



Title	研削熱に関する研究
Author(s)	奥山, 繁樹
Citation	大阪大学, 1981, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/2336
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

研削熱に関する研究

昭和56年7月

奥山繁樹

目 次

第1章 緒 論	1
第2章 砥粒による工作物の除去機構	7
2.1 緒 言	7
2.2 実験の方法と条件	8
2.3 実験結果および考察	10
2.3.1 切除比	10
2.3.2 弾性上すべり深さ	14
2.3.3 砥石の摩耗による切れ刃形状の変化	16
2.4 結 言	19
第3章 砥粒による切削機構のモデル	21
3.1 緒 言	21
3.2 実験の方法と条件	21
3.3 結果と考察	23
3.3.1 隣接インパルスの影響	23
3.3.2 連続切れ刃間隔と砥粒平均除去深さ	24
3.4 除去機構のモデル化	28
3.4.1 砥粒平均除去深さ	28
3.4.2 連続した切れ刃による除去モデル	29
3.4.3 研削抵抗の急増現象	32
3.5 結 言	34
第4章 研削熱の流入割合の理論	37
4.1 緒 言	37
4.2 砥粒切れ刃周辺の温度分布	37

4.2.1	数値計算の方法	37
4.2.2	数値計算結果	39
4.2.3	数値計算結果の解析式への適用	42
4.3	研削熱の流入割合の理論	44
4.3.1	1個の切れ刃による発生熱の流入割合	44
4.3.2	先行切れ刃による加熱の影響	47
4.4	計算結果と考察	49
4.5	結 言	52
第5章	研削熱の工作物への流入割合	55
5.1	結 言	55
5.2	実験の方法と条件	55
5.3	実験の結果と考察	60
5.4	結 言	67
第6章	干渉領域内の温度分布と局部的熱変形	69
6.1	結 言	69
6.2	干渉領域内の温度分布と局部的熱変形の解析	69
6.2.1	干渉領域内の温度分布	69
6.2.2	干渉領域内の局部的熱変形	71
6.3	実験の方法と条件	74
6.4	実験結果と考察	76
6.4.1	工作物表面温度と接触長さ	76
6.4.2	工作物の熱定数	77
6.4.3	干渉領域後端における局部的熱変形	78

6.4.4	砥石と工作物の干渉状態	80
6.5	結 言	81
第7章	寸法の創成機構	83
7.1	緒 言	83
7.2	1パス研削における寸法の創成機構	83
7.2.1	実験の方法と条件	85
7.2.2	Δt , F_n/K_M の測定結果と考察	88
7.3	砥石と工作物の干渉形状	91
7.4	結 言	95
第8章	総 括	97
謝 辞		99

第 1 章 緒 論

近年，科学技術の進展は目ざましく，機械や部品類に課せられる要求性能は一段と厳しさを増している。なかでも一般に精密機械と言われるものには高い寸法精度とすぐれた仕上面が要求されているが，研削加工はこの要求を満足させることができるとともに，ほとんどあらゆる材料に対して能率的な加工が可能であるいわば，万能的精密仕上法として，広く活用されている。このような研削加工は今世紀の初頭に始まったと言われており，その学問的な体系化の歴史は G. Schlesinger 以来半世紀を経ている。しかし砥石と工作物の干渉領域における現象はきわめて微少，高速かつ高温であることから，多くの問題がなお未解決のまま残されており，研削条件の選定やトラブルの処理を依然として現場技能者の勘にゆだねている場合が多い。

研削加工に関するこれまでの研究のあとをたどってみると，実用面からも理論面からも 1960 年頃を境に大きな変化が認められる。まず理論面での変化は従来の研削理論が砥石を剛性多刃切削工具と仮定し，工作物に対する切れ刃の理想的な相對運動軌跡をもとに，研削加工の諸性質を解明しようとしたのに対し，それ以後の研究では砥石を弾性多刃切削工具⁽¹⁾⁽²⁾と考えて研削現象の解明をはかろうとする傾向が顕著になってきた。一方，研削を工作物の側に立ってみれば，工作物の削られ方は 1 個の切れ刃による削られ方に帰納させることができるとの観点から，砥粒切れ刃の形状と切削性能およびこれらの変化を調べて，研削による工作物の除去機構を基本的に解明しようとする試みがなされてきている^{(3)~(5)}。また実用面での変化は重研削⁽⁶⁾⁽⁷⁾，超高速研削⁽⁸⁾⁽⁹⁾，最近ではクリープフィード研削⁽¹⁰⁾など新しい研削技術の研究開発で，これらの新技術は加工能率の飛躍的な向上をもたらし，工業界に大きく貢献している。ただしこれらの高能率加工法は次に述べるような研削熱の影響を助長する結果となる

ため、研削熱とその影響の抑制、制御が重要な課題となっている。すなわち研削時、砥石と工作物の干渉領域に発生する熱は工作機械や工作物の熱変形に伴う加工精度の低下および研削焼け、研削割れ、残留応力の発生などのような加工表面層の劣化をもたらすとともに、砥石と工作物の干渉機構や工作物の除去機構にも密接な関連を持つものと考えられる。このような研削熱の影響のうち工作機械の熱変形⁽¹¹⁾⁽¹²⁾や工作物の熱集積に伴う変形⁽¹³⁾は冷却液の大量使用や、機械的な温度補償装置の利用⁽¹⁴⁾によって抑制することが可能であるが、その他の影響、たとえば砥石と工作物の干渉領域に発生する工作物の局部的熱変形や仕上面の熱損傷などは研削熱の発生そのものを制限するか、研削熱の工作物への流入割合を制御しない限り抑制することが困難である。このような観点から本論文は研削熱の流入割合を解明するとともに、研削熱の研削機構に及ぼす影響を明らかにしようとするものである。

研削熱の流入割合については M.C.Shaw⁽¹⁵⁾、佐藤⁽¹⁶⁾、小野⁽¹⁷⁾、高沢⁽¹⁸⁾、S. Malkin⁽¹⁹⁾、鍵和田・斉藤⁽²⁰⁾らによって理論的あるいは実験的に検討されているが、その結果は研究者によって著しい差のあるのが現状である⁽²¹⁾。その最大の理由は砥粒による工作物除去のモデルが研究者によって異なるためで、研削熱の流入割合を理論的に解明するためには砥粒による工作物除去の実体をは握し、これに基づく適切なモデルを設定することが不可欠と言える。

砥粒による工作物の除去機構については、仕上面あらさの研究者の多くが工作物は切れ刃の理想的な運動軌跡に沿って切れ刃の形状通りに除去されるとしているのに対し、砥粒切れ刃が弾性支持されていることに注目した研究者⁽⁹⁾⁽²²⁾⁽²³⁾は工作物と干渉した切れ刃が工作物に直ちに切込まれるのではなく、工作物上を弾性的あるいは塑性的に上すべりすると指摘している。一方、砥石作業面の状態を観察した津和⁽²⁴⁾⁽²⁵⁾の報告によれば、ドレッシング後の初期摩耗終了直後の砥石でも、作業面には 0.5～1% 程度の摩耗面を生じており、この摩耗面こ

それが切れ刃としての作用を営んでいると指摘されている。これは切れ刃あたり約 $70 \times 70 \mu\text{m}^2$ もの摩耗面を有することに相当し、このような切れ刃で除去深さ $0.1 \sim 1 \mu\text{m}$ オーダーの微小切削が可能か否かは依然として明らかにされていない。そこで本論文では、研削熱を発生し、その動向が決定される砥粒と工作物の干渉領域に注目し、まず砥粒による工作物の除去機構を調べることから始めることにする。

本論文の構成はつぎのとおりである。

第2章⁽²⁶⁾では、砥粒切れ刃による工作物除去の実体をは握することを目的として、研削時における切れ刃通過条こん両側の盛り上がり、切れ刃の弾性上すべり深さ、砥石の摩耗に応じた除去機構の変化について実験的に検討する。

第3章⁽²⁷⁾では、砥粒平均除去深さと連続切れ刃間隔を測定するとともに、摩耗面を有する切れ刃による切削の可能性および砥石の摩耗に応ずる研削抵抗の急増現象について考察する。

第4章⁽²⁸⁾では、第2、3章での結果を基礎に、研削熱の流入割合を与える理論式を導出する。

第5章⁽²⁹⁾では、研削熱の工作物への流入割合を測定し、前章で導出した理論式の妥当性を検討するとともに、工作物単位表面積あたりの流入熱量を低下させる研削条件について検討する。一方、砥石が摩耗して研削焼けを発生するに至った場合について研削熱の流入割合の理論式を導出するとともに、測定結果との関係を検討する。

第6章⁽³⁰⁾では、砥石と工作物の干渉領域における温度分布と局部的熱変形の理論式を導出するとともに、干渉領域後端で発生する局部的熱変形を測定し、理論の妥当性を検討する。

第7章⁽³¹⁾では、研削盤の弾性変位および砥石と工作物の接触変位を測定し、前章の結果と総合して寸法の創成機構を検討するとともに、局部的熱変形が砥

石と工作物の干涉形状や，除去機構に及ぼす影響について考察する。

第8章は本論文の総括である。

参 考 文 献

- (1) R.S.Hahn : Trans. ASME, 77, 8 (1955) 1325.
- (2) J.Peklenik : Industrie-Anzeiger, Nr. 28, 5 (1960) 23.
- (3) 大越, 吉川, 佐田 : 精密機械, 25, 6 (1959) 226.
- (4) 田中, 津和, 河村 : 精密機械, 30, 12 (1964) 908.
- (5) 岡村, 中島 : 精密機械, 32, 4 (1966) 287.
- (6) L.P.Tarasov : American Machinist, April 16 (1962) 125.
- (7) M.C.Shaw, D.A.Former : Trans. ASME, 87, 8 (1965) 349.
- (8) H.Opitz, W.Ernst, K.F.Meyer : The 6th International M.T.D.R. Conference (1965).
- (9) A.B.Kondratyev : Grinding and Finishing, 8, 2 (1962) 32.
- (10) 塩崎, 古川, 大石 : 精密機械, 45, 5 (1979) 599.
- (11) J.Peklenik : Industrie-Anzeiger, 54, 7 (1959) 19.
- (12) 吉田 : 日本機械学会講演論文集, No. 205 (1969) 83.
- (13) 中野, 太田 : 精密機械, 39, 2 (1973) 225.
- (14) 山本, 大塚 : 日本機械学会論文集, No. 199 (1968) 101.
- (15) J.O.Outwater, M.C.Shaw : Trans. ASME, 74 (1952) 73.
- (16) 佐藤 : 精密機械, 19, 1 (1953) 7.
- (17) 小野 : 研削仕上, 槇書店 (1962) 42.
- (18) 高沢 : 精密機械, 30, 12 (1964) 914.
- (19) S.Malkin, R.B.Anderson : Trans. ASME, Ser. B, 96, 4 (1974) 1177.
- (20) 鍵和田, 斉藤 : 日本機械学会論文集 (第3部), 43, 369 (1977) 1966.

- (21) 鍵和田，斉藤：日本機械学会論文集（第3部），43，373（1977）3500
- (22) R.S.Hahn：Proceeding of 3rd International Conference on M.T.D.R.
（1963）129.
- (23) 岡村，中島，平，藤原：精密機械，33，3（1967）161.
- (24) 津和：精密機械，27，6（1961）409.
- (25) 津和：精密機械，27，6（1961）414.
- (26) 長谷川，奥山，河村：精密機械，47，4（1981）387.
- (27) 長谷川，奥山，河村：精密機械，46，8（1980）959.
- (28) 長谷川，奥山：精密機械，47，7（1981）867.
- (29) 長谷川，奥山：昭和55年度関西地方定期学術講演会前刷（1980）11.
- (30) 奥山，河村：精密機械，45，5（1979）536.
- (31) 奥山，河村：精密機械，45，4（1979）418.

第2章 砥粒による工作物の除去機構

2.1 緒 言

砥粒切れ刃による工作物の除去機構を明らかにすることは研削熱の流入割合の解析に必要なだけでなく、研削機構を解明するための基礎となる。

そこで本章では逃げ面の摩耗した、大きな負のすくい角を持つ切れ刃による切削の可能性、弾性限界点における切れ刃の切込み深さ⁽¹⁾（以下弾性上すべり深さと呼ぶ）および砥石の摩耗に依ずる除去機構の変化に着目し、これらについて実験的に検討する。

まず砥粒切れ刃による切削の可能性については中山ら⁽²⁾によって模型切削実験が行われ、大きな負のすくい角を持つバイトや単粒による高速切削では、焼入れ鋼はほとんど両側に盛り上がることなく切削されることが明らかにされている。しかし通常の研削作業における砥粒の平均除去深さは $0.1 \sim 1 \mu\text{m}$ のオーダーであるのに対し、切れ刃先端が必ずしも鋭利だとは考えられないことから、工作物の一部はバニシ作用を受けて工作物内部に押し込まれる⁽³⁾ことも考えられる。このように単粒による実験結果をそのまま研削に適用するには問題がある。そこで本章では、個々の切れ刃によるスクラッチ両側の盛り上がりを実際に研削した工作物について調べることにする。

次に弾性上すべり深さ t_e については、岡村ら⁽⁴⁾によって単粒による模型切削実験が行われ、通常の研削条件に対応する実験条件で t_e は $5 \mu\text{m}$ 程度となり、切れ刃の切込み角によらないと報告されている。このように t_e が通常の研削条件における除去深さと同程度の値とすると、寸法の創成過程、砥石と工作物の干渉状態などに重大な影響を及ぼすと考えられる。そこで本章では実際の研削時における砥石の局所的な弾性変位に伴う上すべり深さを測定する。

砥石の摩耗に依じた除去機構の変化については、盛り上がりと弾性上すべり

深さの変化を調べるとともに、砥石作業面のプロファイルの変化を、実際に研削に關係する領域に注目して追究する。

2.2 実験の方法と条件

外周に幅約 2 mm , 深さ約 0.2 mm のみぞを半周ずつ交互につけた砥石を用いて、あらかじめ鏡面にラップ加工した工作物を 1 パス研削すると、工作物上には図 2.1 のような千鳥模様の切り残しが形成される。この仕上面上を触針式あらさ計で直線 A に沿って走査することにより、切れ刃と工作物の干涉開始点（以下切り始めと呼ぶ）付近のスクラッチ形状が

測定され、直線 B に沿って走査すれば切れ刃と工作物との干涉終了点（以下切り終わりと呼ぶ）付近のスクラッチ形状が測定される。また得られたプロフィールから除去深さを求めることができる。

このようにして得られたスクラッチの断面形状から、切れ刃が工作物を切削しているのか掘り起こしているのかを判定するために、次のような切除比の概念を導入する。森ら⁽⁴⁾によれば、切除比 η_s とは砥粒によって実際に切除された面積の理想切除面積に対する比で定義され、 $\eta_s = 1$ が完全な切削、 $\eta_s = 0$ が除去を全く伴わない掘り起こし（塑性すべり）を示している。しかし測定されたプロフィール（図 2.2）はあらさ計触針の先端半径やスクラッチ両側

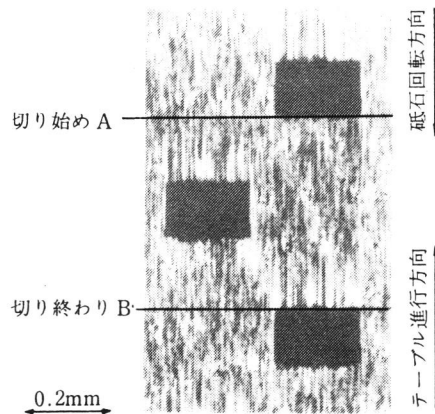


図 2.1 制限作業面砥石による切り残し形状

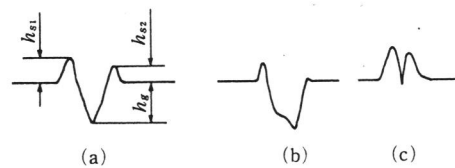


図 2.2 スクラッチのプロフィール

に生ずるバリなどによる誤差を含んでいるために、 η_s を正確に決定することは困難である。そこで図 2.2 (a) の場合には切除部分と盛り上がり部分の高さと幅の比を一定と仮定し、次式によって η_s を求める。

$$\eta_s = 1 - \frac{h_{s1}^2 + h_{s2}^2}{h_g^2} \quad (2.1)$$

図 2.2 (c) のようなプロフィールも一部に見られたが、これは触針先端半径(約 $5\mu\text{m}$) がスクラッチの曲率半径より大きい結果生じたものと考えられ、式 (2.1) によれば $\eta_s < 0$ となるため、このような場合には $\eta_s = 0$ とみなすとともに、図 2.2 (b) の場合には盛り上がり部分と切除部分の面積を各々求めて η_s の値を決定する。

砥粒の弾性上すべり深さ t_e は岡村ら⁽¹⁾によって測定されているが、その値は通常の研削条件に対応する実験条件で約 $5\mu\text{m}$ と非常に大きい。これは単粒切削実験によって主に機械部分の弾性変位に起因する上すべり深さが測定されているためで、砥粒切れ刃による工作物の除去機構を解明するためには、砥石表面に分布する個々の砥粒の局所的な弾性変位に基づく t_e を測定することが必要である。そこで本実験では鏡面仕上した工作物表面に、あらかじめ炭素を約 30 nm の厚さに蒸着して、これを前述の砥石でワンプス研削し、仕上面に生じた切り残しと炭素被膜の破壊形状をもとに t_e を測定する。

図 2.3 (a) は設定切込み $t' \neq 0$ でワンプス研削したときのスクラッチを示したもので、スクラッチは A 点まで続いているように見えるが、蒸着被膜をふき取ると図 2.3 (b) となり、スクラッチは B 点までで、距離 AB は砥粒の見掛けの弾性上すべり長さ x_e' (図 2.3 (c)) に相当する。

図 2.3 (c) は砥粒の弾性上すべり状態をモデル化したもので、図の幾何学的関係から t_e は次式で表される。

$$t_e \doteq x_e' \sqrt{\frac{2t}{R_g}} - t_0 \quad (2.2)$$

本実験では局部的に断続研削を行うが、研削中の砥石作業面積が変化しないために、砥石軸のレベルは工作物に対し一定で、砥粒と工作物の局部的な弾性変位に基づく弾性上すべり深さを求めることができる。

実験条件を表 2.1 に示す。

2.3 実験結果および考察

2.3.1 切除比

図 2.4 は切り始め付近の仕上面プロフィールを示したもので、a～c は微小移動装置で走査位置を $50 \mu\text{m}$ または $100 \mu\text{m}$ 研削方向に移動して得られたものである。図 2.4 (a) は定常研削状態 (ドレッシング直後) における砥石の初期摩耗終了後から研削焼けが発生する前までの研削状態。図の場合、逃げ面摩耗面積率

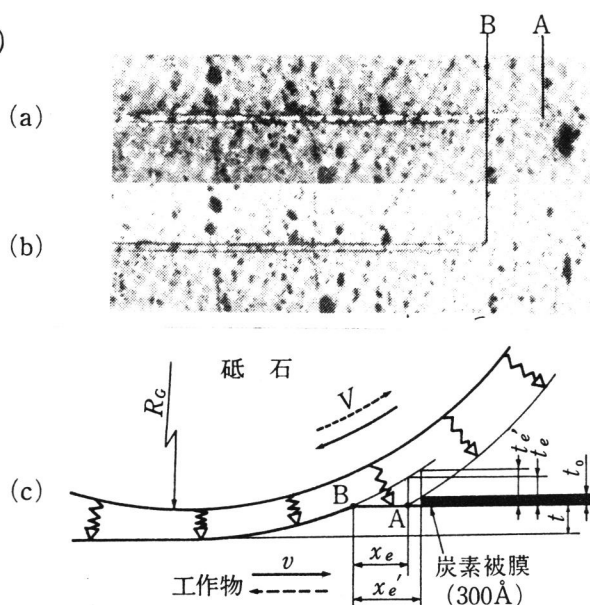


図 2.3 弾性上すべり深さの測定方法

表 2.1 実験条件

項 目	条 件
砥 石	WA36～80 KmV WA46H～PmV
工 作 物	S45C (850℃ 水焼入れ) S45C (900℃ 焼きなまし) 工業用純鉄
砥石周速度	1800～1860 m/min
工作物速度	14 m/min
除去深さ	$10 \mu\text{m}$
研削方式	乾式・上向き・ワンパス
ドレッシング	切込み： $5 \mu\text{m} \times 2$ 回 縦送り： 100 mm/min

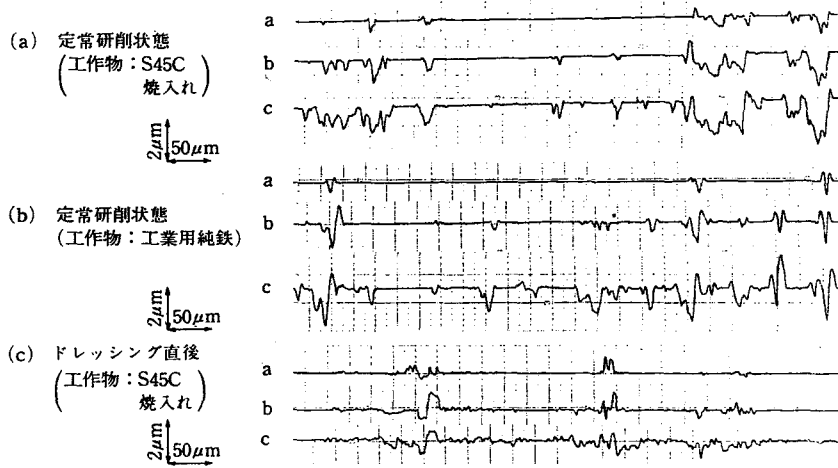


図 2.4 切り始めにおけるスクラッチのプロファイル

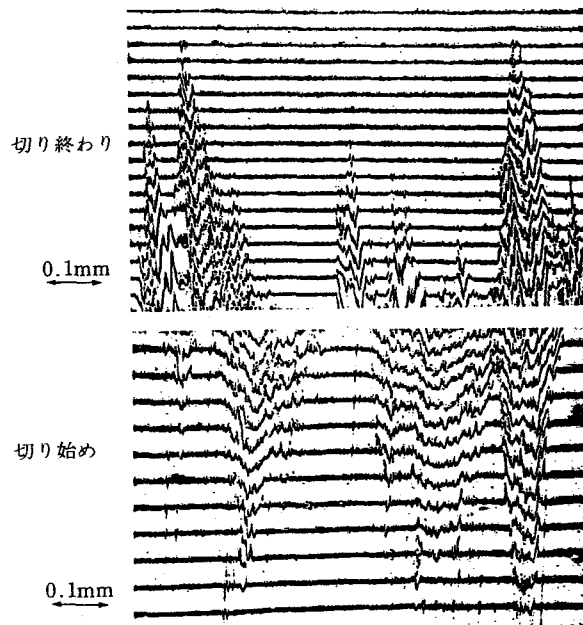


図 2.5 研削焼け発生時のスクラッチ形状

$\eta \approx 1\%$) でのプロフィールで、全般にスクラッチ面側への盛り上がりが少ない。ところが同一条件で研削しても純鉄を研削した場合〔図 2.4 (b)〕には盛り上がりが多くなる。図 2.4 (c) はドレッシング直後の切れ刃で研削したもので、一般にドレッシング直後の切れ刃は鋭利と考えられているが、図からは盛り上がりが多く見られ、工作物除去の能率が良いとは思われない。

ところで切れ刃先端に丸み半径 r を有するバイトで黄銅を 2 次元切削した津枝ら⁽⁵⁾の報告によると、切れ刃先端から深さ t_0 ($t_0 = 2r/3$) まではバニシ作用によって切りくずを排出しないとされている。ところが図 2.4 (a) によれば、深さ $0.1 \sim 0.2 \mu\text{m}$ 程度のスクラッチでもほとんど盛り上がりを伴っていないことから、定常研削状態における切れ刃りょうはきわめて鋭利であることが予想される。以上は研削による工作物除去の機構を 2 次元切削として考察したものであるが、実際の研削は 3 次元切削のあらゆる場合を含んでいる。ここで問題となるのはすくい面の傾斜角 i ⁽⁶⁾ で、その値は有効すくい角に影響することにも、 i が大きい場合には工作物にくさびを押し込む形となり、切りくずを排出しない。これはドレッシング直後における除去能率の悪さ〔図 2.4 (c)〕の原因と考えられる。しかし切れ刃の摩耗に伴い、切れ刃形状は多角すい台の集合体とみなせるようになるため、くさび形の切れ刃が減少し、切りくずがすくい面前方に排出されやすくなるものと思われる。

図 2.5 は全研削幅で焼けが発生した状態 ($\eta = 5.4\%$) における切り始め、切り終り付近の多重干渉写真〔リファレンスミラー反射率 40%，干渉フィルタ ($\lambda = 546 \text{ nm}$)〕を示したもので、平行な干渉じまより上方に突出した部分が盛り上がりを示している。切り始め付近では盛り上がりが見られないのに対し、切り終り付近では多量の盛り上がりが見られ、工作物表層の塑性流動が著しいことがわかる。

図 2.6 (a) は測定された個々のスクラッチについて、それが初めて現れた付

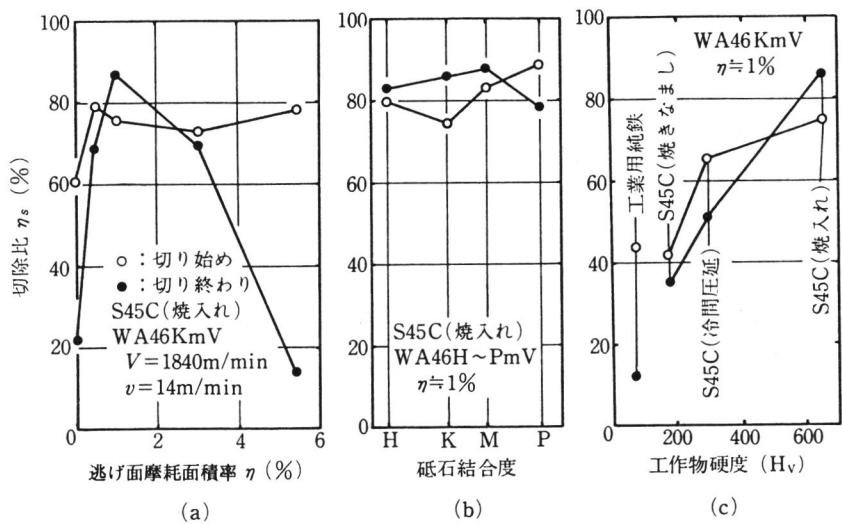


図 2.6 η , 砥石結合度および工作物熱処理の影響

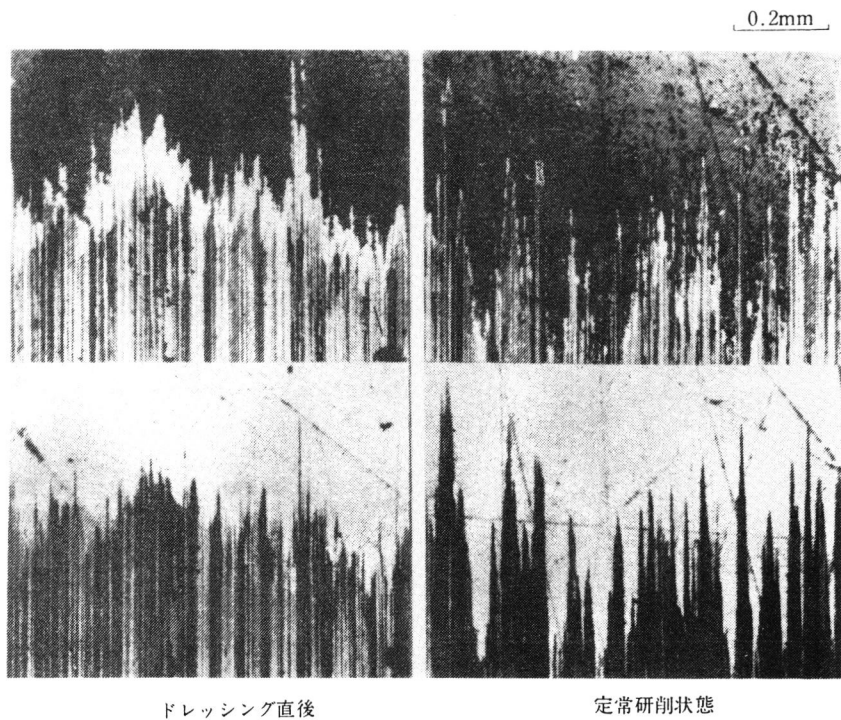


図 2.7 切り始めにおける弾性上すべり

近 ($h_g < 1.5 \mu\text{m}$) で、かつ切れ刃相互の干渉がないと思われるものを選んで η_s を計算し、砥石の逃げ面摩耗面積率 η との関係を調べたものである。なおドレッシング直後の切れ刃については $\eta = 0$ として表示した。図からドレッシング直後には切り終わり付近で特に η_s が小さいことがわかる。これは焼け発生時と同様に切れ刃前方に向かって工作物の塑性流動が生じている⁽⁷⁾ため、ドレッシング直後の切れ刃は意外に除去能率が悪いことを示している。次に η の増大に伴って切れ刃先端は次第に摩耗し、定常研削状態では η_s の値はますます減少していくものと考えられるが、実際には切り始め、切り終わりとも η_s は 80 % 前後まで増加する。そのうえ塑性上すべり砥粒 ($\eta_s \div 0$ のスクラッチ) の割合を調べると 10 % 程度に過ぎないことから、定常研削状態における工作物除去の主体は切削と言える。なお焼け発生時、切り始め付近で η_s が大きい理由については後述する。

