



エンドミル加工の高精度化に関する研究

白瀬, 敬一

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

1989-03-17

(Date of Publication)

2009-01-30

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

乙1273

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D2001273>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



神戸大学博士論文

エンドミル加工の高精度化に関する研究

平成元年1月

白瀬敬一

目 次

第 1 章 緒 論	1
第 2 章 加工誤差の要因分析	8
2.1 緒 言	8
2.2 加工誤差の定式化	9
2.3 実験方法	12
2.4 結果および考察	14
2.4.1 加工誤差の測定結果	14
2.4.2 加工誤差の分析と定量化	17
2.5 結 言	23
第 3 章 加工誤差の推定	24
3.1 緒 言	24
3.2 加工誤差推定のモデル	25
3.3 加工中の切削力分布の推定	28
3.4 実験方法	32
3.4.1 切削実験	32
3.4.2 静剛性実験	34
3.5 結果および考察	34
3.5.1 加工中の切削力とその推定結果	34
3.5.2 機械要素接合部の剛性	38
3.5.3 加工誤差の推定結果	39
3.6 高精度加工のための加工誤差推定手法の応用	42
3.7 結 言	46

第 4 章 加工誤差のばらつきの評価	48
4.1 緒言	48
4.2 実験方法	49
4.2.1 切削実験(その1) 工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつき	50
4.2.2 切削実験(その2) 工具ホルダやエンドミルの着脱など, 作業者の技量や環境に左右されて生じる加工誤差のばらつき	52
4.3 加工誤差の測定	55
4.4 結果および考察	56
4.4.1 解析結果(その1) 工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつき	59
4.4.2 解析結果(その2) 工具ホルダやエンドミルの着脱など, 作業者の技量や環境に左右されて生じる加工誤差のばらつき	64
4.5 結言	71
第 5 章 異形ねじれ刃エンドミルによる加工誤差の低減	74
5.1 緒言	74
5.2 ねじれ刃エンドミルの切削機構	75
5.3 異形ねじれ刃エンドミルによる加工誤差低減の効果	77
5.4 異形ねじれ刃エンドミルの弾性変形による誤差成分の推定	80
5.5 異形ねじれ刃エンドミルによる切削実験	92
5.6 結果および考察	93
5.7 異形ねじれ刃エンドミルの得失	99
5.8 結言	101
第 6 章 工具ホルダ接合部の接触圧力分布推定	103
6.1 緒言	103
6.2 基礎理論	104
6.2.1 基礎式の導出	105
6.2.2 結果および考察	111

6.3	テーバ接合部のモデル化	113
6.3.1	要素の定義	113
6.3.2	等価節点力と分布荷重の関係式	116
6.3.3	分布荷重の計算	119
6.3.4	荷重推定の漸化式	121
6.3.5	結果および考察	124
6.4	結 言	126
第 7 章	結 論	128
	参 考 文 献	133
	謝 辞	139

第 1 章 緒 論

近代工作機械への飛躍をもたらしたとされる“モズレーの旋盤”が1792年に出現して以来、工作機械は社会の要求に対応しながら進歩・発展を遂げてきた。こうした工作機械の進歩・発展は、高精度化、高速化、強力化および自動化に集約されるが^{1.1)}、どの時代にあっても、工作機械には所要の形状・寸法の部品を所要の精度で加工できる能力が不可欠である。その意味で、1950年代に登場したNC工作機械（数値制御工作機械）は、“モズレーの旋盤”の出現に匹敵する大変革をもたらし、高精度化と自動化を飛躍的に向上させてきた。

ところが、工作機械の精度検査規格は現在のISO規格を始め、DIN, JISといった各国の規格も1927年に制定されたSchledinger規格に基づいており、工作機械自身の静的な幾何学的精度は検査できるものの、実際に加工されて出来上がる工作物の精度との関連については何ら触れられていない。

Trustyらは、こうした幾何学的精度だけの古典的概念だけではNC工作機械の精度評価が不十分であるとして、工作物の精度に関わる数多くの要因を図1.1で示すような形にまとめ、加工に関連した因子を含めた加工誤差生成システムとして考えた新しい工作精度の概念を提案した^{1.2)}。

他方、わが国では、日本機械学会が、「数値制御工作機械の工作精度の評価方法と向上に関する調査研究分科会」を設置し、“数値制御工作機械による工作精度の評価”に関する研究報告^{1.3)}をまとめている。ここでは、NC工作機械の工作精度試験法の確立を目的としており、多種類のNC工作機械を対象として行った共同実験の実験データをもとに、種々の工作精度評価法が要約されている。

また、NC工作機械の検査法も提案されてきており、DBB (Double Ball Bar) 装置を精度検査に応用した垣野らの研究^{1.4), 1.5)}や、幾何学的誤差のモデルを利用して、加工領域内の加工点誤差や、加工点誤差に含まれる機械各部の誤差割合を明らかにした稲村らの研究^{1.6)}はユニークである。

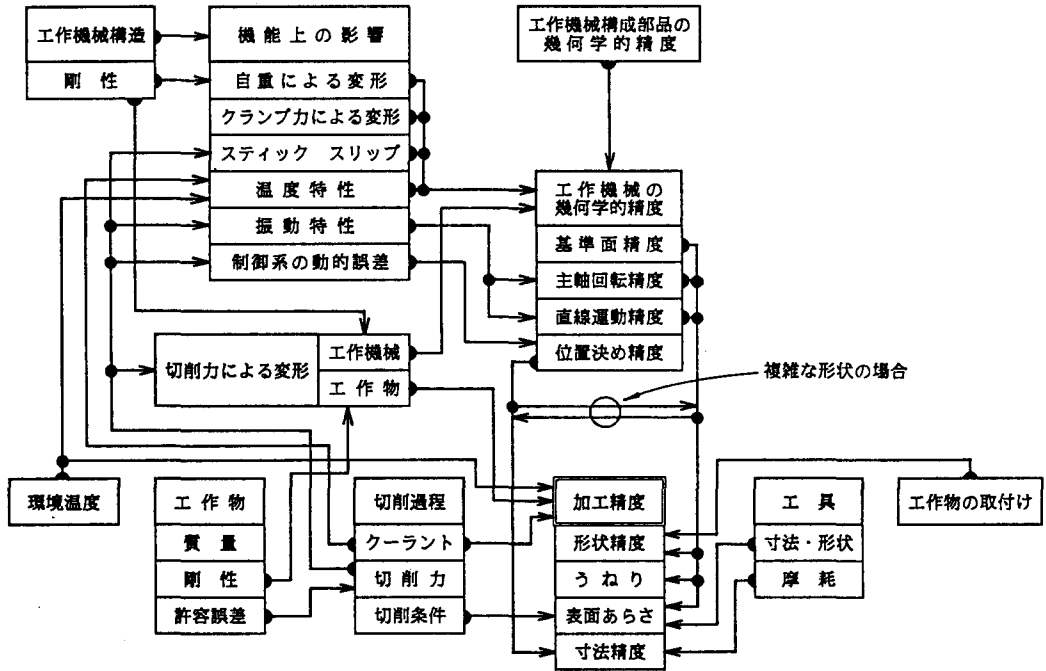


図 1.1 加工精度に影響を及ぼす誤差要因
(Factors influencing accuracy of the workpiece. Tlustý et al.)

こうした評価法や検査法の確立により、NC工作機械の加工精度の向上が期待されるが、NC加工の精度限界を調査したアンケート結果^{1.7)}によれば、汎用旋盤を用いる手作業では精度IT4～IT16の範囲に、NC旋盤では精度IT8～IT13の範囲にあり、必ずしも高精度の加工が実現されているとはいえない。ここで、汎用旋盤での精度が優れているのは、加工誤差や工作機械、工具および工作物などの精度不安定性を、熟練技術者の技能で常に修正しているからに他ならない。

従って、NC工作機械による高精度加工を実現するためには、この熟練技術者の技能に代わる、NC工作機械の知能化を考えていかなければならない。この場合、図1.1でまとめられているような加工精度に関わる因子を、加工誤差生成システムとしての視点から総合的に考え、誤差生成の要因を定量的に把握し、その内訳を明らかにしておくことがまず必要となる。

図1.2は旋削加工における加工誤差を定量的に分析した例^{1.8)}であるが、工具の熱変位と工作機械の幾何誤差による誤差成分が大きいことがわかる。こうした結果

をもとにすれば、工作機械の幾何誤差が小さくなるように調整した上で、工具の熱変位を抑制することが、加工精度の向上に効果があることが直ちに理解できる。

そこで、本研究ではNC工作機械による高精度加工を実現することを目的として、NC工作機械の知能化と加工誤差の予測制御に必要な、加工誤差の要因分析と推定を行う。また、これまで議論されたことがなかった加工誤差のばらつきについても定量的な評価を試みる。ここで対象としたのは、機械加工の中でも広く一般に行われているエンドミル加工である。

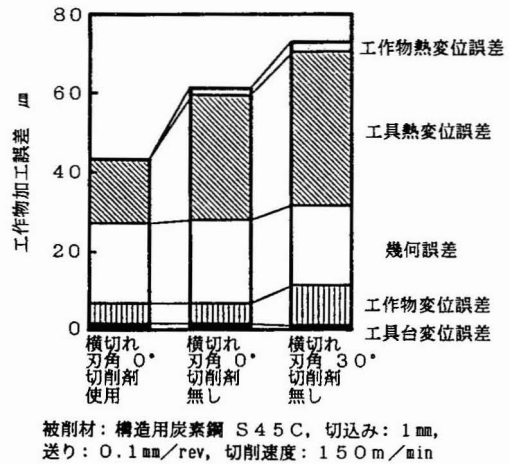


図1.2 各種加工誤差の割合 (高田ら)

エンドミルはJIS B 0172の定義に従えば、‘外周面および端面に切刃を持った、シャンクタイプフライスの総称’である。一本の工具で、側面削り、段削り、窓加工、溝削り、正面削り、輪郭加工、曲面加工、穴あけ、穴ぐりと多彩な加工に使用される。このエンドミルの加工形態は以下のように分類^{1.9)}されている。

- i) 側面削り：板の側面を周刃で加工する。上向き削りまたは下向き削りの一方となる。 r (工具半径) $\geq R_d$ (切込み)
- ii) 段削り：周刃と底刃の両方を用いて加工する。上向き削りまたは下向き削りの一方となる。 $r \geq R_d$
- iii) 窓加工：窓の部分を加工する。上向き削りと下向き削りの両方となる。窓の幅がエンドミルの直径より大きい場合は、側面削りとなる。 $2r = R_d$
- iv) 溝削り：周刃と底刃の両方を用いて加工する。上向き削りと下向き削りの両方となる。溝が浅い場合は正面削り(底面加工)となる。 $2r = R_d$

また、高速度鋼エンドミルに対して上野が行った実態調査^{1.10)}では、

- i) 約30%が段削りを含む側面加工，約40%が溝加工である。
- ii) スクウェアエンドミルは側面加工および溝加工に，ボールエンドミルは輪郭加工に用いられる。
- iii) 刃数が2枚と3枚以上のエンドミルの比率は，ほぼ1:1である。

といった結果が得られている。

こうしたエンドミルの実用状況を反映して，加工現場の立場から切削条件と加工精度の関係，加工中のトラブル対策や再研削の方法などを解説している資料^{1.11)-1.15)}が多い。

いま，エンドミル加工に関連した研究を整理すると，以下のように分類することができる。

- i) 実験結果に基づく加工誤差発生機構の検討^{1.16), 1.17)}
- ii) モデルを用いた切削機構の解明^{1.18)-1.26)}
- iii) びびり振動の解析，抑制^{1.27)-1.29)}
- iv) 工具摩耗，工具欠損，工具寿命の検討^{1.30)-1.32)}
- v) 新型エンドミルの開発^{1.33)-1.38)}
- vi) その他^{1.39)-1.43)}

i)の研究は，切削条件と加工精度との関係を明らかにすることによって，加工誤差を最小化する方策について有益な指標を与えている。ii)の研究は，切削機構をモデル化し，加工中の切削力や加工誤差を予測しようとする研究である。こうした研究は，所要の加工精度を達成するための，加工誤差の予測制御には欠かせないものである。iii)の研究は，びびり振動を解析し，このびびり振動を抑制するための対策や切削条件の検討を行っている。これらi)~iii)の研究は，時代の要請（高精度加工，高能率加工）に応える形で進められている。iv)の研究には，工具摩耗が加工精度に及ぼす影響を調べたもの，切削条件が工具寿命に及ぼす影響を調べたものなど

が含まれている。v)の研究は、輪郭加工を行うボールエンドミルの切削性能向上を目的とした、新しい刃先形状の開発に関する研究が多い。vi)の研究には、切削力と表面あらさとの関係を体系化し、適応制御に活用しようとするもの、加工誤差の内訳を明らかにしようとするものなどが含まれている。

ところが、従来の研究では、工作物の加工誤差から個々の誤差要因の因果関係を手がかりとして、それぞれの誤差要因を定量的に分離し、明らかにした例はない。

本研究ではこうした現状を踏まえ、エンドミル加工の基本形態であるスクウェアエンドミルによる側面加工を例に、加工誤差の要因分析を行って誤差生成の要因を定量的に分離し、加工誤差に占めるそれらの内訳を明らかにする。さらに、その結果に基づいて、高精度加工を実現するために必要となる対策や技術について研究を進めていく。本論文の構成は図1.3に示すとおりで、以下に各章の概要を説明する。

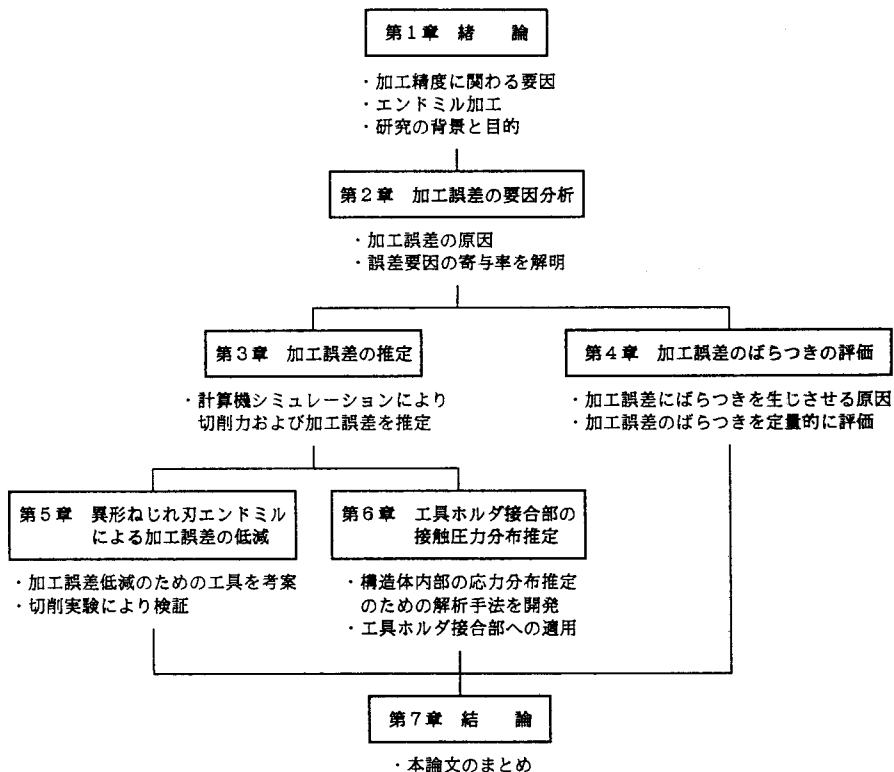


図1.3 論文の構成

第2章：本研究の第一の目的である加工誤差の要因分析について述べる。加工誤差の誤差要因として機械・工具系を構成する主軸ヘッド，工具ホルダ，エンドミルの弾性変形，工作機械のコラムと主軸ヘッド，主軸ヘッドと工具ホルダ，工具ホルダとエンドミルの接合部での変形，工具，工作物の熱変形などを考え，加工誤差との関係を定式化する。そして，人為的に変更が可能なエンドミルの工具径，突出し量，切込みといった因子を変化させながら切削実験を行い，切削力および加工面形状の変化を手がかりに，加工誤差に占める個々の誤差要因を定量的に把握し，その内訳を明らかにしている。

第3章：第2章では特別に設定した条件下で切削実験を行い，得られる加工誤差の相違を手がかりに，加工誤差を定量的に分析している。しかし，NC工作機械の知能化や加工誤差の予測制御を考える場合，加工誤差はあらかじめ推測できることが望ましい。このようにすると，推測した加工誤差をもとに切削条件の修正および最適化が可能になるからである。そこで本章では，エンドミルの切削機構を理論的に解明し，数学モデルを用いた計算機シミュレーションを行って，切削力および加工誤差の推定を行っている。

第4章：これまで議論されたことがなかった加工誤差のばらつきを定量的に評価する方法を提案し，加工誤差にばらつきを生じさせる原因とそれらが加工誤差のばらつきに与える影響を検討している。ここでは，工作機械，工具ホルダ，エンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつきと，工具ホルダやエンドミルの着脱，エンドミルの締付トルクの変化あるいは工作物の取付方法など，作業者の技量や環境に左右されて生じる加工誤差のばらつきについて考えている。切削実験は実験計画法に基づいて計画し，得られる数多くの加工誤差データをもとに統計解析を行って，その分散を評価・検討している。

第5章：エンドミルは加工中に大きく弾性変形し，第2章の結果でも，加工誤差に占めるその誤差成分の割合が大きいことが明らかとなっている。ここでは，ねじれ刃エンドミルの切削機構を検討し，加工中の弾性変形が小さく，加工誤差の減少が期待できる異形ねじれ刃エンドミルを考案している。異形ねじれ刃エンドミルを用いて加工した場合の加工面形状は，第3章で開発した計算機シミュレーション

を用いて推定している。その推定結果をもとに、加工誤差の低減効果が特に期待される断面形状の異形ねじれ刃エンドミルを試作し、切削実験により検証を行っている。

第6章：エンドミルの弾性変形と並んで、主軸ヘッドと工具ホルダ、工具ホルダとエンドミルの接合部の変形は無視できない。従って、こうした接合部の機械特性として接触圧力分布を明らかにするための手法を開発する。この手法は、直接測定することが不可能な構造部材間の応力分布を、構造体表面の変形状態から推定しようとするまったく新しい試みである。そこで本章では、主軸ヘッドと工具ホルダの接合部を例に、簡単な2次元解析モデルを用いて基礎理論を検証したのち、実際の工具ホルダで用いられているテーパ接合部のモデル化と基礎理論の拡張を行い、その有効性を検討している。

第7章：各章で得られた結論をもとに、本研究で得られた成果を要約している。

第 2 章 加工誤差の要因分析

2.1 緒 言

切削加工における加工精度の維持・向上は重要な課題であり、近年は高精度を維持しながら、いかに高能率加工を実現するかが議論されている^{2.1)-2.4)}。一般に、高精度加工を実現するためには加工誤差の発生原因を工作機械、工具、工作物、加工方法、加工条件などについて検討することが必要で、個々の発生原因と最終的な加工誤差との因果関係を加工誤差生成システムとしての視点から総合的に考え、その関係を断ち切るか、抑制するような配慮をしていかなければならない。第 1 章で示した図 1.1 でも、最終的な加工誤差は、最も基本的な工作機械そのものの幾何誤差（幾何学的精度）に、静的および動的切削力による工作機械と工作物の変形や、切削過程そのものが原因となる誤差などが重畳して発生していることが示されており、最終的な加工誤差に最も影響を及ぼしている要因、あるいは個々の要因が及ぼしている影響の寄与率を明らかにしておくことが必要になってくる。

ところがエンドミルは工具そのものの剛性が低いために、切削力によるエンドミルの弾性変形が最終的な加工誤差に大きく影響を及ぼしていると考えられてきたため、モデルを用いたエンドミル加工の切削機構シミュレーションをもとに、切削力や加工誤差を予測する研究^{2.5)-2.13)}は行われているものの、工作物の加工誤差から個々の誤差要因を定量的に分離した例はなかった。

最近になって藤井らは、エンドミル加工の主軸・工具系を構成するチャック、コレット、エンドミルの変形が、加工誤差に占める割合を明らかにしている^{2.14)}が、これは静剛性試験の結果と加工中の切削力をもとに、個々の誤差要因を予測したものである。

本章では、エンドミル加工において加工精度を低下させている要因を、定量的に把握することを目的とし、その加工精度を解析し検討する。ここでは加工誤差とそ

の誤差要因との関係を定式化したうえで、切削条件を人為的に変化させた場合の切削力、加工面形状の変化を手がかりに個々の誤差要因を定量的に分離し、最終的な加工誤差との関係を明らかにすることを試みる^{2.15)}。

2.2 加工誤差の定式化

最終的な加工誤差とその誤差要因との関係を定式化することにより、個々の誤差要因の特徴が明確にできる。そこで、最終的な加工誤差と加工中に発生する誤差要因との関係を次式で表すことにする。

$$\begin{aligned} \delta = & \theta_M \cdot (L_S + L_H + L_E) + \delta_S \\ & + (\theta_S + i_S)(L_H + L_E) + \delta_H \\ & + (\theta_H + i_H) \cdot L_E + \delta_E + \delta_W \\ & + \{g_0 + g \cdot x\} + \{e_0 + e \cdot x\} + h \cdot V \cdot x \\ & + \{W(t) + B(t)\} + E_0 \end{aligned} \quad (2.1)$$

$$\delta_S = (f / 3 E I_S) \cdot L_S^3 + (f / 2 E I_S)(L_H + L_E) \cdot L_S^2 \quad (2.2)$$

$$\delta_H = (f / 3 E I_H) \cdot L_H^3 + (f / 2 E I_H) \cdot L_E \cdot L_H^2 \quad (2.3)$$

$$\delta_E = (f / 3 E I_E) \cdot L_E^3 \quad (2.4)$$

式(2.1)~(2.4)で使用した記号を、表2.1にまとめて示す。式(2.1)の δ_S は主軸ヘッドの弾性変形で、主軸ヘッドを片持ち梁と仮定すれば、式(2.2)のように集中荷重による変形と曲げモーメントによる変形の和で表すことができる。 δ_H 、 δ_E はそれぞれ工具ホルダ、エンドミルの弾性変形で、同様に考えれば式(2.3)、(2.4)で表すことができる。ただし、エンドミルの場合、自由端に曲げモーメントは作用しないので曲げモーメントによる変形を考慮する必要はない。

式(2.1)のうち第1項から第6項までは、切削力によって生じる機械・工具系の変形に基づく誤差を示している。図2.1は横型マシニングセンタの場合に生じるこれらの変形による誤差成分を示したもので、機械要素接合部での角度変位 θ と機械要

素自身の弾性変形 δ ，およびその弾性変形によって生じるたわみ角 i を仮定している。式(2.1)のうち第1項，第3項，第5項は，角度変位 θ およびたわみ角 i により生じる加工誤差を示す。この中で $\theta_M, \theta_S, \theta_H$ は，各機械要素接合部での角度変位で，個々の機械要素接合部の剛性 k_M, k_S, k_H との間に，次のような関係が成立すると考える。

$$\theta_M = f / k_M \quad (2.5)$$

$$\theta_S = f / k_S \quad (2.6)$$

$$\theta_H = f / k_H \quad (2.7)$$

表2.1 加工誤差の定式化の際に使用した記号

δ	; 加工誤差
θ_M	; 工作機械のコラムと主軸ヘッドの接合部での角度変位
θ_S	; 主軸ヘッドと工具ホルダの接合部での角度変位
θ_H	; 工具ホルダとエンドミルの接合部での角度変位
δ_S	; 主軸ヘッドの弾性変形
δ_H	; 工具ホルダの弾性変形
δ_E	; エンドミルの弾性変形
i_S	; 主軸ヘッドの弾性変形によって生じるたわみ角
i_H	; 工具ホルダの弾性変形によって生じるたわみ角
L_S	; コラムから主軸ヘッド端面までの距離
L_H	; 主軸ヘッド端面から工具ホルダ端面までの距離
L_E	; 工具ホルダ端面から加工点までの距離
δ_W	; 工作物の弾性変形
x	; 送り方向の移動距離
g_0	; 切削開始点での工作機械の幾何誤差
g	; 送り方向の移動に伴う工作機械幾何誤差の変化率
e_0	; 切削開始点での工作物の取付誤差
e	; 送り方向の移動に伴う工作物取付誤差の変化率
h	; 送り方向の移動に伴う切削熱による誤差の変化率
V	; 切削量
$W(t)$; 工具摩耗による誤差 (切削時間 t の関数)
$B(t)$; 構成刃先による誤差 (切削時間 t の関数)
E_0	; その他の誤差成分
f	; 切削力
E	; 鋼のヤング率
I_S	; 主軸ヘッドの断面2次モーメント
I_H	; 工具ホルダの断面2次モーメント
I_E	; エンドミルの断面2次モーメント

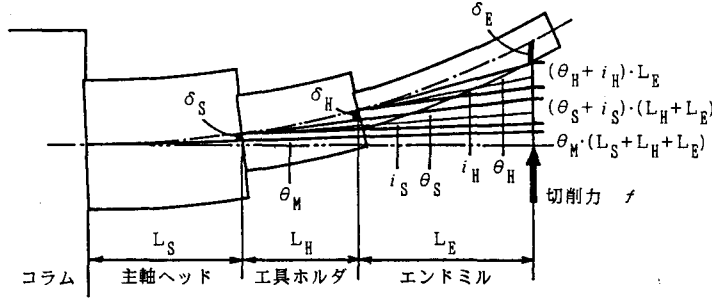


図2.1 切削力による機械・工具系の変形に基づく誤差成分

また i_S , i_H は次式で示すことができる.

$$i_S = (f / 2 E I_S) \cdot L_S^2 + (f / E I_S) (L_H + L_E) \cdot L_S \quad (2.8)$$

$$i_H = (f / 2 E I_H) \cdot L_H^2 + (f / E I_H) \cdot L_E \cdot L_H \quad (2.9)$$

式(2.5)~(2.9)の関係を用いると, $(\theta_S + i_S)$, $(\theta_H + i_H)$ は次式のようにになる.

$$\theta_S + i_S = f \cdot \left\{ 1 / k_S + (1 / 2 E I_S) \cdot L_S^2 + (1 / E I_S) (L_H + L_E) \cdot L_S \right\} = f / k'_S \quad (2.10)$$

$$\theta_H + i_H = f \cdot \left\{ 1 / k_H + (1 / 2 E I_H) \cdot L_H^2 + (1 / E I_H) \cdot L_E \cdot L_H \right\} = f / k'_H \quad (2.11)$$

式(2.10), (2.11)において $(\theta_S + i_S)$, $(\theta_H + i_H)$ は, 切削力だけに依存する値であると仮定する. 実際には後述する実験条件により, 工具ホルダ端面から加工点までの距離 (見かけ上のエンドミルの突出し量 L_E) を変化させているために, その値が変化するが, その変化量が非常に小さいために支障はない.

工作機械の幾何誤差には, コラムの倒れやテーブル移動の真直度誤差, 位置決め誤差等が含まれ複雑であるが, 本研究の場合, 送り方向移動距離 x が小さいから x に比例して現れると仮定し, 式(2.1)の第8項で表す.

工作物の取付け誤差は, 工作物を取付具に固定する際の送り方向に対する平行度に起因し, 加工中に加工点位置が変化して生じる機械・工具系の弾性変形量の変化

に対応する。しかし、その変化分は極めて小さいと考えられ、送り方向移動距離 x に比例するものと仮定し、式(2.1)の第9項で表す。

発生する切削熱は、単位時間当りの切削量 V に比例するものと仮定した。切削熱による誤差は、切削開始から発生する切削熱の影響が蓄積されるために生じてくると考えれば、送り方向移動距離 x にも比例することになる。以上の仮定により、切削熱による誤差を式(2.1)の第10項で表す。

工具摩耗および構成刃先による誤差は、いずれも切削時間の関数として式(2.1)の第11項で示す。ただし、本研究ではこの項を除外して解析を行うので、これら2つの誤差が無視できるほど小さくなるように切削条件を設定する。

以上、最終的な加工誤差と個々の誤差要因との関係を定式化してみると、切削力に依存する誤差要因と依存しない誤差要因、エンドミルの突出し量に依存する要因と依存しない要因、送り方向移動距離に依存する要因と依存しない要因等が明確になる。そこでこうした因果関係に注目して、切削条件および切削方法を人為的に変化させながら、その時の切削力および加工誤差の変化を数式上の変化と対応させていけば、個々の誤差要因を定量的に分離し、最終的な加工誤差との関係を明らかにすることができる。

2.3 実験方法

切削実験には横型マシニングセンタ（中村留精密工業製 MU-5）を用いて、エンドミルによる側面加工を行った。切削条件は表2.2に示すとおりで、切削速度 20 m/min 、1刃当りの送り 0.1 mm/刃 とし、工具径 19 mm と 22 mm の2種類に対して、主軸回転数および送り速度をそれぞれ設定した。使用した工具は、高速度鋼、ロング刃、4枚刃、右刃、ねじれ角 30° のスクウェアエンドミル（不二越製 LIST 6212 SL4）である。エンドミルは工具ホルダ（不二越製 BT50-CHN32-105）に、ストレートコレット（不二越製 SN32-20）を用いて取付けた。試験片には板厚 2.5 mm の S55C 材（HV240）を使用し、切込みは 1 mm 、 2 mm 、 4 mm の3種類とした。切削幅の 2.5 mm はこの試験片の板厚に相当する。切削方向は下向き切削のみで、切削

油としてマシン油（UL65, 2種, 5号）を3 l/minの割合で使用した。切削方法は図2.2に示す3種類で、タイプ1, タイプ2, タイプ3として区別した。タイプ1が通常の切削方法である。

タイプ2では切削の進行とともにエンドミルの刃先側で切削が行われ、タイプ3では切削の進行とともに刃元側で切削が行われるように、見かけ上のエンドミルの突出し量をNC指令により直線的に変化させた。

表2.2 切削条件

工具径 ; $D = 19\text{mm}$ (or 22mm)
刃数 ; $z = 4$
切削速度 ; $V = 20\text{m}/\text{min}$
主軸回転数 ; $n = 335\text{rpm}$ (or 290rpm)
1刃当りの送り ; $f_z = 0.1\text{mm}/\text{刃}$
送り速度 ; $F = 134\text{mm}/\text{min}$ (or $116\text{mm}/\text{min}$)
半径方向切込み量 ; $R_d = 1\text{mm}, 2\text{mm}, 4\text{mm}$
軸方向切込み量 ; $A_d = 25\text{mm}$
切削方向 ; 下向き切削
クーラント ; マシン油 UL65, 2種, 5号 3 l/min
切削方法 ; タイプ1, タイプ2, タイプ3

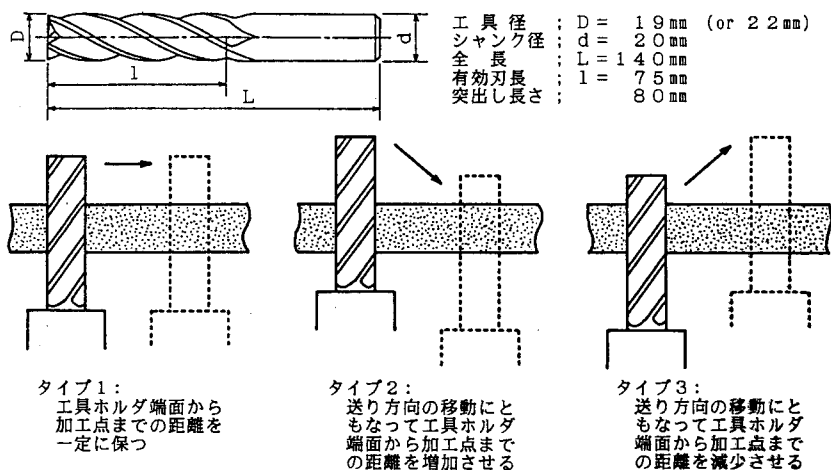


図2.2 切削方法

以上、工具径2種類、切込み3種類、切削方法3種類からなる、計18種類の切削条件で切削実験を行った後、試験片それぞれの加工誤差を測定した。なお、各試験片には切削実験を始める直前に、加工誤差測定の際の基準面を加工しておく。この時の切削条件は、1刃当りの送り0.012 mm/刃、切込み0.1 mm以下とした。

また、切削中の切削抵抗は、動力計（KISTLER製 9281B23）を用いて機械座標系の各軸方向成分ごとに測定し記録した。動力計はマシニングセンタのテーブル上に固定し、その出力信号をチャージアンプ（KISTLER製 5001）で増幅し

たのち、データレコーダ（TEAC製 R201-B）とオシログラフ（横河電機製作所製 2932-12）を用いて記録した。

2.4 結果および考察

2.4.1 加工誤差の測定結果

加工誤差は設定した寸法からの削り残し，あるいは削り過ぎとして測定する．実際には図2.3で示すように，切削実験の直前に加工した基準面から平行に，設定切込み（切削条件により1mm, 2mm, 4mm）だけ離れた平面を仮想し，加工面上の測定点からこの仮想平面までの距離を加工誤差として求める．符号は削り残しが正となるように決めた．測定点は試験片の板厚方向に1.5mm間隔で17点（両側の0.5mmを除く），長手方向

に1mm間隔で59点で（全測定点は1003点），測定には3次元測定器（ZEISS製 UMM500）を用いた．

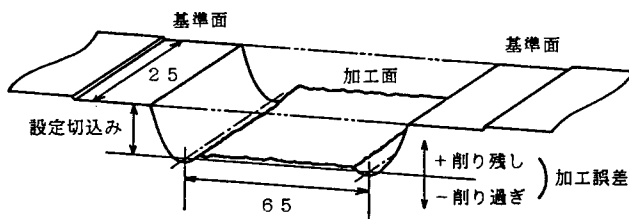


図2.3 基準面と加工誤差との関係

図2.4はこうして得られた測定点の加工誤差をもとに，加工面の形状を3次元的に表示したものである．これは工具径19mm，切込み4mmの場合について，3種類の切削方法でそれぞれ得られた加工誤差を示しており，立体の底面が加工誤差ゼロの面に相当する．特に刃先側で加工誤差が大きくなっており，エンドミルの弾性変形による誤差成分の存在が認められる．また，タイプ2では切削の進行とともにエンドミルの刃先側で加工が行われるため，エンドミルの弾性変形による誤差成分が徐々に大きくなっていることは明らかである．これに対し，タイプ3では切削の進行とともにエンドミルの刃元側で加工が行われるため，タイプ2の場合と逆の結果となっている．

長手方向の測定点59点の加工誤差を平均して板厚方向での加工誤差を求めて図2.5に示した．切込みが増加するにつれて，また，刃元側から刃先側へ向かうに

つれて加工誤差が増大しているのが認められる。さらに、工具径の大きいエンドミルで、加工誤差が小さくなっている結果を併せて考えると、エンドミルの弾性変形の影響が、加工誤差に占める割合はかなり大きいと予想できる。また、図2.5に示した板厚方向の加工誤差を見ると、加工面が中くぼみの形状となっているが、これは工作物表面を横切っていくねじれ刃の投影として説明することができる。つまり、ねじれ刃を投影したときの頂点で、工作物は刃先側から刃元側へ加工されていくが、この間に切屑面積が変化するのにもなって切削力が変動し、ちょうど切削力が極小となる瞬間に、ねじれ刃の頂点で加工されていた部分が中くぼみとなる。加工面がくぼむ位置

は、工具径、切込み、切削幅から求めることができるが、ここでは試験片の刃先側端面から、中くぼみの位置まで（切削力が一定の状態で行われている部分）に含まれる測定点の加工誤差を平均することにより、長手方向での加工誤差を求めた。これを図2.6にまとめて示す。これより3種類の切削方法の違いによる見かけ上のエンドミルの突出し量の変化と、加工誤差の増減が対応していることがわかる。

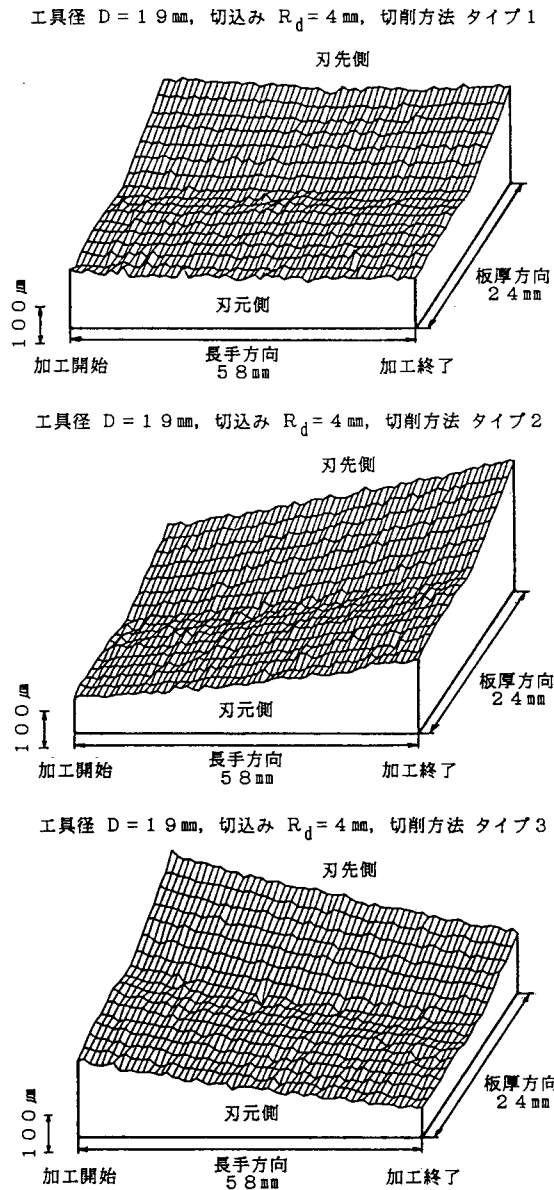


図2.4 加工面の形状

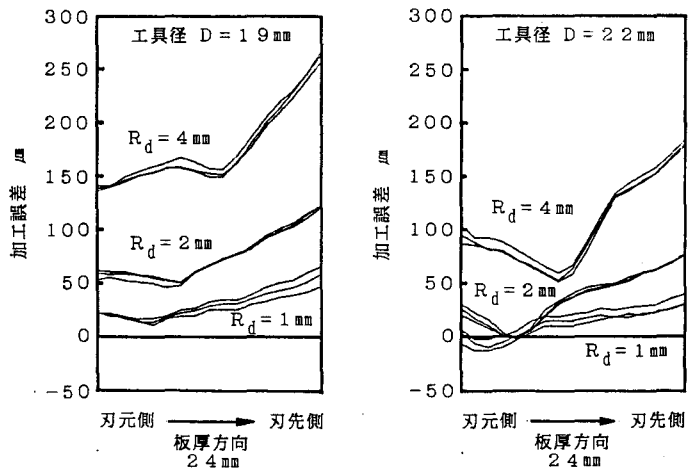


図 2.5 試験片板厚方向の加工誤差

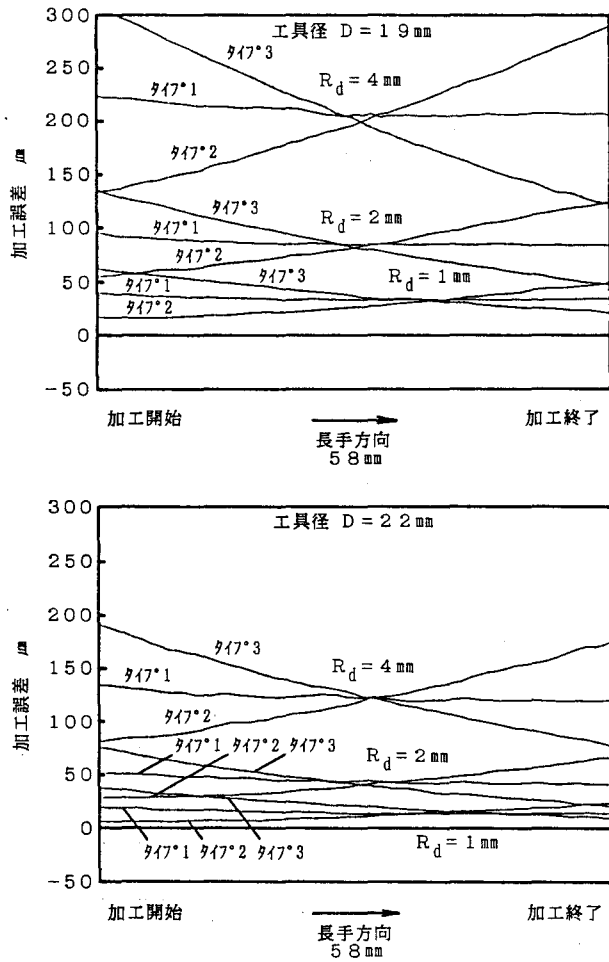


図 2.6 試験片長手方向の加工誤差

2.4.2 加工誤差の分析と定量化

切削実験で得られた加工面の加工誤差データの変化に、先に定式化した最終的な加工誤差と個々の誤差要因との関係を対応させながら、個々の誤差成分の分離・定量化を試みる。今回は試験片1本当りの実切削時間が30秒と短いこと、切削油を使用していること、切削速度を20 m/min に設定したことなどにより、工具摩耗および構成刃先による影響は無視できるほど小さいものとして、式(2.1)の $W(t)$ 、 $B(t)$ の項を除いた以下の式を考えることにする。

$$\begin{aligned} \delta &= \theta_M \cdot (L_S + L_H + L_E) + \delta_S \\ &+ (\theta_S + i_S)(L_H + L_E) + \delta_H \\ &+ (\theta_H + i_H) \cdot L_E + \delta_E \\ &+ (g + e + h \cdot V) \cdot x + (\delta_W + g_0 + e_0 + E_0) \end{aligned} \quad (2.12)$$

式(2.12)は式(2.2)～(2.5)、(2.10)、(2.11)の關係を用いて次のように書き換えることができる。

$$\begin{aligned} \delta &= f \cdot \{ (1/k_M)(L_S + L_H + L_E) + (1/3EI_S) \cdot L_S^3 \\ &+ (1/2EI_S)(L_H + L_E) \cdot L_S^2 \\ &+ (1/k'_S)(L_H + L_E) + (1/3EI_H) \cdot L_H^3 \\ &+ (1/2EI_H) \cdot L_E \cdot L_H^2 \\ &+ (1/k'_H) \cdot L_E + (1/3EI_E) \cdot L_E^3 \} \\ &+ (g + e + h \cdot V) \cdot x + (\delta_W + g_0 + e_0 + E_0) \end{aligned} \quad (2.13)$$

式(2.13)は切削力 f とエンドミルの突出し量 L_E に関する項、送り方向移動距離 x に関する項とそれ以外の項の3つに分けることができる。一方、図2.6で示した長手方向の加工誤差のうち、タイプ1の切削方法で削った試験片の加工誤差を一次回帰すると、その回帰直線はすべて右下がりとなる。タイプ1の切削方法では、エ

ンドミルの突出し量 L_E は変化しないので、この加工誤差の変化は、送り方向移動距離 x に関する項の影響が、加工誤差の変化となって現れたことを意味している。

いま、切削開始位置で $x = x_1$ 、切削終了位置で $x = x_2$ であるとすれば、この間の加工誤差の変化は

$$\delta(x_1) - \delta(x_2) = (g + e + h \cdot V)(x_1 - x_2) \quad (2.14)$$

で表すことができ、さらに

$$\frac{\delta(x_1) - \delta(x_2)}{(x_1 - x_2)} = (g + e) + h \cdot V \quad (2.15)$$

と変形できる。式(2.15)の V は切削量を示し、これは送り速度（実験では工具径ごとに異なる）と切込みの違いによって異なる。これをタイプ1の切削方法で削った試験片6本の場合について、横軸に切削量、縦軸に左辺の値をとってグラフにすると図2.7(a)のようになる。ここで最小二乗法により回帰直線を求めれば、 h の値はその傾きとして、 $(g + e)$ の値はその切片として求めることができる。しかし、切削開始点ですでに存在する幾何誤差 g_0 、工作物取付け誤差 e_0 の大きさを知ることにはできない。従って、これらはその他の誤差に含めて考えることになる。

ここで明らかとなった送り方向移動距離の影響を受ける誤差成分を除去すると、残りの加工誤差は次式で考えることができるようになる。

$$\begin{aligned} \delta = & f \cdot \{ (1/k_M)(L_S + L_H + L_E) + (1/3EI_S) \cdot L_S^3 \\ & + (1/2EI_S)(L_H + L_E) \cdot L_S^2 \\ & + (1/k'_S)(L_H + L_E) + (1/3EI_H) \cdot L_H^3 \\ & + (1/2EI_H) \cdot L_E \cdot L_H^2 \\ & + (1/k'_H) \cdot L_E + (1/3EI_E) \cdot L_E^3 \} \\ & + (\delta_W + g_0 + e_0 + E_0) \end{aligned} \quad (2.16)$$

