

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	被削材周辺条件と研削加工精度に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	齋藤義夫
Author(English)	YOSHIO SAITO
出典(和文)	学位:工学博士, 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:乙第1328号, 授与年月日:1984年3月31日, 学位の種別:論文博士, 審査員:
Citation(English)	Degree:Doctor of Engineering, Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:乙第1328号, Conferred date:1984/3/31, Degree Type:Thesis doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

被削材周辺条件と研削加工精度 に関する研究

東京工業大学 工学部 生産機械工学科

斎 藤 義 夫

目 次

第 1 章 緒 論	1
1.1 はじめに	1
1.2 研削加工精度に及ぼす諸因子と従来の研究状況	4
1.2.1 研削機構の複雑さ	4
1.2.2 周辺条件の重要性	1 7
1.3 研究目的および研究内容	2 7
第 2 章 空気および研削油剤の流れの挙動	3 2
2.1 まえがき	3 2
2.2 と石車周辺の空気の流れ	3 5
2.2.1 実験装置および方法	3 5
2.2.2 と石車周辺の流速分布	3 9
2.2.3 と石車の透過率と流れの挙動	5 1
2.2.4 と石車内部の流れの挙動	5 6
2.3 被削材表面の空気の流れ	6 8
2.3.1 実験装置および方法	6 8
2.3.2 被削材表面の壁圧分布	7 2
2.3.3 流れの可視化とその挙動	7 9
2.4 被削材表面の研削油剤の流れ	8 6
2.4.1 実験装置および方法	8 6
2.4.2 被削材表面の壁圧分布	8 9
2.4.3 流れの可視化と研削油剤の供給状態	9 5
2.5 まとめ	1 0 9
第 3 章 被削材の熱的境界条件	1 1 2
3.1 まえがき	1 1 2
3.2 被削材表面の局所熱伝達率	1 1 5
3.2.1 実験装置および方法	1 1 5
3.2.2 乾式研削における局所熱伝達率	1 2 0
3.2.3 湿式研削における局所熱伝達率	1 3 0
3.3 被削材取り付け面の熱抵抗	1 3 6
3.3.1 微小すきまにおける熱抵抗の数値解析	1 3 8
3.3.2 実験装置および方法	1 4 5
3.3.3 微小すきまにおける熱抵抗	1 4 9
3.4 まとめ	1 5 4

第4章 被削材の力学的境界条件

1 5 7

4.1 まえがき

1 5 7

4.2 電磁チャックの電磁気学的特性

1 6 0

4.2.1 実験装置および方法

1 6 0

4.2.2 電磁チャック面上の空間磁束密度分布

1 6 2

4.2.3 電磁チャックの内部構造

1 6 7

4.3 電磁チャックの吸着力

1 7 0

4.3.1 実験装置および方法

1 7 0

4.3.2 垂直および水平方向の吸着力

1 7 2

4.3.3 吸着力に及ぼす試験片形状の影響

1 7 6

4.4 電磁チャックの保持特性

1 8 3

4.4.1 磁束密度と吸着力の関係

1 8 3

4.4.2 単位長さあたりの吸着力

1 8 7

4.5 まとめ

1 9 2

第5章 研削加工における加工精度

1 9 4

5.1 まえがき

1 9 4

5.2 加工精度に及ぼす影響因子

1 9 7

5.2.1 実験装置および方法

1 9 7

5.2.2 中低量に及ぼす影響因子

2 0 1

5.2.3 特殊形状のと石車の性能

2 0 5

5.2.4 加工精度と被削材内部の温度分布

2 1 3

5.3 研削過程のシミュレーション

2 2 0

5.3.1 計算モデルと方法

2 2 0

5.3.2 被削材内部の温度分布に及ぼす影響因子

2 2 4

5.3.3 研削過程に及ぼす熱伝達率の影響

2 2 7

5.4 まとめ

2 3 9

第6章 結 論

2 4 2

参考文献

2 5 1

謝 辞

2 5 9

第1章 緒論

1.1 はじめに

研削加工は古い歴史をもち着実に進歩を遂げながら現在に至っており、各時代において高精度な加工技術の一つとして常に重要な役割を果たしてきた。^{1), 2)} 技術革新の著しい現在でも、その使用目的や加工形態は多岐にわたる傾向にあるが、研削加工の占める地位は揺ぎないものといえる。^{3), 4)}

研削加工で対象とする被削材は、切削加工が困難な熱処理後の部品や難削材はもちろんのこと、最近では各方面で注目を集めているセラミックス、あるいは花形産業である電子部品のシリコンウェハなど、多種多様である。現在最も目覚ましい発展を遂げている電子産業の分野に最先端技術が集中しているため、これが産業全体に刺激を与えている感がある。この分野では表面あらさがさバミクロンのオーダーで、かつ寸法形状精度が高く加工変復層の少ない部品の加工が望まれている。このような要求に応えているのが、超精密加工技術としての砥粒加工であり、研削加工である。これに呼応して超精密研削盤の

実用化が特に熱的特性向上の観点から進められ、その超精密化が研削加工にとって一つの重要な課題になっている。

加工対象物の増加とも関連して、研削方法や加工形態も変化している。重研削や高速研削をはじめとし、クリープフィード研削あるいはスピードストローク研削の研究開発が盛んである。これらは自動化・省カ化という社会的な要求に誘発されたもので、超精密化とは相反する関係になるが、高能率化が大きな目標になっている。この目標を達成するために、高い静・動剛性をもち熱変形が少なく、かつ運動精度に優れ高速でも安定な研削盤の構造が検討されている。また、他の工作機械に比べると実用化や普及は遅れているが、研削盤のNC化も活発に行われており、最適な加工サイクルの決定方法の確立、インプロセスセンサの開発、あるいは適応制御の実用化などが重要視されている。

一方、工具としての研削砥石も改良・改善を繰返えし留まることを知らず、ダイヤモンドに次ぐ硬度をもつCBN（立方晶窒化ほう素）など、新しい砥粒材料の実用化が進み、その研削性能や加工条件に関する研究が盛ん

である。CBN 砥粒の利用により砥石寿命は飛躍的に向上し多くの利点が得られているが、合成方法あるいはトラッキングやドレッシング方法、などにはまだ問題点が残されている。研削砥石の気孔はチップポケットとして、あるいは研削熱の除去のために重要な役割を果たしている。この気孔の重要性が最近再認識され、ダイヤモンドやCBNの有気孔砥石を製造する試みも多い。

以上のように、いろいろな面で多様化する傾向にあるが、研削加工においては相反関係にある加工精度と加工率の両方をいかに向上させるかが今後の重要な課題であることは間違いない。特に、研削加工が最終仕上加工の一つとして確固たる位置を占めている現状を考慮すれば、加工精度を高める努力が優先されるであろう。その意味で、研削加工精度に及ぼす諸因子を明確にするとともに、寸法形状誤差の発生機構やその原因を究明することは、正しくより解決が望まれている重要な研究課題であるといえる。

1.2 研削加工精度に及ぼす諸因子と従来の研究状況

1.2.1 研削機構の複雑さ

研削加工精度に及ぼす諸因子を検討するに先立ち、初めに研削加工自身の特徴を理解する必要がある。切削加工と比較した場合、研削加工の特徴としては工具の研削砥石がもつ特異性と加工条件の特殊性の二点が挙げられる。^{5)~8)}

研削砥石は砥粒、結合剤、および気孔の3要素から成る多刃工具であり、砥石の基本的な性能は砥粒の種類、粒度、結合剤の種類、結合度および組織の5因子により規定されている。研削加工では5因子を被削材の材質や加工条件に応じて適切に選定する必要がある。ところで、実際には個々の砥粒は寸法や形状が均一ではなく、その結合状態も規則性に欠ける。そのため、砥粒切削の間隔や高さ方向の分布など、砥石作業面の切削状態 (Topography) は統計的な因子を内在している。そして、砥粒切削は加工時間の経過に従い、“目つぶれ (glazing)” という摩耗状態になるが、これと並行して“目こぼれ (shedding)”，あるいは“目つまり (loading)” と呼ばれる研削砥石特有の現象

が生じる。その上、摩耗した砥粒がへき開し、新しい切刃が生成するという自生作用の存在も考えられる。このように複雑な現象を伴う研削加工では、砥石作業面を正常な状態に保つことが重要な課題であり、加工精度や加工能率の観点からも“目直し (dressing)” や “形直し (truing)” の操作が必要不可欠である。

加工条件についてみると、高速・微小切込みが研削加工の特徴といえる。通常の研削加工の研削速度は 1800 m/min と切削加工に比べ約 10 倍の高速で、高速研削の場合には 3600 m/min 以上の速度も試みられている。高能率化との関連から重研削やクリープフィード研削が注目されているが、砥粒切刃当りの切込み量はミクロン単位と微小である。高速でかつ微小切込みという加工条件は、無数の微細な切りくずを作り出すことを意味し、この切りくずの新生面を生成するために加工エネルギーの一部が費やされる結果になる。その上、砥粒切刃が負のすくい角をもちせん断角が小さいため、切りくずの生成過程は切りくずを排出しない挙動、例えば上すべり (弾性変形; rubbing) や堀起し (塑性変形; ploughing) の現象を伴

う。その結果、研削具では多量の熱が発生し、これが研削焼け、研削割れ、および熱変形の原因となり、表面性状や加工精度の劣化に結び付く。

以上のように、研削加工においては研削砥石の特異性と加工条件の特殊性が重要な意味を持ち、両者が微妙に相互干渉するため、研削機構が複雑で難解なものになっている。摩耗や目詰まりの進行により砥粒切刃状態が変化すると、その変化がわずかでも切込みが微小であるため、上すべりや掘起し現象に対して大きく影響する。そして、砥粒切刃状態の経時変化に作用すると考えられる研削油剤は、摩擦・摩耗における雰囲気の効果と同様に重要な影響因子となる。従って、研削機構に関する影響因子の数は極めて多く、確定的な議論は非常に難しい。

そこで、研削機構や研削現象に関連する項目を列举してみると図1.1に示すようになる。工作機械—工具—被削材系と周辺の条件が関連しあい一つの状態を形成し、これが研削機構の入力に対応する。研削機構としては様々な現象を考慮する必要があるが、前述したように

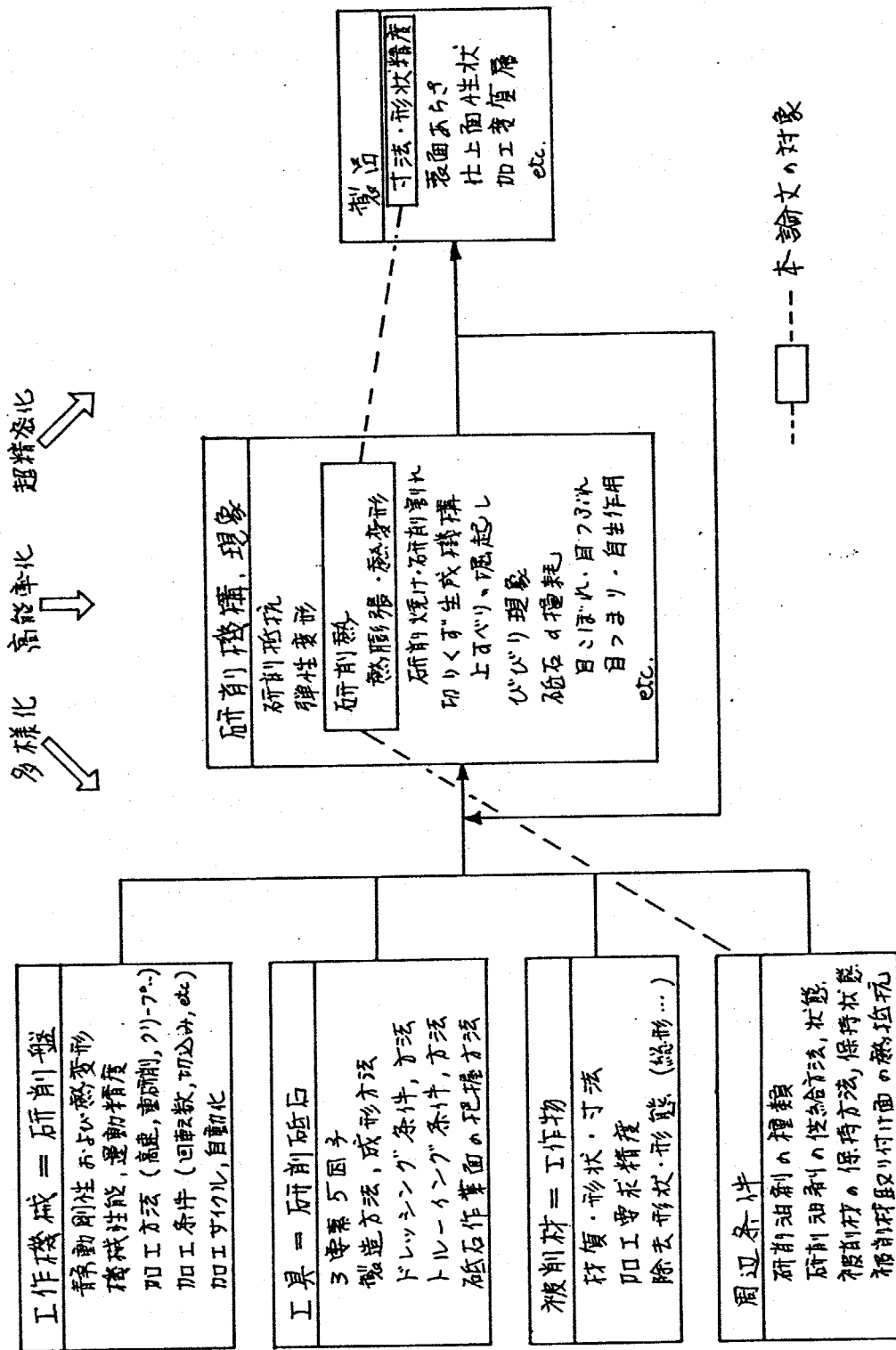


図 1.1 研削機構に及ぼす影響因子

砥石作業面の経時変化と同様に、現象の多くは時間経過に伴い変化する。例えば、研削抵抗や熱変形量は時々刻々と変化しており、その結果はフィードバックされて入力状態に反映される。このような非定常な要因のほかにも非線形な要素が多く含まれるので、研削機構は複雑な挙動を呈することになるが、出力としての製品に対しては高い寸法、形状精度と優れた仕上面性状が要求される。

図 1.1 に列挙した各項目はもちろんのこと、それらの相互関係もそれぞれ研究課題となり得ることから、これまでに膨大な量の研究が研削加工に関して実施されてきた。この事実は逆に、研削加工の統一的な解明が難しく、個別的にしか理解されていないことをも意味している。このような状況を考慮に入れて、研削加工精度に及ぼす影響因子を検討すると、研削抵抗、弾性変形、びびり現象、あるいは研削盤の運動精度などが因子として挙げられる。⁹⁾ 例えば、弾性変形に起因する加工誤差については、研削砥石と工作物の接触部の剛性および機械-工具-被削材系の剛性が重要な因子であることが指摘されており、^{10)~12)} この弾性変形による切残し量を実験的・理論的に検討し、

その結果を適応制御に利用する試みも多数みられる。^{13)~15)} また、平面研削ではテーブルの運動状態が加工精度に影響することが詳しく調べられている。¹⁶⁾ このように数多くの因子が存在するが、研削臭で多量に発生する研削熱の挙動が、寸法・形状精度や仕上面性状と最も密接に関連するといえる。特に、研削加工で問題となる

(1) 被削材の熱膨張や熱変形が原因となる寸法・形状精度の低下

(2) 研削焼け、研削割れ、あるいは加工変質層による仕上面性状の低下

(3) 砥粒の摩耗や目つまりによる加工能率や加工限界の低下

に対して、研削熱の支配的な影響を及ぼすことが知られている。以上のことから、研削加工精度を吟味する際には研削熱の挙動を解明することが必要である。

研削熱の挙動に関しては古くから多くの研究が行われている。Shaw¹⁷⁾らは砥粒研削臭温度について検討を加え、研削熱の被削材への流入割合を論じている。¹⁸⁾ 佐藤は研削加工の系統的な研究を行い、研削面表層の温度分布について

る解析を行った。また、Littman¹⁹⁾らは熱電対を用いて研削面表層の温度変化を実測している。この他にも研削熱の温度を測定するために種々の方法²⁰⁾が検討された。研削熱は図1.2に示すように砥石(砥粒あるいは結合剤)と被削材が接触している研削点において局部的に発生する。そして、この熱は砥粒、結合剤および切りくずの各部へ伝導により流入し、更に、その周辺に存在する流体(空気あるいは研削油剤)へ対流および輻射伝熱により流出する。加工精度の観点からすると、研削熱の被削材への流入割合を正確に把握することが重要となる。

この研削熱の流入割合に関する研究も数多くあり、最近では鍵和田^{21), 22)}らや長谷川^{23), 24)}らが詳細な検討を加えている。流入割合について現在までに得られている結果をまとめると表1.1に示すようになる。

同表より明らかのように、研究者によりその値は異なり、確定的な流入割合について議論することはできない。

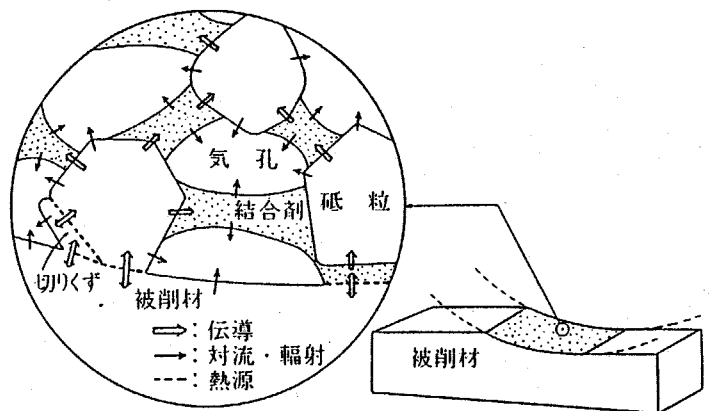


図1.2 研削熱の発生と伝達状態

このことは、前述した研削加工の統一的な解明の難しさを裏付けるもので、個別적인見解を一つにまとめることは無意味であろう。しかしながら、発生した研削熱の大きな割合が工作物に流入し、これが熱変形や研削焼けの原因になることは確実である。

研削臭で発生する熱量は、研削抵抗の水平分力と密接に関連し、この値に比例することが知られて^{5),6)}いる。ところが、研削抵抗は研削条件や周辺の条件により異なることは、図1.1で説明したことから明らかであり、研削抵抗に関しても種々の観測から様々な研究が枚挙のいとまがないほど行われている。そこで、ここでは加工精度に主眼を置き、これに直接関係する被削材内部の温度分布とそれによる熱変形に関する研究状況について検討を加える。

表1.1. 研削熱の被削材への流入割合

研究者名	流入割合(%)	研究者名	流入割合(%)
Sauer ⁶⁹⁾	30 ~ 70	佐藤 ¹⁸⁾	84
Lee ⁷⁰⁾	80	小野 ⁶⁾	80 ~ 90
Malkin ⁷¹⁾	60 ~ 80	高沢 ²⁶⁾	70 ~ 80
Outwater ¹⁷⁾	35	長谷川 ²⁴⁾	60 ~ 80
		鍵和田 ²⁹⁾	24 ~ 35

温度分布については、Jaeger²⁵⁾が移動熱源の伝熱問題を理論解析したのを始めとし、これを基本として佐藤¹⁸⁾、小野⁶⁾らが温度と切込み量や砥石速度との関係を導いている。高沢²⁶⁾は温度分布を簡便に求める方法を提案するとともに、研削熱の被削材への流入割合について理論的および実験的に検討を加えた。DesRuisseaux^{27), 28)}らはJaegerの式に熱伝達率の項を考慮して理論解析し、被削材表面の熱伝達率が温度に及ぼす影響を吟味している。また、鍵和田²⁹⁾らは1パスの乾式平面研削における被削材の温度分布を有限階差式を用いて数値解析している。

加工精度の観点から温度分布と熱変形を検討した例も多い。Yokoyama³⁰⁾らは平面研削における被削材の三次元温度分布と熱変形をグリーン関数を用いて解析し、その結果をもとに加工精度について論じている。Yamamoto³¹⁾らは円筒プランジ研削における被削材の平均温度を求め、加工精度と熱伝達率の関連性を検討している。中野³²⁾らは平面研削における形状誤差に及ぼす各種の影響因子について実験的に調べるとともに、有限要素法を用いて熱変形量を計算した。大塚³³⁾らは精密な研削に関して研削熱が

ねじのピッチ精度に及ぼす影響を実験的および理論的に調べている。また、鍵和田ら³⁴⁾はリラクゼーションの考え方を導入した数値解法を用いて熱変形と熱応力を求め、加工精度や研削割れについて検討を加えた。一方、Théら³⁵⁾は熱変形を2つの領域に分離し、被削材の表層部ではそりを生じると仮定し、この熱変形による研削抵抗の変動について論及している。

実際の研削加工との対応を考慮して以上の研究状況を検討すると、以下に示すような問題点が浮き彫りになる。

- (1) 温度分布に対して被削材表面の熱伝達率が重要な影響を及ぼすとしながら、熱伝達率を実測した例は少なく、そのほとんどが推定値や平均値を用いていること。
- (2) 解析過程には多くの仮定や何らかの理想化が含まれているため、現実の研削加工と対比しにくいこと。
- (3) 被削材の温度分布が加工精度に対して支配的な因子であると指摘しているにもかかわらず、両者の具体的な関連性についてはあまり言及されていないこと。

(4) 実際の加工では影響因子が数多く存在するが、こ

れらが温度分布や加工精度に及ぼす影響割合、あるいは各因子間の関係については解明されていないこと。

特に、(1)項と関連するが、熱変形挙動の解析を行いつながら、熱的および力学的な境界条件を軽視する傾向がみられ、これが重大な問題といえる。

例えば、従来の解析で用いられた熱伝達率の値を整理すると表1.2のようになるが、その値は研究者の違いにより広範囲にわたることがわかる。これらの差異は、砥石車や被削材の周辺における空気や研削油剤の流れの状態を正確に把握していないために生じると考えられるが、

表1.2 被削材表面の熱伝達率

	研究者名	熱伝達率 $W/(m^2 \cdot K)$	備 考
乾式研削	Leeら ⁷⁰⁾	98.3 (平均値)	円筒研削
	中野ら ³²⁾	42~126 (平均値)	平面研削
	Yokoyamaら ³⁰⁾	90.9 (推定値)	平面研削 平板の孔内熱伝達
	鍵和田 ²⁹⁾	163 (推定値)	平面研削 平板の孔内熱伝達
湿式研削	Yamamotoら ³¹⁾	2.1×10^4 (平均値)	円筒研削
	Leeら ⁷⁰⁾	6.82×10^3 (平均値)	円筒研削
		1.76×10^4 (平均値)	円筒研削 改良スワブル使用
	鍵和田 ²⁹⁾	7.39×10^4 (推定値)	平面研削 平板の孔内熱伝達
	Shaftoら ⁵⁶⁾	9.3×10^4 (推定値)	平面研削 浮騰熱伝達

この空気や油剤の流れに関しては全く別な視点からの検討しか行われていないのが現状である。一方、力学的な境界条件については、中野らが電磁チャックの吸着力と形状誤差の関係を実験的・理論的に検討を加えた例があるに過ぎない。そこでは、吸着力を均一分布として近似しているが、実際の電磁チャックは構造上の特徴により複雑な保持特性をもつと予想される。従って、研削加工の熱変形挙動を解析するためには、電磁チャックの保持特性をより詳細に解明することが必要である。

以上に述べたことを要約すると、研削加工における加工精度は研削熱による熱膨張や熱変形と密接に関連し、熱的および力学的境界条件が重要な影響因子であることが確認できる。そこで、本論文では熱的および力学的境界条件を周辺条件と呼び、これが研削加工精度に及ぼす影響について議論を展開する。図1.3に示のように熱膨

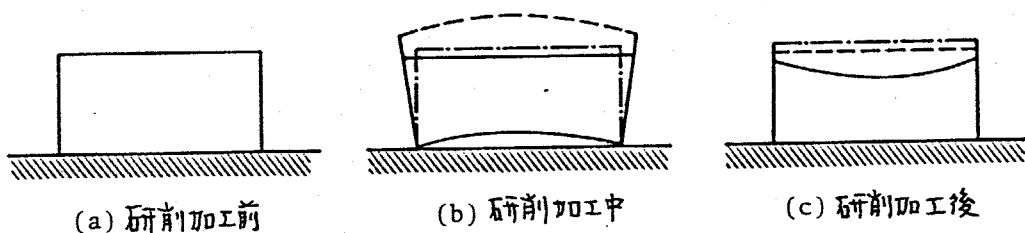


図1.3 熱膨張と熱変形による加工誤差

張と熱変形の両方が加工精度に顕著に作用する平面研削過程を対象とし、具体的な周辺条件としては次の3点を取り上げる。

- (i) 被削材表面の熱伝達率
- (ii) 被削材取り付け面の熱抵抗
- (iii) 電磁チャックの保持特性

これらの課題と本論文の各章および各節との関連を図1.4に示す。

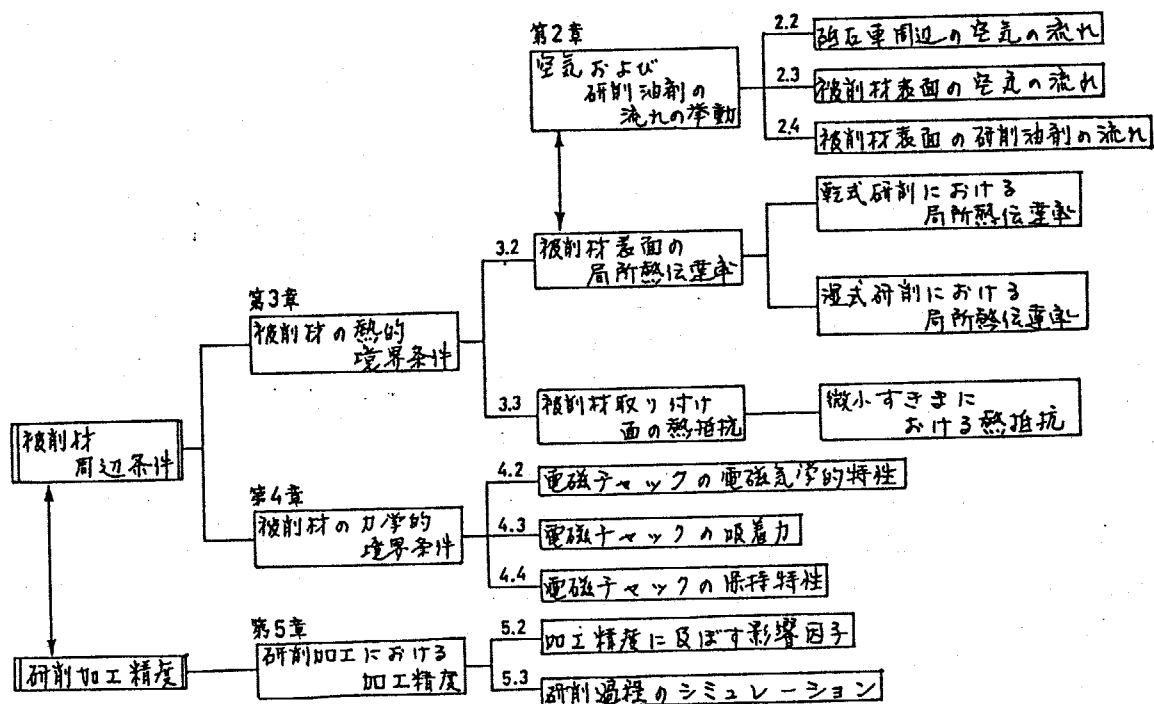


図1.4 本論文の研究内容とその関係

1.2.2 周辺条件の重要性

(1) 被削材表面の熱伝達率

被削材表面の熱伝達率は、前出の表1.2より明らかのように、乾式研削と湿式研削では明白に値が異なり、湿式研削の場合には10~100倍大きい。これは研削油剤の冷却作用に起因しており、研削加工においてはこの研削油剤の効果を見捨てることができない。仕上面性状や研削比(研削量/砥石摩耗量)に対して研削油剤が優れた効果を示すことはこれまでの研究で明らかで、油剤の成分あるいは供給方法について実用的な観点から数多くの検討が加えられている^{36)~38)}。研削油剤を供給することにより得られる主な効果としては、冷却作用のほかに潤滑作用と切りくず除去作用である。

潤滑作用とは油剤が砥粒切刃のすくい面と切りくず、あるいは逃げ面と工作物表面の接触部に浸透し、摩擦力を減少させることである。摩擦力の低下は研削抵抗や研削熱の低減に結び付き、更に砥石摩耗や仕上面性状にもよい結果をもたらす。ところが、油剤が接触面に浸入しているのか、浸入したとしてもかえって上すべり現象を

増長し削れにくいのではないかと、という疑問がある。こ

の点に関する明確な結論は得られていないが、油剤を気

孔に含ませた処理砥石が研削性能の向上に役立つこと、³⁹⁾

あるいは被削材表面に油剤を塗布するだけでも研削抵抗

が顕著に低下するというレビンガー効果が認められるこ

と、^{40), 41)}

と、^{40), 41)} したがって潤滑作用の重要性は疑う余地はない。

切りくず除去作用は被削材表面や砥石作業面に付着し

た切りくずや破砕した砥粒を清浄することである。砥石

に付着した切りくずは、チップポケットとして重要な役

割を果す気孔を目つまり状態にする。そこで、油剤の効

果としては、切りくずの凝着や溶着を防ぎ目つまりを防

止すること、および目つまり状態の切りくずを取り除き

良好な切刃状態を維持すること、の両方が期待される。

目つまり状態には種々の形態が想定され、目つまり量が

加工現象に及ぼす影響について研究が行われているが、^{42), 43)}

目つまりの形成過程と油剤の作用機構の関連性は明確に

されていない。

熱的な境界条件と関連する冷却作用とは、研削桌上で多

量に発生した熱を速やかに取り除くことである。この冷

却作用を始め、潤滑および切りくず除去の作用は、油剤を砥石と被削材の接触部である研削臭に供給した場合に最も大きな効果が得られると考えられる。しかしながら、研削臭にどの程度の油剤が実際に供給されているのか、という供給状態については正確に把握されていない。また、それぞれの作用が複雑に影響しあうため、個々の作用機構を分離して吟味することは難しく、油剤の定量的な評価はまだ未解決である。

研削油剤の効果を大きく左右する油剤の供給状態について次に検討してみよう。供給状態を吟味するためには、砥石車周辺および被削材表面における空気や油剤の流れの挙動を把握しなければならぬ。高速で回転する砥石車のまわりにはエアベルト、あるいはフレ回り層と称される空気の流れが生じ、この流れは研削油剤が研削臭に到達することを妨げる。フレ回り層の存在が油剤の供給状態^{44)~46)}に悪い影響を及ぼすことは古くより指摘されており、高速研削の場合には特に重要な課題と考えられている。^{47)~49)}

この空気層を取り除くために遮断板を用いる方法や供給圧力^{46), 50)}を上げる方法⁵¹⁾が数多く試みられているが、これらの研究はどちら

らかといえは實用面での効果を重視した試行錯誤的なものであり、流体力学的な考察に欠しい。砥石車周辺の流れの挙動について具体的な検討が始められたのは最近であるといえる。

貴志ら⁵¹⁾はジェット注液を研究する際に、砥石車近傍の風速分布を測定し境界層内の速度を検討している。Tramal⁵²⁾らはエア-ベルトの動圧をピト-管により測定し、研削油剤がもつ運動量とエア-ベルトの空気がもつ運動量を比較して、油剤が砥石車の外周面に到達するために必要の油剤の供給速度を導いている。また、Radhakrishnan⁵³⁾らは水中研削装置を用いて砥石車周辺の流れの状態を可視化した。一方、Davies⁵⁴⁾らは高速写真やシェリーレン写真を撮って流れを観察している。ところが、いずれの研究も砥石車の多孔質性を考慮しておらず、流れの状態を正確に把握しているとはいえない。

砥石車の多孔質性を利用した油剤の供給方法については、砥石車内部より油剤を供給する液通給油法が広くより考案されている。⁵⁵⁾高速研削やクリープフィード研削では特に研削油剤が研削桌に供給されにくいため、液通給油法が再び注目を集めている。⁵⁶⁾Graham⁵⁷⁾らは液通給油法を油剤の

供給位置により 3つに分類し、研削臭に供給される油剤の流量を制御することで効果的な方法について検討を加えた。また、Powell らは⁵⁸⁾クリープフィード研削に対しては、砥石車外面から油剤を一度砥石内部に浸透させた後、研削臭に吹き出す供給方法が有効であると述べている。しかしながら、これらの研究は流体挙動の解明が主目的ではないため、流体力学的な裏付けは不十分である。

その上、砥石車周辺の流れが被削材表面でどのような流体挙動を示すかについてはほとんど関心が払われていない。被削材表面における空気や油剤の流れは、熱的境界条件である熱伝達率を決定づけるとともに、油剤の作用機構を解明する上で重要な油剤の供給状態そのものである。この点に関する研究は少なく、わざわざ稲崎らがクリープフィード研削を対象に調べた例があるに過ぎない。これは砥石車と被削材の接触弧が極めて長いクリープフィードという特殊な状態について検討を加えているので、一般の研削加工に適用するには問題があると思われる。

以上のように、“被削材表面の熱伝達率”およびそれと密接に関連した“砥石車および被削材周辺における空気や油剤の

流れの挙動⁶⁰⁾に関する論文は、散発的に数多く発表されているが、両者を系統的に究明した例は皆無に等しい。従って、空気や油剤の流れの挙動を明確にするとともに、被削材表面の熱伝達率を正確に把握することは、熱変形挙動を解析する上だけでなく、油剤の作用機構、しいては研削機構そのものを解明する上でも重要な課題といえる。

(2) 被削材取り付け面の熱抵抗

熱変形の解析においては、流体との接触に対応した熱伝達率のほか、金属同士の接触に関連する熱抵抗を把握しなければならない。この固体間の接触熱抵抗についてはいままでに数多くの研究成果が発表されている。その結果を整理すると、接触熱抵抗に影響を及ぼす因子としては、以下に示すものが考えられる。

- (i) 接触面の接触状態、表面あらさ
- (ii) 接触面の材質、かたさ
- (iii) 接触面の圧力
- (iv) 接触面の介在物の性質

これらの因子と接触熱抵抗の関係が、Weillsら⁶⁰⁾により

調べられた。また、橋⁶¹⁾、佐野川ら⁶²⁾は接触熱抵抗の理論的な解析を行い、その結果を用いた近似式を提示している。最近では⁶³⁾ 筆添らや⁶⁴⁾ 柳らが接触部の変形挙動を考慮した上で、接触熱抵抗を詳細に吟味している。ところが、これらの研究は図1.3に示したように、接触面に微小なすきまが生じた場合に対して適用するには問題があると考えられる。

すなわち、研削加工中の被削材は研削熱により中高形状になるので、この状態では被削材取り付け面と電磁テック面は表面あらさオーダの微小すきまが生じ、この状態は接触熱抵抗の研究で想定される接触状態とは異なるといえる。表面あらさ以下の微小すきまが存在する場合の熱抵抗の値については従来の接触熱抵抗の研究でも考慮されているが、接触部の熱抵抗と比べると微小すきま部の熱抵抗が大きいため詳細な検討はほとんど行われていない。一方、大きなすきまを有する二平面間の熱抵抗は、流体の対流が生じなければ、すきまに存在する介在物の熱伝導率とすきまで与えられることが知られているが、表面あらさの形状が無視できないような微小すきまの場合について研究を行った例は皆無に等しい。

二平面間に表面あらずオーダの微小すきまが存在する場合としては、研削加工中の被削材のぞり以外にも次のような状態が考えられる。

- (i) きさげ面同士の接触状態
- (ii) 接触面がうねりをもつ場合
- (iii) 面圧を高めるために接触面を中低形状にした場合
- (iv) 接合面に荷重が加えられ局所的な変形を生じた状態
- (v) 中ぐり盤の主軸のようなすきまばめ状態
- (vi) 接着剤を用いた結合部

このような接触状態は現実の問題として数多く存在する。熱変形を解析する上では、微小すきまにおける熱抵抗を把握することが工学的に重要といえる。

(3) 電磁テックの保持特性

研削加工に限らず機械加工においては、工具および被削材の保持・固定状態が切削・研削現象やぐり現象と密接に関連する。そして、これらの保持状態は加工限界、加工能率、更に加工精度に対し微妙な影響を及ぼすことが知られている。⁶⁵⁾ 加工のメカニズムや被削材の変形挙動を解

明するためには、初めに周辺の工学的な境界条件である工作物および工具の保持状態を正確に把握する必要がある。

この観点から、三つつめチャック⁶⁶⁾、テーパ結合部⁶⁷⁾、あるいはセンター支持⁶⁸⁾などの保持特性に関する研究が行われている。

工作物の保持方法としては、使用する工作機械や被削材の形状に応じてそれぞれに適した方法・形態のものが実用化されている。保持方法の一つである電磁チャックは操作性に優れ高い平面度と平行度が容易に得られることから、古くより平面研削盤に広く使用されている。研削加工においては高い加工精度が要求されるだけでなく、高速で回転する砥石車が破壊する危険性を含んでいるため、信頼性や安全性の向上も望まれており、このような状況を考慮すると、電磁チャックの保持特性を解明することが急務といえる。ところが、電磁力を利用した技術は各方面で発展・普及しているにもかかわらず、電磁チャックに対する工学的な検討は、ほかの結合方法に比較すると乏しいのが現状である。

例えば、電磁チャックの吸着力、すなわち被削材を保持する力、の具体的な数値あるいは吸着力に及ぼす影響因子に関しては不明な点が多く、そのため実際の研削加工で

はしばしば次のことが問題になる。

(i) 工作物の形状・寸法と吸着力の関係

(保持可能な工作物の形状・寸法)

(ii) 吸着力と加工限界の関連

(研削加工における必要な吸着力)

(iii) 保持状態が加工精度に及ぼす影響

(薄板加工などにおけるそりの問題)

これらに対する解決策は見いだされておらず、試行錯誤や経験でこれに対処しているに過ぎない。その意味で、電磁チャックの利用技術は先行しているが、基本的な保持特性に関しては全く解明が遅れているといっても過言でない。

以上の状況を考慮すれば、電磁チャックの保持特性を解明することは、単に研削加工の熱変形を解析する上で役立つだけでなく、加工限界の把握・検討、あるいは安全性の確保・追求を行う上でも工学的に意義深いといえる。

1.3 研究目的および研究内容

最終仕上加工の一つである研削加工では、高い加工精度が要求されるだけでなく、加工能率の向上も望まれている。これら相反する両方の要望を満たすためには、研削機構の解明が必要で、特に研削桌上で多量に発生する研削熱の挙動を明確に把握することが急務といえる。研削熱は被削材の熱膨張や熱変形の原因となり、加工精度に対し重大な影響を及ぼし、この熱変形過程においては被削材周辺の熱的および力学的な境界条件が支配的な因子となる。ところが、従来の研究ではこれら周辺条件を軽視しているため、周辺条件と研削加工精度との関連性については十分な解明が行われていない。

そこで、本論文では研削加工精度に及ぼす周辺条件の影響割合を解明することを目的とし、研削熱による熱変形が加工精度に大きく影響しやすい平面研削加工を対象にその実験的・理論的な研究を行った。被削材の熱的および力学的な境界条件として、表面の熱伝達率、微小スキマの熱抵抗、および電磁干渉の保持特性を明確にするとともに、これらが加工精度に及ぼす影響を定量的に解明

した。また、周辺条件を考慮して被削材内部の温度分布を数値計算でシミュレーションすることにより、工学的な観点から加工精度を予測する方法を提案し、周辺条件と研削過程の関連性を明らかにした。

本論文は以下の6章より構成されている。

第1章「緒論」では、従来の研究状況とその問題点を概説するとともに、本研究の目的と意義を述べている。

第2章「空気および研削油剤の流れの挙動」では、被削材表面の熱的な境界条件を決定づける意味で重要な、砥石車周辺および被削材表面における空気や研削油剤の流れの挙動を実験的に究明し、これに流体力学的な検討を加えた。その結果、多孔質体である砥石車を回転させた場合には、砥石車側面より流入し、内部を流れ、外周面より吹き出す空気の流れが存在し、この流れに対して砥石車の透過率が重要な因子であることを明らかにした。

また、被削材表面における壁圧分布の測定と流れの可視化を行うことにより、衝突噴流や分岐流の存在を確かめ、

これらの研削油剤の供給状態に微妙な影響を及ぼすことを解明した。

第3章「被削材の熱的境界条件」では、熱変形解析で重要な因子である熱的境界条件として、被削材表面の局所熱伝達率と被削材取り付け面の熱抵抗について検討している。乾式および湿式研削における局所熱伝達率を定量的に把握し、第2章で明らかにした空気や油剤の流れの挙動との関連性を究明した。また、被削材取り付け面に関しては、熱変形によって生じた状態を考慮して、表面あらさオーダの微小すきまの熱抵抗を理論的・実験的に解明した。熱伝達率と熱抵抗を比較すると、熱抵抗は熱変形過程に対して二次的な影響因子であることが確かめられた。

第4章「被削材の力学的境界条件」では、研削加工での使用頻度が高いにもかかわらず、その性能や特徴については十分に理解されていない電磁子マックを対象として、その保持特性を実験的に検討した。電磁子マック面上の磁束密度の分布状態を測定し、構造上の特徴を明確にした上

で、電磁予マックの吸着力に及ぼす影響因子を明らかにした。また、加学的境界条件に対して電磁気学的な考察を加えた結果、電磁予マックが研削過程で生じる熱変形を抑制する効果はあまり期待できないことが確認された。

第5章「研削加工精度に及ぼす周辺環境条件の影響」では、各種実験条件のもとで平面プランジ研削実験を行い、加工精度に及ぼす影響因子について調べた。重研削から仕上研削まで使用できるとされている、外周面が切り欠かれた特殊形状の砥石車に関しても検討を加え、その効果を検証した。また、被削材内部の温度分布と熱変形挙動の関係を明確にし、周辺条件が加工精度に及ぼす影響割合を定量的に把握した。その結果にもとづいて、被削材内部の温度分布を数値計算でシミュレーションすることにより、加工精度を工学的に予測できることを示唆するとともに、研削過程に対し被削材表面の熱伝達率が重要な影響を及ぼすことを指摘した。

第6章「結論」では、第2章から第5章までに得られた結論を要約して述べるとともに、被削材の周辺条件と研削加工精度に関する研究の今後の課題をまとめている。

第2章 空気および研削油剤の流れの挙動

2.1 ま え が き

被削材表面の熱伝達率は、そこでの空気や研削油剤の流れによって決定づけられ、砥石車の回転の影響を大きく受ける。そのため、熱的境界条件を正確に把握するためには、まず砥石車や被削材周辺における空気と研削油剤の流れを解明する必要がある、この点に関しては油剤の供給状態の改善という観点から研究が行われている。

高速で回転する砥石車の周辺にはエアーベルト、あるいはつれ回り層と称される速度境界層に対応した空気が流れが生じる。この流れは、研削油剤が研削桌に到達することを妨げ、供給状態に悪い影響を及ぼすことから、この空気層の挙動を検討した例が多い。⁴⁹⁾ Opitz は煙を用いて、高速研削ではエアーベルトが顕著になることを確認している。⁵¹⁾ 貴志らは熱線風速計を用い、また Radhakrishnan⁵³⁾らはピトー管を用いて、それぞれ砥石車外周面近傍の流速を測定し実験式を導いた。⁵²⁾ Trimal はエアーベルトの動圧をピトー管により測定し、油剤が砥石車外周面に到達するために必要な油剤の供給速度を求めている。しかし、

いずれの研究も砥石車の多孔質性を無視して議論を展開しているのど、流体力学的な裏付けには乏しいといえる。

砥石車の多孔質性に関連した研究は少なく、液通給油法の実用化という観点から検討がわすかに行われている

だけである。⁵⁷⁾Grahamらは液通給油状態を実験的に測定し、研削臭に油剤を最も効果的に供給する方法を検討した。

⁵⁸⁾Powellらは、接触弧が長く研削油剤を研削臭に供給することが難しいクリープフィード研削においては、砥石車の外周面より油剤を砥石内部に一度浸透させたのち、研削臭近傍に吹き出させる方法が有効であると指摘している。

同じような供給方法を⁷²⁾Königらも提案しており、高速重研削に適すると述べている。このような液通給油法においては砥石車内部の流体挙動を把握することが重要になるが、この臭については簡単な考察が⁵⁸⁾Powellらによって

行われているに過ぎない。一方、被削材表面での流れの

挙動についてはわすかに⁵⁹⁾稲崎らがクリープフィード研削の場合に関して検討を行っているだけである。従って、砥石

車周辺の流れと被削材表面の流れとの関連性を詳細に調べた例は皆無、といっても過言でない。

そこで、本章では砥石車が多孔質体である事に注目し、初めに砥石車周辺の空気の流れについて、砥石車の粒度や結合度の影響を実験的に検討した。特に、多孔質内の流れを解析する上で問題となる透過率の測定を行い、これと流れの挙動との関連性を明らかにし、砥石車内部における空気の流れの状態を数値計算により解析した。

続いて、被削材表面における空気と研削油剤の流れの挙動を解明するために、壁圧分布を測定するとともに流れの可視化を行い、砥石車周辺で生じた空気の流れが、被削材表面の流れの状態にどのような作用を及ぼすかについて実験的に説明した。更に、油剤が研削臭を実際に通過する流量を定量的に測定し、供給状態に影響を及ぼす因子について検討を取えている。

2.2 砥石車周辺の空気の流れ

本節では、砥石車周辺における空気の流れについて、砥石車が多孔質である事に注目し粒度や結合度の影響を実験的に調べた。また、砥石車内部での空気の流れの挙動を詳細に把握するために、多孔質内の流れを解析する上で問題となる透過率を測定し、砥石車の透過率と周辺の流れの挙動との関連性を明らかにするとともに、液体（インク）により流れの可視化を行い、砥石内部の流れを解析した。

2.2.1 実験装置および方法

実験では、表2.1に示す粒度や結合度の異なる1号平形の砥石車（寸法、 $205 \times 19 \times 50.8 \text{ mm}$ ）とそれと同寸法で

外周面の表面あらさ R_{max}

が異なる2種類のアルミ円

板について流速分布を、ま

た砥石車については透過

率を測定した。アルミ円板は砥

石車の多孔質性の影響を確か

めるためのものであり、このほかに

表2.1 実験に用いた砥石車とアルミ円板

Abrasive	Grain Size	Grade	Structure	Bond
WA	20	J	8	V
	36			
	46			
	60			
	80			
	100			
WA	150	F H L N P	8	V
Al-Solid		$R_{max} = 3\mu\text{m}$ $R_{max} = 100\mu\text{m}$	Peripheral Surface Roughness	
Dimensions	$205 \times 19 \times 50.8 \text{ mm}$			

砥石車 (WA46J8V) の側面をワックスで密封した被覆砥石車 (Coated Grinding Wheel) も使用した。なお、目まもりや砥石車の個体差による影響がないように未使用の砥石車を同一の条件でドレッシングした後、同一の砥石車について流速と透過率を求めた。

(1) 流速測定

無段変速可能な砥石軸を持つ平面研削盤を用いて、図 2.1 に示すように回転体周辺の流速を熱線流速計により測定した。熱線流速計のプローブは寸法 $\phi 5\mu\text{m} \times 1.2\text{mm}$ のタングステン線を使用しており、熱線は砥石軸に平行に設置している。図中に示すように、砥石車の幅中央を

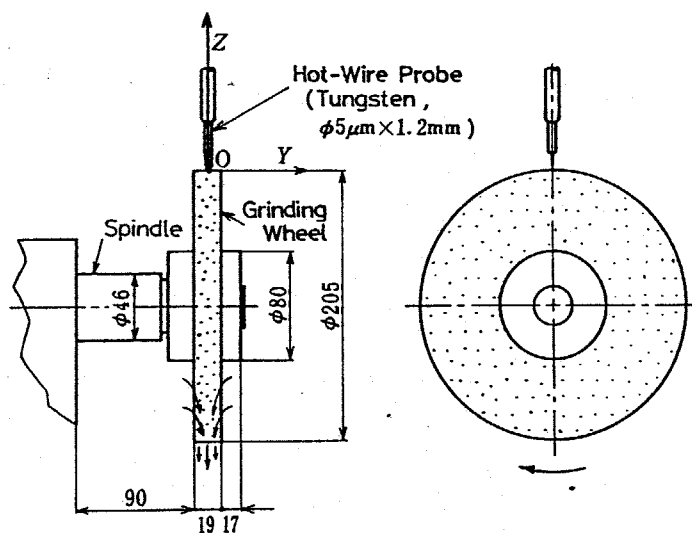


図 2.1 流速測定装置

原点とし，磁石車外周面と熱線プローブとの距離を r ，磁石軸と平行に Y 軸をとっている。なお，一般性を考慮して磁石カバーのない状態で実験を行っている。

(2) 透過率測定

多孔質内の流れを解析する場合，一般的に次式で表される Darcy の法則が成立すると考えられる。⁽⁷³⁾

$$v = -k/\mu \cdot (dp/dx) \quad \text{---- (2.1)}$$

ただし， v ：流速 (cm/s)， k ：透過率 (cm^2)， μ ：粘性係数 ($\text{Pa}\cdot\text{s}$)， dp/dx ：圧力勾配 (Pa/cm) であり，透過率 k が流れに対する多孔質の性質を表す重要な値である。ここで，磁石車の透過率は図2.2に示す実験装置を用いて測定した。図に示すように，磁石車の両側面をゴムパッキンを介して押え板によりはさみ，これをボルトにより固定し，空気が

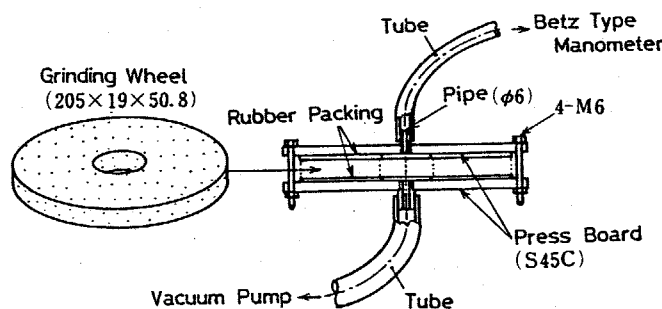


図2.2 透過率測定装置

磁石車内部で半径方向のみに流れる状態としている。この状態で、磁石車中央から真空ポンプにより内部の空気を吸引し、そのときの空気の流量 Q および磁石車中央と外部の圧力差 Δp をそれぞれがスチータおよびベッツ形マノメータを用いて測定した。ところで、式(2.1)のDarcyの法則を円筒座標系に変形し、透過率 k を求めると次の関係が得られる。

$$k = \mu \cdot \ln(d_o/d_i) \cdot Q / (2\pi h \cdot \Delta p) \quad \cdots \cdots (2.2)$$

ここで、 d_o , d_i および h はそれぞれ磁石車の外径、内径および幅を表す。従って、測定された Q と Δp を用いれば式(2.2)より透過率 k が求められる。

2.2.2 砥石車周辺の流速分布

各種条件のもとで砥石車周辺の流速を測定した結果を図2.3～図2.10に示す。図中で用いた記号は以下のとおりである。

U_0 : 砥石車の外周速度 (m/s)

U_z : 測定位置 z における流速 (m/s)

z : 砥石車外周面からの半径方向の位置 (mm)

Y : 砥石車幅方向の位置 (mm)

R : 砥石車の半径 (mm)

B : 砥石車の幅の半分 (mm)

N : 砥石車の回転数 (rpm)

U_z/U_0 : 測定位置 z における無次元流速

z/R : z 軸方向の無次元測定位置

Y/B : Y 軸方向の無次元測定位置

図2.3～図2.6は種々の回転体について、砥石車外周面からの位置 z を変えて流速 U_z を測定した結果で、砥石車の幅中央 $Y=0$ の場合である。 U_z および z はそれぞれ砥石車の外周速度 U_0 および砥石車の半径で無次元化している。

図2.3と図2.4はそれぞれ磁石車(WA46J)とアルミ円板を回転させた結果であり，両者を比較するとわかるように，磁石車とアルミ円板では流速分布に明らかな差が生じる。すなわち，磁石車の場合は回転数が1000 rpmと低いときにはアルミ円板と類似の流速分布になるが，回転数 N が増加すると次のような特徴を示す。

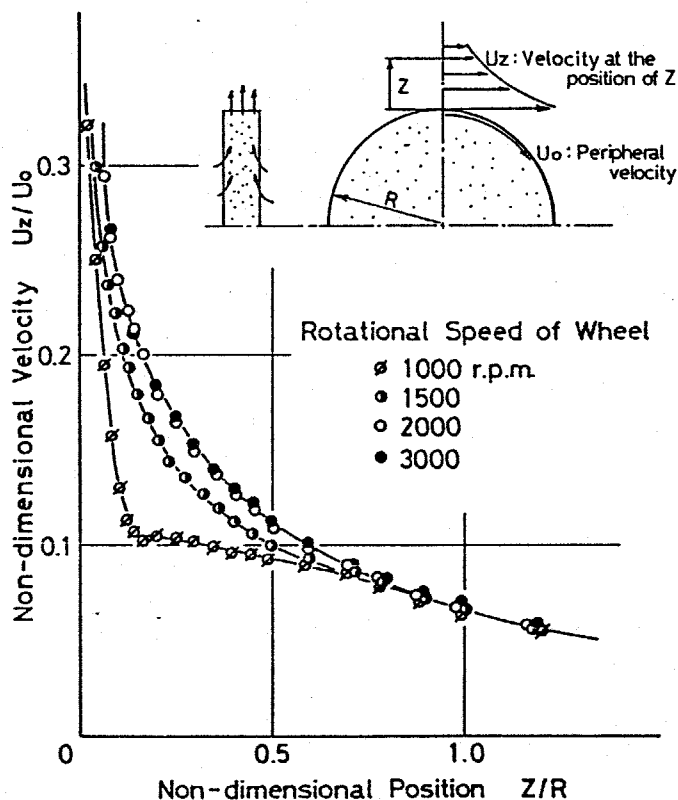


図2.3 流速分布 (WA46J8V)

(1) 回転数 N の増加に伴い，無次元流速 U_z/U_0 は増加するが， N が2000 rpm以上では一定値に収束する傾向がみられる。

(2) Z/R が増加すると(磁石車外周面から遠ざかる

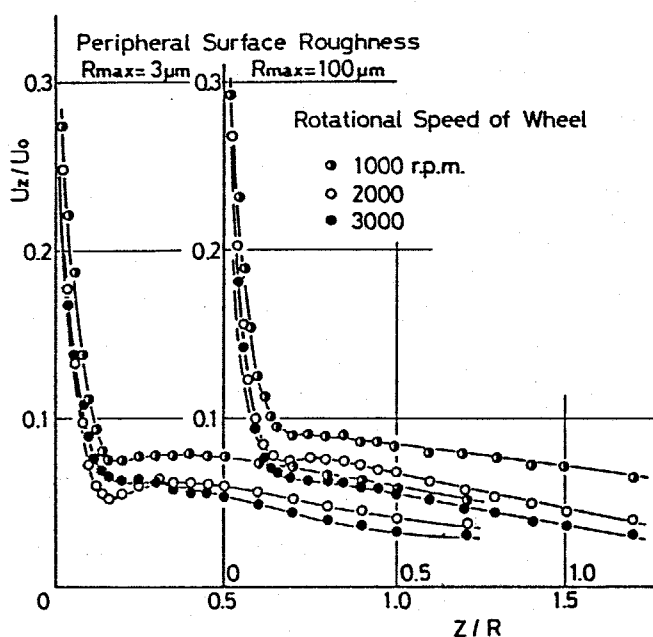


図2.4 流速分布 (アルミ円板)

と), U_z/U_0 は緩やかに減少する。

これに対してアルミ円板の場合には, N の変化にかかわらず U_z/U_0 はほとんど同一の値を示し, z/R の増加に伴い, U_z/U_0 は急激に減少したのち, $z/R > 0.15$ においては平坦な分布になる。また, 図2.4 には外周面の表面あらかさが $3\mu\text{m}$ と $100\mu\text{m}$ の結果を同時に示してあるが, 表面あらかさは流速分布に対して何ら影響を及ぼさないことがわかる。

以上のように, 多孔質体である磁石車とソリッドなアルミ円板では周辺における流れの挙動が明らかに異なる。その原因は磁石車外周面のあらかさでは説明できないことが認められた。ここで, 油剤が磁石車内部を流れる液通給油法が既に考察されていることを考慮すれば, 空気が磁石車内部を流れていることが容易に予想できる。そこで, この実を確認するために, 磁石車 (WA46J8V) の側面をワックスで密封して空気の浸透を防いだ被覆磁石車, および粒度の異なる磁石車を用いて同様に流速分布の測定を行った。

図2.5 の結果より, 被覆磁石車の流速分布はアルミ円

板の分布と極めて類似しており、回転数 N が流速にほとんど影響を与えていないことがわかる。図2.6は異なる粒度の砥石車を3000 rpmで回転させた場合の結果をまとめてある。予想されたように、無次元流速 U_z/U_0 は粒度が細くなるに従いアルミ丹板の値に近づいている。これは、粒度が細くなると一般的に気孔の大きさや透過率が小さくなるので、その結果砥石車内部を流れる空気量が減少するためと考えられる。

