

脆性工具の耐熱衝撃性向上に関する研究

2002年1月

山口 顕 司

目 次

1. 緒 論	1
第1章の文献	4
2. パルス状レーザービーム照射場における耐熱衝撃性	5
2.1 緒 言	5
2.2 実験方法	6
2.3 熱き裂の発生形態と発生時期	9
2.3.1 パルス状 CO ₂ レーザビーム照射による熱き裂の発生形態	9
2.3.2 高速度ビデオカメラによる熱き裂の観察	11
2.3.3 AE 信号の特徴と発生時期	17
2.4 熱き裂発生に及ぼすレーザービーム照射位置の影響	19
2.5 熱き裂発生に及ぼす諸因子の影響	20
2.5.1 熱き裂の発生に及ぼすレーザ出力とレーザービーム照射時間の影響	20
2.5.2 熱き裂発生に及ぼすレーザービーム照射停止時間の影響	20
2.6 結 言	25
第2章の文献	26
3. パルス状レーザービーム照射場の熱応力解析	27
3.1 緒 言	27
3.2 等方等質性材料を仮定した場合	27
3.2.1 解析モデル	27
3.2.2 温度上昇	29
3.2.3 熱応力	31
3.3 熱応力場に及ぼす内部欠陥の影響	36
3.3.1 超音波顕微鏡による熱き裂の観察	36
3.3.2 球状微小空孔周辺の熱応力解析	38
3.3.2.1 解析モデル	38

3.3.2.2	解析結果および考察	41
3.3.2.3	熱き裂発生危険領域の推定	45
3.4	結 言	47
	第3章の文献	48
4.	断続切削場における耐熱衝撃性	49
4.1	緒 言	49
4.2	熱き裂発生に及ぼす切削時間の影響	49
4.2.1	実験方法	49
4.2.2	実験結果および考察	51
4.3	熱き裂発生に及ぼす非切削時間の影響	53
4.3.1	断続旋削実験	53
4.3.1.1	実験方法	53
4.3.1.2	実験結果および考察	55
4.3.2	正面フライス切削実験	59
4.3.2.1	実験方法	59
4.3.2.2	実験結果および考察	59
4.4	結 言	62
	第4章の文献	63
5.	断続切削場の切削温度と応力解析	64
5.1	緒 言	64
5.2	切削温度と切削力	64
5.2.1	解析方法	67
5.2.2	解析結果および考察	66
5.3	応力場に及ぼす切削力の影響	68
5.3.1	解析モデル	68
5.3.2	解析結果および考察	69
5.4	結 言	71
	第5章の文献	72

6. パルス状 CO ₂ レーザビーム照射によるコーティング工具の耐熱性評価	73
6.1 緒言	73
6.2 実験	73
6.3 解析	76
6.3.1 解析モデル	76
6.3.2 温度上昇解析結果	76
6.3.3 熱応力解析結果	79
6.4 結言	80
第6章の文献	81
7. 結論	82
謝辞	85

1. 緒 論

超硬工具やサーメット工具などの脆性工具で高速断続切削加工を行うと、熱き裂と呼ばれる特徴的なき裂が工具すくい面に発生することが知られている。熱き裂は、切削速度が高くなるほど発生しやすく、断続切削の繰返しにともなって進展し工具欠損の原因となる⁽¹⁾。超硬工具やサーメット工具が正面フライス切削加工などの断続切削加工用途として生産加工現場で一般的に使用されはじめた1960年代には、熱き裂発生による工具欠損が超硬工具を断続切削加工に用いるときの障害となっていた。このため、各種切削条件が熱き裂発生に及ぼす影響を実験的に検討した研究が行われてきた⁽²⁾⁽³⁾。現在では、工具材種の進歩にともなって超硬工具やサーメット工具およびセラミック工具などの脆性工具を断続切削加工に用いることが一般的となっている。

ところで、近年生産加工現場を取り巻く状況は大きく変化しつつある。金型製造などの分野では高精度化・高能率化の要求の高まりにともなって数年前から高速切削加工が注目されていた⁽⁴⁾が、工作機械関連技術や工具材種などの研究開発により現在では金型加工は従来の放電加工から高速マシニングセンタを用いた切削加工へと急速に移行している。このため、高速断続切削時に脆性工具に発生する熱き裂が、断続切削の高速化を阻害する大きな要因として再認識されるようになってきた。

断続切削中の工具すくい面には切削力による衝撃的な応力に加えて、切削時間中の切削熱の流入と非切削時間中の冷却による繰返し熱応力、すなわち熱衝撃が作用する。従来、経験的に断続切削中の脆性工具に発生する熱き裂は熱衝撃が原因であると考えられており、その発生時期は、工具すくい面に引張応力が作用すると思われる非切削時間中であると言われてきた⁽⁵⁾。しかし、断続切削中のAE信号の測定から、熱き裂の発生時期は切削時間中であるという報告もある⁽⁶⁾。また、熱き裂発生の原因となる応力場についても有限要素法を用いた解析から切削時間中、非切削時間中のいずれにおいても工具すくい面にき裂が発生するほどの引張応力場は形成されないという報告がある⁽⁷⁾。以上のように、熱き裂の発生原因および発生時期は実験的にもまた解析的にも究明されていないのが現状である。

高速断続切削加工の実現には、工具の耐熱衝撃性向上が重要となるが、そのためには熱衝撃が工具に与える影響を検討し、熱き裂の発生時期や発生原因を明らかにする必要がある。しかし、断続切削中の工具には熱衝撃だけでなく切削力による機械的衝撃も作

用するため、断続切削実験によって熱衝撃のみの影響を調べることは難しい。このため、工具に熱衝撃のみを作用させる実験を行って工具の耐熱衝撃性などを検討する必要がある。断続切削中に工具に作用する熱衝撃は数 ms～数十 ms といったごく短いサイクルのパルス状であり、工具すくい面の工具と切り屑の接触域に局所的に作用するという特徴がある。従来の熱衝撃実験は、全体を加熱して急冷するものがほとんどであり、断続切削時の熱衝撃とは異なる。そこで、本研究では工具に対して熱衝撃のみを作用させる方法としてパルス状 CO₂ レーザビームに着目した。パルス状 CO₂ レーザビームは、被射体に対してパルス状の熱衝撃を局所的に作用させることができる。また、レーザビーム照射時間および非照射時間、レーザ出力などの調整も容易である。これらのことから、パルス状 CO₂ レーザビーム照射によって、工具に断続切削時と同様の熱衝撃のみを作用させることが可能である。この方法は、断続切削実験と異なって機械的衝撃を伴わないため、AE 信号などによる熱き裂発生を検出や、有限要素法による温度上昇および熱応力場の解析も正確かつ簡単に行えることが期待できる。

一方、近年地球環境保全や労働衛生環境問題に対する社会的な認識の高まりからエコマシニングが注目されるようになり、生産加工現場から排出される廃油の低減や、セミドライ切削加工⁽⁸⁾あるいはドライ切削加工⁽⁹⁾に対する関心が高まっている。このような新しい切削加工法に対応するためには、それぞれの加工法に適した新しい工具材種、コーティング膜材種の開発が必要となる⁽¹⁰⁾。工具に要求される機能のうち、耐熱衝撃性の評価は断続切削実験に頼っているのが現状である。断続切削実験には多くの時間と費用が必要となるが、前述のパルス状 CO₂ レーザビーム照射で工具に熱衝撃を作用させる方法を用いれば、より簡便に工具の耐熱衝撃性評価を行うことができる可能性がある。

以上のような観点から本研究では、パルス状 CO₂ レーザビーム照射による簡便かつ実用的な耐熱衝撃性評価法の確立と工具の耐熱衝撃性向上を図るための基礎的知見を得ることを目的とした。

本研究はこれらの現状をふまえて行うもので、7章から構成されている。

本章に続く第2章では、まず、パルス状 CO₂ レーザビーム照射による熱衝撃実験の方法を提案した。つぎに、パルス状 CO₂ レーザビーム照射によって脆性工具のレーザビーム照射面に発生する熱き裂について、その発生形態や発生時期、熱き裂発生に及ぼすレーザビーム照射位置や、レーザビーム照射条件の影響などを実験的に明らかにした⁽¹¹⁾⁽¹²⁾。

第3章では、パルス状 CO₂ レーザビーム照射によるレーザビーム照射面とその近傍の

温度上昇および熱応力を有限要素法によって解析した。まず、供試超硬工具を欠陥のない等方等質性材料と仮定して解析を行った。つぎに、より近似度の高い熱応力解析を行うために、供試超硬工具が焼結材料であることを考慮して、工具の内部欠陥を仮定してレーザービーム照射面下およびその近傍に球状微小空孔がある場合の熱応力解析を行った。その結果から空孔といった内部欠陥によって高い引張りの熱応力が発生して熱き裂の起点となる可能性の高い領域を検討した⁽¹³⁾。

第4章では、第2章のパルス状 CO₂ レーザービーム照射による熱衝撃実験で得られた知見をもとに、脆性工具の耐熱衝撃性を切削条件の観点から向上させるための基礎として、断続切削時における熱き裂発生に及ぼす1断続切削サイクル中の切削時間および非切削時間の影響を実験的に検討した⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾。

第5章では、パルス状 CO₂ レーザービーム照射によって工具の耐熱衝撃性評価を行うための基礎として、工具に作用する応力に及ぼす切削力の影響を検討した。まず、断続切削中の切削温度および工具に作用する応力を有限要素法によって解析した。つぎに、パルス状 CO₂ レーザービーム照射では熱衝撃応力のみしか作用しないことを考慮して、工具すくい面およびその近傍に切削熱による熱衝撃のみが作用したときの熱応力を解析した⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾。

第6章では、パルス状 CO₂ レーザービーム照射による熱衝撃実験を超硬合金を母材とする TiN 系コーティング工具に対して行った。供試コーティング工具の場合、超硬工具などと異なってレーザービーム照射面が突然熔融する現象が見られたことから、コーティング層間に接触熱抵抗が存在する可能性が示唆された。そこで、コーティング層間の接触熱抵抗を仮定したレーザービーム照射面の温度上昇および熱応力を解析し、コーティング層がコーティング工具の耐熱性および耐熱衝撃性にどのように関わっているかを検討した⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾。

第7章では、本研究の総括を行った。

第 1 章の文献

- (1) 例えば, 奥島啓式・星鉄太郎, 機論, 27-178(1961),843-852.
- (2) 例えば, 篠崎 襄, 機論, 28-187(1962),339-349.
- (3) 例えば, 奥島啓式・星鉄太郎, 機論, 29-1999(1963),497-508.
- (4) 例えば, 嶽岡悦雄・ほか 5 名, 精密工学会誌, 62-1(1999),115-119.
- (5) 例えば, H.Wu・J.E.Mayer,Jr.,ASME J.Eng. for Industry,(1979),159-164.
- (6) 垣野義昭・ほか 5 名, 精密機械, 47-6(1981),718-722.
- (7) 井原 透・ほか 2 名, 精密機械, 48-6(1982) 757-763
- (8) 例えば, 笹原弘之・ほか 2 名, 精密工学会誌, 66-1,(2000),80-84.
- (9) 例えば, 奥村成史・ほか 3 名, 精密工学会誌, 66-5,(2000),719-724.
- (10) 例えば, 山根八洲男・ほか 22 名, 機械と工具, 43-5(1999),2-88.
- (11) 小幡文雄・山口顕司, 機論, 65-640(1999)C,294-301.
- (12) 山口顕司・小幡文雄, 機論, 68-665(2002)C,270-275.
- (13) 小幡文雄・山口顕司, 機論, 67-655(2001)C,263-268.
- (14) 小幡文雄・ほか 4 名, 機講論, No.958-2(1995),83-85.
- (15) 小幡文雄・田中久隆・山口顕司, 機講論, No.968-2(1996),16-18.
- (16) 山口顕司・小幡文雄, 2001 年度精密工学会秋季学術講演会論文集, (2001),307.
- (17) 山口顕司・小幡文雄, 機講論, No.015-1(2001),365-366.
- (18) 山口顕司・小幡文雄, 2000 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集,(2000),209.
- (19) 山口顕司・小幡文雄, 機講論, No.998-3(1999),185-186.
- (20) 小幡文雄・山口顕司, 2000 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2000),210.

2. パルス状レーザービーム照射場における耐熱衝撃性

2. 1 緒 言

断続切削中に工具のすくい面およびその近傍に繰返し作用する応力としては、切削熱による熱応力と切削力による応力がある。従来、経験的に熱き裂の発生には熱応力が大きく寄与している⁽¹⁾といわれている。しかし、断続切削中に工具すくい面近傍に発生する応力の解析から、熱き裂が発生するほど大きな引張熱応力は発生しないという報告⁽²⁾もある。また、熱き裂の発生時期に関しては、熱応力の作用によって非切削時間中に発生するという考え⁽³⁾がある一方、熱き裂発生に伴うと思われる AE 信号の測定から切削時間中に発生するとした報告⁽⁴⁾もある。このように、断続切削中に脆性工具に発生する熱き裂の発生・進展機構は実験的にもまた解析的にも究明されていない。

断続切削中の熱き裂発生に及ぼす熱応力と切削力による応力の影響を明らかにするためには、断続切削中に工具すくい面に作用する熱応力のみの影響を詳細に検討した後、切削力による応力の影響を加えて検討する必要がある。そこで、断続切削中に工具に作用する切削熱の変化がパルス状であることに注目し、脆性工具のすくい面にパルス状 CO₂ レーザビームを照射して熱衝撃のみを作用させることを考えた。従来行われている熱衝撃試験は、供試工具全体を加熱した後、水冷または油冷する方法が一般的である⁽⁵⁾が、これは断続切削時の熱衝撃を再現しているとはいえない。これに対して、パルス状 CO₂ レーザを用いれば断続切削時の熱衝撃と同様に、工具に対して局所的なパルス状熱衝撃を数 ms～数十 ms のサイクルタイムで作用させることができる。また、レーザー出力などを調整することによって、熱衝撃の強度を簡単に変更することも可能である。

CO₂ レーザを用いたレーザー加工における熱き裂発生挙動を検討した研究はある⁽⁶⁾。しかし、それはレーザービーム照射による溶融を伴う表面改質や割断におけるき裂を対象にしたものである。断続切削の場合、切削温度や工具すくい面の状態から判断して、脆性工具のすくい面が溶融するような高温になっているとは考えられない。

本章では、脆性工具に照射面が溶融しない条件でパルス状 CO₂ レーザビームを照射し、熱き裂の発生形態や発生時期、熱き裂発生に及ぼすレーザービーム照射位置の影響、熱き裂発生に及ぼす諸因子の影響を実験的に検討した⁽⁷⁾⁽⁸⁾。

2. 2 実験方法

表 2-1 は、実験に用いた CO₂ レーザの仕様を示す。供試工具は、超硬工具 P20 のスローアウェイチップであり、その形状は SNMN120408 であった。表 2-2 は、供試超硬工具 P20 の室温における平均物性値を示す⁽⁹⁾。なお、供試超硬工具 P20 は WC を主成分とし、TiC を添加して Co をバインダとする焼結合金である。各成分の割合は一般的に WC60~85%、Co3~12%であり、残りを TiC が占める⁽¹⁰⁾。

一般に、被射体のレーザービーム吸収率は、その材質や照射面の状態によって異なる。そこで、供試超硬工具 P20 の吸収率 ϵ は、レーザービームを連続照射して得られる工具の温度上昇を利用する方法⁽¹¹⁾で求めた。その結果、レーザービーム照射面が溶融しない条件下で $\epsilon = 0.20$ であった。

図 2-1 は、実験装置の概略を示す。実験は室温下で行った。パルス状 CO₂ レーザビームの照射面上での直径 d は 0.5 mm とした。また、レーザー出力 Q 、1 照射サイクル中の照射時間 t_{on} 、1 照射サイクル中の照射停止時間 t_{off} 、照射サイクル数それぞれの範囲は、レーザービーム照射面が溶融せずに熱き裂が発生する条件の範囲とした。

パルス状 CO₂ レーザビームによる熱き裂発生状況は、AE センサと高速度ビデオカメラを用いて調べた。

なお、加工用 CO₂ レーザを使用する場合、レンズの冷却と被加工物の加工性を向上させるため一般にアシストガスが用いられる。しかし、アシストガスが供試超硬工具 P20 に衝突することによって AE 信号に大きなノイズが発生したため、本実験ではアシストガスは使用しなかった。

図 2-2 は、AE 信号処理の流れを示す。供試工具はホルダによって保持し、AE センサは供試工具の底面にスプリングを用いて約 5 N で押しつけた。なお、この方法の妥当性を確認するため、AE センサを接着剤で供試工具に取り付けた実験も行ったが、得られた AE 信号に両方法の有意差は認められなかった。本実験で用いた AE センサの周波数特性は、100 kHz~1 MHz ± 10 dB であった。AE 信号はプリアンプで 40 dB 増幅し、100 kHz のハイパスフィルタを介してからメインアンプで 20 dB 増幅した後、バンド幅 DC~200 MHz を有するデジタルストレージスコープで測定した。なお、パルス状 CO₂ レーザビームの照射、停止の状況を知るため、レーザービームの制御信号も同時に記録した。レーザー出力は、レーザービーム照射開始制御信号から約 0.1 ms 後に定常となり、レーザービーム照射停止信号から

Table 2-1 Specifications of CO₂ laser

Rated power	W	1000
Adjustable power range	W	100 ~ 1100
Beam mode		TEM ₀₀
Adjustable on time range	ms	0.1 ~ 99.9
Adjustable off time range	ms	0.1 ~ 99.9

Table 2-2 Material properties of cemented carbide tool P20 used in experiments (at room temperature)

Young's modulus	GPa	548
Thermal conductivity	W/(mK)	41.8
Specific heat	J/(kgK)	251
Density	kg/m ³	12.3 × 10 ³
Coefficient of linear expansion	K ⁻¹	5.2 × 10 ⁻⁶
Transverse rupture strength	MPa	1910
Poisson's ratio		0.21

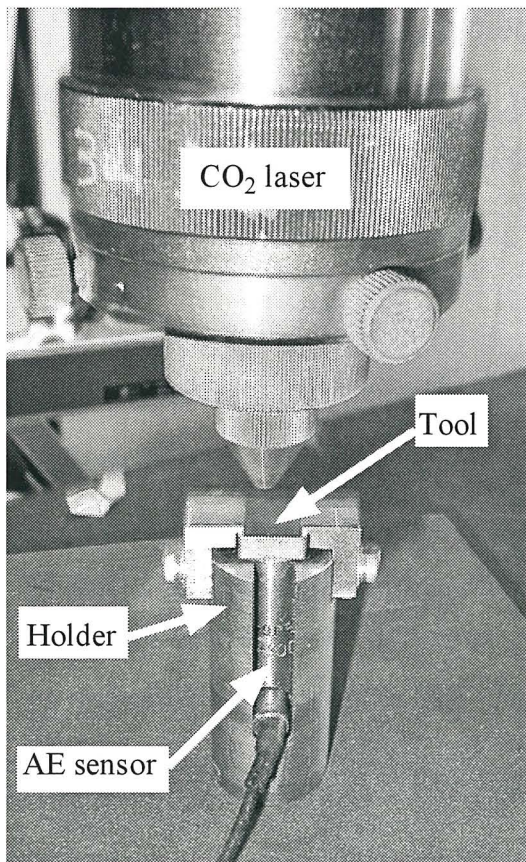


Fig. 2-1 Experimental setup

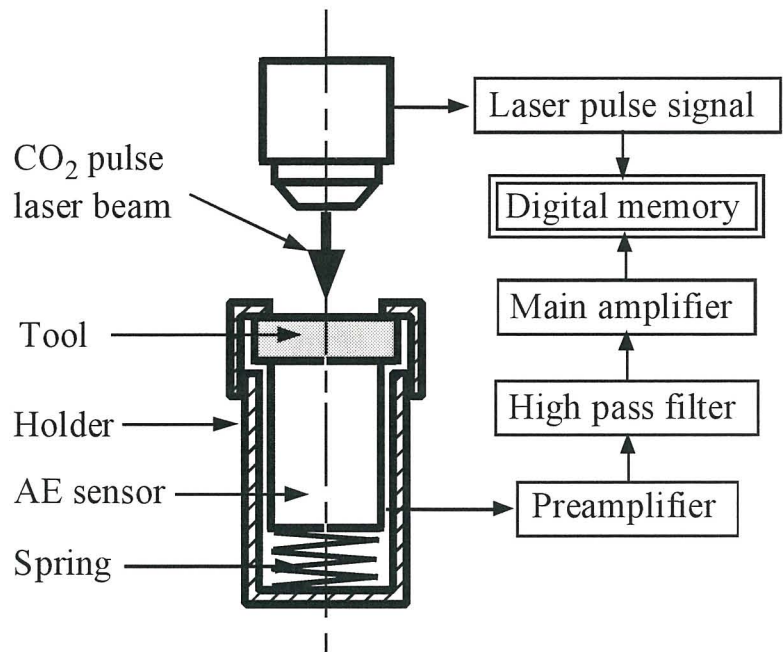


Fig. 2-2 AE signal flow

約 0.7 ms 後に零となった。

図 2-3 は、熱き裂発生状況を高速ビデオカメラに長距離顕微鏡を取り付けたシステムで撮影したときの実験状況を模式図で示す。なお、撮影速度は 9000 フレーム/秒、モニター上での倍率は 233 倍、解像度は $1.1\mu\text{m}$ であった。長距離顕微鏡の被写界深度が $28\mu\text{m}$ と浅かったため、レーザビーム照射面に発生する熱き裂を撮影することはできなかった。そこで、図 2-3 に示すように、レーザビームパワー密度ピーク点が工具切れ刃上となるようにし、逃げ面側に発生する熱き裂を撮影した。

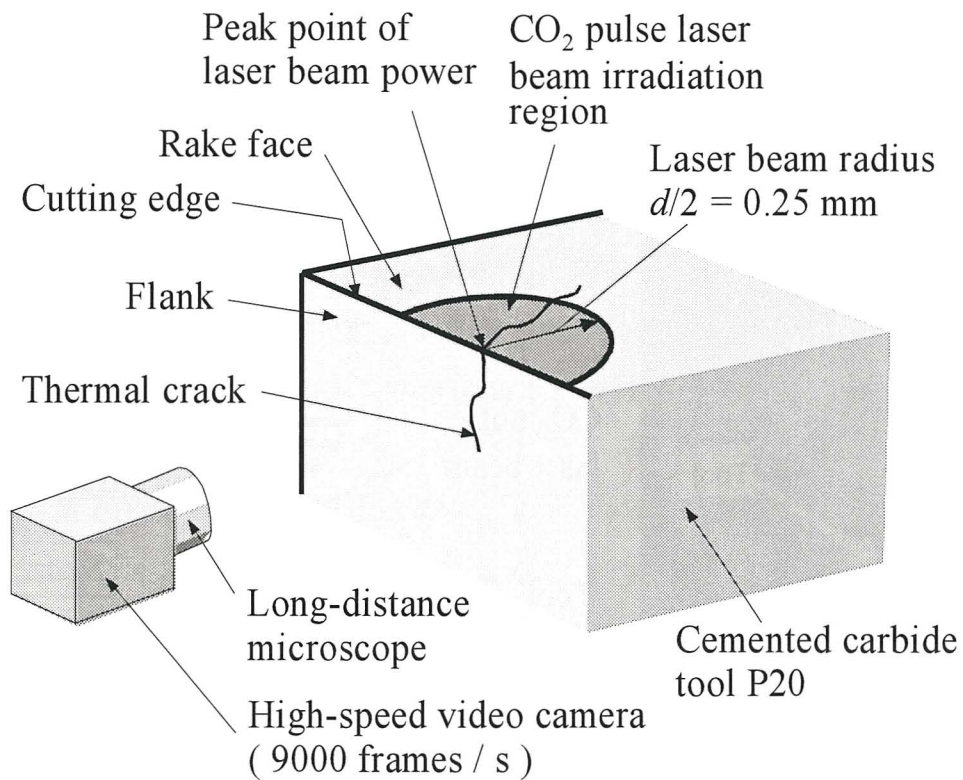


Fig.2-3 Experimental setup of high speed video camera

2. 3 熱き裂の発生形態と発生時期

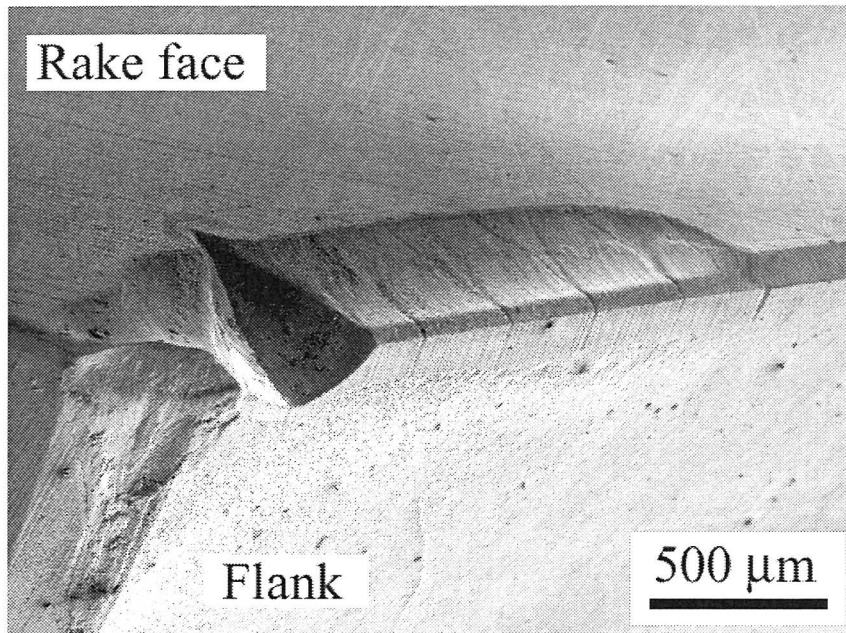
2. 3. 1 パルス状 CO₂ レーザビーム照射による熱き裂の発生形態

図 2-4 は、正面フライス加工で超硬工具に発生した熱き裂の一例を示す。断続切削によって発生する熱き裂は、図 2-4 のように一般にすくい面上や逃げ面上を切れ刃に対して直角方向に進展する。図 2-4 では、熱き裂が原因で切れ刃の一部が欠損している。すくい面摩耗および逃げ面摩耗が認められるが、摩擦面は熔融状態にはない。

図 2-5 は、レーザビームパワー密度ピーク点が切れ刃上となる条件でパルス状 CO₂ レーザビームを照射（以後、エッジ照射という）したときに発生した熱き裂の一例を示す。パルス状 CO₂ レーザビーム照射によって発生する熱き裂は断続切削による熱き裂と同様、切れ刃に対して直角方向にすくい面上および逃げ面上を進展した。なお、レーザビーム照射面の状態から判断して、熱き裂はレーザビーム照射面の熔融にともなって発生したものではない。

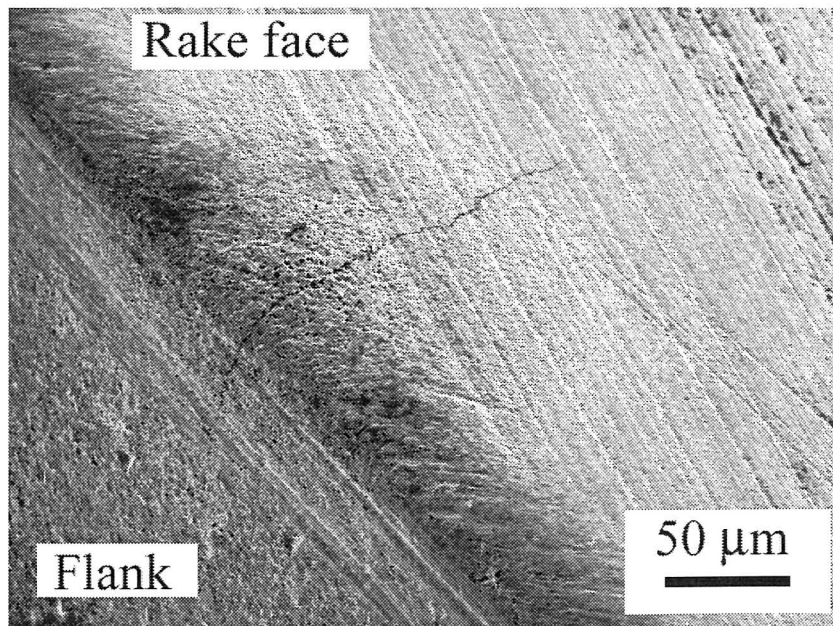
以上のように、図 2-5 に示したパルス状 CO₂ レーザビーム照射による熱き裂の発生状況は、図 2-4 に示した断続切削による熱き裂の発生状況と類似している。レーザビームを用いた材料の熱き裂発生挙動に関する従来の研究⁽⁶⁾では、レーザビーム照射面が熔融するような高出力のレーザビームを照射するものが一般的であった。しかし、断続切削に対する脆性工具の耐熱衝撃性を対象にする場合、断続切削における熱き裂の発生状況から、照射面が熔融するような出力のレーザビームを照射するのは適当ではない。そこで、以下では 2.1 項でも述べたように、レーザビーム照射面が熔融しない照射条件下で供試超硬工具 P20 に発生した熱き裂について検討する。

図 2-6 は、レーザビームパワー密度ピーク点が切れ刃より 3 mm 以上離れた条件でパルス状 CO₂ レーザビームを照射（以後、内部照射という）したときに発生した熱き裂の例を示す。内部照射の場合、熱き裂はその大部分が図 2-6 に示したように、レーザビーム照射面ではレーザビームパワー密度ピーク点付近を通過して半径方向へ進展しており、レーザビーム照射域境界付近では熱き裂が分岐して円周方向に進んでいた。なお、一部レーザビーム照射域境界付近のみを取り囲むように円周方向に進展する熱き裂も見られた。