そこで、切込みによって切削力 f が、また、タイプ2、タイプ3の切削方法によっ

てエンドミルの突出し量に変化することに注目し解析を進める。いま、最も刃先側で切削している時のエンドミルの突出し量を $L_E = L_1$ ，最も刃元側で切削している時のエンドミルの突出し量を $L_E = L_2$ とすれば、その間の加工誤差の変化は、式(2.16)より以下の形で示せる。

$$\begin{aligned}
 & (\delta(L_1) - \delta(L_2)) / f \\
 &= (L_1 - L_2) \{ (1/k_M) + (1/k'_S) + (1/k'_H) \\
 &\quad + (1/2EI_S) \cdot L_S^2 + (1/2EI_H) \cdot L_H^2 \} \\
 &\quad + (L_1^3 - L_2^3) \cdot i \cdot (1/3EI_E) \qquad (2.17)
 \end{aligned}$$

式(2.17)において $(L_1 - L_2)$ ， $(L_1^3 - L_2^3)$ は各試験片ごとに定められる値で、特にエンドミルの突出し量の差に相当する $(L_1 - L_2)$ の値は、いずれの試験片の場合にも等しくなる。また、式(2.17)において、エンドミルの断面2次モーメント I_E は工具径によって異なるが、ここでは I_E を工具径22mmのエンドミルの断面2次モーメントとし、これに補正係数 i を乗じることにより、工具径19mmのエンドミルについても対処する。

$$\begin{aligned}
 A &= (1/k_M) + (1/k'_S) + (1/k'_H) \\
 &\quad + (1/2EI_S) \cdot L_S^2 + (1/2EI_H) \cdot L_H^2 \qquad (2.18) \\
 B &= (1/3EI_E)
 \end{aligned}$$

式(2.17)において、 $(L_1 - L_2)$ および $(L_1^3 - L_2^3) \cdot i$ の係数を、式(2.18)で示す A ， B で置き換えると、式(2.17)は簡単な形にまとめられる。

$$(\delta(L_1) - \delta(L_2)) / f = A \cdot (L_1 - L_2) + B \cdot (L_1^3 - L_2^3) \cdot i \qquad (2.19)$$

式(2.19)に従って、タイプ2，タイプ3で削った試験片12本の場合について、横軸に $(L_1^3 - L_2^3) \cdot i$ ，縦軸に左辺の値をとればそのグラフは図2.7(b)のようになる。ここで最小二乗法による回帰直線を求めれば、 B の値はその傾きとして求められる。 A の値はその切片の値から求めることができるが、 A には機械要素接合

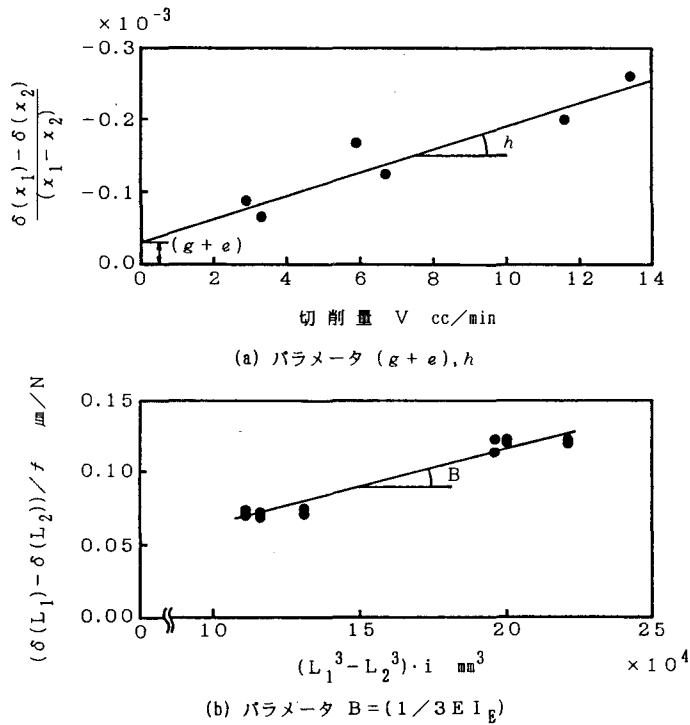


図2.7 パラメータ $(g+e), h$ と $B = (1/3EI_B)$ の同定

部の剛性に関する項が含まれ、切削力に対して非線形に変化することが予想される。そこでBの値をもとに、以下の式を用いてAの値を算出した。

$$A = \{(\delta(L_1) - \delta(L_2)) / f - B \cdot (L_1^3 - L_2^3) \cdot i\} / (L_1 - L_2) \quad (2.20)$$

こうして求められるAの値の内訳で、 $(1/2EI_S) \cdot L_S^2$, $(1/2EI_H) \cdot L_H^2$ の値は、計算により推定することができる。また、 $1/k_M, 1/k'_S, 1/k'_H$ の値については静剛性実験の結果より明らかとなった比にしたがって分配して決めた。なお、静剛性実験の方法と結果については第3章で述べることにする。こうして求めた工具ホルダとエンドミルの接合部における剛性 k'_H を切削力についてまとめると図2.8のようになった。この図によれば、剛性は切削力に対して非線形に変化していることになる。

最後に $(\delta_W + g_0 + e_0 + E_0)$ の誤差成分が残る。この誤差は実測して得られた加工誤差から、すでに明らかとなった誤差成分を差し引いたものとして求める。故

に、この誤差成分には実験のばらつきをはじめ、加工誤差測定のため、加工誤差を定式化する際の仮定や計算の途中で生じる誤差なども含まれることになる。

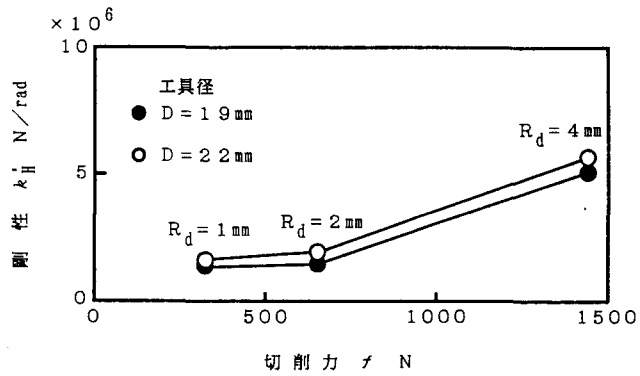


図 2.8 工具ホルダとエンドミルの接合部における剛性 k_H

以上の結果を図 2.9 にまとめて示す。個々の誤差要因をプラスの加工誤差成分とマイナスの加工誤差成分に分けて図示した。測定して得られる加工誤差はこれらの誤差成分の足し合わせと考えればよい。特にエンドミルの弾性変形による誤差成分が、最終的な加工誤差に占める割合が大きいことがわかる。ところが工具径 19 mm と 22 mm の結果を比較するとその割合は異なっており、工具径を大きく選べる加工条件では、最終的な加工誤差に占める、機械要素接合部での角度変位による誤差成分の割合が大きくなることがわかる。これは突出し量を小さく選べる加工条件でも同様で、その意味から主軸ヘッドと工具ホルダ、工具ホルダとエンドミルの接合部には高い剛性が必要であるといえる。また、機械要素接合部の剛性が切削力に対して非線形に変化しているために、切込みが小さい場合に機械要素接合部での角度変位の影響が大きくなることにも注意しなければならない。

切削熱による誤差成分はマイナスの加工誤差成分として切削開始時から約 10 μm 生じており（切込み 4 mm、切削幅 2.5 mm の場合）、これはおもにエンドミルの熱膨張によるものと考えられる。

その他の誤差として最後に求めた ($\delta_W + g_0 + e_0 + E_0$) の誤差成分も、マイナスの加工誤差成分として現れている。一般に下向き切削の場合、工具に作用する背分力の方向から、削り過ぎの加工誤差が発生することは考えられないが、図 2.5 で示した試験片板厚方向の加工誤差のうち、工具径 22 mm、切込み 1 mm の条件で加工した試験片の刃元側で、マイナスの加工誤差（削り過ぎ）が認められることから、この誤差成分に相当しているものと考えられる。しかし、このマイナスの加工誤差

成分は、主軸の振動といった動的な影響も含めて、実験に使用したマシニングセンタ固有の誤差であると考えられる。

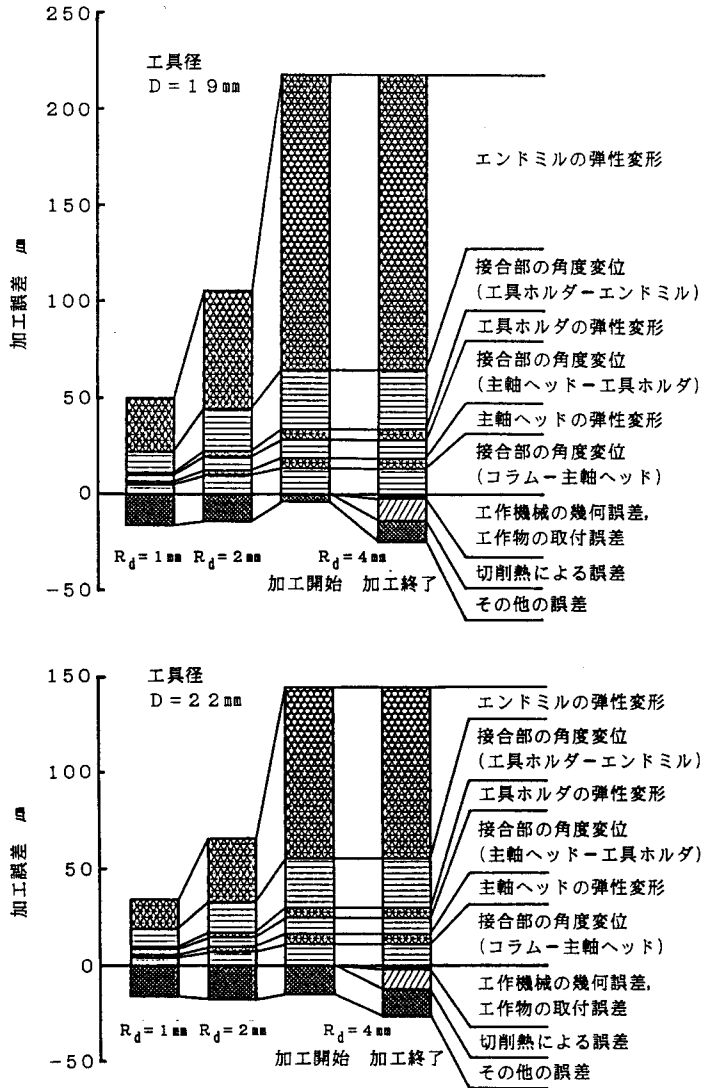


図 2.9 加工誤差に占める個々の誤差成分

2.5 結 言

エンドミル加工の加工精度低下の主要因を定量的に把握することを目的とし、その加工精度を検討した。ここでは加工誤差と主要な誤差要因との関係を定式化したうえで、切削条件を人為的に変化させた場合の、切削力や加工面形状の変化を手がかりに個々の誤差要因を定量的に分離し、最終的な加工誤差との関係を明らかにすることを試み、以下の結論を得た。

- (1) 切削条件を人為的に変化させて加工した場合に得られる加工誤差の変化に、先に定式化した最終的な加工誤差と個々の誤差要因との関係を対応させながら、個々の誤差成分を分離・定量化することができた。
- (2) 個々の誤差要因を定量的に分離した結果、最終的な加工誤差に占める、エンドミルの弾性変形による誤差成分の割合が大きいことがわかった（工具径 2.2 mm, 切込み 2 mm, 切削幅 2.5 mm の場合に約 50%）。しかし、工具径を大きく、突出し量を小さく選べる加工条件では、その割合を小さくすることができるため、そうした場合、機械要素接合部での角度変位による誤差成分を小さく抑えることが重要となる。これは機械要素接合部の剛性を高くすることを意味している。
- (3) 切削熱による誤差成分は、マイナスの加工誤差成分として切削開始時から約 10 μm 生じている（切込み 4 mm, 切削幅 2.5 mm の場合）。これはおもにエンドミルの熱膨張によるものと考えられる。

ただし、第 4 章で行っている切削実験の結果でも明らかなように、最終的な加工誤差に占める個々の誤差要因の割合は、使用する工作機械、工具ホルダ、エンドミルによって異なることに注意しなければならない。

第 3 章 加工誤差の推定

3.1 緒 言

加工誤差を生み出す種々の誤差要因を定量的に分析するため、第 2 章では加工誤差とその誤差要因との関係を定式化し、加工誤差に影響を与える因子（例えば切削力、エンドミルの突出し量、工具径）を人為的に変えて切削実験を行い、その時の切削力および加工誤差の変化を数式上の変化と対応させながら、個々の誤差要因を定量的に分離することを試みた。しかし、このような加工誤差の要因分析は、できるだけ容易に行えることが望ましい。むしろ、加工誤差が推定できれば、第 2 章のような特別に設定した条件下での切削実験は不必要となり、種々の切削条件（例えば工具径、切込み、送り速度）に対しても、個々の誤差要因が定量的に把握できることになり好都合である。また、加工誤差の予測は NC 工作機械の智能化や、加工誤差の予測制御を行う場合に不可欠なものである。

そこで本章では、エンドミルの切削機構を理論的に解明し、数学モデルを用いた計算機シミュレーションにより加工誤差を推定する。ここで推定する加工誤差は、第 2 章で得られた結果を踏まえ、特に切削力による機械・工具系の変形に基づく誤差成分である。こうした加工誤差を推定するためには、あらかじめ加工中の切削力を推定しておかなければならないが、切削力の推定に関する従来の研究^{3.1)-3.5)}では、切削実験に基づく定数や比切削抵抗が用いられている。ここでは、切削に参与しているエンドミルの切刃微小部分について傾斜切削モデルを適用し、こうした実験値を用いずに切削力を推定することにする。また、加工誤差の推定は、工具ホルダやエンドミルが異なる場合や、切込みや突出し量を変化させた場合について行い、切削実験で得られた加工誤差と比較しながら、加工精度に及ぼす個々の誤差要因の影響を明らかにする^{3.6)}。

3.2 加工誤差推定のモデル

図3.1は横型マシニングセンタおよびエンドミルからなる機械・工具系のモデルとその誤差要因を示している。切削力 f が作用している場合に、点Pに生じる変位 δ は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \delta = & \theta_M \cdot (L_S + L_H + L_E) + \delta_S \\ & + (\theta_S + i_S)(L_H + L_E) + \delta_H \\ & + (\theta_H + i_H) \cdot L_E + \delta_E \end{aligned} \quad (3.1)$$

式(3.1)で使用した記号は、第2章の表2.1で示したものと同一である。この式の中で、第1項、第3項、第5項は機械要素接合部での角度変位のために中立軸が傾斜して生じる変位で、 $\theta_M, \theta_S, \theta_H$ はコラムと主軸ヘッド、主軸ヘッドと工具ホルダ、工具ホルダとエンドミルの接合部での局所変形によって生じる角度変位を、 i_S, i_H は主軸ヘッド、工具ホルダの弾性変形によって生じるたわみ角を、 $\delta_S, \delta_H, \delta_E$ は主軸ヘッド、工具ホルダ、エンドミルの弾性変形をそれぞれ示している。

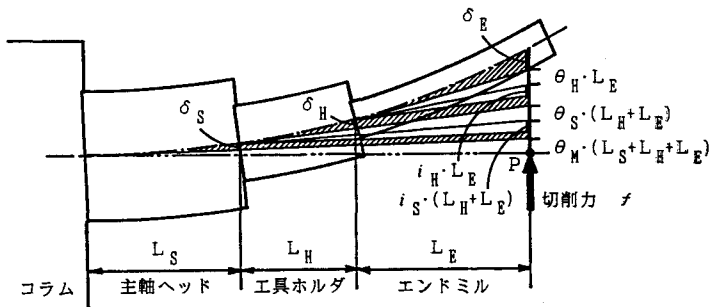


図3.1 切削力による機械・工具系の変形

いま、角度変位 θ およびたわみ角 i が、各機械要素接合部の剛性を示すパラメータを用いて以下のように表わせると仮定する。

$$\theta_M = f / k_M, \quad \theta_S + i_S = f / k'_S, \quad \theta_H + i_H = f / k'_H \quad (3.2)$$

この時、式(3.2)を用いれば、式(3.1)は次のように変形できる。

$$\begin{aligned} \delta &= (f/k_M)(L_S+L_H+L_E) + \delta_S \\ &+ (f/k'_S)(L_H+L_E) + \delta_H \\ &+ (f/k'_H) \cdot L_E + \delta_E \end{aligned} \quad (3.3)$$

主軸ヘッド、工具ホルダ、エンドミルの弾性変形 δ_S 、 δ_H 、 δ_E は、切削中に作用している切削力 f の分布がわかれば推定することができるから、この切削力 f の分布と各機械要素接合部の剛性を示すパラメータがわかれば、点Pでの変位 δ が求められることを式(3.3)は示している。ところが、式(3.3)では切削中のある瞬間における変位 δ だけしか求められない。加工面の断面形状としてその加工誤差を推定しようとする場合には、加工面と加工面に最終的に接触するねじれ刃との幾何学的関係と、その時の切削力 f の分布に注目しながら変位 δ を逐次計算していかなければならない。

図3.2は側面加工を下向き切削で行っている4枚刃エンドミルにおけるねじれ刃の挙動を示したもので、時間の経過とともにIからIVの状態へと変化していく。加工面はねじれ刃を送り方向へ投影した場合の頂点（図中点Pで、この点を切刃頂点と呼ぶことにする）で仕上げられていく。

下向き切削の場合には、Iの状態でするように、エンドミルの刃先側から第1の切刃による仕上げが開始

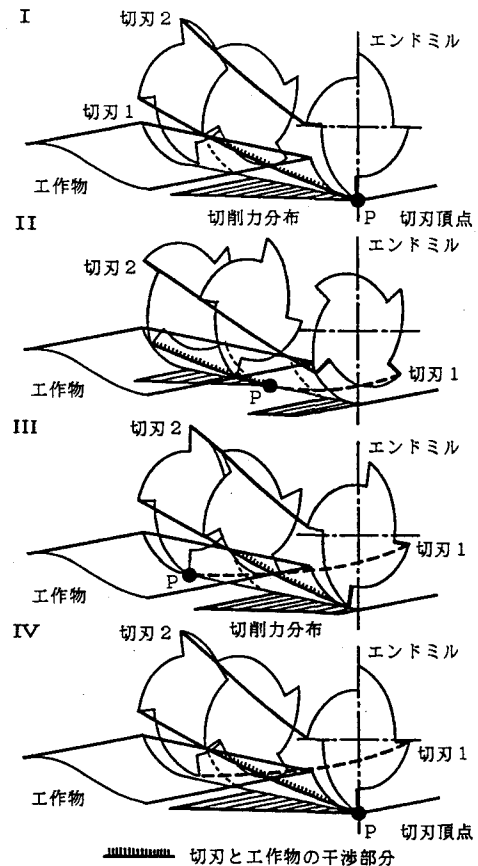


図3.2 4枚刃エンドミルにおけるねじれ刃の挙動

される。ここで、切削力分布がエンドミルの軸方向に三角形となっているのは、切削力分布が工作物と干渉している切刃部分の切削厚さの分布に対応しているからである。エンドミルの回転とともに、切刃頂点Pは左へ移動し、切削力の分布もそれにとまって移動する。IIの状態ではすでに第2の切刃が工作物と干渉しており、新たに切削力の分布が工作物の刃先側より現れてくる。IIIの状態で第1の切刃による仕上げが終了する。IVの状態でIの状態が再現され、第2の切刃による仕上げが開始される。このように、加工面は切刃頂点Pの移動にとまって、刃先側から刃元側へと仕上げられていく。従って、切刃頂点Pの移動に合わせて、その時々々の切削力分布をもとに、式(3.3)で示した機械・工具系の変位 δ を逐次求めていけば、切刃頂点Pの軌跡、すなわち加工面の断面形状が求められることになる。

ここで、図3.3で示すような分布荷重 $q(x)$ が、エンドミルに作用している場合の各機械要素の弾性変形を求めることを考える。

コラム端面でのせん断力R、曲げモーメントMは次式で

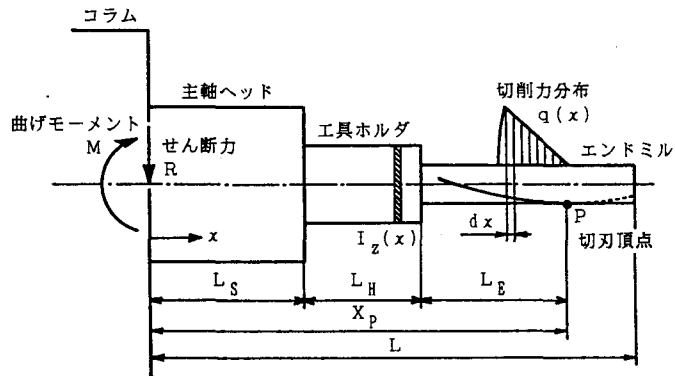


図3.3 加工誤差推定のための数学モデル

$$R = \int_0^L q(x) dx, \quad M = \int_0^L x \cdot q(x) dx \quad (3.4)$$

また、任意断面における曲げモーメント $M(X)$ は次式で

$$M(X) = M - R \cdot X + \int_0^X (X - x) \cdot q(x) dx \quad (3.5)$$

それぞれ表される。いま、任意断面の断面2次モーメントを $I_z(X)$ とすれば、各機

械要素の弾性変形は次式で求められる。

$$i_S(X) = \int_0^X \frac{M(X)}{E \cdot I_Z(X)} dX, \quad \delta_S = \int_0^{L_S} i_S(X) dX \quad (3.6)$$

($0 \leq X \leq L_S$)

$$i_H(X) = \int_{L_S}^X \frac{M(X)}{E \cdot I_Z(X)} dX, \quad \delta_H = \int_{L_S}^{L_S+L_H} i_H(X) dX \quad (3.7)$$

($L_S \leq X \leq L_S + L_H$)

$$i_E(X) = \int_{L_S+L_H}^X \frac{M(X)}{E \cdot I_Z(X)} dX, \quad \delta_E = \int_{L_S+L_H}^{L_S+L_H+L_E} i_E(X) dX \quad (3.8)$$

($L_S + L_H \leq X \leq L_S + L_H + L_E$)

この時、主軸ヘッド、工具ホルダは、主軸の回転によって曲げ剛性が変化しないと考えれば、その断面2次モーメントは定数として扱うことができる。エンドミルについては刃数が3枚刃以上の場合には、工具の回転によって曲げ剛性が変化しないことが明らかにされており^{3.7)}、工具の回転によって曲げ剛性が変化する2枚刃エンドミルの場合のみ、微小区間ごとに断面2次モーメントをあらかじめ求めておかなければならない。

3.3 加工中の切削力分布の推定

図3.4は加工中のエンドミル切刃と切削力分布の推定の際に用いる、座標系の関係および切削厚さの関係を示している。切削力分布の推定のために、切削に参与している切刃の微小部分について、図3.5で示す傾斜切削モデルを考える。図3.5においてOAは

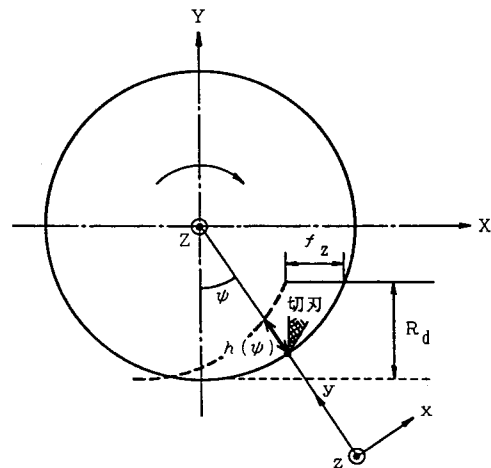


図3.4 加工誤差推定に用いた座標系

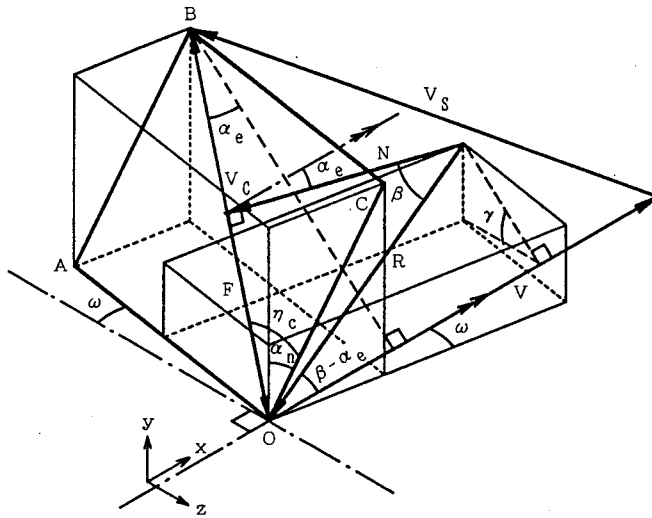


図 3.5 傾斜切削モデル

主切刃， ω は切刃傾斜角（切刃のねじれ角），また， V と V_c は切削速度および切屑流出速度を示すベクトルである。いま， V と V_c の2つのベクトルを含む平面では近似的に2次元切削が出現すると考えることができ^{3.8), 3.9)}，微小部分での切削分力は次式のようなになる。

$$dF_x = dR \cdot \cos(\beta - \alpha_e) \quad (3.9)$$

$$dF_y = dR \cdot \sin(\beta - \alpha_e) \cdot \sin \gamma \quad (3.10)$$

$$dF_z = dR \cdot \sin(\beta - \alpha_e) \cdot \cos \gamma \quad (3.11)$$

式(3.9)～(3.11)において， dR は合成切削力， β は摩擦角， α_e は有効すくい角，そして γ はベクトル V ， V_c を含む平面の傾斜角である。この有効すくい角 α_e は工具の垂直すくい角 α_n と切刃のねじれ角 ω との間に以下の関係を持っている。

$$\sin \alpha_e = \sin \omega \cdot \sin \eta_c + \cos \omega \cdot \cos \eta_c \cdot \sin \alpha_n \quad (3.12)$$

式(3.12)の η_c は切屑流出角であり，Stablerの法則によれば $\eta_c = \omega$ となる。

ところで，式(3.9)～(3.11)の切削分力は，切刃の位置（図3.4角度 ψ ）により

その作用方向が変化する。これを機械座標系に変換すれば以下のようなになる。

$$\begin{aligned} dF_X &= dR \cdot \cos(\beta - \alpha_e) \cdot \cos\psi \\ &\quad - dR \cdot \sin(\beta - \alpha_e) \cdot \sin\psi \cdot \sin\gamma \end{aligned} \quad (3.13)$$

$$\begin{aligned} dF_Y &= dR \cdot \cos(\beta - \alpha_e) \cdot \sin\psi \\ &\quad + dR \cdot \sin(\beta - \alpha_e) \cdot \cos\psi \cdot \sin\gamma \end{aligned} \quad (3.14)$$

$$dF_Z = dR \cdot \sin(\beta - \alpha_e) \cdot \cos\gamma \quad (3.15)$$

一方、微小切削幅 db における合成切削力 dR は次のように与えられる。

$$dR = \frac{\tau_s \cdot h(\psi)}{\cos(\phi_e + \beta - \alpha_e) \cdot \sin\phi_e \cdot \sin\gamma} \cdot db \quad (3.16)$$

ここで $\tan\omega \cdot db = r \cdot d\psi$ の関係を用いれば

$$dR = \frac{r \cdot \tau_s \cdot h(\psi)}{\cos(\phi_e + \beta - \alpha_e) \cdot \sin\phi_e \cdot \sin\gamma \cdot \tan\omega} \cdot db \quad (3.17)$$

となる。式(3.17)において、 r はエンドミル半径、 τ_s は被削材のせん断強さ、 $h(\psi)$ は切削厚さである。 ϕ_e は有効せん断角であるが、ここでは Lee-Shaffer の方程式 $\phi_e = \pi/4 - \beta + \alpha$ より求めることにする。従って、式(3.13)~(3.15)、(3.17)から切刃の微小部分での切削分力が求められ、加工中にエンドミルに作用する切削力分布が推定できる。

ところで、式(3.17)の切削厚さ $h(\psi)$ は以下のようにして求めることができる。

エンドミルによる側面切削では、隣合う刃先が描くトロコイド曲線ではさまれた部分が各々の切刃で削り取られる部分となるが、一般には1刃当りの送り f_z が工具半径 r に比べて非常に小さいので、それぞれ O 、 O' を中心とする円弧ではさまれた部分でこれを近似することにする。(図3.6参照)

切削厚さは図3.6で示すとおり、工具刃先の位置を示す角度 ψ の関数として次式

で表すことができる。

$$h(\psi) = r - r' \quad (3.18)$$

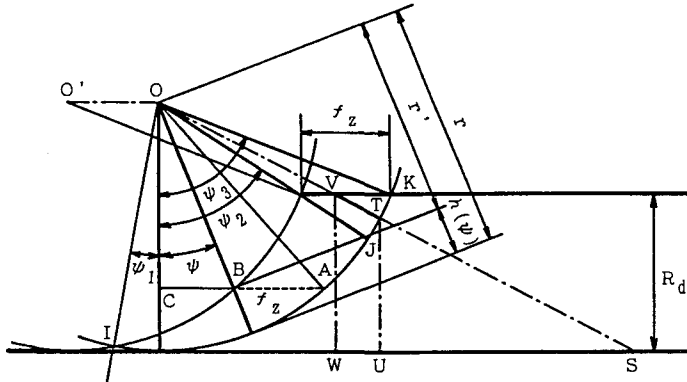


図3.6 工具刃先の位置を示す角度 ψ と切削厚さ $h(\psi)$ の関係

いま $\triangle OAC$ において

$$OA^2 = OC^2 + AC^2$$

$$OA = r, \quad OC = r' \cos \psi, \quad AC = r' \sin \psi + f_z$$

の関係があり、

$$\begin{aligned} r^2 &= (r' \cos \psi)^2 + (r' \sin \psi + f_z)^2 \\ &= r'^2 + 2f_z \cdot r' \sin \psi + f_z^2 \end{aligned}$$

$$r'^2 + 2r' \cdot f_z \sin \psi + (f_z^2 - r^2) = 0$$

$$r' = -f_z \sin \psi \pm \sqrt{f_z^2 \cdot \sin^2 \psi + r^2 - f_z^2}$$

$$r' > 0 \text{ より } r' = -f_z \sin \psi + \sqrt{f_z^2 \cdot \sin^2 \psi + r^2 - f_z^2}$$

この結果を式(3.18)に代入すれば、次式が得られる。

$$h(\psi) = r + f_z \sin \psi - \sqrt{f_z^2 \cdot \sin^2 \psi + r^2 - f_z^2} \quad (3.19)$$

ただし、式(3.19)が成立するのは工具刃先が弧 I J 上にある場合で、特に点 I, J 上にある時の角度 ψ_1, ψ_2 は以下ようになる。

$$\psi_1 = \text{Sin}^{-1} (f_z / 2r) \quad (3.20)$$

$$\psi_2 = \text{Tan}^{-1} \frac{\sqrt{2r \cdot R_d - R_d^2 - f_z}}{r - R_d} \quad (3.21)$$

工具刃先が弧 JK 上にある場合は、 $\triangle STU$ と $\triangle SVW$ の相似比より切削厚さが求められる。

$$TV : SV = (VW - TU) : VW$$

$$h(\psi) = TV = \frac{SV \cdot (VW - TU)}{VW}$$

$$SV = R_d / \cos\psi, \quad VW = R_d, \quad TU = r - r \cdot \cos\psi$$

以上の関係を用いれば、次式が得られる。

$$h(\psi) = \frac{R_d - r + r \cdot \cos\psi}{\cos\psi} \quad (3.22)$$

工具刃先が点 K 上にある時の角度 ψ_3 は、以下ようになる。

$$\psi_3 = \text{Cos}^{-1} (r - R_d) / r \quad (3.23)$$

3.4 実験方法

3.4.1 切削実験

切削実験には横型マシニングセンタ（中村留精密工業製 MU-5）を用いて、エンドミルによる側面加工を行った。その概略を図 3.7 に示す。切削条件は表 3.1 に示

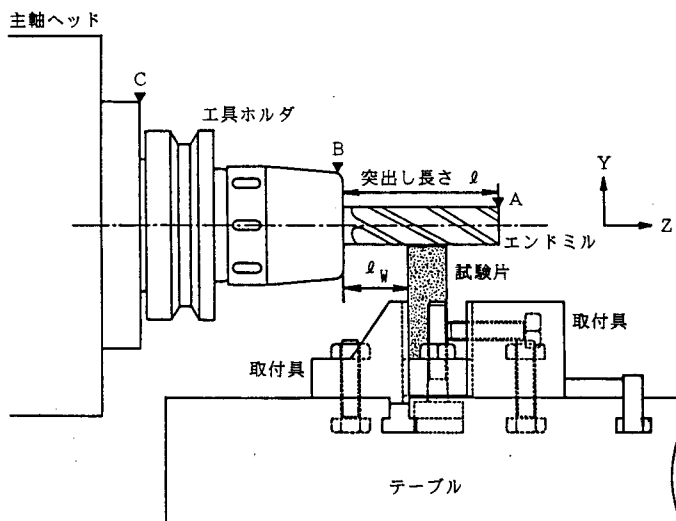


図3.7 切削実験の配置

すとおりで、切削速度20
m/min, 1刃当りの送り
0.1mm/刃とし、工具径
19mmと22mmの2種類に
対して、主轴回転数および
送り速度をそれぞれ設定し
た。使用した工具は、高速
度鋼、ロング刃、右刃、ね

表3.1 切削条件

工具径 ; $D = 19\text{mm}$ (or 22mm)
刃数 ; $z = 2, 4$
切削速度 ; $V = 20\text{m/min}$
主轴回転数 ; $n = 335\text{rpm}$ (or 290rpm)
1刃当りの送り ; $f_z = 0.1\text{mm/刃}$
送り速度 ; $F = 134\text{mm/min}$ (or 116mm/min)
半径方向切込み量 ; $R_d = 1\text{mm}, 2\text{mm}, 4\text{mm}$
軸方向切込み量 ; $A_d = 2.5\text{mm}$
切削方向 ; 下向き切削
クーラント ; マシン油 UL65, 2種, 5号 3 l/min

じれ角30°, ストレートシャンクのスクウェアエンドミルである。また、工具ホルダやエンドミルの刃数が加工誤差に与える影響を調べるために、4枚刃エンドミル（不二越製 LIST6212 SL4）を工具ホルダ（不二越製 BT50-CHN32-105）にストレートコレット（不二越製 SN32-20）を介して把持した場合（これを把持方式Aと呼ぶ）、4枚刃エンドミルを工具ホルダ（不二越製 BT50-CHN20-105）で直接把持した場合（これを把持方式Bと呼ぶ）、そして2枚刃エンドミル（不二越製 LIST6232 SL2）を把持方式Aで把持した場合についてそれぞれ切削実験を行った。試験片には板厚25mmのS55C材（HV240）を使用し、切込みは1mm, 2mm, 4mmの3種類とした。切削幅の25mmはこの試験片の板厚に相当する。切削方向は下向き切削

のみで、切削油としてマシン油（UL65, 2種, 5号）を3 l/minの割合で使用した。エンドミルの突出し長さは $l = 80\text{ mm}$ とし、工具ホルダ端面より試験片までの距離 $l_w = 30\text{ mm}$ の位置で切削を行った。なお、試験片には切削実験を始める直前に、加工誤差測定の際の基準面を加工しておく。この時の切削条件は、1刃当りの送り 0.012 mm/刃 、切込み 0.1 mm 以下とした。

3.4.2 静剛性実験

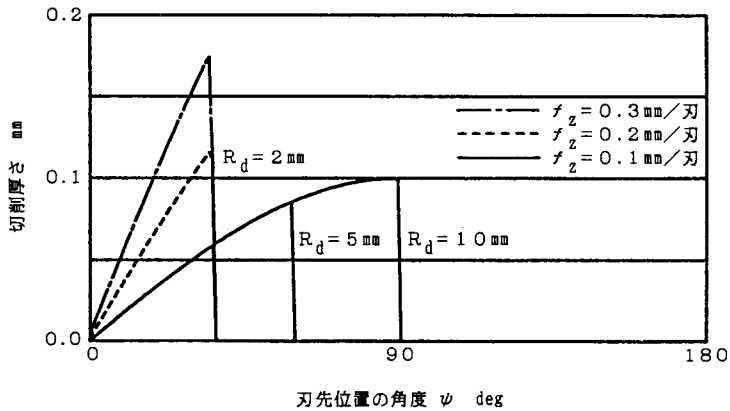
静剛性実験は図3.7で示した機械・工具系について行い、エンドミルの中央部に静荷重を作用させながら機械・工具系の変形を測定する。静荷重は動力計（KISTLER製 9257A）で測定しながら、ジャッキを用いて $0 \sim 2000\text{ N}$ の範囲で任意に作用させた。機械・工具系の変形は、エンドミル先端（図中A点）、工具ホルダ先端（同B点）、主軸ヘッド先端（同C点）の3点で、それぞれの変位を電気マイクロメータで測定して求めた。

3.5 結果および考察

3.5.1 加工中の切削力とその推定結果

まず、微小切削幅 db における合成切削力 dR の算出に必要な、切削厚さ $h(\psi)$ の変化を図3.8に示す。これは工具径 20 mm のエンドミルについてシミュレーションを行った結果で、切込みと送り速度がわかれば、切削厚さ $h(\psi)$ の変化は求められる。特に切込みが工具半径に等しい場合には $\psi_3 = 90^\circ$ となり（式(3.23)参照）、最大切削厚さが1刃当りの送り量に等しくなっていることがわかる。

次に、切削厚さと切削面積との関係について考える。これまで切削厚さ $h(\psi)$ は、エンドミルの一断面について、刃先の位置を示す角度 ψ の関数として扱ってきた。しかし、図3.2でも明らかのように、エンドミルの一断面についての切削厚さの分布は、工具軸方向の分布に置き換えて考えることができる。なぜなら、ねじれ刃エンドミルの場合、軸方向にその断面を見ていくと、切刃のねじれ角のために刃先の



工具径 $D = 20\text{mm}$, 切削幅 $A_d = 2.5\text{mm}$

図3.8 切削厚さ $h(\psi)$

位置を示す角度 ψ が、連続的に変化するからである。いま、図3.2においてIの状態からIIIの状態へ変化するまでの工具回転角度を ψ_c とすれば、図3.9の中で中心角 ψ_c で示した弧 AB は、工作物と接する切刃を軸方向に投影したものとなる。この角度 ψ_c と切削幅 A_d との間には次のような関係がある。

$$\psi_c \cdot r = A_d \cdot \tan \omega \quad (3.24)$$

下向き切削の場合を考えると、工具は右に回転し、工作物と干渉している切刃の位置と長さが、時間とともに変化していくことがわかる。図3.9はこうした変化とともに切削面積が変化していくことを示したもので、横軸の角度 ψ を工作物と接する切刃の長さに換算（ ψ_c を $A_d / \cos \omega$ に換算）

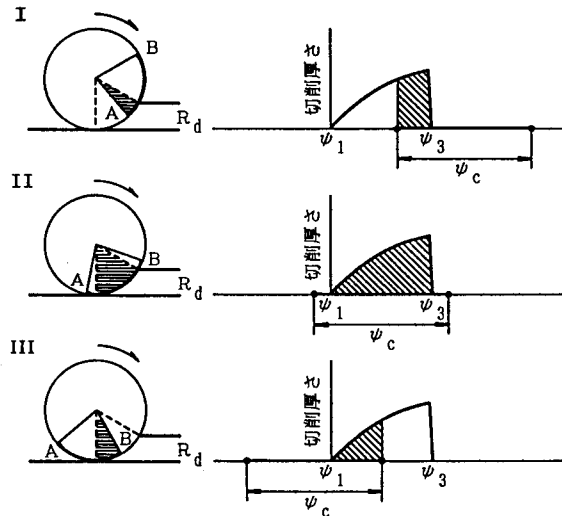
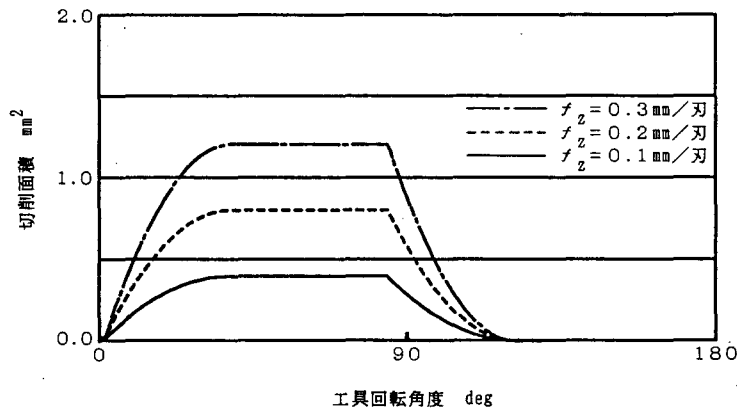
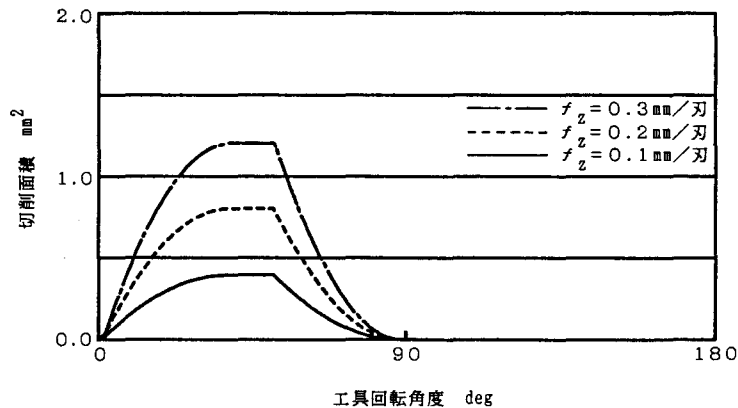


図3.9 切削厚さと切削面積の関係

し、斜線部を積分すれば、時々刻々変化していく切削面積が求められる。こうして求めた切削面積の変化を図3.10に示す。ここで示した切削面積の変化は、1つの切刃について考えたものである。4枚刃エンドミルでは、4枚の切刃が90°の位相差を持って回転しているから、この切削面積の変化を90°ごとにとり、重畳する部分はこれを足し合わせれば、全体の切削面積の変化が求められることになる。



(a) 工具径 $D = 20 \text{ mm}$, 切込み $R_d = 2 \text{ mm}$, 切削幅 $A_d = 25 \text{ mm}$

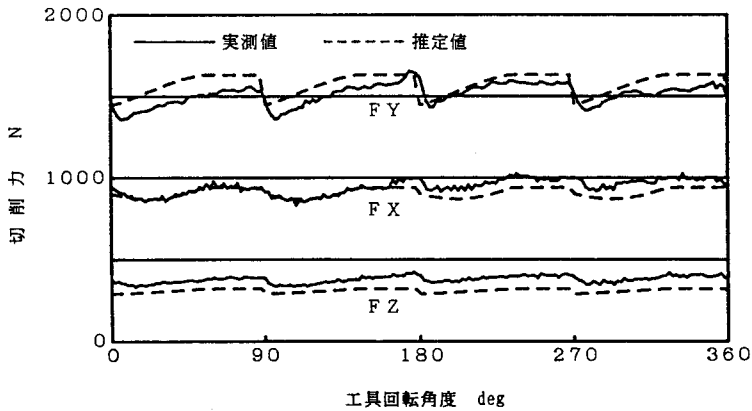


(b) 工具径 $D = 20 \text{ mm}$, 切込み $R_d = 2 \text{ mm}$, 切削幅 $A_d = 15 \text{ mm}$

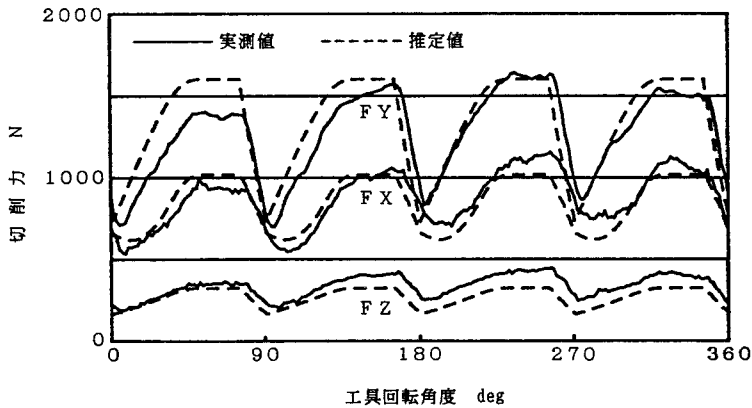
図3.10 切削面積

切削厚さと切削面積との関係は、微小切削幅 db における合成切削力 dR と切削力との関係に置き換えて考えることができる。また、実験的に求めた比切削抵抗に、切削面積を乗じれば切削力が概算できることからわかるとおり、切削力の変化は切削面積の変化に酷似している。

微小切削幅 d_b における合成切削力 dR は、切削厚さ $h(\psi)$ をもとに式(3.17)から求められるが、計算に必要な被削材せん断強さ τ_s と摩擦角 β の値は、それぞれ $\tau_s = 600 \text{ MPa}$ 、 $\beta = 50^\circ$ とした。図3.11に計算して求めた切削力の変動を実測した切削力と比較して示す。



