OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	増減送りドリル加工に関する研究
Author(s)	櫻井, 恵三
Citation	大阪大学, 1997, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3132595
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

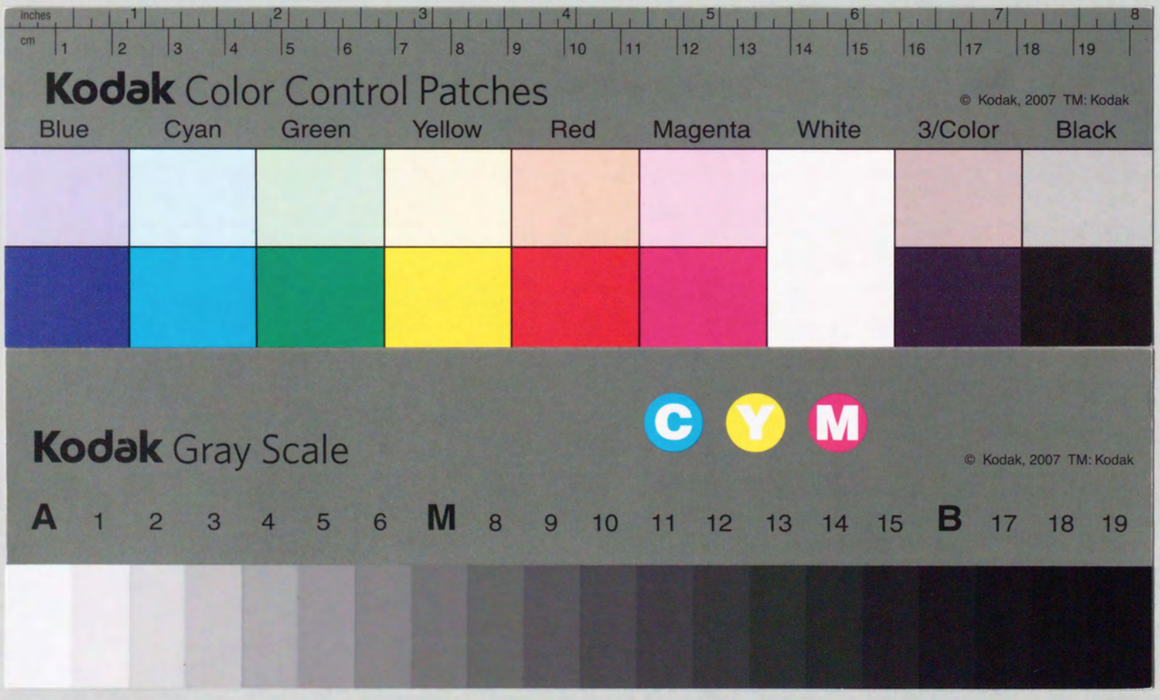
The University of Osaka

増減送りドリル加工に関する研究

平成９年８月

櫻井惠三

増減送りドリル加工に関する研究
平成９年８月
櫻井惠三



増減送りドリル加工に関する研究

平成９年８月

櫻 井 惠 三

目　　次

第1章　緒　　論 ---------- 1
1.1　序　説 ---------- 1
1.2　本研究の概要 ---------- 4
参考文献 ---------- 6
第2章　被削材からみたドリル加工 ---------- 8
2.1　緒　言 ---------- 8
2.2　SUS304の炭素量がドリル寿命に及ぼす影響 ---------- 8
2.2.1　工作機械と切削条件 ---------- 9
2.2.2　被削材 ---------- 10
2.3　実験結果および考察 ---------- 11
2.3.1　ドリル寿命 ---------- 11
2.3.2　被削材の金属組織 ---------- 12
2.3.3　被削材の機械的性質 ---------- 13
2.3.4　切削抵抗 ---------- 14
2.3.5　切削温度 ---------- 15
2.3.6　ドリル摩耗 ---------- 17
2.3.7　加工硬化 ---------- 19
2.4　短寿命の機構 ---------- 22
2.5　結　言 ---------- 23
参考文献 ---------- 24
第3章　増減送りドリル加工の加工原理 ---------- 25
3.1　緒　言 ---------- 25
3.2　増減送りドリル加工の切り込み厚さの変化 ---------- 26
3.3　実験装置 ---------- 28
3.3.1　工作機械 ---------- 28

3.3.2 切削抵抗の計測システム ---------- 30
3.3.3 増減加工のNCプログラム例 ---------- 33
3.3.4 NC工作機械への適用について ---------- 34
3.4 増減加工の切削抵抗 ---------- 36
3.5 結 言 ---------- 38
参考文献 ---------- 39
第4章 増減送りドリル加工の加工特性 ---------- 40
4.1 緒 言 ---------- 40
4.2 増減比と切りくず形状の関係および
切りくずの折断効果 ---------- 40
4.2.1 切削条件 ---------- 40
4.2.2 被削材 ---------- 41
4.2.3 増減比と切削抵抗 ---------- 42
a) 慣用加工の切削抵抗 ---------- 42
b) 増減加工における増減比と切削抵抗 ---------- 43
4.2.4 切れ刃部における切削比と切りくず形状 ---------- 46
4.2.5 増減比が切りくずの折断効果に与える影響 ---------- 50
4.3 増減加工の切りくずの折断機構 ---------- 54
4.3.1 円すいらせん形切りくずの穴周壁の拘束力 ---------- 57
4.3.2 円すいらせん形切りくずの折断機構 ---------- 58
a) 切りくずの穴周壁での摩擦抵抗トルク ---------- 58
b) 増減加工の切りくず折断破壊トルク ---------- 60
c) 増減加工の切りくずの折断メカニズム ---------- 62
4.4 増減加工の切削温度 ---------- 62
4.4.1 切削温度の測定法 ---------- 63
4.4.2 切削温度の測定結果 ---------- 64
4.5 増減加工のバリ抑制効果 ---------- 65

4.5.1 切削条件 ---------- 65
4.5.2 被削材およびドリル ---------- 65
4.5.3 バリ形状の測定法 ---------- 66
4.5.4 回転数とバリの高さの関係 ---------- 68
4.5.5 穴あけ個数とバリ形状の変化 ---------- 69
4.5.6 切削抵抗の比較 ---------- 74
4.6 増減加工による深穴加工 ---------- 76
4.6.1 切削条件 ---------- 77
4.6.2 被削材およびドリル ---------- 77
4.6.3 深穴加工時の切削抵抗の比較 ---------- 77
4.7 結 言 ---------- 81
4.8 補 遺（S_{dec}を短くした場合の加工特性） ---------- 82
参考文献 ---------- 85
第5章 Ti-6%Al-4%V合金の増減送りドリル加工 ---- 87
5.1 緒 言 ---------- 87
5.2 切削条件 ---------- 88
5.3 被削材およびドリル ---------- 88
5.4 実験結果および考察 ---------- 89
5.4.1 ドリル寿命の比較 ---------- 89
5.4.2 切削抵抗の比較 ---------- 90
5.4.3 切りくず形状の比較 ---------- 94
5.4.4 切削温度の比較 ---------- 96
5.4.5 切りくず凝着の比較 ---------- 98
5.5 結 言 ---------- 100
参考文献 ---------- 101
第6章 送り変化を与える各種ドリル加工法の比較 -- 102
6.1 緒 言 ---------- 102

6.2 ステップフィード方式によるドリル加工 ---------- 103
6.2.1 ドリルおよび被削材 ---------- 103
6.2.2 慣用加工時の切削抵抗 ---------- 105
6.2.3 ステップフィード方式による
ドリル加工時の切削抵抗 ---------- 108
6.2.4 ステップフィード方式による穴あけの加工特性 - 110
a) 工具寿命の比較 ---------- 111
b) ドリル摩耗の比較 ---------- 112
c) バリ形状の比較 ---------- 113
6.3 低周波振動ドリル加工 ---------- 115
6.3.1 実験装置および実験方法 ---------- 115
6.3.2 切削条件 ---------- 117
6.3.3 振動加工と慣用加工のドリル寿命の比較 ---------- 118
6.3.4 振動加工と慣用加工の切削抵抗の比較 ---------- 119
6.3.5 穴あけ個数と切削抵抗の関係 ---------- 121
6.3.6 穴あけ個数とドリルの摩耗の関係 ---------- 123
6.3.7 穴出口部のバリと塑性域および切りくず形状 ---- 125
6.4 各加工法の特徴と比較 ---------- 127
6.4.1 ステップフィード方式によるドリル加工の特徴 -- 127
6.4.2 低周波振動ドリル加工の特徴 ---------- 128
6.4.3 増減送りドリル加工の特徴 ---------- 129
6.4.4 各加工法の比較 ---------- 130
6.5 結 言 ---------- 131
参考文献 ---------- 132
第7章 結 論 ---------- 133
謝 辞 ---------- 137

第1章 緒 論

1.1 序 説

機械部品の加工法を大分類すると，鋳造，溶接および切断，塑性加工，切削加工，砥粒加工，特殊加工，表面処理などの各種加工法がある[1]。そのうちの切削加工は，切りくずを生成する加工法であり，高精度の製品を得るためには不可欠な加工法である。この切削加工の内で穴加工の占める割合は，約1/3と非常に多く重要な加工法である。とくに，穴加工の代表であるツイストドリルによる穴あけ加工は，大きな比重を占める重要な作業であるが[2]，最も変化の少なかった加工法の一つである。このツイストドリルが約一世紀の長期にわたって有力な穴あけ工具として今日まで使用されてきた[3]理由は，ツイストドリルによる穴あけが他の穴あけ工具に比べて著しく重切削ができること，また時間的にも他の加工に比べてきわめて有利であることが大きな要因と考えられる。しかしながら，最近の労働力不足や対外競争力の強化によって，生産工場では無人化への要求が強まり，ますます生産の自動化が強化され，工具の精度管理，加工能率の向上が一層計られるようになってきている。ところが，旋削や転削加工に比べてドリル加工の技術的な遅れが目立っており，ツイストドリルによるドリル加工に対する合理的な加工法の研究が強く要望されており，これについての研究を進めることは切削加工の発展のために必要かつ重要であると考える。

一方，一般の工業製品でも高強度化，高機能化など性能を向上させるため，従来の材料より高品質の高級素材，たとえばステンレス鋼をはじ

め各種高級鋳鉄や高合金鋼，さらにはファインセラミックス，複合材料，高合金の軽金属，アモルファス材料，焼結鋼などの新素材が用いられるようになり，これらに対応した加工法が必然的に要求されるようになってきた。一般に，このような新素材は切削加工が難しいものが多く，航空機，原子力，宇宙開発関連の分野などで，これら難削材に対する穴あけ加工の研究が近年活発になり，それらに対する耐摩耗性に優れた超硬ドリルなどが開発され実用化[4]されている。しかし，実際の生産加工現場では，アルミニウム，鋳鉄，一般鋼，合金鋼などの被削材への穴あけが超硬ドリルで加工が可能になっているのに比べ，ステンレス鋼やチタン合金のようなじん性が高く，加工硬化性が大きく，かつ熱伝導率が低く被削性の悪い材料については，いまだ工具損傷に問題[5]が生じるなど完全に問題が克服されたとは言いがたく，その解決が重要な課題となっている。

このような状況下にあって，材料という面からは，最近の精錬技術の進歩・発展により構成元素量を高精度に制御したり，高度な熱処理技術などによって従来から広く用いられている一般的な材料も，その材料特性をより発揮させるために多くの改良がなされている[6]。その結果，被削性に影響を及ぼし，従来は難削でなかった材料が難削性を示したり，逆に難削であったものが難削性を示さなくなったり，従来の被削性の評価と異なる材料が見受けられる[7]。

他方，これらの材料を加工する工作機械の分野は，CNC工作機械が主流を占め，マシニングセンタをはじめとして，各種の工作機械はCNC工作機械抜きでは語れなくなっている。しかも，生産のプロセスは設計から製造までコンピュータにより統合されたシステム（CIM: Computer Integrated Manufacturing）[8]になってきており，その加工の全てがCNC工作機械で行われ，より高精度化と高能率化の技術レベルへと進んでいる。このような高度に自動化された生産システムを支えるためには，加工トラブルによる生産システム全体のダウンを避けるため，自動化された機

械加工工程における高い信頼性が要求されるようになった[9]。とくに今後は，被削材料の品質管理，その材料に適合した工具の合理的な組み合わせならびに自動化された生産システムの中で高能率，高精度で経済性に優れた加工法の研究が強く望まれている。

そこで，過去においてツイストドリルによる穴あけ加工に関して公表された研究報告を概観すると，工具の側からはドリル材料とドリル形状とくに先端形状の面からの開発に重点がおかれ，前者では超硬ドリル，コーティングドリル，ダイヤモンドドリル，後者では油穴付きドリル，細井ドリル[10],[11]，切れ刃にニック[12]をつけたドリルなどが開発されてきた。また，加工法の側からは，ステップフィード方式によるドリル加工，ドリル軸方向に超音波振動[13]や低周波振動[14]などの送り変化を与えて加工する方法などが適用されてきた。

工具に関する研究は，主として企業で実用化がなされ多くの成果をあげている。しかし，加工法に関する研究は，工具に関する研究に比べて少なく，なお一層の研究が求められている。ステップフィード方式は難削材のドリル加工，深穴加工，微小径のドリル加工に古くから一般的に行われている加工法であるが，加工現場で経験的な勘に基づいて行われることが多く，工学的な根拠に基づく切削データがほとんどないのが現状である。さらに，この加工法は加工能率が悪く高能率な加工が困難である。また，超音波振動を用いた穴あけ加工法は，振幅が微小なために振動エネルギーも小さく切りくずの折断には不向きで，どちらかと言うと加工精度の向上に重点がおかれた加工法である[15]。

一方，低周波振動を用いた低周波振動ドリル加工（以下，振動加工と呼ぶ）は，振幅を大きくして回転と同期した送り方向の振動を与えるので，振動エネルギーが大きく，回転方向には正弦曲線的な切れ刃の運動が生じる。したがって，被削面に対する刃先の切削角，切削速度がたえず変化するため，切りくず形状を変えることができる加工法である。振動加工はドリル刃先が正弦運動するため，切削厚さが断続的な変化をす

る条件において，加工面にパルス的な衝撃力が作用し，じん性が高く，加工硬化性が大きく，かつ熱伝導率が低い難削材のドリル加工に大きな効果をあげている[16]。しかし，特殊な振動発生装置を必要とし，自動化された生産システムに組み込むには多くの問題を抱えているのが現状である。

以上，述べたような加工法には，まだ未解決な部分がかなり残されている。そのような見地から，ドリル加工に関する一連の研究[17]~[21]を行ってきたが，CNC工作機械のプログラム機能を用いて振動加工に代わる特性が得られないかという着想をもとに，プログラム上でドリルの送り速度を周期的に増減させてドリル加工する方法を考案した。以後，この加工法を増減送りドリル加工（以下，省略して増減加工と呼ぶ）と呼ぶことにする。

本研究では，増減加工に関する基礎データを得るため，切削機構および加工特性を明らかにし，増減加工法を確立することを主な目的としている。増減加工ついては，研究報告はなく，この加工法で振動加工と同等あるいはそれ以上の切削性能が得られるならば，NC工作機械を使用する条件のもとでは加工能率や経済性の向上につながる加工技術と考える。

1.2 本研究の概要

ドリル寿命は，Galloway の指摘するごとく多数の因子が複雑に影響して大きく変動することはよく知られている[22]。個々の因子がドリル寿命に与える影響を知ることは，ドリル寿命の変動を小さくして加工能率の向上に貢献し，さらには，近年の生産加工の高度な自動化のために強く求められているドリル寿命の予測にも役立つ重要なことであるので，本研究では，まず被削材からみたドリル加工の問題を取りあげた。すなわち，新素材や難削材の穴あけ加工にツイストドリルを使用するには，被削材に適した切削条件およびドリルと被削材の適合性について，個々の組み合わせに対して詳細な知見が必要であると同時にドリル寿命のばらつきの主原因となる機構を明らかにしておくことも，ツイストドリルの有効利用さらには増減加工のための基礎資料として必要なことであると考える。

そして，このように多様化した被削材をコンピュータで統合化された生産システムにおいて，高能率で経済性に優れたドリル加工を行うため，増減加工の実験を行い，その加工原理および加工特性を明らかにし，生産加工能率の向上に寄与することを本研究の目的としている。さらに，増減加工と同様にドリルの送り速度を周期的に変化させて切削性能の向上をはかろうとする加工法であるステップフィード方式によるドリル加工，振動加工をチタン合金の穴あけに適用し，それぞれの特徴を調べて検討・比較し，増減加工の有用性を評価する。

本論文は，全7章より構成されている。

第1章では，設計から製造までコンピュータにより統合された生産システム下におけるドリル加工の重要性とCNC工作機械に対応したドリル加工法の必要性および本研究の目的と概要について述べている。

第2章では，近年のオーステナイト系ステンレス鋼（SUS304）は，その材料特性である耐食性を向上させるため，炭素量を確実に 0.02%以下に低減したものが精錬技術の進歩により実用化されている。このような改良が加えられた SUS304 の被削性について調べ，炭素量がドリル寿命に及ぼす影響を調べている。さらに，じん性が高く，加工硬化性が大きく，熱伝導率が低い材料に対する合理的なドリル加工法の必要条件を述べている。

第3章では，増減加工における切り込み厚さの変化を解析し，送り速度の増減によって切削抵抗に周期的な動的成分が発生するなど，増減加工の加工原理について検討を加えている。

第4章では，増減加工の切削抵抗，切削温度，切りくずの折断効果と折断のメカニズム，バリの抑制効果，深穴加工時の挙動などの加工特性を検討している。

第5章では，Ti-6%Al-4%V 合金の穴あけに増減加工を適用し，ドリル寿命，切削抵抗，切りくず形状，切削温度，切りくず凝着などの加工特性を調べ，増減加工の難削材への適応性について検討している。

第6章では，ステップフィード方式によるドリル加工，振動加工を Ti-6%Al-4%V 合金の穴あけに適用し，それぞれの加工特性の特徴を増減加工と共に検討・比較している。

第7章では，総括として本研究を通観し，得られた結果およびその工業的有用性について述べている。

参考文献

(1) 日本機械学会，機械工学便覧　B2 加工学・加工機器，日本機械学会（1991），1。

(2) ツールエンジニア編集部，穴加工用工具のすべて，大河出版（1991），6。

(3) 大和田国男，精密機械，29-4（1963），271。

(4) Y. Dohi, H. Arimoto, Y. Mori, Sumitomo Elec. Tech. Review, 25 (1986), 195.

(5) 佐久間敬三，機械と工具，30-1（1986），51。

(6) 例えば，ステンレス協会，ステンレス便覧第3版，日刊工業新聞社（1995），563。

(7) 新マシニング・ツール辞典編修委員会，新マシニング・ツール辞典，産業調査会（1991），37。

(8) 例えば，岩田一明監修，コンピュータ設計・製図（1，2，3），共立出版（1988）。

(9) 101 選編集委員会，やさしい生産加工技術 101 選，工業調査会（1992），63。

(10) 細井俊明，細井良祐，浅野幸三，堀内宰，長谷川嘉雄，精密機械，47-8（1981）。

(11) 細井俊明，細井良祐，花崎伸作，長谷川嘉雄，日本機械学会誌，99-930（1996），340。

(12) 小川誠，中山一雄，精密機械，50-10（1984），1659。

(13) 隈部淳一郎，日本機械学会誌，67-540（1964），85。

(14) 足立勝重，小山富夫，村上浩三，精密機械，42-12（1976），47。

(15) 隈部淳一郎，振動切削，実教出版（1979），75。

(16) Katsushige ADACHI, Norihisa ARAI, Kozo OKITA, Koichi OGAWA and Ralph NIBA, Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering, 24-38(1990), 200.

(17) K.SAKURAI, K.ADACHI, K.OGAWA, R.NIBA, Proceeding of CIRP Conference on precision engineering and manufacturing system, (1991), 489.

(18) Keizo SAKURAI, Katsushige ADACHI, Koichi OGAWA and Ralph NIBA, Proceeding of RASELM'91 (1991), 803.

(19) 櫻井惠三，足立勝重，小川恒一，ラルフニバ，日本機械学会第 67 期定時総会講演会講演論文集，924-3（1992），134。

(20) 櫻井惠三，足立勝重，小川恒一，花崎伸作，日本機械学会第 68 期定時総会講演会講演論文集，934-1（1993），218。

(21) 櫻井惠三，足立勝重，小川恒一，花崎伸作，日本機械学会第1回機械材料・材料加工技術講演会講演論文集，No.930-75（1993），359。

(22) D.F.Galloway, Trans. ASME, 79-2, (1957),191.

第2章　被削材からみたドリル加工

2.1　緒　　言

本章では被削材からみたドリル加工の問題の一つとして，オーステナテト系ステンレス鋼（SUS304）の炭素量が被削性に及ぼす影響を調べ，炭素量の相違がドリル寿命に与える影響について検討する。また，これにより難削材とされるステンレス鋼の穴あけにおける問題点を明らかにする。すなわち，炭素量と機械的性質の関係，炭素量と加工特性（ドリル寿命，切削抵抗，切削温度，ドリル摩耗，加工硬化）の関係について検討し，さらに高炭素量のSUS304が短寿命になる機構について考察を加え，それらの因子と特性の関係を実験的に評価する[1),(2),(3)]。さらに，このように絶えず改良がなされ変化しつづける材料に対して，生産加工の高度な自動化が進められている時代の高能率で経済性に優れた加工法の必要条件を述べる。

2.2　SUS304の炭素量がドリル寿命に及ぼす影響

SUS304は，一般に耐食性に優れるが，熱処理や使用環境によっては粒界腐食，応力腐食割れ，孔食，すきま腐食などの腐食現象を示すことがある。これらの腐食を防止するために，耐食性を向上させる元素を添加したり，合金元素量の増減などの改良が加えられてきた。とくに粒界腐食や応力腐食割れの防止に，C量を0.03%以下に低減したSUS304Lが実用化されている。さらに，近年の精錬技術の進歩によりC量を確実に0.02%以下とした実用材料が開発されて広く用いられている。このように，SUS304は耐食性，耐酸化性，耐粒界腐食性を向上させるため，さらには，炭化物の

生成を抑制するため，C量を低減する方向にある[4)]。そこで，SUS304のC量がドリル寿命に及ぼす影響について検討する。

2.2.1　工作機械と切削条件

ドリル寿命実験に使用した工作機械は，CNCドリルメイト（FANUC社製 5.5kW）である。また，切削抵抗（スラスト，トルク）の測定には圧電式切削動力計（キスラー社製 9257B 型）を使用し，得られたデータをEWSに記録して，各種の統計処理や図形処理などを行った。

また，本実験に使用したドリルの主要諸元および硬さを**表 2.1** に示す。なお，ドリルの材質はSKH56で，同一ロットで製作されたものを用い，円錐研削法で先端を再研削し，リップハイト差が0.05mm以下のものを選んで使用した。

表 2.1　ドリル各部寸法および硬さ

Drill dia.	[mm]	6
Length	[mm]	102
Flute length	[mm]	70
Point angle	[deg]	118°
Web thickness	[mm]	0.87±0.07
Helix angle	[deg]	36.30°±1°
Relief angle	[deg]	14°
Width of margin	[mm]	0.43
Vickers hardness (HV)		1002

表 2.2　切削条件

Rotational speed	[rps]	16
Feed rate	[mm/rev]	0.1
Drilling depth	[mm]	18　(through)
Cutting fluid		Water soluble (JIS W1-1)

切削条件は，各種の条件で予備実験を行い，C 量の影響が最も顕著に現れる切削条件を選定した。**表 2.2** は，その切削条件を示す。 なお，切

削液には水溶性切削油剤でエマルジョン形（希釈倍率7.5倍）を用い，ドリルの両側から2本のノズルを用いて約30L/minで供給した。

また，ドリル刃先近傍の切りくず生成の状態を観察するために急停止装置を製作し，切削中のドリルチゼル部が被削材表面から穴深さ約10mm入った時点でドリルの切削を凍結する実験を行った[5]。この方法によって被削材を主切れ刃に垂直にドリル軸に平行な面で切断し，金属顕微鏡により加工状態を観察した。被削材断面の硬度測定はマイクロビッカース硬度計で行った。なお，急停止実験の切削条件は，寿命実験と同じ条件で行った。

2.2.2 被削材

本実験に用いた被削材は，厚さ18mmの板材でC量の異なる3種類のオーステナイト系ステンレス鋼である。これらの被削材を区別するために，以後それぞれをA材（C量0.014%），B材（C量0.022%）およびC材（C量0.036%）と呼ぶ。

表2.3 被削材の化学成分 (mass%)

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	N	Sol al	Fe
A	0.014	0.50	1.12	0.037	0.002	8.18	18.83	0.13	0.18	0.052	0.002	Bal
B	0.022	0.54	1.10	0.034	0.002	8.26	18.30	0.19	0.13	0.050	0.002	Bal
C	0.036	0.59	1.00	0.032	0.001	8.15	18.73	0.18	0.15	0.057	0.003	Bal

表2.3にA，B，C材の化学成分の分析値を示す。これらの被削材は，1373Kに加熱し急冷する溶体化処理を行って実験に使用した。

また，これらの被削材の機械的性質を比較するために硬さ試験，引張試験，圧縮試験およびせん断試験を行った。なお，圧縮試験は直径4mm，高さ4mmの円柱状の試験片を用いて，圧縮荷重39.2kNを負荷した後の高さおよび直径の変形量を測定した。また，せん断試験は，**図2.1**に示

すように高さ3mm，幅3mm，奥行き3mmの突起をもつ試験片を製作し，その突起部を直方体の完成バイトでせん断破壊し，せん断に要したせん断エネルギーを測定した。なお，図中の完成バイトは，インストロン形引張試験機のチャックに固定して，V=3 mm/minの速度で負荷した。

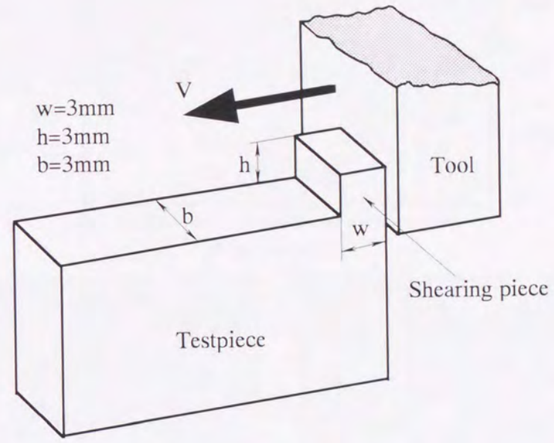


図2.1 せん断試験

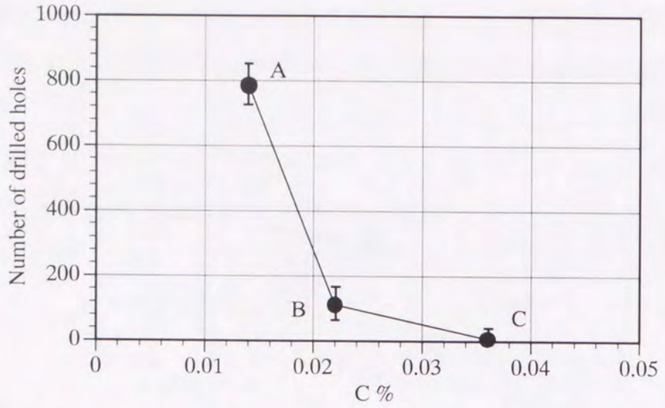
2.3 実験結果および考察

2.3.1 ドリル寿命

図2.2に寿命穴あけ個数と被削材のC量の関係を示す。なお，ドリル寿命は完全損傷を寿命基準として，寿命までの穴あけ個数で評価した。また，実験に用いたドリル本数はいずれも10本である。

寿命穴あけ個数のそれぞれの平均値 $\bar{x}$ は，A材は $\bar{x}$=785（標準偏差 σ =52），B材は $\bar{x}$=112（σ =24），C材は $\bar{x}$=7（σ =4）である。この結果からわかるように，寿命穴あけ個数をその平均値で比較すると，A材は，B材の約16倍，C材の約112倍を示し，被削材が異なるとドリル寿命が大きく変動することがわかる。とくに，高C量のC材は被削性が極端に悪

く，穴あけ個数がわずかに数個であった。



Drill dia. 6 mm, Rotational speed 16 rps, Feed rate 0.1 mm/rev, Drilling depth 18 mm (through), Wet cutting.

図 2.2 ドリル寿命とC量の関係

2.3.2 被削材の金属組織

図 2.2 に示すように，被削材によって寿命穴あけ個数が大きく異なる原因を明らかにするために，まず金属組織を調べた。

図 2.3 に 10%しゅう酸溶液中で電解エッチングした被削材のミクロ組織写真を示す。この組織写真より被削材の結晶粒度を比較したが，ほぼ同一の粒度を示し大きな差がないことを確認した。また，3種類の被削材ともオーステナイト組織となっており，薄膜X線回折により加工誘起マルテンサイトが発生していないことを確かめており，ほぼ加工硬化層がゼロと考えられる。

さらに，被削材中の介在物の量を比較するために，清浄度[6]を測定した。その結果，全ての被削材でA系，B系の介在物は観察されず，ごく微量（0.05%）のC系介在物が全ての被削材で観察されたが，ほとんど差はみられなかった。

上述の観察結果から，金属組織からは3種類の被削材に有意な差は認められず，ほぼ同じ金属組織を有しているものと考えられる。

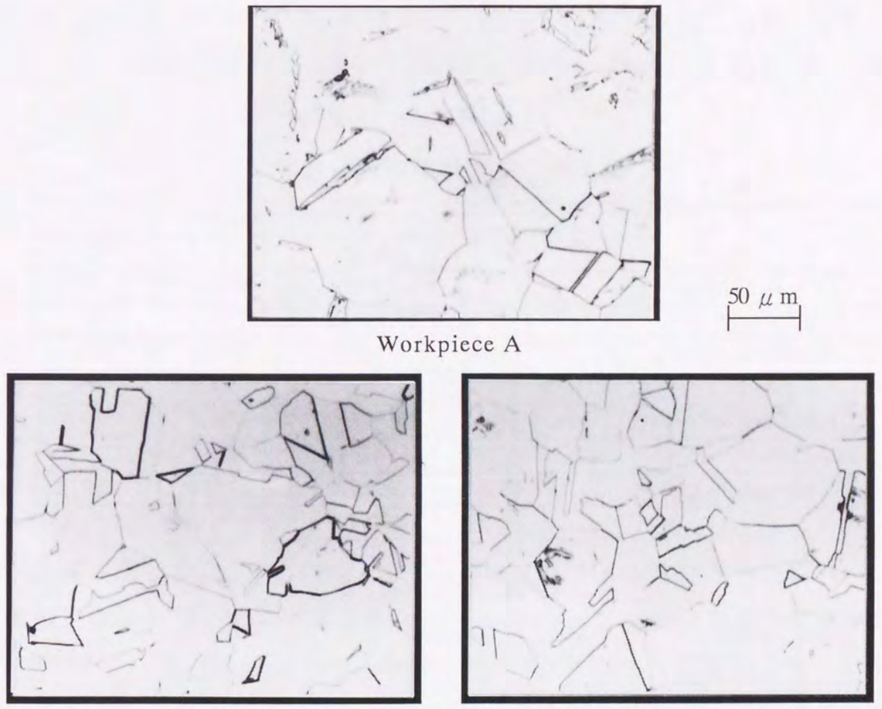


図 2.3 被削材の金属組織

2.3.3 被削材の機械的性質

つぎに，被削材の機械的性質を調べた。**表 2.4** にそれぞれの被削材の機械的性質をまとめて示す。

一般に，被削性の簡便な尺度として硬さが用いられるので被削材の断面の硬さを板厚方向に数点測定した。その結果，A材は平均 HV170，B材は平均 HV169，C材は平均 HV171 でほぼ同じ硬さを示し，有意な差は認められない。このことから，SUS304 のような延性材の被削性は，母材

の硬さからドリル寿命を検討するのは困難であることを示唆している[7]。

一方，引張試験結果から引張強さは，高C量のC材が最も高く，低C量のA材より約4%高い引張強さを示し，B材とC材はほぼ同じ値を示している。また，耐力はC量の増加に伴ってA材，B材，C材の順に高くなる。これは，既に報告されている結果に合致している[8]。

表 2.4 被削材の機械的性質

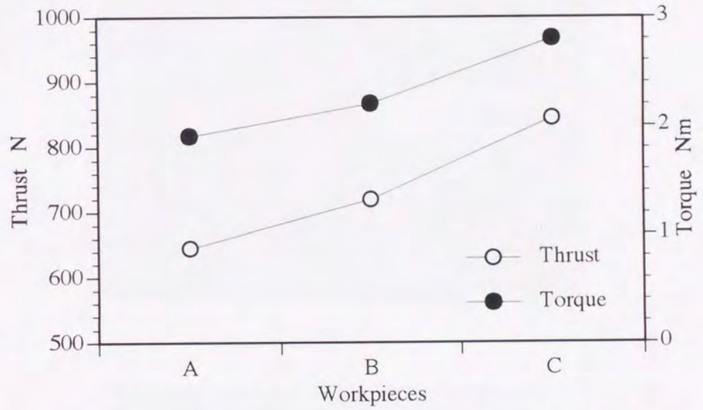
		Material		
		A	B	C
Vickers hardness (HV)		170	169	171
Tensile strength	[MPa]	584	608	609
Yield strength ($\sigma_{0.2}$)	[MPa]	277	284	294
Elongation	[%]	69	68	65
Reduction of area	[%]	76.2	74.3	70.4
Compressive strain	[%]	48.5	47.5	47.1
Shearing energy	[J]	10.2	11.1	12.2

一般に，金属材料の切削状態は，いわゆるせん断面の塑性変形領域の状態と強く関係するので，つぎに切削状態をモデル化したせん断試験を行い，せん断過程と被削性について検討した。上述したようにSUS304はじん性が高くねばい材料であると言われている。そこで，じん性を量的に推定するため，破断に要するせん断エネルギーを用いてじん性の比較を試みた。表2.4に示した値は，せん断片を破断するのに要したせん断エネルギーを示す。A材のせん断エネルギーは10.2J，B材は11.1J，C材は12.2Jを示し，C材のせん断エネルギーはA材の約1.2倍であり，C量の増加に伴ってせん断エネルギが増大していることがわかる。この傾向は，それぞれの被削材の引張強さ，耐力のそれと一致している。

2.3.4 切削抵抗

図 2.4 は，それぞれの被削材の穴あけ時（1穴め）の切削抵抗（スラスト，トルク）を比較した結果を示す。

C材のスラスト，トルクは，A材に比べてスラストで約1.3倍，トルクで約1.5倍大きい値を示す。このようにC材の切削抵抗が大きい理由は，C量が増加するにつれて引張強さ，耐力およびせん断エネルギーが増大することと後述するごとく切りくず厚さが厚く，せん断角が小さくなっているためと考えられる。



Drill dia. 6 mm, Rotational speed 16 rps, Feed rate 0.1 mm/rev,
Drilling depth 18 mm (through), Wet cutting.

