

新潟大学大学院 自然科学研究科 博士後期課程

平成25年度 博士論文

論文 題目	スクロール形状部品の実用的な 高速・高精度加工法に関する研究
----------	-----------------------------------

氏名	松橋 英明
指導教官	職名 教授 氏名 岩部 洋育

目次	I
----	---

第1章 序論	1
1. 1 研究の背景	1
1. 1. 1 エアコンの歴史と現状	1
1. 1. 2 エアコンによる地球温暖化への影響	1
1. 1. 2. 1 冷媒による影響	3
1. 1. 2. 2 消費電力による影響	6
1. 2 スクロール圧縮機の特徴と課題	10
1. 3 スクロール形状の定義	13
1. 4 これまでの研究	15
1. 4. 1 スクエアエンドミル加工の共通課題	15
1. 4. 2 スクロール形状加工の課題	15
1. 5 本研究のねらい	16
1. 6 本論文の構成	18
参考文献	19
第2章 エンドミルによるスクロール形状の高精度・高能率加工	22
2. 1 緒言	22
2. 2 スクロール形状のエンドミル加工	23
2. 2. 1 切削機構	23
2. 2. 2 ねじれ角による切削断面積の変化	34
2. 3 最適ねじれ角の計算	37
2. 4 実験方法および条件	39
2. 4. 1 使用機器	39
2. 4. 2 実験方法	40
2. 4. 3 測定方法	42
2. 5 実験結果および考察	43
2. 5. 1 壁高さ方向の寸法誤差	43
2. 5. 2 壁の径方向の寸法誤差	45
2. 5. 3 各断面の寸法誤差	47
2. 5. 4 底面の粗さ	49
2. 6 結言	51
参考文献	52

第3章	ヘール工具によるスクロール形状加工法とFEM解析	54
3.1	緒言	54
3.2	ヘール工具によるスクロール形状加工法	54
3.3	薄肉円筒形状への近似とFEM解析モデル	56
3.3.1	スクロール近似形状	56
3.3.2	工具における3次元CADモデルおよびFEMモデル化	58
3.3.3	工作物における3次元CADモデルおよびFEMモデル化	62
3.3.4	FEM解析条件	66
3.4	切削力測定用板形状モデルにおける相当壁厚の推定	69
3.5	結言	75
	参考文献	76
第4章	ヘール工具による薄肉円筒形状の高精度・高能率加工法	77
4.1	緒言	77
4.2	実験方法および条件	77
4.2.1	使用機器	77
4.2.2	板形状による切削力測定実験	82
4.2.2.1	実験条件	82
4.2.2.2	工作物	83
4.2.2.3	実験方法	84
4.2.3	薄肉円筒形状による加工精度測定実験	86
4.2.3.1	実験条件	86
4.2.3.2	工作物	87
4.2.3.3	実験方法	90
4.3	実験および考察	95
4.3.1	板形状加工における切削力	95
4.3.2	切削力の加工工程および壁厚による影響	105
4.3.3	薄肉円筒形状加工における加工誤差	108
4.3.3.1	予測誤差	108
4.3.3.2	加工工程による加工面の変化	112
4.3.3.3	加工工程の寸法誤差に及ぼす影響	117
4.3.3.4	加工工程の形状誤差に及ぼす影響	120
4.3.4	加工面粗さ	123
4.4	高精度加工法	128
4.5	結言	129
	参考文献	130

第5章	ヘール工具の寿命解析による実用的加工法	131
5.1	緒言	131
5.2	実験方法および条件	131
5.2.1	使用機器	131
5.2.2	実験方法	133
5.3	工具寿命実験	135
5.3.1	切削力	135
5.3.2	工具摩耗	139
5.3.3	加工面粗さ	142
5.4	生産可能なスクロール台数の予測	148
5.5	結言	149
	参考文献	150
第6章	結論	151
6.1	本研究の結果の要約	151
6.2	将来の展望	152
	謝辞	154

第1章 序論

1. 1 研究の背景

1. 1. 1 エアコンの歴史と現状

エアコン (air conditioner) は1902年に米国人ウィリス・キャリア (Willis Carrier, 1876年11月26日-1950年10月7日, 図1. 1) によりニューヨーク州で発明された。その後, 1928年に米国人トーマス・ミジリー (Thomas Midgley, 1889年5月18日-1944年11月2日) が, それまでの冷媒と違い, 毒性, 可燃性が無い, 人に安全な新冷媒フレオン (Freon: デュポン社商標) を発明した。フレオンは, 炭化水素の水素を塩素やフッ素で置換した化合物の総称で, 日本では一般的にフロンと呼ばれている。この冷媒の発明によりエアコンサイクル中の冷媒ガスの取り扱いが簡単になり, 設計および施行の自由度が向上し, 1930年代には米国でコンパクトな空気調和機が開発され, これがルームエアコンのルーツと言われている。日本では1950年代に各社が量産を開始しており, 日本国内における家庭用エアコンの歴史の始まりとされている。図1. 2に株式会社東芝における量産1号機のエアコンを示すが, 米国の技術を取り入れたウインドタイプ (室内機と室外機が一体型) であった。新しい電化製品として登場した空気調和機は1958年に名称が「ルームクーラー」と統一されたが, 1960年に冷房だけでなく暖房もできる機能を組み込んだヒートポンプ式が開発され, 1965年には「ルームクーラー」から「ルームエアコン」に名称変更され, 新たにJIS規格が制定されている[101]。

国内における本格的な普及は日本冷凍空調工業会の統計によると1972年ごろからで, 当時の年間販売数は約100万台程度であったが, わずか20年後の1991年には700万台を突破, 1996年は800万台, 昨年2012年は849万台の需要となり, 急速に普及していることがわかる。現在では国内家庭においてルームエアコンは部屋毎の必需品となった[102]。

また, 上記の日本冷凍空調工業会の統計によれば, 2012年のルームエアコン総需要は7,744万台で, その内訳は, 中国3,076万台, アジア1,163万台, 日本849万台, 北米699万台, 中南米673万台, 欧州622万台となる。さらに業務用エアコンを含めると世界の総需要は8,953万台で近年急速に需要が拡大している。図1. 3に2008年の世界市場におけ

るルームエアコンの販売台数を示すが、2012年と比較すると、中国、アジア、中南米で急速に市場が拡大しており、その中において省エネ効果の高いインバータ方式が日本以外の国でほとんど普及していないことがわかる。このように、国内にのみならず、近年のグローバルでのルームエアコンの急速な普及は次に述べる様々な環境問題を誘発し、地球規模の環境課題となっている。



図1. 1 ウィリス・キャリア
(ウィキペディアより)



図1. 2 量産1号機 (1953年製)
(東芝科学館より)

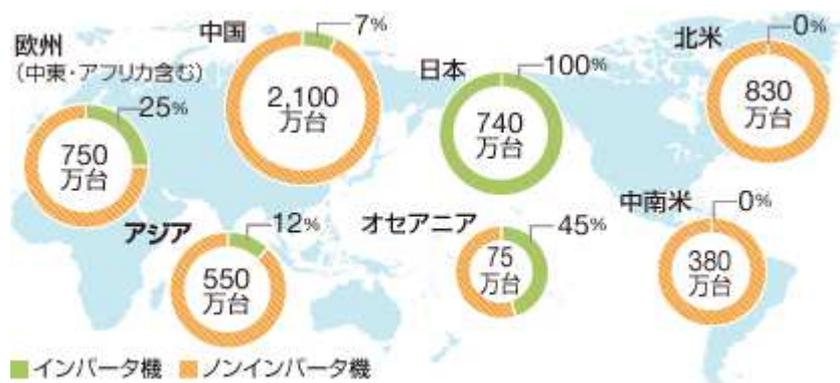


図1. 3 ルームエアコンの年間販売台数におけるインバータ機比率
(2008年 ダイキン工業株式会社調べ)

1. 1. 2 エアコンによる地球温暖化への影響

1. 1. 2. 1 冷媒による影響

フロンは、炭化水素の水素を塩素やフッ素で置換した化合物の総称であることは述べたが、表1. 1に示す通り3種類がこれまで使用されている。1974年米国のローランド教授（1995年ノーベル化学賞受賞）により「フロンが大気中に放出されると、上層の成層圏まで上がり、CFCはそこで強い紫外線をあびることではじめて分解される。同時にCFCを構成していた塩素原子が放出されると、この塩素原子がオゾンを一酸化塩素と酸素分子に分解し、オゾンが壊れる」というオゾン層破壊のメカニズムを発見した。NASAは1979年から南極のオゾンホールを観測しており、図1. 4に代表年代毎のオゾンホールの状況を示す。特に1979年から1989年の10年間で急速にオゾンホールが拡大したことが読み取れ、その後も1999年まで拡大したと思われる。このように、世界的にフロン規制が叫ばれるようになると、1987年にはオゾン層を破壊する恐れのある物質を特定し、その生産、消費および貿易を規制する目的で、「モントリオール議定書」が採択された。正式名称は、「オゾン層を破壊する物質に関するモントリオール議定書」である。この議定書の特徴は、オゾン層破壊の原因とされるフロンなどの物質に対して「生産の全廃」を定めたことにより、破壊への影響が大きいCFCは特定フロンとして、議定書発効後、先進国では1995年度末で生産を全廃できた。

表1. 1 フロンの特徴および物質例

CFC	[Chloro Fluoro Carbon]
	塩素を含みオゾン層破壊の性質が強い物質
	CFC-11, 12, 113等
HCFC	[Hydro Chloro Fluoro Carbon]
	塩素を含むが水素があるためオゾン層破壊の性質は比較的弱い物質
	HCFC-22, 123, 141b, 142b等
HFC	[Hydro Fluoro Carbon]
	塩素を含まず水素を含んだオゾン層を破壊しない物質
	HFC-23, 32, 125, 134a, 143a, 152a等 HFC系混合冷媒 R-410A, 407C, 404A

(ダイキン工業株式会社ホームページより)

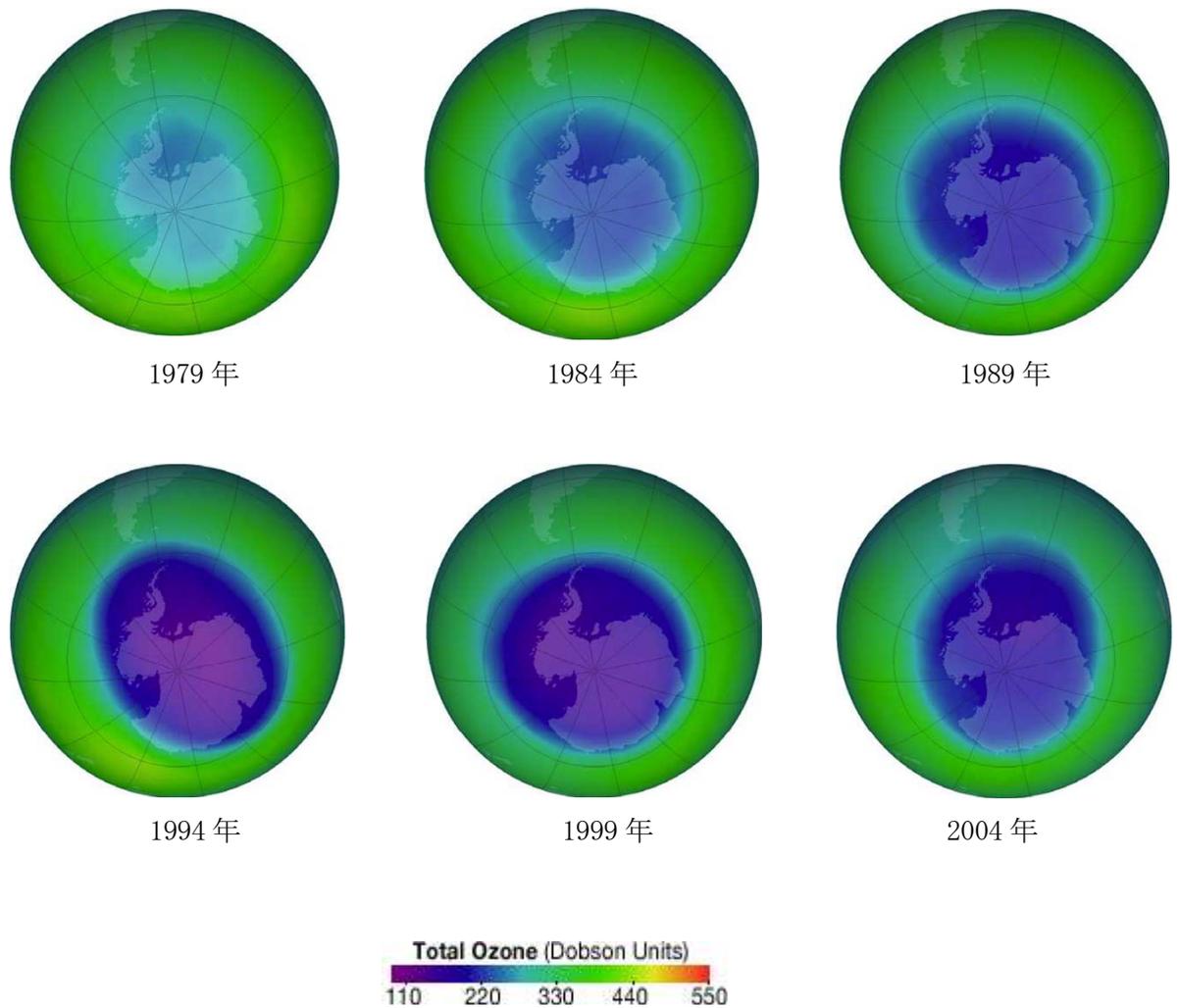


図1. 4 南極のオゾンホール (1979年～2004年)
(NASAより)

図1. 5は大気中に含まれる各種のフロンガス濃度を年代ごとに測定した結果を示す。CFC 全廃により近年その濃度は下降傾向ではあるが、その後、オゾン層への影響が少ないとされていた代替フロンHCFC (表1. 1参照, 商品名 R22) も規制対象となり, 順次削減目標が見直され, 2020年に生産を全廃, 2030年までの完全全廃が求められている。国内においては, いち早く代替フロンである HCFC の全廃を目指し, 1998年からオゾン層を破壊しないHFC (表1. 1参照, 商品名 R410A) への切り替えを早急に行い, 現在はルームエアコン用冷媒の主流となった。しかしながら, 1997年に「気候変動に関する国際連合枠組条約の京都議定書」が採択され, HFCは温暖化係数 (GWP : Global Warming Potential) が高

いとされ、規制対象物質に指定され、冷媒の徹底した回収および分解処理が義務付けられた。温暖化係数は仮に大気寿命を100年間と設定し、それぞれの温室効果ガス1kgにおいて100年間分の温室効果を、それに相当するCO₂の数値で除して算出したものが「GWP100年値」として公表されており、CO₂およびフロン類を除いた代表的な物質としてメタン(CH₄)、一酸化二窒素(N₂O)などがある。このため関係部門では温暖化影響の小さい新冷媒の開発が急務となっており、2013年からひとつの選択肢として新冷媒HFC32(表1.1参照、商品名R32)が採用され始めている。この冷媒は従来のHFCよりも分子量が小さいため圧縮中のガス漏れによる性能損失が予想され、圧縮室部品の更なる高精度加工が要求されると考えられる。このことから本研究の意義は大きい。

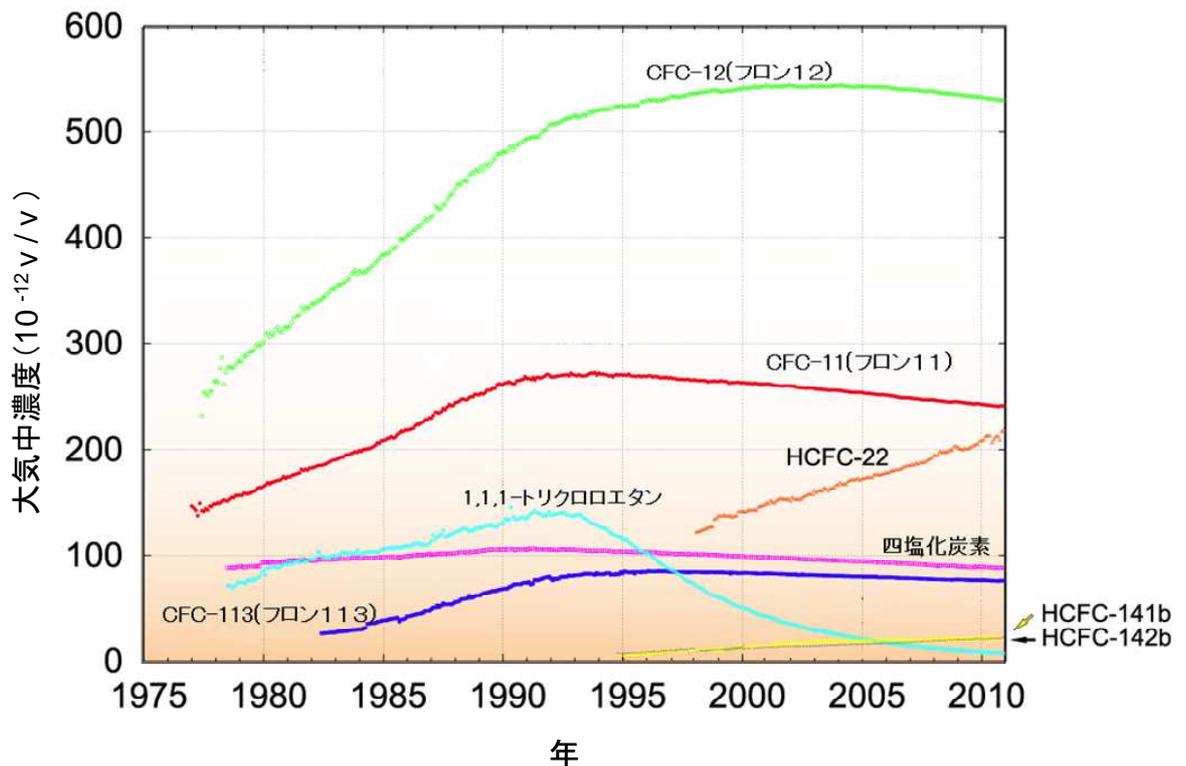


図1.5 フロンガスの大気中濃度経過
(環境庁 特定物質の大気中濃度より)

1. 1. 2. 2 消費電力による影響

我が国の生活環境が向上していくなか、ルームエアコンの省エネ機運が高まったのが1973年の第一次オイルショックである。国内各社はエアコン運転動力の約8割を占める圧縮機の省電力を進めた結果、それまでのレシプロ方式を断念しロータリー方式の量産を決断した。レシプロ方式とロータリー方式では製造設備および加工精度が大きく異なり、多額の投資を必要としたが、省エネを最優先し各社ともロータリー圧縮機の製造に着手した。

また、エアコンシステムとしては熱交換器および膨張弁の改善、制御技術の電子化なども同時進行で進められた。その後1981年には世界初となる家庭用インバータエアコンが株式会社東芝から発売され、モータ制御技術が飛躍的に進化し、それまでON/OFF制御だった圧縮機の運転モードが連続運転可能になり省電力に大きく貢献した「103」。図1. 6はインバータ制御による省エネ効果を概念的に表した図である。圧縮機が運転中に設定温度により、停止、起動を繰り返す時に発生するエネルギーロスを、圧縮機の回転数を連続可変可能なインバータ技術の活用で、圧縮機を停止することなく設定温度で運転できる技術により約30%の省エネが実現できるのである。

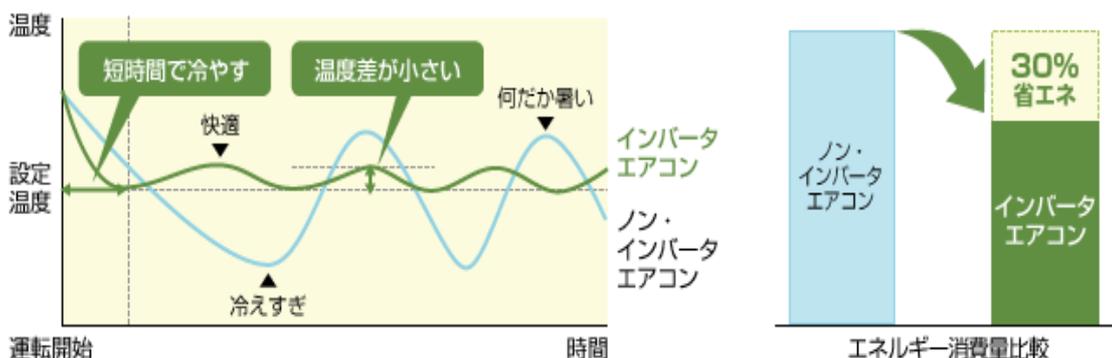


図1. 6 インバータ制御の概念および効果

(ダイキン工業株式会社調べ)

また、前述した図1. 3はルームエアコンの2008年におけるグローバル市場での年間販売台数におけるインバータ制御搭載比率を示しているが、日本が100%に対し、他国の搭載比率は平均で10%と非常に少ない。省エネによる化石燃料発電電力の削減による地球温暖化

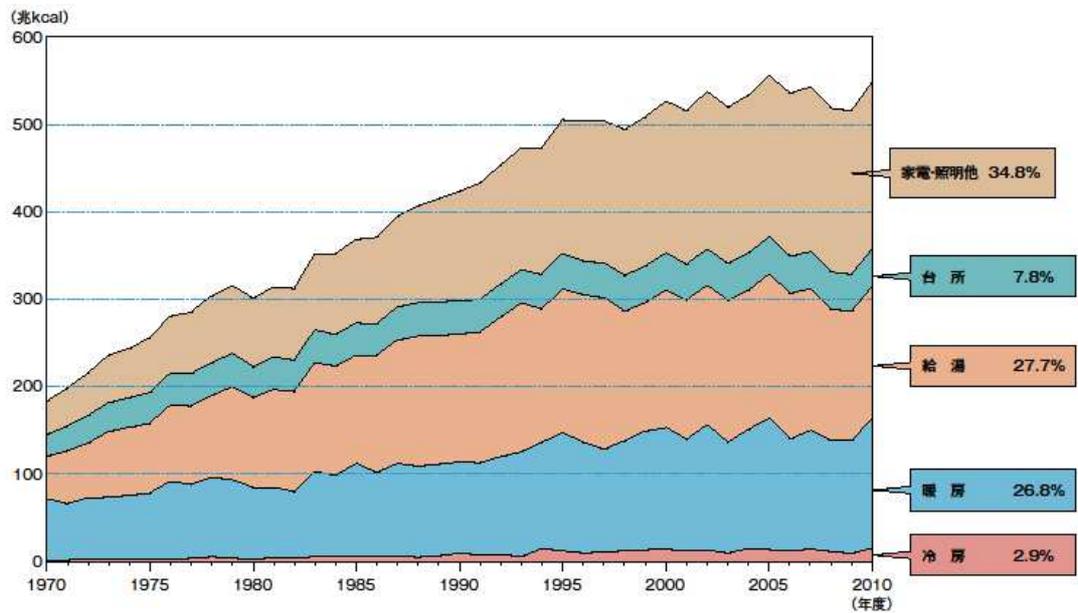
防止の観点からもインバータエアコンの普及促進をインバータ先進国である日本が率先して推進していく使命があると考えられる。

インバータ開発後も1990年頃にかけて、より省エネ、低騒音、低振動な圧縮機が市場から求められ、ツインロータリー方式やスクロール方式の圧縮機がモータ制御の高性能化とともに開発され[104]、国内向けルームエアコンの省エネ化はさらに加速した。1998年度には「エネルギーの使用の合理化に関する法律」いわゆるトップランナー方式を採用した改正省エネ法が施行される。トップランナー方式とは、自動車の燃費基準や電気製品等の省エネ基準を、それぞれの機器において現在商品化されている製品のうち、最も優れている機器の性能以上にするということである[105]。更に2006年4月にはルームエアコンのトップランナー評価基準が冷暖房平均成績係数COP (Coefficient Of Performance = 冷暖房能力平均値/冷暖房消費電力平均値) から通年エネルギー消費効率APF (Annual Performance Factor) [106]に改定された「新省エネ法」が成立し、同年10月には「省エネラベリング法」も施行され[107]、消費者の省エネへの関心の高まりとともに省エネ情報を定量的に把握できるようになった。このように、国家上げての省エネ推進活動を進めた結果、図1. 7に示す通り2000年から一世帯あたりの電力消費量は高止まりとなったと考えられる。

一方、図1. 8に示すが家庭部門用途別エネルギー消費量の内訳を見ると、給湯、暖房および冷凍で57%を占めている。給湯における化石燃料は石油21.6%、ガス64.2%および暖房に関しては石油64.5%、ガス22.2%と8割強が直接的に化石燃料を消費する機器が使用されており、CO₂排出量を大きくしている[108]。



図1. 7 一世帯あたりの電力消費量の推移
(電気事業連合会調べ, 9電力会社平均値)



(注) 家電・照明他とは、洗濯機、衣類乾燥機、布団乾燥機、テレビ、VTR、ステレオ、CDプレーヤー、DVDプレーヤーレコーダー、掃除機、パソコン、温水洗浄便座等

図1. 8 家庭部門用途別エネルギー消費量
(日本エネルギー経済研究所「エネルギー・経済統計要覧2012」)

このため、2010年3月の産業競争力懇談会（COCN）は「産業部門より発信するヒートポンプによるCO₂排出量大幅削減実現のための提案」をしている。この中で基本的な考え方として次のように述べている。

『CO₂排出量削減のカギは「エネルギー利用効率の飛躍的向上」と「エネルギーの脱炭素化」の実現にある。この二つを同時に達成するキーテクノロジーが「ヒートポンプ」である。ヒートポンプはその高効率性により、高いCO₂排出抑制効果が得られるため、その導入は即座にCO₂排出量の大幅な削減に寄与する。しかしながら、我が国では、熱需要に対して、従来の燃焼式機器の導入が依然として多く、ヒートポンプを導入拡大できる余地（CO₂排出削減ポテンシャル）は大きい。「低炭素社会の実現」に向けては、空調設備や給湯設備としての高効率ヒートポンプの更なる普及促進が不可欠である[108].』

また、「ヒートポンプの導入効果」としては次のように述べている。

『ヒートポンプは大気など「既にある熱」を利用するため、投入した電気エネルギーの3～6倍の熱エネルギーが得られる。つまり、エネルギー消費効率COP（Coefficient Of Performance）で換算してみると3～6に相当するため、必要なエネルギーに対し消費するエネルギーは1/3～1/6ということになる。ヒートポンプはその高効率性により、高い省エネルギー効果と大きなCO₂削減効果が得られる。例えば給湯用ヒートポンプの場合、燃焼式給湯器と比べ約35%の一次エネルギー量の削減と約50%のCO₂削減効果が得られと試算している[108].』

このため近年はルームエアコンの暖房能力向上による寒冷地における暖房機器としての参入およびヒートポンプ技術によるCO₂冷媒での給湯システム開発を「省エネルギー技術戦略の重要技術」[109]と捉え積極的に行っている。これら給湯および暖房機器を広く普及させるにはヒートポンプサイクルにおける圧縮機の高効率化および低価格化が不可欠であり、本研究の目的および意義もこの点にある。ヒートポンプ技術における省エネ低コスト圧縮機が家庭からのCO₂排出量削減に貢献する余地は大きいと考える[110]。また、給湯器は特に深夜電力を活用してお湯を沸かすため、低騒音および低振動が不可欠な要素技術であり、高温（約90℃）のお湯を得るためにルームエアコン用冷媒のR410Aではなく、CO₂冷媒をR410Aの3.6倍にあたる15Mpaまで圧縮している。このため、圧縮トルク変動が少なく（低振動）、吐出ガス脈動が小さく（低騒音）、高効率（省エネ）なスクロール圧縮機[111]が最適と考えられ、広く採用されている。

1. 2 スクロール圧縮機の特徴と課題

図1. 9にスクロール圧縮機の断面図および圧縮室の構成部品である固定翼と可動翼を示す。この圧縮機の特徴はスクロールと呼ばれるインボリュート曲線により構成されている、渦巻き状の壁を持つ2つの部品（固定翼と可動翼）で圧縮室が構成されていることである。固定翼および可動翼は翼高さ 11~16.4mm, 翼厚み 3.0mm であり, 圧縮容積は概ね 11~16cc となっている。また, 固定翼の材質はねずみ鋳鉄材 (FC250 相当) でできており, 可動翼はアルミニウム (Al) を主成分としたシリコン (Si) との合金製である。これら2つの部品のスクロール壁同士が最適な油膜を保ちながら密着しているがごとく滑らかに転がり運動をすることにより, 冷媒ガスをもれなく圧縮し, 高効率な運転が可能となる[112]。

この構造的特徴からスクロール圧縮機の課題としては, 壁面形状の誤差によるガスの圧縮漏れ, およびコンプレッサ内の固定翼と可動翼の相對運動における壁面および底面との摩擦損失が挙げられる。これらの課題を克服するために, スクロール壁面の寸法および形状誤差, 加工面の粗さをより低く抑える必要がある。図1. 10に圧縮室構成部品の要求加工精度を示す。壁面の誤差は寸法および形状で $3.0\mu\text{m}$ 以下であり, 面粗さも $Ra=0.2\mu\text{m}$ 以下と, ともに非常に小さな値となっている。また, 表1. 2にスクロール圧縮機の性能損失項目および損失比率の推定値を示す。壁面の寸法および形状誤差は, 漏れ損失と直結しており, 圧縮損失となる。一方, 壁面の面粗さは摩擦損失に直結しており, 機械損失になる。このことから, スクロール圧縮機では壁面における高精度加工が必要不可欠であり, 最終仕上げ面の精度において圧縮機のメカ性能が決まる。さらに, これら高精度部品を可動翼および固定翼において各々, 1日あたり 3,000 台以上を生産するための高能率加工法も必要不可欠であり, この相反する課題に対し, 新提言を導き出すのも本研究の目的である。

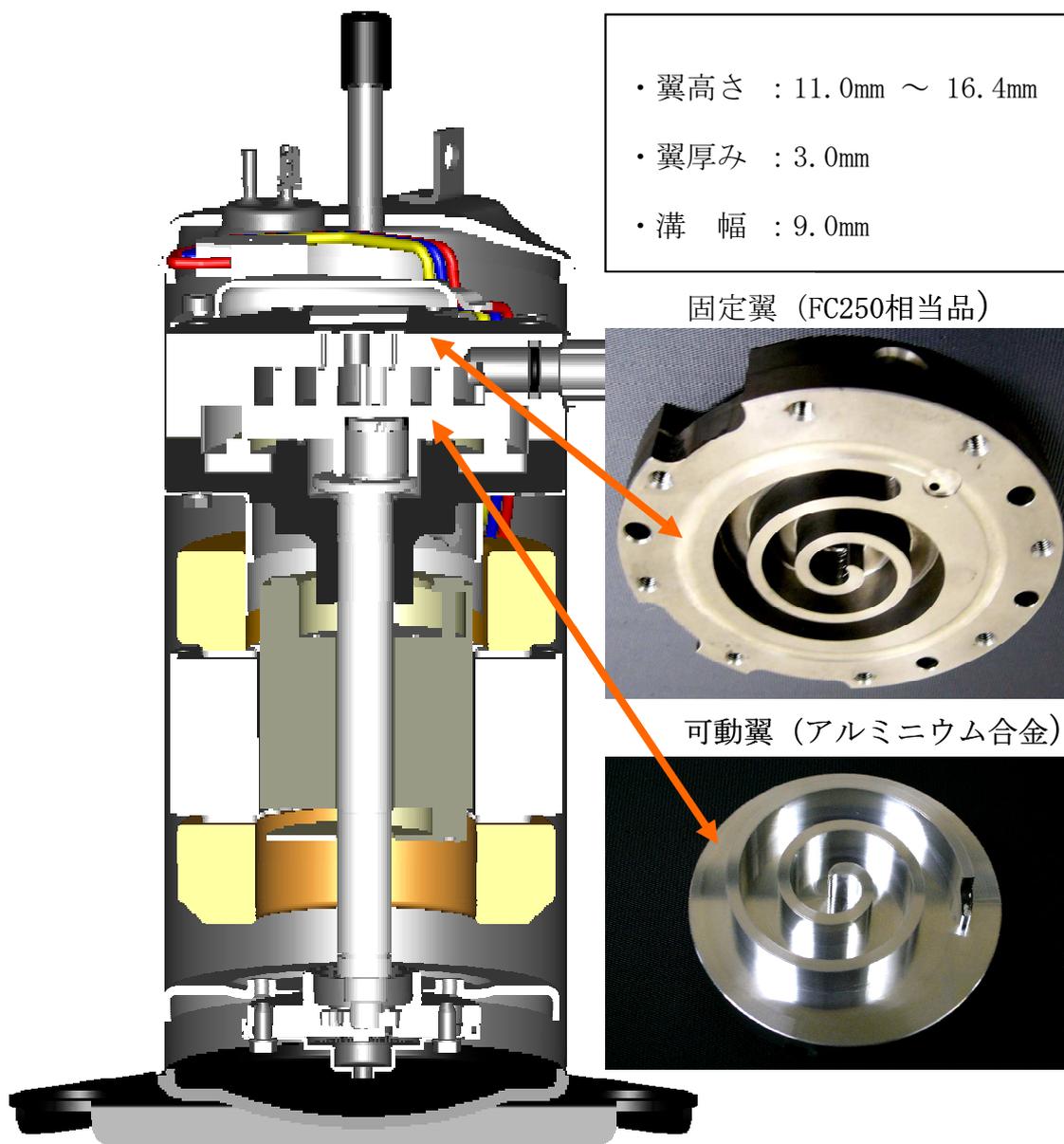


図1. 9 スクロール圧縮機の断面図および圧縮室構成部品

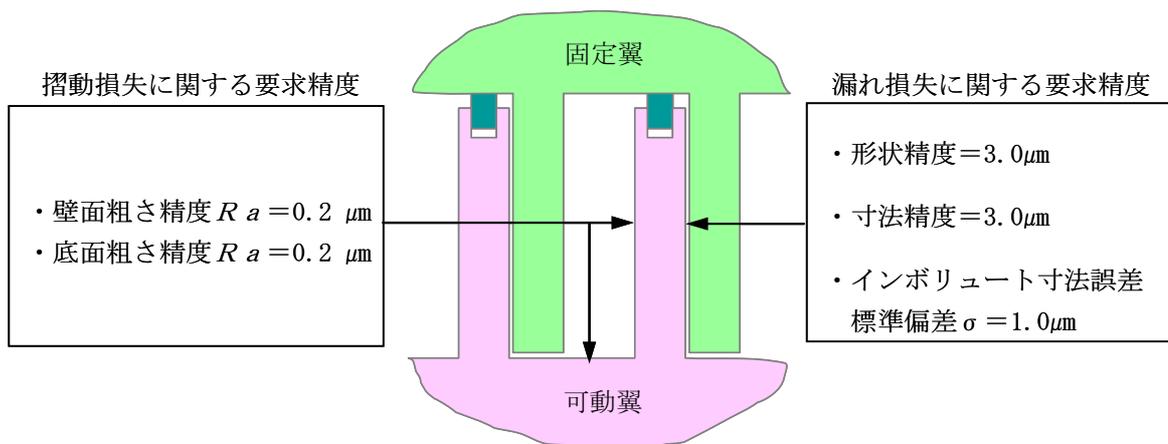
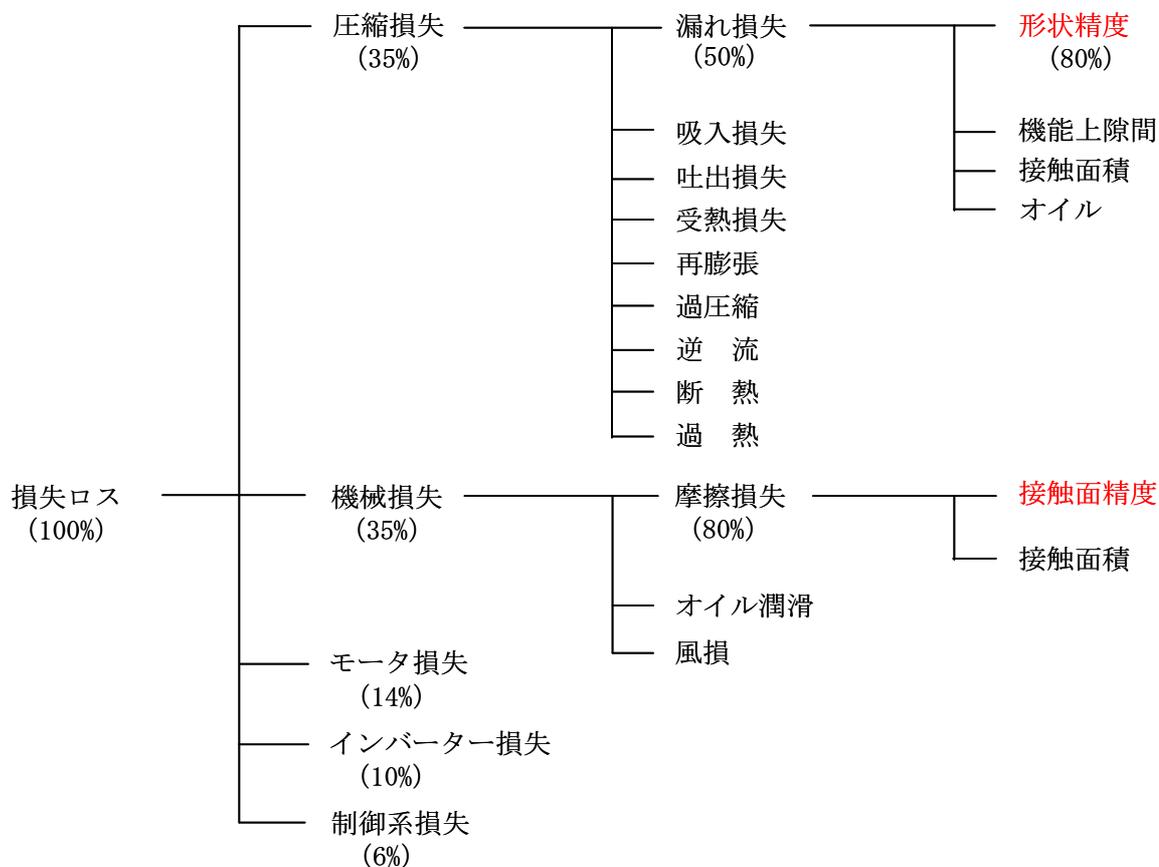


図 1. 10 スクロール圧縮室構成部品の要求加工精度

表 1. 2 スクロール圧縮機の性能損失項目および損失比率の推定値



1. 3 スクロール形状の定義

本研究で使用したスクロールはインボリュート曲線に沿った一定厚さの壁を持ち、外壁と内壁とのつなぎ部分を円弧で補完している。図1. 11にインボリュート曲線を示す。インボリュート曲線の伸開角を θ (°), 基礎円半径を R (mm) とすると、インボリュート曲線上の点 $Q(\theta) = \{Q_X(\theta), Q_Y(\theta)\}$ は次式で表すことができる[112].

$$\left. \begin{aligned} Q_X(\theta) &= R \{ \cos \theta + (\theta \times \pi / 180) \sin \theta \} \\ Q_Y(\theta) &= R \{ \sin \theta - (\theta \times \pi / 180) \cos \theta \} \end{aligned} \right\} \dots (1. 1)$$

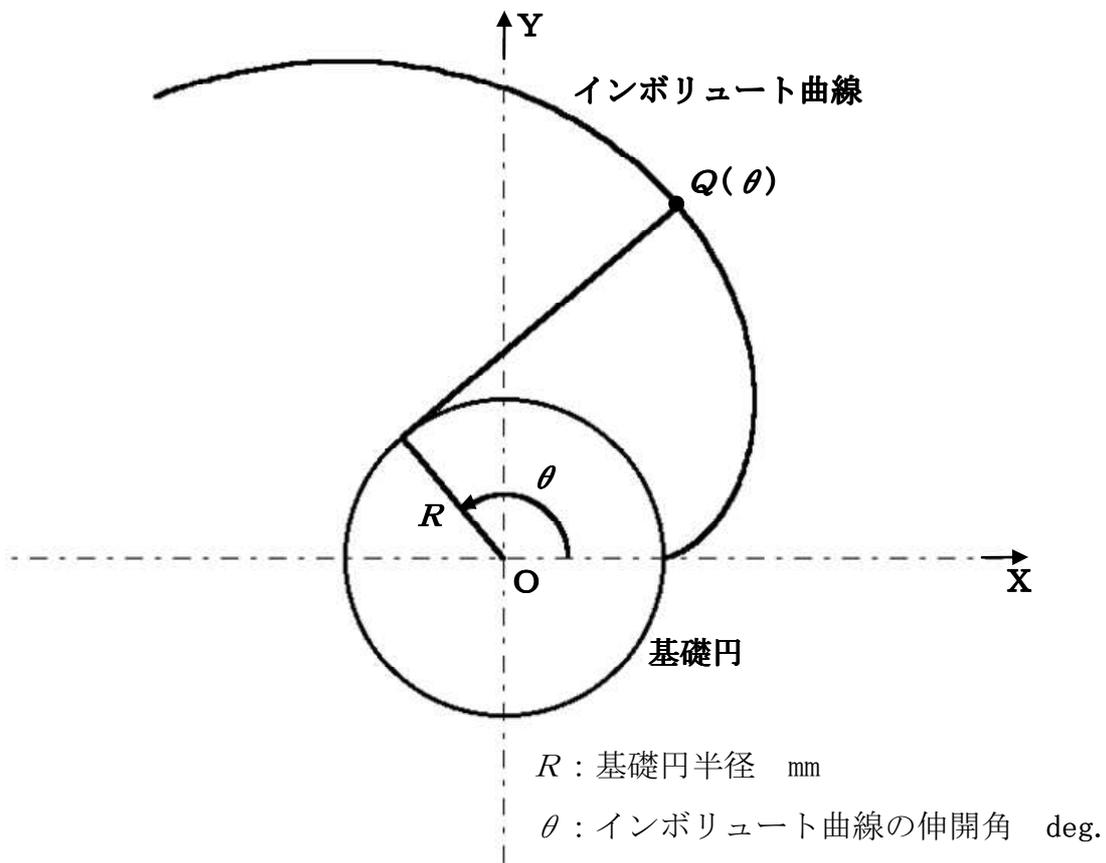


図1. 11 インボリュート曲線

スクロール翼形状におけるインボリュート曲線部分の外壁の座標を $P_o(X_o, Y_o)$ 、内壁の座標を $P_i(X_i, Y_i)$ とする。内壁は外壁から d (deg.) だけ遅れた角度から始まっている。本研究のスクロール曲線の定義は $d=90^\circ$ である。以上のことより、スクロールの曲線形状は図 1. 1 2 に示す形状になる。

$$P_i: \left. \begin{aligned} X_i &= R [\cos \theta_i + (\theta_i \times \pi / 180) \sin \theta_i] \\ Y_i &= R [\sin \theta_i - (\theta_i \times \pi / 180) \cos \theta_i] \end{aligned} \right\} \dots (1. 2)$$

$$P_o: \left. \begin{aligned} X_o &= R [\cos \theta_o + \{(\theta_o + d) \times \pi / 180\} \sin \theta_o] \\ Y_o &= R [\sin \theta_o - \{(\theta_o + d) \times \pi / 180\} \cos \theta_o] \end{aligned} \right\} \dots (1. 3)$$

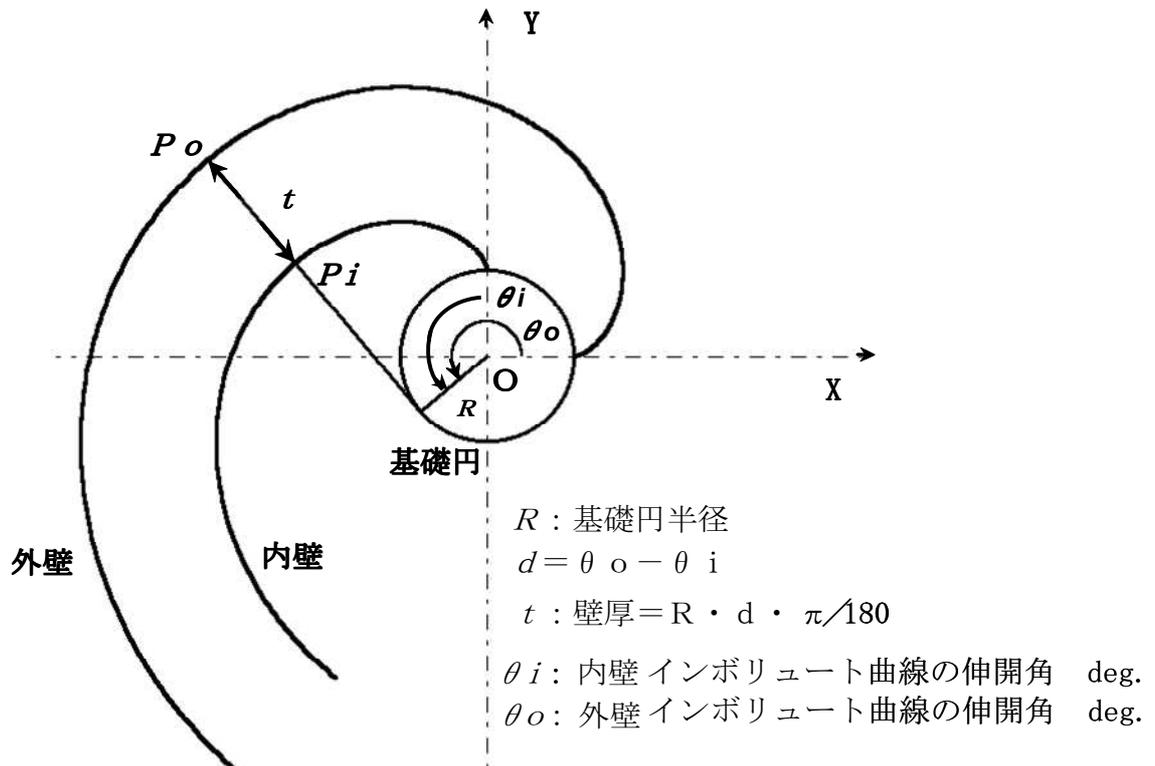


図 1. 1 2 スクロールのインボリュート形状

1. 4 これまでの研究

1. 4. 1 スクエアエンドミル加工の共通課題

1. 2節および1. 3節で述べたとおり、スクロール形状部品は翼の壁面、底面において高精度な仕上げ面を要求される。また、スクロール圧縮機は民生部品であり量産性（高能率）および低コストでの製造が求められる。このため一般的にはスクエアエンドミルによる加工が試みられているが、必ずしも高精度な加工面を実現することにはならず、加工能率向上のために主軸回転数や送り速度の増加を試みると、加工誤差はさらに拡大する[113]。本来エンドミル加工は工具突き出し量が大きく、工具シャンクをホルダーが把持し、そのホルダーを主軸が把持する機構なため、主軸ベアリングから加工点までの距離が長く、曲げ剛性の低下および工具の取付け時に生じる偏心による振れ回りに大きく影響することは指摘されており[113, 114, 115]、さらに切削抵抗に異方性がある場合は加工誤差の予測はより困難とも指摘されている[116]。このため、切削中におけるエンドミルの挙動メカニズムを実験的に究明し、切削力の変化が切れ刃と工作物の相対位置に影響することを明らかにした研究[117, 118]、エンドミルの曲げ剛性を計算し、側面切削において切削条件の変化と加工誤差を定量的に把握した研究[119, 120]、工具と工作物をモデル化し、切削力および加工誤差を予測した研究[121, 122]など、スクエアエンドミルによる高精度、高能率加工への探求テーマは多く、加工誤差および高精度化には一定の成果は見られるが、多くの課題が残っていることも現実である。

1. 4. 2 スクロール形状加工の課題

スクロール形状加工はスクエアエンドミル加工に関する上記の課題に加え、後述する2. 2節の特徴に起因する課題を持ち合わせている。すなわち、工作物の工具による切削断面積が連続的に変化することにある。特に、内壁、外壁加工では切削条件は大きく変化する。さらに内壁、外壁どちらを先に加工するかは別にして、たとえば外壁を先に加工したと想定すると、内壁加工時は底面の除去体積が外壁底面の10%強と少なくなり、底面往復加工においても切削条件が大きく変化する。このため底面の平面形状加工においても高精度、高能率加工が困難となっている。

スクロール形状における高精度, 高能率加工のこれまでの研究をまとめると,

- (a) 工具軌跡の解析により, 最適な工具軌道を導き出し, 安定的な加工を目的に考案された, 軌道制御法[113, 116, 123].
- (b) 常に最大切削断面積を一定にすることで切削抵抗安定化を目的に考案された, 前加工における半径方向切込み制御法, 送り速度制御法, 主軸回転数制御法 [124, 125, 126, 127, 128].
- (c) エンドミルに作用する切削抵抗を常に一定方向からに限定し, 設備挙動を最小化する目的で考案された, 加工点一定制御法 [129, 130, 131, 132].
- (d) エンドミル工具の形状維持を持続させ, 長時間安定した切れ味を確保するための軸芯クーラントスルー冷却法[133, 134, 135].
- (e) 工作物の壁面および底面を各々専用工具で独立して加工することにより, 長時間の安定加工を実現させる壁面底面工程分離法[136].

などが挙げられる. しかしながら, 省エネルギーの観点から高性能圧縮機のニーズは高く, 圧縮損失および機械損失を削減するためにスクロール形状の高精度, 高能率加工への要求は継続しており, さらなる加工法の改善や関連する技術開発が重要である.

1. 5 本研究のねらい

スクロール圧縮機は高効率, 低騒音, 低振動および自然冷媒 (CO_2) 対応など, レシプロ圧縮機およびロータリー圧縮機では実現が困難な優れた特徴を有している. しかしながら, 高性能を実現するためには, スクロール形状を高精度に加工する必要があり, このため生産コストはレシプロ圧縮機およびロータリー圧縮機に比べ高価である. そのため, 地球温暖化防止における CO_2 排出量削減のキーテクノロジーであるヒートポンプシステムへの搭載がロータリー圧縮機に比べ極めて低いのが現実であるが, 低炭素社会の実現には高効率ヒートポンプの更なる普及促進が不可欠であることから, スクロール圧縮機における生産コスト削減は業界の使命であり, 製造プロセスの中でも最もコストがかかるスクロール形状部品の加工工程における高精度を確保し, さらに高能率加工法を実現する要求は厳しい.

スクロール形状は一般的にエンドミルで加工されるが, その形状が主にインボリュート曲線で構成されるため切削位置によって曲率半径が変化し, 内壁では外壁よりも切削断面積が増加するなど切削条件は各加工位置において均一とならず, 高精度加工の実現は容易

ではない。さらに、高精度を維持するには工具を早期に交換する必要があり、生産性ならびに生産コストの大きな障害となっている。そこで、本研究では、高精度の安定確保ならびに高速加工領域での長寿命エンドミル開発を目的に、前述した今までの各方面からの研究成果を参考にして、加工法、工程、設備、クーラントおよびツリーングを現在実用的と考え得る最新技術を活用しながら、生産性向上ならびに工具コスト削減に寄与できるかどうかについて実験的検討を積み重ねながら開発を行う。

一方、鉄系材質におけるスクロール形状部品加工用のエンドミル開発においては、これまでの研究では第2節で述べる切刃形状やシャンク形状によって高精度・高能率加工が改善できる報告はあるが、工具材質に着目した研究は見当たらない。そこで、本研究ではエンドミルに使用されている超硬合金のWC（タングステンカーバイド）粒子に着目し、粒子サイズの微粒化、粒子分布の均一化および粒子密度を高くすることにより、長寿命工具が実現可能か実験的検討を行った。また、工具形状においては、切削抵抗および逃げ面摩耗の安定化を目的に、エンドミルの最適ねじれ角の算出を行なって工具形状に取り込んだ。

一方、エンドミル加工には多くの残された課題が存在する。特に、工具の取り付けによる誤差や工具回転運動による寸法誤差、形状誤差および面粗さ精度の影響は大きく、高精度の安定持続および高能率加工が非常に困難なのが現実である。また、エンドミルの刃数、回転数および送り速度による周期的なツールマークが壁面に発生し、圧縮機の振動性能に悪影響を及ぼしている。さらに、壁面と底面の接続部に丸み（コーナ部）が生じ、圧縮機冷媒ガスの漏れ経路となっている。そこで、本研究では、エンドミルの回転運動で生じる課題を解決するため、非回転の工具による加工法を提言する。このヘール加工法は高精度な平滑面が得られることが、これまでに報告されているが、スクロール形状加工に関する報告は見られない。

そこで、本研究は非回転のヘール工具を用いた加工法における加工精度の本質的な特性を明らかにするとともに、エンドミル加工との相似ならびにヘール加工の有効性を評価し、この結果に基づいて、スクロール形状加工工程における高精度の安定持続および高能率加工を実現し、製造コスト低減に大きく寄与し、あわせてスクロール圧縮機を広く普及させることを目的としたものである。

本論文の構成を図1. 13に示す。

1. 6 本論文の構成

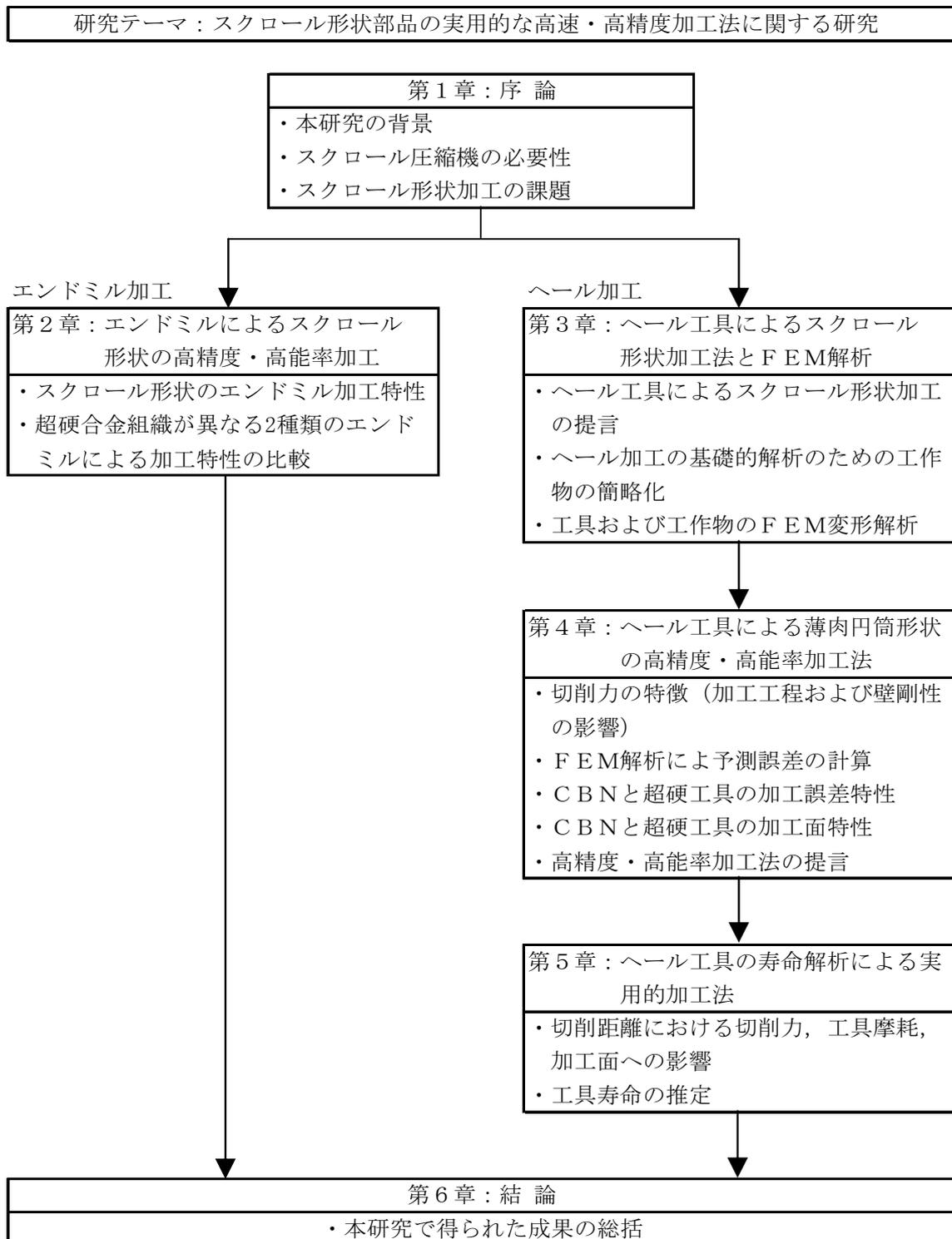


図1. 13 本論文の構成

参考文献

- [101] 社団法人家庭電気分科会. 家電の昭和史エアコン.
<http://kdb.or.jp/syowaeacon.html>, (参照 2013-10-05).
- [102] 一般社団法人日本冷凍空調工業会. 世界のエアコン需要推定. 2013年4月.
- [103] 株式会社東芝. 東芝科学館. 第一号物語.
http://kagakukan.toshiba.co.jp/manabu/history/1goki/1981aircon/index_j.html, (参照 2013-09-10).
- [104] 亀山浩幸・松下元士・池坊泰裕. モータ制御：エアコン用圧縮機制御の高性能化.
シャープ技報. 2006年8月, 第94号, 41-45.
- [105] 経済産業省. エネルギーの使用の合理化に関する法律 省エネ法の概要 2010/2011.
2010/10, 28.
- [106] 経済産業省. エアコンディショナーのエネルギー消費効率及びその測定方法 (案).
資料7, 1-9.
<http://www.meti.go.jp/committee/materials/downloadfiles/g70622b07j.pdf> -
6k-2008-09-10, (参照 2013-11-30).
- [107] 岸本哲郎・菅原作雄. 米・欧州・日本におけるエアコンの基準&ラベリング制度.
日本冷凍空調工業会. I E E J, 2009年3月. 12-13.
- [108] 産業競争力懇談会. 低炭素社会づくりに向けたヒートポンプの革新的技術開発と普及促進. 産業競争力懇談会 2009年度推進テーマプロジェクト報告. 2010年3月12日.
- [109] 佐藤嘉晃. 省エネルギーNEDOの戦略と取組. NEDO技術開発機構. 2011年12月1日, 10-11.
- [110] 斎藤路之.” ヒートポンプの役割と課題”. 電力中央研究所フォーラム 2010 研究成果発表会 需要家部門, 「低炭素社会を実現する電化・省エネ技術」. エネルギー技術研究所, 2010-10-27, 1, 14.
- [111] 荒川信勝・小谷純久・内川直志・寺田浩清. スクロール圧縮機とそのパッケージ形空調機への適応. 日立評論. 1983年6月, 65, 6, 31-36.
- [112] 森下悦生. スクロール圧縮機の研究. 東京大学, 1985, 博士論文.
- [113] 岩部洋育・三星宏. ねじれ刃エンドミルの偏芯が加工精度に及ぼす影響. 精密工学会誌, 61巻, 6号(1995), 834-838.

