

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	複合すくい面工具の切削性能の解析的予測に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	篠塚淳
Author(English)	JUN SHINOZUKA
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第3889号, 授与年月日:1998年5月31日, 学位の種別:課程博士, 審査員:
Citation(English)	Degree:Doctor of Engineering, Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第3889号, Conferred date:1998/5/31, Degree Type:Course doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

複合すくい面工具の切削性能の解析的予測
に関する研究

平成10年1月7日

東京工業大学 工学部 機械宇宙学科
篠塚 淳

目次

第1章	序論	1
1.1	研究の背景	2
1.2	高性能切削工具の予測的評価・設計技術の将来像	4
1.3	研究の目的	7
1.4	研究の概要	7
1.5	本論文の構成	8
第2章	複合すくい面工具の切削状態の予測手法	9
2.1	緒言	10
2.2	熱弾塑性有限要素法による切りくず生成過程の変形解析	12
2.2.1	構成方程式	12
2.2.2	応力変化率	16
2.2.3	剛性方程式	19
2.2.4	塑性変形における過拘束の緩和	21
2.2.5	曲面状すくい面での接触応力に関する幾何学的非線形	23
2.2.6	すくい面における工具-切りくず間の非線形摩擦特性	24
2.2.7	時間増分幅の制御	28
2.3	風上型有限要素法による切りくず生成過程の温度解析	32
2.3.1	支配方程式	32
2.3.2	Galerkin 法による熱伝導方程式の離散化	36
2.3.3	Hughes の最適風上法によるエネルギー方程式の離散化	40
2.3.4	熱源	46
2.4	反復収束法による定常切削状態の予測	49
2.4.1	反復収束法の原理	49
2.4.2	応力, ひずみ, ひずみ速度, 温度場等の修正法	51
2.5	材料特性の導入	56
2.5.1	高温・高ひずみ速度下における被削材 S15C の流動応力特性	56
2.5.2	工具と被削材の熱定数, 摩擦特性定数	58
2.6	有限要素法モデルと結果の一例	66
2.6.1	切削モデル	66

2.6.2	反復収束法による切削状態の収束	71
2.7	単一すくい面工具の切削特性	76
2.7.1	高すくい角工具の利点	78
2.8	結言	87
	参考文献	88
第3章	複合すくい面工具の切りくず生成過程の予測	93
3.1	緒言	94
3.2	2段すくい面工具の切りくず生成過程の予測	96
3.2.1	2段すくい面工具の形状特徴と切削基本特性	96
3.2.2	第2すくい角による切削特性の変化	106
3.2.3	ランド幅による切削特性の変化	110
3.3	溝型すくい面工具の切りくず生成過程の予測	114
3.3.1	溝型すくい面工具の形状特徴と切削基本特性	114
3.3.2	切削条件による切削特性の変化	123
3.3.3	溝型形状による切削特性の変化	127
3.4	結言	135
	参考文献	136
第4章	複合すくい面工具の工具損傷と加工精度の予測	140
4.1	緒言	141
4.2	工具すくい面摩耗の予測	143
4.2.1	工具の摩耗特性	143
4.2.2	工具寿命の評価方法	144
4.3	工具欠損の予測	148
4.3.1	工具の確率的破壊応力条件	148
4.3.2	工具の耐欠損性の評価方法	154
4.4	工具の変形による加工精度の予測とその評価方法	160
4.5	工具形状による耐損傷特性と加工性能の制御	161
4.5.1	単一すくい面工具におけるすくい角の影響	161
4.5.2	2段すくい面工具におけるランド幅の影響	165
4.5.3	すくい面の表面性状の影響	171
4.5.4	溝型すくい面工具における溝形状の影響	172
4.6	結言	175
	参考文献	177

第5章	複合すくい面工具の切りくず処理性の予測	181
5.1	緒言	182
5.2	切りくずの成長・破断過程の予測	188
5.2.1	切りくず成長の有限要素モデリング	188
5.2.2	接触モデルの導入	192
5.2.3	切りくず破断過程のモデル化	195
5.3	切りくず破断過程における切削条件の影響	199
5.4	工具形状による切りくず処理性能の評価	216
5.4.1	切りくず処理性能の評価因子	216
5.4.2	チップブレードの高さの制御	219
5.4.3	チップブレード溝幅の影響	222
5.5	結言	227
	参考文献	229
第6章	結論	233
6.1	結言	234
6.2	今後の展望	237
6.2.1	最適切削条件の探索手法の一提案	238
6.2.2	高性能工具開発のための解析的知識獲得手法の一提案	243
	図目次	258
	表目次	259

第 1 章

序論

1.1 研究の背景

近年加工コストの低減を図るために、工場の全自動化や無人化が一般的になりつつある。また同時に電子デバイスの格段の進化と電子制御の大幅な発展により、NC、MC加工機などに代表されるような工作機械本体の進歩はめざましい。加工機の大幅な進歩として、例えば超高速スピンドルの開発により、超高速切削が可能になってきている。超高速切削の利点は、加工時間の大幅な短縮化が挙げられるがその他に、加工製品の形状精度を向上させる効果がある。例えば主軸回転数が100倍早くなった場合には、同じ時間内に加工すればよいのであれば、送り速度を1/100にすることができる。そうすると、理論表面粗さは格段に小さくなるし、切削力も低減できるので加工機を小型軽量化することができる。しかしこのような工作機械の発展にも関わらず、加工の高能率化を妨げるものの大きな要因としてあるのは、切りくず処理、工具摩耗、工具欠損などの諸問題である。

加工の自動化、高能率化に対するこのような障害を克服するため、主として工具材料の改善が盛んに行われてきた。例えば、超硬工具にチタン系のコーティング層をつけると、耐摩耗性能が向上するなどである。工具にコーティング層を付けると確かに格段に切削性能は向上する。例えば、工具すくい面上の摩擦力がコーティング層により低減し、摩擦による発熱が減少することによって切削温度が低下するとか、熱伝導率の違いにより母材である超硬工具の温度が下がり、切削熱による塑性変形が起きにくくなるので、超高速切削に対応できる、などである。

しかしながら工具材料の改良だけでは特に切りくず処理に対して限界がある。なぜなら、切削機構そのものは大幅には変化しないためである。すなわち、工具材料の改良のみでは切りくずがカールするようにはならなし、切りくず厚さが大幅に変化するようなことはないし、工具すくい面上の応力分布が大幅に変化することも無いのである。

切削機構を大幅に変化させるには、工具形状を変えるのが一番効率が良い。その例として、工具すくい面形状を溝形状にしたチップブレーカ付工具（以下本論文ではチップブレーカ工具と呼ぶ）がある。

チップブレーカ工具は通常の単一すくい面工具に凹凸を付けただけのものである。最初は簡単な形状のものだけであったが近年は非常に複雑化し、凸型、溝型、凹凸型など多くの種類が市販されており、どの様な形状が一番よいのかの判断は各社さまざまである。

チップブレーカ工具の最大の利点は、連続型切りくずを細かく破断することができ、切りくず処理性を高めて加工能率を向上させることができる、という点であり近年の工具はおおかたチップブレーカ工具になっている。

しかし、切りくず処理性能の向上のために付けた工具形状は、実はその他にも切削力が低減するとか工具寿命が伸びる等の多くの利点があるのである。工具すくい面を凹凸にすることによる有効点を以下に示す。

1. 切りくず処理性の向上
2. 切削抵抗の低減
3. 切削熱の低減

4. 2),3) より摩耗進行の遅延化
5. 4) より加工精度の向上と, 加工機の精度劣化や故障の低減
6. 2),4) より工具寿命の延長

工具すくい面に凹凸を付ければ, すくい面形状の幾何学的な拘束条件から切りくずはカールするようになり, ブレーカの形状によってさらにカール半径を小さくすることができる。切りくずがカールすれば, 切りくずは被削面や工具逃げ面に衝突し, その結果破断するようになる。しかし, さらに切りくず処理性を増そうと切りくずカール半径を極端に小さくさせるようなチップブレーカ形状を付けると, 切りくずが細かく飛散し, そのため切削力の振動を助長し, 切削系の不安定な振動(びびり振動)を誘発し, 製品の加工精度を落とすとか, 作業者に危険を与えたりとか, さらには周辺機器や加工機自体に損害を与えたりとかいった悪影響を及ぼす。また工具自体もチップブレーカ部分に負荷する応力負担が大きすぎて, かえってその部分の摩耗の進行や欠損を助長し工具寿命が低減する。このような条件での切削では, 加工精度は低下するし切削能率も低減する。またその逆に, すくい面にいい加減な凹凸を付けると, 期待される効果がほとんど得られない場合も有り得る。

つまり, 工具すくい面に凹凸を付ければ上記 1) ~ 6) の様な有効性が得られるが, その形状は任意ではなく, 切削条件に対して最適(有効)な形状範囲が存在しているのである。この最適な範囲から逸脱するような形状では, かえって形状変化のための弊害が多くなるばかりであるため, 形状は変化させない方がいいということになる。なぜ, この様な事態が現実が発生するかと言えば, 切削機構に及ぼす工具形状の影響を明確に説明できる理論や手法が無いからである。

工具形状が切削機構に及ぼす影響についての明確な説明付けができないため, どのような工具形状が良いのかは結局のところ永年に培われてきた経験的知識に頼らざるを得なくなっており, 次世代の工作機械に対応できる革新的な工具形状はなかなか創造できないのである。

以上のことより工具メーカーや生産加工現場では, 切削加工の高能率化のために, 工具形状が切削機構に及ぼす影響を明確に説明する理論や解析的手法を強く望んでいる。

一般の機械構造部品の設計では, もはや CAE(Computer Aided Engineering) の導入は常識化している。この背景には, 近年の計算機の格段の進歩と大幅な価格低下により, 誰れでも手軽に計算機を使用できる環境が整ったことに深く依存している。機械部品の設計ではまず, CAD(Computer Aided Design)により仮想的に部品を計算機内で作成し, 機械的構造のチェックや製品の品質までも計算機内で検討している。計算機内で十分に検討された部品は, 試作にまわるがここでも光造形装置などの Rapid Manufacturing System を用いて短時間に作成し, 早期に最終チェックを完了することができるようになってきており, 開発時間の大幅な短縮化に成功している。さらに, 近年のコンカレントエンジニアリングの採用により, 設計者, 開発者, 製造者が同時にかつ並列に構造部品の検討を行えるほどに, その製品検討に対する知識を共有できる時代になってきている。

このような能率的な開発体系の成功には, 構造部品を検討する手段が明確になっていることに大きく依存している。例えば製品に対する応力負荷や温度負荷状況などは, 有限要

素法を用いて解析しその結果を用いて検討することができる、というような解析的予測に基づく検討手段がもはや常識として確固たる地位を占めている。

ところが、切削工具の開発はそうはいかないのが現状である。前述したような工具形状の切削特性に対する経験的知識は蓄積されていても実際にそれが直に使用できるものではない。すなわち、工具形状が切削機構に及ぼす影響について理論的あるいは解析的な根拠に基づく予測を行う手段がないので、設計者、開発者、製造者が同時に検討できる知識の共有が行えないのである。したがって、ある工具形状を経験的知識に基づき設計し、実際に大量の被削材を用意して切削実験を行い、摩耗の進行や欠損の発生状況を調べて、工具性能が良いのか悪いのかを判断するより方法がないのである。これより、現在の工具開発は時代に立ち遅れた、多くの試行錯誤と多大な労力を必要とする能率の悪い手法をとっているといえる。

ところで、工具性能評価については、理論的あるいは解析的予測手法が全く確立されていないわけではない。

工具摩耗の進行機構については、工具形状には依存せず主に工具と被削材の材料にのみ依存する、汎用的に使用できる特性式が提案されてる。工具欠損についても、ぜい性材料である工具材料の力学的特性として把握することは可能になってきている。

それでもなぜ依然として、工具開発に有効な CAE が導入されないかと言えば、要するに以下の理由によるからである。

- 工具摩耗を詳細に予測するためには、工具すくい面上の応力分布と温度分布、そして切りくず擦過速度が既知でなければならない。
- 工具欠損の予測には、工具の温度分布や工具に負荷する応力状態が既知でなくてはならない。

すなわち、工具すくい面形状が複雑になった場合に、工具に負荷する応力状態や工具の温度分布が分らないので、予測できない、ということなのである。

予測できないので、実験的に検討するという手法がいまだに続いているのである。

言い換えれば、複雑な形状を持つ工具の切削機構を詳細に予測する手法を確立することができれば、工具摩耗や工具欠損などを同時に予測することができ、能率的に工具開発を行うことができるのである。

1.2 高性能切削工具の予測的評価・設計技術の将来像

切削工具を設計する場合には、工具摩耗や工具欠損などの工具損傷状況や、切りくず処理性能、さらには、加工面の材料状態（加工変質層の状態）や形状精度などの加工製品の質を同時に吟味する必要がある。しかしながら、これらの物理量を実験的手法によって把握するには多大な労力と多くの時間を費やさねばならない。そこで、これらを数値計算によって詳細に予測する手法が可能になれば、非常に能率よく、より高性能な工具を開発できると考える。すなわち、解析的予測手法によれば工具材種や被削材の材料、ならびに切

削条件と工具形状は、計算パラメータとして容易に変更ができるので、それぞれ設計者がどのようなものが最適であるのかを容易に把握することができるようになる。このようなシステムを構築することができれば、工具設計開発に多大に貢献できるのである。

このシステムの概要を図1.2.1に示す。提案するシステムは数値計算に基づく予測システムを核としている。まず、工具形状が与えられると、その形状での定常状態における切削力、切削温度、切りくず形状、工具すくい面上に負荷する応力状態などの切削機構を詳細に予測する。この予測結果を用いて、工具摩耗、工具欠損を予測する。さらに、予測された切りくず形状を用いて切りくず処理性能をも予測する。得られて予測結果を用いて、評価システムで検討を行う。ここでは、どの目的で工具形状を設計するかに基づき評価を行う。全ての仮定が数値解析に基づく予測手法で構成されているので、工具設計者は、数値パラメータを変更するだけで、様々な検討を容易に行うことができる。こうしたシステムにより、ある被削材を現在よりも非常に能率良く加工するためには、どのような工具材種、工具形状そしてどのような切削条件にすれば良いのか、また逆に、非常に能率よく切削加工するためには、被削材の材料特性をどのように改良すればよいのか、ということまでも吟味できる。

さらにこのシステムの利点は、数値解析に基づく予測手法では、実験に多く入り込む不確定な外乱を取り除いた現象を再現できるので、汎用的に使用できる解析的知識を数多くデータとして蓄積することができるようになることである。このような解析的な知識は、今まで蓄積されてきた経験的知識を必ず補足しその知識を汎用的に誰もが共有できる知識とすることができるので、工具開発者や現場の技術者にとってよりいっそう切削現象の理解を助けるものとなる。そうなれば、工具設計者は設計の指針もたてやすいし、現場の技術者はトラブル対策もたてやすくなる。また、切削実験では得ることができないような、詳細な切削機構に関する解析的知識を応用して、工具開発者は現在には無いような高性能刃型を開発できる可能性があるし、現場の技術者はさらに高能率加工を行うアイデアが生まれる可能性があるので、加工産業全体の能率をさらに向上することができるのである。

このシステムを構築するためには、種々様々な工具形状での、切削機構、工具の損傷状態、そして切りくず処理性能を解析的に”予測”するシステムが必要である。本研究では、この予測システムを構築する。

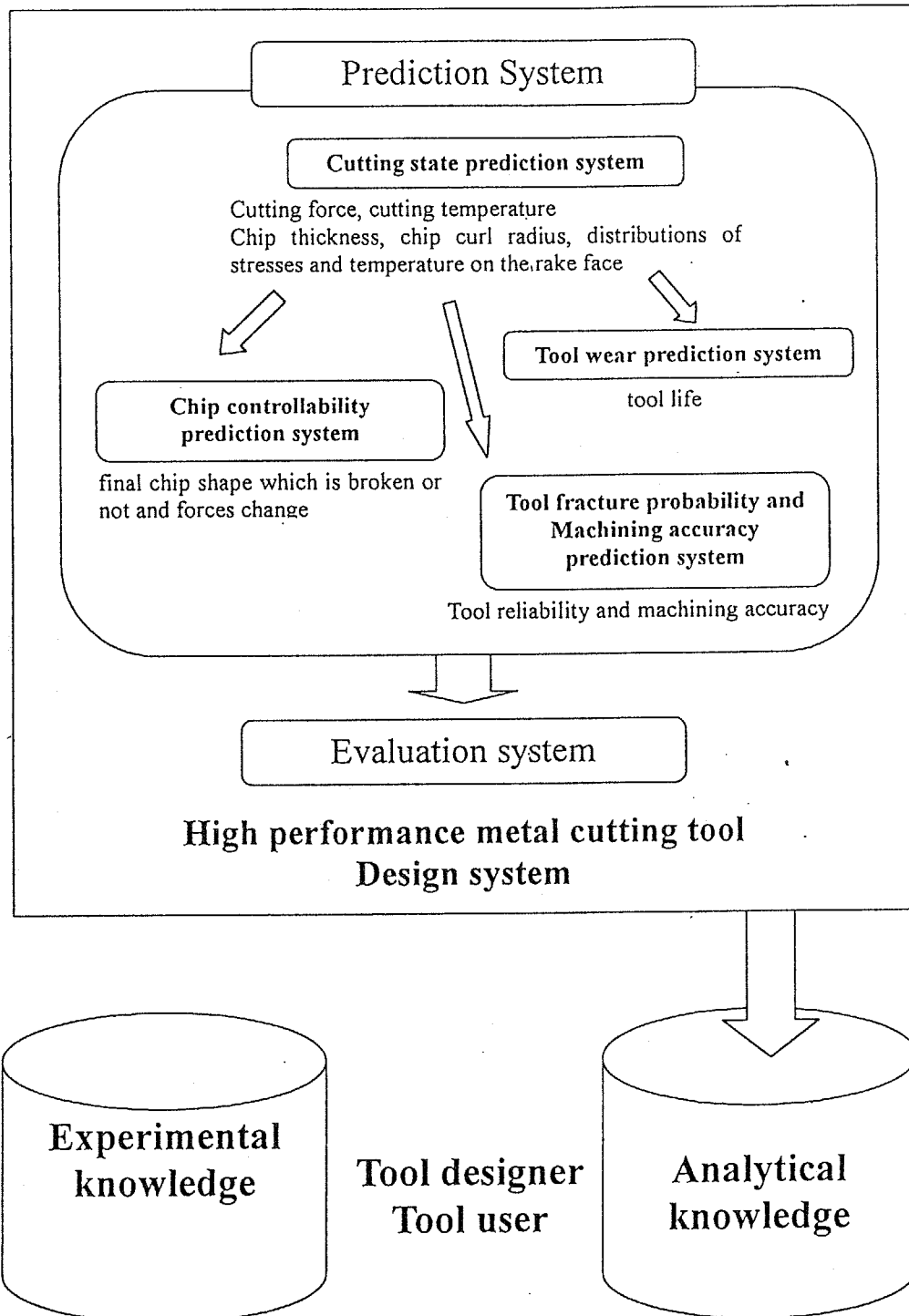


Figure 1.2.1 仮想切削による高性能工具の設計システム体系

1.3 研究の目的

本研究では、複雑なすくい面形状を持つ工具の切削機構を解析的に予測する手法の確立を目的とする。

複雑なすくい面工具とは、チップブレイカ工具に代表されるような凹凸付き工具である。このような複雑な工具すくい面形状であっても、刃先部分を見れば、単一すくい面工具であったり、二段すくい面工具と等価である工具が多い。さらにチップブレイカ部分も、負のすくい角を持った工具の一部分である場合がある。そこで、本研究ではこれら複雑なすくい面を持った工具を、総称して、複合すくい面工具と呼ぶことにする。

切削機構を詳細に予測することができれば、工具摩耗や工具欠損については従来から提案されている予測手法を用いて詳細に予測することが可能である。したがって、高性能切削工具を能率よく設計することが可能になるが、切りくず処理性能は、従来の手法では詳細に予測することは依然不可能である。そこで、切りくず処理性能の解析的予測手法の確立も目的とする。

ところで、このような解析的な予測手法の確立は前述した設計の高能率化のためだけを目的とするものではない。切削機構を数値解析により予測し、切りくず形状や切削力、切削温度などの予測結果が通常の切削実験の結果を良く再現できていたなら、その解析結果は妥当であるとみなせるので、その予測結果に含まれる全てデータは信用できると見なせる。そこで、この解析結果を用いて実験では測定不可能な物理量を見出し、工具形状が及ぼす切削機構への影響を解明することも大きな目的とする。例えば、すくい面を2段にするとなぜ工具摩耗が減少するのか、切りくずが破断する時にはどのような現象が起っているのかを検討し、解析的な知識とすることも目的とする。

1.4 研究の概要

切削加工は、多彩な形状を能率良くしかも高い精度で仕上げることができるため、高付加価値を生み出す生産性の高い加工法として、生産システムの中に組み込まれ多用されてきた。しかし非常に高い温度と応力が工具刃先近傍の微小領域に集中するため、実験により切削状態を正しく把握することは極めて難しく、切削加工技術は熟練者の経験的な技能に依存するところが未だに大きい。そこで切削状態をシミュレーション技術によって予測し、得られた切削温度や工具面応力などの物理量を有効に活用して、切削条件の選定や切削トラブルの原因究明、さらには切削工具の開発を合理的に行うことが要求されている。またコンカレントエンジニアリングなどによる生産準備の支援体制においても切削加工は非常に遅れをとっており、生産情報を統合化し設計と生産の協調を図る上でも、切削加工の予測技術に基づく生産準備支援体制の強化が求められている。

本論文では、切削条件の選定などの工具利用技術や工具開発のための支援体制を充実させることを目的として、現在の主流をなす複合すくい面工具について切削性能を解析的に予測するための技術を確立し、さらに工具形状によって切削性能、すなわち工具の摩耗や欠損、切りくずの形状等、を総合的に制御するための指針について検討した。

1.5 本論文の構成

本論文は6章から構成され、各章の概要は以下の通りである。

第1章「序論」では、切削加工分野のCAE技術の浸透が立ち遅れている原因をあげ、それが高能率加工の進展における障害になっていることを指摘するとともに、この問題を解決するためには切削工具性能の予測的評価法を確立する必要があることを示し、本論文の目的と意義を述べている。

第2章「複合すくい面工具の切削状態の予測法」では、複雑な形状の複合すくい面を有する工具の切削性能を予測するため、そこで必要となる応力分布や温度分布などを有限要素法によって解析する方法について述べている。特に複合すくい面が曲面を有する場合の幾何学的非線形性を、すくい面上での非線形摩擦特性とともに導入するための定式化を行うとともに、切削における高速流れ場の定常温度場の解析では、風上型の定式化を歪んだ要素に対しても適用できるよう修正し、より汎用性のある解析法を提案している。また、本解析法による結果を示し、その妥当性を検討している。

第3章「複合すくい面工具の切りくず生成過程の予測」では、複合すくい面を有する工具として、2段すくい面工具と溝型工具を採り上げ、工具形状が予測された切削状態に及ぼす影響について明らかにしている。すなわち2段すくい面工具では、第2すくい角は切削力と切削温度の低下に対して単一すくい面工具のすくい角とほとんど同じ効果を持つこと、ランド幅を適切に選ぶと切削力と切削温度を大幅に減少させることができることを示している。一方、溝型工具では、切削力や切削温度、仕上面の残留ひずみは2段すくい面工具と類似である刃先部の形状で決まり、切りくずのカーブはブレーカ形状によって制御され得ることを明らかにしている。

第4章「複合すくい面工具の工具損傷と加工精度の予測」では、工具面上の応力分布と温度分布に基づいた工具摩耗、工具寿命、さらには加工精度の予測について述べている。第2すくい角を大きくすると摩耗速度が低下し寿命は延びるが、欠損確率が増大し、ランド幅を大きくすると摩耗による寿命は徐々に延びた後に減少するが、欠損確率は急減した後に徐々に増大する。またランド幅は加工精度にも大きく影響する。したがって切削条件に応じて適切なランド幅が存在するを明らかにしている。最後に切削力、工具摩耗、工具欠損、加工精度等の評価因子から工具形状を総合的に評価する方法を提案している。

第5章「複合すくい面工具の切りくず処理性の予測」では、切削加工の自動化において最も重要とされる切りくず形状の制御、すなわち工具の切りくず処理性能の予測について述べている。従来、チップブレーカによる切りくずの破断と破断後の切りくず形状については信頼性の高い予測ができなかったが、本研究では切りくず破断時の延性破壊条件を熱弾塑性有限要素法に導入することにより、異なる5種類のタイプの切りくず形状について予測が可能であることを示している。また、ブレーカ幅とブレーカ高さを変えた場合の切削性能を、切削力、工具摩耗、工具欠損、切りくず処理性などに基いて総合的に評価し、より高い工具の性能を引き出すためにはブレーカ幅を変える方が適当であることを明らかにしている。

第6章「結論」では、本論文で得られた結論を総括し、今後の展望を述べている。

第2章

複合すくい面工具の切削状態の予測手法

2.1 緒言

切削工具の性能とは、耐摩耗性に優れているとか、耐欠損性に優れているとか、切れ味が良い、切りくず処理性が良い、などで評価される。耐摩耗性や耐欠損性を良くするためには、工具の材質の改良を行うことで克服することはできるが、切削力の大きさや切削力の変動状態、または切削仕上げ面の加工変質層の厚さなどから評価される切れ味や、切りくず処理性能などは、工具の材質を改良しただけでは大幅な改善は見込めない。

そこで工具形状を改善するとどうなるだろうか。単一すくい面工具の場合、多くの実験結果からすくい角を大きくとれば切削力が小さくなり、また加工変質層も薄くなる。仕上げ加工では、このような条件で加工するのはこのためである。そのかわりに、すくい角を大きくすると、刃先角が小さくなるので、過渡的な衝撃力が刃先に加わると刃先が欠け易くなる。また、接触面積拘束工具のような2段すくい面工具には切削力の振動を抑制する効果があり、工具すくい面に凹凸を付けると切りくず処理性能が向上し、切削が安定して行えるようになることを経験的に把握している。工具形状を改善すると耐摩耗性や耐欠損性、さらには切りくず処理性能をも改善できることが期待できるので、耐摩耗性や耐欠損性に優れ、切れ味も良く、切りくず処理性能も良好な高性能工具の刃形形状を、経験的知識を補うような明確な理論的あるいは解析的根拠を基にして設計開発することを考えることにする。

ここで問題なのは、工具形状が変わると切削機構がどのように変わるのか、ということが複雑な形状では分かっていないということである。単一すくい面工具の場合なら、従来からの研究により単純せん断面モデルとして近似できるが[1]、工具すくい面形状が複雑になると、このような単純なモデル化がもはや不可能になる。切削機構が分らなければ、工具摩耗や工具欠損などを予測することはできないし、切りくず処理性能をも評価することはできない。このような問題を克服するため、すくい面に任意の凹凸がある工具の切削機構を解析的に予測することを行う。ここですくい面上に任意の凹凸がある工具には、刃先付近に2段すくい面を持つ工具や、切りくずをカールさせるために刃先後方に障害物を付けたチップブレーカ工具がある。本論文では、これらの工具のことを総称して複合すくい面工具と呼ぶことにする。

切削は切りくずが大きく変形する大変形問題である。また切削機構を詳細に解析するためには、材料の温度や変形状態を連成し解析を進めなければならない。なぜなら、切りくずはその生成状態を規定する幾何学的な拘束条件は切りくず表面に対しては工具すくい面形状しかなく、切りくず厚さ（せん断角）はせん断面での塑性変形状態にのみ依存するからである。またせん断面での塑性変形状態は材料の流動応力特性に依存し、材料の流動応力状態は温度に大きく依存するので、温度も連成して解析を行わなければ、詳細な切削機構は予測できないのである。これより、本研究では弾塑性有限要素法による変形解析と有限要素法による温度解析を連成して切削機構を予測した。

本研究は工具すくい面形状が任意の凹凸形状である場合の複合すくい面工具を対象とするため、切りくずが曲面すくい面上を滑ることを考慮する幾何学的非線形を剛性方程式に導入した。またその時、切りくずと工具の非線形摩擦特性も同時に考慮してあるので、幾

何学的非線形性と材料非線形性を同時に考慮した定式化を行った。弾塑性有限要素法は、updated Lagrange 法に基づき定式化したものであるが、これは非線形な状態を微小時間毎で線形近似し、物理量の増分量を積算していく手法である。この非線形性を詳細に考慮しようとする、時間きざみを極微小に取らざるを得なくなる。この時間刻みを大きくとる手法として、完全陰解法による弾塑性有限要素法の定式化や ALE 法の定式化が提案されているが [2]– [15]、現時点では切削現象に対応できるような変形経路に依存する材料の流動応力状態を、詳細に考慮することができないなどの問題点があるので、本解析では通常の updated Lagrange 法の定式化に基づく弾塑性有限要素法解析を使用した。そのため、切削開始から切削が定常状態になり、切削終了に至るまでを非定常的に解析することは現在の計算機の能力では計算時間を考えると能率が非常に悪すぎる。切削開始や切削終了時の過渡的变化まで、全ての切削機構を把握することはもちろん重要なことであるが、工具摩耗による工具損傷を考えると、むしろ定常切削状態時の切削機構を知るほうが重要であると考えるので、本解析では2次元定常切削機構を解析することとした。

定常状態の切削機構を能率よく解析する手法に、反復収束法を併用する手法がある [16]– [25]。反復収束法を用いた弾塑性有限要素法では、切削状態が定常状態である事を大前提に考える。したがって切削開始直後や、工具が被削材から離脱する瞬間の過渡的切削状態は解析対象としない。また生成する切りくずも現時点では流れ型の切りくずに限られる。すなわち、ステンレス鋼の様な鋸刃型、真鍮などのせん断型切りくずが生成されるような材料は被削材に選ぶことはできない。しかしながら、もっとも加工の需要が多い構造用炭素鋼では、びびり振動などの異常環境下でない限り、切りくずは流れ型になる。また切りくず処理性が問題になるのは流れ型切りくずの場合である。したがって、定常切削機構を能率良く解析することができる反復収束法を用いた弾塑性有限要素法解析は有用であると言える。さらにこの手法では、切削開始から定常状態に至るまで計算していないことと、繰返し収束計算であるため、得られる解は近似解である。切りくず部分や仕上げ面部分のひずみは流線に沿って積分した値を用いるので、非定常性を含んだ厳密な意味での切削状態は解析出来ない。つまり、切りくず部分や仕上げ面部分の厳密な残留応力、残留ひずみは考慮できない。しかしながら、反復収束回数を考慮しても、弾塑性有限要素計算の計算回数大幅に短縮できる利点と、得られる解は切削実験の結果と良く一致するので、実用においては有効な解析方法である。なお、反復収束法を用いた解析では切りくず部分が始めからモデル化されているが、カンチレバーを押す様な状態とは全く異なっていることを強調しておく。なぜなら、切削過程では材料は流れており、このことを変形の履歴を流線に沿って積分していくことで考慮しているからである。

本章では、複合すくい面工具の切削機構の予測に用いた弾塑性有限要素法解析の定式化、幾何学的非線形の考慮、有限要素法による温度解析、反復収束法についてそれぞれ詳細な説明をまず行う。その後、最も基本的な形状である単一すくい面工具の切削機構を解析し、切りくず形状、切削力、すくい面上の温度分布において実験結果との比較を行い、本手法の妥当性を検証する。なお、単一すくい面工具以外の形状についての実験結果との比較は第3章で行うことにする。最後に解析結果より単一すくい面工具の切削特性を検討し、高すくい角工具の利点を挙げ、工具形状を変化させる場合の指針を与えることにする。

2.2 熱弾塑性有限要素法による切りくず生成過程の変形解析

切削とは、工具によって不要な部分を切りくずとして除去するための、材料の分離を工具で強制的に起こすものである。この時、工具刃先付近の被削材は大規模な塑性変形を受けることになる。こうした切削特有の現象を詳細に解析するために、本研究では、弾塑性有限要素解析を使用することにした。

なお、第3章の切削機構の解析と第5章の切りくず破断過程のシミュレーションでは温度も連成させた熱弾塑性有限要素法を使用し、第4章の切削加工中の工具内の応力解析では、熱膨張を考慮した弾性有限要素法を使用した。

2.2.1 構成方程式

弾性状態では構成方程式(応力-ひずみ関係)が線形であり、マトリクス有限要素法により、任意形状の物体の応力場、変形状態が汎用的に数値解析できることは良く知られている。そのため弾性有限要素法解析は橋、ダム、ビル等の建築物の他、航空機、自動車などあらゆる構造物の設計に大いに活用され、もはや工学解析ツールとして常識となりつつある[26]-[30]。

有限要素法を用いて弾塑性状態を弾性状態と同じ様に解析する場合、弾塑性状態における構成方程式をマトリクスの形で表現できなければならない。ここでは、弾塑性状態での応力-ひずみ関係マトリクス $[D^e]$ の導き方を簡単に説明する。

弾性状態での応力-ひずみの関係式は、Hooke 則により

$$\{\sigma\} = [D^e] \{\varepsilon\} \quad (2.2.1.1)$$

で表される。添字 e は弾性 (Elastic) を意味する。一方、塑性状態では応力 $\{\sigma\}$ とひずみ $\{\varepsilon\}$ は、材料が加工硬化することにより材料非線形性が生じ、線形関係がなくなる。そこで微小時間内では、応力-ひずみが線形関係になると近似して、これらを増分形式 $\{d\sigma\}$, $\{d\varepsilon\}$ で表すことにする。このとき全ひずみ増分 $\{d\varepsilon\}$ は、弾性ひずみ成分 $\{d\varepsilon^e\}$ と塑性ひずみ成分 $\{d\varepsilon^p\}$ の和によって表される。添字 p は塑性 (Plastic) を表す。

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^p\} \quad (2.2.1.2)$$

これより、

$$\{d\varepsilon^e\} = \{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^p\} \quad (2.2.1.3)$$

増分形であっても式(2.2.1.1)の関係は成立するから、

$$\begin{aligned} \{d\sigma\} &= [D^e] \{d\varepsilon\} \\ &= [D^e] (\{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^p\}) \end{aligned} \quad (2.2.1.4)$$

となる。求める形は、塑性状態の時も弾性状態と同じ様に応力増分 $\{d\sigma\}$ を、全ひずみ増分 $\{d\varepsilon\}$ で表すことである。それには、 $\{d\varepsilon^p\}$ が未知数である。そこで塑性ポテンシャル f を導入して $\{d\varepsilon^p\}$ を消去する。

塑性理論においては、式(2.2.1.5)の降伏条件を塑性ポテンシャル f とし、塑性ひずみ増分 $\{d\varepsilon^p\}$ が式(2.2.1.6)で表されるとする。

$$f(\sigma_{ij}) = \bar{\sigma} \quad (2.2.1.5)$$

$$\{d\varepsilon^p\} = h \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} df \quad (2.2.1.6)$$

ここで、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、関数 $f()$ は正值で外に向かって凸の関数である。これを塑性ひずみ増分の垂直性の条件(normality condition)という。式(2.2.1.4)と式(2.2.1.6)を使えば、

$$\begin{aligned} \{d\sigma\} &= [D^e] \{d\varepsilon\} \\ &= [D^e] (\{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^p\}) \\ &= [D^e] \{d\varepsilon\} - h [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} df \end{aligned} \quad (2.2.1.7)$$

となる。

次に塑性仕事増分 dW^p を考える。応力 $\{\sigma\}$ の基での塑性仕事増分 dW^p は、応力 $\{\sigma\}$ と塑性ひずみ増分 $\{d\varepsilon^p\}$ の積になるから、

$$\begin{aligned} dW^p &= [\sigma] \{d\varepsilon^p\} \\ &= h [\sigma] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} df \end{aligned} \quad (2.2.1.8)$$

である。

ここで h や hdf の具体的な表示を得るために、材料のひずみ硬化に関する仮説を導入する。まず、塑性仕事増分を相当塑性ひずみ増分 $d\bar{\varepsilon}^p$ と相当応力 $\bar{\sigma}(=f)$ とで表し、次式のように定義する。

$$dW^p = \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon}^p \quad (2.2.1.9)$$

相当塑性ひずみ増分 $d\bar{\varepsilon}^p$ を用いると、 hdf は、式(2.2.1.8)、式(2.2.1.9)より、

$$hdf = \frac{\bar{\sigma}}{[\sigma] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}} d\bar{\varepsilon}^p \quad (2.2.1.10)$$

ここで、降伏条件式を塑性仕事の関数であるとする仮説を用いると、

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} &= f(\sigma_{ij}) \\ &= F(W^p) \end{aligned} \quad (2.2.1.11)$$

であり、

$$W^p = \int dW^p \quad (2.2.1.12)$$

より、

$$\bar{\sigma} = F \left(\int \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon}^p \right) \quad (2.2.1.13)$$

となる。

この時、相当応力 $\bar{\sigma}$ がひずみ経路に独立であり、相当塑性ひずみ $\int d\bar{\varepsilon}^p$ によってが一義的に定まれば、

$$\bar{\sigma} = H \left(\int d\bar{\varepsilon}^p \right) \quad (2.2.1.14)$$

$$H' = \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}^p} \quad (2.2.1.15)$$

が存在しなければならない。ここで H' は接線加工硬化係数である。式 (2.2.1.10) と式 (2.2.1.15) より、

$$\begin{aligned} hdf &= \frac{\bar{\sigma}}{[\sigma] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}} \frac{d\bar{\sigma}}{H'} \\ &= \frac{\bar{\sigma}}{[\sigma] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}} \frac{\left[\frac{\partial f}{\partial \sigma} \right] \{d\sigma\}}{H'} \end{aligned} \quad (2.2.1.16)$$

ここで、

$$\begin{aligned} df &= d\bar{\sigma} \\ &= \left[\frac{\partial f}{\partial \sigma} \right] \{d\sigma\} \end{aligned} \quad (2.2.1.17)$$

式 (2.2.1.7) を式 (2.2.1.16) に代入して、

$$hdf = \frac{\bar{\sigma} \left[\frac{\partial f}{\partial \sigma} \right]}{[\sigma] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} H'} \left\{ [D^e] \{d\varepsilon\} - h [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} df \right\} \quad (2.2.1.18)$$

hdf について解くと、

$$\left[\frac{[\sigma] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} H'}{\bar{\sigma}} + \left[\frac{\partial f}{\partial \sigma} \right] [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \right] hdf = \left[\frac{\partial f}{\partial \sigma} \right] [D^e] \{d\varepsilon\} \quad (2.2.1.19)$$

ここで、

$$\frac{\bar{\sigma}}{[\sigma] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}} = C \quad (2.2.1.20)$$

とおく。なお等方性材料 Mises の降伏条件の場合は $C=1.0$ である。式 (2.2.1.19) と式 (2.2.1.20) より、

$$\left(\frac{H'}{C} + \left[\frac{\partial f}{\partial \sigma} \right] [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \right) hdf = \left[\frac{\partial f}{\partial \sigma} \right] [D^e] \{d\varepsilon\} \quad (2.2.1.21)$$

ゆえに、

$$hdf = \frac{\left[\frac{\partial f}{\partial \sigma} \right] [D^e]}{\frac{H'}{C} + \left[\frac{\partial f}{\partial \sigma} \right] [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}} \{d\varepsilon\} \quad (2.2.1.22)$$

なお、塑性状態である時には、 hdf は正值であることが条件である。従って除荷の判定には hdf の正負を用いる。 $hdf > 0$ の時には塑性状態にあり、 $hdf < 0$ の時には除荷状態である。

式(2.2.1.22)を式(2.2.1.7)に代入すれば、式(2.2.1.23)なる関係式を得る。

$$\begin{aligned} \{d\sigma\} &= \left[[D^e] - \frac{[D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left| \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right| [D^e]}{\frac{H'}{C} + \left| \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right| [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}} \right] \{d\varepsilon\} \\ &= [D^{ep}] \{d\varepsilon\} \end{aligned} \quad (2.2.1.23)$$

式(2.2.1.23)は、弾塑性状態の構成方程式である。この関係式を用いれば、塑性状態でも弾性状態と同様にして、有限要素法を用いて解析できる事が分かる。

熱応力を考慮する場合にも構成方程式の導出方法は同様である。つまり、ひずみを弾性ひずみ $\{\varepsilon^e\}$ 、塑性ひずみ $\{\varepsilon^p\}$ 、熱ひずみ $\{\varepsilon^T\}$ に分解すればよい。具体的には、熱ひずみ増分 $\{d\varepsilon^T\}$ を初期ひずみとして式(2.2.1.2)を式(2.2.1.24)の様に変える。

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^p\} + \{d\varepsilon^T\} \quad (2.2.1.24)$$

前述の方法と同様にすると、式(2.2.1.7)より、

$$\begin{aligned} \{d\sigma\} &= [D^e] \{d\varepsilon\} \\ &= [D^e] (\{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^p\} - \{d\varepsilon^T\}) \\ &= [D^e] (\{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^T\}) - f [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} df \end{aligned} \quad (2.2.1.25)$$

また式(2.2.1.18)は、式(2.2.1.26)の様になり、

$$hdf = \frac{\bar{\sigma} \left| \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right|}{[\sigma] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} H'} \left\{ [D^e] (\{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^T\}) - h [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} df \right\} \quad (2.2.1.26)$$

式(2.2.1.22)は、式(2.2.1.27)の様になる。

$$hdf = \frac{\left| \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right| [D^e]}{\frac{H'}{C} + \left| \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right| [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}} (\{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^T\}) \quad (2.2.1.27)$$

式(2.2.1.25)と式(2.2.1.27)より、

$$\{d\sigma\} = [D^{ep}] (\{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^T\}) \quad (2.2.1.28)$$

となる。従って $[D^{ep}]$ マトリクスは変化せず、熱ひずみ分を全ひずみから引いた後、応力を算出すればよい。

2.2.2 応力変化率

弾塑性有限要素法では、上述したように応力とひずみを増分形で表し、変形を微小時間ごとに逐次追跡する必要がある。

応力とひずみを増分形式で解析する方法を増分理論と呼ぶ。

増分理論で変形を解析する場合その核となる理論は仮想仕事の原理 (principle of virtual work) である。仮想仕事の原理は公称応力の基で定義されるものである。これより、公称応力と公称ひずみの増分形を用いた連続体力学の定式化を total Lagrange 流あるいは全ひずみ理論 (total strain theory) と呼ぶ。一方、真応力と真ひずみ増分を用いる方法を updated Lagrange 流またはひずみ増分理論 (incremental theory) と呼ぶ。

本解析では後者の updated Lagrange 流に基づく定式化を行ったので真応力 σ の Jaumann 微分を用いている。増分形においても仮想仕事の原理は、公称応力 $[s]$ の増分形の基で定義されるので、真応力の Jaumann 微分 $[\dot{\sigma}]$ と公称応力の変化率 $[\dot{s}]$ の変換が必要である。これは以下のようにして求めることができる [26], [28]。

公称応力 (第1種 Piola-Kirchhoff の応力) $[s]$ と、真応力 (Euler の応力) $[\sigma]$ は、変形前の物体の密度 ρ_0 と、変形後の密度 ρ を用いて、次式の関係にある。

$$[\sigma] = \frac{\rho}{\rho_0} [J]^T [s] \quad (2.2.2.1)$$

ただし、本解析では2次元平面ひずみ問題としてあるので、

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & 0 \\ \tau_{yx} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (2.2.2.2)$$

である。 $[J]^T$ は Jacobi のマトリクスの転置である。

$$[J]^T = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial X} & \frac{\partial x}{\partial Y} & 0 \\ \frac{\partial y}{\partial X} & \frac{\partial y}{\partial Y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial z}{\partial Z} \end{bmatrix} \quad (2.2.2.3)$$

とした。ただし $[X Y Z]$ は変形前の座標値であり、 $[x y z]$ は変形後の座標値である。すなわち、質量保存の法則より、

$$\rho_0 dX dY dZ = \rho dx dy dz \quad (2.2.2.4)$$

が成立するものとする。式 (2.2.2.1) の時間微分をとると、

$$[\dot{\sigma}] = \frac{\dot{\rho}}{\rho_0} [J]^T [s] + \frac{\rho}{\rho_0} [\dot{J}]^T [s] + \frac{\rho}{\rho_0} [J]^T [\dot{s}] \quad (2.2.2.5)$$

となり, updated Lagrange 形式の定式化に基づくと変形の各段階の始めでは,

$$\begin{aligned} [X Y Z] &= [x y z] \\ [s] &= [\sigma] \\ \rho &= \rho_0 \end{aligned} \quad (2.2.2.6)$$

とおけるので, 式(2.2.2.5)は,

$$[\dot{\sigma}] = \frac{\dot{\rho}}{\rho}[\sigma] + [J]^T[\sigma] + [\dot{s}] \quad (2.2.2.7)$$

となる. ここで, $[\sigma]$ は空間固定の座標に関する応力なので, これを要素とともに回転する座標に関する応力 $[\sigma_w]$ に変換する.

$$[\sigma_w] = [n]^T[\sigma][n] \quad (2.2.2.8)$$

これより, Jaumann 微分は,

$$[\dot{\sigma}^*] = [\dot{\sigma}_w] = [\dot{n}]^T[\sigma][n] + [n]^T[\dot{\sigma}][n] + [n]^T[\sigma][\dot{n}] \quad (2.2.2.9)$$

と定義できる. ここで, $[n]$ は空間固定の x, y 座標に対して (z 軸を回転軸として) 半時計回りの角度を θ として,

$$\begin{aligned} [n] &= \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta & 0 \\ \sin \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\ [\dot{n}] &= \begin{bmatrix} -\sin \theta & -\cos \theta & 0 \\ \cos \theta & \sin \theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \dot{\theta} \end{aligned} \quad (2.2.2.10)$$

である. 先と同様にして updated Lagrange 流に基づく定式化によれば, $\theta=0$ とおけるので,

$$[\dot{n}] = \begin{bmatrix} 0 & -\dot{\theta} & 0 \\ \dot{\theta} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.2.2.11)$$

$$\dot{\theta} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_y}{\partial x} - \frac{\partial v_x}{\partial y} \right) \quad (2.2.2.12)$$

である.

ここで, 式(2.2.2.9)に式(2.2.2.7)を代入すると,

$$[\dot{\sigma}^*] = [\dot{n}]^T[\sigma] + \frac{\dot{\rho}}{\rho}[\sigma] + [J]^T[\sigma] + [\dot{s}] + [\sigma][\dot{n}] \quad (2.2.2.13)$$

または,

$$[\dot{s}] = [\dot{\sigma}^*] - \frac{\dot{\rho}}{\rho}[\sigma] - [\dot{n}]^T[\sigma] - [J]^T[\sigma] - [\sigma][\dot{n}] \quad (2.2.2.14)$$

となる。以上が真応力の Jaumann 微分と公称応力の変化率を結びつける式の導出であるが、有限要素法プログラムに導入するには、テンソル表示よりもベクトル表示の方が便利であるので、式(2.2.2.14)をベクトル表示で表すことにする。すなわち、

$$\begin{aligned} \{\dot{s}\} &= \{\dot{\sigma}^*\} - \frac{\dot{\rho}}{\rho}\{\sigma\} + [D_G^*]\{\dot{e}\} \\ &= \{\dot{\sigma}^*\} + \left([D_\rho] + [D_G^*] \right) \{\dot{e}\} \\ &= \{\dot{\sigma}^*\} + [D_{GT}^*]\{\dot{e}\} \end{aligned} \quad (2.2.2.15)$$

である。本解析の場合は、

$$[\sigma] = [\sigma_x \ \tau_{xy} \ \tau_{yx} \ \sigma_y \ \sigma_z] \quad (2.2.2.16)$$

とした ($\tau_{xy} = \tau_{yx}$)。 $\{\dot{e}\}$ は変形後の座標値 $[x \ y \ z]$ を基準に定義された速度勾配ベクトルであり、本解析の場合は、

$$[\dot{e}] = \left[\frac{\partial v_x}{\partial x} \ \frac{\partial v_y}{\partial x} \ \frac{\partial v_x}{\partial y} \ \frac{\partial v_y}{\partial y} \ \frac{\partial v_z}{\partial z} \right] \quad (2.2.2.17)$$

とした。この場合、 $[D_G^*]$ マトリクスは、

$$[D_G^*] = \begin{bmatrix} -\sigma_x & -\tau_{xy} & 0 & 0 & 0 \\ -\tau_{xy} & (\sigma_x - \sigma_y)/2 & -(\sigma_x + \sigma_y)/2 & 0 & 0 \\ 0 & -(\sigma_x + \sigma_y)/2 & (\sigma_x + \sigma_y)/2 & -\tau_{yx} & 0 \\ 0 & 0 & -\tau_{yx} & -\sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\sigma_z \end{bmatrix} \quad (2.2.2.18)$$

と対称マトリクスとなる。一方密度の変化率については、

$$-\frac{\dot{\rho}}{\rho} = \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} \quad (2.2.2.19)$$

の関係があるので、 $[D_\rho]$ マトリクスは、

$$[D_\rho] = \begin{bmatrix} \sigma_x & 0 & 0 & \sigma_x & \sigma_x \\ \tau_{xy} & 0 & 0 & \tau_{xy} & \tau_{xy} \\ \tau_{yx} & 0 & 0 & \tau_{yx} & \tau_{yx} \\ \sigma_y & 0 & 0 & \sigma_y & \sigma_y \\ \sigma_z & 0 & 0 & \sigma_z & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (2.2.2.20)$$

と非対称となるので、 $[D_{GT}^*]$ は非対称マトリクスになる。

2.2.3 剛性方程式

大変形問題の剛性方程式は、微小変形の場合と同じ様に仮想仕事の原理 (principle of virtual work) を用いて導出できる。以下に仮想仕事の原理を用いてアイソパラメトリック要素の updated Lagrange 形式の剛性方程式の定式化を導く。

公称応力は変形前の断面積あたりに、しかも面に作用する力を空間固定の座標軸方向に分解して得られる成分からなるものとして定義されている。公称応力を用いた仮想仕事の原理の増分形式を式 (2.2.3.1) に示す。

$$\int_V [\delta \dot{\epsilon}] \{\dot{s}\} dV = \int_V [\delta v_V] \{\dot{\bar{X}}_0\} dV + \int_{ST} [\delta v_{st}] \{\dot{F}_0\} dS \quad (2.2.3.1)$$

ここで、 $\{\dot{s}\}$ は公称応力増分、 $\{\dot{\bar{X}}_0\}$ は体積力の変化率、 $\{\dot{F}_0\}$ は表面 S 上に与えられた外力の変化率、 $\{\delta \dot{\epsilon}\}$ は仮想速度勾配ベクトル、 $\{\delta v_V\}$ は仮想速度、 $\{\delta v_{st}\}$ は表面 S 上の仮想速度、 V は体積、 ST は表面積である。

updated Lagrange 形式の場合には、体積 V と表面積 ST は各変形段階ごとに更新された参照形状に関して定義される。切削の場合体積力は微小なので、この項を無視しても解に及ぼす誤差の影響は小さい。従って以後式 (2.2.3.1) の左辺第1項を無視することにする。

$$\int_V [\delta \dot{\epsilon}] \{\dot{s}\} dV = \int_{ST} [\delta v_{st}] \{\dot{F}_0\} dS \quad (2.2.3.2)$$

次に、1要素における離散化した剛性方程式を導く。式 (2.2.2.15) を用いて、公称応力増分 $\{\dot{s}\}$ を真応力増分 (真応力の Jaumann 速度) $\{\dot{\sigma}^*\}$ に書き換える。

$$\int_V [\delta \dot{\epsilon}] \{\dot{\sigma}^*\} dV + \int_V [\delta \dot{\epsilon}] [\dot{D}_{GT}^*] \{\dot{\epsilon}\} dV = \int_{ST} [\delta v_{st}] \{\dot{F}_0\} dS \quad (2.2.3.3)$$

ここで、式 (2.2.1.23) は、

$$\{\dot{\sigma}^*\} = [D^{ep}] \{\dot{\epsilon}\} \quad (2.2.3.4)$$

と読み替えるのがもっとも自然であるから、

$$\int_V [\delta \dot{\epsilon}] [D^{ep}] \{\dot{\epsilon}\} dV + \int_V [\delta \dot{\epsilon}] [\dot{D}_{GT}^*] \{\dot{\epsilon}\} dV = \int_{ST} [\delta v_{st}] \{\dot{F}_0\} dS \quad (2.2.3.5)$$

となる。

さて、ひずみ速度 $\{\dot{\epsilon}\}$ 、速度勾配ベクトル $\{\dot{\epsilon}\}$ を節点速度ベクトル $\{\dot{u}\}$ で結びつけるものと、要素内速度ベクトル $\{\dot{U}_{elm}\}$ を節点速度ベクトル $\{\dot{u}\}$ に結びつけるものとして、

$$\{\dot{\epsilon}\} = [B_e] \{\dot{u}\} \quad (2.2.3.6)$$

$$\{\dot{\epsilon}\} = [B_e] \{\dot{u}\} \quad (2.2.3.7)$$

$$\{\dot{U}_{elm}\} = [N] \{\dot{u}\} \quad (2.2.3.8)$$

または

$$[\dot{\epsilon}] = [\dot{u}] [B_e]^T \quad (2.2.3.9)$$

$$[\dot{\epsilon}] = [\dot{u}] [B_e]^T \quad (2.2.3.10)$$

$$[\dot{U}_{elm}] = [\dot{u}] [N]^T \quad (2.2.3.11)$$

を与える。\$[B_e]\$ マトリクスや \$[B_e]\$ マトリクスは形状関数 \$[N]\$ の関数のみによって表される。ここで形状関数 \$[N]\$ は4節点アイソパラメトリック要素のものである。この場合形状関数の成分を \$N_1, N_2, N_3, N_4\$ とし、要素の節点番号を右上から反時計回りに1, 2, 3, 4とすると、

$$\begin{aligned} N_1 &= \frac{(1+\xi)(1+\eta)}{4} \\ N_2 &= \frac{(1-\xi)(1+\eta)}{4} \\ N_3 &= \frac{(1-\xi)(1-\eta)}{4} \\ N_4 &= \frac{(1+\xi)(1-\eta)}{4} \end{aligned} \quad (2.2.3.12)$$

となる。なお、\$\xi, \eta\$ はともに \$-1\$ から \$+1\$ までの値を持ち、\$x-y\$ 座標系を変換した局所座標形 \$\xi-\eta\$ 系での値である。

この形状関数を用いると、アイソパラメトリック要素の場合、要素内の座標値のほか変位など全ての物理量 \$Q\$ は、節点値 \$Q_1, Q_2, Q_3, Q_4\$ から内挿できる。

$$Q = N_1 Q_1 + N_2 Q_2 + N_3 Q_3 + N_4 Q_4 \quad (2.2.3.13)$$

式(2.2.3.6) ~ 式(2.2.3.11) を式(2.2.3.3) に代入すると、

$$\begin{aligned} & \int_V [\delta \dot{u}] [B_e]^T [D^{ep}] [B_e] \{\dot{u}\} dV \\ & + \int_V [\delta \dot{u}] [B_e]^T [\overset{*}{D}_{GT}] [B_e] \{\dot{u}\} dV \\ & = \int_{ST} [\delta \dot{u}] [N]^T \{\dot{F}_0\} dS \end{aligned} \quad (2.2.3.14)$$

任意な仮想節点速度 \$\{\delta u\}\$ について式(2.2.3.14) は成立しなければならないので、この式(2.2.3.14) は \$\{\delta v\}\$ についての恒等式である。

従って、求める1要素における剛性方程式は、

$$\int_V [B_e]^T [D^{ep}] [B_e] \{\dot{u}\} dV + \int_V [B_e]^T [\overset{*}{D}_{GT}] [B_e] \{\dot{u}\} dV = \int_{ST} [N]^T \{\dot{F}_0\} dS \quad (2.2.3.15)$$

整理して

$$([K_m] + [K_G]) \{\dot{u}\} = \{f\} \quad (2.2.3.16)$$

\$[K_m]\$ は剛性マトリクス、\$[K_G]\$ は幾何剛性マトリクス、\$\{f\}\$ は節点力ベクトル、\$\{\dot{u}\}\$ は節点速度ベクトルである。

幾何剛性マトリクス $[K_G]$ は要素の大変形を考慮して現れるものである。これを全要素について考え、節点 j について表示すると、

$$\sum_i^{sum} ([K_{mij}] + [K_{Gij}]) \{\dot{u}_j\} = \sum_i \{f_{ij}\} \quad (2.2.3.17)$$

となる。

熱応力を考慮する場合、式(2.2.1.28)を用いて式(2.2.3.5)は、

$$\begin{aligned} & \int_V [\delta \dot{\epsilon}] [D^{ep}] \{\dot{\epsilon}\} dV - \int_V [\delta \dot{\epsilon}^T] [D^{ep}] \{\dot{\epsilon}^T\} dV + \int_V [\delta \dot{\epsilon}] [D_{GT}^*] \{\dot{\epsilon}\} dV \\ & = \int_{ST} [\delta v_{st}] \{\dot{F}_0\} dS \end{aligned} \quad (2.2.3.18)$$

となる。式(2.2.3.18)の左辺第2項の熱ひずみ増分は温度勾配が分かれば熱膨張により求まる既知数なので定数として取り扱う事ができる。従って左辺第2項を右辺に移項する。式(2.2.3.15)より最終形の式は、

$$\begin{aligned} & \int_V [B_\epsilon]^T [D^{ep}] [B_\epsilon] \{\dot{u}\} dV + \int_V [B_\epsilon]^T [D_{GT}^*] [B_\epsilon] \{\dot{u}\} dV \\ & = \int_{ST} [N]^T \{\dot{F}_0\} dS + \int_V [\delta \dot{\epsilon}^T] [D^{ep}] \{\dot{\epsilon}^T\} dV \end{aligned} \quad (2.2.3.19)$$

となる。つまり、熱膨張を考慮する場合は熱ひずみ分を外力として仮想仕事の原理の式の右辺に入れ、節点速度を求め、速度場からひずみ速度を出し、応力は式(2.2.1.28)により求めればよいことになる。なおこの方法は、熱ひずみに限らず初期ひずみが存在する場合にも同様に扱うことができる。

2.2.4 塑性変形における過拘束の緩和

弾塑性有限要素法の定式化は前節の通り行えば計算は可能である。しかし、塑性変形し、その変形が大きい、つまり大変形になると不具合が生じる。それは、塑性変形の非圧縮性の条件があるため有限要素の変形の自由度が実際の材料の自由度に比べて著しく拘束される事である。

例えば4節点要素で平面ひずみ問題の場合を考えると、1つの節点の自由度は x, y の2方向で自由度は2である。しかし、1つの内部節点は平均して4つの要素に共有されるから、1要素あたりの節点数は1、したがって1要素あたりの自由度は2になる。一方非圧縮性の条件は、平面ひずみ問題の場合 $\epsilon_x^p = 0$ を考慮すると次式であり、

$$\epsilon_x^p + \epsilon_y^p = 0 \quad (2.2.4.1)$$

節点変位と形状関数を用いて式(2.2.4.1)を要素内の任意の点で満足させる様にするには、拘束条件は3つでてくる。従って全体として1つの要素の平均の自由度と拘束条件の比は $2/3$ になる。実在材料の自由度と拘束条件の比が2であるのに対して、有限要素法で

はこの比が2/3になってしまうことになる。この場合、計算では全く変形を起こさない分けではなく、変形のかなりの部分が弾性変形によって受け持つ事になり、計算される節点力は実際の変形力よりも大きくなる。さらに各隣り合うガウス点での応力値に大きな数値変動を起こす場合も発生し得る。

従って、この変形に対する拘束を緩和しなければ外力のいなすすくからぬ割合が蓄積され、塑性変形に費やされるエネルギーが減少する。そこで本解析では Nagtegaal-Rice によって修正された汎関数を用いることにする [31],[32]。

Nagtegaal-Rice の汎関数では、非圧縮条件による拘束条件を緩和し、自由度と拘束条件の比を実在材料と同じにすることができる。以下にこの方法の弾塑性有限要素法への組み方を簡単に説明する。

汎関数 I を、偏差ひずみ増分を用いて表すと、

$$\begin{aligned} I &= I[u, \phi] \\ &= \int_V [W'(e_{ij}) + \kappa(\dot{\phi}\dot{u}_{k,k} - \dot{\phi}^2/2)] dV - \int_{ST} \dot{F}_i \dot{u}_i dS \end{aligned} \quad (2.2.4.2)$$

ここで $\dot{e}_{ij} = (\dot{u}_{i,j} + \dot{u}_{j,i})/2 - \delta_{ij}\dot{u}_{k,k}/3$ は偏差ひずみ増分であり、 ϕ は形状関数と独立な体積膨張ひずみ増分、 κ は即時の体積弾性率、 \dot{u} は節点速度ベクトルである。また \dot{s}_{ij} を偏差応力増分として

$$\dot{\sigma}_{ij} = \dot{s}_{ij} + \kappa\dot{\phi}\delta_{ij} \quad (2.2.4.3)$$

式 (2.2.4.2) の第1編分をとり、 I を最小にするものを求めると、

$$\begin{aligned} \delta I &= \int_V [\delta W' + \kappa(\dot{\phi}\delta\dot{u}_{k,k} + \delta\dot{\phi}\dot{u}_{k,k} - \dot{\phi}\delta\dot{\phi})] dV - \int_{ST} \dot{F}_i \dot{u}_i dS \\ &= \int_V (\dot{s}_{ij}\delta\dot{e}_{ij} + \kappa\dot{\phi}\delta\dot{u}_{k,k}) dV - \int_{ST} \dot{F}_i \dot{u}_i dS + \int_V \kappa(\dot{u}_{k,k} - \dot{\phi})\delta\dot{\phi} dV \\ &= 0 \end{aligned} \quad (2.2.4.4)$$

式 (2.2.4.4) を式 (2.2.4.3) を用いて書き直すと、

$$\begin{aligned} \delta I &= \int_V (\dot{\sigma}_{ij}\delta\dot{u}_{ij}) dV - \int_{ST} \dot{F}_i \dot{u}_i dS + \int_V \kappa(\dot{u}_{k,k} - \dot{\phi})\delta\dot{\phi} dV \\ &= 0 \end{aligned} \quad (2.2.4.5)$$

式 (2.2.4.5) で左辺第2項までが前節で述べた仮想仕事の原理である。従って $\delta I = 0$ を満足するためには、第3項が0になることが必要十分条件である。

$$\int_V \kappa(\dot{u}_{k,k} - \dot{\phi})\delta\dot{\phi} dV = 0 \quad (2.2.4.6)$$

平面ひずみの4節点四角形要素では、実在材料と同じく自由度と拘束条件の比を2とするためには体積変化に関する拘束条件を1とする必要がある。つまり要素 α 内で体積膨張ひずみ増分を一定とし、

$$\dot{\phi} = \dot{\phi}_\alpha (= \text{constant}) \quad (2.2.4.7)$$

よって、 $\dot{\phi}_\alpha$ は式(2.2.4.6)より以下のように定めることができる。

$$\dot{\phi}_\alpha = \frac{\int_V \kappa \dot{u}_{k,k} dV}{\int_{V_{olime}} \kappa dV} = \frac{\int_V \dot{u}_{k,k} dV}{V_\alpha} \quad (2.2.4.8)$$

これより式(2.2.4.6)から新たに修正したひずみ増分を式(2.2.4.9)のように定義する。

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}'_{ij} &= \dot{\epsilon}_{ij} + \dot{\phi} \delta_{ij} \\ &= (\dot{u}_{i,j} + \dot{u}_{j,i}) + 1/3 \delta_{ij} (\dot{\phi}_\alpha - \dot{u}_{k,k}) \end{aligned} \quad (2.2.4.9)$$

式(2.2.4.3), 式(2.2.4.9)より, 明らかに前節の構成方程式は成立する。

$$\{\dot{\sigma}_{ij}\} = [D^{ep}] \{\dot{\epsilon}'_{ij}\} \quad (2.2.4.10)$$

したがって, 大変形問題では既存の弾塑性有限要素法プログラムにそのまま組込めることができる。

$$\{\dot{\sigma}\} = [D^{ep}] \{\dot{\epsilon}'\} \quad (2.2.4.11)$$

ただし, Nagtegaal-Rice の汎関数を導入する場合, 節点速度とひずみ増分を結びつける $[B_e]$ マトリクスを修正する必要がある。

$$\{\dot{\epsilon}'_{ij}\} = [B_e^*] \{\dot{u}\} \quad (2.2.4.12)$$

以上 Nagtegaal-Rice の汎関数を導入して, 変形の拘束を緩和する場合の剛性方程式は, 式(2.2.3.15)より,

$$\int_V [B_e]^T [D^{ep}] [B_e^*] \{\dot{u}\} dV + \int_V [B_e]^T [D_{GT}^*] [B_e] \{\dot{u}\} dV = \int_{ST} [N]^T \{\dot{F}_0\} dS \quad (2.2.4.13)$$

となる。 $[B_e^*]$ に修正するのは実際の応力部分 ($= [D_{ep}] [B_e^*]$) だけであり, 仮想方は修正はしない。最終的に本研究で用いた弾塑性有限要素法の剛性方程式は式(2.2.4.13)である。

2.2.5 曲面状すくい面での接触応力に関する幾何学的非線形

前節では塑性変形を考慮する場合, 応力とひずみは線形関係を示さないため非弾性領域での構成方程式を材料非線形性を考慮して増分形で示した。また剛性方程式の導出では大変形による幾何学的非線形を考慮した。しかし, これだけでは不十分であり境界条件として節点力や節点変位が直接与えられる場合を除いて, 別の幾何学的非線形を考慮する必要がある。このことは, ロール圧延や深絞りなどの接触問題と大変形問題を同時に対象とする塑性加工の分野でよく取り扱われている [33]-[37] ことではあるが, 塑性加工の場合, 材料と工具の摩擦特性が線形であると仮定する場合が多い。

一方, 複合すくい面工具を用いた切削加工では, 工具-切りくず接触面における摩擦や曲面に沿う切りくずの移動において, 幾何学的非線形が生じる。この定式化を剛性方程式に

考慮することによってはじめて、すくい面形状に任意は凹凸がある複合すくい面工具の切削機構を詳細に解析することができるのである。

以下にその方法を説明する。

図 2.2.1 は切りくず節点 j が曲面すくい面上を移動する場合の模式図である。

節点 j が代表する面積を S_j 、節点 j においてすくい面の法線ベクトルが x 軸とのなす角を φ_j 、節点 j におけるすくい面上の垂直応力と摩擦応力をそれぞれ σ_{tj} 、 τ_{tj} とおくと、幾何学的関係より、節点 j の節点力 F_j は、

$$\begin{Bmatrix} F_{xj} \\ F_{yj} \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \varphi_j & -\sin \varphi_j \\ \sin \varphi_j & \cos \varphi_j \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{tj} \\ \tau_{tj} \end{Bmatrix} S_j \quad (2.2.5.1)$$

となる。節点力の時間増分は上式を時間微分して、

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} \dot{F}_{xj} \\ \dot{F}_{yj} \end{Bmatrix} &= \dot{\varphi}_j \begin{pmatrix} -\sin \varphi_j & -\cos \varphi_j \\ \cos \varphi_j & -\sin \varphi_j \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{tj} \\ \tau_{tj} \end{Bmatrix} S_j \\ &+ \begin{pmatrix} \cos \varphi_j & -\sin \varphi_j \\ \sin \varphi_j & \cos \varphi_j \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\sigma}_{tj} \\ \dot{\tau}_{tj} \end{Bmatrix} S_j \\ &+ \begin{pmatrix} \cos \varphi_j & -\sin \varphi_j \\ \sin \varphi_j & \cos \varphi_j \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{tj} \\ \tau_{tj} \end{Bmatrix} \dot{S}_j \end{aligned} \quad (2.2.5.2)$$

で与えられる。

図 2.2.1 のモデルにおいて節点 j は区間 $\overline{M_j M_{j-1}}$ では直線運動するが、 φ_j とその変化率 $\dot{\varphi}_j$ に対しては、切りくずが曲面すくい面を移動することを考慮して、次式の連続的な変化を与えることとした。

$$\varphi_j = \frac{(\varphi_{M_{j-1}} - \varphi_{M_j})}{L_M} L_j, \quad \dot{\varphi}_j = \frac{(\varphi_{M_{j-1}} - \varphi_{M_j})}{L_M} \dot{L}_j \quad (2.2.5.3)$$

大変形問題の場合、式 (2.2.5.2) の右辺第 1 項の $\dot{\varphi}_j$ と第 3 項の面積の変化率 \dot{S}_j が無視できなくなる。物体の形状変化が外力の条件に影響を及ぼすからである。これを補正する項として、式 (2.2.5.2) の第 1 項、第 3 項が幾何学的非線形項（荷重補正項）になる。

各時間増分において φ_j 、 \dot{S}_j 、 $\dot{\sigma}_{tj}$ 、 $\dot{\tau}_{tj}$ が既知であれば、外力として方程式を解くことができる。しかし本切削シミュレーションでは、工具と切りくずの接触状態は、FEM 解析における切りくず生成状態と切りくず材料の塑性変形状態により決まるため、これらの式をそのまま外力として有限要素マトリクスに組込むことはできない。

そこですくい面上の垂直応力 σ_{tj} と摩擦応力 τ_{tj} とを結びつける摩擦状態を用いて未知数 σ_{tj} 、 τ_{tj} を消去し、剛性方程式を解くことを考える。

2.2.6 すくい面における工具—切りくず間の非線形摩擦特性

切りくず表面と工具すくい面間の摩擦状態は、通常の摩擦係数一定の Colom 摩擦ではない。実際工具すくい面に負荷する応力分布を測定すると、単一すくい面工具で普通鋼を

切削した場合には、垂直応力 σ_t は刃先から切りくず離脱点に向かってほぼ指数関数的に減少する分布であるが、摩擦応力 τ_t は台形分布になる [1],[38]。したがって垂直応力が増加すると、摩擦係数が低下する。このような応力分布の形は一般構造物の接触域には見られず、切削や塑性加工に特有の現象である。

切削の摩擦特性を表した式の1つに、以下の式がある [39]。

$$\frac{\tau_t}{\tau_e} = 1 - \exp\left(-\lambda \frac{\sigma_t}{\tau_e}\right) \quad (2.2.6.1)$$

σ_t 、 τ_t は着目点における、すくい面と接する切りくず表面の垂直応力と摩擦応力であり、 τ_e は着目点での切りくず材料の最大せん断降伏応力である。 λ は工具材料と被削材の組み合わせによってのみ決まる摩擦特性係数である。 τ_e は着目点での切りくず材料の降伏応力の $\frac{1}{\sqrt{3}}$ であるので、 τ_e は切りくず上どこでも一定値でなく、場所ごとに違う値を持ち、温度、ひずみ、ひずみ速度とそれらの履歴効果によって変化する。この摩擦特性式の意味するところは、 σ_t が非常に大きくなれば、 τ_t は切りくず材料の最大せん断降伏応力 τ_e に近づくが、決して最大せん断降伏応力を越えることはないという事と、 σ_t が非常に小さい値では、通常のCoulomb摩擦になると言う事である。式(2.2.6.1)を時間微分すると、

$$\dot{\tau}_t = \lambda \dot{\sigma}_t \exp\left(-\lambda \frac{\sigma_t}{\tau_e}\right) = \mu \dot{\sigma}_t \quad (2.2.6.2)$$

となる。ただし μ は接線摩擦係数である。ここで、式(2.2.6.2)なる関係式を使って $\dot{\tau}_t$ を消去し、式(2.2.5.2)を書き換えると次式のようになる。

$$\begin{aligned} \dot{F}_{xj} &= (\cos \varphi_j - \mu \sin \varphi_j) \dot{\sigma}_{ij} S_j + (\dot{\sigma}_{ij} \cos \varphi_j - \tau_{ij} \sin \varphi_j) \dot{S}_j \\ &\quad - (\sigma_{ij} \sin \varphi_j + \tau_{ij} \cos \varphi_j) \dot{\varphi}_j S_j \\ \dot{F}_{yj} &= (\sin \varphi_j + \mu \cos \varphi_j) \dot{\sigma}_{ij} S_j + (\sigma_{ij} \sin \varphi_j + \tau_{ij} \cos \varphi_j) \dot{S}_j \\ &\quad + (\sigma_{ij} \cos \varphi_j - \tau_{ij} \sin \varphi_j) \dot{\varphi}_j S_j \end{aligned} \quad (2.2.6.3)$$

この式を実際に剛性マトリクスの組込むことを考えるわけであるが、このままでは、未知数 $\dot{\sigma}_{ij}$ があるので、直接的には組込めない。そこで、式(2.2.6.3)より $\dot{\sigma}_{ij}$ を消去する。すなわち

$$\begin{aligned} \dot{F}_j &\equiv (\cos \varphi_j - \mu \sin \varphi_j) \dot{F}_{yj} - (\sin \varphi_j + \mu \cos \varphi_j) \dot{F}_{xj} \\ &= (\tau_{ij} - \mu \sigma_{ij}) \dot{S}_j + (\sigma_{ij} + \mu \tau_{ij}) \dot{\varphi}_j S_j \end{aligned} \quad (2.2.6.4)$$

なる変換を行う。これは、節点 j の y 成分の行全体に対する変換であるので、剛性マトリクスの左辺にも同様な変換を行う必要がある。

\dot{S}_j と $\dot{\varphi}_j$ は、図2.2.1の関係を用いて、全て節点速度で表現することができるので、式(2.2.6.4)の右辺は全て左辺の剛性マトリクス内に組込むことができる。具体的に示すと、まず節点 j が受け持つ面積 S_j を

$$\begin{aligned} S_j &= \frac{(\overline{L_{j-1,j}} + \overline{L_{j,j+1}})}{2} \\ \overline{L_{j-1,j}} &= \sqrt{(x_{j-1} - x_j)^2 + (y_{j-1} - y_j)^2} \\ \overline{L_{j,j+1}} &= \sqrt{(x_j - x_{j+1})^2 + (y_j - y_{j+1})^2} \end{aligned} \quad (2.2.6.5)$$

とし、また式(2.2.5.3)を用いれば、式(2.2.6.4)は、次式に示される式にかける。

$$\begin{aligned}
 \dot{F}_j \equiv & \left[\left\{ -\frac{(x_{j-1} - x_j)}{2L_{j-1,j}} + \frac{(x_j - x_{j+1})}{2L_{j,j+1}} \right\} (\tau_{tj} - \mu\sigma_{tj}) \right] \dot{x}_j \\
 & + \left[\frac{(\varphi_{j-1} - \varphi_j)(x_j - x_{M_j})}{L_M \bar{L}_{j,M_j}} (\sigma_{tj} + \mu\tau_{tj}) \right] \dot{x}_j \\
 & + \left[\left\{ -\frac{(y_{j-1} - y_j)}{2L_{j-1,j}} + \frac{(y_j - y_{j+1})}{2L_{j,j+1}} \right\} (\tau_{tj} - \mu\sigma_{tj}) \right] \dot{y}_j \\
 & + \left[\frac{(\varphi_{j-1} - \varphi_j)(y_j - y_{M_j})}{L_M \bar{L}_{j,M_j}} (\sigma_{tj} + \mu\tau_{tj}) \right] \dot{y}_j \\
 & + \left\{ \frac{(x_{j-1} - x_j)}{2L_{j-1,j}} (\tau_{tj} - \mu\sigma_{tj}) \right\} \dot{x}_{j-1} \\
 & + \left\{ \frac{(y_{j-1} - y_j)}{2L_{j-1,j}} (\tau_{tj} - \mu\sigma_{tj}) \right\} \dot{y}_{j-1} \\
 & + \left\{ \frac{(x_j - x_{j+1})}{2L_{j,j+1}} (\tau_{tj} - \mu\sigma_{tj}) \right\} \dot{x}_{j+1} \\
 & + \left\{ \frac{(y_j - y_{j+1})}{2L_{j,j+1}} (\tau_{tj} - \mu\sigma_{tj}) \right\} \dot{y}_{j+1} \tag{2.2.6.6}
 \end{aligned}$$

以上の様に、式(2.2.6.4)の左辺に関する項は全て節点 $j-1$, j , $j+1$ の節点速度によって表現することができる。

以上の操作により、切削特有の非線形摩擦条件を解析に考慮することができる。

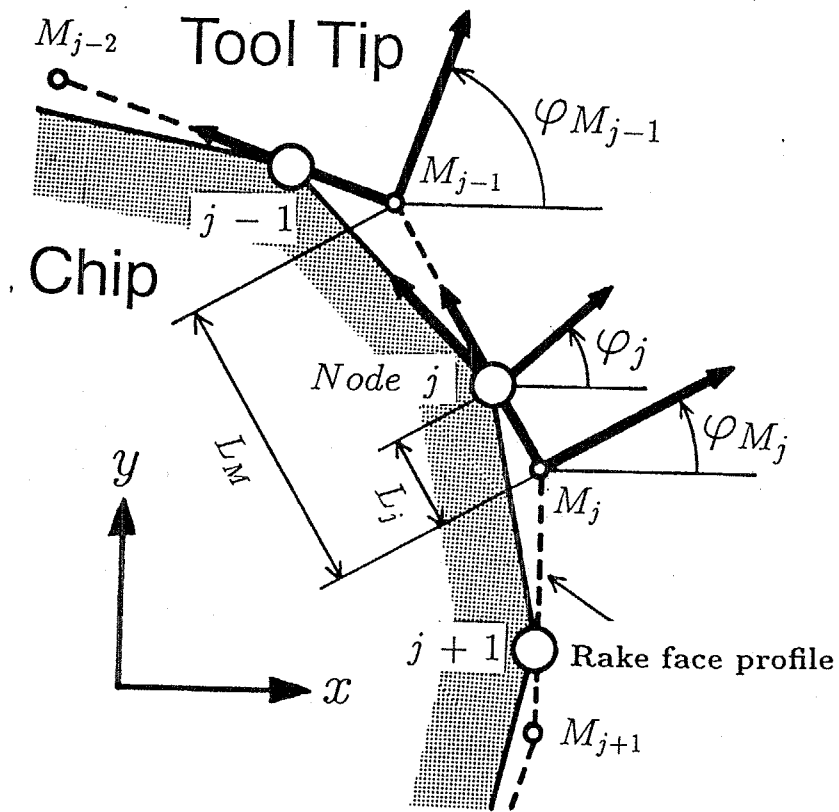


Figure 2.2.1 工具すくい面上をすべる切りくず節点の軌跡

2.2.7 時間増分幅の制御

弾塑性有限要素法では増分形で釣り合いを解くものであるから、1ステップの最大時間幅 dt_{max} を適当に設定する必要がある。最大時間幅は非時間依存のものである。最大時間幅中は全ての物理量が線形的に変化することを大前提にしている。しかし常に線形的に変化させると、材料が弾性状態から降伏状態への変遷などにより、線形性が成り立たなくなる場合がでてくる。したがってこの様な時には線形増分をその時点でやめるという操作を行う。

つまり、実時間幅 dt は式 (2.2.7.1) のように最大時間幅 dt_{max} の $r \leq 1.0$ 倍にする様に制限を付ける。

$$dt = r \times dt_{max} \quad (2.2.7.1)$$

弾塑性有限要素法の剛性方程式は非線形であるのに対して、離散化の時にはこの非線形を線形近似してある。そのため、線形近似による誤差を少なくするためには、最大時間増分幅 dt_{max} は極力小さく設定する必要がある。特に切削状態のように、せん断面部分での応力勾配が大きい解析では小さく見積もった方が妥当な解を得やすい。しかし updated 形式の場合、各種計算誤差は逐次貯まっていくので、計算回数が増加すればするほど解の誤差は大きくなるので、適当な値を設定する必要がある。本解析ではこの様な事を考慮して、設定時間増分幅を以下の式の様にした。

$$dt_{max} = \frac{unit \times step}{V_c} \quad (2.2.7.2)$$

ここで、 $unit$ は1要素の大きさの単位 $1unit = 0.04mm$ 、 V_c は切削速度であり、 $step$ は設定した定数 $step = 0.01$ である。 $step$ の大きさを変えると、設定最大時間増分幅 dt_{max} は変わるわけだが、0.01 よりも大きな値をとると、線形近似の誤差が大きくなり解がおかしな値になる。具体的には、計算回数が増加するほど相当応力が過度に増加するとか、相当応力が加工硬化係数に見合った流動応力曲線上から逸脱する様な事になる。また0.01 よりも小さな値を取っても計算回数が増加するだけで得られる解は0.01の場合とほとんど変化しなかった。従って計算回数と解の精度の点から試行錯誤のすえ $step = 0.01$ に決定した。なお、この値は有限要素のメッシュの大きさや細かさに大きく依存する傾向にある。弾塑性有限要素法解析は、このように、今回のメッシュ形状ではこの値が妥当であったが、形状が変われば、妥当な $step$ 値を再度見積もる必要があるという試行錯誤による定数の設定はある程度必要不可欠である。

次に、式 (2.2.7.1) の係数 r の決定方法について説明する。本解析では以下の6種類の条件を付け、この条件を全て満足する最小値 r を用いて実時間幅 dt を決めた。

1. 弾性状態から塑性状態に移る時
2. 1ステップの最大相当塑性ひずみ増分が0.1%を越えない
3. 切りくず工具間の幾何学的拘束条件を満足する
4. すくい面上にあった節点が急激にすくい面上から離れない。

5. 塑性状態にある材料の変形は、流動応力特性に必ず依存する
6. 係数 r が設定最小値 0.001 より小さくならない。

以下順に中身を説明する。

- 山田の r_{min} 法

これは、要素が弾性状態から塑性状態に移る時の判定をするものであり r_{min} 法と呼ばれている [40]。要素が弾性から塑性に移れば、剛性マトリクスを弾性のものから塑性のものに変えなければならない。判定の仕方は、注目する要素の相当応力 $\bar{\sigma}$ が降伏応力 Y に達した時に塑性状態とする。平面ひずみ問題での相当応力は、Mises の降伏条件式より

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{\{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6\tau_{xy}^2\}}{2}} \quad (2.2.7.3)$$

で表せる。 dt_{max} 時間後の相当応力は応力増分 $d\sigma$ を用いて、

$$\begin{aligned} (\bar{\sigma} + d\bar{\sigma}dt_{max})^2 &= 1/2\{(\sigma_x + d\sigma_xdt_{max} - \sigma_y - d\sigma_ydt_{max})^2 \\ &\quad + (\sigma_y + d\sigma_ydt_{max} - \sigma_z - d\sigma_zdt_{max})^2 \\ &\quad + (\sigma_z + d\sigma_zdt_{max} - \sigma_x - d\sigma_xdt_{max})^2 \\ &\quad + 6(\tau_{xy} + d\tau_{xy}dt_{max})^2\} \end{aligned} \quad (2.2.7.4)$$

である。この値がその時の温度、ひずみ、ひずみ履歴から求まる降伏応力 Y 以上になっていたら塑性状態に入った事になる。したがって、もしも dt_{max} 時間後に降伏応力を越えてしまうような状態である場合には、時間増分に係数 r ($0.0 \leq r \leq 1.0$) をかけて、降伏応力にちょうど達するまでの時間に、時間増分を線形的に制限することをおこなう。すなわち、

$$\begin{aligned} Y^2 &= (\bar{\sigma} + d\bar{\sigma}dt_{max}r)^2 \\ &= 1/2\{(\sigma_x + d\sigma_xdt_{max}r - \sigma_y - d\sigma_ydt_{max}r)^2 \\ &\quad + (\sigma_y + d\sigma_ydt_{max}r - \sigma_z - d\sigma_zdt_{max}r)^2 \\ &\quad + (\sigma_z + d\sigma_zdt_{max}r - \sigma_x - d\sigma_xdt_{max}r)^2 \\ &\quad + 6(\tau_{xy} + d\tau_{xy}dt_{max}r)^2\} \end{aligned} \quad (2.2.7.5)$$

である。これより r についての 2 次方程式を解けば求まる。

$$\begin{aligned} &\{(d\sigma_x - d\sigma_y)^2 + (d\sigma_y - d\sigma_z)^2 + (d\sigma_z - d\sigma_x)^2 + 6d\tau_{xy}^2\} dt_{max}^2 r^2 \\ &+ 2\{(\sigma_x - \sigma_y)(d\sigma_x - d\sigma_y) + (\sigma_y - \sigma_z)(d\sigma_y - d\sigma_z) \\ &\quad + (\sigma_z - \sigma_x)(d\sigma_z - d\sigma_x) + 6\tau_{xy}d\tau_{xy}\} dt_{max} r \\ &+ 2(\bar{\sigma}^2 - Y^2) \\ &= 0 \end{aligned} \quad (2.2.7.6)$$

である。計算機上では全ての要素のガウズ点について r を求め、その最小値をこの条件の r とする。この方法は r_{min} 法と呼ばれている。

- 1ステップの最大相当塑性ひずみ増分の制御

塑性の非線形性を線形近似するため、そのための誤差を少なくするために、1ステップの最大相当塑性ひずみ増分は0.1%に押さえる[2]。この数値を大きくすると、実時間増分 dt が大きくなり計算能率は向上するが、計算される相当応力が設定した流動応力特性式にのらずに、異常に大きくなる等の悪影響がでる。

$$\varepsilon_{eq} + \varepsilon_{eq} r dt_{max} \leq 0.001 \quad (2.2.7.7)$$

- 切りくず工具間の幾何学的拘束条件

これは、工具に接していない切りくずが変形によって幾何学的に工具にめり込まないことを制限している。増分後の節点座標 X'_j は、マトリクスを解いて得られる節点速度 \dot{u}_j より式(2.2.7.8)のように移動する。もしも移動後に、切りくず節点が工具内にめり込むような場合には、移動後の位置 X'_j がちょうど工具表面上にあるように係数 r を制限する。

$$\{X'_j\} = \{X_j\} + \{\dot{u}_j\} r dt_{max} \quad (2.2.7.8)$$

- すくい面上にあった節点が急激にすくい面上から離れない

今まで切りくず節点が工具表面に接していて、工具面に対して法線方向の垂直応力がある程度大きかった節点が、変形により急激に小さくなって引っ張り応力に転じると、その切りくず節点はすくい面から離れると判定される。しかしながら、切りくず節点が急激な応力の変動により工具表面から離れるという場合は、多くの場合は丸め誤差などの計算誤差などが起因している。このような場合に、逐次切りくず節点の境界条件を入れ替えていくと、せん断面の塑性状態のバランスが急激に崩れ、降伏域の振動が起り計算は発散する。そこで工具表面に接触していた切りくず節点が離れる時には、垂直応力が0.1 MPa以下になっていなければならないという制限を設けた。もしも急激に引っ張り応力に転じる様なことが起きた場合は、垂直応力を取りあえず0.0にするべく、式(2.2.7.9)に従って係数 r を制限する。

$$F'_{normal} = F_{normal} + r dF_{normal} (= 0)$$

$$r = -\frac{F_{normal}}{dF_{normal}} \quad (2.2.7.9)$$

- 材料の流動応力特性曲線から逸脱しない

updated 形式では、増分後の相当応力(応力経路)を定式化上で決定しているのは式(2.2.1.22)をみれば分かるように、唯一接線加工硬化係数 H' の大きさのみである。したがって、変形後の流動応力を理論流動応力曲線上にのせるためには、接線加工硬化係数をうまく設定する必要がある。特に本解析のように、流動応力特性が、温度やひずみ、ひずみ速

度そしてそれらの履歴効果に影響を受ける場合には、その応力経路は非常に複雑な曲線をたどることになる。もしも複雑な曲線を非常に厳密に追いかけていくとすると、曲線の接線ベクトルの方向は非常に大きく変動することになり、結果的に計算の発散を誘発することになる。また非常に荒く追いかけていくと計算精度に影響がでる。さらに、もしも変形後の相当応力が理論流動応力から外れてしまった場合には、それを修正する必要があるので、本解析では接線加工硬化係数を、式(2.2.1.15)のようにして決定した。

$$H' = \frac{\bar{\sigma}'(\epsilon'_p, \dot{\epsilon}'_p, \theta') - \bar{\sigma}}{\alpha \dot{\epsilon}'_p dt_{max}} \quad (2.2.7.10)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}$ は現在の相当塑性ひずみ速度、 ϵ'_p は増分後の相当ひずみの予測値 ($\epsilon'_p = \epsilon_p + \dot{\epsilon}_p r$)、 θ' は増分後の温度の予測値 ($\theta = \theta + d\theta r$)、 $\bar{\sigma}'(\epsilon'_p, \dot{\epsilon}'_p, \theta')$ は理論流動応力特性式から求まる変形後の流動応力であり、 $\bar{\sigma}$ は変形前の流動応力である。 α は上述したように応力経路を緻密に追っていくと、計算が発散することを防ぐために試行錯誤により決定した定数 (=10.0) である。

式(2.2.7.10)では、変形後の相当応力を流動応力特性式に予測して求め、変形後の計算された相当応力がこの値になるように加工硬化係数 H' を決定している。従って計算上相当応力が流動応力特性式にのるように常に修正されていくことになる。しかし、変形状態、実時間増分幅の大きさによっては、計算後の相当応力が流動応力式から突然逸脱する事がある。これを無くすために、相当応力と流動応力式より求まる応力の差をとり、その差が 30 MPa 以上になれば係数 r を適当に小さくして応力増分を制限する様にしてある。

● r の設定最小値の設定

全ての条件を満足するためには、 r 値が非常に小さいかあるいは負の値に成りかねない場合がある。これは、最大設定時間幅 dt_{max} が大きすぎたり、有限要素メッシュが必要以上に細かすぎたりすると起こる。この様な事になると、計算不能になるし、計算回数が莫大になるので r 値の最低値を設けた。 r が最小値になるときは、プログラム上のエラーか計算が発散する兆候である場合が多い。通常の計算では r が最小値になり続けることはない。

以上の条件を全て満たす r 値の最小値をその回の実時間幅 dt にする。本解析では平均して、 $r = 0.1 \sim 0.2$ の範囲であった。

2.3 風上型有限要素法による切りくず生成過程の温度解析

本研究では、切削温度の解析は非常に重要な意味を持つ。なぜなら、被削材の流動応力特性は温度に依存し、流動応力特性はせん断面の塑性変形の状態に大きく影響を与えるので、切削機構そのものに大きく影響を与えるからである。そのため本研究では、温度を有限要素法により詳細に解析することにした。

本研究では、第3章での切削機構の温度分布の解析には定常状態を仮定し、有限要素法で定常流れ場の熱移動問題を解いた。一方、第5章での切りくず破断過程の切りくず内の温度分布は、非定常熱伝導問題として有限要素法を用いて解析をおこなった。

温度解析で問題になることの1つに物性値の設定方法がある。通常の解析では比熱と熱伝導率を定数にすることが多い。この場合これら物性値はいわば解析結果と実験結果を合わせる”調整しろ”になっている。このような実験結果に合うように比熱と熱伝導を操作する解析では、材料が変われば実験をして合わせる事が必要になり解析能力の汎用性が乏しい。また調整の仕方によって温度は大きく変化し、温度変化によって流動応力が変化し、結果として切削機構そのものが大きく変化してしまうことになる。つまり、今まで経験のない工具形状や切削方法の時の予測性に乏しいものとなる。そこで、本研究では解析手法の汎用性を増すために材料の比熱と熱伝導率を温度の関数にしてある。つまり、温度物性値は別に測定するなり文献を参照するなりして、切削機構を特に考慮せずに全く独立な物性値として与えることにする。

