

北見工業大学

科研費：本学

附属図書館

# 難削材のプラズマ加熱切削に関する基礎研究

研究課題番号 60460085

昭和61年度科学研究費補助金(一般研究(B))研究成果報告書

昭和62年 3 月



00008621520

研究代表者 北 川 武 揚

北 見 工 業 大 学 工 学 部

532 官庁刊行物  
K763

00008621520

北見工業大学

特別資料室

昭和61年度 科学研究費補助金（一般研究(B)）  
研究成果報告書

1. 課題番号 60460085
2. 研究課題 難削材のプラズマ加熱切削に関する基礎研究
3. 研究代表者 北見工業大学・工学部・教授・北川武揚
4. 研究分担者 北見工業大学・工学部・助教授・前川克廣  
北見工業大学・工学部・助教授・二俣正美
5. 研究経費 昭和60年度 1,500 千円  
昭和61年度 6,000 千円  
計 7,500 千円

6. 研究発表

(1) 学会誌

- 1) K. Maekawa and T. Kitagawa

Simulation Analysis of Cutting Mechanism in Plasma Hot Machining  
Bull. JSPE, 20, 4 (1986) 285.

- 2) 前川克廣, 久保明彦, 北川武揚

難削材のプラズマ加熱切削(第2報) - 高Mn鋼切削時の切削機械のシミュレーション解析 -  
精密工学会誌投稿中.

- 3) 北川武揚ほか

難削材のプラズマ加熱切削(第3報) - セラミックスの加熱切削 -  
精密工学会誌投稿予定.

(2) 口頭発表

- 1) 北川武揚, 前川克廣, 久保明彦

チルド鋳鉄のプラズマ加熱切削  
精機学会北海道支部学術講演論文集 (1985) 305

- 2) 北川武揚, 久保明彦, 前川克廣

セラミックスのプラズマ加熱切削  
精密工学会北海道支部学術講演論文集 (1986) 15.

7. 研究成果

## 1. 研究目的と概要

最近の航空・宇宙材料，原子力材料に難削材が多く，それらの機械加工に対処するための被削性の研究は，工具材料の観点から数多くなされてきた。その結果，登場したCBN焼結体は，焼入れ鋼，高Mn鋼，耐摩耗性鋳鉄，超硬合金などの高硬度あるいは硬質粒子を含むゆえに難削性を示す材料の高効率切削加工を可能にした。HSSや超硬合金に比較して，CBNの高温特性が格段にすぐれているためである。

CBN工具開発の発想は，被削材に対する相対硬度がより大きな工具であれば切削加工が可能になる，という切削の基本原則に基づくものであった。相対硬度差の観点からは，工具材ではなく，被削材側の硬度を低下させる何らかの処置を取り入れた加工法も有効である。その一つに高温切削法<sup>1)</sup>がある。被削材全体を加熱する場合と，被切削部分のみ加熱する場合の二通りがあるが，いずれの方法にせよ，外部加熱によって高硬度材の強度を低下させることが所要動力や切削熱の発生の少ない切削加工，すなわち被削性の改善につながるという発想である。

本研究では後者の立場から，プラズマアークの高温を利用して高硬度材を局所的に軟化させた直後に，バイトで除去する高温切削法を開発した。被削材の表層を瞬間的に加熱・軟化させるために，従来高温切削法では欠点とされていた外部熱源による加工寸法精度や表面性状の悪化を最少限に抑制できる可能性を有する点が，提案する切削法の特長である。

本報告は，大別して次の三部分から構成されている。

- (1) 高Mn鋼，チルド鋳鉄の加熱切削
- (2) 高Mn鋼切削加工時の切削機構のシミュレーション解析
- (3) セラミックスの加熱切削

(1)については，まず製作したプラズマの加熱装置とその性能について述べ，次に難削材としての高Mn非磁性鋼とチルド鋳鉄を選び，その連続長手方向外周旋削時の切削抵抗，切削温度，工具摩耗，および仕上面性状を種々の加熱条件下で調べ，提案する加熱切削法の有効性を示す。(2)では加熱切削時の切削機構がどのように変化し，それが被削性の改善にどのように結びつくのかを，実測の流動応力特性と二次元切削加工用計算機シミュレータ<sup>2)</sup>を用いて検討する。(3)では被削材に硬脆材としての各種セラミックスを選び，プラズマジェットによる加熱方法を用いて，切削抵抗，切りくず生成，仕上面性状および工具摩耗に関する被削性改善の可能性を調べ，加熱切削時に生ずる熱応力についても検討する。また，連続加熱軟化による切削とは別な考え方で，脆性材の急加熱・急冷により発生する熱応力・熱衝撃を利用し，生成される脆弱劣化層を除去する新しい被削性改善の方法を提案し，劣化層生成の可能性並びに工具摩耗に関する被削性向上の効果についても検討する。

## 文 献

- 1) 中山一雄：高温切削，日刊工業新聞社 (1955) 65.
- 2) E. Usui, K. Maekawa and T. Shirakashi: Simulation Analysis of Built-up Edge Formation in Machining of Low Carbon Steel, Bull. JSPE, 15, 4 (1981) 237.

## 2. 高Mn鋼，チルド鋳鉄の加熱切削

### 2.1 プラズマ加熱切削装置と実験方法

まず効果的な加熱温度を知るために、ホプキンソン棒法衝撃圧縮試験機<sup>1)</sup>を用いて、切削加工条件下における被削材の高温・高ひずみ速度強度特性を調べた。図2.1は高Mn鋼，チルド鋳鉄およびS45C炭素鋼の流動応力-温度関係であり、いずれもひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 1000 \text{ S}^{-1}$ の場合を示す。表2.1に供試材の化学成分を示す。ひずみ $\bar{\epsilon} = 0.1$ と $\bar{\epsilon} = 0.6$ の場合を比較すれば、高Mn鋼ではオーステナイト鋼に特有な高加工硬化率が変形温度の上昇とともに減少し、800 K付近の流動応力はS45C炭素鋼のそれを同程度に低下している。一方、チルド鋳鉄は600 Kまではぜい性的性質を示し、図には示さないが破壊ひずみは0.2以下であった。しかし600 K以上の高温では破壊ひずみが増大することに加えて、同図より流動応力も強い温度依存性を示すことがわかる。図示のひずみは切削の変形域で生じているひずみ ( $\bar{\epsilon} = 1.5 \sim 2$ ) より小さいので、確かなことは言えないが、高Mn鋼においては、切削加工直前の被削材表面温度を800 K前後まで加熱できれば、前述したような被削性の改善が期待できそうである。またチルド鋳鉄についても、同温度まで加熱できれば、超硬合金工具による切削が可能になると思われる。

加熱方法には通電<sup>2)</sup>、アーク<sup>3)</sup>、高周波誘導<sup>3),4)</sup>等の方法がある。本研究では、図2.2に示すように、切削バイトの直前にプラズマトーチを設置し、細く絞ったプラズマ流を工作物表面にあてて局部的に軟化させる、プラズマアークによる表層加熱を採用した。この方法では、高温化されるのはバイトによって切削される部分に限られる。外部より強制的に与えた大部分の熱は、切りくずとともに持ち去られるので、被削材全体を加熱する方法に比べて、外部加熱による加工寸法精度の低下や過大な残留応力の発生を最少限に抑制できる可能性がある。

図2.3は製作した移行式のプラズマトーチの模式図である。タングステン電極と被削材との間にアークを発生させ、後方からアルゴンガスを送り込んでプラズマ流としている。しかし両者間の距離が長いために、直接に、電極と被削材間にプラズマアークを発生させることは困難である。そこで図2.4に示すプラズマアーク加熱切削装置全体概略図中のトーチスイッチ $S_1$ を閉じて、まず電極とノズルとの間にプラズマジェット流を発生させ、次に同図中の移行型変換スイッチ $S_2$ を閉じて、電流回路を切り換える。これによって母材への熱伝達量の多いプラズマアーク流を得ることがができる。プラズマ加熱切削装置は大型高速旋盤、電源、アルゴンガスアーク制御装置、プラズマトーチ、冷却水等で構成されている。図2.5は同装置による丸棒の外周長手方向の加熱旋削の状況を示す。

装置の加熱能力はアーク電流、作動ガス流量、ガス混合比、ノズル径、ノズルと被削材間の距離等の加熱条件と、被削材材種、切削速度、送り等の切削条件に依存する。装置のおおまかな性能を把握するために、周速、アーク電流、作動ガスおよびノズル径をパラメータに選び、非切削時の被

削材の表面温度上昇を測定してみた。実験は、赤外線放射温度計を工具切れ刃位置に設置し、被削材としてS45C炭素鋼（ $\phi$  100 mm）を選び、送り 0.2 mm / rev、ノズルと被削材間の距離 5 mm の条件下で行った。図 2・6 は周速をパラメータとした場合の表面温度とアーク電流との関係である。同図より、同一アーク電流に対して、周速が遅いほど表面温度の上昇が大きく、また最大 720 K まで表面温度は上昇することがわかる。図には示さないが、ノズル径をさらに細く、かつ水素ガスを 0.5 ~ 1.5  $\ell$  / min 混合した場合には表面温度はさらに上昇した。しかし同時にアークが不安定となり、アーク電流を大きくとれないので、本実験ではノズル径は 3.5 mm、作動ガスとしてはアルゴンガスのみを用いた。流量は、すべての条件下で安定なアークが得られるように、15  $\ell$  / min とした。旋削実験は断らない限り、次の条件下で行った。

切削条件 — 工具：超硬 P20 (0, 0, 6, 6, 15, 15, 0.8) チップブレーカ付き、切削速度：0.33 ~ 1.33 m / s, 送り：0.2 mm / rev, 切込み：2 mm, 乾切削。

加熱条件 — アーク電流：0 ~ 160 A, 作動ガス：アルゴンガス, ガス流量：15  $\ell$  / min, ノズル径：3.5 mm, 加熱位置：図 2・2, ノズルと被削材間の距離：5 mm。

## 2・2 炭素鋼の加熱切削

図 2・7 は切削抵抗と切削速度  $V$  との関係を一アーク電流  $I$  をパラメータとして示す。同図より、 $V = 0.67$  m/s より高速域ではアーク電流の増大とともに主分力  $F_c$ , 送り分力  $F_t$  がともに減少することがわかる。また切削抵抗の極大値を与える速度より低速側は構成刃先を伴った切削状態であるが、プラズマ加熱によりこの速度域はより低速側に移行している。

図 2・8 は切削距離 800 m における工具摩耗の顕微鏡写真である。同図(a)の  $V = 1.33$  m/s の場合の加熱切削では、すくい面摩耗、逃げ面摩耗とも増大しており、本加熱切削法の有効性は認められない。しかし  $V = 0.5$  m/s の低速切削では、非加熱切削時に発生する構成刃先が  $I = 75$  A の加熱により全く消失してしまい、このため逃げ面摩耗は著しく減少している。図 2・9 は図 2・8 と同一の切削条件下での逃げ面平均摩耗幅  $V_B$  とアーク電流の関係を示す。同図より、構成刃先生成速度域での加熱切削では  $V_B$  が減少し、また  $V_B$  に極小値の現れることがわかる。これはプラズマ加熱によって構成刃先が小型化あるいは消失し、構成刃先脱落時の工具振動<sup>5)</sup>あるいは脱落片によるアブレンジブ効果<sup>6)</sup>等の逃げ面摩耗への寄与が減少したためと考えられる。このように構成刃先が発生し、逃げ面摩耗の増大あるいは仕上面精度の低下等の不都合が生ずる場合には、その解決策の一つとして、構成刃先生成速度域で本加熱切削法を適用することは効果的である。

## 2・3 高 Mn 鋼の加熱切削

図 2・10 はアーク電流に対する切削抵抗（主分力： $F_c$ , 送り分力： $F_t$ ）および切削温度の変化を示す。同図より、低速切削ほど切削抵抗の減少が顕著であり、加熱の効果が大きいことがわかる。し

しかし図2・1の被削材の高温強度特性から期待されるような切削抵抗の大幅な減少は生じていない。また工具-被削材熱電対法で測定された切削温度は、アーク電流の増大とともに若干上昇することがわかる。なお図示はしないが、高Mn鋼の加熱切削時には、せん断角は減少し、かつ切りくず接触長さ、切りくずカール半径とも増大する傾向にあった。このような加熱切削時の切削機構変化については、先に提案した二次元切削シミュレータ<sup>7)</sup>を用いて、3章で詳細に検討する。

図2・11は工具摩耗の顕微鏡写真であり、切削距離800mでの非加熱と加熱切削時の比較である。V=0.67m/sでは、プラズマ加熱によりすくい面と逃げ面に多少の付着物が観察されるが、摩耗量は非加熱の場合と大差なく、横逃げ面の境界摩耗がかなり減少しているのが認められる。これは表層加熱によって切りくず側面が軟化したためである。

図2・12は仕上面性状の改善例である。通常切削でびびりが発生している状態から、I=150Aの加熱切削に切り換え、びびりを消滅させることに成功している。さらに赤外線放射温度計を用いて仕上面温度を測定してみた。切削直後の表面温度が測定できるように、温度計は刃物台上に工具と180°反対位置に設置した。図2・13の仕上面表面温度とアーク電流との関係が示すように、表層加熱による仕上面の温度上昇は十分に少なく、それが大幅な寸法精度の低下や過大な残留応力の発生等の悪影響を生じさせることはないと考えられる。

#### 2・4 チルド鋳鉄の加熱切削

通常、切削可能な被削材の硬度はHB=350と言われている<sup>8)</sup>。本実験で用いたチルド鋳鋼はかなりの硬さむらがあり、最大硬度はHB=371であった。さらに多数の巣も存在した。したがって常温での切削加工は、工具欠損が激しく、ほとんど不可能である。図2・14は切削抵抗とアーク電流との関係を示す。同図より、切削抵抗の送り分力 $F_t$ の減少が著しいことがわかる。I=60A以下で送り分力が急激に増大しているのは、図2・15から明らかなように、工具のコナ部および逃げ面の摩耗が進行しているためである。したがってチルド鋳鉄の場合の切削抵抗の軽減は、プラズマ加熱による被削材の軟化の効果よりむしろ、工具摩耗が減少するためにもたらされると考えるべきものように思われる。なお工具には耐衝撃性の大きい超硬K10種を用い、負のすくい角としている。

図2・15は切削時間7minでの逃げ面摩耗の顕微鏡写真である。I=50Aでは、図2・14の送り分力の増大をもたらすに十分なほどの摩耗が進行しているが、I=100A以上ではコナ部の逃げ面摩耗が周期的に改善されることがわかる。図2・16は得られた仕上面の写真である。チルド鋳鉄が硬ぜい材であるにもかかわらず、プラズマ加熱切削により良好な仕上面が得られている。しかし加熱温度によっては酸化膜が生ずる場合もあるので、仕上面性状の観点からこれを阻止したい場合には、アーク電流の調整に留意する必要がある。

なお以上の諸結果は、開発したプラズマ加熱切削法の有効性を示しているが、同切削法の適用の



可否は切削費用を考慮して、総合的に決定すべきものと思われる。図2・17は旋盤およびプラズマ装置消費電力量、チップコストおよびアルゴンガス費用を加味した、1時間の切削に要する総費用とアーク電流との関係を示す。おおざっぱな算定ではあるが、チルド鋳鉄の場合は、同図より加熱切削により総費用の最大50%減少し、また総費用が極小となるアーク電流が存在することがわかる。