(a) 工具径 $D = 19 \text{ mm}$ 、刃数 $z = 4$ 、
切込み $R_d = 4 \text{ mm}$ 、切削幅 $A_d = 2.5 \text{ mm}$



(b) 工具径 $D = 22 \text{ mm}$ 、刃数 $z = 4$ 、
切込み $R_d = 4 \text{ mm}$ 、切削幅 $A_d = 2.5 \text{ mm}$

図3.11 切削力の推定値と実測値の比較

工具径の違いにより切削力の変動の様子は大きく異なっているが、いずれの切削力においても、推定値と実測値がよく一致しているのがわかる。しかし、切込み量の増加とともに、推定値が実測値よりも大きくなる傾向や、Y方向の推定値が実測値よりもやや大きく、逆にZ方向の推定値が実測値よりもやや小さい傾向がわずかに認められる。前者は加工中の工具変形のために、実際の切込み量が設定切込み量

よりも小さくなることに起因していると考えられる。こうした切削力をさらに精度よく推定するためには、最適な被削材せん断強さや摩擦角の決定はもちろん、厳密な切屑流出角やせん断角の設定が必要となる。

3.5.2 機械要素接合部の剛性

図3.12に静剛性実験の結果をまとめて示す。横軸に静荷重、縦軸に各測定点の変位をとった。測定は同一の工具把持方法（把持方式A）で直径の異なるエンドミルを取付けた場合、同一のエンドミルを異なる工具把持方法（把持方式AおよびB）で取付けた場合について行った。

図中の実線および破線は、測定データをもとにして求めたこれらの回帰直線である。工具剛性の違いによるエンドミル先端での変位の差は顕著である。また、エンドミルの把持方法の違いによるエンドミル先端および工具ホルダ先端の変位にも差が認められるから、本研究ではこれらを工具ホルダ自身の弾性変形の違いと、工具ホルダとエンドミルの接合部での変形、すなわち接合部の剛性として取り扱う。

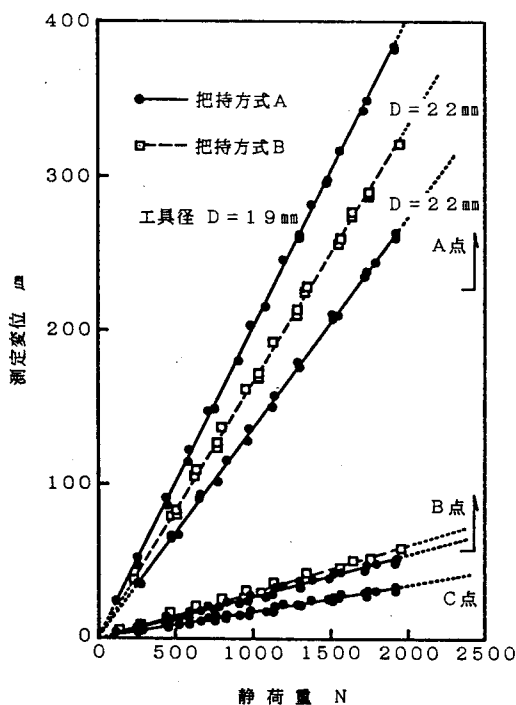


図3.12 機械各部の測定変位と静荷重の関係

仮定した式によれば、機械・工具系の変形と各測定点での変位との間には以下の関係が成り立つ。

$$\begin{aligned}
 & \text{A点の変位} - \text{B点の変位} \\
 & = (f/k_M + f/k_S' + f/k_H') \cdot l + \delta_E \quad (3.25)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & \text{B点の変位} - \text{C点の変位} \\ & = (f/k_M + f/k'_S) \cdot L_H + \delta_H \end{aligned} \quad (3.26)$$

$$\begin{aligned} & \text{C点の変位} \\ & = f/k_M \cdot L_S + \delta_S \end{aligned} \quad (3.27)$$

式(3.25)~(3.27)で使用した記号は、式(3.1),(3.2)で使用したものと同じで、式(3.25)の l はエンドミルの突出し長さを示している。式(3.27)において、静荷重が作用しているときの主軸ヘッドの弾性変形 δ_S がわかれば、C点の変位から工作機械のコラムと主軸ヘッドの接合部の剛性 k_M を推定することができる。同様に、工具ホルダの弾性変形 δ_H がわかれば、式(3.26)を用いてB点の変位から主軸ヘッドと工具ホルダの接合部の剛性 k'_S を、エンドミルの弾性変形 δ_B がわかれば、式(3.25)を用いてA点の変位から工具ホルダとエンドミルの接合部の剛性 k'_H を順次推定することができる。ここで、主軸ヘッド、工具ホルダ、エンドミルの弾性変形は実測して求めることもできるが、その形状から推測することができる。こうして求めた機械要素接合部の剛性を表3.2にまとめて示す。

表3.2 機械要素接合部の剛性

	工具径 mm	接合部の剛性 rad/N		
		工具ホルダ -エンドミル $1/k'_H$	主軸ヘッド -工具ホルダ $1/k'_S$	コラム -主軸ヘッド $1/k_M$
把持方式A	19	6.34×10^{-7}	5.58×10^{-8}	2.80×10^{-8}
	22	4.91×10^{-7}		
把持方式B	22	8.36×10^{-7}		

3.5.3 加工誤差の推定結果

切削実験により種々の切削条件で得られた加工面の断面形状（板厚方向での加工誤差）と、計算機シミュレーションにより推定した加工面の断面形状とを図3.13にまとめて示す。4枚刃エンドミルで加工した場合に、加工面が中くぼみとなる定

性的な傾向^{3.10)}はもちろん、定量的な加工誤差推定という点でも、工具径、切込み、刃数、さらに工具把持方法の違いに対して、良い結果が得られているのがわかる。

さらに、表3.2で示した機械要素接合部の剛性を参考に、静剛性実験を行わなかった工具径20mmのエンドミルについても、加工面の断面形状を推定した。特に工具ホルダ端面から試験片までの距離 l_w が異なる場合についてシミュレーションを行ったところ、図3.14(a)で示すとおり推定値は実測値と良く一致し、ここで提案した手法が加工誤差の推定に非常に有効であることが確認できた。

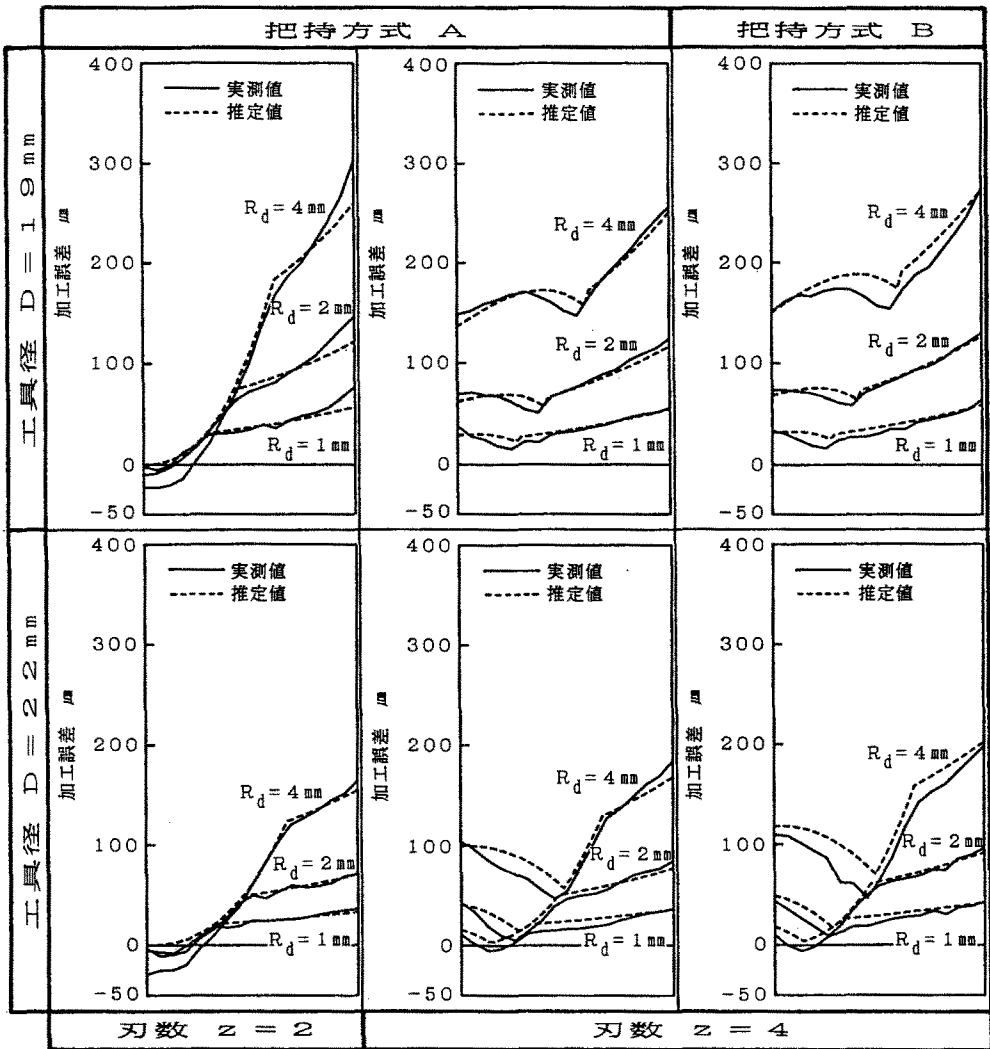
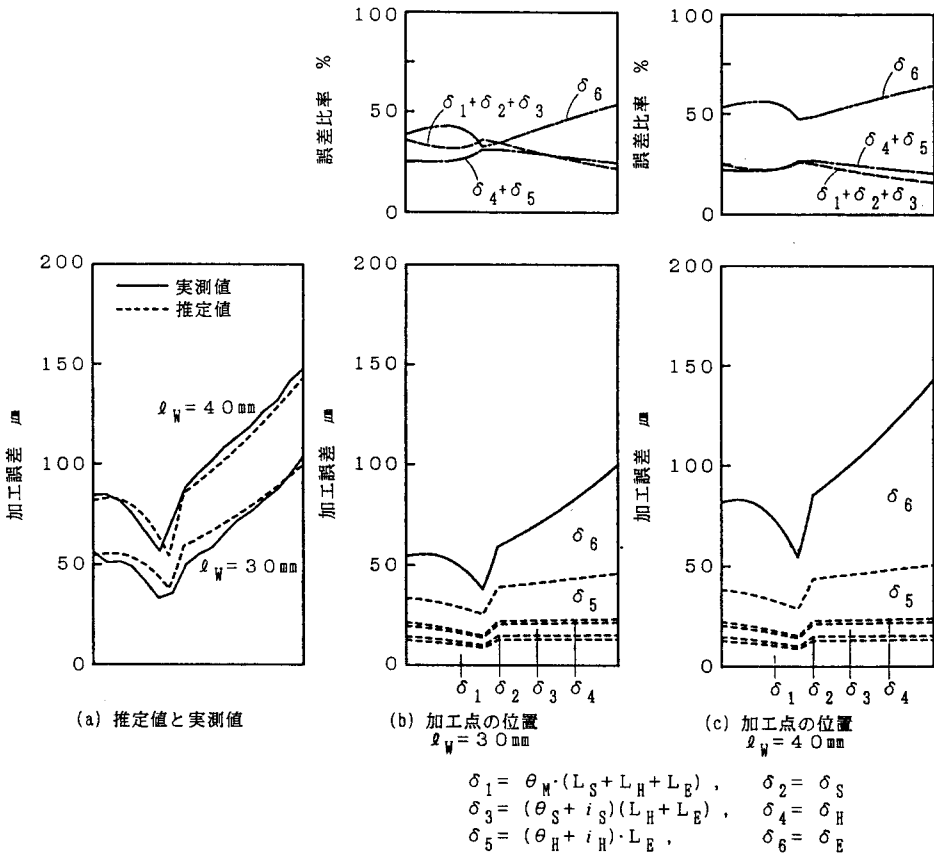


図3.13 エンドミル軸方向の加工面断面形状の推定値と実測値の比較



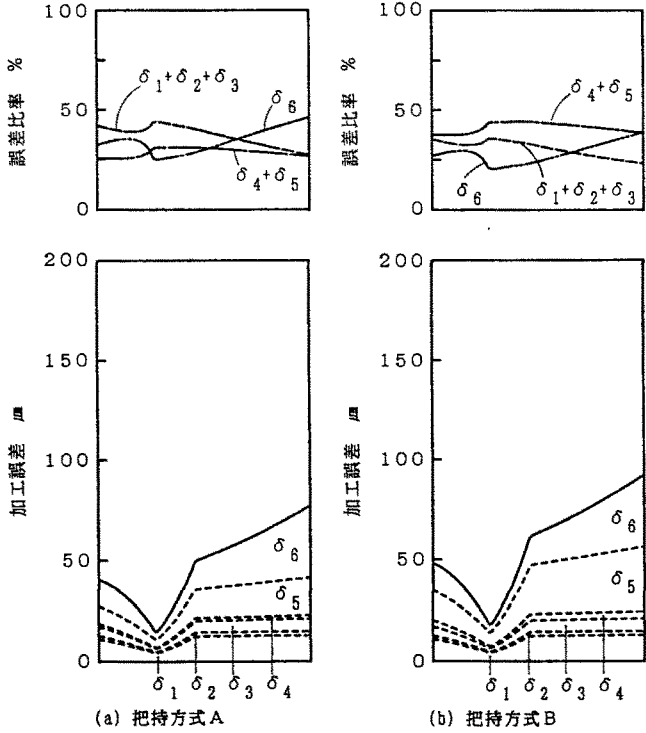
工具径 $D = 20\text{mm}$, 刃数 $z = 4$,
 切込み $R_d = 2\text{mm}$, 切削幅 $A_d = 25\text{mm}$,
 主軸回転数 $n = 320\text{rpm}$, 送り量 $f_z = 0.1\text{mm/刃}$

図3.14 加工点の位置が異なる場合の誤差比率の比較

図3.14(b),(c)は、推定した加工誤差の内訳とその比率を示したもので、 δ_1 から δ_6 は、それぞれ式(3.1)の第1項から第6項の誤差成分に対応している。加工点の位置が10mm異なるだけで、加工誤差の差は最大で45 μm 程度にもなり、そのほとんどがエンドミルの弾性変形で占められている。従って、加工誤差全体に占めるエンドミルの弾性変形成分の比率も大きくなっており、エンドミルの刃元側で加工することの重要性は明らかである。

図3.15は工具把持方法が異なる場合について、推定した加工誤差の内訳とその比率を示したもので、 δ_5 の工具ホルダとエンドミルの接合部での変形に基づく誤差成分の大きさに差が認められる。特に一点鎖線で示した工具ホルダにかかわる誤差成分($\delta_4 + \delta_5$)の比率を比較した場合、ストレートコレットを介してエンドミ

ルを把持する場合でも、外径の大きな工具ホルダを使用するほうが加工誤差の点で有利であることがわかる。また、把持方式Bでは加工誤差全体に占める工具ホルダにかかわる誤差成分の比率が、エンドミルの弾性変形による誤差成分の比率を上回っており、エンドミルの把持機構の改善や工具ホルダ自身の改良が望まれる。



工具径 $D = 2.2 \text{ mm}$, 刃数 $z = 4$,
 切込み $R_d = 2 \text{ mm}$, 切前幅 $A_d = 2.5 \text{ mm}$

図3.15 エンドミルの把持方法が異なる場合の誤差比率の比較

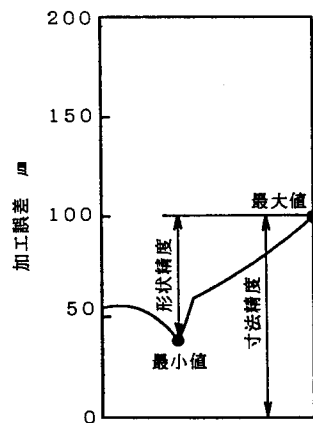
3.6 高精度加工のための加工誤差推定手法の応用

3.5.3節で示した加工誤差の推定に必要なパラメータは、主軸ヘッド、工具ホルダ、エンドミルの断面2次モーメント I_{zS}, I_{zH}, I_{zE} (I_{zE} が定数となるのは刃数が3枚刃以上のエンドミルの場合) と工作機械のコラムと主軸ヘッド、主軸ヘッドと工具ホルダ、工具ホルダとエンドミルの接合部の剛性 k_M, k'_S, k'_H である。本章では、静剛性実験の結果をもとにこうしたパラメータの値を仮定し、加工誤差

の推定を行った。推定した加工誤差は、工具径、切込み、刃数などの違いに対して、切削実験で得られた加工誤差とよく一致し、仮定したパラメータの値がほぼ妥当なものであることが示された。

こうしたパラメータを静剛性実験を行って一度決めてしまうと、同じ工作機械を使用して工具ホルダやエンドミルを交換して加工を行う場合、未知のパラメータは、工具ホルダとエンドミルの断面2次モーメント I_{zH} 、 I_{zE} と工具ホルダとエンドミルの接合部の剛性 k'_H の3つとなる。このうち、エンドミルの断面2次モーメント I_{zE} は、その断面形状から容易に求めることができる。従って、2つの未知パラメータの値がわかれば、加工誤差に占める個々の誤差要因の比率が明らかにできることになる。

次に、加工誤差の推定結果を用いて、高精度加工を実現することを考えてみる。図3.16に工具径20mm、刃数4、1刃当りの送り0.1mm/刃、切込み2mm、切削幅25mmの条件で推定した加工面の断面形状と寸法精度および形状精度との関係を示す。寸法精度は理想的な寸法に対する精度であり、この場合、加工誤差（加工面の断面形状を示す曲線）の最大値となる。形状精度は理想的な形状（ここでは平面）に対する精度であり、この場合、加工誤差の最大値と最小値の差となる。この時、NC工作機械の機能を利用して、加工誤差の最小値に相当する変位置だけ主軸の位置を補正・制御してやれば、より高精度の加工が実現可能となる。この時、寸法精度が形状精度に等しくなり、形状精度が達成可能な加工精度（寸法精度）の限界であると考えることができる。



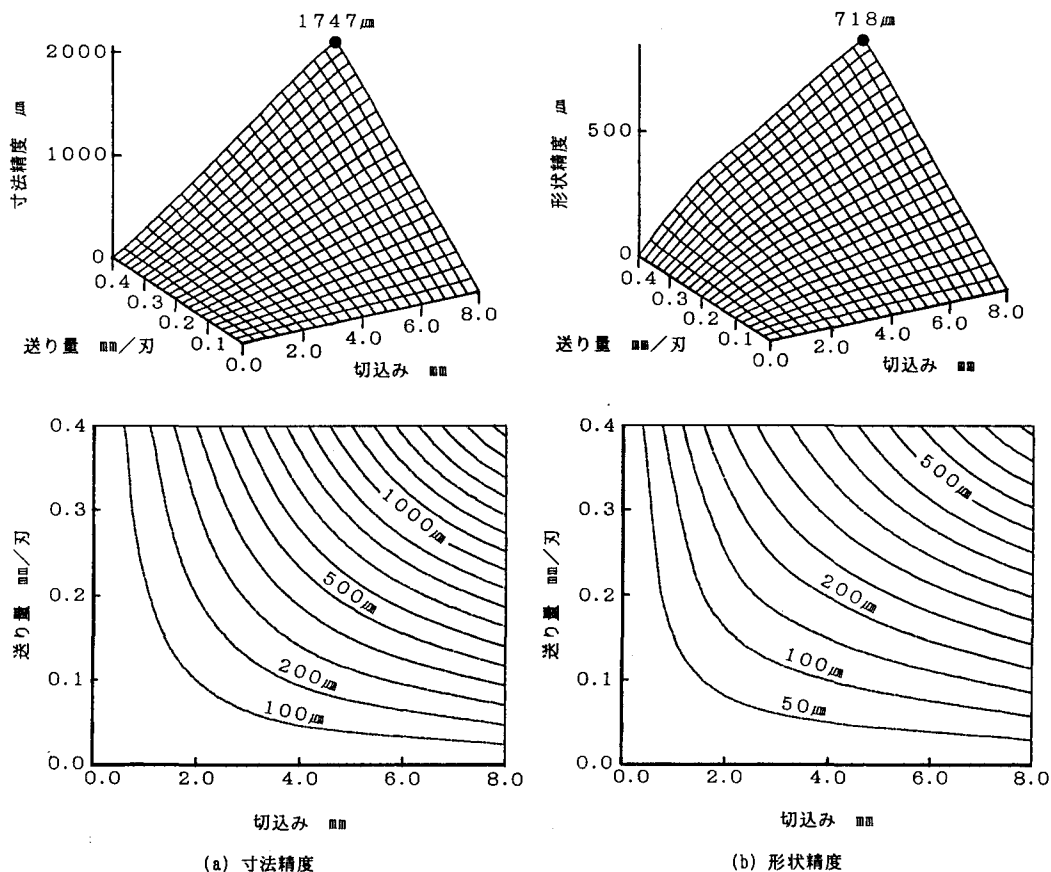
工具径 $D = 20$ mm, 刃数 $z = 4$,
切込み $R_d = 2$ mm, 切削幅 $A_d = 25$ mm,
送り量 $f_z = 0.1$ mm/刃

図3.16 寸法精度と形状精度

そこで、工具径20mm、刃数4、切削幅25mmの場合に、1刃当りの送りと切込みをそれぞれ変化させながら加工面の断面形状を推定し、その寸法精度と形状精度を求めた。図3.17にその結果をまとめて示す。図の上段は、切込みおよび1刃当

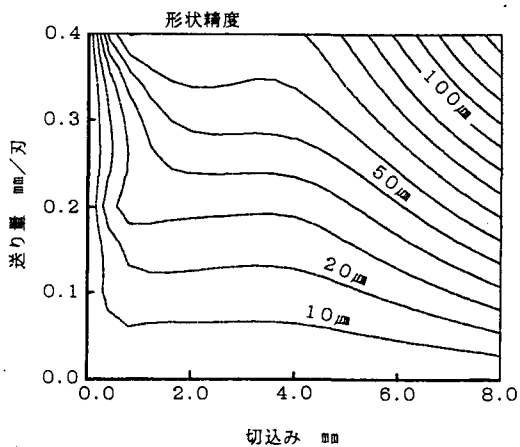
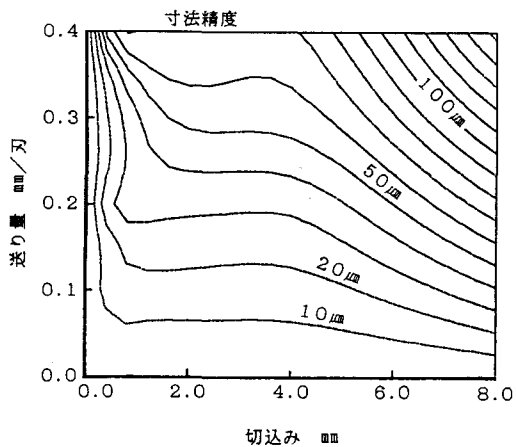
りの送りと寸法精度および形状精度の関係を3次元的に示したものである。図の
 下段は、それらの等高線を表示したもので、種々の切削条件における寸法精度ある
 いは形状精度をあらかじめ知ることができる。この等高線より、寸法精度、形状精度
 はいずれも切削量（1刃当りの送り×切込み）によって、ほぼ決まることがわかる。

主軸の位置を正しく補正・制御してやれば寸法精度が形状精度に等しくなること
 を前述したが、形状精度が寸法精度に比べて2倍以上の精度であることから、達成
 可能な加工精度（寸法精度）は2倍以上に向上すると考えられる。また、同じ加工
 精度（寸法精度）であれば2倍以上の切削量で加工できることから、加工能率が2
 倍以上に向上すると考えることもできる。

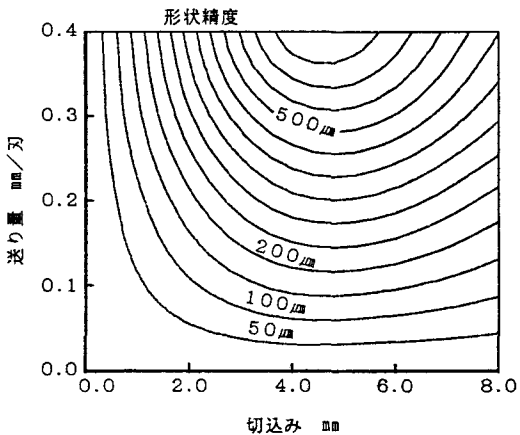
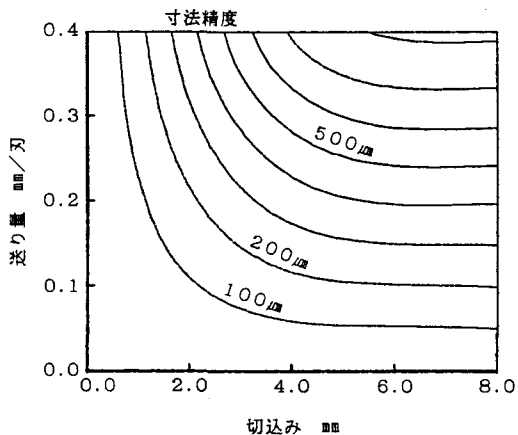


工具径 $D = 20\text{mm}$, 刃数 $z = 4$, 切削幅 $A_d = 25\text{mm}$

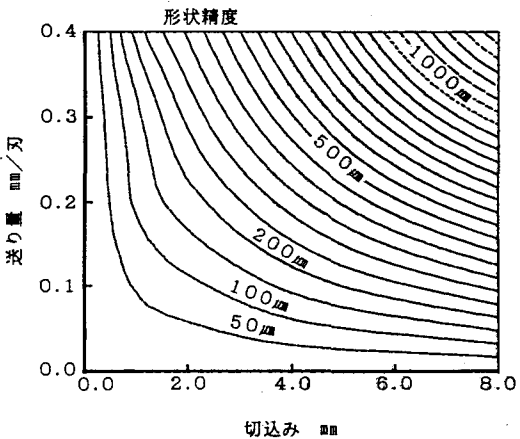
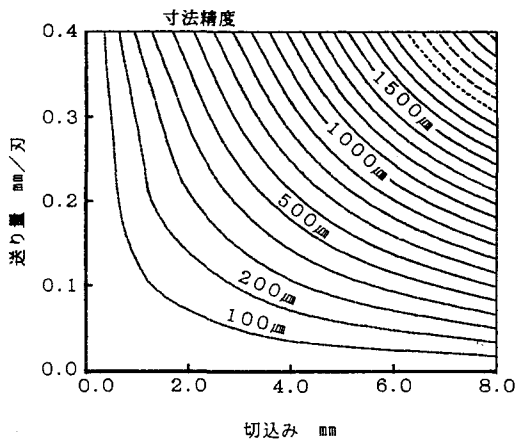
図3.17 切削条件と加工精度の関係



(a) 切削幅 $A_d = 5\text{mm}$



(b) 切削幅 $A_d = 15\text{mm}$



(c) 切削幅 $A_d = 35\text{mm}$

工具径 $D = 20\text{mm}$, 刃数 $z = 4$

図3.18 加工精度の等高線表示

同様に、工具径20mm、刃数4で、切削幅が5mm, 15mm, 35mmと異なる場合についても、種々の切削条件における寸法精度と形状精度をそれぞれ求め、図3.18にその等高線表示をまとめた。切削幅5mmの場合は、種々の切削条件に対して寸法精度と形状精度がほぼ同じである。切削幅15mmの場合は、形状精度が必ずしも切削量によって決まらないことがわかる。

3.7 結 言

エンドミルによる側面加工について、特に切削力による機械・工具系の変形に起因する加工誤差に注目し、その加工誤差を推定する手法を開発した。推定した加工誤差を、種々の切削条件で得られた加工誤差と比較しながら、加工精度に及ぼす個々の誤差要因の影響を検討した。本章で得られた結論は以下のとおりである。

- (1) 切削に関与しているエンドミルの切刃微小部分について、傾斜切削モデルを適用して推定した切削力は実測値と良く一致した。
- (2) 機械・工具系を数学モデルで置き換え、静剛性実験の結果および傾斜切削モデルを適用して推定した切削力をもとに加工面の断面形状を推定したところ、工具径、切込み、刃数などの違いに対して、定性的にも定量的にも良い結果が得られ、推定手法の妥当性が確かめられた。
- (3) 推定した加工誤差を検討したところ、工具径が減少するに従いエンドミルの弾性変形による誤差成分の比率が増加することがわかった。また、工具ホルダ端面から加工点の位置までの距離が増加してもその比率は増加しており、工具径の大きなエンドミルを使用して刃元側で加工することが、加工精度の向上に非常に重要である。
- (4) 2種類の工具ホルダについて、それにかかわる誤差成分の比率を検討したところ、エンドミルの弾性変形による誤差成分の比率を上回る場合も認められ、加工誤差に及ぼす工具ホルダの影響が、比較的大きいことがわかった。

- (5) 工具径20mm, 刃数4, 切削幅25mmの場合に, 種々の切削条件における寸法精度と形状精度をそれぞれ求め, これらが切削量(1刃当りの送り×切込み)によってほぼ決まり, 形状精度が寸法精度に比べて2倍以上の精度であることを示した.
- (6) NC工作機械の機能を利用して, 寸法精度と形状精度の差に相当する変位量だけ主軸の位置を補正・制御してやれば, より高精度の加工が実現可能となる. この時, 寸法精度が形状精度に等しくなり, 達成可能な加工精度(寸法精度)は2倍以上に向上する. また, 同じ加工精度(寸法精度)であれば2倍以上の切削量で加工できることから, 加工能率が2倍以上に向上することになる.

第 4 章 加工誤差のばらつきの評価

4.1 緒 言

前章までにおいて、エンドミルの加工精度に関する加工誤差の原因や、個々の誤差要因の寄与率について検討を進めてきた。また、エンドミルの加工誤差に関する研究は、従来より種々行われてきており、例えば、藤井らが行った加工誤差生成機構の解明^{4.1)}や、主軸・工具系を構成するチャック、コレット、エンドミルおよび工作物の静剛性試験に基づく、加工誤差に占める各要素の誤差成分比率の分析^{4.2)}などが挙げられる。

しかし、こうした従来の研究で取り扱われてきた寸法精度は、基本的にはその平均値を対象としたものであった。確かに、寸法精度の平均値が明らかになれば、NC工作機械の機能を利用して補正・制御を行うことができ、より高精度の加工が実現可能となる。事実、工作機械の熱変位や旋削工具の熱変形を予測し、加工誤差を補正する研究も行われている^{4.3), 4.4)}。

ところが、平均的な加工精度とは別に、製品個々の加工精度を考える場合、新たに加工誤差の再現性が問題となる。つまり、加工誤差のばらつきによって、製品個々の加工精度が変化するために、加工誤差のばらつきが精度限界を決定する因子となるからである。従って、一定の精度管理のもとで製品を加工する立場からすれば、加工誤差を大きくばらつかせる原因が把握できて、これを排除することができれば好都合である。しかしながら、これまで加工誤差のばらつきを評価するための定量的なパラメータが提案されておらず、加工誤差にばらつきを生じさせる原因や、それらが加工誤差のばらつきに与える影響を議論した研究は見あたらない。

本章では以上の観点に基づき、エンドミル加工を対象に多数の切削実験で得られる加工誤差データを統計解析の手法を用いて評価し、加工誤差にばらつきを生じさせる原因と、それらが加工誤差のばらつきに与える影響を定量的に考察する^{4.5)}。

加工誤差のばらつきとして、1つは加工に使用する工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつきを、もう1つは同じ工具ホルダとエンドミルを用いて加工を行っていても、工具ホルダやエンドミルの着脱、エンドミルの締付トルクの変化、あるいは工作物の取付方法など、作業者の技量や環境に左右されて生じる加工誤差のばらつきを考える。ここではこれら2つの加工誤差のばらつきを考慮するために、それぞれ切削実験を計画し解析を行っている。

4.2 実験方法

加工誤差のばらつきを評価するという性質上、数多くの切削実験を効率良く、しかも、精度良く行わなければならない。そこで、本章では実験計画法に基づいて切削実験を計画した。実験計画法は目的にかなう実験をどのように計画し、精度良い観測値を得るかを問題とした手法である。実験計画法の詳細^{4.6)}はここでは省略するが、創始者 R.A.Fisher は、実験の精度を高めるための3つの原則を提唱した。

i) 反復の原則 (replication) ; 観測誤差の評価

同じ処理の実験を同じ実験の場で繰返すことによって、誤差のばらつきの大きさを評価することが可能となる。

ii) 無作為化の原理 (randomization) ; 系統誤差の偶然誤差への転化

実験の場に対する処理の割付けをランダム(無作為)に行うことによって、データに伴う誤差は確率変数として取り扱うことができるようになり、処理効果が平均的に平等になる。

iii) 局所管理 (local control) ; 系統誤差の除去

実験の場を適当なブロック因子により層別することによって、処理効果の比較の精度が向上する。

実験配置(実験の順序)はこの3つの原則に従って計画すれば、精度よい観測値が得られるとされている。

4.2.1 切削実験（その1） 工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつき

工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつきを検討するため、同一型式の工具ホルダ3本を含む3種類の工具ホルダ5本と、同一型式のエンドミル2本を用意し切削実験を行った。用意した工具ホルダとエンドミルの型式を表4.1に示す。同一型式の工具ホルダ3本とエンドミル2本を用意したのは、同じ規格で製造された製品個々のばらつきが、加工誤差のばらつきに影響を与えるかどうかを検討するためである。

工具ホルダはいずれも不二越製で、日本工作機械工業会規格（MAS 411-1983）によれば、3形のシングルロールロック方式に相当する。3種類の工具ホルダは、シャンク径が20mm, 32mm, 42mmと異なっており、工具ホルダ自身の剛性が違うために、その影響が加工誤差のばらつきに現れるはずである。

表4.1 工具ホルダおよびエンドミルの型式

工具ホルダ		エンドミル	
H 1	BT50-CHN20-105	E 1, E 2	LIST6212 SL4
H 2, H 3, H 4	BT50-CHN32-105		
H 5	BT50-CHN42-105		

・ ストレートコレット SN32-20 を使用
 .. ストレートコレット SN42-20 を使用
 以上 不二越製

以上、5本の工具ホルダと2本のエンドミルそれぞれの組合せで切削実験を行うが、実験配置（実験の順序）は実験を行う‘日’と実験の‘順序’の影響が除去できるように、ラテン方格法に基づいて決めた。実験の‘順序’は、工具摩耗や作業者の慣れによる実験の能率などに影響を与えられられるので、慎重に決めなければならない。さらに、同じ工具ホルダとエンドミルの組合せについて10本の試験片を切削することにし、表4.2で示す実験配置に従って5日間で計100本の試験片を切削した。

切削実験には横型マシニングセンタ（中村留精密工業製 MU-5）を用いて、エンド

表4.2 実験配置

実験第1日

試験片番号	1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20
工具ホルダ	H1 H1 H2 H2 H3 H3 H5 H5 H4 H4 H1 H1 H5 H5 H3 H3 H2 H2 H4 H4
エンドミル	E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2

実験第2日

試験片番号	1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20
工具ホルダ	H4 H4 H5 H5 H1 H1 H3 H3 H2 H2 H4 H4 H3 H3 H1 H1 H5 H5 H2 H2
エンドミル	E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1

実験第3日

試験片番号	1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20
工具ホルダ	H5 H5 H1 H1 H2 H2 H4 H4 H3 H3 H5 H5 H4 H4 H2 H2 H1 H1 H3 H3
エンドミル	E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2

実験第4日

試験片番号	1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20
工具ホルダ	H3 H3 H4 H4 H5 H5 H2 H2 H1 H1 H3 H3 H2 H2 H5 H5 H4 H4 H1 H1
エンドミル	E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1

実験第5日

試験片番号	1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20
工具ホルダ	H2 H2 H3 H3 H4 H4 H1 H1 H5 H5 H2 H2 H1 H1 H4 H4 H3 H3 H5 H5
エンドミル	E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2 E1 E1 E2 E2

ミルによる側面加工を行う
た。切削条件は表4.3に
示すとおりである。使用し
た工具は高速度鋼，ロング
刃，4枚刃，右刃，ねじれ
角30°，ストレートシャ
ンクのスクウェアエンドミ
ルである。試験片には板厚

表4.3 切削条件

工具径 ; $D = 20\text{mm}$
刃数 ; $z = 4$
切削速度 ; $V = 20\text{m}/\text{min}$
主軸回転数 ; $n = 320\text{rpm}$
1刃当りの送り ; $f_z = 0.1\text{mm}/\text{刃}$
送り速度 ; $F = 128\text{mm}/\text{min}$
半径方向切込み量 ; $R_d = 2\text{mm}$
軸方向切込み量 ; $A_d = 25\text{mm}$
切削位置 ; $l_w = 20\text{mm}, 30\text{mm}, 40\text{mm}$
切削方向 ; 下向き切削
クーラント ; マシン油 UL65, 2種, 5号 3 l/min

25mmのS55C材 (HV240) を使用し，切込みは2mmとした。切削幅の25mmはこの試験片の板厚に相当する。エンドミルの突出し長さは80mmとし，図4.1で示すように1本の試験片を加工中に切削位置 l_w をNC指令により20mm, 30

mm, 40mmと変化させた。切削位置 l_w は工具ホルダ端面から試験片までの距離で、エンドミルの見かけ上の突出し量を変化させたことになる。切削方向は下向き切削のみで、切削油としてマシン油（UL65, 2種, 5号）を3 l/minの割合で使用した。なお、試験片には切削実験を始める直前に、加工誤差測定の際の基準面を加工しておく。この時の切削条件は、送り速度15mm/min, 切込み0.1mm以下とした。

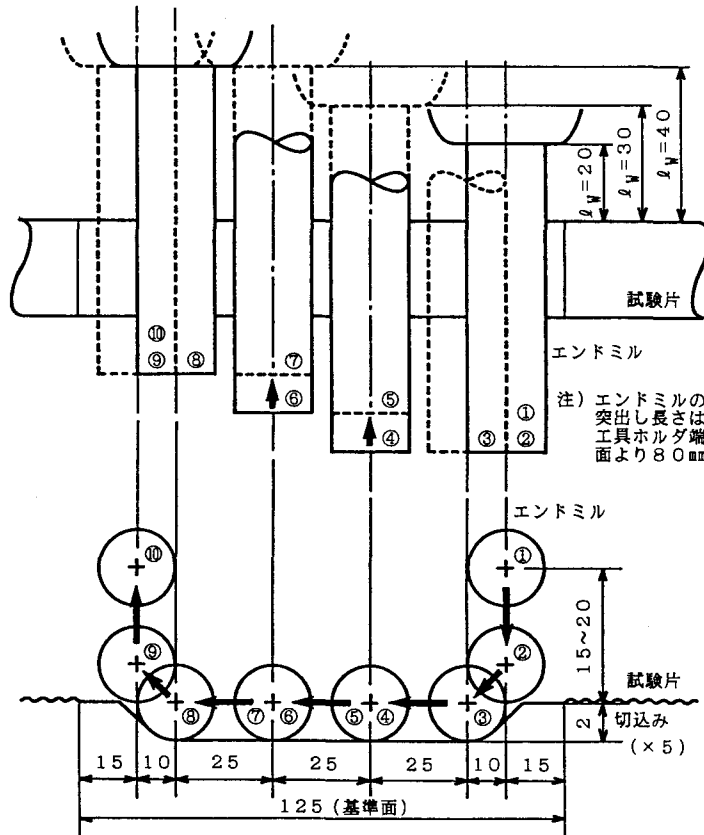


図4.1 切削方法

4.2.2 切削実験（その2） 工具ホルダやエンドミルの着脱など、作業者の技量や環境に左右されて生じる加工誤差のばらつき

工具ホルダやエンドミルの着脱が、加工誤差のばらつきに与える影響を検討するために、1つの工具ホルダとエンドミルの組合せごとに6本の試験片を図4.2に示す加工手順に従って加工した。すなわち、2本目と6本目の試験片を加工する直前

にはATCによる工具ホルダの着脱を、4本目の試験片を加工する直前には工具ホルダおよびエンドミルの着脱をそれぞれ行った。

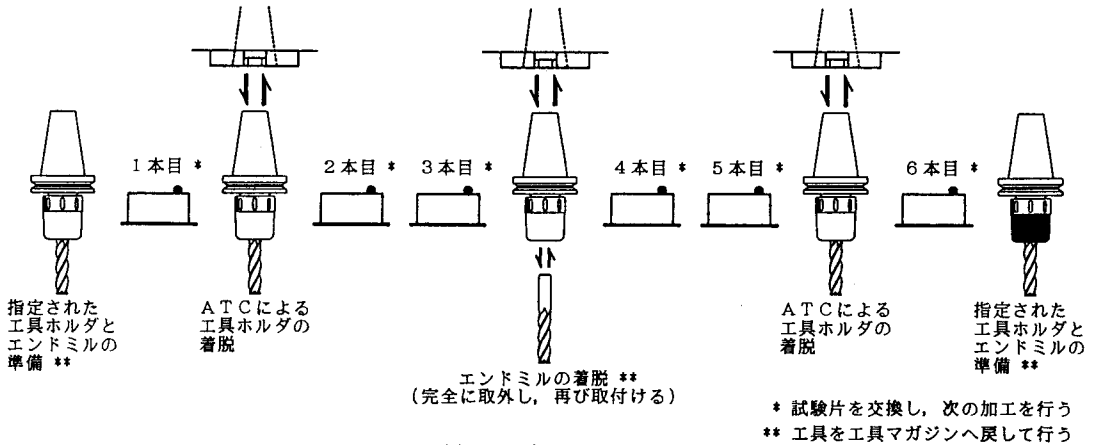


図4.2 加工手順

また、作業者の技量や環境に左右されて生じる加工誤差を検討するために、5台のマシニングセンタと3種類の工具ホルダを用意した。5台のマシニングセンタの概要を表4.4にまとめて示す。MC1だけが主軸端番号50番の横形マシニングセンタで、MC2からMC5は、主軸端番号40番の立て型マシニングセンタである。5台のマシニングセンタは使用されている環境が異なっており、ここで行った切削実験もMC1のマシニングセンタについては、著者が実験室で行ったが、MC2からMC5のマシニングセンタについては、北陸3県の工作機械メーカーに依頼して行ってもらった。

表4.4 切削実験に使用したマシニングセンタの概要

	主 軸	ストローク X x Y x Z	主軸電動機 連続/30分定格	機械重量
MC1	横 型 BT50	680 x 500 x 630 mm	7.5 / 11 kW	9,500 kg
MC2	立て型 BT40	800 x 450 x 500 mm	5.5 / 7.5 kW	5,000 kg
MC3		760 x 480 x 460 mm	5.5 / 7.5 kW	4,500 kg
MC4		560 x 410 x 450 mm	7.5 / - kW	4,800 kg
MC5		710 x 600 x 350 mm	3.7 / 5.5 kW	3,900 kg

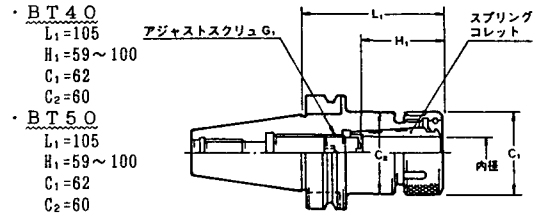
次に、3種類の工具ホルダの概要を図4.3にまとめて示す。日本工作機械工業会規格(MAS 411-1983)の形式分類を参考に、1形のすべりねじによるコレットチ

ヤック方式 (CT1), 2形
のボールねじによるコレット
チャック方式 (CT2), 3形
のシングルロールロック方式
(CT3) よりそれぞれ選定し
た。

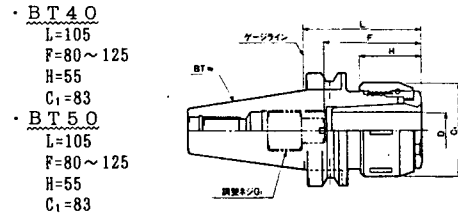
エンドミルは同一型式の製品
であっても, 得られる加工誤差
に違いが生じることが4.2.1
節の切削実験で確認されたので,
同一ロットの製品の中から3本
(E1~E3) を無作為に抽出
したうえで, 3種類の工具ホル
ダ (CT1~CT3) とそれぞ
れ組合せて使用することにした。
なお, エンドミルを工具ホルダ
で把持するために, CT1およ
びCT2ではスプリングコレ
ットを, CT3ではストレートコ
レットをそれぞれ使用した。

工具ホルダとエンドミルの組
合せは9通りとなるが, 工具ホ
ルダとエンドミルの組合せごと
に6本の試験片を加工しており,
1台のマシニングセンタで加工
する試験片は54本となる。そ
の実験配置 (実験の順序) はラ
テン方格法に基づいて決めた。

1形: すべりネジによるコレットチャック方式 …… CT1
(すべりネジ+スプリングコレット)



2形: ボールネジによるコレットチャック方式 …… CT2
(ボールネジ+スプリングコレット)



3形: シングルロールロック方式 …… CT3
(ニードルローラ方式)

