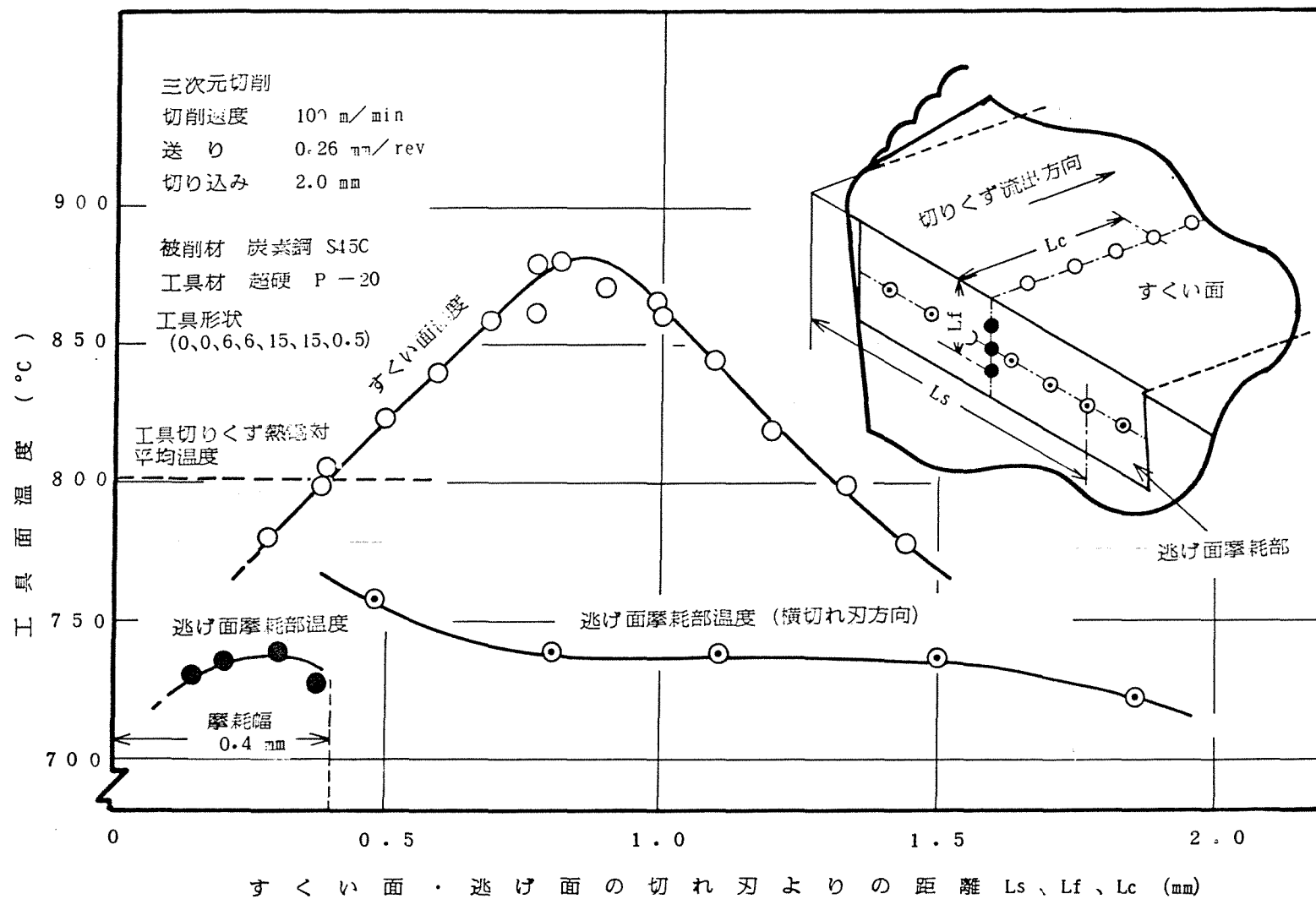
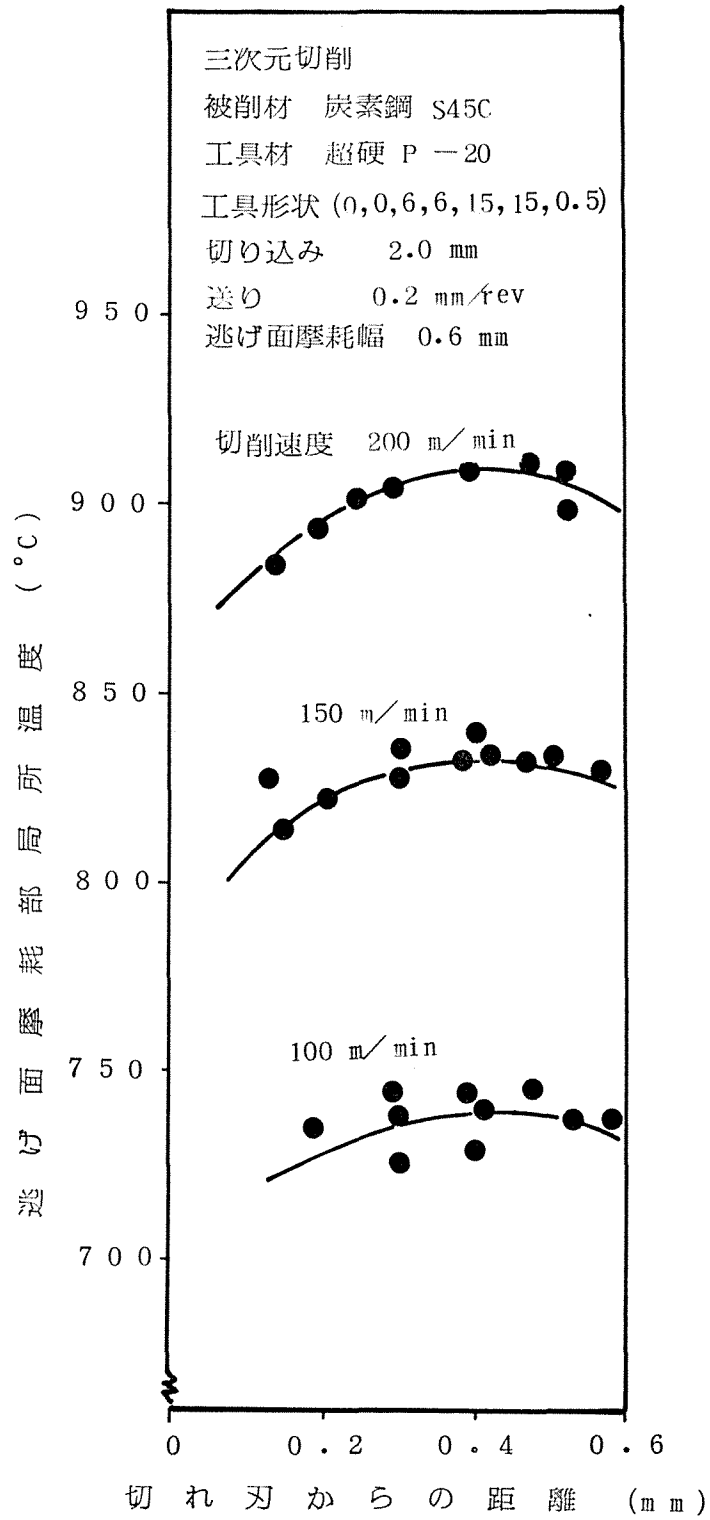


図3.13 逃げ面温度測定結果



測定は逃げ面接触幅の中央線

図3.14 逃げ面温度測定結果

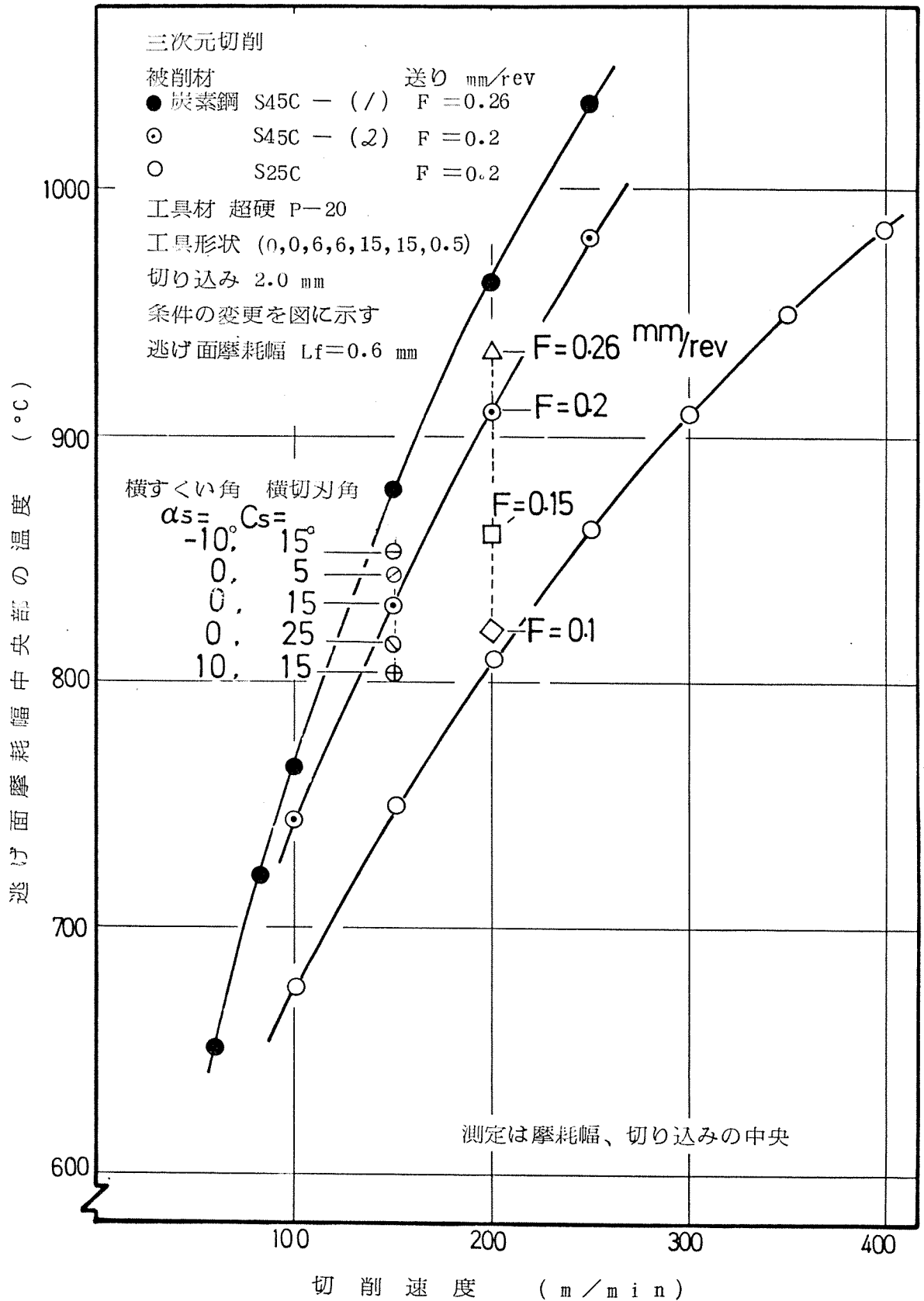


図3.15 逃げ面温度測定結果

§. 3.5. 数値計算結果と測定結果の比較検討.

3.5.1. 計算結果と測定結果の比較.

前節で述べたように、二次元切削、三次元切削での逃げ面、すくい面温度分布は計算からも求められ、また、実測も可能であるから計算値と実測値の比較検討が行なえる。

図 3.16 は、三次元切削のすくい面について、計算された温度と実測値を比較したものである。同図 (b) は (a) の A-A 断面についての温度分布実測値と計算値の比較図であるが、刃先側と切りくず離脱側での計算値が、実測値より低目の温度を示している。この計算は計算回数 200 回の結果であり、即述の図

3.6 収束状況からも理解できるが、切りくず離脱部の温度の収束は特におそく計算回数の増加によりこの部分の温度はさらに上昇すると思われる。また、同図 (a) ではノーズ部切れ刃側でもやはり計算値が実測値よりも低目に現われているが、計算では切れ刃に沿う応力を一様分布の仮定を用いており実際にはノーズ側の応力がもっと高いことも予想される。同図 (a), (b) の全体的な計算値と実測値の一致は良好といえる。

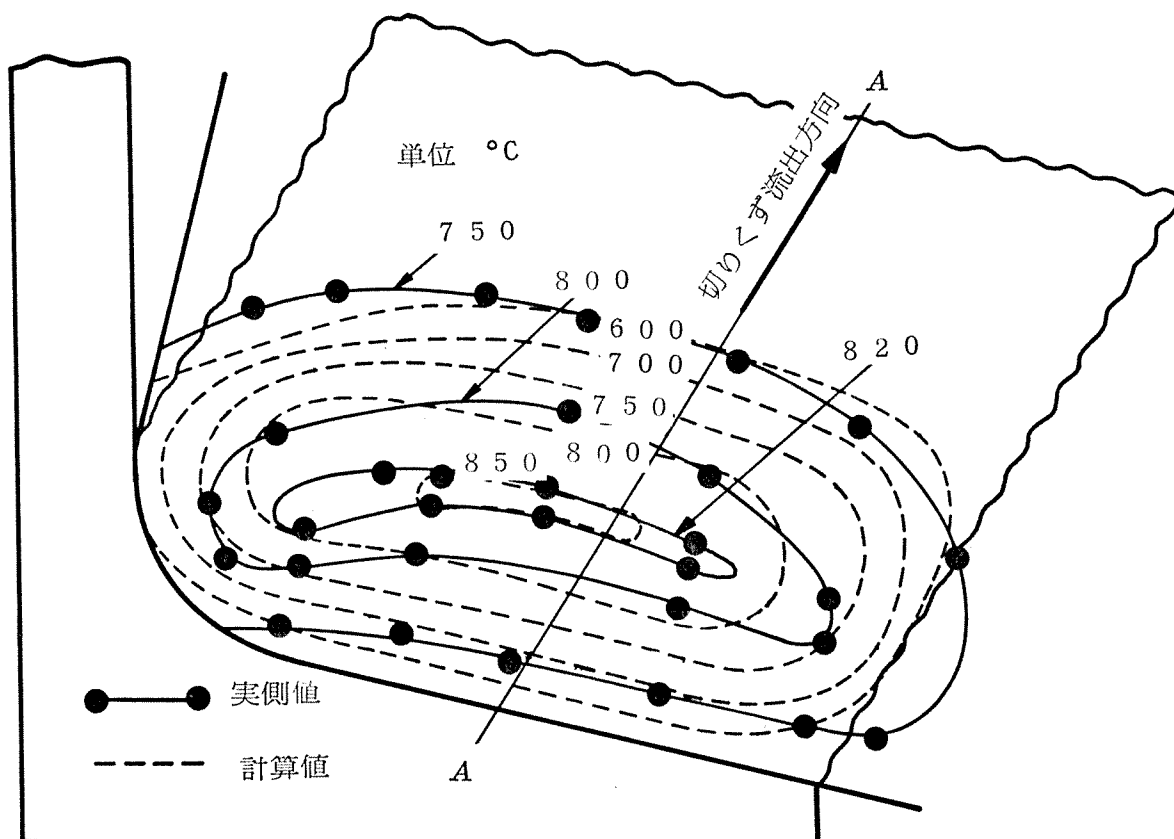
図 3.17 は、切削速度 100 m/min で逃げ面摩耗幅の変化に対する二次元切削模型による計算値と三次元切削での実測値を比較したものである。いずれの場合も分布の傾向は、計算値、実測値は一致しているように思えるが、摩耗幅が小さいほとずれの生

ずる傾向が見られる。この計算に用いた格子間隔は 0.1 mm であり、格子網のあきさによる誤差とも考えられるが同図での計算値と実測値との温度差はわずか 20°C である。また、計算に用いた逃げ面摩擦応力は一様分布を仮定しているが、後章「逃げ面摩耗のシミュレーション」で述べる摩耗特性をも考慮した温度計算によれば、実測値と計算値の一致はさらに改善できる。

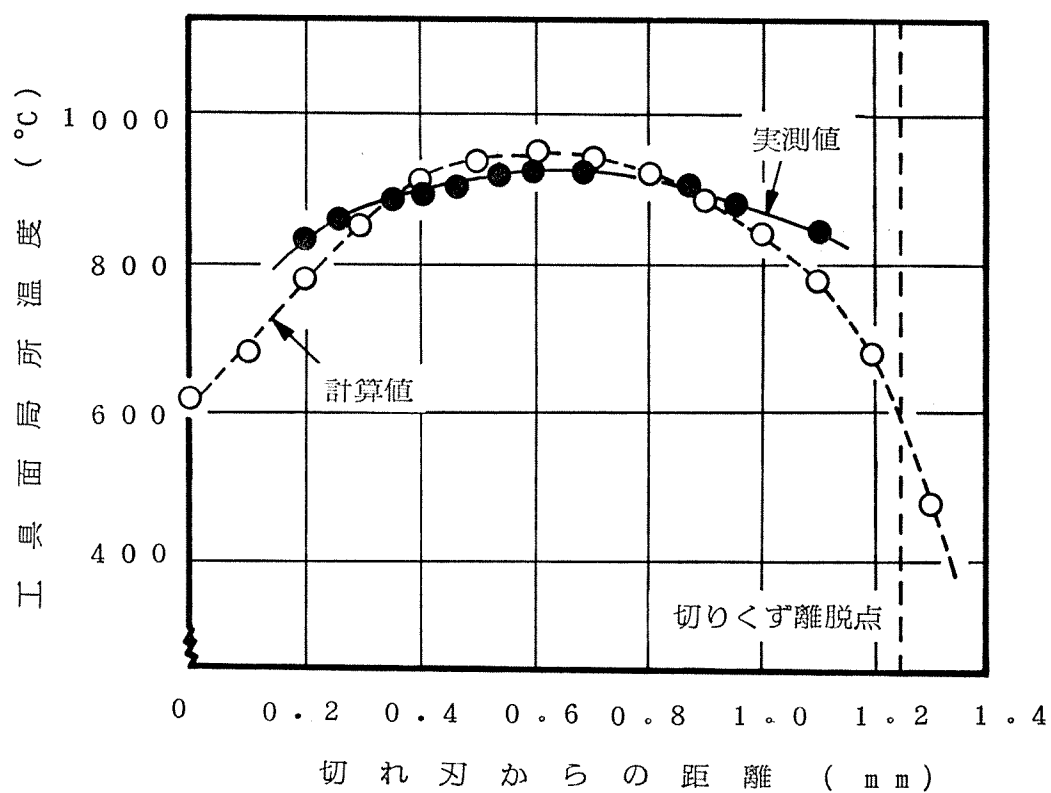
図 3.18 は、逃げ面摩耗幅が 0.6 mm の切削速度 $150, 200\text{ m/min}$ の高速切削の場合についての計算結果と実測結果を示したものである。計算時間サイクルと計算回数は同図 (a) では $\Delta t = 4 \times 10^{-5}$ 秒、380 回、(b) では、 $\Delta t = 3 \times 10^{-5}$ 秒、500 回、すなわち、切削速度 100 m/min の総計算時間 0.015 秒、と同じになるよう Δt に応じて計算回数を定めている。この時間内の切削距離は 25 mm である。同図 (a) (b) に示される実線は、それぞれの切削条件で測定された逃げ面平均摩擦応力を用いての計算結果であり、いずれの場合も実測値との不一致は顕著である。また、これらの不一致は逃げ面の応力の過小評価によるとも考えられ、切削速度 100 m/min での同一摩耗幅についての平均摩擦応力 ($\bar{\tau} = 17.3\text{ kg/mm}^2$) を用いて計算を行いその結果を同図に破線を示したが、この場合においても実測値との一致は改善されず、この不一致の理由が摩擦応力の大きさに関係していることは確かである。

これら高速切削での逃げ面の温度計算結果と実測値の不一致

の理由と、その改善については項を改めて検討することにする。



(a) すくい面温度分布



(b) A-A 断面のすくい面温度分布

図3.16 すくい面温度計算値と実測値の比較
 切削条件その他は表3.1 と同じ

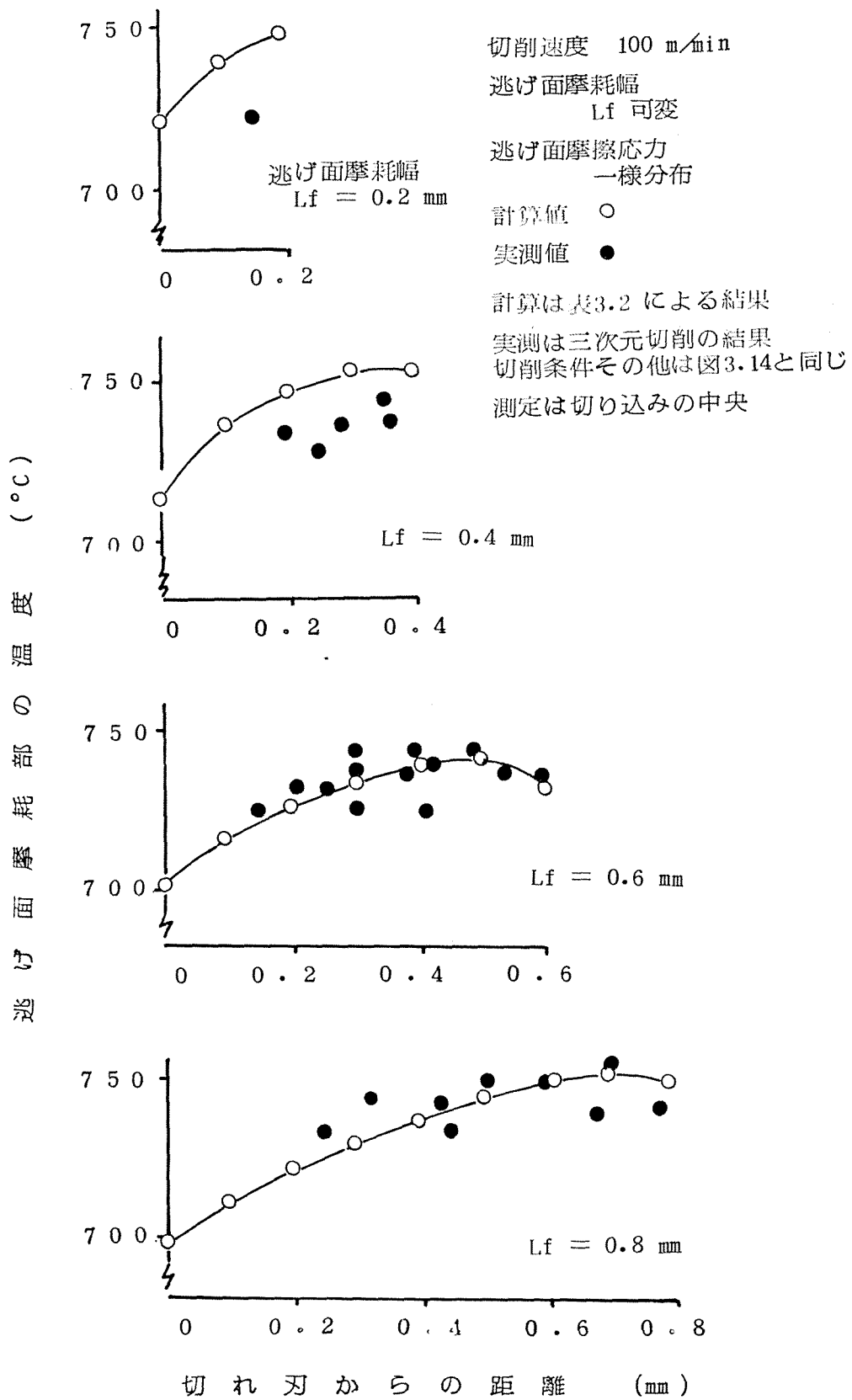
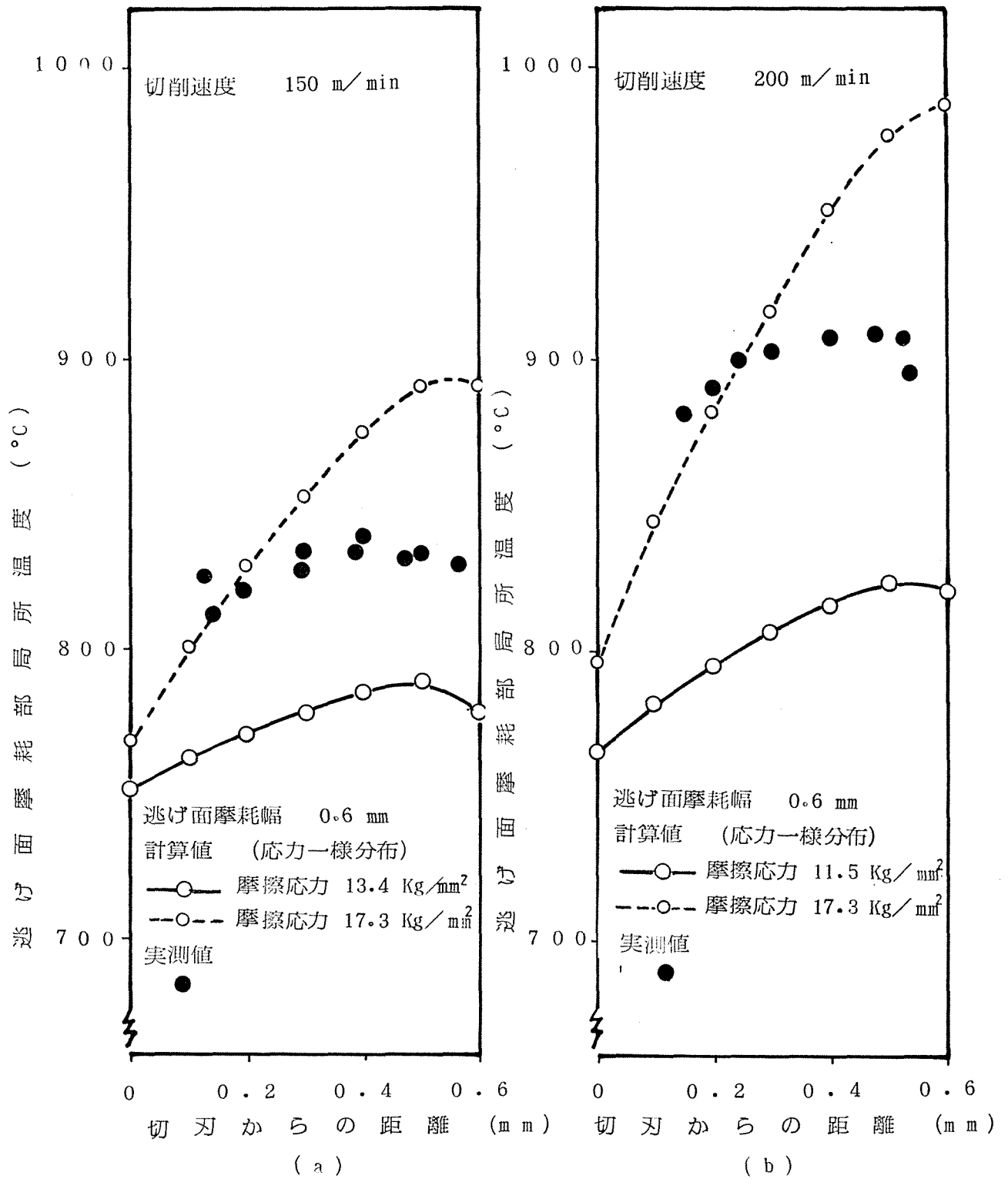


図3.17 逃げ面温度計算値と実測値の比較



3.5.2 振動を考慮した逃げ面温度計算による検討

前章図 2.17 (a) に示したように逃げ面平均応力の実測では、一定摩耗幅に対して切削速度が高速になるほど低下する傾向が見られる。この応力低下の原因はすくい面での平均応力が切削速度によりそれほど変化しないことから単に温度の影響によるものではないことが推察できる。いま、切削速度増加にともなう応力低下を逃げ面摩耗部に生ずる振動の影響と考え、しかも逃げ面摩耗部が被削材とついたり離れたりするような着脱を繰り返す振動がある場合、実測される逃げ面の平均応力は応力零の場合も含めた時間に対する応力変化の平均値を測定していることになり接触時の応力はこの平均応力より高い応力をもつことになる。実際の切削でこのような振動がはたして存在するかどうかその検討は次の方法を可能とする。

図 3.19 (a) に示す工具は上述の振動測定用に特別に工夫されたものであり、工具チップ材は電気的な絶縁材のセラミックチップを用いている。このセラミックに U 字溝を超音波加工し、直径 0.05 mm の白金線を埋め込んで二枚重ね合わせ、逃げ面に白金線を露出させてある。切削中工具に同図 (a) に示すよう直流を通じ着脱の様子をミクロスコープで観察できる。同図 (b) の写真から明らかに逃げ面はほぼ工具の固有振動数と同じ周期で着脱を繰り返していることが確認され、直接的証明ではないが逃げ面摩

耗部の接触時の応力は平均応力より高いことが理解できる。

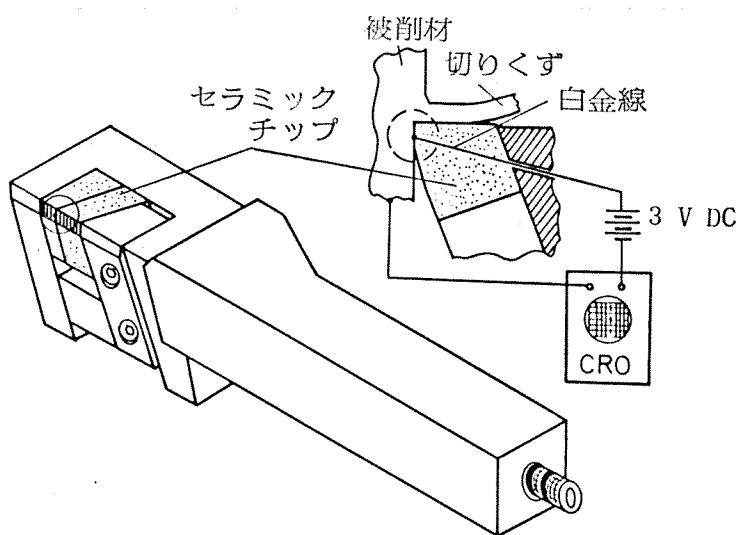
以上の結果から、実測される平均応力は接触時の応力を一定とすれば、振動一サイクルの間の着脱の時間比によって定まることになる。一般にみられるように、高速切削ほど振動振幅の小さくなることを予想すれば着脱の時間比は振幅に応じて減少し、その結果逃げ面平均応力は高速切削ほど小さくなるものと考えられる。