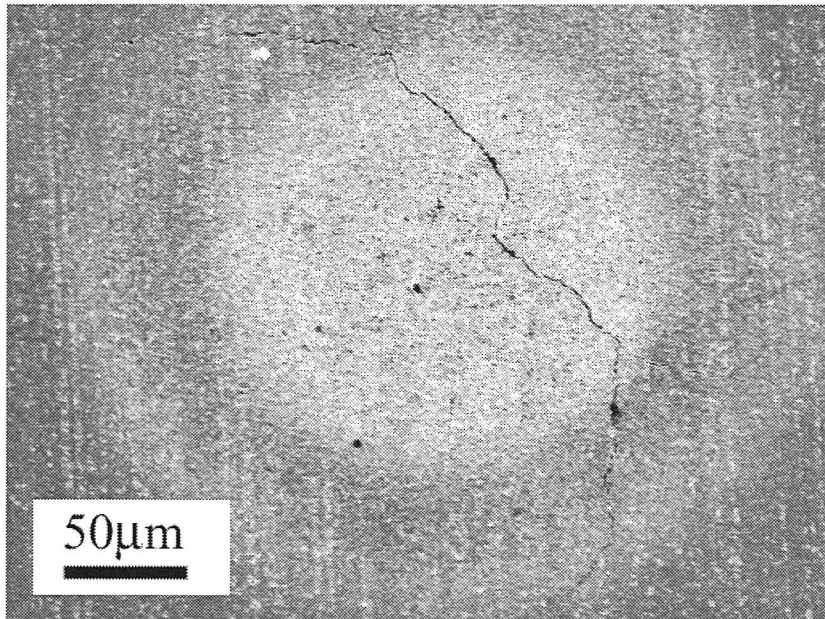
Cutting speed = 300 m/min, feed rate = 0.3 mm/tooth, depth of cut = 2 mm, width of cut = 30 mm, cutting time = 6 ms, non-cutting time = 70 ms, number of cutting cycles = 5770, tool material : cemented carbide P20, work material : S55C

Fig. 2-4 Thermal cracks in milling



Laser power $Q = 183$ W, $\varepsilon = 0.20$, on time $t_{\text{On}} = 10$ ms, off time $t_{\text{Off}} = 99.9$ ms, number of irradiation cycles = 9, tool material : cemented carbide P20

Fig. 2-5 A thermal crack due to CO₂ pulse laser beam irradiation at cutting edge



Laser power $Q = 183$ W, $\varepsilon = 0.20$, on time $t_{\text{On}} = 10$ ms, off time $t_{\text{Off}} = 99.9$ ms
number of irradiation cycles = 2, tool material : cemented carbide P20

Fig. 2-6 Thermal cracks due to CO₂ pulse laser beam irradiation (Internal irradiation)

2. 3. 2 高速度ビデオカメラによる熱き裂の観察

図 2-7(a)～図 2-7(k)は、高速度ビデオカメラによる熱き裂発生状況の観察結果を示す。図 2-7(a)は、高速度ビデオカメラによる撮影終了後のレーザビーム照射面とその近傍の SEM 像であり、レーザビーム照射条件は、 $Q = 173$ W, $t_{\text{On}} = 30$ ms, $t_{\text{Off}} = 99.9$ ms, レーザビーム照射サイクル数=7 である。後述するように、図 2-7(a)の場合、最初の熱き裂は 2 サイクル目のレーザビーム照射終了後に発生した。なお、レーザビームパワー密度が高い部分が溶融しているが、この溶融は 7 サイクル目のレーザビーム照射中に発生したものである。

図 2-7(b)は、高速度ビデオカメラの映像から得られた、パルス状 CO₂ レーザビーム照射による熱き裂発生 の時間経過を示す。熱き裂は、2 サイクル目のレーザビーム照射終了から 37.9 ms 後、高速度ビデオカメラ 1 フレームの撮影時間に相当する 1/9000 s 以下のごく短時間に発生した。ただし、この熱き裂は 3 サイクル目の照射時間中に閉じ、再び開くことはなかった。3 サイクル目のレーザビーム照射終了から 22.8 ms 後、上述とは別の個所に熱き裂が発生した。この熱き裂はその後のレーザビーム照射時間中には閉じ、レーザビーム照射停止時間中には開くことを数サイ

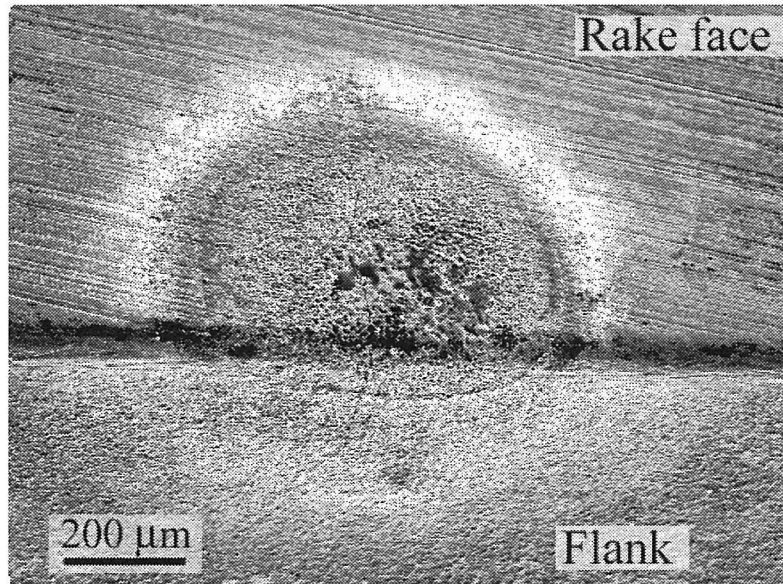
クル繰り返した。ただし、7サイクル目ではレーザービーム照射時間中に熱き裂が閉じることはなかった。図 2-7(a)中の熱き裂はこのときのものと考えられる。

高速度ビデオカメラによって撮影された画面を、図 2-7(c)から図 2-7(g)および図 2-7(i)と図 2-7(j)に示す。図 2-7(c)は1サイクル目のレーザービーム照射開始直前の状態、図 2-7(d)は1サイクル目のレーザービーム照射中、図 2-7(e)は1サイクル目のレーザービーム照射停止直後の状態をそれぞれ示す。なお、高速度ビデオカメラの画面中の右上の数字はフレーム番号であり、フレーム番号は時間の経過とともに小さくなっている。

図 2-7(e)からわかるように、レーザービーム照射によるレーザービーム照射面および逃げ面の熱影響部は、レーザービームパワー密度ピーク点を中心に同心円状に広がっている。

図 2-7(f)と図 2-7(g)はそれぞれ、4サイクル目のレーザービーム照射終了から 20.5 ms 経過後、1/9000 s 以内に逃げ面に発生した熱き裂の発生前と発生後の画像を示す。図 2-7(h)は、熱き裂の存在をわかりやすくするため、図 2-7(f)と図 2-7(g)の画像のグレースケール濃度の差分をとってコントラストを強調したものである。熱き裂発生の起点は不明であるが、熱き裂は図 2-7(f)から図 2-7(g)までの1フレームの間にレーザービーム照射面から約 0.2 mm のところまで進展している。なお、映像の詳細な検討から、熱き裂の幅はレーザービーム照射面に近いほど大きかった。

図 2-7(i)と図 2-7(j)はそれぞれ、5サイクル目のレーザービーム照射終了から 37.5 ms 後に発生した熱き裂の発生前と発生後の画像であり、図 2-7(k)はそれらのグレースケール濃度の差分をコントラスト強調した結果を示す。図 2-7(k)中の熱き裂は、図 2-7(h)に示した4サイクル目のレーザービーム照射時間中に発生した熱き裂が、5サイクル目のレーザービーム照射時間中に一旦閉じて、再び開いたものである。



$Q = 173 \text{ W}$, $\varepsilon = 0.20$, $t_{\text{On}} = 30 \text{ ms}$, off time $t_{\text{Off}} = 99.9 \text{ ms}$
 number of irradiation cycles = 7, tool material : cemented carbide P20

Fig. 2-7(a) SEM image of thermal crack observed by high speed video camera

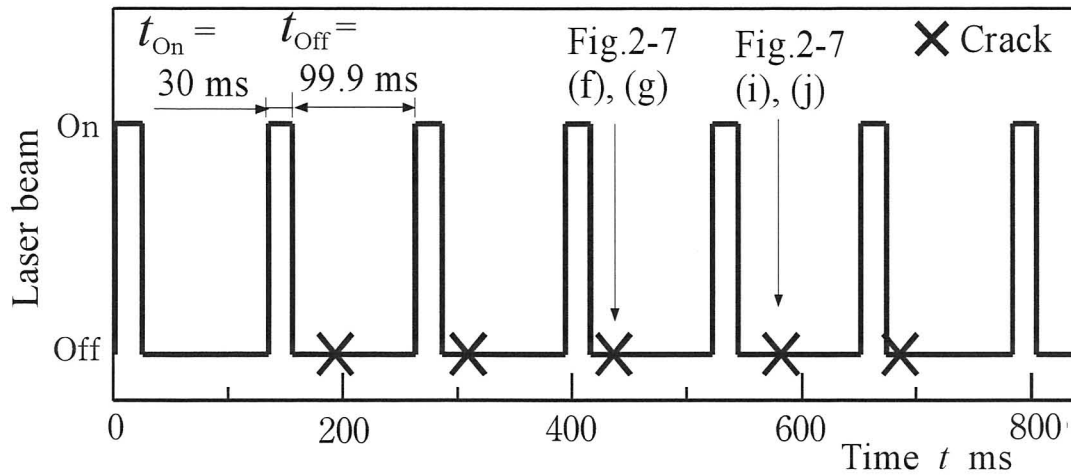


Fig. 2-7(b) Time chart of laser beam and crack initiation correspond to Fig. 2-7(a)

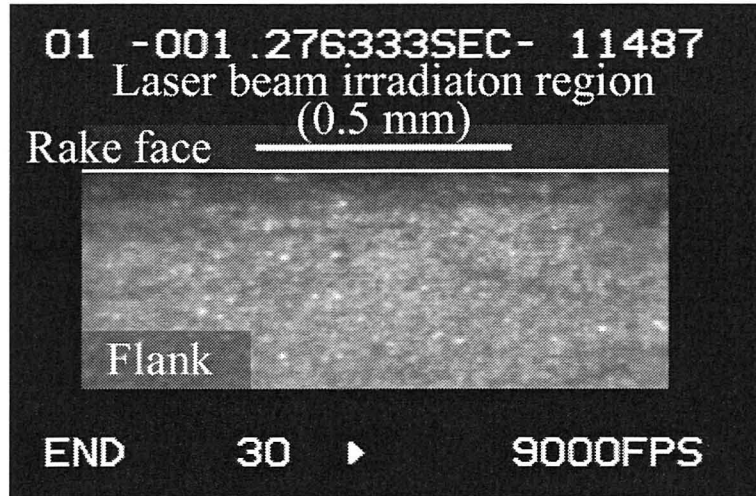


Fig. 2-7(c) Before irradiation ($t = 0$ ms)



Fig. 2-7(d) During first irradiation ($t = 23.3$ ms)

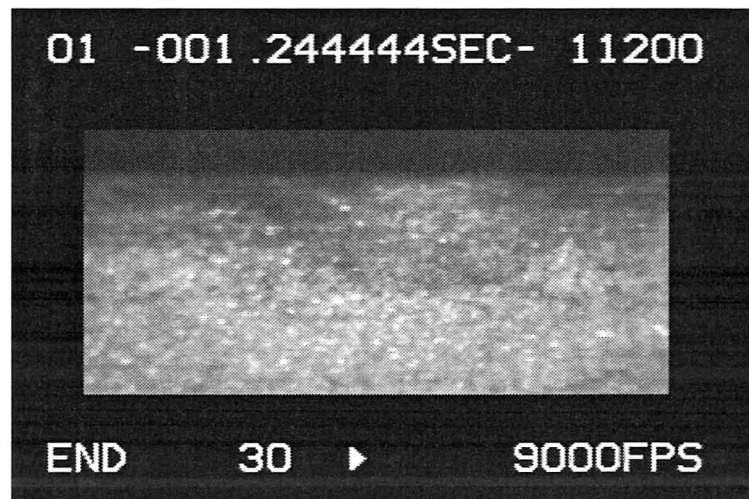


Fig. 2-7(e) Immediately after first irradiation ($t = 33$ ms)

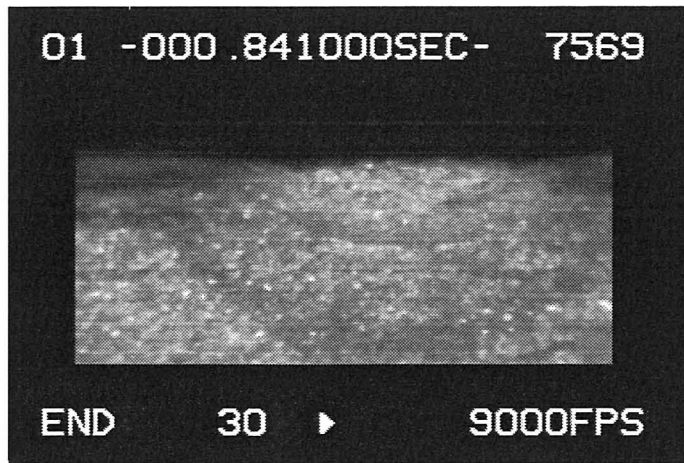


Fig. 2-7(f) Immediately before crack initiation
 ($t = 435.3$ ms, 20.5 ms after end of fourth irradiation)

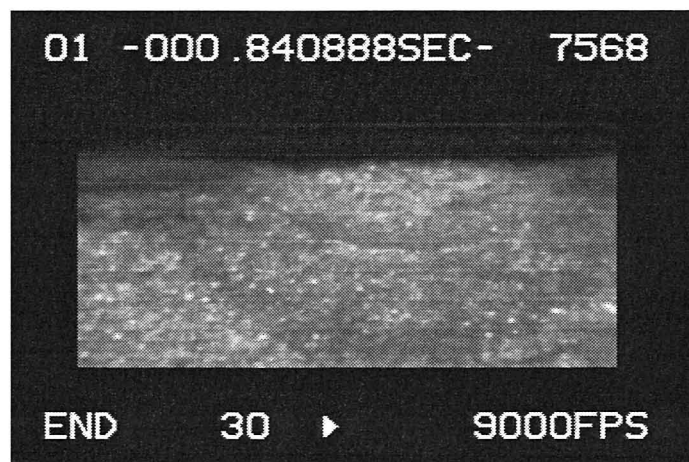


Fig. 2-7(g) Immediately after crack initiation
 ($t = 435.4$ ms, 20.6 ms after end of fourth irradiation)

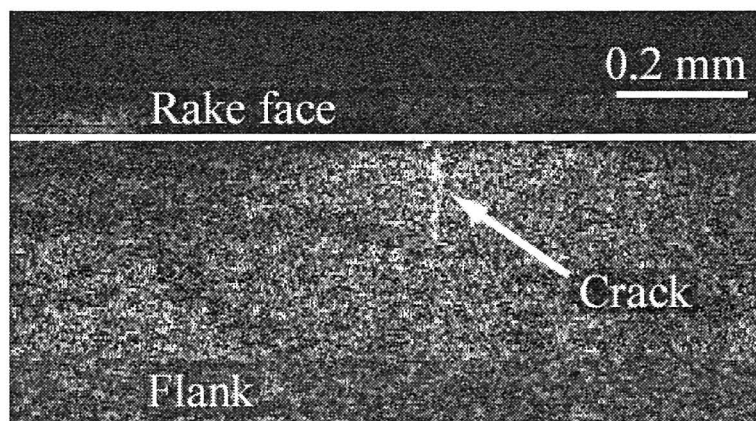


Fig. 2-7 (h) Image of difference between Fig. 2-7(f) and Fig.2-7(g)

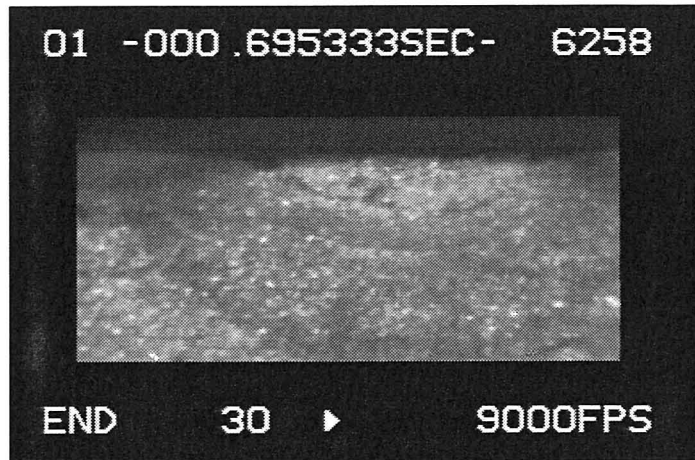


Fig. 2-7(i) Immediately before crack initiation
 ($t = 581$ ms, 37.4 ms after end of fifth irradiation)

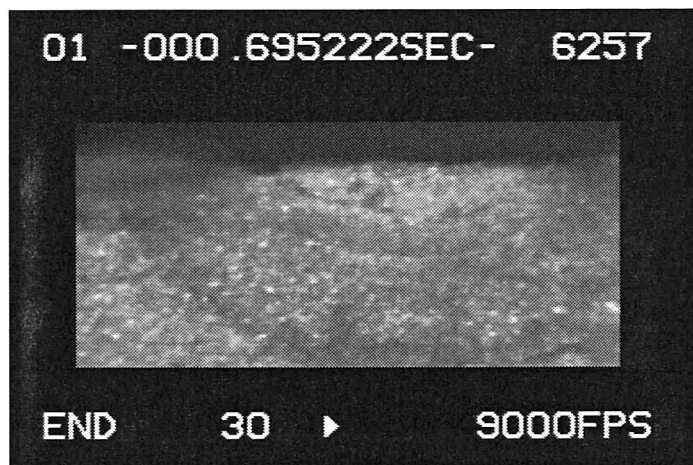


Fig. 2-7(j) Immediately after crack initiation
 ($t = 581.1$ ms, 37.5 ms after end of fifth irradiation)

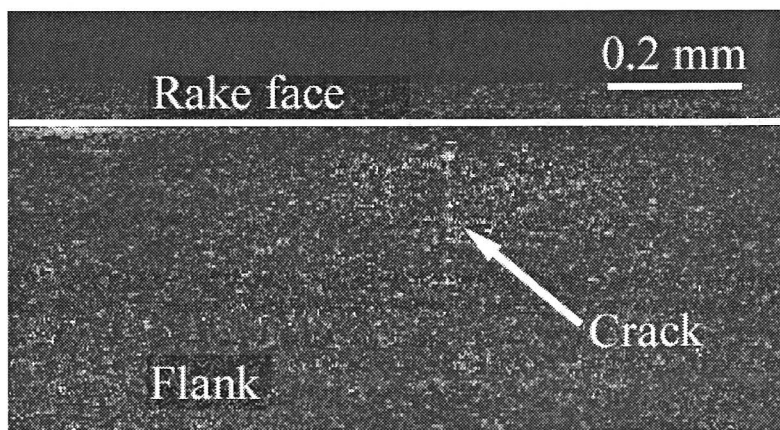


Fig. 2-7(k) Image of difference between Fig.2-7(i) and Fig.2-7(j)

2. 3. 3 AE 信号の特徴と発生時期

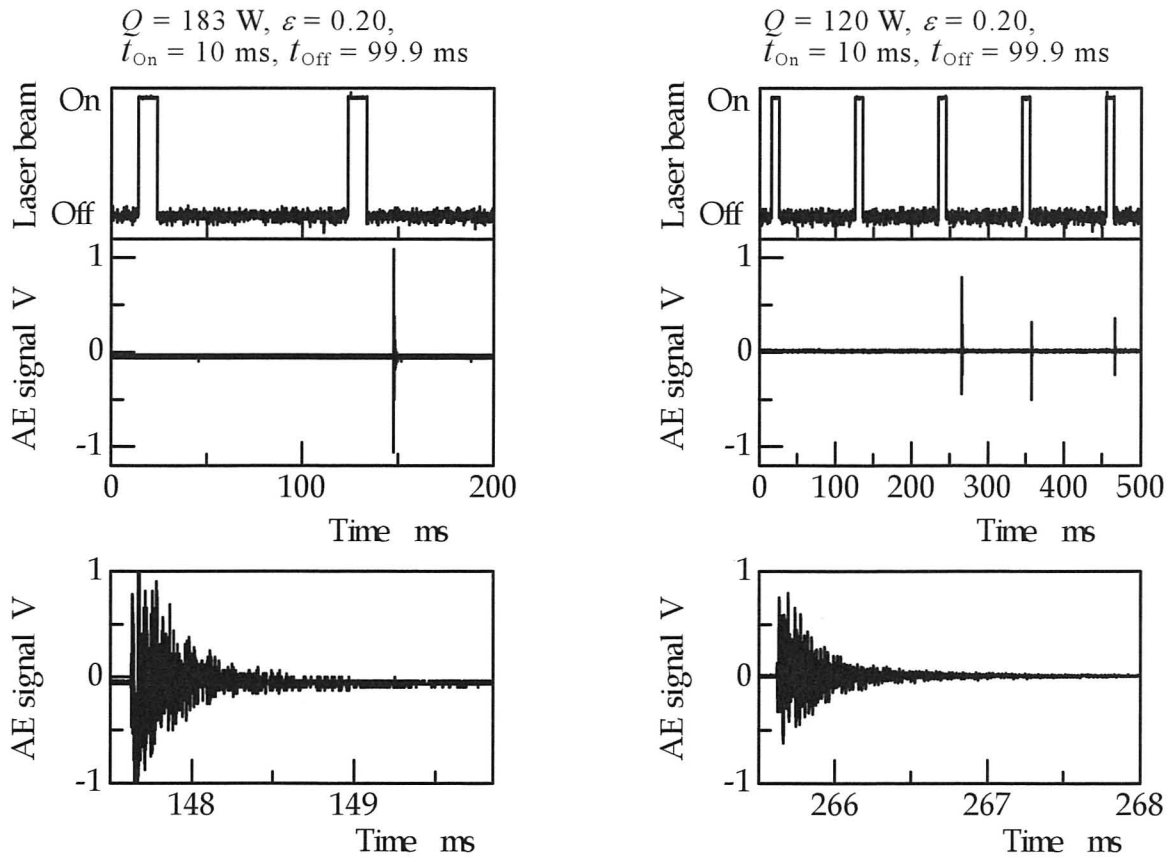
図 2-8 は、実験中に観察された AE 信号の例を示す。図 2-8(a)は、図 2-6 に対応する。AE 信号は 2 サイクル目のレーザビーム照射時間終了後 14 ms 経過して発生している。なお、FFT 解析の結果、本実験における AE 信号の主たる周波数は 200 kHz であった。本実験では、AE 信号の発生がなければ熱き裂は観察されなかったことから、AE 信号の発生は熱き裂の発生に対応していたといえる。

レーザビーム照射サイクルの繰返しによって、AE 信号が繰返し発生することがあった。図 2-8(b)はその一例を示す。AE 信号は、3, 4, 5 サイクル目のレーザビーム照射終了後に発生しているが、実験終了後の金属顕微鏡による観察の結果、発生した熱き裂は 1 本のみであった。2.3.2 項で明らかにした、高速度ビデオカメラによる熱き裂の観察結果から判断して、図 2-8(b)中の 4, 5 サイクル目の AE 信号は、3 サイクル目で発生した熱き裂が次のレーザビーム照射サイクル中に閉じた後、レーザビーム照射停止中に再び開いたときに発生したものであると考えられる。

図 2-9 は、パルス状 CO₂ レーザビーム照射サイクル中のどの時点で AE 信号が発生したかを熱き裂が発生したすべての実験条件について調べた結果を示す。一部の例外を除いて、AE 信号はレーザビーム照射停止時間中に発生したことがわかる。しかも、AE 信号の発生は照射停止時間の初期であり、発生例の 78 %が 20 ms 以内で、5 ms 以内が最多であった。なお、熱き裂発生時期に及ぼすレーザ出力およびレーザビーム照射時間の影響を別途検討したが、それらの影響は認められなかった。

以上のように、供試超硬工具 P20 の場合、熱衝撃のみによる熱き裂の発生時期は照射停止時間で、しかもその初期であった。

なお、1 サイクルのレーザビーム照射で熱き裂が発生するかしないかの限界の条件下において、レーザビーム照射実験終了後数分以上経過してから熱き裂発生の有無を金属顕微鏡で観察中、熱き裂のなかったレーザビーム照射面に突然熱き裂が発生したことが数回あった。このことは、レーザビーム照射条件によっては、熱き裂発生時期がレーザビーム照射停止から熱き裂発生までの間にかなりの時間差が生じる場合があることを示唆している。



(a) Single AE signal correspond to Fig. 2-6 (b) An example of repetitious AE signals

Fig. 2-8 Typical AE signals during CO₂ pulse laser beam irradiation

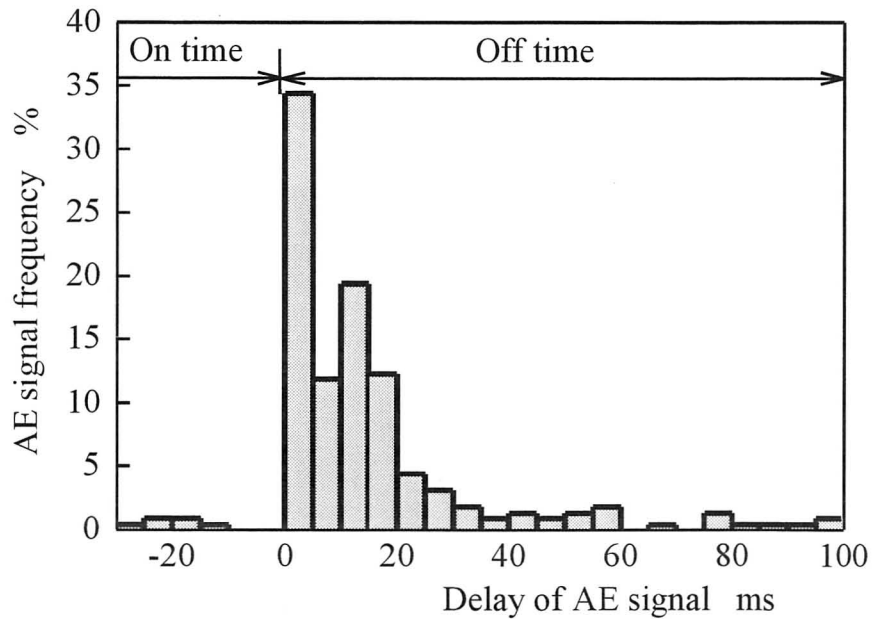


Fig.2-9 Frequency of AE signal against its delay after stop of laser beam irradiation (Internal irradiation)

2. 4 熱き裂発生に及ぼすレーザービーム照射位置の影響

図 2-10 は、切れ刃からレーザービームパワー密度ピーク点までの距離 l が熱き裂発生までのパルス状 CO_2 レーザビーム照射サイクル数 N_c に及ぼす影響をレーザービーム照射時間 t_{on} との関連で示す。なお、図 2-10 中には各実験条件ごとに得られた N_c の範囲と平均値を示す。図 2-10 中の実線は、各 t_{on} ごとに最小二乗法で求めた N_c と l の関係を示す。 t_{on} が短いほど、また l が小さいほど N_c は大きくなる。レーザービーム照射位置が切れ刃に近い図 2-10 中の実験条件では、パルス状 CO_2 レーザビーム照射による熱き裂の進展方向は切れ刃に対して直角であった。

なお、 l が大きくなれば N_c に及ぼす l の影響は小さくなり、 $l \geq 3 \text{ mm}$ では、 N_c に及ぼす l の影響は認められなかった。このことは、パルス状 CO_2 レーザビーム照射によって超硬工具の耐熱衝撃性を評価しようとするれば、 $l=0$ であるエッジ照射よりも、 $l \geq 3 \text{ mm}$ である内部照射の方が厳しい条件となることを示唆する。

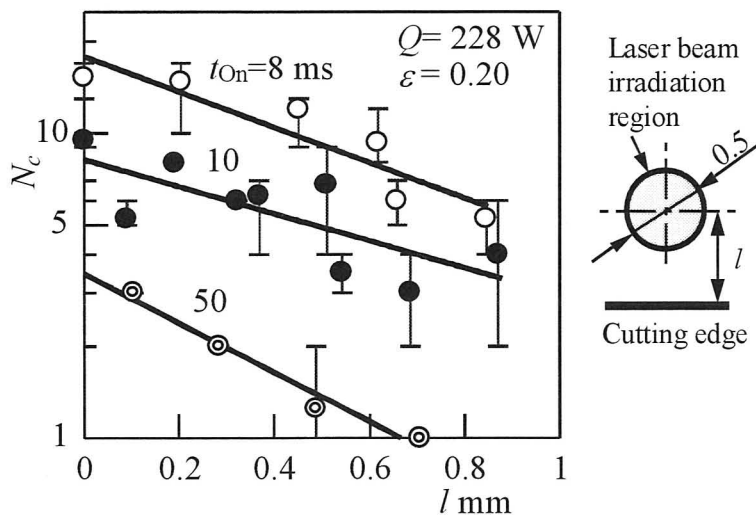


Fig. 2-10 Effects of distance l between cutting edge and point of maximum laser power intensity on number of irradiation cycles N_c to crack initiation

2. 5 熱き裂発生に及ぼす諸因子の影響

2. 5. 1 熱き裂の発生に及ぼすレーザ出力とレーザビーム照射時間の影響

熱き裂発生までのパルス状 CO₂ レーザビーム照射サイクル数 N_c は、レーザ出力 Q とレーザビーム照射時間 t_{on} によって異なった。図 2-11 は、内部照射の条件で Q および t_{on} が N_c に及ぼす影響を示す。図 2-11 中には、各実験条件ごとに得られた N_c の範囲と平均値を示す。なお、図 2-11 中の実線は、各 Q ごとに最小二乗法で求めた N_c との関係を示す。両者の関係は指数関数的であり、 Q が大きいほど、また t_{on} が長いほど N_c は小さくなる。