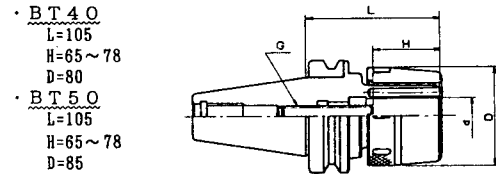


図4.3 工具ホルダの形状および寸法

表4.5 工具ホルダとエンドミルの組合せ
(マシニングセンタMC1の場合)

グループ I

試験片番号	No. 1~ 6	No. 7~ 12	No.13~ 18
工具ホルダ	CT2	CT3	CT1
エンドミル	E 1	E 3	E 2

グループ II

試験片番号	No.19~ 24	No.25~ 30	No.31~ 36
工具ホルダ	CT1	CT2	CT3
エンドミル	E 3	E 2	E 1

グループ III

試験片番号	No.37~ 42	No.43~ 48	No.49~ 54
工具ホルダ	CT3	CT1	CT2
エンドミル	E 2	E 1	E 3

表4.5にMC1のマシニングセンタで行った切削実験の工具ホルダとエンドミルの組合せを示す。当然、この実験配置はマシニングセンタごとに異なっている。

切削条件および切削方法は4.2.1節で述べた方法（表4.3，図4.1参照）に準じた。ただし、試験片の取付方法，クーラントの種類，エンドミルの締付トルクなどは特に指定せず，現場の作業者に実際の切削加工に準じた方法で実験を行ってもらった。なお，切削実験に使用した試験片，工具ホルダ，エンドミルはすべて著者が準備し，同一条件にそろえた。

4.3 加工誤差の測定

加工誤差の測定には，2軸位置決めテーブル（日本精工製 XY-CD1515）と，磁気式リニアスケール（ソニーマグネスケール製 G-10B-12）からなる，自作測定装置を用いた。位置決めテーブルの駆動制御，ならびにリニアスケールからの測定値の読み込みにはパーソナルコンピュータ（日本電気製 PC9800F）を使用し，試験片設置後は自動的に加工誤差の測定が行えるようにした。

加工誤差は図4.4で示すように，試験片の板厚方向に1.5mm間隔，長手方向に1mm間隔の格子点上で測定した。基準面は切削実験を始める直前に加工した切込み0mmの平面である。従って，基準面での測定値をもとに求められる回帰平面から，

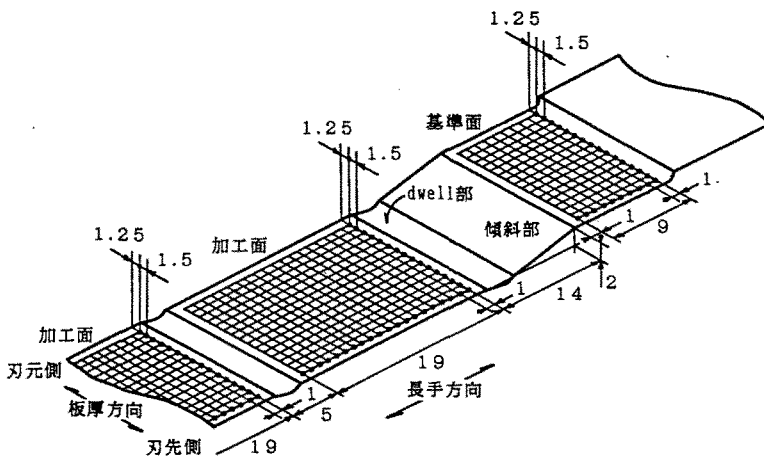


図4.4 加工誤差測定の格子点

切込み2mm（切削条件で示した半径方向切込み量に相当）の加工誤差ゼロの平面を仮想することができる。加工誤差はこの加工誤差ゼロの仮想平面からの距離として求めることにした。

図4.5は本測定装置で測定した加工誤差と、3次元測定器（ZEISS製UMM500）を用いて測定した加工誤差をもとに、試験片の板厚方向の加工面形状をそれぞれ求め比較したものである。エンドミルの見かけ上の突出し量を変えて加工した加工面ごとに、本測定装置では板厚方向16点×長手方向20点、3次元測定器では板厚方向17点（1.5mm間隔）×長手方向6点（3mm間隔）を測定し、長手方向の測定値をそれぞれ平均して示した。2つの加工面形状はよく一致しており、測定値の平均値を比較してみても、その差は2μm以下に納まっていた。また、繰返し精度も、

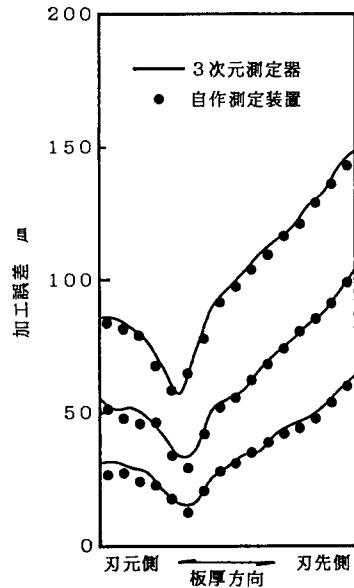


図4.5 測定誤差の比較

リニアスケールの最小分解能1μmに対して±1μm程度に納まっており、数多くの試験片の加工誤差を、簡便に測定するのに十分な精度を有していると判断できる。

4.4 結果および考察

図4.6は測定して得られた加工誤差をもとに、加工面の形状を3次的に表示したものである。下向き切削であるため、加工誤差はすべて削り残しとして現れており、エンドミルの見かけ上の突出し量が変わるとともに、得られる加工誤差は明らかに変化している。

本章で議論する加工誤差のばらつきは、切削によって得られる加工面の寸法精度を対象とすることにし、その加工面の寸法精度を示す加工誤差データとして加工面上320点（板厚方向16点×長手方向20点）の測定値の平均値を、以後の解析

で用いることにする。従って、図4.6の例ではエンドミルの見かけ上の突出し量が異なる場合 ($l_W = 20\text{ mm}$, 30 mm , 40 mm の場合) の3つの加工誤差データが、それぞれ求められることになる。

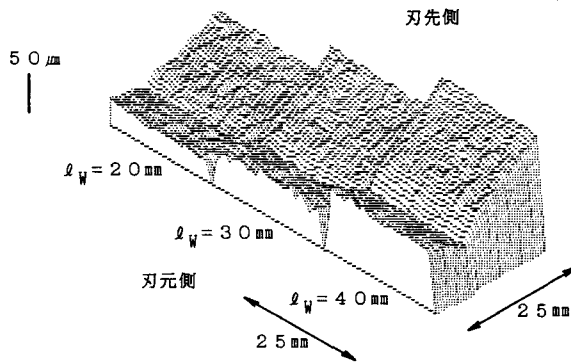


図4.6 加工面形状

図4.7は4.2.1節で述べた切削実験の結果をまとめたものである。工具ホルダとエンドミルの組合せごとに得られた10個の加工誤差データから、最大値、最小値、平均値と標準偏差をそれぞれ求め記号で示した。例えば、エンドミルの見かけ上の突出し量を示す切削位置 $l_W = 40\text{ mm}$ の場合について見てみると、工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつきは、図4.8のようにまとめられる。

図4.8(a)は同じ工具ホルダを使用し、エンドミルを取替えた場合に、加工誤差の違いが数μm程度になることを示しており、同一型式の製品であっても製品個々のばらつきが、加工誤差にばらつきを生じさせていることがわかる。

図4.8(b)は同じエンドミルを、型式が異なる工具ホルダで使用した場合の加工誤差の違いを示しており、それぞれの型式間で十数μm、あるいは30μm程度にもなることがわかる。これは、主に工具ホルダ自身の剛性の違いによるものと

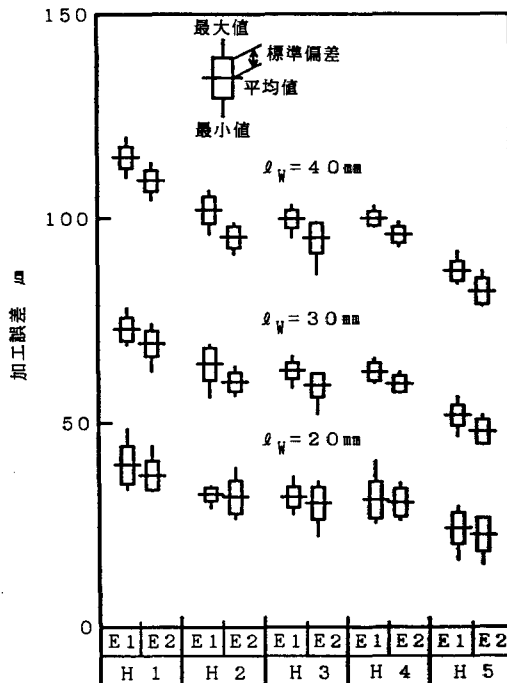


図4.7 加工誤差の最大値、最小値、平均値と標準偏差 (4.2.1節の測定結果)

考えてよい。一方、図4.8(c)は同じエンドミルを、同一型式の工具ホルダで使用した場合の加工誤差の違いを示しているが、いずれも2 μ m以下と小さい。従って、工具ホルダの場合は、同一型式の製品であれば製品個々のばらつきは、加工誤差のばらつきにほとんど影響を与えていないと考えることができる。

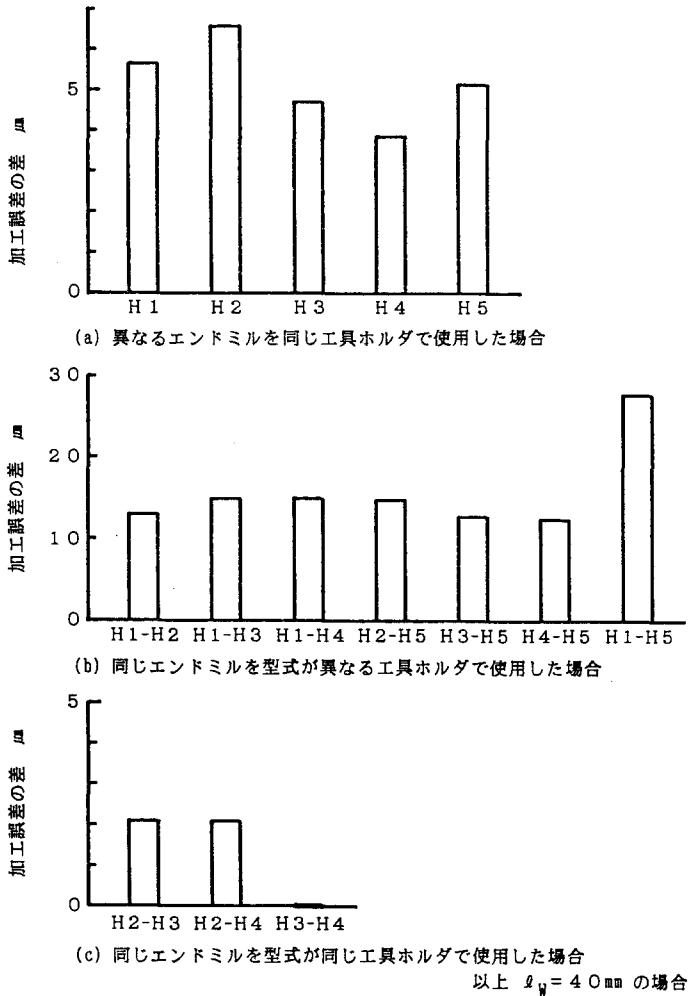


図4.8 工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差の差

図4.9は4.2.2節で述べた切削実験の結果をまとめたものである。加工誤差データは全部で810点あり、工具ホルダの違いに合わせてプロットするマークの種類を変えるとともに、加工誤差のばらつきが小さければ横に長くプロットされるように工夫した。いずれのマシニングセンタの場合も、エンドミルの見かけ上の突出し量が違えば、これに対応して得られる加工誤差が異なっていることがわかる。ま

た、マシニングセンタの剛性の違いが加工誤差の違いにも現れ、主軸端番号50番で機械重量が最も大きかったMC1で、全般に加工誤差が小さいことがわかる。

これに対して、加工誤差のばらつきは、主軸端番号の違いや機械重量とは無関係に異なっており、さらに、工具ホルダの違いによっても加工誤差のばらつきに違いが認められる。

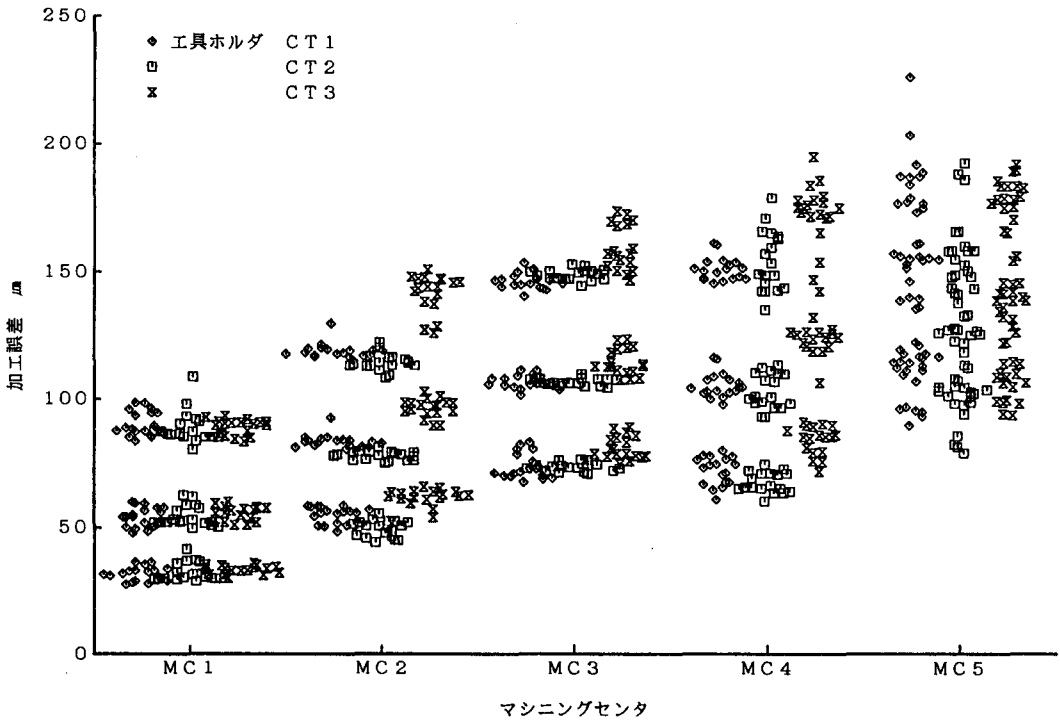


図4.9 加工誤差 (4.2.2節の測定結果)

ここで示した加工誤差データをもとに、加工誤差のばらつきを定量的に評価した解析結果を以下にまとめる。

4.4.1 解析結果(その1) 工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつき

工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつきは、図4.8で示した。しかし、これは加工誤差の期待値の差であって、実際には個々の

加工誤差データは広がりを持って分布している。従って、こうした加工誤差の違いが認められるかどうかは、加工誤差データに含まれる実験誤差の大きさがわからなくては判断できない。そこで、分散分析を行って種々の要因に対して分散（不偏分散または平均平方和ともいう）をそれぞれ求め、実験誤差の分散との比（F値）をもとに加工誤差の違いを検定する^{4.7)}。検定ではこのF値の大小によって、要因による加工誤差の違いが実験誤差と明確に区別できるのか、それとも実験誤差に含まれてしまうのか（有意な差があるのか、ないのか）を判断する。判断の基準はF分布表より得られるF値で、判定の確からしさはF分布表の確率（通常は危険率1%、あるいは5%）で決まる。

同一型式の工具ホルダ3本を含む3種類の工具ホルダ5本と、同一型式のエンドミル2本の切削実験で得られた加工誤差データの分散分析結果を表4.6に、同一型式の工具ホルダ3本と、同一型式のエンドミル2本の切削実験で得られた加工誤差データの分散分析結果を表4.7にそれぞれ示す。いずれもエンドミルの見かけ上の突出し量（ $l_W = 40\text{mm}, 30\text{mm}, 20\text{mm}$ ）ごとに分散分析を行った。表4.6および表4.7のF値の中で記号**は危険率1%で、記号*は危険率5%で有意な差が認められたことを示している。

表4.6において、工具ホルダが異なる場合について、要因AのF値を検定したところ、危険率1%で有意な差が認められた。これは、エンドミルの見かけ上の突出し量とは無関係に認められた。ところが、表4.7において同様に要因AのF値を検定したところ、有意な差は認められなかった。これは、工具ホルダの型式の違いは明らかに加工誤差のばらつきに影響を与えているものの、同一型式の製品であれば製品個々のばらつきはほとんど影響を与えていないことを示している。

次に、表4.6および表4.7において、エンドミルが異なる場合について、要因BのF値を検定したところ、 $l_W = 40\text{mm}$ の場合は危険率1%で有意な差が、 $l_W = 30\text{mm}$ の場合は危険率5%で有意な差がそれぞれ認められた。しかし、 $l_W = 20\text{mm}$ の場合は有意な差が認められなかった。これは、エンドミルの場合、同一型式の製品であっても、製品個々の寸法精度や剛性のばらつきが、加工誤差のばらつきに影響を与えていることを示しているものの、エンドミルの見かけ上の突出し量が短

くなるにつれて、その影響が認めにくくなることを示している。従って、エンドミルの突出し量を短くすることは、エンドミルの弾性変形が原因で生じる加工誤差成分を小さくするばかりでなく、製品個々の寸法精度や剛性のばらつきが、加工誤差のばらつきに与える影響を抑えることにも有効であることがわかる。

また、表4.6および表4.7において、工具ホルダとエンドミルの交互作用

表4.6 分散分析表(その1)

(a) $l_W = 40\text{mm}$ (データ数 100)

要因	平方和	自由度	平均平方和	F 値
実験日 R	0.1149E+03	4	0.2872E+02	
工具ホルダ A	0.7576E+04	4	0.1894E+04	180.71**
誤差 e(1A)	0.1677E+03	16	0.1048E+02	2.53**
エンドミル B	0.6770E+03	1	0.6770E+03	30.63**
誤差 e(1B)	0.8842E+02	4	0.2210E+02	5.34**
交互作用 A×B	0.2201E+02	4	0.5502E+01	1.33
誤差 e(2)	0.6625E+02	16	0.4141E+01	0.87
誤差 e(3)	0.2391E+03	50	0.4781E+01	
計	0.8952E+04	99		

(b) $l_W = 30\text{mm}$ (データ数 100)

要因	平方和	自由度	平均平方和	F 値
実験日 R	0.8661E+02	4	0.2165E+02	
工具ホルダ A	0.4618E+04	4	0.1154E+04	96.59**
誤差 e(1A)	0.1912E+03	16	0.1195E+02	2.06*
エンドミル B	0.3312E+03	1	0.3312E+03	18.45*
誤差 e(1B)	0.7180E+02	4	0.1795E+02	3.10*
交互作用 A×B	0.6322E+01	4	0.1581E+01	0.27
誤差 e(2)	0.9273E+02	16	0.5795E+01	1.10
誤差 e(3)	0.2633E+03	50	0.5267E+01	
計	0.5661E+04	99		

(c) $l_W = 20\text{mm}$ (データ数 100)

要因	平方和	自由度	平均平方和	F 値
実験日 R	0.5683E+03	4	0.1421E+03	
工具ホルダ A	0.2312E+04	4	0.5781E+03	63.32**
誤差 e(1A)	0.1461E+03	16	0.9130E+01	0.77
エンドミル B	0.4570E+02	1	0.4570E+02	2.18
誤差 e(1B)	0.8391E+02	4	0.2098E+02	1.77
交互作用 A×B	0.1537E+02	4	0.3843E+01	0.32
誤差 e(2)	0.1898E+03	16	0.1186E+02	1.98*
誤差 e(3)	0.3003E+03	50	0.6006E+01	
計	0.3662E+04	99		

A × B の F 値を検定したところ、いずれの条件でも有意な差は認められなかった。

これは、工具ホルダが原因となる加工誤差成分と、エンドミルが原因となる加工誤差成分とが、互いに干渉することなく発生していることを示している。

以上の分散分析結果をもとに求めた加工誤差の推定値を、表 4.8 にまとめて示す。これらの値は加工誤差の期待値であって、例えば、 $l_W = 40\text{mm}$ 、H1、E1の加工

表 4.7 分散分析表(その2)

(a) $l_W = 40\text{mm}$ (データ数 60)

要 因	平方和	自由度	平均平方和	F 値
実験日 R	0.4655E+02	4	0.1164E+02	
工具ホルダ A	0.1388E+02	2	0.6941E+01	0.46
誤差 e(1A)	0.1195E+03	8	0.1494E+02	3.09*
エンドミル B	0.3846E+03	1	0.3846E+03	26.42**
誤差 e(1B)	0.5822E+02	4	0.1455E+02	3.01*
交互作用 A × B	0.2056E+02	2	0.1028E+02	2.13
誤差 e(2)	0.3869E+02	8	0.4836E+01	1.05
誤差 e(3)	0.1382E+03	30	0.4605E+01	
計	0.8201E+03	59		

(b) $l_W = 30\text{mm}$ (データ数 60)

要 因	平方和	自由度	平均平方和	F 値
実験日 R	0.1881E+02	4	0.4703E+01	
工具ホルダ A	0.2022E+02	2	0.1011E+02	0.61
誤差 e(1A)	0.1331E+03	8	0.1664E+02	2.91*
エンドミル B	0.1944E+03	1	0.1944E+03	14.23*
誤差 e(1B)	0.5463E+02	4	0.1366E+02	2.39*
交互作用 A × B	0.5421E+01	2	0.2710E+01	0.47
誤差 e(2)	0.4577E+02	8	0.5721E+01	1.19
誤差 e(3)	0.1445E+03	30	0.4816E+01	
計	0.6169E+03	59		

(c) $l_W = 20\text{mm}$ (データ数 60)

要 因	平方和	自由度	平均平方和	F 値
実験日 R	0.3048E+03	4	0.7620E+02	
工具ホルダ A	0.2218E+02	2	0.1109E+02	1.27
誤差 e(1A)	0.6987E+02	8	0.8734E+01	0.98
エンドミル B	0.1109E+02	1	0.1109E+02	0.75
誤差 e(1B)	0.5928E+02	4	0.1482E+02	1.66
交互作用 A × B	0.3268E+01	2	0.1634E+01	0.18
誤差 e(2)	0.7138E+02	8	0.8923E+01	1.54
誤差 e(3)	0.1742E+03	30	0.5806E+01	
計	0.7160E+03	59		

条件で切削した場合、その加工誤差の期待値が、 $115.0 \pm 2.20 \mu\text{m}$ の範囲に、
 95%の信頼度で存在することを示している。表4.8に示した加工誤差の推定値を
 もとに、工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差の差をそ
 れぞれ求め、表4.9および表4.10にまとめて示す。

表4.8 加工誤差の推定値

(a) $l_W = 40\text{mm}$

	H 1	H 2	H 3	H 4	H 5
E 1	115.0	102.0	99.9	99.9	87.2
E 2	109.3	95.4	95.2	96.0	82.1

推定値の95%信頼幅 ± 2.20 (単位 μm)

(b) $l_W = 30\text{mm}$

	H 1	H 2	H 3	H 4	H 5
E 1	73.0	64.5	62.8	62.4	51.9
E 2	69.6	60.1	59.3	59.6	47.9

推定値の95%信頼幅 ± 2.20 (単位 μm)

(c) $l_W = 20\text{mm}$

	H 1	H 2	H 3	H 4	H 5
E 1	39.8	32.5	31.8	31.1	24.2
E 2	37.2	31.9	30.3	30.5	22.6

推定値の95%信頼幅 ± 2.29 (単位 μm)

表4.9 エンドミルが異なる場合の加工誤差の差

(a) $l_W = 40\text{mm}$ 有意差あり 危険率1%

	H 1	H 2	H 3	H 4	H 5
E 1 - E 2	5.7	6.6	4.7	3.9	5.2

推定値の95%信頼幅 ± 2.51 (単位 μm)

(b) $l_W = 30\text{mm}$ 有意差あり 危険率5%

	H 1	H 2	H 3	H 4	H 5
E 1 - E 2	3.4	4.4	3.5	2.9	4.0

推定値の95%信頼幅 ± 2.57 (単位 μm)

(c) $l_W = 20\text{mm}$ 有意差なし

	H 1	H 2	H 3	H 4	H 5
E 1 - E 2	2.7	0.5	1.5	0.5	1.5

推定値の95%信頼幅 ± 3.28 (単位 μm)

表 4.10 工具ホルダが異なる場合の加工誤差の差

(a) $l_W = 40\text{mm}$

	E 1				E 2			
	H 1	H 2	H 3	H 4	H 1	H 2	H 3	H 4
-H 2	13.0	----	----	----	13.9	----	----	----
-H 3	15.1	2.1	----	----	14.1	0.2	----	----
-H 4	15.1	2.1	0.0	----	13.3	-0.7	-0.8	----
-H 5	27.8	14.8	12.7	12.7	27.2	13.3	13.1	14.0

推定値の95%信頼幅 ± 2.48 (単位 μm)

(b) $l_W = 30\text{mm}$

	E 1				E 2			
	H 1	H 2	H 3	H 4	H 1	H 2	H 3	H 4
-H 2	8.5	----	----	----	9.5	----	----	----
-H 3	10.2	1.6	----	----	10.3	0.8	----	----
-H 4	10.5	2.0	0.4	----	10.0	0.5	-0.3	----
-H 5	21.1	12.6	11.0	10.6	21.7	12.2	11.4	11.7

推定値の95%信頼幅 ± 2.73 (単位 μm)

(c) $l_W = 20\text{mm}$

	E 1				E 2			
	H 1	H 2	H 3	H 4	H 1	H 2	H 3	H 4
-H 2	7.4	----	----	----	5.2	----	----	----
-H 3	8.0	0.6	----	----	6.9	1.6	----	----
-H 4	8.8	1.4	0.8	----	6.7	1.4	-0.2	----
-H 5	15.7	8.3	7.7	6.9	14.6	9.3	7.7	7.9

推定値の95%信頼幅 ± 2.95 (単位 μm)

4.4.2 解析結果(その2) 工具ホルダやエンドミルの着脱など、 作業者の技量や環境に左右されて生じる加工誤差のばらつき

加工誤差のばらつきが、加工誤差の期待値に対してどの程度の広がりを持って分布しているのかを評価することにした。統計・確率の分野では、事象の分布を示す種々の確率分布が知られているが、ここでは加工誤差の分布が正規分布に従うと仮定して統計解析を進めた。この場合、加工誤差のばらつきの大小は、加工誤差の分布を近似する正規分布の標準偏差の大小で定量的に評価できることになる。

切削実験で得られた個々の加工誤差データを δ_{ijklm} で表す。ここで、添え字の i はマシニングセンタ ($i=1,2,3,4,5$)， j は工具ホルダ ($j=1,2,3$)， k はエンドミル ($k=1,2,3$)， l はエンドミルの見かけ上の突出し量 ($l=1,2,3$)の違に対応し， m は同一のマシニングセンタ，工具ホルダ，エンドミルの組合せで加工した6本の試験片 ($m=1,2,3,4,5,6$)を示している。

解析に使用するデータは，個々の加工誤差データと加工誤差の期待値 $\bar{\delta}_{ijkl}$ との差で，次式により求めた。

$$\Delta \delta_{ijkl}^{m-m} = \delta_{ijklm} - \bar{\delta}_{ijkl} \quad (4.1)$$

$$\Delta \delta_{ijkl}^{M-m} = \bar{\delta}_{ijkl} - \delta_{ijklm}$$

ただし $\bar{\delta}_{ijkl} = (\delta_{ijk1l} + \delta_{ijk2l} + \delta_{ijk3l} + \delta_{ijk4l} + \delta_{ijk5l} + \delta_{ijk6l}) / 6$
 $(i=1,2,3,4,5 \quad j=1,2,3 \quad k=1,2,3 \quad l=1,2,3 \quad m=1,2,3,4,5,6)$

ここで，添え字の $m-M$ ， $M-m$ は同一のマシニングセンタ，工具ホルダ，エンドミルの組合せで加工した6本の試験片から求められる加工誤差の期待値 $\bar{\delta}_{ijkl}$ と， m 本の試験片の加工誤差データ δ_{ijklm} との引算の順序を示している。

式(4.1)で得られる解析データをもとに，加工誤差の出現頻度(確率密度分布)を求め，図4.10に示す。図中の破線は，解析データから得られる標準偏差と同一の標準偏差を持った正規分布である。破線の正規分布を見る限りでは，細い実線で示

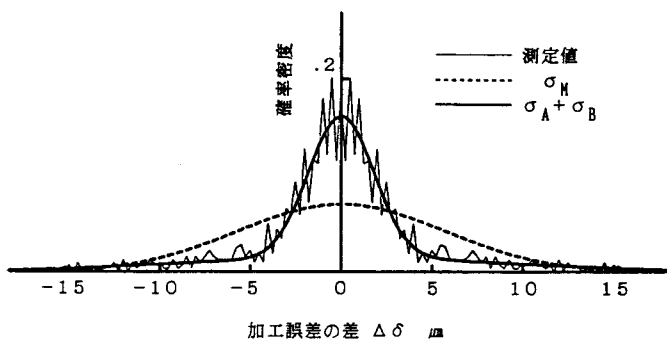


図4.10 加工誤差データの確率密度分布

した解析データの分布が、この正規分布に従っているとは考えられない。これは、解析データの分布を1つの正規分布で近似できると仮定したところに問題がある。つまり、実際に加工誤差がばらつくのは、切削過程で生じるじょう乱、工具ホルダやエンドミルの着脱、工作物の取付け・取外しなどの種々の原因によるから、個々の原因ごとに正規分布している加工誤差の分布が重なり合ったものと仮定して、解析データの分布を取り扱うべきであると考えられる。そこで、ここでは最も簡単な場合として、2つの正規分布が重なり合ったものとして考えることにする。この時、加工誤差のばらつきを近似する2つの正規分布の標準偏差 σ_A 、 σ_B と、解析データから求められる標準偏差 σ_M との関係は次式のようなになる。

$$n \cdot \sigma_M^2 = n_A \cdot \sigma_A^2 + n_B \cdot \sigma_B^2 \quad (4.2)$$

ここで、 n_A 、 n_B は標準偏差 σ_A 、 σ_B の正規分布にそれぞれ含まれる解析データの個数で、 $n = n_A + n_B$ の関係があり、さらに、以下のように変形する。

$$\sigma_M^2 = \frac{n_A}{n} \cdot \sigma_A^2 + \frac{n - n_A}{n} \cdot \sigma_B^2 \quad (4.3)$$

$$\sigma_M^2 = K \cdot \sigma_A^2 + (1 - K) \cdot \sigma_B^2 \quad (4.4)$$

($0 \leq K \leq 1$)

式(4.4)の K は標準偏差 σ_A の正規分布の重み係数で、この正規分布に従う加工誤差データが、解析データ全体に占める割合を示すことになる。 σ_M は解析データから求められる値であるが、式(4.4)を満たす K 、 σ_A 、 σ_B の組合せは無限に考えられる。そこで、 K を0.005、 σ_A を0.01刻みで変化させて、2つの正規分布を重ね合わせる数値シミュレーションを繰返しなが、解析データの分布との二乗誤差が最小となる K 、 σ_A 、 σ_B を求め、2つの正規分布に分離することにした。図4.10の例では $\sigma_M = 5.68$ に対し、 $K = 0.660$ 、 $\sigma_A = 1.80$ 、 $\sigma_B = 9.42$ となった。この2つの正規分布を重ね合わせた分布を図中太い実線で示したが、この分布によって解析データの分布がよく近似されていることがわかる。

式(4.1)で得られる解析データを、マシニングセンタや工具ホルダごとにそれぞれ分類し、前述の解析方法に従って σ_M , K , σ_A , σ_B を算出した。ただし、工具ホルダに関しては、主軸端番号40番のマシニングセンタ(MC2~MC5)について得られた解析データについて求めた。その結果を図4.11にまとめて示す。

図4.11を見ると σ_A はマシニングセンタや工具ホルダの違いに拘らずほぼ一定の小さな値を維持しており、いわば定常的な加工誤差のばらつきを示す正規分布の標準偏差であるといえ、他方、 σ_B はマシニングセンタの違い(作業者の技量や工作物取付方法を含めた加工現場の状況)によって大きく左右される加工誤差のばらつきを示す正規分布の標準偏差といえる。加工誤差のばらつきが、このように傾向の異なる2つのグループに明確に分離できること、また、加工現場の状況の中に大きな加工誤差のばらつきの要因がうかがわれること、しかも、この要因はMC3の結果のように大幅に抑制できる可能性もあることは注目に値する。

ところで、この2つのグループはそれぞれどのような要因からなるのか、加工誤差がばらつく原因をこの観点から分類してみる。切削過程で生じるじょう乱、マシ

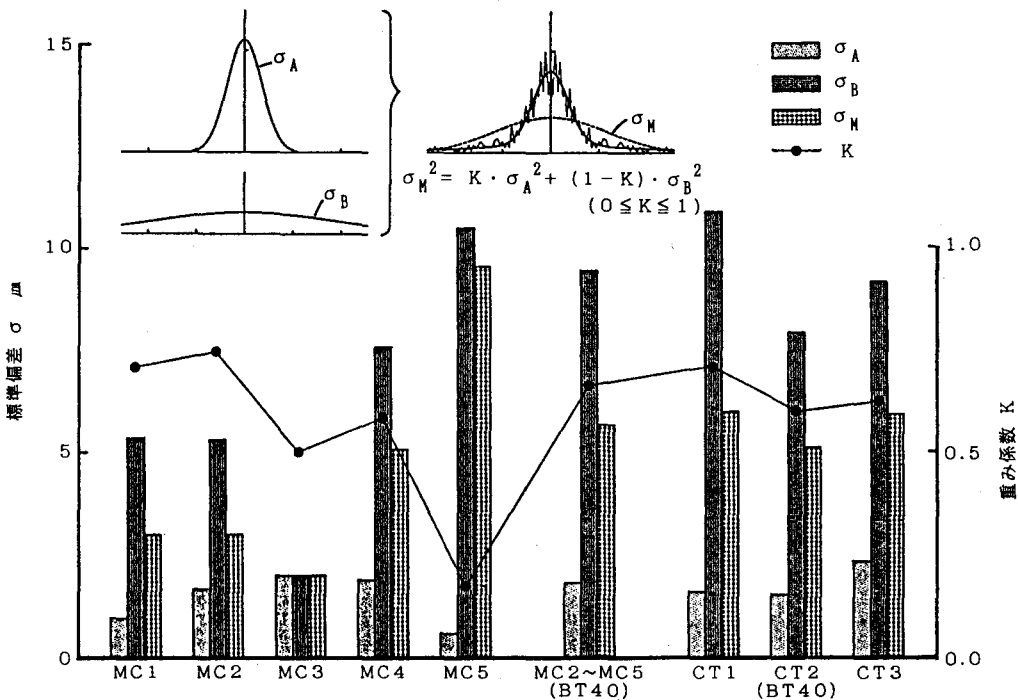


図4.11 σ_M , K , σ_A , σ_B の比較

ニングセンタの繰返し位置決め精度，主軸回転精度，ATCによる工具ホルダの着脱などは常に存在する要因であり，どちらかといえば，再現性の高い定常的な加工誤差のばらつき原因の範ちゅうに入ると考えられる．これに対し，工具ホルダやエンドミルの交換・着脱，エンドミルの締付トルクの変化および取付精度，工作物の取付け・取外しなどの作業者の技量に関わる要因，周期の長い熱変形挙動，エンドミルの摩耗などの周囲の環境や加工中の雰囲気によって左右される要因はいずれも再現性に乏しく，定常的な加工誤差のばらつき原因にも，加工現場の状況に依存する加工誤差のばらつき原因にもなると考えられる．

こうした観点から判断すると，現状のマシニングセンタ等で避けることが困難な（制御することが困難な）加工精度の分散は，定常的な加工誤差のばらつきのために生じており，その分散が $\pm 3\sigma$ で $3\sim 5\mu\text{m}$ 程度であるのに対し，実際の加工では工作物の取付方法や作業者の熟練の違いなどによって，その数倍程度の加工精度の分散が生じていることになる．

そこでまず，工具ホルダとエンドミルの着脱が定常的な加工誤差のばらつきに及ぼす影響を検討した．このために，同一のマシニングセンタ，工具ホルダ，エンドミルの組合せで加工した6本の試験片の加工誤差データから，工具ホルダやエンドミルを着脱した前後での加工誤差の差に注目して解析データを求めた．

(i) 工具ホルダもエンドミルも着脱しなかった場合

$$\Delta \delta_{ijkl}^{m-m'} = \delta_{ijklm} - \delta_{ijklm'} \quad (4.5)$$

$$\Delta \delta_{ijkl}^{m'-m} = \delta_{ijklm'} - \delta_{ijklm}$$

($i=1,2,3,4,5$ $j=1,2,3$ $k=1,2,3$ $l=1,2,3$ $(m,m')=(2,3),(4,5)$)

(ii) 工具ホルダだけを着脱した場合

$$\Delta \delta_{ijkl}^{m-m'} = \delta_{ijklm} - \delta_{ijklm'} \quad (4.6)$$

$$\Delta \delta_{ijkl}^{m'-m} = \delta_{ijklm'} - \delta_{ijklm}$$

($i=1,2,3,4,5$ $j=1,2,3$ $k=1,2,3$ $l=1,2,3$ $(m,m')=(1,2),(5,6)$)

(iii) 工具ホルダおよびエンドミルを着脱した場合

$$\begin{aligned}\Delta \delta_{ijkl}^{m-m'} &= \delta_{ijklm} - \delta_{ijklm'} \\ \Delta \delta_{ijkl}^{m'-m} &= \delta_{ijklm'} - \delta_{ijklm} \\ &(i=1,2,3,4,5 \quad j=1,2,3 \quad k=1,2,3 \quad l=1,2,3 \quad (m,m')=(3,4),(6,1))\end{aligned}\tag{4.7}$$

ここで、添え字の $m-m'$ 、 $m'-m$ は同一のマシニングセンタ、工具ホルダ、エンドミルの組合せで加工した6本の試験片のうち、 m 本目と m' 本目の試験片の加工誤差データの引算の順序を示している。

さらに、工作物の取付け・取外しが、加工誤差のばらつきに与える影響を評価するために、エンドミルの見かけ上の突出し量が違うために生じる加工誤差の差に注目して解析データを求めた。解析データは式(4.8)で加工誤差の差のデータを求めた後、これを式(4.5)~(4.7)の右辺 δ_{ijklm} に代入して求められる。

$$\begin{aligned}\Delta \delta'_{ijklm} &= \delta^{(40)}_{ijklm} - \delta^{(30)}_{ijklm} \\ \Delta \delta''_{ijklm} &= \delta^{(40)}_{ijklm} - \delta^{(20)}_{ijklm} \\ \Delta \delta'''_{ijklm} &= \delta^{(30)}_{ijklm} - \delta^{(20)}_{ijklm} \\ &(i=1,2,3,4,5 \quad j=1,2,3 \quad k=1,2,3 \quad l=1,2,3 \quad m=1,2,3,4,5,6)\end{aligned}\tag{4.8}$$

ここで、括弧内の数字は工具ホルダ端面より試験片までの距離 (l_w の値) を示している。この時の解析データは、一本の試験片上での相対的な加工誤差の差であるところから、試験片の取付け・取外しが原因となる加工誤差のばらつきを除外して考えることができる。

図4.12は、式(4.5),(4.6),(4.7)でそれぞれ求められる解析データをもとに、 $\sigma_M, K, \sigma_A, \sigma_B$ を算出したのち、標準偏差が σ_A となる正規分布を比較したものである。(i)の工具ホルダもエンドミルも着脱しなかった場合は、 $\sigma_A = 1.82$ 、(ii)の工具ホルダだけを着脱した場合は、 $\sigma_A = 2.33$ 、(iii)の工具ホルダおよびエンドミルを着脱した場合は、 $\sigma_A = 3.83$ となり、定常的なばらつきが工具ホルダとエンドミルの着脱により確実に大きくなることがわかる。

一方、 σ_B を比較すると、(i)の場合は、 $\sigma_B = 17.5$ 、(ii)の場合は、 $\sigma_B = 13.8$ 、(iii)の場合は、 $\sigma_B = 17.4$ となって明確な傾向が現れず、 σ_B の値の大小を左右するのは、むしろ他に要因があることがわかる。

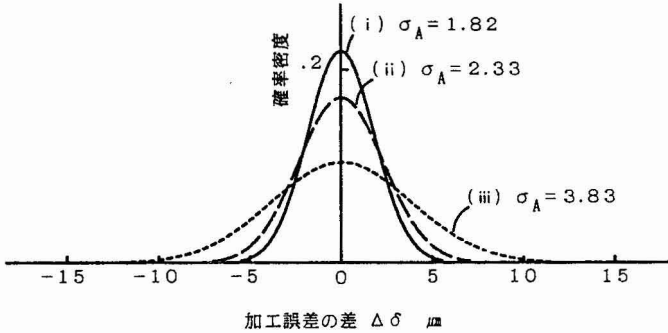
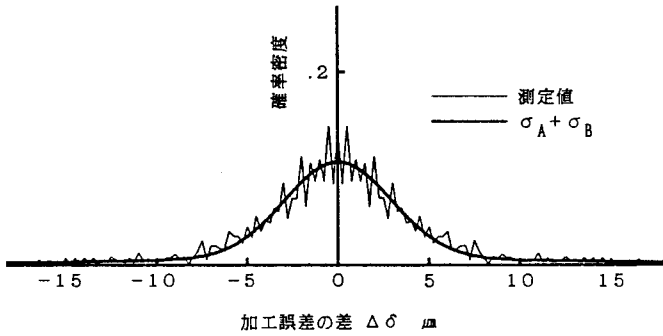
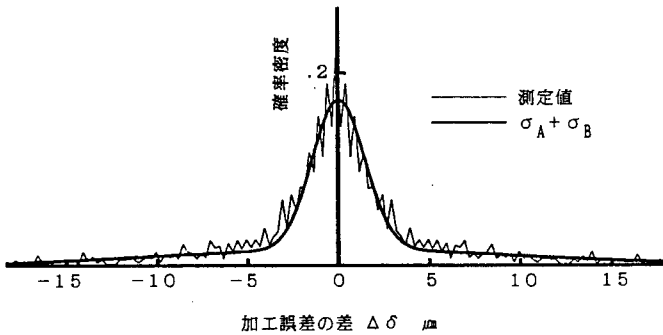


図4.12 工具ホルダやエンドミルの着脱による σ_A の変化

次に、工作物の取付け・取外しの影響を検討するために、式(4.5)～(4.7)で求められる解析データの分布を図4.13(a)に、一方、式(4.8)で加工誤差の差のデータを求めた後、式(4.5)～(4.7)に代入して得られる解析データの分布を図4.13(b)に示した。それぞれの分布をもとに、 σ_A 、 σ_B を算出したところ、 $\sigma_A = 2.96$ 、 $\sigma_B = 16.8$ ($\sigma_M = 8.80$, $K = 0.750$) と、 $\sigma_A = 1.45$ 、 $\sigma_B = 10.4$ ($\sigma_M = 6.93$, $K = 0.565$) という結果が得られた。このように、定常的な加工誤差のばらつきを示す標準偏差、加工現場の状況に依存する加工誤差のばらつきを示す標準偏差のいずれも大きく変化していることから、工作物の取付け・取外しが、加工誤差をばらつかせる主要な要因となっており、加工誤差のばらつきがマシンニングセンタや工具ホルダの優劣よりも、むしろそれを使用する環境や作業者の技量に大きく依存していることがわかる。



(a) 工作物の取付け・取外しの影響を含む場合



(b) 工作物の取付け・取外しの影響を含まない場合

図4.13 工作物の取付け・取外しによる加工誤差データの確率密度分布の変化

4.5 結 言

2種類の加工誤差のばらつきについて検討した。1つは加工に使用する工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつき，もう1つは同じ工具ホルダとエンドミルを用いて加工を行っていても，工具ホルダやエンドミルの着脱，エンドミルの締付トルクの変化，あるいは工作物の取付方法など，作業者の技量や環境に左右されて生じる加工誤差のばらつきである。ここではこれら2つの加工誤差のばらつきを考慮するために，それぞれ切削実験を計画し解析を行った。得られた結論は以下のとおりである。

◎ 工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつき

- (1) 工具ホルダの型式の違いは、明らかに加工誤差のばらつきに影響を与えているものの、同一型式の製品であれば、製品個々のばらつきはほとんど影響を与えていない。型式が異なる場合、加工誤差の違いはそれぞれの型式間で十数 μm あるいは30 μm 程度 ($l_W = 40\text{mm}$ の場合)であったが、同一形式の場合、加工誤差の違いは2 μm 以下 ($l_W = 40\text{mm}$ の場合)であった。こうした加工誤差の違いは、工具ホルダのシャンク径、すなわち工具ホルダ自身の剛性の違いによるものと考えてよい。
- (2) エンドミルの場合は、同一型式の製品であっても、製品個々の寸法精度や剛性のばらつきが、加工誤差のばらつきに影響を与えている。加工誤差の違いは数 μm 程度 ($l_W = 40\text{mm}$ の場合)であったが、エンドミルの見かけ上の突出し量が短くなるにつれてその影響が認めにくくなる。従って、エンドミルの突出し量を短くすることは、エンドミルの弾性変形が原因で生じる加工誤差成分を小さくするばかりでなく、製品個々の寸法精度や剛性のばらつきが加工誤差のばらつきに与える影響を抑えることにも有効である。

