

学位（博士）論文

砥石内研削液供給によるチタン合金の

高能率研削加工に関する研究

**-Study on high efficiency grinding of titanium alloy
with internal coolant supply-**

指導教員 笹原 弘之 教授

東京農工大学大学院

工学府

機械システム工学専攻

中塚 永敏

目次

第 1 章 緒論	1
1.1 社会的背景.....	1
1.2 工業的・工学的背景.....	6
1.3 砥粒の概要.....	9
1.4 従来の研究.....	10
1.5 本研究の目的.....	12
1.6 本論文の構成.....	13
第 2 章 砥石内研削液供給機構	14
2.1 はじめに.....	14
2.2 使用砥石の概要.....	14
2.2.1 ビトリファイド WA 砥石.....	14
2.2.2 ビトリファイド GC 砥石	15
2.2.3 WA 砥粒と GC 砥粒の特徴	16
2.3 ドレッシング	17
2.4 マシニングセンタ	18
2.5 砥石内研削液供給機構.....	20
2.5.1 スピンドルスルーシステム	20
2.5.2 砥石取り付け用フランジ.....	21
2.6 切削液.....	22
2.7 まとめ.....	23
第 3 章 砥石の違いがチタン合金の研削面特性に与える影響	24
3.1 はじめに.....	24
3.2 チタン合金の概要.....	24
3.3 砥石の種類と研削距離の違いによる比較.....	25
3.3.1 試験片の概要.....	25
3.3.2 実験方法.....	25
3.3.3 実験結果.....	31
3.3.3.1 温度測定結果.....	31
3.3.3.2 研削力測定結果.....	32
3.3.3.3 研削比測定結果.....	34
3.3.3.4 表面粗さ測定結果.....	35
3.3.3.5 残留応力測定結果.....	36
3.4 GC 砥石を用いた切込み深さによる比較	39

3.4.1 実験方法.....	39
3.4.2 実験結果.....	40
3.5 GC 砥石を用いた研削距離による比較	47
3.5.1 実験方法.....	47
3.5.2 実験結果.....	48
3.6 まとめ.....	57
第 4 章 砥石内研削液供給を用いたチタン合金の曲面加工	59
4.1 はじめに.....	59
4.2 試験片の概要.....	59
4.3 実験方法.....	60
4.4 実験結果.....	62
4.5 平面研削との比較.....	67
4.6 砥石内研削液供給のタービンブレード形状への適用	67
4.6.1 はじめに.....	67
4.6.2 試験片の概要.....	67
4.6.3 実験方法.....	68
4.6.4 実験結果.....	69
4.7 まとめ.....	73
第 5 章 研削加工時の熱的要因による残留応力の予測	74
5.1 はじめに.....	74
5.2 解析過程および有限要素法.....	74
5.3 熱源強度の導出.....	78
5.4 解析モデルと物性値.....	79
5.5 熱流入割合の同定.....	80
5.5.1 研削点温度測定実験.....	81
5.5.2 測定原理.....	81
5.5.3 試験片の概要.....	82
5.5.4 実験方法.....	83
5.5.5 実験結果.....	86
5.6 熱伝達率の同定.....	89
5.6.1 試験片温度勾配測定実験.....	89
5.6.2 実験結果.....	90
5.7 残留応力発生機構.....	94
5.8 残留応力解析結果.....	96
5.9 まとめ.....	99

第 6 章 結論	100
6.1 本論文のまとめ.....	100
6.2 今後の展望と課題.....	102
参考文献.....	103
研究業績.....	108
謝 辞.....	109

第1章

緒論

1.1 社会的背景

経済を総合的に把握する指標として GDP (Gross Domestic Product) があり、この伸び率が経済成長率に値する。そこで、近年の世界各国及びG20 諸国の合計GDP額の推移を図 1.1 に示す¹⁾。このグラフから分かるように、世界における GDP, 特に G20 諸国の GDP は、直近 20 年間に於いて総額で 2 倍以上の増加を示している。

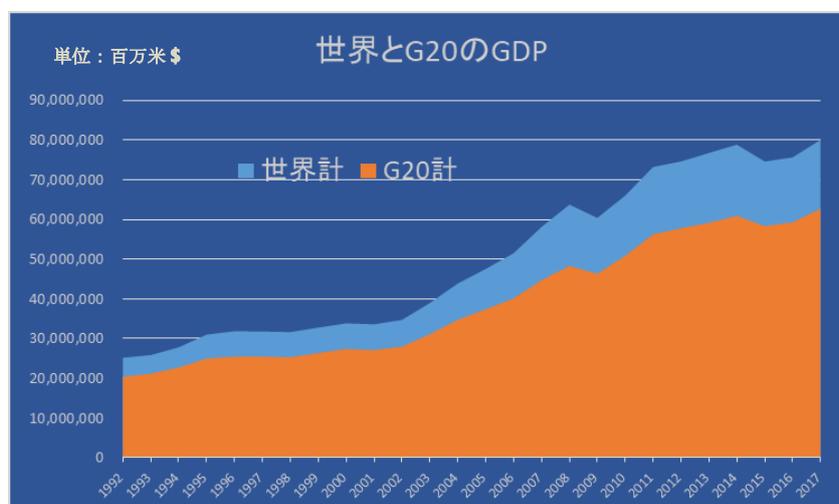


Fig. 1.1 GDP trends of the world and G20 countries¹⁾

今後は東南アジアやアフリカ諸国の経済発展も推測され世界間の経済活動は益々盛んになってくるものと推測される。この活発な世界間経済活動の「ひと」「もの」「かね」の「ひと」「もの」の循環を活性化させ後押ししているものとして航空機産業があげられる。2018 年から 2037 年における国際旅客需要の成長率を表したものの図 1.2 に示す。IATA (国際航空運送協会) によると 2036 年までに、世界の航空旅客数は 78 億人に達し、現在のほぼ倍になるといわれており、各有償旅客が搭乗し飛行した距離の合計を表す RPK (Revenue Passenger Kilometers) ベースで 2.4 倍になることが予想されている²⁾。また、国際貨物輸送においても図 1.3 に示したように、4%前後の高い成長率が予測されている。

そのような背景から図 1.4 に示すように今後、ジェット旅客機やジェット貨物機の需要は年々大きくなり、航空機需要として約 27,000 機、エンジン需要については 84,021 基とそれぞれ膨大な需要が見込まれている⁴⁾。

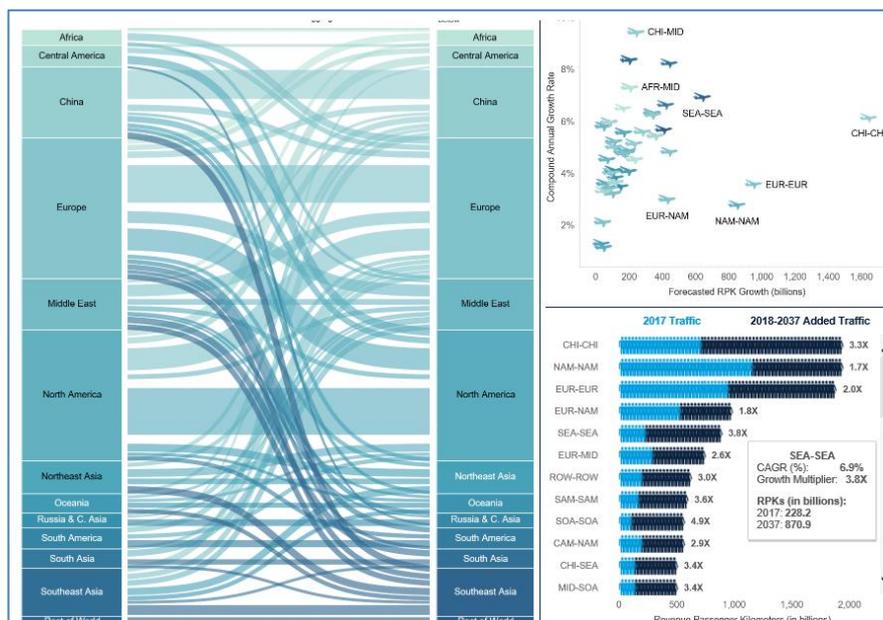


Fig. 1.2 Passenger traffic growth predicted by Boeing²⁾

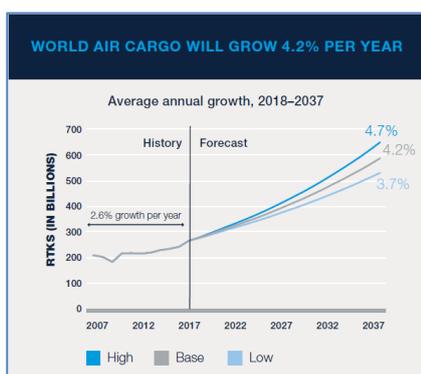


Fig. 1.3 Prediction of world air cargo predicted by Boeing³⁾



Fig. 1.4 Demand forecast for jetliner and cargo aircraft⁴⁾

その一方、こうした大きな航空機又は航空機エンジンの需要がある中、航空機産業を取り巻く環境において大きな問題点も抱えている。

まずは二酸化炭素排出問題である。地球温暖化問題の中で、世界各国で二酸化炭素排出量削減に向けての議論や取組がより活発になる中、燃料価格高騰の懸念からも民間航空機用エンジンの燃料消費率低減に対する要求は、高まっている⁵⁾。2010年のICAO（国際民間航空機関）総会において、2050年まで燃料効率を毎年2%改善していくことや2020年以降温室効果ガスを増加させないことが決議された。図1.5に国際航空輸送における二酸化炭素排出量を示す。国際航空機からの二酸化炭素排出量は毎年増加しており今後の航空輸送量の増加に伴い今後もさらに増加することが予想され、新技術の導入や代替燃料の活用等先進国だけでなく途上国においても低炭素化に向けた取り組みが急がれている⁶⁾。

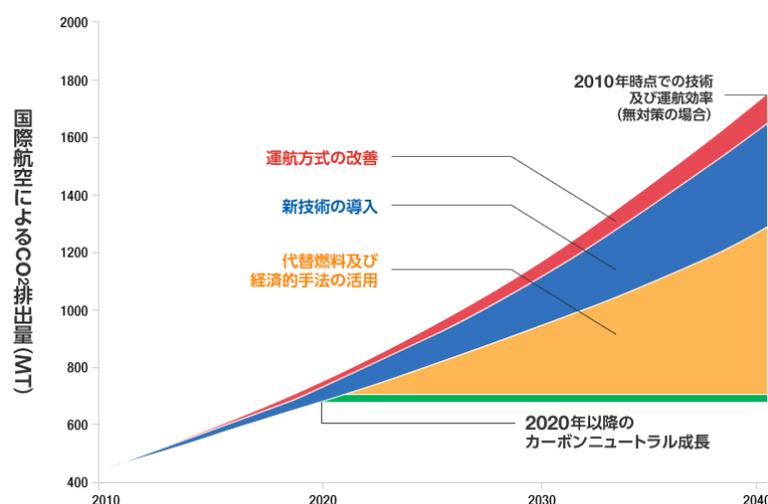


Fig. 1.5 Outline of CO² emission forecast from international aviation and emission reduction target⁶⁾

そのような背景のもと民間航空機用エンジンにおいて熱効率を向上させるための高バイパス比化やタービン切口温度の高温化といった環境負荷低減だけでなくコスト削減にも寄与する技術開発が行われている⁷⁾。

図1.6に、現在、三菱航空機株式会社が開発を進めている国産初の民間ジェット機MRJ（Mitsubishi Regional Jet）に搭載されるエンジンPW1200G（Pratt&Whitney社）を示す。同エンジンは、ファンと低圧圧縮機・低圧タービンの間に図1.7に示すスターギヤ方式のファンドライブギアシステムを組み込んでいる。これによりファンと低圧圧縮機をそれぞれ最適な回転数で作動することができ（図1.8）、効率向上と騒音低減に寄与している。

また、低圧タービンについても最適な回転数で高速回転できるため段数削減と効率向上が実現し軽量化と燃費低減を実現している⁷⁾。



Fig. 1.6 PW1200G mounted on MRJ⁷⁾

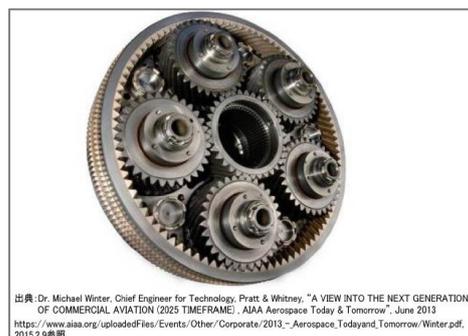


Fig. 1.7 Fan drive gear system⁷⁾

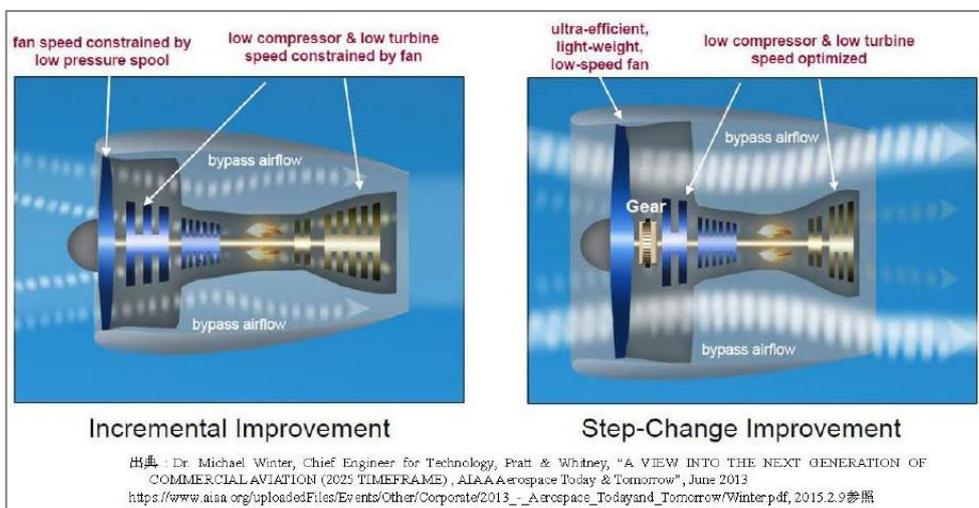


Fig. 1.8 Comparison of conventional turbofan engine and GTF⁷⁾

次にあげられる問題は、労働生産性である。図 1.9 に示すように我が国の労働人口は今後急激に減少していき、2055 年には現在の 6 割程度の労働者人口になることが推測されている⁸⁾。

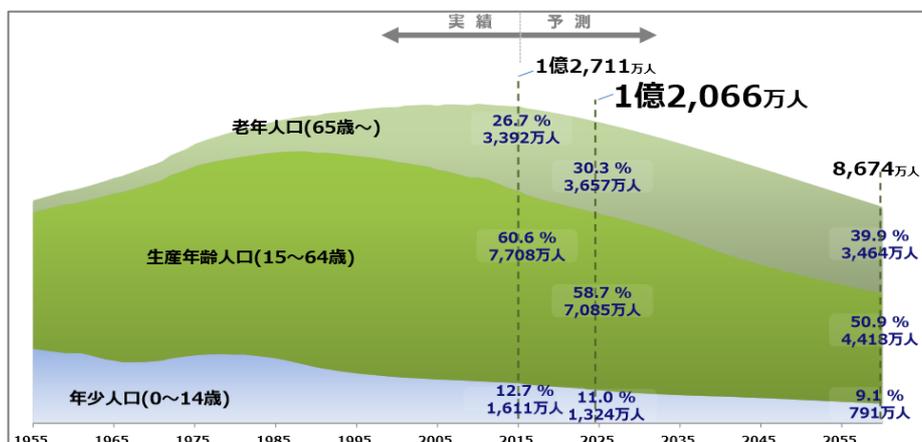


Fig. 1.9 Future population trends in Japan⁸⁾

このようなことから、人口減少に伴う生産年齢人口の減少が進む我が国において労働生産性の向上が喫緊の課題となってくる。労働生産性とは、式(1.1)で表され労働者一人当たりで生み出す成果、あるいは労働者が1時間で生み出す成果を指標化したものである。

$$\text{労働生産性} = \frac{\text{output (付加価値, 生産量)}}{\text{input (労働投入量)}} \quad (1.1)$$

これは、労働者がどれだけ効率的に成果を生み出したかを定量的に数値化したものであり、労働者の能力向上や効率改善に向けた努力、経営効率の改善などによって向上し、労働生産性の向上は、経済成長や経済的な豊かさをもたらす要因とみなされている⁷⁾。その中で現在の国際的にみた日本の製造業の労働生産性を図 1.10 に示す。

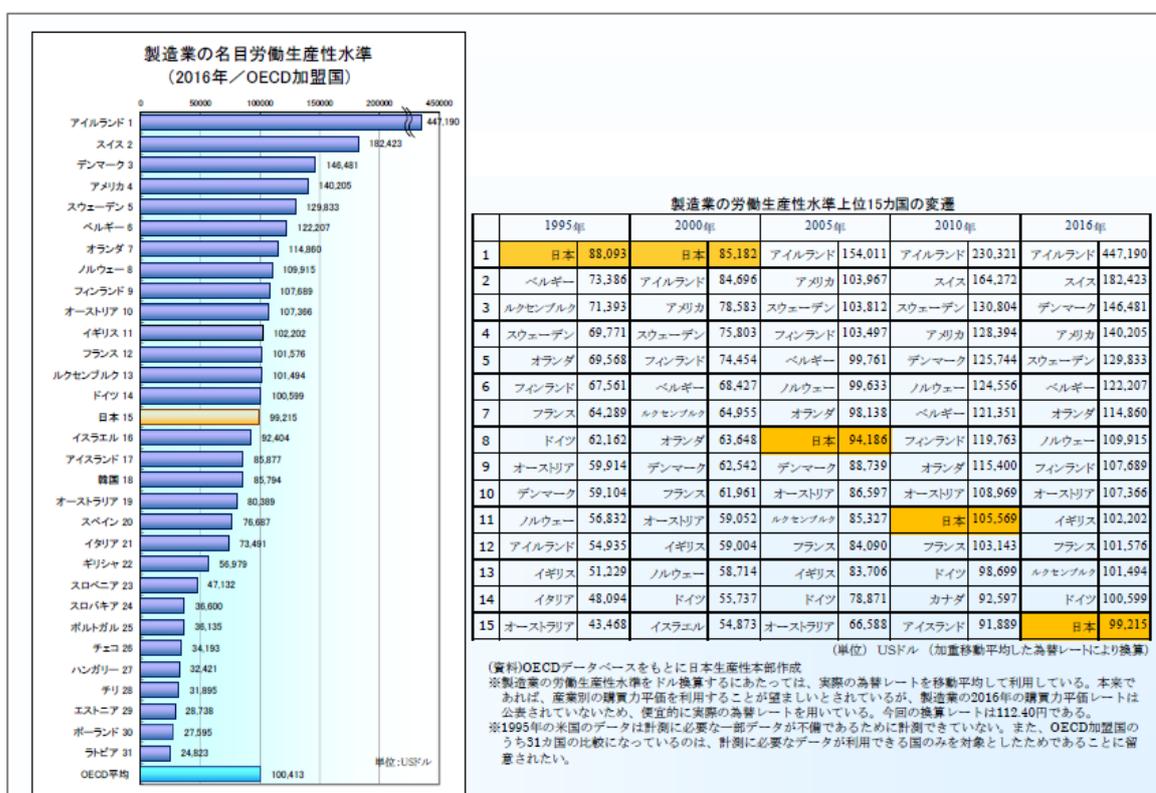


Fig. 1.10 Labor productivity of Japanese manufacturing industry viewed from the international point of view⁹⁾

この図からもわかるように現在日本の製造業の労働生産性は、OECD（経済協力開発機構）加盟国主要31か国中15位である。この金額はドルベースでの表記であるが、円ベースで見るとこの近年は上昇している。しかしながら労働人口の減少とのバランスを考慮すると更なる労働生産性の向上が必要となる。

そのような背景をもとに工作機械や切削工具においても生産性向上に向けた開発が活発

に行われている。工作機械においては、人手を省いて高精度、高速で少量多品種に対応する独自の進化と並行し、近年IoTやAI（人工知能）に代表されるITとの融合を急速に進めている¹⁰⁾。また工具に関しても加工性能を向上させるだけでなく、工具交換など非生産的作業に焦点をあて工作機械への取付け時間を短縮できる工具の開発など様々な取組で生産効率の向上にむけ取り組んでいる¹¹⁾。

近年の航空機業界の動きとして民間エンジンのMRO (Maintenance, Repair and Overhaul) ビジネスが注目され広がりを見せていることが挙げられる。航空機の需要増加にともない航空機エンジン整備・修理といった分野も今後10年間で、市場規模として現在の倍額の4兆円規模になることが見込まれている。例えばPW (Pratt&Whitney)などはOEMのエンジン整備工場を米国外にも設立し顧客の整備拠点をづくり自社製品の囲い込みを加速し、部品修理工場も同様に米国以外にも設立し囲い込みを続けている¹²⁾。

こういったことから航空機エンジンという視点から見ると、現在の大きな需要に対応していくための効率的な量産生産への技術的な向上だけではなく少量多品種生産に向けた高精度であり高効率である納期短縮を図る技術向上が喫緊の課題となっている。

1.2 工業的・工学的背景

航空機は、部品点数が約300万点と言われ今後の航空機需要の増加に伴い各部品の需要も同様に増加すると見込まれている¹³⁾。そのため、航空機部品のコスト削減やより効率的な生産が求められている。航空機エンジンについても現在日本において、A320neoに搭載されるPW1100G-JMをはじめとする低燃費でNOxの排出を抑えた低騒音のエンジンの生産が活発に行われている。

航空機エンジンの部品は高温状態の下で使用されていることから、高温の環境下での強度や耐熱性が要求される。そのため、熱伝導率が低く、高温域での耐食性および材料強度の優れた超耐熱合金が用いられる¹⁴⁾。金属部品の加工では、一般的に切削加工がよく用いられるが¹⁵⁾、熱伝導率の小さい超耐熱合金は、切りくずへの切削熱の伝導が小さく工具切れ刃に熱が集中し工具軟化による工具摩耗の増加¹⁶⁾や加工精度の低下¹⁷⁾などの悪影響が大きい。このようなことから超耐熱合金は切削加工が困難とされ難削材とよばれている¹⁸⁾。難削材への切削加工では、切削速度を下げるなどの対策により加工しているのが現状であり、そのため生産効率の低下といった問題が挙げられる。近年、チタン合金やインコネルやワスパロイといった航空機エンジン部品用耐熱合金いわゆる難削材の切削には、専用工具材種が開発されているが工具欠損による製品の損傷などの問題があり、今後の航空機需要の増加を鑑みたくえで、より費用対効果の高い工具による、より高能率、高精度な生産方法が求められている。

そこで、現在難削材に対し高効率、高精度な加工方法として研削加工が提案されている¹⁹⁾。研削加工の特徴は、高硬度の鉱物粒子からなる砥粒を結合剤で固めた砥石を用い硬質材料から脆性材料や軟質材料まで幅広い材料に対して高い切削速度かつ微少の切込みで高精度に加工できることである²⁰⁾²¹⁾。直線形状や円筒形状の精密仕上げ加工に主に用いら

れており、微小の切込みで加工することから、切削加工に比べ除去速度は劣るが高い寸法精度かつ高い仕上げ面精度が得られる。

また切削加工との大きな違いは、微小の切れ刃である砥粒が、研削抵抗や熱衝撃によって破碎あるいは脱落しこれに伴って新しい切れ刃が現れる自生作用を有していることであり、これにより、切削加工では工具摩耗を避けることが重要となるが、研削砥石の適度な損耗が切れ味の維持に繋がる²²⁾。しかしながら、研削加工は被削物の単位体積を除去する際の所要エネルギーおよび発熱が切削加工と比較しはるかに大きい。そのため熱伝導率の小さいチタン合金などへの研削は研削熱が加工点に蓄積しそのため砥粒の摩耗が大きくなりその結果研削焼けが生じやすく短時間で大きな研削量は得ることができない²³⁾とされており、チタン合金は化学的に非常に活性なため砥粒が化学摩耗しやすくまた周速度が高いほど多くの切り屑が砥石に粘着し砥粒間隙に蓄積し図 1.11 のような目つぶれ、目詰まりという現象を起こし²⁴⁾、その状態で研削面と高速で擦れ合うために砥石をより激しく損耗させる原因となっている²⁵⁾。

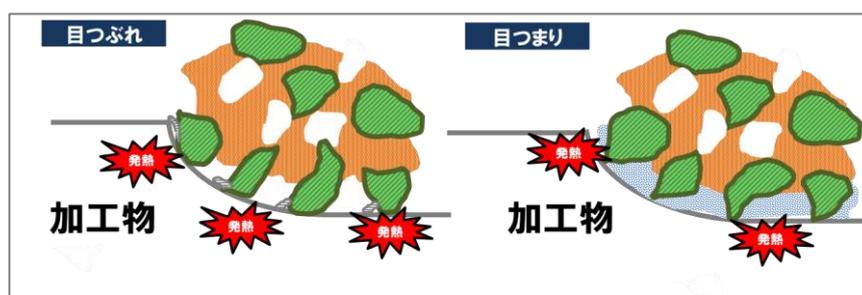


Fig. 1.11 Loading and glazing of grinding wheel

そのため冷却や潤滑を目的として多量の研削液を供給しながら加工することが多い。一般的に研削液は外部のノズルから供給されているが、高速回転中の砥石表面に発生する空気層によって阻まれ、加工点への効率的な研削液の供給が困難である^{26)~29)}。また研削効率を上げるために切込み深さを大きくすると接触弧長が増え、加工点への研削液供給が阻まれる。切込み深さ増大時には研削焼けが生じやすいことと加工点への研削液供給が阻まれることから、研削効率があげにくくなっている。研削効率 Q_w は以下の式で表すことができる。

$$Q_w = L \times D \times 1 \text{ (mm}^2\text{/sec mm)} \quad (1-1)$$

なお、 L は送り速度、 D は切込み深さ、 1 は砥石幅の単位長さである。送り速度に着目しても、一般的に送り速度増加に伴い研削点温度も上昇するため、高送り速度での研削はさけるべきである。

航空機部品は更なる軽量化の要求を受け、疲労特性の一層の向上が必要とされている³⁰⁾。ジェットエンジン内の部品は高価であることから補修、再生して再使用されている³¹⁾が点検・補修時にはエンジンを分解するため手間と時間がかかることから、部品の疲労強度向

上が求められている。疲労強度は平均応力の影響を受け、引張の残留応力は平均応力を増大させるのと同じ効果があり、疲労強度を低下させる³²⁾。逆に圧縮の残留応力は疲労強度を向上させる³³⁾。タービンプレードは精度と表面粗さを確保するために仕上げ加工として仕上げによる研削を行うが、加工条件によっては表面に引張残留応力が発生する^{34), 35)}。しかしタービンプレードに多く使用されているチタン合金の研削での残留応力の文献は少なく、適切な残留応力が得られる加工条件がわかっていない。

また加工点への効率的な研削液供給ができる **Viper** 研削が考案され、深切込みが可能な高能率研削として実用化されている³⁶⁾。外部ノズルにより砥石内部に研削液を含浸させ、遠心力で加工点へ供給するというものである。**Viper** 研削は **ロールスロイス** が出願した特許（英国特許 **GB2332634B**）であり、**チロリット**社が開発した専用の砥石のみを使用する。**Viper** とは **Vitrified Performance Extreme Removal** の略称であり、多孔質のビトリファイドボンド砥石を使用する。研削液は加工点手前において、外部ノズルから砥石内部へ向けて法線方向に高圧かつ大量に供給される。砥石に含浸した研削液が遠心力によって加工点付近に浸出し供給されるというものである。これにより、加工点付近の冷却効果と目づまり防止効果が得られたという報告がある。しかし **Viper** 研削は研削液供給のノズルが固定されているため加工点の移動に伴い、研削液供給ノズルの位置も制御にて変化させなければならない。またチタン合金でできたジェットエンジンのタービンプレードのような3次元形状のものは手作業による仕上げが多く高効率の妨げとなっている。そこで、手作業による仕上げ加工を研削によるコンターリング加工に置き換えることで、高い寸法精度かつ高い仕上げ面制度を得ることだけでなく、加工能率の向上も期待される。しかし3次元形状の輪郭研削加工においては、コーナー内側を研削する際に、工作物形状の変化に伴い研削抵抗が変化するため、削り残し量が増える。また、コーナー内面側の研削では接触弧長さが大となり単位時間あたりの除去体積が、平面研削やコーナー外側を研削する時と比較して急激に増加する³⁷⁾ため、砥石と工作物の接触弧内で発生する研削熱の工作物内部への熱入流量が急増し、これが研削加工後の寸法・形状精度を低下させる要因となっている。

そのために、自由曲面加工中に工作物と干渉する恐れのある外部ノズルを排除し、砥石内部から研削液を供給しながらの加工が望まれる。

近年、様々な優位の特徴をもつチタン合金に注目があつまっている。高耐食性で生体への適合性が高い点で医療分野への利用が増加しており、また高比強度、高耐熱、高耐食性である点においては、航空宇宙分野からの需要が増えている³⁸⁾。特に航空宇宙分野においては、航空機の低燃費化のため、機体やエンジン部品への炭素繊維強化複合材（**CFRP**：**Carbon Fiber Reinforced Plastic Composite**）の適用率が高まっている。それに伴い従来のアルミ合金に比べ、耐食性や熱膨張率において **CFRP** との適合性が優れ、比強度も高いチタンが、ますます需要が増大しており、例えば **Boing787** 型機の構造部材においてはチタン合金の比率が約 15%と従来機種との2倍以上に上り、1機種あたりのチタン合金の使用量は推定 100 t 前後にもなると言われている³⁹⁾。

現在、このように今後ますます需要増加が見込まれるチタン合金であるが、現状ではこ

のチタン合金を高効率で高精度に加工する技術は確立されていない。

1.3 砥粒の概要

研削砥石とは、図 1.12 に示すように砥粒とこれを結合保持している結合剤からなり、その中に気孔が散在している。この砥粒、結合剤、気孔を砥石構成の3要素と呼びその割合や材質によって工具の特性が大きく変化する。特に砥粒の種類、粒度、結合度、組織、結合剤の種類が重要で、これを砥石の5因子と呼んでいる⁴⁰⁾。

砥石を構成する砥粒は、アルミナ質砥粒や炭化珪素砥粒といった一般砥粒とダイヤモンド砥粒やCBN（立方晶窒化ホウ素）砥粒といった超砥粒に区別され、現在一般砥粒が最も多く用いられている。

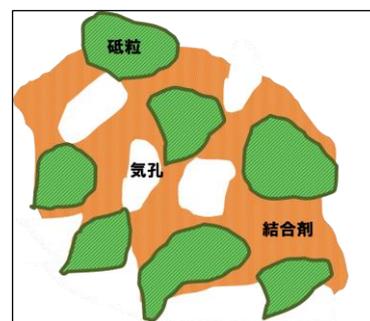


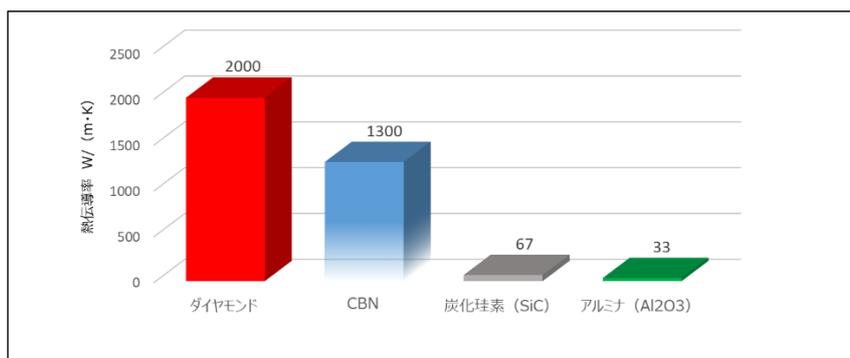
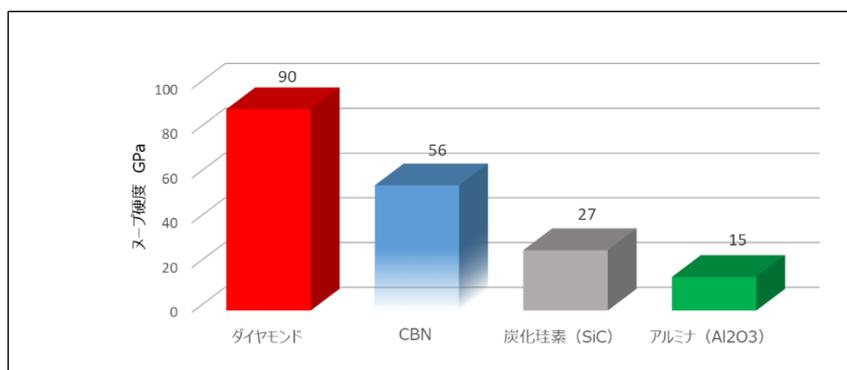
Fig. 1.12

アルミナ系砥粒はボーキサイトを原料とし、不純物を除去した後に熔融、凝固させたアルミナ (Al_2O_3) 塊を粉砕、整粒したものである。不純物を少量含む暗褐色のものを A 砥粒、純度の高い白色または薄褐色のものを WA 砥粒とそれぞれ呼んでいる⁴¹⁾。また炭化珪素系砥粒は、純度の高い珪石とコークスを原料とし、電気炉で熔融、結晶化させた炭化珪素塊を粉砕、整粒したものである。黒色のものを C 砥粒、高純度で緑色のものを GC 砥粒と呼んでいる⁴¹⁾。

また超砥粒と呼ばれるダイヤモンド砥粒や CBN 砥粒は、きわめて硬度が高く、摩擦係数が低く、熱伝導率が高く、熱膨張係数が小さく、砥粒として理想的な特性があるが非常に高価なものとなる^{41),42)}。

図 1.13 から図 1.15 にそれぞれ砥粒の特性比較を表す。

砥粒の種類	砥粒価格比率	被削材	研削のタイプ
ダイヤモンド	1750	難削（硬脆）	研削，切断
CBN	2000	難削（金属）	精密研削
炭化珪素	1.14	硬脆，非鉄	精密研削，自由研削
WA	1.00	鋼，金属	精密研削

Fig.1.13 Abrasive price and abrasive usage⁴²⁾Fig.1.14 Comparison of thermal conductivity of abrasive grains⁴³⁾Fig.1.15 Comparison of Knoop hardness of abrasive grains⁴³⁾

1.4 従来の研究

佐々木ら^{44),45)}は加工点に研削液を直接供給することを目的として，砥石中心部から遠心力によって研削液を浸出するようにした研削加工を液通研削として提案し，研削盤に適用した．そして，軟鋼丸棒に対し加工を行い，切込み深さ・研削液供給流量による影響や加工面や砥石表面について通常研削と液通研削とを比較検討した．これにより，通常研削と比較し目づまり防止に優れていることや研削液供給量が少量の場合，液通研削の研削抵抗がより小さいことを明らかにした．さらに，佐々木^{46), 47)}らは軟鋼厚板に対し加工を行い，

砥石-工作物間の接触弧長さの影響について通常研削と比較検討した。これにより、接触弧が長い場合において液通研削は研削能力を増し、目詰まり防止に効果的であることを導いた。しかしながら、当時の研削液濾過技術では研削液中の脱落砥粒や切りくずを除去する能力が低く、循環した研削液中の脱落砥粒や切りくずが砥石内部に詰まるといった問題があった⁴⁸⁾。さらに、液通研削は研削液の供給を主軸回転時の遠心力のみに頼っていたため、研削液中の脱落砥粒や切りくずが砥石内部に詰まると研削液の供給能力が低下するという問題を生じるため、実用化には至っていない。

Wang ら⁴⁹⁾は難削材であるインコネル 718 に対して研削時に発生する引張残留応力を圧縮にする手法を提案している。被削材内部に熱源を埋め込み、シミュレーションにて最適な位置を導出することによって研削加工時に圧縮残留応力が得られる。しかし実際の研削現場において被削材内部に手を加えて熱源を埋め込むことは難しく、現実的な疲労強度向上方法でないことがわかる。

Kloche ら⁵⁰⁾は砥石周りに発生する空気層の影響を小さくすることを目的にシューノズルを提案し、円筒研削に適用した。円筒研削に対しては通常のノズルを使用する場合と比べ研削効率が 50% 向上することを示した。Christoph ら⁵¹⁾は発生する空気層を突き破るように研削液を高圧で供給することで研削点温度の上昇を抑制できる。しかしいずれも外部ノズルを使用するためタービンプレードなどの複雑形状を研削するとなるとノズル干渉の恐れがある。

渡辺ら⁵²⁾は、普通砥石の中でチタン系材料に適していると言われる GC 砥石を使用し、チタン合金の加工特性について調査している。切込み量が 5 μm と微少の切込み量で高圧注液によって研削実験を行っているが高圧注液による効果が少ないことを示しており、チタン合金を研削する場合、研削液の外部供給においては非常に研削が困難なことがわかる。

Antonio Vitor de Mello ら⁵³⁾は炭化ケイ素系砥石を利用し様々な加工条件におけるチタン合金の表面粗さを調査している。この中で MQL ノズルを開発し表面粗さは研削液の供給方法と切込み深さの組み合わせによって左右させることを述べている。しかしながら現在の研削液の供給方法では、10 μm の切込みにおいても塑性変形や切粉の付着によって表面粗さを悪化させることを示し、切込みを大きくした場合のチタン合金の研削が難しいことを示している。

Xipeng Xu⁵⁴⁾ らは、炭化ケイ素系砥石とアルミナ系砥石と CBN 砥石を使いチタン合金等の難削材の研削を行い砥石摩耗の状態を明らかにしている。その中でアルミナ系砥石と炭化ケイ素系砥石を使用した場合は、目詰まりを起こすことやその要因が物理的と化学的両方が起因することを明らかにしている。

E.O.Ezugyu⁵⁵⁾ らは、チタン合金とチタン合金の被削性について述べているが、ここで科学的に活性であり熱伝導率が低いチタン合金の被削性を著しく改善させた工具開発が進んでいないことや切削加工においては刃先が高温になることや高い応力が発生することによるチタン合金の難削性を示し、それに従い研削液の供給方法が重要であることを述べている。またチタン合金の研削においては、加工表面の損傷によって引張残留応力が発生する

ことで強度疲労を起こすため非常に困難であることを示している。

奥山⁵⁶⁾らは、研削加工における接線研削抵抗を用いて温度解析を行っている。温度解析において工作物への熱の流入割合を求めることの重要性や砥石と工作物の接触域内において工作物はごく表層だけが加熱されることを述べている。しかしながら湿式研削における工作物表面温度の測定方法は確立されておらず研削温度の測定が困難であることを述べている。

熊谷⁵⁷⁾は、ジェット注液によって砥石がチタン合金に及ぼす影響として残留応力を調査している。GC 砥石の場合は引張残留応力が発生したが SDC 砥石の場合は圧縮残留応力が発生した為、疲れ強さの観点から超砥粒砥石である SDC 砥石が有効であることを示している。

神戸製鋼所技術資料⁵⁸⁾によれば、GC 砥石と WA 砥石を利用しチタン合金の研削を行い、切込み量と仕上げ面粗さの関係を示している。GC 砥粒の粗い砥石の場合、切込み量が大きくなると仕上げ面粗さが大きくなり、GC 砥粒の細かい砥石の場合、切込み量を大きくすると目詰まりが生じ研削焼けを起こし切込み量を 5 μm 以下に抑えること推奨している。また砥石寿命を考慮せず良い仕上げ面粗さを得るには、WA 砥石の方が好ましいことを示している。

八尾ら⁵⁹⁾⁻⁶²⁾は、汎用のマシニングセンタでの使用が可能であり、かつ外部圧力により研削液を砥石表面に供給できる砥石内研削液供給機構を開発し、構造用鋼 SS400 や超耐熱合金 Inconel718 などの難削材に対して形状研削加工を行った。これにより、工作物裏面の温度を赤外線放射温度計で測定した結果、外部ノズルを用いて研削液を供給する方法よりその温度が低下すること、研削抵抗の振幅を低減させることを示した。また、砥粒と被削材の溶着を防止し、目づまりを低減できること、砥石の自生作用による砥石摩耗速度を低下させる効果があることを示した。さらに、砥石内から研削液が効率的に研削面へ供給されることから、研削液供給量が従来の研削方法の半分以下でも同等の効果があることを明らかにした。

1.5 本研究の目的

本研究では、砥石内研削液供給をチタン合金の研削加工に適用し、高能率な研削加工の実用化を目的とした。従来の研究で示したように研削面特性を向上する手法などが提案されているが、チタン合金製タービンブレードのように、難削材かつ複雑形状をした部品を研削加工で仕上げることが困難であることがわかる。