## 2・5 ま と め

- (1) 高硬ぜい性および低熱伝導性ゆえに難削性を示す高  $Mn$  鋼とチルド鋳鉄の高温強度特性を、ホプキンソン棒衝撃圧縮試験により明らかにした。
- (2) 高温軟化の知見をもとに、プラズマアークの高温を利用して、切削点近傍のみを加熱・除去する加熱切削法を開発した。
- (3) 加熱性能試験を経て、プラズマアーク加熱切削法をS45C炭素鋼、高  $Mn$  鋼およびチルド鋳鉄の連続長手方向外周旋削に適用した。いずれの被削材においても切削抵抗が減少するが、それに加えて次のような実験結果を得た。
  - (i) 炭素鋼の場合には、構成刃先発生条件下への適用が構成刃先を消失させ、逃げ面摩耗の減少をもたらす。
  - (ii) 高  $Mn$  鋼では、横逃げ面の境界摩耗が低減し、またびり振動の抑制とともに仕上面性状が向上する。
  - (iii) チルド鋳鉄は  $H_B=350$  以上の硬ぜい材であるが、加熱切削により工具欠損および逃げ面摩耗が激減し、超硬合金工具による切削が可能となる。
- (4) チルド鋳鉄のプラズマ加熱切削では、プラズマ発生仕事率を含めた総切削仕事率は、加熱すればする程上昇する。しかしながら工具コストが大幅に低下するので、総切削費用は減少することになり、この観点から同切削法は有効であると言える。

## 文 献

- 1) 白樫高洋, 前川克廣, 臼井英治: 高温・高速変形における低炭素鋼の流動応力特性(第1報), 精密機械, 44, 11 (1978) 1393.
- 2) 大越 諄, 上原邦雄: 高温切削法に関する研究(第4報), 精密機械, 26, 9 (1960) 535.
- 3) E. J. Krabacher and M. E. Merchant: Basic Factors in Hot-Machining of Metals, Trans. ASME, 73, (1951) 535.
- 4) Sam Tour and L. S. Fletcher: Hot Spot Machining, Iron Age, 164, (1949) 78.
- 5) 前川克廣, 北川武揚: 超硬工具逃げ面摩耗のばらつきの原因究明に関する基礎的研究, 精密機械, 51, 3 (1985) 602.
- 6) 財満鎮雄, 高述雄三, 後藤信孝: Al-Si系鋳造合金切削における超硬工具の逃げ面摩耗に

- ついて, 日本金属学会誌, 41, 12 (1977) 1221 .
- 7) E.Usui, K. Maekawa and T. Shirakashi: Simulation Analysis of Built-up Edge Formation in Machining of Low Carbon Steel, Bull. JSPE, 15, 4 (1981) 237.
- 8) 伊藤 鎮, 竹山秀彦: 金属切削・研削技術と材料および設計, 地人書館 (1964) 48 .

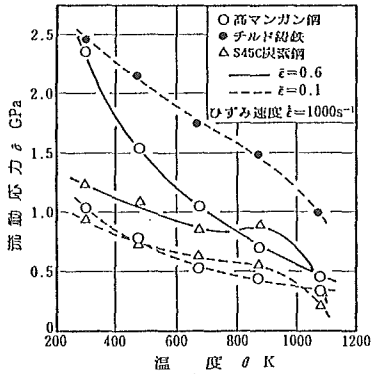


図2-1 流動応力と温度の関係

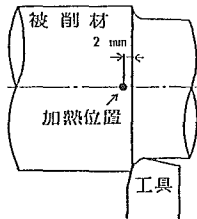


図2-2 加熱位置

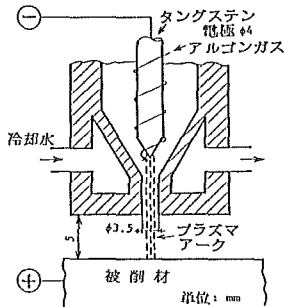


図2-3 プラズマトーチ

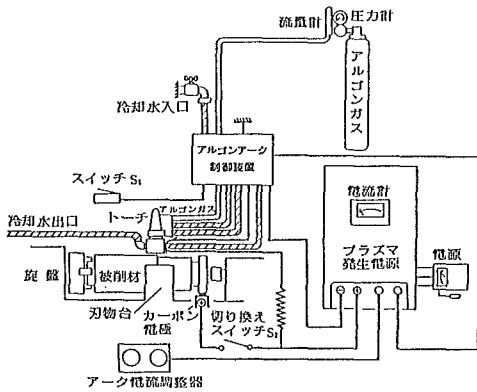
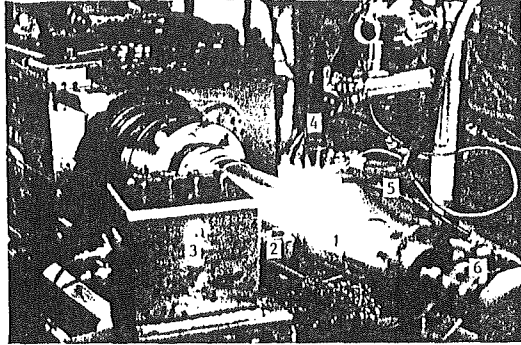


図2-4 プラズマ加熱切削装置の概略

表2-1 供試材の化学成分

	wt%												
高マンガン鋼	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo	V	Al	N	Fe
	0.47	0.48	18.22	0.017	0.003	0.15	4.91	0.14	0.05	0.02	0.006	0.087	Re
チルド鋳鉄	C	Si	Cr	Fe									
	3.18	0.50	2.25	Re									
S45C炭素鋼	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Fe				
	0.46	0.24	0.74	0.024	0.017	0.01	0.02	0.13	Re				



1: 被削材 2: 工具 3: 刃物台 4: プラズマトーチ  
5: 冷却水 6: 電極

図2-5 加熱切削の状況

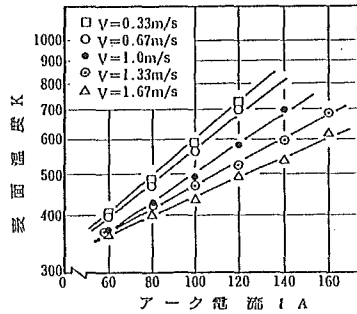


図2-6 非切削時の表面温度とアーク電流の関係  
被削材: S45C炭素鋼, 被削材直径: 100 mm,  
送り: 0.2 mm/rev, ノズル径: 3.5 mm,  
アルゴンガス流量: 15 l/min.

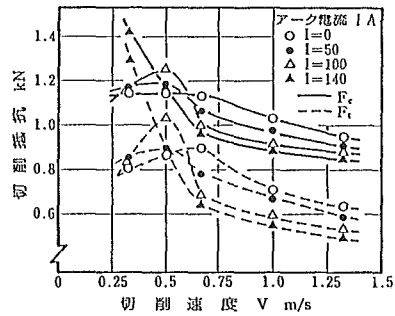


図2-7 切削速度と切削抵抗の関係

被削材: S45C炭素鋼, 工具: 超硬P20 (0, 0.6, 6, 15, 15, 0.8), 送り: 0.2 mm/rev, 切込み: 2 mm, 乾式切削.

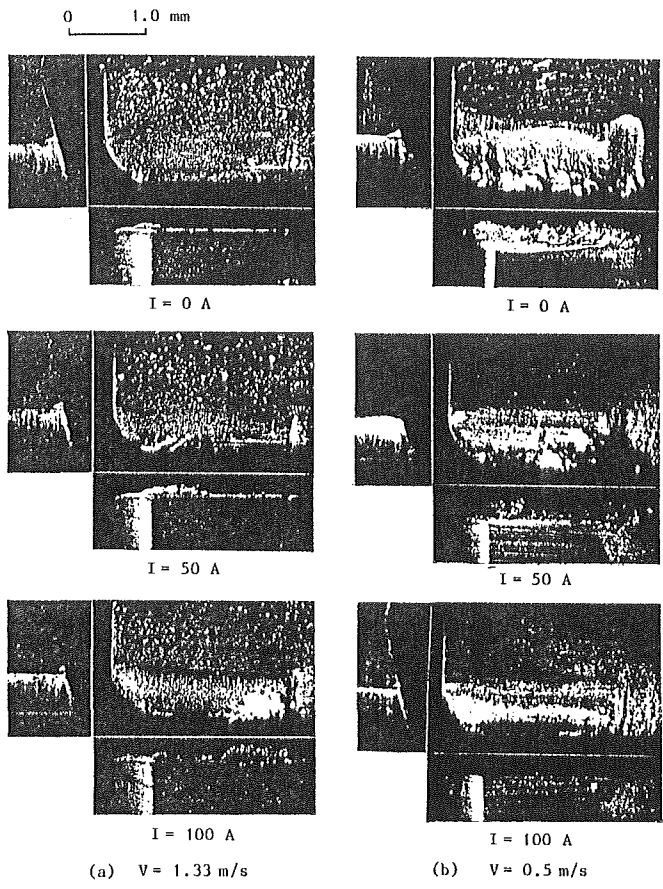


図2-8 工具磨耗の顕微鏡写真  
 切削条件：図2-7と同じ、  
 切削距離：800 m。

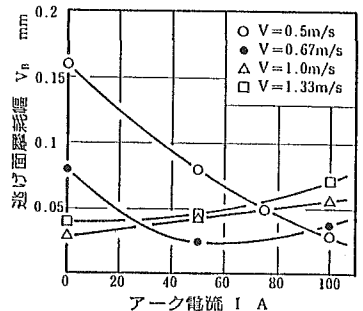


図2-9 アーク電流と逃げ面磨耗幅の関係  
 切削条件：図2-7と同じ  
 切削距離：800 m。

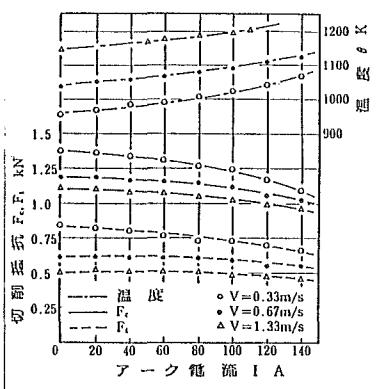


図2-10 アーク電流と切削抵抗、温度の関係  
 被削材：高マンガン鋼、工具：超硬P20(0, 0, 6, 6, 15, 15, 0.8), 送り：0.2 mm/rev, 切込み：2 mm, 乾式切削。

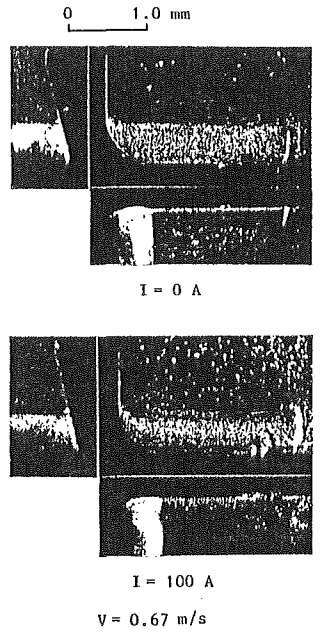


図2-11 工具磨耗の顕微鏡写真  
 切削条件：図2-10と同じ、  
 切削距離：800 m。

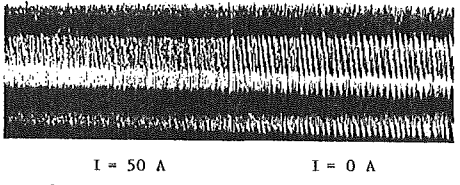


図2-12 非加熱、加熱切削時の仕上面の比較  
 切削条件：図2-10と同じ、  
 切削速度：0.5 m/s, 切込み：0.5 mm。

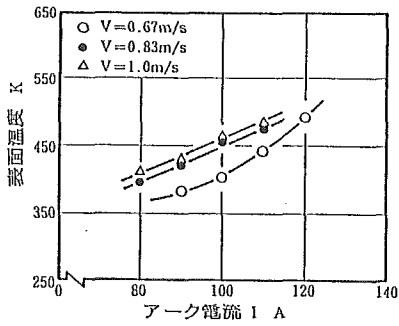


図2-13 アーク電流と仕上面表面温度の関係  
 切削条件：図2-10と同じ

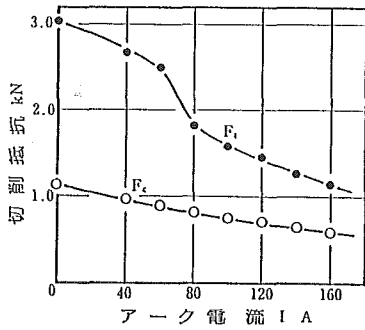


図2-14 アーク電流と切削抵抗の関係  
 被削材：チルド鋳鉄，工具：超硬K10  
 (5, 6, 6, 6, 15, 15, 0.8)，切削速度：  
 0.33 m/s，送り：0.1 mm/rev，切込  
 み：2 mm，乾式切削。

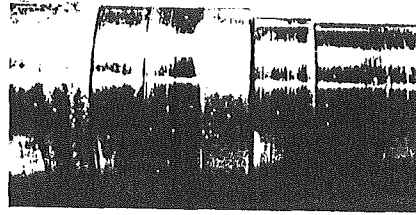


図2-16 仕上面性状 (チルド鋳鉄)  
 切削条件：図2-14と同じ。

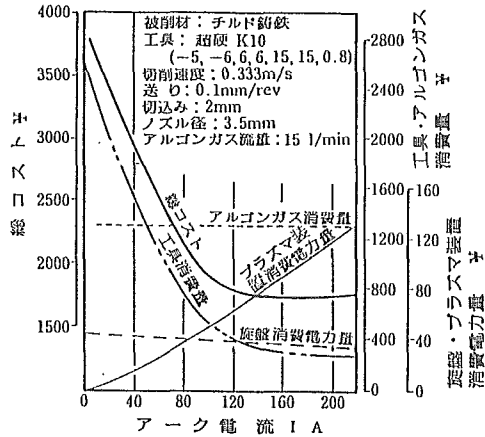


図2-17 / 時間切削当りのコストとアーク電流との関係

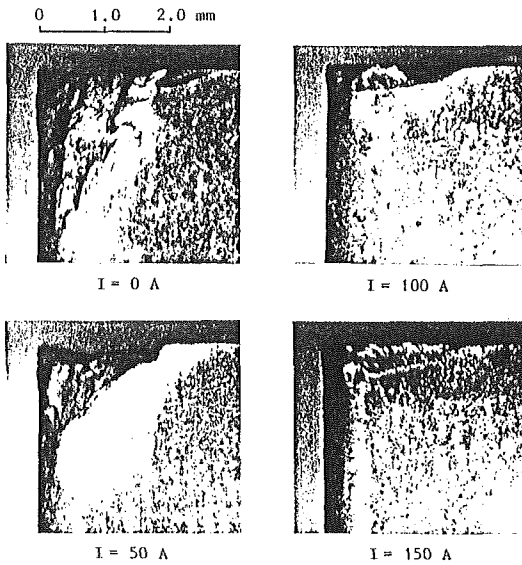


図2-15 アーク電流に対する逃げ面摩耗  
 切削条件：図2-14と同じ，切削時間：7 min.