◎ 工具ホルダやエンドミルの着脱など、作業者の技量や環境に左右されて生じる加工誤差のばらつき

- (3) 加工誤差がばらつく原因は、定常的なものと加工現場の状況に依存するものとの2つに分けられ、加工誤差のばらつきは、この2つの原因からなる正規分布を重ね合わせた分布で近似できる。加工誤差のばらつきはこれらの正規分布の標準偏差で定量的に評価することができる。
- (4) 定常的な加工誤差のばらつきは、いずれのマシニングセンタ、工具ホルダについても、標準偏差で1~2 μm 程度の値を示している。この定常的な加工誤差のばらつきのために、現状のマシニングセンタ等で避けることが困難な(制御することが困難な)加工精度の分散が生じるものと考えれば、その分散は $\pm 3\sigma$ で3~5 μm 程度になる。

- (5) 定常的な加工誤差のばらつきを近似する正規分布の標準偏差は、工具ホルダもエンドミルも着脱しない場合は $1.82\ \mu\text{m}$ 、工具ホルダだけを着脱した場合は $2.33\ \mu\text{m}$ 、工具ホルダもエンドミルも着脱した場合は $3.83\ \mu\text{m}$ と工具ホルダやエンドミルの着脱により確実に大きくなる。
- (6) 工作物の取付け・取外しにより、定常的な加工誤差のばらつきを近似する正規分布の標準偏差は $1.45\ \mu\text{m}$ から $2.96\ \mu\text{m}$ 、加工現場の状況に依存する加工誤差のばらつきを近似する正規分布の標準偏差は $10.4\ \mu\text{m}$ から $16.8\ \mu\text{m}$ と、いずれも大きくなった。これは、工作物の取付け・取外しが、加工誤差のばらつきに非常に大きな影響を及ぼしていることを示している。

第 5 章 異形ねじれ刃エンドミルによる加工誤差の低減

5.1 緒 言

エンドミルは工具径を D ，切刃有効長さを L_e とすると， L_e/D は一般切削用で 3～5，金型・難削材用で 2～3 となり，工具径に対して切刃の長さが大きくなっている。また，切屑排出のためのチップポケットを有しており，4 枚刃エンドミルの場合，その剛性が公称直径の丸棒と比較して，剛性比で 0.4 1 に低下する^{5.1)} など，工具自身が弾性変形するために生じる加工誤差成分は無視できない。これは第 2 章，第 3 章の結果からも明らかであり，この誤差成分を小さく抑えることができれば，高精度の加工が実現できることになる。本章ではこの誤差成分を減少させることを目的に，新しい形状のエンドミルを提案する。

形状が特殊なエンドミルの典型的な例としてラフィングエンドミルがあり，荒加工用として用いれば，加工能率を大幅に向上させることができる。また，中仕上げ用として用いれば，良好な面あらしが得られるすくい付き縦ニックエンドミル（神戸製鋼所，カティニックエンドミル），防振効果が高くびびりを防止（減少）できる，切刃のねじれ角が異なった不等リードエンドミル（三菱金属，三菱ソリッドエンドミル）などが商品化^{5.2), 5.3)} されている。

本章で提案する新しい形状のエンドミルは，4 枚刃エンドミルの切刃を不等間隔で配置したもので，通常は 4 枚の切刃すべてで同様に繰返される工作物との相対的な関係を故意に乱すことにより，加工中のエンドミルの弾性変形を抑え，これによる誤差成分を減少させるものである。また，切刃が不等間隔に配置してあれば，作用する切削力が切刃ごとに異なり，切削力による振動が工具や工作物の固有振動と共振しにくく，びびりを防止（減少）できる効果も期待できる^{5.4)}。ここでは，切刃を不等間隔に配置した 9 種類の新しい形状のエンドミル（これを異形ねじれ刃エンドミルと呼ぶ）を想定し，右ねじれ刃および左ねじれ刃それぞれの場合について，

その切削機構を考慮しながら、第3章で開発した手法に従って、時々刻々変化する工具自身の弾性変形による誤差成分を推定している。さらに、こうした推定結果をもとに、加工誤差低減の効果が期待できる異形ねじれ刃エンドミルを実際に試作し、切削実験によりその効果を確認しながら、その得失について検討を行う^{5.5)}。

5.2 ねじれ刃エンドミルの切削機構

4枚刃エンドミルでは、工具1回転中に4回切削力（背分力）が極大値と極小値をとる。（図3.11参照）エンドミルの弾性変形は、この切削力の変動とともに変化しており、その誤差成分は工作物と最後に接する切刃の軌跡として加工面に残される。以下、切刃が工作物の加工面と最後に接する部分を切刃頂点と呼ぶことにするが、これはねじれ刃を送り方向へ投影した場合の頂点で、すでに図3.2において点Pで示した部分である。従って、ねじれ刃エンドミルの切削機構を考える場合は、工具回転角度とこの切刃頂点との関係を知ることが重要となる。

図5.1は側面加工を下向き切削で行っているねじれ刃エンドミルの切刃頂点の位置と切削力との関係を示したものである。これは図3.2を簡略化したもので、送り方向へ投影したねじれ刃と工作物との関係を示している。右ねじれ刃、左ねじれ刃いずれの場合も、時間の経過とともにIの状態からIVの状態へと変化していく。ここで、切削力分布がエンドミルの軸方向に三角形となっているのは、切削力分布が工作物と干渉している切刃部分の切削厚さ（ある瞬間の切込み厚さ）の分布に対応しているからである。

右ねじれ刃の場合、切刃は刃先側から工作物に食い付き、Iの状態では切刃頂点Pは工作物の刃先側に現れ、第1の切刃による仕上げが開始される。この時、工作物と干渉している切刃は最長となり、切削力が最大となるうえに、切削力の作用点までのスパンも長いために、エンドミルの弾性変形は大きく、工作物の刃先側での加工誤差は常に大きくなる。

切刃頂点Pの移動とともに、切削力分布は左へ移動していくが、IIの状態では工作物と干渉している切刃は最短となり、切削力が極小となる。さらに、切削力の作

用点までのスパンも短い
 ために、エンドミルの弾
 性変形は小さく、加工誤
 差は小さくなる。またこ
 の時、第2の切刃が工作
 物に食い付き始めるため、
 新たな切削力分布が工作
 物の刃先側より現れる。

IIIの状態第1の切刃
 による仕上げは終了する
 が、IVの状態で切刃頂点
 Pが再び工作物の刃先側
 に現れ、第2の切刃によ
 る仕上げが開始される。

これに対し、左ねじれ
 刃の場合、切刃は刃元側から工作物に食い付くため、Iの状態切刃頂点Pは工作物の刃元側に現れる。この時、工作物と干渉している切刃は最長となり、切削力はすでに最大となっているが、切刃頂点Pまでのスパンが短いため、工作物の刃元側でのエンドミルの弾性変形は小さく、この部分での加工誤差もあまり大きくなりません。

切刃頂点Pの移動とともに、切削力分布は右へ移動していくが、IIの状態では切削力が極小となり、加工誤差は小さくなる。これは右ねじれ刃の場合と同様である。

その後、切削力は徐々に増大しながらIIIの状態へと移るが、ここでは切削力の作用点までのスパンが短いため、工作物の刃先側でのエンドミル弾性変形はそれほど大きくはならず、右ねじれ刃の場合のIの状態と比較すると、この部分での加工誤差は小さくなる。

このように、下向き切削について右ねじれ刃と左ねじれ刃の切削機構を比較すると、左ねじれ刃のほうが加工誤差を小さく抑えられることが推察できる。

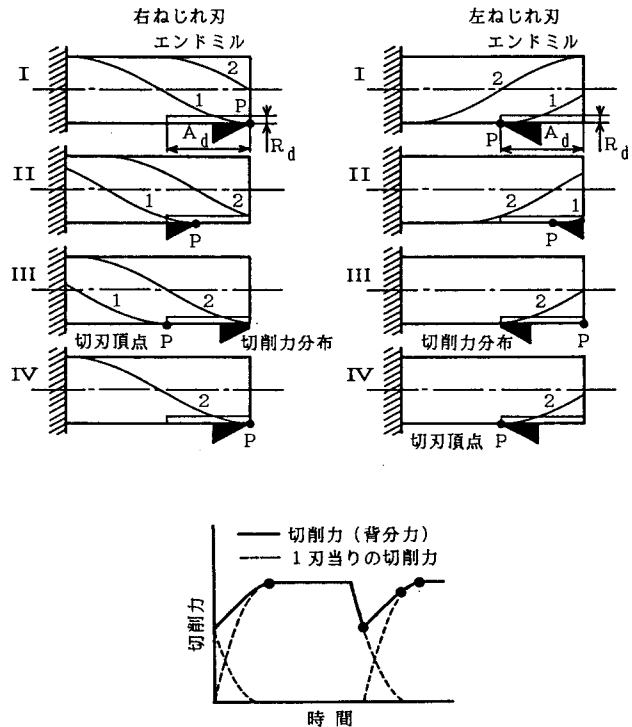


図5.1 ねじれ刃エンドミルの切刃頂点の位置と切削力との関係

5.3 異形ねじれ刃エンドミルによる加工誤差低減の効果

従来の4枚刃エンドミルでは、切刃が等間隔に配置されていて、工具剛性が常に一定であるうえに、いずれの切刃にも同様の切削力が作用するために、工具の振れや加工中のじょう乱などがまったくない理想的な状態では、4枚の切刃が同じ挙動を示すことになる。すなわち図5.2(a)で示すように、エンドミル軸方向の一断面について見てみると、加工面に転写されるエンドミルの弾性変形量がいずれの切刃についても同じになることがわかる。これに対して、異形ねじれ刃エンドミルでは、切刃が不等間隔に配置されていて、工具の回転とともに曲げ剛性が変化するうえに、1刃当りの送りも変化することに起因して、作用する切削力も切刃ごとに異なり、4枚の切刃の挙動がそれぞれ異なることになる。従って、図5.2(b)で示すように、ある1つの切刃について、エンドミルの弾性変形が小さくなれば、その切刃がさらえ刃の役目を果たすことになり、加工誤差低減の効果が期待できることになる。

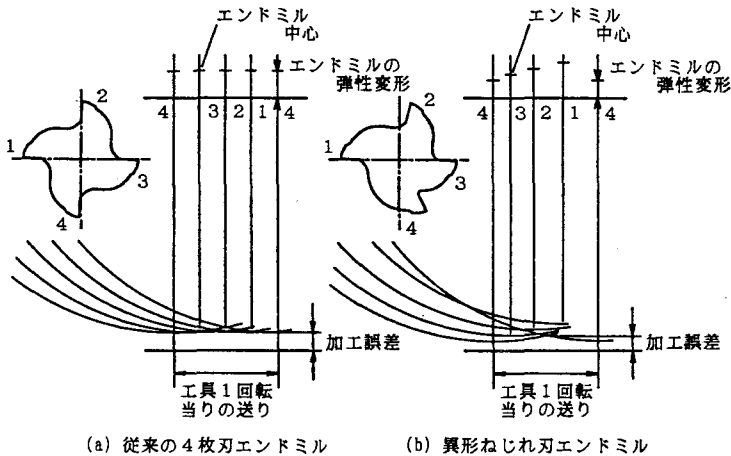


図5.2 工具刃先の軌跡の違いと加工誤差の関係

ところが切刃を不等間隔で配置する場合、切刃間隔の選択や配置を変えれば断面形状の異なる異形ねじれ刃エンドミルを無限に考えることができ、最適な断面形状を決定することが困難である。そこで、切刃間隔を 60° 、 80° 、 100° 、 120° と決め、その配置が異なる9種類の異形ねじれ刃エンドミルを想定し、最も加工誤差

低減の効果が期待できる断面形状を選定することにする。この時、従来の4枚刃エンドミルと工具断面積がほぼ等しくなるようにし、平均的な工具剛性そのものに大きな違いが生じないように配慮した。また、工具径は20mmで、ねじれ角は右ねじれ刃、左ねじれ刃いずれの場合も30°とした。図5.3に従来の4枚刃エンドミルと異形ねじれ刃エンドミルの断面形状をまとめて示す。なお、図中の破線は各断面の慣性主軸（断面2次モーメントが最大および最小となる時の中立軸）を示している。また、図中には断面積（百分率で示した数字は、直径20mmの円の面積との比率）と断面2次モーメントの最大値および最小値も示した。

図5.4は図5.3で示した断面形状をもとに、曲げの中立軸の取り方によって変化する断面2次モーメントを求めて図示したものである。切刃間隔の配置が異なれば、断面2次モーメントの変化の様子が異なり、工具全体の剛性や曲げ剛性が最大になる方向にも違いが生じることがわかる。

図5.5は計算により求めた加工中の切削力の変動を示している。破線で示した従来の4枚刃エンドミルの

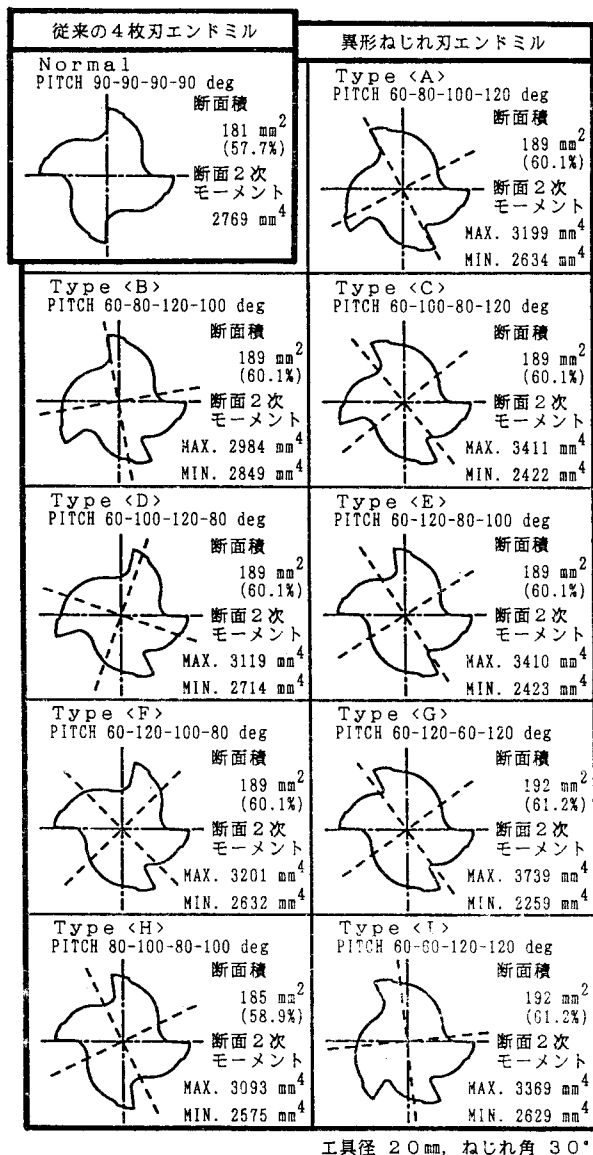


図5.3 加工誤差推定に用いた異形ねじれ刃エンドミルの断面形状

場合には、工具1回転中に4周期の切削力変動が認められる。これに対して、異形ねじれ刃エンドミルの場合には、切削力がゼロとなる瞬間があるなど、作用する切削力も切刃ごとに異なっていることがわかる。また、切刃間隔の配置が異なれば、切削力がゼロとなる瞬間の工具回転角が異なっており、工具全体の剛性や曲げ剛性が最大になる方向の違いとも相まって、加工誤差低減の効果に違いが生じてくることがわかる。

この加工誤差低減の効果を検討するために、図5.3で示した9種類の異形ねじれ刃エンドミルで、右ねじれ刃および左ねじれ刃それぞれの場合について、その切削機構を考慮しながら、第3章で開発した手法に従って、時々刻々変化する工具自身の弾性変形による誤差成分を推定する。

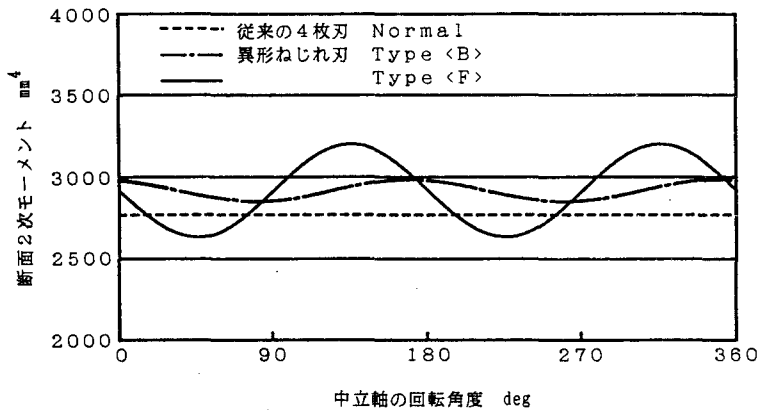


図5.4 断面形状の違いによる断面2次モーメントの比較

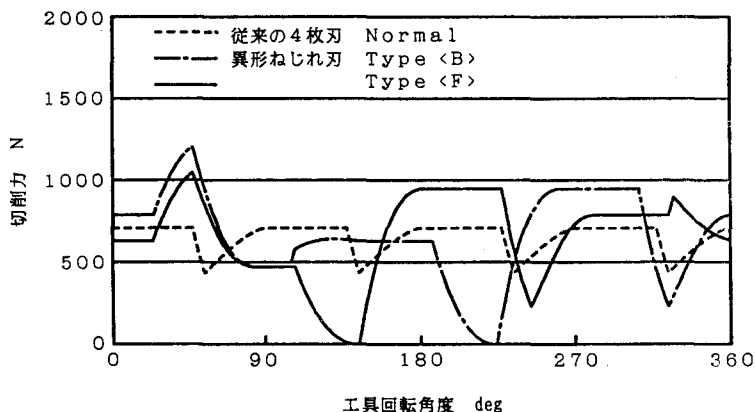


図5.5 断面形状の違いによる切削力(背分力)の比較 [下向き切削]

5.4 異形ねじれ刃エンドミルの弾性変形による誤差成分の推定

異形ねじれ刃エンドミルの4枚の切刃それぞれの切刃頂点の軌跡と、それから推定される誤差成分を図5.6にまとめて示す。従来の4枚刃エンドミルでは、いずれの切刃も同様の挙動を示すために、切刃頂点の軌跡が一致している。一方、異形ねじれ刃エンドミルでは、切刃頂点の軌跡が切刃ごとに異なっているのがわかる。削り残しの加工誤差が形成される下向き切削の場合、エンドミルの弾性変形が最も小さくなるときの切刃がさらえ刃の役割を果たすと考えれば、図5.6でハッチングをした部分はその時の誤差成分になると考えることができる。

こうして推定した誤差成分を従来の4枚刃エンドミルと比較したところ、図5.3で示した異形ねじれ刃エンドミルのすべてで加工誤差低減の効果が認められた。また、切削機構から推測したとおり、右ねじれ刃に比べて左ねじれ刃のほうが推定された誤差成分が小さくなっている。しかし、右ねじれ刃と左ねじれ刃それぞれの誤差成分の最大値を比較してみると、従来の4枚刃エンドミルに比べ、異形ねじれ刃エンドミルで加工誤差低減の効果が大きいことがわかる。これは、左ねじれ刃の切削機構による加工誤差低減の効果が、異形ねじれ刃エンドミルの切削力変動によって一層引き出されているためであると考えることができる。

また、異形ねじれ刃エンドミルについて、それぞれ誤差成分の最大値を比較してみると、D, F, Iで示した断面形状とした場合に、加工誤差低減の効果が大きいことが明らかとなった。そこで、この3種類の異形ねじれ刃エンドミルについて、さらに詳細にその効果を検討するために、工具の送り方向を考慮した3次元的な加工面形状を推定した。図5.7から図5.9にその結果をまとめて示す。図5.7は切込みを2mm, 4mm, 8mmと変化させた場合、図5.8は切削幅を1.5mm, 2.5mm, 3.5mmと変化させた場合、図5.9は送り速度を128mm/min, 256mm/min, 512mm/min（異形ねじれ刃エンドミルでは1刃当りの送りが切刃ごとに異なるが、工具1回転当りの送りに換算すると0.4mm/rev, 0.8mm/rev, 1.6mm/revに相当）と変化させた場合について推定した加工面形状を、それぞれ比較したものである。

いずれの異形ねじれ刃エンドミルでも加工誤差低減の効果は明らかであり、特に左ねじれ刃の場合には、刃先側で生じる加工誤差が著しく小さくなっていることがわかる。ところが、エンドミルの弾性変形が最も小さくなる時の切刃が、さらえ刃の役割を果たすと考えた場合、理論表面あらさ R_{max} は工具1回転当りの送りに依存することになり、仕上面あらさが従来のエンドミルに比べて大きくなることはまぬがれない。特に図5.9で示した送り速度 512 mm/min （工具1回転当りの送りに換算すると 1.6 mm/rev に相当）の条件で推定した加工面形状には、工具1回転当りの送りマークが明確に転写される結果となっている。しかし、加工面形状を比較する限りでは、3種類の異形ねじれ刃エンドミルの優劣はつけられないので、推定した誤差成分の最大値を比較することにする。

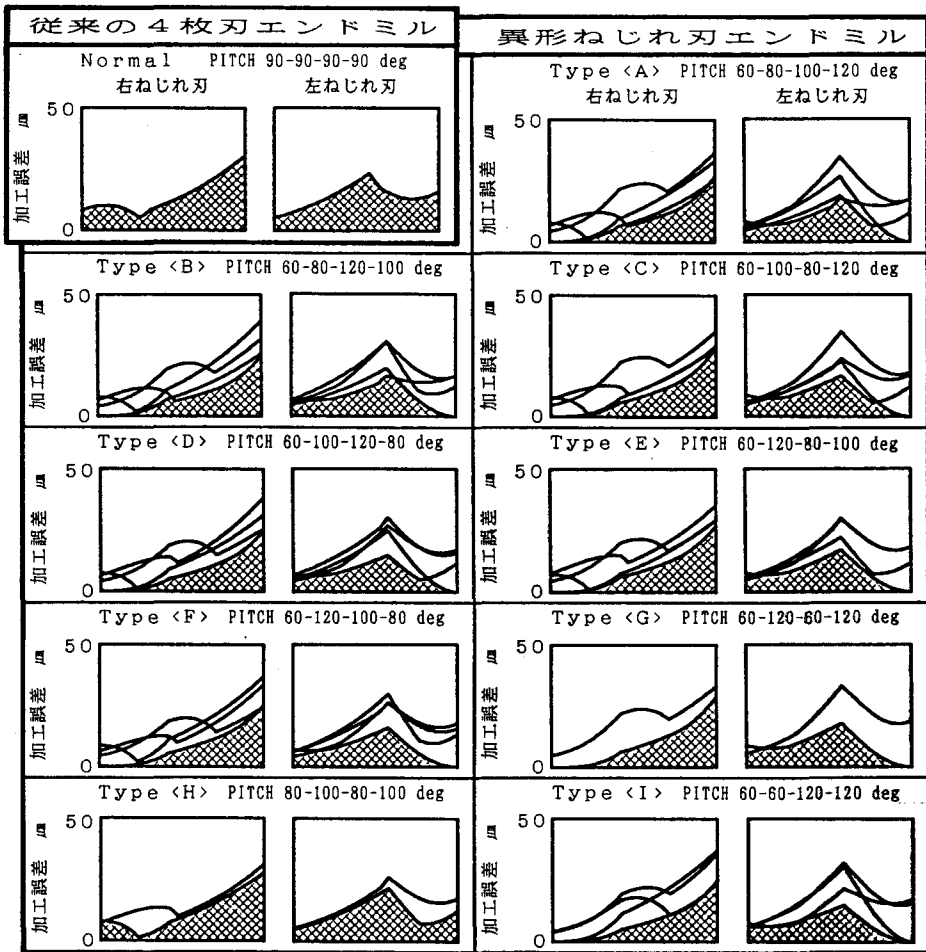
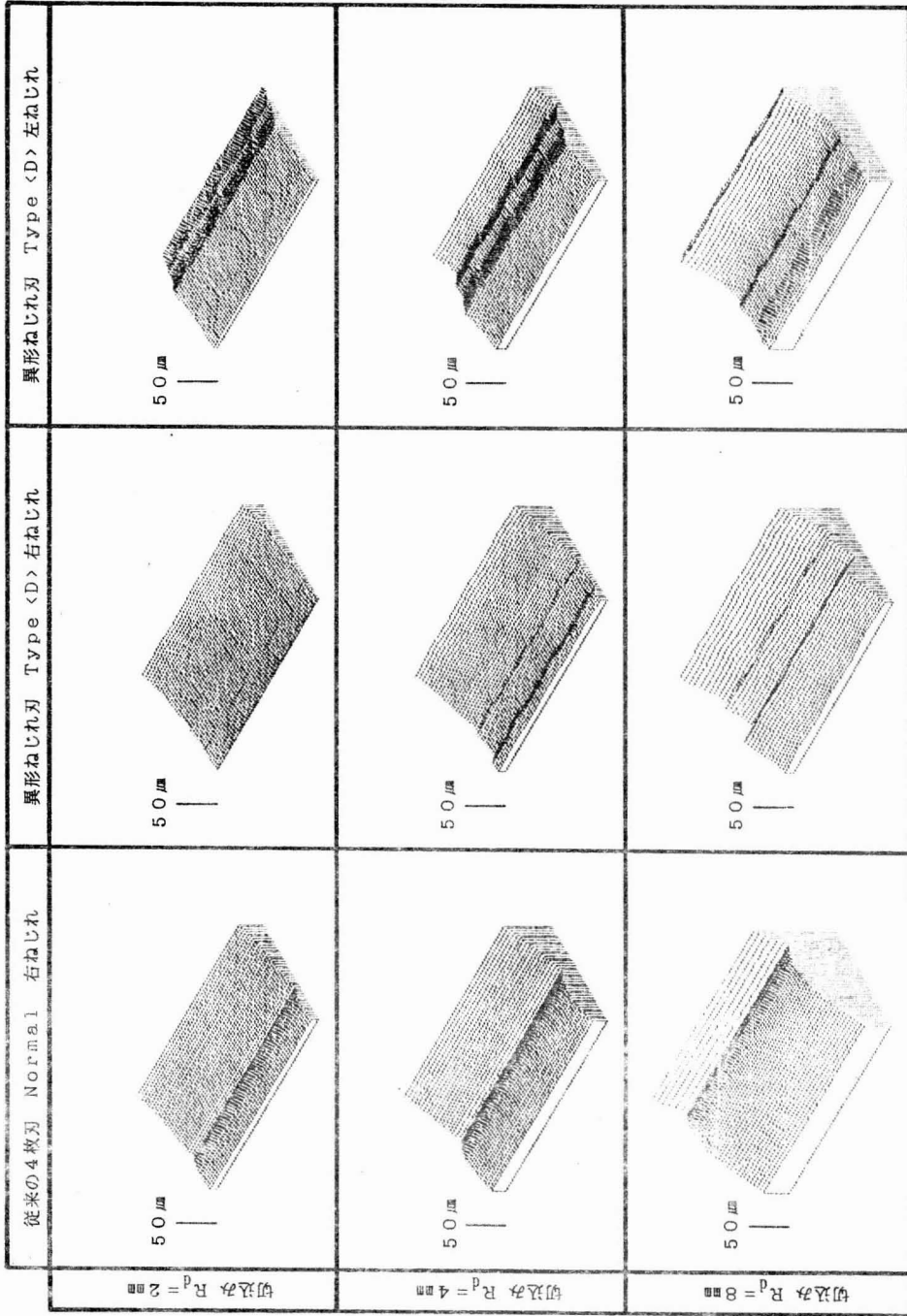
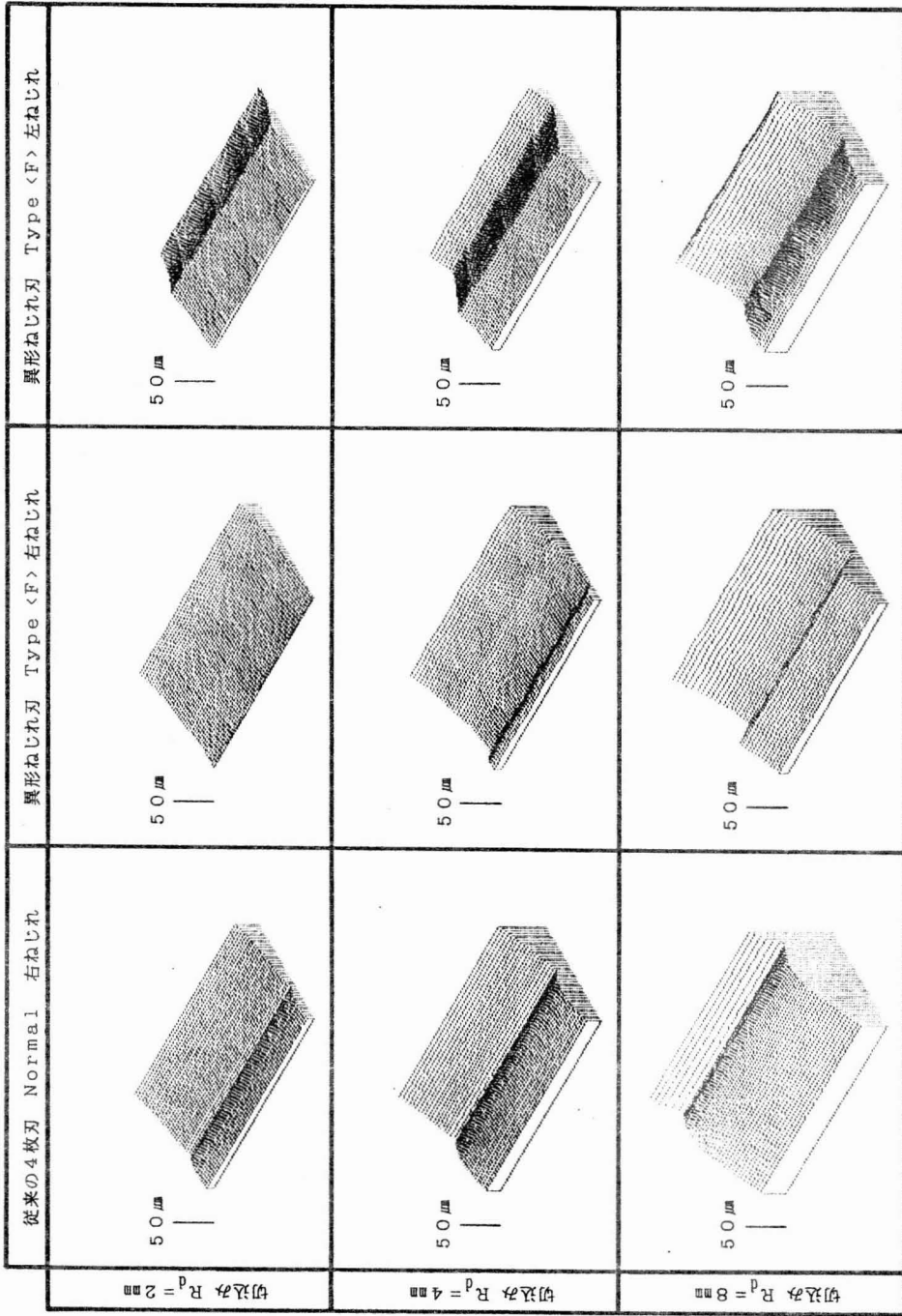


図5.6 工具自身の弾性変形による誤差成分の推定結果 [下向き切削]

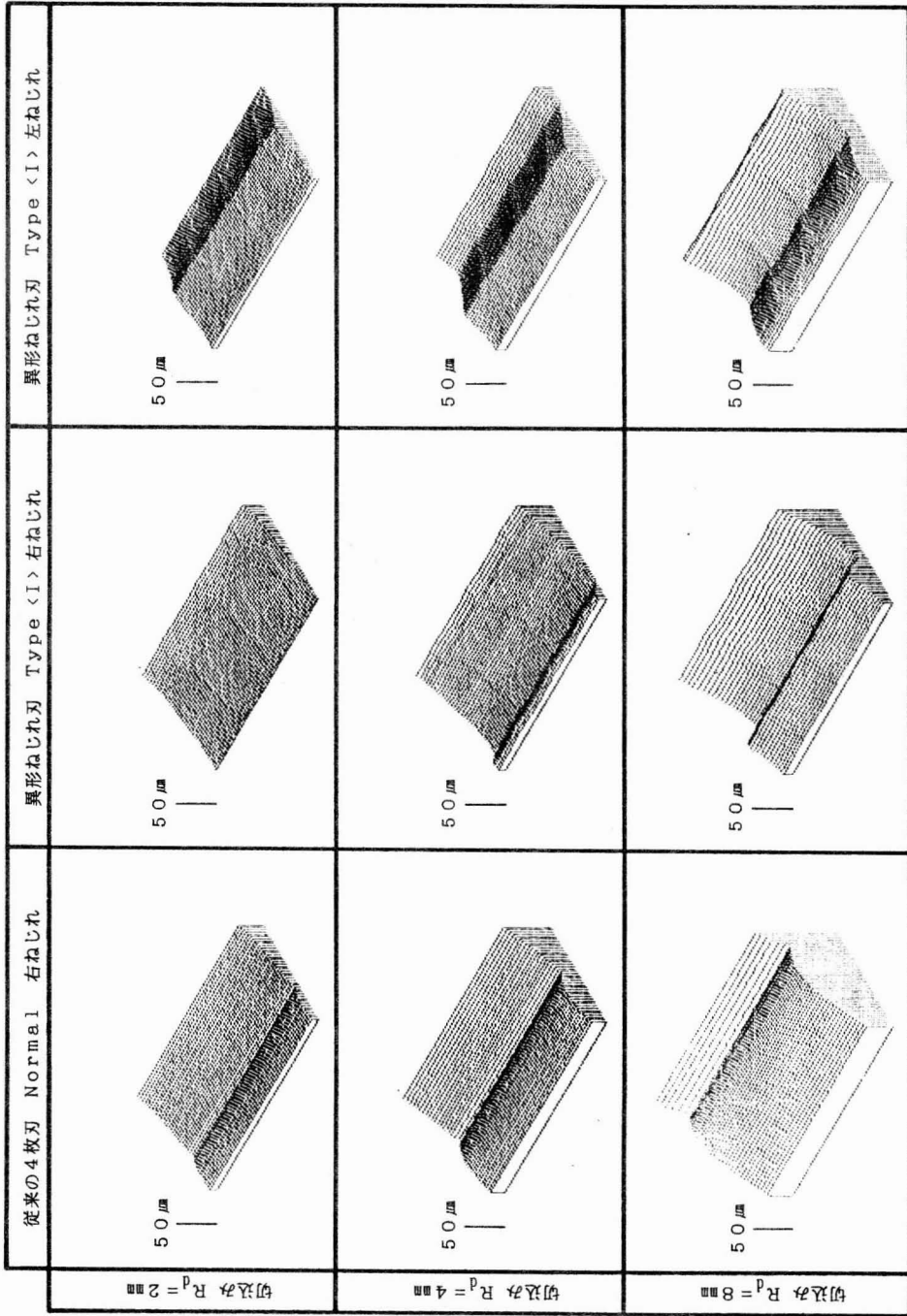


(a) 異形ねじれ刃エンドミル Type <D> 送り方向を考慮した加工面形状の推定結果 [下向き切削]
 (切削幅 $A_d = 2.5 \text{ mm}$, 送り量 $f_r = 0.4 \text{ mm/rev}$)

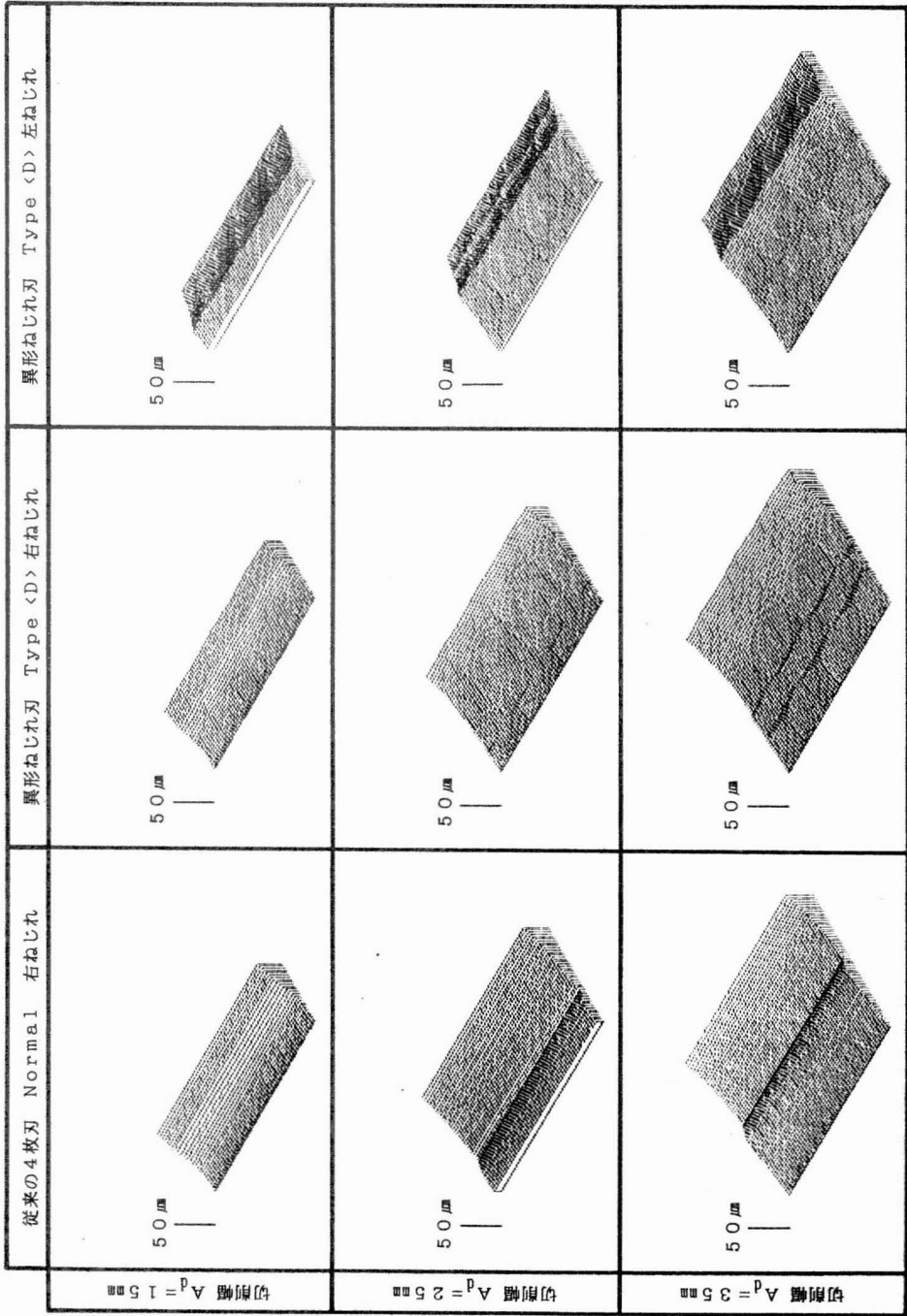


(b) 異形ねじれ刃エントミル Type <F>

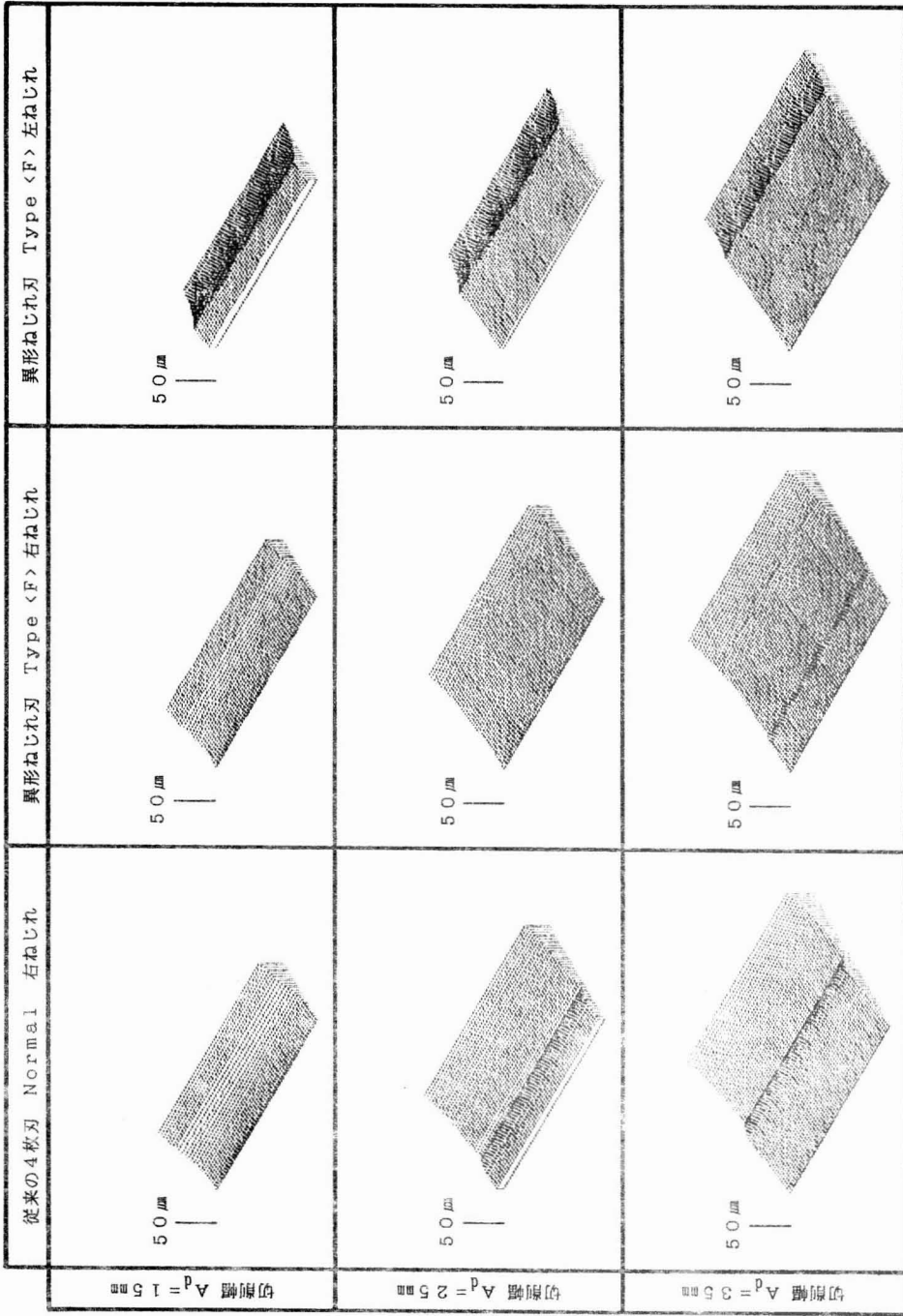
図 5.7 送り方向を考慮した加工面形状の推定結果 [下向き切削]
(切削幅 $A_d = 2.5 \text{ mm}$, 送り量 $f_r = 0.4 \text{ mm/rev}$)