- [114] 白瀬敬一・稲村豊四郎・安井武司. エンドミル加工における加工誤差のばらつき. 精密工学会誌, 55 巻, 2 号(1989), 323-328.
- [115] 藤井義也・岩部洋育. ねじれ刃エンドミルのたわみに及ぼすチャックおよびコレットの影響と加工精度. 精密工学会誌, 52 巻, 2 号(1986-02), 273-278.
- [116] 岩部洋育・竹本和博・今井 純一. エンドミルによる高速加工に関する研究 - 輪郭加工による加工精度と誤差要因 -. 日本機械学会論文集, C 編, 63 巻, 612 号(1997-08), 2878-2885.
- [117] 藤井義也・岩部洋育・鈴木雅晴. 切削中におけるエンドミルの挙動と加工精度との関係 (第 1 報) - 加工誤差生成機構精密機械 - 1977-07-05, 43, 511, 807-813.
- [118] 岩部洋育・藤井義也. 切削中におけるエンドミルの挙動と加工精度との関係 (第 2 報) - 底面加工誤差生成機構 -. 精密工学会誌, 54 巻, 5 号(1988), 136-142.
- [119] 白瀬敬一・稲村豊四郎・安井武司. エンドミル加工における加工誤差の要因分析と定量化. 精密工学会誌, 52 巻, 4 号(1986), 705-712.
- [120] 白瀬敬一・稲村豊四郎・安井武司. エンドミル加工における加工誤差の推定と要因分析. 精密工学会誌, 53 巻, 9 号(1987), 1433-1439.
- [121] W. A. Kline, R. E. Devor and I. A. Shareef, "The Prediction of Surface Accuracy in End Milling", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 104, Aug. 1982, p. 272.
- [122] J. W. Sutherland and R. E. Devor, "An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 108, Nov. 1986, p. 269.
- [123] 岩部洋育. スクロール形状部品の実用的な高精度・高能率加工法の確立に関する研究. 文部省科学研究費補助金研究成果報告書. 出版年 1992, NDLC Y151.
- [124] 岩部洋育・島田智晴. エンドミルによるスクロール形状部品の高精度・高能率加工に関する研究 (第 1 報, 最大切削面積と仕上げ面粗さに基づく高精度・高能率加工法の提案). 日本機械学会論文集, C 編, 61 巻, 586 号(1995), 1184-1191.
- [125] 岩部洋育・永原雄野・正木努・後藤隆夫. 空気静圧主軸搭載の工作機械によるスクロール形状の高速加工に関する研究 (第 2 報) 切込み制御法による高精度加工法. 1997 年精密工学会秋季学術講演会講演論文集, 1997, 53.

- [126] 岩部洋育・坂垣内貴保・松橋英明. 極座標方式によるスクロール形状部品の高速度・高精度加工に関する研究. 2000年度精密工学会春季学術講演会講演論文集, 2000, 169.
- [127] 岩部洋育・島田智晴・横山和宏. エンドミルによる薄壁形状部品の加工精度に関する研究 -切削力による工作物および工具の変形解析と加工精度-. 日本機械学会論文集, C編, 63巻, 605号(1997-01-25), 239-246.
- [128] 株式会社日立製作所. スクロールラップの加工法. 特開 2000-205155. 1999-1-7.
- [129] トーヨーエイテック株式会社. スクロール状工作物の加工方法及び装置. 特開平 7-51916. 1993-8-17.
- [130] 三上紀夫・二井谷春彦. メカトロニクスの精密加工への応用 特集 生産の自動化・高度化を支えるメカトロニクス 解説. 精密工学会誌, 61巻, 7号(1955), 927-930.
- [131] 加藤和弥・竹内芳美・前田幸男・山中敏夫・小野塚英明. スクロール圧縮機部品の高精度・高能率加工 (加工点一定制御における加工精度の向上). 日本機械学会論文集(C編), 71巻, 701号(2005-1), 304-310.
- [132] 中川平三郎・松邦隆之・大西宏明・廣垣俊樹. エンドミル加工における軸方向切込み量が工具寿命に及ぼす影響. 精密工学会誌, 71巻, 2号(2005), 273-277.
- [133] 株式会社日立製作所. スクロールラップの加工法. 特開平 7-9232. 1993-6-25.
- [134] 株式会社日立製作所. スクロールラップの加工法. 特開平 7-24654. 1993-7-2.
- [135] 加藤和弥. 超硬合金エンドミルによるスクロール圧縮機部品の高能率・高精度加工. 大阪大学, 2005, 博士論文.
- [136] 加藤和弥・竹内芳美・前田幸男・山中敏夫・小野塚英明. スクロール圧縮機部品の高精度・高能率加工 (表面粗さに着目した高能率底面加工). 日本機械学会論文集(C編), 70巻, 697号(2004-9), 2730-2736.

第2章 エンドミルによるスクロール形状の

高精度・高能率加工

2. 1 緒言

本章では、スクロール圧縮機の主要部品である固定スクロール（ねずみ鋳鉄 FC250 相当材）の量産課題である生産性に着目し、高精度の安定確保および高速加工領域での長寿命（高能率）エンドミル開発を目的に、前述および以下で述べるこれまでの各方面からの研究成果を参考に、加工法、工程、設備、クーラントおよびツーリングを現在実用的と考え得る最新技術で開発し直し、生産性向上ならびに工具コスト削減に寄与できるか実験的検討を積み重ねながら開発を行う。また、このエンドミル開発は第3章以降で述べるヘール加工を最終仕上げ工程と位置づけた場合の前工程（中仕上げ）における加工面として最終仕上げ面精度に大きな影響を与える重要な要素と考える。

加工法については加工点一定制御法[201, 202]を採用しており、工程は工作物および工具をワンチャックしたまま、中仕上げ専用主軸で中仕上げ加工後、仕上げ専用主軸で仕上げ加工を行う。いずれも壁面および底面をエンドミルで同時加工する方法を選択した。これまでの研究で加工工程をスクロール壁面と底面に分割する手法が有効であることが報告されている[203]。しかしながら、この手法は壁面、底面を一度に加工する工程に比べ、生産性が半減する。そこで、本研究では、エンドミルの仕上げ工程において壁面、側面を一度に加工しつつ、高精度で高速加工および高寿命が実現できる加工システムの開発を目的とした。

設備については、高精度を安定的に確保するために横型スクロール形状加工専用機をトヨーエイテック株式会社と共同で開発した。CAEによる工作機ベースの熱解析による熱変形の排除、各スライド軸にマグネスケールを取り付けることによる完全クローズドループ制御、FANAC株式会社との共同開発で $0.1\mu\text{m}$ 制御可能な加工点一定制御システム[204, 205]、主軸には中圧（ $0.8\sim 1.3\text{Mpa}$ ）軸心クーラントスルーシステムを組み込んでいる[206, 207]。

ツーリングにおいてはこれまでの研究から2面拘束方式が、取り付け精度および工具の

振れ回り精度に優れていると認識されている [208, 209, 210, 211, 212, 213]. 本研究では HSK63A (ISO 12164-1 (DIN69893-1) 規格) 仕様を採用し, さらに工具の固定方法を一般的なコレット方式からより高精度に工具を把持できる焼き嵌め方式とした [214].

スクロール形状加工用のエンドミル開発においては, これまでの研究では切れ刃形状やシャンク形状によって高精度・高能率加工が改善できる報告はあるが [203, 215], 工具材質に着目した研究は見あたらない.

そこで, 本研究ではエンドミルに使用されている超硬合金を改善することにより, 長寿命が実現可能かどうかについて実験的に検討した. 一般的にエンドミルに使用されている超硬合金は ISO および JIS 規格で定められているもので選択肢は狭い. 本研究では工具メーカー 2 社に開発協力を申し入れ, 新超硬合金を試作してエンドミルを作成した. このときの工具形状は寿命比較ができるように配慮しており詳細については後述する. 超硬合金の試作にあたっては, 強靱性を強化するために, 焼結後の WC (タングステンカーバイド) 粒子の最小化および粒子サイズを均一化するとともに, 粒子密度を高くすることを開発テーマとした [216, 217]. 材料となる WC 粒子は工具メーカーにより, 粒子径 0.7 および 0.5 μm 以下を選定するとともに Co (コバルト) 量に関しては, 硬度, 抗折力, たわみ量の関係から 3wt% に統一している [218].

本研究ではこれまで述べた加工法により実験的検討を重ねて行い, 一定間隔で加工面を測定し, 切削距離がスクロール壁面の寸法誤差および標準偏差に与える影響を議論するとともに, 工具逃げ面の観察に基づく逃げ面摩耗幅とその進行速度の関連性を考察した.

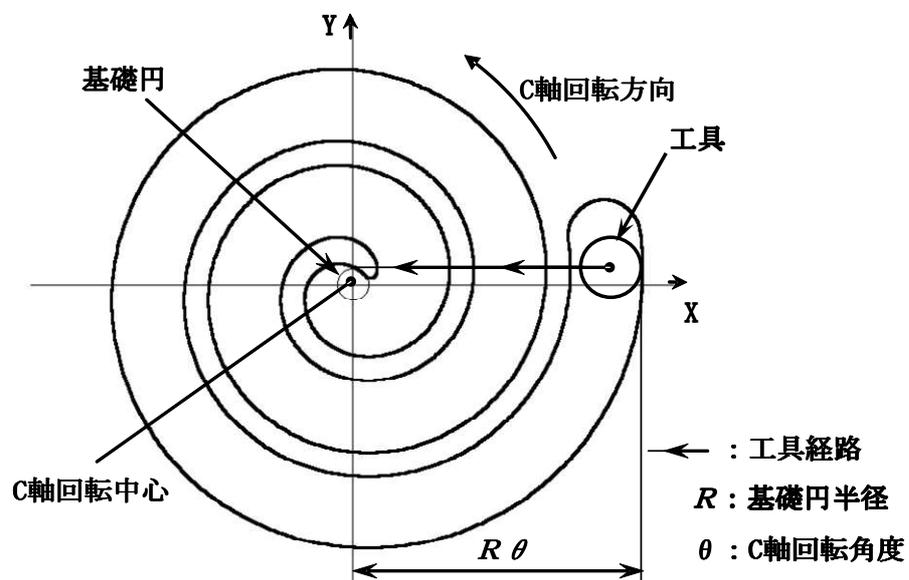
2. 2 スクロール形状のエンドミル加工

2. 2. 1 切削機構

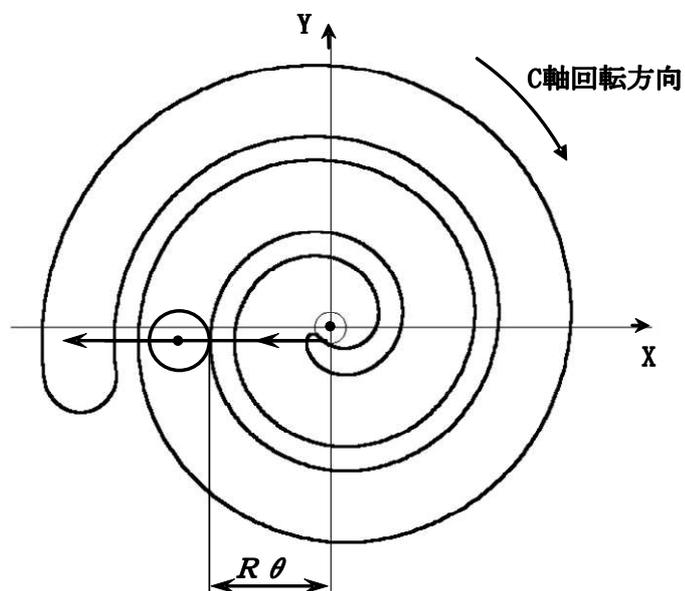
図 2. 1 にスクロール形状加工における加工点一点制御方式の工具経路を示すが, エンドミルの切削方向は壁面の精度および底面粗さから上向き切削を選択している [219, 220].

(a) は内壁加工, (b) 図は外壁加工を表しているが詳細な工具経路は 2. 4 節で説明する. スクロール形状加工はインボリュート曲線の伸開角によって曲率半径が変化するため, 仕上げ面に対して一定の半径方向切込みみを与えても切削条件が均一とならず, より切削断面積が大きくなる内壁中心部において, 加工精度の悪化が課題となってくる. すなわち

曲率半径の変化に伴う切削断面積の増加が加工精度に悪影響を与えると予測している。そこで伸開角により、どのように切削断面積が変化するかについて次に検討する。



(a) 加工開始位置 (内壁 $\theta = 810^\circ$, 上向き切削)



(b) 外壁加工 ($\theta = 450^\circ$, 上向き切削)

図2. 1 加工点一点制御方式におけるスクロール形状加工の工具経路

図2. 2は内壁加工および上向き切削におけるエンドミルのねじれ刃1枚による切削過程を示したものである。 Y_w は半径方向切込みで Z_w が軸方向切込みおよび S_z が1枚刃あたりの送りである。また、 η はねじれ角で、 OO' は工具中心を示している。工具の回転にともないねじれ刃は点Aより切込み、あたかも上方に移動しながらABEで囲まれる部分を切削し、その後加工面ACを創成し、点Dに達し切削を終了する。斜線部分は各位置におけるねじれ刃の切削断面積を示している。なお、この切削過程では3つの区間に分類される。切削断面積が増加するAB区間、定常かつ最大値を示すBC区間、そして切削断面積が減少するCD区間である。

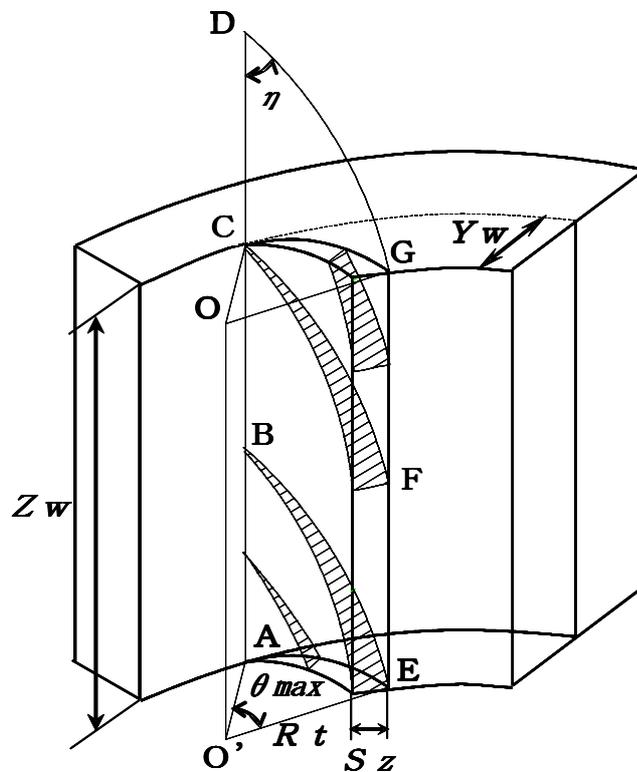


図2. 2 エンドミルの切削機構（上向き切削）

まず各区間における投影面積を求めることにする。切削断面積の変化が定常である区間での軸直角に投影される投影面積を S' とし、定常状態での切削断面積 S は、工具のねじれ角を η とすると (2. 1) 式のようにして求められる。

$$S = S' / \sin \eta \quad \dots (2. 1)$$

ここで計算を容易にするために以下の仮定において近似して投影面積を求める。

- (1) エンドミルの切れ刃の軌跡はトロコイド曲線を描くが、1枚刃あたりの送り S_z が工具半径 R_t に比べ小さいため、切れ刃の軌跡を半径 R_t の円弧とする。
- (2) インボリュート曲線の曲率半径 R_i は常に変化するが、1枚刃あたりの送り S_z が曲率半径 R_i に比べ小さいため、ある位置でのインボリュート曲線を半径 R_i の円弧とする。

図2. 3はスクロール加工における切削断面積を $X'Y$ 軸平面に投影したもので、計算を容易にするため X' 軸は基礎円接線上に設ける。図2. 4 (a) はスクロール内壁を工具中心が O_2 から次の切れ刃が削り終わる O_1 まで進むまでの切削状態を Z 軸方向から投影したものである。インボリュート曲線の曲率半径 R_i は $R\theta$ で求まり、その中心は常に基礎円上にある。そのため、インボリュート加工での状態を図2. 3のように示すことができる。ここでそれぞれの円の中心座標 $O_1(x_1, y_1)$, $O_2(x_2, y_2)$, $O_3(x_3, y_3)$ および半径 r_1, r_2, r_3 は次のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= R_i - R_t \\ y_1 &= 0 \\ r_1 &= R_t \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= (R_i - R_t) \cos(-d\theta) \\ y_2 &= (R_i - R_t) \sin(-d\theta) \\ r_2 &= R_t \end{aligned} \right\} \quad (2.3)$$

$$\left. \begin{aligned} x_3 &= 0 \\ y_3 &= 0 \\ r_3 &= R_i - Y_w \end{aligned} \right\} \quad (2.4)$$

$$R_i = R \cdot \theta \cdot \pi / 180 \quad (2.5)$$

$$d\theta = N \cdot N_s / \{60 \cdot F_s (R_i - R_t)\} \quad (2.6)$$

N_s : 主軸回転数 (min^{-1}) F_s : 送り速度 (mm/min) R_t : 工具半径 (mm)

R : 基礎円半径 (mm) θ : インボリュートの伸開角 (deg.) N : 刃数

投影面積は図中の3つの円の交点 I J K に囲まれる部分で、三点 I (X_I, Y_I), J (X_J, Y_J), K (X_K, Y_K) の座標はそれぞれ円1と円3の交点、円2と円3の交点、円1と円2の交点により与えられる。求めたそれぞれの座標から投影面積 S' は次式で計算できる。

$$S' = \int_a^b \{F(Y) - G(Y)\} dY \quad (2.7)$$

ここで式 (2.7) の F(Y), G(Y) は以下の (i) (ii) に場合分けした際の円の方程式である。

$$\begin{aligned} (i) \quad Y_I \leq Y < Y_J \quad (a = Y_I, \quad b = Y_J) \\ F(Y) &= \sqrt{r_1^2 - Y^2} + X_1 \\ G(Y) &= \sqrt{r_2^2 - (Y - Y_2)^2} + X_2 \end{aligned} \quad (2.8)$$

$$\begin{aligned} (ii) \quad Y_J \leq Y < Y_K \quad (a = Y_J, \quad b = Y_K) \\ F(Y) &= \sqrt{r_1^2 - Y^2} + X_1 \\ G(Y) &= \sqrt{r_3^2 - Y^2} \end{aligned} \quad (2.9)$$

以上により投影面積 S' は求められ、次式で切削断面積 S が計算できる。

$$S = S' / \sin \eta \quad (2.10)$$

一方、図 2.3 (b) はスクロール外壁を工具中心が O₂ から次の切れ刃が削り終わる O₁ まで進むまでの切削状態を Z 軸方向から投影したものである。切削断面積の計算方法は内壁加工と同様であり、まず式 (2.11) から式 (2.15) を用いて、3点 I, J および K の座標を計算する。次に式 (2.16) および式 (2.17) を用いて投影面積 S' を計算し、その後、式 (2.10) より切削断面積 S を求める。

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= R i + R t \\ y_1 &= 0 \\ r_1 &= R t \end{aligned} \right\} \quad (2.11)$$

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= (R i + R t) \cos (-d \theta) \\ y_2 &= (R i + R t) \sin (-d \theta) \\ r_2 &= R t \end{aligned} \right\} \quad (2.12)$$

$$\left. \begin{aligned} x_3 &= 0 \\ y_3 &= 0 \\ r_3 &= R i + Y w \end{aligned} \right\} \quad (2.13)$$

$$R i = R \cdot \theta \cdot \pi / 180 \quad (2.14)$$

$$d \theta = N \cdot N_s / \{60 \cdot F_s (R i + R t)\} \quad (2.15)$$

$$(i) \quad Y_I \leq Y < Y_J \quad (a = Y_I, \quad b = Y_J)$$

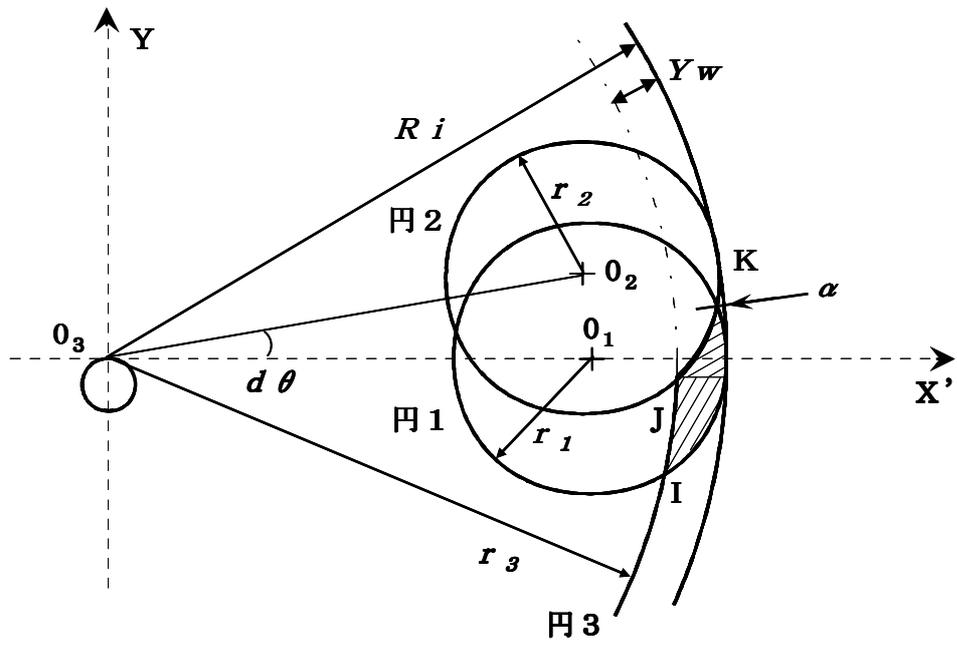
$$F(Y) = -\sqrt{r_2^2 - (Y - Y_2)^2} + X_2$$

$$G(Y) = -\sqrt{r_1^2 - Y^2} + X_1 \quad (2.16)$$

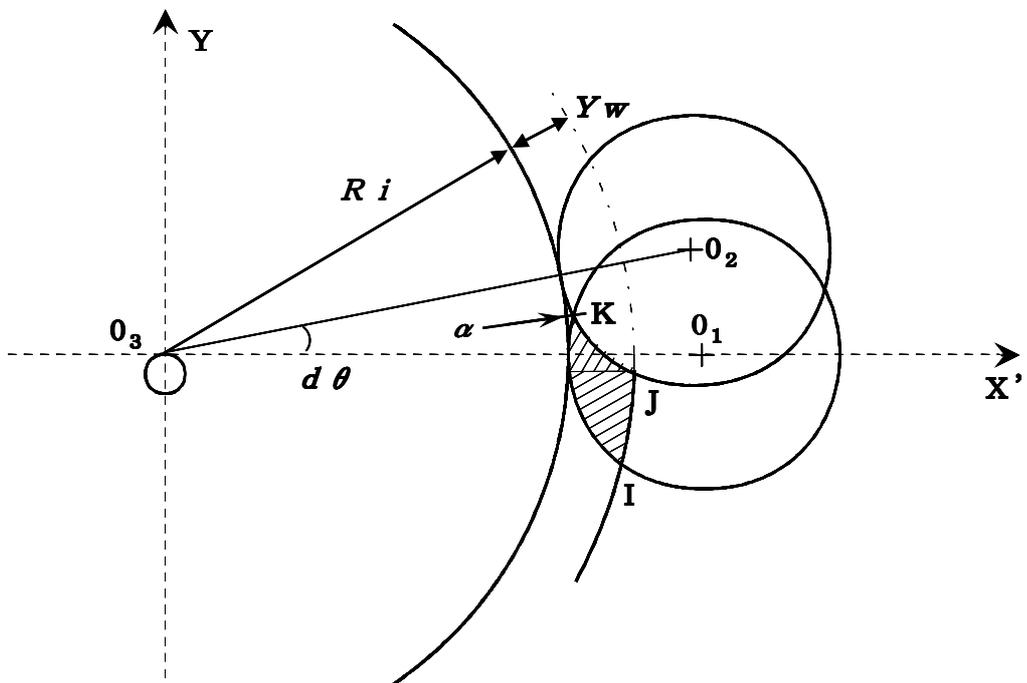
$$(ii) \quad Y_J \leq Y < Y_K \quad (a = Y_J, \quad b = Y_K)$$

$$F(Y) = -\sqrt{r_3^2 - Y^2}$$

$$G(Y) = -\sqrt{r_1^2 - Y^2} + X_1 \quad (2.17)$$



(a) スクロール内壁加工



(b) スクロール外壁加工

図2. 3 エンドミルによる曲面加工

エンドミル加工における切削断面積のZ軸方向の投影面積は、1枚の切れ刃が削り始めてから終わるまでに、図2.4に示す3つの形式に分類できる。上向き切削の場合は、図2.4において(a)、(b)および(c)図の順に増加、定常、減少区間をそれぞれ示すが、下向き切削の場合は、図2.4において(c)、(b)および(a)図の順となる。上向き切削の場合、1枚の切れ刃が加工面を削り始めるときの角度を $\theta_0=0$ とし、各位置での角度を θ ($^\circ$)で表すことにする。そして増加区間が終了して定常区間が始まるときの角度を θ_1 、定常区間が終わり減少区間が始まるときの角度を θ_2 および減少区間が終わるときの角度を θ_3 とする。それぞれの位置における角度は次のように示すことができる。

$$\left. \begin{aligned} \theta_0 &= 0 \\ \theta_1 &= \cos^{-1} (1 - Y_w / R t) \\ \theta_2 &= Z_w \times \tan(\eta) / R t \\ \theta_3 &= \theta_1 + \theta_2 \end{aligned} \right\} \quad (2.18)$$

図2.3において $Y_w(\theta)$ がトロコイド曲線による削り残し量 α は式(2.19)で表すことができる。

$$\left. \begin{aligned} \text{内壁: } \alpha &= R i - (R i - R t) \cos \frac{d\theta}{2} - \sqrt{R t^2 - (R i - R t)^2 \sin^2 \frac{d\theta}{2}} \\ \text{外壁: } \alpha &= (R i + R t) \cos \frac{d\theta}{2} - R i \sqrt{R t^2 - (R i - R t)^2 \sin^2 \frac{d\theta}{2}} \end{aligned} \right\} \quad (2.19)$$

図2.4(b)の定常区間において、投影面積は $A E' E$ に囲まれる面積となる。図2.4(c)の減少区間において、投影面積は $P E' E Q$ に囲まれる面積となり、これは $A E' E$ から $A P Q$ の面積を差し引いた値と等値である。

図 2. 5 は以上の計算によって切削断面積を求め、1 枚刃による切削断面積の変化を横軸にエンドミルの回転角度をとって示したもので、内壁 $\theta = 263^\circ$ での結果であり、計算に使用したエンドミルの仕様（工具 a）および切削条件を図中に示す。図より工具の回転周期 360 度の区間での最大切削断面積は定常区間の切削断面積であり、 $S_{max} = 3.05 \times 10^{-3} \text{mm}^2$ となる。しかし、エンドミルは一般的に多刃の工具であり、刃数 $N=6$ ならば、工具の回転周期 360° の間に複数の切れ刃が常に削り込んでいる。この場合 60° 間隔で新しい切れ刃が削り始め、削り始めてから 135.4° 回転して削り終わる。

次に 6 枚刃による切削断面積の変化を図 2. 6 に示す。1 枚の切れ刃が削り始めたときの角度を 0° として、一回転するまでの切削断面積の合計を示している。この条件では常に 3 枚の切れ刃が切込んでおり、最大切削断面積は $S_{max} = 9.16 \times 10^{-3} \text{mm}^2$ となる。また、工具の回転にともない、切削断面積 S は $6.11 \times 10^{-3} \sim 9.16 \times 10^{-3} \text{mm}^2$ の間で変動しているのが確認できる。

図 2. 7 は以上に述べた最大切削断面積の変化を、スクロール各位置の角度を横軸にとり示したものである。この図では圧縮機の機能上精度が必要となるインボリュート曲線の部分のみを示している。内壁では外周部 $\theta = 1177^\circ$ から中心部 263° へ進むにつれ、曲率半径は約 36.2 から 5.8mm へと変化し、最大切削断面積も 3.21×10^{-3} から $9.16 \times 10^{-3} \text{mm}^2$ へと増加している。特に $\theta = 400^\circ$ を過ぎて、曲率半径が 10 から 4.0mm の値に近づくにつれ、最大切削断面積は急激に増大している。

一方、外壁においては、反対に中心部 $\theta = 83^\circ$ から外周部 $\theta = 817^\circ$ へ進むにつれ、最大切削断面積は 1.04×10^{-3} から $1.95 \times 10^{-3} \text{mm}^2$ へと増大している。しかしこの変化量は内壁に比べて小さい。

最大切削断面積が最も小さくなった外壁 $\theta = 83^\circ$ の位置に比べて、最も大きくなった内壁 263° では約 9 倍と大きく、両者の間で切削力に大きな差が生じると考えられる。

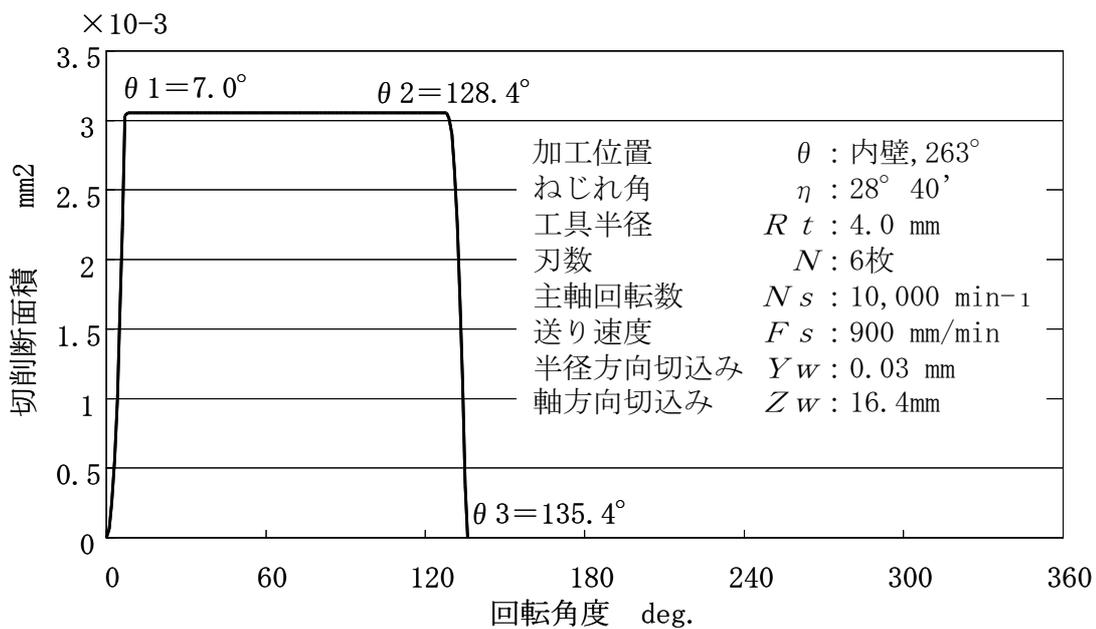


図2. 5 1枚刃（工具a）による切削断面積の変化（内壁 263° ）

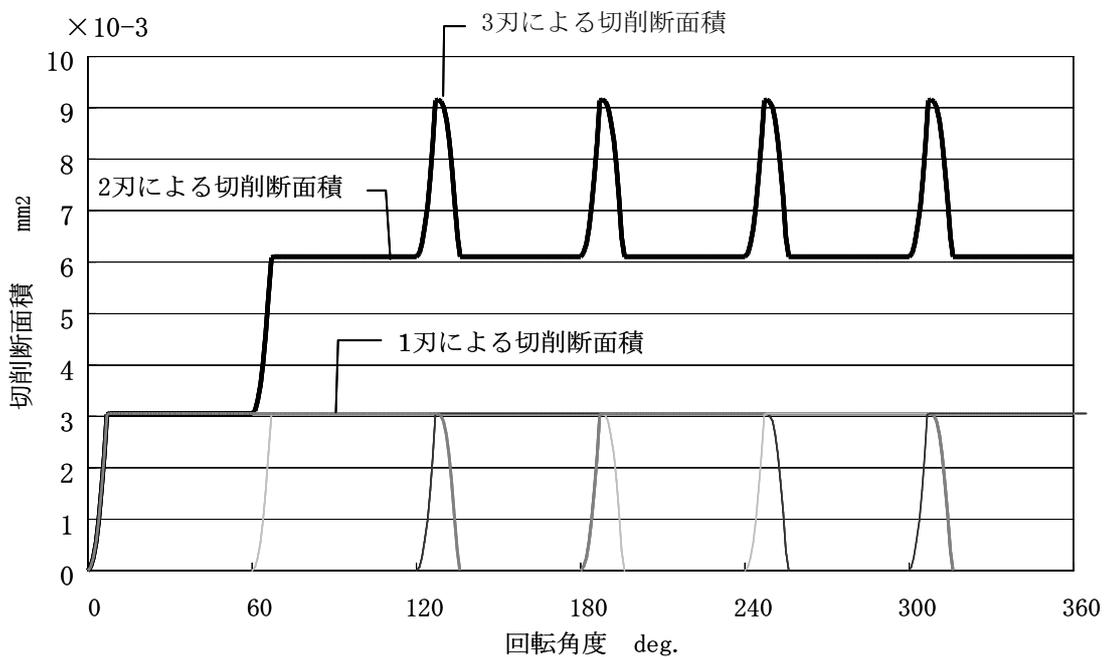


図2. 6 6枚刃（工具a）による切削断面積の変化（内壁 263° ）

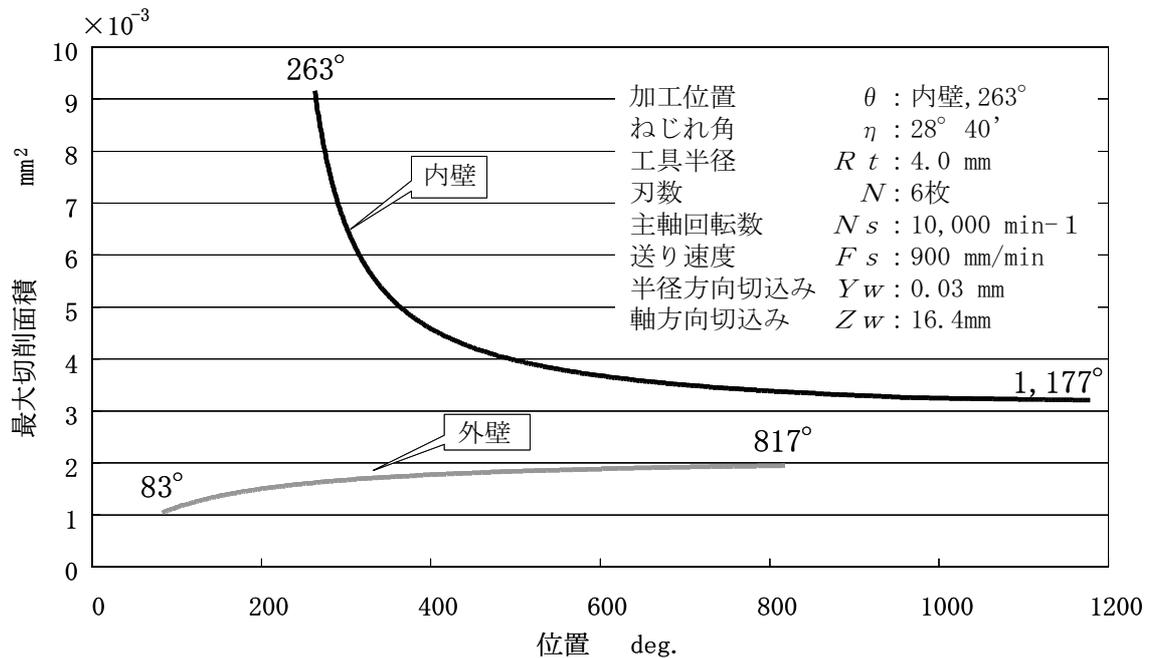


図2. 7 最大切削断面積の変化

2. 2. 2 ねじれ角による切削断面積の変化

前節、図2. 6に示した条件では切削断面積は工具の回転にともない大きく変動する。これは切削中に参与している切れ刃の数が2枚から3枚と変化しているためである。したがって、1枚目の切れ刃が削り込んでから2枚目が削り込むまでの間隔を変更することができれば、工具の回転に伴う切削断面積の変動を抑えることができる。そこで切削断面積の増減区間をあらわす式(2. 18)および次の切れ刃が入る間隔に参与する切れ刃数を変化させることによって切削断面積の変動を調節することを考える。先行する切れ刃が切削を開始してから切削断面積の定常区間が終了する式は(2. 20)で表すことができる。この θ_2 の角度のときに、次の切れ刃が入ることにより、切削断面積の変動は一定となる。本節においては軸方向切込み Zw を16.4mm、工具半径 Rt を4.15mmと設定すると、 θ_2 は η の関数で表すことができる。また、切れ刃までの間隔 θ_a は式(2. 23)で示され、 $\theta_2 = n \theta_a$ (n は整数)のときに切削断面積の変動のない加工となる。

$$\theta_2 = Zw \times \tan(\eta) / Rt \quad (2. 20)$$

$$\theta_a = 2\pi / N \quad (2. 21)$$

以上の関係から以下の工具仕様を設定し、その工具により上向き切削での切削断面積の変動を図 2. 8 および 2. 9 に示す。図 2. 8 は多刃による切削断面積の和の変化を示しており、図 2. 9 は 1 枚刃による切削断面積の変化を示している。

工具 a : $\eta = 28^{\circ} 40'$ $N=6$ (1~3 刃)

工具 b : $\eta = 7^{\circ} 30'$ $N=6$ (0~1 刃)

工具 c : $\eta = 21^{\circ} 40'$ $N=6$ (1~2 刃)

工具 d : $\eta = 11^{\circ} 15'$ $N=8$ (1 刃)

工具 e : $\eta = 21^{\circ} 40'$ $N=8$ (2 刃)

工具 f : $\eta = 11^{\circ} 15'$ $N=1$

図 2. 8 より工具 B は 1 枚目の切れ刃は次の切れ刃が入る前に加工を終了し、切削断面積は 30° 間隔で $0.0 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ と $1.25 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ で増加減少を繰り返している。また、工具 c では定常状態の半ばで新たな切れ刃が切込み、切削断面積は 30° 間隔で $0.44 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ と $0.89 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ で増加減少を繰り返している。工具 d および e は常に 1 および 2 枚の切れ刃で加工を行っており、切削断面積はそれぞれ 0.63×10^{-3} , $0.66 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ と一定となっている。この 2 つの工具は 1 枚刃の投影面積は等しく $0.12 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ であるが、工具 e は 2 枚で削っているため、多刃での投影面積は 2 倍となる。一方工具 e のねじれ角は $21^{\circ} 40'$ で $\sin \eta$ は 0.37 となり、工具 d の $\sin \eta = 0.20$ の約 2 倍近くになる。切削断面積 $S = S' / \sin \eta$ であるため切削断面積は工具 e および d でほぼ同じ値となる。

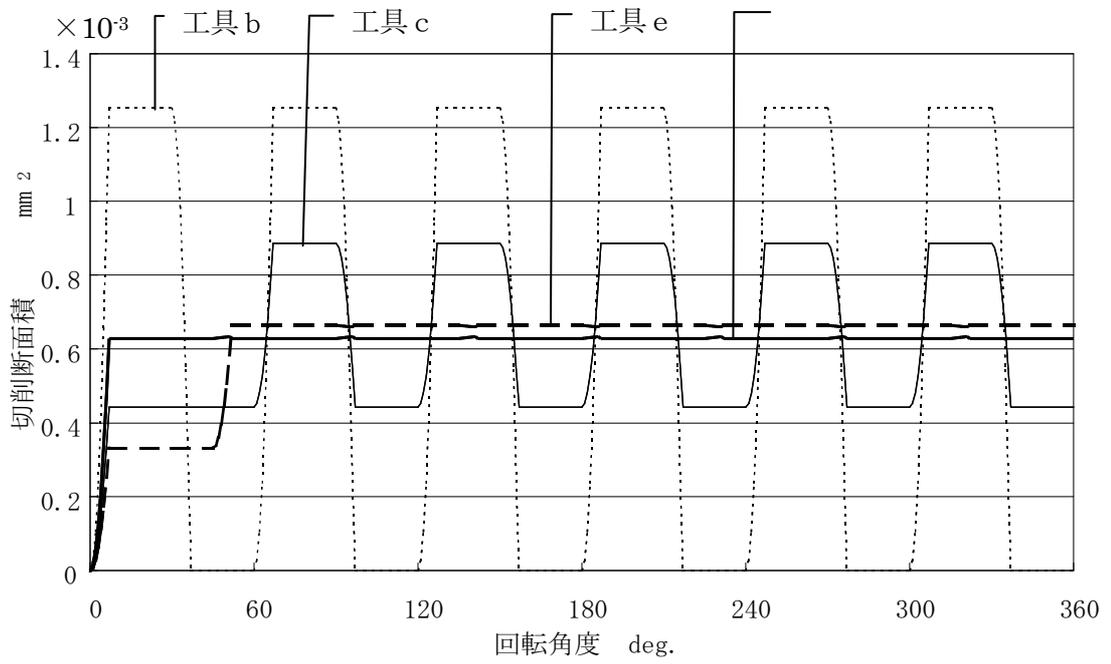


図2. 8 ねじれ角による切削断面積の変化 (多刃)

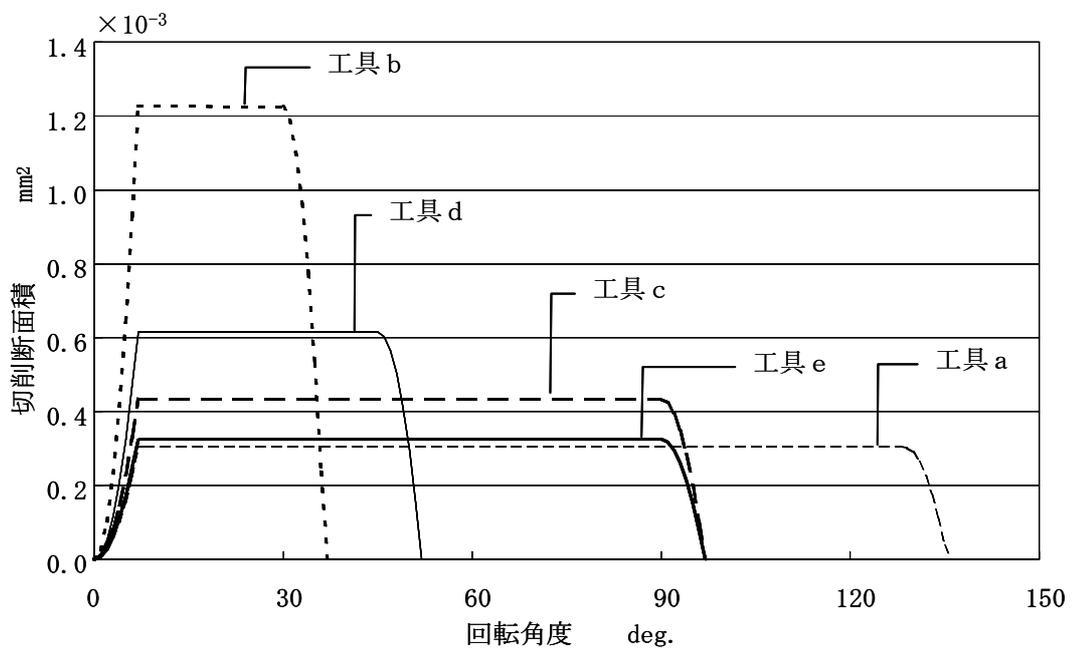


図2. 9 ねじれ角による切削断面積の変化 (1枚刃)

2. 3 最適ねじれ角の計算

上述した切削断面積を一定に保つ計算結果より，本節の実験で使用するスクロール形状工作物に最適なエンドミルのねじれ角を計算する．式 (2. 22)，(2. 23) よりねじれ角 η を求める．

$$\eta = Z w \times t \text{ a n}^{-1} (\theta_2 \times R t / R w) \quad (2. 22)$$

この式で θ_2 は次の関係式で求める．

$$\theta_2 = (n - 1) \times \theta_a \quad (n : \text{同時切削する切れ刃数}) \quad (2. 23)$$

$$\theta_a = 2 \pi / N$$

本実験ではスクロール形状壁高さ (軸方向切込み) $Z w = 14.0 \text{ mm}$ ，エンドミル半径 $R t = 4.1 \text{ mm}$ ，エンドミル刃数 $N = 6$ 枚を使用する．式 (2. 24)，(2. 25) より，エンドミルのねじれ角 η は $18^\circ 57'$ となる．また，工具試作設備の都合上，実際のエンドミルねじれ角は $18^\circ 55'$ で製作したため，6 枚刃で切削の場合，切れ刃と切れ刃のつながり箇所において完全な平滑面にはならないことが図 2. 10 より明らかである．なお，この条件では常に 1 枚の切れ刃が切込んでおり，最大切削断面積は 1 枚刃のときと同様に $S_{max} = 3.59 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ である．また，工具の回転にともない，切削断面積 S は $3.45 \times 10^{-3} \sim 3.59 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ の間で微小に変動しており，1 枚の切れ刃が削り終わる角度になると，すぐに次の切れ刃が切削を開始するため，断続切削であっても切削断面積の変化は非常に小さい．

図 2. 11 は以上に述べた最大切削断面積の変化を，スクロール各位置の角度を横軸にとって示したものである．この図では機能上精度が必要となるインボリュート曲線の区間のみを示している．内壁では外周部 $\theta = 1152^\circ$ から中心部 $\theta = 263^\circ$ へ進むにつれ，曲率半径は約 35.4 から 5.7 mm へと変化し，最大切削断面積も 1.19×10^{-3} から $3.59 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ へと増加している．特に $\theta = 400^\circ$ を過ぎて，曲率半径が 10 から 4.1 mm の値に近づくにつれ，最大切削断面積は急激に増大している．外壁においては，反対に中心部 $\theta = 85^\circ$ から外周部 $\theta = 800^\circ$ へ進むにつれ，最大切削断面積は 0.39×10^{-3} から $0.72 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$ へと増大している．しかしながら，この変化量は内壁に比べて小さい．

最大切削断面積が最も小さくなった外壁 $\theta = 85^\circ$ の位置に比べて，最も大きくなった内壁 263° では約 9.2 倍となり，両者の間で工具に作用する力に大きな差が生じると考えられる．

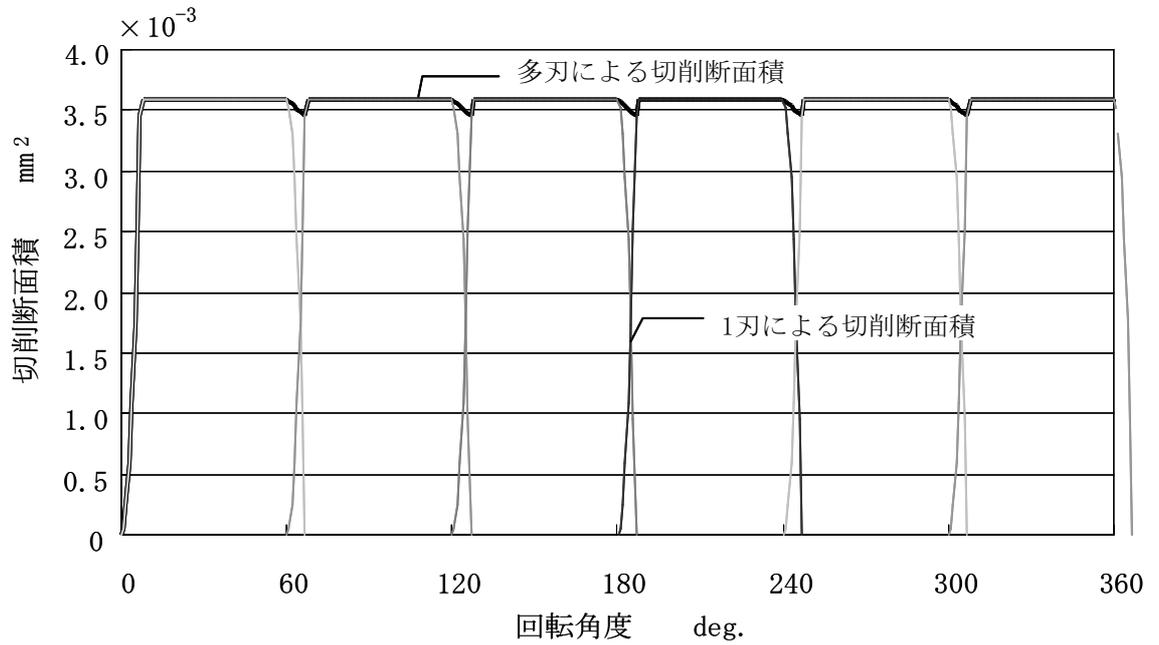


図2. 10 切削断面積の変化 (内壁 $\theta = 263^\circ$)

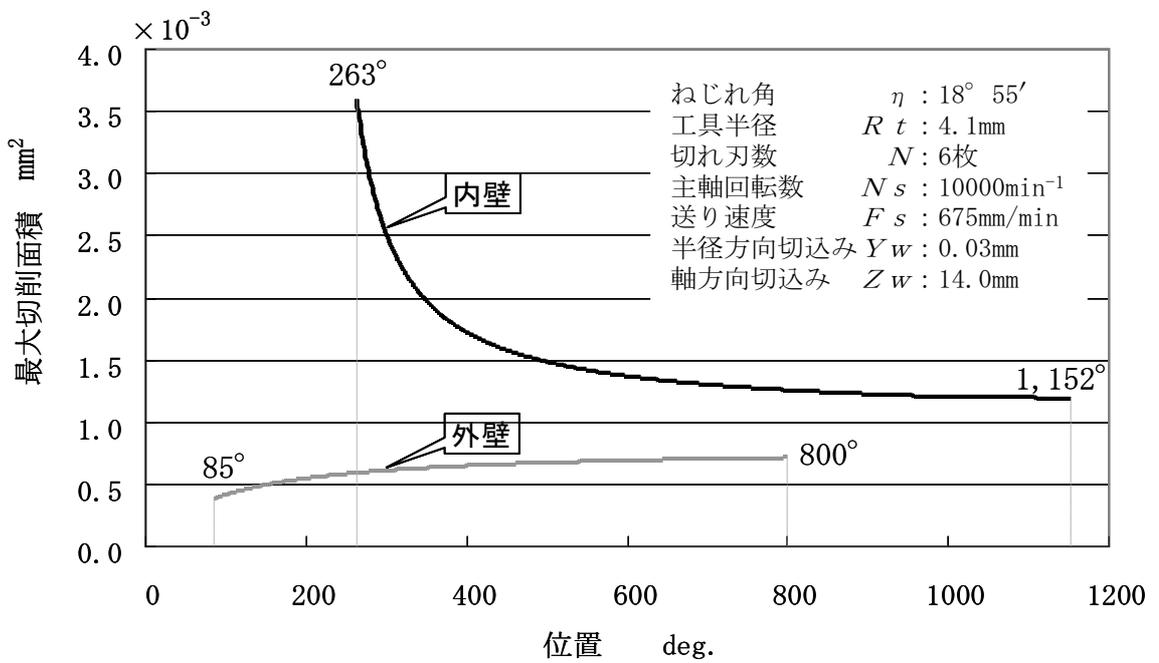


図2. 11 最大切削断面積の変化

2. 4 実験方法および条件

2. 4. 1 使用機器

実験に使用した工作機械を図2. 1 2に示すが2. 1節で述べた高精度仕様の工作機械であり，図中に示す通り X・Y・Z 軸および回転テーブルである C 軸を持つ，4 軸制御の横型スクロール専用加工機（トーヨーエイテック株式会社製）である．制御装置は加工点一点制御が可能であり象限切り替による加工誤差が小さい加工が可能である．また，図中 C 軸先端にはダイヤフラム式チャックを搭載し，工作物を低ひずみで固定できる．また，エンドミル回転用主軸は2本搭載しており，第一主軸が中仕上げ加工専用で $Ns = 40,000 \text{ min}^{-1}$ ，第二主軸が仕上げ加工専用で $Ns = 20,000 \text{ min}^{-1}$ 仕様であり，軸心クーラントスルー機構を搭載している．

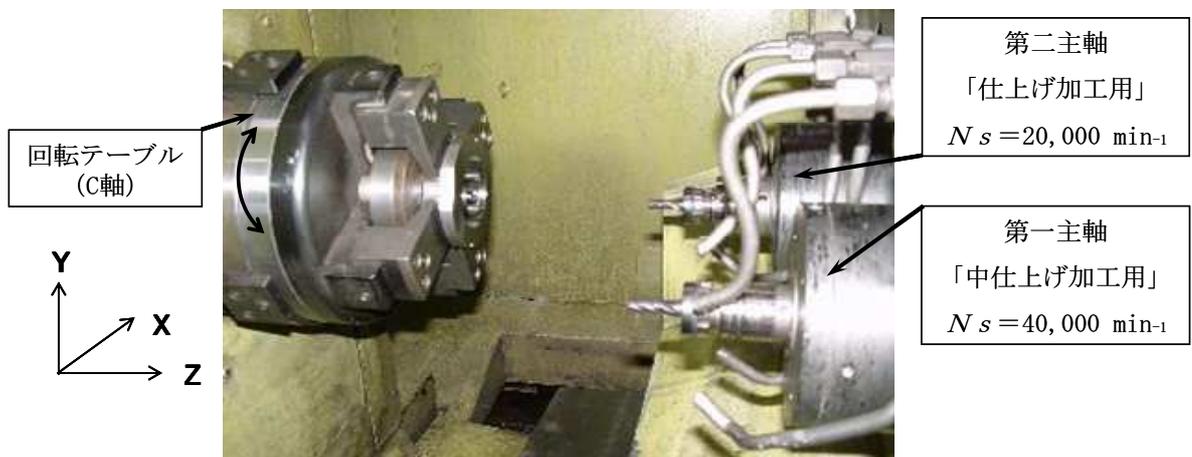


図2. 1 2 工作機械概観図

2. 4. 2 実験方法

スクロール形状加工は加工点一点制御法にて行っている。工具経路を前述にて図2. 1に示したが,ここでは工程の進行に沿って図2. 1 3に示す。図中の青い円が工具を軸方向から見た図であり, 工具の回転方向は工作物に向かって時計回りである。まず工具は図中左上のaの位置, すなわち, 工具中心を基礎円半径分Y軸正方向に移動した位置からX軸負方向に移動すると同時に, 回転テーブル(C軸)はX軸と同期しながら反時計方向に回転し, 内壁と底面を同時に切削する。工具はX軸に平行に工作物中心部に進み, 図中右上に示すbの位置を通過し, スクロール形状の巻き始めにおけるR形状部をX軸, Y軸および回転テーブルを同期させながら移動し, 外壁を削る際には工具の進行方向は同一にて, Y軸の移動および回転テーブルを時計方向に逆回転させ, 再びX軸および回転テーブルの同期制御により図中下c~dの位置まで切削加工を行う。この加工経路は中仕上げ加工, 仕上げ加工ともに共通である。

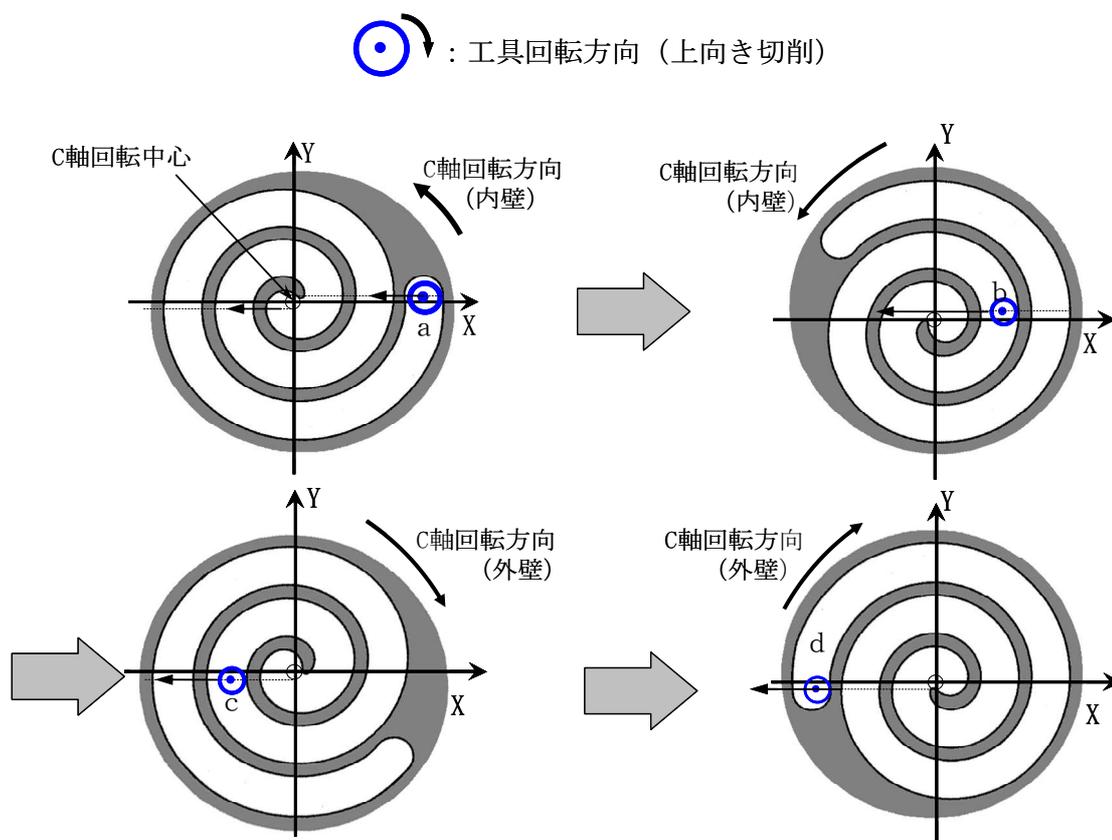


図2. 1 3 エンドミル工具経路と工作物の回転方向

次に仕上げ切削条件を表 2. 1 に示す. 表中の送り速度は平均送り速度を表記しており, 実加工としては, 伸開角 (加工位置) により送り速度は連続的に変化させている. これはスクロール形状を高精度に加工するため, 送り速度制御法を採用しているためである. また, 表 2. 1 には示していないが, 加工時に工具先端より 1.0Mpa のクーラント吐出している.

表 2. 1 仕上げ切削条件

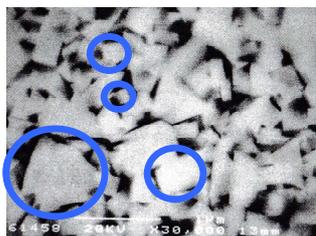
工作物	ねずみ鋳鉄材 (FC250相当品)
	直径 104mm
	壁高さ $H=14.0\text{mm}$
主軸回転数	$N_s=13,000\text{min}^{-1}$
加工送り速度	$F_s=2,500\text{mm}/\text{min}$ (平均)
径方向切込み	$Y_w=0.03\text{mm}$
切削方向	上向き切削
クーラント液	エマルジョン
工具	超硬エンドミル
	工具径 $2Rt=8.2\text{mm}$
	ねじれ角 $\eta=18.55^\circ$
	刃数 $N=6$
	工具A, 工具B

表 2. 2 に工具メーカ 2 社で各々試作した超硬エンドミルにおける材料特性を示す. 表中より焼結前の WC 粒子の粒径を工具Aは $0.7\mu\text{m}$ 以下とし, 工具Bは $0.5\mu\text{m}$ 以下とし, 砥粒をふるいにかけて選別しているが, 2. 1 節で述べたとおり, 焼結後の結晶 (WC 粒子) の大きさ, 均一性および密度が重要であり, 組織の SEM 写真を図 2. 1 4 に示す. 図中に青円で囲み示しているが, 工具Bの組織が工具Aの組織に比べ, 粒形, 均一性および密度において優れていると推測される. また, 機械的性質については図中に示すとおりほとんど差はない.

