

博士論文

チタン合金の切削加工における工作機械因子が
工具寿命に与える影響に関する研究

Study on the effect of machine tool factors
on tool life in cutting titanium alloy

2020 年

名古屋工業大学大学院工学研究科

藤瀬 憲則

目 次

第 1 章 序論	
1.1 研究背景	… 2
1.1.1 工具寿命に影響を与える因子	… 2
1.1.2 チタン合金の切削加工の現状と課題	… 7
1.2 既往の研究	… 13
1.2.1 振動が工具寿命に与える悪影響	… 14
1.2.2 振動が工具寿命に与える好影響	… 15
1.2.3 びびり振動抑制技術について	… 15
1.3 本研究の位置づけおよび目的	… 17
1.4 本論文の流れ	… 18
第 2 章 主軸系および工具系の動的特性が工具寿命に及ぼす影響	
2.1 緒言	… 20
2.2 生爪の成形方法	… 20
2.3 把持面の当たり評価	… 22
2.4 主軸系および工具系の動的特性の評価	… 25
2.4.1 工作物の把持力による主軸系の動的特性	… 25
2.4.2 工具突出し長さによる工具系の動的特性	… 28
2.5 工具寿命試験	… 31
2.5.1 実験方法	… 31
2.5.2 実験結果	… 31
2.6 考察	… 37
2.7 結言	… 42

第3章 工具寿命に影響を与える動的工具支持特性	
3.1 緒言	… 44
3.2 工具寿命に及ぼす振動方向の影響	… 44
3.3 平行板ばね構造冶具	… 50
3.3.1 平行板ばね構造冶具について	… 50
3.3.2 ハンマリング試験	… 50
3.4 工具寿命試験	… 54
3.4.1 実験方法	… 54
3.4.2 実験結果	… 55
3.5 考察	… 59
3.6 結言	… 63
第4章 板ばね構造ミリング工具が耐欠損性に与える影響	
4.1 緒言	… 66
4.2 板ばね構造ミリング工具	… 66
4.2.1 工具形状	… 66
4.2.2 ハンマリング試験	… 68
4.3 工具寿命試験	… 71
4.3.1 実験方法	… 71
4.3.2 切削力	… 73
4.3.3 工具形状の影響	… 76
4.3.4 切削速度の影響	… 78
4.3.5 送りの影響	… 81

4.4 考察	… 82
4.4.1 切削力の立上り時間	… 82
4.4.2 工具食いつき時の衝撃力	… 82
4.5 結言	… 87
第5章 総括	… 90
第6章 結論	… 94
参考文献	… 96
研究成果	… 105
謝辞	… 106

第 1 章 序論

1.1 研究背景

1.1.1 工具寿命に影響を与える因子

切削加工において工具寿命とは、逃げ面およびすくい面の摩耗が一定の判断基準値に達したとき、もしくはチップング、フレーキング、欠損、熱き裂、塑性変形などの工具損傷が発生し切削加工が継続困難になった時である。この時点をもって工具寿命と判断し工具交換されるが、一般的には加工した製品の精度、個数、または切削時間などを考慮して工具交換される。

そして、図 1.1 に示すように摩耗、チップング、フレーキング、欠損といった工具摩耗および損傷に影響を与える 4 つの因子がある。まず 1 つ目は工具の材種、コーティング、刃先形状などの工具因子^{1~10)}である。2 つ目は被削材の引張強度、硬さ、熱伝導率などの機械的特性または熱処理、添加物などの被削材因子^{11~16)}である。3 つ目は連続切削あるいは断続切削といった切削形態や切削速度、切込み、送り、切削油剤などの切削条件因子^{17~25)}である。最後、4 つ目は工作機械の静剛性、動剛性などの工作機械因子である。1 つ目から 3 つ目までの工具因子、被削材因子、切削条件因子が工具寿命に影響を与えることは一般的によく知られている。そして長年、数多くの研究者により研究がなされており、近年でも新しく開発された素材に対し、3 つの因子が工具寿命にどのような影響を与えるのか研究が行われている。しかしながら、4 つ目の因子である工作機械が工具寿命へ及ぼす影響については、いくつかの研究があるに過ぎない。

例えば、村田は工具寿命変動の原因は基本的に 2 つのグループに大別できるとしている²⁶⁾。1 つ目は本質的変動である。工具摩耗はミクロ的に見れば、工具材の微細な破壊現象で、その現象を支配する自然法則そのものに確率的な要素があり、不規則変動を生じる。よって、品質が良く管理された被削材や工具などを用いて、切削条件を一定に制御して実験を行ったとしても避けることのできない変動要因である。2 つ目は系統的変動である。これは被削材や工具の品質、工作機械の剛性、切削条件のばらつきが原因となる変動要因である。図 1.2 は品質が良く管理された被削材と工具を用いて、3 台の工作機械で同一切削条件、同一実験室において同一実験者による工具寿命試験の結果である。同一工作機械での繰り返しデータは極めて良く一致しているが、異なる機械間では工具寿命に 2 倍以上もの差がある。各工作機械とも無段階変速によって任意の切削速度を設定可能であるが、工作機械 C のみクローズドループによって切削による負荷によらず主軸の回転速度を±0.5%の精度で制御できる。一方、工作機械 A と B は、切削による負荷によって主軸の回転速度が低下する。ただし、この主軸回転速度の低下を Taylor の寿命方程式により補正しても、工具寿命には 1.6—

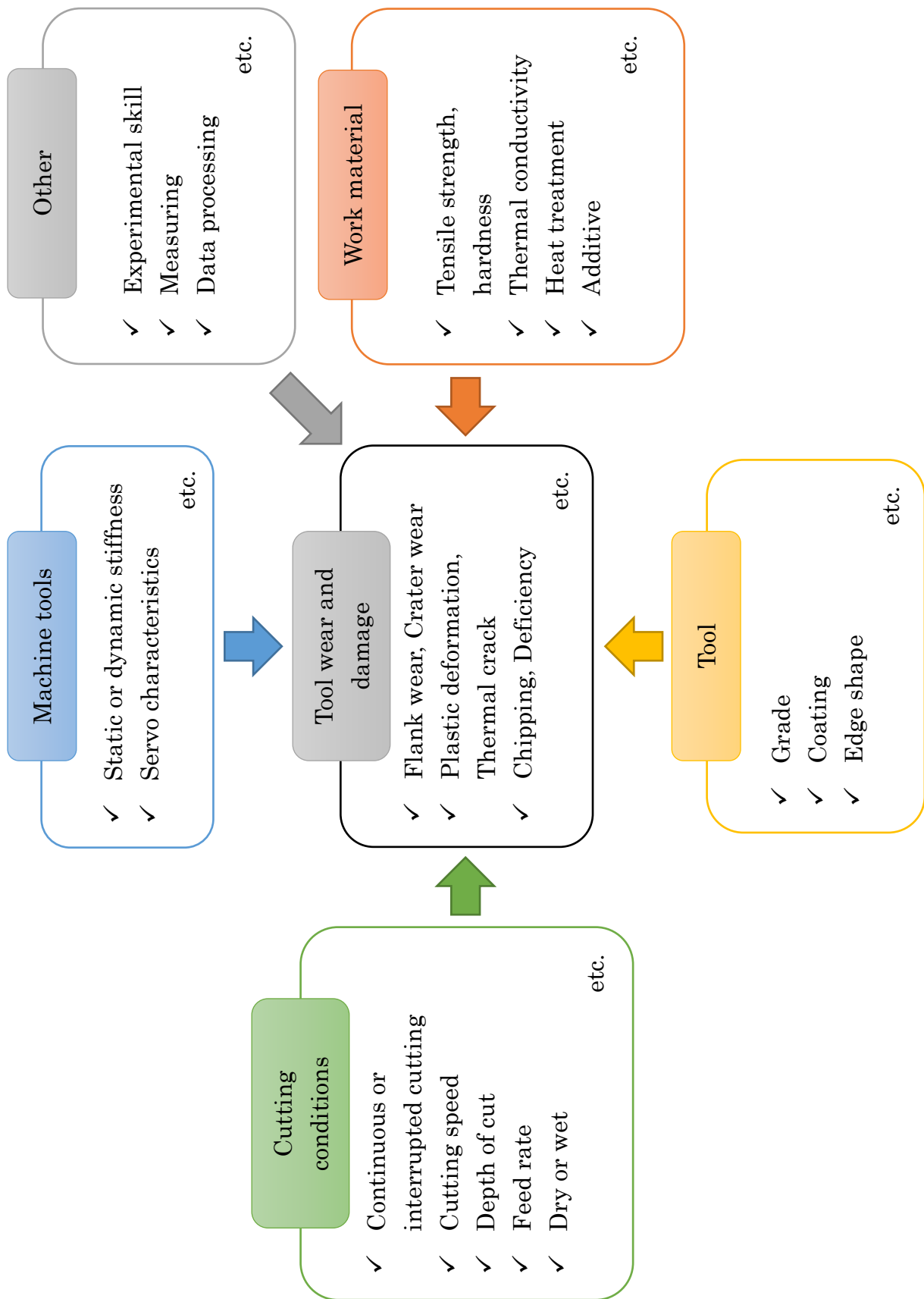


Fig. 1.1 Four factors that affect tool life

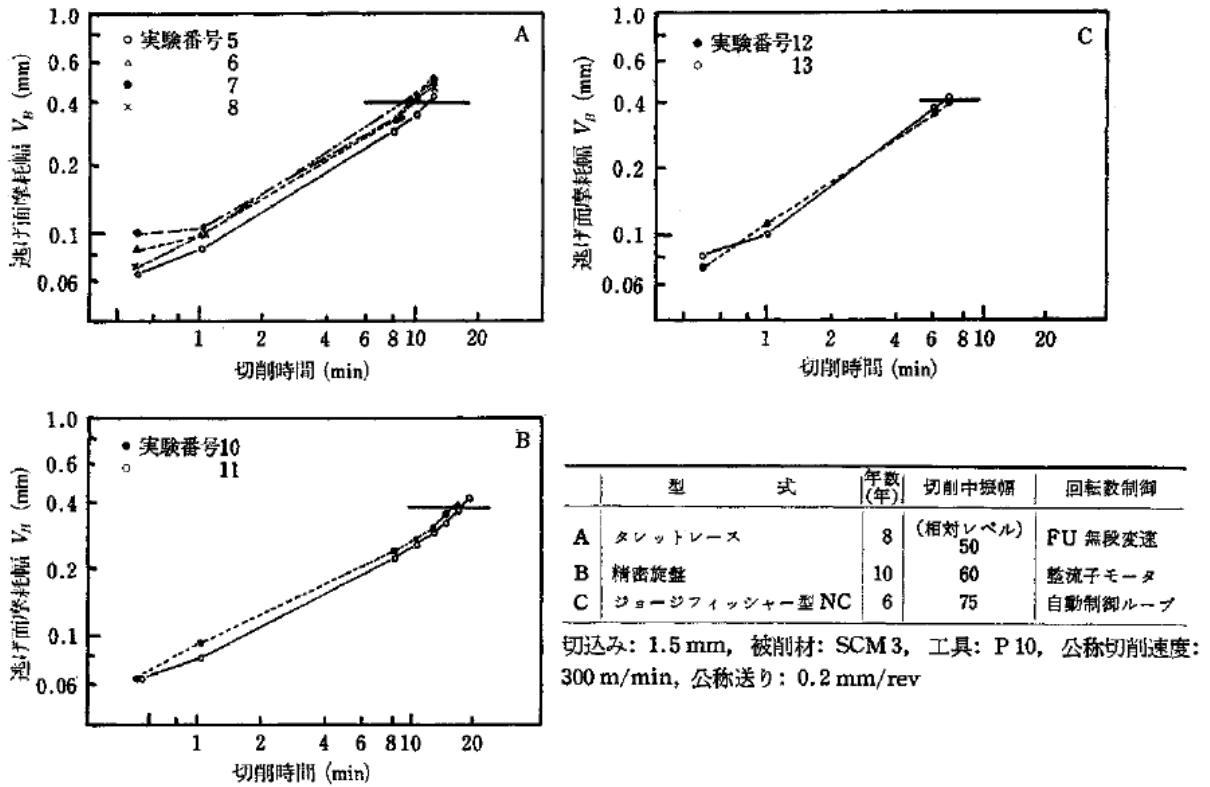
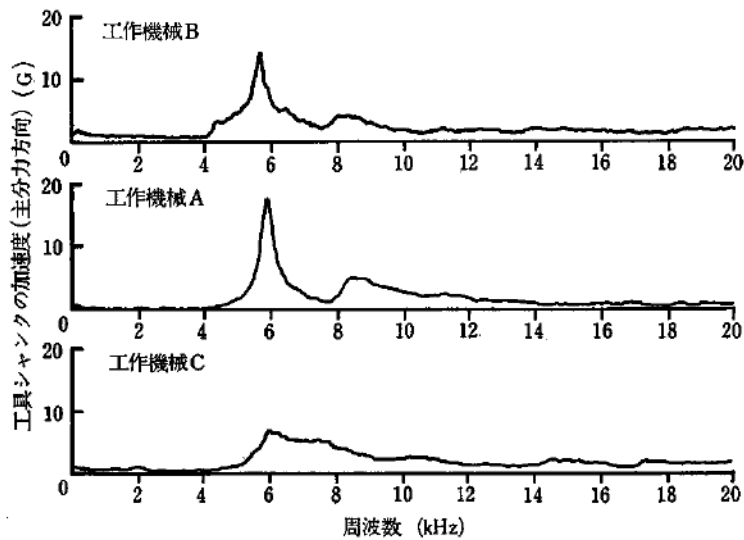


Fig. 1.2 Machine tools influences on tool life²⁶⁾



切削速度: 300 m/min, 切込み: 2 mm, 送り: 0.2 mm/rev, 被削材: SCM3,
 工具: P20, 工具シャンク角: 25 mm角, 分析器: SD330 実時間分析計 (分解
 能 256 BINS, サンプリング数 750 語), 図は 64 回繰返し分析したデータの平均

Fig. 1.3 Acceleration spectrum during cutting of each machine tools²⁶⁾

1.9 倍の差がある。この場合、被削材、工具、実験者、環境などの影響は考えられないため、明らかに工作機械に起因する工具寿命変動である。そして、図 1.3 に切削中の工具シャンクの振動加速度の周波数解析結果を示す。工作機械 A と B は約 6 kHz と約 8 kHz 付近での振動が大きいことが分かる。工作機械 C は約 6 kHz 付近での振動が大きいことが分かる。しかし、図 1.2 の各工作機械の工具摩耗曲線と比較してみると、約 6 kHz 付近の振動が大きいつまり動剛性の低い工作機械 A と B の方は工具寿命が長く、振動が小さいつまり動剛性の高い工作機械 C の方は工具寿命が短い。このように工具シャンクの振動が要因ではないかとされているが、振動の大小と工具寿命の長短に係る関係性は無く、その原因については不明のままである。

他に、大谷らは 15 台の異なる旋盤を用いて、cBN 工具およびサーメット工具で焼入れ鋼(SKD11)の旋削加工を実施し、工具寿命を調査した結果を報告している²⁷⁾。表 1.1 に 15 台の旋盤の仕様概略を示す。No.1 から No.5 は同一のメーカーであり、そのうち No.1 から No.4 は主軸モータの出力および主軸回転速度の変速機構に違いがあるが同一タイプの機械である。そして、No.6 から No.8 および No.9 と No.10 はそれぞれ同一のメーカーであるが、機種が異なった機械である。その他の機械は、メーカーも異なった機械である。図 1.4 に各旋盤で得られた工具寿命曲線を示す。cBN 工具はいずれの切削速度においても安定した正常摩耗であった。ただし、No.2 の旋盤において切削速度 115 m/min の場合に切れ刃から逃げ面にかけて欠損が発生し、その他の旋盤においては切れ刃部分に溶着が多く観察されたことから、主として被削材の溶着剥離による工具摩耗と考えられる。そして、サーメット工具は切削速度 20 m/min と 30 m/min で工具損傷の状況が大きく異なり、切削速度 30 m/min においては全 14 台(都合により No.10 での試験は実施せず)のうち 12 台の旋盤で 7 min 以内に切れ刃からすくい面にかけて欠損が発生した。これに対し切削速度 20 m/min では切れ刃にチッピングが観察されるものがわずかにあったが欠損は発生せず、逃げ面摩耗のみであった。このように cBN 工具およびサーメット工具ともに切削条件因子である切削速度による工具寿命の差は有意である。さらに、各旋盤による工具寿命の差は各工具で切削速度により優劣関係が異なっており、工作機械因子が影響していることを意味している。また、同様に大谷らによってセラミック工具による焼入れ鋼の旋削加工に対する工具寿命試験の結果も報告されている²⁸⁾。

しかしながら、どちらの報告も工作機械因子による工具寿命の差は認められるものの、工作機械と工具寿命との因果関係は不明のままである。よって、工作機械因子と工具寿命の因果関係を明らかにし工作機械の設計にフィードバックすることは、生産性向上や工具費削減の点からも重要な課題である。

Table 1.1 Data of the lathes tested²⁷⁾

Lathe No.	Manufacturer	Type	Motor power kW	Continuously variable speed control	Manufactured year
1	A	a	9	○	1967
2	A	a	12	×	1969
3	A	a	9	○	1962
4	A	a	11	×	1971
5	A	b	11	×	1978
6	B	c	11	○	1964
7	B	d	7.5	○	1970
8	B	e	11	×	1977
9	C	f	5.5	○	1969
10	C	g	7.5	×	1977
11	D	h	2.2	○	1966
12	E	i	5.5	○	1968
13	F	j	5.5	○	1965
14	G	k	11	○	1962
15	H	l	7.5	○	1976

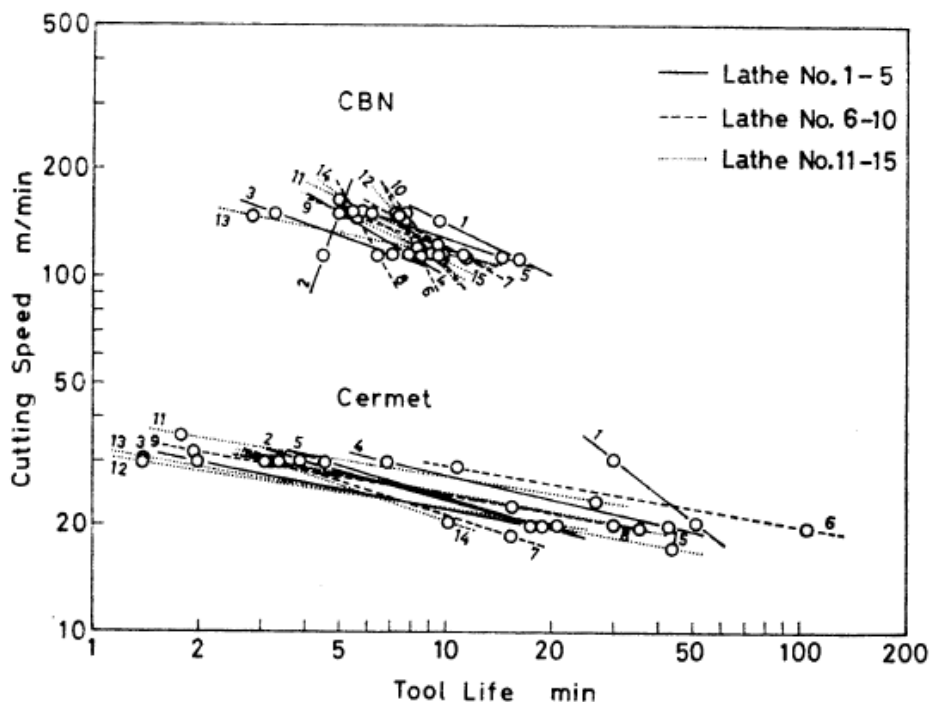


Fig. 1.4 Tool life curves of the tested tools in machining of SKD 11 steel
 (Depth of cut : 0.2 mm, Feed : 0.1 mm/rev,
 Criterion : 0.2 mm average flank wear or fracture)²⁷⁾

1.1.2 チタン合金の切削加工の現状と課題

近年、航空会社の民営化や規制緩和により、北米、欧州をはじめ各国で LCC(Low Cost Carrier)が設立された。2012年には日本にも LCC が設立されたほか、新興国でも航空自由化に伴って多くの LCC が設立された。2017年には世界における国内線の提供座席数の約 30%は LCC によって提供されている。さらに、東南アジアでは国内線の提供座席数に占める LCC のシェアは 2017 年では約 50%であるが、2020 年には 70%を超えるると予測されている²⁹⁾。そして、図 1.5 は 2017 年時点の世界での民間航空機の保有機数と、2017 年以降の需要予測を示している³⁰⁾。2017 年の民間航空機の保有機数は 22,337 機から、20 年後の 2037 年には約 1.8 倍の 39,867 機に増加すると予想されている。そのうち 33,530 機は 20 年間での納入機数で、その内訳は 16,000 機が現有機の代替需要で、17,530 機が旅客数増加に伴う新規需要であり、ますますの需要拡大が見込まれている。

図 1.6 に最新のボーイング社の代表機種 787 型機の機体に使われる素材の割合を示す³¹⁾。そして、図 1.7 は民間航空機の 1 機あたりの機体構造材料の比率の推移を示す³²⁾。機体の軽量化による燃費向上の観点から、胴体や翼などの主素材はアルミニウムから CFRP(Carbon Fiber Reinforced Plastics : 炭素繊維強化プラスチック)などの複合材へシフトし機体重量の 50%を占めている。そして、CFRP の使用率の増加に伴い、アルミニウムの使用率は減少し、チタン合金の使用率が増えている。これは CFRP 中の炭素繊維は電気を通し、かつ電位が高い材料であるため、炭素繊維よりも

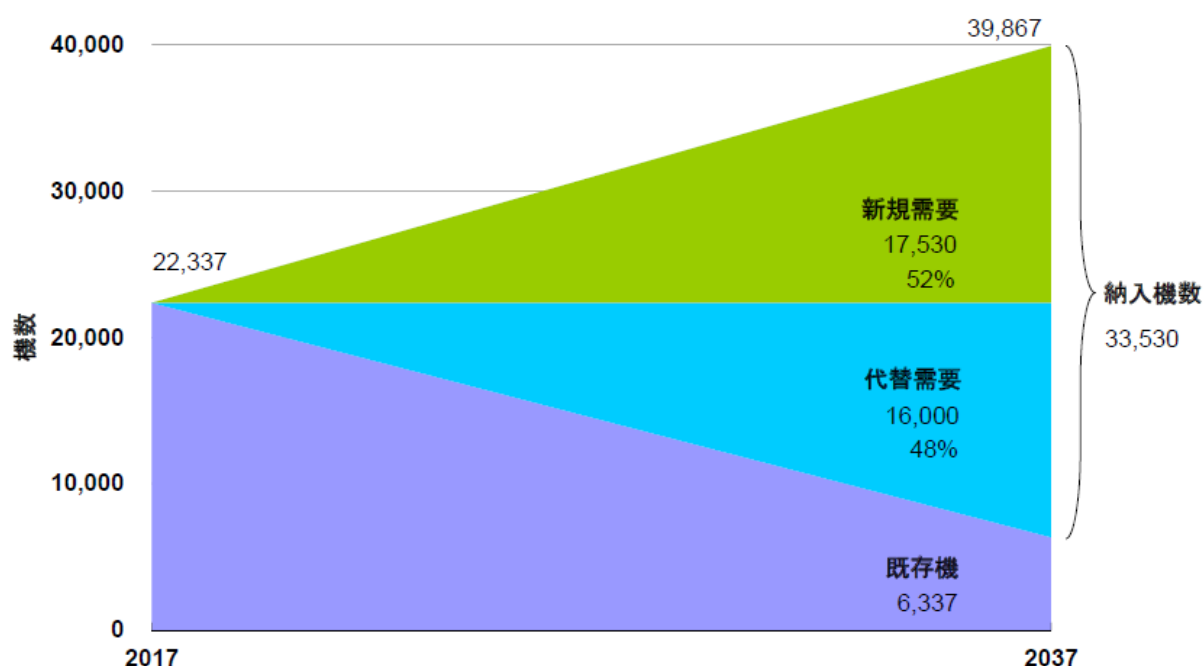


Fig. 1.5 Demand forecast for passenger jets³⁰⁾

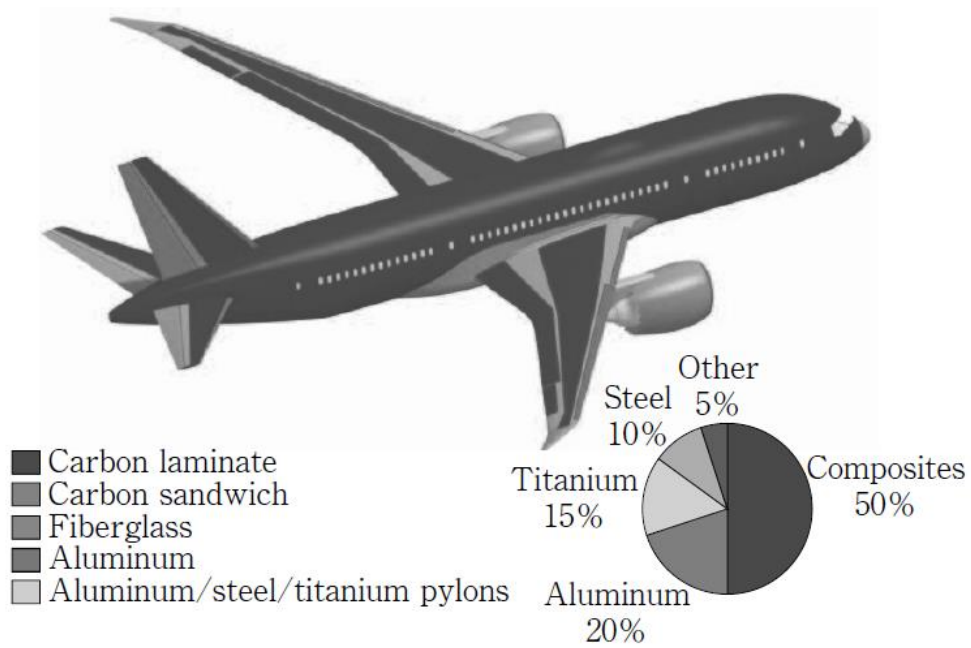


Fig. 1.6 Ratio of materials used in the 787³¹⁾

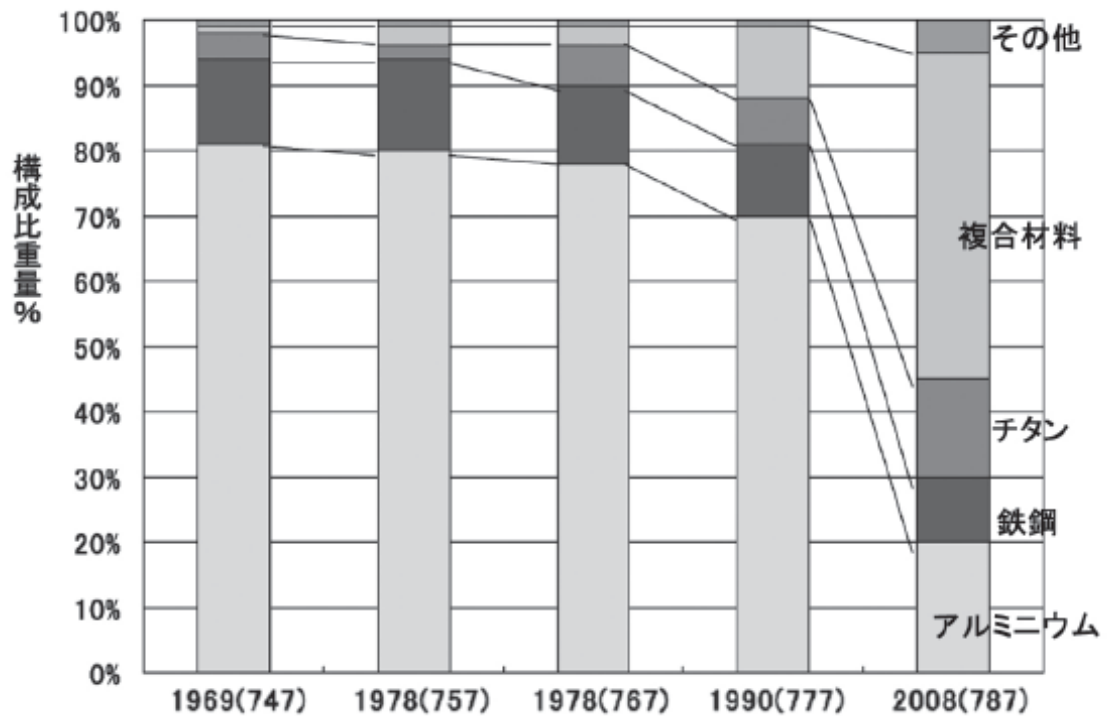


Fig. 1.7 Changes in aircraft structural materials for commercial aircraft³²⁾

電位が低い金属部品は CFRP と接触した状態で、雨や露で濡れるとガルバニック反応を起こし、電位の低い金属側に腐食(ガルバニック腐食)が生じるためである³³⁾。従来、航空機によく用いられていたアルミニウムは CFRP との電位差が大きく腐食を起こしやすいが、チタン合金は CFRP との電位差が小さく腐食を起こしにくいいため、CFRP の適用増加に伴いチタン合金の使用量も増えている。

その航空機に用いられるチタン合金製の部品は主に切削加工によって製作されるが、チタン合金は難削材であり被削性指数³⁴⁾の低さや難削指数³⁵⁾の高さからも窺い知れる。また高温強度が高い、縦弾性係数が小さい、熱伝導率が低い、化学的反応性が高いなどの観点から工具寿命が非常に短く削りにくい材料として一般的に知られている³⁶⁾。しかし、図 1.8 に示すようにチタン合金の切削抵抗は S45C や SUS304 と比較して小さく、切削抵抗の大小で言えば削りやすい材料である³⁷⁾。一方で、図 1.9 は工具すくい面にかかる応力を示したものである³⁸⁾。切削抵抗はチタン合金の方が小さいものの、すくい面にかかる応力はチタン合金の方が約 4 倍高いことが分かる。従って、チタン合金の方は切削力が切れ刃近傍に集中する。その結果、図 1.9 に示すように一般的な摩耗形態である切れ刃から少し内側に入った所にはクレータ摩耗が生じにくく、切れ刃近傍のすくい面にクレータ摩耗が発生する。この切れ刃近傍のクレータ摩耗は刃先角を小さくし刃先強度を低下させるため、チップングや欠損が発生しやすくなる。