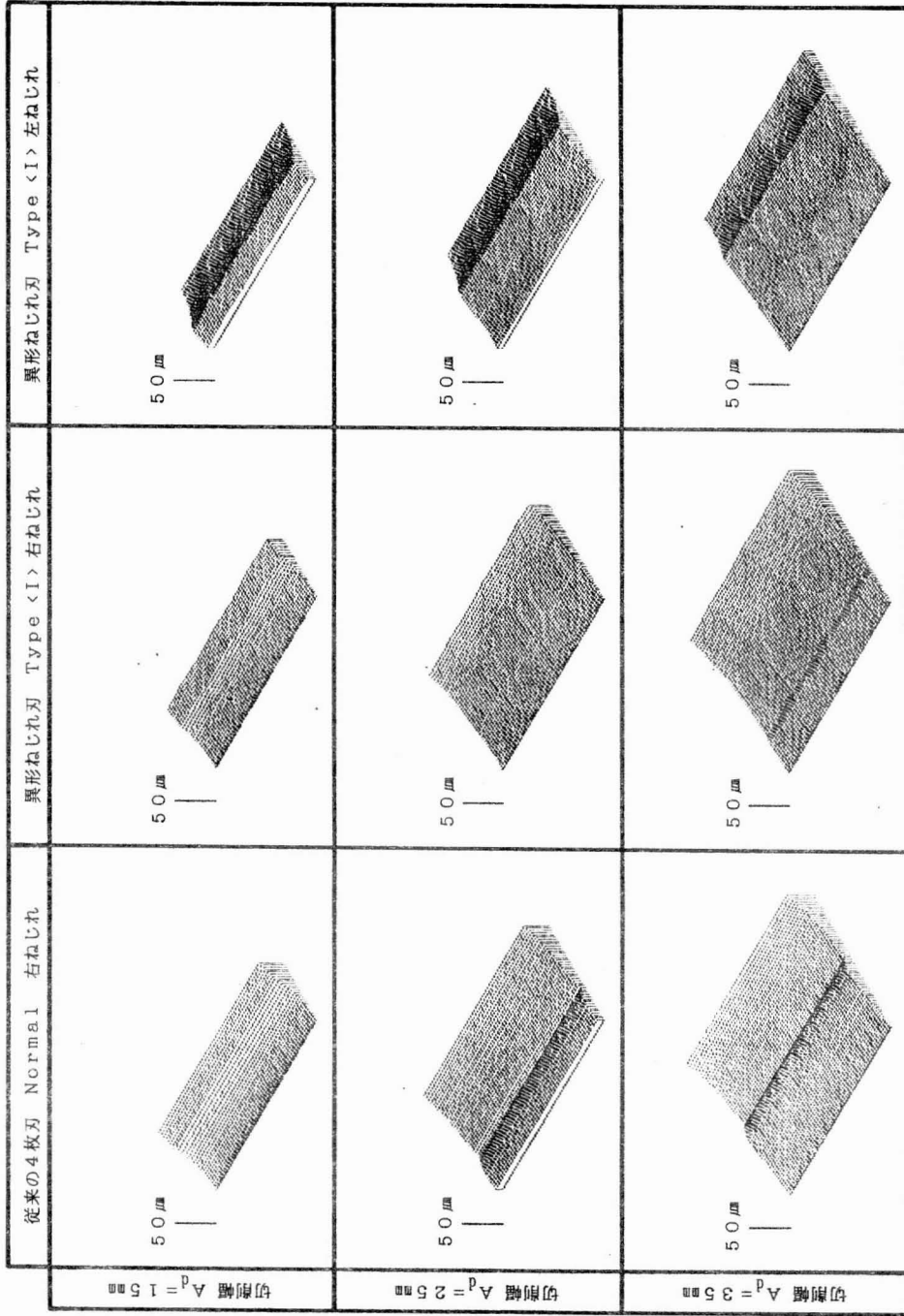
(c) 異形ねじれ刃エントミル Type <I>
 送り方向を考慮した加工面形状の推定結果 [下向き切削]
 (切削幅 $A_d = 2.5 \text{ mm}$, 送り量 $f_r = 0.4 \text{ mm/rev}$)



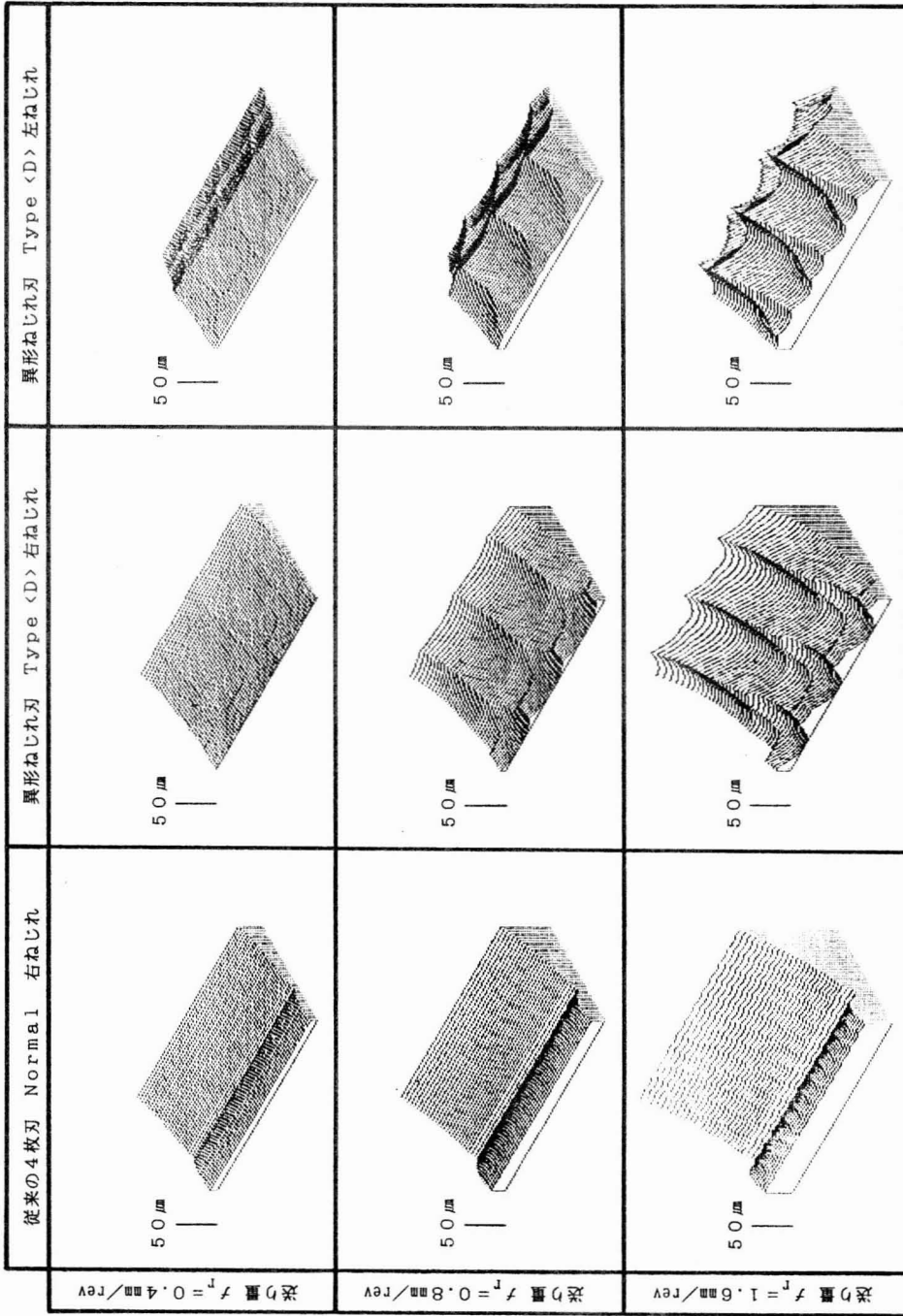
(a) 異形ねじれ刃エンドミル Type <D>
 送り方向を考慮した加工面形状の推定結果 [下向き切削]
 (切込み $R_d = 2\text{mm}$, 送り量 $f_r = 0.4\text{mm/rev}$)



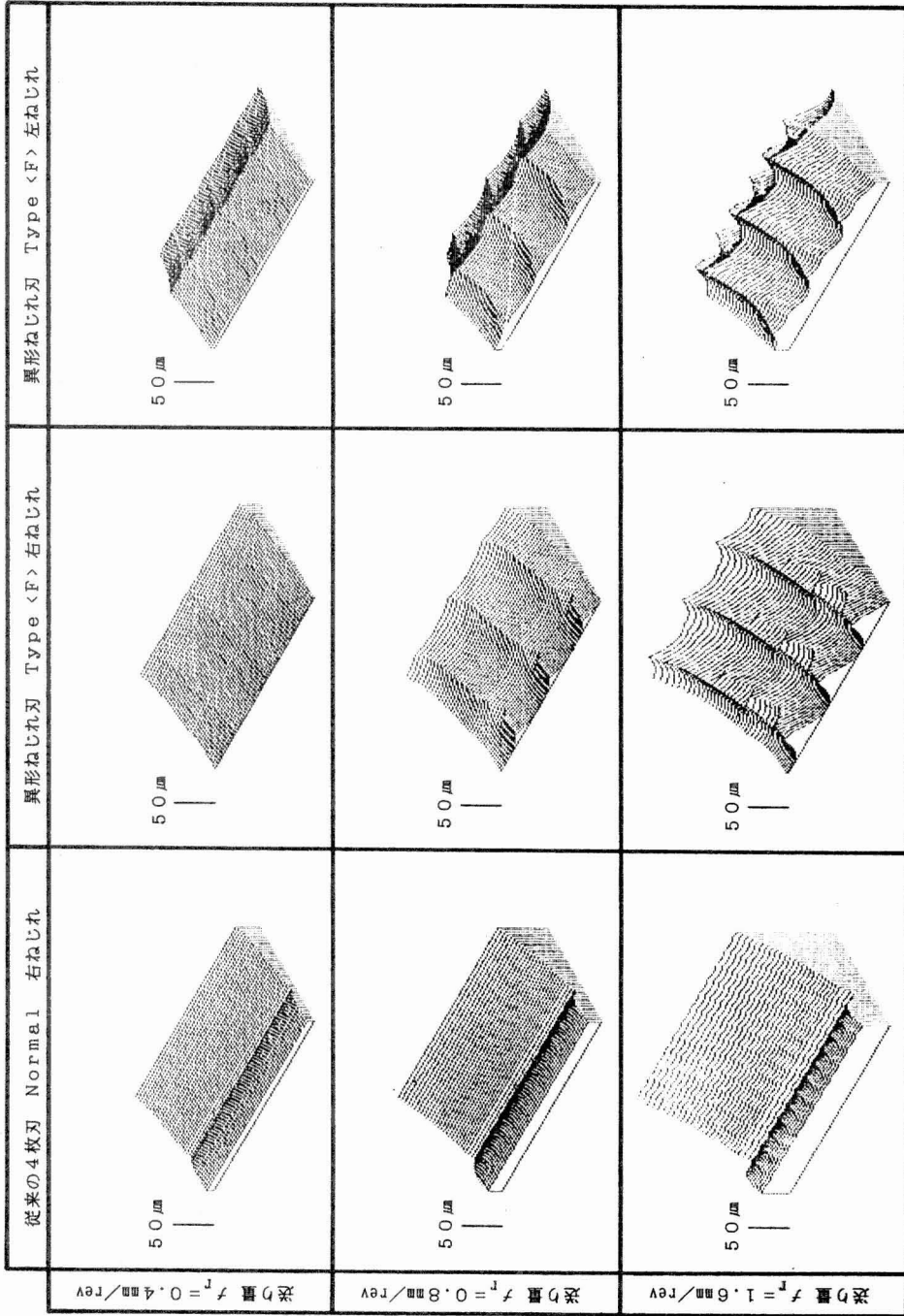
(b) 異形ねじれ刃エントドミル Type <F>
 送り方向を考慮した加工面形状の推定結果 [下向き切削]
 (切込み $R_d = 2 \text{ mm}$, 送り量 $f_r = 0.4 \text{ mm/rev}$)



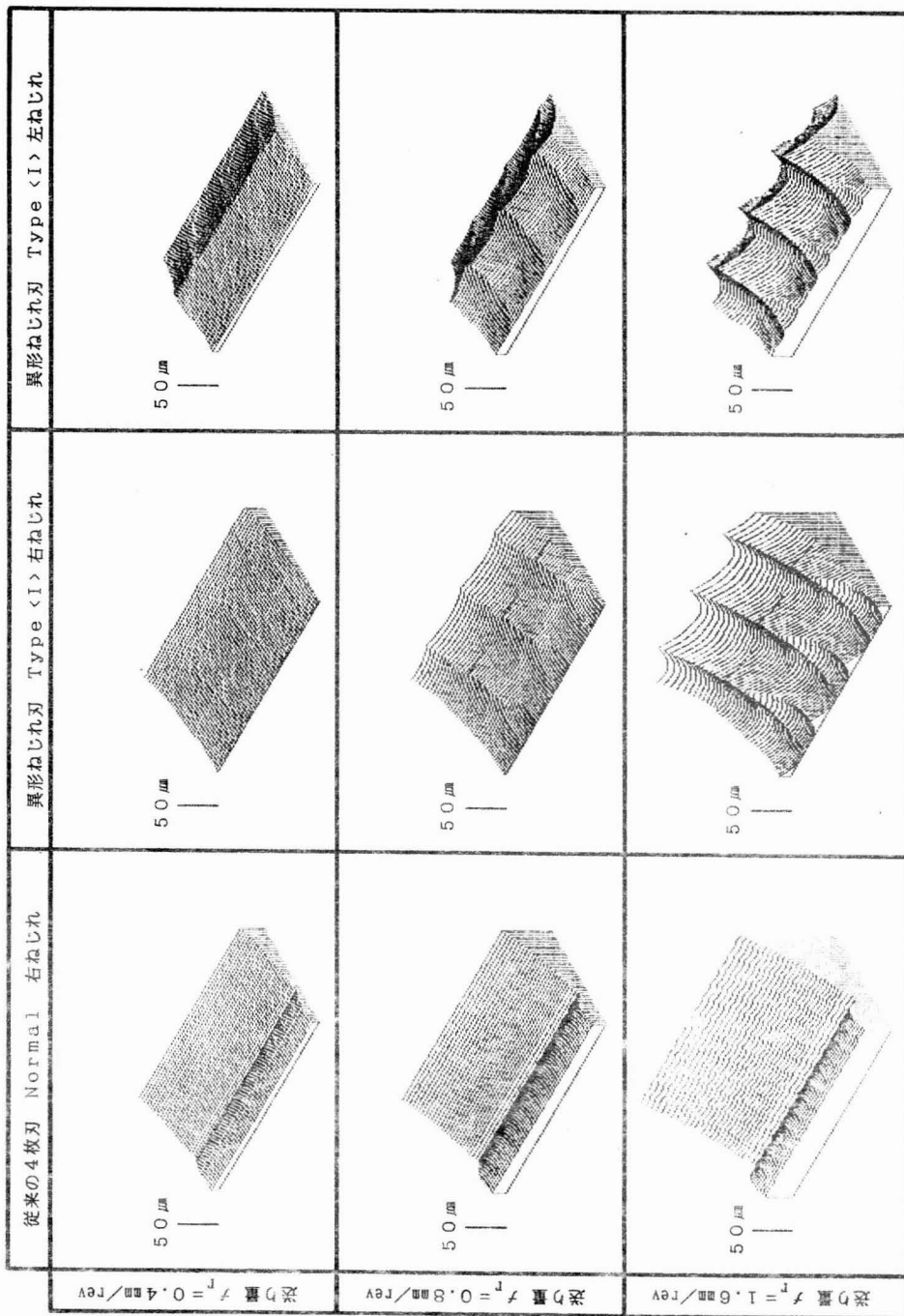
(c) 異形ねじれ刃エントミル Type <I>
 送り方向を考慮した加工面形状の推定結果 [下向き切削]
 (切込み $R_d = 2\text{mm}$, 送り量 $f_r = 0.4\text{mm/rev}$)



(a) 異形ねじれ刃エンドミル Type <D> 送り方向を考慮した加工面形状の推定結果 [下向き切削] (切込み $R_d = 2\text{mm}$, 切削幅 $A_d = 2.5\text{mm}$)



(b) 異形ねじれ刃エントミル Type <F> 送り方向を考慮した加工面形状の推定結果 [下向き切削]
(切込み $R_d = 2 \text{ mm}$, 切前幅 $A_d = 2.5 \text{ mm}$)



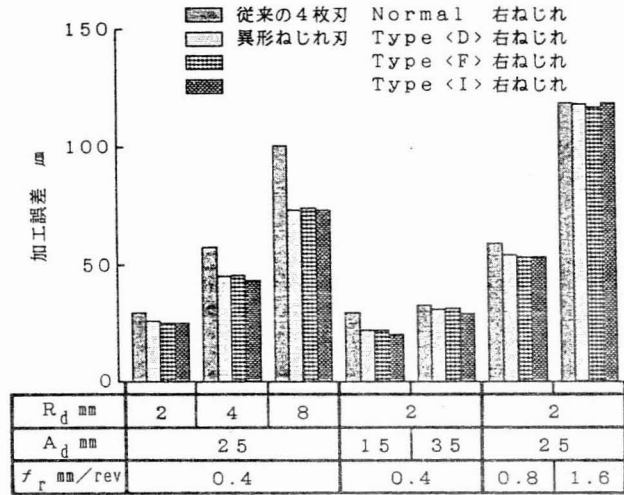
(c) 異形ねじれ刃エンドミル Type <I>

図5.9 送り方向を考慮した加工面形状の推定結果 [下向き切削]
(切込み $R_d = 2 \text{ mm}$, 切削幅 $A_d = 2.5 \text{ mm}$)

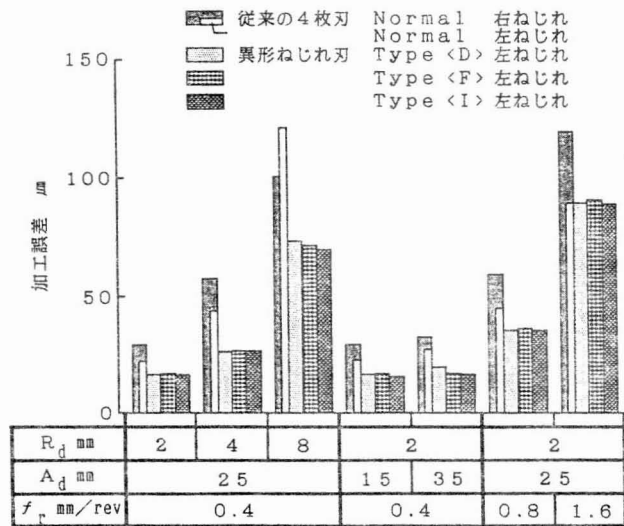
図5.10はその最大値を切込み，切削幅，送り速度の違いごとにまとめたものである。右ねじれの異形ねじれ刃エンドミルの場合，【切込み2mm，切削幅35mm，工具1回転当りの送り0.4mm/rev】と【切込み2mm，切削幅25mm，工具1回転当りの送り1.6mm/rev】の

2つの条件で加工誤差低減の効果が認められなくなり，切削幅と送り速度に限界があることがわかる。これに対して，左ねじれの異形ねじれ刃エンドミルの場合，推定したすべての条件で，加工誤差低減の効果が認められた。しかし，この3種類の

異形ねじれ刃エンドミルでは，条件の違いによって加工誤差低減の効果がやや異なるものの，優劣の差はほとんどつけられなかった。そこで，FとIで示した断面形状の異形ねじれ刃エンドミル（図5.3参照）を，右ねじれ刃および左ねじれ刃でそれぞれ試作し，切削実験を行った。



(a) 右ねじれの異形ねじれ刃エンドミル



(b) 左ねじれの異形ねじれ刃エンドミル

図5.10 推定した誤差成分の最大値の比較 [下向き切削]

5.5 異形ねじれ刃エンドミルによる切削実験

切削実験には横型マシニングセンタ（中村留精密工業製 MU-5）を用いて、エンドミルによる側面加工を行った。切削条件は表5.1に示すとおりである。

表5.1 切削条件

工具径 ; $D = 20\text{mm}$
刃数 ; $z = 4$
切削速度 ; $V = 20\text{m}/\text{min}$
主軸回転数 ; $n = 320\text{rpm}$
送り速度 ; $F = 64\text{mm}/\text{min}, 128\text{mm}/\text{min}, 256\text{mm}/\text{min}$
(* 工具1回転当りの送り ;
$f_r = 0.2\text{mm}/\text{rev}, 0.4\text{mm}/\text{rev}, 0.8\text{mm}/\text{rev}$)
半径方向切込み量 ; $R_d = 0.5\text{mm}, 1\text{mm}, 2\text{mm}, 4\text{mm}$
軸方向切込み量 ; $A_d = 25\text{mm}$
切削方向 ; 上向き切削, 下向き切削
クーラント ; マシン油 UL65, 2種, 5号 $3\text{l}/\text{min}$

* 異形ねじれ刃エンドミルでは1刃当りの送りが切刃ごとに異なるので、工具1回転当りの送りに換算した値を示した。

また、実際に試作して実験で使用したエンドミルを図5.11に示す。いずれも工具径20mm、シャンク径20mm、全長110mm、有効刃長45mm、高速度鋼、右刃、ねじれ角30°、ストレートシャンクのスクウェアエンドミルである。異形ねじれ刃エンドミルの試作には(株)不二越の御協力をいただき、比較のための従来の4枚刃エンドミルには不二越製 LIST6210 S4を使用した。エンドミルは工具ホルダ（不二越製 BT50-CHN32-105）にストレートコレット（不二越製 SN32-20）を介して把持した。試験片には板厚25mmのS55C材（HV240）を使用し、切込みは0.5mm, 1mm, 2mm, 4mmの4種類とした。切削幅の25mmは試験片の板厚に相当する。送り速度は64mm/min,

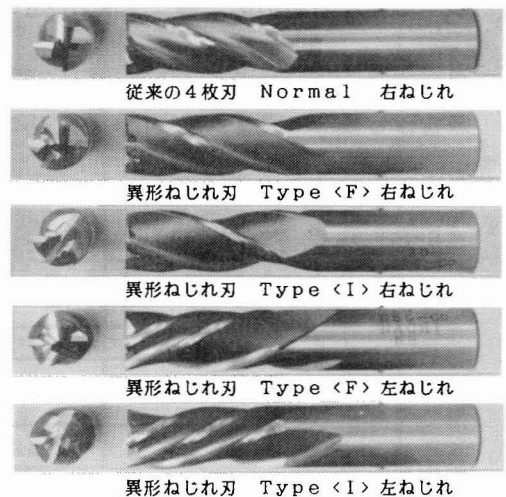


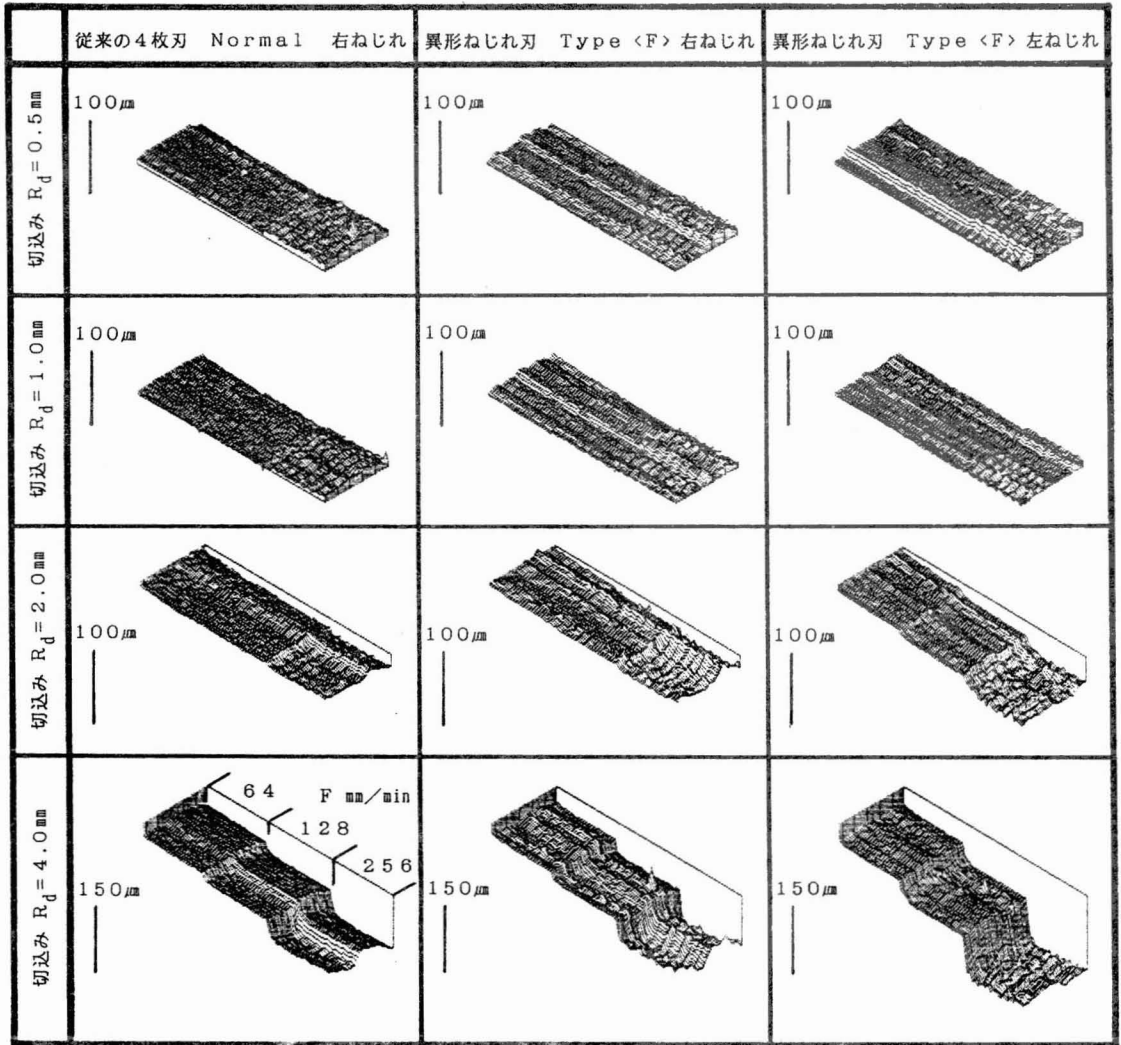
図5.11 試作した異形ねじれ刃エンドミル

128mm/min, 256mm/minの3種類であるが、1本の試験片を加工中にNC指令により変化させた。切削方向は上向き切削と下向き切削の両方向とし、切削油としてマシン油（UL65, 2種, 5号）を3 l/minの割合で使用した。エンドミルの突出し長さは50mmとし、工具ホルダ端面より試験片までの距離が20mmの位置で切削を行った。なお、試験片には切削実験を始める直前に、加工誤差測定の際の基準面を加工しておく。この時の切削条件は、送り速度15mm/min, 切込み0.1mm以下とした。

5.6 結果および考察

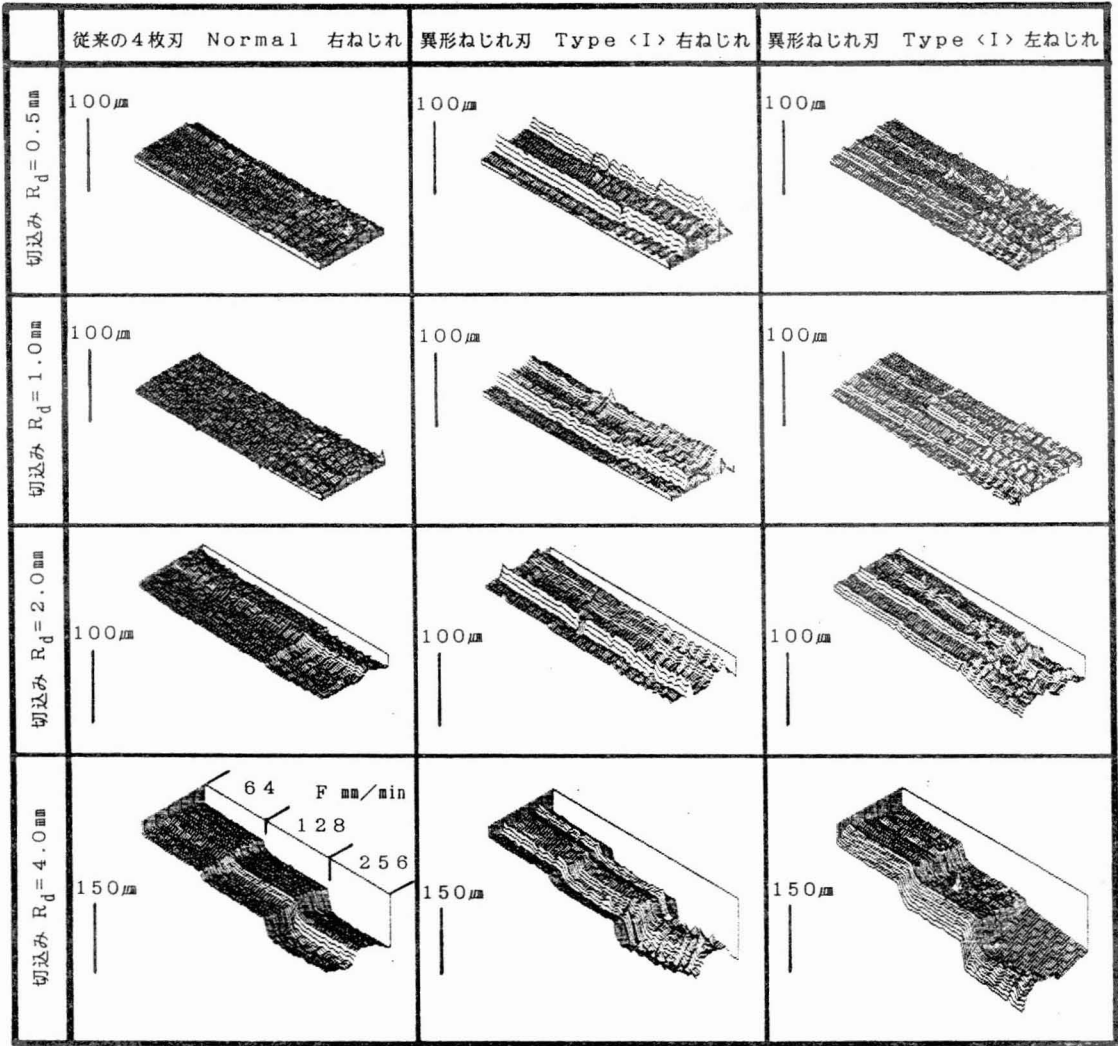
切削実験によって得られた加工面の形状を3次元的に表示したものを図5.12と図5.13にまとめて示す。図5.12が上向き切削、図5.13が下向き切削の結果である。ここで、加工面の形状が下に凸となっている場合は削り過ぎ（オーバカット）、上に凸となっている場合は削り残し（アンダカット）の加工誤差が形成されたことを示している。また、加工面の形状が階段状になっているのは、送り速度を64mm/min, 128mm/min, 256mm/min（工具1回転当りの送りに換算すると0.2mm/rev, 0.4mm/rev, 0.8mm/revに相当）と変化させたためである。

上向き切削の場合には、 $D/8$ （ D : 工具径）程度の切込みを境に背分力の符号が反転し、切込みが小さい場合には削り残しの加工誤差、切込みが大きい場合には削り過ぎの加工誤差が形成されるという研究報告^{5.6)}がある。ここで行った実験結果では、切込み1mm（ $=D/20$ ）と2mm（ $=D/10$ ）の間で背分力の符号が反転していると考えられ、異形ねじれ刃エンドミルでも従来の4枚刃エンドミルと同様、ある切込みを境に削り残し、あるいは削り過ぎの加工誤差が形成されることがわかった。しかし、異形ねじれ刃エンドミルでは、さらえ刃による加工誤差低減の効果を期待しているため、削り過ぎの加工誤差が形成される切込みでは、逆に加工誤差が大きくなっている。なお、背分力の符号が反転する時の切込みが、文献5.6)の結果とやや違うのは、切削条件の違いの他に、工具径や工具切刃のすくい角の違いなどが影響しているものと考えられる。



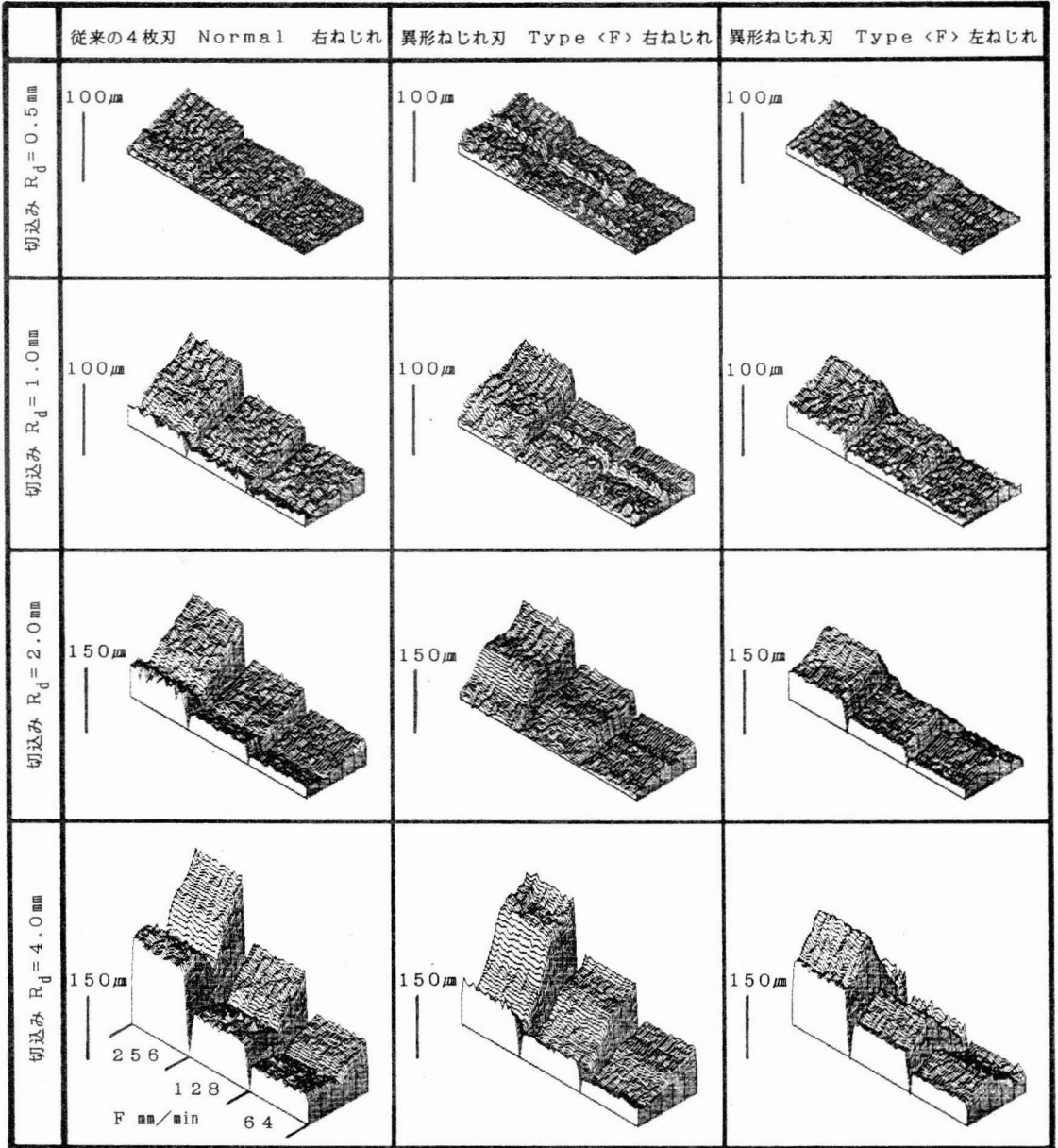
(a) 異形ねじれ刃エンドミル Type <F>

図 5.12 切削実験で得られた加工誤差の比較 [上向き切削]



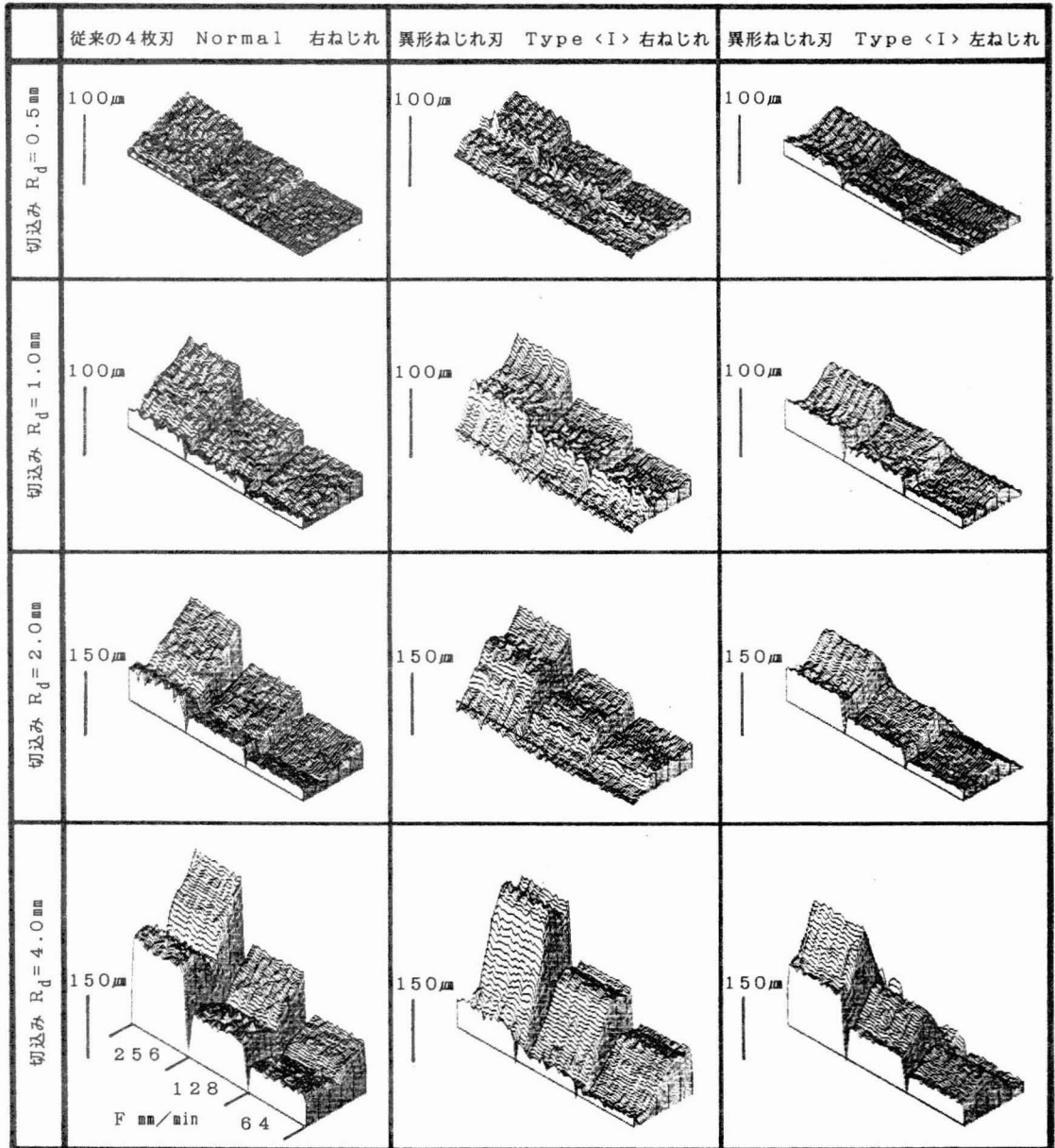
(b) 異形ねじれ刃エンドミル Type <I>

図 5.12 切削実験で得られた加工誤差の比較 【上向き切削】



(a) 異形ねじれ刃エンドミル Type <F>

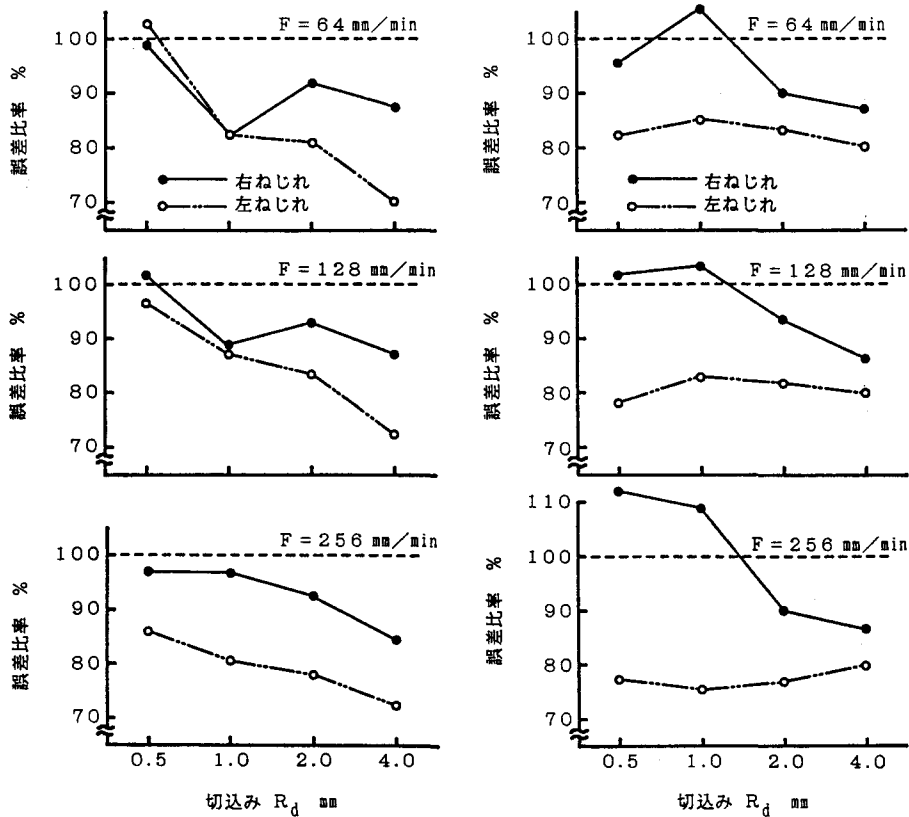
図 5.13 切削実験で得られた加工誤差の比較 [下向き切削]



(b) 異形ねじれ刃エンドミル Type <I>

図5.13 切削実験で得られた加工誤差の比較 [下向き切削]

これに対し、下向き切削の場合には、削り残しの加工誤差だけが形成されている。従って、さらえ刃による加工誤差低減の効果が得られ、実験を行ったすべての切削条件で加工誤差が減少している。さらに、刃先側で加工誤差が大きくなる右ねじれの異形ねじれ刃エンドミルに対し、左ねじれの異形ねじれ刃エンドミルではこの部分での加工誤差が減少しており、図5.6から図5.9で示した推定結果を裏付ける結果となった。また、異形ねじれ刃エンドミルでは、送り速度 512 mm/min (工具1回転当りの送りに換算すると 1.6 mm/rev に相当) の条件で推定した加工面形状に、工具1回転当りの送りマークが明確に転写されることを図5.9で示したが、実験を行った送り速度が 256 mm/min 以下であったこともあり、従来の4枚刃エンドミルによる加工面と比較しても、工具1回転当りの送りマークはほとんど認められなかった。



(a) 異形ねじれ刃エンドミル Type <F>

(b) 異形ねじれ刃エンドミル Type <I>

図5.14 切削実験で得られた加工誤差の最大値の比較 [下向き切削]

ここで、実験を行ったすべての切削条件で、加工誤差低減の効果があつた下向き切削の場合について、加工誤差の最大値に注目し、これらの値から従来の4枚刃エンドミルで得られた加工誤差の最大値を100%としたときの誤差比率を求め、図5.14にまとめて示す。図5.14(a), (b)は、それぞれ試作した2種類の異形ねじれ刃エンドミルの結果であるが、異形ねじれ刃エンドミル<F>の場合は、加工誤差の最大値は70~80%程度に小さくなっており、その効果は切削条件が厳しい(切込みが大きい、あるいは送り速度が速い)ほど著しい。また、異形ねじれ刃エンドミル<I>の場合は、いずれの切削条件でも一樣に加工誤差の最大値は80%程度に小さくなっており、それぞれの特性に違いが認められた。

このように、異形ねじれ刃エンドミルの使用により、加工誤差の最大値は小さくなっており、エンドミルの切刃を不等間隔で配置することで、加工誤差低減の効果が得られることが明らかとなった。特に左ねじれの異形ねじれ刃エンドミルで、加工誤差低減の効果が著しかったのは、左ねじれ刃の切削機構によるその効果が、異形ねじれ刃エンドミルの切削力変動によって、一層引き出されたためであると考えることができる。

5.7 異形ねじれ刃エンドミルの得失

異形ねじれ刃エンドミルはその形状が特殊であるために、加工誤差低減の効果を含め、以下に示す得失を検討する必要がある。

- i) 加工誤差低減の効果
- ii) 加工中の防振効果(びびり振動発生の抑制)
- iii) 切刃の耐摩耗性・耐衝撃性
- iv) 切屑の流出方向

i)の加工誤差低減の効果は、前述したとおり試作した異形ねじれ刃エンドミルの実験結果でも確かめられ、計算機シミュレーションの結果を裏付ける結果となった。

ii)の加工中の防振効果は、切刃を不等間隔で配置した正面フライスではすでに知られている。図5.15は切削実験後に測定した表面あらさの一例で、従来の4枚刃エンドミルで発生しているびびり振動が抑えられていることがわかる。