図 2.6 (b) は η_s と砥石結合度の関係を示したもので、 η_s に対する結合度の影響は少ないと言える。図 2.6 (c) は η_s と工作物材質との関係を示したもので、横軸にはビッカース硬度を採った。図から焼きなました S45C と 1/3 の厚さに冷間圧延した S45C とでは、とくに切り始めの η_s に大きな差が生じていることがわかる。上向き研削の場合、切れ刃が切込まれる領域は熱応力が最も大きく⁽⁸⁾ かつ加工硬化が最も著しいことから、実際の研削における切り始めの η_s は図 2.6 の値よりさらに大きいと思われる。

2.3.2 弾性上すべり深さ

図 2.7 はドレッシング直後と定常研削状態における切り始め付近のスクラッチで、上段が研削直後、下段が蒸着した炭素被膜をふき取った後のものである。上段の写真で、スクラッチの先端に白く見える部分が弾性上すべり領域に該当している。

図 2.8 は切り始めにおける弾性上すべり深さ t_e を 100 個のスクラッチ

について測定した結果で、ドレッシング直後の t_e はばらつきが大きく、その平均値 $\bar{t}_e$ も比較的大きいのに対し、定常研削状態ではばらつきが少なく、 $\bar{t}_e$ は $0.2 \mu\text{m}$ に過ぎないことがわかる。したがって t_e の値は寸法の創成機構に重大な影響

を及ぼすとは考えられな
いが、砥石と工作物の接
触長さや接触変位あるい
は連続切れ刃間隔を考
察する場合には無視でき
ない値である。研削焼け
発生時には $\bar{t}_e$ は再び増
大して約 $0.6 \mu\text{m}$ に達す
る。これは研削焼けを
発生する状態まで摩
耗した切れ刃がいか
に工作物に切込まれ
にくいかを示すもので
ある。

ところで熱電インパルス法⁽⁹⁾によって $t \doteq 6 \mu\text{m}$ 、砥石周速度 $V = 3060 \text{ cm/s}$ 、 $\eta \doteq 6\%$ における連続切れ刃間隔 μ を測定したところ、その値は約

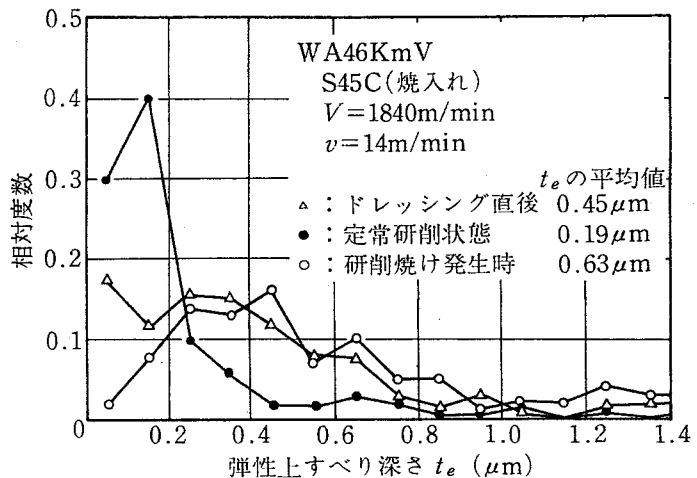


図 2.8 切り始めにおける弾性上すべり深さ

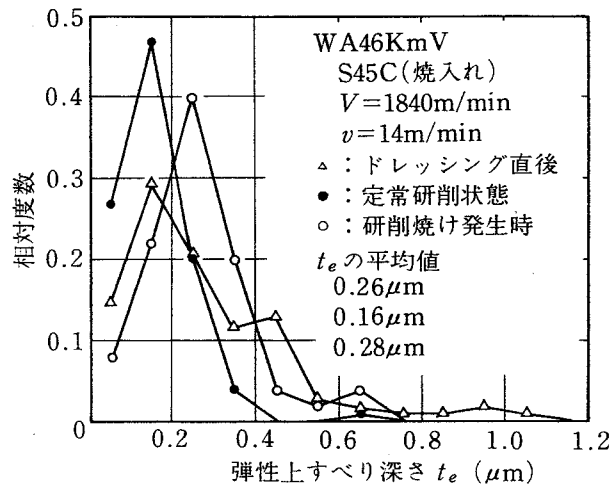


図 2.9 切り終りにおける弾性上すべり深さ

2 mm であった。したがって図 2.3 (c) のモデルで工作物が B 点から A 点まで移動する間に B 点上を通過する切れ刃数 m はほぼ 4 個 ($m = Vt_c \sqrt{R/2t} / \mu v = 30600 \cdot 0.00063 \sqrt{190/4 \cdot 0.006} / 2.230$) となる。このように研削焼け発生時には多数の切れ刃が工作物表面をこすり取ることによって B 点の除去が行なわれるため、切り始めでは η_s が大きくなり、逆に切り終りでは工作物表層の塑性流動によって η_s が小さくなる〔図 2.6 (a)〕ものと考えられる。

図 2.9 は切り終りにおける t_e とその相対度数の関係を示したもので、切り始めにおける結果と同様に定常研削状態における t_e のばらつきおよび $\bar{t}_e$ はドレッシング直後および焼け発生時よりも小さいことがわかる。

図 2.10 は $\bar{t}_e$ と砥石結合度および砥石粒度との関係を示したもので、結合度や粒度の増大に応じて $\bar{t}_e$ がやや減少しているのが認められる。

以上の結果、S45C の焼入れ材を研削した場合、切除比や弾性上すべり深さは砥石の摩耗状態に影響されることが明らかになった。そこで次に砥石の摩耗に応じて切れ刃の形状がどのように変化するかについて調べることにする。

2.3.3 砥石の摩耗による切れ刃形状の変化

通常の研削加工における砥粒切れ刃の平均除去深さは $0.1 \sim 1 \mu\text{m}$ のオーダーであるため、砥粒切れ刃の形状を調べる場合にも、その領域に着目することが必要である。そこで切れ刃先端の形状を転写し、砥石の摩耗に伴う変化を調べることにする。

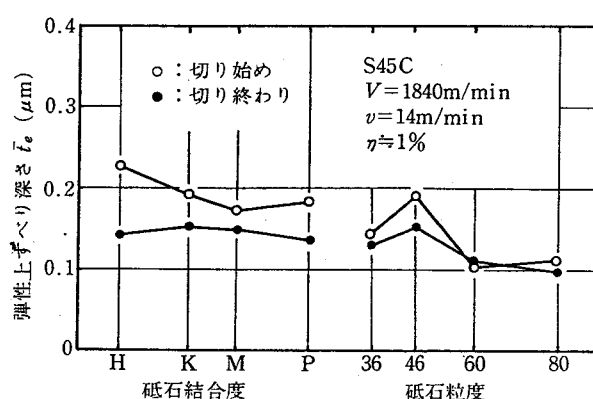


図 2.10 $\bar{t}_e$ と砥石結合度、砥石粒度の関係

図2.11 は切れ刃形状の転写方法を示したもので、停止した砥石を焼結グラファイトに押付け、A点を中心に外周±5mmの範囲で砥石を微小回転させ、計10mmの範囲の切れ刃形状を転写すると、グラファイト上には砥石外周10mm内の最外周切れ刃投影形状が転写されたことになる。同様にA点と15mm離れたB点についても転写するとともに、テーブルを停止し

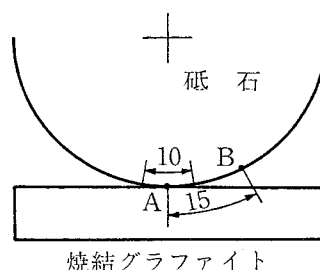


図2.11 砥石切れ刃形状の転写方法

た状態でプランジ研削を行って極限あらさ⁽¹⁰⁾を転写し、転写面の砥石軸方向のあらさを触針式あらさ計（触針先端半径：約40 μ m，測定力：約0.002N）で測定する。図2.12はその一例を示したもので、プロフィールから上の部分が砥石側である。まず砥石の摩耗に応じた転写形状Aの変化に注目すると、ドレッシング直後の切れ刃先端は比較的良好にそろっているのに対し、定常研削状態では急に不ぞろいとなることから切れ刃先端は急激に破砕、脱落していることがわかる。砥石が摩耗して研削焼けが発生し始めると、転写形状のあらさはますます増大するが、研削焼けが発生した領域から局部的になめらかなうねりとなり、その領域だけ摩耗の著しくなることがわかる。次に転写形状AとBの關係に注目すると、ドレッシング直後にはほとんど無関係に見える転写形状が、定常研削状態になると明らかに類似した形状になるのがわかる。これは砥石円周方向の切れ刃先端が砥石の摩耗に応じて急速に同一レベルにそろおうとしていることを示すもので、連続切れ刃間隔の予測や、あらさの生成機構を考えるうえで見逃せない事実である。砥石が摩耗して研削焼けが発生し始めると(c)のように転写形状AとBがほとんど等しくなるとともに、研削焼けが発生した領域については、極限あらさの転写形状とも等しくなる。このことは研削焼けが発生した領域では、円周方向の切れ刃先端が全周にわたって同一レベルに並

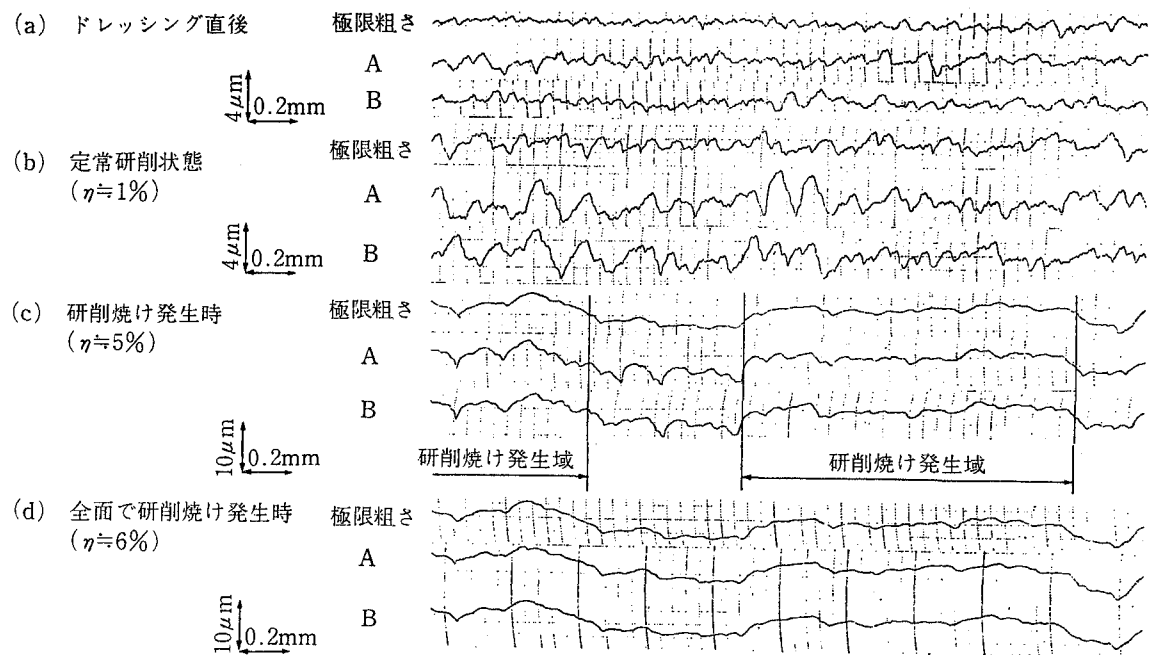


図 2.12 切れ刃の転写形状

んでいることを予想させるものである。これを確認するため、全域で焼けが発生するようになった砥石の切れ刃形状を転写したところ、砥石上どの位置でも同じ形状が得られた。したがって砥粒の支持剛性や、摩耗速度の差に基づくと考えられる若干のばらつきを除けば、研削焼け発生時における円周方向の切れ刃先端は砥石全周で同一レベルにあると言える。

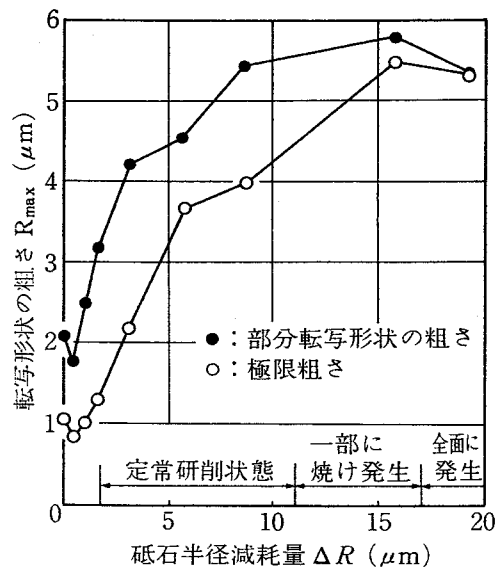


図 2.13 切れ刃転写形状のあらさ

図 2.13 は転写形状のあらさ R_{max} と砥石半径減耗量 ΔR との関係を示したもので、○印が極限あらさの、●印が部分転写形状の R_{max} である。図からドレッシング直後、不安定な切れ刃の破砕によって一時的に R_{max} は小さくなるが、その後急激に増大することがわかる。しかし全域で焼けが発生するようになると極限あらさの転写形状と部分転写形状の R_{max} は等しくなる。またこのとき、切れ刃の逃げ面には極限あらさの転写形状と同一形状のうねりが生じていると言えるが、 R_{max} は $5 \sim 6 \mu\text{m}$ にも達することがわかる。

2.4 結 言

本章では切除比、弾性上すべり深さおよび砥石の摩耗に応ずる切れ刃形状の変化について実験的に検討し、つぎの結果を得た。

(1) ドレッシング直後の切れ刃先端レベルは比較的良好な状態に保たれているが、切れ刃が不安定なために弾性上すべり深さは比較的大きい。切れ刃が工作物に食

込んだ後も大部分の砥粒は掘り起こしを行なうのみで、工作物表層は切れ刃前方に向かって著しく塑性流動する。

(2) ドレッシング直後の不安定な切れ刃は研削によって破碎、脱落し、一時的に切れ刃先端レベルのばらつきが小さくなるが、その後急激に大きくなる。ただし先行切れ刃と後続切れ刃は次第に同一レベルに近づく。

(3) 定常研削状態における切れ刃の弾性上すべり深さは $0.2\ \mu\text{m}$ 程度で、掘り起こしも少なく、工作物除去の主体は切削と言える。

(4) 研削焼けが発生し始める時期と切れ刃先端が砥石全周にわたってほぼ同一レベルになる時期は一致する。

(5) 研削焼け発生後における切れ刃の弾性上すべり深さは切り始めで約 $0.6\ \mu\text{m}$ と比較的大きく、工作物除去の主体は多数の切れ刃と工作物の摩擦に伴う工作物表層の塑性流動によるものと考えられる。

(6) 鋼を研削した場合の切除比は材料が加工硬化しているほど大きくなる。

参 考 文 献

- (1) 岡村, 中島ほか2名: 精密機械, 33, 3 (1967) 161.
- (2) 中山, 高木, 中野: 精密機械, 41, 8 (1975) 838.
- (3) 山本, 中村: 精密機械, 34, 5 (1968) 310.
- (4) 森, 岡本: 精密機械, 36, 10 (1970) 669.
- (5) 津枝, 長谷川, 中野: 日本機械学会論文集, 26, 166 (1960) 803.
- (6) 臼井: 切削研削加工学(下), 共立出版 (1971) 19.
- (7) 岡村, 中島, 山本: 精密機械, 33, 4 (1967) 237.
- (8) R. J. Mercier, S. Malkin & J. C. Mollendorf: Trans. ASME, Ser B, 100, 2 (1978) 43.
- (9) 奥山, 河村: 精密機械, 45, 5 (1979) 536.
- (10) 小野: 研削仕上, 槇書店 (1972) 82.

第3章 砥粒による切削機構のモデル

3.1 緒 言

研削熱の流入割合を理論的に解明するためにはランダムな形状、分布、支持剛性を持つ切れ刃が工作物をどのように除去しているかを明らかにし、これをもとに適切な研削モデルを設定することが必要である。ところが研削加工はフライス加工に比べて、切れ刃あたりの除去深さが極めて小さいために、工作物の除去作用が主に切削なのか、ほりおこしとこれに伴う塑性流動なのかと言う最も基本的な問題さえこれまで十分に明らかにされていない。そのうえ砥粒の摩耗面が研削機構に及ぼす影響⁽¹⁾や、切れ刃の弾性上すべり深さが通常の研削条件で $5\mu\text{m}$ にも及ぶ可能性⁽²⁾なども指摘されており、研削をとりまく複雑な要因とその影響についての整合性ある見解はいまだ示されていない。

前章では定常研削状態（砥石の初期摩耗終了後から研削焼けが発生する前までの研削状態）における除去の主体が切削であり、この時の弾性上すべり深さは $0.2\mu\text{m}$ 程度に過ぎないことを示した⁽³⁾。また砥石の摩耗に応じて先行切れ刃と後続切れ刃の先端は砥石外周の同一レベルに急速に近づくことを明らかにした。そこで本章では研削熱の流入割合を解析するうえで不可欠な砥粒平均除去深さ（切れ刃あたりの平均除去深さ）を熱電インパルス法を用いて求め、その実験式を導出するとともに、前章の結果と総合して砥粒による工作物除去のモデルを提案し、あわせて切れ刃の逃げ面摩耗面積の増大に伴う研削抵抗の急増機構を明らかにする。

3.2 実験の方法と条件

砥粒平均除去深さに直接影響を及ぼす連続切れ刃間隔の測定法には朱肉、カーボン紙等を介して切れ刃を転写する方法⁽⁴⁾、摩耗面からの正反射光を測定す

る方法⁽⁵⁾などがあるが、
 このような静的な条件下
 の測定結果は熱電インパ
 ルス法を用いた動的条件
 下の結果とは必ずしも一
 致しない。そのうえ砥粒
 の上すべりのために、測
 定された連続切れ刃間隔
 から導出した砥粒平均除
 去深さと、平均切りくず
 厚さもまた一致しない可

能性も指摘されている⁽⁶⁾。しかし本
 研究は切れ刃先端で消費されるエネ
 ルギーの平均的な流出過程を検討す
 ることを目的としているため、上す
 べり砥粒も含めた砥粒平均除去深さ
 を考察の対象とし、これを熱電インパ
 ルス法を用いて測定する。

図3.1は熱起電力信号、垂直研削
 抵抗 F_n 、接線研削抵抗 F_t および
 除去深さ s の測定方法を示したもの
 で、工作物を2分し、各々の端面を
 ラッピングで平面に仕上げた後、こ

れらの間に厚さ約 $6\mu\text{m}$ の2枚の雲母はくを介して $\phi 25\mu\text{m}$ のアドバンス線
 をはさみ、治具で圧着する。これを研削する際に生ずる熱起電力信号はディジ

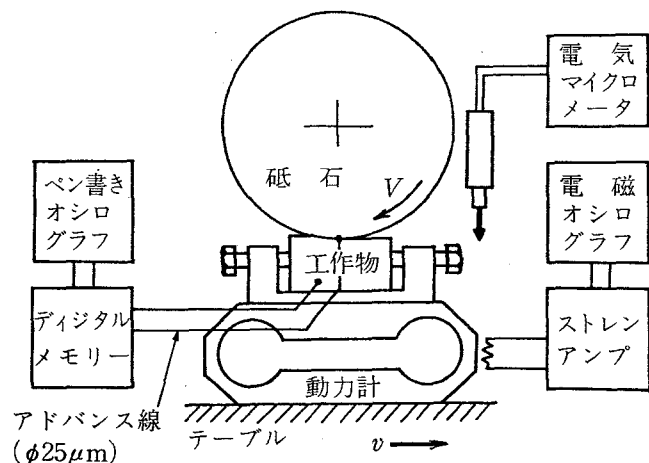


図3.1 熱起電力信号、研削抵抗および
 除去深さの測定方法

表3.1 実験条件

項 目	条 件
砥 石	WA36~80 KmV WA46H~PmV
工 作 物	S45C (850°C水焼入れ)
砥石周速度	800~2400 m/min
工作物速度	5~23 m/min
除去深さ	5~25 μm
研削方式	乾式・上向き・ワンパス
ドレッシング	切込み: $5\mu\text{m} \times 2$ 回 縦送り: 100 mm/min

タルメモリー（サンプリング間隔 $5\mu\text{s}$ ）に記憶させた後，ペン書きオシログラフで再生する． F_n ， F_t は八角リング形動力計を用いて測定し， t は研削前後の工作物高さの差として電気マイクロメータを用いて測定する．

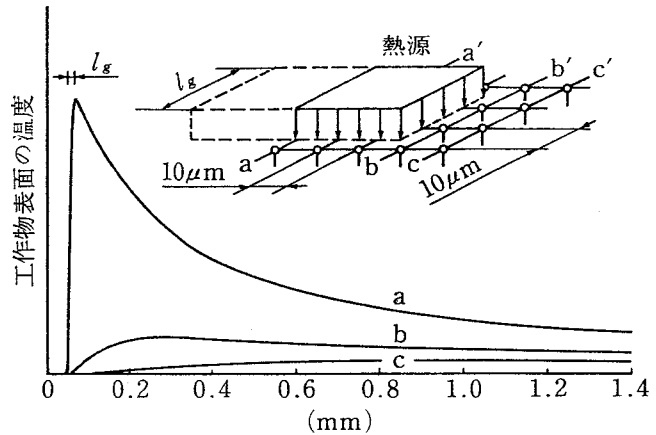


図3.2 隣接インパルスの影響の数値計算結果

実験条件は表3.1のとおりである．

3.3 結果と考察

3.3.1 隣接インパルスの影響

アドバンス線と工作物の接合点を切れ刃が切削したとき，あるいは接合点上を切れ刃が上すべりしたとき，熱起電力信号の中に著しいピーク（熱電インパルス）が発生するが，接合点近傍を切れ刃が通過した場合にもインパルスの発生するおそれがある．そこで一様な強度分布を持つ熱源（幅 $50\mu\text{m}$ ，長さ $20\mu\text{m}$ ）が工作物上を速度 V （ $V=1840\text{ m/min}$ ）で移動した場合について，隣接インパルスの影響を Emmons⁽⁷⁾の方法による数値計算によって求めたのが図3.2で，測定点が熱源に対し相対的に $a\sim a'$ に沿って移動する場合の温度が曲線 a ，熱源の端から $5\mu\text{m}$ 離れた $b\sim b'$ ， $10\mu\text{m}$ 離れた $c\sim c'$ に沿って移動する場合の温度がそれぞれ曲線 b ， c である．図からわかるように，熱電対が熱源の端から $5\mu\text{m}$ 以上離れて通過する場合のピーク温度は熱源直下を通過する場合の約 $1/8$ 以下となり，温度の分布形状も著しく異なることがわかる．

実際の測定にあたっては，例えば図3.3(b)で3～4個見られるような先端の鋭利でないインパルスだけを除外し，その他は出力の大小にかかわらず測

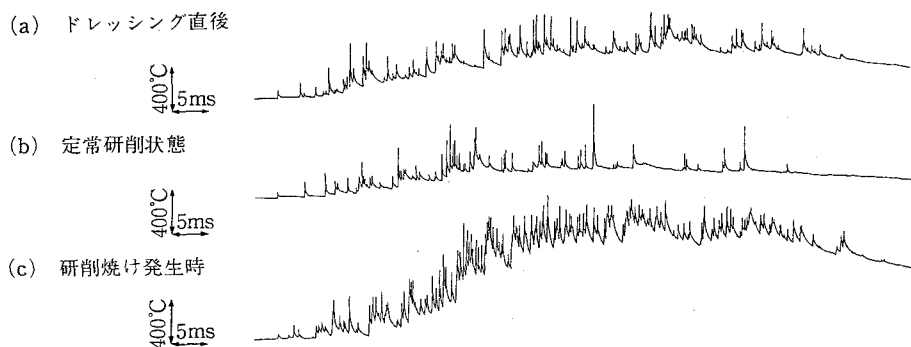


図 3.3 熱起電力信号の測定結果の一例

定対象とする。

3.3.2 連続切れ刃間隔と砥粒平均除去深さ

図 3.3 は得られた熱起電力信号の一例で，(a) はドレッシング直後，(b) は定常研削状態，(c) は研削焼け発生時にそれぞれ工作物を $10\mu\text{m}$ 除去したときの結果である。同一の除去深さにおいても，砥石の磨耗によって出力波形に著しい差のあることがわかる。たとえば $10\mu\text{m}$ 除去するのに必要な砥粒数 m は (a) 126 個，(b) 71 個，(c) 167 個となっており，各々について砥粒平均除去深さ $\bar{g}'$ ($\bar{g}' = t/m$) を求めてみると，それぞれ (a) $0.08\mu\text{m}$ ，(b) $0.14\mu\text{m}$ ，(c) $0.06\mu\text{m}$ となり，定常研削状態ではいかに少ない砥粒で能率良く工作物を除去しているかがわかる。また平均連続切れ刃間隔 $\bar{\mu}'$ (mm) は次式から (a) 1.97mm ，(b) 3.17mm ，(c) 1.60mm となる。

$$\bar{\mu}' = \frac{2lV}{mv} \quad (3.1)$$

ここで， $2l$ ：砥石と工作物の接触長さ (mm)，インパルスの持続時間と v から算出)， V ：砥石周速度 (m/min)， m ：接触弧内で作用した全切れ刃数， v ：工作物速度 (m/min)。

式(3.1)は熱起電力信号が工作物上の一点で測定されていると仮定した場合のもので、実際には測定点の幅 C (約 $60\mu m$)や隣接インパルスの影響を考慮する必要がある。

図3.4は平均切れ刃間隔 $\omega(m)$, 逃げ面摩耗面積率 η の砥石表面上を測定幅 $C+2\Delta C(m)$ で x 方向に走査したときの摩耗面と測定帯との関係を示したものである。津和⁽¹⁾によれば, 摩耗面の平均面積 $\bar{S}(m^2, \bar{S}=\omega^2\eta)$ と摩耗面の平均投影長さ $\bar{b}(m)$ を直径とする円の面積との比は 0.65 となることから $\bar{b}=\sqrt{4\omega^2\eta/\pi\alpha}$ となる。したがって XY 内にある全切れ刃 XY/ω^2 の y 軸への投影長さは $\sqrt{4\omega^2\eta/\pi\alpha} \cdot XY/\omega^2 = 1.4XY\sqrt{\eta}/\omega$ となり, 走査線 $a \sim a'$ で測定される平均連続切れ刃間隔 $\bar{\mu}(m)$ は次式で与えられる。

$$\bar{\mu} = \frac{X}{1.4XY\sqrt{\eta}/\omega \cdot 1/Y} = \frac{\omega}{1.4\sqrt{\eta}} \quad (3.2)$$