### 3. 高Mn鋼切削時の切削機構のシミュレーション

#### 3・1 切削シミュレータの概要

金属切削における力学的問題は、原理的には①流動応力特性式、②摩擦特性式、③応力一ひずみ関係式

$$\begin{aligned} \dot{\sigma}_{ij}^J &= D_{ijkl} \dot{\epsilon}_{kl} \\ D_{ijkl}^E &= \frac{E}{1+\nu} (\delta_{ik} \delta_{jl} + \frac{\nu}{1-2\nu} \delta_{ij} \delta_{kl}) \\ D_{ijkl}^P &= D_{ijkl}^E - \frac{9G^2}{\bar{\sigma}^2 (3G+H')} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} \end{aligned} \quad (3 \cdot 1)$$

#### ④熱拡散方程式

$$\rho c \dot{\theta} - \nabla^T \cdot K \nabla \theta + \rho c V \cdot \nabla \theta = Q \quad (3 \cdot 2)$$

の諸式を適当な境界条件のもとに連立させて解くことに帰着する<sup>2)</sup>。式(3・1)はMisesの降伏条件とPrandtl-Reussの流動法則に従うひずみ硬化材に対する構成方程式のテンソル表示である。 $\dot{\sigma}_{ij}^J$ はJaumannの応力速度、 $\dot{\epsilon}_{kl}$ は真ひずみ速度、 $\sigma'_{ij}$ は偏差応力、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 $E, G, H'$ 、 $\nu$ はそれぞれヤング率、剛性率、加工硬化率、ポアソン比、 $\delta$ はKroneckerのデルタである。また式(3・2)において $\dot{\cdot}$ は時間微分、 $\nabla = \partial/\partial x + \partial/\partial y + \partial/\partial z$ 、 $V = (\dot{u}, \dot{v}, \dot{w})^T$ は速度、 $\rho$ は密度、 $c$ は比熱、 $K$ は熱伝導率、 $Q$ は内部熱源強さである。流動応力特性式と摩擦特性式については次頁で述べる。

著者の一人ら<sup>1)</sup>が提案した反復収束法は、正常切削過程を解析するための近次解法であり、臼井白樫の手法<sup>2)</sup>に流線の自動修正機能をもたせたものである。その計算手順を図3・1に示す。まず適当な形状および流線から成る半生成切りくずを設定し、解析領域を有限要素分割する。次に被削材、切りくずの応力とひずみの各成分をゼロとし、準静的( $\dot{\epsilon} = 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ )・室温での流動応力を設定して計算を開始する。すなわち大変形弾塑性有限要素法<sup>3)</sup>により、式(3・1)を摩擦特性式と連立させて解く。擬定常状態が得られたところで、最終計算段階の速度分布を用いて流線を修正する。この新流線に沿って $\dot{\epsilon}$ を積分し、相当塑性ひずみ $\bar{\epsilon}$ を求めておく。次に内部熱源強さ $Q = \bar{\sigma} \dot{\epsilon}$ および摩擦熱源強さ $q_f = \tau_t V_t$ (ただし $\tau_t$ はすくい面摩擦応力、 $V_t$ は擦過速度)は弾塑性解析結果として求まっているから、修正された切りくず形状に対して、図3・2に示すような実物大の切削工具と境界条件を設定して、定常温度分布(式(3・2)において $\rho c \dot{\theta} = 0$ )を計算する。このようにして得られた $\theta$ 、 $\dot{\epsilon}$ 、 $\bar{\epsilon}$ を後述の流動応力特性式に代入すれば、各要素の流動応力 $\bar{\sigma}$ が修正される。 $\bar{\sigma}$ の修正は温度が収束するまで繰り返す。ここで得られた応力場、速度場、温度場が前回のそれらと同一であれば、真の定常解が得られたことになる。一致しなければ、工具を最初の位置に引き戻し、かつ応力とひずみの各成分をゼロにして、新流線のもとで計算を最初からやり直す。この段階の被削材、切りくずは前回に修正された $\bar{\sigma}$ と $H' (= d\bar{\sigma}/d\bar{\epsilon})$ をもつ有限要素の集合体となる。このように反復

収束法は、流線と材料強度の再設定を微小切削距離（切削厚さ $t_1$ の約 $1/10$ ）ごとに繰り返すことによって定常切削状態を実現することができる。なお工具刃先における被削材の破断については、同位置に $10\mu\text{m}$ 程度（約 $t_1/30$ ）のき裂を設けておく以外に、いっさいの力学的拘束条件は用いていない<sup>4)</sup>。

### 3・2 材料特性とシミュレーション・モデル

先に著者の一人ら<sup>5)</sup>は、金属切削時の温度-ひずみ速度効果を考慮した被削材の流動応力特性を求めるために、ひずみ増分累積方式の衝撃圧縮試験法を提案した。高 $M_n$ 鋼について、 $\theta$ ：室温～ $800^\circ\text{C}$ 、 $\dot{\epsilon}$ ： $200\sim 2000\text{s}^{-1}$ 、 $\bar{\epsilon}$ ： $0\sim 1$ の範囲での等温・等ひずみ速度試験を行い、次の実験式を得た。

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} = & 0.30156 \bar{\epsilon}^{0.007139} \left\{ \frac{45423}{\dot{\epsilon}} + 58.378 \right. \\ & \left. + a(1129.5 - \theta) \bar{\epsilon}^b \right\} \end{aligned} \quad (3 \cdot 3)$$

$$\begin{aligned} a = b = 1 & \quad (\bar{\epsilon} \leq 0.5) \\ a = 0.5743, b = 0.2 & \quad (\bar{\epsilon} > 0.5) \end{aligned}$$

ただし $\theta$ は絶対温度である。また $\theta$ と $\dot{\epsilon}$ の履歴効果<sup>5)</sup>は実験誤差範囲内だったので省略した。図3・3は得られた動的応力-ひずみ曲線の一例であり、図中の破線は式(3・3)による近似曲線である。

切りくずと工具すくい面との摩擦は、クローン則が成立せず、次式の特性格が黄銅、低炭素鋼等の流れ型切削に適合する<sup>2)</sup>。

$$\tau_t / k = 1 - \exp(-\lambda \sigma_t / k) \quad (4)$$

ただし $\tau_t$ 、 $\sigma_t$ 、 $K$ はそれぞれ摩擦応力、垂直応力、せん断流動応力、 $\lambda$ は特性定数である。高 $M_n$ 鋼と超硬工具との組み合わせにおいても式(2・4)が成り立つかどうかを検討するためには、摩擦面での $\tau_t$ 、 $\sigma_t$ 、 $\theta$ 、 $\dot{\epsilon}$ 、 $\bar{\epsilon}$ の各分布を実測する必要がある。しかし高 $M_n$ 鋼切削時の $\sigma_t$ は異常に大きく<sup>6)</sup>現段階では測定が困難なために、便宜上、同じ鉄系金属のS15C炭素鋼と超硬P20との組み合わせにおいて得られた摩擦特性値 $\lambda = 1.6^1)$ を用いることにする。

図3・4はすくい角 $\alpha = 20^\circ$ の場合の切りくずの初期形状と、切削工具を一部含めた有限要素分割を示す。弾塑性有限要素解析では、被削材の前方と下方に切削速度に等しい強制速度を与え、工具は剛体として扱う。また切りくずと工具間には式(3・4)の摩擦特性を与えるが、両者の接触と分離の判定は節点力と接点変位を用いて逐次行う。したがって、切りくず接触長さは計算の結果求まることになる。一方温度解析では、図3・2に示すような実物大の工具を付与し、シャンクと刃物台との接触面にはBrunot & Buckland<sup>7)</sup>の熱抵抗値をそのまま用いた。

実際のプラズマアーク加熱切削時には、被削材のごく表層のみが加熱されることを想定して、図3・4のシミュレーション・モデル1では、▽印で示す節点に所定の表面温度 $\theta_H$ を与え、かつ////で示す切削厚さ位置の節点温度を室温に固定した。その他の境界条件は図3・2に示す。さらに同一切削条件で、室温固定位置のみを図3・4の\\\\\\位置に変更した場合（モデル2）の解析も行った。

これは、切削厚さの6倍の深さまで被削材が強制加熱される場合を想定している。

表3・1に計算に用いた切削条件と諸定数を示す。

### 3・3 シミュレーション結果とその検討

#### 3・3・1 実験結果との比較

まず反復収束法及び用いた流動応力特性、摩擦特性の妥当性を検討してみた。図3・5は単位切削面積当りのすくい面垂直力と摩擦力の切削速度に対する変化である。計算（実線は通常切削、一点鎖線は加熱切削）の方が実測（破線）に比べて、垂直力はやや高目、摩擦力はやや低目であるが、両者の一致は良好である。なお図示の表面温度は、工具切れ刃点とプラズマ加熱点からそれぞれ45°をなす位置に設定した赤外線放射温度計により測定した（前章の図2・2を参照。ただし被削材形状は円板状で、その直径は120～130mm）。

図3・6はすくい面温度分布の比較である。温度測定は、微小露出熱電対法<sup>6)</sup>により、三次元切削で切り込み中央位置、かつ切りくず流出方向に行った。計算と実験とではすくい角が10°異なり、予測の方が最高温度はやや大き目であるが、両者の一致は十分に妥当なものと言える。

#### 3・3・2 加熱切削時の切削機構変化

以下の計算例では、断らない限り、前述のモデル1を用いた。図3・5に表面温度を $\theta_H=773\text{ K}$ に設定した場合の、切削速度 $V$ に対する単位切削面積当りのすくい面垂直力と摩擦力の変化（一点鎖線）を併記した。同図より、摩擦力 $F/(bt_1)$ に比べて垂直力 $N/(bt_1)$ の低下が著しいが、いずれも $\theta_H$ が一定の場合に、 $V$ が増大すれば一定値に近づくことがわかる。また加熱切削時には、すくい面平均摩擦係数は増大している。

図3・7は、同様に $\theta_H=773\text{ K}$ の場合の切りくず形状の変化である。同図(a)はすくい角 $\alpha=10^\circ$ 一定で、 $V=0.0833, 1.67\text{ m/s}$ の場合を、同図(b)は $V=0.5\text{ m/s}$ 一定で $\alpha=20^\circ$ の場合を示す。いずれも破線が非加熱切削、実線が加熱切削である。同図より、表層加熱によって切りくず厚さが増大、すなわちせん断角が減少すること、また切りくず接触長さが増大し、切りくずカール半径も増大することがわかる。図3・8は加熱切削実験結果の一例であるが、切りくず形状の予測は実験と傾向的に一致している。

図3・9は $\alpha=0^\circ$ 、 $V=0.5\text{ m/s}$ 、 $\theta_H=773\text{ K}$ の場合の(a)相当塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 、(b)相当塑性ひずみ $\bar{\epsilon}$ 、(c)温度 $\theta$ および(d)相当応力 $\bar{\sigma}$ の分布を示す。いずれも破線が非加熱切削、実線が加熱切削である。同図(a)、(b)より、表層加熱によって塑性変形域が被削材の表層側で多少拡がるが、工具側では $\dot{\epsilon}$ 、 $\bar{\epsilon}$ 分布はほとんど変化しないのがわかる。しかし強制加熱により、同図(c)に示すような温度上昇が被削材内部に生じ、このために同図(d)に見るように、 $\bar{\sigma}$ が表層付近で大幅に減少している。その結果、切りくずの自由表面側と工具側とを比較すれば、 $\dot{\epsilon}$ 、 $\theta$ および $\bar{\sigma}$ の勾配が



減少している。このようなひずみ、温度および応力場の均一性が、加熱切削時により直線状の切りくずを生じさせているように思われる。また同図(c)の仕上面温度を比較すると、計算モデル1では外部加熱の効果が切削厚さに等しい深さまで及ぶことを想定しているが、このような理想的なプラズマ加熱が実現できれば、仕上面の温度上昇は非加熱の場合と同程度にまで抑制できることがわかる。

図3・10は図3・9と同一切削条件下でのすくい面応力分布、図3・11はすくい面温度分布を示す。垂直応力 $\sigma_t$ の大幅な減少に比べて、摩擦応力 $\tau_t$ の減少割合は少ない。前者は一次変形域の $\sigma$ の減少に対応している。一方図3・11において、加熱切削時にすくい面温度 $\theta_t$ がさほど上昇していないのは興味深い。表層加熱により、図3・9(c)に見るように、被削材および切りくずの自由表面側の温度は上昇するものの、 $\tau_t$ の減少(図3・10)すなわち摩擦熱源強さの減少、および $\sigma$ の減少(図3・9(d))すなわち塑性仕事の減少のために、工具側の温度上昇が抑制されたものと解釈できる。なお図3・11中の一点鎖線は、モデル2による計算結果である。モデル2では、外部加熱の効果が切削厚さの6倍の深さまで及ぶことを想定しているが、上述の理由により、それが $\theta_t$ の大幅な上昇を引き起してはいない。

図3・12は、図3・9と同一切削条件下での加熱の有無によるクレータ摩耗速度の変化を示す。なお摩耗速度の計算には次式<sup>6)</sup>を用いた。

$$dw/dT = c_1 \cdot \sigma_t \cdot V_t \exp(-c_2/\theta) \quad (3.5)$$

ただし $dw/dT$ は単位面積当りの摩耗速度、 $V_t$ は擦過速度、 $\theta$ は絶対温度、 $c_1, c_2$ は摩耗特性定数で、 $c_1 = 22.45 \text{ mm}^3/(\text{N} \cdot \text{m})$ 、 $c_2 = 21770 \text{ K}$ である。同図の予測結果を見ると、刃先点の摩耗速度は、この点の外部加熱に起因する温度上昇のために(図3・11)、増大するが、最大深さ位置の摩耗速度は減少している。これは、用いた摩耗方程式(3・5)から明らかなように、加熱切削時の $\theta_t$ の上昇の効果よりも $\sigma_t$ の減少の効果が優勢なためである。実験的にも(図3・8)、773 Kまでの強制加熱では、同様な傾向が認められる。図3・12には、三次元切削において切り込み中央位置で切りくず流出方向に測定した摩耗速度を併記している。同図の予測値と実験値を比較すると、加熱切削時の最大深さ位置は、実験では刃先から後退している。また摩耗速度の絶対値も5倍程度異なる。予測の切りくず接触長さ(図3・10)が実測(図3・8)より短いことが、最深部の位置の不一致を招いている原因の一つである。また後者の不一致の原因は、摩耗方程式(3・5)中の特性定数を同定する際に仮定した $\sigma_t$ の分布に求められる。すなわち、S45C炭素鋼切削時に実測された指数分布<sup>8)</sup>を高Mn鋼の場合にもそのまま用いたが、図3・10に見るように、計算では $\sigma_t$ は切りくず流出方向に単純な指数関数とはならない。最深部の $\sigma_t$ の大きさを比較してみると、仮定値は150~200 MPa<sup>8)</sup>、これに対して予測値は800~1000 MPaである。この違いが摩耗速度に同程度の差を生じさせたものと解釈できる。計算で得られる $\sigma_t$ 分布を用いて摩耗特性定数を補正すれば、両者の一致はさらに良好になるものと

思われる。

### 3・4 ま と め

高M<sub>n</sub>鋼加熱切削時の切削機構の変化を、先に提案した二次元切削シミュレータ<sup>1)</sup>と実測の流動応力特性を用いて解析した。その結果、加熱切削時の切削抵抗およびせん断角の減少、切りくずカール半径および切りくず接触長さの増大といった実験観察結果をシミュレートすることができた。これらの現象は変形域のひずみ、ひずみ速度、温度および流動応力の分布状態と密接に関連する。特に、外部加熱による被削材および切りくず自由表面側の流動応力の低下が、上述の切削機構変化の主たる原因である。

また、表層加熱の効果が切削厚さ位置まで及び、ほぼ理想的な加熱切削条件下では、その仕上面およびすくい面の温度上昇へ及ぼす影響は少ない。したがって、先に提案した摩耗方程式<sup>6)8)</sup>によれば、加熱切削時のすくい面垂直応力の低下のために、通常切削時よりも最大クレータ摩耗速度が減少することが解析的にも示された。

### 文 献

- 1) E.Usui, K.Maekawa and T.Shirakashi: Simulation Analysis of Built-up Edge Formation in Machining of Low Carbon Steel, Bull. JSPE, 15, 4 (1981) 237.
- 2) E.Usui and T.Shirakashi: Mechanics of Machining—From "Descriptive" to "Predictive" Theory, on the Art of Cutting Metals—75 Years Later, ASME Publication PED—, vol. 7, (1982) 13.
- 3) K.J.Bathe: Finite Element Procedures in Engineering Analysis, Prentice—Hall, Inc., (1982) 301.
- 4) 横内弘宇, 中島明一, 前川克廣, 菊地千之: 有限要素法による金属切削機構の解析(第3報), 昭和48年度精機学会春季大会学術講演会前刷(1973) 49.
- 5) 白樫高洋, 前川克廣, 臼井英治: 高温・高速変形における低炭素鋼の流動応力特性(第1報), 精密機械, 44, 11 (1978) 1393.
- 6) 北川武揚, 前川克廣: 高マンガン鋼旋削時の超硬工具の摩耗とその解析的予測(その1), 精密機械, 50, 9 (1984) 1753.
- 7) A.W.Brunot and F.F.Buckland: Thermal Contact Resistance of Laminated and Machined Joints, Trans. ASME, 71, April, (1949) 253.
- 8) 北川武揚, 白樫高洋, 臼井英治: 切削工具寿命の解析的予測に関する研究(第1報), 精密機械, 42, 12 (1976) 1178.