そして、図 1.10 に旋削加工における切削熱の工具と切りくずへの配分比率を示す³⁹⁾。K 種の超硬工具で切削した場合、機械構造用炭素鋼の S45C は切削熱の約 50% が工具側に伝わり、工具と切りくずに伝わる比率が 1 : 1 である。一方、チタン合金は切削熱の約 80% が工具側に伝わり、工具と切りくずに伝わる比率は 4 : 1 である。こ

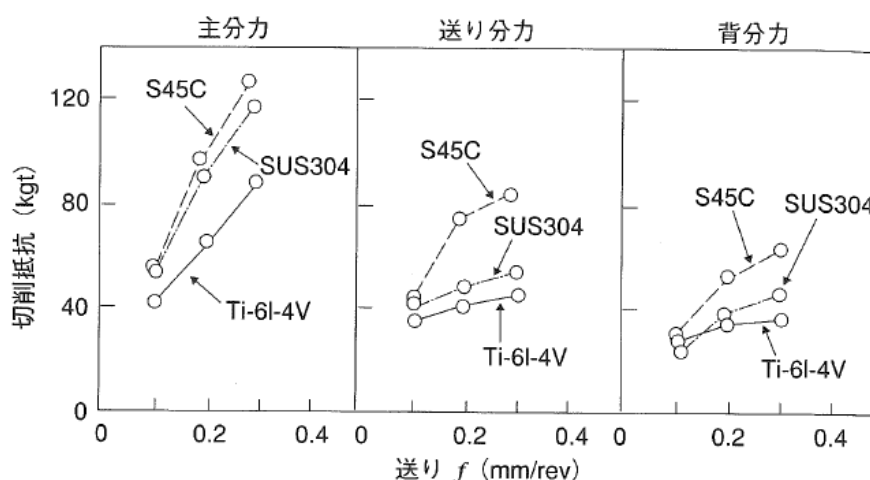


Fig. 1.8 Cutting force when cutting various materials³⁷⁾

のようにチタン合金は熱伝導率が低いため、切削熱が工具側に蓄積しやすく工具摩耗が著しく速くなる。

さらに、図 1.11 は(a)一般的な鋼材の場合と(b)チタン合金の場合について、種々の切削速度で旋削したときのバイトシャンクに取付けられた加速度ピックアップによって測定された振動を周波数分析した結果を比較したものである⁴⁰⁾。グラフの上部には、ハンマリング試験により測定したバイトシャンクの周波数応答関数である。工具支持系の固有振動数が 750 Hz, 1,250 Hz であることを示している。その下に、種々の切削速度で切削中に生じる振動を周波数分析した結果を示している。いずれも 750 Hz, 1,250 Hz 付近の工具支持系の振動が発生している。そして、(b)チタン合金の場合は切削速度が高いほど、4,600 Hz 付近の振動が大きく発生している。このチタン合金の切削中に振動数の高い振動が生じる原因は、図 1.12 に示すように鋸歯状の切りくずを生成するためである⁴¹⁾。このような鋸歯状の切りくずが生成されるとき、せん断面で周期的に材料が滑ることで切削力が変動し振動が発生する。この鋸歯状切りくずは、一般的な鋼材の場合は切削条件や切れ刃形状により流れ型切りくずに変えることができるが、チタン合金の場合は切削条件や切れ刃形状を変えても避けることができないとの報告がある⁴²⁾。また、鋸歯状切りくず生成が振動源となり工作物および工具を振動させ工具寿命を低下させる。

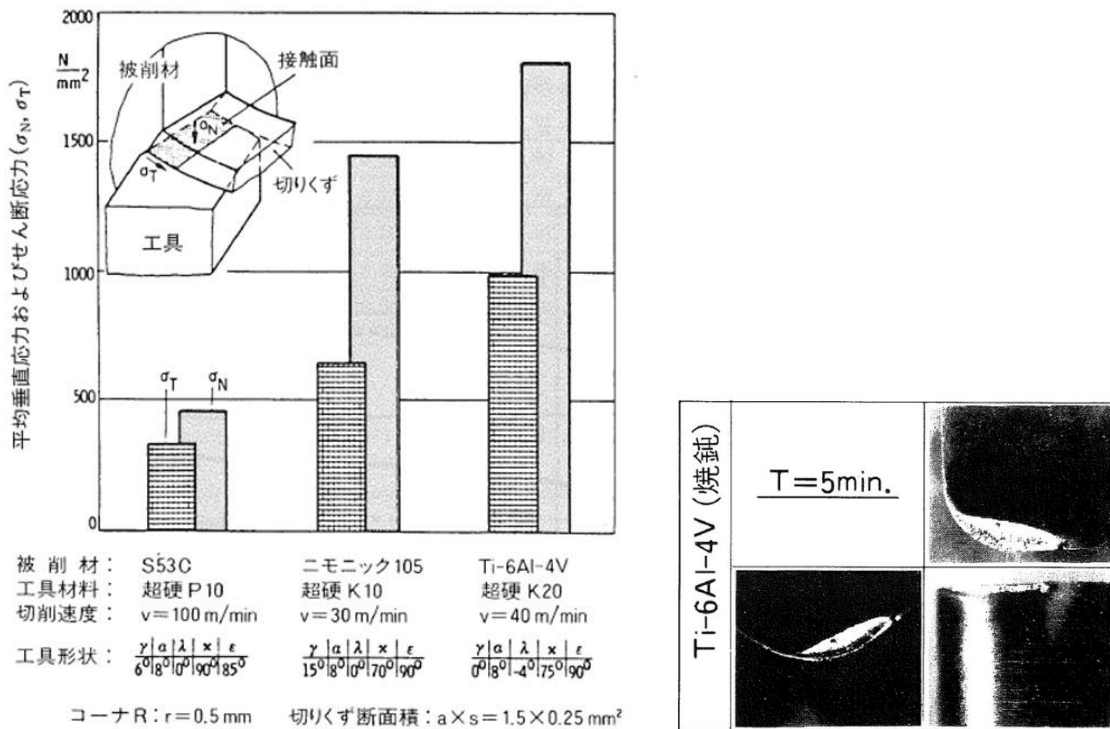


Fig. 1.9 Stress and tool wear on the rake face³⁸⁾

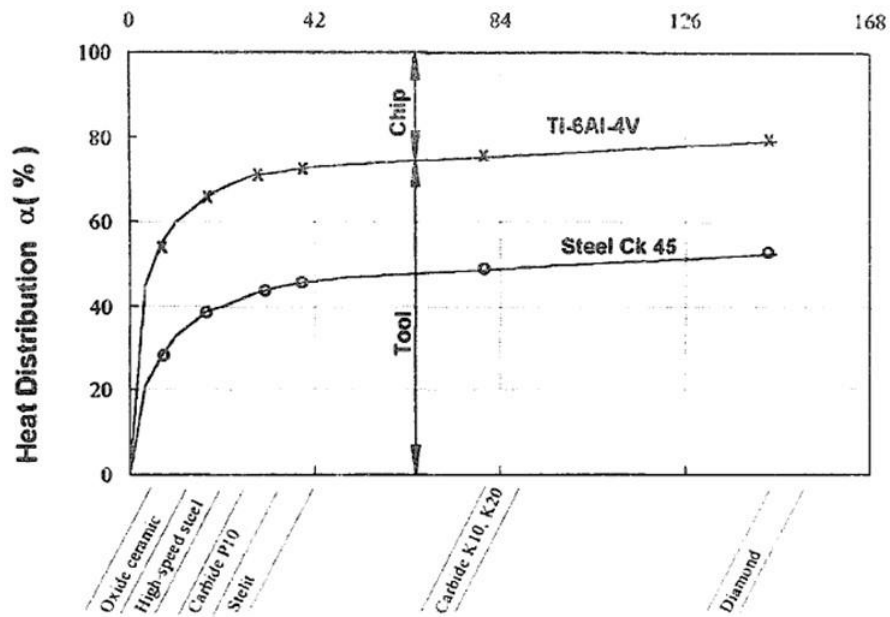
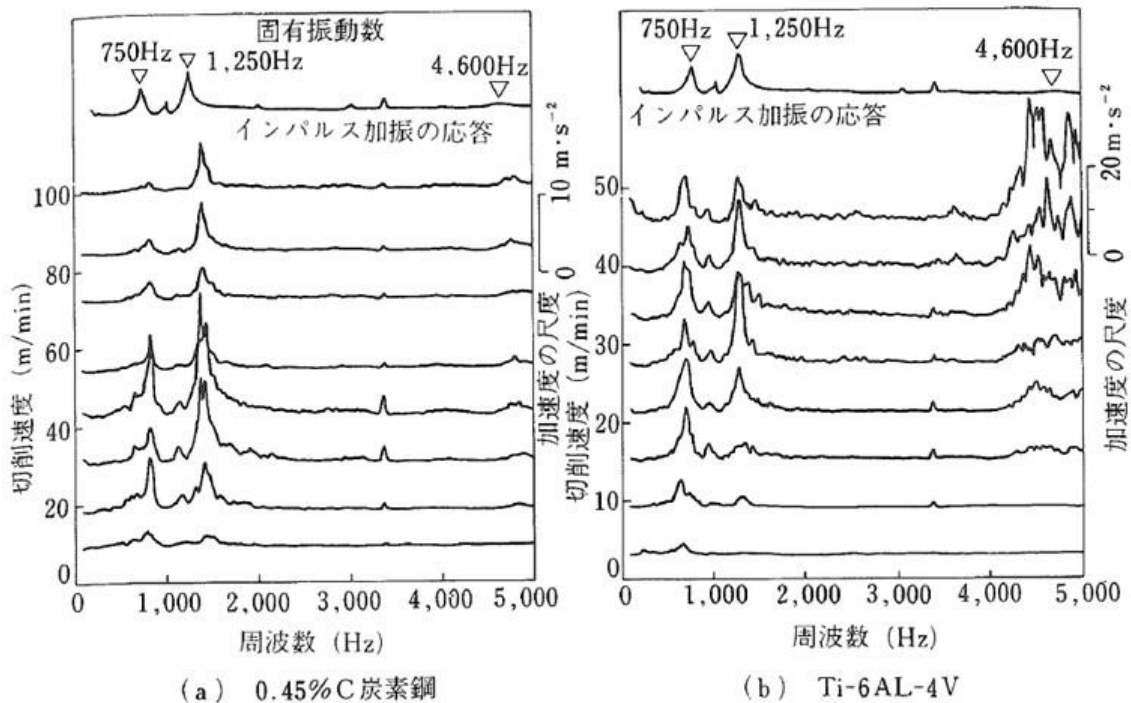


Fig. 1.10 Distribution ratio of cutting heat in turning³⁹⁾

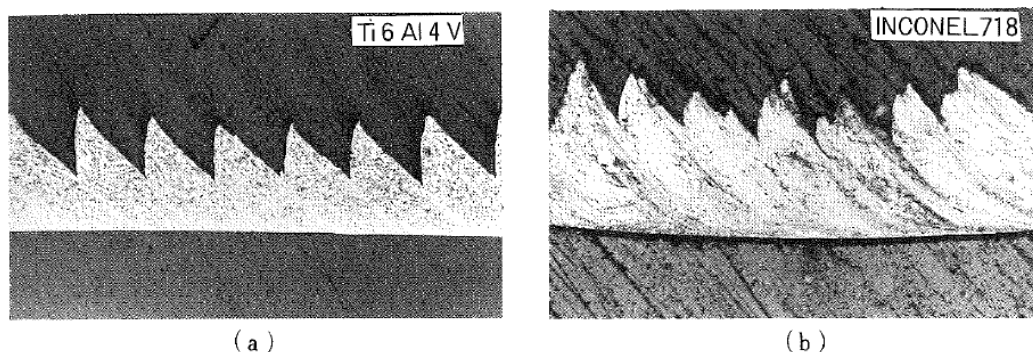


超硬工具M20種, 切り込み 1 mm, 送り 0.2mm/rev, 切削油 Trimsol 10 : 1 水溶液

Fig. 1.11 Tool shank vibration during turning at various cutting speeds of titanium alloy and steel⁴⁰⁾

このように、航空機産業においてチタン合金の切削加工の需要が増加する中、チタン合金特有の熱伝導率が低いため刃先の切削温度が上がりやすい、鋸歯状切りくず生成による切削力の変動や縦弾性係数が小さいため振動が生じやすいなどの問題を解決した高速、高能率加工が求められている。しかし、高能率なチタン合金の切削加工を妨げる要因が前述のチタン合金特有の問題による工具寿命の低下である⁴³⁾。例えば、前者の問題である切削温度に関しては高圧クーラント^{44~48)}、MQL⁴⁹⁾、低温切削⁵⁰⁾⁵¹⁾などによる工具の冷却が工具寿命の長寿命化に効果を示している。

一方で、後者の問題である振動に関しては工作機械や工具の動剛性を高くするのが一般的であるが、近年では安定限界線図^{52~54)}による回避や制振合金⁵⁵⁾、防振工具⁵⁶⁾⁵⁷⁾がびびり振動抑制の効果を示している。しかしながら、チタン合金は40–60 m/minの低速で切削加工が行われるため安定限界線図では安定領域の利用が困難なため、工作機械や工具の動剛性を高める必要がある⁵⁸⁾。ただし、むやみやたらに工作機械や工具の構造物を大きくし動剛性を高めることはできないため最適な設計が望まれるが、近年このような工作機械や工具の動剛性と工具寿命の関係についてほとんど研究がなされていない。



切削工具：超硬ISO M20種4角チップ
 形状(5, -5, 5, 5, 30, 60, R0.2mm)
 切削条件：切削速度90m/min, 送り0.4mm/rev, 切り込み1mm
 切削油：Trimsol 10：1水溶液

Fig. 1.12 Longitudinal section of chip by turning titanium alloy and Ni-based heat-resistant alloy⁴¹⁾

1.2 既往の研究

前節 1.1 では、工具寿命に影響を及ぼす因子として工具因子、被削材因子、切削条件因子について長年数多くの研究がなされており、その他に工作機械因子があることを述べた。ただし、工作機械因子として工作機械の剛性が工具寿命へ影響を与えるとされながらも、その因果関係については不明のままである。また近年、成長が著しい航空機産業に用いられているチタン合金の切削加工について、切削力や切削温度の影響の他に鋸歯状の切りくず生成などによる振動が問題となることを述べた。そして、チタン合金の高能率な切削加工を妨げる要因の工具寿命の低下に対し、その1つの要因である切削温度については高圧クーラントや低温切削などが効果を上げている。一方で、もう1つの要因である振動については工作機械および工具の剛性を高める必要があるとされながらも具体的な対策が示されていないといった問題がある。

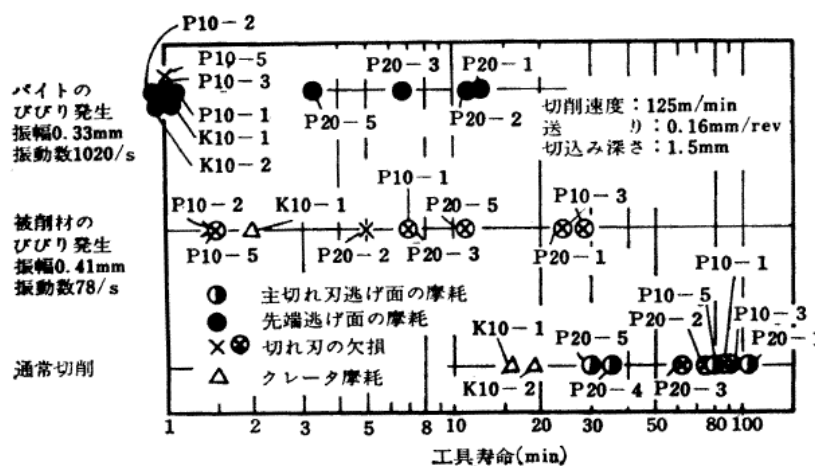


Fig. 1.13 Tool life when chatter vibration occur⁶¹⁾

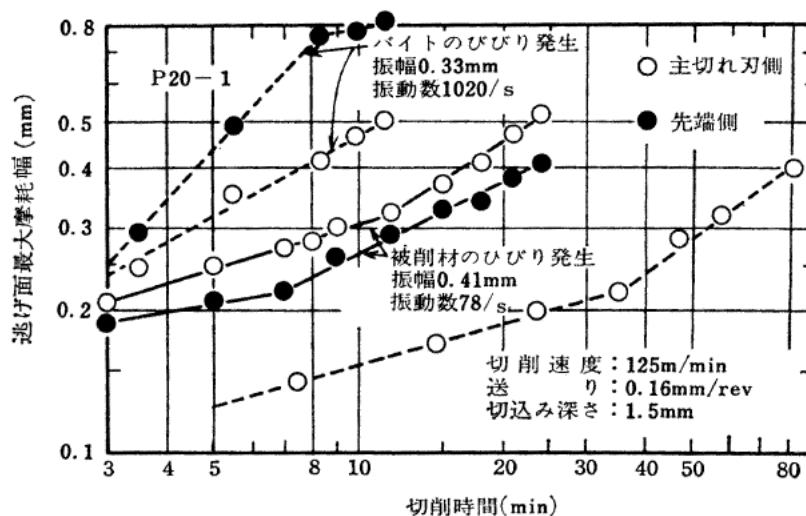


Fig. 1.14 Tool life curve with P20 tool⁶¹⁾

そこで、本節ではびびり振動などが発生した場合の工具寿命への影響と抑制技術について既往の研究を述べる。

1.2.1 振動が工具寿命に与える悪影響

まず、栗田は工具や被削材のびびり振動が工具の損傷形態や寿命にどのような影響があるか詳細に調査している^{59~61)}。図 1.13, 図 1.14 にびびり振動が発生しない通常切削と、工具または被削材にびびり振動が発生した場合の工具寿命と工具摩耗曲線を示す。工具の振動数が高いびびり振動の場合は、工具先端の逃げ面が著しく摩耗する。これはびびり振動により工具と被削材の相対切削速度が速くなるためである。また、被削材の振動数が低いびびり振動の場合は、工具のびびり振動発生時の工具損傷形態とは異なり工具に欠損を与える。そして、工具または被削材のびびり振動発生時はいずれも、びびり振動が発生しない通常切削より工具寿命が短いと報告している。

また、H. Opitz らは、びびり振動が発生する場合の超硬工具の寿命は、振動速度と切削面積および切削力の変化によって低下することを明らかにし、その正味切削時間 T_m は、最大振動速度 A_ω および振動が発生しない通常切削における正味切削時間 T_0 から算出されるとして、式(1.1)を導いている⁶²⁾。ここで、 v は切削速度、 n は正味切削時間直線の傾斜である。

$$T_m = \frac{2T_0}{\{(1 + A_\omega/v)^n + (1 - A_\omega/v)^n\}} \quad (1.1)$$

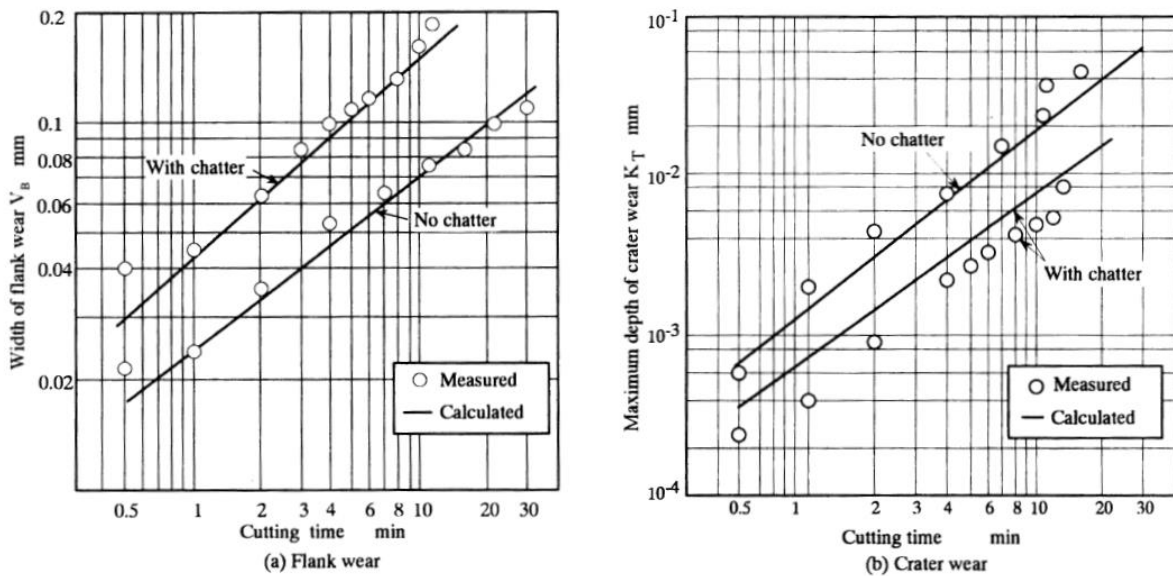


Fig. 1.15 Comparison of wear progress curves in machining with and without chatter vibration⁶³⁾

そして、臼井らは旋削加工において背分力方向のびびり振動が発生するとき、図 1.15 に示すように逃げ面とすくい面で工具摩耗の進行速度が変わることを報告している⁶³⁾。これは、逃げ面は背分力方向の振動により逃げ面に作用する垂直応力を増加させるため、逃げ面摩耗が増大する。一方で、すくい面は工具と被削材の接触時間が減少するため、すくい面摩耗が減少すると報告している。

さらに、井川らは断続切削に基づく振動による工具摩耗への影響を調査し、工具摩耗は切削速度と工具逃げ角の変動の両者の影響を受け、切削速度の 4.4 乗に比例し、工具逃げ角の 1.6 乗に反比例すると報告している⁶⁴⁾。そして、断続切削での工具摩耗を抑制するためには高い剛性、低い固有振動数、高い減衰性の工具が望ましい。しかし、これらは独立して与えることのできない特性であり、その中でも特に高い減衰性を有する工具が最も効果があるとしている。

1.2.2 振動が工具寿命に与える好影響

前節 1.2.1 に対し、隈部らの振動切削⁶⁵⁾⁶⁶⁾、社本らの楕円振動切削⁶⁷⁾⁶⁸⁾のように振動を上手く活用し工具寿命を延ばす研究も報告されている。主分力方向の振動切削では切削速度より振動速度を高くすることによって間欠的に切削が行われる。そのため僅かな時間と長さの切削と、工具が被削材から離れる動作を繰り返す。よって、時間的に平均して切削力が減少し、工具の熱的摩耗を抑制する効果があると報告している⁶⁹⁾。ただし、この振動切削には工具を超音波領域(数十 kHz)で振動させるための特殊装置が必要である。

また、櫻井らや岡村らはチタン合金のドリル加工において工具軸方向に低周波振動を与えることで、切削温度と工具摩耗を低減できると報告している^{70~73)}。これは工具軸方向に振動させることで断続切削となり、非切削時に工具刃先が冷却させることで切削温度が下がり、工具摩耗も低減したとしている。

1.2.3 びびり振動抑制技術について

そして、切削における振動抑制については、びびり振動の理論的な解析や抑制手法⁷⁴⁾⁷⁵⁾、工作機械の構造にレジコンクリートや CFRP など高減衰性材料の適用^{76~79)}、工作機械構造の要素^{80~82)}や締結部^{83~89)}の高剛性化、ER 流体のダンパや高減衰材料を用いた工具^{90~95)}、強アルカリ水にポリマを混入した溶液の中で水中切削⁹⁶⁾⁹⁷⁾、アクチュエータを用いて振動と逆位相で加振して振動を抑制するアクティブ制振^{98~101)}など数多くの振動抑制に関する研究がなされている。その中でも、ダンパや高減衰材料を用いたボーリングバーやホルダなどが市販されているが、どれも構造が複雑であ

り高価である^{102~104)}。

また、エンドミル加工での自励びり振動の対策には安定限界線図¹⁰⁵⁾を用いた主軸回転速度の最適化があり、近年その有効性が知られるようになり工作機械にもその機能が搭載¹⁰⁶⁾されるようになった。図 1.16 に安定限界線図の例を示す。この安定限界線図は、あるしきい値以上の切込みでは自励びり振動が発生することを示している。また、ある切込みで主軸回転速度を変化させると自励びり振動が発生する領域と発生しない領域が存在し、この発生しない領域が安定ポケットである。そして、被削材がアルミニウム合金の場合には切削速度 200–1,000 m/min 程度の高い回転速度で切削が行われるため、図 1.16 に示すように広い領域の安定ポケットを利用して自励びり振動を回避し高能率で加工することができる。また、一般的な鋼材についても工具材種やコーティングなどの工具の進歩により切削速度 150–250 m/min 程度で切削されるようになり、安定ポケットの幅は狭いが利用することが可能である。一方で、チタン合金は切削速度 40–60 m/min 程度の低い回転速度で切削が行われるため、安定ポケットの幅が狭く利用することができない。この場合、切込みや主軸回転速度を下げてもプロセスダンピング¹⁰⁷⁾¹⁰⁸⁾を利用することになるが加工能率は低下する。

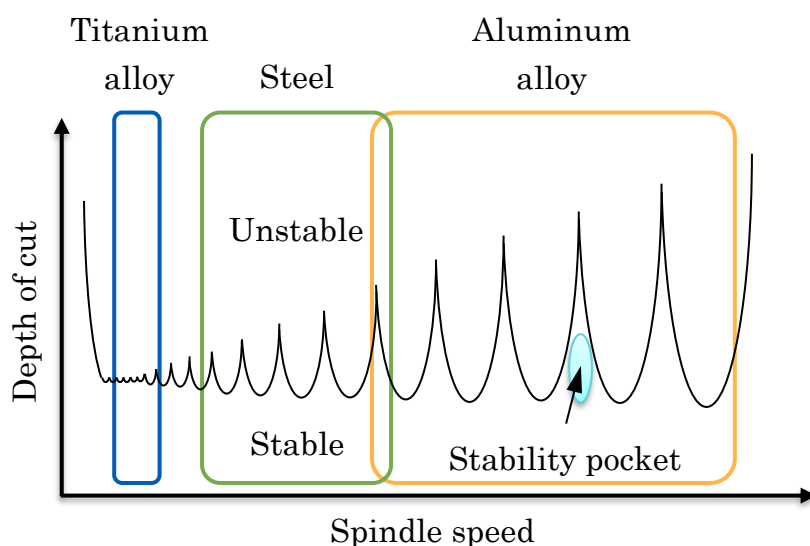


Fig. 1.16 Stability limit diagram for vibration mode of tool and spindle system

1.3 本論文の位置づけおよび目的

前節 1.1 で示したように、工具寿命に影響を及ぼす 4 つの因子がある。そのうち、工具、被削材、切削条件に関する 3 つの因子について長年数多くの研究がなされている。しかし、もう 1 つの因子である工作機械に関しては、いくつかの研究があるに過ぎない。例えば、村田や大谷らによって複数台の旋盤で工具寿命試験が行われ、機械間で工具寿命に違いがあることが示されている。しかしながら、その原因については解明されておらず不明のままである。

また近年、成長が著しい航空機産業に用いられているチタン合金の切削加工について、切削力や切削温度の影響の他に鋸歯状の切りくず生成などによる振動が問題となることを述べた。そして、チタン合金の高能率な切削加工を妨げる 2 つの要因による工具寿命の低下に対し、その 1 つの要因である切削温度については高圧クーラントや低温切削などが効果を上げている。一方で、もう 1 つの要因である振動については工作機械および工具の剛性を高める必要があるとされながらも具体的な対策が示されていないといった問題がある。

そして、前節 1.2 のびびり振動が工具寿命に及ぼす影響については、栗田によってびびり振動の振動数や振幅により工具摩耗や損傷の形態が異なること、H. Opitz らや臼井らによって、その要因は振動による相対切削速度の変動および振動による逃げ面の垂直応力の増大であることが示されている。また、各要素の高剛性化や高減衰化への研究がなされているが、その主目的はびびり振動の抑制であり工具寿命に関する研究はほとんどない。しかしながら、これらの工具寿命試験の結果は工作機械の因子を無視したものであり、前節 1.1 に示したように工作機械が変われば工具寿命の優劣は変わることが想定される。

そこで、本研究では工具寿命に影響を与える工作機械因子として、切削点に近い工作物の把持剛性および工具の支持剛性に着目し、びびり振動が発生しない場合の工具損傷形態や工具寿命に影響を与える工作機械因子を検証し、工作機械の設計にフィードバックすることを目的とした。本論文では、工作物の把持力と工具突出し長さを変え、主軸系および工具系の動特性が工具寿命に及ぼす影響について検証し、さらに工具寿命に与える影響の大きかった工具系について剛性および振動の方向と工具寿命の関係について詳細に検証した。そして、それらの知見を活用し断続切削時の耐欠損性向上に有用であるシンプルな構造の板ばね構造ミリング工具を製作し、その有効性およびメカニズムについて検証した。

1.4 本論文の流れ

本論文の流れを図 1.17 に示す。本論文は全部で 6 章からなり、チタン合金の切削加工における工作機械系の動的特性が工具寿命に与える影響について第 2 から第 4 章に示す。第 2 章では、びびり振動が発生しない場合の主軸系および工具系の動的特性が工具損傷形態や工具寿命に及ぼす影響について検討する。第 3 章では、振動が切削現象，例えば相対切削速度や逃げ角，すくい角などに及ぼす影響について言及し，一方向のみの単純な振動として取り扱える平行板ばね構造治具を用いて連続切削および断続切削における工具損傷および工具寿命に及ぼす影響について検討する。そして，第 4 章では，第 2 章および第 3 章において得られた知見をもとに製作した板ばね構造ミリング工具の耐欠損性向上の効果とメカニズムについて検証する。第 5 章では，既往の研究に対して，主軸系および工具系の動的特性が工具寿命に与える影響について言及し，工具寿命の改善効果が期待される板ばね構造ミリング工具の耐欠損性向上の効果とメカニズムについて総括を行う。最後に，第 6 章で本論文の結論を示す。