測定幅が $C+2\Delta C(m, \Delta C=5\mu m$:隣接インパルスの影響する距離)のとき見掛けの平均連続切れ刃間隔 $\bar{\mu}'(m)$ は次式で与えられる。

$$\bar{\mu}' = \frac{\omega}{1.4\sqrt{\eta} + (C+2\Delta C)/\omega} \quad (3.3)$$

したがって式(3.1), (3.2), (3.3)から

$$\bar{\mu} = \frac{lV}{mv} \left(1 + \sqrt{1 + \frac{mv(C+2\Delta C)}{lV\eta}} \right) \quad (3.4)$$

となる。つまり $m, 2l$ の測定値をもとに式(3.4)から測定幅が零のときの連続切れ刃間隔を求めることができる。

同様にして砥粒平均除去深さ $\bar{g}$

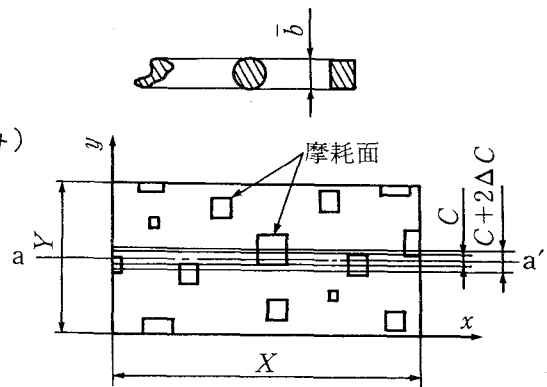


図3.4 摩耗面と測定帯の関係

は次式で与えられる。

$$\bar{g} = \frac{t}{2m} \left(1 + \sqrt{1 + \frac{mv(C+2\Delta C)}{\ell V \eta}} \right) \quad (3.5)$$

図 3.5 は除去深さが $10 \mu\text{m}$ になるように切込み t' を設定してワンパス研削したときの $\bar{g}$, $\bar{\mu}$ と η の関係を示したものである。ここで η は砥石表面のレプリカから点算法によって求め、ドレッシング直後については $\eta = 0$ として表示した。ただしドレッシング直後の砥石からの正反射面積率を測定した結果 $0.6 \sim 0.8\%$ を得たので、式 (3.4), (3.5) の計算にはこの値を η とみなして使用した。図からドレッシング直後の $\bar{\mu}$ は 3.5 mm 程度であるが、研削初期の破碎、脱落で急に長くなり、その後 η の増大に応じて短くなるのがわかる。前章では研削焼け発生前後で工作物の除去機構や砥石作業面の形状に著しい差異のあることを述べたが、 $\bar{\mu}$ については特に変化は見られない。一方、 $\bar{g}$ は焼け発生とともに急に減少している。これは主に研削焼けの発生に伴う研削抵抗の急増 (図 3.8) によって砥石と工作物の接触長さが増大するためと考えられる。

図 3.6 は $\bar{g}$, $\bar{\mu}$ と t , v , $1/V$ の関係を示したものである。図から $\bar{\mu}$ は t , v , $1/V$ の減少に伴って増大するのがわかるが、これは $\bar{g}$ の減少によってインパルスが発生するに至らない切れ刃が増加するためと考えられる。

図 3.7 は $\bar{g}$, $\bar{\mu}$ と砥石粒度および結合度の関係を示したもので $\bar{g}$, $\bar{\mu}$ ともに粒度や結合度の増加に伴って減少

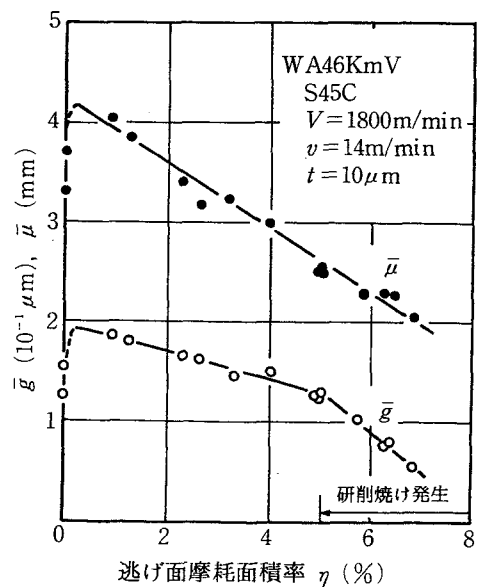


図 3.5 $\bar{g}$, $\bar{\mu}$ と η の関係

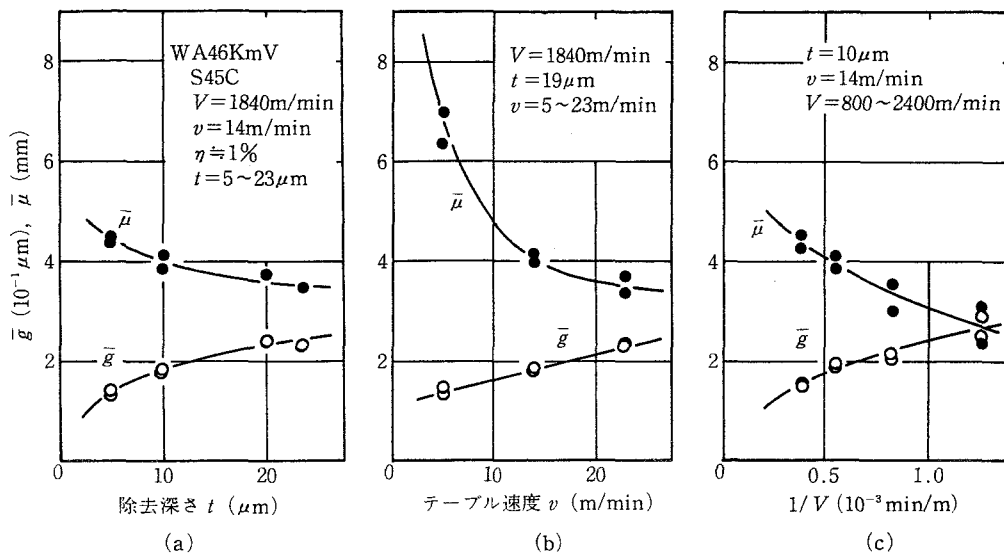


図 3.6 $\bar{g}$, $\bar{\mu}$ と t , v , $1/V$ の関係

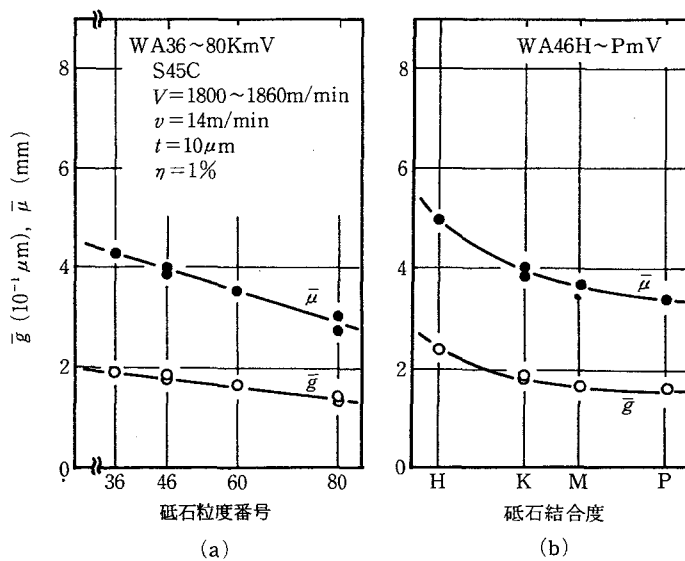


図 3.7 $\bar{g}$, $\bar{\mu}$ と砥石粒度, 結合度の関係

するのがわかる。

3.4 除去機構のモデル化

前述のように $\bar{\mu}$ は実験条件によって変化するうえ、2.2 も幾何学的な砥石と工作物の干渉モデルに基づく計算値とは異なるため、 $\bar{g}$ を理論的に予測することは困難である。そこで図 3.5 ~ 3.7 をもとに $\bar{g}$ の実験式を導出するとともに、広い摩耗面を持つ砥粒がどのように工作物を除去するかについて考察し、おわせて η の増大に応ずる研削抵抗の急増現象について検討する。

3.4.1 砥粒平均除去深さ

図 3.6 (a), (c) の関係から $\bar{g} \propto \sqrt{t} \cdot \sqrt{1/V}$ と仮定し、かつ $\bar{g}$ に対する η , v , 砥石粒度の交互作用はないものとするれば、 $\bar{g}$ の実験式として次式の関係が得られる。

$$\bar{g} = (100 - 780\eta + 165v - 0.68N)(100t)^{1/3}(0.01/V)^{1/2} \cdot 10^{-6} \quad (3.6)$$

なお各々の単位は $\bar{g}$: m, v : m/s, N : 砥石粒度番号, t : m, V : m/s である。

一方小野⁽⁸⁾によれば、砥石直径を D , 工作物直径を d としたときの平均切りくず断面積 a_m は次式のように与えられている。

$$a_m = \frac{\omega^2 V}{V} \sqrt{t \left(\frac{1}{D} \pm \frac{1}{d} \right)} \quad (3.7)$$

なお式(3.7)は切れ刃が砥石外周の同一レベルにそろい、かつ上すべりなしで切削を開始すると仮定した場合に相当している。定常研削状態では、連続した切れ刃の円周方向投影形状が急速に一致することから、切りくずの幅は摩耗面の平均投影長さ $\bar{b}$ ($= 1.4\omega\sqrt{\eta}$) に一致すると仮定すると、平面研削における $\bar{g}$ は次式で与えられる。

$$\bar{g} = 0.71 \omega \frac{V}{V} \sqrt{\frac{t}{D\eta}} \quad (3.8)$$

式(3.6)と(3.8)を比較すると各パラメータの変化に依ずる $\bar{g}$ の変化の傾向は一致しているが、その影響の程度は式(3.6)の方が小さいことがわかる。一方、両式に $\omega = 0.58 \text{ mm}$, $v = 0.2 \text{ m/s}$, $V = 30 \text{ m/s}$, $t = 10 \mu\text{m}$, $D = 0.18 \text{ m}$, $\eta = 0.01$, $N = 46$ を代入して $\bar{g}$ を求めると各々 0.17 , $0.20 \mu\text{m}$ とほぼ同じ値が得られる。実際の研削においては切れ刃の上すべりのために、平均切りくず厚さは式(3.6), (3.8)の値より大きいことが予想されるが、熱電インパルス法では上すべりを行っている砥粒も測定されているため、両式の計算結果が同程度の値になったものと思われる。

3.4.2 連続した切れ刃による除去モデル

η の値は定常研削状態においても1~4%程度に達しているので、切れ刃1個あたり $50 \times 50 \sim 150 \times 150 \mu\text{m}^2$ 程度の摩耗面積を生じていると言える。このような切れ刃が工作物に食い込むためには (i) 摩耗域の接触圧力が工作物の降伏応力 σ_s に達する, (ii) 摩耗域の接触温度が工作物の融点に達する, (iii) 切れ刃りよう(砥粒の摩耗面前縁)が摩耗面より突出している, のうちいずれかの条件が満足される必要があると考えられる。

仮定(i)の場合に工作物の降伏応力 σ_s と η から推定される単位研削幅あたりの垂直研削抵抗 F_n/B は $\eta = 1\%$ の場合約 10 KN/m ($2l = 1.8 \text{ mm}$, $\sigma_s = 54 \text{ MPa}$ (55 Kgf/mm^2))となり、図3.8の結果とほぼ一致する。ただしこの場合 F_n/B は η に比例して増大すると考えられるが、図から定常研削状態では η によってほとんど変化しない。このように仮定(i)は妥当でないことがわかる。

図3.9の実線は砥粒と工作物の接触面を工作物の融点に保ったときに工作物へ流入する熱量をEmmons⁽⁷⁾の方法によって求めた結果である。なお数値計算

にあたっては、砥粒の摩耗面は全域が工作物と接触し、その形状は一辺の長さが $\omega\sqrt{\eta}$ の正方形であると仮定した。また破線は研削熱の工作物への流入割合を80%として工作物への流入熱量を図3.8の F_t/B から求めた結果である。両者の傾向が著しく異なっていることから、仮定(ii)もまた妥当でないことがわかる。

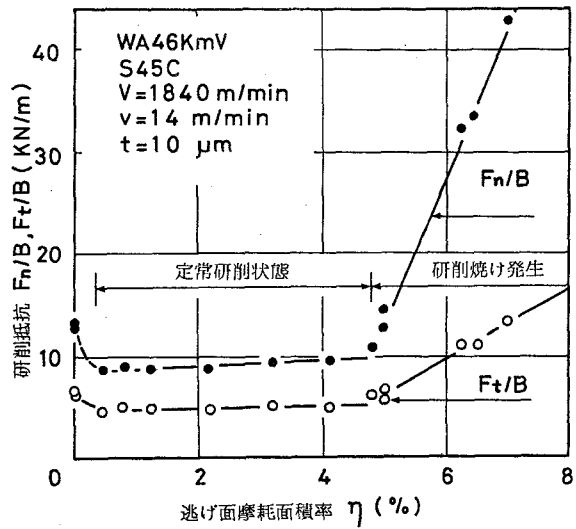


図3.8 研削抵抗と逃げ面摩耗面積率の関係

一方、Malkin⁽⁹⁾は η の増大に応ずる F_t/B の変化をもとに研削エネルギーを切削と逃げ面摩擦に要するエネルギーに分配し、砥粒と工作物の接触面の温度分布を計算している。その結果によると、接触面温度はせん断域で急激に上昇して切れ刃りようで最高温度に達し、摩耗域では急激に低下する。これは突出した切れ刃りようで切削し、摩耗域ではほとんどエネルギーを消費しない仮定(iii)に相当する。ただしこの場合、切れ刃り

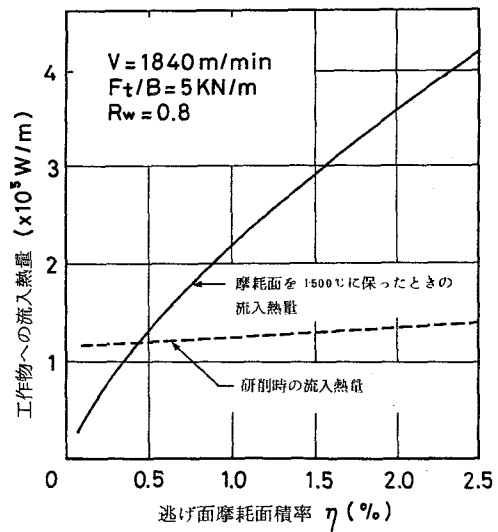


図3.9 研削熱の工作物への流入熱量と η の関係

よう付近は大きな摩擦力が作用するうえに最高温度に達しているため、逃げ面より摩耗速度が大きいと考えられることから、仮定(iii)の状態が持続されると

は考えられない。

以上のように上記の仮定はいずれも妥当でないことが明らかになったが、現実に応じた磨耗面を持つ切れ刃が切削しており、

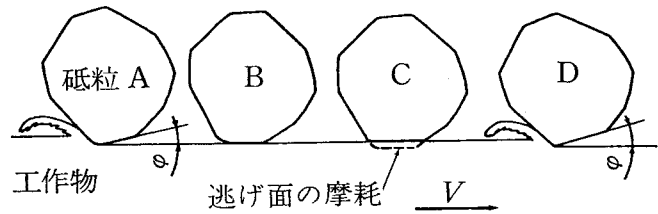


図 3.10 連続した切れ刃による切削モデル

これをどのように解釈すべきかは非常に重要である。また図 3.8 のように $\eta > 4.7\%$ では研削抵抗が急増するとともに研削焼けが発生するが、このときにはせん断形あるいは流れ形の切りくずは排出されなくなり、工作物除去の形態は切削とは言えなくなる。

そこでこれらの事実を説明するために、図 3.10 のモデルを考えてみよう。図は連続した切れ刃の切削、上すべりの状態と、1 個の切れ刃の時間的な変化を同時に表したもので、砥粒 B、C は上すべりをしているが、砥粒 D は切削を開始するものとする。Malkin が指摘しているように、切削に要する接線研削抵抗は逃げ面摩擦に要するものより大きいため、切削を開始した砥粒 D は接線研削抵抗によって角度 ϕ だけ傾斜する。このため砥粒は逃げ面を工作物に接することなく切削することが可能となる。しかし切削長さが増大すると砥粒 A のように切れ刃りょうが磨耗して次第に切削しにくくなり、ついには砥粒 B のように上すべりを開始し、除去作用は他の砥粒が分担するようになる。砥粒 B の逃げ面は上すべりを続ける間に徐々に磨耗し、これに伴って鈍化していた切れ刃りょうが再び鋭くなり、砥粒 C、D のように切削能力を持つようになる。つまり (i) 砥粒の傾斜・切削、(ii) 切れ刃りょうの磨耗、(iii) 上すべり、(iv) 切れ刃りょうの自生 の過程を繰り返すと考えられる。

定常研削状態における砥粒の弾性上すべり深さは $0.1 \sim 1 \mu\text{m}$ 程度であるため、砥粒が上すべりをするか、切削をするかは極めて微妙である。しかも切削

の開始に関係する切れ刃の領域は先端から深さ $0.1 \mu\text{m}$ 程度と考えられることから、切れ刃りょうの自生には逃げ面が同程度摩耗するだけで十分である。また切れ刃りょうの自生した砥粒はわずかに傾斜するだけで摩耗面を工作物から離して切削することが可能で、上記の過程が起こる可能性は高いと言える。またこの場合、研削抵抗 F_t と η の間には一次的な関係はなくなることから、図 3.8 のように定常研削状態では η の増加によって研削抵抗はあまり変化しないものと思われる。

3.4.3 研削抵抗の急増現象

η がある値に達すると、研削抵抗が急増するとともに研削焼けが発生するが、この現象についてはこれまで適当な説明がなされていない。そこで図 3.11 のモデルをもとにこの現象について考えてみよう。いま図の砥粒が傾斜・切削しているとすると、研削抵抗によって砥粒に加わる回転モーメント M は次式を満足しなければならない。

$$M = \Delta F_n \cdot \Delta l - \Delta F_t \bar{h} < 0 \quad (3.9)$$

ここで、 ΔF_n 、 ΔF_t : 切れ刃に加わる研削抵抗、 $\bar{h}$: 切れ刃りょうから回転中心 O までの高さ、 Δl : O からの垂線と切れ刃りょう A の距離。

平均切れ刃間隔 w と平均砥粒径 $\bar{d}$ の比 $w/\bar{d} = 2.0$ 、 $\Delta l = b/2$ 、 $\bar{h} = \bar{d}/2$ と仮定すると式 (3.9) は

$$M = \Delta F_n \bar{d} \left(1.4\sqrt{\eta} - \frac{\Delta F_t}{2\Delta F_n} \right) < 0 \quad (3.10)$$

となる。 $M \geq 0$ の場合 $\eta \leq 0$ となるために、砥粒は摩耗面の圧力が工作物の

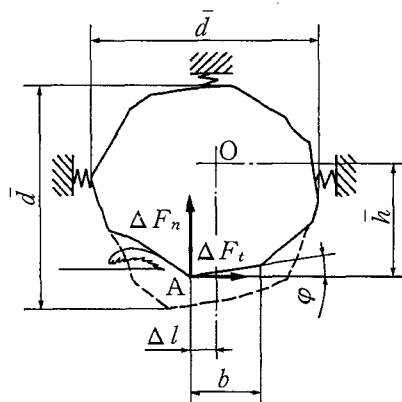


図 3.11 傾斜・切削モデル

降伏応力に達するか、あるいは摩耗面と工作物の接触域の温度が工作物の融点に達するまで工作物に食い込まない。このため研削抵抗の急増、干渉領域の温度上昇とともに、研削焼けが発生することになる。この限界値を与える逃げ面摩耗面積率 η_c は式 (3.10) から

$$\eta_c = 0.13 (\Delta F_t / \Delta F_n)^2 \quad (3.11)$$

となる。ここで $\Delta F_t / \Delta F_n$ は定常研削状態における 2 分力比に相当する。いまその値として 0.6 を代入すると $\eta_c = 4.6\%$ が得られ、図 3.8 の結果と一致する。

上式の導出にあたっては多くの仮定が用いられているため、 η_c の計算値には疑問があるが、式 (3.11) の結果は研削抵抗の急増機構を定性的に説明していると考えられる。特に式 (3.11) は本来砥石粒度や結合度に関係なく、これは安井⁽¹⁰⁾が研削焼け発生時の η は約 4.5% で砥石粒度に関係としていることや、Malkin ら⁽¹¹⁾ が同じく砥石結合度によらないとしていることと符合する。ところで式 (3.11) は砥粒あたりある摩耗面を生じた場合、砥粒が傾斜・切削しなくなることを示し

ていることから、 η_c は砥粒率に比例すると考えられる。しかし実際の砥石で砥粒率を著しく変化させるのは困難なため、安井のドレッサー回転目直し法⁽¹⁰⁾ に準じた方法で砥石を図 3.12 のように成形し、 η_c と作業面積率

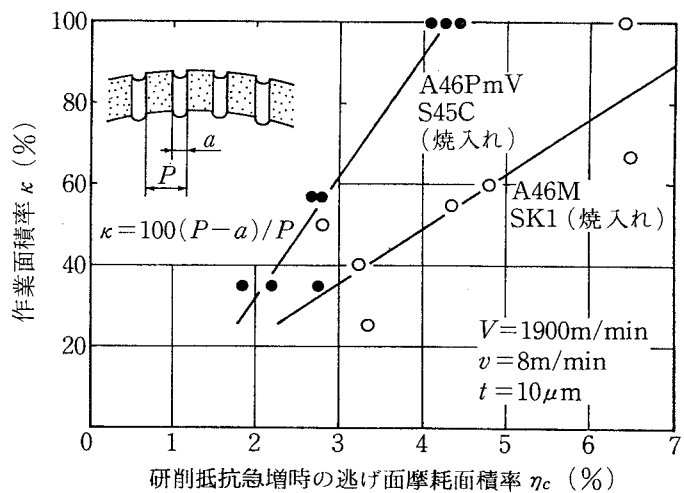


図 3.12 砥石の作業面積率 κ と η_c の関係

κ ($\kappa = 100(p-a)/p$, a : 砥石表面除去幅, p : ピッチ) との関係进行调查することにする。図 3.12 の・印は $a \div 1 \text{ mm}$, $p = 2 \sim 4 \text{ mm}$ で砥石表面を成形したときの結果で, ○印は安井の測定結果⁽¹⁰⁾をもとに, 工作物全面に焼けが生じたときの η と κ の関係を示したものである。図から η_c や全面で焼け発生時の η は κ に対して一定ではなく, むしろ比例関係にあることがわかる。これらの結果は研削抵抗の急増現象が砥粒あたりの摩耗面積によって支配されているとした上述の結果と符合する。

3.5 結 言

本章で得られた結果を要約すると次のようになる。

- (1) 工作物間にアドバンス細線をそう入する方法で, 切れ刃の熱起電インパルス信号を測定した場合, 隣接インパルスの影響する範囲は $5 \mu\text{m}$ 程度である。
- (2) 砥粒平均除去深さ $\bar{g}$ (m) の実験式を求めた結果つぎの関係式が得られた。なお工作物速度 v , 砥石周速度 V の単位は m/s , 除去深さ t の単位は m とし, N は砥石の粒度番号とする。

$$\bar{g} = (100 - 780\eta + 165v - 0.68N)(100t)^{1/3}(0.01/V)^{1/2} \cdot 10^{-6}$$

- (3) 定常研削状態における砥粒は (i) 傾斜・切削, (ii) 切れ刃りょうの摩耗, (iii) 上すべり, (iv) 切れ刃りょうの自生 の過程を繰り返すと考えられる。
- (4) 砥粒あたりの逃げ面摩耗面積がある限界値を超えると, 砥粒は傾斜・切削ができなくなり, 研削抵抗は急増する。

参 考 文 献

- (1) 津和: 精密機械, 27, 6 (1961) 414.
- (2) 岡村, 中島, 平, 藤原: 精密機械, 33, 3 (1967) 161.

- (3) 長谷川, 奥山, 河村: 精密機械, 46, 8 (1980) 959.
- (4) たとえば, 佐藤: 精密機械, 16, 3 (1950) 77.
- (5) 津和: 昭和 38 年度精機学会春季大会学術講演会前刷 (1963) 73.
- (6) 田中, 津和, 河村: 精密機械, 30, 12 (1964) 908.
- (7) H.W. Emmons: Trans. ASME, 65, 6 (1943) 607.
- (8) 小野: 研削仕上, 槇書店 (1972) 86.
- (9) S. Malkin: Trans, ASME, Ser. B, 96, 11 (1974) 1184.
- (10) 安井: 大阪大学学位論文, (1972) 65.
- (11) S. Malkin, N.H. Cook: Trans. ASME, Ser. B, 93, 11 (1971) 1120.