図 2.4 切削抵抗の比較（スラスト，トルク）

また，C材はA材に比べて明らかに切削抵抗が大きいことから，切削温度も高いと考えられる。そこで，低C量のA材と高C量のC材の二つの被削材を取り上げて切削温度と加工硬化について検討した。

2.3.5 切削温度

切削温度の測定は，**図 2.5** に示すように被削材の表面より深さ10mmでドリル軸心の位置に熱電対を下部より埋め込んで測定する方法を取っ

た。また，切削条件は寿命試験と同じ条件とし，切削油剤は用いずに乾式で行い，穴深さ11mmまで穴あけを行った。

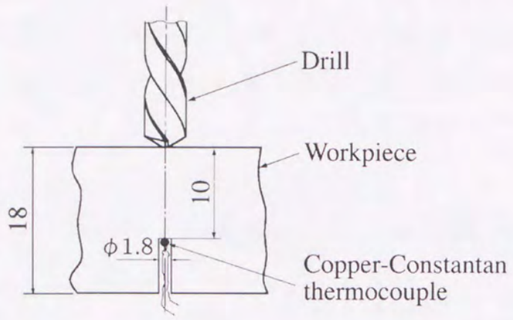
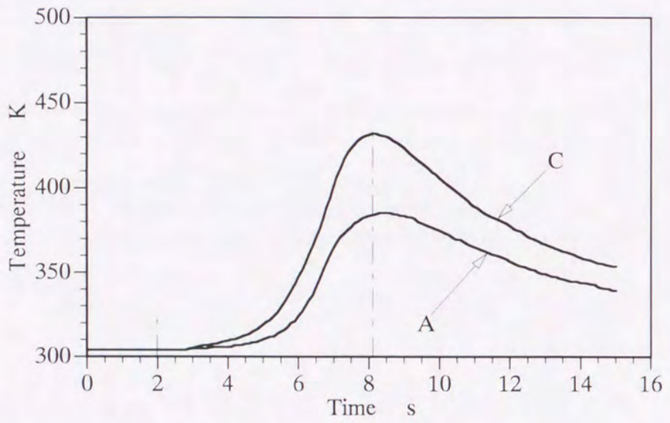


図 2.5　切削温度の測定法



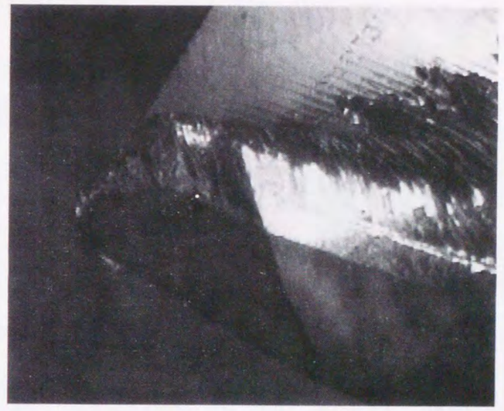
Drill dia.　6 mm, Rotational speed　16 rps, Feed rate　0.1 mm/rev,
Drilling depth　11 mm, Dry cutting.

図 2.6　切削温度の比較

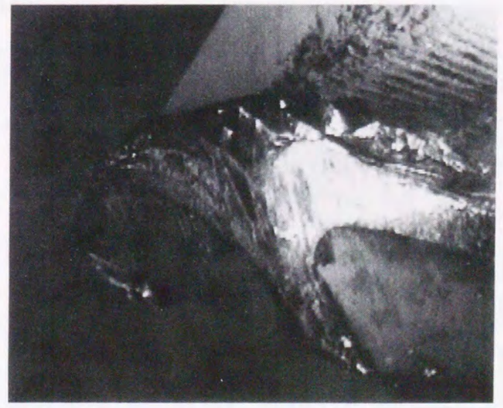
図 2.6 に両被削材の穴あけ時の切削温度の測定結果を示す。なお，この図において，約2秒の位置でドリル先端と被削材表面との接触が始まり約8.2秒の位置でドリルのチゼル部と熱電対が接触する。同図より，低

C量のA材に比べて高C量のC材の切削温度は高く，その最高温度は，A材は約385K，C材は約430Kで，A材より約45K，温度上昇で約1.5倍高い切削温度を示すことがわかった。

2.3.6　ドリル摩耗



Workpiece A

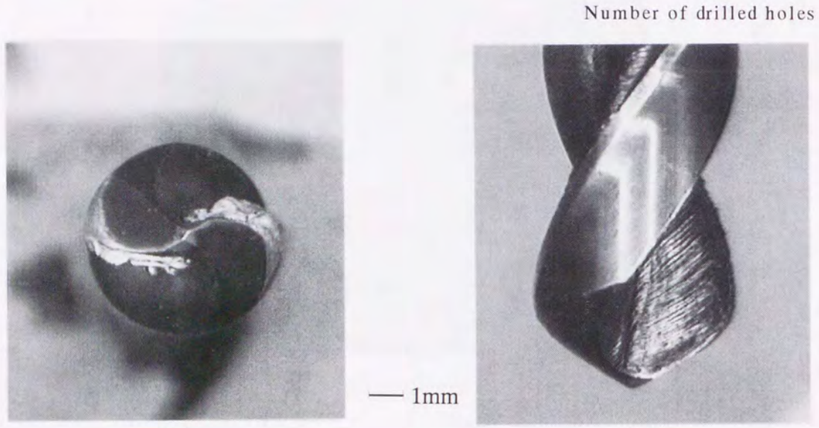


Workpiece C

Drill dia. 6mm, Rotational speed　16rps, Feed rate　0.1mm/erv,
Drilling depth　11mm, Dry cutting.

図 2.7　切削温度測定に用いたドリルのマージン部の摩耗

図 2.7 に切削温度の測定に用いたドリル先端の外周コーナ部の写真を示す。同図よりC材の穴あけに用いたドリルは，A材のそれに比べて外周コーナ摩耗が激しく切りくずの凝着が起こっていることが観察される。このように，C材はA材に比べて切削温度が高く，外周コーナ摩耗が激しく，切りくずの凝着現象が起こりやすい。



Drill dia. 6mm, Rotational speed 16rps, Feed rate 0.1mm/rev,
Drilling depth 18mm(through), Wet cutting.

図 2.8 ドリル摩耗（C材の場合）

また，**図 2.8** はC材を穴あけして非常に早い時期に寿命に達したドリル（6穴め）の摩耗状態を示す。同図(a)はチゼル側から，同図(b)はすくい面側から見た写真を示す。この場合は，寿命試験であり湿式で穴あけしているが，刃先切れ刃部には凝着した切りくずが，またドリル溝にそったらせん状の切りくずが付着した状態が観察される。

他方，A材に用いたドリルには，このような切りくずの激しい凝着はあまり見られず，C材に比べて被削性の良さが観察された。

2.3.7 加工硬化

低C量，高C量の被削材によって切削抵抗や切削温度が異なる原因を明らかにするため，加工硬化について調べた。

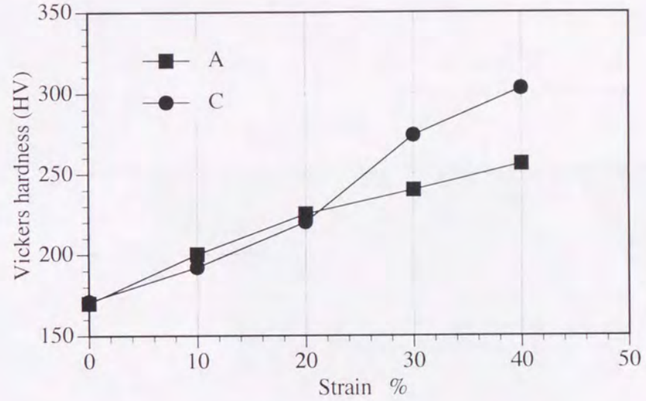


図 2.9 圧縮試験による加工硬化の比較

図 2.9 は，圧縮試験に用いたのと同じ形状の試験片に，一定ひずみを負荷した後，試験片を縦に切断し，硬さを測定した結果を示す。この図より，A材，C材共ひずみが20%までは，ほぼ同じ硬さ変化を示すが，C材はひずみが20%を越えると加工硬化が激しくなり，ひずみが40%で約300HVとなり母材の硬さに比べて約1.8倍になる。他方，A材も加工硬化を起こすが，C材に比べて硬化の程度は緩やかで，ひずみ40%でC材と比べるとA材の硬さは約15%低い値を示している。このようにC量が多いと加工硬化性が大となり[9]，高C量のC材は，低C量のA材に比べて加工硬化による硬さが高いことがわかる。

次に，ドリル刃先近傍の切りくず生成の状態と加工硬化の状態を調べるために急停止実験を行い，被削材をドリル主切れ刃に垂直にドリル軸に平行な面で切断した。**図 2.10** はA材，C材の切断面を示す。なお，切断位置の誤差により，A材の切断面は主切れ刃のすくい角が約20°の位置

を示し，C材の切断面は主切れ刃のすくい角が約25°の位置を示す。この図から切りくず生成状況を比較すると，A材はC材より少々中心よりの位置で切断されており，C材に比べて切削速度が遅く，構成刃先が発生しているにもかかわらず切りくずの厚さが薄い。それに対して，C材の切りくず厚さは，A材のそれに比べおおよそ3倍の厚さで切りくずが生成されていることがわかる。

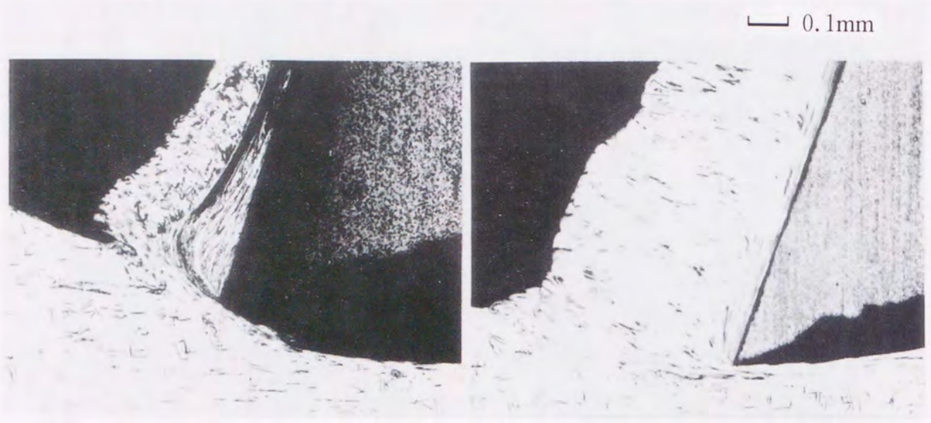


図 2.10　急停止実験による切れ刃部の切りくず生成状況

これは図2.7および図2.8で観察されたように，C材はA材に比べて切りくずの凝着を起こしやすく，切りくずとすくい面の摩擦力が大きくなり，切りくず厚さが大きくなったものと推察される。このように，両被削材の引張強さ，耐力およびせん断エネルギーの差に加えて，切りくずの凝着の起こしやすさの違いが原因で，C材とA材の切削抵抗と切削温度に顕著な差が生じたものと考えられる。

さらに，切削加工による加工硬化の影響を調べるために，切削面表層の硬度分布を測定した。**図 2.11** に両被削材の切削面表層の硬度分布を示す。同図より，全般的にA材に比べてC材は加工硬化が激しく，その硬化層の厚みも大きいことがわかる。A材は切削面より0.05mmの位置での

硬度がHV261で硬化層の厚さは切削面より約0.3mmである。一方，C材は切削面より0.05mmの位置での硬度がHV298と硬く，その硬化層の厚さは切削面より約0.6mmと大きい。

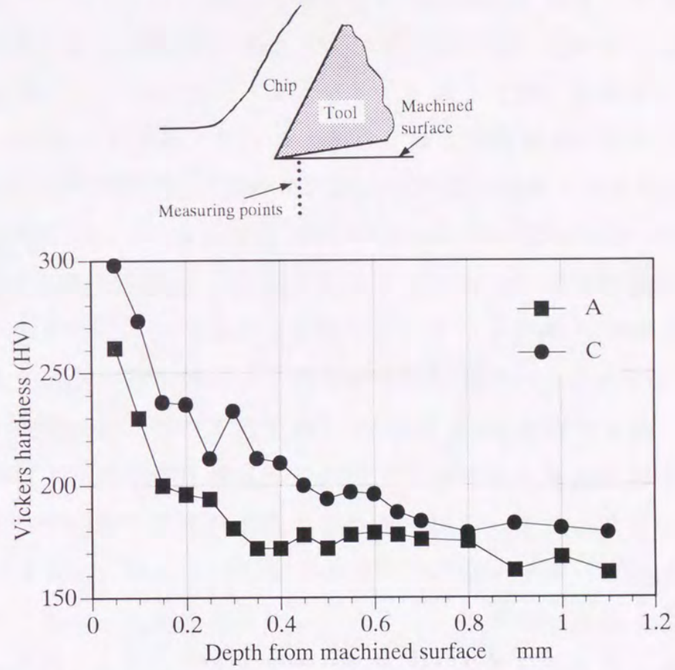


図 2.11　A材とC材のドリル加工面の加工硬化の比較

このことから，大きく塑性変形をうける切削加工では，図2.9で示した加工硬化と同様の挙動を示し，被削材のC量の影響を受けて，高C量のC材は加工硬化が激しく難削性を示すが，低C量のA材は，加工硬化の程度も小さく，旧来から指摘されているようなSUS304特有の加工硬化による難削性はさほど見られないことがわかる。

2.4 短寿命の機構

以上のことから，高C量のSUS304が極端に短寿命となる機構を考察すると以下のように考えられる。

C量の増加にともない被削材の引張強さ，耐力，せん断エネルギーが大きくなる。さらに，加工硬化性も大となり切削抵抗，切削温度が高くなり，ドリル摩耗が激しくなり，ドリル切れ刃に切りくずの凝着を起こしやすくなってドリル寿命が短くなるものと考えられる。

さらに，工具材の硬度は被削材の硬度の4倍以上が必要とされている。図2.11に示すように，ドリル切れ刃が通過する切削面から0.05mm下の硬度は，母材硬度にくらべて加工硬化のためかなり高くなっている。A材ではHV=261であり，この4倍の硬度は本実験に用いたドリルの硬度HV=1002を4％上まわるだけであって，ドリルは必要な硬度をほぼ満たしていると考えられる。これに対し，C材ではHV=298にも硬化しており，この4倍の硬度はドリルの硬度を19%も上まわっており，ドリルの硬度が不十分と考えられる。切削状態では切削熱のためドリル・被削材ともに温度が上昇し，硬度が低下していると考えられるが，相対的には類似の状態にあると思われる。

このように低C量の被削材の場合，加工硬化した部分の硬度に対しドリルの硬度は必要とされる4倍の硬度をほぼ満たしており，切りくずの凝着もあまり生じていない。そのためドリルの摩耗が急速に進行することはないと考えられる。

一方，高C量の被削材の場合は激しく加工硬化しており，図2.8に示すごとく切りくずがドリル切れ刃部に凝着しており，また切削抵抗も大きいため，切れ刃に大きな負荷がかかることになる。さらに切削温度がA材に比べて高目であり，焼け付きも起こしやすい。このようにC材は，加工硬化のため硬度の点で厳しい状態にあり，ドリルの切れ刃に切りくずが凝着し，大きめの切削抵抗が大きな負荷をかけて摩耗の進行を早め，さらに焼け付きを起こしてドリルを短寿命にしているものと考えられる。

2.5 結　　言

本章ではオーステナイト系ステンレス鋼の炭素量がドリル寿命に及ぼす影響を明らかにし，炭素量の異なるSUS304を被削材とし，それらの機械的性質および加工特性を比較し，被削性の相違やドリル寿命が変動する因子について調べた結果，次のことが明らかになった。

(1) オーステナイト系ステンレス鋼において，C量が増加するにつれてドリル寿命が極端に短寿命になる。
(2) 高C量のSUS304は，低C量のそれに比べて引張強さ，耐力，破壊までのせん断エネルギーが大きく，しかも加工硬化性が大であるため，切削抵抗，切削温度が高くなり，ドリル摩耗や切りくずの凝着が起きやすくなってドリル寿命を短くする。
(3) 高C量のSUS304は，低C量のそれに比べて切削面表層の加工硬化が激しく，その硬度が高くかつ硬化層の厚みも大きいことがドリル寿命を短くする主要な原因である。

以上のごとく，被削性の大きく異なるオーステナイト系ステンレス鋼（SUS304）のドリル加工において，何が難削性を示す根本原因なのか，どのようなメカニズムで難削性を示すのかを調べた結果，つぎのことが言える。

SUS304のような延性が大きく加工硬化性が大きい被削材は，加工硬化によって被削材の強度が上昇し，工具に過負荷がかかる。そのために，切削抵抗が大きくなり発熱量が増して切削温度が上昇し，ドリル摩耗が激しくなる。そして，ドリル切れ刃に切りくずの凝着が起きやすくなって切りくず詰まりが起こり，工具寿命が短くなるということが根本原因であることがわかった。

したがって，延性が大きく加工硬化性が大きい被削材のドリル加工においては，切りくずの排出性を改善することができれば，温度上昇を抑

制し，ドリル摩耗の進行を緩和し，加工硬化も小さくすることができる。その結果，切りくずの凝着が緩和され，工具寿命を延ばすことができると考えられる。このように，切りくずの排出性を高める合理的なドリル加工法は，延性が大きく加工硬化性が大きい難削材のドリル加工の問題を解決する有効な加工方法と考えられる。

参考文献

(1) 櫻井惠三，足立勝重，沖田耕三，花﨑伸作，日本機械学会論文集（C編），62-600(1996)，3302。

(2) Keizo SAKURAI, Katsushige ADACHI, Shinsaku HANASAKI, Progress of cutting and grinding, Vol.3, ICPCG-96 (1996),284.

(3) Keizo SAKURAI, Katsushige ADACHI, Koichi OGAWA, Ralph NIBA, Proceeding of CIRP Conference on Precision Engineering (1991), 489.

(4) ステンレス協会，ステンレス便覧　第3版，日刊工業新聞社（1995），563。

(5) 足立勝重，新井典久，鞍谷文安，沖田耕三，脇坂彰一，精密工学会誌，52-7，(1985)，97。

(6) JIS G 0553 (1983)。

(7) 日立造船（株）作業研究会，金属の被削性，(1960)，9，日立造船（株）。

(8) 文献（4），559。

(9) F.Korber, Mitt. K.W.I. Eisenforschg, 3 ,(1963), 1.

第3章　増減送りドリル加工の加工原理

3.1　緒　　言

第2章では，被削材の構成元素量のばらつきが，ドリル加工における被削性に大きく影響を及ぼす要因であることについて述べた。すなわち，SUS304のC量が被削性に及ぼす影響について明らかにした。このように材料の開発技術の進歩とともに，加工技術の確立についても問題となっている。たとえば，加工現場では，アルミニウム，鋳鉄，一般鋼，合金鋼などの被削材への穴あけが超硬ツイストドリルで加工が可能[(1)]になっているのに比べて，ステンレス鋼のような延性が大きく，熱伝導率が小さく，加工硬化が激しい難削材のドリル加工の問題についてはまだ克服されたとは言いがたい現状である。

このような難削材の加工法として，切りくずの排出性を良くする方法が有効なドリル加工法と考えられる。そのようなドリル加工法の一つに振動加工[(2)]が挙げられるが，特殊な振動発生装置を必要とし，自動化された生産システムに組み込むには問題を抱えている。そこで，この問題を解決するためにCNC工作機械のプログラム機能を用いて低周波振動発生装置の代用ができないかという着想の基に，プログラム上でドリルの送り速度を周期的に増減させてドリル加工する増減加工を考案した。

振動加工は，ドリルの軸方向に回転と同期した低周波振動を与えて穴あけをする方法で，切削厚さを周期的に変化させて切りくずを折断し，排出性を向上させる加工法である。それに対して，増減加工は，CNCのプログラム機能を用いてドリルの送り速度を周期的に増減させることに

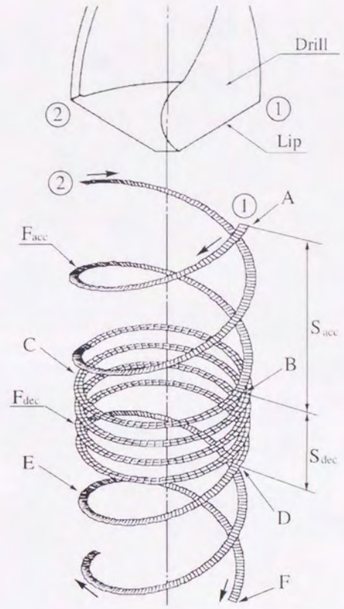
より切り込み厚さを変化させ，切りくず厚さを周期的に変化させる。この切りくず厚さの変化部にドリル溝や穴周壁の拘束が外力となって作用し，切りくずの折断が促進され，切りくずの排出性が向上することが考えられる。このように，増減加工は，振動加工と切りくずの折断の機構が異なり，特殊な加工装置を必要としないため，近年のコンピュータで統合された生産システム化時代に適合した加工法で振動加工より有効な加工法であると考える。

そこで，本章では増減加工の加工原理を述べ，切り込み厚さの変化の解析，増減加工のプログラム，切削抵抗について検討する[3]。

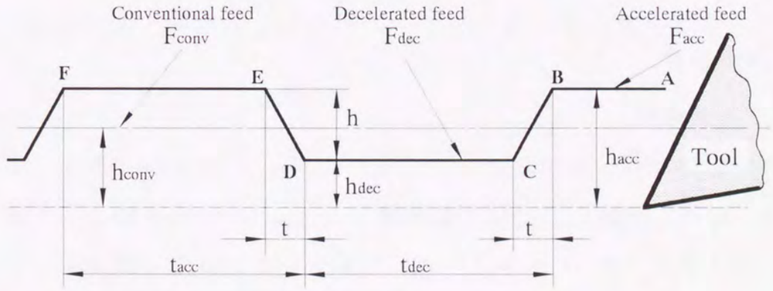
3.2 増減送りドリル加工の切り込み厚さの変化

増減加工はドリルの回転数を一定に保ちながら，CNC工作機械のプログラム機能を利用して，ドリルの送り速度を周期的に増減させる加工法である。**図 3.1** は，増減加工の原理を説明するためにドリル切れ刃の運動を示したものである。同図(a)は，ドリルの両切れ刃上の2点①，②の軌跡を示したもので，同図(b)は，切れ刃上の点①の切り込み厚さの変化を切れ刃に対して相対的に示したもので，切り込み厚さの変化を容易に理解するために，模式的に同図(a)の記号と同じ箇所を平面的に表している。同図(a)，(b)に示すように，S_{acc} [mm]の穴深さに対して早い送り速度 F_{acc} [mm/s]でドリルを送り，次に S_{dec} [mm]の穴深さに対して減速した遅い送り速度 F_{dec} [mm/s]で送る。これを繰り返しながらドリル加工を行うのが増減加工である。

すなわち，**A** 点から **B** 点までは早い送り F_{acc} で送り，早い送り F_{acc} から遅い送り F_{dec} に減速した瞬間，その **B** 点からドリルが半回転する **C** 点までの t 秒間は，切れ刃②が早い送り F_{acc} で切削した面の下を切れ刃①が遅い送り F_{dec} で切削をする。したがって，切り込み厚さが早い送り F_{acc} 時の正味切り込み厚さ h_{acc} [mm]から遅い送り F_{dec} 時の正味切り込み厚さ



(a) ドリル切れ刃の運動軌跡



(b) 切り込み厚さの変化

図 3.1 増減送りドリル加工の加工原理

h_{dec} [mm]に急減する。さらに，遅い送り F_{dec} から早い送り F_{acc} に増速した瞬間の **D** 点からドリルが半回転する **E** 点までの t 秒間は，その逆に切り込み厚さが，h_{dec} [mm]から h_{acc} [mm]に急増する。

上述のように切り込み厚さの変化は，送りの増減によって決定される。そこで，これらの関係を詳細に調べるため，早い送り F_{acc} と遅い送り F_{dec} の比 F_f を送りの増減比と呼び，次式で定義した。

$$F_f = \frac{F_{acc}}{F_{dec}}$$

なお，送りの増減による正味切り込み厚さの比 h_{acc}/h_{dec} は，理論的に増減比 F_f と一致する。

同図(b)からわかるように，送りを変化させた瞬間からドリルが半回転する微小な時間 t に，切り込み厚さが急増したり急減したりするので，加工面に対して衝撃力がはたらくことが考えられる[4]。すなわち，衝撃力の大きさは増減比 F_f に対応して現れるのが特徴である。この F_f を制御することによって切りくずの形態の制御や切削挙動に変化をもたらすのが増減加工の目的とするところである。

3.3 実験装置

3.3.1 工作機械

本研究に用いた工作機械は，CNC ドリルメイト（FANAC 社製，5.5kW）である。以後，増減加工に関する実験は全てこの CNC ドリルメイトで行った。**図 3.2** に CNC ドリルメイトの外観を示す。また，**表 3.1** に主要な仕様を示す[5]。

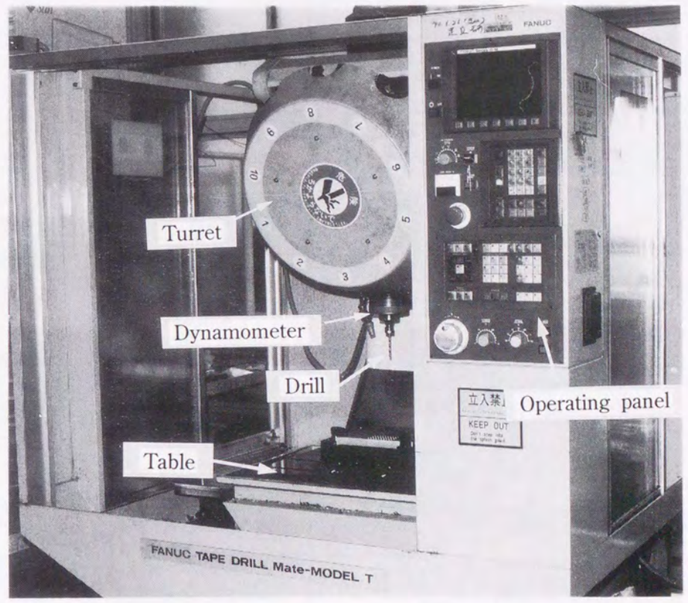


図 3.2 CNC ドリルメイトの外観

この CNC ドリルメイトは APT に準拠したプログラム言語機能を有し，主軸回転数，xyz 方向の移動および速度などの制御が可能である。本実験におけるドリルの送り速度の制御は，このプログラム機能を用いて行った。

表 3.1　CNCドリルメイトの仕様

項　　目		内　　容
切削能力	ドリリング（S45C） タッピング（S45C）	最大直径　20mm 最大　M16
移動量	軸移動量（テーブル左右） 軸移動量（サドル前後） 軸移動量（テーブル上下） テーブル上面から	500 mm 380 mm 300 mm 240～540 mm
テーブル	テーブル作業面の大きさ テーブルの最大積載質量 テーブル上面の形状	650×380 mm 200 kg （均質荷重） 12 mm T溝 2本
主　　軸	主軸回転速度 主軸テーパ穴 主軸用電動機	60～6000 rpm 7/24テーパ No.3 FANUC ACスピンドルモータ 出力 5.5 kW（30分定格）
送り速度	早送り速度 切削送り速度	24 m/min (X,Y軸) 20 m/min (Z軸) 1～5000 mm/min
工具交換装置	工具交換方式 ツールシャンク形式 プルスタッド形式 工具収容数 工具最大質量 工具選択方式 工具交換時間	タレット式 MAS BT30 MAS P30-1 45° 10本 最大 2 kg/本（総質量15kg） ランダム 約2.8秒
精　　度	一方向位置決め精度 繰り返し位置決め精度	0.010 mm / 300 mm ±0.005 mm

3.3.2　切削抵抗の計測システム

切削抵抗(スラスト，トルク)の測定は，**図 3.3** に示すようにドリルチャッキング部に取り付けた水晶圧電式回転式切削動力計(キスラー社製 9123B 型)を用いて，ドリル側からスラスト，トルクを測定し，A/D コンバータ(Signal Technology Inc.製　Mode12/512)を介して得られたデータを EWS (Engineering Working Station)で記録して，各種の統計処理や図形処理

などのデータ処理を行った。

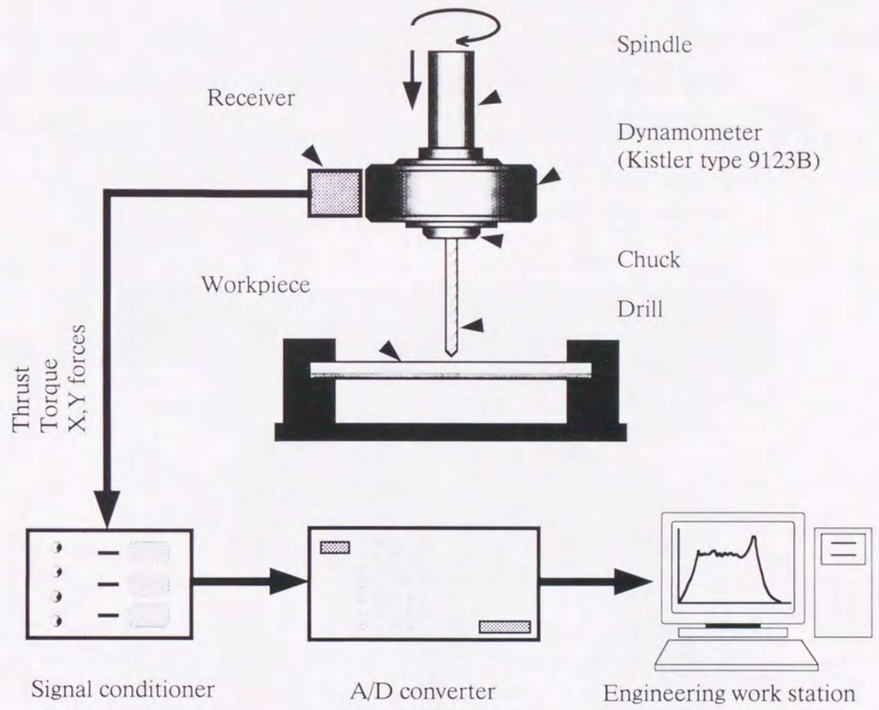


図 3.3　切削抵抗の測定ブロック線図

図 3.4 に水晶圧電式回転式切削動力計の外観を示す。また，**表 3.2** に切削動力計の仕様を示す[6]。

この切削動力計は，ドリルチャッキング部にアタッチメントとして取り付けられているので，被削材の形状や大きさに制限されることなく切削抵抗（スラスト，トルク）の測定が可能である。従来の切削動力計は，動力計を被削材側に取り付けて用いるために物理的な制限から，穴あけ開始からドリル寿命に至るまでの切削抵抗を連続的に測定することができなかった。そのため，ドリル寿命に至るまでの切削抵抗を測定するには，一定間隔でサンプリングするなど不連続な測定しかできなかった。

また，これらの断片的な切削抵抗のデータをもとに寿命全体を推論してきたために，寿命に至るまでのドリルの挙動を精確に把握できなかった。しかし，本実験では回転式動力計をドリルチャッキング部に取り付けることにより，従来のような物理的な制限がなくなり，加工現場と同一の条件で穴あけ開始から寿命に至るまでのスラスト，トルクの情報を連続的に全て記録することが可能となった[7]。