このような考え方からすると、逃げ面温度計算には着脱の時間比に応じて時間サイクルで逃げ面摩擦部に断熱と異媒質の各境界条件を交互に導入しての計算過程が必要となるが、その具体的な計算方法を次に述べる。

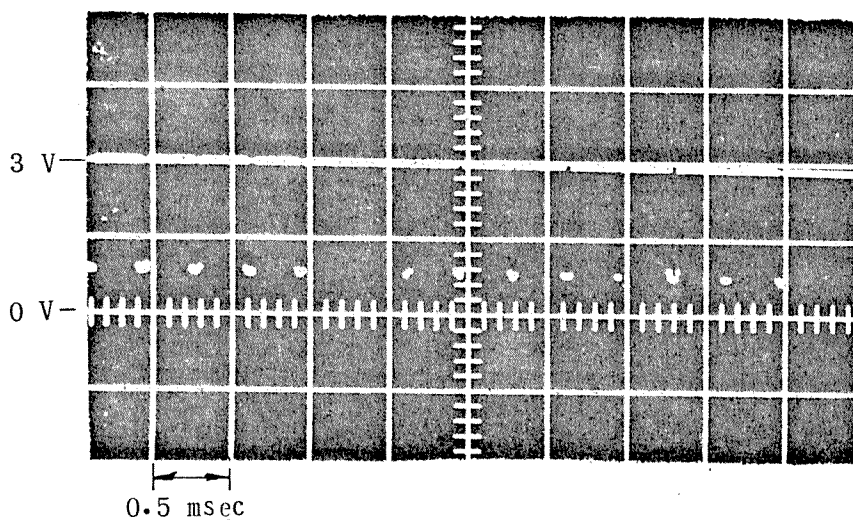
図 3.18 (b) の切削速度が 200 m/min の場合を例にとる。まず工具の振動数を工具の固有振動数 3000 Hz と近似しこの振動一サイクル (3.3×10^{-4} 秒) の間の逃げ面での着脱時間比を次のように定める。まず、接触時の応力に着脱するような振動のない条件で得られた切削速度 100 m/min の同一摩擦幅での平均応力を仮定する。着脱の時間比はこの応力と着脱のある場合の応力の比と近似できる。すなわち、切削速度 100 m/min での平均摩擦応力 $\bar{\tau}_f = 17.3 \text{ kg/mm}^2$ と、 200 m/min での $\bar{\tau}_f = 11.5 \text{ kg/mm}^2$ との比 $11.5/17.3 = 0.66$ は振動一サイクル中の接触割合である。図 3.8 (b) の条件では計算時間サイクルに $4t = 3 \times 10^{-5}$ 秒を用いているから振動一サイクル中の計算回数は

$(3.3 \times 10^{-4}) / (3 \times 10^{-5}) = 11$ 回となり、この 11 回の計算を一サイクルとし 4 回の断熱、7 回の異媒質の境界条件のもとで収束するまで計算をさせればよい。ただし、断熱境界では応力零となるからこの計算期間は逃げ面での摩擦発熱による温度上昇は行なわれない。

図 3.20 は、図 3.18 と同じ条件で、上述の振動をも考慮して計算を行なった結果である。同図に示す破線は逃げ面摩耗部の接触時の時間に対する温度変化を示し、実線を示したこれらの時間平均は実測値と良好な対応を示している。なお、計算には一様応力分布を用いているが、後章で述べる摩耗特性式の併用によれば計算値はさらに実測値に一致する方向に修正できる。



(a) 測定用工具と測定原理図



(b) シンクロスコープによる観測結果

二次元切削

切削速度 200 m/min、切り込み 0.1 mm、切削幅 2.0 mm

被削材 炭素鋼 S25C、工具材 セラミック、すくい角 0°

工具シャンク 30 × 30 mm 突き出し 70 mm

図3.19 逃げ面振動測定の方法

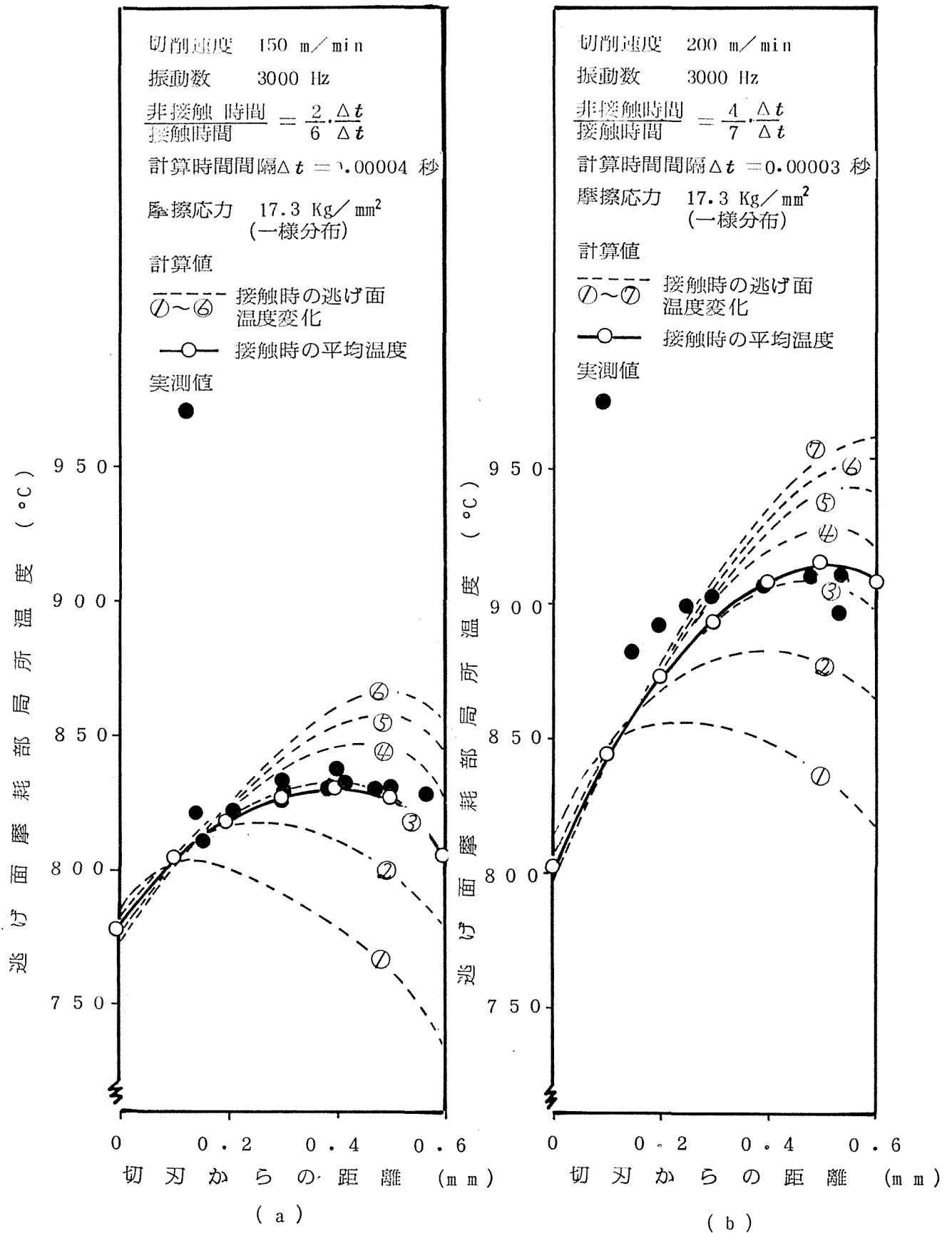


図3.20 振動を考慮した逃げ面温度計算結果と実測値との比較

実測は三次元切削による結果、切削条件その他は図3.19 と同じ

§.3.6 結 論

本章では第2章で述べた旋削の場合の切削模型と解析で得られた切削抵抗、せん断角、切りくず流出角等を利用し、三次元旋削におけるすくい面切削温度分布を数値解析によって求めることを試みた。さらに微小熱電対法による工具面温度分布を測定し、計算値と実測値との比較検討を行なった。また、逃げ面についても計算機容量、計算所要時間および対象とする逃げ面摩耗性状をも考慮し、二次元切削模型と三次元切削での逃げ面応力による簡略化した計算を試みた。得られた結論は次のとおりである。

- (1). 三次元旋削において切削速度と切りくず流出方向を含む面内での温度分布は二次元切削におけると同様の傾向をもつが、すくい面での温度分布はノズ部と主切れ刃によるせん断面熱源によりループ状のものとなる。
- (2). 数値計算された温度分布は、工具すくい面について実測値とかなりよい一致を示すことが確かめられた。しかし、刃先側と切りくず離脱側で、計算温度は実測よりひくく、この原因は使用した切削模型および切れ刃に沿って仮定した応力分布の単純さによると考えられる。
- (3). 二次元切削の力学的諸量が既知であれば、対応する三次元バイトのすくい面温度分布は任意の刃形、切削条件に対して

数値解析のみで求められる。

- (4). 二次元切削にもとづく逃げ面温度分布は、摩耗幅方向に大きな温度差をもたない分布であり、すくい面の最高温度と較べて 100°C 以上の差をもつ低い温度を示している。
- (5). 計算された逃げ面温度は、三次元切削での実測逃げ面温度との比較では、低速切削で良好な一致を示すが、高速切削での不一致が顕著である。
- (6). 高速切削での逃げ面計算温度と実測温度の不一致は、逃げ面摩耗部が被削材と離れるような振動による影響と考え、温度計算に振動を考慮するだけで、計算値と実測値の一致はただちに改善できることを示した。
- (7). 高速切削で、(6)に述べた振動が、逃げ面摩耗に存在することは、セラミックスを用いた特殊工具による切削実験からも確かめられた。
- (8). 三次元切削での逃げ面温度は、二次元切削模型と三次元切削の逃げ面応力を用いて計算できることを示した。

文 献

- (1) たとえば 佐田登志夫：日機論，25(1959) 988.
- (2) たとえば 奥島啓武，垣野義昭：精密機械，34，11(1968) 726.
- (3) たとえば H. S. Carslaw and J. C. Jaeger: *Conduction of Heat in Solid* (1959) Clarendon Press.
- (4) Alloy Steels Research Committee: *The Physical Properties of Series of Steel, Part II* (1945).
J. Kieffer und F. Benesovsky: *Hartmetalle und Hartstoffe*, Springer, (1953) 206.
- (5) J. F. W. Bishop: *J. Mech. and Appl. Math.*, 15, 2 (1956) 236.
- (6) 臼井英治，白樫高洋：精密機械，38，6 (1972) 510.
- (7) 臼井英治，白樫高洋，北川武揚：精密機械，41，12 (1975) 33.
- (8) B. T. Chao and K. J. Trigger: *Trans. ASME*, 2 (1958) 3111.

第4章 摩耗特性式の導出と検証

§ 4.1 緒 言

工具摩耗、工具寿命が工具面温度に依存することは過去の多くの研究から明らかである。しかし、これら多くの研究は工具面の平均的溫度を用いての解析であり、単に温度と工具寿命の関係を表わす実験的なもの⁽¹⁾に終始し摩耗の理論的根拠に乏しい。工具の摩耗過程に速度過程の性格を考慮し理論的に摩耗方程式を導く試みも多く、Holmの摩耗の確率に速度過程を用いて、K.J. Trigger等の摩耗方程式は摩耗の影響因子に温度のみならず応力、摩擦距離をも含めている点で現実的のように思える。しかし、これらの研究においても式の妥当性を平均温度、および平均応力により検証したものであり、わずかな数値解析から求めた温度分布による検討例⁽²⁾においても摩耗との関係については定性的説明にとどまり、細部にわたる定量的把握に欠け摩耗予測の目的に十分な理解がえられているものとはいえない。

本章では、凝着摩耗モデルを基礎とし、Holmの摩擦距離依存性をも考慮しての摩耗特性式導出についての記述と、二次元、三次元切削における、すくい面、逃げ面について奥測した応力、温度および切りくず速度分布を用い同特性式の妥当性について論じるものである。

§4.2 摩耗特性式の導出

摩耗過程を定量的に把握するためには、摩耗機構のモデル化が必要である。超硬合金工具の摩耗が切りくずとの相互拡散に影響を受けることは事実であろうが、ある一定濃度の拡散層が摩擦距離とは無縁に拡散速度のみで決まる速さで除去されていくと考えるべきか、⁽⁴⁾ 基本的には凝着摩耗であり、拡散層の生成によって Holm の確率が増大するか摩擦距離依存性は存在すると考えるべきかは現在のところ明らかでない。いづれをとるかで摩耗の機構のモデルも当然異なるが、本論文では後者を採用する。また、本論文では高速切削のみを対象とし、アブレシブ型の摩耗の存在を無視する。

図 4.1 は、固体二表面の接触状態を示す模型であり、直径 a の接触アスペリテイが平均間隔 b で配列し、摩耗粉は図示の高さ C の微小円板として生ずる。模型にもとづく M.C. Shaw⁽⁵⁾ の解析によれば摩擦距離 dL あたりの摩耗体積 dW は次式で与えられる。

$$dW = A_r (c/b) Z dL \quad (4.1)$$

ただし、 A_r は接触面の真実接触面積、 Z はアスペリテイの1回の遭遇に対して摩耗粉が生ずる確率 (Holm の確率) である。いま A_r を接触面中のある単位面積 (見かけの単位接触面積) に対するものとみれば、式(1)は

$$dW = \frac{\sigma}{H} (c/b) Z dL \quad (4.2)$$

と書くことができる。ただし、 H は接触アスペリテイの硬度、 σ は接触面の垂直応力である。上式における (σ/b) は接触アスペリテイにおける欠陥の存在確率に依存する寸法効果と考えれば、⁽⁵⁾ 近似的に一定とみることが出来る。

よって式 (4.2) の H は軟金属側すなわち切りくずあるいは被削材表面の強度に対応するから、一般には拡散層の状態、温度およびひずみ、ひずみ速度、ひずみ速度履歴などの関数である。⁽⁶⁾

しかし、超硬合金工具に対する常用の切削条件範囲では、切削条件を変えても温度とこれに依存する拡散層の状態以外は巨視的には変化を生じないと考え、

$$H = \text{Const.} \cdot \exp(\alpha/\theta) \quad (4.3)$$

と仮定する。ただし、 α は定数、 θ は絶対温度である。次に式 (4.2) の Holm の確率 Σ であるが、これに影響する因子は温度、拡散層の状態、アスペリテイの接触時間と考えられる。これらのうち接触時間は常用切削条件範囲で大差がないとみ、接触時の塑性変形による発熱は各アスペリテイをほぼ等しいと考えると、確率 Σ はアスペリテイがあらかじめ持っている熱エネルギーおよび拡散層の状態に左右される。いま摩耗粉の生成を熱活性化過程と考え、活性化エネルギー ΔE は拡散層の状態によって決まるとすると、アスペリテイが ΔE を持つ確率についてボルツマン分布を仮定してよいから、 α をボルツマン定数とすると、

$$Z = \text{Const.} \cdot \exp(-\Delta E/k\theta) \quad (4.4)$$

と書ける。式(4.3)(4.4)を式(4.2)に代入し(4/b)を既述のように一定とみれば、

$$\frac{dW}{\sigma dL} = \text{Const.} \cdot \exp\left\{-\frac{(\Delta E + k\alpha)}{k\theta}\right\} \quad (4.5)$$

がえられる。上式中の $(\Delta E + k\alpha)$ は拡散層の状態によるから温度について未知関数であり、このままでは式(4.5)の有用性はない。しかし温度が大になれば拡散速度は大になっても、摩擦が進行している面の拡散層の状態には大差がないとも考えられ、この場合には式(4.5)はC, λ を定数として、

$$\frac{dW}{\sigma dL} = C \cdot \exp\left(\frac{-\lambda}{\theta}\right) \quad (4.6)$$

と書ける。上式は形式上、Chaoらが導いた式と同一である。

式(4.6)は凝着摩擦モデルを基礎としているが、ボルツマン分布を導入しているから、拡散のフィックの法則を導入したのと類似の形式となっている。ただし、 σ , dL などの機械的要因がとり入れられている点か拡散のみの論議と異なる。さらに詳細に考えれば拡散層の濃度、構造の状態をも考慮すべきであろうが、現状では摩擦面の濃度の値はもちろん、どの元素の濃度に着目すべきかを明らかになく、省略せざるをえなかった。

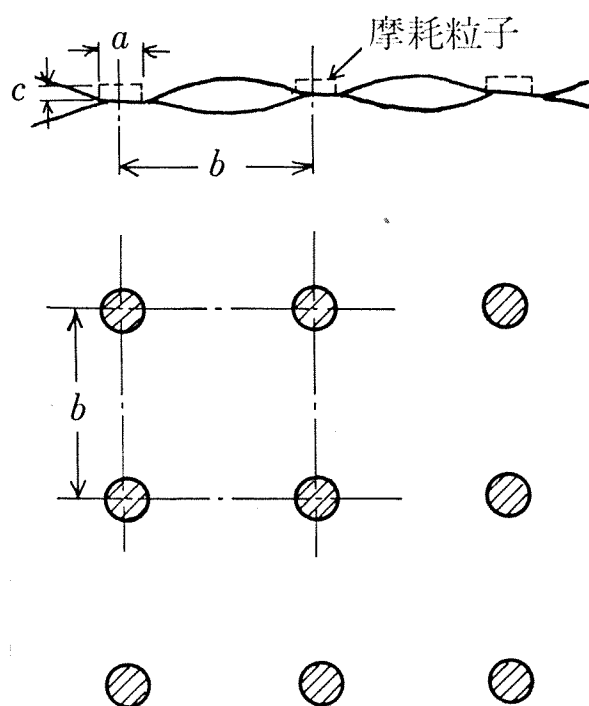


図4.1 二表面の接触と摩耗粒子

§ 4.3 二次元切削によるすくい面摩耗特性の検証

4.3.1 切りくず速度分布の測定

4.2 で導かれた摩耗特性式 (4.6) の摩擦距離 dl は工具接触面切りくず速度により定まる。したがって摩耗特性式の検証には接触面の切りくず摩擦速度を用いる必要がある。

切りくず内部の速度分布については Visioplasticity の手法を用いた二、三の報告⁽⁷⁾があるが対象とする炭素鋼の高速切削についての測定例は少ない。炭素鋼切削の場合工具刃先付近に構成刃先⁽⁸⁾あるいはそれに類似の刃先滞留層⁽⁸⁾が存在し、工具すくい面上の速度が一様な分布でないことは確かである。摩耗特性式の検証にあたっては切りくず内部の詳細な速度分布を知る必要はなく切りくずの工具すくい面接触部での速度分布さえわかればよい。

速度分布解析の手法は、未変形の被削材に予め一定間隔の縦線を刻み切りくず変形を定常流れとして切りくず側面に現われる縦線の変形から求められる。すなわち図 4.2 に示すように、区間 AB の平均速度 \bar{V}_{AB} はその区間の縦線間隔を d' 、切りくず速度 V_c と最終縦線間隔を d として次式

$$\bar{V}_{AB} = \frac{d'}{d} \cdot V_c \quad (4.7)$$

からえられ同様に各区間の縦線間隔 d'' , d''' を測定することにより速度分布が決定される。本研究で用いた、縦線間隔は 0.3 mm

であり、ダイヤモンド工具と割出し台を用い、NCフライスにより刻線を行なっている。

切削速度に構成刃先を発生しない速度域を選んでいるため上述の変形が確実に凍結できる高速切削での急停止装置が必要である。従来この試みとして種々の方法が考案されているが、ここからは、この研究⁽⁹⁾に用いられているものと類似のせん断ピン方式を採用した。図4.3に切削方法とその装置を示す。被削材はSide flow防止の目的で焼ばめした二重管を用い、内管の外側に軸方向の継線が刻まれている。このような二重管の端面を二次元切削し、これを急停止してえられる内管の半生成切りくず試料について観察すれば式(4.7)を用いて切りくず摩擦速度が求められる。また、ピンせん断の衝撃量は図4.3(b)、図4.4に示すような特別に工夫された空気銃により行なったがこの装置によれば圧縮空気圧 5 kg/cm^2 で 250 m/min の切削速度を完全に停止することが可能である。

図4.5にえられた切りくず変形の一例と図4.6に前述の手法で測定された切りくず速度分布を示す。同図から明らかなように切りくず速度は刃先側で低く、切りくず離脱点に向って漸増飽和する分布を示している。ただし、真の接触境界の変形はきわめて苛酷であり刻線形状は不明瞭であるから同図の結果は、わずかに切りくず内部に入った位置のものを示す。

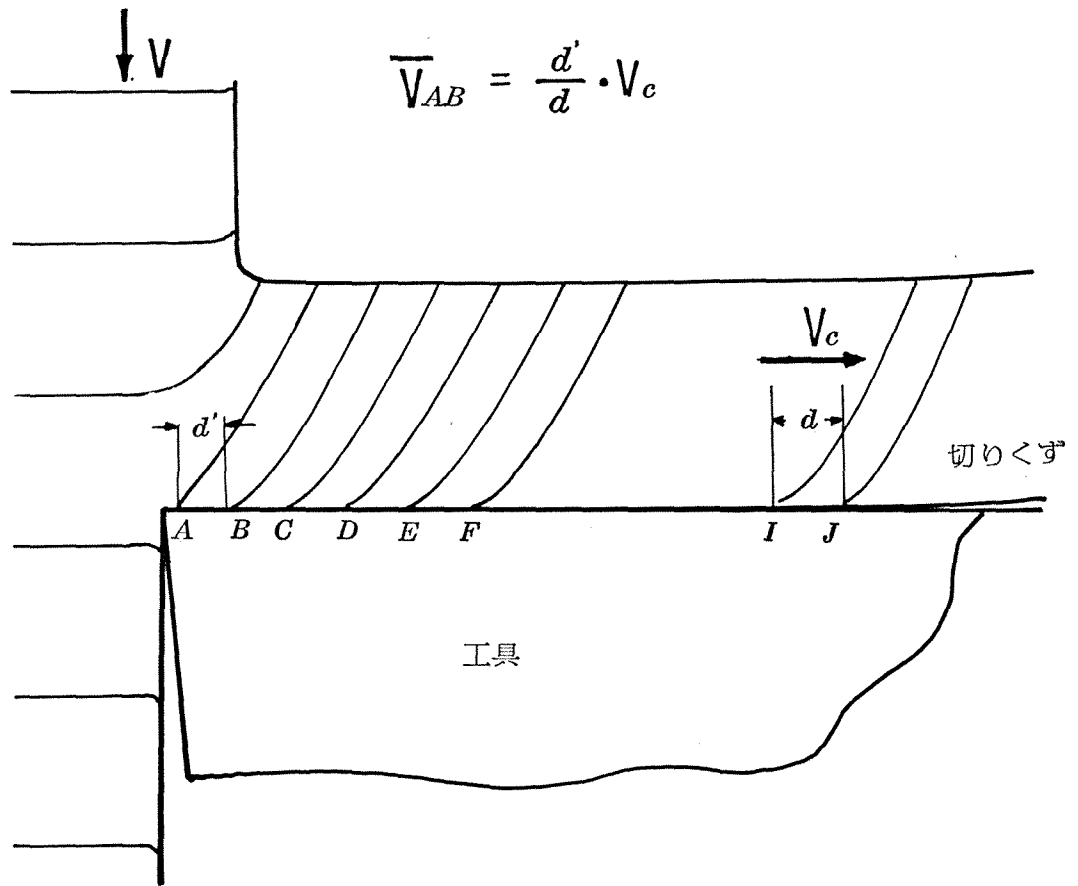
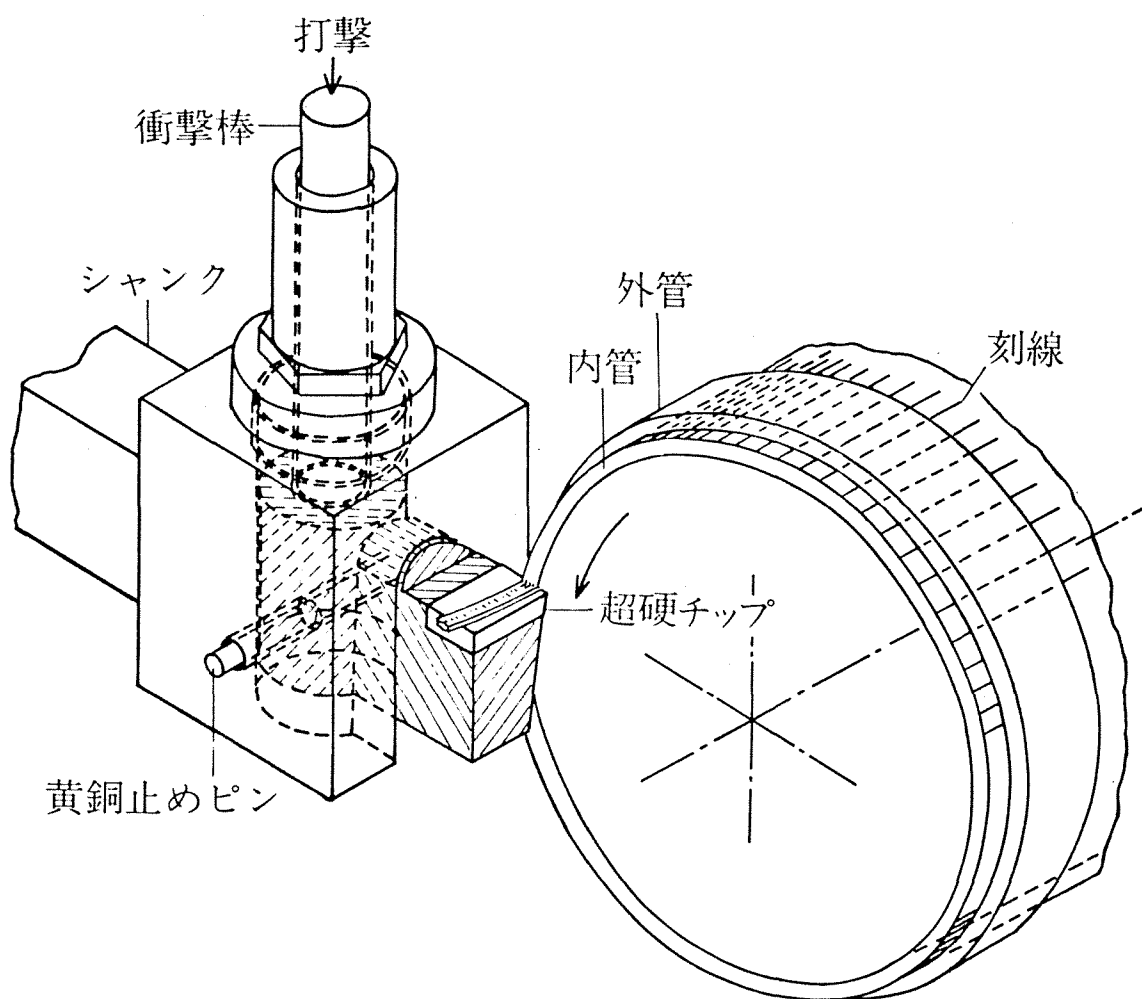
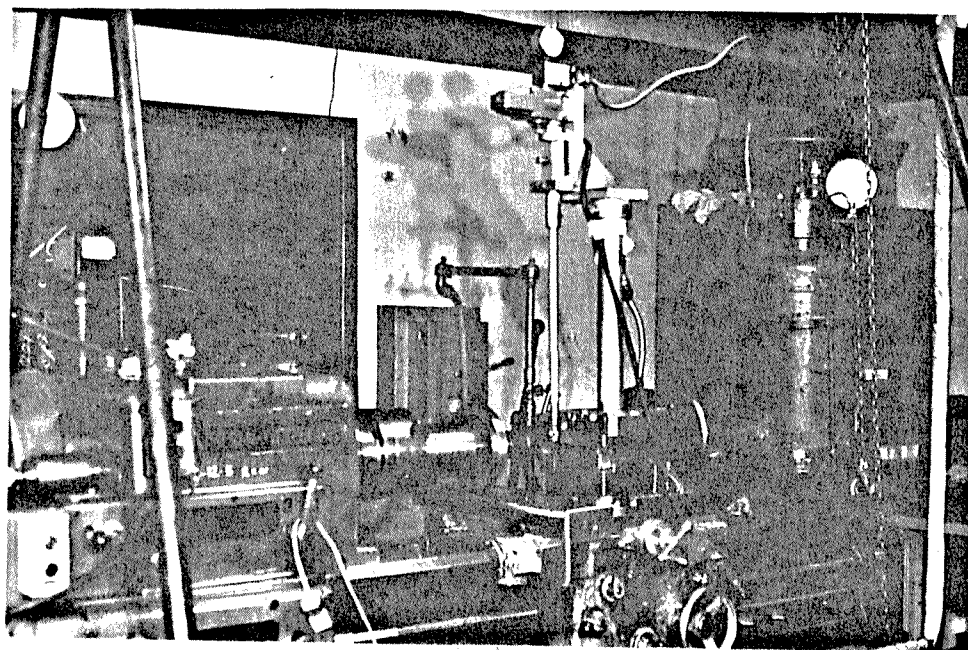