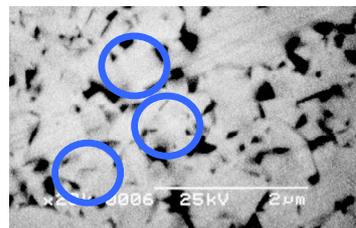
表 2. 2 工具材質および機械的特性

工具	成分	硬さ	抗折力	WC粒径	工具写真
A	WC-3wt%Co	94.2HRA	3.0GPa	$\sim 0.7\mu\text{m}$	
B	WC-3wt%Co	94.0HRA	2.8GPa	$\sim 0.5\mu\text{m}$	

○ : WC 粒子



(a) 工具A



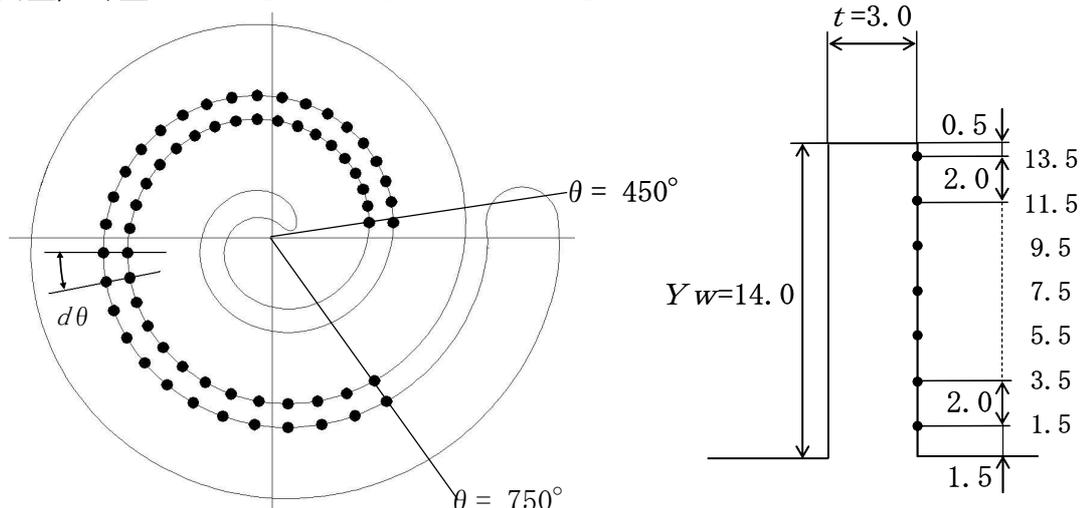
(b) 工具B

図 2. 1 4 超合金のSEM写真

2. 4. 3 測定方法

スクロール内外壁の測定にはCNC三次元測定機(CARLZEISS UPMC850CARAT)を用いた。加工面の測定位置は、図 2. 1 5 に示すように、インボリュートの伸開角 $\theta = 450^\circ \sim 750^\circ$ の範囲とした。これは比較的加工条件の安定した区間であり、定量的に実験結果を考察できるからである。また、側定点は壁の径方向で $d\theta = 5 \sim 15^\circ$ 間隔に、高さ方向は上面から 0.5mm の断面から 2mm 間隔の 7 断面とした。なお測定時には偏心補正を行い、取り付け時の誤差の影響を受けないようにした。

内壁／外壁 $\theta = 450 \sim 750^\circ : d\theta = 5 \sim 15^\circ$



(a) X-Y平面の測定位置 (62点)

(b) 高さ方向の測定位置 (7点)

図 2. 1 5 スクロール壁加工誤差の測定位置

2. 5 実験結果および考察

2. 5. 1 壁高さ方向の寸法誤差

図2. 16は図2. 12に示す第一主軸でスクロール内外壁面および底面の中仕上げを行った後に、連続して表2. 1の仕上げ切削条件にて、表2. 2の工具Aで第二主軸を用いて仕上げ加工を行い、切削距離 $L=0.7, 70$, および 140m における壁面の寸法誤差を伸開角 $\theta=630^\circ$ の位置で示したもので、それぞれ右図が外壁、左図が内壁の結果である。

外壁は壁高さ方向に切削面がうねりながら、削り残しによる正の誤差となっているが、 L が増加しても寸法誤差に変化は見られず $5\mu\text{m}$ 以下の安定した加工面となっている。これは、外壁の切削断面積が小さく、切削抵抗の変動幅小さいためと推測できる。

一方、内壁は削り過ぎによる負の誤差が生じており、壁高さの低い位置でその値は大きくなっている。これは工具の振れ回りおよび壁の曲率半径による切削断面積の増加で切削抵抗が壁面方向に作用し工具および工作物が変形したためと推測できる[219, 220]。また、 $L=140\text{m}$ では、工具摩耗の増加によって切削抵抗が増加し、工具先端部の変形が増大し、それにともない工具の振れ回りも増加したと見られ、 $H=1.5, 5.5$ および 9.5mm で寸法誤差が $5\mu\text{m}$ を超えている。

図2. 17は工具Bを使用し、図2. 16と同様に加工を行い、 $L=700$ および 1050m の結果を示している。外壁は $L=140\text{m}$ で寸法誤差が $3\mu\text{m}$ 以下の良好な加工面となっており、 $L=700\text{m}$ では工具摩耗の増加によって切削抵抗が増加し、工具先端部の変形が増大し、それにともない工具の振れ回りも増加したと推測され、 $H=9.5\text{mm}$ の寸法誤差が特に大きい。また、 $L=1050\text{mm}$ では、さらに工具摩耗が進行したと考えられ、壁高さ方向全域で寸法誤差が増大し、 $H=1.5\text{mm}$ では $5\mu\text{m}$ を超えている。

一方、内壁は $L=700\text{m}$ までは工具Aと同等の加工誤差を示しているが、 $L=1,050$ では工具摩耗の増加により、壁高さ $H=1.5, 11.5$, および 13.5mm で $5\mu\text{m}$ を超えている。

以上の結果から工具Bは伸開角 $\theta=630^\circ$ の位置における寸法誤差が $5\mu\text{m}$ を越える切削距離は $1,050\text{m}$ と工具Aより7.5倍長くなっている。この理由は図2. 14に示す超硬合金のSEM写真より、工具Bの超硬合金組織中のWCの粒度が微細で均一であり、さらに高密度であるためと考えられる。このような組織は超硬合金中のCoがWCと接触する面積が増加するため、Coのm. f. p (mean free path、平均厚み) が小さくなり、このため硬さが上昇し、さ

らに WC の粒径ともうまくバランスした場合に曲げ強度も極大となる性質をもつことが Gurland らにより指摘されている [216, 217]. この結果, 焼結時の粒子強度が増加して耐摩耗特性が向上したものと推測される.

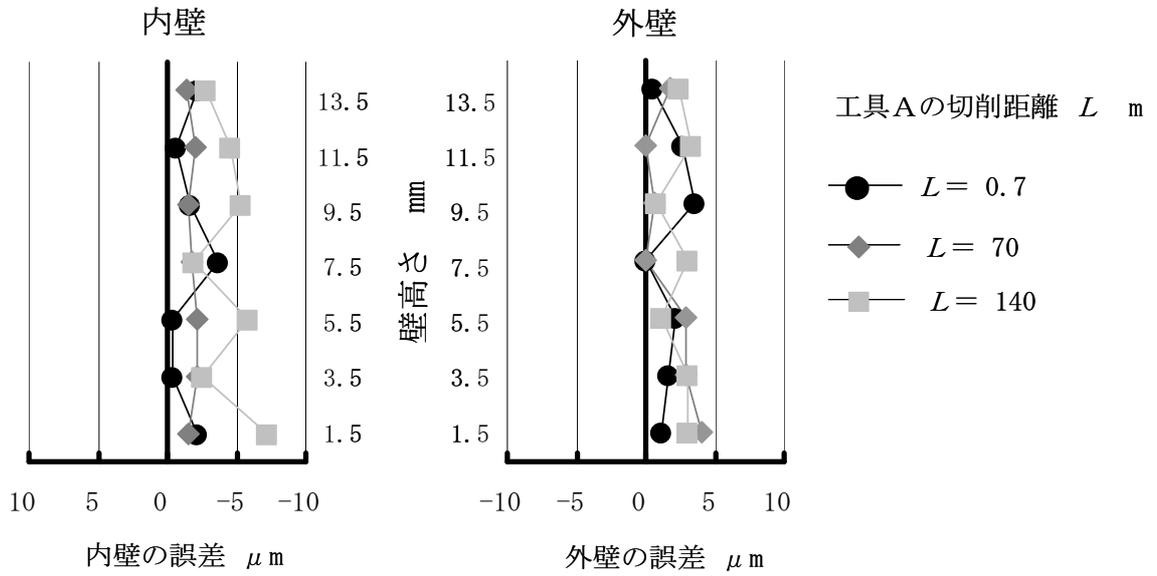


図2. 16 工具Aにおける内外壁の寸法誤差 ($\theta = 63^\circ$)

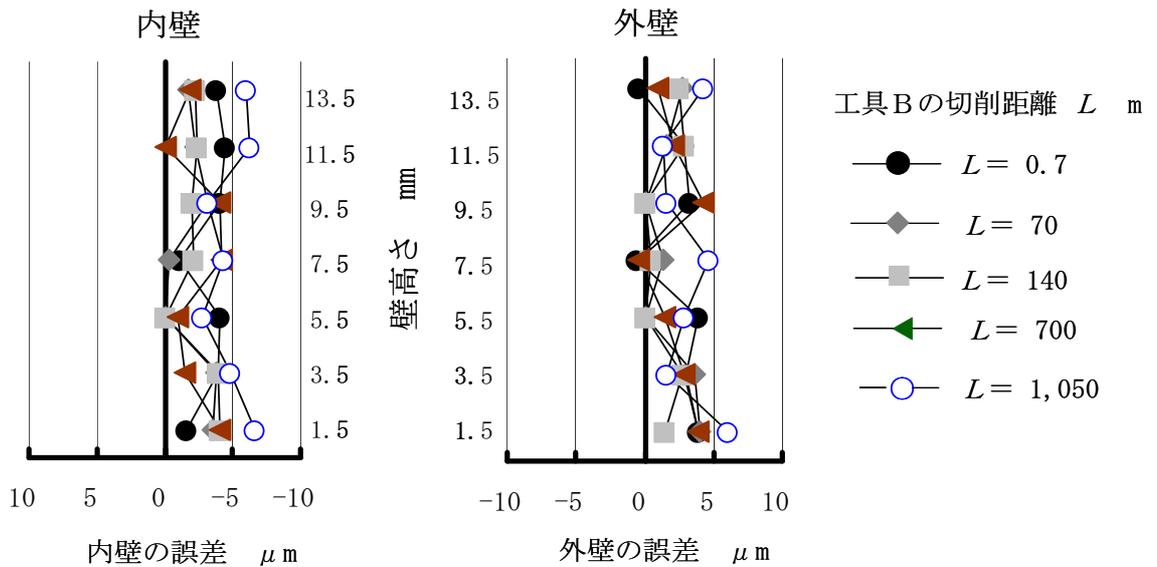


図2. 17 工具Bにおける内外壁の寸法誤差 ($\theta = 63^\circ$)

2. 5. 2 壁の径方向の寸法誤差

図2. 18は工具Aの切削距離 L 毎に壁高さ $H=7.5\text{mm}$ （壁高さ方向での中心近傍）におけるスクロール形状に沿った寸法誤差を内外壁で比較したもので、横軸は切削位置に対応するインボリュート曲線の伸開角 θ で 45° から 75° の区間を表示しており、その間の測定点は図2. 15 (a)より $d\theta=5\sim 15^\circ$ 間隔で31点ある。また、図2. 19は工具Bの切削距離毎に寸法誤差を図2. 18と同様に表記しており、表2. 3は図2. 18および2. 19に示す切削距離 L 毎における寸法誤差の標準偏差値をまとめている。

図2. 18より内壁は外壁に比べ負の誤差が大きい傾向が見られ、切削距離が増加するとともにその値は大きくなっており、 $L=140\text{m}$ で $10\mu\text{m}$ を超えた。また、表2. 3に示す標準偏差も内壁が外壁に比べ30%程度値が大きく、 $\sigma=2.9\mu\text{m}$ と工具Bにおける $L=1,050\text{m}$ での $\sigma=2.5\mu\text{m}$ より大きい。これらは内外壁における切削断面積の差の影響および工具摩耗による切削抵抗の増大により工具Bよりも大きな値を示したと推測できる。

一方、図2. 19の工具Bは内外壁の差においては工具Aと同じ傾向を示し内壁は外壁に比べ負の誤差が大きい傾向が見られる。また、内壁において、 $L=700\text{m}$ まで工具Aにおける $L=70\text{m}$ と同等な標準偏差値を示しており、10倍の切削距離となった。一方、 $L=1,050\text{m}$ において標準偏差が $\sigma=2.5\mu\text{m}$ と急増していることから、この間で工具摩耗が大きく進行したと考えられる。また、外壁も同様に $L=700$ および $1,050\text{m}$ 間で標準偏差が増大している。

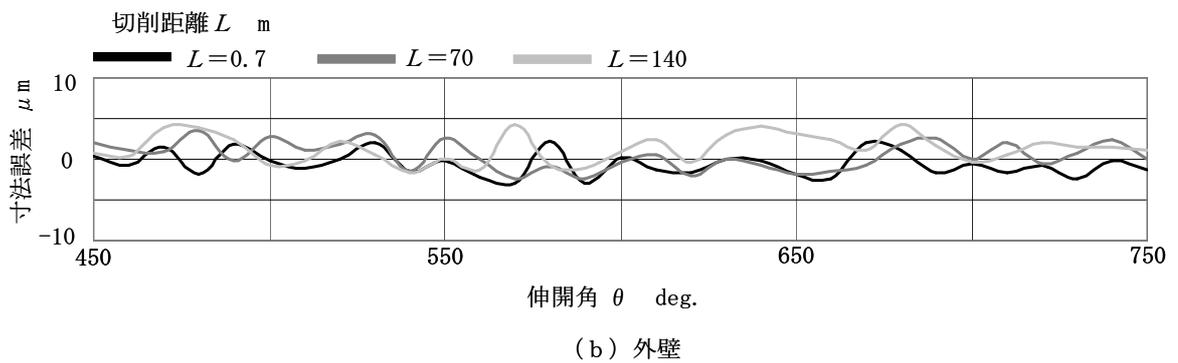
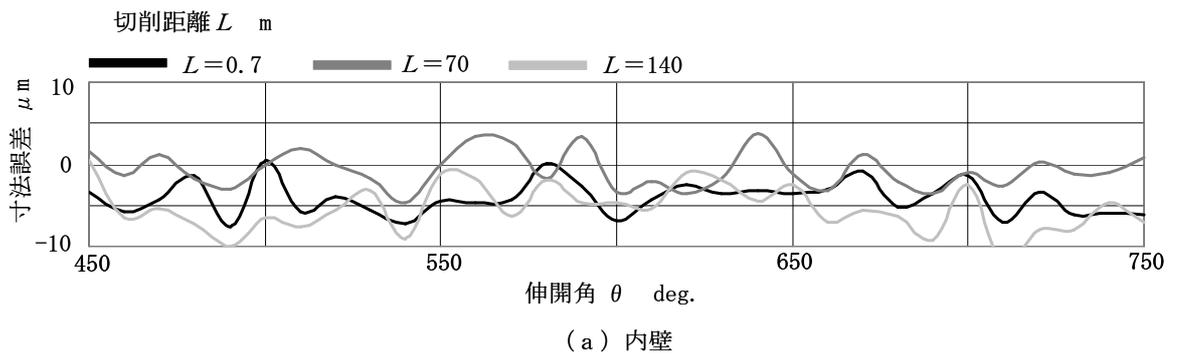


図2. 18 工具Aにおける内外壁の寸法誤差 (壁高さ $H=7.5\text{mm}$)

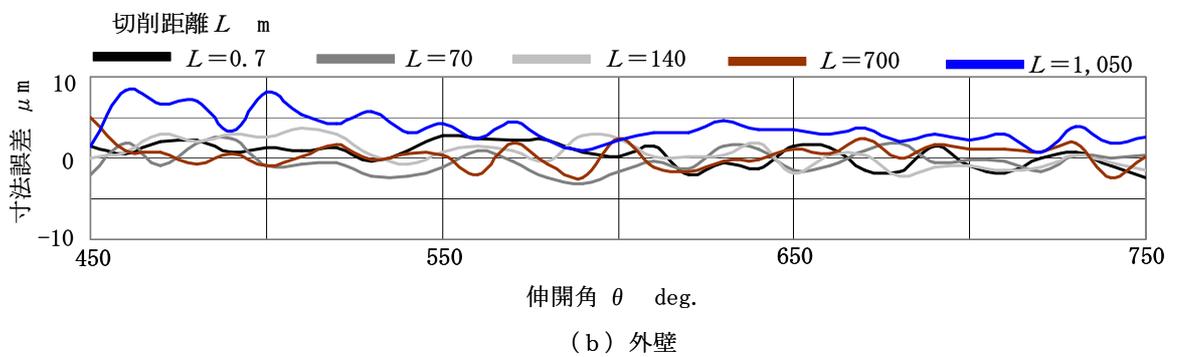
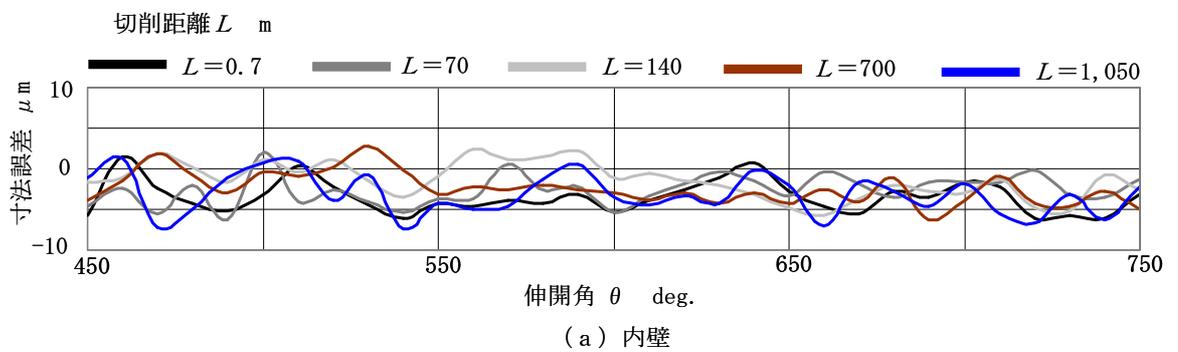


図2. 19 工具Bにおける内外壁の寸法誤差 (壁高さ $H=7.5\text{mm}$)

表 2. 3 寸法誤差の標準偏差

工具	加工箇所	切削距離 L m					標準偏差 σ μm		
		0.7	70	140	700	1050	平均値	最大値	最小値
A	内壁	2.1	2.2	2.9	-	-	2.4	2.9	2.1
	外壁	1.5	1.7	1.8	-	-	1.7	1.8	1.5
B	内壁	2.0	1.9	2.2	2.0	2.5	2.1	2.5	1.9
	外壁	1.5	1.4	1.6	1.6	1.9	1.6	1.9	1.4

2. 5. 3 各断面の寸法誤差

図 2. 20 および 2. 21 において、縦軸は工具 A および B における切削距離 L 毎の最大寸法誤差（正の最大誤差 +（負の最大誤差））および標準偏差を示している。また、横軸は壁高さ方向における測定位置（ $H=1.5\text{mm}$, 5.5mm , 7.5mm , 13.5mm ）をグループ化して表している。

図 2. 20 の内壁の壁高さ $H=1.5$ および 13.5mm を比較すると、寸法誤差および標準偏差ともに $H=1.5\text{mm}$ が $1.0\mu\text{m}$ 程度悪化しており、工具 B の切削距離 $L=1050\text{mm}$ では最大寸法誤差は $11\mu\text{m}$ を超えている。しかしながら、 $H=13.5\text{mm}$ では工具 A および B ともに最大寸法誤差は $9\mu\text{m}$ 以下であり、切削距離による差は小さい。これは工具先端ほど工具摩耗による切削抵抗の変化が大きいことを示しているとともに、工具の振れ回りによる影響も大きいと推測される。また、工具先端近傍は超硬合金に過酷な加工環境であると推定でき、超硬合金の材質による工具摩耗の速度変化が起りやすいと考えられる。

一方、図 2. 21 における外壁の最大寸法誤差を全体的に見ると図 2. 20 の内壁に比べ $2\mu\text{m}$ ほど小さくなっている。また、標準偏差も $1\mu\text{m}$ ほど小さくなっている。また、壁高さによる差も小さい。これは内壁の切削断面積が外壁に比べ最大で 9.2 倍の差があることが要因と推定できる。一方、工具 B の $L=1,050\text{m}$ では $H=1.5$ および 7.5mm で最大寸法誤差が $8\mu\text{m}$ を超えている。これは工具摩耗の進行による切削抵抗の増加により、工具変形による振れ回り量が大きくなったためと考えられる。また、 $L=700$ および $1,050\text{m}$ を比較すると $H=1.5\text{mm}$ において内外壁の寸法誤差が $3\mu\text{m}$ 程度増大していることから、この区間で急速に工具摩耗が進行したと推測できる。

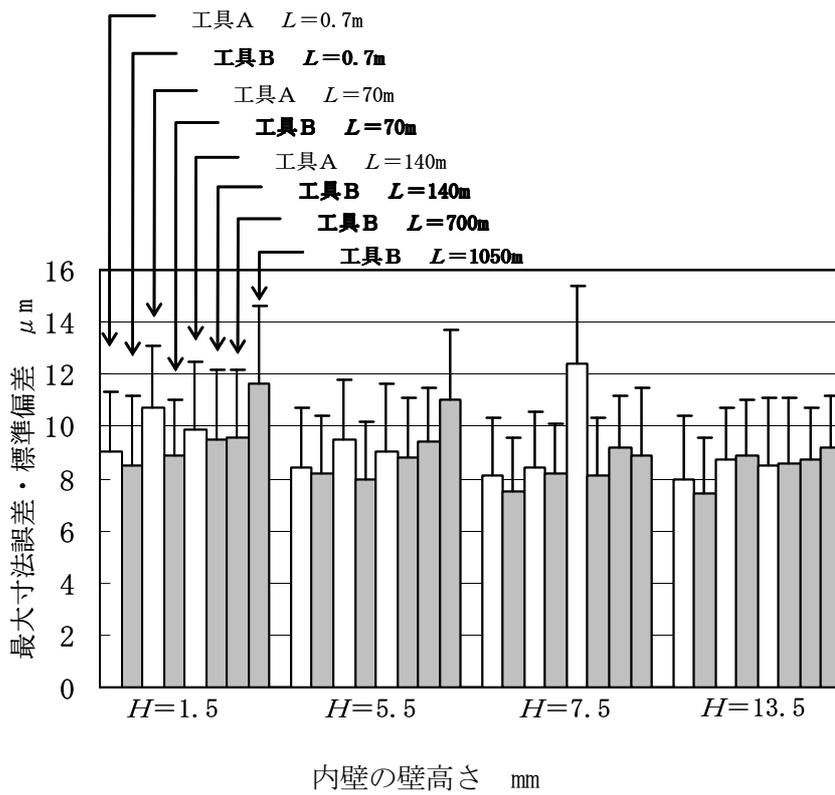


図2. 20 内壁の最大寸法誤差と標準偏差の範囲

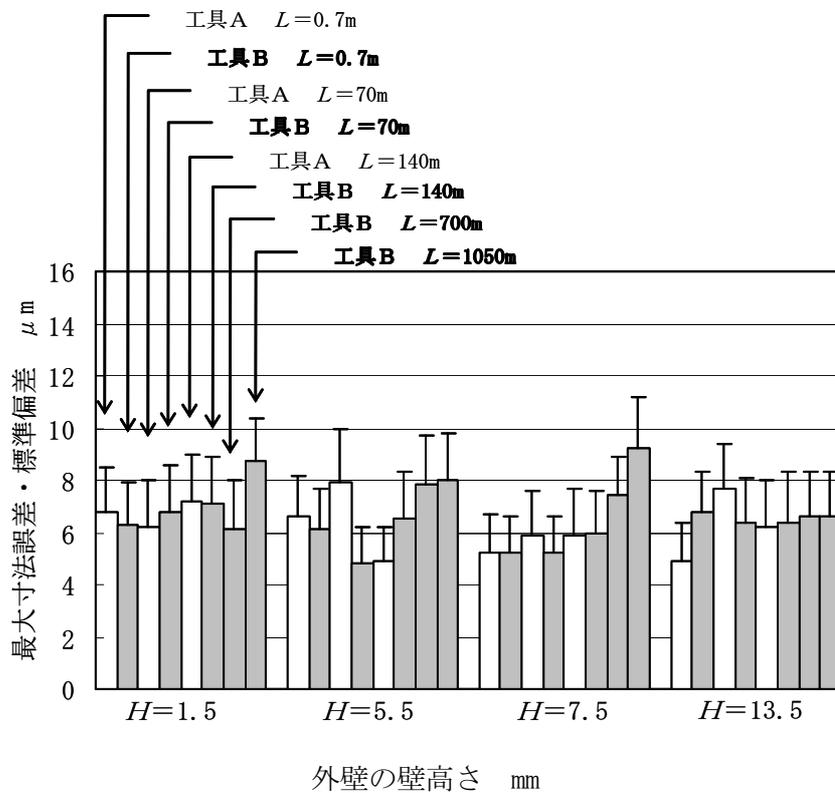


図2. 21 外壁の最大寸法誤差と標準偏差の範囲

2. 5. 4 底面の粗さ

粗さ測定には SURFTTESTSV-600 (株式会社ミツトヨ) を使用した. 図 2. 2 2 (a) が工具Aおよび2. 2 2 (b) 図は工具Bの切削距離 L と底面粗さ曲線の変化を示している. 図中より, $L=0.7\text{m}$ では工具AおよびBともに $Ra=0.6\mu\text{m}$ と良好な加工面に仕上げられていることがわかる. 一方, $L=70\text{m}$ では工具Aの面粗さは $Ra=0.9\mu\text{m}$ に悪化しており, 工具の初期摩耗が発生した影響と推測する. 工具Bは面粗さ $Ra=0.7\mu\text{m}$ と悪化しているものの, その増加量は $0.1\mu\text{m}$ と小さく, 良好な加工を継続している.

次に $L=140\text{m}$ では工具Aは面粗さ $Ra=1.0\mu\text{m}$ と悪化しているが摩耗進行速度は減少傾向にあると推定できる. 一方, 工具Bは面粗さ $Ra=0.88\mu\text{m}$ と増加量は $0.1\mu\text{m}$ と小さく初期摩耗が終了し, 安定領域に入ったと推定でき, $L=700\text{m}$ まで良好な加工面に仕上げられている. しかしながら, $L=1,050\text{m}$ では面粗さ $Ra=1.23\mu\text{m}$ まで悪化していることから, 図 2. 2 3 に示すように工具摩耗は $L=700\text{m}$ から摩耗進行速度が増大していると推定する.

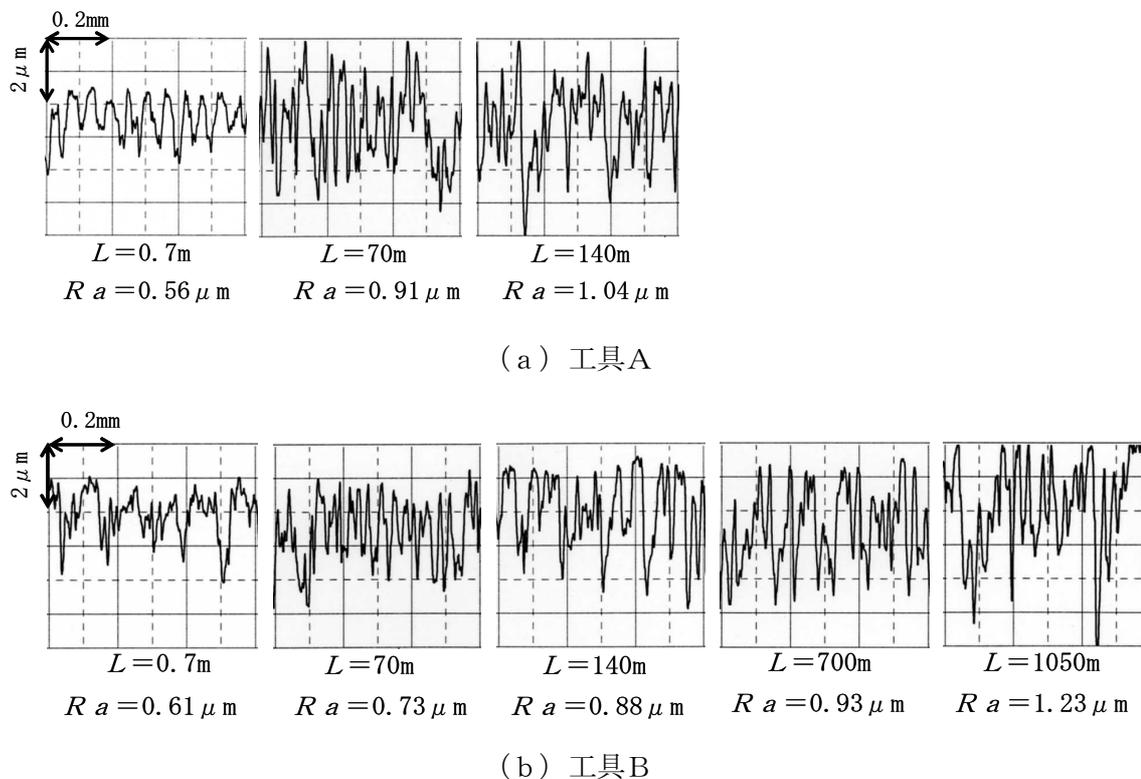


図 2. 2 2 底面の粗さ曲線

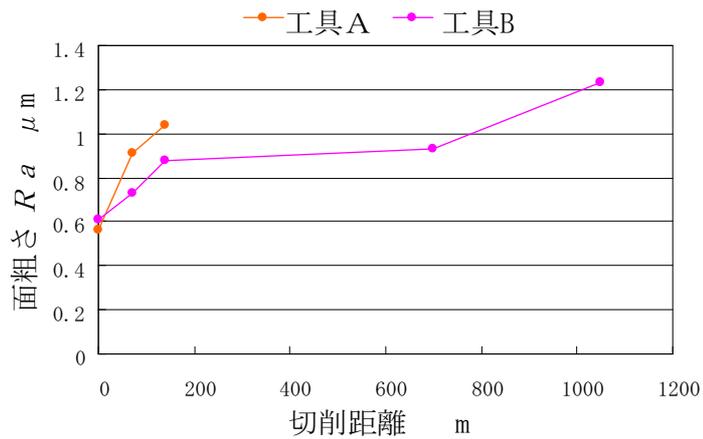


図2. 23 底面粗さの変化

図2. 24は工具Aにおける新品および切削距離 $L=140\text{m}$ の逃げ面摩耗幅を(a)ならびに(b)図に拡大写真にて示しており、工具Bの新品および $L=1,050\text{m}$ の逃げ面摩耗幅を(c)ならびに(d)図に示している。逃げ面摩耗幅は新品のランド幅を差し引いた VB' で表している。工具Aは $L=140\text{m}$ で $VB'=13\mu\text{m}$ に達しているが、工具Bは $L=1,050\text{m}$ で $VB'=13\mu\text{m}$ と小さく、逃げ面摩耗幅からも工具Bの耐摩耗特性が示された。

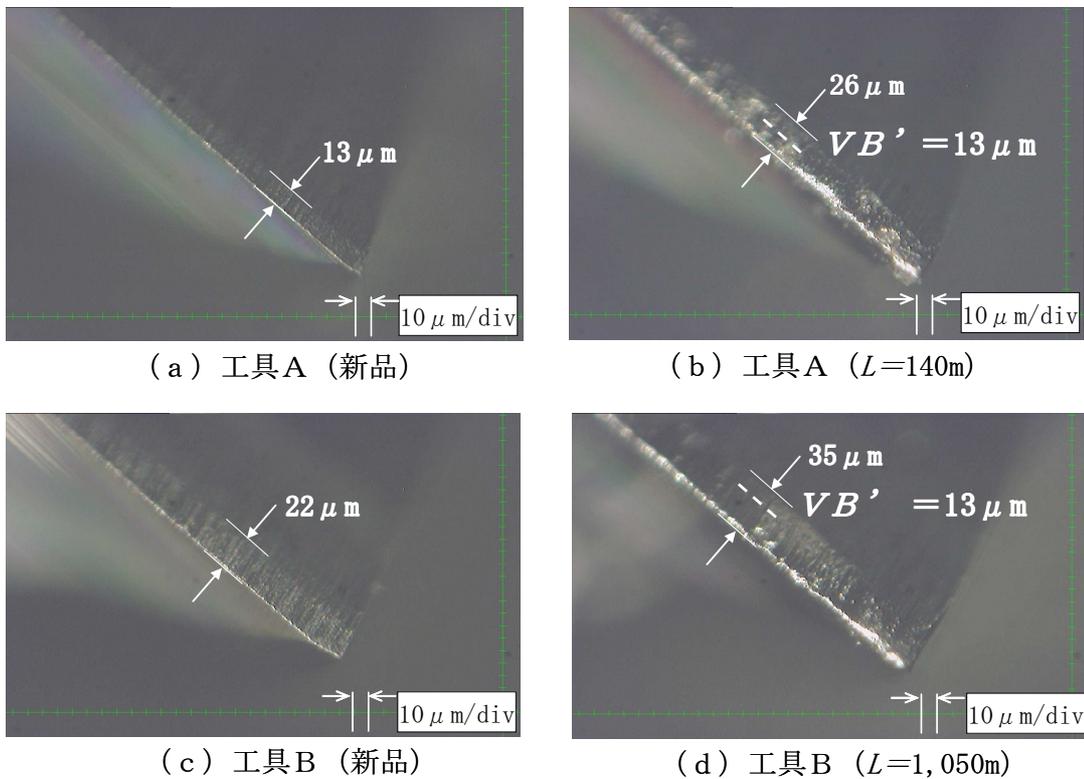


図2. 24 工具逃げ面摩耗

2. 6 結言

スクロール形状部品の高精度・高能率加工を安定的に実現するため、エンドミルの切削機構を解析し、最適ねじれ角を提言した。また、現在考え得る最新の加工システムを提示し、工具においては長寿命エンドミルの開発を目的として、最適ねじれ角を採用した超硬合金における WC 粒径の異なる 2 種類の工具を試作し、加工実験を行い以下の結論を得た。

- (1) スクロール形状加工では最大切削断面積が外壁 $\theta = 85^\circ$ で最も小さく、内壁 263° で最大を示し、その差は約 9.2 倍と大きく異なっており、両者の間で切削にかかる力に大きな差が生じる
- (2) 切削中に関与する切れ刃が 1 枚のとき切削断面積の変動が最小となる。
- (3) 切削中に関与する切れ刃を 1 枚としたとき（最適）のねじれ角を算出した。
- (4) 加工実験において伸開角 $\theta = 630^\circ$ における壁高さ方向の寸法誤差は内壁が負、外壁は正の誤差を示した。また、ともに工具の切削抵抗の変動により壁面にうねり形状を示し、寸法誤差が大きい傾向を示した。また、両工具とも切削距離の増加により壁高さ下面の誤差が増加し、工具 A は $L=140\text{m}$ 、工具 B は $L=1050\text{m}$ で寿命目安の $5\mu\text{m}$ を超える。
- (5) 壁高さ $H=7.5\text{mm}$ の位置における加工面の寸法誤差は工具 B において、 $L=1,050\text{m}$ で最大標準偏差が内壁で $\sigma=2.5\mu\text{m}$ 、外壁で $\sigma=1.9\mu\text{m}$ を示したが、 $L=700\text{m}$ においては内壁が $\sigma=2.0$ および外壁は $1.6\mu\text{m}$ であり、この間で工具摩耗が急速に進んだと推測できる。また、底面粗さもこの区間で $R_a=0.93$ から $1.23\mu\text{m}$ と増大しており、加工誤差との関連性を示した。
- (6) 各壁高さ位置における最大寸法誤差および標準偏差は、全体的に内壁が外壁に比べ、それぞれ $1\mu\text{m}$ ないし $2\mu\text{m}$ 悪化している。また、内壁の最大寸法誤差は $L=1,050\text{m}$ および壁高さ $H=1.5\text{mm}$ で $11\mu\text{m}$ を超え、内壁における工具先端部の誤差が最大となることを示した。
- (7) 工具 A および B における工具寿命は、寸法誤差および底面粗さの増大傾向から推測し、それぞれ $L=140$ および 700m と推定し、超硬合金における組織結晶粒子の微粒化、均一化および高密度化により 5 倍の長寿命化を実現した。

参考文献

- [201] 加藤和弥・竹内芳美・前田幸男・山中敏夫・小野塚英明. スクロール圧縮機部品の高精度・高能率加工（加工点一定制御における加工精度の向上）. 日本機械学会論文集(C編), 71 巻, 701 号(2005-1), 304-310.
- [202] 株式会社日立製作所. スクロールラップの加工法. 特開 2000-205155. 1999-1-7.
- [203] 加藤和弥・竹内芳美・前田幸男・山中敏夫・小野塚英明. スクロール圧縮機部品の高精度・高能率加工（表面粗さに着目した高能率底面加工）. 日本機械学会論文集(C編), 70 巻, 697 号(2004-9), 2730-2736.
- [204] トーヨーエイテック株式会社. スクロール状工作物の加工方法及び装置. 特開平 7-51916. 1993-8-17.
- [205] 三上紀夫・二井谷春彦. メカトロニクスの精密加工への応用 特集 生産の自動化・高度化を支えるメカトロニクス 解説. 精密工学会誌, 61 巻, 7 号(1955), 927-930.
- [206] 株式会社日立製作所. スクロールラップの加工法. 特開平 7-9232. 1993-6-25.
- [207] 加藤和弥. 超硬合金エンドミルによるスクロール圧縮機部品の高能率・高精度加工. 大阪大学, 2005, 博士論文.
- [208] 武野 伸勝. BT シャンクより HSK への道のり 特集 ツーリング技術の最新動向. 機械と工具. 1996-08, 40 巻, 8 号, 28-34.
- [209] 清水伸二・堤 正臣・青山藤詞郎. 高速加工用ツーリングシステムの現状と課題 特集 高速・高精度加工のための最新ツーリング&周辺技術. 機械と工具. 1997-08, 41 巻 8 号, 10-15.
- [210] 刑部賢一郎. 2 面拘束ツーリングの現状 特集 高速・高精度加工のための最新ツーリング&周辺技術. 機械と工具. 1997-08, 41 巻, 8 号, p 20-23.
- [211] 福田靖. 高精度加工を実現する高振れ精度ツーリング 特集 高効率加工を支援するツーリングシステム最新動向 ; 各社の最新ツーリングシステム. 機械技術, 1998-03, 46 巻, 6 号, 32-35.
- [212] 堤 正臣. ツーリング技術 より高速・高精度へ対応 特集 生産加工技術の 21 世紀を予測する. 機械と工具 : 生産加工技術を支える. 2001-01, 44 巻, 1 号, p. 61-63.
- [213] 成沢保広. 高速・高精度加工用「シュリンカーチャツキングシステム」 特集 高速・高精度へ, 最新ツーリングのすべて. 機械と工具. 1998-12, 42 巻, 12 号, 6-10.

- [214] 岩部洋育・三星宏. ねじれ刃エンドミルの偏芯が加工精度に及ぼす影響. 精密工学会誌, 61 巻, 6 号(1995), 834-838.
- [215] 株式会社日立製作所. スクロールラップの加工法. 特開平 7-24654. 1993-7-2
- [216] 井寄裕介. 超硬合金工具(〈特集〉切削工具の最近の開発動向). 精密工学会誌, 52 巻, 9 号(1986-09-05), 1504-1507.
- [217] J. Gurland and P. Bardzil: Trans. AIME, 203, (1955), 311.
- [218] 鈴木寿・徳本 啓. 超微粒 WC-Co 超硬合金の組織と抗折力. 粉体および粉末冶金, 1985-6, 32, 4, 152-157.
- [219] 岩部洋育・竹本和博. 曲げ剛性に基づくテーパエンドミルのたわみの解析, 精密工学会誌, 60 巻, 6 号(1994), 817-821.
- [220] 岩部洋育・島田智晴. エンドミルによるスクロール形状部品の高精度・高能率加工に関する研究(第1報, 最大切削面積と仕上げ面粗さに基づく高精度・高能率加工法の提案). 日本機械学会論文集(C 偏), 61 巻, 586 号(1995), 1184-1191.

第3章 ヘール工具による

スクロール形状加工法とFEM解析

3.1 緒言

本章では、スクロール圧縮機の主要部品であるスクロール（ねずみ鋳鉄材 FC250 相当品）形状加工において、ヘール工具を用いた非回転加工法を提案する。また、ヘール加工における基礎的加工特性を解明するため、スクロール形状部品を簡易モデル化することを提案し、3次元CADにて工作物およびヘール工具のFEM解析モデルを作成し数値解析を試みる。

従来、スクロール形状の加工には、スクエアエンドミルが使用されており、高精度、高能率加工を実現するために様々な研究がなされて来た[301, 302, 303, 304]。しかしながら、エンドミル加工には、第1および2章で述べたが、多くの課題が存在する。特に、工具の取り付けによる誤差や工具回転運動による寸法誤差、形状誤差および面粗さ精度への影響は大きく、高精度の安定持続および高能率加工が非常に困難なのが現実である[305, 306]。また、エンドミルの刃数、回転数、送り速度による周期的なツールマークが壁面に発生し、圧縮機の振動性能に悪影響を及ぼしている。さらに、壁面と底面のつなぎに丸みを帯びたコーナ部が生じ、圧縮機冷媒ガスの漏れ経路となっている[307]。

ヘール工具による加工は高精度な平滑面が得られることが、これまでに報告されているが[308, 309]、スクロール形状加工に関する報告は見られない。そこで、本研究では、エンドミルの回転運動で生じる課題を解決するため、非回転のヘール工具を用いた加工法を提言する[311, 312]とともに、その加工特性を解明し、実用化が可能か議論する。

3.2 ヘール工具によるスクロール形状加工法

スクロール形状加工法には第2章で述べたが、スクロール専用加工機が採用されエンドミルによる加工点一定制御が広く用いられている[312, 313, 314]。この制御法の特徴は工具の回転中心を、回転テーブル（C軸）の回転中心からインボリュート曲線の基礎円半径分だけY軸方向にオフセットさせ、回転テーブルとX軸を同期制御することにより、インボリュート基礎円の接線上を工具側刃が移動し壁面を加工する。この制御により工具の切削点は内外壁ともに常に一定な方向で工作物と接触することにある。この原理を応用することにより非回転工具におけるスクロール形状工作物の壁面加工の可能

性があると考え研究テーマとして取り組んだ。

ヘール工具の概略を図3. 1に示す。ヘール工具は非回転であるので、側刃、コーナ部および底刃における刃形状がそのまま工作物加工面に転写される。このため、刃面加工には超合金およびCBNの超精密加工が重要となり、刃の稜線（刃先丸み）をシャープに仕上げることが求められる。よって、超合金工具の試作においては第2章で述べた、超合金の中でも組織内のWC粒子が小さく、均一で高密度でなければ、刃面を研磨中にWC粒子の脱落が起こる可能性が高い。また、工具摩耗を考慮すると硬さも重要である。すなわち、CBNも含め最適な工具材料の開発が継続的に必要である。このことから本研究においては、CBNおよび第2章で述べた工具Bの材料でヘール工具を製作した。図中は超合金を示すが、拡大写真より良好な切れ刃および平滑なすくい面であることが確認できる。

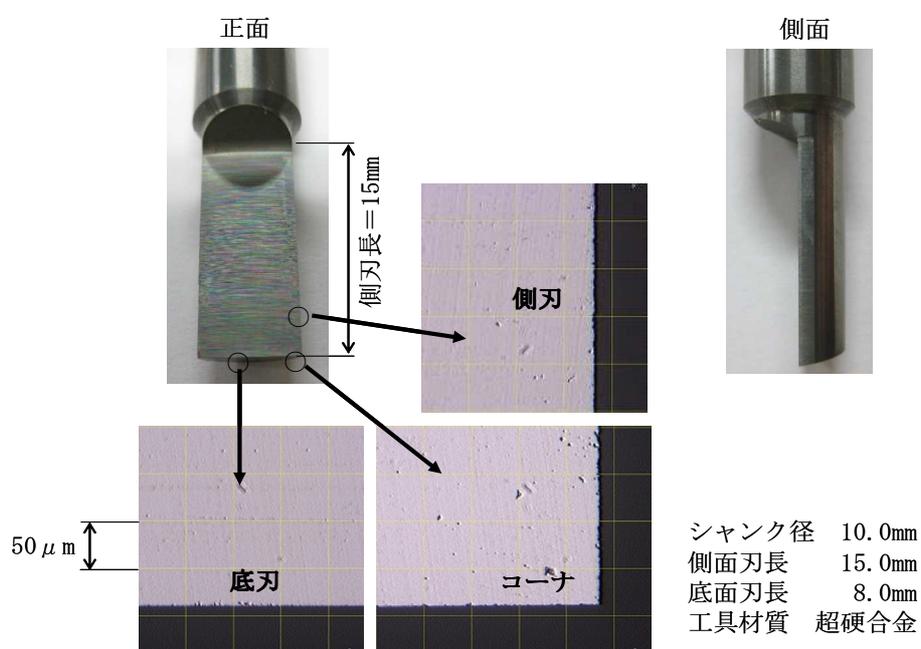


図3. 1 ヘール工具概要

図3. 2にヘール工具による加工経路を示す。加工設備は2. 4. 1節で述べた横型スクロール専用加工機を使用する。工具の取り付け向きは、すくい面がX軸と並行（すくい角 0° ）になる位置で固定する。次に工具中心は図中左上のaで示すインボリュート基礎円半径分をY方向にオフセットした位置からX軸を正方向に回転テーブル(C軸)を時計回りに同期制御させながら、外壁と底面を同時に加工し始める。その後、図中bを通過してcの位置へ移動する。cの位置からdの位置に移動する際、Y軸がインボリュート基礎円直径分移動し、回転テーブル(C軸)が反時計回りに今までとは逆回転を始め、内壁および底面の残りを加工し始め、図中eを通過してfの位置まで移動すると、壁面加工の完了となる。この工具経路の実証により、中仕上げにおけるエンドミル加工

後にワンチャックにて連続して、ヘール加工が可能であることを明らかにした。

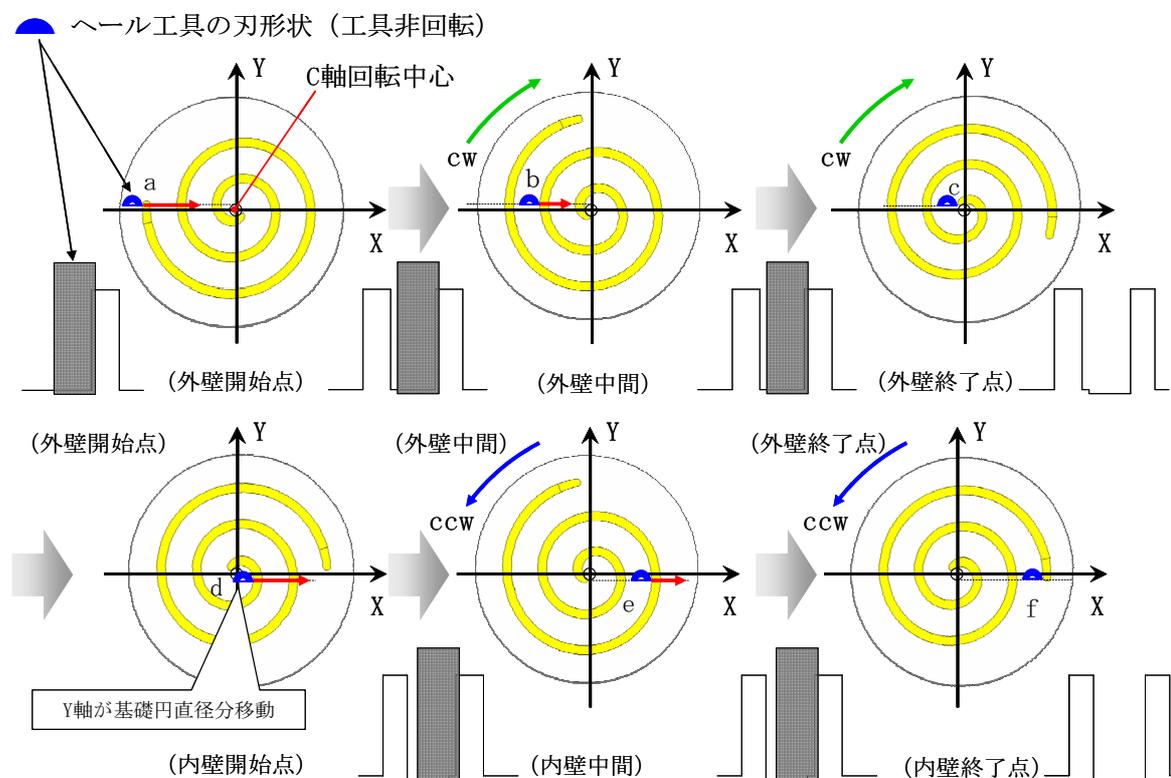


図 3. 2 ヘール工具による工具経路

3. 3 薄肉円筒形状への近似と F E M解析モデル

3. 3. 1 スクロール近似形状

ヘール加工精度の本質的な特性を調べるための基礎的解析を行う関係で、工作物を簡略化し、図 3. 3 および表 3. 1 に示すように、スクロール壁面をインボリュート曲線の特定の伸開角 θ (360° , 450° , 630°) における曲率半径を持つ薄肉円筒形状に近似する。一方、切削力は曲面の加工において測定することはできない。そこで、薄肉円筒形状の剛性に相当する薄壁板形状を 3 次元 CAD で作成するとともに、特定する伸開角 θ (360° , 450° , 630°) における壁厚を F E M 解析により算出する。

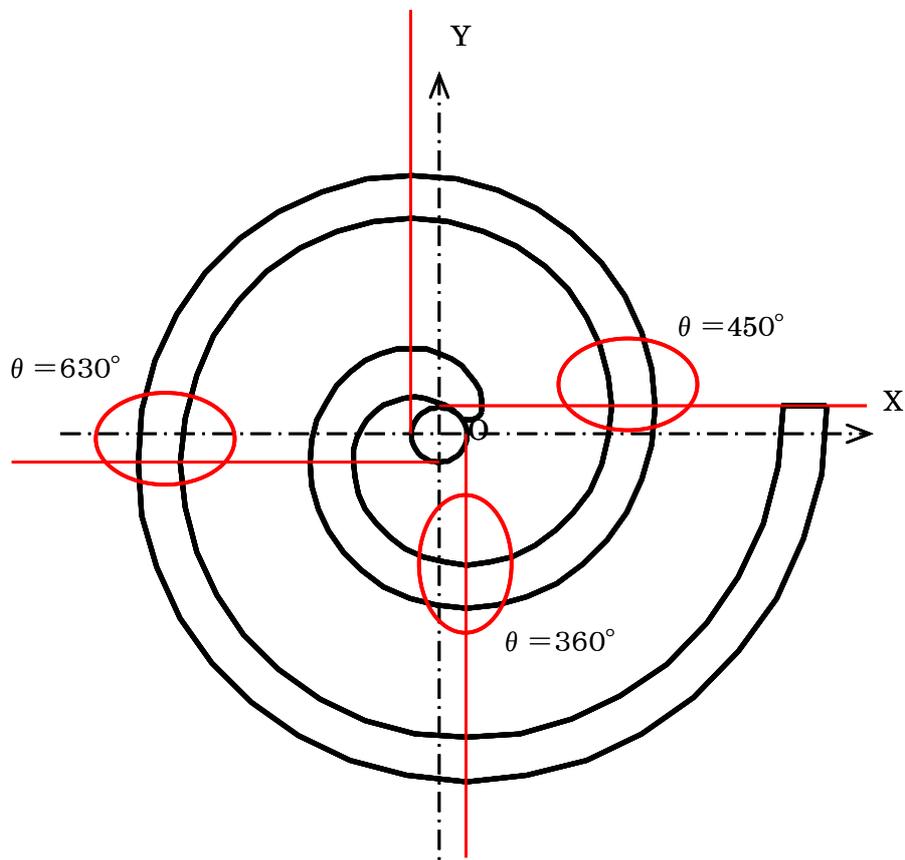


図 3. 3 スクロール形状の代表する伸開角

表 3. 1 特定する伸開角 θ における内外壁の曲率半径
単位 mm

θ	360°	450°	630°
外壁	12.2	15.1	21.1
内壁	9.2	12.1	18.1

3. 3. 2 工具における3次元CADモデルおよびFEMモデル化

本研究では、CADソフトの汎用解析ソフトである Solid Works を用いて工具の3次元CADモデルを作成し、そのモデルを内蔵されているソフトウェアにより自動的に有限要素分割されたFEMモデルを用いて解析を行なった。

図3. 2は超合金製ヘール工具（以降超硬工具と表記）の3次元CADモデル作成の流れ手順を示している。

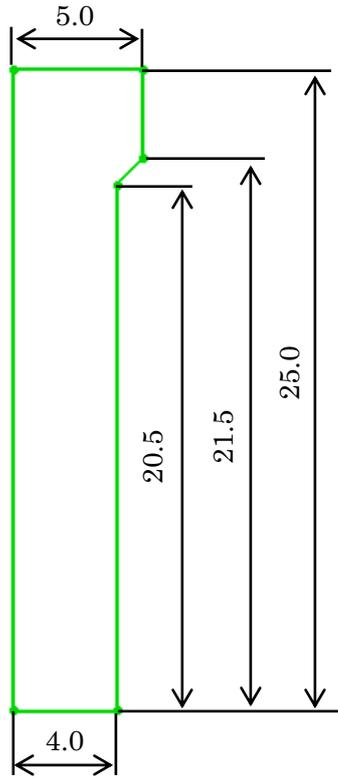
- (1) (a) 図のように緑線のスケッチを描く
- (2) 一点鎖線を軸に回転する
- (3) (b) 図の回転体を作成する
- (4) (c) 図の緑線で示すスケッチを描く
- (5) (b) 図の回転体をこのスケッチで押し出しカットして切れ刃とすくい面および逃げ面を作成する
- (6) 以上より、(d) 図に示す超硬工具の3次元CADモデルが完成する。

図3. 5はCBN焼結体ヘール工具（以降CBN工具と表記）のCADモデル作成の流れ手順を示している。

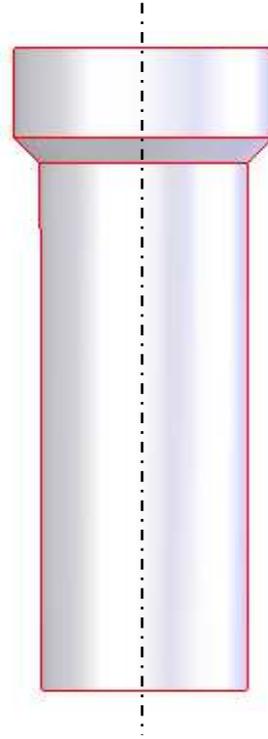
- (1) 超硬工具モデルのすくい面上に(a)図のような緑線のスケッチを描く
- (2) 実寸に従い、このスケッチを0.5mm押し出しカットする
- (3) (b) 図のようなボディ部を作成する
- (4) (c) に見られる緑色の平面をエンティティ変換し、マージせずに底刃に合わせるように押し出す
- (5) 以上より、(d) 図に示すCBN工具の3次元CADモデルが完成する。

なお、ヘール工具は全長65.0mmであるが、シャンク部以外は実物と同じ寸法で作成を行なった。この理由としては、シャンク部の上方は解析において拘束するため、影響を与えないものとして40.0mm切り取った長さとした。よってモデルの寸法は全長25.0mmとなっている。そのうちシャンク部はφ10.0mm、高さ4.5mmの円柱、切れ刃部はφ8.0mm、高さ20.5mmの円柱の中心軸を通る平面で切断した形状で構成されている。この切断された平面がすくい面となり、切れ刃はすくい面の側刃と底刃により成り立っている。

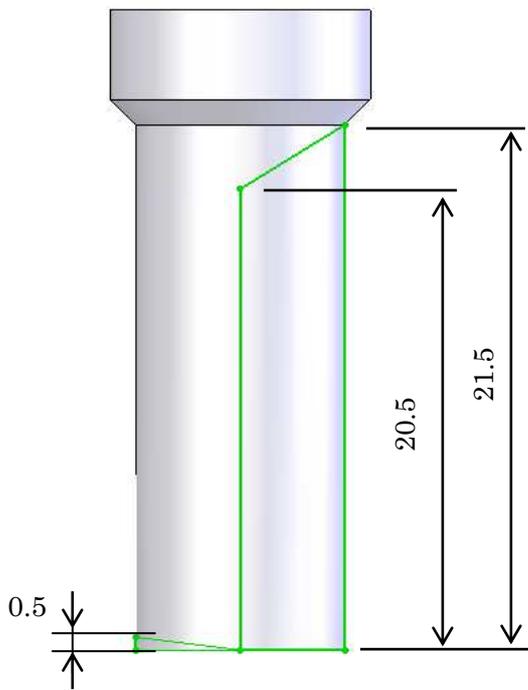
図3. 6は作成した3次元CADモデルを有限要素分割したもので、(a)図がCBN工具、(b)図が超硬工具を示したものである。要素サイズは $\Delta X = \Delta Y = \Delta Z = 1.0\text{mm}$ とし、総節点数および総要素数は図中に併記した。