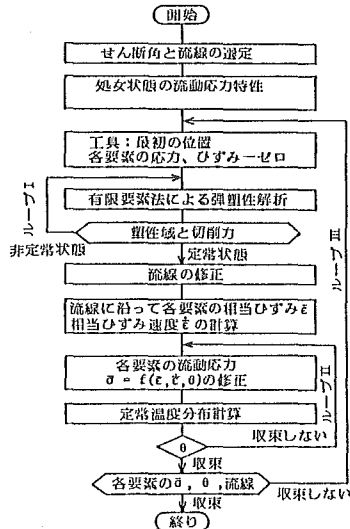


図3-1 計算手順

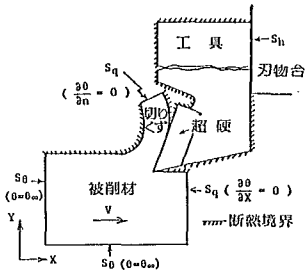


図3-2 解析対象と境界条件

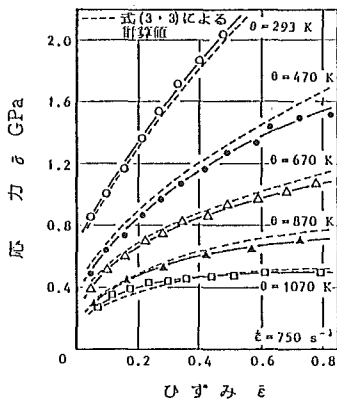


図3-3 流動応力とひずみの関係 (高マンガン鋼)

表3.1 計算に用いた切削条件と諸定数

切削条件	被削材：高マンガン鋼，工具：超硬P20，すくい角 $\alpha = 0, 10, 20^\circ$ ，切削厚さ $t_1 = 0.3\text{ mm}$ ，切削幅 $b = 1\text{ mm}$ ，切削速度 $v = 0.0833, 0.5, 1, 1.67\text{ m/s}$			
	定数			
ヤング率 $E = 206\text{ GPa}$ ，ポアソン比 $\nu = 0.3$ 摩擦特性値 $\lambda = 1.6$				
	熱伝導率 K	密度 kg/m <sup>3</sup>	比熱 $c$ J/(kg·K)	熱伝達率 h W/(m <sup>2</sup> ·K)
被削材 (18Zn)	13.8	$7.95 \times 10^3$	545	
超硬チップ (P20)	66.9	$1.12 \times 10^4$	356	
シャンク (0.55Zr)	36.0	$7.75 \times 10^3$	461	$1.05 \times 10^4$

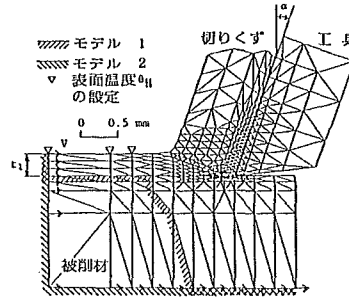


図3-4 解析に用いた有限要素分割図

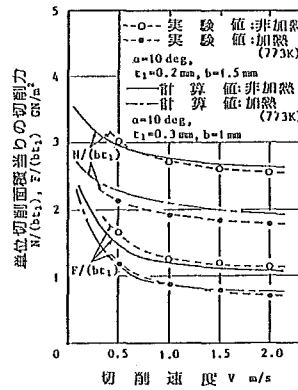


図3-5 切削力の計算と実験値との比較

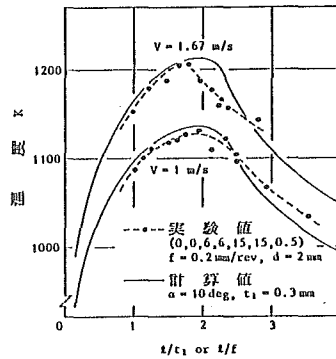


図3-6 すくい面温度の計算と実験値との比較

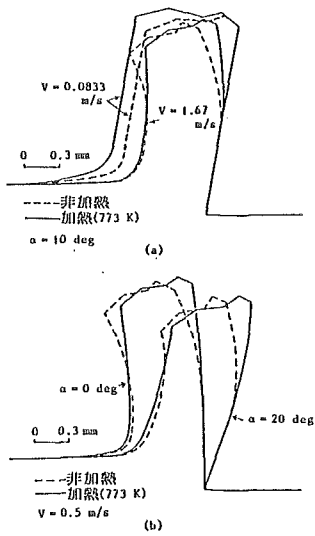


図3-7 加熱切削による切りくず形状の変化

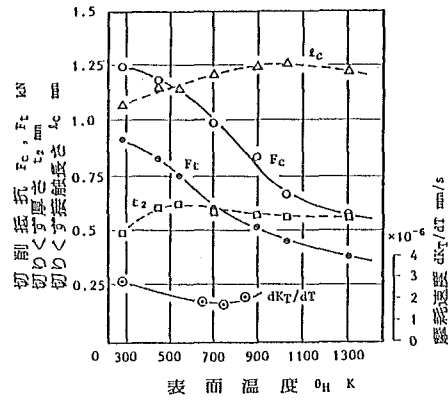


図3-8 加熱切削時の駆動速度, 切削抵抗, 切りくず厚さ, 切りくず接触長さ

被削材: 高マンガン鋼, 工具: 超硬P20 (0,0,6,0,0,0,0), 切削速度: 0.5 m/s, 切削厚さ: 0.2 mm, 切削幅: 2 mm, 被削材直径: 130~120 mm, ノズル径: 3.5 mm, アルゴンガス流量: 15 l/min.

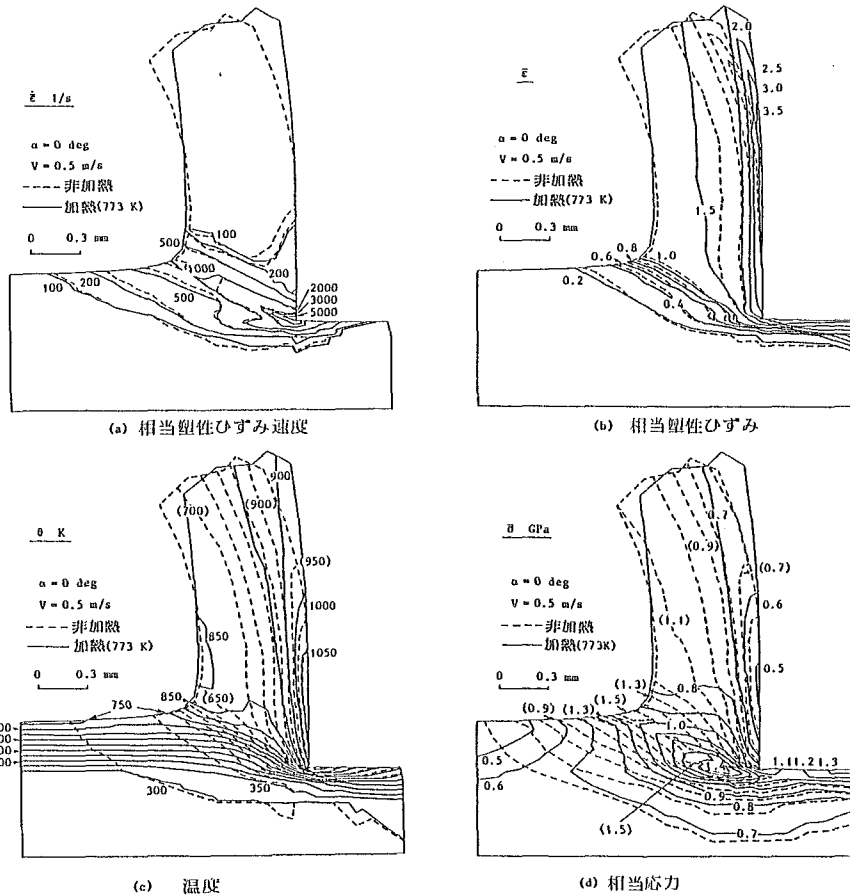


図3-9 非加熱・加熱切削による相当塑性ひずみ速度, 相当塑性ひずみ, 温度, 相当応力分布の比較

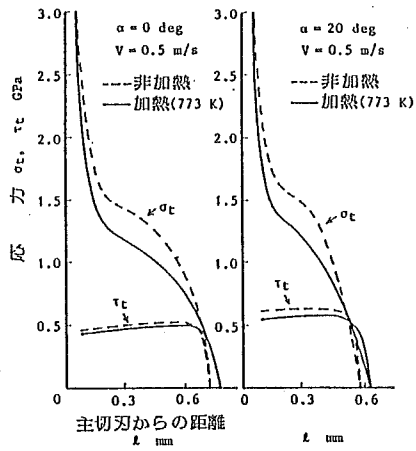


図3.10 すくい面応力分布

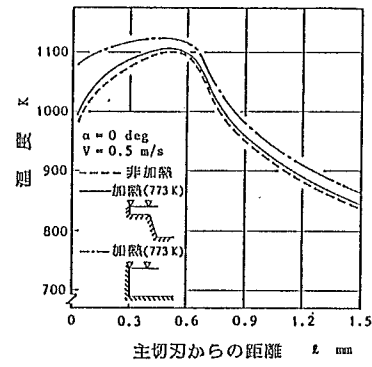


図3.11 すくい面温度分布

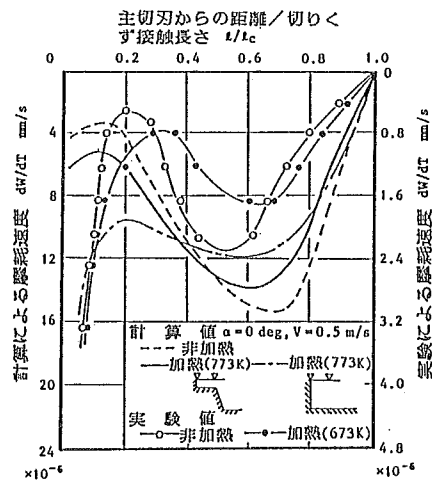


図3.12 すくい面磨耗速度の計算と実験値との比較

## 4 セラミックスの加熱切削

### 4・1 供試材料と実験方法

加熱切削の対象としたセラミックスは、パイレックスガラス ( $\text{SiO}_2$ )、ムライト ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{SiO}_2$  量の異なる3種類)、アルミナ ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ )、ジルコニア ( $\text{ZrO}_2$ ) および窒化珪素 ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ) の7種類である。これらのセラミックスについてのメーカー資料による主成分と諸性質を表4・1に示した。表中の炭化珪素 ( $\text{SiC}$ ) は参考までに挙げたものである。いずれの材料も常温では金属材料にみられない高い硬度と低い熱伝導率を有し、難削性の程度がうかがわれる。また、セラミックスの中でもアルミナ、ジルコニア等の酸化物系セラミックスでは大きい熱膨張率をもつことも注目すべき特徴である。図4・1はメーカー資料による各種セラミックスの高温機械強度の概略図である。常温では高い機械的強度をもつ材料でも、高温での強度低下がみられ、このような高温環境下で行なわれる切りくず除去の破壊の機構は、脆性破壊型から延性型に移行する可能性がある<sup>1)</sup>。セラミックスに対する高温切削の構想は、単に高温状態で工具と被削材間に物理的硬度差をもたせることだけでなく、この結果が材料の破壊の機構を金属材料のように塑性変形型に導き、切りくず除去を容易にし、仕上面性状の向上、ひいては工具摩耗低減の被削性改善を期待するものである。

実験に用いた被削材の形状寸法は、パイレックスについては直径20mm中実棒、その他のセラミックスについては直径25~30mm (内径10mm) 中空棒でいずれも寸法精度を研削により1/100 mm以下に抑えた。また、切削に使用した工具は、超硬合金、CBN、焼結ダイヤモンドの各種で被削材に応じて使い分けた。

移行型のプラズマアークによる加熱法は高エネルギー密度が得られるが、導電性のないセラミックスには不向きである。したがってセラミックスの加熱源には、非移行型のプラズマジェット<sup>2)</sup>を用いることにした。加熱効果を上げるため、種々のノズル口径を用いてプラズマトーチの改良を試みた。その結果、小口径ノズルではエネルギー密度は高まるが、アーク電流を上げられず、このため水素ガス添加による加熱効果の向上を計った。図4・2は、ノズル口径3.5mmのプラズマトーチについて、アルゴンガス流量および水素ガス添加量の最適値を調べるために行った結果である。実験はノズルと被削材間を3mmとし、直径25mmの被削材を周速10m/minで回転させ、加熱点より270度回転した点の定常表面温度を測定した。水素ガス無添加のアルゴンガスは各アーク電流に対して毎分15ℓが適量とみられ (同図(a))、金属の加熱切削に用いた移行型プラズマアークの場合と同じ結果であった。水素ガス添加の効果は、アルゴンガス流量、アーク電流にもよるがアルゴンガスの2%程度が適量とみられ、低電流域においてはこの割合以上ではプラズマは不安定となり、高電流域でも余り効果が上がらず、加熱温度を高める適当な電流域が存在する。(同図(b))。