図4.2 すくい面切りくず速度分布の測定原理図



(a) 切削方法と測定方法



(b) 測定装置

図4.3 すくい面速度分布測定方法

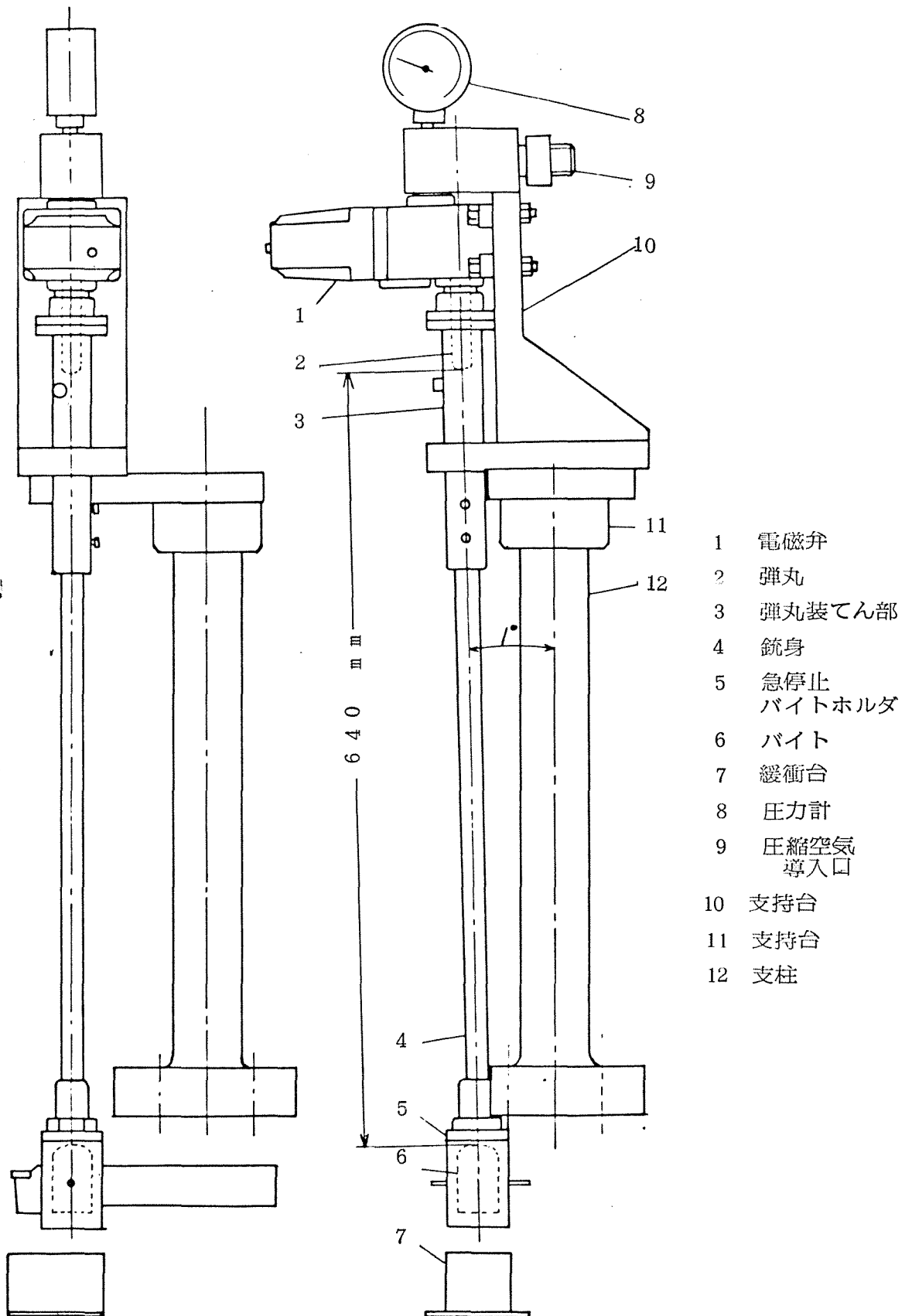
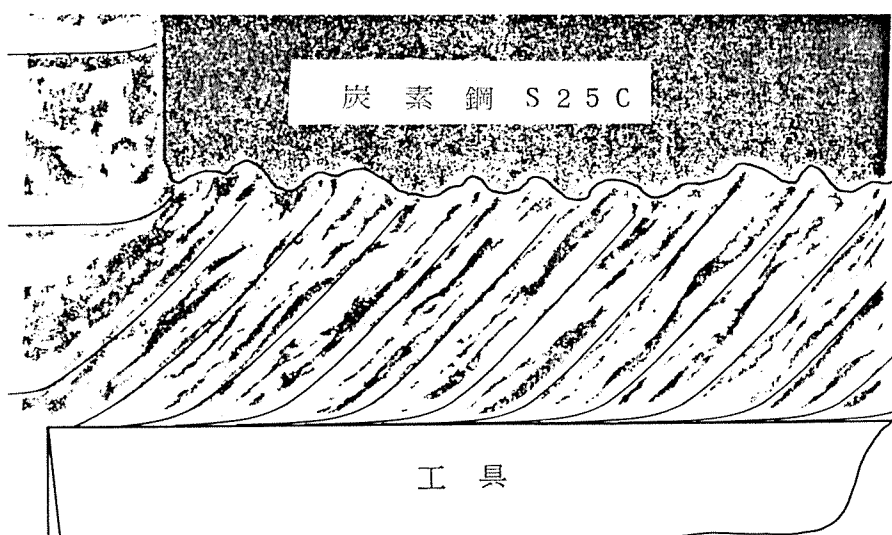
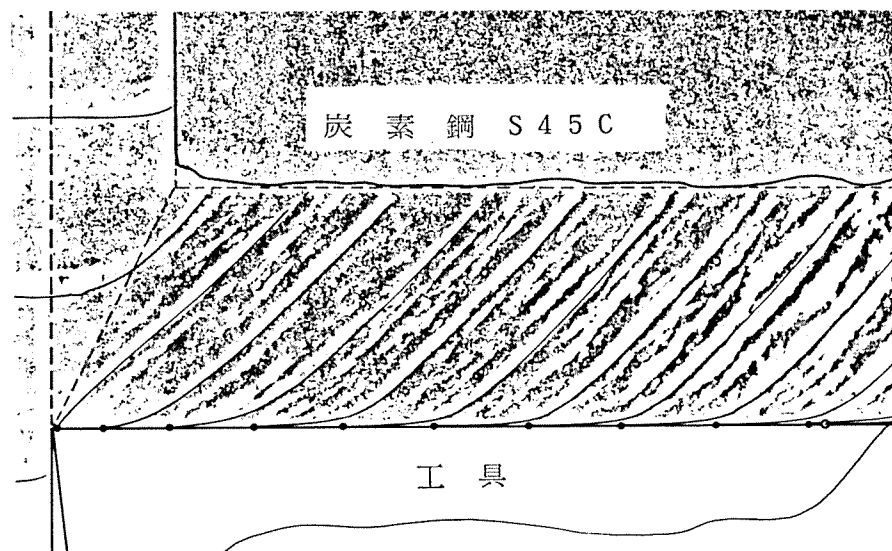


図4.4 切削急停止装置



二次元切削 工具 超硬P -20、すくい角 0°
 切削幅 2.0 mm、切削深さ 0.2 mm
 切削速度 250 m/min
 刻線間隔 0.3 mm

図4.5 切りくず内の縦線の変形

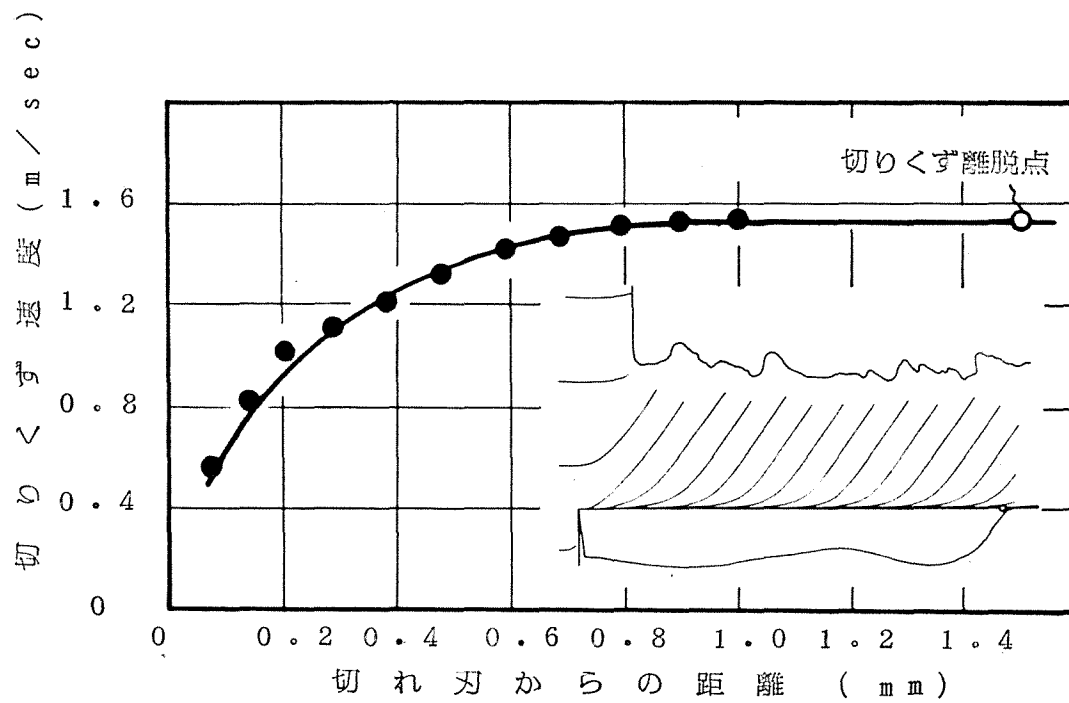


図4.6 測定されたすくい面での切りくず速度分布
切削条件との他は図2.8 と同じ

4.3.2 摩耗特性式の検証

前章 2.3.1, 3.4.1 ですくい面での応力, 温度分布ならびに前項 4.3.1 で切りくず速度分布が知られたから工具各部での摩耗量 W が測定されれば式 (4.6) の摩耗特性式の実験的検証が可能である。ただし、垂直応力, 温度の実測はいずれも鋭利な工具にのみ可能であり、十分にクレータ摩耗痕の発達した工具にのみ可能でないから検証は比較的浅いすくい面摩耗にのみ場合に限られる。

図 4.7 は二次元切削で生じた摩耗初期のクレータ等高線を触針式あらわ計で求めた結果の一例であり当然ながら切削幅の中央に關し左右対称、また、切削幅の両端に向うほど浅い摩耗痕となつてゐるのがわかる。図 4.8 はこの結果から dW , 4.3.1 図 4.6 の速度分布の傾向を用いて dL を求め、2.3.1 図 2.9 の応力分布と 3.4.1 図 3.9 の温度分布実測値を用いて式 (4.6) を片対数尺にプロットしたものである。図中の $X-X$, $Y-Y$ の位置は図 4.7 のそれに対応する。また、異なるすくい角, 送りに対しててもいずれも同一直線上に実験点が配列し、式 (4.6) がかなり適合すること確かめられる。ただし、 Δ 印を付した切れ刃に近い測定点は直線からかなりはずれる傾向があり、また、 $X-X$ 方向では点線を示す順に測定点が直線を通る傾向もあり、完全に全測定点が直線に配列するわけではない。刃先側では構成刃

先に類似な滞留層が存在することが知られており、⁽⁸⁾ ずくい面の実際の切りくず擦過速度は図4.6の結果より更に遅いものなにかとも考えられる。

摩耗特性式(4.6)は凝着摩耗モデルを基礎として導かれたが既述のように一定濃度の拡散層が摩擦距離とは無縁に拡散速度のみで決まる速さを除去されていくとする考えもある。この場合、摩耗面の濃度や濃度分布は位置によって異ってもよいから論議は簡単でないが、もしこれらを一定と近似すればフィックの第1法則と拡散係数の温度依存性から摩耗速度は、

$$\frac{dw}{dT} \propto \exp\left(\frac{-E}{k\theta}\right) \quad (4.8)$$

であり竹山らが導いた式となる⁽¹⁰⁾。ただし、 $\frac{dw}{dT}$ は単位時間、単位面積あたりの摩耗体積、 E は拡散の活性化エネルギーである。図4.9は図4.8のX-X位置について式(4.6)を検討した結果であり、他の結果も参照すると摩耗痕の最深部については直線にあるようであるが、全体に式(4.6)との不一致は顕著である。直線の引き次第では最深部より又先側の諸点、あるいは切りくず離脱側の諸点を直線に乗せることができるが、この場合他の諸点から逸脱することを特に指摘したい。この結果は温度(拡散)のみでなく、垂直応力 σ_y 、切りくず速度 V_c のような機械的要因(post-diffusionalな機構)の考慮が必要であることを示しているように思われる。

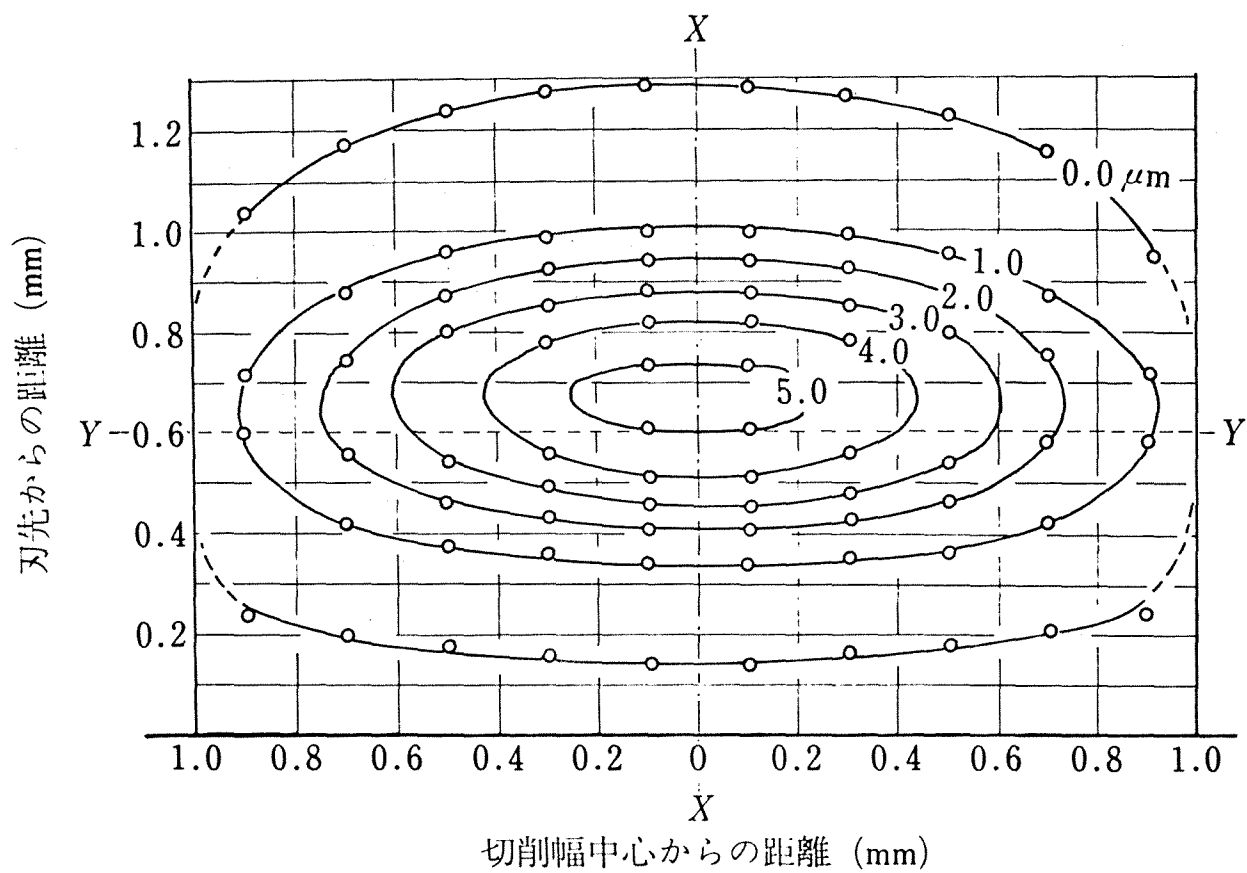


図4.7 クレータ摩耗の等高線 切削条件その他は図2.8 と同じ

切削速度 350 m/min、切削時間 47 秒

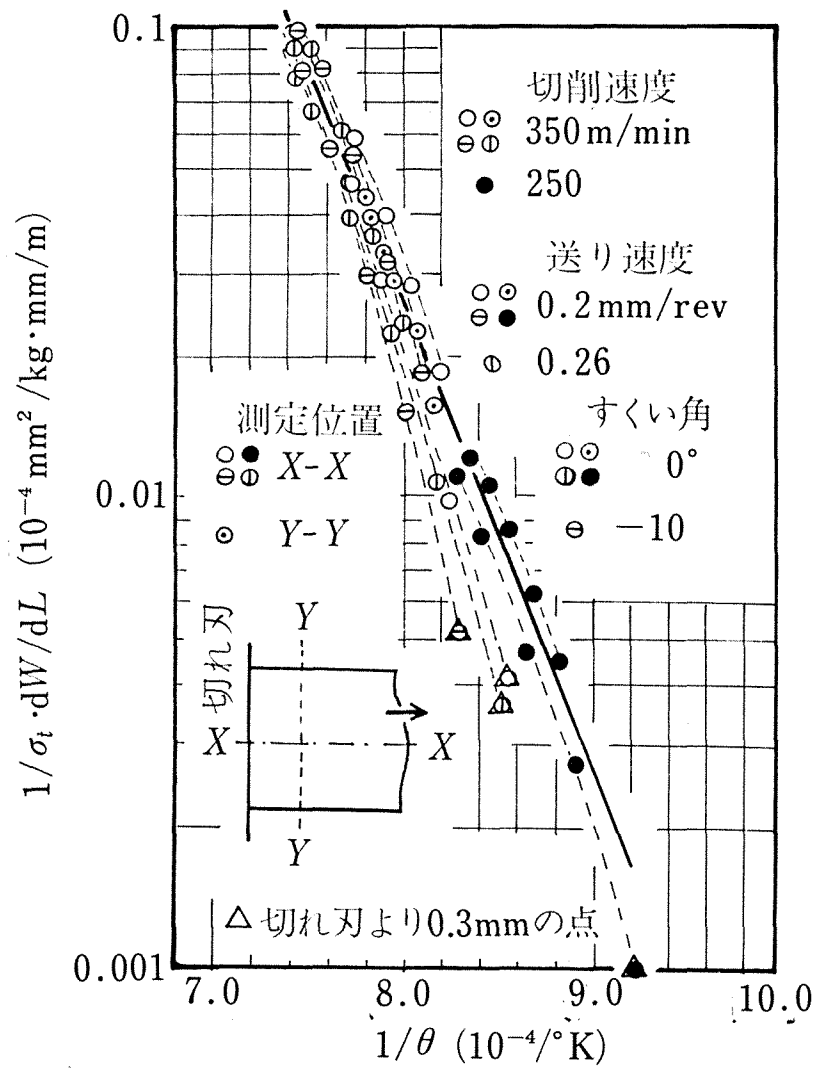


図4.8 摩耗率 $\frac{dW}{dL} \cdot \frac{1}{\sigma_t}$ と温度との関係

切削条件その他は図2.8 と同じ

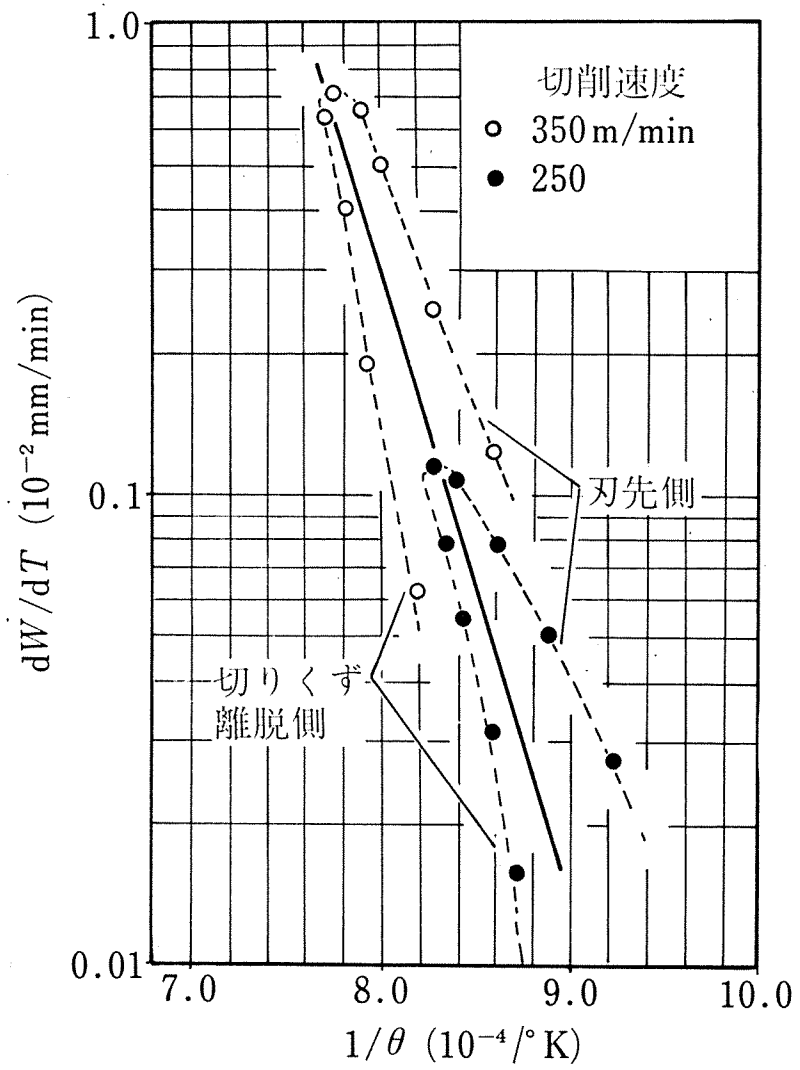


図4.9 摩耗速度と温度との関係
被削材その他は図2.8 と同じ

§. 4.4. 三次元切削による摩耗特性の検討.

4.4.1. すくい面摩耗特性

三次元切削についても二次元の場合と同様工具すくい面温度の実測は可能であるから工具面垂直応力がわかれば切りくず速度分布一定の仮定で三次元切削での広範囲な諸条件に対し式(4.6)の妥当性ならびにその適用範囲を調べることができる。

工具面垂直応力 σ_t については、三次元切削でも 2.3.2. で述べたように切りくず流出方向について二次元切削と同じ指数関数的性質が成り立ち垂直力 N_t と切りくず接触長さ l_c の実測のみから式(2.26)により垂直応力 σ_t の分布が定まる。図 4.10 は主切れ刃の中央で切りくず流出方向に沿う諸点についてえられた実測データから摩耗特性式(4.6)を用いて井村数グラフにプロットした結果である。若干のばらつきは見られるが低温域を除けば鋼種、熱処理条件、工具形状および切削条件の広範囲な変化に関係なく式(4.6)との一致は良好であり図示の直線の勾配は二次元切削での結果とほとんど一致することが確かめられた。また特筆すべきことは、少なくとも高速域では実験範囲の被削材料がいずれも同じ摩耗特性を示すことであり、炭素鋼や熱処理が異なれば当然切削抵抗、切削温度が異なり摩耗速度も異なるが摩耗特性としては同じ式に示さかうということである。ただし、P-20、以外の超硬合金工具研種、普通炭素鋼以外の鋼種に

っいは実験を行なっていない。なお図4.10の低温域を見ると実験点は低温になるほど図示の直線からはなれてくるが、炭素含有量が大なるほど高温域側での不一致が始まるように見える。これらの不一致の理由を次項に述べる逃げ面摩耗特性をも含めた物性学的検討を本章4.5節で述べる。

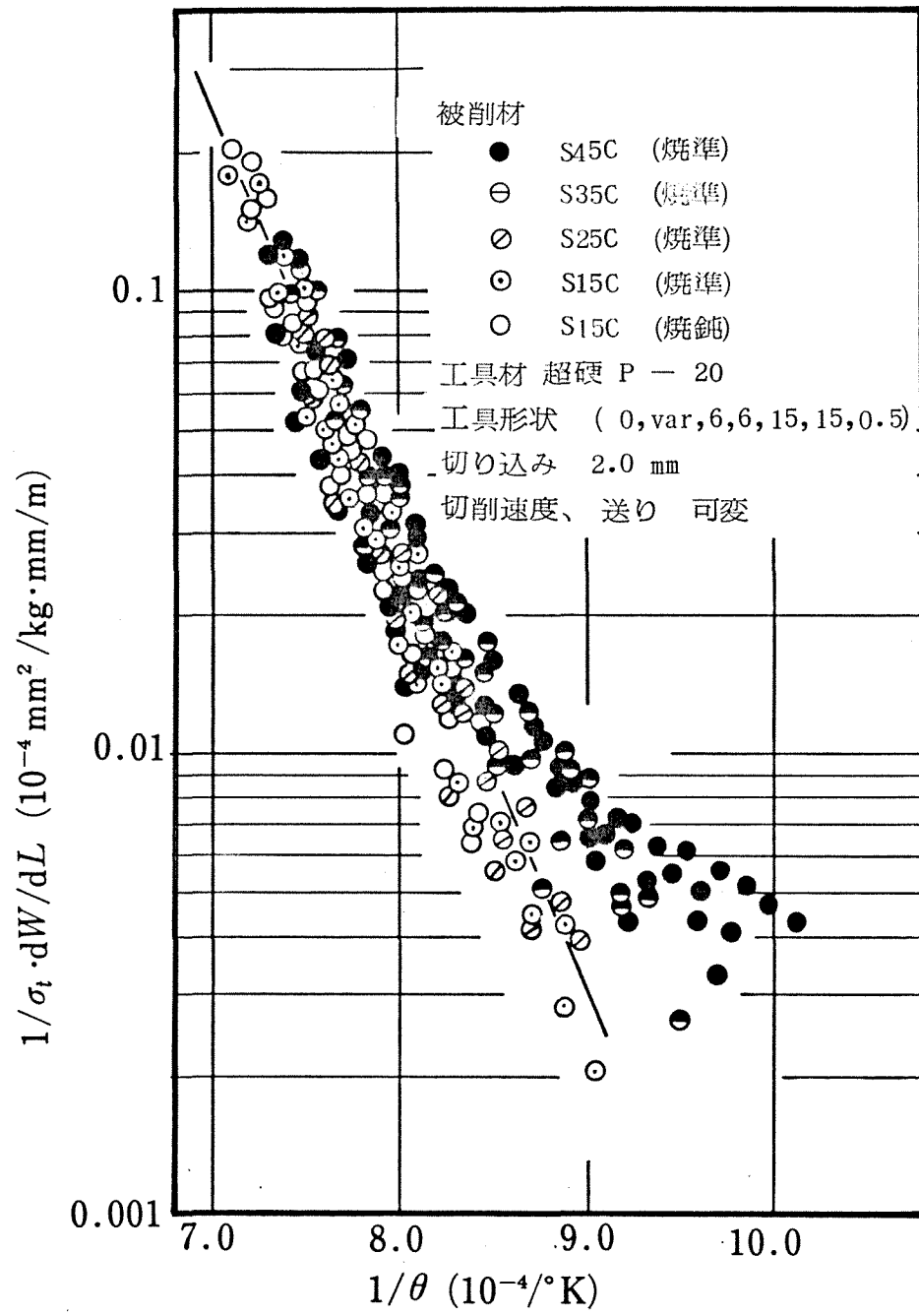


図4.10 三次元切削での摩耗率 $\frac{dW}{dL} \cdot \frac{1}{\sigma_t}$ と温度の関係

4.4.2 逃げ面摩耗特性

逃げ面温度はすくい面温度に較べてかなり低いことからアフレックス型の摩耗特性をとるといふ考え方もあり、また、同一工具、被削材、同一切削条件での異なる工作機械の使用に際し摩耗実測のデータがすくい面摩耗には見られない多くのばらつきを示すという経験的事実から工作機械の剛性、工作物、工具取付方法などによる振動の影響を多分に受けるとする考え方もある。しかし、これらの考え方に對する研究の検討例は少なくその詳細は明らかでない。本論文では逃げ面についても基本的にはすくい面と同じ凝着摩耗のモデルに従うものと考え振動が直接工具摩耗に与える影響を無視する。

前章 2.3.3 3.4.2 で示した実測から工具逃げ面摩耗部の応力、温度分布はいずれもすくい面での分布に見られるような極端な分布差を示さずかなり一様に近い分布であることが明らかである。逃げ面での摩耗はすくい面とは大きく異なり切削加工面に平行で平坦な摩耗であり式(4.6)の摩耗特性式の単位面積あたり摩耗体積 dW は図4.11を参照して摩耗幅増分 dw から近似的に次式

$$dW \doteq 0.1 \cdot dw \quad (4.9)$$

として求められる。また、摩擦距離 dL については逃げ面と被削材の接触はかなり弾性的であり、巨視的塑性流動はほとんど

ないと考えれば、切削方向（摩耗幅方向）の速度分布は一様とみなせる。

既述のように、逃げ面摩耗 δ は、振動が直接摩耗に与える影響を無視するが第3章の温度解析からも明らかのように、逃げ面と被削材に着脱を繰り返すような振動が存在する場合、逃げ面摩耗部の温度に大きな影響をもたらす、この結果は摩耗特性式からも明らかのように当然摩耗にも影響を与えることになる。また、このような振動が存在する場合には摩耗面の単位時間当りの実摩擦距離は減少するから4.2で導出された摩耗特性式(4.6)には次式のような修正が必要である。

$$dW/(\sigma'_f \cdot dL \cdot \delta) = C \exp(-\lambda/\theta_f) \quad (4.10)$$

ここで σ'_f は逃げ面が被削材と接触している場合の実垂直応力、 dL は見掛けの単位摩擦距離、 δ を振動（着脱を繰り返すような振動）による逃げ面単位摩擦距離の修正係数とすると、 $dL \cdot \sigma'$ は単位実摩擦距離となる。しかし、同特性式の検証にあたって σ'_f および δ は測定できないが、実測する垂直応力は非接触時の応力が零の場合をも含めた時間についての平均応力であり、また、接触時の実応力はつねに一定値を保つと仮定すれば実測される見掛けの垂直応力 σ_f は

$$\sigma_f = \sigma'_f \cdot \delta \quad (4.11)$$

で表わされ、結局、式(4.10)の検証には見掛けの垂直応力、見

掛けの単位摩擦距離を用いた式(4.6)の検討により可能となる。

図 4.12 は摩耗幅 0.6 mm について実測した摩耗幅中央部の温度と平均垂直応力 $\bar{\sigma}_f$ を用い、 dW を上述の方法で測定して式(4.6)をすくい面摩耗と同じ片対数グラフの上にプロットした結果である。同図に併記されている小さいプロットはすくい面摩耗でえられた結果であり、これとの比較からも明らかなように逃げ面についても摩耗特性はすくい面とほとんど同一の性質を示すことがわかる。ただ、異なる点は一般に逃げ面の温度はすくい面よりはるかに低いため実験点は、かなり低温域にわたってプロットされ、その結果、すくい面摩耗でも傾向が見られた $850 \sim 900^\circ\text{C}$ を折点とする折線、さらに低温域での被削材種の相違による二本の直線による表示が強調されたことである。これらの直線の勾配は式(4.6)の摩耗特性式入で表わされ、また式(4.6)導出の過程では入は、接触部の被削材硬度と摩耗粉生成を熱活性化過程と考えた場合の、活性化エネルギーによって与えられるものである。このような入の変化は接触部での拡散の機構そのものが図 4.12 に示される折点の温度を境として異なるためのものと予想される。これらの詳細については次節 4.5 で述べることにする。