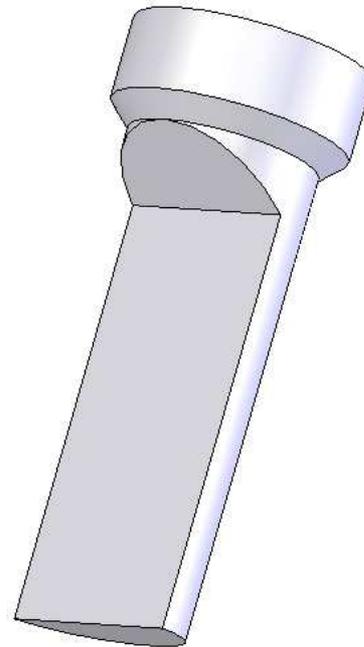
(a) 輪郭スケッチ



(b) 回転押し出し



(c) すくい面・逃げ面スケッチ



(d) 押し出しカット

図3.4 超硬工具の3次元CADモデルの作成手順

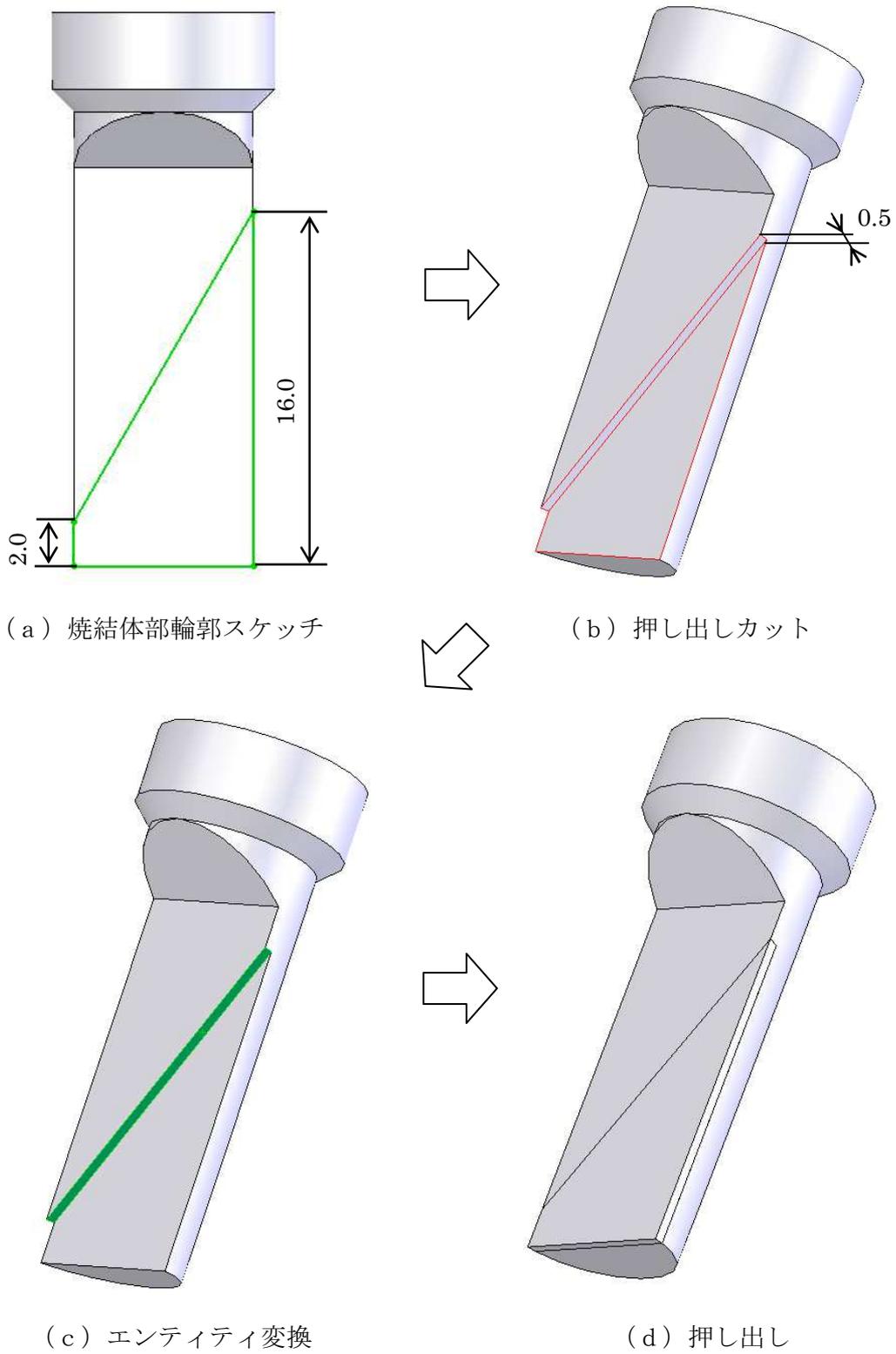
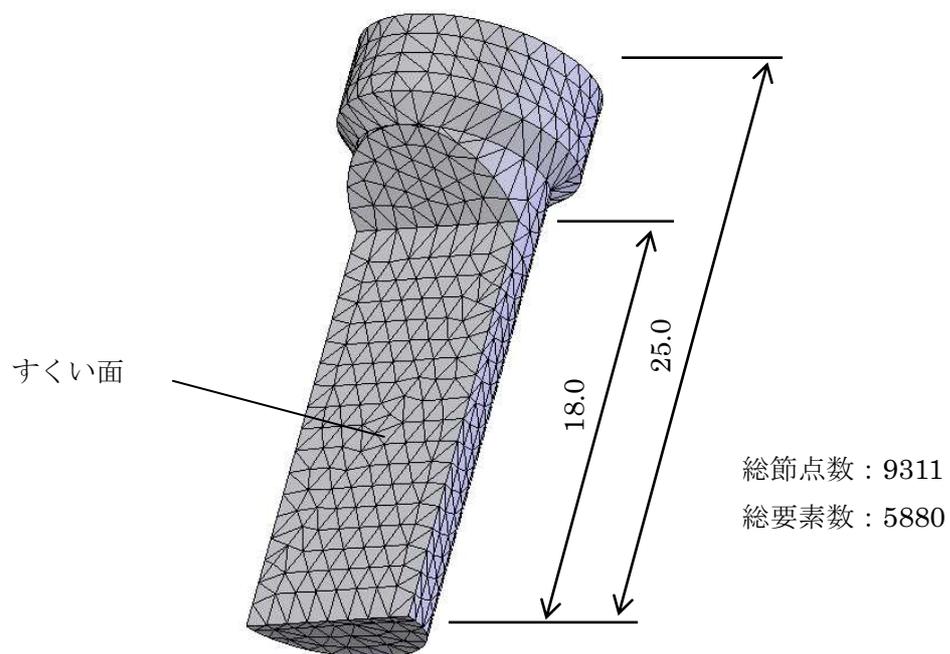
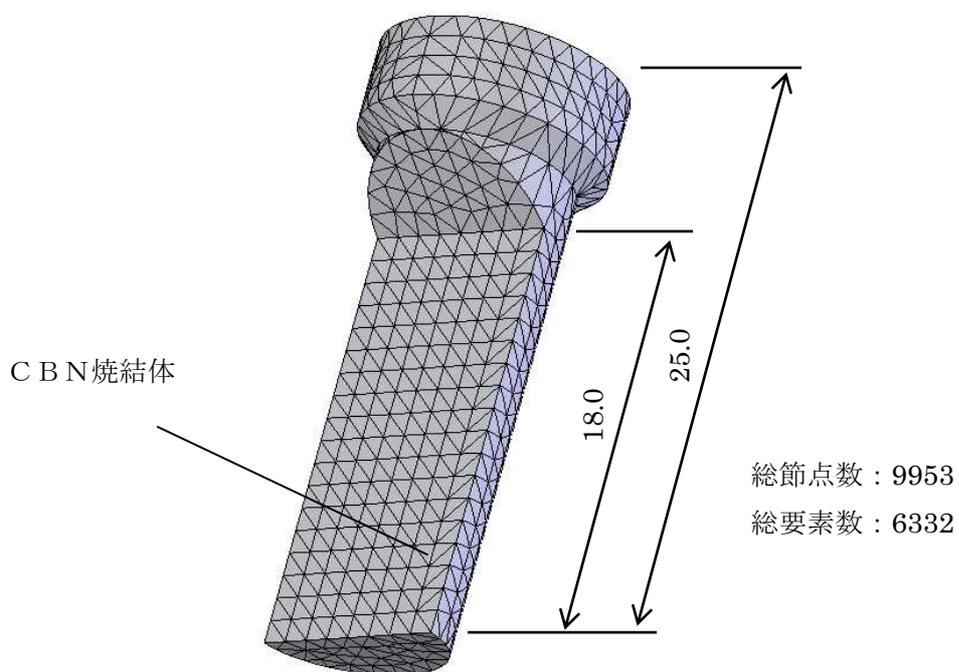


図3. 5 CBN工具の3次元CADモデルの作成手順



(a) CBN工具



(b) 超硬工具

図3.6 工具のFEMモデル

3. 3. 3 工作物における 3 次元 CAD モデルおよび FEM モデル化

図 3. 7 は円筒形状工作物の 3 次元 CAD モデル作成の流れを示しており、その手順は次のようになる。

- (1) (a) 図の緑線で示す薄壁の輪郭となるスケッチを描く
- (2) (b) 図のように上に押し出し円筒壁面を作成する
- (3) (c) 図のように円筒の底面と一致する平面に緑線で示す土台部の輪郭となるスケッチを描く
- (4) (d) 図のように (c) 図のスケッチを下に押し出すことで、円筒壁面形状の 3 次元 CAD モデルが完成する

なお図の寸法は伸開角 $\theta = 360^\circ$ のものである。円筒形状モデルは内外壁の直径がそれぞれ $d_1 = 24.4\text{mm}$ 、 $d_2 = 18.4\text{mm}$ の円筒部および直径 23mm の円柱である土台部により構成されている。なお伸開角 $\theta = 450^\circ$ および 630° においては内外壁の直径 d_1 および d_2 はそれぞれ 30.2 および 24.2mm、42.2 および 36.2mm の円筒部、また、土台の直径はいずれも 23mm の円柱で構成されている。土台の寸法が実寸では直径 110mm に対してモデルでは 23mm としているが、これは土台の大きさは壁面の変形量に影響を与えないからである。なお、これ以降 $\theta = 360^\circ$ 、 450° および 630° の円筒形状工作物をそれぞれ「工作物 A」、 「工作物 B」 および「工作物 C」と表記する。

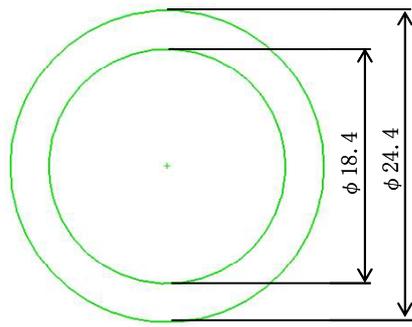
図 3. 8 は板形状工作物の 3 次元 CAD モデル作成の流れを示しており、その手順は次のようになる。

- (1) (a) 図の緑線で示す土台部の輪郭となるスケッチを描く
- (2) (b) 図のように下に押し出し土台部を作成する
- (3) (c) 図のように土台部の上面に薄壁の輪郭となるスケッチを描く
- (4) (d) 図のように (c) 図のスケッチを上押し出すことで、板形状の 3 次元 CAD モデルが完成する

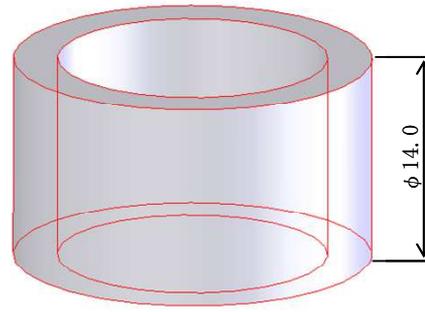
板形状工作物は壁高さ 14mm、長さ 30mm、壁厚 t_p (mm) の薄壁部と 30mm の正方形の土台部で構成されている。壁厚は t_p と表示してあるが $t_p = 4.8 \sim 6.2\text{mm}$ までの壁厚を 0.1mm 間隔で作成した。

図 3. 9 は作成した円筒形状壁面の 3 次元 CAD モデルを FEM モデルに有限要素分割したもので、(a)、(b) および (c) 図は工作物 A、工作物 B および工作物 C のモデルである。要素サイズは全て $\Delta X = \Delta Y = \Delta Z = 1.0\text{mm}$ とし、総節点数および総要素数は図中に併記した。

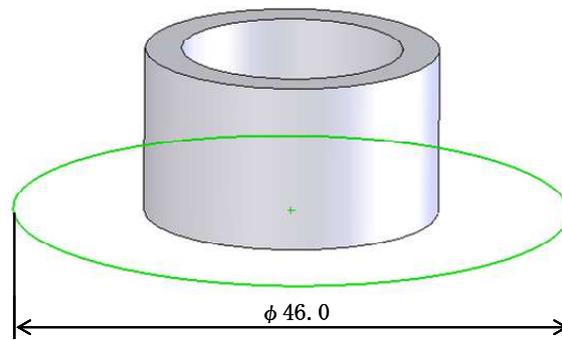
図 3. 10 は作成した板形状壁面の CAD モデルを FEM モデルに有限要素分割したものである。要素サイズは円筒形状と同様に $\Delta X = \Delta Y = \Delta Z = 1.0\text{mm}$ とした。



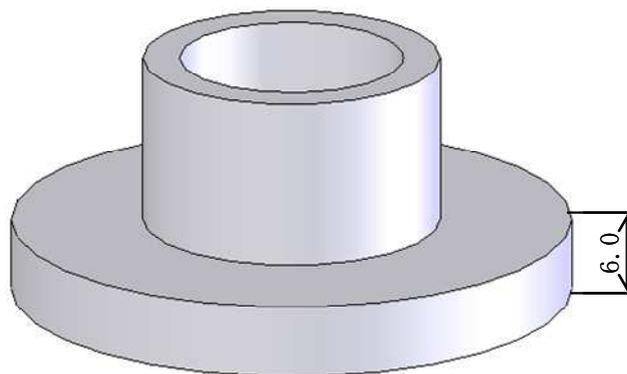
(a) スケッチ (円筒部)



(b) 押し出し (円筒部)

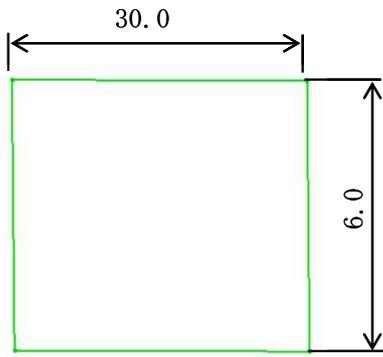


(c) スケッチ (土台部)

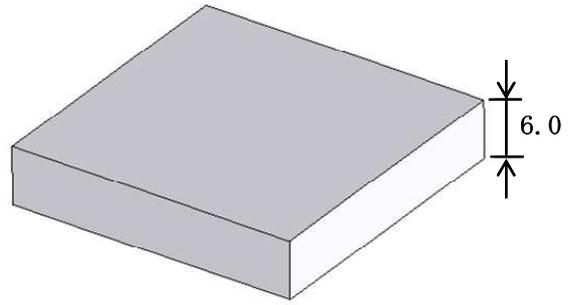


(d) 押し出し (土台部)

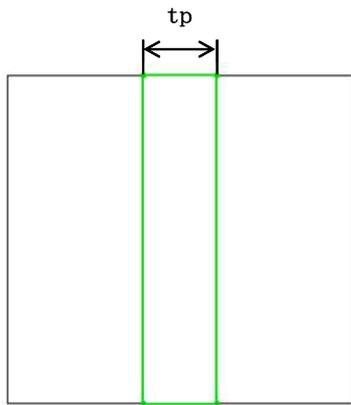
図 3. 7 薄肉円筒形状 ($\theta = 360^\circ$) の 3 次元 CAD モデルの作成手順



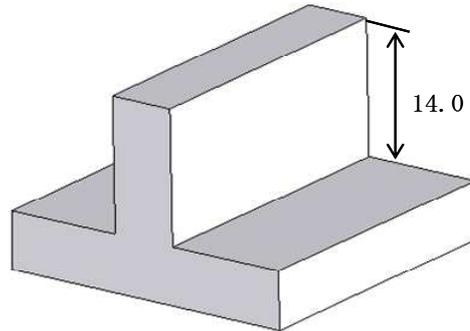
(a) スケッチ (土台部)



(b) 押し出し (土台部)

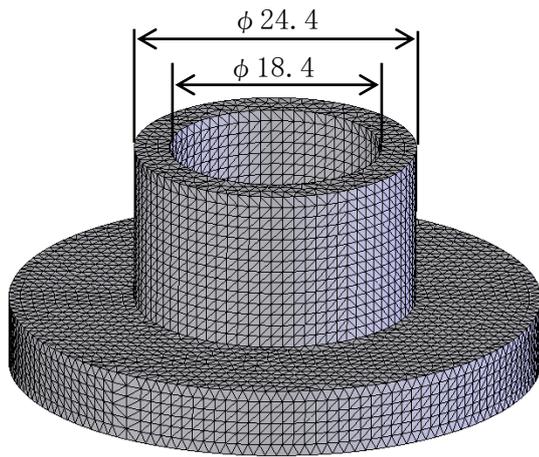


(c) スケッチ (壁面)



(d) 押し出し (壁面)

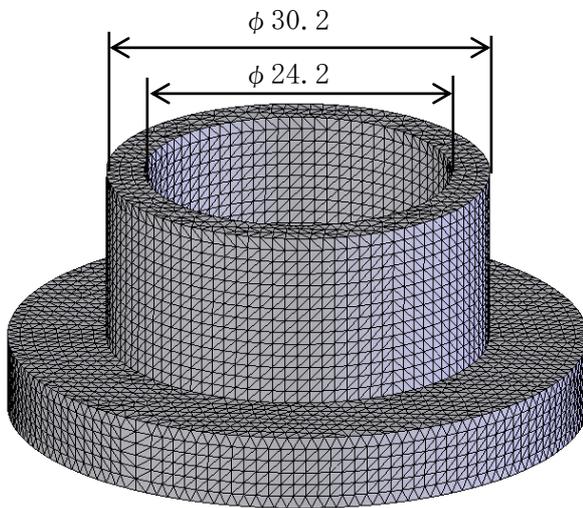
図3. 8 板形状の3次元CADモデルの作成手順



(a) 工作物A ($\theta = 360^\circ$)

総節点数 : 112341

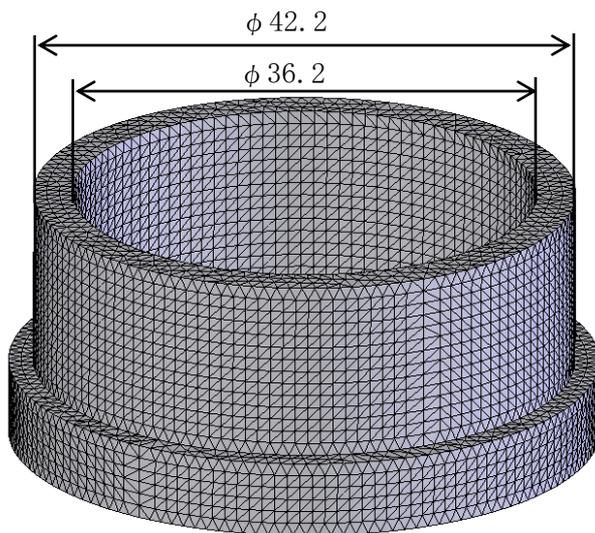
総要素数 : 82572



(b) 工作物B ($\theta = 450^\circ$)

総節点数 : 129062

総要素数 : 86939



(c) 工作物C ($\theta = 630^\circ$)

総節点数 : 143064

総要素数 : 95859

図3.9 円筒形状工作物のFEMモデル

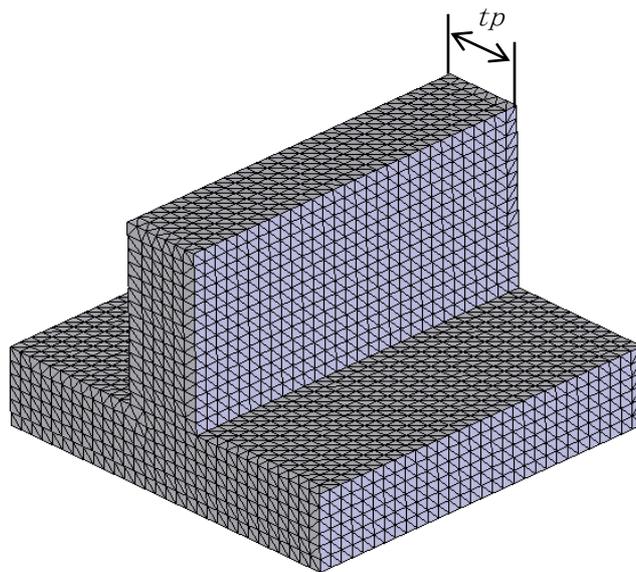


図 3. 10 板形状工作物の FEMモデル

3. 3. 4 FEM解析条件

FEM解析を行なう際に、材料のヤング率およびポアソン比が必要になってくる。表 3. 2 では各工具、工作物におけるヤング率、ポアソン比、メッシュを作成した際の総節点数、総要素数を示している。なお、工作物 a、工作物 b および c は板形状工作物を指しているが、それぞれ工作物 A、B および C に相当する剛性を持つモデルである。

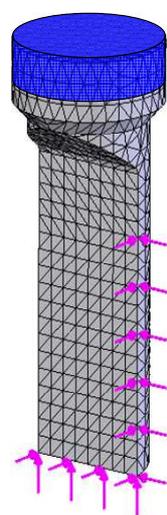
工具を構成する材料は超硬合金および CBN の 2 種類であり、工作物は鋳鉄 (FC250 相当品) で構成されている。なお、メッシュは 3 次元 CAD に内蔵されたソフトウェアにより自動的に作成され、要素サイズは 1.0mm および許容誤差は 0.05mm となっている。

表 3. 2 工具および工作物におけるパラメータ

FEM解析対象名	種別	材質	ヤング率 (E) [GPa]	ポアソン比 (ν)	FEM解析総接点数	FEM解析総要素数
工具	超硬	超硬合金	412	0.2	9311	5880
	CBN	超硬合金 (ボディ)	412	0.2	9953	6332
		CBN (切れ刃)	534	0.22		
円筒薄肉形状工作物	A	鋳鉄	98	0.3	122341	82572
	B				129062	86939
	C				143064	95859
板形状工作物	a ($tp=5.9\text{mm}$)	鋳鉄	98	0.3	73745	50076
	b ($tp=5.3\text{mm}$)				71229	48207
	c ($tp=5.0\text{mm}$)				70892	47927

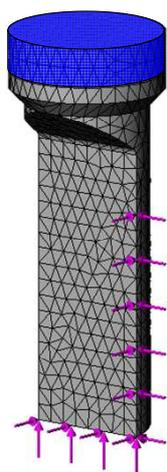
図3. 11は工具のFEMモデルに解析条件を加えたものであり、(a)は超硬工具および(b)図はCBN工具を示している。図中の矢印は与える力、青色で塗りつぶした部分は拘束(チャック)する部分をそれぞれ示している。

図3. 12は工作物のFEMモデルに解析条件を加えたものであり、(a)は円筒工作物Aおよび(b)図は板形状工作物aを示している。なお、工作物BおよびCは工作物Aとそれぞれ同じ拘束方法であり荷重条件も同様であるため省略する。また、工作物bおよびcは工作物aとそれぞれ同じ拘束方法であり荷重条件も同様であるため省略する。図中の矢印は与える力および青色で塗りつぶした部分は拘束(チャック)する部分をそれぞれ示している。



(a) 超硬工具

ヤング率：412GPa
 ポアソン比：0.2
 総節点数：9311
 総要素数：5880

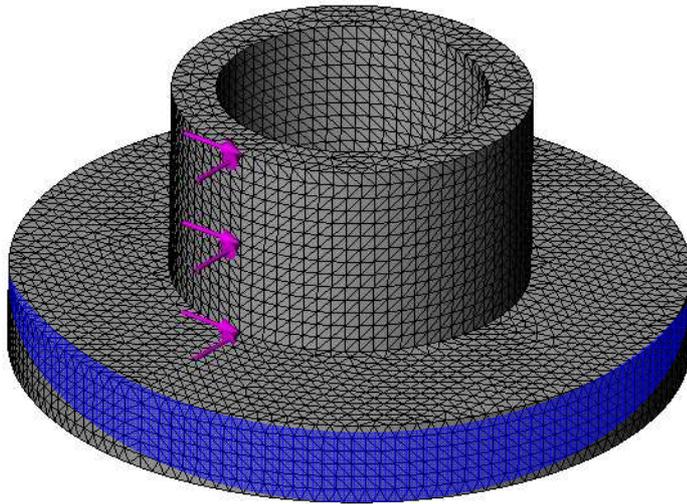


(b) CBN工具

ヤング率：534Gpa (エッジ)
 412GPa (ボディ)
 ポアソン比：0.22 (エッジ)
 0.2 (ボディ)
 総節点数：9953
 総要素数：6332

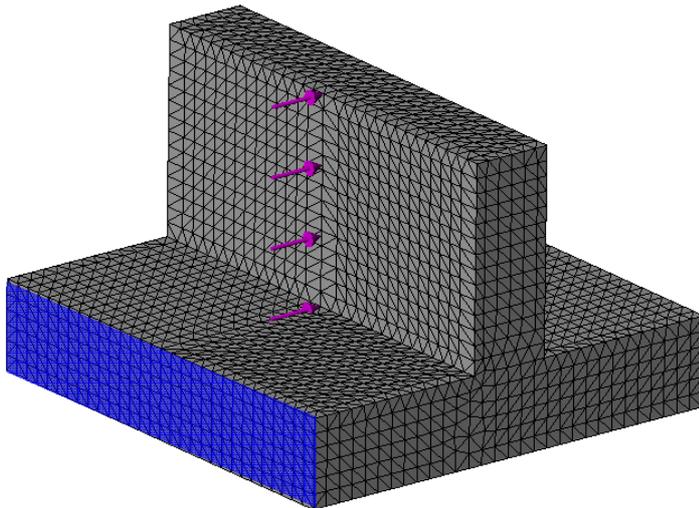
図3. 11 工具のFEMモデル

ヤング率：98GPa
ポアソン比：0.3
総節点数：112341
総要素数：82572



(a) 工作物A ($\theta = 360^\circ$)

ヤング率：98GPa
ポアソン比：0.3
総節点数：71229
総要素数：48207



(b) 工作物 a ($\theta = 360^\circ$ 近似)

図3. 12 工作物のFEMモデル

3. 4 切削力測定用板形状モデルにおける相当壁厚の推定

本節では変形解析に基づき、伸開角の異なる円筒形状工作物にそれぞれ相当する剛性をもつ板形状壁厚 t_p の値を算出するにあたり、以下の手順で作業を行なう。また、図 3. 1 3 は壁側面にかかる切削分力における荷重条件を示したものであり、図中矢印にて表している。上端部に加える力の分布は他の部分と異なり、半分になっているがこれは上端部で発生する応力集中を抑える効果が期待できるからである。

- (1) 円筒工作物 A, B および C と、板形状工作物 $t_p = 4.5 \sim 6.2\text{mm}$ (0.1mm 間隔) までのモデルを用意する。
- (2) 表 3. 2 に記載した条件を与え、図 3. 1 1 および 3. 1 2 で示した拘束条件および荷重条件を与える。与える力は仮の切削力として Y 分力 ($F_y = 100\text{N}$) のみを与えるが、これを分布荷重で与える。先ず壁高さ (14.0mm) を 0.5mm ずつ分割することにより、計 29 点に切削力を与える。上端部分は他の部分の半分の力を与えるため、1 点あたりに与える力を $f_y\text{N}$ とすると、式 (3. 1) の等式が成り立ち、これを解いて $f_y \doteq 3.51\text{N}$ を得る。よって壁面に与える仮の切削力は上端部で 1.75N、その他の 28 点では 3.51N とした。

$$F_y = 28 \times f_y + \frac{f_y}{2} \quad (3. 1)$$

- (3) 上記に示す荷重条件にて、円筒工作物 A, B および C と、板形状工作物 $t_p = 4.8 \sim 6.2\text{mm}$ までを FEM モデルにより変形解析を行なう。高さ毎の変位量を円筒形状の場合は $\delta Y_c(i)$ ($i=1 \sim 29$)、板形状の場合は $\delta Y_p(i)$ ($i=1 \sim 29$) と置いて、最小二乗法を用いた以下に示す式 (3. 2) に代入し近似曲線を算出する。近似曲線は 3 次多項式に回帰するものとし、最小二乗法を用いて係数 $C_1 \sim C_4$ を求めると式 (3. 3) に示す回帰曲線を定めることができる。この回帰曲線を用いて D_y が最小値をとる板形状壁厚 t_p を調べる。

$$D_y = \left[\sum_{i=1}^{29} \delta Y_c(i) - \sum_{i=1}^{29} \delta Y_p(i) \right]^2 \quad (3. 2)$$

$$y = C_1 X^3 + C_2 X^2 + C_3 X + C_4 \quad (3. 3)$$

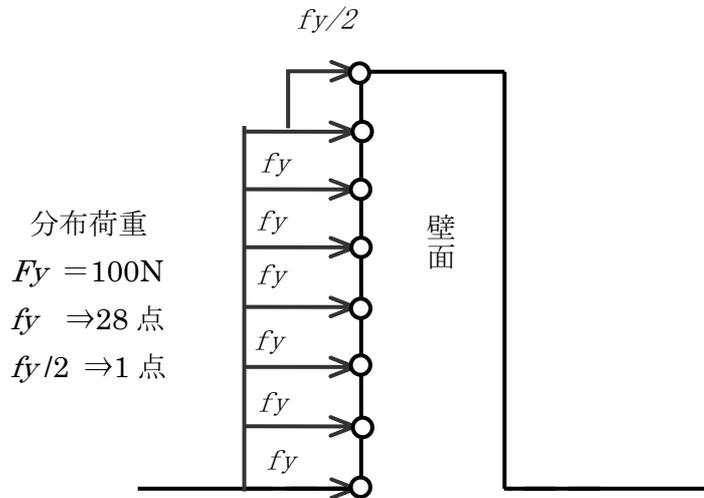


図3. 13 荷重条件

図3. 14は円筒形状工作物A, BおよびCの各内壁外壁を前述した手順に沿って変形解析を行なった結果を示した図である. 工作物BおよびCでは, 内壁・外壁の違いはほとんど見られない. 工作物Aでは若干の違いが見られるものの, 最上点(壁高さ14mm)ではプロット点がほぼ一致した. 変形の様子をみると, 分布荷重の与え方を考慮したために, 最上点における応力集中はほとんどなくなり, 一定の割合で変形していることがわかる. また, 変形量は工作物C > 工作物B > 工作物Aとなる傾向がみられ, その差は工作物Aと工作物Cを比較すると最大で $0.5\mu\text{m}$ 程度である. この理由は伸開角が大きくなるにつれ, 壁厚が平面の条件に近づくために変形が生じやすくなったものと考えられる.

図3. 15は図3. 14の結果を工作物別に区分けし, それぞれの円筒形状の剛性と同等の板形状工作物 t_p の結果を示しており, (a)が工作物Aの内壁外壁, (b)が工作物Bの内壁外壁および(c)図が工作物Cの内壁外壁を示している. また, 板形状の変形は, 円筒形状同様に, 最上点における応力集中はほとんどなくなり, 一定の割合で変形している様子が見られる.

図3. 16は, 図3. 15において得られた解析値を前述で定義した式(3. 2)に代入して計算した結果をプロットしたものと, その回帰曲線であり, (a)が内壁の近似壁厚および(b)図が外壁の近似壁厚を示している. 各条件についての回帰曲線の式は表3. 4に示している. これらの回帰曲線が最小値に最も近い壁厚を板形状工作物の壁厚とする. 近似壁厚の結果は表3. 3に示したとおりで, (a)図から工作物Aの近似壁厚は5.9mm, 工作物Bの近似壁厚は5.3mm, および工作物Cの近

似壁厚は 5.0mm となった. (b) 図からも, 工作物 A の近似壁厚は 5.9mm, 工作物 B の近似壁厚は 5.3mm, 工作物 C の近似壁厚は 5.0mm となり, 結果として内壁と外壁による剛性は, 四捨五入をすると等しい値になったため, その差は 0.1mm 未満であったことがいえる. なお, 第 4 章における板形状工作物の寸法はこの値をもとに作成している.

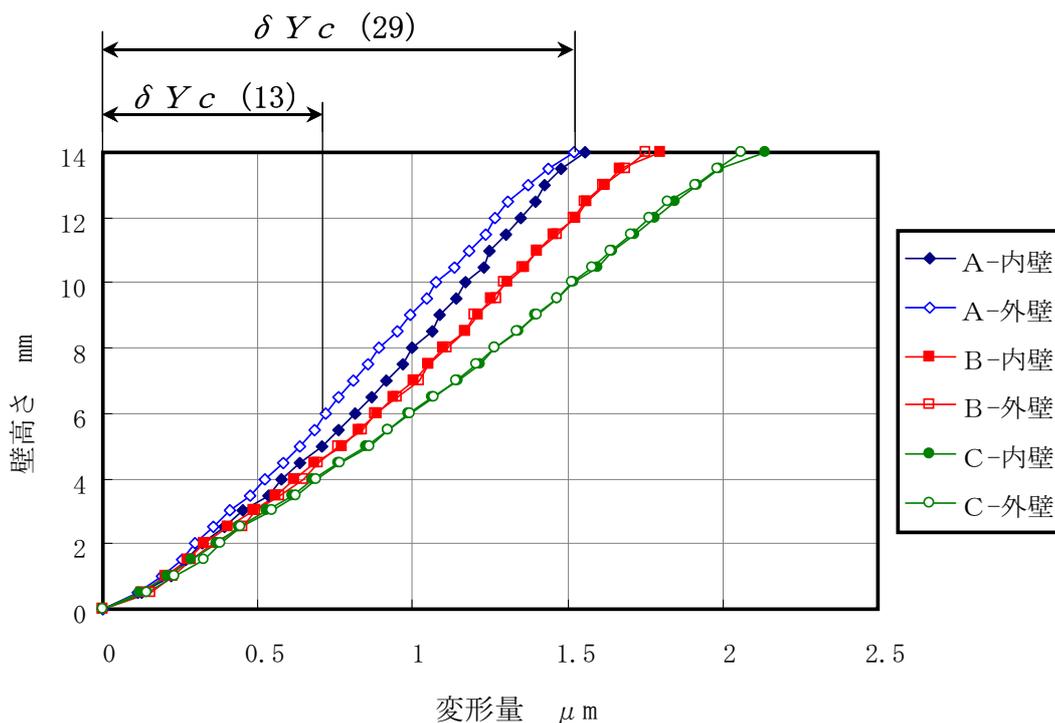
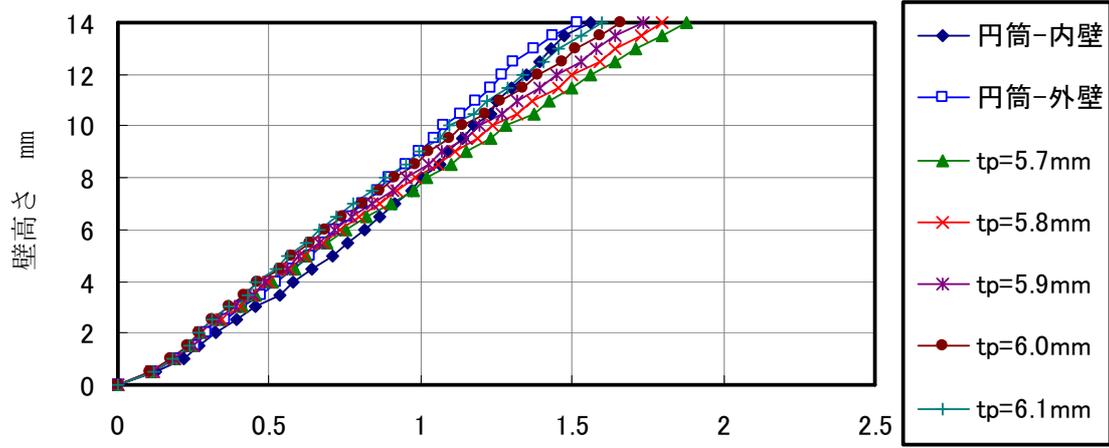
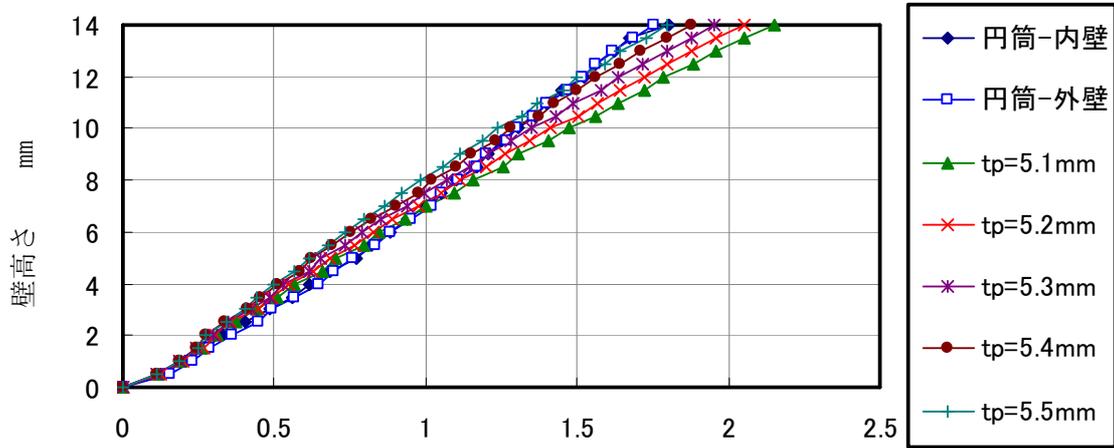


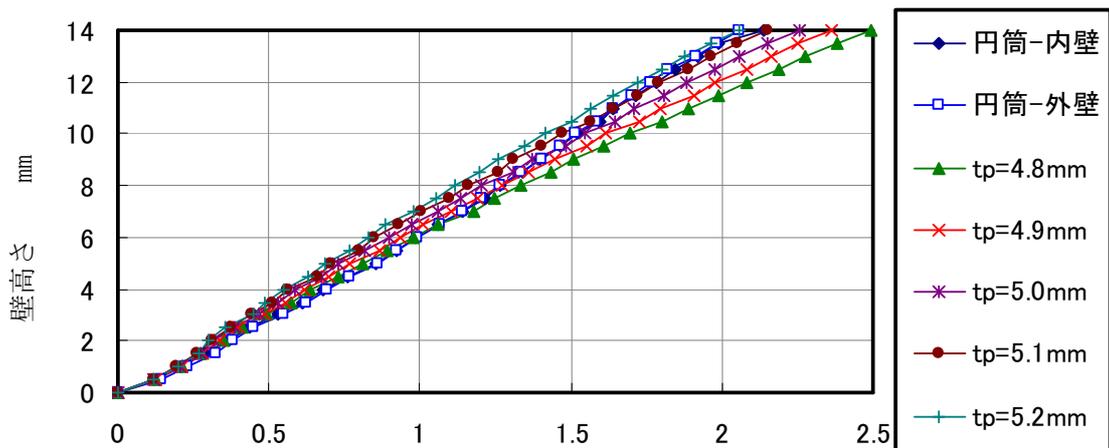
図 3. 1 4 円筒形状工作物の変形量比較



変形量 μm
 (a) 工作物Aおよび板形状工作物



変形量 μm
 (b) 工作物Bおよび板形状工作物



変形量 μm
 (c) 工作物Cおよび板形状工作物

図3. 15 円筒形状および板形状工作物の変形量

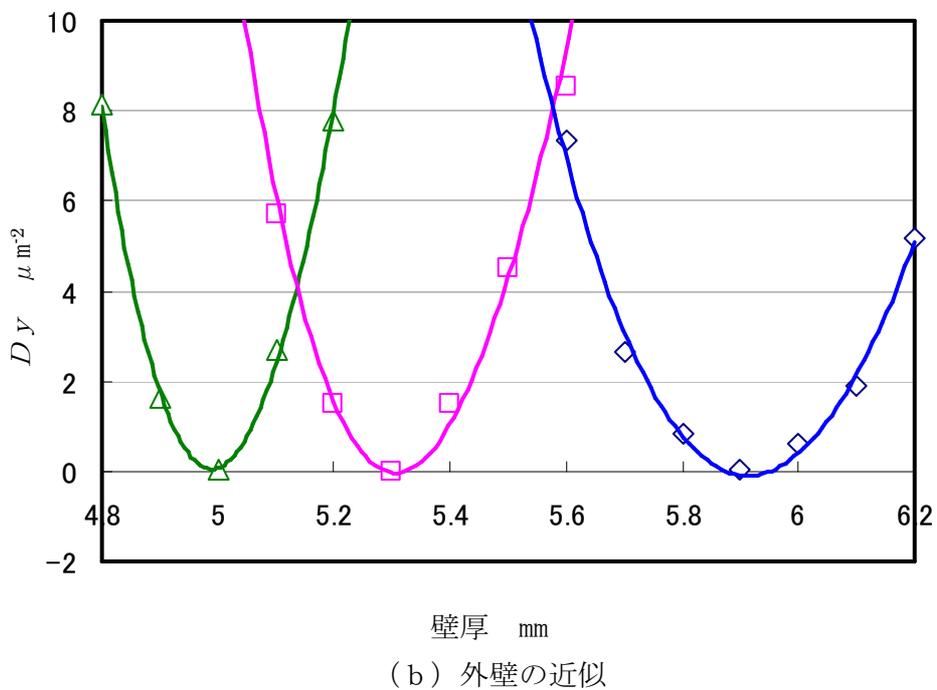
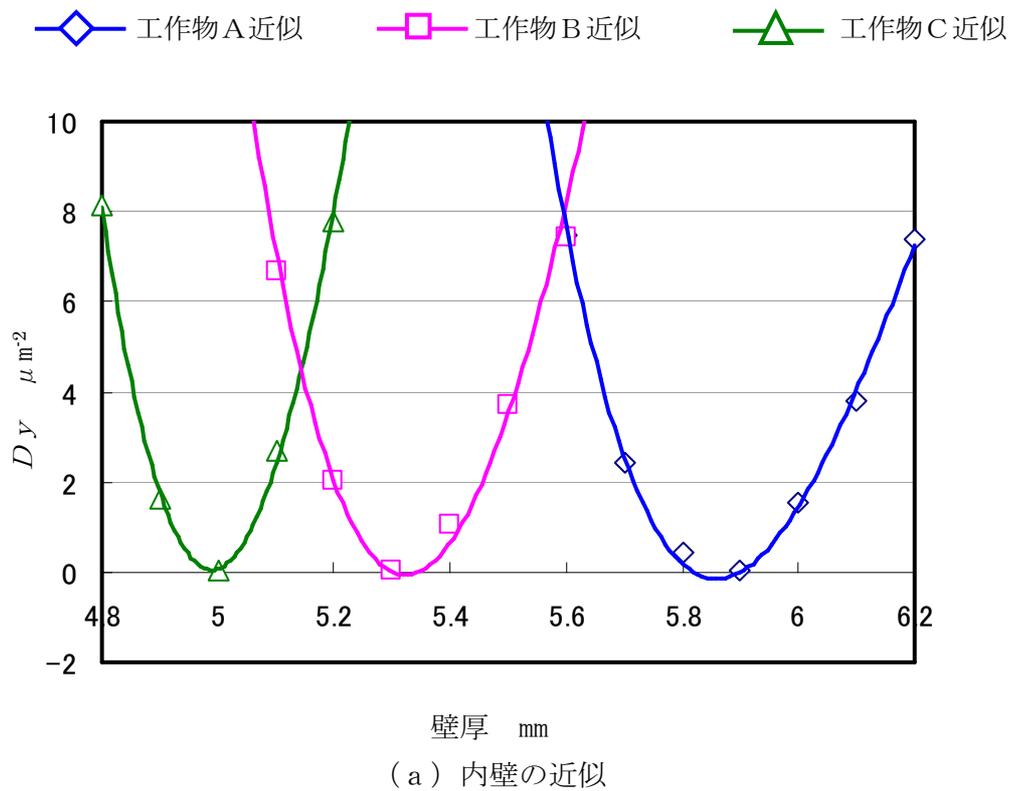


図3. 16 板形状工作物における回帰曲線

表 3. 3 板形状壁厚への近似結果

	内壁	外壁
工作物 A	5.9	5.9
工作物 B	5.3	5.3
工作物 C	5.0	5.0

単位：mm

表 3. 4 回帰曲線の近似式

(a) 内壁

工作物 A	$y = -87.9\chi^3 + 1638\chi^2 - 10143\chi + 20880$
工作物 B	$y = -72.3\chi^3 + 1290\chi^2 - 7551\chi + 14609$
工作物 C	$y = -108.1\chi^3 + 1821\chi^2 - 10099\chi + 18482$

(b) 外壁

工作物 A	$y = -15.4\chi^3 + 340\chi^2 - 2407\chi + 5526$
工作物 B	$y = -71.7\chi^3 + 1271\chi^2 - 7434\chi + 14370$
工作物 C	$y = -108.3\chi^3 + 1825\chi^2 - 10199\chi + 18843$

3. 5 結言

スクロール形状部品（鋳鉄材 FC250 相当品）におけるヘール加工法（特許取得済）を提言し、実用化の可能性を検討するにあたり、基礎的加工特性を調べるため、工作物の近似化を提案し、前工程であるエンドミルによる中仕上げ加工後に、連続してヘール仕上げ加工が可能であることを明らかにした。また、近似工作物および工具を 3 次元 CAD によりモデル化し、FEM 解析を行った。得られた結果は以下の通りである。

- (1) ヘール工具によるスクロール加工専用機での工具経路を示した。
- (2) ヘール工具およびスクロール形状近似工作物（薄肉円筒形状および板形状）の 3 次元 CAD モデルから FEM 解析モデルを作成した。
- (3) 薄肉円筒形状工作物を切削力測定が可能な板形状にするにあたり、剛性が等しい相当壁厚 t_p を計算し、伸開角 $\theta = 360, 450$ および 630° に対してそれぞれ $t_p = 5.9, 5.3$ および 5.0mm の計算結果を得た。
- (4) 加工実験により切削 3 分力を得ることでスクロール形状加工における予測加工誤差が計算できることを明らかにした。

参考文献

- [301] 岩部洋育. スクロール形状部品の実用的な高精度・高能率加工法の確立に関する研究. 文部省科学研究費補助金研究成果報告書. 出版年 1992, NDLC Y151.
- [302] 岩部洋育・島田智晴. エンドミルによるスクロール形状部品の高精度・高能率加工に関する研究(第1報, 最大切削断面積と仕上げ面粗さに基づく高精度・高能率加工法の提案). 日本機械学会論文集, (C編), 61巻, 5861995), 1184-1191.
- [303] 岩部洋育・永原雄野・正木努・後藤隆夫. 空気静圧主軸搭載の工作機械によるスクロール形状の高速加工に関する研究(第2報) 切込み制御法による高精度加工法. 1997年精密工学会秋季学術講演会講演論文集, 1997, 53.
- [304] 岩部洋育・坂垣内貴保・松橋英明. 極座標方式によるスクロール形状部品の高速度・高精度加工に関する研究. 2000年度精密工学会春季学術講演会講演論文集, 2000, 169.
- [305] 岩部洋育. 研究展望 エンドミルによる加工精度に関する基本的問題と高速・高精度加工法について-高速・高精度加工について-. 日本機械学会論文集(C編), 66巻, 645号(2000-05), 1417-1422.
- [306] 岩部洋育・三星宏. ねじれ刃エンドミルの偏芯が加工精度に及ぼす影響. 精密工学会誌, 61巻, 6号(1995), 834-838.
- [307] 松下電器産業株式会社. スクロール圧縮機およびスクロールラップの加工方法. 特開 2001-32786. 2001-02-06.
- [308] 神谷昌秀・藤田康宏・伊藤哲史他. ヘール加工に基づく金型の鏡面仕上げ. 機械の研究. 2002-04, 54巻, 4号, 458-464.
- [309] 鈴木 裕. 超音波振動を用いた鋼材の精密仕上げ加工 -多軸マシニングセンタを用いたヘール加工による鏡面仕上げの実現-, 特集 進化する超音波加工技術. 2005, 17巻, 6号, 通号 117, 15-20.
- [310] 松下電器産業株式会社. スクロール圧縮機およびスクロールラップの加工方法. 特開 2005-23817. 2005-01-27.
- [311] 松下電器産業株式会社. 非回転切削工具. 特開 2004-351606. 2004-12-16.
- [312] 株式会社日立製作所. スクロールラップの加工法. 特開 2000-205155. 1999-1-7.
- [312] トーヨーエイテック株式会社. スクロール状工作物の加工方法及び装置. 特開平 7-51916. 1993-8-17.
- [313] 三上紀夫・二井谷春彦. メカトロニクスの精密加工への応用 特集 生産の自動化・高度化を支えるメカトロニクス 解説. 精密工学会誌, 61巻, 7号(1995), 927-930.
- [314] 加藤和弥・竹内芳美・前田幸男・山中敏夫・小野塚英明. スクロール圧縮機部品の高精度・高能率加工(加工点一定制御における加工精度の向上). 日本機械学会論文集(C編)71巻, 701号(2005-1), 304-310.

第4章 ヘール工具による薄肉円筒形状の

高精度・高能率加工法

4. 1 緒言

本章ではヘール加工の実用化に向け、従来のエンドミルによる仕上げ加工と同等な切込み ($30\mu\text{m}$) を与えることを前提に、ヘール加工における加工精度および加工能率の本質的な特性を解明するために以下の実験を行い議論する。

はじめに第3章で述べた板形状モデルにおいて切削力を測定する。実験の前提としてヘール工具材種にはCBNおよび超硬合金の2種類を工作物材種（鋳鉄材 FC250 相当品）に適応する材料として選定した。また、その2種類の工具において、加工工程（切込み 10 および $5\mu\text{m}$ ）および切削速度（ $2,000$ および $4,000\text{mm}/\text{min}$ ）における切削力の変化を測定し、影響する因子を探求する。一方、切削力の測定結果から第3章で求めた予測誤差の計算法から、薄肉円筒形状モデルにおける壁面および工具の変形量より加工誤差を予測し、実験結果と比較することで加工誤差の解析方法の妥当性について考察を加える。

次に、薄肉円筒形状工作物における加工実験を行い、切削力測定と同等に工具材種、加工工程および切削速度において高精度・高能率加工に影響する因子を探求するために、各切削条件における壁面の寸法誤差および形状誤差を測定し、予測誤差との比較検討を行い、予測誤差との相関について考察する。また、加工面粗さを測定し、工具材種、加工工程および切削速度において関連性を調べ、最後に実験結果からヘール加工の実用的な加工法を提言する。

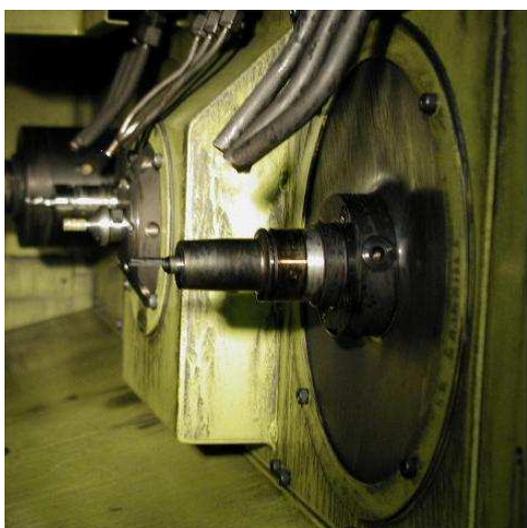
4. 2 実験方法および条件

4. 2. 1 使用機器

薄肉円筒形状工作物における実験に用いた工作機械を図4. 1に示す。第2章で使用した設備と同型のスクロール専用加工機（トーヨーエイテック株式会社製）に（b）図にあるヘール工具の取付け治具を搭載した仕様となっている。この治具は第一主軸と同じ位置に取り付けており、ヘール工具は焼嵌にて HSK50 型ツーリングホルダーに把持して治具と固定する。また、測定は3次元測定機 UPMC850 CARAT（Carl Zeiss 製）および粗さ計 SURFTTESTSV-600（株式会社ミットヨ製）を用いた。次に切削力測定実験における工作機械を図4. 2に示すがNCフライス盤 MHA350（大阪機工株式会社製）を使用し、測定には図4. 3（a）工具動力計 5257B（Kistler 製）、（b）アンプチャージメータ 5015A（Kistler 製）、（c）オシロスコープ WR300SERIES、および（d）図の K301C 標準電気マイクロメータを使用した。



(a) 加工機全体図



(b) ヘール工具取付け治具



(c) 回転テーブル (C 軸)

図4. 1 スクロール専用加工機



図4. 2 NCフライス盤



(a) 工具動力計



(b) アンプチャージメータ



(c) オシロスコープ



(d) 電気マイクロメータ

図4. 3 切削力測定に用いた測定機器

次に実験に用いた工具を図4. 4から4. 8に示す. 各ヘール工具については図4. 5および4. 7において (a) 正面図, (b) 側面図 および (c) 図が刃先丸み R_c を示している. エンドミルは $\phi 8.2\text{mm}$ であり、各ヘール工具は $\phi 8.0\text{mm}$ である. また、超硬ヘール工具はボディと刃先がともに超硬である一方、CBNヘール工具は、ボディが超硬で刃先がCBN焼結体で構成されている. 図4. 6および4. 8は刃先の拡大図であるが良好な平滑刃面に仕上がっていることがわかる.



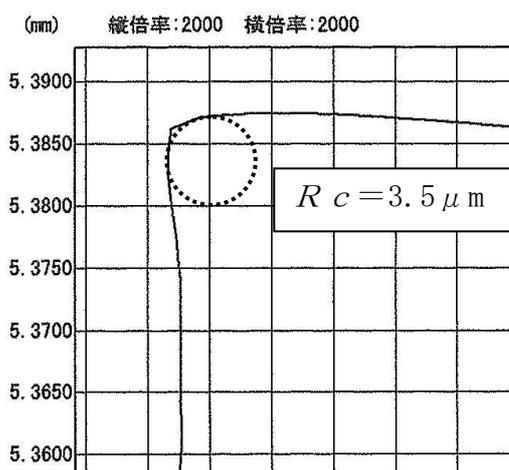
図4. 4 6枚刃超硬エンドミル



(a) 正面図



(b) 側面図



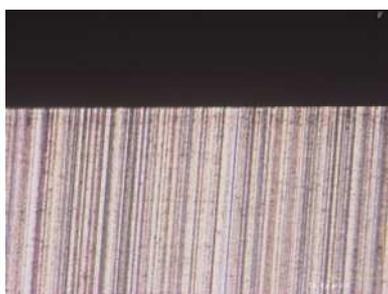
(c) 刃先丸み

(全長 65mm×シャンク長 45mm×刃長 20mm, すくい角 0°)

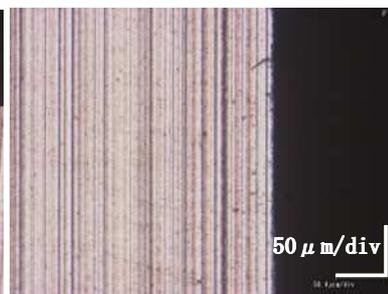
図4. 5 超硬ヘール工具



(a) コーナ部

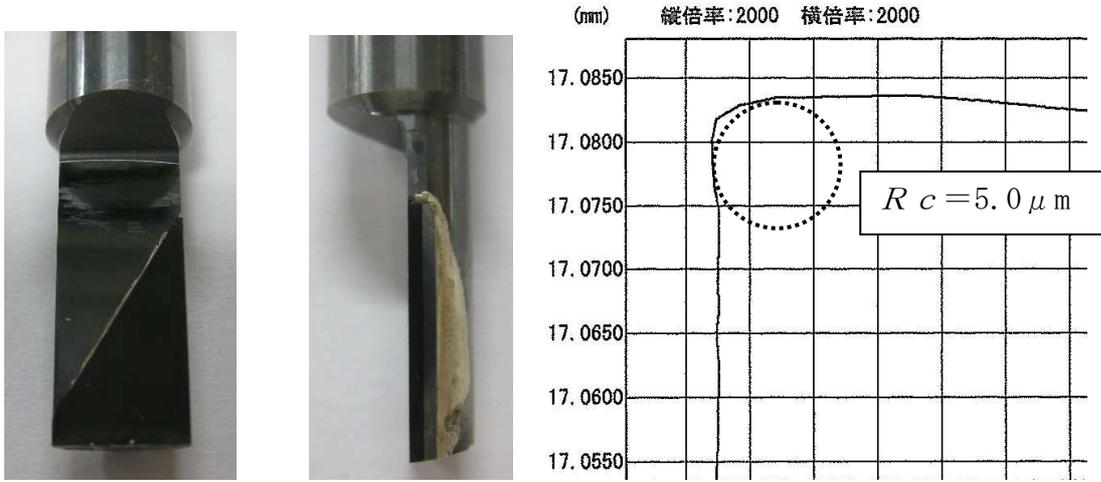


(b) 側刃



(c) 底刃

図4. 6 超硬工具の刃面



(a) 正面図 (b) 側面図 (c) 刃先丸み
 (全長 65mm×シャンク長 45mm×刃長 20mm, すくい角 0°)

図4. 7 CBNヘール工具



(a) コーナ部 (b) 側刃 (c) 底刃

図4. 8 CBN工具の刃面

4. 2. 2 板形状工作物による切削力測定実験

4. 2. 2. 1 実験条件

ヘール加工において工具は非回転のため、NC工作機械の主軸を拘束する必要が生じる。図4. 9は主軸を拘束した様子を示したものであり、主軸のシャシと主軸のくぼみに対し、ホルダーを取り付けることにより主軸が回転しないように固定している。

また、ヘール工具のすくい面と工作物の壁面は垂直方向に接触させ、すくい角 0° を維持しながら切削を行なうので、工具と工作物はセッティングする際に各々の平行度をできる限りゼロに近づける必要がある。図4. 10は工具のセッティングの様子を示したものであり、電気マイクロメータの触針をY軸に移動させながら、Y軸に対し $2\mu\text{m}/8\text{mm}$ で取り付ける。一方、工作物は壁面をX軸に対し $2\mu\text{m}/30\text{mm}$ で取り付ける。

表4. 1は板形状壁面の直線加工における切削条件を示したものである。切削速度は2,000および4,000mm/minにて行い、切込みは半径および軸方向に与える。

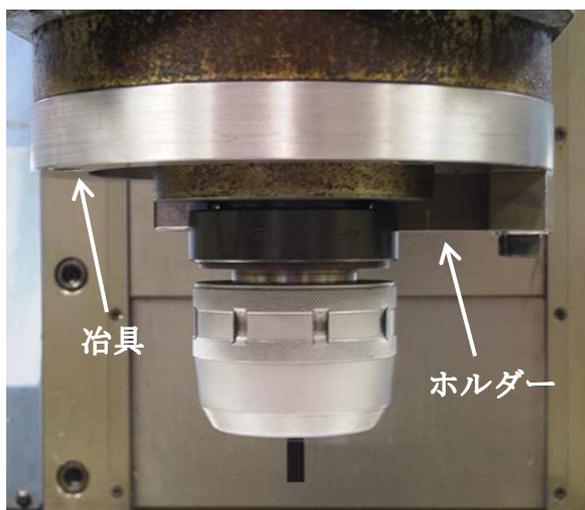


図4. 9 主軸の拘束

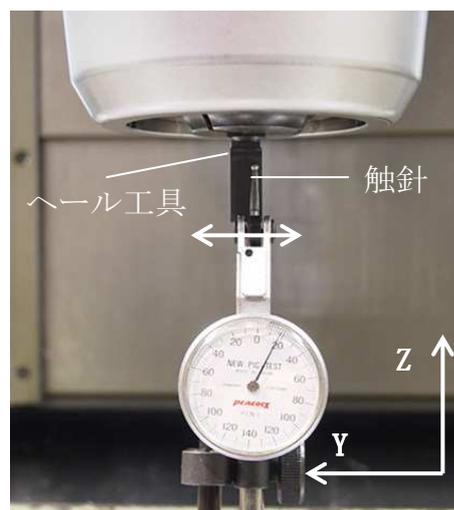


図4. 10 工具の取付け

表4. 1 切削条件

使用工具		ヘール工具
切削速度 V mm/min		2,000, 4,000
切込み	半径方向 Rd μm	5, 10
	軸方向 Ad μm	5, 10

4. 2. 2. 2 工作物

図4. 1 1は板形状工作物における(a)は外観形状および(b)図は寸法を示している。スクロールにおける代表的な伸開角 θ (360° , 450° , 630°)での近似計算を行なった壁厚を各2つずつ、計6つの壁面を作成した。同じ壁厚を2つずつ作成した理由は、ヘール工具がCBNおよび超硬合金の2種類を使用したためである。

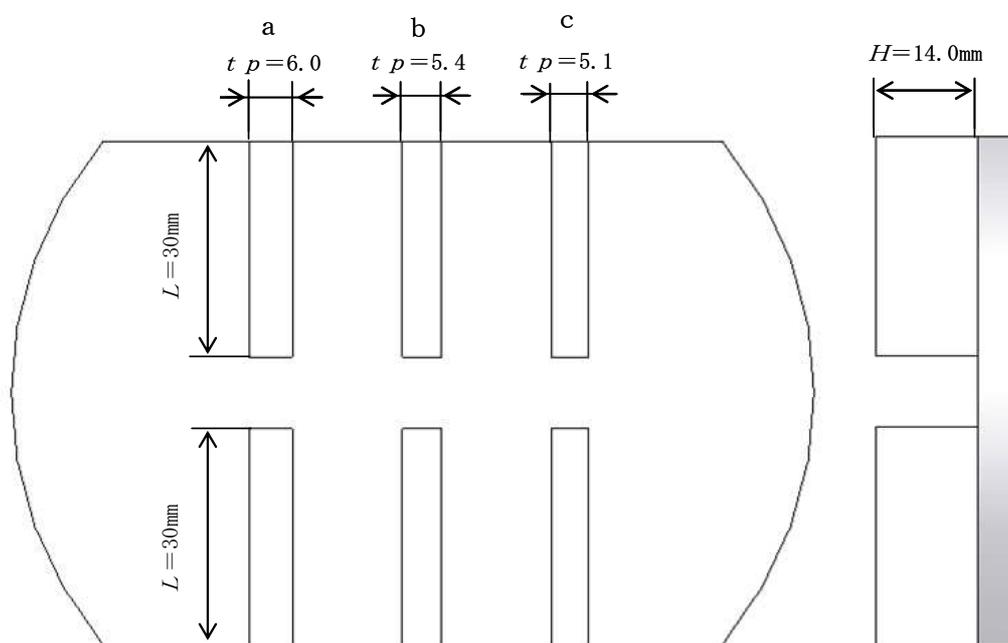
表4. 2は各伸開角での壁剛性を近似した板形状壁厚を示している。なお、壁厚は実験のための面合わせを考慮して、近似計算壁厚(t_p) + 0.1mmとしており、壁長さ(=1壁あたりの切削距離 l)は30mm、壁高さ H は14mm、材料は鋳鉄材(FC250相当品)を使用している。