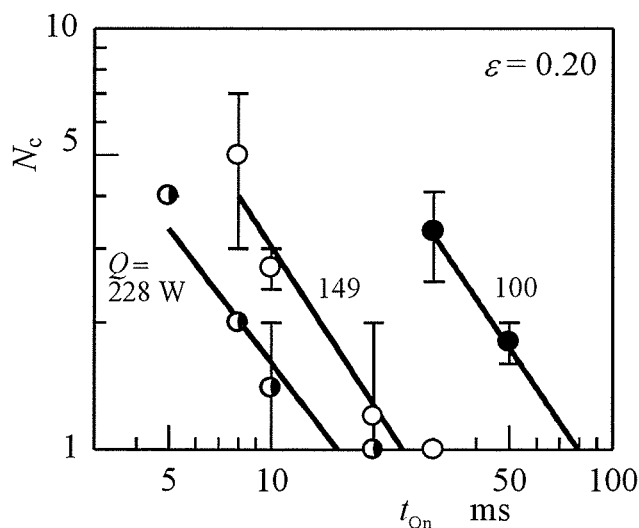


Fig.2-11 Effects of t_{on} on number of irradiation cycles N_c to thermal crack initiation (Internal irradiation)

2. 5. 2 熱き裂発生に及ぼすレーザビーム照射停止時間の影響

2.3 項で明らかにしたように、供試超硬工具 P20 にパルス状 CO₂ レーザビームを照射した場合、熱き裂はレーザビーム照射サイクル中のレーザビーム照射時間が終了し、レーザビームが照射停止状態となってから数 ms ないし数十 ms 後に発生した。このことは、パルス状 CO₂ レーザビーム 1 照射サイクル中のレーザビーム照射停止時間 t_{off} を短くすれば、熱き裂発生が抑制できることを示唆する。そこで、このことを確認するため熱き裂が最初に発生するまでのパルス状 CO₂ レーザビーム照射サイクル数 N_c に及ぼす t_{off} の影響を調べた。

実験はレーザービーム出力 Q およびパルス状 CO_2 レーザービーム 1 照射サイクル中のレーザービーム照射時間 t_{On} を一定にして t_{Off} を変化させ、AE 信号から N_c を求めた。また、レーザービーム照射位置は、断続切削に対応するエッジ照射と、エッジ照射と比較して熱き裂が発生しやすい内部照射の 2 種類とした。

図 2-12 は、エッジ照射で得られた、 N_c に及ぼす t_{Off} の影響を示す。図 2-12 中の \circ 、 \bullet などは同一レーザービーム照射条件下での数回から数十回の実験の平均値であり、エラーバーは標準偏差の範囲を示す。 t_{Off} が短くなるにつれて N_c は大きくなっている。なお、 $Q = 185 \text{ W}$ では、 t_{Off} が 20 ms よりも短くなると AE 信号が発生する前にレーザービーム照射面が溶融した。このことは、 $Q = 150 \text{ W}$ 、 131 W の場合も同様であり、それぞれ $t_{\text{Off}} < 50 \text{ ms}$ 、 $t_{\text{Off}} < 70 \text{ ms}$ のとき熱き裂発生前にレーザービーム照射面が溶融した。

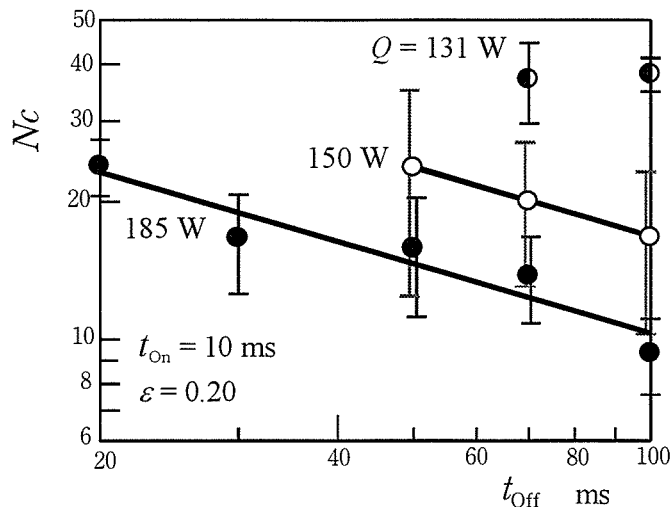


Fig. 2-12 Effects of both off time t_{off} and laser beam power Q on number of irradiation cycles N_c to thermal crack initiation (Edge irradiation)

図 2-13 は、内部照射で得られた N_c に及ぼす t_{Off} の影響を示す。 t_{On} は図 2-12 に示したエッジ照射の場合と同じ 10 ms である。図 2-14 は、 $Q = 150 \text{ W}$ 、 $t_{\text{On}} = 5 \text{ ms}, 10 \text{ ms}$ の結果を示す。図 2-13 中の $Q = 131 \text{ W}$ の場合と図 2-14 中の $t_{\text{On}} = 5 \text{ ms}$ の場合、 t_{Off} が数 ms より短い条件の実験結果が示されていない。これは、エッジ照射の場合と同様、熱き裂発生までの照射サイクル数が大きくなれば AE 信号が発生する前にレーザービーム照射面が溶融したためである。

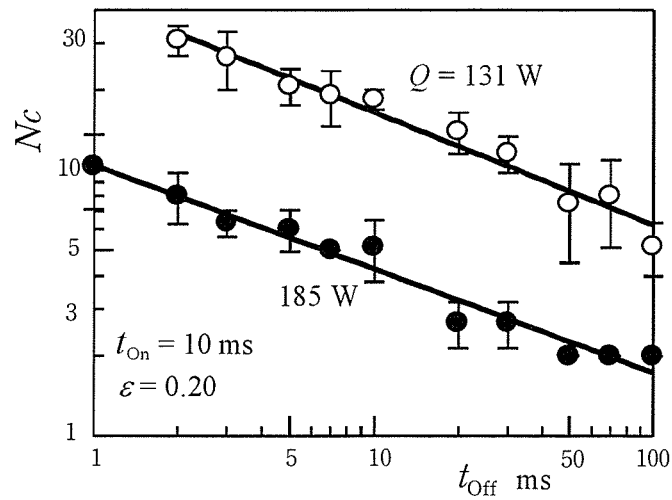


Fig. 2-13 Effects of both t_{off} and Q on N_c (Internal irradiation)

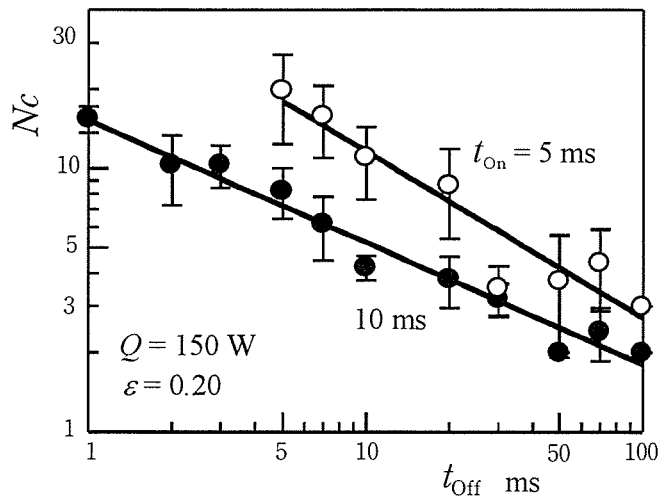


Fig. 2-14 Effects of both t_{off} and t_{on} on N_c (Internal irradiation)

2.4 項で述べたように、 $t_{\text{off}} = 99.9$ ms に固定した場合、 Q が高いほど、また t_{on} が長いほど N_c は小さくなった。図 2-13、図 2-14 から明らかなように、このことは t_{off} が異なっても同じであった。また、エッジ照射、内部照射いずれの場合も t_{off} が短くなれば N_c は大きくなった。ただし、 N_c に及ぼす t_{off} の影響はエッジ照射と内部照射では異なる。図 2-15 は、図 2-12、図 2-13 に共通な $Q = 185$ W、 $t_{\text{on}} = 10$ ms の条件に対して整理し直した N_c に及ぼす

t_{off} の影響を示す. なお, 図 2-15 に対応するレーザービーム照射面の最大温度上昇の計算値は, エッジ照射の場合は 1031 K, 内部照射の場合は 1032 K であり, 両者の間に大差はなかった. 図 2-15 から明らかなように, 内部照射よりエッジ照射の方が熱き裂は発生しにくく, かつ t_{off} が短くなる事による N_c の増加割合は大きい.

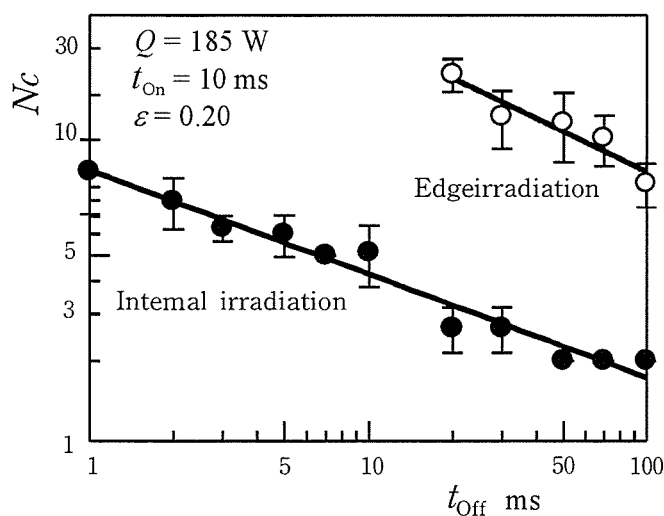
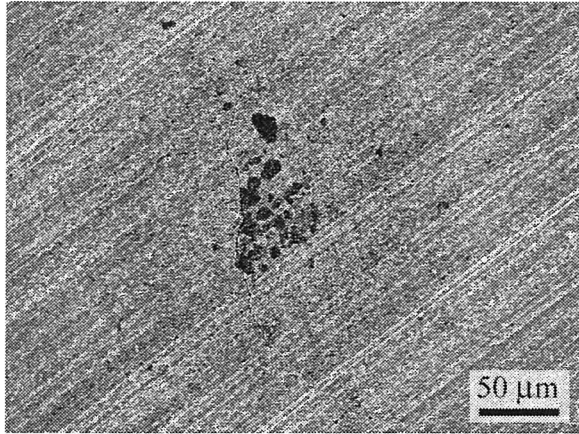


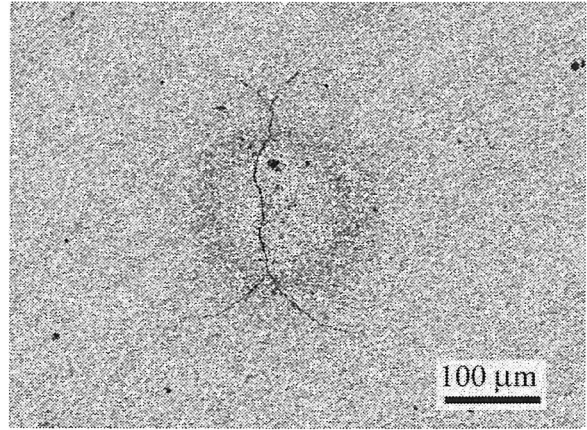
Fig. 2-15 Effects of both t_{off} and laser beam irradiation position on N_c

図 2-16 は, 内部照射で発生した熱き裂の SEM 像と組成像 (反射電子像) の一例であり, 図 2-14 中の $t_{\text{on}} = 10 \text{ ms}$ に対応する. $t_{\text{off}} (= 99.9 \text{ ms})$ が長い図 2-16(a) では, レーザービームパワー密度ピーク点付近にレーザービーム照射痕がわずかに認められ, 熱き裂はレーザービームパワー密度ピーク点付近を通りレーザービーム照射域の外縁付近まで達している. 一方, $t_{\text{off}} (= 2 \text{ ms})$ が短い図 2-16(b) では, 図 2-16(a) の場合よりも 5 倍大きい $N_c = 10$ であったにもかかわらず, 熱き裂の幅および長さはともに小さい. なお, レーザービーム照射面のレーザービームパワー密度ピーク点付近に熔融痕が認められる.

以上のことからわかるように, レーザービーム照射停止時間 t_{off} を短くすれば熱き裂は発生しにくくなる. しかもその傾向は内部照射よりも熱き裂が発生しにくいエッジ照射で顕著である.

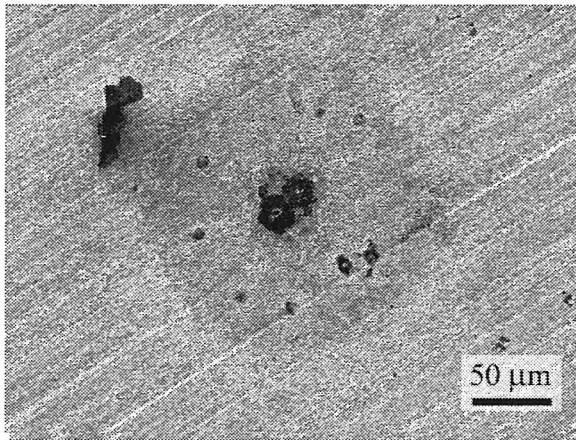


SEM image

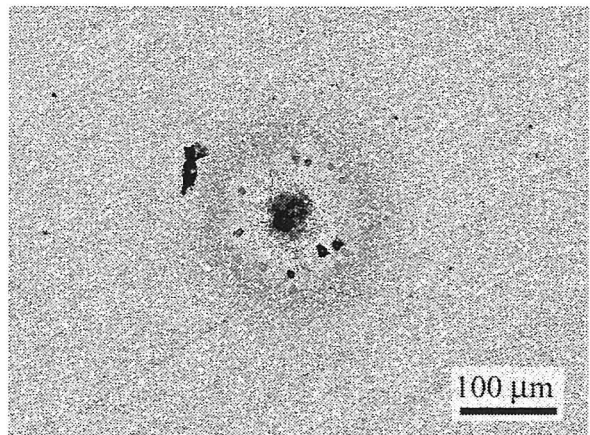


Composition (BEI) image

(a) $t_{\text{off}} = 99.9 \text{ ms}$, $N_c = 2$



SEM image



Composition (BEI) image

(b) $t_{\text{off}} = 2 \text{ ms}$, $N_c = 10$

$Q = 150 \text{ W}$, $\varepsilon = 0.20$, $t_{\text{on}} = 10 \text{ ms}$

Fig. 2-16 Thermal cracks due to CO_2 pulse laser beam irradiations
(Internal irradiation)

2. 6 結 言

超硬工具のすくい面にパルス状 CO₂ レーザビームを照射したときの熱き裂発生時期および、熱き裂発生に及ぼす諸因子を実験的に検討した。得られた結果は以下のものである。

- (1) 熱き裂は、レーザビーム照射面が溶融しない照射条件下でも発生する。その発生時期は、レーザ出力およびパルス状 CO₂ レーザビーム 1 照射サイクル中の照射時間、照射停止時間などの照射条件によらず、レーザビーム照射停止時間の初期である。また、熱き裂は 1/9000s 以内に発生した。発生した熱き裂がその後に続くレーザビーム照射時間には閉じ、レーザビーム照射停止時間中には開くことを繰り返すことがあった。
- (2) 熱き裂発生にともなって AE 信号が発生する。
- (3) 切れ刃近傍にレーザビームを照射した場合、断続切削によって発生する熱き裂と同様に、熱き裂は切れ刃に直角に進展する。
- (4) 熱き裂発生までのレーザビーム照射サイクル数は、レーザ出力が高く、レーザビーム照射時間が長く、また切れ刃近傍では切れ刃からレーザビームパワー密度ピーク点までの距離が長くなるほど小さくなる。
- (5) 熱き裂発生までに要するレーザビーム照射サイクル数は、レーザビーム照射サイクル中のレーザビーム照射停止時間が短くなるにつれて大きくなる。しかもその傾向は内部照射より熱き裂が発生しにくいエッジ照射で顕著である。

第 2 章の文献

- (1) 例えば, 篠崎襄, 機論, 28-187(1962),339-349.
- (2) 井原透・ほか 2 名, 精密機械, 48-6(1982),757-763.
- (3) H.Wu・J.E.Mayer,Jr., ASME J.Eng. for Industry, (1979),159-164.
- (4) 垣野義昭・ほか 5 名, 精密機械, 47-6(1981),718-722.
- (5) 石原外美・ほか 3 名, 機論, 62-598(1996)A,1327-1332.
- (6) 田村武夫・須貝裕之, 精密工学会誌, 61-1(1995),137-141.
- (7) 小幡文雄・山口顕司, 機論, 65-640,C(1999),294-301.
- (8) 山口顕司・小幡文雄, 機論, 68-665(2002)C, 270-275.
- (9) 住友電気工業 (株), 99 総合カタログ, (1998),46.
- (10) 石丸安彦, 粉末冶金の基礎と応用, 技術書院, (1993),133.
- (11) 小幡文雄・佐藤公紀, 機論, 65-634,C(1999),2568-2574.

3. パルス状レーザービーム照射場の熱応力解析

3. 1 緒 言

脆性工具表面にパルス状 CO₂ レーザビームを照射したときの熱き裂発生機構を究明するためには、レーザービーム照射域およびその近傍の温度上昇と熱応力解析を行う必要がある。レーザービーム照射によって脆性材料に発生する熱き裂については、レーザービーム照射面の溶融を考慮した熱応力場の解析を行った報告⁽¹⁾などがある。しかし、レーザービーム照射面の溶融が熱き裂発生の原因とならないようなレーザービーム照射条件下では熱き裂の発生機構は異なるものと考えられる。

そこで、本章ではレーザービーム照射面が溶融しないレーザービーム照射条件下において、熱き裂発生機構を究明するための基礎として、有限要素法を用いてレーザービーム照射面およびその近傍の温度上昇解析と熱応力解析を行った。

まず、供試工具を欠陥のない等方等質材料として扱い、レーザービーム照射に伴って作用する熱応力を検討した⁽²⁾。次に、より近似度の高い熱応力解析を行うために工具の内部欠陥を仮定して、レーザービーム照射面下およびその近傍に球状微小空孔がある場合の熱応力解析を行った。その結果から、空孔といった内部欠陥によって高い引張りの熱応力が発生して熱き裂の起点となる可能性の高い領域を検討した⁽³⁾。

3. 2 等方等質性材料を仮定した場合

3. 2. 1 解析モデル

図 3-1 は、内部照射に対応する解析モデルを示す。本解析モデルは z 軸に対して軸対称な、直径 5 mm、高さ 2.5 mm の等方等質性円柱である。表 3-1 は、その室温における物性値を示す。表 3-1 中に示した供試超硬工具 P20 の物性値はいずれも温度に無関係とした。なお、物性値の温度依存性を考慮した温度上昇および熱応力解析も行ったが、その結果と物性値の温度依存性を無視した本解析結果との差は 10 %以内であった。熱源は、図 3-1 中の原点 O を中心とする直径 0.5 mm の円内に作用させた。なお、供試超硬工具 P20 の形状は、第 2 章で示したように 12 mm×12 mm×4 mm の直方体であり、解析モデルの形状およ

び寸法はこれと異なっている。しかし、あらかじめ行った解析の結果、その直径がレーザービーム照射面直径の 10 倍である本解析モデルの温度上昇および熱応力解析結果は、第 2 章で述べたレーザービーム照射条件の範囲では実物のそれらと差のないことがわかった。そこで本研究では、熱き裂が発生した領域およびその近傍の温度上昇と熱応力に主眼を置いて、それらの解析は図 3-1 に示した軸対称モデルで行った。要素分割には 8 節点四角形要素を用い、レーザービーム照射面およびその近傍の要素分割を密にした。そのときの要素数は 2700、節点数は 8311 であった。

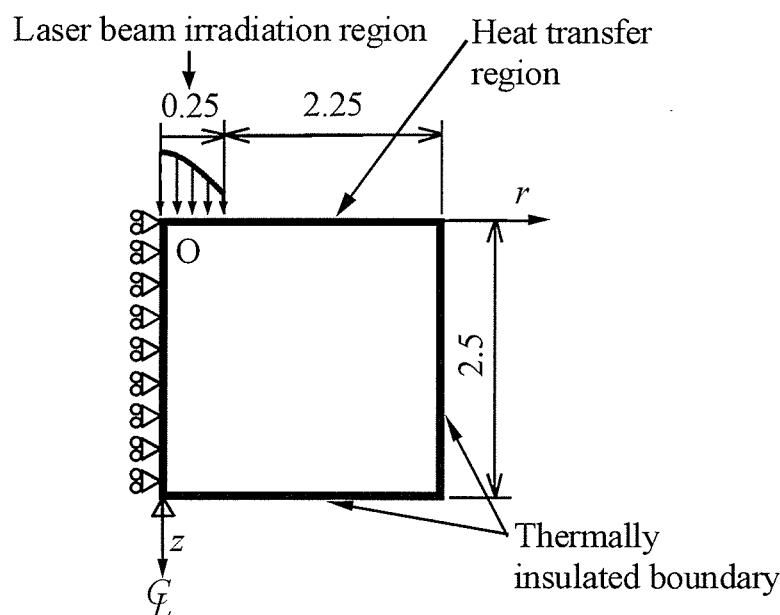


Fig.3-1 An analytical model of temperature rise and thermal stress of cemented carbide tool due to CO₂ laser beam irradiation (Internal irradiation)

Table 3-1 Material properties of cemented carbide tool P20 (at room temperature)

Young's modulus	GPa	548
Thermal conductivity	W/(mK)	41.8
Specific heat	J/(kgK)	251
Density	kg/m ³	12.3×10^3
Coefficient of linear expansion	K ⁻¹	5.2×10^{-6}
Transverse rupture strength	MPa	1910
Poisson's ratio		0.21

本解析モデルの熱的境界条件は以下のように仮定した。すなわち，図 3-1 中で $z = 0 \text{ mm}$ のすくい面に相当する面上では，レーザビーム照射時間中のレーザビーム照射面は熱流束流入境界，それ以外の領域は熱伝達境界とした。レーザビーム照射時間終了後はいずれの領域も熱伝達境界とした。 $z = 2.5 \text{ mm}$ の円柱底面および $r = 2.5 \text{ mm}$ の円柱側面はいずれも断熱境界とした。なお，熱伝達境界面の熱伝達率は実験によって求めた $40 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ の一定値とした。

第 2 章で述べたレーザビーム制御信号に対するレーザ出力の $0.1 \sim 0.7 \text{ ms}$ の遅延時間は，レーザビーム照射時間およびレーザビーム照射停止時間と比較して小さい。そこで，熱源の時間変化はパルス状とした。レーザビーム照射面の直径を d とするとき，レーザビームパワー密度ピーク点からの距離 r に対して CO_2 レーザビームのパワー密度 $Q(r)$ は，次式のガウス分布で与えられる⁽⁴⁾。

$$Q(r) = Q_p \exp\{-0.6 \times 4(r/d)^2\} \quad \dots \dots \dots (3.1)$$

ここに，式(3.1)中の Q_p は，被射体のレーザビーム吸収率を ε として，次式で与えられるピークパワー密度である。

$$Q_p = 4(0.6\varepsilon Q)/[\pi d^2 \{1 - \exp(-0.6)\}] \quad \dots \dots \dots (3.2)$$

なお，熱応力の解析にあたっては，対称軸(z 軸)上に図 3-1 中に示したような境界条件を仮定した。

3. 2. 2 温度上昇

図 3-2 は，1 サイクルのパルス状 CO_2 レーザビーム照射中に最大温度上昇を示すレーザビームパワー密度ピーク点(図 3-1 中の原点 O)の無次元温度上昇 \bar{T} と，レーザビーム照射開始からの無次元時間 \bar{t} の関係を示す。ここで時間を t ，温度上昇を T とするとき， \bar{t} および \bar{T} は次式で与えられる。

$$\bar{t} = \lambda t / (c \rho d^2) \quad \dots \dots \dots (3.3)$$

$$\bar{T} = \lambda d T / (\varepsilon Q) \quad \dots \dots \dots (3.4)$$

式(3.3)，(3.4)中で， c ， ρ ， λ はそれぞれ，レーザビーム被射体の比熱，密度および熱伝導率である。なお，図 3-2 中に破線で，レーザビーム照射停止後の原点 O の温度変化を示した。

原点 O の温度はレーザビーム照射開始とともに急激に上昇し， $\bar{t} = 1.35 \times 10^{-7}$ (供試超硬工具 P20 の場合， $t = 5 \text{ ms}$) で定常温度上昇の約 80 % に達する。レーザビームの照射停止

によって原点 O の温度は急激に下降し，レーザービーム照射停止後無次元時間で 10×10^{-7} が経過すれば原点 O の温度上昇はほぼ 0 となる。

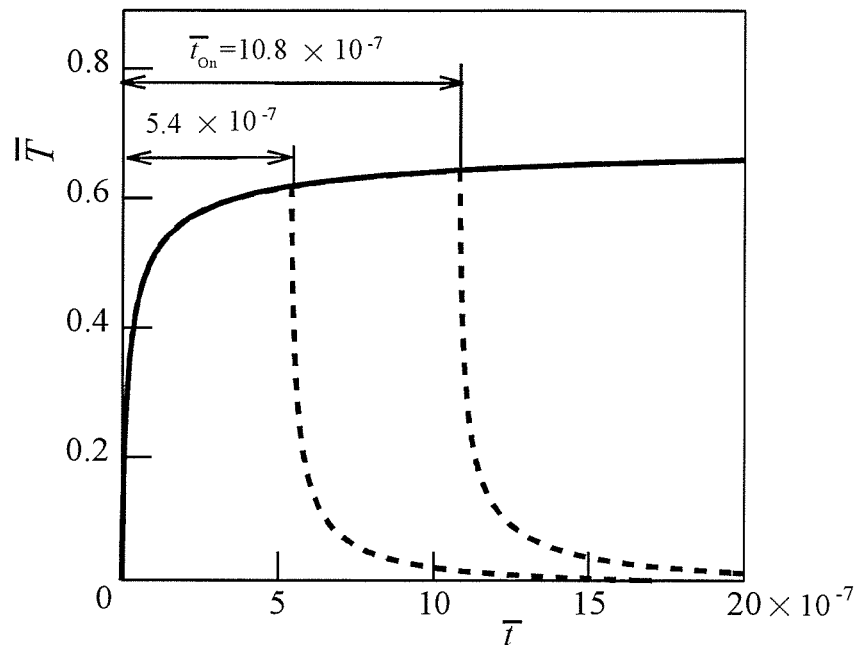


Fig.3-2 Dimensionless temperature rise \bar{T} at center of laser beam irradiation region against dimensionless time \bar{t} (Internal irradiation)

ここで図 3-3 に，図 2-11 中の実験結果に対して求めた，レーザービームパワー密度ピーク点（図 3-1 中の原点 O）のレーザービーム照射停止直前の温度上昇（最高温度上昇） T_{max} を示す．図 3-3 中の()内は熱き裂発生までのレーザービーム照射サイクル数 N_c の範囲を示す．熱き裂発生サイクル時の T_{max} は t_{on} の影響をほとんど受けず Q に比例して高くなった．なお，熱き裂発生サイクル時の T_{max} に及ぼす N_c の影響は無視できた．なお，供試超硬工具 P20 の主成分である WC，TiC，および Co の融点はそれぞれ 3193 K，3500 K，1495 K であるが，図 3-3 に示した熱き裂発生サイクル時の T_{max} は 610～1350 K，室温を考慮した最高温度は 630～1370 K であり，その最大値 1370 K でも Co の融点より低い。

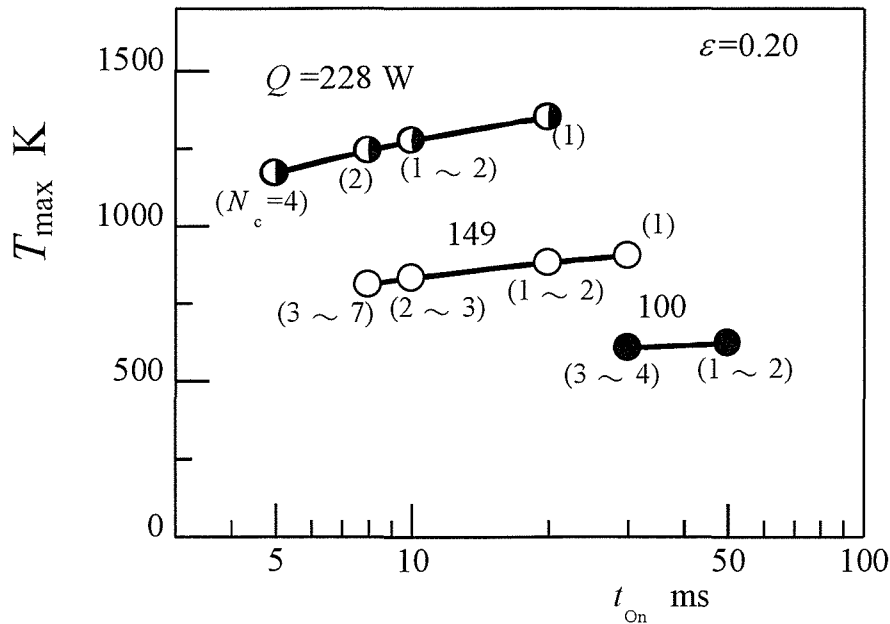


Fig.3-3 Effects of t_{On} on maximum temperature rise T_{max} at laser beam irradiation cycle of thermal crack initiation (Internal irradiation, correspond to Fig. 2-11)

3. 2. 3 熱応力

つぎに、パルス状 CO_2 レーザビーム照射によってレーザビーム照射面およびその近傍に発生する熱応力について検討する。

図 3-4 は、レーザビーム無次元照射時間 $t_{On} = 5.4 \times 10^{-7}$ (供試超硬工具 P20 の場合、 $t_{On} = 20$ ms となる) の場合の、無次元座標 (\bar{r}, \bar{z}) における第 1, 2, 3 無次元主応力 $\bar{\sigma}_1, \bar{\sigma}_2, \bar{\sigma}_3$ の等応力線をレーザビーム照射開始からの無次元時間 t との関係で示す。図 3-4(c) までがレーザビーム照射時間中の結果である。 \bar{r}, \bar{z} はそれぞれ、図 3-1 中の座標 r, z をレーザビーム照射直径 d で除した無次元座標である。ここで、主応力を σ_i とするとき、その無次元量 $\bar{\sigma}_i$ は次式で与えられる。

$$\bar{\sigma}_i = \frac{2\lambda}{(1+\nu)/(1-\nu)\alpha G d q} \sigma_i \quad \dots \dots \dots (3.5)$$