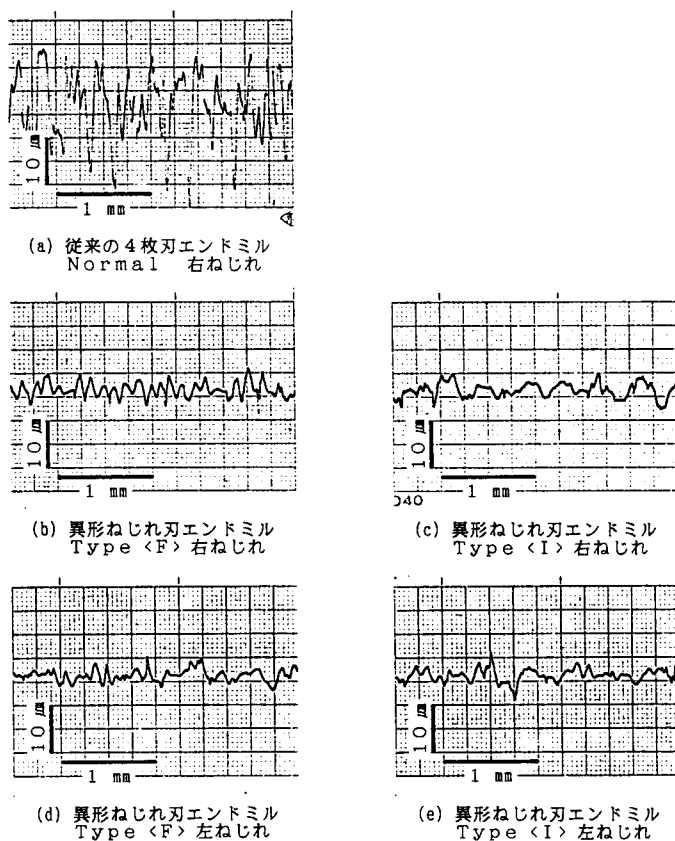


図5.15 びびり振動発生を抑制を示す試験片表面あらさの一例 [上向き切削]
 (切込み $R_d = 2 \text{ mm}$, 切削幅 $A_d = 2.5 \text{ mm}$, 送り速度 $F = 6.4 \text{ mm/min}$)

iii)の切刃の耐衝撃性・耐摩耗性は、切刃に作用する切削力の点から懸念される。すなわち、1つの切刃に過大な切削力、あるいは衝撃的な切削力が作用することが考えられるからである。そこで、図5.16に実測した工具1回転中の切削力(背分力)変動の一例を示す。この結果を見る限りでは、特に過大な切削力が1つの切刃に作用しているようには認められない。図5.16の例で切削力の最大値を従来の4枚刃エンドミルと比較したところ、右ねじれの异形ねじれ刃エンドミルで1.14倍、左ねじれの异形ねじれ刃エンドミルで1.21倍であった。

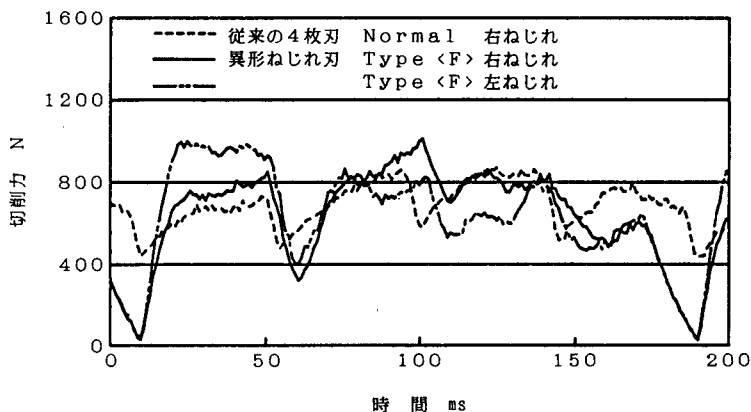


図5.16 実測した工具1回転中の切削力変動の一例 [下向き切削]
 (切込み $R_d = 2\text{mm}$, 切削幅 $A_d = 2.5\text{mm}$, 送り速度 $F = 128\text{mm}/\text{min}$)

iv)の切屑の流出方向は、左ねじれの異形ねじれ刃エンドミルの場合に問題となる。つまり切屑が工具先端へ向かって流出するため、段加工・溝加工では切屑の排出がうまく行われないことになるからである。この点についてはニックを設けて切屑を細分化するなど、今後検討していく必要がある。

5.8 結 言

エンドミル加工における加工誤差を低減する目的から、ねじれ刃エンドミルにおける側面加工の切削機構を検討し、切刃を不等間隔で配置した9種類の異形ねじれ刃エンドミルを提案した。弾性変形による誤差成分を計算機でそれぞれ推定しながら、加工誤差低減の効果が大きかった2種類の異形ねじれ刃エンドミルを実際に試作し切削実験を行った。得られた結論は以下のとおりである。

- (1) 切刃を不等間隔で配置することにより、下向き切削によるほとんどの切削条件で、加工誤差を減少させることができた。さらに、切刃を左ねじれとした場合には、刃先側の加工誤差が減少することから、加工誤差低減の効果は著しく、従来の4枚刃エンドミルと比較すると、加工誤差の最大値が70～80%程度に小さくなった。

- (2) 切刃が不等間隔であるために、正面フライスですでに知られている防振効果も認められ、従来の4枚刃エンドミルで発生したびびり振動が抑えられた。
- (3) 切刃が不等間隔であるために、1つの切刃に過大な切削力・衝撃的な切削力が作用することが懸念されたが、実測した切削力からは1つの切刃に特に過大な切削力が作用しているようには認められなかった。
- (4) 左ねじれの異形ねじれ刃エンドミルの場合には、切屑が工具先端に向かって流出するため、段加工・溝加工を行う場合に切屑の排出が問題となる。この点についてはニックを設けて切屑を細分化するなど、今後検討していく必要がある。

第 6 章 工具ホルダ接合部の接触圧力分布推定

6.1 結 言

これまで、エンドミル加工における加工誤差発生原因と加工誤差との関係を、工作機械と工作物と工具からなる加工誤差生成システムという観点でとらえ、要因分析を行ってきた。このように1つのシステムとして考えた場合、工作機械と工具、あるいは工作機械と工作物の接合部は、システム全体の善し悪しに大きな影響を与える重要な部分となる。

第2章や第3章の結果でも、主軸ヘッドと工具ホルダ、工具ホルダとエンドミルといった工作機械と工具の接合部での変形によって生じる誤差成分が、エンドミルの弾性変形によって生じる誤差成分に次いで大きいことがわかる。これは、接合部の剛性に起因するものであるが、カービックカップリングをこの接合部に用いた場合、ISO 7/24 テーパー接合部と比較して、静的および動的特性が向上したという報告^{6.1)}もある。

しかし、7/24 テーパーシャンク工具は、マシニングセンタに代表される自動工具交換装置を備えた工作機械に広く用いられており、その機械特性を明らかにすることが、工作機械の高精度化ばかりでなく、高速化、高能率化を図るうえで非常に重要であると考えられる。

この7/24 テーパー接合部に関しては、例えば Levina は実験的・理論的研究を行って、接触部コンプライアンスの分布や、テーパー角度、テーパー精度と剛性の関係を調べている^{6.2)}。また、堤らは、テーパー接合部の曲げ剛性や軸方向剛性に及ぼすドロインボルトの引張力、テーパー寸法、テーパー角度誤差、テーパー直径増加量、接触長さなどの影響を実験的に検討したり^{6.3), 6.5)}、有限要素法による理論解析により変形機構の解明と接触圧力分布の計算を行う^{6.4), 6.6)}など、一連の研究を行っている。

ところで、有限要素法を用いた理論解析では、テーパ接合部をモデル化する際に、接触部分の摩擦係数の値を始めとして、種々の仮定が必要である。従って、計算で求めた接触圧力分布の信頼性はモデルの精度に依存する。そのうえ、接合部本来の特性を変えることなく、測定センサを構造部材間に挿入できない以上、接触圧力分布を直接測定することは不可能であり、こうした結果を確認するための手法がないのが現状である。そこで、接合部周辺の情報をもとに、こうした圧力分布を推定できるような間接的な手法がどうしても必要になってくる。

本章では、構造部材間の応力分布を構造体表面の変形状態から推定できるような新しい手法の開発を試みる。まず最初に、基礎理論と簡単な2次元モデルを用いた実験結果を述べた後、実際のテーパ接合部のモデル化を考え、その有効性を検討する。

6.2 基礎理論

テーパ接合部での接触圧力分布とその周辺、特に主軸ヘッド表面の変形状態を模式的に図6.1に示す。最終目標はこうしたテーパ接合部での接触圧力分布を、主軸ヘッド表面の変形状態から間接的に推定し、その特性を明らかにすることである。ここでは、その第1段階として、このテーパ接合部を簡単な2次元モデルに置き換えて考えることにする。基礎理論を確立するために、図6.2で示した2次元解析モデル（自由度84）を用いて、Part Bの節点に作用する未知の荷重をPart Aの節点変位から推定する問題を取り扱う^{6.7)}。

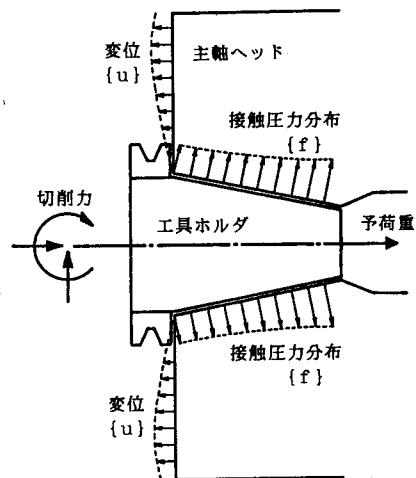


図6.1 テーパ接合部の接触圧力分布と主軸ヘッド表面の変形状態

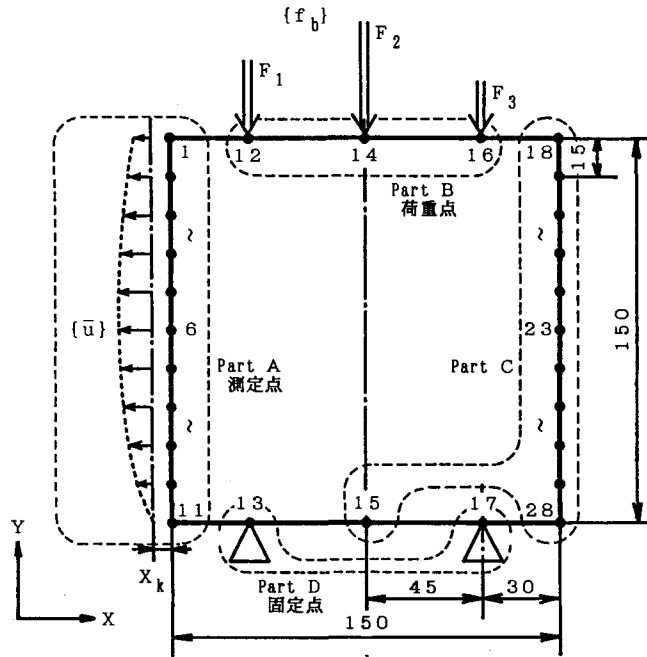


図6.2 2次元解析モデル

6.2.1 基礎式の導出

有限要素法では、構造体の変形と構造体に作用する外力との関係を示す次の方程式を用いる。

$$[K]\{u\} = \{f\} \quad (6.1)$$

式(6.1)において、剛性マトリクス $[K]$ は構造体の剛性特性を、変位ベクトル $\{u\}$ は解析モデル節点の変位、節点力ベクトル $\{f\}$ は解析モデル節点に作用する力およびモーメントをそれぞれ示している。通常の有限要素法では、既知の剛性マトリクス $[K]$ と節点力ベクトル $\{f\}$ を用いて式(6.1)を解き、変位ベクトル $\{u\}$ を求めて構造体の変形状態を知ることになる。

ここで開発する新しい手法では、変位ベクトル $\{u\}$ を与えて節点力ベクトル $\{f\}$ を求める逆問題を考える。この場合、構造体全体の変形が測定できないことに注意しなければならない。これは、変位ベクトル $\{u\}$ の要素の一部だけしか得られない

ことを意味しており、限られたモデル節点の変位を用いて節点力ベクトル{f}が表せるように、式(6.1)を修正していかなければならない。そこで、式(6.1)を以下のように変形する。

$$\begin{bmatrix} K_{aa} & K_{ab} & K_{ac} & 0 \\ K_{ba} & K_{bb} & K_{bc} & 0 \\ K_{ca} & K_{cb} & K_{cc} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & K_{dd} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ f_b \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (6.2)$$

$$\begin{aligned} [K_{aa}]\{u_a\} + [K_{ab}]\{u_b\} + [K_{ac}]\{u_c\} &= \{0\} \\ [K_{ba}]\{u_a\} + [K_{bb}]\{u_b\} + [K_{bc}]\{u_c\} &= \{f_b\} \\ [K_{ca}]\{u_a\} + [K_{cb}]\{u_b\} + [K_{cc}]\{u_c\} &= \{0\} \\ [K_{dd}]\{0\} &= \{0\} \end{aligned} \quad (6.3)$$

式(6.3)において、ベクトル{u_a}は図6.2で示した解析モデルの No.1 から No.1 1 の節点変位(X軸方向)に、ベクトル{u_b}および{u_c}は Part B, Part C に含まれる節点の変位にそれぞれ対応している。また、ベクトル{f_b}は No.1 2, No.1 4, No.1 6 の節点に作用する節点力(Y軸方向)を示している。式(6.3)より {u_b}および{u_c}を消去すれば、測定して得られる変位ベクトル{u_a}と未知の節点力ベクトル{f_b}は、次式の関係にまとめることができる。

$$[A]\{u_a\} = [B]\{f_b\} \quad (6.4)$$

ここで、式(6.3)から式(6.4)を導く手順を説明しておく。

まず、式(6.3)の括弧[]を省略し、変形に必要な等式だけを書き出す。

$$K_{aa}\{u_a\} + K_{ab}\{u_b\} + K_{ac}\{u_c\} = \{0\} \quad (6.5)$$

$$K_{ba}\{u_a\} + K_{bb}\{u_b\} + K_{bc}\{u_c\} = \{f_b\} \quad (6.6)$$

$$K_{ca}\{u_a\} + K_{cb}\{u_b\} + K_{cc}\{u_c\} = \{0\} \quad (6.7)$$

ここで、K_{aa}, K_{bb}, K_{cc}は対称行列で、それぞれ逆行列を持っている。

K_{bb}^{-1} × 式(6.6) より

$$K_{bb}^{-1}K_{ba}\{u_a\} + \{u_b\} + K_{bb}^{-1}K_{bc}\{u_c\} = K_{bb}^{-1}\{f_b\} \quad (6.8)$$

従って,

$$\{u_b\} = K_{bb}^{-1}\{f_b\} - K_{bb}^{-1}K_{ba}\{u_a\} - K_{bb}^{-1}K_{bc}\{u_c\} \quad (6.9)$$

が得られる.

一方, K_{cc}^{-1} × 式(6.7) より

$$K_{cc}^{-1}K_{ca}\{u_a\} + K_{cc}^{-1}K_{cb}\{u_b\} + \{u_c\} = \{0\} \quad (6.10)$$

すなわち

$$K_{cc}^{-1}K_{cb}\{u_b\} = -K_{cc}^{-1}K_{ca}\{u_a\} - \{u_c\} \quad (6.11)$$

が得られる.

$K_{cc}^{-1}K_{cb}$ × 式(6.9) = 式(6.11) の関係より, $\{u_c\}$ は以下のようにして求められる.

$$\begin{aligned} & K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}\{f_b\} - K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{ba}\{u_a\} - K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{bc}\{u_c\} \\ & = -K_{cc}^{-1}K_{ca}\{u_a\} - \{u_c\} \end{aligned} \quad (6.12)$$

$$\begin{aligned} & (K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{bc} - [1])\{u_c\} \\ & = K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}\{f_b\} + (K_{cc}^{-1}K_{ca} - K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{ba})\{u_a\} \end{aligned} \quad (6.13)$$

$$\begin{aligned} \{u_c\} & = (K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{bc} - [1])^{-1} \\ & \quad \cdot [K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}\{f_b\} + (K_{cc}^{-1}K_{ca} - K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{ba})\{u_a\}] \end{aligned} \quad (6.14)$$

$\{u_b\}$ も同様にして求められる.

$$\{u_b\} = (K_{bb}^{-1}K_{bc}K_{cc}^{-1}K_{cb} - [1])^{-1} \cdot [-K_{bb}\{f_b\} + (K_{bb}^{-1}K_{ba} - K_{bb}^{-1}K_{bc}K_{cc}^{-1}K_{ca})\{u_a\}] \quad (6.15)$$

式(6.14)および式(6.15)を式(6.5)に代入する。

$$\begin{aligned} & K_{aa}\{u_a\} \\ & + K_{ab}(K_{bb}^{-1}K_{bc}K_{cc}^{-1}K_{cb} - [1])^{-1} \\ & \quad \cdot [-K_{bb}\{f_b\} + (K_{bb}^{-1}K_{ba} - K_{bb}^{-1}K_{bc}K_{cc}^{-1}K_{ca})\{u_a\}] \\ & + K_{ac}(K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{bc} - [1])^{-1} \\ & \quad \cdot [K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}\{f_b\} + (K_{cc}^{-1}K_{ca} - K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{ba})\{u_a\}] \\ & = \{0\} \end{aligned} \quad (6.16)$$

$$\begin{aligned} & [K_{aa} \\ & + K_{ab}(K_{bb}^{-1}K_{bc}K_{cc}^{-1}K_{cb} - [1])^{-1} \cdot (K_{bb}^{-1}K_{ba} - K_{bb}^{-1}K_{bc}K_{cc}^{-1}K_{ca}) \\ & + K_{ac}(K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{bc} - [1])^{-1} \cdot (K_{cc}^{-1}K_{ca} - K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{ba})]\{u_a\} \\ & = [K_{ab}(K_{bb}^{-1}K_{bc}K_{cc}^{-1}K_{cb} - [1])^{-1}K_{bb} \\ & \quad - K_{ac}(K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{bc} - [1])^{-1}K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}]\{f_b\} \end{aligned} \quad (6.17)$$

式(6.17)は $\{u_a\}$ と $\{f_b\}$ との関係を示したもので、式(6.4)のような簡単な形で表すことができる。

式(6.4)において、マトリクス $[A]$ 、 $[B]$ は、

$$\begin{aligned} [A] & = [K_{aa} \\ & \quad + K_{ab}(K_{bb}^{-1}K_{bc}K_{cc}^{-1}K_{cb} - [1])^{-1} \cdot (K_{bb}^{-1}K_{ba} - K_{bb}^{-1}K_{bc}K_{cc}^{-1}K_{ca}) \\ & \quad + K_{ac}(K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{bc} - [1])^{-1} \cdot (K_{cc}^{-1}K_{ca} - K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{ba})] \end{aligned} \quad (6.18)$$

$$\begin{aligned} [B] & = [K_{ab}(K_{bb}^{-1}K_{bc}K_{cc}^{-1}K_{cb} - [1])^{-1}K_{bb} \\ & \quad - K_{ac}(K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}K_{bc} - [1])^{-1}K_{cc}^{-1}K_{cb}K_{bb}^{-1}] \end{aligned} \quad (6.19)$$

として求められる。

以上、式(6.4)の関係を用いれば、測定して得られる変位ベクトル $\{u_a\}$ から推定したい節点力ベクトル $\{f_b\}$ が求められることになる。

ところで、構造体の変形状態の測定には、一般にダイヤルゲージや電気マイクロメータが用いられるが、これらを用いて絶対変位を測定することは難しい。これは、構造体の外部に基準点をとることが難しいためである。また、本章で用いるホログラフィ計測でも、被測定面全体の変形状態が干渉縞の様子から読み取れるものの、実際に測定できるのは相対変位である。従って、構造体の絶対変位を示す変位ベクトル $\{u_a\}$ の代わりに、相対変位を示す変位ベクトル $\{\bar{u}\}$ を用いて、式(6.4)を解くことを考えなければならない。

いま、 k 番目の節点で生じる未知の絶対変位を $u_k = X_k$ とすれば、 i 番目の節点で生じる絶対変位 u_i と相対変位 \bar{u}_i の関係は、

$$u_i = \bar{u}_i + X_k \quad (i=1,2,\dots,n, 1 \leq k \leq n) \quad (6.20)$$

となり、絶対変位を示す変位ベクトル $\{u_a\}$ と相対変位を示す変位ベクトル $\{\bar{u}\}$ との関係は、次式で示される。

$$\begin{aligned} \{u_a\} &= (u_1, u_2, \dots, u_k, \dots, u_n)^T \\ &= (\bar{u}_1, \bar{u}_2, \dots, 0, \dots, \bar{u}_n)^T + X_k (1, 1, \dots, 1, \dots, 1)^T \\ &= \{\bar{u}\} + X_k \{1\}^T \end{aligned} \quad (6.21)$$

この関係を用いて式(6.4)を解いていく。

式(6.4)の最小二乗解 $\{\hat{f}_b\}$ は、次のようになる。

$$\begin{aligned} \{\hat{f}_b\} &= ([B]^T[B])^{-1}[B]^T[A]\{u_a\} \\ &= ([B]^T[B])^{-1}[B]^T[A](\{\bar{u}\} + X_k \{1\}) \end{aligned} \quad (6.22)$$

式(6.22)は $[C] = [B]([B]^T[B])^{-1}[B]^T$ を代入すれば、次のように書き換えられる。

$$\begin{aligned} [B]\{\hat{f}_b\} &= [C][A]\{u_a\} \\ &= [C][A](\{\bar{u}\} + X_k\{1\}) \end{aligned} \quad (6.23)$$

すなわち、式(6.4)の右辺に最小二乗解 $\{\hat{f}_b\}$ を代入した式(6.23)は、測定不能のパラメータ X_k を含んでいる。ところで、この最小二乗解は、本来式(6.4)の左辺の値と式(6.23)の右辺の値が最も近くなるような解でなければならないから、未知パラメータ X_k はこれを実現するような値をとるはずである。そこで、 $\|[A]\{u_a\}\|^2 - \|[C][A]\{u_a\}\|^2$ の値を最小化するような X_k の値が決まれば、最終的な解 $\{\hat{f}_b\}$ が求められる。ここで、次のような関数 $f(X_k)$ の最小化を考える。

$$\begin{aligned} f(X_k) &= \|[A]\{u_a\}\|^2 - \|[C][A]\{u_a\}\|^2 \\ &= (\{1\}^T[A]^T[A]\{1\})X_k^2 \\ &\quad + 2(\{1\}^T[A]^T[A]\{\bar{u}\})X_k + \{\bar{u}\}^T[A]^T[A]\{\bar{u}\} \\ &\quad - (\{1\}^T[A]^T[C][A]\{1\})X_k^2 \\ &\quad - 2(\{1\}^T[A]^T[C][A]\{\bar{u}\})X_k \\ &\quad - \{\bar{u}\}^T[A]^T[C][A]\{\bar{u}\} \end{aligned} \quad (6.24)$$

式(6.24)をまとめると

$$\begin{aligned} f(X_k) &= PX_k^2 + 2QX_k + R \\ &= P(X_k + Q/P)^2 - \{(Q^2 - PR)/P\} \end{aligned} \quad (6.25)$$

ただし、

$$\begin{aligned} P &= \{1\}^T[A]^T([1] - [C])[A]\{1\} \\ Q &= \{1\}^T[A]^T([1] - [C])[A]\{\bar{u}\} \\ R &= \{\bar{u}\}^T[A]^T([1] - [C])[A]\{\bar{u}\} \end{aligned}$$

式(6.25)より、 $f(X_k)$ は $X_k = -Q/P$ の時に最小となることがわかる。

従って、式(6.4)の最小二乗解 $\{\hat{f}_b\}$ は次式で求められる。

$$\begin{aligned}\{\hat{f}_b\} &= ([B]^T[B])^{-1}[B]^T[A]\{u_a\} \\ &= ([B]^T[B])^{-1}[B]^T[A](\{\bar{u}\} + X_k\{1\}) \\ &= ([B]^T[B])^{-1}[B]^T[A](\{\bar{u}\} - Q/P\{1\})\end{aligned}\quad (6.26)$$

6.2.2 結果および考察

図6.3に示した実験モデルは150mm×150mmの一般構造用角形鋼管でできており、肉厚5.5mm、幅100mmである。このモデルのNo.12, No.14, No.16の3節点に荷重を作用させながら、No.1からNo.11の各節点でX軸方向の変位を測定した。変位の測定にはホログラフィカメラ(富士写真光機FH-40)を用い、二重露光法^{6.8)}により実験モデルの側方から撮影を行った。この方法によれば、変位置に比例して干渉縞が得られ、1つの縞間隔は観察方向での0.3μmの変位の差に相当する。この干渉縞の縞間隔をもとに、No.1からNo.11の各節点でX軸方向の相対変位を求めることができる。

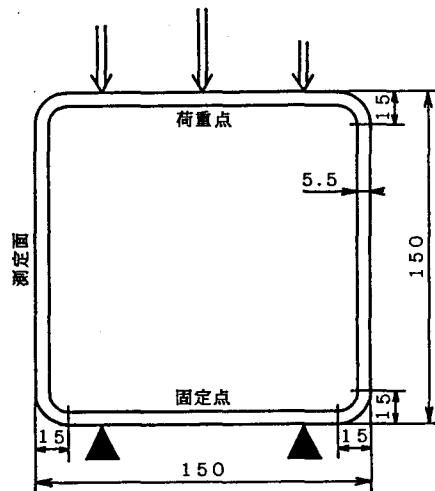


図6.3 2次元実験モデル

図6.4にホログラフィ計測によって求めた相対変位を示す。図6.4において、同図(a)は実験モデル表面で観察された干渉縞を、同図(b)はこの干渉縞から求めた節点の相対変位を、同図(c)は有限要素法により理論的に求めた節点の絶対変位をそれぞれ示している。ここで、No.1とNo.11の節点の相対変位が求められていないのは、実験モデルの角の部分では、干渉縞の間隔や数を読み取ることが困難であっ

たからである。

干渉縞の写真でも明らかなように、構造体表面の変形状態はホログラフィ計測により容易に測定できる。この特徴を生かして、工作機械構造の静的変形、動変形、熱的変形の測定にホログラフィ計測を応用した研究^{6.9)-6.11)}も報告されている。

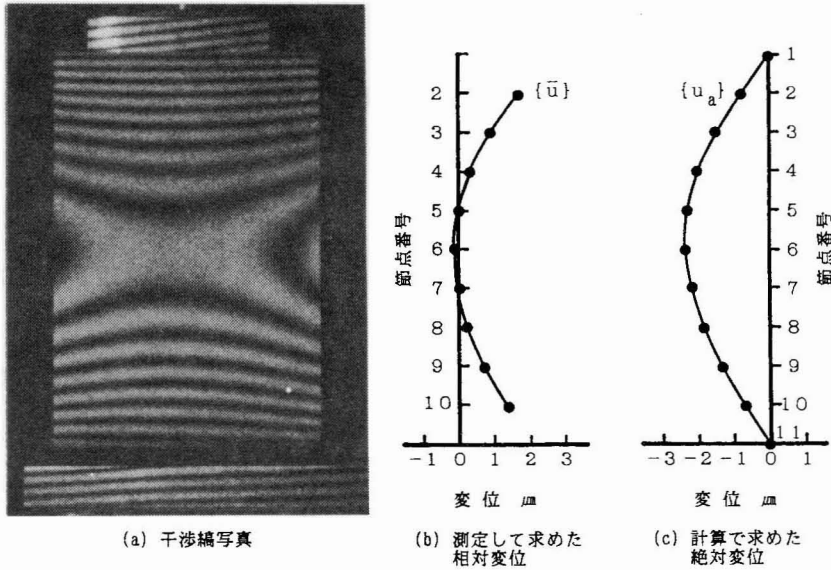


図 6.4 測定して求めた相対変位と計算で求めた絶対変位の比較

次に、ここで提案した基礎理論の有効性を確かめるために、ホログラフィ計測によって求めた相対変位から荷重の推定を行った。図 6.5 に推定して求めた荷重と実験で実際に作用させた荷重とを比較してまとめた。No.1 2, No.1 4, No.1 6 に作用させる荷重の大小関係を変えながら実験を行ったが、いずれの推定結果も実際に作用させた荷重とよく一致している。ここで、推定した荷重が実際に作用させた荷重に比較してわずかに小さいのは、ここで用いた数学モデルの精度に依存しているためであると考えてよい。

しかし、このように実験モデル表面の変形から、実際に作用させた荷重が推定できたことは、構造体内部の応力状態の変化が、構造体表面の変形状態の変化として現れ、構造体表面の変形状態から構造体内部の応力状態が推定できる可能性を示すものである。そこで、こうした結果を踏まえて実際のテーパ接合部のモデル化を考え、その有効性を検討していくことにする。

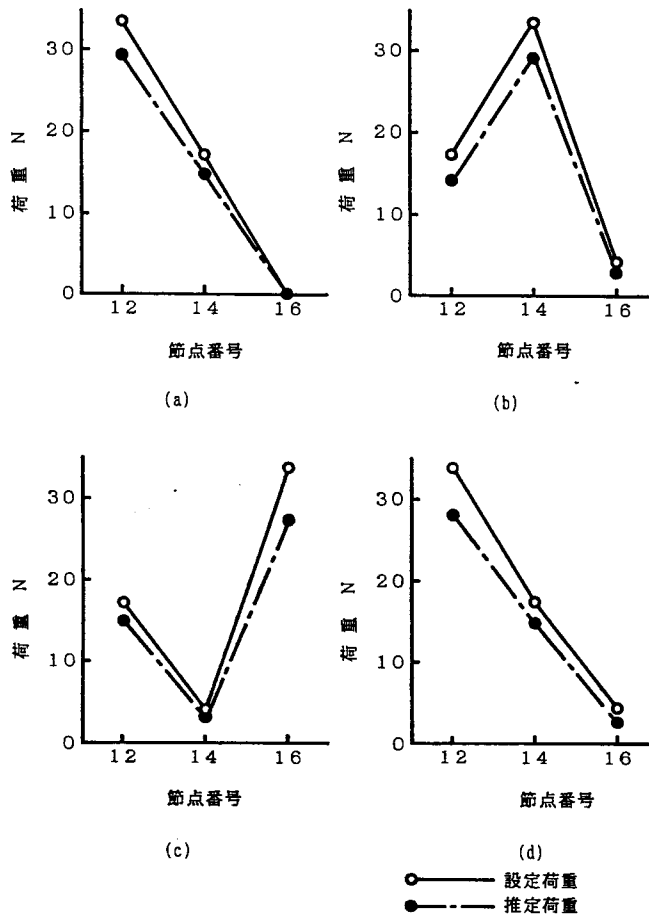


図 6.5 荷重推定結果

6.3 テーバ接合部のモデル化

6.3.1 要素の定義

式(6.26)が、測定により求めた変位ベクトル $\{\bar{u}\}$ から、未知の節点力ベクトル $\{f_b\}$ を推定する基礎式である。この基礎式を解く場合、変位を測定する節点の数（変位ベクトル $\{\bar{u}\}$ の要素数）が、荷重を推定する節点の数（節点力ベクトル $\{f_b\}$ の要素数）よりも多いことが条件となる。特に測定誤差を考慮して、最小二乗解として節点力ベクトル $\{f_b\}$ を推定しようとする場合、荷重を推定する節点の数は少ない方が望ましい。

しかし、一方で最終的に求めたいのはテーパ接合部の分布荷重であり、これはテーパ接合部に、無限個の節点を配列させなければ直接的に求めることはできない。そこで、以上のジレンマを解決する手法として、前節で導いた手法をさらに発展させ、テーパ接合部の分布荷重まで実際に求める方法を述べる。これは、次の3段階、すなわち

1. 前節の手法によりテーパ接合部の受圧面での等価節点力を求める。
2. 等価節点力から受圧面上の標本点における分布荷重の大きさを求める。
3. 標本点における分布荷重の値を補間して受圧面全体での分布荷重を求める。

という手順をふむ。

まず、比較的複雑な形状を少ない要素数で表現できるアイソパラメトリック要素を用いて、テーパ接合部を表現することにする。ここで用いた20節点アイソパラメトリック要素を図6.6に示す。

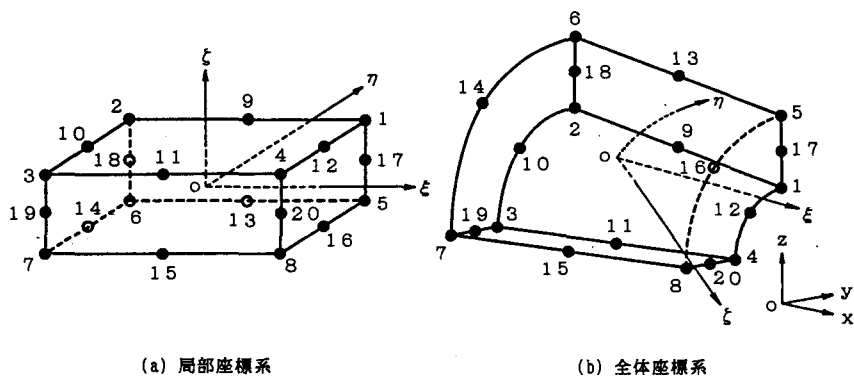


図6.6 アイソパラメトリック要素

このアイソパラメトリック要素における補間関数は次のように与えられる。

- 1) 直方体の頂点の節点 ($i=1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8$)

$$N_i = \frac{1}{8} (1 + \xi_0)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0)(\xi_0 + \eta_0 + \zeta_0 - 2) \quad (6.27)$$

ただし、 $\xi_0 = \xi_i \xi$, $\eta_0 = \eta_i \eta$, $\zeta_0 = \zeta_i \zeta$ ($\xi_i = \pm 1, \eta_i = \pm 1, \zeta_i = \pm 1$)

2) 各辺の中央の節点

$\xi_i = 0$ の場合 ($i=9, 11, 13, 15$)

$$N_i = \frac{1}{4} (1 - \xi^2)(1 + \eta_0)(1 + \xi_0) \quad (6.28)$$

$\eta_i = 0$ の場合 ($i=10, 12, 14, 16$)

$$N_i = \frac{1}{4} (1 + \xi_0)(1 - \eta^2)(1 + \xi_0) \quad (6.29)$$

$\xi_i = 0$ の場合 ($i=17, 18, 19, 20$)

$$N_i = \frac{1}{4} (1 + \xi_0)(1 + \eta_0)(1 - \xi^2) \quad (6.30)$$

従って、要素内の任意の点 (ξ, η, ξ) における変位 u, v, w は

$$\begin{cases} u = N_1 u_1 + N_2 u_2 + \cdots + N_{20} u_{20} \\ v = N_1 v_1 + N_2 v_2 + \cdots + N_{20} v_{20} \\ w = N_1 w_1 + N_2 w_2 + \cdots + N_{20} w_{20} \end{cases} \quad (6.31)$$

ただし、 u_i : 節点 i の x 方向変位成分
 v_i : 節点 i の y 方向変位成分
 w_i : 節点 i の z 方向変位成分

で与えられる。

一方、 N_i に含まれる局部座標 (ξ, η, ξ) と全体座標 (x, y, z) との座標変換の関係式は、補間関数と同じ N_i を用いて以下のように表せる。

$$\begin{cases} x = N_1 x_1 + N_2 x_2 + \cdots + N_{20} x_{20} \\ y = N_1 y_1 + N_2 y_2 + \cdots + N_{20} y_{20} \\ z = N_1 z_1 + N_2 z_2 + \cdots + N_{20} z_{20} \end{cases} \quad (6.32)$$

ただし、 x_i : 節点 i の x 座標値
 y_i : 節点 i の y 座標値
 z_i : 節点 i の z 座標値

例えば、 $(\xi, \eta, \xi) = (1, 1, 1)$ のとき、 N_i を計算して式(6.32)に代入すると $(x, y, z) = (x_1, y_1, z_1)$ となる。

6.3.2 等価節点力と分布荷重の関係式

要素の面上に、単位面積当たり $\{g\}$ の分布荷重を受けるときの等価節点力の計算は、

$$\{F\}_e = \int [N]^T \{g\} d(\text{area}) \quad (6.33)$$

で与えられる。

図6.7において、ハッチングをした曲面がテーバ接合部の受圧面であるとする、受圧面上では $\xi = 1$ である。受圧面上の点 (x, y, z) における分布力の x, y, z 方向成分を、 $g_x(x, y, z), g_y(x, y, z), g_z(x, y, z)$ とし、

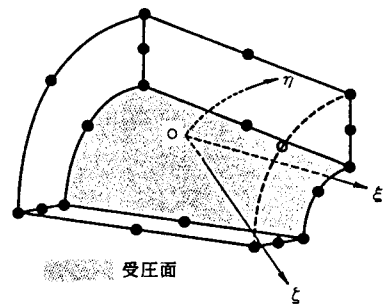


図6.7 テーバ接合部の受圧面

$$\{g(x, y, z)\} = \begin{Bmatrix} g_x(x, y, z) \\ g_y(x, y, z) \\ g_z(x, y, z) \end{Bmatrix} \quad (6.34)$$

とすれば、これに対応する $[N]$ は、

$$[N] = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & 0 & \vdots & N_2 & 0 & 0 & \vdots & N_3 & 0 & 0 & \vdots & N_4 & 0 & 0 & \vdots \\ 0 & N_1 & 0 & \vdots & 0 & N_2 & 0 & \vdots & 0 & N_3 & 0 & \vdots & 0 & N_4 & 0 & \vdots \\ 0 & 0 & N_1 & \vdots & 0 & 0 & N_2 & \vdots & 0 & 0 & N_3 & \vdots & 0 & 0 & N_4 & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & N_9 & 0 & 0 & \vdots & N_{10} & 0 & 0 & \vdots & N_{11} & 0 & 0 & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & 0 & N_9 & 0 & \vdots & 0 & N_{10} & 0 & \vdots & 0 & N_{11} & 0 & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & 0 & 0 & N_9 & \vdots & 0 & 0 & N_{10} & \vdots & 0 & 0 & N_{11} & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \end{bmatrix} \quad (6.35)$$

となり、節点力ベクトル $\{F\}_e$ は、

$$\{F\}_e = (F_{1x}, F_{1y}, F_{1z}, F_{2x}, F_{2y}, F_{2z}, F_{3x}, F_{3y}, F_{3z}, F_{4x}, F_{4y}, F_{4z}, F_{9x}, F_{9y}, F_{9z}, F_{10x}, F_{10y}, F_{10z}, F_{11x}, F_{11y}, F_{11z}, F_{12x}, F_{12y}, F_{12z})^T \quad (6.36)$$

となる。なお、式(6.35), (6.36)において、受圧面以外での節点力はゼロとなるので除外してある。

また、式(6.33)の $d(\text{area})$ は、図6.8に示すような全体座標系で見た微小面積であり、

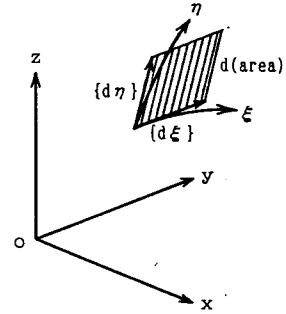


図6.8 全体座標系で見た受圧面の微小面積

$$\{d\xi\} = \begin{pmatrix} \left(\frac{\partial x}{\partial \xi}\right) \\ \left(\frac{\partial y}{\partial \xi}\right) \\ \left(\frac{\partial z}{\partial \xi}\right) \end{pmatrix} d\xi, \quad \{d\eta\} = \begin{pmatrix} \left(\frac{\partial x}{\partial \eta}\right) \\ \left(\frac{\partial y}{\partial \eta}\right) \\ \left(\frac{\partial z}{\partial \eta}\right) \end{pmatrix} d\eta \quad (6.37)$$

に対し、 $d(\text{area}) = |\{d\xi\} \times \{d\eta\}|$ となる。

ここで、

$$\{d\xi\} \times \{d\eta\} = \begin{pmatrix} \left(\frac{\partial y}{\partial \xi}\right)\left(\frac{\partial z}{\partial \eta}\right) - \left(\frac{\partial z}{\partial \xi}\right)\left(\frac{\partial y}{\partial \eta}\right) \\ \left(\frac{\partial z}{\partial \xi}\right)\left(\frac{\partial x}{\partial \eta}\right) - \left(\frac{\partial x}{\partial \xi}\right)\left(\frac{\partial z}{\partial \eta}\right) \\ \left(\frac{\partial x}{\partial \xi}\right)\left(\frac{\partial y}{\partial \eta}\right) - \left(\frac{\partial y}{\partial \xi}\right)\left(\frac{\partial x}{\partial \eta}\right) \end{pmatrix} d\xi d\eta \quad (6.38)$$

$$d(\text{area}) = |\{d\xi\} \times \{d\eta\}| = \Phi \left(\frac{\partial x}{\partial \xi}, \frac{\partial x}{\partial \eta}, \dots, \frac{\partial z}{\partial \eta} \right) d\xi d\eta \quad (6.39)$$

である。

式(6.38)中の各偏微分係数は、式(6.32)より

$$\begin{aligned}
 \left(\frac{\partial x}{\partial \xi}\right) &= \left(\frac{\partial N_1}{\partial \xi}\right)x_1 + \left(\frac{\partial N_2}{\partial \xi}\right)x_2 + \cdots + \left(\frac{\partial N_{12}}{\partial \xi}\right)x_{12} \\
 \left(\frac{\partial x}{\partial \eta}\right) &= \left(\frac{\partial N_1}{\partial \eta}\right)x_1 + \left(\frac{\partial N_2}{\partial \eta}\right)x_2 + \cdots + \left(\frac{\partial N_{12}}{\partial \eta}\right)x_{12} \\
 &\vdots \\
 \left(\frac{\partial z}{\partial \eta}\right) &= \left(\frac{\partial N_1}{\partial \eta}\right)x_1 + \left(\frac{\partial N_2}{\partial \eta}\right)x_2 + \cdots + \left(\frac{\partial N_{12}}{\partial \eta}\right)x_{12}
 \end{aligned} \tag{6.40}$$

従って、式(6.40)を計算するには、 $(\partial N_i / \partial \xi)$ 、 $(\partial N_i / \partial \eta)$ がわかればよい。

式(6.27)、(6.28)、(6.29)より

1) 直方体の頂点の節点 ($i=1, 2, 3, 4$)

$$\begin{aligned}
 \left(\frac{\partial N_i}{\partial \xi}\right) &= \frac{1}{8} \xi_i (1 + \eta_i \eta) (1 + \xi) (\xi_i \xi + \eta_i \eta + \xi - 2) \\
 &\quad + \frac{1}{8} \xi_i (1 + \xi_i \xi) (1 + \eta_i \eta) (1 + \xi)
 \end{aligned} \tag{6.41}$$

$$\begin{aligned}
 \left(\frac{\partial N_i}{\partial \eta}\right) &= \frac{1}{8} \eta_i (1 + \xi_i \xi) (1 + \xi) (\xi_i \xi + \eta_i \eta + \xi - 2) \\
 &\quad + \frac{1}{8} \eta_i (1 + \xi_i \xi) (1 + \eta_i \eta) (1 + \xi)
 \end{aligned} \tag{6.42}$$

2) 各辺の中央の節点 ($i=9, 10, 11, 12$)

$$\left(\frac{\partial N_9}{\partial \xi}\right) = -\frac{1}{2} \xi (1 + \eta) (1 + \xi) \tag{6.43}$$

$$\left(\frac{\partial N_9}{\partial \eta}\right) = \frac{1}{4} (1 - \xi^2) (1 + \xi) \tag{6.44}$$

$$\left(\frac{\partial N_{10}}{\partial \xi}\right) = -\frac{1}{4} (1 - \eta^2) (1 + \xi) \tag{6.45}$$

$$\left(\frac{\partial N_{10}}{\partial \eta}\right) = -\frac{1}{2} \eta (1 - \xi) (1 + \xi) \tag{6.46}$$

$$\left(\frac{\partial N_{11}}{\partial \xi}\right) = -\frac{1}{2} \xi (1 - \eta) (1 + \xi) \tag{6.47}$$

$$\left(\frac{\partial N_{11}}{\partial \eta}\right) = -\frac{1}{4}(1-\xi^2)(1+\xi) \quad (6.48)$$

$$\left(\frac{\partial N_{12}}{\partial \xi}\right) = \frac{1}{4}(1-\eta^2)(1+\xi) \quad (6.49)$$

$$\left(\frac{\partial N_{12}}{\partial \eta}\right) = -\frac{1}{2}\eta(1+\xi)(1+\xi) \quad (6.50)$$

式(6.41)~(6.50)において、 $\xi = 1$ とすれば、式(6.39)の Φ を計算することができる。従って、式(6.33)は、

$$\{F\}_e = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 [N(\xi, \eta, 1)]^T \{g(x, y, z)\} \Phi \left(\frac{\partial x}{\partial \xi}, \dots, \frac{\partial z}{\partial \eta} \right) d\xi d\eta \quad (6.51)$$

となる。式(6.51)は、全体座標系での分布荷重と等価節点力の関係式である。

6.3.3 分布荷重の計算

式(6.51)は、節点*i*に関する次の方程式に分解できる。

$$F_{i,m} = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 N_i(\xi, \eta, 1) \tilde{g}_m(\xi, \eta) \Phi \left(\frac{\partial x}{\partial \xi}, \dots, \frac{\partial z}{\partial \eta} \right) d\xi d\eta \quad (6.52)$$

ただし、 $m=x, y, z$ 、 $i=1, 2, 3, 4, 9, 10, 11, 12$ である。

また、 g_m は式(6.32)において対応*h*を

$$(x, y, z) = h(\xi, \eta, 1) \quad (6.53)$$

とするとき

$$\tilde{g}_m = g_m \circ h \quad (6.54)$$

すなわち、 $g_m(\sum_j x_j N_j(\xi, \eta, 1), \sum_j y_j N_j(\xi, \eta, 1), \sum_j z_j N_j(\xi, \eta, 1))$ を