表4. 2 各伸開角と壁厚の対応

板形状工作物	伸開角 θ deg.	壁厚 t_p mm
a	360	6.0
b	450	5.4
c	630	5.1



(a) 板形状工作物外観



(b) 寸法 mm

図4. 1 1 板形状工作物

4. 2. 2. 3 実験方法

板形状の工作物による実験方法では、NCフライス盤を用いてヘール加工を行なう。セッティング方法および実験方法は以下の手順で行い、4. 2. 2. 1 節での条件にて実験を行なった。

- (1) 機器のセッティングを行なう。図4. 1 2に示すようにNCフライス盤のテーブル上に工具動力計を固定し、アンプチャージメータ、オシロスコープ、PCと順に接続を行なう。その後ヘール工具と工作物を取付け、電気マイクロメータを用い規定内の平行度に調節する。
- (2) 次にプログラムをNC制御盤に送り、面合わせを行なう。テーブルを手動でYおよびZ方向に動かし、ヘール工具と工作物壁面を紙が挟まる程度に近づける。工具と工作物の相対運動は図4. 1 3に示すとおりであり、プログラムにて $20\mu\text{m}$ ずつ切込みを与え壁面を切削し、これをオシロスコープでの波形が安定するまで続ける。
- (3) 以上を行なった後、切削力測定を開始する。表4. 3は加工の手順を示したものである。これは薄肉円筒形状工作物の手順と同様に2パターンの加工法があり、3ないし4回の連続した切削を行って合計 $30\mu\text{m}$ の切込みを与え、加工毎に切削力を測定する。また、最終工程では切削速度を2,000と4,000mm/minの場合で行なった。なお、切削力はオシロスコープを介して電圧で出力されるため、単位変換を行って切削力を計算する。

表4. 3 加工の手順

(a) 加工法 - I

工程	①	②	③	④ (仕上げ)
切込み Rd μm	10	10	5	5
切削速度 V mm/min	2,000		2,000, 4,000	

(b) 加工法 - II

工程	①	②	③ (仕上げ)
切込み Rd μm	10	10	10
切削速度 V mm/min	2,000		2,000, 4,000

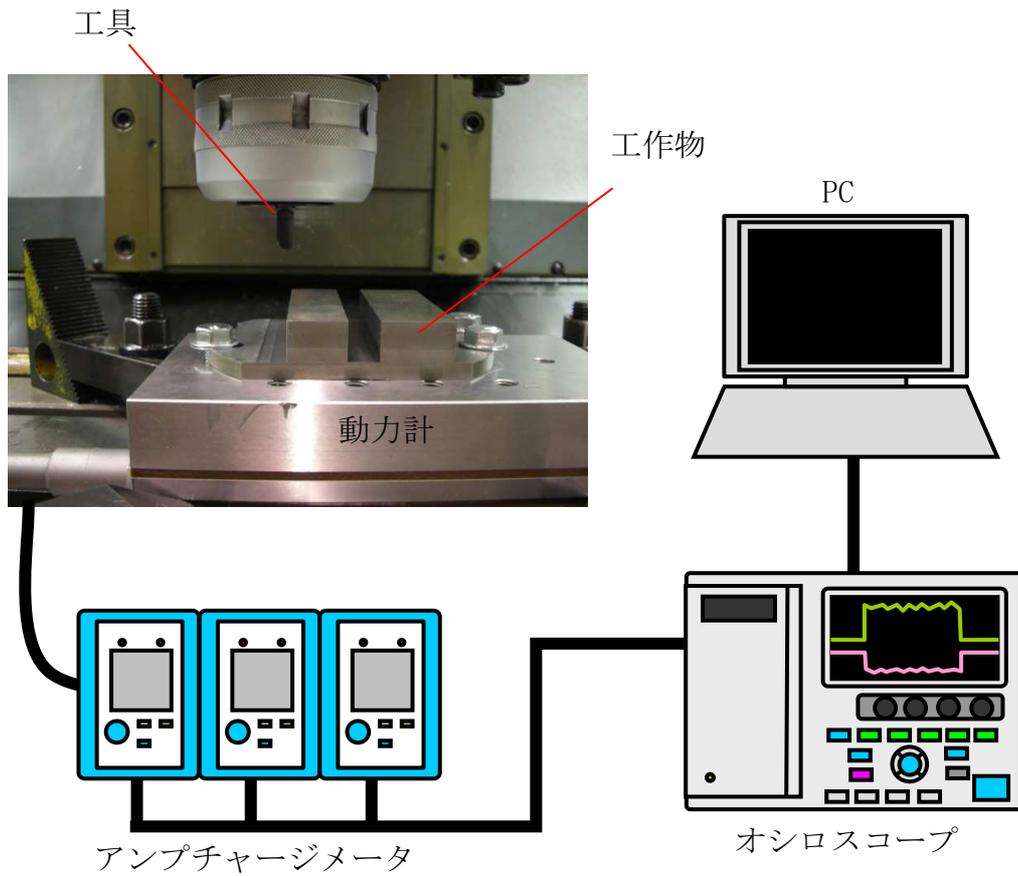


図4. 1 2 機器のセッティング

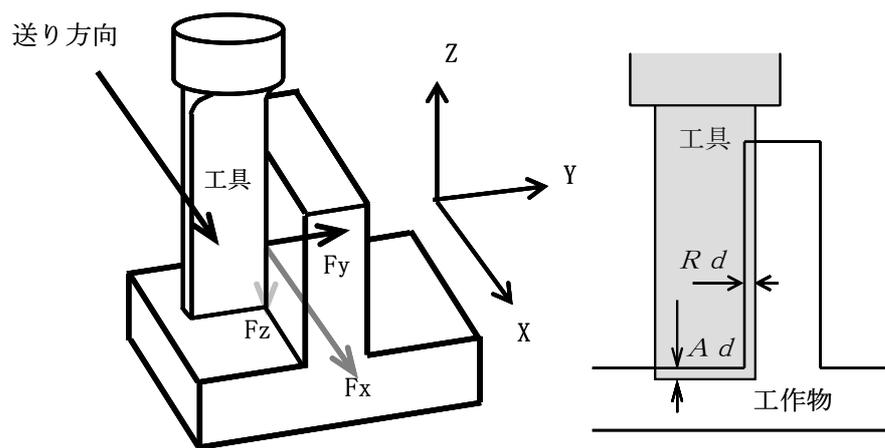


図4. 1 3 切削3分力および切込み方向

4. 2. 3 薄肉円筒形状による加工精度測定実験

4. 2. 3. 1 実験条件

表 4. 4 は薄肉円筒形状工作物での実験における切削条件を表しており，(a) 図はヘール加工の前工程でのエンドミルによる切削条件，(b) 図はヘール加工における各条件を示している．工具は超硬エンドミルとヘール工具（CBN, 超硬合金）を用い，粗加工・中仕上げ加工・仕上げ加工の順に加工を行う．なお，ヘール工具は非回転のため回転数は表示していない．また，仕上げ加工では，切削速度を $V=2,000$ および $4,000$ mm/min と変化させている．

表 4. 4 加工工程および切削条件

(a) エンドミル加工

工具		粗加工	中仕上げ加工	溝加工
		超硬エンドミル	超硬エンドミル	超硬エンドミル
主軸回転数 N s^{-1}		15,000	15,000	15,000
送り速度 F s^{-1} mm/min		750	750	800
切込み	半径方向 Y_w mm	0.2	0.07	0.5
	軸方向 Z_w mm	0.2	0.07	0.5

(b) ヘール加工

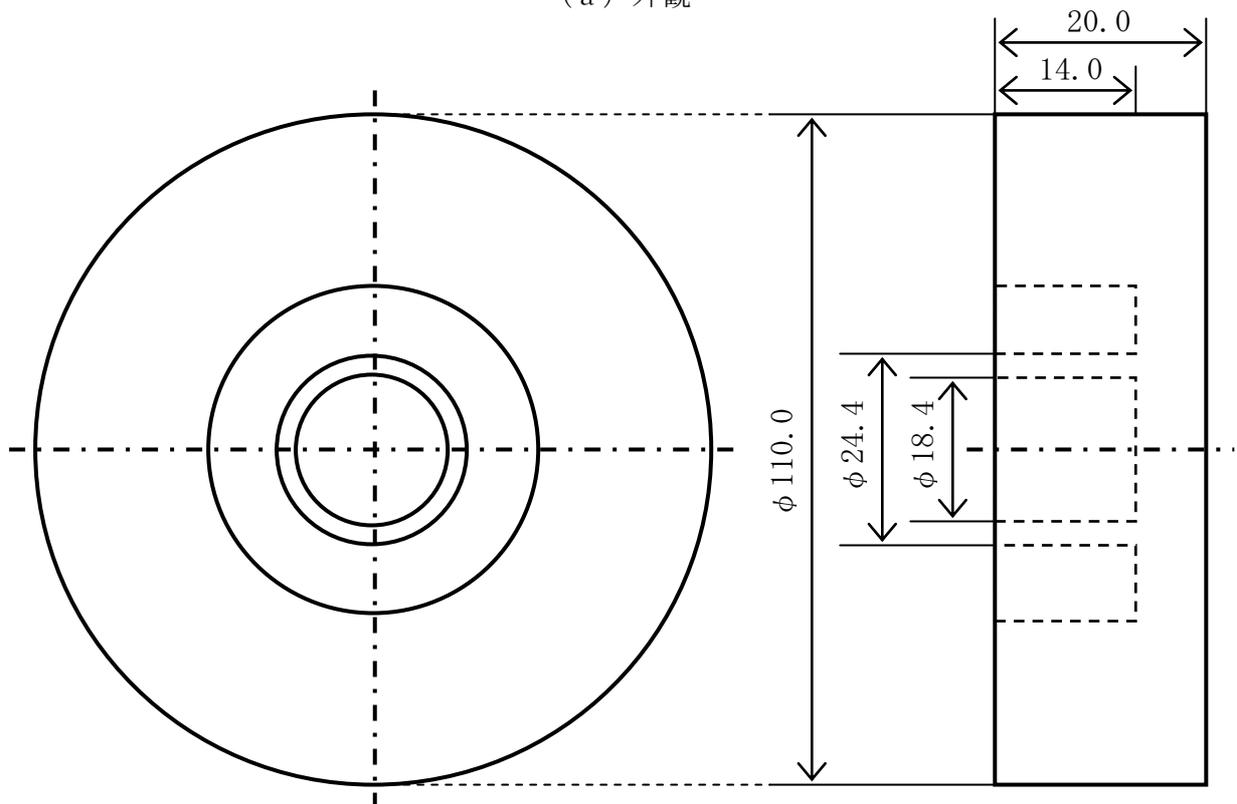
工具		中仕上げ加工	仕上げ加工
		ヘール工具	ヘール工具
回転数 N		—	—
切削速度 V mm/min		2,000	2,000, 4,000
切込み	半径方向 R_d μm	5, 10	5, 10
	軸方向 A_d μm	5, 10	5, 10

4. 2. 3. 2 工作物

図4. 14, 4. 15および4. 16はそれぞれ伸開角 $\theta = 360^\circ$, 450° および 630° におけるスクロール形状を薄肉円筒形状へ近似した工作物であり, (a) は外観および (b) 図は工作物寸法を示している. 壁厚 $t_p = 3.0\text{mm}$, 壁高さ $H = 14.0\text{mm}$ であり, 材質は鋳鉄材(FC250相当品)を使用している.

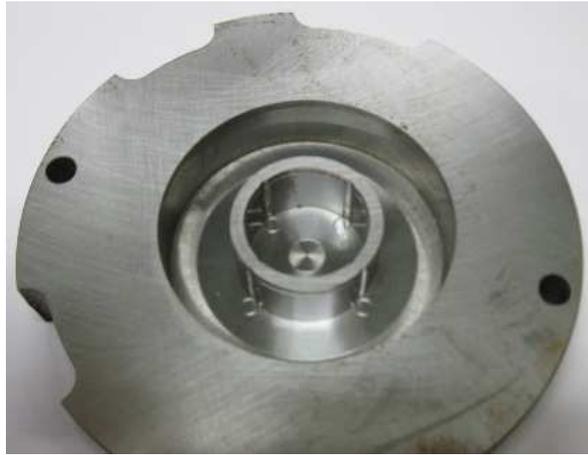


(a) 外観

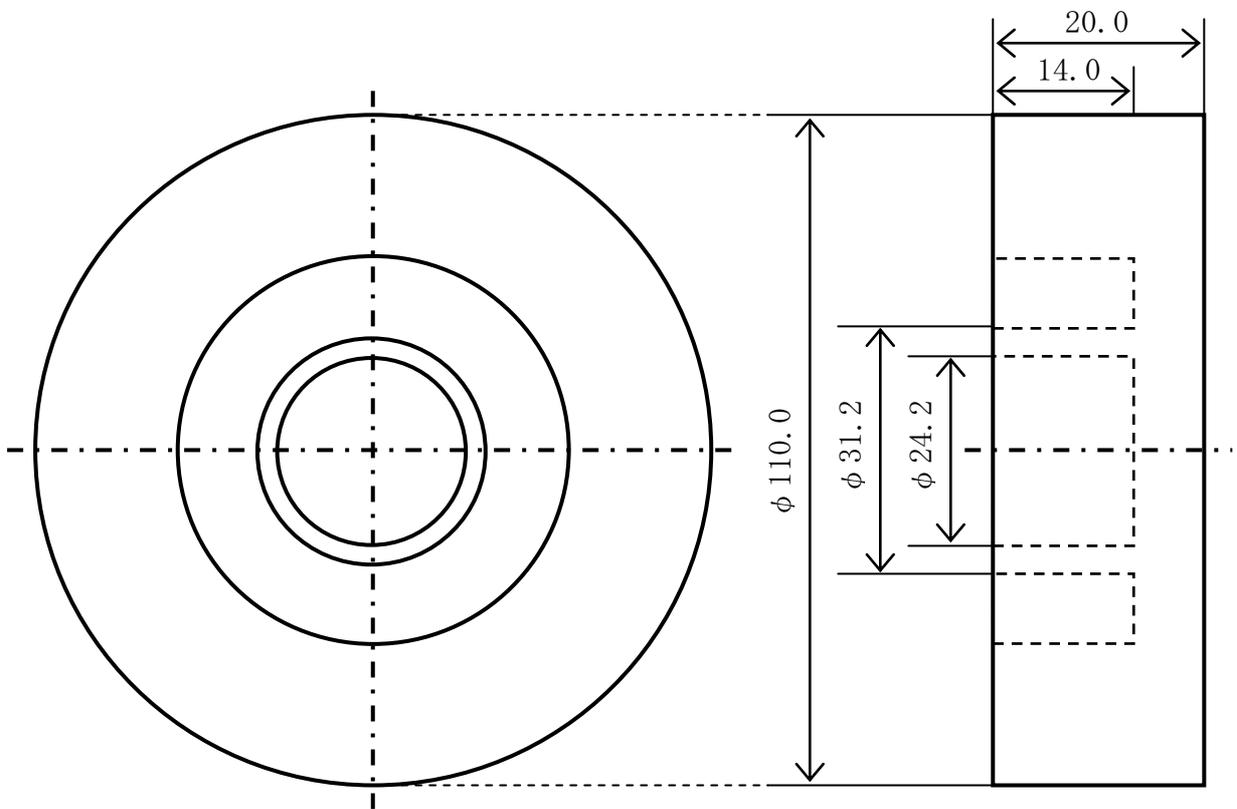


(b) 寸法

図4. 14 薄肉円筒形状工作物 ($\theta = 360^\circ$)



(a) 外觀

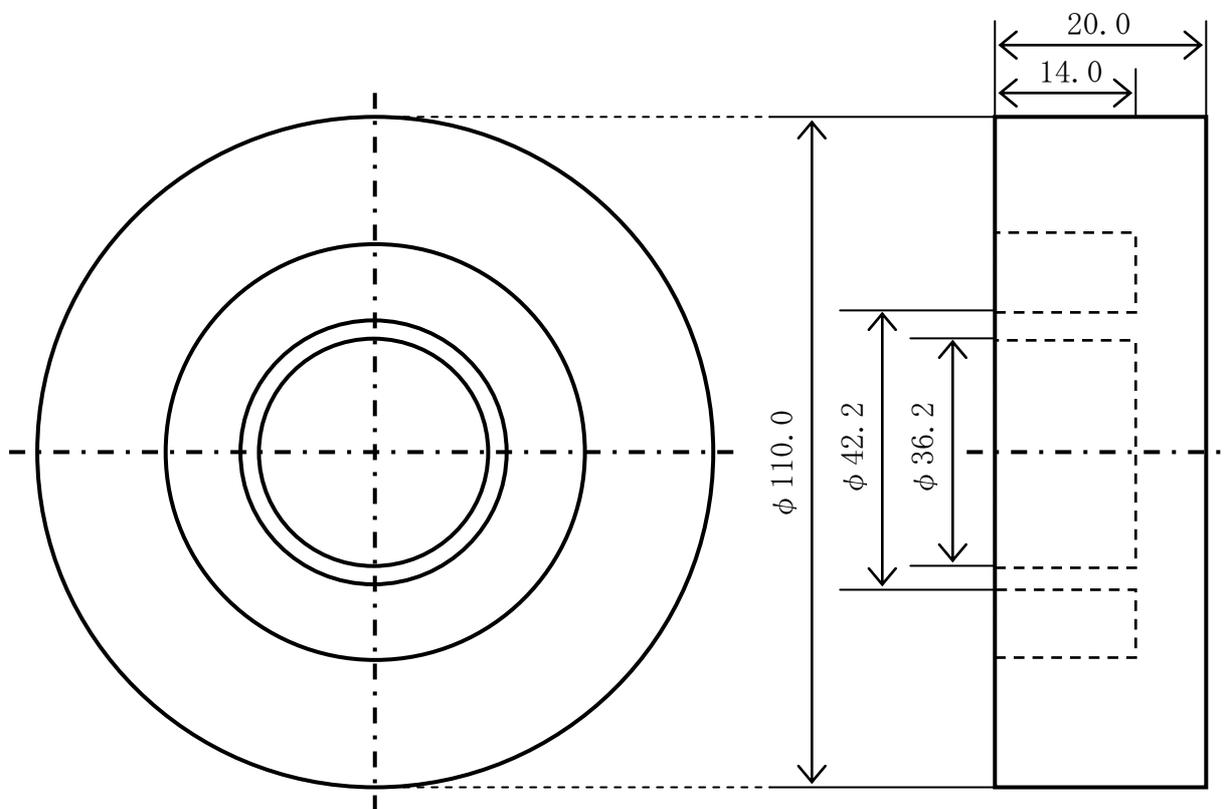


(b) 寸法

図 4. 1 5 薄肉円筒形状工作物 ($\theta = 45^\circ$)



(a) 外觀



(b) 寸法

図4. 16 薄肉円筒形状工作物 ($\theta = 630^\circ$)

4. 2. 3. 3 実験方法

実験は薄肉円筒形状工作物をスクロール加工機の回転テーブル上（図4. 1 (c) 参照）のチャックに取り付け、工具のすくい面が工作物の壁面の法線方向に一致するように図4. 1 (b) に示す特殊固定治具に把持し、表4. 4の条件で切削加工を行なう。

図4. 1 7は溝の加工方法について示したものである。溝の必要性はヘール工具にあらかじめ切込みを与える際に工作物との接触を避けるためであり、超硬エンドミルを用い、図中の破線の位置まで溝加工を行う。内外壁ともにXおよびY軸と交わる位置、計8箇所に行った。

図4. 1 8は主軸方向より投影した工具および工作物の位置関係を示したもので、図中の矢印はそれぞれ内壁および外壁加工時における工作物の回転方向を示している。なお、以下の表4. 5に、エンドミル加工後のヘール加工による加工工程とその条件を示す。切込みの累計値はともに第2章のエンドミル仕上げ切込みと同じ $30\mu\text{m}$ とし、CBNおよび超硬工具の2種類の工具を使用し、2つの加工手順における3ないし4回の切込みを与えて加工を行い、図中の加工前（破線）から目標値（実線）へ近づけていく。また、各加工が終了するたびに加工誤差の測定を行っている。

図4. 1 9および4. 2 0はそれぞれ加工法-IおよびIIの場合の加工工程順における壁厚の推移を示したものである。図中点線は各工程における前加工の段階の外壁および内壁の位置である。

図4. 2 1は加工誤差の測定位置を示したものである。(a) 図に示す周方向では測定開始位置（図中の◎印）より矢印の測定方向へ 10° 間隔で行い、内外壁ともに32箇所ずつ測定する。(b) 図は高さ方向で上面より 0.5mm の位置から 1mm 間隔で内外壁ともに12箇所ずつ測定を行なう。ちなみに、各工程の加工完了後に径方向32点×軸方向12点×工具別2種の測定となる。

図4. 2 2は粗さの測定位置を示したものである。(a) 図は周方向に示す○で囲んだ内外壁の切削速度が安定する領域において、また、(b) 図に示す高さ方向に関しては矢印の方向へ粗さ測定を行う。

表4. 5 加工工程および切削条件

(a) 加工法-I				
工程	①	②	③	④ (仕上げ)
切込み Rd μm	10	10	5	5
切削速度 V mm/min	2,000			2,000, 4,000

(b) 加工法-II			
工程	①	②	③ (仕上げ)
切込み Rd μm	10	10	10
切削速度 V mm/min	2,000		2,000, 4,000

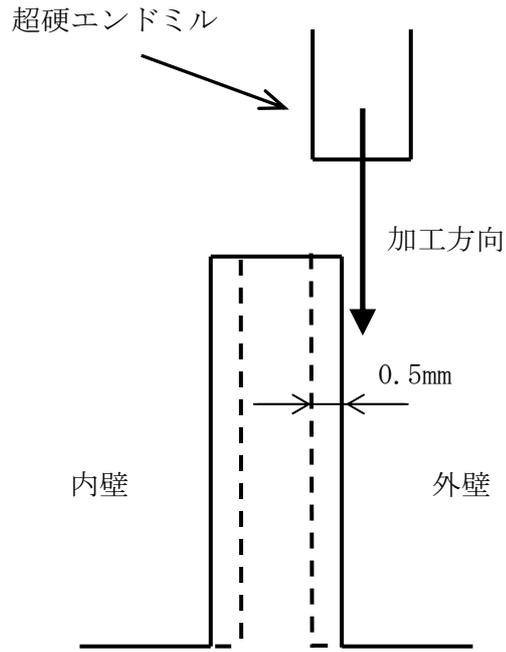


図4. 17 溝の加工方法

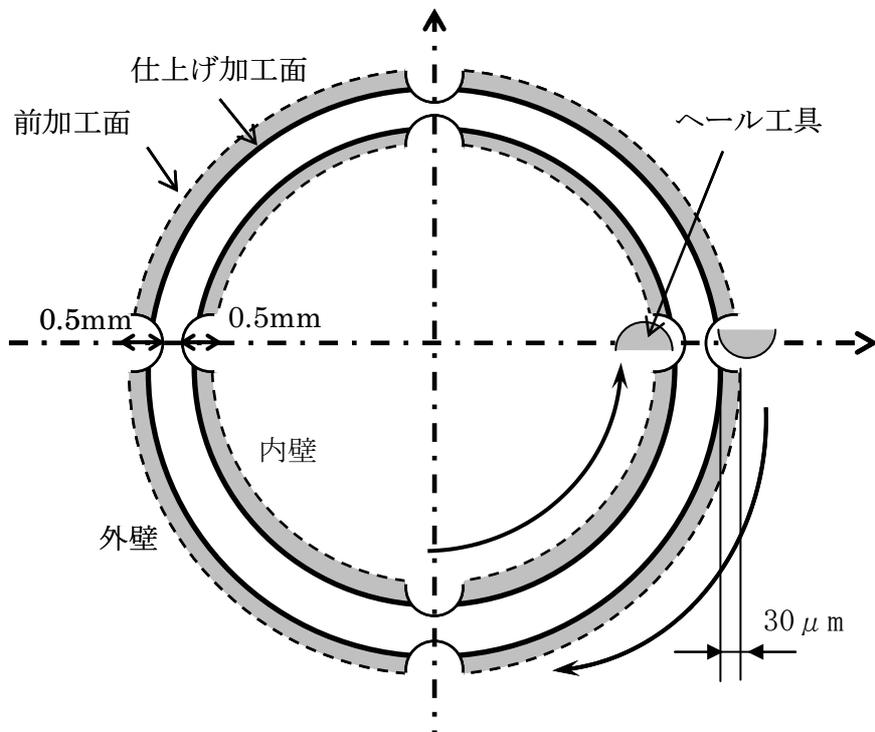


図4. 18 壁面の加工方法

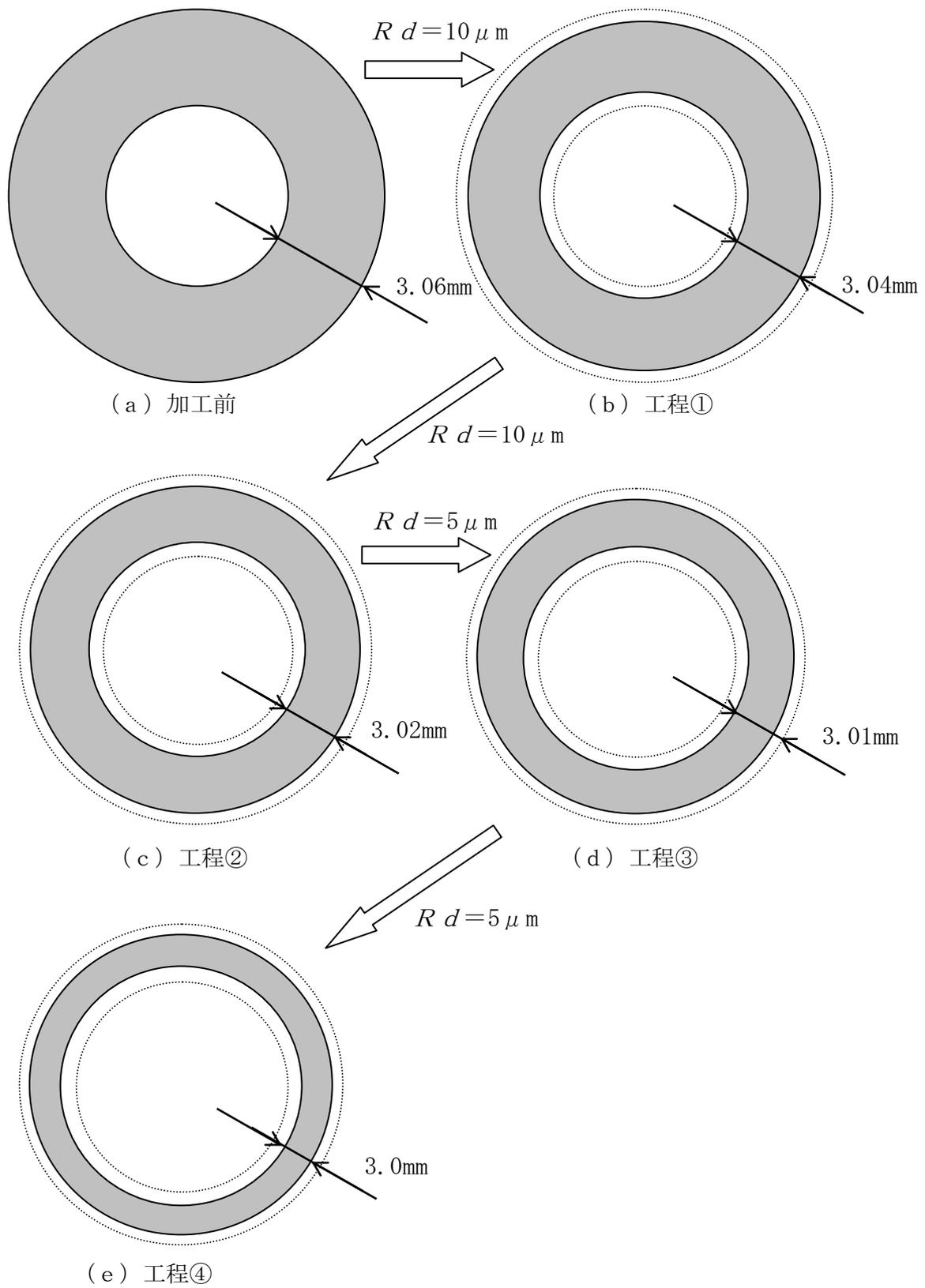


図4. 19 薄肉円筒壁厚の推移 (加工法-I)

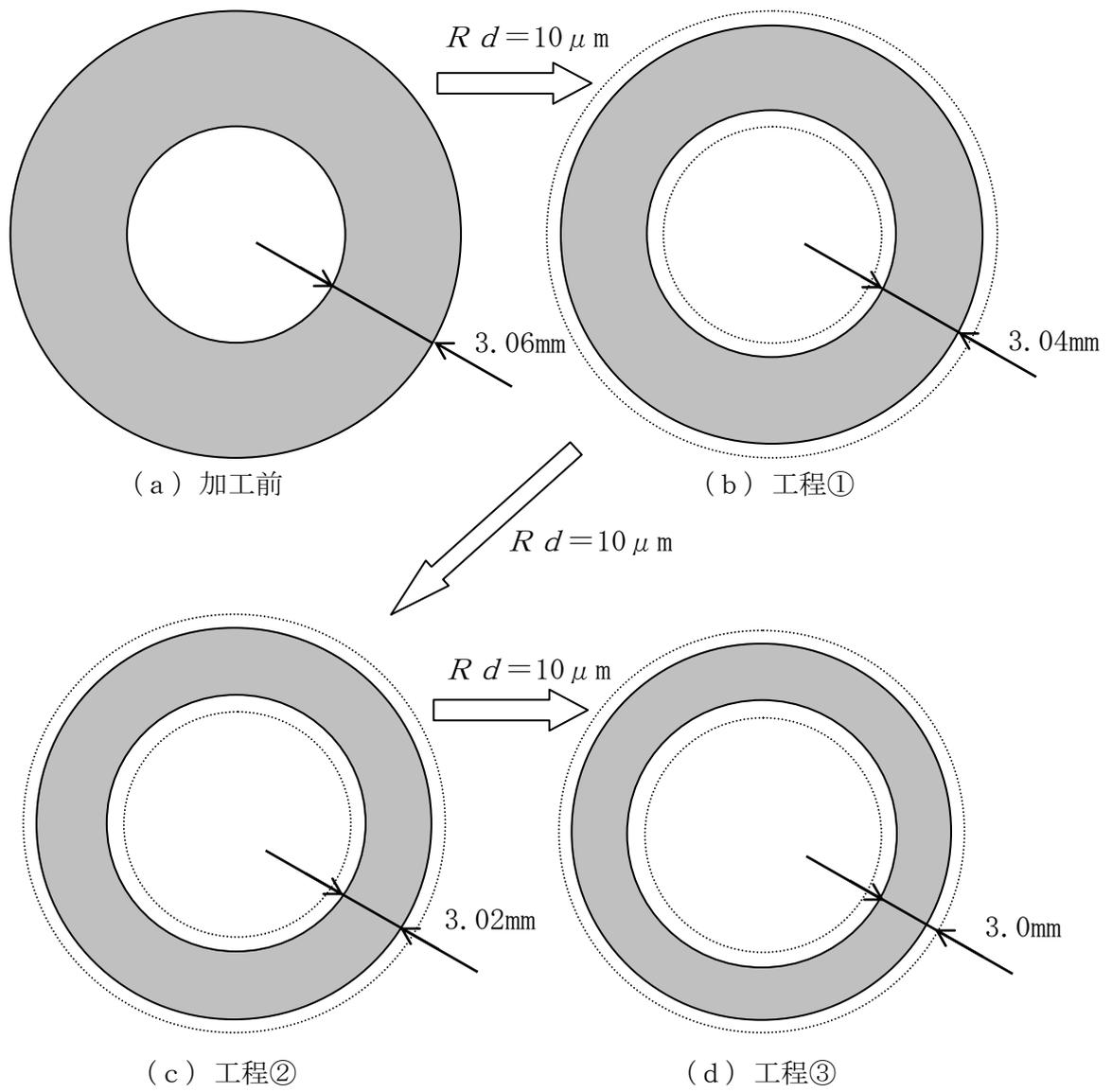


図4. 20 薄肉円筒壁厚の推移 (加工法-II)

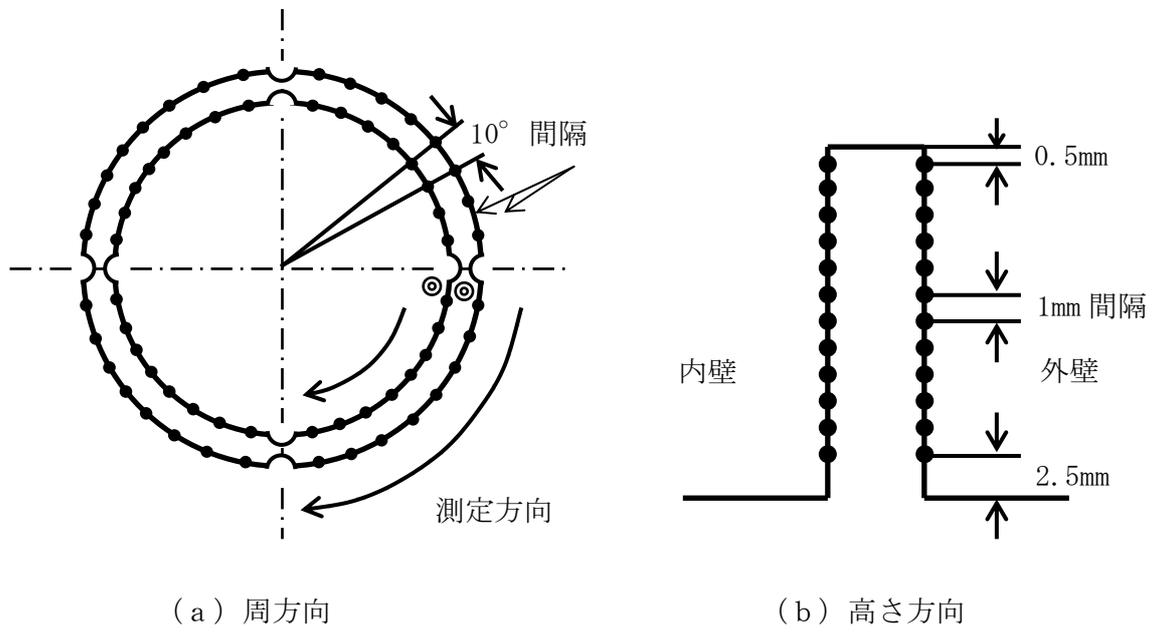


図4. 2 1 加工誤差の測定位置

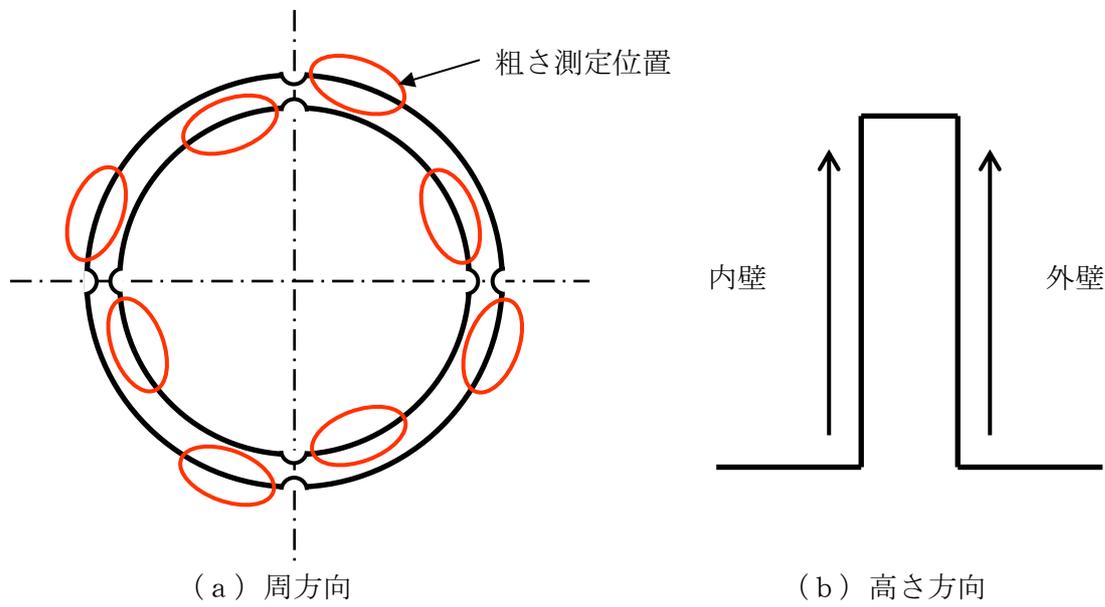


図4. 2 2 粗さ測定位置

4. 3 実験および考察

4. 3. 1 板形状加工における切削力

図4. 24から4. 31は壁厚が異なる3種類の板形状工作物(図4. 11参照)を図4. 5および4. 7の工具で、予め想定した2種類の加工の手順(表4. 3(a), (b)図参照)にて実験を行った結果である。縦軸が切削力(N)および横軸を切削距離(mm)として、図中には図4. 23に示す切削3分力である F_x , F_y および F_z の測定結果であり、加工工程順に(a)図から記載している。

図4. 24に加工法-Iにおける工作物aをCBN工具にて切削実験を行った(a)図の工程①を考察すると、切込みを開始して最初に F_y に切削力が発生し、少し遅れて F_x および F_z において同時に発生している。この現象は加工開始と同時に側刃および底刃全面に同時に工作物が接触するが、 F_x は工具の進行方向の力であるため、工具断面(図4. 7(b)参照)からすると工具剛性が弱い方向であり、また、工具先端から工具ホルダー、スピンドルおよび工作機械本体におけるたわみが解消されるまで切削力の発生が遅れるためと考えられ、 F_z も同様であると推定する。一方、 F_y は工具進行方向から直角方向であり、工具剛性が高く、たわみの影響が少ないと考えられ、側刃における切削力の伝播速度が速いと考える。このことからヘール加工は工具、工具ホルダー、スピンドルおよび工作機械の剛性への配慮が重要と考える。

次に各分力に着目すると F_x は $V=2,000\text{mm/min}$ の条件において、切込みの差による影響は見あたらず切削距離6~8mmで最大値に達し、そこから30Nほど値を下げた後は安定した切削が行われていることがわかる。この現象は、上述したたわみの戻り現象とも考えられるが、微小切込み特有の加工特性とも考えられ、議論の対象として上すべり現象[401, 402]を引用するが、詳細については今後の研究課題である。また、 F_x は切込み $10\mu\text{m}$ において440~480Nの範囲で安定しており、 $5\mu\text{m}$ では230~300Nで安定し、切込みを半減するとその切削力は40%程度低下する。一方、 F_y においては加工開始直後のピーク現象は穏やかで、切込みの差による影響は見られず切削距離6~8mmを過ぎると安定した切削が行われていることがわかる。また、 F_y は切込み $10\mu\text{m}$ において120~130Nの範囲で安定しており、 $5\mu\text{m}$ では110Nにて安定し、切込みを半減しても F_y は10~15%程度の低下にとどまった。この現象は旋盤加工における送り分力の傾向と合致し、主分力に対して影響度が小さいからである[403]。続いて F_z であるが、切込みの差におけるピーク現象は見られず切削距離において5mmからは安定した切削が行われていることがわかる。また、 F_z は切込み $10\mu\text{m}$ において50~60Nの範囲で安定しており、 $5\mu\text{m}$ では10~20Nで安定し、切込みを半減すると F_z は70%程度低下した。これは F_x と同じ傾向である。また、切削3分力の安定領域における大きさは、 $F_x > F_y > F_z$ の順であり、その比率は切込み $10\mu\text{m}$ において概ね100:25:10であり、切込み $5\mu\text{m}$ では100:35:10であった。また、これらの現象は本節における実験結果において同じ傾向を示した。

(e)図は最終工程④において $V=4,000\text{mm/min}$ で実験を行った結果である。切削3分力

ともに最大切削力に到達する切削距離が $V=2.000\text{mm/min}$ の結果より $6\sim 8\text{mm}$ 切削が進んだ位置で現れており安定領域も少ない。この現象は切削速度を2倍にすることにより、たわみが安定するまでの距離が2倍必要であると考え、たわみ安定までの時間は $V=2.000\text{mm/min}$ と同じと考えられ、たわみの安定因子は時間軸と推測できる。続いて図4.25から4.27を観察したが傾向および事象は図4.24と同様であった。

図4.28から4.31に示す加工法-IIにおける実験結果について考察する。加工法-IIの特徴は切込みがすべて $10\mu\text{m}$ であり、3工程で仕上げていることにある。図4.28から観察すると、波形は加工法-Iにおける図4.24と同様な特徴を示し、(c)図の最終仕上げ工程③は切込みが $10\mu\text{m}$ のため安定領域における値は、 $F_x=450$ 、 $F_y=130$ および $F_z=50\text{N}$ となり、前工程と同等な値であることがわかる。また、(d)図の $V=4,000\text{mm/min}$ においても波形の特徴は類似しているが、切削3分力は $F_x=440$ 、 $F_y=135$ および $F_z=45\text{N}$ と切込みが大きい分切削力は大きく、加工法-Iよりそれぞれ50、23ないし125%大きい。図4.29から4.31においても同様な特徴ならびに傾向を示した。

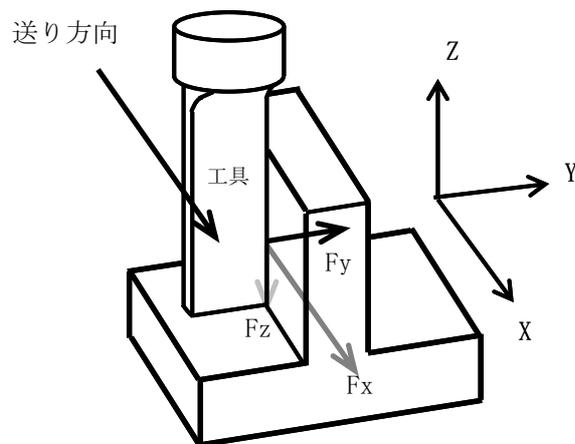


図4.23 加工方向および切削3分力

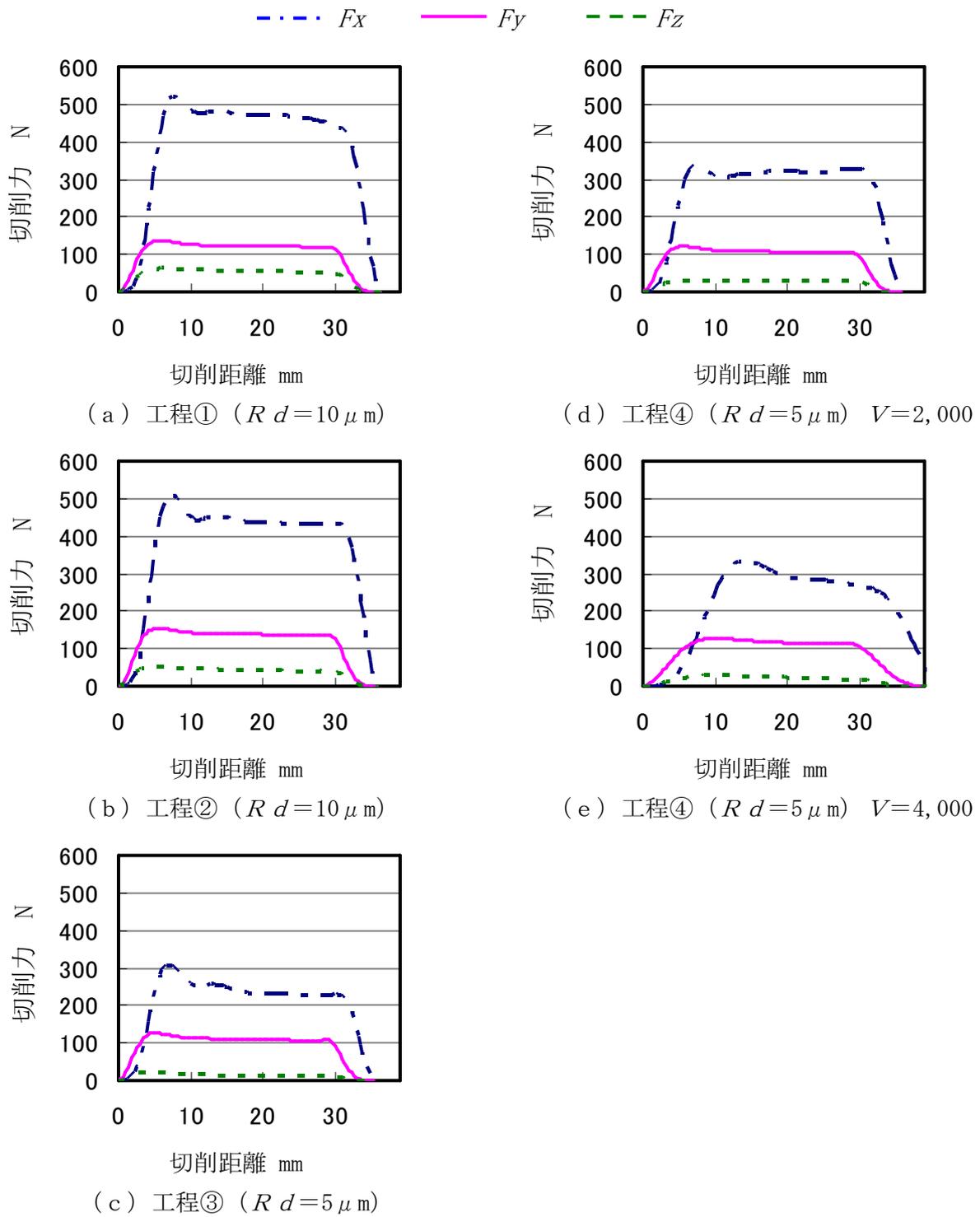


图 4. 2 4 切削力波形 (工作物 a - CBN 工具 - 加工法 I)

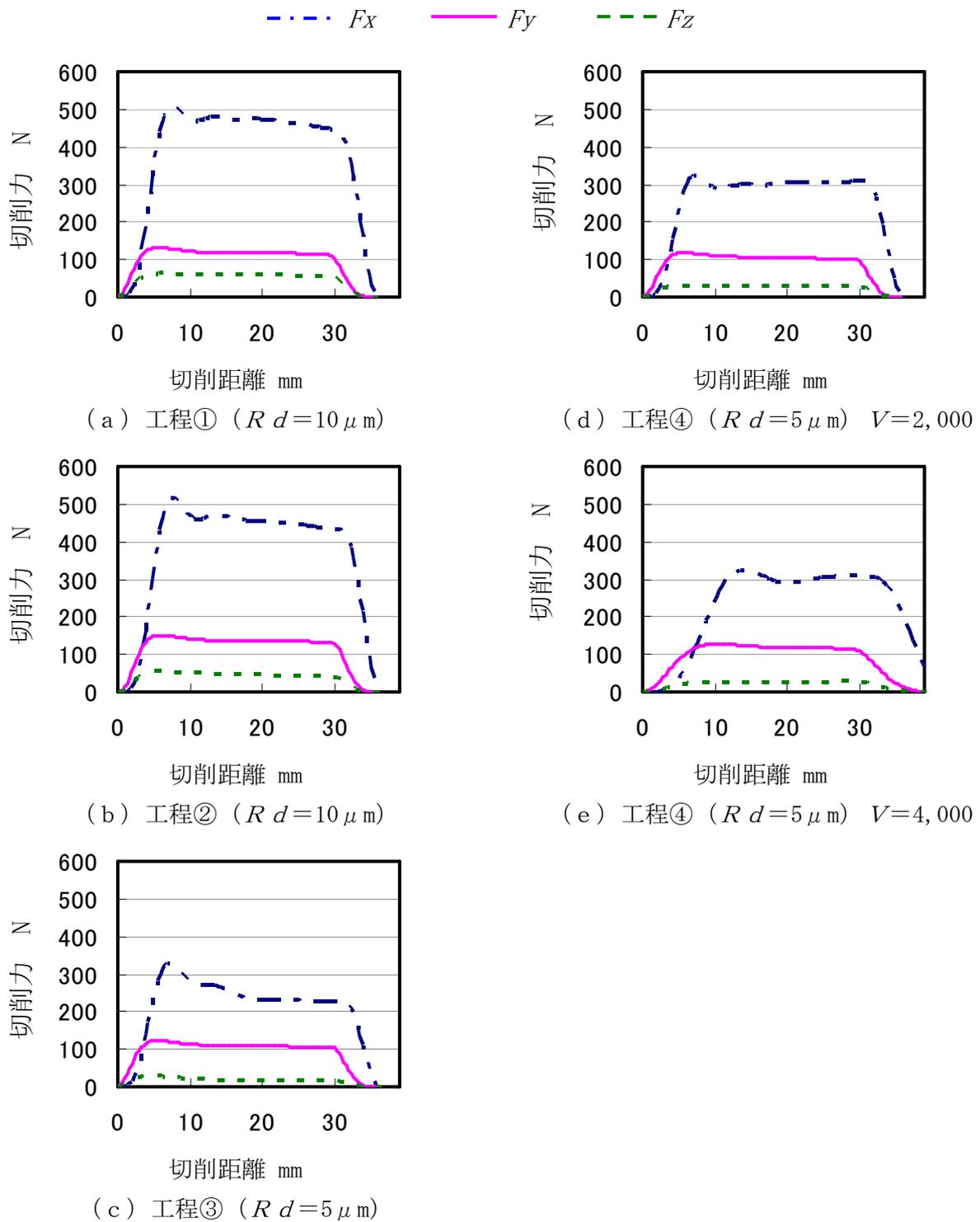


图 4. 2 5 切削力波形 (工件物 b-CBN 工具-加工法 I)

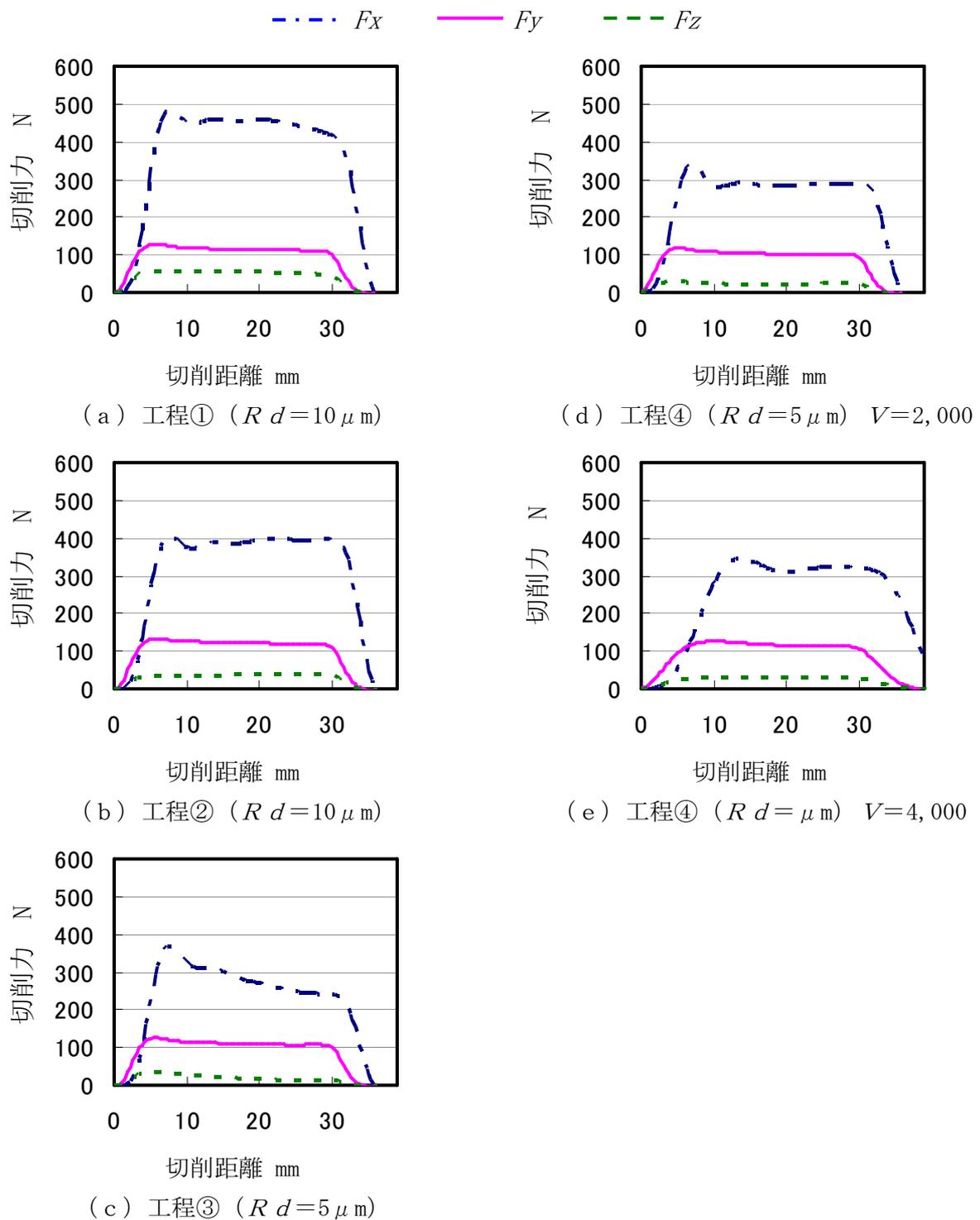


图4. 26 切削力波形 (工件物c-CBN工具-加工法I)

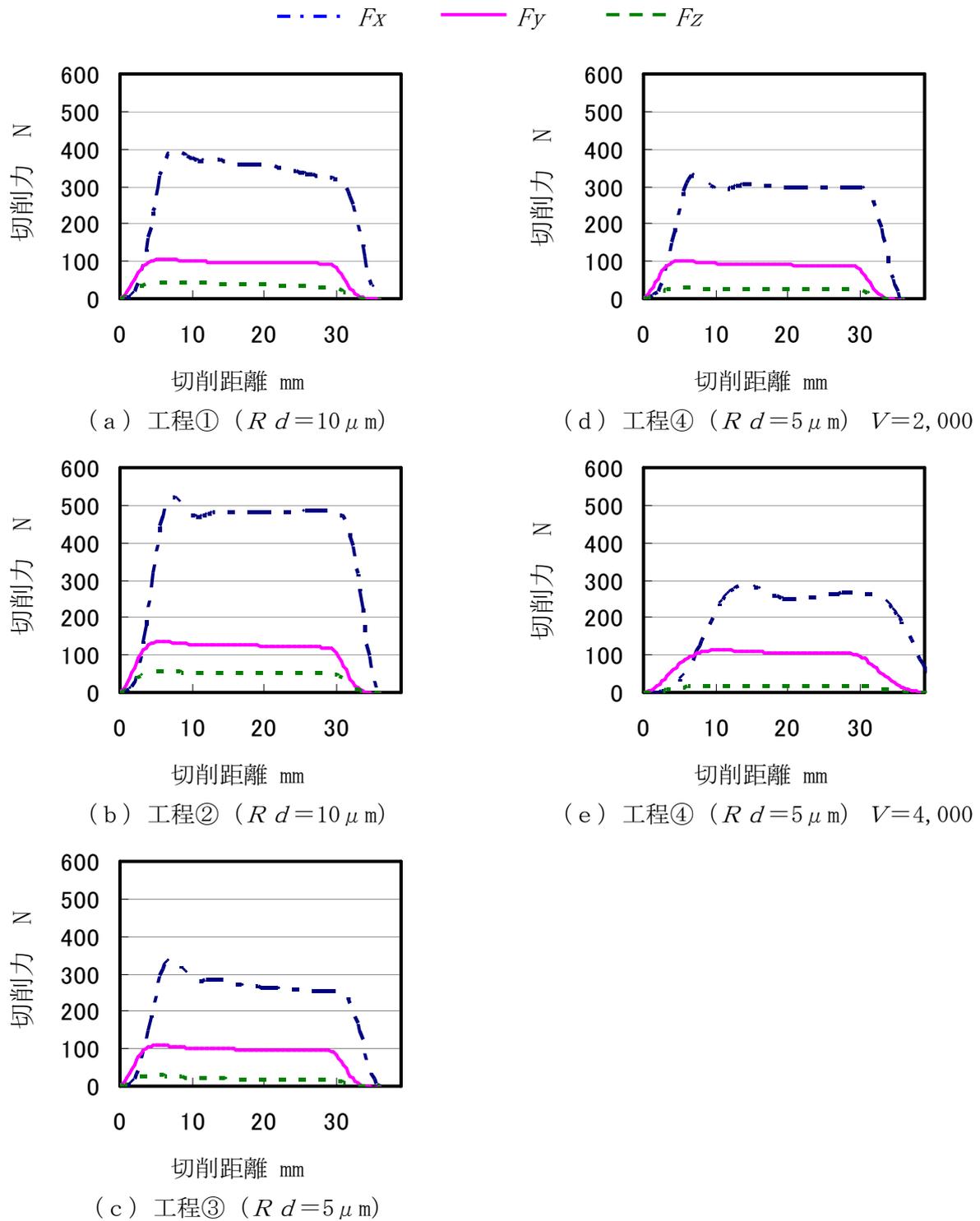


图 4. 2 7 切削力波形 (工作物 b-超硬工具-加工法 I)

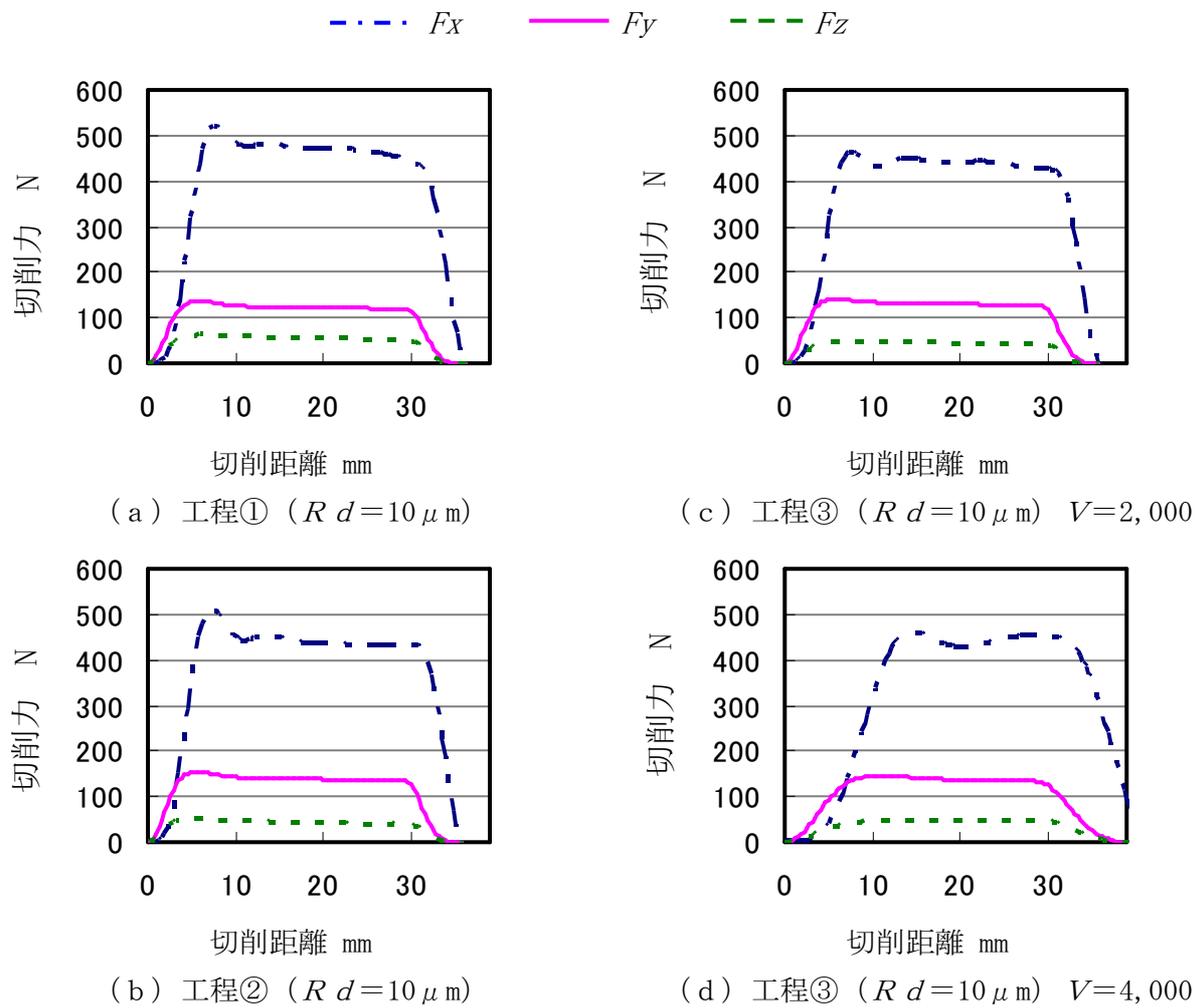


图 4. 2 8 切削力波形 (工作物 a-CBN 工具-加工法 II)