研削加工においては、工具である研削砥石の種類や特性が工作物の除去機構や加工性能に大きな影響を及ぼす⁶³⁾ため、砥石内研削液供給機構をチタン合金に適用した場合の砥石の適性を評価する。次にタービンブレード形状を削り砥石内研削液供給がチタン合金の研削面特性に与える影響を調査する前に、平面研削にて砥石内研削液供給をチタン合金に適用し、研削面特性に与える影響を調査した。具体的には、加工温度や研削抵抗といった加工特性を測定し、従来の研削加工と比較することで研削面特性に影響を与える要因を明ら

かにした。

タービンプレードは様々な曲率の組み合わせからなる自由曲面だが、曲率が一定の凸型、凹型の曲面研削し研削面特性を調査した。平面とは違いノズルの干渉や、加工点への研削液供給量不足の恐れがある。そこで砥石内研削液供給が従来の研削液供給方法に比べ有効であるかどうかを判断するために粗さや焼け具合から、研削液供給方法が曲面の研削面特性に与える影響を調査した。

またケーススタディーとしてタービンプレード形状に砥石内研削液供給を適用し研削面特性を評価することで、難削材かつ複雑形状の研削加工に対し砥石内研削液供給が高効率な研削加工に対し有効であるか調査した。

現代の機械加工において特に重要視されているのは、形状・寸法精度と表面粗さである。しかし、その他にも注目すべき加工表面の機械的特性は多く存在する。中でも、特性を改善するための専用装置がある表面硬さや残留応力などは重要である。表面硬さが向上すれば製品の強度も向上し、耐荷重や衝撃に対して有効である。また、一般に表面の残留応力が圧縮であれば表面で発生したクラックの進展を防ぐため、疲労強度を向上させることが知られている。

最終的に研削加工では条件によって残留応力が変化するが、非定常熱伝導解析と非定常構造解析を行うことで残留応力を解析で導出し、残留応力が引張とならない適切な加工条件を選定した。

1.6 本論文の構成

本論文の構成を以下に示す。

第1章「緒論」では、社会的・工業的・工学的背景、従来の研究、本研究の目的、本論文の構成について述べる。

第2章「砥石内研削液供給機構」では、砥石内研削液供給機構の原理および本研究で使用した砥石とそのドレッシング、マシニングセンタの仕様について述べる。

第3章「砥石の違いがチタン合金の研削面特性に与える影響」では、チタン合金研削時に通常の外部ノズルによる研削液供給方法と砥石内研削液供給方法を用いた加工方法において、砥石の種類、研削距離、切込み深さを変化させた条件で研削加工を行い、研削面特性に与える影響を明らかにする。

第4章「砥石内研削液供給を用いたチタン合金の曲面加工」では、凹凸形状のチタン合金研削時に通常の外部ノズルによる研削液供給方法と砥石内研削液供給方法を用いた加工方法において、送りを変化させた条件で研削加工を行い、研削面特性に与える影響を明らかにする。

第5章「研削加工時の熱的要因による残留応力の予測」では、実験で得られた加工温度と研削抵抗を用いて非定常熱伝導解析を行い加工時の研削温度を導出した。その時発生した熱応力から非定常構造解析で残留応力を導出し、引張残留応力が生じない適切な加工条件を選定した。

第6章「結論」では、以上のまとめとして結論を述べ、今後の課題について述べる。

第2章

砥石内研削液供給機構の概要

2.1 はじめに

砥石内研削液供給機構とは、スピンドルスルーシステムと7MPaの高圧ポンプを利用し、砥石の内側から気孔を通して研削液を確実に加工点へ供給する機構である。高圧力と砥石の回転による遠心力により砥石の表面から均等に噴出させることができる。

研削加工は一般的に外部ノズルを利用し加工点へ研削液を供給している。しかし、外部ノズルは凹面を持つような3次元の工作物を加工する場合、工作物と干渉する恐れがあるなど姿勢制御が難しい。また、研削加工における砥石表面は、高速で回転しているために空気層が存在する。その影響で研削液が確実に加工点へ供給することが難しい。

そこで、外部ノズルが不要でスピンドルスルーシステムを利用した砥石内研削液供給を適用することによって、研削液を確実に加工点に供給できると同時に形状加工を行うことができる⁶⁴⁾。ここでは、砥石内研削液供給機構の特徴、使用する砥石、システムの構成について述べる。

2.2 使用砥石の概要

2.2.1 ビトリファイドWA砥石

本研究では、安価で汎用性のあるNitolex エスバリオ砥石⁶⁵⁾を使用した。図2.1に砥石の写真、図2.2に砥石表面の拡大写真を示す。平形1号75×13×31.75(mm)で、ビトリファイドボンド、アルミナ系セラミック砥粒、粒度#80、結合度K、組織14のものである。粒度#80は粗粒(#4~#220)の中において中程度のもの、結合度Kも中程度のもの、気孔の割合を大きくし砥石内部を研削液が通過できるよう組織は密でないものにした。

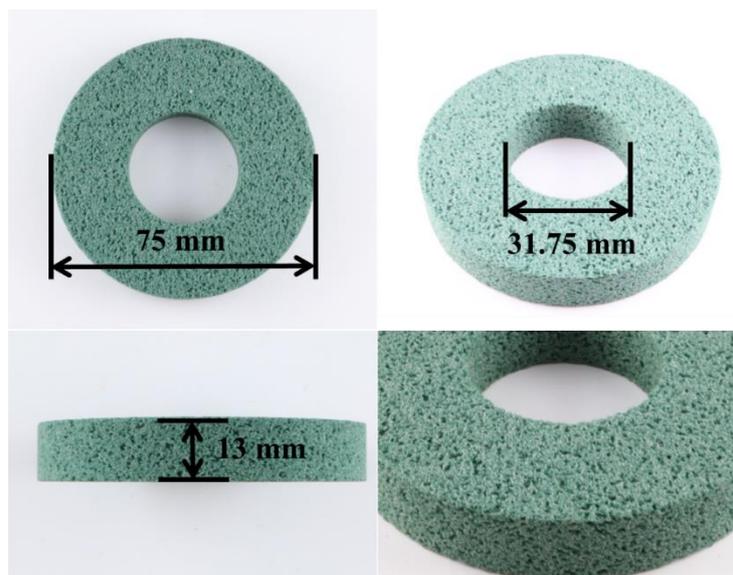


Fig. 2.1 Grinding wheel



Fig. 2.2 Micrograph of grinding wheel

2.2.2 ビトリファイドGC砥石

砥石には、ビトリファイドWA砥石の他に代表的なものの一つに価格もほぼ同等で汎用性もあるビトリファイドGC砥石がある。

本研究では Nitolex エスバリオ砥石⁶⁵⁾を使用した。図2.3に砥石の写真、図2.4に砥石表面の拡大写真を示す。平形1号75×13×31.75(mm)で、ビトリファイドボンド、炭化ケイ素系セラミック砥粒、粒度#80、結合度K、組織14のものである。

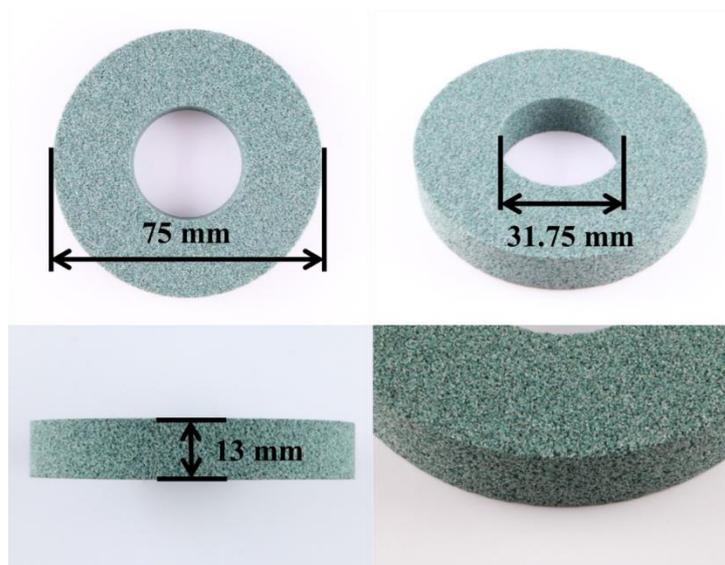


Fig. 2.3 Grinding wheel



Fig. 2.4 Micrograph of grinding wheel

2.2.3 WA 砥粒と GC 砥粒の特徴

WA 砥粒は、アルミナ質砥粒と呼ばれ破碎性に優れた切れ味の良い砥粒として知られている。使用用途としては、幅広く鉄鋼材料の精密研削や軽研削に使用されている。

また GC 砥粒は、炭化ケイ素質砥粒と呼ばれアルミナ系砥粒と比べ硬く一般砥粒の中では最も硬い砥粒と言われ非鉄金属の研削に使用されている。

第1章でも述べているが、研削性能は超砥粒の方が断然優れているが、超砥粒は非常に高価である為、汎用性のある本実験においては一般砥粒を用いた普通砥石を使用した。

WA 砥粒と GC 砥粒の主な特徴を表 2.1 に示す。

Table2.1 Characteristics of WA abrasive grains and GC abrasive grains

	WA 砥粒	GC 砥粒
主な特徴	破碎性に優れ切れ味が良い	高硬度であり Fe と化学反応を起こす
化学成分	Al ₂ O ₃ 99.0%以上	SiC 99.0%以上
用途	炭素鋼,合金鋼,ステンレス鋼	超硬合金, 非鉄金属,
非鉄金属への凝着性	なし.	あり. 切屑の凝着によって目詰まりが発生しやすい
硬さ (HK)	1700~2200	2500~3200

2.3 ドレッシング

研削加工においては、砥石外周の振れや形状誤差を抑制して加工精度を保持することが重要である。そこで砥粒が摩滅摩耗によって目つぶれした場合や研削加工によって切れ刃の目こぼれが激しくなった場合、切りくずが砥石作業面の凹部に凝着して目詰まりした場合にドレッシングを行う⁶⁶⁾。図 2.5 は一般的にドレッシングに使用される工具である単石ドレッサ⁶⁷⁾である。本研究には、図 2.6 に示すドレッサ固定ジグを使用し、実験の公平性を保持するため各条件の実験を行う際必ず表 2.2 に示す加工条件にてドレッシングを行い、砥石表面の状態は同じに保つ配慮を行った。ドレッシングのプログラムは節末に示す。

Table 2.2 Dressing condition

Grinding velocity	V_s	m/s	20
Feed rate	V_f	mm/s	500
Depth of cut (Total)		Mm	0.18

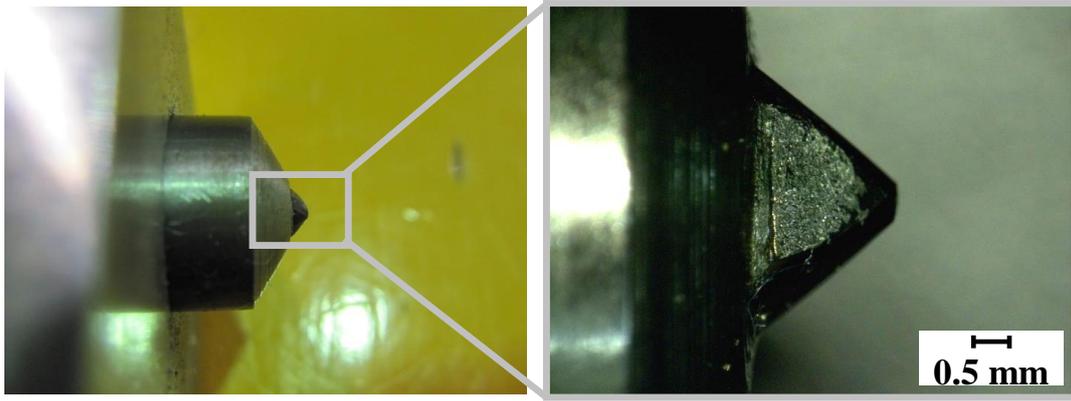


Fig. 2.5 Dresser

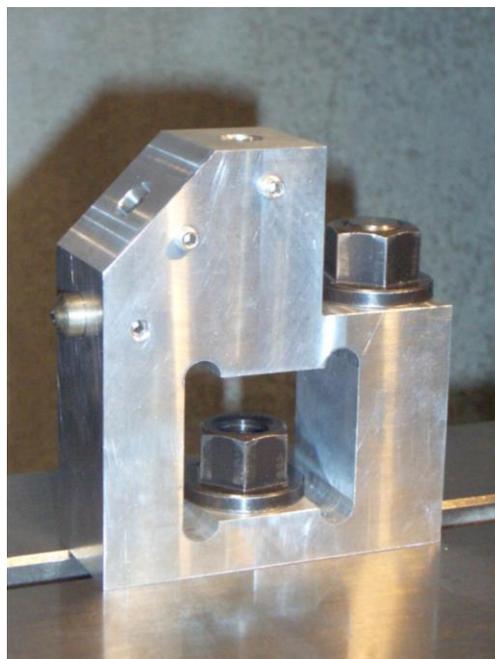


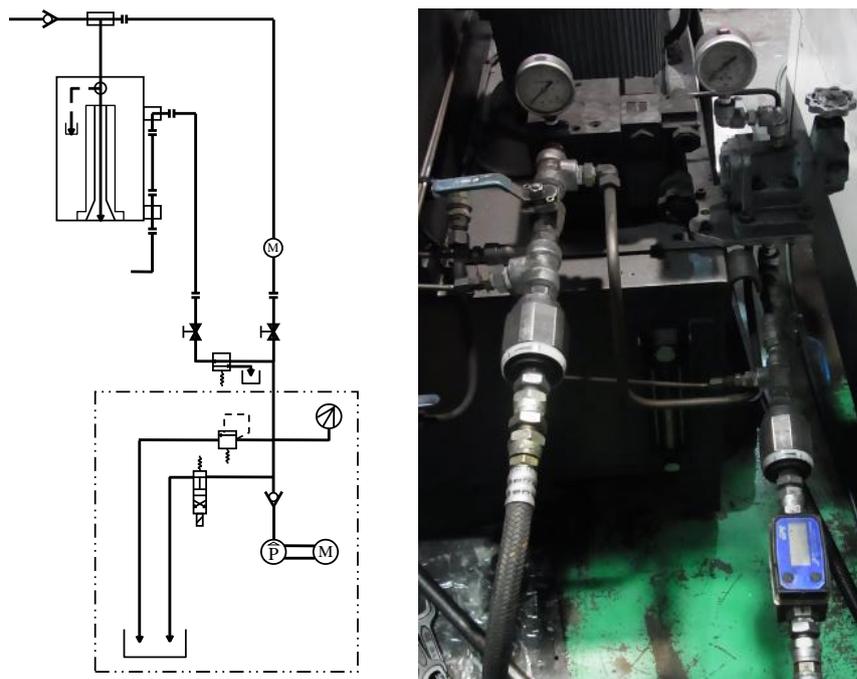
Fig. 2.6 Dressing JIG

■ドレッシング用 NC プログラム (O3994)

O3994	プログラム番号
(G59-CYUUSHIN-ANA)	(G59 に原点を収納)
(JYOUMEN-Z100.0UP)	(砥石下面はジグ上面から+100 の位置)
(CUTTER)#1=75.52	(ドレッシング前の砥石直径)
(SESSAKUSOKUDO)#2=1200	(切削速度)
(DORESS-OKURI)#3=90	(ドレッシングの送り量)
(KAITENSUU)#5=[[#2*1000]/3.14/#1]	(主軸回転速度)
(KIRIKOMI)#7=0.03	(切込み量)
(KIRIKOMIRYOU)#8=0.18	(総切込み量)
(COUNTER)#9=0	(繰り返し回数のリセット)
(SYUURYOU)#11=[#8/#7]	(繰り返し回数の上限值)
(CYUUSINANA-DIA-MADE)#12=53.076	(原点からドレッサ先端までの距離)
G90G00G59X0Y0Z0	相対座標系 加工原点へ主軸移動
G91G00	絶対座標系
S#5	主軸回転速度設定
M04	主軸正転
/M08	クーラント供給
X-[#12]	主軸移動
X-[#1/2]	主軸移動【砥石直径の 1/2】
Z-140.0	主軸降下
WHILE[#9LT#11]DO1	繰り返しの開始
G01X[#7]F[#3]	主軸移動 送り速度【ドレッシング開始】
Z-20.0	主軸降下【ドレッシング】
X[#7]	主軸移動【ドレッシング】
Z20.0	主軸上昇【ドレッシング】
#9=#9+2	カウンター【3 往復する】
END1	繰り返しの終了
X0.01F[#3]	主軸移動 送り速度【スパークアウト】
Z-20.0	主軸降下【スパークアウト】
X0.01	主軸移動【スパークアウト】
Z20.0	主軸上昇【スパークアウト】
G00Z140.0	主軸上昇【ドレッシング終了】
X[#1/2]	主軸移動
X[#12]	主軸移動
M05	主軸停止
M09	クーラント停止
M30	エンドオブデータ

2.4 マシニングセンタ

大阪機工 OKK 立型マシニングセンタ VM-4Ⅲを改造し、通常の外部ノズルを用いた研削方法と砥石内研削液供給機構を用いた研削方法の比較を行えるようにした。配管図を図 2.7(a)に示す。ポンプ圧は前述のとおり 7MPa とし、流量が各実験において同じになるように図 2.7(b)に示すように流路に流量計を設置した。使用した流量計は日本フローコントロール G2 S05I09LM である。また、流路に遠心分離フィルターを設置し、脱落砥粒や切りくずの回収を行い、研削液の状態も可能な限り同様な状態で実験が行えるようにした。



(a) Piping arrangement drawing (b) Piping arrangement

Fig. 2.7 Piping arrangement

2.5 砥石内研削液供給機構

2.5.1 スピンドルスルーシステム

図 2.8 にスピンドルスルーを用いた砥石内研削液供給機構の写真を示し、図 2.9 にその機構の概略図を示す。砥石は図のようにフランジで砥石上下をはさみ、ツールシャンクに組み込んでいる。ツールシャンクはセンタースルー構造の大昭和精機 BT40-FMC-22-90 を使用した。ツールシャンク上部から研削液を供給し、ツールシャンク内部流路、フランジ内部ならびに砥石の気孔を通過して砥石表面に研削液が供給されるという構造である。



Fig. 2.8 Developed device utilizing through-spindle system

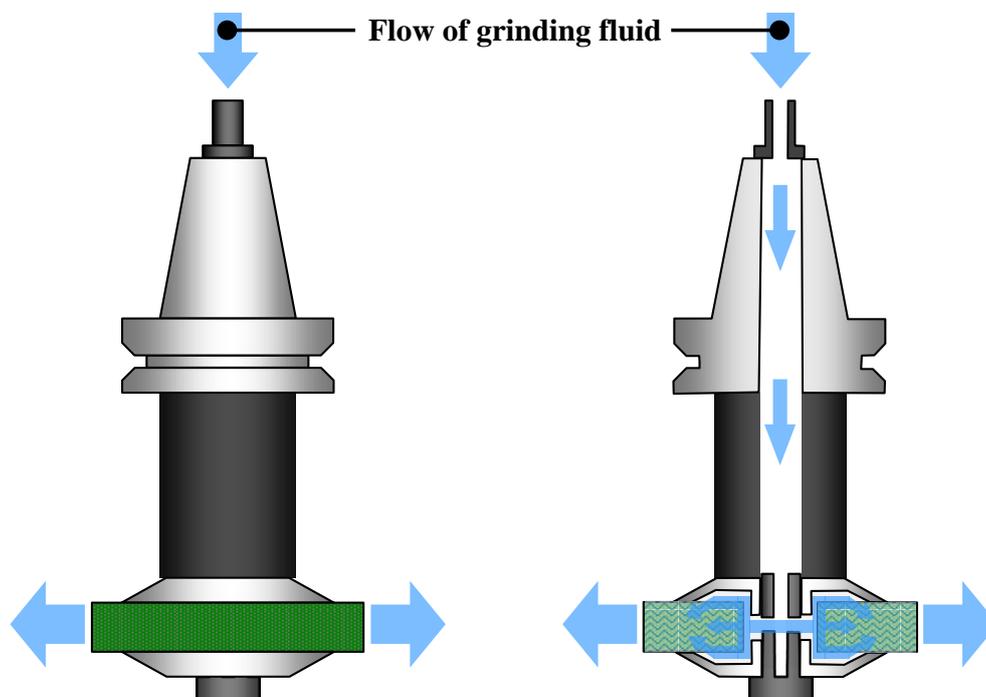


Fig. 2.9 Diagrammatic illustration of developed device utilizing through-spindle system

2.5.2 砥石取り付け用フランジ

砥石内研削液供給機構では、砥石の上下面から研削液が漏れないようにする必要があるため、工具ホルダに取り付けるためのフランジを砥石上下面で閉塞するような工夫をした。また、フランジ内部にも研削液の流路を確保し効率的な研削液の浸出を行えるような構造とした。なお、このフランジはビトリファイド WA 砥石およびビトリファイド GC 砥石の両砥石に対応している。砥石の上下に取り付けるフランジを図 2.10 に示す。また、砥石を取り付けたものの概略図を図 2.12 に示す。なお、図 2.11 では砥石とフランジの断面および研削液の流

れを示している。



Fig. 2.10 Flanges

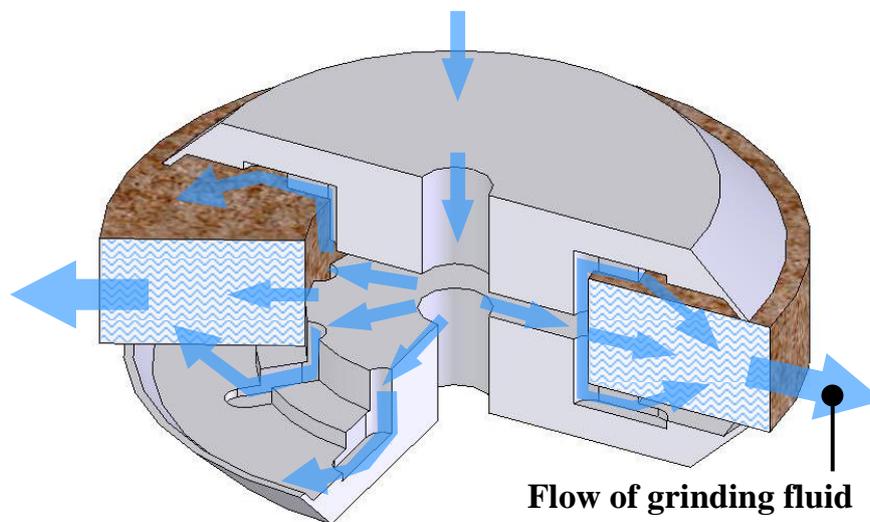


Fig. 2.11 Cross-section of vitrified grinding wheel with flanges

2.6 切削液

研削加工は発熱が著しく大きいため、研削液が用いられるのが一般的である。研削液には、冷却作用、潤滑作用、洗浄作用の3つの効果がある。発熱が著しい研削加工において研削液による冷却作用は大変重要であり、砥粒切れ刃の摩耗、研削焼けや組織変質層などの熱的損傷を抑制する効果がある。また研削盤自体の熱変形を抑制し、工作物の寸法形状精度向上に

も効果がある。冷却作用を効果的に発揮させるには、熱容量の大きな冷却液を、加工接触面に確実に湿潤させ、発生した研削熱が工作物へ流入する前に研削液とともに外部へ排出することが理想である。潤滑作用は、砥粒切れ刃の滑りをよくしてすべり摩耗を低減させ、切れ刃の摩滅摩耗を抑制し、砥石の寿命改善に大きく寄与する。さらに逃げ面と工作物間の摩擦作用を軽減し、ひいては研削温度の上昇を抑制する効果がある。また研削液は、目づまりの抑制、および目づまりした切りくずの排出を行う洗浄作用を持つ。砥粒による切削によって生成された切りくずの一部は砥石作業面に付着し、気孔をふさぎ目づまりとなり、正常な研削加工を阻害する。目づまりにより正常な研削が阻害されると研削抵抗、発熱の増加をも引き起こすため、目づまりを抑制する洗浄効果は重要な役割を担う。

本研究では、研削液はエマルジョン系水溶性油剤の出光興産ダフニーアルファクール EW を使用した。エマルジョン系水溶性油剤⁴⁰⁾は、油を乳化剤などで水中に分散させた懸濁液であり、牛乳状の不透明な溶液である。エマルジョン系水溶性油剤の特長としては冷却作用と潤滑作用がある。また最近ではチタンの切りくずによる火災事故の件数が増加傾向にある⁴¹⁾が水で希釈していることから、発火性の点で比較的安全である。

2.7 まとめ

本章では、砥石内研削液供給機構の概要、砥石の仕様とドレッシングについて述べた。

第3章

砥石の違いがチタン合金の 研削面特性に与える影響

3.1 はじめに

チタン合金は鉄系材料に比べ研削焼けが生じやすい。熱伝導率が $7.5 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ と軟鋼(S45C)の $44 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ より約6分の1と小さいことや、研削加工においては負に大きいすくい角を有する砥粒切れ刃が被削材に干渉するため多量の研削熱が発生しやすく、加工点の温度が上昇しやすいといったことが原因である。

また前述したように切削加工における切削工具と同様に研削加工においても研削砥石の種類や特性が被削材の加工性能に大きな影響を及ぼすため、ビトリファイドWA砥石とビトリファイドGC砥石の2種類の砥石を用い、砥石内研削液供給を用いた研削加工と通常的外部ノズルによる研削液供給を用いた研削加工でチタン合金を加工した場合の研削面特性を調査した。

3.2 チタン合金の概要

本研究で使用したチタン合金の材料特性を表 3.1⁶⁸⁾に示す。本研究では航空機エンジン関係でもよく利用されている Ti-6Al-4V を被削材とした。

Table 3.1 Material properties of titanium alloy (Ti-6Al-4V)⁶⁹⁾

	チタン合金 Ti-6Al-4V	アルミニウム	鉄	ステンレス鋼	ハステロイ	銅
溶融点(°C)	1540~1650	660	1530	1400~1427	1305	1083
密度(g/cm ³)	4.42	2.70	7.86	8.03	8.92	8.93
ヤング率(kgf/mm ²)	11.55×10^3	7.05×10^3	19.60×10^3	20.32×10^3	20.86×10^3	11.90×10^3
熱伝導率 (cal/cm ² /sec/°C/cm)	0.018	0.487	0.145	0.039	0.031	0.923
比熱(cal/g/°C)	0.13	0.21	0.11	0.12	0.09	0.09

表 3.1 が示すようにチタン合金の特性として、高融点であることや熱伝導率が小さいことやヤング率が小さいことが挙げられる。また他の特性として、非磁性であることや耐摩耗性

に劣り焼付けを起こしやすいことや化学的に活性で酸素や窒素と反応しやすいことがあげられる⁶⁸⁾.

3.3 砥石の種類と研削距離の違いによる比較

3.3.1 試験片の概要

図 3.1 にこの実験で用いた試験片の寸法を示す. 板厚 3mm のチタン合金材に溝を設けて図に示す箇所を加工した. 加工部の寸法は, 砥石幅方向の長さが 12 mm, 研削方向 (送り方向) の長さが 100 mm の長方形である.

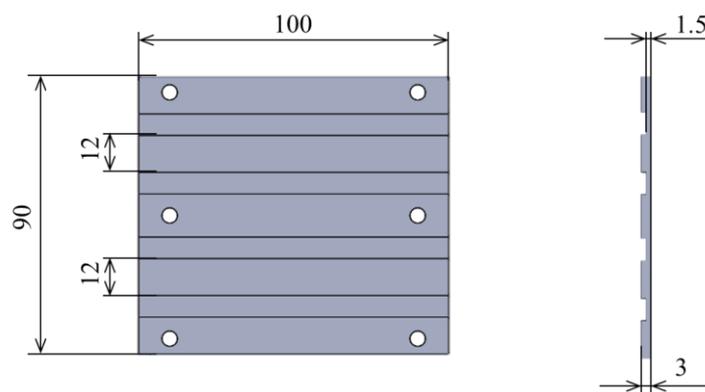


Fig. 3.1 Dimensions of work piece

3.3.2 実験方法

表 3.2 に研削条件を示す. 被削材をチタン合金 Ti-6Al-4V とし, 研削液供給方法は砥石内研削液供給および通常の外部ノズルからの研削液供給を用いた. また, 砥石の種類を WA 砥石と GC 砥石の合計 4 通りの条件にて研削距離の変化によって, 加工温度, 研削比, 研削応力, 表面粗さ, 残留応力といった加工特性を検証した.

Table 3.2 Grinding condition

Type of coolant supply	External, Internal	
Tool	WA vitrified bonded	GC vitrified Bonded
Grinding velocity	V m/s	20
Feed rate	V mm/min	500
Depth of cut	D mm	0.02
Grinding fluid	Emulsion	
Amount of coolant supply	Q_{Total} L/min	10
Grinding method	Down	
Material of work piece	Ti-6Al-4V	

図 3.2 に研削抵抗測定用実験装置, 図 3.3 にその実験装置の概略図を示す. マシニングセンタのテーブル上に動力計固定ジグを介して動力計を固定した. 動力計に試験片を取り付けダウンカットの研削加工を行い, 同時に研削抵抗を測定した. また, 図 3.2 の実験装置概略図では, 併せて加工中の研削抵抗を測定するための装置を示している.

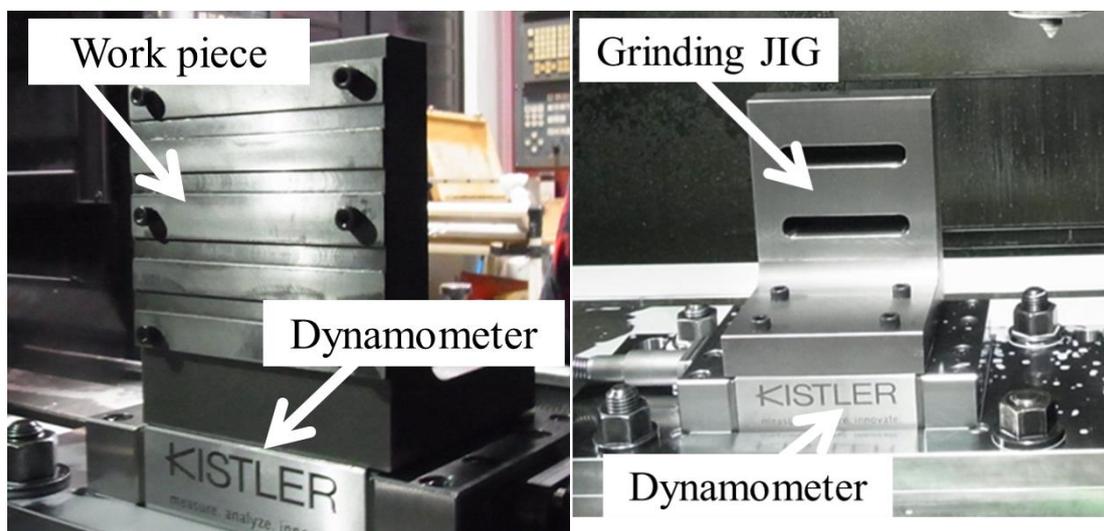


Fig. 3.2 Photograph of grinding JIG

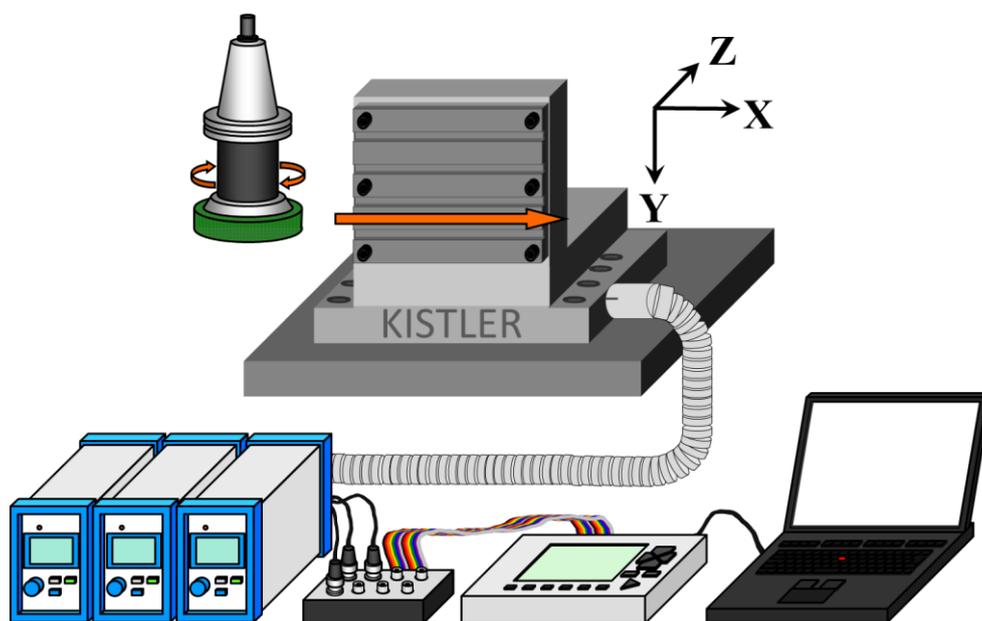


Fig. 3.3 Experimental setup

研削中に砥石に加わる力を研削抵抗といい, この研削抵抗の大小は砥石の切れ味を端的に示すもので, 適正な加工条件を選ぶため, あるいは種々のトラブルを回避するために把

握すべき重要な情報である。また研削抵抗は、加工に必要な動力や研削熱の発生に直接関係し、さらに砥石軸や工作物をたわませて寸法の創成プロセスにも影響を及ぼす重要な因子である。そのため研削抵抗は、研削機構解明の基礎であるばかりでなく、研削作業の良否を判定する重要な情報であるため、研削抵抗の測定あるいはモニターすることが求められる⁶⁹⁾。

本研究では、3成分動力計（KISTLER 9257B）を用い加工力を測定した。被削材の加工部の寸法は、砥石幅方向の長さが10mm、研削方向（送り方向）の長さが合計100mmの長方形である。動力計に取り付けた被削材を加工する際の研削抵抗を測定した。

動力計の出力は分岐ボックス（KISTLER 5407A）を介してチャージメータ（KISTLER 5015A）に接続されている。表3.3に動力計、表3.4にチャージメータの諸元を示す。動力計の出力は、分岐ボックス（KISTLER 5407A）、チャージメータ（KISTLER 5015A）、を介してデータロガー（KEYENCE NR-2000）に入力し、これをさらにパソコンに入力してデータを収集した。データ収集・観測ソフトには KEYENCE Wave shot! 2000 を使用した。測定条件を表3.5に示す。

Table 3.3 Specification of standard dynamometer

Specification		9129AA
Calibration		Calibrated
Measuring range	$F_x F_y F_z$ kN	± 10
Sensitivity	$F_x F_y$ pC/N	≈ 8
	F_z pC/N	≈ 4.1
Natural frequency	$f_{nx} f_{ny}$ kHz	≈ 3.5
	F_{nz} kHz	≈ 4.5
Operating temperature range	$^{\circ}\text{C}$	0...70
Length	mm	≈ 90
Width	mm	≈ 105
Height	mm	≈ 32
Connection		Fischer 9 pol. Neg.
Sealing		welded/epoxy (IP67)With connecting cable Types 1687B5, 1689B5
Mass	kg	3.2

Table 3.4 Specification of charge meter

Specification		Type 5015A00X0
Model		19" rack module
Adjustment		with serial interface RS-232C
Measuring range	pC	$\pm 2 \dots \pm 2200000$
Frequency range	kHz	$\approx 0 \dots 200$
Output signal	V	$\pm 10 \dots \pm 2$
Accuracy	%	$< \pm 3$
Supply		115/230 VAC switch able
Operating temperature range	$^{\circ}\text{C}$	0...50
Mass	Kg	2.3
Connection		BNC neg. Output: BNC neg.
Width	Mm	105.3
Height	Mm	142
Depth	Mm	253.2

Table 3.5 Measurement condition

Dynamometer	9129AA (KISTLER)		
Charge meter	5015A (KISTLER)		
Data logger	NR-2000 (KEYENCE)		
Data acquisition software	Wave shot! 2000 (KEYENCE)		
Sampling time	msec/point	1	
Sensitivity	F_x	pC/N	-8.103
	F_y	pC/N	-4.135
	F_z	pC/N	-8.065
Range	N0	2000	

研削加工は砥石の多数の切れ刃で除去されるため、機械的・熱的影響を受けて加工表面に研削焼けや研削割れの損傷が発生することがある。これらの損傷は加工の程度によって異なるが、部品の耐摩耗性や耐食性、疲労強度に影響を与えるため、表面損傷をどのように防ぐかの取り組みが重要で、研削熱の発生をいかに抑制するかが重要となる⁷⁰⁾。

そこで本研究では被削材の裏面を赤外線放射温度計で撮影することにより、加工面裏面の熱の広がりおよび最高温度を測定した。

図 3.4 に実験装置の概略図を示す。スリット状に四角穴を開けた固定ジグに試験片を取り付けて研削加工を行い、その加工面裏側の表面を赤外線放射温度計 (FILR SC620 series) により測定した。なお、試験片裏側には KEYENCE 黒体スプレー OP-96929 を図 3.5 のように塗布し、試験片裏側の放射率を 0.94 の一定値とした。

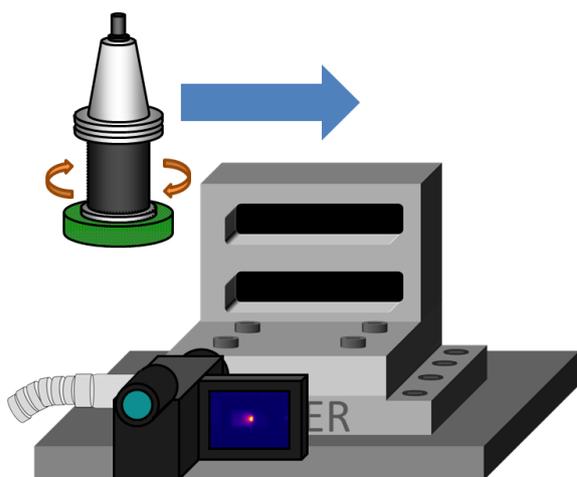


Fig. 3.4 Experimental setup to measurement temperature

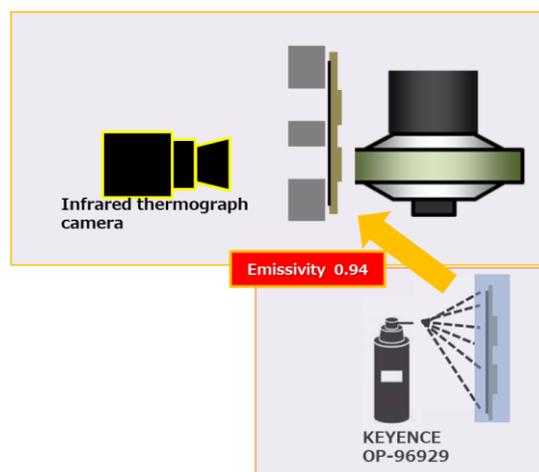


Fig. 3.5 Schematic of black spray

研削加工では正常加工時に、砥粒が摩耗するとともに劈開、脱落し常に新しい切れ刃である砥粒を生じる。砥粒切れ刃の状態は絶えず変動し、それに伴い研削加工面も常に変化していく^{71),72)}。また現在、精度の基本である研削加工においても、より短時間で高効率な加工が必要になっている⁷³⁾。そこで砥石の種類が研削距離の変化によってどのような研削面特性への影響を及ぼすか調べた。

図 3.6 に実験条件装置、図 3.7 に実験装置の概略を示す。被削材の加工部分は幅 12 mm、長さ 500 mm である。長さ 420 mm の試験片と動力計に取り付けた長さ 80 mm の試験片を並べて設置し、合わせて 500 mm を 1 パスとする研削加工を行い、同時に 3 成分動力計 (KISTLER 9129AA) を用い研削力を測定した。