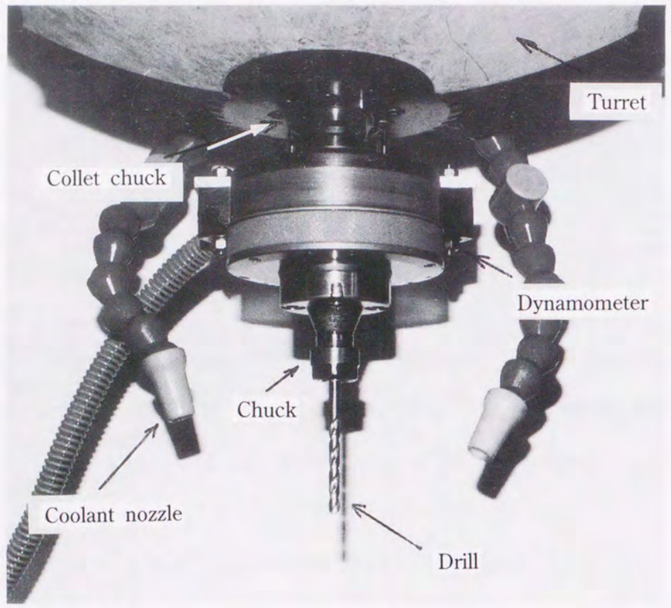


図 3.4　水晶圧電式回転式切削動力計の外観

表 3.2　水晶圧電式回転式切削動力計の仕様

回転数（最大）		10000rpm
測定範囲（レンジ1）	Fx, Fy	-5～5kN
	Fz	-20～20kN
	Mz	-200～200Nm
測定範囲（レンジ2）	Fx, Fy	-0.5～0.5kN
	Fz	-2～2kN
	Mz	-20～20Nm
過負荷	Fx, Fy	±6kN
	Fz	±24kN
	Mz	±260Nm
許容曲げモーメント	Mx, My	-400～400Nm
感度（レンジ1）	Fx, Fy	約 1.75mV/N
	Fz	約 0.5mV/N
	Mz	約 4mV/Nm
直線性		±1%FSO 以内
ヒステリシス		1%FSO より小
固有振動数	fx, fy	約 2600Hz
	fz	約 6300Hz
	fMz	約 2900Hz
使用温度範囲		0～60°C

3.3.3　増減加工の NC プログラム例

図 3.5 に切削条件 F_{acc} =2.4mm/s, S_{acc}= 0.533 mm, F_{dec} =0.6 mm/s, S_{dec}=0.133 mm, 回転数 900rpm で板材に等間隔に順次穴あけ加工をする増減加工の NC プログラム例を示す。

```
O8000;
G80;
G91 G28 Z0 M09;
G49 G40;
G90 G00 G54 X0 Y0;
G01 G17 G43 Z50. H01 F1200 M01;
M03 S900;
M08;
G90 G99 X80. Y0. Z5. R5.;
M98 P178001;
G80 G40 M09;
G91 G28 Z0 M05;
G49;
G28 Y0;
M30;
%
O8001;
M98 P458002;
G90 Z5. F1200;
G91 X8. Y0. F1200;
M98;
%
O8002;
G91 Z-0.533 F144;
Z-0.133 F36;
M99;
%
```

図 3.5　増減加工の NC プログラム例

3.3.4　NC 工作機械への適用について

一般に NC 工作機械の切削送りは，テーブルの移動によって行われるものが多い。本研究においても，増減加工の周期的な送り変化をテーブルの Z 方向の速度を増減させることにより行った。したがって，単位時間当たりの増減の繰り返し数は，テーブルを駆動するモータの加速特性を調べ，静止状態からモータの最高回転数 N_{max} [rpm] に達するまでの加速

時間 t[s] より短い周期の増減はできないので注意が必要である。

定格トルクで加速した場合の加速時間 t は，次式で与えられる[5]。

$$t = 0.178 \ \frac{J_L + J_m}{T_m} N_{\max}$$

ここで，J_L：　モータ軸換算負荷慣性モーメント [kgm²]

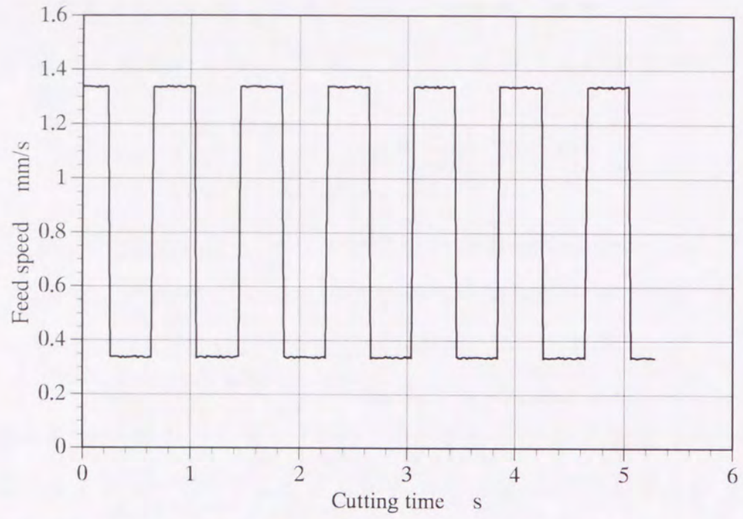
J_m：　モータのロータ慣性モーメント　[kgm²]

T_m：　最大トルク [Nm]

通常モータ軸換算負荷慣性モーメントの目安は，駆動モータの慣性モーメントの 3 倍以下になるように選定するとよい[5]。負荷イナーシャが大きいほど加速・減速時間が長くなり，送り速度の追随性が悪くなるので注意が必要である。

そこで，本研究を行うに際し，増減加工時の送り速度の追随性を確認することにしたが，モータ軸換算負荷慣性モーメントおよびモータのロータ慣性モーメントを計算するための正確な資料の入手が困難であったため，増減加工中のテーブルの変位量をレーザ変位計（オムロン社製，3Z4M-J22 型）を用いて測定した。そして，変位量を数値微分して送り速度を求めることにより，追随性を確認した。

図 3.6 は，F_{acc} =1.333mm/s, S_{acc} = 0.533 mm, F_{dec} =0.333 mm/s, S_{dec}=0.133 mm，増減比 F_f=4.003，回転数 500rpm の切削条件でアルミニウム合金を直径 6mm のドリルで増減加工した場合のテーブルの速度変化の測定例を示す。なお，テーブル上の各種ジグおよび被削材の総重量は，約 29.5kg であった。この図より，早い送り速度 F_{acc} =1.333mm/s と遅い送り速度 F_{dec} =0.333mm/s が 0.8 秒の周期で速度がステップ状に変化しており，送り速度の追随性に問題がないことが確認できた。



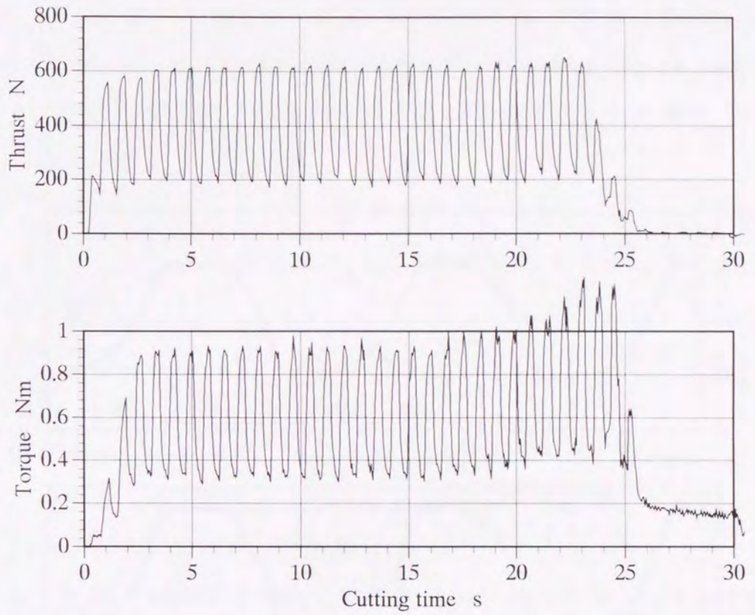
Drill dia. 6 mm, Rotational speed 500 rpm,
F_{acc}=1.333 mm/s, S_{acc}=0.533 mm, F_{dec}=0.333mm/s, S_{dec}=0.133 mm.

図 3.6 NC工作機械の送り速度の変化

3.4 増減加工の切削抵抗

図 3.7 は, F_{acc} =1.333mm/s, S_{acc}= 0.533 mm, F_{dec} =0.333 mm/s, S_{dec}=0.133 mm, 増減比 F_f=4.003, 回転数 500rpm の切削条件でアルミニウム合金を直径 6mm のドリルで増減加工した場合の切削抵抗（スラスト, トルク）の測定例を示す。

同図に示すように増減加工の切削抵抗は, 送りの周期的な変動によって発生する動的成分[8]が特徴である。スラストの動的成分の振幅は, 穴あけ開始から貫通するまでほぼ一定の幅で進行する。また, トルクの動的成分の振幅は, 穴あけ開始から貫通直前までほぼ一定の幅で進行し, ドリル刃先が貫通する瞬間（直前）に振幅が大きくなる。



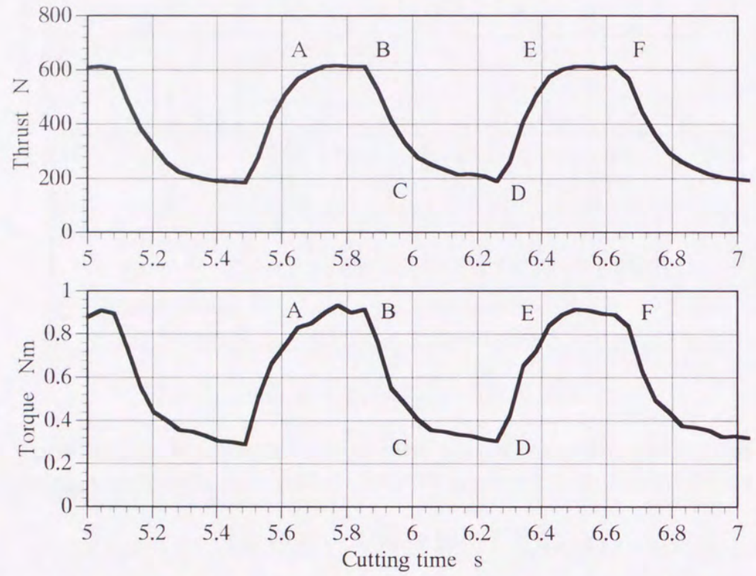
Drill dia. 6 mm, Rotational speed 500 rpm, F_{acc} 1.333 mm/s, S_{acc} 0.533 mm,
F_{dec} 0.333mm/s, S_{dec} 0.133 mm, F_f 4.003, Drilling depth 20 mm, Wet cutting.

図 3.7 増減加工の切削抵抗

そこで, 増減加工におけるスラスト, トルクの動的成分を詳しく観察するために, 図 3.7 で示した切削時間 5～7 秒間を拡大して表したものが **図 3.8** である。なお, 図中の記号は図 3.1 で示した送り量の変化に対応した各点の記号とほぼ同じ箇所を示している。

同図に示すように, スラスト, トルクとも増減の周期と同じ周期で変動していることがわかる。すなわち, **A** 点から **B** 点までの早い送り F_{acc} に対応してピーク値が発生し, **B** 点から **C** 点までの t=0.06 秒（回転数 500rpm の場合）の短時間に切り込み厚さが h_{acc} から h_{dec} に急減するので, 比較的なめらかな曲線になって現れる。 **CD** 間は遅い送り F_{dec} で送るためその値は最小となる。つぎの **D** 点からドリルが半回転する **E** 点までの

間は，0.06 秒間に切り込み厚さが h_{dec} から h_{acc} に急増するので，それに対応して波形が急激に立ち上がっている。このように，スラスト，トルクの波形が，ほぼステップ状に変化していることから，加工面や切りくずに対して衝撃力[4]が作用していることが実験的に実証される。



Drill dia. 6 mm, Rotational speed 500 rpm, F_{acc} 1.333 mm/s, S_{acc} 0.533 mm, F_{dec} 0.333mm/s, S_{dec} 0.133 mm, F_f 4.003, Drilling depth 20 mm, Wet cutting.

図 3.8 増減比 F_f=4.003 の場合の切削抵抗（時間軸を拡大）

3.5 結　　言

(1) 増減加工における切り込み厚さの変化を解析し，送りの増減比 F_f を定義した。

(2) 送りの増減によってスラスト，トルクに周期的な動的成分が発生することを確認した。

(3) スラスト，トルクの動的成分の振幅は，送りの増減比が深く関与し，送りの変化部でスラスト，トルクがステップ状に変化することから加工面や切りくずに衝撃力が作用していることを確認した。

参考文献

(1) ツールエンジニア編集部，穴加工用工具のすべて，(1991)，42，大河出版

(2) 新井典久，足立勝重，西口正純，沖田耕三，杉原輝明，機械学会論文集（C編），55-514,(1989),1550。

(3) 櫻井惠三，足立勝重，花﨑伸作，軽金属，47-3,(1997),151。

(4) 足立勝重，新井典久，井垣久，小川恒一，軽金属，40-2,(1990), 88。

(5) FANUC ドリルメイト取扱説明書，（1990）。

(6) KISTLER　9123B 型回転式切削動力計取扱説明書，（1994）。

(7) 櫻井惠三，足立勝重，小川恒一，花﨑伸作，日本機械学会第 1 回機械材料・材料加工技術講演会講演論文集，No.930-75（1993），359。

(8) 櫻井惠三，足立勝重，小川恒一，軽金属，42-11,(1992), 633。

第4章　増減送りドリル加工の加工特性

4.1　緒　　言

第3章においては増減加工の加工原理について述べ，ドリル切れ刃の運動軌跡から切り込み厚さの変化を明らかにした。さらに，スラスト，トルクの波形がステップ状に変化していることから，加工面や切りくずに衝撃力が作用していることを明らかにした。

そこで，本章では増減加工の加工特性について調べる。すなわち，増減比と切りくず形状の関係[1]，切りくずの折断効果[2]と折断機構，慣用加工との切削温度の比較[3]，バリの抑制効果[4]および深穴加工時の挙動[5]などについて検討する。

4.2　増減比と切りくず形状の関係および切りくずの折断効果

増減比 Ff の制御によって切りくずの形態が制御できるかどうかについて，各種の増減比と切りくず形状の関係を調べる実験を行った。

4.2.1　切削条件

表 4.1 に増減比と切りくず形状の関係を調べるために行った3種類の切削条件を示す。また，比較のために慣用加工を回転数 8.333rps，送り 0.833mm/s (0.1mm/rev)の切削条件で行った。

表 4.2 は，表 4.1 に示したそれぞれの切削条件における送りの増減比，正味切り込み厚さ h_{acc}，h_{dec} および切り込み厚さの差 $h_{\Delta} = h_{acc} - h_{dec}$ を示す。

穴深さは 20mm で貫通穴とし，切削液は水溶性エマルジョン形（JIS W1-1）を用いた。一方，ドリルは，SKH56 製，直径 6mm を用い，その各部の寸法は，先端角 118°，ねじれ角 32°，マージン幅 0.43mm，心厚 1.05mm，逃げ角 16°，みぞ長 56mm，全長 102mm である。

表 4.1　切削条件

		Number of cutting conditions		
		1	2	3
F_{acc}	[mm/s]	0.933	1.133	1.333
S_{acc}	[mm]	0.370	0.453	0.533
F_{dec}	[mm/s]	0.733	0.533	0.333
S_{dec}	[mm]	0.293	0.210	0.133
Rotational speed	[rps]	8.333	8.333	8.333

表 4.2　増減比

		Number of cutting conditions		
		1	2	3
F_f		1.273	2.126	4.003
h_{acc}	[mm]	0.048	0.058	0.069
h_{dec}	[mm]	0.038	0.027	0.017
h	[mm]	0.010	0.031	0.052

4.2.2　被削材

本実験に使用した被削材は，切削抵抗や工具寿命の観点からみた被削性は比較的良好な 2017 アルミニウム合金で，T351 処理を施した厚さ 20mm の長方形の板材である。この被削材は，慣用加工において切削条件の広い範囲で長く連続した切りくずを排出し，増減加工における切りくずの折断効果を実験するのに適しているので用いた。被削材の機械的性質を**表 4.3** に，化学成分を**表 4.4** にそれぞれ示す。

表 4.3　被削材の機械的性質

Vickers hardness (HV)		45
Tensile strength	[MPa]	426
Yield strength ($\sigma_{0.2}$)	[MPa]	380
Elongation	[%]	13.3

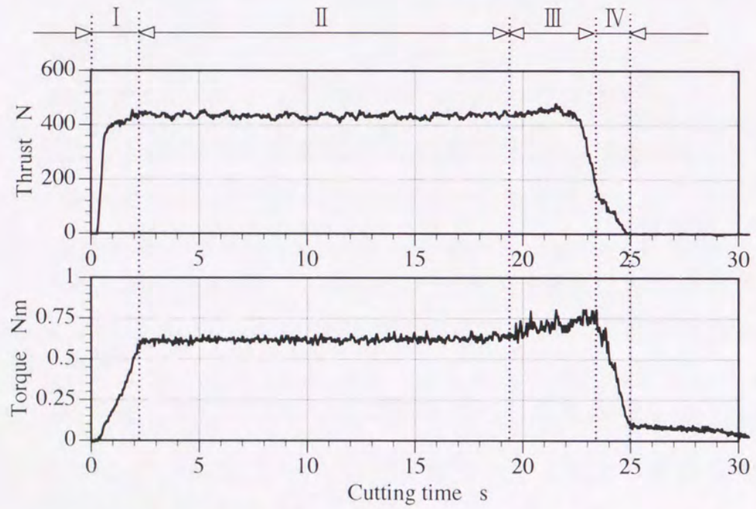
表 4.4　被削材の化学成分　(mass%)

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Zr+Ti	Ti	Al
0.53	0.31	4.15	0.65	0.60	0.04	0.07	0.04	0.02	bal.

4.2.3　増減比と切削抵抗

a) 慣用加工の切削抵抗

図 4.1 は，比較のために行った慣用加工のスラスト，トルクの測定結果を示す。



Drill dia. 6 mm, Rotational speed 8.333 rps, Feed rate 0.833 mm/s,
Drilling depth 20 mm, Wet cutting, Workpiece A2017-T351.

図 4.1　慣用加工の切削抵抗

一般に切削抵抗や切りくず形状は，穴深さによって変化する[6]ので，同図に示すように穴あけ開始からドリルが貫通するまでの行程を次の4段階に分けて検討する。

第 I 段階：チゼル部が被削材に接触してから切れ刃全体が削り始めるまでの段階。

第 II 段階：切れ刃全体が切削して切削抵抗が安定した挙動をする定常切削領域。

第 III 段階：切削抵抗が急増し激しく変動する段階。

第 IV 段階：チゼルが被削材を貫通する少し前からドリル切れ刃部が貫通するまでの段階。

図 4.1 に示すように慣用加工では，第 II 段階のスラストの静的成分はほぼ一定でその値は約 440N である。また，トルクの静的成分もほぼ一定でその値は約 0.6Nm を示している。後述するように，この第 II 段階で長さ 100～180mm の長く連続した切りくずを排出し，工具に巻き付くなど切りくず処理を困難にする。さらに，穴が深くなり第 II 段階後半になると穴周壁の拘束が増し，切削時間 19 秒付近からスラスト，トルクが漸増し始める。第 III 段階では，穴周壁の拘束が増し，スラスト，トルクとも変動するが，特にトルクの変動が激しくなる。

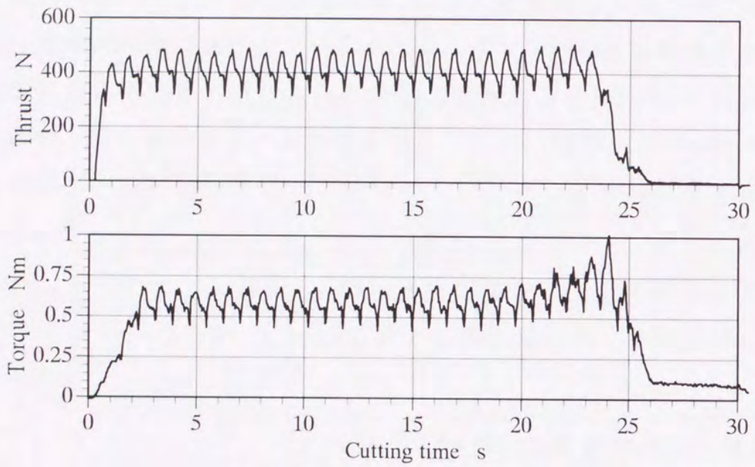
b) 増減加工における増減比と切削抵抗

図 4.2 は，表 4.1 に示した 3 種類の切削条件で増減加工した場合のスラスト，トルクの測定結果を示す。同図(a)は増減比 F_f =1.273 の場合，同図(b)は F_f =2.126 の場合，同図(c)は F_f=4.003 の場合を示す。

同図に示すように増減加工の切削抵抗は，送りの周期的な変動によって発生する動的成分が特徴である。これらの図を全般的に見ると，第 II 段階におけるスラストの静的成分は，3 種類の切削条件とも約 400N のほぼ一定値を示し，慣用加工に比べて約 10%低い値を示す。また，トルク

の静的成分は，増減比 F_f = 1.273 では約 0.55 Nm，F_f = 2.126 では約 0.6 Nm，F_f = 4.003 では約 0.65 Nm の値を示し，増減比 F_f の増大とともにトルクの静的成分は大きくなる。

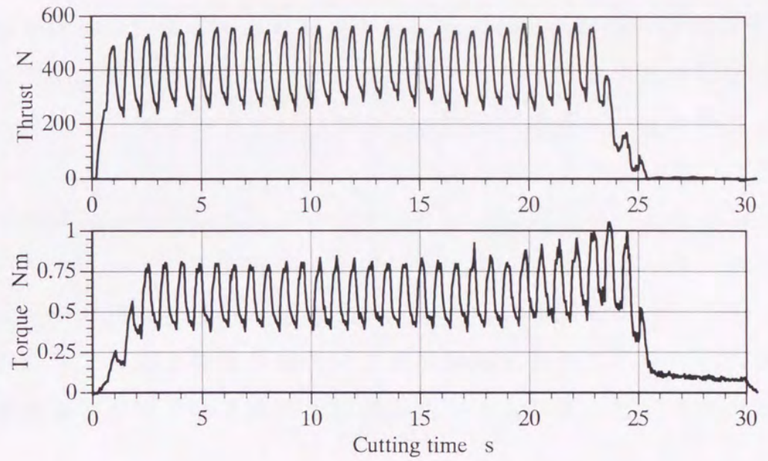
一方，スラストの動的成分の大きさは，穴あけ開始から貫通するまでの全ての段階においてほぼ一定の振幅で進行し，その振幅は増減比の増大とともに増す。また，トルクの動的成分の振幅は，第II段階ではほぼ一定の幅で増減比の増大とともにその大きさが増す。



Drill dia. 6 mm, Rotational speed 8.333 rps, F_{acc}=0.933 mm/s, S_{acc} = 0.370 mm, F_{dec}=0.733mm/s, S_{dec}=0.293 mm, F_f= 1.273, Drilling depth 20 mm, Wet cutting, Workpiece A2017-T351.

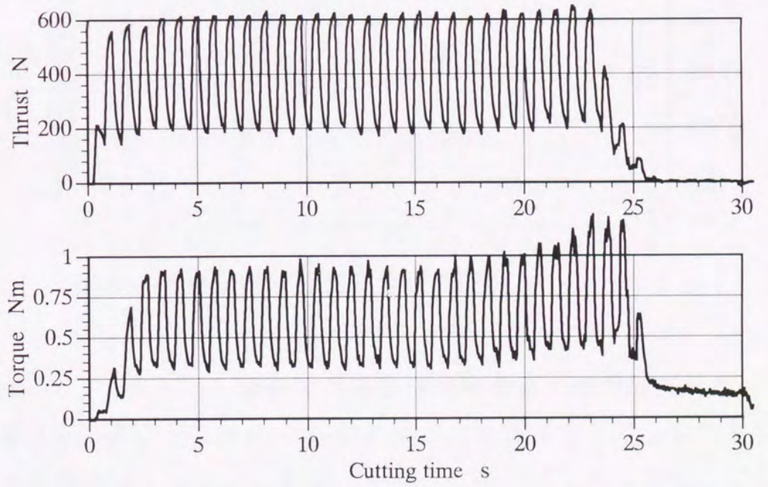
(a) 増減比 F_f = 1.273 の場合

図 4.2 増減加工の切削抵抗（次ページにつづく）



Drill dia. 6 mm, Rotational speed 8.333 rps, F_{acc}=1.133 mm/s, S_{acc} = 0.453 mm, F_{dec}=0.533mm/s, S_{dec}=0.210 mm, F_f= 2.126, Drilling depth 20 mm, Wet cutting, Workpiece A2017-T351.

(b) 増減比 F_f = 2.126 の場合



Drill dia. 6 mm, Rotational speed 8.333 rps, F_{acc}=1.333 mm/s, S_{acc} = 0.533 mm, F_{dec}=0.333mm/s, S_{dec}=0.133 mm, F_f= 4.003, Drilling depth 20 mm, Wet cutting, Workpiece A2017-T351.

(c) 増減比 F_f = 4.003 の場合

図 4.2 増減加工の切削抵抗

図 4.3 に第II段階における増減比とスラスト，トルクの動的成分の大きさの関係をまとめて示す。この図より，スラストの振幅は，増減比に比例して増大しているのが分かる。また，トルクの振幅も，増減比の増大とともにほぼ比例して増大している。

とくに，トルクの振幅は，加工面や切りくずに作用する衝撃力の大きさと直接に関係し，切りくず生成に何らかの影響を与えるものと考えられる。そこで，増減比が切れ刃部に与える影響がどの程度なのかを調べるために，ドリルのチゼル部や外周コーナ部の影響を除いて，切れ刃部のみで切削を行い，増減比と切削抵抗および切りくず形状の関係を検討した。

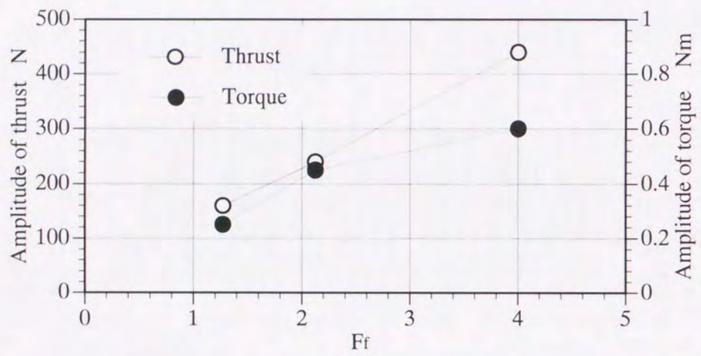


図 4.3 スラスト，トルクの振幅と増減比 Ff の関係

4.2.4 切れ刃部における切削比と切りくず形状

図 4.4 に示すような外径 6mm，内径 4mm の円筒形の試験片を，穴あけに用いた材料と同じもので作り，直径 10mm のドリル（先端角 118°，ねじれ角 32°，逃げ角 16°）で切削を行った。ここで，直径 6mm のドリルを用いた実験も行ったが試験片の外周が広がって外周コーナ部の影響を受けるために，試験片の外径 6mm より大きな直径 10mm のドリルを用いて実験を行った。

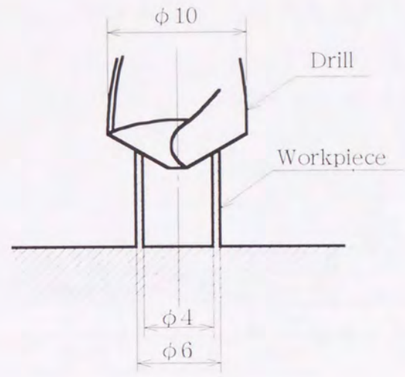


図 4.4 パイプ状の試験片を用いた切れ刃部の切削実験

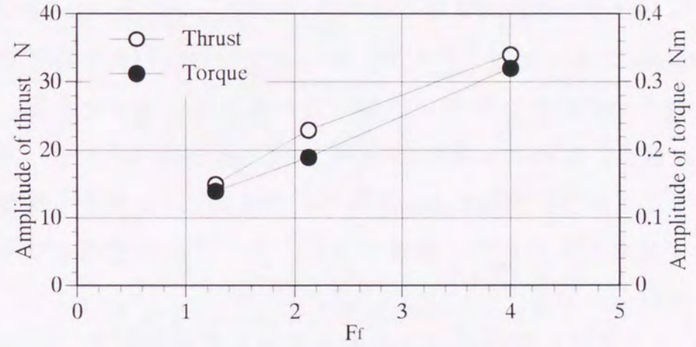


図 4.5 スラスト，トルクの振幅と増減比 Ff の関係

図 4.5 にスラスト，トルクの動的成分の振幅と増減比の関係を示す。スラストおよびトルクの振幅は，増減比 Ff にほぼ比例しており，トルクの振幅は，前述の図 4.3 で示した穴あけ試験の場合と比べて増減比 Ff によく比例している。本実験のように切れ刃部のみの切削では，ドリルのチゼル部や外周コーナ部の影響を受けないので，切れ刃部では増減比に比例して衝撃力が作用していることが分かる。

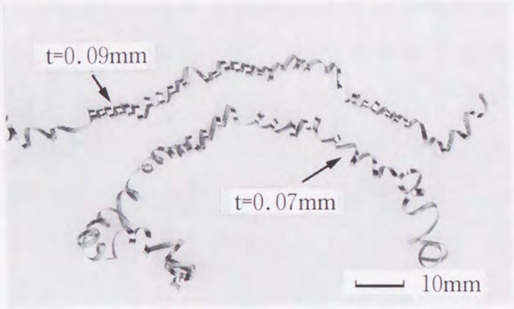
一方，この実験で排出された切りくずの厚さをポイントマイクロメータを用いて測定し，切りくず厚さと正味切り込み厚さから切削比を求めた。その結果を**表 4.5** に示す。ここで， $C_{h\,acc}$ は早い送り F_{acc} 時の切削比，$C_{h\,dec}$ は遅い送り F_{dec} 時の切削比を表す。

表 4.5　切削比

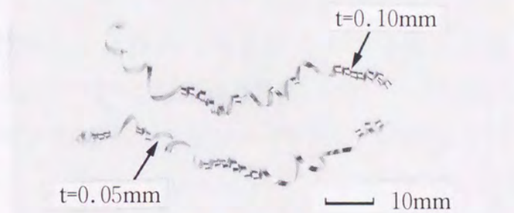
		F_f		
		1.273	2.126	4.003
$C_{h\,acc}$	[mm]	0.56	0.58	0.52
$C_{h\,dec}$	[mm]	0.55	0.56	0.39

表 4.5 の結果から，増減比 F_f=1.273 および F_f=2.126 では，$C_{h\,acc}$ と $C_{h\,dec}$ の差は小さく，早い送り時と遅い送り時の切れ刃部での切削状態の変化は，小さいということが言える。これに対して，増減比 F_f=4.003 では，$C_{h\,acc}$ は $C_{h\,dec}$ に比べて約 1.3 倍で，早い送り時と遅い送り時でその差は大きく，明らかに切れ刃部での切削状態が異なることが分かる。また，この変化が図 3.1 で示した **BC**，**DE** 間で起こるとすれば，ドリルが半回転する微小な t =0.06 秒間にせん断角が大きく変化し，切りくず形状に何らかの変化をもたらすものと推察できる。そこで，つぎに切りくず形状を比較検討した。

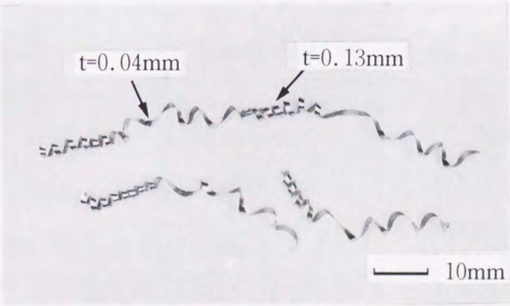
図 4.6 は，それぞれの増減比における切りくずを示す。同図(a)は，F_f=1.273 の場合を示す。切りくずの形状は，円筒状の上向きカール型切りくずで，この場合では，切り込み厚さの変化 h が小さいためにらせんのピッチに早い送り時と遅い送り時の明確な差が観察されず，切削比の変化も小さいことから，早い送り時と遅い送り時における切削状態の変化が小さく，慣用加工と変わらないことを裏づけている。



(a)　増減比 F_f=1.273 の場合



(b) 増減比 F_f=2.126 の場合



(c) 増減比 F_f=4.003 の場合

図 4.6　切りくずの比較

これに対して，同図(c)に示すFf=4.003の場合，早い送り時と遅い送り時の切りくずのらせんのピッチに明確な差が現れ，増減によってせん断角が変化し，早い送り時と遅い送り時では切削状態に大きな変化が起こっていることが切りくずの形状からも裏づけられる。また，Ff=4.003の場合は，切り込み厚さの変化hが大きいために切りくずの厚みが周期的に大きく変化する。したがって，切りくず厚さの変化部で応力集中が発生しやすく，切りくずにはたらく曲げや遠心力などの外力に対して切りくずは折断しやすくなっていることが十分に推察される。さらに，周期的に厚さとピッチの異なる切りくずが生成されることにより，実際の穴あけでは，切りくずの流出速度や切りくずの厚さによる穴周壁の拘束力が周期的に変化する。さらに加工面や切りくずに作用する衝撃力が加わり，ピッチの変化する箇所で折断が促進されるものと考えられる。