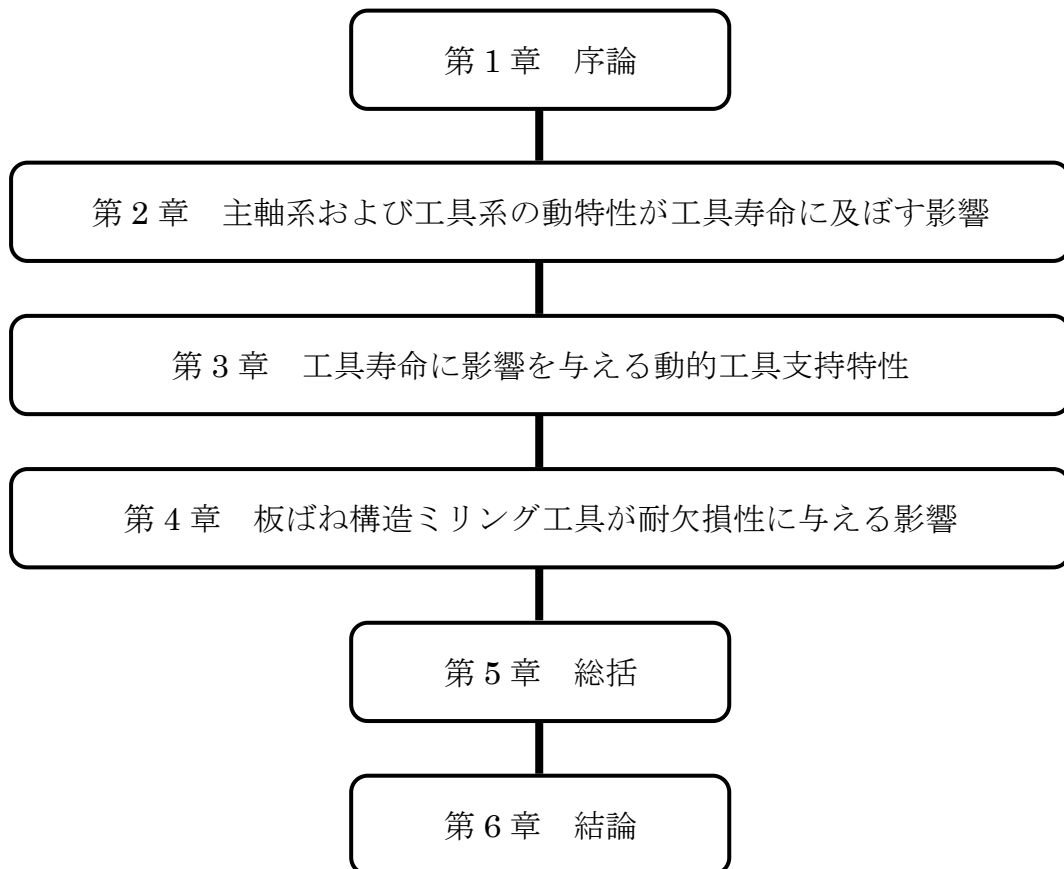


Fig. 1.17 Flow of this thesis

第2章 主軸系および工具系の動的特性 が工具寿命に及ぼす影響

2.1 緒言

前章 1 の既往の研究ではびびり振動が工具寿命に及ぼす影響について多くの検証がなされていることを述べた。一方で、びびり振動が発生しない場合においても機械間の工具寿命差が認められているが、その原因は不明のままである^{26~28)}。そこで本章では、切削点に近い主軸系および工具系の動的特性を変化させ、びびり振動が発生しない場合の工具損傷形態や工具寿命に与える影響について検証したので、その結果を述べる。

なお、主軸系の動的特性の変更には、旋盤で一般的に工作物の把持によく利用される油圧式3爪パワーチャックの把持力を変化させた。そして、工具系の動的特性の変更には、工具突出し長さを変化させた。

2.2 生爪の成形方法

NC旋盤での工作物の把持には、一般的に油圧式3爪パワーチャックが用いられる。そのチャックで工作物を片持ち支持する場合には切削力により曲げ荷重が働き、曲げ剛性が低い場合にはびびり振動が発生しやすくなる。江馬ら¹⁰⁹⁾¹¹⁰⁾は、チャックでの工作物を把握する径、長さ、力が曲げ剛性に及ぼす影響について詳細に調査している。また、土井ら^{111~113)}によって、チャック加工におけるびびり振動の検討が行われ、インパクトダンパ付きチャック¹¹⁴⁾の試作が報告されている。そして、工作物の把持剛性は、生爪と工作物間の接触状態により変化するため、本実験では以下の手順で生爪

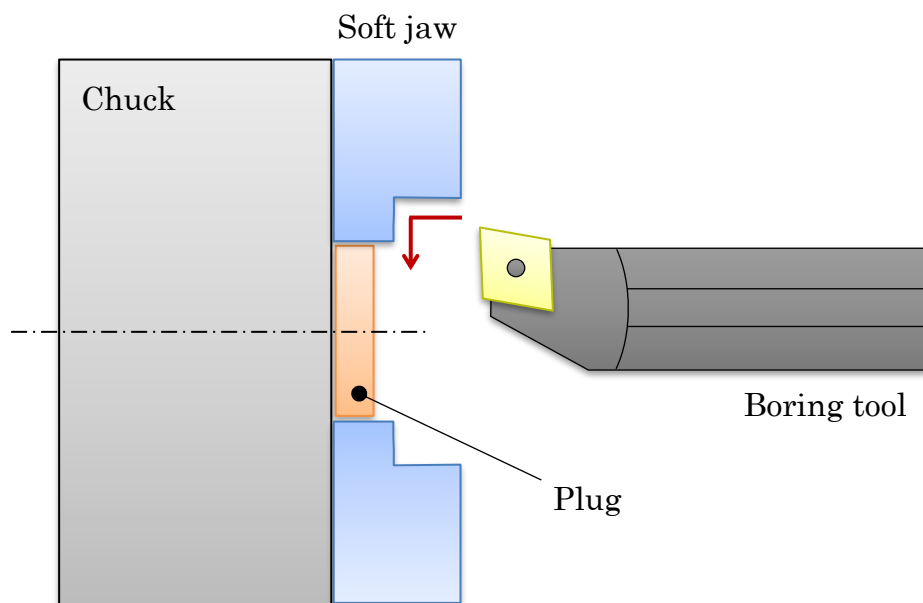


Fig. 2.1 Schematic view of soft jaw cutting

を成形した。図 2.1 は生爪成形の概略図を示す。まず、把持力 70 kN に設定し、生爪の内側で成形用リングを掴む。そして、図 2.2 に示すような形状にボーリングバーで表 2.1 に示す切削条件で加工した。切削速度は 300 m/min, 切込みは 0.2 mm, 送りは 0.1 mm/rev で乾式切削とした。江馬と丸井らは、生爪の形状が工作物の把持精度と曲げ剛性に影響を与えることを報告している。まず、生爪で掴む部分の内径を工作物の外径よりわずかに小さくすることで、工作物の把持精度は下がるが、高い曲げ剛性が得られるとしている¹¹⁵⁾。さらに生爪の掴む部分が逆テーパ形状であれば高い曲げ剛性が得られるとしている¹¹⁶⁾。これらを参考に生爪の形状を図 2.2 のように決定した。

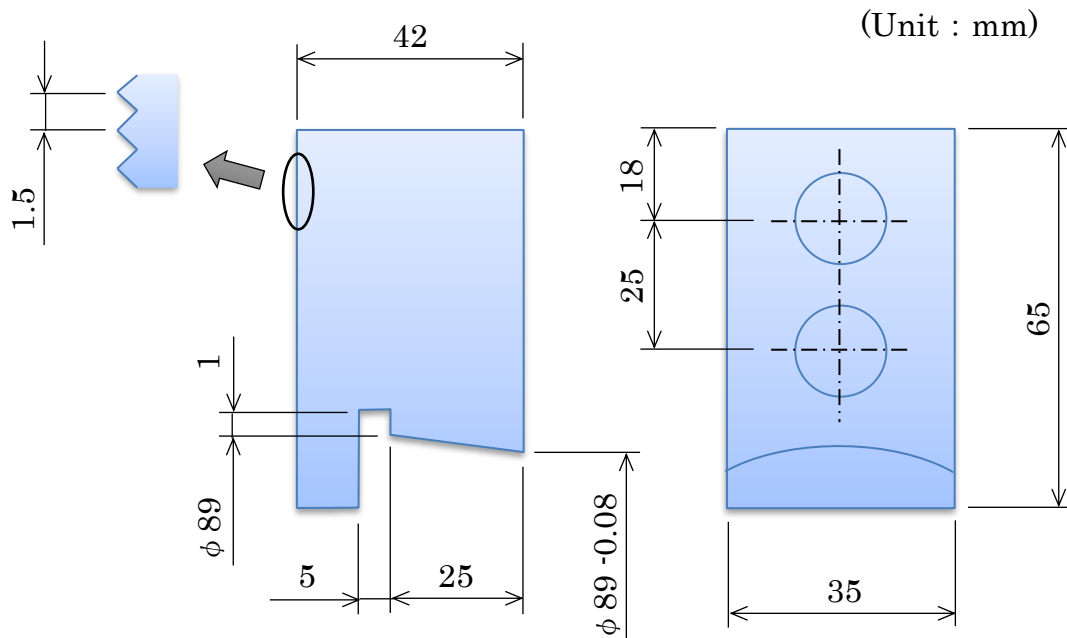


Fig. 2.2 Shape of the soft jaw

Table 2.1 Cutting conditions

Tool	A32S-DDUNR15 (MITSUBISHI) DNMG150408-MA UE6020 (MITSUBISHI)
Cutting speed	300 m/min
Depth of cut	0.2 mm
Feed rate	0.1 mm/rev
Lubrication	Dry
Gripping force	70 kN

2.3 把持面の当たり評価

前節 2.2 で製作した生爪と工作物間の接触状態を観察するため、感圧紙(富士フィルム社製 プレスケール)を用いて接触面の応力分布を測定した。感圧紙は顕色剤および発色剤(マイクロカプセル)が感圧紙の支持体(PET ベース)上に被覆されている。発色剤のマイクロカプセルは圧力が加えられると破壊し、顕色剤に吸着され化学反応によって赤色に発色する。また、赤色の発色の明度は応力に応じて変化し、濃い赤色の領域は応力が高く、薄い赤色の領域は応力が低いことを示す。そして、色見本と比較することで応力値を確認することができる。その感圧紙には測定応力の範囲に応じて、さまざまなフィルムの種類がある。本研究で使用した感圧紙はフィルムの種類が中圧用(MS)であり、測定範囲は 10 MPa から 50 MPa である。測定方法は図 2.3 に示すように生爪と工作物の間に感圧紙を挟み実施した。加圧条件は生爪と工作物で感圧紙を瞬時に加圧し、2 分間保持したのち除圧した。

さらに、本研究では図 2.4 に示す方法により、カラー表示化することで応力値が認識しやすくした。まず、測定した感圧紙をスキャナ(RICHO 製 MP C5504)で読取り、JPEG または BMP データを作成する。次に、オープンソースの数値計算ソフトウェア Scilab (Ver 5.5.2)の SIVP (Ver 0.5.3.2)と呼ばれる関数を使用して、赤色の明度を 0 から 255 までの数値化する。最後に、色見本から得られた校正曲線をもとに、赤色の明度を応力値に換算したのち、応力値に対応するカラーで表示した。そして、青色

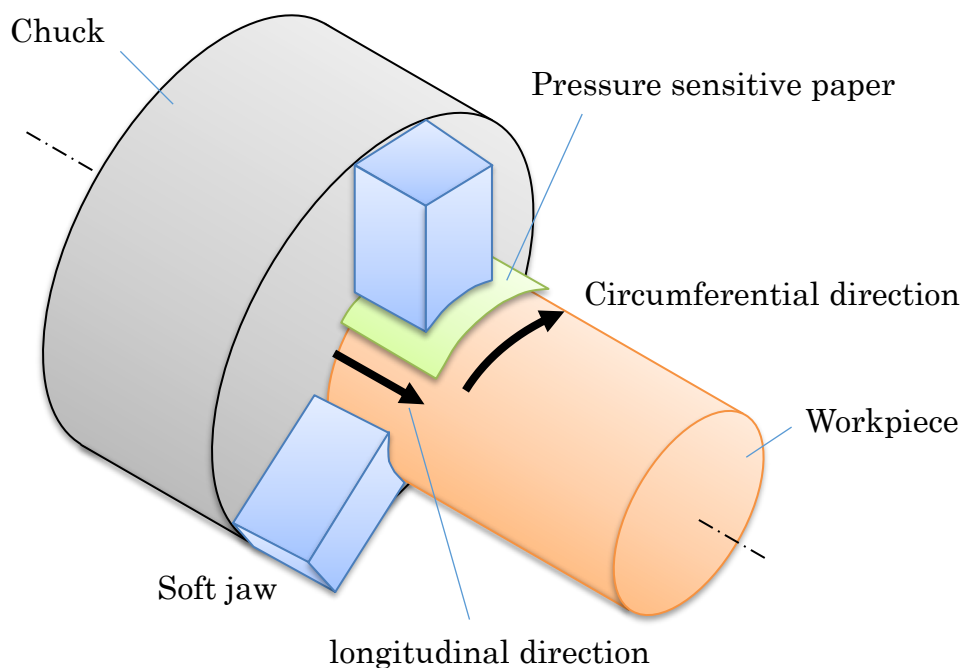


Fig. 2.3 Schematic view of stress distribution measurement

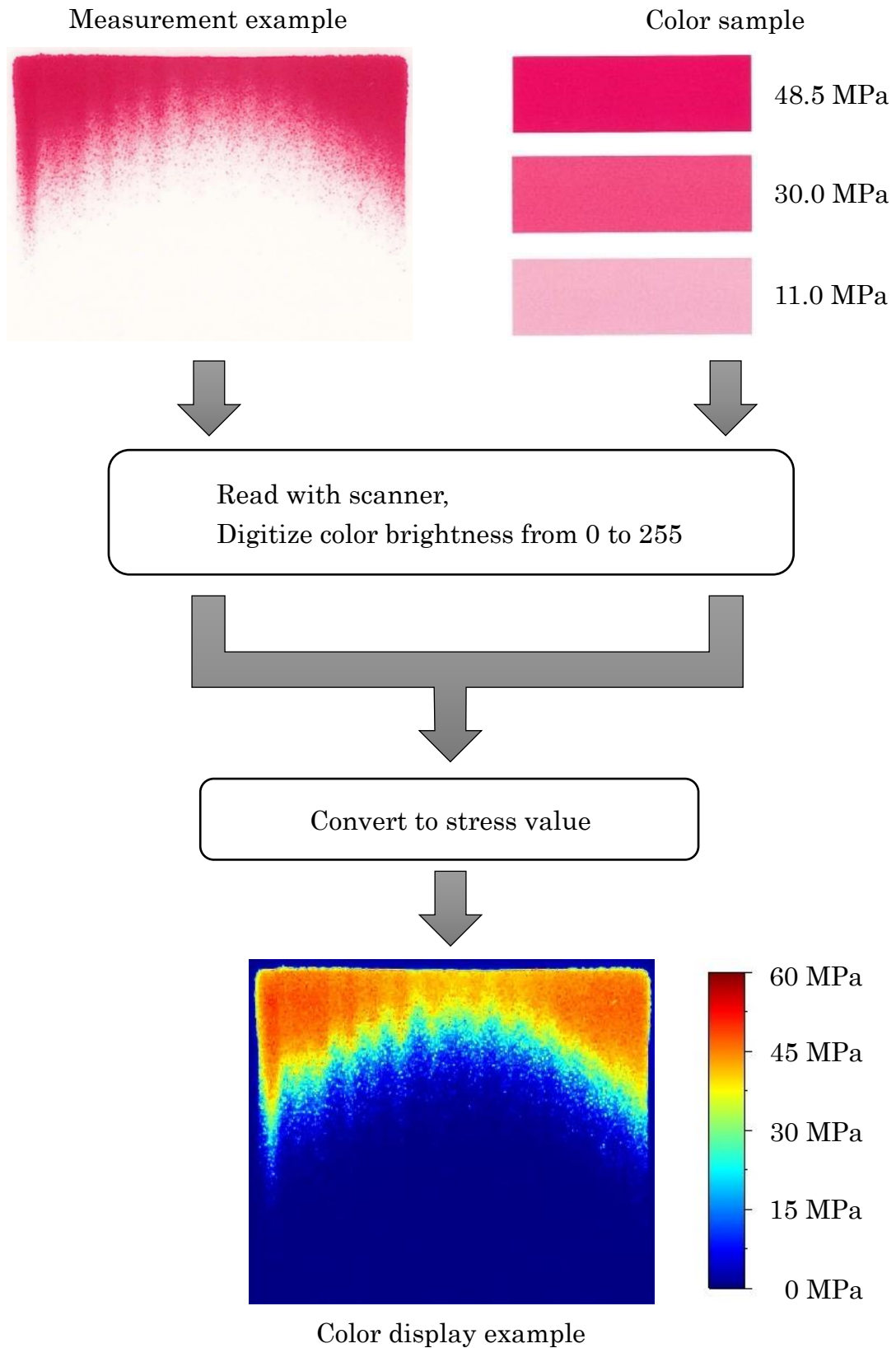


Fig. 2.4 Pressure conversion algorithm

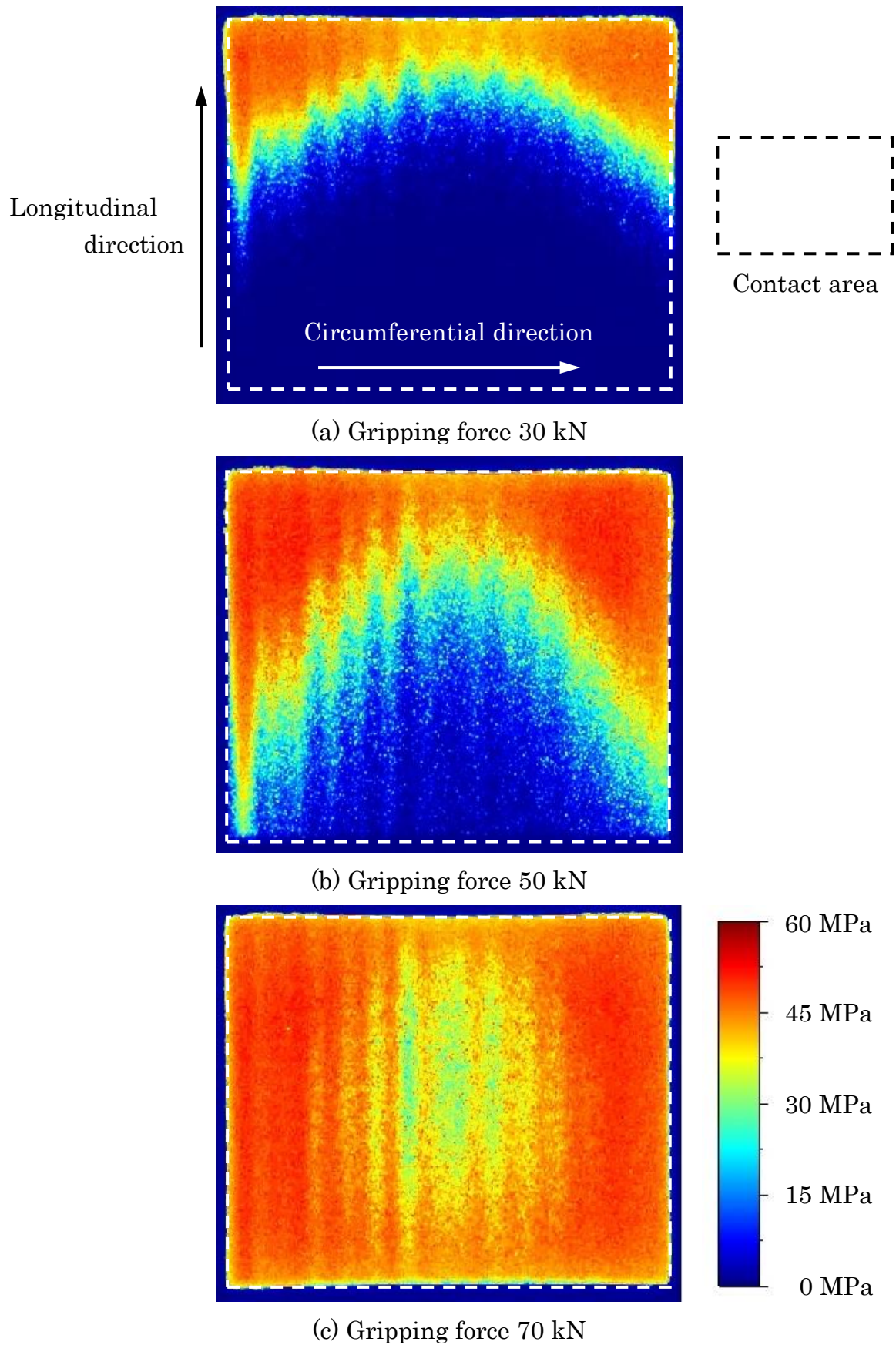


Fig. 2.5 Stress distribution of the contact surface between the soft jaw and the workpiece

の領域では応力が低く、赤色の領域では応力が高いことを示している。

図 2.5 は工作物の把持力をそれぞれ 30 kN, 50 kN, 70 kN に変えたときの生爪と工作物間の接触面応力分布を示す。白色の破線で囲まれた範囲が、生爪と工作物の接触すべき範囲であることを示す。そして、左右方向が円周方向で上下方向が長手方向であり、上側が心押し側で下側がチャック側である。図 2.3 と図 2.5 の円周方向および長手方向の矢印方向を一致させてある。図 2.5 に示すように生爪の掴む部分の内径は工作物の直径よりわずかに小さいため、生爪の円周方向の両端で応力が高くなり強く接触している。また、生爪の掴む部分は逆テーパ形状のため、把持力 30 kN の時は生爪の先端側(心押し側)で応力が高くなり強く接触しているが、把持力が 50 kN, 70 kN と増大するにつれ生爪の根元側も応力が高くなり強く接触するようになる。これは把持力が大きくなると生爪の先端が開く現象が発生するためである。

2.4 主軸系と工具系の動的特性の評価

2.4.1 工作物の把持力による主軸系の動的特性

生爪と工作物間の接触状態が主軸系の動的特性に及ぼす影響を調べるためハンマリング試験を実施した。図 2.6 にハンマリング試験の概略図を示す。ハンマリング試験は工作物の先端をインパルスハンマー(PCB 製 086C01)で加振を行い、工作物の先端に取付けた加速度ピックアップ(PCB 製 365A01)で振動を測定し、FFT アナライザ(DATA TRANSLATION 製 DT9837B)で周波数応答関数を求めた。そして、図 2.7 にハンマリング試験時のチャック、生爪、工作物、加速度センサの位置関係を示す。測定条件はサンプリング周波数が 10 kHz, サンプリング数が 8,192 点であり、5 回測定の平均値とした。また、実験モード解析には加振点移動法と応答点移動法の 2 つの方法があり、本研究では応答点移動法を採用し加速度センサを図 2.6 に示すように工作物の先端、生爪、チャックに移動し実験モード解析を実施した。

図 2.8 に工作物の把持力 30 kN, 50 kN, 70 kN で把持したときの周波数応答関数を示す。2 つの振動モードが存在する。1 つ目の 500 Hz 付近の振動モード 1 は工作物の把持力に関わらず固有振動数およびコンプライアンスが変化しない。しかし、2 つ目の 1,200–1,400 Hz 付近の振動モード 2 は工作物の把持力によって固有振動数が約 200 Hz 変化しコンプライアンスも変化する。ここで、図 2.9 に工作物の把持力 70 kN での応答点移動法による実験モード解析時の各測定点での位相を示す。500 Hz 付近の振動モード 1 はチャック、生爪、工作物の 3 つの位相差が 0 deg で同位相の振動モードである。一方で、1,200–1,400 Hz 付近の振動モード 2 はチャックおよび生爪と工作物の位相差が約 190 deg で逆位相の振動モードである。さらに、図 2.10 は

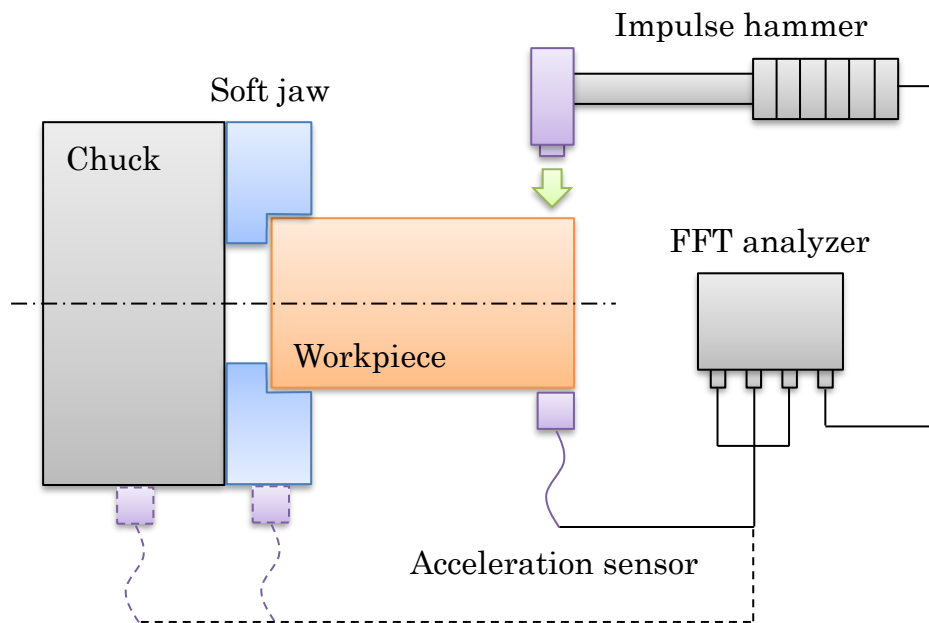


Fig. 2.6 Schematic view of the hammering test with spindle system

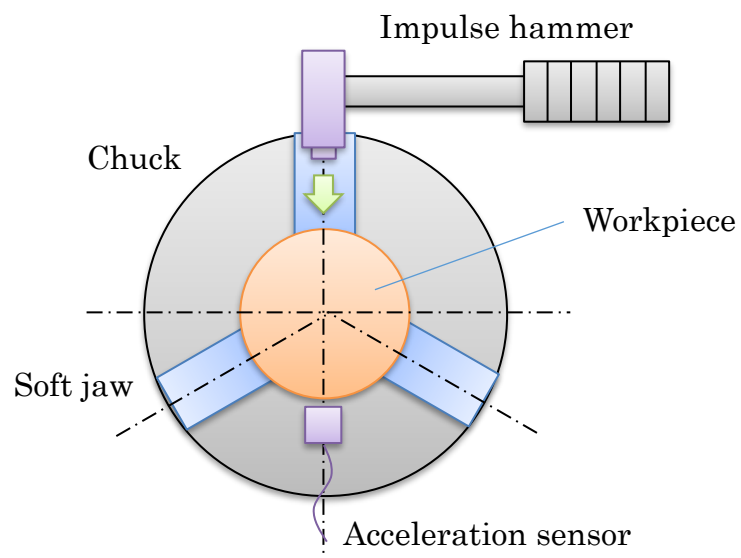


Fig. 2.7 Phase of the chuck, workpiece, and acceleration sensor in the hammering test