試作したプラズマトーチには、プラズマアーク発生極間の調整および電極形状にまだ改良すべき

点が多く、長時間にわたる同一加熱条件を保持できない欠点があるが、このようなとき水素ガスの添加による調整は簡便な方法である。セラミックスの高温状態での被削性は温度により微妙に変化するため、加熱温度の調節には応答性の高い制御が必要である。本実験での加熱温度の制御はアルゴンガス流量を毎分15ℓ一定とし、アーク電流と水素ガス添加量を変化させて行った。

図4・3は、実験装置を示す。加熱方法はプラズマジェットを使用し、切削中は常時加熱温度を測定していることおよび必要に応じ水素ガスを用いたこと以外は金属切削の場合と大きく異ならない。被削材表面温度は装置の都合上切削後180度回転した位置で測定したもので、加熱点の温度より若干低目である。切削方法は、丸棒の長手方向旋削で特にことわらない限り、切削速度10m/min、切り込み0.2mm、送り0.05mm/revに統一した。また、材料の支持方法は加熱時の膨張にもとづく外的拘束による熱応力を生じないようにセンター押えは用いず、突出し80mmとしてチャックにより支持した。

#### 4・2 切削抵抗性の測定

切りくず除去の機構にもよるが、一般に材料の機械的性質は切削抵抗に反映される。図4・4および図4・5(a)~(c)はパイレックスおよびムライトについて測定した加熱切削時の切削抵抗主分力 $P_1$ 、送り分力 $P_2$ 、背分力 $P_3$ の変化で、同図中に仕上面あらさと生成切りくずの観察結果も模式的に示してある。

パイレックスの切削では、透明材のため放射温度の測定ができなかったので加熱温度の大きさをアーク電流で表わした。アーク電流の増大により切削抵抗はいずれもある高温域でピークを示すが、これ以上の高温では急激に減少する。 $Al_2O_3$ 含有量の異なる3種類のムライトについても同様な現象が現われている。セラミックスの切削で特徴的なことは、背分力が主分力より大きく高温域のある温度域を境として、この関係は逆転する。同図中に示す主分力と背分力の比 $P_3/P_1$ をとると、これが小さくなる領域で切りくず除去は脆性破壊型から塑性変形型の流れ形に移行し、高温での材料の性質が脆性型から金属と同じ延性型に変化していることがわかる。いずれの場合も、流れ形切りくず生成とともに仕上面あらさも小さくなっている。加熱温度の上昇にもなると一時的に現われる切削抵抗のピークは、メーカー資料による詳細な高温曲げ試験の結果(図4・6)にもみられる。これは温度による延性の増加と降伏応力の減少に基づくものと思われ、ピーク発生時の温度は切削抵抗と曲げ強さの場合とで近似し、よく対応している。

アルミナの切削抵抗(図4・7)は、加熱温度の上昇にもなると増大する傾向を示し、700℃(973K)の加熱温度で熱応力による割れが発生した。また、この間の切りくず生成、仕上面あらさに顕著な差異がみられなかった。このようなアルミナ加熱切削についての切削抵抗の増大は、図4・6に示されているアルミナ(同材質ではない)の高温曲げ強さに依存しているようにも思われる。

加熱方法の改良による割れ防止策が可能ならば、曲げ強さから類推してさらに高温域で加熱切削の効果が期待できよう。Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> そのものは本来熱膨張率が大きく、ムライトの中でAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 含有量の最も多いムライト(3)の加熱切削でも1000℃ (1273 K) 付近で熱応力による割れが発生している。

ジルコニアの切削では、切削抵抗 (図4・8) は加熱温度の上昇にともなって徐々に低下するが、800℃ (1073 K) 付近で熱応力による割れが発生した。ジルコニアは本来セラミックスの欠点とする脆性を極力抑えた最も靱性の大きい材料として知られている、ニューセラミックスの一つである。熱膨張率はセラミックス中最も大きく、また常温での機械的強度も大きいが高温強度に劣る。加熱切削時の切削抵抗はムライトの場合のようにピークがみられない。これは温度上昇にともなって材料の靱性に大きな差異がなく、機械的強度に応じた変化だけが現われたためと思われる。常温での切りくず除去は脆性破壊的で高温においても際立った変化がみられなかったが、仕上面は僅かながら向上している。

窒化珪素は小さい熱膨張率と比較的大きい熱伝導率をもつことから耐熱衝撃性に富み、ジルコニアに次ぐ機械的強度をもつことで、そのすぐれた性質は熱負荷の受けやすい機械部品材料として多く用いられている。図4・9に示す加熱切削による切削抵抗の変化は、ムライトの場合に類似し、1000℃ (1273 K) を境に減少する。切りくず生成も脆性破壊型から短い流れ形の切りくずに移行し仕上面も向上している。また、熱応力による割れもなく加熱切削の対象材料として被削性改善に大きな効果がみられた。

切削抵抗測定の結果、各セラミックスについて共通的なことは低温域で背分力が主分力より常に高く、アルミナ、ジルコニアを除くセラミックスでは、切削抵抗分力比  $P_3/P_1$  が加熱温度の上昇にともなって減少する温度域を境に流れ形切りくずを生成する。分力比  $P_3/P_1$  が1付近で切りくずは完全な流れ形となり仕上面も最良となるが、これ以下では高温による溶着物のため反対に悪化する傾向がみられ、本実験条件、工具形状による加熱切削の効果は切削分力比  $P_3/P_1 = 1$  を一応の目安にすることができた。

#### 4・3 生成切りくずと仕上面の観察

切削抵抗測定実験で得られた生成切りくずと仕上面あらかの概略の傾向はそれぞれのセラミックスの切削抵抗図4・4～図4・9中に示してあるが、図4・10、図4・11はSEMにより観察した生成切りくずと仕上面の写真である。常温ではいずれのセラミックスも脆性破壊型の切りくずで、仕上面にはこれに応じたクラックが発生しているのがわかる。高温域では、アルミナ、ジルコニアを除く各種セラミックスの切りくずは明らかに金属切削の場合と類似の流れ形となり仕上面は送りマークも明瞭で常温加工のときに比べて大幅に改善され滑らかになっている。

表面観察の結果からは、加熱切削による仕上面は確かに向上しているが、激しい加熱条件下では



表層内部に熱応力、熱サイクルによる変質の可能性が皆無という訳ではない。今後さらに加熱切削後の内部組織および機械的性質の変化をも含めた検討も必要と思われる。

#### 4・4 工具摩耗試験

ジルコニアのような靱性の大きい材料でも、常温における切削では脆性破壊の切りくず除去が行なわれている。この結果は仕上面だけでなく、工具損傷にも大きな影響を及ぼす。脆性破壊型切りくず生成にともなう切削抵抗の変動力は、工具切れ刃にチッピングなどの脆性的損傷を与える。特に高硬度の性質をもつ工具材では靱性に劣るため、このような断続的切削あるいは振動をともなう切削には致命的である。ダイヤモンド工具によるセラミックスの常温切削において、切削速度や切削面積を大きくとれない<sup>3)</sup>のもこのような理由と思われる。

高温切削では、高温状態で一時的に被削材に快削性を与えるもので、加工前後の機械的性質に差がないとすれば至極便利な方法である。しかし、加熱切削中は切削工具自身も高温にさらされるから、工具摩耗に及ぼす温度の影響も併せて検討する必要がある。

工具の摩耗が凝着摩耗に従うとして、温度依存性をも考慮した簡潔な摩耗方程式に次式<sup>4)</sup>が与えられている。

$$-\frac{1}{\sigma_t} \frac{dW}{dL} = C \exp\left(-\frac{\lambda}{\theta_t}\right) \quad (4 \cdot 1)$$

すべり長さLを一定とすると、摩耗量Wは工具面の垂直応力 $\sigma_t$ に比例し、温度 $\theta_t$ には指数関数的関係で増大する。Cと $\lambda$ は拡散、反応のような被削材との組み合わせの状況により決まる定数であるが、セラミックスと工具の組み合わせで金属間のような拡散が起こらないとすると、工具摩耗に関して温度は必ずしも摩耗の大きな因子とは限らない。高温切削では、 $\theta_t$ は増大するがそれともなう被削材の降伏応力の低下は $\sigma_t$ の減少として現われる。セラミックスの高温切削ではこのように温度の影響より垂直応力の減少に期待がかけられている。脆性材料のため加熱温度による切りくず生成に差があり、一概に当てはめることには無理があるかもしれないが、高温域での流れ形切りくず生成に対してこのような推測も可能である。

超硬工具によるパイレックスおよびムライト(1)の加熱切削で測定した逃げ面摩耗の関係を図4・12に示す。横軸は加熱温度の代りにアーク電流をとってある。短時間の切削実験であるが、高温での工具摩耗低減の効果が明瞭に現われている。

次に各種工具による窒化珪素加熱切削時の工具摩耗試験結果を図4・13に示す。同図(a)は2種類のCBN工具、2種類の焼結ダイヤモンド工具による常温切削と1050℃加熱切削の比較および焼結ダイヤモンド工具による1100℃加熱切削における逃げ面摩耗状況である。いずれも工具形状としてコーナ半径0.8mm、ポジテブすくい角を用いている。各工具とも高温切削で摩耗は明らかに低減しているが超硬工具は高温でも使用に耐え得なかった。焼結ダイヤモンド工具の比較において1100℃で

はさらに摩耗は減少し、切削抵抗特に背分力の減少温度領域であることを考慮すれば、温度より垂直応力の減少の効果が優先していると判断でき、前述の推測が裏付けられる。また、図4・13 (a)は焼結ダイヤモンド工具を用いた1050℃加熱切削の摩耗試験で、切削条件および工具形状の影響を調べたものである。切削速度の増大により摩耗量は比例的に増え、すべり距離Lに依存する。送りの増大でも摩耗量が大きく現われるが、これは垂直応力 $\sigma_t$ に依存した結果と思われる。工具形状の影響については、コーナ半径0.4mmと0.8mmの比較においては特別大きな差異はみられなかった。

#### 4・5 熱応力・熱衝撃の検討

##### 4・5・1 Biotの係数を用いた熱衝撃抵抗

セラミックスのような脆性材料は金属材料に比べて熱応力に対する材料性質は大分異なる。熱応力の発生は、材料内温度の相違に基づく膨張の差を打ち消すために生ずるひずみによるものであるから、熱膨張率が大きく、熱伝導率の低いセラミックスでは熱応力による破壊を特に注意しなければならない。また、加熱の方法にもよるがプラズマを用いた局所的加熱、急激な温度変化は材料内に非定常な温度分布を生じ熱衝撃をとまなうことも注意を要す。このようなことからプラズマ加熱切削を行うにあたり、各種セラミックスについて種々の寸法形状、熱伝達条件下での耐熱衝撃性すなわち熱衝撃抵抗を十分把握しておくことは意義があると思われる。

一様な温度をもつ円柱物体の冷却または加熱 $1/\beta > 0.4$  ( $\beta$ : Biotの係数, 本実験条件の範囲)において、材料が破壊を生ずることなく熱衝撃に耐えうる最大温度変化 $T_{\max}$ は次式で与えられている<sup>5)</sup>。

$$T_{\max} = (1-\nu) \left( 2K' + \frac{4.3}{r\mu} K \right) \quad (4 \cdot 2)$$

ただし、 $\beta = r\mu/k$ 、 $r$ : 円柱の半径、 $\mu$ : 熱伝達率、 $k$ : 熱伝導率、 $\nu$ : ポアソン比、 $K'$ :  $\sigma_B/E \cdot \alpha$ 、 $\sigma_B$ : 引張強さ、 $E$ : ヤング率、 $\alpha$ : 熱膨張率、 $K$ :  $k \cdot K'$  である。

種々の円柱半径 $r$ 、熱伝達率 $\mu$ について計算した $T_{\max}$ の一例を図4・14に示す。計算には $\sigma_B$ を曲げ強さで代用し、材料の諸性質についてはすべて400℃の値を用いている。実際には $\sigma_B$ は高温で温度に応じて低下するからこのような仮定で計算された $T_{\max}$ の値は、特に $r \cdot \mu$ の小さい領域でかなり誇張されて現われている。したがって、この場合の $T_{\max}$ は必ずしもこの $T_{\max}$ の温度で破壊すると言えなく、各種セラミックスについての耐熱衝撃性を比較する尺度とみるべきである。熱伝達率 $\mu$ が実験条件に相当する値 $0.026 \text{ cal/sec} \cdot \text{cm}^2 \cdot \text{°C}$ と供試材円柱半径 $r = 1.5 \text{ cm}$ における熱衝撃抵抗は、アルミナ、ジルコニア、炭化珪素、窒化珪素の順に高く、加熱切削実験中にアルミナ(700℃)、ジルコニア(800℃)の順に割れが生じたことも理解できる。本実験には使用しなかったが、炭化珪素は窒化珪素につぐ高い熱衝撃抵抗をもつことから加熱切削の効果が期待できる。

熱衝撃による割れ防止対策として、熱伝達率を下げる工夫、たとえば低速切削とか徐加熱・徐冷

は最も有効な方法と思われる。また、この計算式には寸法効果も含まれていて小径材ほど耐熱衝撃性が大きく、加熱切削時の割れに対する安全性が期待できる。

#### 4・5・2 加熱切削時の物体内温度分布の計算と熱応力

前項で、一様温度をもつ物体の熱衝撃について検討したが、実際の加熱切削に近い状態すなわち回転する円柱物体の上をおそい送り速度で、点熱源が軸方向に移動するときの物体内温度分布を計算し、これより加熱初期に発生する熱応力を調べることも重要と思われる。

物体内の温度  $T$  は、三次元円柱座標系  $(r, \phi, Z)$  の熱伝導方程式 (4・3) を解いて求められる。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left( \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (4 \cdot 3)$$

ただし、 $t$  は時間、 $\alpha$  は熱拡散率である。

実際の計算にあたっては、上式を差分化し、 $\Delta t$  時間刻みで電算機による計算を行なえばよい。図 4・15 は、このための計算に用いたモデルを示す。物体は周速  $10\text{m}/\text{min}$  で回転し、その上を熱源が送り量  $0.05\text{mm}/\text{rev}$  で軸方向に移動する場合で、差分立方格子として半径方向に長さ  $\Delta r$ 、円周方向に中心角  $\Delta \phi$ 、軸方向に  $\Delta Z$  を設定した。式 (4・3) の差分表示は、着目する要素の温度を  $T(i, j, k)$ 、これに隣接する要素の温度をそれぞれ  $T(i-1, j, k)$ 、 $T(i+1, j, k)$ 、 $T(i, j-1, k)$ 、 $T(i, j+1, k)$ 、 $T(i, j, k-1)$ 、 $T(i, j, k+1)$ 、とすると、 $\Delta t$  秒後の温度  $T'(i, j, k)$  の一般式は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} T'(i, j, k) = & T(i, j, k) + \frac{\alpha \cdot \Delta t}{V(i)} \left\{ \frac{T(i+1, j, k) - T(i, j, k)}{\Delta r} \cdot S_1(i) \right. \\ & + \frac{T(i-1, k) - T(i, j, k)}{\Delta r} \cdot S_0(i) \\ & + \frac{T(i, j-1, k) + T(i, j+1, k) - 2T(i, j, k)}{r(i) \cdot \Delta \phi} \cdot S_\phi \\ & \left. + \frac{T(i, j, k-1) + T(i, j, k+1) - 2T(i, j, k)}{\Delta Z} \cdot S_z(i) \right\} \end{aligned} \quad (4 \cdot 4)$$