温度を解析するための支配方程式はエネルギー方程式であるので、以下にその方法を述べておく。

2.3.1 支配方程式

2次元問題とした場合のエネルギーの保存則を考える。

単位質量あたりの物質が有する全エネルギー E は、運動エネルギー $(v_x^2 + v_y^2)/2$ 、内部エネルギー e 、位置エネルギー Ω の和で表される。

$$E = \frac{1}{2} (v_x^2 + v_y^2) + e + \Omega \quad (2.3.1.1)$$

ある領域の物体（密度 ρ ）に含まれるエネルギー $E_{material}$ は、

$$E_{material} = \rho E dx dy \quad (2.3.1.2)$$

であるので、単位時間の変化率は、

$$\frac{\partial E_{material}}{\partial t} = \frac{\partial \rho E}{\partial t} dx dy \quad (2.3.1.3)$$

となる。この変化率に等価な量は、エネルギー保存則より、

$$\frac{\partial \rho E}{\partial t} dx dy = +(\text{単位時間に外部から供給される熱量 } \dot{Q} dx dy)$$

$$\begin{aligned}
&+(\text{単位時間に外部からなされる仕事 } \dot{W}) \\
&-(\text{単位時間に対流によって外部に流出するエネルギー } \dot{E}) \\
&-(\text{単位時間に熱伝導によって外部に流出するエネルギー } \dot{q}) \quad (2.3.1.4)
\end{aligned}$$

となる。外部からなされる仕事は、主に圧力や粘性力が原因である。

\dot{W} は以下のようにして求めることができる。

$$\frac{\partial W}{\partial t} = \left[\frac{\partial(v_x \sigma_x)}{\partial x} + \frac{\partial(v_y \sigma_y)}{\partial y} + \frac{\partial(v_x \tau_{xy})}{\partial y} + \frac{\partial(v_y \tau_{xy})}{\partial x} \right] dx dy \quad (2.3.1.5)$$

σ と τ は物質表面に作用する垂直応力とせん断応力である。

式(2.3.1.5)に、式(2.3.1.6)に示されるような粘性を考慮したニュートン流体(Newtonian fluid)の構成方程式と、式(2.3.1.7)で示されるオイラーの運動方程式(Eulerian equation of motion)と、を代入する。

$$\begin{aligned}
\sigma_x &= -p + \lambda \left(\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} \right) + \mu \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) \\
\sigma_y &= -p + \lambda \left(\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} \right) + \mu \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) \\
\tau_{xy} &= \mu \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) \quad (2.3.1.6)
\end{aligned}$$

ここで、 p は圧力、 λ と μ は粘性係数、第2粘性係数と呼ばれる定数である。

$$\begin{aligned}
\rho \frac{Dv_x}{Dt} &= \rho F_x + \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} \\
\rho \frac{Dv_y}{Dt} &= \rho F_y + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} \quad (2.3.1.7)
\end{aligned}$$

F_x は、単位質量あたりの x 方向の物体力である。

すると、式(2.3.1.5)は、

$$\frac{\partial W}{\partial t} = \left[\rho v_x \left(\frac{Dv_x}{Dt} - F_x \right) + \rho v_y \left(\frac{Dv_y}{Dt} - F_y \right) - p \left(\frac{\partial v_y}{\partial x} + \frac{\partial v_x}{\partial y} \right) + \Phi \right] dx dy \quad (2.3.1.8)$$

となる。 Φ は散逸エネルギーと呼ばれるものである。

$$\Phi = 2\mu \left[\left(\frac{\partial v_x}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_y}{\partial y} \right)^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right)^2 \right] + \lambda \left(\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} \right)^2 \quad (2.3.1.9)$$

対流によって流出するエネルギー \dot{E} は、

$$\frac{\partial E}{\partial t} = \left[\frac{\partial(\rho v_x E)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v_y E)}{\partial y} \right] dx dy \quad (2.3.1.10)$$

である。

熱伝導によって流出するエネルギー q は、単位時間に単位面積を移動する熱量は、考えている点の温度勾配に比例するという、フーリエの法則 (Fourier's law) にしたがって、

$$\frac{\partial q}{\partial t} = - \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) \right] dx dy \quad (2.3.1.11)$$

となる。 κ は定数であり熱伝導率である。

以上より、式 (2.3.1.4) は、

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho E)}{\partial t} &= \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) - \frac{\partial(\rho v_x E)}{\partial x} - \frac{\partial(\rho v_y E)}{\partial y} \\ &+ \rho v_x \left(\frac{Dv_x}{Dt} - F_x \right) + \rho v_y \left(\frac{Dv_y}{Dt} - F_y \right) - p \left(\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} \right) \\ &+ \Phi \end{aligned} \quad (2.3.1.12)$$

となる。ここで、式 (2.3.1.12) の左辺と右辺第4項と第5項は以下のように変形することができる。

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_x E)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v_y E)}{\partial y} &= E \left[\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v_y)}{\partial y} \right] \\ &+ \rho \left[\frac{\partial E}{\partial t} + v_x \frac{\partial E}{\partial x} + v_y \frac{\partial E}{\partial y} \right] \end{aligned} \quad (2.3.1.13)$$

式 (2.3.1.13) は、以下の連続の式 (equation of continuity) を用いて式 (2.3.1.15) になる。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v_y)}{\partial y} = 0 \quad (2.3.1.14)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_x E)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v_y E)}{\partial y} &= \rho \left[\frac{\partial E}{\partial t} + v_x \frac{\partial E}{\partial x} + v_y \frac{\partial E}{\partial y} \right] \\ &= \rho \frac{DE}{Dt} \end{aligned} \quad (2.3.1.15)$$

式 (2.3.1.15) の左辺は式 (2.3.1.1) を用いて、

$$\begin{aligned} \rho \frac{DE}{Dt} &= \rho \frac{D}{Dt} \left[\frac{1}{2} (v_x^2 + v_y^2) + e + \Omega \right] \\ &= \rho \left(v_x \frac{Dv_x}{Dt} + v_y \frac{Dv_y}{Dt} + \frac{De}{Dt} + \frac{D\Omega}{Dt} \right) \end{aligned} \quad (2.3.1.16)$$

となる。位置エネルギー Ω は時間 t に無関係であり、以下の式が成立するとすると、

$$\begin{aligned} F_x &= - \frac{\partial \Omega}{\partial x} \\ F_y &= - \frac{\partial \Omega}{\partial y} \end{aligned} \quad (2.3.1.17)$$

式(2.3.1.16)は,

$$\rho \frac{DE}{Dt} = \rho v_x \left(\frac{Dv_x}{Dt} - F_x \right) + \rho v_y \left(\frac{Dv_y}{Dt} - F_y \right) + \rho \frac{De}{Dt} \quad (2.3.1.18)$$

となる。式(2.3.1.15)と式(2.3.1.18)の関係を、式(2.3.1.12)に代入すると,

$$\rho \frac{De}{Dt} = \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) - p \left(\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} \right) + \Phi \quad (2.3.1.19)$$

となり、一般的なエネルギー方程式を得る。切削の場合、被削材は非圧縮性の材料であるとしてもよいから、非圧縮性 (incompressible) の条件と,

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} = 0 \quad (2.3.1.20)$$

粘性によるエネルギーの消散を無視すれば,

$$\begin{aligned} \rho \frac{De}{Dt} &= \rho \left(\frac{\partial e}{\partial t} + v_x \frac{\partial e}{\partial x} + v_y \frac{\partial e}{\partial y} \right) \\ &= \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) \end{aligned} \quad (2.3.1.21)$$

となる。さらに非圧縮性のもとでは内部エネルギー e は、定容比熱 c_v を用いて,

$$e = c_v T \quad (2.3.1.22)$$

となることが知られているので、結局エネルギー方程式は次式のようなになる [30], [41], [42].

$$\rho c_v \left(\frac{\partial e}{\partial t} + v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (2.3.1.23)$$

温度解析は式(2.3.1.23)を基に解析することになるが、本解析での定常温度解析 (steady state) と非定常温度解析 (unsteady state) とでは、その解法の過程が互いに異なる。ここでこれらの事を整理しておく。

● 定常問題

温度変化は時間に依存しない。そのため時間の項は無視できるが、物体自体に流れ (移動) が存在している場合には、式(2.3.1.23)の左辺第2項と第3項の対流項 (convection term) の存在が無視できなくなる。定常解析は Euler 座標系 (空間固定の座標系) を基準にする。

ここで、言葉に関することを述べておく。一般の流体関連では式(2.3.1.23)の左辺第2項と第3項を対流項と呼んでいる。流体や熱のみの観点から見れば、大気や熱の対流という言葉は自然であるが、切削の観点からすれば言葉が不適當と思われる。つまり、切りくず材料の対流というのはいささか不自然である。そこで、物質の移動により熱が遷移するという意味を強調するために、本論文では、式(2.3.1.23)の第2項と第3項を移流項 (advection term) と呼ぶことにする。

- 非定常問題

温度変化は時間に依存する。そのため式(2.3.1.23)の左辺第1項は無視できなくなる。ここで、温度の時間依存性と材料の空間固定の座標系からみた移動(流れ)の変化を有限要素法を用いて解くのは時間の無駄である。移動している(運動している)物体を基準にした座標系で解析すれば、式(2.3.1.23)の左辺第2項と第3項を無視することができ、定式化が容易になる。したがって非定常解析はLagrange座標系(物質に張り付いた座標系)を基準にする。

よって、熱移動問題を定常問題としてとらえるか、非定常問題としてとらえるか、によって式(2.3.1.23)以降の定式化が異なる。

すなわち、定常問題とした場合には、エネルギー方程式(支配方程式)は、

$$\rho c_v \left(v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (2.3.1.24)$$

となり、非定常問題とした場合には、

$$\rho c_v \frac{\partial e}{\partial t} = \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (2.3.1.25)$$

となる。

本研究では、第3章の切削機構予測においては定常問題として式(2.3.1.24)を用い、第5章の切りくず破断過程の解析では非定常問題として式(2.3.1.25)を用い、それぞれの温度場を解析した。

2.3.2 Galerkin法による熱伝導方程式の離散化

熱伝導の支配方程式を解くのに重み付残差法を用いる。重み付残差法とは、厳密解を試行関数(trial function)と未知定数で表し支配方程式に入れ、その残差(residual)を0にするように定式化するものである。すなわち、ある領域 v (ここでは2次元問題とする)の中で

$$k \left(\frac{\partial^2 Z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 Z}{\partial y^2} \right) + f = 0 \quad (2.3.2.1)$$

で表される支配方程式があったとする。 Z を既知の n 個の関数列($Z_j, j=1 \sim n$)と n 個の未知定数($a_j, j=1 \sim n$)を用いて以下のように近似する。

$$Z = \sum_{j=1}^n a_j Z_j \quad (2.3.2.2)$$

その時に、厳密解との残差 R は、

$$R(a_j, x, y) = \sum_{j=1}^n \left\{ a_j k \left(\frac{\partial^2 Z_j}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 Z_j}{\partial y^2} \right) + f \right\} \quad (2.3.2.3)$$

と表すことができる。今領域 v の中でこの誤差を0にするような未知定数列 $\{a_j\}$ を求めればよいことになる。そこで、残差になんらかの重み関数 (weighting function) ($w_i, i = 1 \sim n$) を乗じて積分し、残差を0とおくことにする。

$$\int \int_v w_i R dv = 0 \quad (2.3.2.4)$$

ここで、 n 個の異なる重み関数 w_i を用いれば、式 (2.3.2.4) は n 個の連立1次方程式となる。

$$\sum_{j=1}^n a_j \int \int_v w_i k \left(\frac{\partial^2 Z_j}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 Z_j}{\partial y^2} \right) dv = - \int \int_v w_i f dv, \quad i = 1 \sim n \quad (2.3.2.5)$$

となる。これは連立1次方程式となり、

$$[K]\{a\} = F \quad (2.3.2.6)$$

と書ける。この連立1次方程式を解いて未知数ベクトル $\{a_j\}$ を求めれば、式 (2.3.2.2) より解を求めることができる。これが重み付残差法である。

ガラーキン法 (Galerkin method) とは、重み付残差法の一つであり、重み関数 w_i を試行関数 Z_i と同一にしたものである。すなわち、

$$w_i = Z_i, \quad i = 1 \sim n \quad (2.3.2.7)$$

本研究では、温度解析は基本的にはこの Galerkin 法を基に有限要素法を定式化して解析を行った。

次にそれぞれの定式化について説明することにするが、はじめに、第5章の切りくず破断過程の解析で使用する熱伝導問題について Galerkin 法に基づく有限要素法の定式化を説明する。そのあと、第3章の切削機構の予測で使用した熱伝導-熱移流問題の定式化について説明する。というのは、高速流れ場のエネルギー方程式を Galerkin 法でそのまま定式化すると数値振動を起こすことが知られており、風上法 (上流法) のようなものを使用して定式化を修正する必要があるからである。

Galerkin 法に基づく非定常熱伝導問題の定式化

本研究ではアイソパラメトリック要素を用いているので、1要素内の任意の場所での温度 $\{T\}$ は、節点の温度ベクトル $\{\theta\}$ と形状関数 $[N]$ によって、式 (2.3.2.8) のように表すことができる。

$$\{T\} = [N]\{\theta\} \quad (2.3.2.8)$$

$[N]$ を重み関数として、式 (2.3.1.25) に Galerkin 法を適用すると、

$$\int_{Volume} [N]^T \left\{ \kappa \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \dot{Q} - \rho c_v \frac{\partial T}{\partial t} \right\} dV = 0 \quad (2.3.2.9)$$

となる。 $[N]^T$ の上付きの T は転置であることを示している。なお熱伝導率は等方性かつ定数であるとした。

部分積分の公式を用いると、左辺第2項の熱伝導項は以下のように変形できる。
部分積分の公式は、

$$\begin{aligned} & \int_{Volume} A \left(\frac{\partial^2 B}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 B}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 B}{\partial z^2} \right) dV + \int_{Volume} \left(\frac{\partial A}{\partial x} \frac{\partial B}{\partial x} + \frac{\partial A}{\partial y} \frac{\partial B}{\partial y} + \frac{\partial A}{\partial z} \frac{\partial B}{\partial z} \right) dV \\ &= \int_{Surface} A \frac{\partial B}{\partial n} dS \end{aligned} \quad (2.3.2.10)$$

である。ここで、 S は3次元領域 V を囲む面で n は境界 S 上での外向き法線方向のベクトルである。

これより、式(2.3.2.9)の左辺第1項は、

$$\begin{aligned} & \int_{Volume} \kappa [N]^T \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) dV \\ &= - \int_{Volume} \kappa \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} \right) dV + \int_{Surface} \kappa [N]^T \frac{\partial T}{\partial n} dS \end{aligned} \quad (2.3.2.11)$$

と変形できる。

フーリエの法則より熱流束 q は、

$$q = -\kappa \frac{\partial T}{\partial n} \quad (2.3.2.12)$$

であることを用い、以上をまとめると式(2.3.2.9)は、

$$\begin{aligned} & \left\{ \int_{Volume} \kappa \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} \right) dV \right\} \{\theta\} \\ &+ \left\{ \int_{Volume} \rho c_v [N]^T [N] dV \right\} \frac{\partial \theta}{\partial t} \\ &= - \int_{Surface} q [N]^T dS + \int_{Volume} \dot{Q} [N]^T dV \end{aligned} \quad (2.3.2.13)$$

となる。式(2.3.2.13)をマトリクス形式で表すと以下のようなになる。

$$[K] \{\theta\} + [C] \left\{ \frac{\partial \theta}{\partial t} \right\} = \{f\} \quad (2.3.2.14)$$

ここで、 $[K]$ は熱伝導マトリクス (heat conductivity matrix), $[C]$ は熱容量マトリクス (heat capacity matrix), θ は節点 i の温度, f は熱流束ベクトルで (flux vector) ある。

式(2.3.2.14)は空間に関しては離散化してあるが、時間に関しては離散化されていない。そこで、時間に関して式(2.3.2.14)を離散化することを行う。まず時間方向を Δt_n の刻み幅で分割し、 $0.0 \leq \beta \leq 1.0$ なるパラメータ β に対して、時刻 $t_n + \beta \Delta t_n$ においても、次式の釣り合い式が成立するとする。

$$[K_{ij}] \{\phi\}_{n+\beta} + [C_{ij}] \left\{ \frac{\partial \phi}{\partial t} \right\}_{n+\beta} = \{f_i\}_{n+\beta} \quad (2.3.2.15)$$

ここで、時刻 $t_n + \beta \Delta t_n$ における、温度と温度増分ベクトルを次式のように近似できるものとする。

$$\begin{aligned} \left\{ \frac{\partial \phi}{\partial t} \right\}_{n+\beta} &= \frac{\{\phi\}_{n+1} - \{\phi\}_n}{\Delta t} \\ \{\phi\} &= (1.0 - \beta) \{\phi\}_n + \beta \{\phi\}_{n+1} \end{aligned} \quad (2.3.2.16)$$

式 (2.3.2.16) を式 (2.3.2.14) に代入すると、

$$([C] + \beta \Delta t_n [K]) \{\phi\}_{n+1} = \Delta t_n \{f\}_{n+\beta} + ([C] - (1.0 - \beta) \Delta t_n [K]) \{\phi\}_n \quad (2.3.2.17)$$

となる。 $\beta=0.0$ の時には前進差分近似 (forward difference)、 $\beta=0.5$ の時には Crank - Nicolson 法、 $\beta=1.0$ の時には後退差分近似 (backward difference) となる。一般的な温度解析では、Crank-Nicolson 法をもちいられているが、数値計算の安定性を考慮した場合には、 $\beta=1.0$ の後退差分近似が最も良いとされているので [30]、本解析でも後退差分近似を用いた。

したがって、離散化式は以下のようなになる。

$$([C] + \Delta t [K]) \{\phi\}_{t+\Delta t} = [C] \{\phi\}_t + \Delta t \{f\}_{t+\Delta t} \quad (2.3.2.18)$$

同様に、定常状態でのエネルギー方程式も Galerkin 法で定式化すると、

$$\begin{aligned} &\left\{ \int_{Volume} \rho c_v [N]^T \left(u_x \frac{\partial [N]}{\partial x} + u_y \frac{\partial [N]}{\partial y} \right) dV + \int_{Volume} \kappa \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} \right) dV \right\} \{\theta\} \\ &= - \int_{Surface} q [N]^T dS + \int_{Volume} \dot{Q} [N]^T dV \end{aligned} \quad (2.3.2.19)$$

となる。左辺第1項が移流項 (advection term) であり、第2項は熱伝導項 (diffusion term) である。問題なのは移流項の存在である。

マトリクス形式で書き直すと、

$$([K_a] + [K_d]) \{\theta\} = \{f\} \quad (2.3.2.20)$$

となる。

一般に、要素の長さを h とすると、

$$P_e > 2 \quad (2.3.2.21)$$

になると、Galerkin 法の定式化をそのまま使用すると数値振動を起こすことが知られている [43]。ここで $P_e = \rho c_v u h / \kappa$ はペクレ数 (Peclet number) である。したがって、式 (2.3.2.19) のままでは、数値振動を起こし非現実的な解となる場合がある。そこで、高速流れ場の定常熱移動問題の場合には Galerkin 法での定式化の移流項の部分のみ修正した次節の方法を用いた。

2.3.3 Hughes の最適風上法によるエネルギー方程式の離散化

定常温度解析の場合、熱の移流項の取り扱いが非常に重要になり、有限差分法に見られる高速流れ場の風上法などの併用が必要である [42].

T.J.R.Hughes 等は、Navier-Stokes の方程式の有限要素法の離散化式として、式 (2.3.3.1) の剛性マトリクスを提案した [43], [44]. 基本的に Navier-Stokes の方程式と上述の式 (2.3.2.19) は同一なため、本解析では式 (2.3.3.1) を使用する.

$$[K_{ij}] = \sum_{\text{elements}} \left\{ \rho c N_i(\tilde{\xi}) \mathbf{u}^T(0) \nabla N_j(\tilde{\xi}) J(0) W + \int_{\text{Volume}} \kappa \nabla N_i^T \nabla N_j dV \right\} \quad (2.3.3.1)$$

ここで、 $\mathbf{u} = (u_\xi, u_\eta)$ は流速、 N はアイソパラメトリック要素の形状関数、 J は Jacobi のマトリクス、 W は重み、 ρ は材料の密度、 κ は熱伝導率、 c は比熱である。なお、 $\tilde{\xi} = (\tilde{\xi}, \tilde{\eta})^T$ と $0 = (0, 0)^T$ はともに局所座標系 $\xi - \eta$ での座標値である。

式 (2.3.3.1) の第1項は移流項であり、第2項は熱伝導項である。一般に移流項のある解析ではペクレ数が2以上になると数値振動を起こす可能性が高くなる。式 (2.3.3.1) はこの数値振動を除去するために積分点 $\tilde{\xi}$ を最適に選んで離散化式を作っている。

1次元の場合は $\tilde{\xi}$ の最適な選びかたは、

$$\tilde{\xi} = \coth \alpha - \frac{1}{\alpha} \quad (0.0 \leq \tilde{\xi} \leq 1.0) \quad \alpha = \frac{uh}{2k} = \frac{Pe}{2} \quad (2.3.3.2)$$

であるとされている [43]. ここで、 $k = \kappa/\rho c$ は熱拡散率 (thermal diffusivity) である。

式 (2.3.3.2) を2次元に拡張することを考える。すると最適な積分点 $\tilde{\xi} = (\tilde{\xi}, \tilde{\eta})^T$ は、

$$\begin{aligned} \tilde{\xi} &= \coth \alpha_\xi - \frac{1}{\alpha} \\ u_\xi &= e_\xi^T \mathbf{u}(0) \\ \alpha_\xi &= \frac{u_\xi h_\xi}{2k_\xi} \\ k_\xi &= e_\xi^T \mathbf{k}(0) e_\xi \\ \tilde{\eta} &= \coth \alpha_\eta - \frac{1}{\alpha} \\ u_\eta &= e_\eta^T \mathbf{u}(0) \\ \alpha_\eta &= \frac{u_\eta h_\eta}{2k_\eta} \\ k_\eta &= e_\eta^T \mathbf{k}(0) e_\eta \end{aligned} \quad (2.3.3.3)$$

となる。 h は (ξ, η) 方向の要素の長さ、 e は局所座標系の軸方向を絶対座標系で表したベクトルの単位ベクトル、 \mathbf{u} は1つの要素の代表流速ベクトル点0での流速ベクトルである。

要素の変形が微小である場合には式 (2.3.3.3) に従って積分点 $\tilde{\xi} = (\tilde{\xi}, \tilde{\eta})^T$ を1点だけ参照して解析しても数値振動は起きない。

ところが本研究のような切削シミュレーションでは、せん断面付近の要素は大きく変形し、なおかつ切削速度が高速になると流速が増大するため α が70以上になることもあり、数値振動を十分に防ぐことはできなくなる。

そこで、T.J.R.Hughes の上記の2次元最適風上法を修正した [44]。これは積分点 $\xi = (\xi, \eta)^T$ を前述の方法は1点のみであったが、場合によっては2点あるいは4点とるというものである。場合分けは前述の α の他に、速度勾配（要素の変形状態）からなる次式に示す係数 β を考慮することにする。

$$\begin{aligned}\beta_{\xi} &= \frac{u'_{\xi} h_{\xi}^2}{k_{\xi}} \\ u'_{\xi} &= e_{\xi}^T \nabla \mathbf{u}(0) e_{\xi} \\ \beta_{\eta} &= \frac{u'_{\eta} h_{\eta}^2}{k_{\eta}} \\ u'_{\eta} &= e_{\eta}^T \nabla \mathbf{u}(0) e_{\eta}\end{aligned}\quad (2.3.3.4)$$

このことを簡単に説明すると、要素の変形速度が小さい場合には積分点は1点で十分であるが、せん断面や刃先付近のように1つの要素内でもそれぞれの節点速度ベクトルが大きく違う様な場合には、積分点を2点あるいは4点とる方が解析精度が上がり、数値振動を抑制できるということである。

またT.J.R.Hughesの方法では流速ベクトル $\mathbf{u} = (u_{\xi}, u_{\eta})^T$ を式(2.3.3.3)のように定義しているが、これは要素の形状が正方形に近い場合にのみ有効である。 \mathbf{u} は $x-y$ 座標系での要素の中心速度 $\mathbf{v} = (v_x, v_y)^T$ を $\xi-\eta$ 局所座標系の値に換算したものであるから、本解析のように要素形状が始めから図2.3.1のようにせん断角 ϕ 分だけ変形させた平行四辺形になっている場合には誤差が大きくなり適応できない。

そこでこれを補正するために本解析では次の様に定義した。

$$\begin{aligned}\begin{Bmatrix} v_x \\ v_y \end{Bmatrix} &= \begin{pmatrix} e_{\xi x} & e_{\eta x} \\ e_{\xi y} & e_{\eta y} \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} u_{\xi} \\ u_{\eta} \end{Bmatrix} \\ \text{より} \\ \begin{Bmatrix} u_{\xi} \\ u_{\eta} \end{Bmatrix} &= \frac{1}{e_{\xi x} e_{\eta y} - e_{\eta x} e_{\xi y}} \begin{pmatrix} e_{\eta y} & -e_{\eta x} \\ -e_{\xi y} & e_{\xi x} \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} v_x \\ v_y \end{Bmatrix}\end{aligned}\quad (2.3.3.5)$$

\mathbf{u}' の時も同様に修正した。これによりせん断面付近や切削速度が増加しても数値振動は防ぐことができた。

この数値振動の例と、上述の修正方法により数値振動が防げる事を図2.3.2、図2.3.3、図2.3.4で示す。

図2.3.2は低炭素鋼切削の温度解析をした例である。

切削速度は300 m/minで切削厚さ0.25mmであり、単一すくい面工具(すくい角10 deg)の切削条件での相当塑性ひずみ速度分布である。

図 2.3.3は、相当塑性ひずみ速度に相当応力をかけて得られる塑性域での発熱強度分布を示している。この条件では α は70程度にまで達する。

どちらの分布形状とも通常の鋼切削時の解析結果に見られる妥当な分布形状をしており、分布形状に際立った特異性は見られない。従ってこの発熱強度分布から予想される温度分布は、切削実験からも確認できるように最高温度は850~950℃で、すくい面上方の切りくず接触長さの1/2付近に存在し、温度分布は刃先部分から切りくずの外表面に向かって連続的に広がっていく分布であるはずである。

ところが積分点を1つで流速ベクトルの修正をしないものは図 2.3.4 (a) に示すように刃先前方のA部の付近の温度が急激に減少する点が存在してしまう。また同図では顕著ではないが、せん断面のきりくず自由表面側のB部では、発熱強度は強くないにもかかわらず温度が異常に高く計算されてしまう。またこの方法では最高温度1100℃程度と高い。さらに最高温度の位置もかなり刃先よりになっている。これは発熱強度分布からみて明らかに数値振動を起こしていると言える。

そこで図 2.3.4(b) は、流速ベクトルを上述のように修正したものである。この方法ではB部の温度特異性がある程度緩和されているが、温度分布や最高温度と最高温度の位置はまだ不適當である。

図 2.3.4(c) は、本研究で提案した流速ベクトルの修正をして、さらに要素の変形速度を考慮して積分点を1点から4点まで条件によりそれぞれ選んだ場合の解析結果である。この方法により、温度分布の特異性が無くなり、最高温度は850~900℃となり、最高温度の位置も接触長さの約1/2の所にあるという極めて常識的な結果を得ることができることが分る。

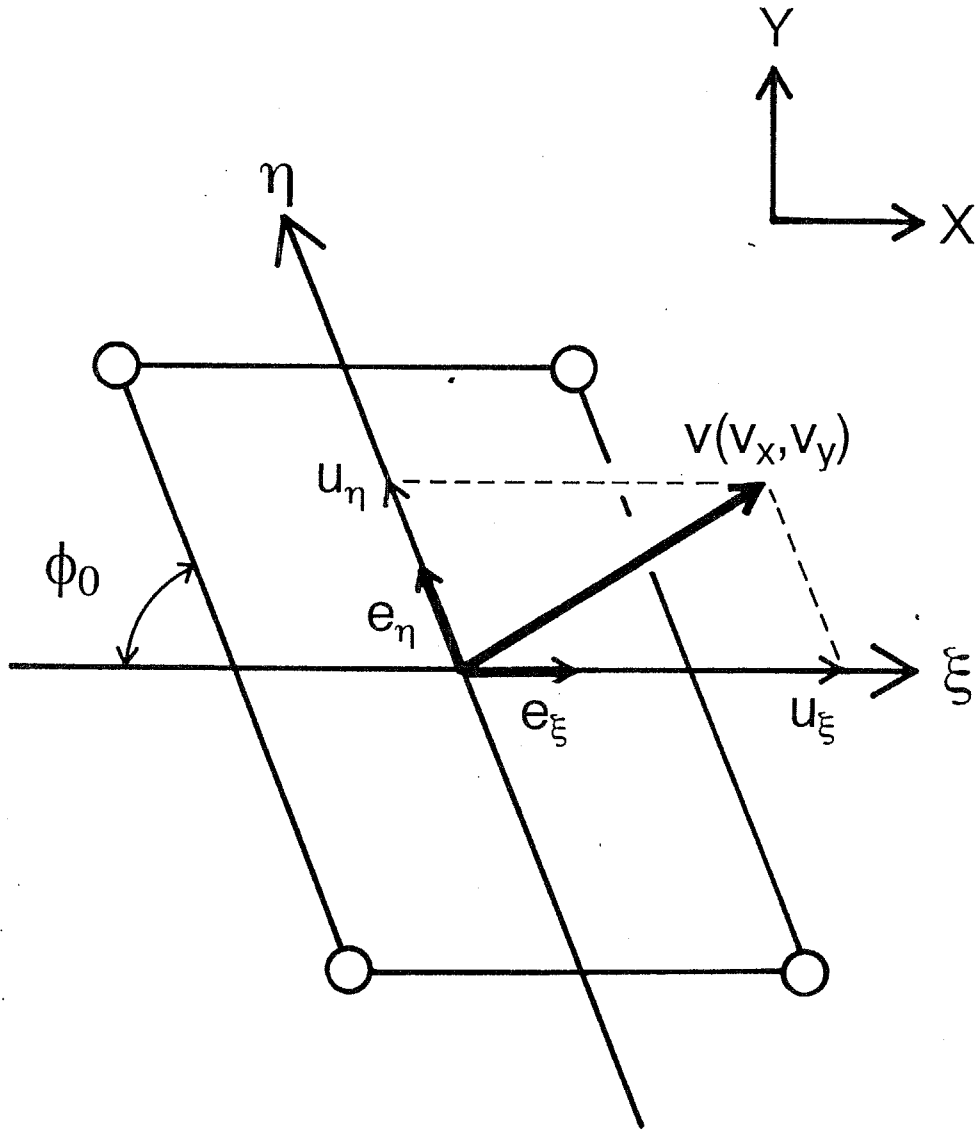


Figure 2.3.1 流速ベクトル $V(V_x, V_y)$ と $u(u_x, u_y)$ の関係

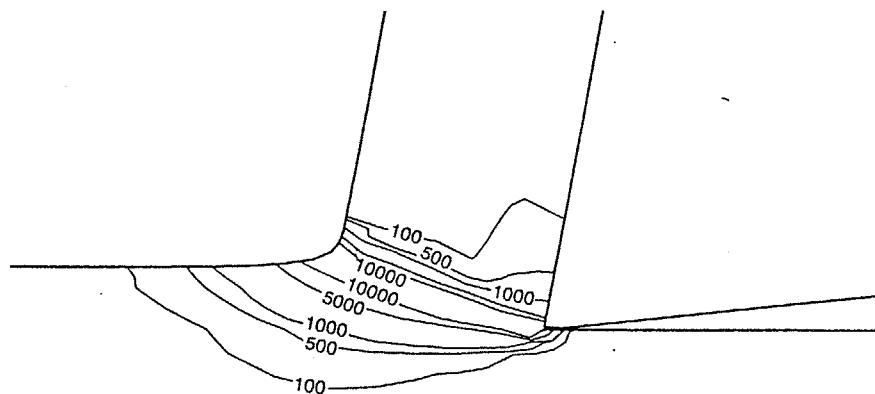


Figure 2.3.2 相当塑性ひずみ速度分布 ($V=300$ m/min, $\alpha_2=10$ deg)

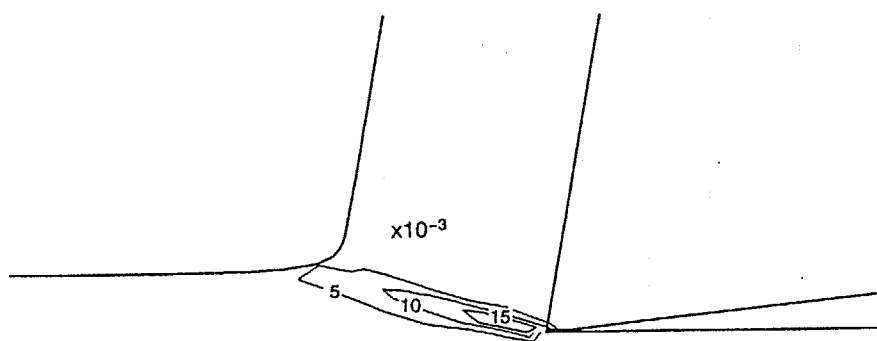
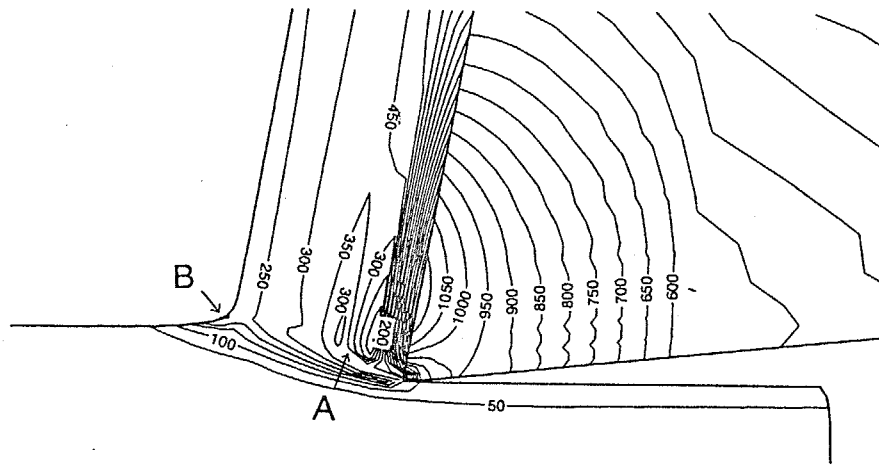
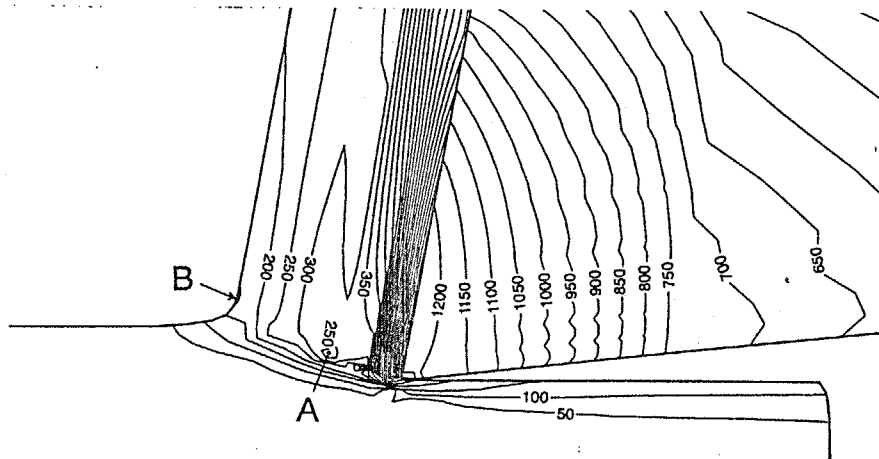


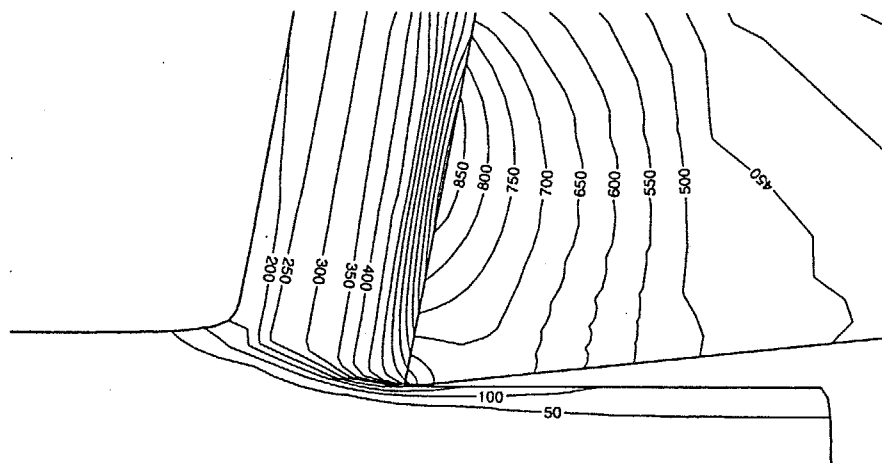
Figure 2.3.3 発熱強度分布 kcal



(a) 積分点1, 流速ベクトルの修正なし (max 1136 °C)



(b) 積分点1, 流速ベクトルの修正あり (max 1248 °C)



(c) 積分点1~4, 流速ベクトルの修正あり (max 883.3 °C)

Figure 2.3.4 温度分布の数値振動の抑制効果

2.3.4 熱源

式(2.3.2.13)と式(2.3.2.19)の右辺第1項の熱流速ベクトルは、切りくずと工具すくい面との接触面での摩擦熱や物体表面の熱的境界条件に関与する項であり、右辺第2項は物体内部での発熱、つまり切りくずの塑性変形による発熱を表す。

以下に解析に用いた各種物理量を示す。

- 切りくず塑性変形による単位時間あたりの発熱速度 \dot{Q} について

$$\begin{aligned}\dot{Q} &= \frac{dQ}{dt} \\ &= \bar{\sigma} \dot{\epsilon}_p R\end{aligned}\quad (2.3.4.1)$$

$\bar{\sigma}$ は相当応力、 $\dot{\epsilon}_p$ は相当塑性ひずみ速度、 R は熱の仕事当量であり、 dt は実時間である。

- q は外部境界条件を表すので、それぞれの境界条件によって異なる。

1. 温度規定面について

解析では被削材左端と下部は、温度固定の境界条件として $\theta_c=20^\circ\text{C}$ にしてある。

2. 境界上で熱伝達がある場合

解析では工具チップ部分のみしか有限要素を構築していないが、実際には熱はシャンク部分へと伝導していく。そこで熱がシャンクに伝わる境界条件を工具チップ上部と右側面に設けて解析を行っている。この場合熱流速は次式のようにあらわせる。

$$q = \alpha_c (\theta - \theta_c) \quad (2.3.4.2)$$

ここで、 α_c は熱伝達係数、 θ_c は外部温度(室温)である。

3. すくい面の摩擦による発熱について

図2.3.5に示す様に要素の節点に反時計まわりに1から4まで番号を付け、それぞれの節点での熱流束を q_1, q_2, q_3, q_4 とする。一般にこの要素の発熱 q は、形状関数で表したものと同様の局所座標系 $\xi - \eta$ ($-1.0 \leq \xi \leq 1.0, -1.0 \leq \eta \leq 1.0$)で表すと、

$$\begin{aligned}q &= \frac{1}{4} \{ (1+\xi)(1+\eta)q_1 + (1-\xi)(1+\eta)q_2 \\ &\quad + (1-\xi)(1-\eta)q_3 + (1+\xi)(1-\eta)q_4 \}\end{aligned}\quad (2.3.4.3)$$

となる。今すくい面の摩擦熱による熱流束はすくい面に接している q_1, q_4 だけであるから、

$$q = \frac{1}{4} \{ (1+\xi)(1+\eta)q_1 + (1+\xi)(1-\eta)q_4 \} \quad (2.3.4.4)$$

となる。また局所座標系ですくい面は $\xi = 1$ であるから、

$$q = \frac{1}{2}((1 + \eta)q_1 + (1 - \eta)q_4) \quad (2.3.4.5)$$

となる。次に局所座標系を節点4に対して同図の様に示した $x - y$ 座標系に変換する。節点1と節点4の距離を l とすると、

$$q = \frac{y}{l}q_1 + \left(1 - \frac{y}{l}\right)q_4 \quad (0 \leq y \leq l) \quad (2.3.4.6)$$

となる。以上より $q[N]^T$ は、

$$\begin{aligned} q[N]^T &= \left\{ \frac{y}{l}q_1 + \left(1 - \frac{y}{l}\right)q_4 \right\} \left[\frac{y}{l}, 0, 0, \left(1 - \frac{y}{l}\right) \right]^T \\ &= \begin{bmatrix} q_4 \frac{y}{l} + (q_1 - q_4) \frac{y^2}{l^2} \\ 0 \\ 0 \\ q_4 + (q_1 - 2q_4) \frac{y}{l} + (-q_1 + q_4) \frac{y^2}{l^2} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.3.4.7)$$

従って、

$$\int_{surface} q[N]^T dS = \begin{bmatrix} (2q_1 + q_4) \frac{l}{6} \\ 0 \\ 0 \\ (q_1 + 2q_4) \frac{l}{6} \end{bmatrix} \quad (2.3.4.8)$$

となる。以上のそれぞれの境界条件をマトリクス計算に考慮して温度解析を行った。

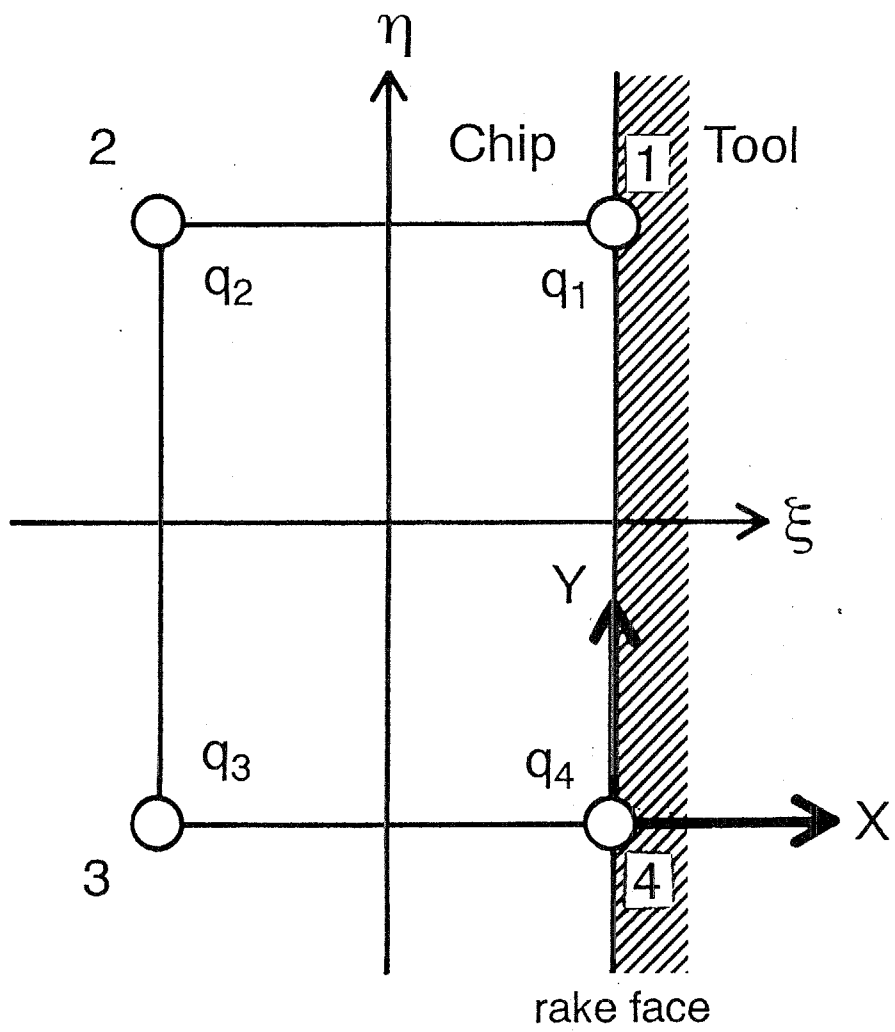


Figure 2.3.5 すくい面上の熱流速ベクトル

2.4 反復収束法による定常切削状態の予測

2.4.1 反復収束法の原理

図2.4.1に、反復収束法を用いた弾塑性有限要素法解析のアルゴリズムを示す [16].

まず第1段階では切削速度や切削深さなどの切削条件を設定し、適当な初期値を用いて初期モデルを作る。この時できるだけ定常切削状態に近いモデルを作っておけば、反復回数は少なくすむことは言うまでもない。しかし、この初期モデル形状は収束計算回数だけに影響するだけである。最終の収束解ではモデル形状は変化している。つまり、初期設定切りくず形状がそのまま解になるわけではないので、設定する切りくず形状は、単純せん断面モデルの場合の簡単な形状でよく、また初期せん断角も鋼切削における常識なせん断角 (10 ~ 30 deg) を取っておけば十分である。つまり、解析自体に特殊な仮定を設けていないので、初期モデルは収束回数を減らすために、定常切削状態に近いと思われる形状にしておけばよい。この初期モデルの設定は工具形状が任意になっても同様である。

第2段階では、弾塑性有限要素法解析を行う。後述 (第4段階) の修正過程で得られたモデル形状 (収束回数によってモデル形状は変化し決して同一ではない) を用いて弾塑性有限要素解析を行う。収束回数が2回以上の場合、被削材には初期状態で応力分布、温度分布が存在している。1回目は弾性状態で残留応力、ひずみは無く、温度は室温 (20 °C) であるが、2回目以降はモデルが定常解であると仮定してその物理量分布から、微小距離 (切削厚さの1/10程度) だけ切削すると考える。この計算開始の物理量の設定については、後の第4段階の修正過程の所で説明する。弾塑性有限要素は updated Lagrange 法を用いる。弾塑性有限要素計算は、切削力、せん断域の降伏状態、切りくず流出速度がほぼ定常になったと判定されれば弾塑性有限要素計算を終了する。

第3段階では定常温度解析を行う。つまり、温度解析は弾塑性有限要素解析と平行して逐次行うのではなく、その回の弾塑性有限要素計算が定常状態になったら最後に1回だけ行う。温度解析は熱伝導と熱移流を考慮した定常2次元問題を有限要素法で解析する。有限要素モデルは弾塑性有限要素計算で使ったモデルと同じである。

塑性の発熱仕事、すくい面の摩擦仕事、被削材の速度ベクトルは弾塑性有限要素計算で定常状態になった結果をそのまま用いる。また熱物性値 (比熱、熱伝導率) は汎用性を高めるために定数ではなく、温度依存性を考慮してある。熱物性値を決める時の温度は、前回の修正過程で与えられる修正温度を用いた。もちろん温度を解く時の温度分布と、計算後の温度分布は同一でない。したがって、熱物性値を与えた温度と、そのパラメータを用いて計算した後の温度が同じになるまで、反復収束計算を行う。

第4段階は、各種物理量の修正を行う。このルーチンは、各種物理量 (温度、応力、ひずみ、ひずみ履歴、材料の流動応力) を更新し、定常切削状態の近似解を作る。このルーチンの詳しい説明は後に行う。

最終の解析結果は全体の各物理量が安定収束するまで、以上の第2、第3、第4段階を繰返すことによって得られる。以上が反復収束法を用いた弾塑性有限要素法の解析アルゴリズムの概略である。

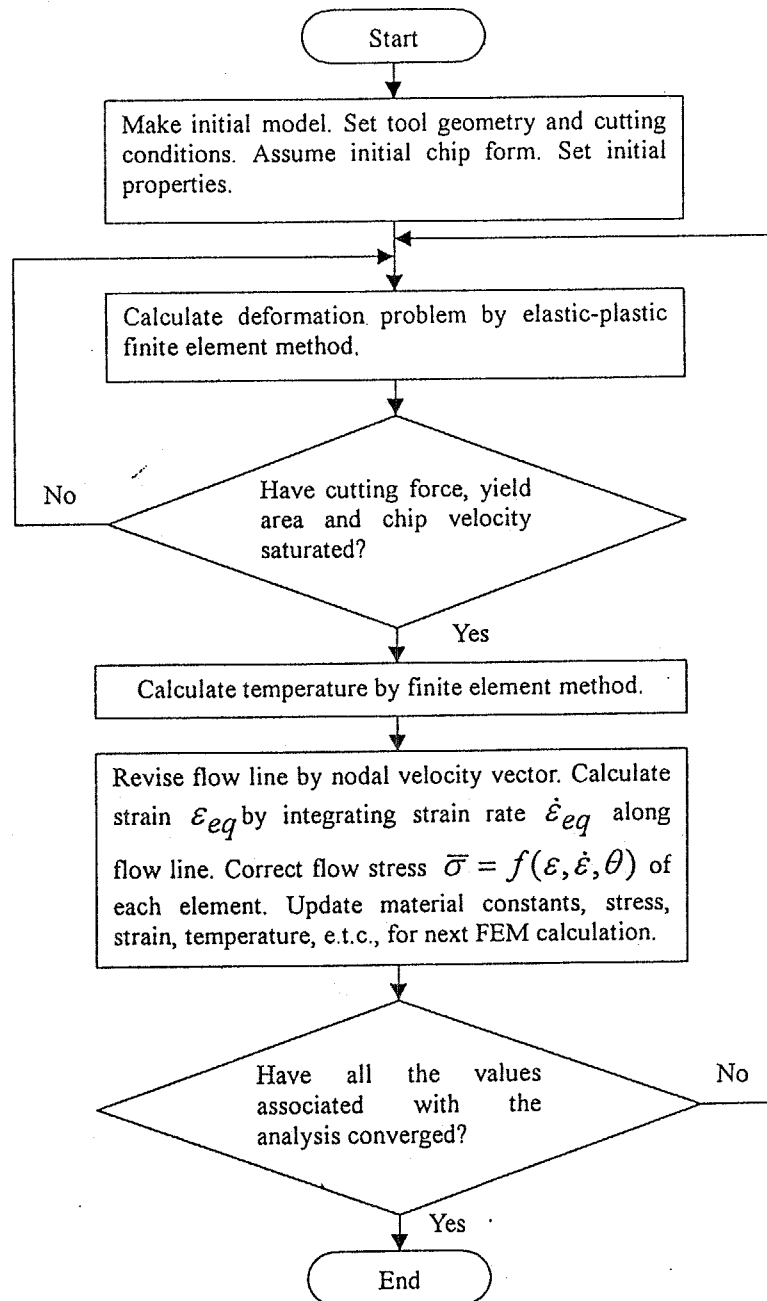


Figure 2.4.1 反復収束法のアルゴリズム

2.4.2 応力, ひずみ, ひずみ速度, 温度場等の修正法

まず始めに, 弾塑性有限要素解析で得られた速度場を用いて流線(形状)の修正を行う。図2.4.2のように, 節点 j , $j+1$ の流線修正のための速度ベクトルを, それぞれ前回の速度ベクトルと今回のものとの平均値として与え, 両者の速度ベクトルを平均して, 節点 j' の修正速度ベクトルとする。節点 $j+1$ の修正点 $j+1'$ はこの修正速度ベクトル方向に沿って節点 j の修正された位置節点 j' から決める。流線の修正方向は図2.4.3のように, 被削材末端(切削予定面)から切りくず方向に向かって順次行っていく。また節点 j' と節点 $j+1'$ の距離は, 節点 j が節点 $j+1$ に到達する時間と速度ベクトルの大きさにより求まる。同図の様にこの移動時間は, 切削方向に沿って同じ列(図中斜線で示した要素)にある要素に対しては同じ時間をとる。これにより変形による非圧縮性がある程度考慮したモデルが得られる。なお, 移動時間は同図の様に被削材部分は, 速度固定の境界条件がある要素のもので, 切りくず部分は切りくずの工具側の表面の要素を基準とした。

流線の修正が終ると, 修正した流線にそってひずみ速度を積分し, 被削材と切りくずのひずみ, ひずみ履歴を修正した流線にそって積分して求める。この積分をすることにより, 切りくず部分の定常切削時の近似的な各物性値を求めることができ, 前述したようにカンチレバーを押すだけの解析とは異なるものとなる。被削材内部の温度, ひずみ, ひずみ履歴が求まったので, これらの値と被削材の流動応力特性式により, 被削材の降伏応力を求める。

最後に第2段階での断塑性有限要素法解析における要素切削時間分だけ切りくず形状を戻す操作をする。この操作をモデルの”引き戻し”と呼ぶ。この操作は反復収束法を用いた弾塑性有限要素法には必ず必要である。前進的に切削をシミュレートする場合には, 被削材が切りくずになるために”節点分離”を行う。節点が分離することで, 被削材は切りくずとなる。しかし反復収束法では, 切削が微小距離なので, ”節点分離”は行わない(前進法では”節点分離”を行う)。節点分離を行わないと, 修正回数が増すと, 刃先点が被削材要素に入り込み, 物理的状态が切削状態のそれとは異なってきてしまう。そこで, 弾塑性有限要素計算がいつも同じ様に行えるために, ”モデルの引き戻し”(刃先部分の要素節点の位置を計算前の状態にまで戻す)を行う。

この場合被削材内の各物性値は図2.4.4のように空間固定の分布を持つから, 節点移動(引き戻す)しても空間的には同じ分布を保つようにする。引き戻し量は弾塑性有限要素計算で, それぞれの節点を実際に移動した距離とする。

断塑性有限要素計算では, 応力, ひずみ, ひずみ速度は変化するが, 温度を変えることができない。そこで, 次回の計算において各要素の温度が微小切削とともにどのように変わるかを予め見積もり, 温度変化も考慮する。そこで, この引き戻し量と引き戻す前の今の温度, 後の温度より次回の計算での, 節点の移動距離による温度変化を次の様にして求める。

$$dT_j = \frac{T_{jnow} - T_{jold}}{dl_j} \quad (2.4.2.1)$$

ここで, T_{jnow} は引き戻す前の節点 j の温度, T_{jold} は引き戻した後の節点 j の温度, dl_j は節点 j が引き戻した距離, dT_j は節点 j の次回の計算中で使用する温度変化率である。

これで、弾塑性有限要素解析中に切削距離に対応する温度変化を考慮できる。計算では微小距離しか切削しないため、切削による温度上昇は小さいと思われるが、前述している様に、切削ではせん断面付近の物理量の変化勾配が非常に大きい。したがって、計算前ではぎりぎりですせん断面前にあったものが、微小距離切削された後にせん断面に入っていれば、その微小要素の物理量（温度）はまるで違うものになるのである。また温度変化を考慮すると、微小距離の切削によって、せん断面に入るものは温度とひずみ速度が上昇し、結果的に加工硬化と熱軟化が同時に生じ全体として、加工硬化が徐々に小さくなってせん断面上で0となる一方、せん断面を通過してしまう微小要素は、温度の上昇とひずみ速度の低下により加工軟化する。温度変化を考慮しないものは、ひずみ、ひずみ履歴により加工硬化するのみであり、刃先付近の相当応力は高めにでてしまい、妥当な解が得られなくなる。

最後に今修正した各物理量と前回までの物理量を重みを付けて平均化し、次回の初期物性値とする。平均化するの急激な物理量の変化により、状態が振動するのを防ぎ収束性を増すためである。

$$\begin{aligned} Q_{next} &= (1.0 - rate)Q_{now} + rateQ_{old} \\ Q_{old} &= Q_{next} \end{aligned} \quad (2.4.2.2)$$

重み $rate$ は、試行錯誤の上、はじめは0.9とし、最終的には0.5にするように設定した。

これで、弾塑性有限要素計算時において、定常状態を仮定した切削モデルでの近似的な各物性値が求まるわけだが、この各物性値の分布状態と切りくず形状が、安定な定常状態になるまで以上の操作を繰り返す。つまり次の計算時（第2段階 → 第3段階）には、修正したモデル形状と各物性値を初期条件として計算することになる。

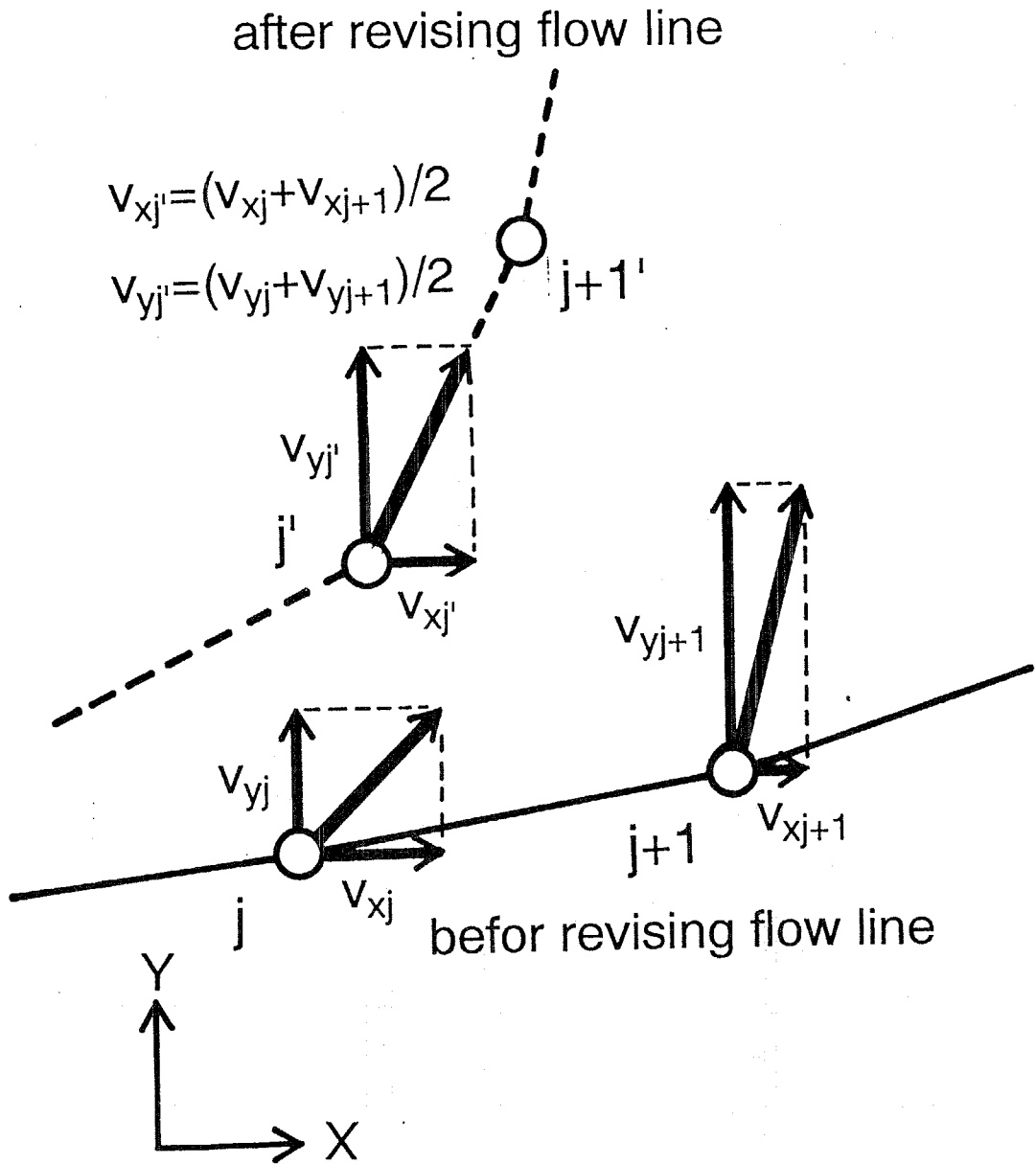


Figure 2.4.2 流線の修正方法

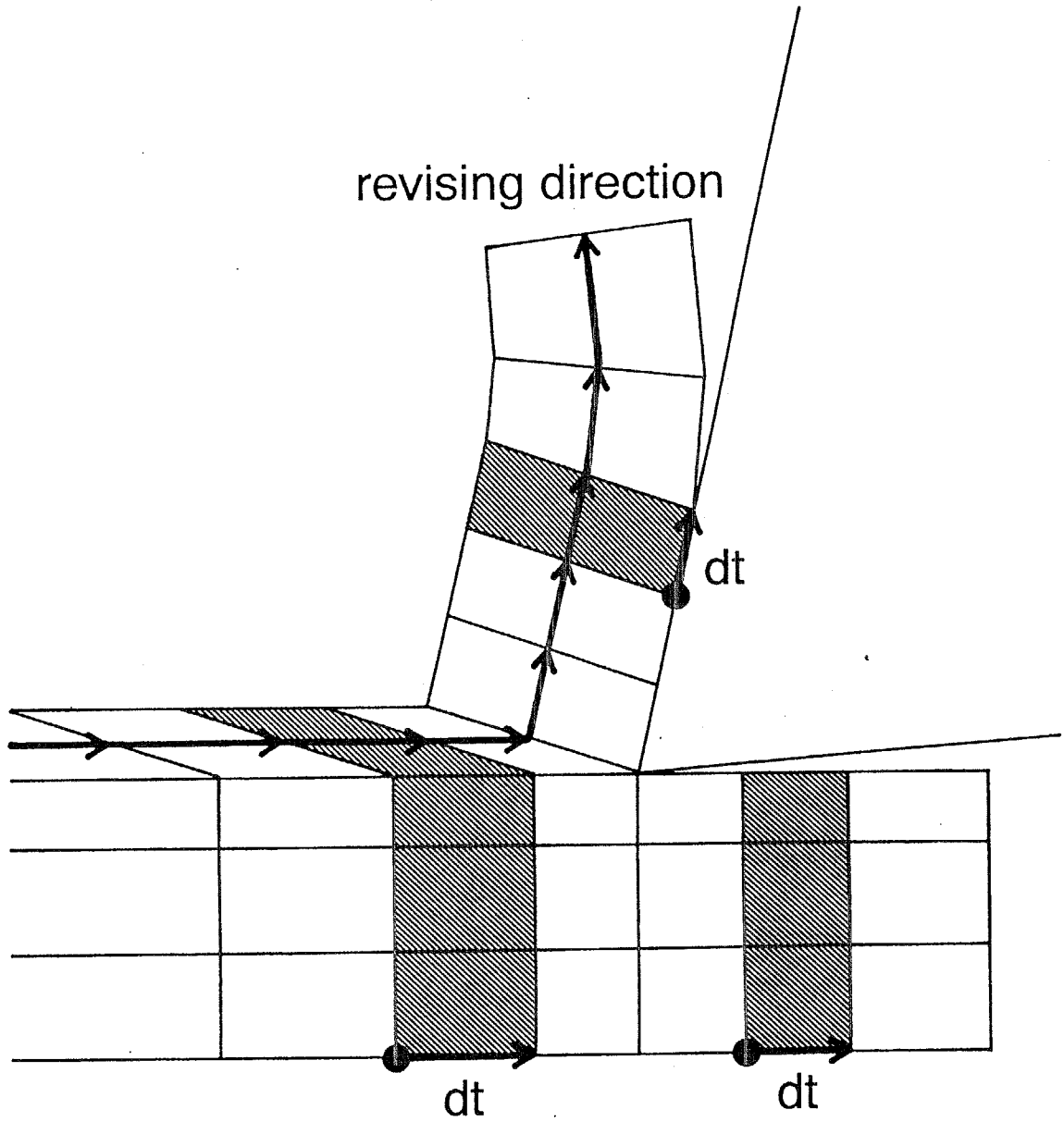


Figure 2.4.3 流線の修正方向と移動時間 dt

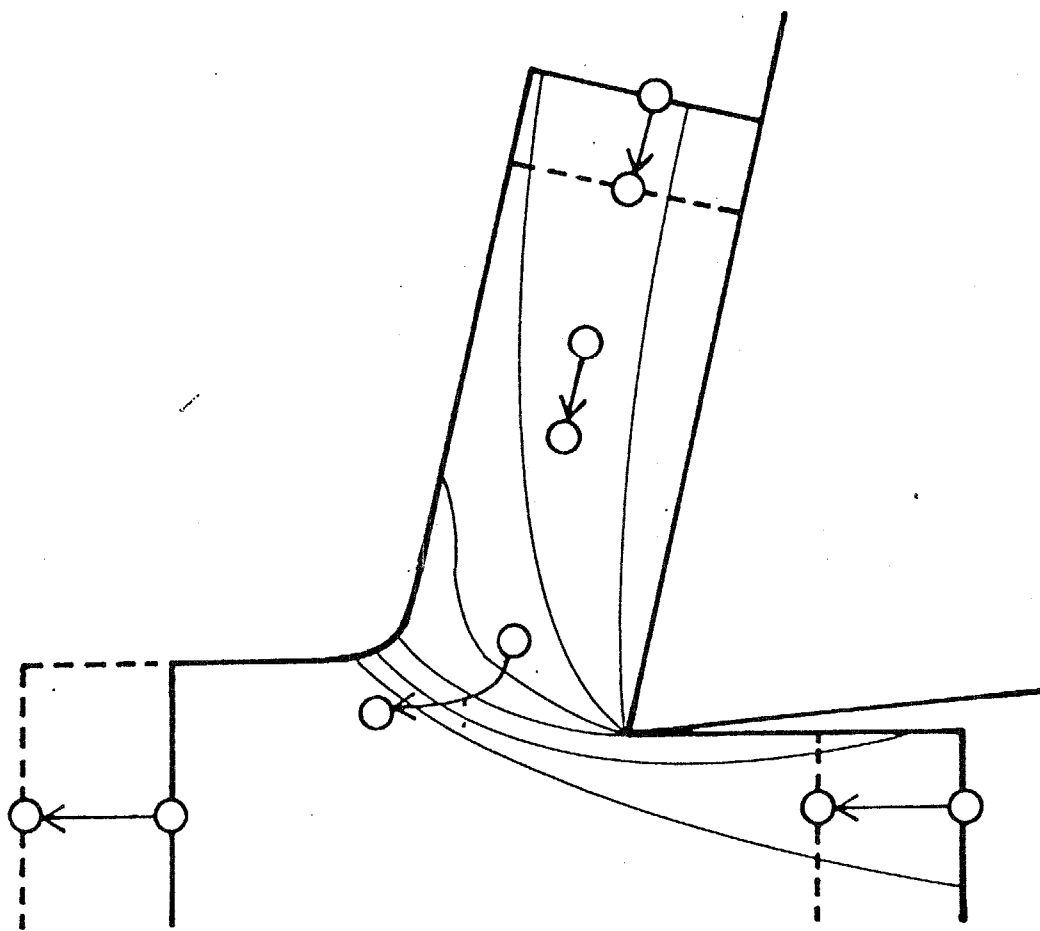


Figure 2.4.4 モデルの引き戻し方法と空間固定の物理量との関係の概念図

2.5 材料特性の導入

2.5.1 高温・高ひずみ速度下における被削材 S15C の流動応力特性

普通炭素鋼を切削速度が 100 ~ 300 m/min の通常の切削条件で切削すると、刃先付近のせん断面でのひずみ速度は、 $10^4 \sim 10^5$ 1/s のオーダーになる。また、温度も通常の鋼切削においては、工具すくい面では 800 ~ 1000 °C にも達し、せん断面付近では 300 ~ 500 °C になる。

このような状況を詳細に解析する場合、被削材の材料特性の表現精度が解析解に大きく左右する。すなわち、被削材の応力-ひずみ曲線（流動応力特性）が一般的に使用される 1 本の曲線であると仮定することはできなくなる。

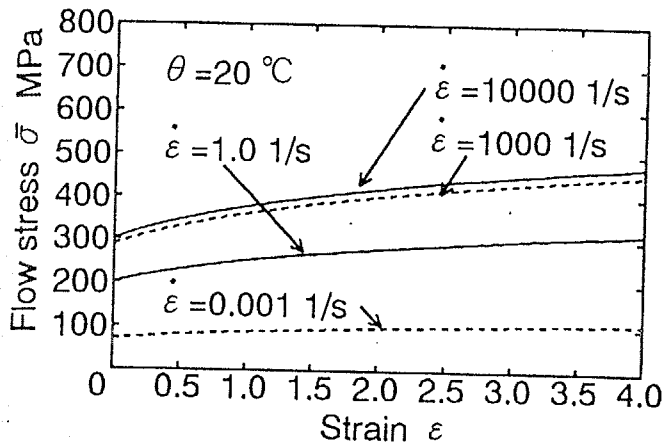
本研究で使用した低炭素鋼 S15C (0.15% Carbon steel) のでは、ひずみ速度が高くなれば流動応力は増加し、温度が高くなれば熱軟化により流動応力は低下するが、約 600~800 °C の範囲では、青熱脆性により流動応力は増加する。さらに、現在の温度とひずみ速度が同じであっても、過去に受けた温度とひずみ速度の経路により流動応力は変化するという変形履歴効果も含む [45]- [49]。

したがって、流動応力特性は、温度、ひずみ速度、ひずみ、さらにはそれらの履歴によって表現しなければならないことになる。

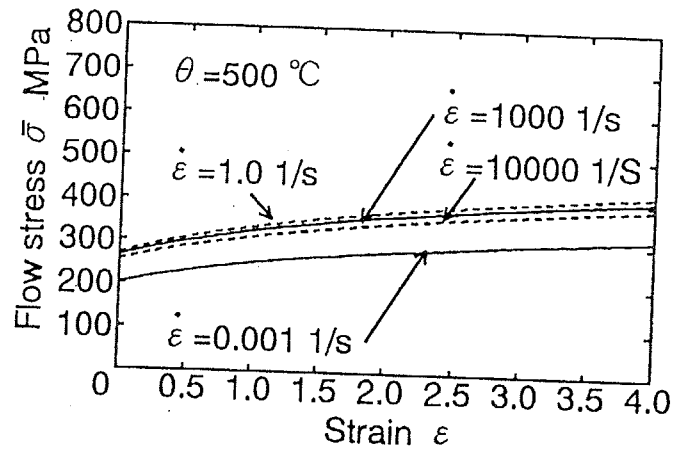
この様な流動応力特性を求めるために、前川らはホップキンソン棒型の衝撃試験装置を用いた高速圧縮実験により、低炭素鋼 S15C の流動応力特性を以下の式とで表した [49]。

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}, \theta) = \left[103.0 \exp(-0.00142\theta) + 34.6 \exp\{-0.000239\theta - 0.0000184 \left\{ \theta - \left(670.0 + 23.5 \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{1000.0} \right) \right) \right\}^2 \} \right] \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{1000.0} \right)^{0.0228} \left\{ 0.0079 + \int_{\theta, \dot{\bar{\varepsilon}} \equiv h(\bar{\varepsilon})} \exp(0.00114\theta) \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{1000.0} \right)^{-0.0157} d\bar{\varepsilon} \right\}^{0.21} \quad (2.5.1.1)$$

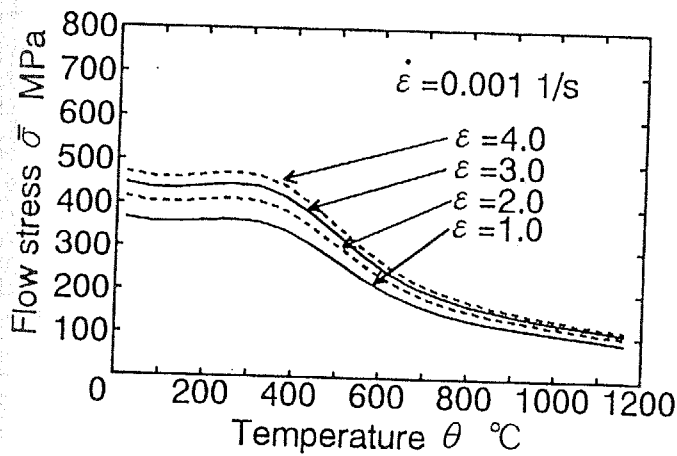
本研究では、被削材の材料特性としてこの式を使用することにした。図 2.5.1 に、式 (2.5.1.1) の S15C の流動応力特性を示す。



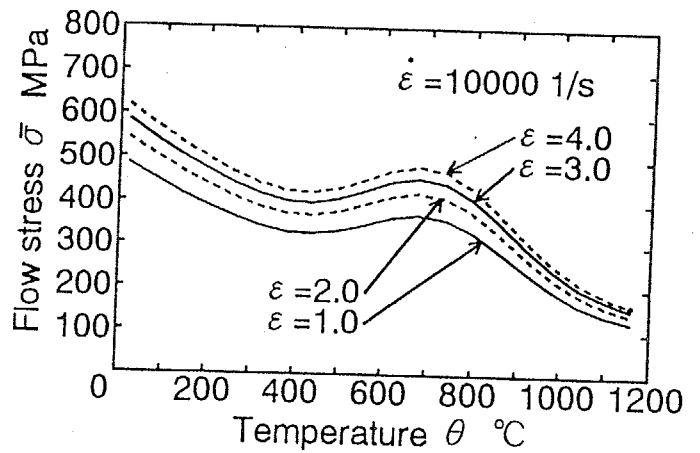
(a) ϵ v.s. $\bar{\sigma}$ ($\theta=20^\circ\text{C}$)



(b) ϵ v.s. $\bar{\sigma}$ ($\theta=500^\circ\text{C}$)



(c) θ v.s. $\bar{\sigma}$ ($\dot{\epsilon}=0.001$ 1/s)



(d) θ v.s. $\bar{\sigma}$ ($\dot{\epsilon}=10000$ 1/s)

Figure 2.5.1 S15C の流動応力特性

2.5.2 工具と被削材の熱定数, 摩擦特性定数

本研究では詳細な温度を解析するために, 比熱や熱伝導率を温度の関数とした. 通常の温度解析では, こうした温度物性値は定数として解析される場合が多いようであるが, 上述したように, 流動応力特性が温度に依存し, 流動応力特性は切削機構そのものに大きく影響を与えるので, 温度解析の精度は, 切削機構の解析には重要な役割を果たすのである.

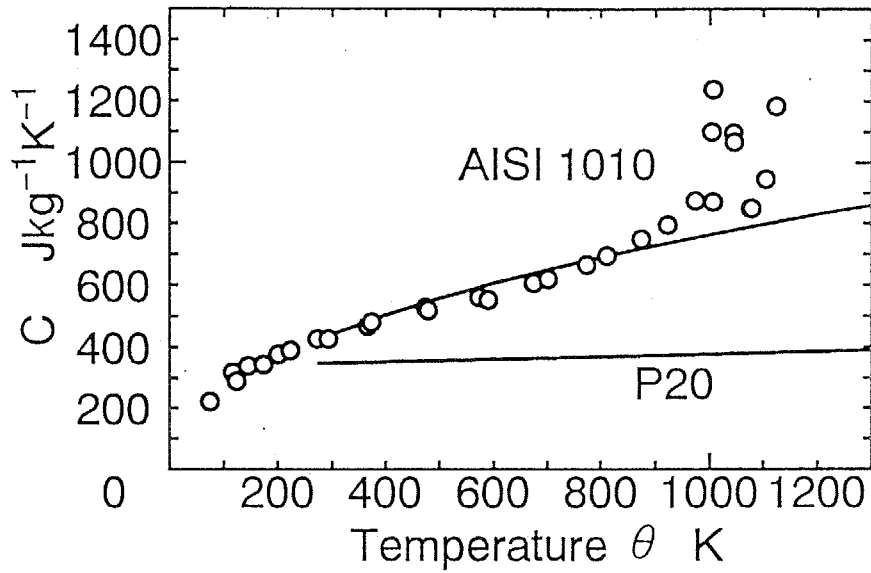
そこで, 比熱と熱伝導を詳細に調べた文献をもとにして, 本論文では, 比熱と熱伝導を以下の式のようにした [50], [51]. ただし, 文献にある材料は AISI1010 steel (0.10% Carbon steel) のものであり, 正確には本実験で使用した S15C とは異なるものである. しかしながら, 両者とも炭素含有量がほぼ同程度の低炭素鋼なので, 大きな相違は無いものと考え.

- S15C の比熱 C_P
$$C_P = 33.201 \theta^{0.454} \text{ Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$$
- S15C の熱伝導率 κ
$$\kappa = 83.577 - 0.0693\theta + 0.0000176\theta^2$$

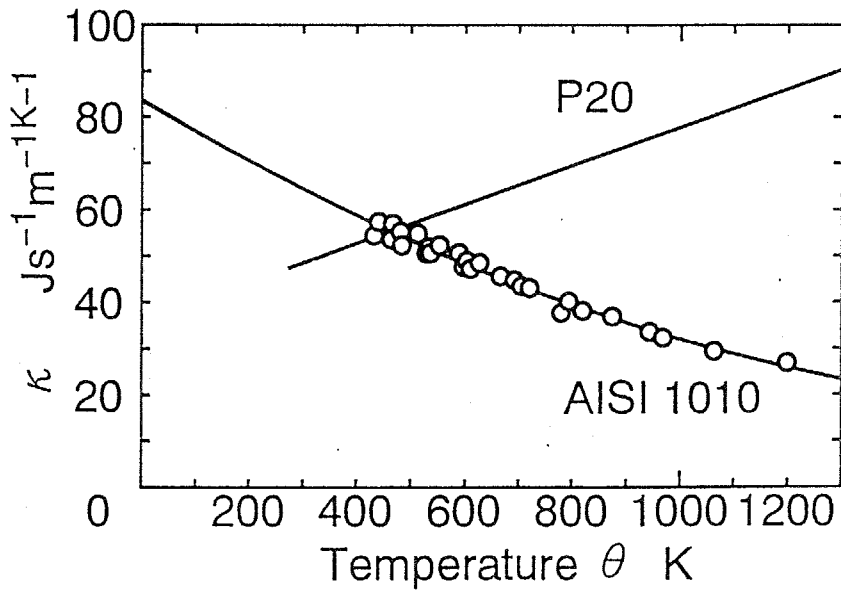
一方, 超硬 P20 の方は, 文献を参照して次式のようにした [52].

- 超硬 P20 の比熱 C_P
$$C_P = 334.01 + 0.120 \theta \text{ Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$$
- 超硬 P20 の熱伝導率 κ
$$\kappa = 35.95 + 0.042\theta^2$$

これらの温度パラメータを図 2.5.2 に示す.