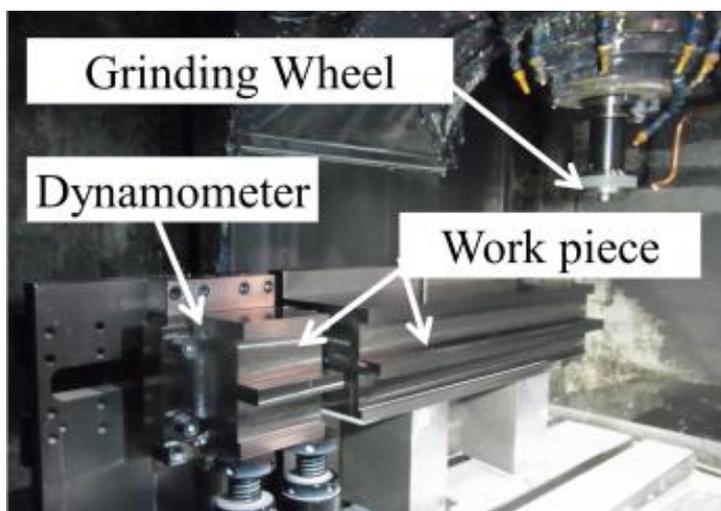


Fig. 3.6 Photograph of grinding JIG to measurement grinding force

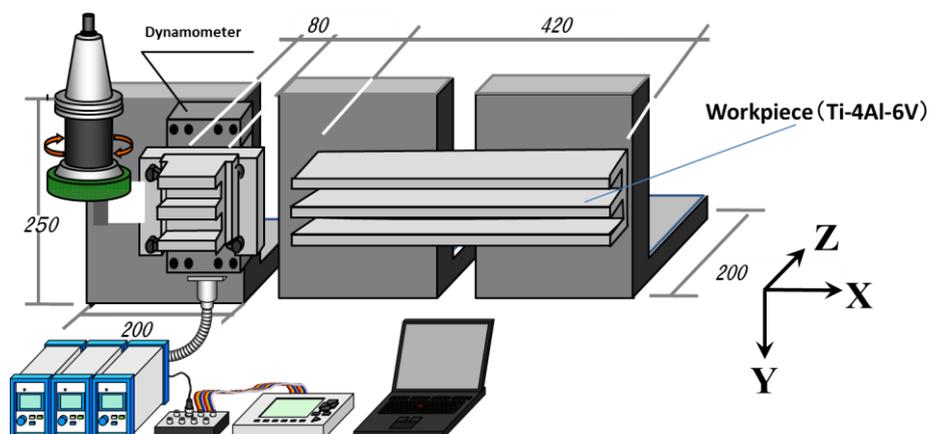


Fig. 3.7 Experimental setup to measurement grinding force

本研究では、3成分動力計（KISTLER 9129AA）を用い加工力を測定した。図 3.8 に示すような動力計固定ジグを用いて動力計を固定し、立型マシニングセンタで加工力を測定する。被削材の加工部の寸法は、砥石幅方向の長さが 12 mm、研削方向（送り方向）の長さが合計 500 mm の長方形である。研削方向の長さ 420 mm の被削材と動力計に取り付けた長さ 80 mm の被削材を並べて設置し、動力計に取り付けた被削材を加工する際の研削抵抗を測定した。

3.3.3 実験結果

3.3.3.1 温度測定結果

図 3.8 に GC 砥石で外部ノズルから研削液を供給した際の赤外線放射温度計を用いて加工点裏側の測定状況とその時の最高温度と時間の関係を示す。本研究においてはこのグラフの一番高い温度つまり加工時の最高温度を全条件について比較した。

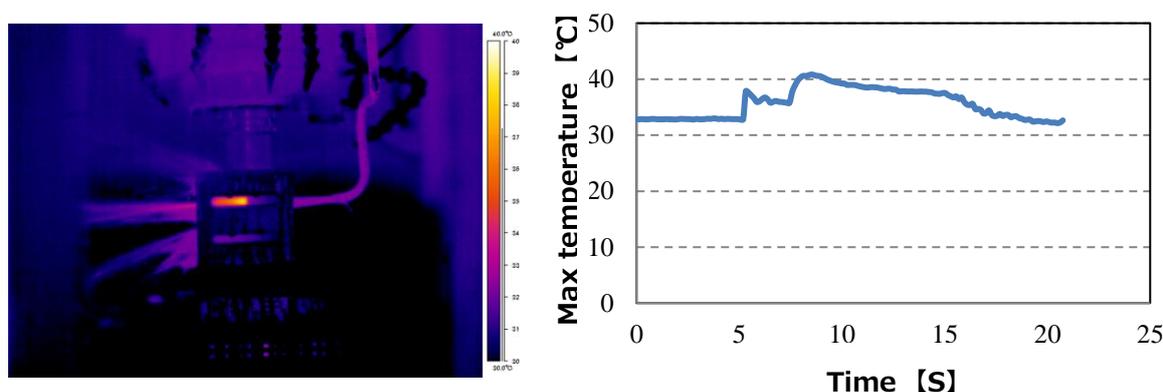


Fig. 3.8 Thermal image and transition of peak temperature
(GC vitrified bonded, External)

図 3.8 は、GC 砥石を使用し、外部ノズルから研削液供給の実験条件は一例である。砥石の種類が WA 砥石と GC 砥石の 2 条件、研削液供給方法が砥石内研削液供給と外部ノズルから研削液供給の 2 条件の計 4 条件について研削距離 0.1m と研削距離 50m（100 パス）の最高温度をそれぞれまとめたものを図 3.9 に示す。

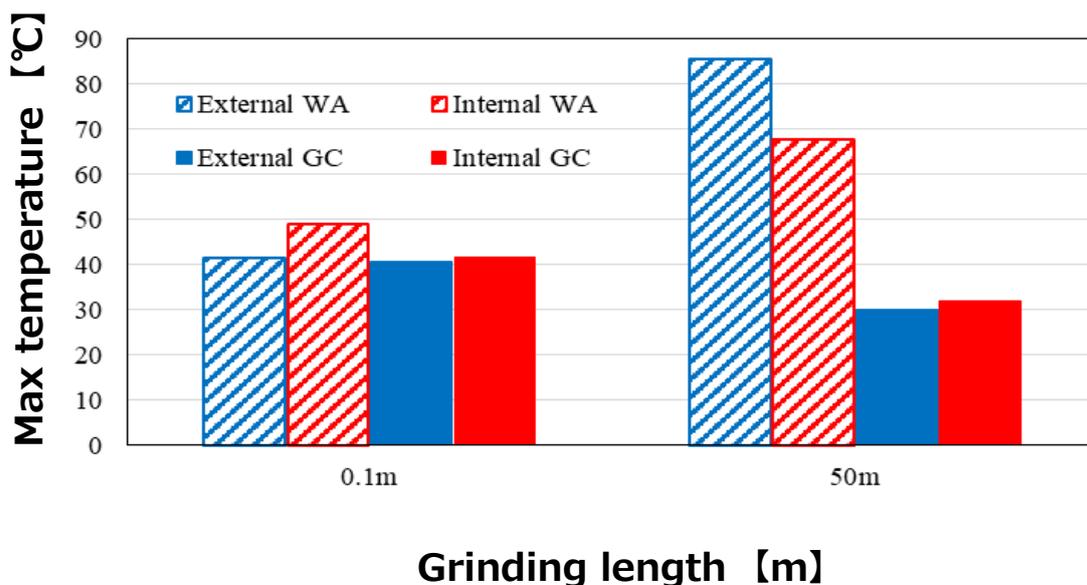


Fig. 3.9 Maximum temperature on back surface of specimen at 1 pass and 100 passes

このグラフから分かるように研削距離が短い場合、研削液の供給方法の違いにおいても砥石の種類の違いにおいても最高温度に大きな違いは見られない。しかしながら研削距離が長くなった場合研削液の供給方法の違いによる差異はみられないが、GC砥石の方が小さい値を示している。これは、GC砥石の砥粒がチタン合金の研削において目つぶれを起こすことなく高い研削性能を継続して発揮したものと考えられる。

また、砥石内研削液供給の優位性が示されていないが、これは前述したようにこの実験においては平面の試験体を使用したため、加工点に研削液がある時間滞留し砥石内研削液供給の優位性が発揮できなかったからであると考えられる。

しかしながら、曲面形状で特に凸面を研削する際は、外部ノズルから研削液を供給する場合は加工点に十分な研削液が供給されないことが予想されるため、このような場合においては、確実に加工点に研削液を供給できる砥石内研削液供給の方が、高い冷却効果を発揮することが予想される。

3.3.3.2 研削力測定結果

砥石の種類がWA砥石とGC砥石の2条件、研削液供給方法が砥石内研削液供給と外部ノズルから研削液供給の2条件の計4条件について研削距離を50m（100パス）までの主分力と背分力の変化を図3.10と図3.11にそれぞれ示す。

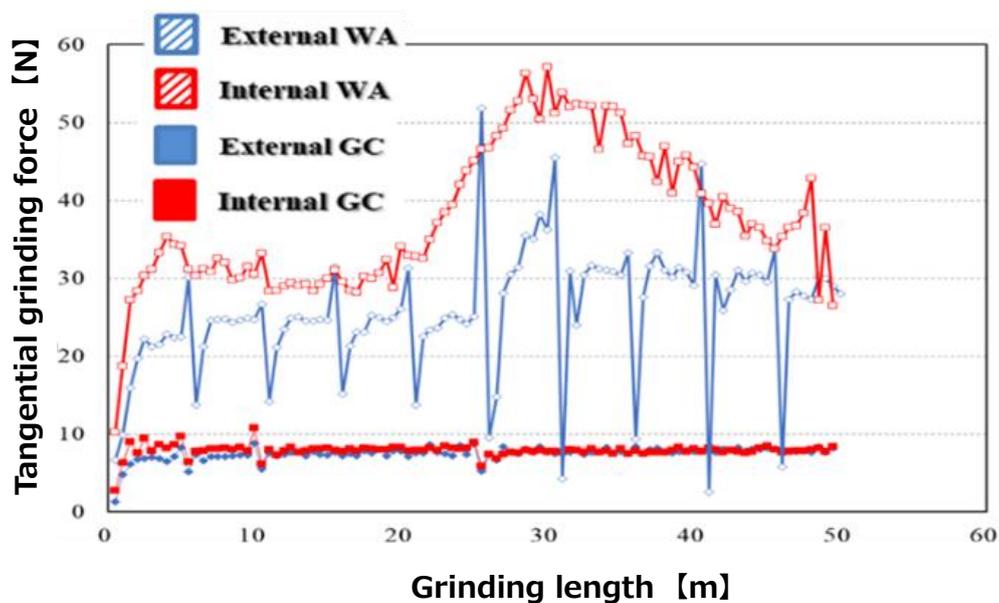


Fig. 3.10 Tangential grinding forces

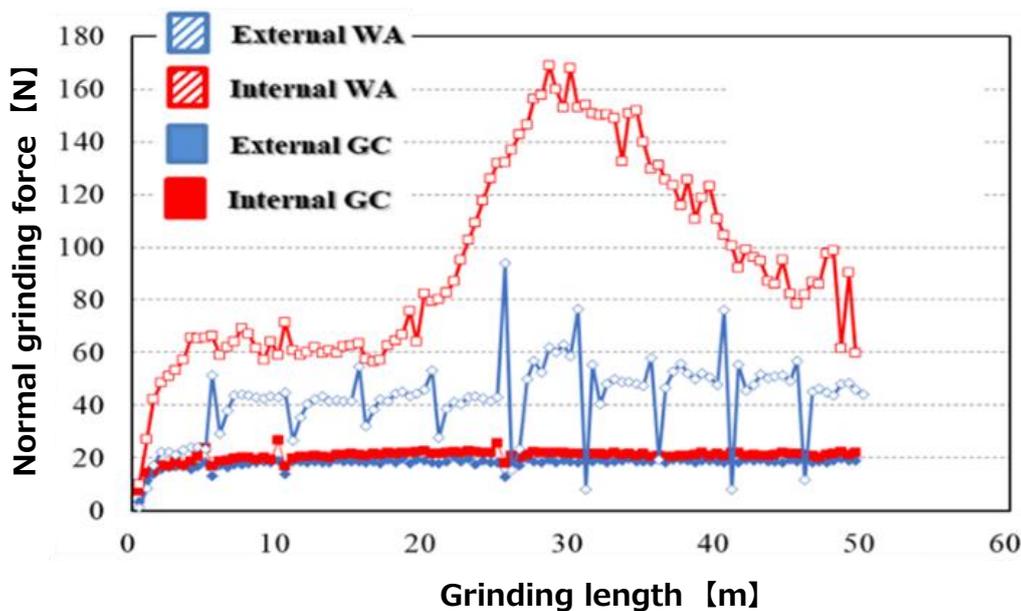


Fig. 3.11 Normal grinding forces

それぞれのグラフが示すように、主分力、背分力それぞれにおいて WA 砥石を使用した場合に比べ GC 砥石を使用した場合の方が低い値を示している。GC 砥石を使用した場合は、外部ノズル供給を行った場合も砥石内研削液供給を行った場合も小さい研削応力で研削されている。

また GC 砥石の場合は、研削液の供給方法の違いによらず、主分力と背分力は、研削距離が長くなってもほぼ同じ値を示している。またいずれの応力についても波形が類似しており研削2分力比 $\mu = \text{背分力} / \text{主分力}$ の値が約 2.0 の値で推移し合力の方向はいずれの場合でもほぼ同じ研削形態であることが言える⁽⁷⁴⁾。

WA 砥石のグラフにおいて、研削距離が 5 m 増えるたびに大きな波形の変動がみられるが、これは各 10 パス完了後に機械を止めてホルダーを外して砥石表面を観察した為、若干の取付け誤差が発生したためであると考えられる。

3.3.3.3 研削比測定結果

砥石の種類が WA 砥石と GC 砥石の 2 条件、研削液供給方法が砥石内研削液供給と外部ノズルから研削液供給の 2 条件の計 4 条件について研削距離を 25m (50 パス)、50m (100 パス) とした時の研削比を図 3.12 に示す。

研削比は、研削により除去した被削材の体積を砥石摩耗の体積を除して求められる。研削比は、砥石の加工性能を評価する一つの指標として活用され、この値が大きいほど、効率的な性能を持つとされる。切り込み量や送り、周速、研削液などの研削条件が変われば、同じ被削材であっても砥石が発揮する性能は変わってくるため研削比も変わる。よって、砥石の性能を比較する上で有用な指標となる⁽⁷⁵⁾。

なお、砥石径の測定は、ワルター社製全自動完全測定 4 軸 CNC 測定機ヘリチェックベアシックを用い光学的に測定した。

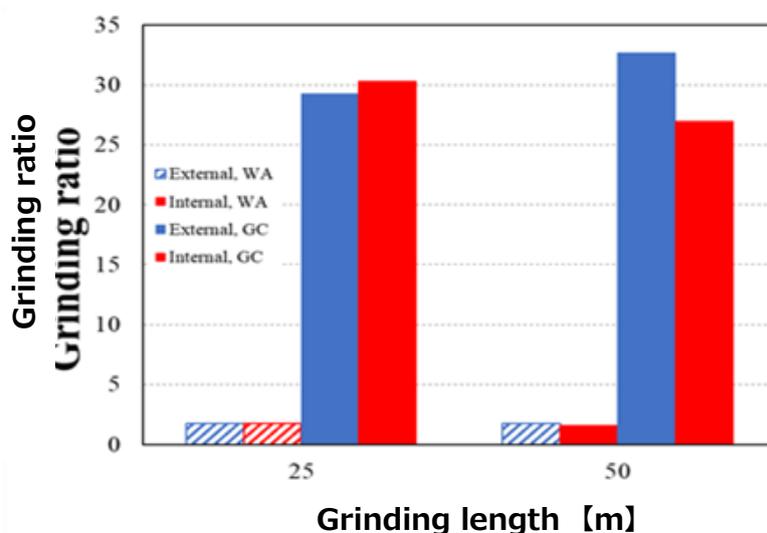


Fig. 3.12 Grinding ratio at 50 passes and 100 passes

研削比においても研削液の供給方法の違いによる差異はみられない。しかしながらGC砥石を使用した場合の研削比は、WA砥石を使用した場合の研削比と比べて15倍以上の大きな値を示していることがわかる。GC砥石の場合は、研削距離が長くなっても高い研削比の値は変わることなく、高い研削性能を発揮し続けていることがわかる。これは、研削加工中、継続的に砥石の自生作用が効果的に発揮されたものであると考えられる。

3.3.3.4 表面粗さ測定結果

砥石の種類がWA砥石とGC砥石の2条件、研削液供給方法が砥石内研削液供給と外部ノズルから研削液供給の2条件の計4条件について、研削距離が0.1mと50m（100パス）の表面粗さを図3.13に示す。

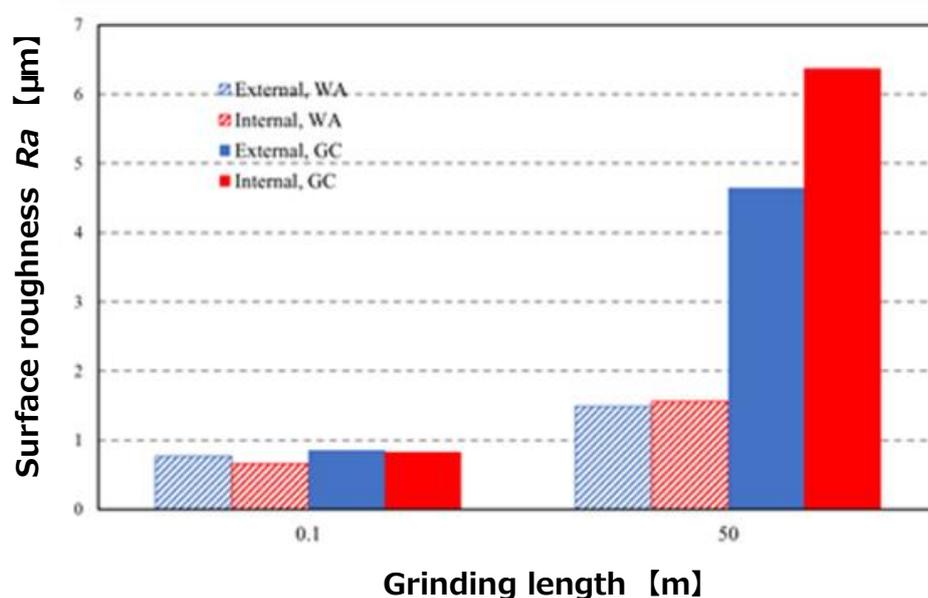


Fig. 3.13 Surface roughness at 1pass and 100 passes

精密加工や微細加工などにみられる加工の高精度化や、高速切削などにみられる加工の高能率化など、現在も加工技術は向上し続けている。その加工面の品質を決めるパラメータとして、表面粗さは非常に重要な情報のひとつである。表面粗さは、被削材、工具、工作機械、加工条件などの影響を受ける。研削加工は切削加工と比較すると除去速度は劣るが、粗さが小さく良好な仕上げ面が得られる。研削面の粗さは一般的に方向性を持ち、研削方向に直角方向の粗さが最も大きく、研削方向の粗さが最も小さくなる。そのため、研削面の粗さを論じる際には、研削方向に直角の粗さが取り上げられることが多い。研削面は砥石表面の切れ刃が加工面に転写されることで生成される。しかし、上滑りや構成刃先、むしれなどの影響により転写の精度が乱される⁷⁶⁾ことがわかっている。

本研究では、触針式測定法により加工面の算術平均粗さ Ra の測定を行った。触針式測定法は、表面粗さの測定方法のもっとも代表的なものである。測定表面を先端の尖った針でなぞり、その凹凸を記録して結果を表示する。表面粗さの測定には、ミットヨ製の小形表面粗

さ測定機 SJ-210 を用いた。装置の外観を図 3.14 に示す。測定方向は、研削方向に直角の方向とした。なお、試験片の端、中央、端と中央の間と 5 回測定し、そのうち最大と最小の値を除いた平均を評価値とする。



Fig. 3.14 Surface roughness measuring device

図3.13から研削距離が短い場合、4条件において大きな違いは見られず数値も $1\ \mu\text{m}$ 以下の値を示している。研削液の供給方法においても大きな差がみられない。しかしながら研削距離が長くなった場合、GC砥石の方がWA砥石より表面粗さがはるかに大きな値を示した。

これは、GC砥石の脱落した砥粒が少なく、突出した砥粒が多く残りこれらの砥粒により加工面が研削され、その軌跡が転写されたものであると考えられる。この問題を解決するには、ドレッシングの頻度や研削条件や砥石の結合度を変えるといった工夫をする必要があると考える。

3.3.3.5 残留応力測定結果

砥石の種類が WA 砥石と GC 砥石の 2 条件、研削液供給方法が砥石内研削液供給と外部ノズルから研削液供給の 2 条件の計 4 条件について、研削距離が 0.1m と 50m（100 パス）の残留応力の測定結果を図 3.15 に示す。

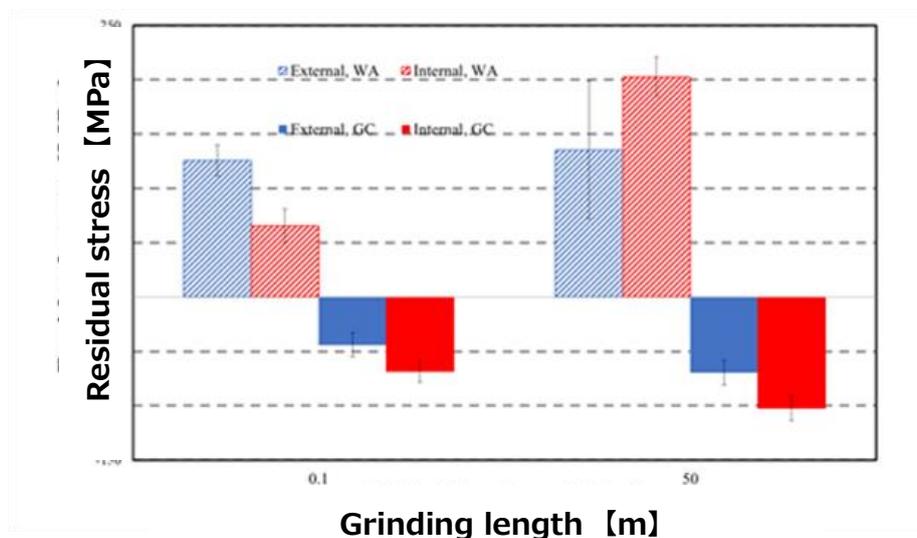


Fig. 3.15 Residual stress at 1 pass and 100 passes

本研究では、パルステック株式会社製のポータブル型 X 線残留応力測定装置 μ -X360 を用いて、仕上げ面の残留応力を測定した。なお、研削方向の残留応力を測定した。表 3.6 に測定条件、図 3.16 に装置の外観を示す。残留応力は $\cos \alpha$ 法により求めた。特性 X 線は V- $K\alpha$ 線を使用し、測定条件は管電圧 30 kV、管電流 1 mA とし、測定角は 25° で測定した。コリメータは直径 1 mm のものを用いた。測定の結果はローレンツ近似法を用いてピーク位置を求め算出した。

Table 3.6 Residual stress measurement parameters (Ti-6Al-4V)

Characteristic X-ray	V- $K\alpha$	
Tube voltage	kV	30
Tube current	mA	1
Ψ angle	deg.	25
Collimator	Mm	1
Fixed time	Sec	120
Young's modulus	MPa	115700
Poisson's ratio		0.321
Diffraction angle	deg.	140.077
Work piece		Ti-6Al-4V

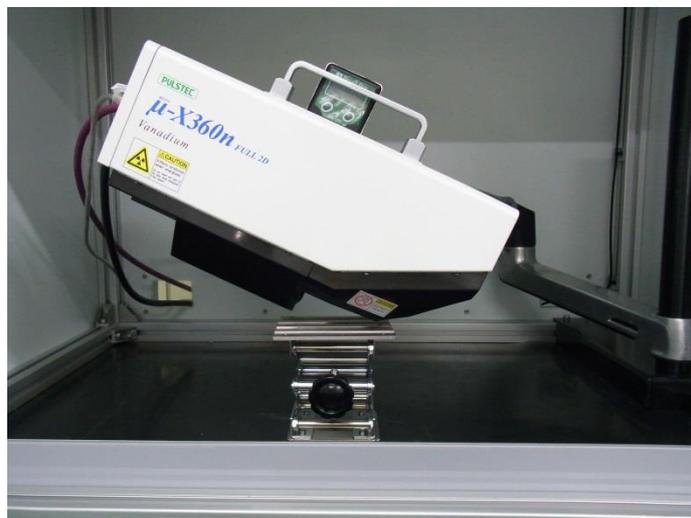
Fig. 3.16 μ -X360

図 3.15 が示すように研削液の供給方法の違いによる差異は見られないが、GC 砥石においては研削距離の違いに関わらず圧縮方向の残留応力が働いていることがわかる。

これは、WA の砥粒に比べ GC の砥粒の硬さは約 1.5 倍から 2 倍硬く⁷⁷⁾、砥粒一つ一つの突出量が大きいので、図 3.17 のようなショットピーニングの鋼球と類似の効果⁷⁸⁾をもたらす、試験片に無数の硬い砥粒が衝突しながら加工することで圧縮応力が生成したと考えられる、

また、GC 砥石の場合研削距離が長くなると砥石の自生作用により金属面に衝突する砥粒の数や範囲がふえるため研削距離が短い場合より圧縮残留応力がおおきくなると考えられる。

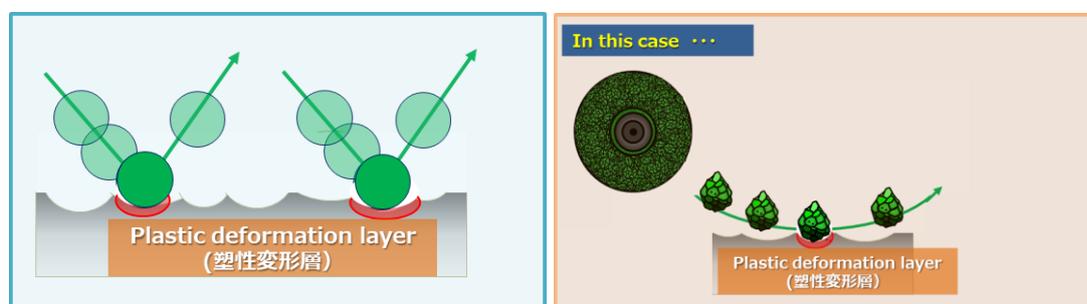


Fig. 3.17 Schematic of shot peening

3.4 GC 砥石を用いた切込み深さによる比較

3.3 に記述したようにチタン合金を研削する場合、研削液の供給方法の違いによる差異は確認できなかったが、砥石については GC 砥石の方がより高い研削性能発揮することが分かった。よって本項においては、GC 砥石を使用し切込み深さを変化させチタン合金の研削面特性に及ぼす影響を検証した。

3.4.1 実験方法

図 3.18 に実験装置の概略を示す。被削材の加工部分は幅 12 mm，長さ 100 mm である。100 mm を 1 パスとする研削加工を行い同時に研削抵抗と加工面裏面温度を測定した。また表 3.7 に研削条件を示す。切込み深さを変え、研削液供給方法は砥石内研削液供給および通常の外部ノズルからの研削液供給について研削加工を行い比較した。

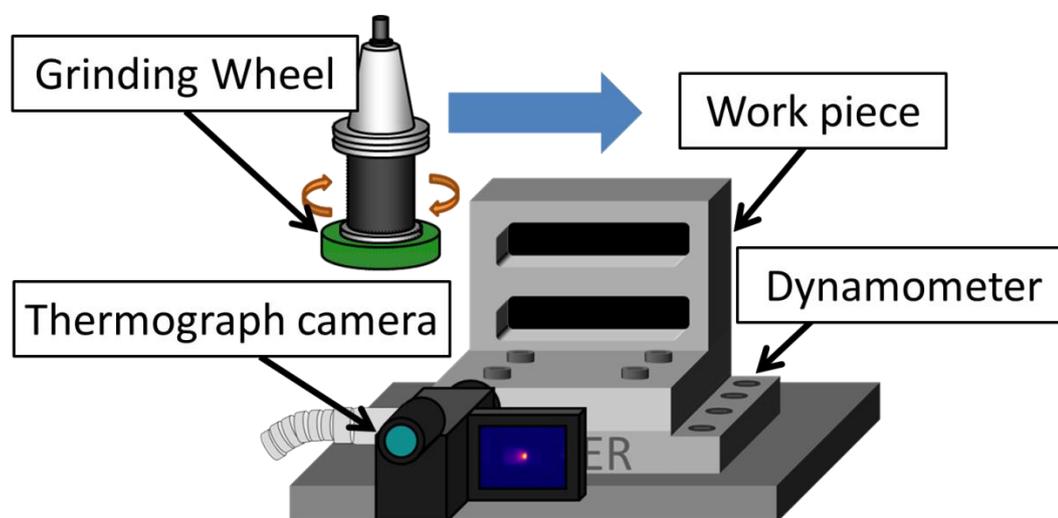


Fig. 3.18 Experimental setup to measurement temperature

Table 3.7 Grinding conditions

Type of coolant supply			External, Internal
Type of grinding wheel			GC Vitrified Bonded
Grinding velocity	V	m/s	20
Feed rate	V	mm/min	500
Depth of cut	D	mm	0.02,0.03,0.04,0.05,0.06 0.07,0.08,0.10,0.12,0.20
Grinding fluid			Emulsion
Amount of coolant supply	Q_{Total}	L/min	10
Grinding method			Down
Material of work piece			Ti-6Al-4V

3.4.2 実験結果

図 3.19 に主分力, 図 3.20 に背分力の測定結果を示す.

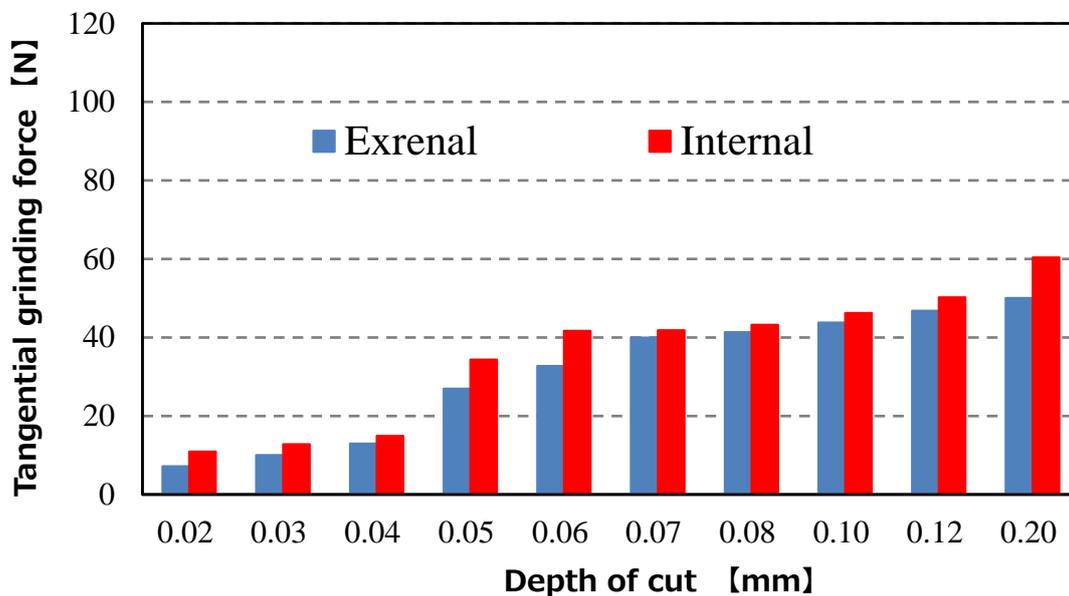


Fig. 3.19 Tangential grinding force

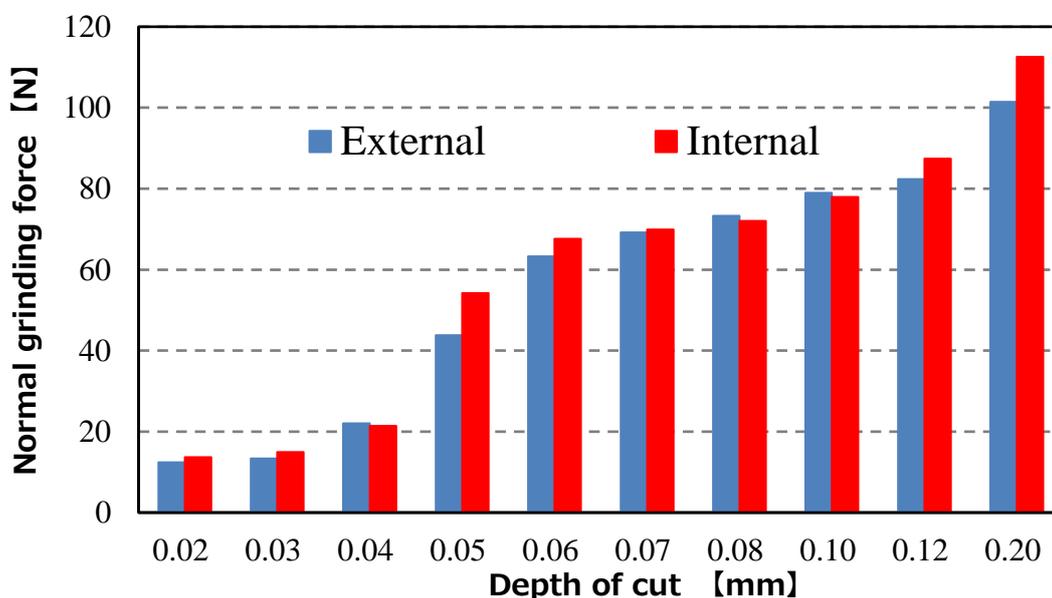


Fig. 3.20 Normal grinding force

研削液供給方法によらず, 切込み深さ増大に伴い主分力・背分力ともに上昇していることがわかる. 一般的に研削抵抗は小さい方が, 切れ味が良いとされるが, 切込み深さ増大に伴い研削抵抗が上昇しているため, 切込み深さが増えると切れ味が悪くなることわかる. ま

た研削液供給方法による研削抵抗の大きな差はなかった。本実験では研削距離が短く、研削液供給量が 10 L/min と十分で、外部ノズルによる研削液供給でも切りくずの排出には十分だったため切れ味に差が出ず研削抵抗も大きな差がなかったと考えられる。

また、主分力は上昇が緩やかなのに対し背分力は上昇が急であった。これは切込み深さ増大に伴い、工具のすくい角が増え、背分力が急増したと考えられる。また背分力は摩擦係数をかけると摩擦力になる。そのため温度上昇などにも直接影響があるものと考えられる。

図 3.21~図 3.30 に赤外線放射温度計を用いて加工点裏側の表面温度を測定した結果を示す。またそれぞれの最高温度について図 3.31 に示す。

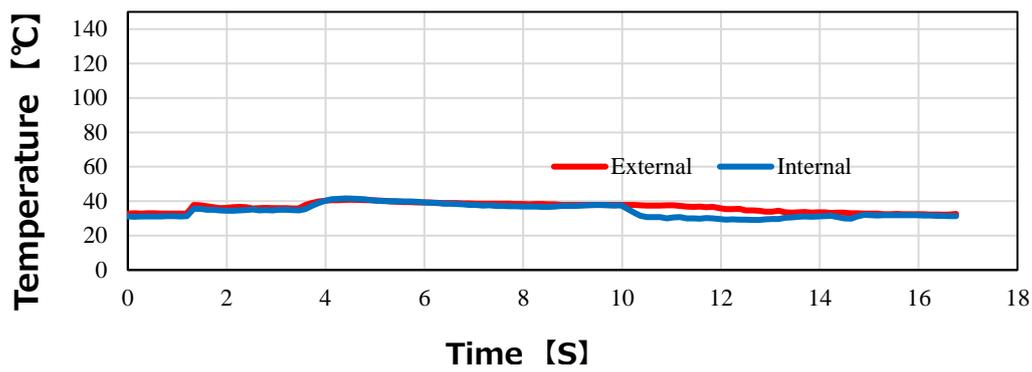


Fig. 3.21 Max temperature on workpiece back surface ($d = 0.02$ mm)

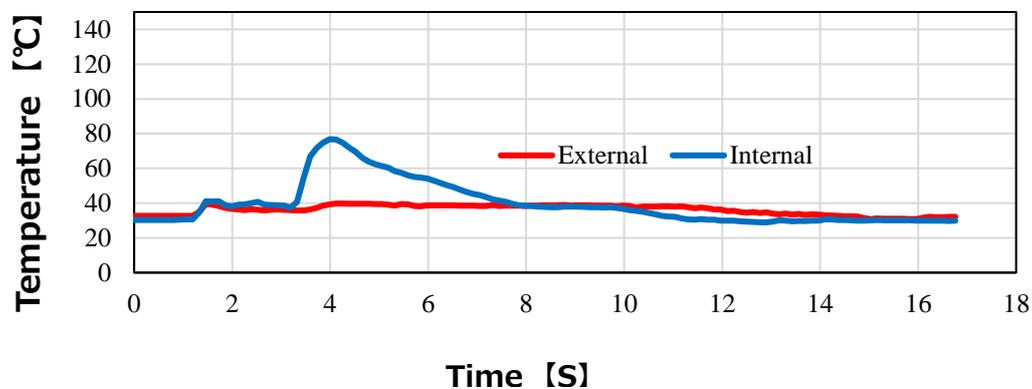


Fig. 3.22 Max temperature on workpiece back surface ($d = 0.03$ mm)

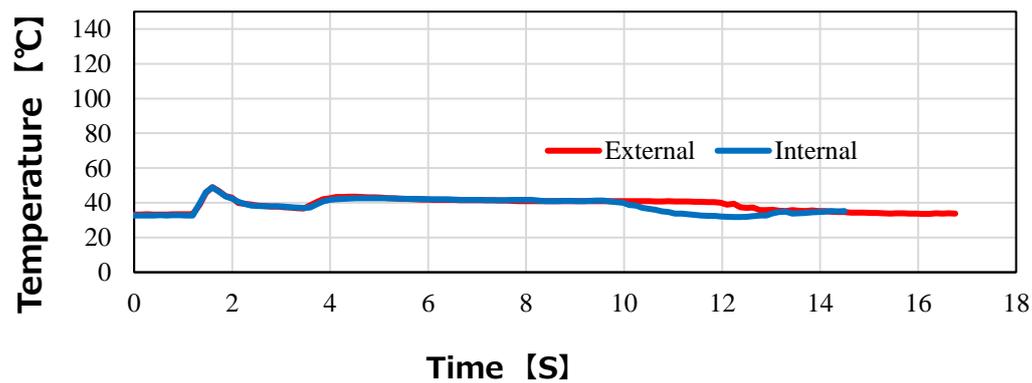


Fig. 3.23 Max temperature on workpiece back surface ($d = 0.04$ mm)

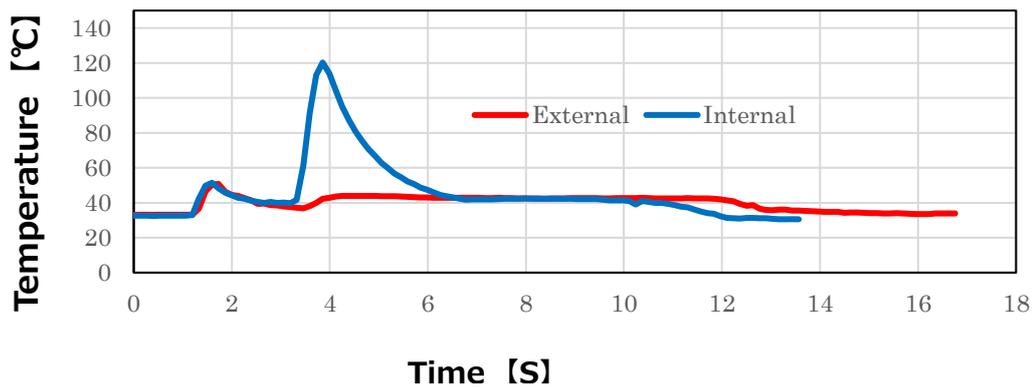


Fig. 3.24 Max temperature on workpiece back surface ($d = 0.05$ mm)

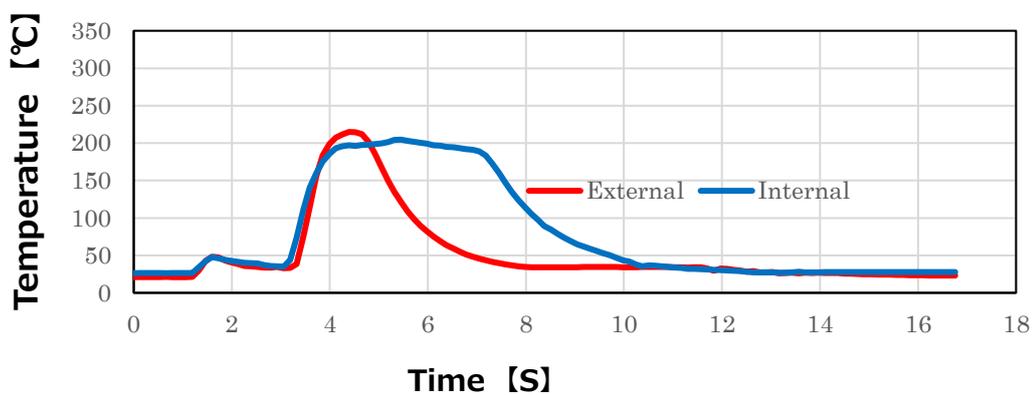


Fig. 3.25 Max temperature on workpiece back surface ($d = 0.06$ mm)