ただし  $V(i)$  は各要素の体積、 $S_1(i)$ 、 $S_0(i)$ 、 $S_\phi$ 、 $S_z(i)$  は微小立方格子の  $r$  軸に垂直な上面、下面、円周方向に垂直な面および  $Z$  軸に垂直な面のそれぞれの微小面積である。

物体表層に属す要素は、空冷時に熱伝達の境界面を有し、初期条件と境界条件は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \text{初期条件:} & \quad t=0 \quad T=T_0 \\ \text{境界条件:} & \quad q = k \frac{\partial T}{\partial r} = \mu (T_0 - T_s) \\ & \quad \mu (T_0 - T_s) + k \frac{\partial T}{\partial r} = 0 \end{aligned} \quad (4 \cdot 5)$$

ただし、 $q$  : 熱流束、 $T_s$  : 表面温度、 $\mu$  : 熱伝達率、 $T_0$  : 室温、 $k$  : 熱伝導率である。したがって境界面に属す要素の計算式には、式 (4・4) の一般式で  $i = 1$  として境界条件 (4・5) を導入すれば、

式(4.4)の〔 〕内第2項を次式で置き換えて得られる。

$$\frac{\mu}{k} (T_0 - T_{(i,j,k)}) S_0(i) \quad (4 \cdot 6)$$

また、円柱中心部では  $S_I(i)=0$  となる。計算にあたっての時間刻み  $\Delta t$  は、収束条件を考慮して  $\Delta t \leq V(i)/2a$  に従った。

用いた差分格子は、 $\Delta Z$  を単位長さ、 $\Delta r=0.04 \text{ mm}$ 、 $\Delta \phi=\pi/5 \text{ rad}$  とし、表層では直径  $3 \text{ mm}$  のスポットに加熱温度  $1000^\circ\text{C}$  を仮定、空冷の場合の熱伝達として  $\mu=0.026 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}^2\cdot^\circ\text{C}$  を用い、その他計算に必要な熱定数はすべて常温の値を使用した。

図4.16は、 $\phi 10 \text{ mm}$  (a)、 $\phi 30 \text{ mm}$  (b) の直径をもつアルミナ円柱について計算された加熱初期の温度分布である。同図(a)、(b)の比較では、径の大きい材料で加熱点の軸方向(送り方向)、半径方向に大きな温度勾配がみられ、円周方向でも加熱点と  $180$  度回転した位置との間にも大きな温度差が生じ、径の大きい材料ほど大きな熱応力を受けやすいことがわかる。特に、表層軸方向の温度勾配は急峻で、加熱切削実験において、材料にもよるが加熱点付近で軸に直角方向に生ずる割れはこのような急加熱による軸方向の大きな温度差に起因すると推察される。

直径  $10 \text{ mm}$  の各種セラミックスについての温度分布計算結果から、加熱点と  $\Delta Z$  単位幅(最も温度勾配の急な点)の間の各断面の平均温度を求め、これらの温度差  $\Delta T$  を用いて発生熱応力  $\sigma$  を次式により求められる。

$$\sigma = -\frac{E\alpha}{1-\nu} \Delta T \quad (4 \cdot 7)$$

図4.17は、 $400^\circ\text{C}$  の材料の諸性質と  $\sigma_B$  に  $400^\circ\text{C}$  の曲げ強さを代用して計算された発生熱応力および耐熱応力比  $\sigma_B/\sigma$  を示す。大まかな計算であるが熱応力は熱膨張の大きい材料ほど大きく、また  $\sigma_B/\sigma$  は Biot の係数を用いた図4.14の熱衝撃抵抗  $r\mu=0.05\sim 0.1$  のときによく対応していることがわかる。

#### 4.6 ま と め

- (1) セラミックス加熱切削用プラズマトーチについて加熱効果を高めるための実験を行った。試作したトーチノズル口径  $3.5 \text{ mm}$  については、アルゴンガス流量  $15 \text{ l/min}$ 、水素ガス添加  $2\%$  が適量である。
- (2) アルミナを除くセラミックスの加熱切削抵抗は、高温域で減少する。特に背分力の減少温度領域で金属切削と類似の切りくずが生成される。ジルコニアを除くセラミックスの局所的な温度域で現われる切削抵抗のピークは、材料の高温機械的強度に依存していることを類推した。
- (3) アルミナ、ジルコニアを除くセラミックスの加熱切削で、主分力  $P_1$  と背分力  $P_3$  の比  $P_3/P_1$  が  $1$  付近で完全な流れ形切りくずが生成され仕上面も最良となる。

- (4) アルミナ，ジルコニアを除くセラミックスの高温域での切りくず除去は脆性破壊型から塑性変形型に移行する。それとともに仕上面性状も向上し，SEMによる観察から常温切削で生ずるような仕上面の大きな亀裂は生成されない。
- (5) アルミナ，ジルコニアの加熱切削では熱応力による割れが生じた。これは大きな熱膨張率に起因することを熱応力の計算から調べた。また，加熱方法の改善による割れ防止策を示しセラミックス高温切削の有用性を提案した。

#### 文 献

- 1) 杉田忠彰，上田完治：エンジニアリングセラミックスの機械加工，機械の研究，36，10（1984）1085．
- 2) 岡田実，荒田吉明：プラズマ工学，日刊工業新聞社，（1965）337．
- 3) 精機学会硬脆材料の精密加工に関する調査研究分科会編：ファインセラミックス，精密工学会，（1984）106．
- 4) 北川武揚，白樫高洋，臼井英治：切削工具寿命の解析的予測に関する研究（第1報），精密機械，42，12（1976）1177．
- 5) 鶴戸口英善：熱衝撃および熱疲労について，日本機械学会誌，61，476（1958）1044．

表4・1 各種セラミックスの主成分と諸性質

	PYREX	HULLITE 1	HULLITE 2	HULLITE 3	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	ZrO <sub>2</sub>	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	SiC
主成分	SiO <sub>2</sub> 80.9% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 2.3%	SiO <sub>2</sub> 49% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 47%	SiO <sub>2</sub> 41% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 55%	SiO <sub>2</sub> 38% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 60%	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 99.9%	ZrO <sub>2</sub> 91%	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> 97%	SiC
熱伝導率 cal/cm <sup>2</sup> sec <sup>-1</sup> °C	0.003	0.009	0.011	0.012	0.043	0.011	0.071	0.15
線膨張係数 1/°C	3.3 × 10 <sup>-6</sup>	2.2 × 10 <sup>-6</sup>	2.4 × 10 <sup>-6</sup>	2.6 × 10 <sup>-6</sup>	5.2 × 10 <sup>-6</sup>	7.1 × 10 <sup>-6</sup>	1.8 × 10 <sup>-6</sup>	2.9 × 10 <sup>-6</sup>
線膨張係数 k/g <sup>2</sup>	550	1800	1600	1800	7000	14000	11000	7000
ヤング係数 kg/cm <sup>2</sup>	0.64 × 10 <sup>10</sup>	1.21 × 10 <sup>10</sup>	1.36 × 10 <sup>10</sup>	1.44 × 10 <sup>10</sup>	3.6 × 10 <sup>10</sup>	1.9 × 10 <sup>10</sup>	3.2 × 10 <sup>10</sup>	4.8 × 10 <sup>10</sup>
ビッカース 硬度 kg/mm <sup>2</sup> 荷重 500g	...	...	...	...	~2200 (831)	~1500 (1188)	~1800 (1433)	...
密度 g/cm <sup>3</sup>	2.2	2.5	2.6	2.7	3.9	6.1	3.4	3.3
比熱 cal/g <sup>°C</sup>	0.17	0.18	0.18	0.18	0.19	0.12	0.15	0.15

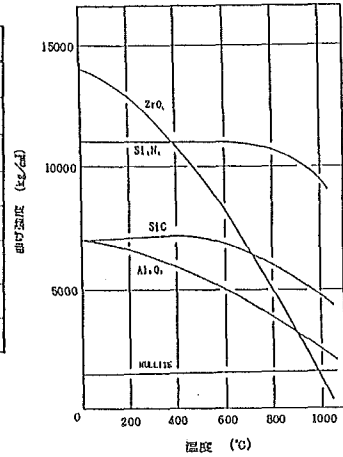


図4・1 各種セラミックスの高温強度

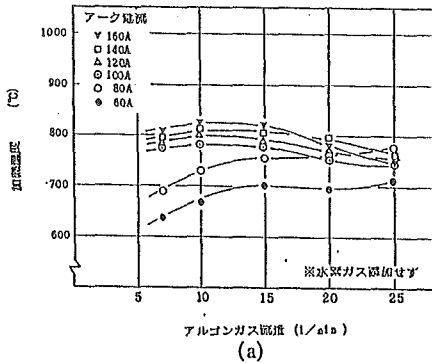


図4・2 (a) 加熱温度に及ぼすアルゴンガス流量  
アーク電流の影響

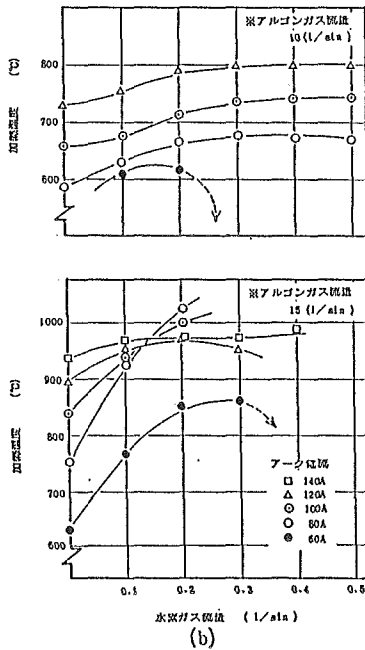


図4・2 (b) 加熱温度に及ぼす水蒸気ガス添加の影響

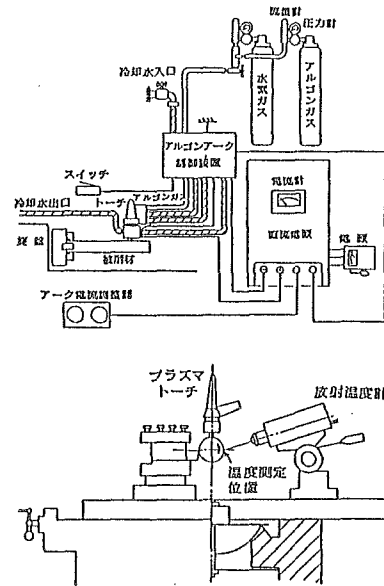


図4・3 実験装置

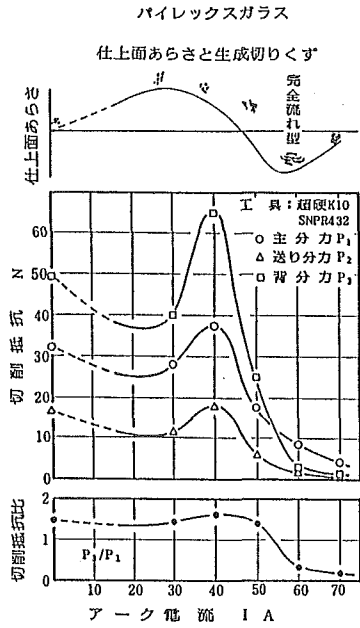


図4・4 パイレックスの加熱切削抵抗

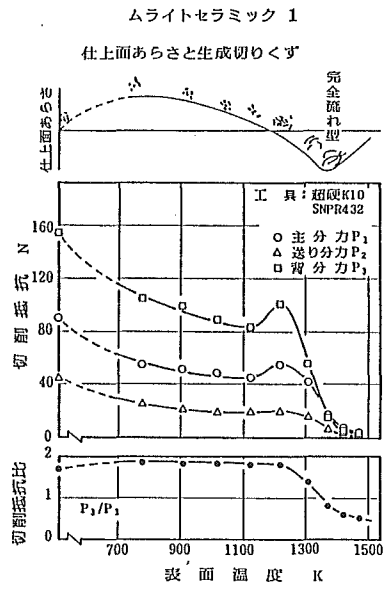


図4・5 (a) ムライト (1) の加熱切削抵抗

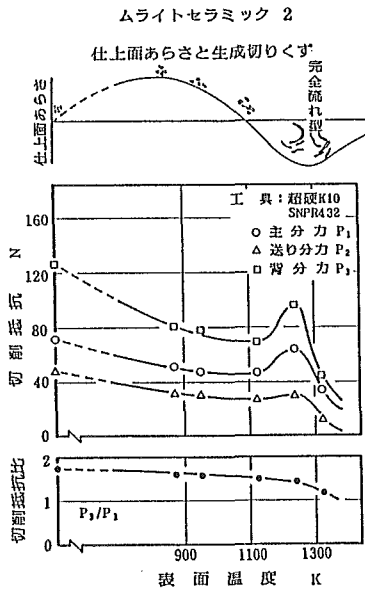


図4・5 (b) ムライト (2) の加熱切削抵抗

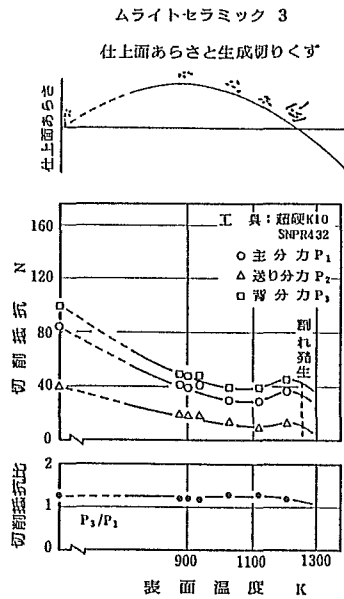


図4・5 (c) ムライト (3) 加熱切削抵抗

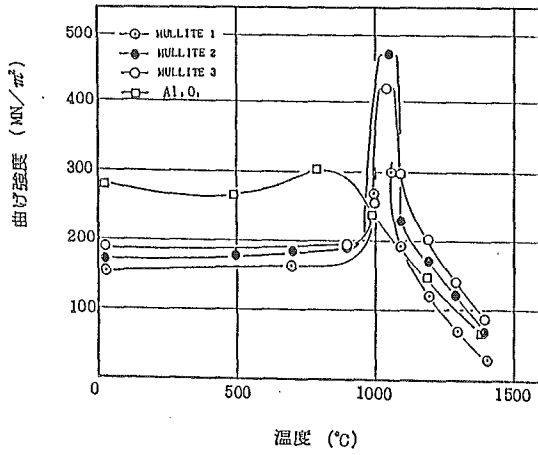


図4・6 ムライト及びアルミナセラミックスの高温強度

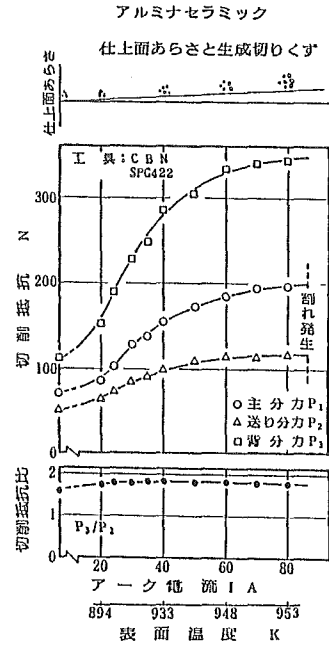


図4・7 アルミナの加熱切削抵抗

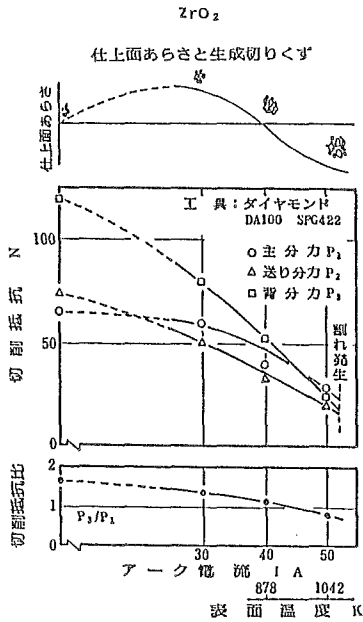


図4・8 シルコニアの加熱切削抵抗

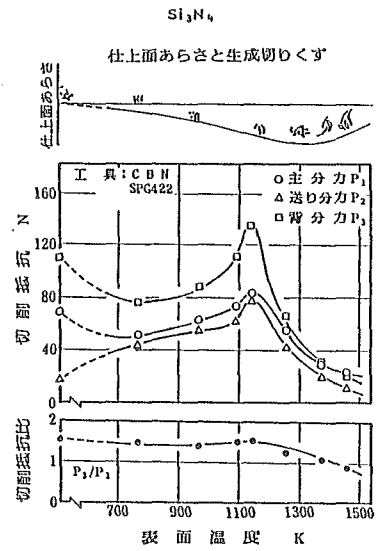
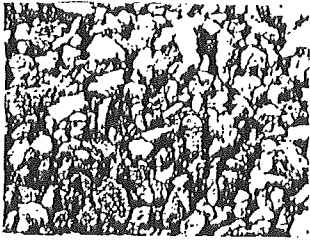