上式で、 λ, ν, α, G はそれぞれ、レーザビーム被射体の熱伝導率、ポアソン比、線膨張係数、横弾性係数である。また q はレーザビーム照射面から流入する平均熱流束であり、次式で表される。

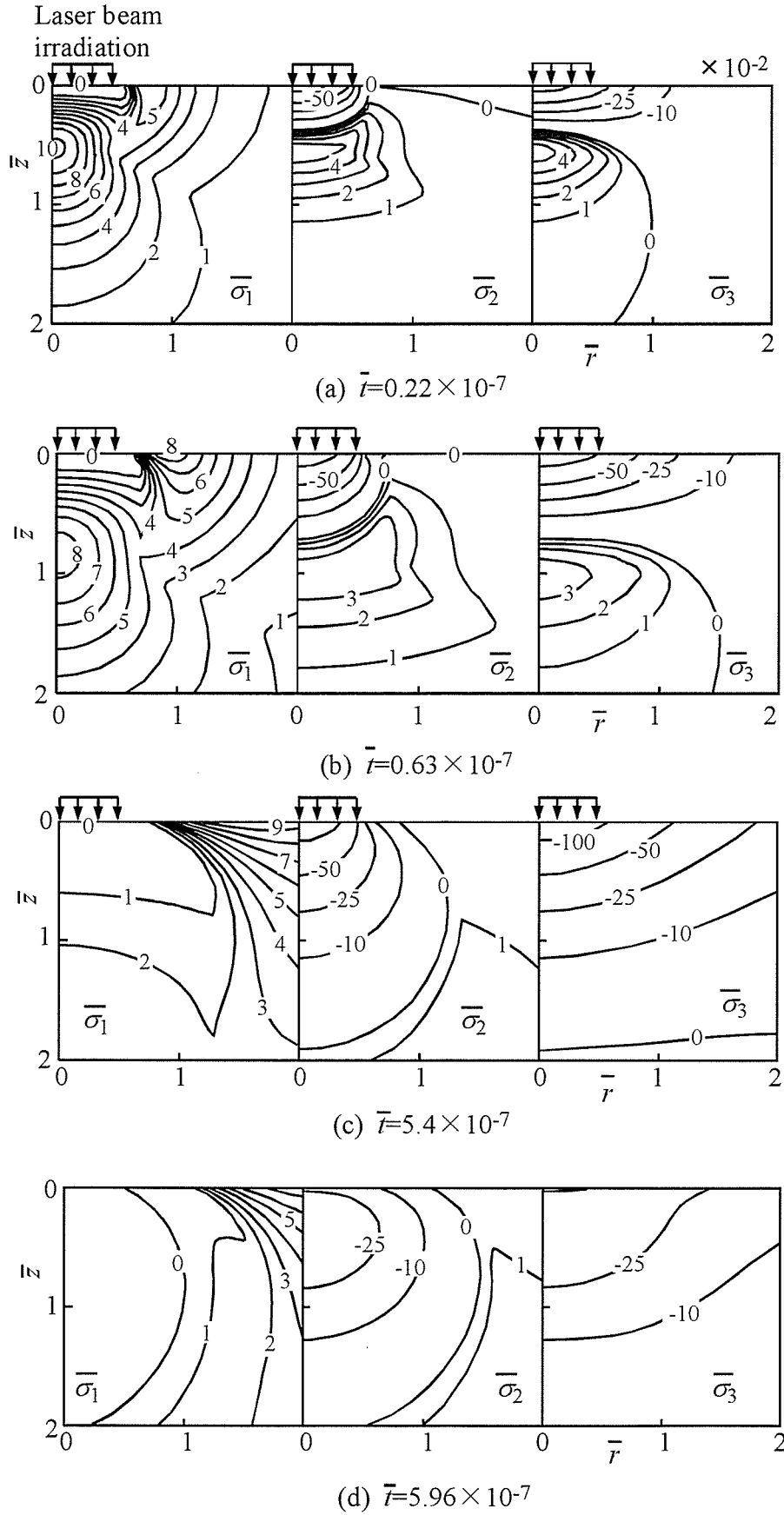


Fig. 3-4 Dimensionless principal stress distributions ($\bar{t}_{\text{On}}=5.4 \times 10^{-7}$)

$$q = 4\varepsilon Q/(\pi d^2) \quad \dots \dots \dots (3.6)$$

図 3-4 に示した結果は図 3-1 に示した軸対称モデルに対するものであるため、無次元主応力は円周方向の座標には無関係である。なお、対称軸 (z 軸) 上における各無次元主応力の方向は $\bar{\sigma}_1$ が z 方向、 $\bar{\sigma}_2$ が円周方向、そして $\bar{\sigma}_3$ が r 方向であった。ここで、熱き裂発生に寄与すると考えられる引張応力に着目すると、図 3-4 で明らかのように、レーザービーム照射面にはレーザービーム照射中のみならず、照射停止後も引張応力が作用することはない。しかし、レーザービーム照射面下には、レーザービーム照射中はいずれの主応力も引張りとなり、レーザービーム照射停止後は短時間で引張りの主応力が消失する領域が広範囲に存在する。 $\bar{\sigma}_1$ の最大値はいずれの \bar{t} においても $\bar{r} = 0$ の対称軸 (z 軸) 上でレーザービーム照射面からある程度離れた位置に生じる。

ここで図 3-5 に、 z 軸上に発生する $\bar{\sigma}_1$ の最大値 $(\bar{\sigma}_1)_{\max}$ とその発生位置における $\bar{\sigma}_2$ および $\bar{\sigma}_3$ を、 \bar{t} と $(\bar{\sigma}_1)_{\max}$ が発生する \bar{z} 座標との関係で示す。 $(\bar{\sigma}_1)_{\max}$ はつねに引張応力であり、レーザービーム照射開始後ごく短時間で最大になった後ゆるやかに減少していく。 $(\bar{\sigma}_1)_{\max}$ が発生する \bar{z} は時間経過とともに大きくなる。 $\bar{\sigma}_2$ 、 $\bar{\sigma}_3$ の値はほとんど一致しており、いずれの主応力もレーザービーム照射停止後は短時間で零に近づく。図 3-5 中で、 $(\bar{\sigma}_1)_{\max}$ の最大値 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ は 10.2×10^{-2} であり、それに対応する \bar{t} 、 \bar{z} はそれぞれ 0.22×10^{-7} と 0.52 である。これを供試超硬工具 P20 について考えれば、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ はレーザービーム照射開始後 0.84 ms にレーザービーム照射面から 0.26 mm 下の z 軸上に発生することになる。

図 3-6 は、図 2-11 に示した実験結果に対して求めた $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ とレーザー出力 Q の関係を示す。なお、図 3-6 中に破線で示す T は、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ を与える点の温度上昇である。第 2 章で示したように、本実験でのレーザービーム照射時間 t_{On} は $5 \sim 50 \text{ ms}$ であった。これに対して $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ の発生時期は前述のようにレーザービーム照射開始後 0.84 ms である。このため、図 3-6 中の $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ は t_{On} に無関係になる。また、前述のように本実験ではレーザービーム照射面の温度上昇はレーザービーム照射停止後急速に小さくなることから、レーザービーム照射面およびその近傍の温度上昇に及ぼす熱き裂発生までのレーザービーム照射サイクル数 N_c の影響は無視できる程度であった。このため、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ は N_c にも無関係となる。図 3-6 のように、本実験の実験範囲内では、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ および $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ に対応する位置の温度上昇 T はいずれも Q に比例して増加する。ただし、図 3-3 に示した T_{\max} と比較して、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ となる位置の温度上昇はわずかでしかない。

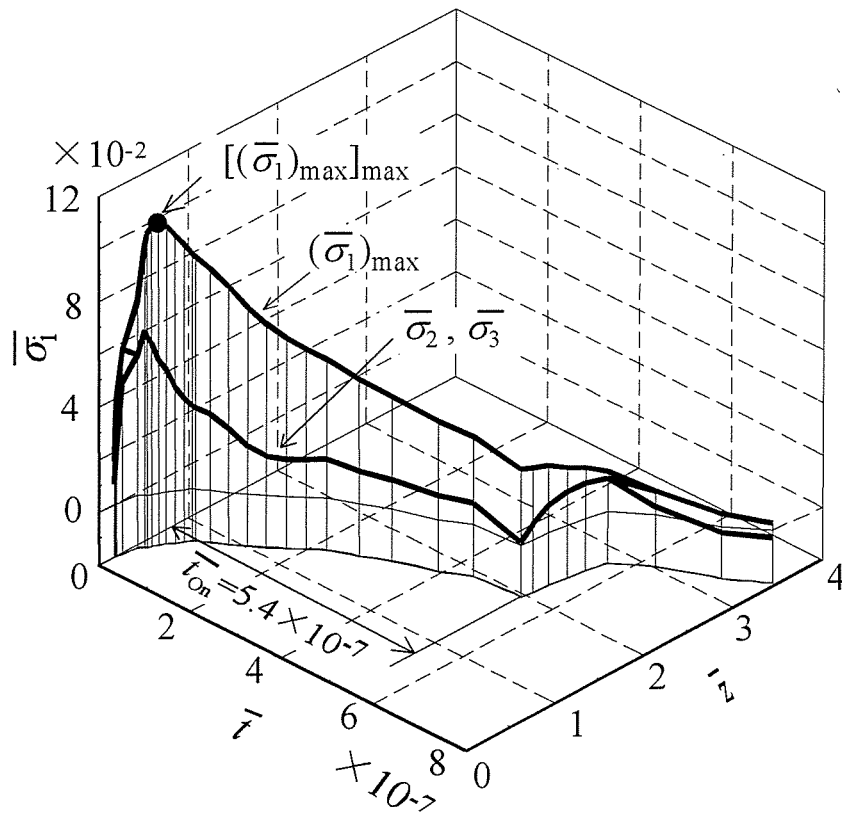


Fig. 3-5 $(\bar{\sigma}_1)_{\max}$ and both time \bar{t} and position \bar{z} corresponding to $(\bar{\sigma}_1)_{\max}$

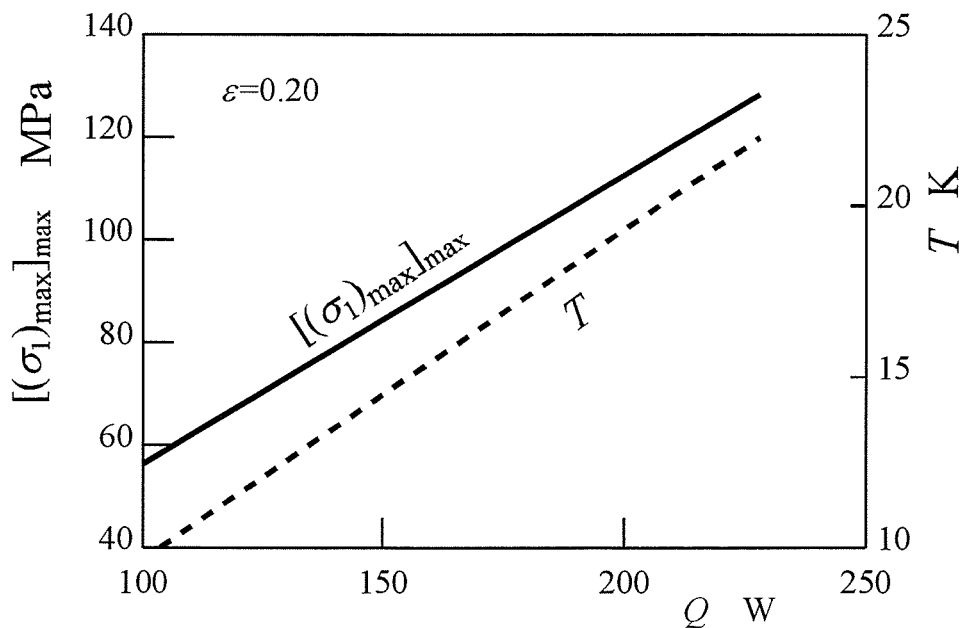


Fig. 3-6 Relations between both $[(\sigma_1)_{\max}]_{\max}$ and temperature rise T at point corresponding to $[(\sigma_1)_{\max}]_{\max}$ against Q (Internal irradiation, correspond to Fig.2-11)

$\bar{t}_{On} = 5.4 \times 10^{-7}$ であった図 3-4 の場合, $(\bar{\sigma}_1)_{max}$ およびその発生位置に対応する $\bar{\sigma}_2$, $\bar{\sigma}_3$ はいずれもレーザビーム照射時間中つねに引張りであった. ここで図3-7に, レーザビーム照射終了直前の $(\bar{\sigma}_1)_{max}$, $\bar{\sigma}_2$, $\bar{\sigma}_3$ に及ぼす \bar{t}_{On} の影響を示す. いずれの主応力も \bar{t}_{On} が大きくなるにつれて小さくなる. $(\bar{\sigma}_1)_{max}$ はつねに引張りであるが, $\bar{\sigma}_2$ と $\bar{\sigma}_3$ は $\bar{t}_{On} \geq 6.7 \times 10^{-7}$ (供試超硬工具 P20 の場合は $\bar{t}_{On} \geq 24.7$ ms) で圧縮となる.

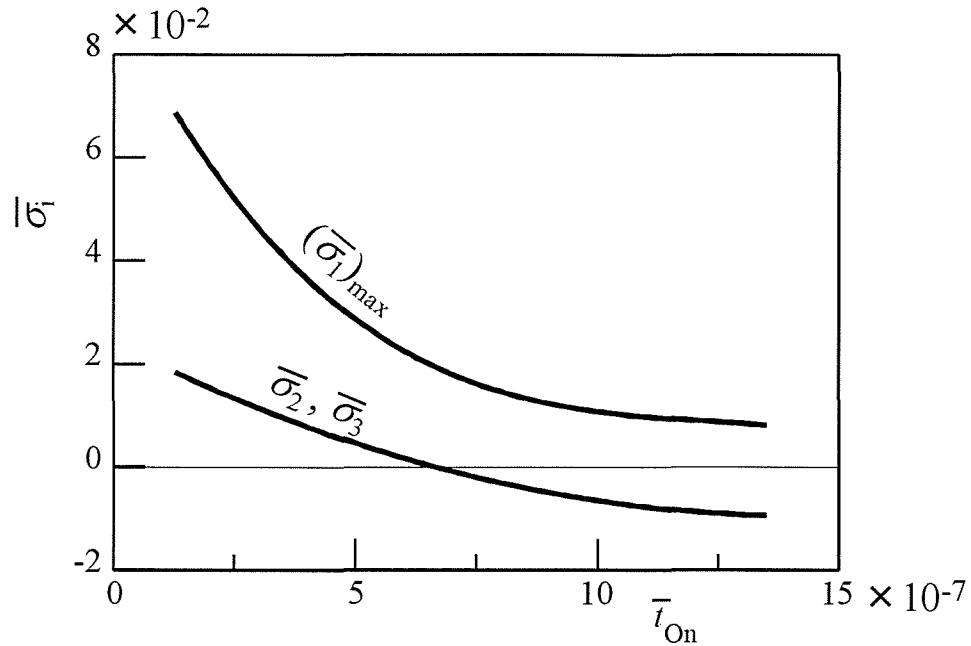


Fig. 3-7 Influence of \bar{t}_{On} on $(\bar{\sigma}_1)_{max}$, $\bar{\sigma}_2$, and $\bar{\sigma}_3$ immediately before stop of laser beam irradiation

3. 3 熱応力場に及ぼす内部欠陥の影響

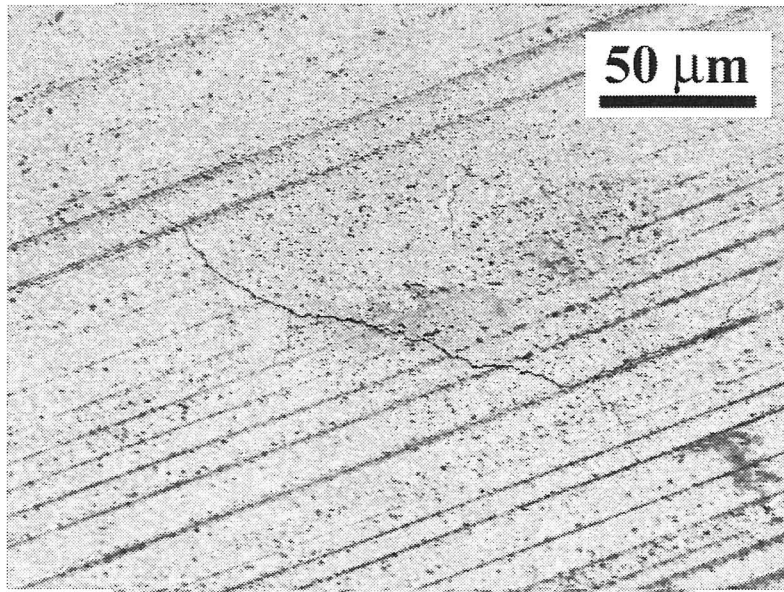
3. 3. 1 超音波顕微鏡による熱き裂の観察

3.2 項では、供試超硬工具 P20 を欠陥のない等方等質性物体とみなして、レーザービーム照射面およびその近傍の温度上昇と熱応力解析を行った。その結果、レーザービーム照射面にはレーザービーム照射時間中のみならず、レーザービーム照射停止後も引張応力は作用しないことが明らかとなった。ただし、レーザービーム照射面下にはレーザービーム照射時間中引張応力場が広範囲に形成される。第 1 主応力はレーザービーム照射開始後ごく短時間で最大となり、その位置はレーザービーム照射面上のレーザービームパワー密度ピーク点下で、レーザービーム照射面から 0.26 mm の深さのところであった。

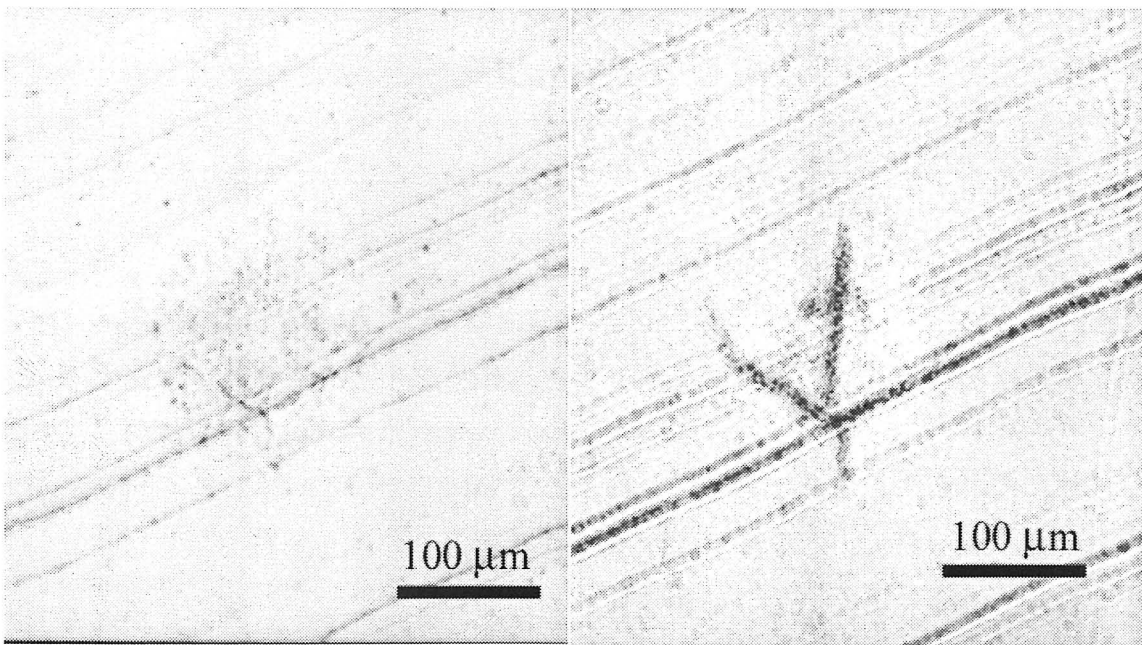
ところで、脆性工具材料の耐熱衝撃性に関してより近似度の高い熱応力解析を行うには、超硬工具、サーメット工具といった脆性工具が焼結材料であることを考慮して空孔などの内部欠陥を考える必要がある。そこで、パルス状 CO₂ レーザービーム照射により供試超硬工具 P20 のレーザービーム照射面に発生した熱き裂を走査型電子顕微鏡(SEM)と反射型 C モード超音波顕微鏡(SAM)を用いて観察した。

本実験で用いた超音波顕微鏡の音響レンズの印加周波数は 400 MHz であり、音響レンズと試料の間には媒質として水を入れた。この場合の方位分解能は 2.5 μm、深度分解能は 0.8 μm であった。供試超硬工具 P20 の表面は研削仕上げされており、その表面粗さは約 0.1 μm Ra であり、この状態でレーザービーム照射面を超音波顕微鏡で観察したところ、研削痕によって干渉縞が発生し、熱き裂が不鮮明となった。そこで、超音波顕微鏡による熱き裂の観察では、レーザービーム照射後にレーザービーム照射面を約 0.07 μm Ra にバフ研磨した。なお、バフ研磨前・後のレーザービーム照射面の金属顕微鏡観察から、熱き裂の状態はバフ研磨によって変わらないことが確認された。

図 3-8 は、図 3-8 中に示すパルス状 CO₂ レーザービーム照射条件下でレーザービーム照射面中央付近に発生した熱き裂の SEM 像 (図 3-8(a)) と、SAM 像 (図 3-8(b),(c)) を示す。図 3-8(b)は音響レンズ焦点位置 z がレーザービームの照射面上 ($z = 0 \mu\text{m}$) のときであり、図 3-8(c)は $z = 12 \mu\text{m}$ のときである。図 3-8(b)と図 3-8(c)を比較して熱き裂の状態が大きく異なる点は、図 3-8(b)ではレーザービーム照射面に熱き裂が認められない部分に図 3-8(c)ではレーザービーム照射面下の熱き裂が存在することである。



(a) SEM image



(b) SAM image on rake face
($z = 0 \mu\text{m}$)

(c) SAM image below rake face
($z = 12 \mu\text{m}$)

Laser power $Q = 176 \text{ W}$, on time $t_{\text{On}} = 10 \text{ ms}$, off time $t_{\text{Off}} = 99.9 \text{ ms}$,
number of irradiation cycles = 10

Fig. 3-8 SEM and SAM images of thermal cracks due to CO_2 pulse laser beam irradiations on rake face of cemented carbide tool P20

レーザービーム照射面に熱き裂が発生した試料数十点について、超音波顕微鏡を用いて熱き裂を観察した。レーザービーム照射面に熱き裂が発生している場合、レーザービーム照射面下にも熱き裂が認められた。また、いくつかの試料では図 3-8(c)中に示したようにレーザービーム照射面には認められない熱き裂がレーザービーム照射面下にあった。なお、2.3.3 項で述べたように、レーザービーム照射終了後数分以上経過後に金属顕微鏡で熱き裂発生の有無を確認中、レーザービーム照射面に突然熱き裂が発生したことがある。以上のことや、レーザービーム照射面の熱応力は引張りにはならないこと、また熱き裂の発生時期がレーザービーム照射停止時間中の初期であることなどから判断して、熱き裂はレーザービーム照射面下に発生し、レーザービーム照射停止時間 t_{off} 中にレーザービーム照射面に現れたと推測できる。

3. 3. 2 球状微小空孔周辺の熱応力解析

3. 3. 2. 1 解析モデル

超硬合金は焼結材料である。したがって、その内部には微視的な空孔などの欠陥の存在が考えられる。図 3-9 は、レーザービーム照射面に現れた熱き裂の拡大写真の一例を示す。3.2 項では供試超硬工具 P20 を欠陥のない等方等質材と仮定してレーザービーム照射面およびその近傍に発生する熱応力を解析した。しかし、供試超硬工具 P20 は、実際には図 3-9 に示すように WC と TiC を Co をバインダとして焼結したものであって、等方等質物体ではない。

そこで、等方等質物体に内部欠陥モデルとして球状微小空孔を設け、レーザービーム照射によってその球状微小空孔周辺に発生する熱応力を有限要素法を用いて解析し、内部欠陥によって熱応力が増大する部位を明らかにすることにした。図 3-10 はその解析モデルであり、レーザービーム照射面下に設けた球状微小空孔周辺の熱応力解析方法を以下に示す。

まず、球状微小空孔のない等方等質性円柱の端面中心部にパワー密度がガウス分布状の CO_2 レーザービームが作用するときの温度上昇と熱応力を解析した。その解析は図 3-10(a)に示す 1/4 円柱モデルで行った。解析モデルの寸法は、円柱外周面上での温度上昇が無視できるレーザービーム照射面直径 0.5 mm の 10 倍であり、3.2.1 項で述べた 2 次元軸対称解析モデルに対応する。解析には 2 次要素を用い、熱応力が高くなるレーザービーム照射面およびその近傍の要素分割を密にした。この場合に要素数は約 10000 であった。工具表面に相当する $z = 0$ mm の面の境界条件は、レーザービーム照射時間 t_{on} 中はレーザービーム照射面はガウス分布状の熱流束流入境界、それ以外の面は熱伝達境界とし、レーザービーム照射停止時

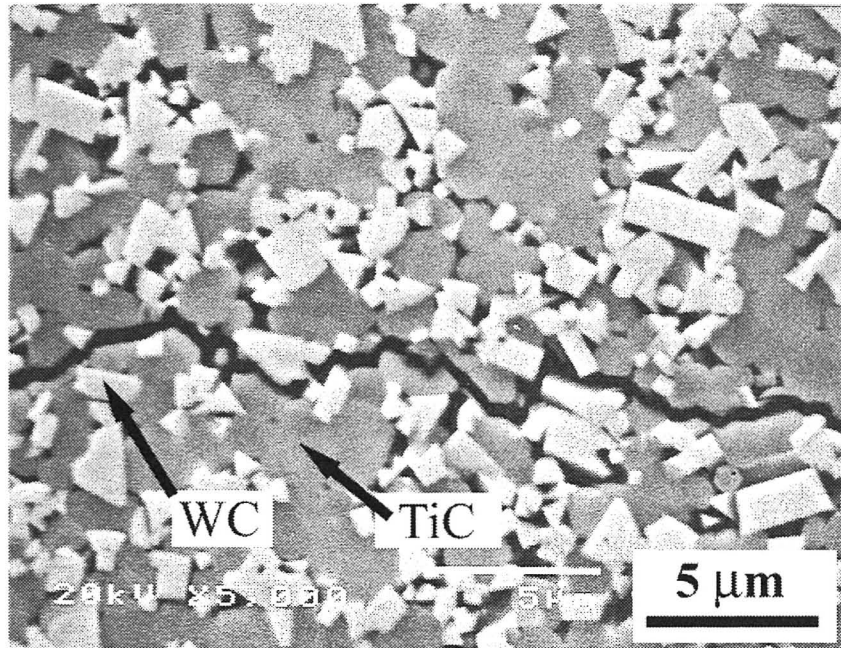
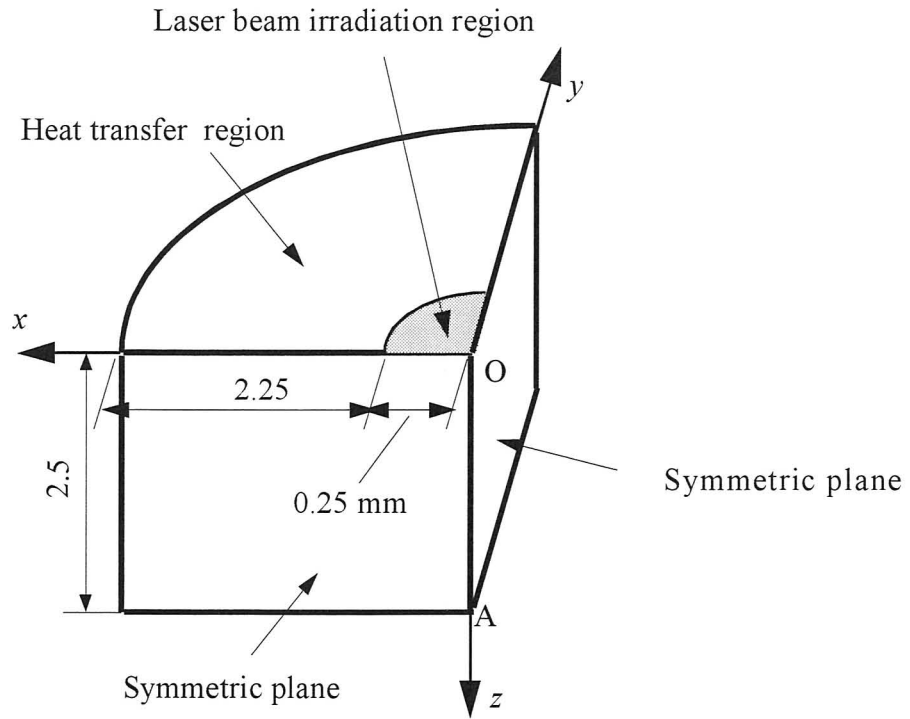


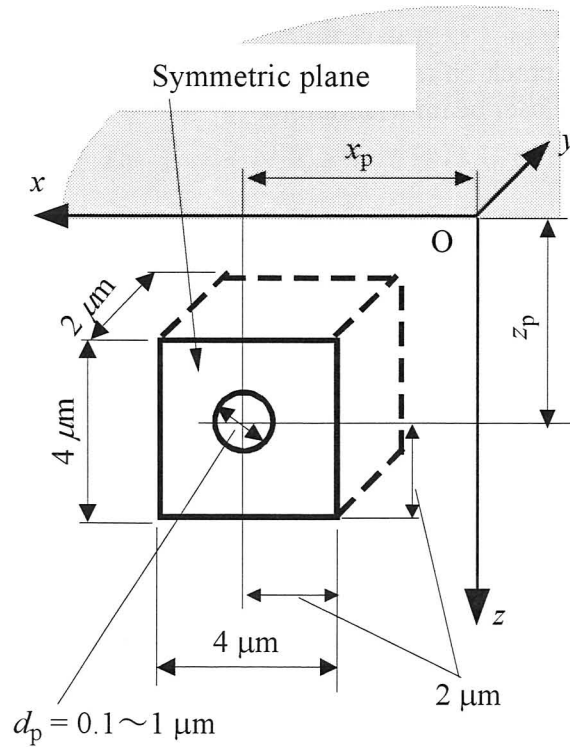
Fig. 3-9 A thermal crack on rake face of cemented carbide tool P20 due to CO₂ pulse laser beam irradiations