ここまでの実験結果を要約すると、

- (1) 多孔質体である砥石車が回転する場合は、

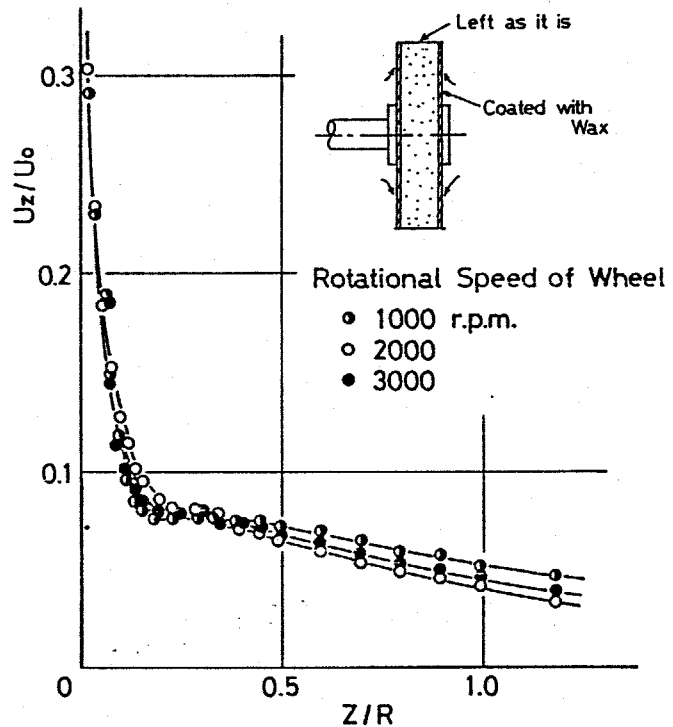


図2.5 被覆砥石車の流速分布

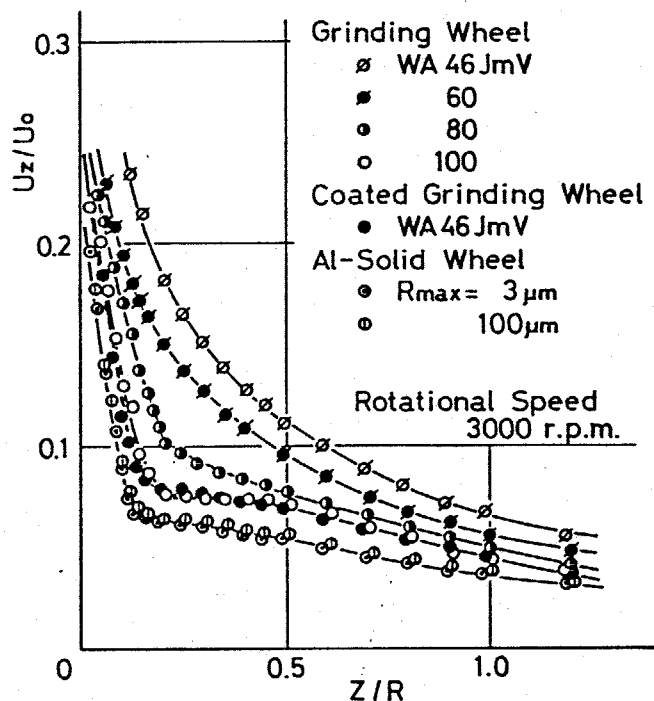


図2.6 各種砥石車の流速分布

磁石車内部から空気が吹き出すため、一般のフれ回りよりも大きな流速を生じること、

(2) そしてこの空気の流れに対して、磁石車の粒度が重要な影響因子であること、

が明らかとなる。そこで、この粒度の影響を詳細に把握するために、回転数 N と流速 U_z の関係を次に調べた。

図 2.7 は WA 46J8V の磁石車を回転させた場合における流速 U_z と回転数 N の関係を、磁石車外周面からの位置 Z を変数にして測定した結果である。図より明らかな

ように、 U_z は N の増加に伴い、初めは二次曲線的に増加するが、ある回転数（ここではこの回転数を臨界回転数 N_c と呼ぶ）を越えたと直線的に増加する。また、 Z が大きくなると U_z は減少するが、臨界回

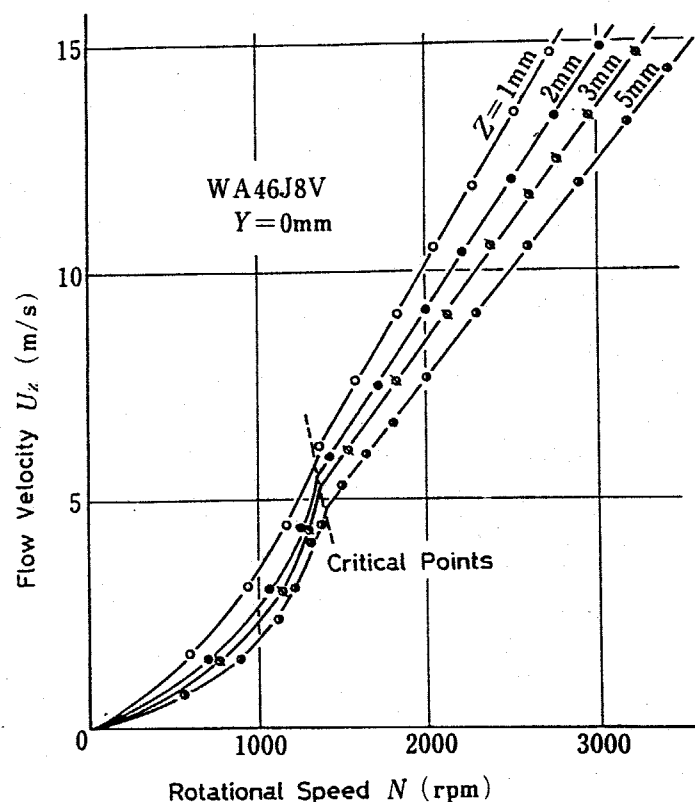


図 2.7 流速と回転数の関係 (Z 変数)

転数 N_c はほぼ同じ値を示している。

次に、同様の測定を粒度の異なる砥石車の場合およびアルミ円板の場合について行った結果を図2.8に示す。図によれば、アルミ円板の場合では、砥石車に比較して U_z は小さい値を示し、かつ臨界回転数 N_c が存在せず、回転数 N に対し直線的に変化している。また、外周面の表面あらかさ R_{max} が大きいと U_z はわずかに大きくなるものの、その値は全般的に砥石車の流速より小さいので、表面あらかさの影響は少ないと

いえる。これに対して砥石車の場合には、粒度が粗くなるに従い、流速 U_z が増加する傾向が明白に認められる。また、臨界回転数 N_c は粒度が細くなるに従い増加し、粒度が100以上ではわずかに減少している。以上のように

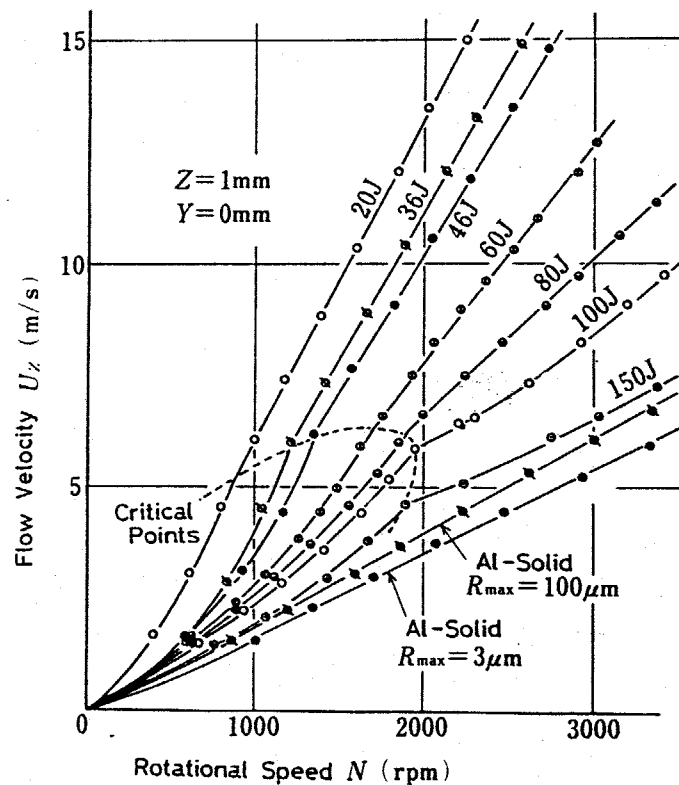


図2.8 流速と回転数の関係
(各種回転体について)

に、砥石車とアルミ円板とでは流れの挙動が明白に異なること、また砥石車の粒度により流速には顕著な差が現れることがわかる。そして、このような差異は単に外周面等の表面粗さの違いによるものではなく、砥石車内部での浸透流や外周面からの吹き出し流の影響によるものと考えられる。

次に、砥石車幅方向の流速分布について測定した結果を図2.9, 2.10に示す。図中では流速 U_z と幅方向の測定位置 Y をそれぞれ砥石車の外周速度 U_0 と砥石車の幅 ZB で無次元化している。図2.9(a), (b)のアルミ円板では、 $|Y/B| \sim 1$, および回転体の両側面付近で、無次元流

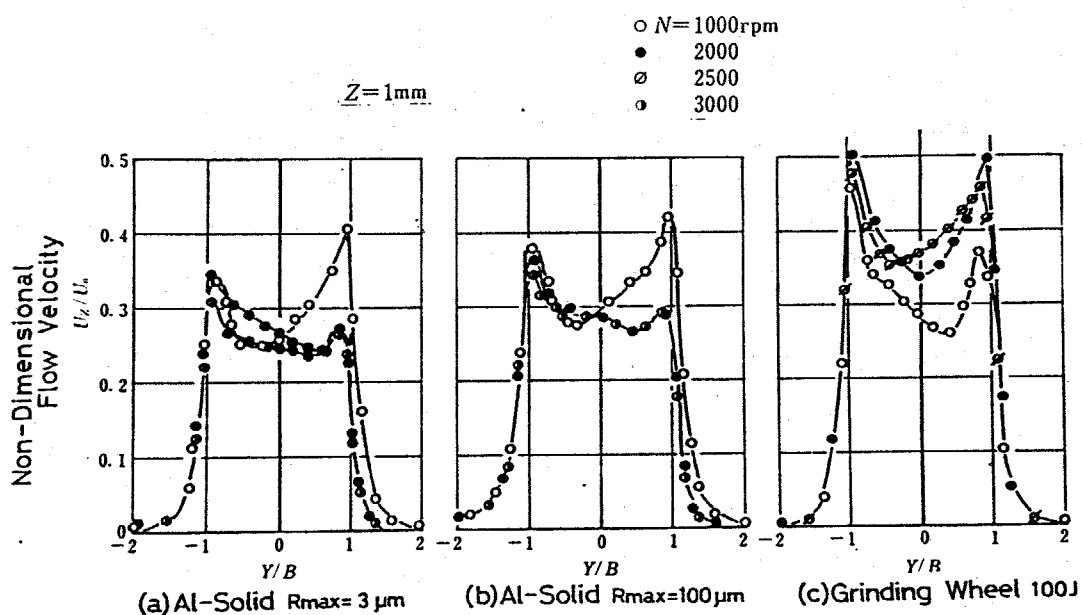


図2.9 砥石車幅方向の流速分布 (1)

速 U_z/U_0 が極大値を示し, $|Y/B| < 1$ の外周面で U_z/U_0 は小さくほぼ平坦な分布になる。また, 回転数 N を増加しても U_z/U_0 はほとんど変化せず, 分布形状も 1500 rpm 以上では同一になる傾向がみられる。更に, 外周面の表面あらさは, 図 2.8 の結果と同様に U_z/U_0 の値や分布形状に対してわずかな影響しか与えていないことがわかる。

ここで, 分布形状が $Y/B = 0$ に対して非対称になっているのは, 実験に用いた研削盤の砥石軸の突出し部分による影響である。すなわち, $N = 1000$ rpm の場合は $Y/B \approx 1$ で U_z/U_0 が最大値を示すのに対し, N が増加すると突出

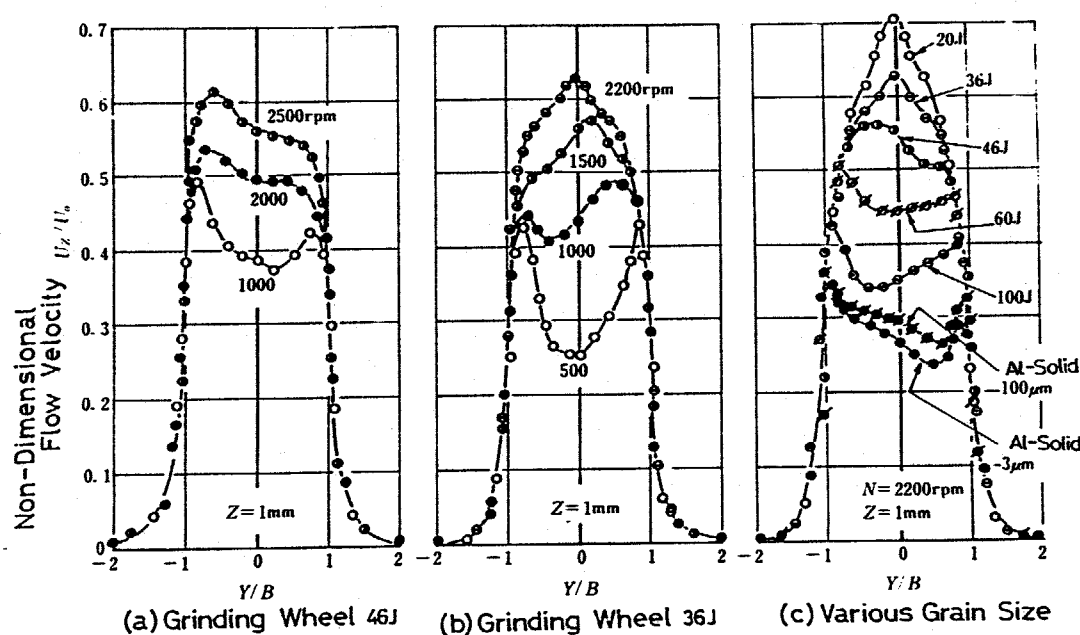


図 2.10 砥石車幅方向の流速分布 (2)

し部分の回転により生じる空気の流れが影響するので

$Y/B \approx -1$ で最大値を示す結果になると考えられる。

次に図2.9(C)の粒度が細かい100丁の場合には、アルミ円板と同様に $|Y/B| \approx 1$ で極大値を示しているが、極大値が中央部の U_z/U_0 に比べ大きく、 $|Y/B| < 1$ の内部にまでその影響が及んでいる。 N の増加により、 U_z/U_0 の値および分布形状は多少異なるが、中央で低い値を示すことはアルミ円板と同じである。ところが、図2.10(a), (b)に示すように粒度が46, 36と粗くなると、回転数 N の増加に伴い、幅中央部分の U_z/U_0 が増加して、この部分の U_z/U_0 が極大値を示す傾向がみられる。この中央部分で U_z/U_0 が極大値を示す傾向は、各粒度について求めた流速分布の結果を同一回転数のもとに整理してみると図2.10(c)に示すように明白に認められる。すなわち、粒度が粗くなると共に、全体的に U_z/U_0 は増加し、かつ幅中央の U_z/U_0 も両側面付近における値に比べ特に増大し、最大値を示すことがわかる。

以上の測定結果を総合すると、粒度および回転数が磁石車周辺の流れの挙動に対して大きな影響を与えること

が理解でき、この影響は磁石車が多孔質であることによる磁石車内部における空気の流れの存在に起因していると考えられる。要約すれば、多孔質である磁石車が回転する場合には、遠心力により磁石車周辺には次に示す三つの流れが生じる。

- (1) 浸透流：磁石車側面などより内部に流入する流れ
- (2) 内部流：磁石車内部を移動する流れ
- (3) 吹き出し流：磁石車外周面より流出する流れ

そして、吹き出し流の存在が、磁石車周辺の流速分布、すなわち従来いわれていた流れの層に重大な影響を及ぼすといえる。

ここで、磁石車を回転円板部分と回転円柱部分に分けて臨界レイノルズ数⁷⁴⁾を検討してみると、本実験においては円板部分(側面)が層流境界層、円柱部分(外周面)が乱流境界層と考えられる。ところが、実際にはこの二つの流れが干渉しあい、三次元流れになっているので理論的な解析は難しい。そこで、概略的に無限円柱が回転する場合で円周方向のみに流れが存在すると仮定し、流れの運動方程式⁷⁵⁾を検討すると以下の関係が求められる。

$$U_z/U_0 = R/(R+Z)$$

----- (2.3)

なお、式 (2.3) 中のそれぞれの記号は実験で使用している記号と対応させており、流速 U_z はここでは円周方向の流速と仮定している。この式 (2.3) は、磁石車外周速度 U_0 が回転数 N と比例関係にあることを考慮するとアルミ円板の場合の結果と定性的によく一致している。すなわち、図 2.8 のように U_z と N が直線関係になること、また図 2.9 (a), (b) において U_z/U_0 が N にかかわらずほぼ一定となり同一の分布を示すことと対応している。

一方、多孔質である磁石車では、前述したように、側面から空気が浸透し、遠心力により外周面から空気を吹き出すため、周辺の流速分布はアルミ円板と比較して大きな値を示すと考えられる。この側面からの浸透流の流量および内部に浸透する深さは粒度が粗くなるに従い、あるいは回転数の増加に伴い増加する。そして、このことは外周面からの吹き出し流を増大させるため幅中央での流速が極大値を示すような結果に結びつくと考えられる。また、この浸透流量と浸透深さの影響のため、図 2.8 のように低い回転数領域では二次曲線的に流速 U_z が増加

するものの、ある回転数を越えると浸透流量や浸透深さが飽和状態に達するので、それ以上の回転数では直線的に流速が増加すると考えられる。そして、その結果図2.8に示すような臨界点が生じると考えられる。

2.2.3 砥石車の透過率と流れの挙動

前節で述べたように、砥石車周辺の流速分布に対して粒度が重要な因子であることが確認できたので、次に多孔質体内の流れで考慮しなければならぬ透過率について検討を行った。図2.2に示した透過率測定装置を用いて求めた流量 Q と圧力差 Δp の関係を図2.11に示す。図より、各粒度における Q と Δp はよい比例関係にあり、粒度が粗くなるとその傾きが増加する傾向が明白に認められる。この結果より、測定範囲において式(2.1)で示したDarcyの法則が成立していることがわかるので、式(2.2)から透過率 k を算出した結果を図2.12(a)に示す。砥石車の透過率 k は粒度が細かい

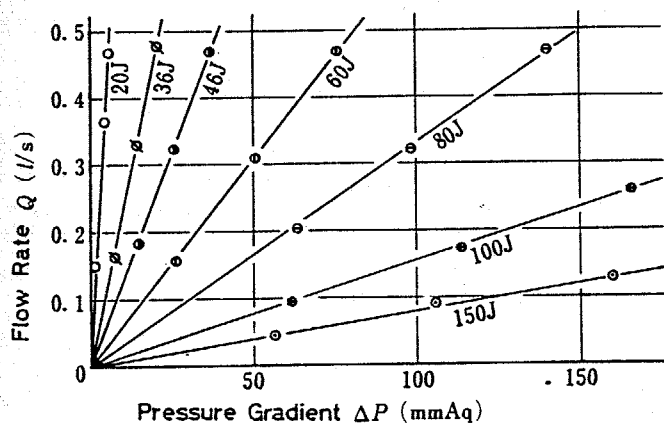


図2.11 圧力差と流量の関係

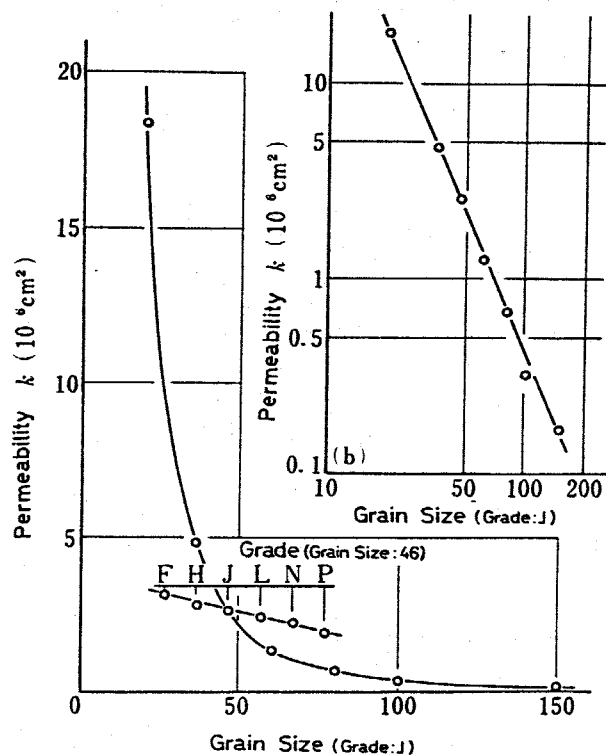


図2.12 砥石車の透過率

くなるに従い、指数関数的に急激に減少する。しかし、結合度が硬くなる場合には、透過率は直線的にわずかに減少していき過ぎない。この透過率はその値が大きいほど多孔質内で流体が流れやすいことを表すものである。従って、以上の挙動は砥石車の気孔率はもちろんのこと個々の気孔の大きさと密接に関連していることにより生じると考えられる。すなわち、研削砥石車では一般的に粒度が細かく、あるいは結合度が硬くなるにつれて、気孔率が減少することから、透過率が減少することは予測されるが、粒度の場合には、気孔率だけでなく気孔自体の大きさも小さくなるため透過率への影響割合は結合度の場合より大きくなると思われる。

図2.12(a)の結果を両対数グラフに表すと同図(b)のようになり、粒度と透過率は明らかな直線関係で表される。そこで、前節2.2.2で求めた量なる粒度に対する流速の測定結果を透過率により整理すると図2.13, 2.14のようになる。図2.13は回転数 N を変数として片対数グラフに無次元流速 U_E/U_0 と透過率との関係を示したものであり、図中には臨界回転数 N_c の場合とアルミ円板の場合に

についても記してある。同図より、臨界回転数 N_c の場合には、 U_z/U_0 と k はほぼ直線関係で示されることかわかる。また、無次元流速 U_z/U_0 は k あるいは N が大きくなるほど増加する傾向がみられる。更に、 $N=1500 \text{ rpm}$ 以上では、 $k < 1.0$ の範囲において、 U_z/U_0 は臨界回転数 N_c の直線とはほぼ平行で小さい値を示しており、 $k=1.0 \sim 2.0$ 付近で N_c の直線を横切り U_z/U_0 は増加するが、 $k > 2.0$ の範囲では再び N_c の直線と平行になっている。これは、 N_c の直線に対し U_z/U_0 が小さい場合は、浸透流や吹き出し流がまだ十分に発達していないため、透過率や回転数により U_z/U_0 が大きく増加する状態と考えられる。次に N_c の直線より

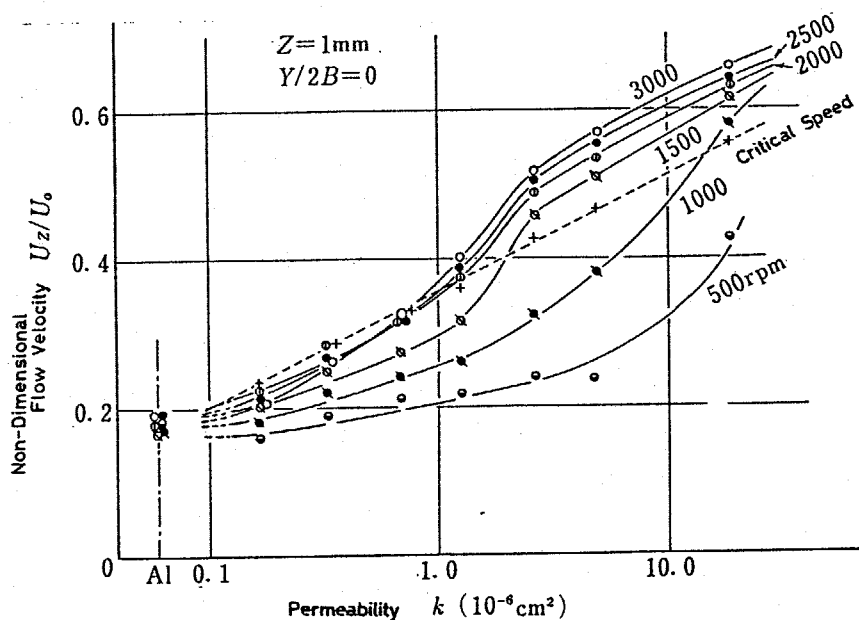


図2.13 無次元流速と透過率の関係
(回転数を変数とした場合)

U_z/U_0 が大きくなった場合は、浸透流や吹き出し流が十分に成長し飽和した状態に対応し、 U_z/U_0 の挙動は N_c の直線と平行になると考えられる。

図2.14には、磁石車幅方向の測定位置 Y/B を変数にとり、 U_z/U_0 と k の関係を示している。同図から、 $Y/B \geq 1.0$ の磁石車側面より外側では透過率 k の増加にもかかわらず、 U_z/U_0 の値はほとんど変化していない。ところが、幅の中央になるに従い、 k の影響が顕著に現れ U_z/U_0 が増加する傾向が明白に認められる。また、図2.13における k の値と同じように、 $k < 1.0$ の範囲では中央ほど U_z/U_0 の値は小さいが、 $k > 2.0$ の範囲では逆に中央ほど大きな

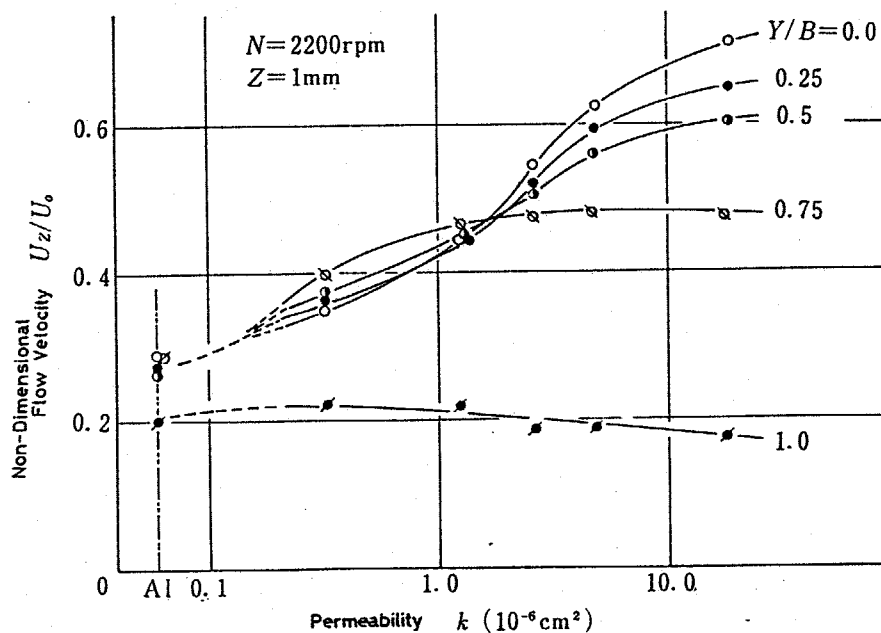


図2.14 無次元流速と透過率の関係
(幅方向の位置の影響)

値を示し、中央部分まで空気が浸透していることがわかる。図2.13 および図2.14の傾向は、浸透流や内部流の浸透深さと流量、また吹き出し流の位置と流量が透過率により影響されていることを示すと考えられる。

以上のように、砥石車周辺の流達を砥石車の透過率を用いて整理することにより、浸透流、内部流、および吹き出し流、更に臨界回転数の挙動や特性を定性的・定量的に把握できることが明らかである。

2.2.4 磁石車内部の流れの挙動

浸透流，内部流および吹き出し流の存在を明確にするために簡単な装置を用いて磁石車周辺の流れの可視化を行い検討を加えた。可視化に使用した装置の概略は図2.15に示すように，磁石車フランジ部分に可視化のための流体が入る貯蔵部を設け，そこから内径 0.8 mm のパイプで磁石車側面に導いている。なお，この貯蔵部は磁石車と一緒に回転するように作られている。磁石車が回転している状態で貯蔵部中央の穴より注射器を用いてインク（水溶性）を注入すると，遠心力によりインクはパイプを通り磁石車側面に吹きつけられる。そして，このインクが磁石車の内部に浸透していった様子を回転停止後，インクで着色された

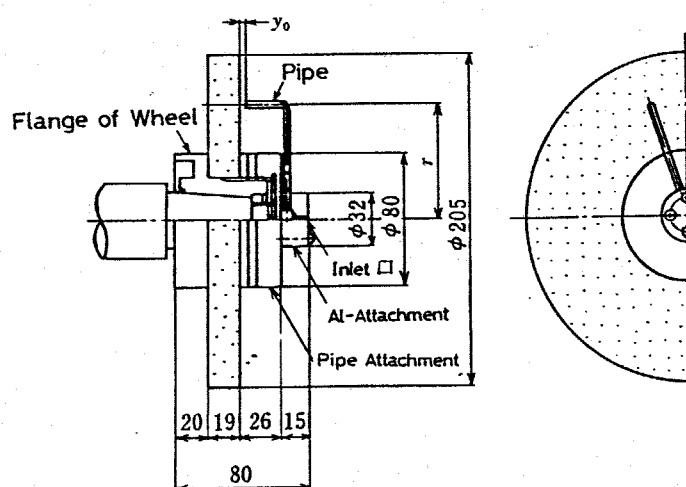


図2.15 流れの可視化装置

部分を観察して調べたが、その結果を図2.16の写真に示す。図2.16 (a), (b) はそれぞれ外周面、側面と着色状態を示したものであり、同図 (b) にあけるらせん状（極座標でほぼ $r = \theta$ の曲線）のインクの軌跡は、パイプから出たインクが回転によるコリオリ力や空気の流れなどの影響を受けてこの位置に付着して生じたものである。このいったん付着したインクは、その位置より砥石車内部に浸透した後、半径方向の軌跡を残して砥石車内部を流れ、外周面より吹き出すことが回転中の観察により確認された。また、同図 (a), (b) を対応させると明らかのように、砥石

WA46J8V
N=3000rpm

y_0 : distance between nozzle and the side of wheel
 r : distance between nozzle and the center

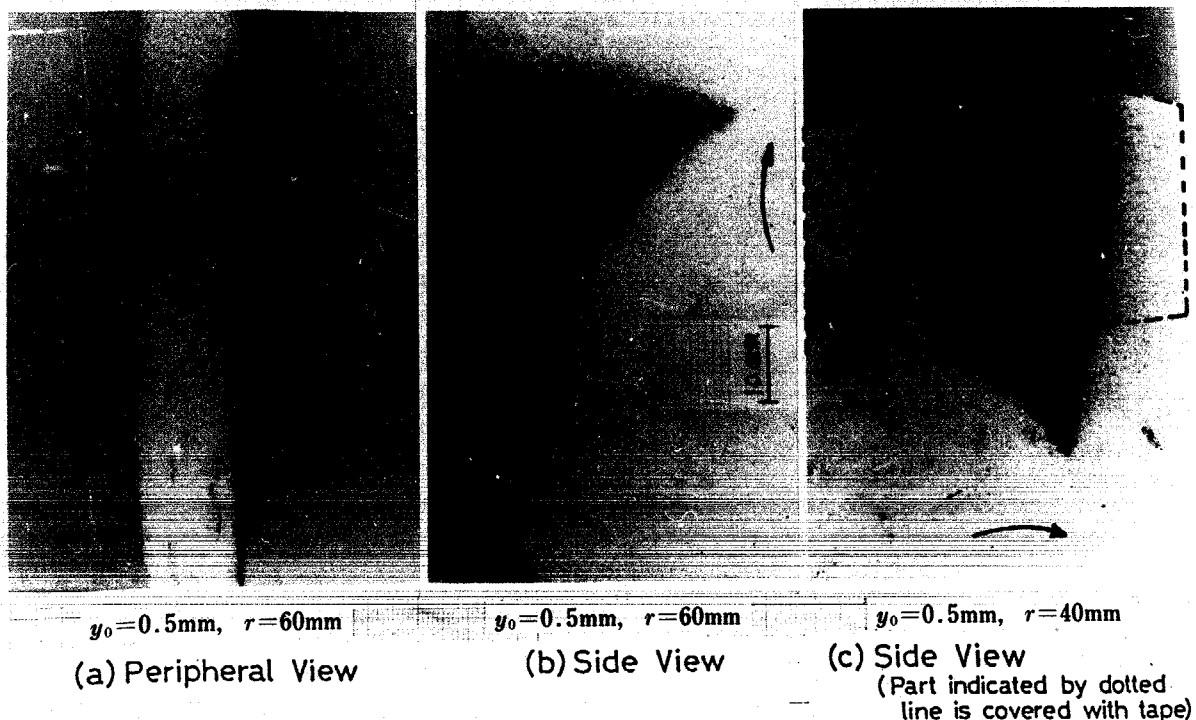


図2.16 インクの付着状態の観察

車中心に近い奥で付着した場合ほど幅の中央まで浸透している。以上の奥を明確にするためにインクが付着しても浸透しないように、同図(c)のように奥線で示した側面の一部にテープを接着した場合についても同様の実験を行った。テープを接着した内部ではインクはやはり半径方向に流れていることが確認できることから、内部流の存在が明らかである。砥石車内部ではその対称性から円周方向の圧力差は存在せず、遠心力による圧力差が半径方向のみに生じるため内部流は半径方向に流れるといえる。

ところで、以上のインクによる可視化は空気と比較し、粘性係数、密度、表面張力などが異なるため、空気の流れの挙動と単純に対応させることはできない。しかし、液体の場合には浸透流、内部流、および吹き出し流の存在が明らかであり、この液体の流れの挙動を把握する上で透過率が重要な因子であることは確かである。なお、以上の結果より、このような浸透流・内部流・吹き出し流が被削材表面の熱的境界条件や研削液の供給方法などに対し重大な影響を及ぼすことが予測される。

これまでの結果より，磁石車内部に空気の流れが存在することは確定的なので，次にこの内部流の挙動を理論的に検討してみる。既に式(2.1)で示したように，多孔質内の流れはDarcyの法則に従い，回転による遠心力が流体に作用する。そこで，図2.17に示す座標軸にもとづいて式(2.1)を変形すると次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} v_r &= -\frac{k}{\mu} \left(\frac{\partial p}{\partial r} - \rho r \omega^2 \right) \\ v_y &= -\frac{k}{\mu} \left(\frac{\partial p}{\partial y} \right) \end{aligned} \right\} \text{----- (2.3)}$$

ただし， v_r ：半径方向の速度

v_y ：軸方向の速度

k ：多孔質体の透過率

μ ：流体の粘性係数

ρ ：流体の密度

ω ：回転角速度

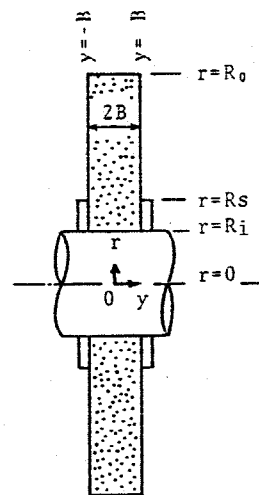


図2.17 座標軸と記号

一方，円筒座標系における連続の式は，

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\rho r v_r) + \frac{\partial}{\partial y} (\rho v_y) = 0 \text{----- (2.4)}$$

であるが，磁石車内部の流れは音速に比べて非常に小さ

いと考えられるので， ρ は一定とみなせる。そこで，式 (2.3) を式 (2.4) に代入すると次式が求まる。

$$\frac{\partial^2 p}{\partial y^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial p}{\partial r} + \frac{\partial^2 p}{\partial r^2} = 2\rho\omega^2 \quad \text{----- (2.5)}$$

ここで以下に示す無次元数を用いて，式 (2.3) および式 (2.5) を整理すると，式 (2.7) および式 (2.8) が得られ

$$\left. \begin{aligned} V_0 &= R_0\omega, \quad p_0 = \rho(R_0\omega)^2/2 = \rho V_0^2/2 \\ V_r^* &= V_r/V_0, \quad V_y^* = V_y/V_0, \quad P^* = p/p_0 \\ R^* &= r/R_0, \quad Y^* = y/B \end{aligned} \right\} \text{---- (2.6)}$$

$$\left. \begin{aligned} V_r^* &= -\frac{k\omega}{\nu} \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{\partial P^*}{\partial R^*} - R^* \right) \\ V_y^* &= -\frac{1}{2} \cdot \frac{k\omega}{\nu} \cdot \left(\frac{R_0}{B} \right) \cdot \frac{\partial P^*}{\partial Y^*} \end{aligned} \right\} \text{----- (2.7)}$$

$$\left(\frac{R_0}{B} \right)^2 \cdot \frac{\partial^2 P^*}{\partial Y^{*2}} + \frac{1}{R^*} \cdot \frac{\partial P^*}{\partial R^*} + \frac{\partial^2 P^*}{\partial R^{*2}} = 4 \quad \text{----- (2.8)}$$

ただし， ν ：動粘性係数

式 (2.7) における係数 $k\omega/\nu$ を書き換えると，回転レイノルズ数 $Re (= R_0 V_0/\nu)$ ， R_0 ，および k で表すことができる。

$$\frac{k\omega}{\nu} = \frac{R_0(R_0\omega)}{\nu} \cdot \frac{k}{R_0^2} = \frac{R_0 V_0}{\nu} \cdot \frac{k}{R_0^2} = Re \cdot \left(\frac{k}{R_0^2} \right) \text{----- (2.9)}$$

このことは，回転レイノルズ数，磁石車の半径，および

透過率の値が等しければ、 V_r^* , V_θ^* , および P^* の値も等しくなり、磁石車内部の流れは相似になることを意味する。

以上のことから、磁石車の側面および内・外周面における圧力の境界条件が既知ならば、式(2.8)より内部の圧力分布が求まり、これと式(2.7)より磁石車内部を流れる流体の挙動が把握できる。ところが、磁石車周辺の流れは一般的に乱流状態であり三次元的な複雑な挙動を示すため、周辺の圧力分布を解析的に求めることは非常に難しい。そこで、ここでは WA36J8V の磁石車を空気中または水中で回転させ、その側面および外周面の静圧分布を外径 $\phi 2\text{ mm}$ のピトー管により測定した。水中における外周面の静圧分布を測定した例を図2.18に示す。

$Y^* = 0$ に関して対称な分布形状にはならないが、これは磁石車幅方向の流速分布においても考察したように、実験に用いた磁石軸の突出し部分による影響、あるいは磁石の不

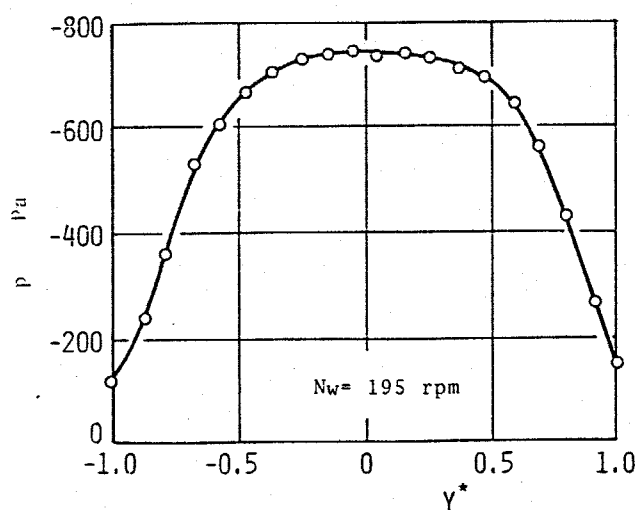


図2.18 磁石車外周面の静圧分布

均一性による影響と思われる。そこで、 $Y^*=0$ で対称になるように実測値を平均化するとともに、式(2.6)を用いて無次元化すると、図2.19 および 図2.20 に示すような圧力分布が得られる。なお、図中の N_W および N_A はそれぞれ水中および空気中の回転数を表している。側面の圧力 P^* は回転数の変化によらず同じ分布状態になるのに対して、

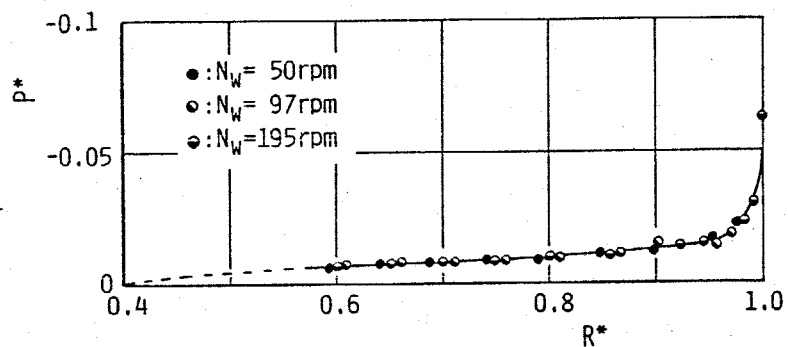


図2.19 砥石車側面の圧力分布

外周面の圧力 P^* は回転数の増加に従い増加したのち、ある回転数以上では同一分布状態に収束する。また、同じ回転レイノルズ数 Re の場合には、水中と空気との違いにかかわらず、無次元圧力分布は同一になることから、式(2.9)で述べたように、 Re を、 ρ は

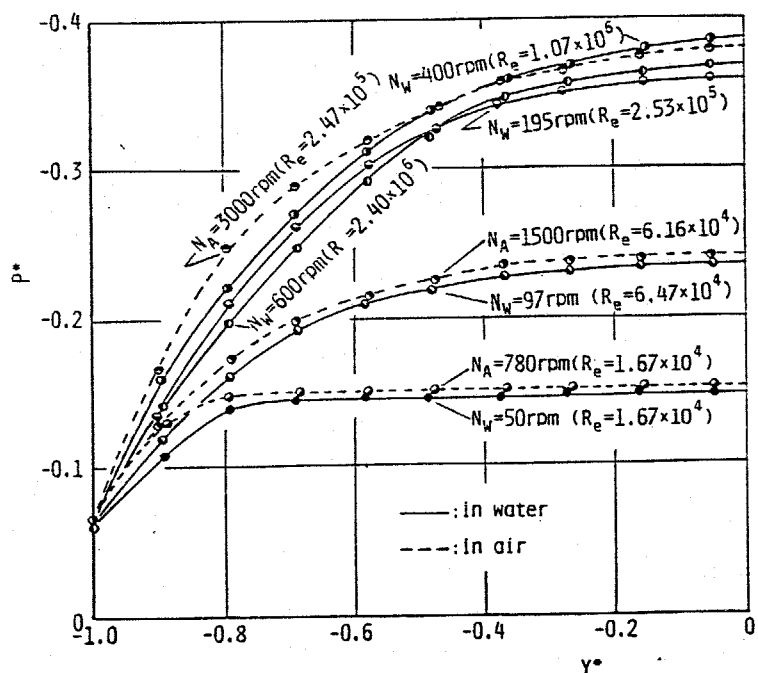


図2.20 砥石車外周面の圧力分布

が R_0 が等しければ磁石車内部の流れの挙動は相似になる
といえる。

実験で求めた圧力分布と以下に示す境界条件のもとで、
式(2.8)を差分式に展開するとともに、式(2.7)を用いて
磁石車内部の流体挙動を数値計算により解析した。

- (1) $R^* = R_i/R_0$ で $\partial P^*/\partial R^* = 0$; 磁石車内周面で圧力勾配なし
- (2) $Y^* = \pm 1.0$, $R_i/R_0 \leq R^* < R_s/R_0$ で $\partial P^*/\partial R^* = 0$; 磁石フ
ランジ部分で圧力勾配なし。

- (3) $Y^* = 0$ で $\partial P^*/\partial Y^* = 0$; 磁石車の幅中央で対称

図2.21は磁石車内部を流れる流体の軌跡，流線を計算で
求めた例である。流入位置が中心に近いほど，あるいは
回転数が増加するほど，流体は内部まで浸透し，吹き出

し(流出する)位
置が磁石幅の中央
に近づくことがわ
かる。実際の流線
の状態を調べるこ
とは困難なので、

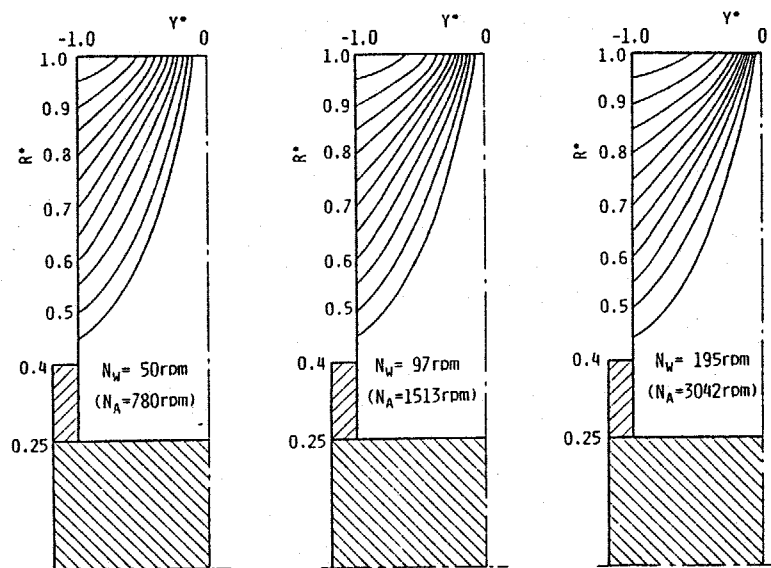


図2.21 磁石車内部の流線

ここでは図2.15

に示した可視化方法と同じように、磁石車を水中で回転させ、磁石車の側面から流入した流体が外周面のどの位置から流出するかを、インクを用いたトレーサ法で調べた。その結果を計算結果とともに、流入位置 R^* と流出位置 Y^* の関係を表すと図2.22 のようになる。実験結果と解析結果は定性的によく一致しており、定量的にもある程度対応していることが確かめられる。ただし、 R^* の値が大きい外周面に近い場所で、回転数 N_w の増加に伴い実験値と解析値の差が増大するのは、流出位置の測定の際に磁石車の回転を停止しているため、その減速過程において内部の流体の状態が変化した影響が現れたものと考えられる。

以上のように、内部流の挙動を本解析によって検討できることが確認されたので、次に吹き出し流について解析した例を示す。図2.23 は磁石車の外周速度に対する吹き出し速

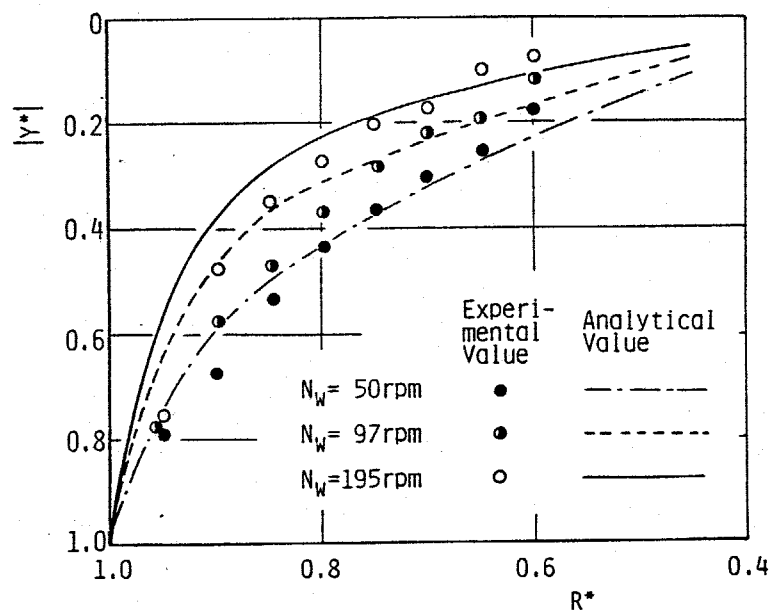


図2.22 流入位置と流出位置の関係

度の割合 V_r^* を各流出位置 Y^* において求めた結果である。回転数 N_w , N_A の増加に従い, V_r^* は増大するとともにその極大値を示す位置 Y^* は砥石幅の中央へ移動する傾向がある。従って, 砥石車周辺の流速分布は砥石車の回転数が大きいかほど外周面からの吹き出し流の影響を受けることになるが, 図2.20に示した圧力分布の結果から明らかのように, その影響はある回転数以上になると飽和することが考えられる。以上の結果と図2.10で得られた流速とを比較すると, 回転数の増加に伴い極大値を示す位置が中央に移動すること, あるいは臨界回転数の存在することなど, 定性的な特徴はよく対応していることがわかる。ところで, 吹き出し流の流速を実際に測定することは技術的に難しく, 現時点で図2.23の計算結果と図2.10の実験結果を定量的に比較し議論することは困難である。しかし

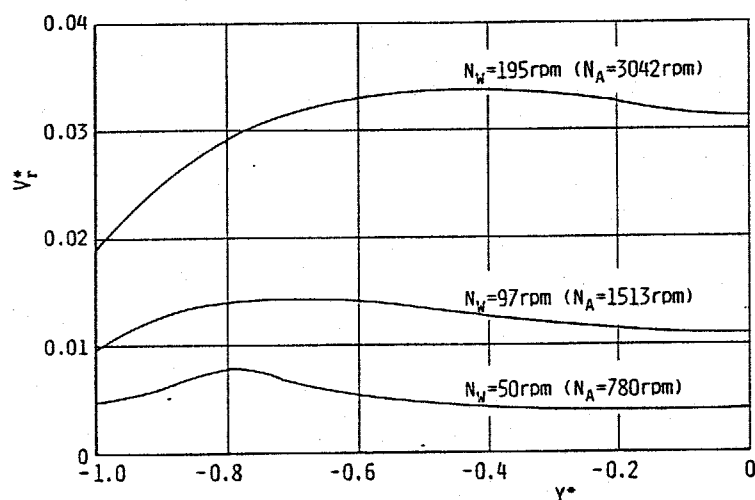


図2.23 砥石車外周面の吹き出し速度

ながら、吹き出し冷却などの研究では、おぼかな吹き出し流の存在が境界層厚さの増大に関連することが明らかに^{(74), (82)}にされておおり、この点を考慮すれば、図2.23に示すように数%の吹き出し流が砥石車周辺の流速分布に対して顕著な影響を及ぼすことは容易に理解し得る。その意味で、本解析により吹き出し流の挙動をある程度定量的にも把握検討できることが明らかである。より正確な解析を行うためには、砥石車近傍の圧力分布を詳細に測定することほもとより、砥石車内周面やフランジ部における境界条件を詳しく吟味することが必要で、これらの周辺の境界条件を実験的および理論的に解明することが今後の重要な課題であろう。

以上本節で得られた結果を総合すると、砥石車周辺に生じる空気の流れとしては、砥石車側面から流入する浸透流、内部を流れる内部流、そして外周面から流出する吹き出し流、の存在が明らかである。これらの流れを解析する際には、粒度に対応した透過率が重要な影響因子となることが確かめられた。また、半径方向の流れである吹き出し流の存在は、流れ回り層の増大に結び付き、

研削油剤が砥石車の外周面に到達したり付着することを妨げることになる。そのため、つれ回り層の悪影響を取り除くために従来より各種の遮断板が検討されているが、^{46)~50)}遮断板はつれ回り層に対して効果を示すとしても吹き出し流に対しては無効といえよう。更に、⁵²⁾Tramalらはつれ回り層を円周方向の流れと仮定してエアーベルトの運動量を算出することにより、油剤を砥石車外周面に到達させるのに必要な油剤の供給圧を求められているが、より詳細な検討を行うためには、半径方向の速度成分をもつ吹き出し流の存在を無視することはできない。以上のように、砥石車周辺の空気の流れは被削材表面の熱伝達率はもちろんより研削油剤の供給状態に対しても重要な影響を及ぼすことが確かめられた。

2.3. 被削材表面の空気の流れ

本節では、前節で明らかにした砥石車周辺に生じた空気の流れが、被削材表面においてどのような流体挙動を示すか、について検討を行う。流れの状態を把握する上で重要な壁圧を被削材表面で測定するとともに、流れの可視化を試み、乾式研削における空気の流れの挙動を明らかにしている。

2.3.1 実験装置および方法

(1) 壁圧測定

壁圧の測定は、図2.24に示すように、被削材表面に $\phi 0.9$ mmの圧力検出孔を数ヶ所設け、ベッツ式マノメータにより行った。砥石車の最下点に對する点を原点0と

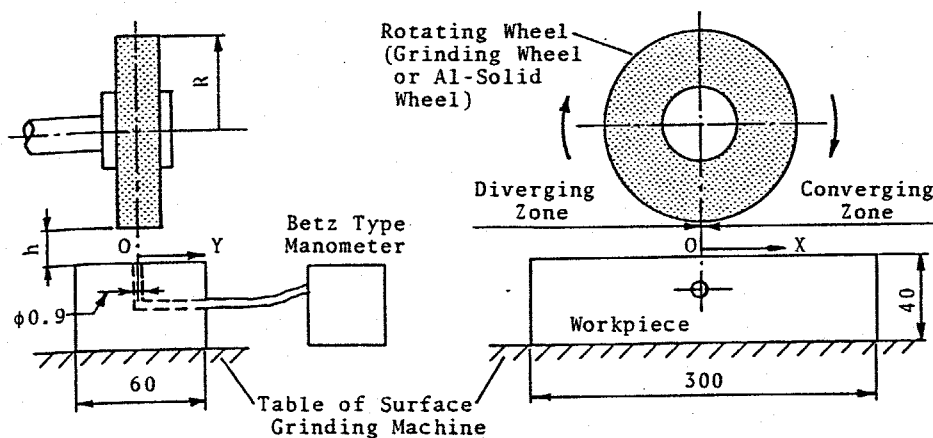


図2.24 壁圧測定装置

する座標軸を被削材表面に設定し、 XY 平面における壁圧の分布状態を実測した。なお、以後の説明の便宜上、 $X \geq 0$ および $X < 0$ の部分をそれぞれ C 領域 (Converging Zone: せばまりくさび領域) および D 領域 (Diverging Zone: ひろがりくさび領域) とここでは呼ぶことにする。

前節と同様に、粒度や砥石幅の異なる 1 号平形の砥石車、およびアルミ円板を回転させて壁圧を測定した。ただし、実際の研削加工では砥石車と被削材とは接触し相対運動を行うが、この状態での測定は非常に困難である。そこで、本実験においては砥石車と被削材とのすきまを $20 \mu\text{m}$ に設定し、平面研削盤のテーブルは固定した状態で測定を行った。すきまが測定結果に及ぼす影響については次章の熱伝達率の測定で詳しく検討しているが、ここでは省略する。

(2) 流れの可視化

被削材表面での流れの挙動をより直接的に把握するために、流れの可視化を試みた。目的や対象に応じて数多くの可視化技術が各分野で開発されてお⁷⁶⁾り、研削加工の

分野でも最近流れの可視化が盛んである。⁷²⁾ ここでは被削
 材表面の空気の流れに適した方法として、液膜法とタフ
 ト法の二種類を行った。

液膜法は図2.25(a)に示すように、アクリル製の水槽
 に液体（粘性係数 $29.5 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ ）を 1.5 mm の深さに入れ、
 この液面に砥石車を近づけて回転させる方法で、液体が
 差圧や流れに対処して流動することにより液膜厚さが変
 化する挙動を利用している。この液膜法では、液体の粘
 度、比重、あるいは表面張力が液膜厚さに影響すること、
 また液膜厚さが変化すれば流れの状態も変化すること、
 などの理由から定量的な測定に結びつけることは難しい。

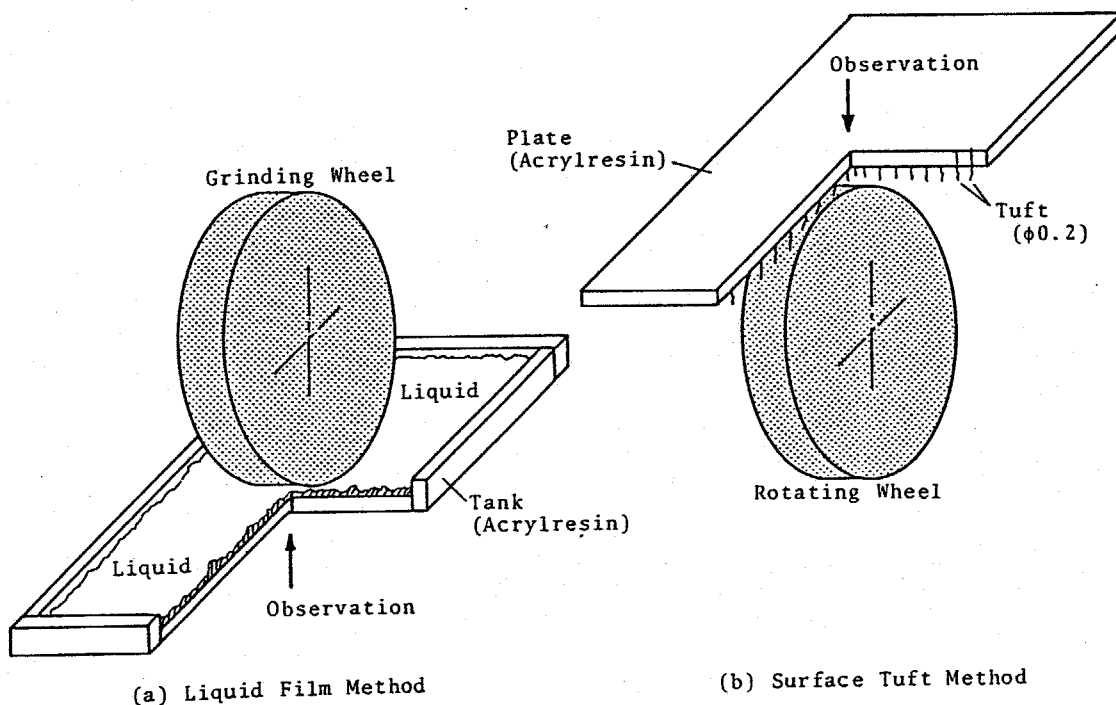


図2.25 流れの可視化装置

しかし、壁圧分布の概略を簡単に把握したり、被削材表面に付着した研削油剤の挙動を調べるには有効的な手段と思われる。

タフト法は図 2.25(b) に示すように、絹糸 ($\phi 0.2 \times 30 \text{ mm}$) をタフトとして被削材のモデルであるアクリル板に接着し、これに砥石車を近づけて回転させ、空気の流れの方向や大きさに応じてタフトが再び挙動を利用した可視化方法である。流れが生じない領域においてもタフトがその状態を明確に表すように、実験ではアクリル板を砥石車の鉛直上に水平に設置した。また、タフトは砥石車に近い場所では 5 mm 間隔で、それ以外では 10 mm 間隔で取り付けた。