(a) 比熱



(b) 熱伝導

Figure 2.5.2 温度物性値

前述したように、切りくずと工具の摩擦特性は式(2.2.6.1)のような非線形摩擦特性になる。

$$\frac{\tau_t}{\tau_e} = 1 - \exp\left(-\lambda \frac{\sigma_t}{\tau_e}\right) \quad (2.2.6.1)$$

ここで、摩擦特性定数 λ は切削条件には依存せず、工具と被削材の材料が決まれば定まる材料定数である。

この摩擦特性定数を同定するために、二次元切削実験を行った。二次元切削実験で測定するものは、切削力(主分力 F_H と背分力 F_V)、切りくず厚さ t_2 、工具と切りくずの接触長さ l_c である。これらの物理量を、単一すくい面工具ですくい角 α を種々変えて測定すれば、二次元切削データを獲得できる。得られた二次元切削データより λ を同定する方法を記述しておく。

切削機構を図2.5.4に示すような単純せん断面モデルと仮定すると、せん断角 ϕ や摩擦角 β や各種応力(せん断面垂直応力 σ_s 、せん断面せん断応力 τ_s 、工具とすくい面の平均垂直応力 $\bar{\sigma}_t$ 、工具とすくい面の平均せん断応力 $\bar{\tau}_t$)は次式のようにして求めることができる。

$$\begin{aligned} \phi &= \tan^{-1}\left(\frac{r_c}{1 - r_c \sin \alpha}\right) \\ \tan \beta &= \frac{F}{N} = \frac{F_V + F_H \tan \alpha}{F_H - F_V \tan \alpha} \\ \mu &= \tan \beta \\ \sigma_s &= (F_H \sin \phi + F_V \cos \phi) \frac{\sin \phi}{bt_1} \\ \tau_s &= (F_H \cos \phi - F_V \sin \phi) \frac{\sin \phi}{bt_1} \\ \bar{\sigma}_t &= \frac{(F_H \sin \alpha + F_V \cos \alpha)}{l_c b} \\ \bar{\tau}_t &= \frac{(F_H \cos \alpha - F_V \sin \alpha)}{l_c b} \end{aligned} \quad (2.5.2.1)$$

t_1 は切削厚さであり、 b は切削幅である。

測定結果を図2.5.3に示す。切削実験は、汎用旋盤(ヤマザキマザック Mark II)を用い、厚さ3mmの円盤状の被削材S15Cを、半径方向に2次元切削することで行った。切削力の測定は汎用工具動力計を用い、工具と切りくず接触長さは万能投影機を用い擦過痕より測定した。

同図より、せん断面せん断応力 τ_s は、すくい角によらず一定であることがわかる。また、平均摩擦係数 μ は正のすくい角の範囲では1.0~1.5程度となる。

ここで、摩擦特性係数 λ は切削条件に依存しない係数なので、 λ について、式(2.2.6.1)を変形し、それぞれのすくい角についての λ の値を求めてみる。

$$\lambda = -\ln\left(1 - \frac{\tau_t}{\tau_e}\right) \frac{\tau_e}{\sigma_t} \quad (2.5.2.2)$$

ここで、 $\sigma_t \equiv \bar{\sigma}_t$ 、 $\tau_t \equiv \bar{\tau}_t$ 、 $\tau_e \equiv \tau_s$ と仮定し、式(2.5.2.2)を用いると、表2.1のようになった。

Table 2.1 すくい角に対する摩擦特性定数の値

rake angle α°	λ
5	2.53
10	2.60
15	2.66
20	2.83
25	2.72
Average	2.668

ここでは、正のすくい角の範囲に限定している。これは、負のすくい角になると被削材 S15C の材料特性により、サイドフローが顕著になり正確な切削力等の測定が困難を極めたからである。

表 2.1 より、正のすくい角の範囲においては λ の値に大きな変動ないことがわかる。これより、本研究では摩擦特性定数の値を $\lambda=2.7$ と決定した。

基本的には摩擦特性式を式 (2.2.6.1) に従うとするが、 λ が 1.0 より大きな値の場合には、切りくずがすくい面から離れる離脱点付近の σ_t が小さい値の時に（切りくずと工具が弾性接触状態にある時）、 τ_t が σ_t の λ 倍になるため、 σ_t が僅かに変化しても τ_t が大きく変化し、結果的に離脱部付近の計算結果が振動して収束性が悪くなる傾向があった。そこでこの様なことを排除するため、 σ_t/τ_e が 0.2 以下の時から τ_t/τ_e を徐々に減少させ、 σ_t/τ_e が 0.05 以下では、 $\tau_t/\sigma_t=1.0$ となるようにした。式 (2.2.6.1) からの変化は連続的に変化するよう、4 次のスプライン関数で近似してある。

このような操作は理論的にはもちろん正しくない。しかしながら、こうした理由には解の収束性の向上のためともう一つには、実際に垂直応力 σ_t が小さい切りくず離脱点付近の摩擦状態は、切りくず表面が酸化されるなど完全な凝着モデルが成立しているとは考えられない点があるからである。この事からこの付近の摩擦係数は 1.0 を大きく越えることはないと考えれば、妥当であると考えられる。なおこの操作によって、切りくずせん断域の塑性状態等には影響を及ぼさないこと事は確認している。

また、溝型すくい面工具のように、切りくずが一度工具すくい面より離れて、またチップブレーカによって切りくずが工具に接触する場合の摩擦特性定数は、 $\lambda_2=2.0$ とした。これは、一度工具から離れると切りくず表面に酸化膜が直ちに形成されるため、刃先付近の新生面との接触状態よりは、摩擦特性定数は小さくなるとしたためである。

以上をまとめて、本解析に用いた摩擦特性式は、

$$\frac{\tau_t}{\tau_e} = 1 - \exp\left(-\lambda \frac{\sigma_t}{\tau_e}\right) \quad 0.20 < \frac{\sigma_t}{\tau_e}$$

$$\frac{\tau_t}{\tau_e} = f\left(\frac{\sigma_t}{\tau_e}\right) \quad 0.05 \leq \frac{\sigma_t}{\tau_e} \leq 0.20$$

$$\begin{array}{ll} \frac{\tau_t}{\tau_e} = \frac{\sigma_t}{\tau_e} & 0.00 < \frac{\sigma_t}{\tau_e} < 0.05 \\ \text{刃先付近} \lambda_1 = 2.7 & \text{チップブレーカ付近} \lambda_2 = 2.0 \end{array} \quad (2.5.2.3)$$

この様子を図 2.5.5 に示す。

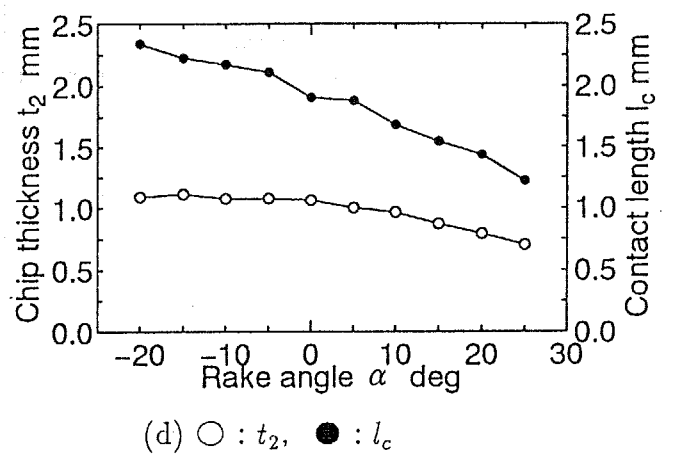
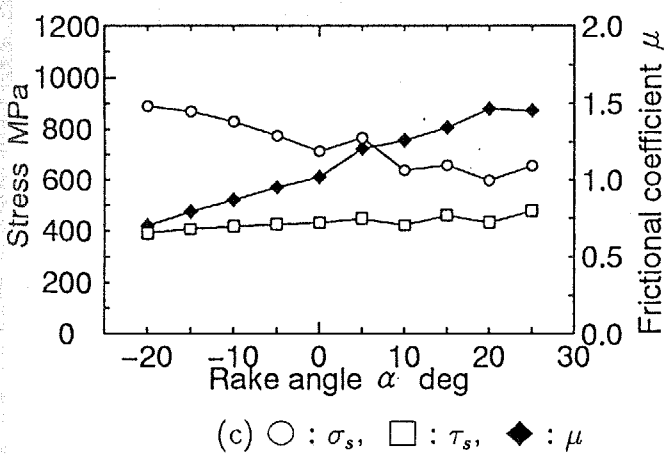
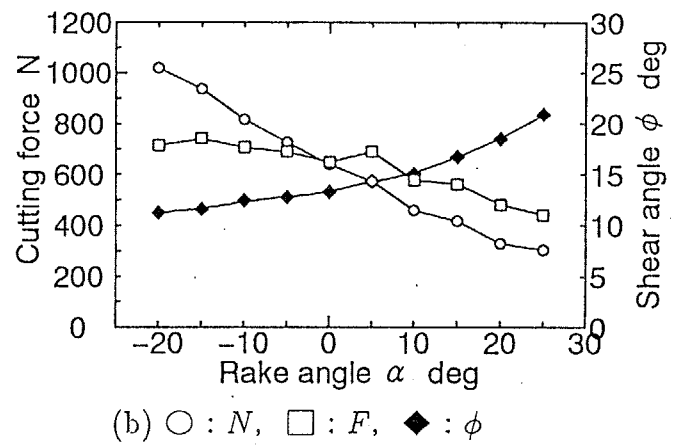
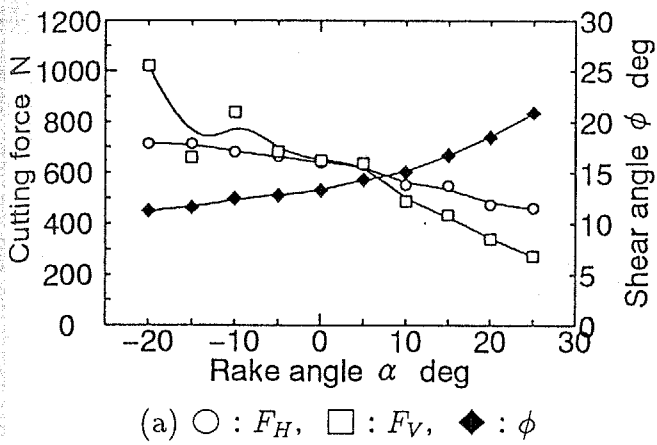


Figure 2.5.3 二次元切削データ

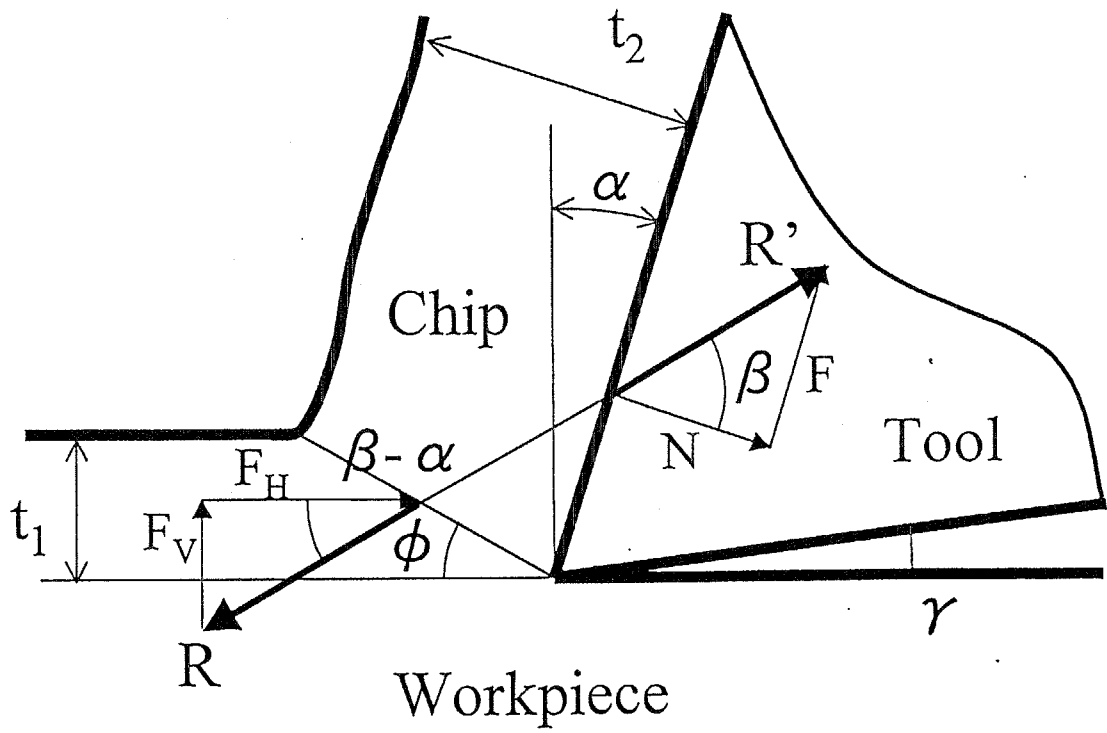


Figure 2.5.4 二次元単純せん断面切削模型

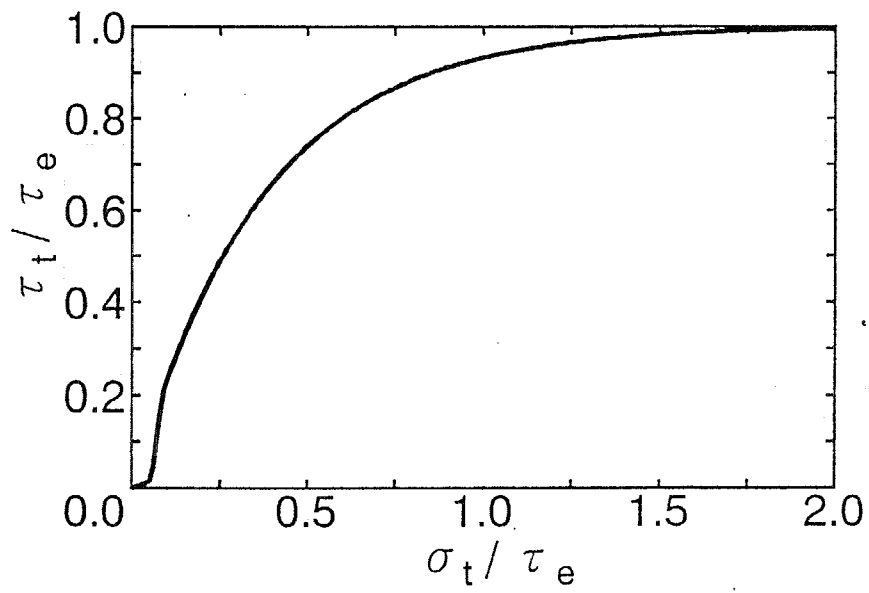


Figure 2.5.5 解析で用いた工具と切りくず界面の摩擦特性

2.6 有限要素法モデルと結果の一例

2.6.1 切削モデル

複合すくい面工具とは、工具すくい面形状が平面でなく、いわゆるチップブレイカ工具のように、凹凸形状がある工具である。この複雑な工具形状を数値的に表現するため、図2.6.1に示すような、6個の形状パラメータで表現するようにモデル化した。

すなわち、

1. 単一すくい面工具とみなした場合のグローバルなすくい角 α_1
2. ランド長さ l_c
3. 2段すくい面工具とみなした場合の第2すくい角 α_2
4. 溝型すくい面工具とみなした場合の溝の幅 w_G
5. チップブレイカの肩の高さ h_B
6. 工具形状が滑らかな曲面工具か、平面で構成されエッジを有するかどうか

である。1のみを考慮すれば、単一すくい面工具になる。1~3と6を考慮すれば、2段すくい面工具まで表現できる。1~6を全て考慮すれば、すくい面に溝が1つある溝型すくい面工具までが表現できることになる。同様な方法で上記パラメータを増やせば、凹凸が幾つもある工具形状も解析できるが、本研究では、溝が1つの場合の溝型すくい面工具までを対象とすることにする。

6についてであるが、工具すくい面が平面の組合わせで構成され、すくい面にエッジ (singularity) がある場合には、図2.6.1のA, B, C, D点を直線で結び、曲面で構成された滑らかな面のみを持つ工具である場合には、A, B, C, D点をBézier曲線で結んだ曲線ですくい面を表現することにした。

なお、逃げ角はどの条件も同一で6 degとした。

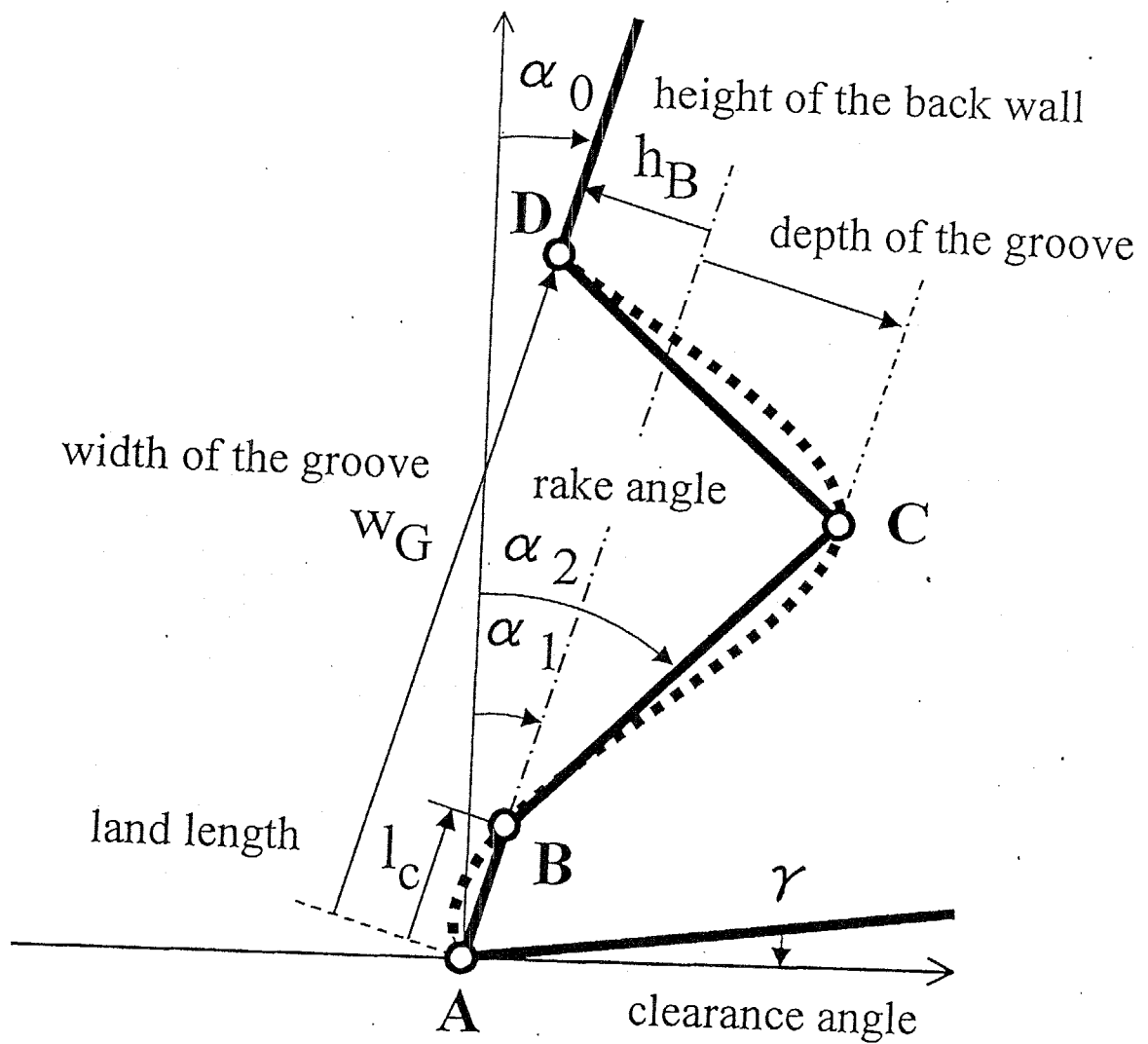


Figure 2.6.1 工具形状の表現方法

図2.6.2に、本解析で使用した有限要素モデルの初期モデルの一例を示す。

モデルは超硬チップ (tip) の部分と被削材の部分から構成されている。なお、工具は剛体として解析を行っているので、超硬チップ部分の有限要素は温度を解析する場合のみに使用する。

要素数は、被削材部分が426個、工具部分が208個である。節点数は、被削材部分が493個、工具部分が235個である。

同図に示すように、初期モデルにおける切りくず形状は、適当に作ったものである。また、初期モデルにおけるせん断角 ϕ は 20° とした。この初期モデルの形状は、反復収束過程で徐々に修正されていくので、初期モデルの形状が最終の収束結果に影響を及ぼすことは無い。

図2.6.2の、A-B-C-Dは節点速度を切削速度にした、速度固定境界条件を課した部分である。またA-B-Cは、温度を室温 $\theta=20^\circ\text{C}$ と固定した、温度固定境界部分である。E-F-Gは、熱がシャンク部分に逃げることを考慮し熱伝達の境界条件を課した部分である。

図2.6.3は、刃先部分の有限要素モデルを拡大した図である。本有限要素モデルは、工具刃先付近の要素分割が特に細かく作られている。これは、刃先近傍の工具すくい面上の応力分布を詳細に解析できるようにするためである。この要素分割は、反復収束法を併用した解析の利点であり、もしも非定常的に解析を行う場合には、このような要素分割は計算機的能力より現実性がない。これより、定常切削状態を解析する場合には、本手法は非常に効果があるのである。

また、被削材の全体の大きさであるが、切削による切れ刃からの塑性変形域や相当応力の影響が、速度固定の境界条件によって影響を受けない程の範囲でかつ、計算機のメモリの能力範囲内の両者を考慮して試行錯誤の上に決定した。

最後に、本計算はエンジニアリングワークステーション HP9000 model 715で行った。連立一次元方程式の解法には、詳細な解がでるとされている Gauss の消去法を使用した。ただし Gauss の消去法は、そのまま使用すると莫大な計算時間を消費するので、本ワークステーション用にチューニングしたものを使用した。参考までに計算時間は、1 step に約6~12秒かかり、これを約1000 step 計算すると切削力や節点速度が定常になるのでモデルの修正を行う。この修正を約10~20回繰返すと最終の収束解を得るので、結局1条件を計算するのに約1日程度かかった。

4-node quadrilateral
isoparametric element

	chip	tip
number of elements	426	208
number of nodes	493	235

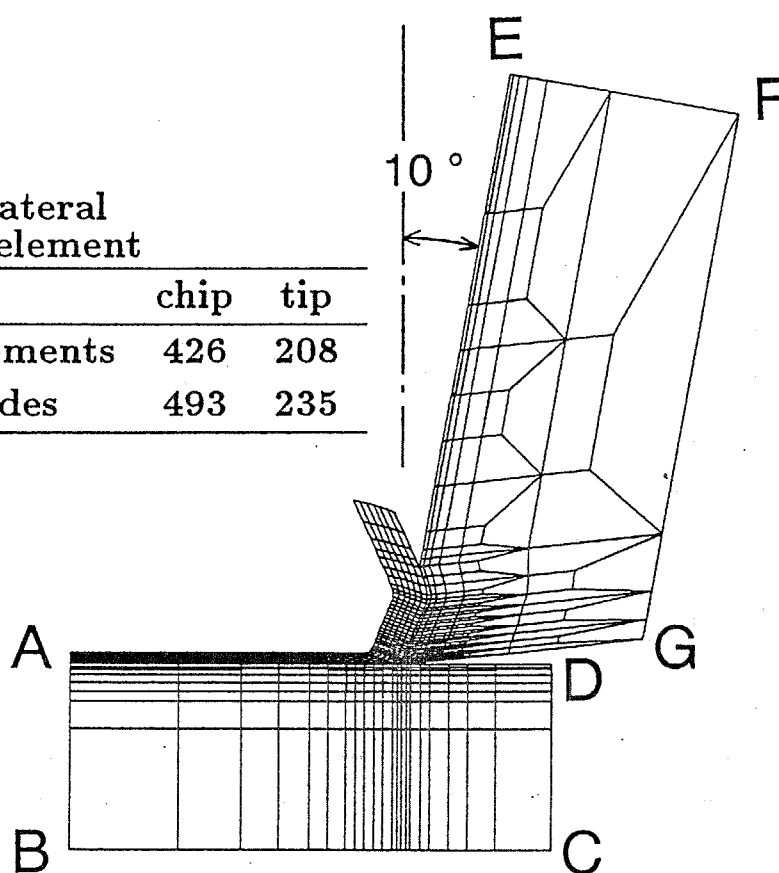


Figure 2.6.2 初期有限要素モデルの一例

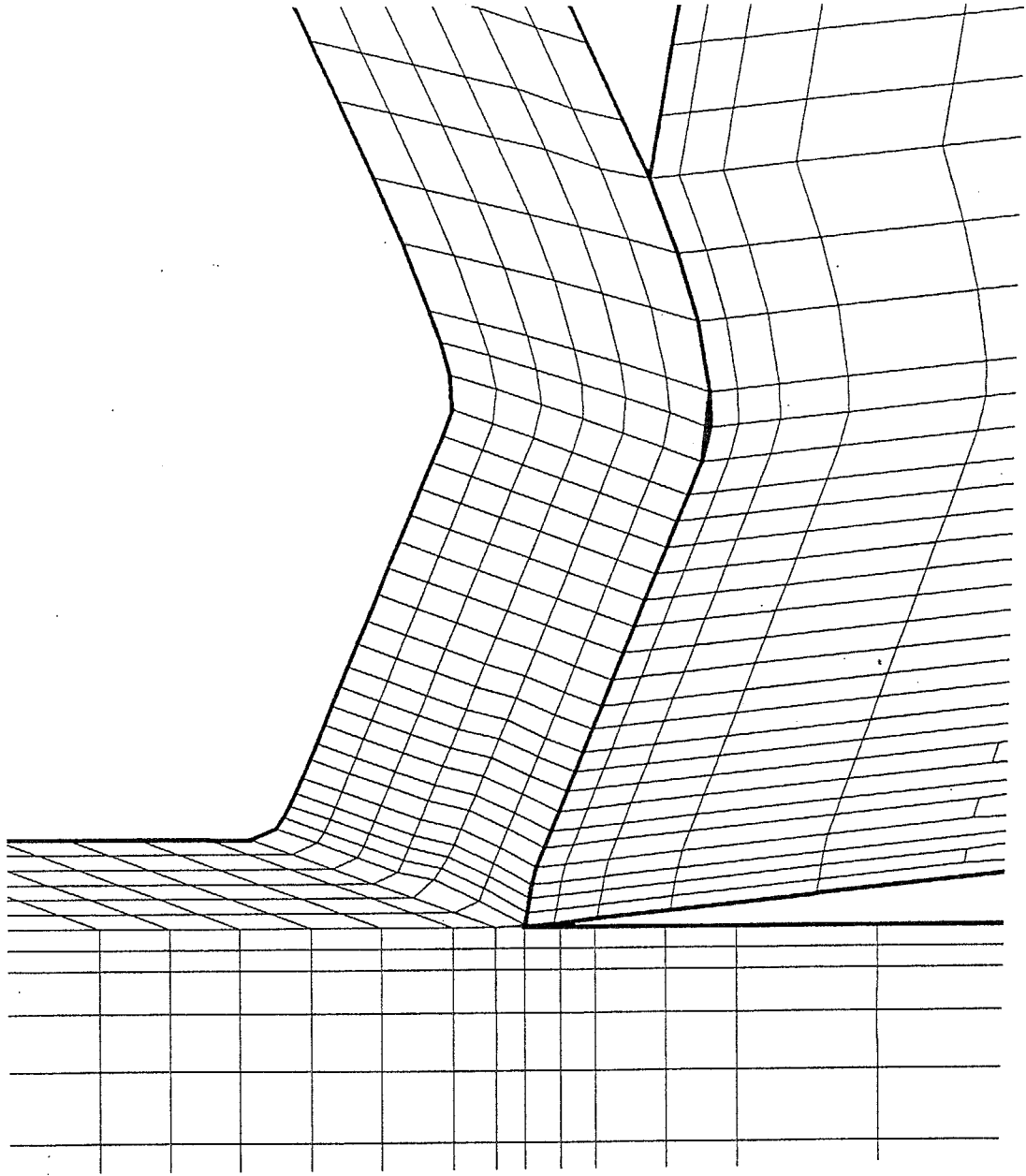


Figure 2.6.3 初期有限要素モデルの一例 (刃先部分の拡大図)

2.6.2 反復収束法による切削状態の収束

図 2.6.4に、反復収束法による有限要素モデルの収束過程の例を示す。工具形状は、すくい角 $\alpha=10$ deg の単一すくい面工具である。また図 2.6.5には、溝型すくい面工具の場合の例を示す。工具形状は、第3章で扱う形状であり図 3.3.1に示してある。両図とも、有限要素形状と節点速度ベクトルを示している。

解析に使用した材料特性を表 2.2に示す。

両図に示すように、本解析によれば初期切りくず生成形状に左右されずに、工具形状とせん断面での材料の塑性変形の状態に依存して、切りくずはそれぞれ妥当な形状に収束していく様子が分る。単一すくい面工具では切りくずはほとんどカールしないので、せん断角（切りくず厚さ）が自動的に修正され収束解を得る。また、溝型すくい面工具の場合には切りくずカール状態をも自動的に修正され収束解に斬近する。

図 2.6.6は、温度とせん断角の収束過程をグラフで示したものである。横軸は反復収束の回数であり、縦軸に最高温度と切りくず厚さより換算したせん断角を示す。図で示したものは、図 2.6.5に示した溝型すくい面工具と、すくい角が 10 deg と 20 deg の単一すくい面工具の 3 通りの場合である。これより、どの場合も初期モデルではせん断角が 20 deg、温度が室温（20 °C）で解析が始っていても、反復回数が増えるにつれて、それぞれ工具形状にのみ依存して妥当な解に落ち着いていく様子が分る。

図 2.6.6に示すように、本解析によれば 10~20 回の反復回数により、定常解の近似値を得ることができる。

Table 2.2 切削機構の予測解析で用いた材料パラメータ

	Workpiece (S15C)	Tool tip (P20)
Young's modulus E GPa	202	534
Poisson's ratio ν	0.33	0.22
density ρ kg/m ³	7860	11900
specific heat C_P Jkg ⁻¹ K ⁻¹	33.201 $\theta^{0.454}$	334.01+0.120 θ
thermal conductivity κ Js ⁻¹ m ⁻¹ K ⁻¹	83.577-0.0693 θ +0.0000176 θ^2	35.95+0.042 θ

heat transfer coefficient at interface between tool tip and shank

$$\alpha_C = 1.0 \times 10^4 \text{ Jm}^{-2}\text{s}^{-1}\text{K}^{-1},$$

characteristic constant of friction at chip-tool interface

$$\lambda = 2.7 \text{ (at chip breaker edge } \lambda = 2.0 \text{)}$$

flow stress of S15C in MPa :

$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, \theta) =$$

$$\left[103.0 \exp(-0.00142\theta) + 34.6 \exp\{-0.000239\theta - 0.0000184 \left\{ \theta - \left(670.0 + 23.5 \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{1000.0} \right) \right) \right\}^2 \} \right] \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{1000.0} \right)^{0.0228} \left\{ 0.0079 + \int_{\theta, \dot{\bar{\epsilon}} \equiv h(\bar{\epsilon})} \exp(0.00114\theta) \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{1000.0} \right)^{-0.0157} d\bar{\epsilon} \right\}^{0.21}$$

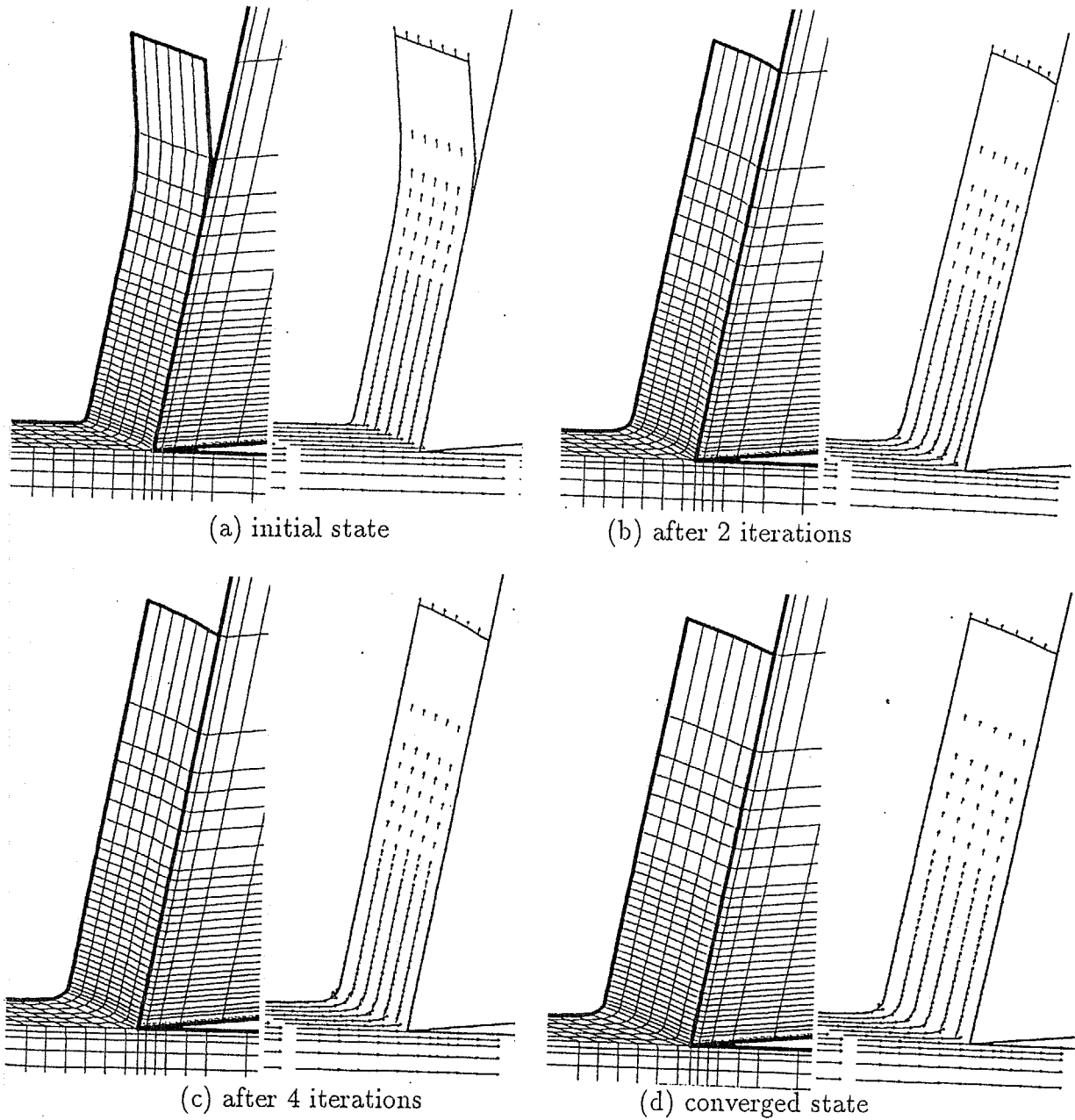


Figure 2.6.4 有限要素モデルの収束過程 (単一すくい面工具の場合)

工具形状: すくい角 $\alpha=10 \text{ deg}$ の単一すくい面工具. 切削条件: 切削速度 $V_c=100 \text{ m/min}$, 切削厚さ $t_2=0.25 \text{ mm}$, 乾式.

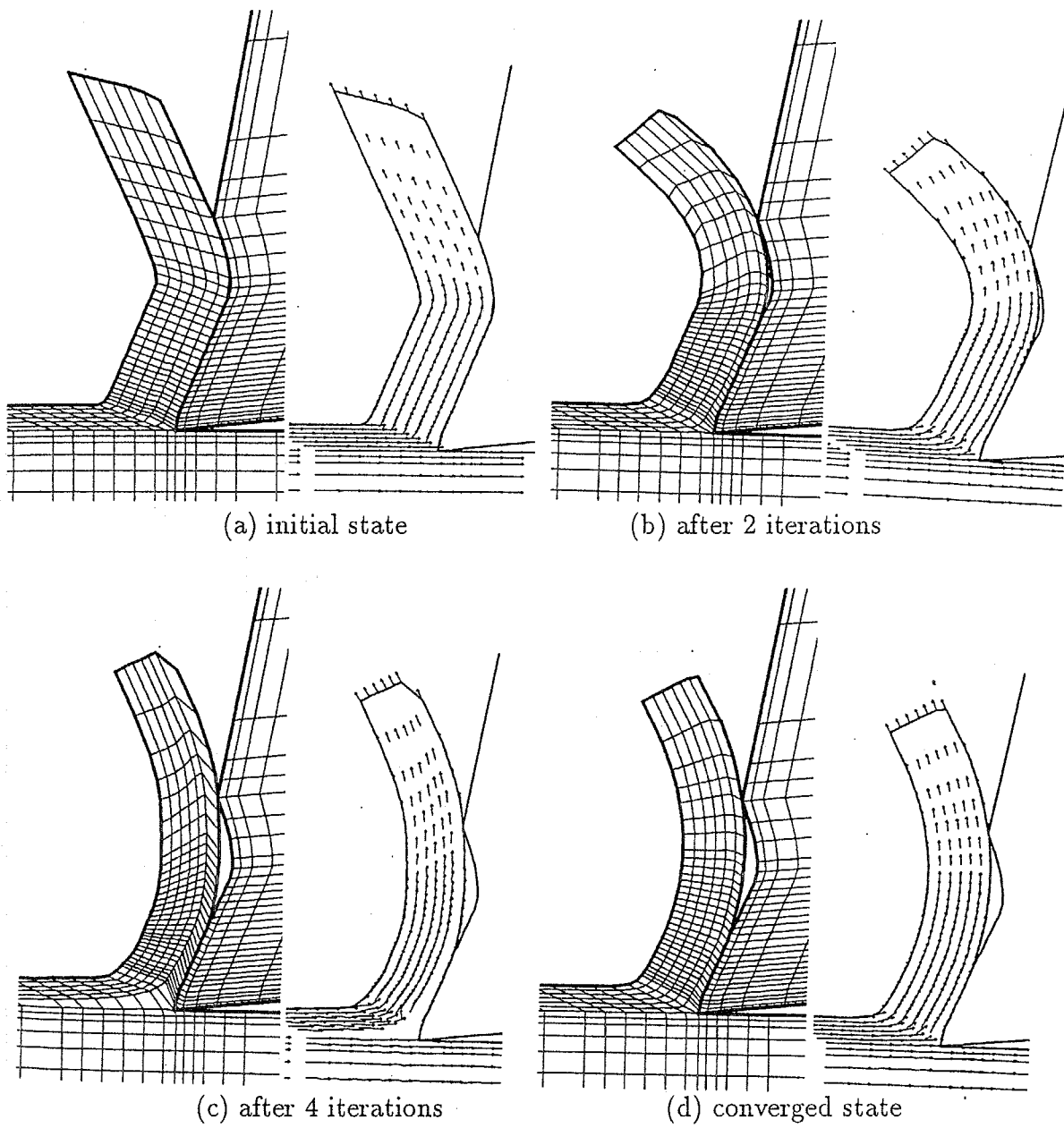


Figure 2.6.5 有限要素モデルの収束過程（溝型すくい面工具の場合）
 工具形状は図 3.3.1に示すとおり. 切削条件は図 2.6.4と同じ.

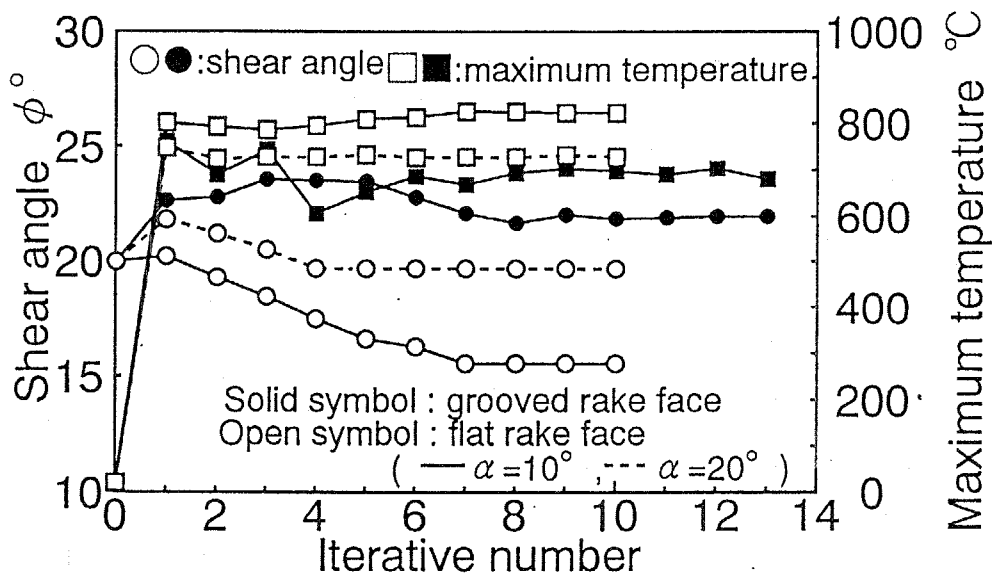


Figure 2.6.6 反復回数による温度とせん断角の収束状況

○はせん断角, □は最高切削温度を示す. 白抜きは単一すくい面工具の場合であり, そのなかで実線はすくい角 $\alpha=10$ deg の場合, 点線がすくい角 $\alpha=20$ deg の場合である. 黒塗りは図 3.3.1で示す溝型すくい面工具の場合である.

2.7 単一すくい面工具の切削特性

単一すくい面工具とは、すくい面が平坦であるので以前より多くの切削機構解析モデルが考案されてきているし、多くの実験的検討が行われてきている。そのため、切削機構を理解するうえで最も扱い易い工具形状である。

単一すくい面工具の場合、工具形状の変化はすくい角 α の変化のみなので、本節ではすくい角 α が変化すると、切削状態はどのように変化するかについて検討する。

図 2.7.1 はすくい角 $\alpha=0, 10, 20, 30$ deg の、反復収束法を用いた弾塑性有限要素法によって解析された切削機構の解析結果である。

それぞれの図は、温度分布 ($^{\circ}\text{C}$) と工具すくい面上に負荷する垂直応力 σ_t 分布 (MPa) と摩擦応力 τ_t 分布 (MPa) を示してある。

解析に用いた切削条件を、表 2.3 に示す。

Table 2.3 単一すくい面工具の切削条件

tool tip P20 : workpiece S15C		
cutting speed	V_c	100 m/min
depth of cut	t_1	0.25 mm
cutting fluid		dry
rake angle	α	-5,0,5,10,15,20,25,30 deg
clearance angle	γ	6 deg

同図から分るように、どのすくい角に対しても、垂直応力 σ_t は刃先にピークを持ち、すくい角 $\alpha=0$ deg の工具を除けば、刃先から遠ざかるにしたがって指数関数的に減少する。摩擦応力 τ_t は、どのすくい角に対しても刃先付近は平坦で、刃先からある程度後退すると減少していくという、ほぼ台形分布となる。また、最高温度の位置は刃先にはなく刃先より遠ざかった工具すくい面上にあり、過去に蓄積されている単一すくい面工具の切削機構に関する知識と照らし合わせてみても、妥当な予測結果がでていることが分る。

図 2.7.2 は、横軸にすくい角を、縦軸に切削力と単純せん断面モデルとした場合のせん断角を取ったものであり、2次元切削実験の結果も比較のために示している。

同図より、すくい角を増加させると、実験と解析ともほぼ線形に切削力が減少していくことが分る。またそれにしたがって、せん断角は増加し切りくずは薄くなることが分る。

実験値と解析値の比較では、背分力 F_v に関して実験値が大きめに出ている。しかしながらせん断角はほぼ一致していることより、実験値が大きいのは、サイドフローが原因ではないかと考えている。実験では表 2.3 の条件で、厚さ 3mm のフィン状の被削材を突っ切り形式で切削したので、両側面にかかなりのサイドフローの存在が認められた。解析では、平面ひずみを仮定した 2次元切削状態であるが、実験では完全な 2次元切削状態でないこと

が、両者の相違を示しておると考えている。しかしながら、せん断角と主分力の一致より本解析は妥当であるといえる。

図 2.7.3は、すくい角 $\alpha=10$ deg の場合の、工具すくい面上の温度分布の実験結果と解析結果の比較である。切削条件は表 2.4の通りである。

Table 2.4 工具すくい面上の温度分布測定時の切削条件

Tool tip P20 : Workpiece S15C		
Cutting speed	V_c	100 m/min
Depth of cut	t_1	0.25 mm
Cutting fluid		dry
Rake angle	α	10 deg
Clearance angle	γ	6 deg

同図より、最高温度は約 800 °Cで、最高温度の位置は刃先より 0.6mm 付近にあることなど、実験結果と解析結果は良く一致していることが分る。

なお、工具すくい面上の温度分布測定実験は図 2.7.4に示すように、被削材 S15C と白金 Pt とで微小熱電対を形成し、その熱起電力を測定することで行った。この測定方法を微小熱電対露出法という [53]。

白金の直径は 25 μ m であり、これを完全に電機的に絶縁するために直径 75 μ m の石英管の中に入れてある。測定方法は、2つに分割した超硬チップの片方に約 75~100 μ m の溝を放電加工機で彫って石英管を挿入し、図 2.7.5に示すように、再び合せて工具とした。

図 2.7.6は、すくい角 $\alpha=0$ deg, 10 deg, 20 deg, 30 deg の工具のすくい面上の温度と応力分布を示したものである。横軸は刃先からの距離である。

同図より、前述したように、垂直応力 σ_r は指数関数的に減少する分布であるが、摩擦応力 τ_r 分布はほぼ台形になっている。台形のように頭打ちになるのは、摩擦応力が切りくず材料の最大せん断降伏応力 τ_e 分布を越えることがないためである。また、その最大せん断降伏応力分布を見ると、温度分布の形状に相似して、温度が高いところでは熱軟化によって減少している事が分る。さらに、刃先付近では摩擦応力が最大せん断降伏応力に非常に近づくので、切りくずと工具が接触部で塑性変形が生じていることがわかり、それ以外は弾性接触している部分であることがわかる。同図より、弾性的に接触している部分が塑性変形を有しながら接触している部分より広いことがわかる。これより、切削機構を剛塑性有限要素法により解析するのは適当でないことがわかる。

図 2.7.7はすくい角 $\alpha=0$ deg, 10 deg, 20 deg, 30 deg の工具の相当塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 分布と、相当塑性ひずみ速度を流線に沿って積分した、相当塑性ひずみ ϵ 分布を示したものである。

塑性変形はせん断面に集中している。前述したように、相当塑性ひずみ速度のオーダーは 10^4 /s である。せん断面での塑性域は刃先下部の仕上げ面に、あるいは刃先上部にまで広がっている。刃先上部に広がっている塑性域のことを2次塑性域と呼ぶ。仕上げ面下部に広がっている塑性変形域は、仕上げ面の加工変質層を残留させることになる。

切りくずの相当塑性ひずみは、2～6まで増加していることが分る。

2.7.1 高すくい角工具の利点

切削仕上げ面の表層に残留する相当塑性ひずみは加工変質層の状態を代表すると考えることができる。図2.7.7の相当塑性ひずみ分布を見ると、すくい角の増加に従いその絶対値が減少し、その深さも浅くなる様子が分る。

図2.7.8には、その様子をグラフとして示した。ここで相当塑性ひずみ ϵ_p は、仕上げ面表層にある要素のガウス点の値から仕上げ面での値を見積もった値である。

同図より、すくい角 α が、0 deg から5 deg になると約半減し、0 deg から30 deg になると、約1/10に減少することが分る。同図には最高温度を共に示しているが、温度の減少分よりも相当塑性ひずみの減少分の方が大きいことが分る。

以上より、単一すくい面工具では、すくい角の増加にしたがい切削力と切削温度は減少し、また加工変質層も著しく減少することになる。切削力の低減は、結局工作機械の動力を小さくすることができるので、工作機械のエネルギー消費を少なくすることができる。またさらに、切削力を低減できることは、工作機械そのものの剛性を小さくすることができるので、小型で低電力の加工機にすることができるのである。さらに、仕上げ面表層の塑性変形による加工変質層も小さくすることができるので、高すくい角工具（ハイレキー工具）は非常に優れた工具といえるのである。

しかしながら、単一すくい面工具での単なるすくい角の増加で全ての事が改善できるわけでない。第一に切りくずはカールほとんどしないので、切りくず処理能力は全く無い。またすくい角の増加により刃先角が減少するので、欠けやすいなどの悪影響がでてくる。工具自体の性能については第4章で検討することにするが、次節からは、単一すくい面工具を基準にして、高すくい角を保ちつつ、上記の悪影響を取り除くためにはどのような工具形状が考えられるかについて検討することにする。

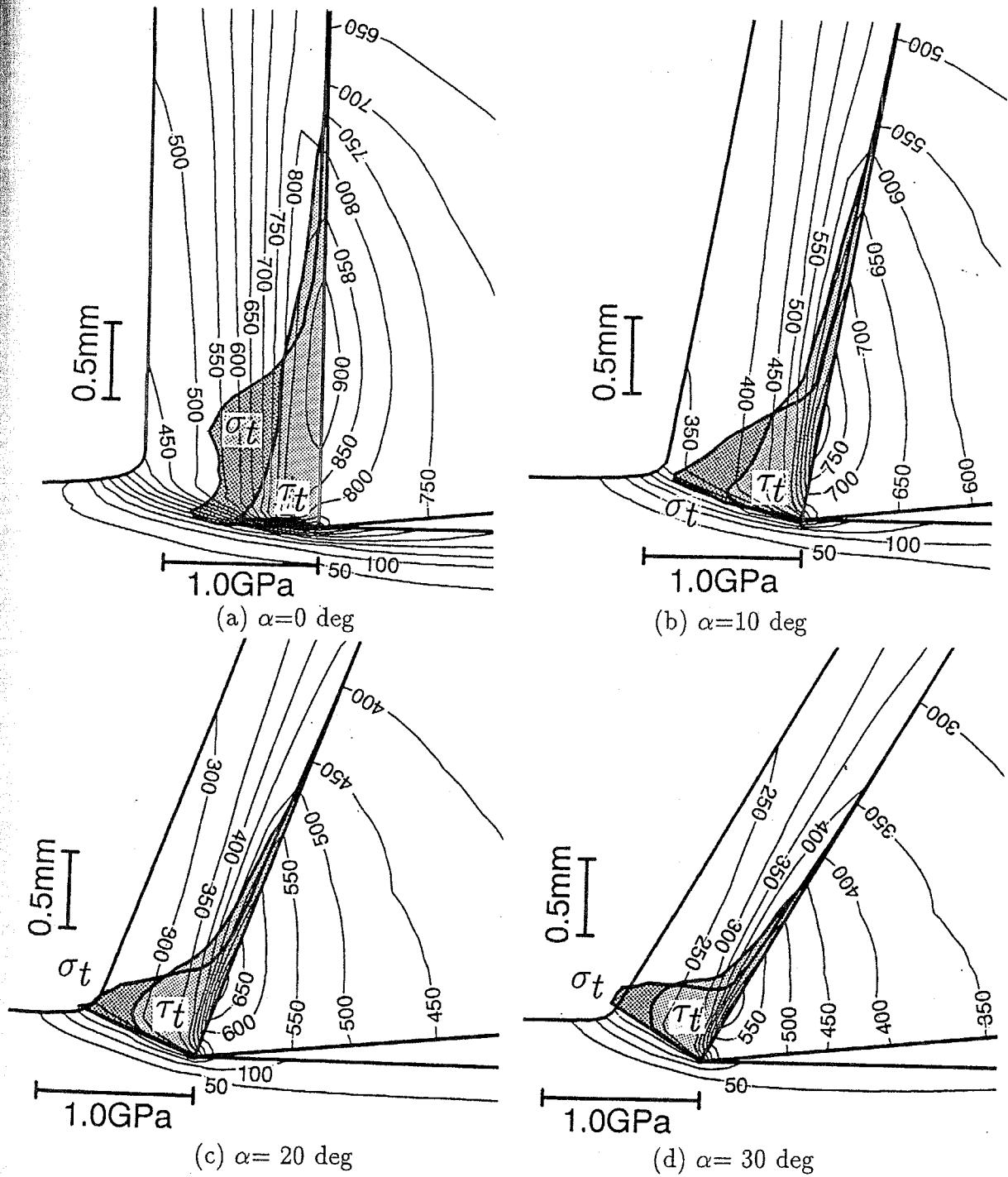


Figure 2.7.1 単一すくい面工具の切削機構

切削条件: 切削速度 $V_c=100$ m/min, 切削厚さ $t_1=0.25$ mm, 乾式

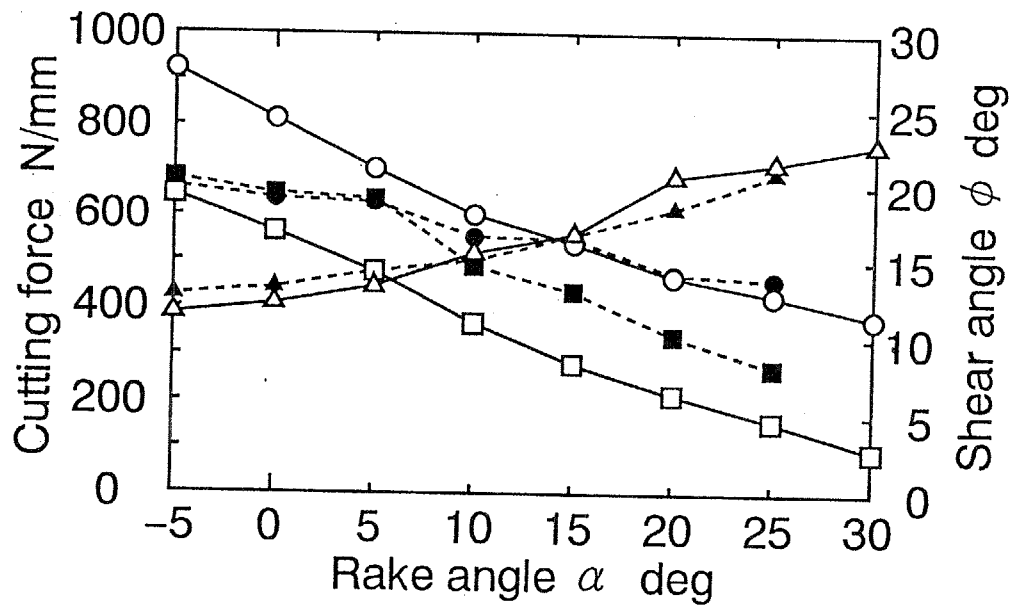


Figure 2.7.2 単一すくい面工具のすくい角に対する切削力とせん断角の変化
 ○は主分力 F_H , □は背分力 F_V , △はせん断角 ϕ を表す. 白抜きは解析値であり, 黒塗りは実測値である.

切削条件: 図 2.7.1 と同じ.

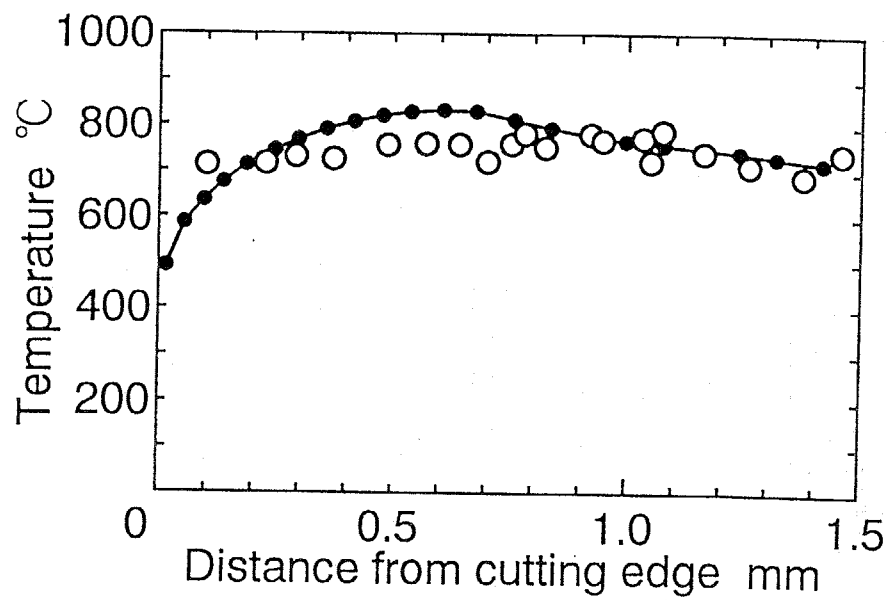


Figure 2.7.3 工具すくい面上の温度分布の実験結果と解析結果の比較
白抜きは実測値を示し，黒塗りは解析値を示す。
切削条件:切削速度 $V_c=100$ m/min, 切削厚さ $t_1=0.25$ mm, すくい角 $\alpha=10$ deg, 乾式

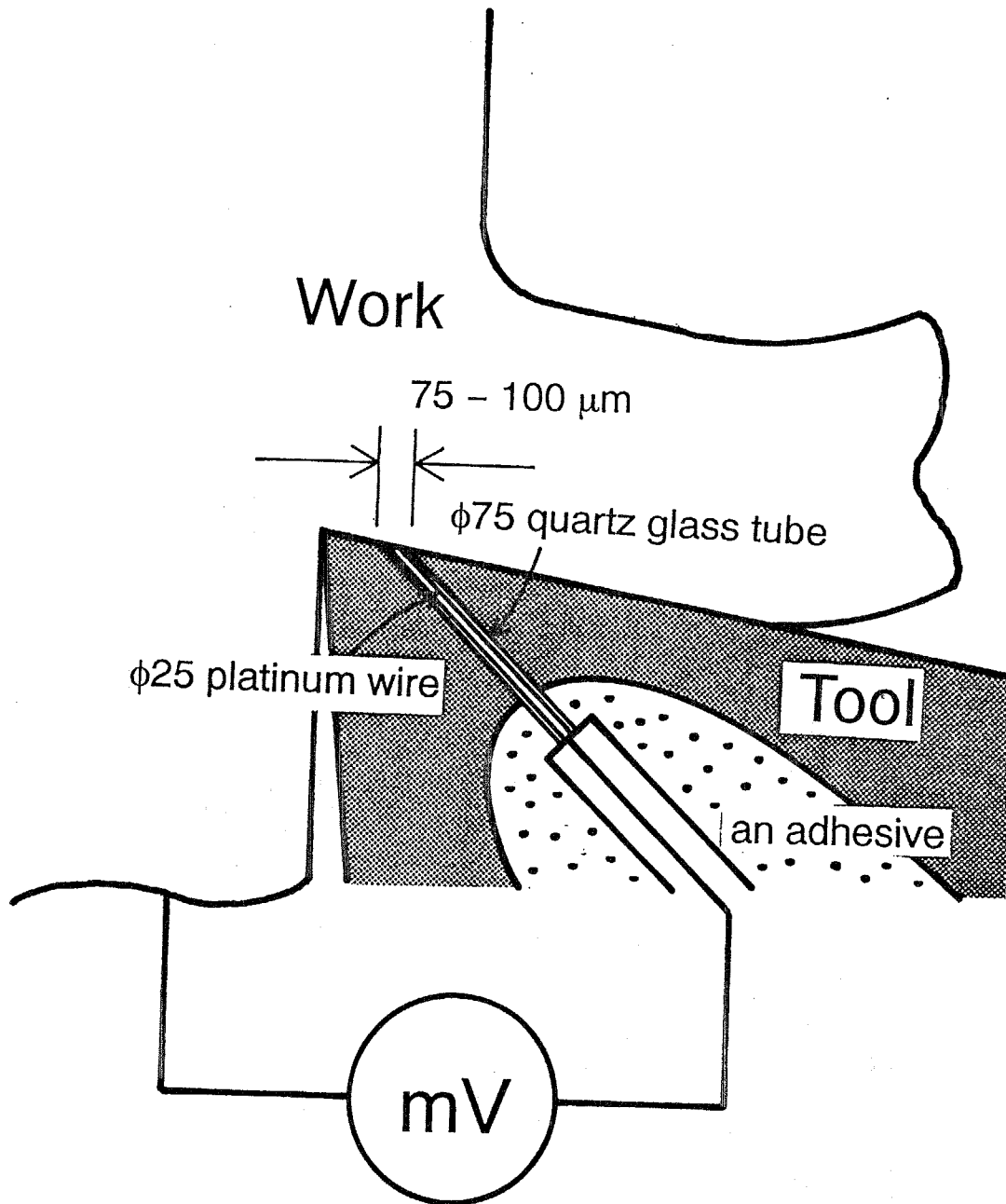


Figure 2.7.4 工具すくい面上の温度分布測定方法

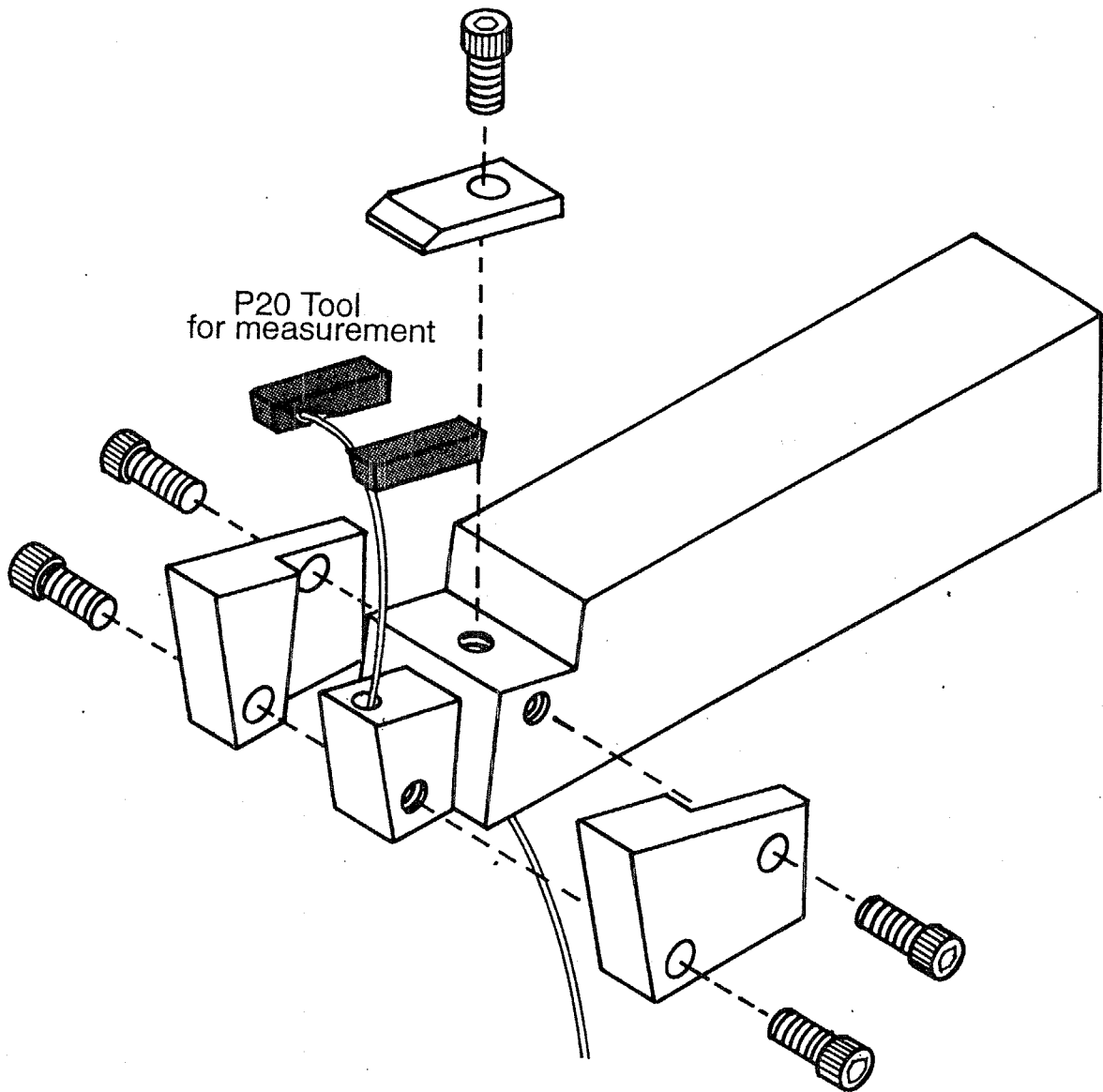


Figure 2.7.5 工具すくい面上の温度分布測定用工具

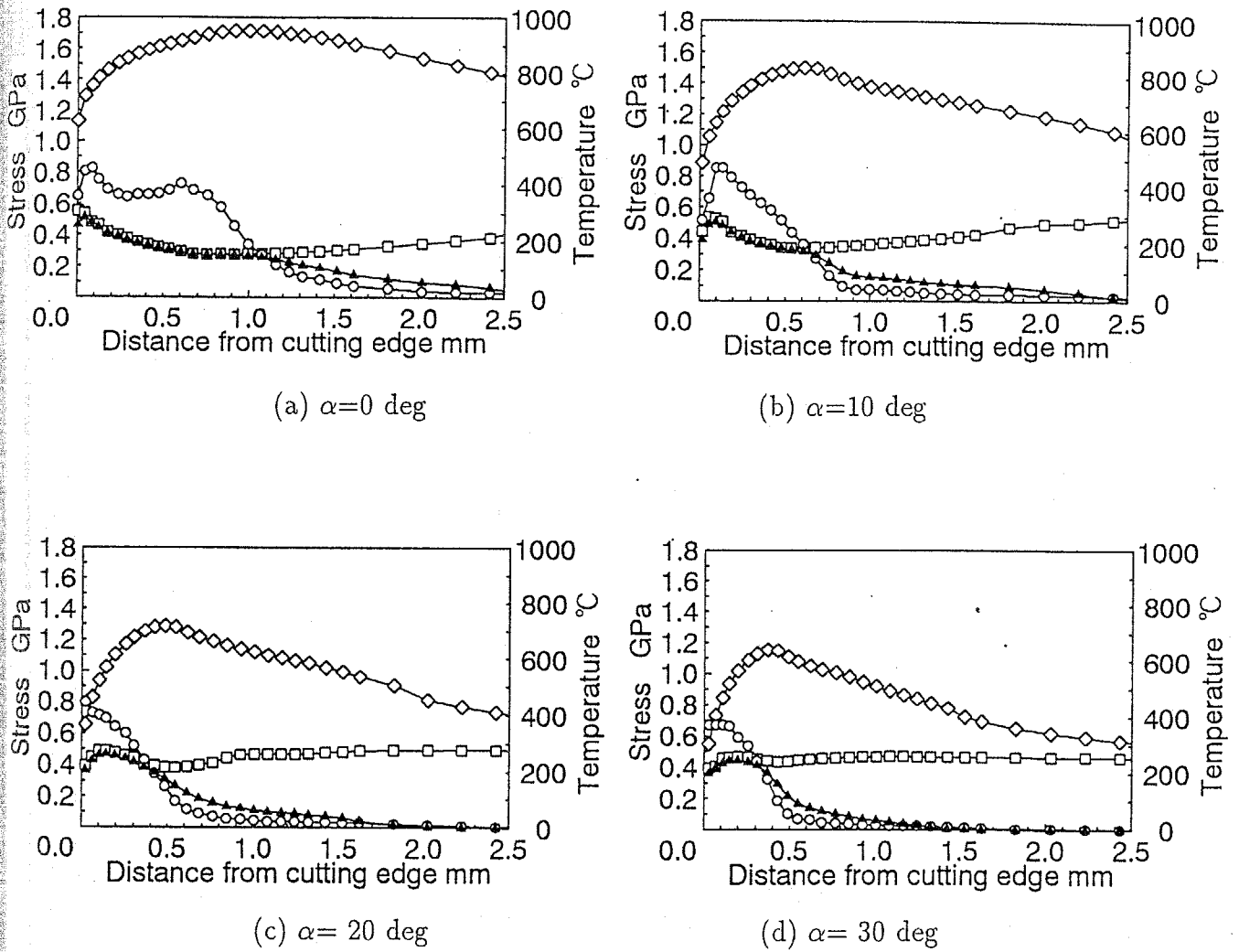


Figure 2.7.6 単一すくい面工具の工具すくい面上の応力と温度分布

○は垂直応力 σ_t , ▲は摩擦応力 τ_t , ◇は温度分布, □は切りくず材料の最大せん断降伏応力 τ_e を示している.

切削条件:図 2.7.1と同じ.

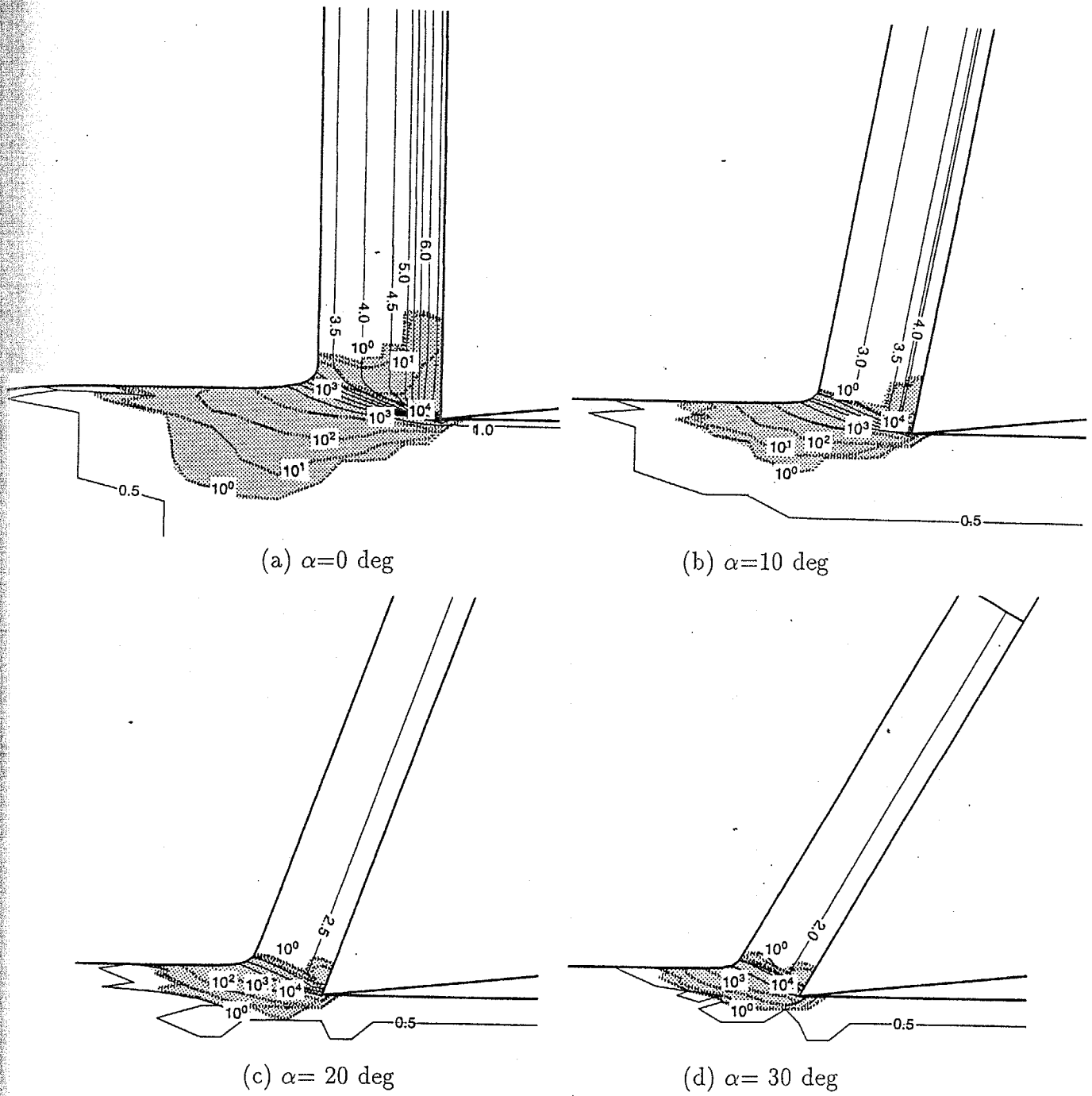


Figure 2.7.7 相当塑性ひずみ速度分布と相当塑性ひずみ分布

相当塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_p$ の等高線は対数で表示し, 10^0 1/s 以上の塑性変形域をハッチングを施して表示してある. 相当塑性ひずみの等高線間隔は 0.5 である.

切削条件: 図 2.7.1 と同じ.

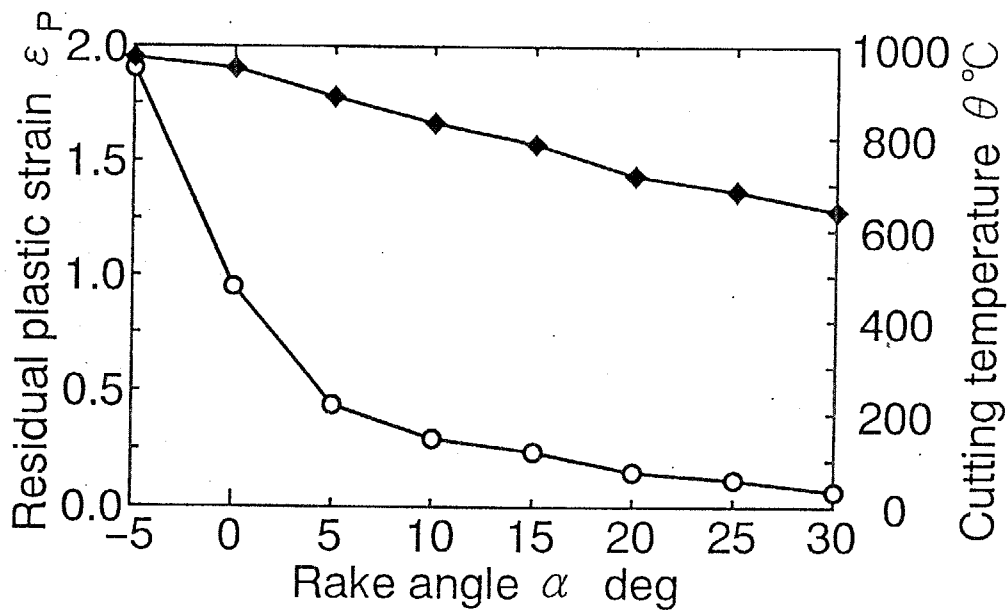


Figure 2.7.8 すくい角に対する加工変質層の変化

○は、仕上げ面表層の相当塑性ひずみ ϵ_p を、◆は最高切削温度を示している。
 切削条件:図 2.7.1と同じ。

2.8 結言

本章では、工具すくい面形状が平 (flat) でなく、曲面や凹凸を複合した複合すくい面工具の切削機構（切りくず形状、切削力、切削温度、工具すくい面上の応力や温度分布、切りくず材料の塑性変形状態など）を詳細に予測を開発した。

以下に本章のまとめを簡潔に述べる。

1. 複合すくい面工具の2次元定常切削機構を詳細に把握するために、有限要素法による弾塑性解析と、定常熱移動解析を併用した反復収束法を開発した。
2. 曲面状すくい面において、非線形摩擦特性と、面の法線方向の変化による2つの幾何学的非線形を定式化し、剛性マトリクスに導入した。
3. 定常熱移動解析では、本解析で用いる平行四辺形要素にも対応できるように Hughes の2次元最適風上法を一部修正し、定式化した。
4. 上記のことを考慮した反復収束法は、工具すくい面形状の変化に対して定常切削機構の変化を解析する能力があることを確認した。
5. 単一すくい面工具の切削機構を解析し、実験結果と比較検討したところ、すくい角に対する切削力と切りくず形状の定量的な一致とすくい角 10 deg での工具すくい面上の温度分布の定量的な一致をみた。
6. 単一すくい面工具の場合、すくい角の増大は切削力を低減し仕上げ面表層に残留する加工変質層も小さくすることができる。したがって、すくい角を大きくするのが高性能切削工具設計の一つの設計指針であると言える。

参考文献

- [1] 臼井 英治 : 切削研削加工学 上, 共立出版
- [2] 松本 紘美, 小川 茂 : 陰解法弾塑性有限要素法による不安定変形の解析精度に対する各種誤差要因の影響, 塑性と加工, 33, 372 (1992) 81
- [3] 栗山 慎鋒, 小川 茂 : 弾塑性材の構成法定式の記述と内部エネルギーの算定, 塑性と加工, 31, 356 (1990) 1102
- [4] B.E.Healy, R.H.Dodds,Jr : A large strain plasticity model for implicit finite element analysis, *Comput. Mech.*, 9 (1992) 95
- [5] Joop C.Nagtegaal : ON THE IMPLEMENTATION OF INELASTIC CONSTITUTIVE EQUATIONS WITH SPECIAL REFERENCE TO LARGE DEFORMATION PROBLEMS, *Comp.Meths.Appl,Mech.Eng.*, 33, (1982) 469
- [6] George Z. Voyiadjis, Peter I. Kattan : A PLASTICITY-DAMAGE THEORY FOR LARGE DEFORMATION OF SOLID - I. THEORETICAL FORMULATION, *Int.J.Engng Sci.*, 30, 9, (1992) 1089
- [7] J.C.Simo : A FRAMEWORK FOR FINITE STRAIN ELASTOPLASTICITY BASED ON MAXIMUM PLASTIC DISSIPATION AND THE MULTIPLICATIVE DECOMPOSITION. PART II: COMPUTATIONAL ASPECT, *Comput. Meth. Appl. Mech. Engrg.*, 68, (1988) 1
- [8] R.B.Morris, Y.Tsuji, P.Carnevali : ADAPTIVE SOLUTION STRATEGE FOR SOLVING LARGE SYSTEMS OF p-TYPE FINITE ELEMENT EQUATIONS, *Int. J. Numer. Meth. Engrg.*, 33, (1992) 2059
- [9] C.W.Hirt, A.A.Amsden amd J.L.Cook : An Arbitrary Lagrangian-Eulerian Computing Method for All Flow Speeds, *J. Compt. Physics*, 14 (1974) 227
- [10] T.B.Belytschko and J.M.Kennedy : COMPUTER MODELS FOR SUBASSEMBLY SIMULATION, *Nuclear Engineering and Design*, 49 (1978) 17

- [11] Wing Kam Liu, Herman Chang, Jiun-Shyan Chen and Ted Belytschko : ARBITRARY LAGRANGIAN-EULERIAN PETROV-GALERKIN FINITE ELEMENTS FOR NONLINEAR CONTINUA, *Compt. Meths. Appl. Mech. Engrg.*, 68 (1988) 259
- [12] J.Huetink and P.T.Vreeds : PROGRESS In MIXED EULERIAN-LAGRANGIAN FINITE ELEMENT SIMULATION OF FORMING PROCESSES, *Int. J. Numer. Methods Eng.*, 30 (1990) 1441
- [13] G.J.M.A.Schreppers, W.A.M.Brekelmans, A.A.H.J.Sauren, : A FINITE ELEMENT FORMULATION OF THE LARGE SLIDING CONTACT, *Int. J. Num. Meth. Eng.*, 35 (1992) 133
- [14] Somnath Ghosh : ARBITRARY LAGRANGIAN-EULERIAN FINITE ELMENT ANALYSIS OF LARGE DEFORMATION IN CONTACTING BODIES, *Int. J. Numer. Methods Eng.*, 33 (1992) 1891
- [15] S.M.Sun, H.S.Tzou and M.C.Natori : Parametric Quadratic Programming Method for Dynamic Contact Problems with Friction, *AIAA Journal*, 32, 2, (1994) 371
- [16] 白樫 高洋, 臼井 英治 : 二次元流れ型切削のシミュレーション解析, *精密機械*, 42, 5 (1976) 340
- [17] 臼井 英治, 前川 克廣, 白樫 高洋 : 炭素鋼切削における構成刃先生成過程のシミュレーション解析, *精密機械*, 47, 2 (1981) 197
- [18] 帯川 利之, 安味 貞正, 白樫 高洋, 臼井 英治 : 高分子材料の切削過程の有限要素法解析-硬質塩化ビニル樹脂切削のシミュレーション-, *精密工学会誌*, 53, 2 (1987) 288
- [19] 帯川 利之, 白樫 高洋, 臼井 英治 : 快削添加物粒子のぜい性効果(その2) -MnS粒子まわりの変形挙動に基づく快削鋼の塑性曲線の導出と快削効果のシミュレーション-, *精密工学会誌*, 53, 7 (1987) 1057
- [20] 前川 克廣, 久保 明彦, 北川 武揚 : 難削材のプラズマ加熱切削(第2報) -高Mn鋼切削機構のシミュレーション解析-, *精密工学会誌*, 54, 3 (1988) 567
- [21] 帯川 利之, 松村 隆, 臼井 英治 : 切れ刃離脱時の過渡切削過程と欠損の発生(第1報) -切れ刃離脱過程の有限要素法シミュレーション-, *精密工学会誌*, 56, 2 (1990) 336
- [22] 白樫 高洋, 吉野 雅彦, 倉島 宏実 : 超精密切削過程のシミュレーション解析(第2報) -アルミニウム単結晶切削過程のシミュレーション的予測-, *精密工学会誌*, 57, 5 (1991) 893

- [23] 前川 克廣, 久保 明彦, 北川 武揚: 快削鋼の被削性解析 (第1報) - 低合金硫黄快削鋼の摩擦特性と切削機構との関連性 -, 精密工学会誌, 57, 5 (1991) 875
- [24] 前川 克廣, 久保 明彦, 北川 武揚: 快削鋼の被削性解析 (第2報) - 快削添加物の形状と種類が切削機構に及ぼす影響 -, 精密工学会誌, 57, 12 (1991) 2193
- [25] 帯川 利之, 笹原 弘之, 臼井 英治: チップブレーカ作用の有限要素法解析, 精密工学会誌, 58, 12 (1992) 2051
- [26] 鷺津久一郎, 宮本博, 山田嘉昭, 山本善之, 川井忠彦: 有限要素法ハンドブック I, II, 培風館
- [27] 戸川隼人: 有限要素法概論, 培風館
- [28] 山田嘉昭: 塑性・粘弾性, 培風館
- [29] (社)日本塑性加工学会: 非線形有限要素法 - 線形弾性解析から塑性加工解析まで -, コロナ社
- [30] 矢川元基, 吉村忍: 有限要素法, 培風館
- [31] J.C.Nagtegaal, D.M.PARKS, J.R.RICE : ON NUMERICALLY ACCURATE FINITE ELEMENT SOLUTIONS IN THE FULLY PLASTIC RANGE, *Comp.Meths.Appl.Mech.Eng.*, 4, (1974) 153
- [32] James R.Rice, Robert M. Mcmeeking, David M.Parks : RECENT FINITE ELEMENT STUDIES IN PLASTICITY AND FRACTURE MECHANICS, *Comp.Meths.Appl.Mech.Eng.*, 17/18, (1979) 411
- [33] 大坪 宏, 平川 智之, 山田 嘉昭: 塑性加工定常流れ問題の有限要素法による解析, 塑性と加工, 20, 218 (1979) 235
- [34] 牧野内 昭武: 弾塑性有限要素法による板材の平面ひずみU曲げの解析, 塑性と加工, 27, 301 (1986) 301
- [35] 牧野内 昭武, 吉田 茂: 弾塑性有限要素法によるハット曲げ成形過程のシミュレーション, 塑性と加工, 28, 313 (1987) 135
- [36] 北川 宏, 日浦 誠司: 殻体の接触に伴う弾塑性不安定変形の解析, 日本機械学会論文集 (A 編), 54, 500 (1988) 786
- [37] 後藤 学, 渋谷 友次: ギヤ用素形材の型鍛造の弾塑性有限要素法解析, 塑性と加工, 31, 354 (1990) 899

- [38] D.Buryta, R.Sowerby and I.Yellowley : STRESS DISTRIBUTIONS ON THE RAKE FACE DURING ORTHOGONAL MACHINING, Int. J. Mach. Tools Manufact., 34, 5 (1994) 721
- [39] 白樫 高洋, 臼井 英治 : 工具すくい面の摩擦特性, 精密機械, 39, 9 (1973) 966
- [40] Y.Yamada, A.S.Wifi and T.Hirakawa : Analysis of Large Deformation and Stress in Metal Forming Processes by the Finite Element Method, Metal Forming Plasticity Ed. H.Lippmann, Springer-Verlag, (1979) 159
- [41] 矢川元基 : 流れと熱伝導の有限要素法入門, 培風館
- [42] S.V. パタンカー, 水谷幸夫, 香月正司 : コンピュータによる熱移動と流れの数値解析, 森北出版
- [43] Thomas J.R.Hughes : A SIMPLE SCHEME FOR DEVELOPING 'UPWIND' FINITE ELEMENTS, Int. J. Num. Meth. Engng, 12, (1978) 1359
- [44] Thomas J.R.Hughes, Wing Kam Liu, Alec Brooks : Finite Element Analysis of Incompressible Viscous Flow by Penalty Function Formulation, J. Comput. Phys., 30, (1979) 1
- [45] 臼井 英治, 白樫 高洋, 益子 正巳 : 高速圧縮試験機と二, 三の結果-切削における温度・ひずみ速度効果の基礎的研究 (第1報) -, 精密機械, 37, 4 (1971) 268
- [46] 臼井 英治, 白樫 高洋, 益子 正巳 : ひずみ速度履歴効果の検討-切削における温度・ひずみ速度効果の基礎的研究 (第2報) -, 精密機械, 37, 5 (1971) 338
- [47] W.F.Hastings, P.L.B.Oxley and M.G.Stevenson : PREDICTING A MATERIAL'S MACHINING CHARACTERISTICS USING FLOW STRESS PROPERTIES OBTAINED FROM HIGH-SPEED COMPRESSION TEST, Proc. Instn. Mech. Engrs., 188 22/74 (1974) 245
- [48] 白樫 高洋, 前川 克廣, 臼井 英治 : 高温・高速変形における低炭素鋼の流動応力特性 (第1報) -増分累積方式の衝撃圧縮試験の妥当性-, 精密機械, 44, 11 (1978) 1393
- [49] 前川 克廣, 白樫 高洋, 臼井 英治 : 高温・高速変形における低炭素鋼の流動応力特性 (第2報) -温度履歴, ひずみ速度履歴を含む変形過程の流動応力-, 精密機械, 44, 12 (1978) 1495
- [50] Y.S.Touloukian and C.Y.Ho : Thermophysical Properties of Matter, The TPRC Data Series Volume 1, IFI/Plenum Data., New York, N.Y., (1970)
- [51] Y.S.Touloukian and C.Y.Ho : Thermophysical Properties of Matter, The TPRC Data Series Volume 4, IFI/Plenum Data., New York, N.Y., (1970)

- [52] 臼井 英治, 白樫 高洋, 北川 武揚: 三次元切削温度分布の数値解析, 精密機械, 41, 12 (1975) 1141
- [53] 北川 武揚, 白樫 高洋, 臼井 英治: すくい面摩耗特性の検討—切削工具寿命の解析的予測に関する研究 (第1報) —, 精密機械, 42, 12 (1976) 1178

第3章

複合すくい面工具の切りくず生成過程の 予測

3.1 緒言

耐摩耗性と耐欠損性にすぐれていて、切りくず処理 (chip control) がしやすく、安定した切削加工を持続でき、さらには良好な質を持つ製品を加工することができる工具は理想的な工具であると言える。

一般に、知られている工具形状が切削機構に及ぼす効果を以下にまとめてみる。

1. 単一すくい面工具の場合は、すくい角が増加すると切りくずは薄くなり、切削力と切削温度は減少する。
2. 単一すくい面工具の刃先部分のすくい面を2段にした工具を2段すくい面工具と呼ぶ。この場合ランド幅を0mmの単一すくい面工具の状態から増加させると、あるランド幅のところで、切りくずと工具の接触長さが自然接触長さに比べて著しく短く拘束され、切りくずは薄くなり切削力と切削温度が単一すくい面工具の場合よりも低下するようになる。この効果を積極的に利用した工具のことを接触面積拘束工具と呼んでいる。
3. チップブレイカ工具の場合には、チップブレイカにより切りくず流出方向が幾何学的に拘束され切りくずがカールするようになるので、切りくずが折れやすくなり、切りくず処理性能が増す。また同時に、接触面積拘束工具のように切削力と切削温度は低下し、切削状態も安定になる。

しかしながら、以上のことは主に実験的に調べられた経験的知識であるので、なぜ、そのようになるのか因果関係を明確に説明することができない。また、解析的な検討も行われてはいたが、塑性力学に基づくすべり線理論を用いる手法までなので [1]- [7]、工具すくい面上の応力分布や温度分布がどのようなになっているのかなどの詳細な検討は一切行うことができないでいた。そのため、どのような工具形状、例えばチップブレイカ工具であれば、切削条件に対して、どのようなチップブレイカをつければ良いのかは実際に切削実験を行わなければ分からないことであった。さらには、工具形状による応力分布の変化や温度分布の変化、摩耗の進行状態、欠損の程度、仕上げ面の加工変質層の状態の変化などは全く未知である。全く未知であるという意味は、全く予測できないことである。

単一すくい面工具での工具すくい面上の応力分布は、定常切削状態では、垂直応力分布は切刃より指数関数的に減少するか、または三角形分布をしていること、摩擦応力はほぼ台形分布をしていること [8]、温度分布のピークは1つでそれは工具すくい面上の刃先上方の切りくずと工具の接触域の中間程度であること [9],[10]などは多くの実験結果や解析結果から普遍の知識として得ている。

切削に関する研究は世界中で行われているが、その研究で得られる知識は、単一すくい面工具の場合に限定されている。それは、前述した普遍の知識を基にした研究ばかりであるからである。つまり単一すくい面工具を用いて、被削材の材料特性からみた切削機構を研究するや [11]- [16]、切削機構のシミュレーションを行い切削現象を再現 (可視化) する

研究は非常に多く行われてきている。切削の数値解析の研究では、塑性理論やエネルギー解放を用いて予測する研究 [17], [18] や、大規模数値解析としては、剛塑性有限要素法を用いる研究 [19]– [21], 粘弾塑性有限要素法を用いる研究 [22], 動的弾塑性有限要素法を用いる研究 [23], 本研究のように定常切削状態を反復収束法を用いた弾塑性有限要素法で解析する研究 [24]– [33], 非定常過程を弾塑性有限要素法で解析する研究 [34]– [42] など多数行われてきている。しかしながら、研究の目的が単一すくい面工具の切削機構の解明ではなく、切削中における被削材の材料特性を数値解析によって解明する研究が主たるものになってきている。そのため扱われる工具形状は、上記の如くその切削機構が広く認識されている単一すくい面工具に限定されているのである。上記のなかで唯一異形すくい面工具の特性を扱っているのは、[33] のチップブレードの切削機構の解明に関する研究である。しかしながらこれも比較的簡単なクランプオン型の単一すくい面工具にブレードピースを付けたチップブレード工具が対象であり、現在主流の曲面的な溝型すくい面工具ではない。

つまり、単一すくい面工具の切削機構の普遍の知識を基礎として、被削材の材料特性などを解明する研究が多く、工具形状が変化した場合に、切削機構がどのように変化するかといった研究はまったく行われていないために、そのような工具に関する知識が蓄積されず、摩耗や欠損も予測できない、ということになっているのである。

そこで本章では、第2章で述べた任意すくい面形状の切削工具に対応した反復収束法を併用した弾塑性有限要素法解析により、様々な工具形状での切削機構を解析し、今まで全く予測できなかった、切りくず生成状態、工具すくい面上の応力や温度分布、仕上げ面表層の加工変質層などの物理量を解析的に詳細に予測する。そして、工具形状が上記の物理量に対してどのような影響をもたらすのかを、定量的に吟味し、経験的に得られている切削現象の因果関係を明らかにする。

本章で得られた解析結果は、上記の経験的知識を解析的知識で補うことができるし、また新たな解析的知識を与えることができ、工具設計の指針の一つを与えることができるものである。

3.2 2段すくい面工具の切りくず生成過程の予測

3.2.1 2段すくい面工具の形状特徴と切削基本特性

本節では、すくい面形状を2段にする2段すくい面工具についてその切削機構を検討する。

2段すくい面工具とは図3.2.1に示すように、第1すくい面と第2すくい面を持つ工具である。それぞれの面の切削方向に対して垂直な軸とのなす角を第1すくい角 α_1 、第2すくい角 α_2 と呼ぶ。ここで第1すくい面をランド面と呼び、ランド面の幅をランド幅 l_c と呼ぶことにする。

前述したように、切削力と切削温度を低減するためには単一すくい面工具の場合、すくい角 α を大きくすればよいことになる。しかしながら、すくい角を大きくすると刃先角が小さくなって欠けやすくなり、信頼性に欠けることは直感的に理解できる。これに対して2段すくい面工具では、刃先近傍のすくい角を小さくして刃先角を確保し、大局的には高すくい角工具の効果を持たせるためにすくい面を2段する工具である。これにより、刃先角が小さくなることによる悪影響を取り除き、かつ切削力と切削温度を低減しようとする工具である。

図3.2.2は、第1すくい角 α_1 を10 deg、ランド幅 l_c を0.15mmと固定し、第2すくい角 α_2 を10 deg から25 deg まで5 deg おきに変えた場合の切りくず断面の状態について、実験結果と解析結果で比較したものである。

実験結果の材料組織写真は、切削急停止実験[43]を行い、半生成切りくずを切り出してアクリル樹脂で固め、その断面を研磨しナイトル液（硝酸アルコール溶剤）によりエッチング処理を施した後に、工学顕微鏡で観察したものである。両者の切削条件を表3.1に示す。

Table 3.1 2段すくい面工具の切削急停止実験における切削条件

tool tip	P20
workpiece	S15C
cutting speed	100 m/min
depth of cut	0.25 mm
width of cut	3.00 mm
cutting fluid	dry
first rake angle α_1	10 deg
second rake angle α_2	10,15,20,25 deg
clearance angle γ	6 deg

図3.2.2の実験結果と解析結果を比較すると、両者は非常に良く一致している事が分る。

第2すくい角の増加につれて、切りくず厚さは減少する。また組織写真をみると、第1すくい面周辺には材料の流れが遅くなった部分が見えるが、解析結果の流線もそのようになっている。すなわち、第2すくい角を付けると、おおかたの切りくず材料は第2すくい角を持つ単一すくい面工具での切削状態のようになる。以前の研究では、2断すくい面工具の切削機構は、ホドグラフなどを駆使して塑性力学的にせん断面付近の塑性変形状態を予測しようとしていたが[1]、本研究の手法により、より詳細に予測できることが分かる。

図3.2.3は、第2すくい角に対する切削力と切りくず厚さの、実験結果と解析結果を比較したものである。同図より実験結果と解析結果は非常に良く一致していることが分かり、反復収束法を用いた手法でも、本研究の幾何学的非線形項の定式化の導入により、実際の切削状態をよく再現できることが分かる。

図3.2.4は、単一すくい面工具のすくい角 α と2段すくい面工具の第2すくい角 α_2 とを同じ横軸にして、解析結果における切削力と切りくず厚さの変化を示したものである。同図より、2段すくい面工具（ランド幅 $l_c=0.15\text{mm}$ ）と単一すくい面工具を比較すると本切削条件の範囲では、切削力や切りくず厚さに関して大きな相違は無いことが分る。

一方図3.2.5は、同様にして、仕上げ面表層の相当塑性ひずみと、切削温度の最高温度を比較したものである。単一すくい面工具の方は前述したように、すくい角の増加にしたがい、ひずみ量と温度は共に減少する。2段すくい面工具の温度は、単一すくい面工具と同様に減少するが、その減少の割合が、単一すくい面工具のものよりも大きく $\alpha_2=25\text{ deg}$ の時には約 $50\text{ }^\circ\text{C}$ 低下している。すなわち、例えば、すくい角 $\alpha=20\text{ deg}$ の単一すくい面工具を考えた場合、この単一すくい面工具の刃先部分に 10 deg のランド面を付加した（例えばチャンファーの様に、刃先を面取りする）工具の方が、刃先角は 10 deg と大きくなるし、切削温度も減少させることができるということである。

仕上げ面表層の相当塑性ひずみに関しては、2段すくい面工具の方では、第2すくい角 α_2 が 15 deg 20 deg 付近からは逆に増加する傾向にある。 20 deg 付近で単一すくい面工具の場合と比較すると、約2.5倍の相当塑性ひずみが仕上げ面表層に残ることになる。これは刃先付近に限定すれば、塑性変形の状態が α_2 を増加させても変わらなくなるからである。

図3.2.6に図2.7.7と同様な2段すくい面工具の相当塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 分布と相当塑性ひずみ ϵ_p 分布を示す。2段すくい面工具では、第2すくい角の増加に伴い、ランド面を含む2次塑性域の範囲が、単一すくい面工具のそれと比べて切りくず上方に拡大することが分る。切削力の減少傾向はランド面がある2段すくい面工具と、それが無い単一すくい面工具とではほぼ同一であったから、第2すくい角の増加に伴い、ランド面付近に材料の変形が集中し、その結果としてせん断角が増大することが分かる。

次に工具すくい面上の応力と温度分布の状態をみってみる。図3.2.7は、図2.7.1と同様な図であり、温度分布とすくい面上の応力分布を示している。

図3.2.8は図2.7.6と同様なグラフであり、横軸に第1すくい面に平行にとった刃先からの距離を横軸にとり、すくい面上の応力（ σ_t , τ_t , τ_c ）分布と温度分布を示したものである。

図3.2.8より、工具すくい面垂直応力 σ_t と摩擦応力 τ_t の分布形状は単一すくい面工具のそれと大きく異なっているのが良く分る。すなわち、ランド面（第1すくい面）上の垂直応力 σ_t は 1.0GPa を越えており、その大きさは第2すくい角が増加するに従い大きくなってお

り、第2すくい角が25 deg の時には、1.8GPa まで増加している。これは、切削力のほとんどをランド面が受けているからである。一方第2すくい面上の応力は第1すくい面から急激に低下する分布を示している。また第1すくい面と第2すくい面の境界は、シャープエッジになっているので、切りくず材料の速度ベクトルはそこで、急激に変化することになる。その変化量は第2すくい角が増加するに従い大きくなるので、結果的に、エッジ付近で応力分布に特異性（切りくずが一度工具面より離れてまた接触する）がでてしまっている。実際の切削では、この部分に材料のよどみによりデットメタルの様なものが形成されると思われるので、本解析のように大きな特異性な無いのではないかと思われるが、第2すくい角の増加（第1すくい角と第2すくい角の角度差の増大）に従い、このような不連続性（特異性）は起るのは確かである。

以上の点より、2段すくい面工具では第1すくい角は変えず、第2すくい角のみを増加させれば、切削力の大部分をランド面で受けることになるので、ランド面付近に変形が集中し、ランド面付近の塑性変形速度（塑性ひずみ速度）が大きくなり、結果的に仕上げ面に残留する相当塑性ひずみの量が増すと言える。

2段すくい面工具ではなぜ切削温度を低減することができるか、について検討してみる。図3.2.7や図3.2.8からも分かるように、切りくずと工具の接触長さを比較してみると、2段すくい面工具の方が、接触長さが短くなっていることがわかる。この様子を表に示してみると、表3.2のようになっている。

Table 3.2 2段すくい面工具と単一すくい面工具の切りくず接触長さの比較

rake angle deg	double rake face mm	single rake face mm
10	3.02	4.02
15	2.60	4.02
25	2.36	3.02

ここで、2段すくい面工具の角度は第2すくい角である。

表3.2より、すくい角25 deg の場合には、2段すくい面工具の接触長さは約80%に減少している。図3.2.8に示した工具すくい面上の摩擦応力分布を見れば分かるように、工具すくい面上の垂直応力 σ_t がいくら大きくても摩擦応力 τ_t の大きさは、材料の最大せん断降伏応力 τ_e で頭打ちになるので、接触長さの減少は、切削温度の低減につながる。

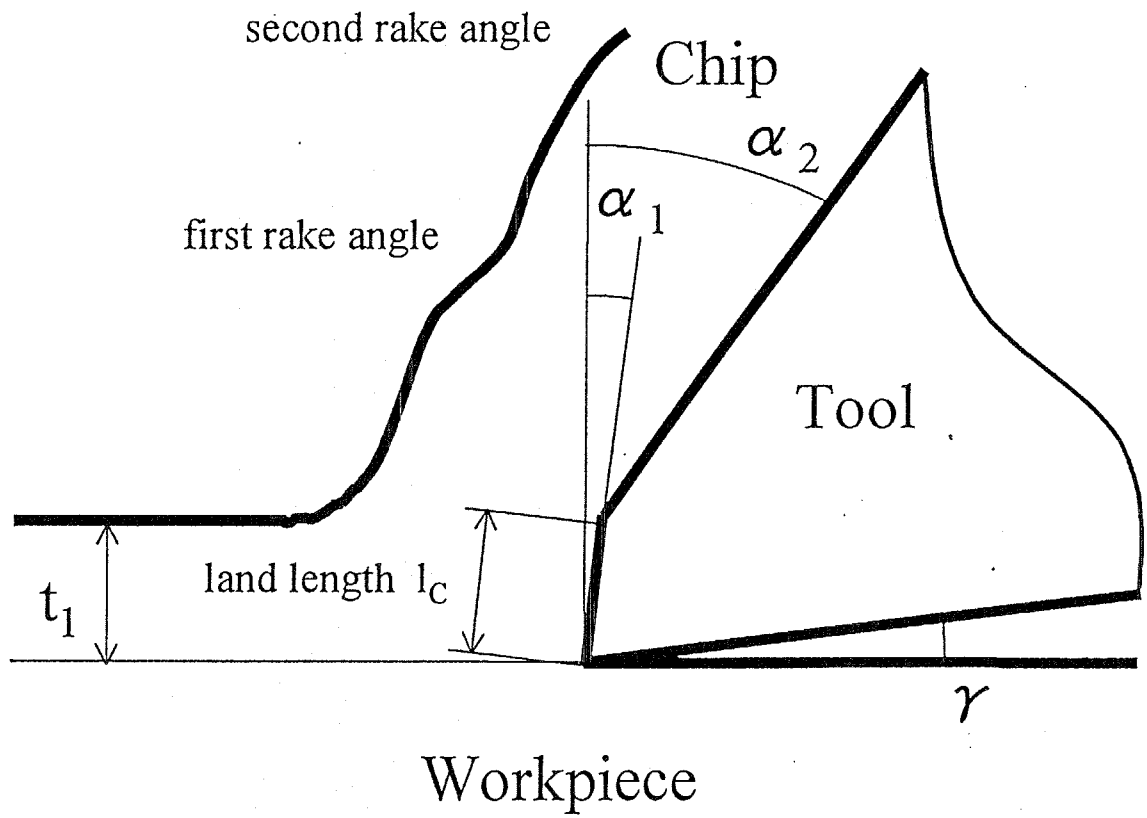
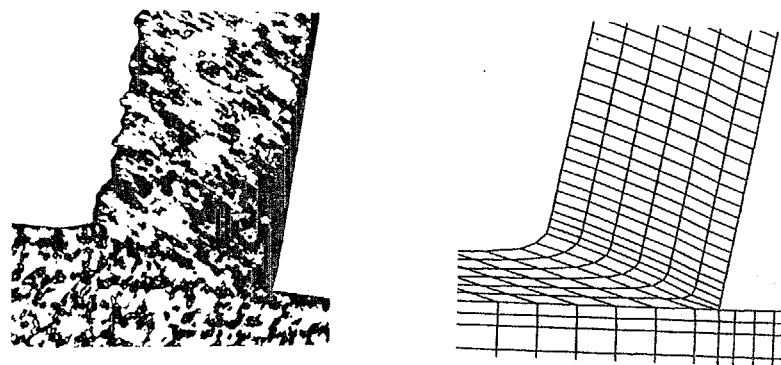
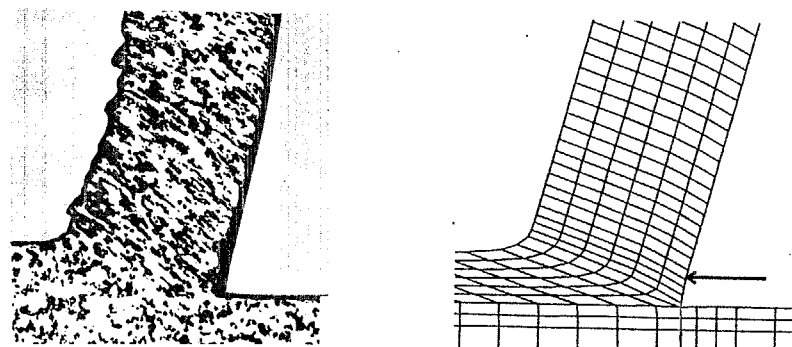


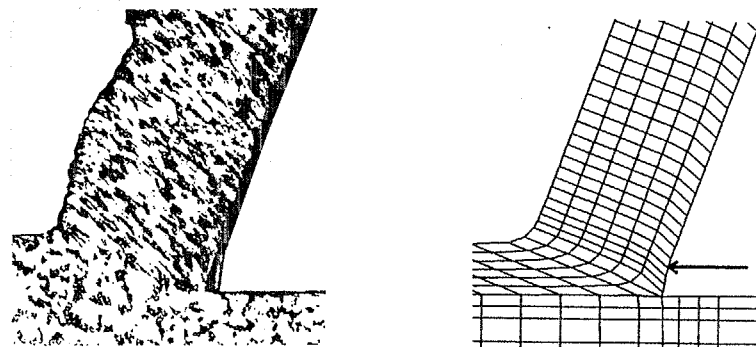
Figure 3.2.1 2段すくい面工具の形状



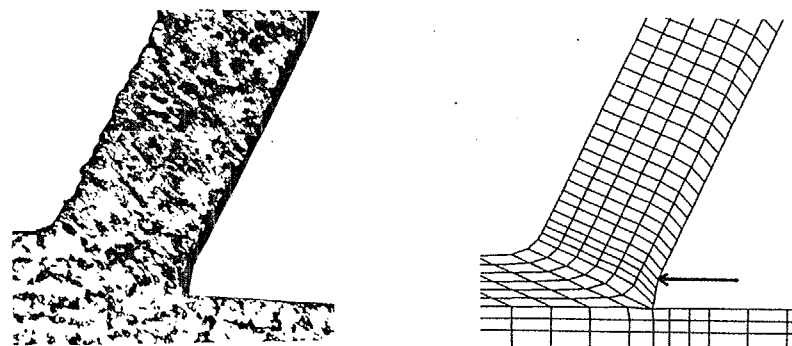
(a) Flat rake face tool $\alpha=10$ deg



(b) $\alpha_1=10$ deg, $\alpha_2=15$ deg, $l_c=0.15$ mm



(c) $\alpha_1=10$ deg, $\alpha_2=20$ deg, $l_c=0.15$ mm



(d) $\alpha_1=10$ deg, $\alpha_2=25$ deg, $l_c=0.15$ mm

Figure 3.2.2 実験結果と解析結果の比較 (切りくず形状と材料流れ)
 矢印は、第1すくい面と第2すくい面の境界を示す。
 切削条件：切削速度 100m/min, 切削厚さ 0.25mm, 乾式

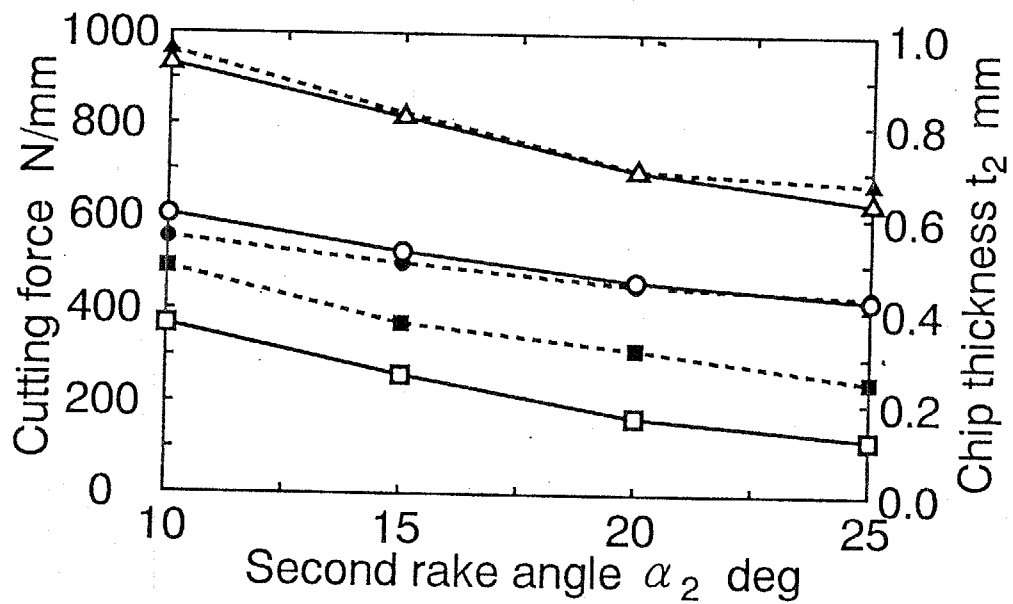


Figure 3.2.3 実験結果と解析結果の比較 (切削力と切りくず形状)

○は主分力 F_H , □は背分力 F_V , △は切りくず厚さ t_2 を示している. 白抜きは解析結果であり, 黒塗りは実験結果を示す.