間 t_{off} 中は全面を熱伝達境界とした。なお、 $y = 0 \text{ mm}$ および $x = 0 \text{ mm}$ の面は対称面であり時間によらず断熱境界とした。また、1/4 円柱外周面、および底面も断熱境界とした。熱伝達境界面の熱伝達率は $40 \text{ W/(m}^2\text{K)}$ で一定とした。なお、熱応力解析にあたっては、 z 軸上の A 点を固定点とした。

つぎに、レーザービーム照射による球状微小空孔周辺の熱応力解析であるが、図 3-10(a) に対応する大きさの円柱モデル内部に直径数 μm 以下の球状微小空孔を設ける解析方法を用いれば、要素数や計算時間が膨大となる。そこで、ズームイン法⁽⁵⁾を適用してその熱応力解析を行うことにした。すなわち、図 3-10(a)に示した 1/4 円柱モデルとは別に一般の長さ $4 \mu\text{m}$ の立方体の中央部に直径 $d_p = 0.1 \mu\text{m} \sim 1 \mu\text{m}$ の球状微小空孔を設けた解析モデルを用いて球状微小空孔周辺の熱応力解析を行った。解析は、図 3-10(b)に示す $y = 0$ 面を対称面とする 1/2 立方体モデルで行った。解析には 2 次要素を用い、球状微小空孔周辺の要素分割を密にした。この場合の要素数は約 26000 であった。1/2 立方体モデルの境界条件と



(a) Cylindrical model without spherical minute pore



(b) Cubical model with a spherical minute pore

Fig. 3-10 Analytical models to evaluate thermal stresses of cemented carbide tool P20 due to CO₂ laser beam irradiation on its rake face

して、全節点の温度上昇および各境界面上の変位を図 3-10(a)に示した 1/4 円柱モデルに対して得られた値を与えた。なお、この解析方法の妥当性を検討するため、図 3-10(a)に示すのと同じ寸法の 1/4 円柱モデル内部に直径 1 μm の球状微小空孔を設けた解析も行ったが、解析方法の違いによる計算結果の差は 5 %以下であった。

ブーミング法を用いて応力解析を行う場合、球状微小空孔などの応力集中源が立方体モデル境界面の応力状態に影響を及ぼさないことが必要である⁽⁵⁾。そこで、立方体モデルの大きさが球状微小空孔周辺の熱応力場に及ぼす影響も検討した。球状微小空孔の直径 d_p を 0.1 μm ~ 1 μm とした本解析では、球状微小空孔中心位置が境界面から 2 μm 以上離れていれば、球状微小空孔周辺の熱応力場に及ぼす立方体モデル寸法の影響は認められなかった。なお、球状微小空孔中心位置は境界面から 2 μm 以上とする必要があるため、 $z_p \leq 2 \mu\text{m}$ の範囲の解析は行わなかった。

3. 3. 2. 2 解析結果および考察

まず、以下で用いる無次元座標について説明する。無次元座標 $(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z})$ は座標 (x, y, z) をレーザービーム照射面上のレーザービーム直径 d ($= 0.5 \text{ mm}$) で除したものであり、球状微小空孔中心の無次元座標は $(\bar{x}_p, \bar{y}_p, \bar{z}_p)$ で表す。また、 \bar{d}_p は球状微小空孔直径 d_p を d で除した無次元直径である。

図 3-11 は、内部照射の場合の球状微小空孔周辺の無次元主応力分布の一例を示す。球状微小空孔の中心はレーザービームパワー密度ピーク点下でかつレーザービーム照射面に極めて近い $(\bar{x}_p, \bar{y}_p, \bar{z}_p) = (0, 0, 0.004)$ 、レーザービーム照射開始からの無次元経過時間は、 $\bar{t} = 5.4 \times 10^{-7}$ (供試超硬工具 P20 では、 $t = 20 \text{ ms}$) である。引張りの無次元第 1 主応力 $\bar{\sigma}_1$ は、球状微小空孔表面の $\theta = 90^\circ$ で最大となり、その方向は z 軸に平行であった。なお、第 2、第 3 の主応力はいずれも零または圧縮の応力である。

ここで、無次元直径 \bar{d}_p の球状微小空孔の無次元中心座標が $(\bar{x}_p, \bar{y}_p, \bar{z}_p)$ にある場合で、レーザービーム照射開始から無次元時間で \bar{t} 経過したときの球状微小空孔表面に発生する $\bar{\sigma}_1$ の最大値を $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p$ と定義する。 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p$ はつねに引張りであり、その方向は z 軸に平行であった。なお、後に述べるが、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p$ はレーザービーム照射開始直後に急激に高くなり、その後は時間経過とともに徐々に上昇する。また、同じ \bar{z}_p のときでは、球状微小空孔の中

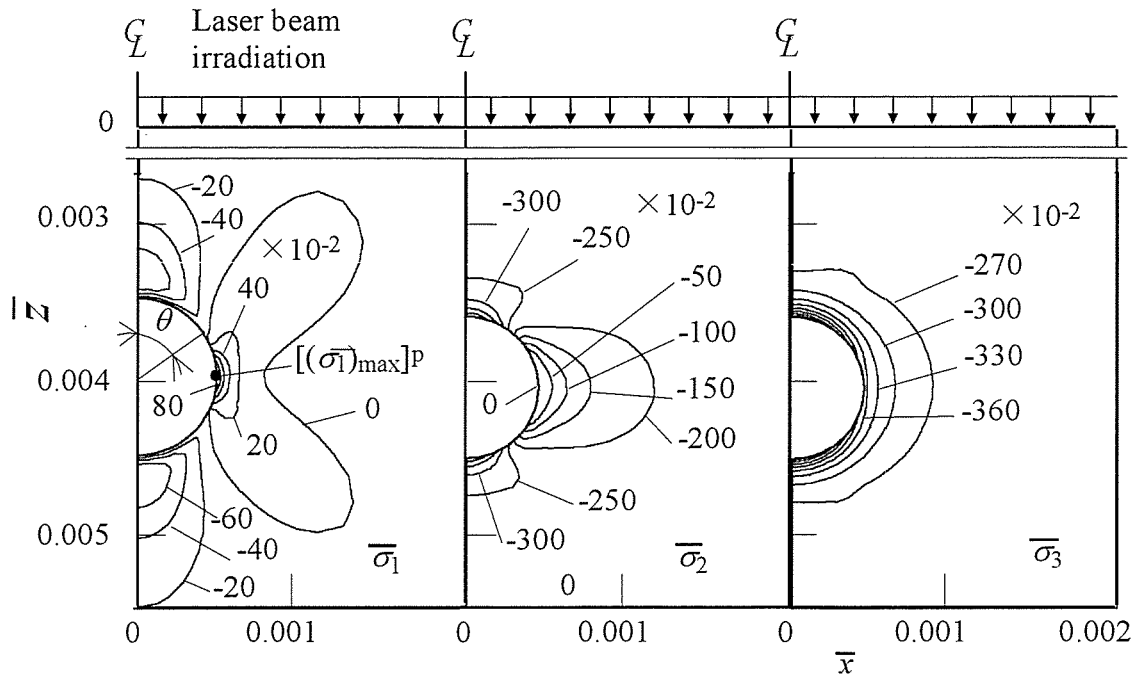


Fig. 3-11 Dimensionless principal thermal stress distributions on a spherical minute pore and its neighborhood due to CO_2 laser beam irradiation ($\bar{d}_p = 0.002$, $\bar{x}_p = \bar{y}_p = 0$, $\bar{z}_p = 0.004$, $\bar{t} = \bar{t}_{\text{On}} = 5.4 \times 10^{-7}$, $\bar{y} = 0$)

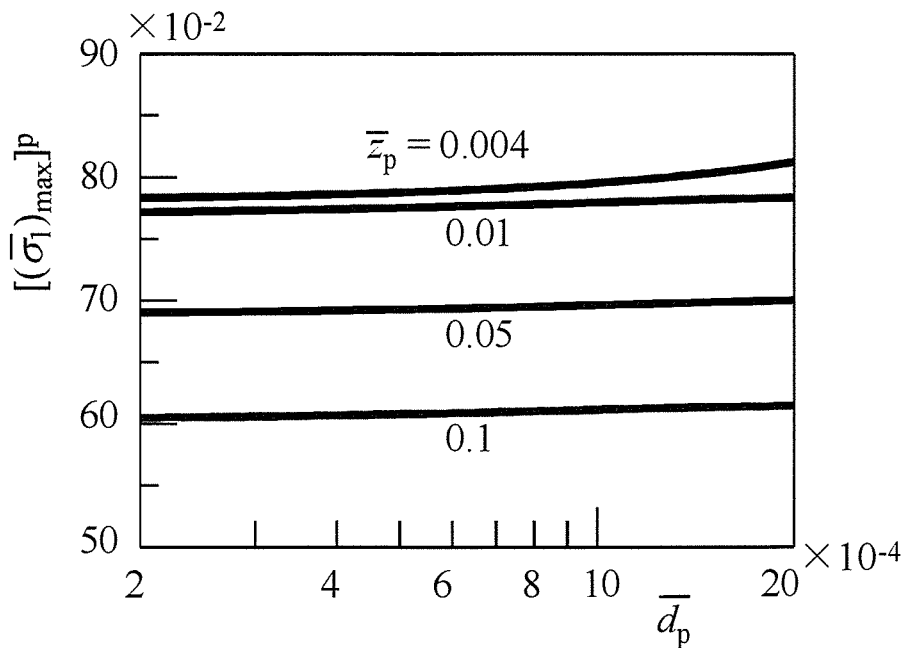


Fig. 3-12 Effects of dimensionless spherical minute pore diameter \bar{d}_p on dimensionless maximum 1st principal thermal tensile stress $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^P$ on the pore ($\bar{x}_p = \bar{y}_p = 0$, $\bar{t} = \bar{t}_{\text{On}} = 5.4 \times 10^{-7}$)

心座標が原点 O に軸に近いほど $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p$ は高くなる。

図 3-12 は、球状微小空孔中心の無次元座標が z 軸上にある場合で調べた $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p$ に及ぼす球状微小空孔の無次元直径 \bar{d}_p の影響を示す。ただし、レーザビーム照射開始からの無次元経過時間 \bar{t} は 5.4×10^{-7} である。 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p$ は球状微小空孔がレーザビーム照射面に近いほど高くなる。球状微小空孔中心位置がレーザビーム照射面に極めて近い $\bar{z}_p = 0.004$ では \bar{d}_p の増大につれて $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p$ もわずかに高くなるが、 $\bar{z}_p \geq 0.01$ では $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p$ に及ぼす \bar{d}_p の影響は無視できる。

図 3-13 は、レーザビーム照射時間中およびレーザビーム照射停止後に発生する引張りの無次元第 1 主応力の最大値 $(\bar{\sigma}_1)_{\max}$ とレーザビーム照射開始からの無次元経過時間 \bar{t} の関係を、供試超硬工具 P20 内部に球状微小空孔がない場合とある場合とで示す。3.2 項で明らかにしたが、球状微小空孔がない内部照射の場合、 $(\bar{\sigma}_1)_{\max}$ はレーザビームパワー密度ピーク点を通る図 3-10(a)の z 軸上に発生する。その位置はレーザビーム照射開始からの時間経過にともなって変化し、レーザビーム照射開始後間もない $\bar{t} = 0.22 \times 10^{-7}$ に $\bar{z} = 0.52$ で $(\bar{\sigma}_1)_{\max}$ は最大値 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ に達し、その後はレーザビーム照射時間の経過にともなって低くなる。このことは、無次元レーザビーム照射時間 \bar{t}_{On} が上述の \bar{t} 以上であれば、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ は \bar{t}_{On} には無関係であることを意味する。一方、球状微小空孔 ($\bar{d}_p = 0.002$) の無次元中心座標が $(0, 0, 0.004)$ の場合、球状微小空孔表面に発生する引張りの無次元第 1 主応力の最大値 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p$ は、レーザビーム照射開始直後急激に高くなり、レーザビーム照射時間中高い値を持続する。 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p$ はレーザビーム照射停止直前に最大値 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p_{\max}$ をとり、その値は $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]_{\max}$ の約 8 倍にも達する。

図 3-14 は、図 2-11 に示したパルス状 CO_2 レーザビーム照射による熱衝撃実験で供試超硬工具 P20 のレーザビーム照射面に熱き裂が発生したときの $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p_{\max}$ を示す。 $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p_{\max}$ を求めるにあたって、球状微小空孔の中心位置は、図 3-10(a)の z 軸上で、 $z_p = 2 \mu\text{m}$ とした。なお、図 3-14 中に示す () の内の値は、熱き裂発生までのパルス状 CO_2 レーザビーム照射サイクル数 N_c の範囲を示す。レーザ出力 Q を高くすれば熱き裂発生時の $[(\bar{\sigma}_1)_{\max}]^p_{\max}$ も高くなっている。

第 2 章で明らかにしたように、熱き裂の発生は Q やレーザビーム照射時間 t_{On} の影響を

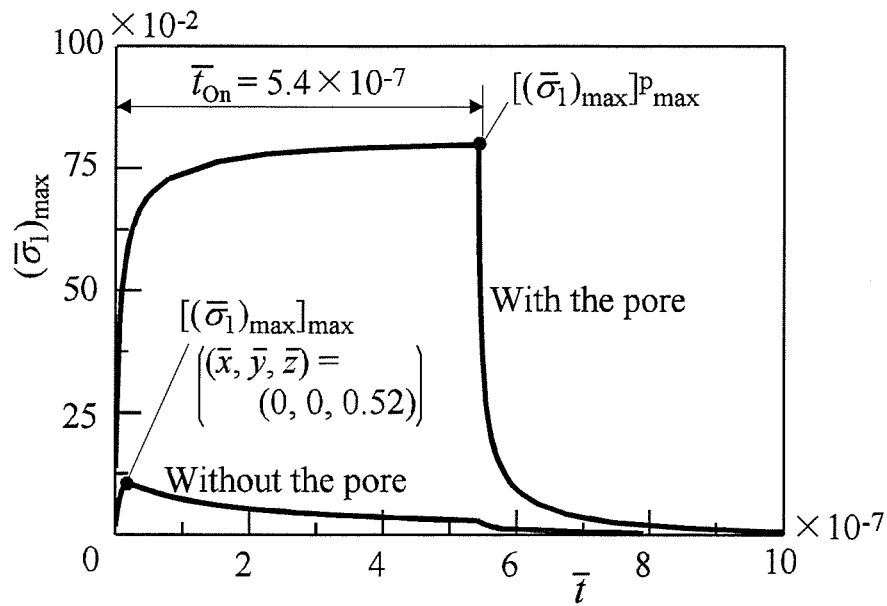


Fig.3-13 Increase in dimensionless maximum 1st principal thermal tensile stress $(\bar{\sigma}_1)_{\max}$ due to a spherical minute pore (Internal irradiation) ($\bar{d}_p = 0.002, \bar{x}_p = \bar{y}_p = 0, \bar{z}_p = 0.004$)

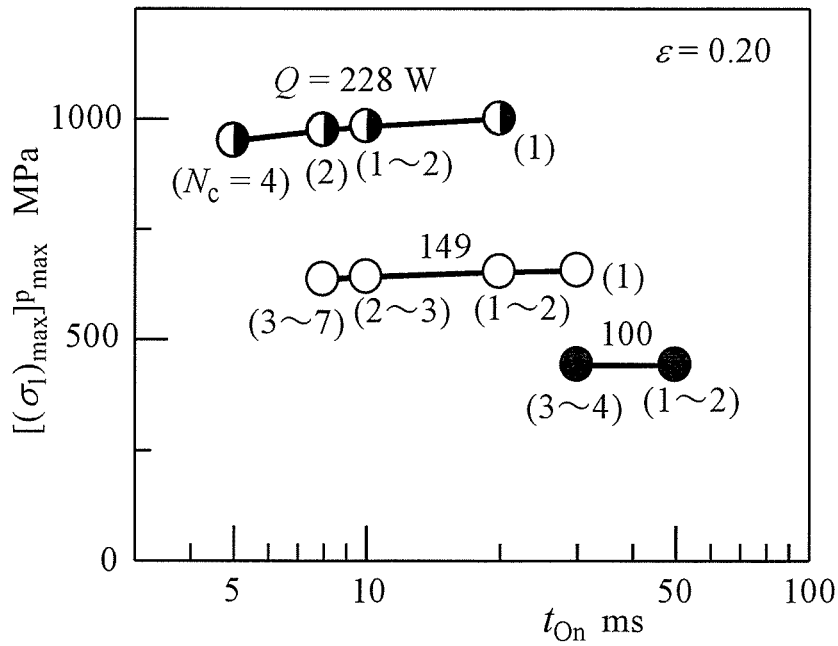


Fig.3-14 Effects of both laser beam on time t_{On} and laser power Q on maximum 1st principal thermal tensile stress $[(\sigma_1)_{\max}]^p_{\max}$ at CO₂ laser beam irradiation cycle to thermal crack initiation for cemented carbide tool P20 used in experiments (With a spherical minute pore, $d_p = 1 \mu\text{m}, x_p = y_p = 0, z_p = 2 \mu\text{m}$)

受け、 Q が低くても t_{On} が長ければ熱き裂は発生する。図 3-14 のように、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^p_{\text{max}}$ は Q の影響を大きく受けるが、 Q が同じであれば $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^p_{\text{max}}$ に及ぼす t_{On} の影響はわずかである。図 3-13 で明らかにしたが、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^p$ はレーザービーム照射開始後短時間で $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^p_{\text{max}}$ 付近まで高くなり、レーザービーム照射時間中それを持続する。このことが、レーザ出力を低くすることによって $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^p_{\text{max}}$ が低くなってもレーザービーム照射時間を長くすれば熱き裂が発生したという上述の事の一原因と考える。

3. 3. 2. 3 熱き裂発生危険領域の推定

第 2 章で明らかにしたが、内部照射の場合、パルス状 CO_2 レーザビーム照射によって供試超硬工具 P20 のレーザービーム照射面に発生する熱き裂は、レーザービームパワー密度ピーク点付近を通して半径方向へ進展するものがほとんどであった。3.2 項で述べたように、供試超硬工具 P20 を欠陥のない等方等質性物体としてレーザービーム照射による熱応力を解析すれば、引張りの無次元第 1 主応力の最大値 $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]_{\text{max}}$ が発生する深さはレーザービーム照射面から 0.26 mm も下になる。それに対して、レーザービーム照射面下に球状微小空孔がある場合、レーザービーム照射によって球状微小空孔表面に発生する引張りの無次元第 1 主応力の最大値 $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^p$ は $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]_{\text{max}}$ よりかなり高く、しかも球状微小空孔がレーザービーム照射面に近いほど高くなる。

以上のことから、熱き裂発生には空孔などの内部欠陥が大きく関与していると考えられる。そこで、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^p$ に及ぼす球状微小空孔の影響を球状微小空孔中心位置との関連で検討し、熱き裂発生の危険性が高い領域を推定することにした。

熱応力場に及ぼす内部欠陥の影響の程度を表す指標として、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]_{\text{max}}$ に対する $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^p$ の比 ζ を用いた。なお、図 3-12 に示したように $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^p$ に及ぼす \bar{d}_p の影響は小さいので、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^p$ は $\bar{d}_p = 0.002$ に対して求めた。また、内部照射の場合、図 3-10(a) に示した解析モデルの \bar{y} 平面に対する対称性から、球状微小空孔中心の無次元座標成分のうち、 $\bar{y}_p = 0$ とした。

図 3-15 は、レーザービーム照射停止直前の $t = t_{\text{On}} = 5.4 \times 10^{-7}$ において、 $[(\bar{\sigma}_1)_{\text{max}}]^p$ に及ぼす球状微小空孔の無次元中心座標 $(\bar{x}_p, 0, \bar{z}_p)$ の影響を ζ で示す。なお、3.3.2.1 項で述べたように本解析では $\bar{z}_p \geq 2 \mu\text{m}$ としたことから、 $\bar{z}_p = 0$ での ζ は求められない。図 3-15 中の○印はこのことを意味する。図 3-15 からわかるように、球状微小空孔中心がレーザービーム照射面に

近いほど，またレーザービームパワー密度ピーク点である $(\bar{x}_p, \bar{y}_p, \bar{z}_p) = (0, 0, 0)$ (図 3-10(a)中の原点 \mathbf{O}) に近いほど ζ は大きくなり，レーザービーム照射面下でレーザービーム照射面のごく近傍では ζ が6倍から8倍近くに達する．これらのことや3.3.1項で明らかにしたレーザービーム照射面下の内部熱き裂の存在から判断して，熱き裂はレーザービーム照射面下でレーザービーム照射面のごく近傍にある内部欠陥，とくにレーザービームパワー密度ピーク点に近い内部欠陥によって発生する可能性が高いといえる．

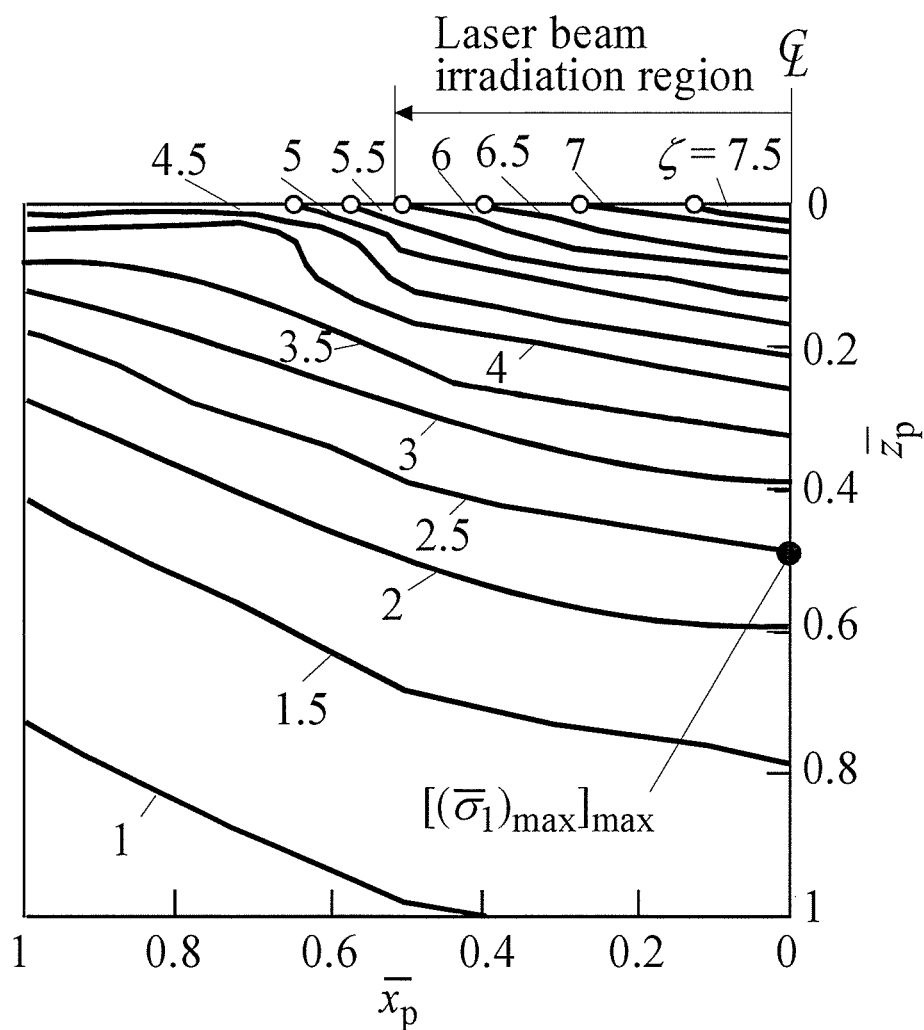


Fig. 3-15 Effects of spherical minute pore location on ζ ($= [(\bar{\sigma}_1)_{max}]_{max}^p / [(\bar{\sigma}_1)_{max}]_{max}$)
 $(\bar{y}_p = 0, \bar{t} = \bar{t}_{on} = 5.4 \times 10^{-7}, \bar{d}_p = 0.002)$

3. 4 結 言

パルス状 CO₂ レーザビーム照射場における超硬工具の熱き裂発生機構を究明するための基礎として、有限要素法を用いてレーザビーム照射面およびその近傍の温度上昇と熱応力を解析した。得られた結果は次の通りである。

- (1) 供試超硬工具を欠陥のない等方等質性材料と見なした場合、レーザビーム照射面の熱応力は、レーザビーム照射時間中、照射停止時間中のいずれでも零または圧縮となる。
- (2) レーザビーム照射面下にはレーザビーム照射時間中、3つの主応力とも引張りとなる応力場が形成される。第1主応力の引張りの最大値はレーザビーム照射後ごく短時間で発生し、その発生位置はレーザビーム照射面から 0.26 mm の工具内部である。
- (3) 超音波顕微鏡による観察結果から、レーザビーム照射面に存在しない熱き裂がレーザビーム照射面下でレーザビーム照射面のごく近傍に存在することがわかった。
- (4) 供試超硬工具 P20 が焼結材料であることを考慮して、レーザビーム照射面下に内部欠陥をモデル化した球状微小空孔を設けた解析の結果、レーザビーム照射により球状微小空孔表面には引張りの第1主応力が発生することがわかった。この引張主応力は、レーザビーム照射開始後急激に高くなり、レーザビーム照射時間中高い値を持続してレーザビーム照射停止直前に最大となる。球状微小空孔の中心がレーザビーム照射面下でレーザビーム照射面のごく近傍にあるとき、球状微小空孔表面に発生する引張りの第1主応力の最大値は、供試超硬工具を欠陥のない等方等質性材料と仮定して得られる引張りの第1主応力の最大値と比較して6倍～8倍近くに達する。
- (5) 以上の結果から、パルス状 CO₂ レーザビーム照射によって供試超硬工具 P20 のレーザビーム照射面に発生した熱き裂は、レーザビーム照射面下でレーザビーム照射面のごく近傍にある内部欠陥を起点としたものであると推測される。

第3章の文献

- (1) 田村武夫・須貝裕之, 精密工学会誌, **61-1**(1995),137-141.
- (2) 小幡文雄・山口顕司, 機論, **65-640,C**(1999),294-301.
- (3) 小幡文雄・山口顕司, 機論, **67-655,C**(2001),853-858.
- (4) 渡部武弘・ほか2名, レーザ研究, **14-11**(1986),965-947.
- (5) 例えば, 横山正明・佐々木茂, 機論, **53-489,A**(1986),916-923.