なお、いずれの方法においても砥石車と被削材モデルのすきまを 0 mm (接触状態) から 1 mm まで変化させて観察した。その結果、流れの状態に及ぼすたの影響は少ないことが認められた。これは、砥石車の最下点(原桌)近傍の狭い領域ではたの影響が大きいが、その外ではたがほとんど作用しないという、次章で述べる燃伝率率の結果とよく一致している。

2.3.2 被削材表面の壁圧分布

初めに、砥石車の幅の中心 ($Y=0\text{ mm}$) における、 X 軸方向の壁圧分布を測定した結果について説明する。回転数 N を変数として砥石車 (WA46J) およびアルミ円板を回転した場合の壁圧分布をそれぞれ図2.26 および図2.27に示す。両者の壁圧分布には明白な差があり、特にC領域 ($X \geq 0$) における違いが顕著である。このC領域において、砥石車の場合は緩やかな壁圧分布を示すのに対し、アルミ円板の場合は急峻な分布形状になっている。

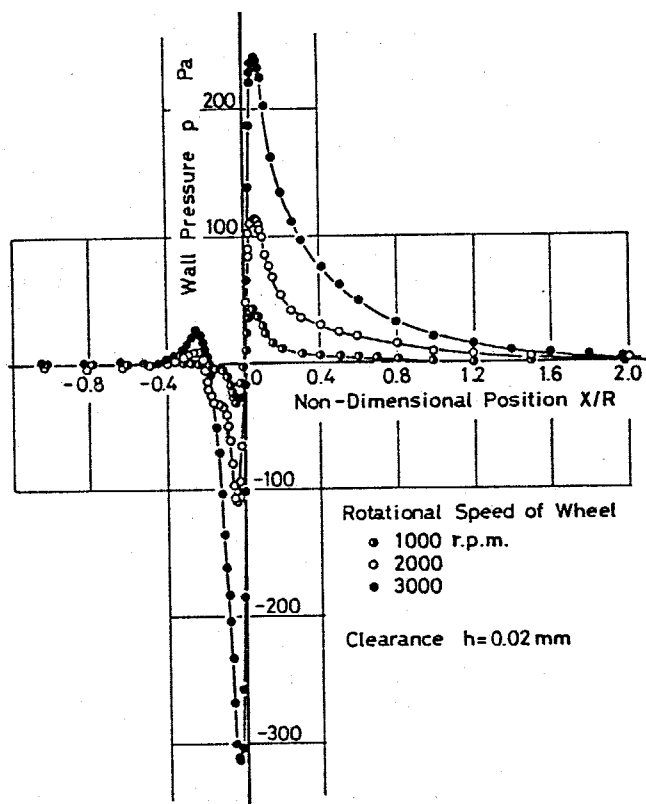


図2.26 壁圧分布 (WA46J8V)

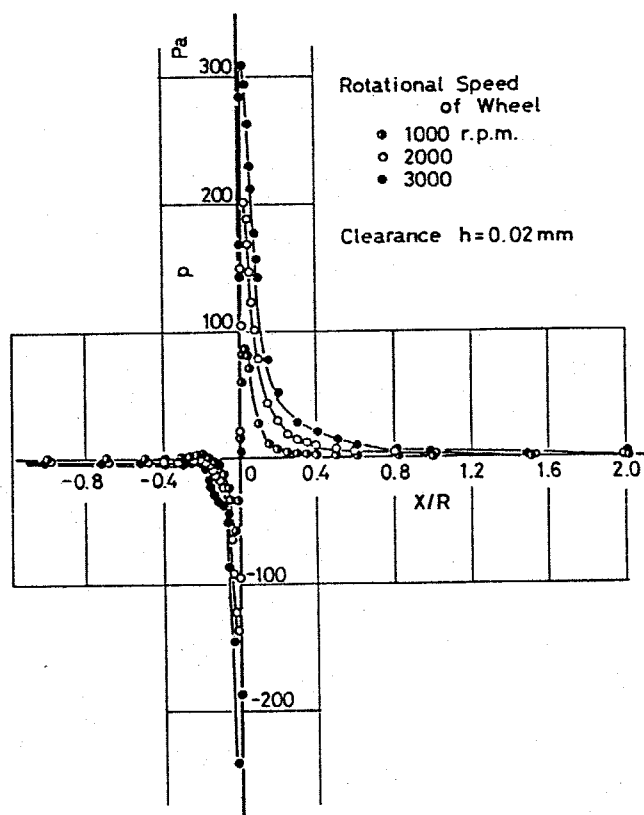


図2.27 壁圧分布 (アルミ円板)

更に、砥石車の場合には回転数 N に依存して、アルミ円板の場合より広い範囲にわたり正圧を示す。これらの結果は、前節で求めた流速分布の結果と非常によく対応している。なお、いずれの場合も極大値および極小値が研削点 ($X/R=0$) 近傍に存在し、アルミ円板の場合には砥石車に比べるとそれ程顕著ではないが、極値の絶対値は N の増加に伴い増加している。

図2.28 および図2.29 は、砥石車の粒度の影響を調べた結果で、アルミ円板や被覆砥石車についてもまとめている。

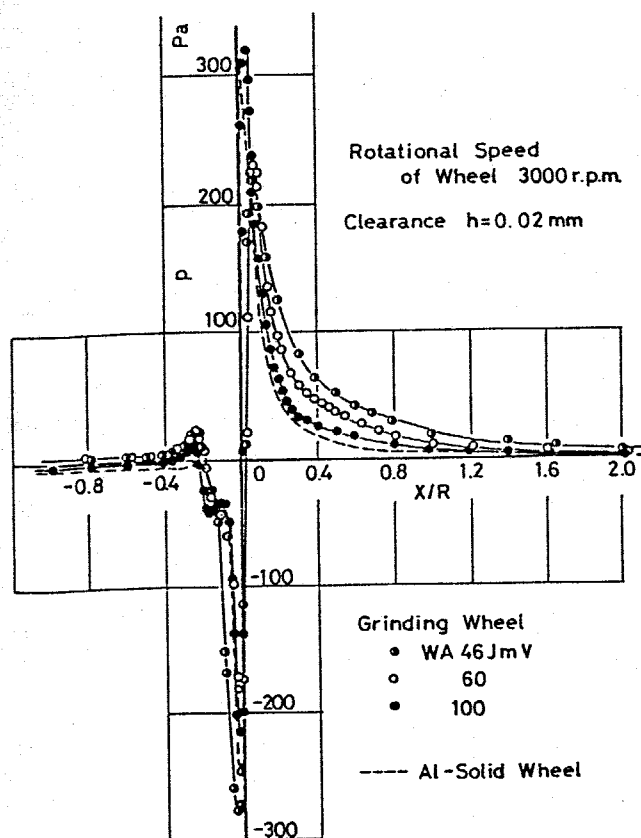


図2.28 壁圧分布 (粒度の影響)

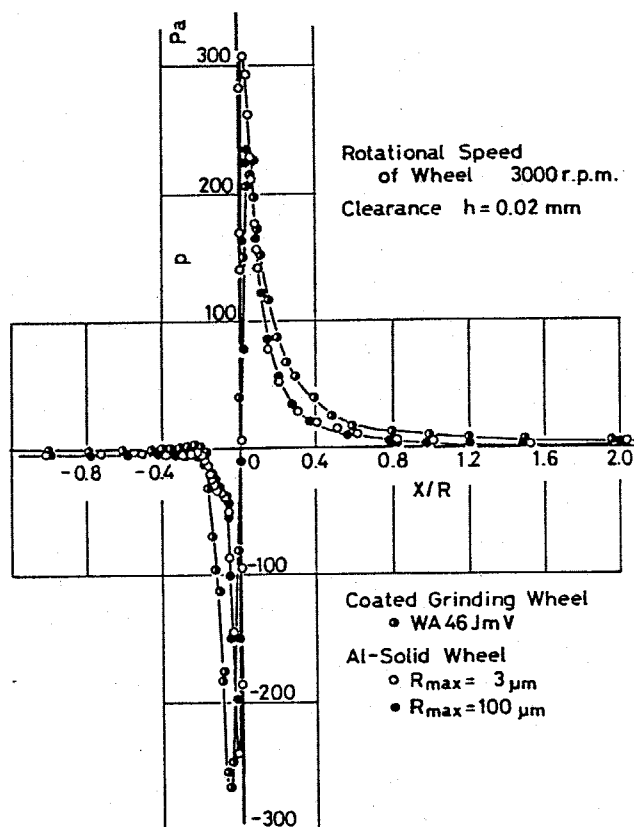


図2.29 壁圧分布 (被覆砥石車)
(アルミ円板)

C領域においては流速分布の結果と同様に、粒度が細かくなるに従い、壁圧は減少しアルミ円板の結果に近づく。また、被覆砥石車の場合にはアルミ円板と類似した分布状態を示し、アルミ円板の外周面の粗さは壁圧分布にほとんど影響しないことが確かめられる。

以上の実験結果より、砥石車の粒度は砥石車周囲の流れだけでなく、被削材表面の流れに対しても重要な影響を及ぼすことが明らかである。ところで、壁圧分布を注意深く調べると、D領域の $-0.4 \leq X/R \leq -0.2$ の部分に興味深い挙動がみられる。この部分でアルミ円板の場合にはほとんど壁圧 p が 0 になるのに対して、砥石車の場合には正圧の極大値が現れている。被覆砥石車ではこの極大値が存在しないことから、D領域においては吹き出し流の影響やほく離あるいは再付着現象が生じていると思われる。

図2.30は砥石車と被削材表面とのすきまを変化させた場合の結果である。研削突近傍の最大値および最小値を除くと、全体的な壁圧分布は τ の値にかかわらずほとんど同じ形状になっている。同様の結果がアルミ円板の

場合に得られており、
すきまたは砥石車の最下
桌のごく近傍にしか影響
を及ぼさないことがわ
かる。

次に、 XY 平面におけ
る二次元の壁圧分布に
ついて調べた結果を図2.

31 および 図2.32 に示す。

図2.31 は 30 Pa ($3.06 \times 10^{-4} \text{ kgf}$

$/\text{cm}^2$) ほどの等壁圧線を用いて分布状態を二次元的に表
示した。図中には砥石幅 $2B$ ($=19 \text{ mm}$) を破線で、また等
壁圧線の最大値および最小値をそれぞれ $P_{\max}$ および $P_{\min}$
で表している。なお、壁圧 p が -30 Pa より低い値を示す
部分には区別を施した。

図2.31 より明らかのように、多孔質体でないソリッド
なアルミ円板の場合には、原桌近傍の C 領域 ($X \geq 0$) お
よび D 領域 ($X < 0$) にそれぞれ極大値および極小値が近接
して存在する。そして、壁圧分布の状態は極めて狭い範

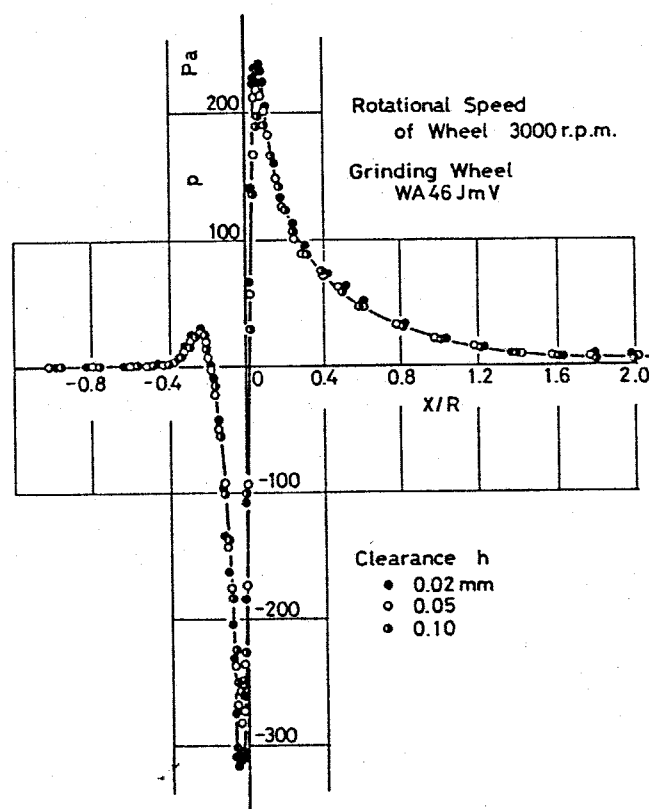
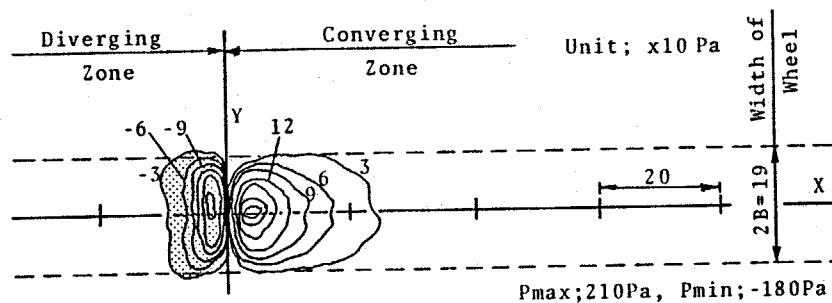
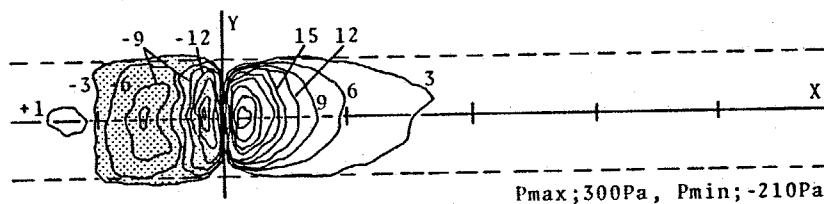


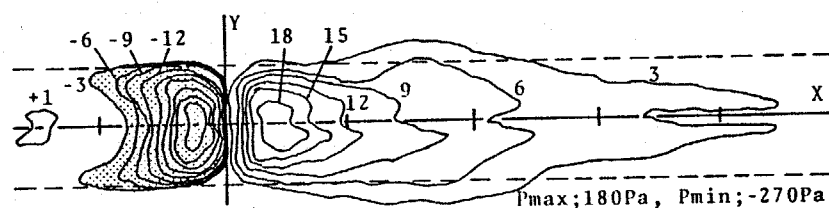
図2.30 壁圧分布 (すきまの影響)



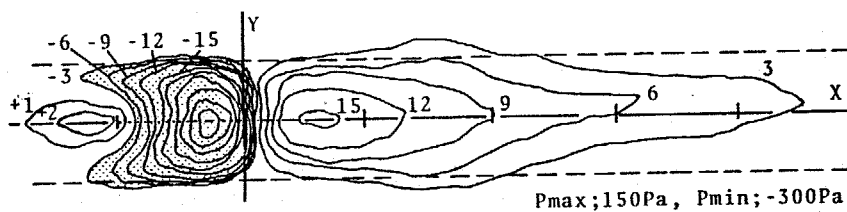
(a) Al-Solid Wheel



(b) WA100J8V



(c) WA46J8V



(d) WA36J8V

図 2.31 二次元壁圧分布 (粒度の影響)

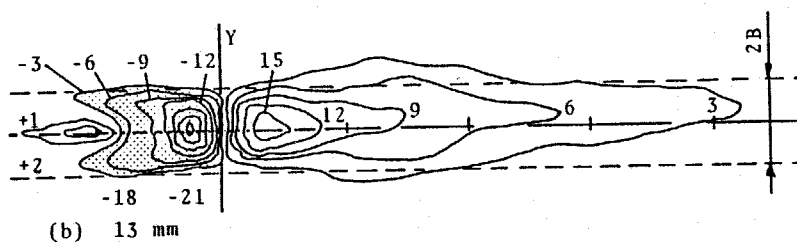
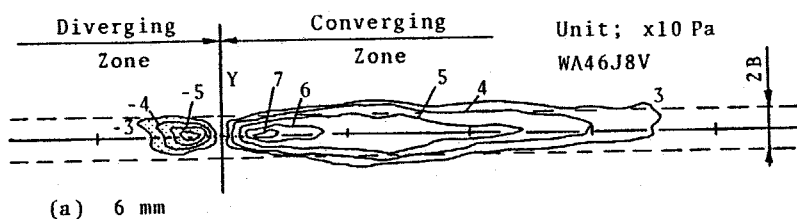


図 2.32 二次元壁圧分布 (砥石幅の影響)

図 $(-10 < X < 30, |Y| \leq B)$ に限られている。多孔質
 体である珪石車でも粒度が細かい 100 の場合には、アル
 ミン板の結果とよく類似した壁圧分布が得られる。とこ
 ろが、粒度が 46, 36 と粗くなると、分布形状はアルミ
 板の場合とは明らかに異なる。特に、C領域における正
 圧を示す範囲は、X方向に対しては珪石車の半径 $R (=$
 $102.5 \text{ mm})$ に近い所まで達しており、Y方向に対しては
 $X = 30 \text{ mm}$ 付近で珪石幅 $2B$ より広がっている。また、
 D領域における負圧の分布状態も特徴的といえる。極値
 を比較すると、粒度が粗くなるに従い、極値を示す位置
 は原点からわずかに遠ざかる傾向があり、最大値と最小
 値はともに減少する。すなわち、C領域の正圧は緩やか
 な分布になるのに対して、D領域の負圧は急勾配の深い
 分布になる。

粒度が壁圧分布に対して重要な因子であることが確認
 できたので、次に珪石車の形状として珪石幅を取り上げ
 その影響について検討を行った。図2.32は粒度を 46 と一
 定に保ち、珪石幅を変化させた結果であり、図2.31(c)と
 合せて比較検討した。珪石幅が 19, 13, そして 6 mm と

減少するに従い、極大値は減少し、なだらかな分布形状になるが、全体的な分布形状は相似形といえる。すなわち、C領域の広範囲にわたる正圧を示すこと、あるいは $X=30\text{ mm}$ 付近で砥石幅より正圧が広まることなど、粒度46がもつ特徴は幅の変化にかかわらず明確に現れている。この幅の影響は、例えば有限幅軸受の種滅れ現象に類似しており、種滅れによる負荷容量の低下と対比できる。²⁸⁾しかしながら、砥石車の場合には側面に沿った流れや砥石内部を流れる内部流が存在するため、現段階で壁圧分布を解析的に求めることは難しいといえる。

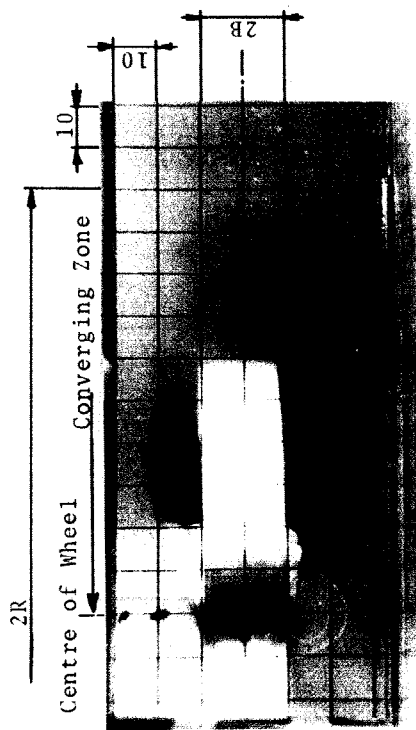
以上、被削材表面の壁圧分布を測定した結果、次のことが明らかとなった。

- (1) 砥石車の粒度は砥石車周囲の流速分布と同様に壁圧分布にも大きな影響を及ぼす。
- (2) その影響は、特にC領域の壁圧分布状態に顕著に現れる。
- (3) 砥石幅は壁圧の値を左右するが、粒度に対応した壁圧分布の形状的特徴に対してはほとんど影響を及ぼさない。

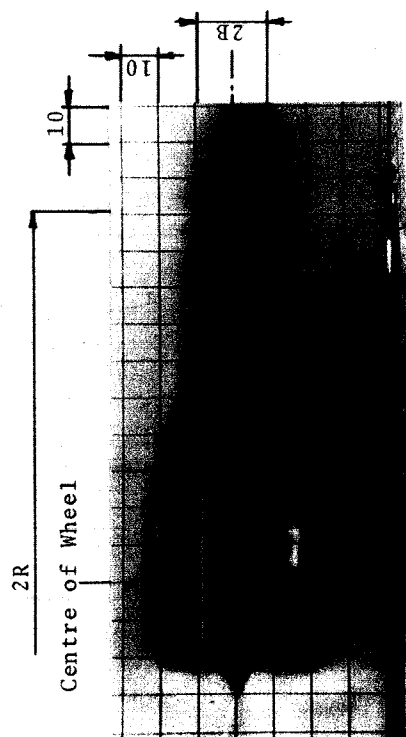
2.3.3 流れの可視化とその挙動

図2.25(a)に示した液膜法で被削材表面における空気の流れを可視化した例を図2.33に示す。図において黒く観察される部分で、液体が流動して液膜が薄くなった場所である。アルミ円板では液膜の薄い部分が原臭付近の極めて狭い範囲に限られるのに対し、砥石車ではC領域において砥石車の半径Rに等しいところまで達しており、 $-20 < X < 50 \text{ mm}$ の範囲においては砥石幅よりも広がっている。また、D領域における液膜の形成状態は壁圧分布の形状と類似し特徴がある。このように、液膜厚さに及ぼす影響はアルミ円板と砥石車では明らかに異なり、この相違は壁圧分布の結果とよく対応している。

図2.34はタフト法による可視化の結果で、白く見える部分がタフトである。アルミ円板の場合には流速が小さいためタフトの動きは少ないが、砥石車の場合にはタフトの状態から広い範囲で流れが生じていることがわかる。 $X = 100 \text{ mm}$ 付近では流れの方向が放射状になることより、この部分で空気の流れは垂直に衝突していることが明らかである。そして、この衝突噴流は原臭に何うに

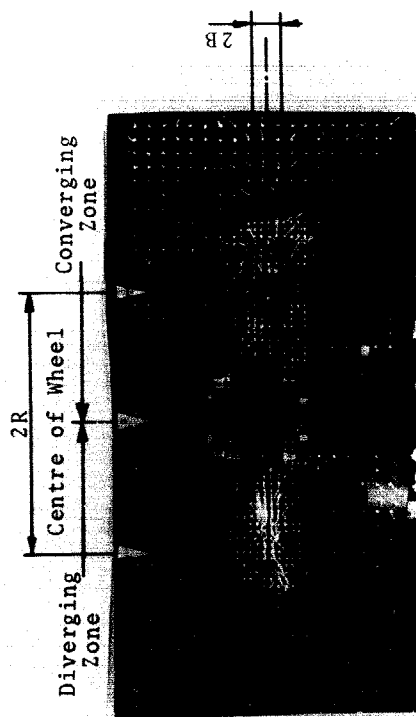


(a) Al-Solid Wheel

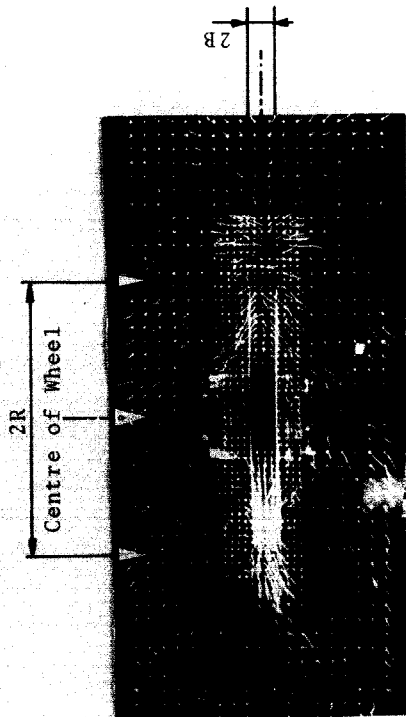


(b) WA46J8V

図2.33 液膜法による可視化



(a) Al-Solid Wheel



(b) WA46J8V

図2.34 タフト法による可視化

従い、原臭を通過しX軸に沿って流れる後方流と、砥石幅より外側へ約30度の向きに広がる二つの側方流、の三つの流れに分岐する。タフトの傾き状態を比較したところ、粒度が粗くなるほど衝突噴流、後方流、および側方流は増大する傾向がみられた。

実際の研削加工では砥石車の破壊による災害を防ぐために砥石カバーが砥石軸に取り付けられることが一般的である。そこで、砥石カバーの存在が被削材表面の流れの挙動にどのような作用をするかについて調べた。実験に用いたカバーの形状は、図2.35に示すように、半径および軸方向のそれぞれのすきま C_r および C_z を同じ値 C に統一し、取り付け角度 θ_c を変えられるようにした。

図2.36は砥石カバーのすきま C を4mmと一定とし、取り付け角度 θ_c を変化させた場合の液膜法による観察結果である。 $\theta_c = 60^\circ$ とD領域にカバーが存在する場合には、カバーの厚さ 図2.33

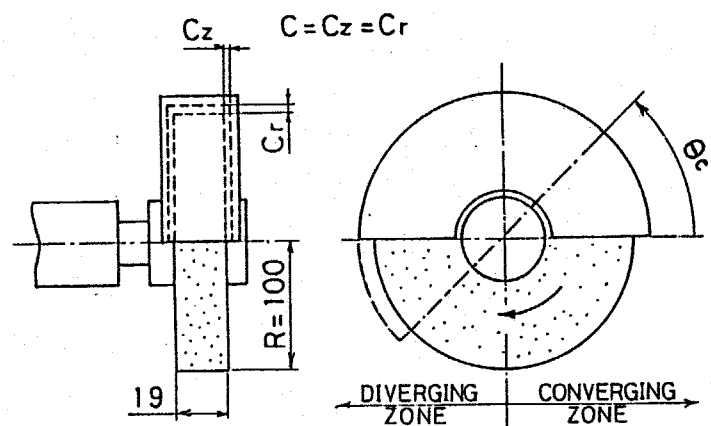


図2.35 砥石カバーの形状

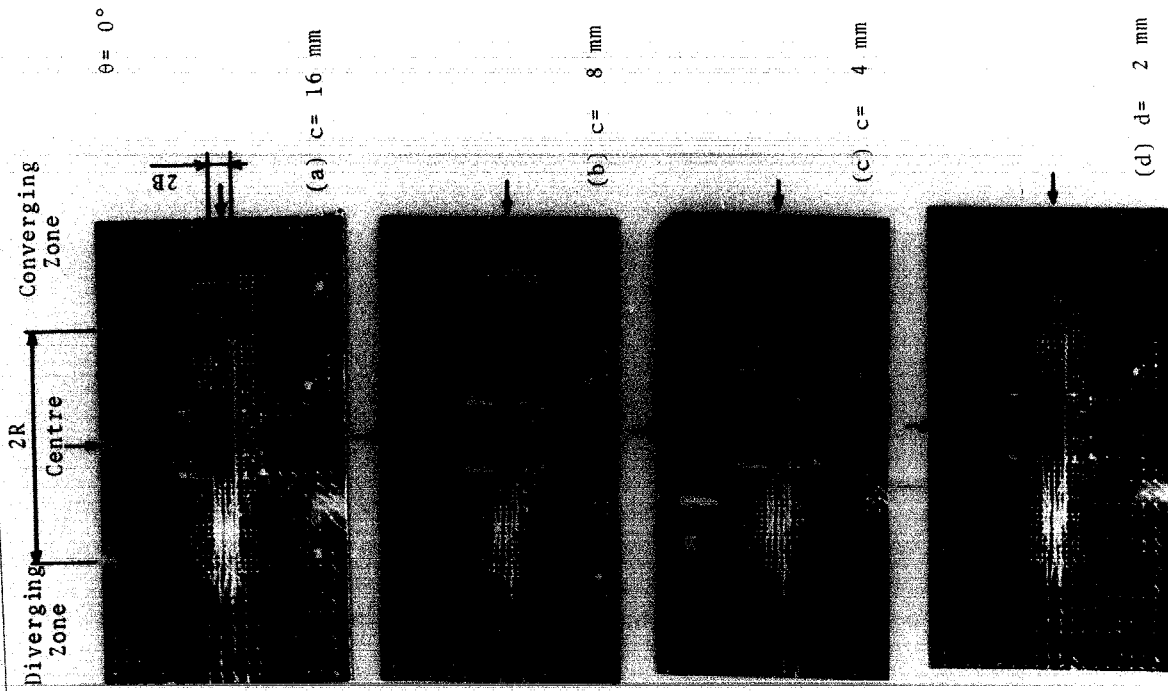


図2.37 磁石カバのすきまの影響

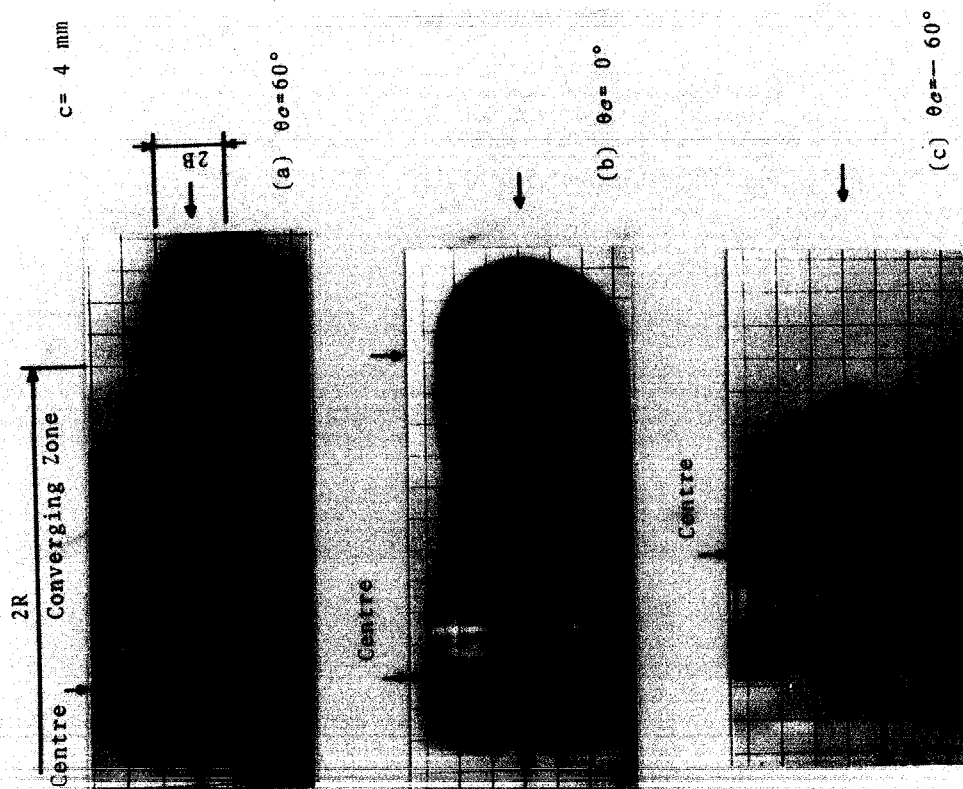


図2.36 磁石カバの取り付け角度の影響

の結果とほとんど一致していることから、カバーの影響はないといえる。 $\theta_c = 0^\circ$ のときは、 $X = 100 \text{ mm}$ 付近で液膜の薄い部分が広がっていることより、カバーが存在が衝突噴流を増長する傾向がみられる。更に、 $\theta_c = -60^\circ$ になると、 C 領域での衝突噴流は観察されず、液膜の薄い部分が砥石幅より広い範囲に広がっていることから、この場合には分岐して流れる側方流が増大していると予想できる。砥石カバーの取り付け角度 θ_c の影響をまとめると、 θ_c が負の場合、すなわち C 領域にカバーが存在する場合には、被削材表面の空気の流れに対して θ_c が重要な影響を及ぼすことが明らかとなった。

図2.37は砥石カバーのすきま C を変化させた場合のタフト法による可視化結果である。すきま C が 16 mm と広い場合には、 C 領域でタフトが広い範囲にわたり放射状の流れ状態を示し、砥石カバーのない図2.33の結果と同様に衝突噴流の存在が確認できる。すきま C が狭くなるに従い、放射状の形がくずれ砥石幅外側に流れる側方流の状態に変化していくことがわかる。 $C = 2 \text{ mm}$ の場合には、衝突噴流は観察されず、後方流と側方流の三つに

合岐する流れが明確になっている。このような傾向は、カバールの取り付け角度 θ_c を小さくした場合とよく類似している。すなわち、取り付け角度 θ_c が小さく、あるいはすきま c が狭くなるに従い、被削材表面に垂直に作用していた衝突噴流が傾いて作用するようになり、合岐して流れる状態に変化していくものと考えられる。

以上のように、流れの可視化により被削材表面の空気の流体挙動を明確に把握することができた。可視化の結果は壁圧分布の測定結果ともよく対応しているといえる。例えば、壁圧の二次元的な分布状態を調べた図2.31において、砥石車の場合には $X=30\text{mm}$ 付近で砥石幅より正圧が広がる結果が得られているが、これは側方流の挙動と場所的によく一致している。そこで、本節で行った壁圧分布の測定と流れの可視化を総合すると、被削材表面の流れに関して次のことが要約できる。

- (1) 砥石車の粒度が被削材表面の流れに重大な影響を及ぼすことから、砥石車周辺で生じた流れが被削材表面の流れの挙動に反映していることがわかる。
- (2) 前節で明らかにした吹き出し流は、被削材表面の

C領域において衝突噴流と類似の作用をした後、後方流と側方流に分岐する。

(3) 砥石カバーの存在は、C領域における流れに対して顕著な影響を及ぼす。

2.4 被削材表面の研削油剤の流れ

前節までに、砥石車および被削材の周辺における空気の流体挙動に関して実験的・理論的に検討を行ってきた。砥石車周辺では、浸透流、内部流、吹き出し流が存在し、被削材表面においては衝突噴流、後方流、側方流の挙動が確認された。本節では、研削加工においてその使用が不可欠ともいえる研削油剤の流れの挙動について検討を行う。特に、研削油剤が研削桌上にどれだけ供給されているか、という油剤の供給状態を正確に把握することを目的として、被削材表面の流れの挙動を実験的に調べた。

2.4.1 実験装置および方法

研削油剤の流れの挙動を解明するために、前節と同様に、壁圧分布の測定と流れの可視化を行った。また、研削桌上に到達した油剤が研削機構に対して効果的な働きをすると考えられるので、研削桌を実際に通過した油剤の流量を実測した。

(1) 壁圧測定

図2.38に示すように、熱膨張係数の小さいアンバー材

を用いた被削材モデルの表面に $\phi 0.3\text{mm}$ の圧力検出孔を設け、
U字管マンノメータを用いて油剤を供給した状態での壁圧を
測定した。

(2) 流れの可視化

研削油剤の流れの状態を

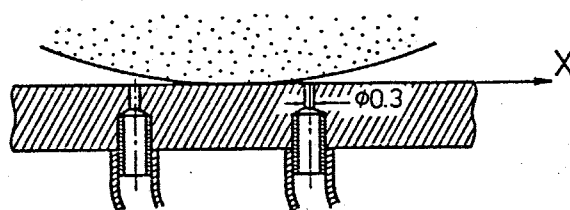


図2.38 壁圧測定装置(湿式用)

把握するために、図2.39

に示すように、ガラス板
を被削材に想定し、そ
の下面に鏡を置き写真
撮影を行った。

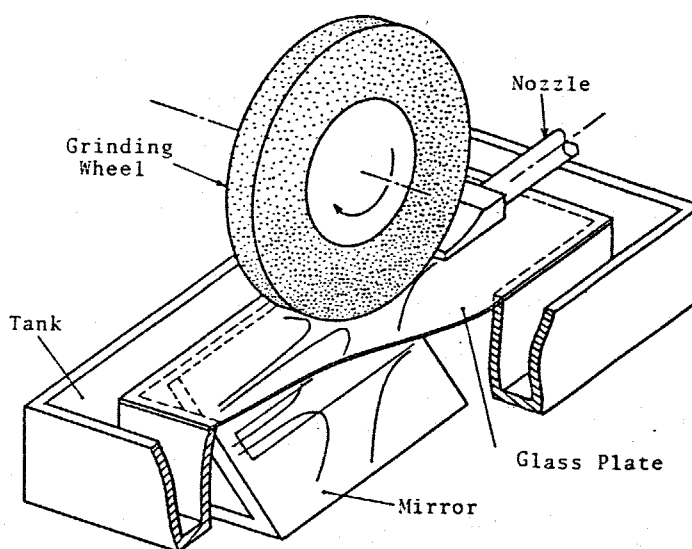


図2.39 流れの可視化装置(湿式用)

(3) 通過流量の測定

油剤が研削突を通過

して後方に流れる、

あるいは飛散する量

を図2.40に示す装置

を用いて計測した。

この装置は、砥石幅

中央11mmの幅で砥

石車から飛散する研

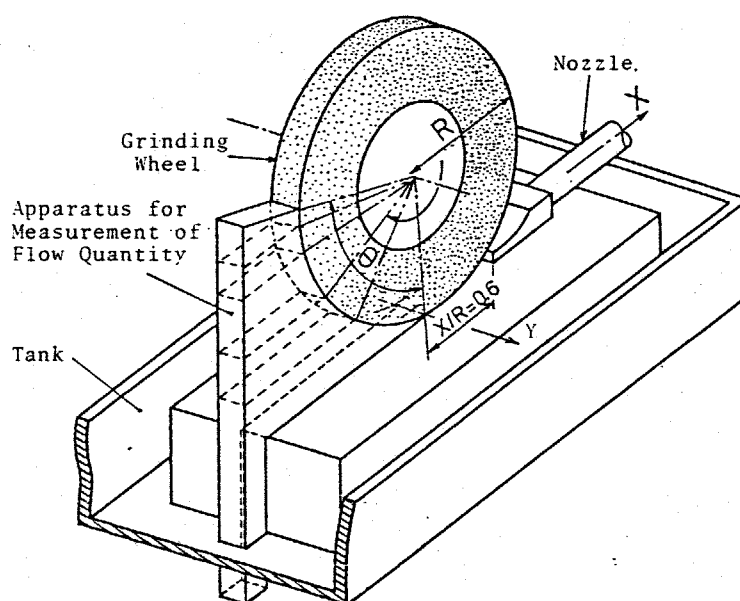


図2.40 通過流量測定装置

削液を研削臭 ($\theta=0^\circ$) から 20° まで, および 20° から 110° までを 10° おきに分割して回収することができると。

ところで, 研削臭に供給する流量を増やす目的で, 種々の供給方法が提案され, 様々なノズルが利用されていることは前述したとおりである。ここでは, 平面研削盤で一般的によく使用されている供給方法について検討を行った。実際の実験には図2.41に示す二種類のノズルを用いた。ESノズルは被削材より 10 mm 高い場所に取り付けられているのに対し, RSノズルは被削材表面に直接固定されている。ESノズルのほうが通常の使い方であるが, ノズルの取り付け状態が油剤の供給状態に及ぼす影響について調べるためにRSノズルも使用した。なお, 砥石車と被削材は接触した状態, すなわち前節で述べたすきすたが $0\mu\text{m}$ の状態ですべての実験を行っている。これは, 尤の影響を予備実験の段階で調べたところ, 空気の場合と比較すると, 油剤の流体挙動においては尤の効果を見逃すことができないことが確認されたためである。

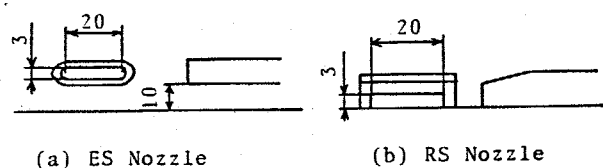


図2.41 ノズルの形状

2.4.2 被削材表面の壁圧分布

研削油剤の供給状態における壁圧を測定する前に、乾式研削の場合、すなわち油剤の供給流量 Q が0の場合と、砥石車を静止して油剤のみを供給した場合 $\omega=0$ の通りについて調べた。図2.42は乾式研削の場合で回転数 N について詳しく検討しているが、前節で述べた図2.26の結果と基本的に同じである。壁圧 p は研削桌近傍のC領域($X \geq 0$)およびD領域($X < 0$)にそれぞれ顕著な極大値および極小値を生じ、これ

らの絶対値は砥石車の回転数 N が増加するに従って増大する傾向があり、前節で得られた結果が再確認できる。ところで、C領域に生じる正圧の最大値は、油剤が研削桌に到達するための条件と密接に関連すると考えられるので、ここではこの値を

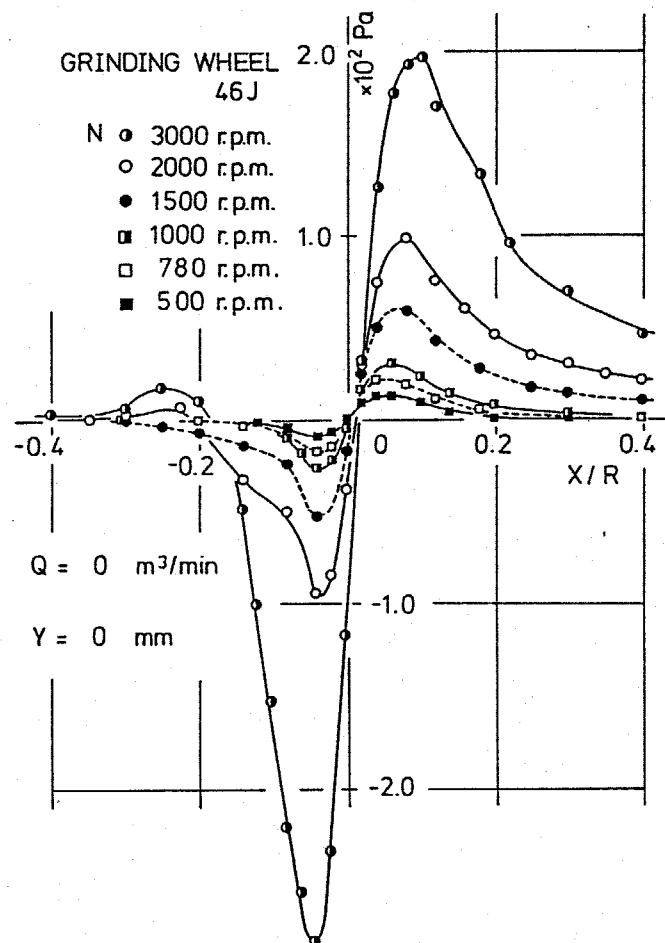


図2.42 壁圧分布 (乾式の場合)

最大空気圧力 P_N とし、あとで供給状態を検討する際に利用する。

一方、砥石車を静止した状態で研削油剤を供給した場合には、図2.43に示すように、壁圧の分布状態が前述の乾式研削の結果と明白に異なる。D領域において壁圧 p は0であるが、 $0 \leq X/R \leq 0.4$ の範囲においては正圧が生じており、この正圧の極大値は供給流量 Q の増加に伴い顕著に増大している。図2.42の場合と比較すると Q が大きい場合に生じる壁圧は、乾式で砥石車を回転させただけの場合に生じる壁圧よりも1桁大きい。この差異は油剤と空気のもつ運動量の違いに起因すると考えられる。

ところで、油剤のみを供給した場合に生じる壁圧の最大値は油剤の供給状態を表する値の一つであり、研削臭に油剤を到達させる力に相対するといえる。そこ

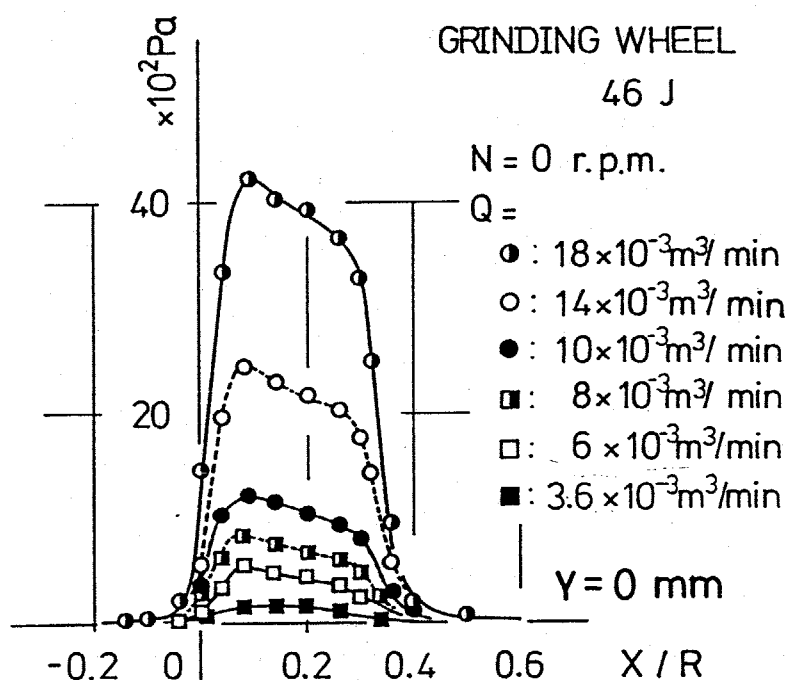


図2.43 壁圧分布 (砥石車静止状態)

で、前述した珪石車を回転させただけの場合における壁圧の最大空気圧力 P_N と対比させて、この値を最大油剤圧力 P_Q と名付け後の考察で使用する。

図2.44は珪石車を $N=3000\text{rpm}$ で回転させた状態で、油剤の供給流量 Q が壁圧 p に及ぼす影響を調べた例である。同図(a)と(b)はそれぞれES)ズルとRS)ズルを用いた場合の結果であり、いずれの場合も $0.1 \leq X/R \leq 0.4$ の範囲における壁圧分布は、図2.43に示した油剤を供給しただけの結果とよく対応している。また、研削具近傍のC領域およびD領域においてはそれぞれ極大値および極小値が存在し、そ

の値は全く異

なるが、分布

状態は図2.42

の乾式研削の

結果と定性的

に類似してい

る。これらの

結果より、

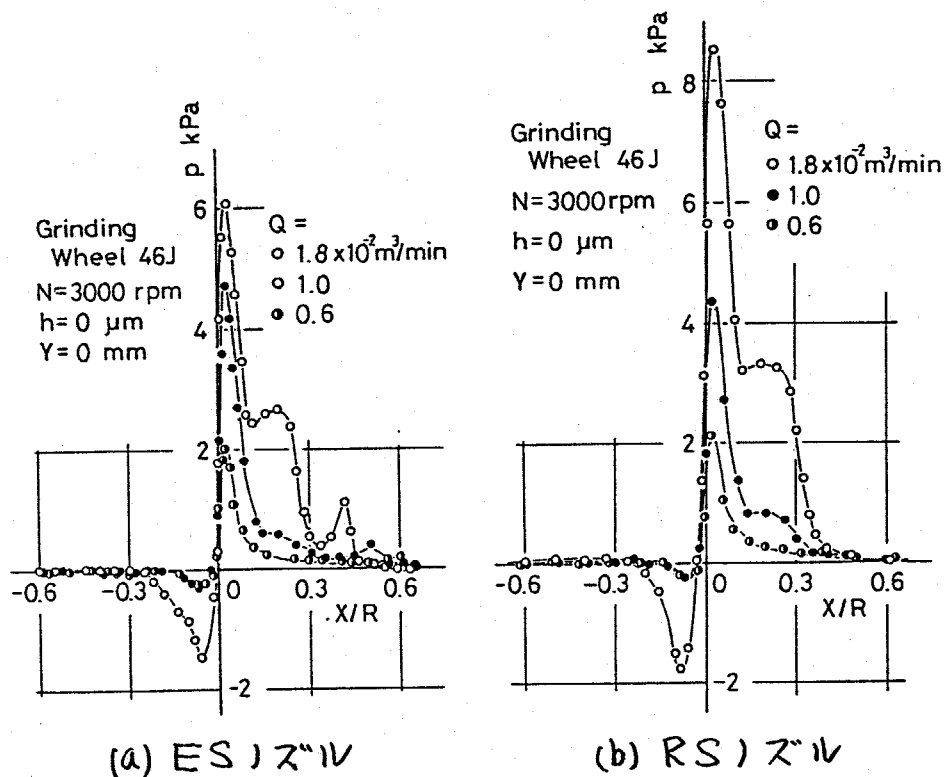


図2.44 壁圧分布 (供給流量の影響)

ズルから供給された油剤の影響を及ぼす範囲は $0.1 \leq X/R$
 ≤ 0.4 であるのに対し、砥石車の回転が作用する範囲は
 $-0.2 \leq X/R \leq 0.1$ であることがわかる。ノズルの種類に
 ついて比較すると、磨圧分布は RS ノズルのほうが大き
 な値を示すが、全体の分布形状など定性的な傾向はノズ
 ルの違いによらず一致しているといえる。ES ノズルの
 場合には被削材表面で研削油剤が衝突して広がるため、
 研削具を通過する流量が減少し RS ノズルより磨圧が小
 さくなると思われる。

図2.45には
 供給流量 Q を
 一定にして回
 転数 N を変化
 させた場合の
 結果を示す。
 N の増加に対
 して極大値の値
 はそれ程大き
 く変化しない

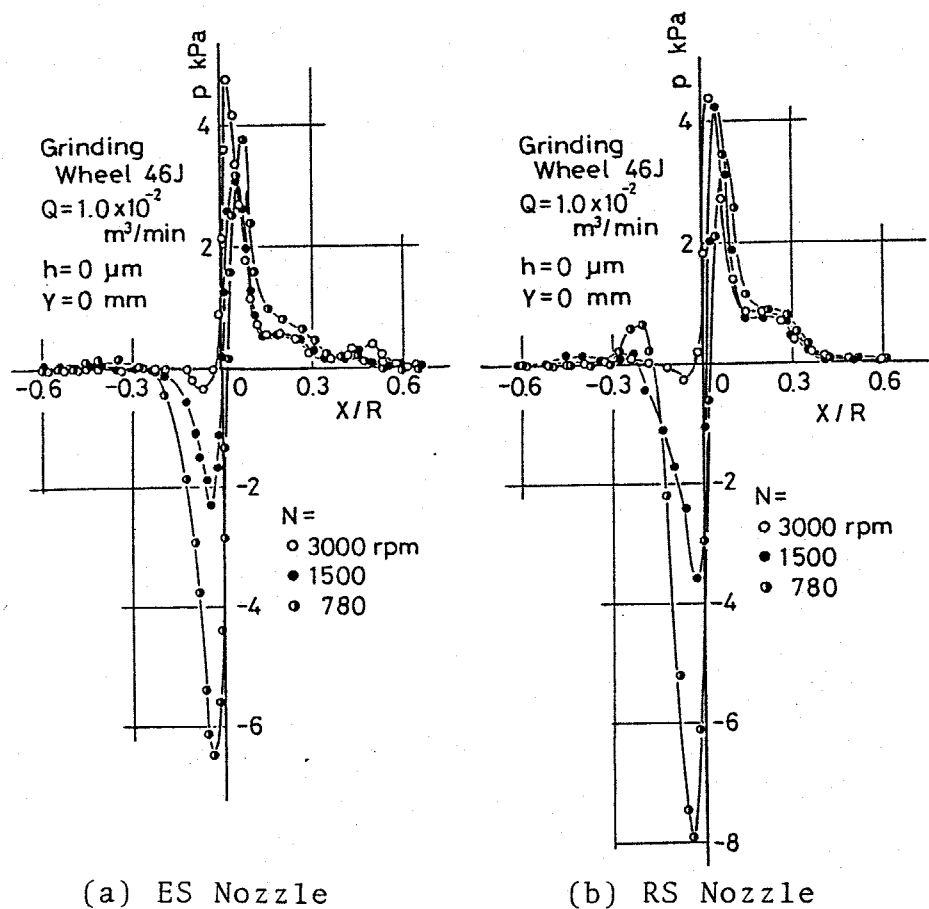


図2.45 磨圧分布(回転数の影響)

が、極小値の絶対値は顕著に減少する傾向がみられる。

このことは図2.42の乾式研削の場合と明らかに異なる。と

ころが、極値の挙動を除くと、壁圧分布状態は N によら

ず一定しており、 N が壁圧に作用する範囲は $-0.2 \leq X/R$

≤ 0.1 であることがわかる。また、図2.44の場合と同様

に、ノズルの違いは壁圧の値にわずかに関連するが、全

体的な分布状態の特徴に対してはほとんど影響しない。

これらの事実より、油剤の流体挙動を解明する上で、 R

S ノズルと ES ノズルのいずれを用いても本質的な差は

生じないといえるので、以後の実験では流れの状態が安

定している RS ノズルを使用した結果について述べる。

砥石幅方向の壁圧分布について測定した例を図2.46に

示す。壁圧 p は砥石幅

の外側である $|Y/B| > 1.0$

の範囲では0を示すの

に対し、 $|Y/B| \leq 1.0$ の砥

石幅内部では緩やかな

分布状態になる。この

結果は、乾式研削の場合

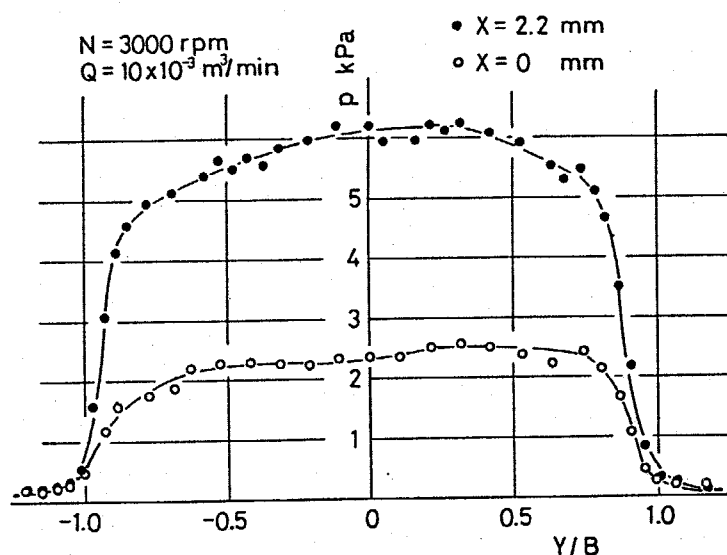


図2.46 砥石幅方向の壁圧分布

合について二次元的に壁圧分布を求めた前節の図2.31の結果と類似している。

以上の壁圧分布の測定結果を総合すると、以下のことがいえる。

(1) $-0.2 \leq X/R \leq 0.1$ の範囲では、砥石車の回転が壁圧分布に支配的な影響を及ぼす。

(2) $X/R > 0.1$ の範囲における壁圧分布は、砥石車の回転にあまり左右されず、研削油剤の供給状態により決定づけられる。

(3) D領域に生じる極小値の絶対値は、供給流量が大きくなるに従い、あるいは回転数が小さくなるに従い増大する。

2.4.3 流れの可視化と研削油剤の供給状態

被削材表面での研削油剤の流れを可視化し、流れの状態に及ぼす砥石カバーの影響について調べた例を図2.47に示す。図中の砥石カバー取り付け角度 θ_c および取り付けすきま c は前節の図2.35に示した砥石カバーの取り付け状態と同じである。図より明らかのように、研削油剤は研削桌を通過して砥石車の後方に直線的に流れる後方流と砥石幅の外側に広がって流れる側方流の二つに分岐していることがわかる。そして、これらの流れの挙動に対し砥石カバー

の取り付け状態はそれほど影響を及ぼさないことが確かめられた。この結果は、砥石カバーの取り付け状態に著しく左右される、2.3.3 で述べた

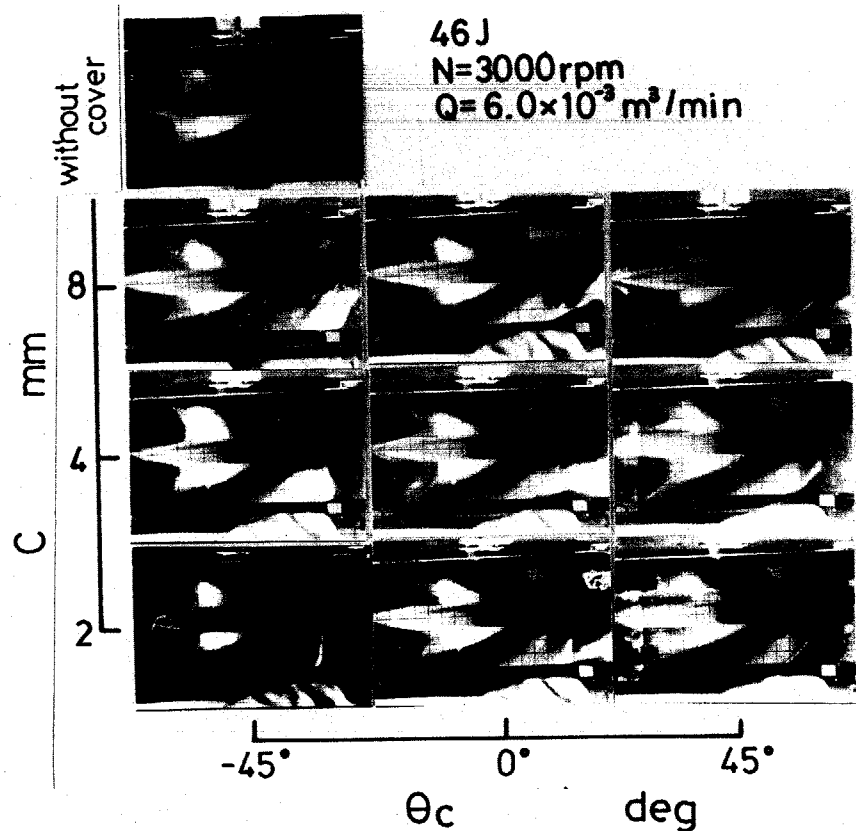


図2.47 被削材表面の油剤の流れ

空気の流れとは明らかに異なる。これは空気に比べると油剤の場合には密度が 10^3 倍大きく、運動量が明白に異なるためといえる。

油剤の供給流量 Q を変化させた場合についても同様の可視化を試みた。その結果、油剤が研削桌上に達するためには必要な最低限の流量（ここではこれを限界供給流量 Q_c と呼ぶ）が存在することを確認された。 Q_c についての詳しい検討は後述するが、一般的な供給状態では Q_c の値は約 $1.0 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{min}$ 以下であり、 Q_c 以下の場合には空気の流れが油剤の流れに影響を及ぼす。 Q が Q_c よりも大きい場合には、流れの状態は模式的に表すと図2.48のように、後方流と側方流の3つに分岐している。実際には気泡の混入状態や表面のゆらぎ状態が微妙に変化しているが、概略的に把握するならば、図2.48示した流れの挙動は Q の値によらず不変とみなせる。この実を確認するために、流れの方向 θ_u とそこでの流速 u の関係を調べた例を図2.49に示す。