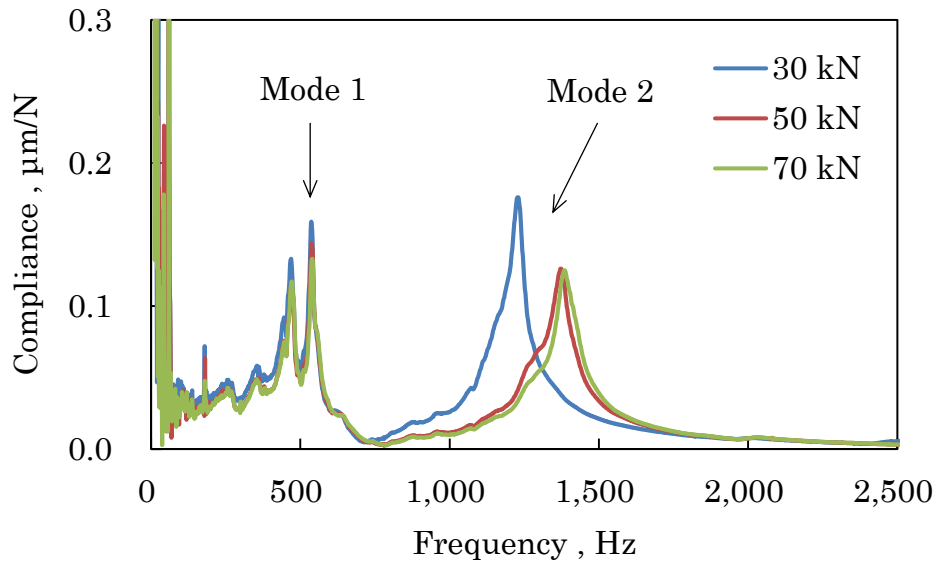


Fig. 2.8 FRF for each gripping force

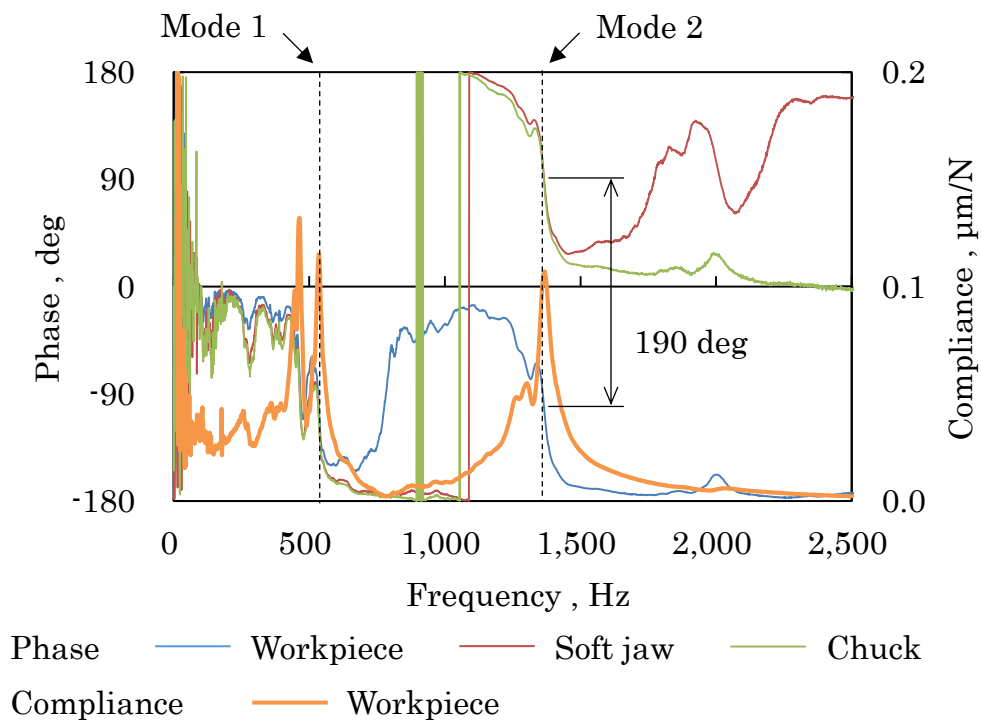


Fig. 2.9 Phase of each measurement point

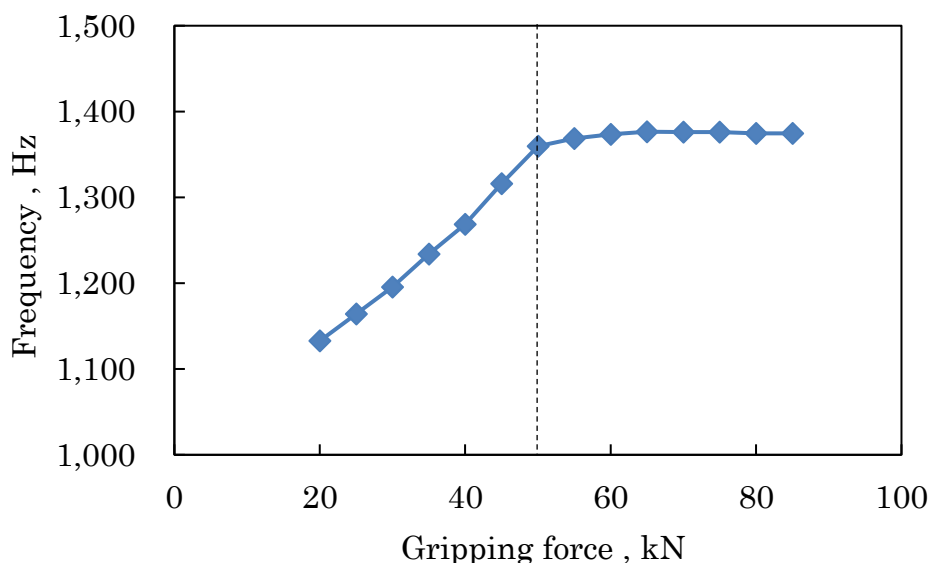


Fig. 2.10 Change in frequency of mode 2 due to gripping force

工作物の把持力を 20 kN から 85 kN まで 5 kN ごとに変えてハンマリング試験した時の振動モード 2 の固有振動数の変化を示す。把持力が 20 kN から 50 kN までは把持力に比例し振動モード 2 の固有振動数が高くなり、把持力 50 kN 以上では振動モード 2 の固有振動数はほぼ一定である。これは、図 2.5 の生爪と工作物間の接触面応力分布の測定結果から分かるように、接触部での曲げ剛性が生爪と工作物間の長手方向の接触長さに起因して高くなるためと考えられる。従って、工作物の把持力はチャックおよび生爪と工作物が逆位相で振動する振動モード 2 の動的特性に影響を与える。

2.4.2 工具突出し長さによる工具系の動的特性

工具突出し長さによる工具系の動的特性に及ぼす影響を調べるため、前節 2.4.1 と同様にハンマリング試験を実施した。図 2.11 にハンマリング試験の概略図を示す。ハンマリング試験は工具の先端を 3 方向からインパルスハンマー(PCB 製 086C01)で加振を行い、工具先端の裏面に取付けた加速度ピックアップ(PCB 製 365A01)で振動を測定し、FFT アナライザ(DATA TRANSLATION 製 DT9837B)で周波数応答関数を求めた。測定条件はサンプリング周波数が 10 kHz、サンプリング数が 8,192 点であり、5 回測定の平均値とした。

図 2.12 に工具突出し長さ 35 mm のとき、図 2.13 に工具突出し長さ 60 mm のときの周波数応答関数を示す。例えば、図中の記号 Gxx は前の添え字がインパルスハンマーで加振した方向を示し、後の添え字が加速度ピックアップで振動を測定した方

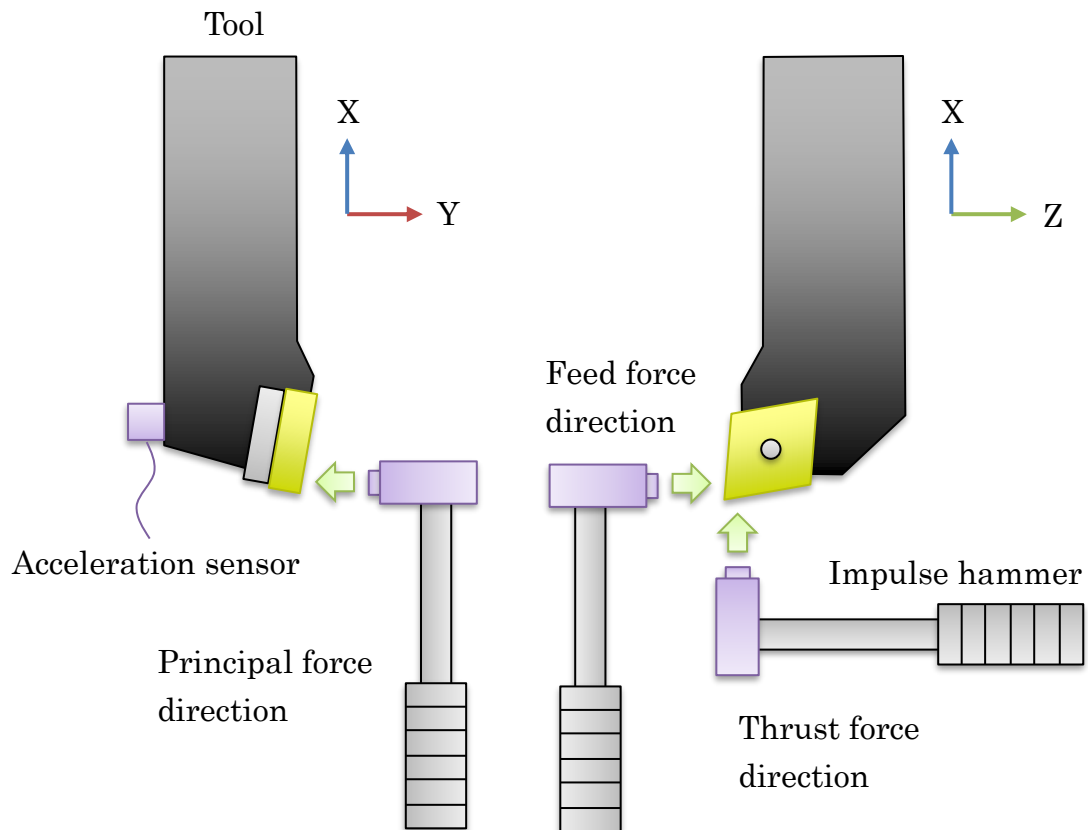


Fig. 2.11 Schematic view of the hammering test with tool system

向を示している．なお， x が背分力方向， y が主分力方向， z が送り分力方向である．まず， $1,500\text{ Hz}$ 以下の振動については，コンプライアンスの大小の違いはあるものの，工具突出し長さを変化させても固有振動数にほとんど変化がない．これは刃物台に取付けた切削動力計に起因する振動モードである．一方で， $1,500\text{ Hz}$ 以上の振動は工具突出し長さによって固有振動数およびコンプライアンスが大きく変化するため工具曲げ振動の振動モードである．図 2.12 より工具突出し長さ 35 mm の場合， G_{yy} より主分力方向の工具曲げ振動は振動数 $4,357\text{ Hz}$ ，コンプライアンス $0.11\text{ }\mu\text{m/N}$ である．そして， G_{zz} より送り分力方向の工具曲げ振動は振動数 $2,490\text{ Hz}$ ，コンプライアンス $0.06\text{ }\mu\text{m/N}$ である．図 2.13 より工具突出し長さ 60 mm の場合， G_{yy} より主分力方向の工具曲げ振動は振動数 $2,388\text{ Hz}$ ，コンプライアンス $0.63\text{ }\mu\text{m/N}$ である．そして， G_{zz} より送り分力方向の工具曲げ振動は振動数 $1,599\text{ Hz}$ ，コンプライアンス $0.54\text{ }\mu\text{m/N}$ である．このように主分力および送り分力ともに工具突出し長さが長くなれば工具曲げ振動の固有振動数は下がり，コンプライアンスは大きくなる．

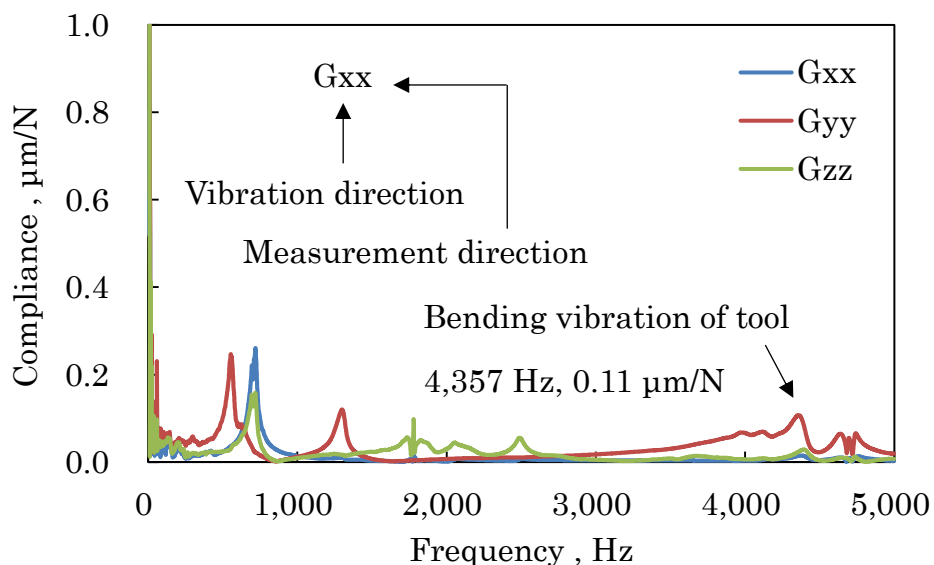


Fig. 2.12 FRF for tool length 35 mm

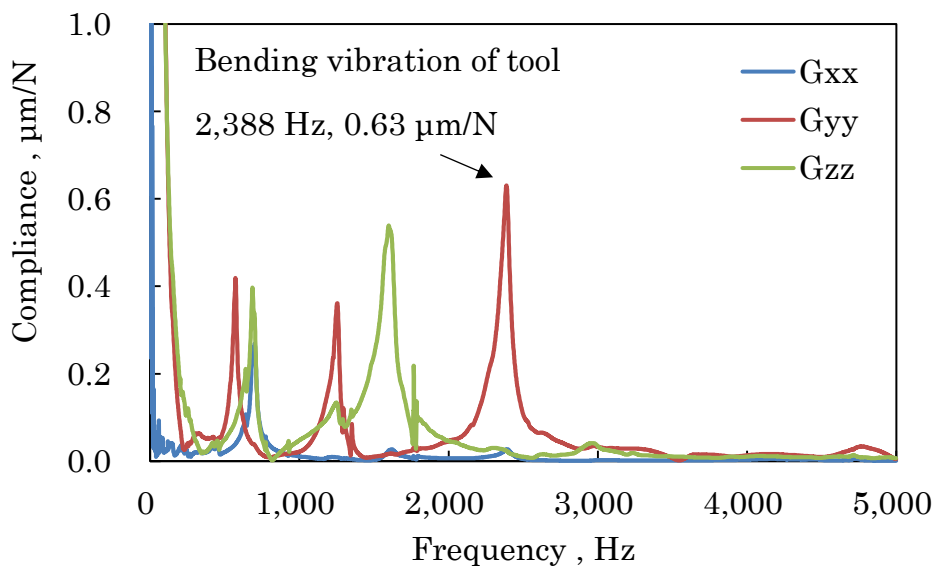


Fig. 2.13 FRF for tool length 60 mm

2.5 工具寿命試験

2.5.1 実験方法

図 2.14 に工具寿命試験の概略図を示す。工作機械は横形 2 サドル CNC 旋盤(オークマ製 LU3000EX)を用い、工作物には直径 90 mm, 長さ 180 mm のチタン合金(Ti-6Al-4V)を使用した。表 2.2 に切削条件を示す。切削速度は 150 m/min, 切込みは 0.2 mm, 送りは 0.1 mm/rev で乾式切削とした。乾式切削としたのは, クーラントの掛け方などによる工具寿命のバラつきを抑えるためである。工具は市販のノンコーティングの S 種超硬合金を用い, 工具の突出し長さは 35 mm と 60 mm とした。工作物の把持には油圧式 3 爪パワーチャック(KITAGAWA 製 B-208A6)を使用し片持ち支持した。また, チャックの把持力は油圧シリンダ(KITAGAWA 製 SR1453)を介して自由に変えることができる。そして, 工作物の把持剛性を変えるため, 油圧式 3 爪パワーチャックの把持力を 30 kN, 50 kN, 70 kN とした。工具寿命試験は切削距離 50 m ずつ切削を行い, 工具逃げ面摩耗幅をデジタルマイクロスコープ(ANMO Electronics Corp.製 DINOAM4815ZT)で観察した。本実験での逃げ面摩耗幅は境界摩耗などを含んだ最大逃げ面摩耗幅とし, 0.2 mm を超えたところを工具寿命の判断とした。また, 切削中の切削力は切削動力計(KISTLER 製 9129AA)で, 工作物の振動は工作物先端にボルトで固定されたボスの変位を渦電流変位センサ(KEYENCE 製 EX-305)で測定した。そして, 工具寿命試験は工具突出し長さごとに 1 つの工作物を用いて工作物の把持力 30 kN, 70 kN, 50 kN の順番で実施した。切削量が十分少ないため, 工作物の重量による 2 つの振動モードの固有振動数の変化に影響はない。また, 各把持力での工具寿命試験前にハンマリング試験を実施し, 図 2.8 に示す周波数応答関数と比べてほとんど変化がないことを確認した。

2.5.2 実験結果

図 2.15 に工具突出し長さ 35 mm で工作物の把持力を変化させたときの工具摩耗曲線を示す。橙色の矢印で示すように把持力 50 kN, 70 kN では切削距離 300 m まで逃げ面摩耗の進行速度が速く, それ以降は逃げ面摩耗の進行速度が遅くなる。一方で, 把持力 30 kN では切削距離 400 m まで逃げ面摩耗の進行速度が速く, それ以降は逃げ面摩耗の進行速度が遅くなる。また, 把持力 30 kN は把持力 50 kN, 70 kN と比較して切削距離 50 m の初期摩耗から逃げ面摩耗幅が小さく, 全体的に逃げ面摩耗の進行が遅い。そして, 把持力 30 kN は切削距離 700 m, 把持力 50 kN は切削距離 500 m, 把持力 70 kN は切削距離 550 m で工具寿命判断の逃げ面摩耗幅 $V_{B0.2}$ mm を超え, 把持力 30 kN は把持力 50 kN, 70 kN と比較して工具寿命が約 1.4 倍延び

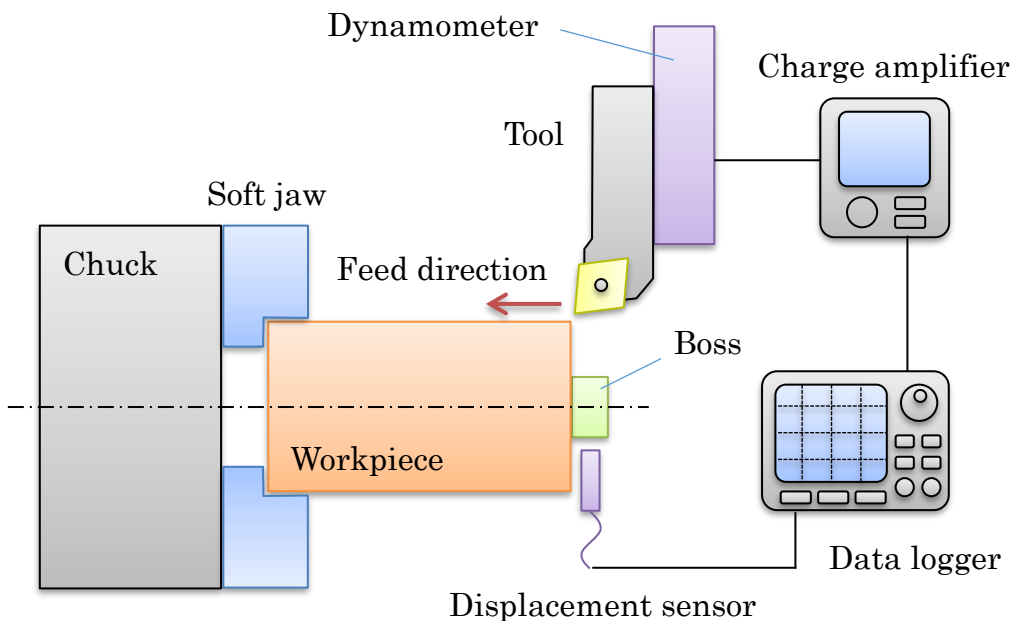


Fig. 2.14 Schematic view of the cutting test

Table 2.2 Cutting conditions

Work material	Titanium alloy (Ti-6Al-4V)
Workpiece size	$\phi 90 \times L180$ mm
Tool	DCLMR2525M-12 (KYOCERA) CNMG120408-MS MT9015 (MITSUBISHI)
Cutting speed	150 m/min
Depth of cut	0.2 mm
Feed rate	0.1 mm/rev
Lubrication	Dry
Gripping force	30, 50, 70 kN
Tool length	35, 60 mm

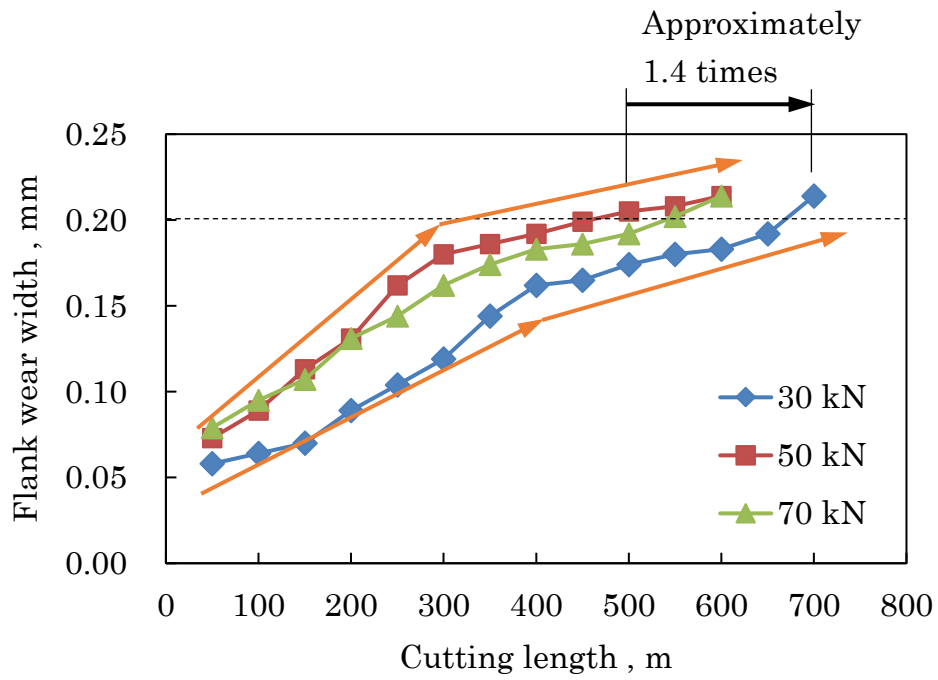


Fig. 2.15 Tool wear curve (Tool length 35 mm)

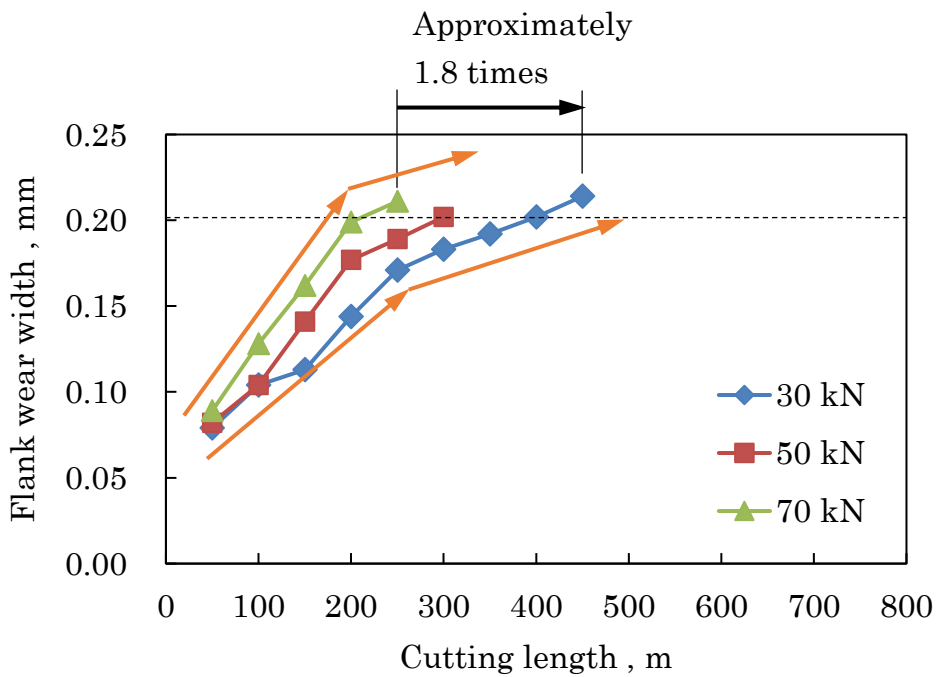
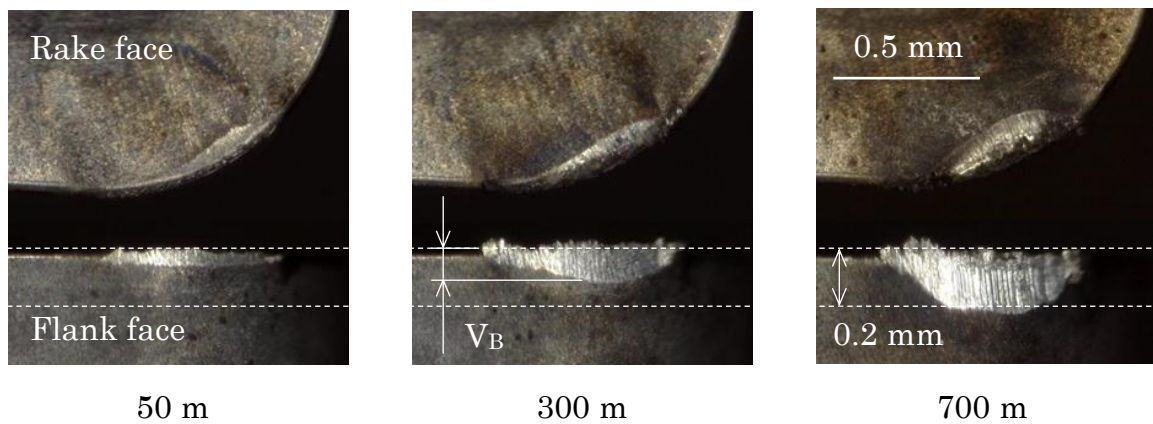
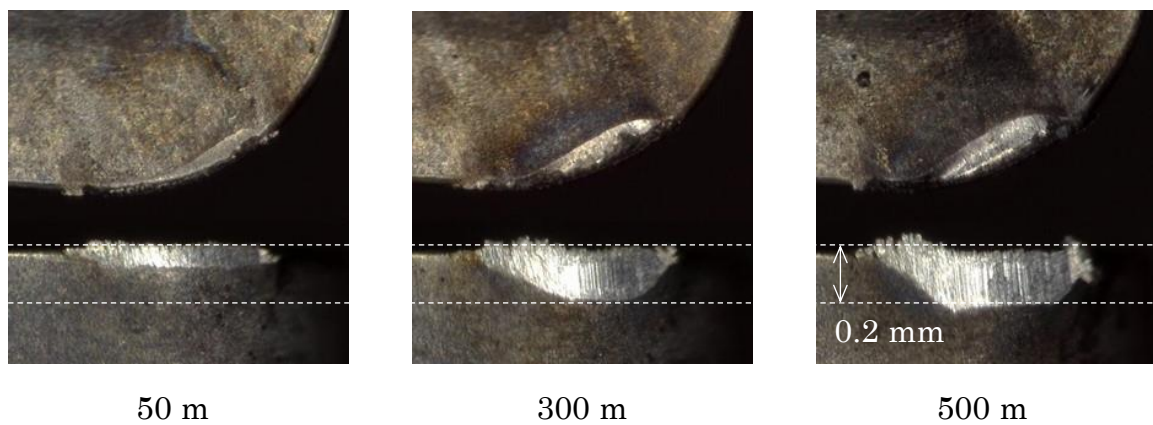


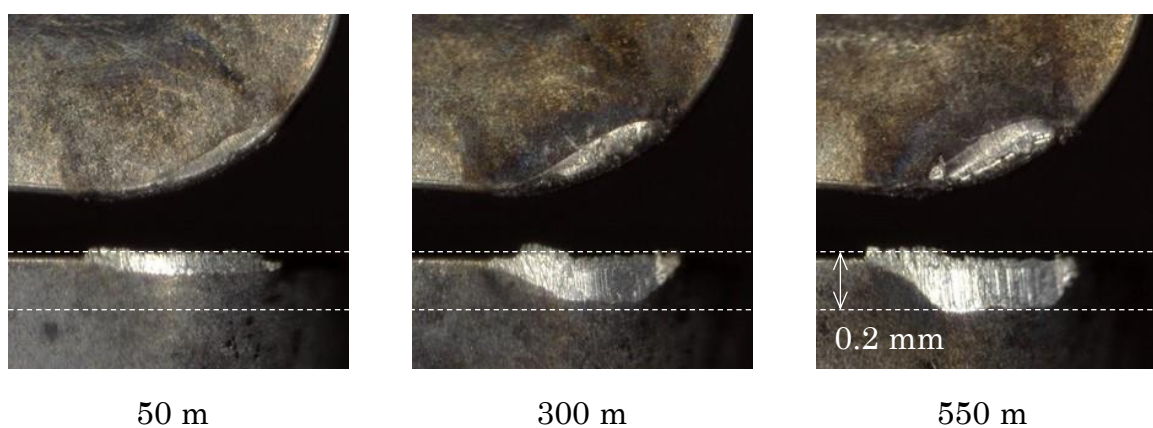
Fig. 2.16 Tool wear curve (Tool length 60 mm)



(a) Gripping force 30 kN

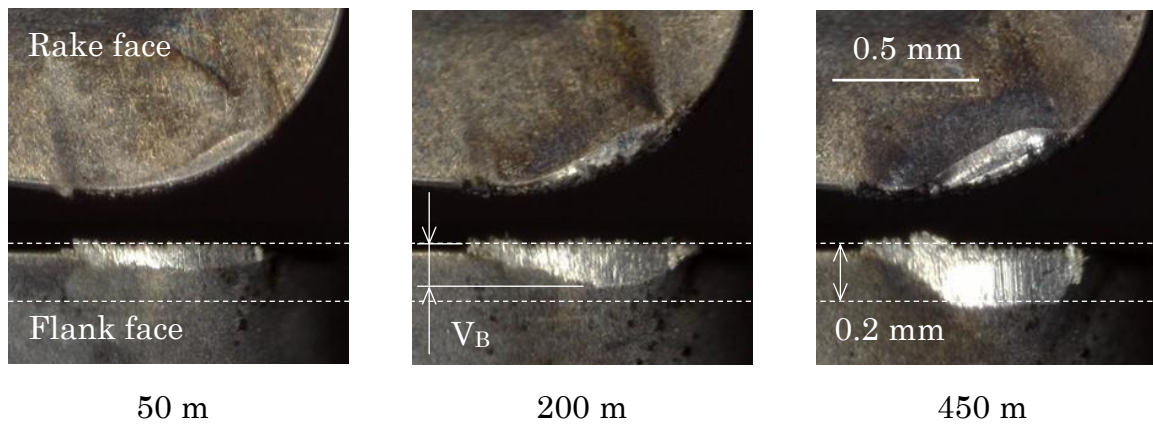


(b) Gripping force 50 kN

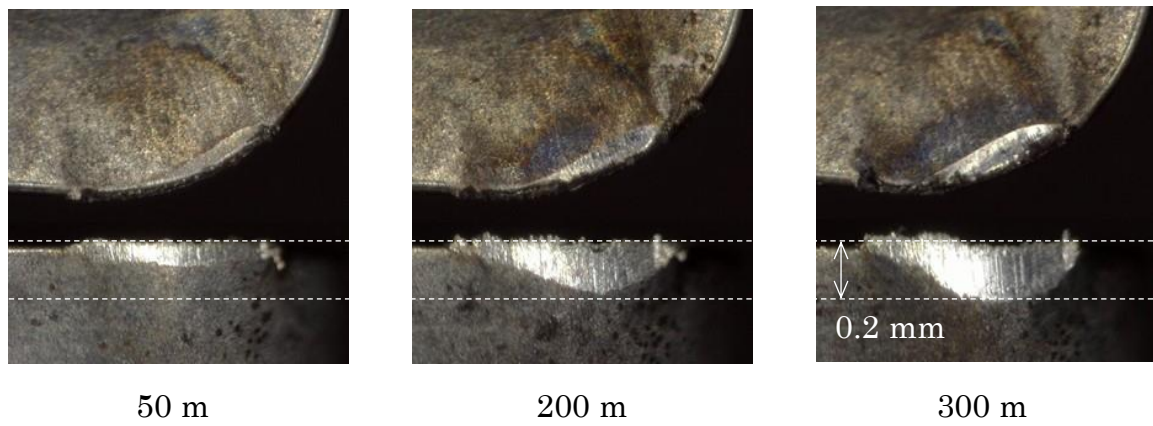


(c) Gripping force 70 kN

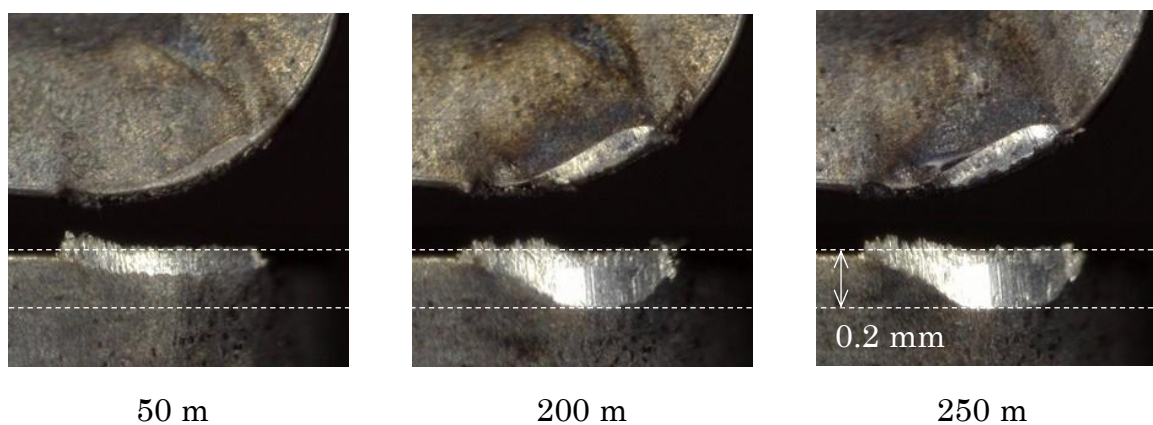
Fig. 2.17 Digital microscope image of tool wear (Tool length 35 mm)



(a) Gripping force 30 kN



(b) Gripping force 50 kN



(c) Gripping force 70 kN

Fig. 2.18 Digital microscope image of tool wear (Tool length 60 mm)

た. 図 2.16 に工具突出し長さ 60 mm で工作物の把持力を変化させたときの工具摩耗曲線を示す. 工具突出し長さ 60 mm は工具突出し長さ 35 mm と比べて, 工作物の把持力に関わらず逃げ面摩耗の進行速度が圧倒的に速い. 橙色の矢印で示すように把持力 50 kN, 70 kN では切削距離 200 m まで逃げ面摩耗の進行速度が速く, それ以降は逃げ面摩耗の進行速度が遅くなる. 把持力 30 kN では切削距離 250 m まで逃げ面摩耗の進行速度が速く, それ以降は逃げ面摩耗の進行速度が遅くなる. そして, 把持力 30 kN は切削距離 450 m, 把持力 50 kN は切削距離 300 m, 把持力 70 kN は切削距離 250 m で工具寿命判断の逃げ面摩耗幅 $V_B0.2$ mm を超え, 把持力 30 kN は把持力 50 kN, 70 kN と比較して工具寿命が約 1.8 倍延びた. また, 各工作物の把持力で工具突出し長さによる工具寿命を比較すると, 工具突出し長さ 60 mm に比べて 35 mm と短い方が, 工具寿命は約 1.5–2 倍延びた. このように工作物の把持力および工具突出し長さは逃げ面摩耗の進行速度に影響を与える. ただし, 逃げ面摩耗の進行速度に与える影響は, 主軸系の動的特性である工作物の把持力の方は小さく, 工具系の動的特性である工具突出し長さの方が大きい.