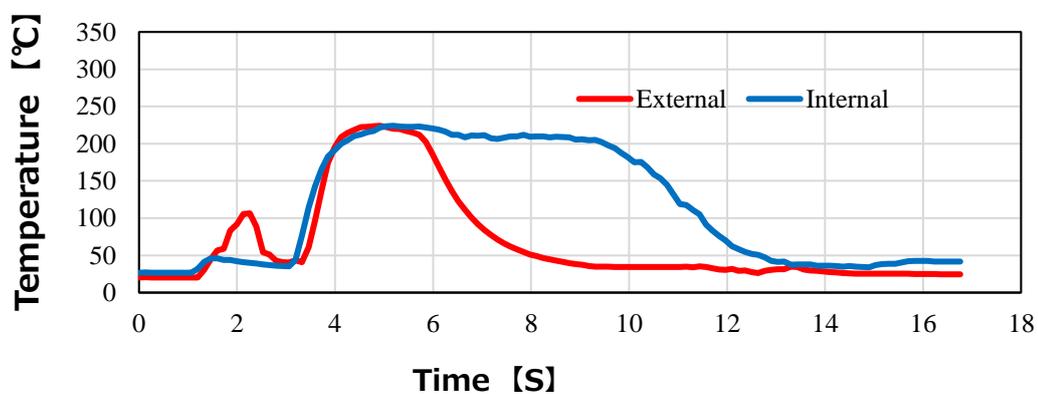


Fig. 3.26 Max temperature on workpiece back surface ($d = 0.07$ mm)

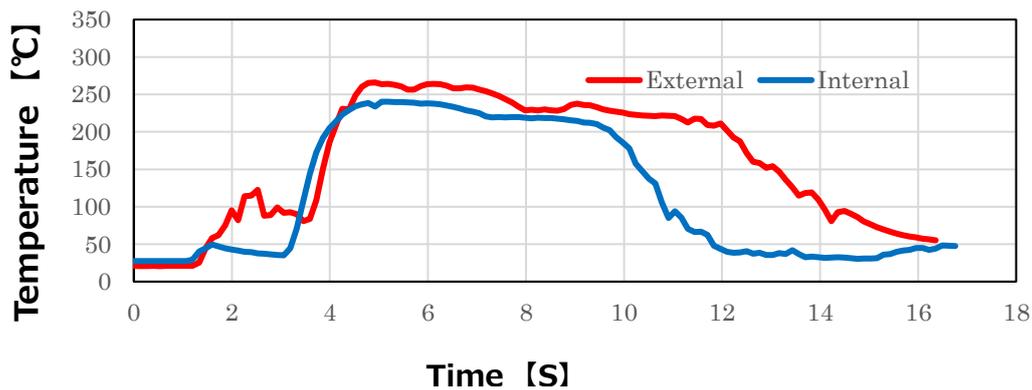


Fig. 3.27 Max temperature on workpiece back surface ($d = 0.08$ mm)

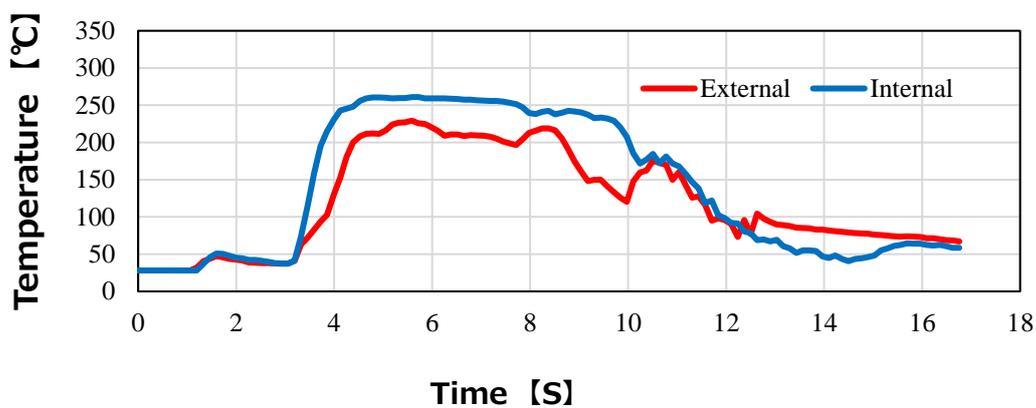


Fig. 3.28 Max temperature on workpiece back surface ($d = 0.10$ mm)

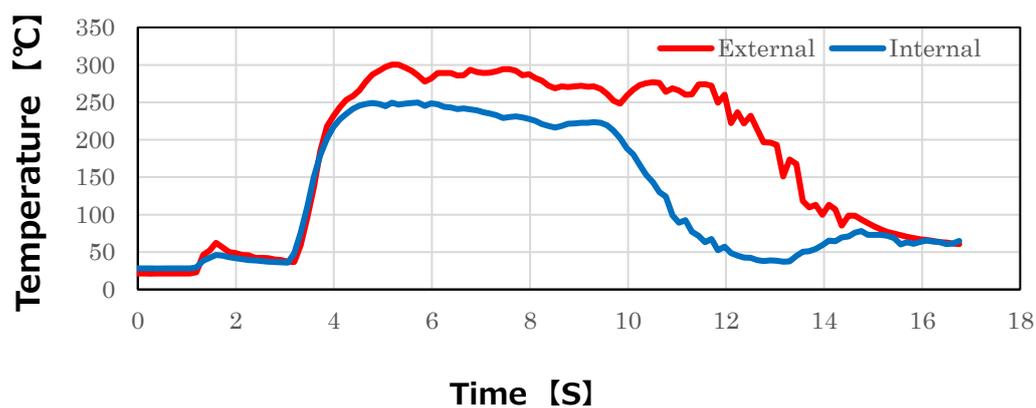


Fig. 3.29 Max temperature on workpiece back surface ($d = 0.12$ mm)

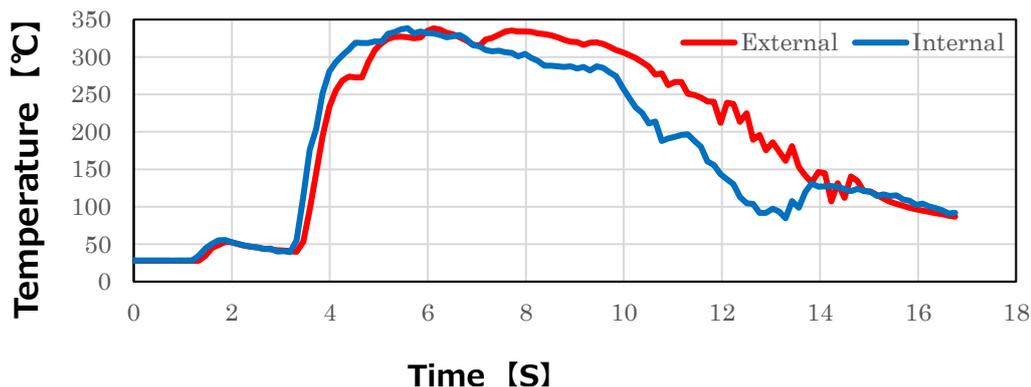
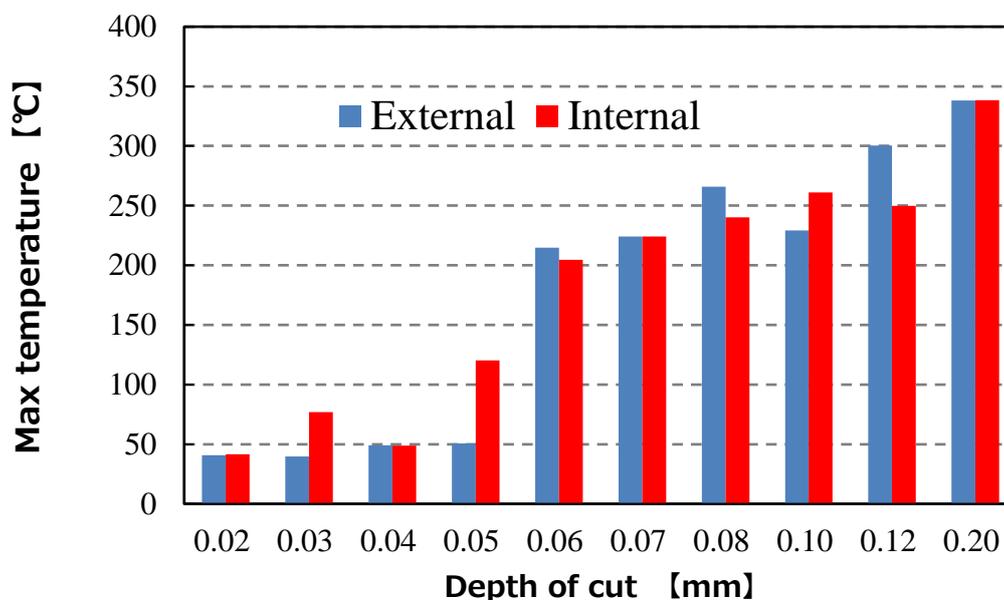
Fig. 3.30 Max temperature on workpiece back surface ($d = 0.20$ mm)

Fig. 3.31 Effect of grinding wheel structure on max temperature on workpiece back surface

加工面裏面温度は切込み深さ増加に伴い上昇した。図 3.20 で示した背分力では切込み深さ増大に伴い背分力が上昇していて、砥石と被削材の摩擦力が上昇し加工面裏面温度も上昇したと考えられる。

また研削抵抗と同様に、研削液供給方法による加工面裏面温度は大きな差がなかった。本実験では研削距離が短く、研削液供給量が 10 L/min と十分で、外部ノズルによる研削液供給でも切りくずの排出には十分だったため研削抵抗に差があまり出ず加工面裏面温度も大きな差が出なかったと考えられる。

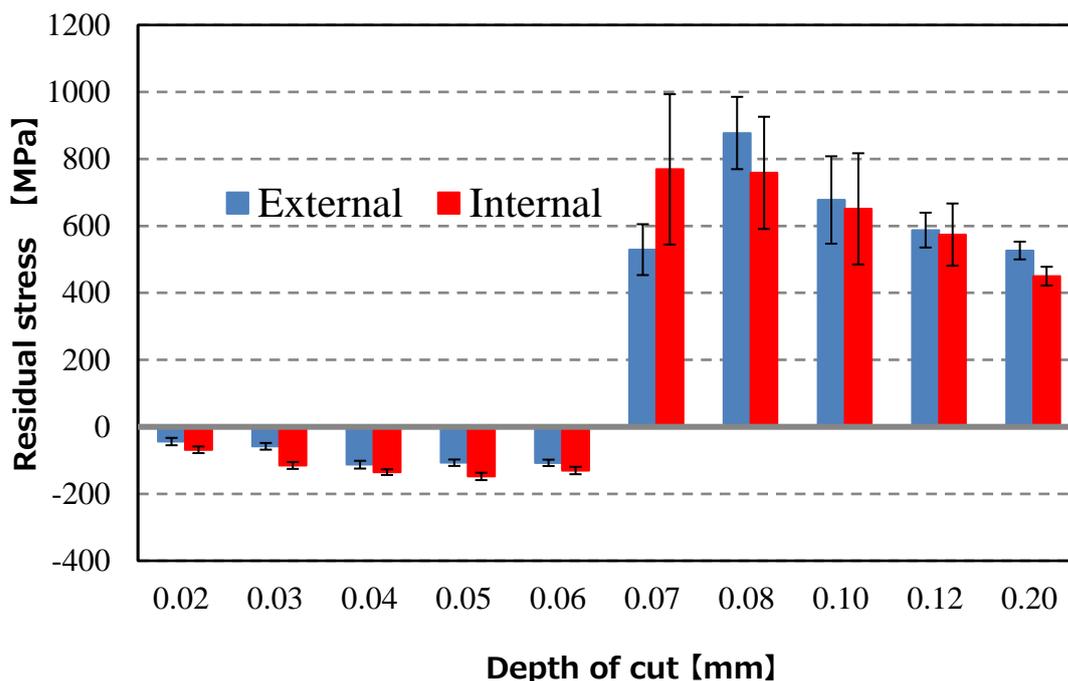


Fig. 3.32 Effect of grinding wheel structure on residual stress

図 3.32 に切込み深さを変化させた際の研削表面の残留応力を示す。切込み深さ 0.04 mm, 砥石内研削液供給では 0.05 mm まで圧縮残留応力が大きくなった。しかし研削液供給方法によらず残留応力は切込み深さ 0.06 mm まで圧縮となったが, 切込み深さ 0.07 mm 以降では状況が変化し引張となった。接触弧は切込み深さ増加に伴い大きくなり, 切込み深さ 0.07 mm からチタン合金が酸化する温度に達し, 途端に残留応力が引張になったと考えられる。加工面にもうっすら焼けが観察できた。このことから残留応力は加工点がある一定の温度を超すと酸化し, 背分力による押しならしが打ち消されるほどの熱応力により残留応力は引張になる。しかしながら切込み量が 0.08mm を超えると残留応力は引張の支配が徐々に小さくなっていることがわかる。これは, 切込み量が大きくなることによって熱による引張の支配より被削材を押し込む背分力の増加によって圧縮への支配がより大きくなったためであると考えられる。

また 0.07 mm を除くいずれの切込み深さでも砥石内研削液供給の方が外部ノズルによる研削液供給にくらべ残留応力は圧縮側に大きくなったため, 残留応力の観点からすると, 砥石内研削液供給が外部ノズルによる研削液供給にくらべチタン合金の研削に適している。

図 3.33 に算術平均粗さの測定結果を示す。

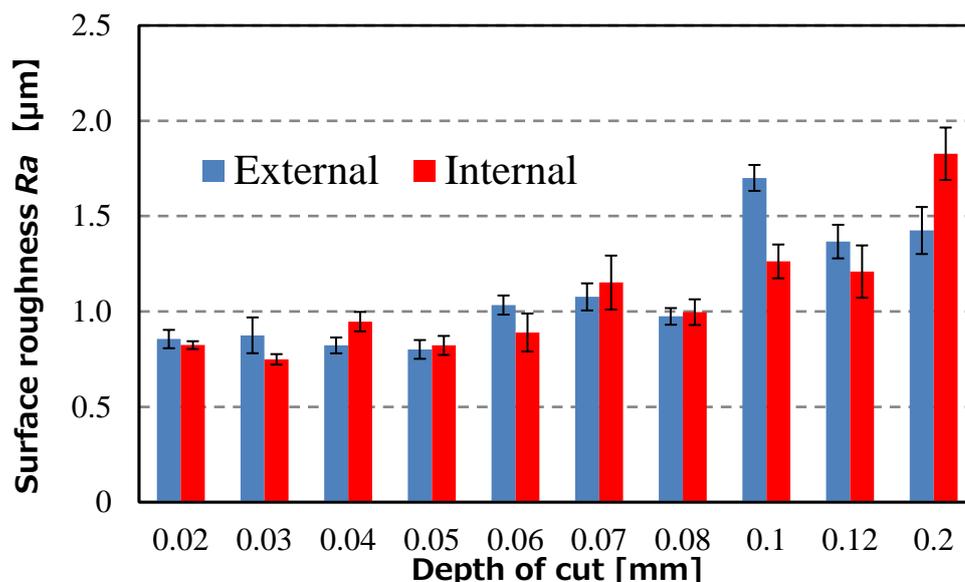


Fig. 3.33 Effect of grinding wheel structure on surface roughness

いずれの研削液供給方法でも、切込み深さ 0.06 mm までは算術平均粗さが $1 \mu\text{m}$ を下回った。それ以降は切込み深さの上昇に伴い、粗さも上昇している傾向がある。本実験では研削距離が短く、ドレッシング直後だったということもあり、砥石の切れ味が良いまま研削したため切込み深さ 0.06 mm までは良好な粗さになった。切込み深さ 0.06 mm を超すと、砥粒がより脱落する研削抵抗に達し、加工面の粗さが上昇したものと考えられる。

また研削液供給方法による加工面の粗さには大きな差がなかった。本実験では研削液供給量が 10L/min と十分で、外部ノズルによる研削液供給でも切りくずの排出には十分だったため加工面の粗さに大きな差が出なかったと考えられる。

3.5 GC 砥石を用いた研削距離による比較

ここでは、GC 砥石を用い最少切込み量 0.02mm、圧縮残留応力が働く最大切込み量 0.06mm について研削距離を変化させた場合のチタン合金の研削削面特性への影響を調べる。

3.5.1 実験方法

実験方法については、3.3.2 で記述した同様の実験方法で行い、加工条件は表 3.8 に示す。

Table 3.8 Grinding conditions

Type of coolant supply	External , Internal
------------------------	---------------------

Type of grinding wheel	GC Vitrified Bonded		
Grinding velocity	V	m/s	20
Feed rate	V	mm/min	500
Depth of cut	D	mm	0.02, 0.06
Grinding fluid	Emulsion type		
Amount of coolant supply	Q_{Total}	L/min	10
Grinding method	Down		
Material of work piece	Ti-6Al-4V		

3.5.2 実験結果

図 3.34 に砥石半径の減少量，図 3.35 に被削材の除去量を示す．なお，切込み深さ 0.06 mm では，外部ノズルによる研削液供給が研削距離 10 m で砥石が破損し，砥石内研削液供給では研削距離 35 m で亀裂が発生した．

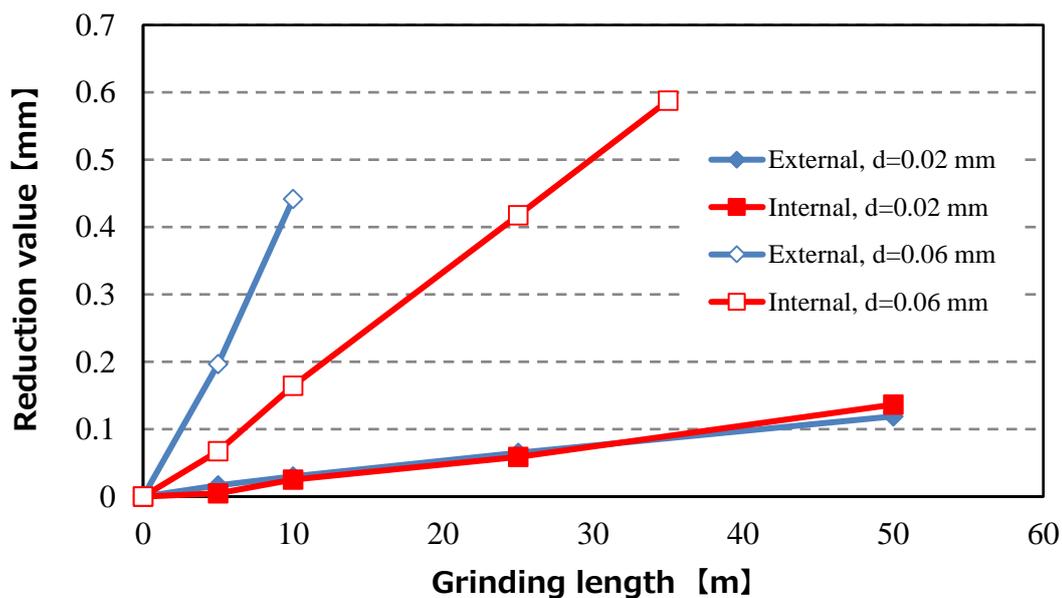


Fig. 3.34 Effect of coolant supply on decrease of grinding wheel radius

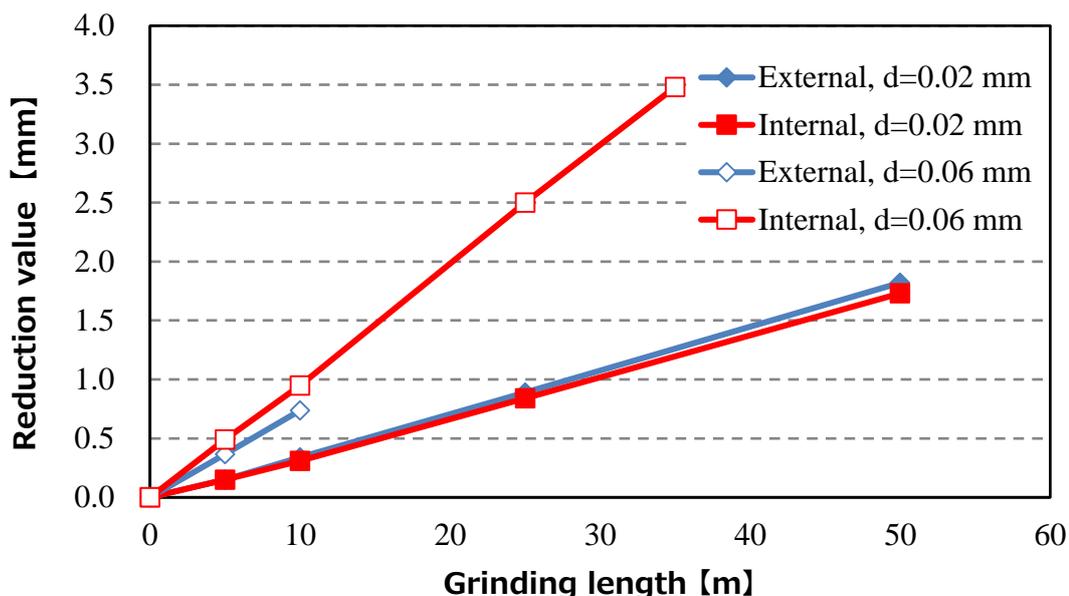


Fig. 3.35 Effect of coolant supply on total removal depth of workpiece

切込み深さ 0.02 mm について、いずれの研削液供給方法においても砥石半径の減少量と被削材の除去量に大きな差はみられない。これは研削液供給量が 10 L/min で十分であり、切込み深さが 0.02 mm と接触弧長が長くない条件であるため、いずれも研削液の供給が加工点に効率的に行われ、砥石の減少量、被削材の除去量ともに大きな差がみられなかった。

切込み深さ 0.06 mm では研削距離 20 m で、外部ノズルによる研削液供給の砥石半径減少量が 0.442 mm と砥石内研削液供給の 0.165 mm に比べ倍以上も減少していることがわかった。さらに被削材の除去量も研削距離 20 m で、外部ノズルによる研削液供給は 0.737 mm と砥石内研削液供給の 0.950 mm に比べ小さくなった。これは切込み深さ 0.06 mm では外部ノズルによる研削液供給が砥石内研削液供給にくらべ砥石半径が減少しやすく、被削材除去も劣ることを示している。切込み深さ 0.06 mm では接触弧長が切込み深さ 0.02 mm の時と比べ長くなり、外部ノズルによる研削液供給では加工点に十分な研削液が供給されていないことがわかる。砥石内研削液供給では接触弧長が増加しても、砥石の内部から研削液を加工点に直接供給するため、外部ノズルによる研削液供給より効率的に研削液が供給できた。

ここで、砥石半径の減少量と被削材の除去量から研削比を求める。研削比は研削により除去した被削材の体積を砥石摩耗の体積で除して求める。図 3.36 に切込み深さ 0.02 mm と 0.06 mm の研削加工をした際の研削比を示す。

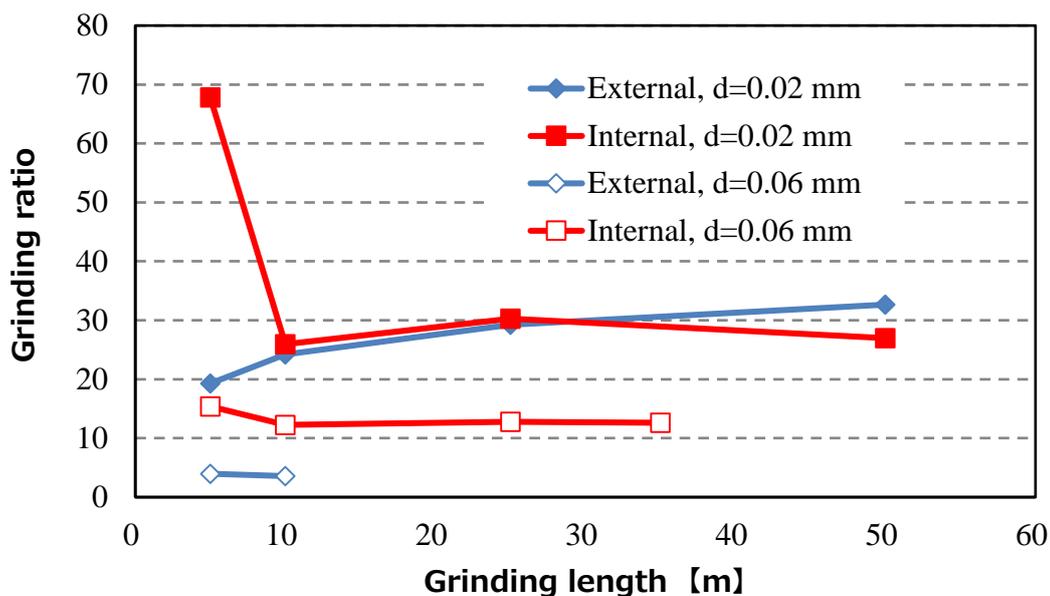


Fig. 3.36 Effect of coolant supply on grinding ratio

切込み深さ 0.02 mm では砥石半径の減少量と被削材の除去量に大きな差がなかったため研削距離 5 m を除き、研削比にも大きな差はなかった。切込み深さ 0.06 mm では外部ノズルによる研削液供給に比べ砥石内研削液供給の研削比が大きくなった。砥石内研削液供給では砥石半径の減少量が小さく、被削材の除去量が大きいためこのような結果になった。

またいずれの研削液供給方法でも、切込み深さ 0.02 mm に比べ切込み深さ 0.06 mm は研削比が低下した。これは、切込み深さを大きくすると砥粒にかかる負荷が大きくなるため、砥粒の脱落を引き起こしやすくなるためだと考えられる。また、汎用砥石による鋼材の研削比は数十～数百程度であるため⁷³⁾、チタン合金の研削比は小さいことがわかる。そこで、研削比を向上するために、砥粒の保持力を強くするために結合度を高くする、高い耐摩耗性や硬度、低い摩擦係数をもつ超砥粒を使用するなどの対策が考えられる。

各パスの主分力を図 3.37、背分力を図 3.38 に示す。切込み深さ 0.06 mm では、外部ノズルによる研削液供給が研削距離 10m で砥石が破損し、砥石内研削液供給では研削距離 35 m で亀裂が発生した。

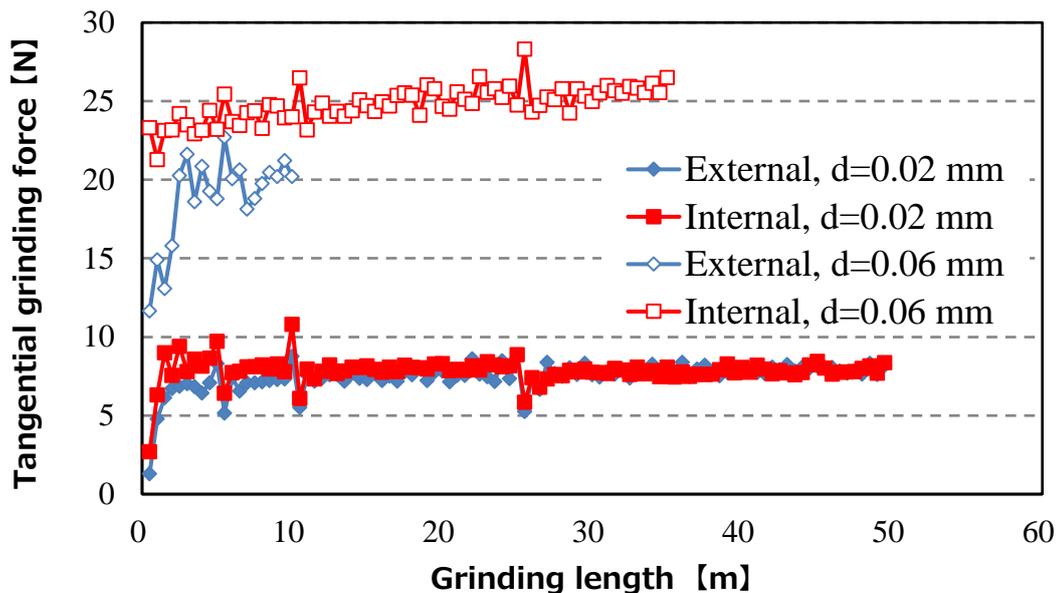


Fig. 3.37 Tangential grinding force

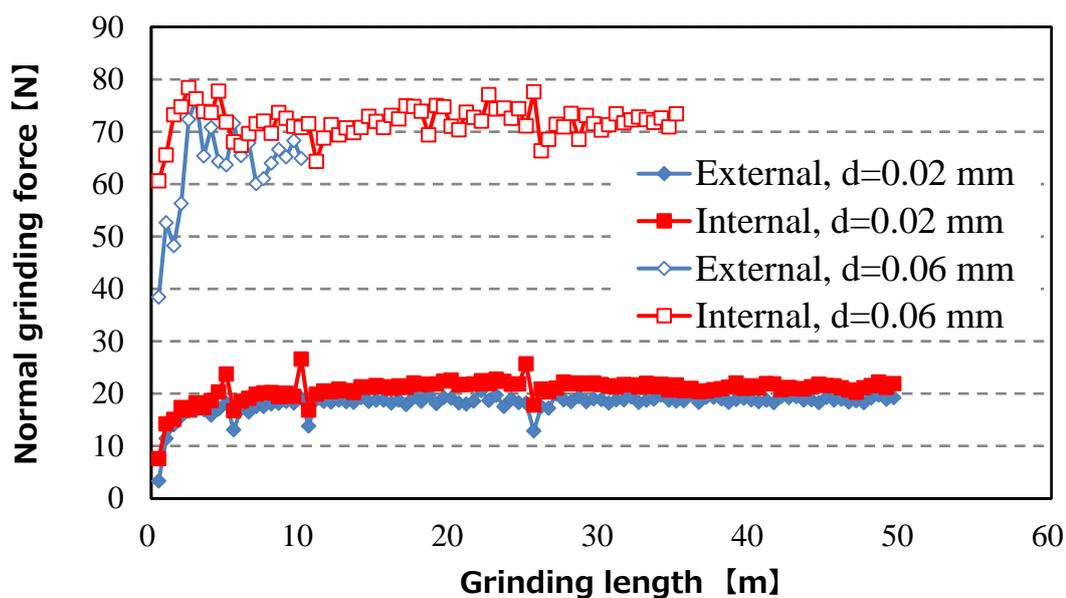


Fig. 3.38 Normal grinding force

いずれの条件でも研削距離が長くなると一定の研削比に近づいていくのがわかる。研削距離が短い時は砥石がドレッシング直後で切れ味が良い、つまり研削抵抗が小さいが、研削距離が長くなるにつれ、切れ味が悪くなり研削抵抗が増加する。しかし砥石の自生作用により研削距離が5 m 付近から研削抵抗が定常状態になると考えられる。しかし切込深さが増加すると研削抵抗が安定せず定常状態になっても振れが大きくなった。

研削液供給方法について着目すると、切込み深さ 0.02 mm では大きな差は見られなかつ

た。これは研削液供給量が 10 L/min で十分であり、切込み深さが 0.02 mm と接触弧長が長くない条件であるため、いずれも研削液の供給が加工点に効率的に行われ大きな差がみられなかったものと考えられる。切込み深さ 0.06 mm では、外部ノズルによる研削液供給での研削抵抗が砥石内研削液供給にくらべ振れが大きくなった。接触弧長の長い切込み深さ 0.06 mm では、研削液を加工点に直接供給できる砥石内研削液供給にくらべ、外部ノズルによる研削液供給は研削液がうまく供給できていなかったと考えられる。そのため正常に自生作用が働かず、研削抵抗が大きく振れていて、砥石破損につながった。

目づまりの評価には顕微鏡撮影法を用いた。他には HCl 転写法、比色分析法、B 線後方散乱を利用する方法、磁気ヘッドによる磁気検出法、渦電流計を金属検出器として応用しインプロセスで検出する方法などが存在する⁷⁹⁾が中でも、視覚的かつ直感的にわかりやすく、広く用いられていたため顕微鏡撮影法を用いた。撮影にはマイクロSCOPE (Keyence 社製、デジタルマイクロSCOPE VHX-1000, レンズ倍率は 100) を用いた。また、撮影に用いた砥石を固定するためのジグを図 3.39 に示す。なお、このジグによりある砥粒一粒を常に見つけ撮影することができ、加工前後の砥石表面の変化をより正確に観察することができる。図 3.39 において、砥石を一定方向に向けるためにはめ合わせるキー部を白線で囲んで示している。

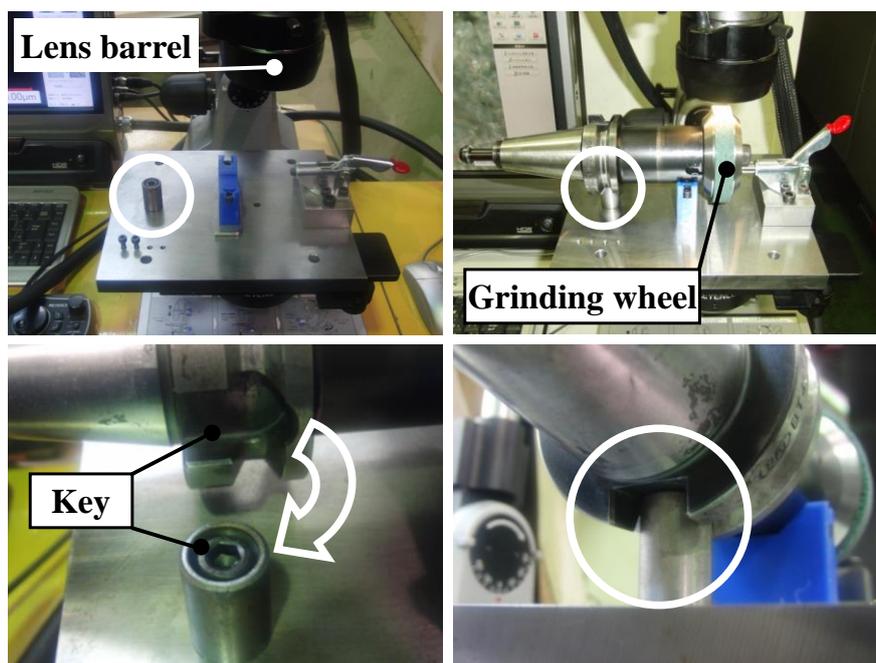
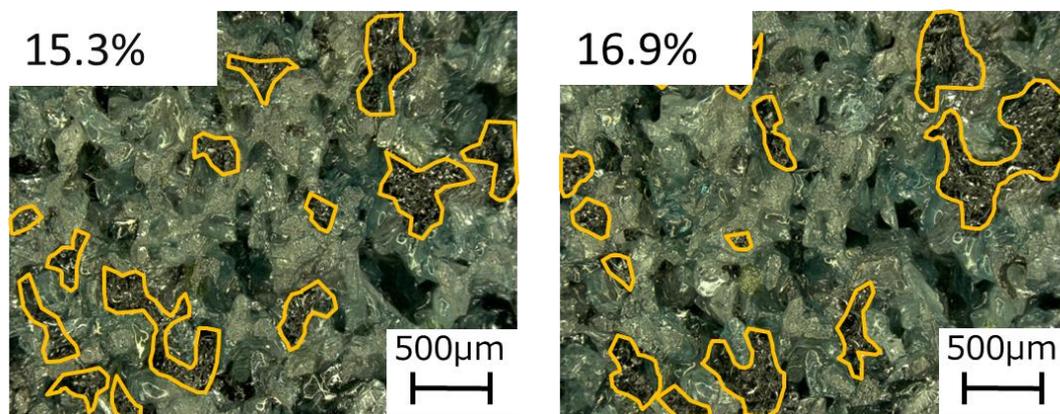


Fig. 3.39 JIG for photographing grinding wheel

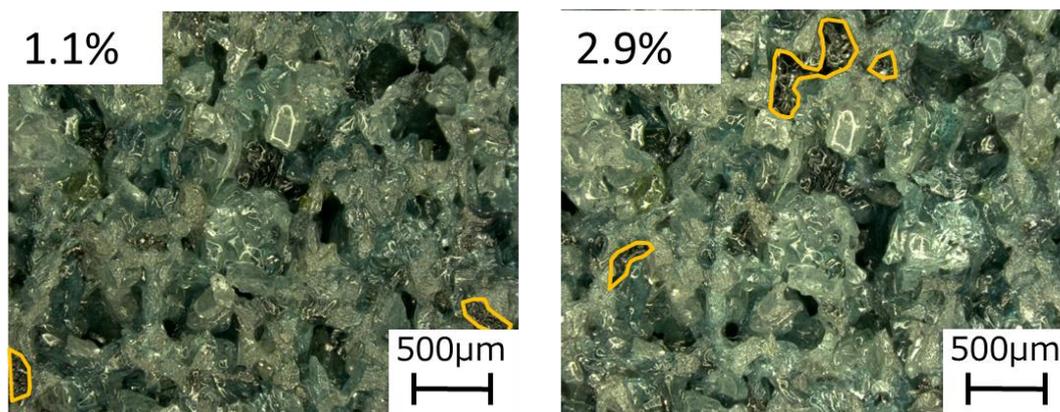
図 3.40～図 3.43 に研削抵抗を測定する際の研削加工において、加工後の砥石表面を示す。枠で囲われた箇所は切りくずによる目づまり部分を表し、パーセントで表した数値は画像内の目づまりの割合を示す。なお、切込み深さ 0.06 mm では、外部ノズルによる研削

液供給が研削距離 10 m で砥石が破損し，砥石内研削液供給では研削距離 35 m で亀裂が発生した。



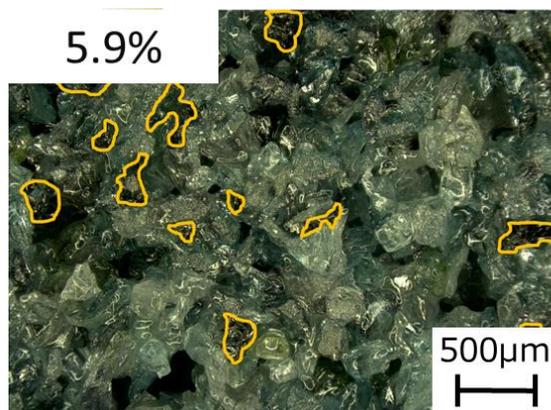
(a) After grinding 25 m (b) After grinding 50 m

Fig. 3.40 Surface of grinding wheel (External, $d=0.02$ mm)

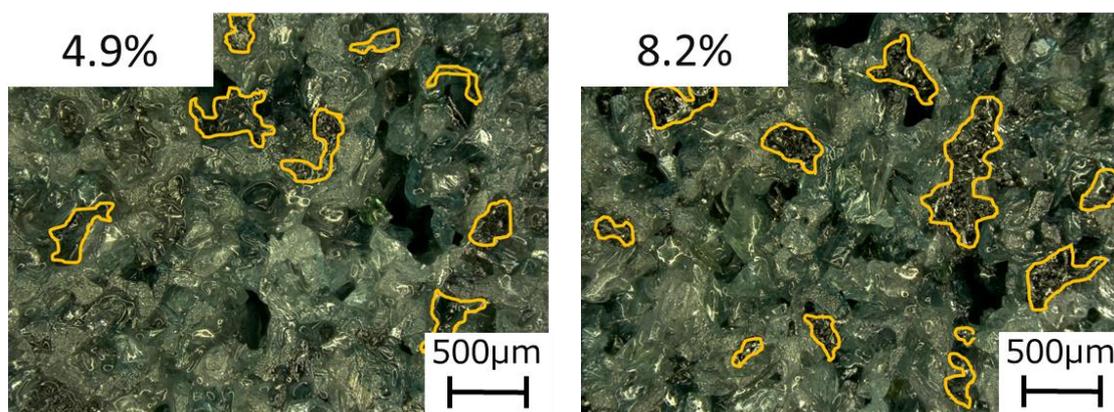


(a) After grinding 25 m (b) After grinding 50 m

Fig. 3.41 Surface of grinding wheel (Internal, $d=0.02$ mm)



(a) After grinding 10 m

Fig. 3.42 Surface of grinding wheel (External, $d=0.06$ mm)