なお、図 4.12 は同一摩耗幅についての検討結果であるが、図 4.13 に示すように同一被削材の組合せで、逃げ面摩耗幅、切

削条件および工具形状の変化に対しても実測による検討では、
いずれも同一直線で表示され、その結果は図 4.12 の低温域の直
線によく一致することがわかる。

摩 耗 特 性 式

$$\frac{dW}{dL} \cdot \frac{1}{\sigma} = C \exp\left(-\frac{\lambda}{\theta}\right)$$

dW : 単位面積当り摩耗体積 (mm)

dL : 単位摩擦距離 (m)

σ : 逃げ面垂直応力 (Kg/mm²)

θ : 逃げ面温度 (°K)

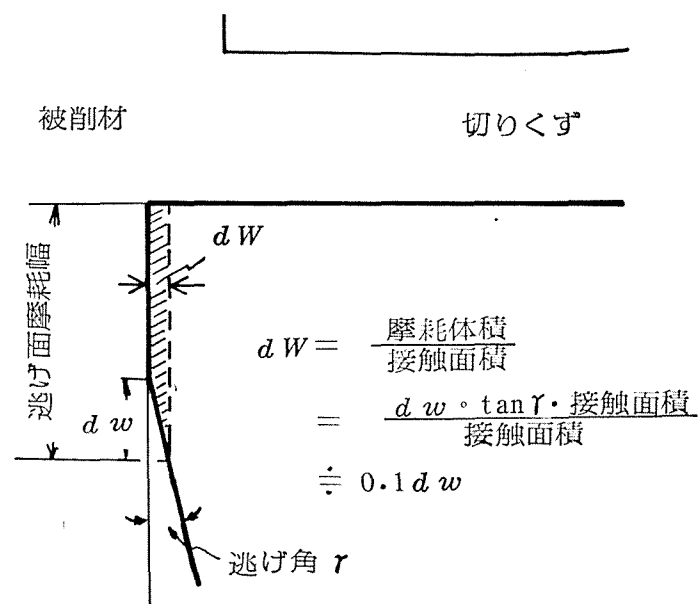


図4.11 逃げ面摩耗 dW の説明図

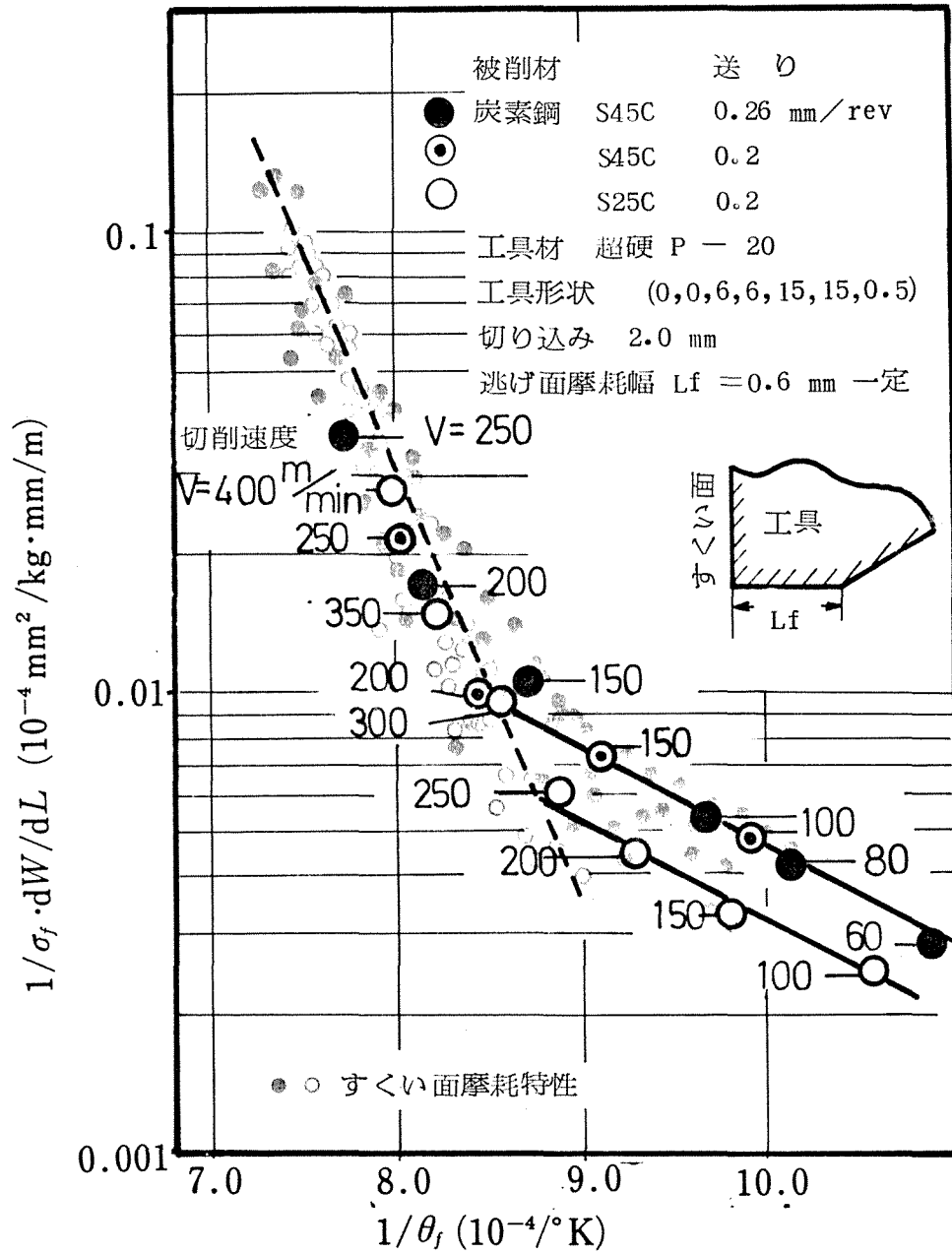


図4.12 三次元切削での逃げ面摩耗率 $\frac{dW}{dL} \cdot \frac{1}{\sigma_f}$ と温度との関係

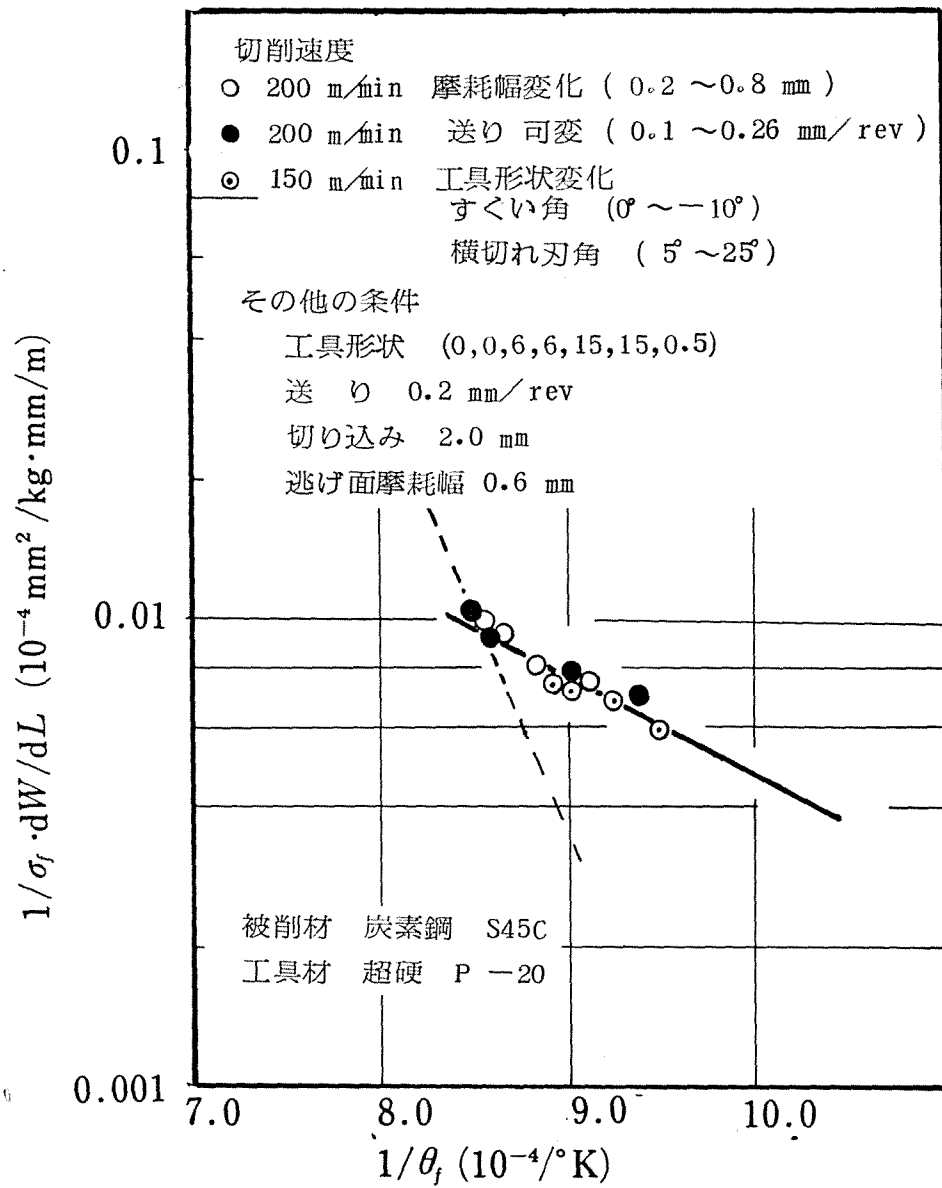


図4.13 三次元切削での逃げ面摩耗率 $\frac{dW}{dL} \cdot \frac{1}{\sigma_f}$ と温度との関係

§ 4.5 摩耗特性の物性学的検討

工具と切りくず接触面間の相互拡散が、工具摩耗に大きな影響を与えるという概念から金属物理学的反応実験による観察が多く行われ、これらの反応機構が次第に明らかにされている⁽¹¹⁾。多くの報告例から、超硬工具と炭素鋼の組合わせでは、工具側から切りくず側への脱炭、脱C₀、被削材側から工具へのFeの拡散とらに拡散されたFeとWCによる高温域でのFe-WC複炭化物の生成が主なるものといえる。特にFe-WC複炭化物生成層はγ相と呼ばれWCよりせいぜい弱な化合物であることから高温域での激しい摩耗の原因をこのγ相生成に帰着させようとする試みがなされている。しかし、これらの金属間反応実験の結果と実際の工具摩耗との対比はかならずしも十分とはいえず、その理由として切削温度の詳細な情報の不足と拡散実験の不完全さが挙げられる。

過去の多くの金属物理学的拡散実験はすでに述べられた面を用いた接触、すなわち、かなり不活性な面の接触にっくなされていること、さらに接触圧力が実際の金属切削で生ずるものより低い圧力を用いていること、などの条件で行なったものであり、金属切削の高压、活性な接触とはかなりほど遠いように思われる。もし、工具摩耗面について直接観察をせうれば理想的であるが、生成されるFe-WC複炭化物は摩耗粉としてFe

ちにはく離してしまおうであろうから技術的に困難である。しかし、工具と被削材の接触をより切削状態に近似させる方法として摩擦圧接がある。ここではこうしてえられた圧着試料により検討した結果を述べる。

図 4.14 は、圧着試料作製に用いた摩擦圧接装置を示す。試料は被削材に直径 10 mm の炭素鋼と工具に超硬 P-20 を用いている。圧接圧力 18 kg/mm^2 (ほぼ逃げ面垂直応力と同じ)、摩擦回転数 2600 rpm、の圧接条件で完全な圧着試料をえることが出来る。同図に示すように、圧接中被削材は軟化し外周に“ぼり”を生じ内部での接触状態は、かなり活性化面の接触と思われる。なお、この方法による圧着時間は 3 秒程度であるが、このままの状態でも圧接外周部にわずかの Fe-WC 複炭化物層が認められ、後述の加熱処理後の観察はすべて接触部の中心部について行なっている。

図 4.15 は、同試料を電気炉内で徐加熱、一定温度一時間保持、徐冷の条件で熱処理し、研磨仕上げ後村上氏液による 15 秒浸漬腐食を行なった結果である。同図 (a) は 525°C 炭素鋼について種々の温度で加熱保持し、上述の処理を行なった接触部の顕微鏡写真を示す。黒い部分が村上氏液に強く腐食された Fe-WC 複炭化物層である。同図より、この複炭化物生成層は高温ほど厚さを増し 1000°C 以下でも十分生成することが認められる。同図 (b) は同一温度で種々の炭素鋼について行なった結果であり高

炭素鋼ほど複炭化物の生成が少く現われている。同図(a)(b)の一連の傾向は、温度の絶対値を別として、従来の実験による解析結果⁽¹¹⁾とよく類似していることがわかる。

Fe-WC複炭化物生成の温度、被削材種との関係を前節の切削実験による摩耗特性の検討結果と対比するならば、図4.16(a)に示すように直線の折点を示される温度A、Bは高炭素鋼、低炭素鋼の複炭化物生成時の温度とかなり一致するようにも思われ高温域での直線の勾配は切削中の切りくず(被削材)と工具間の拡散Fe-WC複炭化物生成にもとづくものと類推できる。もちろん摩耗を引き起こす要素はFe-WC複炭化物の生成のみでなく、Fe-WC複炭化物の生じていない低温においても工具からの脱炭脱Co、被削材から工具へのFeの拡散があることは知られておりこれらによる工具材の成分変化もやはり工具摩耗促進の要素となることは十分考えられる。同図(a)の低温域での直線の勾配は、これに対応する特性が表われた結果と思われる。

なお、従来の拡散実験の結果によれば、⁽¹¹⁾高温域でのFe-WC複炭化物の生成は被削材中の炭素含有量が少ないほど激しく、低温域でのFe、C、Coの工具と被削材間の拡散は被削材中の炭素含有量が多いほど激しいといわれているが、摩耗特性式(4.6)から明らかかなように摩耗は温度のみならず接触面の垂直応力にも依存し、上述の拡散実験の傾向だけからの摩耗量予測は困難であ

る。摩耗特性式導出の過程で垂直応力は被削材硬度と共に接触部の真実接触面積を決定するものである。図 4.16 (b) は逃げ面摩耗部の実測した見掛けの垂直応力と温度の関係であるが垂直応力は被削材種によって大きく異なり、被削材硬度もまた被削材種により大きく変化するであろうから図 4.16 (a) の結果について、被削材種の相違による拡散実験の傾向を比較検討することはできない。

図 4.17 は微小硬度計による複炭化物層の硬度測定結果である。超硬工具母材に較べて極端な硬度低下が見られ、複炭化物生成が摩耗に大きな影響を与えることはこの結果からも十分明らかである。

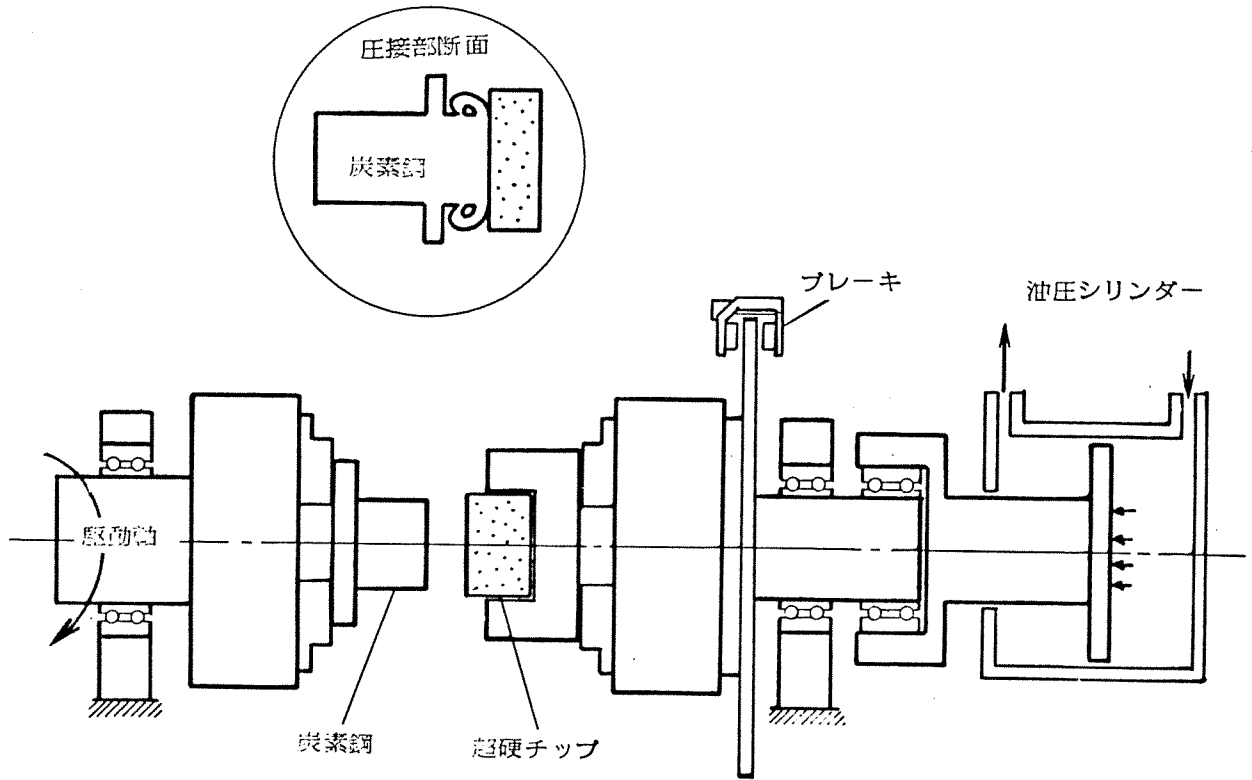
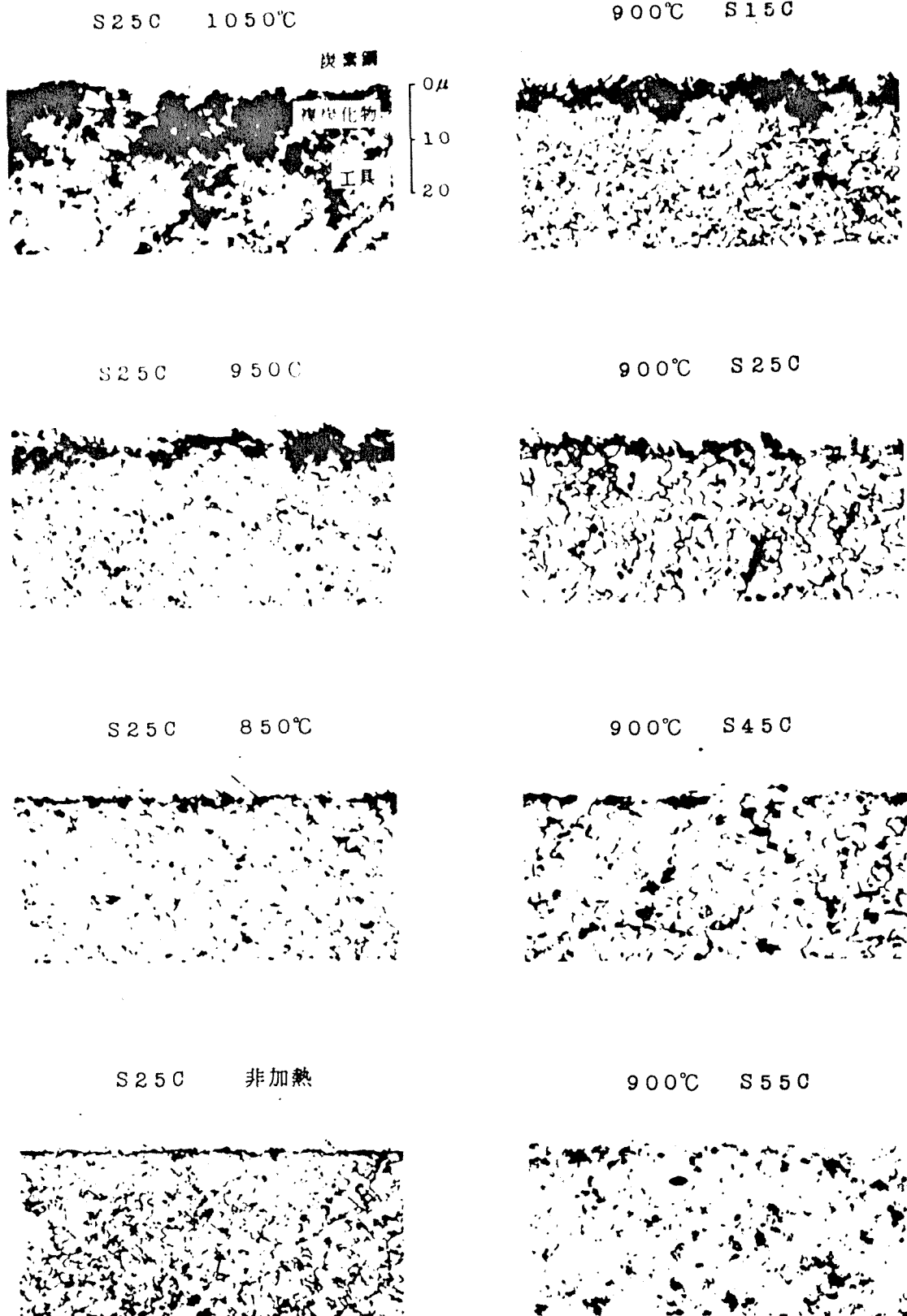


図4.14 圧接試料作製のための摩擦圧接装置

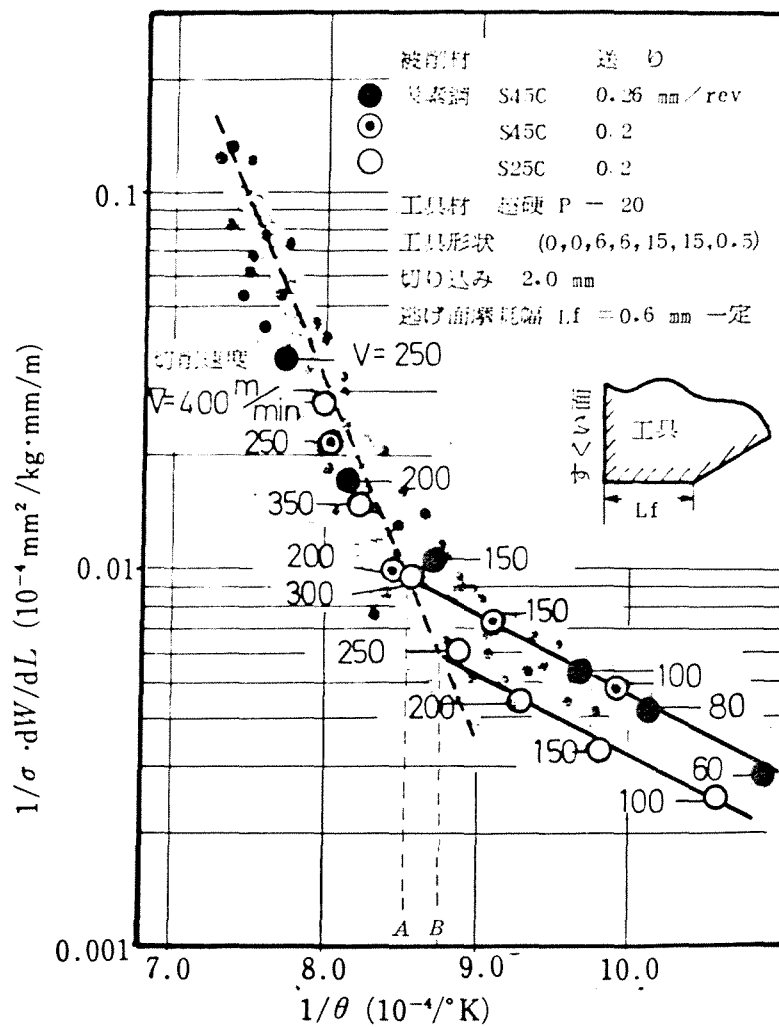


(a) 被削材S25C 一定加熱温度変化

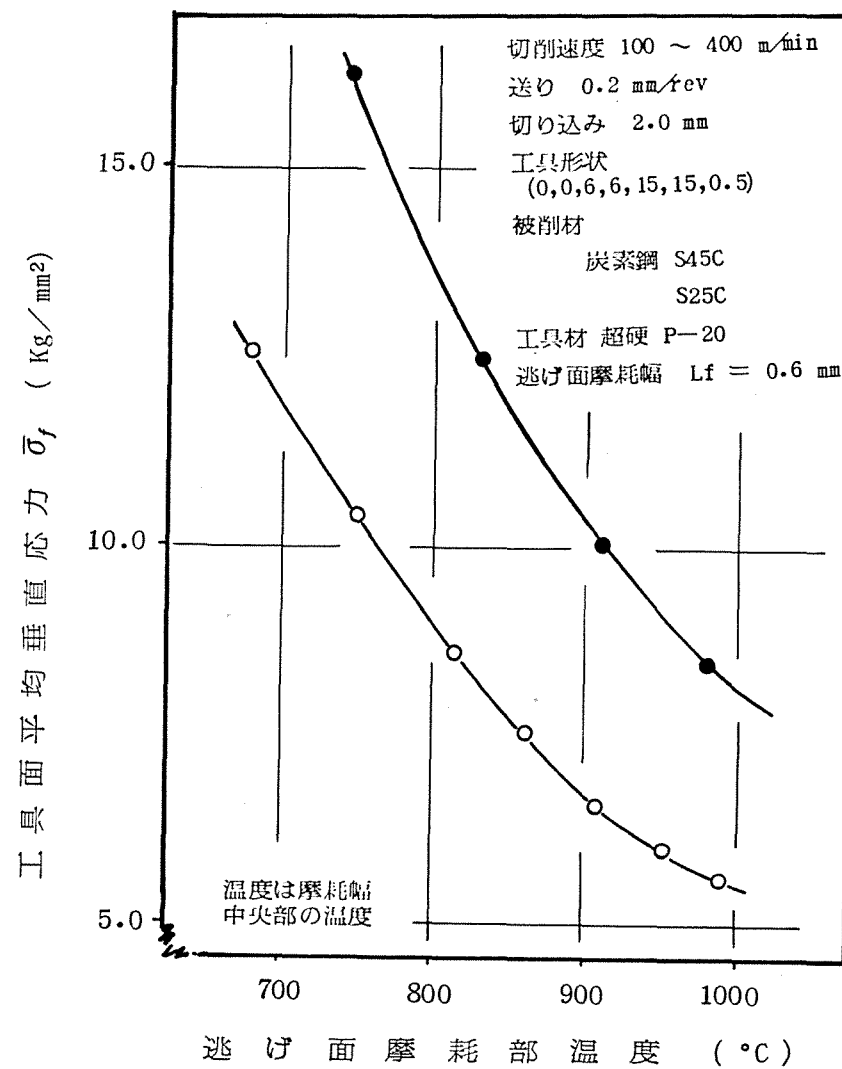
(b) 加熱温度一定、被削材変化

加熱時間は一定温度一時間保持

図4.15 拡散実験による超硬工具P-20 の顕微鏡写真



(a) 摩耗率と温度の関係



(b) 逃げ面の温度と垂直応力の関係

図4.16 摩耗特性検討のための説明図

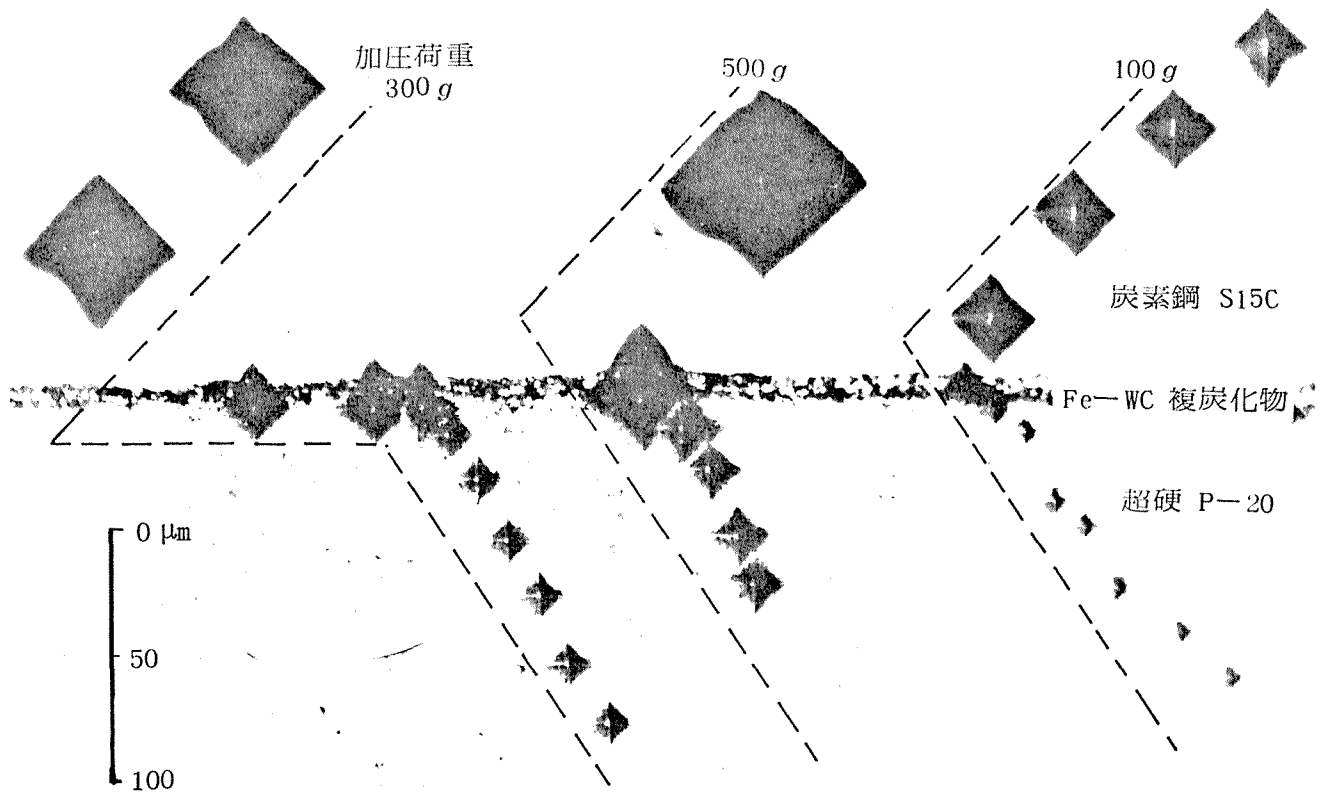


図4.17 マイクロビッカースによる炭素鋼、複炭化物、超硬工具の
硬度測定結果

§.4.6 結 論

凝着摩耗のモデルにもとづき、摩耗生成の過程を熱活性化過程の考えから摩耗特性式を提案した。同特性式の妥当性は実測した切りくず速度分布、応力分布、温度分布を用いて種々検討した。また、切削実験より得られた摩耗特性は拡散実験の結果とも対比検討を試みた。要約すれば次のとおりである。