図 2.17 に工具突出し長さ 35 mm で工作物の把持力を変化させたときの工具摩耗写真を示す. 切削距離 50 m において, 把持力 50 kN, 70 kN は把持力 30 kN と比較して, 刃先の凝着物の量が少し多く逃げ面摩耗幅が大きい. そして, 切削距離 300 m で把持力 50 kN, 70 kN と把持力 30 kN の逃げ面摩耗幅の差はさらに大きくなる. しかし, 図 2.15 の工具摩耗曲線に示すように切削距離 400 m では, その差は少し小さくなるが, 把持力 50 kN, 70 kN の方が先に工具寿命に至る. 図 2.18 に工具突出し長さ 60 mm で工作物の把持力を変化させたときの工具摩耗写真を示す. 切削距離 50 m において, 工作物の把持力による逃げ面摩耗幅はほとんど差がない. しかし, 切削距離 200 m で把持力 50 kN, 70 kN は把持力 30 kN と比較して逃げ面摩耗幅は大きくなり, 把持力 50 kN, 70 kN の方が先に工具寿命に至る.

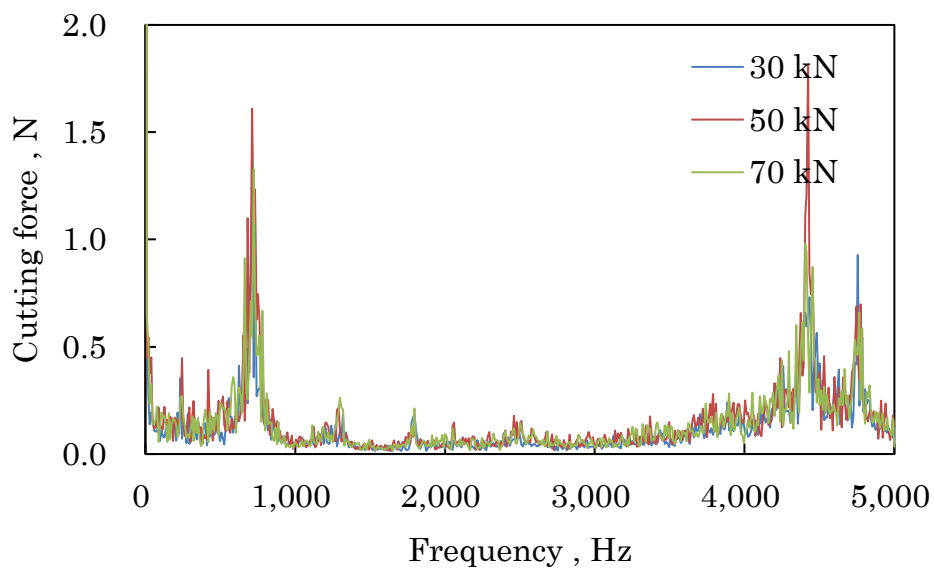
また, 工作物の把持力および工具突出し長さによらず, 工具損傷形態は初期段階では切れ刃全体に亘って一様に逃げ面が摩耗する. その後, すくい面のクレータ摩耗の進行とともに刃先が後退し, 逃げ面は切れ刃中央部分が急激に摩耗する. そして, クレータ摩耗がある程度成長したところで, 切れ刃のすくい角が大きくなるため切削力が減少し, 切れ刃中央部分の逃げ面摩耗の進行速度が遅くなり, 徐々に切れ刃全体が摩耗し再び一様な逃げ面摩耗となる. このように工作物の把持力および工具突出し長さにより逃げ面摩耗の進行速度には差が生じるが, 工具摩耗形態への差は無い.

2.6 考察

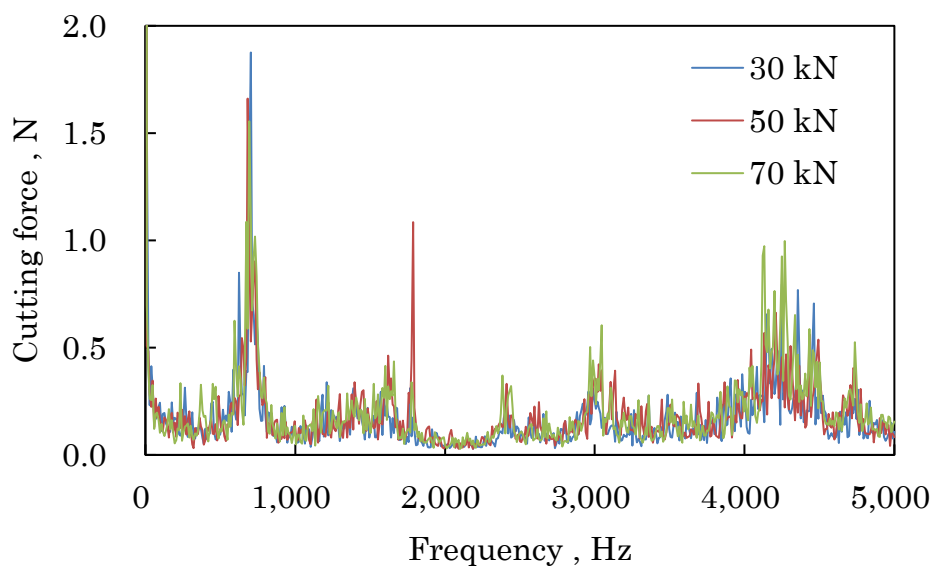
主軸系および工具系の動的特性が工具寿命に及ぼす影響の確認のため、切削力と工作物の振動変位の FFT 解析を行った。FFT 解析はオープンソースの数値解析ソフトウェアである Scilab (Ver 5.5.2) を用いて、0.1 秒間の測定データ 5 回分を高速フーリエ変換した平均値とした。なお、切削力と工作物の振動変位の測定データはサンプリング周波数 10 kHz で測定した。そして、本実験では工具のノーズ R 半径に対して切込みが十分小さいため、主分力方向と背分力方向の疑似的な 2 次元切削仮定できるため、以降の解析では主分力と背分力に着目する。また、本実験では送り分力も測定し解析したが、工作物の把持力および工具突出し長さの違いによる差異がほとんど見られなかったため、議論の対象から除外した。

図 2.19 に切削動力計で測定した背分力の FFT 解析結果を示す。工作物の把持力および工具突出し長さの違いによる差異はほとんど無い。700 Hz 付近の背分力の変動は図 2.12、図 2.13 の工具系の周波数応答関数より切削動力計に起因する振動モードと一致する。また、4–5 kHz 付近の背分力の変動は、チタン合金を切削した際の特有の鋸歯状切りくずが生成した時に発生する切削力の変動である。図 2.20 に切削動力計で測定した主分力の FFT 解析結果を示す。背分力とは異なり工具突出し長さの違いによる差異がある。しかし、工作物の把持力の違いによる差異はほとんど無い。そして、工具突出し長さ 35 mm の場合、4,400 Hz 付近の主分力の変動は図 2.12 の工具系の周波数応答関数より主分力方向の工具曲げ振動と一致する。また、工具突出し長さ 60 mm の場合、2,400 Hz 付近の主分力の変動は図 2.13 の工具系の周波数応答関数より主分力方向の曲げ振動と一致する。

この主分力の変動は、工具を加振し振動を発生させる。そして、その振動は工作物と工具逃げ面の相対切削速度に影響を与える。つまり、工具突出し長さによる逃げ面摩耗の進行速度の違いは、工具の主分力方向の振動により相対切削速度が変動したためと考える。ここで簡易的に周波数応答関数と切削力の FFT 解析結果から主分力方向の工具曲げ振動の振動速度を算出する。算出方法は図 2.12、図 2.13 の工具系の周波数応答関数と図 2.20 の工具に働く主分力より振動変位を求め、周波数領域で 1 階微分して主分力方向の振動速度、つまり工作物と工具逃げ面の相対切削速度の変動を求める。工具突出し長さ 35 mm の場合、図 2.12 より主分力方向の工具曲げ振動数は 4,357 Hz、コンプライアンスは 0.11 $\mu\text{m}/\text{N}$ 、図 2.20 (a) より工具曲げ振動数での主分力は 0.45 N であるので、振動変位は $\pm 0.05 \mu\text{m}$ で振動速度は $\pm 0.084 \text{ m}/\text{min}$ となり、切削速度 150 m/min に対して $\pm 0.06\%$ の相対的な切削速度変動となる。一方で、工具突出し長さ 60 mm の場合、図 2.13 より主分力方向の工具曲げ振動数は 2,388 Hz、

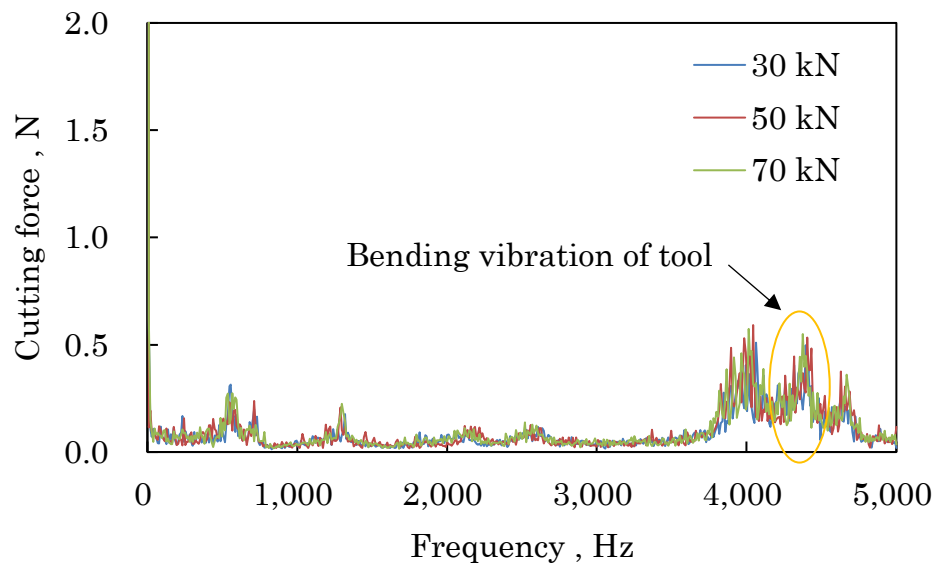


(a) Tool length 35 mm

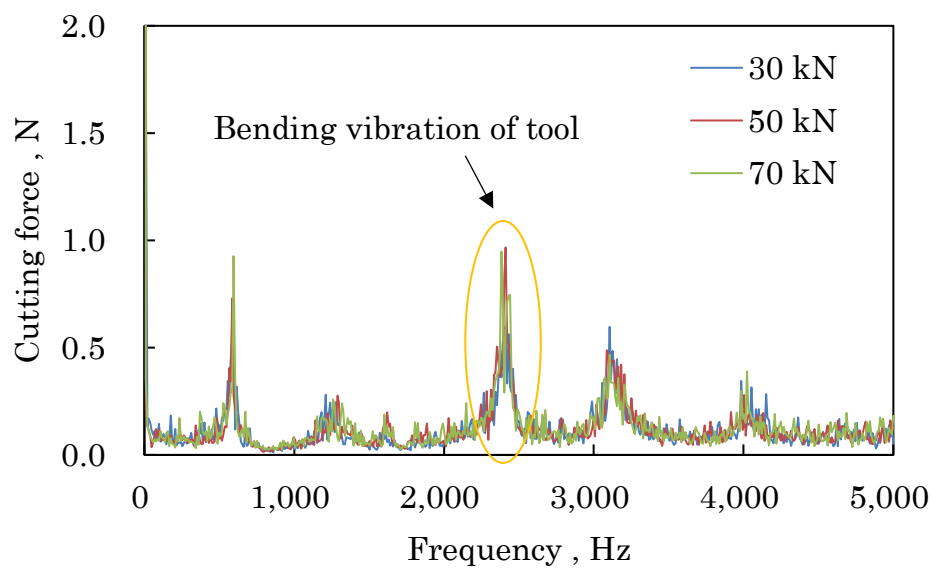


(b) Tool length 60 mm

Fig. 2.19 FFT analysis of Thrust force



(a) Tool length 35 mm

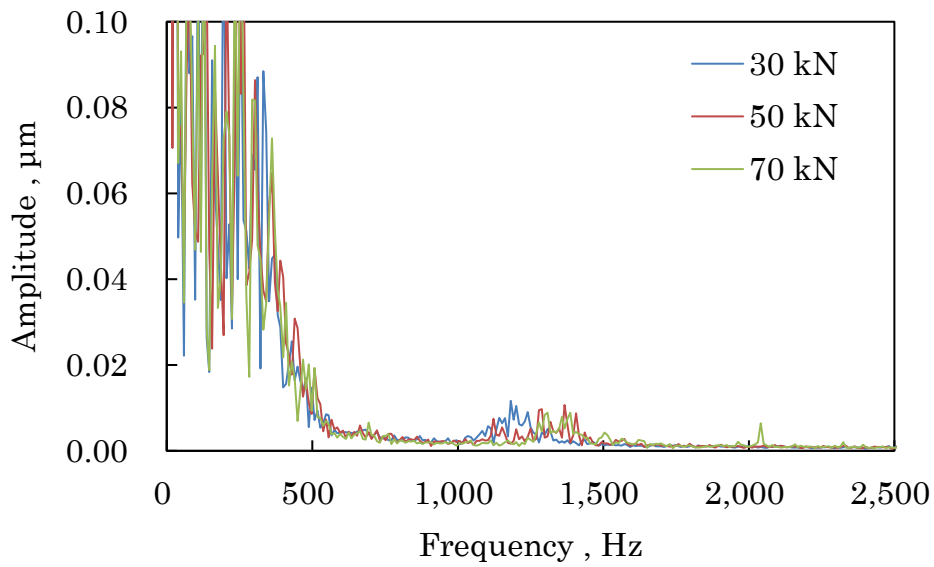


(b) Tool length 60 mm

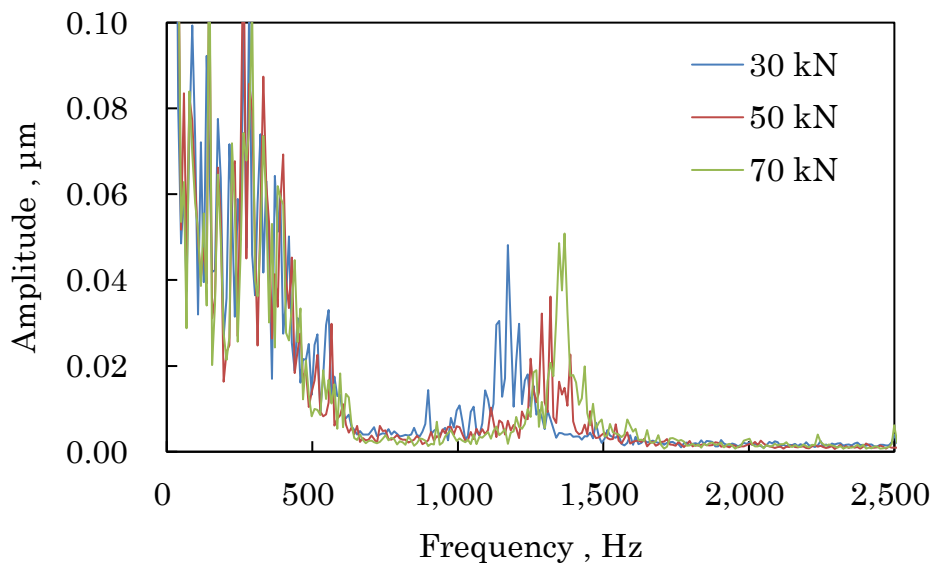
Fig. 2.20 FFT analysis of principal force

コンプライアンスは $0.63 \mu\text{m}/\text{N}$ 、図 2.20 (b)より工具曲げ振動数での主分力は 0.95 N であるので、振動変位は $\pm 0.6 \mu\text{m}$ で振動速度は $\pm 0.54 \text{ m}/\text{min}$ となり、切削速度 $150 \text{ m}/\text{min}$ に対して $\pm 0.36\%$ の相対的な切削速度変動となる。よって、工具突出し長さが 60 mm の場合、 35 mm の場合と比較して工作物と工具逃げ面の相対切削速度が僅かであるが速くなり、逃げ面摩耗の進行速度が速くなったと考える。

図 2.21 に主分力方向の工作物の振動変位の FFT 解析結果を示す。工具突出し長さの違いにより振動変位の大小の違いはあるものの、工作物の把持力による $1,200 - 1,400 \text{ Hz}$ 付近の振動数に差異はほとんど無い。 $1,200 - 1,400 \text{ Hz}$ 付近の振動は図 2.8 より各工作物の把持力におけるチャックおよび生爪と工作物が逆位相で振動する振動モード 2 と一致する。この主分力方向の工作物の振動を前述の工具曲げ振動と同様に、振動変位を周波数領域で 1 階微分し振動速度つまり相対切削速度を求めると、振動速度は $\pm 0.01 \text{ m}/\text{min}$ となり切削速度 $150 \text{ m}/\text{min}$ に対して $\pm 0.007\%$ と工具曲げ振動の振動速度より十分小さい。よって、工具突出し長さより工作物の把持力の工具寿命への影響は小さいと考える。しかし、工作物の把持力 30 kN と把持力 50 kN 、 70 kN で工具寿命に差が生じるのは明白である。図 2.22 に示すように工作物の把持力により影響する振動モード 2 の固有振動数は、工具系の切削動力計に起因する主分力方向の固有振動数の左右に存在し工具寿命の優劣と関係がある。ここで、2 つの物体の連成振動を考えたとき、一方の強制入力振動数が他方の固有振動数より下の場合は 2 つの物体の振動の位相差は 0 deg である。しかし、一方の強制入力振動数が他方の固有振動数より上の場合は 2 つの物体の振動の位相差は 180 deg である。よって、主分力方向の工作物の振動変位により工具系が加振され振動したとするならば、把持力 30 kN の場合、主軸系の振動数は約 $1,200 \text{ Hz}$ で工具系の振動数は約 $1,300 \text{ Hz}$ であるので、入力振動数が固有振動数より下であるため、工作物と工具は同位相で振動すると考えられる。一方で、把持力 50 kN 、 70 kN の場合、主軸系の振動数は約 $1,400 \text{ Hz}$ で工具系の振動数は約 $1,300 \text{ Hz}$ であるので、入力振動数が固有振動数より上であるため、工作物と工具は逆位相で振動すると考えられる。つまり、把持力 30 kN のように工作物と工具が同位相で振動する場合は、工作物と工具逃げ面の相対切削速度が上がらないが、把持力 50 kN 、 70 kN のように逆位相で振動する場合は、工作物と工具逃げ面の相対切削速度が上がるため、逃げ面摩耗の進行速度に影響を与えたと考える。



(a) Tool length 35 mm



(b) Tool length 60 mm

Fig. 2.21 FFT analysis of workpiece displacement with principal force direction

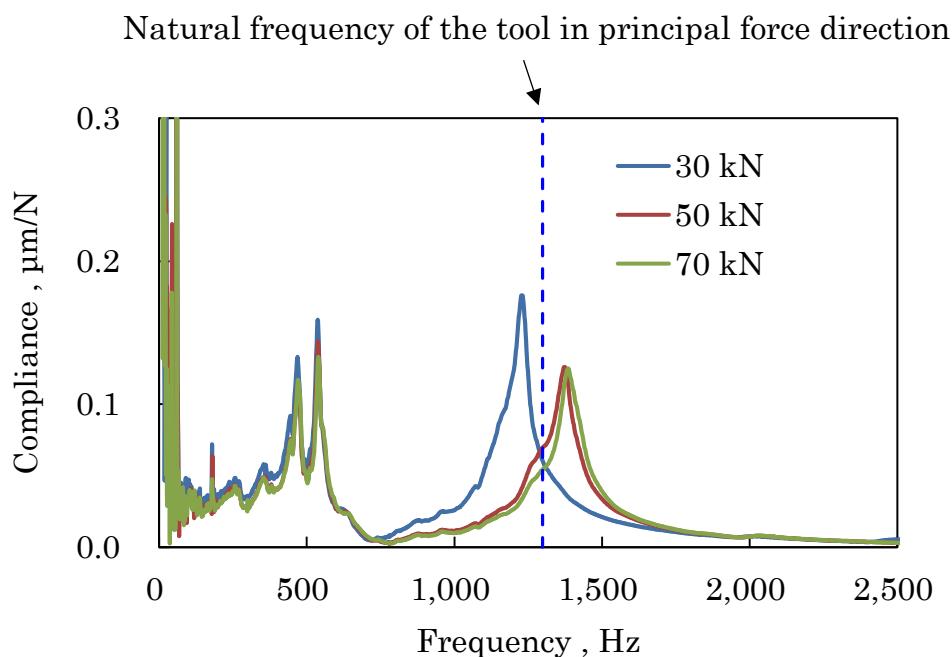


Fig. 2.22 FRF of workpiece and tool natural frequency

2.7 結言

本章では、びびり振動が発生しない場合の主軸系および工具系の動的特性による工具損傷形態や工具寿命に及ぼす影響について、工作物の把持力と工具突出し長さを変更して調査し、以下の結論を得た。

- (1) 主軸系には2つの振動モードが存在する。1つ目はチャックおよび生爪と工作物が同位相で振動する振動モード1である。2つ目はチャックおよび生爪と工作物が逆位相で振動する振動モード2である。
- (2) 工作物の把持力を大きくすると生爪の先端が開く現象が発生し、生爪と工作物の接触面積および生爪の長手方向の接触長が長くなり、チャックおよび生爪と工作物が逆相で振動する振動モード2の固有振動数が高くなる。この振動モード2の固有振動数は工具寿命の優劣と関係がある。
- (3) 工作物の把持力および工具突出し長さは逃げ面摩耗の進行速度に影響を与える。ただし、逃げ面摩耗の進行速度に与える影響は、主軸系の動的特性である工作物の把持力の方は小さく、工具系の動的特性である工具突出し長さの方が大きい。
- (4) びびり振動が発生しない場合、主軸系および工具系のどちらの動的特性も工具摩耗形態へは影響を与えない。

第 3 章 工具寿命に影響を与える動的な工具支持特性

3.1 緒言

前章 1 の既往の研究⁵⁹⁻⁶⁴⁾でも述べたように、工具のびびり振動が工具寿命に与える影響の研究は工具突出し長さを変えて行われ、ほとんどが工具の曲げ振動を取り扱ったものである。また、前章 2 ではびびり振動が発生しない場合の工具の曲げ振動を取り扱い検証した。そして、工具寿命の低下の主な要因は工具の曲げ振動による工作物と工具逃げ面の相対切削速度の増加であると考えられる。しかし、現実的には工作機械および工具は曲げ振動、ねじり振動など複数の振動モードを持っており、振動する方向によっても工具損傷形態や工具寿命への影響が変化すると考える。現実において剛性の低い部分の改善を図っても工具寿命が長くなったり、短くなったりと対策はトライ&エラーであり、確実に工具寿命を改善するための工作機械および工具の剛性に対する対策方法が分からないといった問題がある。これは生産現場では往々にして生じる問題である。そこで本章では、工具の振動する方向が工具寿命に与える影響について、一方向のみの単純な振動として取り扱えるように、主分力方向または背分力方向の一方向のみに剛性の低い平行板ばね構造治具を製作し、各方向の振動が工具寿命に及ぼす影響を検証したので、その結果を述べる。

3.2 工具寿命に及ぼす振動方向の影響

まず、各方向の振動が切削現象にどのような影響を与えるか検討する。図 3.1、図 3.2 に旋削加工における背分力方向および主分力方向の振動の影響を示す。図 3.1 に示すように背分力方向の振動は加工面に凹凸を残すため切取り厚み、逃げ角、すくい角の変動および加工面品位の劣化に影響する。一方で、図 3.2 に示すように主分力方向の振動は工作物と工具逃げ面の相対切削速度の変動に影響する。前章 1 で述べたように、工具寿命は工具と工作物の相対切削速度および逃げ角の変動の影響を受ける。つまり、背分力方向の振動は逃げ角の変動により逃げ面へ働く垂直応力が増大し、工具寿命が短くなることが推察される。チタン合金の加工においては熱伝導率が低いいため逃げ面の温度が上昇しやすく、一般的な鋼材に比べて工具寿命が著しく短くなると考えられる。一方で、主分力方向の振動は工具と工作物の相対切削速度つまり逃げ面摩擦速度の変動を生じ、工具寿命が短くなることが推察される。また、逃げ面摩擦速度の変動は Taylor の寿命方程式からも分かるようにチタン合金など切削速度の影響を受けやすい材料は工具寿命への影響が大きいと考えられる。ところで、前章 1 の既往の研究⁵⁹⁻⁶¹⁾の工具系のびびり振動では、工具と工作物の相対切削速度つまり逃げ面摩擦速度が切削速度の 2 倍に達するため、工具寿命は振動速度の影響が大きいとされている。しかし、工作機械系の振動の場合、低い振動数であるがゆえ主分力方向の

振動が発生しても振動速度はそこまで高くないため、工具寿命への影響は少ないと推察される。

ここで、工作機械系と工具系の振動が発生した場合、工具寿命へ影響する2つのパラメータの逃げ角および逃げ面摩擦速度の変動がどの程度になるか算出する。まず、各方向の振動変位 x (背分力方向)、 y (主分力方向)は式(3.1)、(3.2)で表される正弦波の振動であるとする。

$$x(t) = A_x \sin(\omega_x t + \theta_x) \quad (3.1)$$

$$y(t) = A_y \sin(\omega_y t + \theta_y) \quad (3.2)$$

そして、振動速度 V は式(3.3)、(3.4)により算出される。

$$V_x(t) = \frac{x(t + \Delta t) - x(t)}{\Delta t} = A_x \omega_x \cos(\omega_x t + \theta_x) \quad (3.3)$$

$$V_y(t) = \frac{y(t + \Delta t) - y(t)}{\Delta t} = A_y \omega_y \cos(\omega_y t + \theta_y) \quad (3.4)$$