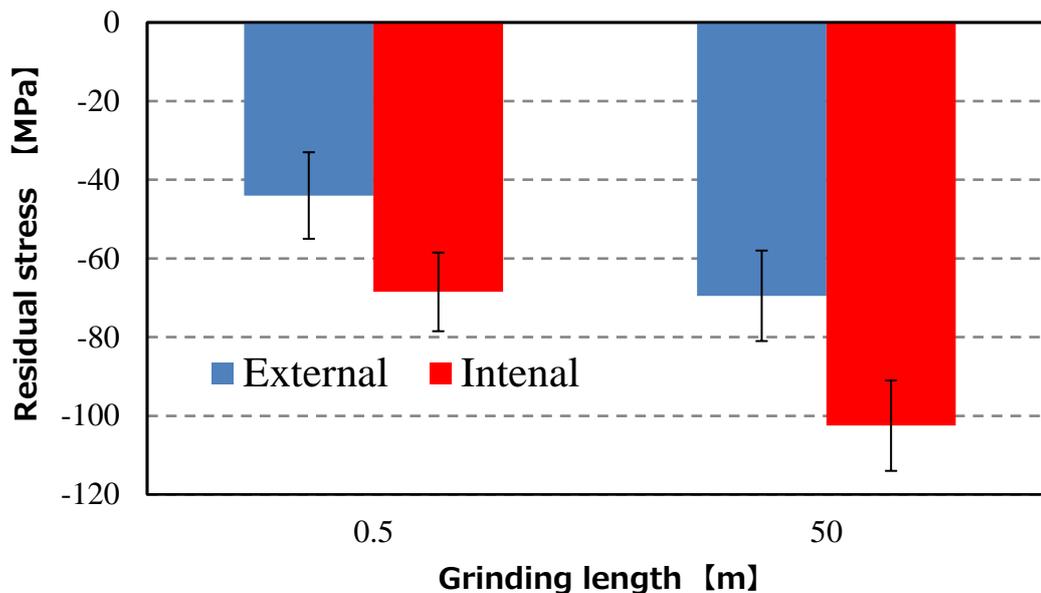
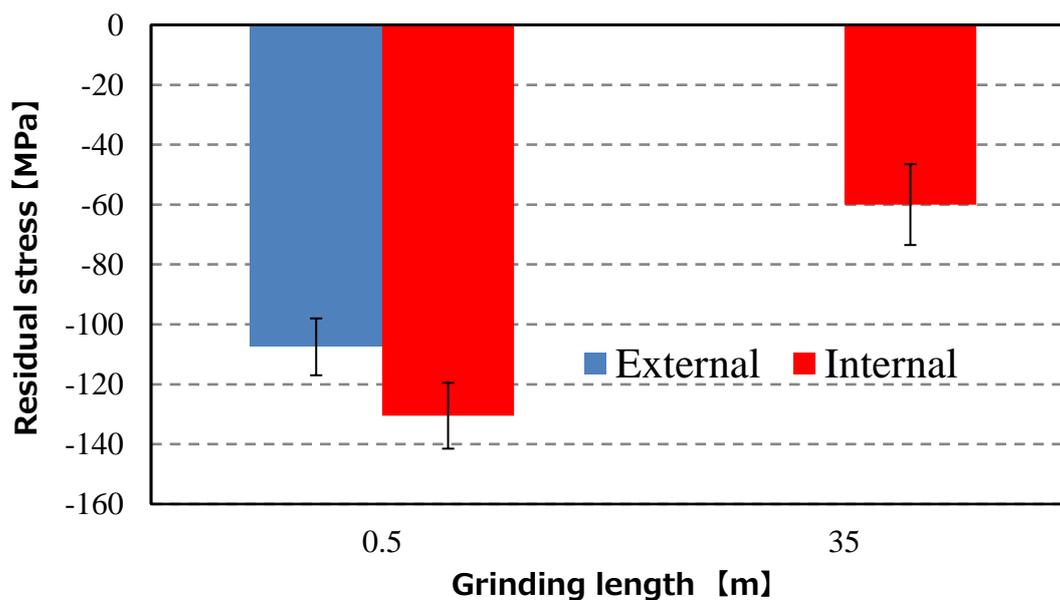
(a) After grinding 25 m

(b) After grinding 35 m

Fig. 3.43 Surface of grinding wheel (Internal, $d=0.06$ mm)

まず切込み深さ 0.02 mm について着目する。目詰まりの割合は研削距離 50 m で砥石内研削液供給が 2.9% であり、外部ノズルによる研削液供給の 16.9% に比べ小さな値となった。砥石内部から研削液を供給することで切りくずを効率的に排出し、目詰まりを回避できていることがわかる。切込み深さ 0.06 mm での砥石内研削液供給では、切込み深さ 0.02 mm にくらべ目詰まりはしているものの、外部ノズルによる研削液供給より小さな値となった。

図 3.44 に切込み深さ 0.02 mm、図 3.45 切込み深さ 0.06 mm の研削表面での残留応力の測定結果を示す。なお、切込み深さ 0.06 mm では、外部ノズルによる研削液供給が研削距離 10 m で砥石が破損し、砥石内研削液供給では研削距離 35 m で亀裂が発生した。

Fig. 3.44 Effect of coolant supply on residual stress ($d=0.02$ mm)Fig. 3.45 Effect of coolant supply on residual stress ($d=0.06$ mm)

まず図 3.44 の切込み深さ 0.02 mm に着目する。いずれの研削液供給方法でも残留応力は圧縮となった。研削液供給方法に着目すると、研削距離に関わらず砥石内研削液供給の方が外部ノズルによる研削液供給より圧縮残留応力は大きくなった。外部ノズルによる研削液供給に比べ砥石内研削液供給の圧縮残留応力が増加する要因として研削時の背分力が増加することが考えられる。増加した背分力により加工表面を押しならし、塑性変形させることで加工表面層に圧縮残留応力を生成させていると考えられる。

次に図 3.45 の切込み深さ 0.06 mm に着目する。切込み深さ 0.02 mm の時とは異なり、研

削距離が増加すると残留応力は引張に近づいた。図 3.37, 図 3.38 より, 研削抵抗は研削距離 0.5 m よりも研削距離 50 m の方が大きい。そのため研削加工時にチタン合金が酸化する温度に近づき, 熱応力により残留応力が引張に近づいたものと考えられる。

いずれの切込み深さ, 研削距離でも, 砥石内研削液供給の方が外部ノズルによる研削液供給に比べ圧縮残留応力は大きくなったため, 残量応力の観点からすると, 砥石内研削液供給が外部ノズルによる研削液供給に比べチタン合金の研削に適している。

図 3.46 に切込み深さ 0.02 mm, 図 3.47 に切込み深さ 0.06 mm の研削加工時の算術平均粗さの測定結果を示す。

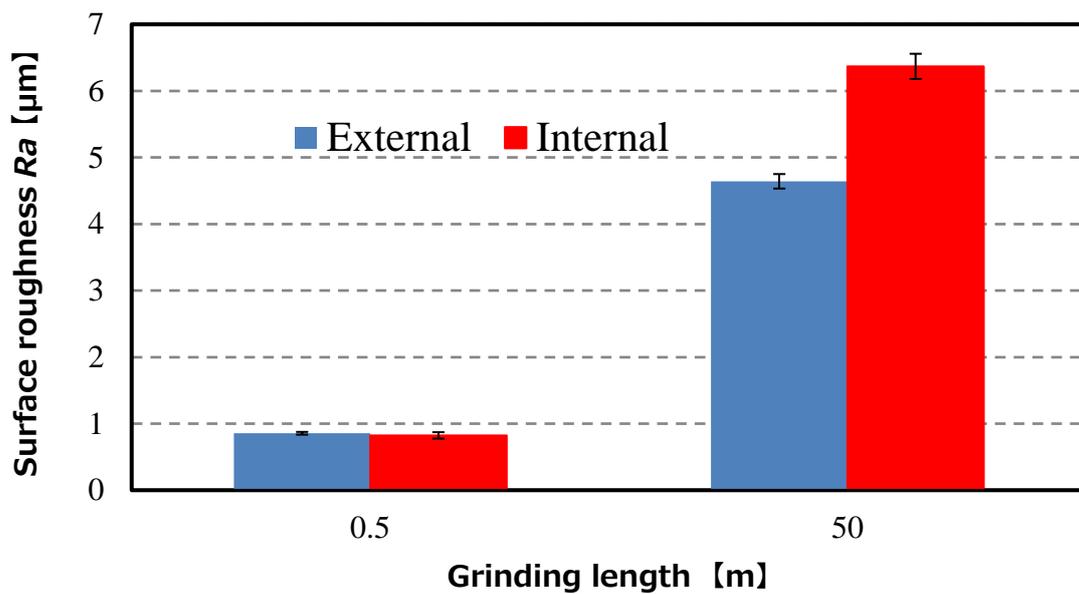


Fig. 3.46 Effect of coolant supply on surface roughness($d=0.02$ mm)

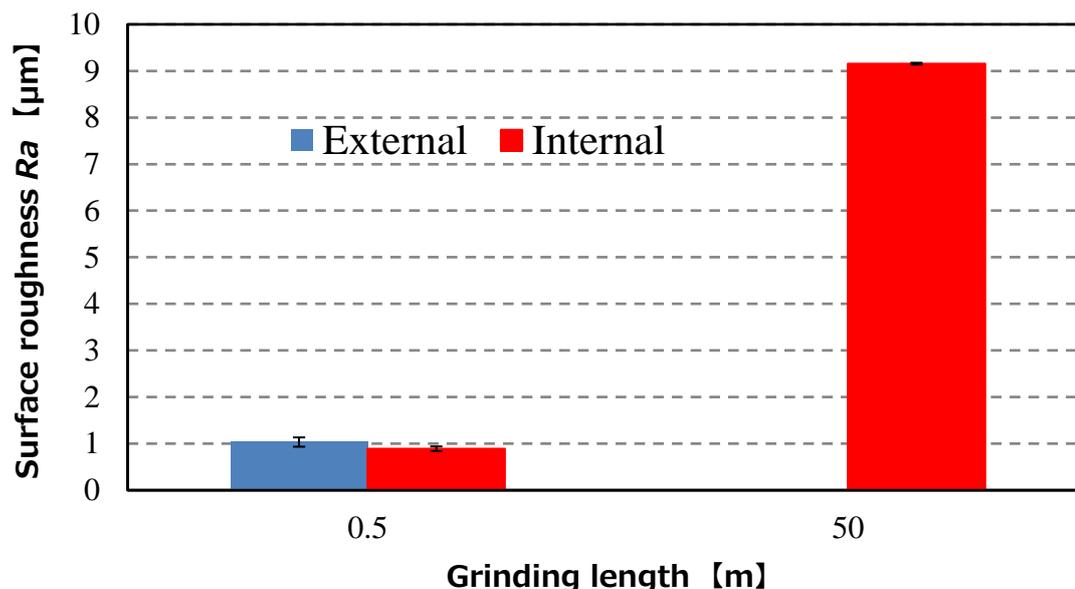


Fig. 3.47 Effect of coolant supply on surface roughness ($d=0.06$ mm)

いずれの切込み深さでも、研削距離の増加に伴い、表面粗さが大きくなった。研削距離が短い時は、ドレッシング直後で砥石の切れ味がよく、良好な表面粗さとなった。しかし研削距離が増加すると、砥石表面は目詰まりや目こぼれ、目つぶれが生じる。そのため砥粒の切れ味が低下し、表面粗さも増加した。

またいずれの切込み深さでも、研削距離が 0.5 m のときは表面粗さに大きな差はなかった。これはドレッシング直後で砥石の切れ味がよく目詰まりや目こぼれ、目つぶれがあまり生じていなかったからだと考えられる

3.6 まとめ

チタン合金を砥石内研削液供給と外部ノズルの研削液供給による研削加工において砥石の種類、研削距離、切込み深さによる比較を行い、研削抵抗、残留応力、表面粗さ、表面硬さ、加工点裏側の温度を測定し、以下の結果を得た。

- (1) GC 砥石は WA 砥石に比べ研削抵抗が小さく切れ味が良好である。
- (2) 研削距離が短ければ砥石の種類や研削液供給方法による研削温度の違いは見られなかった。しかし研削距離が長くなると WA 砥石を用いた場合には研削温度が上昇したが GC 砥石を用いた場合は研削温度が上昇しなかった。
- (3) GC 砥石の場合、研削液供給方法による主分力や背分力の違いは見られなかった。また、GC 砥石は WA 砥石と比べ研削抵抗が小さく安定した研削が可能である。

- (4) チタン合金を研削した時の GC 砥石の研削比は WA 砥石の研削比の 15 倍であった。
チタン合金を研削する場合 WA 砥石より GC 砥石の方が適している。
- (5) GC 砥石は、圧縮残留応力が発生した。また WA 砥石においては、研削液供給方法や研削距離に関わらず引張残留応力が発生した。また GC 砥石において砥石内研削液供給の方が外部ノズルによる研削液供給に比べ大きい圧縮残留応力が発生した。
- (6) GC 砥石の研削加工において、研削抵抗は研削距離が長くなるとともに上昇するが、研削距離 5 m 付近から定常状態となる。また切込み深さの増大に伴い研削抵抗は上昇する。
- (7) GC 砥石の研削加工において、目づまりは研削距離と切込み深さ増加に伴い多くなるが、砥石内研削液供給では外部ノズルにくらべて切りくずを効率的に排出し、目づまりを回避できていることがわかる。
- (8) GC 砥石の研削加工において、加工面裏面の温度は切込み深さ増加に伴い大きくなり、研削抵抗、特に背分力と密接な関係があることがわかった。
- (9) GC 砥石の研削加工において、残留応力は、切込み深さの増加に伴い圧縮に増加するが、切込み深さ 0.07 mm からは熱応力により引張になる。

第4章

砥石内研削液供給を用いた チタン合金の曲面加工

4.1 はじめに

航空機エンジンには多くのチタン合金製タービンプレードが使用されている。この自由曲面を持ったチタン合金製タービンプレードを研削加工で仕上げる際、研削液を供給するノズルと被削材が干渉すること、砥石表面に発生する空気層が研削液の供給を阻み効率的な研削液供給が困難であることが問題となっている。研削液を加工点へ効率的に供給するジェットノズル⁸⁰⁾やシューノズル⁸¹⁾などの方法があるが、いずれも曲面の加工には装置の干渉の恐れがあるため有効ではない。

曲面のチタン合金に対して、砥石内研削液供給と外部ノズルによる研削液供給において研削加工を行い、加工面の研削面特性に及ぼす影響を明らかにすることを目的とした。ここではR100の凹、凸型チタン合金に対し研削液供給方法が仕上げ面粗さへ及ぼす影響について調べた。またケーススタディーとして実際に砥石内研削液供給にて自由曲面を持つタービンプレード形状を削り、仕上げ面粗さと精度を調査した。

4.2 試験片の概要

図 4.1-図 4.2 にこの実験で用いた試験片の寸法を示す。被削材は厚さ 3 mm、半径 100 mm の凹型と凸型形状である。材質はチタン合金の中で広く利用されている Ti-6Al-4V を使用している。加工部の寸法は、幅 12 mm の湾曲部である。また加工部の段差は切削加工にて削りだして設けた。

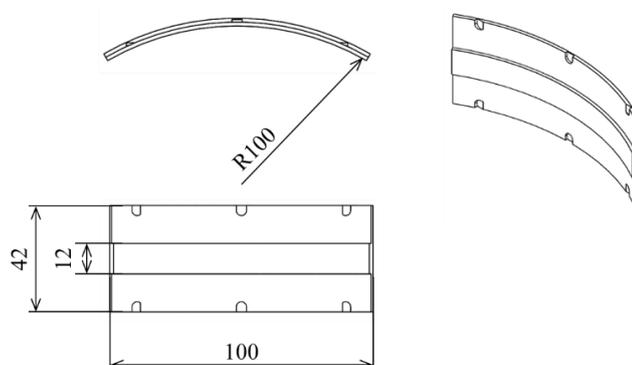


Fig. 4.1 Dimensions of concave shape specimen

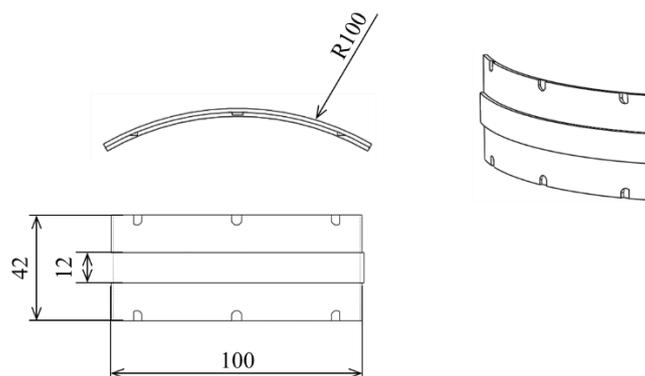


Fig. 4.2 Dimensions of convex shape specimen

4.3 実験方法

表 4.1 に研削条件を示す。研削液供給方法は砥石内研削液供給および通常の外部ノズルからの研削液供給を用いた。3章では平面研削を行ったためノズルは1本のみでも加工点に効率的に研削液を供給できていた。しかしマシニングセンタ内で曲面研削をする際、ノズルを固定してしまうと図 4.3 のように研削液を加工点に供給できなくなる。そのため凸型試験片に対しては図 4.4 に示すように7本の外部ノズルによる研削液供給についても調べた。7本のノズルは加工点の真横に設置すると干渉の恐れがあるため砥石上部に設置した。

切込み深さは 0.06 mm, 送り速度 500 mm/min と研削としては厳しい条件となっている。

Table 4.1 Grinding condition

Type of coolant supply			External, Internal
Tool			GC vitrified bonded
Grinding velocity	V	m/s	20
Feed rate	v	mm/min	500
Depth of cut	d	mm	0.06
Grinding fluid			Emulsion
Amount of coolant supply	Q_{Total}	L/min	10
Grinding method			Down
Material of work piece			Ti-6Al-4V

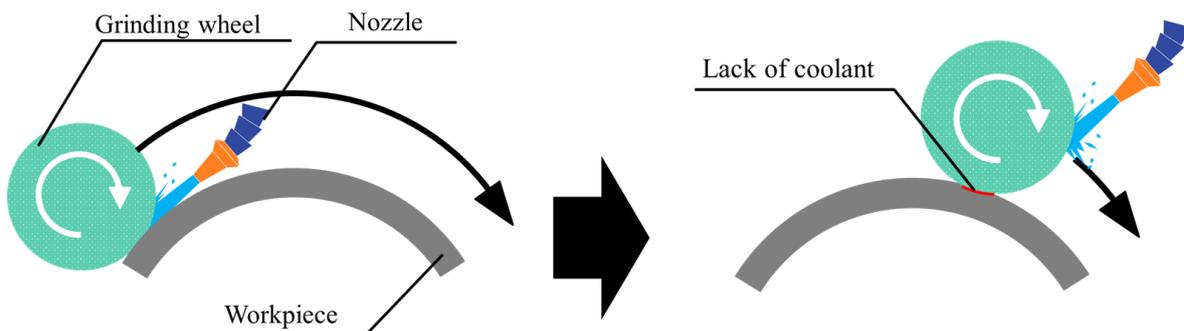


Fig. 4.3 Problems of nozzle

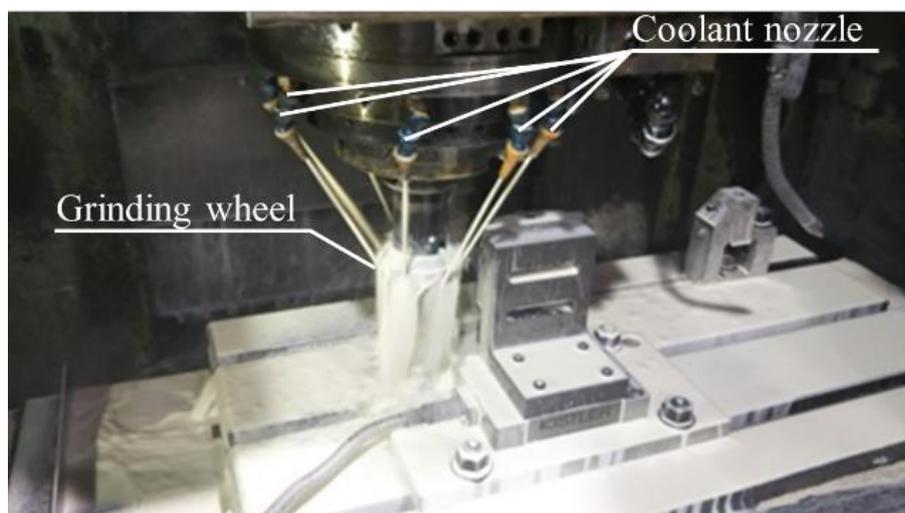


Fig. 4.4 Outer nozzles setting

図 4.5 には実験装置の概略を示す。スリット状に四角穴を開けた固定ジグに試験片を取り付けて研削加工を行い、その加工面裏側の表面を赤外線放射温度計 (FILR SC620 series) により測定した。なお、試験片裏側には KEYENCE 黒体スプレー OP-96929 を塗布し、試験片裏側の放射率を 0.94 の一定値とした。

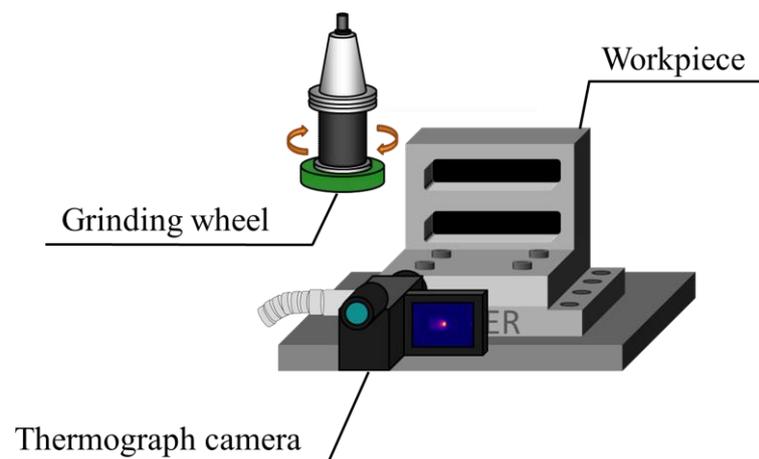


Fig. 4.5 Experimental set up for temperature measurement

4.4 実験結果

図 4.6 に加工面の表面粗さを示す。いずれの条件でも砥石内研削液供給の表面粗さが小さくなることがわかった。表面粗さの平均は砥石内研削液供給による結果を基準とすると凹型試験片では 10%，凸型試験片では 1 本のノズルに対し 20%，7 本のノズルに対し 9% 粗さが向上した。外部ノズルを用いた場合は，加工位置によるあらさのばらつきが大きかった。これはノズル位置が固定されているため，局面に沿って位置により研削液の供給量が増減したためと考えられる。

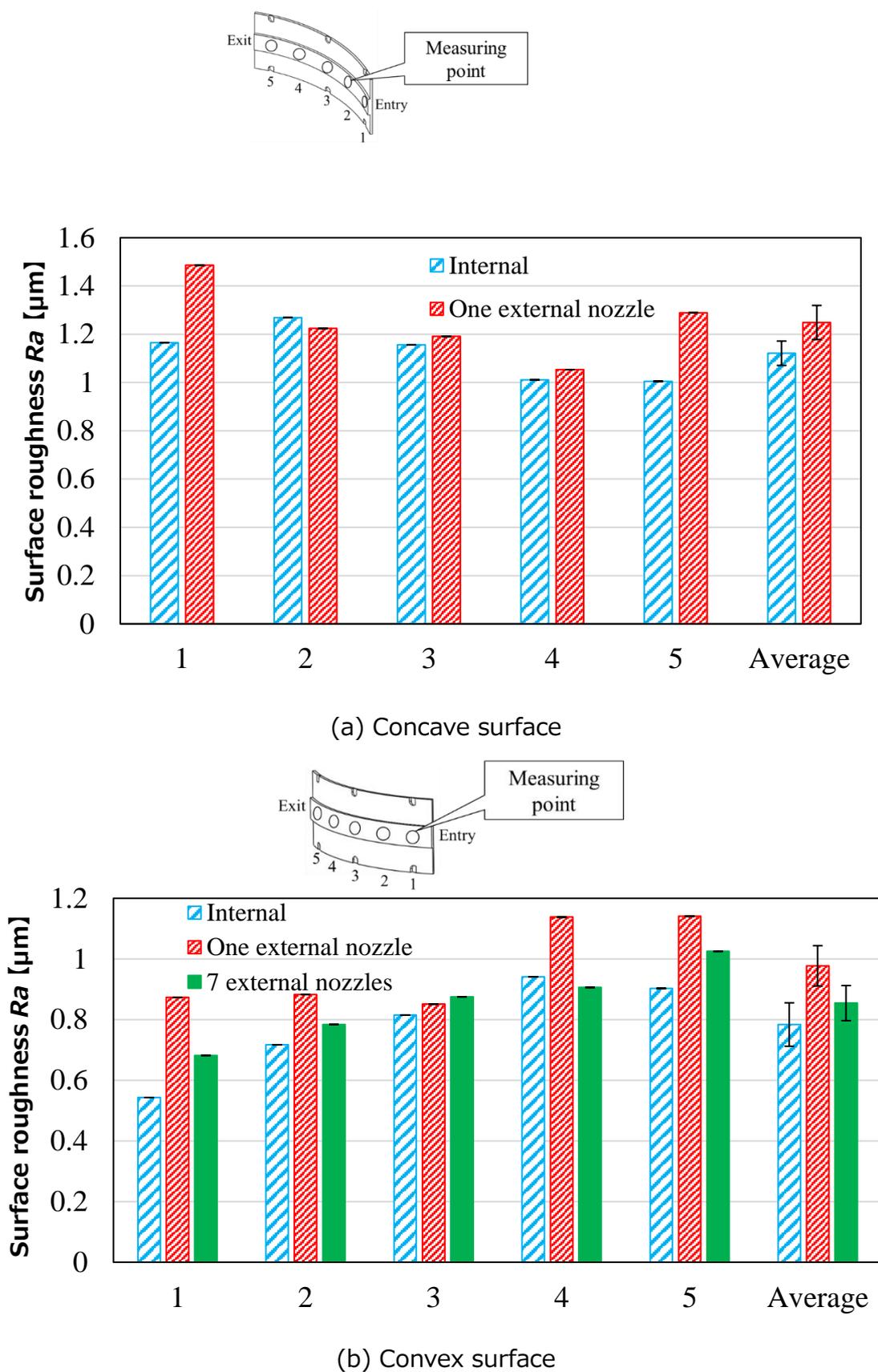


Fig. 4.6 Effect of machining surface curvature and coolant supply on surface roughness

図 4.7 に被削材裏面で測定した最高温度を示す。凸型試験片に着目すると、外部ノズルを用いた場合、加工開始点でノズルの位置が加工点に向き効率的な冷却が行われ温度も砥石内研削液供給と大差ない。しかし加工終了点ではノズルが加工点を向いていないため効率的な冷却ができず、温度が上昇している。図 4.6 (b)に示すように、外部ノズルを用いた場合、この影響により、加工終了点に近づくにつれて粗さが大きくなっている。加工点以外の箇所へも多くのノズルが向いているため加工点に直接供給できる研削液の量はノズル 1 本を使用した時よりも減り、砥石内研削液供給より温度が上昇した。砥石内研削液供給の場合、研削途中で測定温度が低下しているが、これはサーモカメラと被削材の間に霧状の研削液が写り込んでいるためである。ノズル 7 本を使用した時は、温度が一番高くなった。7 本のノズル全てが研削点に向いているわけではなく、砥石に均等に向いているため加工点に供給できる研削液の量が少なかったためだと考えられる。

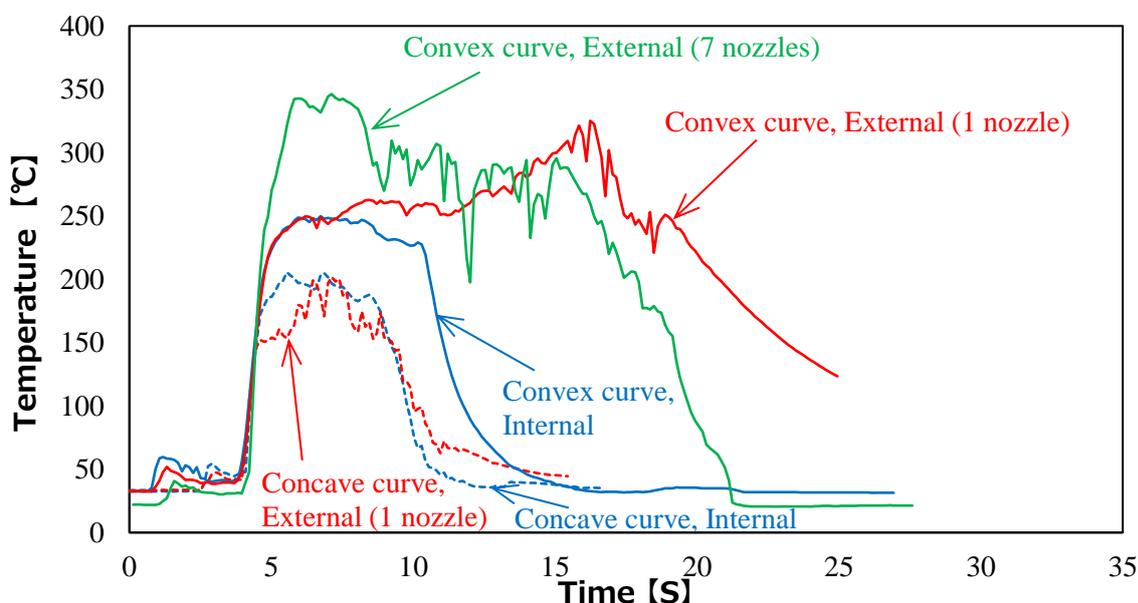


Fig. 4.7 Effect of machining surface curvature and coolant supply on maximum temperature on the back surface of specimen

図 4.8 に凸型試験片の加工面を示す。外部ノズルを用いた場合、ノズルの本数によらず研削焼けが発生しているのに対し、図 4.7 で温度低減が示された砥石内研削液の場合、研削焼けが生じていない。一方、凹型試験片では、凸型よりも温度が低く研削焼けはいずれの条件でも見られなかった。

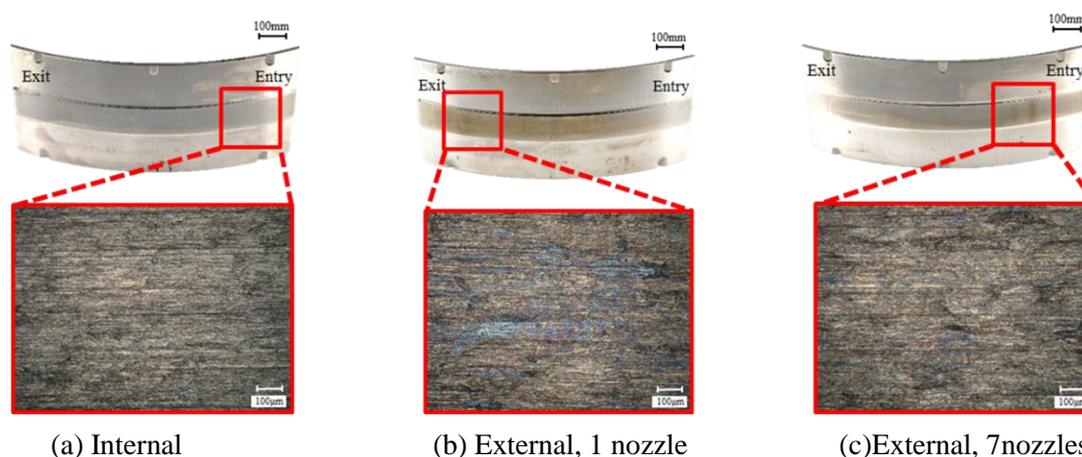


Fig. 4.8 Machined surface of convex workpiece

凸型と凹型で温度に差が生じた理由の一つとして、実加工点の送り速度の差が上げられる。送り速度 F は砥石中心の移動速度であり、曲面上の実加工点の送り速度は、工具経路の円弧中心から近い凸型では低く、凹形では高くなる。砥石中心の送り速度が $500\text{mm}/\text{min}$ の場合、実加工点の送り速度は凸型が $364\text{mm}/\text{min}$ 、凹型が $800\text{mm}/\text{min}$ である。

そこで、実加工点の送り速度が $500\text{mm}/\text{min}$ となるよう、砥石中心の送り速度を $697\text{mm}/\text{min}$ とし、凸型試験片加工時の粗さと温度を測定した。

図 4.9 に被削材表面粗さを示す。砥石内研削液供給の表面粗さが小さくなることがわかる。送り速度に対しては、 $500\text{mm}/\text{min}$ の表面粗さが小さくなることがわかる。これは送り速度が小さいほうが単位時間当たり削り取る体積が小さいためである。

図 4.10 にそのときに被削材裏面の最高温度を示す。工作物の平均温度上昇を抑制するには、切込み深さを変えるか砥石の周速度を小さくするか送り速度を大きくし、送り速度を大きくすると研削抵抗が大きくなるのに温度が低下するのは、工作物表面の加熱時間が短くなるからであると言われて⁸²⁾。本実験においても研削液供給方法によらず、実加工点送り速度が高い方が温度低下しているのがわかる。これは砥石周速度と切込み深さが一定である場合、本実験における送り速度は、砥石周速度に比べ非常に小さい為、送り速度の違いによる主分力の違いは、ほとんどない。そのため主分力と砥石周速度の積によって定まる熱エネルギー量は同じである為、熱源となる加工点の移動速度が低いと、加工点付近に熱が滞留し温度が上昇する。従って、図 4.7 で凹型と凸型とで温度に差が生じた理由は、凸型の方が実加工点の送り速度が低いためであると考えられる。

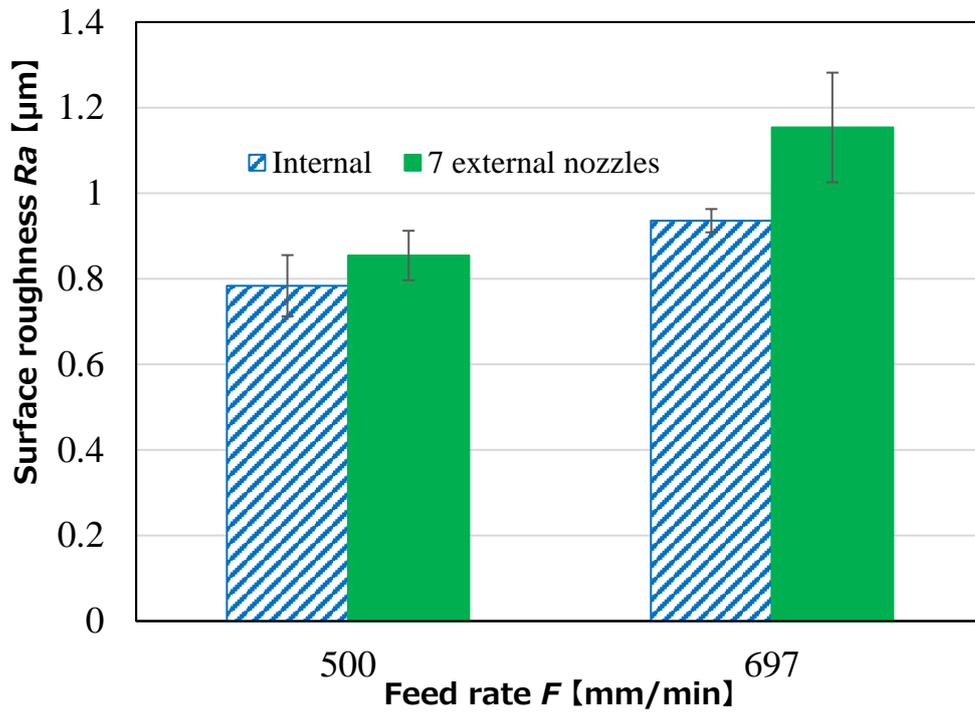


Fig. 4.9 Effect of feed rate and coolant supply method on surface roughness

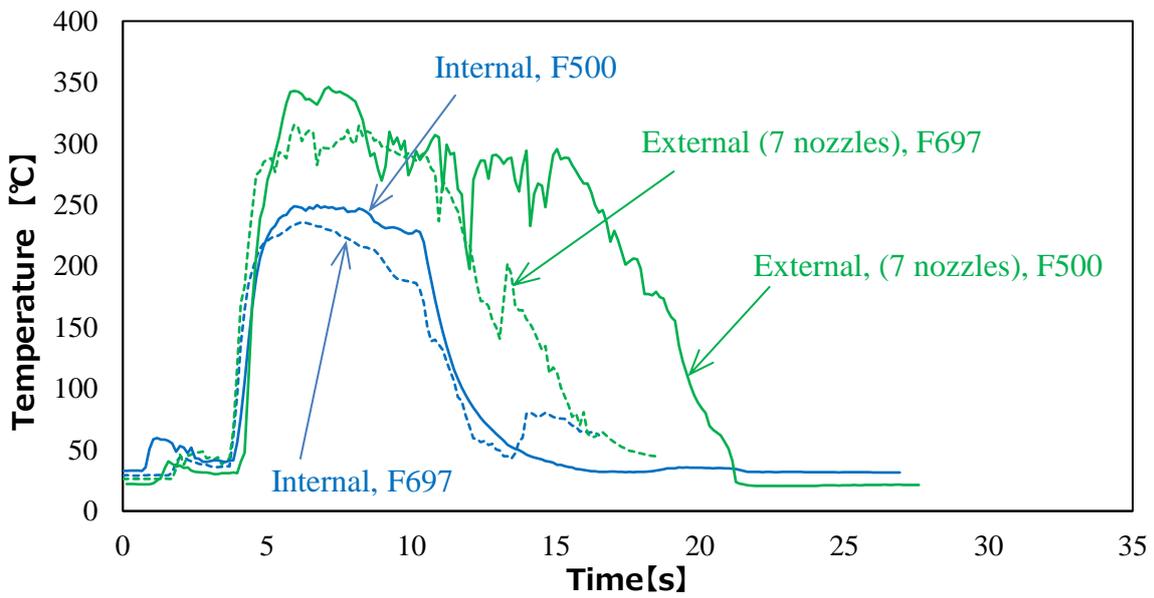


Fig. 4.10 Effect of feed rate on maximum temperature on the back surface of specimen

4.5 平面研削との比較

表 4.2 に示す加工条件における凸面研削時と平面研削時を比較する。

Table 4.2 Grinding condition

Type of coolant supply		Internal
Type of grinding wheel		GC vitrified bonded
Grinding velocity	V m/s	20
Feed rate	v mm/min	500
Depth of cut	d mm	0.06
Grinding fluid		Emulsion
Amount of coolant supply	Q_{Total} L/min	10
Grinding method		Down
Material of work piece		Ti-6Al-4V

図 3.27 に示す切込み量が 0.06 mm で砥石内研削液供給の研削温度と図 4.10 に示す実加工点送り f が 500 の場合の研削温度を比較した場合、凸面研削の方が、研削温度が高いのがわかる。切込み量が 0.06 mm での接触弧長さは、凸面研削、平面研削それぞれ 1.810 mm, 2.122 mm となる。接触弧長さが長い平面研削時の方が、研削温度が低くなっていることがわかる。これは、接触弧長さが長いほうがより大きな熱源を持つことになるが、それ以上に接触弧長さが大きいことによる砥石内研削供給の冷却効果が大きいためであると考えられる。

4.6 砥石内研削液供給のタービンプレード形状への適用

4.6.1 はじめに

ケーススタディーとして実際に砥石内研削液供給にて自由曲面を持つタービンプレード形状を削り、仕上げ面粗さと精度を調査した。外部ノズルを 7 本使用した結果と比較することでタービンプレード形状への有用性があるのかを検証する。

4.6.2 試験片の概要

Fig. 4.11 に試験片とその翼断面形状を示す。材料はチタン合金 Ti-6Al-4V で、6 つの曲率を持つ形状とした。

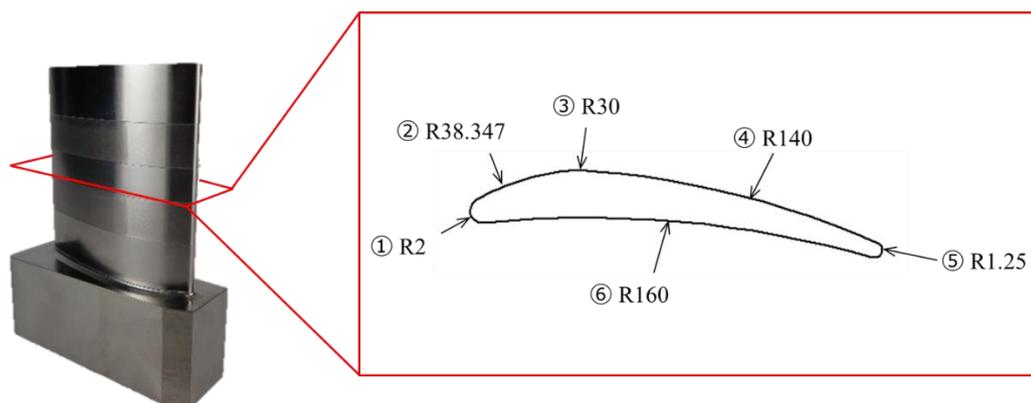


Fig. 4.11 Photograph of workpiece and its shape

4.6.3 実験方法

表 4.3 に研削条件を示す。エンドミル加工した対象物に対して，上部は7本のノズルによる外部供給，下部は内部供給で研削仕上げした。面出し後に切込み深さ 0.06 mm の本削りを行い，その後にスパークアウトを 1pass 行った。砥石は位置③から時計回りで入り位置③から抜けていく加工経路とした。図 4.12 に実験装置を示す。

Table 4.3 Grinding condition

Type of coolant supply		External, Internal
Type of grinding wheel		GC vitrified bonded
Grinding velocity	V m/s	20
Feed rate	v mm/min	500
Depth of cut	d mm	0.06
Grinding fluid		Emulsion
Amount of coolant supply	Q_{Total} L/min	10
Grinding method		Down
Material of work piece		Ti-6Al-4V