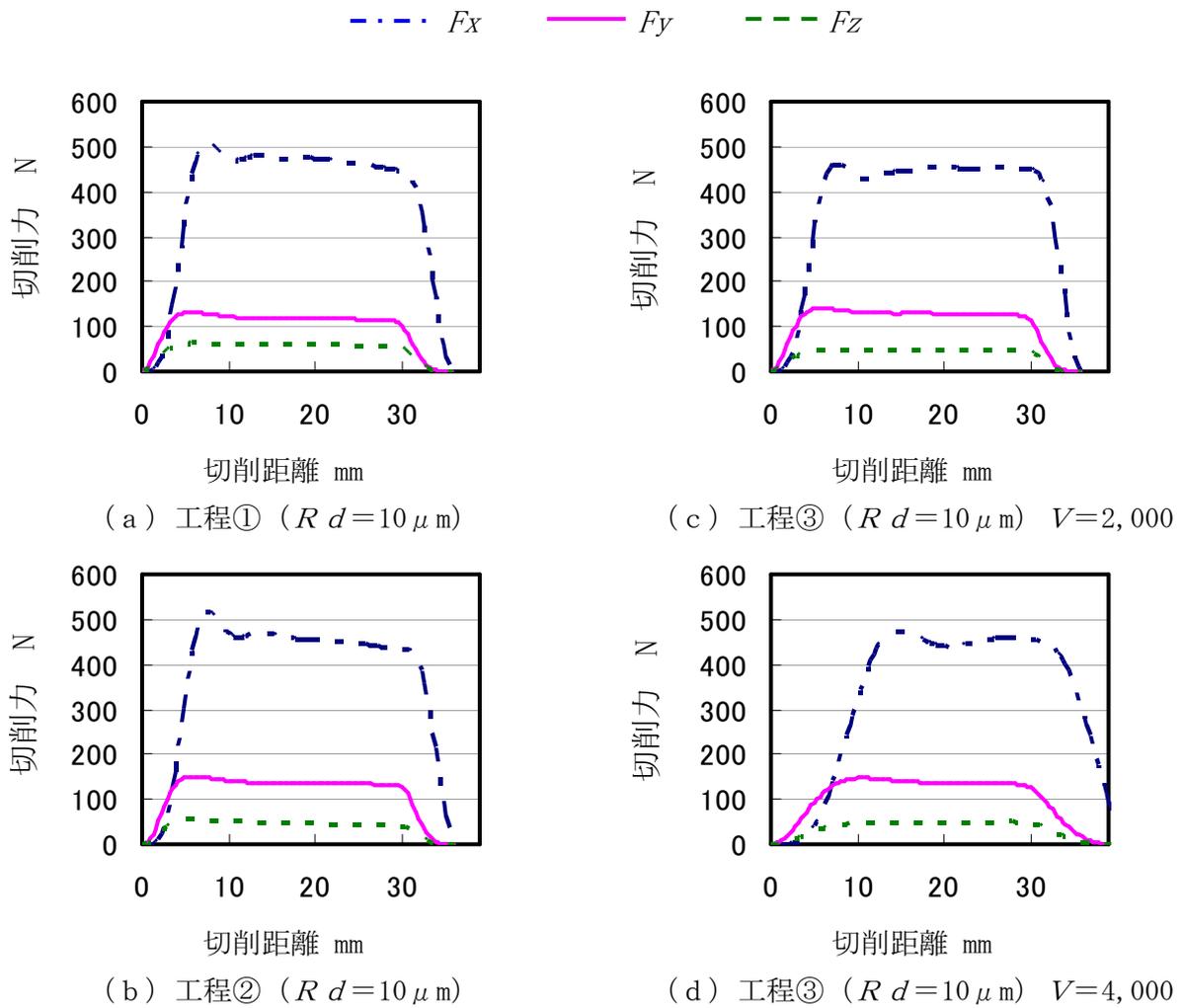


图 4. 2 9 切削力波形 (工作物 b-CBN 工具-加工法 II)

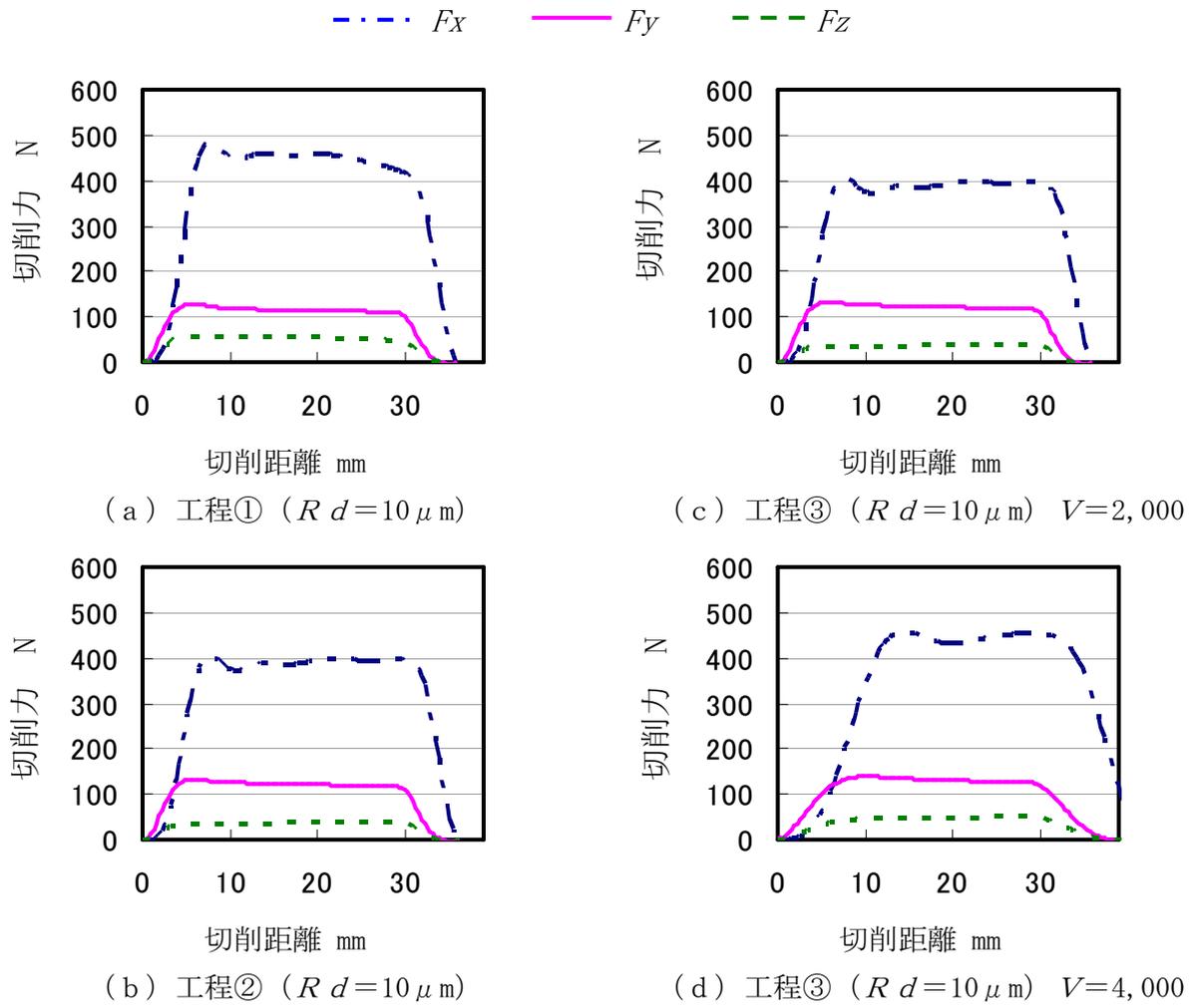


图 4. 3 0 切削力波形 (工作物 c-CBN 工具-加工法 II)

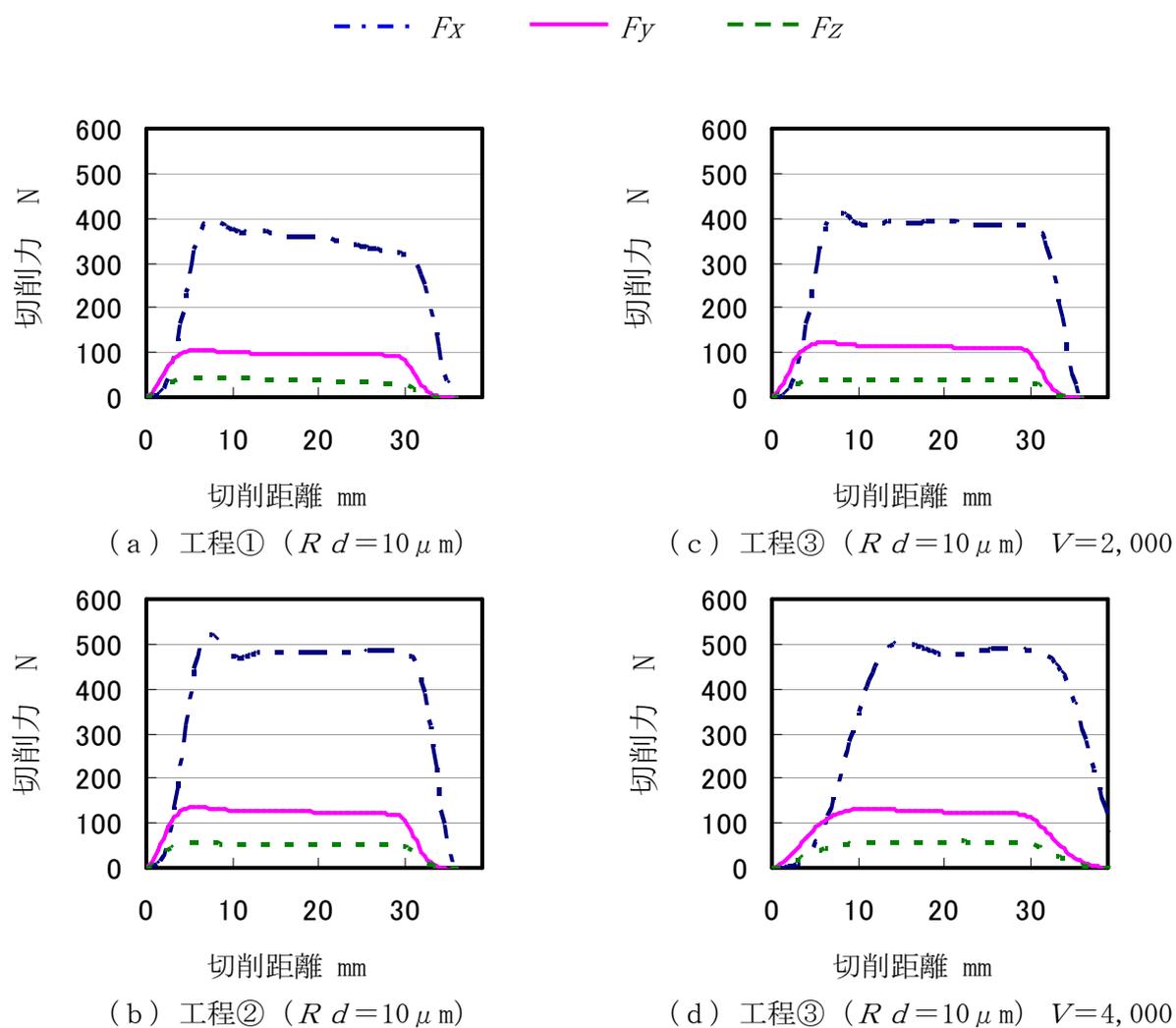


图4. 3 1 切削力波形 (工作物 b-超硬工具-加工法 II)

4. 3. 2 切削力の加工工程および壁厚による影響

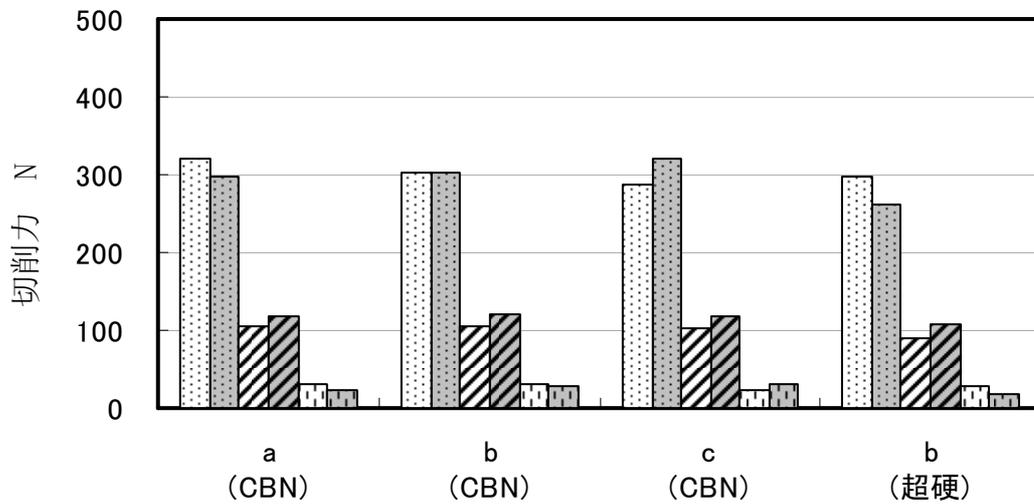
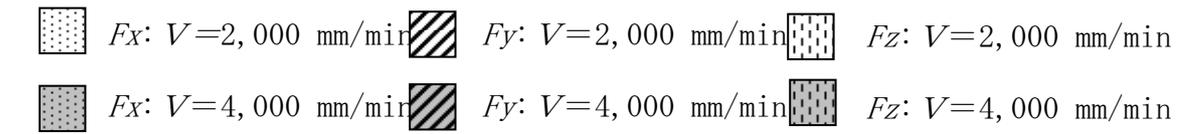
4. 3. 1 節では切削力に関して切削 3 分力における波形の特徴について考察したが、本節では加工工程, 切削速度, 工具材種および壁厚における切削 3 分力の最大切削力に関して考察する. 図 4. 3 2 は工具および工作物の組み合わせによる仕上げ工程での, 切削 3 分力を比較したものであり, (a) 図が加工法-I および (b) 図が加工法-II の場合である. また, 横軸には板形状工作物 a, b および c と工具材種 (CBN および超硬合金) を組合せグループで表記している.

ここで図 4. 3 2 (a) および (b) 図を比較すると切削 3 分力はすべて (b) 図において大きく, F_x の最大値は CBN で 450 および超硬工具で 480N に到達しており, (a) 図では F_x が CBN で 320, 超硬工具で 300N となった. しかしながら, 切込みが 2 倍になっても切削力は 2 倍にならず, CBN で 29, 超硬工具で 38% の上昇にとどまっている. 一方, 切削速度で比較すると F_y が (a) および (b) 図ともに, すべての切削条件において $V=4,000$ が $2,000\text{mm}/\text{min}$ に比べ 1.1 倍ほど切削力が大きくなる傾向を示したが, F_x および F_z はその傾向が見られない.

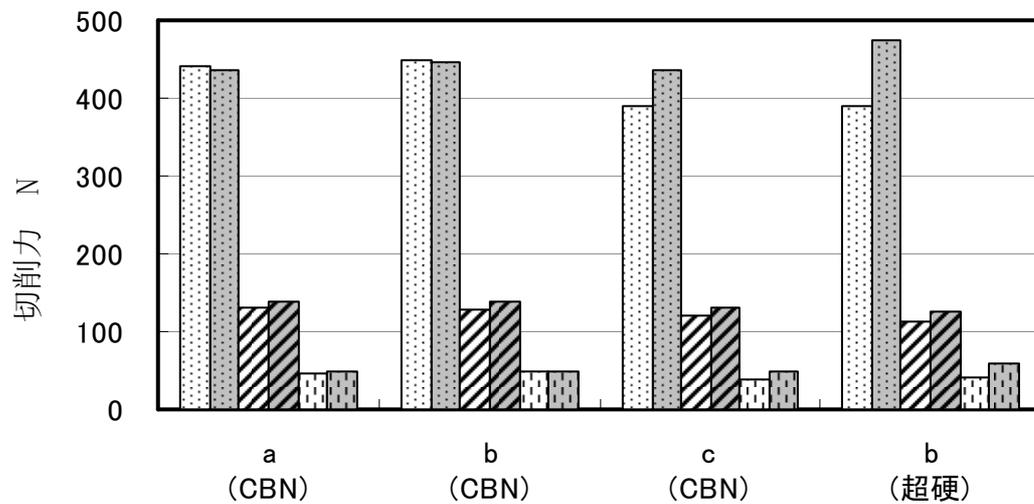
また, CBN および超硬工具を板形状工作物 b で比較すると, (a) 図より, F_x において CBN は切削速度の差による切削力への影響は見あたらないが, 超硬工具は切削速度 $V=4,000\text{mm}/\text{min}$ で 40N (-13%) 低下している. しかしながら, 切削速度が 2 倍であることから, その影響は小さいと考える. 一方, (b) 図より, F_x は CBN において切削速度の違いによる切削力への影響は見あたらないが, 超硬は切削速度 $V=4,000\text{mm}/\text{min}$ で 80N (+22%) 上昇している. この理由は, $Rd=10\mu\text{m}$ において超硬工具の刃先丸みは $Rc=3.5\mu\text{m}$ となっており, 刃先全面が切込んでおり, 加工時における実際のすくい角が負に変化し, せん断角が減少することによって切削力が増大するものと考えられる [404, 405, 406].

図 4. 3 3 は CBN 工具における異なる壁厚での切削 3 分力を比較したものである. 横軸に加工工程をとり (a) は F_x , (b) は F_y および (c) 図は F_z を示している. なお, 図中は仕上工程 $V=2,000\text{mm}/\text{min}$ の結果であるが, この理由は前工程におけるヘール加工の切削速度が $V=2,000\text{mm}/\text{min}$ であり, 切削速度を等しくするためである.

(a) 図において F_x は 240N を超える値を示しているが, 各工程内における壁厚の違いによる, 切削力の差は最大で工程②の 60N であり, その他は 30N の範囲にある. 次に (b) 図は工程内における切削力の最大差は工程②で 15N であり, その他に差はない. (c) 図も同等で工程内の壁厚による切削力の差はほとんど見られない. このことから, 壁厚による切削 3 分力における差は小さく, 加工特性に与える影響は小さいと考える.

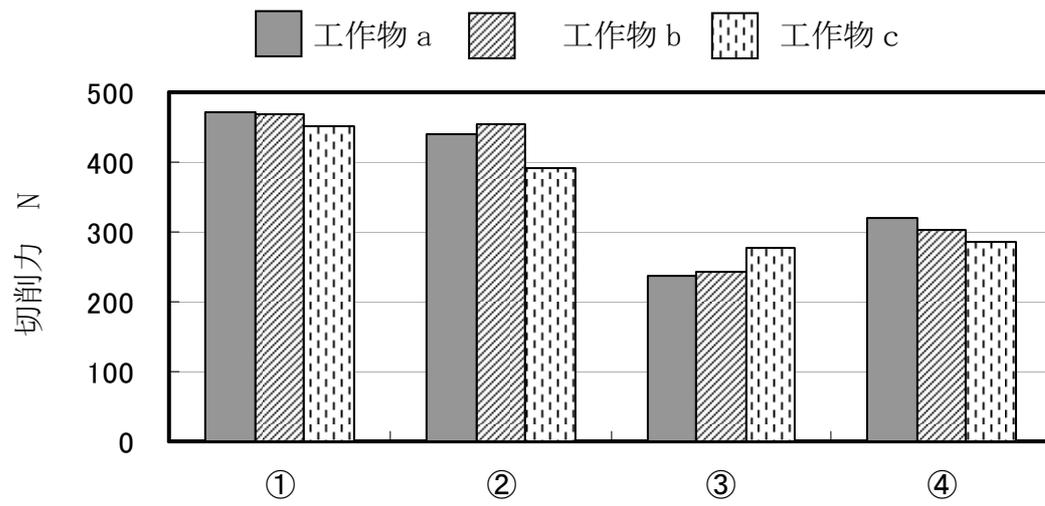


工作物および (工具材種)
 (a) 加工法-I ($R d = 5 \mu m$)

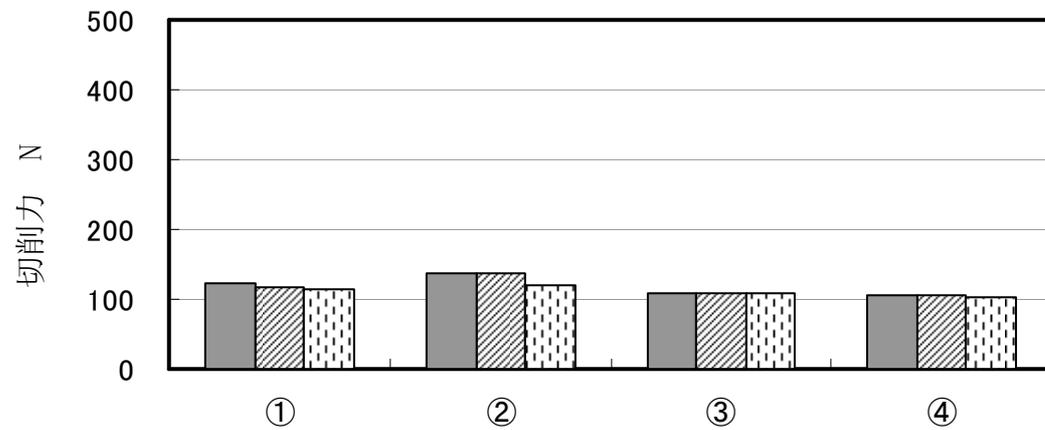


工作物および (工具材種)
 (b) 加工法-II ($R d = 10 \mu m$)

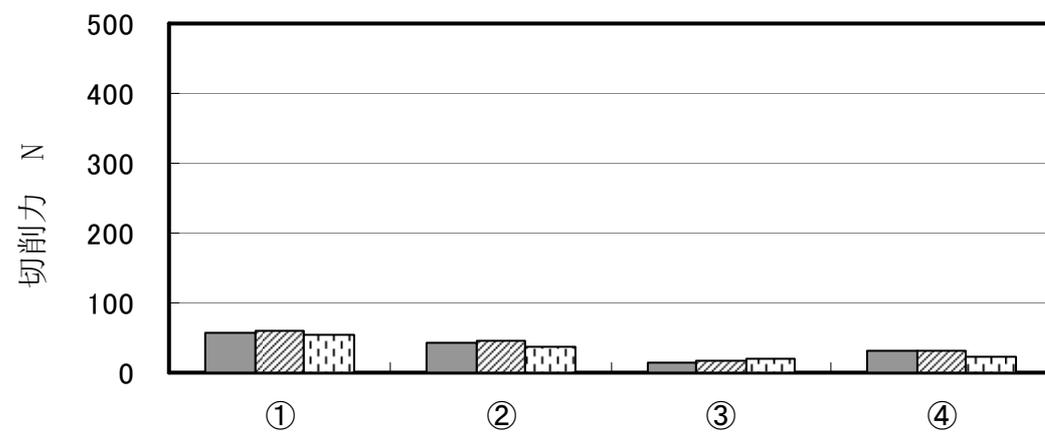
図4. 3 2 仕上工程 (工程④) における切削速度の影響



工程 (加工法-I)
(a) F_x



工程 (加工法-I)
(b) F_y



工程 (加工法-I)
(c) F_z

図 4. 33 CBN工具における壁厚の影響

4. 3. 3 薄肉円筒形状加工における加工誤差

4. 3. 3. 1 予測誤差

本節では、4. 3. 1 節における切削 3 分力の実験結果を用いて、第 3 章で述べた変形解析により予測誤差を求める。また、CBN および超硬工具のヘール加工における加工精度および加工能率の本質的な特性を解明し、より実用的な加工法の提言に結んでいく。なお、この節以降は、4. 3. 2 節で明らかにされた壁厚の寸法差による加工特性への影響は見られないとの結果より、議論する工作物を工作物 B に絞り議論を進める。

図 4. 3 4 において測定誤差の算出方法を示す。(a) 図は工具の 3 次元 CAD モデルにおける FEM 解析モデルを示し、4. 3. 1 節での実験で得られた F_y より 3. 4 節での計算式により変形量を求める。(b) 図は薄肉円筒形状工作物の 3 次元 CAD モデルにおける FEM 解析モデルを表し、同じく本節で得られた F_y より変形量を求める。(c) 図は縦軸に壁高さ、横軸に変形量を表し、工具および工作物の変形ならびに工具変形による誤差線をプロットし、予測誤差を工具および工作物における変形量の絶対値の和によって示している。

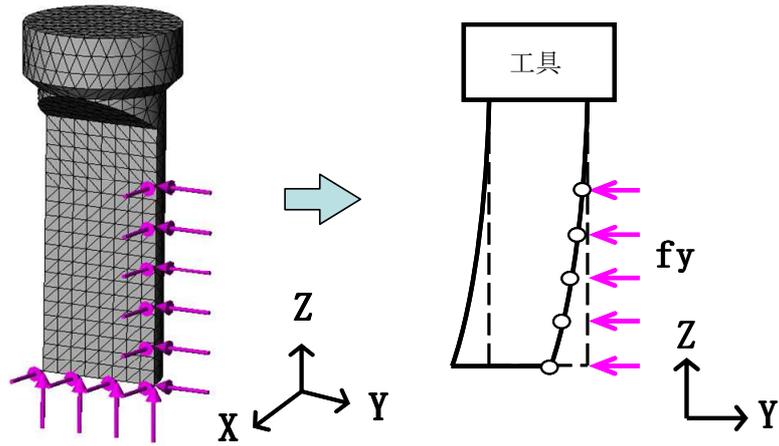
次に計算結果に注目する。CBN 工具における結果を図 4. 3 5 に、超硬工具における結果を図 4. 3 6 に示した。また、図中では、それぞれ加工工程順位に (a) 図から示しており、加工法-I および II ならびに切削速度 $V=2,000$ および $4,000\text{mm/min}$ の結果を示している。また、実験にて与えた切込み Rd も併記している。

図 4. 3 5 は、(a) ~ (g) 図で変形量は工作物より工具が大きいことがわかる。この理由は工具シャンク把持点から作用点までの距離が壁高さより長いため、工作物と同じ力を受けてもモーメントが大きく働くからである。よって、予測誤差では上方より下方の誤差が大きいテーパ状になると考えられる。

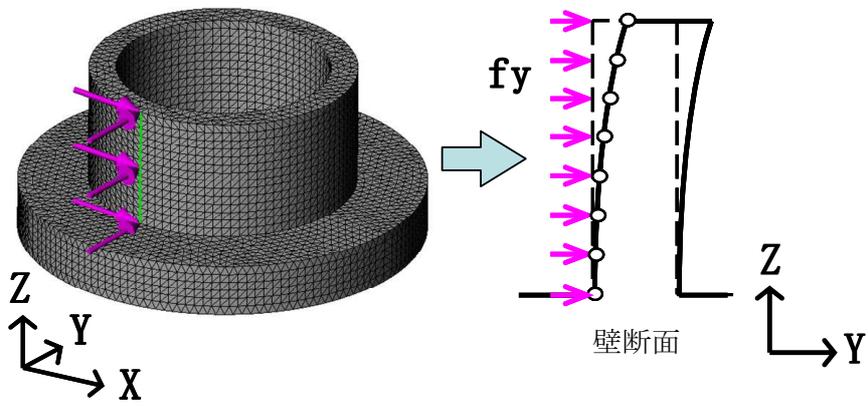
予測誤差が小さくなったのが (d) 図であり、壁高さ $H=13.5\text{mm}$ で $2.7\mu\text{m}$ および $H=2.5\text{mm}$ で $3.5\mu\text{m}$ の結果で、切削条件は $Rd=5\mu\text{m}$ 、 $V=2,000\text{mm/min}$ と、前節で示した切削力が小さくなる条件と一致している。一方、予測誤差が最も大きくなったのが (g) 図であり、 $H=13.5\text{mm}$ で $3.5\mu\text{m}$ および $H=2.5\text{mm}$ で $4.3\mu\text{m}$ の結果で、切削条件は $Rd=10\mu\text{m}$ 、 $V=4,000\text{mm/min}$ と、前節で示した切削力が大きくなる条件と一致している。

図 4. 3 6 においてもやはり (d) 図で予測誤差が小さく、(g) 図で最も大きくなるという傾向は変わらず、変形量は $H=13.5\text{mm}$ で $2.3\mu\text{m}$ および $H=2.5\text{mm}$ で $2.8\mu\text{m}$ であり、全条件の中では最も小さな値を示した。

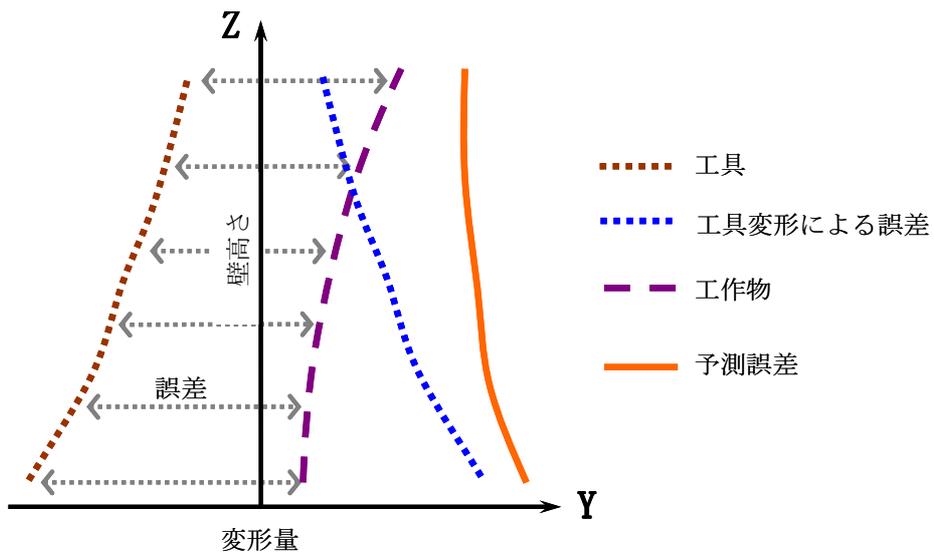
以上の結果より、予測誤差からは最終仕上げ工程における切削条件は $Rd=5\mu\text{m}$ および $V=2,000\text{mm/min}$ が最も加工誤差が小さいと推測できる。



(a) 工具変形モデル

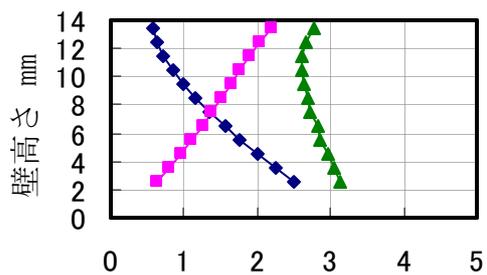


(b) 薄肉円筒工作物変形モデル

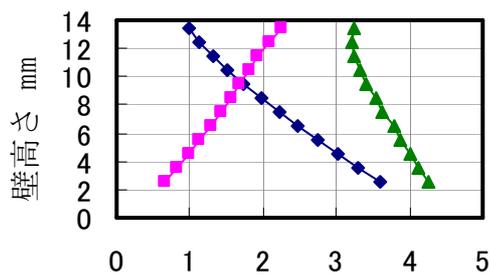


(c) 予測誤差の考え方

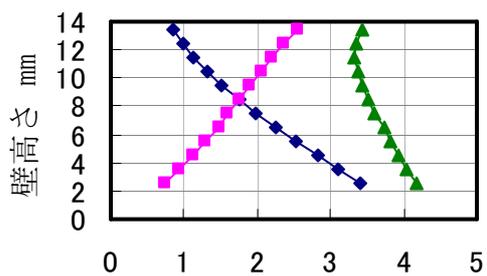
図 4. 3 4 予測誤差の算出方法



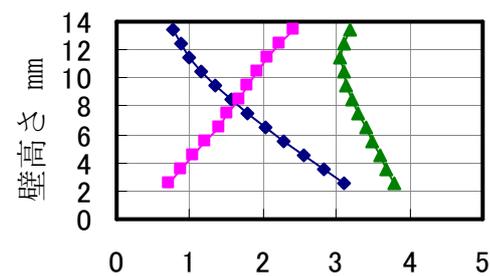
(a) I II-工程① ($R d = 10 \mu m$)



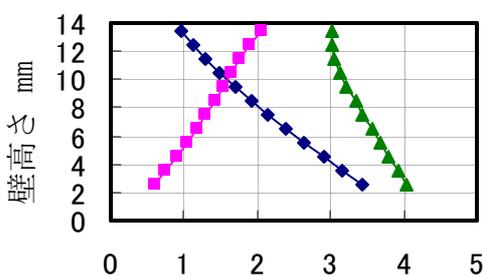
(e) I-工程④ V4,000 ($R d = 5 \mu m$)



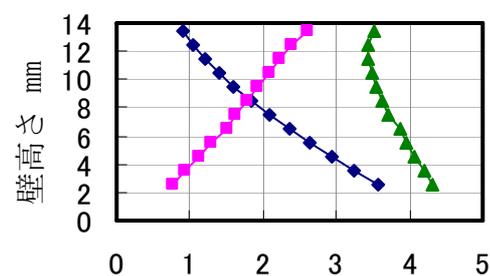
(b) I II-工程② ($R d = 10 \mu m$)



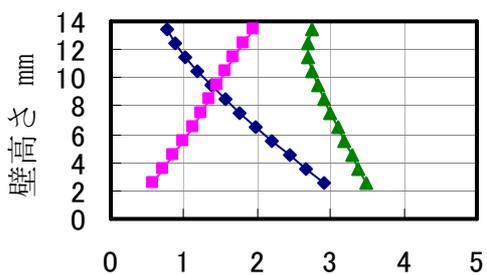
(f) II-工程③ V2,000 ($R d = 10 \mu m$)



(c) I-工程③ ($R d = 5 \mu m$)



(g) II-工程③ V4,000 ($R d = 10 \mu m$)



(d) I-工程④ V2,000 ($R d = 5 \mu m$)

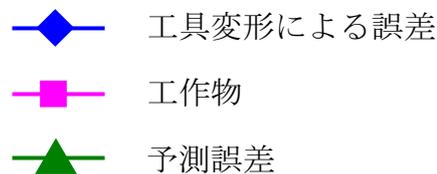
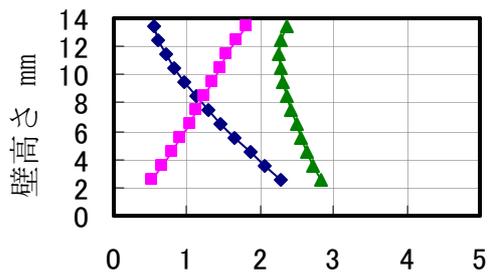
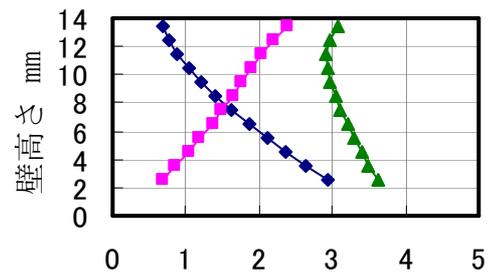


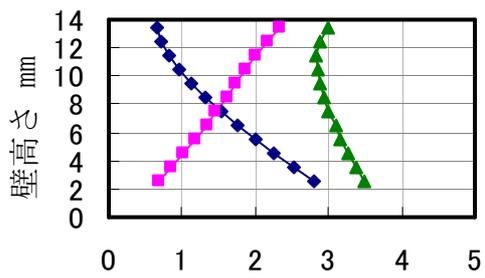
図4. 3 5 工具および工作物の変形量と予測誤差 (工作物B-C B N工具)



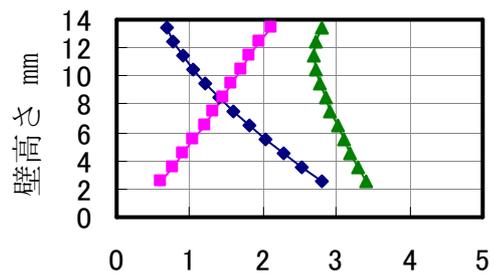
(a) I II-工程① ($R d = 10 \mu m$)



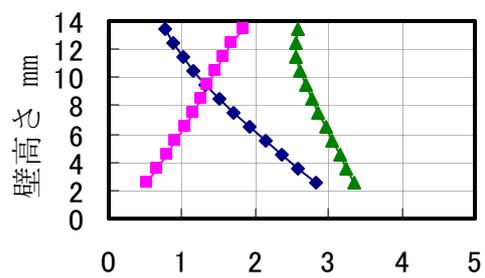
(e) I-工程④ V4,000 ($R d = 5 \mu m$)



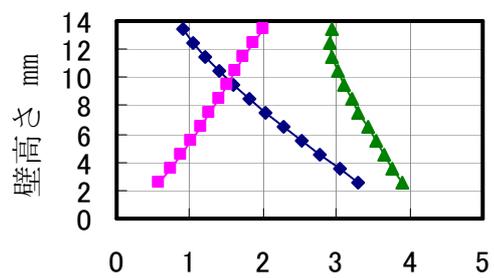
(b) I II-工程② ($R d = 10 \mu m$)



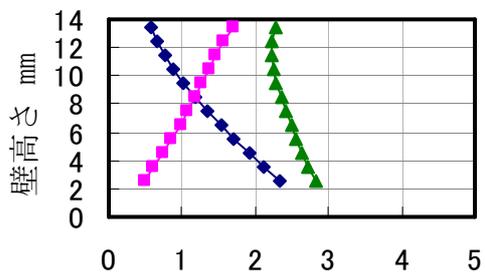
(f) II-工程③ V2,000 ($R d = 10 \mu m$)



(c) I-工程③ ($R d = 5 \mu m$)



(g) II-工程③ V4,000 ($R d = 10 \mu m$)



(d) I-工程④ V2,000 ($R d = 5 \mu m$)

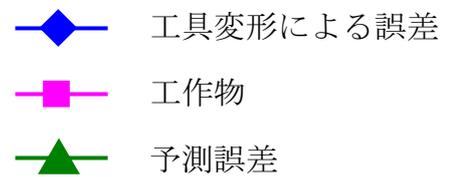


図4. 36 工具・工作物の変形量と予測誤差 (工作物B-超硬工具)

4. 3. 3. 2 加工工程による加工面の変化

図4. 37から4. 40は、薄肉円筒形状工作物における加工面で図4. 21 (b) に示す測定方法により測定した結果を誤差形状として示している。図4. 37および4. 38はCBN工具で加工した結果，図4. 39および4. 40は超硬工具での結果であり，それぞれ加工法-IおよびIIについて示している。また，図中は縦軸に壁高さ，横軸が加工誤差を示しており，各工程での目標値を0として結果をプロットしている。

図4. 37および4. 38について着目する。(a) 図はエンドミル加工面の加工誤差を示したものであるが，壁高さが上方よりも下方が深く切り込んでいることが分かる。これは，第2章で述べたように偏心による振れ回りの影響を受けたものと考えられる[407, 408, 409]。また，その後のヘール加工では，上方より下方の誤差が大きいテーパ状になっており，変形解析による予測誤差と傾向が一致しているとともに，解析方法の妥当性を示している。また，図4. 37における加工法-Iでは4回の切込みを与えるが，工程が増えるに従い加工誤差が大きくなっていることが分かる。工程①から工程④になるにつれ，壁高さ $H=13.5\text{mm}$ で0から $4\mu\text{m}$ ， $H=2.5\text{mm}$ で4から $11\mu\text{m}$ に加工誤差が増大している。一方，工程④における異なる切削速度で比較すると，加工誤差の誤差形状に違いは無く，いずれもテーパ形状を示している。また，図3. 38で示す加工法-IIも同じ傾向を示している。

図4. 39および4. 40の超硬工具による加工では，CBN工具の結果同様，テーパ形状を示しており予測誤差の傾向と一致する。続いて図4. 39において $H=13.5\text{mm}$ での加工誤差は1から $3\mu\text{m}$ ， $H=2.5\text{mm}$ では2から $4\mu\text{m}$ と増大傾向にあるものの，CBN工具による加工に比べると誤差の変動および誤差寸法が大幅に少なく，良好な結果となり，切削速度の差による影響も見受けられない。また，図4. 40で示す加工法-IIも同じ傾向を示している。

以上の結果より，加工面における加工誤差への影響は工程にかかわらずCBNより超硬工具が明らかに小さく， $5\mu\text{m}$ 以下の良好な値を示した。

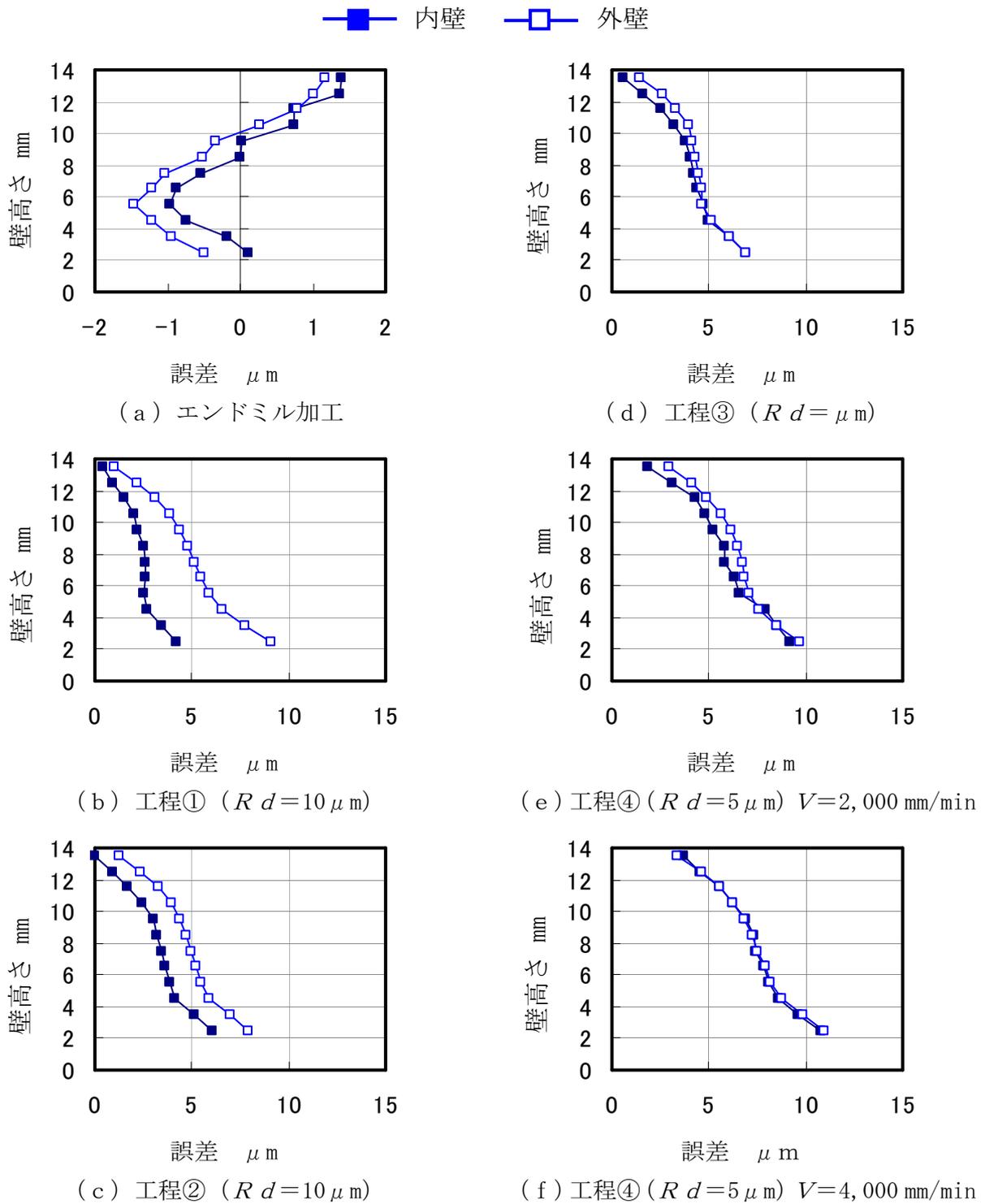
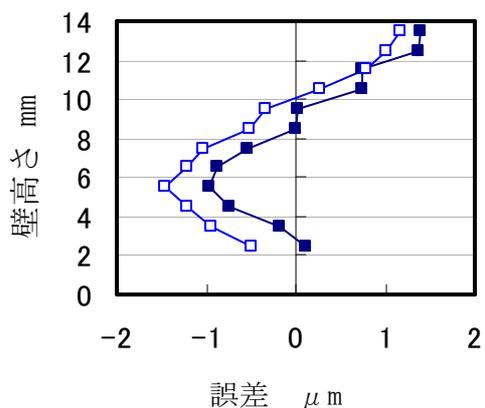
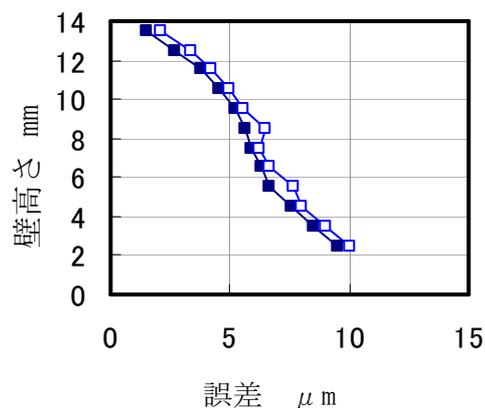


図4. 37 加工誤差 (工作物B-CBN工具-加工法I)

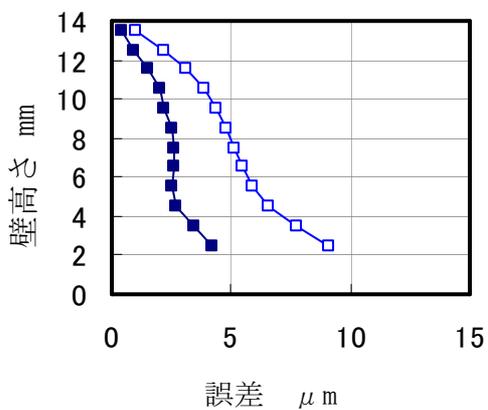
■ 内壁 □ 外壁



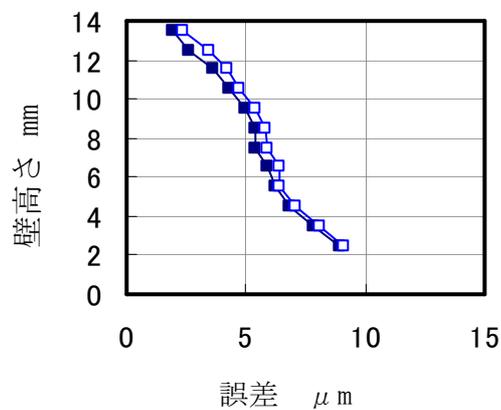
(a) エンドミル加工



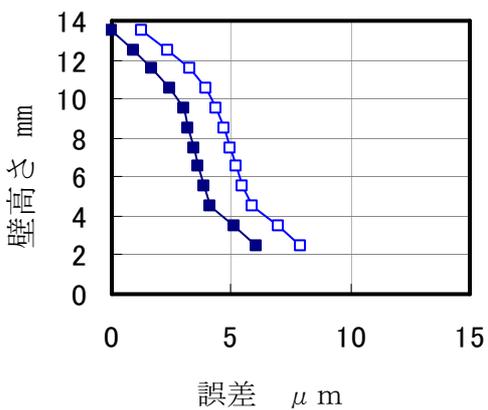
(d) 工程③ ($Rd=10\mu\text{m}$)
 $V=2,000\text{ mm/min}$



(b) 工程① ($Rd=10\mu\text{m}$)



(e) 工程③ ($Rd=10\mu\text{m}$)
 $V=4,000\text{ mm/min}$



(c) 工程② ($Rd=10\mu\text{m}$)

図4. 38 加工誤差 (工作物B-CBN工具-加工法Ⅱ)

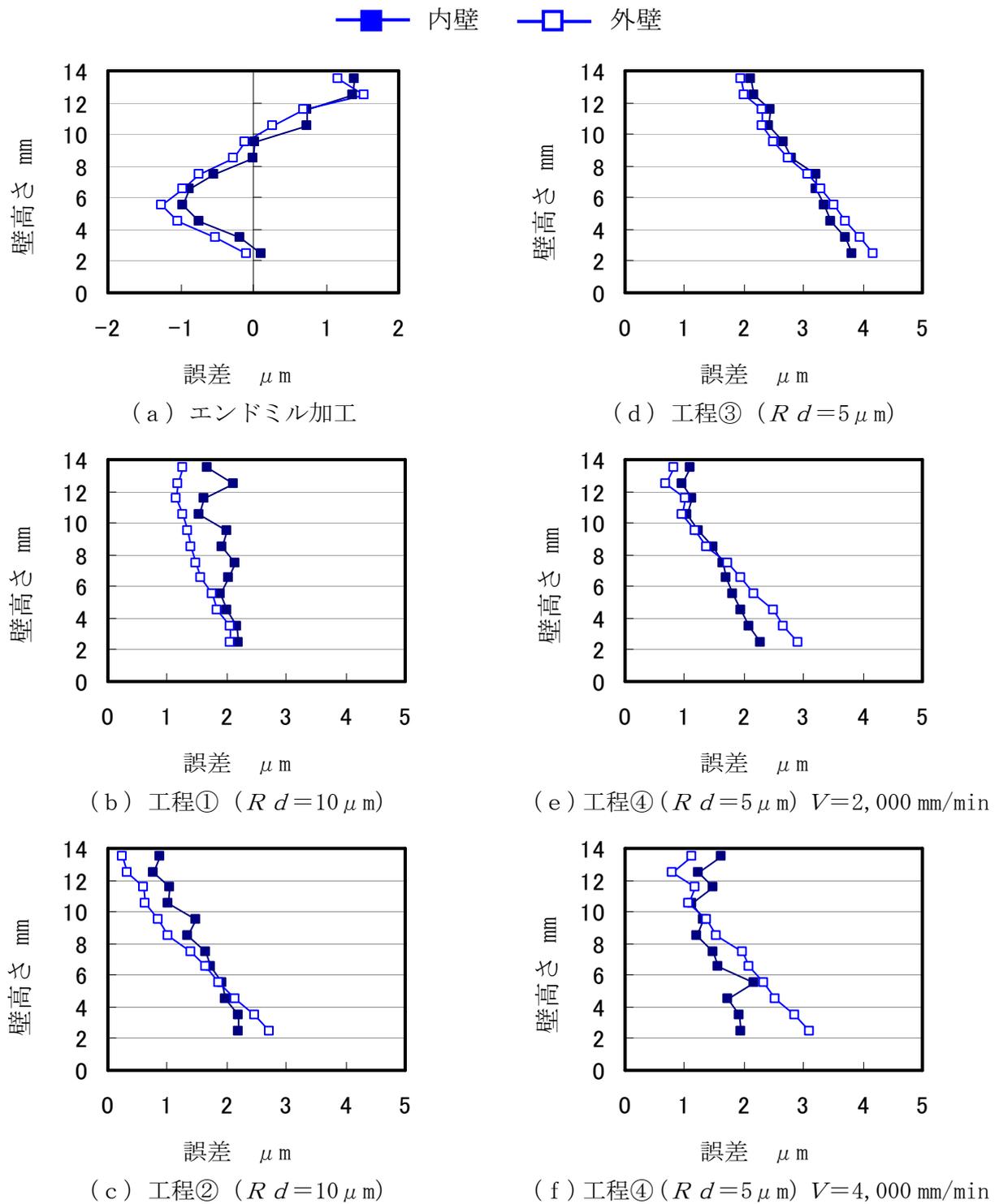
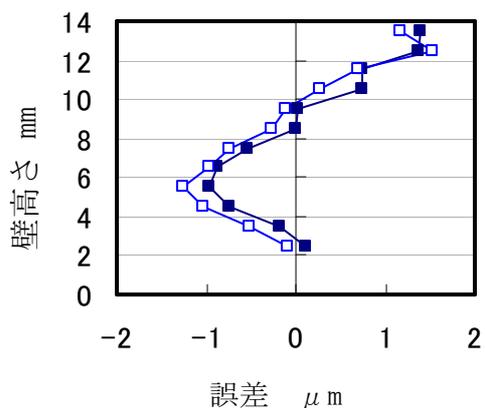
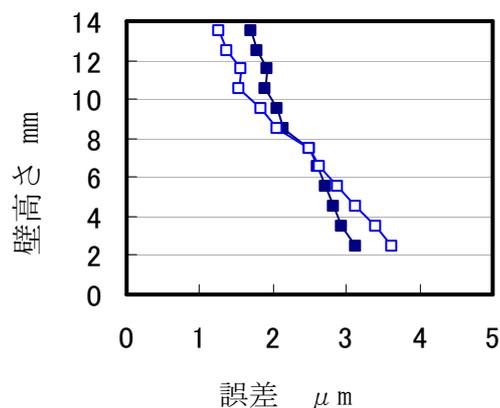


図4. 39 加工誤差 (工作物B-超硬工具-加工法I)

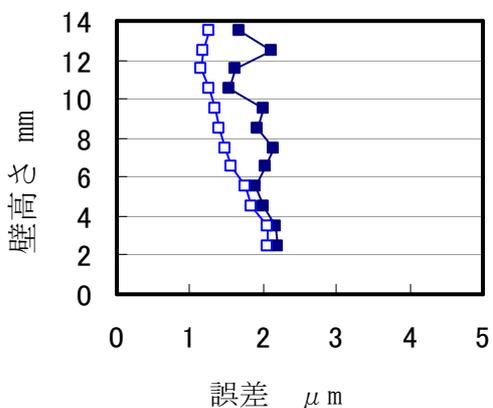
■ 内壁 □ 外壁



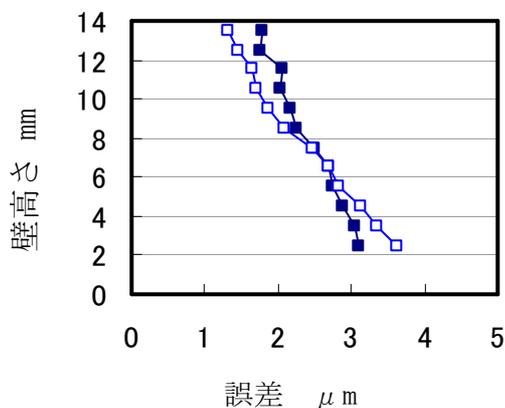
(a) エンドミル加工



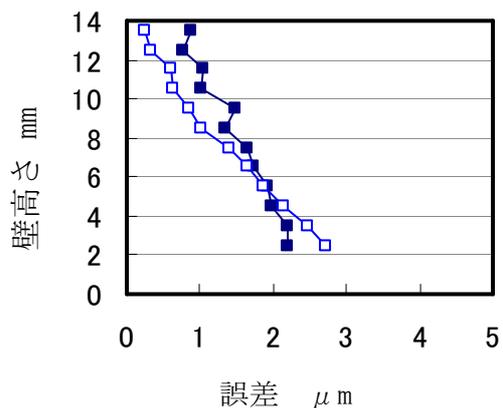
(d) 工程③ ($Rd=10\mu\text{m}$)
 $V=2,000\text{ mm/min}$



(b) 工程① ($Rd=10\mu\text{m}$)



(e) 工程③ ($Rd=10\mu\text{m}$)
 $V=4,000\text{ mm/min}$



(c) 工程② ($Rd=10\mu\text{m}$)

図4. 40 加工誤差 (工作物B-超硬工具-加工法II)

4. 3. 3. 3 加工工程の寸法誤差に及ぼす影響

本節では寸法誤差の結果を予測誤差と比較検討し、高精度および高能率加工における影響因子について議論する。寸法誤差の定義は、4. 3. 3. 1節での予測誤差および4. 4. 3. 2節での加工誤差の各工程における結果の平均値により示すことができ、図4. 41にその概要を示す。また、図4. 42および4. 43はそれぞれCBNならびに超硬工具において、図中(a)は加工法-Iおよび(b)図は加工法-IIの結果である。グラフの縦軸は寸法誤差を表し、横軸に加工工程をとり、各工程における内壁、外壁および予測寸法誤差を示し、目標値(5 μ m)を点線で表している。

図4. 42において(a)および(b)図ともに工程①が最も実験結果の値が小さく、約2.5 μ mとなり予測値である2.8 μ mにも近い値を示している。また、工程が進むにつれ寸法誤差が大きくなる一方、予測誤差は2.9から3.7 μ mの値を示しており、仕上工程ではその差が3 μ m程度となった。寸法誤差が増加する原因は、加工面が良好になるに連れ、切削断面積が増大し、切削力が増加することで、工具および工作物の弾性変形による削り残しが生じたためであると考えられる。また、内壁と外壁を比較すると同様な変化傾向が見られ、両者の差は工程を通じて2 μ m未満である。一方、(a)図の仕上げ工程における切削速度で比較すると予測値は $V=4,000$ mm/minの結果が0.5 μ m程度高くなる傾向があるが、これは速度の増加にともない前述した F_y の値が1.1倍を示したことに関連し、変形による削り残しが大きくなったからと考えられる。

図4. 43において、超硬はCBN工具とは異なり工程を進めても寸法誤差が増加せず、仕上工程においても目標値である5 μ m未満となり良好な結果が得られた。本実験で使用したCBNおよび超硬工具で寸法誤差に影響を与える因子の一つとして刃先丸みが考えられるが、超硬工具の刃先丸み R_c は3.5 μ mと小さく、これにより超硬工具は加工中の切削力がCBNに比べて小さく、削り残しも少なくなったと考えられる。また、超硬工具は内壁と外壁を比較しても寸法誤差における両者の差は0.5 μ mと小さい。以上のことから寸法誤差に影響を与える因子は工具材質および刃先丸みであると推測できる。