第4章 研削熱の流入割合の理論

4.1 緒 言

砥石と工作物の干渉領域で発生した熱は砥石、工作物、切りくずなどに伝導配分されるが、工作物に流入した熱は研削焼けや割れ、あるいは加工変質層発生の主要な原因となるばかりか、寸法精度、形状精度にも大きな影響を及ぼすと言われている。このような研削熱の影響を予測、制御し、工作物の精度と仕上面の品質の向上を図るには研削熱の流入割合を理論的に解明することが必要である。そこで本研究ではまず、大きな負のすくい角を持つ切れ刃による2次元高速切削モデルをもとに切れ刃周辺の温度分布を数値計算によって求め、切りくずと工作物への熱伝導の様子を調べるとともに、砥粒への熱伝導については静止した帯状熱源から半無限体への2次元非定常熱伝導と仮定して数値計算し、これらの結果をもとに1個の切れ刃で発生した熱の流入割合を求める。つぎに先行切れ刃で発生した熱のうち、工作物へ流入した熱の一部が再び切りくずや砥粒へ伝導することを考慮して、研削熱の流入割合を理論的に解明する。

4.2 砥粒切れ刃周辺の温度分布

4.2.1 数値計算の方法

砥粒と工作物の接触モデルをもとに研削熱の流入割合を考察した従来の研究⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾では、せん断仕事による発生熱 Q_{sk}' の切りくずと工作物への流入割合の決定は Shaw ら⁽⁴⁾の考えに従っている。すなわち一様な強度分布を持つ帯状熱源が半無限体上を移動した場合の熱源接触部の平均温度を与える Jaeger⁽⁵⁾の解と切りくずの平均温度が等しいと仮定して解析している。しかし大きな負のすくい角を持つ切れ刃による高速切削においてもこの仮定が適用できるかどうか確かめる必要がある。また切りくずとすくい面間の摩擦仕事による発生熱 Q_r'

が切りくず，工作物へどのように伝導するかについても明らかにする必要がある。そこで次の仮定をもとに砥粒切れ刃周辺における切りくずと工作物の温度分布を計算してみよう。

(i) 1個の切れ刃による単位時間，単位幅あたりの発生熱 Q' [J/(m·s)] は Q_{sh}' と Q_r' とから成り，砥粒の摩耗面と工作物間の摩擦仕事による発生熱 Q_{si}' は無視できる。

A系砥石で焼入れ鋼を研削した場合，定常研削状態における除去の主体は切削と言えること⁽⁶⁾や逃げ面摩耗面積率 η の増加に応ずる接線研削抵抗 F_t の増加割合が小さいこと⁽⁷⁾から， Q' は切削仕事 ($Q_{sh}' + Q_r'$) によって消費されると考える。

(ii) 砥粒のすくい面で切りくずと砥粒は断熱しているとする。

Q_{sh}' と Q_r' はそれぞれ切りくず，工作物，砥石に伝導する。しかし後述のように砥粒への熱伝導は非定常であるため，切れ刃を含めた温度分布を数値計算しても，その結果を研削熱の流入割合を与える解析式に適用することは困難である。そこで切れ刃周辺における切りくずと工作物の温度分布の数値計算においてはすくい面を断熱とする。

(iii) 砥粒切れ刃による切削および熱伝導は2次元とする。

第3章で求めた砥粒平均除去深さ $\bar{g}$ に比べ，砥粒切れ刃による切削幅は著しく大きいと考えられることから，2次元モデルによって温度分布を解析する。

(iv) 平均切りくず厚さ $\bar{g}$ は砥粒平均除去深さ $\bar{g}$ に等しいとする。

大きな負のすくい角を持つ模型砥粒で焼入れ鋼を高速切削した中山ら⁽⁸⁾の結果によれば，切りくず長さ比はすくい角 α によってほとんど変化せず，1.0付近にあるとされている。そこで $\bar{g} = \bar{g}$ と考えるとともに，せん断角 ϕ は $\phi = (\alpha/2 + \pi/4)$ とする。

(v) すくい面と切りくずとの接触面およびせん断面を熱源と考え，各々の熱

源長さは等しく、その強度分布は一様とする。

(vi) 工作物の熱定数は温度によらず一定とする。

(vii) 空気中への放熱は無視する。

図 4.1 は温度分布の数値計算モデルの一例で、 $\alpha = -70^\circ$ 、要素の分割長さ $\Delta x = \Delta y = 0.2 \mu\text{m}$ 、 $\bar{g} = 1 \mu\text{m}$ 、工作物の温度伝導率 $K_w = 0.062 \text{ cm}^2/\text{s}$ 、切削速度 $V = 31 \text{ m/s}$ の場合を示している。工作物はせん断面によって加熱されながら右方向に移動し、せん断面に達するとすくい面とせん断面によって加熱されながら切りくずとして上方に移動する。しかし数値計算モデルでは、仮想切りくずがせん断面に対して対称な位置にあり、せん断面に達した工作物は反転し、切りくずとして左方向に移動すると考える。

数値計算は Emmons⁽⁹⁾ の方法による温度分布の計算と座標移動を繰り返し、要素内の温度分布が定常になるまで行う。計算にあたっては熱源がせん断面にある場合とすくい面にある場合を個別に求め、各々の発熱の割合に応じて重ね合わせることとする。なお温度の分布形状は発熱割合、 $V\bar{g}/K_w$ 、 α によって決まることから、 $V\bar{g}/K_w$ と $\Delta x/\Delta y$ の各種条件について計算を行う。

4.2.2 数値計算結果

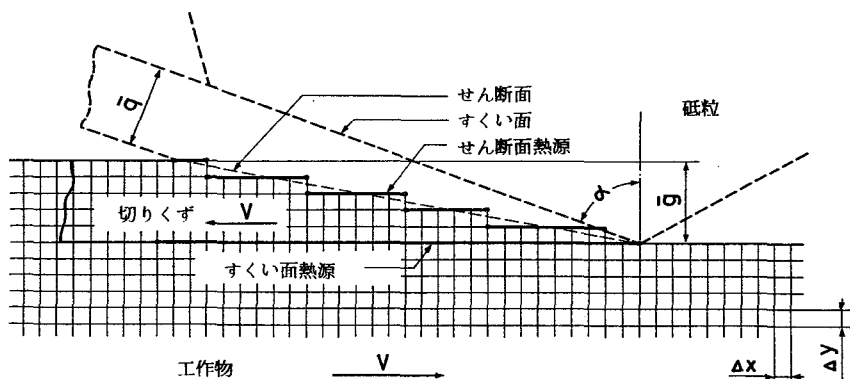


図 4.1 温度分布の数値計算モデル

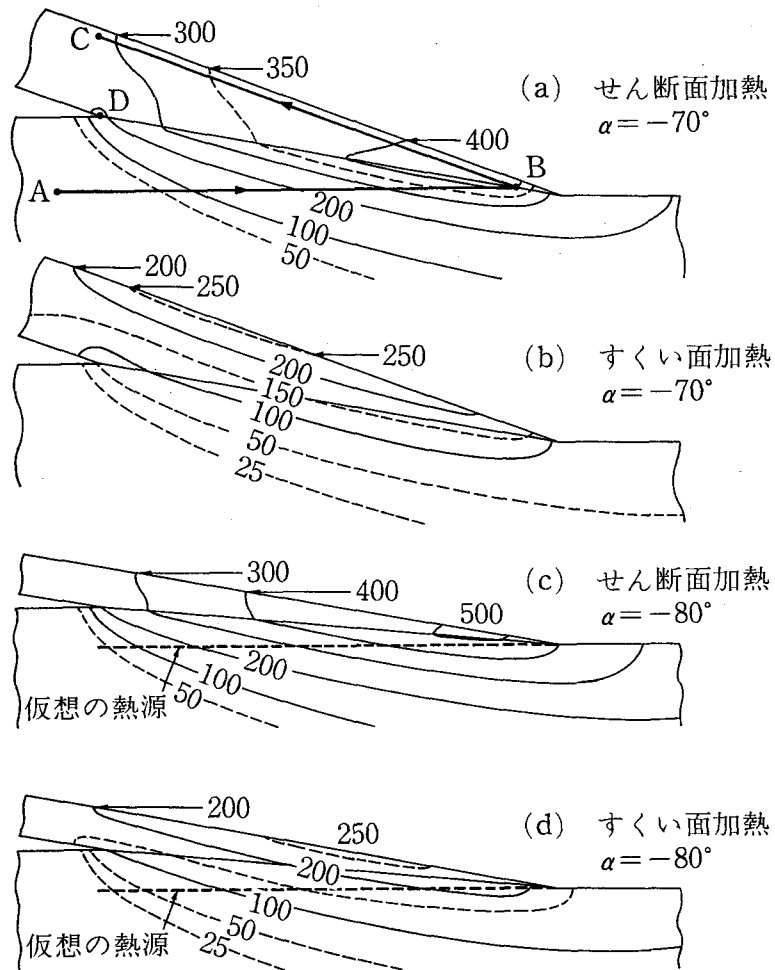


図4.2 温度分布の数値計算結果の一例

図4.2は計算結果の一例で，(a)，(b)は図4.1と同一条件，(c)，(d)は $\alpha = -80^\circ$ の場合を示している．なお図では切りくずの位置を図4.1の破線的位置にもどした状態で温度分布を示している．せん断面のみで加熱した(a)の場合，A点の工作物は切れ刃りように近づくにつれて高温になるが，B点通過後，切りくずとして上方に移動する間にもせん断面からの加熱を受けるため温度は上昇する．しかしD点に近づくに伴い，温度の低い工作物によって逆に

冷却されるため、最高温度は切りくずの内部で発生する。(a)の場合について切りくずの平均温度とせん断面の平均温度との比を求めると0.7となる。これは両者の値が等しいとして研削熱の流入割合を解析したShawら⁽⁴⁾の仮定が適当でないことを示している。

表4.1 R_{w1} , R_{w2} , γ と ϕ , $V\bar{g}/K_w$ の関係

	ϕ	$V\bar{g}/K_w$	R_{w1}	γ		ϕ	$V\bar{g}/K_w$	R_{w2}	γ
せん断面加熱	10°	10.0	37.7	1.34	すくい面加熱	10°	10.0	23.8	1.56
		5.0	52.9	1.43			5.0	39.7	1.47
		2.5	65.7	1.51			2.5	55.6	1.44
		1.0	77.4	1.42			1.0	71.6	1.36
		0.5	82.3	1.33			0.5	78.8	1.29
	5°	5.0	67.7	1.62		5°	5.0	55.9	1.48
		2.5	78.2	1.74			2.5	69.7	1.52
		1.25	85.2	1.79			1.25	79.4	1.52
		0.5	89.4	1.66			0.5	86.2	1.44

図4.2 (b), (d) はすくい面

のみで加熱した場合の温度分布を示したもので、 Q_r' は切りくずに流入するだけでなく、その多くは工作物内部にも流入することがわかる。

表4.1 は数値計算結果をもとに、 Q_{sh}' と Q_r' の工作物への流入割合 R_{w1} , R_{w2} およびすくい面の平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_r$ と切りくずの平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_t$ との比 γ を求めた結果で、 ϕ と $V\bar{g}/K_w$ が小さいほど R_{w1} と R_{w2} の差が小さくなることがわかる。

γ の値は砥石の種類やドレッシング条件によらず $-75^\circ \sim -80^\circ$ であることから⁽¹⁰⁾ $\phi = 5 \sim 7.5^\circ$ と考えられることや、通常の研削条件では $V\bar{g}/K_w < 2$ であることから、 R_{w1} と R_{w2} はほぼ等しくなり、研削熱の工作物への流入割合は Q_{sh}'/Q_r' にはあまり関係しない。そこで以後の解析においては、せん断面における切りくずと工作物間の相対すべり速度がすくい面と切りくず間の相対すべり速度の約2倍であることを考慮して $Q_{sh}'/Q_r' = 2$ と仮定する。

なお実際には Q_{sh}' と Q_r' の一部はすくい面から砥石へ非定常に流入するが、 ϕ と $V\bar{g}/K_w$ が小さい場合には Q_{sh}' と Q_r' の砥石への流入割合 R_{g1} と R_{g2} もまたあまり差がないうえに、その値は10%程度と考えられることから、 Q_{sh}' と Q_r' のうち実際に切りくずと工作物の加熱に費やされる熱 $(1-R_{g1})Q_{sh}'$ と $(1-$

$R_{G2})Q_r'$ の比は Q_{sh}'/Q_r' にほぼ等しいと言える。

研削熱の流入割合を与える解析式に数値計算結果を適用する場合 $(1-R_{G1}) \cdot Q_{sh}'$ と $(1-R_{G2})Q_r'$ の絶対量は本来意味を持たないことから、以後の解析においては $Q_{sh}'/Q_r' = 2$ として求めた数値計算結果を適用する。

4.2.3 数値計算結果の解析式への適用

Q_{sh}' [J/(m·s)] による工作物の温度上昇を、一様な強度分布を持つ帯状熱源が速度 V (m/s) で半無限体上を移動した場合の温度上昇と考え、このときの熱源接触域 $2\bar{l}$ ($2\bar{l} = \bar{g} \cot \phi$) の平均温度上昇と切りくずの平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_t$ が等しいと仮定すると、 Q_{sh}' の工作物への流入割合 R' は次式で表すことができる。

$$R' = \frac{1}{1 + F(L)} \quad (4.1)$$

ここで、 $L = V\bar{l}/2K_w = V\bar{g} \cot \phi / 4K_w$

Shaw ら^(*) によれば $L > 5$ の場合式(4.1)は次式となる。

$$R' = \frac{1}{1 + 1.5 \tan \phi \sqrt{L}} \quad (4.2)$$

しかし前述のように $\Delta\bar{\theta}_t$ とせん断面の平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_{sh}$ は必ずしも一致しない。またせん断面前方の工作物は加熱されても切りくずとして除去されることから、移動熱源の位置をせん断面と考えるのにも疑問がある。そこで熱源は図4.2(c), (d)に破線で示した領域にあると考え、式(4.2)は破線部の平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_c$ と $\Delta\bar{\theta}_t$ が等しいと仮定した結果と考えるのがより妥当である。しかし数値計算結果によれば $\Delta\bar{\theta}_c$ と $\Delta\bar{\theta}_t$ もまた一致しない。そこで両者が一致するように係数 β ($\beta = \Delta\bar{\theta}_c / \Delta\bar{\theta}_t$) を考慮して式(4.2)を書き換えると次式が得られる。

$$R = \frac{1}{1 + 1.5 \tan \phi \sqrt{L} / \beta} \quad (4.3)$$

ここで式(4.3)の R を $Q_{sh}'/Q_r'=2$ とした場合の数値計算結果と考えると、 β は式(4.2)、(4.3)より次式で与えられる。

$$\beta = \frac{R}{R'} \left(\frac{1-R'}{1-R} \right) \quad (4.4)$$

図4.3の実線は β と $V\bar{g}/K_w$ の関係を ϕ をパラメータとして示したもので、一般に ϕ と $V\bar{g}/K_w$ が大きくなると、せん断面前方で工作物に流入した熱の多くは工作物内部に伝導する前に切りくずとして除去されるため、 β の値が小さくなることがわかる。しかし ϕ が小さい場合、一度切りくずに流入した熱は再び工作物に還流しやすくなるため、 $\beta > 1$ となる場合がある。 $\phi = 5^\circ, 10^\circ$ いずれの場合も $V\bar{g}/K_w$ が小さくなると β は1に近づくと言える。

一方研削熱の砥粒への流入割合を考える場合すくい面の平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_r$ と切りくずの平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_t$ との比 γ を考慮することが必要である。図4.3の破線は $Q_{sh}'/Q_r'=2$ とした場合の数値計算結果から求めた γ と $V\bar{g}/K_w$ との関係を示したもので、 $\Delta\bar{\theta}_r$ は $\Delta\bar{\theta}_t$ よりもつねに大きいことがわかる。

$V\bar{g}/K_w$ は通常の研削条件で0.3～2.0程度に変化することから、その範囲で β 、 γ の近似式を求めると次式が得られる。

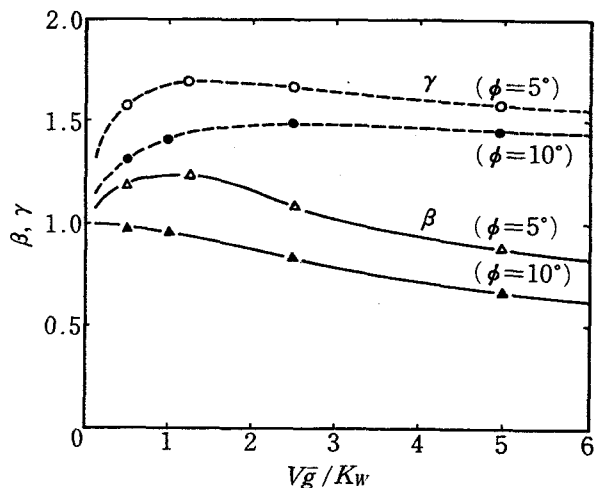


図4.3 β 、 γ と $V\bar{g}/K_w$ の関係

$$\beta = (-0.19 + 0.9 \tan \phi)(V\bar{g}/K_w)^2 \\ + (0.49 - 2.8 \tan \phi)(V\bar{g}/K_w) + (1.2 - 1.1 \tan \phi) \quad (4.5)$$

$$\gamma = 1 - (0.236 - 1.14 \tan \phi)(V\bar{g}/K_w) \\ + (1.17 - 4.1 \tan \phi)\sqrt{V\bar{g}/K_w} \quad (4.6)$$

4.3 研削熱の流入割合の理論

研削仕事によって単位時間、単位研削幅あたり発生する熱 Q [J/(m·s)] の切りくず、工作物、砥石への流入割合をそれぞれ R_T , R_w , R_g で表すと、単位時間、単位研削幅あたりそれぞれに流入する熱は QR_T , QR_w , QR_g で表される。同様に1個の切れ刃による単位時間、単位切削幅あたりの平均発生熱 Q' [J/(m·s)] の切りくず、工作物、砥粒への流入割合を R_T' , R_w' , R_g' で表すと、単位時間、単位切削幅あたりそれぞれへ流入する熱は $Q'R_T'$, $Q'R_w'$, $Q'R_g'$ で表される。

そこでまず前項で用いた仮定および数値計算結果をもとに $Q'R_T'$, $Q'R_w'$, $Q'R_g'$ について検討し、次に先行切れ刃による加熱の影響を考慮して研削熱の流入割合の理論式を導出する。

4.3.1 1個の切れ刃による発生熱の流入割合

切りくずの平均温度上昇を $\Delta\bar{\theta}_t$ (°C), 砥粒平均除去深さを $\bar{g}$ (m) とすると $Q'R_T'$ は次式で与えられる。

$$Q'R_T' = \Delta\bar{\theta}_t V\bar{g}\rho_w c_w \quad (4.7)$$

ここで、 ρ_w : 工作物の密度 (kg/m³), c_w : 工作物の比熱 [J/(kg·K)]
なお $\bar{g}$ は次式で与えられる。

$$\bar{g} = (100 - 780\eta + 165v - 0.68N)(100t)^{1/3}(0.01/V)^{1/2} \cdot 10^{-6} \quad (4.8)$$

ここで、 η : 逃げ面摩耗面積率, v : 工作物速度 (m/s), N : 砥石の粒度番号, t : 除去深さ (m)。

一方，半無限体上を一様な強度分布を持つ幅 $2\bar{l}$ (m) の帯状熱源が速度 V (m/s) で移動するとき，加熱面の平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}$ は $L = V\bar{g} \cot\phi / 4K_w > 5$ の場合次式で与えられる⁽⁵⁾。

$$\Delta\bar{\theta} = \frac{0.752q_0\bar{l}}{k_w\sqrt{L}} \quad (4.9)$$

ここで， q_0 ：熱源強度 (J/(m²·s))， $2\bar{l} = \bar{g} \cot\phi$ ， k_w ：工作物の熱伝導率 (W/(m·K))。

$\Delta\bar{\theta}$ を図 4.2 (c)，(d) に示した仮想の熱源 (破線部) の平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_c$ と考え， $2q_0\bar{l} = Q'R_w'$ とおくと

$$Q'R_w' = 2.66 k_w \Delta\bar{\theta}_c \sqrt{L} \quad (4.10)$$

となる。また前項で求めた β を適用すると $Q'R_w'$ は

$$Q'R_w' = 2.66 k_w \beta \Delta\bar{\theta}_t \sqrt{L} \quad (4.11)$$

となる。上式における L の値は必ずしも 5 以上ではないが β の値が式 (4.4) で数値計算結果に適合するように決定されていることから，上式は式 (4.5) の適用範囲 ($0.3 < V\bar{g}/K_w < 2.0$) で適用できる。

一方，横軸型平面研削盤で研削する場合，砥粒と工作物の接触時間 T は 20 ~ 100 μ s 程度ときわめて短いことから， Q' の砥粒への熱伝導は非定常熱伝導として取り扱う必要がある。鍵和田ら⁽³⁾によれば，時間 $T < 0$ で砥粒の温度を 0°C， $T \geq 0$ で砥粒と工作物の接触面温度を $\Delta\theta_r$ としたとき，時間 0 ~ T における単位時間，単位面積あたりの砥粒への平均流入熱量 q_{G1} (J/(m²/s)) は次式で与えられる。

$$q_{G1} = 2k_G \Delta\theta_r (\pi T K_G)^{-0.5} \quad (4.12)$$

ここで， k_G ：砥粒の熱伝導率 (W/(m·K))， K_G ：砥粒の温度伝導率 (m²/s)。

上式は砥粒への熱伝導を非定常 1 次元熱伝導として導出した結果であるが，

砥粒の切削幅はすくい面の長さ $2\bar{l}$ より著しく大きいことから，すくい面から砥粒への熱伝導は非定常2次元熱伝導として取り扱うのが妥当である。

図4.4は1次元および2次元熱伝導モデルについて平均流入熱量 q_{G1} ， q_{G2} を計算した結果をもとに， $TK_G/\bar{l}^2$ と $(q_{G2}-q_{G1})/q_{G1}$ の関係を求めた結果で，両者の間には次式の関係が成り立つことがわかる。

$$\delta = 1 + 0.43 \left(\frac{TK_G}{\bar{l}^2} \right)^{0.445} \quad (4.13)$$

ここで， $\delta = q_{G2}/q_{G1}$ 。

式(4.12)の $\Delta\bar{\theta}_r$ をすくい面

の平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_r$ ，式(4.13)の T を砥粒と工作物の接触時間と考えと， $Q'R_G' (=2\bar{l}q_{G2})$ は式(4.12) および $2\bar{l} = \bar{g} \cot \phi$ の関係をもとに式(4.6)の γ および式(4.13)の δ を用いて次式で表すことができる。

$$Q'R_G' = 2\gamma\delta k_g \bar{g} \cot \phi (\pi TK_G)^{-0.5} \cdot \Delta\bar{\theta}_t \quad (4.14)$$

ただし， $T \equiv \sqrt{Dt}/V$ ， D ：砥石直径(m)。

式(4.7)，(4.11)，(4.14) から1個の切れ刃による発生熱 Q' の流入割合 R'_r ， R'_w ， R'_G は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} R'_r &= V\bar{g}\rho_w c_w / \Sigma_1 \\ R'_w &= 2.66\beta k_w L^{0.5} / \Sigma_1 \\ R'_G &= 2\gamma\delta k_g \bar{g} \cot \phi (\pi TK_G)^{-0.5} / \Sigma_1 \\ \Sigma_1 &= V\bar{g}\rho_w c_w + 2.66\beta k_w L^{0.5} \\ &\quad + 2\gamma\delta k_g \bar{g} \cot \phi (\pi TK_G)^{-0.5} \end{aligned} \right\} \quad (4.15)$$

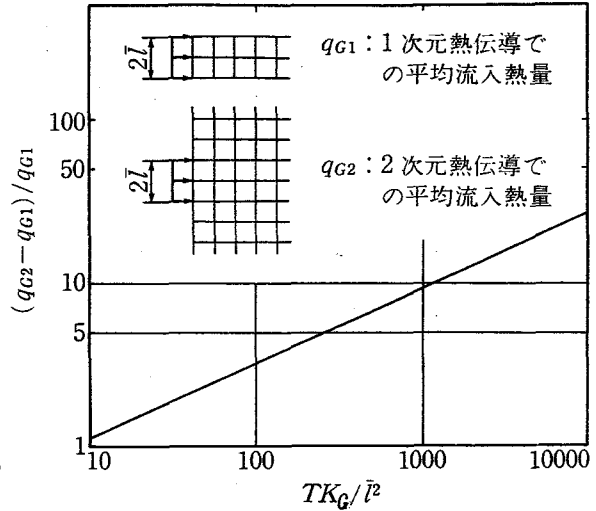


図4.4 非定常熱伝導での流入熱量の関係

4.3.2 先行切れ刃による加熱の影響

1個の切れ刃による発生熱 Q' は前述のように $Q'R_r'$, $Q'R_w'$, $Q'R_g'$ と配分されるが、 $Q'R_w'$ の全量が工作物内部に伝導するのではなく、その一部は再び後続の切れ刃によって切りくずに流出、あるいは砥粒に伝導することが考えられる。つまり砥石と工作物の干渉領域は多数の切れ刃の通過によって高温度に加熱されるため、干渉領域の平均温度上昇に相当する切りくずとすくい面の温度上昇が考えられる。しかし砥粒切れ刃周辺の温度こう配は砥石と工作物の干渉領域周辺の温度こう配より著しく大きいことから、1個の切れ刃による発生熱の流入割合と、砥石と工作物の干渉領域の平均温度上昇が研削熱の流入割合に及ぼす影響とを独立して取り扱うことができる。

いま研削仕事によって熱 Q [J/(m·s)] が発生したとすると、 QR_w' は砥石と工作物の干渉領域の温度上昇に費やされる。 QR_w' の切りくず、工作物、砥石への流入割合を γ_r , γ_w , γ_g で表すと、それぞれへ流入する熱は $\gamma_r QR_w'$, $\gamma_w QR_w'$, $\gamma_g QR_w'$ となる。そこで次にこれらについて検討する。

QR_w' による切りくずの平均温度上昇は砥石と工作物の干渉領域の平均温度上昇 $\hat{\theta}$ に等しいと仮定すると $\gamma_r QR_w'$ は次式で与えられる。

$$\gamma_r QR_w' = \hat{\theta} v t \rho_w c_w \quad (4.16)$$

一方、砥石と工作物の干渉領域における工作物の加熱をくさび形の強度分布を持つ幅 $2l$ の移動熱源による半無限体の加熱と考えると、干渉領域の最高温度上昇 θ_m は $1 \leq vl/2K_w \leq 10$ の場合、次式で与えられる⁽¹¹⁾。

$$\theta_m = 0.722 \frac{R_w F_t V}{B k_w} \left(\frac{K_w}{vl} \right)^{0.985} \quad (4.17)$$

ここで、 F_t : 接線研削抵抗 (N), B : 研削幅 (m), $2l \equiv \sqrt{Dt}$.

上式において、 $\theta_m = 1.18 \hat{\theta}^{*}$, $R_w F_t V / B = \gamma_w QR_w'$ と考えると $\gamma_w QR_w'$ は次式で与えられる。

$$\zeta_w Q R_w' = 1.63 \hat{\theta} k_w (vl/K_w)^{0.485} \quad (4.18)$$

一方, 平均連続切れ刃間隔 $\bar{\mu}$ (m) は

$$\bar{\mu} = 2l V_g / vt \quad (4.19)$$

で表されることから, 砥石と工作物の干渉長さ $2l$ 内で同時に作用する砥粒数 $n (= 2l/\bar{\mu})$ は次式で与えられる.

$$n = vt / V_g \quad (4.20)$$

すくい面の平均温度上昇 $\Delta \bar{\theta}_r = \Delta \theta_r = \hat{\theta}$ と仮定すると, $\zeta_g Q R_w'$ は式(4.12), (4.20)の関係をもとに式(4.13)の δ を用いて次式で表すことができる.

$$\zeta_g Q R_w' = 2\delta k_g t v V^{-1} \cot \phi (\pi T K_g)^{-0.5} \cdot \hat{\theta} \quad (4.21)$$

したがって式(4.16), (4.18), (4.21)から ζ_T , ζ_w , ζ_g は次式で与えられる.

$$\left. \begin{aligned} \zeta_T &= vt \rho_w c_w / \Sigma_2 \\ \zeta_w &= 1.63 k_w (vl/K_w)^{0.485} / \Sigma_2 \\ \zeta_g &= 2\delta k_g t v V^{-1} \cot \phi (\pi T K_g)^{-0.5} / \Sigma_2 \\ \Sigma_2 &= vt \rho_w c_w + 1.63 k_w (vl/K_w)^{0.485} \\ &\quad + 2\delta k_g t v V^{-1} \cot \phi (\pi T K_g)^{-0.5} \end{aligned} \right\} \quad (4.22)$$

先行切れ刃による加熱の影響を考慮した場合の研削熱の流入割合は式(4.15), (4.22)から次式で与えられる.

$$\left. \begin{aligned} R_T &= R_T' + \zeta_T R_w' \\ R_w &= \zeta_w R_w' \\ R_g &= R_g' + \zeta_g R_w' \end{aligned} \right\} \quad (4.23)$$

*J) Jaeger⁽⁵⁾の理論式をもとに式(4.17)を導出する過程⁽¹¹⁾において得られた関係である.