切削条件: 図 3.2.2 と同じ.

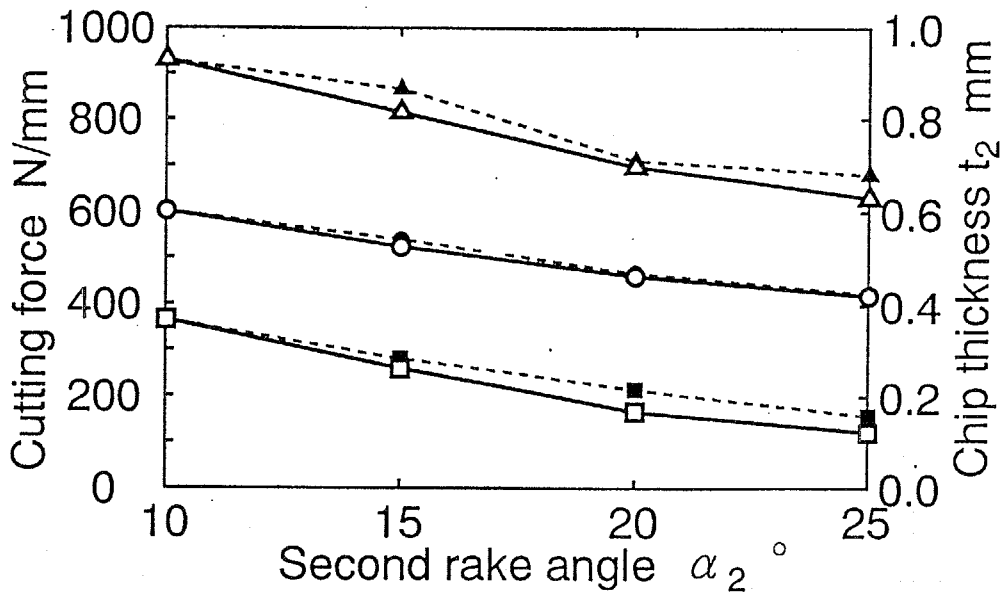


Figure 3.2.4 単一すくい面工具との比較（切削力と切りくず形状）

○は主分力 F_H , □は背分力 F_V , △は切りくず厚さ t_2 を示す. 白抜きは2段すくい面工具の解析結果であり, 黒塗りは単一すくい面工具の解析結果である.

切削条件: 図 3.2.2 と同じ.

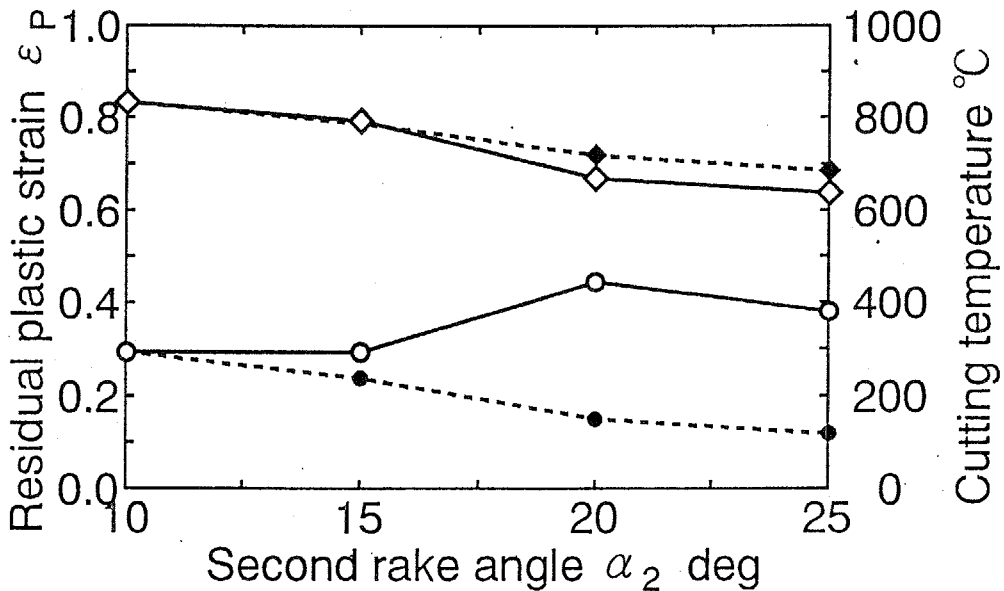


Figure 3.2.5 単一すくい面工具との比較（切削温度と加工変質層）

○は仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみ ϵ_p , ◇は最高切削温度を示す. 白抜きは2段すくい面工具の解析結果であり, 黒塗りは単一すくい面工具の解析結果である.

切削条件: 図 3.2.2 と同じ.

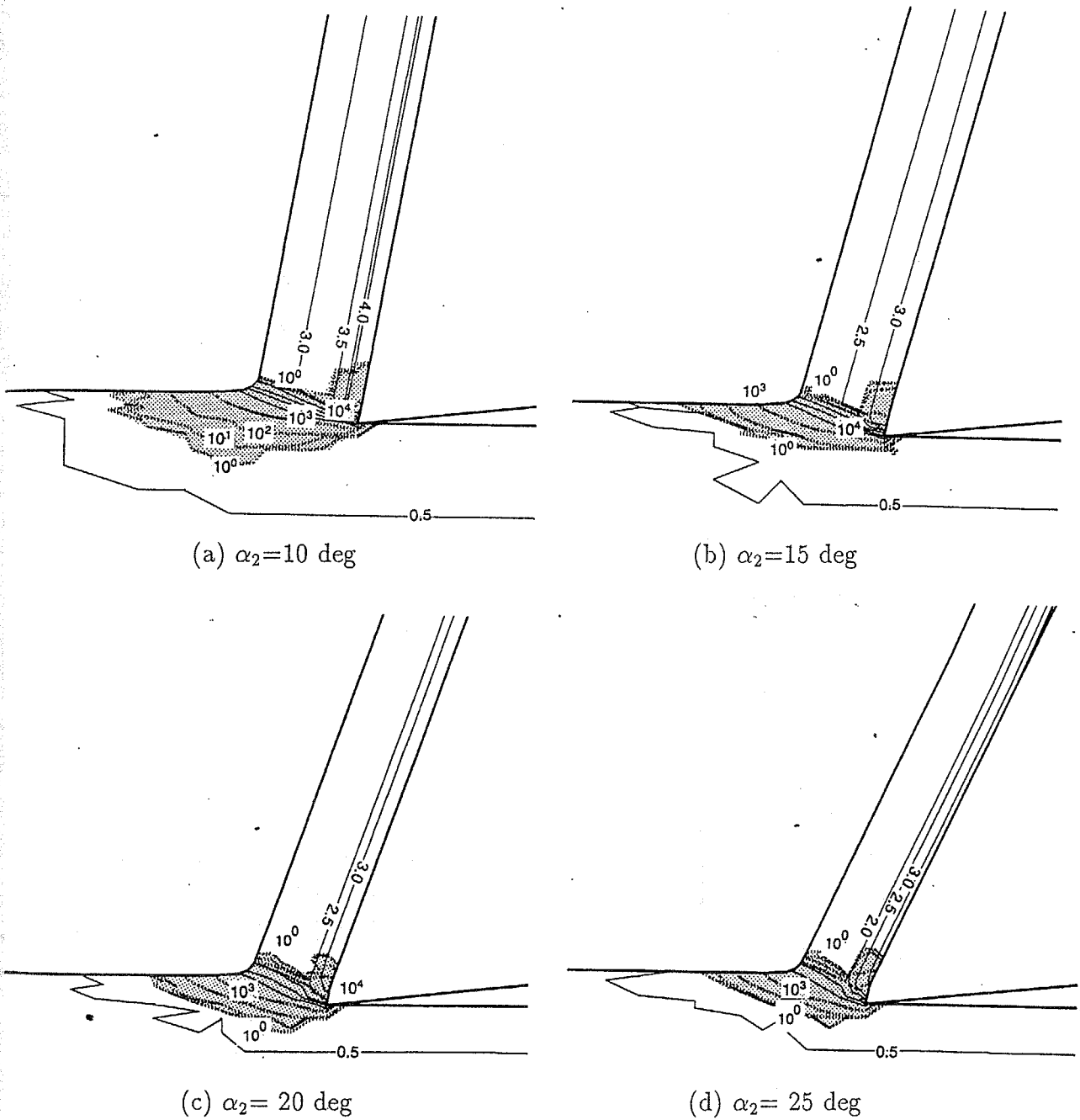


Figure 3.2.6 相当塑性ひずみ速度分布と相当塑性ひずみ分布 ($\alpha_1 = 10 \text{ deg}$, $l_c = 0.15 \text{ mm}$)
 相当塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_p$ の等高線は対数で表示し、 $\cdot 10^0 \text{ 1/s}$ 以上の塑性変形域をハッチングを
 施して表示してある。相当塑性ひずみの等高線間隔は 0.5 である。
 切削条件：図 3.2.2 と同じ。

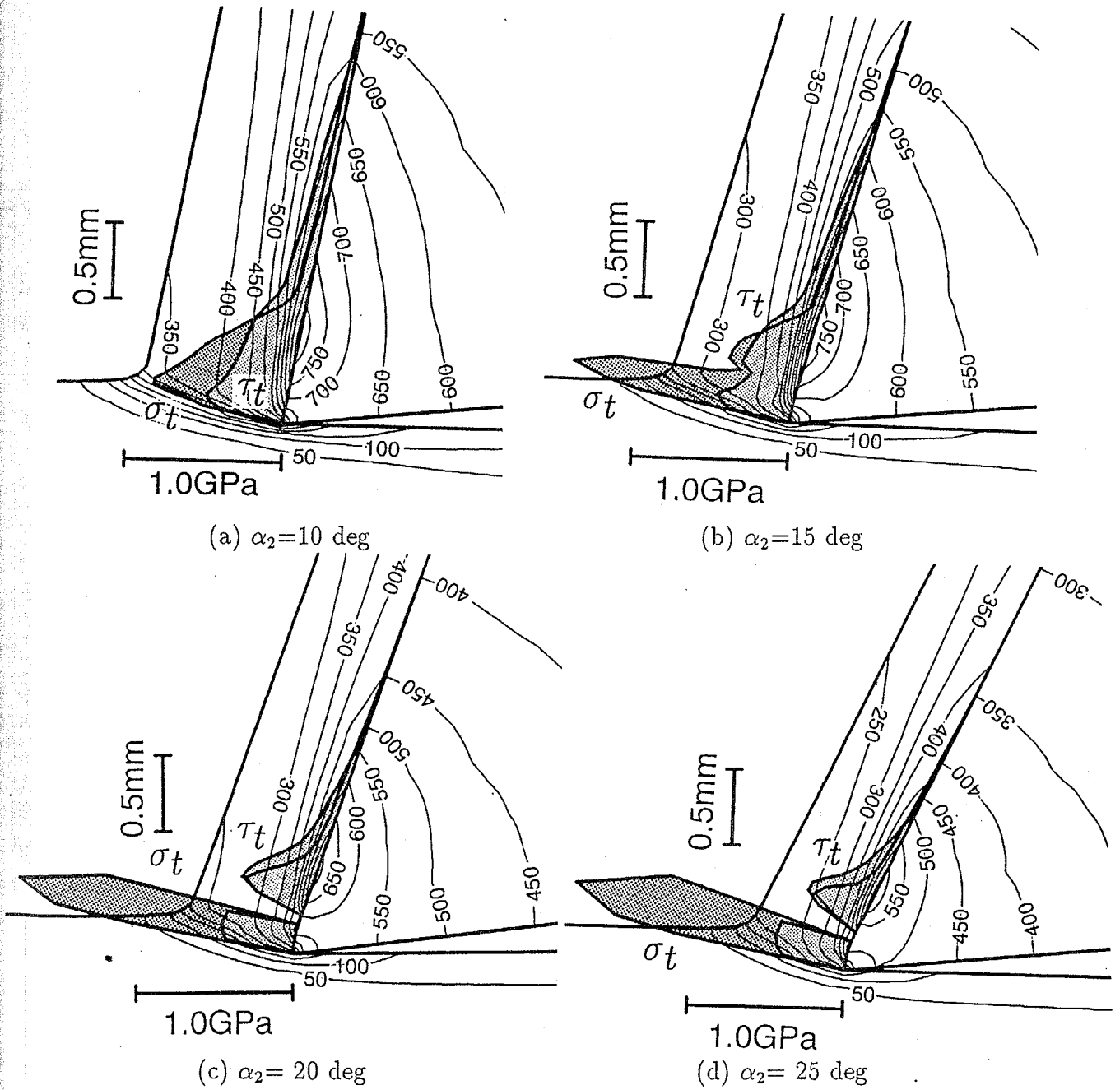


Figure 3.2.7 2段すくい面工具の切削機構 ($\alpha_1 = 10 \text{ deg}$, $l_c = 0.15 \text{ mm}$)
 切削条件：図 3.2.2 と同じ.

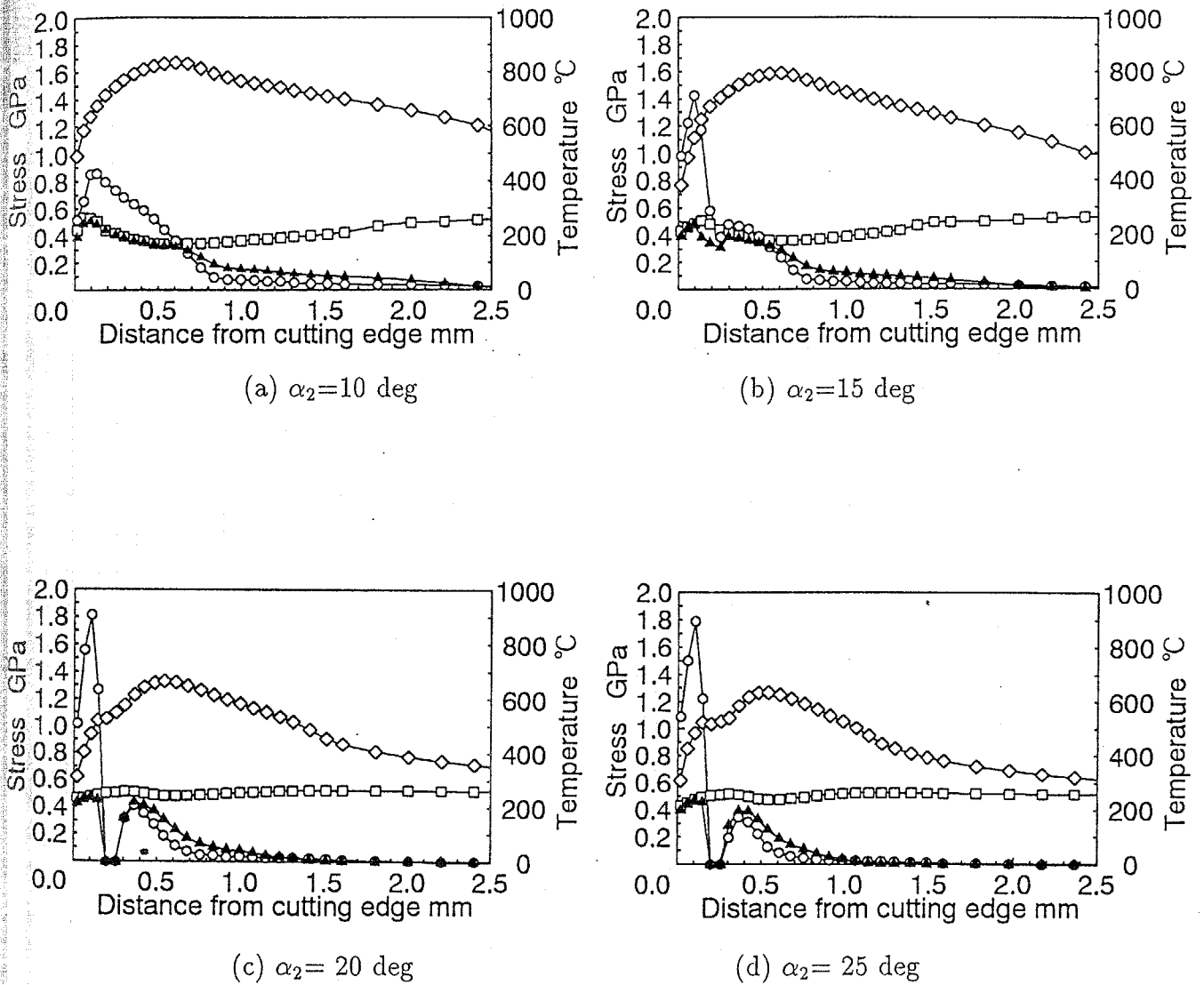


Figure 3.2.8 2段すくい面工具の工具すくい面上の応力と温度分布 ($\alpha_1 = 10$ deg, $l_c = 0.15$ mm)

○は垂直応力 σ_t , ▲は摩擦応力 τ_t , ◇は温度分布, □は切りくず材料の最大せん断降伏応力 τ_e を示している。

切削条件: 図 3.2.2 と同じ。

3.2.2 第2すくい角による切削特性の変化

2段すくい面工具の第2すくい角の影響を見るために、本節ではランド幅を $l_c=0.30$ mmと前節の倍の幅にして、切削機構の解析を行った。図3.2.9に解析結果を示す。

図3.2.10は、図3.2.4上に、 $l_c=0.30$ mmの解析結果を乗せたものである。また、図3.2.11は、図3.2.5上に、 $l_c=0.30$ mmの解析結果を乗せたものである。

両図より、ランド幅が0.30mmの方が、 $l_c=0.15$ mmの時よりも切削温度の減少率が若干大きい。切削力の第2すくい角に対する減少率は両者であまり変わらない。切削厚さ t_1 が0.25mmなので、切削厚さ前後のランド幅の影響はこの図より大差無いと判断できる。すなわち、切削厚さ前後の位置に第2すくい角を付けると切削力や温度、切りくず形状の見地からは第2すくい角を持つ単一すくい面工具のそれと等価である。しかしながら、第2すくい角を付けることにより、せん断面付近の塑性変形状態が変わるため、仕上げ面の表層の加工変質の量（残留する塑性ひずみ量）は大きくなる。

図3.2.12に工具すくい面上の応力分布と温度分布を示す。第2すくい角に対する、応力と温度分布の変化は図3.2.8とほぼ同様である。したがって、切削厚さ t_1 と同程度のランド幅を付けた場合には、第2すくい角を大きくとることで、切りくず厚さ t_2 は減少し、切削力と切削温度は低減できることになる。しかしながら、工具すくい面上の垂直応力 σ_t 分布は不連続的な変化を示すようになり、仕上げ面表層の加工変質層の状態は単一すくい面ですくい角を大きくした場合に比べて悪くなると言える。

ところで、第2すくい角 $\alpha_2=25$ degの結果を見ると、切削力はランド面にしか作用せず、接触面積拘束工具の状態にある。

工具すくい面上の垂直応力 σ_t はほぼ1.4GPaと一定でランド面と第2すくい面の境界で約2.0GPaと応力集中を起こしている分布になっている。また、摩擦応力 τ_t はほぼ一定であり、切りくず材料の最大せん断降伏応力 τ_e 分布のそれに一致していることがわかる。つまり、この条件では切りくずと工具の接触は塑性状態にある。

接触面積拘束工具は、切りくずをランド面のみで接触させるように切りくずと工具の接触長さを拘束させる工具である。このような工具では、切りくず厚さは減少し垂直応力は増加するが、摩擦応力が飽和するので、結果的にすくい面平均摩擦係数が減少することが経験的に確かめられている[2]。しかしながら、接触面積拘束工具の効果がどのようにして発生するのか定量的な見解は未だになされていないし、接触面積拘束工具の切削機構について予測する明確な手法は無い。そこで、ランド幅 l_c のみを変化させて、どのような時に接触面積拘束の効果が現れるのかについて調べ、どのような切削機構になっているのかについて吟味することにする。

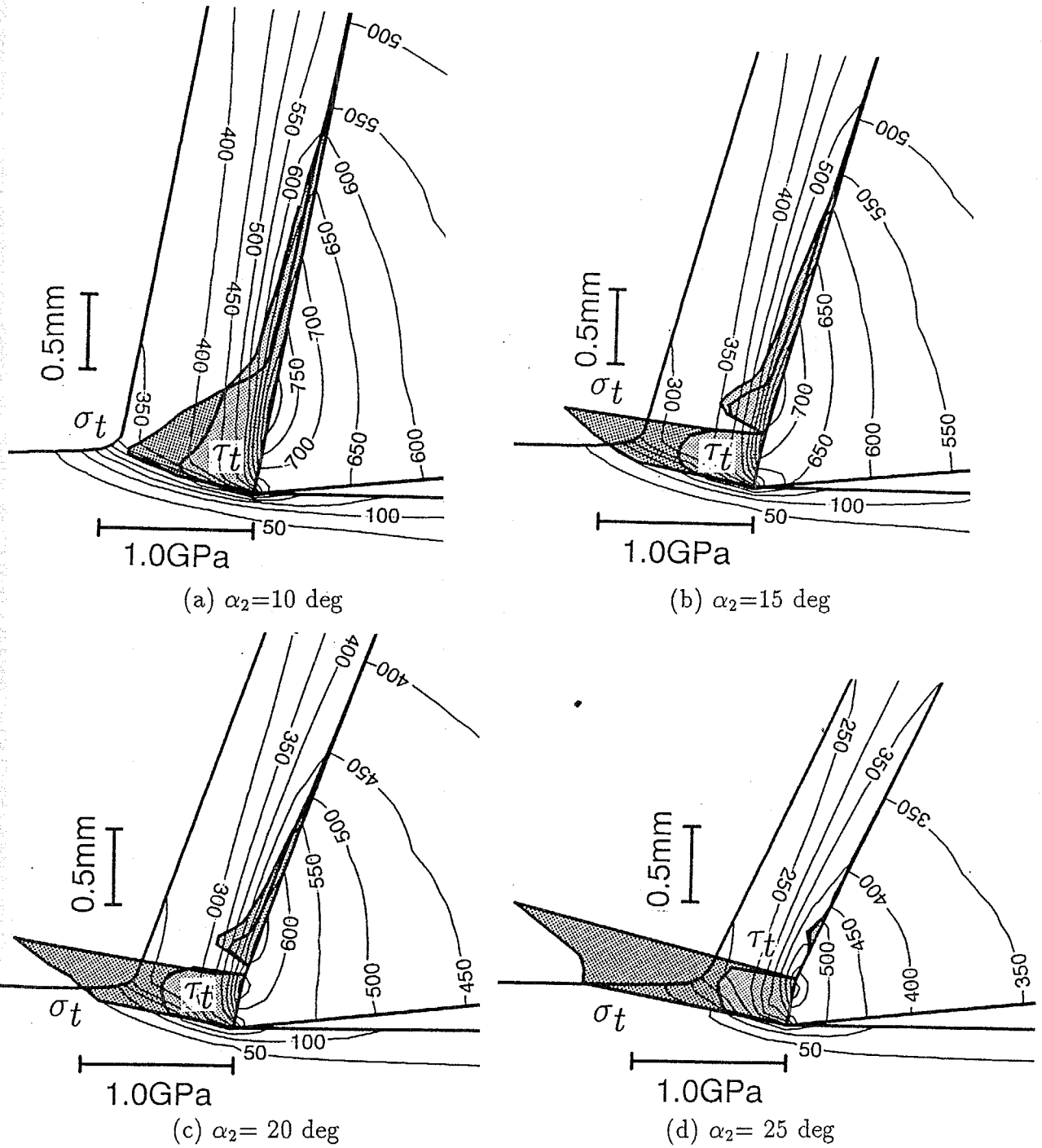


Figure 3.2.9 2段すくい面工具の切削機構 ($\alpha_1 = 10 \text{ deg}$, $l_c = 0.30 \text{ mm}$)

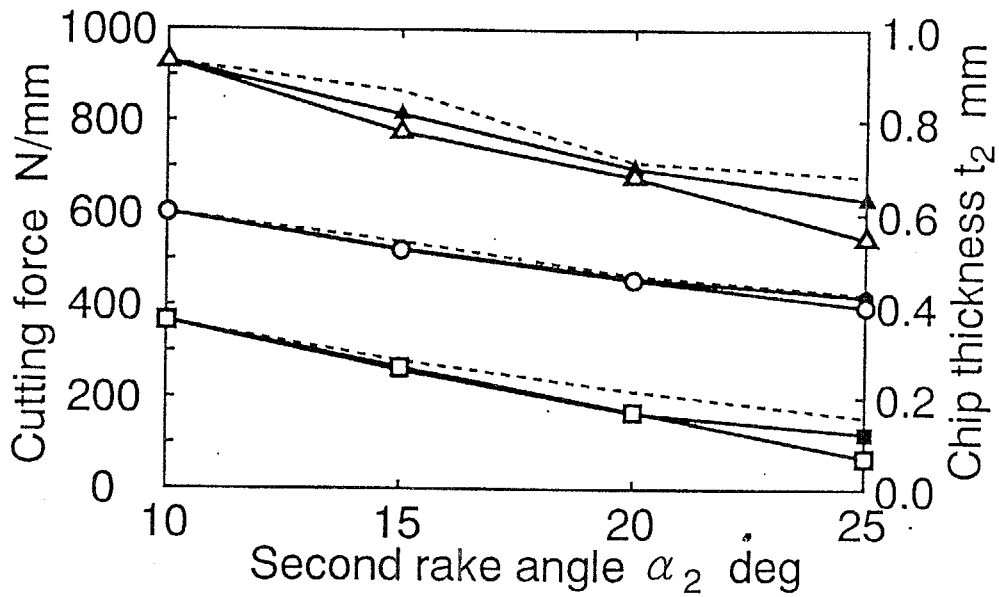


Figure 3.2.10 切削力と切りくず形状に及ぼす第2すくい角の影響

○は主分力 F_H , □は背分力 F_V , △は切りくず厚さ t_2 を表す. 白抜きは $l_c=0.30\text{mm}$ の2段すくい面工具の場合であり, 黒塗りは $l_c=0.15\text{mm}$ の2段すくい面工具の場合である. 点線で示したものは, 単一すくい面工具の場合である.

切削条件: 図 3.2.2 と同じ.

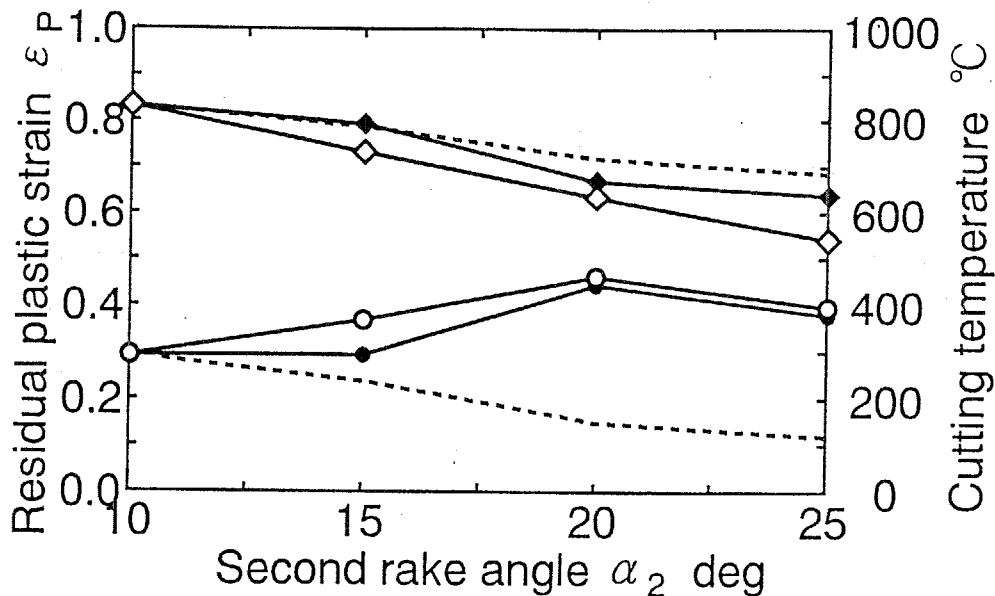


Figure 3.2.11 切削温度と加工変質層に及ぼす第2すくい角の影響

○は仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみ ϵ_p , ◇は最高切削温度を表す. 白抜きは $l_c=0.30\text{mm}$ の2段すくい面工具の場合であり, 黒塗りは $l_c=0.15\text{mm}$ の2段すくい面工具の場合である. 点線で示したものは, 単一すくい面工具の場合である.

切削条件: 図 3.2.2 と同じ.

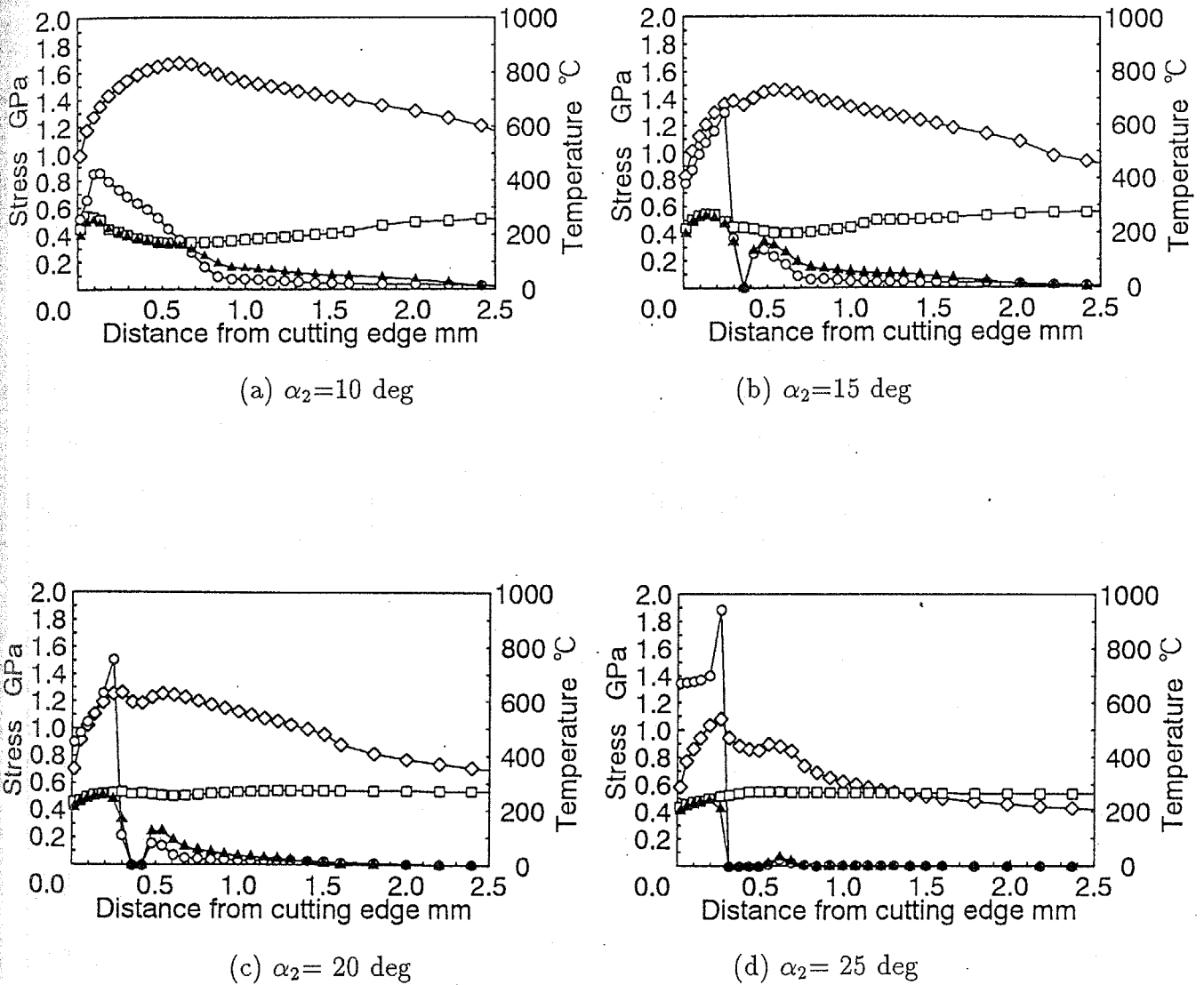


Figure 3.2.12 2段すくい面工具の工具すくい面上の応力と温度分布 ($\alpha_1 = 10$ deg, $l_c = 0.30$ mm)

○は垂直応力 σ_t , ▲は摩擦応力 τ_t , ◇は温度分布, □は切りくず材料の最大せん断降伏応力 τ_e を示している。

切削条件: 図 3.2.2 と同じ。

3.2.3 ランド幅による切削特性の変化

図3.2.13は、第1すくい角 α_1 を10 deg, 第2すくい角 α_2 を20 degと固定し、ランド幅 l_c を変化させた場合の解析結果である。ランド幅は $l_c=0.05\text{mm}$, 0.35mm , 0.70mm , 2.00mm の場合をそれぞれ示している。

図3.2.14には、それぞれのランド幅における工具すくい面上の応力と温度分布を示す。図3.2.14を見ると、ランド幅が極微小の場合($l_c=0.05\text{mm}$)では、ランド面の垂直応力はかなり大きくなっている。しかし、全体の応力分布の形状は単一すくい面工具とほぼ同じである。ランド幅を増大させると、前節の2段すくい面工具のようになり、ランド幅が $l_c=0.35\text{mm}$ の時に接触面積拘束工具の状態となる。これは切削厚さ $t_1=0.25\text{mm}$ の約1.4倍である。 $l_c=0.35\text{mm}$ の時の垂直応力分布の形は、ランド面ではほぼ一定で、ランド面と第2すくい角の境界にピークを持つような分布形状であるが、さらにランド面を増加させて $l_c=0.70\text{mm}$ になると、刃先にもピークが現れるようになった。ランド幅をこれ以上に増加させると、刃先付近の応力分布の形状は単一すくい面工具での形状になり、接触面積拘束工具としての効果は薄れていく。しかしランド幅 $l_c=2.00\text{mm}$ としても、工具すくい面上の応力分布の形状は単一すくい面工具のそれと全く一緒にはならない。依然として、ランド面と第2すくい面との境界に垂直応力のピークを残している。これは、ランド幅がまだ単一すくい面工具の自然な切りくずと工具の接触長さに達していないからである。単一すくい面工具は切りくずカールを起こさないので、自然接触長さは約3.0mm程度であった。このことより、接触長さを拘束している工具であるとは言えるが、ランド面後方で弾性接触域は大きいので、本来の接触面積拘束の効果は薄れている。本条件では、ランド幅が $l_c=0.35\text{mm} \sim 0.70\text{mm}$ の範囲が接触面積拘束工具としての効果が顕著に現れる範囲であると言える。

図3.2.15は、ランド幅に対する、切削力と切りくず厚さの変化を示したものである。これより、切削力は主分力 F_H と背分力 F_V がともに、ランド幅が $l_c=0.40\text{mm}$ 付近で最小値になり、その後増加して最終的にはすくい角 $\alpha=10\text{deg}$ の切削力になることが分る。切りくず厚さ t_2 もやはりランド幅が 0.40mm 付近で最も薄くなることが分る。ランド幅が 0.40mm 付近はその工具すくい面上の応力分布より接触面積拘束効果が有効になる範囲であるので、接触面積拘束効果がある工具では、切削力も低減できると言える。一方、図3.2.16は、ランド幅に対する、最高切削温度と仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみ量を示したものである。これを見ると、接触面積拘束効果が有効になる範囲のランド幅が 0.40mm 付近で、最大切削温度は最小になり、それ以外の範囲では大差ない。図2.7.8より、単一すくい面工具の場合すくい角 α が10 degと20 degとでは最高温度の差がおよそ 100°C 程度であるが、ランド幅を 0.4mm 付けた場合には、最高温度が倍の約 200°C も低下することになる。

したがって、切削力低減と切削温度低減のためには、接触面積拘束工具の効果を積極的に有効にするような工具形状は最適である。しかしながら、製品の加工条件として、表面の加工変質層に対する要求がシビアな場合には、ランド幅を大きくとることは慎重にしなければならないと言える。

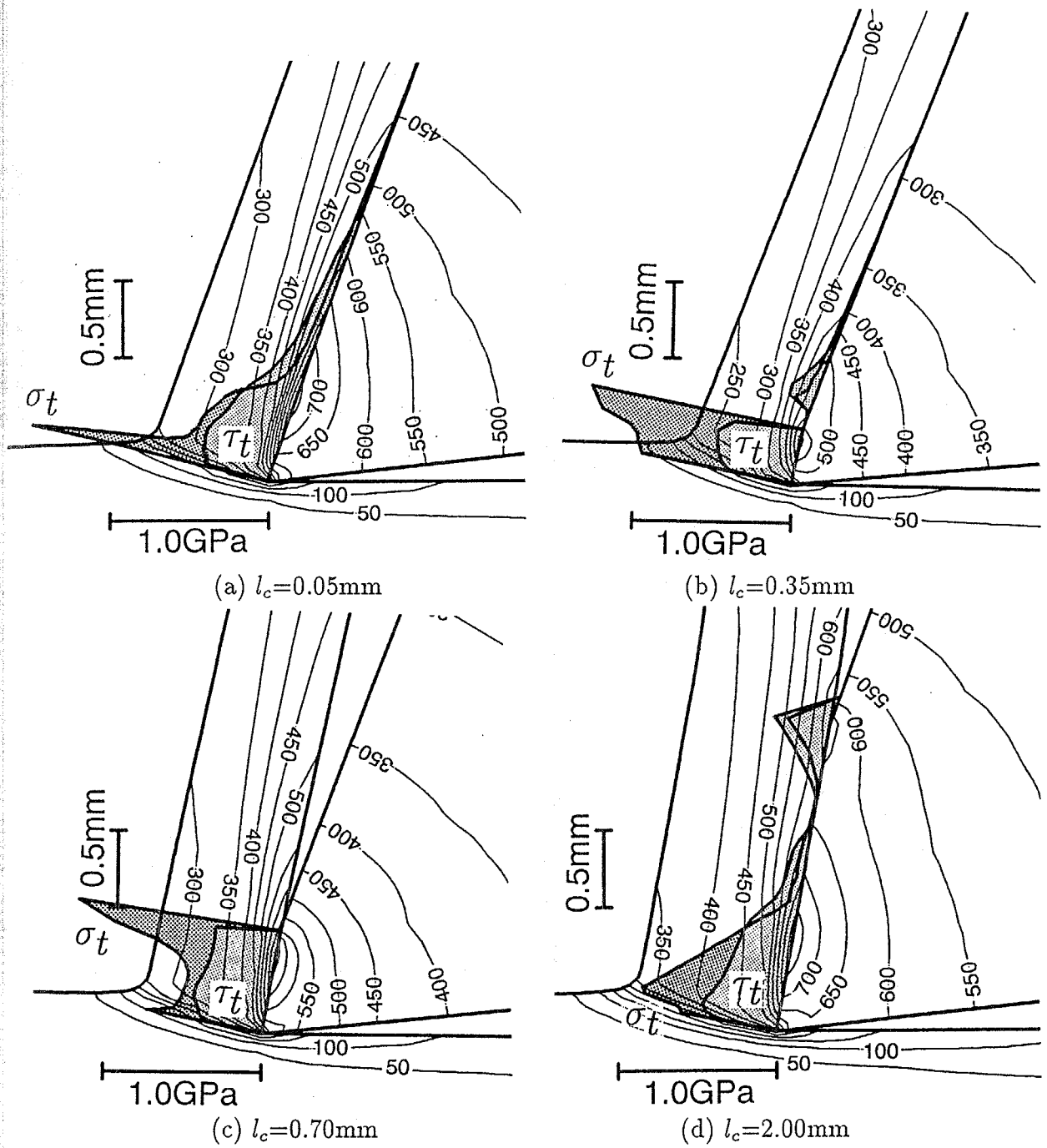


Figure 3.2.13 2段すくい面工具の切削機構 ($\alpha_1=10\text{ deg}$, $\alpha_2=20\text{ deg}$)

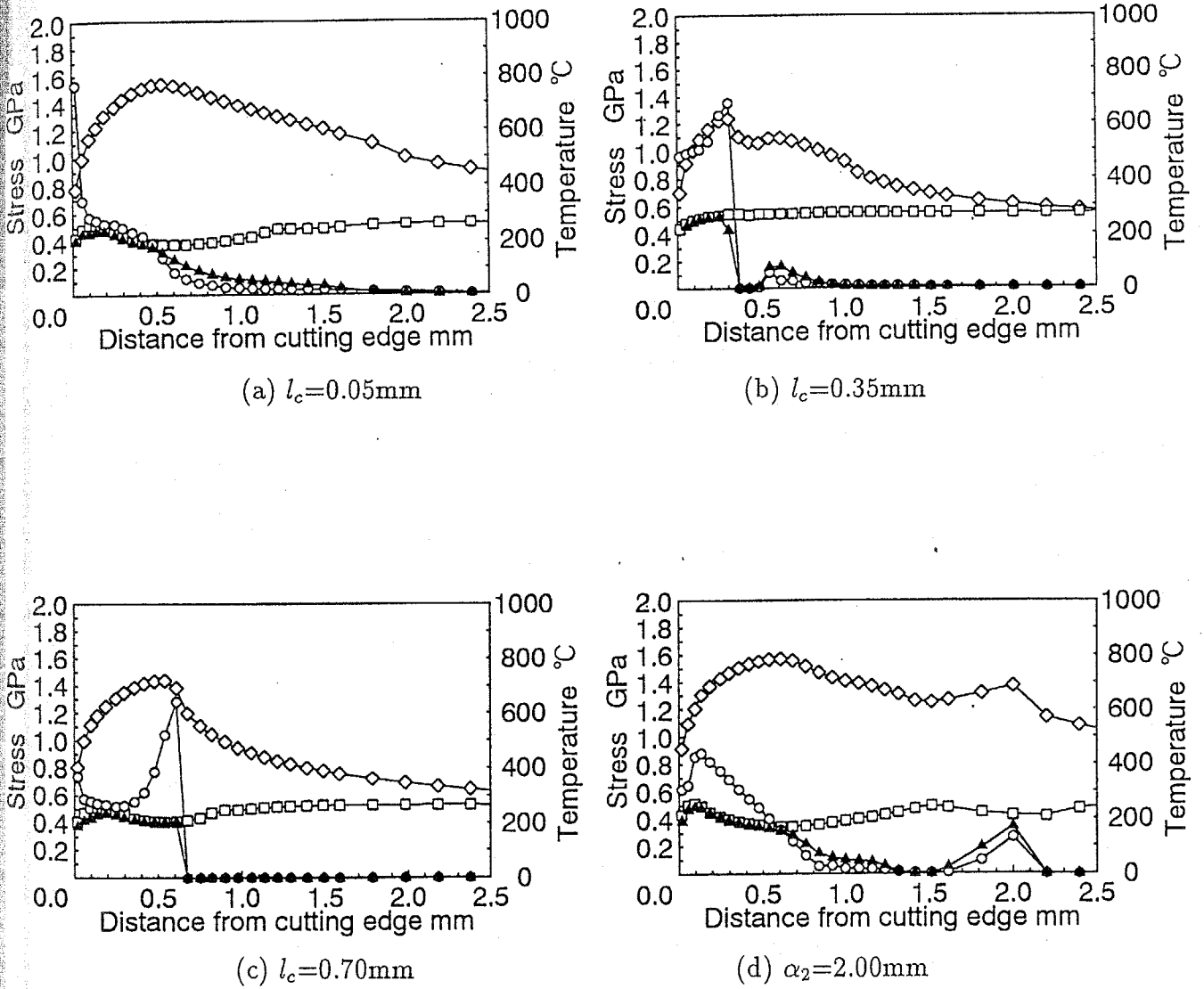


Figure 3.2.14 2段すくい面工具の工具すくい面上の応力と温度分布 ($\alpha_1=10\text{ deg}$, $\alpha_2=20\text{ deg}$)

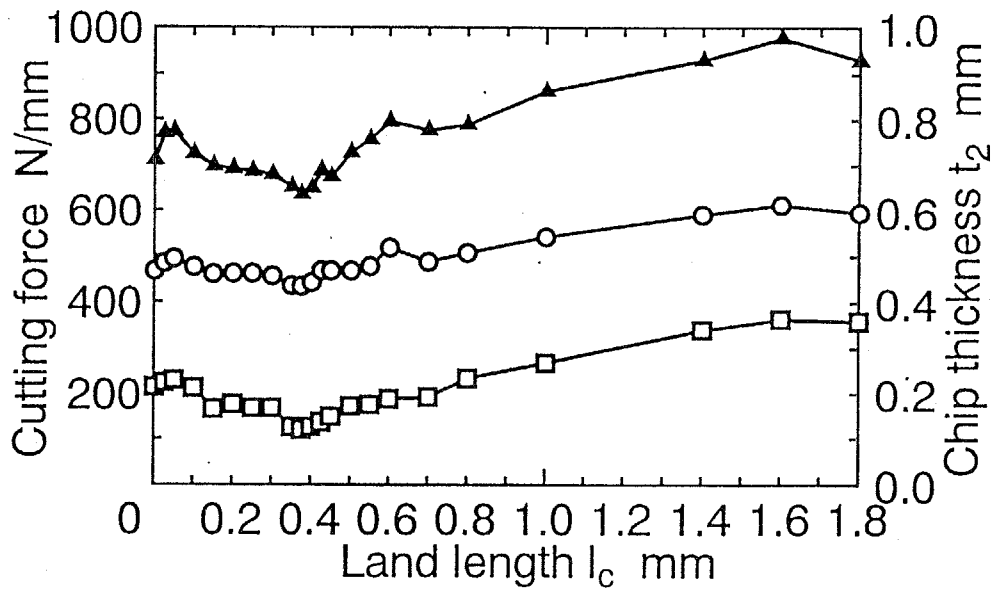


Figure 3.2.15 ランド幅に対する切削力と切りくず形状の関係
 ○は主分力 F_H , □は背分力 F_V , ▲は切りくず厚さ t_2 を表す。
 切削条件：図 3.2.2 と同じ。工具形状： $\alpha_1=10$ deg, $\alpha_2=20$ deg.

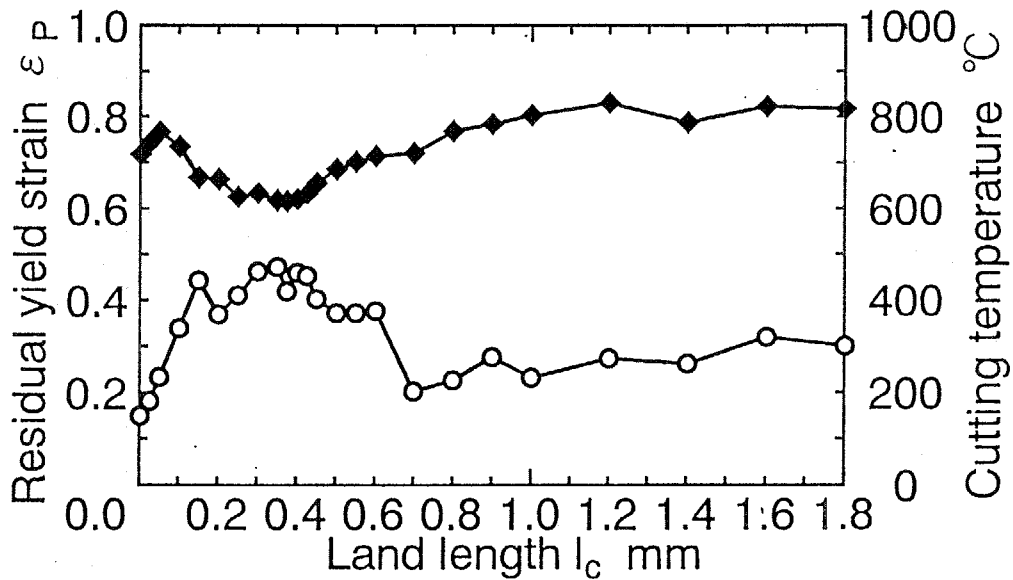


Figure 3.2.16 ランド幅に対する切削温度と加工変質層の量の関係
 ○は仕上げ面表層の残留相当塑性ひずみ ϵ_p , ◆は最高切削温度を表す。
 切削条件：図 3.2.2 と同じ。工具形状： $\alpha_1=10$ deg, $\alpha_2=20$ deg.

3.3 溝型すくい面工具の切りくず生成過程の予測

3.3.1 溝型すくい面工具の形状特徴と切削基本特性

前節までは、切削力と仕上げ面表層の加工変質層の関係のみを主としてとりあげ、刃先部分の形状について吟味した。前節までの工具形状では切りくずはほとんどカールしないので、切りくず処理性能は皆無である。なぜなら、すくい面が刃先より後退することによって高すくい角を確保している工具を用いた場合、刃先付近の塑性変形状態のみでは切りくずをカールさせるような速度場が発生しないからである。切りくずをカールするためには、切りくずが明確にカールするような速度場を外部から強制的に与える必要があるのである。

そこで、すくい面上に切りくずの流出速度ベクトルを強制的に変えカールを生じさせるための障害物を置くことが考えられた。いわゆるチップブレーカ工具である。チップブレーカは確かに切りくず処理性能を有効にするが、工具すくい面がさらに複雑になるので、工具すくい面上にどのような応力が負荷しているのか、または切削温度がどのようなものかは従来は知ることができなかった。

本研究ではこのチップブレーカ工具の切削機構を予測することが主題の一つである。なぜなら、現実的な工具形状設計を行う場合には、切りくず処理性能は無視できないからである。また、高性能切削工具の形状を総合的に設計するためには、切りくず処理や工具摩耗、工具欠損の予測に必要な応力や温度の状態が定量的に把握されねばならない。

そこで、本節では刃先部分は前節の2段すくい面工具であり、切りくず処理性能を高めるために刃先後方に凸形状を付けた複合すくい面工具（溝型すくい面工具）について、その切削現象を定量的に吟味することにする。

図3.3.1に本節で扱う溝型すくい面工具の形状を示す。同図のA-B-C部分は各点をそれぞれ直線でつないだものであり、C-Dは、A-B-C-D点をBézier曲線で滑らかにつないだ曲線の一部である。したがって、A-B-Cの部分は前節の2段すくい面工具になっており、A-Bがランド面であり、B-Cが第2すくい面である。今後D点のことをチップブレーカ点と呼ぶことにする。なお解析との比較実験で用いた工具形状も図3.3.1の点線で示したとおり同じ形状である。

本工具形状はすくい角 $\alpha=10\text{ deg}$ の単一すくい面工具に上記の溝を付けたものでもあるし、また第2すくい角 $\alpha_2=22.67\text{ deg}$ 、ランド幅 $l_c=0.25\text{ mm}$ の2段すくい面工具にチップブレーカを付けた工具でもあるので、すくい角 $\alpha=10\text{ deg}$ の単一すくい面工具の切削特性、それに2段すくい面工具の切削特性との比較検討を行うことにする。

図3.3.2に、単一すくい面工具、2段すくい面工具と溝型すくい面工具の解析結果の比較を示す。同図には、温度分布とすくい面上の応力分布を示している。

切削速度と切削厚さなどの切削条件は表2.3と同一である。

ここで、図中のカール半径 R_{c0} は、解析後の切りくず形状と最も良く一致する真円の半径である。この切りくず形状は予め設定したものではなく、反復収束法過程によって自然に収束したものである。

同図に示すように、すくい面形状を溝型にすると、前節までの単一すくい面工具や2段すくい面工具には見られない明確な切りくずカールが発生するようになり、カール半径は

$R_{c0}=3.414\text{mm}$ と小さくなる。

また、切りくず厚さ t_2 の比較より同一切削厚さでもかなり切りくずは薄くなる事が分る。ここで、切削厚さと切りくず厚さの比を用いて、すくい角 $\alpha=10\text{ deg}$ の単一すくい面工具とした場合のせん断角 ϕ の比較してみると表 3.3 のようになる。

せん断角 ϕ は、切削厚さと切りくず厚さの比 (r_t : chip thickness ratio) を求め、これがすくい角 $\alpha=10\text{ deg}$ の単一すくい面工具の切りくずであるとして以下の式により算出した。

$$r_t = \frac{t_1}{t_2}$$

$$\phi = \tan^{-1} \left\{ \frac{r_t \cos \alpha}{1 - r_t \sin \alpha} \right\} \quad (3.3.1.1)$$

また同表には比較対象として、すくい角 20deg , 25 deg , 30deg の単一すくい面工具の場合の解析結果と、第2すくい角 $\alpha_2=20\text{ deg}$, 25 deg の2段すくい面工具の解析結果を乗せておく。

Table 3.3 溝型すくい面工具の切削機構 (せん断角の比較)

tool geometry	t_2 mm	ϕ deg
flat $\alpha=10\text{ deg}$	0.928	15.52
grooved	0.653	21.98
flat $\alpha=25\text{ deg}$	0.680	21.53
flat $\alpha=30\text{ deg}$	0.640	22.80
double rake face $\alpha_2=20\text{ deg}$	0.697	20.64
double rake face $\alpha_2=25\text{ deg}$	0.630	22.76

これより、すくい面に溝を付けるとせん断角が約 7 deg 増加し、切りくずは薄くなる。この効果はすくい角が約 27 deg の単一すくい面工具に匹敵し、第2すくい角が約 22 deg の2段すくい面工具のそれに近い。

同様にして、切削力について比較してみたものを表 3.4 に示す。

切削力に関しても、単一すくい面工具の場合に比べて激減して (切削合力で約 70% に低下する)、すくい角 $\alpha=20\text{ deg}$ の単一すくい面工具の特性と第2すくい角 $\alpha_2=20\text{ deg}$ の2段すくい面工具の特性に近いことが分る。

同様にして、切削温度について比較してみたものを表 3.5 に示す。

同表より、すくい面に溝を付けることによって、最高切削温度は約 $150\text{ }^\circ\text{C}$ 低下し、このこともすくい角が約 25deg の単一すくい面工具に匹敵することが分る。また第2すくい角 $\alpha_2=19\text{ deg}$ の2段すくい面工具のそれに近い。

Table 3.4 溝型すくい面工具の切削機構（切削力の比較）

tool geometry	F_H N/mm	F_V N/mm	$\sqrt{F_H^2 + F_V^2}$ N/mm
flat $\alpha=10$ deg	602	365	704
grooved	474	201	515
flat $\alpha=20$ deg	467	214	513
flat $\alpha=25$ deg	427	156	455
double rake face $\alpha_2=15$ deg	523	258	583
double rake face $\alpha_2=20$ deg	460	166	489

Table 3.5 溝型すくい面工具の切削特性（切削温度の比較）

tool geometry	cutting temperature °C
flat $\alpha=10$ deg	833.09
grooved	680.69
flat $\alpha=25$ deg	684.87
flat $\alpha=30$ deg	641.37
double rake face $\alpha_2=15$ deg	792.24
double rake face $\alpha_2=20$ deg	667.74

したがって、すくい面に溝を付けることによって、切りくずは顕著にカールするようになり、また切りくず厚さ、切削力、最高切削温度の見地より、単一すくい面工具に換算してすくい角が約15deg程度増加した効果があり、2段すくい面工具に換算すると第2すくい角が20degのものと同じであると言える。

表3.6には仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみの量の比較を示す。

溝型すくい面工具では、2段すくい面工具と同じように、仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみは単一すくい面工具に比べて大きくなり、同表より第2すくい角 $\alpha_2=20$ degの2段すくい面工具の場合と同じである。

以上の比較より、刃先付近を見た場合には図3.3.1に示したように、第2すくい角が22.67degの2段すくい面工具になっていることから、溝型すくい面工具の切削力、切削温度、切りくず厚さ、仕上げ面の加工変質層などの切削特性は、刃先付近の形状でほぼ確定すると

Table 3.6 溝型すくい面工具と単一すくい面工具の切削特性の比較（仕上げ面表層の相当塑性ひずみ量の比較）

tool geometry	residual plastic strain ϵ_p
flat $\alpha=10$ deg	0.293
grooved	0.445
double rake face $\alpha_2=15$ deg	0.293
double rake face $\alpha_2=20$ deg	0.443
double rake face $\alpha_2=25$ deg	0.380

言える。言い換えると、2段すくい面工具に付加したチップブレイカは基本的には切りくず形状のみを制御できると言える。

図3.3.3には、相当塑性ひずみ速度分布と流動応力（降伏応力）分布を示す。同図に示す白丸は切りくずと工具の接触域を示す。同図より溝を付けることによって塑性域が狭まっていると分かる。また切りくず内部の流動応力分布を見ると、その分布は2段すくい面工具の場合とほぼ同じである。すなわち、単一すくい面工具ではすくい角を大きくすると、切りくず内部の加工硬化の度合いが現象するが、2段すくい面や溝型すくい面工具では加工硬化の度合いの最大値はすくい角 $\alpha=10$ degの単一すくい面工具と変わらない。すなわち切りくずの流動応力の最大値はともに900MPa程度である。しかしながら、溝型すくい面工具や2段すくい面工具では切りくずと工具が接触する表面付近に加工硬化が集中し、表面付近では流動応力が900MPa以上に達しているが、内部では700MPa程度であるのが分かる。一方すくい角 $\alpha=10$ degでは切りくず内部でも800~900MPaと、切りくず全体が加工硬化していることが分かる。なお、このような切りくず形状や切りくずと工具の接触位置、切りくず内部の温度や流動応力（降伏応力）の分布は第5章の切りくず破断過程の解析にそのまま初期条件として使用する。

図3.3.4は、横軸に刃先からの距離をとり、縦軸にすくい面上の垂直応力 σ_t 、摩擦応力 τ_t と温度分布をとったものである。同図より、垂直応力 σ_t は2段すくい面工具のようにランド面で大きなピークを持ち、それに加えてチップブレイカ点Dでも大きなピークを持つ。チップブレイカ点に大きな垂直応力 σ_t が負荷していることは、切りくずをカールさせる効果が有効に働いていることを意味する。また摩擦応力 τ_t の分布は、刃先ではやはり2段すくい面工具のような分布形状をしていおり、ほぼ切りくず材料の最大せん断降伏応力に一致している。これより、溝型すくい面工具と切りくずとの接触は塑性状態にあり、溝型すくい面工具でも接触面積拘束の効果が顕著であることが分る。温度分布の形状を見ると、ランド面と第2すくい面の境界付近で最高温度になるが、チップブレイカ点でもピークを持つ分布形状をしている。切りくずをカールさせるというチップブレイカの効果がさらに強まるとチップブレイカ点の応力と温度は高くなることが予想される。そうなると、チップ

ブレーカ付近の摩耗は急速に進行しそのブレーカ形状を保てなくなるとか、ブレーカ部分で欠損を起こしやすくなると考えられる。工具摩耗や工具損傷については、第4章で詳しく吟味することにするが、次節では、チップブレーカが有効に作用する切削条件について吟味することにする。

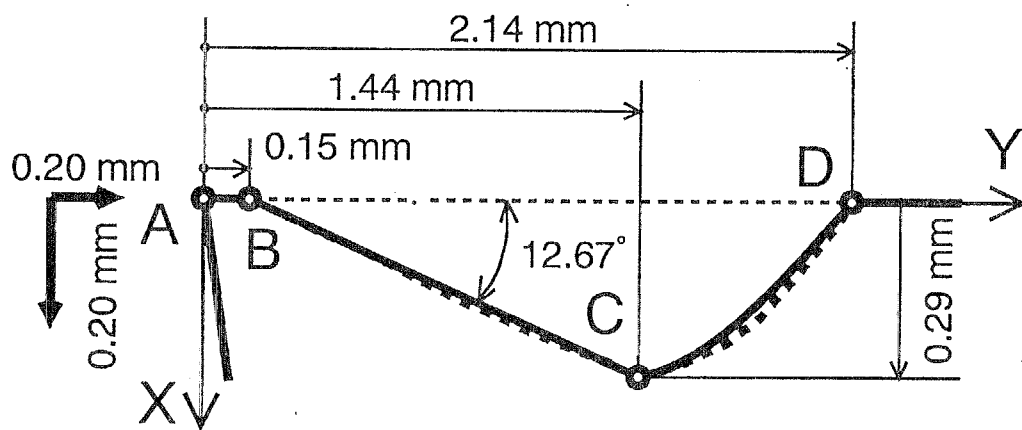


Figure 3.3.1 溝型すくい面工具の形状

AB と BC は点 A, B, C を直線でつないだものであり, CD は点 A, B, C, D を bézier 曲線で滑らかにつないだ一部分である. 点線で示したラインは実験で用いた工具形状の実測値である.

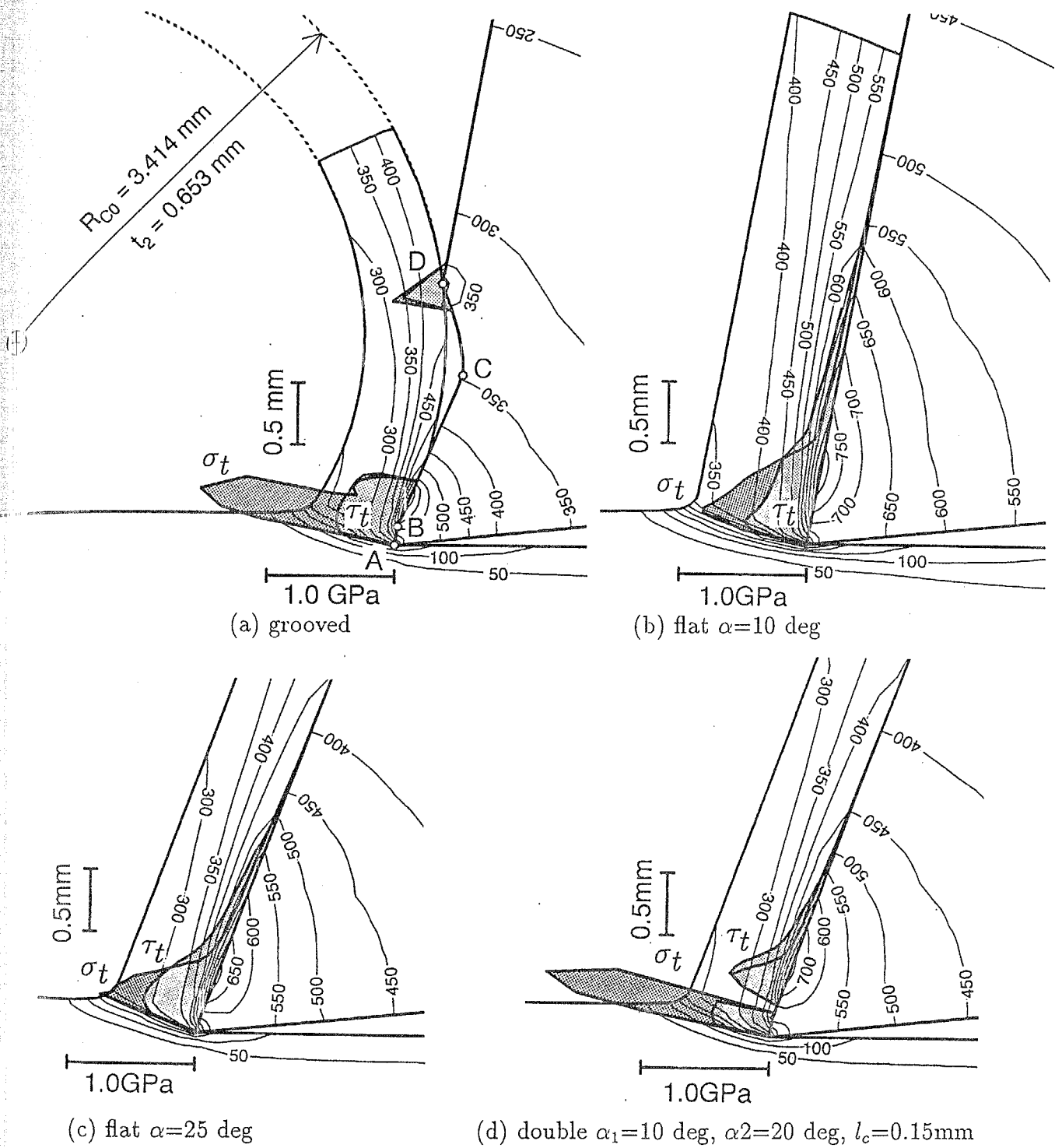


Figure 3.3.2 溝型すくい面工具の切削機構（きりくず形状，応力分布）
 切削条件：切削速度 $V_c=100$ m/min, 切削厚さ $t_1=0.25$ mm, 乾式

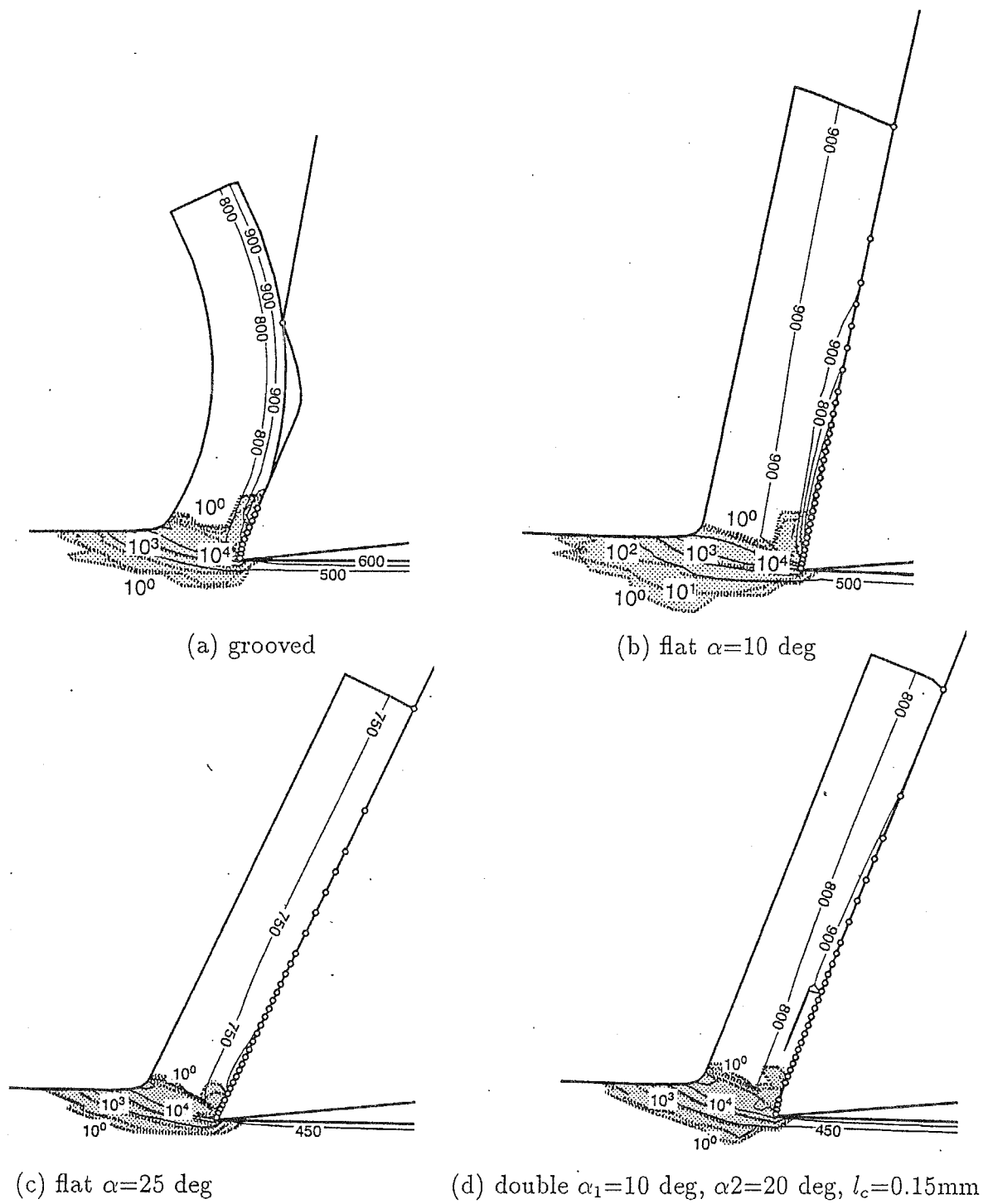
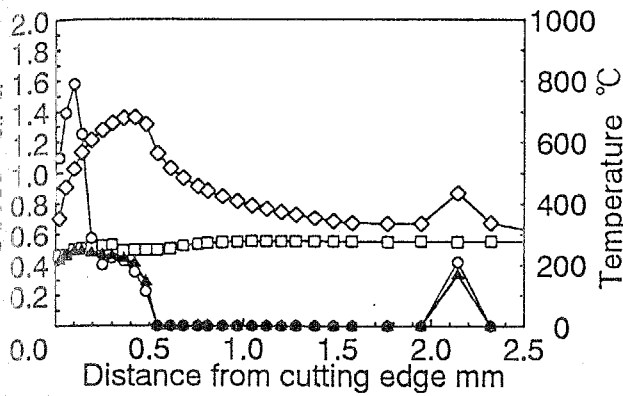
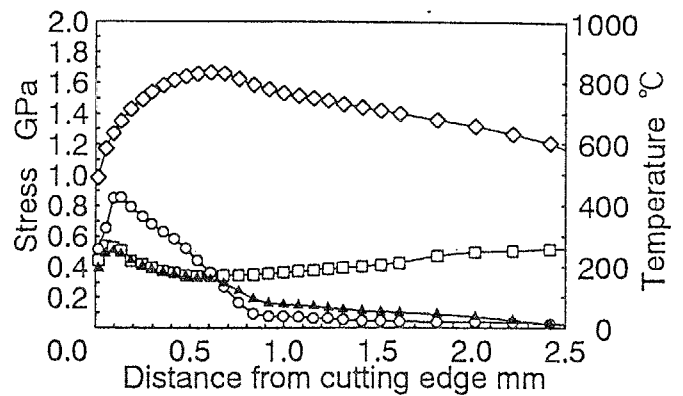


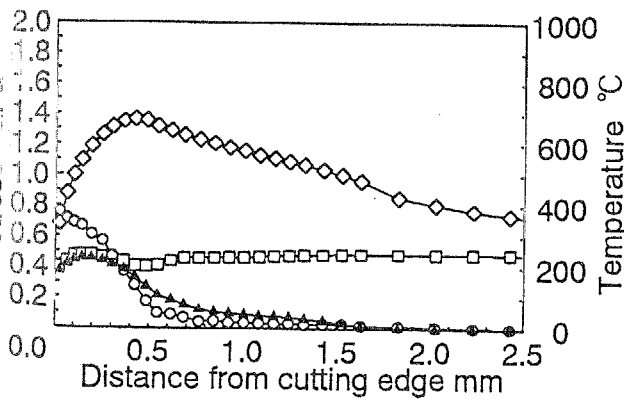
Figure 3.3.3 溝型すくい面工具の切削特性（塑性域，流動応力分布）
 切削条件：3.3.2図と同じ



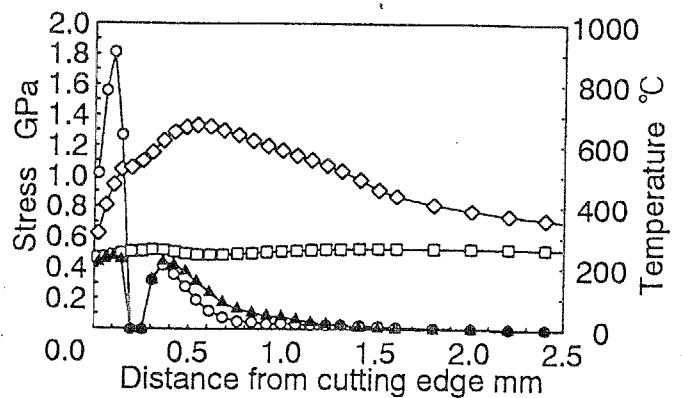
(a) grooved



(b) flat $\alpha=10$ deg



(c) flat $\alpha=25$ deg



(d) double $\alpha_1=10$ deg, $\alpha_2=20$ deg, $l_c=0.15$ mm

Figure 3.3.4 溝型すくい面工具の工具すくい面上の応力と温度分布

○は垂直応力 σ_t , ▲は摩擦応力 τ_t , ◇は温度分布, □は切りくず材料の最大せん断降伏応力 τ_e を示している。

切削条件：3.3.2図と同じ

3.3.2 切削条件による切削特性の変化

前節の図 3.3.1 に示す工具形状において、チップブレイカが有効に作用する切削条件を調べてみる。

図 3.3.5 に、切削厚さ t_1 に対する、切削力と前節のようにして算出したせん断角の変化を示す。なお、比較のために実験結果も同図に示してある。同図より、主分力 F_H は切削厚さ t_1 にしたがって単調に増加しているが、背分力 F_V は切削厚さ $t_1=0.25\text{mm}$ 付近で飽和する。すくい面に溝をつけると背分力が飽和するので、切削厚さが大きくなるほど平均摩擦係数を相対的に減少させることができる。この様子は実験結果と定量的にも一致している。せん断角は、 F_V が飽和する $t_1=0.25\text{mm}$ 付近から増加している。

図 3.3.6 には、切削厚さに対する切りくず厚さ t_2 と切りくずカール半径 R_{c0} を示す。同図より切りくず厚さは切削厚さの増加に従って単調に増加していくが、増加の率が、 $t_1=0.25\text{mm}$ 付近から落ちる。すなわちせん断角が上昇している。

切りくずカール半径 R_{c0} は実測値では切削厚さが大きくなるにつれて急激に減少するが、切削厚さが $t_1=0.20\text{mm}$ 付近以上ではほぼ一定となる。一方解析結果の方は、切削厚さが 0.20mm 以上のところでは一致しているが、切削厚さが小さい範囲では実測値と一致しない。解析結果のほうはカール半径の切削厚さに対する感度が鈍いことがわかる。この理由は第 5 章で述べる。

図 3.3.7 は、切削厚さ t_1 に対する溝型すくい面工具の切削機構の解析結果を示す。同図より、切削厚さの増加にしたがい切りくずカール半径 R_{c0} は若干小さくなっていくが、チップブレイカ点に負荷する応力は、切削厚さの増加に従って顕著に大きくなっていくことが分る。チップブレイカ点に応力が作用しないということは、チップブレイカの切りくずをカールさせるという効果が無いということである。

図 3.3.8 に、切削厚さが $t_1=0.10\text{mm}$ 、 $t_1=0.25\text{mm}$ 、 $t_1=0.50\text{mm}$ の場合のすくい面上の応力分布と温度分布を示す。同図より、切削厚さが小さい場合には、チップブレイカ点にほとんど応力が作用していない。一方、切削厚さが大きくなると、チップブレイカ点の応力が大きくなっていく。いずれの条件でも刃先部分の領域では、摩擦応力 τ_f は、切りくずの最大せん断応力 τ_e で頭打ちになっている。 $t_1=0.10\text{mm}$ では僅かに弾性接触部分が有るが、単一すくい面工具ほど大きくないので、この切削条件でも接触面積拘束の効果はあると言える。

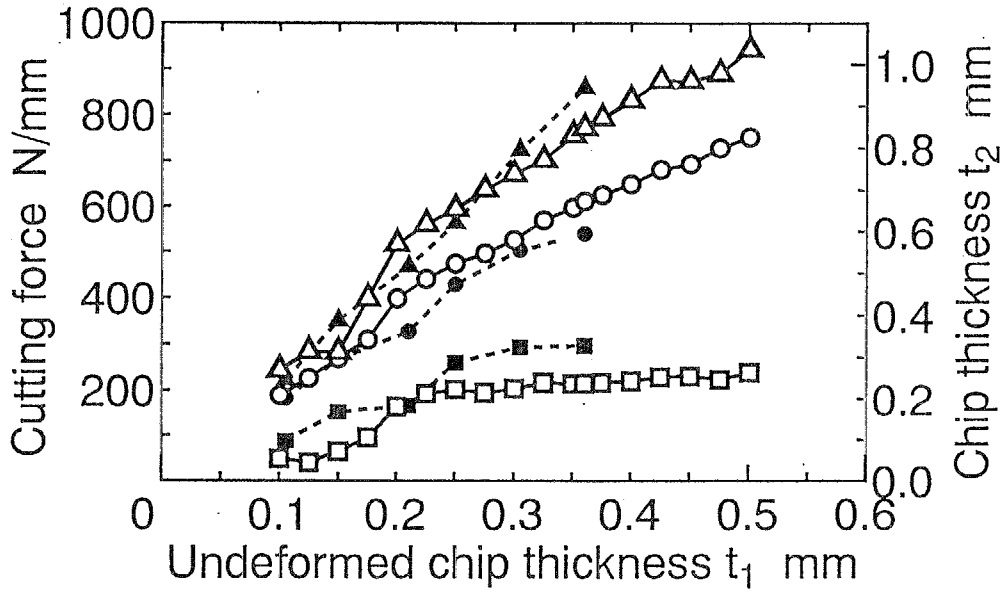


Figure 3.3.5 溝型すくい面工具の切削厚さに対する切削力と切りくず厚さの変化
 ○は主分力 F_H , □は背分力 F_V , △は切りくず厚さ t_2 を示す. 白抜きは解析結果であり, 黒塗りは実測結果である.
 切削条件: 3.3.2図と同じ

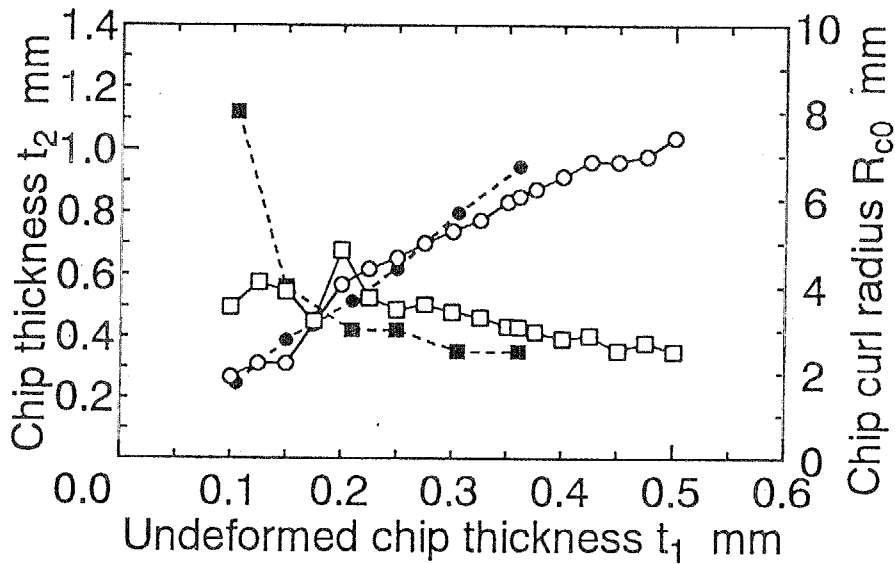


Figure 3.3.6 溝型すくい面工具の切削厚さに対するカール半径の変化
 ○は切りくず厚さ t_2 , □は切りくずカール半径を示す. 白抜きは解析結果, 黒塗りは実測結果である. 切りくずカール半径について, 解析結果は切りくずが被削材などに衝突する前の初期カール半径 R_{c0} であり, 実測値は衝突後のカール半径 R_c である.
 切削条件: 3.3.2図と同じ

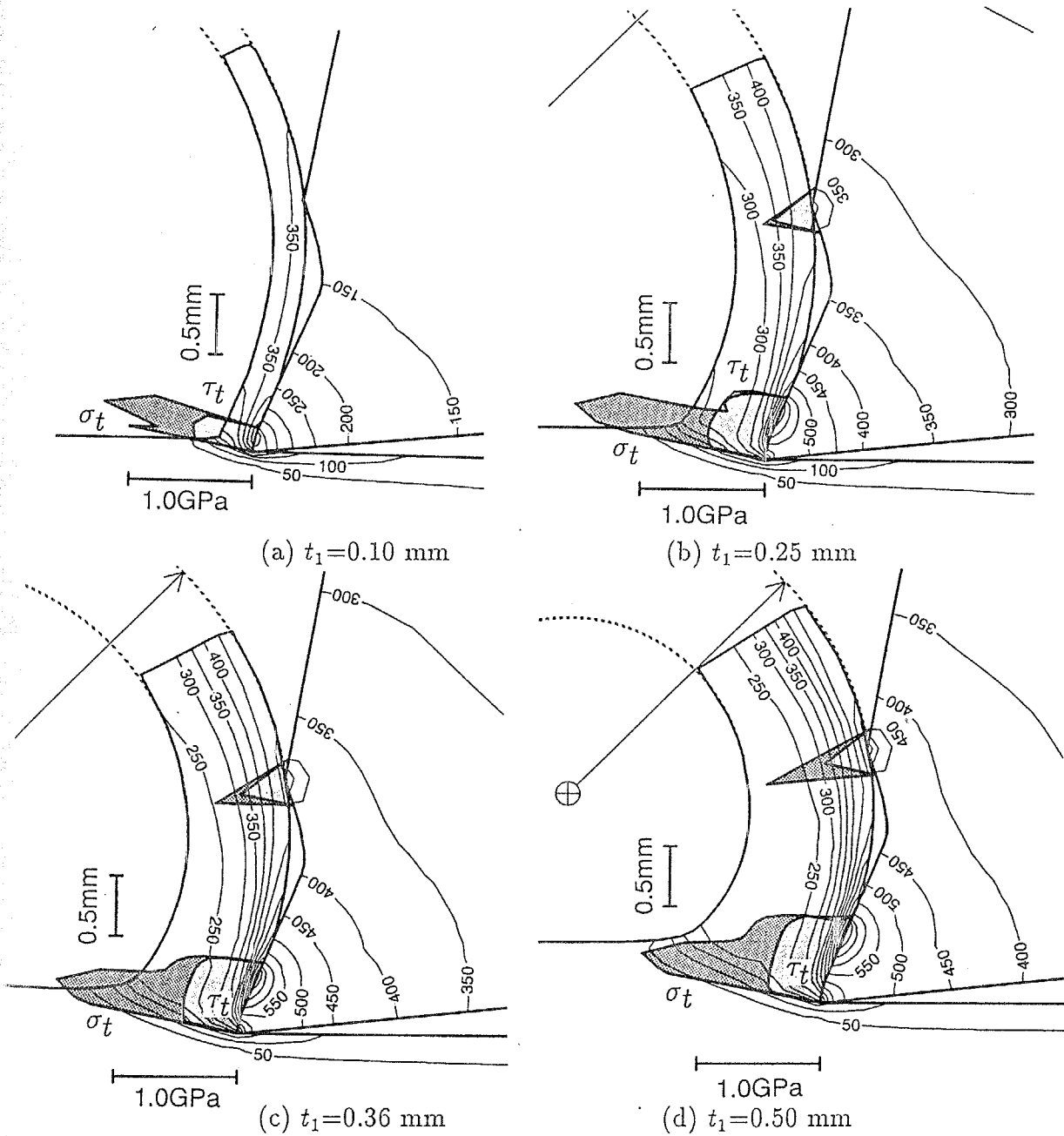
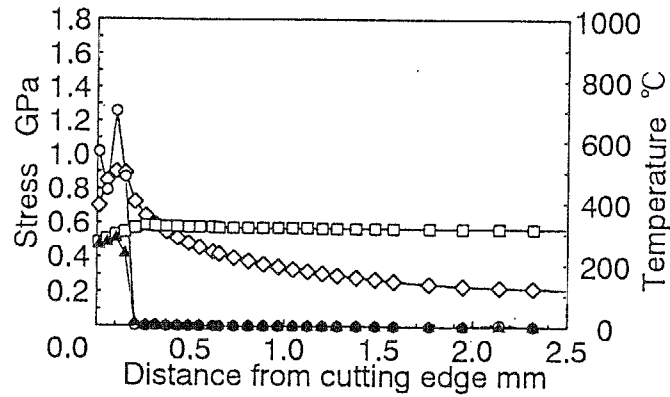
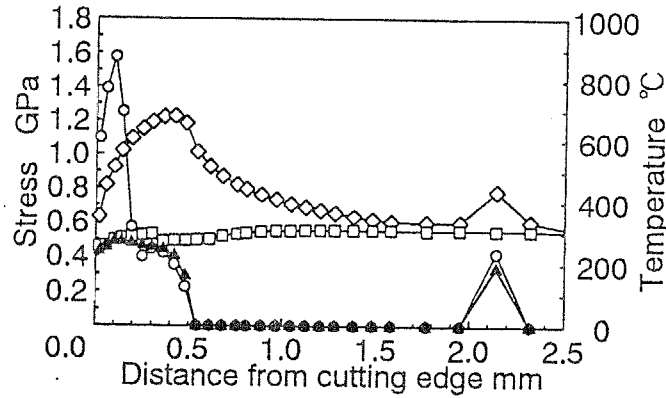


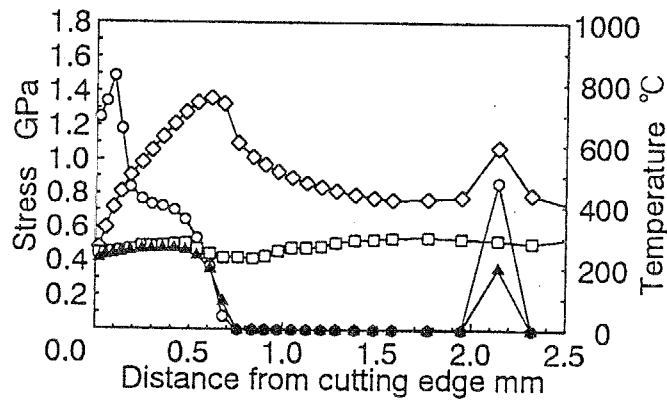
Figure 3.3.7 溝型すくい面工具の切削機構（切削厚さに対する影響）
 図中の矢印は、カール円の位置と大きさを示している。
 切削条件：3.3.2図と同じ



(a) $t_1=0.10$ mm



(b) $t_1=0.25$ mm



(c) $t_1=0.50$ mm

Figure 3.3.8 溝型すくい面工具のすくい面上の応力と温度分布

○は垂直応力 σ_t , ▲は摩擦応力 τ_t , ◇は温度分布, □は切りくず材料の最大せん断降伏応力 τ_e を示している.