- (1). 切りくずまたは被削材の擦過距離あたりの、単位面積あたりの摩擦体積を $\frac{dw}{dL}$ とし、工具面垂直応力 σ 、工具面温度 θ 、および C と n を定数として摩耗特性式 $\frac{dw}{\sigma \cdot dL} = C \exp(-n/\theta)$ を導いた。同特性式は、また、形式上 Trigger らの導いた式⁽²⁾と一致する。
- (2). 二次元切削で実測した切りくず速度分布は刃先を低くく、切りくず離脱側に向って漸増飽和する傾向が見られた。
- (3). (2)の分布の傾向とすくい面で実測した温度および摩耗速度を用いて摩耗特性式を検討した結果、ごく刃先の一部を除けば、切削条件、工具形状によらず同特性式による表示は可能であることを確かめた。
- (4). 従来の速度過程にもとづく摩耗特性式は、実測温度を用いての検討の結果、摩耗痕各部については適用できないことが知られた。
- (5). 三次元切削すくい面摩耗においても、低温領域を除けば、

被削材種、切削条件および工具形状にかかわらず二次元切削での検討結果とまったく同一の結果が得られ、(1)に示した摩耗特性式による表示が可能であることも知られた。

(6). 三次元切削逃げ面摩耗による検討では、逃げ面温度はすくい面温度よりかなり低く、 $850\sim 900^{\circ}\text{C}$ を境として摩耗特性式定数 C_1 は別な値で表わされることが知られた。この傾向はすくい面摩耗の低温域にみられるものと同じである。

(7). 低温域での摩耗特性式の定数 C_1 は被削材種により変わらないが、定数 C_1 は被削材の炭素含有量によつてそれぞれ別な値で示されることを見出した。

(8). 被削材と工具の拡散実験の結果では、被削材種により異なるが、 $850\sim 900^{\circ}\text{C}$ 以上で工具材中に $\text{Fe}-\text{WC}$ 複炭化物の生成がみられた。(6)に示した温度を境とする摩耗特性式定数の変化は、この $\text{Fe}-\text{WC}$ 複炭化物生成時の温度とよく一致し、これらは拡散生成物による摩耗機構の相違にもとづくものであることを示した。

文 献

- (1) たとえば H. Schallbroch and Schauman : VDI , 81 (1937) 325.
- (2) K.J. Trigger and B.T.Chao : Trans. ASME , 78, 5 (1956) 1119.
- (3) R. Holm : Hugo Gebers Forlag., Sweden (1946) 214.
- (4) H. Opitz and W. König : Advances in MTDR , 1 (1967) 173.
- (5) M.C. Shaw and S.O. Dirke : Microtechnic , 10, 4 (1956) 187.
- (6) 白裡高洋, 臼井英治 : 精密機械 , 37, 5 (1971) 338.
- (7) たとえば 臼井英治, 牧野亮哉 : 精密機械, 33, 4 (1967) 245
- (8) たとえば 益田和昭 : 東工太学位論文 (1969) 28.
- (9) たとえば M.G. Stevenson and P.L.B. Oxley : Proc. Inst. Mech. Eng.
184, 31 (1969) 561.
- (10) 竹山秀彦, 村田良二 : 精密機械 , 27, 1 (1961) 33.
- (11) N. Nartaki and Yamane : Bull. Japan Soc. Prec. Engg., 10 ,
4 (1976) 133.

第5章 旋削工具摩耗の解析的予測の体系化

§ 5.1 緒 言

第2章から第4章までの検討結果にもとづき、工具摩耗過程をシミュレートする予測法を考案した。この予測システムは入力情報として各切削速度、切削厚さ(送り)についての二次元切削の力学的データと単一切削条件のすくい面工具摩耗試験によって得る摩耗特性定数を必要とするが出力情報として任意の刃形、切削条件におけるすくい面摩耗のほか、切りくず生成状態、切削抵抗三分力、すくい面温度分布を計算のみで知ることができる。逃げ面摩耗の予測については、以上のほかに、三次元切削での逃げ面平均応力、摩擦特性および二切削条件での逃げ面工具摩耗試験によってうる摩耗特性定数を入力情報として必要であるが、出力情報として逃げ面摩耗のほか詳細な逃げ面温度分布と応力分布を同時に得ることができる。

本章では、考案したすくい面、逃げ面の摩耗予測システムの記述と同手法による予測結果と実測値の比較から工具摩耗予測の可能性について検討している。

§5.2. すくい面摩耗のシミュレーション

5.2.1. シミュレーションの手法

図 5.1 は予測システムの全体の流れ図を示したものである。入力情報として各切削速度、切削厚さ(送り) についての式(2.4) (2.5), (2.6)の二次元切削データ および式(4.6)の摩耗特性定数 C, λ が必要であるが、出力情報として任意の刃形、切削条件におけるすくい面摩耗のほか、切りくず生成状態、切削抵抗三成分、切削温度分布を計算のみで知ることができる。二次元切削データは力学的なもののみであるから容易に測定でき、摩耗特性定数も普通炭素鋼を被削材とする場合には鋼種熱処理によって変らない便利さがある。これらの入力情報がデータバンクのような形式で入手できるようになればさらに有用性が増すと考えられる。

切りくず生成ならびに切削抵抗はエネルギー解法から求められる。その結果を表 5.1 に示す。垂直応力分布については切刃での応力を一定とし、切りくず流出方向の応力を式(2.25)より導き、摩擦応力については最大応力がせん断応力以下となるため三角形分布を与えられる。図 5.2 は表 5.1 の切削速度 250 m/min について計算された応力分布の一例を示す。一方、摩耗特性定数 C, λ は、切りくず速度 V_c および垂直応力 σ_t 、温度 θ の分布は計算から求められ、また、すくい面での温度分布は切りくず接触

全域にわたって大きな温度差を示すから任意の一切削条件についての切削試験だけから定まる。

摩耗予測にあたり、計算される応力および温度は摩耗のない鋭利工具であって、実際には摩耗痕の発達とともに若干の変化が生ずると予想される。しかし、超硬工具のすくい面摩耗について慣用されている寿命判定基準は最大深さが一般に 0.05 mm 特別な場合で 0.1 mm 程度であり、この程度の摩耗痕が応力分布に大幅な変化をもたらすとは思えない。図 5.3 は逃げ面摩耗痕を研削によって除去した場合のすくい面最大深さとすくい面垂直力、摩擦力同図(a)、工具—被削材熱電対法によるすくい面平均温度同図(b)の関係である。直接の証明にはなっていないが応力分布、温度分布に大幅な変化が生じていないことを示すものといえる。したがって鋭利工具についての V_c , σ_t , θ を代用できるとすればすくい面摩耗の進行をシミュレートできることになる。

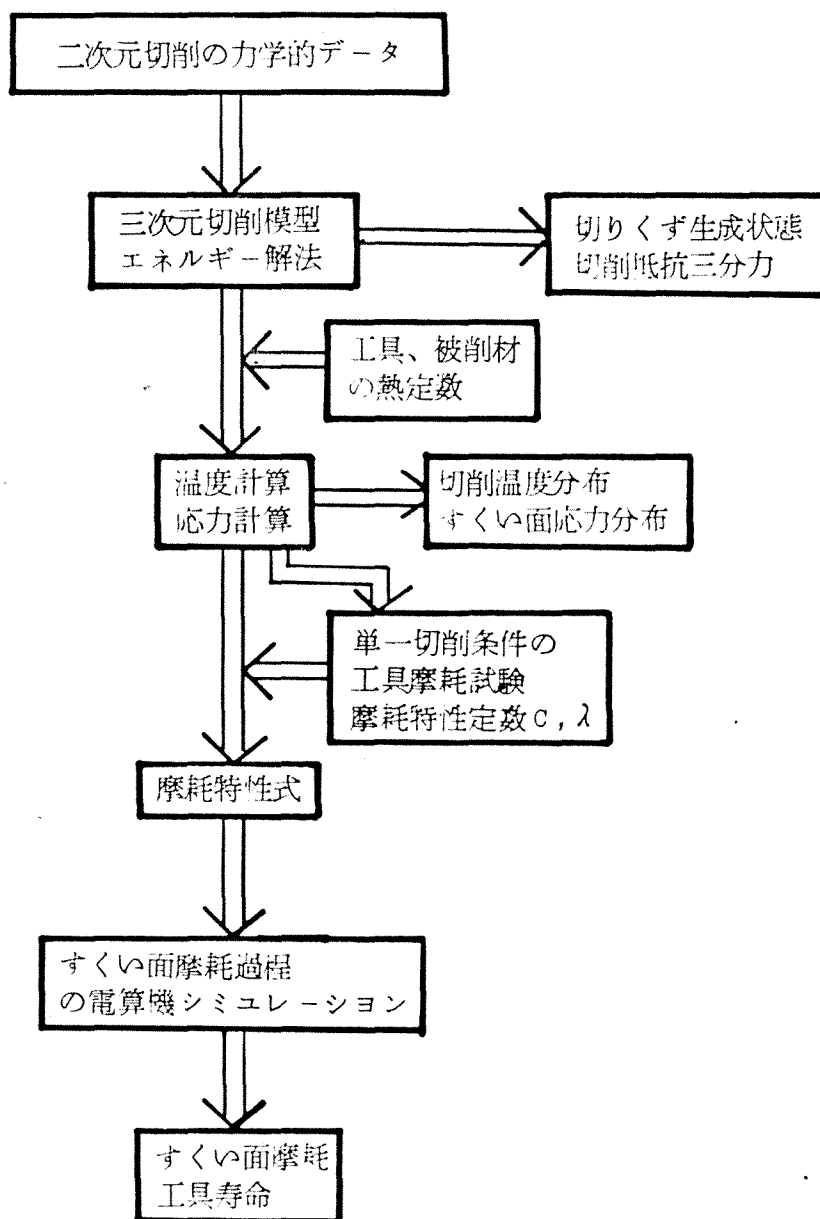


図5.1 すくい面摩耗予測計算システム

切削速度	切りくず生成	切削抵抗
150 m/min	切りくず流出角 $\eta_c = 10^\circ$ 有効すくい角 $\alpha_e = 0^\circ$ 有効せん断角 $\phi_e = 21.9^\circ$ せん断速度 $V_s = 161.7 \text{ m/min}$ 切りくず速度 $V_c = 60.3 \text{ m/min}$	主分力 $F_H' = 110.9 \text{ Kg}$ 送り分力 $F_V' = 54.0 \text{ Kg}$ 背分力 $F_T' = 25.2 \text{ Kg}$ せん断応力 $\tau_s = 58.0 \text{ Kg/mm}^2$ 摩擦力 $F_t = 59.6 \text{ Kg}$ 垂直力 $N_t = 110.9 \text{ Kg}$
200 m/min	$\eta_c = 10^\circ$ $\alpha_e = 0^\circ$ $\phi_e = 22.1^\circ$ $V_s = 215.9 \text{ m/min}$ $V_c = 81.2 \text{ m/min}$	$F_H' = 108.8 \text{ Kg}$ $F_V' = 50.1 \text{ Kg}$ $F_T' = 23.4 \text{ Kg}$ $\tau_s = 58.0 \text{ Kg/mm}^2$ $F_t = 55.3 \text{ Kg}$ $N_t = 108.8 \text{ Kg}$
250 m/min	$\eta_c = 10^\circ$ $\alpha_e = 0^\circ$ $\phi_e = 22.6^\circ$ $V_s = 208.8 \text{ m/min}$ $V_c = 104.1 \text{ m/min}$	$F_H' = 106.7 \text{ Kg}$ $F_V' = 47.8 \text{ Kg}$ $F_T' = 22.3 \text{ Kg}$ $\tau_s = 58.0 \text{ Kg/mm}^2$ $F_t = 52.7 \text{ Kg}$ $N_t = 106.7 \text{ Kg}$
300 m/min	$\eta_c = 10^\circ$ $\alpha_e = 0^\circ$ $\phi_e = 22.2^\circ$ $V_s = 324.9 \text{ m/min}$ $V_c = 124.9 \text{ m/min}$	$F_H' = 106.2 \text{ Kg}$ $F_V' = 47.1 \text{ Kg}$ $F_T' = 22.0 \text{ Kg}$ $\tau_s = 58.0 \text{ Kg/mm}^2$ $F_t = 52.0 \text{ Kg}$ $N_t = 106.0 \text{ Kg}$

熱定数			
	熱伝導率 k	比熱 c	比重量 ρ
被削材	0.0085 Kcal/m·sec·°C	0.16 Kcal/Kg·°C	7840 Kg/m ³
工具	0.016	0.095	11750

被削材：炭素鋼 S48C 工具：超硬 P-20 (0,0,6,6,15,15,0.5)

切り込み：2.0 mm 送り：0.25 mm/rev 乾燥

表5.1 すくい面摩耗予測に必要なデータ

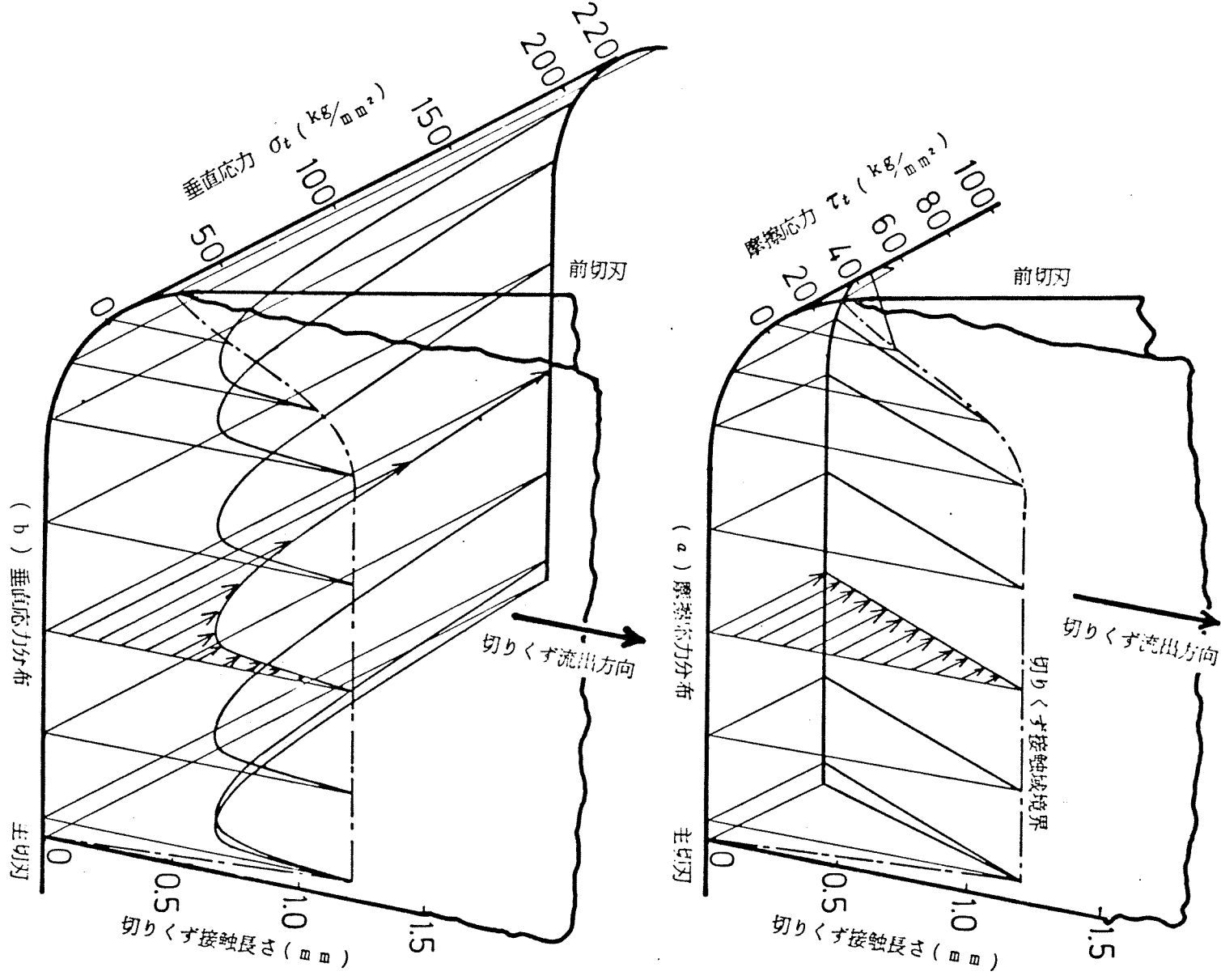
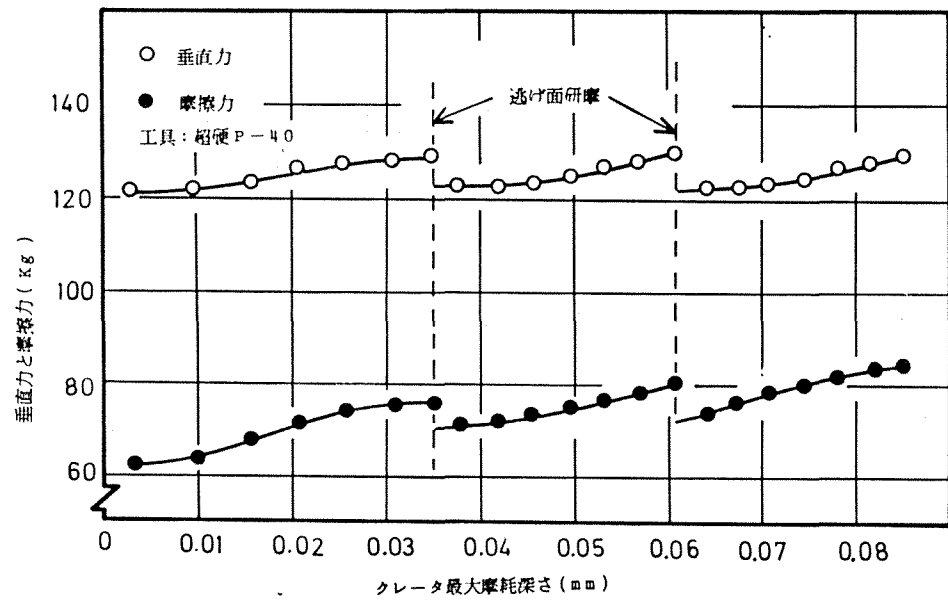
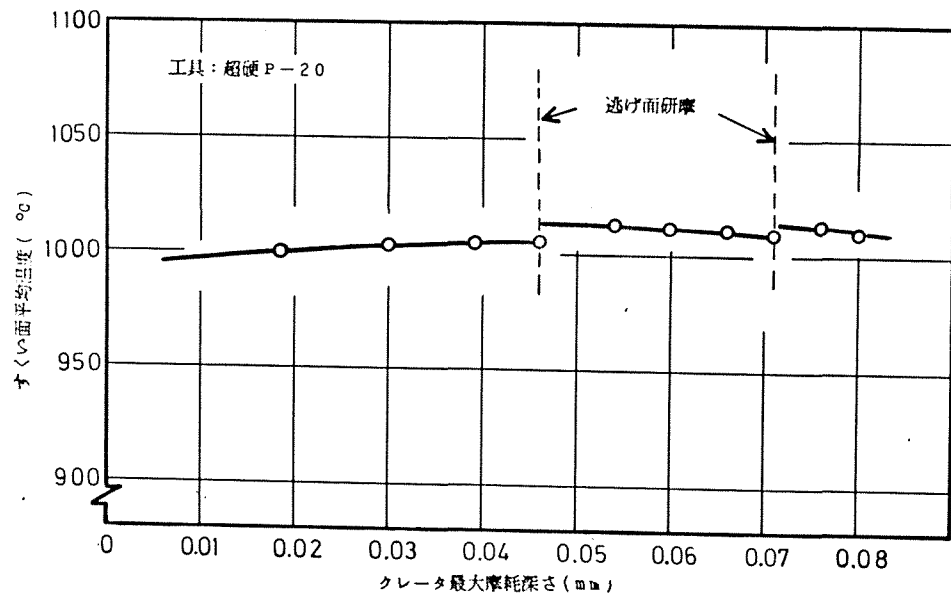


図5.2 工具すくい面の応力分布



(a) 切削抵抗変化



(b) 工具一切りくず熱電対法による
平均温度の変化

被削材 炭素鋼 S45C、工具形状 (0,0,6,6,15,15,0.5)

切削速度 200 m/min、送り 0.26 mm/rev、切り込み 2.0 mm

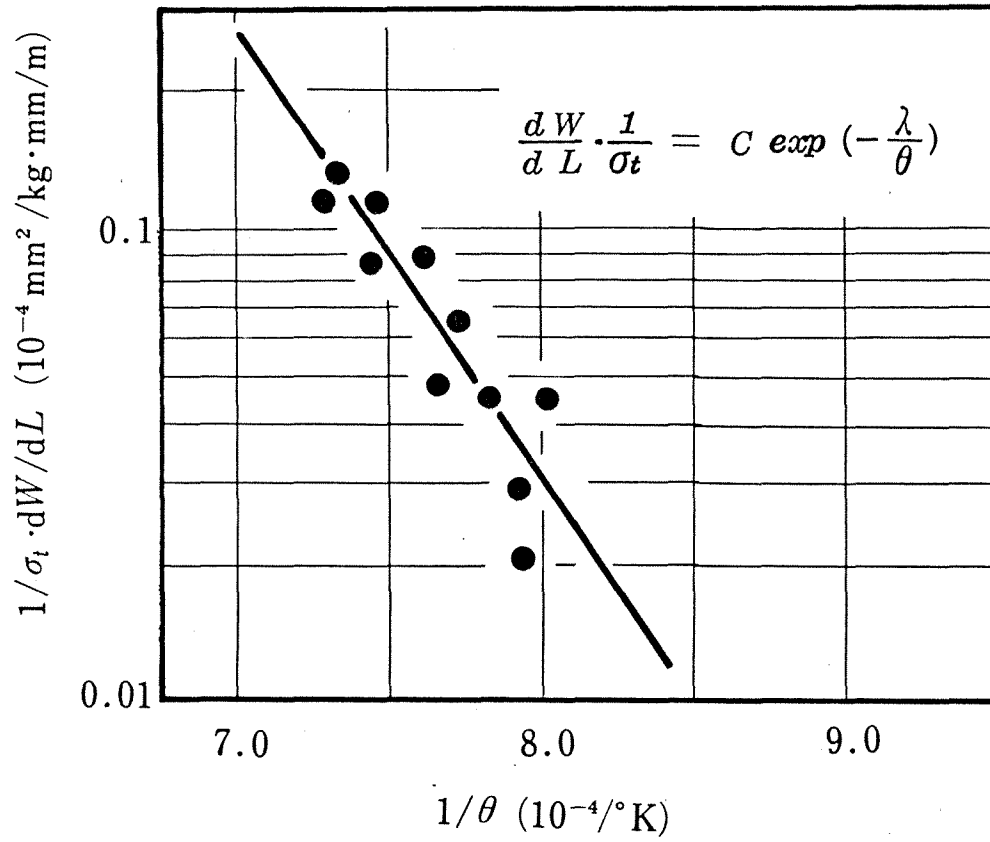
図5.3 すくい面摩耗経過にともなう切削抵抗と平均温度の変化

5.2.2. 摩耗特性式定数 C, λ の決定.

すくい面での単位面積当り摩耗体積 dW および摩耗特性式の定数 C, λ 以外の V_c, σ_t および温度は計算のみから求められるから一切削条件での摩耗試験を行ない $dW/V_c \cdot dT$ の値を測定すれば定数 C, λ を決定することができる。図 5.4 はこの方法による式 (4.6) のプロットであり、同図に示した一切削条件のみを用いている。測定は主切れ刃の中央付近で切くず流出方向に沿う諸点についての結果であり、摩耗初期の浅いクレータを対象としている。同図の直線から式 (4.6) を求めると

$$dW/\sigma_t \cdot dL = 117.5 \exp\left(-\frac{21950}{\theta}\right) \quad (5.1)$$

となり $C = 117.5 \text{ mm}^3/\text{kg} \cdot \text{m}$, $\lambda = 21950 \text{ }^\circ\text{K}$ である。実験点の“ばらつき”を考えるとさらに低温域の諸点を与える他の切削条件の併用が必要なのようにも思われるが得られた定数は実測した温度、応力を用いた図 4.8, 図 4.10 の結果とよく一致している。



被削材 炭素鋼 S48C、工具材 超硬 P-20
 工具すくい角 0°
 切削速度 250 m/min
 切削幅 2.0 mm
 切り込み 0.25 mm

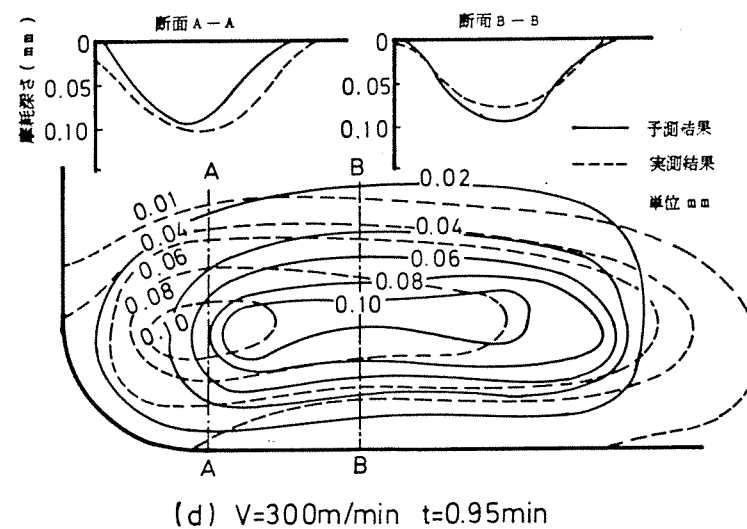
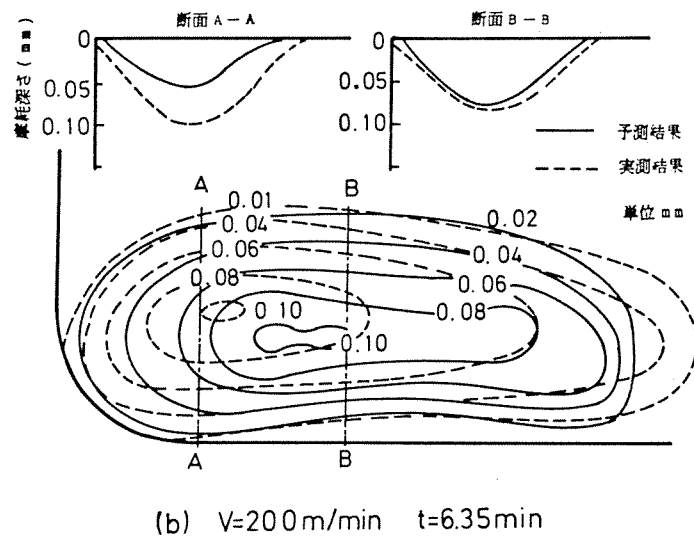
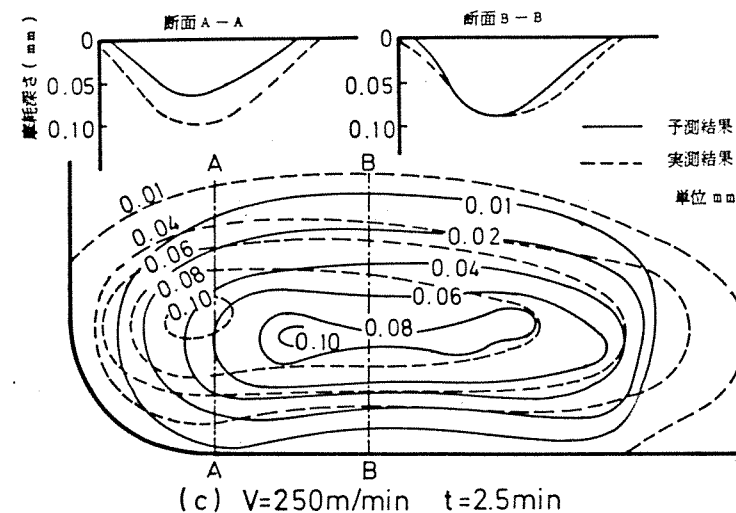
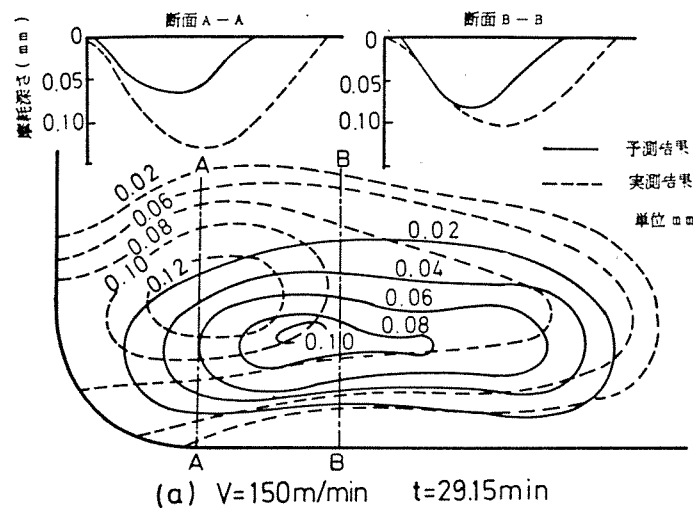
図5.4 摩耗特性定数決定のための摩耗試験による摩耗率と温度の関係