そこで，実際の穴あけ試験における増減比と切りくずの形状の関係を調べ，切りくずの折断効果について考察した。

4.2.5 増減比が切りくずの折断効果に与える影響

慣用加工で穴あけした場合の切りくず形状は，第I段階から第II段階において長さ約 100～180mm の長く連続した円すいらせん形切りくずである。その円すいの外径は約2mmと小さくドリル溝からスムースに排出される。このような長く連続した切りくずは，工具に巻き付いて，切りくず処理の観点から問題が生ずる[7]。

他方，増減加工の場合の切りくずは，増減比Ff=1.273の場合は増減比がFf=4.003に比べて小さいために，第I段階から第II段階の切りくず形状は，通常のドリル加工と同様の約 100～150mm の長く連続した円すいらせん形切りくずで，早い送り時と遅い送り時の円すいらせんのピッチに明確な差が見られず，ピッチの平均値は約3mmであった。このようにFf=1.273の場合は，切りくずの折断効果は認められなかった。これは，Ffが小さいためにhが小さく全体的に切りくず厚さが薄く，たわみやすく，

かつ早い送り時と遅い送り時の切削状態の変化が小さいために折断効果がなかったものと考えられる。

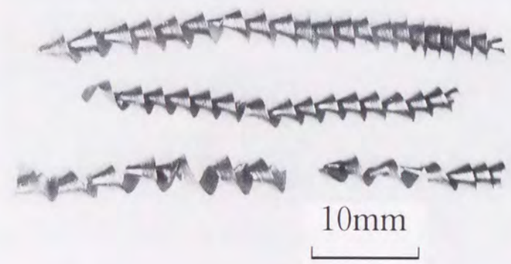


図 4.7 増減比 Ff=2.126 の場合の切りくず形状

次に，増減比Ff=2.126の場合は，やはり増減比Ff=1.273の場合と同様に第I段階から第II段階の前半において長さ約 100～150mm の長く連続した円すいらせん形切りくずが排出される。その円すいらせんのピッチは，早い送り時と遅い送り時の区別は明確に判別できないが，おおよそ2mmと2.3mmであった。しかし，**図 4.7** に示すように第II段階の中盤から後半にかけて穴が深くなるにしたがって，約 15～40mm に折断された円すいらせん形切りくずを排出するようになる。これは，増減比が比較的小さいために前述のような理由で，穴の浅いところでは穴周壁の拘束を強く受けないために切りくずに加わる外力が小さく連続した切りくずを排出するが，穴が深くなると穴周壁の拘束が増すので，外力による変形が切りくずの厚みの変化部に集中するとともに，前述したように加工面や切りくずに衝撃力がはたらくので，それらの相乗効果で折断効果が現れたと考えられる。

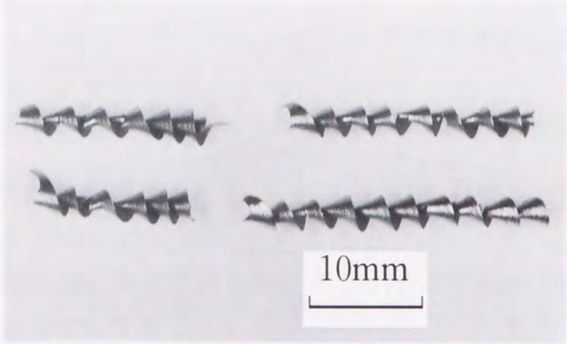
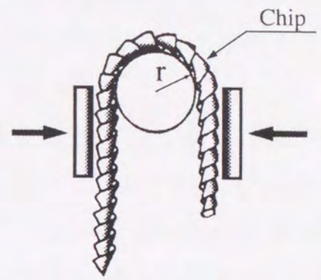


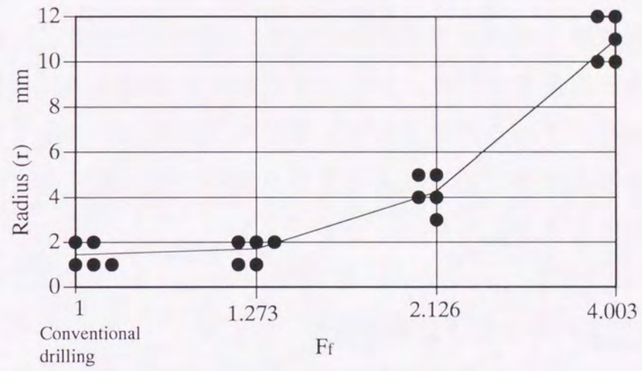
図 4.8　増減比 Ff=4.003 の場合の切りくず形状

一方，**図 4.8** は，増減比 Ff=4.003 で増減加工した場合の第 I 段階から第 II 段階で排出される切りくず形状を示す。約 15～30mm の長さに折断された円すいらせん形切りくずで，そのピッチは早い送り時と遅い送り時に明確な差が現れ，約 2.4mm と約 3.1mm であった。このように，増減比 Ff=4.003 では，穴深さの浅い段階から切りくずが折断される。これは，前節で述べたように Ff=4.003 の場合は，早い送り時と遅い送り時の切削状態に明確な差が現れ，さらに切り込み厚さの変化 h が増減比 Ff=1.273 の場合に比べて約 5.2 倍と大きく，切りくずの厚みが周期的に大きく変化することから，この厚みの変化部で応力集中が起こり，比較的小さな拘束すなわち穴周壁の軽い拘束や切りくずにはたらく遠心力に対して切りくずが容易に折断されるものと考えられる。

さらに，周期的に厚さとピッチの異なる円すいらせん形の切りくずが生成され，切りくずの流出速度や穴周壁の拘束力が周期的に変化する。その上，増減比 Ff=1.273，2.126 に比べて，加工面や切りくずに作用する衝撃力も大きく，これらの効果でピッチの変化する箇所で容易に折断されるものと推察される。



(a) 切りくずの抗折試験方法



(b) 限界内側半径 r と増減比 Ff の関係

図 4.9　切りくずの抗折試験

そこで，増減加工で排出される円すいらせん形切りくず全体の折れやすさを定量的に比較するために，**図 4.9**(a)に示すように切りくずを 180° に曲げて亀裂の発生する限界の内側半径を求める抗折試験[8]を行った。ここで，Ff=1.273 と Ff=2.126 の場合の切りくずは，円すいらせんのピッチが異なる箇所が明確に判別できなかったが，おおよその位置を見当にその箇所が曲げの中央になるようにして，抗折試験を行った。また，

F_f=4.003 の場合は大半の切りくずが折断されていたが，折断されていない切りくずを選んでピッチが異なる箇所を曲げの中央になるように抗折試験を行った。

同図(b)に限界の内側半径と増減比の関係を示す。通常のドリル加工と F_f=1.273 の増減加工の場合の内側半径は約 1～2mm であるのに対して，F_f=4.003 の場合の内側半径は約 11mm である。このことから，F_f=4.003 の場合の切りくずは，他の増減比の場合と比べて切りくず厚さの変化が大きく，厚みの変化部で応力集中が起こりやすく折れやすいことがわかる。このことは，前述した切りくずの折断効果を間接的ではあるが裏づけているものと考える。

以上のことから，早い送り時と遅い送り時の切削比や切りくずのピッチなど切削状態に明確な差違がでるような増減比において，切りくずに加わる外力（穴周壁の拘束，切りくずに作用する遠心力，増減によって発生する切りくずへの衝撃力など）が作用することによって，切りくず厚さの変化する箇所で拘束による変形が集中して，切りくずの折断が促進されるものと考えられる。

4.3 増減加工の切りくずの折断機構

前節において，早い送り時と遅い送り時の切削比や切りくずのピッチなど切削状態に明確な差違が生じるような増減比において，切りくずの折断が促進されることを明らかにした。そこでつぎに，増減加工における切りくずの折断のメカニズムを検討した。

中山は，切りくずの折れかたを分類し，折断条件をつぎのように定義している[9]。すなわち，逃げ面障害型折断の切りくずが折れるか否かは，**図 4.10** に示すように，すくい面を離れた切りくずが最初は R_o（同図(a)）なるカール半径をもっているが，同図(b)を経て同図(c)のように曲率半径が R_Lになるように曲げられたとき，その表面に生ずるひずみ ε が切りくず材質の破断ひずみ ε_Bより大きいか小さいかによって折断条件が決まる

ことを指摘し，つぎのような関係式を導いている。

$$\varepsilon = \alpha h_c \left(\frac{1}{R_o} - \frac{1}{R_L} \right) \tag{4.1}$$

ここで，h_c：切りくず厚さ

αh_c：切りくずの中立面から粗面までの距離（見かけの厚さ/2）

α　：切りくずの断面形状が長方形ならば 1/2 になる。

したがって，切りくずが折れるための条件式は，

$$\varepsilon_B < \alpha h_c \left(\frac{1}{R_o} - \frac{1}{R_L} \right) \tag{4.2}$$

ここで，ε_B：切りくずの破断ひずみ

で与えられる。

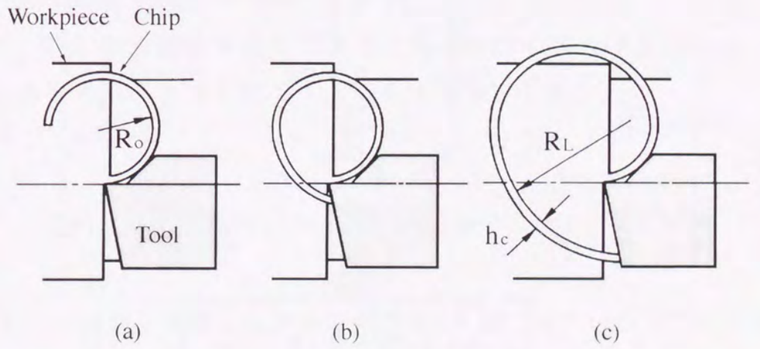


図 4.10　切りくずの折断機構[9]

上述の理論は，ドリル加工で円すいらせん形の連続した切りくずが生成する場合の切りくずの折れかたについても応用ができる[10]。すなわち，**図 4.11** に示すように，切りくず外縁のカール半径 R_oの円すいらせん形切りくずが，穴周壁の拘束を受けると流出が妨げられ，カール半径 R_L

になるように曲げられついには折れる。したがって，ドリル加工時の切りくずが折断するためには，式(4.2)の関係が成立することが条件となる。

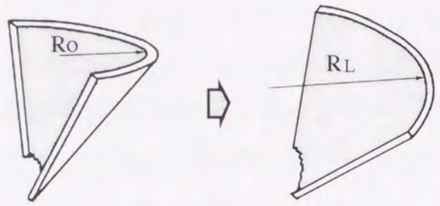


図 4.11　円すいらせん形切りくずの折断[10]

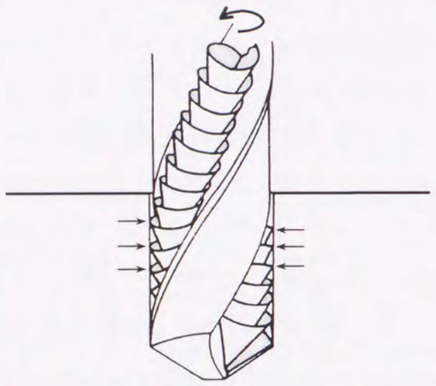


図 4.12　円すいらせん形切りくずの穴周壁の拘束力

ドリル加工においては，**図 4.12** に示すように，定常切削時に円すいらせん形の連続した切りくずが生成し排出される。いま，図のように，先端の切れ刃で作られた切りくずは，ドリルのらせん溝に沿って回転しながら穴周壁に当たって拘束を受ける。この場合，穴深さが増し穴周壁の拘束を受けるようになっても，切りくずが薄くたわみやすければ，式(4.2)の条件が成立しないので切りくずは折断せずに排出される。しかしながら，送り量が増したり，穴が深くなると，切りくずは穴周壁の拘束を強

く受けるようになり流出が妨げられ，次第に切りくずの厚さが増し，切りくずの表面に生ずるひずみがその破断ひずみより大きくなると式(4.2)の条件が成立し，切りくずの折断が起こるものと定性的に説明できる。

4.3.1　円すいらせん形切りくずの穴周壁の拘束力

前節では切りくずの折断条件を述べたが，らせん形の連続した切りくずの折断は，穴周壁の拘束力が深く関与しているものと考えられる。そこで，穴周壁で発生する拘束力を定量的に求められないかと考え，**図 4.13** に示すような切りくずの圧縮試験を行い，切りくずの反力を調べた。

すなわち，回転数 100rpm で送り速度 F=0.2mm/rev と F=0.1mm/rev（湿式）の 2 種類の切削条件で，直径 10mm のドリル（先端角 118°，ねじれ角 31°，逃げ角 13°，心厚 1.6mm，みぞ長 95mm，全長 130mm）を用いて，A2017 アルミニウム合金を慣用加工し，排出された円すいらせん形の連続した切りくずを採取した。そして，その切りくずの中から，ほぼ同じ穴深さから排出された切りくずを選び，らせんの 5 巻き分を切り取り，インストロン形万能試験機を用いて切りくずを本実験に用いたドリルの溝径である 4.2mm まで圧縮し，その反力を測定した。

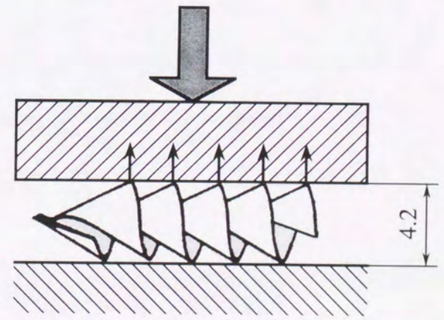


図 4.13　円すいらせん形切りくずの圧縮試験

図 4.14 は,その反力の測定結果を示す。このとき,送り速度 F=0.2mm/rev の場合に排出された切りくず寸法は，外径の平均が約 5.7mm，切りくず外縁部の厚みが約 0.22mm である。一方，送り速度 F=0.1mm/rev の場合については，外径の平均が約 4.9mm，外縁部の厚みが約 0.13mm である。

同図より，送り速度 F=0.2mm/rev の場合の反力の平均は，約 53.1N であり，切りくず一巻きの反力に換算すると約 10.6N となる。これに対し，F=0.1mm/rev の場合の反力の平均は，約 11.4N であり，切りくず一巻きの反力に換算すると約 2.3N となる。すなわち，F=0.2mm/rev の場合の反力は，F=0.1mm/rev の場合のそれに比べて約 4.7 倍大きくなることが分かった。この理由は,F=0.2mm/rev の場合の切りくずの厚みが F=0.1mm/rev の場合に比べて大きいことに起因している。

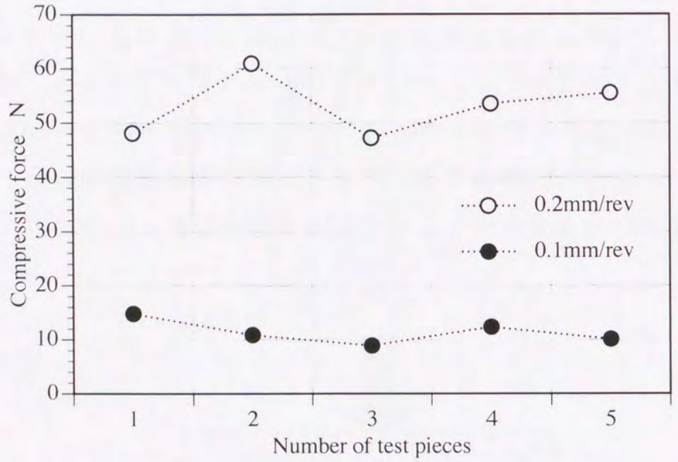


図 4.14　円すいらせん形切りくずの反力の測定結果

4.3.2　円すいらせん形切りくずの折断機構

a）切りくずの穴周壁での摩擦抵抗トルク

図 4.15 は，円すいらせん形切りくずのドリル溝および穴周壁との摩擦

による拘束力の関係を示している。すなわち，切りくずがドリル溝や穴周壁を半径方向に P の反力で押しながら回転して排出されるものと考えると，切りくずと穴周壁との摩擦係数を μ とすれば，切れ刃部の切りくずに作用する摩擦抵抗トルク M は，

$$M = n\,d\,\mu P \tag{4.3}$$

ここで，n：切りくずの巻き数

d：円すいらせん形切りくずの直径（ドリルの溝径）

で与えられる。

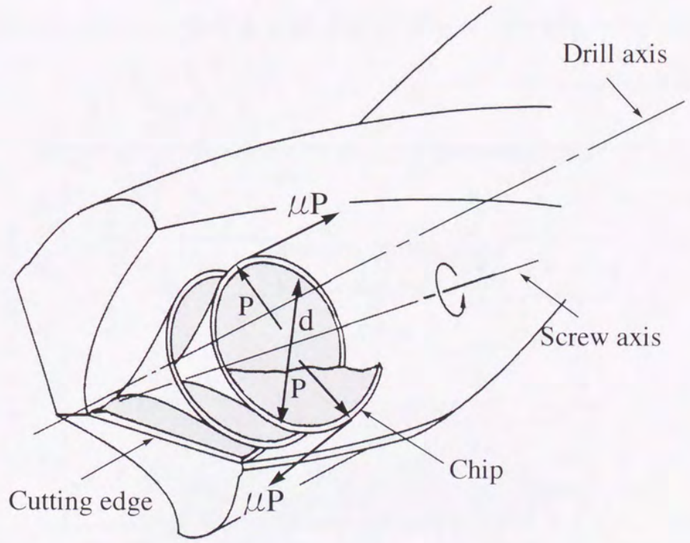


図 4.15　切りくずの穴周壁との摩擦による拘束力

そこで，4.3.1 の切りくずの圧縮試験の結果を用いて，式(4.3)の摩擦抵抗トルク M を試算した。すなわち，切りくずがドリル溝径まで圧縮され

たときの切りくずの反力を P，μ =0.1～0.15[11]と仮定すれば，送り速度 F=0.2mm/rev の場合，切りくず一巻きの摩擦抵抗トルク M は約 3.9～7.7Nmm となる。一方，送り速度 F=0.1mm/rev の場合は，切りくず一巻きの摩擦抵抗トルク M は約 0.7～1.9Nmm となる。

b）増減加工の切りくず折断破壊トルク

つぎに，早い送りが F_{acc} = 0.2mm/rev，S_{acc} =1mm，遅い送りが F_{dec} = 0.1mm/rev，S_{dec} =1mm（回転数 100rpm，湿式）の増減加工時の切りくずの折断破壊トルク　を調べた。すなわち，**図 4.16** に示すように送り速度の変化部が中央になるように切りくずを切断し，両端を樹脂に埋め込んだ試験片を作り，**図 4.17** に示すようなねじり試験を行った。なお，切りくずのねじりは，円すいらせんが開く向きに手動でゆっくりと回転させ，切りくずが折れて破壊した時のトルクを微小動力計（鈴幸商事（株）製）を用いて測定した。

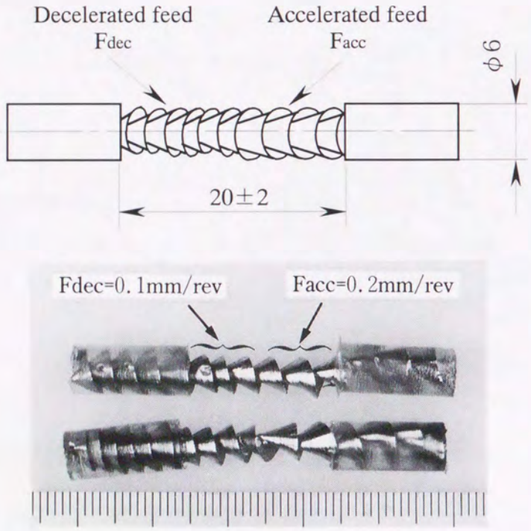


図 4.16　切りくずのねじり試験片

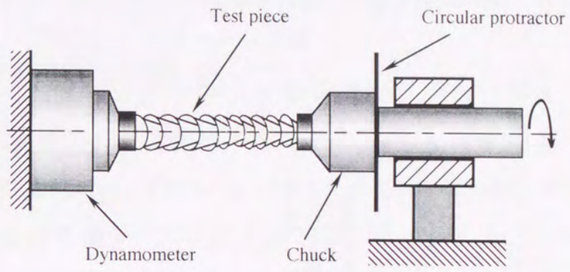


図 4.17　切りくずのねじり試験

図 4.18 は，そのねじり試験の結果を示す。ねじり試験の結果，切りくずはすべて中央部の送り速度の変化部，すなわち，円すいらせんのピッチが変化する箇所で折断され，試験片 5 本の折断破壊トルクの平均は，約 17.3 Nmm であることが確かめられた。

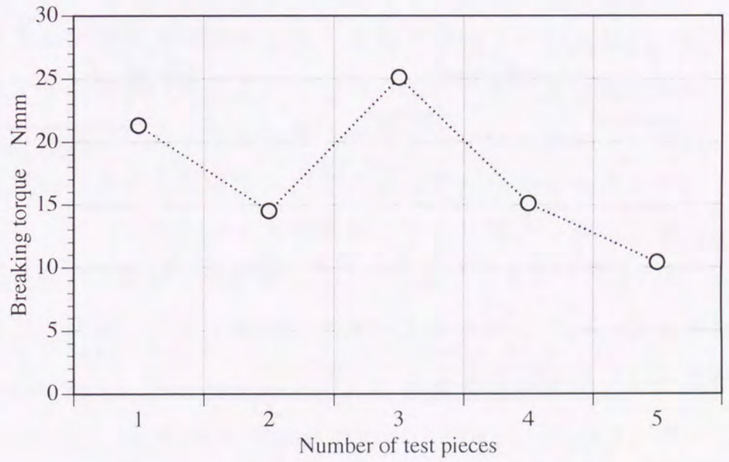


図 4.18　増減加工の切りくず折断破壊トルク

C）増減加工の切りくずの折断メカニズム

以上のことから，増減加工の切りくず折断のメカニズムは，つぎのように考えられる。

本実験の切削条件では，早い送り時の円すいらせん形切りくずがドリル溝に生成し，その切りくずの反力による摩擦抵抗トルクは，前述の試算から，切りくず一巻きで約 3.9～7.7Nmm である。この場合の切りくずの巻き数は，切りくずの観察から約 5 巻きなので，5 巻き分の摩擦抵抗トルクは，約 19.5～38.5Nmm である。つぎに送り速度が変化し，遅い送りで切りくずが生成される。この遅い送りの切りくずの折断破壊トルクが，図 4.18 で示したねじり試験より求めた折断破壊トルク（10.4～25.1Nmm）に等しいと考えると，早い送り時の厚い切りくずによる摩擦抵抗トルクが続いて生成する遅い送りの薄い切りくずに作用し，主に切りくずの厚みの変化する箇所で切りくずの折断破壊トルクに達し，式(4.2)の折断条件が成立して切りくずが折断されるものと考えられる。

切りくずの摩擦抵抗トルクと折断破壊トルクの関係から，切りくずは早い送り部だけの長さでは折断されず，切りくずの折断強度に応じて早い送り部のみの長さまたは早い送り部と遅い送り部の和の長さで折断される。このように増減加工では，切りくずが適当な長さに折断されるので，ドリル溝のらせんに沿って切りくず全体を排出するための抵抗が，慣用加工の長く連続した切りくずの排出抵抗より小さくなり，排出性が向上する[12],[13]ものと考えられる。さらに，増減加工は適当な長さで切りくずが折断されるので，切りくずの処理が容易になり，切りくず処理の観点からも有効な加工法であると言える。

4.4　増減加工の切削温度

増減加工は，適切な切削条件のもとで切りくずの折断効果が高く，切りくずの排出性が良好であることを明らかにした。切りくずの排出性が

高いと切りくずによって切削熱が排出され，切削温度が低くなることが考えられるので，切削温度の測定を試みた。

4.4.1　切削温度の測定法

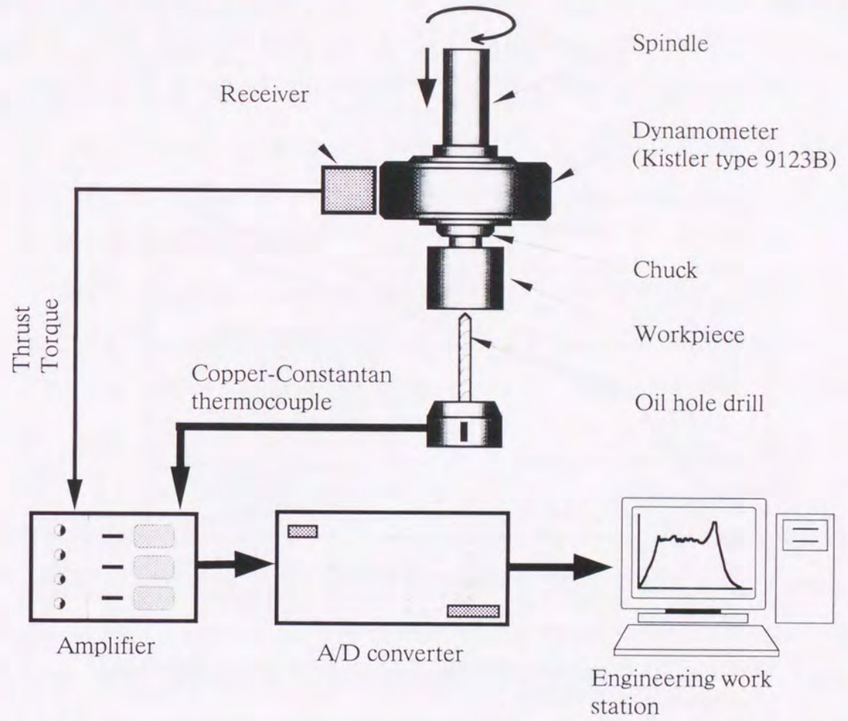


図 4.19　切削温度の測定ブロック線図

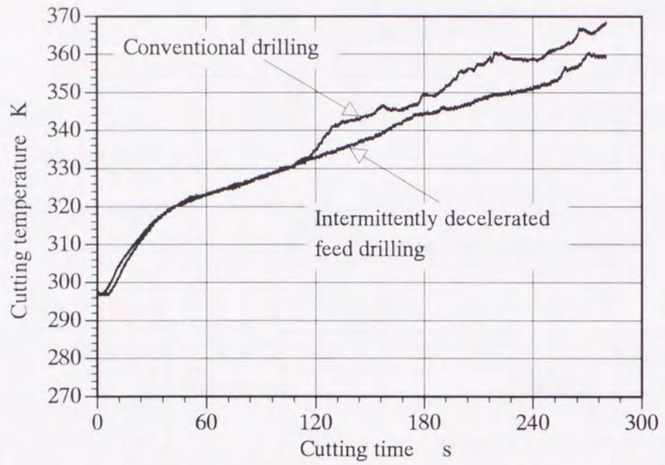
切削温度の測定には油穴付きドリルを用い，油穴部に銅-コンスタンタン熱電対を挿入し，ドリルを固定して被削材を回転させる方法で切削温度を測定した。**図 4.19** に切削温度の測定ブロック線図を示す。

なお，実験に用いた油穴付きドリル各部の寸法は，直径 10mm，先端角 120°，ねじれ角 30°，逃げ角 15°，みぞ長 43mm，全長 89mm である。また，被削材は，表 4.3，4.4 に示す性質をもつ A2017 アルミニウム合金を

使用した。

4.4.2 切削温度の測定結果

図 4.20 に増減加工と慣用加工の切削温度の測定結果を示す。なお，切削条件は，回転数 300rpm, F_{acc}=0.133mm/s, S_{acc}=0.7mm, F_{dec}=0.057mm/s, S_{dec}=0.3mm（乾式）とし，穴深さ約 25mm の止まり穴で穴あけを行った。また，慣用加工は，回転数 300rpm，F=0.1mm/s（乾式）とし，穴深さ約 25mm の止まり穴で穴あけを行った。



Drill dia. 10, Rotational speed 5rps, Drilling depth 25mm, Dry cutting, Workpiece A2017-T351.
Intermittently decelerated feed drilling : F_{acc}=0.133mm/s, S_{acc}=0.7mm, F_{dec}=0.057mm/s, S_{dec}=0.3mm.
Conventional drilling : F=0.1mm/s.

図 4.20 切削温度の比較

同図より，チゼル部が被削材に接触してから切れ刃全体が削り始め，切りくずの排出が円滑な間は，増減加工と慣用加工ともほぼ同じ温度上昇をたどるが，穴深さが増すにつれて切削温度に差が生じ，増減加工は慣用加工に比べて最大で温度が約 10K 低い。これは，増減加工は慣用加工に比べて切りくずの排出性が良いために，切りくずによって切削熱が外部により多く排出されたものと考えられる。

4.5 増減加工のバリ抑制効果

ドリル加工によって穴あけされた穴の端面（出入口）には，常にバリが生成される。特にアルミニウムのような軟質材の穴あけにおいては，ドリルの抜け出口側の穴周辺に生成されるバリは著しく大きくなる。このバリは，穴の仕上げ精度に悪影響を及ぼすと同時に後続作業の障害となり生産性を著しく低下させるので，バリの抑制対策が穴あけ加工分野における重要な課題の一つになっている[14]。

ところで，増減加工は切りくずの排出性に優れ切削温度も慣用加工に比べて低いなどの切削性能がよいので，バリの抑制効果が期待できる。そこで，切削条件とバリ高さの関係，穴あけ個数とバリ形状の関係などを調べ，慣用加工と比較・検討した。

4.5.1 切削条件

増減加工の切削条件は，F_{acc} = 0.15 mm/rev, S_{acc} = 0.15 mm, F_{dec} = 0.05 mm/rev, S_{dec} = 0.05 mm で，回転数をそれぞれ 440，620，955rpm と変化させた。一方，比較のための慣用加工は，送り F=0.15mm/rev で，回転数は 440，620，955rpm とした。また，切削液はネオクール水溶液（希釈倍率 20 倍）を用いた。

4.5.2 被削材およびドリル

本実験に使用した被削材は，延性が大きい工業用純アルミニウム A1050-0 で，厚さはそれぞれ 10,20,30mm の 3 種類の長方形の板材である。**表 4.6**，**表 4.7** には，被削材の化学成分と機械的性質をそれぞれ示す。

ドリルは，直径 10mm（SKH51，窒化酸化処理）のものを用いた。ドリ

ル各部寸法は，先端角 118°，ねじれ角 31°，心厚 1.6mm，逃げ角 13°，みぞ長 95mm，全長 130mm である。なお，ドリル材質のばらつきを少なくするために同一ロットで製作されたドリルを用いた。

表 4.6 被削材の化学成分 (mass%)

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
0.05	0.35	0.0005	0.003	0.002	0.002	0.007	0.018	99.57

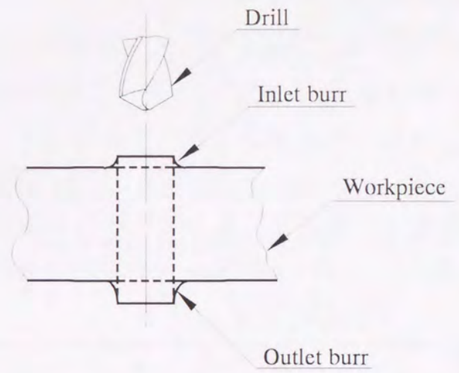
表 4.7 被削材の機械的性質

Tensile strength	[MPa]	76.3
Yield strength	[MPa]	51.6
Elongation	[%]	56.2
Vickers hardness (HV)		32.4

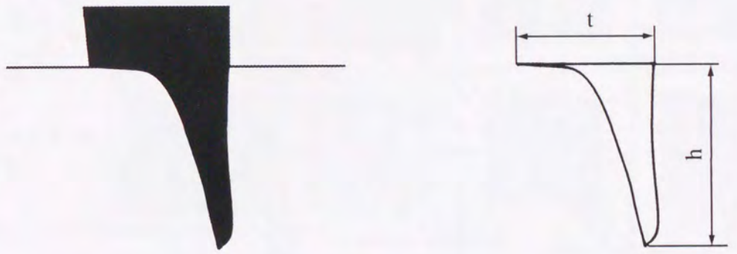
4.5.3 バリ形状の測定法

図 4.21 にバリの形状の測定モデルを示す。同図(a)は バリの生成のモデル，同図(b)は出口部に生成するバリの断面写真とその断面をスプライン曲線[15]によって近似したモデルを示す。バリは，同図(a)のように被削材の穴端面（ドリルの入口，出口）において生じ，穴の出口側のバリは入口側の形状に比べて著しく大きくなる。したがって，本研究では主に穴の出口側のバリの形状について検討した。

バリの形状の測定項目は，高さ h，バリ根元厚さ t，バリの断面積 a，およびバリの体積 v とした。バリの高さ h は，バリの円周を 10 等分し，各等分点をダイヤルゲージで測定し，その値の平均値を採用した。バリ根元厚さ t は，バリを含む被削材を樹脂に埋め込み，切断後研磨して工具顕微鏡で拡大し測定した。また，バリの断面積 a については，同図(b)のように，まずバリの断面を写真に撮り一定の倍率で拡大した後，断面形状の輪郭をデジタイザを用いて座標値を読み取った。その座標値から断面形状を同図(b)のように，スプライン曲線で近似し，バリの断面積を計算した。



(a) バリの生成モデル



Cross-sectional photograph of the burr

Approximate spline curve to the burr

(b) 形状測定法

図 4.21 バリの生成モデルと形状測定法

次いで，バリの体積 v は円周方向の各等分点での切断が困難であるため，次のような方法で測定した。まず，スプライン曲線による近似断面を円周方向の各等分点（10 点）のバリ高さ h を用いて，高さ方向に拡大または縮小する図形処理を施し，その近似断面積を各等分点での値とし円周方向に積分して体積 v を求めた。

4.5.4　回転数とバリの高さの関係

図 4.22 は，バリの高さに及ぼす回転数と板厚の影響を示す（穴あけ個数が1穴めについて比較）。同図に示すように増減加工のバリの高さは，慣用加工の場合に比べて全般的に小さい。すなわち，板厚が 10，20mm の場合，回転数が変化してもほぼ一定である。板厚がドリル直径の 3 倍である 30 mm になると，回転数が増すことによってバリの高さは増大する傾向を示す。

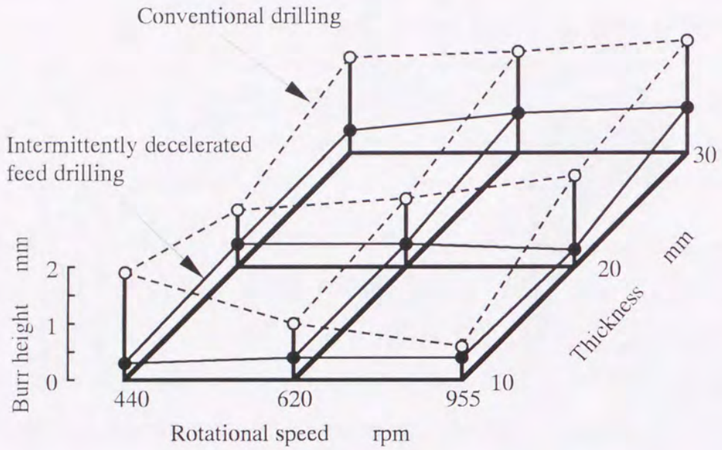


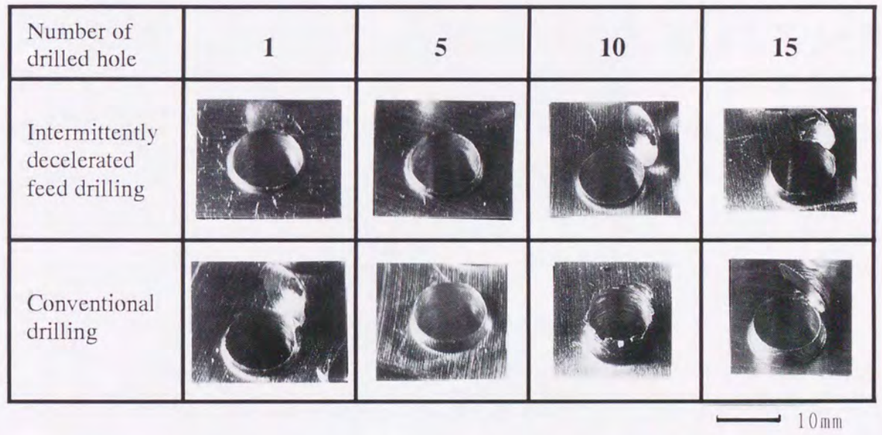
図 4.22　バリの高さと回転数，板厚の関係

これに対し，慣用切削のバリの高さは，板厚が 10mm の場合回転数が増すほど小さくなり，板厚 20mm では回転数が増すほど板厚の影響を受けてバリの高さは大きくなる。板厚が 30mm になると回転数の増大に対してバリの高さはやや増大する。

一般に，純アルミニウムのような軟質材ではドリルの切削送り量が小さいほど，また回転数が増すほどバリの高さは小さくなるが[14]，慣用加工のバリの高さは板厚によって大きく変化することがわかる。しかしながら，増減加工の場合には，回転数，板厚の影響は小さく，ほぼ均一な高さを有するバリが生成し，その値は約 1mm（t=30 mm ）で慣用加工の場合のほぼ 1/2 に減少する。

4.5.5　穴あけ個数とバリ形状の変化

前項では，回転数および板厚によるバリの高さの影響を調べたが，次に穴あけ個数がバリの形状に与える影響について比較検討した。



Drill dia. 10mm, Rotational speed 440rpm, Drilling depth 30mm,
Wet cutting, Workpiece　A1050-O.
Intermittently　decelerated feed drilling : F_{acc}=0.15mm/rev, S_{acc}=0.15mm,
F_{dec}=0.05mm/rev, S_{dec}=0.05mm.
Conventional drilling : F=0.15mm/rev.