切削条件: 3.3.2図と同じ

3.3.3 溝型形状による切削特性の変化

溝型すくい面工具では、その工具形状を形成するパラメータが非常に多い。例えば、ランドの幅、第2すくい角の大きさ、溝の幅、溝の深さ、刃先からチップブレイカまでの距離とその高さなどである。これだけのパラメータを全て独立に変化させ、そのパラメータが切削機構に及ぼす影響について1つ1つ吟味していくためには、膨大な計算時間が必要である。そこで、本節では最も興味深いと思われる部分を抽出し検討することにする。

まず、溝を構成する面性状の影響について検討する。

前節では刃先近傍では2段すくい面工具のようにランド面と第2すくい面の境界部分がシャープエッジになっていた。そのため工具すくい面上の垂直応力はその分布に鋭いピークを持つ形状であった。このような応力分布に不連続的な変化があると、摩耗や欠損等の工具損傷を誘発しやすいと考えられる。

そこで、図3.3.1のA-B-C-D点をBézier曲線で滑らかに結んだ曲面溝型すくい面工具の切削特性を解析した。工具形状を図3.3.9に示し、図3.3.10は解析結果である。

図3.3.2と比較すれば明白なように工具すくい面上の刃先部分の応力分布にピークは見られずに滑らかな分布になっていることが分る。

図3.3.11は、図3.3.4と同様な図である。これより、B点での垂直応力 σ_t が約1.6GPaから1.2GPaと0.4GPa減少し、刃先部分の切りくずと工具の接触長さも短くなっている。その結果最高温度の位置も刃先よりになり温度も約100℃程度減少していることが分る。しかし、刃先部分での工具と切りくずの接触は塑性変形を有した接触であることには変わりはない。

表3.7には、仕上げ面表層に残る残留相当塑性ひずみ量について比較したものである。

Table 3.7 曲面溝型すくい面工具の切削特性の比較（仕上げ面表層の相当塑性ひずみ量の比較）

groove corner geometry	residual plastic strain ϵ_p
curved	0.425
edge	0.445
flat rake face $\alpha=10$ deg	0.293

鋭いすくい面接合部（エッジ）を持つ工具が0.445であることに対して、曲面工具の場合には0.425である。この差があるとみるのか無いとみるのか微妙であるが、何れにしも単一すくい面工具の場合に比べれば大きな値である。これは、刃先部分の切りくずと工具の接触域が溝により拘束されるため、刃先部分のみで切削の変形を受け持つことには変わらないからである。

すくい面を滑らかにするのは、刃先部分の工具すくい面上の垂直応力分布に不連続的な変化が見られなくなるので、工具損傷に対しては有利であろうと考えられる。

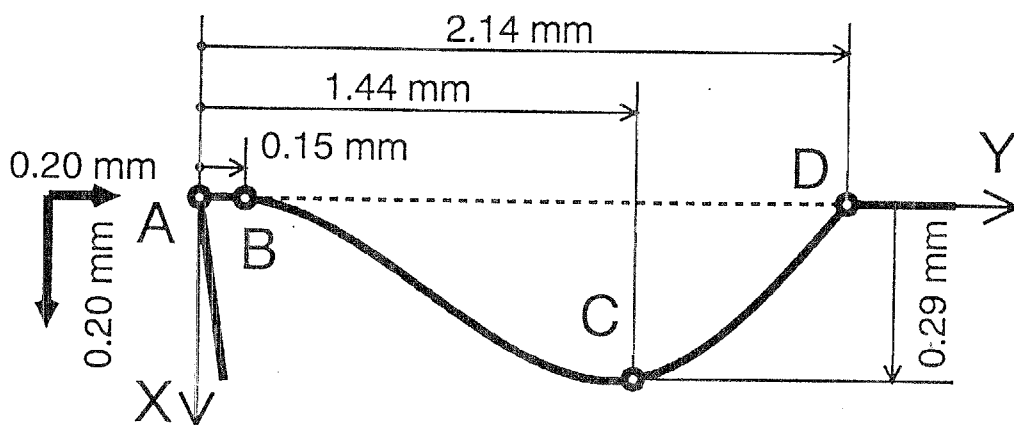


Figure 3.3.9 曲面溝型すくい面工具の形状
 A-B-C-D は点 A,B,C,D を Bézier 曲線で滑らかにつないだ曲線である.

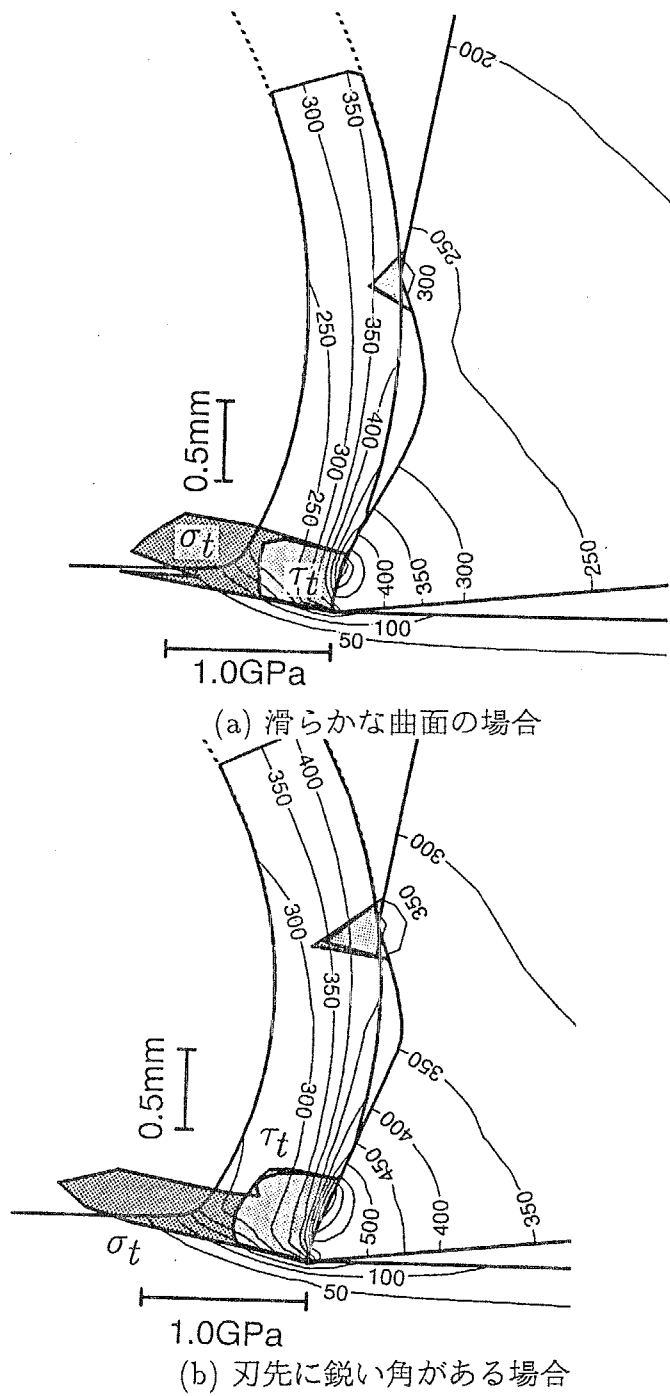
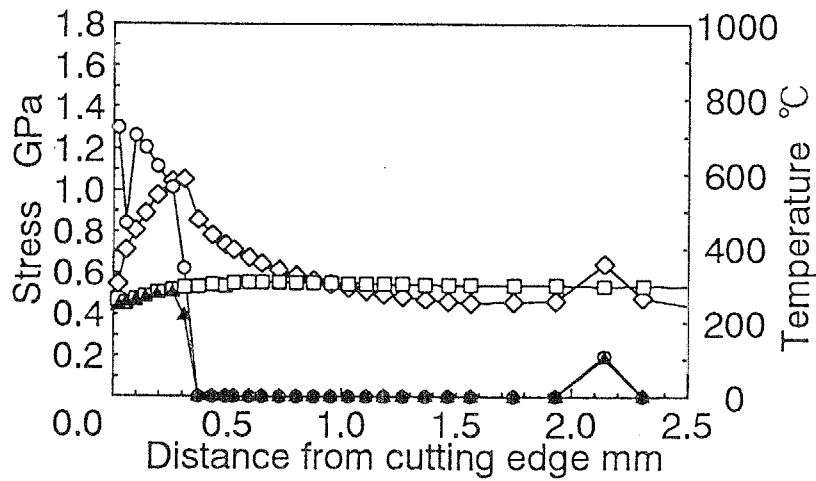
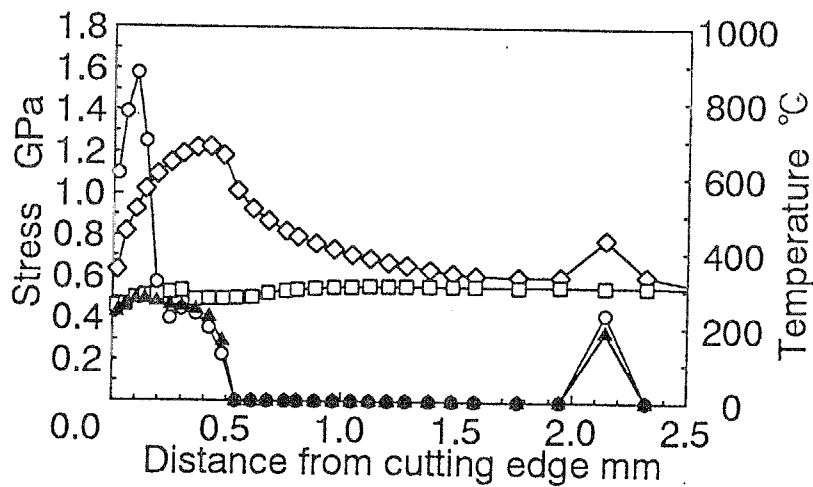


Figure 3.3.10 曲面溝型すくい面工具の切削機構
 切削条件：切削速度 $V_c=100$ m/min, 切削厚さ $t_1=0.25$ mm, 乾式



(a) 滑らかな曲面の場合



(b) 刃先に鋭い角がある場合

Figure 3.3.11 曲面溝型すくい面工具のすくい面上の応力と温度分布
 ○は垂直応力 σ_t , ▲は摩擦応力 τ_t , ◇は温度分布, □は切りくず材料の最大せん断降伏応力 τ_e を示している。
 切削条件：図 3.3.10と同じ。

最後に、チップブレードの高さが変わると切削特性がどのように変化するかについて検討する。工具形状は、図 3.3.12 に示すもので A-B-C-D 点を Bézier 曲線で結んだ曲面溝型すくい面工具であり、図中の h_B の高さのみを変化させて切削機構の解析を行った。

図 3.3.13 にそれぞれの場合の解析結果を示す。同図より、チップブレードの高さを高くするにしたがい切りくずカール半径は小さくなることがわかる。

また図 3.3.14 には、チップブレードの高さ h_B に対する切削力と切りくず形状の変化の関係をまとめたものである。

図 3.3.14 より、ブレードの高さが高くなるにつれて、切りくずは急激に小さくカールするようになるが、 $h_B=0.20\text{mm}$ 以上に高くしてもカール半径は小さくならなくなる。切りくず厚さ t_2 は、 h_B が変化してもあまり変わらないが、 h_B が大きくなると切りくずは薄くなる傾向にある。

さらに、切削力は主分力 F_H と背分力 F_V ともブレードの高さによらず変化しないことが分る。これはブレードの高さが高くなると、切りくずをカールさせる効果が高まり刃先部分の切りくずと工具の接触域は減少し刃先部分の切削力は小さくなるが、代りにチップブレード点での切削力が増加するので、結果的に全体の切削力は変わらないからである。

図 3.3.15 には、ブレードの高さに対する切削温度と仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみの関係を示す。これより、切削温度と加工変質層の質はともにブレードの高さによる影響を受けないことが分る。

以上の事項より、ブレードの高さの操作によって切削力や加工変質層の状態を変えずに切りくずカール半径の大きさのみを制御することが可能であるといえる。

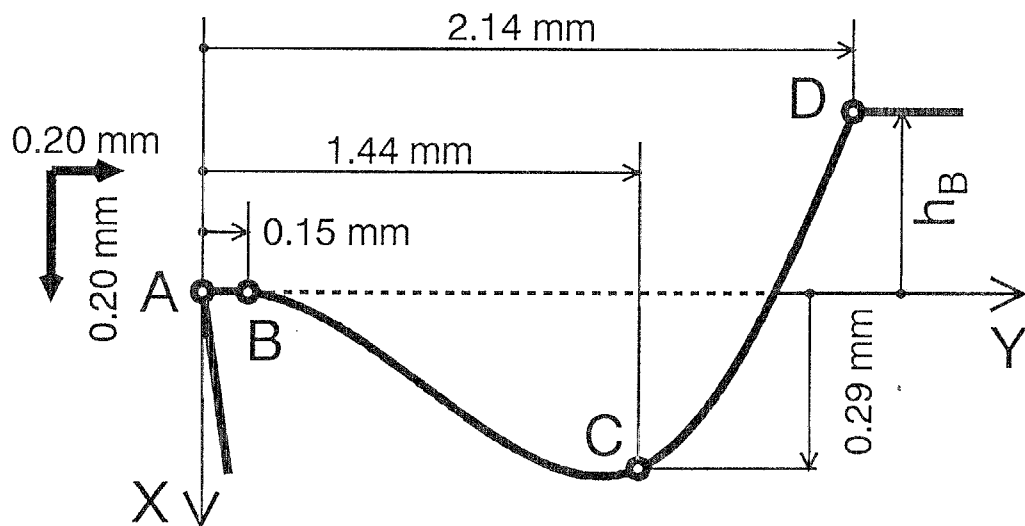


Figure 3.3.12 曲面溝型すくい面工具の形状
 A-B-C-D は点 A,B,C,D を Bézier 曲線で滑らかにつないだ曲線である.

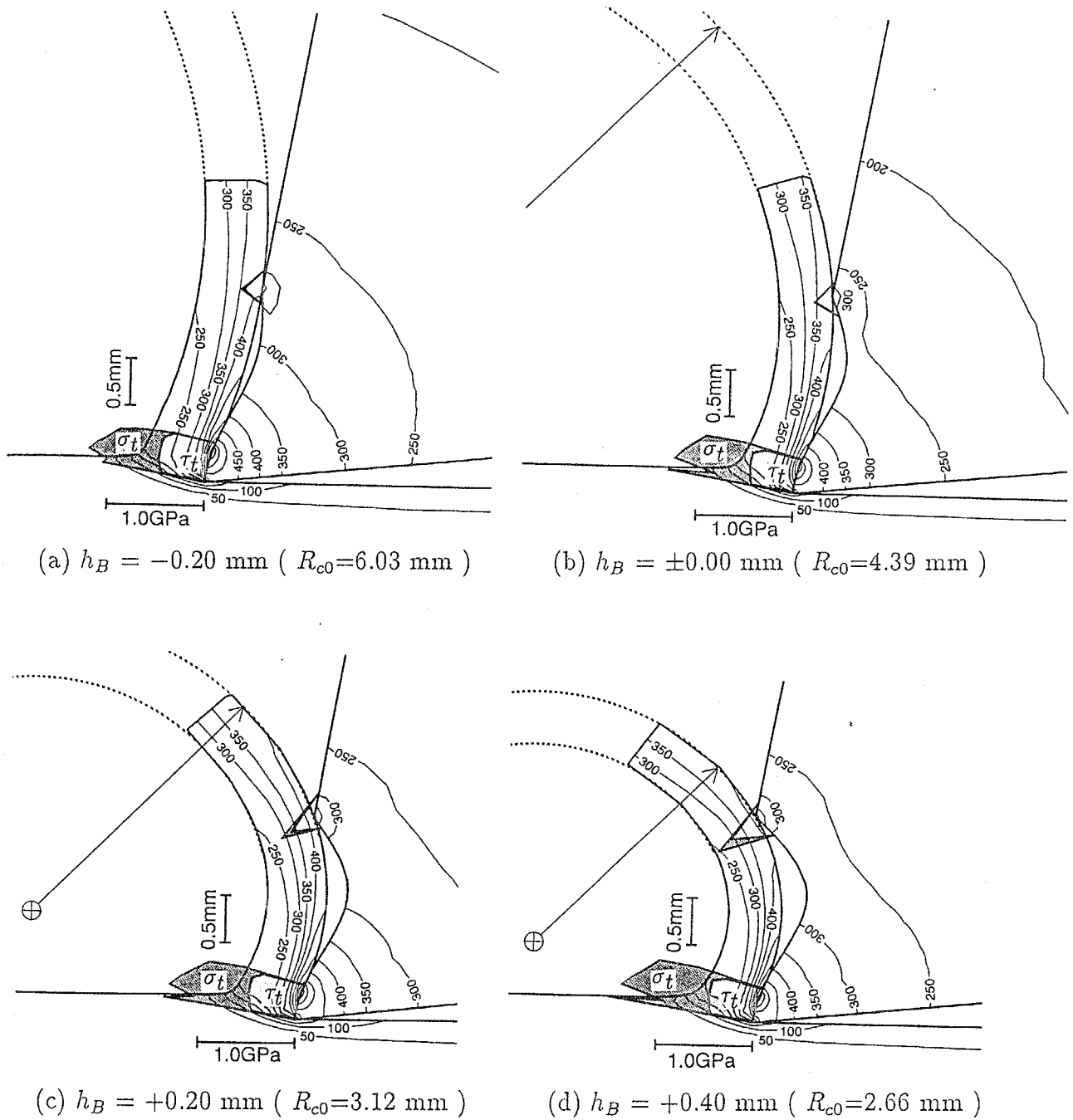


Figure 3.3.13 プレーカの高さによる切削機構の変化

図中の矢印は、カール円の位置と大きさを示している。

切削条件：図 3.3.10 と同じ。

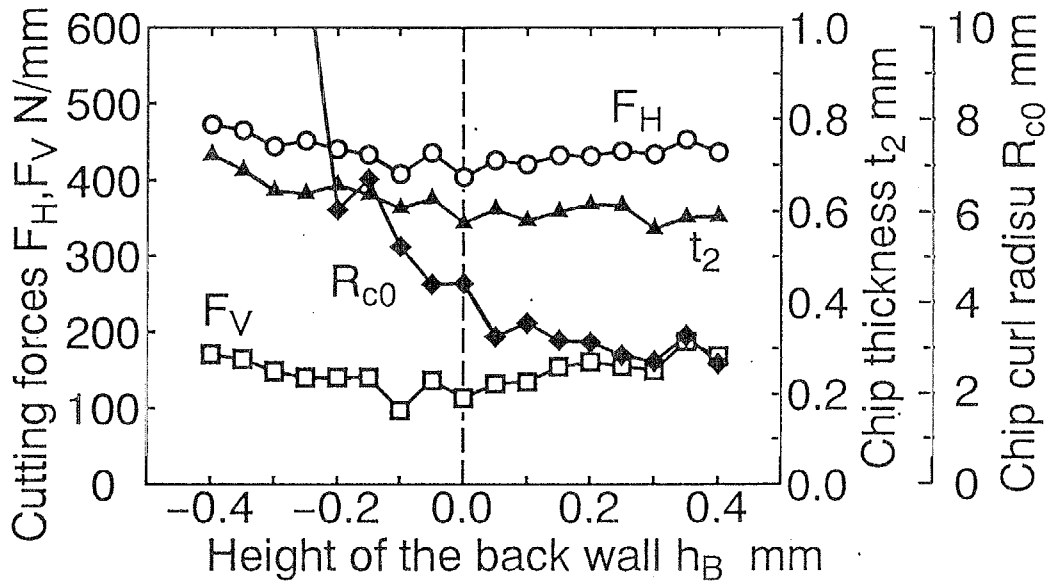


Figure 3.3.14 ブレーカの高さが切削力と切りくず形状に与える影響
 ○は主分力 F_H , □は背分力 F_V , ▲は切りくず厚さ t_2 , ◆は切りくずカール半径を示す。
 切削条件：図 3.3.10と同じ。

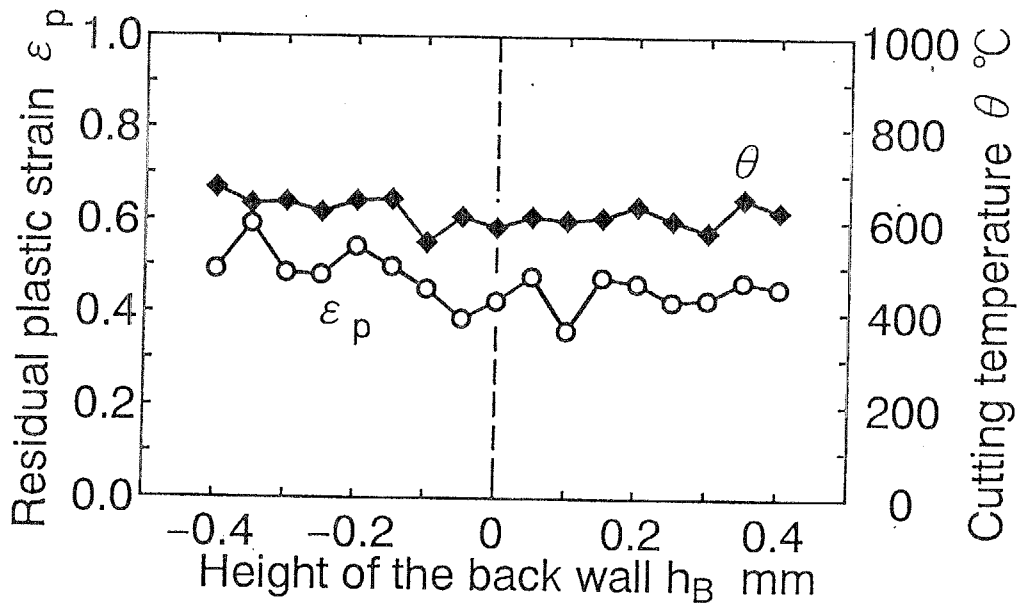


Figure 3.3.15 ブレーカの高さが切削温度と加工変質層に与える影響
 ○は仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみ ϵ_p , ◆は最高切削温度を示す。
 切削条件：図 3.3.10と同じ。

3.4 結言

本章では、単一すくい面工具の切削特性を基に、さらに高性能な切削を行うためには、どのような工具形状にすれば良いのかを解析的に検討した。

複合すくい面工具の切削機構を反復収束法を用いた熱弾塑性有限要素法解析により解析した結果より以下の結論を得た。

1. 2段すくい面工具や溝型すくい面工具による定常状態の切りくず生成過程を2章で定式化した手法により、詳細に予測することができる。実験結果との比較により本手法の妥当性を確認した点をまとめると以下のとおりである。
 - 単一すくい面工具における、すくい角に対する切りくず形状と切削力の変化。
 - すくい角 10 deg の単一すくい面工具における工具すくい面上の温度分布。
 - 2段すくい面工具における、第2すくい角に対する切りくず形状と切削力の変化。
 - 2段すくい面工具における、第2すくい角に対するせん断面での材料組織の流動状態。
 - 溝型すくい面工具での、切削厚さに対する切削力と切りくずカールの変化。

本手法の開発により、従来ではすべり線理論によって解析するのが解析的予測手法の限界であった複合すくい面工具の切削機構を詳細に把握することが初めて可能になった。これより、実際の切削実験では測定することが困難な、複合すくい面工具での仕上げ面表層の材料状態や、切りくずと工具の温度分布、工具すくい面上の応力分布などがこの解析的予測手法により定量的に予測できると結論できる。

2. 2段すくい面工具ではランド面に切削力の大部分を受けて、垂直応力は大きなピークを持ち、第2すくい面との境界で急激に減少するという不連続的な分布になる。摩擦応力は切りくず材料の最大せん断降伏応力で飽和するため、比較的平坦な分布となる。仕上げ面に残留する相当塑性ひずみの量は単一すくい面工具ですくい角を増加させた場合に比べ増加する。しかしながら、ランド幅を最適に選べば切削力と切削温度を単一すくい面工具に比べて大幅に減少させることができる。
3. 溝型すくい面工具では、切削厚さの増加により接触面積の増大が抑制される効果が現れ、背分力が飽和するので、全体の切削力を大幅に下げることができる。またこの効果によって摩擦仕事が増加するので切削温度も減少する。この効果は2段すくい面工具のそれと類似の傾向を示す。
4. 溝型すくい面工具での仕上げ面表層の加工変質層の状態は刃先部分の形状で定まる。刃先部分が2段すくい面工具のようになっているので、2段すくい面工具と類似の変化を示す。それゆえ、ブレードの高さは切削力や切削温度、仕上げ面の質を変えずに切りくずのカール状態のみを制御する。

参考文献

- [1] 臼井 英治, 菊地 千之: 接触面積拘束工具の切削性の研究 (第1報) - 切削機構の塑性学的解析 -, 精密機械, 29, 6 (1963) 436
- [2] 臼井 英治, 菊地 千之: 接触面積拘束工具の切削性の研究 (第2報) - 刃面切りくず接触長さの拘束によるすくい面摩擦係数の変化 -, 精密機械, 29, 7 (1963) 500
- [3] 臼井 英治, 菊地 千之: 接触面積拘束工具の切削性の研究 (第3報) - 接触長さ拘束に伴う切りくず生成機構の変化と二, 三の問題 -, 精密機械, 29, 9 (1963) 639
- [4] 臼井 英治, 星 光一: 接触面積拘束工具の切削性の研究 (第4報) - 通常構成刃先と拘束工具の構成刃先について -, 精密機械, 30, 3 (1964) 273
- [5] 菊地 千之, 臼井 英治, 星 光一: 接触面積拘束工具の切削性の研究 (第5報) - 各種拘束工具の切削抵抗と切りくず形態 -, 精密機械, 30, 4 (1964) 316
- [6] 星 光一, 臼井 英治: 接触面積拘束工具の切削性の研究 (第6報) - 炭素鋼の連続切削における摩耗特性と工具寿命 -, 精密機械, 34, 2 (1968) 113
- [7] 星 光一, 臼井 英治: 接触面積拘束工具の切削性の研究 (第7報) - 炭素鋼の断続切削における摩耗特性と工具寿命 -, 精密機械, 34, 3 (1968) 161
- [8] D.Buryta, R.Sowerby and I.Yellowley: STRESS DISTRIBUTIONS ON THE RAKE FACE DURING ORTHOGONAL MACHINING, Int. J. Mach. Tools Manufact., 34, 5 (1994) 721
- [9] 李 用成, 平元 一之, 佐田 登志夫: 定常切削における切削温度の解析と測定, 精密機械, 44, 12 (1978) 1424
- [10] 加藤 隆雄: 蒸着薄膜による工具温度分布の測定, 日本機械学会論文集 (C編), 56, 522 (1990) 512
- [11] J.H.L.The: High-Speed Films of the Incipient Cutting Process in Machining at Conventional Speeds, Trans.ASME.J.of.Engg for Ind., (1977) 263

- [12] R.Komanduri, T.Schroeder, J.Hazra, B.F. von Turkovich and D.G.Flom : On the Catastrophic Shear Instability in High-Speed Machining of an AISI 4340 Steel, Trans. ASME J.Engg. Industry, 104 (1982) 121
- [13] 新井 実, 中山 一雄 : 切削ばりの生成機構に関する研究 (第1報) - 2次元切削における側方ばり -, 精密工学会誌, 53,7, (1987) 1033
- [14] 河村 末久, 奥山 繁樹, 山川 純次, 白石 隆康 : 二次元切削における横バリの生成機構について, 精密工学会誌, 53, 8, (1987) 1240
- [15] K.Ueda, T.Sugita and H.Hiraga : A J-Integral Approach to Material Removal Mechanisms in Microcutting of Ceramics, Annals of the CIRP, 40, 1 (1991) 61
- [16] 上田 完次, 真鍋 圭司, 香田 裕一郎 : アモルファス金属のマイクロ切削における切りくず生成に伴う層状すべり機構の解析, 精密工学会誌, 58, 5 (1992) 847
- [17] 臼井 英治, 北川 武揚, 菊地 千之 : せん断型切りくず生成機構の塑性学的解析 (第3報), 精密機械, 33, 5 (1967) 293
- [18] 臼井 英治, 益子 正巳 : 三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 (第3部), 38, 316 (1971) 3255
- [19] K.Iwata, K.Osakada and Y.Terasaka : Process Modeling of Orthogonal Cutting by the Rigid-Plastic Finite Element Method, Trans. ASME J. Engg. Mat. Tech., 106 (1984) 132
- [20] 真鍋 圭司, 杉村 延広, 岩田 一明 : 剛塑性有限要素法による単結晶材料の切りくず生成過程の解析, 精密工学会誌, 56, 9 (1990) 1729
- [21] Taylan Altan : Numerical Process Simulation for Tool and Process Design in Bulk Metal Forming, Annals of the CIRP, 45,2 (1996) 599
- [22] A.J.Shin : Finite Element Simulation of Orthogonal Metal Cutting, Trans. ASME J. Engg. Industry, 117 (1995) 84
- [23] J.S.Strenkowski and J.T.Carroll,III : A Finite Element Model of Orthogonal Metal Cutting, Trans ASME J. Engg. Industry, 107 (1985) 349
- [24] 白樫 高洋, 臼井 英治 : 二次元流れ型切削のシミュレーション解析, 精密機械, 42, 5 (1976) 340
- [25] 臼井 英治, 前川 克廣, 白樫 高洋 : 炭素鋼切削における構成刃先生成過程のシミュレーション解析, 精密機械, 47, 2 (1981) 197

- [26] 帯川 利之, 安味 貞正, 白樫 高洋, 臼井 英治: 高分子材料の切削過程の有限要素法解析-硬質塩化ビニル樹脂切削のシミュレーション-, 精密工学会誌, 53, 2 (1987) 288
- [27] 帯川 利之, 白樫 高洋, 臼井 英治: 快削添加物粒子のぜい性効果(その2)-MnS粒子まわりの変形挙動に基づく快削鋼の塑性曲線の導出と快削効果のシミュレーション-, 精密工学会誌, 53, 7 (1987) 1057
- [28] 前川 克廣, 久保 明彦, 北川 武揚: 難削材のプラズマ加熱切削(第2報)-高Mn鋼切削機構のシミュレーション解析-, 精密工学会誌, 54, 3 (1988) 567
- [29] 帯川 利之, 松村 隆, 臼井 英治: 切れ刃離脱時の過渡切削過程と欠損の発生(第1報)-切れ刃離脱過程の有限要素法シミュレーション-, 精密工学会誌, 56, 2 (1990) 336
- [30] 白樫 高洋, 吉野 雅彦, 倉島 宏実: 超精密切削過程のシミュレーション解析(第2報)-アルミニウム単結晶切削過程のシミュレーション的予測-, 精密工学会誌, 57, 5 (1991) 893
- [31] 前川 克廣, 久保 明彦, 北川 武揚: 快削鋼の被削性解析(第1報)-低合金硫黄快削鋼の摩擦特性と切削機構との関連性-, 精密工学会誌, 57, 5 (1991) 875
- [32] 前川 克廣, 久保 明彦, 北川 武揚: 快削鋼の被削性解析(第2報)-快削添加物の形状と種類が切削機構に及ぼす影響-, 精密工学会誌, 57, 12 (1991) 2193
- [33] 帯川 利之, 笹原 弘之, 臼井 英治: チップブレーカ作用の有限要素法解析, 精密工学会誌, 58, 12 (1992) 2051
- [34] 垣野 義昭: 有限要素法要素による二次元切削機構の解析, 精密機械, 37, 7 (1971) 503
- [35] T.H.C.Childs and K.Maekawa: COMPUTER-AIDED SIMULATION AND EXPERIMENTAL STUDIES OF CHIP FLOW AND TOOL WEAR IN THE TURNING OF LOW ALLOY STEELS BY CEMENTED CARBIDE TOOLS, *Wear*, 139 (1990) 235
- [36] 帯川 利之, 白樫 高洋, 臼井 英治: FRP 切削の有限要素法シミュレーション, 精密工学会誌, 57, 6 (1991) 1029
- [37] K.Komvopoulos, S.A.Erpenbeck: Finite Element Modeling of Orthogonal Metal Cutting, *Trans.ASME.J.of.Engg for Ind.*, 113, (1991) 253
- [38] G.S.Sekhon, J.L.Chenot: NUMERICAL SIMULATION OF CONTINUOUS CHIP FORMATION DURING NON-STEADY ORTHOGONAL CUTTING, *Eng. Comput.*, 10, (1993) 31

- [39] Albert.J.Shin, Henry.T.Y.Yang : EXPERIMENTAL AND FINITE ELEMENT PREDICTIONS OF RESIDUAL STRESSES DUE TO ORTHOGONAL METAL CUTTING, Int. J. Numer. methods eng., 36, (1993) 1487
- [40] B.Zhang and A.Bagchi : Finite Element Simulation of Chip Formation and Comparison with Machining Experiment, Trans. ASME J. Engg. Industry, 116 (1994) 289
- [41] Zong-Ching Lin and Yuug-Der Yarn : A Study of three-dimensional cutting model, Int. J. Compt. Appl. Tech., 9 5/6 (1996) 330
- [42] E.Ceretti, P.Fallböhmer, W.T.Wu and T.Altan : Application of 2D FEM to chip formation in orthogonal cutting, J. Materials Processing Technology, 59 (1996) 169
- [43] 北川 武揚, 白樫 高洋, 白井 英治 : すくい面摩耗特性の検討—切削工具寿命の解析的予測に関する研究 (第1報) —, 精密機械, 42, 12 (1976) 1178

第4章

複合すくい面工具の工具損傷と加工精度の 予測

4.1 緒言

前章では反復収束法を用いた熱弾塑性有限要素法により、複合すくい面工具の2次元定常切削機構を解析し、工具形状が変化すると、切りくずカール、切削力と切削温度さらには仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみ量などの切削特性がどのように変化するのかを解析的に予測した。

例えば2段すくい面工具や溝型チップブレードカ工具のように、切りくずと工具の接触面積を拘束するように工具形状を制御すると、すくい角を大きくした単一すくい面工具のように、切削力や切削温度を下げるができることが分かった。

切削温度を下げるができる理由は、有効すくい角を大きくする効果の他に、切りくずと工具の接触長さを拘束する効果により、摩擦力が低下して、摩擦エネルギーが抑えられるからである。接触長さ l_0 を拘束すると摩擦力が低下するのは、摩擦応力 τ_t が切りくず材料の最大せん断降伏応力 τ_e 以上には決してならないので、摩擦力の上限 $\tau_e l_0$ も低下するからである。

以上のように複合すくい面工具は優れた点が多いのであるが、切りくずと工具の接触面積を拘束すると、仕上げ面表層の質が低下するのと、すくい面上の垂直応力は単一すくい面工具のものよりも大きくなり、しかも応力分布に不連続的な変化が生じてしまう問題がある。このような垂直応力が負荷すると、工具欠損や工具の異常摩耗を誘発する可能性がある。

そこで本章では、得られた工具すくい面上の応力や温度分布を用いて、工具摩耗や工具欠損などの工具損傷と工具刃先の変位から見積もられる加工精度について解析的に予測する。複合すくい面工具においてはこれらの物理量は、従来の解析手法では予測不可能なものであったが、第2章で定式化した本研究の解析手法により求めた切削機構の予測結果を用いれば、詳細に予測することが可能となるのである。

ここで、工具摩耗や工具欠損などの工具自体の損傷の状況を詳細に把握するために考慮しなければならないことは、以下の3点である。

1. 工具損傷機構と工具損傷パラメータ
2. 工具すくい面上の応力分布
3. 工具すくい面上の温度分布

(1)の損傷機構の解明に関する研究は盛んに行われており、工具として多用されるぜい性材料の損傷特性には様々な理論が提案されてきている[1] - 中村平井[10]。工具欠損が線形破壊力学で説明できるか否かについては論議があるところであるが[11]-[13]、幾つかの提案された理論を実際の工具損傷の予測に使用できる環境にはある。工具摩耗についても同様であり、幾つか提案された理論が整備されているので、実際の工具摩耗予測に使用できる環境にはある。

問題なのは、工具形状が複雑になると(2)と(3)が予測できなかったので、工具損傷を予測する理論が使用できなかったことである。

そのため、これまでの工具損傷機構の研究は、欠損[14]-[23]にしても、摩耗[24]-[32]にしても、ほとんどのものが単一すくい面工具に限定しており、現在主流となっている実用的で複雑な工具形状は対象外であった。

したがって、基礎理論を基に切削加工中の熱き裂やチップング、断続切削中における切れ刃の大欠損、そして工具摩耗などの工具損傷を予測する研究[33]-[47]も、扱われている工具形状はどれも単一すくい面工具であり、実用的な工具に応用することには限界があった。

そこで、すくい面形状が複雑になると、実際に切削実験を行い、工具損傷の無い切削条件や加工法、工具摩耗寿命を延命するためにはどのような切削条件を用いればよいか、などを検討することになるのである。当然得られた知見は、その実験で用いた工具形状ならびに工具材種と被削材の組みにしかあてはめることができないものであり、検討した結果得られた知識はもちろん工具形状が変われば、再度同様な実験的手法を用いて検討を繰り返さなければならないのである。

工具損傷の基本理論の確立に関する研究、すなわち工具欠損の発生機構や摩耗機構に関する研究は、上記参考文献にあるように、1970年代には既に確固たるものになっており、単一すくい面工具の場合には工具損傷を予測することが可能になっているにも関わらず、その後の複合すくい面工具の切削機構を解析する研究が行われなかったために、現在主流の複合すくい面工具の工具損傷は全く予測できないというのが現状なのである。

これより、工具設計者にとっても現場の技術者にとっても、工具損傷は非常に厄介であり、熟練を要した技術者の経験的知識にのみ依存して生産性を上げるためには多大な努力を払い、工具形状を設計するという手法を未だにとっているのである。また、実際の工具メーカーでは未だに約100年前に提案されたF.W.Taloyの寿命方程式[48]を一部使用しているのも、ここに原因があるのである。

そこで本章では、従来では切削実験に頼らざるを得なかった複合すくい面工具の工具損傷を、第3章で得られたような切削機構の予測結果を基にして完全に解析的に予測することを行う。

本章では工具摩耗と工具欠損の他に、刃先形状が加工精度に及ぼす影響も検討することにする。

すなわち本章で解析的に検討することは、複合すくい面工具における、

- 工具すくい面摩耗による工具寿命の予測
- 工具の耐欠損性能の予測
- 切削力と切削温度がもたらす加工精度への影響についての予測

の3因子である。

4.2 工具すくい面摩耗の予測

4.2.1 工具の摩耗特性

普通炭素鋼を超硬工具で、常用切削速度 (100m/min ~ 300m/min) で旋削加工した場合、工具すくい面の温度は前章で示したように、およそ 600 ~ 1000 °C 程度にまで上昇する。そのため、工具すくい面は、温度による拡散が生じた界面における凝着摩耗が支配的になる [29]。

このメカニズムを簡単に述べておく。超硬工具は、タングステンカーバイト粒子 (WC) をコバルト (Co) で固めた焼結材料である。この材料で鋼を旋削すると、高温により超硬工具の中のコバルトと鋼のなかの鉄 (Fe) とが拡散を起こす。そのため、タングステンカーバイトを固めていたコバルトが鋼 (切りくず) の中に拡散し、保持力の低下したタングステンカーバイト粒子が工具面に作用する応力によって脱落する。このメカニズムより、工具すくい面摩耗は拡散式と力学的パラメータである応力とによって表現できることになる。

工具摩耗特性式の導出理論を簡単に述べておく。2平面の間に直径 a の凸部 (asperity) が平均間隔 b で配列した界面を考え、アスペリティの先端から高さ c の円盤状摩耗粉がアスペリティの遭遇回数に対して一定の確率で脱落する摩耗モデルを想定しよう。そこで、摩耗粉が発生する度合いを R.Holm の確率で表すと、単位面積当たりの摩耗体積 dW は、

$$dW = A_r \frac{c}{b} Z dL \quad (4.2.1.1)$$

で与えられる [24]。

ここで、 dL は擦過距離、 A_r は接触面積当たり真実接触面積である。ここで、真実接触面積 A_r を、見かけの接触域に加わる垂直応力 σ_t と材料の硬度 H で表すと、

$$dW = \frac{\sigma_t c}{H b} Z dL \quad (4.2.1.2)$$

となる [31]。ここで、硬度 H は温度 θ によってのみ変化すると仮定する。

$$H = C \exp \frac{\alpha}{\theta} \quad (4.2.1.3)$$

また、Holm の確率 Z はアスペリティが始めから持っている熱エネルギーと拡散層の状態に大きく依存すると仮定すると、

$$Z = C' \exp \left(-\frac{\Delta E}{k\theta} \right) \quad (4.2.1.4)$$

とかける。ここで、 ΔE はアスペリティが持つ活性化エネルギー、 k はボルツマン係数である。

式 (4.2.1.3) と式 (4.2.1.4) を、式 (4.2.1.2) に代入し、 c/b は一定とすると、

$$\frac{dW}{\sigma_t dL} = C \exp \left\{ \frac{-(\Delta E + k\alpha)}{k\theta} \right\} \quad (4.2.1.5)$$

となる。 $\Delta E + k\alpha$ は、拡散層の状態を示すものであるが、摩耗面では非温度依存としても影響が無いと考え、結局、式(4.2.1.6)のような摩耗特性式を得た[26]。

$$\frac{dW}{\sigma_t dL} = C_1 \exp\left(-\frac{C_2}{\theta}\right) \quad (4.2.1.6)$$

ここで W は比摩耗量、 L は擦過距離、 σ_t は工具すくい面上の垂直応力、 θ はすくい面温度、 C_1 と C_2 は工具と被削材材料の組合わせによって一義的に決まる材料定数である。式(4.2.1.6)には、工具形状を独立に規定するパラメータは含まれていない。すなわち工具すくい面上の垂直応力 σ_t と温度 θ 、切りくず擦過速度さえ予測できれば、如何なる工具形状でもその点の摩耗速度を予測できる汎用性の高い予測式といえる。

式(4.2.1.6)は拡散後に生じる凝着摩耗の理論に基づいて導出された式ではあるが、摩耗特性式のパラメータ C_2 を変えることによって、低温域での逃げ面摩耗にも対応できるものである[26]。

超硬P20で普通炭素鋼S45Cを切削したときの摩耗特性は、ある温度 θ_{ST} を境にして高温域と、低温域とに分けられ、摩耗特性式の C_2 の値が異なることが確認されている[32]。特に逃げ面摩耗が発生するような比較的低温域での状態では、 θ_{ST} を境に C_2 の値が変わる、折れ線の摩耗特性式を使用しなければ詳細な予測はできない。このような現象がおこる理由の一つとして、脆弱なFe-W-Coの複炭化物の形成が考えられている。この複炭化物は被削材の炭素含有量が低いほどまた高温であるほど生成されやすい。これより、高温域あるいは炭素含有量が少ない材料ではFe-W-Co複炭化物が生成されやすいため、摩耗速度が増大する。

炭素含有量の多いS45Cでのすくい面摩耗特性をみると、約900℃程度から折れ線になるが、炭素含有量の少ないS15Cの場合では、温度が700℃以下の低温域でも比較摩耗特性の直線性が保たれ折れ線にはならない[32]。

本解析では、すくい面摩耗深さまで厳密に実験結果と合せるようなことまではしないことにする。 C_1 、 C_2 は材料パラメータなので、むしろこの値を色々変えた場合に、すくい面摩耗形態がどのように変わるのかをシミュレートしたほうが、解析的知識の収集には意義があると判断したためである。

そこで、表4.1に示す摩耗特性定数を使用することにした。なお C_{1High} 、 C_{2High} は高温時のもので、 C_{1Low} 、 C_{2Low} は低温時のものである。この摩耗特性の状態を図4.2.1に示す。

これらの値は文献[32]を参照して低炭素鋼S15Cに近い $\theta_{ST}=600$ ℃の場合と；炭素含有量が高い材料を仮想し θ_{ST} を700℃に設定したものである。

700℃以上の高温域では、両者の摩耗特性は一致するが、それぞれ設定した θ_{ST} 以下の温度では、摩耗速度が異なることになる。前章でみたように、工具形状が変われば切削温度も変わるので、工具形状が変わることによってこの温度差がどのように効いてくるのかについて以下で検討することにする。

4.2.2 工具寿命の評価方法

工具寿命は、最大工具すくい面摩耗深さが限界深さ($K_T=0.05$ mm)に達するまでに除去できる材料の量で評価する。切削厚さが同一な場合は、切削できる最大切削距離を評価

因子 L_{max} とした。

通常工具寿命は時間で評価されるが、切削速度や切削厚さが変化した場合を考えると、寿命までに除去加工できる量で評価した方が良く考えたためである。

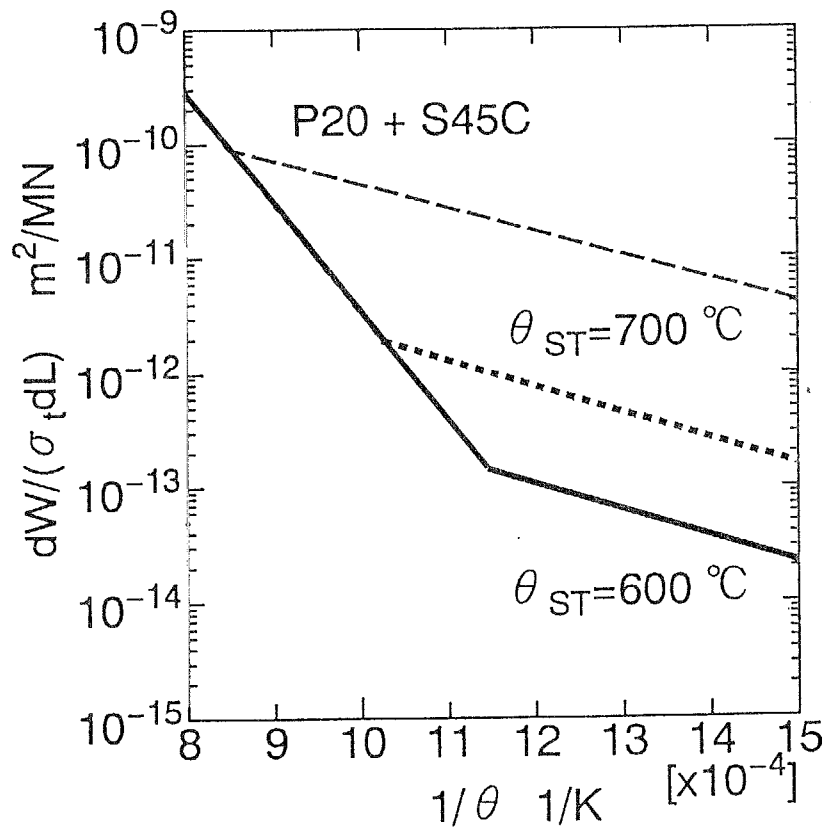


Figure 4.2.1 本研究で使用する摩耗特性

Table 4.1 本研究で使用する摩耗特性定数

For $\theta_{st}=600\text{ }^{\circ}\text{C}$		
C_{1High}	1.198×10^{-2}	m^2/MN
C_{2High}	2.195×10^4	K
C_{1Low}	6.280×10^{-11}	m^2/MN
C_{2Low}	5.302×10^3	K
For $\theta_{st}=700\text{ }^{\circ}\text{C}$		
C_{1High}	1.198×10^{-2}	m^2/MN
C_{2High}	2.195×10^4	K
C_{1Low}	4.455×10^{-10}	m^2/MN
C_{2Low}	5.302×10^3	K

4.3 工具欠損の予測

切削工具の重要な性能評価の一つに、耐欠損性（耐チップング性）がある。断続切削時のようにすくい面に数 GPa 程度の衝撃応力が加わる場合や、定常切削でも粗削り工程のように切込みと送り速度が大きい重切削時には、工具の耐欠損性が強く要求される。

通常の切削温度域（～900℃）なら超硬工具の欠損は脆性的に起こる [22]。欠損は、すくい面上あるいは内部に初期き裂があって、そのき裂が進展して破壊するという機構では生じない [12]。そのような初期き裂が存在する材料では工具として十分なじん性を備えていないからである。つまり工具欠損においては線形破壊力学が適用できないとされている。そこで、工具欠損は確率的（ワイブル (Weibull) 分布にのる）に起こり、また繰返し衝撃により材料の強度劣化が徐々に進行して欠損確率が増加するという欠損モデルを採用する [16]–[23]。また、本研究では断続切削時ではなく、定常切削状態での欠損を対象とする [41]。

欠損性の定量的評価には、Paul の決定論的破壊条件にワイブル分布を重畳させた確率的破壊条件を使用した [16]。以下にこの説明をする。

4.3.1 工具の確率的破壊応力条件

通常脆性材料の破壊応力特性は Weibull 分布で表現される。破壊はあるしきい値以下の応力状態では起きないとして、このしきい値 σ_u を決定するために B. Paul の決定論的破壊条件を用いる [1]。

B. Paul の決定論的破壊条件は、3軸応力状態での最大主応力 σ_1 、中間主応力 σ_2 、最小主応力 σ_3 ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$) で求まり、中間主応力 σ_2 一定の面では、式 (4.3.1.1) のように示される。

$$\begin{aligned} \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{S_t}\right)^2 + 2N_1^2 \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{S_t}\right) + N_1^2 (N_1^4 - 4) &= 0 \\ \left(\frac{\sigma_3}{S_t} < 1 - N_1^2\right) & \\ \frac{\sigma_1}{S_t} &= 1 \\ \left(\frac{\sigma_3}{S_t} \geq 1 - N_1^2\right) & \end{aligned} \quad (4.3.1.1)$$

ここで、 S_t は単軸引張り状態の破壊応力のしきい値、 N_1 は単軸圧縮破壊応力のしきい値と S_t の比で決まる材料定数である。

式 (4.3.1.1) より σ_3 がしきい値 $(1 - N_1^2)S_t$ 以上では、材料は引張り応力のみ破壊が起こり、しきい値 $(1 - N_1^2)S_t$ から σ_3 まででは、引張り応力と圧縮応力の組み合わせによって破壊が起こり、それ以下では圧縮応力で破壊が起こることを意味している。

簡単に式 (4.3.1.1) の導出方法を示しておく。なお、Paul の決定論的破壊条件は下記の仮定のもとで導出されたものである。

1. 材料には微小欠陥があり、これは長楕円体の空洞と見なせる。
2. 材料は等方性の連続体であり、空洞表面の応力は線形弾性問題として求める。
3. 破壊は、 σ_c なる材料特有の引張り破壊応力による起る。
4. 長楕円体は荷重が加わっても、潰れて表面どうしが接触することはない。
5. 欠陥どおしの距離は十分に遠いものとして、解析では1つの欠陥にのみ注目する。
6. 本破壊基準は、初期破壊のみに有効である。

L.Mirandy と B.Paul は、等方的な無限体に1つの長楕円体 (ellipsoid) の空洞 (cavity) が存在するモデルを考えた。長楕円体は直交座標系 (X_1, X_2, X_3) に配置されているとすると、その形状は $X_1=a, X_2=b, X_3=c$ ($a \geq b > c$) である。無限体の、引張り応力 T とせん断応力 S が作用する場合に、空洞に作用する最大引張り応力を次式のように定めた [2]。

$$\sigma_{max} = \left(\frac{b}{c}\right) \left(\frac{1}{E}\right) \left[T + \left\{ T^2 + \left(\frac{2S}{N_1 N_2}\right)^2 (N_1^2 \sin^2 \alpha + N_2^2 \cos^2 \alpha) \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad (4.3.1.2)$$

ここで、引張り応力 T は X_3 軸方向に、せん断応力 S は X_1 軸に対して角度 α の方向に作用しているものとする。 α は、せん断応力 S $N_1 = 2(1 - \nu) + A$, $N_2 = 2 - A$, $A = 2\nu k/E(F - E)/(1 - k^2)$, $k = b/a$ である。 ν はポアソン比である。 F と E は次式に示されるような積分値である。

$$\begin{aligned} F &= \int_0^{\pi/2} [1 - m^2 \sin^2 \phi]^{-\frac{1}{2}} d\phi \\ E &= \int_0^{\pi/2} [1 - m^2 \sin^2 \phi]^{\frac{1}{2}} d\phi \\ m &= (1 - k^2)^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \quad (4.3.1.3)$$

式 (4.3.1.2) で最も一般的な荷重条件として $\alpha = 0$ の条件をとった場合の、 σ_{max} のピーク値は、

$$\sigma_M \equiv (\sigma_{max})_{\alpha=0} = \left(\frac{b}{c}\right) \left(\frac{1}{E}\right) \left[T + \left\{ T^2 + \left(\frac{2S}{N_1}\right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad (4.3.1.4)$$

となる。3番目の仮定に基づき、破壊は破壊応力 σ_c を越えた場合に起るとすると、

$$\left(\frac{b}{c}\right) \left(\frac{1}{E}\right) \left[T + \left\{ T^2 + \left(\frac{2S}{N_1}\right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] = \sigma_c \quad (4.3.1.5)$$

と書ける。一方せん断応力 S が存在しない単純引張り応力場の場合には式 (4.3.1.5) より $S = 0$ とし、 $T = S_t$ とすれば、

$$\left(\frac{b}{c}\right) \left(\frac{2}{E}\right) S_t = \sigma_c \quad (4.3.1.6)$$

となる。式(4.3.1.5)と式(4.3.1.6)より、

$$\left\{ \left(\frac{T}{S_t} \right)^2 + \left(\frac{2S/S_t}{N_1} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} = 2 - \frac{T}{S_t}$$

$$\left(\frac{S}{S_t} \right)^2 + N_1^2 \left(\frac{T}{S_t} - 1 \right) = 0 \quad (4.3.1.7)$$

式(4.3.1.7)より、横軸に T/S_t 、縦軸に S/S_t をとると、これが N_1 に依存した長楕円体の破壊曲線になる。

一方、3軸応力状態のモールの応力円を考える。最大主応力 σ_1 が作用する面から Ψ 傾いた応力を求めると、

$$\frac{T}{S_t} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_3)}{2S_t} + \frac{(\cos 2\Psi)(\sigma_1 - \sigma_3)}{2S_t}$$

$$\frac{S}{S_t} = \frac{(\sin 2\Psi)(\sigma_1 - \sigma_3)}{2S_t} \quad (4.3.1.8)$$

となり、式(4.3.1.8)と式(4.3.1.7)より、モールの応力円と破壊曲面がちょうど接する交点を求めると、

$$\cos 2\Psi = \frac{N_1^2}{\sigma_1/S_t - \sigma_3/S_t} \quad (4.3.1.9)$$

を得る。式(4.3.1.9)を式(4.3.1.8)に代入して、得られた T/S_t と S/S_t を、式(4.3.1.7)に代入すると、式(4.3.1.1)を得ることになる。

一方、体積 V の要素に応力 σ が負荷された時の欠損（破壊）確率 $G(\sigma)$ を、ワイブルパラメータ σ_0 、 m を用いて式(4.3.1.10)のワイブル分布で表すことにする。

$$G(\sigma) = 1 - \exp \left\{ -V \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^m \right\} \quad (4.3.1.10)$$

以上より、Paulの決定論的破壊応力条件式に、脆性破壊の解析で用いられるワイブル分布を重畳させることを考える。

まず破壊応力のしきい値 σ_u を便宜的に式(4.3.1.10)より決定する。分布のしきい値は破壊確率が0.1%となる時とした。単軸引張り、単軸圧縮について、式(4.3.1.11)からしきい値 σ_{ut} 、 σ_{uc} をそれぞれ求める。

$$G(\sigma_{ut}) = G(\sigma_{uc}) = 0.001 \quad (4.3.1.11)$$

得られた σ_{ut} 、 σ_{uc} を式(4.3.1.1)に代入して材料定数 N_1 を求める。

$$\left(\frac{\sigma_{uc}}{\sigma_{ut}} \right)^2 + 2N_1^2 \left(\frac{\sigma_{uc}}{\sigma_{ut}} \right) + N_1^2 (N_1^2 - 4) = 0 \quad (4.3.1.12)$$

こうして得られた Paul の破壊条件の曲線は破壊確率 0.1% の曲線である。今、破壊確率 0.1% を最低の破壊応力と決めたので、この曲線以下の応力状態では破壊は生じないとする。従って破壊確率 0.1% を破壊確率 0.0% としてこのラインを U とする。Paul の決定論的破壊条件にワイブル分布を重畳させるとは、この曲線 U の上にワイブル分布を重ねる事である。

Paul の決定論的破壊条件にワイブル分布を重畳させたものは式 (4.3.1.13) であり、図 4.3.1 にその確率的破壊応力条件の概念図を示す。

$$G(\bar{\sigma}, Volume) = 1 - \exp \left\{ -Volume \left(\frac{\bar{\sigma} - \sigma_u}{\sigma_0} \right)^m \right\} \quad (\bar{\sigma} > \sigma_u)$$

$$G(\bar{\sigma}, Volume) = 0 \quad (\bar{\sigma} \leq \sigma_u) \quad (4.3.1.13)$$

ただし、Volume は要素の体積、 σ_u は破壊応力のしきい値、 $\bar{\sigma}$ は 3 軸応力をスカラー量に変換したものの σ_0 、 m はワイブルパラメータである。ここで、式 (4.3.1.13) のワイブルパラメータは、式 (4.3.1.10) と同じではない。式 (4.3.1.13) の値は、式 ((4.3.1.10)) の値を、 $\sigma \rightarrow \sigma - \sigma_u$ の値に変換したものである。

3 軸応力をスカラー量に変換した $\bar{\sigma}$ については、以下の式に従って決定する。なお $S_t = \sigma_{ut}$ とおく

$$\bar{\sigma} = \begin{cases} \sigma_1 & \sigma_3 \geq (1 - N_1^2) S_t \\ \sqrt{\sigma_1^2 + \{\sigma_3 - (1 - N_1^2) S_t\}^2} & \sigma_3 < (1 - N_1^2) S_t \end{cases} \quad (4.3.1.14)$$

また、 $\sigma_3 < (1 - N_1^2) S_t$ の領域でのワイブルパラメータは、単軸引張りと単軸圧縮のワイブルパラメータ σ_{0t} と m_{0t} 、 σ_{0c} と m_{0c} とを、図 4.3.1 の扇角 ω を用いて、式 (4.3.1.15) のように線形補間をすることにより決定できるものとする。

$$\sigma_0 = \frac{2\omega}{\pi} (\sigma_{0c} - \sigma_{0t}) + \sigma_{0t}$$

$$m = \frac{2\omega}{\pi} (m_{0c} - m_{0t}) + m_{0t} \quad (4.3.1.15)$$

以上で、Paul の決定論的破壊条件にワイブル分布を重畳させた確率的破壊条件が決定できる。同一破壊確率になる応力の組合わせをプロットしていくと、同図の様な曲線 R、V が引ける (例えば R は破壊確率 50%、V は 99.9% のライン)。

本研究ではこの確率的破壊条件に温度効果を導入した。温度効果を考慮すると、ワイブルパラメータ m は変化しないが σ_0 が温度に依存し変化するようになる。ただしこの関係が成り立つのは、破壊機構が脆性破壊の範囲であって、材料が温度によって軟化し破壊機構が延性破壊になることまでは考慮していない。

超合金 P20 場合、800 °C 以下では破壊は脆性的であり、800~900 °C では延性-脆性破壊の挙動を示し、それ以上の温度では延性破壊の挙動を示すといわれている。本研究で扱う

溝型すくい面工具の場合、溝により切りくずと工具の接触長さが単一すくい面工具の場合に比べて短く拘束されるために切削温度が1000℃を越えるようなことはないので、この条件をそのまま取り扱う事にする。

また、断続切削となる加工のように衝撃力が繰返し工具に負荷すると通常工具材料は劣化し、徐々にその強度を弱めていく。すなわち、衝撃劣化にともない確率的破壊条件が徐々に狭まっていく。本研究ではそのような衝撃劣化までは考慮せずに突発的な外乱等により欠損やチッピングを起こすような状況のみについて検討することにする。

式(4.3.1.16)に、温度 θ を考慮した場合の破壊のしきい値 $\sigma_u(\theta)$ を示す。

$$\begin{aligned}\sigma_{ut}(\theta) &= \sigma_{ut} \exp\{-\lambda_t(\theta - \theta_0)\} \\ \sigma_{uc}(\theta) &= \sigma_{uc} \exp\{-\lambda_c(\theta - \theta_0)\}\end{aligned}\quad (4.3.1.16)$$

ただし、 θ_0 は室温であり、 λ_t と λ_c は単軸引張り、単軸圧縮時の温度依存定数である。

この温度依存性を持たした確率的破壊条件を図4.3.2に示す。同図(a)は体積($Volume = 0.01 \text{ mm}^3$)で温度が室温($\theta = 20.0 \text{ }^\circ\text{C}$)の場合であり、(b)は、温度のみを800℃に上昇させたものである。これより温度が高くなると破壊条件の曲線が収縮し、同じ外力条件であれば破壊確率が増すことがわかる。つまり、温度上昇により強度が低下することが判る。

以上の温度効果を考慮した確率的破壊条件と、前章の解析によるすくい面応力分布と温度分布から求められた工具内応力分布とを用いて、それぞれの微小領域の欠損確率 $G(\sigma^*, Volume, \theta)$ を求めた。

切れ刃の欠損確率は最弱リンク理論に従うとした。つまり工具内の領域のどれか1つでも破壊したら、切れ刃全体が破壊したとみなす。各微小領域の欠損確率を $G_i(\sigma_i^*, Volume_i, \theta_i)$ として書くと、切れ刃全体の欠損確率 G_{tool} は式(4.3.1.17)の様になる。

$$G_{tool} = 1 - \prod_{i=1}^N [1 - G_i(\sigma_i^*, Volume_i, \theta_i)] \quad (4.3.1.17)$$

本解析で使用したワイブルパラメータなどは文献を参照した[22]。表4.2に本解析で使用したパラメータを示す。

以上の手法により、工具の欠損性能を予測することができる。この予測式もまた、工具形状に依存するパラメータは無く、工具内部の応力分布と温度分布が予測できれば、汎用的に工具欠損確率を予測することができるのである。

そこで、工具内部の応力分布を求めるために超硬チップとシャンク部分を含んだ変形解析を弾性有限要素解析を用いて行った。変形解析の境界条件となる工具すくい面上の応力分布や温度分布は、第2章の手法により解析された結果をそのまま用いることにした。また、本変形解析には熱膨張も同時に考慮してある。以下に解析モデルの説明を行う。

Table 4.2 解析で使した欠損確率のパラメータ (Volume=1.0 mm³)

σ_{0t}	=	2.1730	GPa
m_{0t}	=	13.12	
λ_t	=	4.969×10^{-4}	1/ θ
σ_{0c}	=	7.336	GPa
m_{0c}	=	21.14	
λ_c	=	4.493×10^{-4}	1/ θ

切削力と切削温度による工具内応力を解析するための有限要素モデル

図 4.3.3は解析に用いた有限要素モデルである。超硬チップ (tip) やシャンク (shank) の形状は実物に近いものとした。パッチをほどこした部分は超硬 P20 チップ部分である。また同図に示す様にシャンク上方端部分を変位固定境界として、他の部分は自由端とした。

表 4.3は弾性有限要素法解析で用いた材料定数である。

Table 4.3 工具の弾性有限要素法解析に用いた材料パラメータ

	Tool tip (P20)	Shank (S45C)
Young's modulus E GPa	545	206
Poisson's ratio μ	0.22	0.30
Coefficient of thermal expansion α °C ⁻¹	6.0×10^{-8}	1.1×10^{-7}

弾性有限要素法解析は2次元平面ひずみを仮定している。通常の切削工具は3次元形状をしており、突っ切りバイトのような特殊な工具でない限り、2次元切削状態であっても切削幅に対して工具の幅はかなり大きい。したがって切削中の工具内応力はかなり緩和されていることになる。ところがこれを平面ひずみを仮定して2次元問題として解析する場合、剛性方程式の積分で z 軸方向の厚さをどの部分も共通で、単位厚さとしてしまうと、切削状態は、例えば幅3mmの円盤状の被削材を、突っ切りバイトの様に幅3mmの工具で突っ切る事と等価になってしまう。そのためシャンク部分の3次元的な応力緩和がない

ために、計算される内部応力は高めになってしまい、刃先の変位も実際のものよりも大きく解析されてしまう。

そこでこの事を補正するために、超硬チップ部分は幅 3 mm で、シャンク部分は 25 mm の工具と等価になるように、剛性方程式の z 軸方向の厚さを、超硬チップ部分の 1 に対してシャンク部分は 25/3 に大きくして計算を行った（シャンクの実際の断面形状は 25 mm \times 25 mm の角柱である）。弾性有限要素法の工具モデルでは、反復収束法を用いた弾塑性有限要素法解析での工具モデルよりも要素数が多い。ただし、超硬チップ部分の輪郭線は同一のため、温度分布は新たに作ったモデルにそのまま張込んだ。つまり工具内をリメッシュしたことと等価である。ただし、シャンク上端部は切削中の温度上昇が微小であるとして室温 ($\theta=20^\circ\text{C}$) とした。

また弾性有限要素法モデルは反復収束法で用いた弾塑性モデルより大きいので、シャンク部分の温度分布は完全に求められていない。そこで超硬チップとシャンクの境界部分の温度を境界条件として、シャンク部全体の温度分布を定常熱伝導解析により、求めなおした。

4.3.2 工具の耐久損性の評価方法

定常的に切削が行われている場合の工具すくい面上の応力分布と温度分布の条件からは、式 (4.3.1.17) より計算される欠損確率はほとんどの場合で 0% であった。すなわち、通常の切削力の付加状態では工具は欠損しないことになる [41]。これは当然の結果である。工具欠損は、主に切削開始時の工具が被削材に食い付いた瞬間と、切削終了時の工具が被削材から離脱する時に発生する。これらの状況では、工具には衝撃的に過渡的応力を受けるので、定常状態の何倍かの力が工具すくい面に作用する事と等価であると考えることができる。

しかし、過渡的状态を直接考慮することは本解析ではできないので、工具の欠損に対する評価方法を以下のようにした。

1. 工具欠損を主に起こす状況は、切削開始時と切削終了時か、また工具すくい面に切りくずが噛み込むなどの予期しない力が工具に負荷した場合である。
2. 上記の場合の衝撃力は、通常の負荷する切削力の何倍かの切削力と等価である。
3. 上記の衝撃力は、切削条件によって異なるので常に一定の力が負荷するのでは無い。
4. 切削力の何倍かの力が負荷するのは一瞬のことであるので、工具すくい面上の応力分布の形状はそのまま保たれていて、絶対値のみが倍増したと見なせる。

少々強引なやり方ではあるが、以上の換算により、工具欠損に対する工具の信頼性を評価因子とする。具体的には、定常切削状態ですくい面に負荷している切削力（工具すくい面上の応力）をそのまま M_r 倍していき、欠損確率が 50% になった時点での切削力の倍数 M_{r50} を求め、これを評価因子とした。換言すれば、定常切削力の何倍の力まで耐えられるか、ということなので M_{r50} は安全係数のようなものである。

この M_{r50} の求めかたの様子を図 4.3.4 に示す。

図4.3.4より定常状態時の切削力では工具の欠損確率は0%であるが、切削力を大きくしていくにつれて（工具すくい面上の応力をそのまま M_r 倍していくと）、欠損確率が増加しついにほぼ100%に達する。

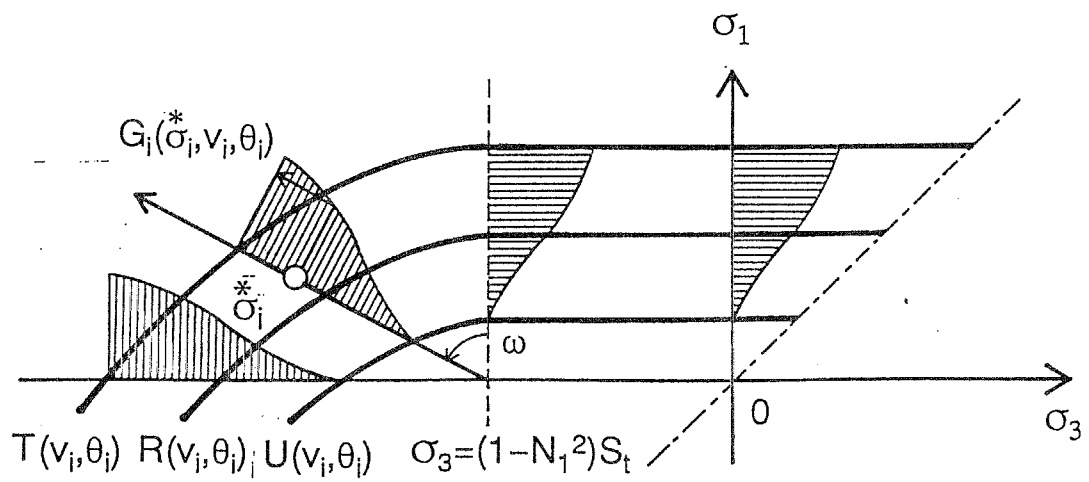
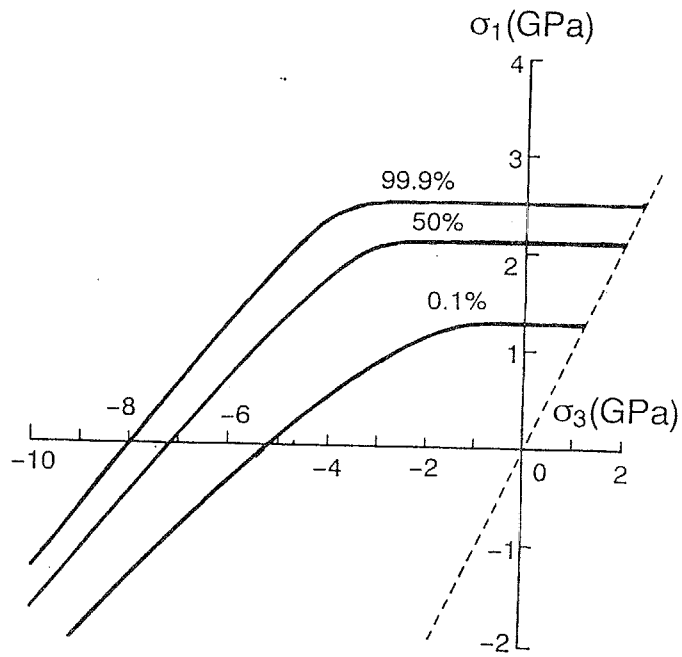
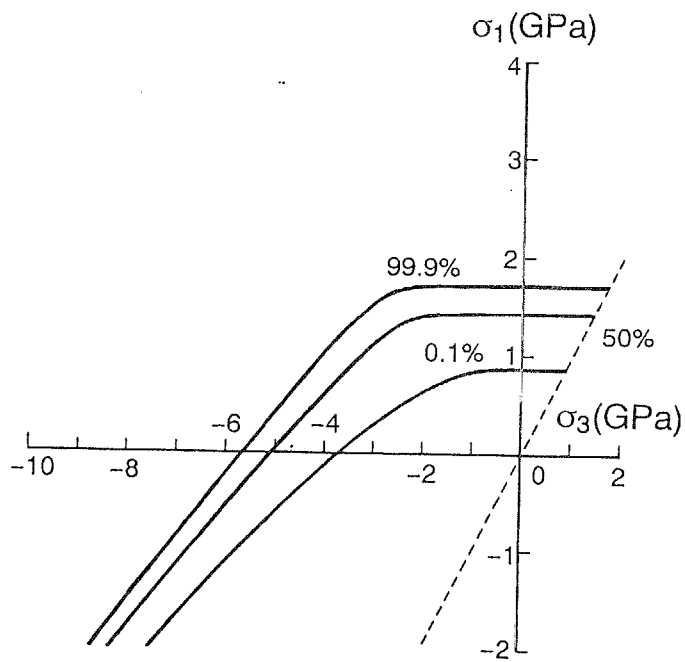


Figure 4.3.1 Paul の決定論的破壊条件に Weibull 分布を重畳した確率的破壊条件モデル

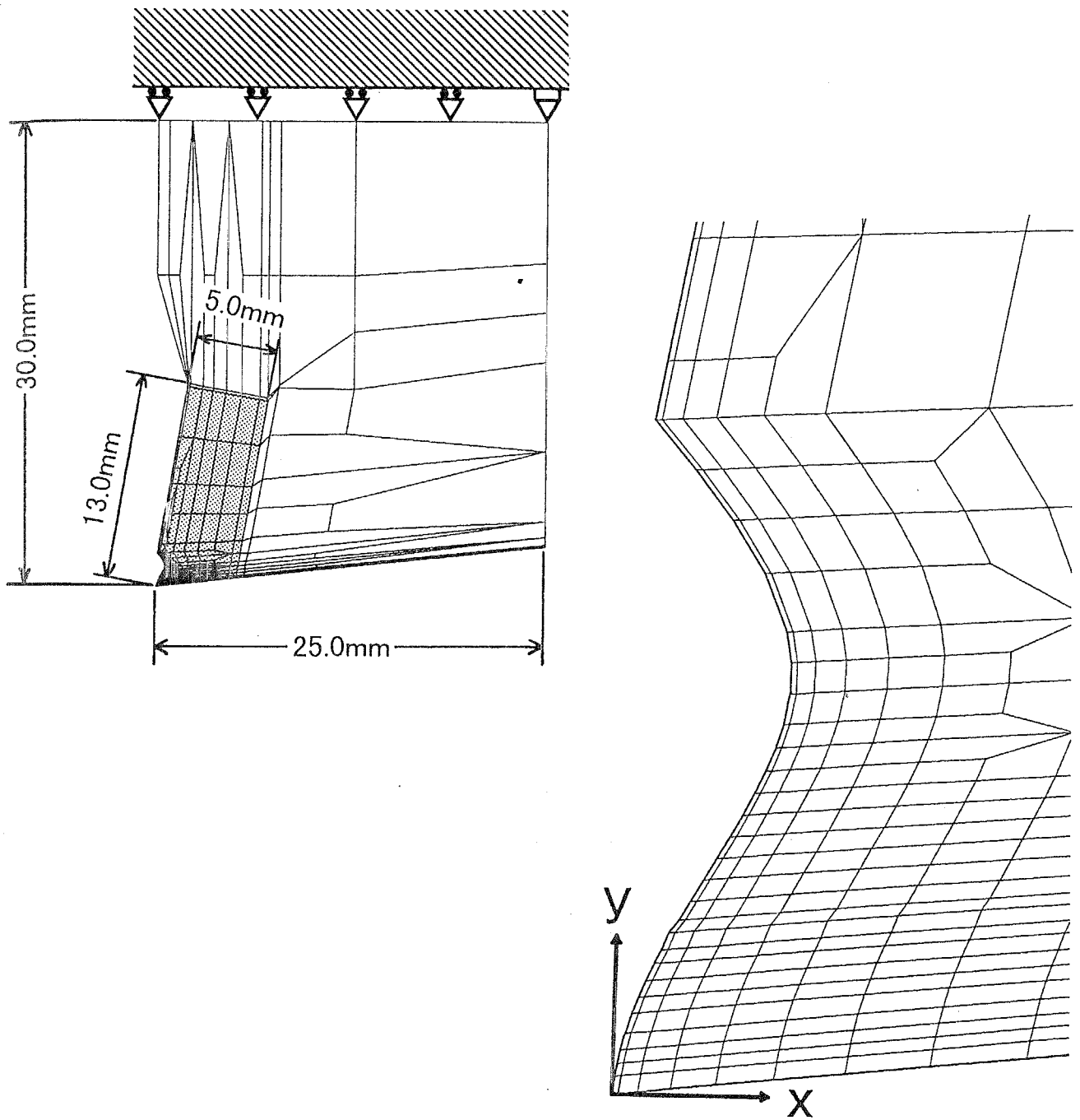


(a) Volume=1.0 mm³, $\theta=20^\circ\text{C}$



(a) Volume=1.0 mm³, $\theta=800^\circ\text{C}$

Figure 4.3.2 確率的破壊条件の温度依存特性



刃先部分の拡大図

Figure 4.3.3 工具刃先変位と工具内応力分布を求めるための有限要素法モデル

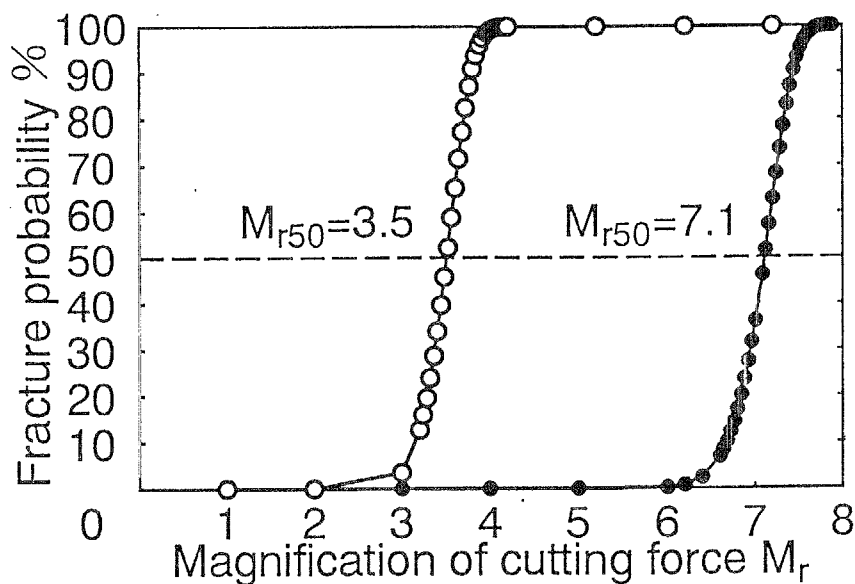


Figure 4.3.4 工具の信頼性の評価因子 M_{r50}

○は $\alpha_1=10$ deg, $\alpha_2=20$ deg, $l_c=0.15$ mm の2段すくい面工具. ●は $\alpha=10$ deg の単一すくい面工具. $M_r=1.0$ は, 切削速度 $V_c=100$ m/min, 切削厚さ $t_1=0.25$ mm の定常切削状態を示す.

4.4 工具の変形による加工精度の予測とその評価方法

加工精度は、刃先変位によって評価することにする。

耐摩耗性能や耐欠損性能に優れた工具であっても切削力や熱膨張で工具刃先の位置が変位すれば、それだけ製品の形状精度が悪くなるので、総合的に工具性能を評価する場合には、評価が劣る工具となる。すなわち、切削中の刃先の変位量も工具性能を左右する重要な因子の一つである。

工具の刃先変位は、前節の欠損確率を求める時に図 4.3.3 のモデルを用いて弾性有限要素法解析を行ったことで求めることができる。

加工精度の評価因子は、図 4.3.3 中の y 方向の変位量 d_y とした。同図の x 方向の変位は製品の形状精度とは直接的な関係はないが、 y 方向の変位量は、それがそのまま設定切削条件からの誤差量になるので、加工製品の形状精度に影響がでる。

d_y の値が 0 に近いほど、設定切削条件の精度で加工することができるのでこの d_y が 0 に近い工具ほど、あるいは工具形状によって刃先変形を d_x 側に遷移することができる工具は、加工性能が良い工具と呼ぶことにする。

もちろん、常にどれだけ変位するのかが予測できているのなら、加工中にその誤差分だけ補正するように、加工工程を制御すれば良い。しかし、本研究ではできるだけ変位しない工具が高性能な工具であるとする。

4.5 工具形状による耐損傷特性と加工性能の制御

前述した工具損傷の予測手法を用いて、工具形状に対する工具損傷特性と加工精度について調べることにする。ここでも最も基本的な形状である単一すくい面工具の特性を基にして議論することにする。

4.5.1 単一すくい面工具におけるすくい角の影響

図4.5.1は、単一すくい面工具のすくい角 α に対する、工具摩耗特性、工具欠損特性、加工精度について示したものである。

また図4.5.2には、すくい角 $\alpha=10$ deg と $\alpha=20$ deg の工具損傷状況を示した。それぞれの図には、(a) 最大摩耗深さ $K_T=0.05$ mm に達した時の摩耗形態、(b) 欠損確率分布、さらに(c) 刃先変位の様子を示している。(a)の摩耗形態で実線は $\theta_{ST}=600$ °Cの摩耗形態であり、点線は $\theta_{ST}=700$ °Cの摩耗形態である。摩耗痕は2倍に拡大して表示してある。(c)の刃先変位は x 方向、 y 方向ともに変位を50倍に拡大して表示してある。

図4.5.3には確率的破壊応力条件上の応力の分布(散布図)をすくい角 $\alpha=10$ deg の場合とすくい角 $\alpha=20$ deg の場合でそれぞれ示す。

図4.5.1より、すくい面摩耗によって決まる工具の摩耗寿命はすくい角の増加に従い単調に増加するのが分る。図2.7.2と図2.7.8より単一すくい面工具の場合、切削力と切削温度ともすくい角の増加に従い単調に減少しているためである。

図4.5.2より、単一すくい面工具では刃先は摩耗せずに最後まで残り、刃先より少し上方の位置で最大摩耗深さとなる。これは温度が超硬工具の摩耗を支配しているからである。なお、図中点線で示した摩耗形状は $\theta_{ST}=700$ °Cのものであるが、この場合は、応力に敏感になるので、切削温度が低い $\alpha=20$ deg の刃先が摩耗するようになる。

工具の信頼性の評価因子 M_{r50} を見ると、すくい角 α が増減してもさほど変化しない。すくい角 $\alpha=20$ deg あたりが若干信頼性が良いことが分る。欠損位置を見るとすくい角 $\alpha=10$ deg と 20 deg とともに刃先近傍にその確率が高くなっていることが分る。

確率的破壊条件のグラフに示した工具応力分布(σ_1, σ_3)を見ると、定常状態での状態では、すくい角 $\alpha=10$ deg では圧縮傾向の負荷が作用しているが、すくい角 $\alpha=20$ deg の場合には若干引張り傾向の負荷が工具に作用している様子がよく分る。しかしながら欠損確率が50%の時の応力分布を見ると、すくい角 $\alpha=10$ deg の時には主に引張り破壊であり、すくい角 $\alpha=20$ deg の時には圧縮破壊を含んでいることがその分布図から分る。したがって、工具の耐欠損性能はほぼ同程度でも破壊機構は異なると言える。

工具の刃先変位 d_y は、すくい角の増加に従い減少する。すくい角 α が 0 deg の時の刃先変位は $18\mu\text{m}$ であるのに対してすくい角 α が 30 deg になると、 $12\mu\text{m}$ までと約 $6\mu\text{m}$ 減少させることができる。すくい角の減少により刃先変位が減少するのは、切削力の減少と切削温度が低下するために熱膨張が減少するためである。すくい角 $\alpha=0$ deg 付近の時に d_x が負の方向に変位している(工具が膨張している)のは、熱膨張の影響の方が切削力よりも大きいからである。しかし、いずれのすくい角においても $10\mu\text{m}$ 程度の加工誤差を生じることになる。

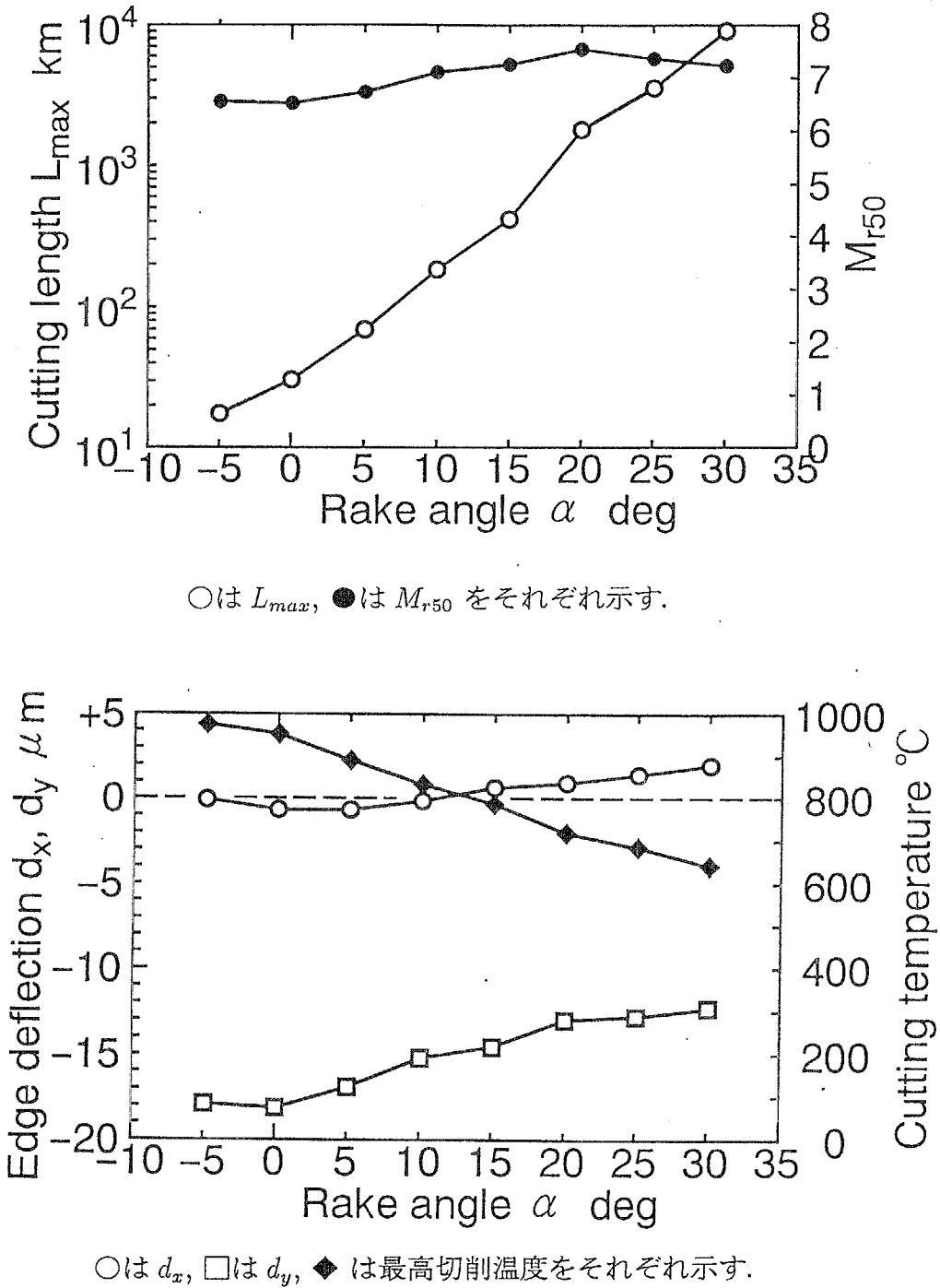


Figure 4.5.1 単一すくい面工具の工具損傷特性と加工性能

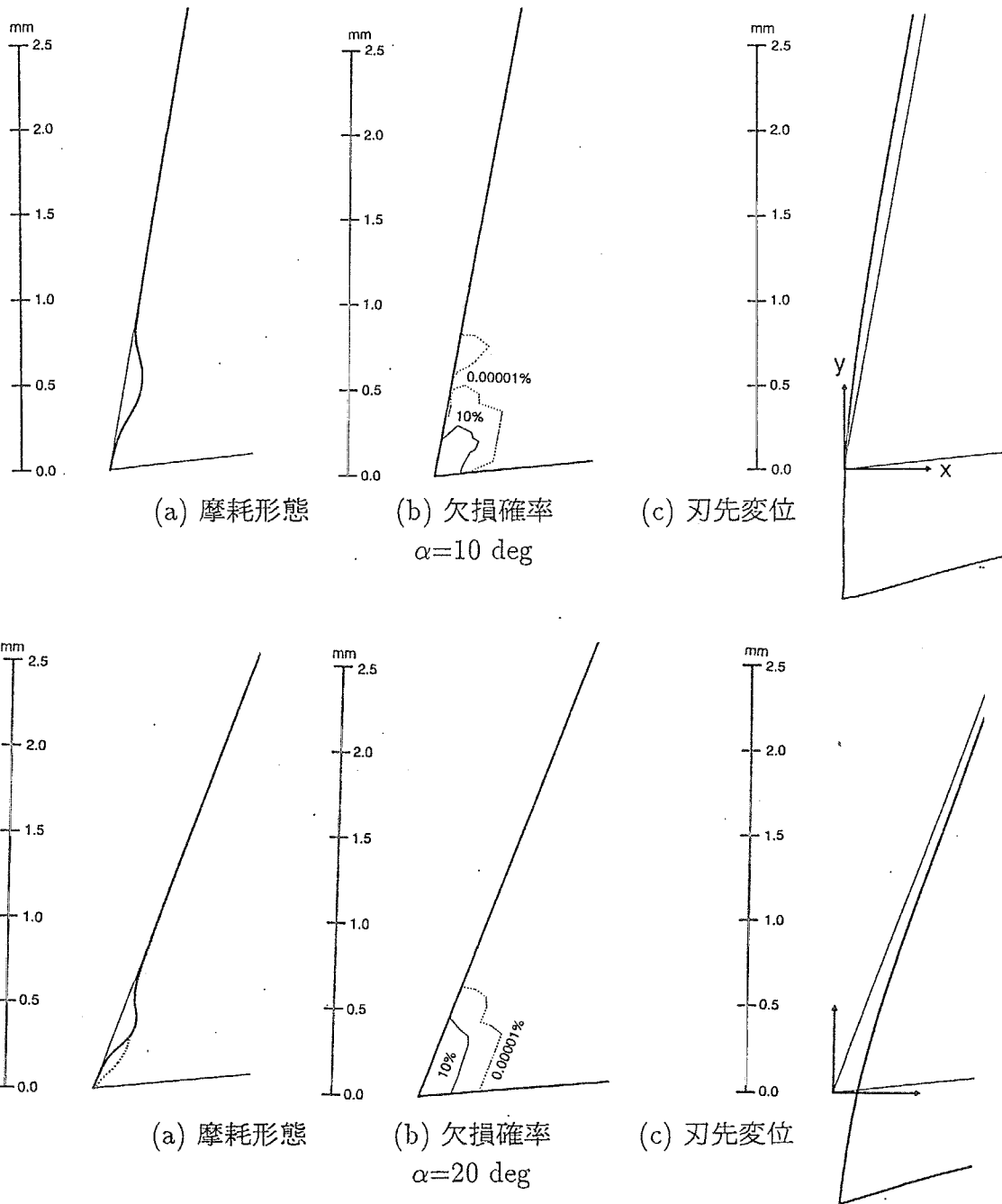
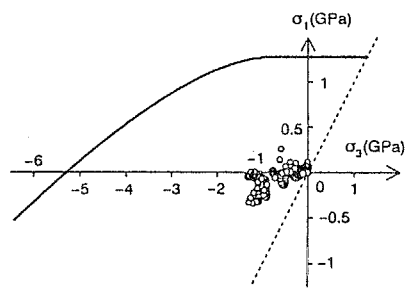
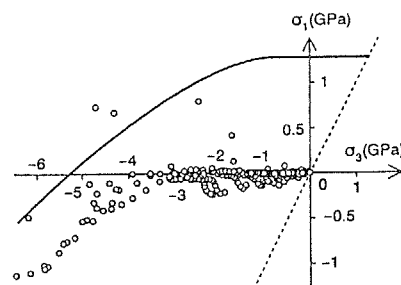


Figure 4.5.2 単一すくい面工具の工具損傷と加工精度

(a) 摩耗形態では、実線は $\theta_{ST}=600 \text{ }^\circ\text{C}$ の場合で点線は $\theta_{ST}=700 \text{ }^\circ\text{C}$ の場合を示す。摩耗痕は2倍に拡大表示してある。(c) 刃先変位では、 x 方向と y 方向とも変位を50倍に拡大して表示してある。

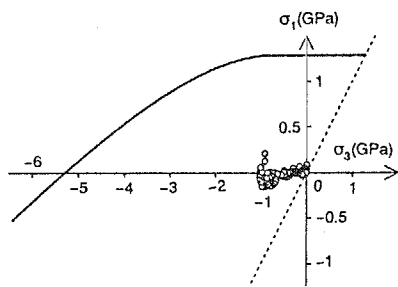


(a-1) 定常切削状態時

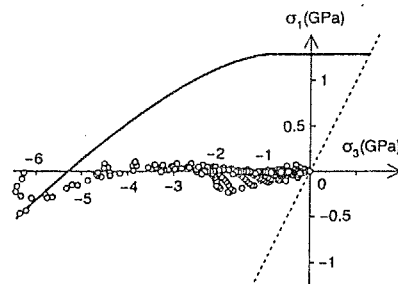


(a-2) 欠損確率が50%時

$\alpha=10 \text{ deg}$



(b-1) 定常切削状態時



(b-2) 欠損確率が50%時

$\alpha=20 \text{ deg}$

Figure 4.5.3 確率的破壊応力条件に対する主応力分布 (単一すくい面工具)
 図中の破壊曲面のラインは、単位体積 ($Volume=1.0\text{mm}^3$), 室温 ($\theta=20^\circ\text{C}$) の時の欠損確率 0.1% のラインである.