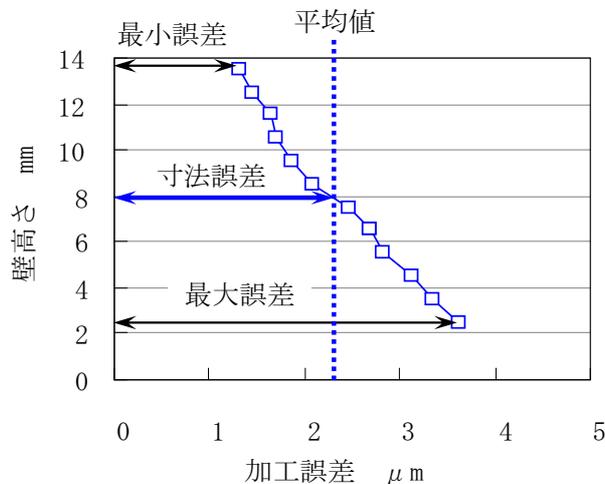


図4. 41 寸法誤差の定義

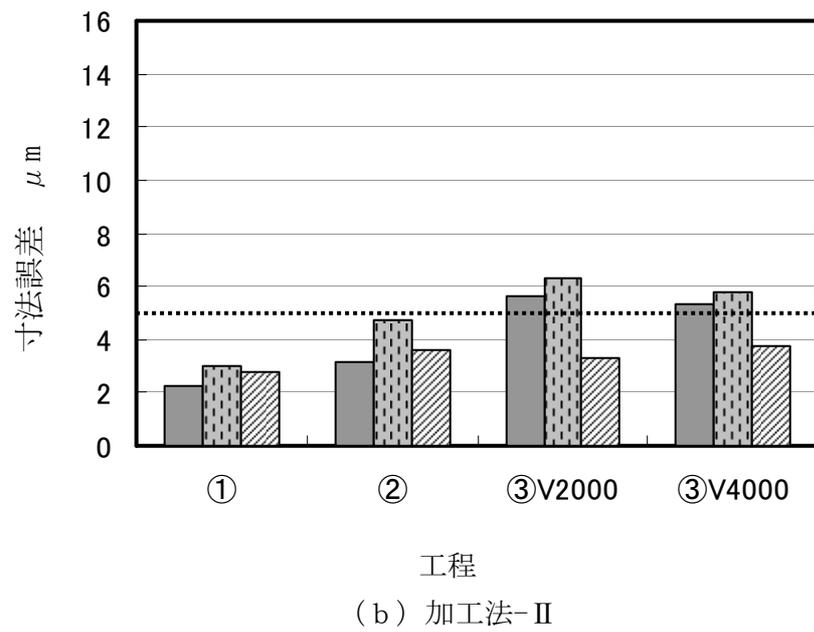
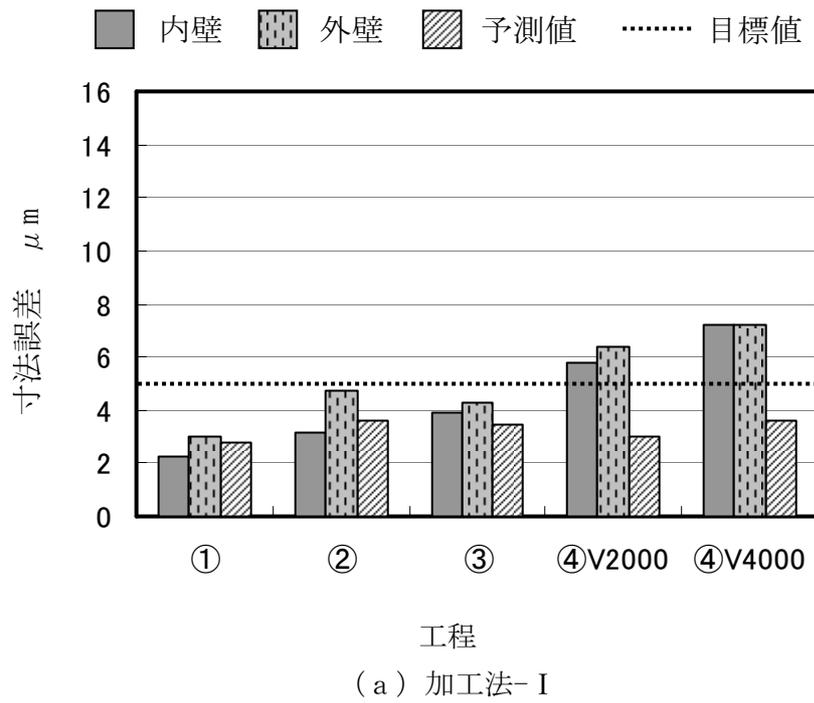


図4. 4 2 寸法誤差 (工作物B-C B N工具)

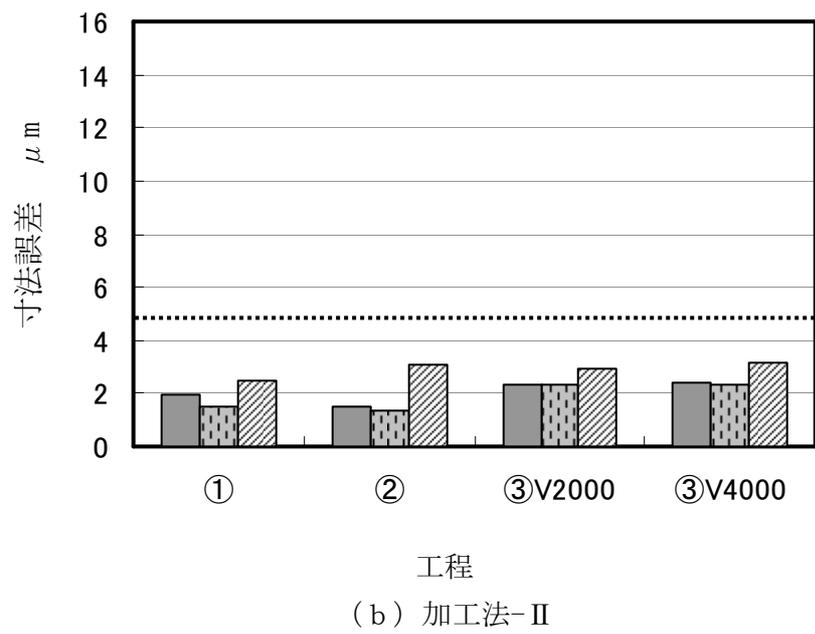
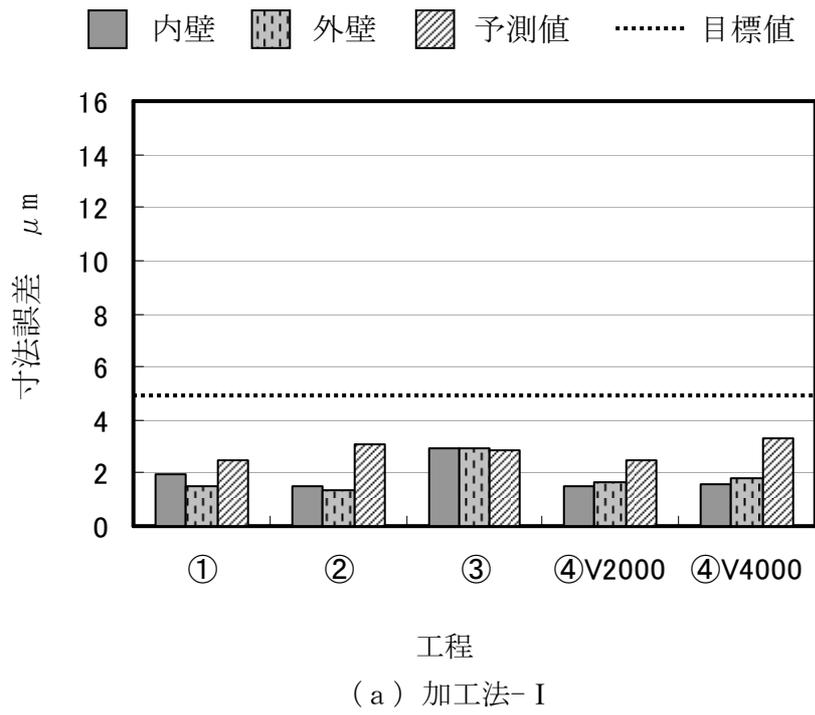


図4. 4 3 寸法誤差 (工作物B-超硬工具)

4. 3. 3. 4 加工工程の形状誤差に及ぼす影響

本節は形状誤差の結果を予測誤差と比較検討し、高精度および高能率加工における影響因子について議論する。形状誤差の定義は、4. 3. 3. 1 節での予測誤差および4. 3. 3. 3 節での寸法誤差の各工程における結果の最大値と最小値の差により示すことができ、図4. 4 4にその概要を示す。また、図4. 4 5および4. 4 6はそれぞれCBNならびに超硬工具において、図中（a）は加工法-I および（b）図は加工法-IIの結果である。グラフの縦軸は形状誤差を表し、横軸に加工工程をとり、各工程における内壁、外壁および予測形状誤差を示し、目標値（ $5\mu\text{m}$ ）を点線で表している。

図4. 4 5において（a）および（b）図ともに工程を通して形状誤差は大きく、目標値である $5\mu\text{m}$ を超えており、仕上げ工程④においてそれぞれ7および $8.5\mu\text{m}$ 程度である。一方で予測値は工程を通して $1.5\mu\text{m}$ 以下であり、仕上げ工程④との差は $5.5\sim 7\mu\text{m}$ と大きい。また、内壁と外壁を比較すると工程が進むにつれ差が小さくなる傾向にあり、仕上げ工程④後は $0.5\mu\text{m}$ まで減少した。なお、仕上げ工程④における切削速度による差は内外壁ともに $1\mu\text{m}$ 程度と小さい。

図4. 4 6には超硬工具を使用した結果を示しているが、図4. 4 5におけるCBN工具より良好な結果が得られた。（a）および（b）図ともに工程を通して形状誤差は小さく、実験結果の値と予測値の差はいずれの工程も $0.7\sim 1.5\mu\text{m}$ 程度であり、実験結果は目標値である $5\mu\text{m}$ より小さい。これはCBN工具側刃および超硬工具側刃における刃先形状精度に大きな差があり、工作物における形状精度に影響を及ぼしていると考えられる。本実験で使用したCBNおよび超硬工具の側刃における形状精度はCBNが工具先端径寸法において $7\mu\text{m}$ 小さい正テーパ形状であったのに対し、超硬工具は同様な正テーパ形状であったが、その値は $0.9\mu\text{m}$ と小さく、側刃はほぼストレートに仕上げられていた。以上のことから形状誤差に影響を与える因子は工具材種および工具側刃形状にあることが明らかになった。

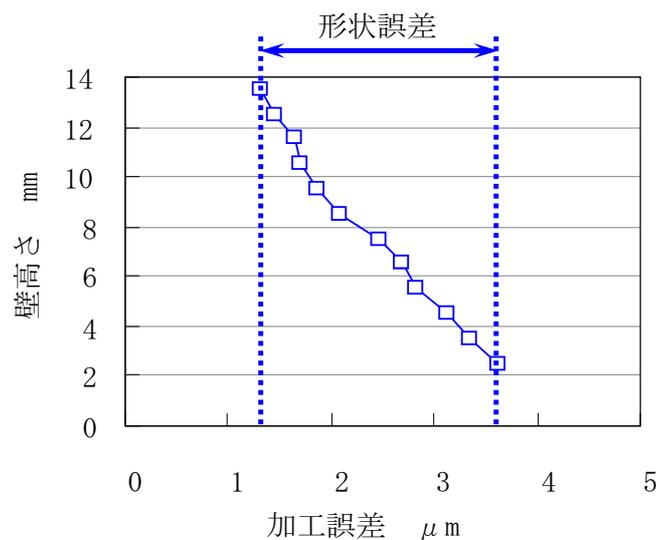


図4. 4 4 形状誤差の定義

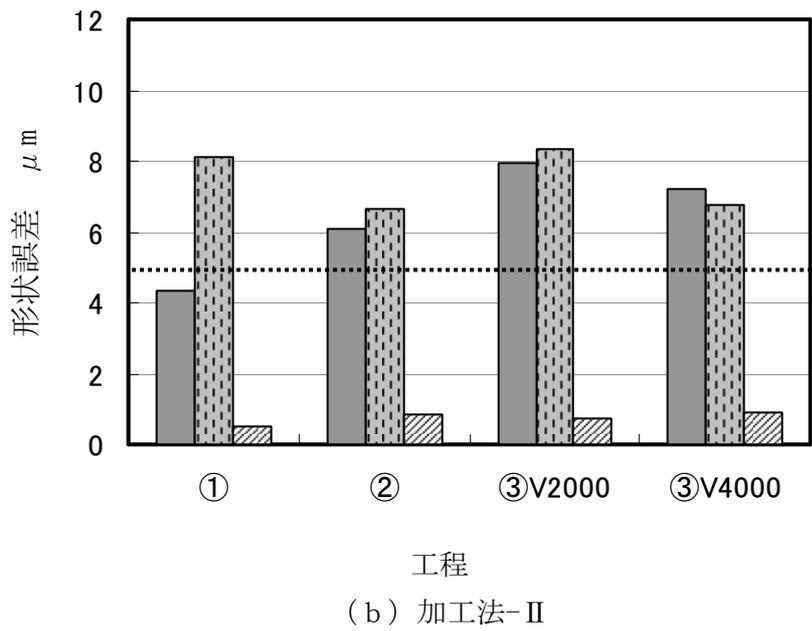
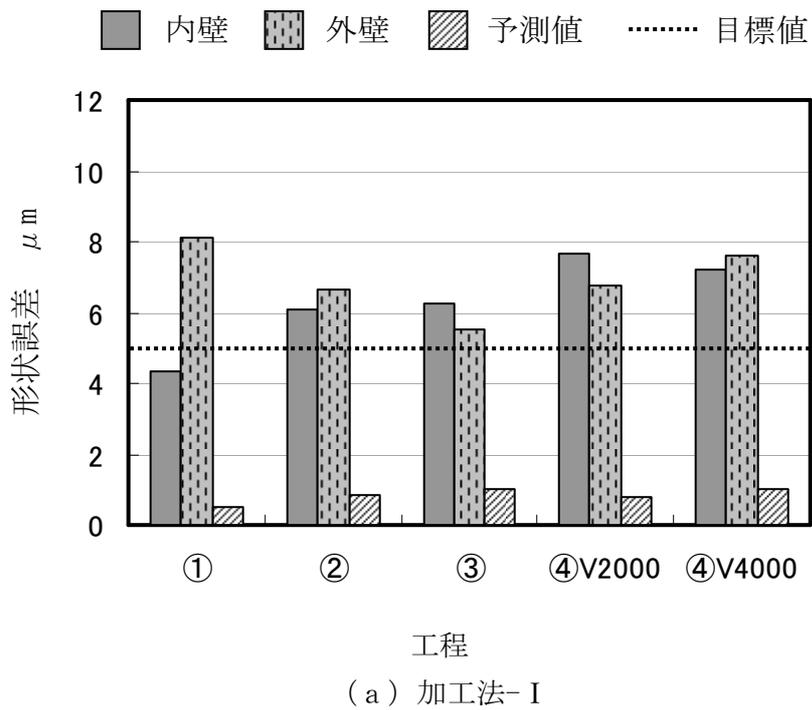


図4. 45 形状誤差 (工作物B-C BN工具)

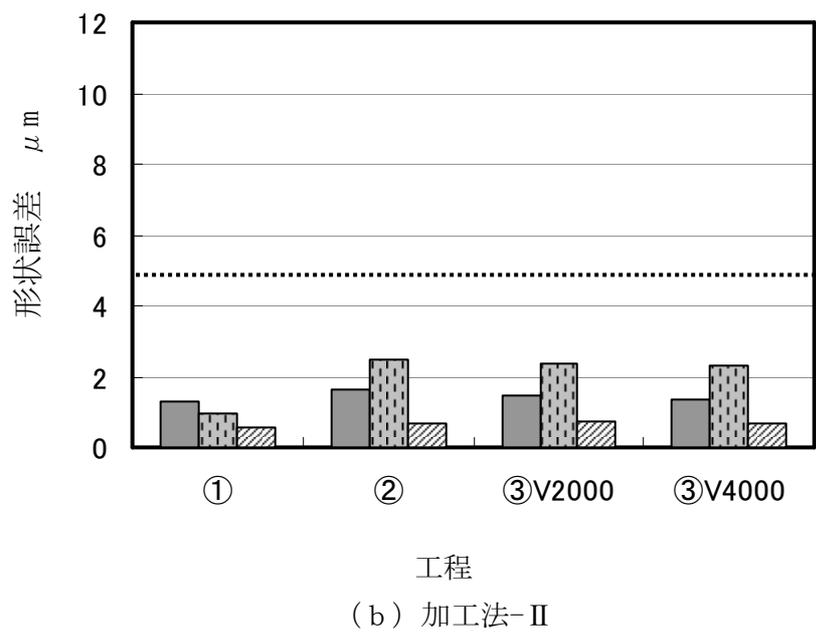
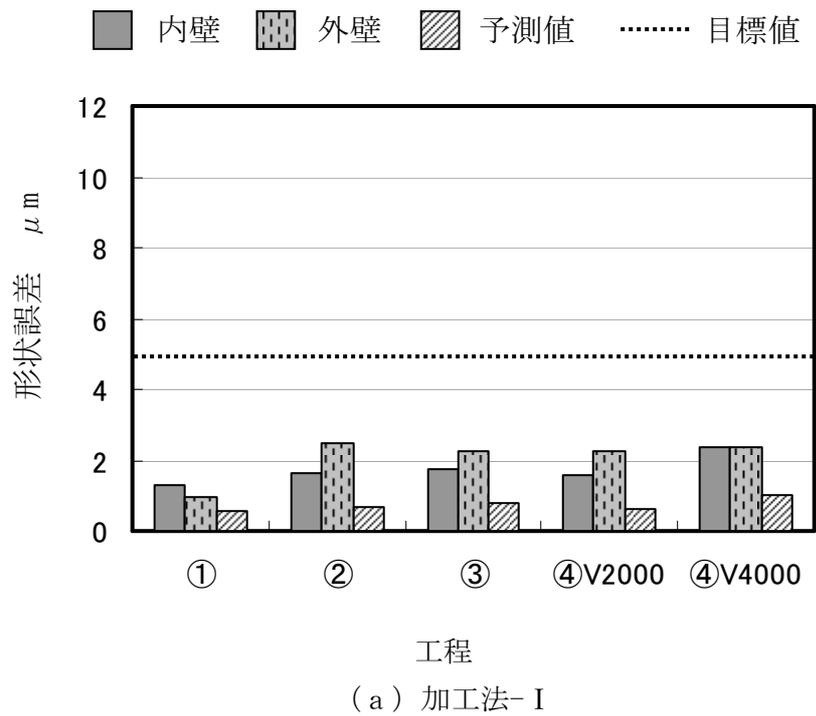


図4. 4 6 形状誤差 (工作物B-超硬工具)

4. 3. 4 加工面粗さ

本節は工具材種、加工工程および加工速度による加工面粗さにおける影響因子を探求する。図4. 47から4. 50は、加工面粗さを測定した結果を示しており、図中の左側が内壁を、右側が外壁の加工面粗さを表している。また、(a)図はヘール加工における前加工工程であるエンドミル加工の加工面粗さを示しており各図において共通である。(b)図から以降は図4. 47および4. 48はCBN工具で加工した結果、図4. 49および4. 50は超硬工具で加工した結果を加工法-IおよびIIについてそれぞれ示している。

図4. 47はCBN工具において加工法-Iにより切削した結果である。(a)図中の内外壁のエンドミル加工において、粗さ曲線の変動幅が大きく、加工面粗さ R_z も $1.9\mu\text{m}$ と大きい。また、(b)図中の内壁においてはヘール加工後、加工面粗さが $R_z=1.4\mu\text{m}$ と小さくなっている。また、外壁面では $R_z=2.6\mu\text{m}$ とエンドミル加工の痕跡が確認できる。一方、(c)～(f)図では粗さ曲線の変動幅は小さく安定している。以上より、エンドミル加工後にヘール加工を行なうと粗さ曲線の変動幅は改善され、良好な結果が得られることが分かる。また、(e)および(f)図中の仕上げ工程④における切削速度の差による加工面粗さへの影響はほとんど見あたらず、最終仕上げ後の加工面粗さは内壁で $1.3\mu\text{m}$ 、外壁で $1.4\mu\text{m}$ と良好な結果を示した。

次に、加工法-IIにおける図4. 48において、工程②までは図4. 47と同様な傾向を示している。しかしながら、最終工程は内壁で $R_z=1.8\mu\text{m}$ 、外壁で $1.5\mu\text{m}$ とわずかであるが図4. 47から悪化しており、加工工程において加工法-Iが優れていると言える。

続いて、超硬工具における結果である図4. 49および4. 50を考察すると、加工面粗さの傾向はCBN工具と同様な傾向が見られ、工具材種における有効性の差は小さい。また、この結果から刃先丸みの大きさの差は加工面粗さに関連した影響は小さいと推定できる。

以上のことから加工面粗さに影響を与える因子は加工工程にあると言えるがその差は小さい。

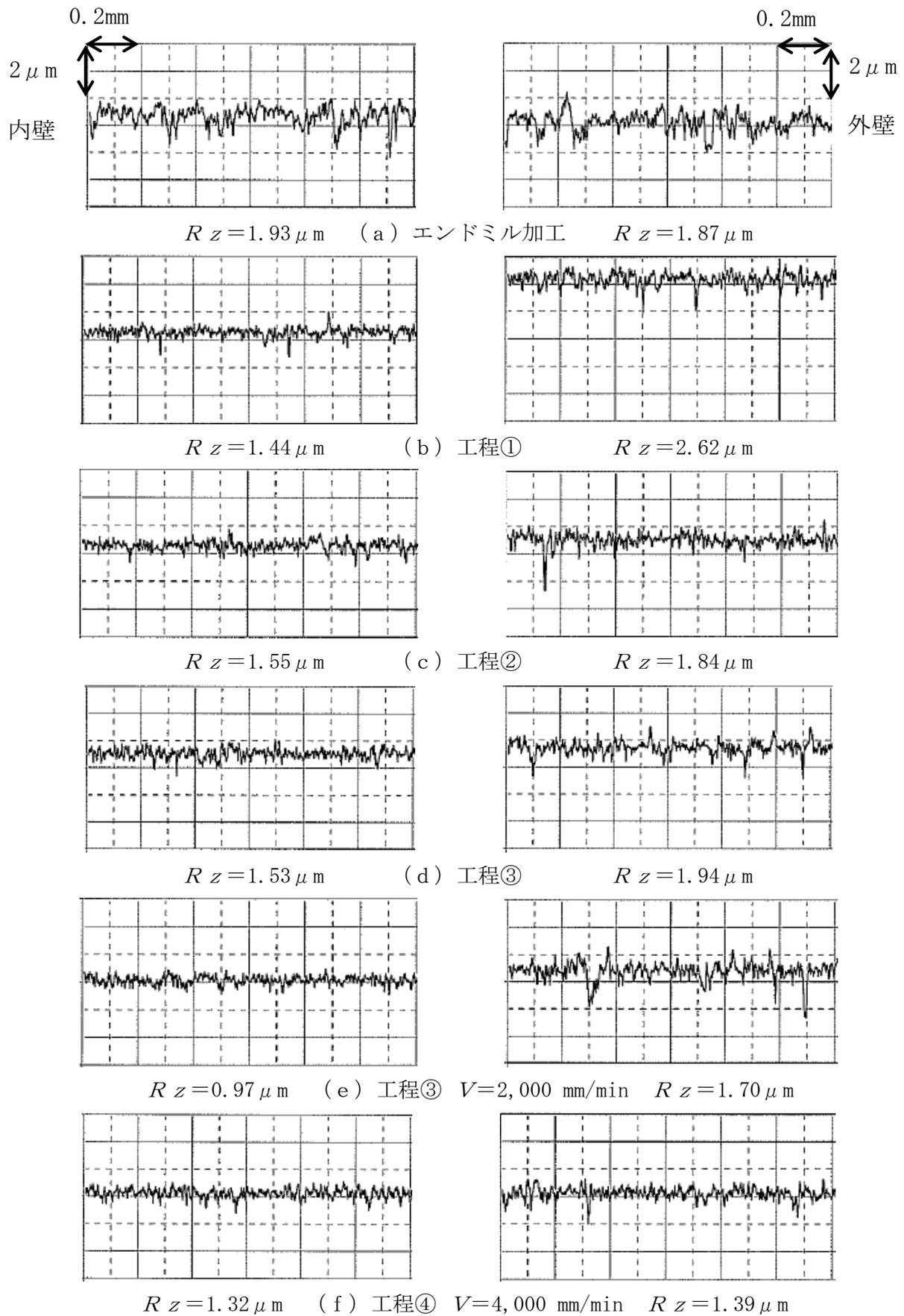


図4. 47 粗さ曲線 (工作物B-CBN工具-加工法I)

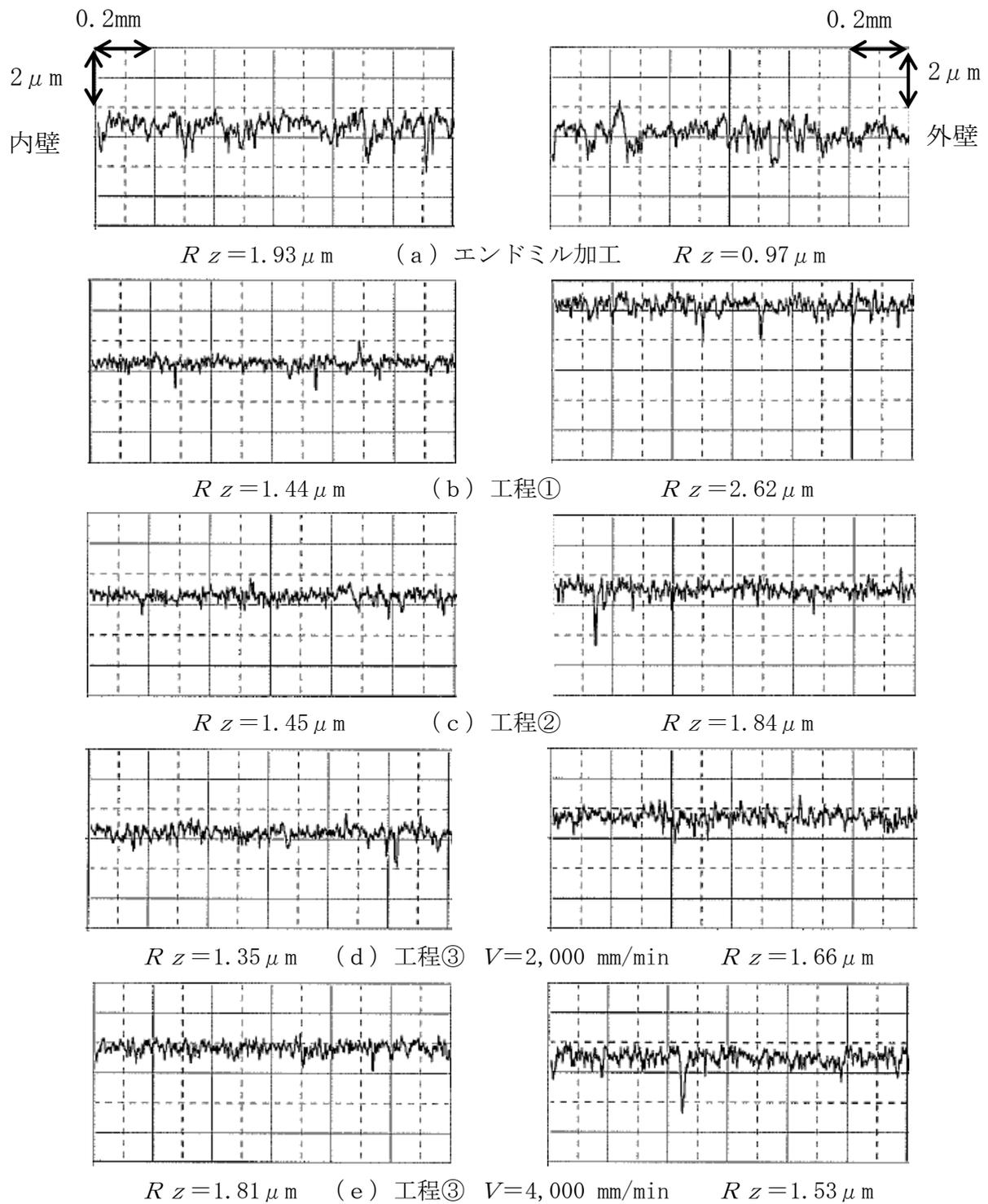


図4. 48 粗さ曲線 (工作物B-CBN工具-加工法Ⅱ)

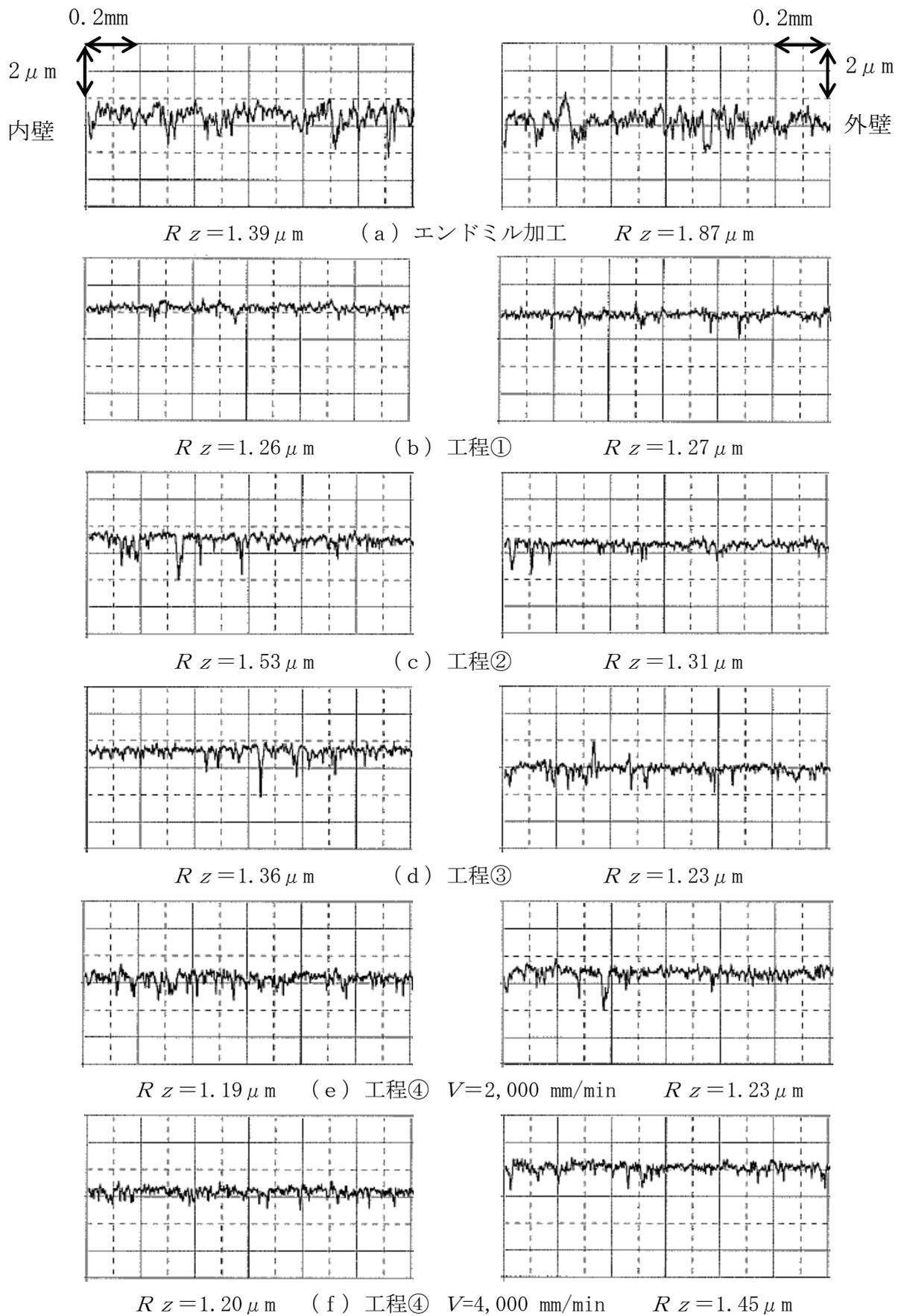


図4. 49 粗さ曲線 (工作物B-超硬工具-加工法I)

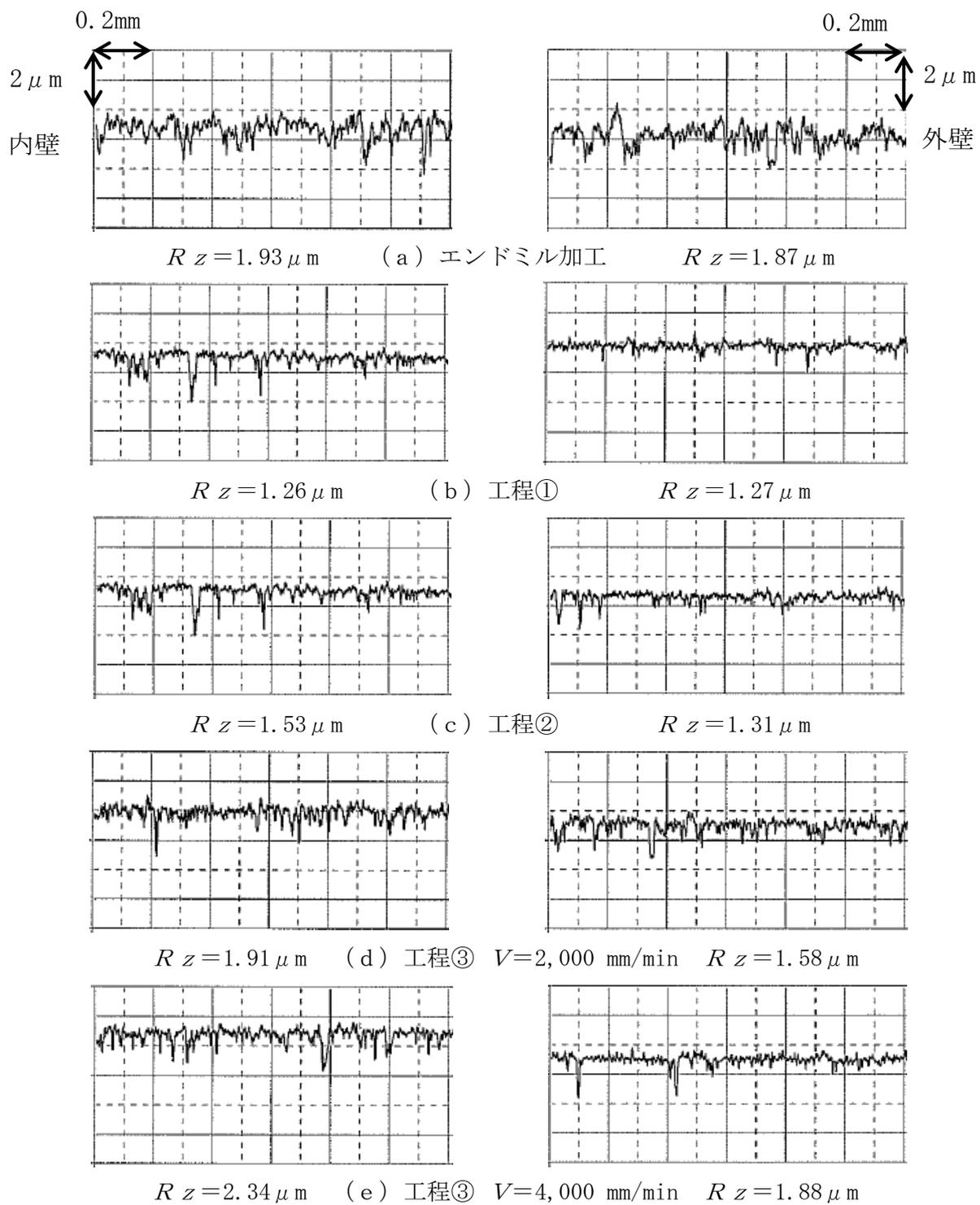


図4.50 粗さ曲線 (工作物B-超硬工具-加工法II)

4. 4 高精度加工法

本章におけるこれまでの研究成果のまとめを表4. 6に示す. 表中において研究項目, 切削条件および工具材種における最良結果を緑色で示し, ここから導き出した諸条件をヘール加工における加工法として提言する.

- (1) 切削条件は加工法-Iにより, 切込み $5\mu\text{m}$ および切削速度 $V=2,000\text{mm/min}$ とする.
 - (2) 工具は超硬合金とし, 刃先丸みおよび刃面形状誤差はできる限り小さく作成する.
- 以上の加工法をヘール工具における高精度, 高能率加工法として提言する.

表4. 6 高精度ヘール加工法

研究項目			加工条件 (仕上げ)		工具 (切れ刃) 材種	
			加工法	切削速度 V	C B N	超硬合金
				mm/min		
最小	平均切削力	F_x N	I	2,000	320	300
		F_y N	I	2,000	110	85
		F_z N	I	2,000	30	25
	予測誤差	μm	I	2,000	3.6	2.9
	誤差形状	μm	I	2,000	9.0	3.0
	寸法誤差	μm	I	2,000	5.8	1.5
			II	4,000	5.2	2.3
	形状誤差	μm	I	2,000	6.7	1.5
			II	4,000	6.8	1.5
	面粗さ	μm	I 内壁	2,000	0.97	1.19
			I 外壁	2,000	1.70	1.23
	刃先丸み	μm			5.0	3.5
側刃形状 (正テーパ)	μm			7.0	0.9	

4. 5 結言

CBNおよび超硬ヘール工具によるスクロール壁面の曲率半径を持つ薄肉円筒形状工作物, およびその剛性に相当する板形状工作物を用いて切削実験を行い, 工具材種, 加工工程, 切削速度, 切削力, 加工誤差, 寸法誤差, 形状誤差および加工面粗さの結果からスクロール形状の高精度, 高能率加工の実現に向けた影響因子について考察を行い, 次の結論を得た.

- (1) 平均切削力はCBNが超硬工具より7~23%大きい.
- (2) 切込み開始点において F_x がオーバーシュートする現象が見られた.
- (3) 予測誤差はCBN工具における加工法-IIの仕上げ速度 $V=4,000\text{mm/min}$ が最も大きく, 実験結果と傾向が一致した.
- (4) CBN工具および超硬工具において加工誤差は内外壁ともに $3\sim 14\mu\text{m}$ の削り残しによる正の誤差を示すとともに, 壁高さ H において壁上方より下方に向けてテーパ形状を示しており, 予測誤差値の傾向と一致した.
- (5) CBN工具による仕上げ工程での寸法誤差は, 加工法-IおよびIIの内外壁ともに予測誤差より大きく, 目標値の $5\mu\text{m}$ を越えた. 一方, 超硬工具は予測誤差より小さく, 目標値より小さい良好な加工面が実現できた.
- (6) CBN工具による仕上げ工程での形状誤差は, 加工法-IおよびIIの内外壁ともに予測誤差より大きく, 目標値の $5\mu\text{m}$ を越えた. 一方, 超硬工具は予測誤差より大きいがその値は $2.5\mu\text{m}$ 以下であり, 目標値より小さい良好な加工面が実現できた.
- (7) 工具側刃の形状精度がCBN工具において工具先端径寸法が $7\mu\text{m}$ 小さい正テーパ形状であったのに対し, 超硬工具は同様な正テーパ形状であったが, その値は $0.9\mu\text{m}$ と小さく, 側刃形状が形状誤差に影響する.
- (8) 加工面粗さは工具材種, 仕上げ加工速度による影響は小さい. また, エンドミル加工面より平滑な加工面を実現できる.
- (9) 実験結果からヘール加工における高精度, 高能率加工法の提言を行なった.

参考文献

- [401] 勇田敏夫. 微小切削の過渡特性について (主にラビング現象について). 北海道大学工学部研究報告, (通号 52), 1969-03, 47-56.
- [402] 勇田敏夫. 微小切削の過渡特性について-2-工具と被削材の接触状態. 北海道大学工学部研究報告巻号, (通号 65), 1972-12, 31-39.
- [403] 狩野勝吉. データでみる次世代の切削加工技術. 日刊工業新聞社. 初版 1 刷発行 2, 000-05-30, ISBC4-526-04579-9.
- [404] 田中宏明. 極微小切削機構の基礎研究. 大阪大学大学院, 1992-12. 博士論文.
- [405] 溝口勲夫. 生産加工原理. 日本機械学会編, 日刊工業新聞社, 初版第 1 刷発行 1998-01-30. ISBN4-526-04121-1 C3053.
- [406] 丸井悦男. 超精密加工学. コロナ社, 初版第 1 刷発行 1997-09-10. ISBN4-339-04399-0.
- [407] 岩部洋育・三星宏. ねじれ刃エンドミルの偏芯が加工精度に及ぼす影響. 精密工学会誌, 61 巻, 6 号(1995), 834-838.
- [408] 岩部洋育. エンドミル加工における基本問題と高速加工における加工精度(1). 機械の研究. 1999-07, 51, 7 号, 742-747.
- [409] 岩部洋育. エンドミル加工における基本問題と高速加工における加工精度(2). 機械の研究. 1999-08, 51, 8 号, 840-847.

第5章 ヘール工具の寿命解析による実用的加工法

5. 1 緒言

本章では第4章において提言した加工法に基づいて、ヘール加工の実用化を想定した工具の寿命解析を行う。ここで、切削工具の基本特性は、高温硬度特性、耐摩耗性、耐欠損性、耐塑性変形性、耐熱き裂性（耐熱衝撃性、耐熱疲労性）、高温化学安定性および耐溶着性に要約される[501]が、生産現場ではこれらの因子が複雑に作用し合い工具寿命となるため、工具交換の適正時期を把握するのはきわめて困難である。そのため、経験値から工具による品質不良が発生しない加工数を取り決め、工具交換を行っている。このため、本来の工具寿命まで使用されておらず、生産性およびコスト増加が課題となっている。

そこで、本章では超硬ヘール工具の実用化を想定し、工具の摩耗特性が加工面におよぼす影響を実験的に調べることにより、切削距離による加工精度の安定性を検討し、工具磨耗における影響因子を探求することを目的とした。このために、スクロール形状加工における工具経路を直線に近似して加工実験を行い、切削距離における切削力、仕上げ面粗さおよび逃げ面摩耗幅を測定し、その結果より生産可能なスクロール台数の推定を試みた。本研究における工具の寿命判定は主に切削抵抗と切削仕上げ面の性状を基準とする。また、工具寿命と加工精度の関係を明らかにすることで、実際の生産現場において、工具の交換や再研削などの対策を的確に行うことが出来るようになり、加工時間や生産コストの削減にも寄与できると考える。

5. 2 実験方法および条件

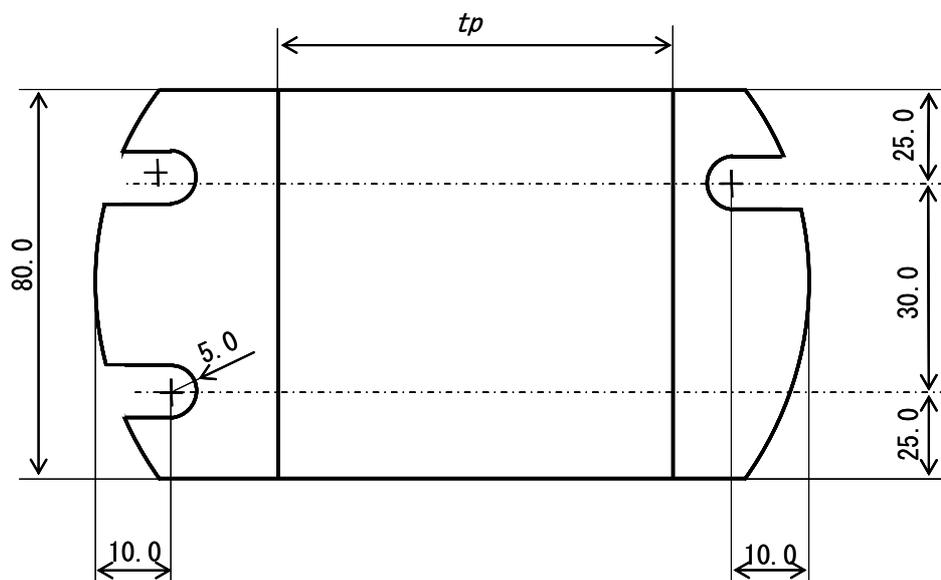
5. 2. 1 使用機器

実験に用いた工作機械および測定機器は4. 2. 1節の図4. 3と同様であり、工具は図4. 5と同様である。また、工作物は図5. 1に外観写真および5. 2に寸法を示す。

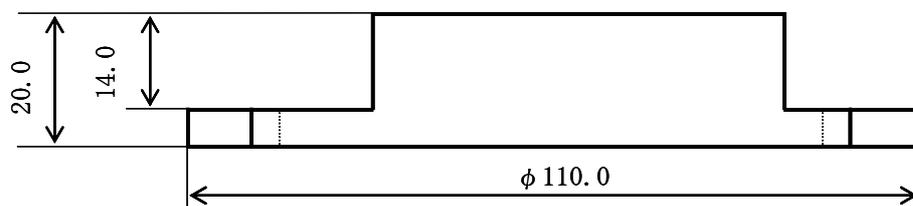
本実験では前述しているように、本来は実際の工作物である固定スクロール部品を加工して、寿命解析を行うことが望ましいと考えられる。しかしながら、切削力を測定するために図5. 2に示す板形状の壁厚 t_p を持つ工作物を作成し、切込み R_d を与え、直線加工により繰返し切削を行った。また、この実験により切削距離を基軸にした切削力、逃げ面摩耗幅および境界摩耗幅を測定するが、その際、工作物の壁厚 t_p が変化することで生じる剛性の影響は無視している。



図 5. 1 工作物の外観



(a) 平面図



(b) 側面図

図 5. 2 工作物の寸法

5. 2. 2 実験方法

本節における切削条件を表 5. 1 に示すが、これは第 4 章における実用的な加工法の提言内容に基づいている。また、切削距離 l は板形状工作物のため壁面 1 面あたりにおいて 80mm であり、壁高さは量産部品と同じ 14mm である。図 5. 3 は X-Y 面上に表現した加工の概要を示すが、Y 軸方向に切込み Rd を与え、X 軸方向に切削速度 V にて送りを繰り返して工作物の壁厚が残り 5.01mm となるまで切削を行い、その後 4 回の切込みを行った後、切削 3 分力を測定する。この壁厚で切削力を測定する理由は、 $\theta = 630^\circ$ に対応する剛性を持った壁厚であり、解析を行った伸開角の中で最も壁面の剛性が小さく変形しやすいため、より実用的な実験結果が得られると判断したためである。なお、切削力の測定は切削距離 $L = 1.6\text{km}$ までは 180m ごとに行い、その後は約 900m ごとに行った。また、一サイクルの実験が終了した後に加工面の粗さ測定を行うが、測定位置は図 5. 4 に示す壁面における番号 (i) ~ (ix) の 9 箇所で行った。また、図 5. 5 は (a) 図に工具逃げ面における測定位置および (b) 図に逃げ面摩耗幅 VB の測定方法を示したものである。(a) 図の番号 ① ~ ⑧ は刃先よりそれぞれ 2mm 間隔での測定位置を示し、拡大写真にて観察した。(b) 図は (a) 図 ① 番 (側刃刃先端) の写真を拡大しており、逃げ面摩耗幅 VB は (b) 図に示す箇所を拡大写真にて測定している。

表 5. 1 切削条件

半径方向切込み Rd	μm	5
切削距離 (1面) l	mm	80
切削速度 V	mm/min	2,000

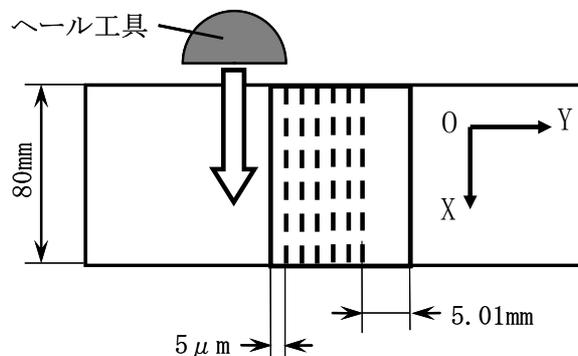


図 5. 3 加工の概要

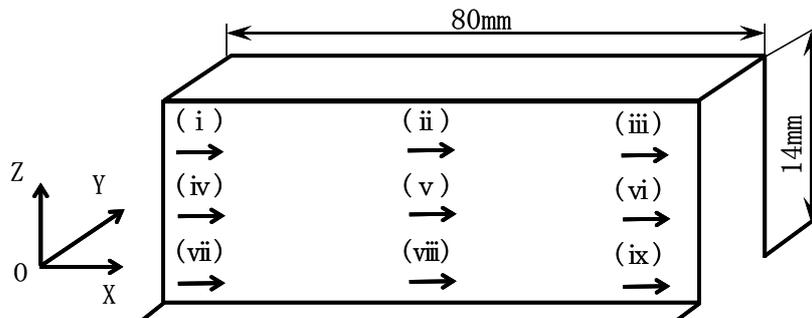
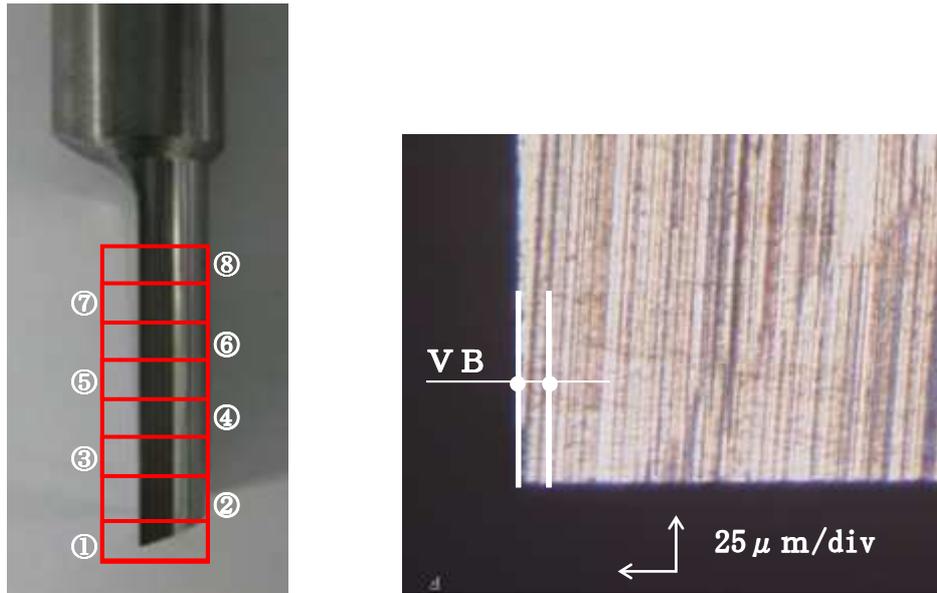


図 5. 4 加工面粗さ測定位置



(a) 側刃における測定位置

(b) ①位置の側定點

図 5. 5 工具逃げ面と逃げ面摩耗幅 VB の測定

工作物の直線加工は、NCフライス盤を用いて行う。実験機器のセッティングおよび実験準備は以下の手順で行った。実験機器のセッティングは使用する工作物が違う形状である以外は4. 2. 2. 3節と同様である。

- (1) NCフライス盤のテーブル上に工具動力計を固定し、アンプチャージメータ、オシロスコープ、PCへと接続する。
- (2) 工作物の取り付けは、電気マイクロメータで工作物の加工側面を計測しながらX軸方向における傾きを $\pm 2\mu\text{m} / 80\text{mm}$ 以内に調整する。また、工具は側刃の傾きが軸方向で $\pm 2\mu\text{m} / 8\text{mm}$ 以内に調整する。
- (3) 面合わせ用と加工用のプログラムをNCフライス盤に送る。
- (4) 工作物の壁面および底面の面合わせを行う。テーブルを手動でYおよびZ方向に動かし、ヘール工具と工作物壁面を紙が挟まる程度に近づける。
- (5) 壁面合わせ用のプログラムを動かし、 $10\mu\text{m}$ ずつ切込みを与えて壁面に近づけ、壁面全体が工具と接触するまで切込みを与える。
- (6) 次に底面合わせ用のプログラムを起動し、同様に底面の面合わせを行う。
- (7) 加工用プログラムを起動して実験を開始する。切削距離が1.6kmまでは180m (2, 250回の切込み)の切削後、壁厚を測定し5.01mmであることを確認後、このタイミングで切削力を測定したのち、工作物および工具を取り外し、逃げ面摩耗幅および加工面粗さを測定する。また、その後は900m (11, 250回の切込み)毎で7.2kmまで実験を継続する。
- (8) 一つの工作物での実験が終了したら、次の工作物に取り換え、(2)～(7)を繰り返す。

5. 3 工具寿命実験

5. 3. 1 切削力

図5. 6に切削3分力の概要を示す. (a) 図は工具の送り方向および切削3分力の方向別に記号を付与し表している. (b) 図は工具の切込みを表しているが, 径方向の切込み Rd は毎回 $5\mu\text{m}$ を与えており, 軸方向の切込み Ad は実験開始時点および切削力測定時点に $5\mu\text{m}$ を与えた. 図5. 7. 1および5. 7. 2は切削速度 $2,000\text{mm}/\text{min}$ および工作物一面あたりの切削距離 $l=80\text{mm}$ において, 縦軸に切削力 (N) を表しており, 横軸に切削時間 (s) を取り, 切削距離 L (km) 毎に (a) 図から順次示している. また, グラフ中に色分けした波形にて切削3分力の測定結果を示す. また, 図中の波形は工具の切れ刃が全面的に工作物に接触し, 切削力が発生し始めたところから測定している. 得られた波形の傾向として, 4. 3. 1節と同様に切削が始まると F_x および F_y の2分力はそれぞれ 200 および 100N ほどまで大きく変化するが, 底刃によって生じる F_z は 30N 程度と底刃長が 8mm であるため小さな変化となっている. 次に (f) 図において $L=1\text{km}$ までは, 切削開始位置で切削力が安定せず, $F_x=150\sim 200\text{N}$ および $F_y=50\sim 100\text{N}$ と大きな差のある値を示すが, 以降は $L=2.5\text{km}$ まで比較的安定した波形が得られている. また, (i) 図において $L=1.6\text{km}$ を超えると, 切削開始位置での切削3分力にそれぞれピークが現れてくることがわかる. この現象については微小切込みにおける上すべり現象とも考えられるが, 詳細については今後の課題である [502, 503, 504, 505]. 一方, 図5. 7. 2の(m)図以降において F_z が表示されなくなっているが, これはそれまでの傾向を考慮すると実験において Z 軸方向における切込み値を誤った可能性が高い.

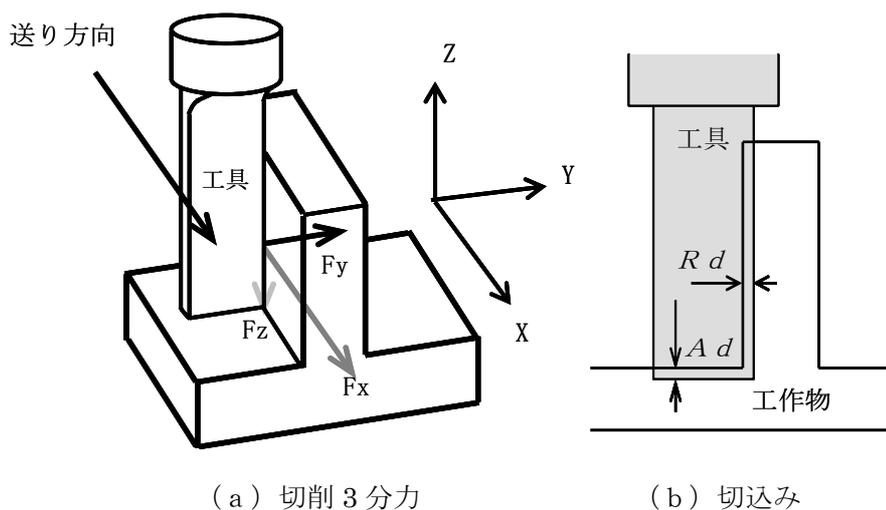


図5. 6 切削力の測定

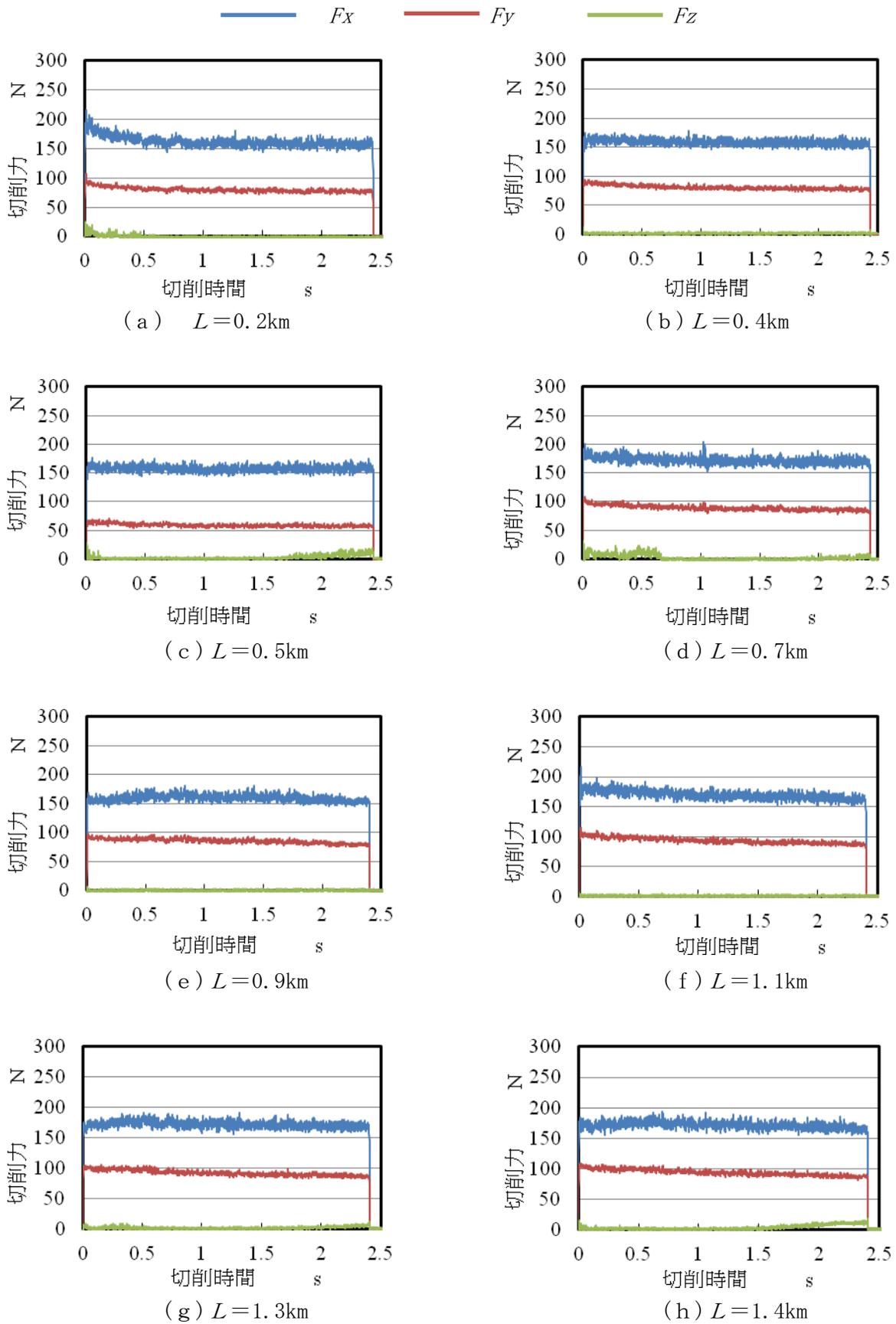


図 5. 7. 1 切削距離における切削力

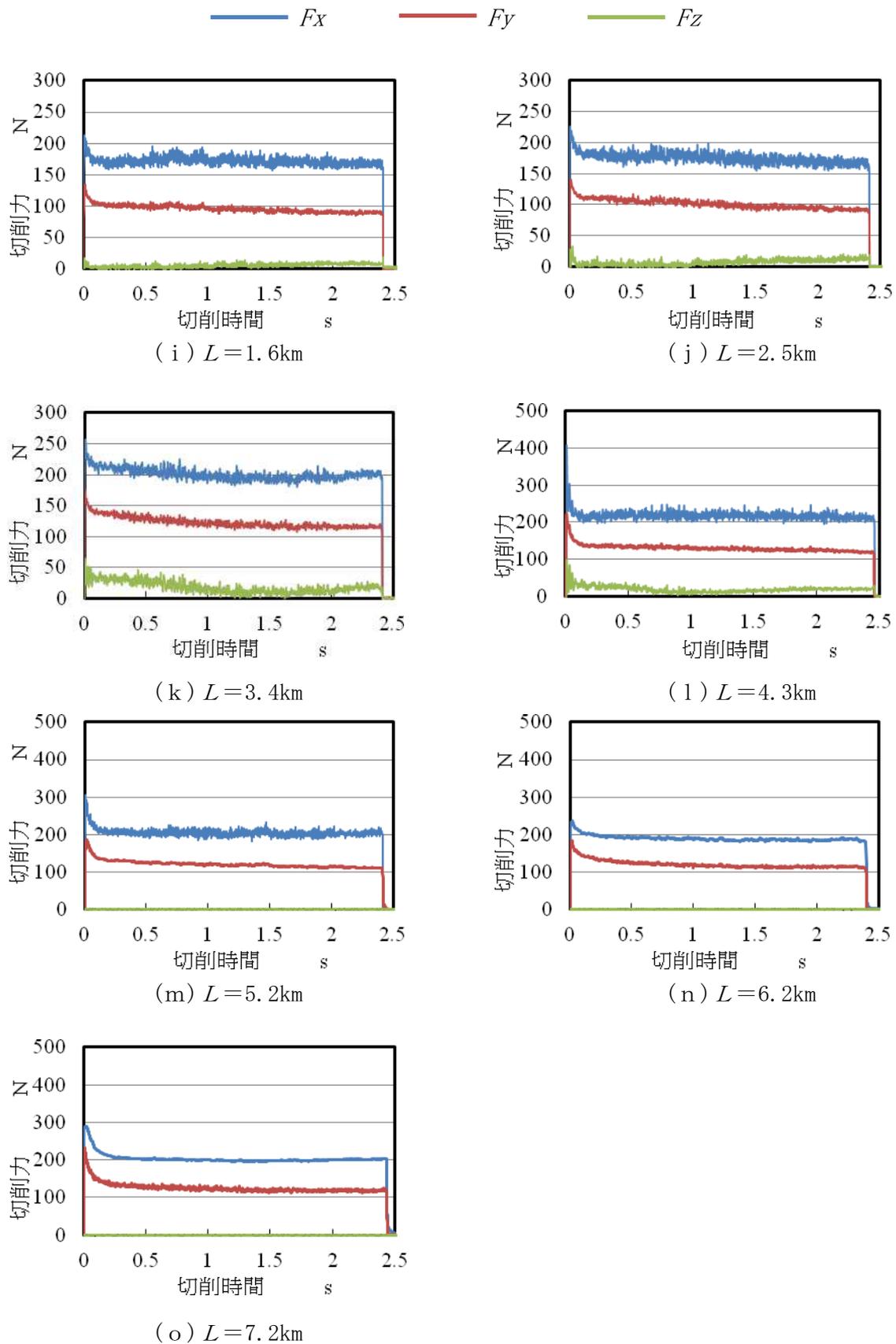


図 5. 7. 2 切削距離における切削力

図5. 8は縦軸を各壁面における最大切削力とし、横軸に切削距離をとり、 F_x および F_y の最大値の変化を示したものである。図中より、 F_x および F_y ともに $L=3.4\text{km}$ までは徐々に増加する傾向にあるが、 $L=4.3\text{km}$ にかけて急激な増加を示し、以降は減少し $L=6.2\text{km}$ から再び増加していることがわかる。また、図5. 9は縦軸を各壁面における平均切削力とし、横軸に切削距離をとり、切削力が安定している定常区間における F_x および F_y の平均値を示したグラフである。図中より、 F_x および F_y は、 $L=4.3\text{km}$ までほぼ直線的に増加し、 $L=6.2\text{km}$ にかけて減少し再び増加していることがわかる。この現象は実験値の誤りとも推測できるが、現象としては興味深くヘール加工独自の加工特性の可能性もあり、今後の研究課題と考える。ここでは仮説として、微小切込みによる上すべり現象におけるラビング領域が支配的になり、加工面と刃先面の摩擦現象による弾性変形加工へと変化したことにより切削力が低下し、その後の上昇は上すべり現象におけるほりおこし領域に変化したことにより塑性加工が支配的となり再び切削に転移したためと推論する[506, 507].