5.2.3. 摩耗のシミュレーション

図 5.5 の実線は得られた摩耗特性式の定数 C , λ と表 5.1 の切削条件に対して予測されたすくい面摩耗痕の等高線および摩耗痕の主切れ刃に垂直な断面形状を示す。また、同図の破線は実測結果である。摩耗痕の大略の形状と最大深さにおいて予測結果は実測のそれとよく一致している。しかし、実測結果ではノーズ部の近傍に最深部が生ずるのに対し、計算結果では前切れ刃に対しそれより若干後退した位置に最深部が生じている。この傾向は温度分布の計算値と実測温度の比較でも現われているが、計算された摩耗痕と実測摩耗痕の全体的ずれは低切削速度ほど顕著である。ただし、このような相違にもかかわらず通常行なわれているように切込みの中央で主切れ刃に垂直な断面（図示の B-B 断面）をとり断面内の最大深さ K_T について摩耗経過を求めれば図 5.6 となり予測結果は実測結果とよく一致する。また、 K_T の一定値によって寿命を定義する限り工具寿命についても同様である。

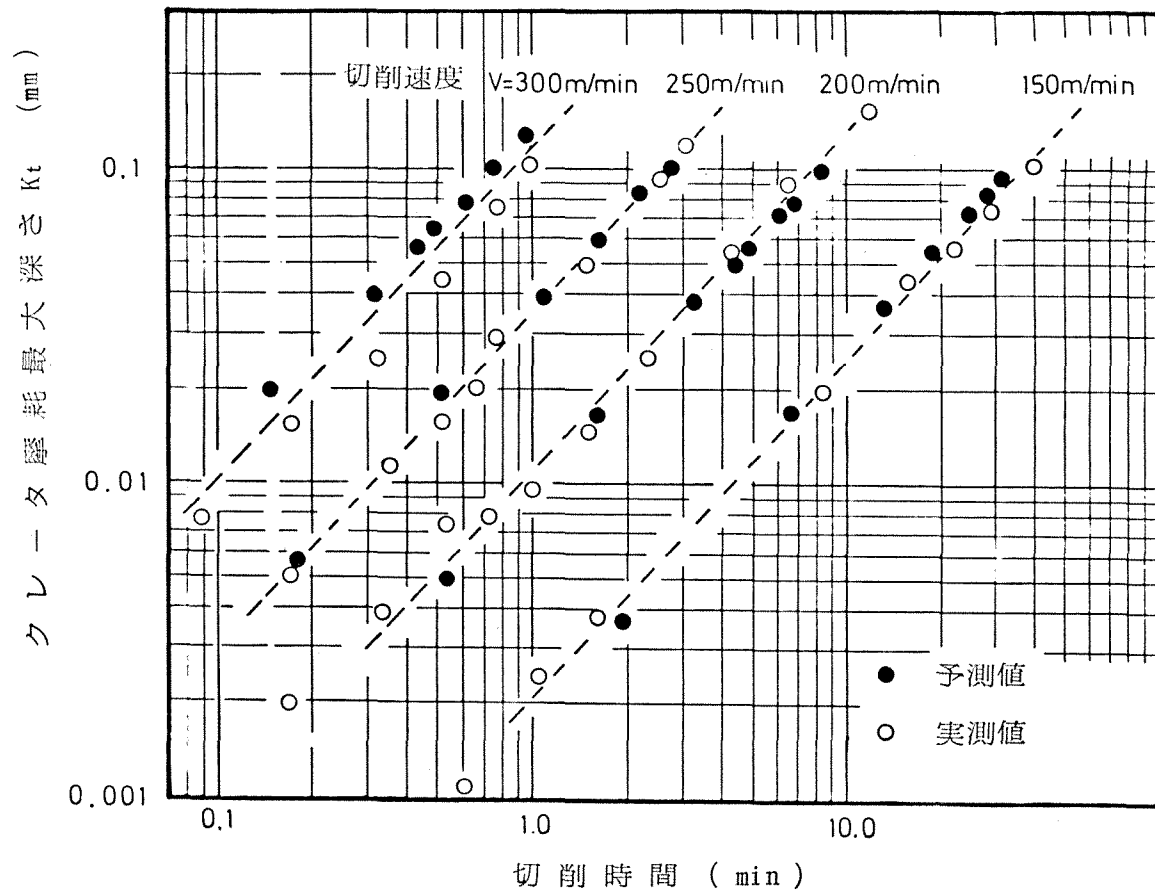
上述の摩耗痕最深部の位置の不一致を生ずる主な原因は垂直応力 σ_z および摩擦応力 τ_x を主切れ刃に沿って図 5.2 のように一定値で仮定した結果に求められ、実際の分布は図 2.14 にみられるように垂直応力の分布はノーズ側に向かって上昇する傾向があり、もし切れ刃に沿う応力分布を想定する適当な近似法が導入でき

れば予測結果のより十分な改善が得られることは確かである。



被削材：炭素鋼 S48C、工具：超硬 P-20 (0,0,6,6,15,15,0.5)。
 切り込み：2.0 mm、送り：0.25 mm/rev、乾燥

図5.5 計算から予測されたクレータ磨耗形状



被削材：炭素鋼 S48C、工具：超硬 P-20 (0,0,6,6,15,15,0.5)

切り込み：2.0 mm、送り：0.25 mm/rev、乾燥

図5.6 すくい面摩耗経過曲線の予測値と実測値の比較

§ 5.3 逃げ面摩耗のシミュレーション

5.3.1 シミュレーションの手法

第4章に述べたように、逃げ面摩耗においてもすくい面と同じ特性式が適用できる。ただし、逃げ面摩耗部の温度はすくい面温度に較べるとかなり低く、摩耗特性の定数 C , λ が高温域でのすくい面摩耗特性と異なる値をとりやすいことである。もちろん、すくい面においても低速切削では逃げ面摩耗と同じ特性定数をとる傾向がみられ、また、逃げ面摩耗でも高速切削ではすくい面と同じ特性を示し逃げ面とすくい面が式(4.6)と別な摩耗特性式で表わされるという意味ではない。逃げ面摩耗においても式(4.6)を使えるとするとき逃げ面摩耗部の応力がわかれば、温度は計算を求め、摩耗試験による C , λ の決定からすくい面摩耗と同様逃げ面摩耗の予測も可能と思われる。ただし、逃げ面摩耗部の応力、温度分布の実測から明らかかなように、すくい面のように大きな分布差を示さず単一切削条件の摩耗試験だけで C , λ を決定することは困難であり、温度差をもつ二切削条件での摩耗試験が必要である。また、逃げ面摩耗部の応力分布も検証実験の結果ではほぼ一様な分布であることは事実であるが、まったく完全な均一分布であることが実証されたわけではなくある種の分布形状をもつものと思われる。現在のところ正しい応力分布を想定できないから逃げ面温度は一様応力分布の仮定に

もとづく近似計算となりこれより計算される C, λ もまた近似値でこのままでは摩耗予測の精度が期待できない。

しかし、一般に逃げ面摩耗はすくい面摩耗とは異なり仕上面に平行な摩耗形態をとる特性がある。この特性を利用して正しい応力分布、温度分布と C, λ および摩耗率 dw/dL を計算することが出来る。すなわち、逃げ面摩耗部各点での摩耗速度がほぼ一定になるという条件と垂直応力と摩擦応力の関係（摩擦特性式）を用いて摩耗特性式 (4.6) を満足する応力分布、温度分布を繰返し計算により求めればよい。

図 5.7 (a) は逃げ面摩耗の計算システムの全体の流れ図を示したものである。同図からわかるようにすくい面摩耗予測と異なる点は、入力情報として、さらに、摩耗特性の定数 C, λ の決定のための切削条件での摩耗試験結果 $(dw/dL)_1, (dw/dL)_2$ 、平均垂直応力 $\bar{\sigma}_{f1}, \bar{\sigma}_{f2}$ と摩擦特性式 $\tau_f = f(\sigma_f)$ が必要なこと、また、 C, λ 決定後の dw/dL の計算には逃げ面摩耗部の平均垂直応力 $\bar{\sigma}_f$ のみがあれば出力情報としてすくい面温度のほかには逃げ面摩耗部の応力分布、温度分布および dw/dL が同時に得られることである。

既述のように逃げ面応力は解析的に求まらないから実測によらなければならないが、各種工具形状についての切削速度、送り、および各摩耗幅に対する平均応力式 (2.29), (2.30), (2.31), を決定する各条件での実測のみから定まり、摩擦特性は上述

の実験を摩擦応力 $\bar{\tau}_f$ と垂直応力 $\bar{\sigma}_f$ について行なえば同時に求められる。また C, λ は高温域と低温域を異なる値をとるが、高温域についてはすくい面摩耗特性の C, λ をそのまま使用できるから低温域での C, λ のみを決定すればよい。

摩耗予測システムをさらに詳しく説明する目的で C, λ および $\frac{dw}{dL}$ の予測システムの部分フローチャートを同図 (b) (c) および (d) に示した。

C, λ の決定には、まず、設定した二条件での任意の摩耗幅について平均摩擦応力 $\bar{\tau}_{f1}, \bar{\tau}_{f2}$ による温度計算を行ない、その平均温度 $\bar{\theta}_{f1}, \bar{\theta}_{f2}$ を求める。次に、実測した $(\frac{dw}{dL})_1, (\frac{dw}{dL})_2$ と摩耗特性式 $\frac{dw}{\sigma_f \cdot dL} = C \exp(-\lambda/\theta_f)$ から平均応力、平均温度に対応する C, λ の第一近似値を求める。得られた近似値入を用い、同一逃げ面摩耗部では摩耗部各点 (i) での $(\frac{dw}{dL})(i) = \text{Const}$ が成立する条件で、第一近似温度分布と摩耗特性式から摩耗部各点での垂直応力 $\sigma_{f(i)}$ を逆算し、摩擦特性式 (σ_f と τ_f の関係式) を用いて温度計算の入力応力分布と本力応力分布が等しくなるまで応力分布を調整しながら計算を繰り返す。この計算過程では近似入を固定しているからもう一つの定数 C も第2近似として同時に定まり、二切削条件についてそれぞれ計算される C の値 C_1, C_2 が等しければ入は正しいことになる。もし両者の間に差があればその差を減少する方向に入を微少調整し上述の計算過程を

再度繰返す。この結果 $C_1 = C_2$ であれば C , λ と応力分布、温度分布の正しい値が得られたことになる。

C と λ が決定されれば dW/dL の計算は入力応力分布と出力応力分布が等しくなるまでの繰返しの計算でよいから、シミュレーションは大幅に簡略化される。

以上の C , λ および dW/dL のシミュレーションは同一の逃げ面摩耗幅について摩耗痕各点についての dW/dL は一定であること、逃げ面での摩耗特性式が切削条件、工具形状にかかわらず、 C , λ を一定とする同一摩耗特性式で表示できるという前提にもとづいている。このような概念に対して摩耗特性がいろいろある、逃げ面での摩耗は強制的に仕上げ面に平行に摩耗するという考え方もできるが、第4章で述べた逃げ面摩耗特性の検討では実測した平均応力と摩耗幅中心の温度を用いたの結果とはいえ、工具形状、切削条件摩耗幅に関係なく摩耗特性式(4.6)による表示は可能であり、また摩耗幅中心の応力が平均応力と大差がなくさらに実測される温度と計算温度分布においても大きな差が認められない事実からも用いた摩耗特性式の適用は妥当と思われる。したがって、同摩耗特性式が成立する限りそれが強制的摩耗であっても同特性式を満足する応力分布、温度分布が存在しても当然と考えられる。次項で述べるように前述のシミュレートの手法による計算結果では、温度分布の計算値と実測値はさらに一致

する方向であり、また、計算される応力分布の摩耗部中心の応力は平均応力にほとんど等しいことから摩耗特性式適用の妥当性は十分強調できる。

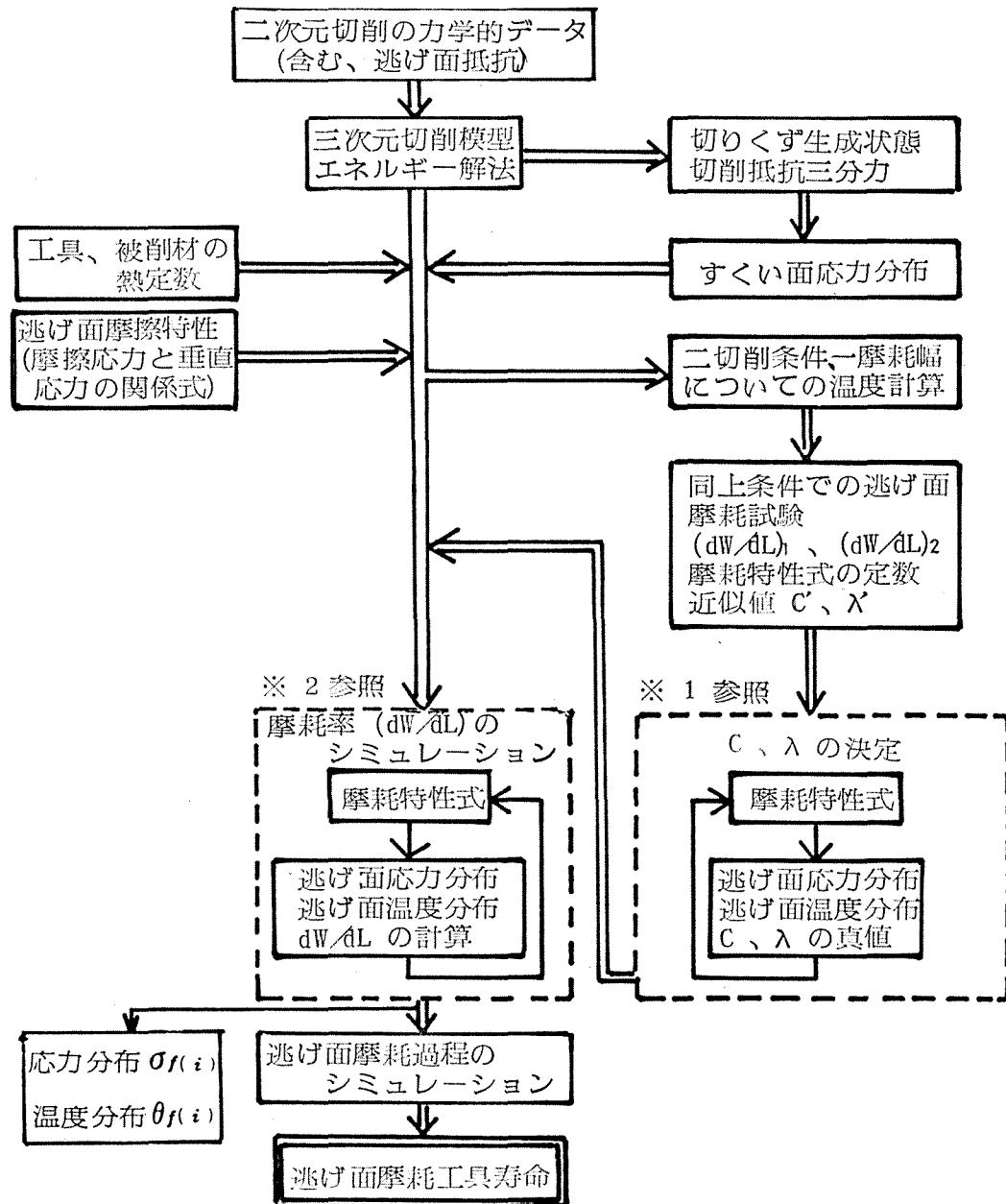


図5.7 (a) 逃げ面摩耗予測計算システム

※1 摩耗特性式の定数 C 、 λ の決定 (1)

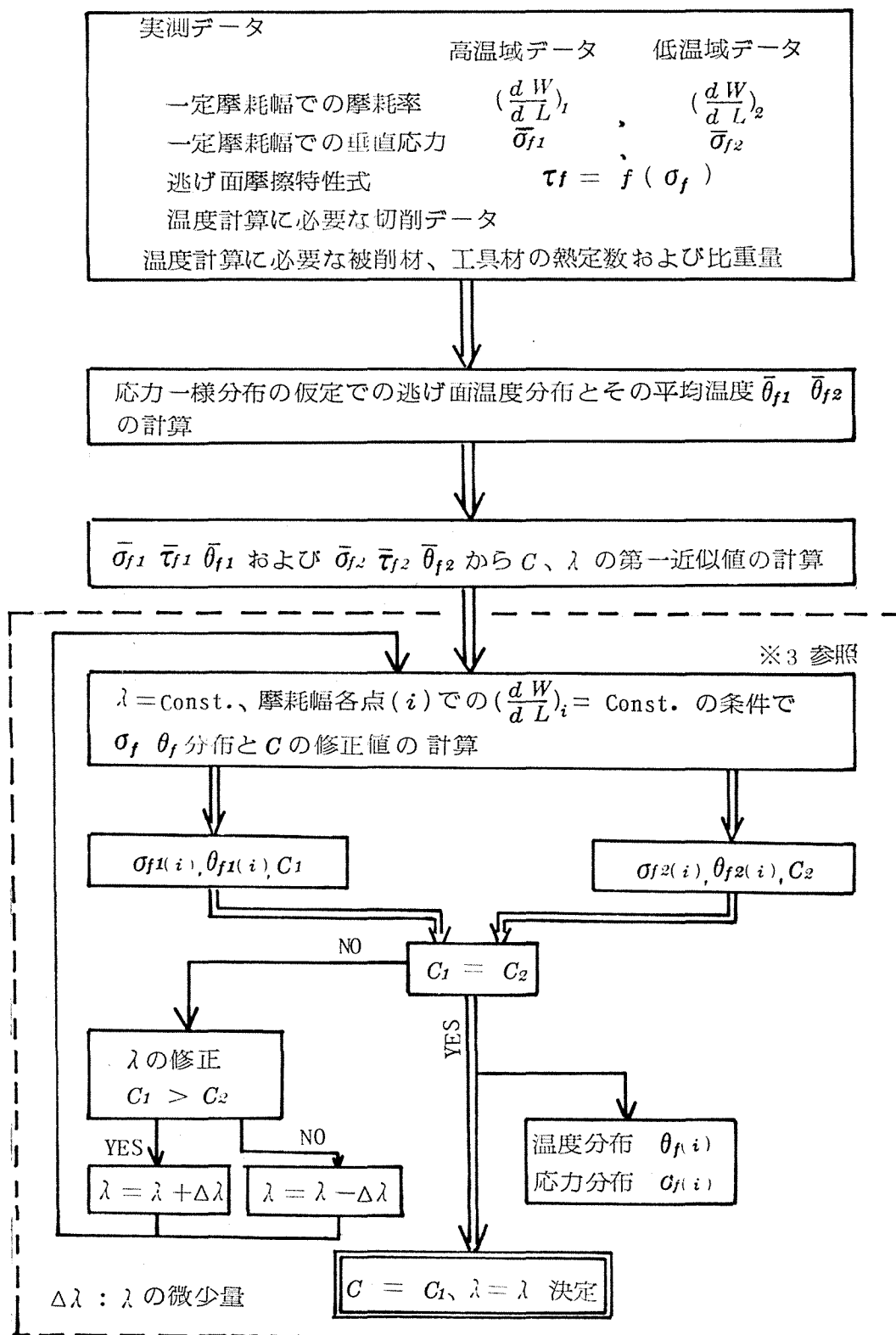


図5.7 (b) 予測システム部分図

※3 摩耗特性式の C 、 λ の決定 (2)

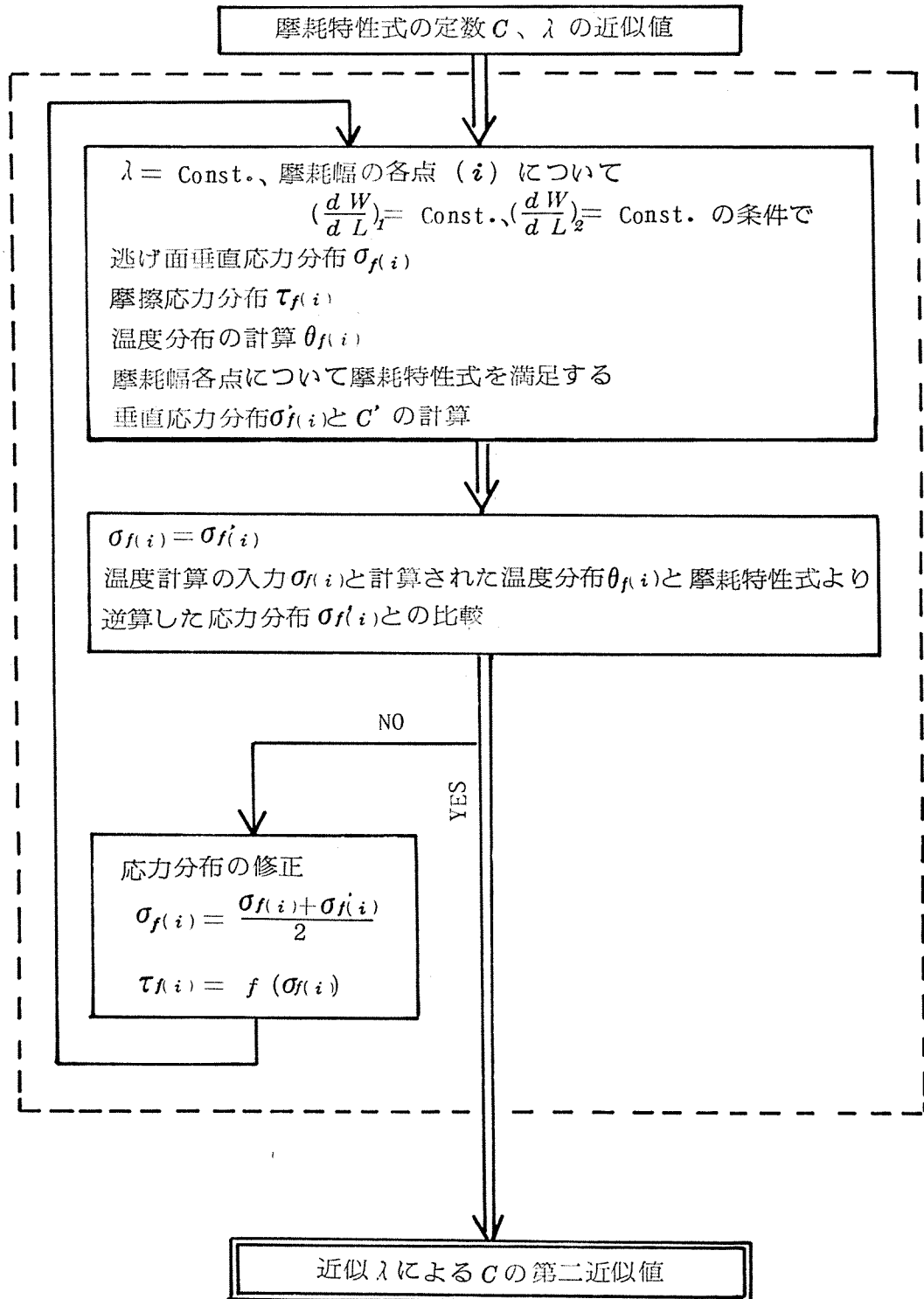


図5.7 (c) 予測システム部分図

※2 摩耗率 (dW/dL) のシミュレーション

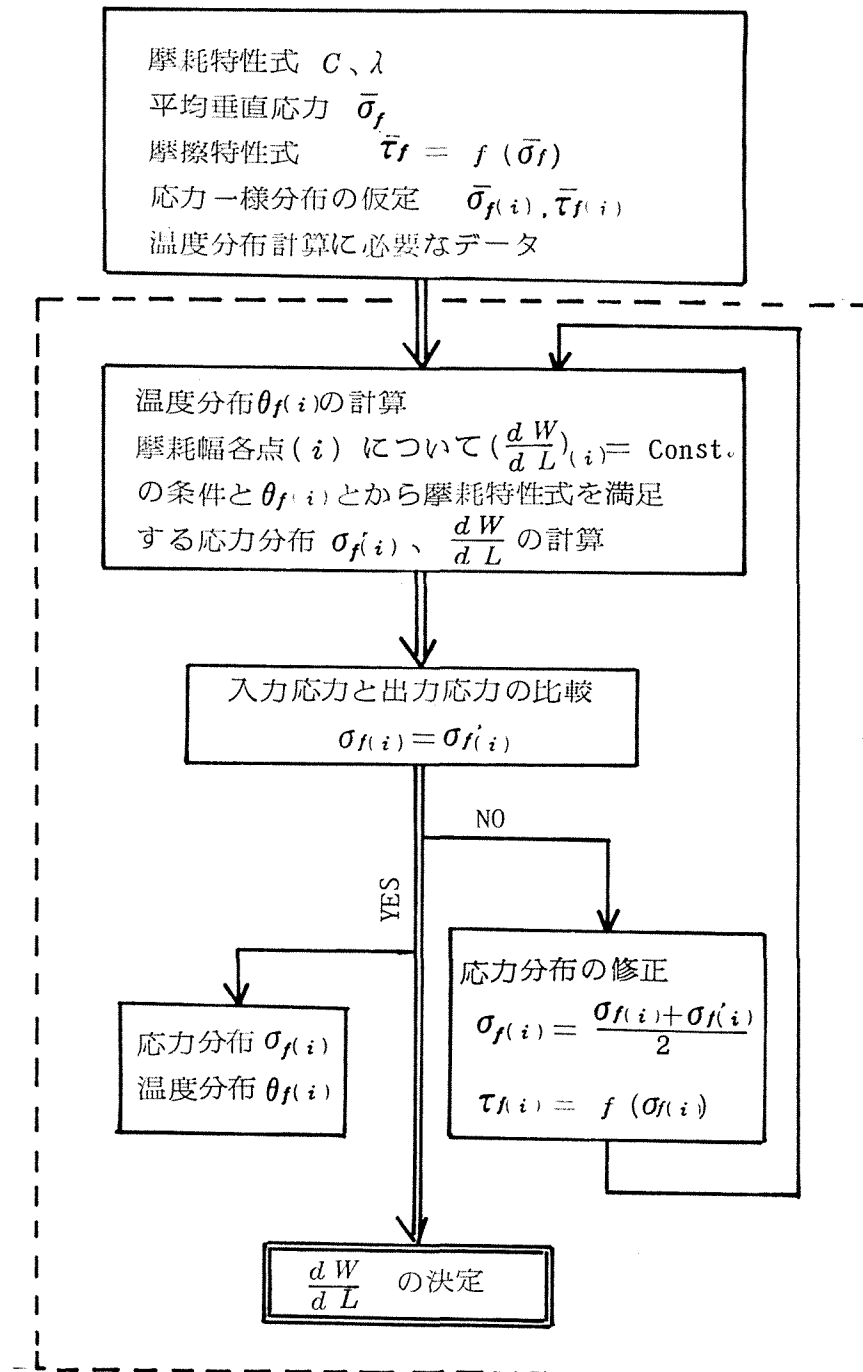


図5.7 (d) 予測システム部分図

5.3.2. 摩耗特性式定数 C, λ の決定.