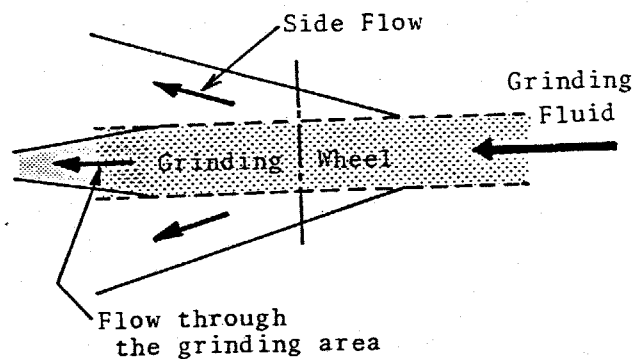


図2.48 油剤の流れの挙動

後方流と側方流に対応した場所で流速が極大値をとり、

$\theta_u = 90^\circ$ の方向で流速が最も大きいことがわかる。Qの増加に伴い側方流の流速は顕著に増大するのに対し、後方流の流速はそれほど増加しない。

実際に研削臭を通過して砥石車の後方に流れる、あるいは飛散する油剤の流量を求めた結果

を図2.50に示す。横軸は角度 θ を表し、縦軸は各角度 θ の位置で回収された単位幅当りの流量 q_θ を表示している。また、各角度 θ における q_θ を総和した値を研削臭通過流量 Q と呼ぶ。通過流量 Q の多くは θ が $0 \sim 20^\circ$ の方向に飛散

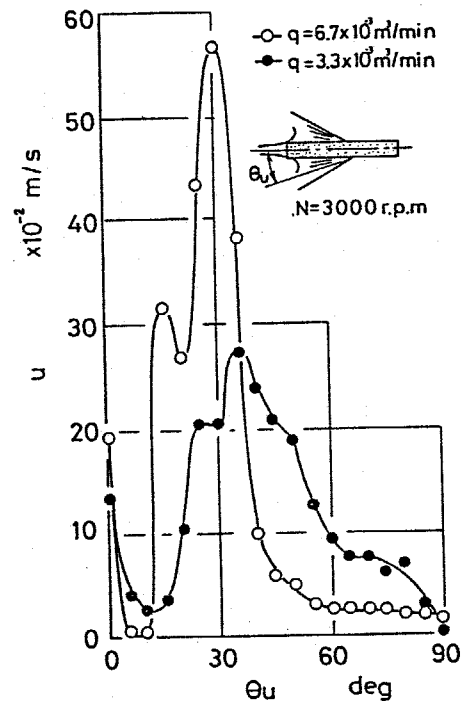


図2.49 流れの方向と流速の関係

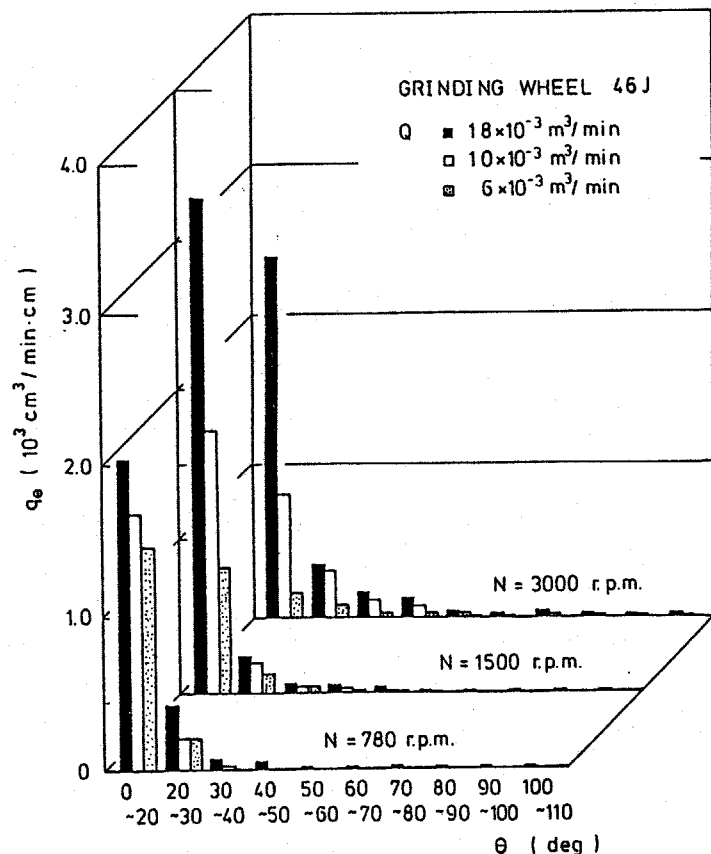
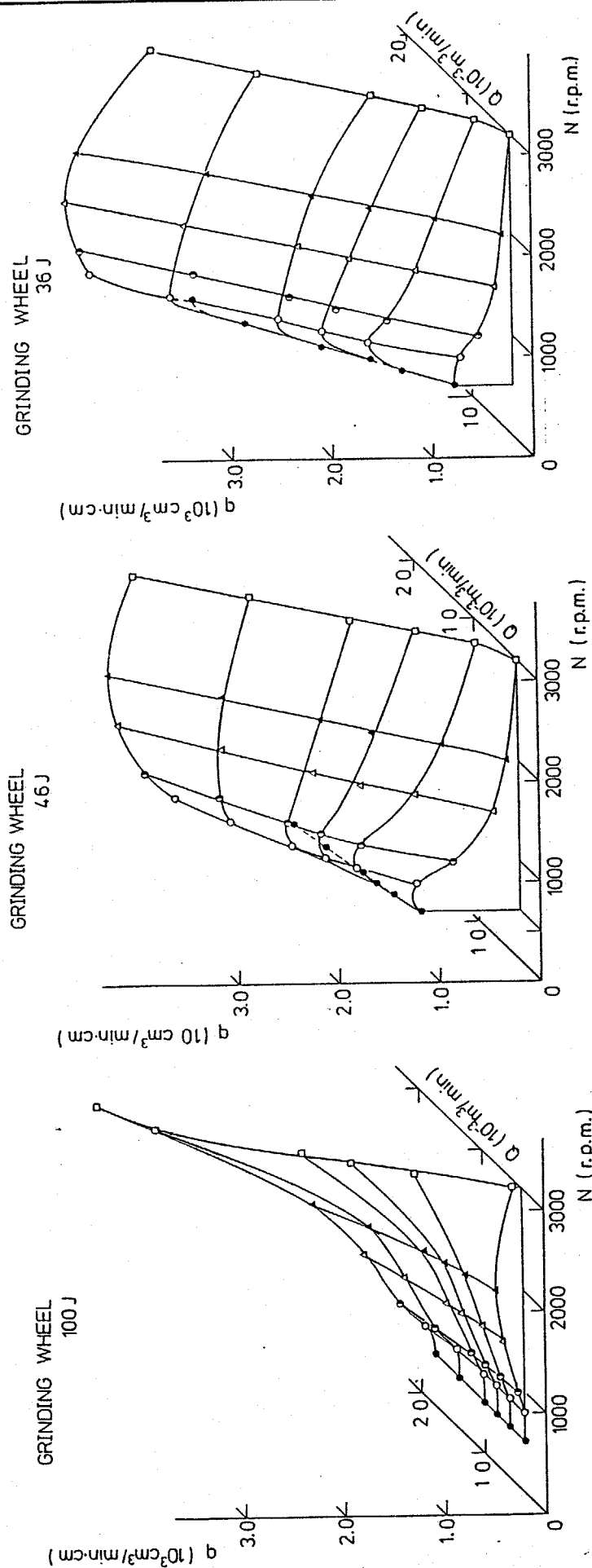


図2.50 研削臭を通過した油剤の飛散状態

しており、この方向の流量 q_θ は供給流量 Q の増加に従い明らかに増大する。これに対して、 $\theta \geq 30^\circ$ の方向では q_θ の値がもともと少ないせいもあり、 Q の変化による差異はあまり認められない。回転数 N についてみると、 $\theta < 20^\circ$ の q_θ は複雑な挙動を示しており、この点については後で詳しく検討してみたい。ここで、研削臭通過流量 q と供給流量 Q の比率を考えた場合、 Q や N の値、あるいはノズルの種類により、その値は多少異なすが、 q/Q はおおむね 0.2~0.4 と小さく、油剤の大部分は側方流のように研削臭以外に供給されている。

図2.51は研削臭通過流量 q と回転数 N および供給流量 Q の関係を三元立体図で表示した例である。(a)は粒度が100Jの珪石車を回転させた場合の結果で、 N が小さい範囲では q の値は小さく Q の増加に対する変化も少ない。 $N \geq 2000 \text{ rpm}$ では Q の増加により顕著に q も増大する傾向がみられる。これに対して、粒度が46Jや36Jの場合には、 q は全体的に大きな値を示し、ある回転数 $N_{\max}$ で最大値となり、この $N_{\max}$ の値は Q の増加とともにわずかに増加している。また、 q が0に近き限界供給流量 Q_c



(c) WA 36 J 8 V

(b) WA 46 J 8 V

(a) WA 100 J 8 V

圖 2.51 研削突通過流量

は回転数 N や粒度により異なることが明白である。このように、通過流量 Q は N および d と密接に関連するとともに粒度によっても大きく左右されることが明らかである。

被削材表面の油剤の流れは、気泡が混入したり自由表面がゆらいだりしているため、これを解析的に把握することは難しい。また、通過流量 Q に及ぼす影響因子が数多く存在するので、それぞれの影響割合を明確にすることも簡単とはいえない。従って、厳密な意味での考察を行うことは難しいが、ここでは以下に示すように工学的な観点から実験結果を整理してみた。

初めに、研削油剤が研削臭を通過する過程について検討してみよう。C領域に供給された油剤は合流して流れ、その多くは研削臭以外に供給されるが、一部は研削臭に向って流れる。研削臭に向う流れは研削臭に近づくに従いすき目が狭くなり高い圧力を受けるため、研削臭近傍では吹き出し流とは反対に油剤が外周面から内部に浸透する。浸透した油剤は研削臭を通過したのち、再び遠心力や負圧のために外部に吹き出すことになると予想され

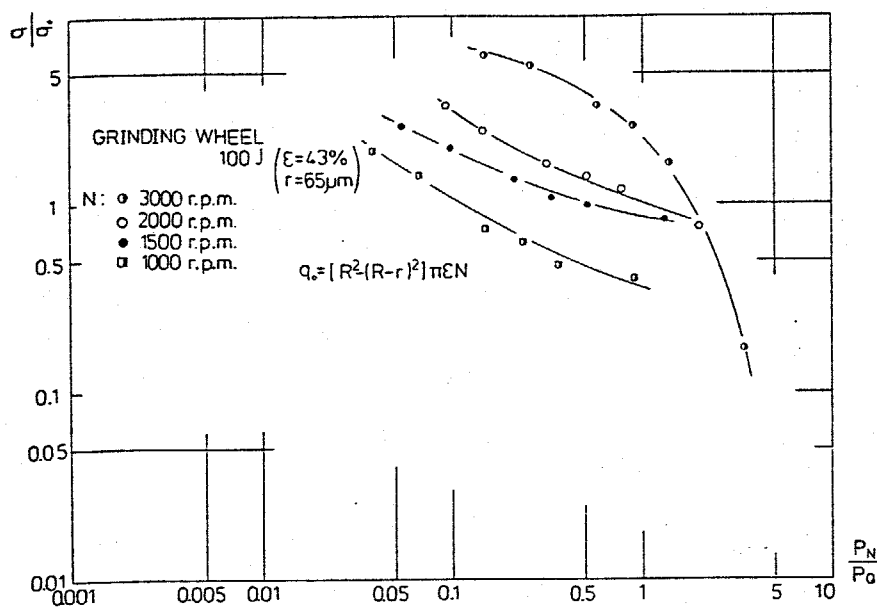
る。以上のように油剤の挙動を仮定するならば、研削臭に向う油剤の流量に対しては、前述した最大空気圧力 P_N および最大油剤圧力 P_a が重要な意味をもつといえよう。すなわち、油剤を供給せずに砥石車を回転させた状態で生じる壁圧の最大値 P_N と、逆に砥石車を停止し油剤のみを供給した状態で生じる壁圧の最大値 P_a である(図2.42 および 図2.43 参照)。 P_N は油剤が研削臭に到達することを妨げる働きをするのに対し、 P_a は油剤を研削臭に到達させるための力に对应すると考えられ、それぞれ供給状態を表す重要な値といえる。

一方、油剤が砥石車の内部に一度浸透することを考えるならば、2.2.3 で述べた透過率や気孔率が支配的な役割を演じると思われる。特に、この場合においては流れやすさよりも流量が重要な意味をもつことから、砥石車の外周面に存在する気孔部分の体積を概算し、この部分に油剤が入り込み研削臭を通過すると考え、この流量を単位気孔体積 g_0 として求めた。具体的には砥粒の平均半径 r 、気孔率 ε 、および砥石車の半径 R を用いて、次式により単位時間・単位幅当りの気孔体積を算出した。

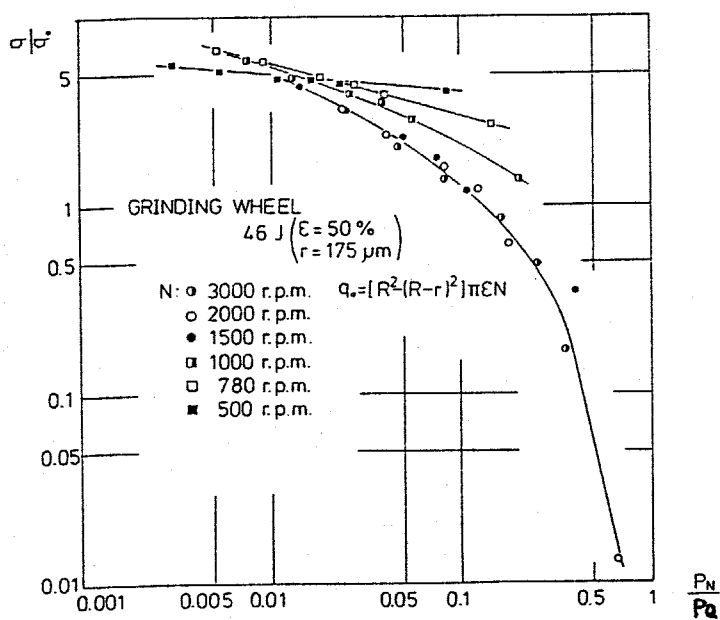
$$g_0 = \{ R^2 - (R-r)^2 \} \pi \varepsilon N \quad \text{----- (2.10)}$$

この単位気孔体積 g_0 の値を用いて実際の研削臭通過流量 g を無次元化するとともに、前述の P_N と P_a の比を求めそれぞれの関連について検討を行った。

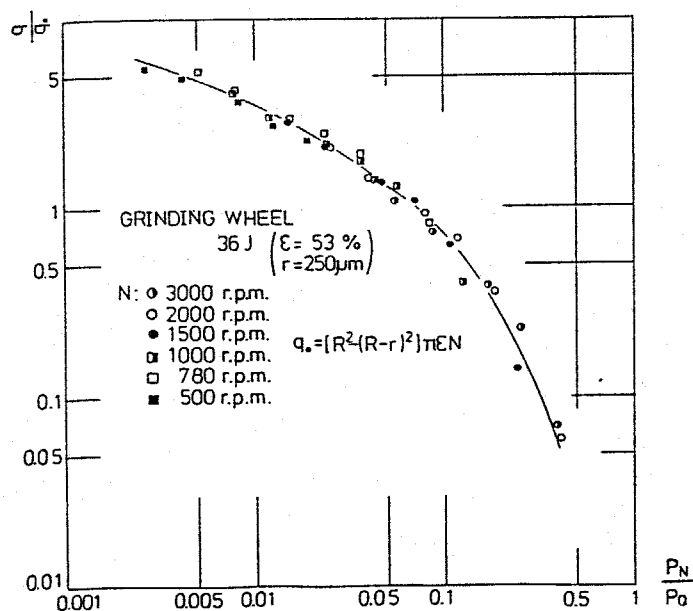
図2.52は図2.51の結果を g/g_0 および P_N/P_a を用いて整理したものである。100Jの場合には、 N の増加に伴い g/g_0 は増加するが、 $N=3000 \text{ rpm}$ では P_N/P_a が1以上で急激に減少する。46Jの場合には、 N の増加に従い100Jとは異なり g/g_0 は減少しており、 $N \geq 1500 \text{ rpm}$ では一本の曲線上に重なる。粒度の粗い36Jでは、回転数 N にかかわらず g/g_0 と P_N/P_a の関係は一つの曲線で表される。実際の研削加工に対する高い回転数について比較すれば、いずれの粒度においても g/g_0 と P_N/P_a は類似の曲線関係で表示できることがわかる。特に、46Jと36Jの曲線は定量的にもよく一致しており、 P_N/P_a の値が1に漸近するにつれて g/g_0 は急激に減少している。以上のことから、研削臭通過流量 g は g_0 、 P_N および P_a によりある程度整理できることが確かめられる。また、前述した限界供給流量 Q_c は P_N/P_a の値に関連すると考えられ、46Jや



(a) WA100J8V



(b) WA46J8V



(c) WA36J8V

図2.52 研削桌通過流量
と壁圧の関係

36Jの場合には $P_N/P_Q > 1.0$ が Q_c を決定する条件といえる。

一方、 g/g_0 に関してはいずれの場合も約50%が上限値になる傾向がみられるが、この g/g_0 の値、すなわち珪石車内部に油剤が浸透する量や深さ、を飛躍的に向上させることが、油剤の供給状態の改善に対して課せらるべき今後の重要な課題である。

ところで、図2.53に示すように、側面に溝を有し外周面が切り欠かれた特殊形状の珪石車は、重研削から仕上研削まで使用できるとされている。また、特殊目直し法により外周面に溝を入れ連続切込み間隔を調整した珪石車では、珪石の寿命がの

びるという結果も得られて

いる。このように、研

削性能の向上や難削材の

研削を目的として、加工

現場においては珪石車の

形状やドレーシングに工

夫をこらす例が多い。溝

を入れる効果としては、

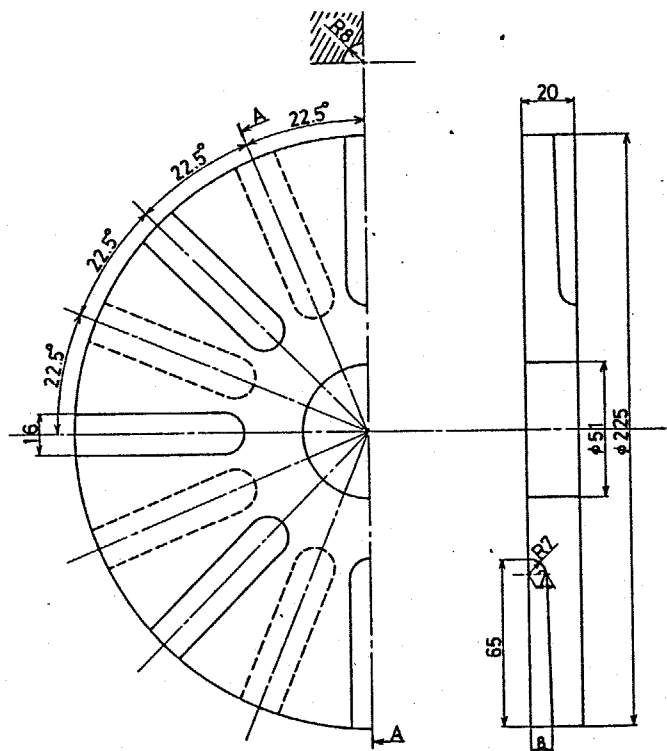


図2.53 特殊形状の珪石車

断続研削により研削熱の発生が抑えられること、あるいは研削油剤が研削具に供給されることや、などが挙げられる。しかしながら、実際に溝の存在が何に対してどのように作用するのか、という具体的な事実について調べた例はなく、推測の域を脱していない。溝の効果を実用的な観点から模索している段階であり、工学的な裏付けが今後の課題であろう。

そこで、図2.53に示した特殊形状の砥石車（46Jに相当；記号をSSとする）を回

転させた場合についても

同様の測定を行った。図

2.54は乾式研削状態の壁

圧分布を求めた結果であ

る。図2.42と比較すると

明らかなように、回転数

N の影響は類似している

が、原典近傍に存在する

極値の絶対値は通常の砥

石車の場合より約3倍大

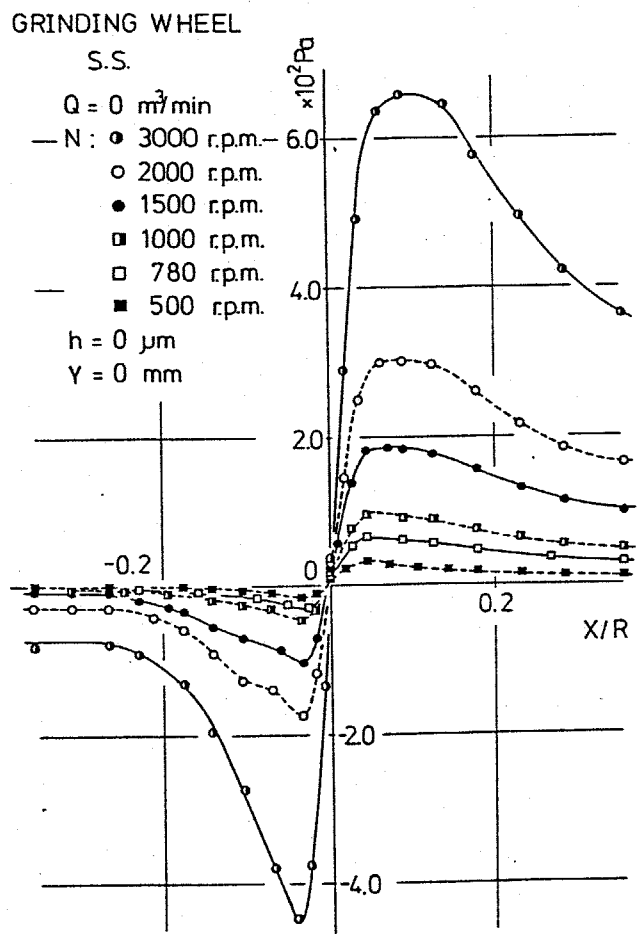


図2.54 特殊形状の砥石車の壁圧分布（乾式の場合）

きい。また、極値の影響は広い範囲に及んでおり、ただ
らかな分布形状を示すが、これは特殊形状の砥石車(SS)
では溝の存在により空気の流りが非常に大きくなること
を意味し、 P_N の増加に結びつくと考えられる。

次に、研削突通過流量 q と回転数 N および供給流量 Q
の関係を図2.55に示す。特殊形状の砥石車の場合も図2.
51(b)の46Tの結果と類似して、供給流量 Q が増加する
に従い通過流量 q も増大し、回転数については極大値を
示す N_{max} が存在する。しかし、 Q の小さい範囲におい
ては q の値は壁圧分布の結果とは逆に通常の砥石車より
小さくなるという。これは、特殊形状の砥石車では研削

油剤が研削突に到達しや
すいという従来の予想と
反する結果である。この
理由としては、砥石車の
溝が空気の流速を増大さ
せるため、 Q の値が小さ
く油剤の運動量が少ない
場合には空気の流りが油

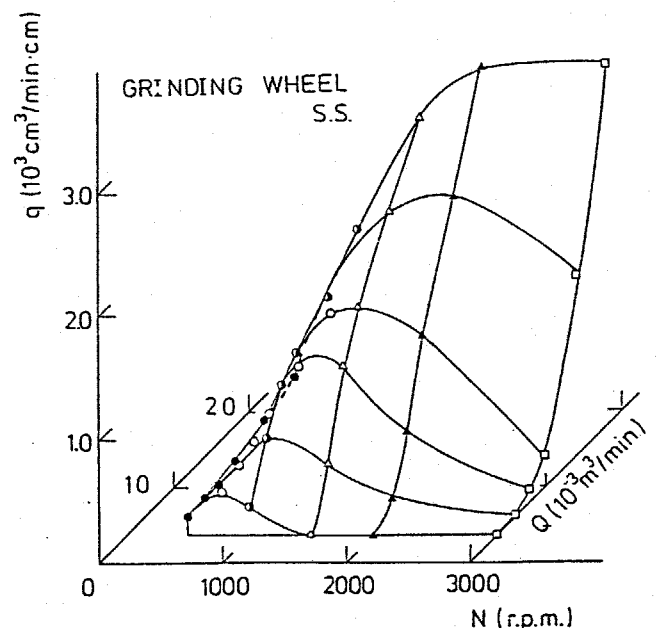


図2.55 研削突通過流量
(特殊形状の砥石車)

削の研削臭への到達を妨げることになると考えられる。

すなわち、空気の流れは限界供給流量 Q_c に対して重要な影響を及ぼすといえる。

図2.56は q/q_0 と P_N/P_0 の関係に整理した結果で、図2.52と比較すると次のことがわかる。回転数 N の小さい範囲では N の増加に従い q/q_0 は増加し、粒度100Jの結果と類似の傾向を示す。これに反して、 $N \geq 1500$ rpm では46Jや36Jと同様に一本の曲線上に重なり、 P_N/P_0 が1.0に近づくと q/q_0 は極端に減少する。このことから、特殊形状の砥石車は粒度の細かい場合と粗い場合の両方の特徴を示すといえる。

以上、本節で得られた結果を簡単に要約すると次のようになる。

(1) 被削材表面にお

ける油剤の流れは

後方流と側方流の

三つに分岐する。

(2) 油剤の流れに対

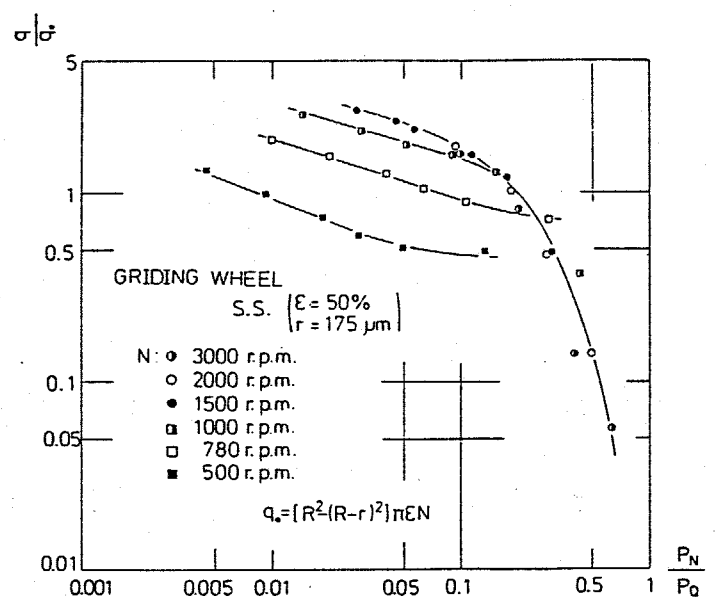


図2.56 研削臭通過流量と壁圧の関係
(特殊形状の砥石車)

- いて砥石カバールの存在はほとんど影響を及ぼさない。
- (3) 研削臭を通過する流量（通過流量）は供給流量の約30%と少ない。
- (4) 通過流量は回転数や供給流量に依存するが、単位気孔体積、最大空気圧力、および最大油剤圧力を用いることにより整理できる。
- (5) 特殊形状の砥石車の場合、油剤が研削臭に到達しやすいとは限らない。

2.5 ま と め

本章では、研削加工における熱的條件あるいは研削油剤の有効な供給方法等を検討する上で重要な意味をもつ、砥石車周辺および被削材表面における空気および研削油剤の流れの挙動について検討を行、その結果、以下に示すことが明らかとなった。

- (1) 多孔質である砥石車が回転する場合には、砥石車側面より浸透し、内部を流れ、そして外周面より吹き出す空気の流れが存在する。これら浸透流、内部流および吹き出し流は、その存在を流れの可視化により確かめられ、その挙動は遠心力を考慮した Darcy の法則に従う流れとして表しうる。また、これらの流れは砥石車の粒度あるいは回転数に依存し、周辺の流れの挙動を解析するためには、砥石車の粒度と密着に関連して空隙率を把握する必要がある。そして、吹き出し流の存在はつれ回り層の増大に結びつき、研削油剤が砥石車外周面に到達することを妨げる。

- (2) 砥石車周辺で生じた空気の流れは、被削材表面に

おいて衝突噴流の挙動を示し、研削桌を通過する後方流と砥石車側面の外側に広がる側方流の三つに分岐する。これら被削材表面の空気の流れに対して、砥石車周辺の流れと同様に、砥石車の粒度や回転数が重要な影響因子となる。そして、砥石カバーはそれが特に Converging Zone に存在する場合に流れの状態に大きな影響を及ぼす。

- (3) 被削材表面における研削油剤の流れは、研削桌を通過する後方流と砥石車の外側に広がる側方流の三つに分岐している。実際に研削桌を通過する流量は通常の供給状態で供給流量の約30%と少なく、側方流として研削桌以外に供給される割合が多い。供給流量が極端に少ない場合を除くと、空気の流れや砥石カバーの存在は被削材表面の油剤の流れに対してほとんど影響しない。また、研削桌通過流量 Q は、砥石車の回転により生じる最大空気圧力 P_N 、油剤の供給により生じる最大油剤圧力 P_a 、および砥石車の気孔率を考慮した単位気孔体積 V_0 を用いることである程度定量的に把握・整理できる。

(4) 重研削から仕上研削まで使用でき、優れた研削性能をもつとされている、外周面が切り欠かれた特殊形状の砥石車の場合、研削桌通過流量が通常の砥石車に比べて減少する。これは、油剤が研削桌に到達しやすいという従来の予測とは異なり結果で、外周面の溝の存在により砥石車周辺の空気の流が増大し最大空気圧力 P_0 が上昇するため、油剤が研削桌に到達しにくくなると考えられる。

第3章 被削材の熱的境界条件

3.1 ま え が き

熱変形挙動を解析するためには、被削材内部の温度分布を把握しなければならないのは必然であり、この温度分布は被削材の熱的境界条件により決定づけられるといっても過言でない。伝熱学の分野で通常用いられている熱的境界条件を整理すると次のとおりである。^{80), 81)}

- (1) 断熱境界条件
- (2) 境界面温度を与える境界条件
- (3) 境界面熱流束を与える境界条件
- (4) 線形熱伝達の境界条件
- (5) 非線形熱伝達の境界条件
- (6) 異質固体が接触する境界条件

ここで、研削加工を対象に考えた場合、(3)項は研削点に発生する研削熱に対応し、被削材表面の空気や油剤による冷却効果は(4)項の線形熱伝達に置き換えることができる。また、被削材の取り付け面は(6)項の状態を意味し、境界条件としては接触熱抵抗の値がよく用いられる。このように、研削加工では(3)、(4)および(6)項の熱的境界条

件を考慮する必要がある。

これまで多くの研究者が研削加工の温度解析の際に被削材表面の熱伝達率を考慮に入れているにもかかわらず、その値を実際に測定した例は少なく、おおよそに中野³²⁾らおよび Lee³⁰⁾らに実測したに過ぎない。中野らは乾式研削状態において砥石車の回転による冷却効果を簡略的に求め検討している。また、Leeらは円筒研削に関して、乾式および湿式研削における熱伝達率を測定し、油剤を供給するノズルの改良を試みている。ところが、これらの研究は熱伝達率に支配的な影響を及ぼす空気や油剤の流束の状態を考慮していないので、実際の加工や解析に適用するには問題があるといえる。

一方、接触熱抵抗に関しては、研削加工における被削材の熱変形状態での熱抵抗を調べた例は皆無に等しい。すなわち、熱変形により生じるさりのように、表面あらかみなどの微小すきま部分における熱抵抗については、工学的に重要な意味を持ちながら検討が行われていないのが現状である。

そこで、本章では被削材の熱的境界条件として、被削

材表面の局所熱伝達率および被削材取り付けた面の熱抵抗を取り上げ検討を叩えた。局所熱伝達率に関しては、乾式および湿式研削に合せて詳細に究明し、前節で明らかにした被削材表面の流体挙動との関連性を明らかにしている。熱抵抗に関しては、微小すきま状態の伝熱問題として数値解析を行い、その結果と実験結果を比較・検討し、更に研削過程を簡単なモデルに置き換え、微小すきまの熱抵抗が熱変形挙動に及ぼす影響割合を求めている。

3.2 被削材表面の局所熱伝達率

研削油剤を供給した場合とそうでない乾式研削の場合では被削材表面の空気あるいは油剤の流れの挙動が異なることは前章の結果より明白である。この流れの状態に左右される熱伝達率も乾式と湿式研削で極端に異なることは当然であり、ここでは両者を合けて検討した。

3.2.1 実験装置および方法

(1) 乾式研削における局所熱伝達率の測定

乾式研削における局所熱伝達率の測定には、図3.1に示すように、断熱材としてのバークライト板の表面に厚さ $30\mu\text{m}$ のステンレス箔を接着し、その両端に交流電源を供給することにより熱流束一定の加熱面を形成する箔法を用いた。ステンレス箔の表面温度 θ_w は下面に点溶接された $\phi 0.1\text{mm}$ の熱電対(銅-

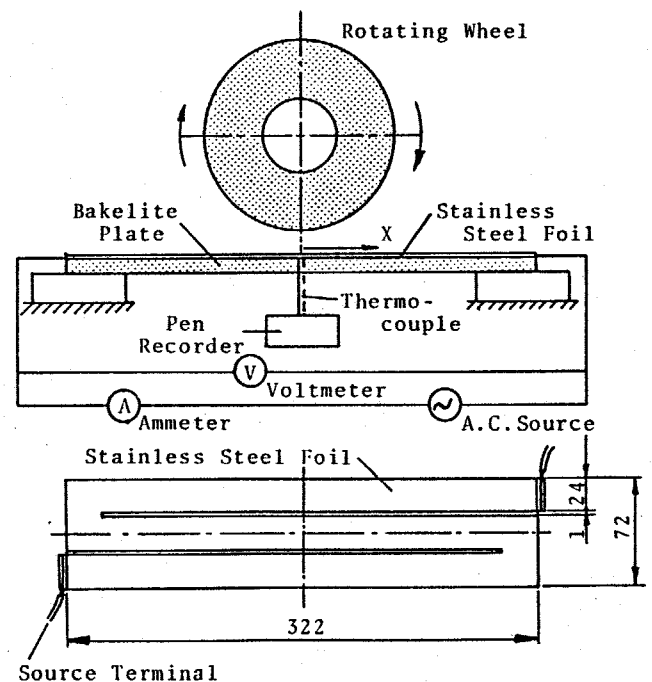


図3.1 局所熱伝達率測定装置
(乾式研削の場合)

コンスタンタン)で測定した。

箔法の特徴は非常に薄い箔を用いるので箔内部での熱の移動が無視できることである。そのため、次式の関係により局所熱伝達率 α が容易に求められる。

$$q = I \cdot V / S \quad (W/m^2) \quad \text{---- (3.1)}$$

$$q = \alpha (\theta_w - \theta_\infty) \quad (W/m^2) \quad \text{---- (3.2)}$$

$$\alpha = \frac{I \cdot V}{S \cdot (\theta_w - \theta_\infty)} \quad (W/m^2 \cdot K) \quad \text{---- (3.3)}$$

ただし、 θ_w : ステンレス箔の表面温度 (K)

θ_∞ : 室温 (主流の温度) (K)

I : 箔に通電した電流 (A)

V : 箔に印加した電圧 (V)

S : 加熱面の表面積 (m^2)

q : 熱流束 (W/m^2)

なお、この装置で自然対流の熱伝達率を求めたところ、約 $15 W/m^2 \cdot K$ の値が得られ、実験結果と比較すると自然対流の影響は無視できることが確認できる。また、実際の測定では砥石車と被削材のすきまを $50 \mu m$ に設定しているが、すきまの影響については実験結果で詳述する。

(2) 湿式研削における局所熱伝達率の測定

湿式研削における局所熱伝達率の測定には、図3.2に示すように、厚さ 0.3 mm の板に熱電対を点溶接し、この両側に厚さ 0.6 mm の板2枚を接着剤で貼り付け、被削材モデルに埋め込んだ装置を用いた。板材および被削材モデルには熱変形を少なくするためにアンバー材を使用し、また接着剤は断熱材として利用し、前述の箱法と同様に種方向の熱流束を極力生じないようにしている。この状態で下方より加熱した油を供給することによりアンバー材の下面の温度を一定に保ち、この等温壁の状態での内部の温度分布を熱電対により測定した。温度分布を外

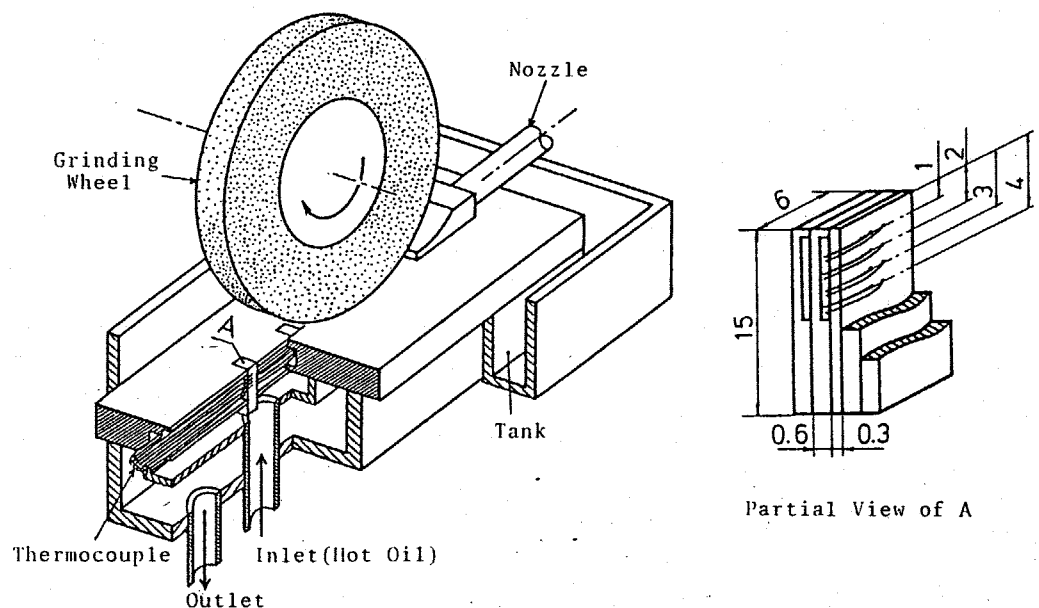


図3.2 局所熱伝達率測定装置 (湿式研削の場合)

挿したアンバー材表面の温度を求め、局所熱伝達率 α を次式により算出した。

$$q' = -\lambda \cdot (dT/dx) \quad (W/m^2) \quad \text{---- (3.4)}$$

$$q' = \alpha (\theta_w - \theta_o) \quad (W/m^2) \quad \text{---- (3.5)}$$

$$\alpha = - \frac{\lambda \cdot (dT/dx)}{(\theta_w - \theta_o)} \quad (W/m^2 \cdot K) \quad \text{---- (3.6)}$$

ただし、 θ_w : アンバー材の表面温度 (K)

θ_o : 油剤(水)の温度 (K)

λ : アンバー材の熱伝導率 (W/m·K)

dT/dx : アンバー材内部の温度勾配 (K/m)

q' : 熱流束 (W/m²)

なお、湿式研削の場合は砥石車と被削材とのすきまを $0\mu m$ の状態、すなわち接触状態で局所熱伝達率の測定を行っている。

ところで、熱伝達率の測定においては表面の加熱状態が測定結果に影響することが知られている⁽⁷⁴⁾。例えば、等温壁と熱流束一定とでは条件が異なり、両者の熱伝達率は違う値を示す。本章で用いた熱伝達率測定装置を検討してみると、乾式の場合は熱流束一定に、また湿式の場合

合は等温壁に、それぞれ対応すると考えられるが、厳密にその状態を規定することは難しい。また、加熱条件の違いによる差は全体 α 値から比べると少なく、ここで対象としている流れは伝熱学のように理想化された流れとは異なるので、加熱状態に起因する測定結果の多少の差異については、工学的な観点からみて議論の必要はないと思われる。

3.2.2 乾式研削における局所熱伝達率

乾式研削における局所熱伝達率 α を砥石幅の中心 $Y=0$ で X 軸方向に測定した結果を図3.3～図3.5に示す。なお、座標軸の設定は第2章と同じである。図3.3は粒度46の砥石車の場合で、回転数を変化させた例である。局所熱伝達率 α は X/R が約 -0.2 , 0.1 および 0.6 の3ヶ所で明白な極大値を示す。回転数 N の増加に従い、各位置の極大値は増加するが、特に $X/R \approx 0.6$ の極大値はその他の極大値に比較して著しく増大する。そして、研削臭($X/R=0$)に関して非対称な分布状態になることがわかる。

これに対して、多孔質でないアルミ月板を回転させた

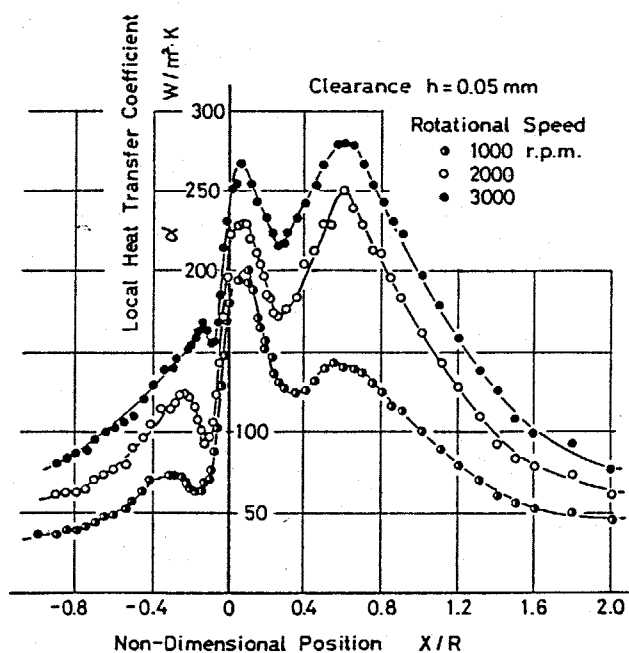


図3.3 局所熱伝達率分布
(乾式・WA46J8V)

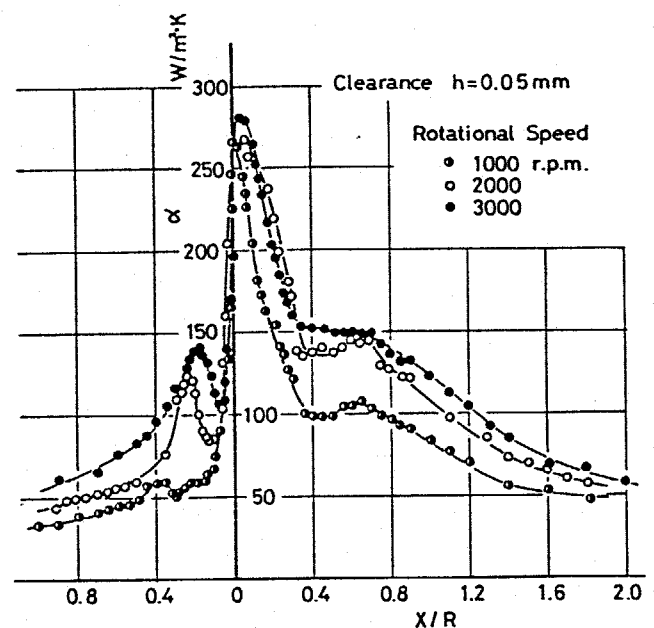


図3.4 局所熱伝達率分布
(乾式・アルミ月板)

場合には、図3.4に示すように、明確な極大値は2ヶ所にしか現れない。砥石車の場合に生じた $X/R \approx 0.6$ の極大値が存在しないため、0.1付近では急勾配になり原真に關して α の分布形状は対称に近いといえる。砥石車とアルミ14板の α を比較すると、両者の違いが明確に現れる場所はある領域の $X/R \geq 0.4$ である。第2章で明らかにしたように、砥石車の場合には砥石車外周面から空気が吹き出し、被削材表面に衝突するため、 $X/R \approx 0.6$ で熱伝達率が極大値を示すのに対し、吹き出し流が存在しないアルミ14板では極大値を生じないと思われる。同様の結論が、粒度を変化させた図3.5の結果からも導くことができる。

すなわち、粒度が細かくなると共に、砥石内部を流れる空気や吹き出し流が減少し、これに対応して $X/R \approx 0.6$ 付近の極大値は低下するとともに、ソリッドなアルミ14板の値に漸近している。

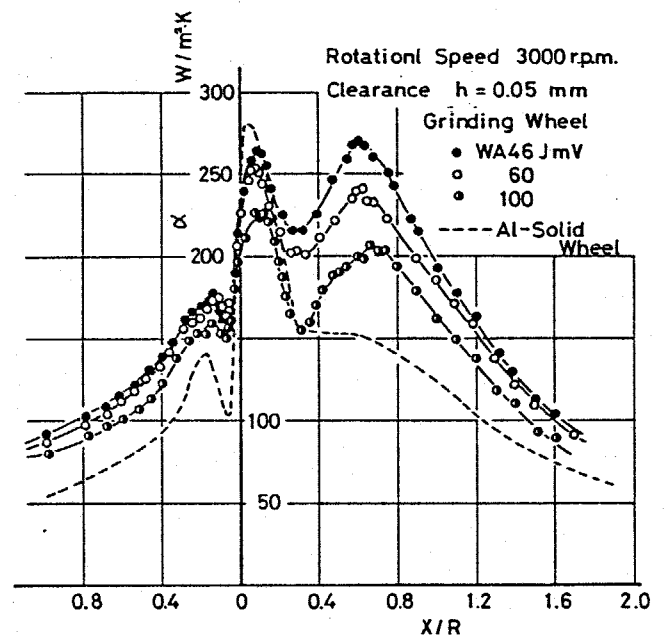


図3.5 局所熱伝達率分布
(乾式・粒度の影響)

図3.6は砥石車と被削材のすきまが局所熱伝達率 α の値に及ぼす影響を調べた結果である。すきま h の増加に伴い、 $X/R=0$ の α は減少するのに対して、それ以外の α は h によらずほぼ一定値を示す。この結果から、すきま h は研削点近傍の極めて狭い部分にしか影響を及ぼさないことが明らかで、この事実はエッジ流れの可視化などにおいても確認されている。

次に、局所熱伝達率 α の二次元的な分布状態について調べた例を図3.7および図3.8に示す。図では $20\text{ W/m}^2\text{K}$ と $\{17.2\text{ Kcal/m}^2\cdot\text{K}\cdot^\circ\text{C}\}$ の等熱伝達率線を用いて分布状態を表示し、破線は砥石車を被削材表面に投影した状態を表す。図からわかる

ように、等熱伝達率線は凹凸が激しい曲線になり、分布状態は複雑な形状を示す。これは、箔法による熱伝達率の測定が応答性に優れており、測定値が常に10%前後で不規則

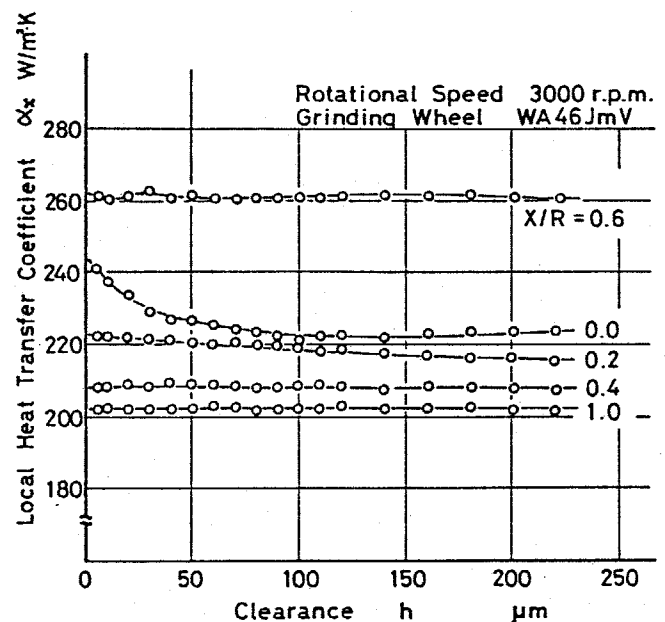


図3.6 局所熱伝達率に及ぼすすきまの影響

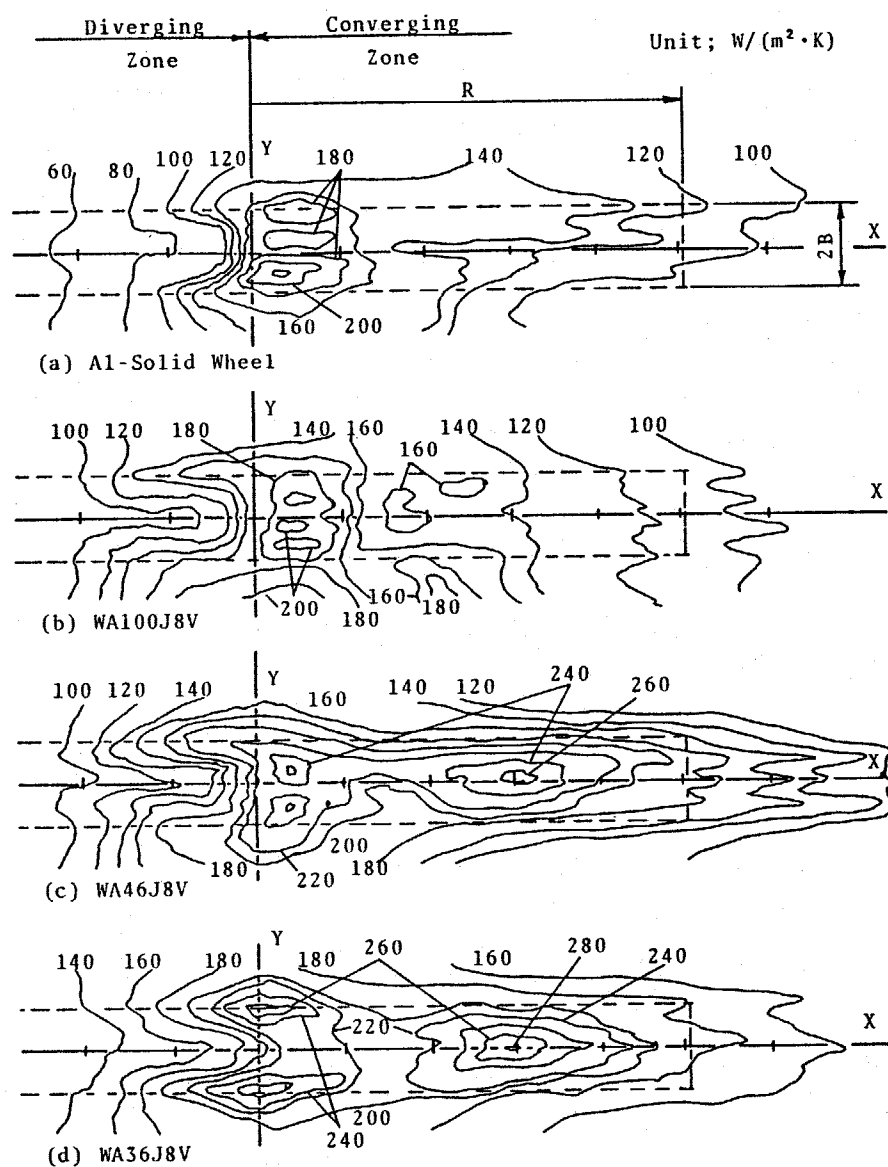


図3.7 局所熱伝達率の
二次元的分布
(乾式・粒度の影響)

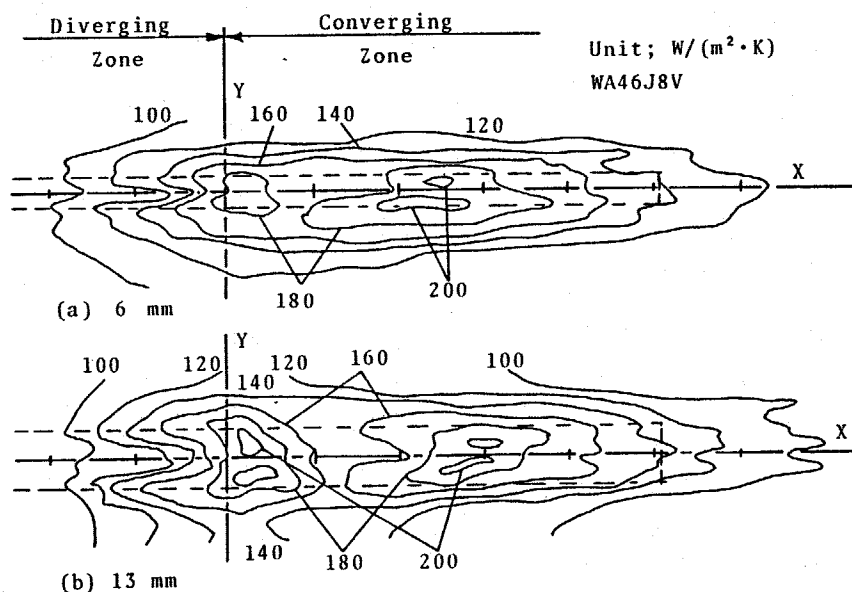


図3.8 局所熱伝達率の
二次元的分布
(乾式・砥石幅の
影響)

に変動するためである。被削材表面の流れは微妙にゆらぎ、安定な状態とはいえないことが、第2章で述べた流れの可視化などで確かめられている。そのため、測定結果に変動成分が含まれることはある程度やむを得ない。図中の等熱伝達率線は各測定位置における変動を時間平均して求めた結果なので、細かい分布形状について議論することは無意味といえる。この点に留意して、局所熱伝達率の値や分布形状に及ぼす影響因子について検討を加えた。

図3.7はアルミ円板および各粒度の砥石車を回転させた場合の結果である。アルミ円板の場合には原典近傍($0 < x < 20$)において局所熱伝達率 α は極大値を示すが、その外の領域では緩やかで分布形状になる。粒度が細かい100の場合には α の値はわずかに異なるが、全体的な分布はアルミ円板の結果とよく類似している。これに対して、粒度が粗い46, 36の場合には原典近傍の極大値のほかにも $x=60$ 付近にも顕著な極大値が現れる。粒度が粗くなるに従い、それぞれ極大値は増大する傾向があり、また原典近傍の極大値の位置は後方(x 軸の負の向き)へ

わがかに移動している。これらの結果は、当然のことながら図3.3~図3.5の結果とよく対応しており、局所磨損率の分布状態に対して砥石車の粒度が重要な因子であることが再確認できる。

図3.8は砥石車の形状として砥石幅を取り上げ、その影響を調べた結果である。図3.7(c)と合せて比較すると、砥石幅が減少するに従い磨損率の値は減少しただけの分布に存する。ところが、 $X=60\text{mm}$ 付近に生じる極大値は砥石幅の変化によらず常に存在し、全体的な分布形状は相似といえる。このことから、砥石幅は磨損率の値を左右するが、粒度に対応した分布形状の特徴に対しては影響しないことが明らかで、磨損分布に関する第2章の2.3.2の結論と一致している。

ところで、2章の図2.53に示した特殊形状の砥石車について磨損および局所磨損率の二次元的な分布状態を測定した。その結果を図3.9に示すか、通常の砥石車の場合と比較すると特殊形状の砥石車は次のような特徴をもつことがわかる。

磨損に関しては、極大値と極小値の絶対値はともに大

を示し、特に極大値は極端に大きい領域の正圧は相当地域に及んでいる。これに対して、熱伝達率の極大値はそれ程増大しないが、全体的には広範囲にわたって大きな値を示す広範囲な分布状態になる。このことから、特殊形状の砥石車は乾式研削において冷却性に優れているといえる。また、熱伝達率の極大値は $x=40$ と $x=-30\text{ mm}$ の近辺に存在するが、この位置は通常砥石車に比べて後方（ x 軸の負の向き）に移動している。