4. 断続切削場における耐熱衝撃性

4. 1 緒 言

超硬工具などの脆性工具で高速断続切削加工を行うと、工具すくい面に熱き裂が発生することがある。熱き裂は断続切削の繰返しにともなって進展するとともにその本数も増えることから工具欠損の原因となる。さらに、切削速度が高くなるほど熱き裂は発生しやすくなる⁽¹⁾。このように熱き裂の発生は断続切削加工の高速化を大きく阻害するものであり、脆性工具の耐熱衝撃性向上は機械加工上重要である。

脆性工具の耐熱衝撃性向上に関しては工具材種の開発⁽²⁾やコーティング工具のコーティング膜材種および母材の開発⁽³⁾などに着目した研究がほとんどである。切削条件の観点からは、熱き裂発生に及ぼす切削速度や送りの影響に着目した研究が多い⁽⁴⁾。また、フライスカッタの直径⁽⁵⁾や切削油剤の有無⁽⁶⁾が熱き裂発生に及ぼす影響を検討した研究もある。しかし、断続切削中の切削時間や非切削時間が熱き裂発生に及ぼす影響について詳細に検討した報告は見受けられない。

第2章で述べたように、パルス状 CO₂ レーザビームによる熱衝撃場における熱き裂発生は、レーザビーム照射時間およびレーザビーム非照射時間の影響を受け、レーザビーム非照射時間が短くなれば、熱き裂は発生しにくくなった。このことは、断続切削においても断続切削中の切削時間および非切削時間が熱き裂発生に影響することを示唆する。

そこで本章では、脆性工具の耐熱衝撃性を切削条件の観点から向上させるための基礎として、1断続切削サイクル中の切削時間および非切削時間が熱き裂発生に及ぼす影響を実験的に検討した⁽⁷⁾⁽⁸⁾⁽⁹⁾。

4. 2 熱き裂発生に及ぼす切削時間の影響

4. 2. 1 実験方法

断続旋削実験は NC 旋盤を用いて行った。供試工具は第2章で行ったパルス状 CO₂ レーザビームによる熱衝撃実験で使用したのと同じ超硬工具 P20 と、TiN 系サーメット工具の2種類のスローアウェイチップである。表 4-1 は、それらの常温における物性値を示す。

Table 4-1 Material properties of cemented carbide P20 and TiN cermet used in experiments (at room temperature)

Material	Modulus of elasticity GPa	Poisson's ratio	Thermal conductivity W/(m·K)	Transverse rupture strength MPa	Coefficient of liner expansion K ⁻¹
Cemented carbide P20	548	0.21	41.8	1910	5.2 × 10 ⁻⁶
TiN cermet	412	0.20	29.3	1620	7.6

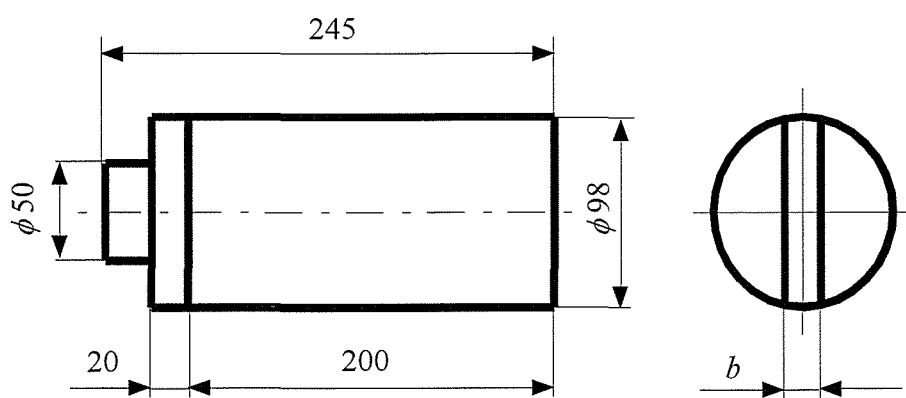


Fig. 4-1 Shape and dimensions of workpiece used in experiments

Table 4-2 Cutting time t_{On} and materials of workpieces

b mm	t_{On} ms	Material
10.0	2.4	S50C
20.0	4.7	S50C
30.0	9.2	S45C

工具形状は SNMN120408 であり，切れ刃諸元は(0,0,0,0,45,45,0.8)であった．切削条件は切削速度 250 m/min，送り 0.3 mm/rev，切込み 1.5 mm とし，乾式切削で行った．

被削材は機械構造用炭素鋼 S45C と S50C 製である．図 4-1 にその被削材形状を示す．熱き裂発生に及ぼす切削時間 t_{On} の影響は，図 4-1 中の被削材の板厚 b を 10，20，38 mm の 3 種類として調べた．表 4-2 は，それぞれの b に対応する t_{On} と被削材材種を示す．

所定サイクルの断続切削を行った後に金属顕微鏡で工具すくい面を観察し、熱き裂の有無を調べた。なお、同一の切れ刃での切削は1回のみとして、同じ条件で断続切削サイクル数を変更する場合は新しい切れ刃を用いた。図 4-1 中に示したように、被削材の長手方向寸法は 200 mm なので、被削材長さ 200 mm 以上に切削するときは端面まで早送りに戻ってから継続して切削した。この場合、実験中に被削材の直径が小さくなって、1 断続切削サイクル中の非切削時間 t_{off} が変化するが、その程度は数パーセント以内であった。

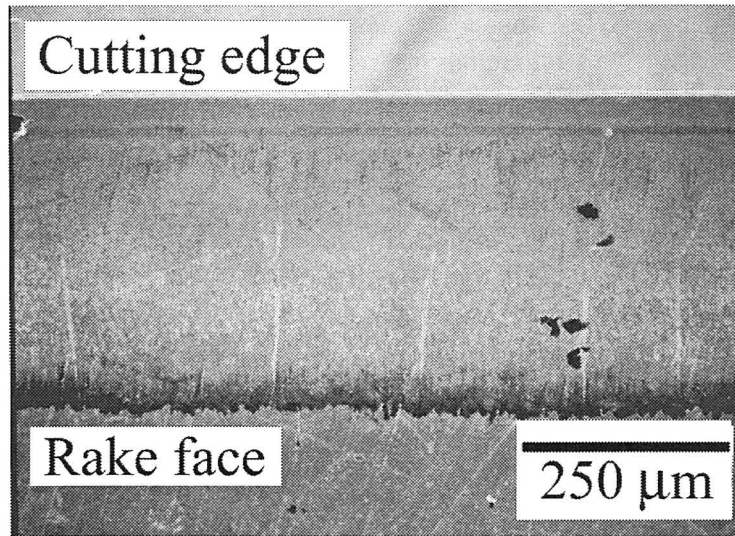
切削三分力は、固有振動数 1 kHz の圧電型切削動力計を用い、300 Hz のローパスフィルタを介して測定した。

4. 2. 2 実験結果および考察

図 4-2 は、供試 TiN 系サーメット工具のすくい面に間隔をおいて数本発生した熱き裂の一例であり、熱き裂は切れ刃に直角な方向に進展している。熱き裂は主切れ刃に近いすくい面に発生することがほとんどで、コーナおよび副切れ刃に近いすくい面にはほとんど発生しなかった。チャンファまで達していない熱き裂もみられたが、このことは熱き裂が必ずしも切れ刃から発生するのではないことを示唆する。以上のことは、供試超硬工具 P20 でも同じ傾向であった。

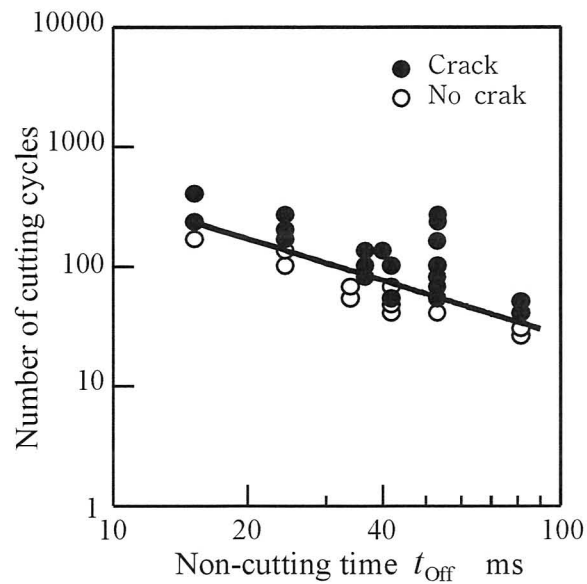
図 4-3 は、 $t_{\text{on}} = 2.4 \text{ ms}$ の条件で供試 TiN 系サーメット工具の熱き裂発生状況に及ぼす断続切削サイクル数の影響を、非切削時間 t_{off} との関係で示す。非切削時間が同じであれば、熱き裂はある断続切削サイクル以上で発生した。なお、断続切削サイクル数が小さいときの熱き裂の本数は、1 本のみであったが、断続切削サイクル数が大きくなるにつれて図 4-2 に示したように熱き裂の本数は増加し、ついには熱き裂の部分から欠損が発生して断続切削続行不能となった。なお、切削動力計で測定した切削三分力は、 t_{on} や t_{off} および工具材種によらずほぼ一定で、主分力は約 900 N、背分力は約 400 N、送り分力は約 300 N であった。

図 4-4 は、供試超硬工具 P20 および TiN 系サーメット工具の 2 種類について、工具すくい面に熱き裂が発生するまでの断続切削サイクル数 N_c に及ぼす切削時間 t_{on} の影響を t_{off} との関係で示す。本実験条件下では、いずれの工具においても t_{on} が大きくなれば N_c は小さくなった。ただし、TiN 系サーメット工具については、 t_{off} が小さくなれば、 N_c に及ぼ



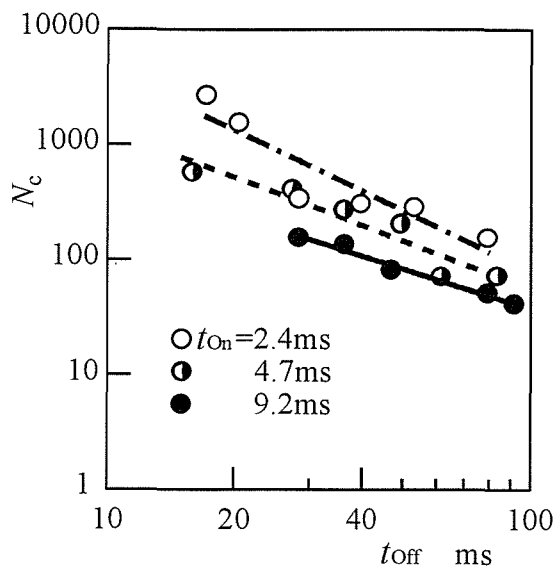
Tool : TiN cermet , cutting time $t_{On} = 4.7$ ms, non-cutting time $t_{Off} = 65.3$ ms
 cutting speed = 250 m/min, feed rate = 0.3 mm/rev, number of cutting cycles = 333

Fig. 4-2 Typical thermal cracks on the rake face of a TiN cermet tool due to interrupted turning

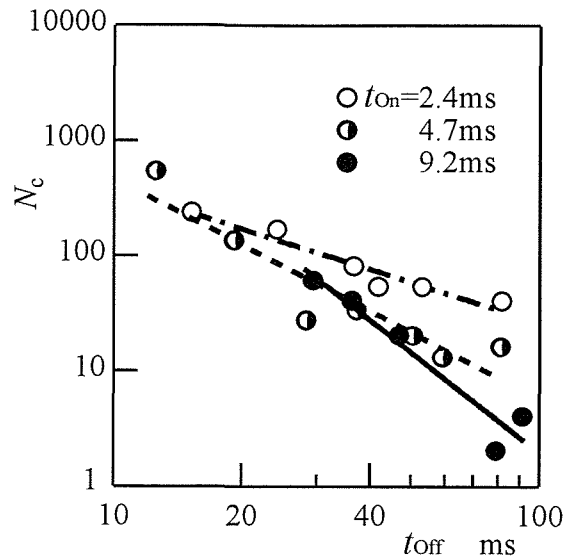


Tool : TiN cermet , cutting time $t_{On} = 2.4$ ms,
 cutting speed = 250 m/min, feed rate = 0.3 mm/rev

Fig.4-3 Effects of both t_{On} and t_{Off} on number of cutting cycles of thermal crack initiation N_c



(a) Cemented carbide P20



(b) TiN cermet

Fig.4-4 Effects of both t_{on} and t_{off} on number of cutting cycles of thermal crack initiation N_c

す t_{on} の影響も小さくなった。また、 t_{on} が同じとき、 t_{off} が小さくなれば熱き裂が発生しにくくなり、その傾向は供試 TiN 系サーメット工具の方が顕著であった。なお、 t_{on} と t_{off} が同じであれば、供試 TiN 系サーメット工具よりも供試超硬工具 P20 の方が熱き裂が発生しにくい。一般に TiN 系サーメット工具の方が超硬工具よりも耐熱衝撃性が低いと言われているが、本実験結果もそれと一致している。

4. 3 熱き裂発生に及ぼす非切削時間の影響

4. 3. 1 断続旋削実験

4. 3. 1. 1 実験方法

第2章で示したように、パルス状 CO_2 レーザビーム照射による熱衝撃場においては、熱き裂発生までのレーザビーム照射サイクル数はレーザビーム非照射時間 t_{off} の影響を受け、 t_{off} が小さくなると熱き裂は発生しにくくなった。また、4.2 項で示したように、断続旋削においても、断続切削サイクル中の非切削時間が小さくなれば熱き裂が発生しにくくなる

傾向が見られた．そこで，断続切削中の熱き裂発生に及ぼす非切削時間の影響を詳細に検討することにした．

実験は NC 旋盤を用いて行った．供試工具は 4.2 項で用いたのと同じ超硬工具 P20 種と TiN 系サーメット工具の 2 種類である．その工具形状は SNMN120408 であり，切れ刃諸元は(0,0,0,0,45,45,0.8)であった．また，切削条件は切込み 1.5 mm，送り 0.2 mm/rev とした．

断続切削サイクル中の切削時間 t_{on} をほぼ一定として，非切削時間 t_{off} のみを変化させるために，図 4-5 に示す断面形状の異なる 5 種類の被削材を用いた．なお，いずれの被削材も材質は S45C であった．

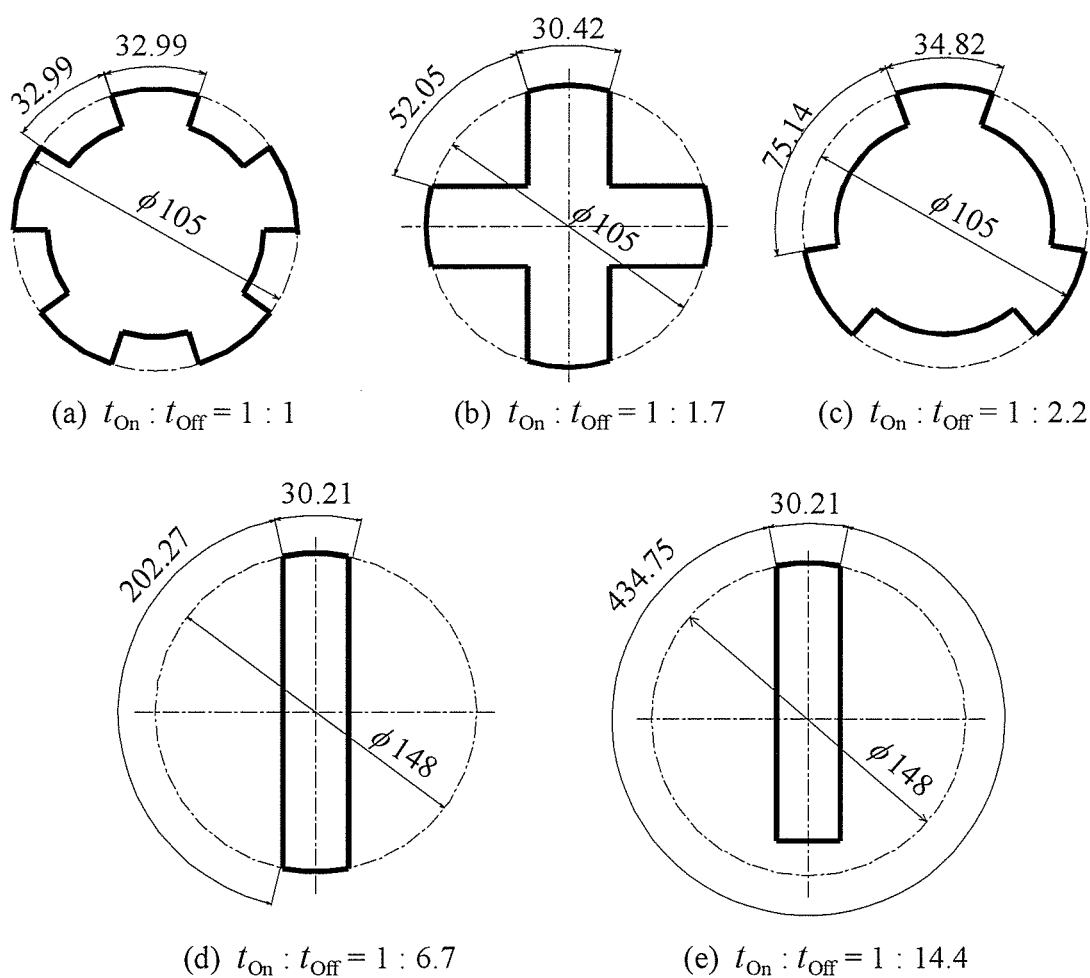


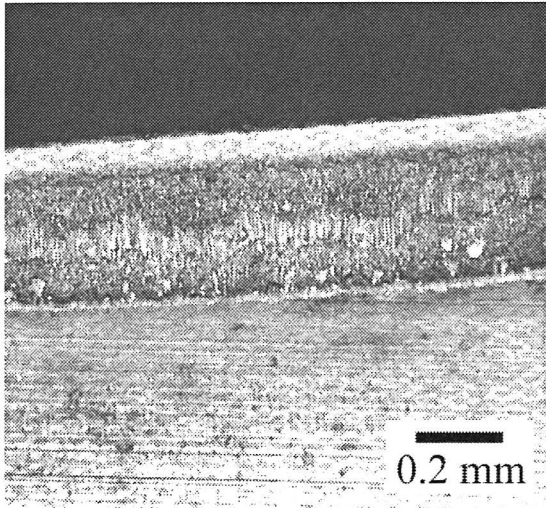
Fig. 4-5 Cross sections of workpieces used in experiments

4. 3. 1. 2 実験結果および考察

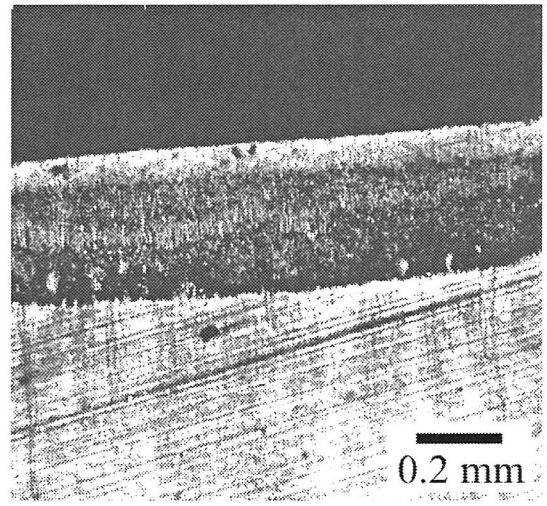
図 4-6 は、切削速度 $V = 400 \text{ m/min}$ で 1000 サイクルの断続切削後の供試超硬工具 P20 のすくい面の状態を非切削時間 t_{off} との関係で示す。 t_{off} が小さい図 4-6(a) と図 4-6(b) では熱き裂は発生していない。 図 4-6(c) と図 4-6(d) いずれでも熱き裂が発生しているが、 $t_{\text{off}} = 30.3 \text{ ms}$ と大きい図 4-6(d) では図 4-6(c) よりも熱き裂の幅は大きく、また熱き裂の本数も多い。 以上のことは、切削速度や断続切削サイクル数、工具すくい面の摩耗状態によらず、また供試 TiN 系サーメット工具でも同様であった。

図 4-7 は、断続切削サイクル中の非切削時間が熱き裂発生までの断続切削サイクル数に及ぼす影響を切削速度 $V = 300, 400, 500 \text{ m/min}$ について示す。 工具材種、切削速度によらず、 t_{off} が小さくなると熱き裂は発生しにくくなった。 また、供試超硬工具 P20 の場合、 t_{off} が 7 ms より小さくなると、2000 サイクルの断続切削を行っても熱き裂が発生しなかった。 また、供試 TiN 系サーメット工具では、 t_{off} が大きい場合には供試超硬工具 P20 よりも熱き裂が発生しやすいが、熱き裂が発生までの断続切削サイクル数が急に増大する t_{off} は供試超硬工具 P20 よりも大きく、 t_{off} が 10 ms よりも小さくなると熱き裂発生までの断続切削サイクル数が急激に増大した。

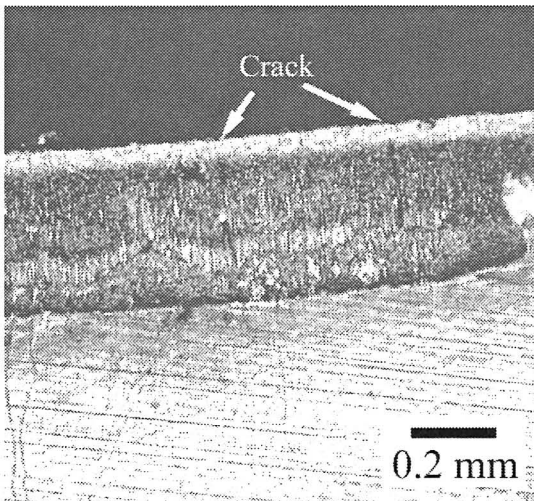
以上のように断続旋削の場合、熱き裂発生までの断続切削サイクル数が急増大する非切削時間が存在し、それは切削速度および供試工具材種によって異なっていた。



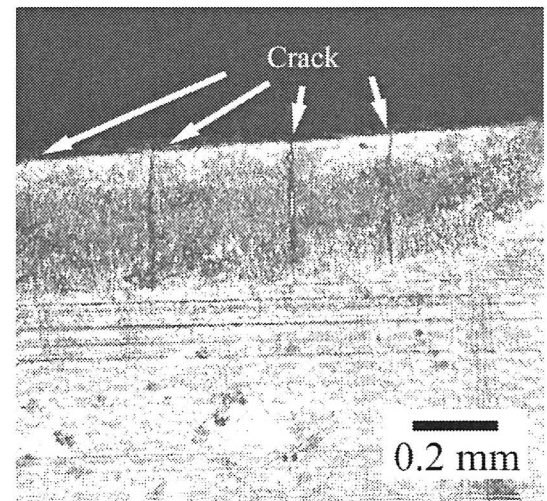
(a) $t_{\text{off}} = 5.0$ ms



(b) $t_{\text{off}} = 7.8$ ms



(c) $t_{\text{off}} = 11.3$ ms



(d) $t_{\text{off}} = 30.3$ ms

Tool : Cemented carbide P20, cutting speed $V = 400$ m/min
number of cutting cycles = 1000

Fig. 4-6 Tool rake faces after interrupted turning

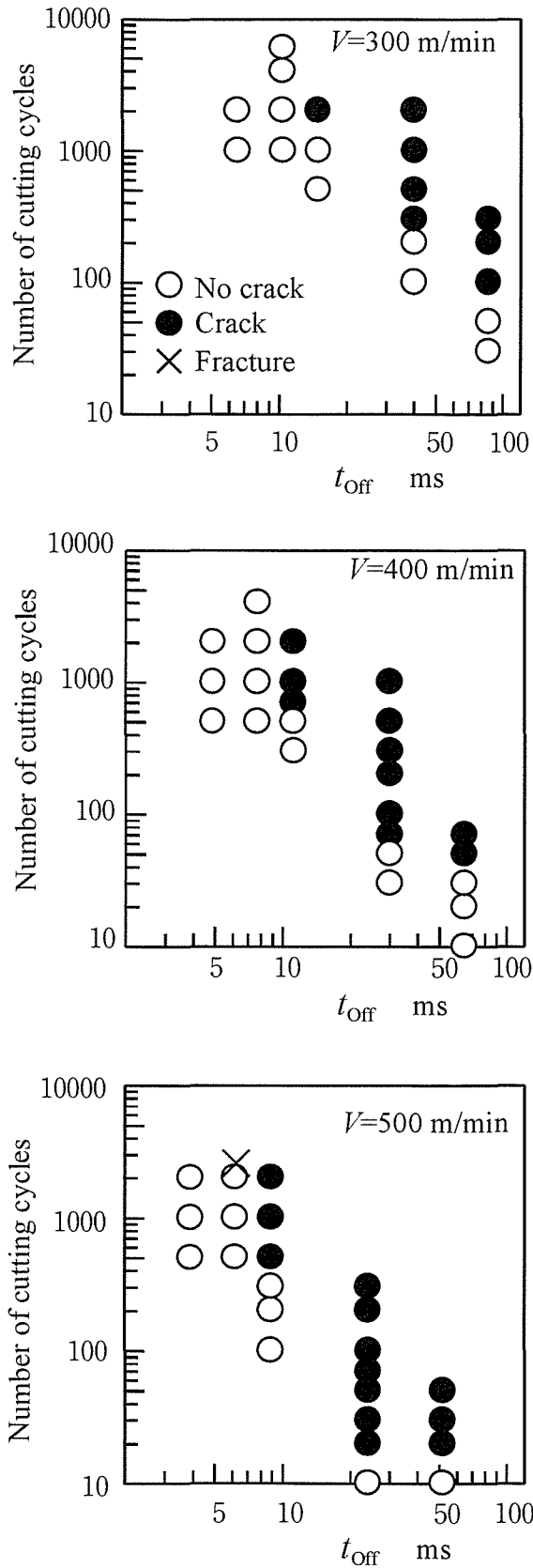


Fig. 4-7(a) Effects of non-cutting time t_{off} on thermal crack initiations (interrupted turning)
 tool: cemented carbide P20

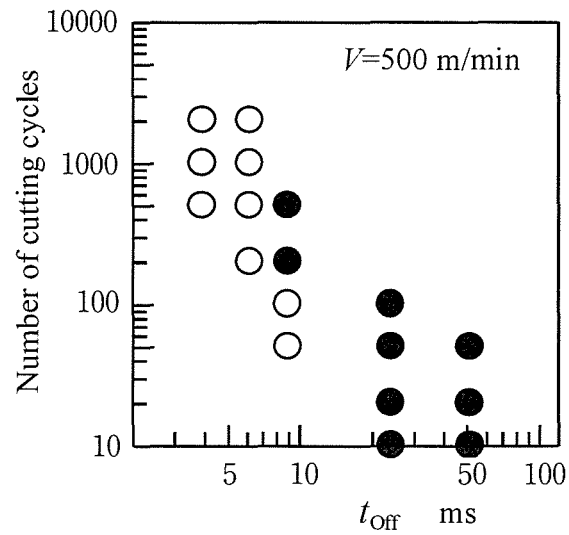
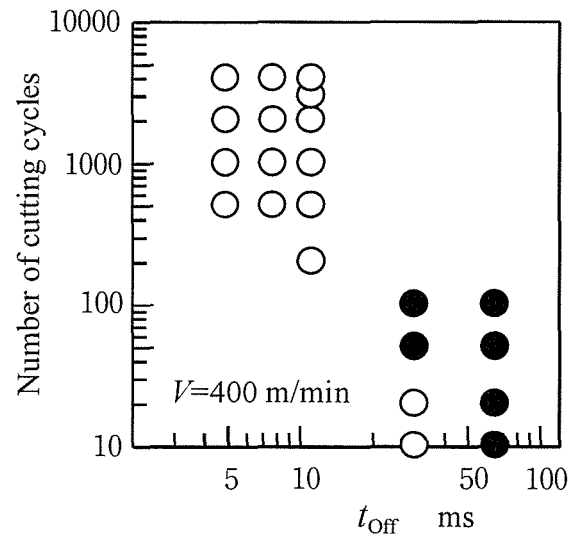
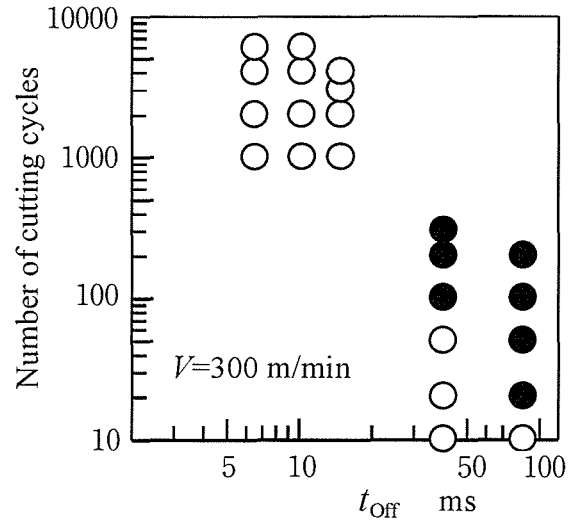


Fig. 4-7(b) Effects of non-cutting time t_{Off} on thermal crack initiations (interrupted turning)
tool: TiN cermet

4. 3. 2 正面フライス切削実験

4. 3. 2. 1 実験方法

一般的に行われる断続切削は、エンドミル加工、正面フライス切削加工の場合が多い。そこで、正面フライス切削において熱き裂発生に及ぼす非切削時間の影響を調べる実験を行った。なお、4.3.1項で述べた断続切削実験のように切削速度と断続切削サイクル中の切削時間を一定として非切削時間を変化させようとするれば、フライスカッタの直径を変える必要がある。しかし、直径が異なって刃先角度等が等しい多数のフライスカッタを用意することは難しかった。そこで、本実験では一つのフライスカッタを使い、切削速度を変化させることで断続切削サイクル中の切削時間と非切削時間を同時に変化させた。

実験に用いたフライスカッタの有効径は 100 mm、8 枚刃であり、アキシアルレーキ角は 19° 、ラジアルレーキ角は -2° であった。供試工具は超硬工具 P20 であり、その形状は SDKN1203AETN であった。被削材は、厚さ 40 mm の板材であり、その材質は S45C であった。実験は、フライスカッタの中心と被削材の板厚方向の中心線を一致させ、エンゲージ角とデイスエンゲージ角を等しくした状態で行った。なお、このときのエンゲージ角とデイスエンゲージ角は 11.5° であった。

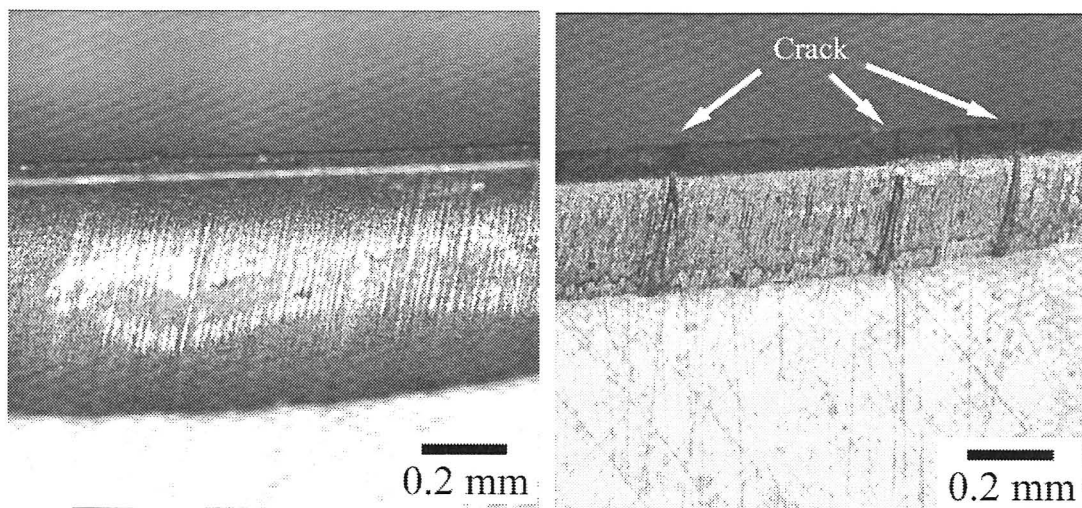
切削条件は、軸方向切込み 1.8 mm、送り 0.2 mm/tooth とした。

4. 3. 2. 2 実験結果および考察

図 4-8 は、熱き裂発生に及ぼす非切削時間 t_{off} の影響を示す。 t_{off} が 30ms よりも大きい切削速度 $V \leq 500$ m/min の範囲では、切削速度が高くなれば t_{off} が小さくなくても熱き裂発生までの断続切削サイクル数は小さくなった。本実験条件下では、 $V = 500$ m/min のときに最も熱き裂が発生しやすく、30 サイクルの断続切削によって熱き裂が発生した。しかし、切削速度が 600 m/min より高くなれば t_{off} が小さくなるにともなって、熱き裂発生までの切削サイクル数は増大した。 t_{off} が 18 ms となる $V = 900$ m/min では、300 サイクルの断続切削を行っても熱き裂は発生しなかった。切削速度が高くなるほど熱き裂が発生しやすくなることが経験的に知られている⁽¹⁾が、本実験結果は、切削速度が高くなっても非切削時間が小さくなれば熱き裂発生までの切削サイクル数が急激に増大して、熱き裂が発生しにくくなる可能性を示唆する。