4.4 計算結果と考察

式(4.23)をもとに研削熱の流入割合を計算する場合、砥粒と工作物の物性値およびせん断角を適切に決定することが必要である。

図4.5(a)は $\phi = 7^\circ$ の場合について砥粒と工作物の物性値採用温度と式(4.23)の計算結果との関係を示したものである。なお Al_2O_3 と工作物(S45C)の物性値は表4.2のとおりである。図

から物性値採用温度が増加すると R_w は急に増加するが、500～1000℃の間ではほとんど変化しないことがわかる。

砥石と工作物の干渉領域は平均的に常温 θ_0 から $(\theta_0 + \hat{\theta})$ まで加熱されると考えると、式(4.18)の k_w 、 K_w は $\theta_0 \sim (\theta_0 + \hat{\theta})$ 間の平均物性値を使用するのが妥当である。同様に砥粒と工作物の干渉領域における工作物は平均的に $(\theta_0 + \hat{\theta})$ から $(\theta_0 + \hat{\theta} + \Delta\bar{\theta}_r)$ まで加熱されると考え、式(4.7)、(4.11)、

表4.2 Al_2O_3 とS45Cの物性値

温度 (°C)		0	200	400	600	800	1000
Al_2O_3 *	比熱 (KJ/(Kg·K))	0.75	(0.88)	(0.96)	(1.05)	(1.09)	(1.13)
	密度 (Kg/L)	3.95	(3.92)	(3.91)	(3.89)	(3.87)	(3.85)
	熱伝導率 (W/(m·K))	(42.7)	(21.3)	(12.6)	(8.7)	(6.9)	(5.9)
S45C**	比熱 (KJ/(Kg·K))	(0.46)	(0.52)	(0.59)	(0.72)	(0.61)	(0.41)
	密度 (Kg/L)	7.84	(7.78)	(7.72)	(7.64)	(7.58)	(7.52)
	熱伝導率 (W/(m·K))	51.9	48.2	41.9	33.9	24.7	26.8

* I.E.Campbell: 高温工学, コロナ社(1956)

** 日本金属学会: 金属便覧, 式善(1964)

() は内そう値又は外そう値を示す

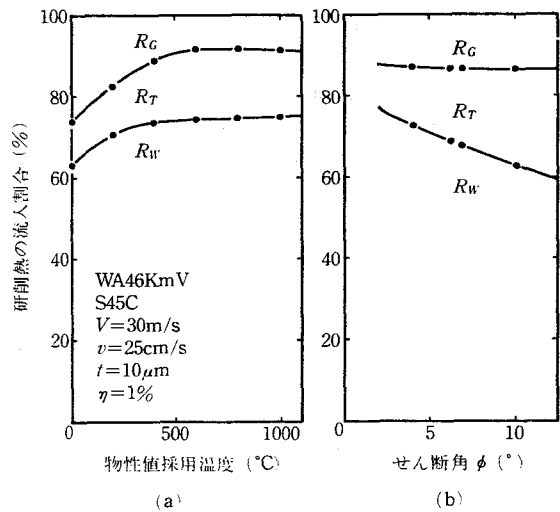


図4.5 物性値採用温度および ϕ の影響

(4.16) に関係する物性値 ρ_w, c_w, k_w, K_w は $(\theta_0 + \hat{\theta}) \sim (\theta_0 + \hat{\theta} + \Delta \bar{\theta}_T)$ 間の平均物性値を使用するのが妥当である。しかし $(\theta_0 + \hat{\theta} + \Delta \bar{\theta}_T)$ が 1000°C を上回った場合には物性値が不明であることから、計算には $(\theta_0 + \hat{\theta}) \sim 1000^\circ\text{C}$ 間の平均物性値を採用する。また砥粒は θ_0 から $(\theta_0 + \hat{\theta} + \Delta \bar{\theta}_T)$ まで加熱されると考え、式(4.14), (4.21)に関係する物性値 k_g, K_g は $\theta_0 \sim 1000^\circ\text{C}$ 間の平均物性値を採用する。なお計算に必要な $\hat{\theta}$ の値は河村ら⁽¹¹⁾⁽¹²⁾の実験結果をもとに決定する。このようにして求めた物性値をもとに $\phi = 7^\circ$ の場合について研削熱の流入割合を計算する。

一方、砥石の物性値を $0 \sim 1000^\circ\text{C}$ 間の平均値、工作物の物性値を $500 \sim 1000^\circ\text{C}$ 間の平均値と仮定して、研削熱の流入割合を計算し、 V, v, t, η, N の各種条件について上述の計算結果と比較したところ、最大2%の差が生ずるに過ぎないことが明らかになった。したがって後者の方法で物性値を決定しても実用上問題はないと言える。

図4.5(b) はせん断角 ϕ と流入割合の関係を示したもので、 ϕ の増大に伴い、 R_w が減少することがわかる。ただし安井らによれば、A46M8V で S45C を研削した場合、切れ刃の統計的幾何学形状は頂角 152° の円錐台によって近似されるとしていることおよび目直し条件や砥石の種類を変えた場合にも大きな差はないとしていることから、以後の計算では切れ刃頂角を 152° 、せん断角を 7° と仮定する。

図4.6, 4.7 は以上の仮定をもとに研削熱の流入割合を計算した結果で、 R_w は v, t の増加に伴って減少するが、 V, η, N の影響はほとんど受けないと言える。図4.7(c) は砥石と工作物材質を変えた場合の研削熱の流入割合を $V = 30 \text{ m/s}$, $v = 25 \text{ cm/s}$, $t = 10 \mu\text{m}$, $\eta = 1\%$ の場合について示している。なお各々の物性値は表4.3の値を使用した。いずれの組み合わせにおいても R_T はあまり変化しないが、C系砥石の場合、特に R_g が増大するため、

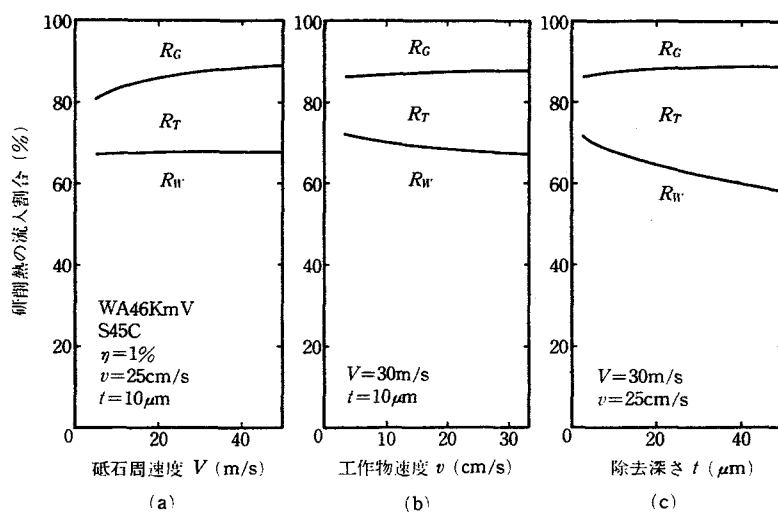


図 4.6 V , v , t と研削熱の流入割合の関係

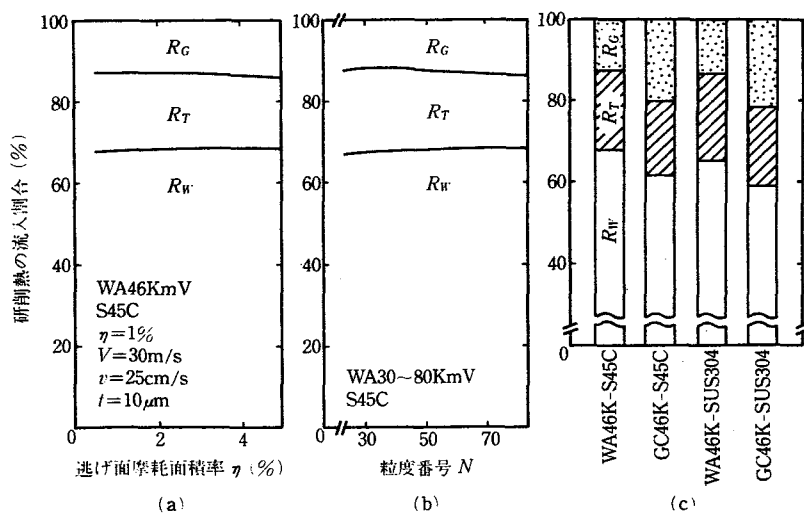


図 4.7 η , N , 砥石および工作物材質の影響

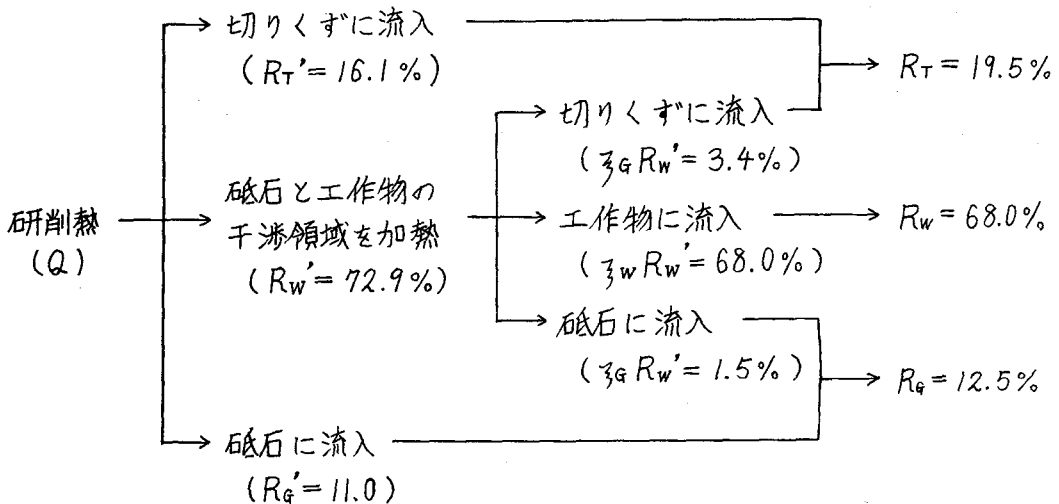
これに応じて R_w は減少する。

なお図 4.6 (c) で $t = 10 \mu m$ の場合について研削熱の流入関係を示すと次のようになる。

表 4.3 図 4.7 (c) の計算に使用した物性値

	ρ (Kg/L)	c (KJ/(Kg·K))	k (W/(m·K))	K (cm ² /s)
S45C	7.60	0.63	29.9	0.0623
SUS304	7.70	0.64	24.7	0.0504
AL ₂ O ₃	3.90	0.98	14.7	0.0384
SiC *	3.19	1.02	26.8	0.0826

*Р.В.КОТЕЛЬНИКОВ: 超高温点材料便覧, 日ソ通信社 (1969)



このように研削熱の流入割合は一個の切れ刃による発生熱の流入割合によってほぼ決定され, 先行切れ刃による加熱の影響は比較的少ないと言える。

4.5 結 言

本章で得られた結果を要約すると次のようになる。

(1) 大きな負のすくい角を持つ切れ刃による2次元高速切削モデルについて切れ刃周辺の温度分布を計算し, 次の結果を得た. (i) すくい面で発生した熱のうち, 工作物側に流入する熱は切りくずに流入するだけでなく, その多くは工作物内部に流入する. (ii) この傾向はせん断角 ϕ , 切削速度 V , 砥粒平均除去深さ $\bar{g}$ が小さいほど, 工作物の温度伝導率 K_w が大きいほど顕著になる。

(iii) 切りくずの平均温度，すくい面の平均温度およびせん断面の平均温度は必ずしも一致しない。

(2) 上記の結果と，砥粒すくい面からの非定常2次元熱伝導モデルの数値計算結果および先行切れ刃による加熱の影響を考慮して，研削熱の流入割合を与える解析式を導出し，次の結果を得た。(i) 研削熱の工作物への流入割合 R_w は ϕ の増大に伴って減少する。(ii) R_w は工作物速度 v ，除去深さ t の増加に伴って減少するが，逃げ面摩耗面積率 η ，砥石粒度 N および V によってほとんど変化しない。(iii) 研削熱の砥石への流入割合 R_g は V の増加に伴って減少するが， v ， t ， η ， N の影響はほとんど受けない。(iv) R_g はA系砥石で研削した場合よりC系砥石の場合の方が大きくなる。

参 考 文 献

- (1) 佐藤：精密機械，19，1 (1953) 7.
- (2) 高沢：精密機械，30，12 (1964) 914.
- (3) 鍵和田，斉藤：日本機械学会論文集 (第3部)，43，369 (1977) 1966.
- (4) I.O.Outwater and M.C.Shaw : Trans. ASME, 74, (1952) 73.
- (5) J.C.Jaeger : Proc. Roy. Soc. New South Wales, 76, (1942) 203.
- (6) 長谷川，奥山，河村：精密機械，46，8 (1980) 959.
- (7) 長谷川，奥山，河村：精密機械，47，4 (1981) 387.
- (8) 中山，高木，中野：精密機械，41，8 (1975) 838.
- (9) H.W.Emmons : Trans. ASME, 65, 6 (1943) 607.
- (10) 安井，津和：精密機械，42，10 (1976) 937.
- (11) 河村，岩尾，西口：精密機械，45，1 (1979) 83.
- (12) 奥山，河村：精密機械，45，5 (1979) 536.

第5章 研削熱の工作物への流入割合

5.1 緒 言

研削熱の影響を予測し、制御するためには、研削熱の流入割合を明らかにすることが必要である。そこで前章では定常研削状態における研削熱の流入割合を理論的に解析し、研削熱の工作物への流入割合 R_w は砥石や工作物材質、除去深さおよびテーブル速度によって変化するが、砥石周速度、砥石粒度による影響は少ないことを明らかにした。

そこで本章では、研削時における工作物内部の温度分布、研削抵抗、砥石回転数および除去深さを測定して R_w を実験的に求め、理論の妥当性を検討するとともに、研削熱の影響特に仕上面の熱損傷は工作物単位表面積あたりの流入熱量 q_w によって支配されるとの観点から、 q_w を減少させる研削条件について考察する。また砥石が摩耗して研削焼けを発生するに至った場合について研削熱の流入割合の理論式を導出し、逃げ面摩耗面積率の増大に依ずる R_w の変化について考察する。

5.2 実験の方法と条件

図5.1は工作物内部の温度分布、砥石回転数および研削抵抗の測定方法を示したものである。工作物内部の温度分布の測定には、工作物側面からほぼ中心線までの深さの穴（ $\phi 0.4\text{mm}$ ）6本を放電加工機を用いてあけ、穴の底部にコンスタンタン線（ $\phi 0.35\text{mm}$ ）を溶接して熱電対の高温側接点とし、工作物端面に溶接した工作物細線およびコンスタンタン線を油そうの中で導線と接続して熱電対の冷接点として、研削開始後の熱起電力を多ペンレコーダに記録する。

図5.2に熱起電力校正曲線を示す。

図5.3(a)は工作物の寸法とコンスタンタン線のそう入位置 $W1 \sim W6$ および

工作物細線のそう入位置 $W0$ を示したもので、工作物の平均温度上昇 $\bar{\theta}_w$ は $W1 \sim W6$ での温度上昇 $\theta_{w1} \sim \theta_{w6}$ をもとに各々の測定点が受け持つ工作物高さに応じて加重平均し $\bar{\theta}_w = \{(\theta_{w1} + \theta_{w2})/2 + \theta_{w3} + \dots + \theta_{w6}\}/5$ として出力させる。ただしこのような方法で工作物の平均温度上昇を求めた場合、測定点の数が少ないための丸め誤差や、実験を繰り返すたびに工作物の高さ H が減少するための誤差が生ずる。

図 5.3 (b) は $\bar{\theta}_w$ と真の工作物平均温度上昇 $\hat{\theta}_w$ との比 $\bar{\theta}_w/\hat{\theta}_w$ を数値計算によって求めた結果である。なお計算にあたっては工作物への熱伝導を 1 次元と仮定し、工作物表面に瞬間熱源が発生した場合の $\bar{\theta}_w$ を Emmons⁽⁴⁾ の方法によって求めている。図から工作物高

さ H が 34.8 ~ 35.2 mm の場合、S20C、S45C では約 5 秒で、SUS304 では約 20 秒で誤差 1% 以下になることがわかる。

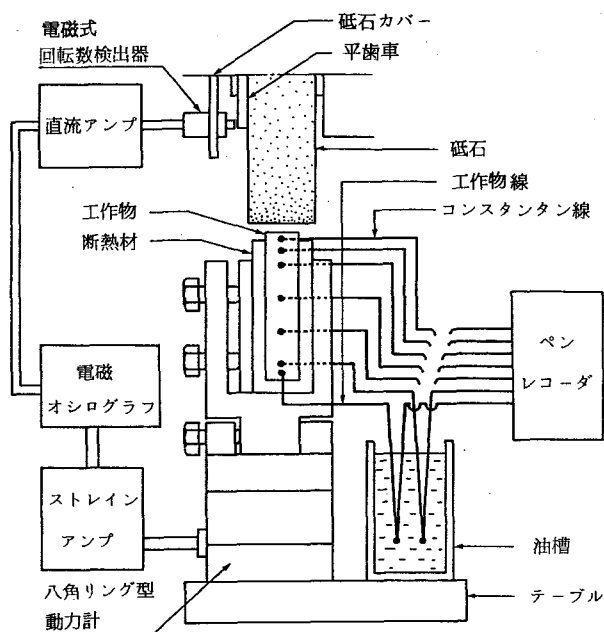


図 5.1 工作物内部の温度分布，研削輪回転および磁回転数の測定方法。

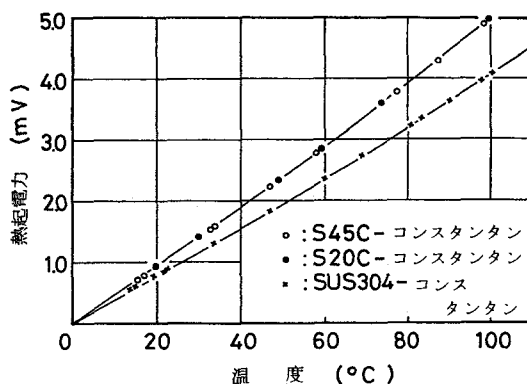


図 5.2 熱起電力効正曲線

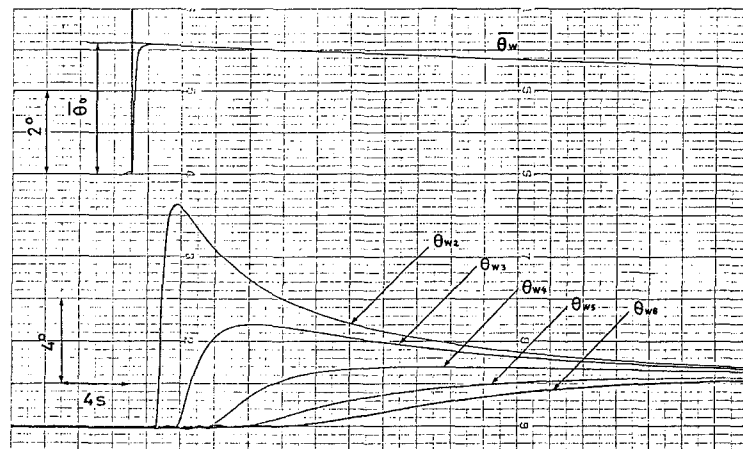
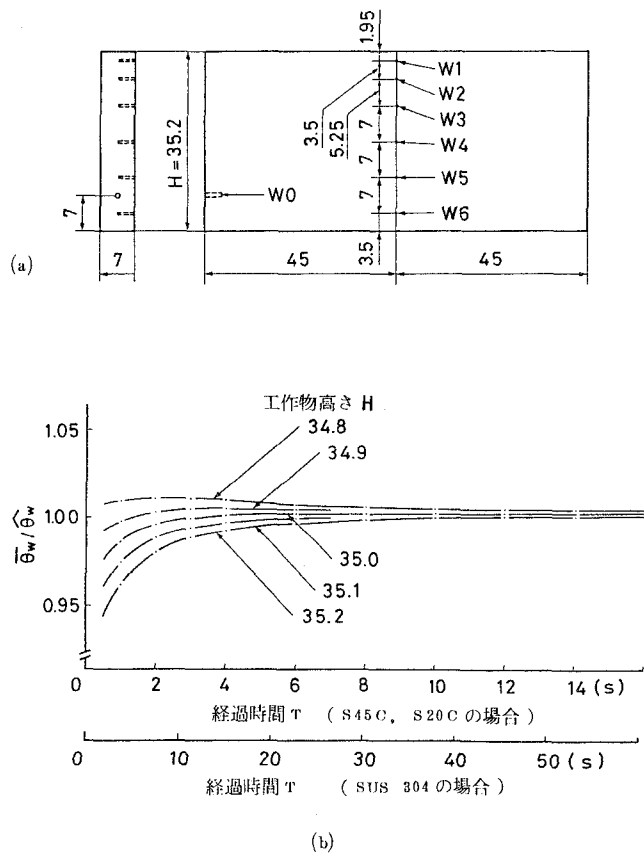


図 5.4 工作物温度の測定結果の一例

図 5.3 熱電対のそう入位置および工作物の平均温度の測定誤差

図5.4は工作物温度の測定結果の一例で、 $\theta_{w2} \sim \theta_{w6}$ は測定点W2～W6での温度の変化を、 $\bar{\theta}_w$ は工作物平均温度の変化を示している。なお測定には6チャンネルの多ペンレコーダを使用したため、本図では θ_{w1} を出力していない。またレコーダのペン間隙のため、それぞれの出力は見掛け上、約1秒ずつの時間おくれを生じている。工作物の側面は断熱材でおおわれているが、 $\bar{\theta}_w$ は時間の経過とともに徐々に減少しているのがわかる。したがって研削直後における工作物への流入熱量 Q_w (J)を求めるには、 $\bar{\theta}_w$ の曲線を時間 $T=0$ まで外そうして研削直後の工作物の平均温度上昇 $\bar{\theta}_0$ を求める必要がある。しかし $\bar{\theta}_w$ は前述の誤差を含んでいることから図5.3(b)をもとに $\bar{\theta}_w$ を $\hat{\theta}_w$ に修正した後、 $\hat{\theta}_w$ の曲線を $T=0$ まで外そうして $\bar{\theta}_0$ を求めると、次式から Q_w が得られる。

$$Q_w = BLH\rho_w c_w \bar{\theta}_0 \quad (5.1)$$

ここで、 B : 工作物幅(m)、 L : 工作物長さ(m)、 ρ_w : 工作物の密度(kg/m^3)、 c_w : 工作物の比熱($\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$)。

実験は前回の研削による工作物の温度上昇が零になるのを待ってから所望の除去深さ τ が得られるように切込み δ を設定し、上向き1パス研削を行なう。なお式(5.1)の H は工作物の初期高さ H_0 から次回の研削までの総除去深さを差し引いて求める。また $\bar{\theta}_0$ は $1\sim 10^\circ\text{C}$ 程度であることから、工作物の物性値 ρ_w 、 c_w は常温における次の値を用いることにする。

工作物	ρ_w (kg/L)	c_w (kJ/(kg·K))
S 45C	7.84	0.465
S 20C	7.86	0.465
SUS304	8.03	0.507

R_w の実験値 $R_{w(\text{ex})}$ を求めるには、砥石周速度 V 、接線研削抵抗 F_t および

工作物速度 v を
を正確に測定し、
研削による消費
熱量 Q (J) を決
定しなければな
らない。

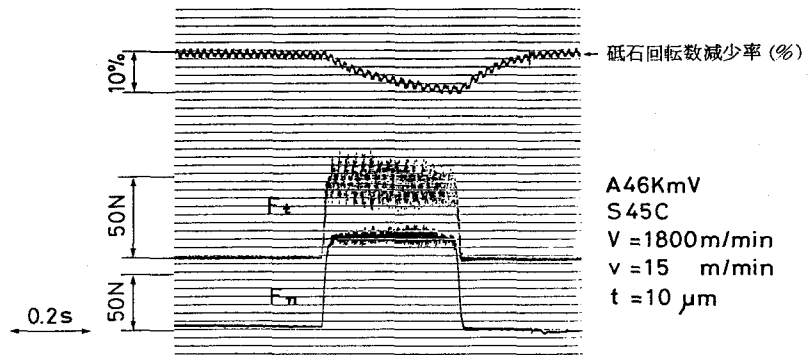


図 5.5 は図 5.1

に示した電磁式 図 5.5 研削抵抗と磁石回転数減少率の測定結果の一例
回転数検出器お

よび八角リング型動力計を用
いて測定した磁石回転数およ
び F_t の測定結果の一例を示
したものである。磁石軸は誘
導モータと直結して駆動され
ているため、磁石回転数は研
削の開始に伴って当初急激に
減少し、その後一定値に漸近
することがわかる。一方工作
物速度 v は工作物の長さ L と
研削抵抗の持続時間から算出
することができる。

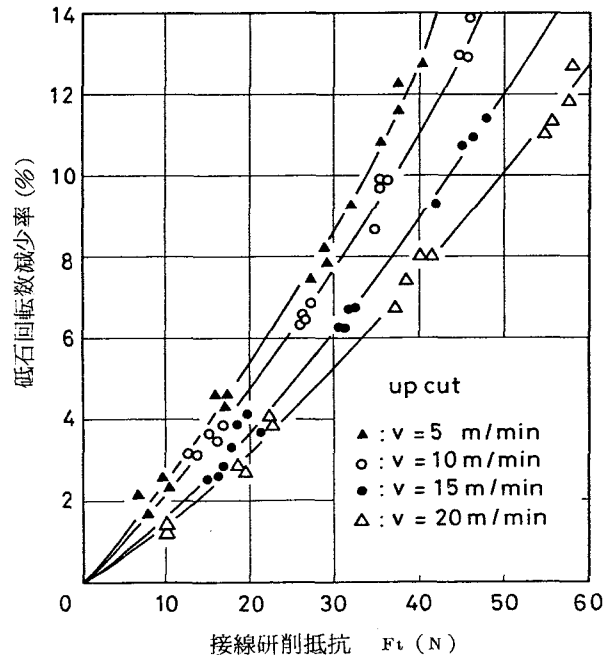


図 5.6 磁石回転数減少率と研削抵抗の関係

図 5.6 は工作物中央部を研
削しているときの磁石回転数減少率と F_t の関係を工作物速度 v をパラメー
タとして示したものである。図から F_t が増加すると磁石回転数減少率が増大
すること、 v が小さくなるとこの傾向が著しくなることがわかる。なお磁石回

転数減少率は砥石の慣性モーメントによって変化するため、実際に使用した各々の砥石について測定を行う。

Q の値は L 、 v および工作物の中央部を研削しているときの F_t 、 V をもとに次式で与えられる。

$$Q = F_t L \left(\frac{V+v}{v} \right) \quad (5.2)$$

したがって $R_{w(ex)}$ は次式で与えられる。

$$R_{w(ex)} = \frac{\bar{\theta}_0 B H \rho_w C_w}{F_t} \left(\frac{v}{V+v} \right) \quad (5.3)$$

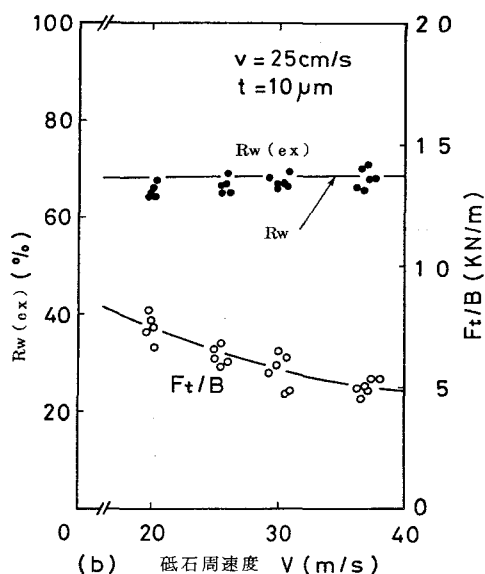
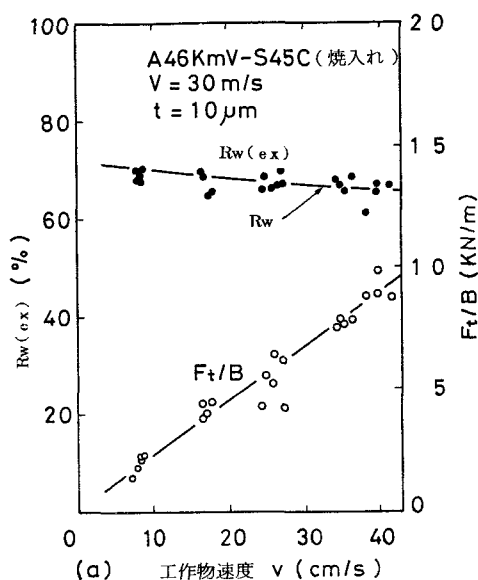
なお除去深さは研削前後の工作物高さの差として電気マイクロメータで測定する。また砥石の逃げ面摩耗面積率 η は砥石表面のレプリカから点算法によって求める。実験条件は表5.1のとおりである。

表5.1 実験条件

5.3 実験の結果と考察

図5.7は $R_{w(ex)}$ および F_t/B に及ぼす v 、 V 、 t の影響を示したもので、いずれも $\eta \div 1\%$ まで摩耗させた砥石を用いて研削した結果である。図から $R_{w(ex)}$ は t の増加に伴って減少するが、 v 、 V の影響は少ないこと、 v 、 t と F_t/B はほぼ比例関係にあること、および V の増加に伴って F_t/B は減少することがわかる。図中、 R_w は前章⁽²⁾による

項目	条件
研削盤	岡本PFG-450C形精密成形研削盤
砥石	WA36~80 KmV WA46H~PmV GC46KmV
工作物	S45C (860℃ 水焼入れ) S45C (900℃ 炉冷) S20C (900℃ 炉冷) SUS304
砥石周速度	1200~2300 m/min
工作物速度	5 ~ 25 m/min
設定切込み	5~40 μ m
研削方式	乾式・上向き・1パス
ドレッシング	切込み5 μ m x 2回 縦送り約120 mm/min