図 4.23　穴あけ個数とバリ形状の変化

まず，増減加工と慣用加工の場合の穴あけ個数とバリ形状の定性的な検討を行った。

図 4.23 は，板厚 30mm，回転数 440rpm の場合の両加工法の穴あけ個数（1,5,10,15 穴め）とバリ形状の例を示す。

同図で観察されるように，増減加工のバリの外観形状は穴あけ個数が

増加してもほぼ一定である。これは図 4.22 の高さの関係からも裏づけされる。これに対して，慣用加工のバリは，穴あけ個数の増加に伴い高さの不均一なバリが多く見られ，根元部が大きく膨らみ，高さの大きいバリが観察される。これは，穴あけ個数の増加に伴いドリル切れ味の鈍化，切りくずの排出不良，切削温度の上昇，切りくず詰まりなどの原因[16]で，ドリルのチゼル部先端の穴からの突出しが遅れる。このため，バリ根元部が大きく膨らみ，h と t の大きい，かつ円すい状の切りくずが付着したバリが生成される。

図 4.24 は，図 4.23 で示した 15 穴めのバリを SEM によって観察した結果の一例を示す。同図に示すように，増減加工のバリの高さは慣用加工に比べてかなり減少し，穴内面は送りマークが見られ，なめらかな状態になっている。これに対し，慣用加工では増減加工に比べて切削液の浸透性が悪いため，ドリルすくい面と切りくずとの摩擦が悪くなり切りくず詰まりが生じて荒れた仕上げ面が観察される。

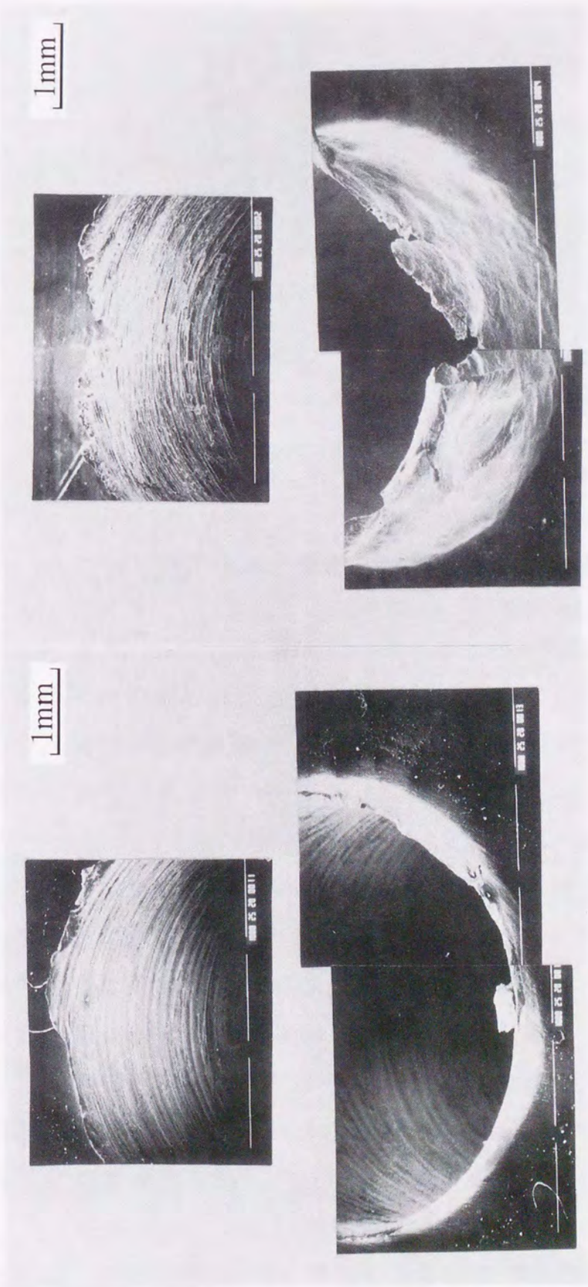


図 4.24 バリ形状の比較

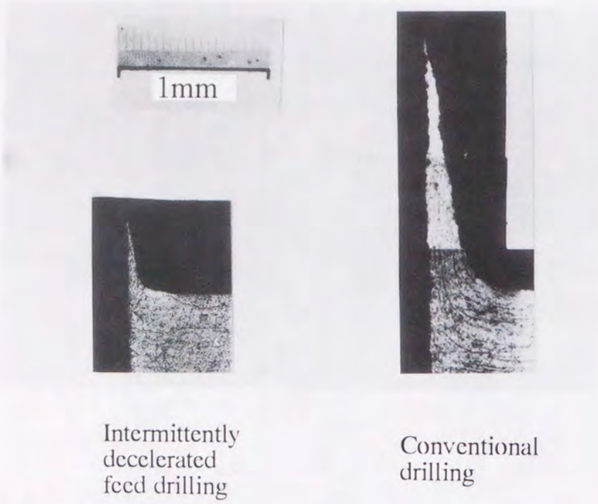


図 4.25 バリの断面形状と塑性域の比較

次に，これらのバリの断面について詳細に調べた。**図 4.25** に両加工法のバリの断面形状と塑性域（塑性変形領域）を比較した結果を示す。増減加工のバリ断面は，慣用加工に比べて高さh，根元厚さtとも小さい。また，同図からわかるように，増減加工の場合の塑性流動[17]はバリ根元部の穴内壁面に近い部分に生じている。一方，慣用加工の場合のそれは，穴内壁面から離れた位置から生じており，バリが形成されていく方向に幅広く分布しており塑性域が広い。この理由として，増減加工の場合の切りくずはドリル溝から容易に，かつ迅速に排出し[18]，バリ根元部の発熱が抑えられることが考えられる。これに対し，慣用加工の場合には，上述したように，切りくずの排出が悪く切りくず詰まりが原因でバリが増大し[19]，塑性域も増大するものと思われる。このように，増減加工のバリは，慣用加工のバリに比べて塑性域が狭く，高さ，根元厚さとも小さなバリになったものと推察できる。

次に，バリの形状の定量的な検討を行った。**図 4.26** は穴あけ個数とバリ高さhおよび根元厚さtの関係を示す。

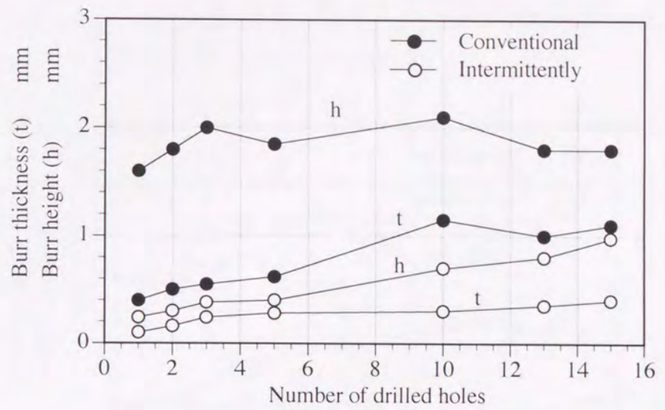


図 4.26 穴あけ個数とバリの大きさ

同図に示すように，増減加工のバリの寸法h，tは，慣用加工に比べて共に小さい。すなわち，hについては，穴あけ個数の増加に対して比較的ゆるやかに増大している。そして，慣用加工に対する増減加工の場合の減少割合は約1/2～1/3である。tについては，穴あけ個数が増加してもほぼ一定である。一方，慣用加工のhは，図4.22でも示したように，きわだって大きいのが特徴的である。このhは穴あけ個数が3穴めまで急増するが，それ以降はほぼ一定である。tについては，穴あけ個数の増加に伴ってほぼ直線的に増大する。

また，**図 4.27** は，穴あけ個数とバリの断面積aおよび体積vの関係を示す。

増減加工のバリの断面積aおよび体積vについては，同図に示すように，穴あけ個数の増加に伴ってそれぞれ増加するが，その増加率は小さい。一方，慣用加工のa，vは緩急に増加するが，特にvが5穴めぐらいから増大する。この理由は，tの影響によるものと考えられる。通常，一般鋼材に生成するバリのvはほぼhに比例するが[14]，純アルミニウムの穴あ

け時のバリは図 4.26 に示すように，h よりも t の影響を受けて，穴あけ個数 15 穴めで増減加工は慣用加工に比べて a で約 83%，v で約 78%減少することがわかった。

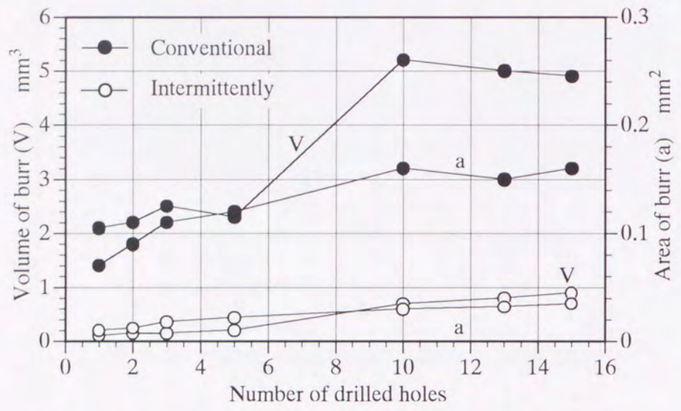


図 4.27 穴あけ個数とバリの断面積，体積の関係

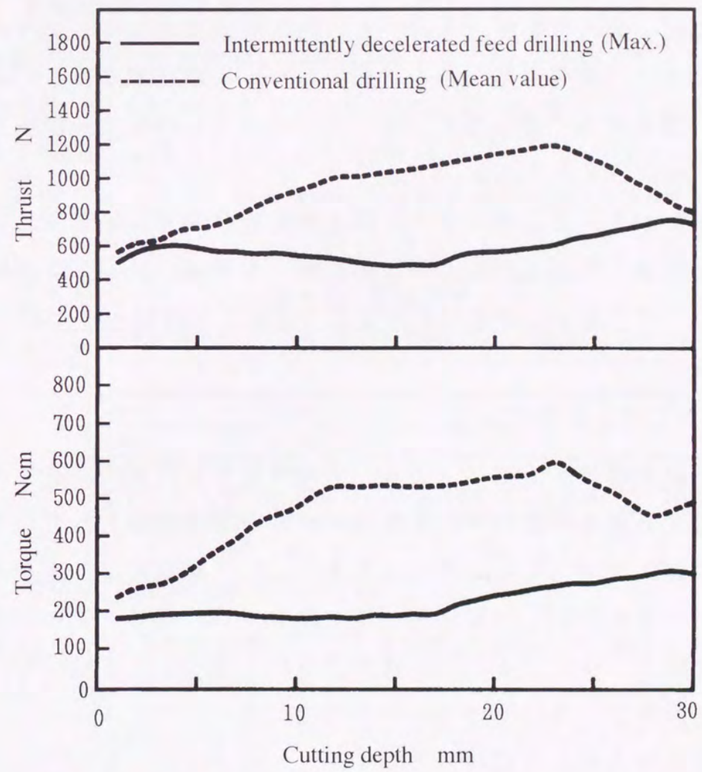
上記の結果から，増減加工は慣用加工の場合に比べてバリの形状の大きさ（h,t,a,v）が抑制されることが判明した。この理由として，図 4.25 で示したように，増減加工の場合，穴あけ個数が増加しても切りくず詰まりの緩和による塑性域の減少が推測される。そこで，その裏づけとして，次に切削抵抗について検討した。

4.5.6 切削抵抗の比較

図 4.28 に増減加工における切削抵抗（スラスト，トルク）の変動値の最大値と慣用加工の変動値の平均値を比較したものである。

同図からわかるように，増減加工の切削抵抗は，慣用加工のそれに比べて全般的に低い値を示す。また，慣用加工の切削抵抗は前述したように穴あけ深さが増すにしたがい，切りくずに対する穴周壁の拘束が増し，切りくずの排出性が悪くなり切りくず詰まりを起こし，穴貫通直前まで

増大する。さらに，切削抵抗が大きいため発熱量が多く，切削温度が高くなり，被削材の延性が増大することに加え切りくずの凝着が激しくなり，切れ味が低下して塑性域が増大する[20]ので，慣用加工のバリが大きくなったものと考えられる。



Drill dia. 10mm, Rotational speed 440rpm, Drilling depth 30mm,
Wet cutting, Workpiece A1050-O.
Intermittently decelerated feed drilling : Facc=0.15mm/rev, Sacc=0.15mm,
Fdec=0.05mm/rev, Sdec=0.05mm.
Conventional drilling : F=0.15mm/rev.

図 4.28 切削抵抗の比較

これに対して，増減加工の場合は，切りくずの折断効果がはたらいて切りくずの排出性が良く，慣用加工の切削抵抗に比べて全般的に小さい。このように切削抵抗が小さいので発熱量が少なく，切削温度の上昇が抑制されて切りくずの凝着が緩和され，切れ味が良いために塑性域が小さく，バリの生成が抑制されたものと考えられる。さらに，前述したように増減加工では動的成分が大きく現れるのが特徴で，この動的成分は穴貫通までほぼ一定の変動幅である。この動的成分によっても切りくずの凝着が緩和され，構成刃先の発生も抑えられ，切りくずの排出がよくなる[16]ので，塑性域が一層小さくなる。従って，バリの生成を抑制する効果が大きいものと考えられる。

上述の結果から，延性が大きく，加工硬化性が大きい純アルミニウムに増減加工を適用することは，バリの抑制，塑性域の減少，切削抵抗の低下，切りくずの凝着の緩和などに有効であることが明らかになった。

4.6 増減加工による深穴加工

ドリルによる深穴加工では，切りくず詰まりや切削液の浸透性の悪化などによる工具寿命の低下や工具折損などの問題が指摘されている。深穴加工では，特に切りくずの排出性を高めることが深穴加工の最も重要なポイントである[21]。したがって，深穴加工では，切りくずの排出性を高めるためにステップフィード方式や深穴加工用ドリルを用いて穴あけがなされる。特に，ステップフィード方式は深穴加工で多く用いられ，切りくず詰まりの防止と切れ刃部の冷却に大きな効果がある[22]が，加工能率が悪く，ステップ回数や切り込み量などの加工条件の選定が難しいなどの問題を抱えているのが現状である。

そこで，増減加工は切りくずの排出性が良好であることに着目し，増減加工を深穴加工に適用した場合の加工特性を検討する。

4.6.1 切削条件

表 4.8 に本実験で行った 3 種類の切削条件を示す。なお，回転数は 1062rpm 一定で 30mm の貫通穴とした。また，比較のために通常のドリル加工を回転数 1062rpm，送り 1.77mm/s（0.1mm/rev）の切削条件で行った。

4.6.2 被削材およびドリル

本実験に使用した被削材は，A2017 アルミニウム合金で厚さ 30mm の長方形の板材である。また，ドリルは深穴用として市販されているドリルで，直径 6mm，先端角 130°，ねじれ角 30° 2’，マージン幅 0.43mm，心厚 1.05mm，逃げ角 25°，みぞ長 57mm，全長 93mm である。

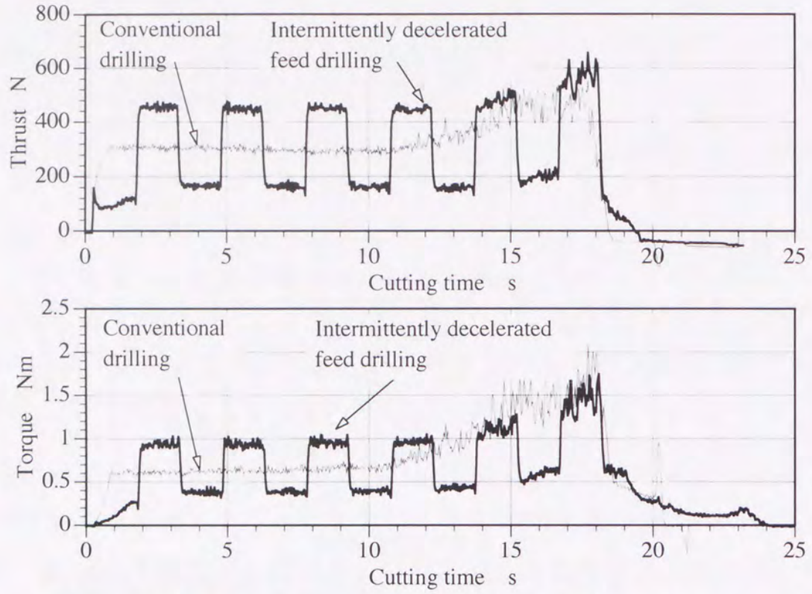
表 4.8 切削条件

		Number of cutting conditions		
		1	2	3
Facc	[mm/s]	2.37	2.37	2.37
Sacc	[mm]	3.555	1.777	1.185
Fdec	[mm/s]	1.17	1.17	1.17
Sdec	[mm]	1.755	0.878	0.585

4.6.3 深穴加工時の切削抵抗の比較

図 4.29 は，表 4.8 に示す切削条件 1 で増減加工した場合と慣用加工の場合のスラスト，トルクの比較を示す。

同図より，慣用加工では，切れ刃全体が削り始めてから切削時間が約 11 秒までは，スラストが約 310N，トルクが約 0.6Nm の一定値を示しており，安定した切削状態であることがわかる。しかし，穴深さが増し切りくずの排出性が悪くなり，11 秒近傍からスラスト，トルクともに急増する。約 15 秒から貫通するまでのスラスト，トルクは激しく変動する。特に，トルクの変動が大きく，その最大値は約 2.1Nm を示しており，激しい切りくず詰まりを起こしていることがトルクの挙動から推察される。



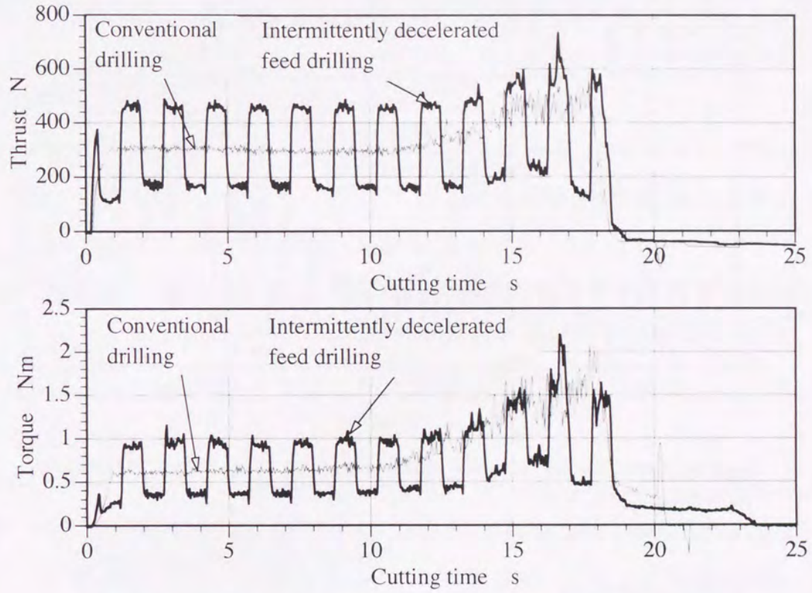
Drill dia. 6mm, Rotational speed 1062rpm, Drilling depth 30mm, Wet cutting, Workpiece A2017-T351.
Intermittently decelerated feed drilling : F_{acc}=2.37mm/s, S_{acc}=3.555mm, F_{dec}=1.17mm/s, S_{dec}=1.755mm.
Conventional drilling : F=1.77mm/s.

図 4.29 切削抵抗の比較（切削条件 1 の場合）

これに対して，増減加工の切削抵抗は，周期的なステップ状の動的成分が発生するのが特徴である。これは，図 3.1 で示したように切り込み深さが周期的に変化するために生ずるもので，その振幅の大きさは送りの増減比 Ff に対応する。

切削抵抗を全般的に見ると，穴あけ開始から切削時間が約 14 秒までは，動的成分も一定の振幅で安定した切削状態を示す。14 秒近傍からスラスト，トルクとも増大し始めるが，その増大の割合は通常のドリル加工に比べてゆるやかである。さらに，慣用加工では激しく切りくず詰まりを起こしている約 15 秒から貫通するまでの間を比較すると，増減加工の静

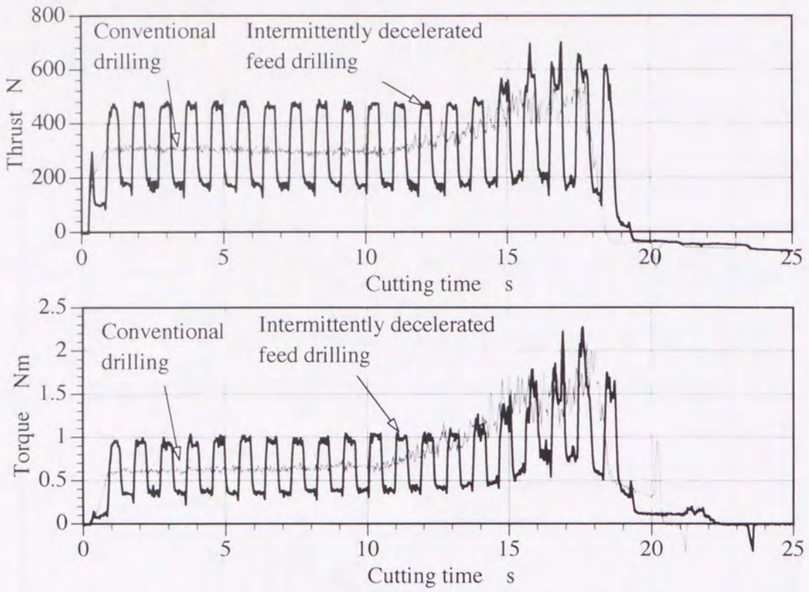
的成分は，慣用加工に比べてスラストで約 100N，トルクで約 0.5Nm も低い。このことから，増減加工は慣用加工に比べて切りくずの排出性が改善されることが分かる。



Drill dia. 6mm, Rotational speed 1062rpm, Drilling depth 30mm, Wet cutting, Workpiece A2017-T351.
Intermittently decelerated feed drilling : F_{acc}=2.37mm/s, S_{acc}=1.777mm, F_{dec}=1.17mm/s, S_{dec}=0.878mm.
Conventional drilling : F=1.77mm/s.

図 4.30 切削抵抗の比較（切削条件 2 の場合）

図 4.30 は，切削条件 2 で増減加工した場合の切削抵抗を示す。切削条件 2 は，切削条件 1 と増減比（Ff=2.026）は同じであるが，送りの増減の振動数が約 0.66Hz で切削条件 1 の約 0.33Hz に比べて大きい場合である。同図より，切削時間 14 秒近傍から貫通するまでの間で，スラスト，トルクの動的成分の振幅が大きくなり，静的成分も切削条件 1 に比べて大きい。



Drill dia. 6mm, Rotational speed 1062rpm, Drilling depth 30mm, Wet cutting, Workpiece A2017-T351.
Intermittently decelerated feed drilling : F_{acc}=2.37mm/s, S_{acc}=1.185mm, F_{dec}=1.17mm/s, S_{dec}=0.585mm.
Conventional drilling : F=1.77mm/s.

図 4.31 切削抵抗の比較（切削条件 3 の場合）

図 4.31 は，切削条件 3 の場合の切削抵抗を示す。切削条件 3 は，さらに増減の繰り返し数が多く約 1Hz の場合である。同図より，切削時間 14 秒近傍から貫通するまでの間で，スラスト，トルクの動的成分の振幅がさらに大きくなり，トルクの最大値は慣用加工より大きくなっている。このように切りくずの排出性は，単位時間当たりの増減の繰り返し数の影響を受けることが判明した。

4.7 結　　言

(1) 切削中にせん断角や切りくずのピッチに大きく変化が生じるような送りの増減比において，切りくずの折断効果が大きい。

(2) 増減加工におけるスラスト，トルクの動的成分の振幅は，送りの増減比が深く関与し，加工面や切りくずに衝撃力を作用させる。

(3) 増減加工では，早い送り時に生成した切りくずと穴内面との摩擦抵抗トルクや切りくずに作用する衝撃力などが，遅い送り時に生成した切りくず部分に作用し，切りくずの折断破壊トルクより大きくなり，切りくずの折断が促進される。

(4) 増減加工は切りくずの折断効果が大きいので，切りくず詰まりが緩和され，慣用加工に比べて切りくずの排出性がよく，切りくずによって切削熱が外部に排出され，切削温度が慣用加工に比べて低い。

(5) アルミニウムを増減加工した場合に生成するバリは，慣用加工の場合に比べて全般的に小さくなる。すなわち，バリ断面積で比較した場合には，慣用加工に比べて約 83%，バリの体積については約 78%減少する。

(6) 増減加工では，慣用加工に比べて切削抵抗が小さく，発熱量が少ないため切削温度が低く，切れ味が低下しないため穴あけ個数が増加しても，バリの形状はあまり変化しない。

(7) 増減加工による深穴加工は，適切な増減比および単位時間当たりの送りの増減の繰り返し数において，慣用加工に比べて切削抵抗の静的成分が小さく切りくずの排出性に優れており，高能率な深穴加工法として利用が可能である。

4.8 補　遺（S_{dec}を短くした場合の加工特性）

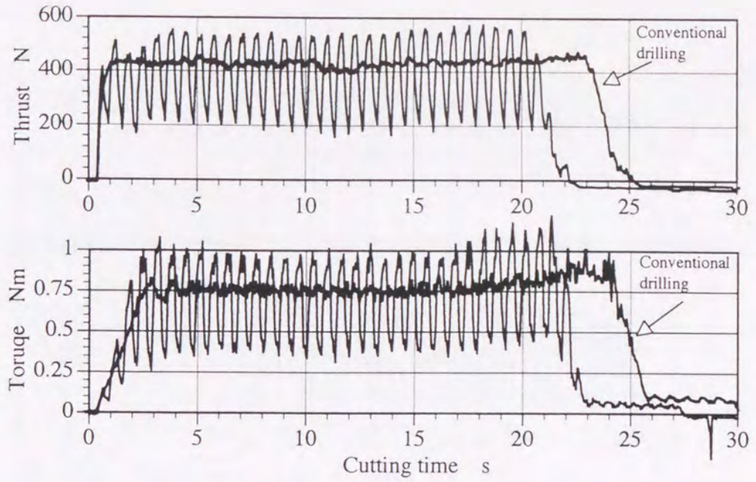
本研究では，主として 1 周期当たりの早い送りの切削時間 t_{acc}（$t_{acc}=S_{acc}/F_{acc}$）と遅い送りの切削時間 t_{dec}（$t_{dec}=S_{dec}/F_{dec}$）が等しくなる切削条件で増減加工を行ったが，S_{dec}を短くしても本章で述べた加工特性が得られるならば，穴あけ加工の能率を向上させることができる。そこで，表 4.1 で示した最も切りくずの折断効果が高かった切削条件 3（Ff=4.003）においてS_{dec}を短くした場合の増減加工の実験を試みた。**表 4.9** にその切削条件を示す。なお，被削材，ドリルおよびその他の実験条件は，節 4.2 と同じである。

表 4.9　S_{dec}を短くした場合の切削条件

		Number of cutting conditions		
		No.1	No.2	No.3
F_{acc}	[mm/s]	1.333	1.333	1.333
S_{acc}	[mm]	0.533	0.533	0.533
F_{dec}	[mm/s]	0.333	0.333	0.333
S_{dec}	[mm]	0.090	0.070	0.040
Rotational speed	[rps]	8.333	8.333	8.333

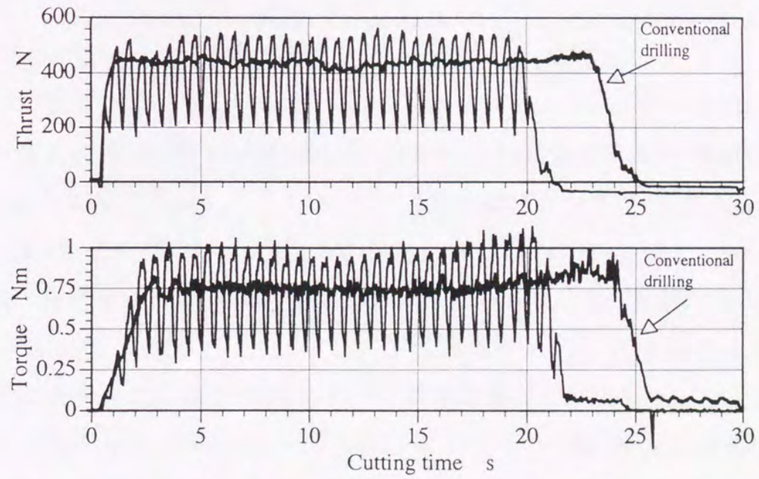
図 4.32 は，表 4.9 に示す切削条件で増減加工した場合と慣用加工の切削抵抗（スラスト，トルク）を示す。同図(a)は，切削条件 No.1(S_{dec}=0.09)，(b)は切削条件 No.2(S_{dec}=0.07)，(c)は切削条件 No.3(S_{dec}=0.04)の場合をそれぞれ示す。また，比較のために行った慣用加工は，回転数 8.333rps，送り速度 0.833mm/s の切削条件で行った。

全般的にみて，図 4.2(c)で示した切削抵抗とほぼ同様の挙動をしていることがわかる。また，切りくずも短く折断された円すいらせん形切りくずを排出し，切削抵抗の挙動と切りくず形状から見る限り，ここに示した切削条件までは，S_{dec}を短くしても本章で述べた加工特性が得られるものと考えられる。



Drill dia. 6mm, Rotational speed 8.333rps, F_{acc}=1.333mm/s, S_{acc}=0.533mm, F_{dec}=0.333mm/s, S_{dec}=0.09mm, Ff=4.003, Drilling depth 20mm, Wet cutting, Workpiece A2017-T351.