4.5.2 2段すくい面工具におけるランド幅の影響

同様に第3章で取り上げた2段すくい面工具の場合について検討する。検討の対象とした工具形状は、第1すくい角 $\alpha_1=10$ deg, 第2すくい角 $\alpha_2=20$ degの2段すくい面工具で、ランド幅 l_c を変えてランド幅が工具損傷特性と加工性能に及ぼす影響について検討する。

図4.5.4に、ランド幅に対する工具損傷特性と加工性能を示す。またランド幅 $l_c=0.15$ mmの場合と $l_c=0.30$ mmの工具損傷の様子を図4.5.5にそれぞれ示す。図4.5.4より、この2段すくい面工具は、ランド幅が0.20mm~0.40mmの範囲で切削力と切削温度が著しく低下するために、刃先変位 d_y も著しく低下していることが分かる。その刃先変位量は $l_c=0.40$ mm付近では、単一すくい面工具の場合よりも低減できていることが分かる。

L_{max} は、単一すくい面工具の時のように単調な変化を示さずに、あるランド幅のところでピークを示すような分布形状をとることが分る。すなわち、ランド幅 $l_c=0.0$ mmの単一すくい面工具の状態から、ランド幅を付けていくと、摩耗寿命が急速に伸び、 $l_c=0.30$ mm付近で最も摩耗寿命が長くなり、その後 l_c の増加にしたがい寿命が短くなる傾向にあることが分る。

ランド幅 $l_c=0.30$ mm付近では、図3.2.15と図3.2.16に示したように、接触面積拘束の効果が発揮され、切りくずは薄くなり切削力と切削温度がともに低下する。特に切削温度は200℃程度も減少するので、摩耗寿命が極端に伸びるのである。

この傾向は以前から報告されている。竹山らは[49]、被削材S50Cの超硬正面フライス削りの研究の中で、フライスのラジアル方向に2段すくい面をつけ摩耗実験を行った。その結果すくい面摩耗に関する工具寿命特性が本解析と同様な傾向を示していた。すなわち、ランド幅が0 mmよりランド幅の増加に従い、工具寿命が伸び、あるランド幅で寿命が最高になりその後寿命が低下していくという、ランド幅に対する寿命特性を実験的に得ている。その結果、工具の摩耗に関して最も寿命が長くなる最適なランド幅 L を、1刃当りの切削厚さ f として $L/f=1.5$ のような関係を実験的に導出している。なお、竹山の実験での工具形状は第1次ラジアルレーク(第1すくい角)が -8 deg, 第2ラジアルレーク(第2すくい角)が 15 degであった。すなわち2次元切削状態に換算すると、工具摩耗に関して最適なランド幅は、切削厚さの約1.5倍である、ということになる。ここで扱う2段すくい面工具の場合は、切削厚さが0.25 mmなので、 L/f で換算すると最適なランド幅は切削厚さの約1.2倍ということになる。この絶対値の大小は前述したように摩耗特性係数の設定に大きく依存する。すなわち、どのような被削材を、どのような工具材種と工具形状を持つ工具で切削したのかによって、大きく異なる。

図4.5.6は、前述したすくい面摩耗特性に関する温度しきい値を $\theta_{ST}=600$ ℃から $\theta_{ST}=700$ ℃に変更した場合に、 L_{max} はどのように変化するかについて比較検討した図である。

同図には切削温度の最大値も同時に図示している。これより、白丸で示した $\theta_{ST}=600$ ℃

の場合には、切削温度が低くなる場所で摩耗による寿命が長くなっているが、黒丸で示した $\theta_{ST}=700^\circ\text{C}$ の場合には、寿命が最大となるランド幅は、 $l_c=0.1\text{ mm}$ 程度の位置にシフトする。ランド幅 l_c が $0.20\text{ mm} \sim 0.40\text{ mm}$ の辺りは、図3.2.13に示したように、切削機構が接触面積拘束工具のようになる域であり、ランド面の末端には平均して高い垂直応力 σ_t が負荷している。 $\theta_{ST}=700^\circ\text{C}$ にすると、式(4.2.1.6)より垂直応力 σ_t の感度が大きくなる部分であり、そのためこの域での寿命が短くなるのである。

また $\theta_{ST}=700^\circ\text{C}$ にすると、寿命が長くなるランド幅(約 $l_c=0.15\text{ mm}$)では、図4.5.4をみれば分かるように、耐欠損性能が悪いところである。そのため耐摩耗性能は良くても、耐欠損性能が悪いということで、結果的にあまり性能のよい工具とはならない。

一方、 $\theta_{ST}=600^\circ\text{C}$ の方は、耐摩耗性能が良いランド幅と、耐欠損性能が劣るランド幅が同一でないので、耐摩耗性に優れかつ耐欠損性能も単一すくい面工具ほどではないが、良いというような工具を設計することができる。

このようなことより、工具の摩耗に関する材料特性や欠損に対する材料特性のバランスも高性能切削工具の形状設計には重要な吟味の対象となると言える。

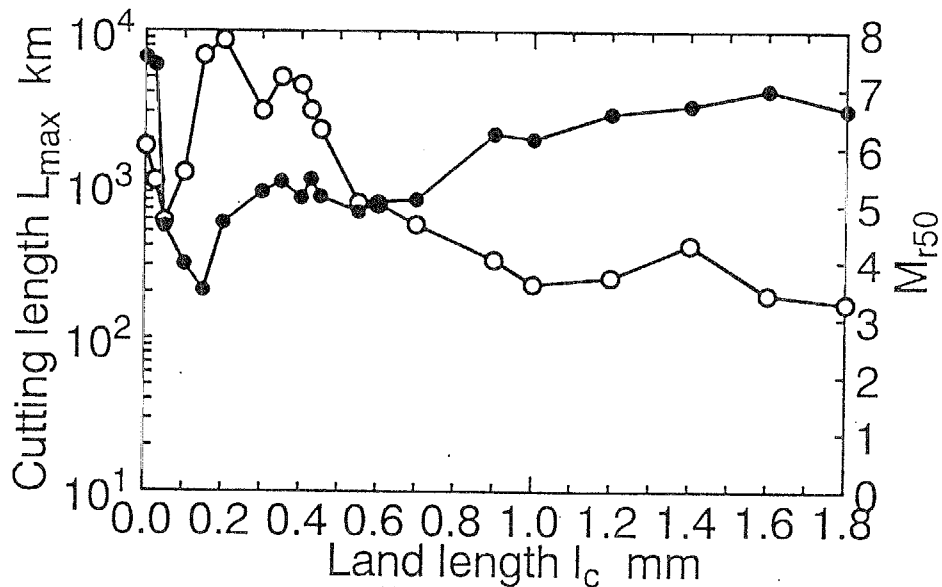
図4.5.4の M_{r50} のランド幅に対する変化も、ランド幅の増加に対して線形に変化することは無い。ランド幅が $l_c=0.15\text{ mm}$ 付近で最も信頼性がなくなる。この傾向も、根岸らの実験によって確認されている[35]。根岸らの実験結果によると、 0.05 mm のチャンファーホーニングを施した超硬P10工具で被削材SCM4を断続切削した実験した結果、送り量 0.335 mm/rev の時に欠損しやすいとしている。さらに、欠損した切れ刃を観察したところ切れ刃にき裂の存在が無いことから、この欠損は突発的な1回の衝撃によって起ったとしている。本解析でも、同様な傾向を示していることが分る。欠損の形態も衝撃劣化によるものでないので本解析手法と一致している。

すくい面摩耗による寿命の時と同じ理由で、欠けやすくなる(信頼性が無くなる)ランド幅と切削厚さの比のような定量的な検討は意味がないので行わないが、重要なことは工具の信頼性の評価として、本研究で提案する欠損確率が50%に達する時の切削力の拡大率 M_{r50} という値で、実際の工具の信頼性を評価できるということである。つまり、断続切削状態のように過渡的な応力が工具に負荷しその応力分布の形状は決して定常切削時のものとは異なっていたとしても、本手法により工具の信頼性を評価できるということである。

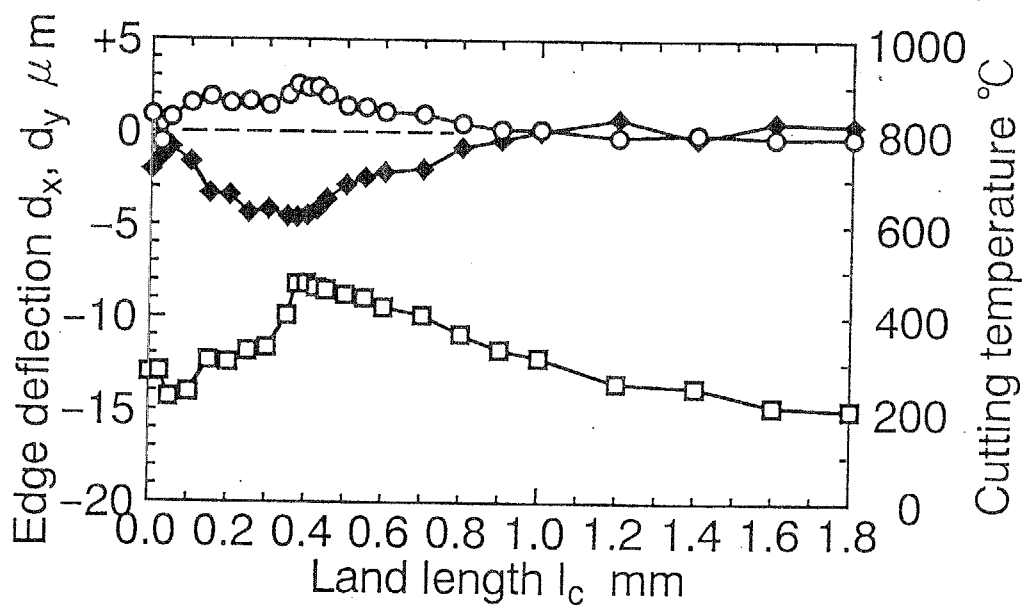
ここで、なぜ $l_c=0.15\text{ mm}$ の時に工具の信頼性が劣るようになるかということ、図3.2.8(c)の応力分布から分かるように、ランド面に負荷する垂直応力 σ_t が 1.8 GPa と非常に大きく、ランド面と第2すくい面の境界付近で急激に低下し、その後第2すくい面上ではなだらかに減少していくという、応力分布に急激な不連続的变化が起こるからである。ランド幅が $l_c=0.15\text{ mm}$ の時に、特に垂直応力の変化が大きいことに依存する。これは、図3.2.12(c)と比較しても分かる。欠損の位置はこれによりランド面と第2すくい面の境界付近で起こる。

以上のように、工具欠損も工具摩耗も本研究の手法によって、詳細に予測することが可能であることが示された。従来の研究では、2段すくい面工具のように単一すくい面工具以外の工具形状では、工具損傷を解析的に予測する有効な手段がなかった。その結果、工具開発には実験的手法や熟練技能者の経験的知識に頼らざるを得ず、多大な労力を必要と

していた。このことは切削が工学として研究され初めて100年近く経つ現在まで永遠と続いていたことである。しかし、本研究の予測手法の確立により、ようやく工具損傷を解析的に考慮した、実験的試行錯誤や経験的知識を不要とする解析的予測手法に基づく工具形状設計が可能になったと言えるのである。



○は L_{max} , ●は M_{r50} をそれぞれ示す.



○は d_x , □は d_y , ◆は最高切削温度をそれぞれ示す.

Figure 4.5.4 2段すくい面工具の工具損傷特性と加工性能

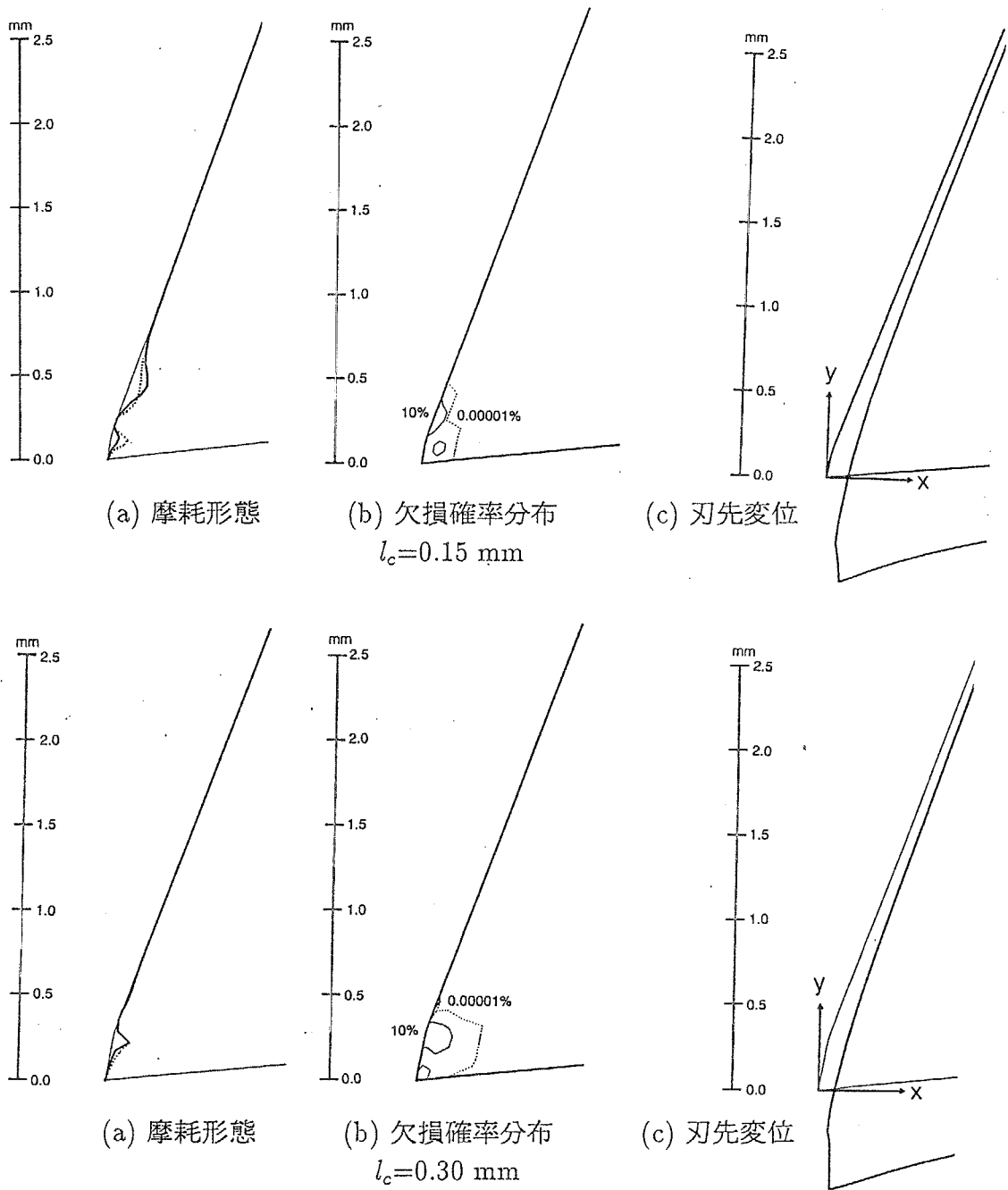


Figure 4.5.5 2段すくい面工具の工具損傷と加工精度

(a) 摩耗形態で実線は $\theta_{ST}=600 \text{ }^\circ\text{C}$ の場合で、点線は $\theta_{ST}=700 \text{ }^\circ\text{C}$ の場合を示す。摩耗痕は2倍に拡大表示してある。(c) 刃先変位では、 x 方向と y 方向とも変位を50倍に拡大して表示してある。

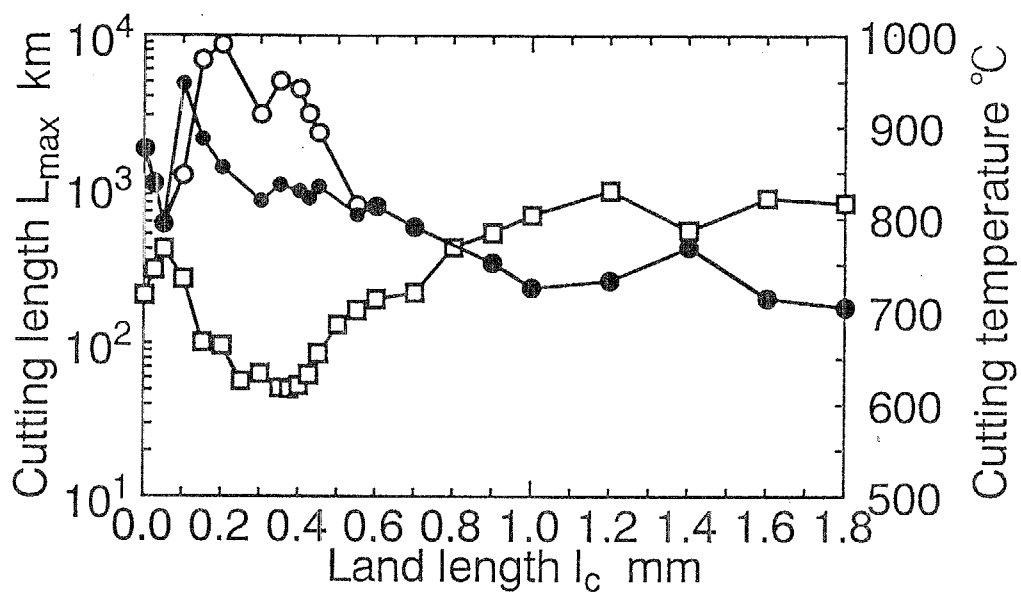


Figure 4.5.6 温度しきい値 θ_{ST} を変更した場合の寿命特性

○は $\theta_{ST}=600^\circ\text{C}$ とした場合の寿命を, ●は $\theta_{ST}=700^\circ\text{C}$ とした場合の寿命を, □は最高切削温度を示す.

4.5.3 すくい面の表面性状の影響

前節より、2段すくい面工具の欠損は、工具すくい面上の応力分布が極端に不連続的に変化することに起因することが分かった。すなわちランド面に大きな垂直応力 σ_t が負荷し、第2すくい面との境界で切りくずが工具から離れるということが起るので、ランド面と第2すくい面の境界に引張り応力場ができ欠損しやすくなるのである。

そこで、この応力分布の急激な不連続的变化をなくすために、ランド面と第2すくい面の境界を滑らかにした工具についての欠損特性を検討してみる。

比較検討は図3.3.1の溝型すくい面工具と、図3.3.9の曲面型溝型すくい面工具とで行った。それぞれの工具すくい面上の応力分布は、図3.3.11の(a)と(b)に示したとおりである。

両者の M_r に対する欠損確率の変化を図4.5.7に示す。白丸で示したものは、曲面溝型すくい面工具である。黒丸で示した刃先にシャープエッジが存在する工具では、 $M_{r50}=5.0$ であるのに対して、滑らかな曲面で構成された工具は $M_{r50}=5.9$ と信頼性が増していることが分かる。すなわち、溝形状を曲面に刃先付近の幾何学的な特異点が無くすと、耐欠損性能は向上することが分る。さらに、曲面にした工具の方が欠損確率の増加率が小さくなっている。つまり、外力に対する欠損への感度が鈍るので、信頼性が増していると言える。

これより、工具の信頼性を高めるためには、刃先付近の形状に幾何学的な特異性が無いようにすることが一つの解決策であると言える。

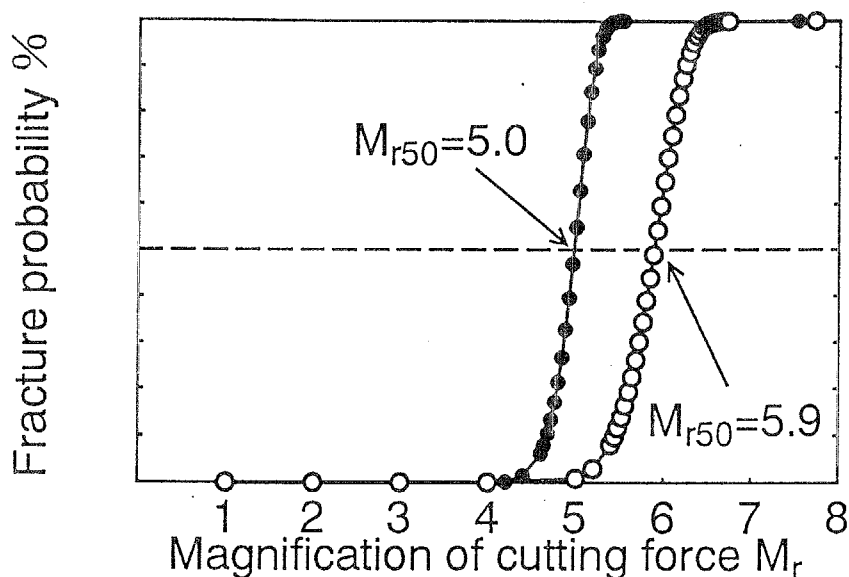


Figure 4.5.7 溝型すくい面工具の溝性状による耐欠損性能の比較

●は図3.3.1に示した刃先に角がある溝型すくい面工具の欠損確率、○は図3.3.9に示した曲面溝型すくい面工具の欠損確率を示す。

4.5.4 溝型すくい面工具における溝形状の影響

工具摩耗は多くの場合、すくい面上の刃先付近で発生し、工具欠損も刃先付近で起る。

溝型すくい面工具も刃先付近をみれば2段すくい面工具であるので、工具摩耗や工具欠損も2段すくい面工具と同じような傾向でおこるであろう。

しかしながら、溝の幅が切削厚さ t_1 に比べて過度に小さい場合や、チップブレードの高さが高過ぎる場合には、チップブレード周辺で工具摩耗や工具欠損を起こすことになると想像できる。

たとえチップブレード付近が摩耗やチッピングをおこしても、それが原因で工具全体の大欠損を起こさない限り、切削不能に陥るとか加工製品に大きな損傷を与えるようなことはないであろう。しかしながら、チップブレードが摩耗や欠損をして、その形状が変わってしまうと、切りくず処理性能に影響を与えることになる。

そこで、本研究ではチップブレード部分の摩耗深さが摩耗限界に達した場合や、チップブレード部分で欠損確率が増加した場合にも工具全体に損傷が起きたとして、工具寿命や工具の信頼性を評価するものとした。

図4.5.8は、チップブレードの肩の高さ h_B が、工具損傷や加工性能に及ぼす影響を示したものである。工具形状は、図3.3.12に示したものであり、曲面溝型すくい面工具である。

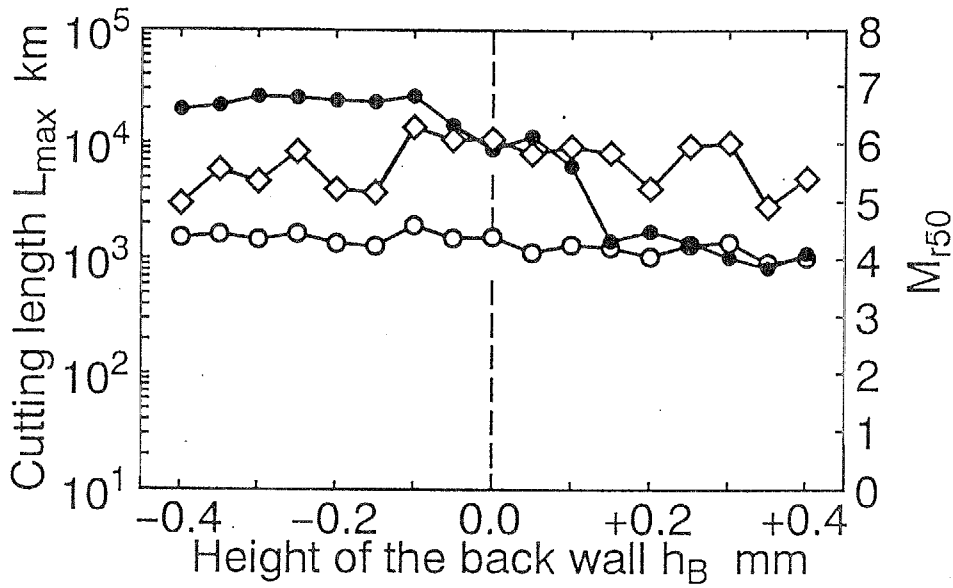
図4.5.8より刃先の変位は、ブレードの肩の高さ h_B によらず変化しない。この条件では約 $10\mu\text{m}$ の加工誤差を生じる。また、 L_{max} もブレードの高さによらず変化しない。同図には、 $\theta_{ST}=700^\circ\text{C}$ の場合と $\theta_{ST}=600^\circ\text{C}$ の場合を示しているが、どちらの場合もブレードの高さに対して顕著な変化は認められない。

図4.5.9に $h_B=+0.30\text{ mm}$ の場合と、 $h_B=-0.30\text{ mm}$ の摩耗形態、欠損確率分布、刃先変位の様子を示す。

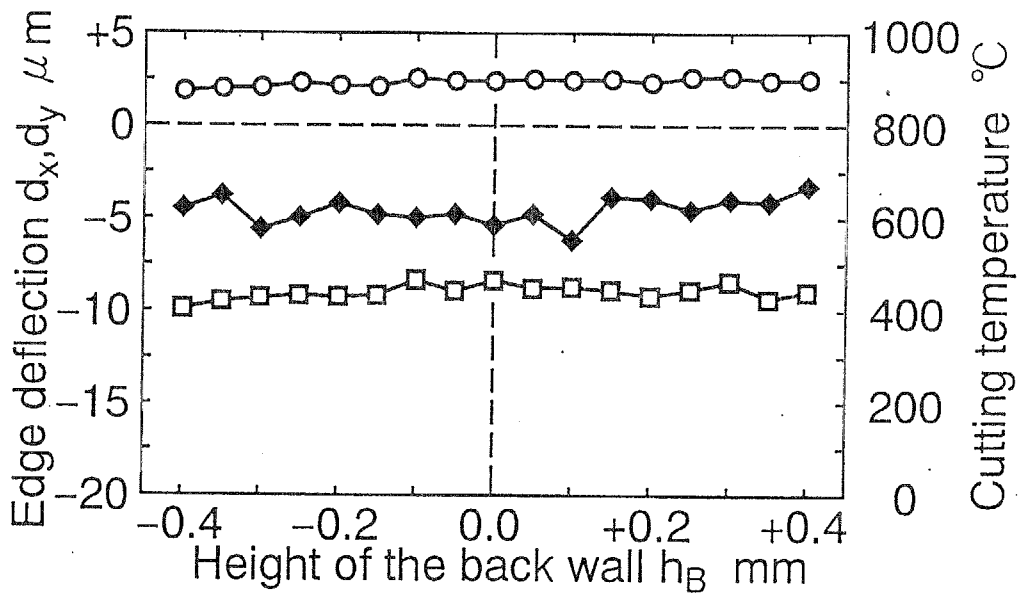
摩耗形態を見ると、どちらの場合も刃先の摩耗により寿命に到達している。

一方、工具欠損の M_{r50} については、チップブレードの高さが増加するにつれて減少する。 $h_B=0.0\text{ mm}$ から急激減少し、 $h_B=+0.20\text{ mm}$ 以上になると減少率が落ちる傾向にある。図3.3.14に示したように h_B が $+2.0\text{ mm}$ 以上になっても切りくずカール半径はそれ以上に小さくならないことから、この工具の信頼性の低下は、切りくずをカールさせるチップブレードの効果の度合いと相関関係がある。つまり、チップブレードの効果が有効に効く範囲では、チップブレードの肩に大きな応力がかかり、そのためにチップブレード部分が欠損する。これは、 $h_B=+0.30\text{ mm}$ の場合の工具欠損確率分布をみると、チップブレード部分の欠損確率が高いことから分る。

以上より、チップブレードの高さによって変化するのは現条件では、切りくずカール状態と工具の欠損性（チッピング特性）であるということになる。



◇は $\theta_{ST}=700^\circ\text{C}$ の場合の L_{max} , ○は $\theta_{ST}=600^\circ\text{C}$ の場合の L_{max} , ●は M_{r50} , を示す.



○は d_x , □は d_y を ◆ は最高切削温度をそれぞれ示す.

Figure 4.5.8 溝型すくい面工具の工具損傷特性と加工精度性能

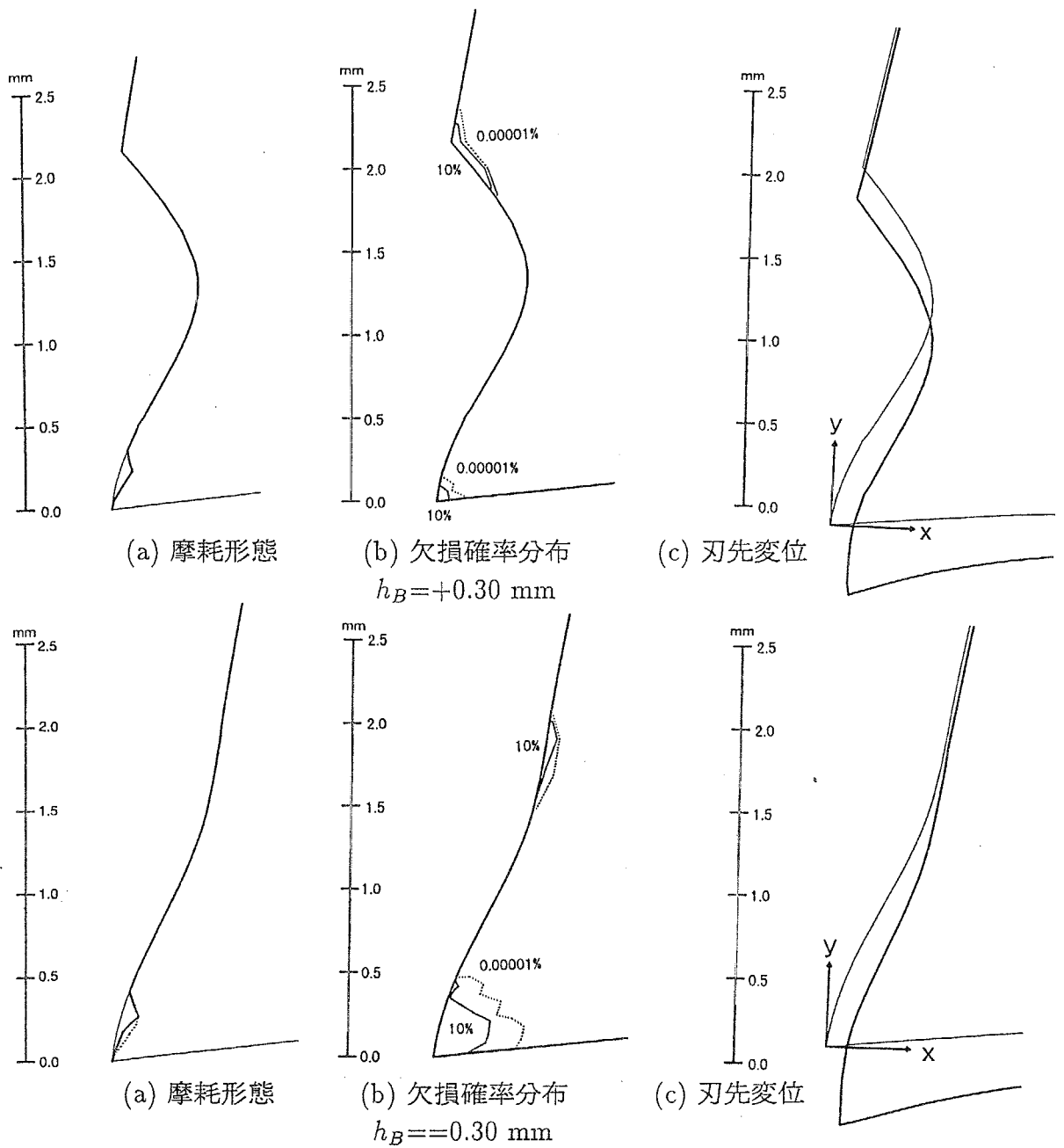


Figure 4.5.9 溝型すくい面工具の損傷状態と加工精度

(a) 摩耗形態では、実線は $\theta_{ST}=600\text{ }^{\circ}\text{C}$ の場合で点線は $\theta_{ST}=700\text{ }^{\circ}\text{C}$ の場合を示す。摩耗痕は2倍に拡大表示してある。(c) 刃先変位では、 x 方向と y 方向ともに変位を50倍に拡大して表示してある。

4.6 結言

工具自体の性能評価として、工具すくい面摩耗による工具寿命 L_{max} 、工具の定常切削力を基準としてその何倍の力まで欠損せずに耐え得る事ができるかによって評価した工具の信頼性 M_{r50} 、切削温度による熱膨張変位を合せた刃先の変位 d_y より評価した加工精度の3つの項目について、種々の工具形状の性能を解析的に評価した。このような予測手法に基づく解析的な評価を、複合すくい面工具で行ったことは、従来の切削に関する研究において類を見ないことである。

その結果、得られた解析的知識と設計指針を以下に挙げる。

1. 工具すくい面摩耗は、すくい面上の応力分布と温度分布を詳細に予測することができれば、予測することができる。そこで、工具すくい面上の応力と温度分布を反復収束法を用いた弾塑性有限要素法解析により得て、種々の工具形状に対してすくい面摩耗による寿命の予測を行った。その結果、2段すくい面工具では実験的に得れた傾向を良く再現できることがわかり、本手法で種々様々な工具形状での工具摩耗による寿命を予測することができることを確認した。すなわち、2段すくい面工具においてはランド幅を切削厚さに対して適当に設定すれば、温度を顕著に低減できるために摩耗速度を低減することができる。また、工具設計に摩耗予測を考慮する場合には、形状設計とともに、摩耗に対する材料特性（工具材料と被削材材料の組み合わせ確定する摩耗特性定数）も考慮に入れなければならないことを指摘した。
2. 工具欠損による損傷を予測することは、工具設計時には不可欠なことである。工具欠損は定常切削状態時の切削力では起きにくく、切削開始や切削終了時などの過渡的な切削力の変動が起った場合に発生する。しかしこのような過渡期の工具すくい面応力や温度分布に対する工具欠損を予測することは本手法では不可能である。そこで、本研究で提案した“定常状態時の切削力の何倍の力まで工具は欠損せずに耐え得る事ができるのか”という、いわば安全係数のような M_{r50} で工具の欠損を評価し、実際の欠損特性を良く再現できることを確認した。すなわち、垂直応力分布に急激な不連続的变化を示すような状況では、工具の信頼性が低下し、逆に不連続的变化をなくすような工具形状または切削条件を的確に選定すれば、工具の信頼性を上げることができる。
3. 溝型すくい面工具では、第3章で述べたようにチップブレードの高さを変更することで、切りくずがカールし切りくず処理性が向上できると期待される反面、チップブレード部分の応力負荷が過大になり、その部分での欠損を助長するようになる。摩耗や刃先変位に関しては、チップブレードの高さに大きく依存する傾向は見られない。つまり、チップブレードの高さは切りくず処理性能と欠損特性に影響を与えることが分かった。
4. 反復収束法を用いた弾塑性有限要素法により複合すくい面工具の切削機構を解析し、解析結果を用いて工具摩耗や工具欠損を予測するという手法により、多大な労力と時

間を必要とする切削実験を行わなくても実際の工具損傷特性を把握できる。これより、工具摩耗や工具欠損さらには加工精度をも同時に考慮して工具形状の設計開発を能率良く行えることになる。

摩耗特性定数などの材料定数を慎重に設定しなければ、工具形状に対する工具損傷の様子が変わってしまうが、逆に、架空の材料定数を取入れる事によって、工具形状の改良とともに工具材種や被削材の材種をも最適に設計することができるとも言える。このような操作が手軽にできるのが本研究の解析的予測手法の最大の利点でもある。

参考文献

- [1] B.Paul and L.Mirandy : An Improved Fracture Criterion for Three - Dimensional Stress States, Trans. ASME J. Engg. Mat. Tech., (1976) 159
- [2] L.Mirandy and B.Paul : Stresses at the Surface of a Flat Three - Dimensional Ellipsoidal Cavity, Trans. ASME J. Engg. Mat. Tech., (1976) 164
- [3] T.Okada, G.Sines : Crack Coalescence and Microscopic Crack Growth in the Delayed Fracture of Alumina, J. of Am. Ceram. Soc., 66, 10 (1983) 719
- [4] B.M.Liaw, A.S.Kobayashi, and A.F.Emery : Theoretical Model of Impact Damage in Structural Ceramics, J. of Am. Ceram. Soc., 67, 8 (1984) 544
- [5] 中村 守, 平井 幸男, 伊藤 正治, 久保 勝司 : ぜい性材料の加工面近傍のき裂群に関する研究 (第1報) -有限要素法による計算-, 精密工学会誌, 53, 1 (1987) 117
- [6] 柴坂 敏郎 : 焼結硬ぜい性材料の加工損傷に関する研究 (第1報) -超硬合金工具材料の破壊挙動-, 精密工学会誌, 56, 3 (1990) 551
- [7] D.Holland, X.Kong, N.Schluter, W.Dahl : Investigations concerning quantitative determination of local damage in ductile materials, steep reserch, 63,8 (1992) 361
- [8] R.Narasimhan, A.J.Rosakis, B.Moran : A three-dimensional numerical investigation of fracture initiation by ductile failure mechanisms in a 4340 steel, Int. J. Fracture, 56, (1992) 1
- [9] 白鳥正樹, 三好俊郎, 松下久雄 : 数値破壊力学, 実教出版
- [10] 小林英男 : 破壊力学, 共立出版
- [11] 上田 完次, 岩田 一明, 柴坂 俊郎, ジョーン・パーシー : 切削工具のぜい性損傷に関する破壊力学的研究 (第1報) -解析方法と初期欠損への適用-, 精密機械, 48, 10 (1982) 1311
- [12] 白井 英治, 白樫 高洋, 井原 透 : 超硬工具の衝撃欠損に対する線形破壊力学適応の是非, 精密工学会誌, 52, 8 (1986) 1354

- [13] 柴坂 敏郎, 橋本 英文: 切削工具材料の押込み試験における破壊の発生挙動, 精密工学会誌, 55, 1 (1989) 173
- [14] J. Tlustý and Z. Masood: Chipping and Breakage of Carbide Tools, Trans ASME J. Engg. Industry, 100 (1978) 403
- [15] H. Wu and J. E. Mayer, Jr: An Analysis of Thermal Cracking of Carbide Tools in Intermittent Cutting, Trans. ASME J. Engg. Industry, 101 (1979) 159
- [16] 臼井 英治, 井原 透, 白樫 高洋: 断続切削における切れ刃欠損の解析的予測に関する研究 (第1報) - 予測手法の大略と確率的破壊応力条件 -, 精密機械, 46, 4 (1980) 429
- [17] 井原 透, 白樫 高洋, 臼井 英治: 断続切削における切れ刃欠損の解析的予測に関する研究 (第2報) - 衝撃切削力とそのすくい面上の分布 -, 精密機械, 46, 5 (1980) 591
- [18] 臼井 英治, 井原 透, 白樫 高洋: 断続切削における切れ刃欠損の解析的予測に関する研究 (第3報) - 切れ刃内の衝撃応力分布と破壊確率分布 -, 精密機械, 46, 8 (1980) 983
- [19] 白樫 高洋, 金沢 憲一, 井原 透, 臼井 英治: 断続切削における切れ刃欠損の解析的予測に関する研究 (第5報) - 超硬合金の衝撃劣化試験機の試作と二, 三の試験結果 -, 精密機械, 48, 10 (1982) 1348
- [20] 白樫 高洋, 金沢 憲一, 井原 透, 臼井 英治: 断続切削における切れ刃欠損の解析的予測に関する研究 (第6報) - 超硬合金の衝撃劣化過程と劣化状態の等価的換算について -, 精密機械, 49, 5 (1983) 1348
- [21] 臼井 英治, 井原 透, 白樫 高洋, 金沢 憲一: 断続切削における切れ刃欠損の解析的予測に関する研究 (第7報) - 断続切削回数による切れ刃欠損確率の変化 -, 精密機械, 50, 5 (1984) 866
- [22] 白樫 高洋, 井原 透, 金沢 憲一, 臼井 英治: 切削温度上昇を伴う断続切削時の切れ刃欠損発生 of 解析的予測 (第1報) - 超硬合金の衝撃劣化過程と破壊応力に及ぼす温度の影響 -, 精密工学会誌, 53, 10 (1987) 1589
- [23] 白樫 高洋, 井原 透, 金沢 憲一, 臼井 英治: 切削温度上昇を伴う断続切削時の切れ刃欠損発生 of 解析的予測 (第2報) - 断続切削回数による切れ刃欠損確率の推移 -, 精密工学会誌, 54, 6 (1988) 1150
- [24] M. C. Shaw and S. O. Dirke: On the wear of cutting tools, Microtecnic, 10, 4 (1956) 187

- [25] 井川 直哉, 稲見 靖: 断続切削における工具摩耗—断続切削の基礎研究(第2報)—, 精密機械, 39, 11 (1973) 1151
- [26] 北川 武揚, 白樫 高洋, 臼井 英治: すくい面摩耗特性の検討—切削工具寿命の解析的予測に関する研究(第1報)—, 精密機械, 42, 12 (1976) 1178
- [27] 臼井 英治, 白樫 高洋, 北川 武揚: すくい面摩耗のシミュレーション的予測—切削工具寿命の解析的予測に関する研究(第2報)—, 精密機械, 43, 10 (1977) 1211
- [28] 田中 武司, 井川 直哉, 黒島 康行, 岩田 弘, 真鍋貞弘: 高硬度炭素焼結体の切削に関する研究(第1報)—工具摩耗の微小解析に基づく寿命特性の追及—, 精密工学会誌, 54, 9 (1988) 1709
- [29] E.Usui, T.Shirakashi and T.Kitagawa: ANALYTICAL PREDICTION OF CUTTING TOOL WEAR, Wear, 100 (1984) 129
- [30] 前川 克廣, 北川 武揚: 高マンガン鋼旋削時の超硬工具の摩耗とその解析的予測(その2)—工具摩耗の予測—, 精密機械, 51, 5 (1985) 1025
- [31] E.Kannatey-Asibu, Jr.: A Transport-Diffusion Equation in Metal Cutting and its Application to Analysis of the Rate of Flank Wear, Trans. ASME J. Engg. Industry, 107 (1985) 81
- [32] 北川 武揚, 前川 克廣, 白樫 高洋, 臼井 英治: 切削工具寿命の解析的予測に関する研究(第4報)—逃げ面摩耗特性の検討—, 精密工学会誌, 53, 9 (1987) 1414
- [33] 岸浪 建史, 横内 弘宇, 星光一, 斉藤 勝政: 有限要素法による工具刃先の剛性解析—工具すくい面の切削応力分布と工具刃先の静剛性—, 精密機械, 39, 10 (1973) 1023
- [34] 秋山 俊彦, 覚知 尚志, 岸浪 建史, 斉藤 勝政: 有限要素法による切削工具の熱変形解析, 精密機械, 41, 6 (1975) 512
- [35] 根岸 秀夫, 青木 喜代志: 超硬工具切刃の信頼性に関する研究(第1報), 精密機械, 42, 6 (1976) 156
- [36] 井川 直哉, 安木 国晴: 切れ刃チップング現象の解析的表示, 精密機械, 42, 6 (1976) 438
- [37] 中村 示, 山本 明, 河村 一郎, 今井 誠: 工具すくい面上に作用する応力の食いつき角による変化—断続切削時における食いつきの研究(第3報)—, 精密機械, 47, 8 (1981) 962
- [38] 浅井 毅, 中谷 征司, 原 昭夫: 鋼切削用超硬工具の初期欠損に関する研究(第4報)—初期欠損の原因解析—, 精密機械, 47 (1981) 155

- [39] 臼井 英治, 北川 武揚, 前川 克廣, 帯川 利之, 白樫 高洋: 切削工具寿命の解析的予測に関する研究(第3報) - 逃げ面摩耗痕の形状と応力状態 -, 精密機械, 48, 9 (1982) 1231
- [40] 柴坂 俊郎, 橋本 英文, 上田 完次, 岩田 一明: 切削工具のぜい性損傷に関する破壊力学的研究(第2報) - 断続切削におけるぜい性損傷に起因する工具寿命の解析 -, 精密機械, 49, 10 (1983) 1435
- [41] W.S.Sampath, Y.M.Lee, M.C.Shaw: Tool Fracture Probability Under Steady State Cutting Conditions, Trans. ASME. Journal of Engineering for Industry, 106 (1984) 161
- [42] 垣野 義昭, 正田 明平, 橋谷 道明, 藤原 彰彦: 切削工具の熱き裂の生成機構に関する研究, 精密機械, 51, 9 (1985) 1705
- [43] 垣野 義昭, 中村 公夫, 藤原 彰彦, 橋谷 道明: 切削工具の耐熱き裂性に関する研究(第1報) - 旋削における過渡的切削温度の理論解析 -, 精密工学会誌, 53, 3 (1987) 491
- [44] 垣野 義昭, 中村 公夫, 藤原 彰彦, 橋谷 道明: 切削工具の耐熱き裂性に関する研究(第2報) - マクロな耐熱き裂性を支配する因子について -, 精密工学会誌, 53, 6 (1987) 934
- [45] 前川 克廣, 北川 武揚, 白樫 高洋, 臼井 英治: 切削工具寿命の解析的予測に関する研究(第5報) - 逃げ面摩耗の解析的予測 -, 精密工学会誌, 54, 2 (1988) 346
- [46] 白樫 高洋, 井原 透, 臼井 英治: 断続切削時の工具切れ刃摩耗と欠損発生 of 解析的予測, 精密工学会誌, 56, 3 (1990) 516
- [47] 臼井 英治, 帯川 利之, 松村 隆: 切れ刃離脱時の過渡切削過程と欠損の発生(第2報) - 欠損発生機構と欠損予測 -, 精密工学会誌, 56, 5 (1990) 911
- [48] F.W.Taloy: On the Art of Cutting Metals, A.S.M.E., 1906
- [49] 竹山 秀彦, 山田 皓一: 炭素鋼 S50C の超硬正面フライス削り - 超硬フライス削りに関する研究(第1報) -, 精密機械, XXVI, 11 (1960) 674

第5章

複合すくい面工具の切りくず処理性の予測

5.1 緒言

前章までに、溝型すくい面工具の切りくず生成状態、切削力、切削温度などの切削機構の予測手法と、その結果を用いて、工具摩耗や工具損傷を解析的に予測する手法を述べた。工具損傷（工具摩耗、工具欠損）を解析的に予測できたことは、解析的予測手法を利用する工具設計にとって大きな前進であるが、最後にもう一つ打開しなければならない問題がある。切削加工の自動化などのためには非常に重要なことであるが、それは切りくず処理性能の解析的予測手法である。

2段すくい面工具のような工具形状に、ブレーカなどの障害物を付ける理由は、切削力の低減や工具損傷の改善のためではなく、切りくず流出方向を強制的に変えて切りくず処理性能を向上させるためである。ここで、本論文がいうところの”切りくず処理”とは、英語で書くと”Chip control”であり、”Chip disposal”ではない。 ”Chip disposal”も日本語ではきりくず処理と呼ぶことが多いが、こちらの意味は、切りくずをいかに工作機械などから排出して捨てるか、という”切りくず後処理”の意味である。本論文でいうところの”切りくず処理”とはそうではなく、いかに切りくず生成状態または切りくず流出状態を制御するか、つまり、切削条件や工具形状を変えることによって切りくずを後処理（chip disposal）しやすい形状にするか、という意味で使用している。これより切りくず処理性能は、”Chip controllability”ということになる。

流れ型切りくずが、折れることなく定常的に生成されると、切りくずは工具または被削材に絡み付き、非常に危険な状態になる。この状態が長く持続した場合には、切りくずは切削仕上げ面を擦り、仕上げ面に傷をつける。さらには、切りくずと工具が噛み付き、工具の重大な欠損を生じる可能性が生じる。また旋削加工の場合には、被削材に絡み付いた切りくずの大きな塊が、飛び出す場合もあり、作業者に重大な危険を生じる可能性がある。

一方、切りくずが工具形状と切削条件の関係により、非常に細かく折れる場合には、切りくずは辺り一面に飛散することになり、作業者は危険になる。また、工作機械の剛性が小さい場合には、切りくずが折れることによって起る切削力の変動が振動を誘発し、加工精度を落とすことも考えられる。

このように、切りくず処理が巧く行われない加工では、工具を含めた工作機械の故障を引き起こし、加工製品の品位を低下させ、作業者の安全性を脅かすものとなる。さらにその後の切りくず後処理の手間もかかり、経済性の低い加工になってしまう。したがって、与えられた工具のもとでの、切りくず処理が有効に行われる切削条件を探す事、または与えられた切削条件で有効な切りくず処理が行われる工具形状を見極めることは非常に重要な問題であるのである。

この様な諸問題を解決するために、以前より多くの研究が行われてきてはいたが、その内容にはいささか問題のあるものであった。

切りくず処理の問題を解決するための手法としては、実験的に切りくず処理状況を調べる手法がある。この手法は確実ではあるが、前章の切削機構並びに工具損傷のところでも述べたように、非常に発展性が無いものである。つまり、工具形状が変われば、また始めから多くの被削材と多くの労力をかけて、切削実験を行うことが必要になる。また、工具形状の開発においては解析的または理論的に得られたな知識のようなバックグラウンドが

無い限り、より有効な工具形状を新たに開発するのは非常に困難である。開発には工具設計の熟練者の知識に頼らざるを得ないことになってしまう。

そこで、理論的または解析的に切りくず処理を予測しようとする研究が始った。この研究の起源は中山によるチップブレイカ工具の研究である。

中山は、チップブレイカ工具の切りくず破断の形態をグループ化し、切りくずはいったいどの様に生成流出するのか、それぞれの状況で切りくずが破断するのかを系統化した [1], [2], [3]。その中で流れ型切りくずが生じる場合のグループ分けでは主として、

- 切りくずが被削材に衝突して破断する場合
- 切りくずが被削材に衝突するが破断せず巻き込む場合
- 切りくずが工具逃げ面に衝突して破断する場合
- 工具逃げ面に衝突はするが切りくずは破断しない場合

の4つの場合にグループ化した。後者の2つは、3次元切削により横向きカールが生じる場合である。本研究では、2次元切削状態が対象であるので、ここでは横向きカールが生じる場合は対象としないことにする。よって前者2つの上向きカールのみがある場合についてのみ議論することにする。

まず、チップブレイカ工具の切りくず破断特性に関する研究の一連の流れの概要を述べておく。

切りくず処理の研究の先駆者は中山であると言っても過言ではない。しかしながら、彼の1960年代の研究内容が大きな進歩をとることなく、そのまま引き継がれているのが現状である。切削加工のシミュレーションは多くの研究者によって、多岐にわたり盛んに研究が行われているが、切りくず処理の研究は実に小数の研究者によってのみ行われており、研究の手法に進歩が無いことには驚かされることである。研究の流れは参考文献 [4] と [5] にまとめられているので参照してもらいたい。

まず、中山はクランプオン型のチップブレイカ工具において、切りくずが工具逃げ面に衝突してから切りくずが破断する推移を実験的に観察し、切りくず破断の限界（チップブレイカの有効範囲）と切削力の変動について議論した [6]。この研究は、切りくず破断は切りくずが生成された後に、切りくず表面に生じる引張りひずみ増分がある限界値 ε_f を越えたら破断するという破壊条件をはじめて取入れた。この破壊条件式は以下の式ようになる。

$$\varepsilon_f < \frac{t_2}{2} \left(\frac{1}{R_{c0}} - \frac{1}{R_c} \right) \quad (5.1.0.1)$$

ここで、 ε_f は切りくずが破断する限界ひずみ増分であり、 t_2 は切りくずの厚さ、 R_{c0} は切りくずが障害物（工具逃げ面）に衝突するまでの切りくずカール半径、 R_c は切りくずが障害物に衝突してから、そのカール半径を増大していくが破断にいたるまでの最大カール半径である。式 (5.1.0.1) により、 ε_f と R_c の関係より切りくずが破断するのかわからないのか、また破断する時にはどの様な（どの様な R_c で）破断するのかを予測しようとした。この式が提示されると、諸研究者の間で、切削実験とこの式を用いて、切りくず処理性能を予測し

ようとする試みが生まれた [7] - [18]. 主たる研究は, 与えられた工具形状のもとでの, 切りくず処理が有効に働く範囲を見極めることであった.

その後, 式 (5.1.0.1) を使用するためには, 切りくず生成状態を予測することが必要ということで, 流出状態を予測する研究が平行して行われるようになった [19]-[21]. これらの研究は現代のように計算機が発達していなかった時代に行われ, 大規模有限要素法による解析が不可能であったため, すべり線場の理論を用いたものであった. しかしながら, すべり線場の理論を用いた解析はその後大きな発展を遂げなかったため, 上向きカールと横向きカールを含んだ3次元切削状態での切りくず生成状態をこの手法を用いて予測するという研究はその後衰退してしまっただけである.

一方, 式 (5.1.0.1) を用いて切りくず破断を予測する研究は, 盛んに行われるようになった. 中山は, 2次元切削状態での切りくず破断解析を活発に行い [22], 式 (5.1.0.1) での切りくず破断ひずみ ε_f に切削温度の影響を考慮した研究を行った [23]. またその後は, 式 (5.1.0.1) を3次元異形すくい面工具に適用しようとする研究も盛んに行われた [24]-[27].

同時に, 3次元的拡張に伴い, チップブレイカ工具の切りくず破断に伴う工具の摩耗損傷の解析 [28] や, 工具形状を与えると, 切りくず破断状態や切削力の振動状態を予測するシステムの構築に関する研究も行われるようになった [29]-[32].

以上のような研究の流れで切りくず処理の研究が行われてきたが, 工具形状が3次元的になろうと, いずれも核になるのは中山の式 (5.1.0.1) である.

ここで, 本研究と類似な目的な研究は, Yao らによる与えられた工具形状, 与えられた切削条件で, 切りくずがどのように流出するか, 破断するのかわからないのか, 破断する場合には, どのような形状になるのか, またその時に切削力はどのように変動するのか, を予測する研究である [29].

Yao の研究は, 切りくず破断の様子を時系列的に予測するものであるが, 解析的な予測ではなく, 切りくず破断の実験データを知識データベースとして, データ検索とデータの補間により予測を行うものであり, おそらく作業者の初心者教育用を念頭にしていると思われる.

本研究は, これらのことを完全に解析的に予測しようとするものである. 対象も教育用ではなく, 切りくず破断のメカニズムに基づく予測モデルを提示することである. その理由は, 切削実験を必要とせず幾つかの基本的な材料特性, 例えば, 切りくずの流動応力特性や温度特性, 破壊条件さえ求めておけば汎用的に切りくず処理性能を能率良く予測できるので, 工具設計などに有効に利用することが可能となるからである.

数値解析により切りくず破断を予測するにあたっては, 式 (5.1.0.1) は不完全である.

ここで, 式 (5.1.0.1) の導出過程を検証しておく. 式 (5.1.0.1) は材料力学の弾性曲りはり理論に基づいている. 式導出にあたって, 曲りはりの横断面は梁が荷重を受けて変形しても平面であり, 中心線に平行な縦繊維に直交し, はりの中心線に平行な縦繊維は互いに力を及ぼさないと仮定する. 詳しくは材料力学の書籍に譲るが, 上記の仮定のもとに曲り梁の変形後の曲率は,

$$\frac{1}{R_0} - \frac{1}{R_L} = \frac{M}{\kappa R_L^2 \left(EA + N + \frac{M}{R_L} \right)} \quad (5.1.0.2)$$

ここで、 M は曲げモーメント、 E はヤング率、 A は梁の断面積、 N は軸力、 R_0 は曲り梁の初期半径、 R_L は軸力とモーメントを受けて変形した後の曲り梁の半径 ($R_L > R_0$) である。 κ は曲り梁の断面係数である。ここで、梁の高さ(厚さ)に比して曲率半径が十分に大きい場合には、

$$\kappa AR_L^2 = \int_A \frac{y^2}{1 + \frac{y}{R_L}} \quad (5.1.0.3)$$

$$= \int_A y^2 \left(1 - \frac{y}{R_L} + \dots \right) \quad (5.1.0.4)$$

$$= I \quad (5.1.0.5)$$

となる。したがって、式(5.1.0.2)は、

$$\frac{1}{R_0} - \frac{1}{R_L} = \frac{M}{I \left(E + \frac{N}{A} + \frac{M}{AR_L} \right)} \quad (5.1.0.6)$$

となる。さらに R_L が極めて大きく、かつ軸力が作用しない場合には、

$$\frac{1}{R_0} - \frac{1}{R_L} = \frac{M}{EI} \quad (5.1.0.7)$$

となる。上記の仮定を用いると梁の内部の応力状態は、

$$\sigma = \frac{M}{I} y \quad \left(-\frac{t}{2} \leq y \leq \frac{t}{2} \right) \quad (5.1.0.8)$$

となる。 t は梁の厚さである。従って梁の表面に発生する応力は弾性変形なので ($\sigma = E\varepsilon$)、ひずみに関する関係式に直すと、

$$\frac{1}{R_0} - \frac{1}{R_L} = \frac{M}{EI} \quad (5.1.0.9)$$

$$= \frac{2\varepsilon}{t} \quad (5.1.0.10)$$

となり、式(5.1.0.1)を導くことができる。

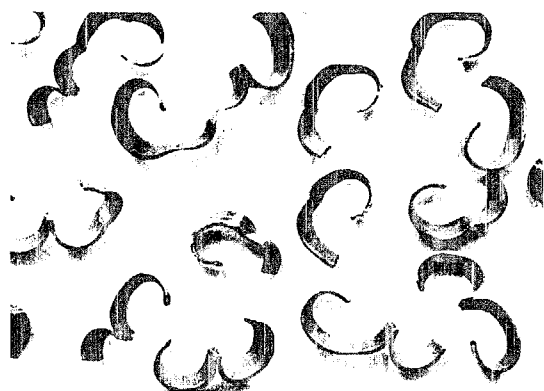
以上より、式(5.1.0.1)は、弾性変形のみを取扱い、しかも切りくず厚さが切りくずカーブ半径に比べて非常に小さい場合にのみ成立する式である。切りくず破断は弾性的に、すなわちぜい性的に起ると仮定する場合には、成立する。現に従来の切りくず処理の研究では、切りくずは工具逃げ面や被削材などの障害物に衝突し、ぜい性的に破断するものと考えられていた。ところが、現実の切削状態ではこのような状況は成立しがたいのである。なぜなら、破断した切りくず形状を見ると、完全な円ではなくゆがんだ円形をしている場合が多いからである。さらに切りくず断面を見ると、ぜい性破壊をしているとは思えないほどに、大規模な塑性変形を受けた痕跡が確認できるのである。

図5.1.1は、切りくずの断面の組織写真である。破断した切りくずの端面または、き裂が発生しているものの、途中でそのき裂の進展が停止した切りくずを見ると、明らかにき裂

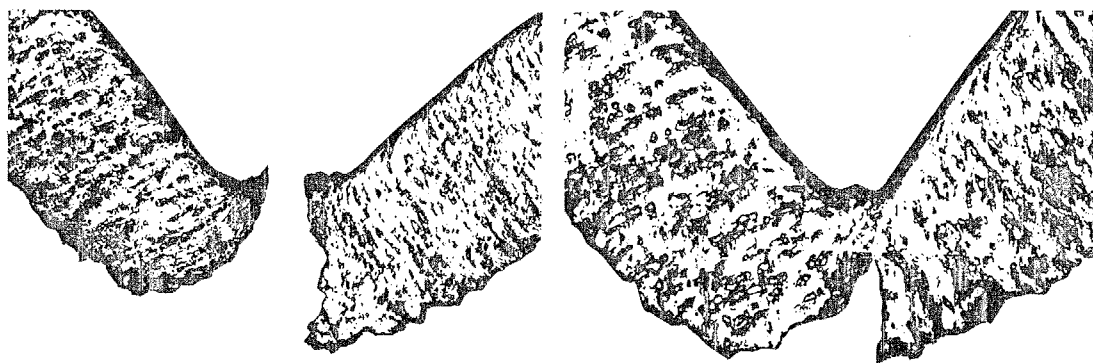
先端には大規模な塑性変形部分が認められる。以上のことより切りくず破断状況を詳細に予測するためには、塑性変形を伴うき裂の進展、つまりは延性破壊を考慮しなければならないことになる。

このことより本章では、延性破壊を考慮して切りくず破断状況を詳細に予測することを目的とする。この手法は従来の研究にない全く革新的な手法である。

この予測手法が確立されれば、前章までの工具損傷と伴に切りくず処理性能をも同時に考慮した工具設計が可能となるのである。次節以降では、本研究が提案する解析手法の説明、その解析手法の妥当性を示し、延性破壊を伴う切りくず破断状況について吟味する。また、この手法の有効性を示し本章を締めくくることとする。



(a) 切りくずの概観



(b) 破断した切りくずの両断面

(c) き裂を含んだ切りくずの断面

Figure 5.1.1 破断切りくずの断面組織写真

断面組織写真より、被削材 S15C の切りくずは延性的に破断していることが分かる。

5.2 切りくずの成長・破断過程の予測

切りくず破断過程を詳細に予測するために、弾塑性有限要素法を用いた数値解析を行う。前述したように、切りくず破断過程を詳細に解析するためには、切りくずにどのような応力が負荷しているのかを詳細に把握する必要があるからである。また、負荷経路はその破断面の観察より、弾性変形状態のみではなく、塑性変形と除荷の繰返しが起ると予想されるので、弾塑性解析が必要となる。塑性変形を考慮する場合には、切削機構解析でも述べたように、材料の流動応力特性が、解析には非常に重要な因子となる。本解析でも、材料の流動応力特性は、切削機構解析のものと同一の式を使用する。したがって、切りくずに負荷する応力状態は、この流動応力特性に支配されることになる。

次項より、切りくず破断過程解析のモデル化の方法を詳しく説明する。

5.2.1 切りくず成長の有限要素モデリング

定常切削状態における切りくず生成状態は、第3章の切削機構解析によりシミュレートすることができる。つまり、与えられた工具形状と与えられた切削条件のもとで、切りくずはどのような初期カール半径 R_{c0} 、どのような切りくず厚 t_2 さで流出するのか、また切りくず内の温度分布や加工硬化状態はどのようになっているのかを詳細に予測することができる。

そこで、本切りくず破断過程解析では、この切削機構解析で得られた切りくず状態を用いて切りくず部分を取り出してシミュレートすることにする。この解析においては、以下の仮定を設ける。

- 切りくずは、切れ刃より定常的に生成されるものとする。
- 切りくずが切削予定面に衝突し、切りくず破断が生じる場合でも切りくずは定常的に生成され、破断の影響が切れ刃近傍の切りくず生成状態に影響を及ぼさない。
- 切りくず破断に伴う切削力の変動は、切れ刃近傍に作用するすくい面上の応力負荷変動よりも、チップブレーカ部分の力の変動の方が大きい。

以上の仮定が成立する。定常切削状態であるなら、本解析のように切りくず部分のみに着目し、解析を進めても支障ない。この手法により、計算時間の短縮化が大幅に期待できるのである。

弾塑性有限要素法の定式化は、第2章で述べた切削機構解析での定式化とまったく同一である。すなわち、updated Lagrange 法に基づき、その剛性方程式は、

$$([K_M] + [K_G] + [K_F]) \{v_n\} = \{\dot{F}_n\} \quad (5.2.1.1)$$

である。ここで、 $[K_M]$ は Nagtegaal の汎関数を用いて修正した剛性マトリクス、 $[K_G]$ は幾何剛性マトリクス、 $[K_F]$ は荷重補正マトリクスであり、 $\{v_n\}$ は節点速度ベクトル、 $\{\dot{F}_n\}$ は節点力の増分ベクトルである。

温度解析は、変形モデルと同一の有限要素を用いて非定常熱伝導問題として、第2章で説明した Galerkin 法に基づく有限要素法により行った。また時間に対する離散化には、後退差分近似を使用した。

$$([C] + \Delta t[K]) \{\phi\}_{t+\Delta t} = [C]\{\phi\}_t + \Delta t\{f\}_{t+\Delta t} \quad (5.2.1.2)$$

本解析でも温度パラメータである、比熱と熱伝導係数は温度の関数としてある。各種材料パラメータは表2.2に示したとおりである。

図5.2.1に、有限要素法モデルの作成方法を示す。同図A点は、切りくずが工具すくい面より最初に離脱する場所であり、B点は、切りくずが工具より最終的に離脱する場所であり、チップブレイカ点である。これらの位置は、もちろん第2章、第3章の切削機構シミュレーションより得られるものである。よって、本切りくず破断過程解析では、O-A点より上方の切りくず部分 a-b-d-c 部分の要素群のみに着目して、解析を進めるものとする。また、切削機構解析と同様に工具は剛体と仮定し、切りくず先端が衝突する切削予定面 (C点付近) も剛体と仮定する。

a-b-d-c で囲まれた要素群の、温度分布、流動応力分布は、切削機構解析で得られた結果と同一のものにする。

切りくずは、切削機構解析で得られた速度場で定常的にカールするように運動しなければならない。そこで、切りくず両端 h 点と g 点を速度固定境界条件とした。ただし両点の位置は、切りくず生成と伴に移動するため、速度ベクトルの方向は、初期カール半径で規定されるカール円 (同図 O 点を中心とした半径 R_{c0} の円) の接線方向にするものとする。ここで、h 点と g 点の速度の大きさ \bar{V}_h 、 \bar{V}_g には、次式の関係がある。

$$\bar{V}_g < \frac{R_{c0}}{R_{c0} - t_2} \bar{V}_h \quad (5.2.1.3)$$

ここで、 R_{c0} は初期カール半径であり t_2 は切りくず厚さである。この関係はもちろん切削機構解析により得られるものである。この式が意味するところは、切りくずは等速円運動をしているわけでは無い、ということである。式 (5.2.1.3) の不等号の関係を保ちながら、切りくずは生成するので、工具すくい面とチップブレイカ点に、抗力を発生させるのである。

切りくず生成に伴い、速度境界条件節点 h と g は移動していく。両節点がある程度移動すると、新たな要素を h-g 以降に追加する操作を行い、速度境界節点の入れ替えを行う操作を行う。これにより、切りくずの成長に伴い、有限要素を増加することになる。この様子を図5.2.2に示す。すなわち、h1 と g1 が速度境界節点だった時に、切りくずの成長により、O-D ラインからある程度遠退いたら、h2-g2 に、新しい要素を足して、速度境界条件の節点を h1 から h2 へ、g1 から g2 へと入れ替える操作を行う。

O-A と O-D で囲まれた要素群 c-d-h-g は、この要素数の増加と境界節点の入れ替えに伴う、節点力の変動の影響が、O-A より上方の切りくず要素内に現れないようにするための要素である。O-D の位置は前述したごとく、要素の追加と境界条件節点の更新による影響がでないように、試行錯誤の上同図に示すように水平線に対して 60° の位置に決定した。

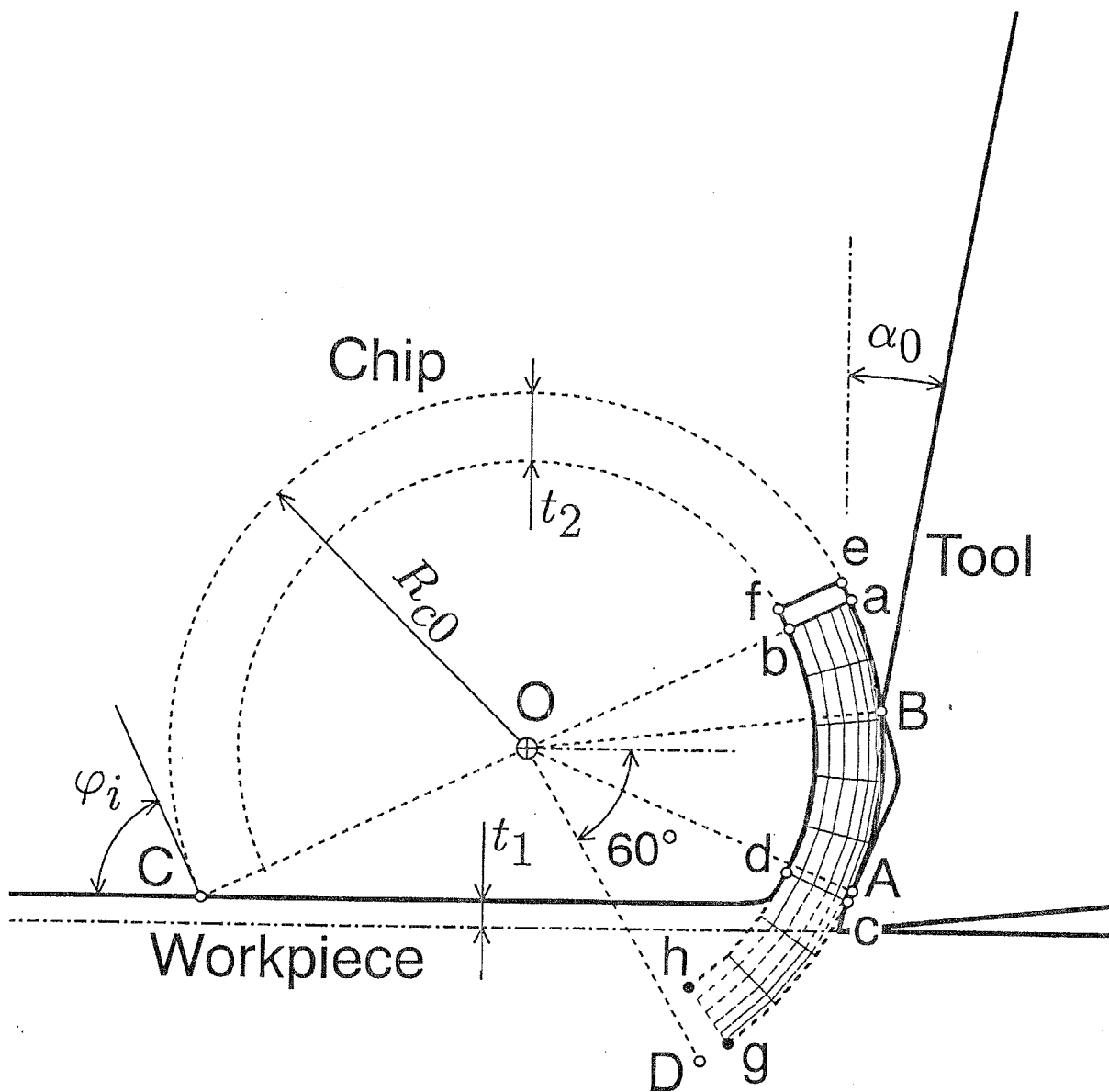
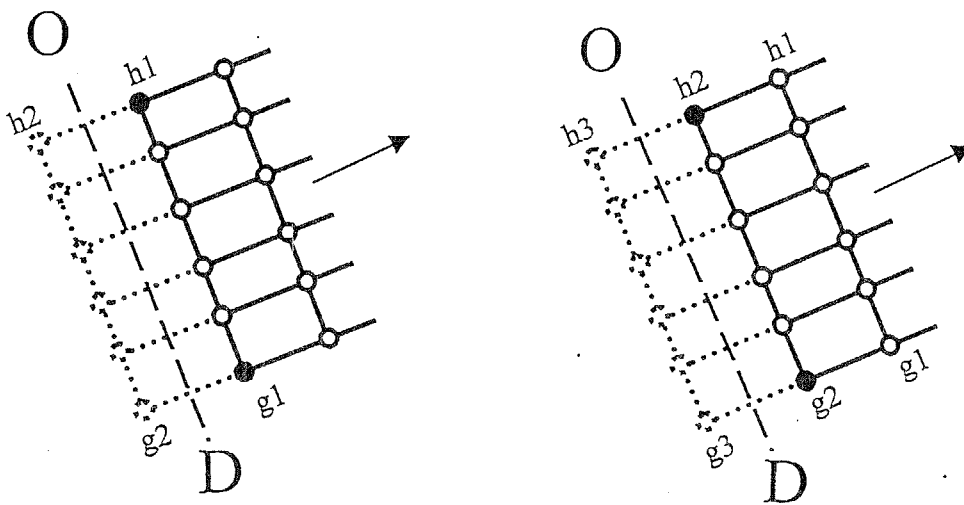


Figure 5.2.1 初期モデルの作成方法



(a) 要素追加前

(b) 要素追加後

Figure 5.2.2 有限要素の追加と境界条件の入れ替え

今節点 h_1 と g_1 が速度境界条件の節点だったとする。時間の更新により両節点は O-D ラインより上方に移動していく。この時、(b) に示すように、O-D ラインに対して、 h_1 と g_1 がある程度遠退いていった場合に、 h_1-g_1 の端面に新しい要素を追加する。その時、新しい要素の両角にある節点 h_2 と g_2 を、速度境界条件の節点にし、 h_1 と g_1 を自由節点にする。同様の操作を h_3, g_3 へを行い、切りくず生成に伴う切りくず長さの増加を有限要素数の増加として考慮する。

5.2.2 接触モデルの導入

工具チップブレイカ点（図5.2.1のB点）での力の変動をシミュレートできるように、チップブレイカ点では常に節点をおくようにした。しかしながら、切りくず生成につれて、全ての節点は移動していくので、なんらかの特別な操作をしなければ、このことが実現できない。そこで、図5.2.3に示すように、一種のリメッシュ操作を行う。

同図に示すように、まずチップブレイカ点近傍の2つの要素を、6つの要素（ $L_1, L_A, L_B, L_2, L_C, L_D$ ）に分割する。ここで、節点 J_A はチップブレイカ点に常に存在する節点である。updated Lagrange 法に基づく定式化によれば、全ての節点は、速度ベクトルに時間を掛けた距離だけ移動する。当然、節点 J_A もこれにより移動してしまうが、次のステップに進む前に、節点 J_A をチップブレイカ点の位置に戻す操作を行う。

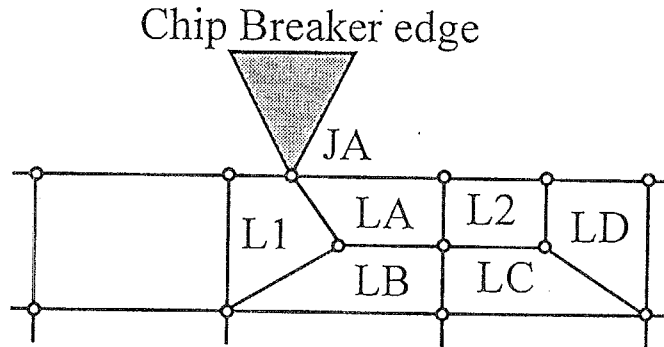
このリメッシュを行うと、節点 J_A を含む要素の節点力のバランスが崩れ計算が発散することになる。そこで、節点力のアンバランスを消去するために、切りくずの流れを止めて不釣り合い力だけを与えた弾塑性有限要素計算を繰返し行う。これを以後、空回し計算と呼ぶことにする。節点移動を強制的に行わないとは、弾塑性有限要素計算は通常のものであるが、要素の位置を次ステップに移行する時に更新しないことである。また、要素の材料物性値（温度、応力、ひずみ分布と変形履歴）も、節点 J_A を含む要素以外は更新しないようにした。この操作では、数十回の空回し計算で節点力のアンバランスは、消滅する。

また、切りくずがさらに生成すると、チップブレイカ点は、節点 J_1 と節点 J_2 の間には存在しなくなる。そのため、今度は図5.2.4に示すように、要素のリメッシュを行う。つまり、同図の左図のような状況にあって、節点 J_2 がチップブレイカ点に到達した場合には、右図に示すように、 L_1, L_A, L_B は分割しない要素になり、 L_2, L_C, L_D の要素群は、 L_2, L_A, L_B のように新たに分割され、 L_3 要素は、 L_3, L_C, L_D のように細分化される。この操作により節点力のアンバランスが発生するが、前述した空回し計算を行うことによって、アンバランスは解消される。

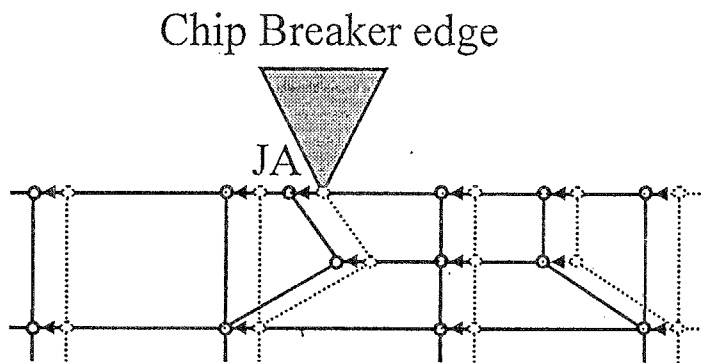
こうして、チップブレイカ点には常に節点をおくことが可能になり、チップブレイカ点での力の変動をシミュレートすることが可能になる。チップブレイカ点での節点 J_A は、第2章で述べたように切削機構解析と同一の摩擦境界条件を付加する。すなわち、この点での垂直応力 σ_t と摩擦応力 τ_t の間には、

$$\frac{\tau_t}{\tau_e} = 1 - \exp\left(-\lambda \frac{\sigma_t}{\tau_e}\right) \quad (5.2.2.1)$$

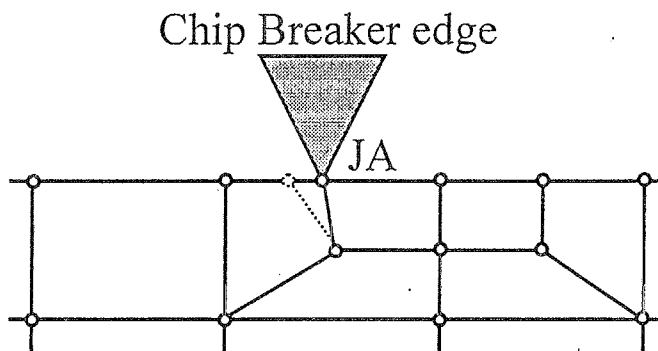
なる摩擦特性式に支配される。 τ_e は、着目点（チップブレイカ点）での切りくず材料の最大せん断降伏応力であり、 λ は摩擦特性定数である。



(a) 節点移動前 (節点位置の更新をおこなう前)

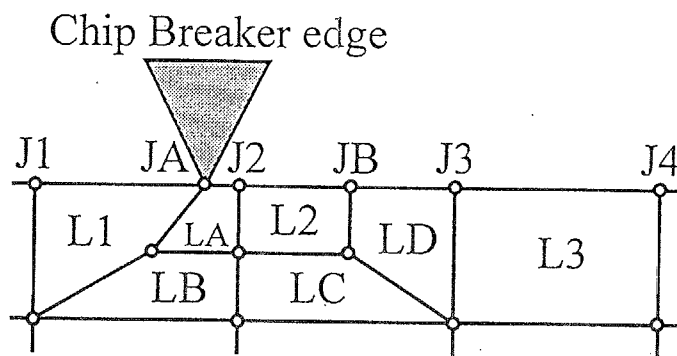


(b) 節点位置の更新をおこなう (節点 J_A も移動してしまう)

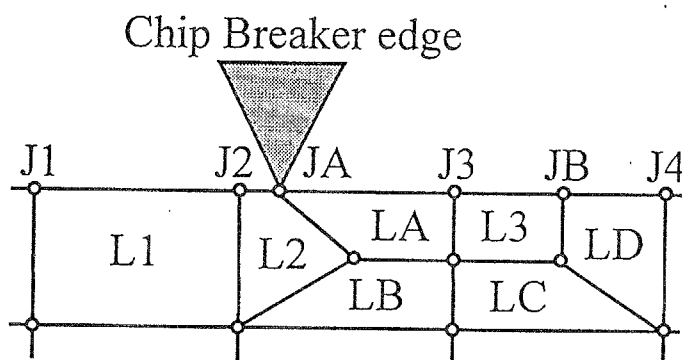


(c) 節点 J_A だけチップブレーカ点に戻す

Figure 5.2.3 チップブレーカ点でのリメッシュ過程 その1



(a) 節点 J_A と節点 J_2 が接近する



(b) チップブレーカ点周辺の要素をリメッシュする

Figure 5.2.4 チップブレーカ点でのリメッシュ過程 その2

5.2.3 切りくず破断過程のモデル化

切りくずは定常的に生成されると、切りくずは切削予定面（被削材）に衝突することになる。もちろん、切りくずカール円の幾何学的な位置関係により、被削材に衝突しない場合も考えられるが、ここでは、衝突した場合の取扱について説明する。

切りくずが被削材に食込むような場合には、切りくずと被削材は衝突したと判定される。もちろん、被削材にめり込まないように、増分幅 r_{min} に制限を加える。

接触したと判定された場合には、切りくずと被削材の接触点には、Coulomb の摩擦条件を課す。摩擦力の方向と大きさは、切りくずと被削材の相対速度（相対すべり）で決定することにした。

- 相対すべりがある場合には、動摩擦係数 μ_d を用いて、 $\tau_t = \mu_d \sigma_t$ の摩擦応力が、相対速度ベクトルと逆向きに負荷するようにする。
- 相対すべりが無い場合には、接触部分の切りくず節点に、切削速度に等しい速度で切れ刃に向かって移動する速度固定境界条件を課す。
- 速度固定境界条件が課されても、摩擦応力が静摩擦係数 μ_s で定まる摩擦応力を越えた場合には、相対すべり状態に遷移させる。

切りくず表面のき裂の発生とき裂の進展の取扱

前述したように、破断切りくずを見ると（図 5.1.1 参照）、切りくずは破断する時に、大きな塑性変形を伴っていることが分る。つまり、切りくずはき裂が発生したら、ぜい性的に一気にき裂が進展して破断に至るわけではなく、延性的に破断していることが分る。

本解析では、この事実を踏まえて、各ステップで各節点の状態が破壊基準を越えていないか逐次監視し、破壊基準を越えた場合には、節点を 1 要素分ずつ分離する方法をとった。節点分離が 1 要素分なので、実時間幅のオーダーを適当に設定する必要がある。ここで、ぜい性破壊の場合のき裂の進展速度は、以下の条件の範囲にあるとされている [34]。

$$0 \leq V_c \leq 0.38 \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (5.2.3.1)$$

ここで、 V_c はき裂の進展速度、 $\sqrt{E/\rho}$ は固体内を伝わる弾性波の伝播速度である。式 (5.2.3.1) を用いて、鋼の場合のき裂の進展速度を求めると、

$$0.0 \leq V_c \leq 1945.6 \text{ m/sec} \quad (5.2.3.2)$$

となる。き裂先端で塑性変形を起こすと、塑性鈍化によりき裂の進展速度が緩和されるので、切りくずが破断する場合のき裂の進展速度は、これよりもかなり遅いと考えてもよい。以上のことと 1 要素の長さを考慮して、実時間幅のオーダーは 10^{-6} sec 以下となるようにした。

さて切りくず表面のき裂発生のための破壊条件であるが、現在は様々な破壊条件がある。延性材料の破壊はボイドの生成と成長に依存するので、Gurson 材として解析を行うもの

や、き裂の応力拡大係数 K_{IC} を使用するもの J 積分を行うもの、より複雑なかつより緻密な計算を行う場合には、き裂周辺のエネルギーを考慮しその進展を吟味するものまで数々の手法が提案され実績を治めてきている [37]–[55].