ここで、 A は振幅、 ω は角速度、 θ は位相、 Δt はサンプリング時間である。

次に各方向の振動によって変化する工具と工作物の加工面との傾斜角 γ は式(3.5)、(3.6)により算出される。

$$\gamma_x(t) = \tan^{-1} \left(\frac{x(t + \Delta t) - x(t)}{V_c \cdot \Delta t} \right) = \tan^{-1} \left(\frac{V_x(t)}{V_c} \right) \quad (3.5)$$

$$\gamma_y(t) = \sin^{-1} \left(\frac{y(t)}{D/2} \right) \quad (3.6)$$

そして、逃げ角 α は式(3.7)となるので、各方向の振動による逃げ角 α は式(3.8)、(3.9)により算出される。

$$\alpha = \beta + \gamma \quad (3.7)$$

$$\alpha_x(t) = \beta + \tan^{-1} \left(\frac{V_x(t)}{V_c} \right) \quad (3.8)$$

$$\alpha_y(t) = \beta + \sin^{-1} \left(\frac{y(t)}{D/2} \right) \quad (3.9)$$

最後に、逃げ面摩擦速度 V_f は式(3.10)、(3.11)により算出される。

$$V_{f_x}(t) = \sqrt{V_c^2 + V_x(t)^2} \quad (3.10)$$

$$V_{f_y}(t) = V_c + V_y(t) \quad (3.11)$$

上記、式中の β は工具逃げ角、 D は工作物の直径、 V_c は切削速度を示す。また、添え字の x は背分力方向、 y は主分力方向を表し、 (t) は時間の関数であることを示す。

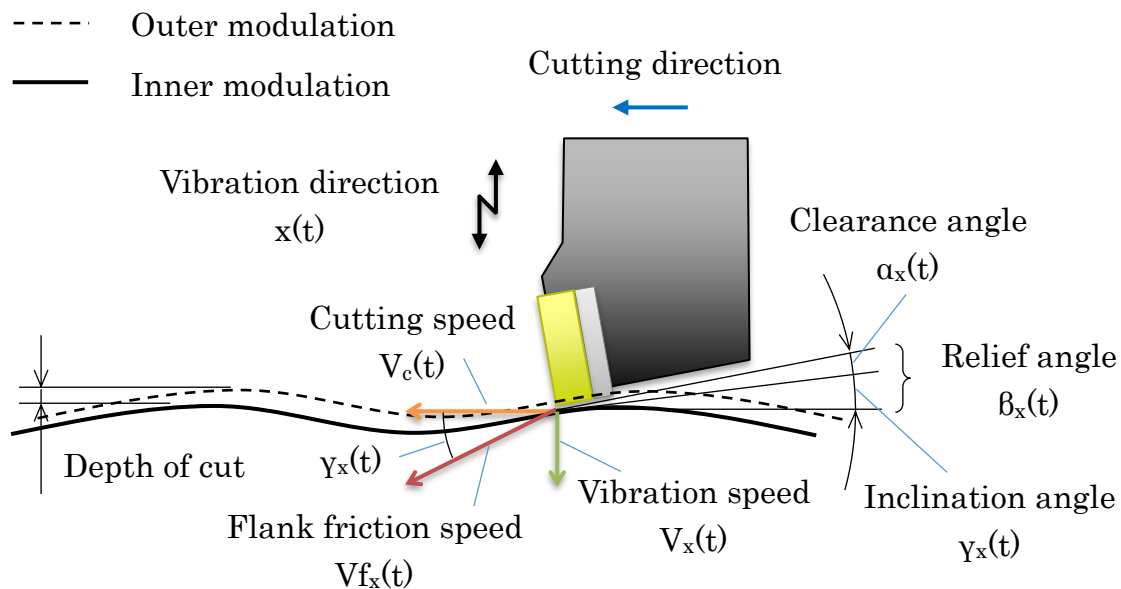


Fig. 3.1 Schematic view of the influence of vibration direction on cutting
 (Thrust force direction)

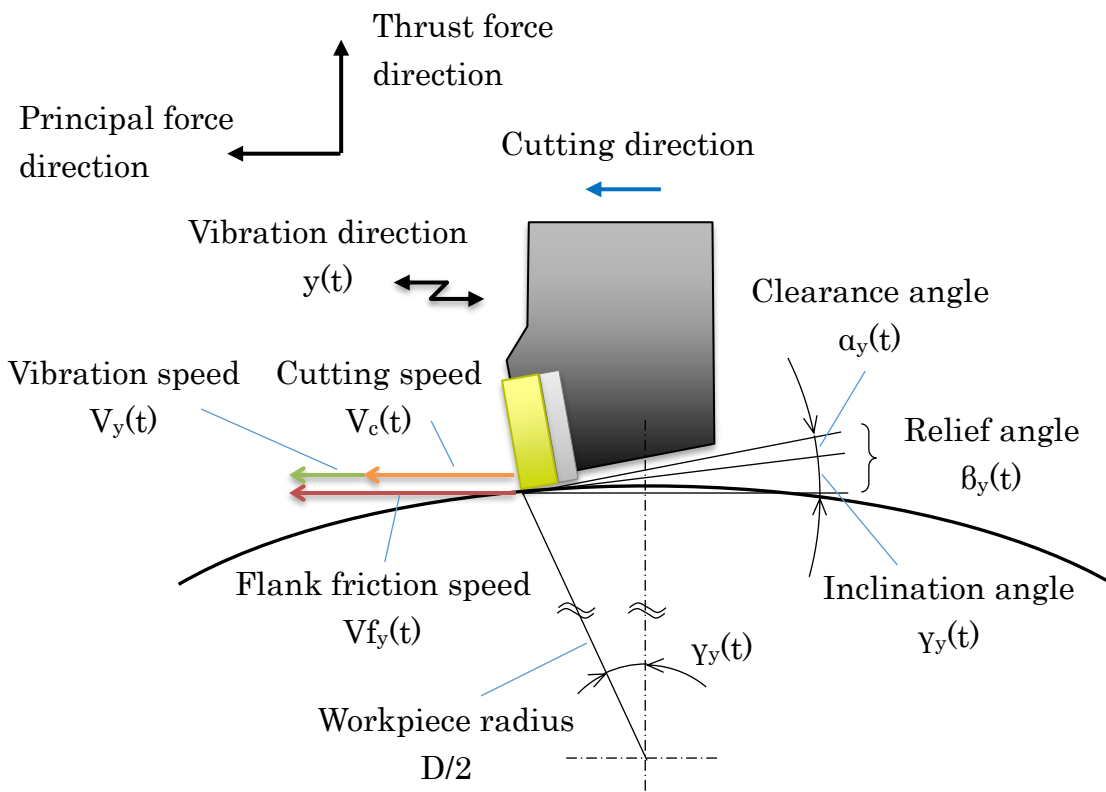


Fig. 3.2 Schematic view of the influence of vibration direction on cutting
 (Principal force direction)

(a) 工作機械系の振動数の低い振動

例えば、工作物の直径 $\phi 90$ mm で切削速度 150 m/min, 工具の逃げ角 6 deg で切削した場合に、振動数 200 Hz, 振幅 100 μm の工作機械系の振動数の低い振動が発生したとする。その時の振動速度は 0.126 m/s, 振動加速度は 157.9 m/s^2 である。そして、上記の背分力方向と主分力方向の振動が発生した場合の逃げ角, 逃げ面摩擦速度の変動は図 3.3, 図 3.4 のようになる。図 3.3 より背分力方向の振動が発生すると、逃げ角は約 3–9 deg と工具逃げ角 6 deg を中心に ± 3 deg 変動するが、逃げ面摩擦速度は 150.0–150.2 m/min と 0.2 m/min しか変動しない。一方で、図 3.4 より主分力方向の振動が発生すると、逃げ角の変動は ± 0.1 deg (約 5.9–6.1 deg) と非常に小さく、逃げ面摩擦速度の変動は ± 7.5 m/min (142.5–157.5 m/min) と大きくなる。この時の主分力方向の振動に対する背分力方向の切込み変動は約 0.1 μm と極めて少ない。

(b) 工具系の振動数の高い振動

また、工作物の直径, 切削速度, 工具の逃げ角は前述と同じで、振動数 2,000 Hz, 振幅 10 μm の工具系の振動数の高い振動が発生したとする。その時の振動速度は 0.126 m/s, 振動加速度は 1579.1 m/s^2 である。そして、上記の背分力方向と主分力方向の振動が発生した場合の逃げ角, 逃げ面摩擦速度の変動は図 3.5, 図 3.6 のようになる。図 3.5 より工具系の振動も背分力方向の振動が発生すると、逃げ角は約 3–9 deg と工具逃げ角 6 deg を中心に ± 3 deg 変動するが、逃げ面摩擦速度は 150.0–150.2 m/min と 0.2 m/min しか変動しない。一方で、図 3.6 より主分力方向の振動が発生すると、逃げ角の変動は ± 0.01 deg (約 5.99–6.01 deg) と非常に小さく、逃げ面摩擦速度の変動は ± 7.5 m/min (142.5–157.5 m/min) と大きくなる。

このように、背分力方向の振動は逃げ角の変動, 主分力方向の振動は逃げ面摩擦速度の変動と振動方向によって工具寿命への影響要因が異なると推察される。現実的に切削中の振動には工作機械系や工具系とさまざまな振動要因が存在する。工具系の振動数の高い振動は、加速度と速度は大きく、変位は小さい。一方で、工作機械系の振動数の低い振動は、加速度と速度は小さく、変位は大きい。このような振動特性から、振動と工具寿命の関係を加速度, 速度, 変位で単純に整理できない難しさである。以上のことから、振動と工具寿命の関係を加速度, 速度, 変位の大きさではなく、振動によって切削現象に影響を与える逃げ角および逃げ面摩擦速度の大小で振動と工具寿命の関係を考えるべきである。

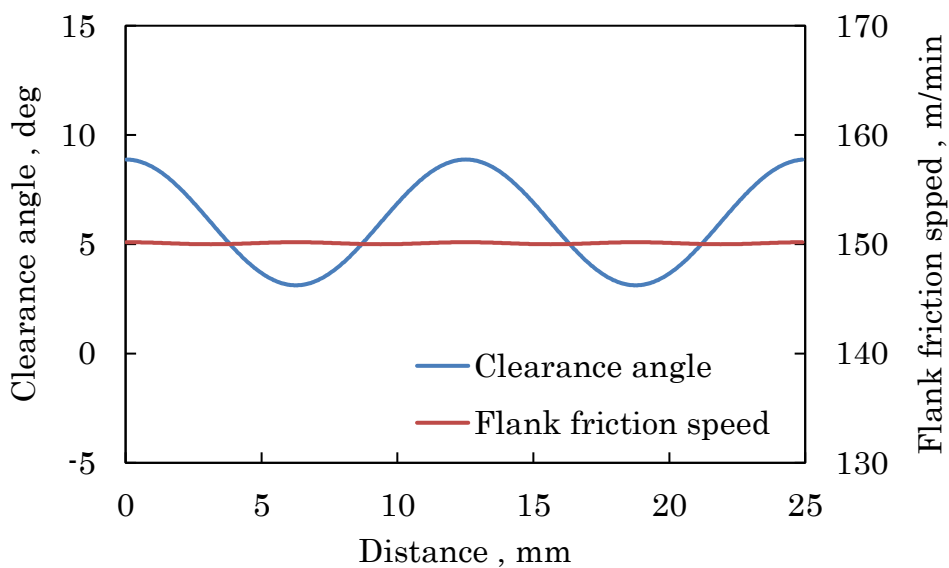


Fig. 3.3 Clearance angle and flank friction speed when vibrating in the thrust force direction

(Machine tools system, Frequency : 200 Hz, Amplitude : 100 μ m)

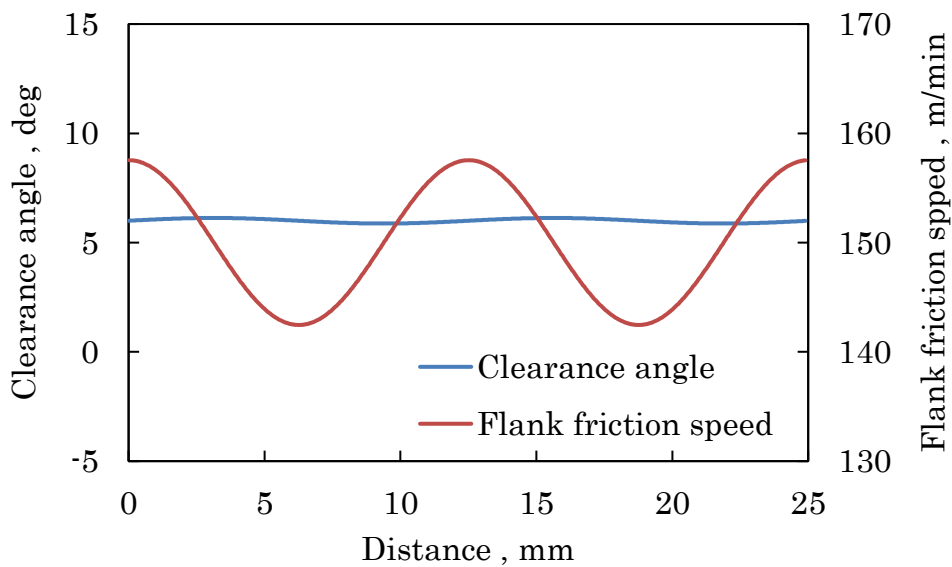


Fig. 3.4 Clearance angle and flank friction speed when vibrating in the principal force direction

(Machine tools system, Frequency : 200 Hz, Amplitude : 100 μ m)

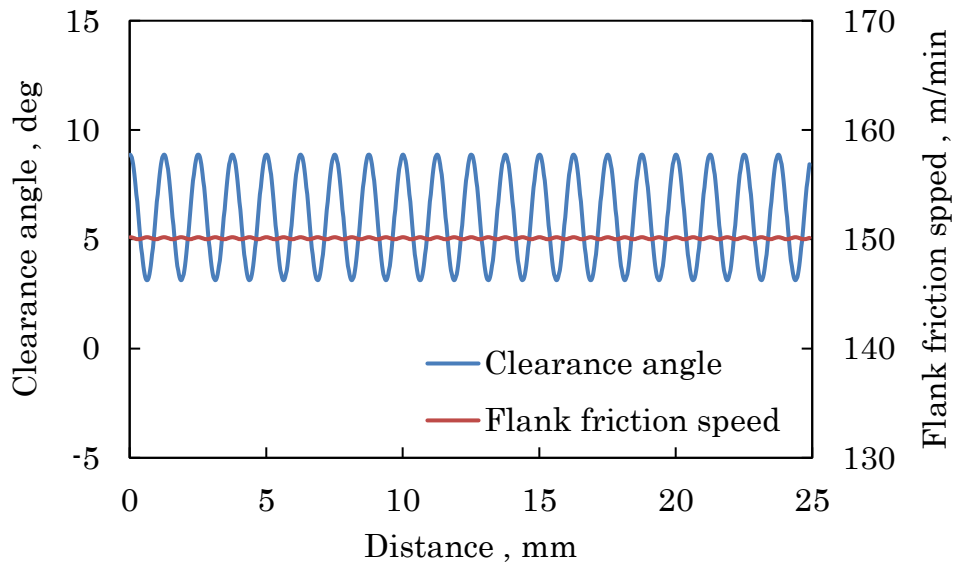


Fig. 3.5 Clearance angle and flank friction speed when vibrating in the thrust force direction (Tool system, Frequency : 2,000 Hz, Amplitude : 10 μm)

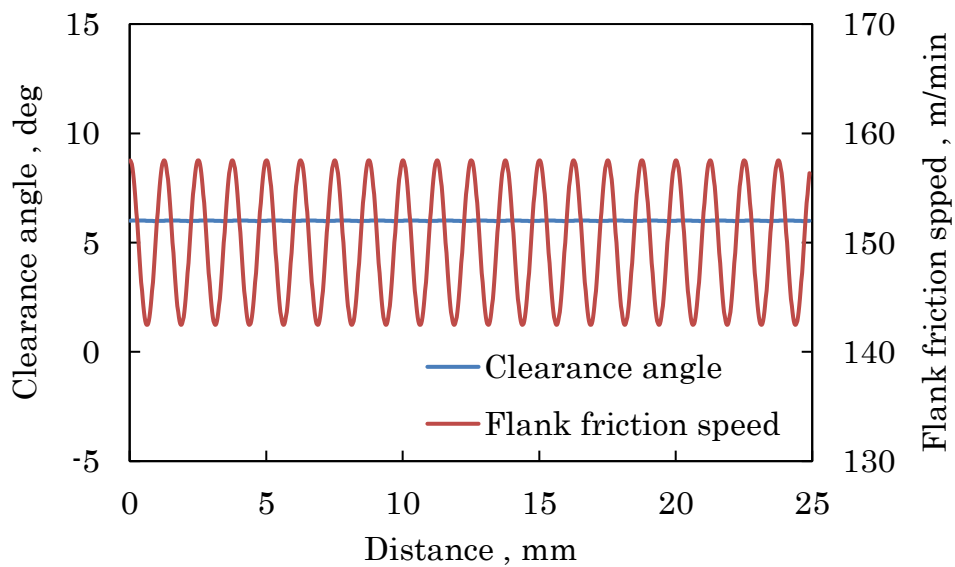


Fig. 3.6 Clearance angle and flank friction speed when vibrating in the principal force direction (Tool system, Frequency : 2,000 Hz, Amplitude : 10 μm)

3.3 平行板ばね構造治具

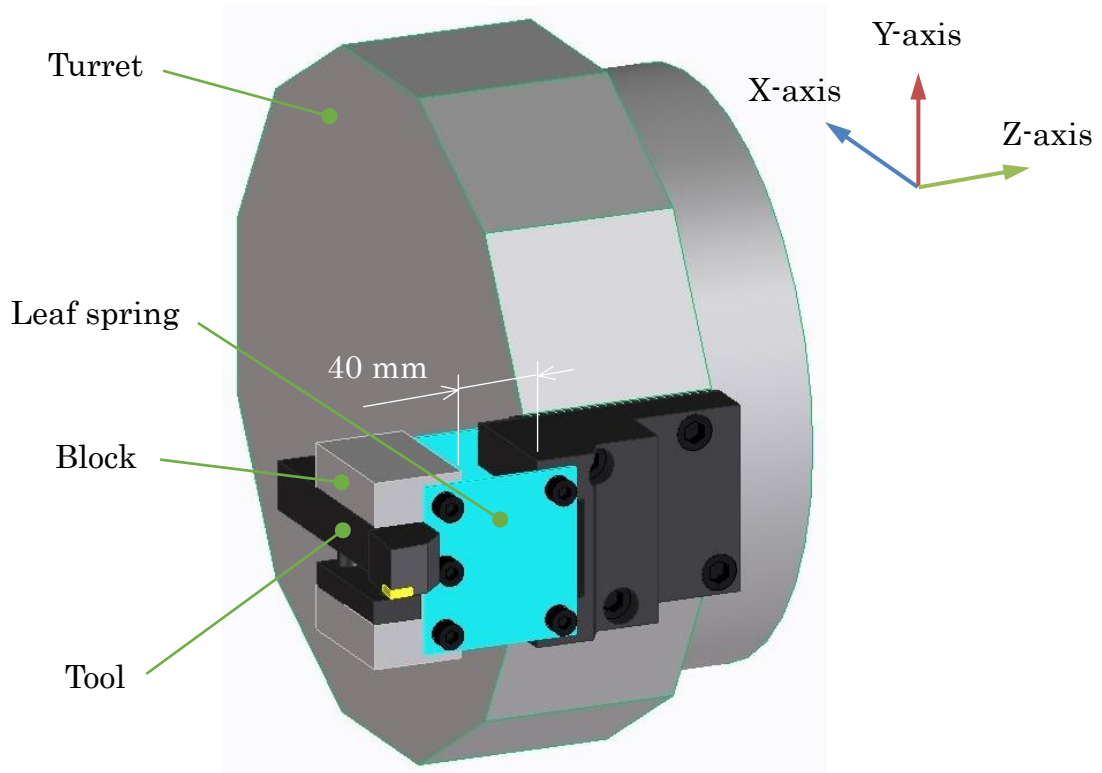
3.3.1 平行板ばね構造治具について

各方向の振動が工具寿命へ与える影響を調査するために、図 3.7 に示す平行板ばね構造治具を製作し、工具の動的支持特性を変化させた。この平行板ばね構造治具は板ばねを X 軸方向(背分力方向)と Y 軸方向(主分力方向)に配置する 2 タイプで、両方向とも工作機械系の低い振動数の振動が発生するように設計した。そして、平行板ばね構造治具はバイトを保持するブロックが方向の異なる平行に配置された 2 枚の板ばねで刃物台に支持されており、両方向の治具ともに刃物台とブロックの間隔は 40 mm となるようにした。また、板ばねには機械構造用炭素鋼(S45C)を用いた。X 軸方向の板ばね寸法は 85×80 mm、厚さが 2.5 mm で、M8 のボルト 5 本で締結できるようにφ9 mm の穴があいている。Y 軸方向の板ばね寸法は 80×70 mm、厚さが 2.5 mm で、M8 のボルト 6 本で締結できるようにφ9 mm の穴があいている。これにより工具の振動方向と動剛性を変化させることが可能となる。以降、図 3.7 (a)に示すように背分力方向に振動しやすくしたものを X 軸方向平行板ばね構造治具、図 3.7 (b)に示すように主分力方向に振動しやすくしたものを Y 軸方向平行板ばね構造治具と呼ぶ。

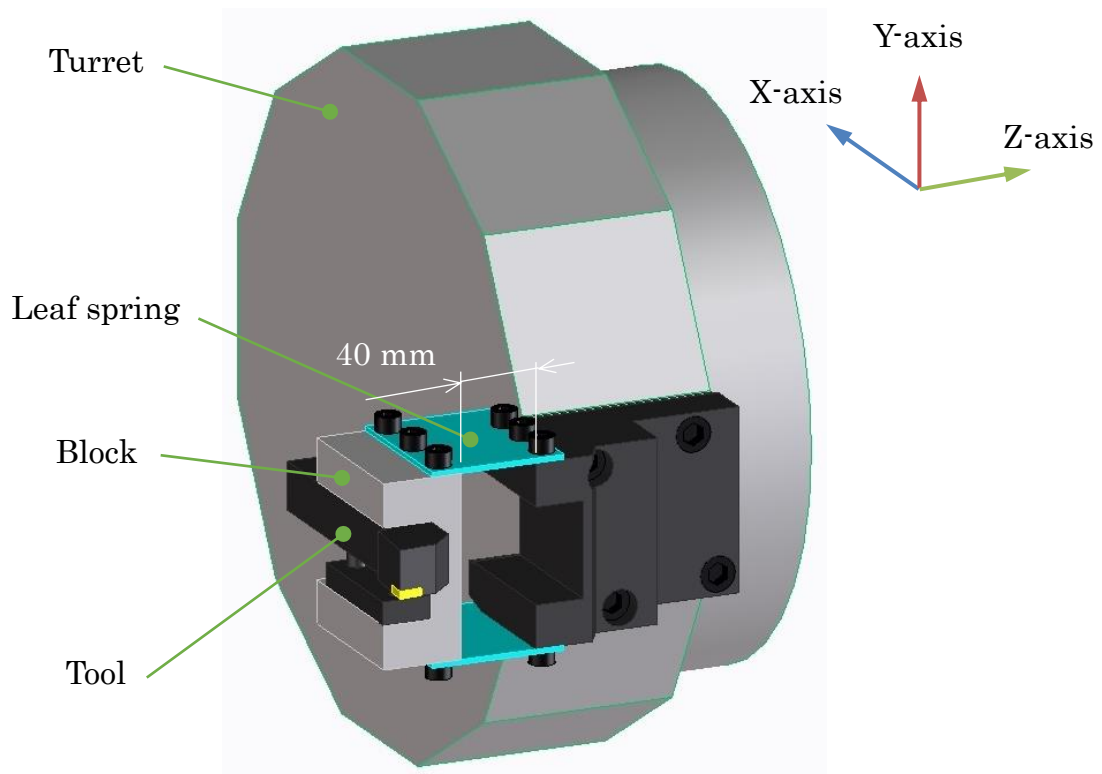
3.3.2 ハンマリング試験

製作した平行板ばね構造治具の動的特性を調査するため、ハンマリング試験を実施した。それぞれ工具の背分力方向と主分力方向にインパルスハンマー(PCB 製 086C01)で加振を行い、バイト上に取付けた加速度ピックアップ(PCB 製 365A01)で加振方向に対し平行方向と垂直方向の振動を測定し、FFT アナライザ(DATA TRANSLATION 製 DT9837B)で周波数応答関数を求めた。測定条件はサンプリング周波数が 10 kHz、サンプリング数が 8,192 点であり、5 回測定の平均値とした。なお、板ばねのボルトの締結にはトルクレンチを使用し、締付けトルクが 30 N・m となるように管理した。このとき平行板ばね構造治具を分解し、再度組立て直したときに平行板ばね構造治具の周波数応答関数に変化が無く、再現性が十分にあることを確認している。

図 3.8 に X 軸方向平行板ばね構造治具、図 3.9 に Y 軸方向平行板ばね構造治具、図 3.10 に平行板ばね構造治具が無い場合の周波数応答関数を示す。例えば、図中の記号 G_{xx} は前の添え字がインパルスハンマーで加振した方向を示し、後の添え字が加速度ピックアップで振動を測定した方向を示している。なお、 x が背分力方向、 y が主分力方向である。図 3.8 の X 軸方向平行板ばね構造治具の X 軸方向に加振し、X 軸方向に測定した G_{xx} の周波数応答関数より、背分力方向に振動数 200 Hz、コンプライア



(a) X-axis direction leaf spring jig



(b) Y-axis direction leaf spring jig

Fig. 3.7 Schematic view of parallel leaf spring jig

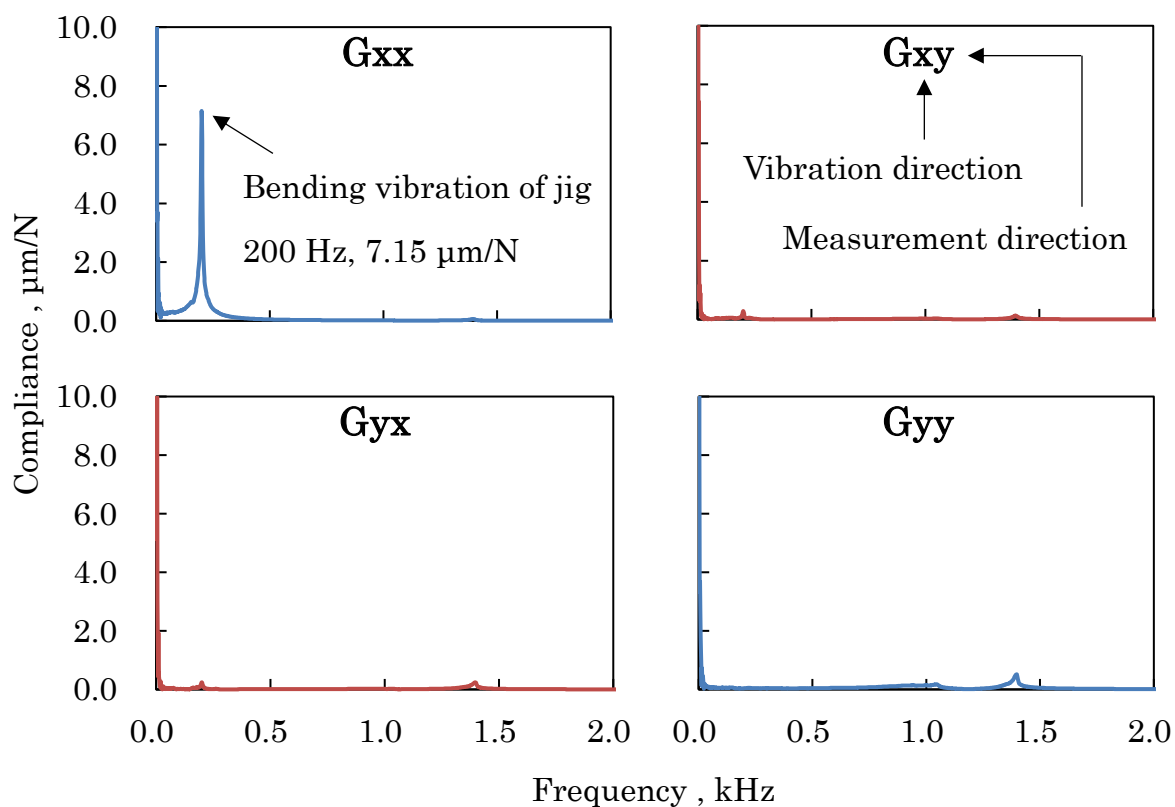


Fig. 3.8 Frequency response function (X-axis direction leaf spring jig)

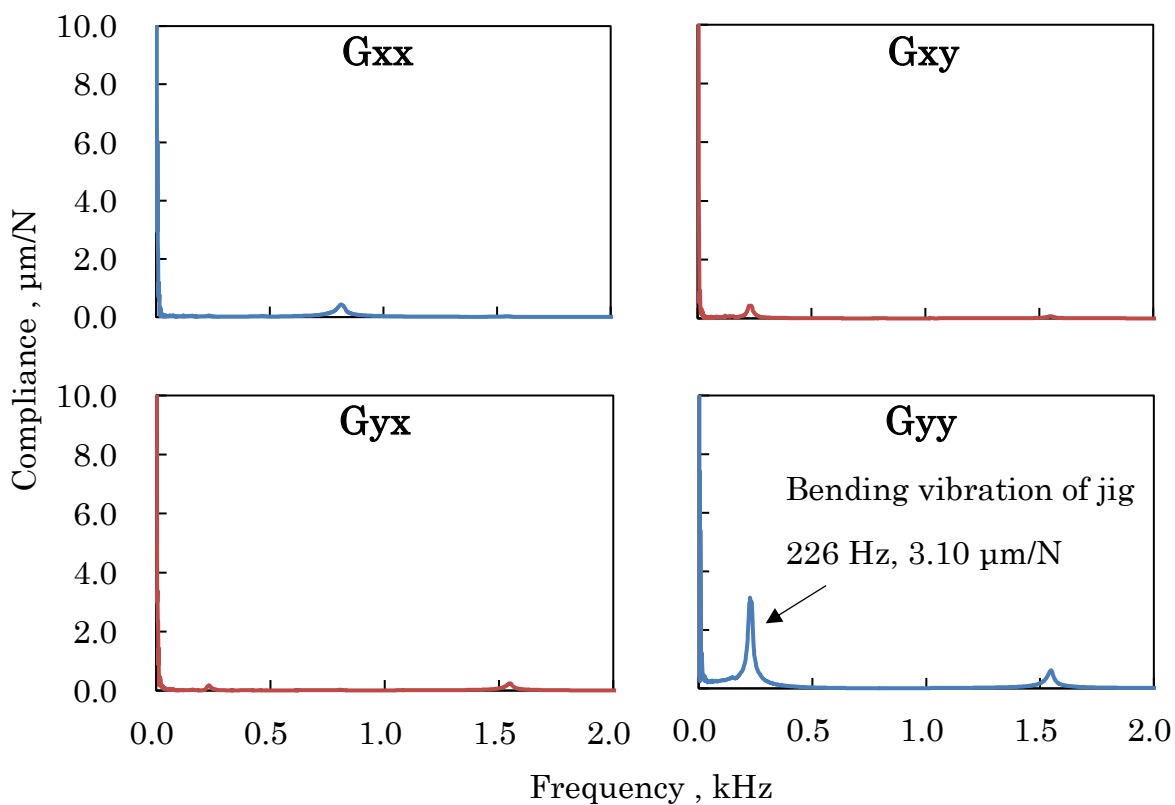


Fig. 3.9 Frequency response function (Y-axis direction leaf spring jig)