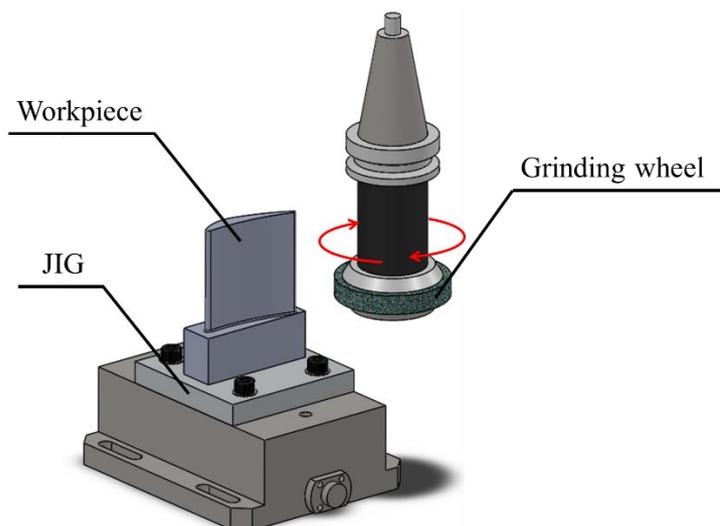


Fig. 4.12 Experimental setup

加工後の試験片の形状を測定するために用いた 3D スキャナ型三次元測定機を図 4.13 に示す。表示分解能は $0.1 \mu\text{m}$ 、測定精度は $\pm 10 \mu\text{m}$ である。



Fig. 4.13 scanner type three-dimensional measuring machine

4.6.4 実験結果

図 4.14 に表面粗さを示す。砥石内研削液供給の粗さは 7 本のノズルを使用した場合に比べて 56% 減少した。7 本のノズルを使用した場合はばらつきも大きく各箇所径の大きさによって粗さが大きく変動しているのがわかる。図 4.15 に背側の加工面、図 4.16 には腹側の加工

面を示す。図 4.15 (a)には研削焼けは見られなかったが、(b)では研削焼けを確認した。図 4.16 でも同様に(a)では研削焼けは見られなかったが、(b)では研削焼けを確認した。外部ノズルによる研削液供給に比べ砥石内研削液供給は加工点に効率的に研削液が供給されていたためだと考えられる。砥石内研削液供給の加工痕がまっすぐなのに対し、外部ノズルによる研削液供給では小さなクレーター形状の痕があるのがわかる。

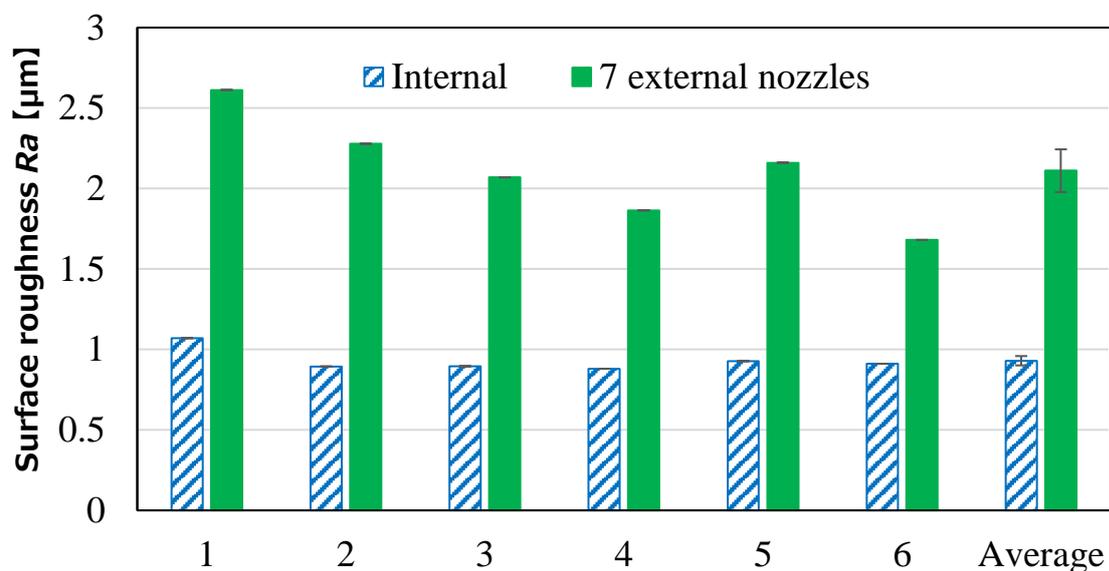
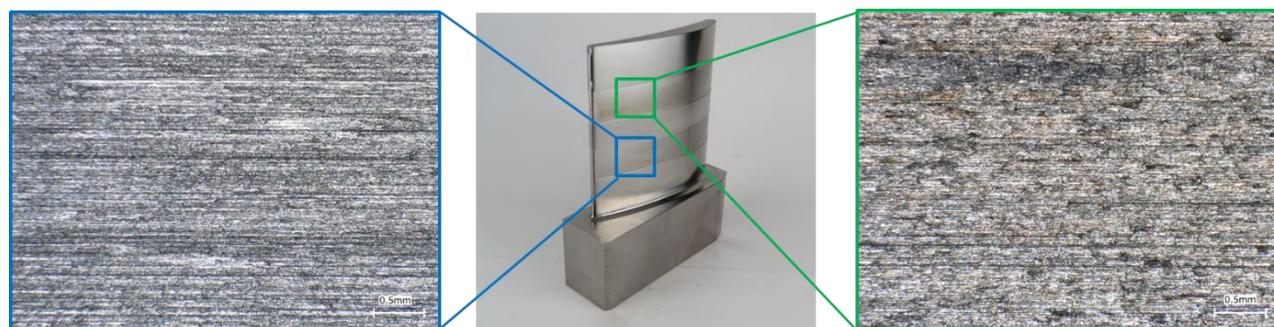


Fig. 4.14 Surface roughness



(a) Internal

(b) External, 7 nozzles

Fig. 4.15 Machined surface of the workpiece on its back

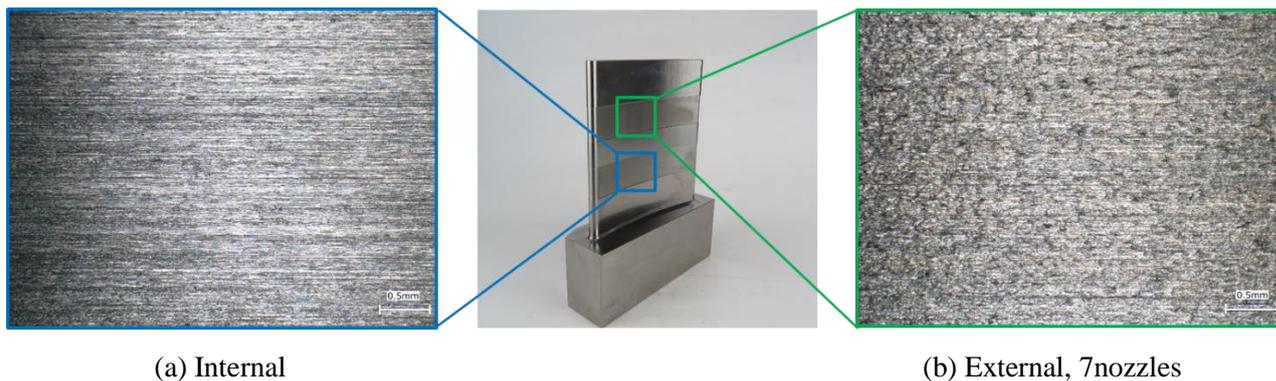


Fig. 4.16 Machined surface of the workpiece on its front

図 4.17 に 3D スキャナ型三次元測定機で撮影した試験片外観を示す．拡大してみると曲率半径が小さい箇所では実際の試験片にはない不自然な凹凸があることがわかった．図 4.18 に砥石内研削液供給，図 4.19 に外部ノズルによる研削液供給での加工断面の計測結果を示す．計測データは点群であるため，この点の間で不自然な凹凸が生じているものと考えられる．

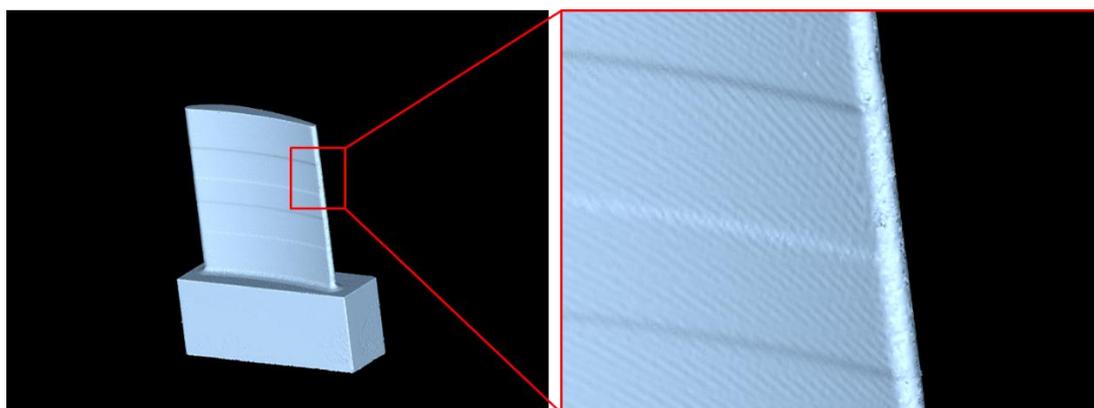


Fig. 4.17 Workpiece photographed with a three-dimensional measuring machine

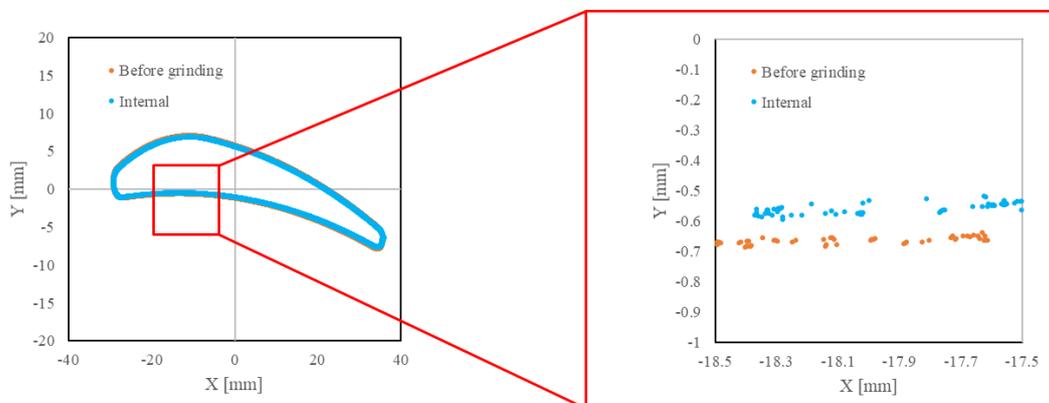


Fig. 4.18 Point group data of workpiece shape (Internal)

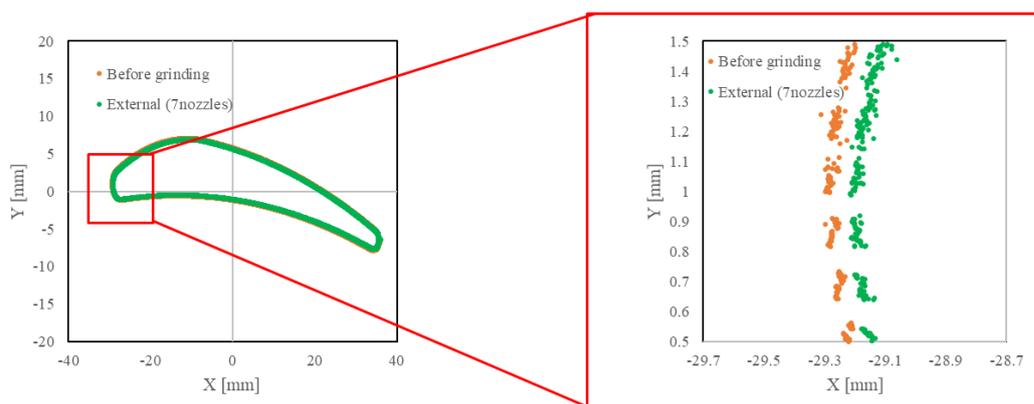


Fig. 4.19 Point group data of workpiece shape (External)

そこで計測ソフト上で点群にスムージングを行うことで連続した加工断面図を得ることができる。図 4.20 に砥石内研削液供給，図 4.21 に外部ノズルによる研削液供給の連続の試験片断面形状を示す。また加工前の断面形状と重ね合わせることで各点での実際に削られた法線方向除去量がわかる。砥石内研削液供給では平均で 0.143 mm，最大で 0.188 mm，外部ノズルによる研削液供給では平均で 0.119 mm，最大で 0.198 mm 削られている。

曲面の法線方向除去量は砥石内研削液供給が外部ノズルによる研削液供給に比べて平均で約 0.02 mm 大きいことがわかった。以上のことから自由曲面を持つタービンブレード形状に対しても，砥石内研削液供給により効率的に研削液を供給でき，表面粗さと形状精度に優れた加工を実現できることが示された。

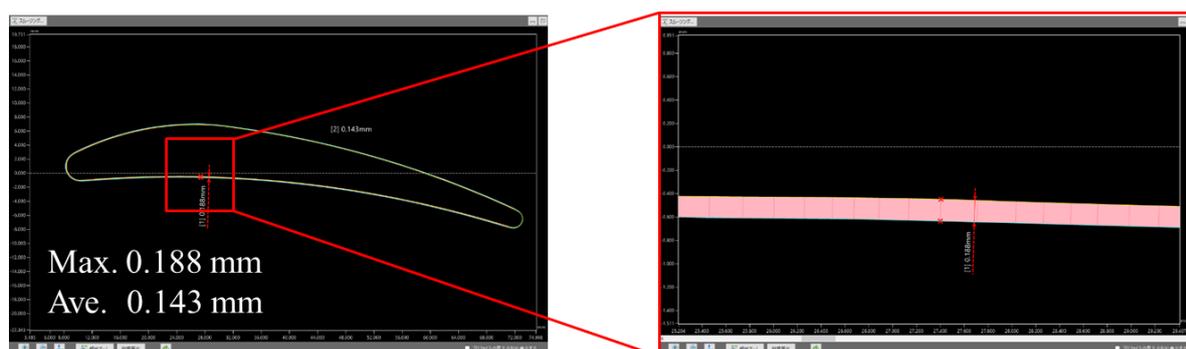


Fig. 4.20 Cross-sectional shape of workpiece (Internal)

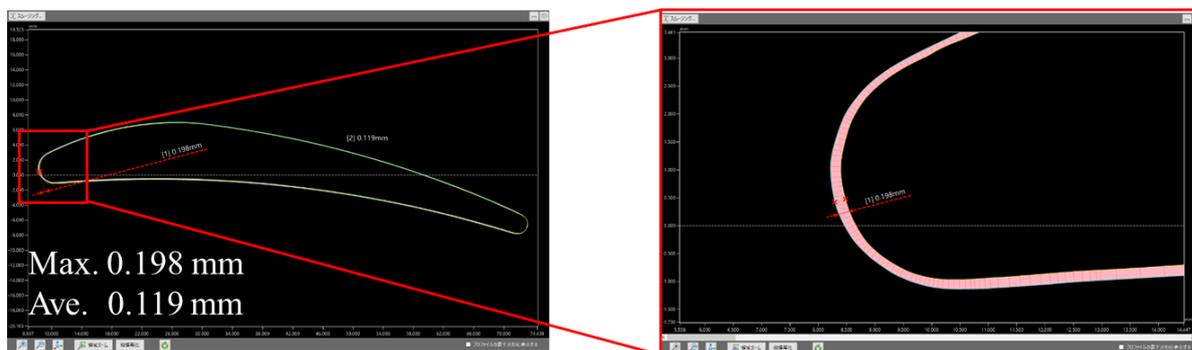


Fig. 4.21 Cross-sectional shape of workpiece (External)

4.7 まとめ

本研究では R100 のチタン合金製凹，凸型試験片に対し砥石内研削液供給方法と外部ノズルによる研削液供給で曲面研削加工を行った．また自由曲面を持つタービンブレード形状を削り，以下の結果を得た．

- (1) 砥石内研削液供給を用いた場合の表面粗さは，凹面では一本のノズルに比べ約 10%，凸面では 1 本のノズルに比べ約 20%，7 本のノズルに比べ約 9%減少した．
- (2) 外部ノズルでは，曲面加工中に加工点への供給量が変わるため，凸型試験片の被削材裏面最高温度は砥石内研削液供給の場合の方が外部ノズルによる場合より低くなった．
- (3) 凸型と凹型試験片の被削材裏面最高温度の差は実加工点の送り速度の違いによる．実加工点送り速度が高い方が温度は低くなった．
- (4) 実加工点の送り速度が低い凸型試験片ではノズルの数によらず，外部ノズルによる研削液供給では研削焼けが発生した．
- (5) 砥石内研削液供給の粗さは 7 本のノズルを使用した場合に比べて 56%減少した．

第5章

研削加工時の熱的要因による 残留応力の予測

5.1 はじめに

熱伝導率の低いチタン合金は切削加工時、切れ刃に切削熱が集中するため工具摩耗が著しく、工具寿命が短くなることから難削材とされている⁸³⁾。

機械部品に要求される強度、疲労強度、耐摩耗性、耐食性など様々な機械的特性のうち、疲労強度の向上には部品表面への圧縮残留応力の付与が有効である⁸⁴⁾。疲労破壊は表面に発生したクラックが進展することで生じるが、表面に圧縮の残留応力が分布していればクラックの進展を抑制することができ、疲労強度が向上する。そのため、一般的にはショットピーニングなどの後工程により圧縮残留応力が付与される。そこで、仕上げ加工において残留応力を圧縮にすることができれば、後工程が不要となるため高効率な加工が可能となる。また、研削加工においては、加工条件を適切に設定することで圧縮残留応力を付与できることが知られている⁸⁵⁾。しかしチタン合金は鋼などに比べて焼けや割れが発生しやすく、それに伴い疲労強度が低下するといった問題が発生する。前章 図 3.34 に示したように切込み深さが 0.07 mm 以上の条件で残留応力が引張となった。残留応力の発生には大きく機械的要素と熱的要素の2つがある。材料を削る際に発生する塑性変形や押し均しといった機械的要素と冷却時に加工点とそれ以外の部分での温度収縮の差から発生する熱的要素である。これら要素は複雑に絡みあい研削条件を変化させた際の残留応力の予測が困難になる。そこで本章では有限要素法を用いて非定常伝熱解析を実施し図 3.34 の結果と比較することで研削条件による残留応力を予測することを目的とする。なお本研究ではまず熱的要素による残留応力の予測を行った。

5.2 解析過程および有限要素法

現実世界に存在する物理現象は非常に複雑である。物体は応用数学の分野ではしばしば連続体と呼ばれる。連続体の内部の変形や応力の分布は、微分方程式で記述することができるが、ごく単純な形状と荷重拘束条件の場合を除いて、解析解を求めるのは非常に困難である。このことはコンピュータを使った計算でも同じである。

加工のシミュレーションとは、加工に用いる力学的、熱的、電磁氣的、光学的、化学的エネルギーが材料に作用する際の物理的現象を、図 5.1 のようにいくつかの微分方程式を使って記述し、これを所定の条件の下で解くことで加工プロセスを模擬することである⁸⁶⁾。

有限要素法は、解析的に解くことが難しい微分方程式の近似解を数値的に得る方法の一

つである。領域全体の支配方程式を小領域に分割し、各小領域には比較的単純で共通な補間関数を用いながらも全体の補間精度を上げる事ができる。解析の対象となる物体を、三角形や四角形あるいは六面体などの「要素」に分割して計算する方法である。即ち、図 5.2 に示すように、解析対象物体(連続体)を有限個の要素に分割し、各要素について剛性方程式を構成し、それらを全要素について重ね合わせる方法である。これらの要素は単純な形状をしているので、外力が加わった際に要素がどのような形に変形するのかはコンピュータで簡単に計算することができる。こうして変形した要素を全部組み合わせることにより、自動車や機械部品などの複雑な形状をした物体の変形が計算できる。要素の数は数百個程度の場合もあるが、場合によっては数十万個にもなることがある。しかし数に限りがあることに変わりはない。有限要素法という名称の由来はここから来ている。有限要素解析法では、それぞれを線要素、平面要素、ソリッド要素と呼ばれる。それぞれの要素は、計算機の内部では、節点(ノード)と呼ばれる点の連なりとして表現される。図 5.2 に有限要素の種類を示す。

近年、有限要素解析法は構造物や機械部品などの連続体の応力解析や変形解析に適用されている。さらに、この方法は他の連続体問題、例えば、熱伝導、電磁場、流体問題などの解析にも利用されている。本研究では、有限要素解析には ABAQUS を用いた。

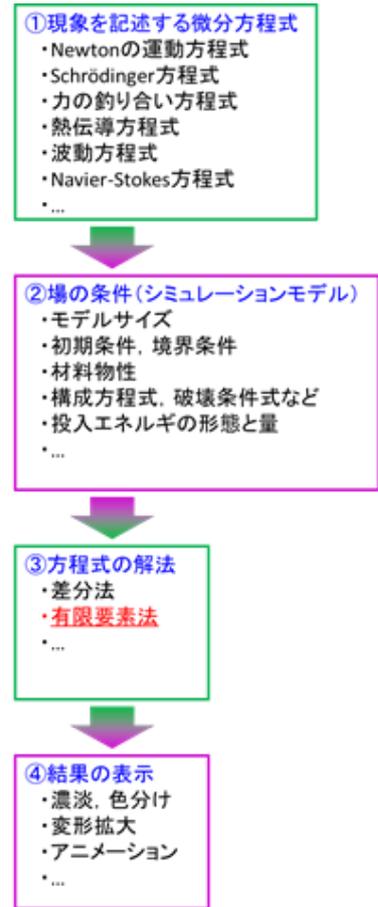


Fig. 5.1 Simulation process

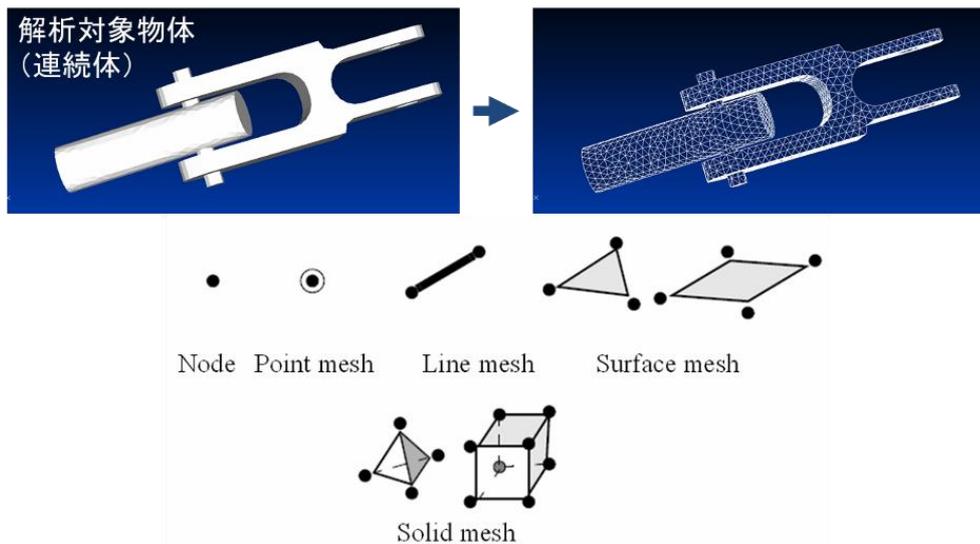


Fig. 5.2 Finite element and node

熱伝導解析は、物体内部の温度と熱伝導を解析する機能である。熱伝導解析は、物体内部の温度分布が時間変化する様子を非定常熱伝導解析で解析できる。

熱伝導により熱が伝わりつつある物体内の任意の位置 (x, y, z) の任意時刻 t における温度 $T = T(x, y, z, t)$ は以下のように定まる。

図 5.3 に示すように、物体内の任意の位置 (x, y, z) に一辺がそれぞれ dx, dy, dz である微小要素を考える。

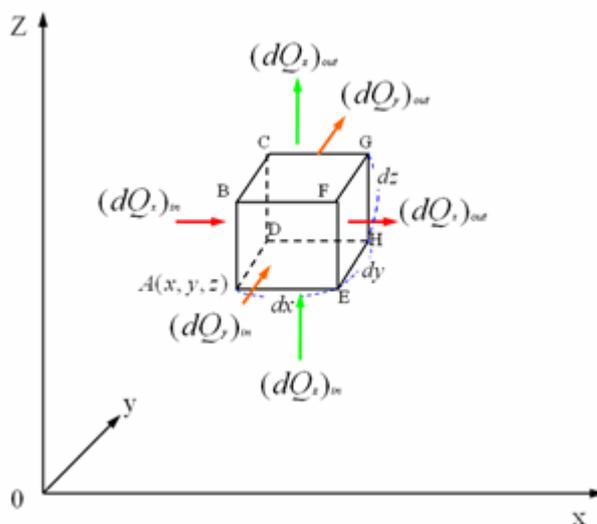


Fig. 5.3 Thermal conduction in an element

この要素に熱が流入したり、内部で発熱があったりすれば、この部分の温度は上昇する。また、熱が流出すれば、温度が低下する。まず、 x 方向の熱の流れについて、微小時間 dt の間に熱伝導により面 ABCD (面積 $dydz$) を横切って要素に流入する熱量は、フーリエの法則から、

$$(dQ_x)_{in} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} dydzdt \quad (5.1)$$

また、面 ABCD より x 方向に dx だけ離れた位置にある面 EFGH (面積 $dydz$) から流出する熱量は

$$(dQ_x)_{out} = -\left[\lambda \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \right] dydzdt \quad (5.2)$$

したがって、 x 方向の熱流により、時間 dt の間に微小要素 ABCDEFGH 内に貯まる熱量は次のようになる。

$$x : (dQ_x)_{in} - (dQ_x)_{out} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx dy dz dt \quad (5.3)$$

同様に、 y および z 方向に

$$y : (dQ_y)_{in} - (dQ_y)_{out} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) dx dy dz dt \quad (5.4)$$

$$z : (dQ_z)_{in} - (dQ_z)_{out} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) dx dy dz dt \quad (5.5)$$

そこで、時間 dt 間に体積 ABCDEFGH 内流入する熱量が、次の式になる。

$$\left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] dx dy dz \quad (5.6)$$

一方、時間 dt 間に体積 ABCDEFGH 内発生する熱量で、次の式になる。

$$q_0 dx dy dz \quad (5.7)$$

さらに、式(5.5)と式(5.6)が体積 ABCDEFGH に加えられる結果、内部にエネルギーが増加し、温度が上昇する。この温度上昇に対する体積内のエネルギー増加量は次のように書き表すことができる。

$$\rho c dT dx dy dz \quad (5.8)$$

そこで、(a)+(b)=(c)であるため、次の式を得る。

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_0 = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5.9)$$

T : 温度 (Temperature)	[°C]
λ : 熱伝導率 (Thermal conductivity)	[W/(m · K)]
q_0 : 物体内部発熱量	[W/m ³]
ρ : 密度 (Density)	[kg/m ³]
c : 比熱 (Specific heat)	[J/(kg · K)]
t : 時刻 (Time)	[s]

一般的に熱伝導や比熱には温度依存性があり、これらは非線形性を示すため支配方程式は非線形方程式となる。しかしながら、数十度程度の範囲では、これらの温度依存性は非常に小さいことも多く、ここでは簡単のため無視する。さらに熱伝導率にも異方性があるが、ここでは等方性とした場合について考える。さらに、内部発熱がない、 $q_0=0$ の場合には、熱伝導問題の支配微分方程式は次式のようなになる。

$$\lambda \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right\} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5.10)$$

以上の熱伝導問題の支配微分方程式は、定常問題であれば境界条件を与えることで解くことができる。非定常問題であれば、境界条件のほかに初期条件を与えることで解くことができる。上記方程式を解くことにより温度場 $T = T(x, y, z, t)$ を求めることができる。

5.3 熱源強度の導出

残留応力の解析を行う上で熱源の強度を適切に設定する必要がある。本研究で用いた移動熱源のモデルを図 5.4 に示す。研削による熱源は接触弧に対応し、切り取り厚さの変化に対応して、三角形の強度分布を有するものと仮定し、工作物の研削面上を移動させ伝熱解析を行った⁸⁷⁾。切込み深さ d と砥石径 $D=75\text{ mm}$ と切込み深さから接触弧の長さが求められる。図 5.5 に切込み深さと接触弧長さの関係を示す。熱源の大きさが三角形の体積、底辺を接触弧長さとして解析を行った。

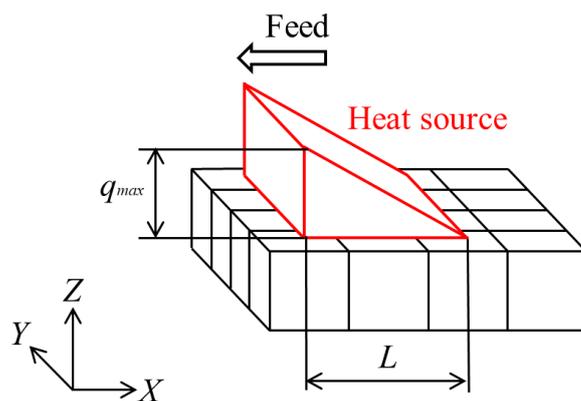


Fig. 5.4 Model of moving heat source

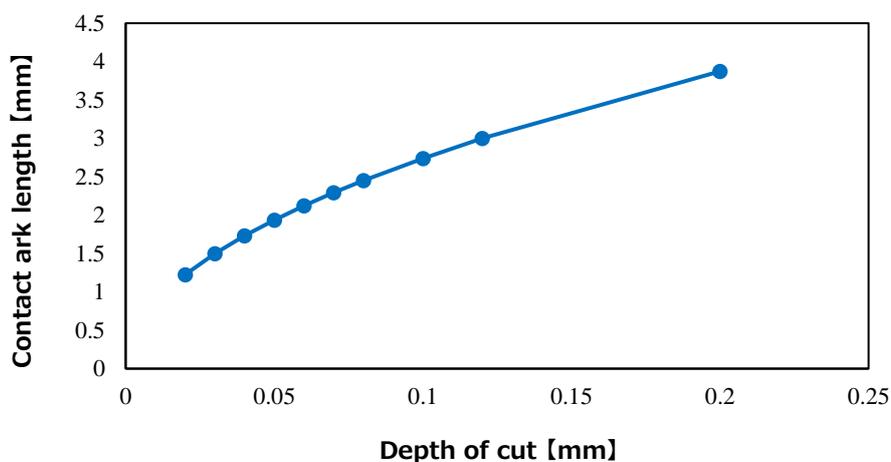


Fig. 5.5 Contact ark length

熱源強度は砥石周速度と主分力の積で求まる。砥石周速度は 20 m/s ，主分力は図 3.21 の結果を利用した。図 5.6 に三角形熱源強度分布の断面形状（斜面の傾き）の例を示す。縦軸切片は図 5.4 の q_{max} ，横軸切片は接触弧長さを示しており、研削条件によって熱源強度の三角形が異なる。また三角形の Y 軸方向長さは砥石幅であるため研削条件によらず一定である。

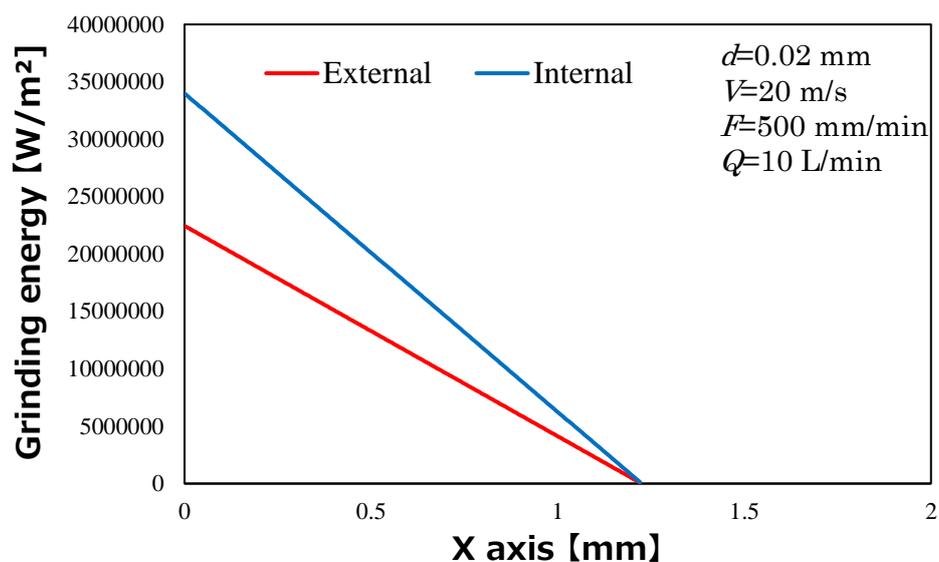


Fig. 5.6 Grinding energy

5.4 解析モデルと物性値

図 5.7 に有限要素モデルを示す。研削方向に 20 mm，幅 12 mm，厚さ 3 mm の試験片を想定し，6 面体要素の最小サイズを 0.5 mm とした。実験では研削方向に 100 mm の試験片を使用したが発解析上では計算時間が膨大になるため，接触弧長さより十分に長く解析に影響が少ないように 20 mm とした。節点数は 8610，要素数は 9496 である。表 5.1 に有限要素モデルの熱特性を示す。

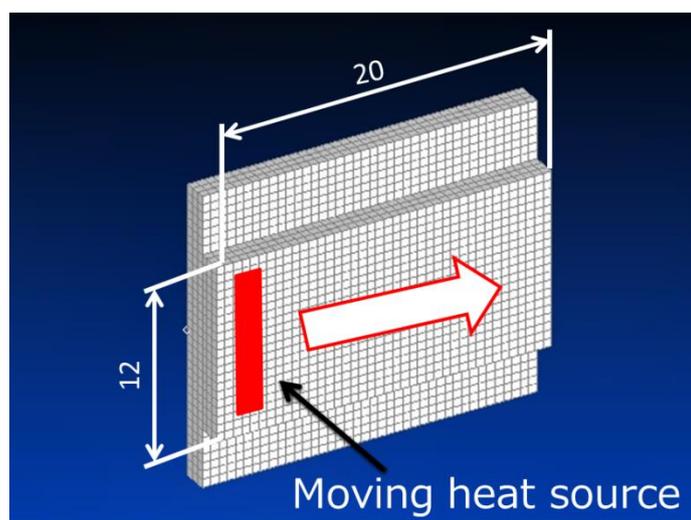


Fig. 5.7 FEM model

Table 5.1 Material properties of FEM model

Mass density	kg/m ³	4420
Linear expansion coefficient	K ⁻¹	8.8×10 ⁻⁶
Thermal conductivity	J/(m · K)	7.56
Specific heat	J/(kg · K)	543
Material of work piece		Ti-6Al-4V

より正確な解析を行うために本解析では試験片のヤング率を定数ではなく温度依存をもつ変数とした。温度依存を考慮した応力ひずみ線図を図 5.8⁸⁸⁾に示す。

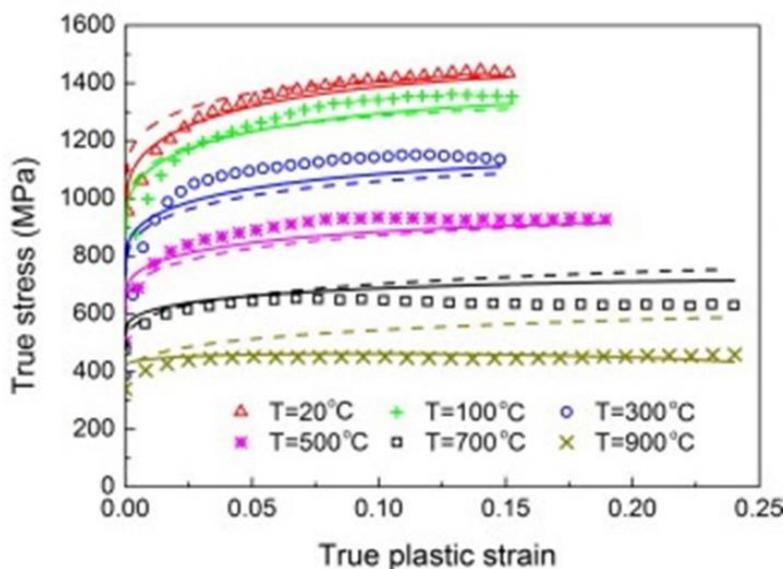


Fig. 5.8 Stress-strain diagram of Ti-6Al-4V

5.5 熱流入割合の同定

残留応力を解析で求めるときは研削温度を精度よく導出する必要がある。加工時に発生した熱量は図 5.9 に示したように砥石、切りくず、研削液と試験片に流入されるが、試験片に流入される熱量を求めることでより正確な研削温度を導出できる⁸⁹⁾。熱流入割合 r_w によって 5.3 章で導出した熱量が試験片に何割流入するかを同定した。

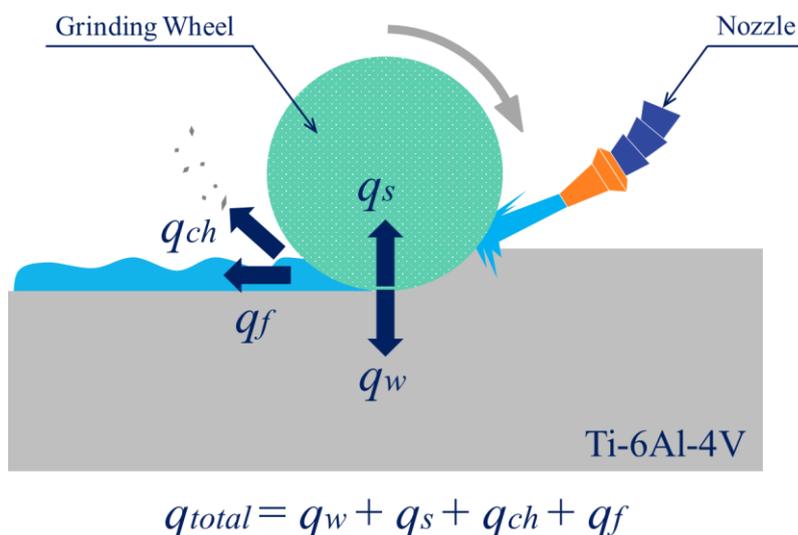


Fig. 5.9 Heat transfer in grinding

5.5.1 研削点温度測定実験

図 5.8 に示した通り温度上昇に伴い降伏点は下降する。残留応力は降伏点を越えた応力が働くことによって発生する。そのため精確な残留応力値を得るには精確な温度解析が必須である。ここでは熱電対を試験片内部に埋め込み研削点の温度を測定し、解析値と比較することで熱流入割合を同定した。

5.5.2 測定原理

砥石と工作物との干渉領域において研削温度を実測する計測方法は、熱電対埋め込み法が現在の計測技術では唯一の方法である。この熱電対埋め込み法は、工作物の内部に熱電対を埋め込み、砥粒の切削時に熱接点を形成させることで温度信号を検出する方法である⁹⁰⁾。熱電対とは、ゼーベック効果と呼ばれる異種金属界面で温度差が電圧に変換される現象を利用したものである。2種類の異なる金属線により閉回路を構成し、一方の接点を熱して他の接点を一定の温度に保つと接点間にその温度差に対応した熱起電力が生じ回路に電流が流れる。これがゼーベック効果である。したがって、回路の熱起電力を測定することで2点間の温度差が測定できる。熱する点を測温接点といい、溶接などで完全に接続される。もう一方の一定の温度に保つ点を基準接点といい、導線または計測器と接続されて基準の温度に保たれる。温度特性が接点の寸法によらないことから接点寸法を小さくできるため、局所、高応答の測定が可能である⁹¹⁾。熱電対を構成する金属の組み合わせは多数あるが、JIS C 1602で種類特性が規格化されている。本実験では、熱電対の中でも最も多く利用されているK型熱電対を用いた。K型熱電対は+脚がクロメル、-脚がアルメルで構成された熱電対のことで、熱起電力が大きく温度特性が直線的であることから工業的に使用しやすい。線径にもよるが常用限度1000℃、加熱使用限度1200℃、低温でも-200℃程度まで使用可能で、1000℃以下で最もよく用いられる⁹²⁾。