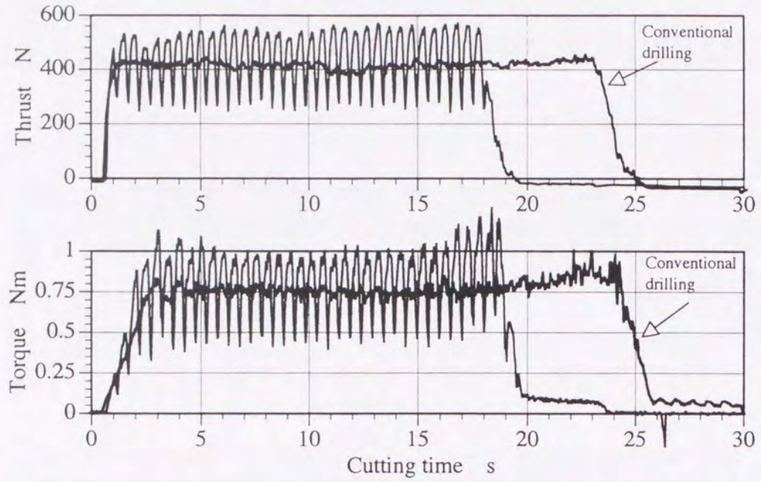
(a)　S_{dec}=0.09 の場合



Drill dia. 6mm, Rotational speed 8.333rps, F_{acc}=1.333mm/s, S_{acc}=0.533mm, F_{dec}=0.333mm/s, S_{dec}=0.07mm, Ff=4.003, Drilling depth 20mm, Wet cutting, Workpiece A2017-T351.

(b)　S_{dec}=0.07 の場合

図 4.32　S_{dec}を短くした場合の切削抵抗（次ページにつづく）



Drill dia. 6mm, Rotational speed 8.333rps, F_{acc}=1.333mm/s, S_{acc}=0.533mm, F_{dec}=0.333mm/s, S_{dec}=0.04mm, Ff=4.003, Drilling depth 20mm, Wet cutting, Workpiece A2017-T351.

(c) S_{dec}=0.04 の場合

図 4.32 S_{dec} を短くした場合の切削抵抗

切削条件 No.1 の平均送り速度は，0.930mm/s で慣用加工の送り速度 0.833mm/s と比べて約 1.1 倍の送り速度となり，20mm の貫通穴加工において，約 2.5 秒の加工時間が短縮できる。さらに，切削条件 No.2 では約 3.8 秒，切削条件 No.3 では約 5.9 秒の加工時間が短縮され，大幅に加工能率の向上をはかることができる。

増減加工は，CNC 工作機械のプログラム機能を用いて低周波振動発生装置の代用ができないかという着想のもとに考案された加工法であるが，増減加工の切りくずの折断機構は，低周波振動ドリル加工と根本的に異なり，かつ上述のように慣用加工や低周波振動ドリル加工と比べても加工能率の良い加工法であるといえる。

参考文献

(1) 櫻井惠三，足立勝重，亀川俊明，花﨑伸作，軽金属学会第 90 回春期大会講演概要，（1996），353。
(2) 櫻井惠三，足立勝重，花﨑伸作，軽金属，47-3（1997），151。
(3) 櫻井惠三，足立勝重，米村和也，花﨑伸作，精密工学会 1996 年度関西地方定期学術講演会講演論文集，（1996），27。
(4) 櫻井惠三，足立勝重，小川恒一，ラルフニバ，軽金属，41-4（1991），258。
(5) 櫻井惠三，足立勝重，米村和也，花﨑伸作，軽金属学会第 91 回秋期期大会講演概要，（1996），103。
(6) 小川　誠，ねじれ刃ドリルに関する研究，学位論文(1990)，43。
(7) 新井実，切りくず処理の基礎と応用，日刊工業新聞社(1990)，118。
(8) 小川　誠，中山一雄，昭和 56 年精機学会秋期大会学術講演会論文集，(1981)，828。
(9) 中山一雄，切削加工論，コロナ社（1991），202。
(10) 文献(6)，76。
(11) 曽田範宗訳，固体の摩擦と潤滑，丸善株式会社(1976)，330。
(12) 佐久間敬三監修，ドリル・リーマ加工マニュアル，大河出版（1992），30。
(13) 佐久間敬三他，穴加工と穴加工用工具の設計，ラジオ技術社（1965），21。
(14) 高沢孝哉，バリテクノロジー，朝倉書店（1980），41。
(15) 山口富士夫，コンピュータディスプレイによる形状処理工学［Ⅰ］，日刊工業新聞社（1982），151。
(16) 足立勝重，新井典久，鞍谷文保，沖田耕三，脇坂彰一，精密工学会誌，52-7(1986)，，1205。
(17) 財満鎮雄，結城明泰，飯尾政治，軽金属，18(1968)，，145。

(18) 足立勝重，小川恒一，新井典久，井垣久，軽金属，40(1990), 171。
(19) 小川誠，中山一雄，精密機械，50-10(1984),, 659。
(20) 大越諒，渡辺半十，渡辺行雄，精密機械，11-9(1945)，528。
(21) 切削油技術研究会，穴加工皆伝，切削油技術研究会（1994），39。
(22) 神代政章，機械技術，42-6（1994），54。

第5章　Ti-6%Al-4%V 合金の増減送りドリル加工

5.1 緒　　言

第 4 章で増減加工の加工特性を調べた結果，増減加工は，適切な増減比において切りくずに加わる外力すなわちドリル溝や穴周壁の拘束，切りくずに作用する遠心力，送りの増減によって発生する切りくずへの衝撃力などが作用することによって，主に切りくずの厚さの変化する箇所に外力による変形が集中して，切りくずの折断が促進されることを明らかにした。その結果，切りくずの排出性が高まり，慣用加工に比べて切削抵抗が小さく，切削温度が低くなるなど，切削性能が向上することを明らかにした。このような加工特性をもつ増減加工は，とくに延性が大きく，熱伝導率が低く，加工硬化性が大きい難削材のドリル加工に効果があるものと考えられる。

そこで本章では，チタン合金の穴あけに増減加工を適用し，その加工特性について検討する[(1),(2),(3)]。すなわち，Ti-6%Al-4%V 合金を被削材として増減加工による穴あけを行い，その加工特性（ドリル寿命，切削抵抗，切削温度，切りくず形状など）について検討し，Ti-6%Al-4%V 合金の穴あけに対して，増減加工が工具寿命や加工能率の観点から有効か否かを慣用加工と比較・検討する。

5.2 切削条件

本実験の切削条件を**表 5.1** に示す。また，比較のために行った慣用加工の送りは 0.95mm/s（0.1mm/rev）とし，回転数 9.5rps で一定とした。

表 5.1 切削条件

F_{acc}	[mm/s]	1.33
S_{acc}	[mm]	0.7
F_{dec}	[mm/s]	0.57
S_{dec}	[mm]	0.3
Rotational speed	[rps]	9.5
Drilling depth	[mm]	20 (Through hole)
Cutting fluid		Soluble type (JIS W1-1)

5.3 被削材およびドリル

本実験に使用した被削材は Ti-6%Al-4%V チタン合金で，円筒状の連鋳棒（φ 200× t 20mm）を旋削加工し，加工表面はていねいに仕上げ加工を施した。**表 5.2** および**表 5.3** に，被削材の化学成分および機械的性質をそれぞれ示す。

表 5.2 被削材の化学成分 (mass %)

C	Al	V	Fe	N	O	H	Ti
0.005	6.22	4.22	0.214	0.003	0.163	0.007	bal.

表 5.3 被削材の機械的性質

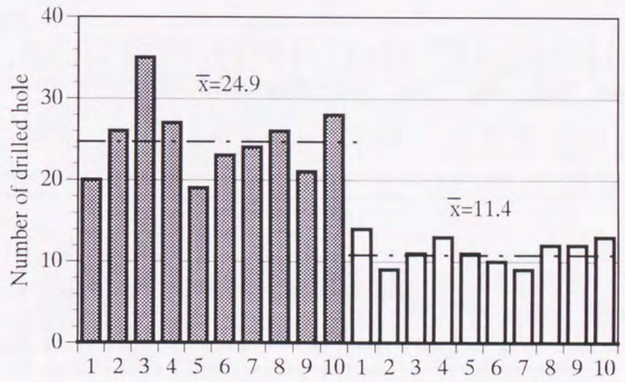
Yield strength	[MPa]	904
Tensile strength	[MPa]	999
Elongation	[%]	12
Reduction of area	[%]	24
Vickers hardness (HV)		327

穴あけには，Ti-6%Al-4%V チタン合金に対して耐摩耗性に優れ，凝着を起こしにくい SKH56TiN コーティングドリル[4),(5)]を用いた。その諸元は，直径 6mm，先端角 118°，ねじれ角 36.3°，逃げ角 14°，シンニングなしである。なお，ドリル材質のばらつきを少なくするために同一ロットで製作されたドリルを実験に用いた。

5.4 実験結果および考察

5.4.1 ドリル寿命の比較

図 5.1 は，増減加工と慣用加工によるドリル寿命試験の結果を示す。



Drill dia. 6mm, Rotational speed 9.5rps, Drilling depth 20mm, Wet cutting,
WorkpieceTi-6%Al-4%V.
Intermittently decelerated feed drilling : F_{acc}=1.33mm/s, S_{acc}=0.7mm,
F_{dec}=0.57mm/s, S_{dec}=0.3mm.
Conventional drilling : F=0.95mm/s.

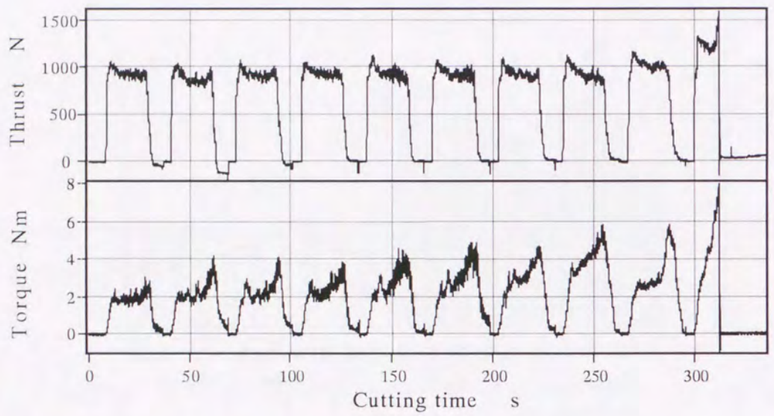
図 5.1 ドリル寿命の比較

増減加工の平均寿命穴あけ個数は $\bar{x}$=24.9 穴であり，慣用加工のそれは $\bar{x}$=11.4 穴で，増減加工は慣用加工に比べて約 2.2 倍の寿命穴あけ個数が得られた。なお，ドリル寿命は完全損傷を寿命基準とし，寿命までの穴

あけ個数で評価した。また，寿命試験にはそれぞれ10本のドリルを使用した。

5.4.2 切削抵抗の比較

図 5.2 に，慣用加工の場合のスラスト，トルク（寿命穴あけ個数が9穴の場合）を連続測定した結果の一例を示す。全般的にみて，1穴めから9穴めまでに至るスラスト，トルクの挙動は一穴ごとに異なることが分かる。とくに，トルクの挙動の変化が大きいことが判明した。スラストの静的成分[6]は，穴あけ開始から8穴めまで約900Nでほぼ一定な値を示し，寿命直前の9穴めで約1000Nに増大している。



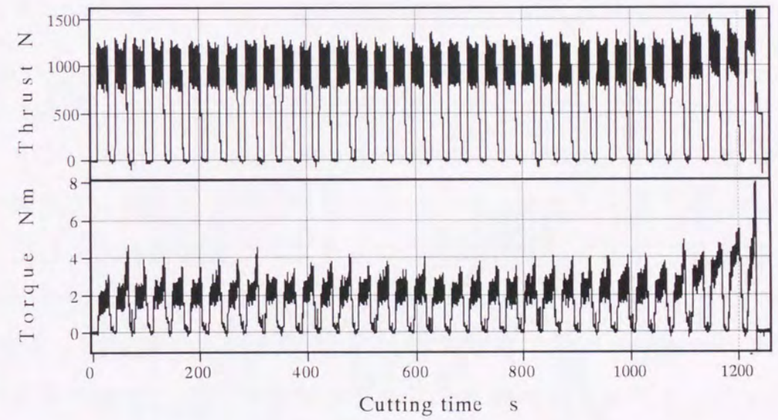
Drill dia. 6mm, Rotational speed 9.5rps, Feed rate 0.95mm/s,
Drilling depth 20mm, Wet cutting, Workpiece Ti-6%Al-4%V.

図 5.2 慣用加工の切削抵抗

また，トルクの静的成分は，スラストと異なり1穴めの約2Nmから寿命直前の9穴めの約4Nmまで穴あけ個数の増加とともに増大している。このことは，慣用加工においては1穴めから切りくず詰まりが進行し，急速にドリル寿命に至ったと推察される。また，2穴めからすでに穴出口

付近のトルクが急増していることから切りくずの排出性の悪さがトルクの挙動からも分かる。このように切りくずの排出性が悪いと，チタン合金は熱伝導度が小さく比熱も小さいため，ドリルとの摩擦によって生じた熱が拡散されにくく切削温度が急激に上昇し，ドリル寿命を短くする原因となる[7]。

図 5.3 は，増減加工の場合のスラスト，トルク（寿命穴あけ個数が35穴の場合）の測定結果の一例である。増減加工によるスラスト，トルクの連続的な挙動をみると，この場合もスラストに比べてトルクの変化は大きくなっている。



Drill dia. 6mm, Rotational speed 9.5rps, F_{acc}=1.33mm/s, S_{acc}=0.7mm,
F_{dec}=0.57mm/s, S_{decc}=0.3mm, Drilling depth 20mm,
Wet cutting, Workpiece Ti-6%Al-4%V.

図 5.3 増減加工の切削抵抗

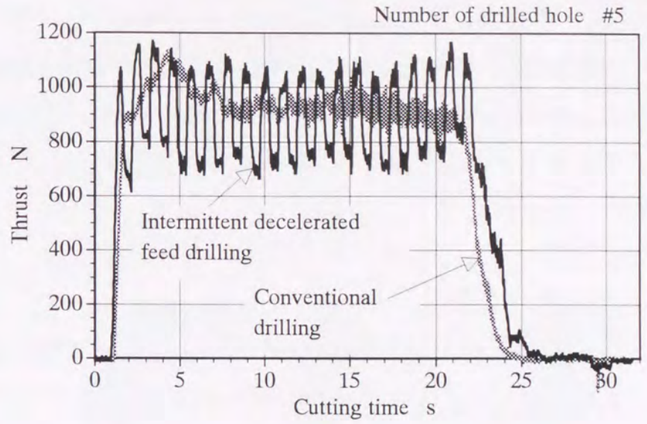
スラストの静的成分は，1穴めから32穴めまで約1000Nでほぼ一定な値を示し，寿命直前の3穴め前から増大している。また，スラストの動的成分[6]は，寿命に至るまでほぼ一定の変動幅を示している。

他方，トルクの静的成分も1穴めから31穴めまで約2Nmでほぼ一定値を示す。このことは，増減加工では，遅い送りから早い送りにドリルの送りを変化させた場合，その瞬間からドリルが半回転する微小時間に切削厚さが急激に厚くなる．また，早い送りから遅い送りに変化させた場合は，その逆に切削厚さが急激に薄くなる。このように送り速度を周期的に変化させることにより，切りくずの厚みが周期的に大きく変化することから，この厚みの変化部で応力集中が起こりやすくなり，比較的小さな拘束すなわちドリル溝や穴周壁の拘束や切りくずにはたらく遠心力などに対して切りくずが容易に折断される。さらに，スラスト，トルクがステップ状に変化することによる衝撃力がドリル切れ刃に作用し，切りくずの排出性を高めるため良好な切削状態が得られ，ドリル寿命が延びたものと考えられる。

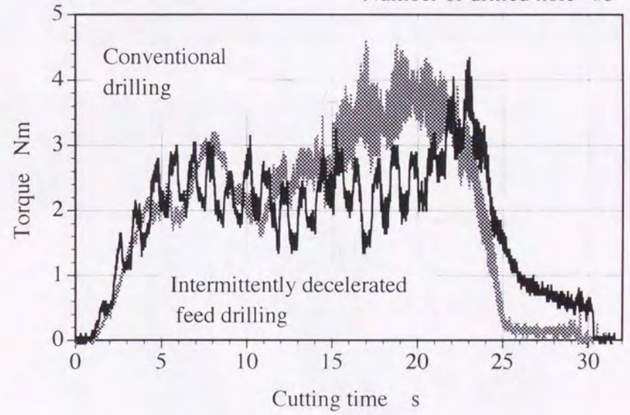
次に，両者の切削抵抗を詳細に調べるために一例として，**図 5.4** に両加工法の5穴めのスラスト，トルクの対比を示す。

全般的にみて両加工とも，トルクはスラストに比べて激しく変動している。慣用加工の場合，穴あけ始めにスラストが急増する。そして，穴あけ後半になるとトルクが急増するとともに激しく変動しており，切りくず詰まりが進行している様子が分かる。これに対し，増減加工の場合，スラスト，トルクは穴あけ始めから周期的変動幅をもった動的成分が生じ，ドリルが貫通するまでほぼ一定の変動幅で進行している。前述したようにこの動的成分は，送りの増減によって切削厚さに周期的な変動が起こるためである。さらに，送りが変化する瞬間には切削厚さが急激に変化し，スラスト，トルクがステップ状に急増，急減するためである。

また，増減加工の場合，トルクの静的成分は，穴深さが約 15mm までは慣用加工とほぼ同じ値を示す。ところが，穴深さが約 15～20mm の間では，慣用加工の場合はトルクが急増し切りくず詰まりを起こしていると推察される。これに対して増減加工の静的成分は，慣用加工の場合に



(a) スラスト



(b) トルク

Drill dia. 6mm, Rotational speed 9.5rps, F_{acc}=1.33mm/s, S_{acc}=0.7mm, F_{dec}=0.57mm/s, S_{decc}=0.3mm, Drilling depth 20mm, Wet cutting, Workpiece Ti-6%Al-4%V.

図 5.4 増減加工と慣用加工の切削抵抗の比較

比べて約1.4Nm低い値を示し，切りくずの排出が良好に行われていることが分かる。

このように，増減加工のドリル寿命が慣用加工に比べて長寿命になった理由として，切削抵抗から裏づけられるように，切りくず詰まりが緩和され，後述するように切りくずの凝着が緩和され，切りくずの排出性が改善されたことが原因と考えられる。

5.4.3 切りくず形状の比較

両加工法の切りくずの排出性と切りくず形状との関連を調べるために切りくず形状を観察した。**図 5.5** に両加工法の代表的な切りくずを示す。



(a) 増減加工



(b) 慣用加工

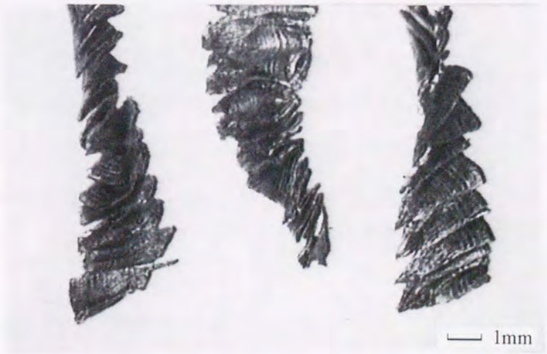
図 5.5 切りくず形状の比較

慣用加工による切りくずは，長く連続したチタン合金特有のジグザグ形切りくず[8]である。チタン合金は延性の高い材料なので，切りくずがドリル溝面との摩擦などで流出が阻害されると，ドリル溝に沿ったジグザグ形で直線状の切りくずを排出するようになる。このような長く連続した切りくずを排出しているときは，切削状態は良好であるが，図 5.4 で示した慣用加工のトルクの挙動からも裏づけられるように，本実験のような3Dを越える深穴になると，切りくずは穴の外でもドリルに巻き付

き，ドリル溝面や穴周壁との摩擦力がはたらき，切りくずの排出が困難となり，切りくずの排出抵抗が急激に大きくなり激しく変動する。このように排出が困難になると，急速に塊状の切りくずとなって切りくず詰まりを起こす[8]。その結果，ドリル損傷の原因になるとともに，切削温度が急激に上昇し，切りくずの凝着が起こり，ドリル寿命が短くなったものと考えられる。



(a) 増減加工



(b) 慣用加工

図 5.6 切りくず端部の形状の比較

これに対し，増減加工の場合は，送りの増減によって切りくずの外径（巻き径）とピッチも増減を繰り返しながら，送りの増減の周期に対応した長さに折断された切りくずが排出されているのが観察される。これは，本実験条件が適当な穴深さなので，この程度の長さの折断が切りくずの排出性をよくしているものと考えられる。

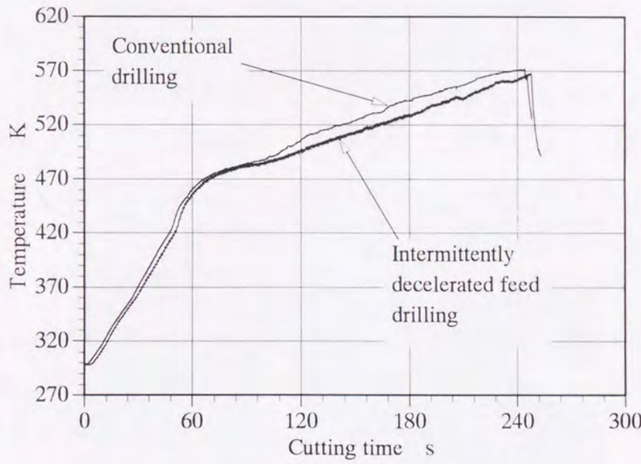
さらに，増減加工による切りくず折断状態を詳細にみるため，図 5.5 に示した切りくずの端部を拡大した写真を**図 5.6** に示す。増減加工の切りくずの一方の端部には，図に示すような円すい状のカールが観察される。これは，第 4 章で述べた切りくずの折断機構と異なり，送りの遅い部分で薄い切りくずが一段とじぐざぐが激しくなり塊状になる。続く厚い切りくずで押された際，その変化部で折断する。この時，切りくずはドリル溝内で動く状態になっており，厚い部分は円すいらせん状に発生し，1周分は成長するが前の塊状の切りくずが邪魔し，再びじぐざぐ状になったものと考えられる。しかし，送りの変化部で必ず折断するとは限らないため，早い，遅いの1サイクル，2サイクルまたは3サイクルめで折断することにもなり，排出された切りくず長さと良く対応していることからも，上述の折断機構が裏付けられる。これに対して，慣用加工ではこのようなカールは見られず，長く連続した切りくずが穴周壁の拘束や外力によって排出途中で折断されたものと考えられる。

したがって，増減加工の場合は，ドリルの送りを周期的に変化させることにより切りくずの折断が促進され，排出性が向上し，その結果，慣用加工に比べて切削抵抗が小さくなり，切りくず詰まりが緩和され，ドリル寿命が延びたものと考えられる。

5.4.4 切削温度の比較

つぎに切削温度の比較をするために，4.3.1 項で示した方法を用いて切削温度の測定を行った。なお，切削条件は，前述のドリル寿命試験と異なり，増減加工と慣用加工の切削温度の差が顕著に現れる条件を選定し

た。すなわち，回転数 300rpm, F_{acc}=0.133mm/s, S_{acc}=0.7mm, F_{dec}=0.057mm/s, S_{dec}=0.3mm，乾式とし，穴深さ約 25mm の止まり穴とした。また，慣用加工は，回転数 300rpm，F=0.1mm/s，乾式で行った。一方，実験に使用したドリルの各部寸法は，直径 10mm，先端角 120°，ねじれ角 30°，逃げ角 15°，みぞ長 43mm，全長 89mm の SKH56TiN コーティング製の油穴付きドリルである。



Drill dia. 10mm, Rotational speed 5rps, Drilling depth 25mm, Dry cutting, Workpiece Ti-6%Al-4%V.
Intermittently decelerated feed drilling : F_{acc}=1.33mm/s, S_{acc}=0.7mm, F_{dec}=0.57mm/s, S_{dec}=0.3mm,
Conventional drilling : F=0.1mm/s.

図 5.7 切削温度の比較

図 5.7 は，切削温度の測定結果を示す。チゼル部が被削材に接触してから切れ刃全体が削り始めるまでは，増減加工と慣用加工ともほぼ同じ温度上昇をたどるが，穴深さが増すにつれて，増減加工は慣用加工に比べて切削温度が約 13K 低い。これは，図 5.4 で示したトルクの挙動から

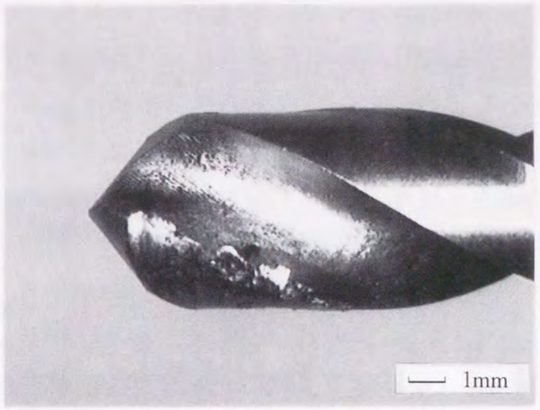
も分かるように，増減加工は慣用加工に比べて全般的にトルクが小さいので，増減加工の発熱量は慣用加工のそれに比べて小さく，切削温度が低くなったものと考えられる。さらに，切りくずの折断が促進され，切りくずの排出性が慣用加工に比べて良好なために，切りくずによって切削に関する熱が外部に多く排出されたために切削温度が低くなったものと考えられる。

5.4.5 切りくず凝着の比較

図 5.8 に切りくずの凝着状態（穴あけ個数が 11 穴めの場合）の比較を示す。同図(b)に示す慣用加工の場合は，完全寿命に至ったもので，切れ刃からすくい面に切りくずが激しく凝着しているのが観察される。そして，切れ刃部分に大きな損傷がみられ穴あけが不可能になったことが分かる。

他方，同図(a)に示す増減加工の場合は，マージン部付近とドリル溝部に軽い凝着とマージン部に軽度な摩耗が観察される。このような凝着は穴あけ個数が 1 穴めから観察されており，この程度の切りくず付着ならば十分に穴あけが続行されることが確認された。

切削温度や切りくずの凝着状態の観察からも分かるように，増減加工では切りくずの折断が促進され，慣用加工に比べて切りくずの排出性が良いため，切削抵抗が小さく，発熱量が少ないために切削温度が低く，さらに切りくずによって切削熱が外部に効果的に排出されていると考えられる。そのため，ドリル切れ刃部の温度上昇が抑制され[10]，切りくずの凝着が抑制され，ドリル寿命が延びたものと考えられる。



(a) 増減加工



(b) 慣用加工

図 5.8 切りくず凝着の比較

以上の実験結果を総合的にみて，増減加工は，Ti-6%Al-4%V 合金の加工能率を高める有効なドリル加工であることが判明した。すなわち，周期的な送りの増減によって，切りくず厚さが変化する箇所にドリル溝面や穴周壁の拘束による変形が集中し，切りくずの折断が促進される。さらに，ドリル切れ刃に作用する衝撃力との相乗効果によって，排出性が向上し，切りくず詰まりが緩和され，切削抵抗（静的成分）が減少する。

さらに，切削油剤の浸透作用による冷却効果が促進され，ドリル刃先の摩擦熱が減少し，切れ刃全般にわたって付着する凝着物が抑制されたものと判断される。したがって，切れ刃の摩耗が減少し，ドリル寿命等に大きく影響を及ぼしたものと考えられる。とくに，Ti-6%Al-4%V 合金のような熱伝導率が低く靭性があり，かつ加工硬化性の大きい被削材に対して本加工法を適用することは効果的である。

5.5 結　　言

本章では，Ti-6%Al-4%V 合金に高速度鋼ドリル（SKH56 TiN コーティング）を用いて，増減加工および慣用加工による穴あけ加工を適用した場合の加工特性（ドリル寿命，切削抵抗，切削温度，切りくず形状）を比較検討した。その結果，次のことが明らかになった。

(1) 増減加工の寿命穴あけ個数は，慣用加工のそれに比べて，2 倍以上の寿命穴あけ個数が得られた。

(2) 1穴めから寿命に至るまでのスラスト，トルクを連続的に測定した結果，増減加工のスラスト，トルクの静的成分は，寿命直前の約3穴め前までほぼ一定な値を示す。しかし，慣用加工の場合，トルクの静的成分は1穴めから寿命に至るまで穴あけ個数の増加とともに増大する。

(3) 増減加工は，切りくずの厚さが周期的に変化する。この厚さの変化部に外力による変形が集中し，切りくずの折断が促進され，切りくずの排出性が向上し，切削温度も低くなり，切れ刃およびすくい面への切りくずの凝着が少なく，切りくず詰まりが緩和され，ドリル寿命を延ばす効果がある。

参考文献

(1) 櫻井惠三，足立勝重，亀川俊明，小川恒一，花﨑伸作，軽金属，46-3（1996），138。

(2) Keizo SAKURAI, Katsushige ADACHI, Koichi OGAWA and Ralph NIBA, Proceeding of RASELM'91 (1991), 803.