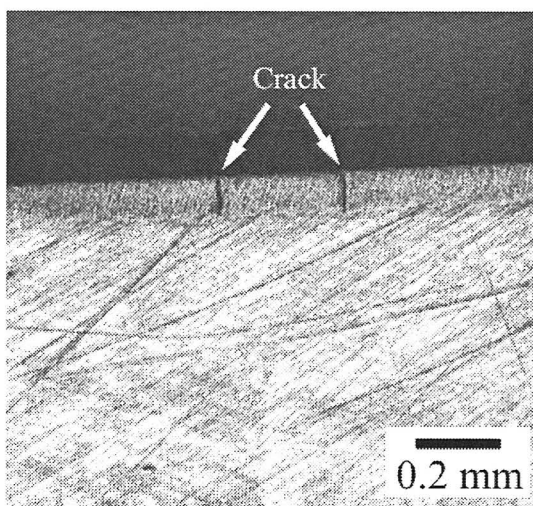
図 4-9 は、正面フライス切削で、71 サイクルの断続切削後の工具すくい面の状態

き裂が発生しにくくなるまで小さくすることができれば，耐熱衝撃性向上のおよび加工効率向上の観点から有効であると考えられる．

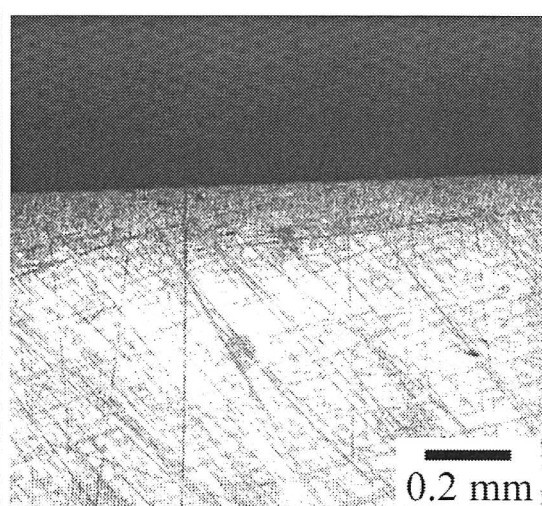


(a) $t_{\text{Off}} = 18.2 \text{ ms}$ ($V = 900 \text{ m/min}$)

(b) $t_{\text{Off}} = 23.4 \text{ ms}$ ($V = 700 \text{ m/min}$)



(c) $t_{\text{Off}} = 32.8 \text{ ms}$ ($V = 500 \text{ m/min}$)



(d) $t_{\text{Off}} = 41.0 \text{ ms}$ ($V = 400 \text{ m/min}$)

tool : Cemented carbide P20, number of cutting cycles = 71

Fig.4-9 Tool rake faces after face milling

4. 4 結 言

断続切削場における脆性工具の耐熱衝撃性について、断続切削サイクル中の切削時間および非切削時間について着目して実験的に検討した。得られた結果は次のようである。

- (1) ある切削条件下で熱き裂が発生するかしないかの境界となる断続切削サイクル数が存在する。
- (2) 同一切削条件であれば、断続切削サイクル中の切削時間が大きい方が熱き裂発生までの断続切削サイクル数が小さくなる。
- (3) 工具材種、切削速度等によらず、断続切削サイクル中の非切削時間が小さくなれば、熱き裂発生までの断続切削サイクル数は大きくなる。
- (4) 断続旋削、正面フライス切削いずれの場合についても、熱き裂発生までの断続切削サイクル数が急激に増大する非切削時間が存在する。(3)および(4)のことは、断続切削中の非切削時間を熱き裂が発生しにくくなる境界の値よりも小さくすることで、切削速度が高くなっても工具に発生する熱き裂を抑制することが可能となることを示唆する。

第4章の文献

- (1) 奥島啓式・星鉄太郎, 機論, 27-178(1961),843-852.
- (2) 例えば, 松原 優・ほか2名, 精密工学会誌, 61-6(1995),769-772.
- (3) 例えば, 狩野勝吉・ほか2名, 精密工学会誌, 61-6(1995),773-777.
- (4) 杉田忠彰・山田巖, 精密機械, 30-8(1985),662-
- (5) 垣野義昭・ほか5名, 精密機械, 47-6(1981),718-722
- (6) 奥島啓式・星鉄太郎, 機論, 29-199(1963),497-508.
- (7) 小幡文雄・ほか4名, 機講論, No.958-2(1995),83-85.
- (8) 小幡文雄・田中久隆・山口顕司, 機講論, No.968-2(1996),16-18.
- (9) 山口顕司・小幡文雄, 2001年度精密工学会秋季学術講演会論文集, (2001),307.
- (10) 例えば, 藤村善雄, 実用切削加工法, 共立出版, (1993),82.

5. 断続切削場の切削温度と応力解析

5. 1 緒 言

断続切削中の熱き裂発生原因を究明するためには、断続切削時の工具すくい面およびその近傍の切削熱による温度上昇と応力を解析する必要がある。また、パルス状 CO₂ レーザビーム照射によって脆性工具の耐熱衝撃性を評価しようとするれば、断続切削時に工具に流入する熱量を解析して、パルス状 CO₂ レーザビーム照射による熱衝撃と断続切削による熱衝撃の関連を定量的に明らかにしなければならない。

第2章および第4章で明らかにしたようにパルス状 CO₂ レーザビーム照射によって超硬工具のレーザビーム照射面には熱き裂が発生したが、熱き裂発生までに要する熱衝撃サイクル数は、断続切削の場合とパルス状 CO₂ レーザビーム照射の場合では大きく異なっていた。すなわち、断続切削の場合、熱き裂発生までに数十～数千サイクルの断続切削を要したのに対して、パルス状 CO₂ レーザビーム照射の場合、数サイクル～十数サイクルのレーザビーム照射で熱き裂が発生した。そこで、断続切削の場合は切削熱による熱応力に加えて切削力による応力が工具に作用することを考慮して、工具に切削熱による熱衝撃のみが作用する場合の熱応力場と、切削熱と同時に切削力が作用する場合の応力場を有限要素法を用いて解析し、応力場に及ぼす切削力の影響を検討した⁽¹⁾⁽²⁾。

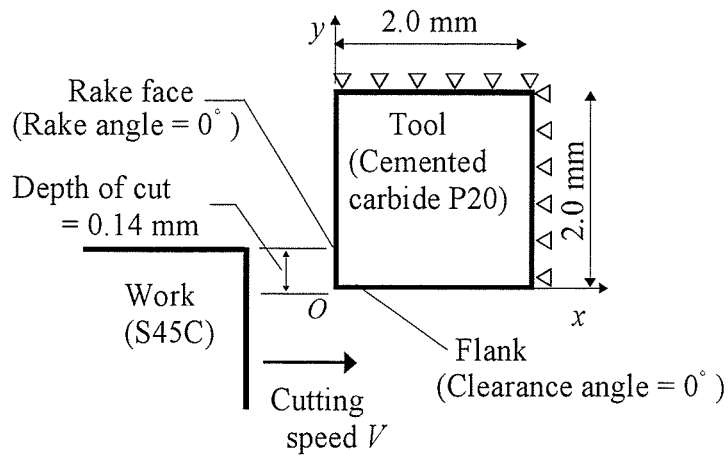
5. 2 切削温度と切削力

5. 2. 1 解析方法

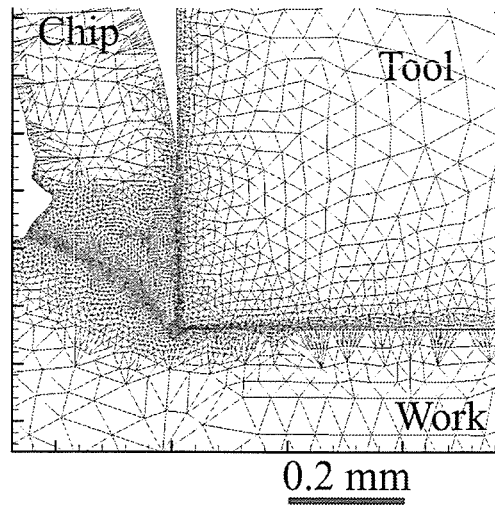
切削現象は大塑性変形を伴うため、汎用の有限要素法ソフトウェアで解析を行うことは困難である⁽³⁾。そこで、本研究では切削シミュレーション専用の有限要素法ソフトウェアを用いて解析を行った。

切削温度および応力場の解析は、等方等質性物体を仮定して2次元切削モデルに対して行った。図5-1は解析モデルおよび工具すくい面近傍の要素分割の状態を示す。工具材種は超硬工具 P20 であり、その物性値は表3-1に示した値を用いた。なお、物性値の温度依存性は考慮しなかった。工具形状、切れ刃諸元および切削条件は4.3.1項で示した断続旋

削実験に基づいて、すくい角 = 0° , 逃げ角 = 0° , 切込み 0.14 mm とした. なお, 切れ刃部のチャンファは無視した. 解析上の工具寸法は, 工具すくい面の工具と切り屑の接触域近傍の温度上昇および応力場に影響を及ぼさない範囲で実物より小さくした. また, 被削材材料は S45C とした.



(a) Dimensions and cutting conditions of orthogonal cutting



(b) An example of finite elements near tool rake face

Fig.5-1 Analysis model of orthogonal cutting

5. 2. 2 解析結果および考察

図 5-2 は、工具すくい面温度の切削開始からの時間経過に伴う変化で、切削速度 $V = 500$ m/min である。工具すくい面の温度は切削開始後急激に上昇して、約 0.3 ms 後にはほぼ定常となり、それ以降は時間の経過に伴って工具全体の温度が徐々に上昇した。

図 5-3 は、 $V = 500$ m/min のときに工具すくい面に作用する切削力の解析結果を示す。図 5-3 中の白線は平均切削力を示す。工具が被削材に食いついた直後は平均切削力にも変動が見られるが、切削開始後約 0.1 ms 経過すると平均切削力はほぼ一定となる。解析によって得られた切削力は、実際の切削実験で得られた切削力とほぼ同じであった。なお、切削速度 $V = 300 \sim 500$ m/min では、平均切削力の大きさに及ぼす切削速度の影響は無視できる程度であった。

図 5-4(a)は、切削開始から 0.36 ms 後の工具と切り屑が接触する近傍の温度分布であり、図 5-2 に対応する。工具すくい面の温度は、切れ刃から切り屑流出方向に約 0.2 mm の位置

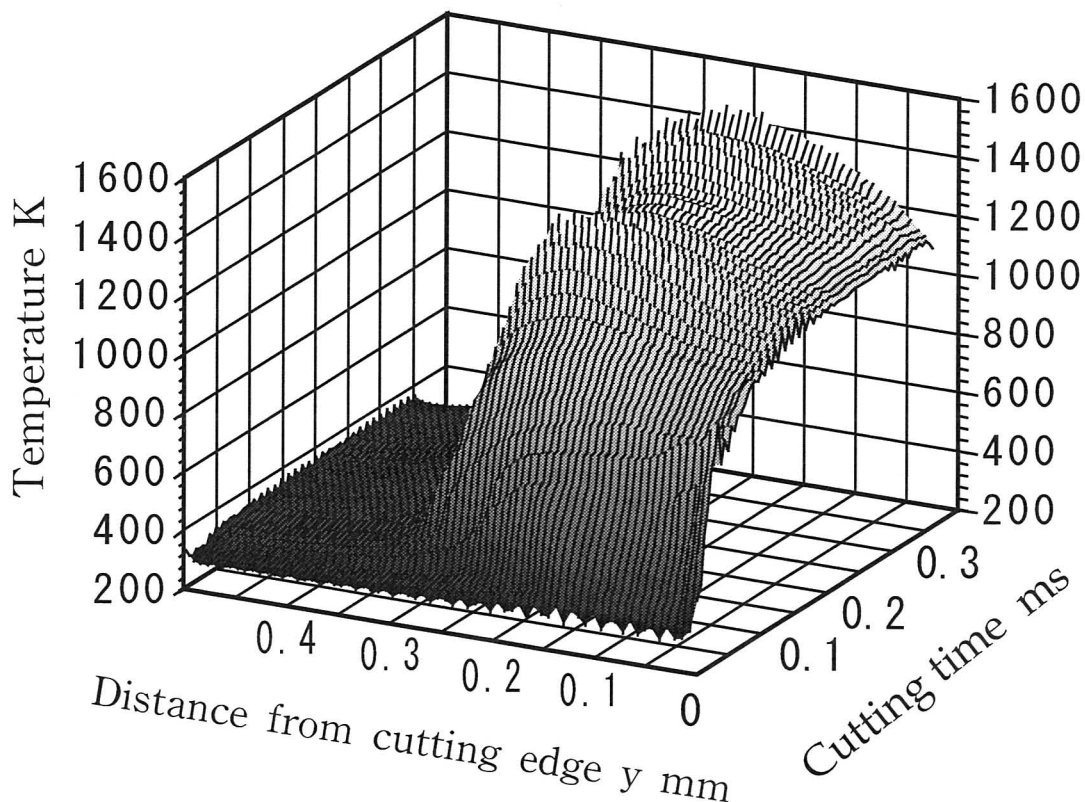


Fig.5-2 Temperature at rake face against cutting time
(Cutting speed $V = 500$ m/min)

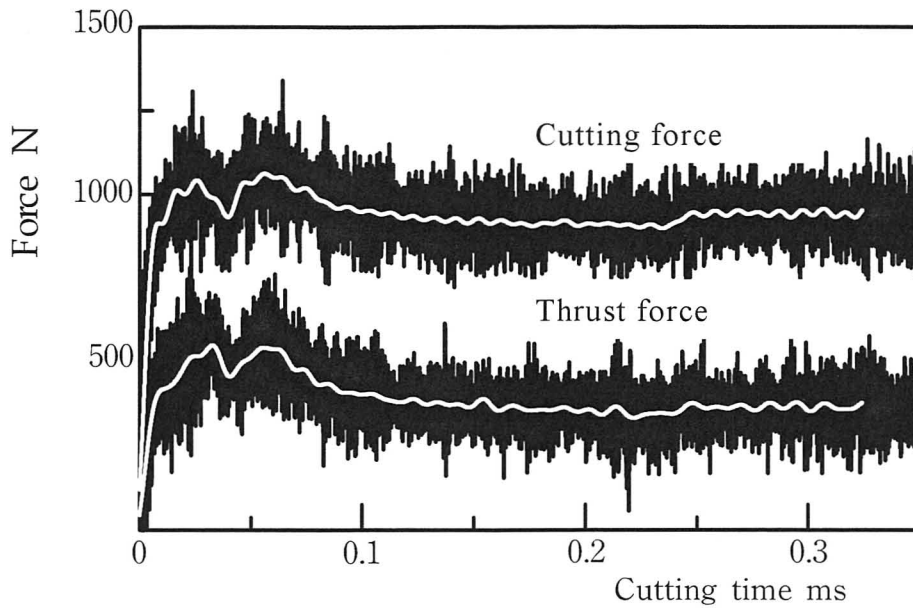


Fig.5 - 3 Cutting forces($V=500\text{m / min}$)

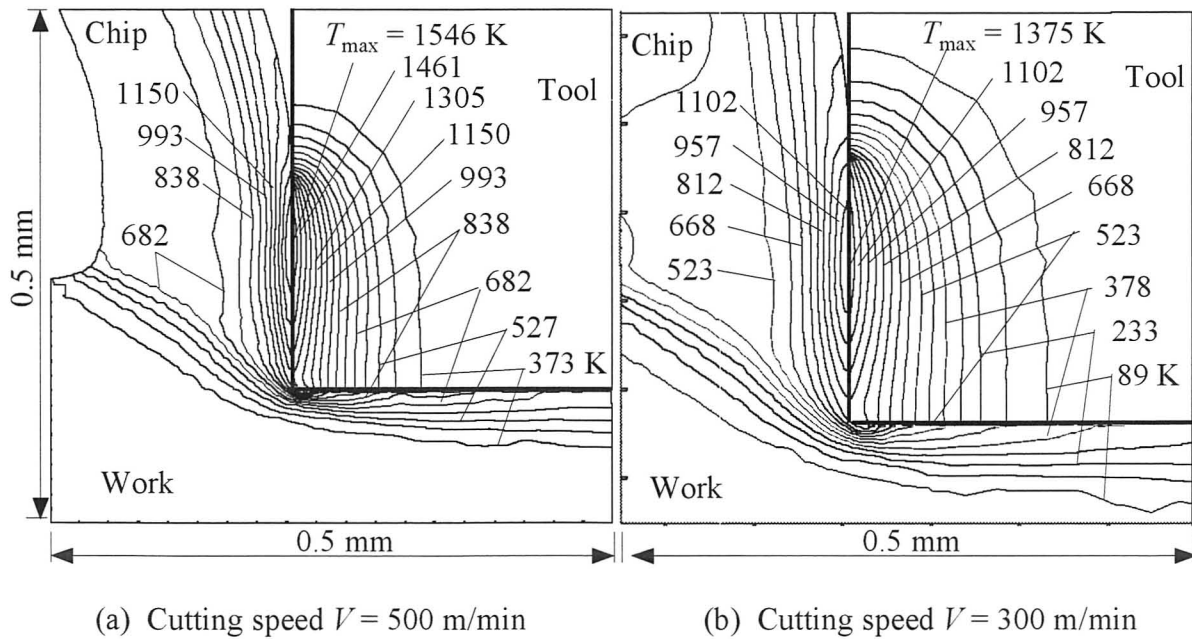


Fig. 5-4 Temperature distributions near tool-chip contact area
(Depth of cut = 0.14 mm, Cutting length = 3 mm)

で最高となっており，このときの最高温度は 1546 K であった．図 5-4(b)は， $V = 300 \text{ m/min}$ における工具と切り屑接触部近傍の温度分布を示す．工具すくい面上での最高温度は 1375 K でありその発生位置は切れ刃から切り屑流出方向に約 0.22 mm の位置であった．なお， $V = 400 \text{ m/min}$ における，工具すくい面の最高温度は 1431 K であった．

5. 3 応力場に及ぼす切削力の影響

5. 3. 1 解析モデル

図 5-5 は，工具に切削熱による熱衝撃のみが作用する場合の熱応力解析モデルを示す．図 5-1(a)に示した 2次元切削解析モデルのうち，工具に相当する部分のみをモデル化した．境界条件は，工具のすくい面および逃げ面は自由表面，それ以外の境界は固定とした．熱応力解析は図 5-5 に示した解析モデルの各節点に対応する位置の温度を，5.2 項で行った切削温度解析結果から補間して求めて行った．

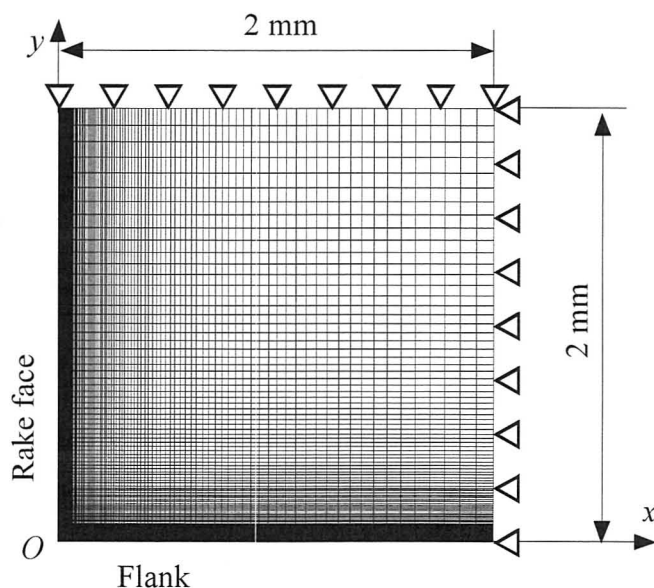


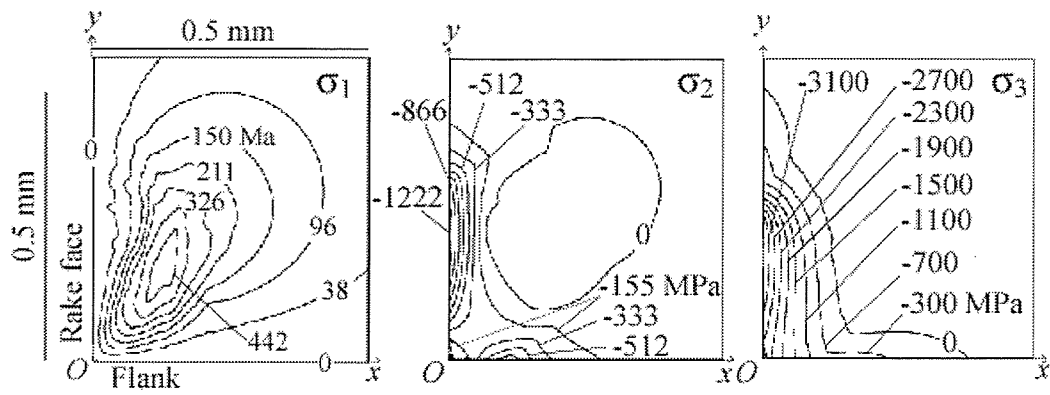
Fig. 5-5 Analysis model of thermal stresses due to cutting heat

5. 3. 2 解析結果および考察

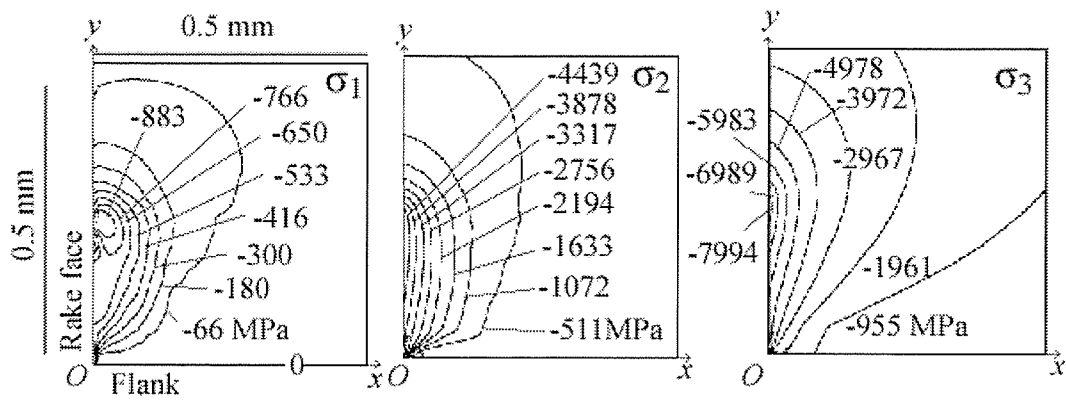
図 5-6(a)は、切削熱のみが作用する場合の熱応力解析結果であり、図 5-4(a)に示した切削温度分布に対応する。工具すくい面および逃げ面では零または圧縮の熱応力場となっている。工具内部では、第 1 主応力 σ_1 は引張応力、その他の主応力はいずれも圧縮応力である。また、 σ_1 の最大値は、 $|\sigma_2|$ 、 $|\sigma_3|$ それぞれの最大値よりも小さい。すくい面近傍での第 3 主応力 σ_3 の分布状態は、工具内の温度分布状態と類似しており、工具すくい面温度が最高となる位置で最大の圧縮応力となっている。なお、すくい面近傍での第 1、第 2、第 3 主応力方向はそれぞれ、 x 軸に平行、 y 軸に平行、 xy 平面に垂直であった。

図 5-6(b)は、切削熱に加えて切削力を作用させた場合に工具に発生する主応力分布を示す。切削力の作用によってすくい面の応力はいずれの主応力も圧縮となっており、その大きさは切削熱のみが作用したときの熱応力よりも大きい。また、工具内ではいずれの主応力も圧縮応力となっている。すくい面近傍における第 1 主応力の方向は図 5-6(a)と同じく x 軸に平行であるが、第 2、第 3 主応力の方向はそれぞれ xy 平面に垂直、 y 軸に平行であった。非切削時間中は切削力がなくなるため、工具すくい面に作用する圧縮応力は急激に小さくなる。なお、解析の結果、工具すくい面およびその近傍には、切削時間中、非切削時間中のいずれにおいても引張応力が作用することはなかった。

第 2 章で述べたように、工具に流入する熱量がほぼ等しい条件の下では、熱き裂はパルス状 CO_2 レーザビーム照射より断続切削の方が発生しにくかった。上述の熱応力解析結果から判断して、切削力によって工具すくい面及び工具内部が圧縮応力場となって熱き裂発生抑制に有効であると思われる。



(a) Thermal stresses due to cutting heat



(b) Principal stresses due to both cutting heat and cutting forces

Fig. 5-6 Principal stress distributions near tool-chip contact area
 ($V = 500$ m/min, cutting length = 3 mm, correspond to Fig.5-4(a))

5. 4 結 言

工具を欠陥のない等方等質性物体と仮定し，断続切削中の切削温度および工具すくい面近傍に発生する応力を2次元切削モデルとして解析した．得られた結果は次の通りである．

- (1) 工具すくい面温度は，切削開始後約 0.3 ms 経過後はほぼ定常状態となり，それ以降は工具全体の温度が徐々に上昇した．
- (2) 切削速度が高くなれば，工具すくい面の最大温度上昇も大きくなり，その発生位置は工具切れ刃に近くなった．
- (3) 工具に切削熱のみが作用したと仮定した場合，工具すくい面およびその近傍に発生する応力は，断続切削サイクル中の切削時間，非切削時間のいずれでも圧縮応力であったが，工具内部では第1主応力は引張りとなった．
- (4) 切削力を考慮した主応力場は全て圧縮応力場であった．このことが，パルス状 CO₂ レーザビーム照射の場合より断続切削の方が熱き裂が発生しにくかったことの一原因と考えることができる．

第5章の文献

- (1) 山口顕司・小幡文雄, 機講論, No.015-1(2001),365-366.
- (2) 山口顕司・小幡文雄, 2000年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2000),209.
- (3) 臼井英治, 現代切削理論, 共立出版, (1990),38.