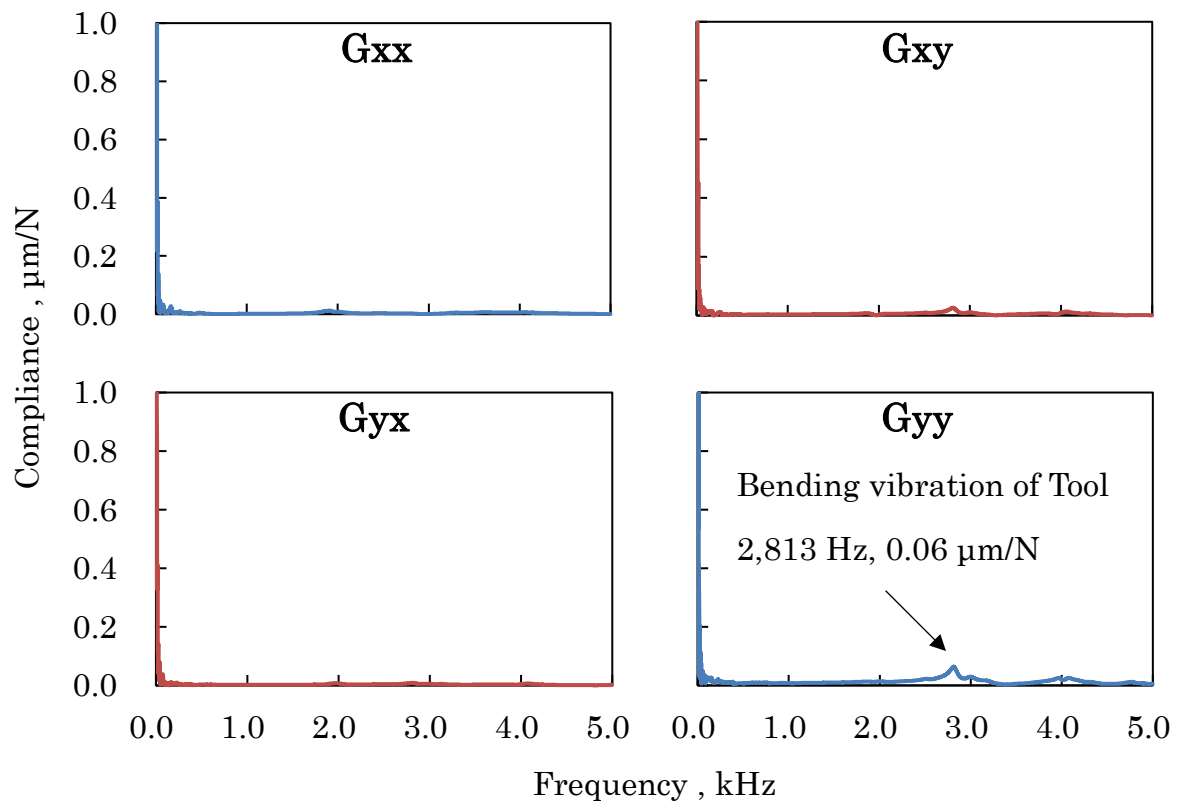


Fig. 3.10 Frequency response function (without leaf spring jig)

ンス $7.15 \mu\text{m/N}$ の板ばねの曲げ振動モードが存在する。さらに、図 3.8 の G_{yy} の周波数応答関数より振動数 $1,396 \text{ Hz}$ 、コンプライアンス $0.52 \mu\text{m/N}$ の板ばねの振り振動モードが存在する。この振り振動モードは曲げ振動モードのコンプライアンスに比べて十分小さく約 14 倍動剛性が高い。次に、図 3.9 の Y 軸方向平行板ばね構造治具の G_{yy} の周波数応答関数より、主分力方向に振動数 226 Hz 、コンプライアンス $3.10 \mu\text{m/N}$ の板ばねの曲げ振動モードが存在する。さらに、図 3.9 の G_{yy} の周波数応答関数より振動数 $1,549 \text{ Hz}$ 、コンプライアンス $0.62 \mu\text{m/N}$ の板ばねの振り振動モードが存在する。この振り振動モードは曲げ振動モードのコンプライアンスに比べて十分小さく約 5 倍動剛性が高い。最後に、図 3.10 の平行板ばね構造治具が無い場合の G_{yy} の周波数応答関数より、主分力方向に振動数 $2,813 \text{ Hz}$ 、コンプライアンス $0.06 \mu\text{m/N}$ のバイトの曲げ振動モードが存在する。この振動モードのコンプライアンスは、X 軸方向および Y 軸方向平行板ばね構造治具と比較して約 50–120 倍動剛性が高い。このように、平行板ばね構造治具は平行板ばね構造治具が無い場合に比べて動剛性が低く、板ばねに垂直な方向のみに極端に動剛性が低いことが確認された。

3.4 工具寿命試験

3.4.1 実験方法

前節 3.3 で製作した平行板ばね構造治具を用いて、工具の振動方向および動剛性と工具寿命の影響を調査するため工具寿命試験を行った。工具寿命試験は外周長手方向の連続切削と断続切削とした。それぞれ複数回実験を実施し、その平均値とした。ただし、切削開始初期にチッピングなどの異常摩耗が発生した時のデータは除外した。断続切削は丸棒に3本の溝を加工して行った。連続切削と断続切削としたのは、連続切削と比較して断続切削は切削熱および切削力の影響が異なるので、工具寿命にどのような影響を与えるか調査するためである。工作機械は横形2サドルCNC旋盤(オークマ製 LU3000EX)を用い、工作物には外径 $\phi 90$ mm、長さ180 mmのチタン合金(Ti-6Al-4V)を使用した。表 3.1 に工具寿命試験での切削条件を示す。切削速度は150 m/min、切込みは0.2 mm、送りは0.1 mm/revで乾式切削とした。乾式切削としたのは、クーラントの掛け方などによる工具寿命のバラつきを抑えるためである。工具は市販のノンコーティングのS種超硬合金を用い、バイトの突出し長さは35 mmとした。そして、工具寿命試験は切削距離50 m ずつ切削を行い、工具逃げ面摩耗幅をデジタルマイクロスコープで観察した。本実験での逃げ面摩耗幅は境界摩耗やチッピングなどを含んだ最大逃げ面摩耗幅とし、0.2 mmを超えたところを工具寿命の判断とした。

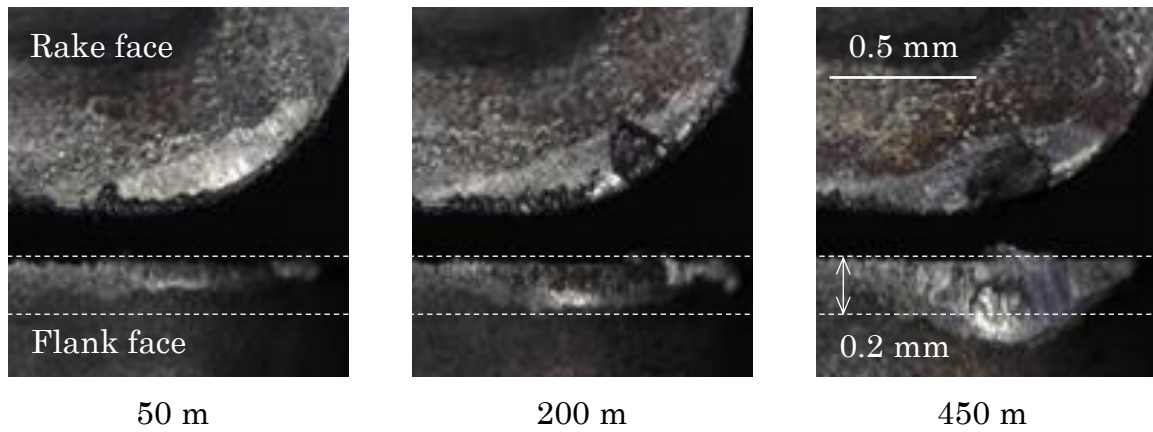
Table 3.1 Cutting conditions

Work material	Titanium alloy (Ti-6Al-4V)
Workpiece size	$\phi 90 \times L180$ mm
Tool	DCLNR2525M-12 (KYOCERA) CNMG120408-MS MT9015 (MITSUBISHI)
Cutting speed	150 m/min
Depth of cut	0.2 mm
Feed rate	0.1 mm/rev
Lubrication	Dry

3.4.2 実験結果

図 3.11 に連続切削，図 3.12 に断続切削のときの工具摩耗写真を示す．それぞれ図の左に切削開始すぐの切削距離 50 m 時点，図の右に逃げ面摩耗幅が 0.2 mm を超え工具寿命を向かえた時点，図の真ん中に工具寿命試験の途中での工具摩耗状況を示す．図 3.11 に示すように連続切削では，X 軸方向平行板ばね構造治具は自励びびり振動が発生し，切取り厚みの変動により切れ刃との接触面積が大きくなりすくい面，逃げ面ともに広い範囲で摩耗している．これは，臼井らの報告⁶³⁾と同様に逃げ面摩耗が増大し，すくい面摩耗が減少する工具摩耗形態となった．この傾向は，熱伝導率の低いチタン合金の場合，さらに顕著である．一方で，Y 軸方向平行板ばね構造治具および平行板ばね構造治具が無い場合は切削中に自励びびり振動が発生しなかった．すくい面は切削距離 400 m でクレータ摩耗が成長，逃げ面は切削距離 700 m で逃げ面摩耗幅 0.2 mm を超え，同じ工具摩耗形態となった．図 3.12 に示すように断続切削では，すべての条件でチッピングが発生し工具寿命となった．また，連続切削と比べてすくい面への被削材の凝着量が多い．X 軸方向平行板ばね構造治具では連続切削と同様に，背分力方向に大きな振動が発生し，さらに短い切削距離でチッピングが発生する．Y 軸方向平行板ばね構造治具および平行板ばね構造治具が無い場合は，最終的にチッピングは発生するが，連続切削の時と似た工具摩耗形態になる．しかし，断続切削は連続切削と比較してクレータ摩耗の進行が遅い．これは，連続切削ではすくい面と切りくずの接触時間が連続であるが，断続切削はすくい面と切りくずが離れる時に，すくい面が冷却されることでクレータ摩耗の進行が遅くなると考えられる．

図 3.13 に連続切削，図 3.14 に断続切削のときの逃げ面の工具摩耗曲線を示す．図 3.13 に示すように連続切削では，逃げ面摩耗の進行速度は X 軸方向平行板ばね構造治具が速くなり，Y 軸方向平行板ばね構造治具と平行板ばね構造治具が無い場合が同等となった．また，Y 軸方向平行板ばね構造治具と平行板ばね構造治具が無い場合では切削距離 350 m 以上で逃げ面摩耗の進行速度が緩やかになっている．これは図 3.11 の工具摩耗写真から分かるように切削距離 350 m では刃先近傍にクレータ摩耗が成長し，すくい角が大きくなることで切削力が小さくなるため，逃げ面摩耗の進行速度が緩やかになったと考えられる．実際に平行板ばね治具が無い場合で，切削力を測定した所，クレータ摩耗が成長すると切削力が減少する傾向が確認された．また，クレータ摩耗の成長により切りくずが薄くなった．つまり，切削比が大きくなるため，せん断角が大きくなる．このことからすくい角が大きくなっていることが分かる．図 3.14 に示すように断続切削では，すべての条件で突然チッピングが発生した．X 軸方向平行板ばね構造治具は，その他よりも圧倒的に短い切削距離でチッピングが発生し

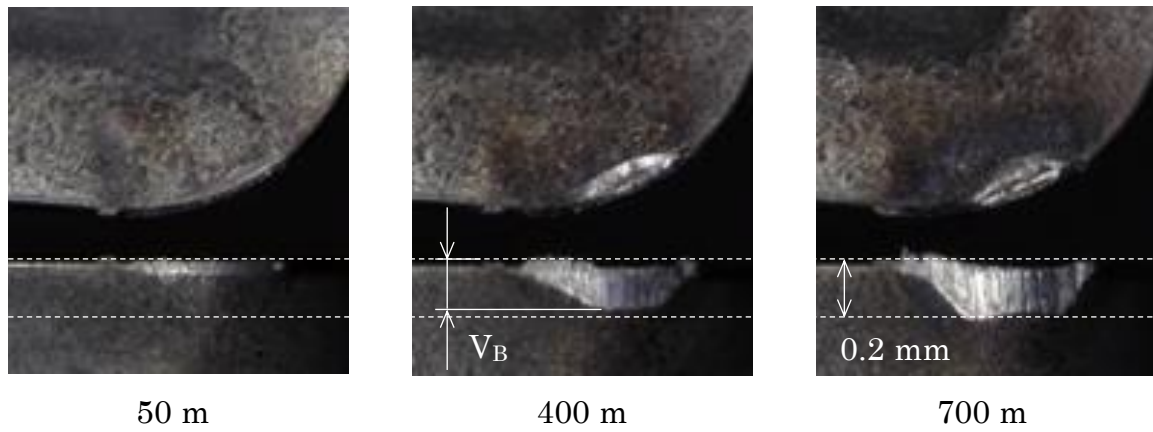


50 m

200 m

450 m

(a) X-axis direction leaf spring jig

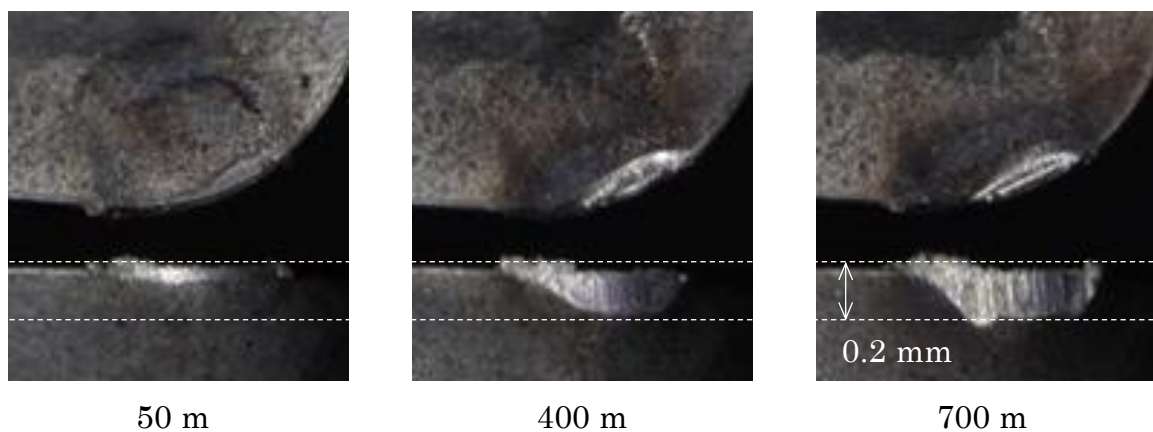


50 m

400 m

700 m

(b) Y-axis direction leaf spring jig



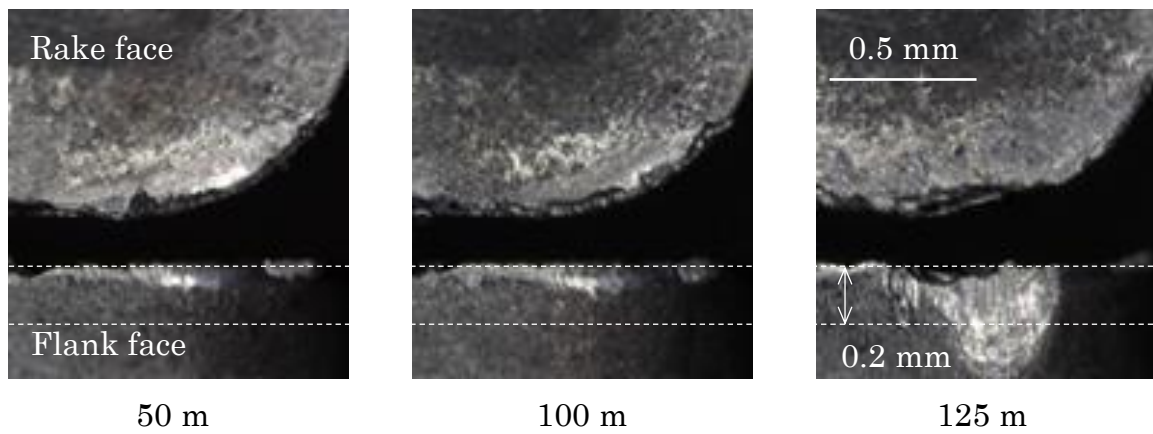
50 m

400 m

700 m

(c) Without leaf spring jig

Fig. 3.11 Digital microscope image of tool wear (Continuous cutting)

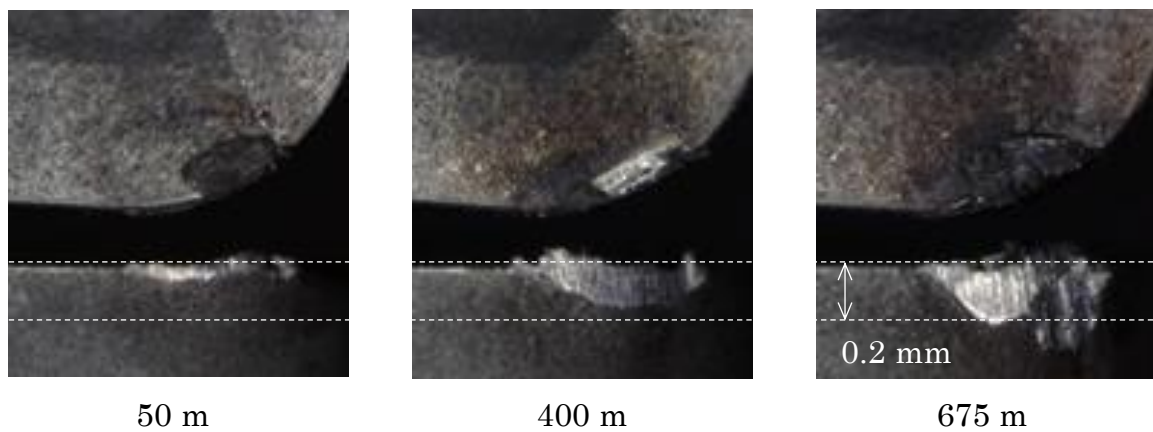


50 m

100 m

125 m

(a) X-axis direction leaf spring jig

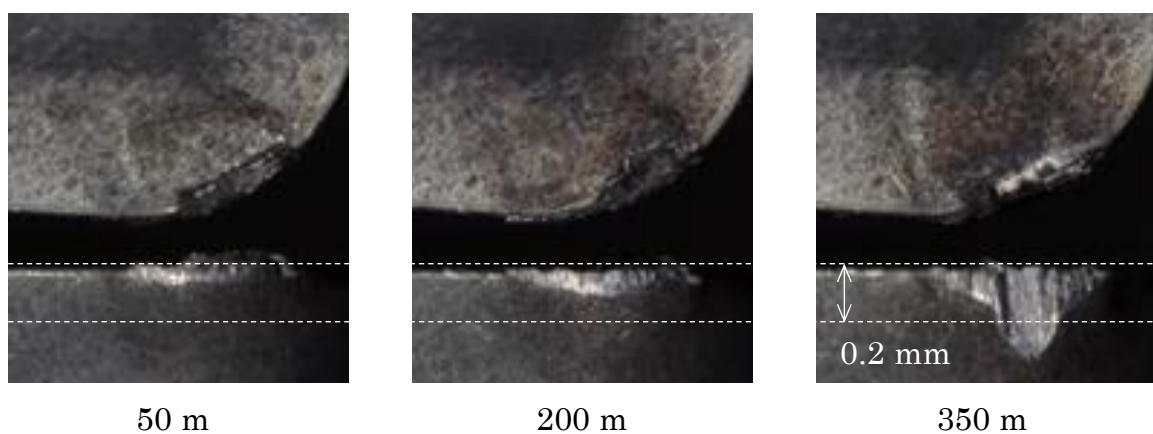


50 m

400 m

675 m

(b) Y-axis direction leaf spring jig



50 m

200 m

350 m

(c) Without leaf spring jig

Fig. 3.12 Digital microscope image of tool wear (Interrupted cutting)

た. 平行板ばね構造治具が無い場合は Y 軸方向平行板ばね構造治具に比べてチッピングの発生は速くなったが, チッピングが発生するまでの逃げ面摩耗の進行速度は連続切削と同様に同じである. このように, Y 軸方向平行板ばね構造治具でチッピングが発生しにくくなったのは, 板ばね構造が変形することでクッションのような働きをし, 断続切削時の衝撃力を緩和したものと考えられる. そして, 断続切削での工具寿命は Y 軸方向平行板ばね構造治具, 平行板ばね構造治具が無い場合, X 軸方向平行板ばね構造治具の順番で長くなった.

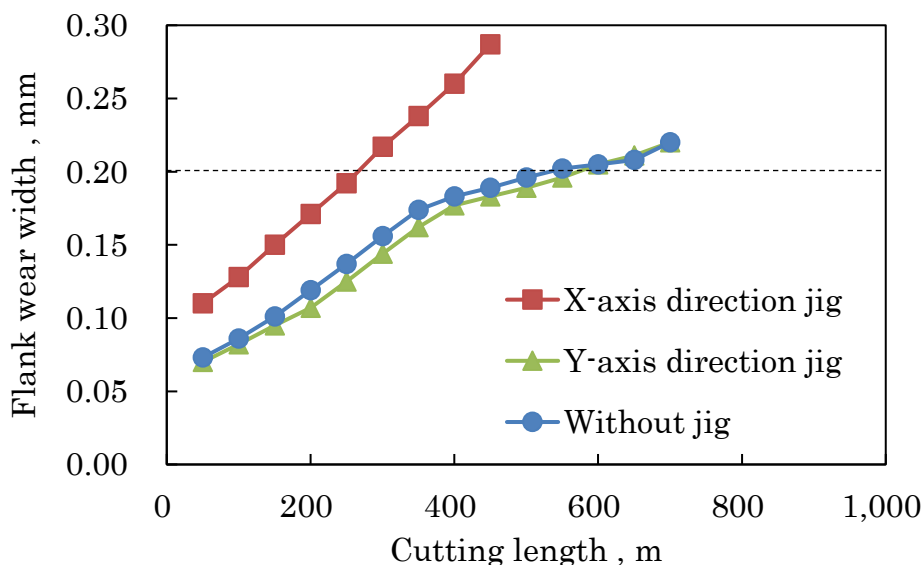


Fig. 3.13 Tool wear curve (Continuous cutting)

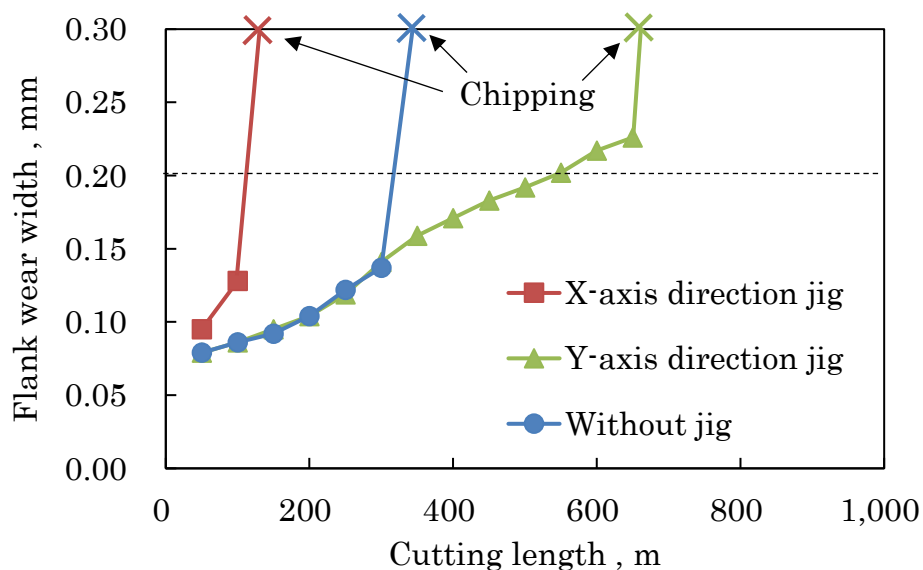


Fig. 3.14 Tool wear curve (Interrupted cutting)

3.5 考察

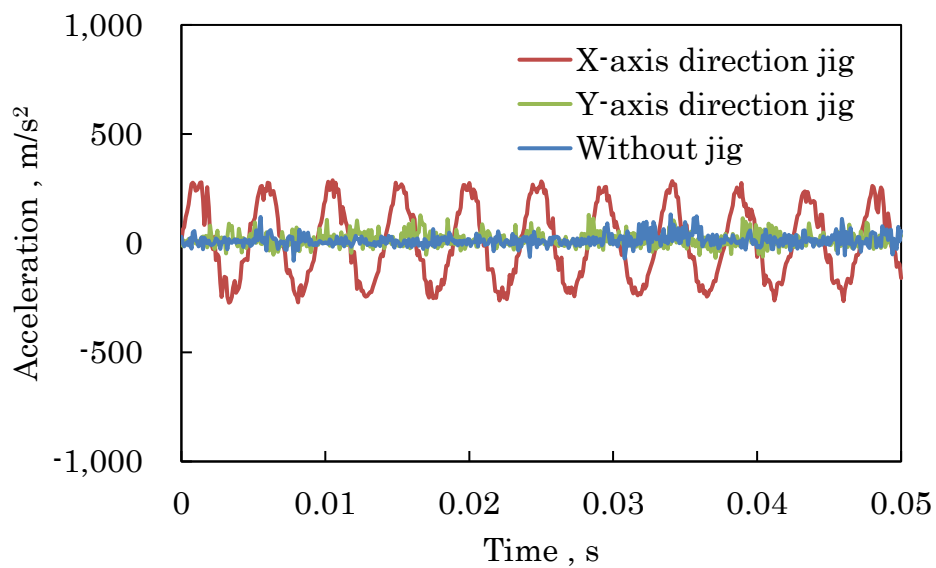
切削中の刃先の逃げ角や逃げ面摩擦速度がどのように変化しているか調査するため、バイトの裏面に取付けられた加速度ピックアップで切削中の振動の加速度を測定した。図 3.15 に連続切削，図 3.16 に断続切削のときの切削中の背分力方向および主分力方向の工具の振動加速度を示す。図 3.15 に示すように連続切削では，X 軸方向平行板ばね構造治具で大きなびびり振動が発生している。背分力方向のみに振動数 215 Hz，加速度 210 m/s² の振動であり，振幅に換算すると約 115 μm である。また，図 3.16 に示すように断続切削でも，X 軸方向平行板ばね構造治具で大きなびびり振動が発生している。背分力方向のみに振動数 205 Hz，加速度 225 m/s² の振動であり，振幅に換算すると約 135 μm である。その他の Y 軸方向平行板ばね構造治具および平行板ばね構造治具が無い場合は，大きな振動が発生していないことが確認される。以上のように連続切削，断続切削ともに X 軸方向平行板ばね構造治具は背分力方向のみに大きく振動し，Y 軸方向平行板ばね構造治具および平行板ばね構造治具が無い場合は大きな振動が発生していない。なお，本実験で送り分力方向(Z 軸方向)の影響を考慮していないのは，工具のノーズ R 半径に対し十分に切込みが小さくノーズ R 半径内で切削が行われるため，背分力方向(X 軸方向)と主分力方向(Y 軸方向)の擬似 2 次元切削と仮定したためである。

ここで，工具寿命に影響する逃げ角および逃げ面摩擦速度を切削中の振動加速度から算出する。背分力方向と主分力方向の振動が同時に働いたときの逃げ角 α と逃げ面摩擦速度 V_f の変動は式(3.7)から式(3.11)より以下のように求められる。