5.5.3 試験片の概要

図 5.10 にこの実験で用いた試験片の寸法を示す。2枚のチタン合金板で上下から熱電対を挟み込む構造とした。幅 100 mm、板厚 5 mm のチタン合金に幅 2 mm、深さ 2 mm の溝を設けた。この溝に熱電対を挿入し、放熱用接着剤（コムラボ COM-G52）で熱電対の先端が溝の先端に触れるように固定した。熱電対は 40mm 程度まで被覆を剥いて先端を溶接している。さらに絶縁のためにアクリル樹脂系塗料を塗布した。溝は研削面となる端面から 1 mm ずつ遠ざかるようにし、合計 4 本の溝を設けた。また試験片側面から 50 mm の位置にある溝は研削面まで貫通させることで、加工点の温度を直接測定できるようにした。図 5.11 に製作した試験片の写真を示す。

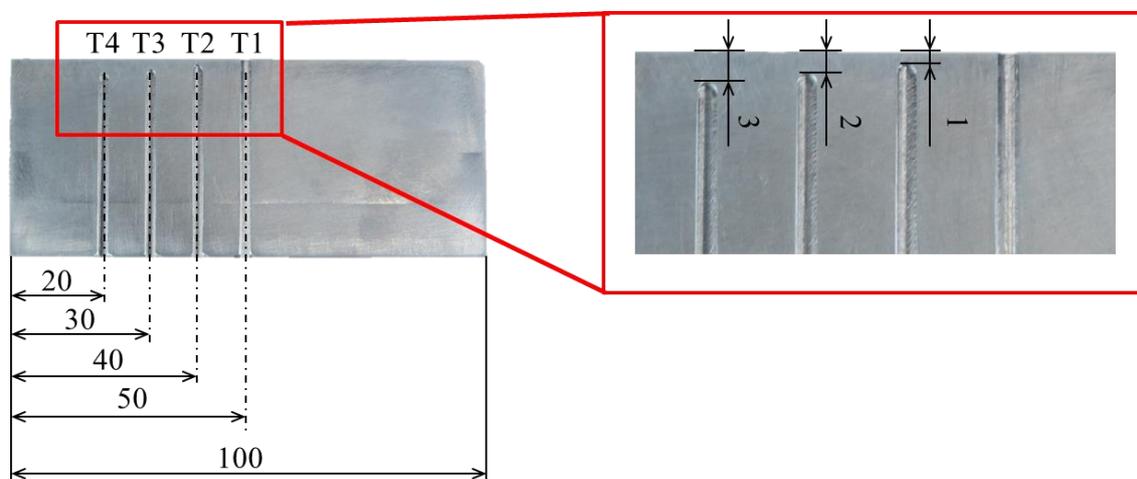


Fig. 5.10 Dimensions of work piece

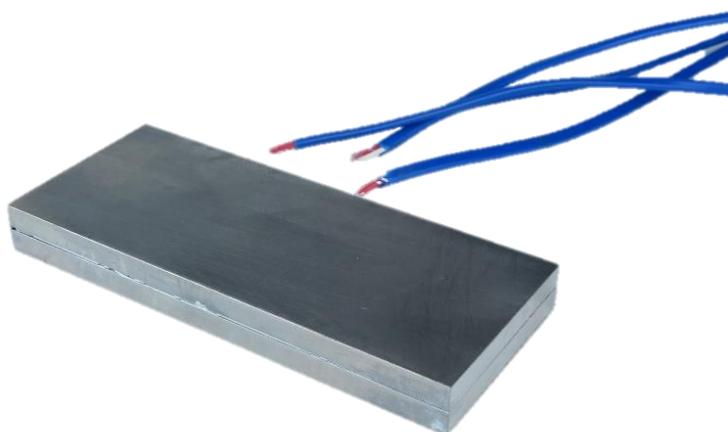


Fig. 5.11 Photograph of work piece

図 5.12 に放熱用接着剤の外観，表 5.2 にその特性を示す。一般的に使われているエポキシ系接着剤の熱伝導率は $0.16\sim 0.20 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ⁹³⁾程度だが本研究で使用した接着剤は 4.220

$W/(m \cdot K)$ と高い熱伝導率を有する。高い熱伝導率の接着剤を使用した目的は、母材であるチタン合金と接着剤間の熱の伝わり方を同程度にするためである。材料間で熱伝導率の差が大きいと、母材を伝わってきた熱が熱電対まで伝わりづらくなってしまい、シミュレーション値との誤差が大きくなる恐れがある。



Fig.5.12 Photograph of adhesive

Table 5.2 Mechanical property of adhesive

Thermal conductivity	$W/(m \cdot K)$	4.220
Adhesive strength	N/mm^2	1.3
Dielectric loss tangent	10^6Hz	0.0171
Operating temperature range	$^{\circ}\text{C}$	-40~300

5.5.4 実験方法

図 5.13 に実験装置を示す。熱電対はデータロガー (KEYENCE NR-600) へ接続し、起電力の経時変化を測定した。温度電圧計測ユニットである NR-TH08 は多チャンネルの計測に対応しているものの、サンプリング周期 100ms と遅いため今回の実験には適さない。そのため、今回はひずみ計測ユニット NR-ST04 を用いてサンプリング周期 1ms で測定を行った。データロガーの設定値を表 5.3 に示す。

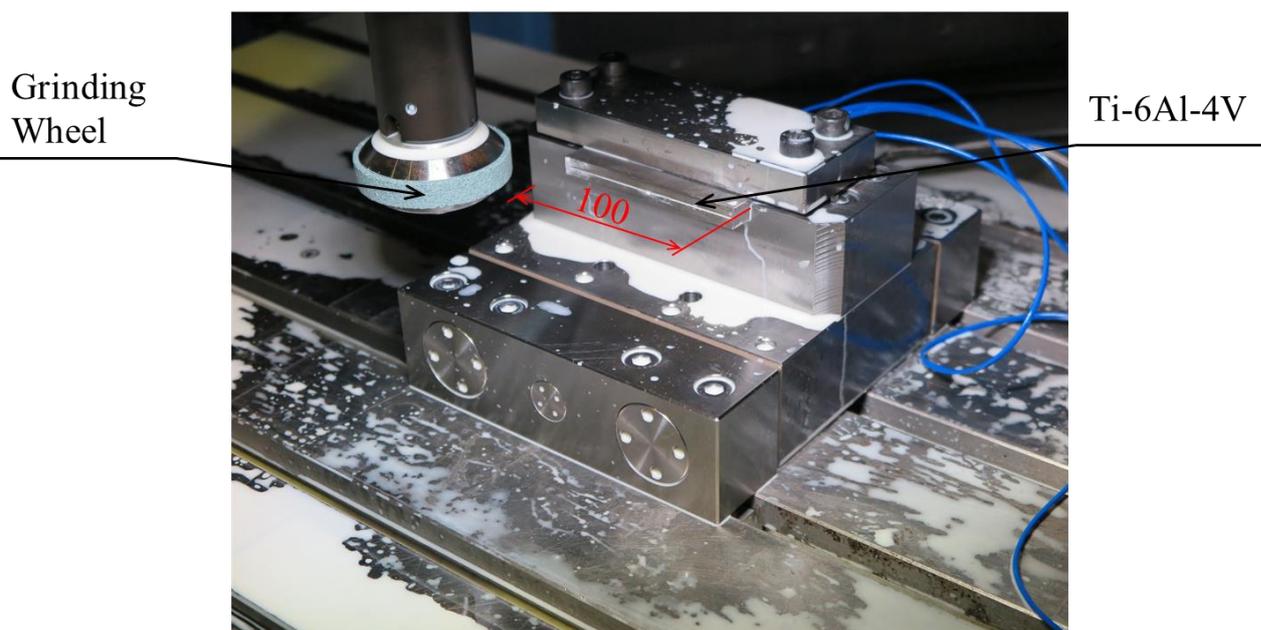


Fig.5.13 Experimental setup

Table 5.3 Data logger conditions

Data logger	NR-600
Channel socket	NR-ST04
Resolution	16 bit
Sampling cycle	1 ms
In put range	$\pm 50\text{mV}$

表 5.4 に実験条件を示す。砥石内研削液供給と外部ノズルによる研削液供給の 2 種類で比較を行った。1 回の切込み量を 0.01mm として 10 パス加工をして面出しをしたのち、本切込みで熱電対が切断され、熱起電力が測定されなくなるまで加工を行った。

Table 5.4 Grinding conditions

Type of coolant supply			External, Internal
Grinding velocity	V	m/s	20
Feed rate	V	mm/min	500
Depth of cut	D	mm	0.02, 0.06, 0.10
Grinding fluid			Emulsion type
Amount of coolant supply	Q_{Total}	L/min	10
Grinding method			Down
Material of work piece			Ti-6Al-4V
Grain			GC
Grain size			#80
Structure			K
Grade			14

試験片側面から 50 mm の位置に接着した熱電対は、先端を手作業で接着したため面出し加工時に、先端の溶接点が削られる恐れがある。しかし図 5.14 に示すように熱電対先端の溶接点は直径が約 0.6 mm あり、面出し時の切込み深さ 0.01 mm では 60 pass 行わないと切断できない。そのため本切込みを行う際に熱電対が切断され測定できなくなる恐れがない。さらに切込み深さが最大の 0.10 mm でも 1 pass で切断されることがない。

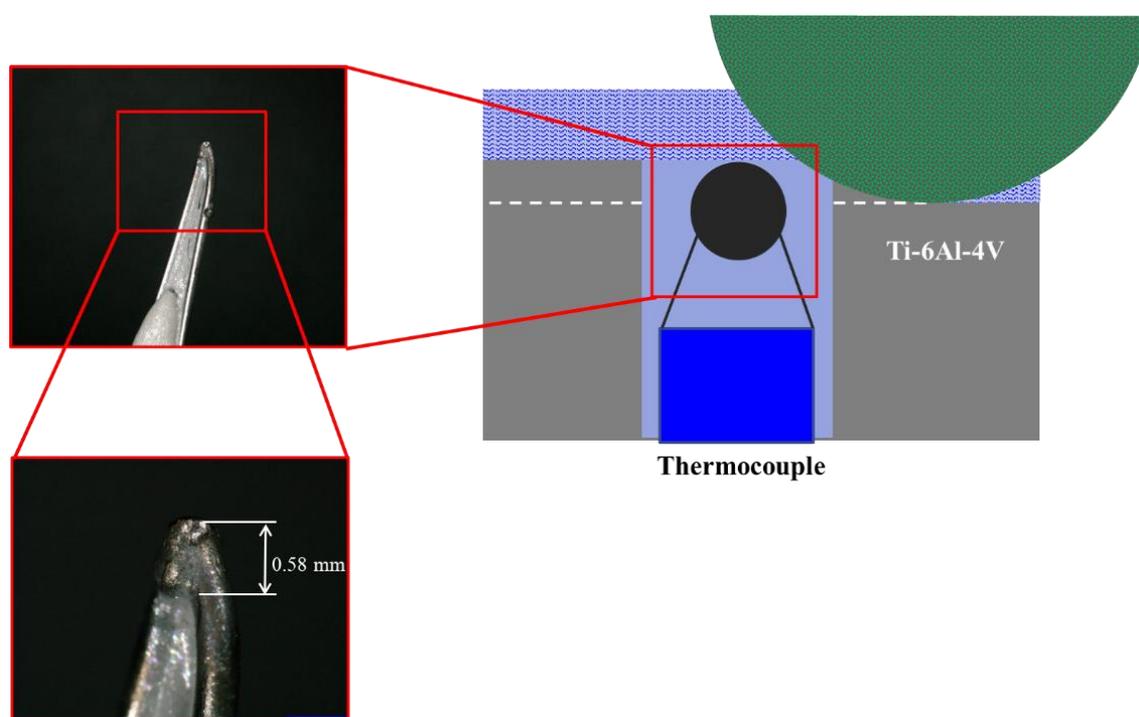


Fig. 5.14 The size of the thermocouple

5.5.5 実験結果

図 5.15 に試験片側面から 50 mm の位置にある熱電対で測定した加工点温度の推移の例を示す。加工点の温度は時間と共に増加していることがわかる。この複数パスから、熱電対が切断される前の最大値を示した温度を解析に利用する。

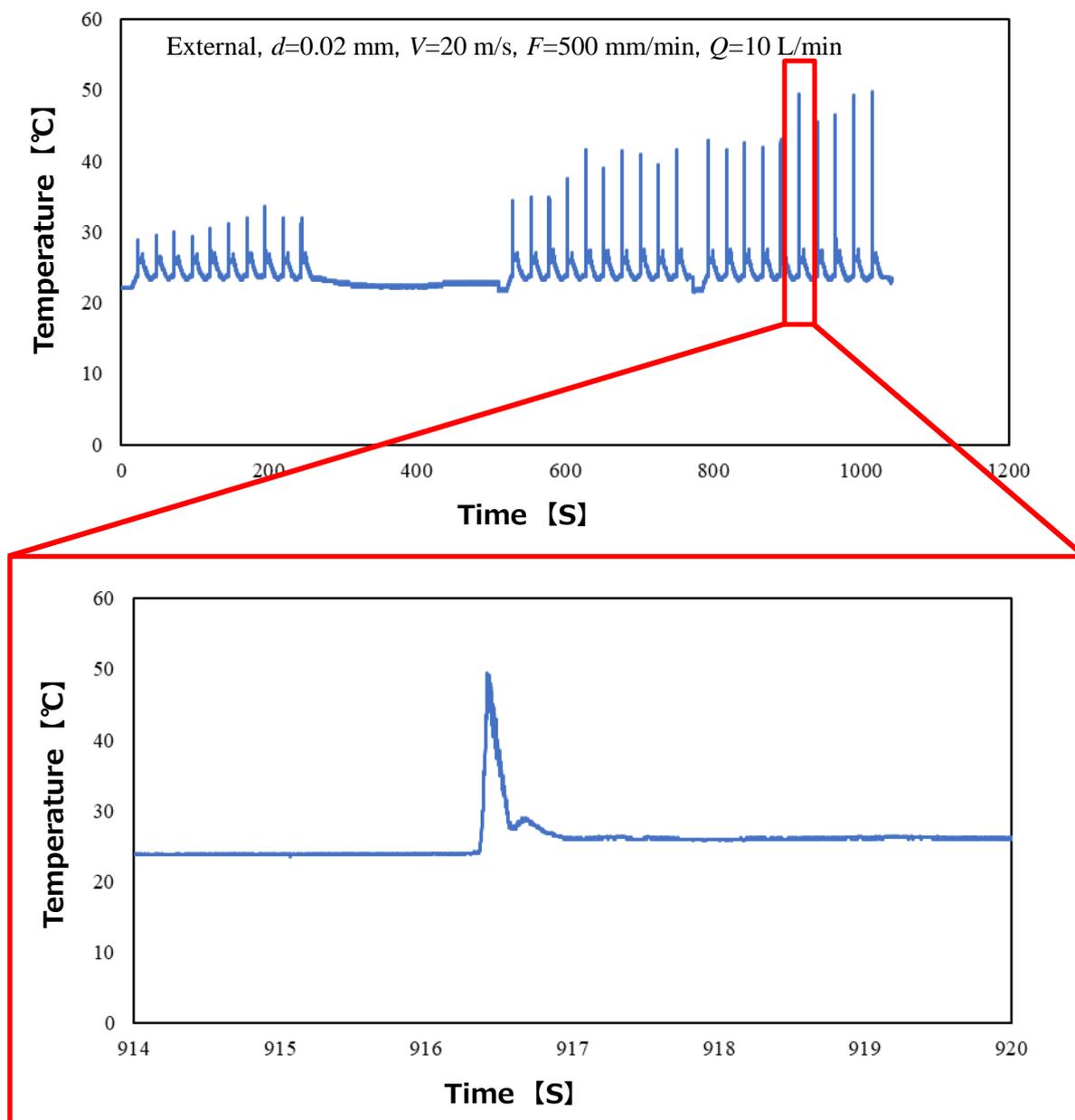


Fig.5.15 Grinding temperature

図 5.16 では図 5.15 で得た温度分布と非定常伝熱解析で得た温度分布を比較した。熱流入割合 r_w が 3% では実験値より温度が低く、4% ではやや高い。残留応力値を導出するには実験値の最大値と解析値を近づける必要がある。そのためこの場合は $r_w=4\%$ と同定することができる。解析上では熱流入割合の値を小数点以下まで設定できるが、解析時間が膨大

になり現実的ではないため1%ごとに解析を行った。

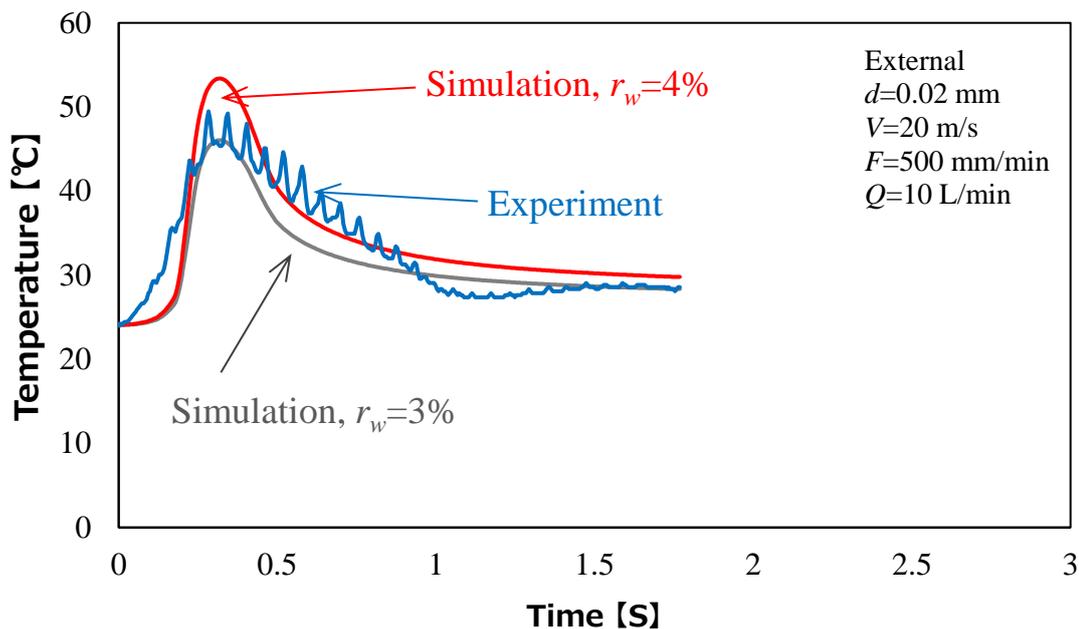


Fig. 5.16 Identification of heat partition ratio

これらの手順で各条件について熱流入割合を求めたものを図 5.17 に示す。いずれの条件でも砥石内研削液供給の熱流入割合が小さいことがわかる。砥石内研削液供給は外部ノズルによる供給に比べ効率的に研削液を供給できていることがわかる。切込み深さ 0.02, 0.06, 0.10 mm 以外の熱流入割合は近似値を解析に用いた。切込み深さ増加に伴い熱流入割合は増加していくが、図 5.17 の近似曲線上では切込み深さ増加に伴い見かけ上発散する。安井⁹⁴⁾によれば研削液が膜沸騰を起こすまで熱流入割合は増加する。しかし膜沸騰を起こすと研削液を供給していてもドライ研削の熱流入割合値に近似する。

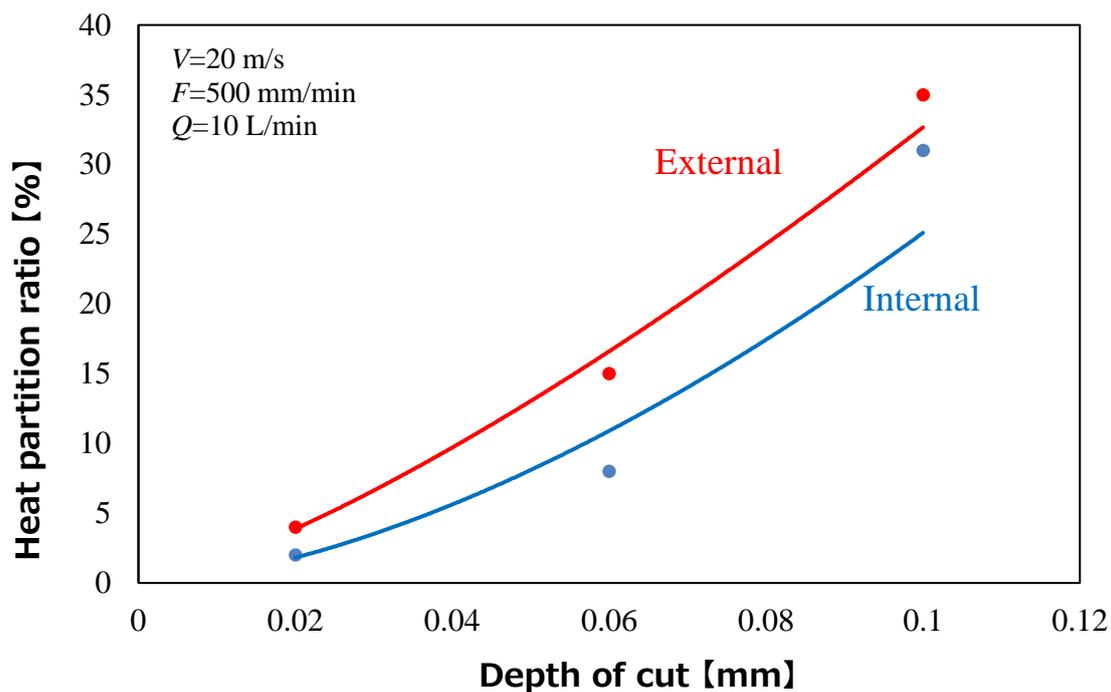


Fig.5.17 Effect of depth of cut on heat partition ratio

図 5.18 に被削材に実際に流入したエネルギーと切込み深さの関係について示す。切込み深さの変化は材料に流入するエネルギーに大きく影響を与えていることがわかった。砥石内研削液供給で切込み深さ 0.02 mm から 0.06 mm と 3 倍になると、流入したエネルギーが 4 W から 90 W と 22.5 倍になり、流入エネルギーは切込み深さに対して非線形であることが確認できた。砥石内研削液供給の熱流入割合が小さい影響により被削材に実際に流入したエネルギーも外部ノズルによる研削液供給に比べ小さいことがわかった。砥石内研削液供給は外部ノズルによる研削液供給に比べ被削材に流入するエネルギーが平均で 23% 低減された。

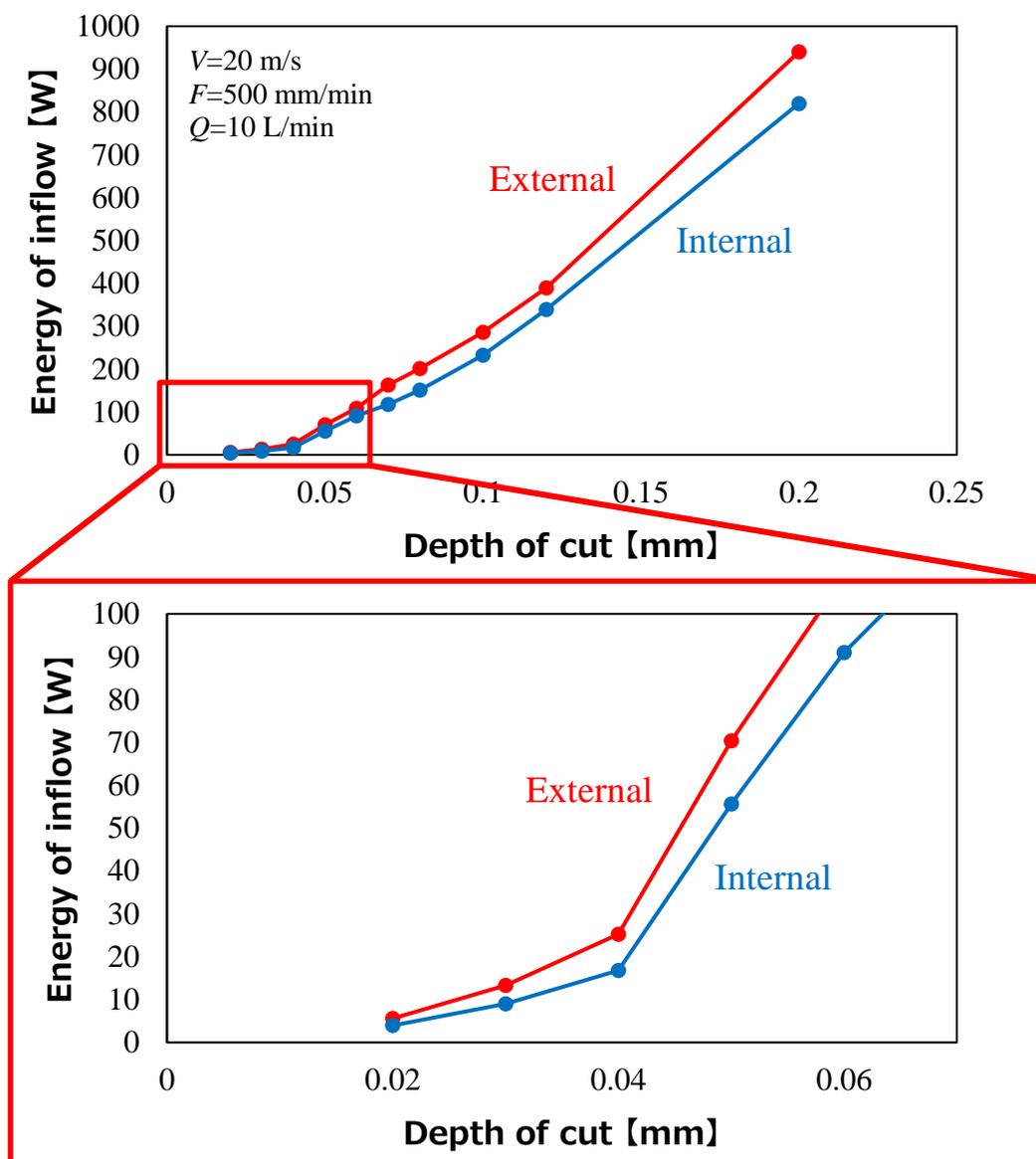


Fig. 5.18 Energy of inflow affected by depth of cut

5.6 熱伝達率の同定

材料内部の温度を決定する 1 つの要因として被削材と被削材表面に供給された冷却液間の熱伝達率 h があげられる。冷却方法によってこの熱伝達率は変わり、被削材内部の温度勾配は変わる。より精確な残留応力値の導出のため、材料内部の温度勾配を実験値と同等にするように熱伝達率 h を求めた。

5.6.1 試験片温度勾配測定実験

熱電対を試験片内部に埋め込み試験片内部の温度を測定し、解析値との温度勾配を比較することで熱伝達率 h を同定した。また実験値は 5.5 章の熱電対のデータを利用した。

5.6.2 実験結果

図 5.19~5.21 に熱伝達率を変化させた際の温度推移を示す。点線が実験値、実線が解析値を示している。図 5.19 の熱伝達率 $1000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ では T2~T4 の実験値と解析値に大きく差があり温度勾配が同等ではない。図 5.20 の熱伝達率 $10000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ では、T2, T3 の最高温度や温度推移の形状が他の条件に比べて似ている。図 5.21 の熱伝達率 $100000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ では、他条件より熱伝達率が高いため解析上の T2, T3 の温度はほとんどあがらなかった。

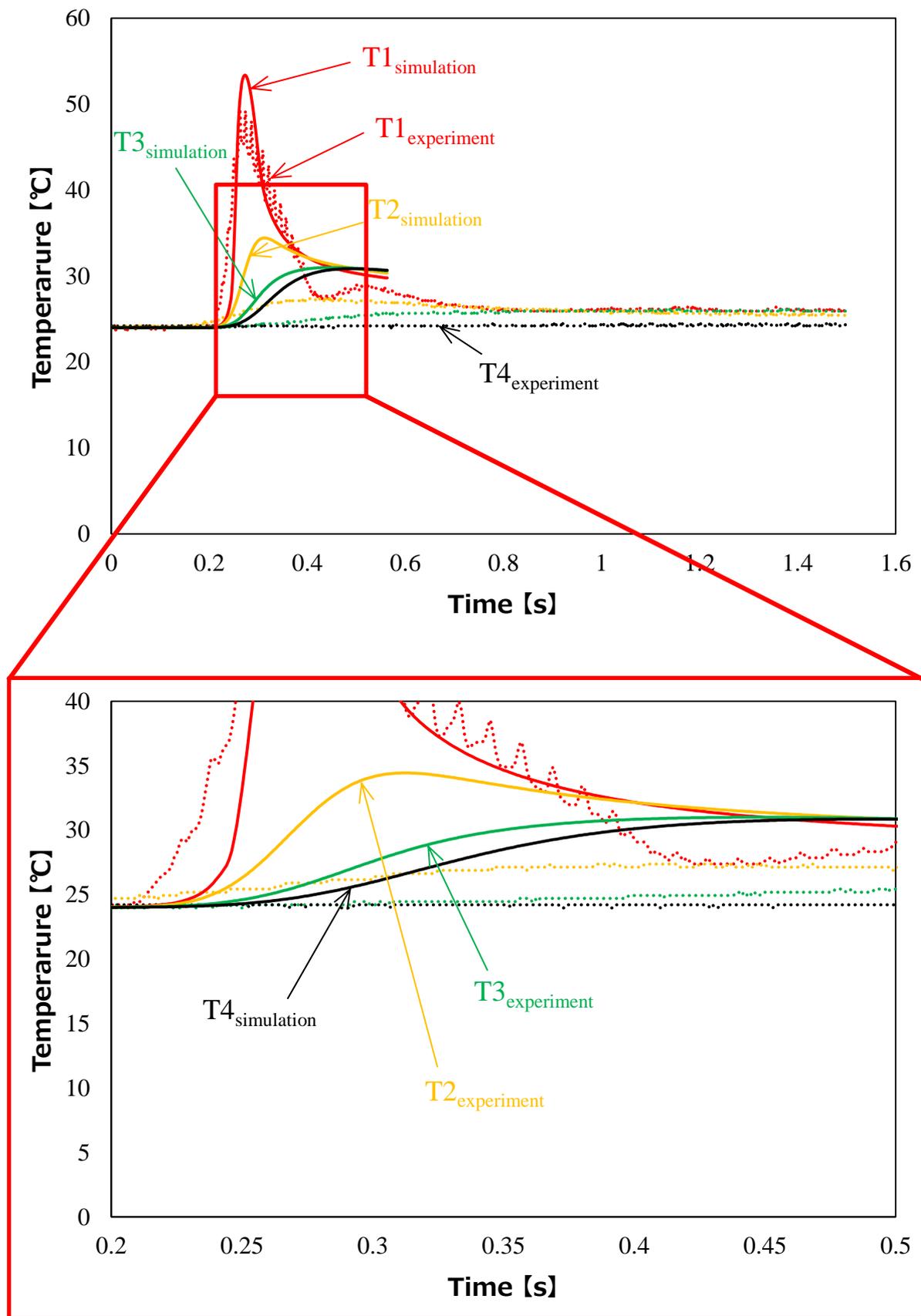


Fig.5.19 Comparison with heat transfer coefficient ($h=1000 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$)

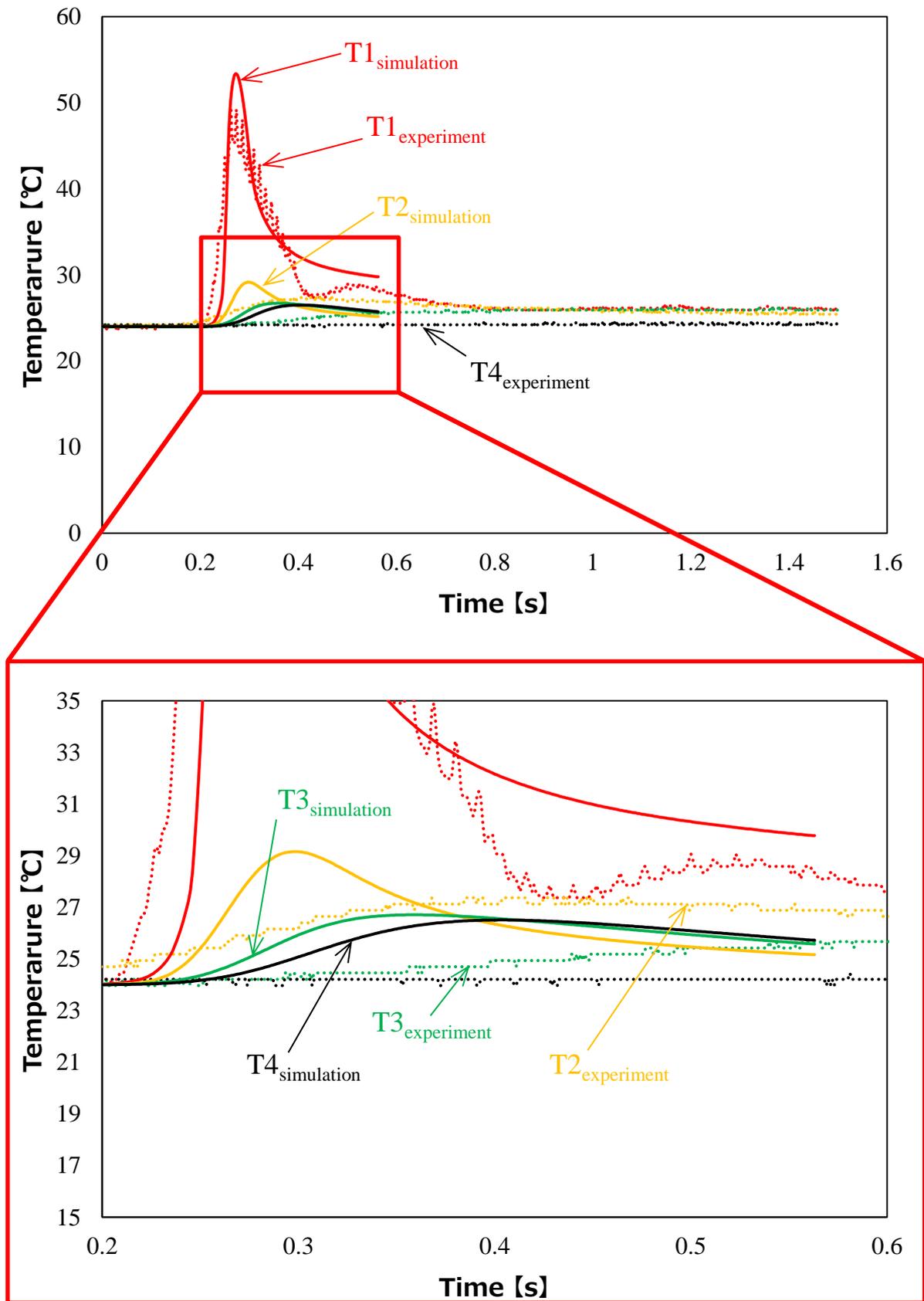


Fig.5.20 Comparison with heat transfer coefficient ($h=10000 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$)

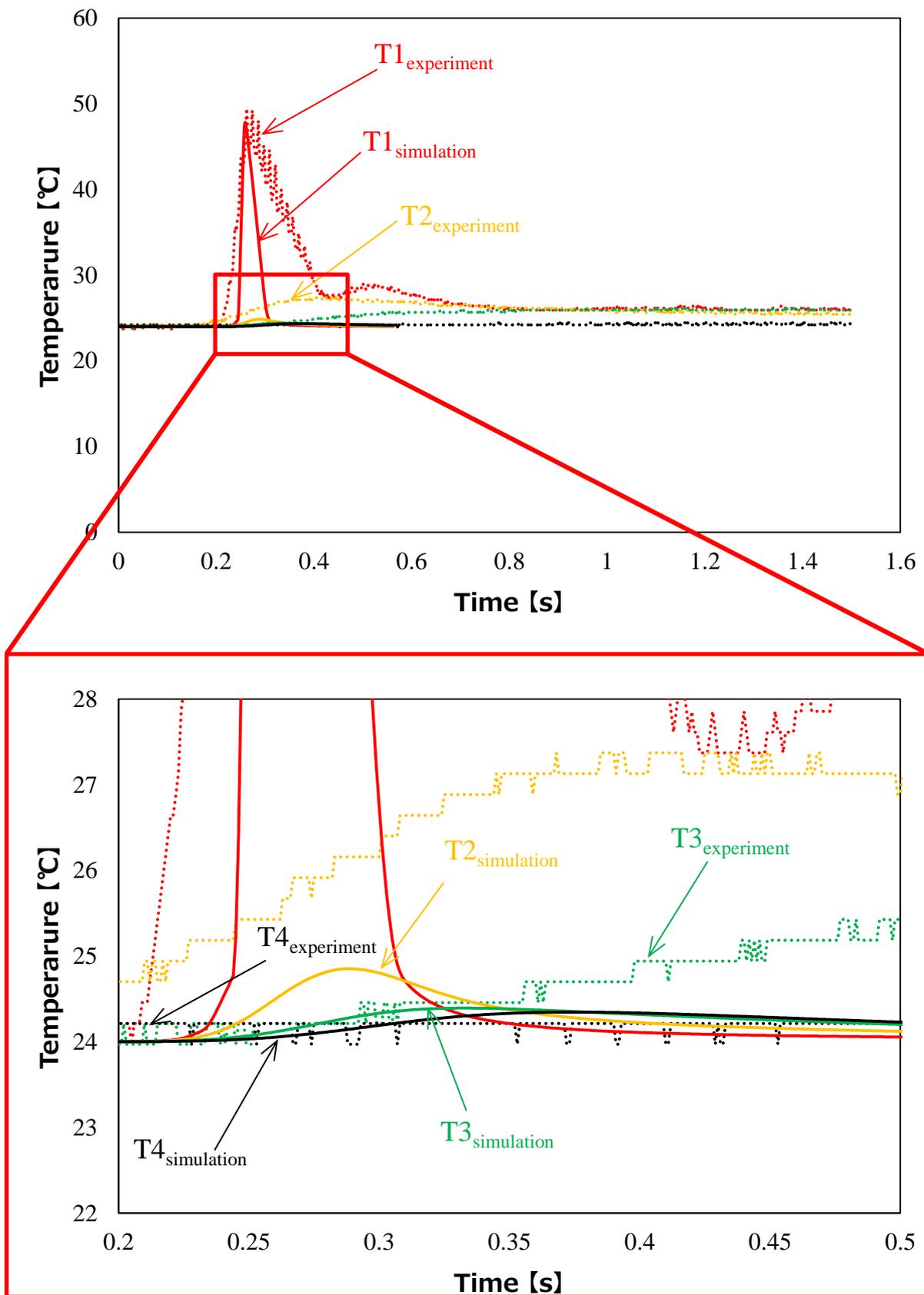


Fig. 5.21 Comparison with heat transfer coefficient ($h=100000 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$)

また熱伝達率を変化させても T1 の温度はほとんどかわらなかった。これは研削点以外の解析モデル表面に熱伝達率を付与したためだと考えられる。実際には研削点での熱伝達率も変化するが、今回は研削液供給方法の違いによる熱伝達率の違いについては考慮しなかった。

以上のことから熱伝達率は温度勾配が一番近かった $10000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ とした。他の条件でも同様の結果が得られたため、各条件の解析でも熱伝達率は $10000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ とした。

決定した熱伝達率で解析した際の被削材表面の温度分布の例を図 5.22 に示す。青い色（寒色）は低い温度を、赤い色（暖色）は高い温部をそれぞれ示しており、この図では最高温度を 50°C 、最低温度を 24°C として表している。

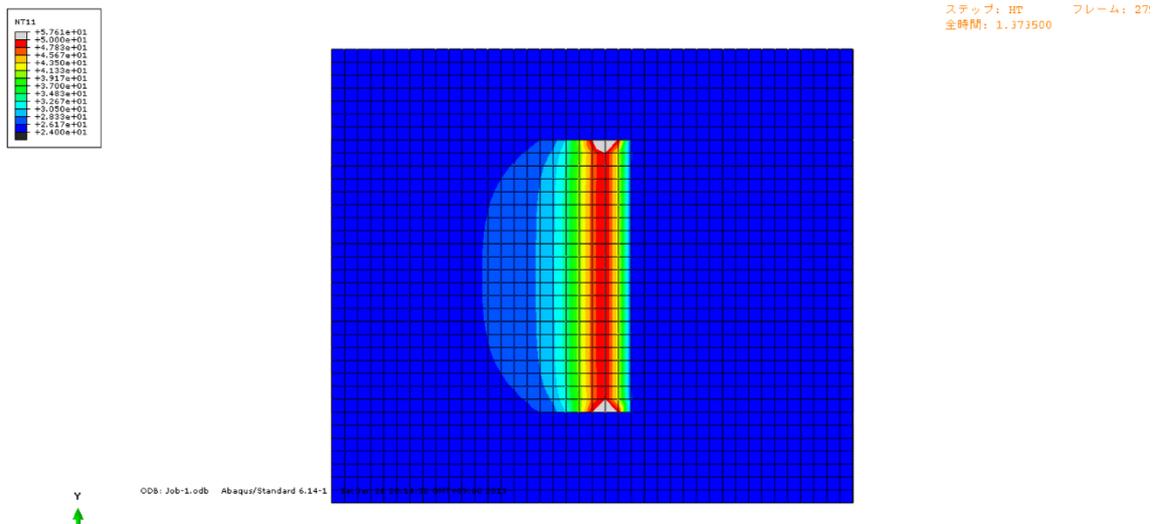


Fig. 5.22 Temperature distribution (External, $d=0.02 \text{ mm}$)