6. パルス状 CO₂ レーザビーム照射によるコーティング工具の耐熱性評価

6. 1 緒 言

近年、切削加工の高速化、高能率化に伴って切削工具の表面に Al₂O₃ や TiN といった機能性皮膜を単層または多層にコーティングしたコーティング工具の使用が主流となってきた⁽¹⁾。種々の加工方法、加工条件に適したコーティング膜材種の開発が行われているが、高速断続切削加工では特に工具の耐熱性や耐熱衝撃性が問題となる。そこで本章では、コーティング工具の耐熱性および耐熱衝撃性を評価する方法を見出すための基礎として、コーティング工具表面にパルス状 CO₂ レーザビームを照射して、コーティング層の変化を実験的に調べた。つぎに、接触熱抵抗を考慮してコーティング工具の温度上昇と熱応力を解析し、コーティング層がコーティング工具の耐熱性および耐熱衝撃性にどのように関わっているか検討した⁽²⁾⁽³⁾。

6. 2 実 験

供試コーティング工具は軽切削、高速切削用であり、超硬合金母材に Al₂O₃、TiC および TiN が多層 CVD コーティングされている。図 6-1 はそれぞれのコーティング層の膜厚を示す。また、表 6-1 は、各コーティング層および超硬合金母材の室温における物性値をそれぞれ示す。なお、供試コーティング工具の形状は SNMN120408 であった。

コーティング工具の耐熱性および耐熱衝撃性評価実験は室温下で行い、アシストガスは使用しなかった。

第 2 章でも述べたが、レーザビーム被射体のレーザビーム吸収率はその材質や表面状態などによって異なる。供試コーティング工具表面は TiN でコーティングされており、金色の光沢面となっている。このため、第 2 章で用いた供試超硬工具 P20 に比べて CO₂ レーザビームの反射率が大きいため、吸収率は小さかった。レーザビームを連続照射して得られる工具の温度上昇を利用する方法⁽⁴⁾で求めた供試コーティング工具のレーザビーム吸収率 ε は、レーザビーム照射面が熔融しない条件で $\varepsilon = 0.05$ であった。

Table 6-1 Material properties of coating membranes and substrate (at room temperature)

Material	Thermal conductivity W/(mK)	Specific heat J/(kgK)	Density kg/m ³	Modulus of elasticity GPa	Coefficient of linear expansion K ⁻¹	Poisson's ratio	Melting point K
Al ₂ O ₃	38	712	4.0 × 10 ⁶	363	8.1 × 10 ⁻⁶	0.26	2323
TiC	30	503	4.9	372	8.0	0.19	3473
TiN	25	555	5.4	255	9.3	0.2	3223
Substrate (Cemented carbide)	113	209	13.9	617	4.7	0.21	—

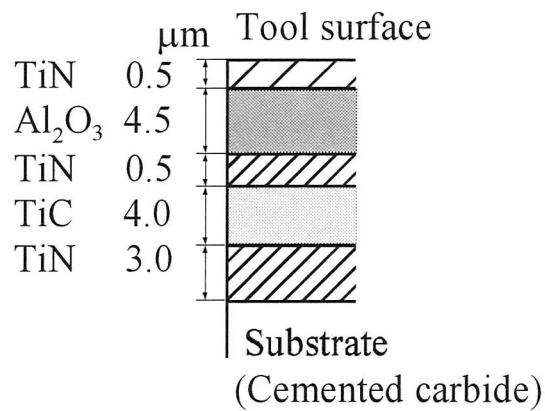
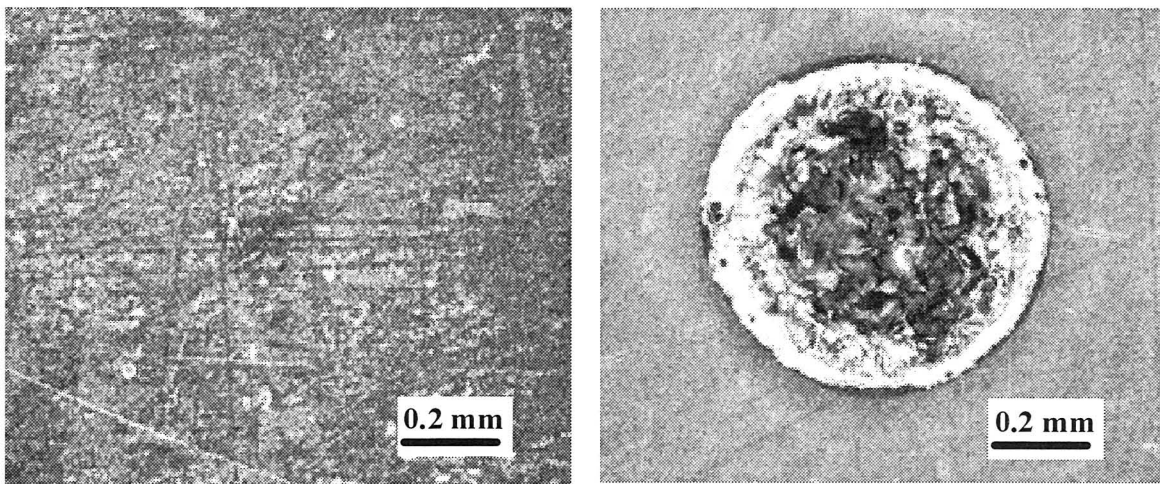


Fig. 6-1 Dimensions of coating layers of tool used in experiments



(a) Number of irradiation cycles = 4

(b) Number of irradiation cycles = 5

Power $Q = 284$ W, $\varepsilon = 0.05$, on time $t_{\text{On}} = 9$ ms, off time $t_{\text{Off}} = 99.9$ ms

Fig. 6-2 Tool surfaces irradiated by CO₂ pulse laser beam

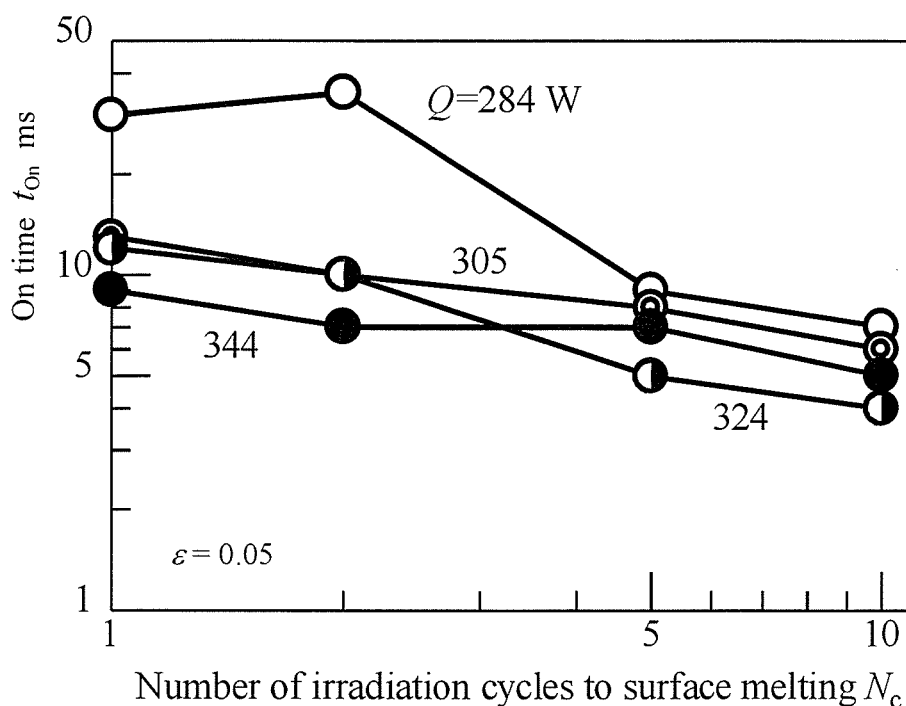


Fig. 6-3 Effects of on time t_{on} and laser power Q on number of irradiation cycles toward surface melting N_c ($t_{off} = 99.9$ ms)

供試コーティング工具の場合，レーザービーム出力 Q ，レーザービーム照射時間 t_{on} およびレーザービーム照射停止時間 t_{off} を一定で実験したところ，第 2 章で述べた超硬工具 P20 種の場合と異なって，ある照射サイクル数に達したときレーザービーム照射面が突然熔融する現象が見られ，レーザービーム照射面に熱き裂が発生することはなかった。

図 6-2 は，レーザービーム照射面が熔融する照射サイクル数に達する前後のレーザービーム照射面の状態を示す。レーザービーム照射サイクル数が 4 であった図 6-2(a) では，レーザービーム照射面はレーザービームパワー密度ピーク点付近でわずかに変色している程度であり，レーザービーム照射前の状態とほとんど変わらない。これに対してレーザービーム照射サイクル数を 1 増やして 5 にした図 6-2(b) では，レーザービーム照射面が熔融している。熔融部の深さは最大で $10\ \mu\text{m}$ であり，ほぼ超硬母材まで達していた。

図 6-3 は，レーザービーム照射面が熔融したときのレーザービーム照射時間 t_{on} に及ぼすレーザービーム照射サイクル数 N_c とレーザービーム出力 Q の影響を示す。なお，レーザービーム非照射時間 t_{off} は 99.9 ms で一定とした。 Q と N_c が大きいほど短い t_{on} でレーザービーム照射面

は溶融した。また，1回のレーザービーム照射でレーザービーム照射面が溶融する t_{on} が存在した。ただし， $Q < 264 \text{ W}$ では， $t_{on} = 99.9 \text{ ms}$ としても1回のレーザービーム照射ではレーザービーム照射面が溶融することはなかった。

6. 3 解 析

6. 3. 1 解析モデル

レーザービーム照射面とその近傍の温度上昇および熱応力を有限要素法を用いて解析した。図 6-4(a)は，2次元軸対称解析モデルの形状と境界条件を示す。温度上昇および熱応力に及ぼすコーティング層の影響を検討するため， $z = 0$ 面の下に図 6-4(b)に示すコーティング層の領域を設けた。なお，それぞれの物性値は表 6-1 に示した室温での値を与え，それらの温度依存性は考慮しなかった。

コーティング膜各層間の界面およびコーティング膜と超硬母材間の界面の接合状態によって，レーザービーム照射面およびその近傍の温度上昇が影響を受けることが考えられる。そこで，温度上昇解析では各境界面で接触熱抵抗 R を考慮した。なお，接触熱抵抗要素を用いる温度上昇解析モデルをそのまま熱応力解析で用いることはできなかつたので，以下に示す方法で接触熱抵抗をモデル化して，温度上昇および熱応力の解析を行った。熱応力解析における各コーティング層間の接触熱抵抗は次のように与えた。すなわち，図 6-4(b)中に示したように各コーティング層の下側境界部にそれぞれ厚さ $0.1 \mu\text{m}$ の接触熱抵抗層を設け，その接触熱抵抗層におけるそれぞれの熱伝導率 λ' を表 6-1 中の各コーティング層の熱伝導率 λ より小さくした。ここで，本モデルにおける接触熱抵抗の大きさをあらわす指標として， $\bar{\lambda}^{-1} = \lambda / \lambda'$ を用いた。なお，接触熱抵抗層では熱伝導率以外は，各コーティング層の物性値をそのまま与えた。

6. 3. 2 温度上昇解析結果

図 6-5 は，1サイクルのレーザービーム照射で供試コーティング工具のレーザービーム照射面が溶融した条件のひとつである $Q = 344 \text{ W}$ ， $t_{on} = 9 \text{ ms}$ の場合について，レーザービーム照射停止直前の $t = 9 \text{ ms}$ におけるレーザービームパワー密度ピーク点の温度上昇 T_{\max} を接触熱抵抗 R および $\bar{\lambda}^{-1}$ の関係で示す。6.2 項で述べたように，パルス状 CO_2 レーザービーム照射に

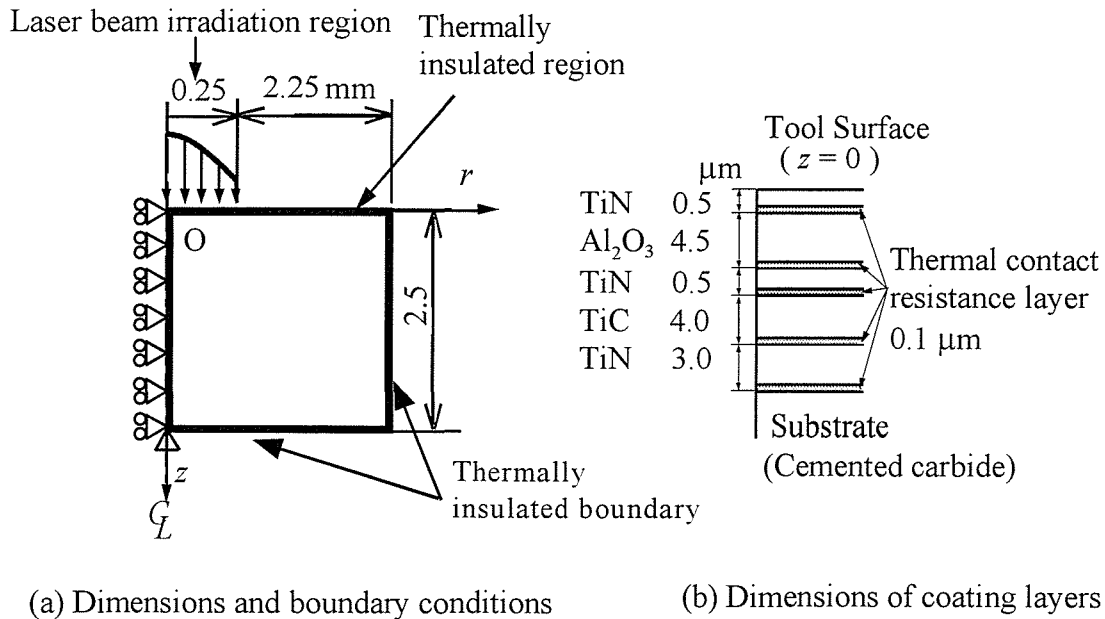


Fig. 6-4 An analytical model of temperature rise and thermal stress of coating tool due to CO₂ laser beam irradiation

よって供試コーティング工具のレーザビーム照射面が熔融したことから、レーザビーム照射面の温度は TiN の融点 3223 K 以上に達したと考えられる。しかし、各コーティング層間の接触熱抵抗を考慮しない場合、 $T_{\max} = 234 \text{ K}$ にしかならず、TiN の融点には達しない。図 6-5 から判断して、レーザビーム照射面温度が TiN の融点に達するためには各コーティング層境界面に $R = 6 \times 10^{-6} \text{ m}^2\text{K/W}$ 程度の接触熱抵抗があるとするのが適当である。なお、6.3.1 項で述べた、熱応力解析のために接触熱抵抗層を設けその熱伝導率を小さくしたモデルを用いた解析結果（図 6-5 中の破線）は、接触熱抵抗 R を与えたモデルの解析結果（図 6-5 中の実線）とほぼ一致する。ここで、 $R = 6 \times 10^{-6} \text{ m}^2\text{K/W}$ に相当する $\bar{\lambda}^{-1}$ の値は $\bar{\lambda}^{-1} = 1.7 \times 10^3$ であった。以下では、各コーティング層間の $\bar{\lambda}^{-1}$ を 1.7×10^3 としたときの解析結果を示す。

図 6-6 は、レーザビームパワー密度ピーク点下 ($r = 0 \text{ mm}$) の深さ方向の温度上昇を示す。接触熱抵抗の影響によって、各コーティング層内の温度上昇はほぼ一様となり、超硬母材と工具表面の TiN 層とでは 1900 K の温度差が生じている。このことは、コーティング工具に熱衝撃が作用する場合、コーティング層間の接触熱抵抗によって超硬母材の温度上昇

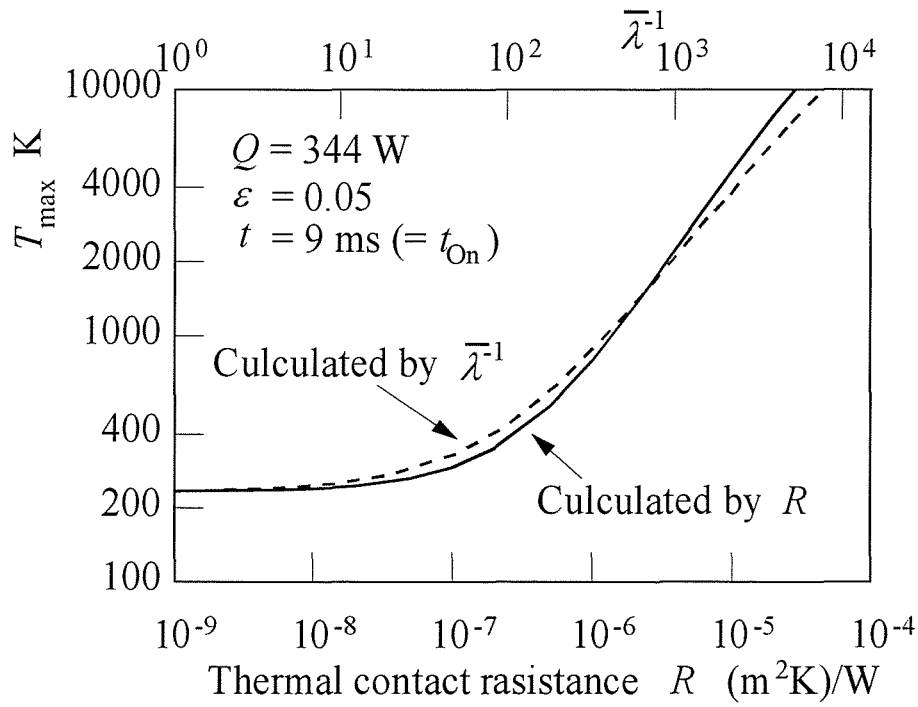


Fig. 6-5 Effects of R and $\bar{\lambda}^{-1}$ on maximum temperature rise T_{max} on laser beam irradiation region

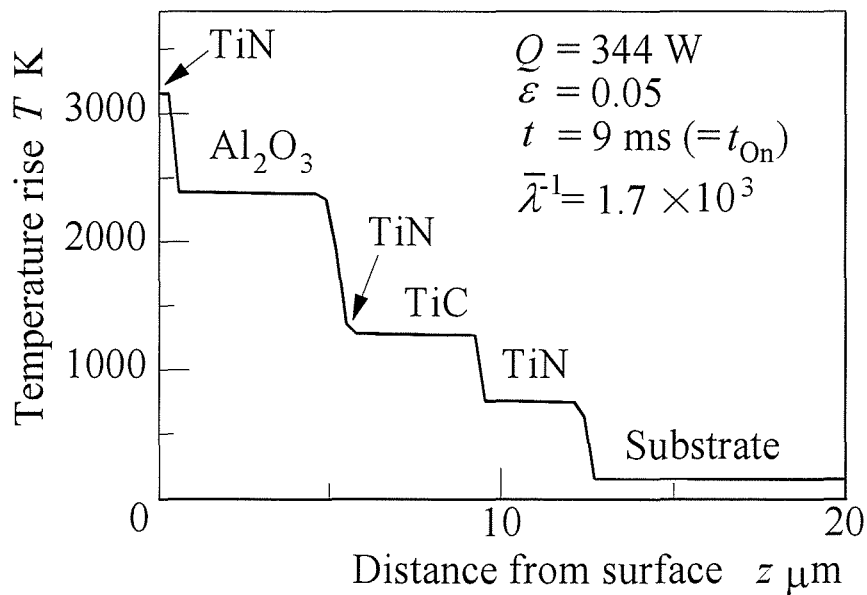


Fig. 6-6 Temperature rise distribution below tool surface at peak point of laser beam power ($r = 0$ in fig. 7-4)

が抑制されることを示唆する。

6. 3. 3 熱応力解析結果

図 6-7 は、レーザビーム照射面近傍の熱応力分布であり、図 6-6 に対応する。図 6-7 では、熱き裂の発生に関係すると考えられる引張応力のみを示した。なお、いずれの主応力成分も各コーティング層では零か圧縮であった。超硬母材とコーティング層の接合部では、第 1、第 2 主応力は引張りであり、第 1 主応力の方向は図 6-4 中の r 軸と約 50° の角度をなし、また第 2 主応力は円周方向であった。また、レーザビーム照射面下で全ての主応力が引張応力場となっている領域が存在する。

せん断応力 τ_{rz} は、レーザビーム照射面外周付近の超硬母材とコーティング層の接合部で

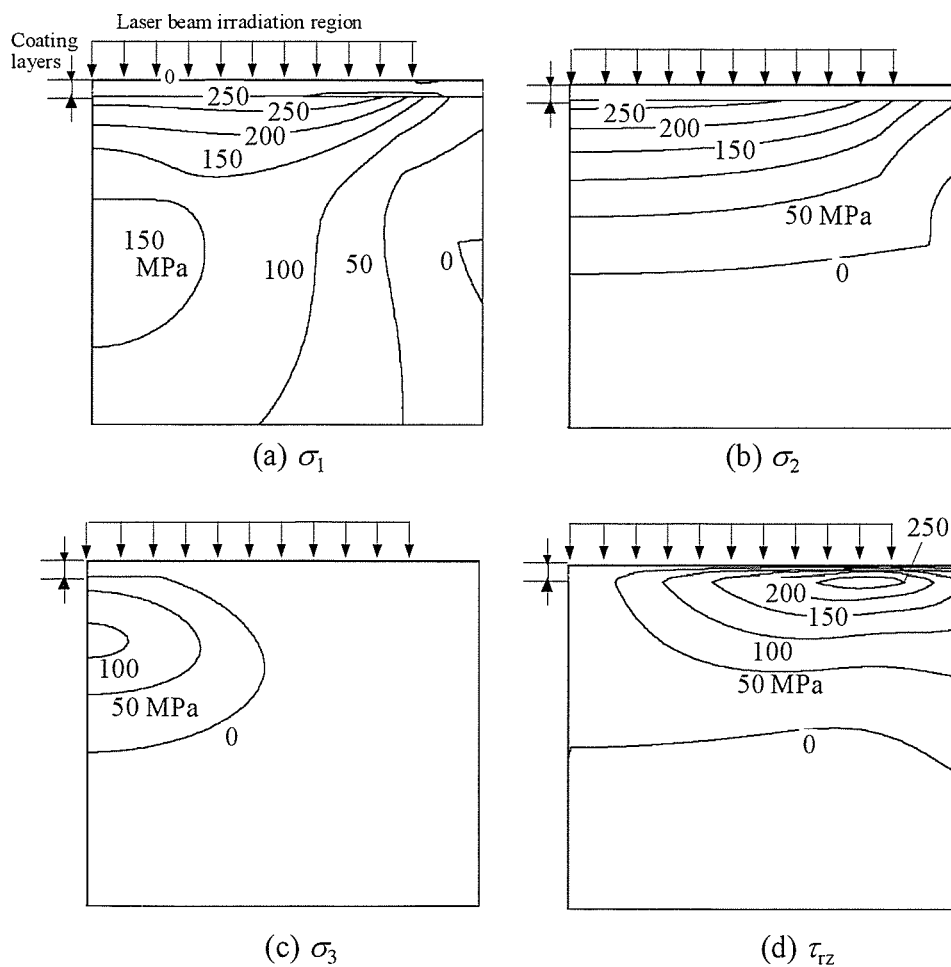


Fig. 6-7 Thermal stress distributions ($Q = 344 \text{ W}$, $\varepsilon = 0.05$, $t = 9 \text{ ms}$, $\lambda^{-1} = 1.7 \times 10^3$)

最大である。なお、接触熱抵抗を考慮しない条件で熱応力解析を行ったところ、超硬母材とコーティング層の接合部に引張応力は作用しなかった。レーザビーム照射面下の領域で引張応力が発生したが、その値は接触熱抵抗を考慮した図 6-7 中の値の 1/10 であった。

6. 4 結 言

コーティング工具の耐熱性および耐熱衝撃性をパルス状 CO₂ レーザビーム照射によって評価する方法を見出すための基礎として、レーザビーム照射によるコーティング工具表面の変化を実験的に検討した。また、レーザビーム照射によるコーティング工具の温度上昇および熱応力をコーティング層間の接触熱抵抗を考慮して解析した。得られた結果は次の通りである。

- (1) コーティング工具表面にパルス状 CO₂ レーザビームを照射したところ、照射面の溶融は突発的に発生した。また、レーザビーム照射面の溶融が発生しないレーザビーム照射条件では熱き裂は発生しなかった。
- (2) 温度上昇解析の結果、レーザビーム照射面の溶融はコーティング層間の接触熱抵抗を考慮することで説明できた。接触熱抵抗を考えた場合、コーティング層と超硬母材の接合面には引張りとせん断の熱応力が発生した。これらのことは、コーティング層間の接触熱抵抗がコーティング工具の耐熱衝撃性向上に関係していることを示唆する。

第6章の文献

- (1) 例えば, 山根八州男・ほか2名, 精密機械, 48-6(1982),757-763.
- (2) 山口顕司・小幡文雄, 機講論, No.998-3(1999),185-186.
- (3) 小幡文雄・山口顕司, 2000年度精密工学会春季大会学術講演会論文集, (2000),210.
- (4) 小幡文雄・佐藤公紀, 機論, 65-634,C(1999),2568-2574.

7. 結 論

本研究では、パルス状 CO₂ レーザビーム照射を用いて、簡便で実用的な脆性工具の耐熱衝撃性評価手法の確立と、工具の耐熱衝撃性向上を図るための基礎的知見を得ることを目的として行ったものである。主な成果を要約すると以下のとおりである。

第1章では、断続切削加工の高速化・高能率化における諸問題点を工具の耐熱衝撃性の観点から述べた。また、高速断続切削中に脆性工具のすくい面に発生する熱き裂に関する従来の研究について紹介した。つぎにパルス状 CO₂ レーザビーム照射による脆性工具の耐熱衝撃評価の可能性について述べ、本研究の構成を示した。

第2章では、パルス状 CO₂ レーザビーム照射による脆性工具の耐熱衝撃性評価実験の方法を提案した。実験の結果、パルス状 CO₂ レーザビーム照射によって供試超硬工具およびサーメット工具のレーザビーム照射面には熱き裂が発生し、その発生形態は断続切削によって発生する熱き裂と類似しており、熱き裂は切れ刃に直角に進展した。高速度ビデオカメラによる観察によって、パルス状 CO₂ レーザビーム照射による熱き裂の発生時期はレーザビーム照射停止時間中であること、熱き裂発生にともなって AE 信号が発生することを明らかにした。熱き裂発生までのレーザビーム照射サイクル数は、レーザ出力が高く、レーザビーム照射時間が長く、切れ刃近傍では切れ刃からレーザビームパワー密度ピーク点までの距離が長くなるほど、またレーザビーム照射停止時間が長くなるほど小さくなることがわかった。

第3章では、パルス状 CO₂ レーザビーム照射によるレーザビーム照射面およびその近傍の温度上昇および熱応力を有限要素法によって解析した。供試超硬工具を欠陥のない等方等質性材料と仮定した場合、レーザビーム照射面およびその近傍では熱き裂の発生原因となるような引張応力は発生しなかった。レーザビーム照射面下で3つの主応力成分が全て引張りとなる応力場が形成されたが、最大引張応力はレーザビームパワー密度ピーク点下でレーザビーム照射面から 0.26 mm 離れた位置で、レーザビーム照射開始直後に発生した。これらのことや、超音波顕微鏡によるレーザビーム照射面の観察および電子顕微鏡による熱き裂と超硬合金の組織観察などから、レーザビーム照射面下にある空孔などといった内部欠陥が熱き裂発生に影響を及ぼしていることが示唆された。そこで、超硬合金が焼結材料であることを考慮して照射面下に内部欠陥として球状微小空孔を設けて球状微小空孔表面とその近傍の熱応力を解析した。その結果、球状微小空孔表面には引張りの第1主応力

が発生することがわかった。この引張応力は、レーザービーム照射開始直後に急激に高くなり、レーザービーム照射時間中高い値を持続してレーザービーム照射停止直前に最大となった。また、球状微小空孔の中心がレーザービーム照射面下でレーザービーム照射面のごく近傍にあるとき、球状微小空孔に発生する引張りの第1主応力の最大値は、供試超硬工具を欠陥のない等方等質材料と仮定して得られる引張りの第1主応力の6～8倍近くに達した。これらの結果から、パルス状CO₂レーザービーム照射によって供試超硬工具のレーザービーム照射面に発生した熱き裂は、レーザービーム照射面のごく近傍にある内部欠陥を起点にしたものと推測された。

第4章では、第2章で得られたパルス状CO₂レーザービーム照射による脆性工具の耐熱衝撃性評価実験結果をふまえて、断続切削中の脆性工具における熱き裂発生に及ぼす切削条件の影響を断続切削サイクル中の切削時間および非切削時間の観点から実験的に検討した。その結果、切削速度や非切削時間などの切削条件が同じであれば、断続切削サイクル中の切削時間が大きい方が熱き裂発生までの断続切削サイクル数は小さかった。また、工具材種、切削速度などの条件によらず、非切削時間が小さくなれば熱き裂は発生しにくくなった。断続旋削、正面フライス切削いずれの場合でも、熱き裂発生までの断続切削サイクル数が急激に増大する非切削時間が存在することがわかった。このことは、断続切削中の非切削時間を熱き裂発生までの断続切削サイクル数が増大する境界の非切削時間よりも小さくすれば、切削速度が高くなっても工具に発生する熱き裂を抑制することができることを示唆する。

第5章では、断続切削中の熱き裂発生原因を究明するための基礎として、工具を欠陥のない等方等質性物体と仮定し、断続切削中の切削温度および工具すくい面近傍に発生する応力を2次元切削モデルとして解析した。その結果、工具すくい面温度は、切削開始後約0.3 ms経過後はほぼ定常状態となり、それ以降は工具全体の温度が徐々に上昇した。切削速度が高くなれば、工具すくい面の最大温度上昇も大きくなり、その発生位置は工具切れ刃に近くなった。また、工具に切削熱のみが作用したと仮定した場合、工具すくい面およびその近傍に発生する応力は、断続切削サイクル中の切削時間、非切削時間のいずれでも圧縮応力であったが、工具内部では第1主応力は引張りとなった。これに対して、切削力を考慮した主応力場は全て圧縮応力場であった。このことは、切削力によって工具すくい面及び工具内部が圧縮応力場となって熱き裂発生が抑制されることを示唆する。

第6章では、コーティング工具の耐熱性および耐熱衝撃性をパルス状CO₂レーザービーム

照射によって評価する方法を見出すための基礎として、パルス状 CO₂ レーザビーム照射による耐熱衝撃性評価実験を TiN 系コーティング工具に対して行ってレーザービーム照射によるコーティング工具表面の変化を実験的に検討した。また、レーザービーム照射によるコーティング工具の温度上昇および熱応力をコーティング層間の接触熱抵抗を考慮して解析した。コーティング工具表面にパルス状 CO₂ レーザビームを照射したところ、照射面の溶融は突発的に発生した。また、レーザービーム照射面の溶融が発生しないレーザービーム照射条件では熱き裂は発生しなかった。温度上昇解析の結果、レーザービーム照射面の溶融はコーティング層間の接触熱抵抗を考えることで説明できた。接触熱抵抗を考えた場合、コーティング層と超硬母材の接合面には引張りとせん断の熱応力が発生した。これらのことは、コーティング層間の接触熱抵抗がコーティング工具の耐熱衝撃性向上に関係していることを示唆する。

以上のように本研究により、パルス状 CO₂ レーザビーム照射を用いた熱衝撃実験による脆性工具の耐熱衝撃性評価の可能性と有効性が明らかとなった。従来は工具の耐熱衝撃性評価は切削実験によるところが大きく、多くの時間とコストが必要であった。パルス状 CO₂ レーザビーム照射による耐熱衝撃性評価法は、断続切削実験に比べて安価であり、また工具に対して種々の切削条件に対応した熱衝撃を簡単に作用させることが可能である。また、本手法は脆性工具だけでなく、コーティング膜などの耐熱性、耐熱衝撃性の評価にも適用できると考えられる。生産加工の高能率化と高精度化、また新しい加工方法の開発などともなつて新しい工具材種、コーティング膜材の開発が重要となる。本研究で提唱したパルス状 CO₂ レーザビーム照射による耐熱衝撃性評価手法は、新しい工具材種、コーティング膜の開発期間の短縮と開発コストの低減に有効であると確信する。

謝 辞

本研究は、鳥取大学大学院工学研究科教授小幡文雄博士のご指導のもとに行われたものであります。本論文をまとめるにあたり、終始懇切なご指導とご教示を賜りましたことに深く感謝の意を表します。

本研究を行うにあたり、ご多忙にもかかわらず終始懇切かつ有益なご助言を賜りました鳥取大学工学部機械工学科教授北岡征一郎博士，鳥取大学工学部機械工学科教授田中久隆博士に心より感謝いたします。

本研究の主題である CO₂ レーザは島根県産業技術センターのご厚意により使用させていただいたものであります。CO₂ レーザの使用および試料写真作成等に格段のご高配をいただいた島根県産業技術センター次長堀江譲博士，技術第 2 部生産システム科長兼産業デザイン科長佐藤公紀博士，技術第 2 部生産システム科主任研究員尾添伸明博士，技術第 2 部生産システム科研究員古屋諭氏をはじめとする同センタースタッフの皆様にご感謝いたします。

また，鳥取大学大学院博士後期課程在学中に多くのご助言をいただいた鳥取大学大学院工学研究科助教授近藤康雄博士，鳥取大学大学院工学研究科助手上原一剛博士，鳥取大学工学部機械工学科助手坂本智博士，鳥取大学工学部機械工学科技官岡村進氏にご感謝いたします。

超音波顕微鏡の使用にあたって，ご多忙中にもかかわらず格段のお取りはかりをいただいた山口県産業技術センター生産システム部池田悟至氏に深く感謝いたします。

本論文のうち，第 4 章の実験は鳥取大学工学部機械工学科学生であった山内孝晴氏，中岡晃彦氏，大谷建太郎氏の協力によるところが大きく，ここに各氏にご感謝の意を表します。

本研究を遂行するにあたって，ご理解とご支援をいただきました米子工業高等専門学校機械工学科林貞男教授，足立新治教授，河添久美教授，湯原章教授をはじめとする米子工業高等専門学校機械工学科教職員の皆様にご心より感謝いたします。

最後に，本研究を行うにあたり陰で支えてくれた両親と祖母にご感謝いたします。

END