以上のように、特殊形状の砥石車と通常砥石車では被削材表面における熱と流れの挙動に明白な差が生じ

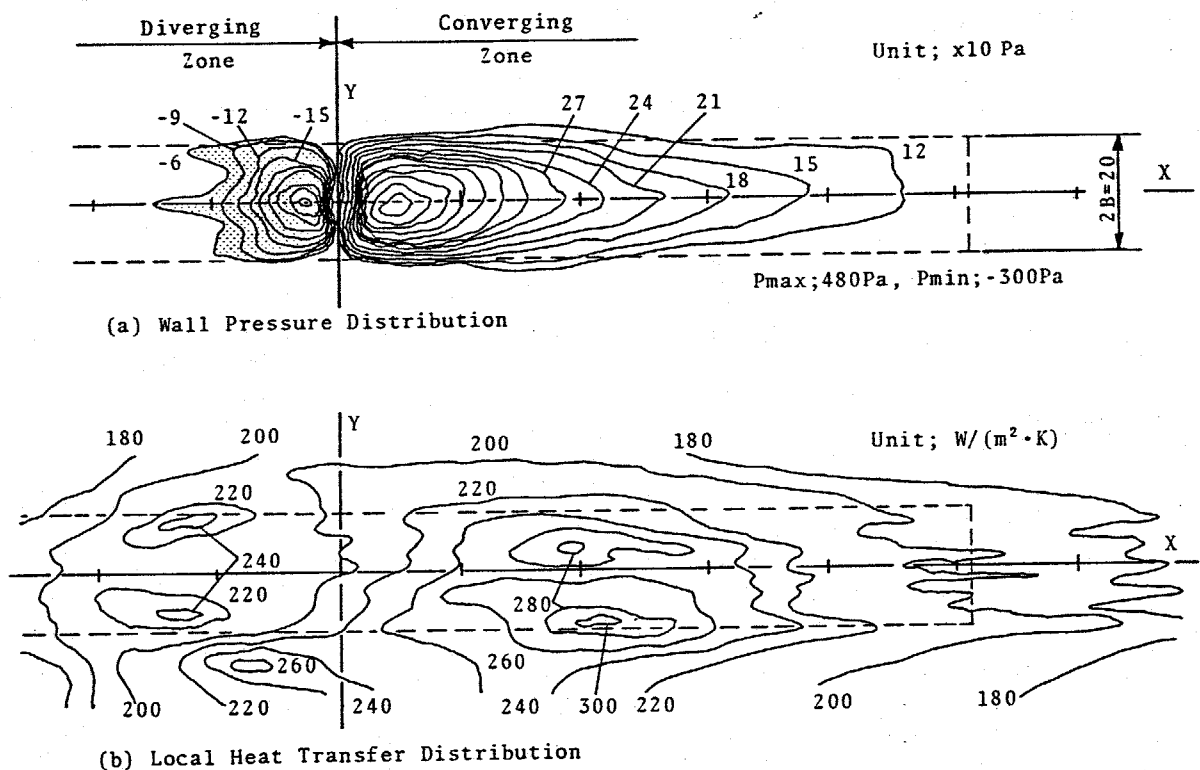


図3.9 特殊形状の砥石車の壁圧分布および局所熱伝達率分布

る。この相違は砥石車の粒度や砥石幅の影響とは異なり、砥石車の溝が流れの状態に大きく作用したためと考えられる。砥石車を回転させた場合に生じる空気を切る音が、特殊形状の砥石車では極端に大きいことから、砥石車周辺における流れの状態が異なることが容易に予想される。この砥石車周辺の流れが誘因となり被削材表面の流速を増大させ、その結果が壁圧や熱伝達率の分布状態に反映したと考えられる。

以上、乾式研削における局所熱伝達率 α は、 ζ 領域や研削桌近傍の極大値で $200 \sim 300 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ の値を示し、平均値で $100 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ 前後になる。また、特殊形状の砥石車も極大値に關しては同程度の値を示すのに対し、平均値としては 150 以上と大きい値が得られた。ところで、乾式研削における局所熱伝達率の測定結果は、第2章で述べた被削材表面の壁圧分布の結果と非常によく対応している。これは、両者とも流れの状態により定まる値なので当然といえる。そこで、本節の結果と第2章で得られた結果を総合して被削材表面における熱と流れの挙動について考察を加えてみる。

砥石車周辺ではつれ回り流や吹き出し流が生じ、多孔質性に起因する吹き出し流は粒度が粗くなると増大する。これらの流れは、被削材表面では岐突(衝突突)が $X=100\text{ mm}$ 付近の衝突噴流に属する。この衝突噴流は吹き出し流が大きい場合、すなわち粒度が粗い場合ほど顕著になるが、このことは流れの性質から説明できる。つれ回り流は砥石車の外周面に対し接線方向の流れであるのに対して、吹き出し流は遠心力に誘発される法線方向の流れである。表面にある角度で衝突するためには、接線方向の流れだけでは説明しにくく、吹き出し流が衝突噴流の挙動に大きく左右すると考えられる。

ところで、衝突噴流による熱伝達率に関する研究は伝熱工学の分野で数多く行われている。^{(82), (83)} それらと本実験結果を比較すると、岐突の外側で熱伝達率が極大値を示す傾向など、類似した突が認められる。従って、粒度が粗い砥石車では局所熱伝達率が $X=60\text{ mm}$ 付近で極大値を示すが、この理由は衝突噴流により熱伝達率が向上したためと考えられる。ただし、伝熱工学ではモデル化された流れを対象としているので、その結果を研削加工の場合にそのまま適用することには問題があろう。

衝突噴流は研削突を通過する後方流と砥石車の外側に広がる側

方流の三つに分岐する流れと密接に関連し、多孔質性に起因した砥石車周辺の流れに呼応するといえる。壁圧分布において $X=30\text{ mm}$ 付近で正圧を示す領域が砥石幅より広がる原因は、側方流の方向がこれに対応することから説明できる。後方流に関しては正圧の極大値が高いことから、研削突近傍のご領域で吹き出し流とは反対に空気が砥石内部に浸透し、研削突を通過した後再び吹き出す、という現象が予想される。なお、この現象が研削油剤の場合に存在することは第2章の2.4で既に言及している。

以上のように、乾式研削における熱伝達率を定量的に把握するとともに、その分布状態と流れの挙動との関連性を明らかにすることができた。次に、非定常熱伝導の解析において重要な因子であるビオー数 Bi について検討してみよう。第5章でも述べるように、ビオー数 Bi は表面の熱伝達率 α と物質の熱伝導率 λ の比 ($Bi = \alpha L / \lambda$) であり、放熱量と物体内に流入する割合を意味する。代表長さ L を第5章で用いた試験片に対応させて 30 mm とした場合のビオー数 Bi を試算すると、約 5×10^{-2} と非常に小さい値が得られる。このことから、乾式研削では発生した研削熱のほとんどが被削内部に流入することになる。

3.2.3 湿式研削における局所熱伝達率

湿式研削における局所熱伝達率を X/R 軸方向に測定した結果を図3.10～図3.13に示す。図3.10は粒度46の砥石車の場合で研削油剤の供給流量 Q を変数としている。局所熱伝達率は研削臭近傍で明白な極大値を示すが、 $|X/R| \geq 0.2$ の領域ではほぼ一定値とみなせる。

そして、 Q の増加に伴い α は全体的に大きくなることがわかる。図

3.11は回転数 N を変化させた例で、 $X/R > 0.2$ の範囲では N の変化にかかわらず α は一定値になるが、研削臭近傍や D 領域においては N により複

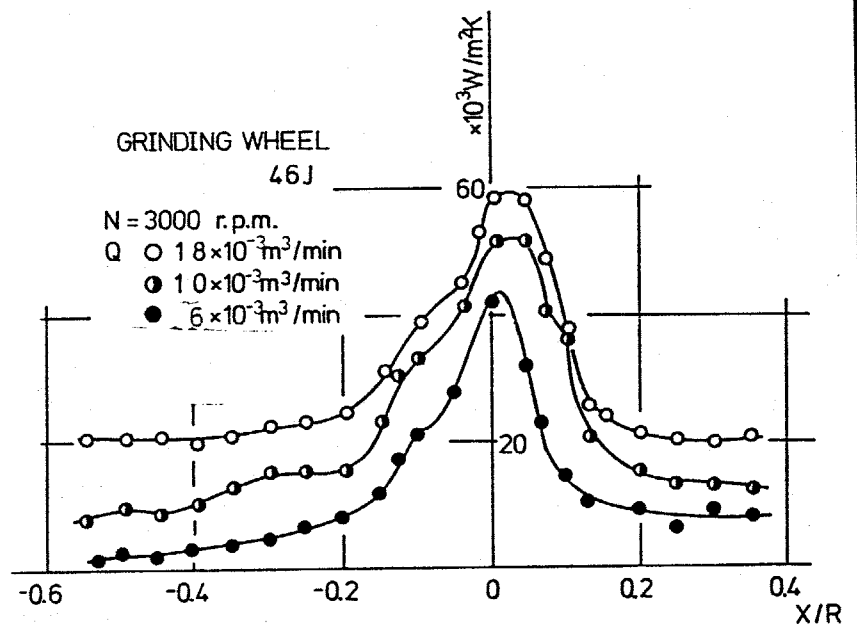


図3.10 局所熱伝達率分布 (湿式・WA46J8V: Q 変化)

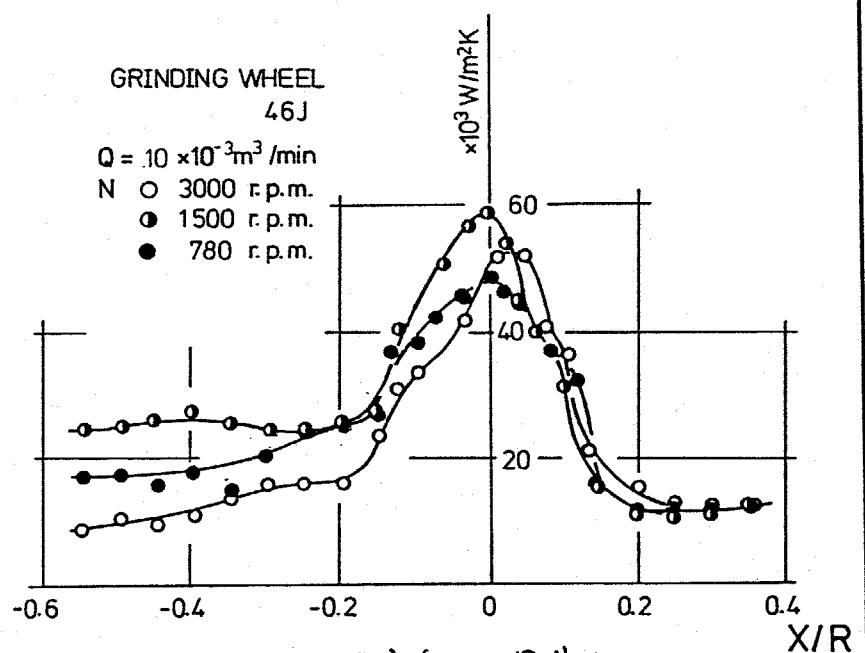


図3.11 局所熱伝達率分布 (湿式・WA46J8V: N 変化)

難に変化し、 $N=1500 \text{ rpm}$ の結果が最も大きい値を示す。

以上のように湿式研削における局所熱伝達率 α の特性は、第2章で述べた油剤の研削臭通過流量 q によく対応している。すなわち、 q は Q の増加に伴い増加するが、 N の増加に対しては極大値を示すことから、 α が $N=1500 \text{ rpm}$ で大きくなることを説明できる。ここで、乾式研削の場合と比較すると、湿式研削では $10^4 \text{ W/m}^2\text{K}$ オーダーの極大値 α の値を示し、また、乾式研削では3ヶ所に極大値が存在し、領域で大きな値を示すのに対し、湿式研削では研削臭近傍に極大値が一箇所存在せず α の分布状態は研削臭に関して対称になる。このように湿式と乾式とでは明らかに異なり、油剤の流れの挙動が熱伝達率に支配的な影響を及ぼすことがわかる。従って、従来の研究のように油剤の供給状態を吟味せずに熱伝達率を議論することは問題点を多く含んでいるといえる。

次に、特殊形状の砥石車について同様に調べた結果を図3.12および図3.13に示す。油剤の供給流量 Q や回転数 N が局所熱伝達率 α に及ぼす影響は、図3.10および図3.11と比較すればわかるように、通常の砥石車の場合と

定性的によく一致している。このことは通過流量 Q の挙動が両者とも類似していることからも納得できる。このほかに特殊形状の砥石車の特徴としては、極大値を示す近傍において通常の砥石車では急激に α が減少するのに対して、特殊

形状の砥石車

ではただら

な分布状態に

なり、極大値

の影響が広い

範囲に及んで

いることが挙げ

られる。そし

て、その極大

値の値は 10^5

$W/m^2 \cdot K$ オーダ

に近づいてい

る。

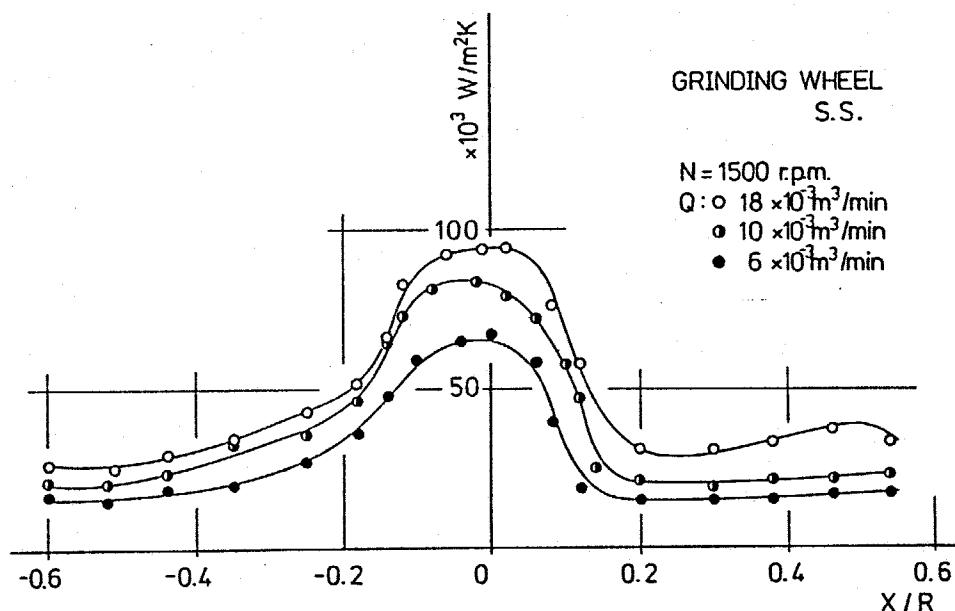


図3.12 局所熱伝達率分布 (湿式・特殊形状の砥石車; Q 変化)

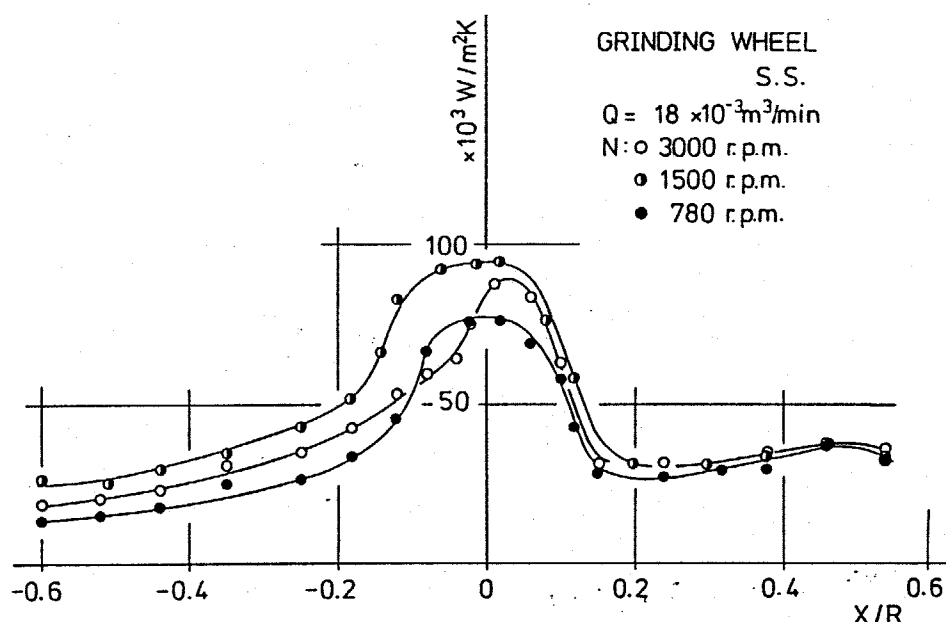
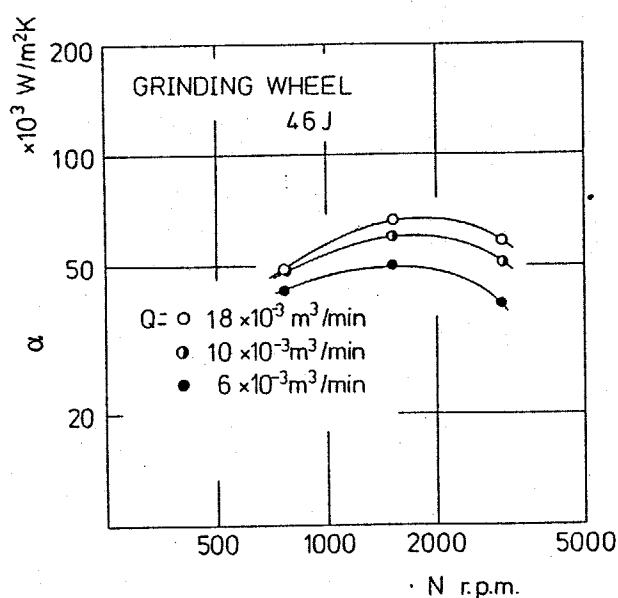
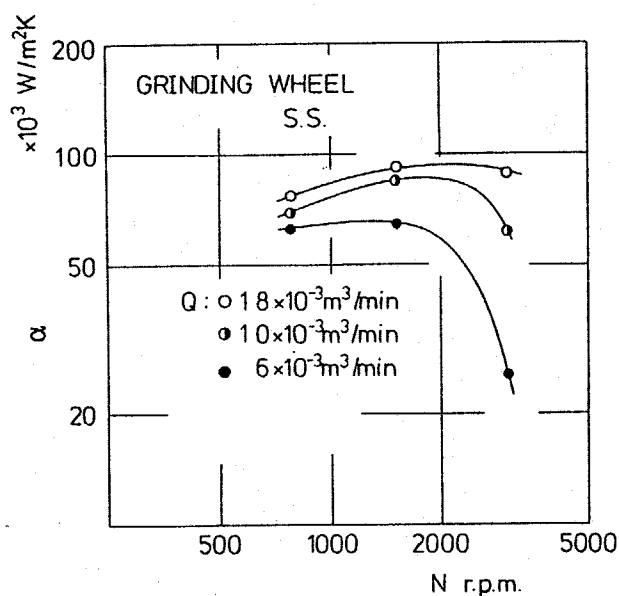


図3.13 局所熱伝達率分布 (湿式・特殊形状の砥石車; N 変化)

図3.14は研削臭 ($X/R=0$) における局所磨損率 α を整理した結果である。いままでの結果と同様に、 Q が増加するに従い、磨損率も増加するが、 N の増加に対しては極大値を示す傾向が再確認できる。そして、この磨損率の挙動は通過流量 Q により説明できることも明らかである。ところが、 α の値について通常の砥石車と特殊形状の砥石車を比較してみると、 Q の値が小さいにもかかわらず後者のほうが大きな α の値を示している。その理由としては、砥石内部に油剤が浸透して研削臭を通過する通常の砥石車に比べ、特殊形状の砥石車では外周面の切り欠き部分に油剤がそのまゝ保持された状態で研削



(a) 通常の砥石車 (WA46J8V)



(b) 特殊形状の砥石車

図3.14 研削臭の磨損率と回転数の関係

突を通過するため、熱伝達率の顕著に向上することの考えられる。ただし、 α の値が小さくなることとの関連性を矛盾なく説明することは難しく、現段階では明確な結論を導くことはできない。流れの挙動を詳しく究明するとともに、熱伝達率の相関関係を解明することの今後に残された課題であろう。

本節の結果を要約すると以下のことが確認できる。

- (1) 乾式研削における局所熱伝達率は、被削材表面の流れに対して複雑な分布状態になり、衝突噴流の付近で極大値を示し、極大値で $200 \sim 300 \text{ W/m}^2\text{K}$ 、平均値で $100 \text{ W/m}^2\text{K}$ 前後の値になる。
- (2) 湿式研削における局所熱伝達率は、研削突近傍の約 40 mm の範囲に極大値を示し対称的な分布状態になる。その値は乾式より約 10^2 倍大きく、極大値では約 $5.0 \times 10^4 \text{ W/m}^2\text{K}$ の値を示す。
- (3) 特殊形状の砥石車の場合には、乾式では広い範囲にわたり熱伝達率が向上し、平均値で $150 \text{ W/m}^2\text{K}$ 以上の値を示す。湿式では熱伝達率の分布状態や挙動は通常の砥石車の場合と類似しているが、その値

全体的に大きく侵入値は $10^5 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ にわすかに足りないだけで、通過流量が少ないにもかかわらず熱伝達率が向上する結果が得られた。

3.3 被削材取り付け面の熱抵抗

平面研削加工において電磁チャック面上に取り付けられた被削材は、加工中に研削熱により中高形状になり、被削材と電磁チャックとの間には表面あらさオータの微小すきまが生じる。従って、被削材内部の温度分布を正確に把握し熱変形量を求めるためには、二平面間の接触熱抵抗の他に、二平面間に表面あらさオータの微小すきまが存在するときの熱抵抗を考慮する必要がある。

そこで、本節では表面あらさの影響を無視できない微小すきま状態における熱抵抗について検討を加えた。具体的には、微小すきまにおける熱抵抗を二次元の熱伝導問題にモデル化し、有限差合法により数値解析を行った。これと並行して実験を行い、計算結果と実験結果を比較検討するとともに、被削材内部の温度分布に及ぼす微小すきまの熱抵抗の影響を調べた。以下に本節の数値計算で使った記号を示す。

h : 表面あらさモデルにおけるあらさ

h_{eq} : 等価あらさ

h_1, h_2 : 実際の表面あらさ (最大高さ)

h_{eq} : 無次元等価あらさ ($= h_{eq}/r$)

q : 二面間の熱流束

R_R : 熱抵抗

T : 温度

ΔT : 二面間の外挿温度差

r : 表面あらさモデルにおける山の頂角

δ : 二面間のすきま

Δ : 無次元すきま ($= \delta/r$)

λ_f : 微小すきまに介在する物質の熱伝導率

λ_s : 物体の熱伝導率

Λ : 無次元熱伝導率 ($= \lambda_s/\lambda_f$)

3.3.1 微小すきまにおける熱抵抗の数值解析

初めに、表面あらかの影響を無視できるような微小すきま δ で二平面が上下方向に向向している状態を仮定する。熱がそのすきまに存在する流体を介して下面から上面に伝わる場合には、レイレイ数が約 1700 以下ならばすきまの流体は自然対流を起さない。逆に上面から下面に熱が移動する場合には、レイレイ数が 1700 以上でも自然対流が生じにくいことが知られている⁸⁶⁾。自然対流が生じない状態では、すきま内の熱は熱伝導によってのみ移動する。従って、この場合の熱抵抗はすきまに介在する流体の熱伝導率 λ_f により次式で表される。

$$R_A = \delta / \lambda_f \quad \text{----- (3.7)}$$

一方、表面あらかの影響が無視できないような微小すきま状態では、代表長さを微小すきまにとるとレイレイ数が 1000 以下になることから、前述の場合と同様にすきま部分に自然対流は生じないものと考えられる。

従って、微小すきま状態における二面間の熱抵抗を求めることは、対向する二面の表面あらかを考慮して熱伝導問題を解くことに置き換えられる。ただし、表面あ

を考慮するといっても、実際の表面は三次元的で複雑な凹凸形状をしているため難しい問題を含んでおり、統計・確率的な要因が内在する表面状態をいかに的確に把握し表現するかは未解決の課題といえる⁸⁷⁾。そこで、ここでは工学的な観点から最大高さを代表値とする単純な表面あらかさモデルを仮定し、数値解析を試みた。

具体的には図3.15に示すように、表面あらかさを二次元の三角波形状にモデル化し、モデル化した表面あらかさをもつ二面が微小すきま δ で対向する場合(Aタイプ)と、片方の面が表面あらかさをもちない理想的な平面の場合(Bタイプ)の二通りに関して検討を行った。三角波形状にモデル化した表面あらかさの頂角 γ 、微小すきま δ 、あるいは二面間に介

在する流体の熱伝導率 λ_f を変数とし

て、これらが熱抵

抗の値に及ぼす影

響を数値計算によ

り調べた。

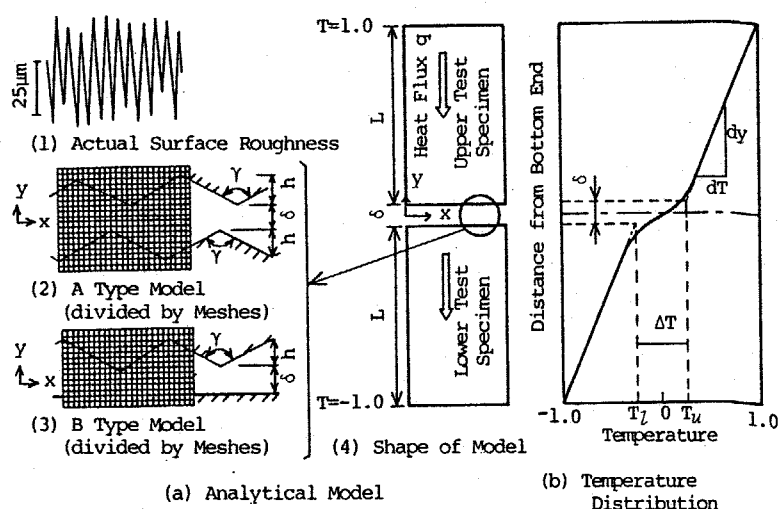


図3.15 数値解析モデル

数値計算に先立ち、式(3.7)を参考にして熱抵抗 R_R について検討を加えてみる。表面あらかさの無視できない場合には、二面間のすきまが表面あらかさにより見掛け上増加したと考えられるので、熱抵抗 R_R は次式で表わせる。

$$R_R = (\delta + C \cdot k_{eq}) / \lambda_f \quad \text{----- (3.8)}$$

ただし、 k_{eq} は表面あらかさ k により見掛け上増加したすきま量（ここでは等価あらかさと呼ぶ）を意味する。また、 C は定数で A タイプの場合は両面に同一の表面あらかさがあるので 2.0 の値をとり、B タイプの場合は片面だけに表面あらかさがあるので 1.0 の値をとると定めた。ここで、微小すきま δ と等価あらかさ k_{eq} を表面あらかさ k で無次元化すると次式が得られる。

$$R_R = (\Delta + C \cdot H_{eq}) \cdot k / \lambda_f \quad \text{----- (3.9)}$$

$$\text{ただし、} \Delta: \text{無次元すきま} (= \delta / k) \quad \text{----- (3.10)}$$

$$H_{eq}: \text{無次元等価あらかさ} (= k_{eq} / k) \quad \text{---- (3.11)}$$

一方、図3.15に示すように、対向する二面間の見掛けの温度差を $\Delta T (= T_u - T_l)$ とし、物体内を流れる熱流率を q とすると熱抵抗 R_R は次のようになる。

$$R_R = \Delta T / q = \Delta T / (\lambda_s \cdot dT/dy) \quad \text{----- (3.12)}$$

ただし, dT/dy は対向する物体内の温度勾配であり, λ_s は物体の熱伝導率である。式 (3.12) を式 (3.9) に代入して無次元等価あらさ Heg を求めると次式が導ける。

$$Heg = [\{ (1/\Lambda) \cdot (\Delta T/\Delta) / (dT/dy) \} - \Delta] / C \quad \dots (3.13)$$

ただし, Λ : 無次元熱伝導率 ($= \lambda_s / \lambda_f$) $\dots (3.14)$

以上のことから, 微小すきま状態の対向する二物体の定常温度分布を, Λ , Δ , あるいは γ を変数として数値計算で求めることにより, 式 (3.13) および式 (3.9) を用いて Heg および R_R を算出できることが明らかである。

ここでは有限差分法により熱伝導問題の数値解析を行なったが, その際に用いた条件を以下に示す。

- (1) 表面あらさモデルの一つの山に対する要素は y 方向に 10 分割, x 方向に 20 分割した。
- (2) 物体の長さ L は表面あらさの影響が及ばないように表面あらさ R_a の 10^4 倍以上に定めた。
- (3) 物体の上面および下面はそれぞれ $T = 1.0$ および -1.0 と等温条件とした。
- (4) 実際の状態では表面あらさの山と山が対向するとは限らず, 両者の相対位置関係はいずれの場合も同

正確率になると考えられるので、Aタイプにおいて
は相対位置関係を変化させて計算を行い平均値を求めた。

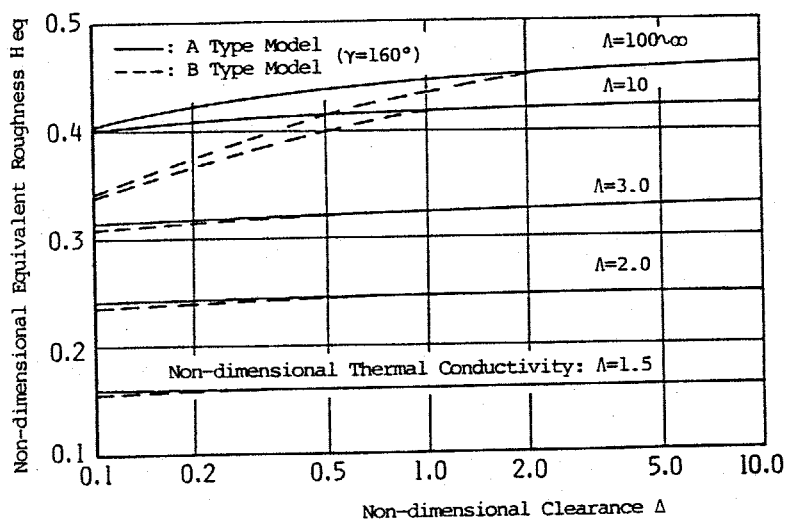
(5) 表面あらしの頂角 γ は種々の値が想定できるが、^{87), 88)}
ここでは 150° , 160° および 170° の3種類について検討を行った。

以上の条件のもと
で数値計算を行い得
られた無次元等価あ
らし H_{eq} の結果を図
3.16に示す。同図(a)
(b)より H_{eq} の定性的
挙動としては以下の
ことがいえる。

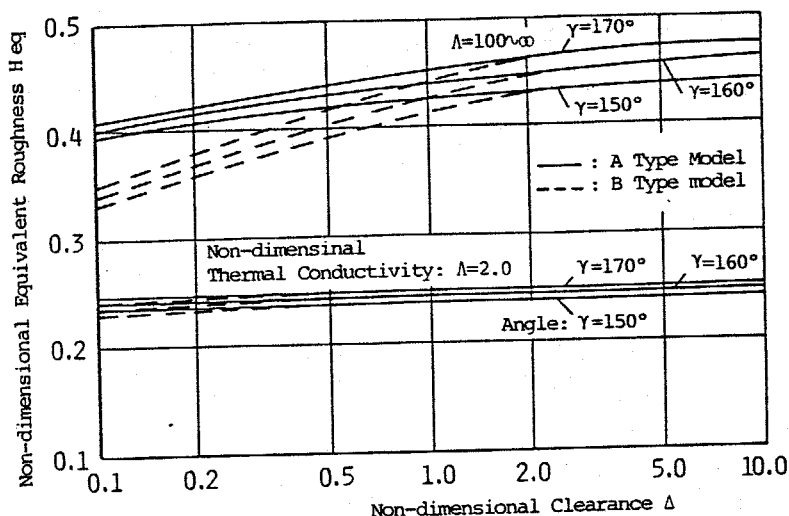
(1) 無次元熱伝導

率 λ の値が10や
100程度の場合に

おいては、無次
元すきま Δ の値が



(a) 無次元熱伝導率 λ の影響



(b) 表面あらしの頂角 γ の影響

図3.16 無次元すきまと無次元等価あらしの関係

増加するに従い, H_{ef} の値も増加するが, Δ が 2 以上では H_{ef} の値は一定となる。これに対し Λ の値が 1.5 から 3.0 の場合は Δ の値によらず H_{ef} の値はほぼ一定値を示す。

(2) 無次元熱伝導率 Λ が大きいほど H_{ef} も大きくなるが, Λ が 100 以上になると Λ の値によらず H_{ef} は同一の値を示す。ところで, Λ の値は物体とすきまに介在する流体の熱伝導率の比 (λ_s / λ_f) であり, 金属-空気, 金属-スピンドル油, あるいは金属-接着剤など, いずれの組合せを考えても Λ は 100 以上の値になる。このことから, $\Lambda = 100 \sim \infty$ における H_{ef} を用いれば工学的には充分といえる。

(3) H_{ef} の値に及ぼす頂角 γ の影響は Λ の値が大きいほど顕著であり, また Δ の値が大きい場合にもわずかに増加している。

(4) $\Lambda = 100 \sim \infty$ において Δ の値が 2 以上の場合には, A タイプと B タイプの H_{ef} の値はほぼ一致する。このことから, どのような表面あらかの組合せにおいても表面あらかが大きいほうの 2 倍以上のすきまに

なれば、他方の表面あらさは無視できることかわかる。

以上を要約すると、研削加工のように金属同志が対向する場合の微小すきまにおける熱抵抗は、 Heq の値で $0.4 \sim 0.5$ になることが明らかである。

3.3.2 実験装置および方法

(1) 微小すきまにおける熱抵抗の測定

微小すきまにおける熱抵抗を精度よく測定するために、図3.17に示すような実験装置（材質S45C）を用いた。測定用試験片1（断面 $25 \times 25 \text{ mm}$ ，高さ $110 \text{ mm} \times 2$ 個）から周囲へ熱が逃げないようにするため，試験片1と同一のすきまおよび表面あらさをもち同一状態に保たれた厚さ 20 mm の側壁2で試験片1をすきま 5 mm の間隔で囲む。そして，側壁2を外側より厚さ 20 mm の側壁3で同様に囲み，更に側壁3の外側の面には断熱材を貼り付けた。

実験は側壁3の上部と下部の間にブロックゲージ4を挿入して試験片1お

よび側壁2のすきま

を設定したのち，加

熱オイル（約 314 K ）

および冷却水（約 2

87 K ）をそれぞれ上

部と下部に流入した。

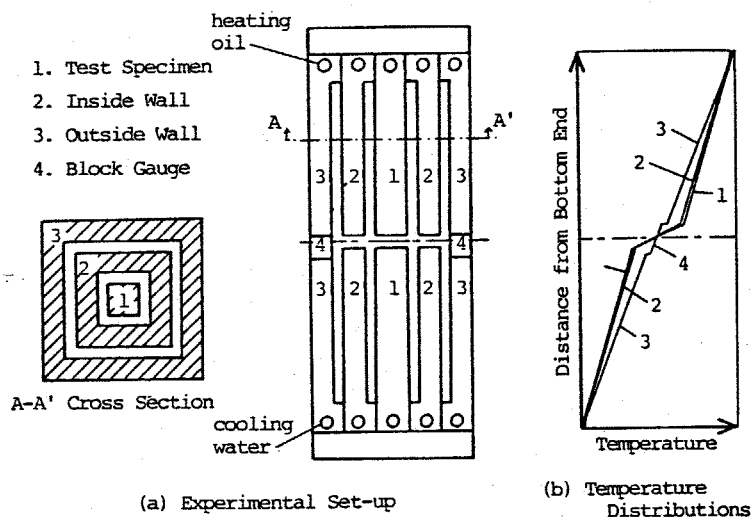


図3.17 微小すきまの熱抵抗測定装置

装置全体の温度が定常状態になり、 T_a を確認し、試験片1および側壁2,3の高さ方向の温度分布を $\phi 0.3\text{ mm}$ の銅-コンスタンタン熱電対により測定した。温度分布と式(3.12)より試験片の微小すきまにおける熱抵抗を求めた。なお、装置全体の温度分布は図3.17(b)にその概略を示すように、試験片1と側壁2の温度分布がほぼ等しくなるため、試験片1の側面は断熱状態とみなせる。また、試験片1, 側壁2およびブロックゲージ4を含めた側壁3の熱膨張量は、温度分布の状態よりほぼ等しくなると思われる。すなわち、加熱前にブロックゲージで設定した試験片1の間のすきまは、温度分布が定常状態になったときの加熱後のすきまとほとんど差がないものと考えられる。この点について実際に確かめたところ、加熱前と加熱後のすきまの変化は約 $0.2\text{ }\mu\text{m}$ 前後と少なく、無視できるとわかった。

(2) 微小すきま状態の被削材内部の温度分布

次に、上記の実験で求めた微小すきまの熱抵抗が、実際の研削加工状態における被削材内部の温度分布に及ぼす

の影響を調べるために、図3.18に示すような実験装置を用いて研削過程の温度分布を概略的に再現した。下部および上部試験片を重ね、側面には断熱材としての発泡スチロールを充填している。赤外線ヒータにより上部試験片の上面を一様に加熱する一方、下部試験片には冷却水の穴を設け、この部分を一定温度に保ち、二次元的な温度場を形成した。この状態で上部および下部試験片の内部の温度分布を熱電対で測定するとともに、両者の間に生じるすきまを非接触式変位計で調べた。

以上の装置は研削加工における熱の挙動を簡単に再現

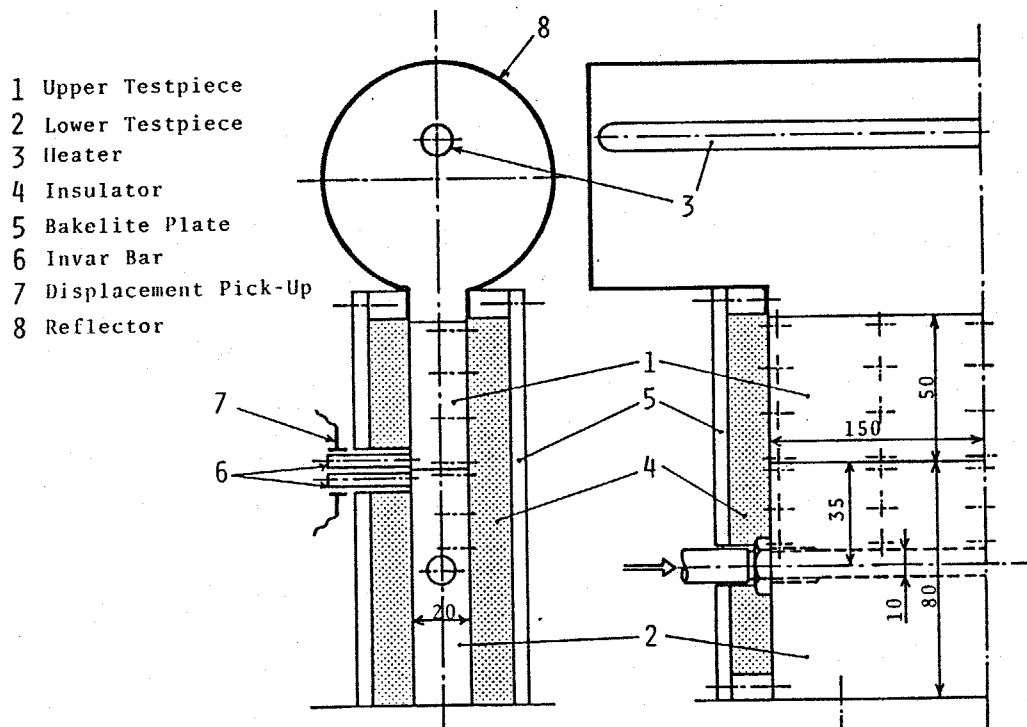


図3.18 研削過程の温度分布再現装置

するためのもの、赤外線ヒータ、上部試験片、および下部試験片はそれぞれ研削熱、被削材、および電磁チャックに対応する。研削熱により生じる熱変形に対し、微小すきまの熱抵抗が及ぼす影響割合を被削材内部の温度分布を測定することにより間接的に把握した。更に、微小すきまの熱抵抗を考慮して、被削材内部の温度分布を有限差分法で数値計算し実験結果と比較検討した。数値計算は実験に対応させて二次元の熱伝導問題を以下の境界条件で解いた。

(1) 上部試験片の上面は熱流束一定

(2) 下部試験片の冷却部分は等温壁

(3) 側面は断熱条件

(4) 接触面は微小すきまの熱抵抗、ただし場所によりすきま量に対応させて熱抵抗の値を変化させている。

なお、有限差分法は前述の3.3.1「微小すきまにおける熱抵抗の数値計算」、あるいは後述する第5章の5.3「研削過程のシミュレーション」で行った数値計算と基本的には同じである。

3.3.3 微小すきまにおける熱抵抗

図3.19は、図3.17に示した実験装置を用いて微小すきまの熱抵抗を実測した結果で、(a)および(b)はそれぞれ介在物が空気およびスピンドル油の場合である。図中には図3.16に示した数値計算の結果より求めらるる解析値も表示している。ただし、

表面あらさモデルの頂角 γ は実際の値が求められないので、ここでは 160° と仮定し、

無次元熱伝導率 λ

は実験に対応させて $100 \sim \infty$ とした

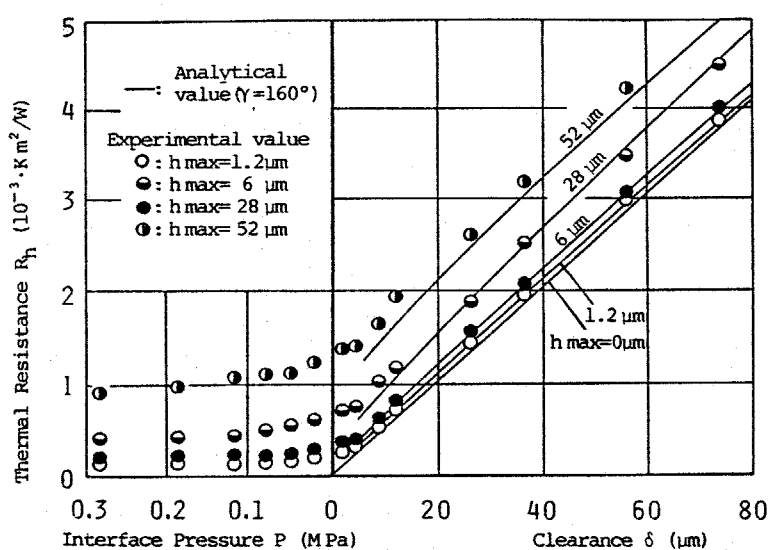
場合の解析値を用

いた。また、計算

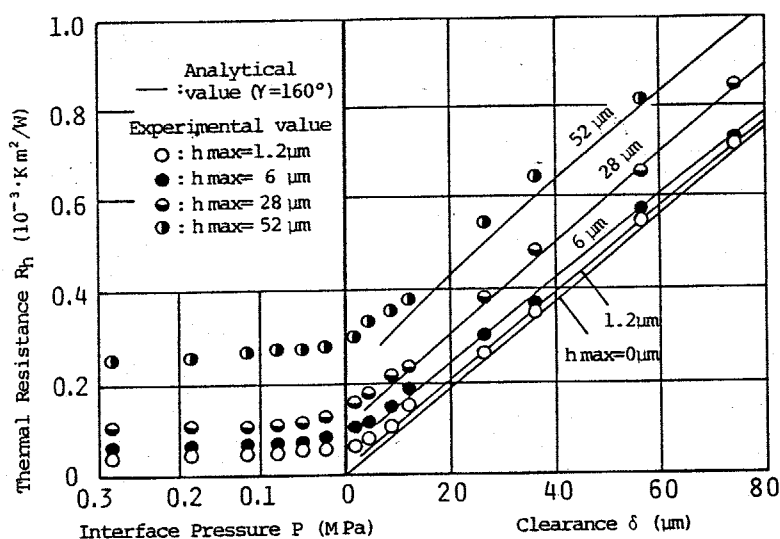
結果の定性的な挙

動を考慮して、 h_{max}

= $1.2 \mu m$ の場合は



(a) 空気の場合



(b) スピンドル油の場合

図3.19 微小すきまと接触状態の熱抵抗

Aタリフの結果を, $k_{\max} = 6.0 \mu\text{m}$, $28 \mu\text{m}$, $52 \mu\text{m}$ の場合はBタリフの結果を適用した。なお, $k_{\max} = 0 \mu\text{m}$ の値は式(3.7)から得られた値で, 表面あらさがちない理想的な平面の場合に相当する。

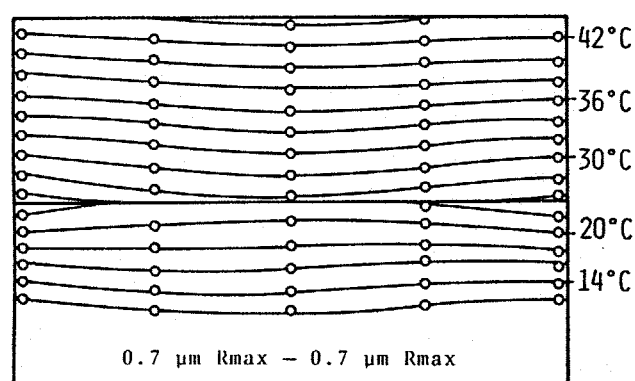
図3.19において実験値と解析値を比較すると, 無次元すきま $\Delta (= \delta/k_{\max})$ が 0.2 以上では両者の挙動はほぼ一致するが, わずかに実験値が大きくなる傾向があり, また Δ の値が 0.2 以下ではその挙動が多少異なっている。この原因としては, 数値解析では表面あらさを二次元的で規則的な三角波形状と仮定しているのに対して, 実際の表面あらさは不規則な三次元的形状をしていること, あるいは表面のうねりが存在することなどが考えられる。そこで, ここでは工学的必要となる $\Lambda \geq 100$ の場合について, 微小すきまにおける熱抵抗 R_k を式(3.8), 図3.19および図3.16の結果を参考にして導いた。

$$R_k = \{ \delta + 0.5 \cdot (k_1 + k_2) \} / \lambda_f \quad \text{----- (3.15)}$$

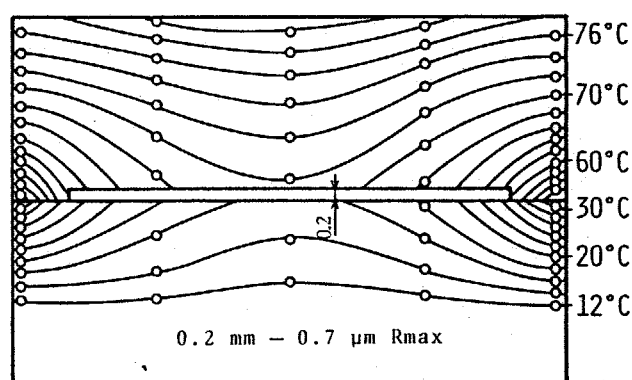
ただし, k_1 と k_2 は対向する二面の表面あらさ(最大高さ)である。この式(3.15)は対向する二面の最大あらさを単純平均した値だけすきまが増加することを意味しており,

工学的には妥当な結論といえる。

次に、図3.18 に示す装置を用いて研削状態を再現し、試験片内部の温度分布を測定した結果を図3.20 に示す。同図(a) は上部および下部試験片の表面あらかざりともに $R_{\max} = 0.7 \mu\text{m}$ の場合で、(b) は図中に示すように上部試験片が溝深さ 0.2 mm の中低形状の場合である。(a) の場合には熱変形により上部試験片がそるため、中央部分で $2.1 \mu\text{m}$ の微小すきまを生じる。この微小すきまの存在により、試験片内部の温度分布は明らかに中央で高くなる傾向がみられるが、側面と中央部の温度差は10%以下と少なく、この程度の微小すきまでは一次元的な温度分布として近似しても問題ないといえる。これに対して(b) の場合には温度分布が極端に湾曲しており、一次



(a) そり状態の場合



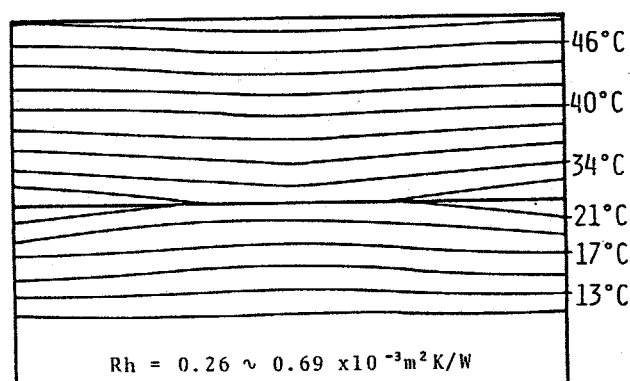
(b) 中低形状の場合

図3.20 試験片内部の温度分布(実験結果)

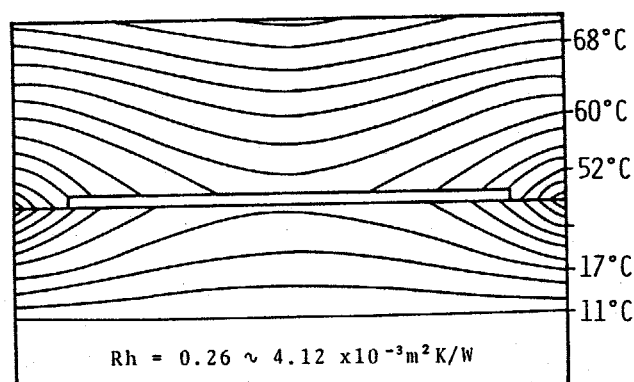
元の温度分布には近似できないことが明らかである。なお、試験片内部の温度分布と熱変形によるそりとの関係については、第5章の5.2.4「加工精度と被削材内部の温度分布」で詳しく検討するので、ここでは説明を省略する。

図3.21は微小すきまにおける熱抵抗を考慮に入れて温度分布を数値計算により求めた結果である。同図(a)と(b)はそれぞれ図3.20(a)と(b)に対応している。(a)の場合には、

測定された中央部の微小すきまをもとに試験片のそり状態を仮定した。すなわち、中央部で最大値をとり側面で0になる連続的に変化するすきまを想定し、このすきまに対応させて式(3.15)を用いて各位置の熱抵抗を算出した。この連続的に変化する熱抵抗の値を境界条件



(a) そり状態の場合



(b) 中凹形状の場合

図3.21 試験片内部の温度分布(計算結果)

として有限差分法で数値計算を行った結果である。また、(b)の場合は中低形状の溝の部分で熱抵抗がステップ状に変化する条件のもとで解析した結果である。定量的には多少差が生じるが、(a)と(b)の両方の場合も図3.20の実験結果と定性的には非常によく一致することを確認される。このことから、表面あらさを考慮した微小すきまの熱抵抗を本解析により定量的に把握できることが明らかである。また、研削加工状態での被削材取り付け面の熱的境界条件として考えるならば、それによっても生じる程度のすきま状態では、微小すきまの熱抵抗は被削材内部の温度分布にそれほど明白な影響を与えないことが確認できる。

3.4 まとめ

本章では、研削過程の熱変形挙動を解析する上でその把握が必要不可欠といえる、被削材の熱的境界条件について実験的に調べた。具体的には、乾式および湿式研削の場合における被削材表面の局所熱伝達率を定量的に求めるとともに、微小すきまにおける熱抵抗を理論的・実験的に求め検討を加えた。その結果、以下のことが明らかとなった。

- (1) 被削材表面の局所熱伝達率の値は、乾式研削の場合で $10^2 \text{ W/m}^2\text{K}$ オーダ、湿式研削の場合で $10^4 \text{ W/m}^2\text{K}$ オーダとなり、湿式は乾式に比べ約100倍大きい値を示す。
- (2) 局所熱伝達率の分布状態は第2章で解明した被削材表面の流れの状態をよく反映し、研削液剤の供給状態と密接に関連する。乾式研削では衝突噴流に起因した熱伝達率の顕著な向上が Converging Zone に現れ、また湿式研削では研削液通過流量が熱伝達率に支配的な影響を及ぼす。

(3) 特殊形状の砥石車は、乾式・湿式いずれの場合に

においても通常の砥石車より大きな熱伝達率を示す。

外周面の溝により空気の流れが増大するため、乾式

において熱伝達率は向上するが、この流れは油剤の

供給状態に悪影響を及ぼし研削毎通過流量の減少に

結びつく。ところが、通過流量が少ないにもかかわ

らず特殊形状の砥石車は高い熱伝達率を示す。その

理由としては、溝部に確保された油剤が砥石内部に

浸透した油剤とは異なる働きをするためと考えられ

る。

(4) 表面あらさの影響を無視できないように微小すき

み状態の熱抵抗は、対向する二面の最大高さを単純

平均した値を求め、これをすきみに加えることによ

り工学的に十分な精度が求められる。

(5) 実際の研削加工においては、被削材が熱変形によ

り歪りを生じたとしても、この微小すきみ部分の熱

抵抗が被削材内部の温度分布に与える影響は少ない。

(6) 以上のことから、研削過程における被削材の熱的

境界条件としては、被削材表面の局所熱伝達率を優

先に考慮する必要がある、被削材取り付け面の熱抵抗は二次的な因子といえる。

第4章 被削材の力学的境界条件

4.1 ま え か き

工作物や工具の保持・固定状態は切削現象や変形挙動と密接に関連し、加工能率、加工限界、そして加工精度に微妙な影響を及ぼす。このチャッキング部^{65), 89)}合は工作機械—工具—被削材系の中で最も剛性の弱い部分になることが多く、工作機械本体の性能もさることながら、チャッキング部^{65), 89)}合の特性が機械加工の高精度化や高能率化に対して重要な意味をもつ場合がある。従って、工作物および工具の保持状態を正確に把握し、その保持特性を解明することにより、保持方法に改良や改善を取ることが望まれている。

この観点から、種々の保持方法に関して研究が行われているが、その多くはチャック⁶⁶⁾、テーパ⁶⁷⁾、あるいはセンタ⁶⁸⁾に関するものであり、平面研削盤に広くより使用されている電磁チャック³²⁾については、あおかに中野ら³²⁾がその特性を概略的に調べているに過ぎない。しかしながら、電磁チャックは操作性に優れ、高い平面度と平行度が容易に得られることから、平面研削盤では欠かせない付属

品といえる。また、クリーフフィード研削やスピードストローク研削のように高効率化を目的とした加工では、被削材に高い負荷が加えられる傾向にあるため、電磁チャックの保持特性の解明とその性能向上が急務となっている。一方、超精密化の要求とも関連し、電磁チャックの保持状態が加工精度に及ぼす影響を明らかにすることも重要な課題である。このように、利用技術は一般に普及しているにもかかわらず、電磁チャックの基本的な保持特性に関する工学的な検討は遅れている。

そこで、本章では電磁チャックの保持特性を解明することを目的として、次のような実験的研究を行っている。平面研削盤用の角形電磁チャックを対象として、チャック面上の空間における磁束密度の分布状態を測定するとともに、垂直および水平方向の吸着力を実測し、磁束密度と吸着力の関連性を明らかにしている。この吸着力に及ぼす影響因子として試験片形状や接触状態を取り上げ、これらの影響割合を求め、その結果に電磁気学的な考察を加えてチャックの保持特性の解明を行っている。更に、研削過程で生じる被削材の熱変形挙動に対して、電磁チャックの保

持特性, すなわち力学的境界条件が及ぼす効果についても検討を加えてみる。

上で三次元的に移動させて、空間磁束密度の分布状態を求めた。ここで使用したホール素子の寸法は厚さ0.15, 幅1.2, および長さ2.5mmである。ただし、ガウスメータはホール素子に垂直な方向の磁束密度成分を測定するものなので、プローブの向きを面板に押し垂直および水平に取り付けた二通りについて測定を行い、両方の測定結果を合成することにより、磁束密度の大きさおよび向きを算出した。

4.2.2 電磁チャック面上の空間磁束密度分布

初めに、電磁チャック面上の空間における磁束密度の垂直成分をセパレータに平行なY軸に沿って測定した結果を図4.2に示す。電磁チャックの外縁付近における磁束密度は極大値を示すが、チャックの中央部分の広い範囲にわたり均一な分布状態になることが確かめられる。これに対して、磁束密度の垂直成分および水平成分をセパレータに直交するX-Z平面内で測定した例を図4.3に示す。これはチャックに通電する電流（チャック電流I）が0.18Aで、磁極AおよびBがそれぞれNおよびS極に磁化された場合である。図には $-7 \leq X \leq 21 \text{ mm}$ の範囲しか表示してはいないが、図4.2の結果とは明らかに異なり、全体の磁束密度の分布状態は 28 mm を一周期として、これが繰返えされる

ことが判明した。この 28 mm は図4.1に示したように一対の磁極AおよびBを含むピッチと一致し

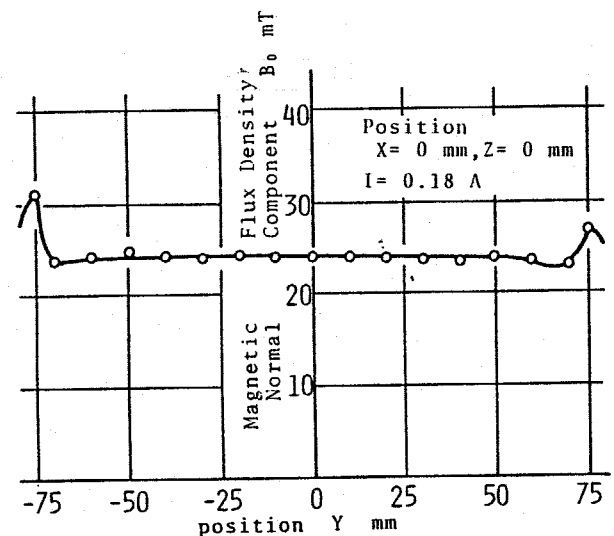


図4.2 磁束密度の垂直成分
(Y方向の分布)

る。これらのことから、角形電磁チャックの場合には空間磁束密度分布は $X-Z$ 平面の二次元として把握・検討すればよいことがわかる。

図4.3より明らかのように、磁束密度の垂直および水平成分は絶対値 $|B_0|$ でみると、チャック面からの距離 Z が大きくなるに従い減少する。そして、水平成分は $Z > 15\text{ mm}$ ではほとんど0になるのに対し、垂直成分は全体的に正の値を示し、 Z が 30 mm 以上にならないと0にならない。 Z が小さい場合には、垂直成分はセパレータの位置で急激に変化し、各磁極の中心では絶対値 $|B_0|$ が