逃げ面の刃先、境界摩耗を除いた、本論文で対象とするところの逃げ面摩耗は三次元切削においても主切れ刃に平行な長方形摩耗であり、切りくず生成によって定まるすくい面摩耗とは異なり、摩耗面の摩擦方向はつねに切削方向のみに制限される。既述のように三次元切削の計算においても切りくず流出方向に沿うすくい面温度は二次元切削での計算で得られる温度分布と大差がないことは知られており、また計算機容量、計算時間をも考慮してここでは二次元切削模型にもとづく逃げ面摩耗予測のシミュレーション解析を行なうものとする。

まず、摩耗特性式の定数 C, λ の計算を切削速度 100 m/min および 200 m/min の摩耗幅 0.6 mm について行なう。計算に必要なデータを表 5.2 に示すが、逃げ面平均応力と摩耗試験結果は、いずれも三次元切削について実測されたものである。

切削速度 200 m/min についての温度計算は第3章で提案した振動を考慮しての計算方法にしたがい、振動中の接触時の摩擦応力として、振動のない切削速度 100 m/min の同一摩耗幅について得られる応力 σ_f' を仮定し、また、接触時の応力はつねに一定であるとして式 (4.10) の δ の値を式 (4.11) から求めこの値から逃げ面と被削材の接触時間割合を定める。また、 C, λ の計算に用いる摩耗特性式は式 (4.6), 式 (4.10) いずれを用いても結果は

同じである。

逃げ面応力一様分布の仮定で計算を行なった結果 C と λ の第一近似値は、

$$\lambda = 5020^{\circ}\text{K}, \quad C = 0.756 \times 10^{-4} \text{ mm}^3/\text{kg}\cdot\text{m}$$

となり、近似 λ を固定して、摩耗部各点の $dw/dL = \text{Const}$ の条件と摩耗特性式を満足する温度分布、応力分布の繰返し計算から得られる C の第二近似値は、

$$V_1 = 200 \text{ m/min} \quad C_1 = 0.744 \times 10^{-4} \text{ mm}^3/\text{kg}\cdot\text{m}$$

$$V_2 = 100 \quad C_2 = 0.75 \times 10^{-4}$$

$$C_1 - C_2 = -0.006 \times 10^{-4}$$

となり図 5.7 (b) を参照して $C_1 < C_2$ であるから λ を修正して $\lambda = 4900^{\circ}\text{K}$ を用いて同様の計算を行なう。その結果

$$V_1 = 200 \text{ m/min} \quad C_1 = 0.672 \times 10^{-4} \text{ mm}^3/\text{kg}\cdot\text{m}$$

$$V_2 = 100 \quad C_2 = 0.688 \times 10^{-4}$$

$$C_1 - C_2 = 0.004 \times 10^{-4}$$

となる、この二通りの計算から λ の修正値を予測して $\lambda = 4950^{\circ}\text{K}$ を用いた結果では、

$$V_1 = 200 \text{ m/min} \quad C_1 = 0.709 \times 10^{-4} \text{ mm}^3/\text{kg}\cdot\text{m}$$

$$V_2 = 100 \quad C_2 = 0.710 \times 10^{-4}$$

$$C_1 \doteq C_2$$

が得られたので $\lambda = 4950^{\circ}\text{K}$, $C = 0.710 \times 10^{-4} \text{ mm}^3/\text{kg}\cdot\text{m}$ を最終決定値

とし、摩耗特性式を次式で表示する。

$$dw/\sigma_f \cdot dL = 0.710 \times 10^{-4} \exp(-4950/\theta_f) \quad (5.2)$$

なお計算された C, λ の値は第4章の実測温度と実測平均応力から求めた摩耗特性図4.12, 図4.13, に示される低温域の直線から得られる値とほとんど一致している。なお、確認のため切削速度150 mm/min の摩耗幅0.6 mm について dw/dL の実測値と振動を考慮した温度計算から $\lambda = 4950^\circ K$ を用いて温度分布と応力分布を求めた結果、 $C_3 = 0.715 \times 10^{-4} \text{ mm}^3/\text{kg} \cdot \text{m}$ が得られ、 dw/dL の測定誤差をも考慮すれば非常によい一致を示していることになる。また、 C, λ の値は逃げ面摩耗特性としての固有の値ではなくすくい面低速切削での低温域についても当然適用できるから、すくい面摩耗試験からも求められるが、低温域でのすくい面には構成刃先の付着が著しく、これより得られる C, λ の値の信頼度は余り期待できない。図5.8は、二切削条件での逃げ面摩耗試験と単一切削条件のすくい面摩耗試験より求めた結果の式(4.6)の図式表現であるが両者はほぼ一致した傾向を示している。

摩耗特性式(4.6),あるいは式(4.10)と(2.32)の摩擦特性式を用い上述の C, λ 計算の過程で得られた温度分布を図5.9(a), 図5.10(b), 図5.11(b)に示す。いずれの場合も三回の繰返し計算の結果であるがほぼ定常の温度分布を示している。図5.10(a) 図5.11(a)は図中に振動を考慮しない場合の近似計算結果も参

考のため示しているが、同図は振動による逃げ面摩耗部温度の時間変化を示し実線はその平均値を求めた第一近似温度分布である。同図 (b) は計算過程の温度分布変化を示し実線が最終温度分布である。これらより明らかなように、繰返えし計算による温度分布は実測温度に一致する傾向を十分示していることがわかる。図 5.9 (b) は同図 (a) に対応する計算された応力分布を示しこの結果からも逃げ面の応力分布は大きな分布差を示さず、摩耗幅中心部の応力は平均応力とほとんど一致していることが理解できる。

切削速度	切りくず生成	切削抵抗	逃げ面応力			逃げ面摩耗率
100 m/min	すくい角 $\alpha = 0^\circ$ せん断角 $\phi = 18^\circ 40'$ せん断速度 $V_s = 105.3 \text{ m/min}$ 切りくず速度 $V_c = 32.0 \text{ m/min}$	主分力 $F_H = 107 \text{ Kg}$ 背分力 $F_V = 86 \text{ Kg}$ せん断応力 $= 60 \text{ Kg/mm}^2$	摩耗幅 $L_f = 0.2 \text{ mm}$	$\bar{\tau}_f = 20.1 \text{ Kg/mm}^2$ $\bar{\sigma}_f = 19.5 \text{ kg/mm}^2$ 0.4 18.7 17.5 0.6 17.3 16.5 0.8 16.1 15.2	$\frac{dW}{dL} =$ $L_f = 0.6 \text{ mm}$ $0.083 \cdot 10^4 \text{ mm/m}$	
150 m/min	$\alpha = 0^\circ$ $\phi = 19^\circ 20'$ $V_s = 159.6 \text{ m/min}$ $V_c = 52.5 \text{ m/min}$	$F_H = 99 \text{ Kg}$ $F_V = 70 \text{ Kg}$ $\tau_s = 60 \text{ Kg/mm}^2$	$L_f = 0.6$	13.4 Kg/mm^2 12.3 kg/mm^2	$L_f = 0.6 \text{ mm}$ $0.094 \cdot 10^4 \text{ mm/m}$	
200 m/min	$\alpha = 0^\circ$ $\phi = 20^\circ 50'$ $V_s = 215.0 \text{ m/min}$ $V_c = 76.0 \text{ m/min}$	$F_H = 94 \text{ Kg}$ $F_V = 65 \text{ Kg}$ $\tau_s = 60 \text{ Kg/mm}^2$	$L_f = 0.2 \text{ mm}$ $= 0.4$ $= 0.6$ $= 0.8$	14.1 Kg/mm^2 12.8 11.5 9.9	13.0 kg/mm^2 11.6 10.2 8.5	$L_f = 0.6 \text{ mm}$ $0.099 \cdot 10^4 \text{ mm/m}$
逃げ面摩擦特性 $\tau_f = 2.0 + 0.93 \cdot \sigma_f$						
被削材、工具材の熱定数および比重量は表3.1 に同じ。						

被削材：炭素鋼S45C 工具材：超硬P-20
 切り込み：0.2 mm 切削幅 2.0 mm 切削剤：乾燥

表5.2 逃げ面摩耗予測に必要な二次元切削データ
 (ただし逃げ面平均応力、摩耗率(dW/dL)は三次元切削の結果、切削条件その他は図3.17 と同じ)

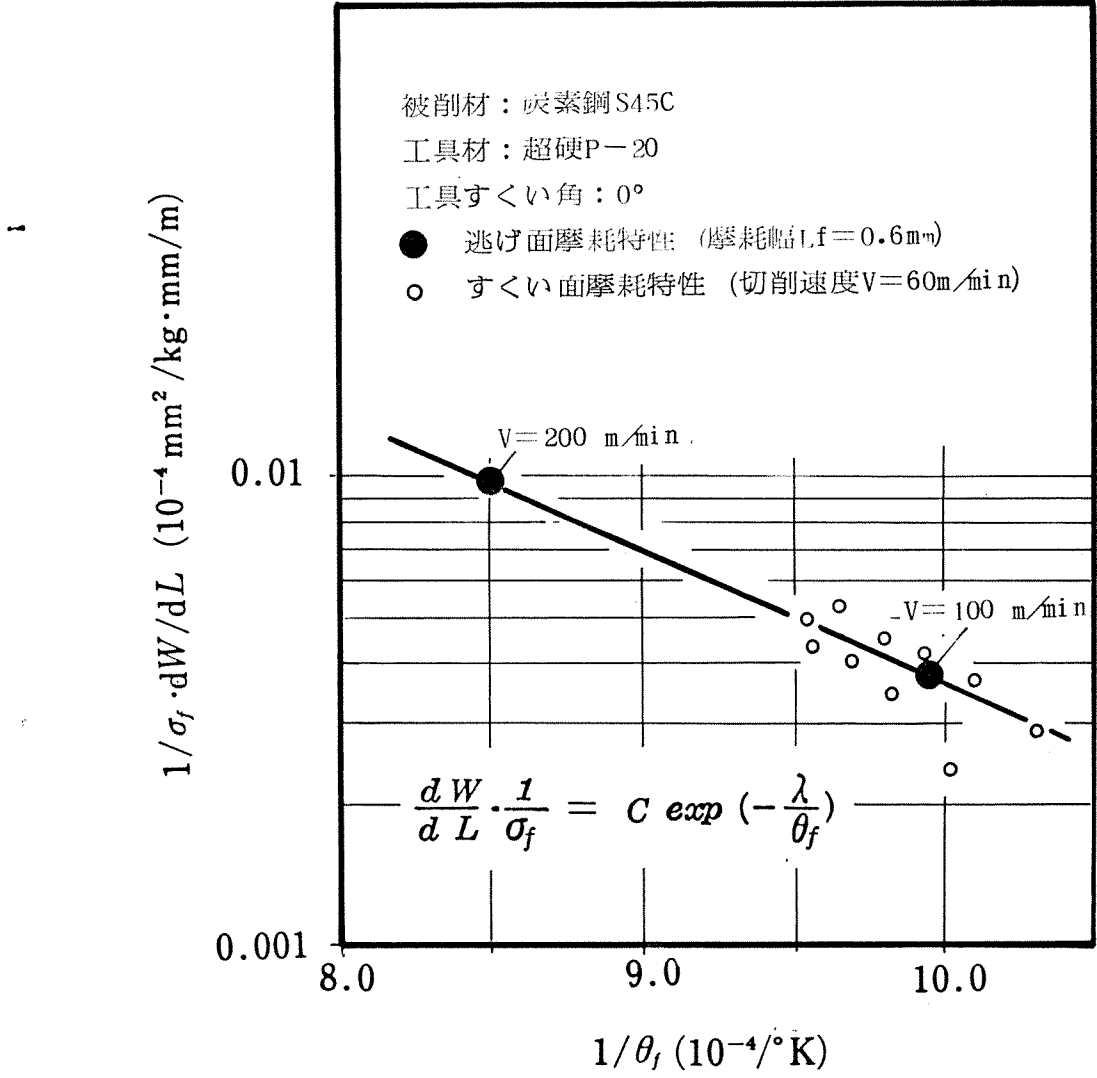
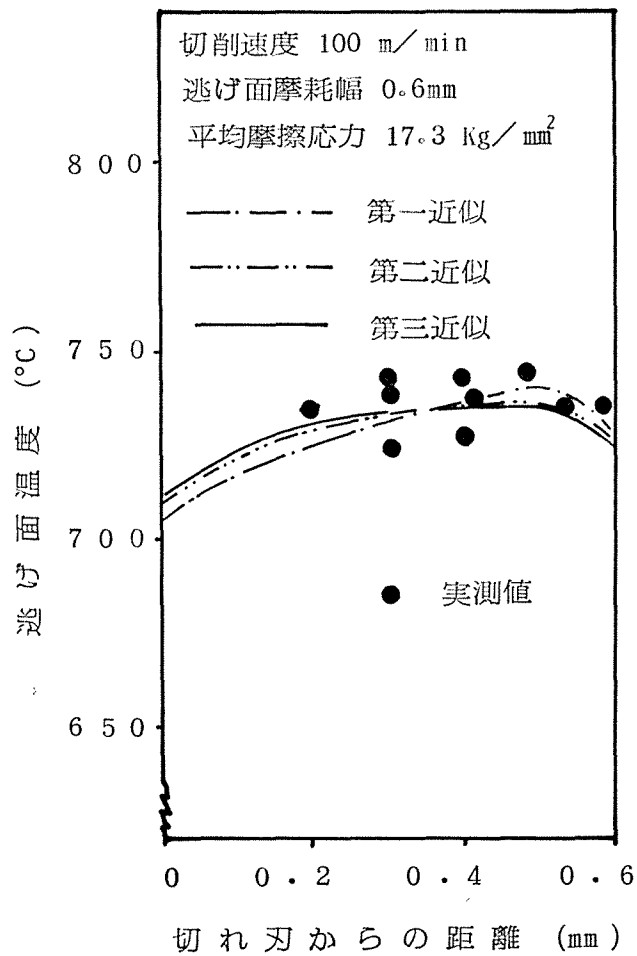
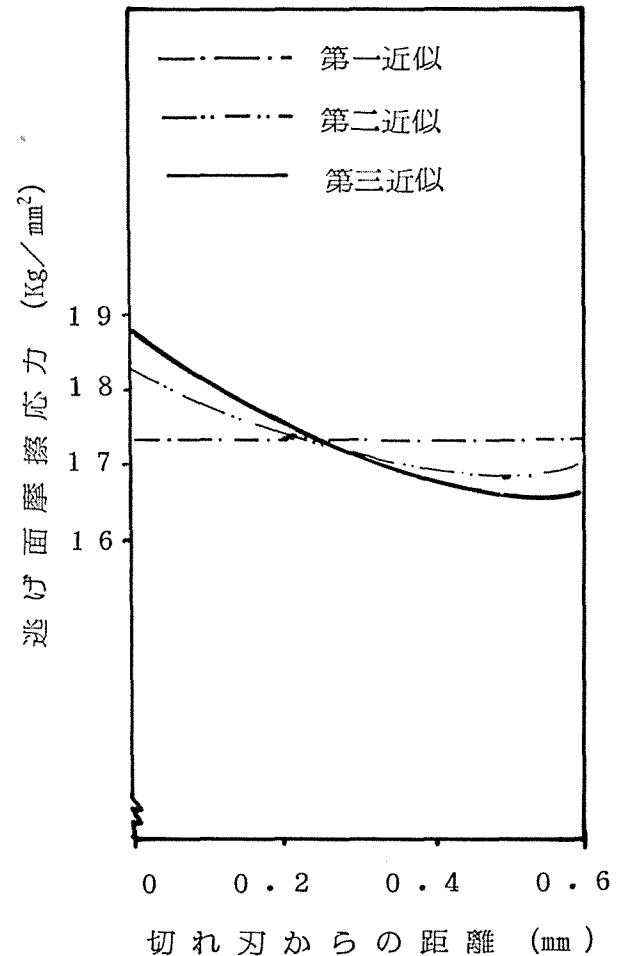


図5.8 低温域での摩耗特性

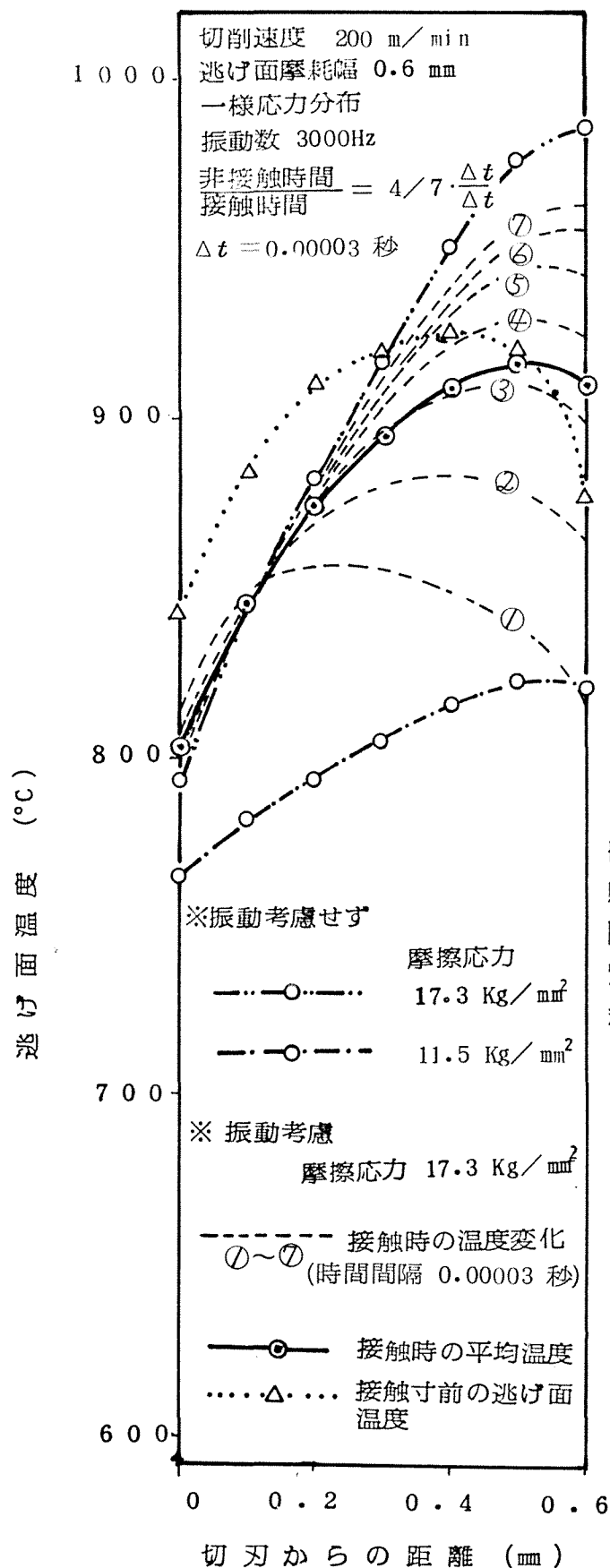


(a) 温度分布

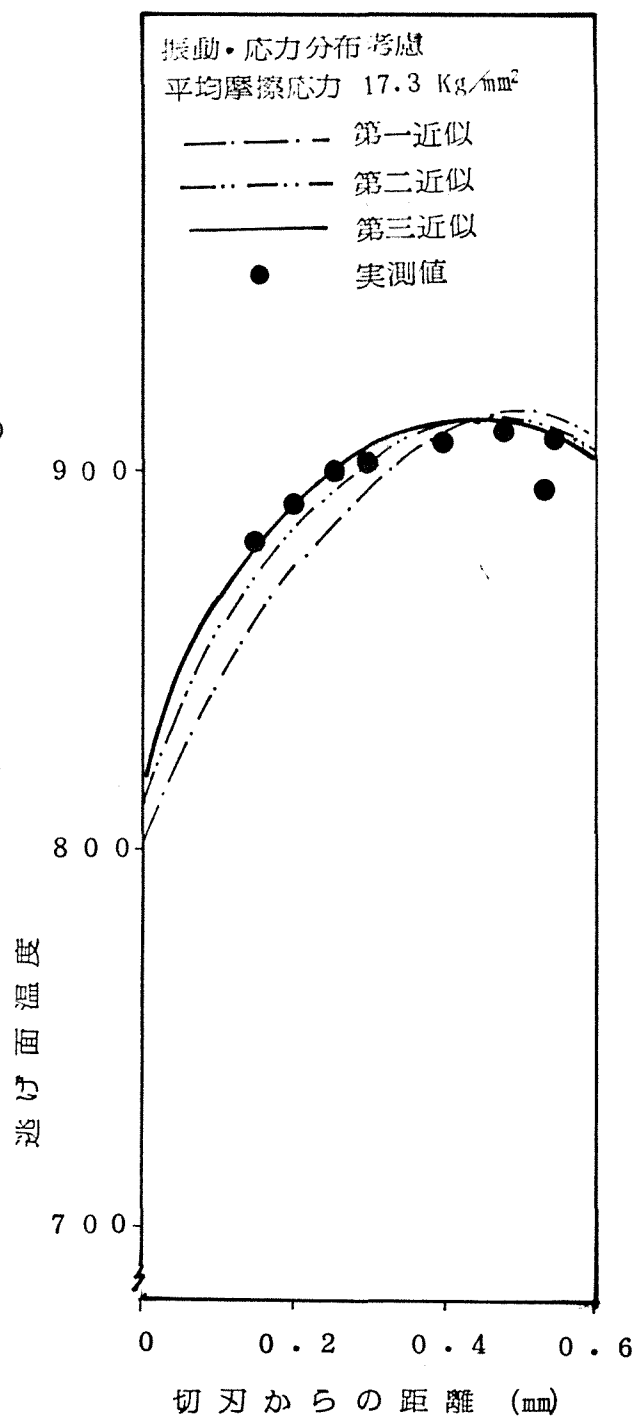


(b) 応力分布

図5.9 逃げ面摩耗のシミュレーションで計算された温度分布と応力分布
(実測温度は三次元切削の結果)



(a) 温度分布の第一近似値



(b) シミュレーションによる温度分布の変化過程

図5.10 逃げ面摩擦のシミュレーションで計算された高速切削での逃げ面温度分布 (実測温度は三次元切削の結果)

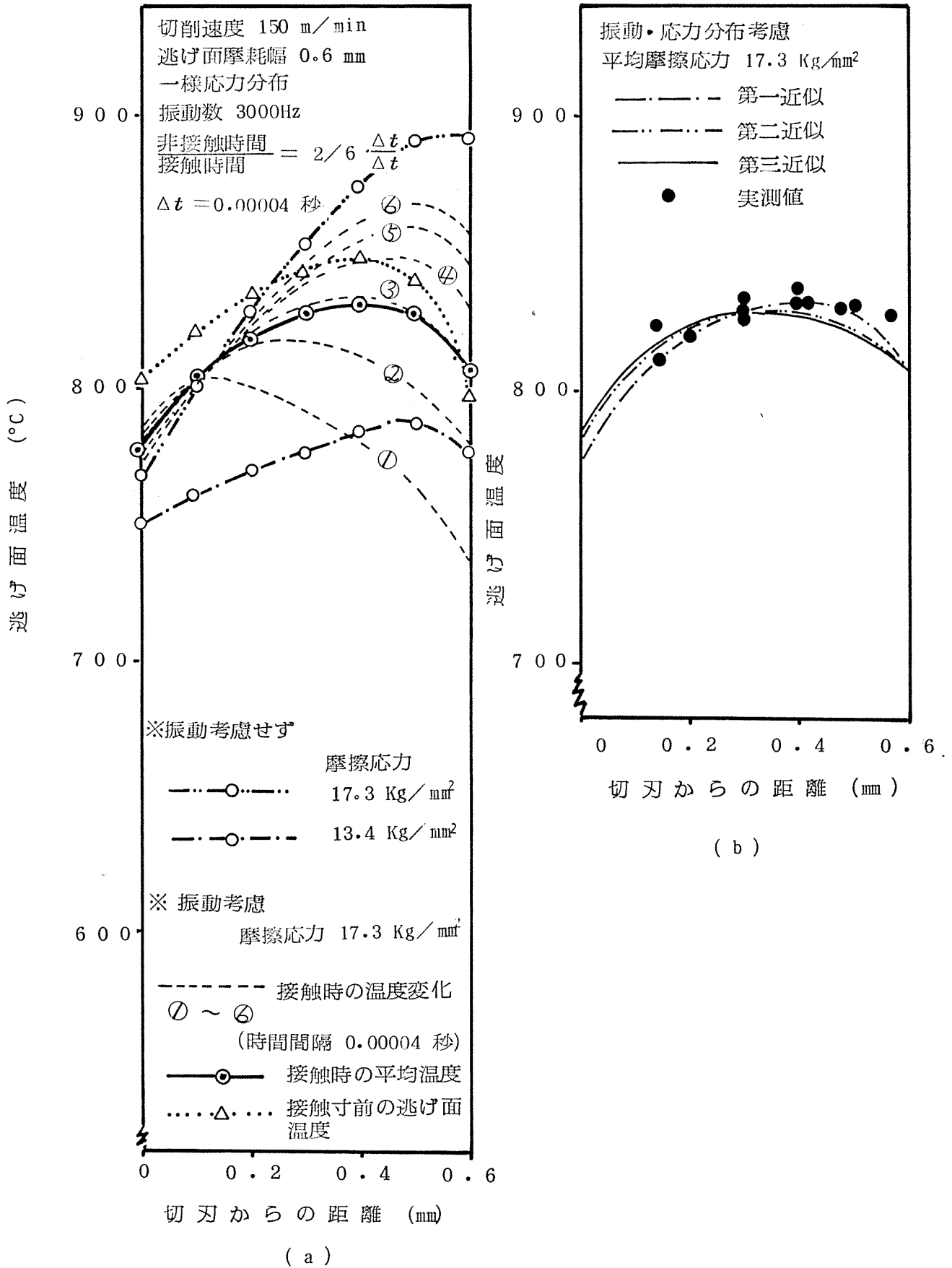


図5.11 摩耗シミュレーションで計算された高速切削での逃げ面温度分布

5.3.3 摩耗のシミュレーション

前項で切削速度 $100, 200 \text{ m/min}$ の摩耗幅 0.6 mm についての摩耗試験と温度計算により摩耗特性式の定数 C, n が求められたから他の切削条件についての摩耗率 $\frac{dw}{dL}$ のシミュレーションが可能である。ここでは同一切削条件での各摩耗幅についてのシミュレーションを試みることにする。

図 5.12(a) は切削速度 100 m/min の種々の摩耗幅についてさきに述べた手法によりシミュレートされた温度分布を示す。シミュレーションにより計算された温度分布は応力一様分布仮定による計算結果図 3.7 と比較して、摩耗幅が小さい場合には実測値との一致はかなり改善されているが摩耗幅が大きい場合には実測値より若干ずれる傾向もみられる。逃げ面温度分布の計算は二次元切削模型にもとづいたものであり実測は三次元切削での結果であるにもかかわらず全体的に良好な一致を示しているといえる。図 5.12(b) は同じ計算過程から求められた応力の分布を示す。いずれの場合も刃先でわずかに高いほぼ台形分布を示し、応力分布の最大値は平均応力のせいぜい 4% 程度であり、また、摩耗幅中心部の応力は平均応力とほとんど同じである。

図 5.13(a) は各摩耗幅についてシミュレートされた $\frac{dw}{dL}$ とその実測値のプロット図である。切削速度 200 m/min 摩耗幅の小さい領域で実測値と若干ずれる傾向がみられるが温度計算に用いた格子

網のあらかの影響とも考えられる。また切削速度 100 m/min で摩耗幅 0.1 mm 付近の実測値は異常に小さい値を示しているが温度計算の格子網に 0.1 mm 間隔を用いているためこの領域での計算値との比較はできなかった。

同図(a)の結果から各摩耗幅に対する dt/dw のプロットも同図(b)に示す。ただし、摩耗幅が無い場合の摩耗速度を無限大で仮定し、また、振動、衝撃などに原因すると思われる初期摩耗については、図 5.14 (a) の測定例にもみられるように切削条件に関係なく逃げ面摩耗幅 0.03 mm までの間に生ずることから、 dt/dw 曲線の延長を摩耗 0.03 mm までとし、この点を打点として摩耗幅 $0 \sim 0.03 \text{ mm}$ の間を初期摩耗区間として直線で近似している。

各摩耗幅に対する dt/dw が与えられれば、これらの摩耗幅積分から任意の摩耗幅 W_0 に要する時間 T_0 は次式で定まる。

$$T_0 = \int_0^{W_0} \frac{dt}{dw} dw \quad (5.3)$$

図 5.15 (a) は図 5.13 (a) の積分より得られた摩耗経過曲線を示す。同図における実測値はすくい面摩耗のない人工摩耗幅による測定値と連続切削による測定結果である。切削速度 200 m/min における予測値、実測値はよく一致しているが切削速度 100 m/min では予測値と連続切削実験による実測値との間に若干の差異がみられる。この不一致はすくい面摩耗の影響も考えられるが図 5.14 の実測例からも明らかのように、低切削速度域での摩耗幅 0.04

～0.08 mmの区間に計算からも予測しえない摩耗速度を減少する領域が存在し、この領域の影響を多分に受けているものと考えられる。しかし、摩耗幅 0.8 mm に達するに要する予測値と実測値との時間差はたかだか 5% 程度であり、実際の逃げ面寿命試験で生ずる誤差を考慮すれば実用上さほど問題になるとは思われない。

図 5.15 (b) は同図 (a) の結果の両対数グラフによる表示である。予測される摩耗経過曲線は対数グラフの上で直線的であり従来経験する実測値の傾向をよく示している。

最後に、すくい面摩耗特性をも含めて摩耗特性の定数 C, λ が切削試験を行なうことなく、単に物理量の測定のみから予測できればさらに理想的であり、逃げ面応力に関しても最小限の実測データと弾性回復、振動をも考慮した解析的予測法が開発できれば工具摩耗のシミュレーションはさらに簡略化され有用性を増すと思われる。