しかしながら、本解析は延性材料の破壊のメカニズムの解明を主目的とはしない。本解析に要求されるのは、き裂の発生する時間と場所、さらにはき裂の進展方向と進展距離であり、こうした大局的な解析を対象としているので、過度に緻密な解析は不適合と考えられる。そこで、本解析はき裂は主応力に依存し、その進展方向も主応力方向に依存するものとして、以下の破壊条件を取入れた。

$$\sigma_1 \geq \sigma_{1c} \quad (5.2.3.3)$$

$$\tau_m \geq \tau_c \left(= \frac{1}{2} \sigma_{1c} \right) \quad (5.2.3.4)$$

ここで、 σ_1 と τ_m は最大主応力と最大せん断応力であり、 σ_{1c} と τ_c は、破壊応力である。またき裂の進展方向は、最大主応力が破壊基準を越えた場合には、最小主応力方向へ、最大せん断応力が破壊基準を越えた場合には、最大せん断速度方向へ進展するものとした。なお、破壊応力は、文献 [23] の低炭素鋼の切りくずの破断ひずみ値から応力に換算して、 $\sigma_{1c}=880$ MPa と $\tau_c=440$ MPa と定数に設定した。

本解析では、破壊応力は定数にしたが、最大主応力が温度や材料の加工硬化の状態（変形履歴）に深く依存しているので、き裂の発生と進展も、これら、温度や加工硬化状態といったものに影響を受けている。

切りくず表面にき裂が発生すると、1step で 1 要素分だけ節点分離を行い、き裂先端を含む全ての要素は図 5.2.5 に示すように、それぞれ 5 つの要素に細分化するリメッシュ操作を行う。これは、き裂先端の応力状態を細かく解析するためには、通常の有限要素の大きさでは粗いと考えたうえのことである。細分化するとまた節点力のアンバランスが生じることになるが、これも前述した空回し計算によって消滅させることができる。

最後に切りくず破断過程の解析で用いた材料パラメータを表 5.1 にまとめておく。

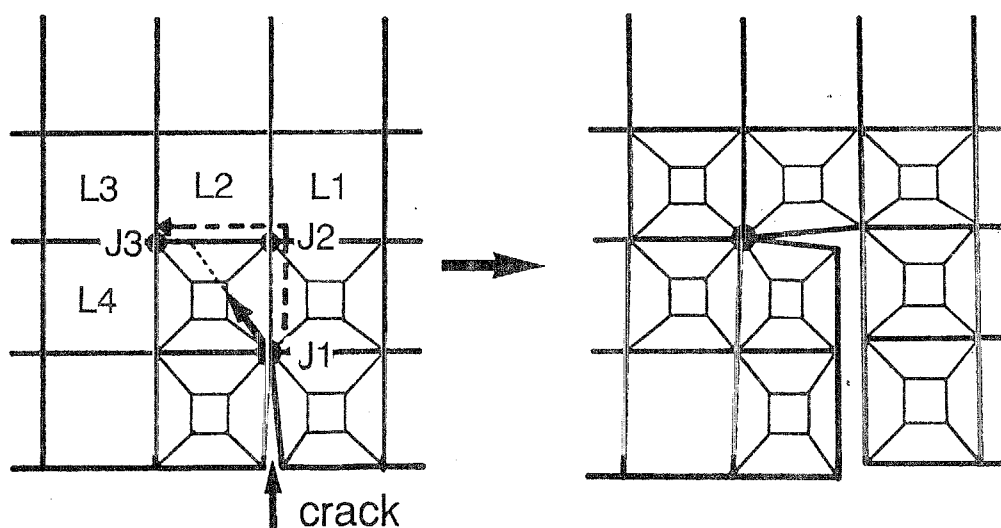


Figure 5.2.5 き裂近傍の有限要素の細分化の方法

き裂が発生したと判断されると、節点分離を行い、き裂先端の節点と節点分離した節点を含む全ての要素は5分割される。

Table 5.1 切りくず破断過程の解析で用いた材料パラメータ

Young's modulus $E=202$ GPa, Poisson's ratio $\nu=0.33$, density $\rho=7860$ kg/m³, specific heat $C_P=33.201 \theta^{0.454}$ Jkg⁻¹K⁻¹, thermal conductivity $\kappa =83.577-0.0693\theta+0.0000176\theta^2$ Js⁻¹m⁻¹K⁻¹, heat transfer coefficient on tool-chip contact area and workpiece-chip contact area $\alpha_C=1.0 \times 10^4$ Jm⁻²s⁻¹K⁻¹, characteristic constant of friction at chip breaker point $\lambda=2.0$, characteristic constant of friction at chip-workpiece interface $\mu_d=0.2$, $\mu_s=0.3$, fracture criterion $\sigma_{1c}=880$ MPa, $\tau_c=440$ MPa.

flow stress of S15C in MPa :

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}, \theta) = \left[103.0 \exp(-0.00142\theta) + 34.6 \exp\left\{-0.000239\theta - 0.0000184 \left(\theta - \left(670.0 + 23.5 \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{1000.0}\right)\right)\right)^2\right\} \right] \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{1000.0}\right)^{0.0228} \left\{0.0079 + \int_{\theta, \dot{\bar{\varepsilon}} \equiv h(\bar{\varepsilon})} \exp(0.00114\theta) \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{1000.0}\right)^{-0.0157} d\bar{\varepsilon}\right\}^{0.21}$$

5.3 切りくず破断過程における切削条件の影響

前節で説明した手法を用いて、切りくず破断過程をシミュレートした。

切削実験と解析で用いた工具形状はともに、図 3.3.1 で示したものであり、切削厚さ t_1 に対する切りくず処理性能について検討を行った。

切削実験は、汎用旋盤（山崎マザック Mark II）を用いて、幅 3mm の円盤状に加工した被削材 S15C を工具を半径方向に送り 2 次元切削することによって行った。切削力の測定には、圧電型動力計（キスラー社製）を用いた。その時、切削力の振動成分を詳細に記憶できるように高速 A/D 変換ボードを介してパーソナルコンピュータに切削力データを記憶させた。切削条件は、表 2.3 のものと同じである。

図 5.3.1 は図 5.2.1 の $\alpha_0 = 10 \text{ deg}$ の場合の切りくず破断解析と実験結果との比較を、図 5.3.2 は $\alpha = 0 \text{ deg}$ の場合の実験結果と解析結果の比較を示したものである。また、図 5.3.3 から図 5.3.8 には、それぞれの場合の破断過程の解析結果を示す。

両図より、解析結果の切りくず形状と実験結果の切りくず形状とは非常に良く一致していることが分かる。

すなわち、 $\alpha_0 = 10 \text{ deg}$ の場合では、切削厚さ $t_1 = 0.10 \text{ mm}$ の切りくずは破断せずに切りくずは内側に丸まり、その巻数を増すように生成し続ける。

解析における切りくず形状は、定常切削機構で解析した初期カール半径 R_{c0} （切りくずが被削面に衝突するまでのカール半径）よりも、巻き数の増加にしたがい大きくなっていく。

切削厚さの増加にしたがい切りくずは破断するようになる。 $t_1 = 0.36 \text{ mm}$ になると、切りくずは約半巻きしたところで破断し、完全な C 型の切りくずとなる。破断したカール半径は、初期カール半径とほぼ同じである。

注目すべき点は、切削厚さ $t_1 = 0.25 \text{ mm}$ の場合である。この場合、切削実験で得られた破断切りくず形状は、き裂を含んだ 2 つの円弧を持つ切りくず形状（以後 E 型切りくずと呼ぶ）であるが、解析でも破断後の切りくず形状は実験結果と全く同じ形状になっている。すなわち、き裂が発生してもそのき裂が進展して破断に至るのではなく、別の場所にき裂が発生し、そのき裂が進展することによって破断している。中山の手法では、切りくず表面に作用するひずみ量によって、破断の有無を決定している。切りくず表面のひずみが規定値を越えたら必ずそこで破断すると解釈しているので、この手法では、ここにみるような E 型切りくず形状になるということは予測できない。しかしながら、弾塑性有限要素法解析を用いる本解析手法では、この E 型の切りくず形状をも予測できる能力を有している。

有効すくい角が減少する $\alpha_0 = 0 \text{ deg}$ になると、切削厚さ $t_1 = 0.10 \text{ mm}$ の場合には、切りくず表面に複数のき裂を多数含んだ短めの切りくずに変化する。切削厚さが $t_1 = 0.25 \text{ mm}$ 以上になると、切りくずは細かく破断するようになる。 $t_1 = 0.36 \text{ mm}$ の状況をみると、有効すくい角が減少している方が、破断切りくずの大きさが小さくなることは、実験結果と解析結果とも非常に良く一致している。

これより、本解析手法は破断しない切りくずから、E 型、C 型切りくずへと、破断の有無のみだけでなく、破断する場合にはどのような形状の切りくずを生成するのをも予測す

ることができる。このような現実的な破断切りくず形状の予測は、中山の関係式を用いた手法では不可能であり、本手法の、弾塑性有限要素法解析により初めて可能となったのである。

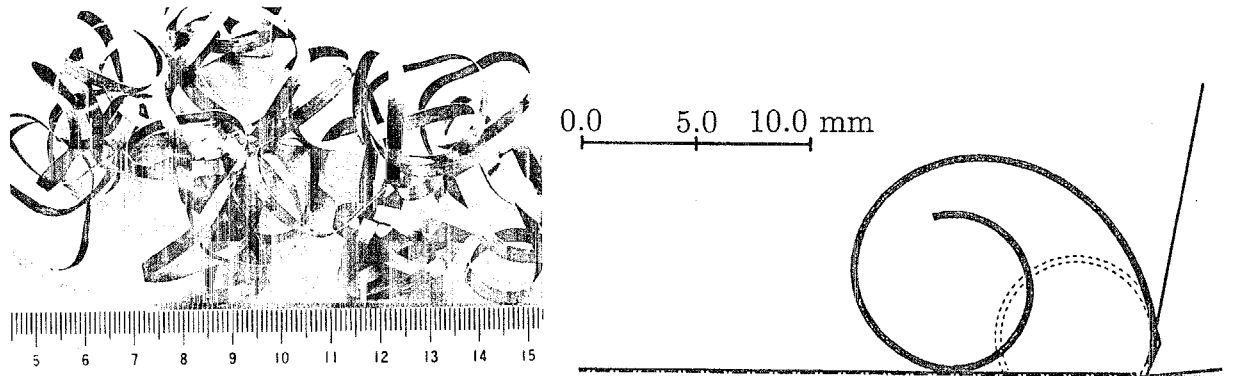
図5.3.9には、 $\alpha_0=10$ deg の場合の破断解析中における切りくずカール半径 R_c の変化と、切りくずと被削材の接触点での力 (F_{CH} と F_{CV}) の変動と、チップブレーカ点 (図5.2.1のB点) に作用する力 (F_{BH} と F_{BV}) の変動を示したものであり、比較のために実測された切削主分力 F_H の力の変動も示してある。解析結果の横軸野時間は切りくずが被削材に衝突した瞬間を 0ms にしてある。切りくずと被削面の接触点での力 F_C は、衝突前には0であるが、ブレーカに加わる F_B は0ではない。それは、前節で説明したように切りくずの内側と外側の速度の大きさが、同芯円上の円運動の速度とは異なるため、解析初期からブレーカ点に力が負荷しているためである。

この図より、切りくずが破断しない $t_1=0.10$ mm の場合には F_C 、 F_B と小さく変動はない。切りくずカール半径は時間の経過とともに増加するいっぽうであることが分る。

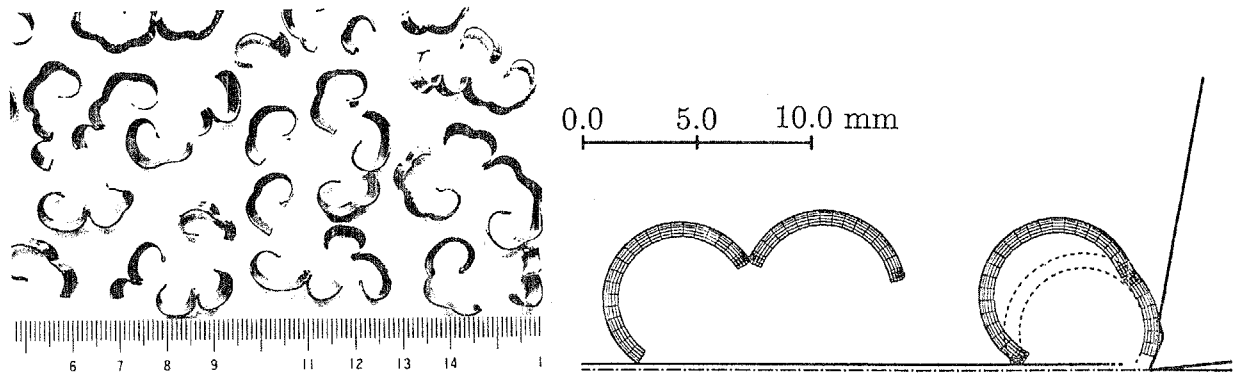
切りくずが破断するようになると、波形の振幅は大きくなり、振動の周期も短くなる。 $t_1=0.25$ mm の切りくずが破断する条件での力の変動を見ると、力は切りくずが被削材に衝突した瞬間が一番大きく、その後幾つかのピークを持ちながら減少していき、破断分離することが分る。この幾つかのピークが発生するのは、前節で説明した有限要素のリメッシュによる影響ではなく、切りくずが stick-slip を繰返しながら、被削材の表面を移動していくためである。この stick-slip は、図5.3.1または図5.3.2を見ればわかるように、切りくずの角部分が被削面と接触し続けているからである。

それぞれの条件で stick-slip の周期はほぼ一定である。また、stick-slip のピークを平滑化した振動波形の概形を見ると、実測された切削主分力 F_H の振動波形と、解析されたチップブレーカ点での振動波形 F_{BH} には、その波形の周期と振幅に非常に良い相関が見られることが分る。

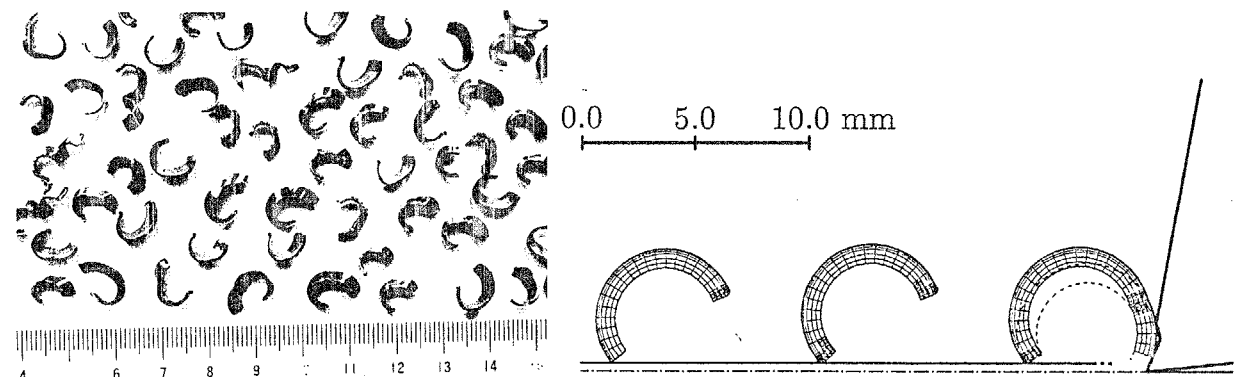
実測された切削力の波形は切りくず生成の振動波形と切りくず破断時の振動波形を重ね合わせたものである。その波形と解析されたチップブレーカでの波形が良く似ているということは、本解析を用いれば切削力の動的な切削力の振動状態までも予測することができると言える。すなわち、本手法を用いれば、工具形状設計においては、切りくずが折れるのか折れないのか、だけの評価ではなく、どのような形状の切りくずを排出することができるのか、その場合、切削力の振動はどのような波形になるのか、さらに第4章の手法と組み合わせれば、摩耗や欠損はどのようなようになるのか、というような工具性能の評価因子を細分化し、しかもこれらを同時にかつ詳細に吟味することが可能となるのである。



(a) $t_1=0.10$ mm



(b) $t_1=0.25$ mm



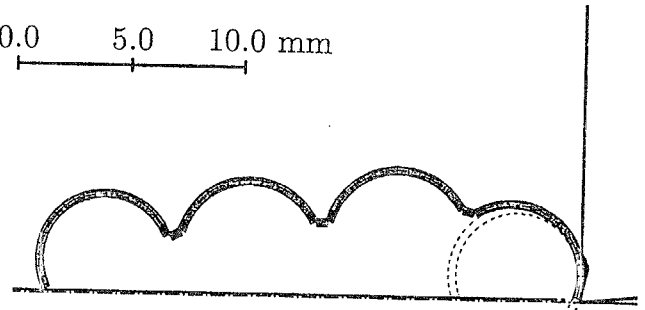
(c) $t_1=0.36$ mm

Figure 5.3.1 切りくず形状の解析結果と実験結果の比較 ($\alpha_0=10$ deg)

切削条件：切削速度 $V_c=100$ m/min, 乾式. 工具形状は図 3.3.1と同じ.



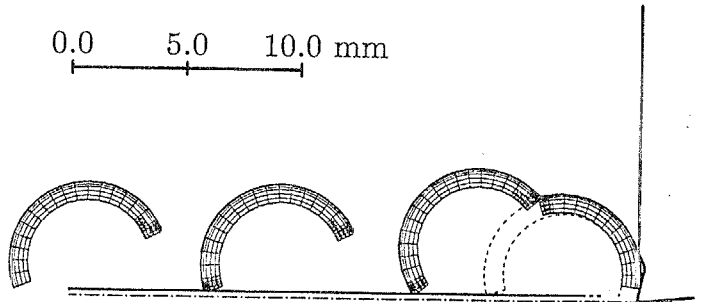
0.0 5.0 10.0 mm



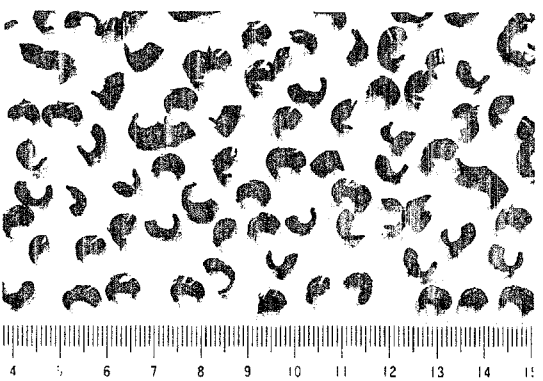
(a) $t_1=0.10$ mm



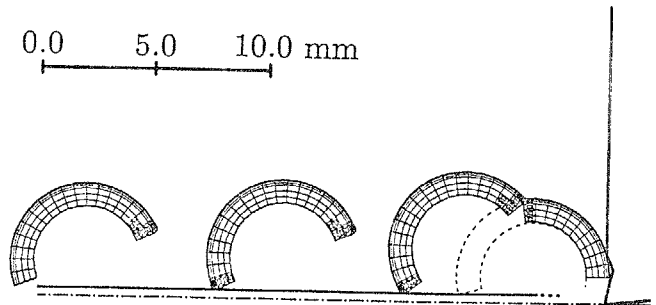
0.0 5.0 10.0 mm



(b) $t_1=0.25$ mm



0.0 5.0 10.0 mm



(c) $t_1=0.36$ mm

Figure 5.3.2 切りくず形状の解析結果と実験結果の比較 ($\alpha_0=0$ deg)

切削条件：切削速度 $V_c=100$ m/min, 乾式, 工具形状は図 3.3.1と同じ.

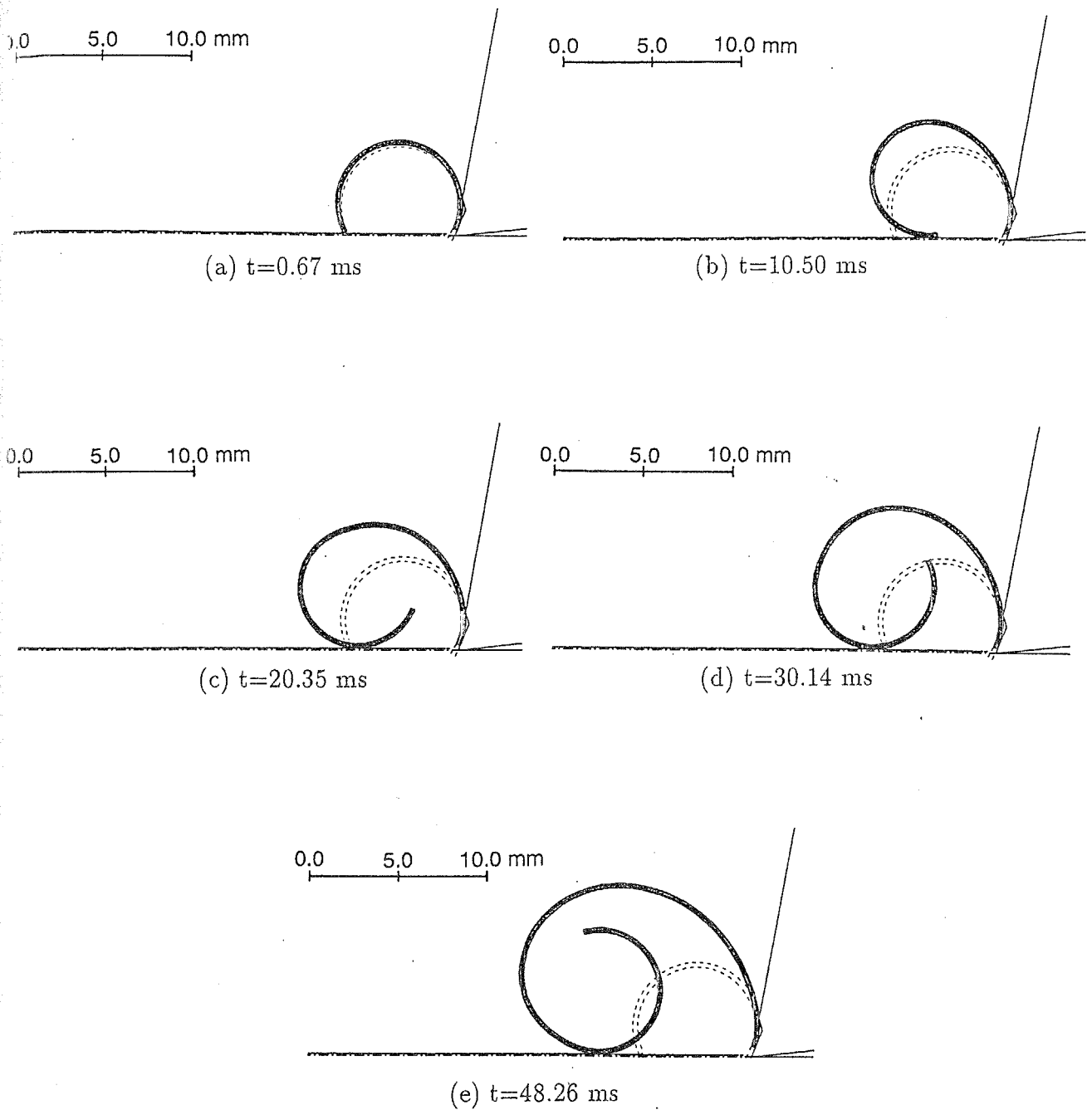


Figure 5.3.3 切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=10$ deg, $t_1=0.10$ mm)
 切削条件は図 5.3.1 と同じ. 時間 t は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間を $t=0$ とした. 図
 中点線は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間の初期カール半径 R_{c0} の切りくず形状である.

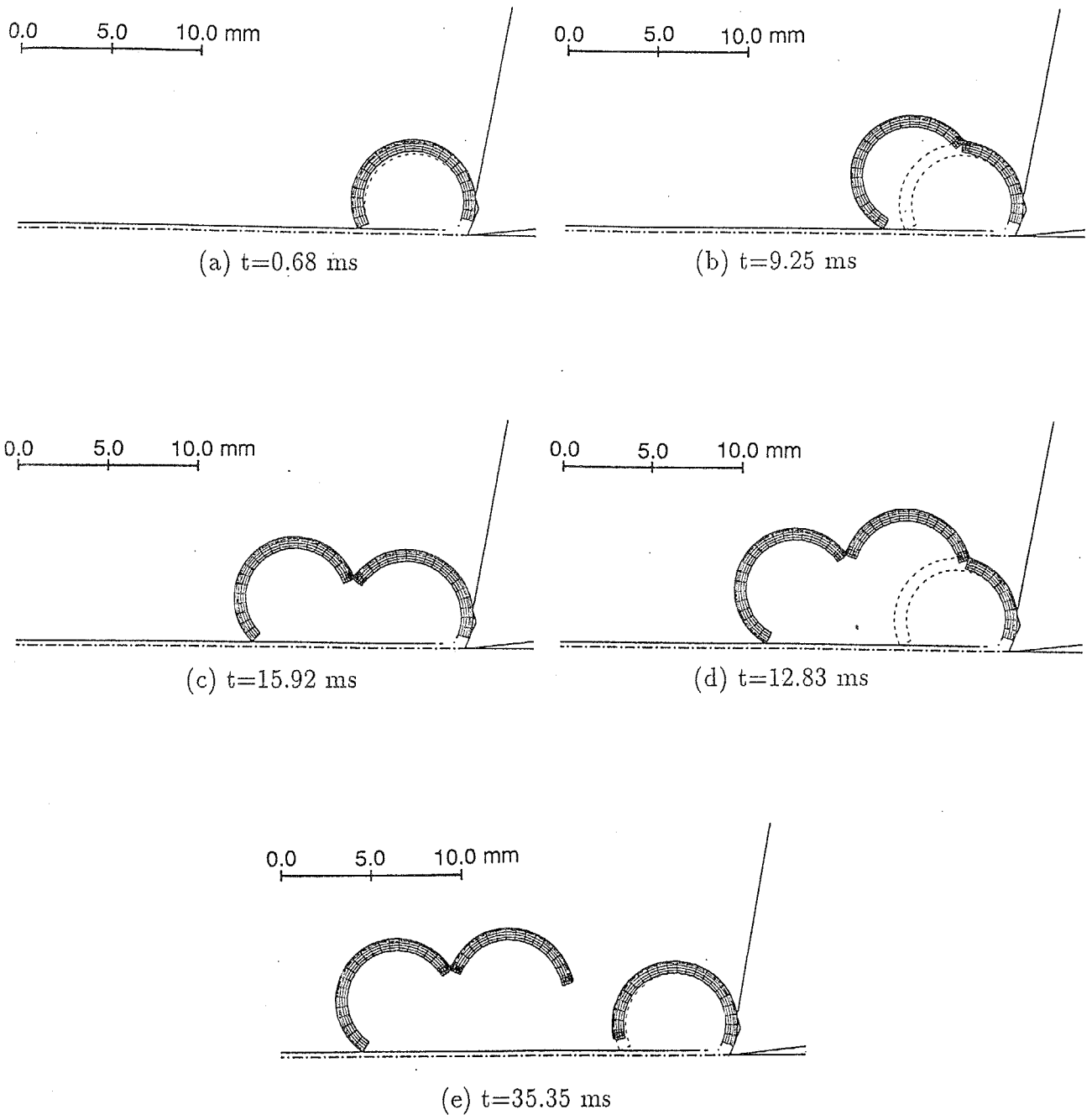


Figure 5.3.4 切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=10 \text{ deg}$, $t_1=0.25 \text{ mm}$)
 切削条件は図 5.3.1 と同じ. 時間 t は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間を $t=0$ とした. 図
 中点線は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間の初期カール半径 R_{c0} の切りくず形状である.

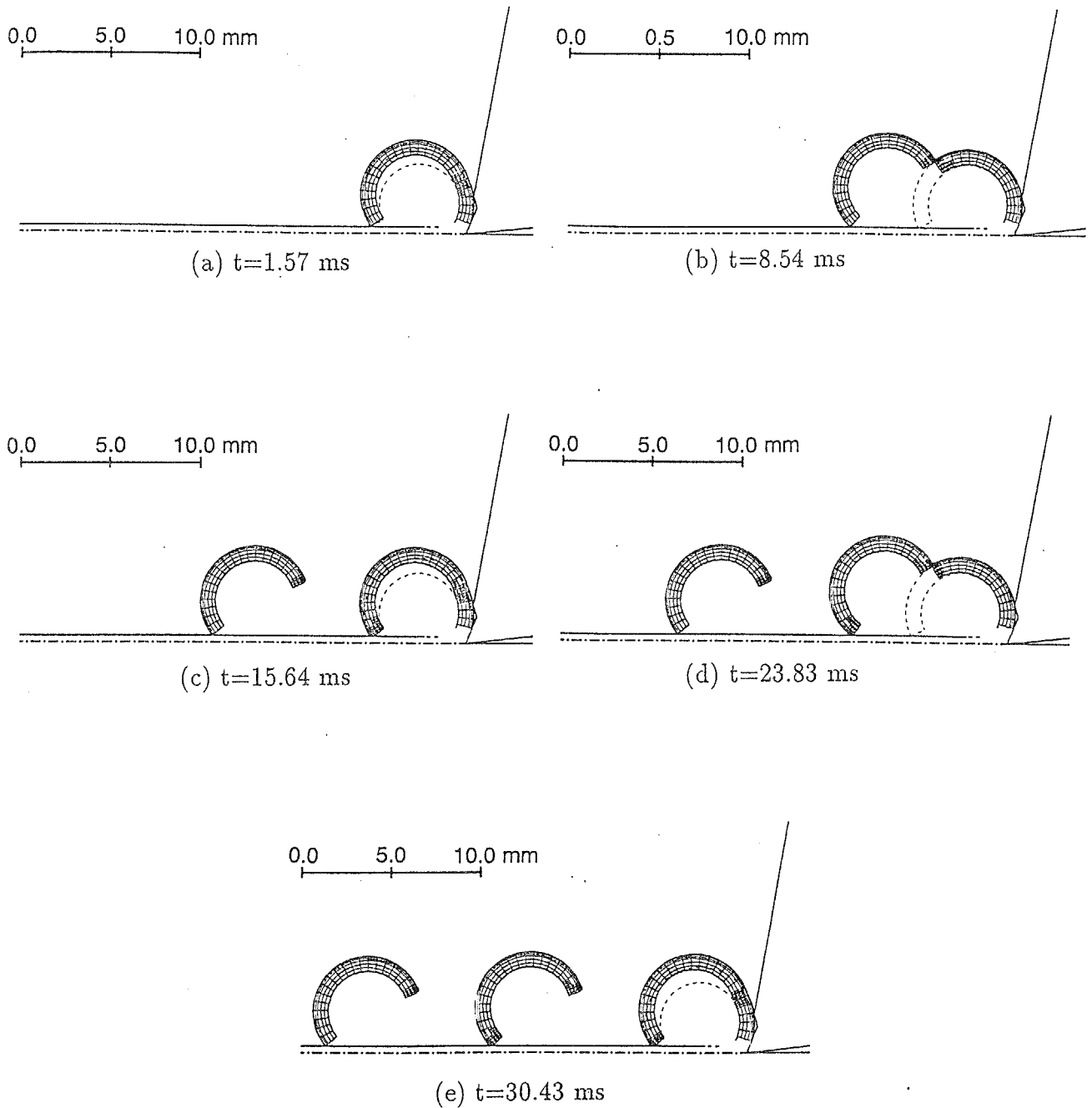


Figure 5.3.5 切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=10$ deg, $t_1=0.36$ mm)
 切削条件は図 5.3.1 と同じ. 時間 t は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間を $t=0$ とした. 図中点線は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間の初期カール半径 R_{c0} の切りくず形状である.

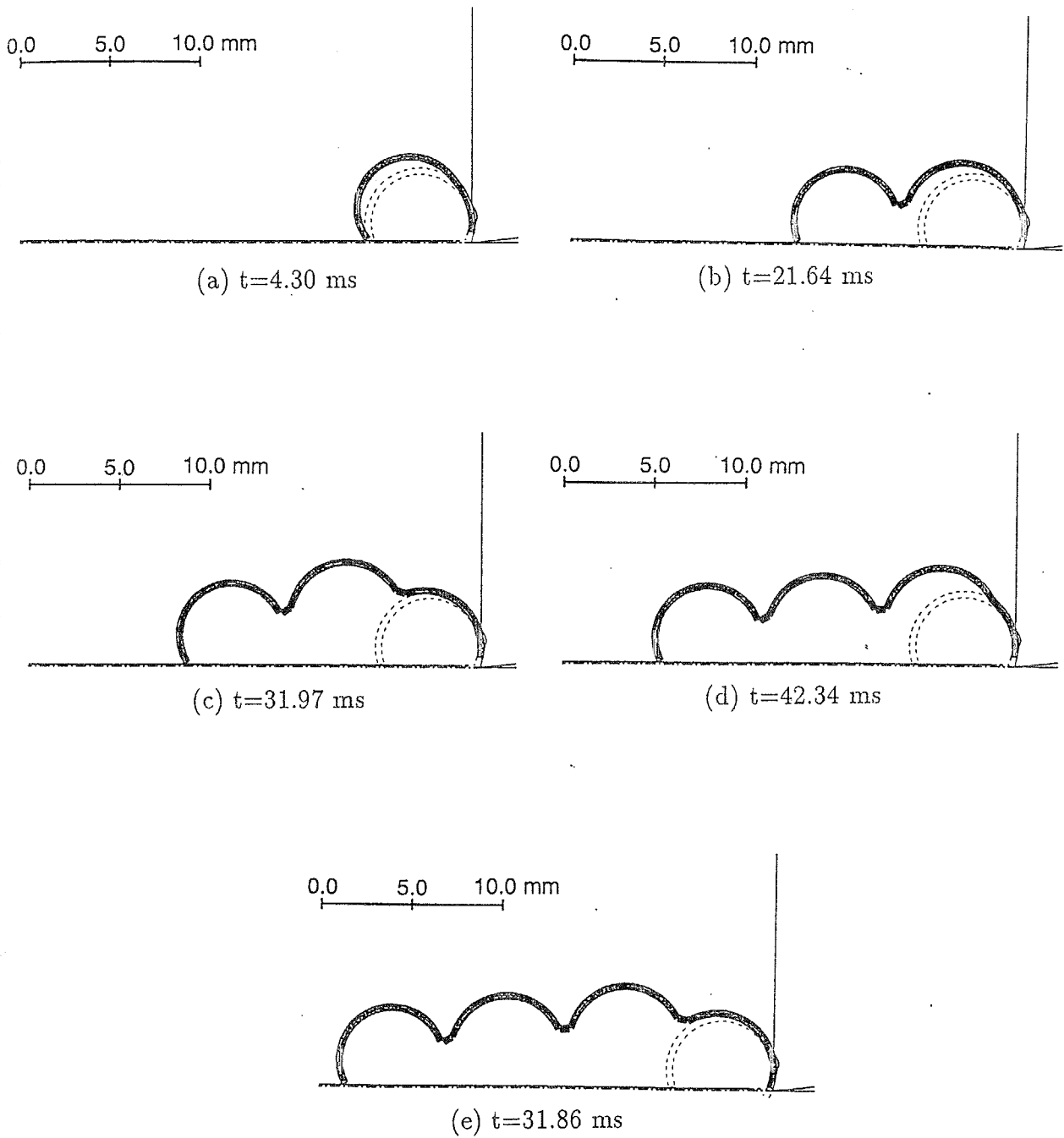


Figure 5.3.6 切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=0$ deg, $t_1=0.10$ mm)
 切削条件は図 5.3.1 と同じ. 時間 t は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間を $t=0$ とした. 図
 中点線は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間の初期カール半径 R_{c0} の切りくず形状である.

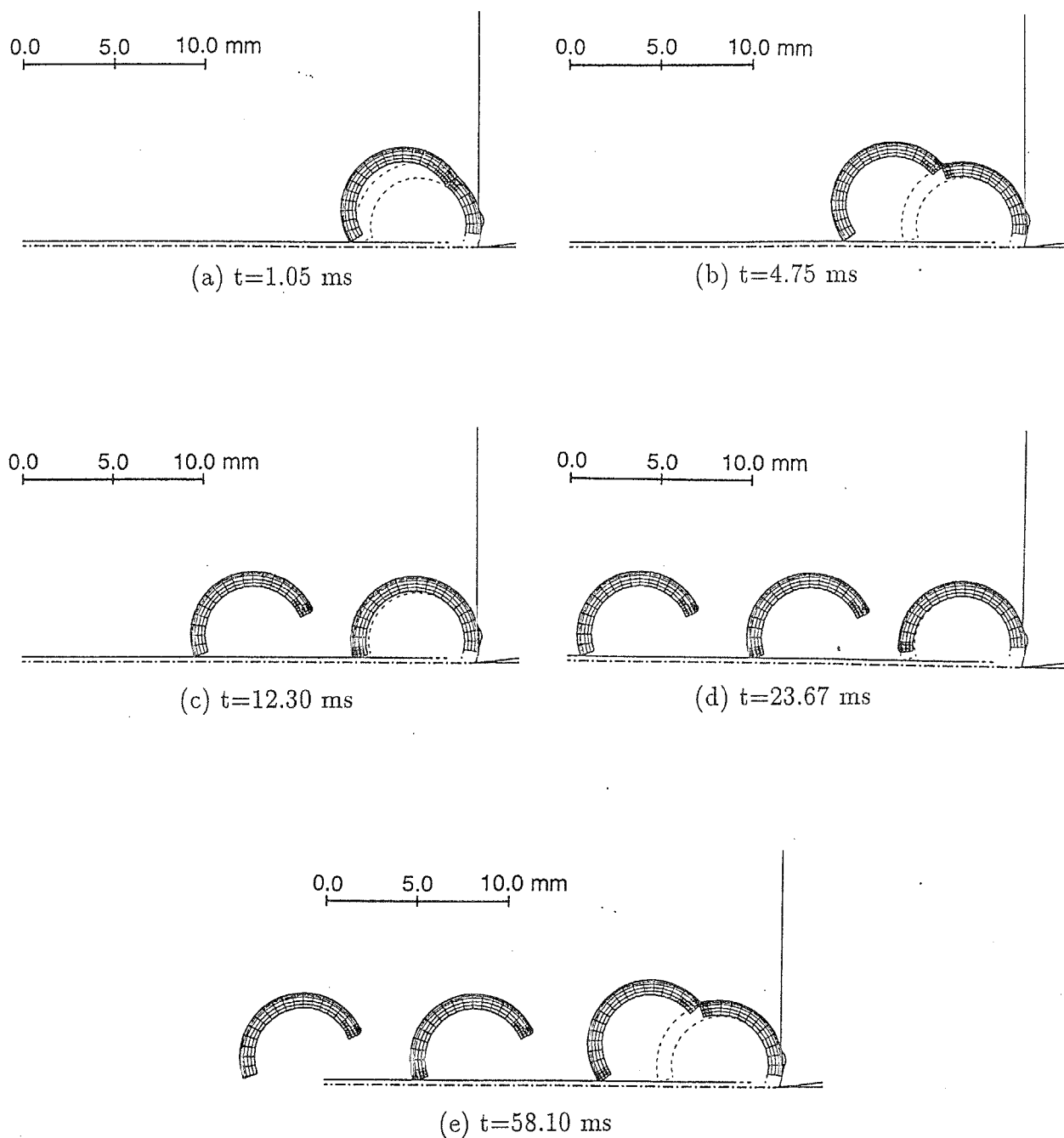


Figure 5.3.7 切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=0 \text{ deg}$, $t_1=0.25 \text{ mm}$)
 切削条件は図 5.3.1と同じ. 時間 t は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間を $t=0$ とした. 図
 中点線は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間の初期カール半径 R_{c0} の切りくず形状である.

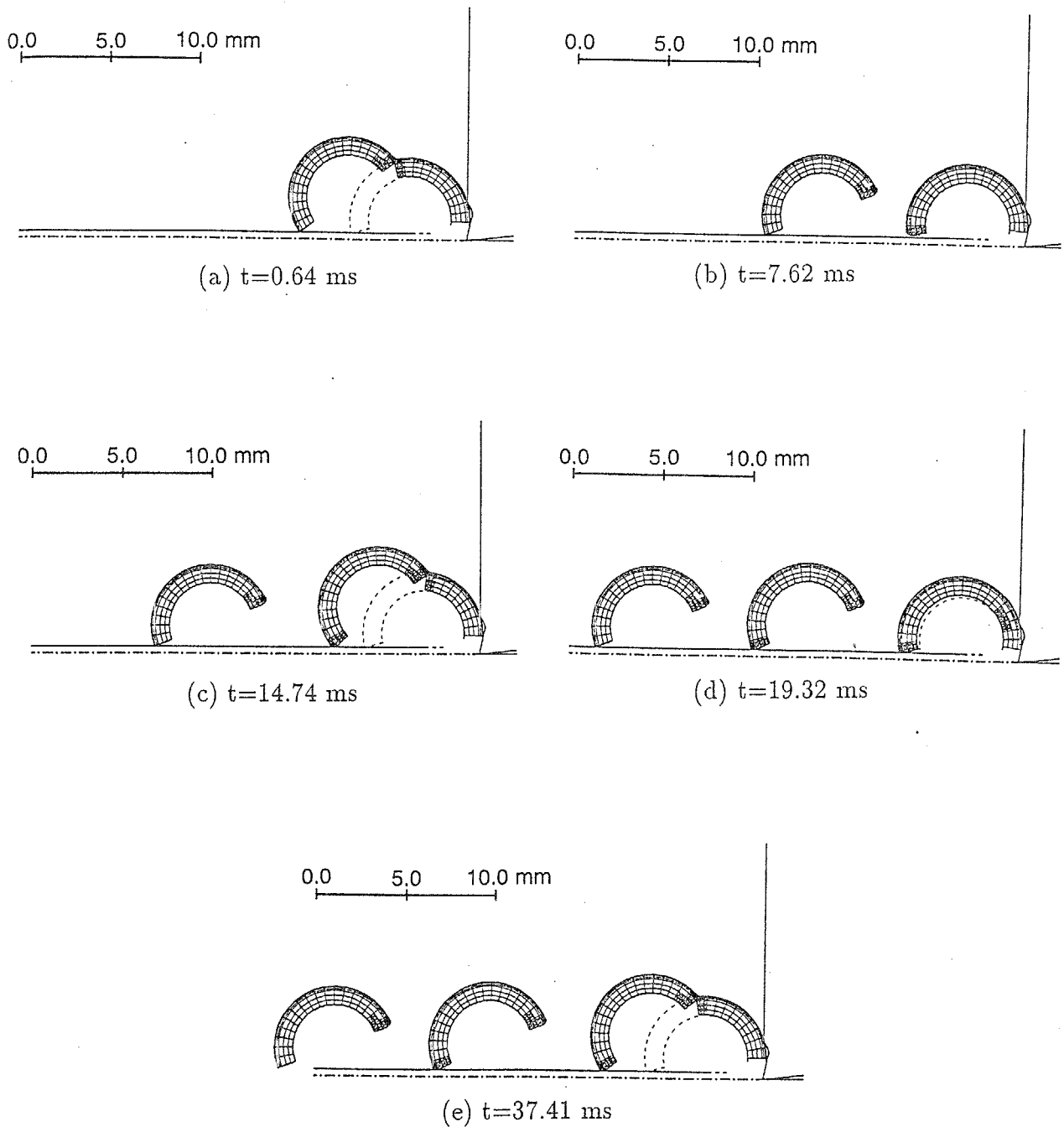


Figure 5.3.8 切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=0$ deg, $t_1=0.36$ mm)
 切削条件は図 5.3.1 と同じ. 時間 t は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間を $t=0$ とした. 図
 中点線は, 切りくずが被削材に衝突した瞬間の初期カール半径 R_{c0} の切りくず形状である.

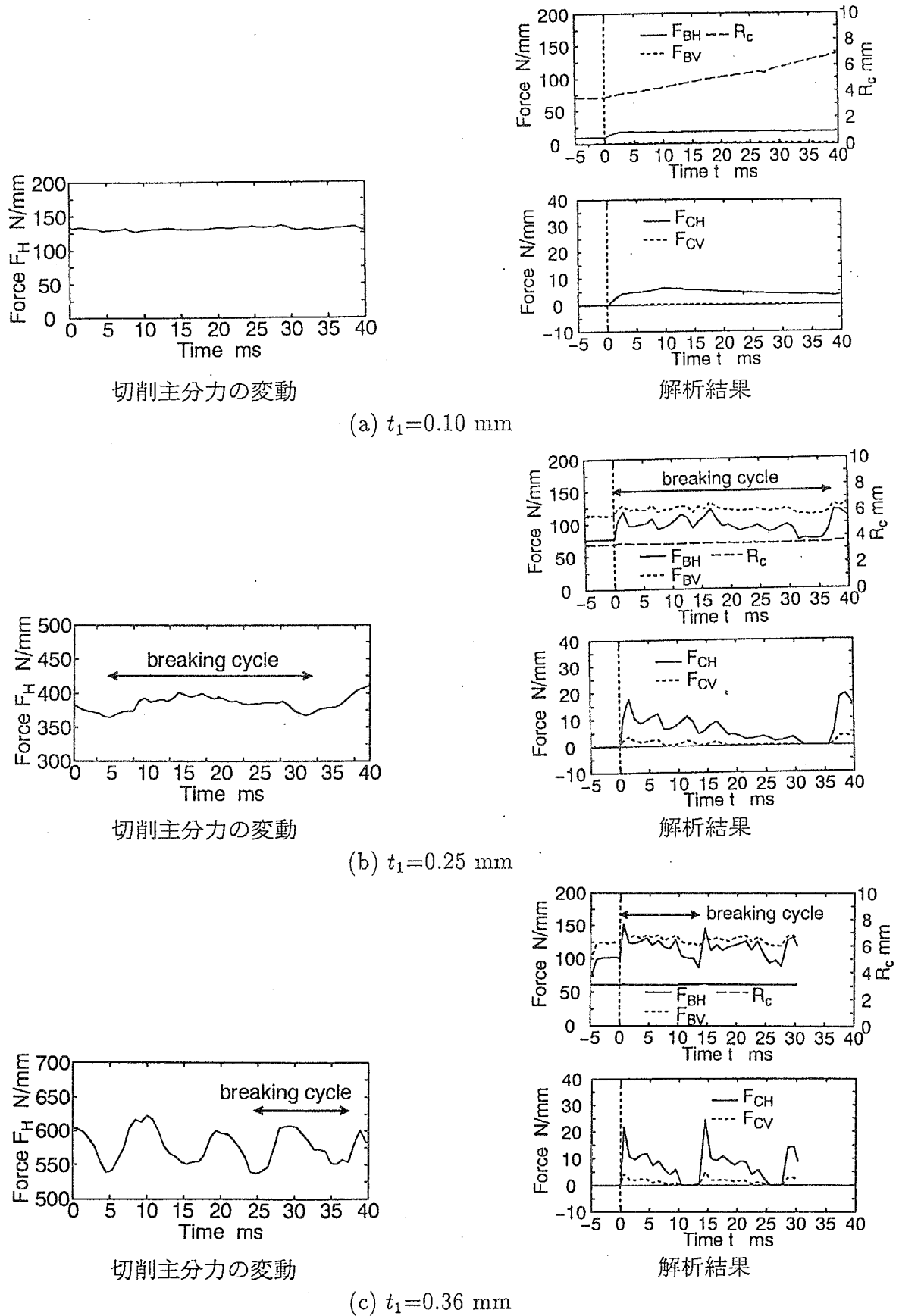


Figure 5.3.9 ブレーカに負荷する力の変動

切削条件は図 5.3.1 と同じ.

被削材 S15C の切りくず破断過程

切りくずはき裂が入ると、そのき裂が進展して破断にいたらず、別に発生したき裂によって破断する場合があることを前節で示した。この機構について検討してみる。

図 5.3.10には、切削厚さ $t_1=0.10$ mm の場合の切りくず破断過程の解析結果を、図 5.3.11には、切削厚さ $t_1=0.25$ mm の場合の切りくず破断過程の解析結果を、図 5.3.12には、切削厚さ $t_1=0.36$ mm の場合の切りくず破断過程の解析結果を、それぞれ示す。それぞれの図でハッチングを施した部分は塑性変形領域 (10^{-1} 1/s 以上の相当塑性ひずみ速度分布) を示している。矢印は切りくずと被削材の接触点の力 F_C のベクトルと、チップブレード点での力 F_B のベクトルを示している。なお、 F_C ベクトルの大きさは、 F_B ベクトルの 10 倍に拡大して描写してある。さらに幾つかの図には、チップブレード付近の切りくずと切りくずのき裂付近の、相当塑性ひずみ速度 ($\dot{\epsilon}$) 分布と温度 (θ) 分布、最大主応力 (σ_1) 分布について、添え図として拡大表示してある。

それぞれの図より、切削条件によらず切りくずが被削材に衝突すると、チップブレード付近の切りくずは、両表面から降伏しだし、全断面降伏を起こすことが分る。したがって切りくずは、切りくず生成時にせん断面で塑性変形を受け、その後チップブレード点で再度塑性変形を起こすことになる。

図 5.3.10より、切削厚さが $t_1=0.10$ mm の場合には、切りくずが被削面に衝突してから 48.26ms 経過しても切りくず表面上の最大主応力が 600 MPa 程度にしかならないので、切りくず表面にき裂が発生することは無い。切りくずカール半径が時間とともに大きくなっていくのは、主にチップブレード点付近の全断面降伏によるものである。ところで、第2章で、溝型すくい面工具の切りくずカール半径が、切削厚さが小さい場合に実験結果と合わないと述べた(図 3.3.6参照)。この理由は、定常切削機構の解析では、切りくずが被削面に衝突して再度塑性変形を受けてその形状が変化することを考慮していないからである。つまり、切りくずが生成しチップブレード点をより離れて、被削面などの障害物に衝突するまでのカール半径は E_{c0} は、切削厚さ t_1 によらず、ほぼ同程度であるから、実際の切りくず形状を予測するためには、定常切削機構の解析のみでは不十分であり、本解析の非定常解析を行なう必要がある。

図 5.3.11と図 5.3.12 の $t_1=0.25$ mm と $t_1=0.36$ mm の場合、切りくずが被削面に衝突してから、3ms 以内に切りくず内側からき裂が発生する。このき裂が発生する時間は、切削厚さ t_1 (切りくず厚さ t_2) が厚いほど早い。

切削厚さ t_1 が厚くなると、切りくず厚さ t_2 に対する全断面降伏の切りくず流出方向の長さの比は小さくなり、塑性変形が相対的に局在化するため塑性拘束の影響が強くなる。塑性拘束が大きいほど、多軸応力度が増し、曲げ変形の場合には切りくず内側の静水圧が増加するので、最大主応力とその増加率大きくなり、短時間でしきい値を越え、き裂が発生することになる。

低炭素鋼 S15C の切りくずの場合、き裂が発生してもぜい性破壊のように即座にき裂が進展し、切りくず断面を貫通することはない。環状切欠き丸棒を単軸に引張った場合には、切欠き底部で大きな塑性拘束を受けぜい性破壊を起こしやすくなるが、切りくずの場合、状況が少し異なる。それは、図 5.3.11の (b) に示すように、き裂まわりの全断面降伏(大規

模降伏) がき裂の進展を塑性鈍化させるためである。

切削厚さが $t_1=0.25$ mm の場合、切りくず生成により、き裂先端は塑性鈍化を伴いながらモード I の変形を受けつけ、やがて図 5.3.11 の (d) に示すように、 90° 以上開口されるようになる。このような変形では、同図の添え図に示すように、き裂先端のすぐ前方に引張り応力と同程度の圧縮応力が作用するようになる。そのため、き裂は、切りくず生成に応じた幾何学的な条件に実質的に支配されて、徐々に進展していく(開口していく)ことになる。

$t_1=0.25$ mm の場合には、図 5.3.11(d) に示すように、チップブレイカ点付近の曲げモーメントがき裂開口部での曲げモーメント M_c の約 2 倍となった時点で、チップブレイカ付近に新たな全断面降伏域が発生し、図 5.3.11(e) に示すように、第 1 のき裂が発生した状況と同じ様にして、第 2 のき裂がほぼ同様な位置で発生する。

一方、 $t_1=0.36$ mm の場合には、第 1 のき裂が発生してからそれが貫通するまでの間、図 5.3.12(b) に示すように、チップブレイカ点付近には新たな全断面降伏が生じない。切りくず内側表面に僅かに塑性変形を起こすだけである。そのため、図 5.3.12(c) に示すように、き裂が貫通して破断を起こす。破断した切りくず形状は、初期カール半径 R_{c0} とほぼ同じで、これは完全な C 型切りくずである。

ここで、なぜ切削厚さ $t_1=0.25$ mm の場合には、 ε 型の切りくずになり、切削厚さ $t_1=0.36$ mm の場合には C 型切りくずとなるのか、検討してみる。

き裂前方に大きな圧縮応力場が存在している場合の、き裂開口モーメント M_c は、条件によらずほぼ一定と仮定してみる。すると、図 5.3.11(d) や図 5.3.12(b) のいずれの場合においても、チップブレイカ点付近に作用する曲げモーメントの大きさは約 2 倍の M_c で、両場合ともほぼ同一となる。曲げモーメントが同一であると、切りくずが薄く曲げ剛性が小さい $t_1=0.25$ mm の方では、チップブレイカ点付近の切りくずは全断面降伏を起こし、全断面降伏を起こせば、塑性拘束によって最大主応力が増大するので切りくず内側表面にき裂が発生する。一方、切りくずが厚く曲げ剛性の高い $t_1=0.36$ mm の場合は、チップブレイカ点付近の切りくずは全断面降伏には至らず、切りくず内側表面の最大主応力が破壊応力に達しないまま、第 1 のき裂が切りくず生成に伴い幾何学的に進展し、破断に至る。第 2 のき裂が発生した $t_1=0.25$ mm の方は、その後の変形が第 2 のき裂に変形が集中し(第 1 のき裂の塑性変形は除荷されている)、図 5.3.11(b)、(c) に至る過程と全く同じ状況で、(e) から (f) へと変形が進行する。この場合では、き裂開口モーメント M_c は第 2 のき裂に作用しているので、チップブレイカ点付近の曲げモーメントは M_c の 1.5 倍程度にしかならないので、第 2 のき裂が発生するのに必要な約 2 倍の M_c まで大きくなりえなくなる。従って、第 2 のき裂で幾何学的にき裂は破断し、 ε 型の切りくずとなる。以上のように、最初のき裂が発生してから切りくずが破断に至るまでの過程は、き裂を開口モーメントを一定とすれば、一応は説明することができる。

しかしながら、切りくず破断の機構には塑性変形が伴っており、この塑性変形は、切りくずの温度分布、切りくずの変形履歴、切りくずと仕上げ面あるいは切りくずと工具の摩擦条件、切りくず形状、工具形状、被削面面形など多くの因子が関係しているので、明確な説明づけをするのは困難である。

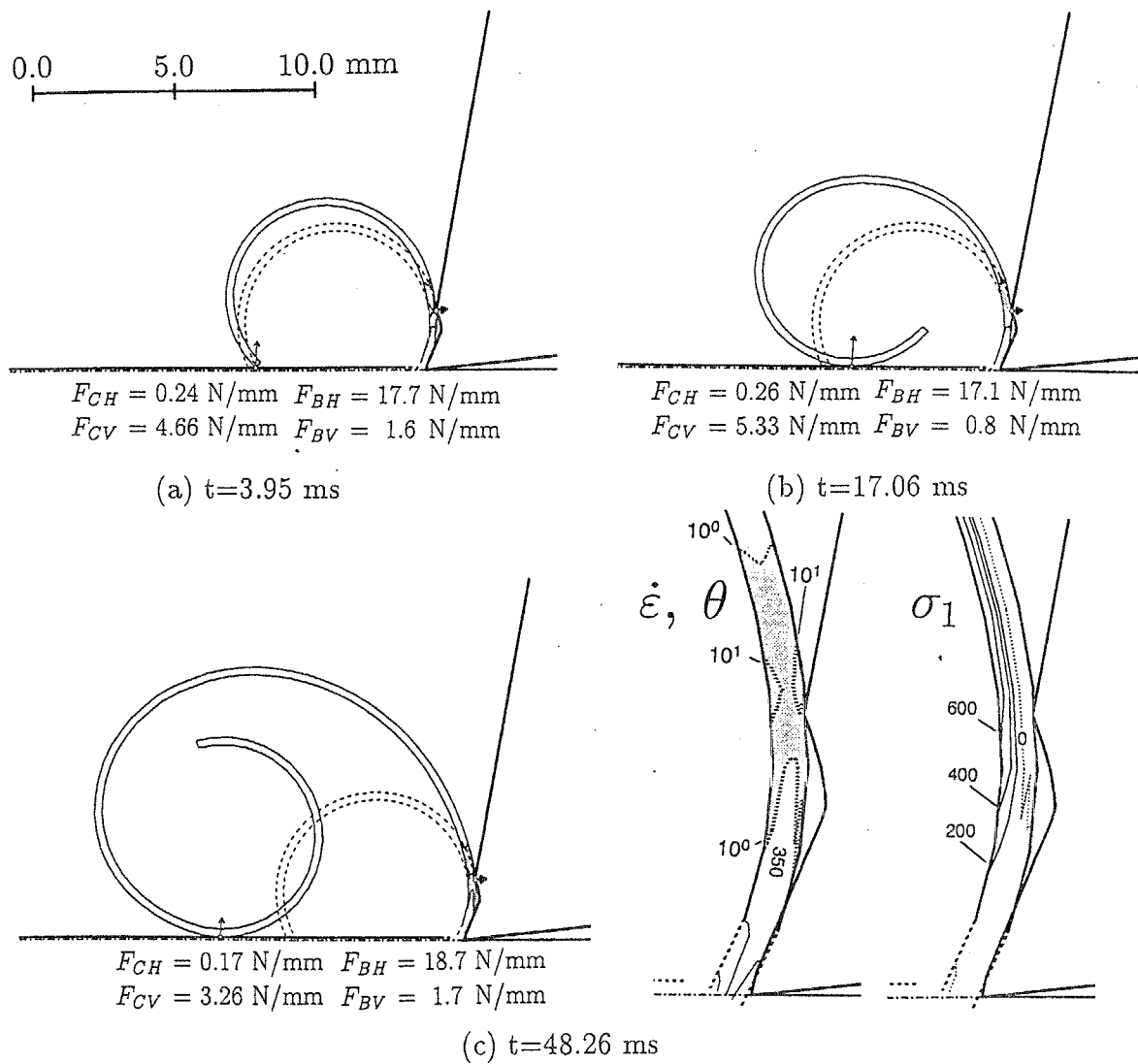


Figure 5.3.10 切りくず破断過程 ($t_1 = 0.10$ mm の場合)
 切削条件は図 5.3.1 と同じ.

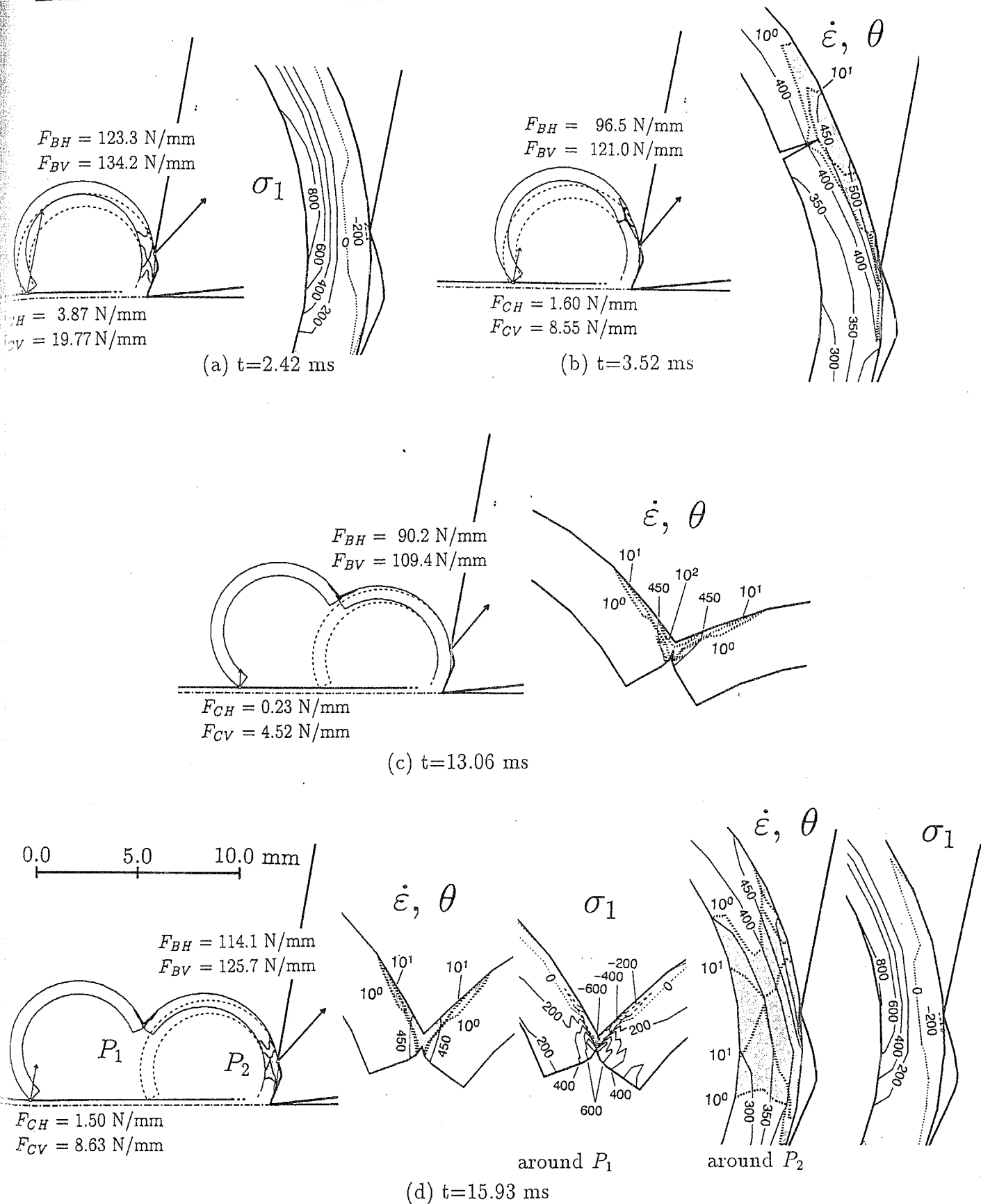


Figure 5.3.11 切りくず破断過程 ($t_1 = 0.25$ mm の場合 その1)
 切削条件は図 5.3.1 と同じ.

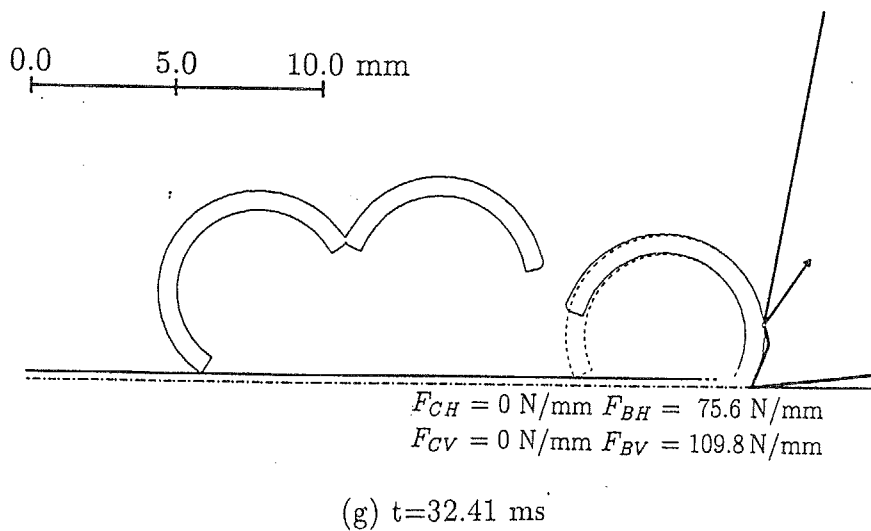
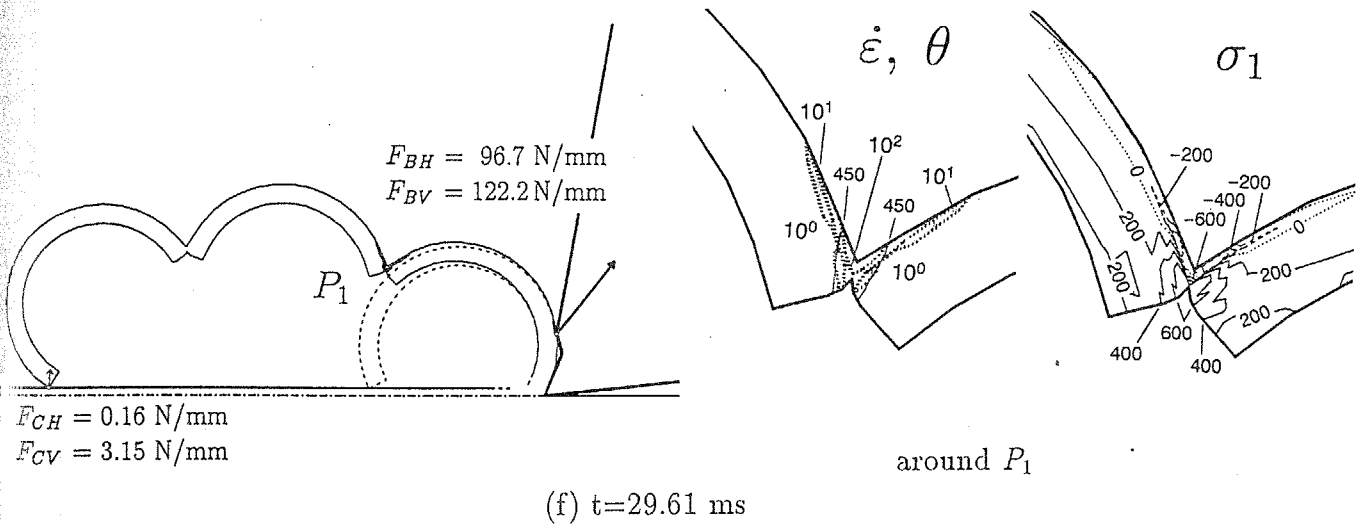
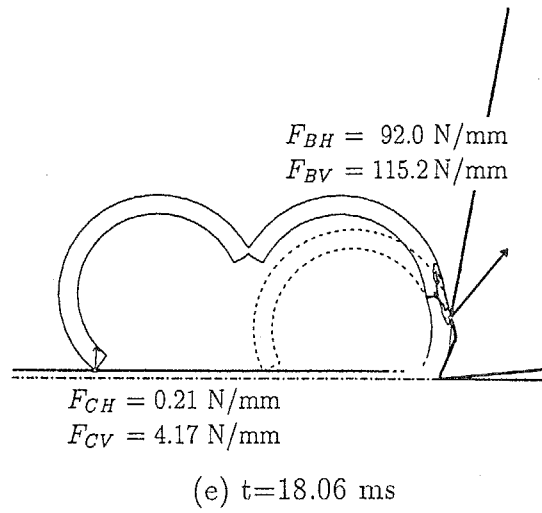


Figure 5.3.11 切りくず破断過程 ($t_1 = 0.25 \text{ mm}$ の場合 その2)
 切削条件は図 5.3.1 と同じ.

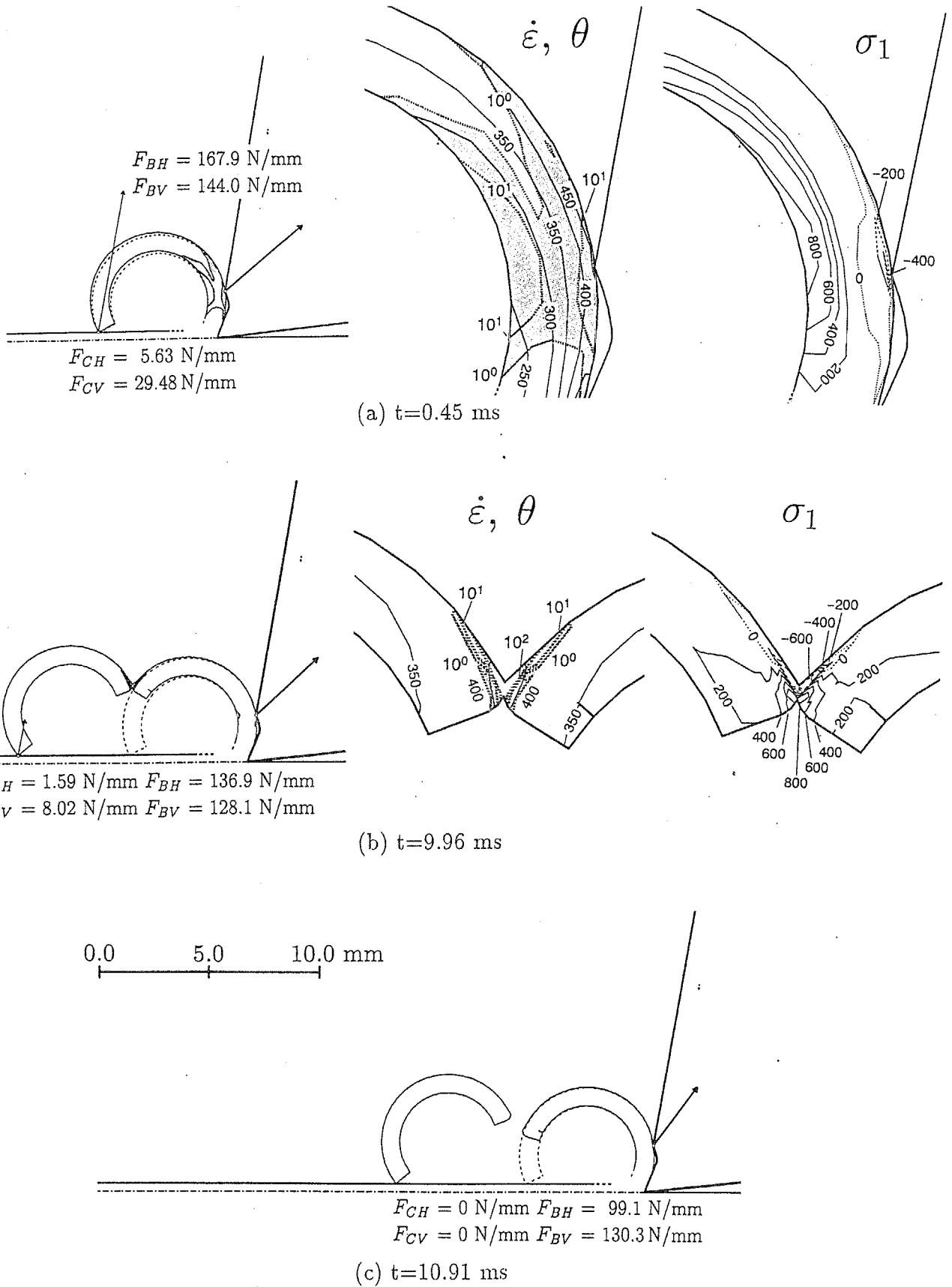


Figure 5.3.12 切りくず破断過程 ($t_1 = 0.36$ mm の場合)
 切削条件は図 5.3.1 と同じ.

5.4 工具形状による切りくず処理性能の評価

前節では、切りくず表面のき裂は、切りくず表面の最大主応力が破壊応力を越えたら発生するとする破壊条件を導入し、切りくずの変形を熱弾塑性有限要素法を用いて解析すれば、実際の切削現象を非常によく再現することができることを示した。

解析結果から、切りくず破断の有無や破断後の切りくず形状は、主に切りくずの曲げ剛性に大きく依存していることが分った。切りくずに働く曲げモーメントは、切りくずの初期カール半径 R_{c0} にも大きく依存しているので、結局切りくずの破断には、切りくず厚さ t_1 と切りくず初期カール半径 R_{c0} などの初期形状に大きく依存していることになる。

第3章によれば、切りくずの初期形状は、工具形状を変更すれば変更できる。したがって、工具形状を適切に変更すれば、切りくず処理性能のより優れた工具を設計開発することが可能なはずである。

そこで、本節では工具形状を変えた場合に切りくず処理性能がどのように変化するかについて検討してみることにする。

5.4.1 切りくず処理性能の評価因子

工具形状に対する、切りくずの破断性能の評価因子は、破断切りくずの長さを初期カール半径 R_{c0} の円の周の長さだとして、角度 Φ_B で評価することにする。すなわち、破断した切りくずの長さを l_{chip} とすると、 Φ_B は、

$$\Phi_B = 360 \frac{l_{chip}}{R_{c0}} \quad (5.4.1.1)$$

となる。例えば、前節の $t_1=0.36\text{mm}$ の C 型切りくずの場合は、約半巻で破断しているので 180 deg であるとする（詳細には 195.0 deg である）。また、 $t_1=0.25\text{mm}$ の場合には、 ϵ 型であるが、2つの円弧の長さを足して約1巻で破断しているので、 360 deg であるとする（詳細には 356.4 deg である）。また、破断しない $t_1=0.10\text{mm}$ の場合には、解析能力が有限要素数より約2巻までなので、 720 deg とする。

切りくず処理性能のみを考慮すると、切りくずの曲げ剛性を高める目的で、切りくず厚さ t_2 を厚く初期カール半径 R_{c0} をできるだけ小さくすればよいことになる。しかしながら、これでは第4章で述べたように、工具摩耗や工具欠損などの工具損傷を起こしやすくなる。したがって、工具形状を適切に変更するためには、切削力、工具摩耗や工具欠損などの工具損傷、さらに仕上げ面の加工変質層や加工精度などの加工性能などを同時に考慮しなければならない。

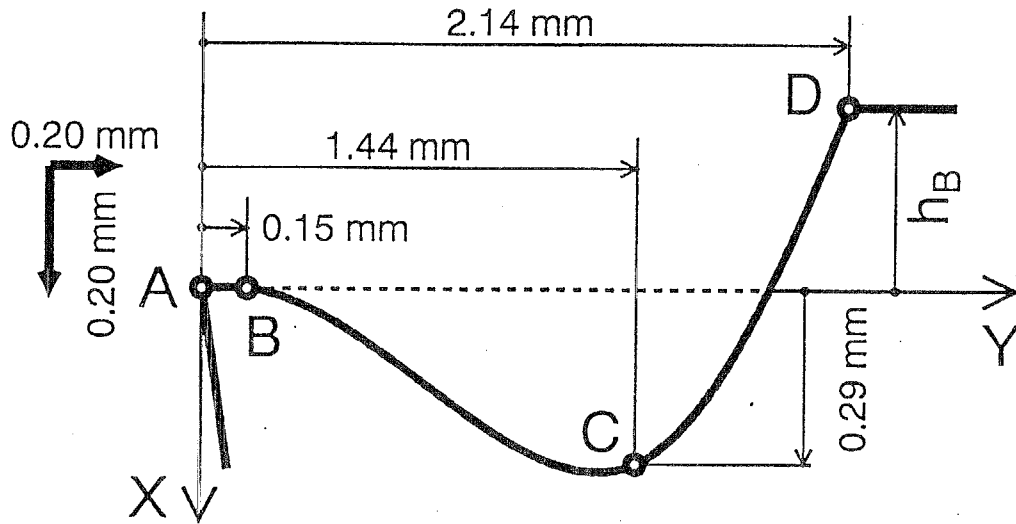
これより、工具形状による切りくず破断性能の制御には、第3章と第4章で述べたそれぞれの評価因子を同時に考慮することにする。すなわち評価因子は、

- 切削力 F_H , F_V
- 加工変質層の量として仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみ ϵ_p

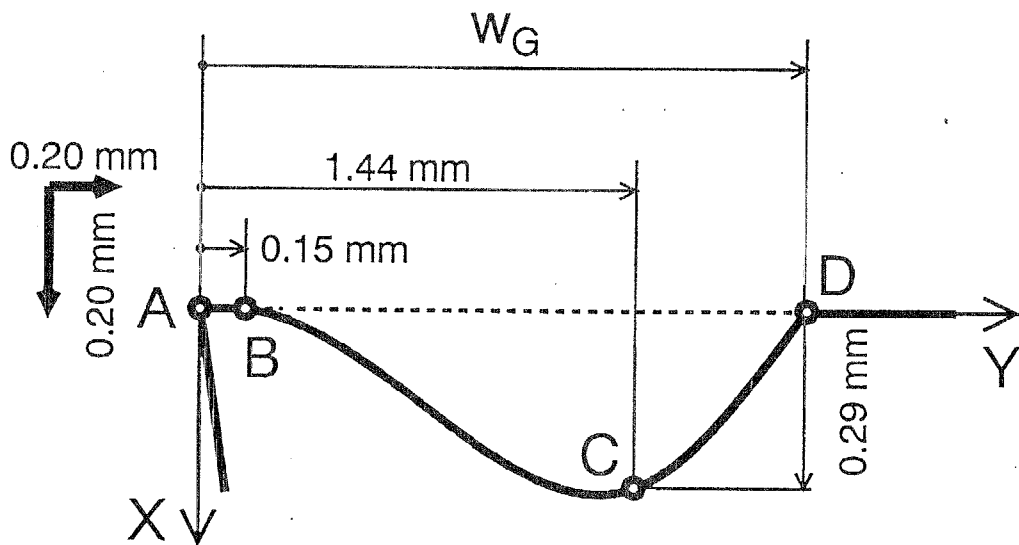
- 工具すくい面摩耗によって決まる工具寿命までに切削できる最大切削距離 L_{max}
- 加工精度を決定する，定常切削状態時の工具刃先の変位 d_y
- 工具の耐欠損性の評価因子として，工具の欠損確率が50%に達するまでの，定常切削状態時の切削力の拡大率 M_{r50}
- 切りくず処理性能を評価するパラメータ Φ_B

である。

以上の切削特性を考慮し，次節では図5.4.1に示すような，曲面溝型すくい面工具を対象とし，チップブレーカの形状に対する切削特性への影響について検討することにする。チップブレーカの高さ（Height of the back wall h_B ）の制御では，第3章と第4章で扱ったようにD点の高さのみを変える（ $w_G=2.14$ mm）。溝幅（Width of groove w_G ）の制御では，D点の刃先からの距離のみを変え溝の幅を変化させる（ $h_B=0.00$ mm）。いずれの場合も工具形状は第3章の時のように，A-B-C-D点をBézier曲線で結んだ滑らかな曲面とする。解析で使用した切削条件（切削厚さと切削速度）は，表2.3のものと同一である。



(a) チップブレーカの高さ h_B の影響を検討する場合の工具形状



(b) チップブレーカの溝幅 w_G の影響を検討する場合の工具形状

Figure 5.4.1 解析で使した工具形状

A-B-C-D は点 A,B,C,D を Bézier 曲線で滑らかにつないだ曲線である。

5.4.2 チップブレードの高さの制御

第3章、第4章で行った溝型すくい面工具のチップブレードの高さを変えた場合の切削特性についての検討に、切りくず破断解析の結果を付け加えてみる。

第3章の結果より、 h_B の高さを高くすれば、切削力を変えずに、切りくずカール半径 R_{c0} を小さくなり、切りくず厚さ t_2 も薄くすることができることを、第4章からは、 h_B を高くすると、すくい面摩耗による工具寿命には変化はみられないが、チップブレードカ点に大きな応力が負荷することになるので、欠損性能が落ちることを示した。

図5.4.2に、 $h_B=0.00\text{mm}$ 、 $h_B=0.25\text{mm}$ 、 $h_B=0.40\text{mm}$ の切りくず破断状況の解析結果を示す。

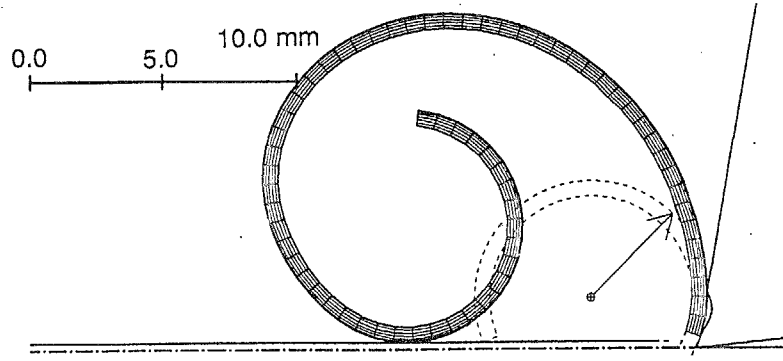
同図より、 $h_B < 0.0\text{mm}$ ではきりくずは破断しない。 $h_B=0.25\text{mm}$ の時では、切りくずにし少しの塑性変形が加わり、初期カール形状に比べていくぶんゆがんだ形状のC型切りくずとなり、 h_B の増加に従い切りくずは細かく破断するようになる。ところが、 $h_B=0.40\text{mm}$ の時では、切りくずは有る程度巻き込んでから破断する形状、すなわちJawahirの高速写真[18]で観察されるようなear型切りくずとなる。つまり h_B を高くしすぎると、逆に破断切りくずの大きさが大きくなっていく。

このear型切りくずとなる場合の切りくず破断過程と、力の振動状態を図5.4.3に示す。同図より、チップブレードに加わる力の振動波形を見ると、変動の小さい波形になることが分る。すなわち、 F_{BH} は切りくずが被削面に衝突した瞬間にピークを持つわけではなく、しばらく一定の力が加わってからなだらかに減少する、台形波形になっており、stick-slipによる細かい力の変動が無い。これは、切りくずが被削面に衝突してから、切りくず成長により巻き込むように変形するため、切りくずと被削面との接触が切りくずの端部ではなく、表面で接触するようになるからである。このような振動状態では、切りくず破断に伴う外乱の発生が少ない、安定した切削が可能であると推測される。

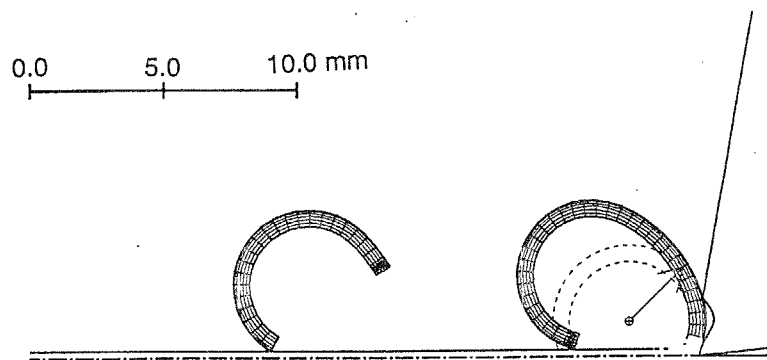
以上より、チップブレードの高さを変えた場合の切りくず破断状況が分ったので、第3章、第4章より得られた知見と、本切りくず処理性能の結果を合せてみる。図5.4.4は、チップブレードの高さ h_B に対する、切削力、仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみ量 ε_p 、刃先変位 d_y の関係と、 h_B に対する、すくい面摩耗寿命までに切削できる最大切削距離 L_{max} 、欠損性能の評価因子 M_{r50} 、切りくず処理性能の評価因子 Φ_B の関係を表したものである。

これより、本工具形状の最適形状を予測することができる。切りくず処理性能は、通常最優先されるべきものであるので、 h_B は、 $+0.15\text{mm} \sim 0.40\text{mm}$ にするべきである。この範囲の中では、切りくず処理性能と耐欠損性能以外に、大きく変動しているものは本条件内ではないので、後は、どちらを優先させるかを決めれば、本切削条件で加工する場合の、最適な h_B を限定すればよいことになる。

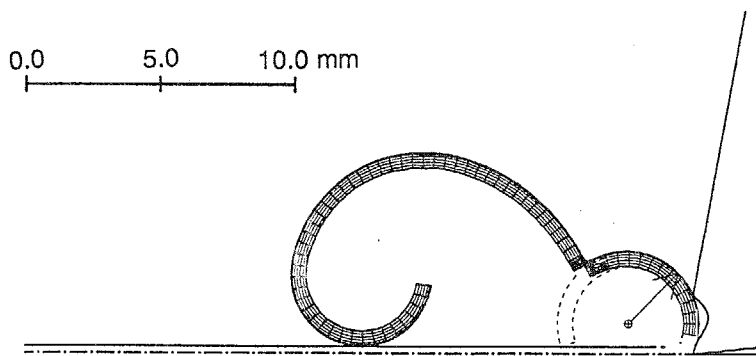
ここで、どの条件が真に最適であるのかは、それぞれの作業内容などで決まるべきなので、設計者あるいは使用者が任意に決定すべきものである。したがって、本論文の内容では、最適化するための評価をどのようにして得るのかまでに留めておくことにする（第6章結論の今後の展望参照）。



(a) $h_B=0.0\text{mm}$



(b) $h_B=0.25\text{mm}$



(c) $h_B=0.40\text{mm}$

Figure 5.4.2 切りくず破断状況に対するチップブレーカの高さの効果

図中点線で示したものは、切りくずが被削材に衝突した瞬間のカール半径 R_{c0} の切りくず形状である。

切削条件：切削速度 $V_c=100\text{ m/min}$ ，切削厚さ $t_1=0.25\text{ mm}$ ，乾式

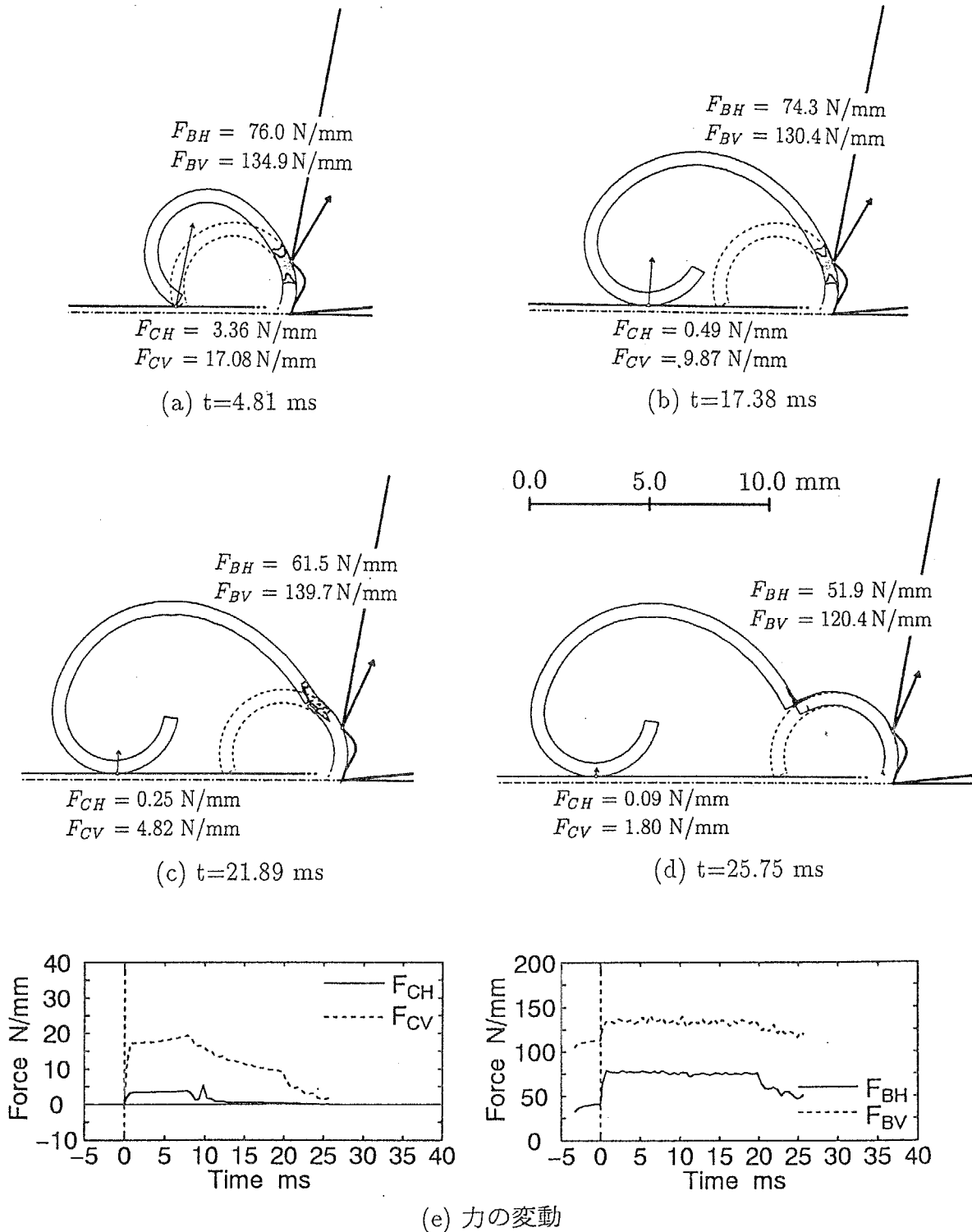


Figure 5.4.3 ear 型切りくずの破断過程

(a)~(d) の図中点線で示したものは、切りくずが被削材に衝突した瞬間のカール半径 R_{c0} の切りくず形状である。ハッチングを施した部分はひずみ速度 10^0 1/s 以上の塑性変形域である。切削条件：切削速度 $V_c=100$ m/min, 切削厚さ $t_1=0.25$ mm, 乾式

5.4.3 チップブレードカ溝幅の影響

前節では、チップブレードの高さを制御したが、溝幅を制御しても、切削特性を変えることができる。そこで、チップブレードの高さは $h_B = 0.0$ mm 固定にして、溝の幅 (Width of groove w_G) を変えると切削特性はどの様になるかを検討した。

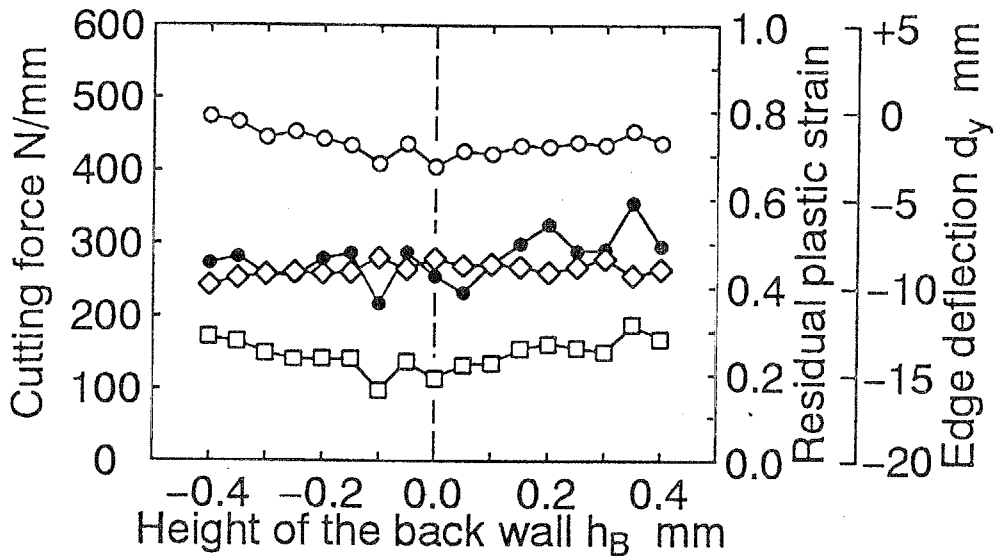
図 5.4.5は、 $w_G=1.60$ mm, $w_G=2.0$ mm, $w_G=2.6$ mm の切削機構の解析結果であり、図 5.4.6は、それぞれの場合の切りくず破断状況の解析結果である。図中の点線で掛かれた円は、切りくずが被削面に衝突するまでの初期カール半径 R_{c0} を持つ切りくず形状である。

これらの図より、同一切削厚さの場合なら、溝の幅を狭くするだけで、切りくず初期カール半径 R_{c0} は著しく減少し、切りくずは破断するようになることが分る。逆のことを言えば、工具形状が決まっている場合には、切りくず処理性能が悪い場合には、切削厚さを大きくすれば切りくず処理性能は向上すると言える。

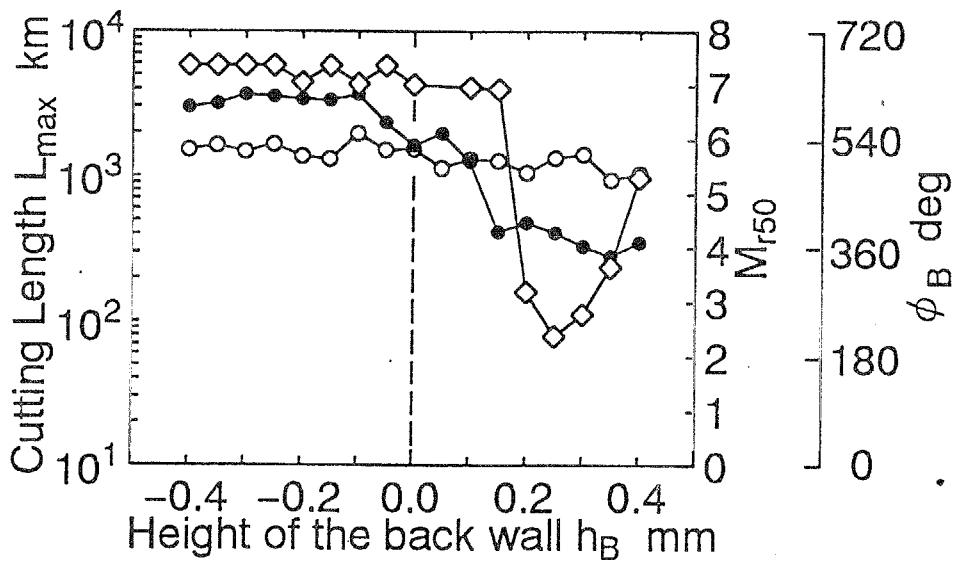
図 5.4.7は、図 5.4.4と同様にして切削特性の予測結果をまとめたものである。これより、溝の幅に対する、切削力、加工変質層の質、加工精度、工具摩耗による寿命の影響は少ないが、切りくず処理性能は向上することが分る。また切りくず処理性能の向上によりチップブレードカ点に作用する応力が大きくなるので、溝幅 w_G を小さくするにしたがい耐欠損性能は減少する。しかしながら、前節のチップブレードの高さを制御する場合で、切りくず処理性能が有効になる範囲である $+0.15$ mm $< h_B < +0.40$ mm 付近の M_{r50} の値は、約 4 程度なのに対して、溝幅を制御する場合で、切りくず処理性能が有効になる範囲となる 1.60 mm $< w_G < 2.00$ mm での M_{r50} の値は約 5 である。その他の、切削力、加工変質層の程度、耐工具摩耗性能、加工精度などの因子を両者で比較しても、チップブレードの高さを制御するのと、溝幅を制御するのでは大きな差は見られない。したがって、本切削条件を使用するなら、実は溝幅を適格に設計した方が良いということになる。

以上のように、工具形状が変化すると、切削特性は変化するので工具形状を最適化する事によって、高性能な工具を設計することが可能となる。しかしながら、工具形状を決定する形状パラメータ（本研究で言えば、 l_c や h_B や w_G など）は無数に存在する。本研究で述べた切削特性の解析的予測手法を用いれば、工具形状が与えられれば、その切削特性を予測することができるが、予測された結果をもとに、どの様に最適化すればよいのかが次の問題になる。本論文では、この問題については深く言及しないで今後の課題としておくことにする。

なお、第6章「結論」の今後の展望に最適化の検討例とそれに関する問題点を挙げておくことにする。



○は主分力 F_H , □は背分力 F_V , ◇は刃先変位 d_y , ●は仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみを示す。



○は最大切削距離 L_{max} , ●は M_{r50} , ◇は ϕ_B を示す。

Figure 5.4.4 チップブレードの高さ h_B が及ぼす切削特性への影響
 切削条件：切削速度 $V_c=100$ m/min, 切削厚さ $t_1=0.25$ mm, 乾式。

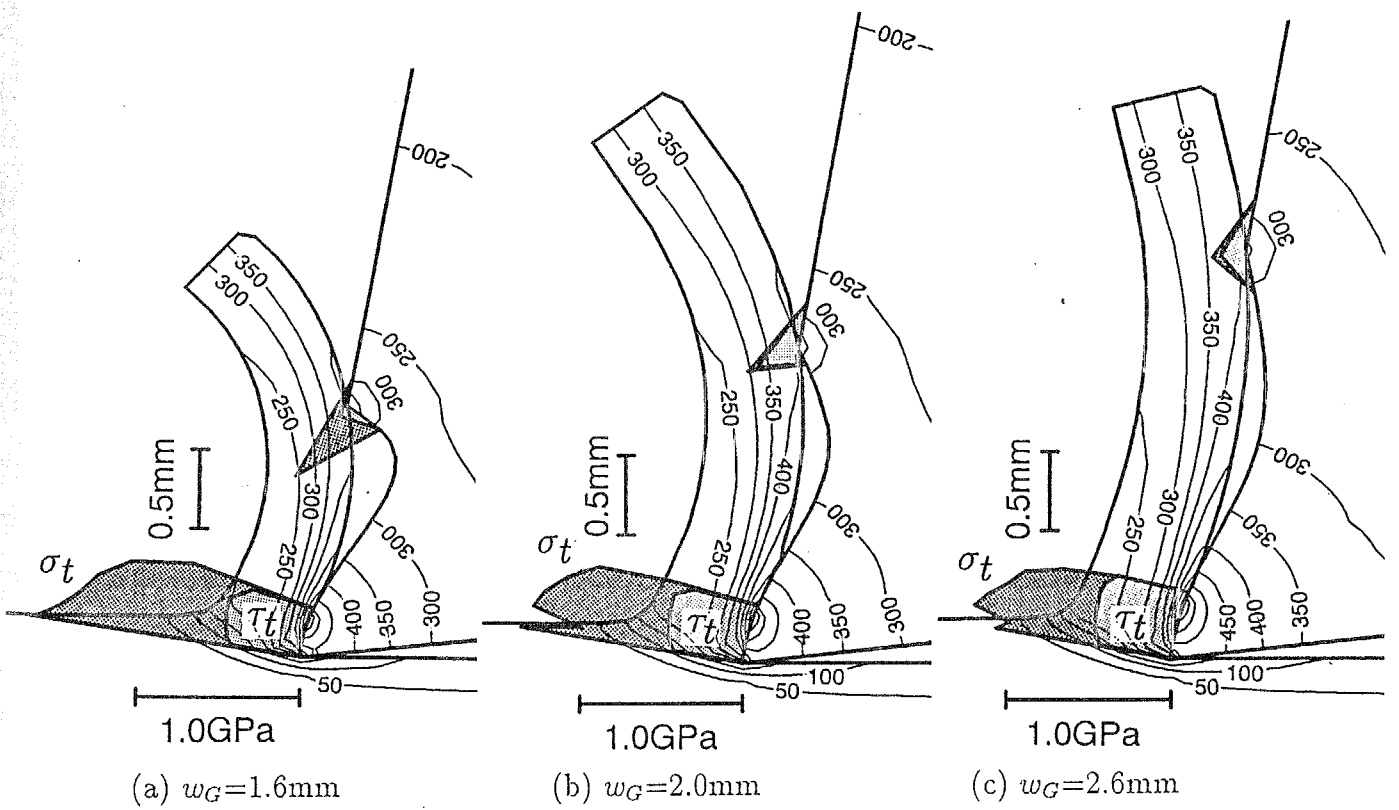


Figure 5.4.5 溝幅による切削機構の変化
 切削条件：切削厚さ $V_c=100\text{ m/min}$ ，切削厚さ $t_1=0.25\text{mm}$ ，乾式.