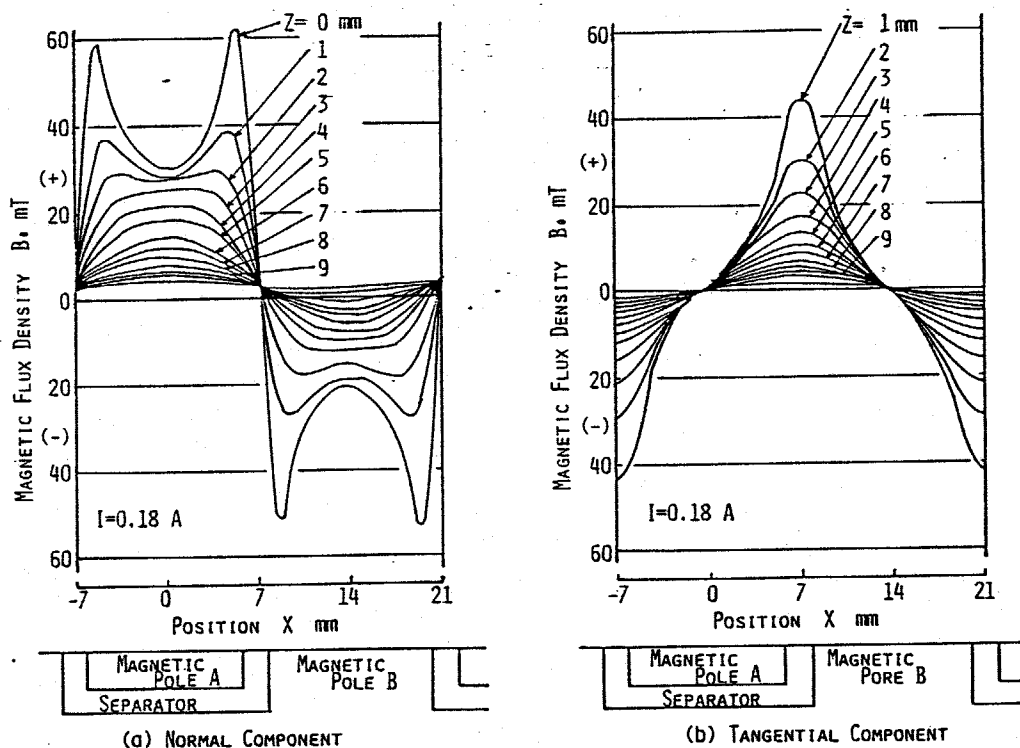


図4.3 磁束密度の垂直および水平成分 (X 方向の分布)

減少する傾向がある。このように垂直成分は複雑な分布形状を示すのに対し、水平成分は各磁極の中心で0の値になり、セパレータの位置で極値を示す単純な分布形状になる。ここで、チャック電流 I の極性を反転すると、各磁極の極性も反転するが、絶対値 $|B_0|$ は変わらない結果が得られた。すなわち、図4.3の横軸を対称軸にして変換した形になるため、垂直成分の絶対値 $|B_0|$ はチャック電流 I の極性にかかわらず磁極AのほうがBより大きい。

そこで、垂直成分と水平成分を合成して、 $X-Z$ 平面内の各位置における磁束密度の大きさおよび向きをベクトルを用いて表示した例を図4.4に示す。これはチャック電

流 I が0.24Aで、

図4.3の結果とは極性が反対の場合、すなわち磁極AおよびBのそれぞれそれぞれおよびN極に磁化された状態である。

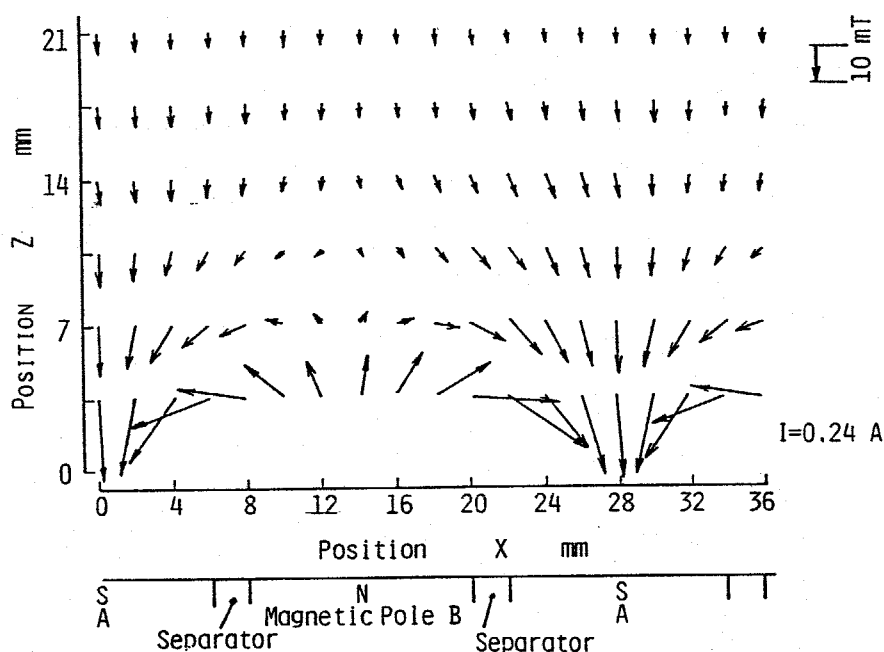


図4.4 空間磁束密度分布 ($X-Z$ 平面)

磁束密度の方向はチャック面近傍ではN極から出てS極に入る向きになるが、 Z が約15mm以上ではほとんど下向きになる。また、磁極近傍における磁束密度の絶対値を比較すると、図4.3の結果と同様に磁極AのほうがBより大きな値を示すことがわかる。以上の結果より、チャック面上の磁束密度は複雑な分布状態を形成すること、また磁極AとBは異なる挙動を示すことが明白である。

次に、磁束密度とチャック電流の関係について調べた結果を図4.5に示す。チャック電流 I の増加に伴い、水平成分の絶対値 $|B_o|$ は増加するが、 $I > 0.2A$ では増加割合が少なく飽和状態になる傾向がみられる。ところが、垂直成分は磁極Aの位置($X=0mm$)では水平成分と同じ挙動を示すが、磁極Bの位置($X=14mm$)では $I > 0.2A$ において $|B_o|$ が減少する。チャック電流 I に対しても磁極AとBでは異なる挙動を示すことがわかる。電磁気学的には空

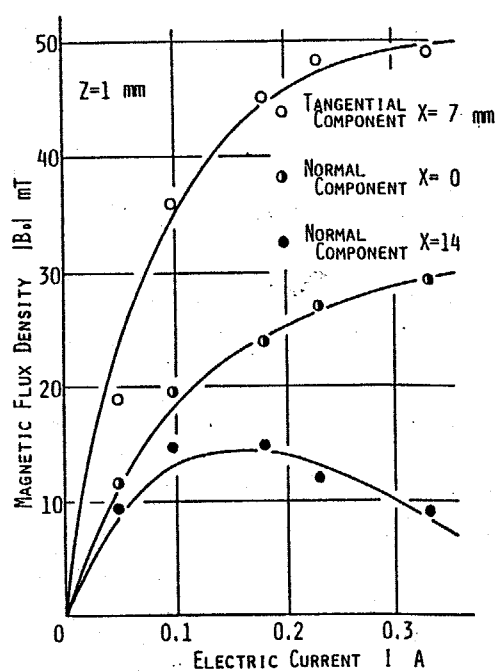


図4.5 チャック電流と磁束密度の関係

間の磁束密度はコイルに流す電流に比例するが、磁性体内に生じる磁束密度には飽和状態^{90), 91)}が存在する。この飽和現象が図4.5の結果に現れていると考えられる。

以上の結果を総合すると、電磁チャック面上の空間磁束密度は不均一でセパレータや磁束の位置に対応した周期的な分布状態になること、また、磁極AとBとでは異なる特性をもつことが明らかである。このような特徴は電磁チャックの構造に起因するものと考えられるので、この点について次に考察を加える。

4.2.3 電磁チャックの内部構造

電磁チャック面上の空間磁束密度分布は、面板上にNとSの極性を交互に構成することにより、吸着力を増大させるという電磁チャック特有の構造に依存していると考えられる。そこで、電磁チャックの内部構造を調べてみると、図4.6に示すように、鉄心、コイル、磁極A、磁極Bおよびセパレータの計5個の物体より構成されている。鉄心にはコイルが巻かれており、この鉄心に磁極Aの場合はそれぞれ直接接触しているのに対して、磁極Bの場合は一体形の面版がコイルの外側の部分Cでのみ接触している。そのため、図4.6に磁力線の状態を概略的に示したように、磁力線はCの付近に集中し、ここから出た磁力線はチャック全体を覆う形になり、チャック

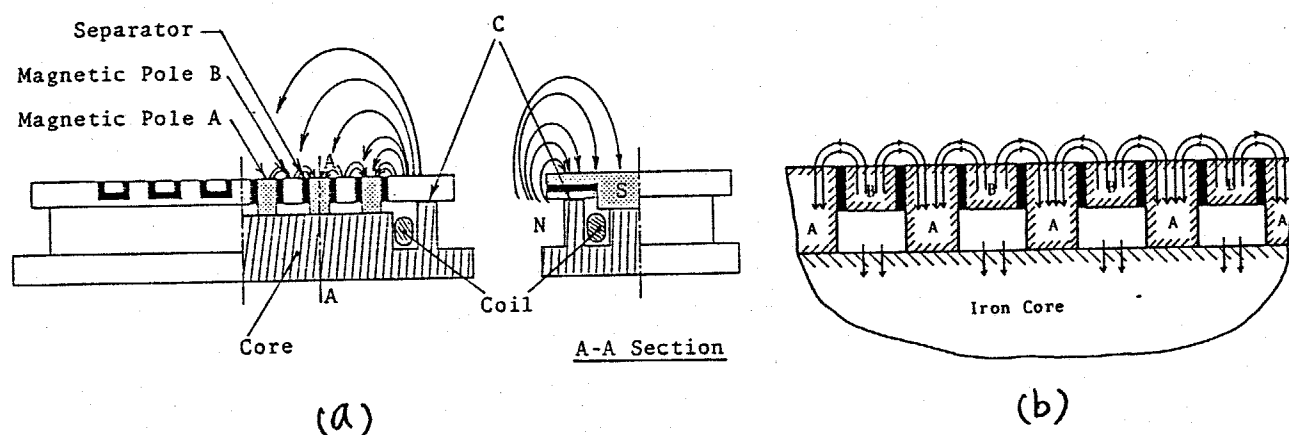


図4.6 電磁チャックの内部構造と磁力線

面の中央部分では磁力線の向きが下向き（磁極Aの極性に一致）に存在と予想される。このことは、磁束密度の大きさがC付近で増大するという図4.2の結果が得られていることから裏付けられる。

以上のように電磁チャックの内部構造を考慮することにより、次に示す空間磁束密度の特徴を矛盾なく説明することができる。

- (1) 磁束密度は不均一で磁極との位置関係に対応した周期的な分布状態になること。
- (2) 磁極Aが磁極Bより大きな磁束密度を示し、チャック面から離れた場所でも磁極Aに磁化された極性が支配的な影響を及ぼすこと。
- (3) チャック電流に対しても磁極AとBでは異なる挙動を示すこと。

このような電磁チャックの空間磁束密度は、次節で述べる吸着力と密接に関連していることが知られている^{90), 91)}。しかしながら、両者の具体的な関係は明らかにされておらず、表面あらさなどの接触状態が磁束密度や吸着力に及ぼす影響については詳しく吟味されていないのが現状で

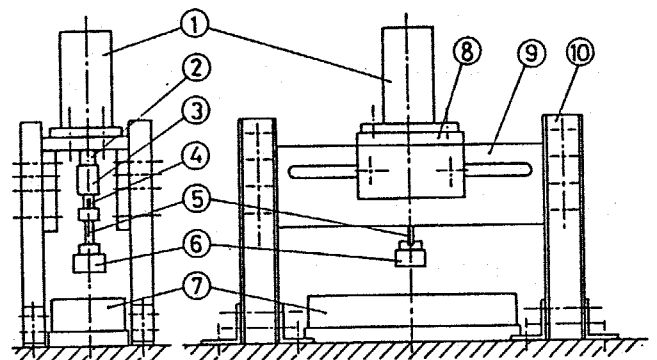
ある。そこで、電磁チャックの内部構造や空間磁束密度の分布状態を念頭に置き、電磁チャックの吸着力に関する影響因子について解明することは工学的に意義深いといえる。

4.3 電磁チャックの吸着力

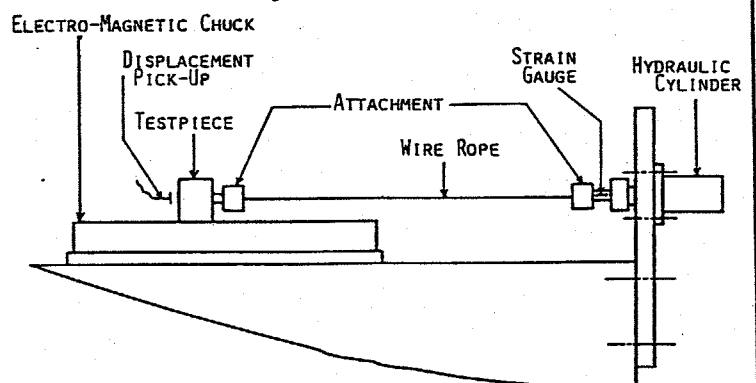
4.3.1 実験装置および方法

吸着力の測定は、JIS規格「電磁チャック」(B6156)に規定されている吸着力試験に準拠して行った。測定に用いた装置の概略を図4.7に示す。同図(a)に示すように、電磁チャックの面板上に保持された試験片は、アタッチメントやワイヤロープを介して油圧シリンダのピストンに接続されている。油圧によりピストンを垂直上向きに引き上げ、試験片がチャック面から引き離される瞬間の引張り力をアタッチメントに貼付けた歪ゲージにより測定し、この値を垂直方向の吸着力 F_n とした。水平方向の吸着力については、図4.7(b)に示す

- | | |
|-----------------------|---------------------------|
| 1; Hydraulic Cylinder | 6; Testpiece |
| 2; Piston | 7; Electro-Magnetic Chuck |
| 3; Attachment | 8; Saddle |
| 4; Strain Gauge | 9; Guideway |
| 5; Wire Rope | 10; Support |



(a) NORMAL CHUCKING FORCE



(b) TANGENTIAL CHUCKING FORCE

図4.7 吸着力測定装置

ように、垂直方向の測定装置を水平方向に置き換えて測定を行った。この場合には、非接触式の変位計を用いて試験片の挙動を同時に調べ、試験片の変位量が急激に増大したときの引張り力を水平方向の吸着力 F_s と定めた。なお、吸着力の測定においては電磁力の影響を受けないように、アタッチメントの材質および歪ゲージにはそれぞれ非磁性体の黄銅および抗磁性体の歪ゲージを使用している。

以上の装置を用いて本実験を行う前に、JISで指定されている試験片およびばねばかりを用いて吸着力試験を行った。その結果、ここで用いた電磁チャックがJISの規格に適合していること、および本実験装置はばねばかりを使用するJISの方法に比較して吸着力をより正確に測定できること、が確かめられた。なお、試験片は直方体形状でその材質はSS41であり、電磁チャックおよび試験片の平面あらかは中心線平均あらか R_a で $0.12\mu\text{m}$ である。

4.3.2 垂直および水平方向の吸着力

空間磁束密度がX方向に関して顕著な周期性をもつことに着目し、試験片のX方向に対する吸着位置と吸着力の関係を実験的に調べた。試験片の寸法は図4.8に示すように、長さ、幅および高さをそれぞれ座標軸に対比させて L_x , L_y および L_z で表す。磁極Aの中心を原点とし、試験片の中心との相対位置関係を吸着位置 X_c と定めた。なお、磁束密度の測定結果と同様に、吸着力も吸着位置 X_c に関して周期性をもつことが確かめられたので、ここでは $0 \leq X_c \leq 28\text{mm}$ の範囲の一周期について検討を行った。

図4.9は試験片の長さ L_x を変数として、垂直および水平方向の吸着力 F_n および F_t と吸着位置 X_c との関係求めた結果である。吸着位置 X_c の違いにより吸着力 F_n と F_t は大きく変化する。極大値や極小値を示す X_c の値は、試験片の長さ L_x により明らかに異なっている。と

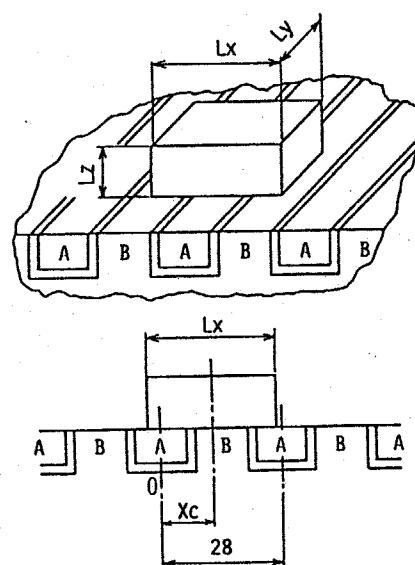


図4.8 試験片形状と吸着位置

ここで、この図4.9の例では一周期28mmの間に極大値あるいは極小値がそれぞれ一つずつしか存在しないが、 L_x を2mmごとに変化させて実験を行ったところ、その結果の一部を図4.10に示すように、 L_x が40mm前後では四つの極値が現れる。 L_x と X_c の値により極大値の挙動は複雑に変化するが、各吸着位置における吸着力を平均化してみると平均的な吸着力は L_x の増加に反比例している。これらの事実から、試験片の長さ L_x と吸着位置 X_c は吸着力に大きな影響を及ぼすことが明らかであり、接触面に含まれる磁極の数やその状態が重要な意味をもつと考えられる。

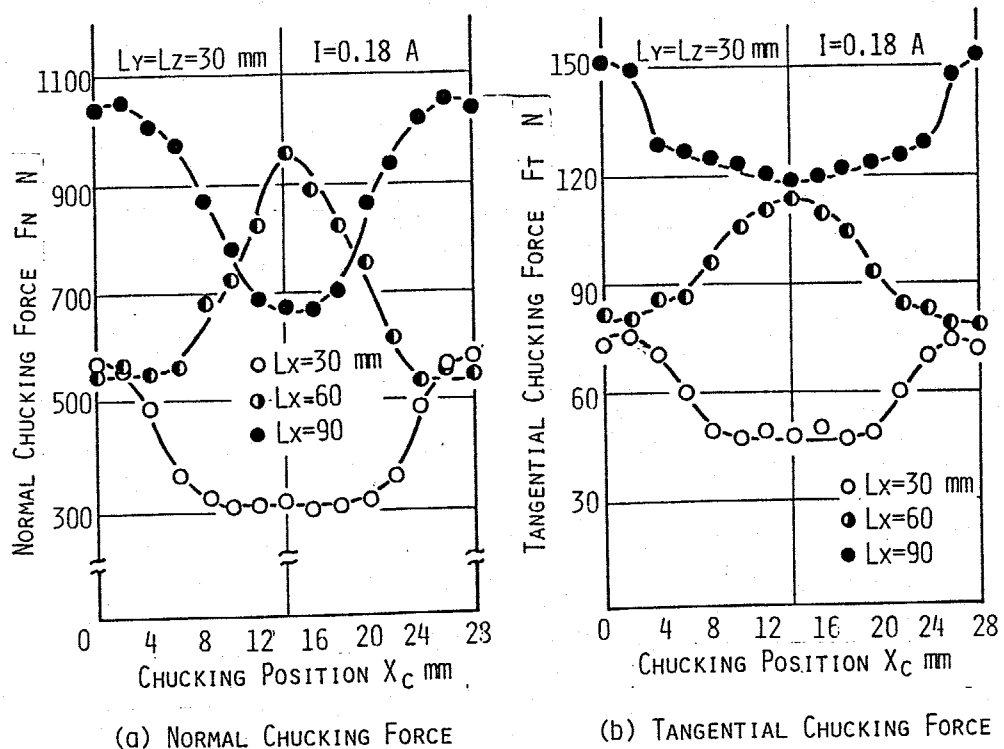


図4.9 垂直および水平方向の吸着力

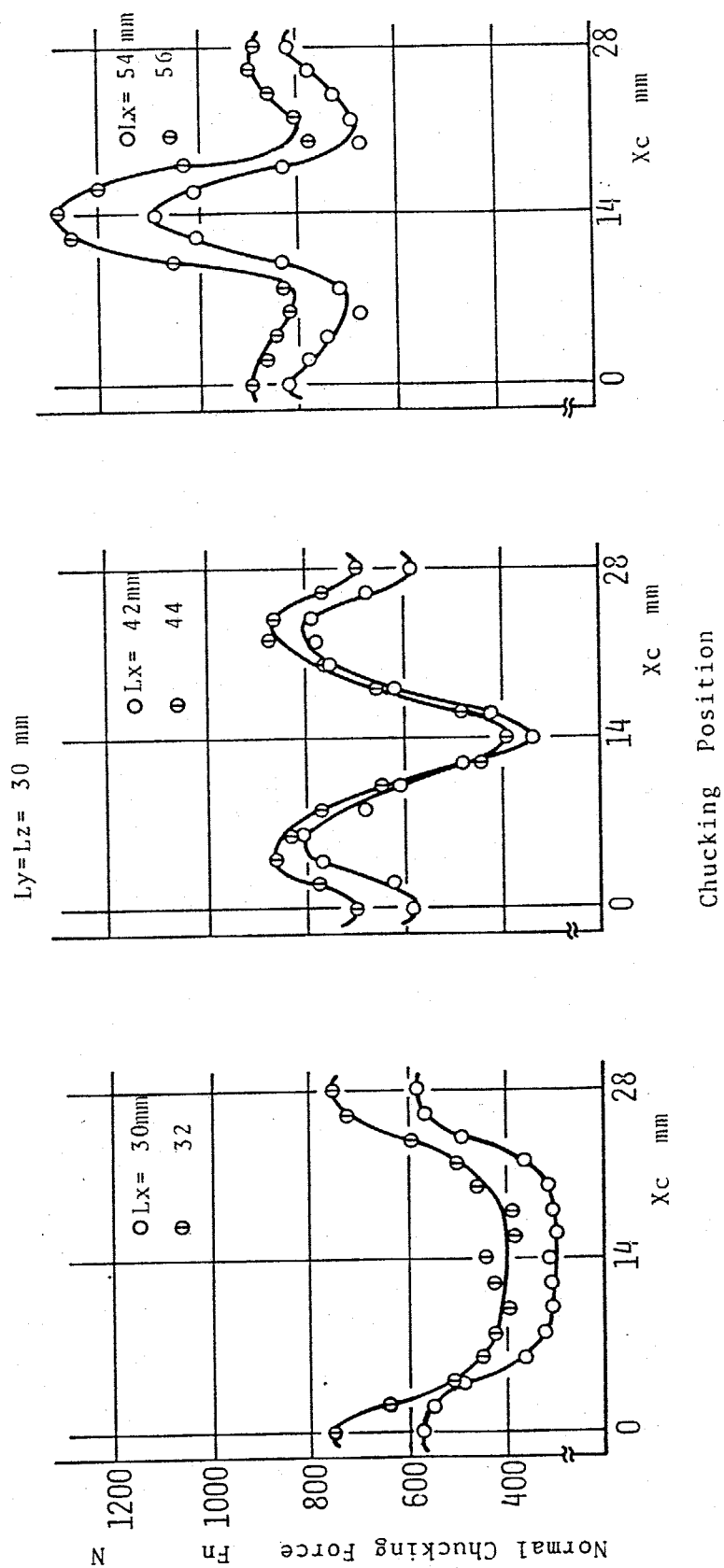


図4.10 垂直方向の吸着力に及ぼす試験片の長さの影響

F_n と F_t の関係を図4.9で調べてみると、どちらも同じ吸着位置 x_c で極大値や極小値を示し、 x_c に対する挙動は定性的によく類似している。そこで、摩擦係数 $\mu (=F_t/F_n)$ を種々の実験結果から求めたところ、 $0.1 \sim 0.2$ の値が得られた。金属同志の摩擦係数としては少し小さい値であり、水平方向の吸着力は弱いといえる。ここで、 μ の値が幅をもつ理由としては、 F_n や F_t の測定にはバラツキが10%程度あること、あるいは後述するように接触状態が吸着力に対して微妙な影響を及ぼすことなどが挙げられる。これらの点に注意すれば、 F_n と F_t は摩擦係数 μ を用いる概略的に関係づけられることがわかる。

4.3.3 吸着力に及ぼす試験片形状の影響

試験片の長さ L_x が吸着力に対して重要な影響因子であることが確かめられたので、試験片の幅 L_y や高さ L_z についても同様の実験を行った。なお、前節で述べたように F_n と F_t は定性的に類似した傾向を示すことから、ここでは垂直方向の吸着力 F_n を例に議論を進める。

図4.11は幅 L_y を変数にした場合の結果である。吸着位置 X_c により F_n は変化しているが、その変化の割合は試験片の幅 L_y が増大するに従い減少している。また、 L_y の大小にかかわらず F_n は同じ X_c で極値を示す。これらの結果は L_x を変数とした図4.9の傾向と明らかに異なり、 L_x と L_y とでは吸着力に対する効果に差がある。

そこで、接触面積 S で整理した結果を図4.12に示す。図中の実線は各吸着位置における吸着力の平均値を示し、破線で変動幅（最大値と最小値）を表す。長さ L_x を変化させた

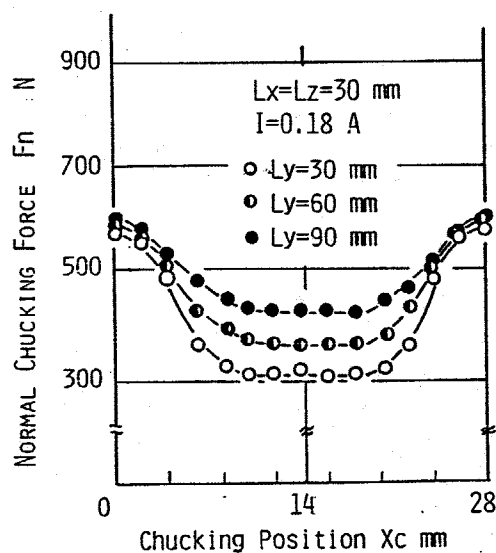


図4.11 吸着力に及ぼす
試験片の幅の影響

場合には、接触面積 S の増加に比例して吸着力 F_n は増加し、変動幅も増大する傾向がある。これに対し、幅 L_y を変えた場合には F_n はほとんど一定値に等しく、変動幅は逆に減少している。両者の違いより、吸着力は接触面積と直接的に関連づけることはできず、セパレータや磁極に垂直な方向の接触長さが吸着力に対して支配的な役割を演じていることがわかる。 L_x と L_y の吸着力に及ぼす効果の差異は、試験片内部に生じる磁束密度が集中する現象に起因すると考えられる。すなわち、 Y 方向の長さ L_y を大きくしても接触面における磁極の数は増えず常に同じ磁極に接触しており、磁束密度は既に集中した状態であるため、 L_y が吸

着力に及ぼす効果は少ないといえる。

図4.13は試験片の高さ L_z およびチャック電流 I が吸着力に及ぼす影響を調べた結果である。

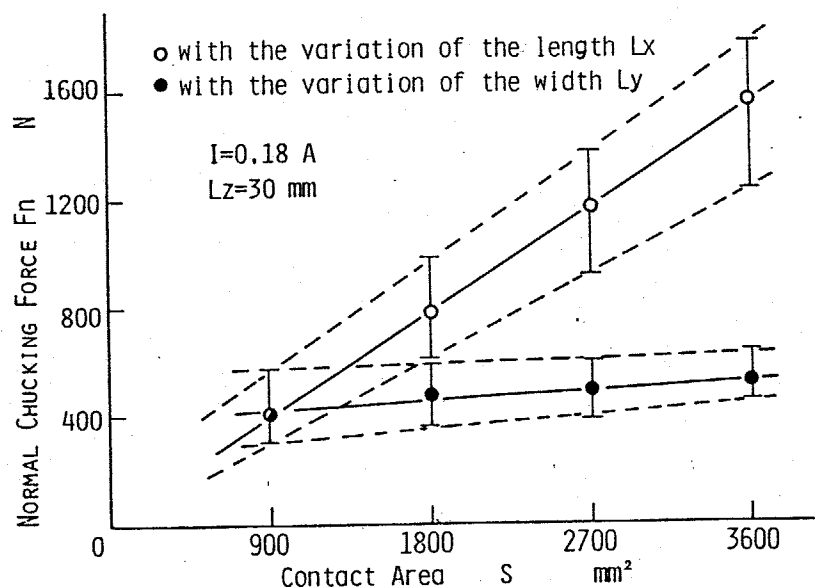


図4.12 吸着力と接触面積の関係

る。 L_z の大小にかかわらず F_n はほぼ同一の値を示すことから、試験片の諸寸法が吸着力に及ぼす影響割合は L_x , L_y , そして L_z の順に小さくなることと明らかである。これは、吸着力が接触部近傍における試験片内部の磁束密度により決定づけられることを考慮すれば、接触部に直接関係しない高さ L_z が吸着力にほとんど作用しないのは当然であろう。ただし、 L_z が更に小さい薄板の場合には全体が接触面近傍の影響範囲に存在するので、ここの結果を安易に適用することは問題であると思われる。

チャック電流 I についてみると、 I の増加に伴い F_n は急激に増大した後一定値に収束している。この I と F_n の関係は他の実験でも同様の結果が得られている。これは、図4.5の磁束密度の測定結果とよく対応しており、 I の増加に伴い試験片内部に生じる磁束密度が飽和状態に達し、その結果吸着力も飽和し一定値に収束すると考えられる。

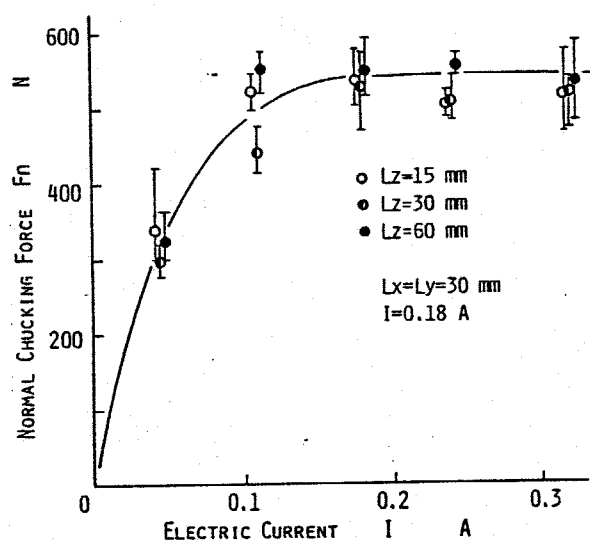


図4.13 吸着力に及ぼす高さの影響

4.3.4 吸着力に及ぼす接触状態の影響

図4.14は試験片の接触面の中心線平均あらさ R_a と吸着力 F_n および F_t との関係を示したものである。 R_a が増加するに従い、 F_n は直線的に減少するのに対し、 F_t はわずかに極大値を示した後減少している。吸着力や表面あらさの増加により減少する傾向は、接触抵抗や接触電気抵抗に及ぼす表面あらさの影響と対比できる。すなわち、表面あらさの増加により接触部の空隙割合が増えると、銅と空気では透磁率の比で $10^2 \sim 10^6$ 程度異なるので、磁束密度が大きく減少し吸着力が低下すると考えられる。 F_t が極大値をとる理由は今回の実験だけでは結論を導くこ

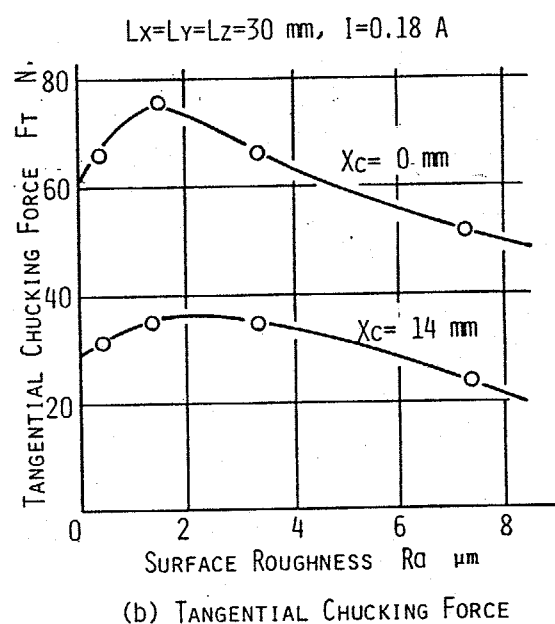
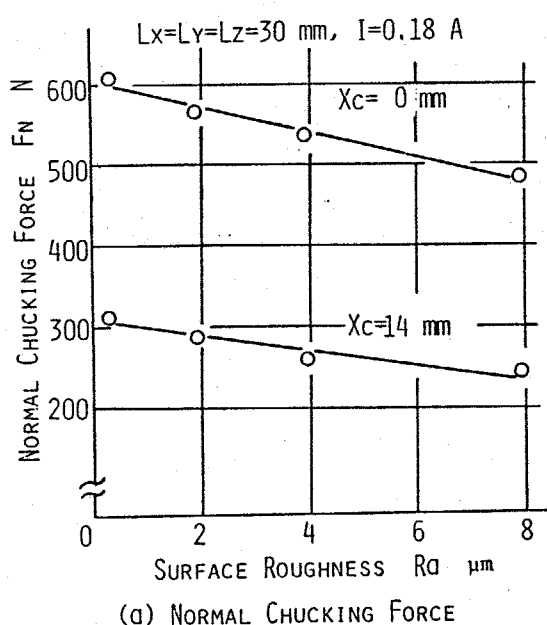


図4.14 吸着力に及ぼす表面あらさの影響

とができないが、次のことが予想される。表面あらさが粗いと接触部の凹凸がセパレータ（黄銅）部分に食い込むため F_t が増加する。ところが、あらさが更に増加すると F_n の値が減少する効果のほうが強く作用するため、 F_t も減少するのではないかと思われる。しかし、この種の接触問題は表面の物理化学的現象や微視的な変形挙動を考慮する必要がある、今後解決が望まれる課題である。

ところで、一般の機械部品では高い平面度を得ることが難しいこと、あるいは高い接触面圧を得るためなどの理由から、図4.15に示すような中缶形状が数多く用いられている。この中缶形状の溝深さ d や溝幅 C が吸着力に及ぼす影響について調べた結果を図4.15および図4.16に示す。溝深さ d を変化させた図4.15より、 d の増加に伴い F_n は急激に減少し、 $d > 1\text{mm}$ の範囲では

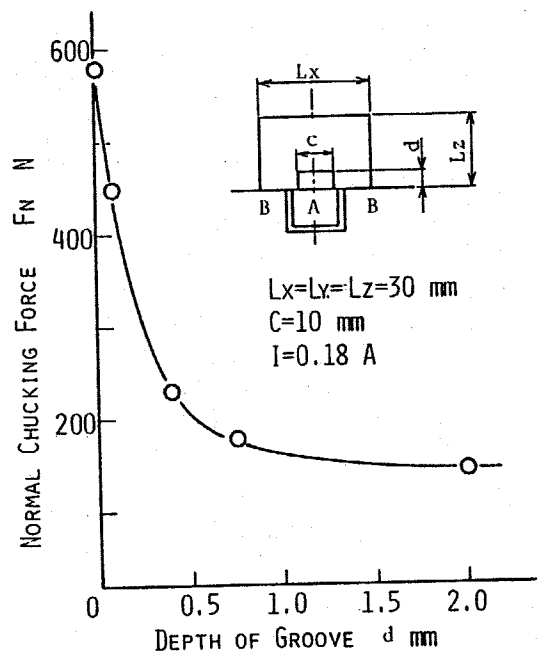
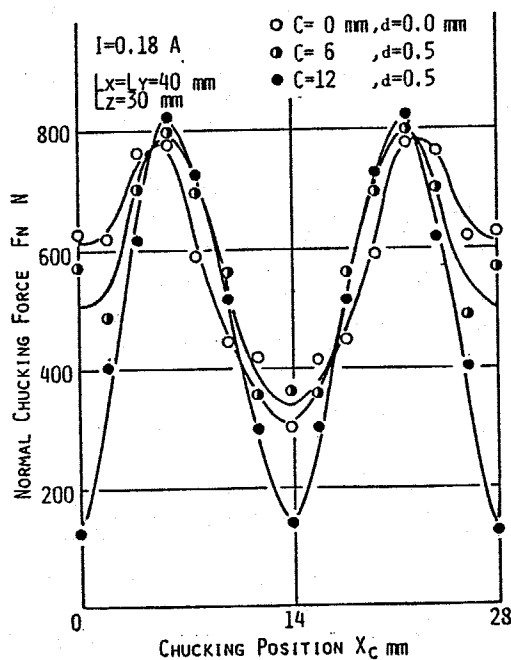


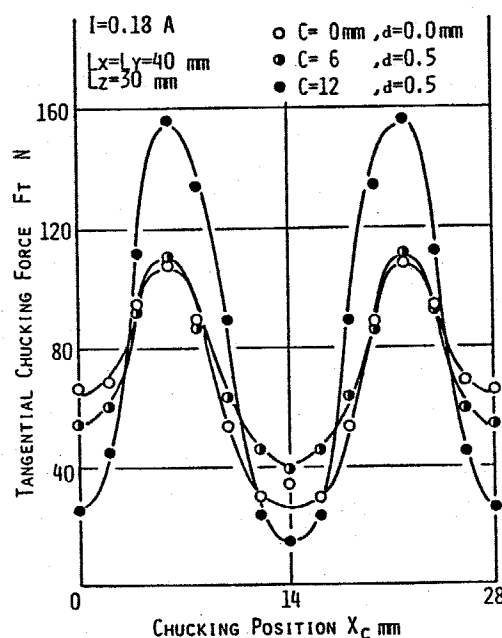
図4.15 中缶形状の溝深さの影響

一定値に収束することからわかる。これは、 d が小さい範囲では表面あらさと同様に吸着力に明白な影響を及ぼすが、 d が大きくなると今度は試験片の高さ L_z が示す挙動と類似して吸着力にほとんど作用しなくなると思われる。このことから、中低形状と対比できる表面のうねりも重要な影響因子であることが容易に想像できる。

図4.16は中低形状の溝幅 C を変化させた場合の結果である。溝幅 C の増加に従い、磁極 A に対応した吸着位置 $X_c (=0$ あるいは $28\text{ mm})$ においては F_n も F_t も減少していき、その他の吸着位置では複雑な挙動を示す。例え



(a) Normal Chucking Force



(b) Tangential Chucking Force

図4.16 中低形状の溝幅の影響

ば、セパレータの位置 ($X_c = 7$, あまは 21mm) では C の増大に伴い吸着力が遂に増加しており、特に F_a の $C = 12\text{mm}$ の場合にはその顕著に現れている。この溝幅 C による複雑な挙動は次のことが原因していると考えられる。溝幅 C は試験片の長さ L_x と同様に接触部に含まれる磁極の数と密接に関連しているため、吸着位置 X_c により吸着力に対する効果が微妙に変化すると推測できる。この実を解明するためには、試験片内部に形成される磁束密度の状態を詳細に調べる必要がある。

以上の実験結果を整理統合すると、電磁チャックの吸着力に及ぼす影響因子は以下に示す二つに大別できる。

- (1) 接触状態：接触面積，表面あらかさ，中位形状
- (2) 磁束密度状態：吸着位置，チャック電流，接触面に含まれる磁極の数

電磁チャックの保持特性を解明するためには、接触状態および磁束密度状態を正確に把握するとともに、これらの相互関係を明確に究明することが今後の重要な課題であろう。

4.4 電磁テックの保持特性

4.2節および4.3節ではそれぞれ電磁テック面上の空間磁束密度および電磁テックの吸着力を実験的に説明してきた。本節ではこれらの結果をもとにして、磁束密度と吸着力の関連性を明らかにし、電磁テックの保持特性、力学的境界条件について検討を加える。

4.4.1 磁束密度と吸着力の関係

電磁テックの吸着力は磁氣的吸引力によるもので、被削材の磁化状態が吸着力に支配的な影響を及ぼす。一般に、磁性体内の磁束密度 B は磁性体がないときの空間における磁束密度 B_0 と磁性体の磁化による磁化強さ J の和で表^{90), 91)}せる。

$$B = B_0 + J \quad (T) \quad \text{----- (4.1)}$$

また、空間磁束密度 B_0 と磁化の強さ J は磁界の強さ H に比例する。

$$B_0 = \mu_0 H \quad (T) \quad \text{----- (4.2)}$$

$$J = \mu_0 \chi H \quad (T) \quad \text{----- (4.3)}$$

ただし、 μ_0 ：真空中の透磁率 (H/m)

χ : 磁性体の比磁化率

ここで、式(4.2), (4.3)を式(4.1)に代入すると、次式が得られる。

$$B = \mu_0 H + \mu_0 \chi H = B_0 (1 + \chi) \quad \text{----- (4.4)}$$

従って、テックTM個上の空間磁束密度 B_0 を測定することにより、磁性体内の磁束密度を把握できることがわかる。ところが、実際の磁性体の磁化挙動には、ヒステリシス現象や磁化の飽和現象が生じるため、未解決な問題点が多く含まれている。また、接触部における表面あらかさが磁化現象に及ぼす影響などについては十分に検討されていないし、磁性体の比磁化率を正確に測定することも技術的に難しいとされている。そのため、式(4.4)を現実問題にそのまま適用するには無理が生じるものと考えられるが、この点に留意して磁束密度と吸着力の関連性について検討を加えてみる。

磁場が作用している2物体間に作用する吸引力 F_n は次式で与えられることが Maxwell により導かれている。⁸⁾

$$F_n = \frac{1}{2\mu_0} \int_S B^2 ds \quad (N) \quad \text{----- (4.5)}$$

ただし、 S : 作用面積 (m^2)

こゝでは、磁束密度 B は接触面に垂直に作用する成分、すなわち垂直成分が吸着力に関与することになる。そこで、実験に対応させて式 (4.5) と磁束密度の測定結果を用いて吸着力 F_n を理論的に求めてみる。計算においては試験片の比磁化率 μ_r を 50 とし、飽和磁束密度を考慮に入れると、試験片の接触部に生じる磁束密度の垂直成分は図 4.17 に示すように斜線部分で表される。この斜線部分の磁束密度を $B'(x)$ で表示し、式 (4.5) に代入すれば、垂直方向の吸着力 F_n は次式で求められる。

$$F_n = \frac{1}{2\mu_0} \int_0^{L_x} \{ B'(x) \}^2 \cdot L_y \cdot dx \quad (N) \quad \text{--- (4.6)}$$

ただし、 L_x : 試験片の長さ (m)

L_y : 試験片の幅 (m)

式 (4.6) を用いて各吸着位置 x_c における吸着力 F_n を求めた計算結果を図 4.18 に示す。吸着位置 x_c により吸着力 F_n が微妙に変化する傾向は得られるが、実験結果の図 4.9 に比べると変化の割

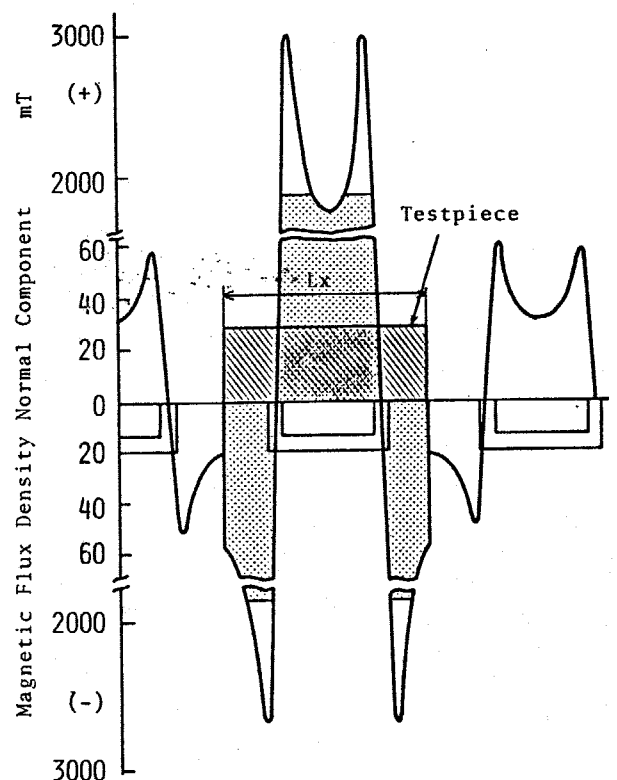


図4.17 接触部近傍の磁束密度状態

合は小さく、傾向が一致

しているとはいえない。

この原因としては、前述

したように未解決の問題

点を含んだまま議論を展開

していることが考えら

れる。磁束の漏れや磁束

の集中などの現象を正確

に把握するとともに、こ

れらの現象に及ぼす接触状態の影響を解明することが必

要であろう。

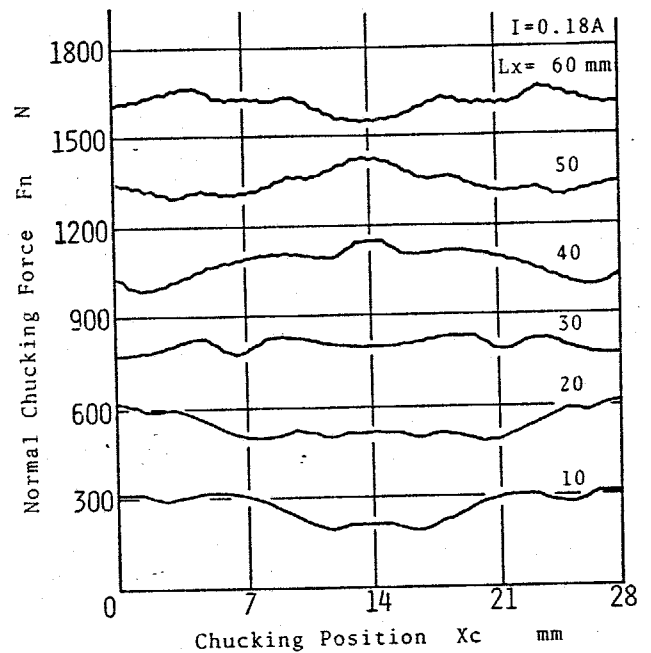


図4.18 磁束密度から算出した吸着力

4.4.2 単位長さあたりの吸着力

空間磁束密度の分布状態から吸着力を求めるためには解決しなければならぬ問題点の数多く残されている。

そこで、次に実験結果から単位長さあたりの吸着力を求め、工学的な観測より電磁チャックの力学的境界条件について検討を加えてみる。

垂直方向の吸着力 F_n は吸着位置 X_c に関して周期性をもつことから、単位長さあたりの吸着力 f_n もチャック面上の位置 X に関して周期性をもつと考えられるので、各位置における単位長さあたりの吸着力 $f_n(X)$ を三角関数の和、すなわちフーリエ級数の形で表示した。

$$f_n(X) = a_0 + a_1 \cos X + a_2 \cos 2X + \dots + b_1 \sin X + b_2 \sin 2X + \dots \quad (4.7)$$

この $f_n(X)$ と実験で求めた垂直方向の吸着力 F_n とは、図 4.19 に示すように、次式の関係で表せる。

$$F_n(X_c) = \int_{X_c - Lx/2}^{X_c + Lx/2} f_n(X) \cdot dx \quad (4.8)$$

式 (4.7) において係数を $a_0 \sim a_6$ 、および $b_1 \sim b_6$ の 13 個について検討することとし、これを式 (4.8) に代入し積分すると次式が得まる。

$$F_n(X_c) = \left[a_0 x + \sum_{k=1}^6 \frac{a_k}{k} \sin kx - \sum_{k=1}^6 \frac{b_k}{k} \cos kx \right]_{X_c - \frac{Lx}{2}}^{X_c + \frac{Lx}{2}} \quad \text{---- (4.9)}$$

式(4.9)において，未定係数は13個あるが，実験結果より異なる13個の X_c における吸着力 $F_n(X_c)$ の値を求めることができるので，13元1次方程式が得られる。この13元1次方程式を解けば式(4.7)の未定係数が定まり，各位置における単位長さあたりの吸着力 $f_n(x)$ が求まることになる。

以上の手順に従い単位長さあたりの吸着力 f_n を求めた例を図4.20に示す。 f_n の値は位置 x により大きく変化しており負の値を示す場所が存在する。また，物理的には Lx の値によらず f_n は x に関して同一の分布状態になると予想されたが， Lx の値が

変わると f_n の分布も明白に異なることが確かめられる。

このように，実験結果の吸着力 F_n から逆算した単位長さ

あたりの吸着力 f_n は， F_n と同様に複雑な挙動を示す

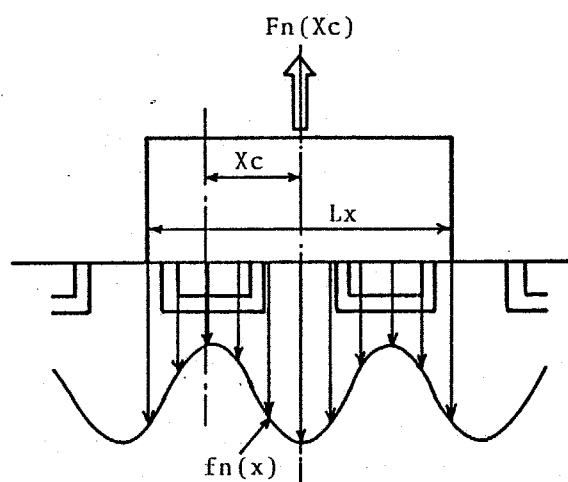


図4.19 吸着力と単位長さあたりの吸着力の関係

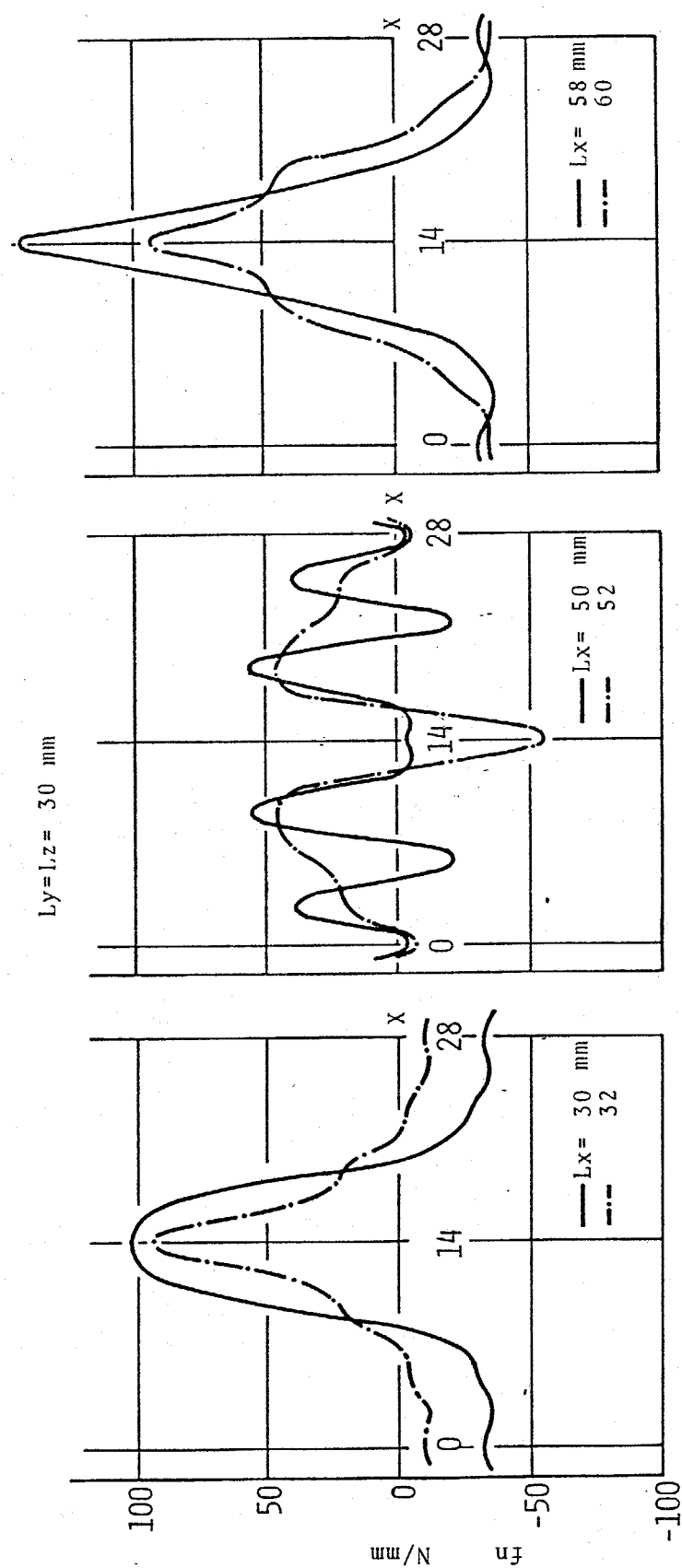


図4.20 実験結果より算出した単位長さあたりの吸着力

ことがわかる。その原因としては、4.4.1でも述べたように、磁束の集中などの現象を考慮に入れていないことが挙げられる。この点についてのより詳細な検討は今後の課題として、ここでは工学的な観点から電磁干渉の保持特性を調べてみる。

図4.20あるいは図4.12の結果から単位面積あたりの吸着力について検討すると、前述したように L_x や X_c の値により大きく左右されるが、 $L_x=60$, $L_y=30$, $L_z=30$ の場合で垂直方向の吸着力 F_n が約800Nであり、単位面積あたりの吸着力としては約440 kPaと小さい。ところで、JIS規格(B6156)に規定された吸着力試験の結果と比べると、試験片が 1cm^2 と小さいため面圧で980 kPaが平均値として要求されていることになる。しかしながら、JISのこの値を通常の試験片に適用できないことは既にいままでの実験結果から明らかである。種々の条件を考慮しても一般的な寸法の試験片に対しては、約200~600 kPaが実際の単位面積あたりの吸着力であり、他の保持方法と比べて電磁干渉の保持力は強固とはいえない。

次に、保持状態と試験片の変形挙動の関係に着目すれば、両端単純支持されたはりに垂直方向の吸着力 F_n が集中荷重として作用した場合、および平均した単位長さあたりの吸着力 f_n が分布荷重として作用した場合、それぞれの場合に生じるたわみ δ_1 および δ_2 は次式で表わすことが知られている。

$$\delta_1 = \frac{F_n l^3}{48 EI} \quad \text{----- (4.10)}$$

$$\delta_2 = \frac{5 f_n l^4}{384 EI} \quad \text{----- (4.11)}$$

ただし、 E ：縦弾性係数

I ：断面二次モーメント

l ：はりの長さ

実際の数値を代入させて δ_1 および δ_2 を試算すると、いずれの場合も $1\mu\text{m}$ 以下の値しか得られないことから、電磁チャックが研削加工で生じる熱変形を抑制するという効果はあまり期待できない。力学的境界条件としての電磁チャックの保持特性は、熱変形に起因した研削加工精度に対してそれほど重要な影響を及ぼさず、単純支持の状態といえる。

4.5 ま と め

本章では、平面研削加工での高い使用頻度にもかかわらず、その性能や特徴に関して十分に理解されていない電磁チャックを対象として、その保持特性を解明することを目的に、電磁チャック面上の空間磁束密度分布および電磁チャックの吸着力について検討を行った。その結果、以下のことが明らかとなった。

- (1) 電磁チャック面上の空間磁束密度は不均一で周期的な分布状態を示し、磁極によりその性格が明確に異なる。
- (2) 吸着力は(1)項の磁束密度と密着に関連して試験片の吸着位置、すなわち磁極との相対位置関係により顕著に変化する。
- (3) 垂直方向の吸着力と水平方向の吸着力の関係は概略的には摩擦係数で表すことができ、その値は0.1~0.2である。
- (4) 試験片の形状と吸着力の関係は、単純に接触面積で整理することはできず、磁極に垂直な方向の接触長さが最も支配的な影響を及ぼす。

- (5) 吸着力は接触面の表面あらさや中低形状などの接触状態に著しく左右され複雑な挙動を示す。
- (6) 以上の特性は電磁チャック特有の構造に起因し、各部が直接内部の鉄心に接触している磁極Aとそうでない磁極Bではその電磁気学的な性質が明白に異なり、これが電磁チャックの保持特性と密接に関連している。
- (7) 電磁チャック面上の磁束密度分布から吸着力を理論的に求めるためには、あるいは電磁チャックの吸着力を実用的な面圧分布で表現するためには、磁束の漏れや集中などの磁気現象をより正確に把握し考慮する必要がある。
- (8) 一般的寸法の試験片に対する吸着力は面圧で約 $200 \sim 600 \text{ kPa}$ と小さいことから、電磁チャックの力学的境界条件が研削過程の変形挙動を抑制する効果はあまり期待できない。

第5章 研削加工における加工精度

5.1 ま え が き

前章までに研削加工における寸法・形状精度と密接に関連すると考えられる、被削材の熱的および力学的境界条件を明らかにしてきた。本章では、これら周辺環境条件が研削加工精度に及ぼす影響を解明することを目的とし、研削実験および数値計算によるシミュレーションを行う。

研削加工精度に関する研究はこれまでも数多く行われており、被削材の温度分布と熱変形の関係が検討されている。例えば、³⁰⁾Yokoyamaらや³¹⁾Yamamotoらはそれぞれ平面研削や円筒研削について被削材の温度分布と加工精度との関連を解析している。³²⁾中野らは平面研削における形状誤差に及ぼす各種の影響因子について実験的に調べるとともに、有限要素法を用いて熱変形量を計算で求めている。また、³⁴⁾鍵和田らはリラクゼーションの考え方を導入した数値解法を用いて熱変形と熱応力を計算し、加工精度や研削割れについて検討を加えている。一方、³⁵⁾Théらは熱変形挙動を二つの領域に分解して検討する方法を

提案しており、被削材表層部ではそりを生じると仮定し、この熱変形による研削抵抗の変化について論述している。

ところが、これらの研究は周辺の境界条件を正確に把握しておらず、その多くは解析過程で何らかの理想化を行っているため、実際の研削加工に適用するには多くの問題点を含んでいる。そして、被削材の温度分布が加工精度に重要な影響を及ぼすことが指摘されているにもかかわらず、両者の具体的な関連性についてはほとんど言及されていない。また、実際の加工では影響因子が数多く存在するが、これらが温度分布や加工精度に及ぼす影響割合、あるいは各因子間の関係についても未整理の状態といえる。

そこで、本章では各条件のもとで平面フロッジ研削実験を行い、加工精度に及ぼす因子を具体的に把握するとともに、その結果と第3章および第4章で求めた周辺環境条件との関連性について検討を加えた。更に、被削材内部の温度分布状態が加工精度に対して支配的な役割を演じることを明らかにし、その結果をもとに周辺の環境条件を考慮して研削過程のシミュレーションを行い、被