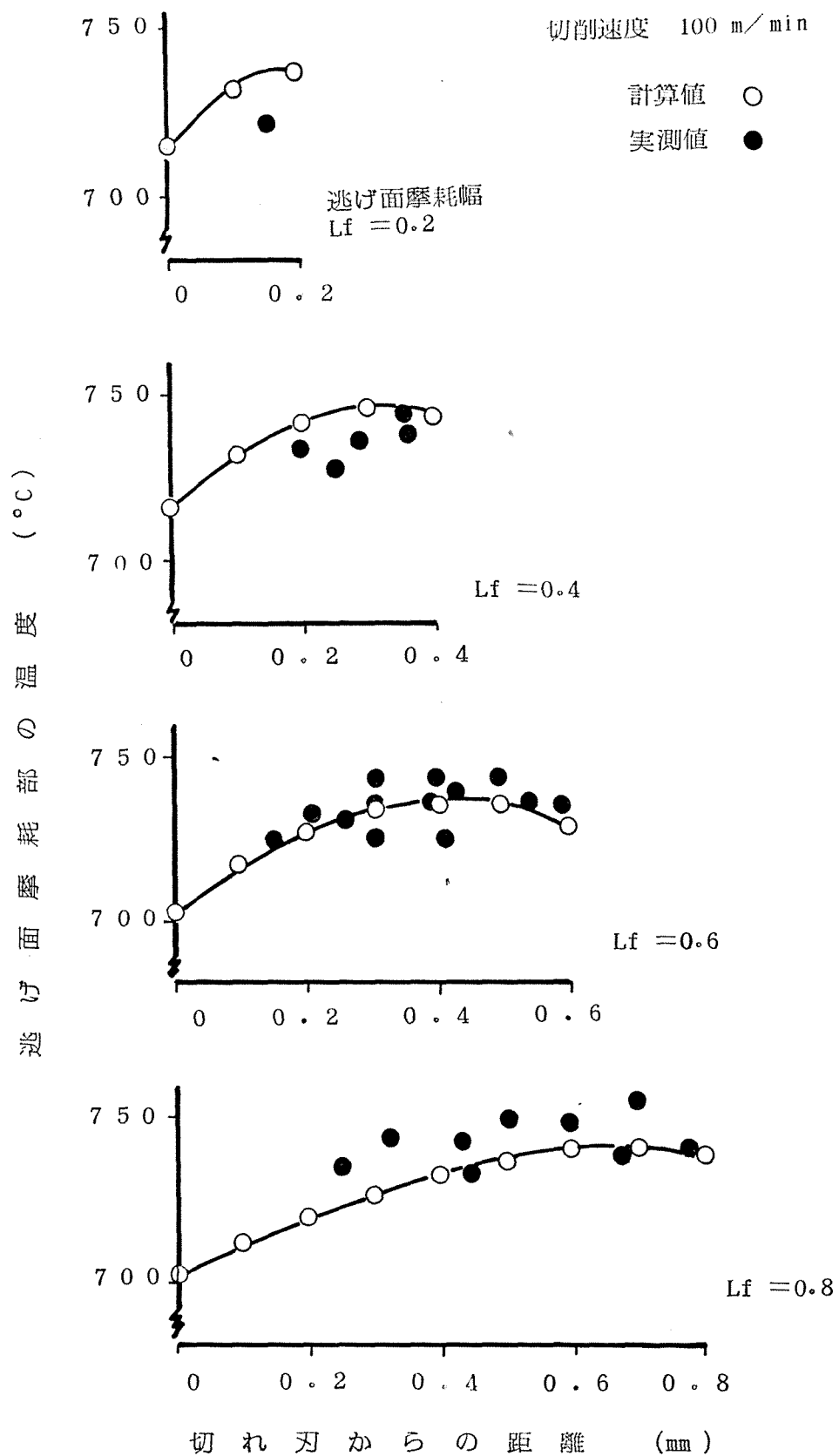


図5.12 (a) 摩耗シミュレーションで計算された逃げ面温度分布

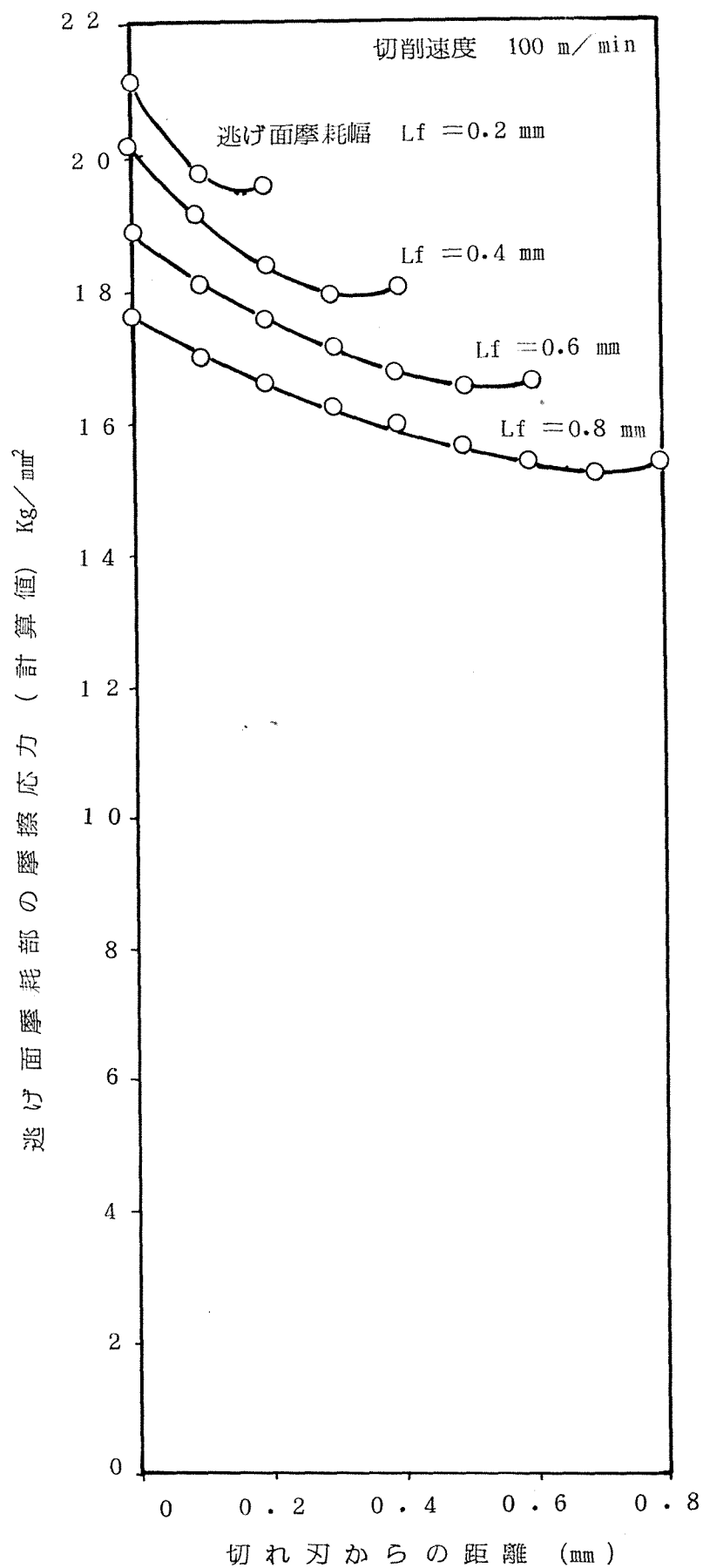


図5.12 (b) 図5.12 (a)と同時に得られた逃げ面応力分布

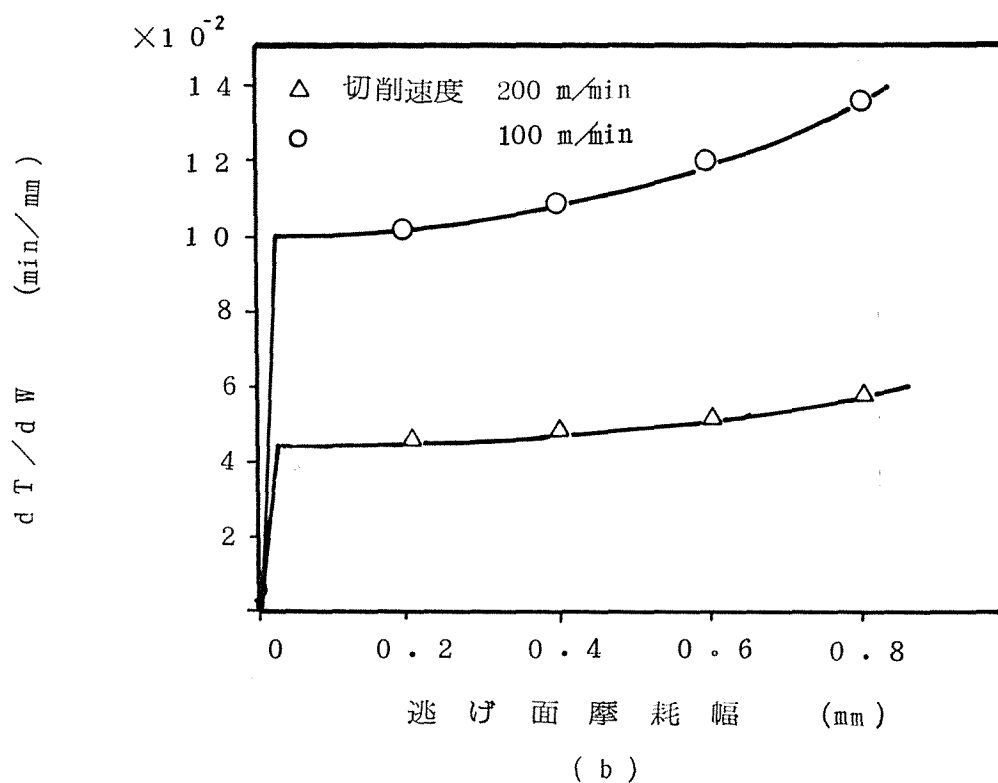
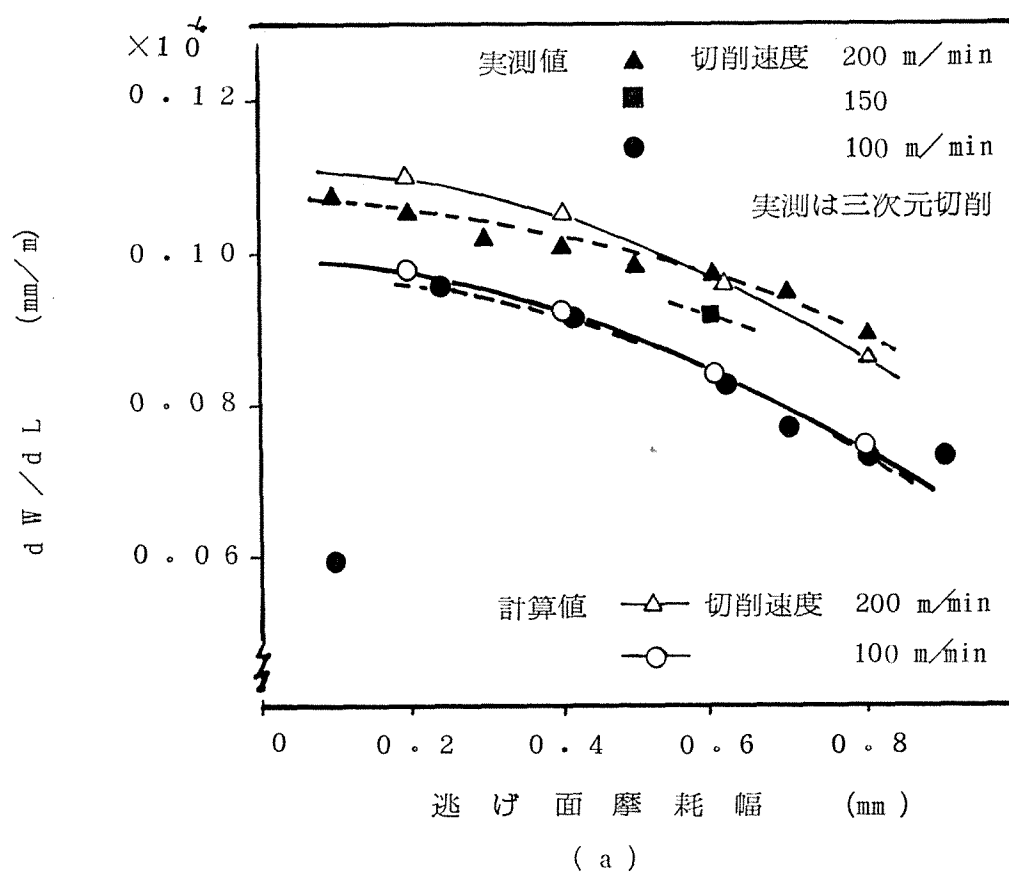
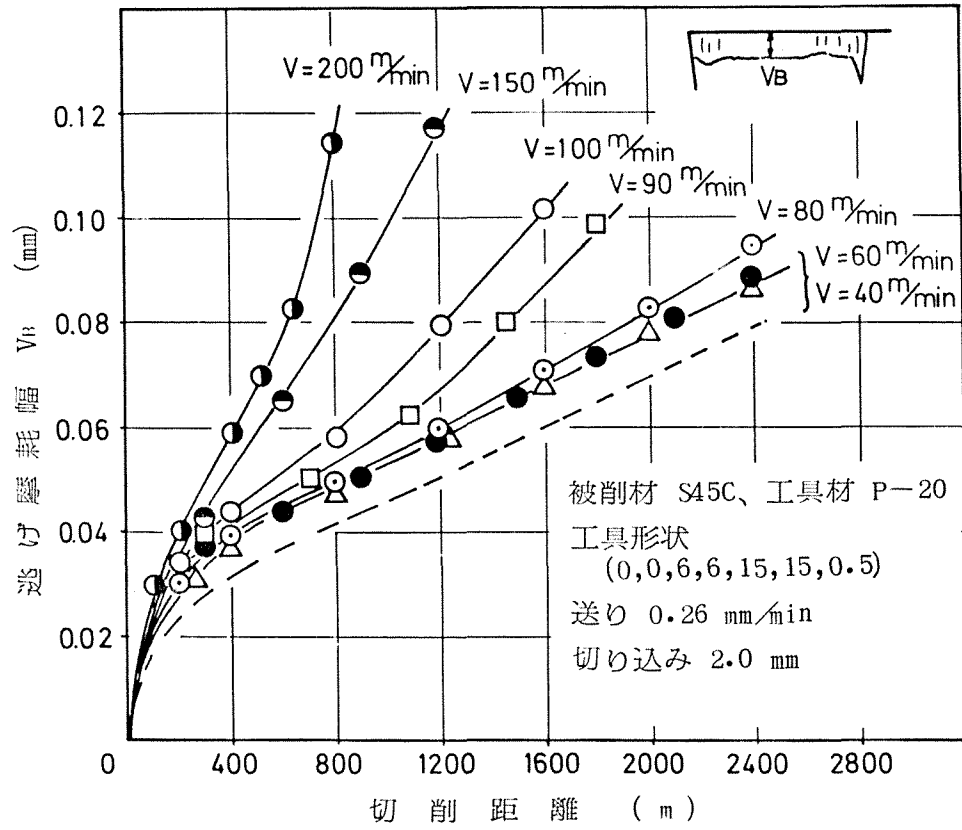
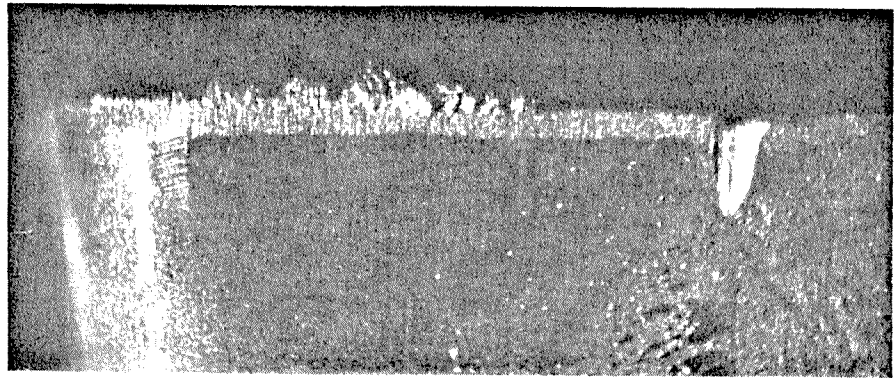


図5.13 種々の摩耗幅について計算された dW/dL と dT/dW



(a) 経過曲線



(b) 逃げ面摩耗形状

図5.14 摩耗経過曲線の実測例

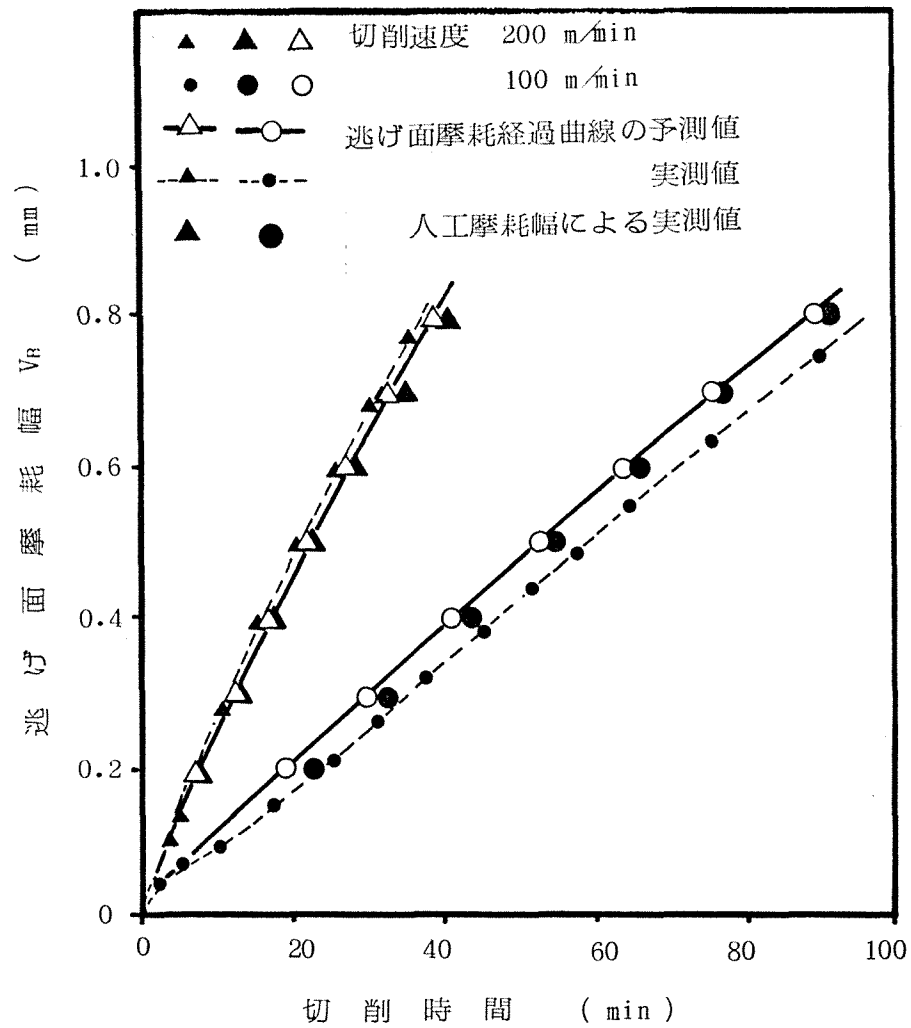


図5.15 (a) 計算から予測された逃げ面摩耗経過曲線と実測値 (実測は三次元切削による)

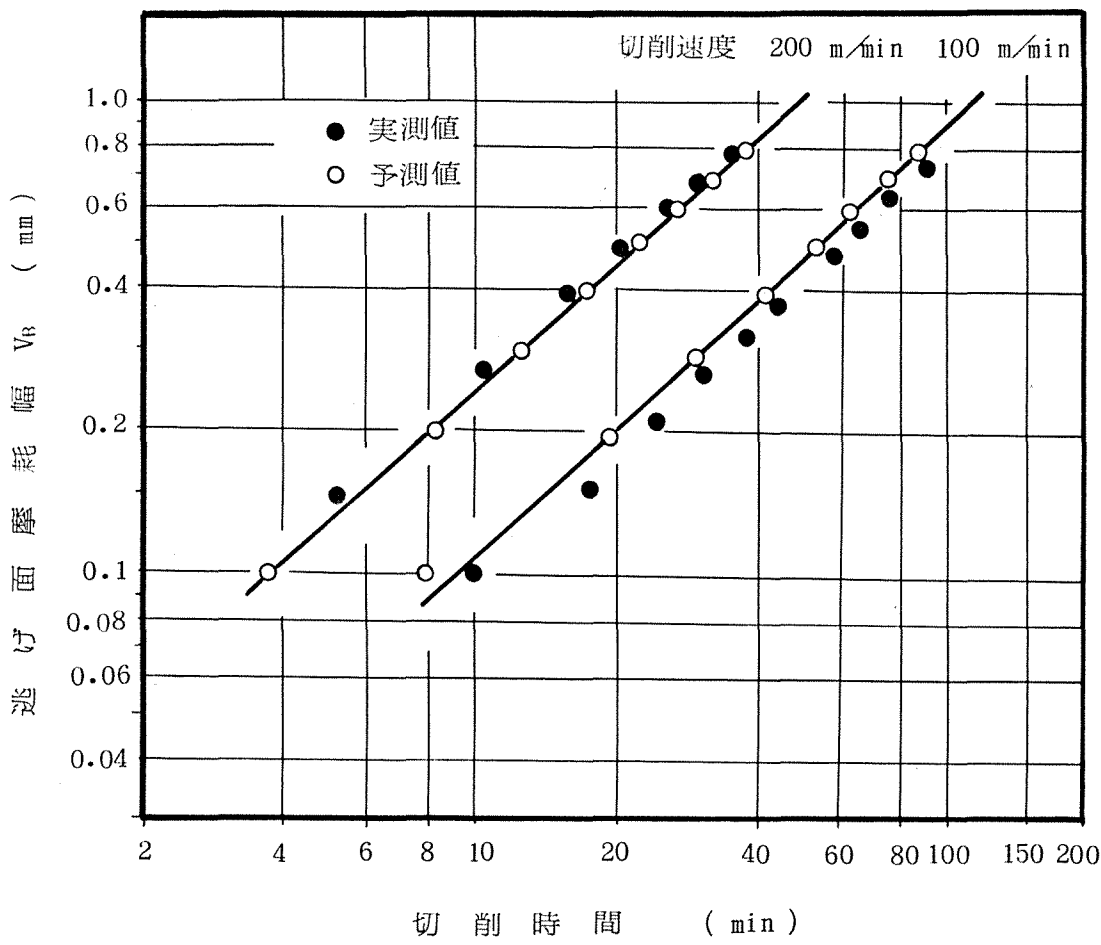


図5.15 (b) 図5.15 (a) の結果の対数グラフによる表示

§. 5.4 結 論

第2章から第4章までの検討結果にもとづき、旋削工具の摩耗過程をシミュレートする予測法を提案した。本来の摩耗予測システムは、すくい面、逃げ面とも同一のシステムの流れに入れるべきであろうが、本章では、まず、すくい面摩耗、逃げ面摩耗の相互干渉のない状態での予測を目的とし、それぞれ単独の予測システムにもとづいて摩耗シミュレーションを試み、実測結果との比較から、シミュレーションによる工具摩耗予測の可能性を検討した。以下にその結果をまとめる。

- (1). 二次元切削の力学的データと摩耗特性式を用いて、任意の刃形と切削条件におけるすくい面摩耗を計算のみで予測する方法を提案した。この計算過程に付随して、切りくず生成状態、切削抵抗三分力、すくい面温度分布も知ることが出来る。
- (2). すくい面摩耗の予測結果は実測される結果と、摩耗痕形状の大略および最大深さにおいて良好な一致を示したが、最大深さの発生位置が若干相違する欠点があった。しかし、通常行なわれているように、切込みの中央で主切れ刃に垂直な断面の最大深さをとれば摩耗経過曲線とこれにもとづく工具寿命は実測結果とよく一致する。
- (3). (2) 項の欠点は、切削模型と切れ刃に沿う垂直応力および摩擦応力を単純化したために生じたと考えられる。

- (4). 逃げ面摩耗の予測システムは、すくい面摩耗予測に必要なデータのほかに、三次元切削での逃げ面平均応力と摩擦特性ならびに二切削条件での摩耗試験によつてうる低温域での摩耗特性定数を必要とする。この計算過程からは逃げ面の温度分布、応力分布も同時に知ることができる。
- (5). 簡略化した二次元切削モデルにもとづく、逃げ面摩耗シミュレーションによる摩耗経過曲線は、三次元切削の逃げ面平均摩耗経過曲線実測結果と大略良好な一致を示したが、低切削速度域で若干のずれがみられた。
- (6). (5)の不一致は、実際の摩耗経過過程で、初期摩耗直後に生ずる摩耗速度を減少する領域の影響によるもので、この領域は低切削速度ほど大きく、現在の手法による計算からは予測しえなかった。
- (7). 逃げ面摩耗シミュレーションに付随して得られる温度分布は、応力一様分布の仮定で計算される温度分布より、実測温度分布との一致はとくに良好である。また、応力分布は刃先でわずかに高い台形分布となっている。
- (8). 摩耗特性式の定数は高温域では $C=117.5 \text{ mm}^3/\text{kg}\cdot\text{m}$, $\lambda=21950^\circ\text{K}$ 低温域では $C=0.710 \times 10^{-4} \text{ mm}^3/\text{kg}\cdot\text{m}$, $\lambda=4950^\circ\text{K}$ で与えられた。

第6章 結 論.

切削加工における加工工程の設計、切削条件の選定は切削工具寿命を基礎として行なわれるが、工具寿命をうるためには経費と時間を要する寿命試験を実施しなければならない。簡易寿命試験、データバンクの開発も解決の方法であるが、望ましいのは、切削理論、摩耗理論を通して工具摩耗、工具寿命を解析的に予測する方法を開発することである。本論文では、こうした問題に対処し、少量の切削実験を基礎に、広範囲な諸条件における工具寿命を解析的に予測する方法、すなわち少量の入力情報にもとづいて最大の出力情報をうる予測システムを提案した。

まず、摩耗予測にさきだって、今日まで明らかでなかった工具摩耗の重要な因子、工具面応力分布、温度分布の実測をおこない、これらを解析的に予測する方法を考案した。また、凝着摩耗のモデルと熱活性化過程の考えから摩耗特性式を導き、その妥当性についても、広範囲な吟味がなされた。最後に、これらの検討結果から工具摩耗予測システムを開発し同手法による工具摩耗予測の可能性を実証した。

以下に本論文の各章でえられた結論を示す。

1. 三次元切削模型とエネルギー解法を用い、二次元切削データから三次元切削の切削抵抗、切りくず生成の諸量を計算の

みからえられることを示した。

2. 開発した分割型工具動力計を用いて、工具面応力分布を測定した結果、二次元切削でのすくい面応力は刃先で最大値をもつ三角形あるいは台形分布で与えられ、垂直応力は刃先で最大値をもち切りくず流出方向に指数曲線的分布であることが知られた。また、垂直応力 σ_t は $\sigma_t = \exp\{B(1 - \frac{l}{l_c})\}$ で定式化できた。ただし B は定数、 l は刃先からの距離、 l_c は切りくず接触長さである。

3. 三次元切削においても、すくい面垂直応力は、切りくず流出方向について二次元切削の応力分布と同一の式で表示できるが、ノーズ部に向って大きくなる傾向を示している。

4. 逃げ面応力分布は摩擦応力 τ_f 、垂直応力 σ_f とともに均一分布であることを二次元切削での実測から示した。また、実測から摩擦特性式として $\tau_f = 2.0 + 0.93\sigma_f$ を導き、同式は切削条件、工具形状によらず一定であることが知られた。

第3章 工具面温度分布の解析と測定

5. 二次元切削の力学的諸量が既知であれば、対応する三次元バイトのすくい面温度分布は任意の刃形、切削条件に対して数値解析のみで求められる。また、逃げ面温度分布の計算については新たに工具形状、切削条件についての逃げ面平均応力を必要とする。

6. 計算された温度分布は、すくい面、逃げ面ともに実測された温度分布と良好な一致を示し、工具面温度分布予測の可能性を示した。ただし、高温切削速度域での逃げ面温度の計算には、逃げ面摩耗部に振動による影響の考慮が必要である。

第4章. 摩耗特性式の導出と検証

7. 切りくず被削材の摩耗距離あたりの、単位面積あたりの摩耗体積を $\frac{dw}{dL}$ とし、工具面垂直応力 σ , 工具面温度 θ および C, λ を定数として、摩耗特性式 $\frac{dw}{dL} = C \exp(-\lambda/\theta)$ を提案した。また、同特性式は形式上 Triggerらの導いた式と一致した。
8. 実測した切りくず速度分布、応力分布および温度分布を用いて同摩耗特性式の妥当性を検討し、すくい面、逃げ面の摩耗にも適用できることが確かめられた。しかし、摩耗特性式の定数 C, λ は $850 \sim 950^\circ\text{C}$ を境として異なる一定値を示した。
9. 超硬工具と炭素鋼の拡散実験の結果、材種により異なるが $850 \sim 950^\circ\text{C}$ 以上で Fe-WC 複炭化物の生成がみられ、このことから切削実験による摩耗特性定数が、高温域と低温域とで異なる値をとるのは拡散生成物の相違によるものであることを示した。

第5章 旋削工具摩耗の解析的予測.

10. 入力情報として、二次元切削の力学的データと単一切削条件によつてうる摩耗特性定数があれば任意の刃形、切削条件におけるすくい面摩耗をうる予測システムを提案した。
11. 逃げ面摩耗の予測に対してはさらに工具形状、切削条件についての逃げ面平均応力、摩擦特性および二切削条件での摩耗試験によつてうる低温域での摩耗特性定数を必要とする。
12. 提案した工具摩耗予測システムによる予測結果は、すくい面摩耗痕形状、摩耗経過曲線、逃げ面平均摩耗経過曲線において実測結果と大略良好な一致を示した。

以上が各章で得られた結果を総括したものであるが、これによれば、具体的に工具摩耗をシミュレートするために、入力情報として必要な諸量は次のものである。

まず第一に、すくい面摩耗予測に関しては二次元切削の力学的諸量すなわち切削抵抗、切りくず生成と単一切削条件での摩耗試験によつてうる摩耗特性定数および温度計算に必要な工具材、被削材の物理定数（比重、比熱、熱伝導率）である。逃げ面摩耗の予測に関しては、さらに対象とする切削条件、工具形状についての逃げ面平均垂直応力と逃げ面摩擦特性および二切削条件についての摩耗試験によつてうる低温域摩耗特性定数を必要とする。ただし、摩耗試験は任意の摩耗幅での摩耗速度

だけがわかればよい。

以上の諸量を入力として計算の結果、すくい面摩耗痕形状摩耗経過曲線と、逃げ面摩耗経過曲線および計算に付随して切りくず生成状態、切削抵抗三分力、工具面応力分布および温度分布をも出力情報として同時に得られる。

結 言

従来の労力、資材、および膨大な時間を必要とする、工具寿命試験法に換わる方法として、少量の切削データをもとに、広範囲な諸条件に対応する工具摩耗、工具寿命資料をうる工具摩耗予測システムを開発した。切削理論本来の目的は、こうした工具寿命をも含む被削性を解析的に予測するという基盤の上になつて確立されるべきものであるが、切削理論各分野の多岐にわたる研究もそれらが単独におこなわれ、理論相互間の関係に欠け、これが、工具摩耗予測という実用面への応用に今日までなしていなかった大きな理由の一つであつたといえる。

本論文で対象とした工具摩耗は、工具面応力、工具面温度および摩擦速度を摩耗の主要な因子として解析しているが、工具と被削材間に生ずる振動もまた、摩耗を決定する重要な因子と考えられる。特に、逃げ面摩耗試験に付随するデータの“ばらつき”、初期摩耗およびその後の摩耗過程にみられる過渡摩耗等は、これら振動に直接あるいは間接的に支配されているものとも考えられる。また、本論文でも明らかのように、工具すくい面の応力状態は解析的に予測しえたものの逃げ面摩耗部の応力については実測に頼らなければならない欠点もある。このような逃げ面応力もまた、振動の影響を十分受けているものと考えられ、逃げ面応力予測の意味においても、切削での振動の機構を明ら

かにし、振動の項をも導入した摩耗特性式の開発も必要と思われる。また、提案した摩耗予測システムでは、摩耗特性定数決定のために、最小限の摩耗試験を欠かすことができないが、これについても、切削を行わずに、単に物理量の測定のみから予測しうれば摩耗予測の実用性はさらに改善されると思われる。今後の物性学的観点からの工具摩耗機構の解明が要求される。

本論文に示した工具摩耗予測の試みが、さらに振動力学、材料物性等の考慮により、実用的工具寿命決定の有用な手段として発展することを切に望む次第である。

最後に、本研究を遂行するにあたり、終始御指導いただいた東京工業大学、臼井英治教授、白樫高洋助教授に深く感謝するとともに今後とも御指導御鞭撻のほどをお願いする次第です。

さらに本研究の計算、実験面について御協力いただいた成蹊大学、広田明彦助教授をはじめ、東京工業大学機械物理工学科応用物性学講座の皆様ならびに実験装置作製、実験に御協力いただいた北見工業大学実験工場の皆様に感謝いたします。