理論値で、 v 、 V 、 t を変化させた場合、 R_w は $R_w(ex)$ の傾向にほぼ一致しているとともに、実験の範囲では誤差3~4%内にあると言える。

一方、工作物の局部的熱変形に伴う寸法精度の低下⁽³⁾や仕上面の熱損傷は工作物単位表面積あたりの流入熱量 q_w によって支配されると考えられる。 q_w は

$$q_w \doteq R_w(ex) \cdot \frac{F_t}{B} \cdot \frac{V}{v} \quad (5.4)$$

と表わされることから、 q_w を減少させるには $R_w(ex)$ 、 F_t/B 、 v を減少させるか、 v を増加させれば良いことがわかる。

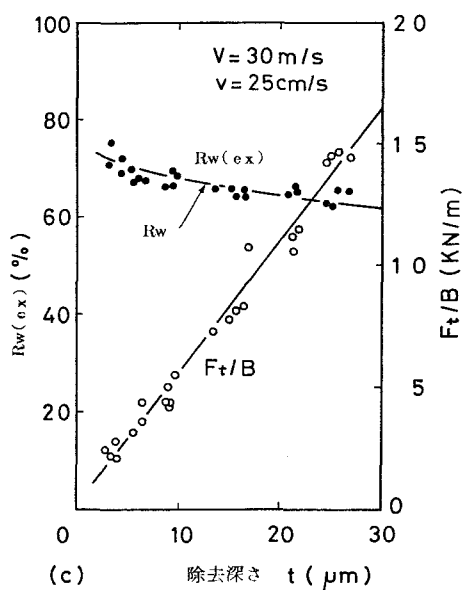


図5.7 $R_w(ex)$ 、 F_t/B に及ぼす v 、 V 、 t の影響

図 5.7 (a) の場合、 v に比例して F_t/B が増加することから、 q_w に及ぼす v と F_t/B の影響は相殺し、 v の増加に伴って $R_{w(ex)}$ がやや減少する分だけ q_w は減少すると言える。つぎに (b) では V の減少に伴って $R_{w(ex)}$ が減少するうえ、これに伴う F_t/B の増加割合が小さいことから、 V の減少は q_w を効果的に減少させると言える。また (c) から q_w を減少させるには切込みを減少させる必要のあることがわかる。

図 5.8 は $R_{w(ex)}$ および F_t/B に及ぼす砥石粒度と結合度の影響を示したもので、 $R_{w(ex)}$ は粒度や結合度によってあまり変化しない。しかし F_t/B は粒度番号の増大や結合度の減少に伴って減少することから、 q_w を減少させるには粒径が小さく結合度の弱い砥石を使うのが効果的と言える。なお R_w は 2~3% 以内の誤差で $R_{w(ex)}$ と一致しているのがわかる。

図 5.9 は $R_{w(ex)}$ と t の関係を工作物および砥石材質をパラメータとして示したものである。(a) から S45C と S20C の焼鈍材を研削した場合、両者の $R_{w(ex)}$ にはほとんど差のないこと、焼鈍材での $R_{w(ex)}$ は S45C (焼入れ) の場合より 6% 程度大きいことがわかる。これは焼鈍材の場合、工作物の盛り上がりや塑性流動が著しい⁽⁴⁾ことから、研削仕事のうち砥粒の上すべりや、掘り起こしによって費やされる割合が多くなるため⁽⁵⁾と思われる。なお図中の点線 $R_{w(wn)}$ については後述する。次に SUS304 での $R_{w(ex)}$ は S45C (焼入れ) の場合より 5% 程度小さい値を示すが、これは SUS304 の熱伝導率 k_w が S45C のそれより小さいためである。ただし SUS304 研削時の F_t/B が同一条件で焼入れ鋼を研削した場合より 1 割程度大きいことや、 k_w が小さいために工作物へ流入した熱が拡散しにくいことから、SUS304 研削時の砥石と工作物の干渉領域の温度は焼入れ鋼の場合よりも高くなることが予想される。図 5.9 (b) は WA 砥石と GC 砥石で焼入れ鋼を研削した結果で、GC 砥石の場合、研削時の摩耗特性が WA 砥石と異なるため、ドレッシング後に銹鉄を研削して $\eta \cong 1\%$ まで摩耗させ

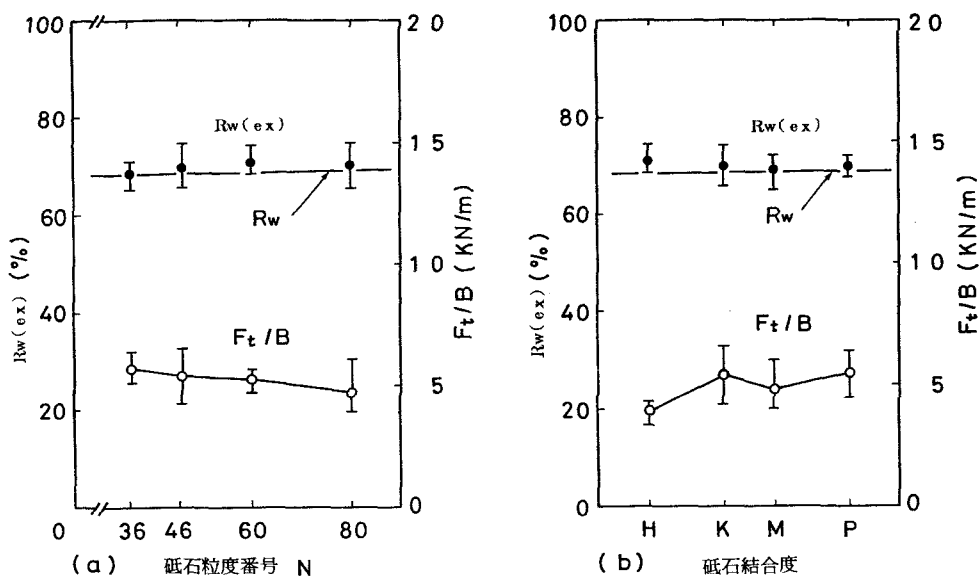


図 5.8 $Rw(ex)$, F_t/B に及ぼす砥石粒度と結合度の影響

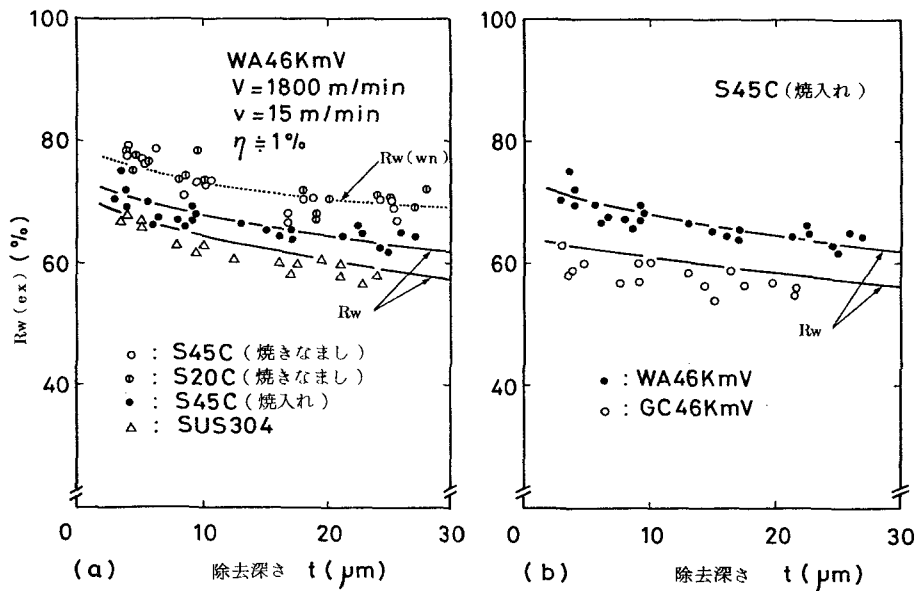


図 5.9 $Rw(ex)$ に及ぼす工作物および砥石材質の影響

た砥石を用いている。
図からGC 砥石での $R_{w(ex)}$ はWA 砥石の場合より約10%小さいことがわかる。ただし F_t/B は逆に約30%大きい値を得ている。

図5.10 は $R_{w(ex)}$, F_t/B と η の関係を示したもので、図中、 $\eta = 0$ での実験値はドレッシング直後の値を示

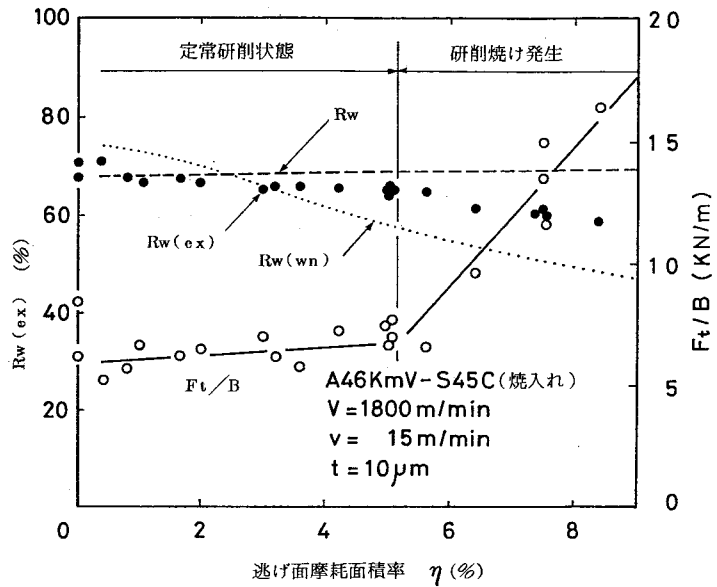


図5.10 $R_{w(ex)}$, F_t/B と η の関係

している。図から定常研削状態では $R_{w(ex)}$, F_t/B ともあまり変化しないが、 η が約5%を超えて研削焼けを発生し始めると、 F_t/B は急増し、同時に $R_{w(ex)}$ は減少することがわかる。一方、破線で示した R_w は η に対してほぼ一定の値を示し、定常研削状態においては $R_{w(ex)}$ との差も少ない。しかし研削焼け発生後には工作物除去の主体が切削とは言えなくなる⁽⁴⁾ことから前章での理論式を適用することは困難で、 R_w と $R_{w(ex)}$ の差は増大している。

ところで、研削焼け発生時の砥粒は傾斜・切削⁽⁶⁾を行わず、砥粒と工作物の摩擦に伴う工作物表層の塑性流動によって除去が行われる⁽⁴⁾と考えられる。そこでこのような場合の研削熱の流入割合について次の仮定をもとに考察してみよう。

- (i) 研削仕事は砥粒と工作物の摩擦仕事 Q_{s1}' のみによって消費される。
- (ii) 砥粒の摩耗面は全面が工作物と接触し、その形状は正方形で、一辺の長さは $2\bar{l} = \omega\sqrt{\eta}$ (ω : 平均切れ刃間隔) とする。また熱源は摩耗面のみであり、

その強度分布は一様とする。

(iii) 摩耗面から工作物への熱伝導は強度分布が一様な正方形移動熱源による熱伝導⁽⁷⁾，摩耗面から砥粒への熱伝導は非定常1次元熱伝導⁽⁸⁾とする。

(iv) 空气中への放熱は無視する。

前章と同様に1個の摩耗面による単位時間単位幅での発生熱 Q' (J/(m·s)) の切りくず，工作物，砥石への流入割合 R_T' ， R_W' ， R_G' をまず決定し，つぎに先行切れ刃による加熱の影響を考慮して研削熱 Q (J/(m·s)) の切りくず，工作物，砥石への流入割合 $R_{T(wn)}$ ， $R_{W(wn)}$ ， $R_{G(wn)}$ を決定する。

砥粒摩耗面の平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_s$ と切りくずの平均温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_t$ および摩耗面と接触している工作物表面の平均温度上昇 $\Delta\theta_w$ が等しいと仮定すると， $V\bar{l}/2K_w > 5$ の場合 (K_w ：工作物の温度伝導率， $V\bar{l}/2K_w$ は通常5以上となる)， Q' の切りくず，工作物，砥石への流入割合は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} R_T' &= V\bar{g}\rho_w c_w / \Sigma_1 \\ R_W' &= 2.66 k_w (V\bar{l}/2K_w)^{0.5} / \Sigma_1 \\ R_G' &= 4k_g \bar{l} (\pi K_g T)^{-0.5} / \Sigma_1 \\ \Sigma_1 &= V\bar{g}\rho_w c_w + 2.66 k_w (V\bar{l}/2K_w)^{0.5} \\ &\quad + 4k_g \bar{l} (\pi K_g T)^{-0.5} \end{aligned} \right\} \quad (5.5)$$

ここで， V ：砥石周速度 (m/s)， $\bar{g}$ ：砥粒平均除去深さ⁽⁶⁾ (m)， k_g, k_w ：砥粒，工作物の熱伝導率 (W/(m·K))， K_g, K_w ：砥粒，工作物の温度伝導率 (m²/s)， T ：砥粒と工作物の接触時間 (s)。

ただし前章で述べたように， Q' のうち工作物へ流入する熱 $Q'R_W'$ の一部は再び後続の切れ刃によって切りくずに流出，あるいは砥石に伝導する。そこで研削熱 Q (J/(m·s)) のうち工作物へ流入する熱 QR_W' は切りくずおよび砥粒摩耗面の温度を，砥石と工作物の干渉領域における工作物表面の平均温度 $\hat{\theta}$ だけ上昇させると考えると， QR_W' の切りくず，工作物，砥石への流入割合 R_T ，

ζ_w, ζ_g は次式で与えられる.

$$\left. \begin{aligned} \zeta_T &= v t \rho_w c_w / \Sigma_2 \\ \zeta_w &= 1.63 k_w (v l / K_w)^{0.985} / \Sigma_2 \\ \zeta_g &= 4 k_g \bar{l} v t (V \bar{g})^{-1} (\pi K_g T)^{-0.5} / \Sigma_2 \\ \Sigma_2 &= v t \rho_w c_w + 1.63 k_w (v l / K_w)^{0.985} \\ &\quad + 4 k_g \bar{l} v t (V \bar{g})^{-1} (\pi K_g T)^{-0.5} \end{aligned} \right\} \quad (5.6)$$

ここで, v : 工作物速度 (m/s), t : 除去深さ (m), $2l$: 砥石と工作物の接触長さ (m).

式 (5.5), (5.6) から研削熱の流入割合は次式で与えられる.

$$\left. \begin{aligned} R_{T(w)} &= R_T' + \zeta_T R_w' \\ R_{w(w)} &= \zeta_w R_w' \\ R_{g(w)} &= R_g' + \zeta_g R_w' \end{aligned} \right\} \quad (5.7)$$

式 (5.7) の計算に必要な砥石の物性値は $0 \sim 1000^\circ\text{C}$ 間の平均値, 工作物については $500 \sim 1000^\circ\text{C}$ 間の平均値をそれぞれ採用する.

上式は砥粒の摩耗面全域が工作物に接触し, その領域で研削熱を発生しているとした結果であることから, η が小さく, 研削焼けを発生していないときの計算値は工作物除去の主体が掘り起こしに伴う工作物表層の塑性流動である場合に相当していると言える. そこで S20C や S45C の焼鈍材を研削したときの $R_{w(ex)}$ (図 5.9 の $\circ, \oplus$ 印) と $R_{w(w)}$ (図 5.9 の点線) とを比較すると両者は良く一致していることがわかる.

図 5.10 の点線は $R_{w(w)}$ を示したもので, その値は η の増大に伴って減少していることがわかる. $\bullet$ 印で示した $R_{w(ex)}$ は R_w と $R_{w(w)}$ の間にほぼ位置しているが, η が零の付近では $R_{w(w)}$ に近づいている. これはドレッシング直後の切れ刃の多くが掘り起こしを行うだけで切削をしないとした第 2 章の結果と符合する. 定常研削状態においては, $R_{w(ex)}$ はほぼ一定値を示すが, η

が増大して研削焼けを発生し始めると、除去の主体が砥粒と工作物の摩擦に伴う工作物表層の塑性流動に変わるため、 $R_{w(ex)}$ は再び $R_{w(un)}$ と同様の傾向で減少し始めると言える。

5.4 結 言

本章で得られた結果を要約すると次のようになる。

(1) A系砥石で焼入れ鋼を研削した場合、定常研削状態における研削熱の工作物への流入割合の測定値 $R_{w(ex)}$ は除去深さ t 、逃げ面摩耗面積率 η の増加に伴って減少するが、砥石周速度 V 、工作物速度 v 、砥石粒度 N および砥石結合度の影響は少ない。

(2) 前章で求めた研削熱の工作物への流入割合の理論値 R_w は定常研削状態での $R_{w(ex)}$ と良く一致する。

(3) 定常研削状態での $R_{w(ex)}$ は $WA46K_mV$ で焼入れ鋼を研削した場合の方が $SUS304$ を研削した場合より約5%大きく、焼きなまし鋼を研削した場合より約6%小さい。

(4) 定常研削状態での $R_{w(ex)}$ は $GC46K_mV$ で焼入れ鋼を研削した場合の方が $WA46K_mV$ で研削した場合より約10%小さい。

(5) A系砥石で焼入れ鋼を研削する場合、単位面積あたり工作物へ流入する研削熱を減少させるには、粒径が小さく結合度の弱い砥石を用い、 V 、 t を減少させて研削するのが良い。

(6) 研削熱が砥粒の摩耗面と工作物間の摩擦仕事によって発生するとして求めた研削熱の流入割合の理論式によれば、研削焼け発生時における $R_{w(ex)}$ の変化および、焼きなまし鋼の研削時に $R_{w(ex)}$ が増加することを説明できる。

参 考 文 献

- (1) H.W.Emmons : Trans. ASME, 65, 6 (1943) 607.
- (2) 長谷川, 奥山 : 精密機械, 47, 7 (1981) 867.
- (3) 奥山, 河村 : 精密機械, 45, 5 (1979) 536.
- (4) 長谷川, 奥山, 河村 : 精密機械, 46, 8 (1980) 959.
- (5) S.Malkin & R.B.Anderson : Trans. ASME, Ser. B, 96, 4 (1974) 1177.
- (6) 長谷川, 奥山, 河村 : 精密機械, 47, 4 (1981) 387.
- (7) J.C.Jaeger : Proc. Roy. Soc. New South Wales, 76 (1942) 203.
- (8) 鍵和田, 斉藤 : 日本機械学会論文集 (第3部), 43, 369 (1977) 1966.

第6章 干渉領域内の温度分布と局部的熱変形

6.1 緒 言

研削時に発生した熱は砥石と工作物の干渉領域内で工作物を著しく加熱して、しばしば研削焼けや割れなどの表面損傷をもたらす、寸法精度、形状精度にも影響を及ぼすと言われている。そこで工作物の平均的な温度上昇が寸法精度に及ぼす影響や、干渉領域内の温度上昇と表面損傷の関係などについて、いくつかの研究がなされているが、干渉領域内の局部的熱変形についての報告は少ない⁽¹⁾。しかしこの局部的熱変形を明らかにすることは寸法創成過程、加工精度の限界などの究明にきわめて重要な意義を持つと考えられる。

そこで本章では、Jaeger⁽²⁾の移動熱源による熱伝導の考え方をもとに、干渉領域内の温度分布とこれによって生ずる局部的熱変形について理論的に検討するとともに、干渉領域後端に生ずる局部的熱変形を測定して理論の妥当性を検討する。

6.2 干渉領域内の温度分布と局部的熱変形の解析

6.2.1 干渉領域内の温度分布

研削温度に関するこれまでの主要な研究成果は移動熱源による温度の上昇問題を解析した Jaeger の結果をもとに、熱源の強度分布がその移動方向に対して一定（以下、長方形熱源とよぶ）と仮定した場合について求められている⁽³⁾。

しかし通常の研削加工では、砥粒による幾何学的な切削断面積は切削開始点（下向き研削では終了点）からの距離に比例すると考えられるため上記の仮定を用いるのは疑問で、熱源の強度分布を図6.1に示す直角三角形（以下くさび形熱源とよぶ）で近似させるのが合理的である。

そこで半無限固体上を上述の強度分布を持つ帯状熱源が移動すると仮定する

と、研削加工における工作物の温度 θ は次式で与えられる。

$$\theta = \theta_0 + \frac{KR_w F_t V}{\pi k v B l} \int_{x-L}^{x+L} \left(1 + \frac{X}{L} - \frac{u}{L}\right) e^{-u} K_0 \left\{ (u^2 + Z^2)^{1/2} \right\} du \quad (6.1)$$

ここで、 θ_0 ：研削前の工作物温度($^{\circ}\text{C}$)、 K ：工作物の温度伝導率(m^2/s)、 R_w ：研削熱の工作物への流入割合、 F_t ：接線研削抵抗(N)、 V ：砥石周速度(m/s)、 v ：工作物速度(m/s)、 k ：工作物の熱伝導率($\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$)、 B ：研削幅(m)、 $2l$ ：砥石と工作物の接触長さ(m)、 $X = vx/2K$ 、 $L = vl/2K$ 、 $Z = vz/2K$ 、 x ：横座標、 z ：縦座標(工作物表面からの深さ)、 K_0 ：零次の第2種変形ベッセル関数、 $u = v(x-x')/2K$ 、 x' ：帯状熱源内の線熱源の位置。

図6.1は $L=7$ の場合について式(6.1)を数値計算して得られた無次元温度 T ($T = (\theta - \theta_0) \pi k v B l / (K R_w F_t V)$) と X/L との関係を示したもので、比較のために長方形熱源による工作物表面($Z=0$)の温度分布を破線で示している。

図のように温度分布は熱源の強度分布に強く影響されるもので、 $Z=0$ において最高温度を示す X 座標は長方形熱源の場合に比べて、くさび形熱源の方がかなり接触域の中央に移動する。

なお式(6.1)の数値計算結果をもとに、深さ Z における最高温度 $(\theta_m - \theta_0)_z$

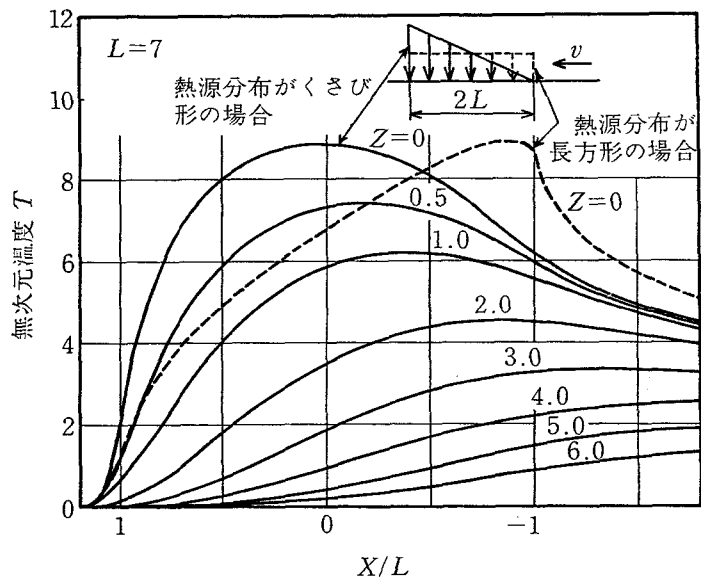


図6.1 工作物表層の温度分布

の近似式を求めると次式となる。

$$(\theta_m - \theta)_z = 0.723 \frac{R_w F_t V}{Bk} \left(\frac{K}{v l} \right)^{0.488} \cdot \exp \left\{ -0.80 (L - 0.5)^{-0.49} Z \right\} \quad (6.2)$$

ただし上式が誤差 5% 以内で適用できる範囲は $2 \leq L \leq 5$ の場合には $0 \leq Z \leq 2$, $5 < L \leq 20$ の場合は $0 \leq Z \leq 5$ であり, $Z = 0$ の場合は $1 \leq L \leq 20$ で誤差は 1% 以内である。

6.2.2 干渉領域内の局所的熱変形

研削中の工作物に前述のような局所的溫度上昇が生ずると, 工作物の線膨張係数, 溫度分布並びに形状や寸法に応じて干渉領域に熱変形が生じる。そこで次に工作物内の溫度分布は式(6.1)で与えられるものとして, 干渉領域における工作物の垂直方向の熱変形(以下これを局所的熱変形とよぶ)について検討しよう。

この問題の厳密な解は有限要素法により得られると考えられるが, ここでは以下の方法でその近似解を求める。まず, 工作物内部には熱応力が誘起されず, 自由熱膨張すると仮定し, 座標 (X, Z) を基準にして幅 ΔX , 高さ ΔZ の微小直方体を考えてその溫度上昇を $(\theta - \theta_0)_{(X, Z)}$ で表す。工作物の線膨張係数を α とすると微小直方体の高さの増加は $\alpha \cdot (\theta - \theta_0)_{(X, Z)} \cdot \Delta Z$ で与えられ, これを Z について積分することによって工作物表面における高さの増加 h は次のように表すことができる。

$$h = \frac{2K}{v} \int_0^\infty \alpha (\theta - \theta_0)_{(X, Z)} dz \quad (6.3)$$

ここで α は溫度によらず一定とし, 式(6.3)を用いて X, L の種々な値について h を計算し, これを無次元化した $\Delta (= h \cdot \pi k v^2 B l / (2 \alpha K^2 R_w F_t V))$ と X/L との関係を示すと図 6.2 のようになる。図から工作物は干渉領域に入ると急激に熱変形し, 干渉領域後端 ($X/L = -1$) で最大値をとることがわかる。

図6.2の関係をもとに Δ の最大値 Δ_{max} としとの関係を求めると図6.3のような直線関係が得られ、干渉領域後端における局部的熱変形 h_w を次式のように表すことができる。

$$h_w = \frac{3.15}{\pi} \alpha \frac{R_w F_t V K}{B v k} \quad (6.4)$$

一方、研削時に工作物単位表面積から流入する熱量 q_w は $q_w = R_w F_t V / B v$ であり、この q_w が比熱 c 、密度 ρ の単位体積の工作物に流入して温度上昇 $(\theta' - \theta_0) = R_w F_t V / B v \rho c$ をもたらすと仮定し、 $(\theta' - \theta_0)$ に基づく上方向への自由熱膨張 h_w' を考えると

$$h_w' = \alpha \frac{R_w F_t V K}{B v k} \quad (6.5)$$

となる。式(6.4)、(6.5)を比べると両者はほぼ一致しており、簡単な計算によって得られた式(6.5)は干渉領域後端の値として精度的にも十分に、これを適用しても支障がない。

以上では工作物が自由熱膨張するとして解析を進めてきたが、実際には熱応力の影響も考慮する必要がある。

式(6.3)の数値計算結果を検討してみると、通常の研削条件では $-1 \leq X/L$

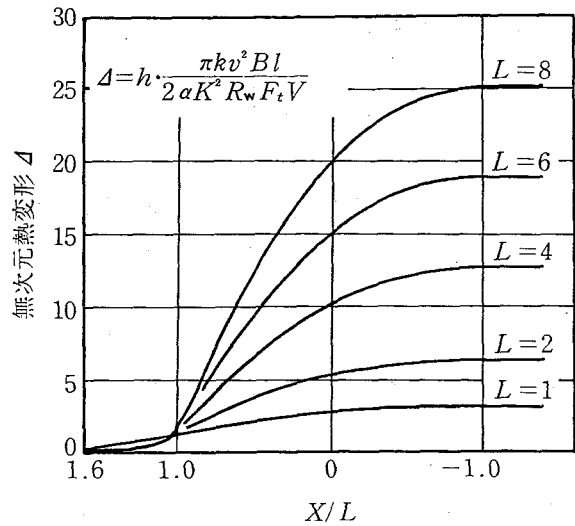


図6.2 干渉領域における工作物の局部的熱変形

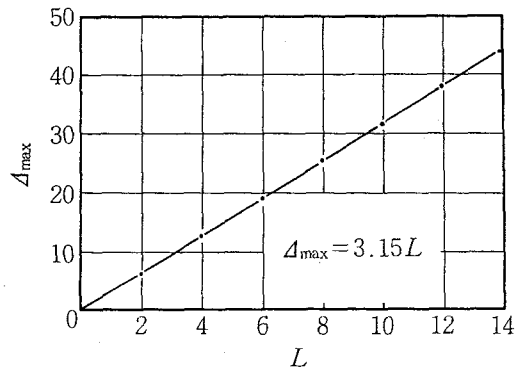


図6.3 Δ_{max} とLの関係

≤ -1 の範囲で h_w の約 90% は深さ 0.4~0.6 mm 以内の表層部で生じ、これより下層ではほとんど熱の影響を受けない。したがって工作物表層部の水平方向の変位はその下層によって制限を受けると考えられる。