(ξ, η)の関数と見たものである。

いま、関数 $f_i(\xi, \eta)$ を

$$f_i(\xi, \eta) = \Phi \left(\frac{\partial x}{\partial \xi}, \dots, \frac{\partial z}{\partial \eta} \right) N_i(\xi, \eta, 1) \quad (6.55)$$

とすれば、式(6.52)は、

$$F_{i,m} = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 f_i(\xi, \eta) \tilde{g}_m(\xi, \eta) d\xi d\eta \quad (6.56)$$

となる。式(6.56)の積分は次の数値積分により実行する。

$$F_{i,m} = \sum_{k=1}^{n_1} \sum_{l=1}^{n_2} \alpha_k \alpha_l f_i(\xi_k, \eta_l) \tilde{g}_m(\xi_k, \eta_l) \quad (6.57)$$

ここで、標本点 ξ_k と重み
係数 α_k の数値を表6.1
に示す。

式(6.57)を例えば $m = x$
について、マトリクス表示
すると

表6.1 Gauss-Legendre の数値積分の標本点と重み係数

n	ξ_k	α_k
1	0.00000 00000 00000	2.00000 00000 00000
2	$\pm 0.57735 02691 89626$	1.00000 00000 00000
3	$\pm 0.77459 66692 41483$ 0.00000 00000 00000	0.55555 55555 55556 0.88888 88888 88889
4	$\pm 0.86113 63115 94053$ $\pm 0.33998 10435 84856$	0.34785 48451 37454 0.65214 51548 62546
5	$\pm 0.90617 98459 38664$ $\pm 0.53846 93101 05683$ 0.00000 00000 00000	0.23692 68850 56189 0.47862 86704 99366 0.56888 88888 88889
6	$\pm 0.93246 95142 03152$ $\pm 0.66120 93864 66265$ $\pm 0.23861 91860 83197$	0.17132 44923 79170 0.36076 15730 48139 0.46791 39345 72691

$$\begin{pmatrix} F_{1,x} \\ F_{2,x} \\ F_{3,x} \\ \vdots \\ F_{12,x} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha_1^2 f_1(\xi_1, \eta_1), & \dots & \alpha_n^2 f_1(\xi_n, \eta_n) \\ \cdot, & \alpha_1 \alpha_2 f_2(\xi_1, \eta_2), & \dots \\ \cdot, & \cdot, & \alpha_1 \alpha_3 f_3(\xi_1, \eta_3), & \dots \\ \cdot, & \cdot, & \cdot, & \dots \\ \cdot, & \cdot, & \cdot, & \dots \\ \alpha_1^2 f_{12}(\xi_1, \eta_1), & \dots & \alpha_n^2 f_{12}(\xi_n, \eta_n) \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \tilde{g}_x(\xi_1, \eta_1) \\ \tilde{g}_x(\xi_1, \eta_2) \\ \tilde{g}_x(\xi_1, \eta_3) \\ \vdots \\ \tilde{g}_x(\xi_{12}, \eta_{12}) \end{pmatrix} \quad (6.58)$$

となる。これは $m = y, m = z$ についても同様である。

式(6.58)の係数マトリクスは、式(6.55)に従って求めることができ、 $n_1 \cdot n_2 \leq 8$ の場合に式(6.58)が解くことができ、 $g_x(\xi_k, \eta_l)$ が得られる。この時の分布荷重 $g_m(\xi, \eta)$ は、以下の式で補間して求められる。

$$g_m(\xi, \eta) = \sum_{k=1}^{n_1} \sum_{l=1}^{n_2} \tilde{g}_m(\xi_k, \eta_l) L_k(\xi) L_l(\eta) \quad (6.59)$$

$$L_k(\xi) = \frac{(\xi - \xi_1)(\xi - \xi_2) \cdots (\xi - \xi_{k-1})(\xi - \xi_{k+1}) \cdots (\xi - \xi_n)}{(\xi_k - \xi_1)(\xi_k - \xi_2) \cdots (\xi_k - \xi_{k-1})(\xi_k - \xi_{k+1}) \cdots (\xi_k - \xi_n)} \quad (6.60)$$

$$L_l(\eta) = \frac{(\eta - \eta_1)(\eta - \eta_2) \cdots (\eta - \eta_{l-1})(\eta - \eta_{l+1}) \cdots (\eta - \eta_n)}{(\eta_l - \eta_1)(\eta_l - \eta_2) \cdots (\eta_l - \eta_{l-1})(\eta_l - \eta_{l+1}) \cdots (\eta_l - \eta_n)} \quad (6.61)$$

最後に、もう一度分布荷重を推定する手順をまとめておく。

1. 荷重推定理論によりテーバ接合部の受圧面での等価節点力を求める。
2. 式(6.58)により等価節点力から受圧面上の標本点における分布荷重の大きさを求める。
3. 式(6.59)～(6.61)を用いて標本点における分布荷重の値を補間して、受圧面全体での分布荷重を求める。

6.3.4 荷重推定の漸化式

手順1で使用する式(6.4)は、 $\{f_b\}$ の要素数が多い場合、通常の方法では精度良く解が求められない。そこで、ここでは適当な初期値 $\{f_b^{(0)}\}$ から出発して、順次、解の精度を上げる手法を考える。

まず、荷重推定の基礎式(6.4)を変形する。

$$\{u_a\} = [A]^{-1}[B]\{f_b\} = [G]\{f_b\} \quad (6.62)$$

式(6.62)を解いて等価節点力 $\{f_b\}$ を求めるため、この式を漸化式の形にする。

$$\{f_b^{(k)}\} = \{f_b^{(k-1)}\} + \mu [G]^T (\{u_a\} - [G]\{f_b^{(k-1)}\}) \quad (6.63)$$

ここで、この漸化式が収束するための条件を考えてみる。(k+1)番目の $\{f_b\}$ は

$$\{f_b^{(k+1)}\} = \{f_b^{(k)}\} + \mu [G]^T (\{u_a\} - [G]\{f_b^{(k)}\}) \quad (6.64)$$

となり、(k+1)番目と(k)番目の等価節点力 $\{f_b\}$ の差は

$$\{f_b^{(k+1)}\} - \{f_b^{(k)}\} = \underline{(1 - \mu [G]^T [G])} (\{f_b^{(k)}\} - \{f_b^{(k-1)}\}) \quad (6.65)$$

となる。式(6.65)中で、下線部の行列の全ての固有値が1以下であれば、(k+1)番目と(k)番目の等価節点力の差は、(k)番目と(k-1)番目の等価節点力の差よりも小さくなる。そこで、この条件を満足するように μ を選べば、式(6.64)は確実に収束することになる。

また、この時の収束値 $\{f_b\} = \{f_b^{(k+1)}\} = \{f_b^{(k)}\}$ を式(6.64)に代入すると、

$$\mu [G]^T (\{u_a\} - [G]\{f_b\}) = 0, \quad \mu \neq 0 \quad (6.66)$$

となる。従って、残差ベクトル

$$\{\theta\} = \{u_a\} - [G]\{f_b\} \quad (6.67)$$

は、 $[G]$ のすべての列ベクトルに直行すること、つまり、 $[G]$ が正則の場合は、 $\{\theta\} = \{0\}$ となり、 $\{f_b\}$ は式(6.62)の正しい解であり、 $[G]$ が非正則の場合は、 $\{f_b\}$ は与えられた初期値 $\{f_b^{(0)}\}$ に依存した1つの解(解は無限にある)になることが保証される。

以下、式(6.64)を解く方法を述べる。

まず、 $[G]^T [G]$ と $[G][G]^T$ の固有値解析をし、以下の諸量を求める。

$[G]^T[G] \gggg$ 固有値 λ_i , 固有ベクトル e_i

$[G][G]^T \gggg$ 固有値 λ_i , 固有ベクトル h_i

これらの値を用いて $[G]$ を表すと,

$$[G] = \sum_{i=1}^n \sqrt{\lambda_i} \{e_i\} \{h_i\}^T \quad (6.68)$$

となる。従って、実際に用いる漸化式は以下のようなになる。

$$\begin{aligned} \{f_b^{(k+1)}\} &= \{f_b^{(k)}\} + \mu \left(\sum_{i=1}^r \sqrt{\lambda_i} \{e_i\} \{h_i\}^T \right) [\{u_a\} - \left(\sum_{j=1}^r \sqrt{\lambda_j} \{h_j\} \{e_j\}^T \right) \{f_b^{(k)}\}] \\ & \qquad \qquad \qquad \mu = 1 / \lambda_1 \\ \{f_b^{(k+1)}\} &= \{f_b^{(k)}\} + \mu \left(\sum_{i=2}^r \sqrt{\lambda_i} \{e_i\} \{h_i\}^T \right) [\{u_a\} - \left(\sum_{j=2}^r \sqrt{\lambda_j} \{h_j\} \{e_j\}^T \right) \{f_b^{(k)}\}] \\ & \qquad \qquad \qquad \mu = 1 / \lambda_2 \\ \{f_b^{(k+1)}\} &= \{f_b^{(k)}\} + \mu \left(\sum_{i=3}^r \sqrt{\lambda_i} \{e_i\} \{h_i\}^T \right) [\{u_a\} - \left(\sum_{j=3}^r \sqrt{\lambda_j} \{h_j\} \{e_j\}^T \right) \{f_b^{(k)}\}] \\ & \qquad \qquad \qquad \mu = 1 / \lambda_3 \\ & \vdots \\ & \vdots \\ & \vdots \end{aligned} \quad (6.69)$$

この時、 μ の値は次のように決める。式(6.65)を固有値と固有ベクトルを用いて表すと,

$$\sum_{i=1}^r C_i^{(k+1)} \{e_i\} = \left(1 - \mu \sum_{i=1}^r \lambda_i \{e_i\} \{e_i\}^T \right) \sum_{i=1}^r C_i^{(k)} \{e_i\} \quad (6.70)$$

となり、第 i 番目の項は次式で示される。

$$C_i^{(k+1)} = \underline{(1 - \mu \lambda_i)} C_i^{(k)} \quad (6.71)$$

そこで、 μ の値に最大固有値の逆数を選べば、式(6.71)中の下線部が1以下となり、この式は収束する。

6.3.5 結果および考察

ここで述べた解析方法の妥当性を検討するために、数値実験を行った。数値実験を行う際に対象とした実験モデル（実機とみなすもの）を図6.9に、テーバ接合部の受圧面に作用している分布荷重を推定するために用いた解析モデルを図6.10にそれぞれ示す。これらは、図6.1で示したテーバ接合部と主軸ヘッド表面をモデル化したものである。ここでは、立方体の側面を主軸ヘッド表面に見立て、左右対称であることを考慮して左半分だけをモデルとして用いた。図6.9で示した実験モデルは、468節点200要素で、テーバ部分を細かく要素分割してある。一方、図6.10で示した解析モデルは、194節点58要素で、テーバ部分にアイソパラメトリック要素を用いて要素数を減らし簡略化している。

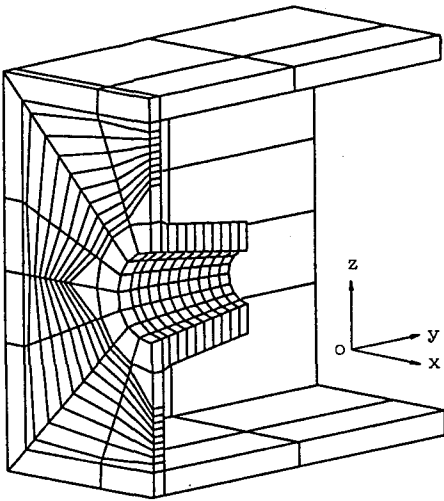


図6.9 テーバ接合部の実験モデル

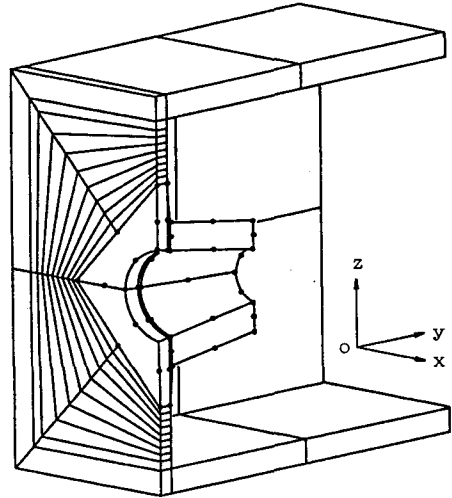


図6.10 テーバ接合部の解析モデル

まず、実験モデルのテーバ接合部に、図6.11で示す分布荷重（上半分には圧縮、下半分には引張）が作用しているものと仮定し、その時の主軸ヘッド表面に相当する部分の変位を有限要素法を用いて計算した。その節点変位をもとに計算で求めた

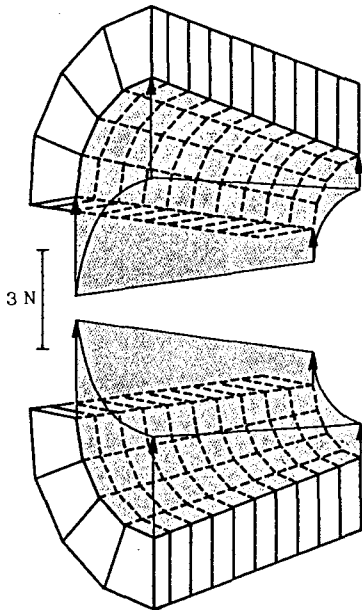


図6.1.1 数値実験で仮定した分布荷重

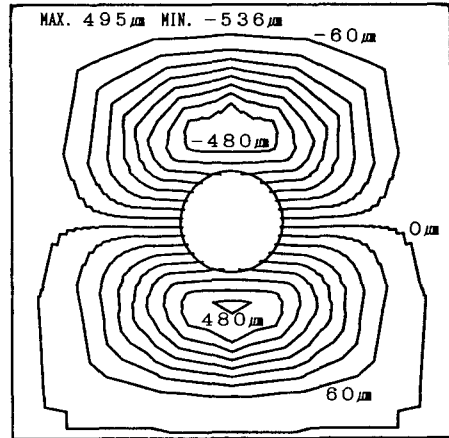


図6.1.2 実験モデル表面の等変位線

等変位線を図6.1.2に示す。1つの線間隔は60 μmの変位の差に相当している。

次に、解析モデルを用いてテーパ接合部の受圧面での等価節点力を求め、標本点における分布荷重を推定した。標本点は12点あり、その結果を表6.2にまとめて示す。この中で設定荷重は、最初に仮定した分布荷重の大きさを示している。推定荷重と設定荷重の相対誤差を求めてみたところ、最大で15%程度であった。

最後に、標本点における分布荷重からテーパ接合部の受圧面全体での分布荷重を補間により求めた。推定して得られた分布荷重を図6.1.3に示す。推定結果は定性

表6.2 標本点における分布荷重の推定結果

標本点	推定荷重 ① N	設定荷重 ② N	相対誤差 (①-②)/②
1	2.5731	2.7745	-.07258
2	2.8683	2.7745	.03380
3	1.9884	2.0000	-.00580
4	1.8149	2.0000	-.09255
5	1.1165	1.2264	-.08961
6	1.3577	1.2264	.10706
7	2.6370	2.7745	-.04955
8	2.6386	2.7745	-.04898
9	2.1571	2.0000	.07855
10	1.8922	2.0000	.05390
11	1.0341	1.2264	-.15680
12	1.2023	1.2264	-.01965

的にも定量的にも最初に仮定した分布荷重とよく一致している。しかし、実験モデルにおける等価節点力に換算して推定荷重と設定荷重の相対誤差を求めたところ、最大で7%程度であった。

以上の結果より、アイソパラメトリック要素を用いた解析モデルは、テーバ接合部の分布荷重推定に充分利用できると考えられる。しかし、標本点における分布荷重の相対誤差が最大で15%程度になるのは、式(6.58)の制約から、荷重が推定できる標本点の数が制限されるための精度不足や数値積分の際の計算誤差などが考えられる。従って、より高精度の荷重推定のためには、解析モデルの改良、あるいは解析方法の改善が必要となる。

6.4 結 言

主軸ヘッドと工具ホルダ、工具ホルダとエンドミルといった工作機械と工具の接合部の機械特性として、その接触圧力分布を明らかにするための手法の開発を試みた。この手法は、直接測定することができない接触している構造部材間の応力分布を、構造体表面の変形状態から推定しようとするまったく新しい試みである。そこで、基礎理論を簡単な2次元モデルを用いて検証した後、実際のテーバ接合部のモデル化を考え、その有効性を検討した。得られた結論は以下のとおりである。

- (1) 簡単な2次元モデルを用いて、測定したモデル表面の相対変位から荷重の推定を行ったところ、推定結果は実際に作用させた荷重とよく一致し、基礎理論の有効性が確かめられた。

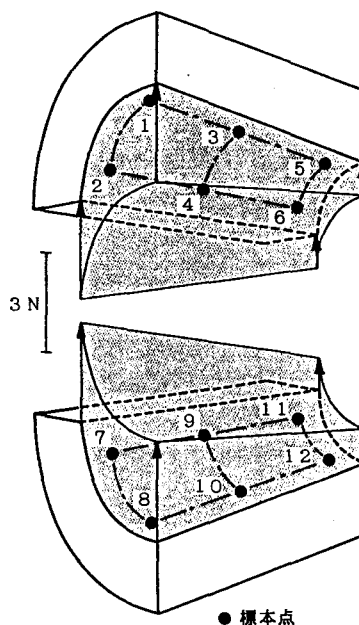


図6.13 推定して得られた分布荷重

- (2) 実験モデル表面の変形から、実際に作用させた荷重が推定できたことにより、構造体内部の応力状態の変化が、構造体表面の変形状態の変化として現れ、構造体表面の変形状態から構造体内部の応力状態が推定できる可能性が示された。
- (3) テーパ接合部にアイソパラメトリック要素を用いた解析モデルを用いて数値実験を行い、テーパ接合部の受圧面全体での分布荷重を推定したところ、推定結果は定性的にも定量的にも最初に仮定した分布荷重とよく一致した。しかし、分布荷重を等価節点力に換算して推定荷重と設定荷重の相対誤差を求めたところ、最大で7%程度であった。
- (4) 数値実験による推定荷重と設定荷重の相対誤差は、基礎式の制約から、荷重が推定できる標本点の数が制限されるための精度不足や数値積分の際の計算誤差によるものと考えられる。従って、より高精度の荷重推定のためには、解析モデルの改良、あるいは解析方法の改善が必要となる。

第 7 章 結 論

本研究は、NC工作機械による高精度加工の実現を目的として、NC工作機械の知能化および加工誤差の予測制御に必要となる、加工誤差の要因分析と推定を行った。また、これまで議論されたことがなかった加工誤差のばらつきについても定量的な評価を試みた。ここで対象としたのは、機械加工の中で広く一般に行われているエンドミル加工である。エンドミルは加工中に大きく弾性変形し、これが加工誤差に影響を及ぼすが、本研究の成果を背景として、加工誤差の低減が期待できる異形ねじれ刃エンドミルを考案し、その効果を切削実験で確認した。さらに、構造体内部の応力分布を推定する手法を提案し、主軸ヘッドと工具ホルダの接合部について、接触圧力分布推定の可能性を検討した。本研究で得られた結論を、まず、各章ごとに要約すると以下のようにまとめられる。

第1章では、本研究の背景と問題点を整理し、研究の目的および重要性を明らかにした。

第2章では、加工精度に関わる因子を加工誤差生成システムとしての視点から総合的に考え、加工誤差の要因分析を行った。ここでは加工誤差と主要な誤差要因との関係を定式化したうえで、切削条件を人為的に変化させた場合の切削力および加工面形状の変化を手がかりに、個々の誤差要因を定量的に分離し、最終的な加工誤差との関係を明らかにすることを試みた。

切削条件の変化と加工面形状の変化は良好な対応を示し、個々の誤差要因を定量的に分離することができた。特にエンドミルの弾性変形による誤差成分が、最終的な加工誤差に占める割合が大きかったことがわかった。しかし、工具径を大きく、突出し量を小さく選べばその割合を小さくすることができ、そうした場合、機械要素接合部の変形による誤差成分を小さく抑える（機械要素接合部の剛性を高くする）ことが重要であることがわかった。

第3章では、エンドミル加工の切削機構を理論的に解明し、数学モデルを用いた計算法シミュレーションにより加工誤差を推定した。推定した加工誤差を切削実験で得られた加工誤差と比較したところ、工具径、切込み、刃数などの違いに対して、定性的にも定量的にも良い結果が得られ、推定手法の妥当性が確かめられた。また、エンドミルの弾性変形による誤差成分が加工誤差に占める割合を、種々の切削条件について検討したところ、エンドミルの工具径はできるだけ大きく、突出し量は小さくして加工することが非常に重要であることがわかった。2種類の工具ホルダについて、同様な検討を行ったところ、工具ホルダにかかわる誤差成分の比率が、エンドミルの弾性変形による誤差成分の比率を上回る場合も認められ、加工誤差に及ぼす工具ホルダの影響が比較的大きいことが明らかとなった。

なお、加工誤差を推定するために、エンドミルの切刃微小部分について傾斜切削モデルを適用して切削力を推定したが、推定値は実測値とかなりよく一致した。

第4章では、2種類の加工誤差のばらつきについて検討した。1つは加工に使用する工具ホルダやエンドミルの組合せが異なる場合に現れる加工誤差のばらつきである。

この場合、工具ホルダの型式（シャンク径）が異なれば、明らかに加工誤差にばらつきが生じている。これは工具ホルダ自身の剛性の違いが、加工誤差に影響を与えているためと考えてよい。一方、型式が同じ場合には、製品個々のばらつきが加工誤差のばらつきに影響を与えることはない。ところが、エンドミルの場合は型式が同じであっても、製品個々の寸法精度や剛性にばらつきがあり、これが加工誤差のばらつきに影響を与えていた。

もう1つは同じ工具ホルダとエンドミルを用いて加工を行っていても、工具ホルダやエンドミルの着脱、エンドミルの締付トルクの変化あるいは工作物の取付方法など、作業者の技量や環境に左右されて生じる加工誤差のばらつきである。

この場合、加工誤差のばらつきは定常的なものと加工現場の状況に依存するものとの2つに分けて考えることができ、この2つの原因でそれぞれ分布している正規分布を重ね合わせた分布で近似することができた。従って、加工誤差のばらつきはこれらの正規分布の標準偏差で定量的に評価できる。

定常的な加工誤差のばらつきは、実験を行ったすべてのマシニングセンタで1～2 μm程度となった。このばらつきは、工具ホルダやエンドミルを着脱することによって大きくなるが、その影響は小さいといえる。これに対して、工作物の取付け・取外しは、加工誤差のばらつきに非常に大きな影響を与えていることがわかった。

第5章では、ねじれ刃エンドミルの切削機構を検討し、加工誤差の減少が期待できる異形ねじれ刃エンドミルを考案した。第2章および第3章で、エンドミルの弾性変形による誤差成分が最終的な加工誤差に占める割合が大きいことがわかったが、異形ねじれ刃エンドミルはこの誤差成分を小さくするための工夫である。

まず、切刃を不等間隔で配置した9種類の異形ねじれ刃エンドミルについて、第3章で開発した計算機シミュレーションを用いて加工誤差を推定した。この推定結果をもとに、加工誤差の低減が特に期待される2種類の異形ねじれ刃エンドミルを試作し切削実験を行った。

ねじれ刃エンドミルの切刃を不等間隔で配置することにより、下向き切削によるほとんどの切削条件で加工誤差を減少させることができた。さらに、切刃を左ねじれとした場合には、刃先側の加工誤差が減少することから、加工誤差低減の効果は著しく、従来の4枚刃エンドミルと比較すると加工誤差の最大値が70～80%程度にまで小さくなった。また、切刃が不等間隔であるために、従来の4枚刃エンドミルで発生したびびり振動も抑えられた。

第6章では、構造体内部の応力分布を推定する手法を開発した。これは、主軸ヘッドと工具ホルダ、工具ホルダとエンドミルといった工作機械と工具の接合部の機械特性として、その接触圧力分布を明らかにすることを目的としている。この手法は、直接測定することが不可能な構造部材間の応力分布を、構造体表面の変形状態から推定しようとするまったく新しい試みである。

まず、簡単な2次元モデルを用いて、基礎理論の有効性を確認した。実際にモデルに荷重を作用させ、その時のモデル表面の相対変位をもとに荷重の推定を行ったところ、推定結果は実際に作用させた荷重とよく一致した。

次に、この基礎理論を拡張して、テーバ接合部にアイソパラメトリック要素を用いた解析モデルを用いて、テーバ接合部の分布荷重を推定する手法を考案した。実

機に見立てた実験モデル（有限要素モデル）を用いて数値実験を行い、テーパ接合部の受圧面全体での分布荷重を推定したところ、推定結果は定性的にも定量的にも最初に仮定した分布荷重とよく一致した。しかし、分布荷重を等価節点力に換算して推定荷重と設定荷重の相対誤差を求めたところ、最大で7%程度であった。この相対誤差は、基礎式の制約から荷重が推定できる標本点の数が制限されるための精度不足や数値積分の際の計算誤差によるものと考えられる。従って、より高精度の荷重推定のためには、解析モデルの改良あるいは解析方法の改善が必要となる。

各章ごとに述べた結論をさらに総括すると、本研究の成果は以下のようになる。

まず、エンドミル加工における加工誤差の要因分析を通して、加工精度を低下させている主要因が、エンドミルの弾性変形および主軸ヘッドと工具ホルダ、工具ホルダとエンドミルの接合部での変形であることが明らかとなり、同時に、加工精度の低下に及ぼすこれら変形の寄与率を定量的に明らかにすることができた。

加工精度を低下させる主要因の1つである、エンドミルの弾性変形の問題に対しては、加工誤差の予測制御を念頭におき、エンドミルの切削機構を解明して、工具と切削条件から切削力および加工誤差（加工面形状）を定量的に推定する方法を提案した。また、加工誤差の低減効果が期待できる異形ねじれ刃エンドミルを考案し、切削実験によって実際に加工精度が向上することを確認した。

続いて、もう1つの主要因である接合部の変形の問題に対しては、接合部の接触圧力分布を明らかにすることを考え、構造体表面の変形状態から構造体内部（接合部）の応力状態を推定する手法を開発した。

さらに、機械加工では避けられない加工誤差のばらつきに注目し、これを定量的に評価した結果、現状のマシニングセンタ等で避けることが困難な（制御することが困難な）加工精度の分散は $\pm 3\sigma$ で $\pm 3 \sim 5 \mu\text{m}$ 程度であるのに対し、実際の加工では工作物の取付方法や作業者の熟練の違いなどによって、その数倍程度の加工精度の分散が生じていることを明らかにすることができた。

以上、本論文ではエンドミル加工における加工誤差の要因分析をベースとして、加工誤差の定量的な予測方法を提案するとともに、加工誤差の低減効果がある工具、工作法を考案し、併せて、接合部の特性向上に役立てるために、機械要素接合部の接触圧力分布を、現状では困難な直接測定に代えて間接的に推定する方法を提案した。

参 考 文 献

第 1 章

- 1.1) 藤村善雄, 安井武司: 工作機械と生産システム, 共立出版, (1985).
- 1.2) J.Trusty, F.Koenigsberger : New Concepts of Machine Tool Accuracy , Annals of the CIRP, 19,2(1971),261-273.
- 1.3) 藤井義也 他: 数値制御工作機械による工作精度の評価, 機械学会・P-SC24 数値制御工作機械による工作精度の評価方法と向上に関する調査研究分科会
- 1.4) 垣野義昭, 井原之敏, 亀井明敏, 伊勢徹: NC工作機械の運動制御に関する研究(第1報) D B B法による運動誤差の測定と評価, 精密工学会誌, 52,7(1986),1193-1198.
- 1.5) 垣野義昭, 井原之敏, 中津善夫: NC工作機械の運動制御に関する研究(第2報) D B B法による運動誤差原因の診断, 精密工学会誌, 52,10(1986),1739-1745.
- 1.6) 稲村豊四郎, 安井武司, 御沢俊明, 渡辺昌一, 吉田博幸: 幾何学的誤差のモデルを利用したマシニングセンタの精度検査, 精密機械, 51,5(1985),1060-1067.
- 1.7) 野村昭三: NC加工の精度限界と今後の動向, 工作機械関連技術者会議資料(工作機械工業会), (1980),A4・3・1~10.
- 1.8) 高田祥三, 小尾誠, 佐田登志夫: 旋削加工における加工精度の解析, 精密機械, 40,8(1974),678-684.
- 1.9) エンドミル加工に関する調査研究分科会: エンドミル加工に関する基本的問題, 精密機械, 45,9(1979),1128-1133.
- 1.10) 上野滋: エンドミルの使用状況に関する調査結果, 加工技術に関するシンポジウム資料(機械振興協会), 12(1978),50-56.
- 1.11) 林原伸一, 翁登茂二, 森内忠義: エンドミルの切削条件と切削抵抗, 不二越技報, 33,1-2(1977),17-25.
- 1.12) 翁登茂二, 森内忠義: エンドミルによる加工技術, 不二越技報, 35,1(1979),21-52.
- 1.13) 翁登茂二, 森内忠義: エンドミルの切削条件と加工精度, 不二越技報, 37,1(1981),11-24.
- 1.14) ツールエンジニア, 大河出版, 27,10(1986).
- 1.15) 機械と工具, 工業調査会, 9(1987).
- 1.16) 藤井義也, 岩部洋育: 切削力の輪郭加工精度へ及ぼす影響(第1報) 数値制御工作機械による加工精度に関する研究, 精密機械, 42,6(1976),533-538.
- 1.17) 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, 43,7(1977),807-813.

- 1.18) R.E.Devor, W.A.Kline, W.J.Zdeblick : A MECHANISTIC MODEL FOR THE FORCE SYSTEM IN END MILLING WITH APPLICATION TO MACHINING AIRFRAME STRUCTURES , 8th NAMRC Conf., (1980),297-303.
- 1.19) W.A.Kline, R.E.Devor, I.A.Shareef : The Prediction of Surface Accuracy in End Milling , Trans. of the ASME, 104,8(1982),272-278.
- 1.20) W.A.Kline, R.E.Devor, J.R.Lindberg : THE PREDICTION OF CUTTING FORCES IN END MILLING WITH APPLICATION TO CORNARING CUTS , Int. J. of MTDR, 22,1(1982),7-22.
- 1.21) W.A.Kline, R.E.Devor : THE EFFECT OF RUNOUT ON CUTTING GEOMETRY AND FORCES IN END MILLING , Int. J. of MTDR, 23,2/3(1983),123-140.
- 1.22) 藤井義也, 岩部洋育: ねじれ刃エンドミルの断面形状と曲げ剛性, 精密機械, 49,6(1983),735-740.
- 1.23) 横山哲男, 朝比奈奎一, 町野欣一: エンドミルの撓みと加工精度, 東京都立工業技術センター研究報告, 12(1983),34-38.
- 1.24) J.W.Sutherland, R.E.Devor : An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems , Trans. of the ASME, 108,11(1986),269-279.
- 1.25) 松原十三生, 山本久隆, 水本洋: エンドミル加工精度に関する研究 (第1報) エンドミルの剛性と側面切削における加工精度, 精密工学会誌, 52,4(1986),667-672.
- 1.26) 松原十三生, 山本久隆, 水本洋: エンドミル加工精度に関する研究 (第2報) 側面切削実験における加工精度, 精密工学会誌, 52,8(1986),1348-1353.
- 1.27) J.Flusty, W.Zaton, F.Ismail : Stability Lobes in Milling , Annals of the CIRP, 32,1(1983),309-313.
- 1.28) F.Ismail, A.Bastami : Improving Stability of Slender End Mills Against Chatter , Trans. of the ASME, 108,11(1986),264-268.
- 1.29) J.Flusty : Dynamic of High-Speed Milling , Trans. of the ASME, 108,5(1986),59-67.
- 1.30) 藤井義也, 岩部洋育: エンドミルの逃げ面摩耗による加工精度の変化, 精密機械, 46,8(1980),1015-1020.
- 1.31) M.A.Mannan : WEAR BEHAVIOUR OF SERRATED-FORM ROUGHING END MILLING CUTTERS, 25th MTDR Conf., (1985),279-286.
- 1.32) S.Kalder, P.H.H.Trendler, T.Hodgson : Investigation and Optimization of the Clearance Geometry of End Mills , Annals of the CIRP, 34,1(1985),149-154.
- 1.33) T.Hosoi, T.Hoshi, K.Okushima : Cutting Actions of Ball End Mill With a Spiral Edge , Annals of the CIRP, 25,1(1977),49-53.
- 1.34) 細井俊明, 星鐵太郎: うず巻状刃先をもつボールエンドミルの切削作用, 日本機械学会論文集 (第3部), 44,378(1978),722-731.

- 1.35) 岸浪建史, 鈴木裕, 齊藤勝政: 円弧切れ刃ボールエンドミルのすくい面切削速度成分の解析 (第1報) 円弧切れ刃ボールエンドミルの切削機構に関する研究, 精密機械, 46,10(1980),1303-1310.
- 1.36) 岸浪建史, 鈴木裕, 齊藤勝政: 円弧切れ刃ボールエンドミルの切削作用角の解析 (第2報) 円弧切れ刃ボールエンドミルの切削機構に関する研究, 精密機械, 47,4(1981),459-465.
- 1.37) 青山英樹, 岸浪建史, 齊藤勝政: 楕円ボールエンドミルの開発と切削性能に関する研究, 精密工学会誌, 53,3(1987),461-466.
- 1.38) 榊原昭二, 仙波卓弥, 佐久間敬三, 田口紘一: 仕上加工を指向した波刃形エンドミルの開発, 日本機械学会論文集 (C編), 54,499(1988),755-758.
- 1.39) J.Tlusty, P.MacNeil : DYNAMICS OF CUTTING FORCES IN END MILLING , Annals of the CIRP, 24,1(1975),21-25.
- 1.40) J.Tlusty, M.Elbestawi : Constructions in Adaptive Control with Flexible End Mills , Annals of the CIRP, 28,1(1979),253-255.
- 1.41) J.A.Kirk, D.K.Anand, M.Anjanappa : VALIDATION OF A RELATIONSHIP BETWEEN CUTTING FORCE AND SURFACE FINISH FOR OPTIMAL CONTROL OF END MILLING , Winter Annual Meeting of the ASME, 12(1987),25-32.
- 1.42) 小林明発: エンドミルの溝削りにおける切削特性, 精密工学会誌, 53,10(1987),1555-1561.
- 1.43) 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, 52,2(1986),273-278.

第 2 章

- 2.1) F.Ismail, A.Bastami : Improving Stability of Slender End Mills Against Chatter , Trans. of the ASME, 108,11(1986),264-268.
- 2.2) J.Tlusty : Dynamic of High-Speed Milling , Trans. of the ASME, 108,5(1986),59-67.
- 2.3) 榊原昭二, 仙波卓弥, 佐久間敬三, 田口紘一: 仕上加工を指向した波刃形エンドミルの開発, 日本機械学会論文集 (C編), 54,499(1988),755-758.
- 2.4) J.A.Kirk, D.K.Anand, M.Anjanappa : VALIDATION OF A RELATIONSHIP BETWEEN CUTTING FORCE AND SURFACE FINISH FOR OPTIMAL CONTROL OF END MILLING , Winter Annual Meeting of the ASME, 12(1987),25-32.
- 2.5) R.E.Devor, W.A.Kline, W.J.Zdeblick : A MECHANISTIC MODEL FOR THE FORCE SYSTEM IN END MILLING WITH APPLICATION TO MACHINING AIRFRAME STRUCTURES , 8th NAMRC Conf., (1980),297-303.
- 2.6) W.A.Kline, R.E.Devor, I.A.Shareef : The Prediction of Surface Accuracy in End Milling , Trans. of the ASME, 104,8(1982),272-278.

- 2.7) W.A.Kline, R.E.Devor, J.R.Lindberg : THE PREDICTION OF CUTTING FORCES IN END MILLING WITH APPLICATION TO CORNARING CUTS , Int. J. of MTDR, 22,1(1982),7-22.
- 2.8) W.A.Kline, R.E.Devor : THE EFFECT OF RUNOUT ON CUTTING GEOMETRY AND FORCES IN END MILLING , Int. J. of MTDR, 23,2/3(1983),123-140.
- 2.9) 藤井義也, 岩部洋育: ねじれ刃エンドミルの断面形状と曲げ剛性, 精密機械, 49,6(1983),735-740.
- 2.10) 横山哲男, 朝比奈奎一, 町野欣一: エンドミルの撓みと加工精度, 東京都立工業技術センター研究報告, 12(1983),34-38.
- 2.11) J.W.Sutherland, R.E.Devor : An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems , Trans. of the ASME, 108,11(1986),269-279.
- 2.12) 松原十三生, 山本久隆, 水本洋: エンドミル加工精度に関する研究 (第1報) エンドミルの剛性と側面切削における加工精度, 精密工学会誌, 52,4(1986),667-672.
- 2.13) 松原十三生, 山本久隆, 水本洋: エンドミル加工精度に関する研究 (第2報) 側面切削実験における加工精度, 精密工学会誌, 52,8(1986),1348-1353.
- 2.14) 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, 52,2(1986),273-278.
- 2.15) 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, 52,4(1986),705-712.

第 3 章

- 3.1) F.Koenigsberger, A.J.P.Sabberwal : AN INVESTIGATION INTO THE CUTTING FORCE PULSATIONS DURING MILLING OPERATIONS , Int. J. of MTDR, 1,(1961),15-33.
- 3.2) 塚田忠夫, 阿武芳朗: フライス切削に関する研究 (平フライス切削過程の解析), 日本機械学会論文集 (第3部), 37,298(1971),1238-1246.
- 3.3) R.E.Devor, W.A.Kline, W.J.Zdeblick : A MECHANISTIC MODEL FOR THE FORCE SYSTEM IN END MILLING WITH APPLICATION TO MACHINING AIRFRAME STRUCTURES , 8th NAMRC Conf., (1980),297-303.
- 3.4) W.A.Kline, R.E.Devor, J.R.Lindberg : THE PREDICTION OF CUTTING FORCES IN END MILLING WITH APPLICATION TO CORNARING CUTS , Int. J. of MTDR, 22,1(1982),7-22.
- 3.5) J.W.Sutherland, R.E.Devor : An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems , Trans. of the ASME, 108,11(1986),269-279.

- 3.6) 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, 53,9(1987),1433-1439.
- 3.7) 藤井義也, 岩部洋育: ねじれ刃エンドミルの断面形状と曲げ剛性, 精密機械, 49,6(1983),735-740.
- 3.8) 臼井英治, 広田明彦: 3次元切削の基礎的研究(第1報) 切削模型と切削機構, 切削抵抗の解析手法, 日本機械学会論文集, 38,316(1972),3255-3263.
- 3.9) 臼井英治, 広田明彦: 3次元切削の基礎的研究(第2報) 旋削における切くず生成, 切削抵抗の計算と実測結果, 日本機械学会論文集, 38,316(1972),3264-3271.
- 3.10) 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, 43,7(1977),807-813.

第 4 章

- 4.1) 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, 43,7(1977),807-813.
- 4.2) 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, 52,2(1986),273-278.
- 4.3) K.Okushima, Y.Kakino, A.Higashimoto : Compensation of Thermal Displacement by Coordinate System Correction , Annals of the CIRP, 24,1(1975),327-331.
- 4.4) 竹内芳美, 坂本正史, 浅尾晃通, 中村平: 圧電素子による旋削加工精度制御 -円筒形状工作物について-, 精密工学会誌, 53,10(1987),1576-1581.
- 4.5) 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, 55,2(1989) 掲載予定.
- 4.6) 例えば 早川毅: 実験計画法の基礎, 朝倉書店, (1977).
朝尾正 他: 最新実験計画法, 日科技連, (1973).
- 4.7) 例えば 田口玄一 他: 確率・統計, 日本規格協会, (1981).
スピーゲル: 統計, マグロウヒル好学社, (1981).

第 5 章

- 5.1) 藤井義也, 岩部洋育: ねじれ刃エンドミルの断面形状と曲げ剛性, 精密機械, 49,6(1983),735-740.
- 5.2) 機械と工具, 工業調査会, 9(1987).
- 5.3) 加工技術データファイル, 機械振興協会技術研究所,
20004F81000-002, 81004F31000-001, 81004J31000-001.
- 5.4) J.Tlusty, W.Zaton, F.Ismail : Stability Lobes in Milling ,
Annals of the CIRP, 32,1(1983),309-313.

- 5.5) 白瀬敬一, 稲村豊四郎, 安井武司: 異形ねじれ刃エンドミルの切削機構と加工特性 (第1報) 側面切削での加工誤差低減効果, 精密工学会誌, 54,9(1988),1721-1727.
- 5.6) 翁登茂二, 森内忠義: エンドミルによる加工技術, 不二越技報, 35,1(1979),21-52.

第 6 章

- 6.1) S.Hazem, J.Mori, M.Tsutsumi, Y.Ito : A NEW MODULAR TOOLING SYSTEM OF CURVIC COUPLING TYPE , 26th MTDR Conf., (1986),261-267.
- 6.2) Z.M.Levina : TAPER-CONNEXION STIFFNESS , Machines and Tooling, 44,10(1973),21-26.
- 6.3) 堤正臣, 阿武芳朗, 江幡延男: 7 / 2 4 テーパ結合部の剛性に関する研究 (第1報) テーパシャンク部の寸法及び角度誤差の影響, 日本機械学会論文集 (C編), 48,431(1982),1050-1058.
- 6.4) 江幡延男, 堤正臣, 阿武芳朗: 7 / 2 4 テーパ結合部の剛性に関する研究 (第2報) 有限要素法による解析と変形機構の解明, 日本機械学会論文集 (C編), 49,442(1983),1101-1109.
- 6.5) 堤正臣, 阿武芳朗, 中井公一, 山崎庸介: 7 / 2 4 テーパ結合部の剛性に関する研究 (第3報) テーパ結合部とその周辺的设计資料, 日本機械学会論文集 (C編), 51,462(1985),425-435.
- 6.6) 堤正臣, 中井公一, 阿武芳朗: 7 / 2 4 テーパ結合部の剛性に関する研究 (第4報) 接触剛性を考慮した有限要素解析, 日本機械学会論文集 (C編), 51,467(1985),1629-1637.
- 6.7) K.Shirase, T.Inamura, T.Yasui, M.Ito : Identification of Unknown Applied Forces from Measured Surface Deformation of a Structure (1st Report : Basic Theory), Bull. of the JSPE, 21,4(1987),288-292.
- 6.8) 例えば 大越孝敬: ホログラフィ, 電気通信学会, (1977).
- 6.9) T.Sata, N.Okubo, Y.Takeuchi, Y.Saeki, M.Suzuki : Measurement of Three-Dimensional Displacement of a Machine Tool Structure by Means of Holography , Annals of the CIRP, 23,1(1974),137-138.
- 6.10) T.Sata, T.Yasui, N.Okubo, M.Suzuki, A.Kuroiwa : Measurement of Dynamic Behaviours of Mechanical Structure by Means of Double Pulsed Holography and its Application", Annals of the CIRP, 25,1(1976),345-348.
- 6.11) Y.S.Tan, E.W.Smith : Quantitative Analytical Technique Using Holography in Studing Structural Characteristics of Machine Tools, Annals of the CIRP, 32,1(1983),269-273.

謝 辞

本研究において、懇切な御指導と御鞭撻を頂きました神戸大学 岩田一明 教授に衷心より感謝いたします。また、本研究の遂行にあたり、終始暖かい激励と御指導、御鞭撻を頂きました金沢大学 安井武司 教授に深甚なる感謝の意を表します。

本論文を作成するにあたり、御多忙中にもかかわらず有益な御教示と懇篤な御校閲を賜りました神戸大学 中川隆夫 教授、中西英二 教授に厚く感謝の意を表します。

本研究の遂行にあたり、終始暖かい御指導、御教示を頂きました金沢大学 稲村豊四郎 助教授に心より感謝いたします。また、多くの御助言と御支援を頂きました金沢大学 浅野久志 技官に厚く御礼申し上げます。

本研究の実施にあたって御協力を頂いた、金沢大学工学部 機械システム工学科 安井研究室の学生諸君に感謝の意を表します。

また、北陸マシニングセンタ研究会(代表幹事 金沢大学 安井武司 教授)では多くの御助言を頂き、(株)不二越、(株)日平トヤマ、キタムラ機械(株)、中村留精密工業(株)、(株)松浦機械製作所(順不同)の関係各社には切削実験にも御協力頂いた。さらに、(株)不二越には異形ねじれ刃エンドミルの試作をはじめとして、実験で使用したエンドミルの提供など、いろいろと便宜を図って頂いた。同研究会の関係各位、関係各社に深く感謝いたします。

石川県工業試験場では切削実験の実施や加工誤差の測定に際し、マシニングセンタや3次元測定器をはじめとする多数の設備機器を使用させて頂いた。同試験場の関係各位に厚く感謝の意を表します。