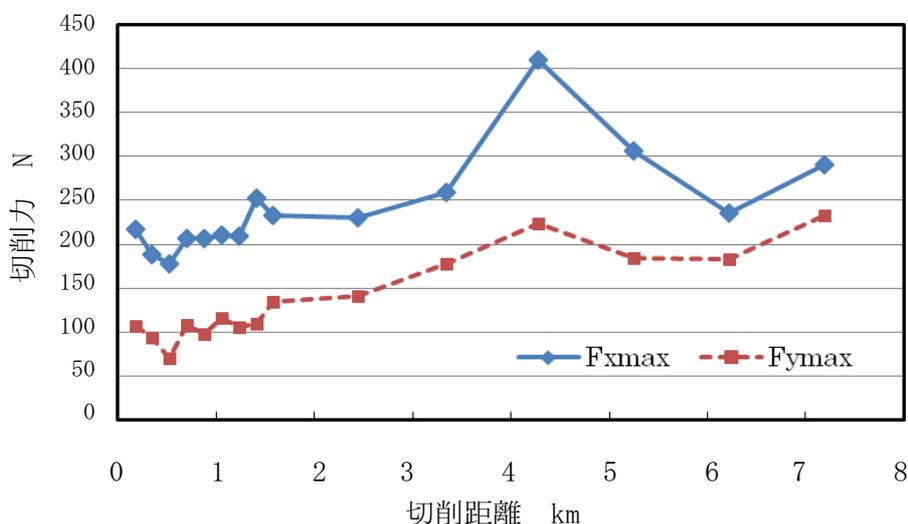


図5. 8 切削距離における最大切削力

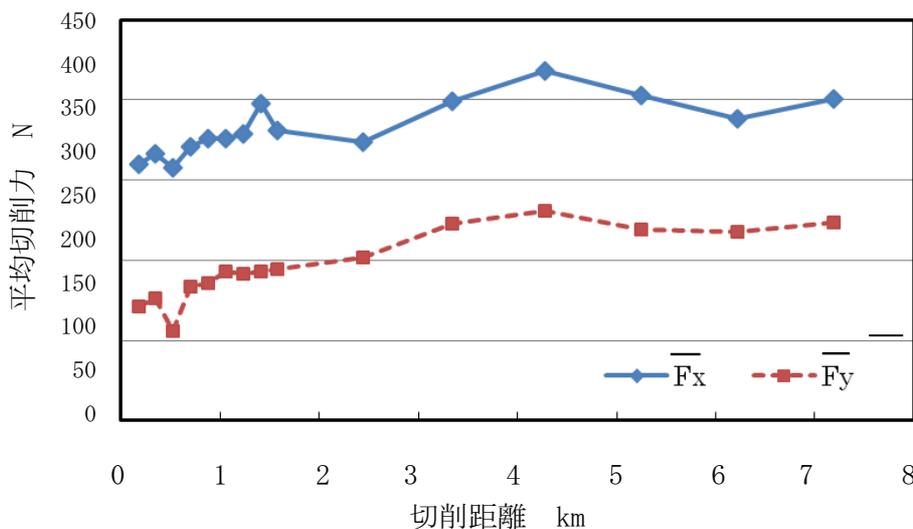


図5. 9 切削距離における平均切削力

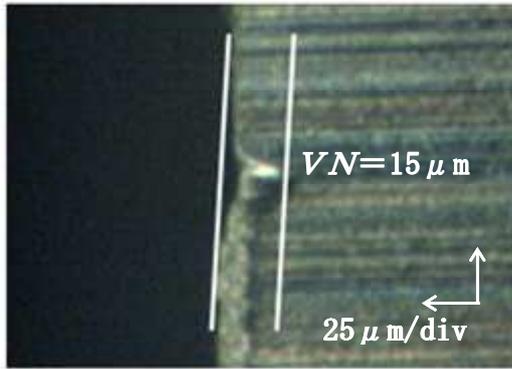
5. 3. 2 工具摩耗

工具摩耗の観察は逃げ面摩耗幅および境界摩耗幅を写真にて拡大し行うが、測定箇所および方法については前述した図5. 5に示している。図5. 10は図中左側の縦列が切削距離 $L=0.9\text{km}$ における工具の拡大写真であり、左上より壁上面部における境界摩耗幅(a)、測定位置⑤における逃げ面摩耗幅(b)、測定位置①における逃げ面摩耗幅(c)図の順に示している。また、図中右側は同様に $L=4.3\text{km}$ における拡大写真である。

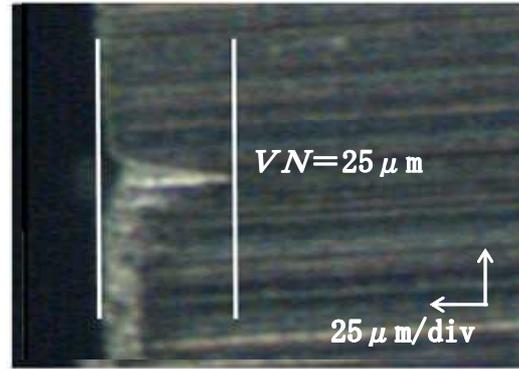
すべての測定箇所において工具摩耗の進行が見られ、刃元から刃先まで均等に逃げ面摩耗が進行していると推測できる。 $L=0.9\text{km}$ で刃先先端近傍における測定位置①では $VB=9.5\mu\text{m}$ と他の位置より約 $5\mu\text{m}$ 小さな値となっているが、 $L=4.3\text{km}$ では $VB=20\mu\text{m}$ と2倍の値を示し、工具摩耗は進行していることがわかるが、他の測定位置も同じ値を示し、側刃全長にわたり均等に摩耗が進行していると考えられる。このため、切削距離における壁面の形状誤差の変化は小さいと推測できる。

図5. 11は工具側刃の逃げ面の切れ刃位置①～⑧における逃げ面摩耗幅と切削距離の関係を示した図である。切れ刃位置により図を2分割しており、(a)が①～④および(b)図が⑤～⑧の測定位置における結果を示している。図中より切れ刃の位置により多少の逃げ面摩耗幅の変化はあるものの、側刃において壁高さ方向の断面における逃げ面摩耗が均等に推移していることがわかる。

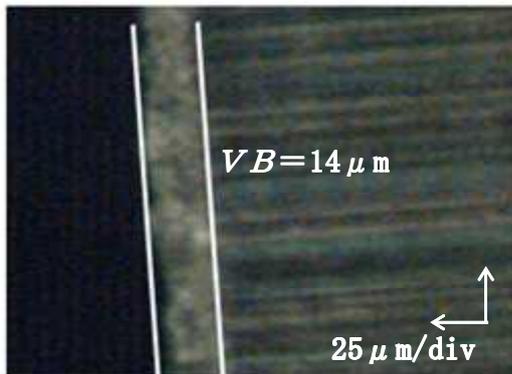
図5. 12は切削距離における境界摩耗幅の変化を示すとともに、図5. 11に示した逃げ面摩耗幅の平均値およびその標準偏差を示している。図中より、境界摩耗幅は切削距離の増加とともにほぼ直線的に増加していることがわかる。一方、逃げ面摩耗幅の平均値は $20\mu\text{m}$ で安定しており、切削距離が増加してもそれ以上逃げ面摩耗幅が変化しない現象が見られる。一方、境界摩耗幅は切削距離の増加にともない直線的に増大していることがわかる。このことは工具径が刃長全域にわたり均等に減少していることを示しており、標準偏差からもこの現象は読み取れる。すなわち、超硬ヘール工具は、ある逃げ面摩耗幅を限界に工具径が正常摩耗する結果、壁面の形状誤差が小さくなり高精度加工が長く持続できると考える。



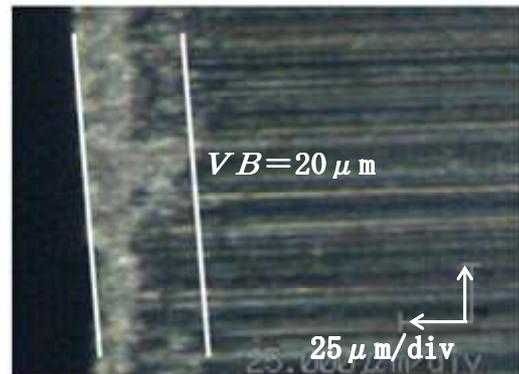
(a) $L=0.9\text{km}$ (壁上面境界摩耗 VN)



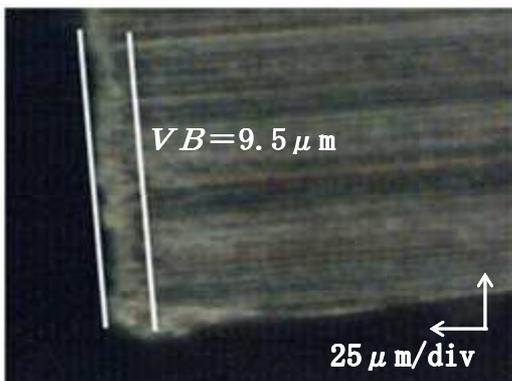
(d) $L=4.3\text{km}$ (壁上面境界摩耗 VN)



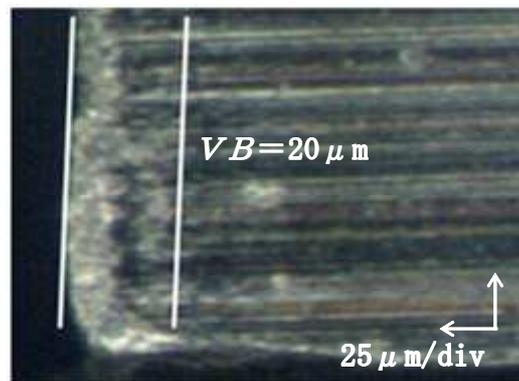
(b) $L=0.9\text{km}$ (測定位置⑤ VB)



(e) $L=4.3\text{km}$ (測定位置⑤ VB)

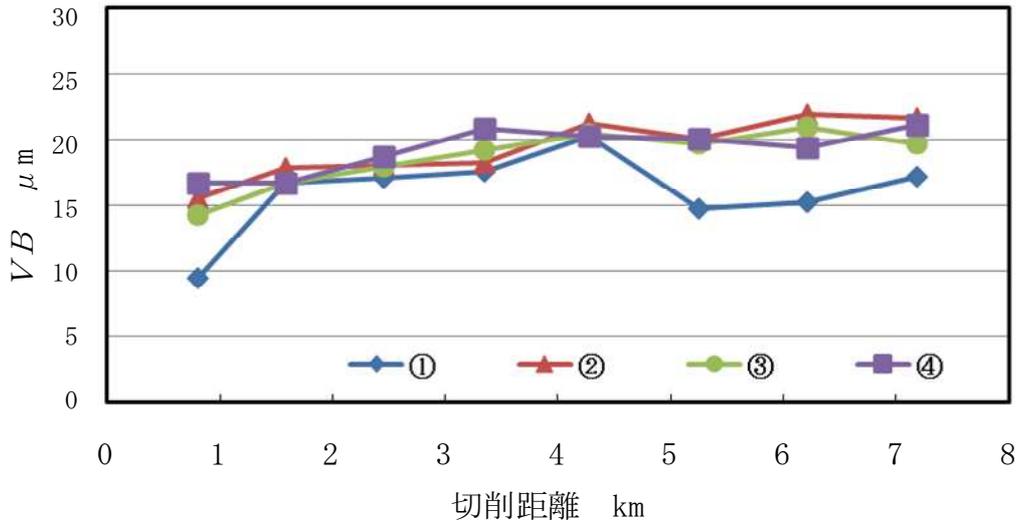


(c) $L=0.9\text{km}$ (測定位置① VB)

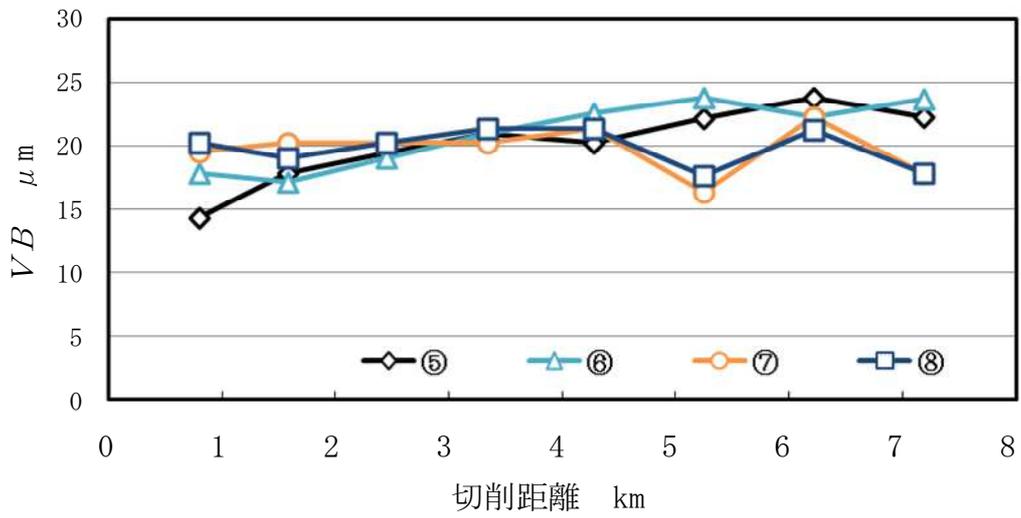


(f) $L=4.3\text{km}$ (測定位置① VB)

図5. 10 工具拡大写真



(a) 測定位置①~④



(b) 測定位置⑤~⑧

図5. 1 1 側刃逃げ面摩耗幅 μm

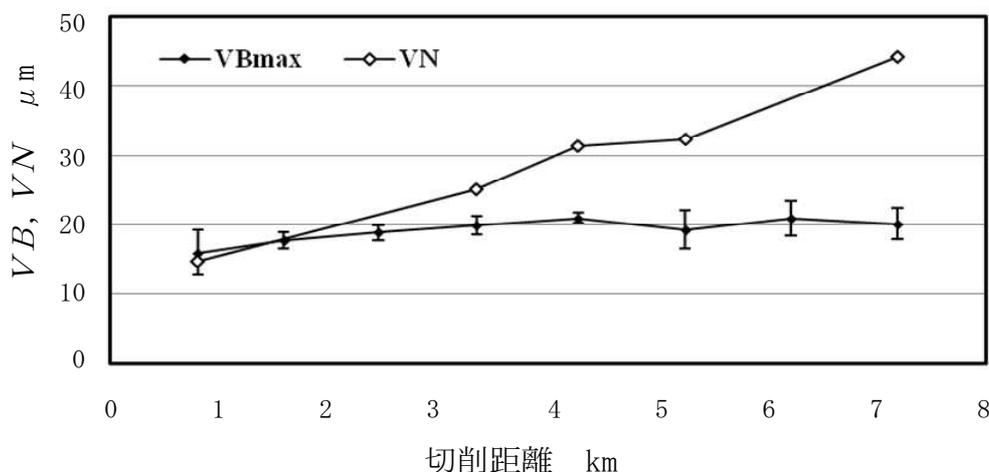


図5. 12 逃げ面摩耗幅平均値と標準偏差, 境界摩耗幅 μm

5. 3. 3 加工面粗さ

前述した図5. 4に9箇所における加工面粗さの測定箇所を示すが, 図5. 13~5. 20において切削距離 $L=0.9, 1.6, 2.5, 3.3, 4.3, 5.3, 6.2$ および 7.2km に毎に粗さ波形を示しており, 図中に最大粗さ R_z を表記している.

図5. 13は $L=0.9\text{km}$ における結果である. 図中の R_z は最大で $2.0\mu\text{m}$ であり, 波形からも全体的に良好な仕上げ面であることがわかる. また, 工具の刃長中心付近である(iv)から(vi)図においては, 切削開始点から終了まで粗さの変化はほとんど見られない. しかしながら, 壁上面の境界付近である(i)から(iii)図において, 切削開始点付近および終了点付近での R_z が $1.9\mu\text{m}$ および $2.0\mu\text{m}$ と他の測定箇所 비해大きくなっている. 一方, 工具刃先近傍である(vii)から(ix)図において, 切削終了点付近での粗さが $R_z=1.9\mu\text{m}$ と増大している.

図5. 14は $L=1.6\text{km}$ における結果を示す. 図5. 13と比較すると R_z は2倍を示しながら, 最大で $3.6\mu\text{m}$ であり良好な加工面である. 図5. 15は $L=2.5\text{km}$ における結果である. 加工面の粗さは切削距離とともに増加しており, 最大で $4.8\mu\text{m}$ を示した. 図5. 16は $L=3.3\text{km}$ における結果である. 加工面の粗さは切削距離とともに増加しており, 最大で $5.4\mu\text{m}$ を示したが, $5\mu\text{m}$ を超えた加工箇所は一箇所である. また, 粗さ曲線は図5. 15と類似している. 図5. 17は $L=4.3\text{km}$ における結果である. 最小値は $3.7\mu\text{m}$ であり, $L=3.3\text{km}$ と比較してほとんど変化は見られないが, 最大値が $7.1\mu\text{m}$ と大きくなっており, $5\mu\text{m}$ を超える箇所が4箇所に増加している. 図5. 18は $L=5.3\text{km}$ における結果である. 最小値は $3.4\mu\text{m}$ であり, 最大値は $5.6\mu\text{m}$ であるが, $5\mu\text{m}$ を超える箇所は2箇所に減少した. 図5. 19は $L=6.2\text{km}$ における結果である. 最小値は $3.8\mu\text{m}$ であり, 最大値は $5.2\mu\text{m}$ であるが, $5\mu\text{m}$ を超える箇所は2箇所と図5. 18と同様になった. 図5. 20は $L=7.2\text{km}$ における結果である. 最小値は $3.3\mu\text{m}$ であり, 最大値は $5.0\mu\text{m}$ であるが, $5\mu\text{m}$ を超える箇所は2箇所と図5. 18および5. 19と同様な結果となった.

図5. 21は切削距離における壁面9箇所の R_z の平均値および標準偏差を示している。図中より $L=2.5\text{km}$ までの R_z の増加率は大きいが以降は安定し、 $L=4.3\text{km}$ から減少するがその後は一定に推移している。この現象は前述した切削力および切削距離との関係と同じ傾向を示しており、加工面に何らかの変化が生じていることは確かであるが、本研究においては解明できず、特に $L=5.3\text{km}$ 以降の安定領域の説明は、仮説として上すべり現象によるラビング領域とほりおこし領域が繰り返し発生しながら混在することよると推測する[507, 508]。

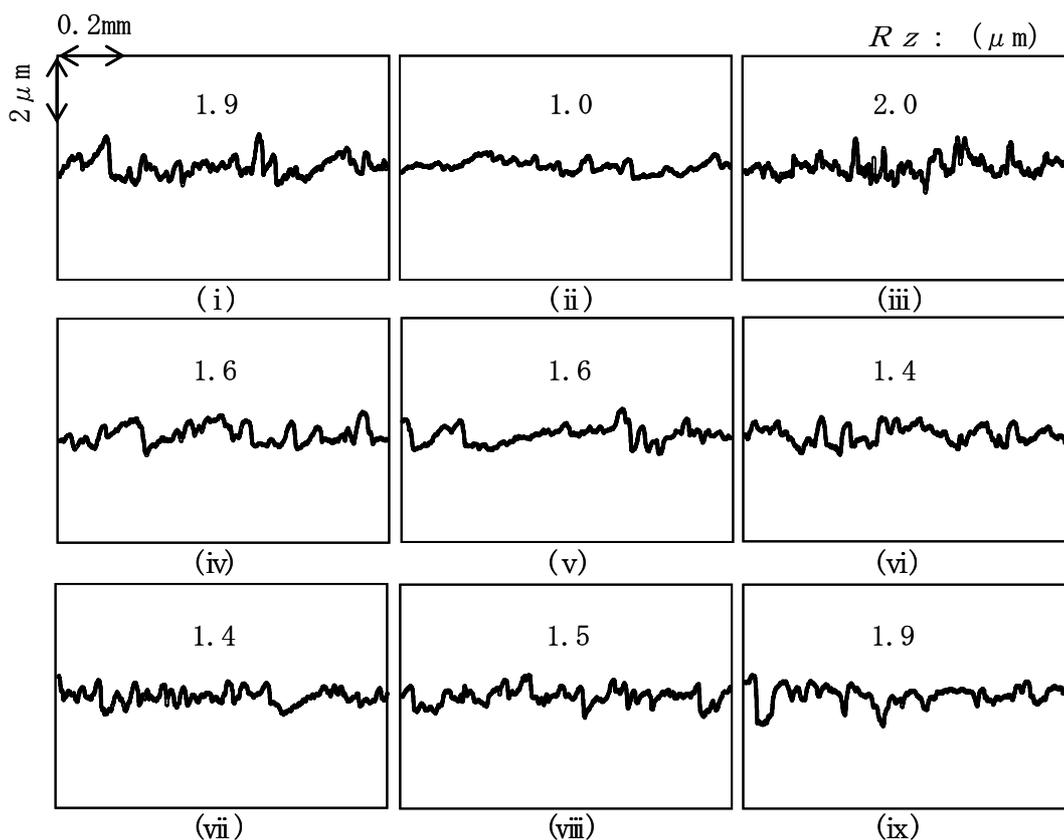


図5. 13 加工面の粗さ曲線 ($L=0.9\text{km}$)

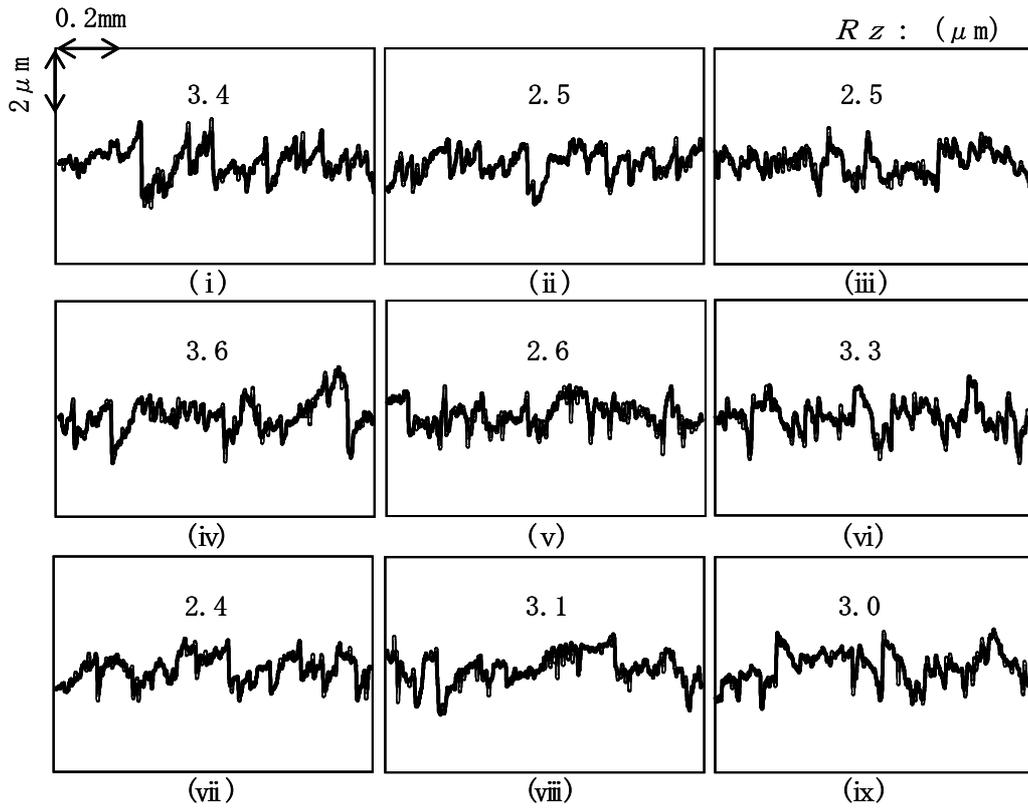


図 5. 1 4 加工面の粗さ曲線 ($L = 1.6\text{km}$)

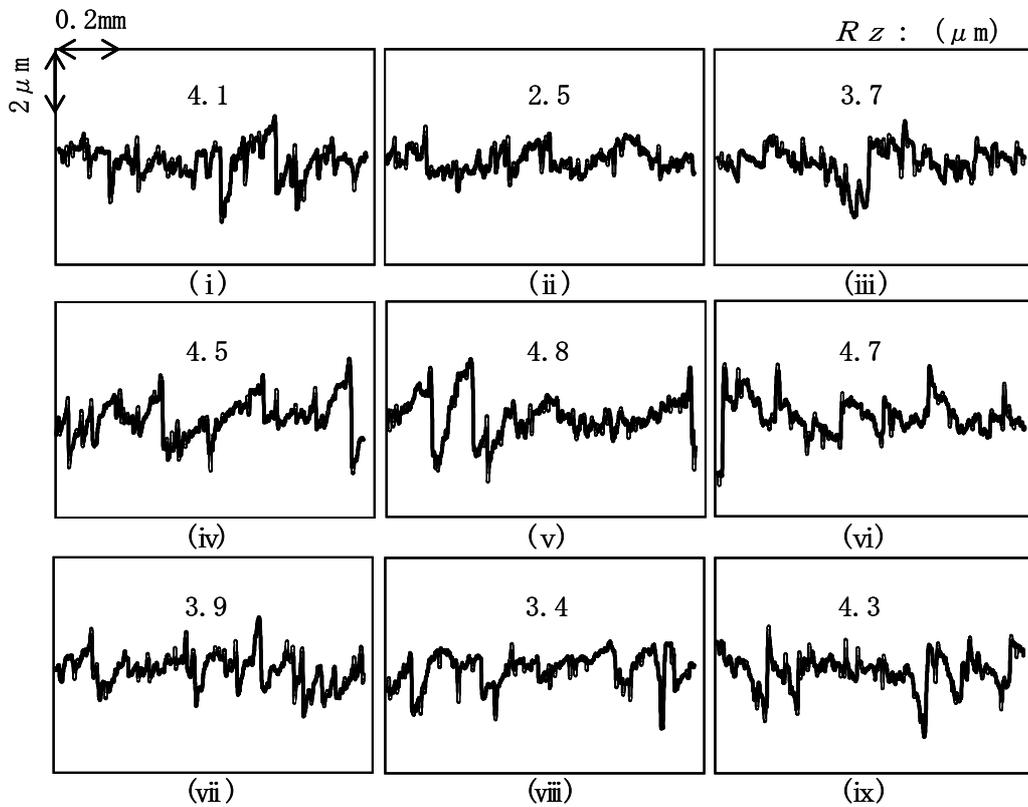


図 5. 1 5 加工面の粗さ曲線 ($L = 2.5\text{km}$)

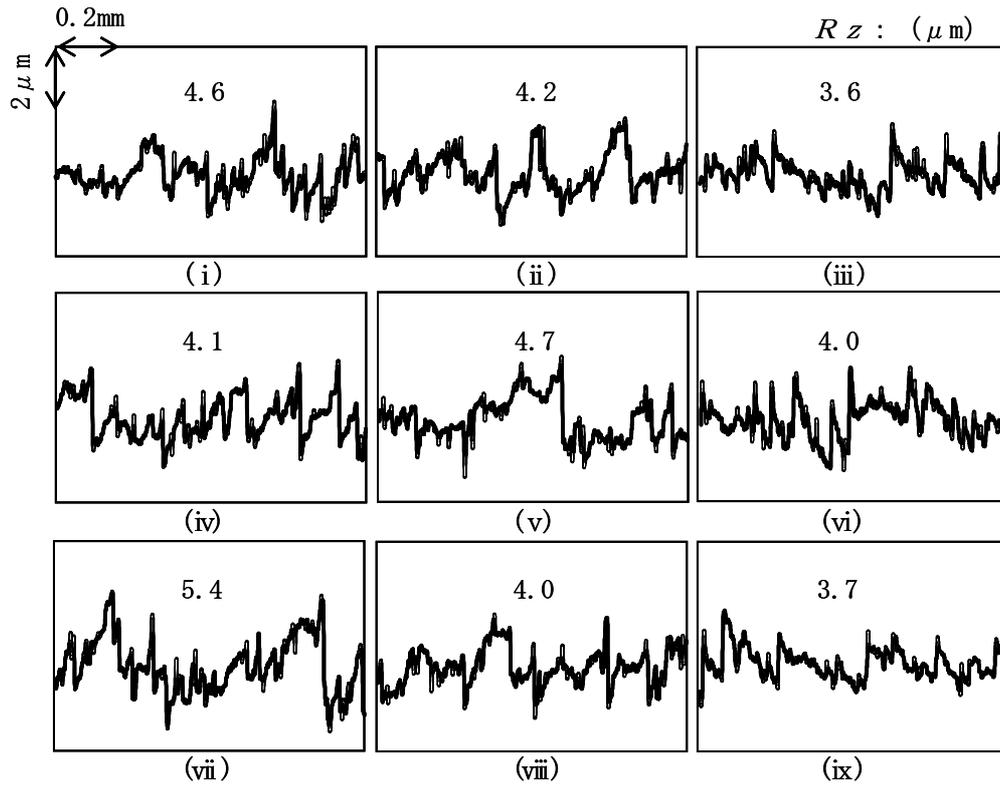


図5. 16 加工面の粗さ曲線 ($L=3.3$ km)

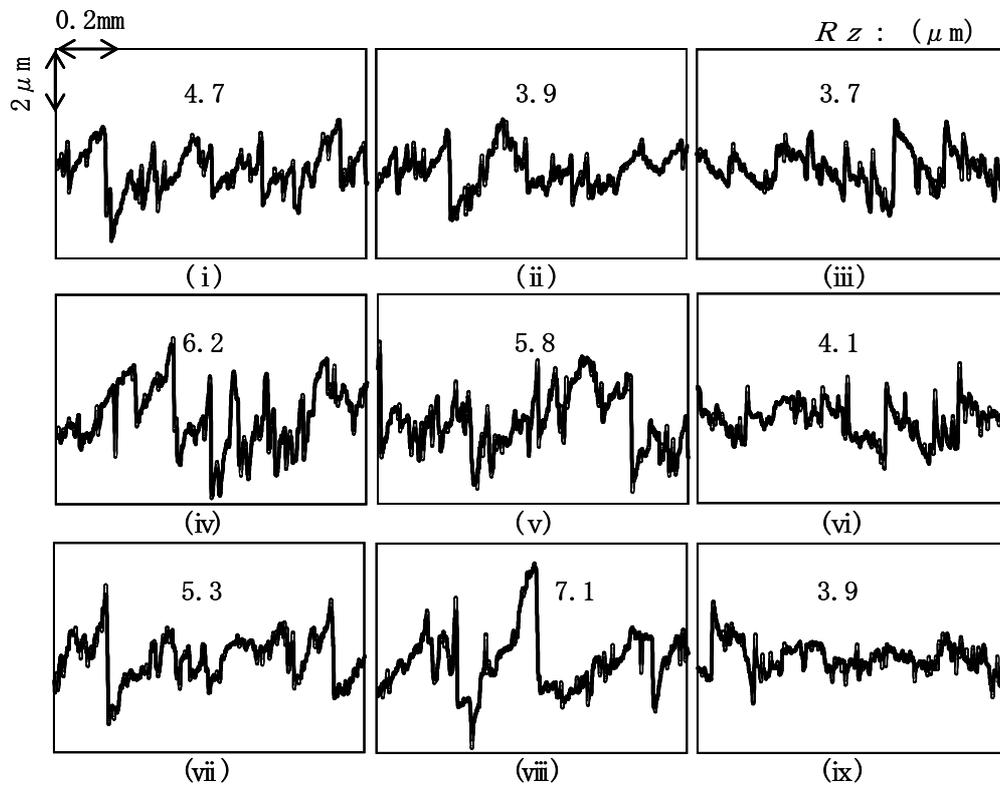


図5. 17 加工面の粗さ曲線 ($L=4.3$ km)

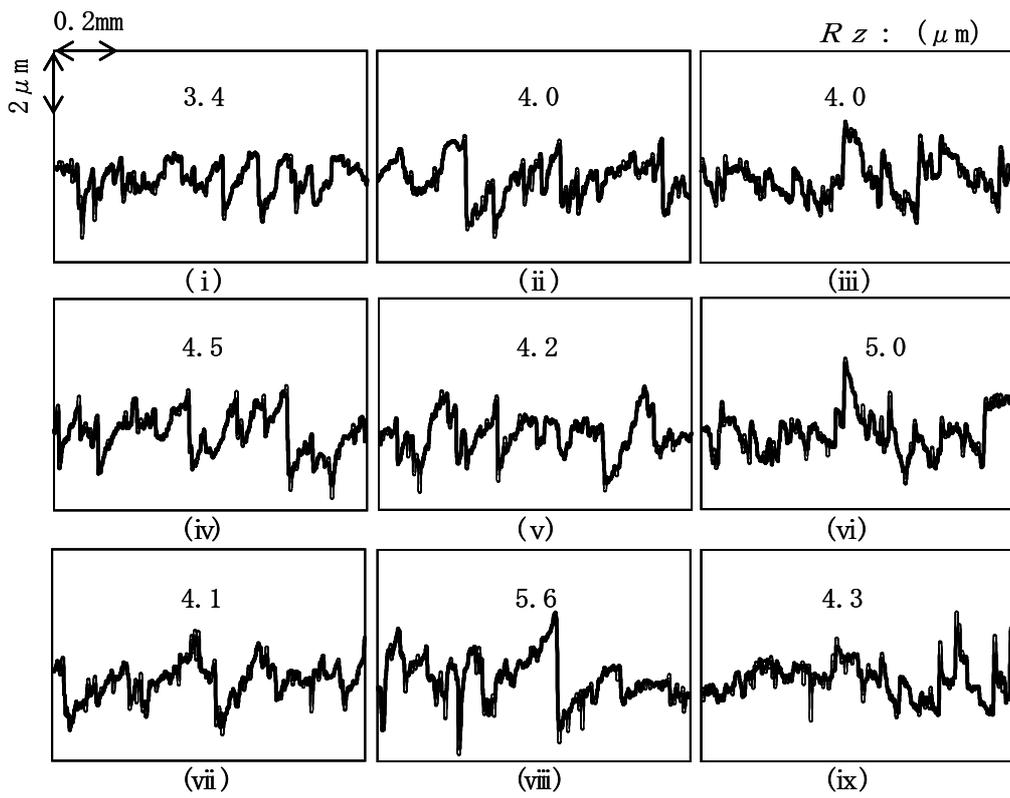


図 5. 18 加工面粗さ曲線 ($L=5.3\text{km}$)

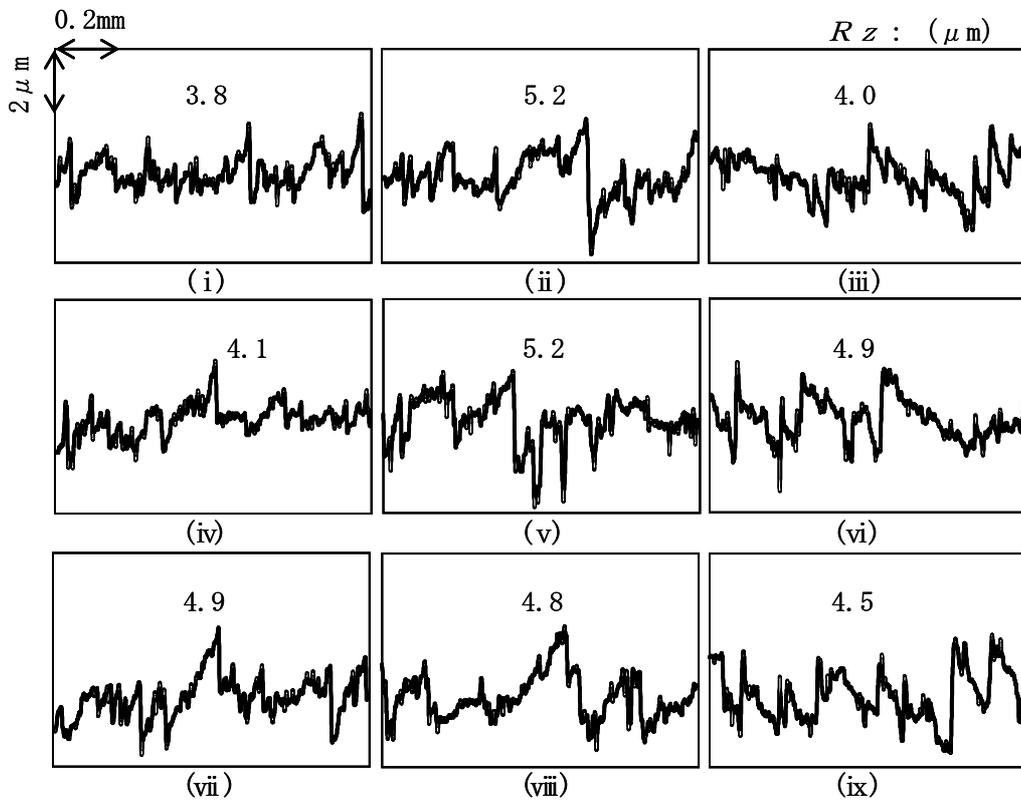


図 5. 19 加工面の粗さ曲線 ($L=6.2\text{km}$)

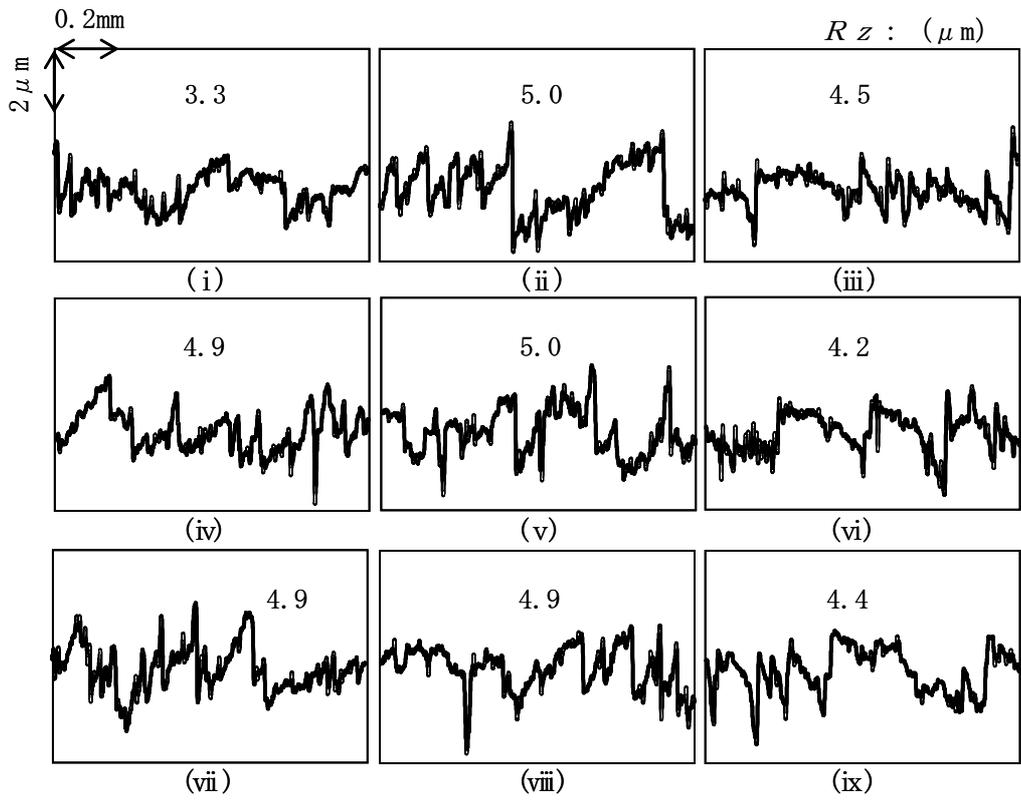


図5. 20 加工面の粗さ曲線 ($L=7.2\text{km}$)

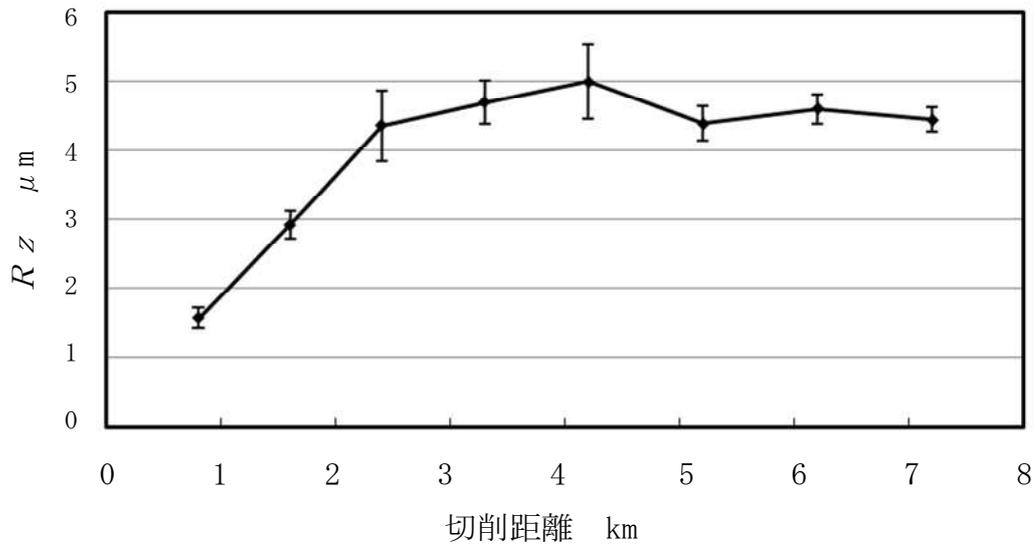


図5. 21 切削距離による加工面の変化

5. 4 生産可能なスクロール台数の予測

スクロール壁面における寸法および形状誤差は切削分力 F_x および F_y が影響因子となっていることは第4章で述べた。表5. 2に切削距離 $L=0.9$ および 4.3km での切削力, 予測誤差および形状誤差を示す。表中は図5. 7. 1からの $L=0.9\text{km}$ における F_x および F_y の値と図5. 7. 2から読み取れる $L=4.3\text{km}$ における F_x および F_y の値を示す。これらの切削力を用いて第3章で作成したFEM解析を行い図5. 22に示す予測誤差を算出した。このとき, $L=0.9\text{km}$ における計算結果から寸法誤差は 2.7 および形状精度は $0.6\mu\text{m}$ となった。また, $L=4.3\text{km}$ では寸法誤差は 4.5 および形状誤差は $1.5\mu\text{m}$ となり, 計算上は切削距離の増加とともに寸法誤差および形状誤差ともに大きくなる傾向にある。一方, 加工面粗さは図5. 21より $L=4.3\text{km}$ で測定箇所9箇所中一箇所ではあるが $R_z=5\mu\text{m}$ を超えた。このため, 加工誤差および加工面粗さから加工限界は $L=3.3\text{km}$ と考える。この結果, 1本のヘール工具により生産可能なスクロール部品は, 1個の固定スクロールにおける切削距離を表5. 3に示すが内壁 184mm , 外壁 365mm , つなぎ R部 11mm の計 460mm と計算でき, 仕上げ加工までに4工程を必要とすることから算出すると $3,300\text{m}/(0.46\text{m}\times 4\text{回})\div 1,790$ 台と予測できる。

表5. 2 切削力および加工誤差

		切削距離 km	
		0.9	4.3
切削力	F_x N	176	218
	F_y N	85	130
寸法誤差 μm		2.7	4.5
形状誤差 μm		0.6	1.5

表5. 3 工作物の加工距離

スクロール形状	内壁	外壁	先端R部	合計
切削距離 mm	184	365	11	460

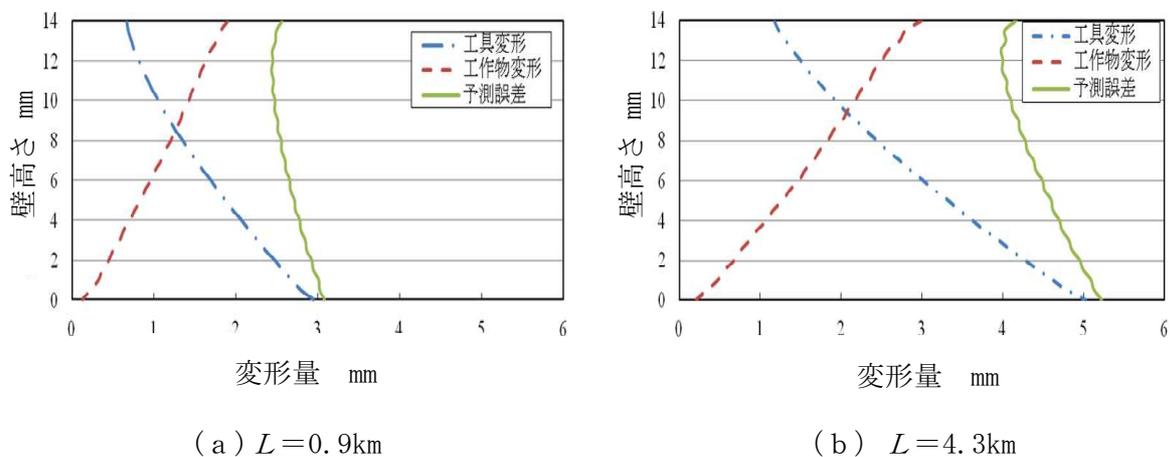


図5. 22 予測誤差

5. 5 結言

本章では第4章で導き出した結論から工具、工程および切削条件を定め、ヘール加工の実用化を視野に入れ、切削距離における工具摩耗の進行が加工精度の安定性に与える影響因子を探究した。そのために、スクロール加工における工具経路を直線に近似した板形状工作物にて加工実験を行い、切削距離における切削力、加工面粗さおよび逃げ面摩耗幅を観察し、考察から生産可能なスクロール台数の推定を試みた。また、本研究における工具寿命判定は切削抵抗から算出した予測誤差および実験結果における加工面粗さを基準としており、得られた結論は次の通りである。

- (1) スクロール加工に要する工具経路を計算し、固定スクロール部品の壁面を1台仕上げ加工するために必要な切削距離を計算した。
- (2) 板形状工作物において直線加工により切削実験を行い、切削距離における切削3分力を測定した。
- (3) 切削分力 F_x , F_y および加工面粗さ R_z は切削距離 $L=4.3\text{km}$ まで比例的に増加し、その後減少し安定する傾向にある。
- (4) (2) の実験結果より各切削距離における工具および壁面の変形量をFME解析にて求め、予測誤差を算出した。
- (5) (3) (4) の結果より、 $L=3.3\text{km}$ が工具寿命と判断し、工具寿命を1790台と予測した。

参考文献

- [501] 狩野勝吉. データでみる次世代の切削加工技術. 日刊工業新聞社. 初版 1 刷発行
2, 000-5-30, ISBC4-526-04579-9.
- [502] 勇田敏夫. 微小切削の過渡特性について (主にラビング現象について). 北海道大学工
学部研究報告, (通号 52), 1969-03, 47-56.
- [503] 勇田敏夫. 切削初期現象の観察(切削初期現象に関する基礎的研究-1-). 精密機械, 35
巻, 5 号 (1969-05) , 292-299.
- [504] 勇田敏夫. 切削初期現象に及ぼす工具切れ刃先端半径と被削材表面層の影響について
(切削初期現象に関する基礎的研究-2-). 精密機械, 36 巻, 3 号 (1970-03) , 202-206.
- [505] 勇田敏夫. 切削初期現象に影響を及ぼす二, 三の因子について(切削初期現象に関する
基礎的研究-3-). 精密機械, 37 巻, 2 号 (1971-02) , 93-97.
- [506] 勇田敏夫. 微小切削の過渡特性について-2-工具と被削材の接触状態. 北海道大学工学
部研究報告巻号, (通号 65), 1972-12, 31-39.
- [507] 榎本真三・加藤正倫, 上向き切削における切削開始時の切刃すべりについて. 千葉県機
械金属試験場研究報告, 昭和 56 年度, 56-59.
- [508] 加藤和弥・竹内芳美・前田幸男他. スクロール圧縮機部品の高精度・高能率加工(表面
粗さに着目した高能率底面加工). 日本機械学会論文集, (C 編), 70 巻, 697 号(2004-9),
2730-2736.

第6章 結論

6. 1 本研究の成果の要約

スクロール圧縮機は高効率，低騒音，低振動および自然冷媒（CO₂）対応など，レシプロおよびロータリー圧縮機では実現が困難な優れた特徴を有している．しかしながら，高性能を実現するためには，スクロール形状壁を高精度に加工する必要があり，このため生産コストはレシプロおよびロータリー圧縮機に比べ高価である．

本研究においては，製造プロセスの中で最もコストがかかるスクロール形状壁の加工工程における高精度・高能率加工の実現を目的に，エンドミルにおける，ねじれ角および超硬合金の WC 粒子に着目し，ねじれ角を切削断面積が均一になるよう最適化するとともに，超硬素材における WC 粒子サイズ，分布および密度を改善することにより，従来比5倍の長寿命エンドミルを開発した．一方，エンドミル加工特有の課題を解決するため，非回転工具であるヘール工具による加工法を提言し，従来のスクロール専用加工機でエンドミルによる中仕上げ後，連続してヘール仕上げ加工が可能であることを実証し，実用化に向けた工具材種，加工工程および切削条件を実験的検討および議論から導き出した．さらに，その加工法での工具寿命を推定し，ヘール加工の実効性を明らかにした．本章では，本研究で得られた成果を章別に総括する．

【第1章】

第1章は，序論で研究の背景として，エアコンの近年における爆発的な増加にともなう地球規模での環境破壊の課題が，冷媒と消費電力にあることを明らかにした．また，スクロール圧縮機が環境破壊の課題解決策の一助を担うことを述べている．一方，スクロール形状加工の課題として，工作物の特徴およびエンドミル加工の特徴から課題を総括し，本研究の目的とした理由を明確にしている．

【第2章】

第2章「エンドミルによるスクロール形状の高精度・高能率加工」では，スクロール形状加工におけるエンドミルの切削機構を解析し，ねじれ角が加工誤差に及ぼす影響を切削断面積の解析から明らかにし，最適ねじれ角を計算している．また，長寿命エンドミル開発を目的に，工具材質である超硬合金の WC 粒子に着目し，異なる2種類の組織によるエンドミルを試作し，加工面の寸法誤差および底面粗さに関する影響を調べ，WC 粒子サイズが小さく，分布が均一で高密度な組織の超硬合金が5倍の長寿命となることを明らかにした．

【第3章】

第3章「ヘール工具によるスクロール形状加工法とFEM解析」では、エンドミル加工における残された課題を解決するためのひとつの方策として、非回転工具（ヘール工具）によるスクロール形状加工法の提言を行っている。一方、ヘール加工による量産化の可能性について検討を行うため、ヘール加工精度の基礎的解析を目的に、簡略化工作物モデルによる解析法を提案し、工具（CBNおよび超硬）モデルとともに、それぞれFEM解析を行い切削力による工具および工作物の変形を明らかにした。

【第4章】

第4章「ヘール工具による薄肉円筒形状の高精度・高能率加工法」では、第3章で作成したFEM解析モデルから、実験により得られた切削分力を用いて加工誤差の予測を行った。また、円筒形状工作物において工具材種、加工工程および仕上げ加工速度の変化による加工面への影響を観察し、その実験結果と比較検討した。その結果、工具材種はCBNより超硬合金が寸法誤差において半減し、形状誤差においては3割になること、加工工程は切込み $10\mu\text{m}$ を3回で仕上げる場合より、 $10, 10, 5$ および $5\mu\text{m}$ の4回で仕上げる工程が誤差形状において優れていること、および仕上げ加工速度は 4000 より 2000mm/min が優れていることを明らかにした。また、仕上げ面粗さは切削条件の違いによる差が小さいことを明確にした。一方、以上の結果を総括してヘール加工における高精度加工法を提言した。

【第5章】

第5章「ヘール工具の寿命解析による実用的加工法」では、第4章における高精度加工法の提言内容でヘール工具における加工実験を行い、切削距離の変化における切削力、加工面粗さおよび逃げ面摩耗幅への影響を明らかにした。切削力は主分力ならびに背分力が切削距離 4.3km までは直線的に増加し、その後減少し安定する現象を明らかにした。また、切削距離における切削力から工具および壁面の変形をFEM解析にて求め、予測誤差を算出し、仕上げ面粗さおよび逃げ面摩耗幅の測定値を加味し工具寿命を 1790 台と予測した。

6. 2 将来の展望

本研究により、超硬合金におけるエンドミルの寿命への影響因子の一つが解明され、スクロール圧縮機の性能を確保しながら、高速加工領域における長寿命エンドミルが実現でき、生産性の向上および製造コストの低減に大きく寄与することができた。この工具は現在、ルームエアコンおよび給湯機に搭載されるスクロール圧縮機の製造工程で実用化されているが、鋳鉄材料系スクロール形状部品が内蔵されている機器は多く、業務用エアコン、エアーコンプレッサー、冷凍機、真空ポンプ、低熱発電機、などがありその裾野は広く、多くの業界で展開されることに期待する。また、スクロール形状部品に

限定されず、鋳鉄材料系部品全般に本研究が提言した長寿命エンドミル開発の考え方が波及し、生産性の向上ならびに製造コスト低減に寄与することを期待する。

一方、ヘール加工は本研究において、その切削加工法は確立できたが量産化に向けては、いくつかの課題を残しており、継続した研究が必要と考える。現時点での最大の課題は側刃および底刃の設備機内における座標位置の検出にある。ヘール加工は微小切込み ($5\mu\text{m}$) を前提としており、エンドミル加工 ($30\mu\text{m}$ 以上) と違い切込みが大きいと工具が破損する。このため、工具交換時点 (前工程のエンドミルも含む) において、ヘール工具の側刃および底刃ならびにエンドミルでの前工程加工面の設備機内における座標位置を的確に把握し、本研究で明らかにした $5\mu\text{m}$ の切込みを正確に行う必要がある。この刃先面検出機構はヘール加工共通の課題であり、ヘール加工実現の鍵である。すなわち、この開発により実用化が可能と考える。ヘール加工はエンドミル加工の課題を解決し、良好な仕上げ面を実現できる優れた加工法であり、工作物の品質向上による製品性能の向上、信頼性向上を通じて広く社会・産業に貢献できると確信する。

謝 辞

本研究は、著者が所属する当時の松下電器産業株式会社エアコンデバイス事業部において、平成10年に着手し、平成17年から新潟大学大学院博士後期課程に入学し、今日に至るまでのスクロール形状部品の高速度・高精度加工法に関する研究をまとめたものであり、この間に多くの方々にご協力とご支援を受け賜りました。

本研究の遂行と論文の作成にあたり、終始ご懇篤なるご指導およびご鞭撻を賜りました新潟大学工学部機械システム工学科教授 岩部 洋育 博士に深甚の謝意を表します。また、ご多忙中にもかかわらず本論文を詳細にわたり有益かつ懇切なるご教示、ご助言を賜りました新潟大学工学部機械システム工学科教授 新田 勇 博士、新潟大学大学院自然科学研究科教授 安部 隆 博士、新潟大学工学部機械システム工学科教授 田邊 裕治 博士、中部大学工学部機械工学科教授 竹内 芳美 博士(大阪大学名誉教授)に対し、厚く御礼申し上げます。

本論文をまとめる機会を与えてくださるとともに、適切な助言をいただきました松下電器産業株式会社エアコンデバイス事業部事業部長 関 正信 氏、同草津工場工場長 山本 正隆 氏に心から感謝申し上げます。また、長期にわたって本研究を遂行できたことは、パナソニック株式会社エアコンデバイス事業部の絶大なるご協力とご支援によるものであり、ここに記して深甚の謝意を表します。特に実験ならびに測定にご尽力いただいた同生産技術チーム 高尾 仁 氏、寺倉 孝行 氏、長嶋行宏 氏に重ねて深く感謝申し上げます。

さらに、多方面にわたり助言およびご協力していただきました新潟大学工学部機械システム工学科教授 岩部 洋育 博士の研究室の方々に厚く御礼申し上げます。

また、工具開発において多大なご協力を頂きましたオーエスジー株式会社 村上 良彦 氏、福井 康雄 氏、今泉 英明 氏、神野 幸一 氏、河合 龍吾 氏、永井 保 氏ならびに大阪工機株式会社 澤口 典宏 氏に深甚の謝意を表します。

最後に、これまで応援して下さった多くの方々と、長きにわたり家庭内で応援してくれた妻 文子、長男 健斗、愛犬 カイエに心より感謝申し上げます。