そこで工作物表層部の水平方向の変位は完全に阻止され、かつ垂直方向には自由熱膨張する⁽⁴⁾と仮定して工作物の熱変形を考えてみよう。

いま Δ が最大となる干渉領域後端で、熱膨張する領域 ($z < 0.4 \sim 0.6$ mm) 内にある微小立方体が自由熱膨張したときのひずみを ε とし、水平方向の変位 ε_x , ε_y を阻止するに必要な応力を σ_x , σ_y とすると、応力とひずみの関係は

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \varepsilon + \frac{\sigma_x}{E} - \frac{\nu}{E} \sigma_y = 0 \\ \varepsilon_y &= \varepsilon + \frac{\sigma_y}{E} - \frac{\nu}{E} \sigma_x = 0 \\ \varepsilon_z &= \varepsilon - \frac{\nu}{E} (\sigma_x + \sigma_y) \end{aligned} \right\} \quad (6.6)$$

となる。ここで、 E ：工作物のヤング率、 ν ：工作物のポアソン比、 ε_z ： z 軸方向のひずみ。

式(6.6) を ε_z について解くと次式が得られる。

$$\varepsilon_z = \frac{1+\nu}{1-\nu} \varepsilon \quad (6.7)$$

鋼のポアソン比を 0.3 とすると $\varepsilon_z = 1.86 \varepsilon$ となる。したがって水平方向の変位が拘束されている場合の垂直方向の変位は自由膨張による変位の 1.86 倍に達する。

実際の研削では工作物表層部の水平方向の変位が完全に阻止されているとは限らない。しかし砥粒研削点直下では工作物は塑性流動の状態にあり、かつ弾性限度以上に熱応力が作用している領域もあると考えられる。このような領域

では膨張による体積増加のほとんどが上方へのレベル上昇をもたらし、垂直方向の変位は自由熱膨張の3倍に近づくことも考えられる。

そこで本研究では干渉領域後端に生ずる局部的熱変形は自由膨張時の $(1+\nu)/(1-\nu)$ 倍と見なし、次式で表すことにする。

$$h_w = \alpha \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{R_w F_t V K}{B \nu k} \quad (6.8)$$

また式(6.2) による工作物表面の最高温度 $(\theta_m - \theta_0)_{z=0}$ を用いて上式を書き換えると

$$h_w = 1.38 \alpha \frac{1+\nu}{1-\nu} (\theta_m - \theta_0)_{z=0} \cdot l \left(\frac{K}{\nu l} \right)^{0.512} \quad (6.9)$$

となり、砥石と工作物の接触長さ $2l$ と $(\theta_m - \theta_0)_{z=0}$ を測定することによって h_w を求めることができる。

6.3 実験の方法と条件

図6.4は熱電インパルス信号の測定方法を示したもので、工作物(S45C, $50 \times 25 \times 5$)を2分し、各々の端面をラッピングで鏡面仕上した後アルミナを蒸着して絶縁被膜(厚さ約 $0.7 \mu m$)を形成させ、これらの間に圧延したコンスタンタン線(厚さ約 $6 \mu m$)をそう入し、全体をジグで固定して試験片とした。 $2l$ と $(\theta_m - \theta_0)_{z=0}$ はこれを研削した際に得られる図6.5のような熱起電力信号をもとに、インパルス信号の持続時間と出力の平均線のピーク値から求める。また研削抵抗は八角リング形動力計を用いて

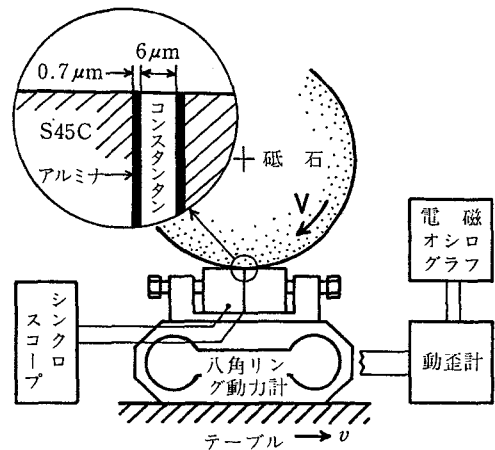


図6.4 熱電インパルスの測定方法

測定し、電磁オシログラフに記録する。なお熱電対の出力校正は工作物を旋削して得た切りくずとコンスタンタン線とで等価な熱電対を構成させ、これと基準熱電対（P-R）の出力を比較して求めた。

次に干渉領域後端における局部的熱変形は図 6.6 (a) のように線膨張係数 α_1 の工作物 A_1 の間に線膨張係数 α_2 の薄い金属板 A_2 をそう入して研削し、仕上面に生じたレベル差をもとに測定する。測定原理は次のとおりである。

まず問題を簡略化するため、寸法精度に影響を及ぼす砥石の摩耗、各種弾性変形、研削盤や工作物の巨視的な熱変形などは無視できると仮定する。図の a 線のレベルでスパークアウト研削の後、砥石台に切込みせを設定して b 線のレベルで 1 パス研削する。ところが工作物は局部的な熱膨張を伴いつつ研削されるため、研削後の収縮によって工作物の仕上面レベル c とそう入板のレベルには図のような段差が生ずる。

干渉領域後端における各材料の深さ z での温度上昇を $(\theta_{r1} - \theta_0)_z$, $(\theta_{r2}$

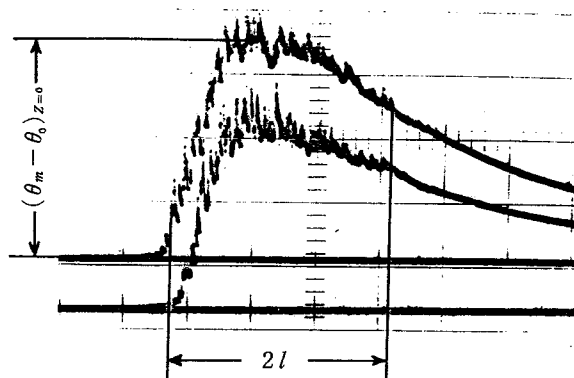
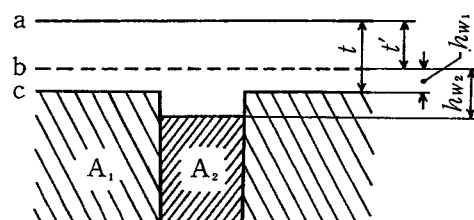
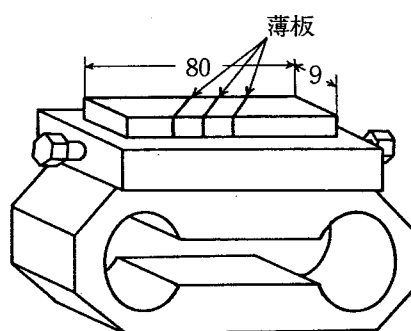


図 6.5 熱電インパルスの一例



(a)



(b)

図 6.6 干渉領域後端における局部的熱変形の測定方法

$-\theta_0)_z$, ポアソン比を ν_1, ν_2 とすると, 干渉領域後端における局所的熱変形は各々次式で与えられる.

$$\left. \begin{aligned} h_{w1} &= \frac{1+\nu_1}{1-\nu_1} \int_0^\infty \alpha_1 (\theta_{r1} - \theta_0)_z dz \\ h_{w2} &= \frac{1+\nu_2}{1-\nu_2} \int_0^\infty \alpha_2 (\theta_{r2} - \theta_0)_z dz \end{aligned} \right\} \quad (6.10)$$

ここで, α_1/α_2 は温度に無関係に一定, $\nu_1 = \nu_2$, そう入板が薄いことから $\int_0^\infty (\theta_{r1} - \theta_0)_z dz = \int_0^\infty (\theta_{r2} - \theta_0)_z dz$ と仮定すれば

$$h_{w1} = \frac{\alpha_1}{\alpha_2 - \alpha_1} (h_{w2} - h_{w1}) \quad (6.11)$$

となる. したがって仕上面レベルの差 ($h_{w2} - h_{w1}$) を測定することによって式 (6.11) から h_{w1} を求めることができる.

図 6.6 (b) は実験装置の概要を示したものである. 放電加工機のワイヤカット装置によって工作物に幅約 $200 \mu\text{m}$ の切込みを入れ, これとほぼ同じ厚さの Ta 板および 7-3 黄銅板をそう入してジグで締付けた. なお研削時, そう入板のために不規則な振動

を生じさせないようにそう入方向は研削方向に対し約 60° 傾けた.

実験条件を表 6.1 に示す.

表 6.1 実験条件

項 目	条 件
研 削 盤	岡本 PSG-6E 型平面研削盤
砥 石	A46 KmV
工 作 物	S45C (850°C 水焼入れ)
砥石周速度	1840 m/min
工作物速度	5, 14, 23 m/min
設定切込み	5 ~ 30 μm
ドレッシング	切込み: 4 μm × 2 回
	縦送り: 60 mm/min
研削方式	乾式, 上向き, 1 パス

6.4 実験結果と考察

6.4.1 工作物表面温度と接触長さ

図 6.5 は得られた熱起電力信号の一例を示したもので、出力波形はいずれも熱源の強度分布をくさび形としたときの温度分布(図 6.1)に類似しており、式(6.1)の仮定は妥当と言える。

図 6.7 は熱起電力信号から得られた $2l$ と F_t/B の関係を、図 6.8 は $(\theta_m - \theta_0)_{z=0}$ と F_t/B の関係を各々表したものである。図から $(\theta_m - \theta_0)_{z=0}$ は F_t/B の増大に伴って増大するが、 v が小さいほどその傾向が著しくなることがわかる。

以上の結果を式(6.9)に代入することによって h_w が得られるが、計算にあたっては工作物の熱定数を適切に決定しなければならない。

6.4.2 工作物の熱定数

図 6.9 は島津熱機械的分析装置 TMA-30H (アルゴンガスふん囲気, 昇-降温速度: $1^\circ\text{C}/\text{min}$) を用いて測定した 7-3

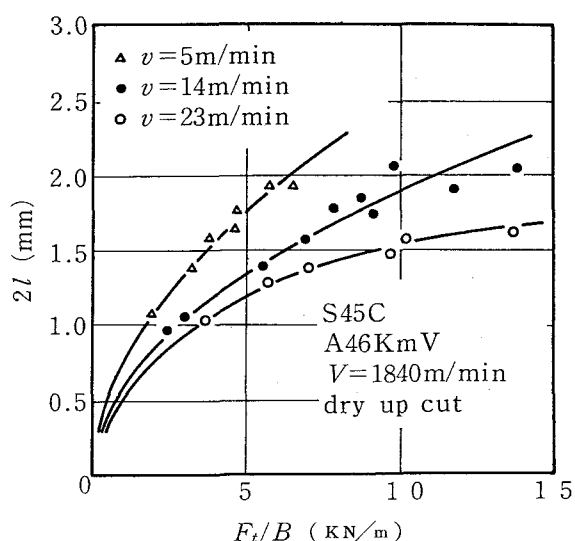


図 6.7 砥石と工作物の接触長さと研削抵抗の関係

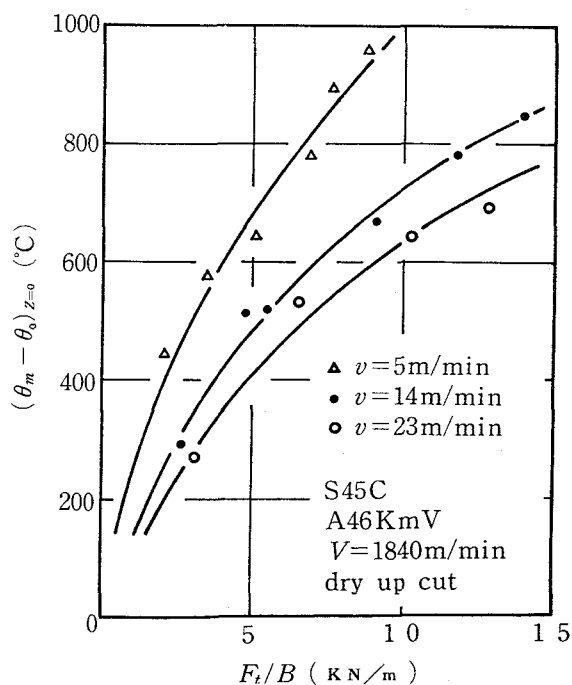


図 6.8 $(\theta_m - \theta_0)_{z=0}$ と F_t/B の関係

黄銅, S45C, T_a の伸び ($\Delta h/h$) と温度 ($^{\circ}\text{C}$) との関係を示したものである。図から $20 \sim 500^{\circ}\text{C}$ の間では T_a と黄銅の伸びは温度にほぼ比例し、線膨張係数は 7-3 黄銅で約 $23.0 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$, T_a で約 $6.5 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ になることがわかる。

一方, S45C の焼入れ材は複雑な挙動を示す。すなわち 20°C から加熱した試片は当初, 焼鈍材の膨張曲線 ($0 \sim a \sim g$) 上をたどり約 250°C で a 点に達する。その後, 線膨張係数が低下して c 点に達した後は再び焼鈍材に準じた挙動を示し $c \sim d$ 上をたどる。冷却過程では焼鈍材の場合 ($g \sim a \sim 0$) と同じように $d \sim c \sim e$ をたどる。 $a \sim c$ 間の仕意の温度に加熱した場合も冷却過程では焼鈍材に準じた挙動 (たとえば $b \sim f$) を示す。したがって冷却過程のみを対象とした場合, 線膨張係数は焼鈍材のそれで代表できる。ところで前行程の研削で加工変質層が生じている場合, 次回の研削で増加する加工変質層の深さは除去深さに等しいと考えられ, 前述の熱膨張に関係する深さ ($0.4 \sim 0.6 \text{ mm}$) に比べて小さく無視できる。たとえば 1 パス研削によって一度 b 点まで加熱された工作物を冷却し, 再び 1 パス研削した場合, 工作物は f からほぼ b まで膨張する。したがってこのような場合には昇温過程についても焼鈍材の線膨張係数を適用できる。ただし α の値は温度によって変化するので, 式 (6.9) による h_w の計算では $20^{\circ}\text{C} \sim$ 干渉領域後端温度までの平均値を使用するのが適切であり, 温度伝導率 K についてもこの間の平均値を採用する。

6.4.3 干渉領域後端における局部的熱変形

図 6.10 は $v = 5 \text{ m/min}$ における, そう入板近傍の仕上面プロフィールを示したもので, 左は T_a 板, 右は 7-3 黄銅板の場合である。図からそう入板が S45C との線膨張係数の差に応じて突出あるいは後退し, かつ切込みが段差に影響しているのがわかる。

図 6.11 は h_w と F_t/B の関係を工作物速度 v をパラメータとして表した

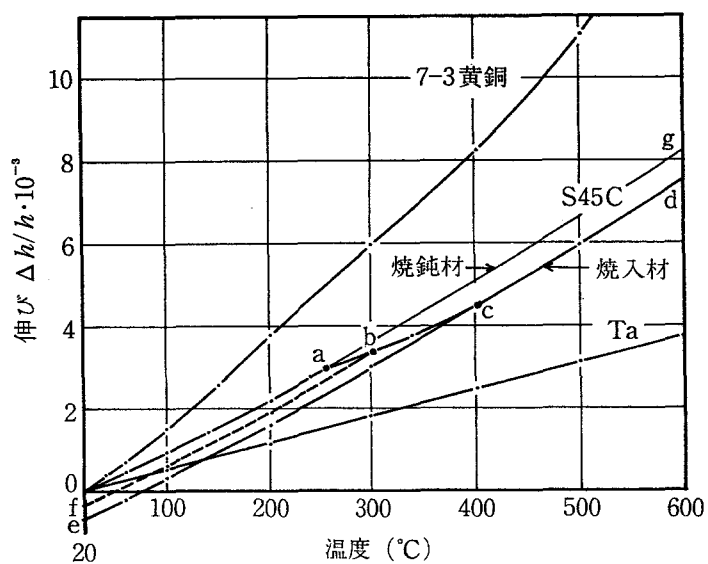


図6.9 線膨張の測定結果

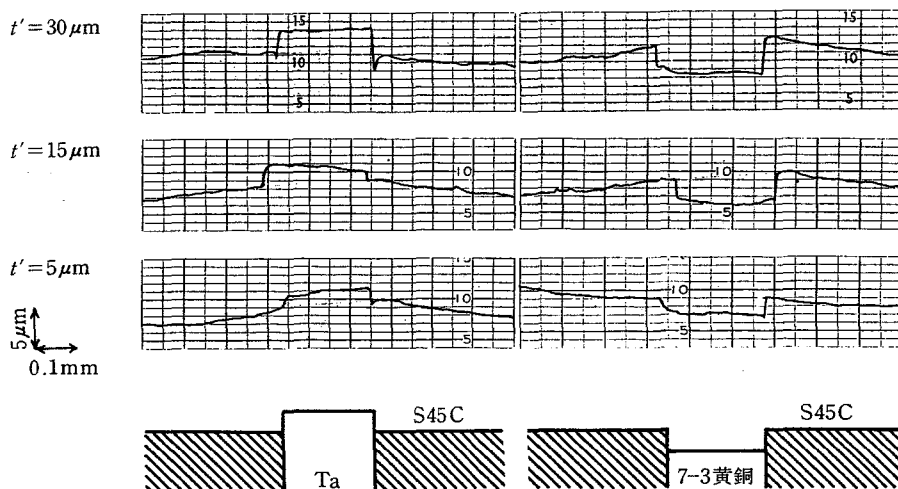


図6.10 そう入板近傍の仕上面プロフィール

ものである。図から h_w は F_t/B とともに増大し、 $v = 14$ m/min の場合、 $F_t/B = 6$ kN/m (0.6 kgf/mm) で h_w は約 $4 \mu\text{m}$ となっている。この値はこの時の除去深さ $t = 14 \mu\text{m}$ に比し無視できない大きさである。特に v が小さい場合、 h_w の影響が著しいことが予想される。図中の実線は熱電インパルスから求めた $(\theta_m - \theta_0)_{z=0}$ 、 $2l$ を式(

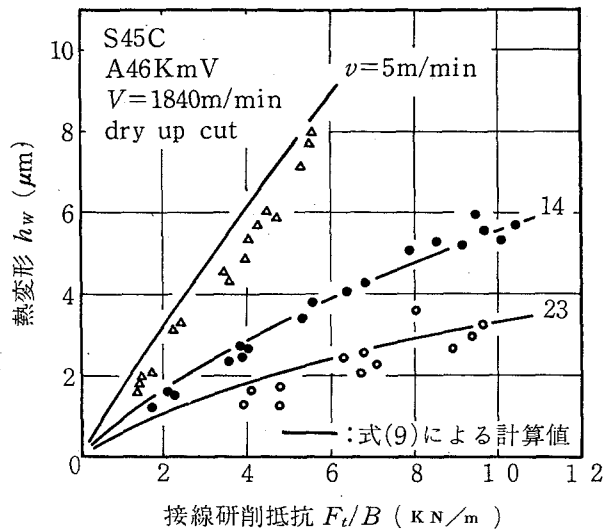


図 6.11 干渉領域後端における局所的熱変形

6.9) に代入して得られた h_w の計算値である。実験値と計算値は良く対応しており、式(6.9)は h_w の近似式として適当と言える。また式(6.8)からわかるように h_w は前章の q_w (式(5.4)) に比例する。したがって h_w を減少させるには、粒径が小さく、結合度の弱い砥石を用い、 V 、 t を減少させて研削するのが良いと言える。

6.4.4 砥石と工作物の干渉状態

従来の研削理論では、砥粒と工作物の理想的な運動軌跡を前提にした幾何学的な関係から砥石と工作物の干渉状態が推定されていたが、最近では砥石と工作物の弾性を考慮した検討が活発に行われるようになってきた。しかしこれまで述べてきたように工作物は干渉領域内で高温度に加熱されるため、砥石と工作物の干渉状態をは握するには局所的熱変形の影響を考慮することが必要である。

簡単のために1パス研削時、寸法精度に影響を及ぼす要因として局所的熱変

形だけをとり上げて考えると，砥石と工作物の干渉状態は図6.12のようにモデル化できる．図中の破線は干渉領域内で工作物が熱変形しながら除去されていく状態を示したもので，工作物内のB点は熱変形によってそのレ

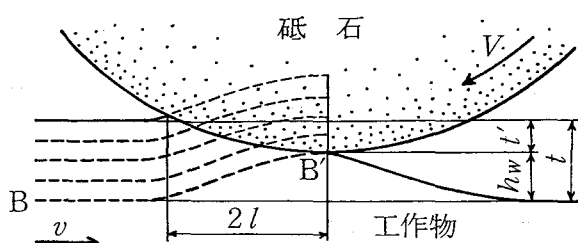


図 6.12 砥石と工作物の干渉モデル

ベルが上昇し，干渉領域後端でB'点に達する．B'点通過後には逆に収縮してもとのB点のレベルにもどる．したがって除去深さを得るのに必要な設定切込みは必ずであり，砥石直径をDとすると平面研削における砥石と工作物の幾何学的な接触長さは次式で与えられる．

$$2l \approx \sqrt{(t - h_w)D} \quad (6.12)$$

6.5 結 言

本章では砥石と工作物の干渉領域に発生する局部的熱変形について理論と実験の両面から検討し，つぎの結果を得た．

- (1) 研削における干渉領域内の温度分布を求めるために Jaeger の解を適用する場合には熱源の強度分布をくさび形とするのが妥当である．
- (2) 干渉領域後端近傍で工作物表層部の水平方向の変位が拘束され，かつ垂直方向には自由熱膨張するとして導いた熱変形の理論式は実験結果と良く対応する．
- (3) 干渉領域後端で生ずる工作物の局部的熱変形は接線研削抵抗の増大に伴い増大するが，テーブル速度が小さいほどこの傾向が顕著になる．また局部的熱変形の値は除去深さに比べて無視できない．

参 考 文 献

- (1) 鍵和田, 斉藤: 日本機械学会論文集 (第3部), 43, 372 (1977) 3125.
- (2) J.C. Jaeger: *Proc. Roy. Soc. New South Wales*, 76, (1942) 203.
- (3) 高沢: 精密機械, 30, 11 (1964) 851.
- (4) R.J. Mercier, S. Malkin & J.C. Mollendorf: *Trans. ASME, Ser. B*, 100, 2, (1978) 43.

第 7 章 寸法の創成機構

7.1 緒 言

機械部品に要求される加工精度の高度化に伴って研削加工の役割が増大しているが、加工精度の限界をきわめかつそれを能率良く達成する方法を見いだすには、加工のメカニズム、特に寸法の創成機構の解明が必要である。

前章では、砥石と工作物の干渉領域に発生する局部的熱変形は除去深さに比べて無視できない大きさで、寸法創成の主要な要素であるとともに、砥石と工作物の干渉形状にも影響を与える可能性があることを示した。

そこで本章では、1パス研削において加工精度に影響を及ぼす主要な要因の影響値と砥石と工作物の干渉形状を実験的に求めて、寸法の創成機構および砥石と工作物の干渉状態について検討する。

7.2 1パス研削における寸法の創成機構

研削加工では砥石と工作物の間に見掛け上、ある切込み z を設定しても実際の除去深さはこれと Δt だけ異なり、切残しまたは切り過ぎを生ずる。 Δt ($= z - t$) がどのような値を示すかは工作物の性質、設定条件などに影響されるもので、寸法の創成機構を追求して加工精度の限界を究める上できわめて重要である。そこでまずこのような誤差をもたらす要因を列挙すると次のようになる。

(a) 砥石の摩耗による切り残し： ΔR

砥粒の摩耗、破砕などによって砥石半径が減少 (ΔR) し、切り残しを生ずる。ただしドレッシング後数回研削した後の砥石で1パス研削する場合にはこれを無視できる。

(b) 機構部の弾性変位による切り残し： F_n / K_M

砥石軸から工作物支持装置までの機構部が研削抵抗によって弾性的な変位を生ずるための切り残しで、垂直研削抵抗を F_n 、機構部のばね定数を K_M で表すと、切り残しは F_n/K_M で与えられる。

(c) 砥石と工作物の接触変位による切り残し： δ

研削砥石と工作物はいずれも弾性的な性質を持ったため、これらの接触状態は円板どうしの弾性接触問題におきかえることができる。この場合切り残しは両者の弾性的性質と形状、寸法に応じた弾性変位で与えられる。ただし砥石表層部はその内部に比べて組織が疎になっているため見掛け上ヤング率が低く、内部と同等には取扱えないことに留意する必要がある。

(d) 砥石の熱変形による切り過ぎ： h_g

砥石と工作物の干渉領域に生ずる研削熱の一部は砥石内部に流入し、砥石を熱変形させる。ただし研削熱の砥石への流入割合は通常 10～15% 程度であるうえ、この熱は砥石全周に分散するため、1パス研削では h_g は無視できる。

(e) 工作物の熱変形による切り過ぎ： h_w

工作物の熱変形による寸法誤差は、i) 研削開始前の工作物平均温度と最終研削行程直前の平均温度との差から生ずる誤差、ii) 砥石と工作物の干渉領域に発生する局部的熱変形に基づく誤差に分けて考えなければならない。

前者の影響は乾式で研削作業を続けたときには顕著であるが、温度上昇の防止に十分配慮された湿式連続研削や、1パス研削では無視できる。しかし干渉領域内の局部的熱変形と、これによる切り過ぎは不可避で、その影響は無視できない。したがって以下では h_w として後者を考慮の対象とする。

(f) 研削熱、機械系内部の熱源などによる機械部分の熱変形⁽¹⁾： h_s

したがって設定切込み t' と除去深さ t の関係は次のようになる。

$$t = t' - \left(\frac{F_n}{K_M} + \delta + \Delta R \right) + h_w + h_g + h_s \quad (7.1)$$

1パス研削においては ΔR , h_f , h_s を無視できると仮定すると寸法誤差 Δt は次式で与えられる。

$$\Delta t = \frac{F_n}{K_M} + \delta - h_w \quad (7.2)$$

本章ではまず Δt , F_n/K_M , δ について実験的には握し、これらの結果と h_w に関する第6章の結果をもとに1パス研削における寸法の創成機構について検討する。

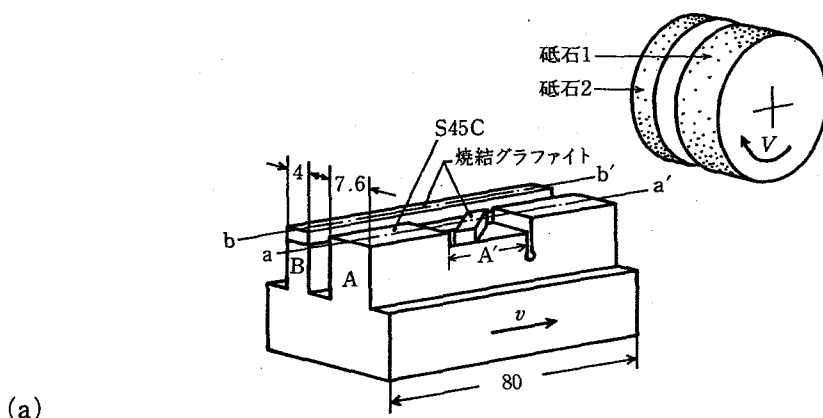
7.2.1 実験の方法と条件

図7.1(a)は F_n/K_M と Δt の測定方法を示したもので、工作物Aの中央部A'とB上に各々焼結グラファイトを接着しておき、全体をスパークアウト研削の後1パス研削し、このときの研削抵抗を八角リング型動力計で、仕上面のプロファイルを触針式あらさ計で各々測定する。