(3) 櫻井惠三，足立勝重，花﨑伸作，機械学会第 74 期全国大会講演会講演論文集，No.96-15（1996），315。

(4) 荒木正文，平野行雄，佐野利明，機械技術，43-5 (1995)，38。

(5) 本西英，磯田繁雄，精密工学会第 2 回難削材シンポジウム，(1985)，13。

(6) 櫻井惠三，足立勝重，小川恒一，軽金属，42-11 (1992)，633。

(7) チタニウム協会編，チタンの加工技術，日刊工業新聞社(1992)，19。

(8) 小川誠，ねじれ刃ドリルに関する研究，学位論文，(1991)，41。

(9) 新井実，切りくず処理の基礎と応用，日刊工業新聞社(1990)，113。

(10) 足立勝重，小川恒一，新井典久，井垣久，軽金属，40-2 (1990)，171。

第6章　送り変化を与える各種ドリル加工法の比較

6.1　緒　言

第3章から第5章において，増減加工の加工原理，加工特性についてその特徴や有効性などを明らかにした。そして，その応用として難削材（Ti-6%Al-4%V 合金）への適用を試みた。その結果，増減加工時のドリル寿命は，慣用加工時の場合に比べて2倍以上延びることが判明した。その理由として，両ドリル加工時の切りくずの排出性に差が生じることが明らかになった。すなわち，チタン合金のような延性の大きな難削材のドリル加工においては，ドリル寿命を短くする大きな原因として切りくずの排出性の低下があげられる。しかしながら，このような被削材に対しては，増減加工は切りくずの折断を促進する効果があり，そのため，切りくずの排出性が向上する。さらには，ドリル刃先に作用する衝撃力の効果が加わって切りくずの凝着が抑制され，切りくず詰まりが緩和され，ドリル寿命が延びることが実験的に確かめられた。

他方，低周波振動ドリル加工時においても切りくずの折断効果と排出性が向上することが証明されている[1]。また，従来から行われているステップフィード方式によるドリル加工についても同様の有効な特徴が報告されている[2]。これらの加工法は，通常のドリル加工が一定の送り速度で加工されるのに対して，送りを周期的に変化させることによって有効な加工条件を見出している点が共通している。したがって，これらの加工法の加工原理は，基本的には切りくずの折断を促進し，排出性を向上させる点で増減加工も同じ考え方に立脚している。

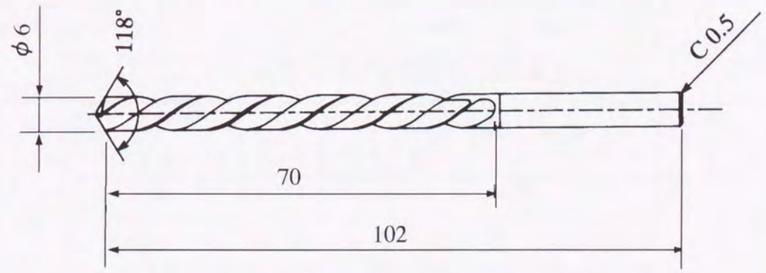
そこで，本章ではステップフード方式によるドリル加工[3]，低周波振動ドリル加工[4]および増減送りドリル加工を取り上げ，それぞれの加工法を Ti-6%Al-4%V 合金の穴あけに適用し，それぞれの加工特性を調べその特徴を検討・比較する。

6.2　ステップフィード方式によるドリル加工

本実験には，TiN コーティングドリルとコバルトハイスドリルの2種類のドリルを用いて，ステップフィード方式によるドリル加工を行った。そして，ステップフィード加工時の加工特性（切削抵抗，工具寿命，ドリル摩耗，バリ形状など）について検討する。

6.2.1　ドリルおよび被削材

実験には直径 6mm のドリルを使用した。**図 6.1** にドリル形状および主要寸法を示す。



Web thickness	0.87mm ± 0.07mm
Helix angle	36.30° ± 1°
Relief angle	14°
Width of margin	0.43mm

図 6.1　ドリル形状

また，ドリルの材質は，コバルトハイスドリルに TiN コーティングを施したドリル（以下，TiN ドリルと略す）と窒化酸化処理を施したコバル

トハイスドリル（以下，COHS ドリルと略す）の２種類である。**表 6.1** に両ドリルの化学成分を示す。

ドリルは，リップハイト差の小さなドリルを選んで実験に使用した。さらに，材質のばらつきを小さくするために，同一ロットで製作されたドリルを用いた。

表 6.1 ドリルの化学成分

Drill type			Chemical composition (mass%)					
Type	JIS	AISI	C	Cr	W	Mo	V	Co
TiN coated	TiN coating film 3 μ m		0.80	4.0	6.5	5.0	2.0	8.0
COHS	SKH56	M36						

被削材は，厚さ 18mm の Ti-6%Al-4%V 合金の板材である。**表 6.2** に被削材の化学成分を示す。また，**表 6.3** に被削材の機械的性質を示す。

なお，切削は湿式で行った。切削液にはソリュブル形水溶液（JIS.W2 種，希釈倍率 20 倍）を用い，3.2 L/min で供給した。

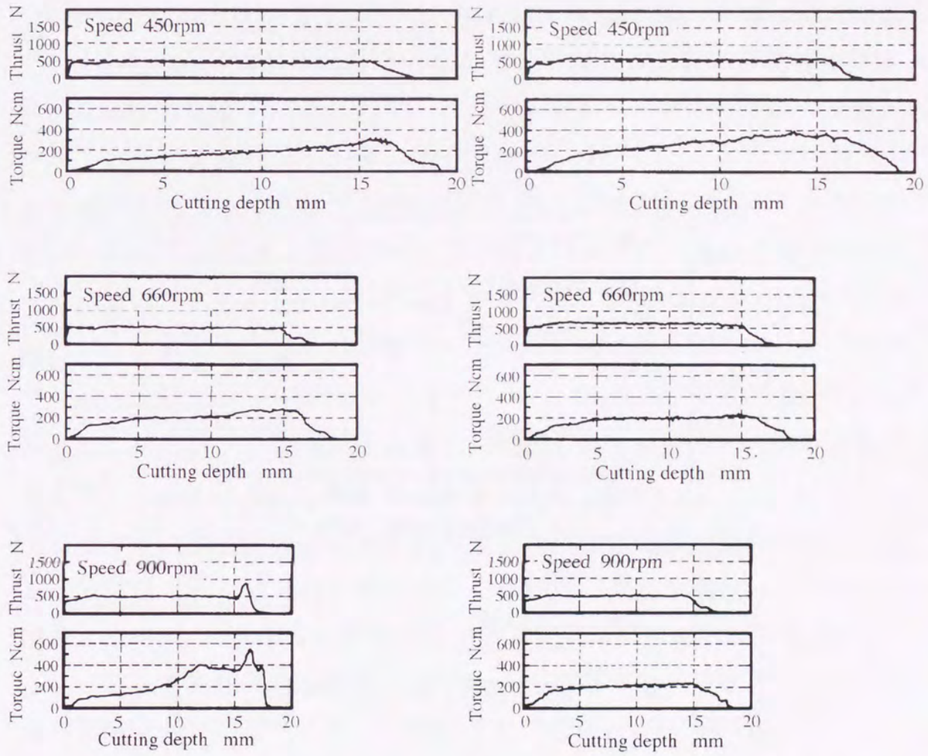
表 6.2 被削材の化学成分

C	Al	V	Fe	N	O	H	Ti
0.007	6.38	4.12	0.13	0.007	0.17	0.002	bal.

表 6.3 被削材の機械的性質

Yield strength	[MPa]	867
Tensile strength	[MPa]	996
Elongation	[%]	13.4
Reduction of area	[%]	36.8
Brinel hardness (HB)		311

6.2.2 慣用加工時の切削抵抗



(a) TiN ドリル　　(b) COHS ドリル

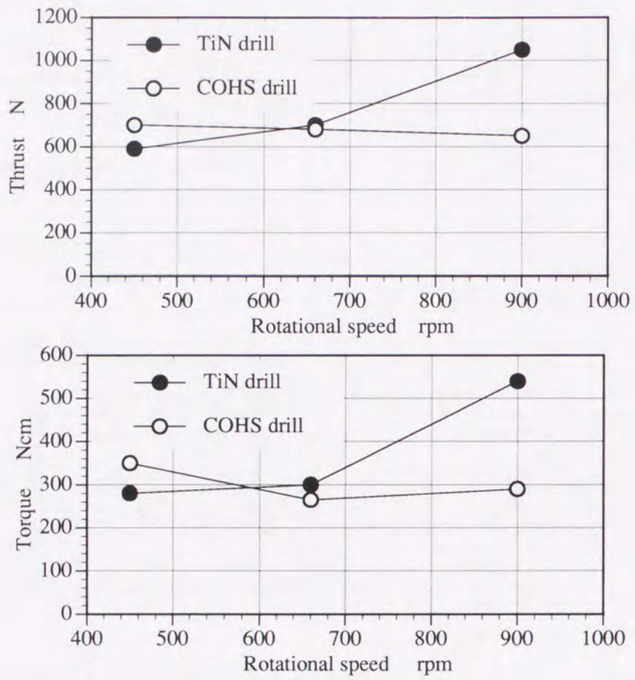
Drill dia. 6mm, Feed rate 0.1mm/rev, Drilling depth 18mm,
Workpiece Ti-6%Al-4%V, Wet cutting.

図 6.2 慣用加工における切削抵抗の比較

図 6.2 に，ステップフィード方式との比較のために，Ti-6%Al-4%V 合金を TiN ドリルと COHS ドリルで慣用加工した場合の切削抵抗（スラスト，トルク）の測定結果の一例を示す。両者の回転数の影響を調べるために，送りを 0.1mm/rev 一定にして，回転数を 450, 660, 900rpm とそれぞ

れ変化させた。ここで，図(a)はTiNドリル，図(b)はCOHSドリルの切削抵抗を示す。

図6.2を全般的にみると，両ドリルのスラストは穴貫通までほぼ一定値を示すことが分かる。これに対して，トルクは両ドリルとも穴あけ深さの増大にともない，ゆるやかに増大する傾向を示すことが分かる。



Drill dia. 6mm, Feed rate 0.2mm/rev, Drilling depth 18mm,
Wet cutting, Workpiece Ti-6%Al-4%V.

図 6.3 回転数が切削抵抗に与える影響（慣用加工の場合）

図 6.3 は，図6.2のスラスト，トルクの最大値をまとめた結果を示す。同図に示すように，回転数が450rpmの場合には，TiNドリルのスラストおよびトルクはCOHSドリルのそれらに比べて低いことが分かる。そして，回転数が660,900rpmと増すに従って，TiNドリルのスラストおよび

トルクは，逆に，COHSドリルのそれらに比べて増大の傾向を示している。これは，図6.2から分かるように，とくに回転数が900rpmになるとTiNドリルのトルクは，穴深さが約10mm近傍から急激に増大し，貫通間際になるとCOHSドリルの約2倍となり増大の割合が大きい。この理由は，回転数の増大につれてドリルすくい面での被削材との摩擦による発熱量が多くなり，切削温度が上昇し凝着を起こしやすくなる。すくい面で凝着が起こると，せん断角が小さくなりトルクが増大するものと考えられる。とくに，900rpmの場合，ドリルの外周コーナ部が激しく損傷しているのが観察される。これからも分かるように，Ti-6%Al-4%V合金は化学的な活性度が高く，親和性が強いので切削温度の急激な上昇により，同じ元素Tiを含むため親和性が大きくなり，TiN膜と被削材が強い凝着を起こし，外周コーナ部の刃先が激しく損傷したものと考えられる。このことがトルクを大きくした主因であると考えられる。

すなわち，Ti-6%Al-4%V合金は靭性が高いので，切削速度が大きくなると被削材とすくい面との摩擦による発熱量が大きくなり，切削温度が急激に上昇し，TiN膜と被削材が強い凝着を起こし，とくに切削速度の大きいドリル外周部付近の摩耗が急増し，そのためにドリル切れ刃に切削熱が蓄積され欠損が生じた[5]ものと考えられる。

一般に，高じん性タイプの難削材では深穴になるほど切りくずの排出がわるくなり，切りくず詰まりによる折損をきたす。本実験では，穴深さが直径の3倍と比較的深穴に近くなるので，切削温度の上昇が激しく，TiN膜の摩擦係数が小さいという特性[6]を生かすことができず，同じ元素Tiを含むため化学的活性度が増し，親和性が大きくなり凝着を起こしたものと考えられる。そのため，回転数が900rpmと切削速度が大きい条件下では，TiNドリルがCOHSドリルに比べて効果が得られなかったものと考えられる。すなわち，TiNドリルは，切削温度が高温になりにくい薄板の穴あけ加工に適している[6]が，本実験のような深穴になるとTiNドリルの効果がみられないということが，切削抵抗の比較実験から明らかに

することができた。そこで，TiNドリルにステップフィード方式を用いて穴加工すると，切削液の浸透作用により刃先温度が低下し，TiNドリルの効果が得られるのではないかという観点から，ステップフィード方式の影響を調べた。

6.2.3　ステップフィード方式によるドリル加工時の切削抵抗

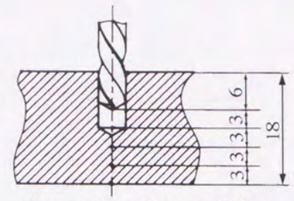
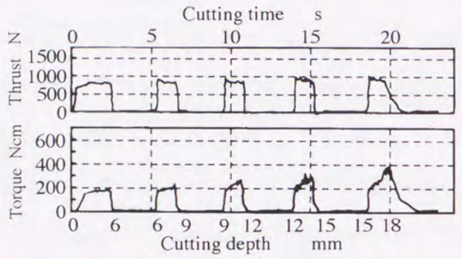
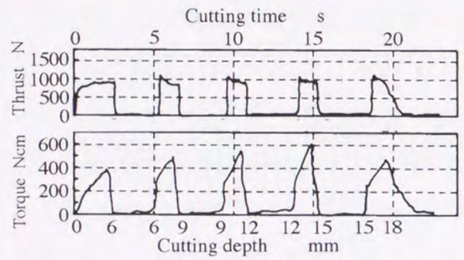


Illustration of step drilling



(a) TiNドリル



(b) COHSドリル

Drill dia. 6mm, Rotaional speed 660rpm, Feed rate 0.2mm/rev, Drilling depth 18mm, Workpiece Ti-6%Al-4%V, Wet cutting.

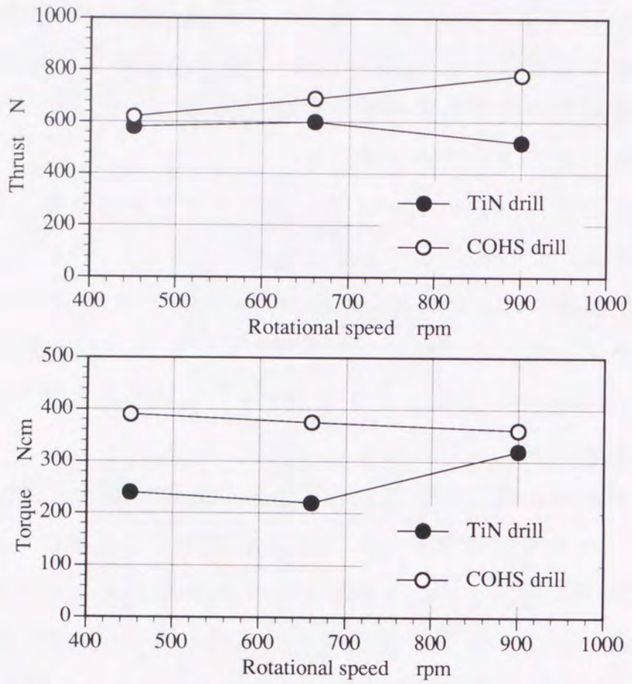
図 6.4　ステップフィード加工における切削抵抗の比較

図 6.4 に，Ti-6%Al-4%V 合金を両ドリルを用いて，ステップフィード方式で穴あけ加工した場合の切削抵抗の測定結果の一例を示す。同図(a)はTiNドリル，図(b)はCOHSドリルの場合を示す。ただし，切削条件は，回転数 660rpm，送り 0.2mm/rev である。この場合のステップフィード方式は，図に示すように一定の送り 0.2mm/rev で所定の切削距離 6mm を送り，その後は穴が貫通するまで切削距離 3mm で，ステップフィードを繰り返して穴あけを行う方式を採用した。

同図に示すように，TiN，COHSドリルのスラストはほぼ一定の値となることが分かる。これに対し，トルクはかなり変化している。すなわち，COHSドリルの各ステップフィードに対するトルクは，TiNドリルのそれに比べて大きくなる。その値はステップフィードの 1 回めから 4 回めまでにおいて，COHSドリルのトルクはTiNドリルのそれに比べて約 2 倍に増大している。

つぎに，回転数の変化が切削抵抗に与える影響を調べた。**図 6.5** は，ステップフィード方式による TiN ドリルと COHS ドリルについて，回転数が切削抵抗（スラスト，トルク）に与える影響をまとめて示したものである。ただし，ステップ時の波形の最大値を示している。全般的にみて，TiNドリルの切削抵抗はCOHSドリルのそれに比べて減少している。とくに，トルクの減少割合がスラストに比べて大きい。これは，切削油剤の浸透性が良くなって冷却効果が増し，切削温度の上昇が抑制され，切りくずの凝着が抑制されて TiN コーティング膜の特性が生かされ，切りくずと工具間の摩擦が減りトルクが小さくなったものと推察される。このことは，切りくずの厚さの違いからも裏づけされる。すなわち，図 6.4 の穴あけにおけるステップ回数 4 回めの穴深さ 12〜15mmから排出された切りくずの厚さ（切りくずは扇状で，その外縁部を測定）をポイントマイクロメータで数点測定し，その平均値を比較すると，TiNドリルの切りくず厚さは約 0.15mm であるのに対して，COHSドリルの切りくず厚さは約 0.22mm であった。このことからも，TiNドリルのすくい面の摩擦

がCOHSドリルの摩擦より小さいため,TiNドリルの切りくず厚さが薄くなったことが分かる。



Drill dia. 6mm, Feed rate 0.2mm/rev, Drilling depth 18mm,
Wet cutting, Workpiece Ti-6%Al-4%V.

図 6.5 回転数が切削抵抗に与える影響（ステップフィードの場合）

6.2.4 ステップフィード方式による穴あけの加工特性

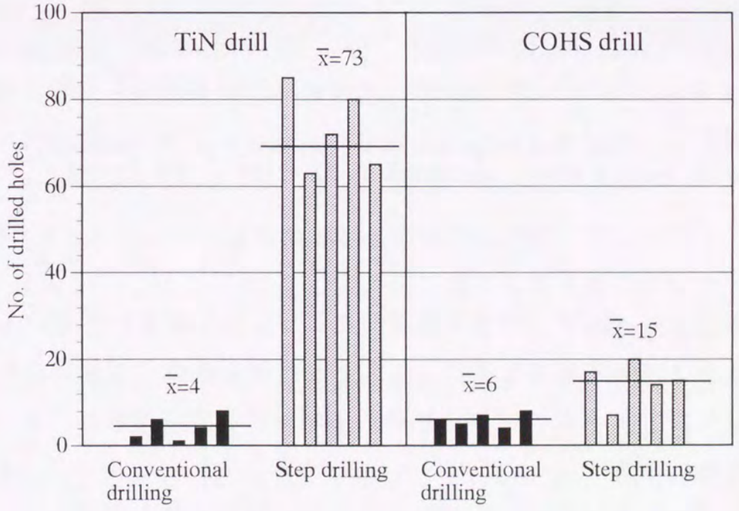
6.2.3項の結果から，ステップフィード方式による穴あけ加工において，TiNドリルはCOHSドリルに比べて切削抵抗の観点から優れていることが分かった。そこで，TiNドリルとCOHSドリルについてステップフィード方式による穴あけ加工特性（工具寿命，ドリル摩耗，バリ形状）を調べた。

a) 工具寿命の比較

図 6.6 に，両ドリルのステップフィード加工と慣用加工によるドリル寿命試験の結果を示す。工具寿命の判定は，ドリルが完全寿命（折損）に至るまでの穴あけ個数とした。また，寿命試験に用いたドリル本数はいずれも5本で，工具寿命はそれらの穴あけ個数の平均値で表す。

同図に示すように，ステップフィード加工によるTiNドリルの平均寿命穴あけ個数は，$\bar{x}$=73穴であった。これに対して，慣用加工では$\bar{x}$=4とわずか数個の穴あけでドリル刃先が焼け付きを起こし，工具寿命が極端に短かった。これは，前述したようにTiNドリルの特徴が最も発揮される切削条件でステップフィード加工を行ったため，このようなドリル寿命の差となって現れたものと考えられる。

一方，ステップフィード加工によるCOHSドリルの平均寿命穴あけ個数は，$\bar{x}$=15穴であり，慣用加工と比較して約2.5倍寿命が延びることが分かった。

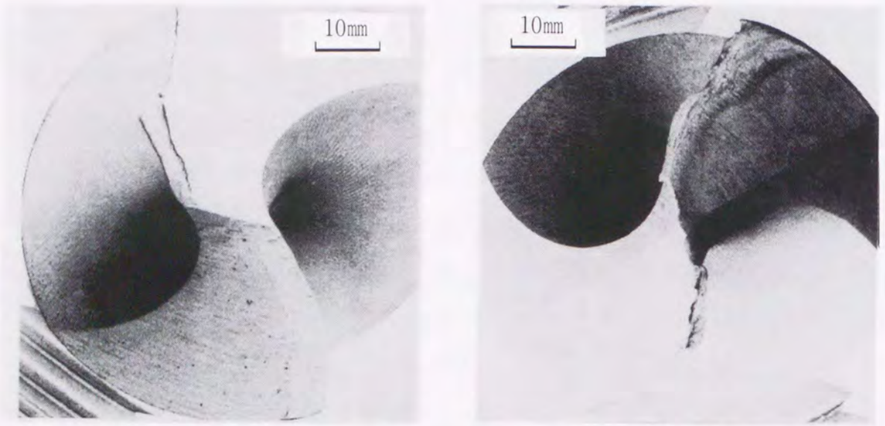


Drill dia. 6mm, Rotational speed 660rpm, Feed rate 0.2mm/rev,
Drilling depth 18mm, Wet cutting, Workpiece Ti-6%Al-4%V.

図 6.6 ドリル寿命の比較

b)　ドリル摩耗の比較

図 6.7 に，ステップフィード方式でドリル加工したときの TiN ドリル（80 穴め）と COHS ドリル（16 穴め）のドリル切れ刃部の摩耗写真を示す。同図は，両者ともチゼル側から見た切れ刃の摩耗写真を示しており，図(a)は TiN ドリル，図(b)は COHS ドリルを示す。



(a)　TiN ドリル　　(b)　COHS ドリル

Drill dia. 6mm, Rotaional speed 660rpm, Feed rate 0.2mm/rev,
Drilling depth 18mm, Workpiece Ti-6%Al-4%V, Wet cutting.

図 6.7　ドリル摩耗の比較

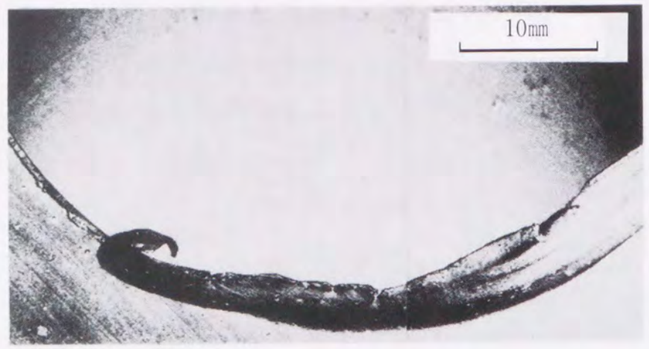
全般的にみて，TiN ドリルは主逃げ面にはほとんど凝着物が認められず，外周部付近に切削不能になるような大きな損傷があるのが観察される。これに対し COHS ドリルでは，切れ刃逃げ面に大きな凝着物がみられ先端部に欠損が観察される。すなわち，COHS ドリルは，TiN ドリルに比べて切れ刃の硬さが低く，切れ刃すくい面の摩擦係数も大きい[6]ので刃先に過負荷がかかり，ドリル摩耗が進行し，切れ味がわるくなり，刃先が損傷したものと考えられる。

他方，TiN ドリルは，慣用加工の場合にはドリル刃先が焼け付き，切れ刃からすくい面に切りくずが激しく凝着するが，ステップフィード加工の場合には，切れ刃からすくい面に凝着物が認められないことから，ステップフィードの効果で切りくず詰まりが緩和され刃先温度が低下したものと考えられる。これらのことは，TiN ドリルのトルクが穴貫通までほぼ一定になっていることからも裏づけられる。

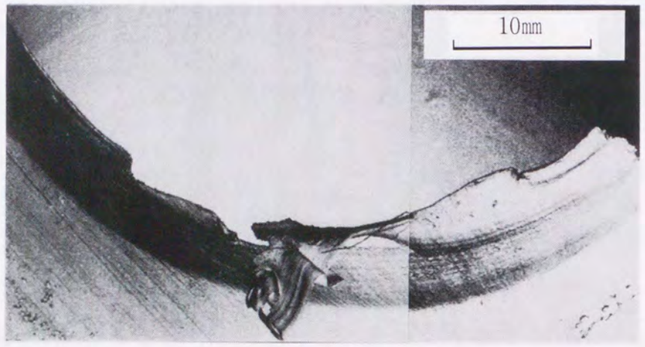
c)　バリ形状の比較

図 6.8 に，TiN ドリルと COHS ドリルを用いてステップフィード方式で穴あけしたときに被削材の穴出口部に生成されるバリ形状を示す。同図は両ドリルにより穴あけ 1 穴めに生成されるバリについて比較したものである。同図から，TiN ドリルのバリ高さは COHS ドリルのバリ高さに比べて小さいことが分かる。バリ形状は切削時の切りくずの排出性に大きく影響を受けることが指摘されている[7]が，ステップフィード方式を適用することによって，TiN ドリルの場合は COHS ドリルの場合に比べて切りくずの排出が良好となる。すなわち，TiN ドリルは COHS ドリルに比べて摩擦特性（摩擦温度，摩擦係数）が優れており[6]，そのためにドリルの切削初期の切れ味が維持されることによって加工特性が改善されたものと推察される。

以上，6.2.2〜6.2.4 項の実験結果を総合的にみて，ステップフィード加工は，慣用加工に比べて TiN，COHS ドリルとも切削性能が向上することが判明した。とくに，TiN ドリルにステップフィード方式を適用することは，Ti-6%Al-4%V 合金のドリル加工の効率を高める有効な手段であることが判明した。すなわち，ステップフィードすることによって，切りくずが強制的に折断され，切りくず詰まりが緩和され，切削抵抗が減少する。さらに，切削液の浸透作用による冷却効果が促進されて，ドリル刃先の摩擦熱の減少と凝着物の累積が抑制され，切削性能が改善されたものと考えられる。



(a)　TiN ドリル



(b)　COHS ドリル

Drill dia. 6mm, Rotaional speed 660rpm, Feed rate 0.2mm/rev,
Drilling depth 18mm, Workpiece Ti-6%Al-4%V, Wet cutting.

図 6.8　バリ形状の比較

ただし，ステップフィード加工は，慣用加工と比較して加工時間が本実験においては約 1.5 倍長くなり，加工能率の観点からは大きな問題がある。また，本実験は，TiN ドリルの特性が最も発揮される切削条件で穴あけを行ったので，TiN ドリルと COHS ドリルの切削性能を単純に比較することはできない点に注意する必要がある。

6.3　低周波振動ドリル加工

振動加工は，ドリルの軸方向に回転と同期した低周波の正弦振動を与えて穴あけをする振動加工法である。本実験では，Ti-6%Al-4%V 合金を被削材として比較的じん性の期待できる高速度鋼ドリルを用いて振動加工による穴あけを行い，その加工特性（切削抵抗，ドリル摩耗，バリ形状，切りくず）について検討した。さらに，慣用ドリル加工による穴あけと比較検討を試みた。

6.3.1　実験装置および実験方法

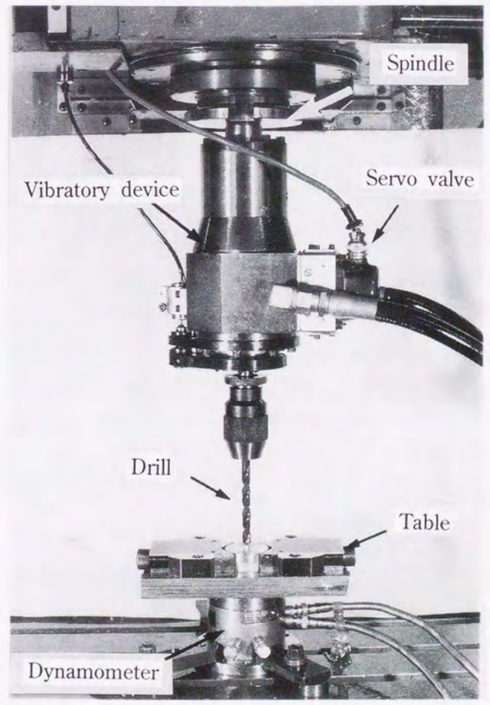


図 6.9　低周波振動発生装置

本実験のドリル加工に使用した工作機械は，ラム形NC立型フライス盤（7.5kW）である。このNCフライス盤の主軸部に，軸方向（送り方向）に振動する低周波振動発生装置を取り付けて穴あけを行った。**図 6.9** は低周波振動発生装置の外観を示す。この装置は，電気油圧サーボ弁によってドリルに最大100Hzまでの低周波の軸方向振動をドリルの回転と同時に与えることができる。

また，本研究に使用した被削材は，厚さ20mmのTi-6%Al-4%V合金の板材である。**表 6.4** に被削材の化学成分を示す。また，**表 6.5** に被削材の機械的性質を示す。

表 6.4　被削材の化学成分

Al	V	Fe	C	Ti
6.27	4.21	0.25	0.08	bal.

表 6.5　被削材の機械的成分

Yield strength	[MPa]	867
Tensile strength	[MPa]	996
Elongation	[%]	13.8
Reduction of area	[%]	36.8
Brinel hardness (HB)		311

ドリルは，直径10mm (SKH51，窒化酸化処理)を使用した。**図 6.10** にドリル形状および主要寸法を示す。なお実験には，リップハイト差の小さなドリルを選んで使用した。さらに，材質のばらつきを小さくするために，同一ロットで製作されたドリルを用いた。

Chisel edge	0.05 mm	Helix angle	31° ± 1°
Web eccentricity	0.07 mm	Web thickness	1.6 mm±0.07 mm
Lip height	0.08 mm	Relief angle	13° ± 1°

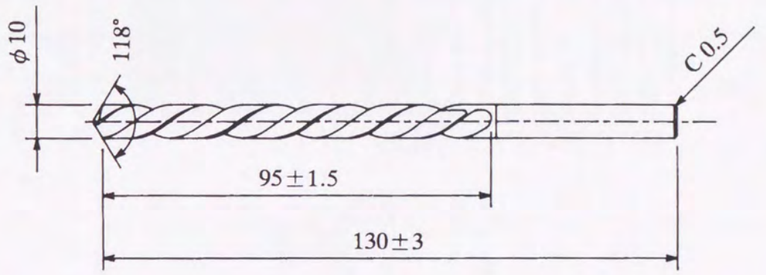


図 6.10　ドリルの形状・寸法

6.3.2　切削条件

表 6.6 に切削条件を示す。なお，本研究では切削厚さの変化の大きい周波数比[8] W_f=1cycle/rev を選んだ。なお，比較のために行った慣用ドリル加工では W_f=0 である。

表 6.6　切削条件

Rotational speed	[rps]	4.7
Feed rate	[mm/rev]	0.08
Amplitude	[mm]	0.08
Frequency ratio W_f		Conventional : 0 Vibratory : 1
Drilling depth	[mm]	20 (Through hole)
Cutting fluid		Soluble type (JIS W 2-1)

また，本実験はすべて湿式切削で行い，ソリュブル型（JIS. W2種1号）

の切削液を 3.2L/min で供給した。

図 6.11 は，振動加工の切削抵抗（スラスト）の波形モデルを示す。振動加工の切削抵抗は，同図に示すように変動成分が大きく現れるのが特徴で，この変動成分は穴貫通までほぼ一定の変動幅である。この切削抵抗の変動の平均値を静的成分，その変動の標準偏差を動的成分と定義する。また，穴あけ初めから穴あけ終わりまでの間の切削抵抗の定常域を 3 等分して，同図に示すように，穴あけ初めの 1/3 を I 部，穴あけ終わりの 1/3 を O 部とした。

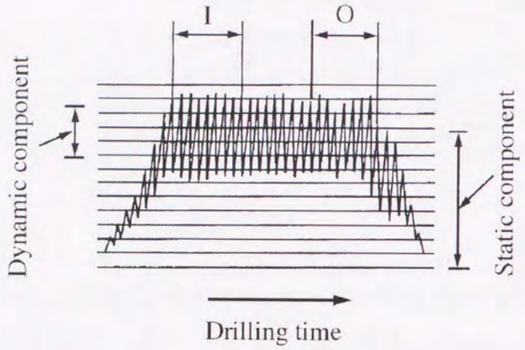
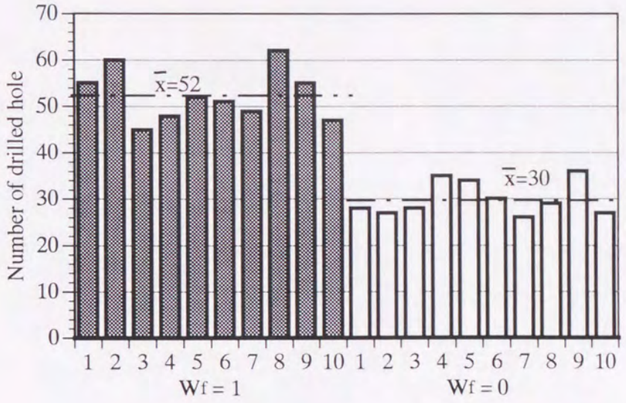


図 6.11　切削抵抗のモデル図

6.3.3　振動加工と慣用加工のドリル寿命の比較

図 6.12 に振動加工と慣用加工によるドリル寿命試験の結果を示す。振動加工の平均寿命穴あけ個数 $\bar{x}$ は約 52 穴であり，慣用加工の平均寿命穴あけ個数 $\bar{x}$ は約 30 穴で，振動加工は慣用加工に比べて約 1.7 倍の寿命穴あけ個数が得られた。ここで，ドリル寿命は完全損傷を寿命基準とし，寿命までの穴あけ個数で評価した。また，寿命試験にはそれぞれ 10 本のドリルを使用した。



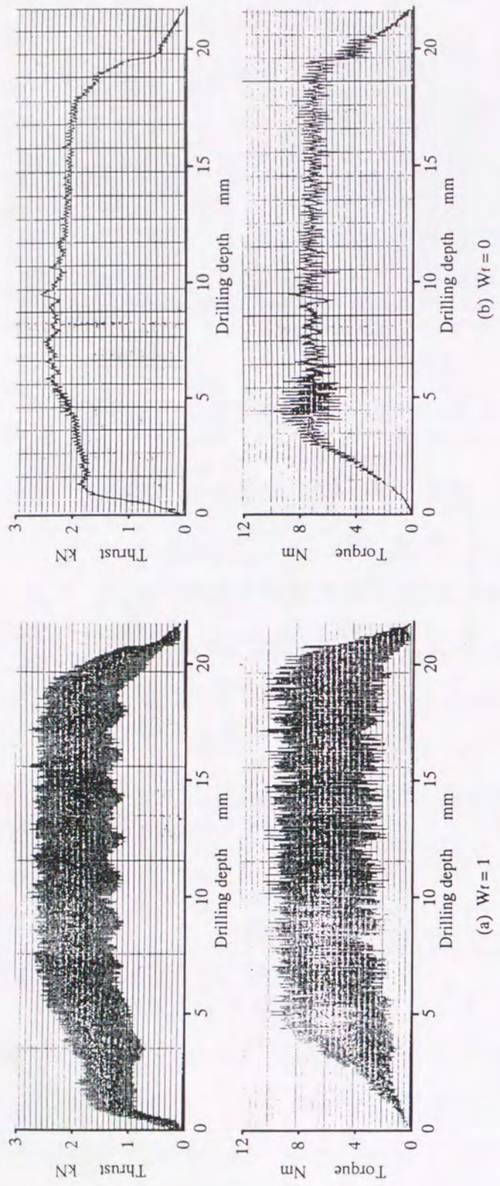
Drill dia. 10mm, Rotaional speed 4.7rps, Feed rate 0.08mm/rev,
Drilling depth 20mm, Workpiece Ti-6%Al-4%V, Wet cutting.