図4・9 窒化珪素の加熱切削抵抗

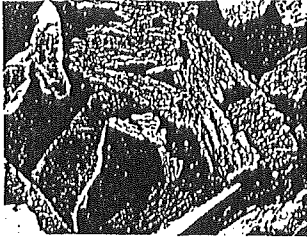




非加熱



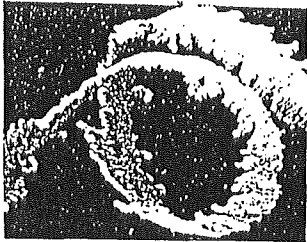
非加熱



40 A



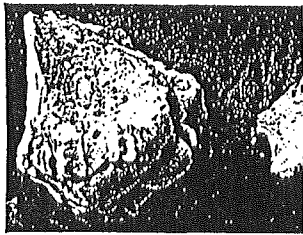
750°C



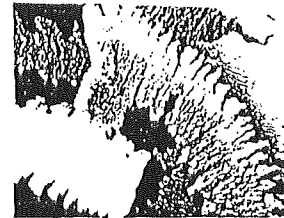
60 A



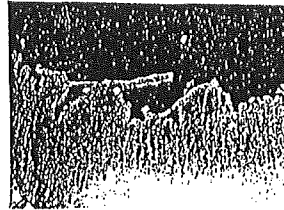
950°C



70 A



1100°C



1150°C

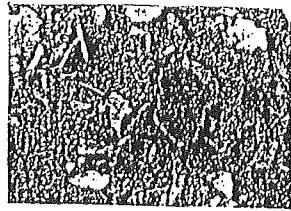
(X50)

(a) パイレックス

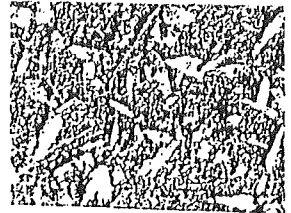
(X50)

(b) ムライト (I)

図4・10 生成切りくずのSEMによる観察写真



非加熱



20A  
(621°C)



40A  
(660°C)



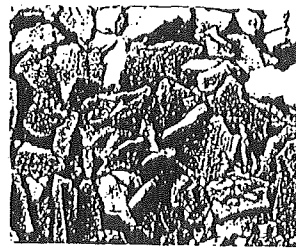
60A  
(675°C)



80A  
(680°C)

(X50)

(c) アルミナ



非加熱



980°C



1100°C



1170°C

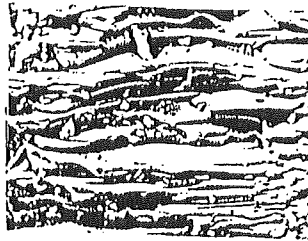
(X50)

(d) 窒化珪素

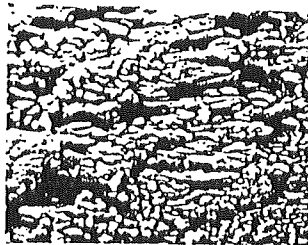
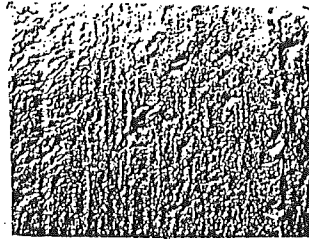
図4・10 生成切りくずのSEMによる観察写真



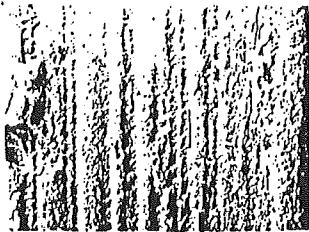
非加熱



40A



60A



70A

(x 20)

(x 1000)

図4・11 (a) パイレックス加熱切削における生成仕上面のSEM写真

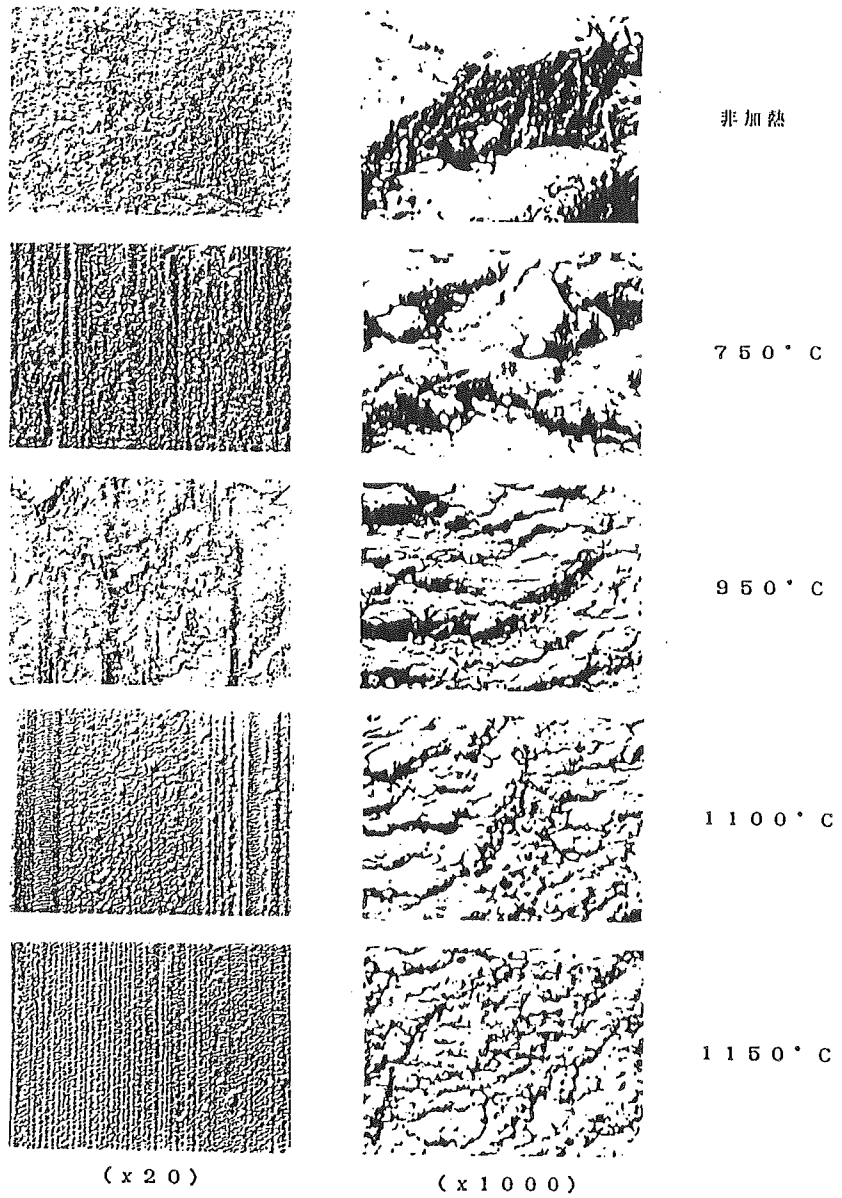
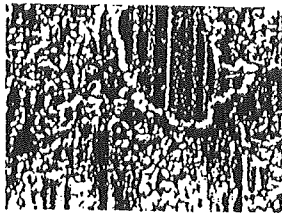
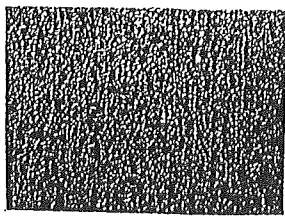
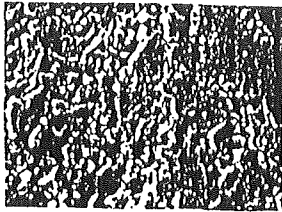


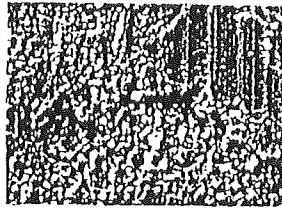
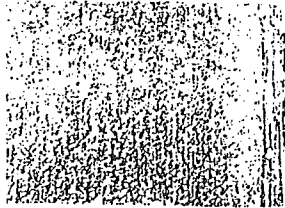
図4・11 (b) ムライト (1)加熱切削における生成仕上面のSEM写真



非加熱



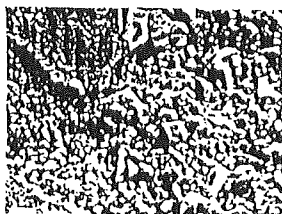
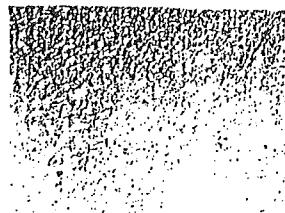
20 A  
(621 ° C)



40 A  
(660 ° C)



60 A  
(675 ° C)



80 A  
(680 ° C)

(x 20)

(x 1000)

図4・11 (c) アルミナ加熱切削における生成仕上面のSEM写真

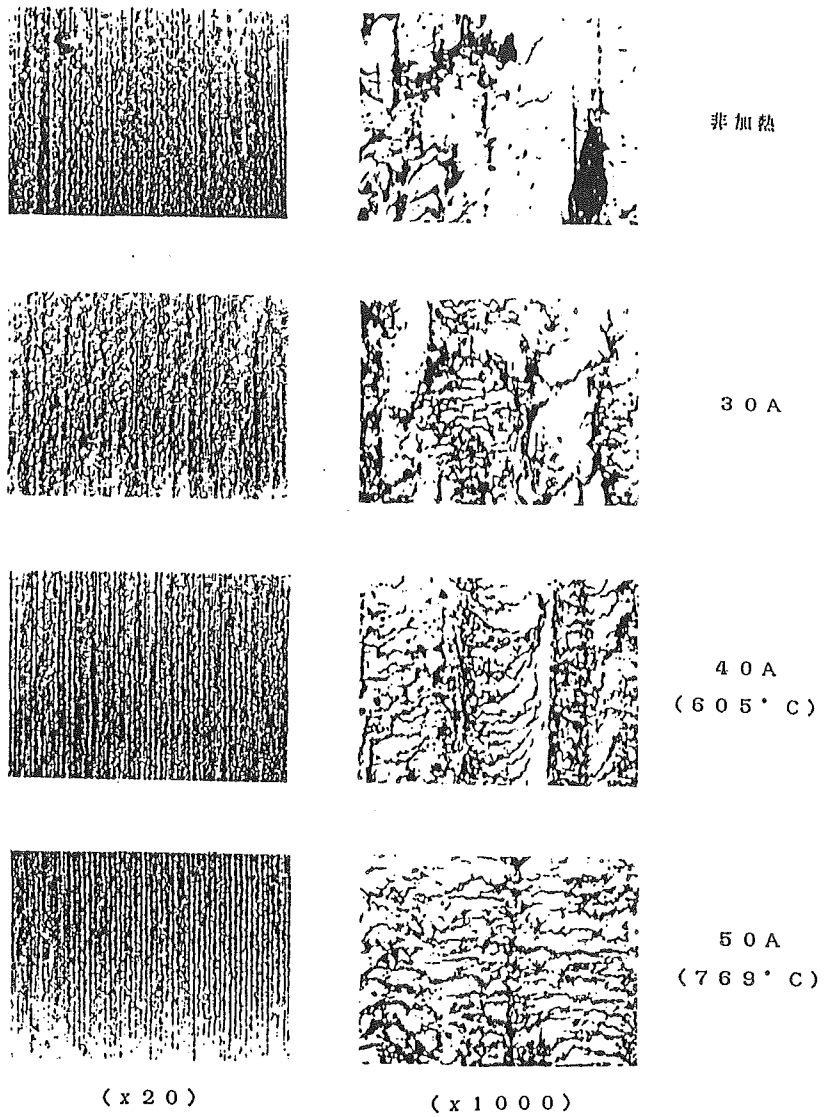
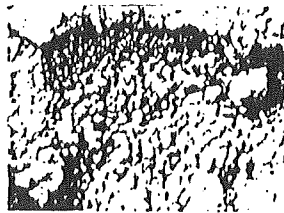
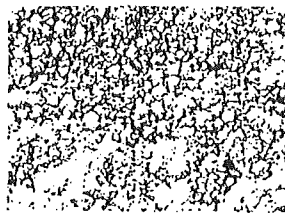


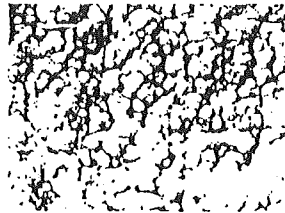
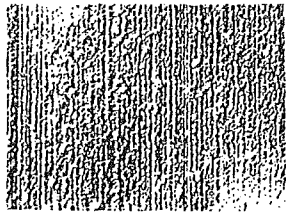
図4・11 (d) ジルコニア加熱切削における生成仕上面のSEM写真



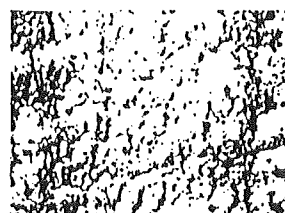
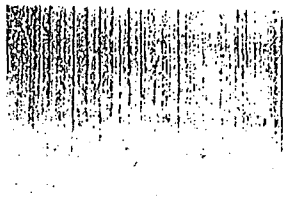
非加熱



980°C



1100°C



1170°C

(x20)

(x1000)