5.7 残留応力発生機構

研削加工で残留応力の発生には機械的と熱的要因の大きく2つに分けられる。機械的要因は被削材を削る際に切りくずと被削材表面の両方が塑性変形することで残留応力が生じることである。また図 5.23 に示すように、被削材表面が砥石に押し込まれることによって周囲に広がるように塑性変形する。しかし周りの弾性域が加工後に押し戻そうとする力が加わり圧縮の残留応力が生じることもある。

熱的要因は冷却時に発生する体積収縮に差が生じることである⁹⁵⁾。加工時に発生した熱により加工面は膨張し熱応力が生じる。図 5.24 に示すように熱応力が材料の降伏応力を超えると塑性変形するが、研削液で冷却する際に高温になり膨張していた加工面が収縮する。しかし収縮時に高温部以外の弾性変形域が、元の体積に戻ろうとするため引張力が発生する。そのため熱的要因による残留応力は引張となる。

本研究では熱的要因に着目した。材料の降伏点は温度依存性があるため、熱応力がどの条件下で降伏点を超えるかの予測が難しい。そこで前述した非定常伝熱解析の結果を用いて残留応力を予測した。

図 5.25 に残留応力解析の流れを示した。非定常伝熱解析では熱の伝わりから各要素の温

度データと熱応力を入力する．導出した熱応力を入力に設定し，非定常構造解析を行う．なお設定する応力とひずみの関係は図 5.8 の通りで，塑性域の数値を入力することで塑性変形が可能となる．入力の熱応力が降伏点を超えると材料は塑性変形し残留応力が入力される．

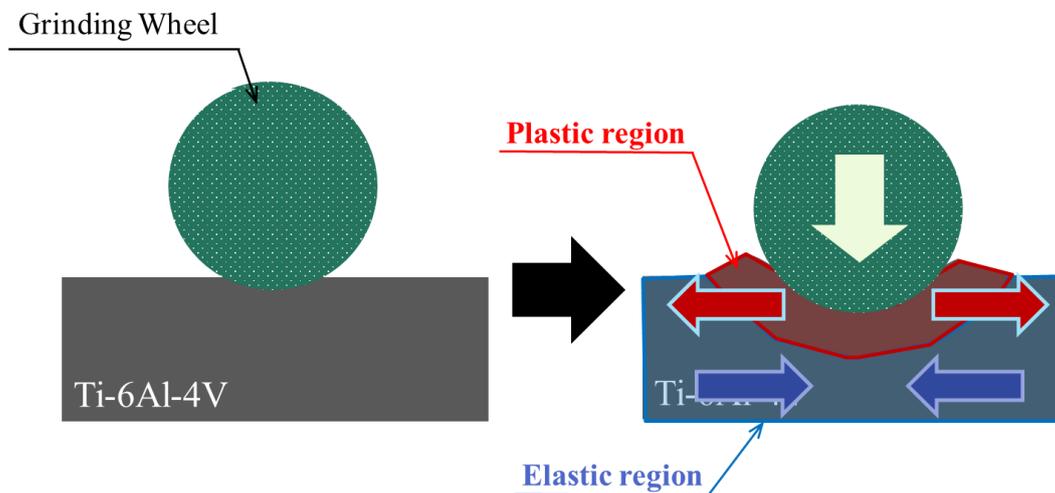


Fig. 5.23 Generation of residual stress by indentation

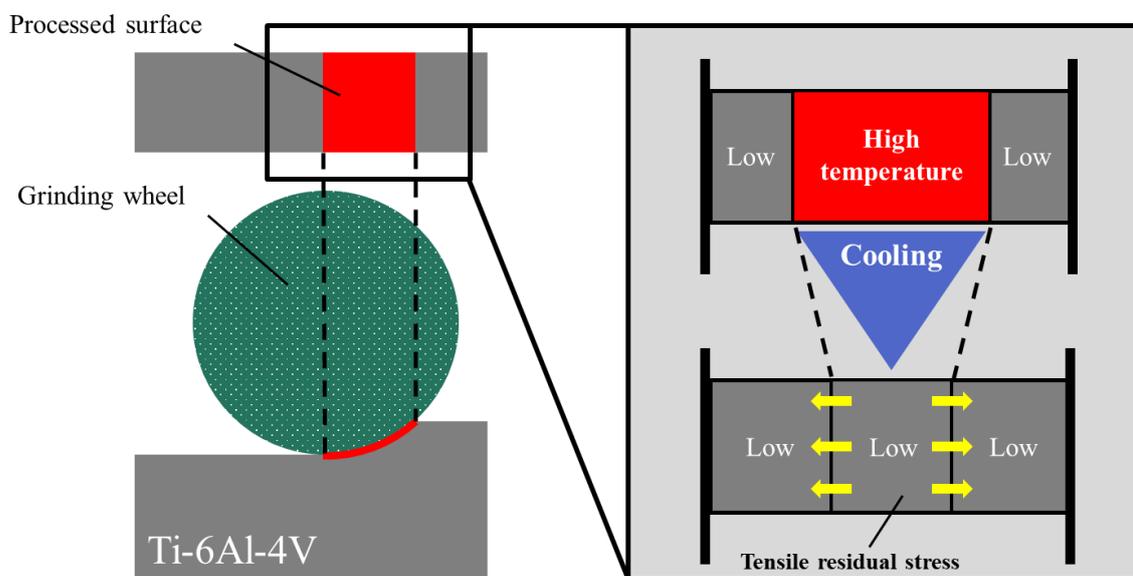


Fig.5.24 Generation of tensile residual stress due to thermal stress

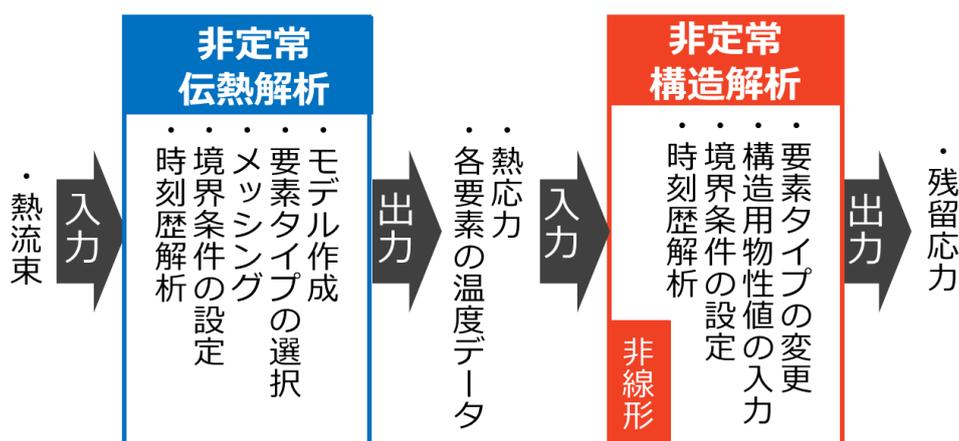


Fig.5.25 Process of residual stress analysis

5.8 残留応力解析結果

図 5.26 に被削材表面の応力の推移を示す。加工途中は圧縮の応力がかかるが移動熱源が通り過ぎた後は引張の応力が生じ、最後まで残留していることがわかる。図中では 1.5 s 以降は応力が低下しているように見えるが、最終的にこの応力が収束する。これを残留応力とした。図 5.27 には応力の分布の例を示す。青い色（寒色）は低い応力を、赤い色（暖色）は高い応力をそれぞれ示しており、この図では最高応力 450 MPa を、最低応力を 0 MPa として表している。

図 5.28 に解析で導出した全条件での被削材表面に生じた残留応力を示す。図 3.34 では切込み深さが 0.07 mm を超えると引張の残留応力が生じたが、解析では切込み深さ 0.06 mm を超えると引張残留応力が生じた。解析上では切込み深さ 0.05 mm までは残留応力が生じなかった。これは付与された熱源によって発生した熱応力が降伏応力を超えなかったためである。図 5.8 では温度上昇に伴い降伏応力が下降していることがわかる。つまり切込み深さが小さいと温度も低く降伏応力を超える熱応力は発生しない。逆に切込み深さが大きいと温度が高くなり降伏応力を超える熱応力が発生し残留応力が生じる。見かけ上しきい値のように残留応力が発生するのは以上の理由である。今回の解析の条件では切込み深さ 0.06 mm 以上で熱応力が降伏応力を超えたことになる。

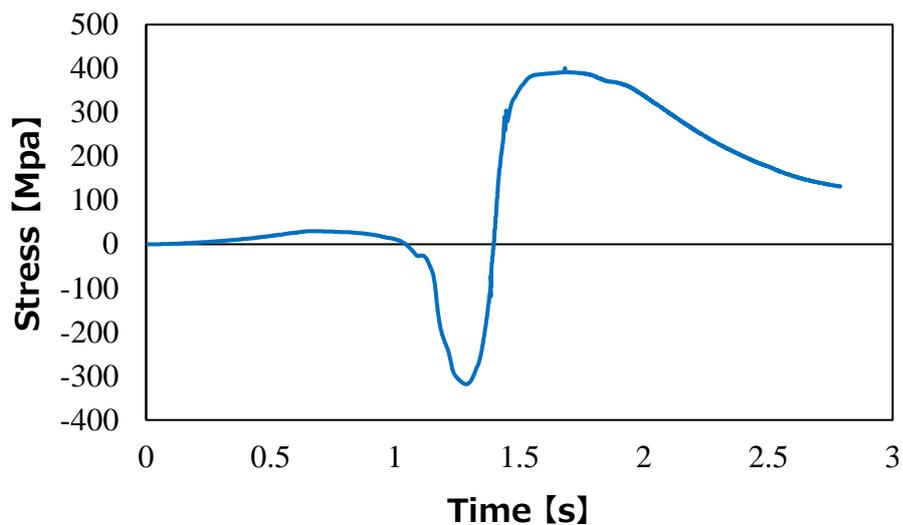


Fig.5.26 Transition of stress (Internal, $d=0.07$ mm)

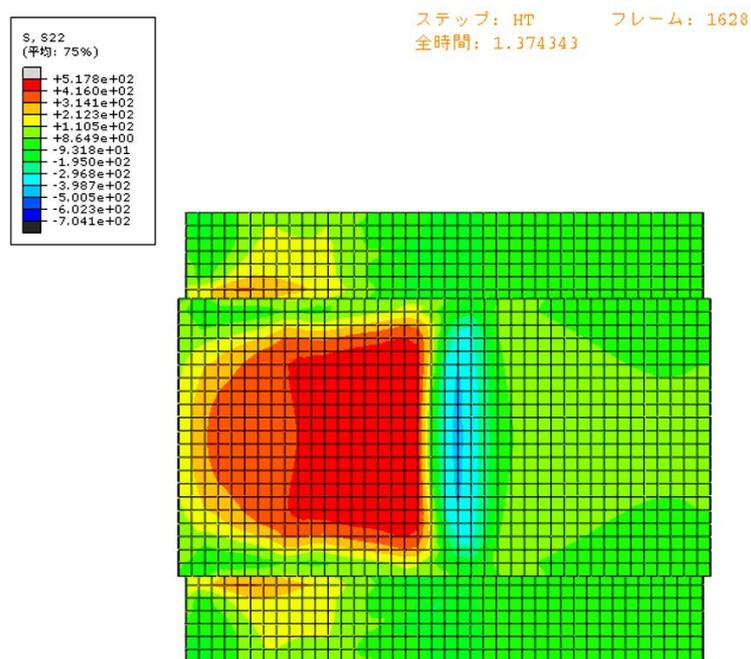


Fig. 5.27 Distribution of residual stress (Internal, $d=0.07$ mm)

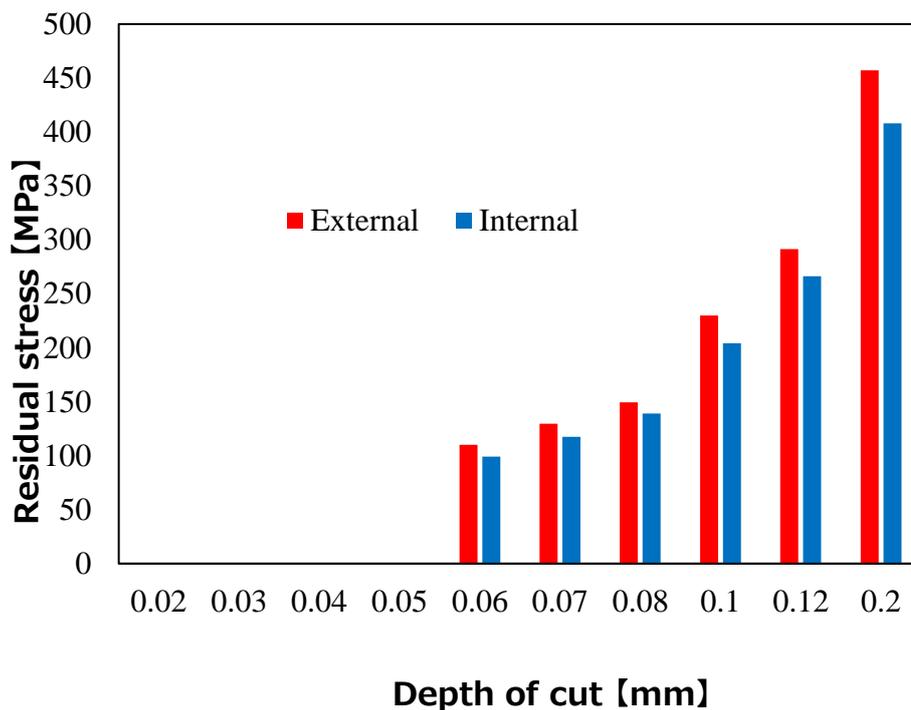


Fig. 5.28 Analysis value of residual stress

図 3.34 と図 5.28 を比較しても引張残留応力が生じる切込み深さは実験値と解析値で近く、解析を用いることで適切な切込み深さを設定できることがわかった。

また、図 5.29 に試験片の加工表面の状態を示す。

切込み量 [mm]	Internal	External
0.06		
0.07		
0.08		
0.10		
0.12		
0.20		

Fig.5.29 Grinding surface of test piece

これにより加工表面の観察より焼けが確認できるのは切込み量が、0.1mm 以上からであるが引張残留応力が発生するのは、それより小さい 0.06mm からである。これにより目視で焼けが発生しなくても実際には疲労寿命などの観点で適切でない表面状態となる加工条件をこの解析により予測することができる。

しかし解析では引張残留応力が発生する切込み深さの見かけ上のしきい値は求めることができたが、残留応力値の誤差が大きい。本解析では材料に熱源を付与し、発生した熱応力だけが残留応力に寄与している。しかし実際は砥粒が材料を削ることで材料表面に生じる塑性変形も大きい。解析上で加工シミュレーションと非定常伝熱解析を行うことでより精確な残留応力値が導出できると考えられる。

5.9 まとめ

研削実験で得られた残留応力の実験値と3次元有限要素法による残留応力の解析値を比較することによって、本解析の妥当性を検証した。その結果、以下の結果を得た。

- (1) 熱電対を用いて加工点の温度を測定し、解析と比較することで被削材に流入するエネルギーを求めたところ、砥石内研削液供給は外部ノズルによる研削液供給に比べ被削材に流入するエネルギーが平均で23%低減された。
- (2) 熱流入割合は切込み深さ増大に伴い増加するが非線形であることがわかった。
- (3) 熱電対を用いて材料内部の温度勾配を求め、解析と比較することで被削材表面の熱伝達率を求めたところ、研削液供給方法によらず各条件の熱伝達率は $10000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ となった。
- (4) 導出した熱源、熱流入割合、熱伝達率を利用し解析によって残留応力を求めたところ、切込み深さ 0.06 mm 以上で引張残留応力が生じることがわかった。引張残留応力が生じる切込み深さは解析的に求められることがわかった。

第6章

結 論

6.1 本論文のまとめ

本研究では、チタン合金の研削において砥石内研削液供給を用い、平面、凸面、凹面の3種類の試験片に対する研削条件や研削液供給法が研削面特性へ与える影響を調査した。

また3次元有限要素法にて残留応力を導出し引張残留応力が生じない加工条件を調査した。本研究で得られた結果を以下に示す。

第2章では、砥石内研削液供給機構の概要、砥石の仕様とドレッシングについて述べた。

第3章では、チタン合金を砥石内研削液供給と外部ノズルの研削液供給による平面研削加工において砥石の種類、研削距離、切込み深さによる比較を行い、研削抵抗、残留応力、表面粗さ、表面硬さ、加工点裏側の温度を測定し、以下の結果を得た。

- (1) GC 砥石は WA 砥石に比べ研削抵抗が小さく切れ味が良好である。
- (2) 研削距離が短ければ砥石の種類や研削液供給方法による研削温度の違いは見られなかった。しかし研削距離が長くなると WA 砥石を用いた場合には研削温度が上昇したが GC 砥石を用いた場合は研削温度が上昇しなかった。
- (3) GC 砥石の場合、研削液供給方法による主分力や背分力の違いは見られなかった。また、GC 砥石は WA 砥石と比べ研削抵抗が小さく安定した研削が可能である。
- (4) チタン合金を研削した時の GC 砥石の研削比は WA 砥石の研削比の 15 倍であった。チタン合金を研削する場合 WA 砥石より GC 砥石の方が適している。
- (5) GC 砥石は、圧縮残留応力が発生した。また WA 砥石においては、研削液供給方法や研削距離に関わらず引張残留応力が発生した。また GC 砥石において砥石内研削液供給の方が外部ノズルによる研削液供給に比べ大きい圧縮残留応力が発生した。
- (6) GC 砥石の研削加工において、研削抵抗は研削距離が長くなるとともに上昇するが、研削距離 5 m 付近から定常状態となる。また切込み深さの増大に伴い研削抵抗は上昇する。

- (7) GC 砥石の研削加工において、目づまりは研削距離と切込み深さ増加に伴い多くなるが、砥石内研削液供給では外部ノズルにくらべて切りくずを効率的に排出し、目づまりを回避できていることがわかる。
- (8) GC 砥石の研削加工において、加工面裏面の温度は切込み深さ増加に伴い大きくなり、研削抵抗、特に背分力と密接な関係があることがわかった。
- (9) GC 砥石の研削加工において、残留応力は、切込み深さの増加に伴い圧縮に増加するが、切込み深さ 0.07 mm からは熱応力により引張になる。

第4章では、R100 のチタン合金製凹、凸型試験片に対し砥石内研削液供給方法と外部ノズルによる研削液供給で曲面研削加工を行った。また自由曲面を持つタービンプレード形状を削り、以下の結果を得た。

- (1) 砥石内研削液供給を用いた場合の表面粗さは、凹面では一本のノズルに比べ約 10%、凸面では 1 本のノズルに比べ約 20%、7 本のノズルに比べ約 9%減少した。
- (2) 外部ノズルでは、曲面加工中に加工点への供給量が変わるため、凸型試験片の被削材裏面最高温度は砥石内研削液供給の場合の方が外部ノズルによる場合より低くなった。
- (3) 凸型と凹型試験片の被削材裏面最高温度の差は実加工点の送り速度の違いによる。実加工点送り速度が高い方が温度は低くなった。
- (4) 実加工点の送り速度が低い凸型試験片ではノズルの数によらず、外部ノズルによる研削液供給では研削焼けが発生した。
- (5) 砥石内研削液供給の粗さは 7 本のノズルを使用した場合に比べて 56%減少した。

第5章では、研削実験で得られた残留応力の実験値と 3次元有限要素法による残留応力の解析値を比較することによって、本解析の妥当性を検証した。その結果、以下の結果を得た。

- (1) 熱電対を用いて加工点の温度を測定し、解析と比較することで被削材に流入するエネルギーを求めたところ、砥石内研削液供給は外部ノズルによる研削液供給に比べ被削材に流入するエネルギーが平均で 23%低減された。
- (2) 熱流入割合は切込み深さ増大に伴い増加するが非線形であることがわかった。
- (3) 導出した熱源、熱流入割合、熱伝達率を利用し解析によって残留応力を求めたところ、切込み深さ 0.06 mm 以上で引張残留応力が生じることがわかった。引張残留応力が生じる切込み深さは解析的に求められることがわかった。

6.2 今後の課題と展望

本研究では、チタン合金に対し砥石内研削液供給を適用し研削面特性を調査した。研削に使用する砥石は、汎用的に使用される WA 砥石と GC 砥石の2種類を比較した。

表面粗さや研削比や研削抵抗の結果から GC 砥石がチタン合金の研削加工に適していることがわかった。しかし砥石の種類は他にも多くあり、調査対象を増やしさらに適した砥石があるかを調査する必要がある。特に CBN 電着砥石のように難削材に有効な砥石を砥石内研削液供給に適用することで研削面特性に与える影響を調査する必要がある。CBN 電着砥石は砥粒層が1層で終わってしまうため寿命に課題があり、また砥石製作費用が高価であるという課題もある。砥粒の電着手法の改善や加工方法の改善等によって砥石内研削供給機構を利用し、より効果的な研削性能が発揮できるものと考えられる。

またチタン合金を研削加工した際の引張残留応力の発生を解析的に予測した。しかし残留応力値の誤差は大きく精度の高い解析結果とはいえない。研削加工時に残留応力が発生する要因は機械的と熱的の大きく2つに分けられる。本解析では熱的要因のみを考慮し解析を実施した。機械的要因も同時に考慮することで、より精度の高い解析結果が得られると考えられる。

GC 砥石を使い、砥石内研削液供給をチタン合金曲面加工に適用した結果、粗さが向上することがわかった。また、ノズルの制御が不要なことから試験片の形状によらず加工点へ効率的に研削液を供給できることにより、研削温度を低減させ研削焼け発生を抑制できる効果があることがわかった。これは材料に限らず、自由曲面に対して砥石内研削液供給が優れているということが言える。近年、航空エンジン等においてコスト削減の為、精密鋳造品が多く、その製品精度の関係で切削加工後に大きなバリが残り効率的な仕上げ作業が妨げられている。難削材の曲面研削加工の実現により、研削による仕上げ加工が可能となれば現状の仕上げ作業の低減や効率化が図れると考える。またまだ課題は残るものの本研究で行った砥石内研削液供給機構の更なる研究により、高精度で高効率な加工技術としてタービンブレードなどの複雑な形状に対しても需要が増えるのではないかと考えられる。

参考文献

- (1) International Monetary Fund, 12/04/2019
- (2) Boeing, Passenger traffic growth, Commercial Market Outlook 2018-2037
- (3) Boeing, World air cargo traffic forecast, World Air Cargo Forecast 2018-2037
- (4) 日本航空機開発協会, 民間航空機に関する市場予測 2018-2037
- (5) 航空機国際共同開発促進基金, 民間航空機用エンジン開発の最新の動向, 解説概要 21-2
- (6) 炭素市場エクスペレス, <https://www.carbon-markets.go.jp/mkt-mech/climate/icao.html>
- (7) 三菱重工航空エンジン株式会社, MRJ 用エンジン PW1200G の開発量産への取組, 三菱重工技報 Vol.54 No.4(2017) 航空宇宙特集
- (8) 国立社会保障・人口問題研究所, 日本の将来推計人口
- (9) 日本生産性本部, http://www.jpc-net.jp/intl_comparison/
- (10) 日刊工業新聞, newswitch, <https://newswitch.jp/p/14613>
- (11) 日本経済新聞, タガロイ「工具は人が使う」追求し効率向上
- (12) 航空機国際共同開発促進基金, 民間エンジン MRO ビジネス, 解説概要 25-6
- (13) 日本政策金融公庫総合研究所, 航空機産業における部品供給構造と参入環境の実態, 日本公庫総研レポート, 2011, pp.2-3
- (14) 宗野和夫, 航空機エンジンにおける溶接施工-超耐熱合金の溶接, 溶接学会誌 Vol.69, No.2,(2000),pp.99
- (15) 山根八洲男, 林桂, 鳴瀧則彦, セラミック工具によるインコネル 718 の高速切削, 精密工学会誌, 61-10, (1995), pp.1463-1467.
- (16) 田中義信, 津和秀夫, 北野晶則, 超高速切削に関する研究(第 4 報)-工具摩耗に及ぼす被削材および工具の熱的性質の影響-, 精密機械 32, 10, (1966), pp.683-689.
- (17) 竹内芳美, 坂本正史, 正面フライス加工における加工誤差解析, 精密機械 47, 7, (1981), pp.874-879.
- (18) 井頭賢一郎, X 線回折手法を利用したガスタービン用ニッケル基超耐熱合金のクリープ損傷評価, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol.74, No.739, (2008), pp.308-314
- (19) 中島利勝, 宇野義幸, 茅原雅之, 難削材の円筒プランジ研削加工の研究, 精密機械, 49, 10, (1983), pp.1358-1363.
- (20) 臼井英二, 切削・研削加工学 下, 共立出版株式会社, (1971)
- (21) 精密工学会, 研削工学, オーム社, (1987)
- (22) 奥井繁樹, 宇根篤暢, 由井明紀, 鈴木浩文, 機械加工学の基礎, コロナ社, pp.116
- (23) 宮川修, 渡辺孝一, 中野周二, 塩川延洋, チタンの研削に関する研究(第 2 報)-アルミナ系の市販ビトリファイドホイール-, 歯科材料・器械 9, 1, 1990, pp.42-52
- (24) 日本チタン協会, チタンの加工技術, 日刊工業新聞社, pp.46

- (25) 宮川修, 渡辺孝一, 中野周二, 塩川延洋, チタンの研削に関する研究(第1報)-炭化珪素系の市販および試作ホイール-, 歯科材料・器械 9, 1, 1990, pp.30-41
- (26) Trmal. G, Kaliszer. H, Delivery of Cutting Fluid in Grinding, Mechanical Engineering, (1976), pp.95-100
- (27) Radhakrishnan. V, Fazlur Rahman. J, A Preliminary Investigation on the Condition of the Grinding Wheel Surface by Air Flow Measurements, Annuals of CIRP, Vol.25, No.1, (1977), pp.147-150
- (28) 奥山繁樹, 中村佳伸, 河村末久, 高切込み研削における研削液の冷却作用に関する研究, 精密工学会誌 Vol.58, No.4,(1992), pp.673-678
- (29) E. Brinksmeier, C. Heinzei, M. Wittmann, Friction, Cooling and Lubrication in Grinding, CIRP Annuals - Manufacturing Technology, Volume48, Issue 2, (1999), pp.581-598
- (30) 井上明子, 関川貴洋, 小栗和幸, 微粒子ショットピーニングによる航空機用高強度アルミ合金の疲労特性向上, ショットピーニング技術, 21, 1, 2009, pp.16-17
- (31) 才田一幸, 西本和俊, 単結晶合金溶接補修への凝固解析の適用, 溶接学会誌, 76, 4, 2007, pp.230-242.
- (32) V. I. Trufyakov, British welding journal, 5, 11, 1958, pp.491.
- (33) 三林, 相原, 宮田, 日本機械学会論文集, 61, 586, 1995, pp.1172.
- (34) S. malkin, C. Guo, Thermal analysis of grinding, Crip Ann-Manuf Techn, 56, 2007, pp.760-782.
- (35) A. D. Sosa, M. D. Echeverria, O. J. Moncada, J. A. Sikora, Roughness produced by grinding thin wall ductile iron plates, Int. J. Mach Tool Manu, 47, 2007, pp.229-235
- (36) 吉川泰彦, 高能率研削・切削加工機, 精密工学会誌, Vol.74, No.4, (2008), pp.337-340
- (37) 中川平三郎, 奥野聖人, 木村俊夫, 喜田義宏, 高精度輪郭研削に関する基礎的研究, 精密工学会春季大会学術講演論文集, (2005), pp.865-866.
- (38) 日本チタン協会, 現場で生かす金属材料シリーズ チタン, 丸善出版
- (39) 長田卓, 大山英人, 村上昌吾, 航空機向けチタン合金の鍛造工程設計技術, KOBE STEEL ENGINEERING REPORT, Vol.64, No.2, (Oct.2014)
- (40) 奥井繁樹, 宇根篤暢, 由井明紀, 鈴木浩文, 機械加工学の基礎, コロナ社, pp.121
- (41) 奥井繁樹, 宇根篤暢, 由井明紀, 鈴木浩文, 機械加工学の基礎, コロナ社, pp.117
- (42) (社)砥粒加工学会, 砥粒加工技術のすべて, 森北出版株式会社, pp.16-17
- (43) (株)アライドマテリアル, 研削加工の基礎,
https://www.allied-material.co.jp/products/diamond/knowledge/diamond_cbn-wheel.html
- (44) 佐々木外喜雄, 小倉隆, 松村隆三, といしを通して研削液を供給する研削仕上の研究, 日本機械学会論文集, 20 (98), 1954, pp.643-647
- (45) 佐々木外喜雄, 小倉隆, 松村隆三, といしを通して研削液を供給する研削仕上の研究, 日本機械学会誌, 57 (427), 1954, pp.546
- (46) 佐々木外喜雄, 小倉隆, 松村隆三, といしを通して研削液を供給する研削仕上の研究 (続報), 日本機械学会論文集, 21 (106), 1955, pp.427-430

- (47) 佐々木外喜雄, 小倉隆, 松村隆三, といしを通して研削液を供給する研削仕上の研究 (続報), 日本機械学会誌, 58 (436), 1955, pp.387
- (48) ツールエンジニア編集部, 研削盤活用マニュアル, 大河出版, (2001), pp.68-69
- (49) W. pei-zhuo, He Zhan-shu, Yuan-xi, Zhao Shu-sen, Control of grinding surface residual stress of Inconel 718, *Procedia Engineering*, 174,2017,pp.504-511.
- (50) F.Klocke, A. Baus, T. Beck, Coolant induced forces in CBN high speed grinding with shoe nozzles, *Annals of the CIRP*, 49(1), 2000, pp.235-240.
- (51) C. Baumgart, Julian J. Radziwill, Friedrich Kuster, Konrad Wegener, A study of the interaction between coolant jet nozzle flow and the airflow around a grinding wheel in cylindrical grinding, *CIRP*, 58, 2017, pp.517-522.
- (52) 渡辺正幸, 富田道夫, 橋本真, 難削材の機械加工に関する研究
- (53) Antonio Vitor de Mello, Rosemar Batista de Silva, Alisson Rocha Machado, Rogerio Valentim Gelamo, Anselmo Eduardo Diniz, Rodolfo Fischer Moreira de Oloverira, Surface Grinding of Ti-6Al-4V Alloy with Sic Abraive Wheel at Various Cutting Coditions, *Prosedia Manufacturing* 10 (2017)590-600
- (54) Xipeng Xu, Yiqig Yu, Hui Huang, Mechanisms of abrasive wear in the grinding of titanium(TC4) and nickel(K417) alloys, *Wear* 255 (2003) 1421-1426
- (55) E.O.Ezugwu, Z.M.Wang, Titanium alloys and their machinability-a review, *Journal of Materials Prossessing Technology* 68 (1977)262-274
- (56) 奥山繁樹, 研削温度の解析と測定, *Journal of the Japan Society for Abrasive Technology* Vol.59 No.7 2015 JUL 415-418
- (57) N. Kumagai, Grinding of Difficult-to-cut Materials, *JSPE* 58-12,92-12-1985
- (58) (社)日本チタン協会, チタンの加工技術, P49
- (59) Y. Yao, Y. Fuwa, H. Ssasahara, Development of a device for coolant supply from inside of grinding wheel and its application for profile machining of difficult to grinding materials, *Proceeding of 4th CIRP International Conference on High Performance Cutting*, 1, 2010, 417-420
- (60) 八尾泰弘, 不破洋平, 笹原弘之, 砥石内研削液供給機構による難削材形状研削加工に関する研究, 日本機械学会論文集 (C 編), 77(781), 2011, 3522-3531
- (61) 八尾泰弘, 李志, 中江慶吾, 砥石内研削液供給方式による研削液の少量化とその効果, 精密工学会誌, 78(8), 2012, 710-715
- (62) 八尾泰弘, 李志, 中江慶吾, 笹原弘之, 超砥粒電着砥石における砥石内研削液供給機構の効果, 砥粒加工学会誌, 57(4), 2013, 229-234
- (63) 奥井繁樹, 宇根篤暢, 由井明紀, 鈴木浩文, 機械加工学の基礎, コロナ社, pp.117
- (64) 八尾泰弘, 不破洋平, 笹原弘之, 砥石内研削液供給機構による難削材形状研削加工に関する研究, 日本機械学会論文集 (C 編), 77(781), 2011, 3522-3531
- (65) Nitolex, <http://www.nitolex.co.jp/>.

- (66) 奥井繁樹, 宇根篤暢, 由井明紀, 鈴木浩文, 機械加工学の基礎, コロナ社, pp.127
- (67) J. B4134, 単石ドレッサ 1994.
- (68) 日本チタン協会, チタンの加工技術, 日刊工業新聞社, pp.9
- (69) 奥山繁樹, 研削抵抗とその変化, 砥粒工学会誌, 59 (6), 2015, 355-358.
- (70) 愛恭輔, 研削焼け対策の勘どころは?, 砥粒学会誌, 2008, 53.
- (71) 株式会社京浜工業所, <http://www.keihin-kogyo.co.jp/index.html>, 研削砥石の構成.
- (72) 島宗勉, 小野浩二, 砥石寿命に関する研究 (第1報) -研削抵抗の時間変化-, 精密機械, 46 (11), 1980, 49-55.
- (73) 飯村崇, 熊谷和彦, 玉川公彦, 中居聡, 難削材の精密研削加工における効率化, 岩手県工業技術センター報告, 第8号, 2001.
- (74) Takazo Yamada, Hiroki Yuge, Kohichi Miura, Hwa So Lee, Experimental Evaluation of Micro Grinding Mechanism, JEPE, 2012, G63
- (75) www.toishi.info, <https://www.toishi.info/lexicon/kagyou/gratio.html>
- (76) 日本機械学会, 加工学 1-除去加工-, 日本機械学会, (2006), 128
- (77) 奥井繁樹, 宇根篤暢, 由井明紀, 鈴木浩文, 機械加工学の基礎, コロナ社, pp.120
- (78) ショットピーニング技術協会, <http://shotpeening.gr.jp/shotpeening/index.html>
- (79) 小野誠, 辰巳洋二, 佐田登志夫, 研削加工における砥石目づまりのインプロセス測定, 精密機械, Vol.39, No.10, 1973, pp.1062-1067.
- (80) F.Klocke, A. Baus, T. Beck, Coolant induced forces in CBN high speed grinding with shoe nozzles, Annals of the CIRP, 49(1), (2000), pp.241-244.
- (81) J. Webster, E Brinksmeier, C heinzl, M Wittmann, K Thoens, Assessment of grinding fluid effectiveness in continuous-dress creep feed grinding, Annals of the CIRP, 51(1), (2002), pp.235-240.
- (82) Shigeki Okuyama, Journal of the Japan Society for Abrasive Technology, vol.59 No.7 2015 JUL.415-418
- (83) L. Chernova, Protective coatings-a way to improve the durability and quality of metal products, Metallurgist 46 (9-10) (2002) 309-310.
- (84) C. Lee, Park H, Yoo J, Woo WC, Park S, Residual stress and crack initiation in laser clad composite layer with Co-based alloy and WC+NiCr, Appl Surf Sci 2015, 345, 286-294.
- (85) Chen X, Rowe WB, McCormack, D.F., 2000. J. Mater Process, Technol, 107, 216-221.
- (86) 日本機械学会, 生産加工の管理, 日刊工業新聞社, 2006, p321-332.
- (87) 帯川利之, 鹿子木修, 白樫高洋, 3次元温度数値解析による研削エネルギー分配率の検討 (第2報) -研削温度分布に及ぼす測定法の影響とエネルギー分配率-, 精密工学会誌, Vol.64, No.4, (1998), pp.583-587.
- (88) G. Chen, Chengzu Ren, Xuda Qin, Jun Li, Temperature dependent work hardening in Ti-6Al-4V alloy over large temperature and strain rate ranges: Experiments and constitutive modeling, Materials&Design, 83, pp.598-610.

-
- (89) 上田隆司, 鳥居明人, 山田啓司, 鋼の平面研削における熱流入割合, 精密工学会誌, 60 (11), 1994.
 - (90) 塚本真也, 大橋一仁, 藤原貴典, 研削加工の計測技術, 養賢堂, 2005.
 - (91) 日本機械学会, 温度の計測, コロナ社, 1986.
 - (92) 計量管理協会, 温度の計測, コロナ社, 1988.
 - (93) S. Ganguli, A. K. Roy, D. P. Anderson, Improved thermal conductivity for chemically functionalized exfoliated graphite/epoxy composites, Carbon, 46(5), 2008, 806-817.
 - (94) 安井平司, 湿式研削における熱流入割合の検討 (その 1) -湿式研削温度の研究 (第 4 報) -, 精密工学会誌, 56 (1), 1990.
 - (95) L. Zhiming, S Laimin, Z Shenjin, T Zhidng, J Yazhou, Effect of high energy shot peening pressure on the stress corrosion cracking of the weld joint of 304 austenitic stainless, Mater. Sci Eng, A637,2015,170-174.

研究業績

受賞

「IC3MT2018 BEST PAPER AWARD」 (2018.9)

○Nagatoshi Nakatsuka, Sumito Toyokawa, Atsushi Kusakabe, Shinya Nakatsukasa, Hiroyuki Sasahara, Effect of the type of grinding wheel on the surface characteristic of titanium alloy with internal coolant supply

研究業績

- (1) N.Nakatsuka, Y.Hirai, A.Kusakabe, Y.Yao and H.Sasahara, Effect of coolant supplied through grinding wheel on residual stress of grinding surface, *Advanced Materials Research*, 1017 (2014-09) 33-37. doi:10.4028/www.scientific.net/AMR. 1017.33
- (2) S.Toyokawa, N.Nakatsuka, A.Kusakabe, H.Sasahara, Study on the residual stress on grinding of titanium alloy with coolant supplied from inner side of grinding wheel, *Advances in Abrasive Technology XX (Proc. ISAAT2017)*, Okinawa (2017.12.3-6) 972-977.
- (3) S.Toyokawa, N.Nakatsuka, A.Kusakabe, H.Sasahara, Surface Characteristic on Curved Grinding of Titanium Alloy with Coolant Supplying from Inner Side of Grinding Wheel, *Key Engineering Materials*, accepted
- (4) N.Nakatsuka, S.Toyokawa, A.Kusakabe, S.Nakatsukasa, H.Sasahara, Effect of the Type of Grinding Wheel on the Surface Characteristic of Titanium Alloy with Internal Coolant Supply, *Key Engineering Materials*, accepted

謝 辞

本学博士課程に入学して6年経とうとしている今、本論文を執筆するにあたり数多くの方の御協力御指導に対し厚く御礼申し上げます。

加工学の基礎から熱心に丁寧にご指導いただきました笹原教授様。誠に有難うございました。勘の悪い学生でしたが、先生に同行いただいた国際学会での発表経験は今でも鮮明に記憶しており、廻りの方に対し、いかに簡潔に自分の考えている物事を伝える為の手段手法を教授いただいた経験は、現在でも社業に活用し、学問だけでなく人間として大きなものを学ばせていただきました。

今から思えば人生のどん底にいた私に明るい光を当ててくださった平和産業株式会社八尾泰弘社長様。常に大きな視野を持たれながら機械加工業の事だけでなく機械加工業からみた学問への取組を身近で学ばせていただいた感謝の念は一言では言い尽くせません。今の私があるのも八尾社長様のお陰だと思っております。本当に有難うございました。

試行錯誤の連続で大変苦勞の多い実験そして研究でしたが、共に考え悩み長い時間を共有した平井由大様、豊川澄斗様。あなた達の真剣に研究に取り組む眼差しを身近で見て、今後のニッポンのものづくりは安心だなと感じた日を昨日のことにように思い出します。本学を卒業されてからも社会人として、現在も活躍されている姿を見てうれしく誇らしく感じています。あなた達とは一生の友です。本当に有難うございました。

常に一緒に実験に立会っていただき、常に実験へのアドバイスをくれた平和産業株式会社 日下部篤史様。同じ社会人としていろんな意見を交わしたこの6年間は学問以上に、私にとって大きな貴重な時間となりました。あなたとは、一生の友でありライバルです。本当に有難うございました。

最後になりますが、東京農工大学笹原研究室の皆様、平和産業株式会社の皆様、株式会社ナサダの社員には温かく私の学問への精進を見守っていただき誠に有難うございました。本論文の執筆が私のゴールではありません。それ以上に社業発展を含め今後やるべき課題が山積みであります。本学での経験を活かし、そしてこの執筆を機に、今後更に大きく飛躍し社会に貢献できる経営者として変化、進化することをお約束し御協力御指導いただいたすべての皆様への感謝の言葉といたします。本当に有難うございました。