図 6.12　ドリル寿命の比較

6.3.4　振動加工と慣用加工の切削抵抗の比較

図 6.13 に，振動加工(W_f=1)と慣用加工(W_f=0)で穴あけした場合の切削抵抗の測定結果の一例を示す。 W_f=1 の場合，ある一定の変動幅をもつ動的成分が，スラスト，トルクでそれぞれ約 1.1～2.8kN，2～10Nm の範囲にわたってかなり大きく現われる。このような動的成分は，切削厚さの周期的な変化あるいは切削角などの周期的な変化によって生ずる[9]ものである。

一方，静的成分(スラスト，トルク)を調べてみると， W_f=0 の場合に比べて， W_f=1 はスラスト，トルクでそれぞれ約 10，14%減少することが分かった。



Drill dia. 10mm, Rotational speed 4.7rps, Feed rate 0.08mm/rev,
Drilling depth 20mm, Workpiece Ti-6%Al-4%V, Wet cutting.

図6.13 切削抵抗の比較

図 6.14 は，切削抵抗（静的成分，動的成分）を $W_f=1$ と $W_f=0$ についてまとめた結果を示す。ただし，穴あけ初め（図 6.11 の I 部）の切削抵抗について示している。図 6.14(a)はスラスト，同図(b)はトルクを示す。同図より $W_f=1$ の場合のスラスト，トルクの静的成分は $W_f=0$ に比べて大きく減少する。すなわち，スラストで約 19%，トルクで約 24%減少する。これに対し動的成分は静的成分と反対の傾向を示し，$W_f=1$ の場合は $W_f=0$ に比べてそれぞれスラストで約 8 倍，トルクで約 4 倍大きくなることが分かった。

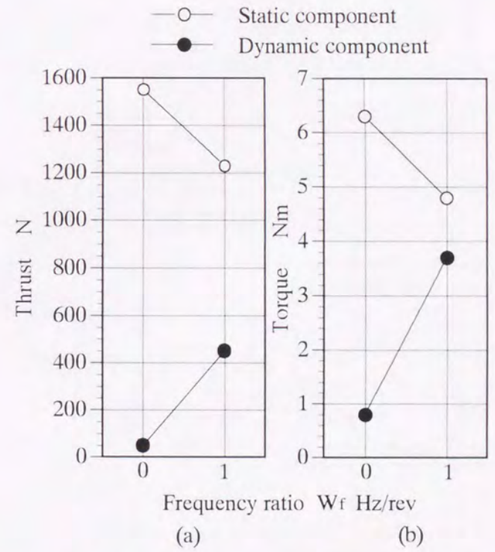
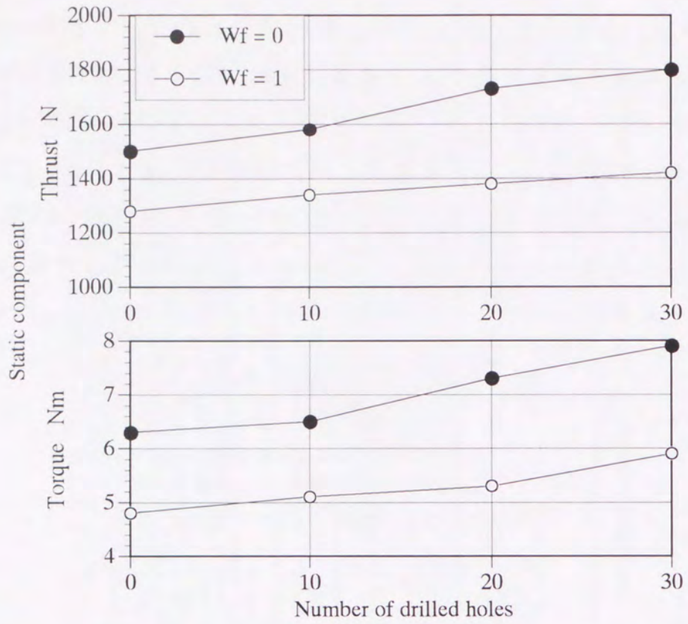


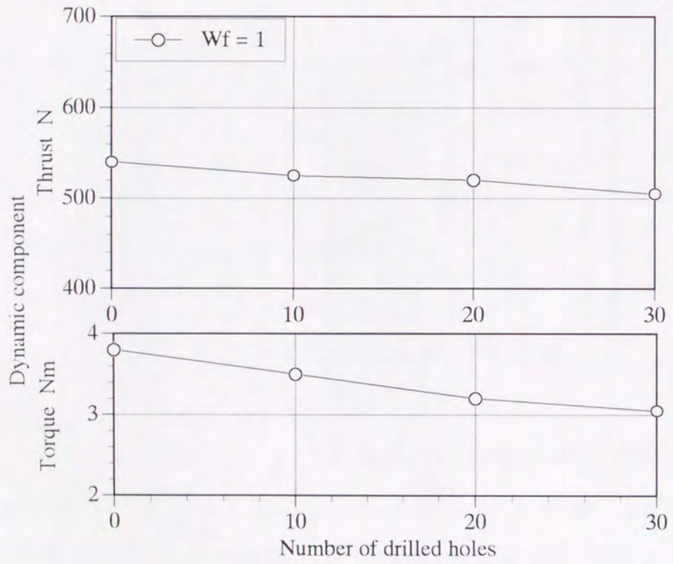
図 6.14 周波数比と切削抵抗の関係

6.3.5 穴あけ個数と切削抵抗の関係

図 6.15 は，$W_f=1$，0 の条件でドリル加工した場合の穴あけ個数と切削抵抗(スラスト，トルク)の静的成分，動的成分の関係を示す。ただし，切削抵抗は図 6.14 と同様に穴あけ初めの値である。図(a)の静的成分をみると，穴あけ個数の増加に対する切削抵抗(トルク)の増加割合が $W_f=1$，



(a)　静的成分



(b)　動的成分

図 6.15　穴あけ個数と切削抵抗の関係

0ともかなり大きい。また，$W_f=0$に対する$W_f=1$のスラストおよびトルクの静的成分の減少率は，それぞれの穴あけ個数において同程度の減少率を示し，穴あけ個数30穴めでそれぞれ約20%，26%となり，かなり大きく減少していることが分かる。したがって，切削抵抗の観点から，$W_f=1$の振動加工法は有利性が大きいと言える。

$W_f=1$の動的成分は図6.15(b)に示すように，スラスト，トルクとも穴あけ個数の増加にともなって，全般的にゆるやかに減少する傾向がみられた。これは，穴あけ初めでは切れ刃の切れ味が良いためパルス衝撃作用によって生じる動的成分は大きく現われる[5]。この動的成分は穴あけ個数の増加に伴って変化する。すなわち，ドリル切れ刃の摩耗が進行して切れ味がわるくなるとパルス衝撃作用も低下し動的成分も減少する。

6.3.6　穴あけ個数とドリルの摩耗の関係

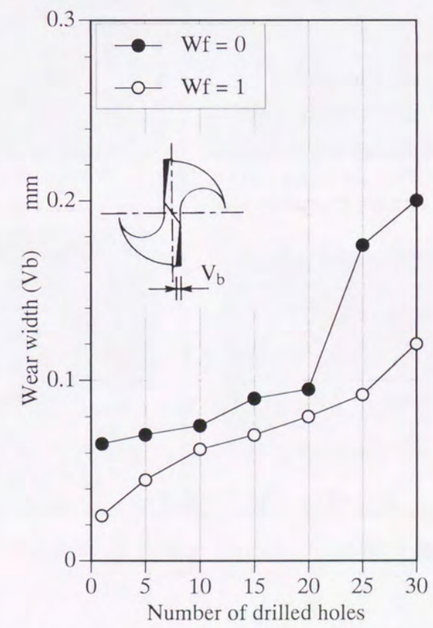
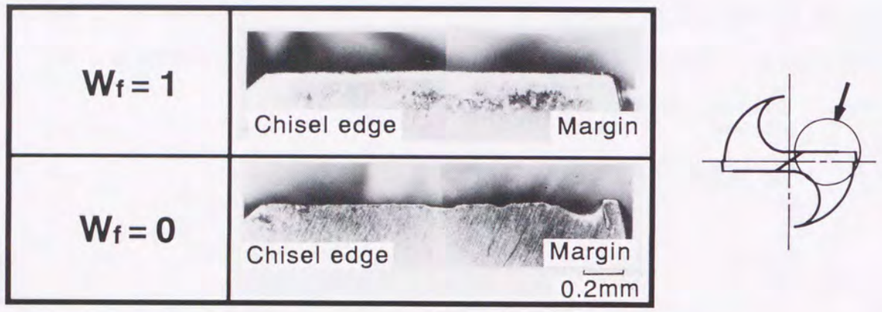


図 6.16　ドリル逃げ面摩耗と穴あけ個数の関係

図 6.16 は，ドリル逃げ面摩耗(V_B)と穴あけ個数の関係を示す。同図から分かるように，W_f=1 の V_B が W_f=0 に比べて全般的に小さい。とくに，W_f=0 においては，約 20～30 穴めの範囲で，摩耗幅が急増し，約 30 穴めでドリル寿命に達している。これに対し，W_f=1 の寿命は，30 穴めになっても寿命に至らず W_f=0 より長い。これは，前述したように振動加工の切削抵抗（静的成分）が慣用加工に比べて小さく，発熱量が少ないために切削温度の上昇が抑制され，切れ刃部の摩耗の進行が改善されたためと考えられる。



Drill dia. 10mm, Rotational speed 4.7rps, Feed rate 0.08mm/rev, Amplitude 0.08mm, Drilling depth 20mm, Workpiece Ti-6%Al-4%V, Wet cutting.

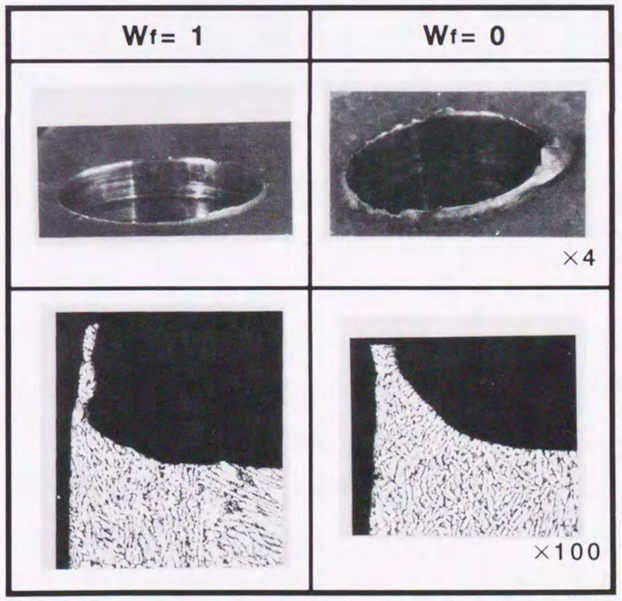
図 6.17　切れ刃部の損傷状態の比較

図 6.17 は，ドリル切れ刃の逃げ面状態(30 穴め)を示す。同図の W_f=1 の場合，切れ刃に目立つような欠損はなく，切れ刃全体がほぼ均一に摩耗している。一方，W_f=0 では切れ刃全般にわたって小さな欠けがみられ，両切れ刃のマージン部付近に切削不能になるような大きな欠けが生じ，くぼみ状の摩耗が観察される。一般に，Ti-6%Al-4%V 合金の場合，切削抵抗が切れ刃の近傍に集中してかかり[10]，切れ刃近傍の負荷が大きくなり欠けや摩耗が生じやすくなる。したがって，ドリル外周部は，切削速度が速いため切れ刃部に欠けが生じやすく摩耗が急速に進行したも

のと考えられる。

この結果から，W_f=1 のドリル切れ刃の摩耗は W_f=0 に比べて小さいことが分かる。このことは，パルス衝撃作用によって塑性変形領域が抑制され[8]，切削抵抗の静的成分が減少し，動的成分が大きく発生し，切りくずの刃先への凝着が緩和されることに起因するものと推察される。とくに W_f=1 の切削抵抗の最大値が W_f=0 の場合より大きいにもかかわらず，切れ刃の摩耗が生じにくいということから，振動加工はチタン合金の穴あけに効果的であると言える。

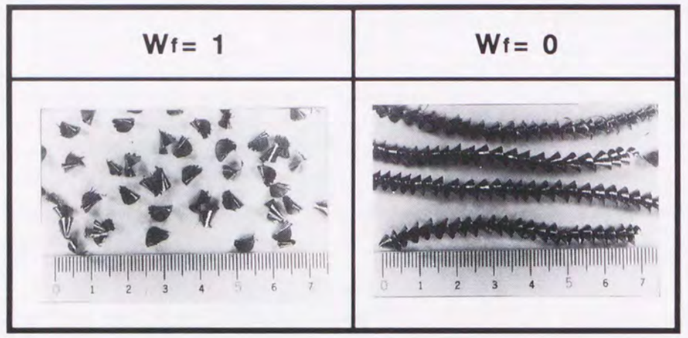
6.3.7　穴出口部のバリと塑性域および切りくず形状



Drill dia. 10mm, Rotational speed 4.7rps, Feed rate 0.08mm/rev, Amplitude 0.08mm, Drilling depth 20mm, Workpiece Ti-6%Al-4%V, Wet cutting.

図 6.18　バリ形状の比較

図 6.18 は，W_f=1,0 における穴出口部に生成されるバリ形状とその断面写真を示したものである。いずれも穴あけ個数 10 穴めに生成されるバリについて比較している。W_f=1 のバリは，W_f=0 のそれに比べて高さが小さい。とくに，W_f=0 では塑性域がかなり広がり，高さ，厚さの大きなバリが生成されるのが多く認められた。



Drill dia. 10mm, Rotational speed 4.7rps, Feed rate 0.08mm/rev, Amplitude 0.08mm, Drilling depth 20mm, Workpiece Ti-6%Al-4%V, Wet cutting.

図 6.19　切りくず形状の比較

図 6.19 は，切りくず形状の比較を示す。W_f=1 では，切り込み 0 の瞬間があるため，円すい形切りくずが短く折断された扇状の切りくずが排出される。一方，W_f=0 では長く連続した円すいらせん形の切りくずが排出される。切りくずが連続の円すいらせん形になるとドリル溝と切りくずの接触長さが大きくなり，切りくずの排出抵抗が増大する。排出抵抗がさらに大きくなれば，遷移折断形切りくず，あるいは折断されなければ長ピッチ形切りくずが生じるようになり，切りくず詰まりのためにさらに切削抵抗が増大し，工具摩耗の進行を早める原因となる。

一般に，工具摩耗は切削熱に大きく影響を受けることから，W_f=1 の場合は，切りくずの排出性が改善されるために発熱が抑制されることに加えて，切削油剤による冷却性が向上し，摩耗が低下したものと考えられる。また，切りくずの排出性および切削温度はバリ形状に強く影響する[11]ことから，振動加工はバリの抑制にも有効な加工法であることが分かる。

以上の実験結果を総合的にみて，ドリルに送り方向の強制振動を与える低周波振動ドリル加工は，Ti-6%Al-4%V 合金の加工効率を高める有効な手段であることが判明した。すなわち，ドリルの動的なパルス状の加圧作用と周期的な位相差の変化で切りくずは細かく切断され，切りくず詰まりが緩和され，切削抵抗（静的成分）が減少する。さらに，切削油剤の浸透作用による刃先の冷却効果が促進され，ドリル刃先の摩擦熱の減少によって切れ刃全般にわたって付着する凝着物の抑制が生じたものと判断される。したがって，切れ刃の摩耗が小さくなり，ドリル寿命等に大きく影響を及ぼしたものと考えられる。とくに，Ti-6%Al-4%V 合金のような熱伝導率が低く靭性があり，かつ硬さの大きい被削材に対して振動加工法を適用することは効果的である。

6.4　各加工法の特徴と比較

6.4.1　ステップフィード方式によるドリル加工の特徴

ステップフィード加工は，強制的に切りくずを折断するために送りを周期的に停止，引き戻して切りくずを排除することと，切れ刃部の冷却を主目的に採用される加工法である。難削材の加工，深穴加工，小径のドリル加工などで効果があり，ごく一般的に行われるドリル加工法であるが，本実験から得られたステップフィード加工の特徴はつぎのようにまとめられる。

Ti-6%Al-4%V 合金の穴あけにおいて TiN ドリルは，慣用加工では切削

温度が高く，同じ元素 Ti の合金であるため凝着を起こし，TiN 膜の特性が発揮されず，最もドリル寿命が短い。しかし，ステップフィード加工ではその効果が大きく，ドリル寿命が慣用加工に比べて約 18 倍と大きく延びることが分かった。また，COHS ドリルの場合は，慣用加工に比べてステップフィード加工のドリル寿命は約 2.5 倍延びることが分かった。

ステップフィード加工においては，TiN ドリルの切削抵抗は慣用加工の切削抵抗より全般的に小さく，COHS ドリルのそれよりも小さい。とくにトルクの減少の割合が大きいことが判明した。さらに，ステップフィード加工では，TiN ドリルの寿命は COHS ドリルに比べて約 5 倍延びることも分かった。このことは，ドリル摩耗やバリ形状の比較からも裏づけられた。しかし，本実験は TiN ドリルの特性が最も発揮される切削条件で行われたので，TiN ドリルと COHS ドリルの切削性能を単純に比較できない点に留意する必要がある。

このように，ステップフィード加工は切削性能を向上させる加工法であるが，加工能率は悪く，本実験では慣用加工に比べて約 1.5 倍の加工時間を必要とした。

6.4.2 低周波振動ドリル加工の特徴

低周波振動ドリル加工は，振動発生装置を用いてドリルの回転と同期した低周波振動を送り方向に与える加工法である。送り方向の振動によって切削厚さが周期的に変化し，切れ刃にパルス的な衝撃力となって作用する。このパルス衝撃作用がはたらくことによって，穴周辺の塑性変形域が減少する，切削油剤の浸透深さが増加するなどの効果があるためにじん性が高く，加工硬化性が大きく，かつ熱伝導率が低い難削材のドリル加工に効果があるといわれているが，本実験から得られた特徴はつぎのようにまとめられる。

Ti-6%Al-4%V 合金に対して行った本実験の切削条件では，振動加工は慣用加工に比べて約 1.7 倍ドリル寿命を延ばす効果がある。また，振動加工の切削抵抗は，穴あけ個数の増大にともなってスラスト，トルクの静的成分が大きくなり，動的成分は小さくなる。また，振動加工の静的成分は，慣用加工のそれより小さく，ドリル逃げ面摩耗も慣用加工のそれに比べて小さい。とくに，ドリル切れ刃の欠損が改善され，逃げ面摩耗はドリル中心からの距離にほぼ比例している。

一方，慣用加工において穴出口部に生成されるバリは，塑性変形領域が広がり，高さ，厚さとも大きなバリが生成される場合が多いが，振動加工では塑性変形領域が狭く，慣用加工に比べてバリの高さが小さい。

6.4.3 増減送りドリル加工の特徴

振動加工は特殊な振動発生装置を必要とし経済的な問題を有するので，CNC 工作機械のプログラム機能を利用して，それと同様の効果を得る目的で考案されたのが増減加工である。本研究から得られた増減加工の特徴をまとめるとつぎのようになる。

増減加工は，慣用加工に比べて，約 2 倍以上ドリル寿命を延ばす効果がある。慣用加工では，トルクの静的成分が 1 穴めから寿命に至るまで穴あけ個数の増加とともに増大するが，増減加工の切削抵抗の静的成分は，寿命直前の約 3 穴めまでほぼ一定な値を示し，安定した切削状態が観察される。これは，4.3 節で述べたように，送りを周期的に増減させることにより切り込み厚さが変化し，早い送り時に生成された切りくずの摩擦抵抗トルクが作用し，切りくずの厚みの変化部に変形が集中し，切りくずの折断が促進される。さらに，切れ刃に作用する衝撃力との相乗効果で切りくずの排出性が向上し，切りくず詰まりが緩和され，切削温度が低下し，切りくずの凝着が抑制されてドリル寿命が延びる。

このように，増減加工は，チタン合金のようなじん性が高く，熱伝導率が低く，かつ加工硬化性の大きな難削材のドリル加工に適している。さらに，増減加工は加工能率も慣用加工と同等あるいはそれ以上で，振動加工のような特殊な加工装置を必要としないことも利点である。

6.4.4 各加工法の比較

表 6.7 は，ステップフィード方式，振動加工，増減加工を Ti-6%Al-4%V 合金のドリル加工に適用して得られた主な特徴をまとめたものである。

表 6.7 各加工法の特徴の比較

比較項目	加工法		
	ステップフィード	振動加工	増減加工
慣用加工との寿命比較	約2.5倍 (COHSドリル)	約1.7倍	約2倍
慣用加工との切削抵抗（静的成分）の比較	----------	スラストで約10%，トルクで約14%減少する。	スラストで約10%，トルクで約30%減少する。
切れ刃の摩耗および切りくずの凝着	凝着物は少なく，TiNドリルはとくに凝着物が少ない。	切れ刃全体が均一に摩耗し，欠損を起こしにくい。	慣用加工に比べ切れ刃すくい面の切りくず凝着が少なく，外周コーナ部の摩耗も少ない。
バリの抑制効果	慣用加工に比べて抑制効果が大きく，TiNドリルの場合は，COHSドリルよりさらに抑制効果が大である。	慣用加工に比べてバリの高さ，厚さとも小さく，抑制効果が大である。	慣用加工に比べてバリの高さ，厚さとも小さく，抑制効果が大である。
切りくず形状および排出性	ステップ送りに対応した長さの連続した切りくずを排出するが，確実に切りくずは折断される。	断続した扇状の切りくずを排出し，排出性は良好である。	増減の周期に対応した切りくずが排出され，切りくずの折断効果が大きく，排出性は良好である。
加工能率または経済性	加工能率が悪い。	特殊な装置が必要なので経済性に問題あり。 加工能率が良い。	加工能率は，慣用加工と同等あるいはそれ以上で最も良い。 経済性に最も優れている。

それぞれの加工法は，切削条件，ドリル径，材質および加工原理が基本的に異なるので単純に比較することは困難であるが，慣用加工とそれぞれの加工法の工具寿命を比較をすると，ステップフィード加工は最もドリル寿命を延ばす効果が大きく，つぎに増減加工がよい。しかし，ステップフィード加工は，他の二つの加工法に比べて加工能率が最も悪い。また，振動加工は，三つの加工法の中でドリル寿命を延ばす効果が最も少ない。しかし，振動加工は，増減加工と切りくずの折断機構や形状が異なるが，増減加工と同様に切りくずの排出性に優れ，バリの抑制効果が大きく，加工能率も比較的良い加工法である。しかし，特殊な振動発生装置を必要とすることから経済性に大きな難点がある。

他方，増減加工は，慣用加工に比べてドリル寿命が約 2 倍延ばす効果があり，振動加工より切削状態がよく，加工能率は，慣用加工と同等あるいはそれ以上に向上させることができ，最も加工能率の高い加工法である。さらに，増減加工は，特殊な加工装置を必要とせず CNC 工作機械のプログラム機能を利用して行うことができるため，切削条件の選定の自由度が高く，最も経済性に優れた加工法といえる。

このように増減加工は，近年のコンピュータにより統合された生産システム下において最も適合した加工法で，ドリルの送りを増減させるだけでなく，ドリルの回転を増減させる方法や送りと回転の増減を組み合わせて加工する方法など，今後，この加工法の発展性は十分にあると考えられる。

6.5 結　言

送り変化を与えるドリル加工法，すなわちステップフィード方式によるドリル加工，低周波振動ドリル加工，増減送りドリル加工を Ti-6%Al-4%V 合金のドリル加工に適用し，その加工特性の特徴を検討・比較した結果，つぎのことが明らかになった。

(1) ステップフィード方式によるドリル加工は，慣用加工に比べて最もドリル寿命を延ばす効果があるが，加工能率が悪い。

(2) 低周波振動ドリル加工は，切りくずの排出性が良く，ドリル逃げ面摩耗が慣用加工に比べて小さく，ドリル切れ刃の摩耗が改善され，バリの抑制効果も大きい。しかし，特殊な加工装置を必要とし経済性に難点がある。

(3) 増減送りドリル加工は，切りくずの折断効果に優れ，切りくずの排出性も良い。切れ刃すくい面への切りくず凝着が少なく，バリの抑制効果も優れている。また，加工能率，経済性に優れ，近年のコンピュータにより統合された生産システム下において最も適合した加工法で今後の発展性が大きい加工法である。

参考文献

(1) 足立勝重，低周波振動ドリル加工に関する研究，学位論文（1991）。

(2) 新マシニング・ツール辞典編修委員会，新マシニング・ツール辞典，産業調査会（1991），487。

(3) 櫻井惠三，足立勝重，小川恒一，ラルフニバ，軽金属，42-7（1992），389。

(4) 櫻井惠三，足立勝重，小川恒一，軽金属，42-11（1992），633。

(5) 新井典久，他４名，機械学会論文集（C編），55-514(1989),1550。

(6) K.ADACHI,N.ARAI,K.OKITA,K.OGAWA AND R.NIBA : Bull. JSPE, 24 (1990), 200.

(7) K.SAKURAI, K.ADACHI, K.OGAWA, R.NIBA : Proceeding of CIRP Conference on precision engineering and manufacturing system, (1991), 489.

(8) 足立勝重，他４名，機械学会論文集（C編），53-492(1987),1877。

(9) 足立勝重，小山富雄，村上浩三，精密機械,42-12(1976)，47。

(10) チタニウム協会編，チタンの加工技術，日刊工業新聞社（1992），22。

(11) 小川誠，中山一雄，精密機械，50-10（1984），1633。

第7章　結　　論

本論文は，まず最初に典型的な難削材であるSUS304の構成元素量のばらつきが，ドリル加工の被削性に大きく影響を及ぼす要因であることを明らかにし，被削材からみたドリル加工の問題を指摘した。他方，材料の開発技術の進歩につれ加工技術の確立も問題になっていることから，じん性が高く，加工硬化性が大きく，熱伝導率が低い難削材のドリル加工で効果をあげている振動加工から着想した増減加工を考案した。そこで，増減加工の加工原理，加工特性を明らかにし，難削材の穴あけ加工に対する適用性を詳細に検討した。さらに，増減加工と同じく送り変化を与えてドリル加工するステップフィード方式，振動加工，増減加工の特徴を検討・比較したものである。

この増減加工は，CNC工作機械のプログラム機能を用いてドリルの送り速度を周期的に変化させる加工法である。したがって，特殊な加工装置を必要とせず，切削条件の設定の自由度も高く，近年のコンピュータによって統合された生産システム下において，生産加工能率の向上に貢献する最適な加工法といえる。また，ドリルの送り速度を増減させるだけでなく，ドリルの回転速度を増減させる方法や送りと回転の増減を組み合わせて加工する方法など，今後，この増減加工の発展性は大きいと考えられる。

本研究で得た結果を要約すると次のとおりである。

第1章は緒論であり，近年の被削材の開発，改良の現状およびCNC工作機械による加工の自動化，高能率化の現状から，増減加工の着想に至

る経緯を述べ，本研究の目的と意義について述べた。

第2章では，SUS304の炭素量がドリル寿命に及ぼす影響について調べた。その結果，SUS304において，炭素量が増加するにつれてドリル寿命が極端に短寿命になることを明らかにした。すなわち，高炭素量のSUS304は，低炭素量のそれに比べて引張強さ，耐力，せん断エネルギーが大きく，しかも加工硬化性が大であるため，切削抵抗，切削温度が高くなり，ドリル摩耗や切りくずの凝着を起こしやすくなってドリル寿命を早める。また，高炭素量のSUS304は，低炭素量のそれに比べて切削面表層の加工硬化が激しく，その硬度が高くかつ硬化層の厚みも大きいことがドリル寿命を短くする主要な原因であることを明らかにした。

また，SUS304のような延性に富み，熱伝導率が低く，加工硬化の激しい材料のドリル加工では，切りくずの排出性を良くすれば，切削温度の上昇が緩和され切りくずの凝着も緩和される。さらに，加工硬化も緩和されるので，切りくずの排出性を高めるドリル加工法の必要性を述べた。

第3章では，増減加工の加工原理について述べ，増減加工時の切り込み厚さの変化を解析し，本研究で使用したCNC工作機械上で増減加工をするためのプログラム例を示した。また，切削抵抗の挙動より送りの増減によってスラスト，トルクに周期的な動的成分が発生することを確認した。さらに，切削抵抗の挙動から切りくずや加工面に衝撃力が作用することを明らかにした。

第4章では，アルミニウム合金に増減加工を適用し，切りくずの折断効果，切削温度，バリの抑制効果などの加工特性を調べた。その結果，切削中にせん断角や切りくずのピッチに大きく変化が生じるような送りの増減比において，切りくずの折断効果が大きいことを明らかにした。

さらに，増減加工の切りくずの折断機構を明らかにし，切りくずの折断が促進されることにより，切りくずの排出性が向上し，切りくずによって切削熱が外部に排出され切削温度が慣用加工に比べて低くなり，切りくずの凝着が緩和されてドリル寿命が延びることを明らかにした。

さらに，増減加工時に生成するバリは，バリ断面積で比較した場合には，慣用加工に比べて約83%，バリの体積については約78%減少することが判明した。また，増減加工による深穴加工は，適切な増減比および単位時間当たりの送りの増減の繰り返し数において，慣用加工に比べて切削抵抗の静的成分が小さく切りくずの排出性に優れていることを明らかにした。

第5章では，前章で明らかにした加工特性から，増減加工はとくに延性に富み，熱伝導率が低く，加工硬化の激しい難削材の穴あけに効果があるのではという観点から，Ti-6%Al-4%V合金に増減加工を適用した。

その結果，増減加工の穴あけ寿命個数は，慣用加工のそれに比べて，約2倍の穴あけ寿命個数が得られることがわった。また，1穴めから寿命に至るまでのスラスト，トルクを連続的に測定した結果，慣用加工の場合，トルクの静的成分は1穴めから寿命に至るまで穴あけ個数の増加とともに増大するが，増減加工のスラスト，トルクの静的成分は，寿命直前の約3穴めまでほぼ一定な値を示すことから切削性能が向上していることを明らかにした。

また，増減加工は，送りの増減により切りくずの厚みが周期的に変化し，ドリル溝や穴周壁の拘束により切りくずの厚みの変化部で折断が促進され，切りくずの排出性が向上し，切りくず詰まりが緩和し，切削温度も低くなり，ドリル寿命を延ばす効果があることを明らかにした。

第6章では，増減加工と同じく送り変化を与えてドリル加工するステップフィード方式によるドリル加工法，低周波振動ドリル加工法を，Ti-6%Al-4%V合金の穴あけに適用し，それぞれの加工特性を調べ，その特徴を増減加工とともに検討・比較した。

その結果，ステップフィード方式によるドリル加工は，慣用加工に比べて最もドリル寿命を延ばす効果があるが，加工能率が極端に悪い。つぎに，低周波振動ドリル加工は，ドリル逃げ面摩耗が慣用加工に比べて小さく，ドリル切れ刃の摩耗が改善され，切りくずの排出性が良く，バ

リの抑制効果が大きいが，経済性に難点がある。それに対して，増減送りドリル加工は，低周波振動ドリル加工に比べてドリル寿命が長く，切りくずの折断効果に優れ，切りくずの排出性も良い。また，切れ刃すくい面への切りくず凝着が少なく，バリの抑制効果も優れていることが認められた。さらに，加工能率，経済性に最も優れ，CNC 工作機械に最適な加工法で本加工法の実用性が検証された。今後，ますます高度に自動化される生産システムの中で，活用できる発展性の大きな加工法であることを明らかにした。

第7章は本論文の総括である。

謝　　辞

本論文の作成に当たり懇切なご指導とご鞭撻を賜った大阪大学大学院工学研究科　花崎伸作教授　並びにご査読の上貴重なご教示を頂いた大阪大学大学院工学研究科　齋藤好弘教授，三好隆志教授に心から御礼申し上げます。

本論文をまとめるにあたり，公私にわたるご指導，ご支援を賜りました大阪大学　長谷川嘉雄名誉教授，大阪産業大学工学部　足立勝重教授，大阪府立大学総合科学部　小川恒一教授に厚く御礼申し上げます。また，常に励ましとご支援を賜り，種々のご配慮をいただきました大阪産業大学工学部　井垣久教授をはじめ同学部機械系教室の諸先生方に御礼申し上げます。

研究の遂行に際しては，兵庫県立工業試験場　沖田耕三次長の有益なご助言と示唆に富むご討議を賜り，深く感謝申し上げます。また，学会等で浅学の私を温かくご指導下さり，多くの有益なご助言を賜りました芝浦工業大学工学部　小川誠教授に深く感謝申し上げます。

実験とデータ整理にあたっては，大阪産業大学大学院生　亀川俊明（現：株式会社　ユーシン精機），Ralph Niba（現：セイコー化工機株式会社）両氏をはじめ多くの卒業研究生諸氏にご協力をいただきました。心より厚く御礼申し上げます。

終わりに，本研究に用いた多くのドリルと実験材料をご提供頂いた株式会社　神戸製鋼所工具事業部（現：株式会社　コベルコツール）に深く感謝の意を表します。