図4・11 (e) 窒化珪素加熱切削における生成仕上面のSEM写真

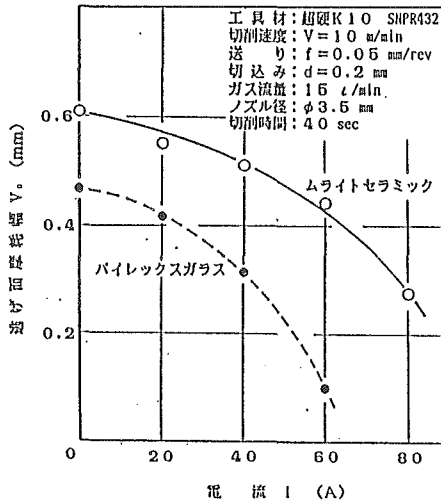


図4・12 パイレックス及びムライト加熱切削における工具磨耗

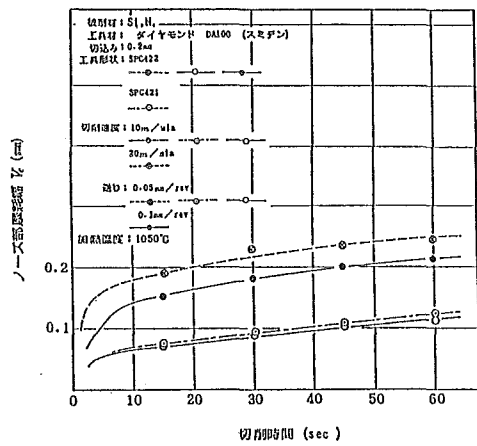
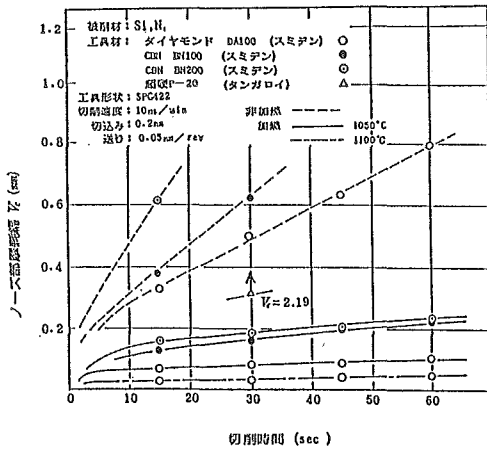


図4・13 (a) 各種工具による窒化珪素加熱 図4・13 (b) ダイヤモンド工具による窒化珪素加熱  
 切削における工具磨耗 切削における切削条件, 工具形状の工具磨耗に及ぼす影響



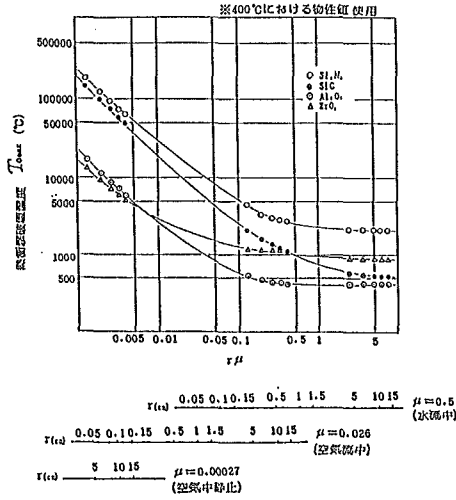


図4・14 各種セラミックスの熱衝撃抵抗

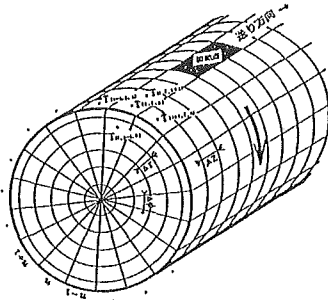


図4・15 計算モデルと差分立方格子

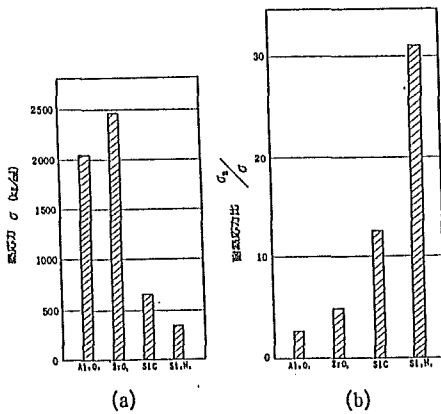
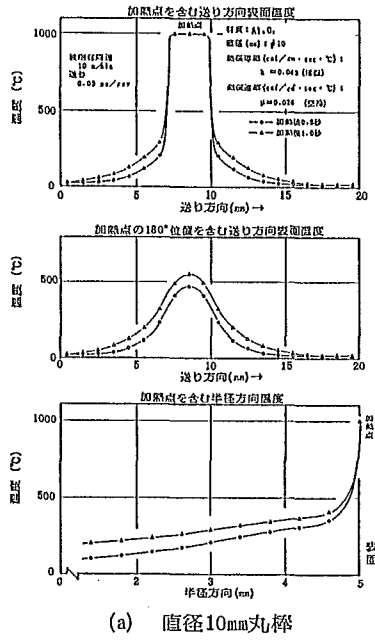
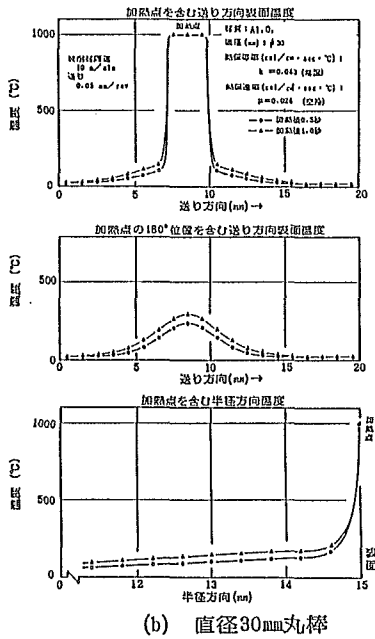


図4・17 (a)加熱切削時の発生熱応力と(b)耐熱応力比



(a) 直径10mm丸棒



(b) 直径30mm丸棒

図4・16 アルミナセラミックス加熱切削時の計算された内部温度分布

## 5. 急加熱・急冷による劣化層の生成とその切削

### 5・1 劣化層生成の原理と実験方法

セラミックスの急加熱あるいは急冷により発生する熱応力、熱衝撃<sup>1)</sup>を利用して表層に脆弱な劣化層を生成させ、この劣化層を切削除去する被削性改善の方法が考えられる。加工の対象は粗削りの場合で、仕上加工にはさらに二次加工を必要とするが、ここではこのような劣化層生成の可能性および生成劣化層切削の効果を検討した。

材料内部温度の大部分が低い温度に保たれ、表層の一部のみを急加熱するとき、膨張により高い圧縮の熱応力が発生し、かつ高温強度の低下も加わって加熱部は降伏し冷却時に亀裂が生ずると推察される。連続的な加熱方法では内部温度が上昇し、表層部の温度勾配が緩和されるため熱亀裂生成の条件が弱まるばかりでなく、巨視的破壊につながる危険がある。

このための加熱方法として、加熱点以外と内部を常に低い温度に保つことが必要である。このような条件は水中での加熱が理想的と思われるが、本実験では、図5・1のようにプラズマを水のカーテンウォールで囲むトーチを考案した。またこの方法は、ピンチ効果によりプラズマ温度を高める作用も併せもっている。

実験は、直径20mmパイレックス中実棒をモデル材とし、周速10m/minで材料表面にプラズマ・ジェットによる加熱と冷却を行った。予備実験の結果、加熱トーチの材料軸方向送り量が小さい条件では劣化層は生成されず、比較的大きな送り量 $f = 0.6 \text{ mm/rev}$ で生成されることがわかった。この理由は、おそい送りと速度では材料内部の温度上昇にともなう緩い温度勾配に起因していると思われる。

### 5・2 実験結果と検討

図5・2は、このような方法で生成された劣化層の写真である。顕微鏡による断面写真からもわかるように表層部以外の内部に大きな亀裂の進展がみられない。加熱時の表面温度は測定できないので、実験条件の加熱温度をアーク電流の大きさを示した。微細な網目状の亀裂は本実験での中間温度領域で発生し、高温域では劣化層の厚さが増すが、亀裂は粗大になっている。

図5・3は、このような劣化層を超硬工具により4分間切削したときの逃げ面摩耗の測定結果である。明らかに摩耗は減少しているが、大きなアーク電流で生成された劣化層の切削では効果が少ない。この原因は、アーク電流の大きさによる劣化層の状態によるものと思われ、微細網目状劣化層ほど摩耗減少の効果が顕著である。

図5・4は劣化層生成条件を調べるために行なった加熱・冷却時のパイレックス内部の温度分布計算結果である。計算方法は、4・5・2で述べた手法にしたがい、前述の実験条件に合わせ、プラズマトーチ送り量 $f = 0.05 \text{ mm/rev}$ 、 $f = 1.0 \text{ mm/rev}$ の加熱・冷却(水冷)と $f = 1.0 \text{ mm/rev}$ の加熱・冷却

(空気)の3種類について行ない、直径3mmスポットに1000℃の加熱温度を仮定した。図は実験開始3秒後の加熱点を含む円周各点についての半径方向温度分布である。同図より、速い送りの加熱・冷却(水冷)の条件で加熱点表層部の温度勾配が最も大きく現われている。図には示さないが、表層軸方向の温度分布についても同様な傾向がみられ、表層部の熱亀裂生成が速い送り条件で生ずることが裏付けできる。

切削実験は行なっていないが、同様の実験からジルコニアに生成された表面亀裂の写真を図5・5に示した。

提案した加熱・冷却により生成される表層劣化層を除去する試みは、脆性材料粗削りを対象とした被削性改善の一方法として、実用化にはまだ多くの検討すべき余地があるが、被削材にパイレックスを用いたモデル実験からは一応の効果が示され、新しい手法として今後期待できそうである。

### 5・3 ま と め

加熱軟化による高温切削とは全く別な発想で、脆性材に加熱・冷却により発生する熱応力を積極的に利用し、表層に熱亀裂をともなった劣化層を生成させたのち、これを切削する被削改善の方法を開発した。まず加熱・冷却による劣化層生成のためのプラズマトーチを考案した。試作したトーチによりパイレックスガラスについて試みた生成劣化層は、アーク電流が増すとその厚さも増加する。しかし亀裂は粗大となり、細かい網目状亀裂の劣化層を生成するアーク電流域が存在する。超硬工具による切削実験の結果、工具摩耗は明らかに減少し、アーク電流が大きい条件で生成された劣化層ではその効果は少ない。パイレックスガラスをモデル材としての実験ではあるが、硬脆材粗削りの場合の劣化層生成の可能性とその効果を摩耗試験により示した。

### 文 献

- 1) 鶴戸口英善：熱衝撃および熱疲労について，日本機械学会誌，61，476 (1958) 1044.

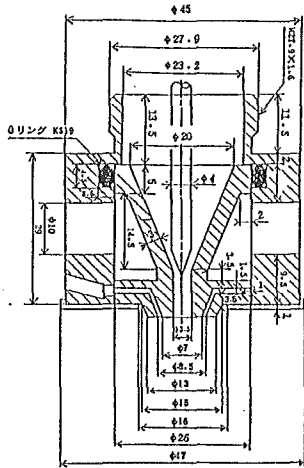
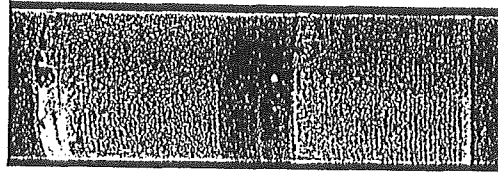
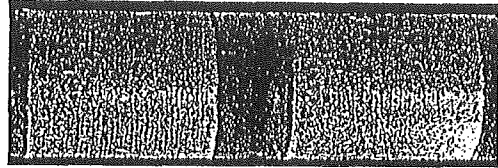


図5・1 試作した加熱・冷却用  
プラズマトーチ



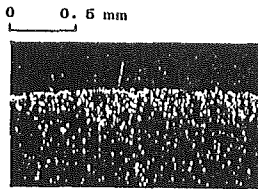
100 A

150 A

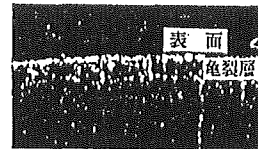


200 A

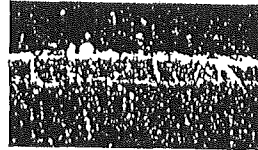
250 A



100 A



150 A



200 A



250 A

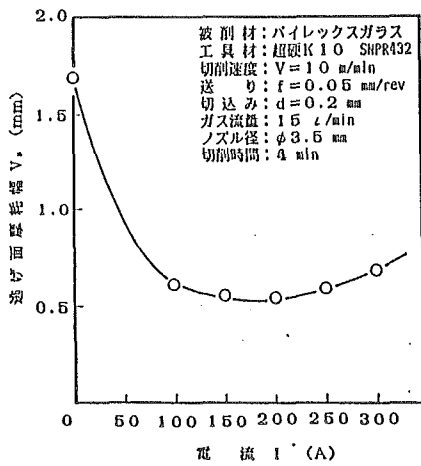


図5・2 加熱・冷却によって生成  
された劣化層

図5・3 超硬工具による劣化層  
切削における工具磨耗

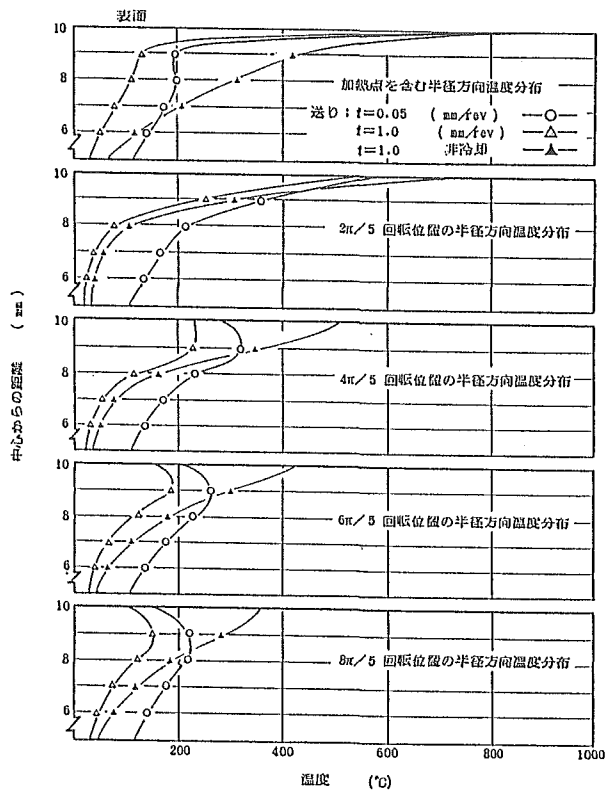


図5・4 パイレックス加熱・冷却時の内部温度分布

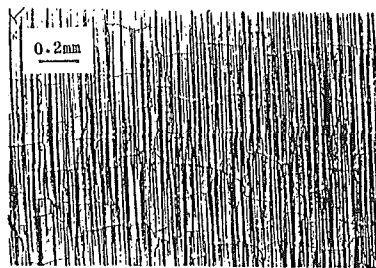


図5・5 ジルコニアの加熱・冷却で生成された表層亀裂