削材の温度分布を予測することにより、加工精度に及ぼす各因子の影響割合とその相関関係について考察を加えた。

5.2 加工精度に及ぼす影響因子

5.2.1 実験装置および方法

研削実験は図5.1に概略を示すように、横軸角テーブル型平面研削盤を用いて、横送りをせずに同一面を研削する平面フランチ研削を行った。切込み量 D は上向き研削時にのみ与えられ、下向き研削時には前回の切り残し量を研削することになる。

試験片には側面より幅中央部まで $\phi 1.0 \text{ mm}$ の穴を設け、これに $\phi 0.32$ の銅-コンスタンタン熱電対を挿入し実浴接し、この熱電対により研削中における試験片内部の温度変化を連続的に測定した。研削面と取り付け面（電磁クランプと接触する面）を除く試験片側面は、厚さ約 30 mm の発泡ポリウレタン断熱材で覆われている。これは、

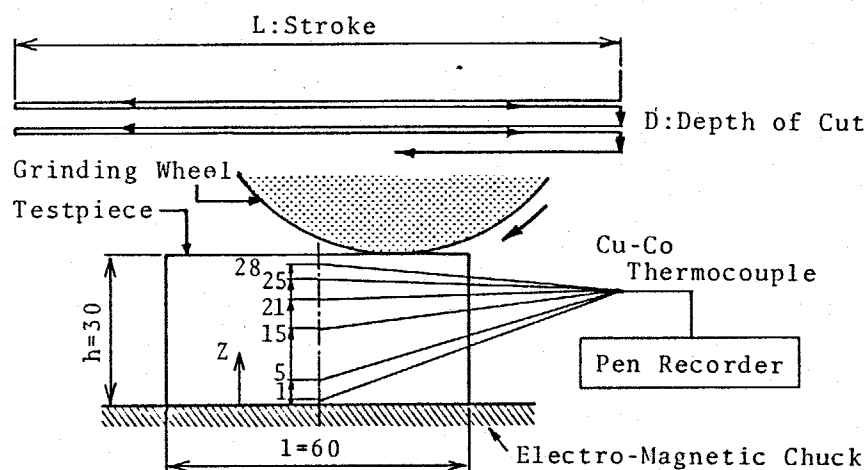


図5.1 平面フランチ研削実験の概略図

熱的境条件である

熱伝達率を側面にお

いて一定に保つこと

により、熱変形挙動

を単純化し、これに

及ぼす影響因子を明確に把握するためである。なお、表5.1 に示すように、実験に用いた研石車、試験片およびドレッシング条件は同一としている。

図5.2は試験片内部の温度変化を取り付け面からの高さ Z を変数にして測定した例であり、各位置の温度 T は室温からの温度差

を意味する。実験

では設定切込み量

D で連続的に研削

を行い、所定の研

削回数 n に達した

時点(図5.2のA点)

で研削盤を停止し

ており、スパーク

表5.1 実験条件

Grinding Wheel (Size)	WA46J6V 205x19x31.75 mm
Rotational Speed	2850 rpm
Table Speed	180 mm/s
Dressing Conditions (Sparkout)	14 μ m $\times$ 2+10 μ m $\times$ 2+6 μ m $\times$ 3 3 times
(Feed Rate)	0.2 mm/rev.
Testpiece (Size)	SK3 60x30x16 mm

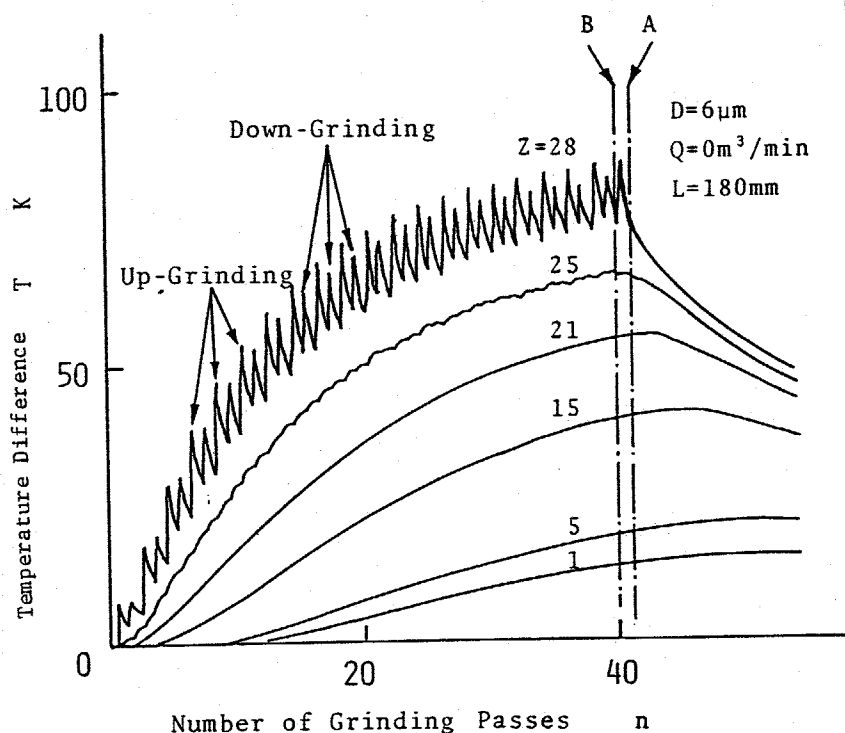


図5.2 試験片内部の温度変化(実験値)

アウトの工程は含まれない。研削面 ($Z=30\text{mm}$) に近い場所においては、砥石車の通過に伴い温度は急激に変化し極大値を示す傾向があり、切込みを equal された直後である上向き研削のほうが下向き研削に比べて極大値が大きい。また、研削回数 n の増大に従い各部の温度は上昇するが、 Z が小さい研削面から離れた場所では遅れて緩やかに上昇している。

試験片長手 (X 軸) 方向についても同様に温度変化を測定した。研削面近傍では砥石車の通過に伴う急激な温度上昇は、通過時間の違いに対応して時間的なずれを生じるが、その差はテーブル速度が 180 mm/s なので約 0.3 秒とわづかである。また、 $Z=25\text{ mm}$ の場所では中心部分の温度が側面部分に比べて約 10% 程度高くなることが確かめられた。ところが、その他の場所では X 方向に関してほとんど一樣とみなせるため、温度分布は Z 方向の一次元を考慮すれば概略的には十分と考えられる。

研削実験後の試験片形状は図5.3に示すように、試験片の中央部分が低い中低形状になる。中低形状は X 軸方向に限らず Y 軸方向に対しても生じるが、両者を比較す

ると前者が10倍以上大き
 さいことから、ここ
 ではX軸方向の中径量 δ
 をうねり曲線より測定
 し比較検討した。また、
 実験の前に試験片と同
 じ寸法（高さ）に仕上

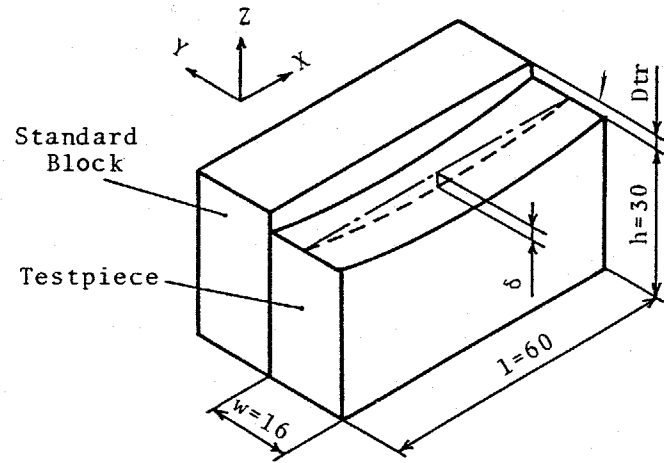


図5.3 研削実験後の試験片

げた基準片との差 D_{tr} についても測定を行った。この値
 は総設定切込み量 D_t （＝設定切込み量 $D \times$ 切込み回数）
 と一致しないことが多く、これが寸法誤差に結びつくの
 で、両者の差 $(D_{tr} - D_t)$ を過研削量 Δ と定め検討を加え
 ている。

5.2.2 中低量に及ぼす影響因子

各種実験条件のもとで平面フランクジ研削を行い、各因子が中低量 δ に及ぼす影響について調べた結果を図5.4～図5.8に示す。

図5.4は中低量 δ と研削回数 n の関係を設定切込み量 D を変数としてまとめた結果である。図中に表示した記号 Q および L はそれぞれ研削油剤の供給流量およびテーブルの移動量を意味する。 $D=2\mu\text{m}$ の場合をみると明らかのように、研削回数 n の増加に従い中低量 δ は急激に増加したのち一定値に収束する傾向がある。また、設定切込み量 D が大きくなると δ も増大することかわかる。

ただし、この例は

乾式研削 ($Q=0\text{ m}^3/\text{min}$)

なので、 D

と n の両方が大さ

い場合にはびびり

振動が生じ不安定

になることが確認

された。

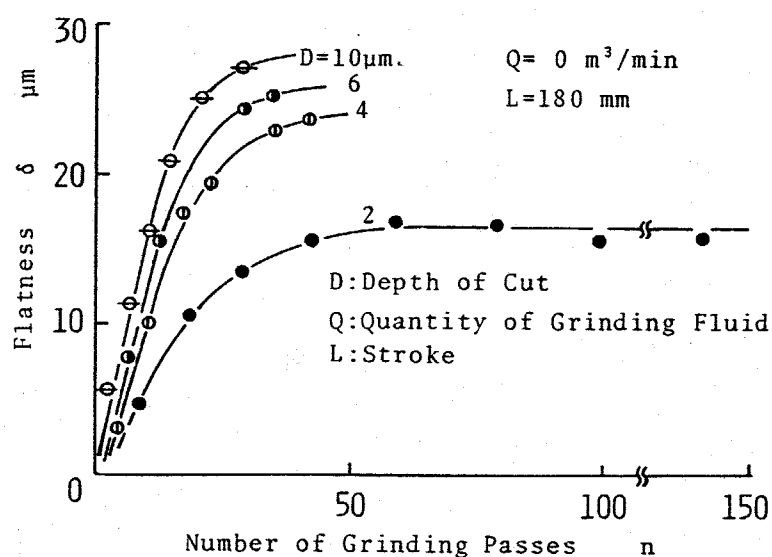


図5.4 中低量と研削回数の関係

図5.5(a)は設定切込み量 D と中低量 δ の関係を研削回数 n を一定にして比較した結果である。 D の増加に従い δ も増大するが、 n と D が大きい場合には δ の増加割合は減少する傾向がみられる。

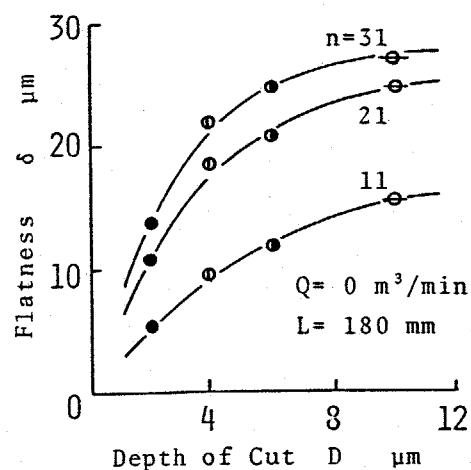
(a) $n = \text{const}$

図5.5(b)は総設定切込み量 D_t (= 設定切込み量 $D \times$ 切込み回数)を一定にして D と δ の関係を調べた例である。研削油剤の供給流量 Q が $2.07 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{min}$ の場合、 δ の値は小さいが、 D が増加につれて指数関数的に増加していき、

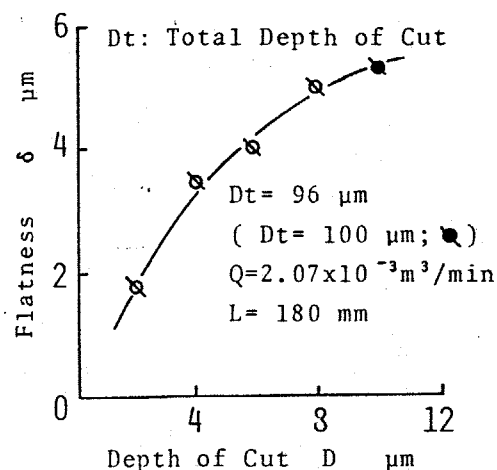
(b) $D_t = \text{const}$

図5.5 設定切込み量と中低量の関係

に増加していき、

次に、研削油剤の供給流量 Q を変化させた場合の結果を図5.6に示す。ここでは油剤の潤滑効果よりも冷却効果

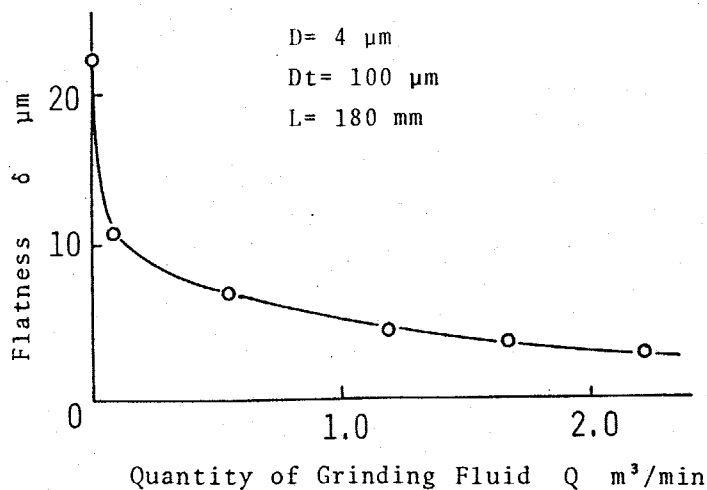


図5.6 研削油剤の供給流量と中低量の関係

に着目しているので、ソリユールタイプの油剤を水で約200倍に希釈して使用した。供給流量 Q の増加に伴い、 δ は急激に減少した後一定値に漸近している。 Q が $1.0 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{min}$ 以下では油剤は研削臭に到達してはいないのだが、わずかな量でもそれに対しては著しい効果を示すことが明らかである。この点に関しては、第3章で求めたように、被削材表面の湿式における局所熱伝達率が乾式に比べると約100倍大きいことを考慮すれば容易に理解できる。

図5.7は電磁チャックの吸着力 F_n を変化させた場合の実験結果である。吸着力 F_n が中低量 δ に及ぼす影響は少なく、予想と反して F_n の増加に伴い δ がわずかながら増大する結果が得られた。

第4章で述べたように、電磁チャックの保持力は被削材のそりに対する抑制効果をもたないもので、 δ には明白な影響を及ぼさない。ただし、実

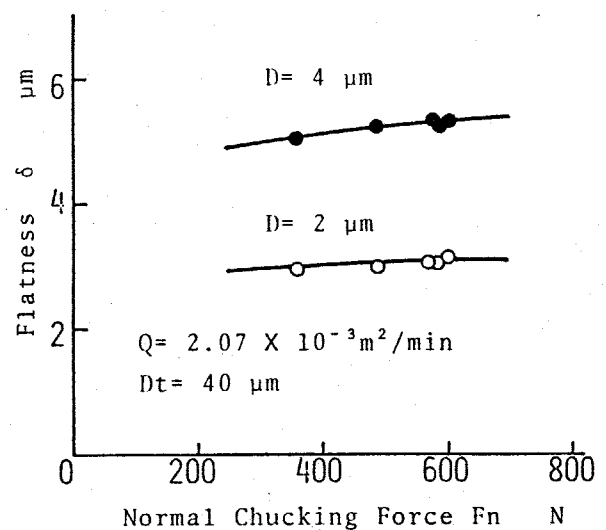


図5.7 電磁チャックの吸着力の影響

際には長手方向の伸びによる熱変形も考慮する必要がある、この挙動が δ の増大に関連するものではないかと考えられる。

図5.8 はテーブルの移動量 L について調べた例で、 L が大きくなり空研削時間が長くなると、 δ は減少する結果が得られた。

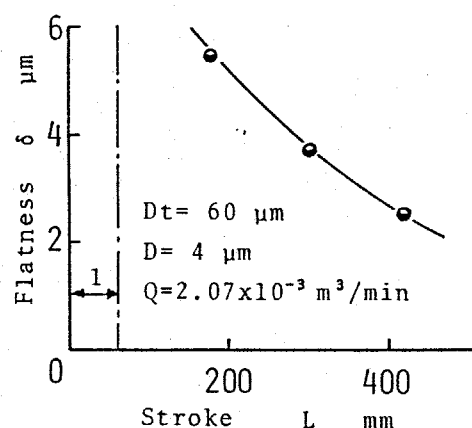
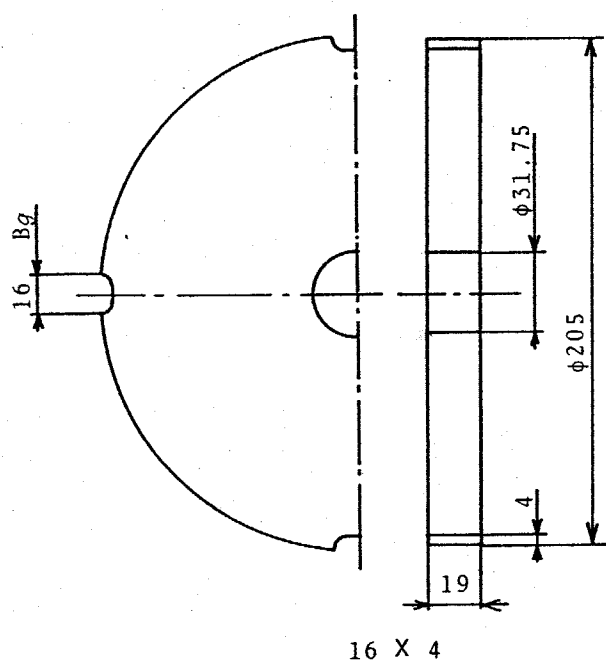


図5.8 テーブルの移動量の影響

以上の実験結果をまとめると、 n 、 D 、 Q および L は中低量 δ に対して重要な影響を及ぼすことがわかる。そして、 D と n の増加は δ の増加に結びつくのに対し、 Q と L の増加は δ の減少に対応することが実験的に明らかにされた。一方、電磁チャックの吸着力はほとんど δ の値に関与しないことが確認できた。

5.2.3 特殊形状の砥石車の性能

第2章および第3章で検討を加えたように，外周面が切欠かれた特殊形状の砥石車は，通常の砥石車と比較して，砥石車周辺の流れが増大し，乾式，湿式いずれにおいても高い熱伝達率を示す。この特徴が研削加工精度に及ぼす影響について調べるために，図5.9に示すように，外周面に溝を加工した砥石車を用いて同様の平面フランチ研削を行った。溝の加工は超硬工具を用いて深さ4mmに仕上げており，溝幅 B_g および溝数 Z_g が異なる5種類の溝入り砥石と溝無し（通常の砥石車）の計6種類について



Grinding Wheel : WA46J6V

B_g (mm)	Z_g	a_g/A_0 (%)	
0	0	0	○
4	4	2.5	●
4	10	5.0	△
4	16	10.0	▲
10	4	5.0	□
16	4	10.0	■

B_g : Width of Groove

Z_g : Number of Grooves

A_0 : Peripheral Area of Grinding Wheel

a_g : Total Area of Grooves

a_g/A_0 : Ratio of Groove / Peripheral Areas

図5.9 特殊形状の砥石車

検討を加えた。なお、図5.10および図5.11にそれぞれ試験片の形状および研削抵抗の測定装置を示すように、圧電型動力計を用いて研削抵抗の測定も行っている。ただし、試験片はM8のボルト二本で動力計に固定されており、動力計は電磁テックにより保持されているため、前述の平面アランジ研削実験における試験片の固定状態とは異っている。この点を除けば実験条件は同じである。

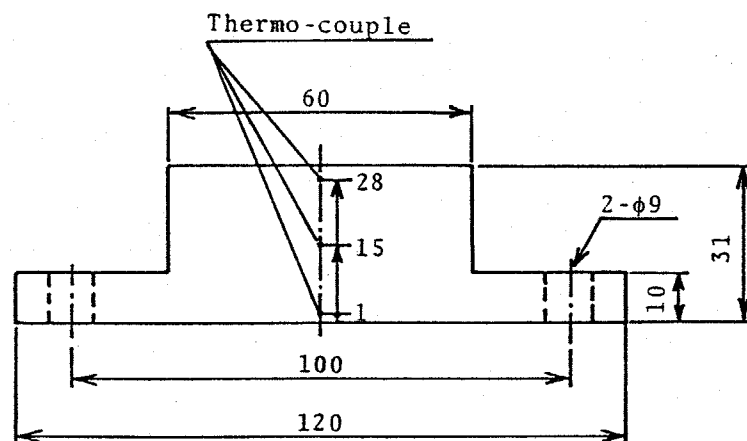


図5.10 研削抵抗測定用試験片

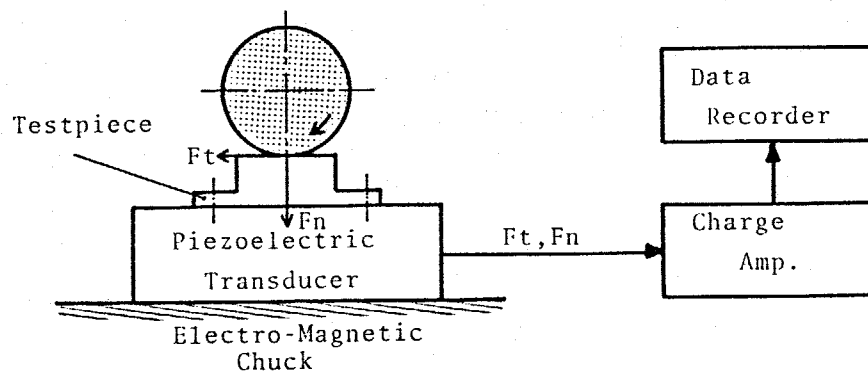
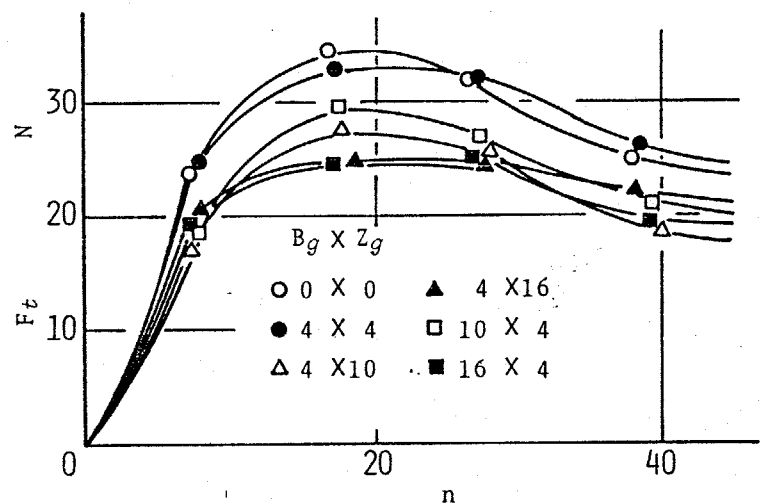


図5.11 研削抵抗の測定装置

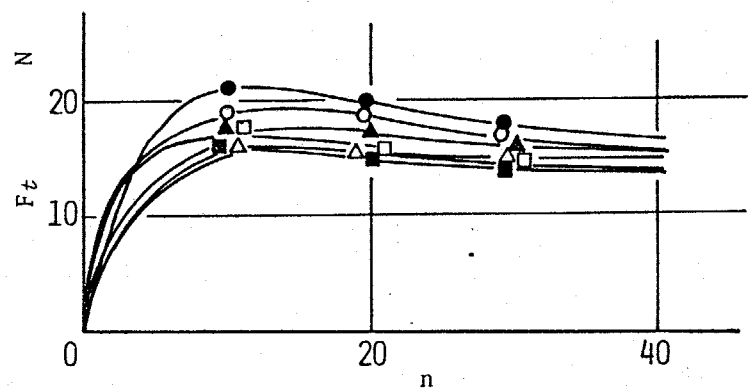
研削回数 n と上向き研削時における研削抵抗の水平成分 F_T との関係を図5.12に示す。同図(a)および(b)はそれぞれ乾式および湿式研削の結果で、いずれの場合も n の増加に従い F_T は急激に増加した後一定値に近づく傾向がみられる。定常状態において乾式と湿式を比較すると、水

で200倍に希釈しているためあまり油剤の潤滑効果は期待できないのもかわらず、湿式研削では F_T の値が乾式よりも10~20%低下することがわかる。この原因は、今回の実験だけで結論を導くことは危険ではあるが、熱的境界条件の違いに起因す



(a) Dry Grinding

$Q = 0 \text{ m}^3/\text{min}$
 $D = 2 \text{ }\mu\text{m}$



(b) Wet Grinding

$Q = 2 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{min}$
 $D = 2 \text{ }\mu\text{m}$

図5.12 研削抵抗の変化

ると考えられる。この点に関しては次節で詳しく触れてみたい。

次に、興味深いことは、特に乾式研削の場合に顕著であるが、 F_T の値がオーバーシュートする挙動が認められる点である。これに伴う F_T の変化は弾性変形に起因した切残し量によって説明されることが多いが、このオーバーシュート現象の度合は乾式と湿式で異なることから、弾性変形だけでなく熱変形も関係していることが容易に予想できる。そこで、オーバーシュート状態における1パスあたりの研削抵抗の変化について調べた。図5.13は遮断周波数約30Hzのローパスフィルタに通して研削抵抗を再生した結果で、(a)および(b)はそれぞれ乾式および湿式の場合である。乾式研削の場合にはその状態に対応した研削抵抗の変化がみられるのに対して、湿式研削ではほぼ一定の値を示している。この結果

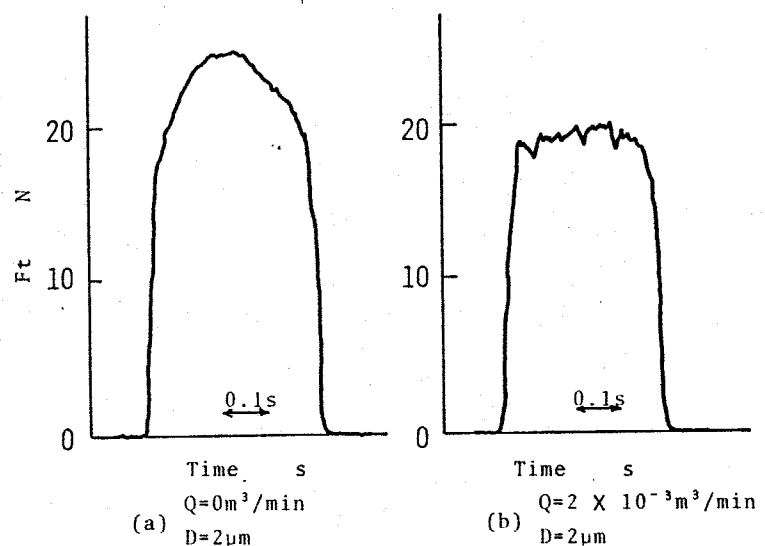


図5.13 1パスあたりの研削抵抗の変化

は弾性変形だけでは説明できないことが確かであり、熱変形挙動の重要な役割を演じていると思われる。この点については、前述した湿式研削における研削抵抗の低下と同様に次節5.3.3で詳しく検討を加える。

F_T の値は a_g により変化することが確かめられたので、次に一定値に研削抵抗が収束した状態で溝無し砥石と溝入り砥石の比較を行った。図5.14は溝無しと通常砥石の水平成分を F_{T0} とし、これと溝入り砥石の水平成分 F_T との比を溝面積比 a_g/A_0 で整理した結果である。溝幅 B_g と溝数 Z_g が 4×4 の場合を除くと、溝入り砥石の場合には F_T/F_{T0} の値が40～20%程度減少している。しかし、溝面積比 a_g/A_0 と F_T/F_{T0} の間にはそれほど明確な相関関係

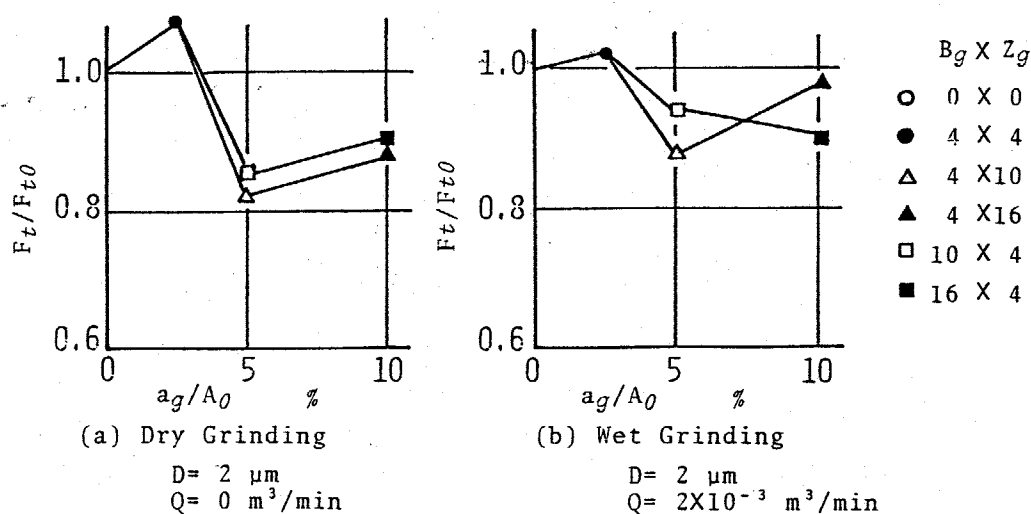


図5.14 研削抵抗に及ぼす溝面積比の影響

は認められる。この溝の存在による研削痕の減少に関しては、今回の実験だけでは十分な説明を加えることは難しく今後の課題と考へてゐる。

続いて、図5.15は溝面積比 a_g/A_0 が中低量 δ に及ぼす影響を調べた結果である。乾式研削の場合には、 a_g/A_0 の増加は δ の減少につながっており、溝幅 B_g よりも溝数 Z_g の増加のほうが δ の減少に対して効果的であることがわかる。湿式研削の場合には、研削油剤の供給流量 Q が少ない状態では、 Z_g の増加に伴い δ は減少するのに対し、

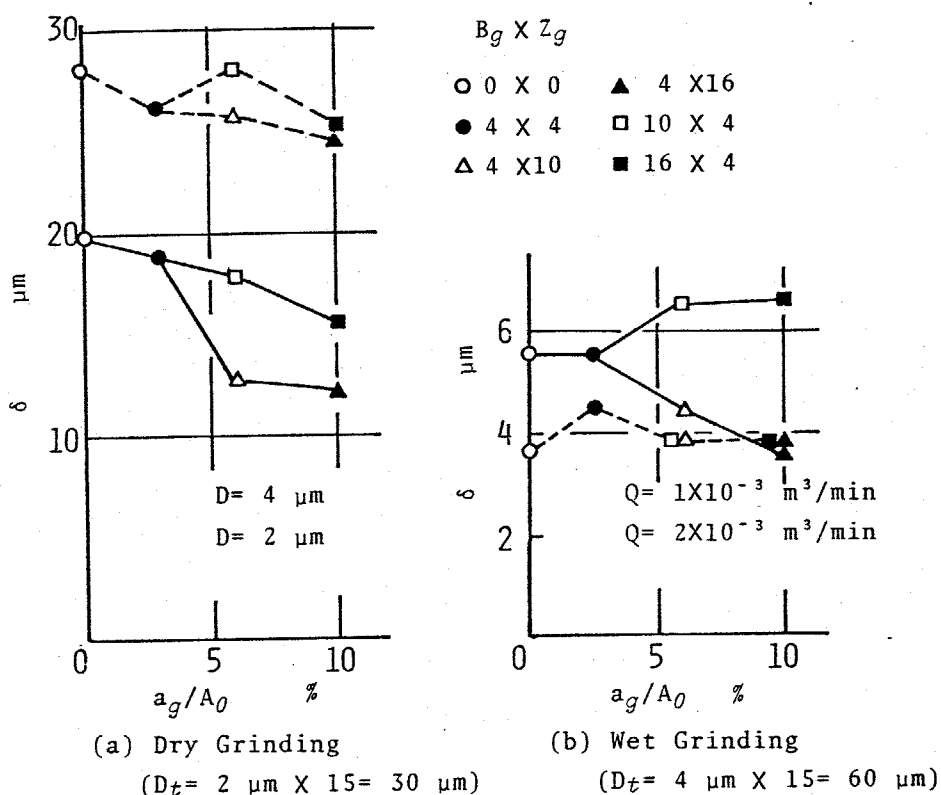


図5.15 溝面積比が中低量に及ぼす影響

B_g の増加に対しては δ が逆に増加している。ところが、流量 Q が多い状態では Q_g/A_0 の値によらず δ はほぼ一定値を示し、溝の存在による効果は現れない。このように、中流量 δ に対する溝の効果は実験条件により微妙に異なることが明白である。この原因について、第2章および第3章で得られた被削材表面での熱と流れの挙動を考慮に入れて考察すると次のことがいえる。

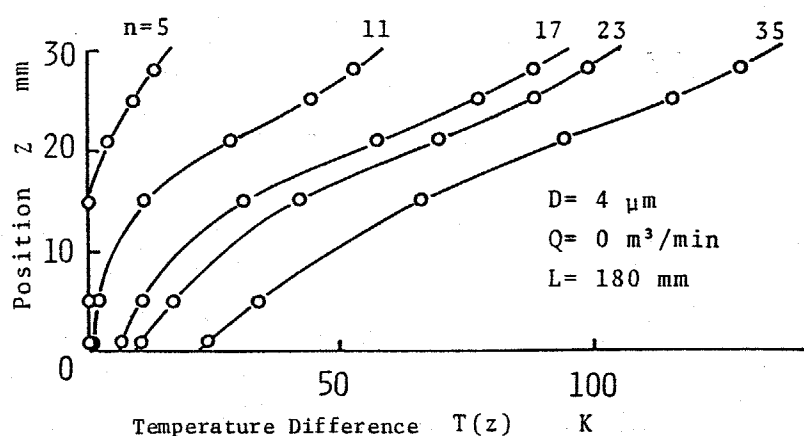
溝の存在は、砥石周囲の空気の流を増大し、乾式研削の場合には局所熱伝達率を増加させるので、その冷却効果が中流量の低下に結びつく。一方、増大した空気の流は油剤の供給状態に対しては悪い影響を及ぼすため、特に油剤の供給流量が少ない場合には研削臭に油剤が到達するか、到達しないかで、中流量に及ぼす効果は極端に異なると思われる。従って、 B_g が大ききときは油剤が研削臭にほとんど供給されていないために中流量が溝無し砥石よりも増加したといえる。ところが、供給流量が大きくなると、溝の有無にかかわらず研削臭には充分流量の油剤が供給され、熱伝達率が向上する。熱伝達率がある程度以上の値を示す状態では、次節で詳細に論及

するように、熱伝達率が加工精度に及ぼす影響割合は減少するので、中位量では一定値となり溝の効果は具現化されないものと考えられる。以上のように、溝入り砥石では使用条件によりその効果が微妙に異なることから、特殊形状の砥石車を使用する際には油剤の供給状態などの周囲の状況をよく吟味することが必要であろう。

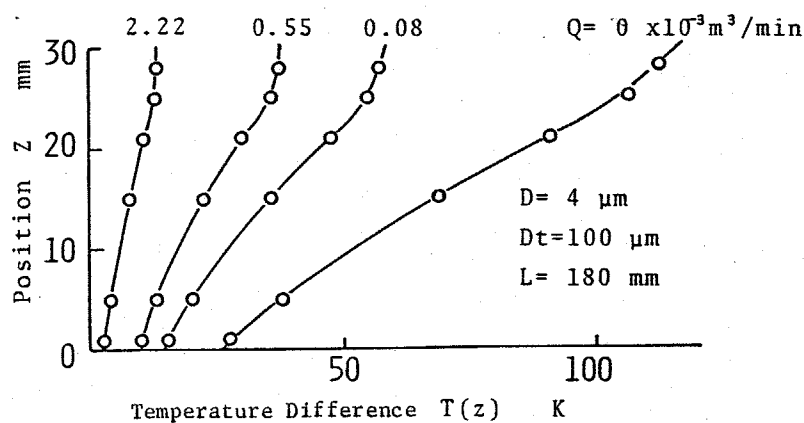
5.2.4 加工精度と被削材内部の温度分布

各種実験条件のもとで求めた中低量 δ および通研削量 Δ と試験片内部の温度分布との関連性について検討を行ってみる。研削中の被削材は温度分布に起因して生じる曲げモーメントにより、そりと呼ばれる中高状態に変形することが知られている^{32), 35), 51)}。実験では最終の研削を行う直前(図5.2のB点)における温度分布の状態が、試験片のそりや熱膨張に対応すると考えられ、これらが加工後の中低量 δ や通研削量 Δ と密接に関連すると予想されるので、B点における温度分布について整理を行った。

図5.16(a)は研削回数 n の変化に伴う試験片内部の



(a) Number of Grinding Passes



(b) Quantity of Grinding Fluid

図5.16 試験片内部の温度分布

温度分布を求めた結果である。 n が小さい場合には研削面近傍の温度のみが大きく上昇し、 n の増加とともに取り付け面近傍の温度も徐々に増加することになる。また、乾式研削のため下部と比べると上部の温度勾配の大きいことが特徴に挙げられる。図5.16(b)は研削液の供給流量 Q を変化させた場合の結果である。 Q が増加するに従い、全体の温度が低下するとともに、平均的な温度勾配も顕著に減少している。また、研削面近傍の温度勾配は小さく、流量が多い場合には表面より内部の温度が高くなる状態も測定された。

図5.16の(a)と(b)を比較すると、温度分布の形状は各実験条件で明白に異なることが確認できる。そこで、温度分布の状態と中低量 δ および過研削量 Δ との相関について検討を要する。一次元的な温度分布をもつばかりが拘束される場合には次式に示す熱応力 σ_x (Pa) ^{92), 93)} が生じる。

$$\sigma_x = -\beta E T(z) + \frac{1}{h} \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \beta E T(z) dz + \frac{12\delta}{h^3} \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \beta E T(z) z dz$$

----- (5.1)

ただし、 β : 線膨張係数 (K^{-1})

E : 縦弾性係数 (Pa)

h : ばりの高さ (m)

$T(z)$: 各位置の温度 (K)

z : 高さ方向の位置 (m)

(この場合, z はばりの中心を原点とする)

中位量 δ に最も関連する α は曲げ応力であり, この点を考慮すると式 (5.1) における第3項が重要な意味をもつと考えられる。一方, 過剰量 Δ は α と密接に関連することは容易に理解できる。

そこで, α の項を直線的な温度勾配をもつ場合で, かつ両端単純支持の条件のもとで解くと, ばりの中央部分のそり量 δ' は次式⁹⁴⁾で与えられる。

$$\delta' = \frac{\beta l^2}{8h} \cdot \Delta T \quad \text{----- (5.2)}$$

ただし, l : ばりの長さ (m)

ΔT : 上面と下面の温度差 (K)

次に, α の項についても同様に解くと, ばりの熱膨張量 Δ' は次式で求められる。

$$\Delta' = \beta h \cdot T_m \quad \text{----- (5.3)}$$

ただし, T_m : ばりの平均温度上昇 (K)

この δ' と Δ' はそれぞれ研削加工における中位量 δ と過研削量 Δ に対応し、温度差と平均温度上昇が支配的因子といえるので、次に示す手順で実験結果より平均的な温度差および平均温度を求め検討を加えた。

図5.16 に示した温度分布をもとにして各位置における温度 $T(z)$ を最小二乗多項式近似により次式のように三次曲線で表示した。

$$T(z) = a_0 + a_1 z + a_2 z^2 + a_3 z^3 \quad (a_i: \text{定係数}) \quad \text{--- (5.4)}$$

式 (5.4) を用いて数値積分を行うことにより、平均温度 T_m および平均温度勾配 T_c を求めるとともに、平均温度差 ΔT_e を算出した。

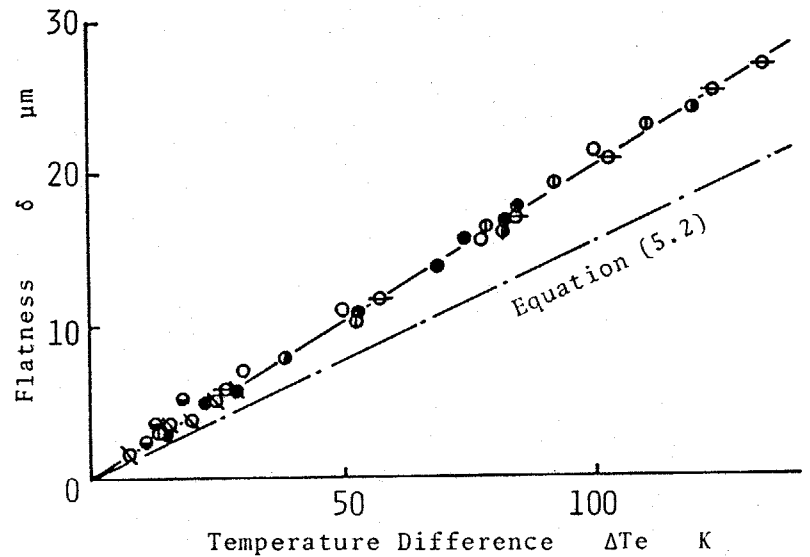
$$T_m = \frac{1}{h} \int_0^h T(z) dz \quad \text{----- (5.5)}$$

$$T_c = \frac{12}{h^3} \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} T(z') z' dz' \quad (z' = z - \frac{h}{2}) \quad \text{---- (5.6)}$$

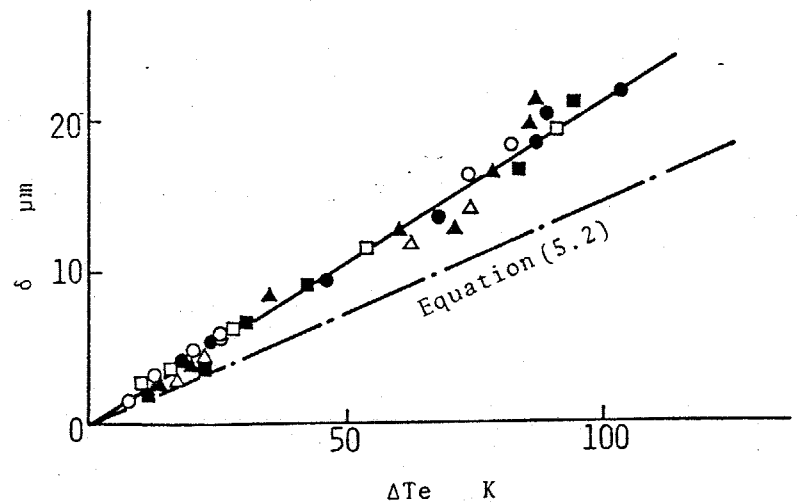
$$\Delta T_e = h \cdot T_c \quad \text{---- (5.7)}$$

式 (5.7) で求めた平均温度差 ΔT_e を用いて中位量 δ を整理した結果が図5.17 である。図 (a) および (b) で用いた記号はそれぞれ図5.4 ~ 5.8 および図5.12 ~ 5.15 で使用した記号と一致させている。実験条件の違いにかかわらず、また砥石外周面の溝の有無によらず、中位量 δ と平均温度差

ΔT_e とは明白な比例関係にあることがわかる。一方、図 5.18 に示すように過研削量 Δ と平均温度 T_m の関係においては、 T_m が小さい範囲で Δ が負の値を示す傾向があり、これは弾性変形による切残し量が原因と考えられる。また、図 5.17 の結果と比較すると実験結果にバラツキが多いが、概略的には比例関係



(a) 各実験条件の場合



(b) 溝入り砥石の場合

図 5.17 中低量と平均温度差の関係

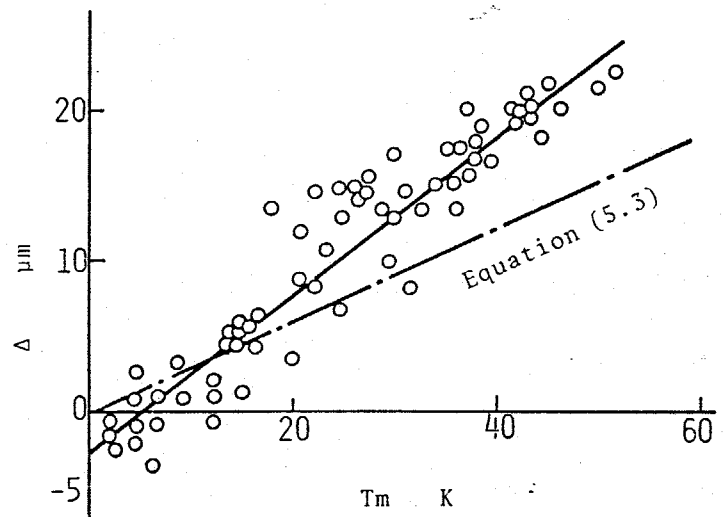


図 5.18 過研削量と平均温度の関係

にあるといえる。このように、 δ と ΔT_e 、および Δ と T_m がそれぞれ比例関係になることは、式(5.1)で表示されるように熱変形の挙動が温度分布の積分結果に対応するので、研削面近傍の微小部分における急勾配な温度分布よりも平均化された温度や温度差のほうが、中低量や過研削量に対して支配的な影響を及ぼすためと思われる。ところが、単純な状態ではめた式(5.2)あるいは式(5.3)の結果と比較すると、実験結果のほうが大きな δ や Δ の値を示し、両者が一致しているとはいえない。この差が生じる理由としては次のことが考えられる。

- (1) 実験では研削面近傍の温度状態を詳細に把握していないので、この部分の温度が計算過程に含まれず T_m や ΔT_e を過小評価していること。
- (2) 前述したように中央部の温度が側面より高く、実験状態が理想的な一次元温度場とはいえないことから、二次元あるいは三次元的な取扱いが必要なこと。
- (3) 最終の研削が行われる直前の温度分布を用いて T_m および ΔT_e を求めたが、砥石車の移動に伴い研削過程は逐次変化するもので、この点を考慮する必要

があること。

- (4) 電磁子ヤックはそりに対する抑制効果は少ないが、長手方向の伸びを拘束することと考えられる。すなわち、試験片の平均温度 T_m の上昇による高さ方向の熱膨張は過研削量 Δ と対応するのに対して、長手方向の伸びは子ヤックにより拘束されるため、そり量の増加に結びつき、その結果中位量 δ が大きくなることと予想されること。

本実験の範囲内では実験結果と式 (5.2) や式 (5.3) の差異について明確な結論を導くことは難しく、今後の課題といえる。概略的には中位量 δ および過研削量 Δ はそれぞれ温度差 ΔT_e および平均温度 T_m と比例することは確かであり、このことは接合面を考慮して工作機械の熱変形挙動を解析した Attia^{95), 96)} ら、あるいは円筒研削盤の熱変形における影響割合を検討した吉田⁹⁷⁾ の結果とよく一致している。

5.3 研削過程のシミュレーション

5.3.1 計算モデルと方法

加工精度の予測や最適な加工サイクルの決定を行うためには、数値計算などにより現象や挙動を再現するシミュレーションが実験と同様に重要な意味をもつ。被削材内部の温度分布はベッセル関数²⁷⁾、グリーン関数³⁰⁾、有限差分法³⁴⁾、あるいは有限要素法³²⁾など種々の方法を用いて解析されている。ところが、従来の研究では同じく境界条件を十分に考慮していないので、シミュレーションのモデルとして現実問題に適用しにくい点がある⁹⁸⁾。また、接合部を含む物体の熱変形挙動を解析するためには、力学的および熱的境界条件を正確に把握するとともにそれらの相互作用を理解する必要があり、非定常性のほかに非線形な要因を含むため計算過程は複雑になる^{99), 100)}。

そこで、ここでは δ と ΔT_e が比例関係にあることを利用するとともに、第3章および第4章で求めた周辺環境条件を考慮して、試験片内部の温度分布をシミュレーションすることにより、中低量 δ に対応する温度差について検討を行った。研削実験を図5.19に示すように二次元

の移動熱源に関する伝熱問題に置き換え、Explicit形の階差式を用いて数値計算を試みた。有限差分法に関する詳細な説明や解の収束性に関する検討は参考文献にゆずる。⁸¹⁾

研削加工においては経時変化する変数が多く、すべての変数を実際に把握することは難しいので、ここでは数値計算を行う際に以下に示す仮定を設定した。

- (1) 各定数は時間的に変化しないものとする。
- (2) 熱源強さは接触弧の長さ B に関して均一分布とする。
- (3) 切残し割合 r は実験条件によらず一定値とする。
- (4) 周辺環境条件のうち微小すきまの熱抵抗および磨磁チャックの吸着力は中位量に及ぼす影響は少ない。

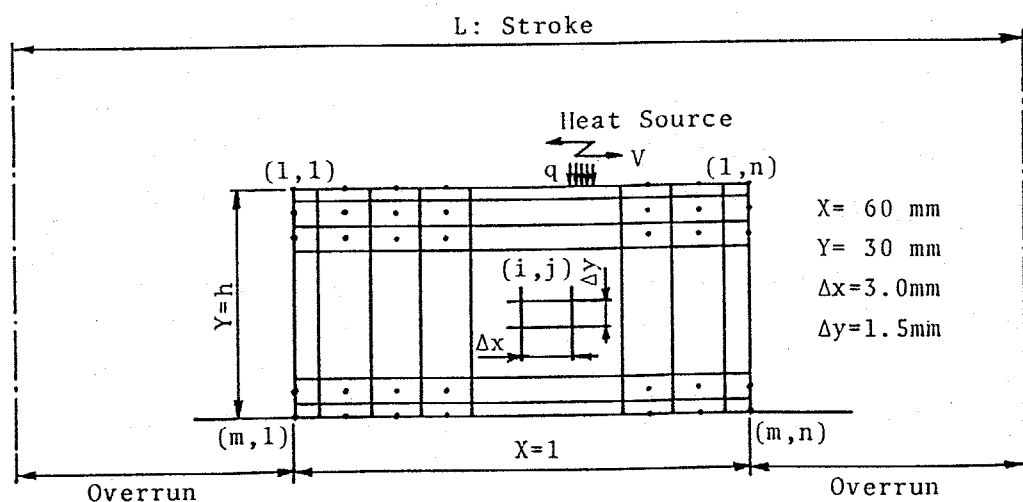


図5.19 数値計算用モデル

いので、ここでは被削材表面の燃伝達率 α についてのみ考慮し、側面および取り付け面の境界条件は断熱とする。

今回の計算では上記の条件を想定しており、切残し割合 γ は上向き研削時に対する下向き研削時の熱源強さの比率を意味し、0.7と一定値を用いた。実際の加工においては、弾性変形などにより研削抵抗、切残し量、あるいは接触弧の長さ^{101)~103)}が時間とともに変化すること、また、熱源強さは均一ではなく、クリープフィード研削では上向き¹⁰⁴⁾と下向きで異なり、^{105), 106)}1パスの研削中においても温度の過渡的¹⁰⁷⁾な変化が生じること、などが指摘されている。より正確に研削加工をシミュレーションするためには、各定数を詳細に把握しこれらを計算過程に反映することが必要となるが、この

点については今後の課題と考えている。

表5.2に示す定数を用いた具体的に数値計算で試験

表5.2 計算に用いた定数

Time Interval	$T=0.005 \text{ s}$
Contact Length	$B=1.0 \text{ mm}$
Table Speed	$V=180 \text{ mm/s}$
Initial Temperature	$T_0=0.0 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Stroke	L ; variable mm
Thermal Conductivity	$\lambda=58.6 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$
Thermal Diffusivity	$k=0.050 \text{ m}^2/\text{h}$
Heat Transfer Coefficient	α ; variable $\text{W/(m}^2\cdot\text{K)}$
Heat Source	q ; variable W/m^2

片内部の温度変化を求めた例を図5.20に示す。図5.2に示した実験結果とは絶対値は異なるが、定性的な挙動はよく一致しており、研削加工を的確に再現していることが確かめられる。このように計算で求められた温度分布を用いて、式(5.7)に対応した平均温度差 ΔT_a を算出し、これに及ぼす各因子の影響割合を調べた。

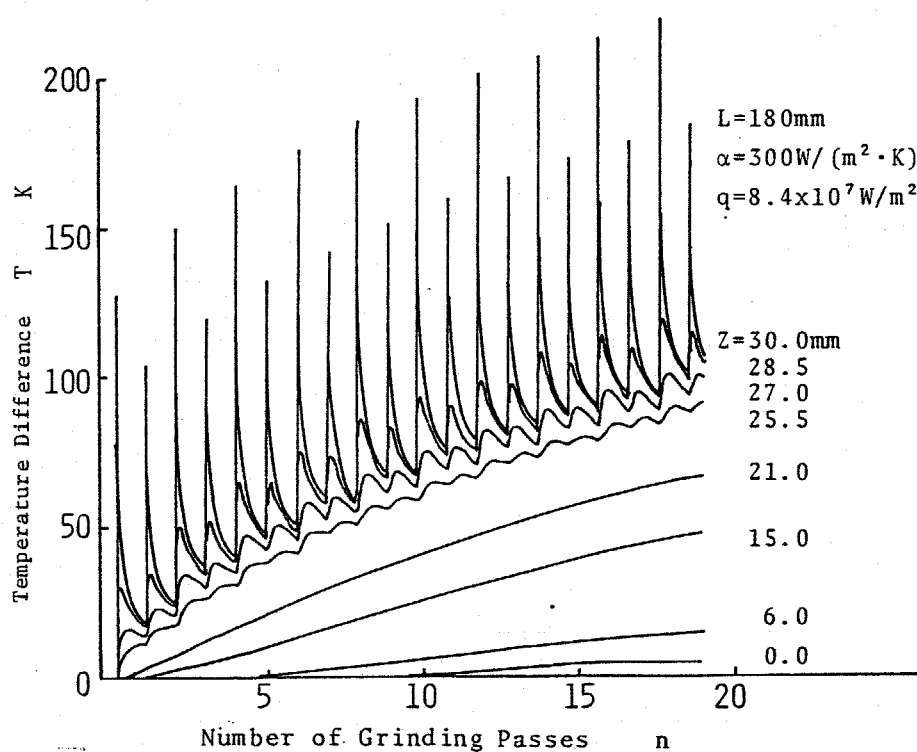


図5.20 試験片内部の温度変化 (計算値)

5.3.2 被削材内部の温度分布に及ぼす影響因子

図5.21は平均温度差 ΔT_t の研削回数 n に対する変化を調べた結果で、 $q = q_0$ の場合に収束する平均温度差 ΔT_{t0} の値を用いて無次元化している。 n が増大すると $\Delta T_t / \Delta T_{t0}$ は増加した後一定値に収束し、 q が増大すると $\Delta T_t / \Delta T_{t0}$ は比例的に増加する。このことから、 $\Delta T_t / q$ という値を考へれば同一の曲線で表わせることが明らかで、熱的境界条件が一定の場合にはJaegerの無次元量と対応している。ここで、 δ と ΔT_t が比例関係にあること、および q が研削抵抗に比例し切込み量の指数乗に関連すること^{5), 6)}を考慮すれば、図5.21の結果は図5.4と図5.5に示した結果と定

性的によく一致しているといえる。

図5.22と図5.23はそれぞれ一様分布状態の熱伝達率 α とテーブルの移動量 L を変化させ

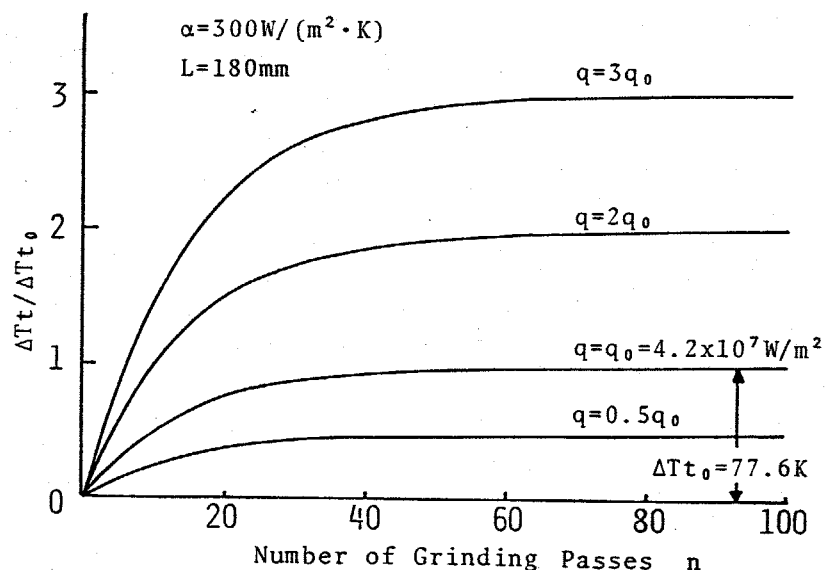


図5.21 熱源強さの影響

この場合の計算例である。 n が小さい場合には ΔT_t に対する α や L の効果は少ないが、 n が増加するに従ってその効果が顕著に表れている。図5.6と図5.8の結果とそれぞれ比較すると、 α と Q とを直接的に関係づけることはできないが、同様の傾向が得られている。

図5.24は平均温度差

ΔT_t と研削回数 n の関係をまとめた例で、 α と L が ΔT_t に及ぼす影響割合を定量的に比較検討できる。 α と L は類似の效果を示すといえるが、これは非定常の熱伝導⁽¹⁰⁸⁾や熱伝⁽¹⁰⁹⁾の問題と対比することで理解できる。例えば、伝熱面の表面温度変化はビオー数 Bi とフーリエ数 Fr の無次元量の関数で表^{(110), (111)}される^{(110), (111)}ことが知られてい