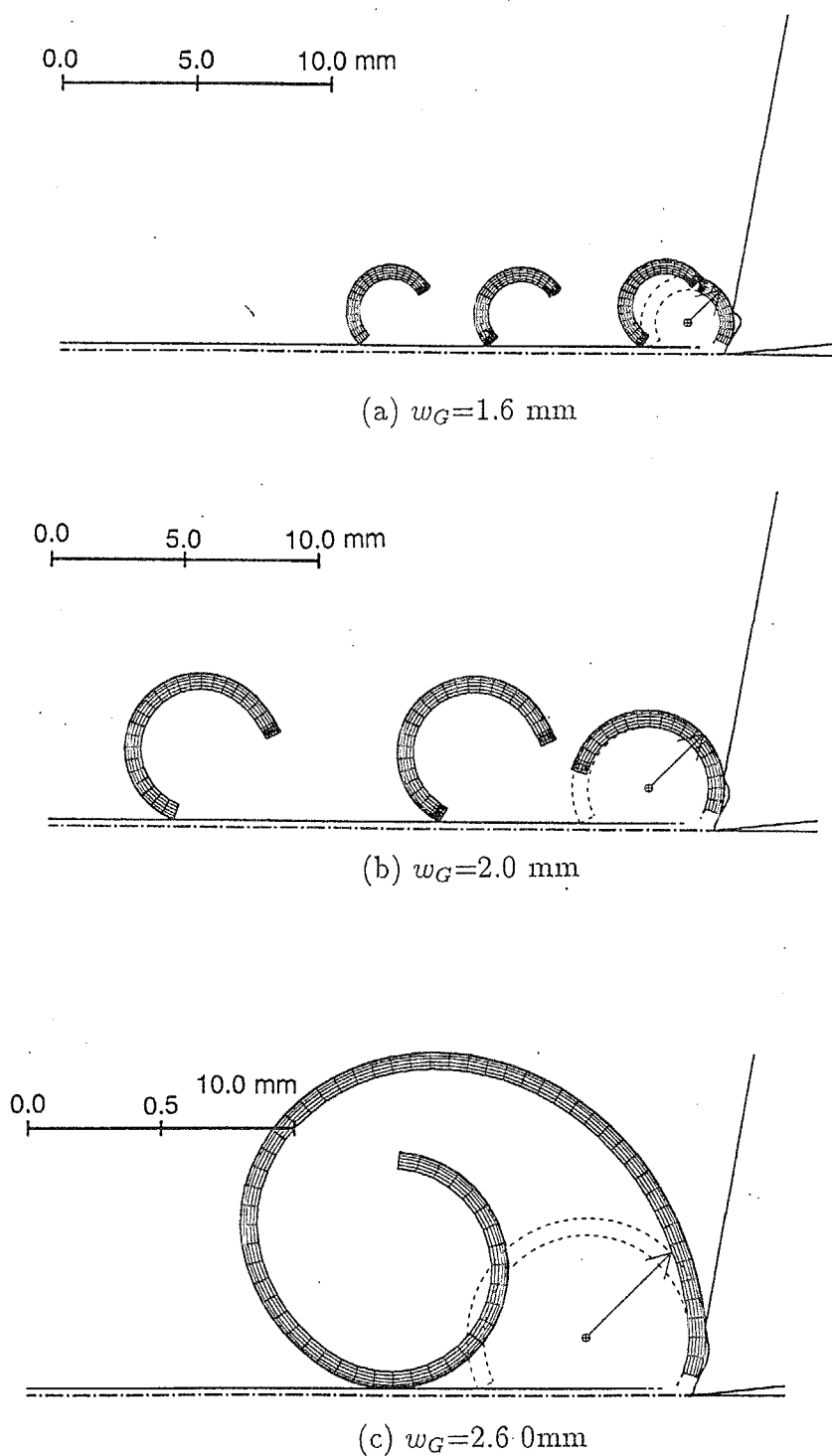
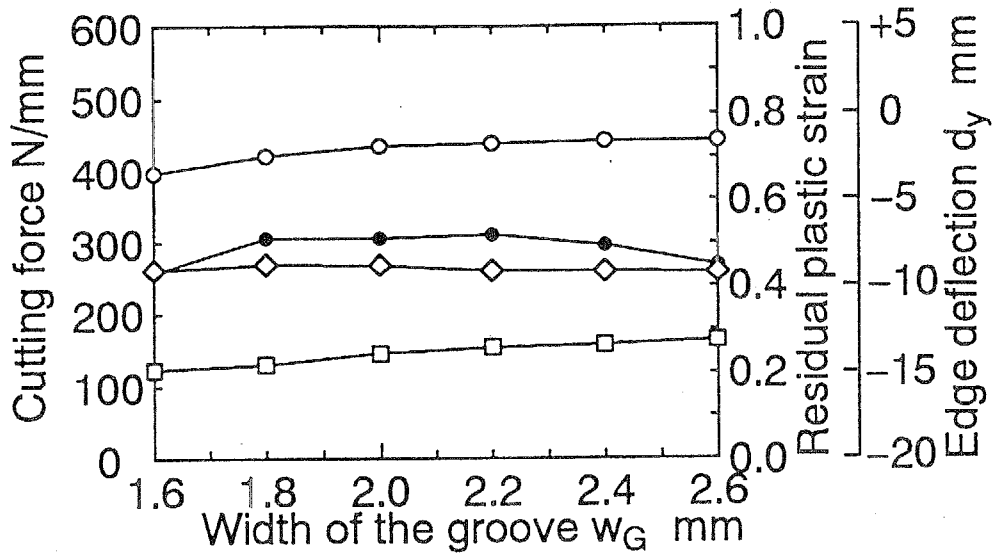


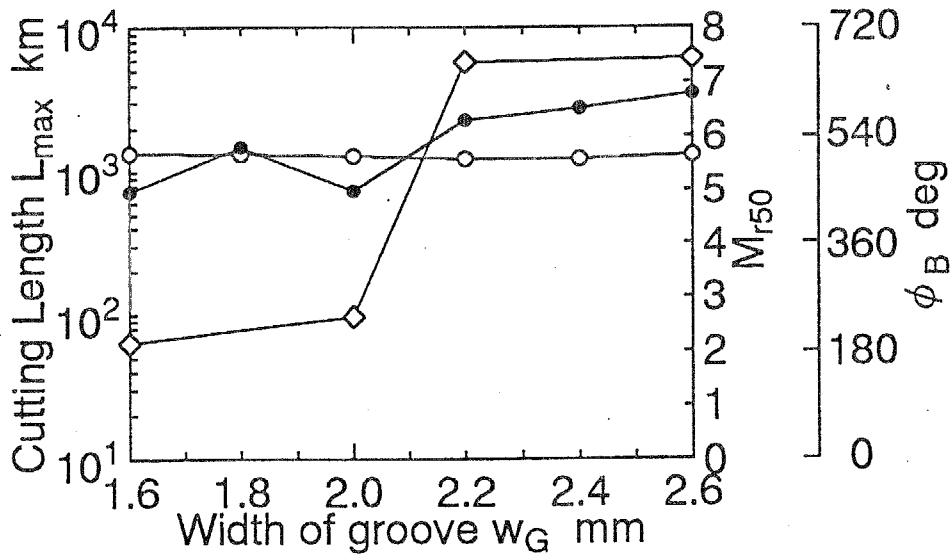
Figure 5.4.6 切りくず破断状況に対する溝幅の効果

図中点線で示したものは、切りくずが被削材に衝突した瞬間のカール半径 R_{c0} の切りくず形状である。

切削条件：切削速度 $V_c=100 \text{ m/min}$ ，切削厚さ $t_1=0.25 \text{ mm}$ ，乾式



○は主分力 F_H , □は背分力 F_V , ◇は刃先変位 d_y , ●は仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみを示す。



○は最大切削距離 L_{max} , ●は M_{r50} , ◇は ϕ_B を示す。

Figure 5.4.7 溝幅 w_G が及ぼす切削特性への影響
 切削条件：切削速度 $V_c=100$ m/min, 切削厚さ $t_1=0.25$ mm, 乾式。

5.5 結言

切りくず処理性能に関する解析的予測手法は、1961年に中山の提案した弾性曲りはり理論に基づく理論があり、現在でも世界中で使用されている [22]。しかし、この理論では切りくず表面にき裂が入るか入らないかの判定はできても、そのき裂が進展して破断にいたるかどうかは予測できない。さらに問題なのは、中山の理論式を使用するためには、切りくずと工具の接触位置を把握していなければならない。なぜなら、初期切りくずカール半径が未知であるからである。この様な理由により、工具形状が自由曲面的な形状をしている場合には対応することができない問題があった。

切りくず処理性能が高いことは、高性能高機構切削工具には必須の条件であるので、いかなる工具形状に対しても、その切りくず処理性能を解析的に予測できる手法の確立は、工具設計システム構築のための絶対条件である。

そこで本研究では、熱弾塑性有限要素法により切りくず破断過程をシミュレートする手法を確立した。本解析は実験結果を非常によく再現していることを確認し、この予測手法を用いて高性能切削工具の設計または最適切削条件の探索が実現できることを示した。

ここで、本研究では切りくず表面のき裂の発生と進展の条件は、最大主応力説による破壊条件を採用した。この破壊条件にさらなる検討を加え、切りくず材料をボイドの発生と成長を考慮する Gurson 材として定式化し解析を行うことができれば、より汎用性のある予測手法になることであろう。

以下に、本章の結論を述べる。

1. 従来、切りくずはせん断面で大きな塑性変形を受けているので加工硬化し、ぜい性的に破断すると考えられていた。しかし、低炭素鋼 S15C の切りくずのき裂周辺を観察すると多数のボイドが見られる事、切りくず断面の組織観察をすると、き裂先端に大規模塑性変形をおこしていることが観察されることから、切りくずは延性的に破断することが分った。
2. き裂先端の大規模塑性変形を考慮するために、熱弾塑性有限要素法解析により、切りくず破断過程をシミュレートする手法を開発した。解析の初期条件となる切りくず初期カール半径 R_{c0} や切りくず厚さ t_2 さらには、切りくず材料内の流動応力と温度の分布や変形履歴は、第2章で述べた反復収束法を用いた弾塑性有限要素法解析より得られる。
3. 解析でのき裂の発生条件は、最大主応力基準の破壊条件を考慮した。き裂の発生と進展は、有限要素の節点分離とした。き裂が発生した場合にき裂先端の応力状態を詳細に解析できるように1つの要素を5つの細かい要素に分割する手法をとった。
4. 切削実験での切りくず形状と、本解析での切りくず形状は非常に良く一致することを確認した。すなわち、中山の理論では予測不可能な切りくず形状までをも予測する能力がある。半巻程度で破断分離するC型切りくず、き裂を含み2つの円弧を持つE型、C型切りくずよりも大きく、切りくず初期形状から塑性変形を受けゆがんだ円

弧になる ear 型切りくずが予測できた。この解析手法の確立は、今後の切削工具開発において革新的な進歩をもたらすことは明らかである。

5. 切りくずは、チップブレーカ付近で全断面降伏を起こす。この全断面降伏により塑性拘束度が増し、きりくず内側表面の最大主応力が増加し、き裂が発生する。き裂が発生しない場合には、この全断面降伏により切りくずカール半径を大きくするように切りくずは再度変形していく。したがって、切りくずが被削面に衝突するまでの切りくずカール半径が小さくても、き裂が発生しない場合には、最終的に大きなカール半径を持つものに成長していく。
6. き裂が発生しても、そのき裂が進展して破断に至るとは限らない場合があり、き裂を多数含んだ切りくず形状となることもある。これは、き裂先端は大規模降伏をおこしており、き裂の開口が大きくなるにつれて、き裂先端の前にき裂先端と同程度の大きな圧縮応力場が生成されるからである。
7. き裂は、き裂先端の前の大きな圧縮応力場によりその進展が抑制され、切りくず生成と工具形状に依存する幾何学的な関係で開口する。
8. 本手法を用いれば、工具形状に対する切りくず処理性能を詳細に予測することが可能である。第2章、第4章で示した解析的予測手法と併用すれば、工具摩耗、工具欠損、加工精度、加工製品の質、そして切りくず処理を全て解析的に予測でき、これらの評価因子を総合的かつ同時に考慮することが可能となる。これにより、非常に能率的に工具の基本設計を行うことができるようになり、また解析的に最適切削条件を予測することができるようになる。すなわち、切削に関する CAE 化を大幅に広めることが可能となる。

参考文献

- [1] 中山 一雄 : 切りくず形状の幾何学—切りくず形状の研究 (第1報) —, 精密機械, 38, 7 (1972) 592
- [2] 中山 一雄 : 切りくず形状の分類について, 精密機械, 42, 2 (1976) 74
- [3] K.Nakayama : Comprehensive Chip Form Classification Based on the Cutting Mechanism, Annals of CIRP, 41, 1 (1992) 71
- [4] I.S.Jawahir, : A Survey and Future Predictions for the Use of Chip Breaking in Unmanned Systems, Int. J. of Adv. Manufacturing Tech, 3, 4, (1988) 87
- [5] I.S.Jawahir, C.A.van Luttervelt : Recent Developments in Chip Control Research and Applications, Annals of CIRP, 42, 2 (1993) 659
- [6] Kazuo Nakayama : A Study on Chip-breaker : Bulletin of JSME, 5, 17 (1962) 142
- [7] S.Kaldor, A.Ber, E.Lenz : On the Mechanism of Chip Breaking, Trans.ASME.J.of Engg for Ind., 101 (1979) 241
- [8] 田口 三生, 横山一男 : 切削条件と切りくず破断形態との関係, 精密機械, 47, 8 (1981) 969
- [9] 中山 一雄, 新井 実, 近藤 猛男, 鈴木 宏 : 曲面すくい面を持つ切削工具, 精密機械, 47, 11 (1981) 1406
- [10] 田口 三生, 横山 一男 : 切りくずの破断現象に関する研究 (第1報), 新居浜工業高等専門学校紀要 (理工学編), 18, (1982) 4
- [11] 田口 三生, 横山 一男, 岩崎 正美 : 切りくずの破断現象に関する研究 (第2報), 新居浜工業高等専門学校紀要 (理工学編), 19, (1983) 5
- [12] 酒井 義郎, 大草 喜太雄 : 切りくず生成における形状変化について, 山口大学工学部研究報告, 34, 1 (1983) 33
- [13] 田口 三生, 横山 一男, 岩崎 正美 : 切りくずの破断現象に関する研究 (第3報), 新居浜工業高等専門学校紀要 (理工学編), 20, (1984) 4

- [14] 中山 一雄, 李 振加, 新井 実: チップブレーカの切りくず切断性能 (第1報) - チップブレーカの有効範囲 -, 精密工学会誌, 52, 12 (1986) 2120
- [15] 中条 義輝, 原 利雄, 升田 雅博: 切りくず処理に関する研究 (第3報) - 切削抵抗と処理性に及ぼすチップブレーカの影響 -, 精密工学会誌, 54, 8 (1988) 1531
- [16] I.S.Jawahir: The Tool Restricted Contact Effect as a Major Influencing Factor in Chip Breaking: An Experimental Analysis, Annals of CIRP, 37, 1 (1988) 121
- [17] Prof.Dr.-Ing.Cristian Nede β , Dipl.-Ing.Wolfgang Hintze: Characteristic Parameters of Chip Control in Turning Operations with Indexable Inserts and Three-Dimensionally Shaped Chip Formers, Annals of CIRP, 38, 1 (1989) 75
- [18] I.S.Jawahir: On the Controllability of Chip Breaking Cycles and Modes of Chip Breaking in Machining, Annals of CIRP, 39, 1 (1990) 47
- [19] 広田 明彦, 森 康: 傾斜切削における切りくず生成状態と切削抵抗の予測 (第1報) - 上向きカールを伴う切削模型と二, 三の予備的結果 -, 精密工学会誌, 53, 9 (1987) 1420
- [20] 広田 明彦, 森 康: 傾斜切削における切りくず生成状態と切削抵抗の予測 (第2報) - 計算結果と実測結果との比較 -, 精密工学会誌, 54, 4 (1988) 755
- [21] 広田 明彦, 吉田 俊介: 切りくずのカールと切れ刃に沿う切削速度差を伴う三次元切削機構の解析, 精密工学会誌, 55, 7 (1989) 1248
- [22] 中山 一雄: チップブレーカの研究, 日本機械学会論文集 (第3部), 27, 178 (1961) 833
- [23] 中山 一雄, 新井 実: 切りくずの折れやすさの測定, 精密機械, 44, 9 (1978) 1129
- [24] Y.Z.Zhang: Chip Curl, Chip Breaking and Chip Control of the Difficult-to-Cut Materials, Annals of CIRP, 29, 1 (1980) 79
- [25] X.D.Liu, L.C.Lee, K.Y.Lam: A Slip-Line Field Model for the Determination of Chip Curl Radius, Trans. ASME J. Engg. for Industry 117 (1995) 266
- [26] M.Rahman, K.H.W.Seah, X.P.Li and X.D.Zhang: A THREE-DIMENSIONAL MODEL OF CHIP FLOW, CHIP CURL AND CHIP BREAKING UNDER THE CONCEPT OF EQUIVALENT PARAMETERS, Int. J. Mach. Tools Manufact., 35, 7 (1995) 1015
- [27] B.Worthington and M.H.Rahman: PREDICTION BREAKING WITH GROOVE TYPE, Int. J. Mach. Tool Des. Res., 19 (1979) 121

- [28] 北川 亮三, 大草 喜太雄, 前田 俊明: 平行溝砥込み型ブレーカつき工具の損傷機構, 精密工学会誌, 52, 4 (1986) 692
- [29] Y.Yao, D.Jamieson, I.S.Jawahir, X.D.Fang: Computer Animation of Chip Flow and Chip Curl in an Exoert Process Planning System for Metal Machining, Trans. NAMRI/SME, XVIII, (1990) 205
- [30] B.K.Ganapathy and I.S.Jawahir: A FORCE MODEL FOR CHIP BREAKING In ORTHOGONAL MACHINING, PED-Vol.64 Manufacturing Science and Engineering ASME 1993, (1993) 461
- [31] Jeong-du Kim, Eun-sang Lee: A Study on the Phenomenon of Chip Breaking by Computer Analysis, J.of Material Engg and Performance, 2, 1 (1993) 113
- [32] I.S.Jawahir and J.Fei: A COMPREHENSIVE EVALUATION OF TOOL INSERTS FOR CHIP CONTROL USING FUZZY MODELING OF MACHINABILITY PARAMETERS, Trans. NAMRI/SME, XXI, (1993) 205
- [33] 白鳥正樹, 三好俊郎, 松下久雄: 数値破壊力学, 実教出版
- [34] 小林英男: 破壊力学, 共立出版
- [35] 矢川元基, 吉村忍: 有限要素法, 培風館
- [36] 矢川元基: 流れと熱伝導の有限要素法入門, 培風館
- [37] A.L.Gurson: Contiuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Groth: Part I - Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media, Trans. ASME (1977) 2
- [38] V.Tvergaard and A.Needlman: ANALYSIS OF THE CUP-CONE FRACTURE IN A ROUND TENSILE BAR, Acta Metal, 32, 1 (1984) 157
- [39] 西谷 弘信, 眞壁 朝敏: 引張り試験における 7:3 黄銅の延性破壊の機構, 材料, 31, 344 (1982) 452
- [40] 林 健治, 高野 一男, 佐々木 定雄, 堀川 浩甫: 予ひずみを受けた鋼素材の変形能力と破壊じん性に関する研究, 材料, 36, 410 (1987) 1225
- [41] 大塚 昭夫, 東郷 敬一郎, 岡本 芳秀: 延性き裂発生条件とボイド体積率 (Gurson の降伏関数に基づく検討), 材料, 35, 395 (1986) 867
- [42] 岩館 忠雄, 田中 泰彦, 竹俣 裕行, 寺島 周平: シャルピー衝撃試験結果からの破壊じん性 KIC の推定, 材料, 35, 395 (1986) 873
- [43] 伊藤 義康: J 積分簡易評価式の有限要素法による検討, 材料, 35, 397 (1986) 1125

- [44] 水谷 勝巳, 田中 芳雄, 谷先 盛彦, 井戸 守: 有限要素法によるセラミックスの二次元切削における巨視的き裂進展経路の推定, 材料, 32, 363 (1983) 1327
- [45] 町田 進, 粟飯原 周二, 金沢 武: 延性不安定破壊の破壊力学的検討およびその配管系の安全性評価への適用, 材料, 31, 344 (1982) 442
- [46] 大塚 昭夫, 西村 誠二, 宮田 隆司: 延性き裂進展に伴うき裂先端領域における局部破壊条件(試験片形状の影響), 材料, 31, 361 (1982) 447
- [47] 助台 栄一, 飛田 守孝: 低炭素鋼の延性-ぜい性遷移温度に及ぼす引張り加工の影響, 材料, 33, 367 (1984) 482
- [48] 大塚 昭夫, 宮田 隆司, 東郷 敬一郎, 飯田 浩: 延性破壊過程と破壊じん性-温度の影響-, 材料, 33, 368 (1984) 544
- [49] 大塚 昭夫, 宮田 隆司, 東郷 敬一郎, 飯田 浩: 延性破壊に及ぼす応力三軸度の影響-材料依存性および焼なましの影響-, 材料, 33, 381 (1985) 622
- [50] 矢川 元基, 石原 広一郎: 引張りと熱衝撃の複合荷重による不安定延性破壊, 材料, 33, 368 (1984) 550
- [51] 青木 繁, 羅 学富: 界面き裂の進展に関する弾塑性解析, 材料 41, 465 (1992) 887
- [52] 宮崎 則幸, 佐々木 亨, 中垣 通彦, F.W.Brust: 有限要素法によるクリープき裂進展シミュレーション, 材料 41, 464 (1992) 643
- [53] 宮田 隆司, 大塚 昭夫, 大竹 剛志, 鈴木 康志: 銅のへき開破壊じん性と引張り強度特性との相関, 材料 39, 446 (1990) 1549
- [54] Viggo Tvergaard: Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions, Int. J. Fracture 17, 4 (1981) 389
- [55] George Z.Voyiadjis and Peter I.Kattan: A PLASTIC-DAMAGE THEORY FOR LARGE DEFORMATION OF SOLIDS -I. THEORETICAL FORMULATION, Int. J. Engng. Sci., 30, 9 (1992) 1089

第 6 章

結論

6.1 結言

本論文で言う複合すくい面工具とは、すくい面形状が単一すくい面工具のように平坦でなく、現在主流のすくい面上に複雑な凹凸がある工具の総称である。このような複合すくい面工具は、ほぼ全ての切削加工で使用されているにも関わらず、その切削特性が解明されないうでいた。切削特性が明白にならないので、工具摩耗や工具損傷といった工具の性能、さらには加工製品の質などは全く予測できないものとされていた。この工具の切削機構を知る唯一の手段は実際に切削してみる、ということだけであった。また形状設計には、熟練技能者の経験的知識にのみ頼らざるを得ないのが現状であった。

F.W.Taloy の寿命方程式以来、切削を工学として研究しはじめて約100年以上は経つ。工具摩耗機構や工具欠損機構の基本的な予測手法は確立されてきてはいるのだが、これを利用するための最も核となる切削機構を予測する手法の進歩発展がないまま現代に至ってしまっていた。その結果、切削工具開発では現在常識となっている CAE 技術の導入に完全に立ち遅れてしまっている。

本研究では、この現状を打破するために複合すくい面工具の切削機構を詳細に解析する手法を確立した。すなわち、定常切削状態の複合すくい面工具の切削機構、切りくず生成状態、切削力、切削温度、工具すくい面上の応力分布を反復収束法を併用した熱弾塑性有限要素法解析により解析する手法を確立した。得られた解析結果は実験結果を良く再現できるものであるので、この手法を用いて、切削実験では測定困難あるいは測定不可能な物理量を詳細に把握することが初めて可能となった。

定常切削機構の解析結果をもとに、工具摩耗特性式や、Paul の決定論的破壊条件に Weibull 分布を重ねた確率的破壊条件を用いて、複合すくい面工具の摩耗と欠損を予測した結果、従来切削実験によって部分的にしか明らかになっていなかった複合すくい面工具の摩耗や欠損の特性についても良く再現できることが確認された。これより、従来は原因究明が困難であった複合すくい面工具の摩耗や欠損特性を、理論的に説明づけることができた。すなわち、複合すくい面工具の工具すくい面上の応力や温度分布が、工具形状に依存し変化の様子を可視化し、説明づけることができた。

さらに、切りくず処理は複合すくい面工具にはなくてはならない重要な機能であるにもかかわらず、従来の研究では、弾性曲りはり理論に基づいた予測手法しか提案されていなかった。この手法では、切りくずがどのように破断するのか、またその破断状況を詳細に吟味することが不可能であるため、実用的な予測手法にはなかなか出来なかった。そこで本研究では、定常切削機構の解析結果を基にして、熱弾塑性有限要素法を用いて切りくず破断過程を詳細にシミュレートする手法を確立した。この手法により、従来の手法では予測が不可能であった切りくずの破断形態を、明確に再現することができるようになった。低炭素鋼 S15C の切りくずは、その破断面あるいは断面の組織写真の観察よりぜい性的に破断するのではなく、大規模な塑性変形を伴って徐々にき裂が進展し、破断に至る。破断にいたるまでのき裂の開口状態やき裂周りの塑性変形状態によって、そのき裂がそのまま進展して破断するのではなく、別の第2のき裂が切りくず表面に発生し、それが進展し破断する場合がある。実際、切削実験により得られる切りくず形状には、き裂の開口により折れ曲がったものが観察される。

本研究の解析的予測手法を用いれば、種々様々な評価因子を同時に考慮できるので、能率的に高性能切削工具刃形的设计を行うことができる。また、本研究の手法を用いれば、実験により測定困難な切削現象を可視化することが可能である。設計開発者あるいは切削技術者は、工具を開発する上で、あるいは工具を使用する上で、このような理論的または解析的な根拠を持った切削現象の明確な説明があれば切削加工で起きている物理現象を理解しやすくなり、工具開発者は急所をおさえた高性能な工具を開発できるし、技術者にとってはさらに高能率な加工法を考案することができると期待される。その結果、加工技術全体の活力向上につながるであろうと考えている。

以下に、本論文の第2章から第5章の各章で得られた結論の要点をまとめて示しておく。

第2章 “複合すくい面工具の切削状態の予測法”

複合すくい面工具の切削機構を詳細に予測するためには、弾塑性有限要素法を用いて切削現象を解析する手法が、一番有効な手法である。そこで切りくずが、任意な形状をしたすくい面上を切削特有の非線形摩擦特性を満足しながらすべる、ということを考慮した幾何学的非線形を定式化し、弾塑性有限要素法内に導入した。本研究では2次元定常切削状態を対象とするので切削温度は定常熱伝導解析を有限要素法を用いて解析した。このとき、数値振動を抑制するため Hughes の最適風上法に基づく定式化を採用するが、平行四辺形要素に対応できるようにこれを一部修正し、定式化した。全体の計算時間の短縮化のために反復収束法を弾塑性有限要素法解析に併用した。

上記手法を用いて最も基本的形状である単一すくい面工具の切削機構を解析し、これを基に高性能切削刃型の設計指針を指摘した。

第3章 “複合すくい面工具の切りくず生成過程の予測”

第2章の予測手法を用いて、2段すくい面工具と溝型すくい面工具の切削機構を解析した。得られた切りくず形状、切削力などを実験結果と比較したところ、非常に良い一致が見られたことを確認した。2段すくい面工具の切削特性は、従来より研究の対象となっていたが、その切削機構は明白にはなっていなかった。本研究の手法で、初めて工具すくい面上の応力分布や温度分布などが明確に示せるようになった。2段すくい面工具の場合、切削厚さに対してランド幅を最適に設定することで、切削力と切削温度を大幅に減少させることが可能となる。この推移も始めて可視化することができた。さらに溝型すくい面工具の切削機構は、全く予測することができなかったが、切りくずカール状態と工具すくい面上の応力分布の関係などを明確にすることができた。

解析的予測手法を用いる利点は、実験では測定困難な物理量を解析結果のデータから見出すことが可能であるということである。そこで、仕上げ面表層の加工変質層について検討した。その結果、2段すくい面工具では単一すくい面工具の場合よりも、加工変質層の

状態が悪くなること、溝型すくい面工具の場合では、加工変質層の状態は刃先部分の形状によって決まることを示した。つまりチップブレーカの高さは切りくず処理性能のみを制御することが可能であることを指摘した。

第4章 ” 複合すくい面工具の工具損傷と加工精度の予測”

第2章の解析的予測手法をもちいれば、いままで予測不可能であった複合すくい面工具の切削機構を詳細に予測することができる。そこで、解析によって得られた工具すくい面上の応力と温度分布、切りくず生成状態を基に、従来より提案されている工具摩耗、工具欠損の予測手法を用いて、工具損傷を解析した。その結果、従来より実験的手法により得られていた現象を非常によく再現することができた。以前はすくい面形状が複雑になると、工具損傷は実験によってしか把握することができなかったため、工具損傷発生との因果関係を明確に知ることができなかった。しかしながら、本研究の手法をもちいれば、これらの現象を明確に説明付けることができるようになった。また、解析的予測手法により得られる工具損傷状態は、工具設計時には重要な評価因子となる。本研究では工具損傷の他に、刃先変位に依存する加工精度も工具設計時における評価因子に加え、これら3つの事項を、それぞれの工具形状に対して評価した。

第5章 ” 複合すくい面工具の切りくず処理性の予測”

切りくず処理性能は、複合すくい面工具にとって必須の性能である。しかしながら、従来の手法ではこの切りくず処理性能を詳細に検討することができる手法が皆無であった。そこで、本研究では熱弾塑性有限要素法を用いて、切りくず破断過程を詳細にシミュレートする手法を確立した。この手法を用いれば、従来では全く予測することができなかった、破断切りくず形状、破断時に工具に加わる力の変動などを、詳細に予測することができる。本手法は完全に解析的手法により切りくず処理性能を予測する手法であり、このような手法は現時点では世界に類を見ないものである。本手法により、以下の現実的な切りくず形状を詳細に再現することができることを示した。すなわち、低炭素鋼 S15C の切りくずは、完全にぜい性的に破断するのではなく、き裂先端には大規模な塑性変形を伴い延性的に破断する。これにより、き裂が入るとそのき裂が進展して破断するのではなく、別なき裂が発生してそのき裂が進展して破断する場合がある。また、1つのき裂が進展して破断する場合であっても、切りくずは塑性変形を受け、切りくず形状を変形させながら破断する場合もある。この手法を用いれば、切りくず処理性能について詳細な検討を行うことが可能となるので、第4章の工具損傷予測結果も同時に考慮すれば、非常に詳細に工具形状を評価することが可能であることを示した。

6.2 今後の展望

切削機構を解析的に予測できれば、非常に効率よく工具開発や新しい加工方法の開発を行うことができる。すなわち、CAE技術を加工の分野に積極的に導入することができる。現在、CAD/CAMが発展しており加工の分野にCAE技術が浸透しているようにも見受けられるが、実情はそうではない。例えばCAM(Computer Aided Machining)は、工具の幾何学的な運動のみを考慮し加工経路を制御しているものが多く、切削条件を自動で設定してくれるものは、単に切削条件のデータベースから検索しているに過ぎない。したがってCAMの中では、その工具経路における工具摩耗や工具欠損の状態を認知していない。そこで、本研究を発展させて、CAMが切削機構を把握できるようにすれば、加工能率、生産性は格段に向上するはずである。

しかし、切削状態の予測のみでは、実用的でない場合も多い。そこで、切削状態の監視、監視結果にもとづく予測パラメータの修正、修正されたパラメータを用いた切削状態の予測、さらには再予測結果にもとづく作業設計の見直しといった一連の手順を繰り返す総合的な切削加工システムを構築することも必要であろう。

ところで、切削状態の予測は生産の準備情報を統合化する上で、重要な役割を持つようになると考えられる。現在の商品開発は、生産のための準備期間を実質的に0とする方向で進められている。すなわち、生産における物の流れを生産情報の流れとして表し、設計開発と平行して生産情報の上での商品の生産準備は進められている。こうした傾向はますます強まっており、将来的には生産に関する技術の全てを情報化することが要求される。したがって、加工技術における予測技術は今後必須なものとなると考えられる。

さて、複合すくい面工具の切削特性を詳細に予測する手法は確立できたが、実際にこれらの情報をどのように活用すれば良いのかが、次の問題点となる。すなわち、図1.2.1に示した、評価システムの構築である。

最適な工具を設計する場合、工具の評価は、実際に作業する者が決定するものであり、設計者が予めこれが最適な工具である、とは断言することができない。つまり、工具使用者の求めた要求及び生産現場の求める要求に最も満足する工具が最適な工具形状であると考ええる。したがって、要求する条件は様々であり、それらに対する的確な判断を下せるシステムを構築する必要がある。

また、最適な工具を設計するための指針を与えることもまた重要である。すなわち、複合すくい面工具の形状を表現するには無数の形状パラメータが存在するはずで、これらをしらみつぶしに探索し、最適な工具形状を見出すのは能率が悪い。つまり解析的根拠に基づく設計指針(例えば、第2章で述べたように、高すくい角工具は切削力と切削温度を低減できるので有利であるとか、第6章で述べたように、切りくず処理性能を高め、なおかつ欠損性能も落とさないためにはチップブレイカ工具の溝幅を変更する方が有利であるなど)を蓄積しておくことも、重要である。

そこで、次節ではこの2つの項目についての一提案を行うことにする。最初に、本研究の解析的予測手法を用いて工具形状が与えられた場合に、要求を満足するような最適切削条件の導き方についての一提案を行い、次に、高性能切削工具刃型設計のための解析的根

抛に基づく設計指針の導出についての一提案を行う。

両者とも、本解析的予測手法により得られる以下の6個の評価因子について考慮することとする。

1. 切削力 FF ($FF = \sqrt{F_H^2 + F_V^2}$)
2. 加工製品の品質を評価する因子として、仕上げ面表層に残留する相当塑性ひずみ ϵ_p
3. 同じく、加工製品の品質を決める因子として、工具刃先変位 d_y
4. 工具すくい面摩耗にいたるまでに除去できる体積 $L_{max} \times t_1$
5. 工具の耐欠損性能の評価因子である M_{r50} 値
6. 切りくず処理性能を評価する因子である Φ_B

今後は、このような予測結果を現実的にどのように有効利用し、共有させていくかが克服すべき大きな課題となるであろう。

6.2.1 最適切削条件の探索手法の一提案

高性能切削工具の工具形状が決まれば、その工具の有効性を発揮できる最適な切削条件を見付けなければならない。なぜなら全ての切削条件を満足する工具形状は存在し得ないからである。もちろん工具設計段階で、切削条件を限定しているわけではあるが、設計通りにできているかの検証にも使用できるし、過去の経験的知識で設計された工具形状では、必ず、検証を行う必要があるので、与えられた工具の最適切削条件を見出す手法は、今後切削加工のCAE化が発展する上で重要になることであろう。

さて、最適化手法には種々様々な方法がある。定式化上で（例えば有限要素法の剛性マトリクス内で）操作できれば、感度が計算できるので、最適解はすぐに導出できる。また、1回の解析が非常に短時間で行われる場合には、遺伝的アルゴリズムが有効であろう。遺伝的アルゴリズムでは評価関数を自由に選べるので汎用的な最適化手法であると言える。しかしながら、遺伝子の優越度を計算し（例えばエリート戦略）、交配と突然変異を繰返し、評価関数の満足度（適合度）が生物個体全体で上がるように進化させる方法なので、1世代の数や世代後退のサイクル数を考慮すると、莫大な計算回数を必要とする。したがって、1条件を解析するのにかなりの計算時間を要する本解析手法では使用できない。

つまり本解析を用いての最適化手法に要求されるのは、少ないデータ数で最適化できるような手法である。切削条件では最適値が数学的に1点しかない、あるいは数学的に厳密な最適値を求める様な手法も不適當である。なぜなら、工作機械の精度や工具と被削材の物性値がばらつくため、数学的に厳密な切削条件のもとで加工することは不可能であるからである。よって、最適切削条件の探索では有る程度の範囲を与えてくれるようなものが適當であろうかと考える。範囲が広ければ、その範囲内でまた最適化を行って、徐々に絞り込んで行けばよいであろう。

以上のことを考慮して、ニューラルネットワークを用いて離散化したデータを非線形補間する手法を用いてみた。

ニューラルネットワークの詳細はここでは省略する。本解析は2次元切削状態を仮定しているので、入力層は切削速度と切削厚さの2個、中間層（隠れ層）は非線形性を高めるために2層にし、それぞれの層は30個のニューロンを設けた。出力層は1個のニューロンである。従って、上記の6個の因子についてそれぞれ、誤差逆伝播法によりそれぞれの因子についての物理量を学習させた。

最適化の対象となる工具形状は図3.3.1に示す形状である。

教師データは、切削厚さに関しては0.10mm, 0.20mm, 0.30mm, 0.40mm, 0.50mmの5種類、切削速度は、100m/min, 150m/min, 200m/min, 250m/min, 300m/minの5種類の合計25個のデータについて学習させた。ニューラルネットワークによる補間した切削条件に対する各因子の分布を図6.2.1に示す。

ここで、切削加工における最適値とはどのようなものであろうか。最適であると判断するのは作業員であり、設計者では無い。設計者は作業員の要望にこたえられるような工具形状を設計すれば十分である。これより、作業員がどの程度満足しているのかということで、満足度 $0.0 \leq \mu \leq 1.0$ なるパラメータでそれぞれの因子についての満足度を規格することにした。規格化の方法は、作業員は必ず、”ここ以上は欲しい” とか”これに関しては特に考慮しなくても良い”などの注文をつけるはずである。作業員自身が、条件に対して幅を持った注文をするはずなので、以下のように規格化することにした。

もしも q なる物理量に対して、注文が” q は Q 以上であれば良い” という場合の満足度 μ は、

$$\begin{aligned} \mu &= 0.0 && (q \leq Q_{min}) \\ \mu &= \frac{q - Q_{min}}{Q_{max} - Q_{min}} && (Q_{min} < q < Q_{max}) \\ \mu &= 1.0 && (q \geq Q_{max}) \end{aligned} \quad (6.2.1.1)$$

とする。もしも q なる物理量に対して、注文が” q は Q 以下であれば良い” という場合の満足度 μ は、

$$\begin{aligned} \mu &= 1.0 && (q \leq Q_{min}) \\ \mu &= 1.0 - \frac{q - Q_{min}}{Q_{max} - Q_{min}} && (Q_{min} < q < Q_{max}) \\ \mu &= 0.0 && (q \geq Q_{max}) \end{aligned} \quad (6.2.1.2)$$

とする。 Q に対する上限値 Q_{max} と下限値 Q_{min} を作業員が設定することになる。それぞれの因子の満足度を算出したら、それらを min-max 合成すれば全ての因子について、同時に総合評価することができる。

上記のやり方での最適化例を示す。最適化のための条件を表6.1に示す。

表の内容は、切りくず処理性能に関して1巻半程度までには切りくずが破断してほしい、と設定した例である。この結果、どの様な範囲が満足度を多く満たしているのかを示した

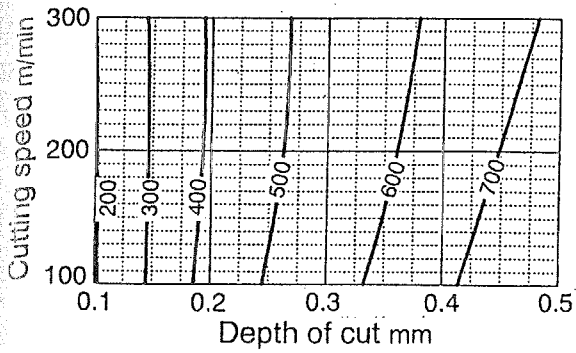
Table 6.1 最適切削条件探索のパラメータの例

Factor	min	max
FF N/mm	500	600
ε_p	0.3	0.5
d_y μm	3	5
$\log(t_1 L_{max})$	5	10
M_{r50}	2	3
Φ_B	180	540

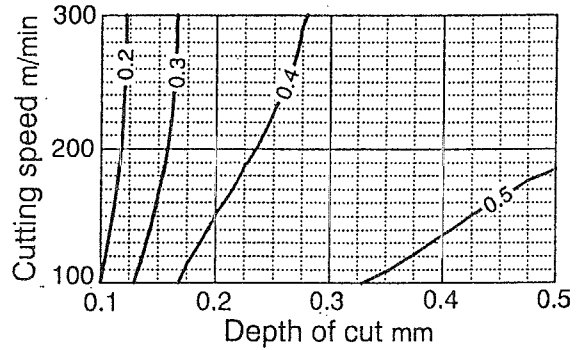
のが、図 6.2.2 である。これより、切削厚さ t_1 が 0.28mm ~ 0.33mm で、切削速度が 160 m/min から 210m/min の領域が満足度が高いので、その範囲の条件で加工すればよいことになる。また、等高線の間隔が密なところは、満足度に関して感度が高いところを示しているので、その領域での使用には注意が必要である。総合的な満足度は、せいぜい 0.3 程度である。

もしも、これ以上の満足度を要求する場合には、工具形状を変えなければならない。

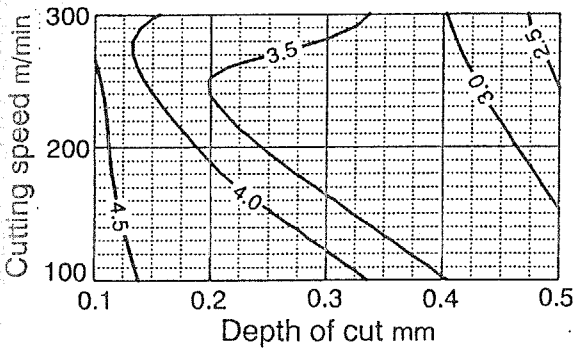
以上より、比較的簡単に種々様々な因子について同時に最適化することができる。この結果を用いて満足度をさらに上げるために、工具形状を変化させるという反復計算を行えば、より高性能な工具を設計することができるであろう。



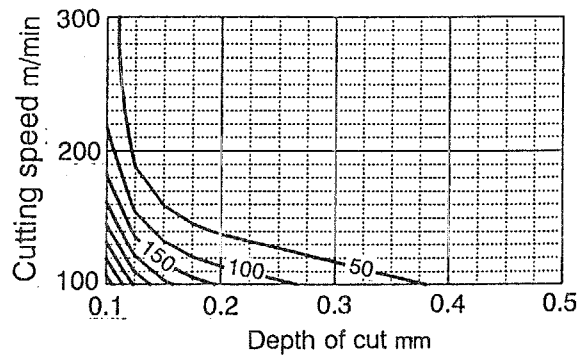
(a) 切削力 FF N/mm



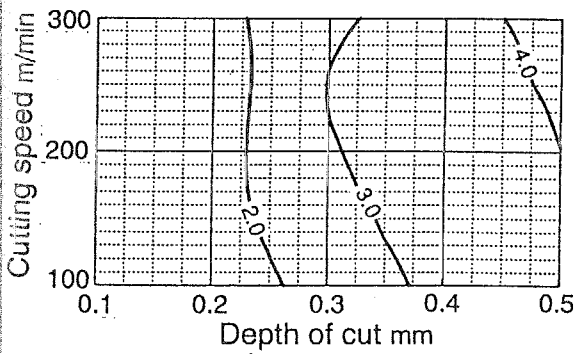
(b) 仕上げ面相当塑性ひずみ ϵ_p



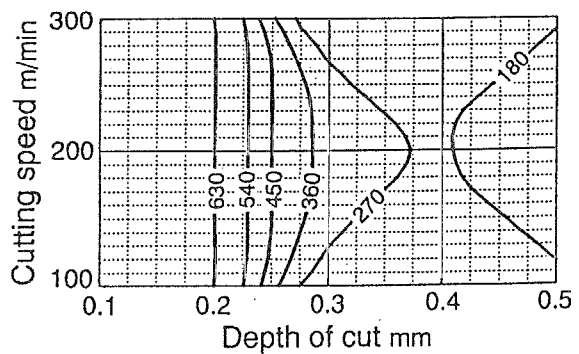
(c) 欠損性能 $M_{7,50}$



(d) 最大切削距離 L_{max} km



(e) 刃先変位 d_y μm



(f) 切りくず処理性能 Φ_B deg

Figure 6.2.1 切削条件に対する評価因子の分布

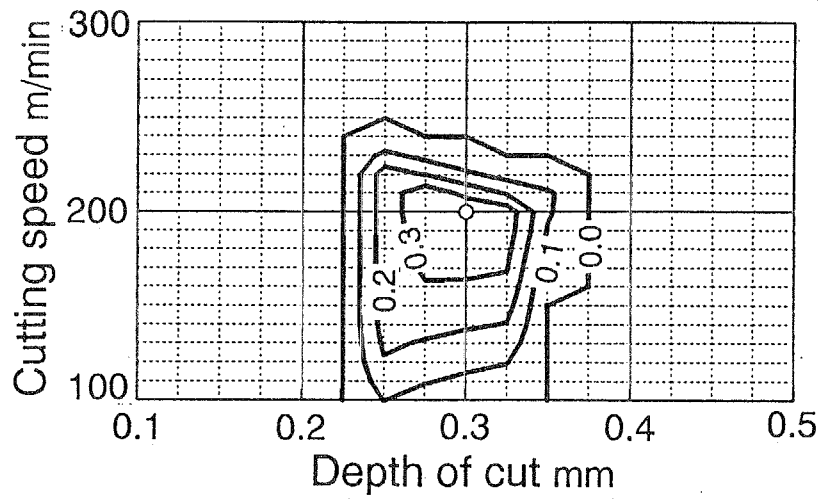
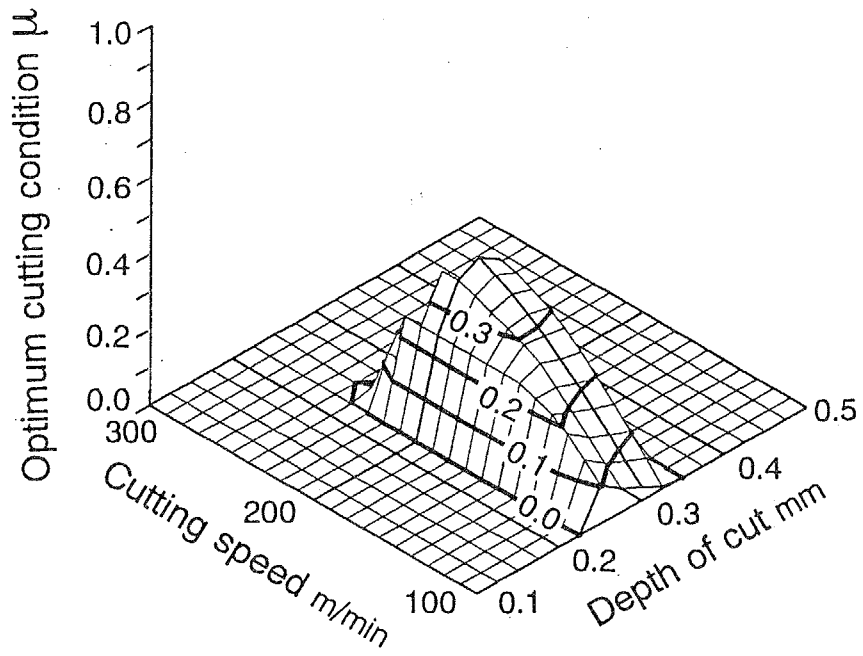


Figure 6.2.2 最適切削条件の探索結果

6.2.2 高性能工具開発のための解析的知識獲得手法の一提案

第5章で触れたように、工具すくい面形状が、自由曲線的になればなるほど、その形状を表現するパラメータは無数に存在することになる。本研究の、図3.3.1に示すような溝1つの場合であってもランド部分（A-B部分）、溝部分（B-C部分）、チップブレイカ部分（C-D部分）ということで、A点を原点に固定しても、3つの設計制御パラメータが必要となる。2次元問題なので、それぞれ自由度を合計すると、結果的に6つのパラメータによって、1つの溝形状を表現できることになる。これに面を Bézier 曲線などを使用して、全てを滑らかにするか、ある一部分のみを滑らかにするか、などを考慮すると設計変数はさらに増加することになる。

高性能切削工具を設計するという事は、これら全ての設計変数を同時に考慮し最適化することである。

ここでも、パラメータの数がいくら多くても、1条件を解析する時間が非常に短ければ、前述した手法で最適化すればよい。しかし、1条件を解析するのに非常に長い時間を必要とする場合には、設計変数が多くなるほど、すべての条件を探索するのは不可能になる。そこで、少ないデータで現象の大局を捉えることのできる実験計画法を使用してみる。

実験計画法は Fisher によって考案されたもので、農業の分野で発達したものである。農業では1つの条件でデータをとるのに通常1年を必要とするので、対象とするパラメータ（例えば肥料など）をあらゆる組合わせで実験してみることは不可能である。そこで、少ないデータでもそのパラメータが全体に与える影響を統計的手法により見積もろうとするのが実験計画法である。実験計画法を用いれば、そのパラメータの主効果（寄与度）を簡単に計算することができる。パラメータどおしの相関関係も、少ないデータ数で見積もることができる。また実験では実験誤差がつきものである。実験計画法ではこの誤差も統計的手法により取り除くことができるし、主効果のみを考慮する時には、評価因子どおしの相関も誤差のなかに含むことができる。

実験計画法によると、ある現象 y が A_1, A_2, \dots, A_M の M 個の要因（水準数は m ）に依存し、

$$y = f(A_1, A_2, \dots, A_M) \quad (6.2.2.1)$$

である場合に、構造モデルを

$$\begin{aligned} y_n &= \mu + \sum_{j=1}^M a_j^i + \varepsilon_n \\ &\quad (i = 1, 2, \dots, m) \\ \mu &= \frac{1}{N} \sum_{K=1}^N y_k \end{aligned} \quad (6.2.2.2)$$

とモデル化できる。ここで、 a_j^i は要因 A_j の主効果である。 N は実験回数でありここではデータの個数である。このように、各パラメータの主効果の線形和として現象を表現できる。ここでは、主効果しか対象にしないので、誤差 ε には、実験誤差（ここでは計算誤差）と各パラメータどおしの相関（交互作用）を含んでいる。

これより、要因 A_j の変動 S_j と、誤差変動 S_e を以下のようにして算出する。

$$\begin{aligned}
 CT &= \sum_{l=1}^N \frac{y_l^2}{N} \\
 T_{A_j^i} &= \sum_{l=1}^L f_l(\cdots A_j^i \cdots) \\
 S_j &= \sum_{k=1}^m \frac{T_{A_j^k}^2}{m} - CT \\
 SS &= \sum_{l=1}^N y_l^2 \\
 S_e &= SS - \left(CT + \sum_{j=1}^M S_j \right) \quad (6.2.2.3)
 \end{aligned}$$

次に、要因 A_j の分散 V_j と誤差の分散 V_e を求め、

$$\begin{aligned}
 V_j &= \frac{S_j}{f_j} \quad f_j = 1 - m \\
 V_e &= \frac{S_e}{f_e} \quad f_e = N - \left(1 + \sum_{j=1}^M f_j \right) \quad (6.2.2.4)
 \end{aligned}$$

実験計画法は、この要因分散を誤差分散と比較し、 F 検定を行い、 F 値が危険率 α （通常は1%）以上なら要因 A_j は効果があると判定され、 F 値が小さければ、その要因を今考えている現象では無視できると判定できる。

$$\begin{aligned}
 F_j &= \frac{V_j}{V_e} \\
 \text{if } F_j &\geq F_{f_e}^{f_j}(0.01) \quad \text{then } A_j \text{ is very significant.} \\
 \text{if } F_j &< F_{f_e}^{f_j}(0.05) \quad \text{then } A_j \text{ can be neglected.} \quad (6.2.2.5)
 \end{aligned}$$

一般に数値解析を行う分野では実験計画法は使用されない。それは、数値解析ではパラメータの変更を手軽に行えるので、多くのデータを手軽にとることが可能であるという概念があるからであろう。しかしながら、多くの計算時間を必要とする解析には、計算時間に関することを言及しておかないと、実用的には使用できないものになってしまうので、実用的に使用するためには何等かのパラメータ選択の指針を与えておくのは非常に重要なことである。

そこで本論文の解析的予測手法を用い、実験計画法により設計指針を与えることについて考えることにする。実験計画法を利用すれば、評価関数に対する因子の主効果を簡単に計算することができる。どういうことかを具体的な例で説明する。

ここでは工具形状を図 6.2.3 に示すような 6 個のパラメータで（ただし、 θ については 30 deg に固定する）表現できるものとし、この 6 個のパラメータを満足度が高くなるように最適化することを考える。実験計画法は大局的な様子を知るのに有効であるので、切削厚さ t_1 も考慮して、表 6.2 の合計 7 個のパラメータについて、それぞれの評価因子に対する主効果を算出してみる。大局的な様子が分れば、パラメータの範囲を徐々に絞っていった最適形状を見出せばよい。

実験計画法の最大の特徴は、実験条件を巧く設定すれば実験回数を極端に少なくすることができることである。例えば、3 つの要因があり、それぞれ 2 つの水準を持つ場合、総当りに全ての組み合わせの実験をすると、 $2^3=8$ 回の実験回数が必要であるが、実験計画法では 4 回の実験ですむ。これは直交表を用いれば可能である。

同様にして本例の場合、要因数が 7 個でそれぞれの水準を 2 にするので、総当りで全ての組み合わせを解析しようとする、 $2^7=128$ 回の実験を必要とするが、主効果のみを算出するなら、 $L_{16}(2^{15})$ の直交法に従い計算回数は 16 回ですむ。これが統計的手法を用いる実験計画法の利点であり、大規模数値解析を必要とする問題の最適化には利用する価値は十分にある。

またさらに重要な事は、得られた要因の主効果は、解析的に得られた知識となりうることである。統計的に得られる情報なので、汎用性が高い知識となり得るのである。

表 6.2 に、本解析例で使用した要因と各水準を示し、表 6.3 には、各計算における計算条件を示す。

Table 6.2 工具形状パラメータとその水準

Factor			Level	
			1	2
1	first rake angle	α_1 deg	0	20
2	land length	l_c deg	0.05	0.25
3	delta rake angle	$d\alpha$ deg	5	15
4	height of the back wall	h_B mm	0.3	0.0
5	width of the groove	w_G mm	1.5	2.5
6	undeformed chip thickness	t_1 mm	0.10	0.20
7	rake face shape	flag	curve	line

表 6.3 の各計算番号における工具形状での切削機構の解析結果を図 6.2.4 と図 6.2.5 に示す。両図より、工具形状は広範囲に変化しているので、16 個のデータから、図 6.2.3 のパラメータのそれぞれの評価因子に対しての寄与度（主効果）は他の方法では見出せないが、実験計画法を用いれば抽出でき、しかも式 (6.2.2.2) の構造模型より、現象を復元することがで

Table 6.3 $L_{16}(2^{15})$ 直交配列表をもとにした計算条件

No.	α_1	l_c	$d\alpha$	h_B	w_G	t_1	shape
1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	2	2	2	1
3	1	2	2	1	1	2	1
4	1	2	2	2	2	1	1
5	2	1	2	1	2	2	1
6	2	1	2	2	1	1	1
7	2	2	1	1	2	1	1
8	2	2	1	2	1	2	2
9	1	1	1	1	1	1	2
10	1	1	1	2	2	2	2
11	1	2	2	1	1	2	2
12	1	2	2	2	2	1	2
13	2	1	2	1	2	2	2
14	2	1	2	2	1	1	2
15	2	2	1	1	2	1	2
16	2	2	1	2	1	2	2

きるのである。

図 6.2.6 は、切削力に関する解析結果である。切削力に対しての寄与度が高い要因は、第 1 すくい角 α_1 と切削厚さ t_1 である。同図に示したように、 α_1 を大きくすれば切削力は下がる。切削厚さ t_1 を大きくすれば、切削力は増加する。ブレード形状を決定する h_B や w_B は寄与度が無い。

同様に、図 6.2.7 は加工変質層に影響を与える要因を示した。その結果、第 1 すくい角 α_1 を小さく、ランド幅 l_c を小さく、すれば加工変質層は小さくなる。

図 6.2.8 は工具寿命に関しての結果であり、第 1 すくい角を大きくすると、寿命は長くなること分る。

図 6.2.9 は耐欠損性に関するものである。非常に有意であると判定される要因は特にはないが、溝の幅 w_G を大きくすれば、欠損性能は向上する。

実験計画法では以上の事柄を 16 個のデータで得ることができる。本例では、本論文で指

摘したことや、常識的な結果が導き出されている。この常識的な結果を導き出せることが重要なのである。また、水準数 (m) を 2 にしたので要因の水準に対する現象の変化は線形であり、そのために摩耗や欠損については明確な結果が得られていないが、水準数を 3 以上にすれば、非線形になるのでより詳しい解析的知識情報を導き出すことができるはずである。

また、計算回数が増えれば精度があがるのは当然であるが、時間的に非現実的なことになるので、この程度の問題であれば、水準数を 3 にして $L_{27}(3^{18})$ の直交配列にしたがい、27 個の解析結果で、主効果と交互作用を検討するのが、時間的にも精度的にも一番有効ではないかと考える。

要因の各水準に対する主効果が分れば、前節の方法と同じ方法で、満足度などから、最適解を得ることが可能であり、工具形状を決定することができる。

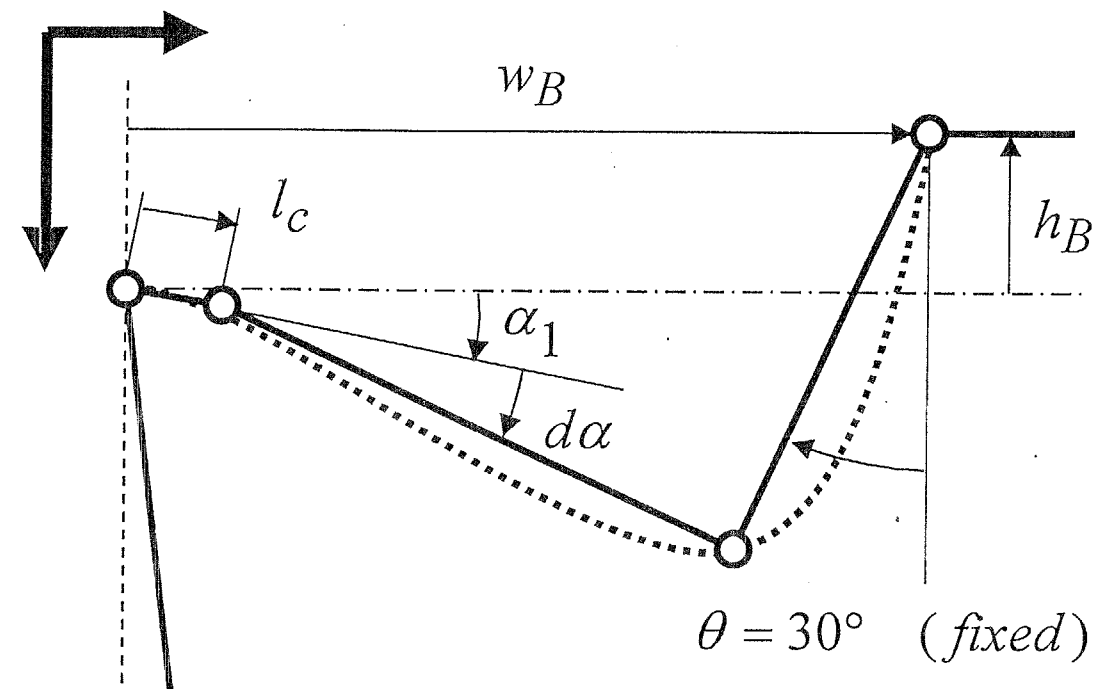


Figure 6.2.3 工具形状を表現する設計変数

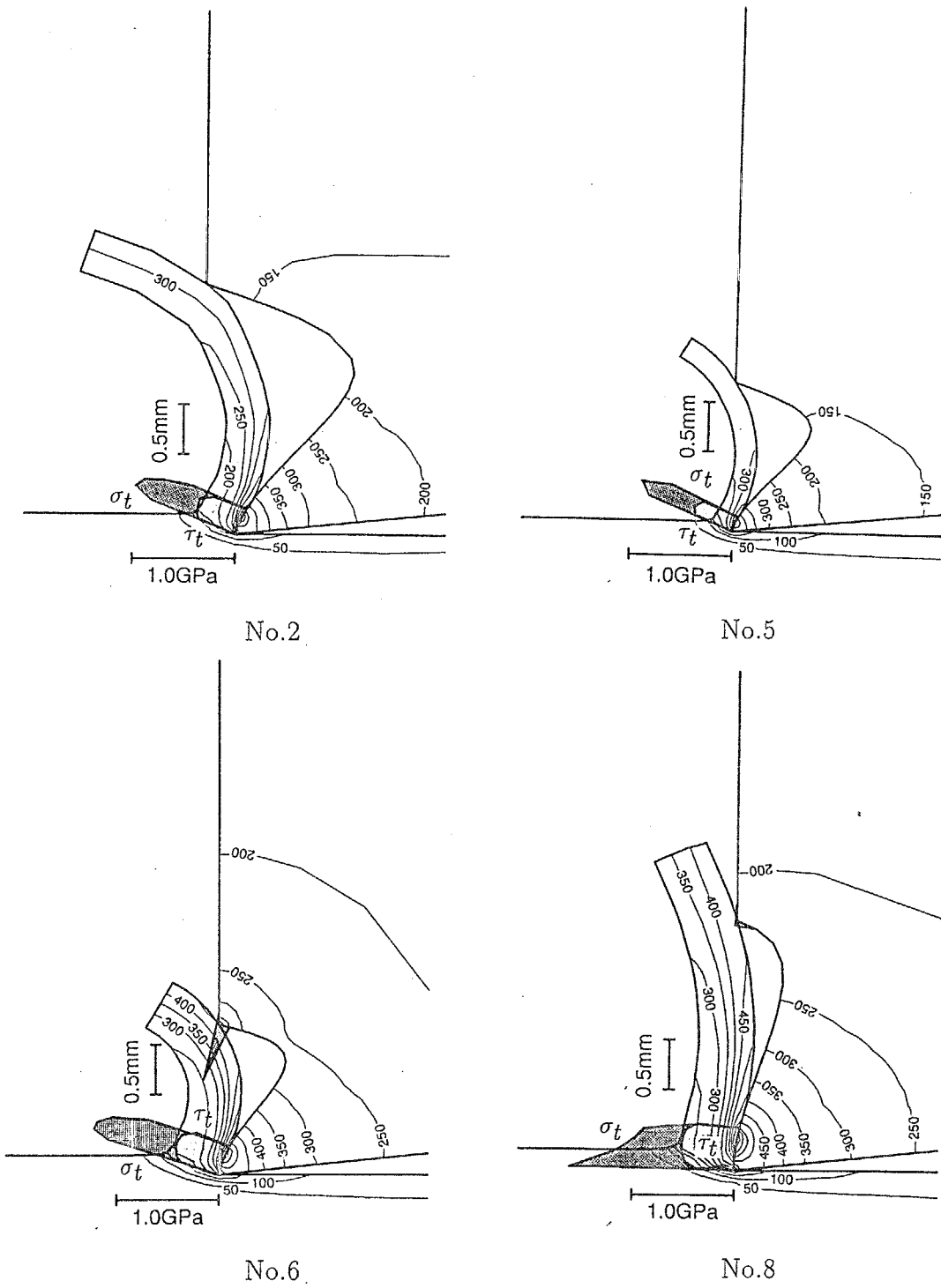
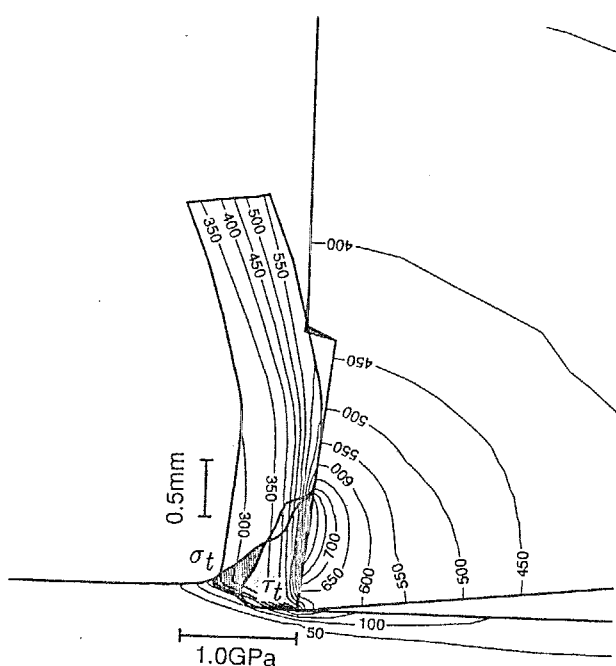
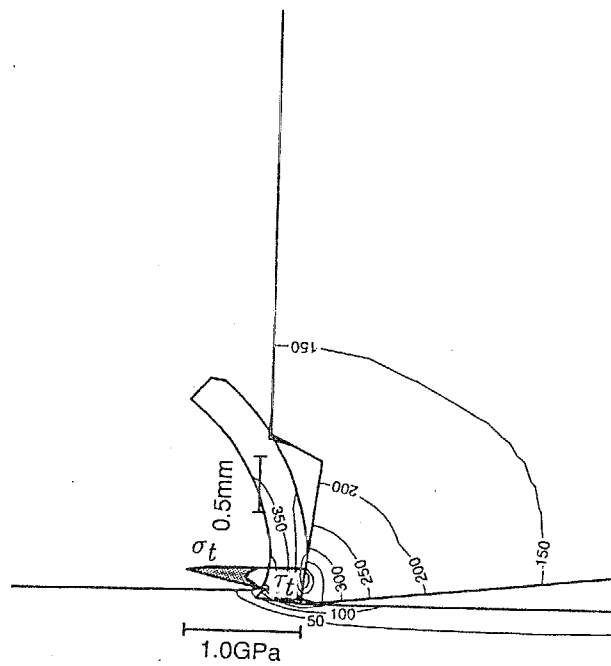


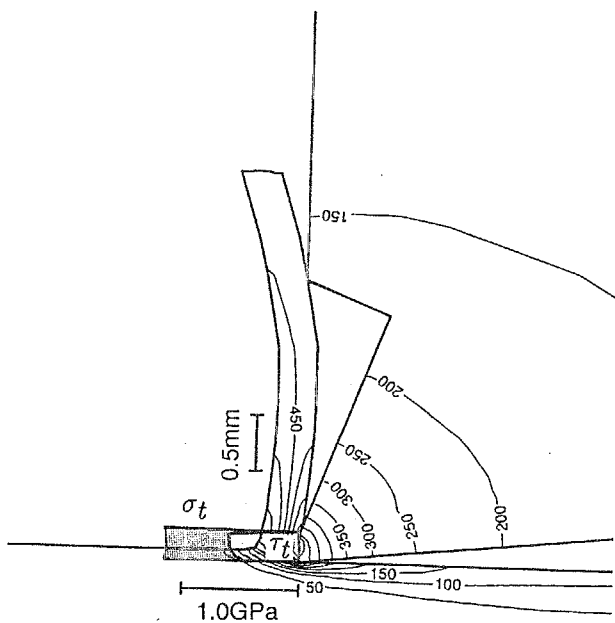
Figure 6.2.4 解析結果の例 (曲面工具)



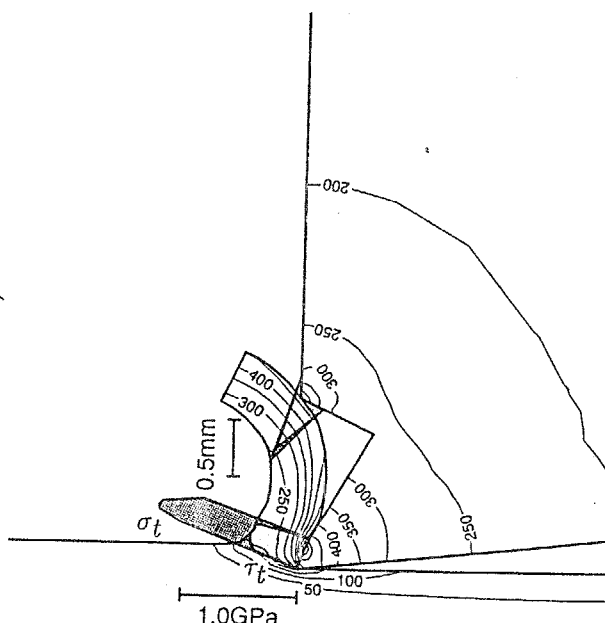
No.9



No.10

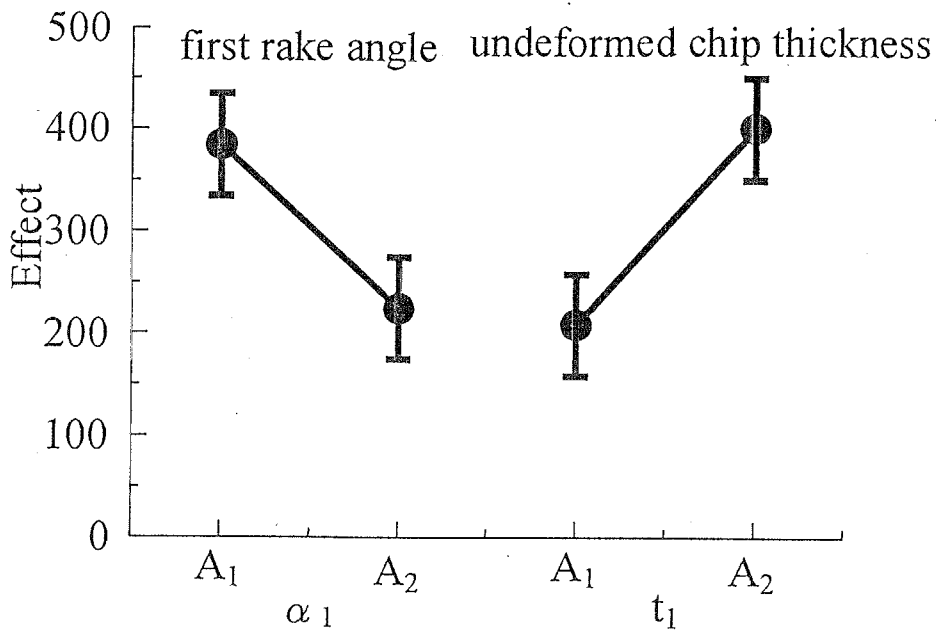


No.12



No.16

Figure 6.2.5 解析結果の例 (エッジ面工具)



Results of analysis of variance

Critical value; $F(0.01)=11.3$, $F(0.05)=5.32$.

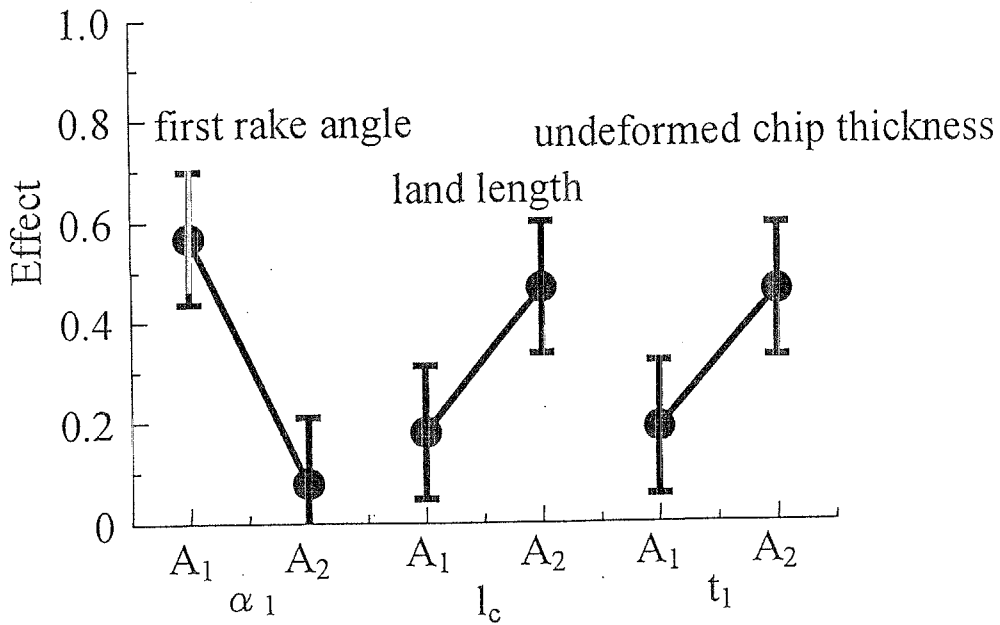
** indicates the factor is very significant.

* indicates the factor is significant.

× indicate the factor isn't significant at all.

Factor	F value	judgment
Total cutting force $f = \sqrt{F_H^2 + F_V^2}$		
first rake angle α_1°	26.859	**
land length l_c mm	2.148	
delta rake angle $d\alpha^\circ$	1.888	
height of the back wall h_B mm	0.811	×
width of the groove w_B mm	0.356	×
undeformed chip thickness t_1 mm	38.899	**
surface shape	0.159	×

Figure 6.2.6 切削力への影響度が高い要因



Results of analysis of variance

Critical value; $F(0.01)=11.3$, $F(0.05)=5.32$.

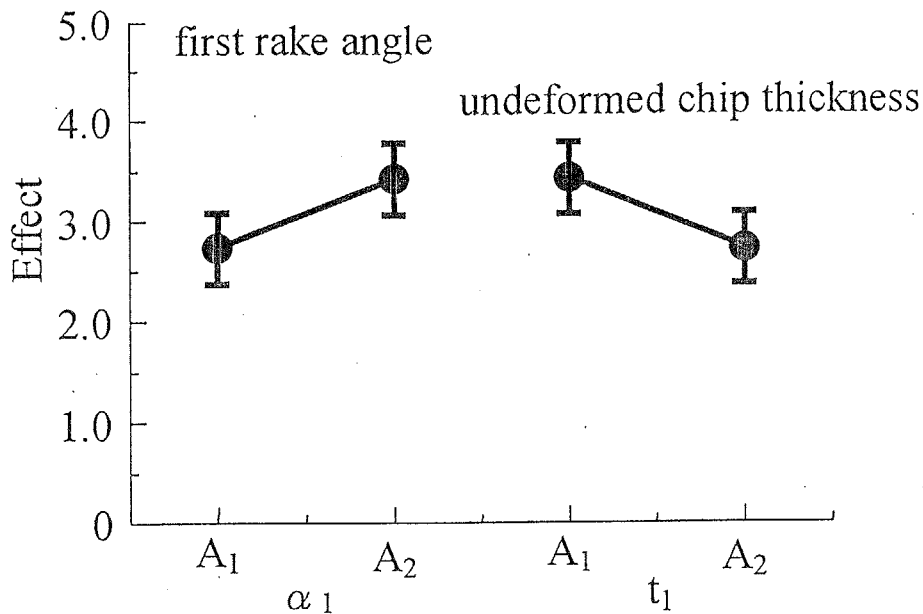
** indicates the factor is very significant.

* indicates the factor is significant.

× indicate the factor isn't significant at all.

Factor	F value	judgment
Quality of the machined product $f = \varepsilon_p \max$		
first rake angle α_1°	37.392	**
land length l_c mm	12.917	**
delta rake angle $d\alpha^\circ$	5.052	
height of the back wall h_B mm	0.579	×
width of the groove w_B mm	3.613	
undeformed chip thickness t_1 mm	11.435	**
surface shape	0.095	×

Figure 6.2.7 加工変質層への影響度が高い要因



Results of analysis of variance

Critical value; $F(0.01)=11.3$, $F(0.05)=5.32$.

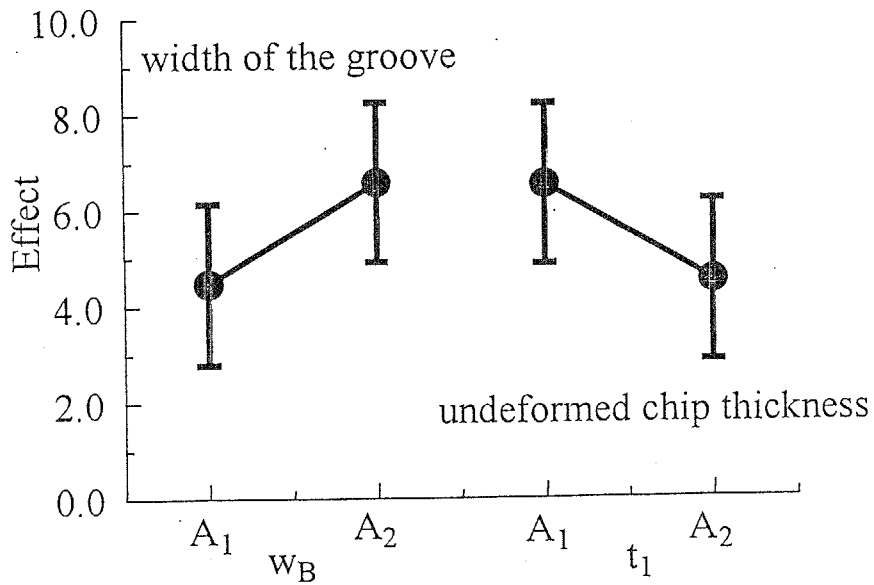
** indicates the factor is very significant.

* indicates the factor is significant.

× indicate the factor isn't significant at all.

Factor	F value	judgment
Tool life $f = \log(L_{\max})$		
first rake angel α_1°	9.802	*
land length l_c mm	1.551	
delta rake angle $d\alpha^\circ$	0.019	×
height of the back wall h_B mm	0.058	×
width of the groove w_B mm	0.410	×
undeformed chip thickness t_1 mm	10.236	**
surface shape	0.126	×

Figure 6.2.8 工具寿命への影響度が高い要因



Results of analysis of variance

Critical value; $F(0.01)=11.3$, $F(0.05)=5.32$.

** indicates the factor is very significant.

* indicates the factor is significant.

× indicate the factor isn't significant at all.

Factor	F value	judgment
Tool reliability $f = M_{r50}$		
first rake angel α_1°	0.000	×
land length l_c mm	1.282	
delta rake angle $d\alpha^\circ$	0.081	×
height of the back wall h_B mm	0.301	×
width of the groove w_B mm	4.262	
undeformed chip thickness t_1 mm	3.888	
surface shape	0.050	×

Figure 6.2.9 工具欠損への影響度が高い要因

目次

1.2.1	仮想切削による高性能工具の設計システム体系	6
2.2.1	工具すくい面上をすべる切りくず節点の軌跡	27
2.3.1	流速ベクトル $V(V_x, V_y)$ と $u(u_x, u_y)$ の関係	43
2.3.2	相当塑性ひずみ速度分布 ($V=300$ m/min, $\alpha_2=10$ deg)	44
2.3.3	発熱強度分布 kcal	44
2.3.4	温度分布の数値振動の抑制効果	45
2.3.5	すくい面上の熱流速ベクトル	48
2.4.1	反復収束法のアルゴリズム	50
2.4.2	流線の修正方法	53
2.4.3	流線の修正方向と移動時間 dt	54
2.4.4	モデルの引き戻し方法と空間固定の物理量との関係の概念図	55
2.5.1	S15C の流動応力特性	57
2.5.2	温度物性値	59
2.5.3	二次元切削データ	63
2.5.4	二次元単純せん断面切削模型	64
2.5.5	解析で用いた工具と切りくず界面の摩擦特性	65
2.6.1	工具形状の表現方法	67
2.6.2	初期有限要素モデルの一例	69
2.6.3	初期有限要素モデルの一例 (刃先部分の拡大図)	70
2.6.4	有限要素モデルの収束過程 (単一すくい面工具の場合)	73
2.6.5	有限要素モデルの収束過程 (溝型すくい面工具の場合)	74
2.6.6	反復回数による温度とせん断角の収束状況	75
2.7.1	単一すくい面工具の切削機構	79
2.7.2	単一すくい面工具のすくい角に対する切削力と切りくず厚さの変化	80
2.7.3	工具すくい面上の温度分布の実験結果と解析結果の比較	81
2.7.4	工具すくい面上の温度分布測定方法	82
2.7.5	工具すくい面上の温度分布測定用工具	83
2.7.6	単一すくい面工具の工具すくい面上の応力と温度分布	84
2.7.7	相当塑性ひずみ速度分布と相当塑性ひずみ分布	85
2.7.8	すくい角に対する加工変質層の変化	86

3.2.1	2段すくい面工具の形状	99
3.2.2	実験結果と解析結果の比較(切りくず形状と材料流れ)	100
3.2.3	実験結果と解析結果の比較(切削力と切りくず形状)	101
3.2.4	単一すくい面工具との比較(切削力と切りくず形状)	102
3.2.5	単一すくい面工具との比較(切削温度と加工変質層)	102
3.2.6	相当塑性ひずみ速度分布と相当塑性ひずみ分布 ($\alpha_1=10$ deg, $l_c=0.15$ mm)	103
3.2.7	2段すくい面工具の切削機構 ($\alpha_1=10$ deg, $l_c=0.15$ mm)	104
3.2.8	2段すくい面工具の工具すくい面上の応力と温度分布 ($\alpha_1=10$ deg, $l_c=0.15$ mm)	105
3.2.9	2段すくい面工具の切削機構 ($\alpha_1=10$ deg, $l_c=0.30$ mm)	107
3.2.10	切削力と切りくず形状に及ぼす第2すくい角の影響	108
3.2.11	切削温度と加工変質層に及ぼす第2すくい角の影響	108
3.2.12	2段すくい面工具の工具すくい面上の応力と温度分布 ($\alpha_1=10$ deg, $l_c=0.30$ mm)	109
3.2.13	2段すくい面工具の切削機構 ($\alpha_1=10$ deg, $\alpha_2=20$ deg)	111
3.2.14	2段すくい面工具の工具すくい面上の応力と温度分布 ($\alpha_1=10$ deg, $\alpha_2=20$ deg)	112
3.2.15	ランド幅に対する切削力と切りくず形状の関係	113
3.2.16	ランド幅に対する切削温度と加工変質層の量の関係	113
3.3.1	溝型すくい面工具の形状	119
3.3.2	溝型すくい面工具の切削機構(きりくず形状, 応力分布)	120
3.3.3	溝型すくい面工具の切削特性(塑性域, 流動応力分布)	121
3.3.4	溝型すくい面工具の工具すくい面上の応力と温度分布	122
3.3.5	溝型すくい面工具の切削厚さに対する切削力と切りくず厚さの変化	124
3.3.6	溝型すくい面工具の切削厚さに対するカール半径の変化	124
3.3.7	溝型すくい面工具の切削機構(切削厚さに対する影響)	125
3.3.8	溝型すくい面工具のすくい面上の応力と温度分布	126
3.3.9	曲面溝型すくい面工具の形状	128
3.3.10	曲面溝型すくい面工具の切削機構	129
3.3.11	曲面溝型すくい面工具のすくい面上の応力と温度分布	130
3.3.12	曲面溝型すくい面工具の形状	132
3.3.13	ブレーカの高さによる切削機構の変化	133
3.3.14	ブレーカの高さが切削力と切りくず形状に与える影響	134
3.3.15	ブレーカの高さが切削温度と加工変質層に与える影響	134
4.2.1	本研究で使用する摩耗特性	146
4.3.1	Paulの決定論的破壊条件にWeibull分布を重畳した確率的破壊条件モデル	156
4.3.2	確率的破壊条件の温度依存特性	157
4.3.3	工具刃先変位と工具内応力分布を求めるための有限要素法モデル	158
4.3.4	工具の信頼性の評価因子 M_{r50}	159

4.5.1	単一すくい面工具の工具損傷特性と加工性能	162
4.5.2	単一すくい面工具の工具損傷と加工精度	163
4.5.3	確率的破壊応力条件に対する主応力分布 (単一すくい面工具)	164
4.5.4	2段すくい面工具の工具損傷特性と加工性能	168
4.5.5	2段すくい面工具の工具損傷と加工精度	169
4.5.6	温度しきい値 θ_{ST} を変更した場合の寿命特性	170
4.5.7	溝型すくい面工具の溝性状による耐欠損性能の比較	171
4.5.8	溝型すくい面工具の工具損傷特性と加工精度性能	173
4.5.9	溝型すくい面工具の損傷状態と加工精度	174
5.1.1	破断切りくずの断面組織写真	187
5.2.1	初期モデルの作成方法	190
5.2.2	有限要素の追加と境界条件の入れ替え	191
5.2.3	チップブレードカ点でのリメッシュ過程 その1	193
5.2.4	チップブレードカ点でのリメッシュ過程 その2	194
5.2.5	き裂近傍の有限要素の細分化の方法	197
5.3.1	切りくず形状の解析結果と実験結果の比較 ($\alpha_0=10$ deg)	201
5.3.2	切りくず形状の解析結果と実験結果の比較 ($\alpha_0=0$ deg)	202
5.3.3	切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=10$ deg, $t_1=0.10$ mm)	203
5.3.4	切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=10$ deg, $t_1=0.25$ mm)	204
5.3.5	切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=10$ deg, $t_1=0.36$ mm)	205
5.3.6	切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=0$ deg, $t_1=0.10$ mm)	206
5.3.7	切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=0$ deg, $t_1=0.25$ mm)	207
5.3.8	切りくず破断過程の解析結果 ($\alpha_0=0$ deg, $t_1=0.36$ mm)	208
5.3.9	ブレードカに負荷する力の変動	209
5.3.10	切りくず破断過程 ($t_1 = 0.10$ mm の場合)	212
5.3.11	切りくず破断過程 ($t_1 = 0.25$ mm の場合 その1)	213
5.3.11	切りくず破断過程 ($t_1 = 0.25$ mm の場合 その2)	214
5.3.12	切りくず破断過程 ($t_1 = 0.36$ mm の場合)	215
5.4.1	解析で使用した工具形状	218
5.4.2	切りくず破断状況に対するチップブレードカの高さの効果	220
5.4.3	ear型切りくずの破断過程	221
5.4.4	チップブレードカの高さ h_B が及ぼす切削特性への影響	223
5.4.5	溝幅による切削機構の変化	224
5.4.6	切りくず破断状況に対する溝幅の効果	225
5.4.7	溝幅 w_G が及ぼす切削特性への影響	226
6.2.1	切削条件に対する評価因子の分布	241
6.2.2	最適切削条件の探索結果	242
6.2.3	工具形状を表現する設計変数	248

6.2.4	解析結果の例（曲面工具）	249
6.2.5	解析結果の例（エッジ面工具）	250
6.2.6	切削力への影響度が高い要因	251
6.2.7	加工変質層への影響度が高い要因	252
6.2.8	工具寿命への影響度が高い要因	253
6.2.9	工具欠損への影響度が高い要因	254

表 目 次

2.1	すくい角に対する摩擦特性定数の値	61
2.2	切削機構の予測解析で用いた材料パラメータ	72
2.3	単一すくい面工具の切削条件	76
2.4	工具すくい面上の温度分布測定時の切削条件	77
3.1	2段すくい面工具の切削急停止実験における切削条件	96
3.2	2段すくい面工具と単一すくい面工具の切りくず接触長さの比較	98
3.3	溝型すくい面工具の切削機構（せん断角の比較）	115
3.4	溝型すくい面工具の切削機構（切削力の比較）	116
3.5	溝型すくい面工具の切削特性（切削温度の比較）	116
3.6	溝型すくい面工具と単一すくい面工具の切削特性の比較（仕上げ面表層の 相当塑性ひずみ量の比較）	117
3.7	曲面溝型すくい面工具の切削特性の比較（仕上げ面表層の相当塑性ひずみ 量の比較）	127
4.1	本研究で使用する摩耗特性定数	147
4.2	解析で使用了た欠損確率のパラメータ（Volume=1.0 mm ³ ）	153
4.3	工具の弾性有限要素法解析に用いた材料パラメータ	153
5.1	切りくず破断過程の解析で用いた材料パラメータ	198
6.1	最適切削条件探索のパラメータの例	240
6.2	工具形状パラメータとその水準	245
6.3	L ₁₆ (2 ¹⁵) 直交配列表をもとにした計算条件	246

謝辞

本研究を遂行するにあたっては非常に多くの方々の御助力を頂きました。論文を完結できたことについて最上の敬意を表します。

白樫高洋教授（現 東京電機大学）、帯川利之助教授（本論文審査の主査）には、学部、修士過程、博士後期過程と永年にわたり研究の御指導、御助言を頂き誠に感謝いたします。今後とも御指導をお願いする所でありたいです。

また、本論文を総括するにあたり、御指導、御助言を頂いた、青木繁教授、斎藤義夫教授、戸倉和教授、中村春夫助教授の審査員の先生方に厚く御礼申し上げます。

さらに、有限要素法の実践は笹原弘之助教授（現 東京農工大学）に、塑性加工は吉野雅彦助教授に、工具摩耗や工具欠損ならびに人工知能関連は松村隆助教授（現 東京電機大学）に、学部ころから、絶間なく献身的に御指導いただくとともに、研究者とはについても深く勉強させていただきました。ここに深く感謝いたします。

最後に切削の有限要素法について非常に有意義な議論をしていただいた、当時研究室におられた大淵慶史先生（熊本大学）に深く感謝いたします。