ここで実験に用いた焼結グラファイトの比研削抵抗、線膨張係数は各々焼入れ鋼の1/20、1/12程度に過ぎないことから、A'部が研削されている間については F_n/K_M , δ , h_w がいずれも無視できる。したがってA'部の仕上面は式(7.2)から $\Delta t = 0$ なる基準面を与え、工作物Aを研削しているときの Δt はAとA'の仕上面レベルの差として与えられる。

図7.1(b)のa~a'は仕面上をa~a'に沿ってあらさ計で走査したときの測定結果の一例で、中央の凸部が焼結グラファイト。その左右が工作物(S45C)の仕上面レベルを表している。図から工作物速度 $v = 14 \text{ m/min}$ では約 $8 \mu\text{m}$ の切り残しが、 $v = 5 \text{ m/min}$ では逆に約 $3 \mu\text{m}$ の切り過ぎが認められる。

一方、使用した砥石は図のように2枚の個別の砥石からなっているので砥石2による焼結グラファイトBの仕上面b~b'に関しては、それらの系自体に由来する δ と h_w が無視できる。しかし砥石1が工作物Aを研削している間、砥石軸が工作物に対して F_n/K_M だけ相対的に浮上するため、仕上面b~b'に



A46KmV, S45C, $V=1840$ m/min

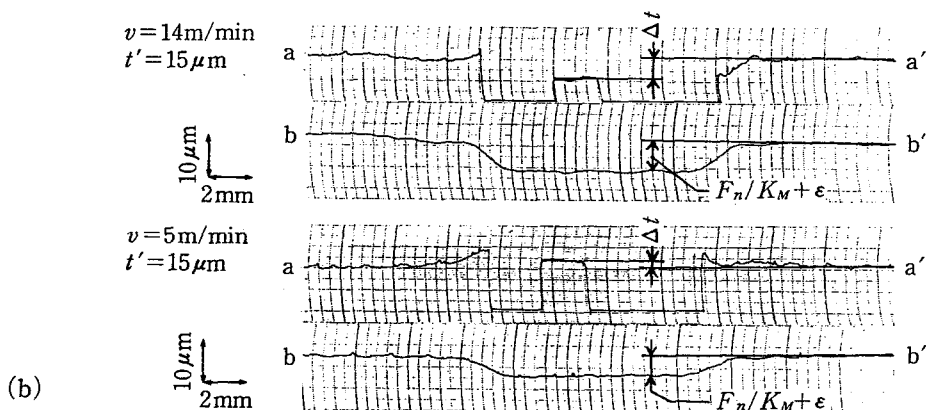


図 7.1 F_n/K_M , Δt の測定方法と結果の一例

はこの変位に応じたレベル差が生じるただし工作物Aの研削間には研削抵抗によって砥石軸が傾斜するため、工作物A, Bの中心間の距離と傾斜角に応じた誤差 ϵ が測定値に含まれる。そこで次の実験結果をもとに補正を施す。なお図7.1 (b)の $b \sim b'$ は工作物Bの仕上面 $b \sim b'$ に沿うプロフィールの一例を示したものである。

図 7.2 は荷重による砥石軸の傾斜の測定方法を示したもので、図のように砥石に静荷重を加え、このときの砥石軸の傾きの変化を投射光の2回反射によ

る移動量によって測定した。
図から砥石軸の傾きは荷重に比例し、垂直荷重 100 N あたり砥石（幅 13 mm ）の内、外側で約 $1.1\text{ }\mu\text{m}$ の寸法誤差が生じることを示している。

前述の機構部の弾性変位測定時に導入される誤差をおよび次に述べる静的接触変位の測定時に導入される誤差 ϵ' は図 7.2 の結果に基づいて修正した。

図 7.3 は砥石と工作物の静的接触変位の測定方法とその結果を示したもので、図のような工作物をスパークアウト研削の後、工作物に砥石を静的に押付け、この際生じる砥石軸と工作物間の接近量をあらさ計で、荷重を八角リング型動力計で各々測定した。なお荷重の増大に伴って砥粒切れ刃が工作物に食い込み、接近量が過大になることのない

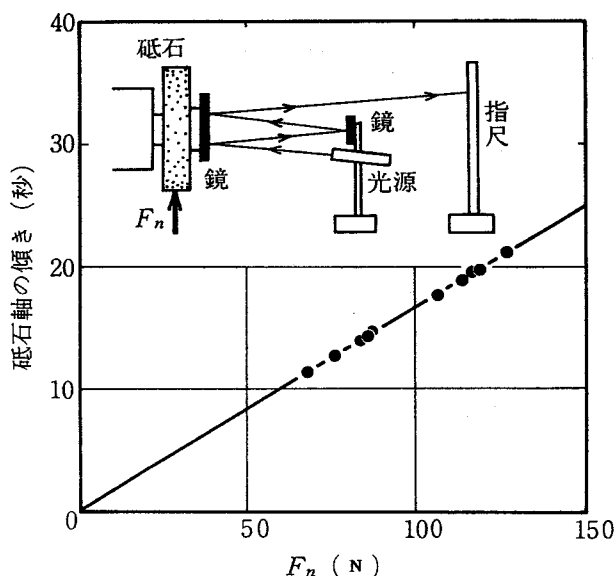


図 7.2 研削抵抗による砥石軸の傾き

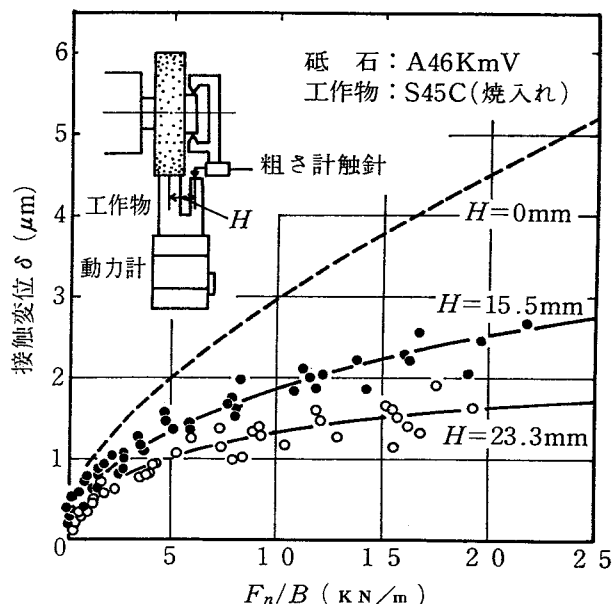


図 7.3 砥石と工作物の静的接触変位

ように測定に先立って約 150 N の予荷重を与えて 工作物表面をあらかじめ 塑性変形させた。図中の H はあらさ計を利用した 変位の測定点と砥石中心 線との距離を示したもので、H の値が異なると測定値に差が生じる。これ

は砥石軸の傾斜によるもので、図 7.2 の結果をもとに $H=0$, すなわち砥石中心線上での接近量に換算すると破線のようになる。

なお Δt , F_n/K_M の測定は表 7.1 の条件で行った。

7.2.2 Δt , F_n/K_M の測定 結果と考察

図 7.4 は寸法誤差 Δt と F_n/B の関係を示したもので、 $v=14$, 23 m/min の場合、 Δt は F_n/B

に比例して増大する傾向を示しているが、 $v=5$ m/min では逆に減少、すなわち切り過ぎの傾向を示している。これは工作物の局部的熱変形による切り過ぎ項が切り残り項 ($F_n/K_M + \delta$) 以上に達していることを示すもので、寸法の創成機構を検討するうえで特に留意しなければならない。

本実験法によれば Δt が正確に測定できるので、設定切込みが除去深さに等

表 7.1 実験条件

研削盤	岡本 PSG-6E 型平面研削盤
砥石	A46 KmV
工作物	S45C (850°C 水焼入れ)
砥石周速度	1840 m/min
工作物速度	5, 14, 23 m/min
設定切込み	5 ~ 30 μ m
ドレッシング	切込み: 4 μ m $\times$ 2 回
	縦送り: 60 mm/min
研削方式	乾式, 上向き, 1 パス

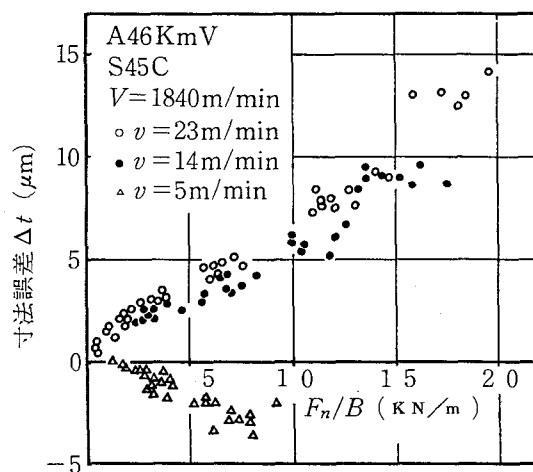


図 7.4 Δt と F_n/B の関係

くなる作業条件を見い出すことも可能である。たとえば $F_n/B = 5 \text{ kN/m}$ (約 0.5 kgf/mm) の場合について図から $\Delta t (\mu\text{m})$ と $v (\text{m/min})$ との関係を求める $\Delta t = 5.2 - 29/v$ となり、 $\Delta t = 0$ となる v を求めると $v \approx 5.6 \text{ m/min}$ が得られる。

次に図 7.5 は F_n/K_M と F_n の関係を示したものである。機構部のはね定数 K_M はこれを停止時に測定しても研削時には砥石軸受における油膜間けきの変動や、テーブルの浮上がり⁽²⁾などのため研削時のはね定数として適用するには問題がある。前述の方法で研削時における機構部の変位 F_n/K_M を測定した結果、荷重と変位はほぼ直線関係を示し、ばね定数 K_M は約 11 MN/m (約 $1.1 \text{ kgf}/\mu\text{m}$) となっている。

以上の実験によって得られた F_n/K_M 、 Δt および前章で求めた h_w を式 (7.2) に代入すると研削時における接触変位 δ が逆算できる。

図 7.6 の○印はこのようにして求めた δ と F_n/B の関係を示したもので、破線は図 7.3 で求めた静的接触変位 δ' である。一方、砥

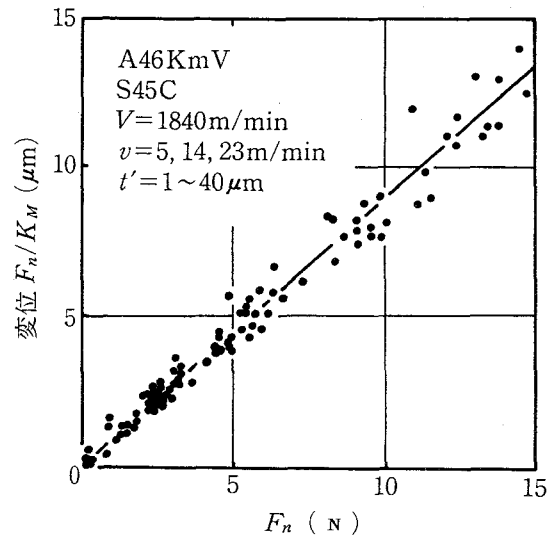


図 7.5 F_n/K_M と垂直研削抵抗の関係

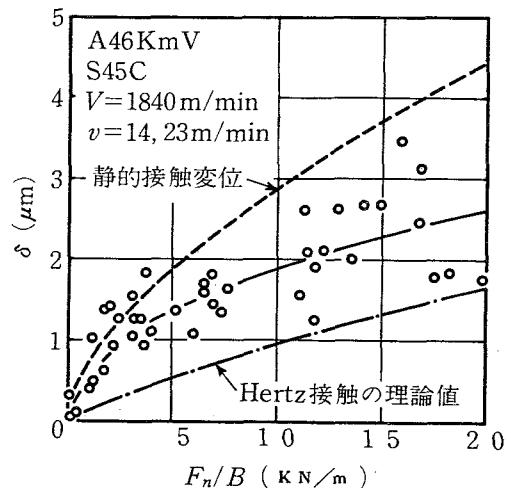


図 7.6 研削時の接触変位，静的接触変位，Hertz 接触の理論値の比較

μm となり、実際に除去される深さは z'' からこれらの和を差し引いた $10.4\mu\text{m}$ になることがわかる。

ここでは横軸に線荷重 F_n/B を採っているが、この理由は t , h_w が主として F_n/B に影響されると考えられるためで、両者は研削幅 B や K_M の値には影響されない。ただし F_n/K_M は B , $1/K_M$ に比例して変化するため、これに応じて z' , z'' は変化し、たとえば研削幅 B が2倍になった場合には F_n/K_M だけを2倍にし、これに応じて z' , z'' を作図し直せば、このときの寸法創成関係図が得られる。

7.3 砥石と工作物の干渉形状

研削時における干渉形状を求める方法として、研削中の工作物を急に落下させて研削作業を急停止させる方法⁽⁴⁾、制限作業面砥石で研削作業を局部的に断続させる方法⁽⁵⁾などがこれまでに紹介されている。しかしこれらの方法では以下の点でかなりの誤差が導入される可能性があるうえ、いずれの報告も干渉領域に生ずる局部的熱変形の影響が考慮されていない。

まず急落下法では、研削作業を急停止させるのに必要な落下速度 U_0 は砥石直径を D とすると $U_0 \geq 2v\sqrt{t}/\sqrt{D}$ で与えられるが⁽⁴⁾、落下開始時の初速をこの値以上にすることは不可能であるうえに、砥石の弾性回復の影響も無視できない。また Brown ら⁽⁵⁾の制限作業面砥石による断続研削法では、研削中に砥石の作業幅が変化するために砥石軸の振動が誘起され、仕上面に残された切れ刃の通過軌跡は忠実に転写された干渉形状とはいいがたい。

そこで本実験では図 7.8(a) のように研削時における作業幅が一定になるように砥石作業面上に幅約 2mm 、深さ約 0.2mm のみぞを半周ずつ交互に付けた砥石を用いる。この砥石でスパークアウト研削の後、所定の切込みを与えて1パス研削すると仕上面上には図のような千鳥模様の切り残しが形成される。

これをあらさ計で a , b 方向に走査することにより、除去深さと干渉形状が得られる。

図 7.8 (b) は測定結果の一例を示したもので、このうちプロフィール b は砥石作業面がなくなる直前の砥粒と工作物の干渉の結果生じた干渉形状に相当する。

図 7.9 は上記のようなプロフィールから得られた仕上面の曲率半径 r_w' (以下、研削後の曲率半径とよぶ) と F_n/B との関係を示したもので、図から r_w' は F_n/B の増大に伴い当初急激

に、その後ゆるやかに減少してある値に漸近する傾向が見られる。これは砥石表層部の弾性変形特性が非線形⁽⁶⁾で、低荷重下での砥石と工作物の接触剛性が高荷重下でのそれより小さいことから容易に理解できるが、 F_n/B の大きい範囲で r_w' が砥石半径 r_g より小さくなっている事実は弾性変形では全く説明できない。

ところで前章で明らかにしたように、工作物は砥石と工作物の干渉領域内で急激に熱変形するため、研削時の干渉形状は研削後に測定された形状とは異なることが予想される。

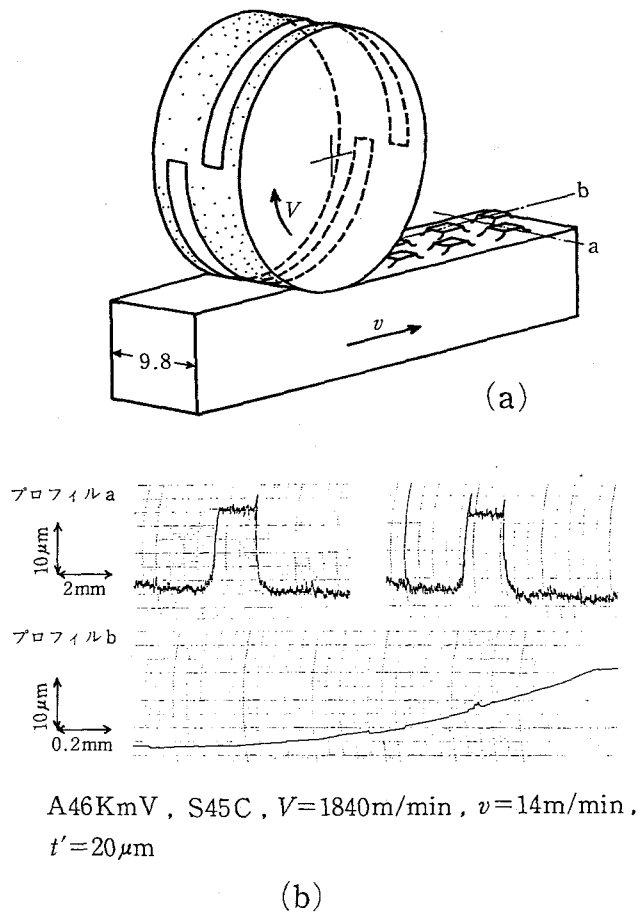


図 7.8 干渉形状の測定方法と結果の一例

図 7.10 は局部的熱変形の干渉形状に及ぼす影響を示したもので、図中の破線は研削後に測定された干渉形状を、一点鎖線は局部的熱変形を示し、実線はこれらを合成して得られた曲線で、研削時における干渉形状に相当する。

図から破線、一点鎖線共に放物線に近く、これらを合成して得られる実線の形状も放物線状となることがわかる。したがって r_w' と干渉領域後端に生ずる局部的熱変形 h_w を用いて研削時の曲率半径 r_w を $r_w = r_w' t / (t - h_w)$ として求めることができる。

図 7.11 はこのようにして求めた r_w および r_w' と F_n/B の関係を示したもので、図から r_w は

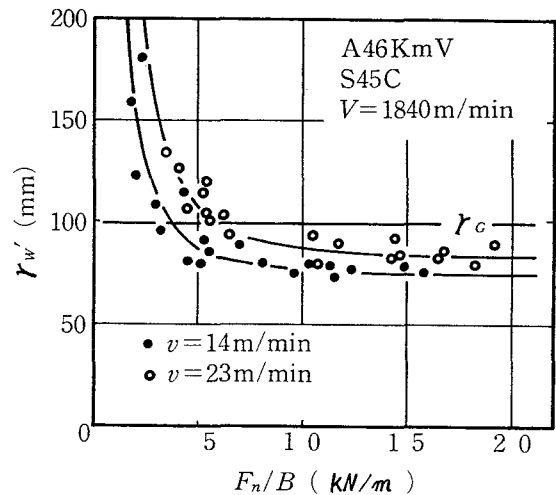


図 7.9 仕上面から得られた干渉形状の曲率半径

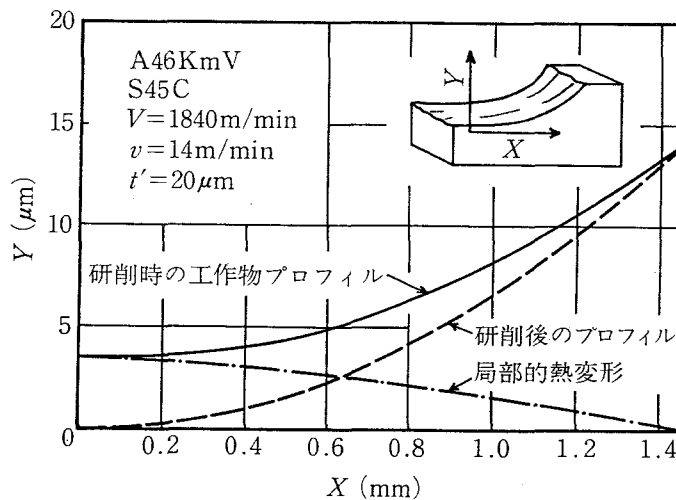


図 7.10 局部的熱変形の干渉形状に及ぼす影響

ねに r_g より大きいことがわかる。
これは砥石と工作物が弾性接触しているためと考えられるが、研削時における砥石と工作物の接触状態は砥石の除去作用と工作物の局部的熱変形の結果生じた工作物の凹面に砥石が弾性接触しているとするのが適当である。

これまでの結果をもとに砥石と工作物の干渉状態をモデル化すると図7.12 のようになる。

なお鋼の研削における接触変位はそのほとんどが砥石側で生ずると考えられるので簡単のためにこれを砥石の変位として表した。破線は干渉領域内で工作物が熱変形しながら除去されていく様子を示したもので、干渉領域後端通過後は工作物の冷却に伴って収縮し、実際の除去深さは t となる。図から研削時における砥石と工作物の干渉深さは δ ではなく、 $(t -$

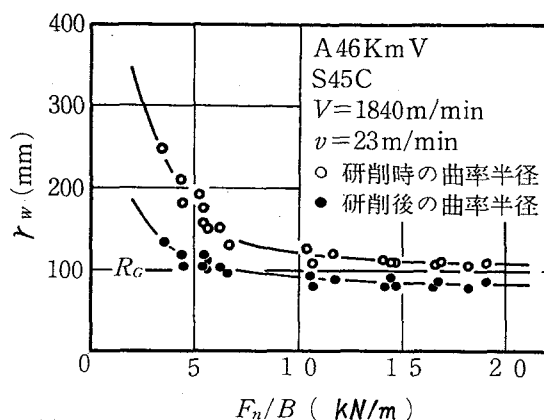


図 7.11 研削時における干渉領域の曲率半径

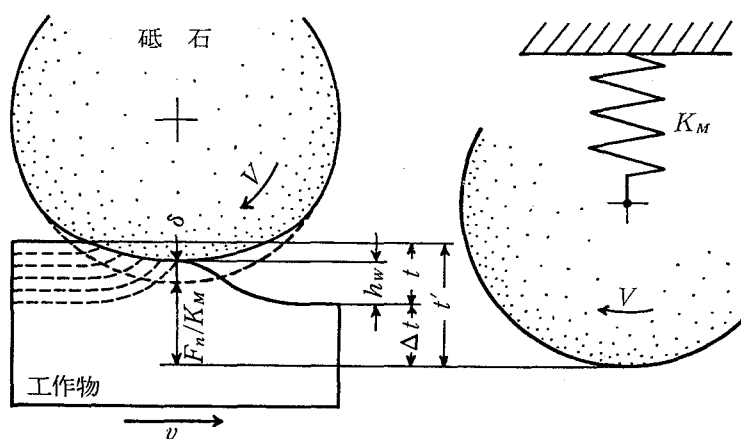


図 7.12 砥石と工作物の干渉モデル

h_w)あるいは $(t - F_n/K_m - \delta)$ で与えられることがわかる。

7.4 結 言

工作物の局部的熱変形を考慮して寸法の創成機構および砥石と工作物の干渉状態について検討した結果、つぎのことが明らかになった。

(1) 1パス研削における寸法の創成には機構部の変位 F_n/K_m および接触変位による切り残り項と局部的熱変形 h_w による切り過ぎ項が主に関係し、両者の大小関係で寸法誤差が決定される。

(2) 寸法誤差 Δt が零となる研削条件が存在する。

(3) 研削時の接触変位 δ は Hertz 接触による計算値より大きく、静的接触条件での値より小さい。

(4) 研削時における砥石と工作物の干渉深さは $(t - h_w)$ あるいは $(t - F_n/K_m - \delta)$ で与えられる。

(5) 工作物に転写された砥石と工作物の干渉形状は円形に近く、その曲率半径は切込みが大きくなると砥石半径より小さくなる。しかし局部的熱変形の影響下にある研削時の曲率半径は砥石半径より大きい。

参 考 文 献

- (1) 吉田：日本機械学会講演論文集，No. 205 (1969) 83.
- (2) 塩崎，中野：日本機械学会論文集，35，269 (1969) 225.
- (3) R.J. Roark：Formulas for Stress and Strain, 3rd ed., (1954) 287.
- (4) W.J. Sauer & M.C. Shaw：Proc. Int. Conf. Prod. Engg., Tokyo, (1974) 645.
- (5) R.H. Brown, K. Saito & M.C. Shaw：Ann. CIRP, 19, (1971) 105.
- (6) 樋口，矢野，田中：精密機械，43，7 (1977) 801.

第 8 章 総 括

砥石と工作物の干渉領域で発生する熱は工作物の表面を局部的に高温度に加熱するため、仕上面の精度や品質に重大な影響を及ぼす。そこで本研究では研削熱の流入割合を明らかにするとともに、工作物へ流入した熱の研削機構に及ぼす影響を解明することを目的として、まず研削熱を発生し、その動向が決定される砥粒と工作物の干渉領域に注目し、砥粒による工作物の除去機構について実験的に検討した。その結果をもとに、砥粒切れ刃周辺の温度分布を解析し、研削熱の流入割合を理論的に明らかにするとともに、これを実験的に確かめた。つぎに工作物へ流入した熱の寸法創成機構や砥石と工作物の干渉形状に及ぼす影響について調べた。

得られた主な結果を要約すると次のようになる。

(1) 第2章では、切除比、弾性上すべり深さおよび砥石の摩耗に応ずる切れ刃形状の変化について実験的に検討した。その結果、定常研削状態における切れ刃の弾性上すべり深さは $0.2\mu\text{m}$ 程度で掘り起こしも少なく、工作物除去の主体は切削と言えることを明らかにした。

(2) 第3章では、砥粒平均除去深さを測定してその実験式を求めるとともに、連続した切れ刃による切削の可能性について検討した。その結果、定常研削状態における砥粒は (i) 傾斜・切削、(ii) 切れ刃りょうの摩耗、(iii) 上すべり、(iv) 切れ刃りょうの自生 の過程を繰り返すと考えるのが妥当であること、および砥粒あたりの逃げ面摩耗面積がある限界値を超えると研削抵抗が急増することを明らかにした。

(3) 第4章では、切れ刃周辺の温度分布を2次元モデルをもとに数値計算して、せん断面、切りくずおよびすくい面の平均温度間の関係を明らかにした。つぎに非定常2次元熱伝導モデルによる砥粒への熱伝導の数値計算結果およ

び先行切れ刃による加熱の影響を考慮して研削熱の流入割合の理論式を導出した。

(4) 第5章では、研削熱の工作物への流入割合 $R_{w(ex)}$ を測定した。その結果、A系砥石で焼入れ鋼を研削した場合、 $R_{w(ex)}$ は70%程度で、その値は除去深さ、逃げ面摩耗面積率の増加に伴って減少するが、砥石周速度、工作物速度、砥石粒度、結合度の影響は少ないことを明らかにした。また第4章で導出した理論式による計算結果は $R_{w(ex)}$ と良く一致することを確認した。

(5) 第6章では、砥石と工作物の干渉領域に発生する工作物の局部的熱変形について理論と実験の両面から検討した。その結果、局部的熱変形の大きさは除去深さに比べて無視できない大きさで、その値は接線研削抵抗の増大に伴って増大すること、テーブル速度の減少に伴ってその傾向が著しくなることを明らかにした。

(6) 第7章では、1パス研削について加工精度に影響を及ぼす主要な要因の影響値を実験的に求め、寸法の創成機構および砥石と工作物の干渉形状について検討した。その結果、工作物の局部的熱変形は寸法の創成機構や、砥石と工作物の干渉形状に大きな影響を及ぼすこと、1パス研削で寸法誤差が零になる研削条件の存在することを明らかにした。

謝 辞

本研究と本稿の完成は大阪大学工学部 長谷川嘉雄教授の御指導のもとに行ったものであります。終始懇篤なる御指導，御援助を賜りました同教授に謹んで感謝の意を表します。

また本稿の完成に関し有益な御教示と御検討を賜りました大阪大学 津和秀夫教授，井川直哉教授に厚く感謝の意を表します。

長年の研究期間を通じて貴重な御教示，御鞭撻を賜りました防衛大学校 河村末久教授に厚く感謝の意を表します。

また日頃から指導を賜わっている大阪大学 花崎伸作助教授をはじめ大阪大学工学部機械工学科，産業機械工学科，精密工学科の諸先生方に深謝致します。

さらに実験の遂行に際し種々の労を煩わせた大阪大学工学部 岩崎信三技官，森山重信技官および熱心な御助力をいただいた今井正彦氏に感謝いたします。