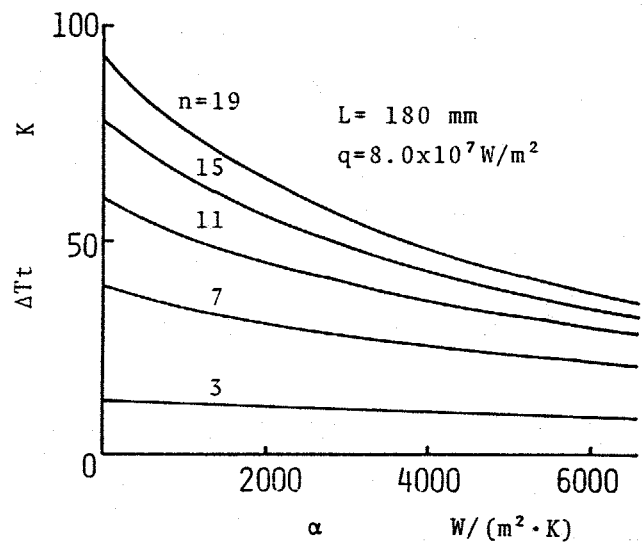


図5.22 熱伝達率の影響

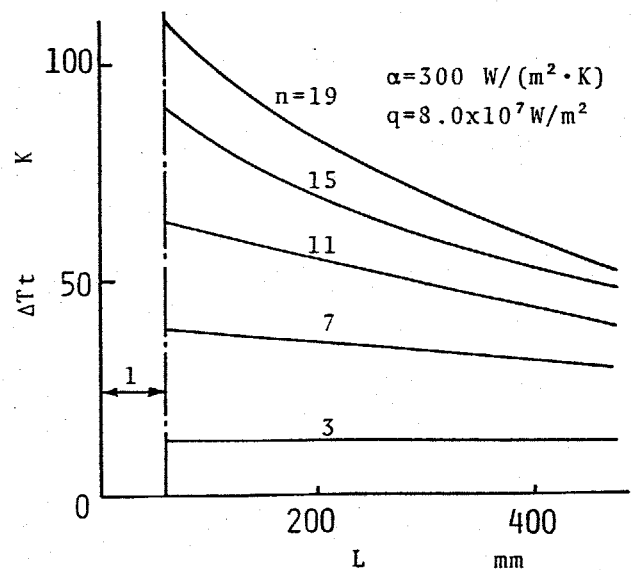


図5.23 テーブル移動量の影響

る。

$$Bi = \alpha \cdot h / \lambda$$

$$Fr = K \cdot t / h^2$$

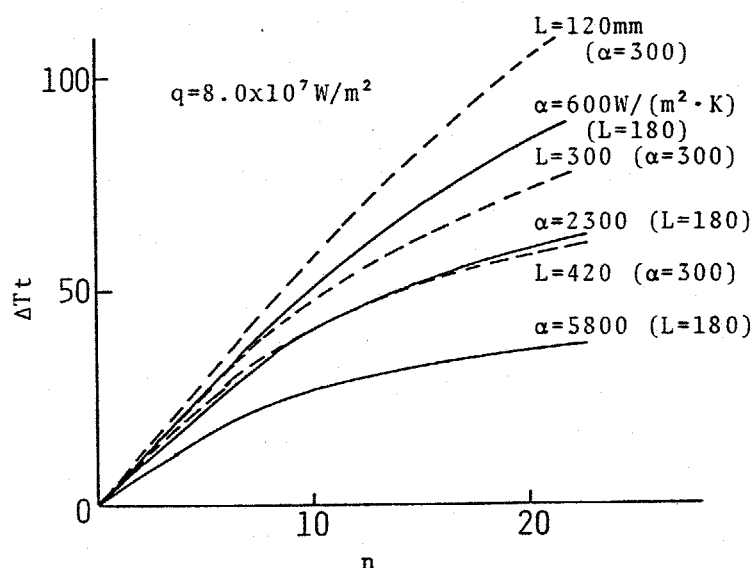
ただし、 t : 時間 K : 温度伝導率 λ : 熱伝導率 h : 板の厚さ

図5.24 熱伝達率とテーブル移動量の影響割合

 α はビオー数に、 L

と n は時間 t に関する フーリエ数にそれぞれ対応すること
を考えると、 ΔTt に及ぼす各因子の相互関係が定性的に
把握できることがわかる。そして、 ΔTt を吟味する限り
においては移動熱源問題とせおに一様加熱問題として取
扱っても十分近似できることが確認された。しかし、現
実の研削加工では有限の寸法をもつことや複雑な熱伝達
率分布に存在することから、無次元量をどのように設定する
かが重要な課題として残されている。

5.3.3 研削過程に及ぼす熱伝達率の影響

第3章で明らかにしたように，被削材表面の熱伝達率は研削桌近傍で極大値を示し均一な分布状態とはいえない。そこで，熱伝達率の分布状態が被削材内部の温度分布に及ぼす影響について数値計算により検討した。図5.25に示すように，研削桌近傍の長さ L_t の部分において熱伝達率が高い値 α_{max} をとり，それ以外では低い値 $\alpha_{min} (=0)$ になる熱伝達率の分布状態を想定した。また， α_{max} を示す位置と研削桌との相対位置関係も変数 L_1 として取り扱った。なお，熱伝達率の条件以外はこれまでのシミュレーション

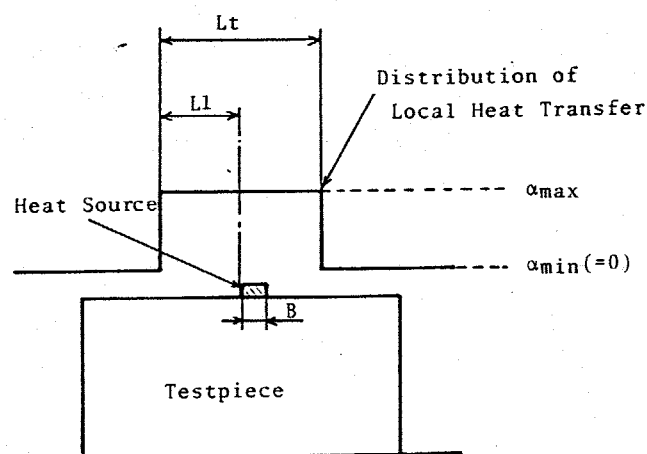


図5.25 熱伝達率分布のモデル化

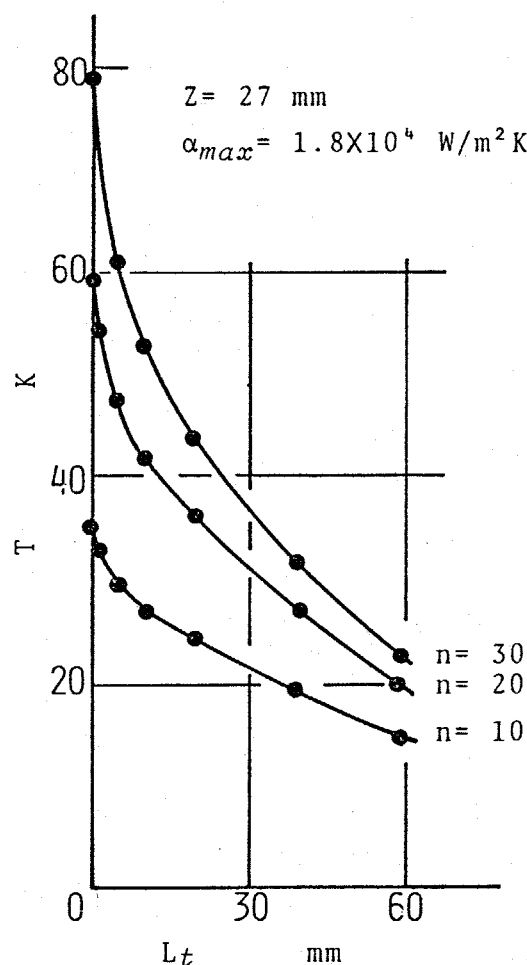


図5.26 高熱伝達率部の長さの影響

ンと同じ値を用いている。

図5.26は高熱伝達率 α_{max} の部分の長さ L_t が $Z=27\text{mm}$ の
 桌の温度上昇に及ぼす影響を求めた例で、 L_t の増加に伴
 い温度は顕著に減少している。図5.27は高熱伝達率部と
 研削桌との相対位置 L_1 を変化させた場合の結果であり、
 研削桌が中心に在る位置関係のとき最も被削材の温度上
 昇を抑制することになる。このように、熱伝達率の分
 布状態が被削材内部の温度分布に密接に関連すること
 が明らかである。そこで、前述した図5.22の均一分布の結
 果と図5.26および図5.27を比較検討するために、こ
 こではテーブル移動量 L に対して平均化した等価熱伝達率
 α_e を用いて整理してみた。

図5.28がその結果で、縦軸
 は平均温度差 ΔT_e を断熱条
 件の場合の平均温度差 ΔT_{∞}
 で無次元化し、実線および
 点線はそれぞれ L_t を変化
 させた場合および一様分布
 の場合であり、同時に L_1

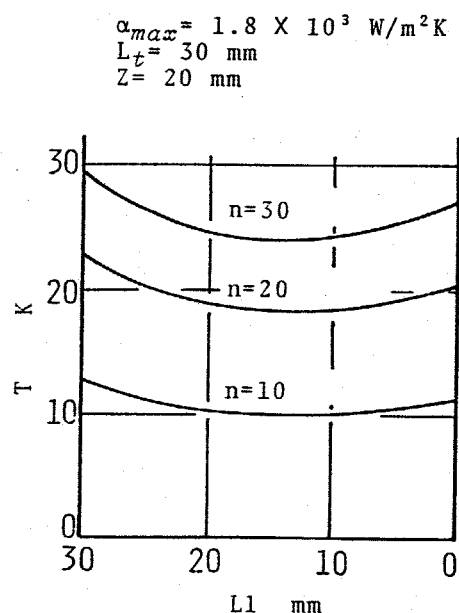


図5.27 高熱伝達率部の位置の影響

変数とした計算結果も図示した。等価熱伝達率 α_e を用いることにより、いずれの場合もほとんど一致した曲線関係で表せることが確認できる。この計算結果から、本実験条件の範囲では熱伝達率の分布状態は平均値として取り扱っても工学的に支障がないといえる。

この等価熱伝達率を第3章で求めた被削材表面の局所熱伝達率の結果に適用して、図5.6の実験結果と図5.28の計算結果との関連性を検討してみよう。乾式と湿式では熱伝達率の値が平均値としても約100倍異なるため、わずかな供給流量 Q でも油割を供給すると平均温度差は低下し中低量の減少

につながる。ところが、流量 Q が増加し熱伝達率が増大しても、図5.28より明らかのように、熱伝達率が平均温度差に及ぼす影響割合は減少し収れんする傾向に

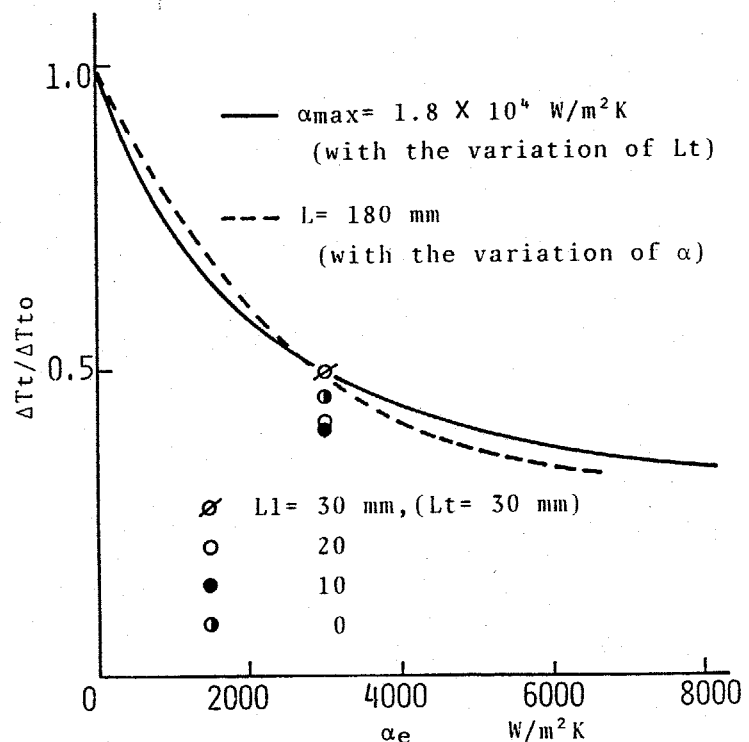


図5.28 等価熱伝達率 α_e の影響

あるため、中低量に対しても図5.6に示すようにほとんど効果を示さなくなる。この関係を用いることにより、図5.4に示した溝入り砥石の実験結果についても同様に矛盾なく説明をゆえることができ。すなわち、乾式研削や供給流量が少なく熱伝達率の値が小さい場合には、熱伝達率のわずかな変化でも平均温度差や中低量に顕著な影響を及ぼすので、溝の効果が良い面悪い面にかかわらず明白に現れる。これに対して供給流量が多く熱伝達率がある程度以上の値になると、熱伝達率の増加に伴う影響割合は減少するため、溝の存在は中低量の結果にほとんど反映しない。

以上のように、熱伝達率の状態を考慮に入れることで、これまでの実験結果を無現なく理解することができ、このことは熱伝達率が研削過程において主要な役割を演じていることを物語っている。そこで、次に研削過程に及ぼす熱伝達率の影響について数値計算によりシミュレーションしてみよう。いままでの解析では上向き研削時に対する下向き研削時の熱源強さの比率、すなわち切残し割合 γ を0.7と一定値に仮定していた。ここでは、弾性

変形などに起因すると考えられる切残し割合を全く無視して $r=0$ とおくことにする。その代りに、各パスにおける研削開始直前の被削材内部の温度分布に对应させて、被削材が熱変形することにより実際の切込み量が変化することを考慮に入れて検討を行った。その概略を図5.29に示すフローチャートに従って説明する。

(1) 最初に設定切込み量 D を初期条件として入力する。

各要素が実際に研削される量（ここでは実質切込み量 D_r と呼ぶ）はこの段階では等しく D とする。

(2) 表面要素 i に流入する熱量 q_i をその要素が実際に研削される実質切込み量 D_{ri} より計算で求める。

(3) q_i および表面の熱伝達率を考慮して被削材各部の温度を計算する。

(4) 各パスにおける研削開始直前であることを確認した上で、被削材中央部の平均温度 T_m および平均温度差 ΔT_t をそれぞれ式(5.5) および式(5.7)に基づいて数値積分により算出する。

(5) 前回のパスで求めた平均温度 T_m' および平均温度差 $\Delta T_t'$ の値と今回の値との差を次式により求める。

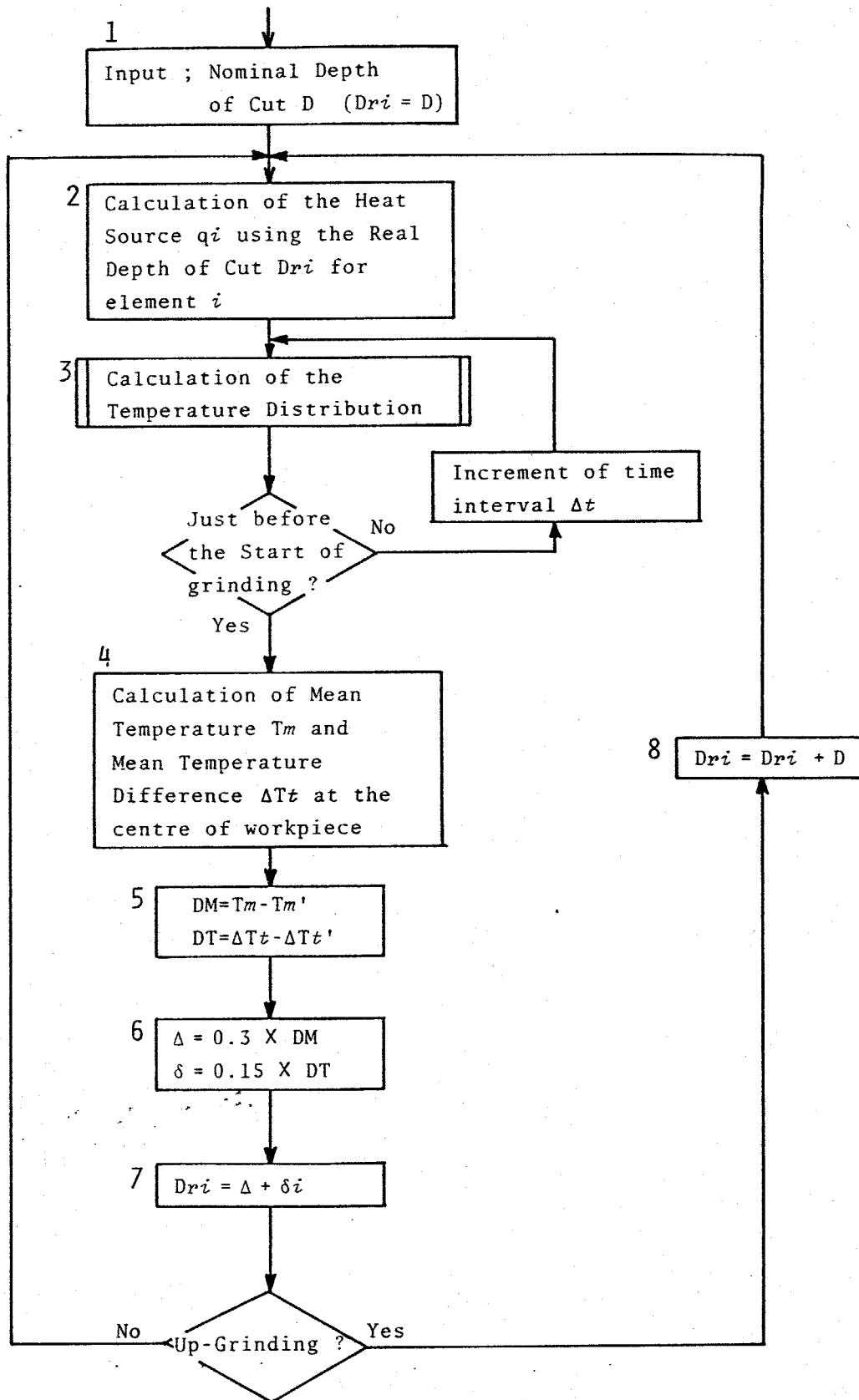


図5.29 熱変形挙動を考慮した計算過程

$$DM = T_m - T'_m \quad \text{----- (5.8)}$$

$$DT = \Delta T_t - \Delta T'_t \quad \text{----- (5.9)}$$

- (6) DM および DT を基にしてそれぞれ式 (5.2) および式 (5.3) を用いて熱変形量を求める。具体的には線膨張係数 β を 10^{-5} とし熱膨張量 Δ およびそり量 δ を次式で与えた。

$$\Delta = 0.3 \times DM \quad \text{----- (5.10)}$$

$$\delta = 0.15 \times DT \quad \text{----- (5.11)}$$

- (7) Δ および δ の値を用いて各要素 i における実値切込み量 D_{ri} を求めた。 Δ は要素 i によらず一定としたが、 δ はそり状態に対応させて被削材の中央で δ になり、側面では 0 となるように要素 i により変化させた。

$$D_{ri} = \Delta + \delta_i \quad \text{----- (5.12)}$$

- (8) 11 月の状態が切込みを加えた上向き研削か、そうでないかを調べ、上向き研削の場合には D_{ri} に設定切込み量 D を加算する必要がある。

$$D_{ri} = D_{ri} + D \quad \text{----- (5.13)}$$

得られた D_{ri} は再び f_i の計算過程 (2) にフィードバック

くされ、計算が繰返えされる。

以上の熱変形挙動を考慮に入れた研削過程のシミュレーションの概略である。なお、 D_{ri} と g_i との関係は次のようにして定めた。すなわち、研削抵抗の水平成分 F_t は切込み量 D_{ri} の指数乗に比例し、発生する研削熱 g_i は F_t に比例すること^{5),6)}が知られているので、その関係を用いた。

$$F_t = k_1 D_{ri}^n \quad \text{----- (5.14)}$$

$$g_i = k_2 F_t \quad \text{----- (5.15)}$$

$$\therefore g_i = k_1 \cdot k_2 \cdot D_{ri}^n \quad \text{----- (5.16)}$$

比例定数 k_1 および k_2 はそれぞれ被削材の比研削抵抗および研削熱の被削材への流入割合に関連した値であるが、実際の研削加工に適用できる確定的な値は求められていないので、ここでは実験結果で得られた F_t と被削材内部の温度状態から k_1, k_2 の値を逆算して求めた。また、従前の研究を参考にして n の値には 0.88 を用いている。

以上の条件のもとで研削過程をシミュレーションした結果を図5.30、および図5.31に示す。図5.30は各要素における実質切込み量 D_{ri} を平均化した値、これを平均切込み量 D_m とし、設定切込み量 D で無次元化した値

D_m/D が、研削回数 n によって変化する状態を表示している。被削材表面の熱伝達率 α が小さい(a)や(b)の場合には、 D_m/D が $n=5$ で極大値を示し、 n の増加に従い一定値に収束する。これに対して、 α が 10^4 以上の(c)や(d)の場合には、極大値が消滅していく傾向があり、 D_m/D は1.0よりも小さい値になることがわかる。ここで興味深いことは、図5.29のフローチャートに示したように、本解析では弾性変形や切残し量を全く考慮していないにもかかわらず、下向き研削時において実質的な切込み量が存在する点である。そして、上向き研削と下向き研削の実質切込み量の差は熱伝達率の増加とともに減少している。これら

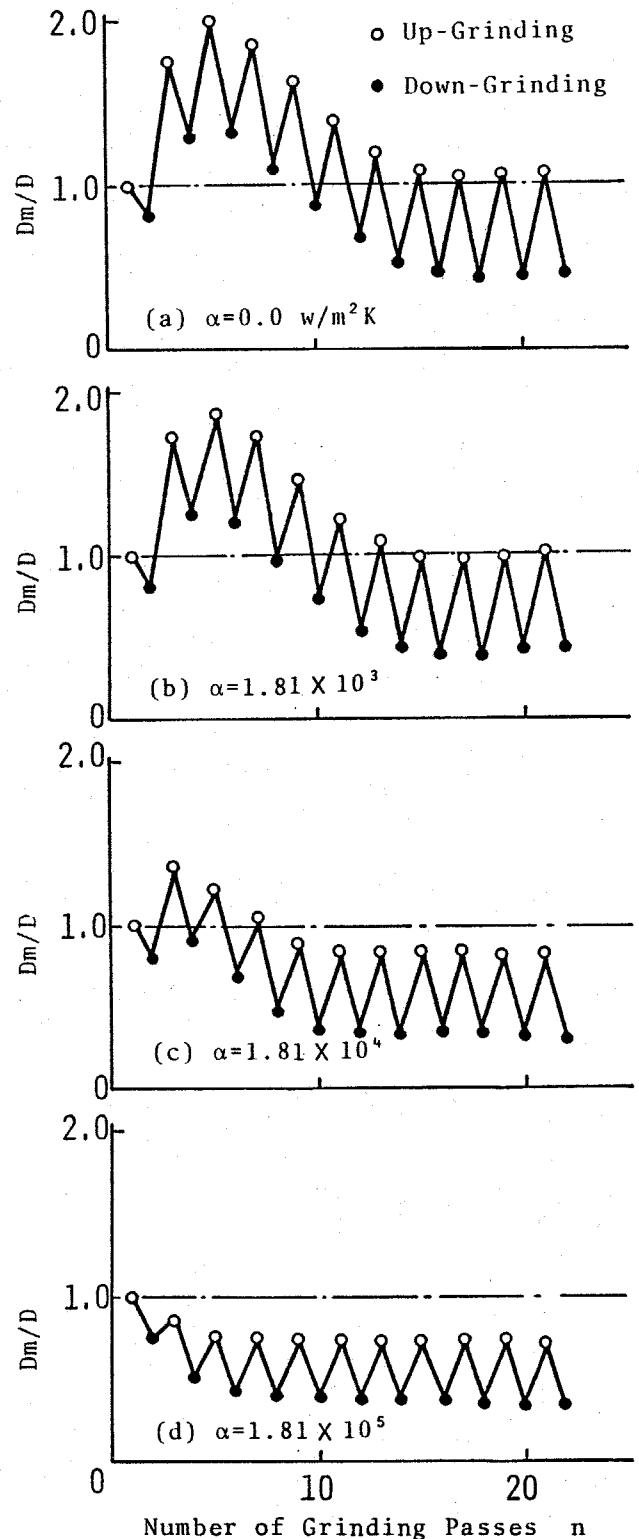


図5.30 切込み量の変化(計算結果)

のことから、実際の研削加工においても弾性変形挙動だけでなく熱変形挙動が無視できない役割を果たしていることが理解でき、シミュレーション過程では熱変形状態をフィードバックすることが重要といえる。

図5.30より、熱伝達率 α が実質切込み量の変化に対して重大な影響を及ぼすことが検証できた。この結果と前述した5.2.3の図5.12の研削抵抗の挙動と比較させると、研削抵抗のオーバーシュート現象や湿式研削での研削抵抗の低下など、定量的な一致は難しいが、実験結果と計算結果は定性的によく対応しているといえる。

すなわち、乾式研削の場合は熱伝達率 α の値が第3章の結果より 10^2 オーダーであるので、図5.30(a)のように切込み量が明白にオーバーシュートし、設定切込み量に収束する。この切込み量の変化に対応して研削抵抗も変化することを考慮すれば、図5.12(a)の結果と類似の挙動であることが明白である。一方、湿式研削の場合は α の値が 10^4 オーダーになることから、図5.30(c)に示すように、切込み量のオーバーシュートは減少し、設定切込み量よりも小さい値に収束するため、図5.12(b)のように研削抵抗のオ

ーバシユートは乾式に比べ少なく，定常状態の研削抵抗も低下する。

次に，図5.31は1パスにおける実質切込み量 D_r の変化を調べた結果である。各要素 i における実質切込み量 D_{ri} を設定切込み量 D で無次元化した値 D_{ri}/D を研削時間に直して表示している。熱伝達率 α が 10^3 以下の場合においては， D_{ri}/D は全体的に大きく中央で明白な極大値を示す。これに対して， α が 10^4 オーダではやはり中央で極大値を示すが，全体の値は1.0に近づき緩やかな変動になり，更に α が 10^5 オーダでは D_{ri}/D の値が1.0より小さく，中央で逆に極小値を示す。このように，1パスあたりの実質切込み量の変動は熱伝達率により著しく左右される

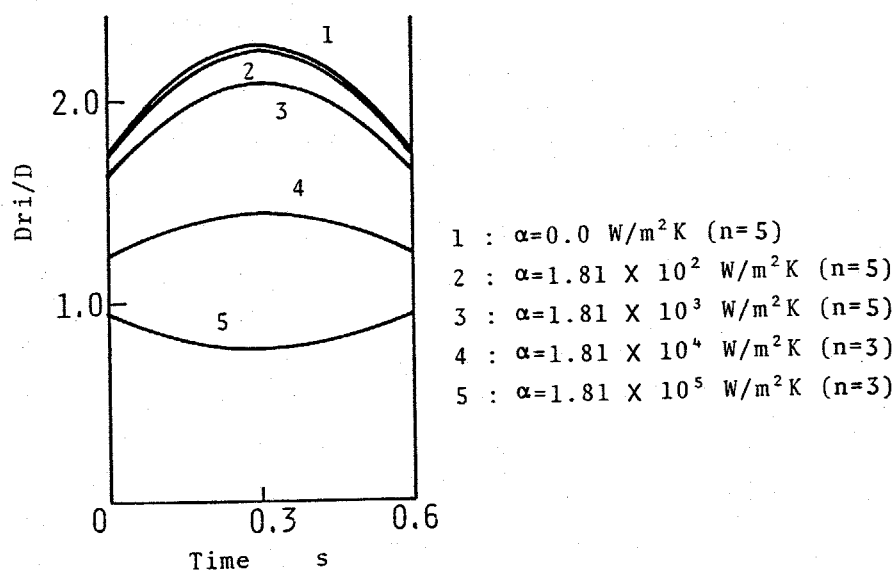


図5.31 1パスあたりの実質切込み量の変動

ことが確実である。この結果は、図5.13に示した1パスにおける研削抵抗の変化を求めた結果と定性的に一致している。すなわち、乾式と湿式の熱伝達率のそれぞれ 10^2 および 10^4 に対応することを考慮すれば、図5.13の研削抵抗の変動は図5.31の実値印込み量の変化により無理なく理解することができる。

以上のように、熱変形量をフィードバックするとともに熱伝達率を考慮して、被削材内部の温度分布を数値解析することにより、研削過程を工学的に十分な精度で再現できることが確かめられた。そして、この手法に基づいてシミュレーションを行った結果、研削過程において熱伝達率が重大な役割を演じることが明らかとなった。また、第3章で求めた熱伝達率の値とシミュレーション結果を対応させれば、研削過程および加工精度に及ぼす熱伝達率の影響割合をある程度定量的に把握でき、実験結果を予言なく説明することが可能である。

5.4 ま と め

本章では各種実験条件のもとで平面フランチ研削を行い、加工精度に及ぼす影響因子を実験的に把握するとともに、第3章および第4章で求めた周辺環境条件との関連性について検討を行った。更に、周辺環境条件のうち加工精度に最も影響を及ぼす被削材表面の熱伝達率を考慮して研削過程のシミュレーションを行い、被削材内部の温度分布を予測することにより、加工精度に対する熱伝達率の効果について考察を加えた。その結果、以下に示すことが結論として導かれた。

(1) 中位量に対して、電磁チャックの吸着力はほとんど関係しないが、研削回数、設定切込み量、研削油剤の供給流量およびテーブル移動量は重要な影響因子である。

(2) 外周面に溝を入れた砥石車の場合には、乾式研削において溝の効果は中位量の低下に顕著に現れるが、湿式研削においては複雑な挙動を示し、供給流量が大きくなると溝の存在は中位量の低下にほとんど作用しない。

- (3) 実験条件の違い，あるいは溝の有無にかかわらず，中低量および通研削量はそれぞれ被削材内部の平均温度差および平均温度に比例する。
- (4) (3)項の関係をを用い，周辺環境条件のうち最も重要な因子である熱伝達率を考慮に入れて，被削材内部の温度分布を数値計算でシミュレーションすることにより，各因子が加工精度に及ぼす影響割合を定量的に把握することが出来る。
- (5) 加工精度に対して局所熱伝達率の分布状態が支配的な影響を及ぼすや，工学的にはテーブル移動量について平均化した等価熱伝達率を用いれば比較検討が可能である。
- (6) 温度分布のシミュレーションにおいて，熱変形挙動をフィードバックすることにより，研削過程をある程度十分な精度で再現することができ，その結果，熱伝達率が研削過程において重要な役割を演じていることが確かめられる。
- (7) 第3章で明らかにした被削材表面の局所熱伝達率と本章で行ったシミュレーション結果を総合すると，

研削過程および加工精度に及ぼす熱伝達率の影響割合を把握でき、実験結果で得られた研削抵抗の挙動を矛盾なく説明できる。

第6章 結 論

最終仕上加工の一つとして確固たる地位を築いている研削加工では、研削突が多量に発生する研削熱が被削材の熱膨張や熱変形の原因となり、研削加工精度に重大な影響を及ぼす。この熱変形の過程において、被削材周辺の熱的および力学的な境界条件が支配的な因子であるにもかかわらず、従来の研究ではこれら周辺条件を軽視しており、正確に把握していないため、被削材周辺条件と研削加工精度に関する研究は未踏の分野といっても過言ではない。

そこで、本論文では研削加工精度に及ぼす周辺条件の影響を解明することを目的とし、研削熱による熱変形が直接加工精度に結びつきやすい平面研削加工を対象に実験的および理論的な研究を行った。その結果、以下に示すように、各章において新たな知見と工学的に意義深い結論が数多く得られた。

第2章「空気および研削油剤の流れの挙動」では、被削材表面の熱的境界条件を決定づける意味で重要な、砥石

車周辺および被削材表面における空気と研削油剤の流れの挙動を実験的に究明し、これに流体力学的な観測から検討を加えた。その結果、多孔質体である砥石車を回転させた場合には、砥石車側面などより流入する浸透流、内部を流れる内部流、外周面から流出する吹き出し流、の三つの空気の流れが存在し、その流体挙動は遠心力を考慮した Darcy の法則に従って表すことができ、砥石車の粒度と密着に関連する透過率が重要な影響因子であることを明らかにした。また、被削材表面における空気や研削油剤の流れは、衝突噴流、後方流、あるいは側方流の挙動を示し、これらの流れが研削油剤の供給状態に微妙な影響を及ぼすことを実証した。そして、油剤の供給状態を代表する研削桌通過流量 Q は、砥石車の回転により生じる最大空気圧力 P_N 、油剤の供給により生じる最大油剤圧力 P_a 、および砥石車の気孔率を考慮した単位気孔体積 g_0 を用いることで把握・検討できることを提示した。

第3章「被削材の熱的境界条件」では、まず初めに

乾式および湿式研削における被削材表面の局所熱伝達率を実測した。その結果、乾式研削の場合には $10^2 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ オーダの値を示し、衝突噴流に起因した熱伝達率の顕著な向上がC領域に現れるのに対し、湿式研削の場合には $10^4 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ オーダの値を示し、研削液通過流量が熱伝達率に支配的な影響を及ぼしており、局所熱伝達率の値およびその分布状態は、第2章で解明した被削材表面の流体挙動と密接に関連することを明らかにした。

続いて、被削材取り付け面の熱抵抗に関して、熱変形によって生じた状態を想定し、表面あらかの影響を無視できないような微小すきま状態における熱抵抗を理論的・実験的に究明した。対向する二面の最大高さを平均して微小すきまに加算することにより、微小すきまの熱抵抗を工学的に十分な精度で求められる実験式を提案するとともに、この微小すきまの熱抵抗が被削材内部の温度分布に及ぼす影響割合を明確にした。その結果より、研削加工精度を解析する上では、被削材表面の局所熱伝達率が支配的な要因であり、これを考慮することが必要不可欠であるのに対し、微小すきまの熱抵抗は二

次的な因子であることが確かめられた。

ところで、第2章および第3章では外周面が切り欠かれた特殊形状の砥石車についても検討を行い、従来の議論では推測の域を脱して、外周面の溝の効果に関して工学的な観点から解明を行った。その結果、溝の存在により空気の流れが増大するため、乾式研削では熱伝達率が向上するのに対し、この流れは油剤の供給状態には悪い影響を及ぼし、研削桌通過流量の減少に結びつくが、それにもかかわらず湿式における熱伝達率は通常の場合より大きい値を示すことを実証した。

第4章「被削材の力学的境界条件」では、電磁チャックの保持特性を解明するために、電磁チャック面上の空間磁束密度分布と電磁チャックの吸着力について検討を行った。その結果、空間磁束密度は不均一で周期的な分布状態になり、これに対応して吸着力も磁極との相対位置関係により顕著に変化し、単純に接触面積で整理することができず、磁極に対して垂直な方向の接触長さが吸着力に支配的な影響を与えることが明らかにされた。ま

た、吸着力に及ぼす影響因子を定量的に把握し、これに電磁気学的な考察を加え、電磁チャックの内部構造と吸着力との関連性を解明した。面圧としての吸着力は200～600 N/Pa と小さく、他の保持方法に比べて強固とはいえないことから、電磁チャックの力学的境界条件の研削過程の変形挙動を抑制する効果はあまり期待できないことが確認された。

第5章「研削加工精度に及ぼす周辺環境条件の影響」では、各種実験条件のもとで平面フランチ研削を行い、加工精度に及ぼす影響因子を実験的に把握し、第3章および第4章で求めた周辺条件との関連性を明らかにした。また、外周面に溝を入れた特殊形状の砥石車に関しても検討を加え、乾式研削においては溝の効果は中位量の低下に顕著に現れるのに対して、湿式研削においては複雑な挙動を示し、冷却剤の供給流量が多い場合には溝の存在は中位量の低下に関係しないことを明らかにし、特殊形状の砥石車の性能を熱的境界条件である熱伝達率の観点から実験的に検証した。これらの結果を総合する

ことにより、実験条件の違いによらず、あるいは研削車
 外周面、溝の有無にかかわらず、中位量および過研削量
 はそれぞれ被削材内部の平均温度差および平均温度と比
 例関係に存在ことを導いた。この関係を利用し、周辺
 条件のうち最も重要な要因である熱伝達率を考慮に入
 れて、被削材内部の温度分布を数値計算でシミュレーシ
 ョンすることにより、各因子が加工精度に及ぼす影響割
 合を容易に予測できることを示唆するとともに、更に、
 熱変形挙動を計算過程にフィードバックすることにより、
 研削過程を工学的に十分な精度で再現することができ、
 その結果から、被削材表面の熱伝達率が研削過程におい
 ても重大な役割を演じることを指摘した。そして、第3
 章で求めた熱伝達率の値とシミュレーション結果を対応
 させれば、研削過程および研削加工精度に及ぼす熱伝達
 率の影響割合を定量的に把握できることを明らかにした。

以上のように、被削材周辺条件を正確に把握し、こ
 れと研削加工精度の関連を解明するだけでなく、周辺
 条件を考慮に入れて加工精度を簡単に予測するため

の、実用的なシミュレーション技術を提案することができ、本論文の所期の目的は十分に達成できたと考えられる。本研究分野に限らず、それに付随した関連分野においても工学的に貴重な資料が得られているが、本論文は数多くの因子が複雑に作用しあう難解な研削現象の一面に集焦点をあつたに過ぎず、問題点や今後の課題も多数残されている。例えば、

(1) 熱伝達率に関連する研削油剤の冷却作用に関しては本論文により定量的に把握され、その重要性が確認されたが、研削油剤の作用機構が解明された訳ではなく、熱伝達率が大きいほど研削機構に対して好ましいという結論を導くことは早計であり、潤滑作用および切りくず除去作用に関しても究明することが必要で、総合的な評価に基づいた効果的な油剤の供給方法の開発が望まれる。

(2) 電磁チャックの保持特性は熱変形の抑制には役に立たないことから、加工精度の解析ではチャックの保持特性を考慮に入れずに検討したが、このことは加工限界や加工能率の観点からすれば、遂に無視で

きないことを意味しており，電磁チャックの保持特性と加工限界や加工能率の関連を解明することは重要な課題であろう。

(3) 被削材表面の熱伝達率や研削加工精度はもとより，研削過程に対しても重大な役割を果たすことが明らかにされたので，被削材側面の熱伝達率が大きな影響をもつことは容易に推測でき，特に，現実の加工状態を想定した場合にはこの点を考慮することが不可避と考えられ，二次元あるいは三次元的な解析が急務といえる。

(4) 熱的境界条件を考慮した被削材内部の温度を計算する実用的なシミュレーション技法を提案したが，より正確に研削加工を再現し，加工サイクルの最適化などを試みるためには，弾性変形および熱変形の挙動を解明し，研削機構に関与する数多くの因子を定量的に把握するとともに，それらの非定常性を計算過程に反映することが今後の重要な課題である。

などが挙げられる。その他にも解決すべき問題点が散在しており，被削材周辺条件と研削加工精度に関する

研究はまだその緒についての段階に過ぎず、系統的研究の遂行が今後とも必要不可欠であろう。

参 考 文 献

- 1) 砥粒加工研究会編：砥粒加工技術便覧，日刊工業新聞社（1965）
- 2) 精機学会編：新訂精密工作便覧，コロナ社（1970）.
- 3) 小林昭：砥粒加工の歩みと未来像，精密機械，39，2（1973）135.
- 4) M.C. Shaw：New Development in Grinding, Proceedings of the International Grinding Conference, Carnegie Press, Carnegie-Mellon Univ. (1972).
- 5) 臼井英二：切削・研削加工学，下，共立出版（1971）33.
- 6) 小野浩二：研削仕上，槇書店，（1972）14.
- 7) 竹中規雄：研削加工，誠文堂新光社，（1968）42.
- 8) 佐藤健児：切削理論，誠文堂新光社，（1956）.
- 9) H.K. Tönshoff：Probleme beim Schleifen und einige Lösungen, Zwf, 72, 3（1977）133.
- 10) R. Snoeys and I. C. Wang：Analysis of the Static and Dynamic Stiffness of the Grinding Wheel Surface, Proc. of 9th Int. MTDR Conf.,（1968）1133.
- 11) 中山一雄：研削点近傍の弾性変形，精密機械，36，12（1970）826.
- 12) 福田理一，常盤徹：研削砥石と工作物の接触剛性についての一考察，精密機械，40，10（1974）809.
- 13) 井上英夫ほか：研削加工サイクル制御からみた研削現象の解析（第1報），精密機械，42，6（1976）471.
- 14) E. Salje：Optimization of Short Grinding Cycles, Ann. CIRP, 29，2（1980）477.
- 15) G. J. Trmal：In-Process Control of Size of a Ground Component, Proc. of 20th Int. MTDR Conf.,（1980）405.
- 16) 塩崎進，中野嘉邦：平面研削盤テーブルの浮上がりについて（第1報），日本機械学会論文集（第3部），35，269（1969）211；（第2報），同，219；（第3報），同，225.
- 17) J.O. Outwater and M.C. Shaw：Surface Temperature in Grinding, Trans. ASME, 74,（1952）73.

- 18) 佐藤健児：研削理論（第4報），精密機械，17，6（1953）173；（第5報）19，1（1953）7；（第6報），19，4（1953）154；（第7報），20，2（1954）55.
- 19) W.E.Littmann and J.Wulff：Influence of the Grinding Process on the Structure of Hardened Steel, Trans. ASM, 47（1955）692.
- 20) 高沢孝哉：研削加工における温度解析，精密機械，36，1（1970）8.
- 21) 鎌和田忠男，斉藤勝政：研削における発生熱の配分の理論，日本機械学会論文集（第3部），43，369（1977）1966.
- 22) 鎌和田忠男，斉藤勝政：研削における発生熱の配分割合，日本機械学会論文集（第3部），43，373（1977）3500.
- 23) 長谷川嘉雄，奥山繁樹：研削熱の流入割合の理論，精密機械，47，7（1981）867.
- 24) 長谷川嘉雄ほか：研削熱の工作物への流入割合，精密機械，47，10（1981）1223.
- 25) J.C.Jaeger：Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts, Proc. Roy. Soc., New South Wales, 76，3（1942）222.
- 26) 高沢孝哉：研削温度に関する理論的解析，精密機械，30，11（1964）851；及び30，12（1964）996.
- 27) N.R.DesRuisseaux and R.D.Zerkle：Temperature in Semi-infinite and Cylindrical Bodies Subjected to Moving Heat Sources and Surface Cooling, Trans. ASME, Ser. C, 92，3（1970）456.
- 28) N.R.DesRuisseaux and R.D.Zerkle：Thermal Analysis of the Grinding Process, Trans. ASME, Ser. B, 92，2（1970）428.
- 29) 鎌和田忠男：平面研削における研削熱の挙動に関する基礎的研究，北大博士論文（1974）；鎌和田忠男，斉藤勝政：平面研削における被削材温度の測定，日本機械学会論文集，42，358（1976）1925；研削における発生熱の理論，同，43，369（1977）1966.
- 30) K.Yokoyama and R.Ichimiya：Thermal Deformation of

- Workpiece in Surface Grinding, Bull. JSPE, 11, 4 (1977) 195.
- 31) Y. Yamamoto et al.: A Study on the Temperature Variation of Workpieces during Cylindrical Plunge Grinding Process, Ann. CIRP, 25, 1 (1977) 151.
 - 32) 中野嘉邦, 太田勝彦: 平面研削中の工作物の熱変形と研削後の形状誤差, 精密機械, 39, 2 (1973) 225; 平面研削中の工作物の定常変形の解析, 同, 41, 4 (1975) 364.
 - 33) 大塚二郎: 精密親収じ研削の研究, 東京工業大学博士論文, (1969); 山本晃, 大塚二郎: 精密収じ研削に関する研究, 日本機械学会論文集(第3部), 34, 266 (1968) 1805.
 - 34) 鎌和田忠男, 斉藤勝政: 研削点近傍における被削材の熱変形と熱応力, 日本機械学会論文集(第3部), 43, 372 (1977) 3125.
 - 35) J. H. L. Thé and R. F. Scrutton: Thermal Expansions and Grinding Forces in Plunge-cut Surface Grinding, Int. J. MTDR, 13, (1973) 287.
 - 36) 竹山秀彦訳: 切削・研削油剤その選択と使い方, 工業調査会 (1972).
 - 37) 山本明, 鈴木音作: 切削油剤とその効果, 朝倉書店 (1966).
 - 38) 竹中規雄編: 研削作業の実際と研削液, 誠文堂新光社 (1973).
 - 39) 古市亮蔵ほか: 研削液を含ませた研削といしの研削性について, 日本機械学会論文集, 26, 166 (1960) 799; A. Kobayashi and T. Hanaoka: How to Evaluate Grinding Performance (of Treated Wheels and Grinding Fluids), Ann. CIRP, 13, (1966) 425.
 - 40) 益子正巳ほか: 研削機構に及ぼす油剤の影響(第1報), 潤滑, 23, 12 (1978) 896; 西脇信彦ほか: 研削機構に及ぼす油剤の影響(第2報), 潤滑, 23, 12 (1978) 904.
 - 41) 石渡秋二, 正野崎友信: 研削油剤のレビンダー効

- 果について (第1報), 潤滑, 27, 9 (1982) 677; 同 (第2報), 潤滑, 27, 9 (1982) 684.
- 42) 重松日出見: 研削砥石の目つまりの研究 (IV), 精密機械, 33, 8 (1967) 531.
- 43) 尾池守ほか: アブレシブ摩耗における切削性と凝着性, 潤滑, 25, 10 (1980) 691.
- 44) 正野崎友信, 重松日出見: 研削油の研削加工に及ぼす作用 (第1報), 日本機械学会論文集, 21, 106 (1955) 423.
- 45) 古市亮蔵, 田中行雄: 研削に関する研究 (第1報), 日本機械学会論文集, 24, 142 (1958) 340.
- 46) 古市亮蔵ほか: 研削油剤の供給状態が研削現象に及ぼす影響について, 日本機械学会論文集, 31, 227 (1965) 1185.
- 47) H. OPITZ et al.: Grinding at High Cutting Speeds, Proc. of 6th Int. MTDR Conf., (1965) 581.
- 48) 正野崎友信, 重松日出見: 高速研削の研究, 精密機械, 34, 11 (1968) 737.
- 49) W. KÖNIG et al.: A Survey of the Present State of High Speed Grinding, Ann. CIRP, 19, (1971) 275.
- 50) Report of the MTIRA: High-speed Grinding with Particular Reference to the Proper Employment of Grinding Fluids, (1973).
- 51) 貴志浩三, 江田弘: 難削材の研削加工の改善に関する研究 (第1報), 精密機械, 38, 3 (1972) 275; 同 (第2報), 同, 39, 6 (1973) 613.
- 52) C. Tramal and H. Kaliszer: Delivery of Cutting Fluid in Grinding, Proc. of 16th Int. MTDR Conf. Grinding Seminar, UMIST, (1975) 25.
- 53) V. Radhakrishnan and J. F. Rahman: A Preliminary Investigation on the Condition of the Grinding Wheel Surface by Air Flow Measurements, Ann. CIRP, 25, 1 (1977) 147.
- 54) T. P. Davies and R. G. Jackson: Air Flow around grinding wheels, Precision Engineering, 1, 1 (1981) 225.
- 55) 佐々木外喜雄ほか: 砥石を通して研削液を供給可

- る研削仕上げの研究，日本機械学会論文集，20，
98 (1954) 644，B7 21, 106 (1955) 427.
- 56) G.R. Shafro et al.: Thermal Aspects of Creep Feed Grinding, Proc. of 16th Int. MTDR Conf., Grinding Seminar, UMIST, (1975) 31.
- 57) W. Graham and M.G. Whiston: Some Observation of Through-Wheel Coolant Application in Grinding, Int. J. MTDR, 18, (1978) 9.
- 58) J.W. Powell and T.D. Howes: A Study of the Heat Flux at which Burn Occurs in Creep Feed Grinding, Proc. of 19th Int. MTDR Conf., (1978) 629.
- 59) 綱沢洋二ほか：クリープフィード研削における研削液供給法の改善，精密機械，48，11 (1982) 1526.
- 60) N.D. Weille and E.A. Ryder: Thermal Resistance Measurements of Joints formed between Stationary Metal Surface, Trans. ASME, 71 (1949) 259.
- 61) 橋藤雄：接触面の熱抵抗に関する研究，日本機械学会誌，55，397 (1952) 102.
- 62) 佐野川好母：金属接触面における伝熱に関する研究 (第1報)，日本機械学会論文集，33，251 (1967) 1097；(第2報)，同，1109；(第3報)，同，1121.
- 63) 築添正，久門輝正：金属接触面の伝熱機構，日本機械学会論文集 (第3部)，37，299 (1971) 1361.
- 64) 柳和久，塚田忠夫：不規則微小突起をもつ機械加工面の接触伝熱機構 (第3報)，精密機械，47，10 (1981) 1270；(第4報)，同，48，12 (1982) 1596.
- 65) 中野嘉邦：工作物・工具のチャッキングと加工精度，精密機械，44，11 (1978) 1299.
- 66) 土井雅博ほか：三つめチャック加工における工作物剛性の方向依存性，日本機械学会論文集 (C編)，48，429 (1982) 761.
- 67) 堤正臣ほか： $7/24$ テーパ結合部の剛性に関する研究 (第1報)，日本機械学会論文集 (C編)，48，431 (1982) 1050.
- 68) 加藤秀雄ほか：センタ穴の真円度が円筒研削面の

- 真円度へ及ぼす影響, 精密機械, 46, 5 (1980) 615.
- 69) W. J. Sauer: Thermal Aspects of the Grinding, Ph. D. Thesis, Carnegie-Mellon Univ., (1971).
- 70) D. G. Lee et al.: An Experimental Study of Thermal Aspects of Cylindrical Plunge Grinding, Trans. ASME, Ser. B, 94, 4 (1977) 1206.
- 71) S. Malkin: The Attritious and Fracture Wear of Grinding Wheels, Sc. D. Thesis, MIT, Mass., (1968).
- 72) W. König and M. Dederichs: Surface Grinding with High Wheel Speeds and Metal Removal Rates, Proc. of 13th Int. MTDR Conf., (1973) 277.
- 73) A. E. Sheidegger: The Physics of Flow through Porous Media, Univ. Toronto Press, Toronto, (1974).
- 74) 甲藤好郎: 伝熱概論, 養賢堂, (1975).
- 75) H. Schlichting: Boundary-layer Theory, 6th Ed., McGraw-Hill, New York, N. Y., (1968)
- 76) 浅沼強編: 流れの可視化ハンドブック, 朝倉書店, (1977).
- 77) 斎藤義夫: 研削油剤の供給状態と効果的な供給方法, 機械の研究, 35, 3 (1983) 379.
- 78) 曾田範宗: 軸受, 岩波全書, (1979) 48.
- 79) 津和秀夫ほか: 特殊目直し法による連続切れ刃間隔の調整の効果(第1報), 精密機械, 36, 11 (1970) 739.
- 80) H. S. Carslaw and J. C. Jaeger: Conduction of Heat in Solids, Oxford Univ. Press, London, (1959)
- 81) 藤井哲ほか: 伝熱工学の進展 Vol. 3, 養賢堂, (1976).
- 82) 日本機械学会編: 衝突噴流による熱伝達および物質伝達, 伝熱工学資料, (1976) 109.
- 83) 熊田雅弥ほか: 側壁を有する噴流による熱伝達に関する研究(第4報), 日本機械学会論文集(第2部), 39, 323 (1973) 2151.
- 84) 熊田雅弥, 馬淵幾夫: 衝突噴流による熱伝達に関する研究(第1報), 日本機械学会論文集(第2部), 35, 273 (1969) 1053.
- 85) 江良嘉信, 斎間厚: 衝突噴流に関する研究, 日本

- 機械学会論文集 (第2部), 41, 351 (1975) 3259.
- 86) 日本機械学会編: 密閉流体層内の自然対流熱伝達, 伝熱工学資料, (1976) 113.
 - 87) D.F. Moore: The Friction and Lubrication of Elastomers, Pergamon Press, (1972).
 - 88) 塚田忠夫ほか: 表面おうとつによる接触部剛性 (第3報), 日本機械学会論文集 (第3部), 37, 304 (1971) 2394.
 - 89) 吉田嘉太郎: 旋盤チャックの現状と問題点, 精密機械, 48, 11 (1982) 1425.
 - 90) 山田一ほか: 基礎磁気工学, 学献社, (1975).
 - 91) 西巻正郎: 電磁気学, 培風館, (1977).
 - 92) S.P. Timoshenko and J.N. Goodier: Theory of Elasticity, Mc Graw-Hill, New York, (1970).
 - 93) 竹内洋一郎: 熱応力, 日新出版, (1975).
 - 94) G. Spur et al.: Thermal Behaviour of Machine Tools, Proc. of 10th Int. MTDR Conf., (1969) 147.
 - 95) M.H. Attia and L. Kops: On the Role of Fixed Joints in Thermal Deformation of Machine Tool Structures, Ann. CIRP, 27, 1 (1978) 305.
 - 96) M.H. Attia and L. Kops: Calculation of thermal Deformation of Machine Tools, in Transient State, with the Effect of Structural Joints Taken into Account, Ann. CIRP, 28, 1 (1979) 247.
 - 97) 吉田嘉太郎: 円筒研削盤の熱変形の研究, 日本機械学会論文集 (第3部), 37, 293 (1971) 187.
 - 98) R.J. Mercier et al.: Thermal Stresses from a Moving Band Source of Heat on the Surface of a Semi-infinite Solid, Trans. ASME, Ser. B, 100, 2 (1978) 43.
 - 99) M.H. Attia and L. Kops: Nonlinear Thermoelastic Behaviour of Structural Joints-Solution to a Missing Link for Prediction of Thermal Deformation of Machine Tools, Trans. of ASME, Ser. B, 101, 3 (1979) 348.
 - 100) M.H. Attia and L. Kops: Computer Simulation of Non-linear Thermoelastic Behaviour of a Joint in Machine

Tool Structure and its Effect on Thermal Deformation, Trans. of ASME, Ser. B, 101, 3 (1979) 355.

- 101) 岡村健二郎, 塚本真也: トラバース研削機構の研究 (第3報), 精密機械, 47, 12 (1981) 1523.
- 102) 津和秀夫ほか: 平面研削における接触弧の長さの時間的变化, 精密機械, 41, 4 (1975) 358.
- 103) 奥山繁樹, 河村末久: 研削における干渉領域内の温度分布と局部的熱変形, 精密機械, 45, 5 (1979) 536.
- 104) 紫田順二ほか: 高切込み研削に関する研究 (第1報), 精密機械, 46, 4 (1980) 395.
- 105) 塩崎進ほか: クリープフィード研削における上向きおよび下向き研削機構の相違, 精密機械, 45, 5 (1979) 599.
- 106) 大石進ほか: 研削焼けの発生からみたクリープフィード研削条件の選択, 精密機械, 46, 4 (1980) 402.
- 107) J.N. CRISP: Transient Thermal Effects in Surface Grinding, Ph.D. Thesis, Carnegie-Mellon Univ., (1968).
- 108) 日本機械学会編: 非定常熱伝導 (ハイスラー線図および温度変化率線図), 伝熱工学資料, (1976) 171.
- 109) 日本機械学会編: 熱応力と熱衝撃, 伝熱工学資料, (1976) 178.
- 110) 菅理良弘, 斉藤浩一: 移動熱発生のある円柱の熱応力と熱変形, 日本機械学会論文集 (第1部), 43, 373 (1977) 3227.
- 111) 古川守ほか: 一次元非定常温度場における熱応力の一考察, 日本機械学会論文集 (A編), 45, 397 (1979) 1110.

謝 辞

研削加工の研究を大学院の修士課程より始めて約10年の歳月が流れた。本論文を作成するにあたり、長年にわたり懇切丁寧な御指導および御鞭撻を賜わりました伊東 誼 助教授に深甚の謝意を表します。また、修士課程のときから終始暖かく御教示下さりました本学名誉教授・現武蔵工業大学 益子正巳 教授に心から感謝申し上げます。

さらに、御多忙中にもいかかわらず本論文を御直読いただき、有益な御教示と御叱正を賜わりました、森田矢次郎 教授、臼井英治 教授、黒崎晏夫 助教授、および中原細光 助教授に厚く御礼申し上げます。

なお、本論文をまとめるまで絶えず御教励と御指導を下さりました東京農工大学 西脇信彦 助教授に深く感謝申し上げます。

ところで、実験で使用した砥石車は三井研削砥石株式会社の御好意により提供していただいたものであり、また、特殊形状の砥石車は Naxos Union 社製（西ドイツ）で山本機械通商株式会社の御協力により入手したものである。ここに記して両社に深甚の謝意を表します。

本研究は、本学の卒論学生、佐々木忠司氏、岡本要明氏、山本

健次郎氏，加藤喜久生氏，久玉敏郎氏，大谷格氏，斎藤努氏
並びに東京農工大学の卒論学生，斎藤豊氏，青木敏也氏，池谷幹
夫氏，谷口明氏，田中好一氏，宮田泰行氏，福光弘幸氏，西村
和行氏，中野一志氏，関根厚氏，さらに当時武蔵工業大学の卒論
学生で現在本学の大学院生である沖本一生氏の御協力によりま
とめられたもので，ここに深く感謝いたします。そして，実験の遂
行においては東京農工大学の堀三計技官の御助力によるところ
が多く感謝の念に耐えません。

また，日頃より御協力と御支援を下さりました本学生産機械工
学科，小泉忠由 助手，堤正臣 助手，並びに伊藤周三 技官
に心より御礼申し上げます。さらに，機械加工学講座に所属
する皆様に感謝いたします。

以上のように，皆様の御指導と御協力により本論文はまとめ
られたもので，深く感謝するとともに，論文作成が遅れご迷惑
をおかけしたことをお詫び申し上げます。一昨年の暮れにわずか
三日間とはいえ原因不明の病気で入院したことは，それまで体力
と健康だけが自慢の種であった筆者にとって相応な衝撃であった。
今にして思えば，過信と慢心に対する厳しい警告と謙虚さの喪失
に対する戒めであり，この試練に感謝すべきであろう。このときに

心の支えとなったのはヨガと「不断の努力」という言葉の二つである。両方を熱心に御教之下さったいまはちき小学校の恩師中野省悟先生に御礼申し上げます。

最後に、何かと不自由をしいた妻子春と長年により苦勞をかけた母文子に深く感謝する。

昭和58年8月 盛夏
斎藤 義夫