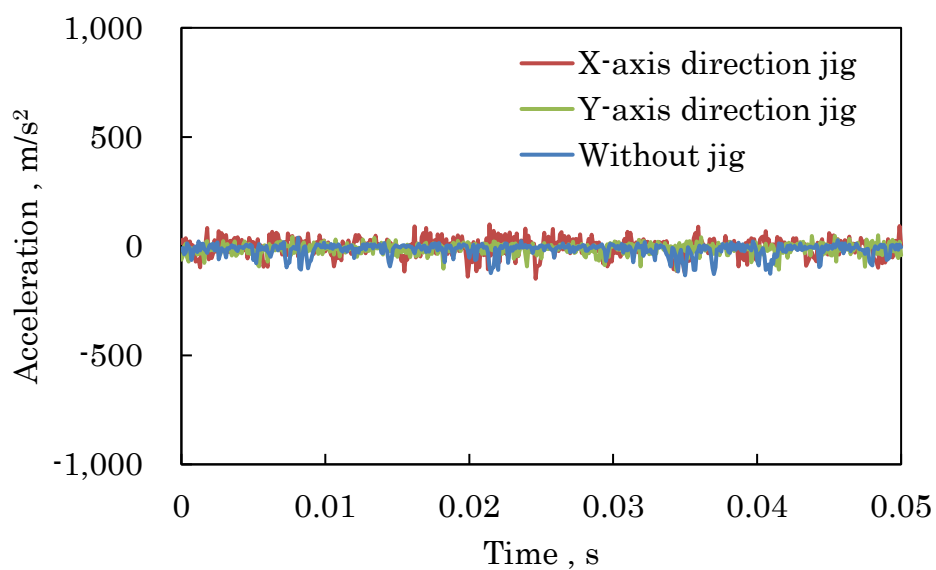
$$\alpha(t) = \beta + \tan^{-1} \left(\frac{V_x(t)}{V_c} \right) + \sin^{-1} \left(\frac{y(t)}{D/2} \right) \quad (3.12)$$

$$V_f(t) = \sqrt{(V_c + V_y(t))^2 + V_x(t)^2} \quad (3.13)$$

そして，切削中の振動加速度を積分して速度と変位に換算したのち，上記の式(3.12)，(3.13)により算出した逃げ角の変動を図 3.17 に，逃げ面摩擦速度の変動を図 3.18 に示す。なお，図 3.15 の連続切削のときの 0.01–0.02 s 間のデータより算出したものである。図 3.17 より逃げ角の変動は X 軸方向平行板ばね構造治具で約 8 deg(2–10 deg)と大きく，Y 軸方向平行板ばね構造治具および平行板ばね構造治具が無い場合で 1 deg 以下と小さい。図 3.18 より逃げ面摩擦速度はすべての条件で 3 m/min 以下と切削速度 150 m/min に対し 2%以下と僅かな速度変動であり，工具寿命への影響は小さい。つまり，X 軸方向平行板ばね構造治具は再生効果により背分力方向の振動が成長し，自励びびり振動が発生した。その結果，逃げ角の変動により逃げ面へ働く垂直応力が増大し工具寿命が短くなった。一方で，Y 軸方向平行板ばね構造治具で自励び

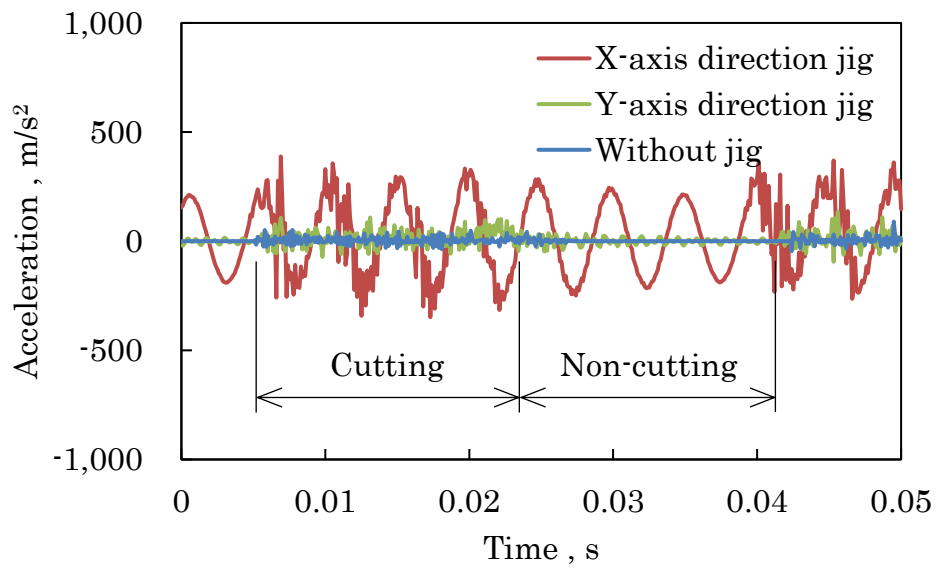


(a) Thrust force direction

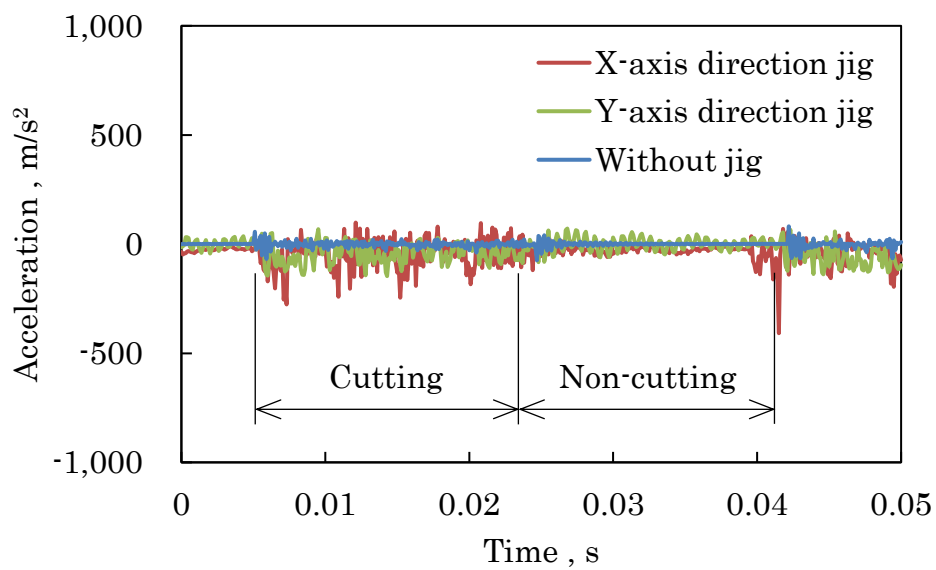


(b) Principal force direction

Fig. 3.15 Vibration acceleration during continuous cutting



(a) Thrust force direction



(b) Principal force direction

Fig. 3.16 Vibration acceleration during interrupted cutting

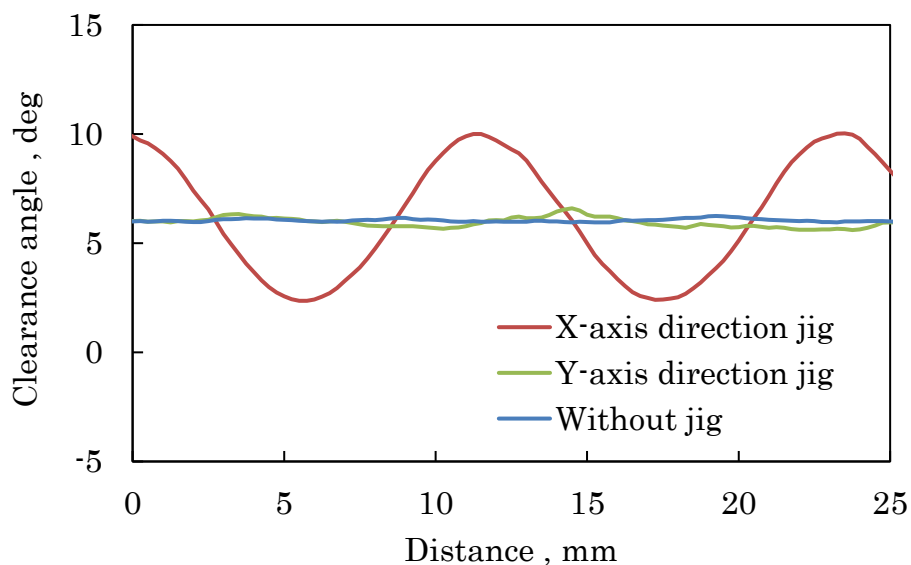


Fig. 3.17 Behavior of clearance angle (Continuous cutting)

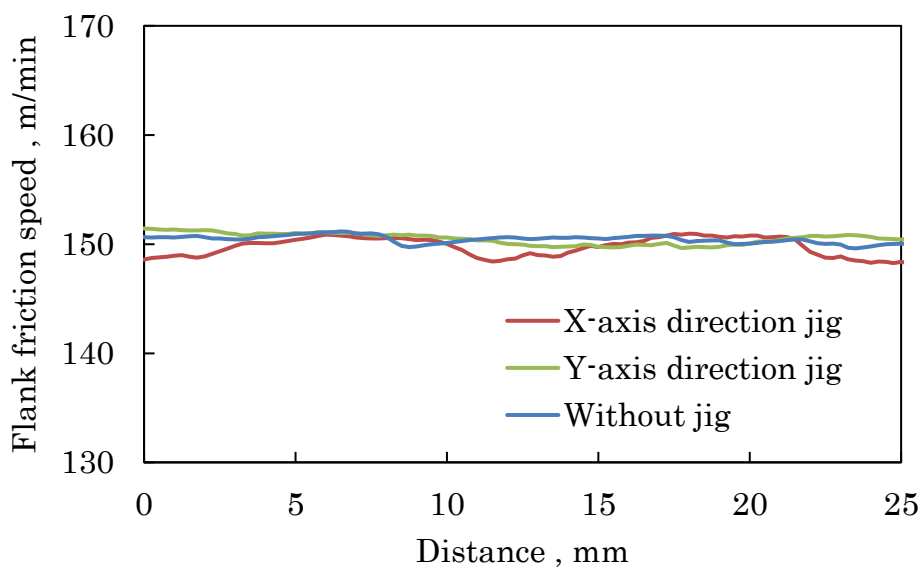


Fig. 3.18 Behavior of flank friction speed (Continuous cutting)

びり振動が発生しなかったのは、主分力方向に振動が発生しても図 3.9 に示す G_{yx} の周波数応答関数よりクロスコンプライアンスが十分に小さいため再生効果が無く、振動が成長できず自励びり振動が発生しなかったと考える。よって、Y 軸方向平行板ばね構造治具で逃げ面摩擦速度の変動が生じなかったため、平行板ばね構造治具が無い場合と比較して逃げ面摩耗の進行に差が生じなかったと考える。

3.6 結言

本章では、工具の振動する方向が工具寿命に与える影響について一方向のみの単純な振動として取り扱えるように、主分力方向または背分力方向の一方向のみに剛性の低い平行板ばね構造治具を製作し、各方向の振動および剛性が工具寿命に及ぼす影響を調査し、以下の結論を得た。

- (1) 背分力方向(X 軸方向)に動剛性が低い場合は、自励びり振動に影響を与え、背分力方向の振動により逃げ角が変動する。逃げ角の変動は逃げ面の垂直応力を増大し、逃げ面での発熱が増え、熱伝導率が低い材料では逃げ面の温度が上昇しやすいため、逃げ面摩耗の進行が著しく速くなる。
- (2) 主分力方向(Y 軸方向)に動剛性が低い場合は、自励びり振動への影響が少なく、主分力方向の振動が発生しにくい。そのため振動が発生せず、逃げ面摩擦速度は変動しないので逃げ面摩耗の進行は速くならない。
- (3) 主分力方向(Y 軸方向)に動剛性が低い場合は、十分に動剛性が高い場合と比較して、連続切削では工具損傷、工具寿命に差が生じない。しかし、断続切削ではチッピングが発生するまでの逃げ面摩耗の進行速度に差は生じないが、チッピングの発生が遅くなる。

第4章 板ばね構造ミリング工具が 耐欠損性に与える影響

4.1 緒言

断続切削における衝撃的な切削力による工具のチッピングおよび欠損への一般的な対策として、靱性の高い工具材種の選定や切削速度または送りを下げるなどが挙げられる。しかし、靱性の高い工具材種を選定すると、反対に硬さが低下するため耐摩耗性が劣り早く摩耗する。また、切削速度や送りを下げると加工能率が低下するといった問題がある。さらに、衝撃的な切削力の緩和のため工具にオイルダンパまたは高減衰材料を用いることは工具費の増加になる。

前章3では、平行板ばね構造治具を用いて主分力方向および背分力方向の振動が連続切削と断続切削において、工具寿命へ与える影響について検証した結果、主分力方向の動剛性は逃げ面摩耗の進行速度に影響を与えず、断続切削においては耐欠損性が向上することが示唆された。そこで本章では、主分力方向に変形しやすいシンプルな構造の板ばね構造ミリング工具を製作し、ミリング加工における耐欠損性向上の有効性確認と、その耐欠損性向上のメカニズムについて述べる。

4.2 板ばね構造ミリング工具

4.2.1 工具形状

図4.1に示す形状の2種類の板ばね構造ミリング工具を製作した。1つ目は図4.1(a)に示すようにシャンク部分中央に四角いポケット穴をあけ、板ばね構造をシャンク部分の両端に配置した工具、2つ目は図4.1(b)に示すようにシャンク部分中央に四角いポケット穴をあけ、さらに両端も削り落とし板ばね構造をシャンク部分の中央に配置した工具である。この板ばね構造ミリング工具の製作には直径5mmのエンドミルを用いて、マシニングセンタで加工した。工具の切れ刃と板ばねの位相は、すくい面に垂直方向に板ばねが変形しやすいように配置した。つまり、主分力方向に変形しやすい構造となっている。この他に板ばねの位相を90degずらした、送り分力方向に変形しやすい構造も考えられるが、前章3の結果からも送り分力方向の剛性低下はびびり振動が発生し面品位が劣化したり、工具寿命が短くなったりするので本研究の目的に適さないため対象から除外した。以降、本章では何も追加加工していないものを工具1、図4.1(a)のように板ばね構造をシャンク部の両端に配置したものを工具2、図4.2(b)のように板ばね構造をシャンク部の中央に配置したものを工具3とする。

なお、板ばねの厚みや長さを決定するに当たり、FreeCAD(Ver 0.16)のFEM解析を利用した。何も追加加工していない工具1に対し、主分力方向の静剛性値が0.25–0.35倍、固有振動数が0.5倍程度になるように板ばねの厚さと長さを決定した。表4.1に各工具の主分力方向および送り分力方向の静剛性値と固有振動数(1次の曲げ振

動モード)の FEM 解析結果を示す. 主分力方向の静剛性値は工具 1 が $17.54 \text{ N}/\mu\text{m}$ に対し, 工具 2 が $6.80 \text{ N}/\mu\text{m}$, 工具 3 が $4.33 \text{ N}/\mu\text{m}$ と $0.25\text{--}0.39$ 倍である. 主分力方向の固有振動数は工具 1 が $4,982 \text{ Hz}$ に対し, 工具 2 が $2,219 \text{ Hz}$, 工具 3 が $1,834 \text{ Hz}$ と $0.37\text{--}0.45$ 倍であり, ほぼ目標値通りの設計である. 実際には, 板ばねの厚みを $3\text{--}5 \text{ mm}$ まで 0.5 mm ごと, 長さを $15, 20, 25 \text{ mm}$ と全 15 通りモデルを作成し FEM 解析を行っている. その中から設計目標値に近い形状とした.

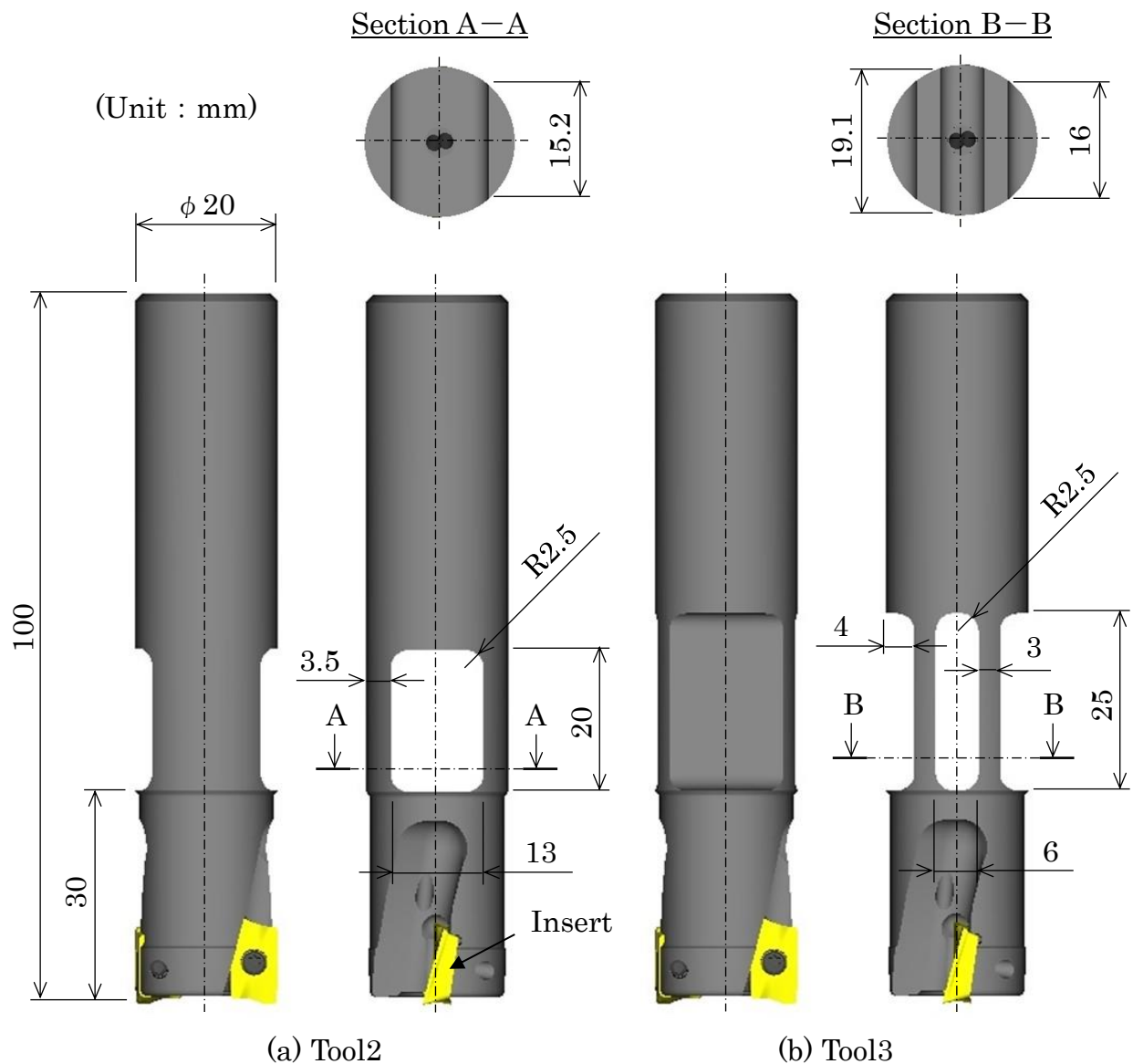


Fig. 4.1 Shape of leaf spring structure milling tool

Table 4.1 FEM analysis result

Tool type		Tool1	Tool2	Tool3
Static stiffness [N/ μ m]	Feed force direction	19.23	4.12	8.40
	Principal force direction	17.54	6.80	4.33
Natural frequency [Hz]	Feed force direction	4,925	2,053	2,904
	Principal force direction	4,982	2,219	1,834

※Natural frequency = 1st order bending vibration mode

4.2.2 ハンマリング試験

製作した板ばね構造ミリング工具が設計通りの動的特性であるか調査するため、ハンマリング試験を実施した。各工具の送り分力方向(図 4.2(a))および主分力方向(図 4.2(b))にインパルスハンマー(DYTRAN 製 5800SL)で加振を行い、工具先端に取付けた加速度ピックアップ(PCB 製 365A01)で加振方向に対し平行方向と垂直方向の振動を測定し、FFT アナライザ(DATA TRANSLATION 製 DT9837B)で周波数応答関数を求めた。測定条件はサンプリング周波数が 10 kHz、サンプリング数が 8,192 点であり、5 回測定の平均値とした。図 4.3 に工具 1、図 4.4 に工具 2、図 4.5 に工具 3 の周波数応答関数を示す。例えば、図中の記号 G_{xx} は前の添え字がインパルスハンマーで加振した方向を示し、後の添え字が加速度ピックアップで振動を測定した方向を示している。なお、 x が送り分力方向、 y が主分力方向である。

まず、工具 1 の動的特性は図 4.3 の送り分力方向に加振、測定した G_{xx} の周波数応答関数より、コンプライアンス 0.296 μ m/N で振動数 3,812 Hz の工具の曲げ振動モードが存在する。 G_{yy} の周波数応答関数より主分力方向には、コンプライアンス 0.199 μ m/N で振動数 3,712 Hz の工具の曲げ振動モードが存在する。次に、工具 2 の動的特性は図 4.4 の G_{xx} の周波数応答関数より送り分力方向には、コンプライアンス 3.910 μ m/N で振動数 2,168 Hz の板ばね構造の曲げ振動モードが存在する。 G_{yy} の周波数応答関数より主分力方向には、コンプライアンス 2.250 μ m/N で振動数 2,244 Hz の板ばね構造の曲げ振動モードが存在する。最後に、工具 3 の動的特性は図 4.5

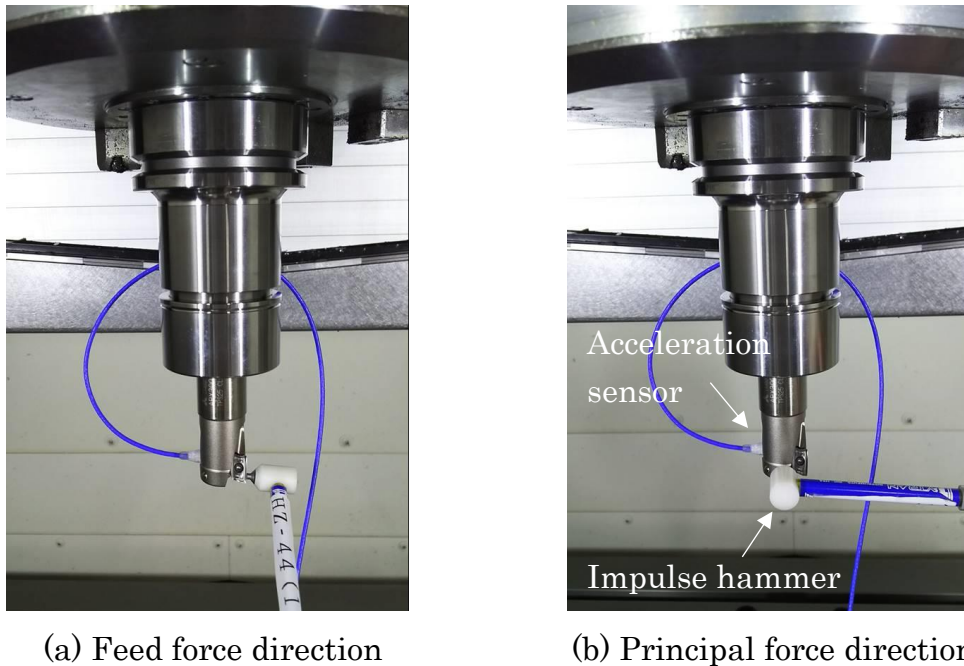


Fig. 4.2 Excitation direction with impulse hammer

の G_{xx} の周波数応答関数より送り分力方向には、コンプライアンス $0.975 \mu\text{m/N}$ で振動数 $2,636 \text{ Hz}$ の板ばね構造の曲げ振動モードが存在する。 G_{yy} の周波数応答関数より主分力方向には、コンプライアンス $4.020 \mu\text{m/N}$ で振動数 $1,978 \text{ Hz}$ の板ばね構造の曲げ振動モードが存在する。

以上より、工具 1 は工具 2, 3 に対して、主分力方向、送り分力方向ともに十分に動剛性が高いことが分かる。工具 2 は主分力方向に対して送り分力方向の動剛性の方が低くなっていて、固有振動数も近いことが分かる。これは、図 4.1(a)に示す断面図 A-A より主分力方向の剛性を低くするために板ばねの厚さを薄くすると、送り分力方向の板ばねの幅も狭くなり剛性が低くなってしまったと考える。一方で、工具 3 は主分力方向に対して送り分力方向の剛性が十分に高く、固有振動数も離れていることが分かる。つまり、工具 3 は送り分力方向にはある程度剛性が高く、主分力方向には剛性が低く本実験の目的に適した動剛性の工具である。また工具 2, 3 ともにクロス成分があり少し大きいですが、板ばね構造の曲げモードに比べると小さいので、本実験では問題ないと考えられる。それから、FEM 解析との結果(表 4.1)に対しては、工具 1 は固有振動数が約 $1,000 \text{ Hz}$ 低くなっているが、工具 2, 3 については概ね一致している。

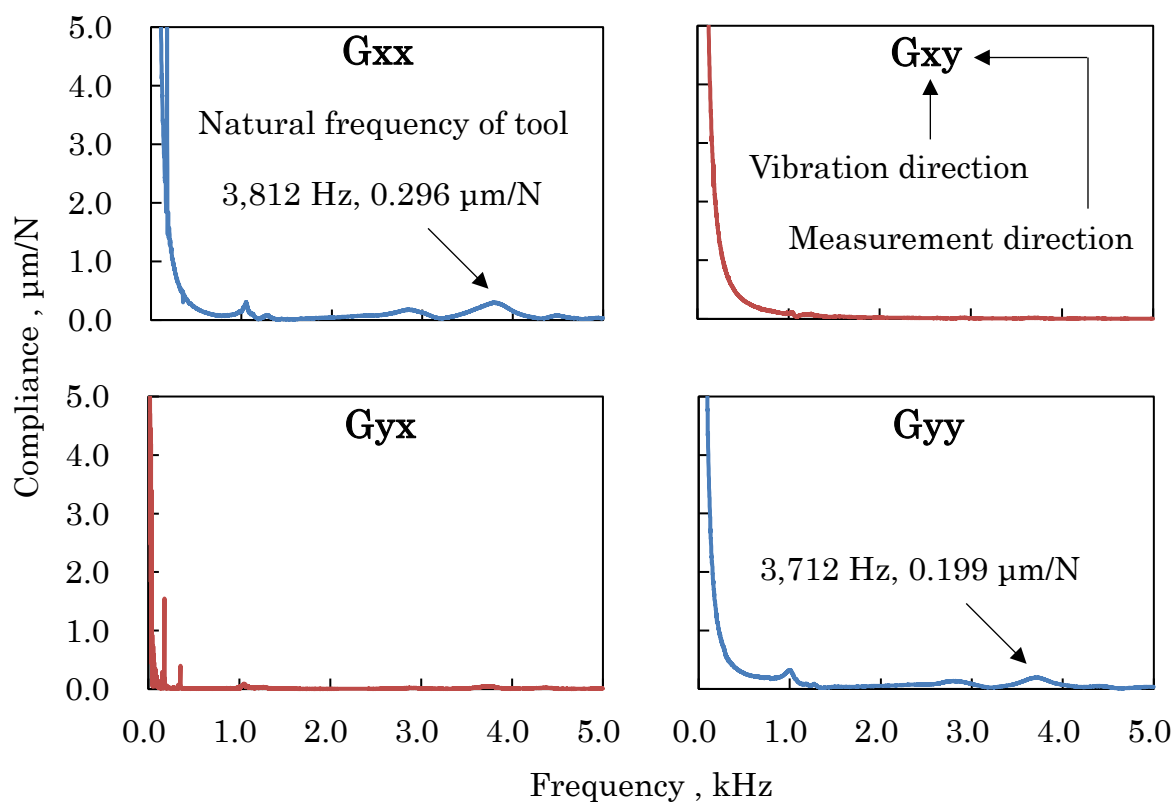


Fig. 4.3 Frequency response function (Tool1)

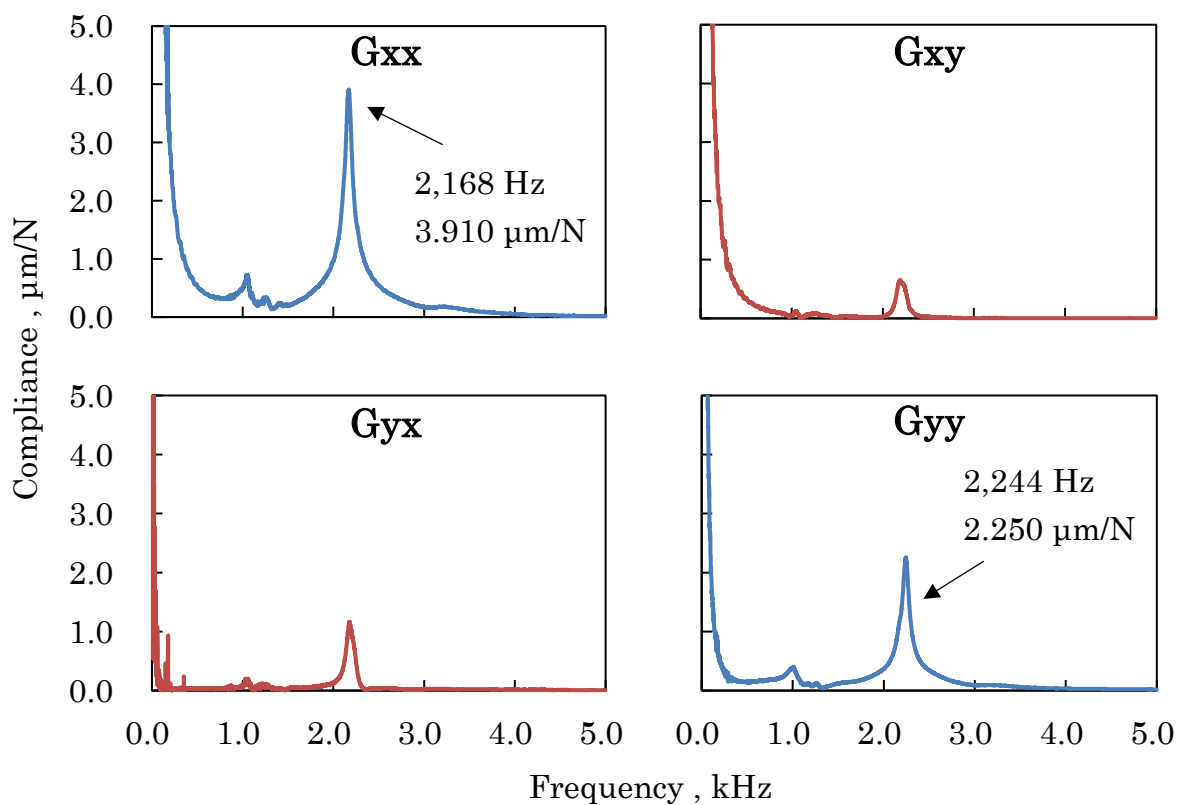


Fig. 4.4 Frequency response function (Tool2)

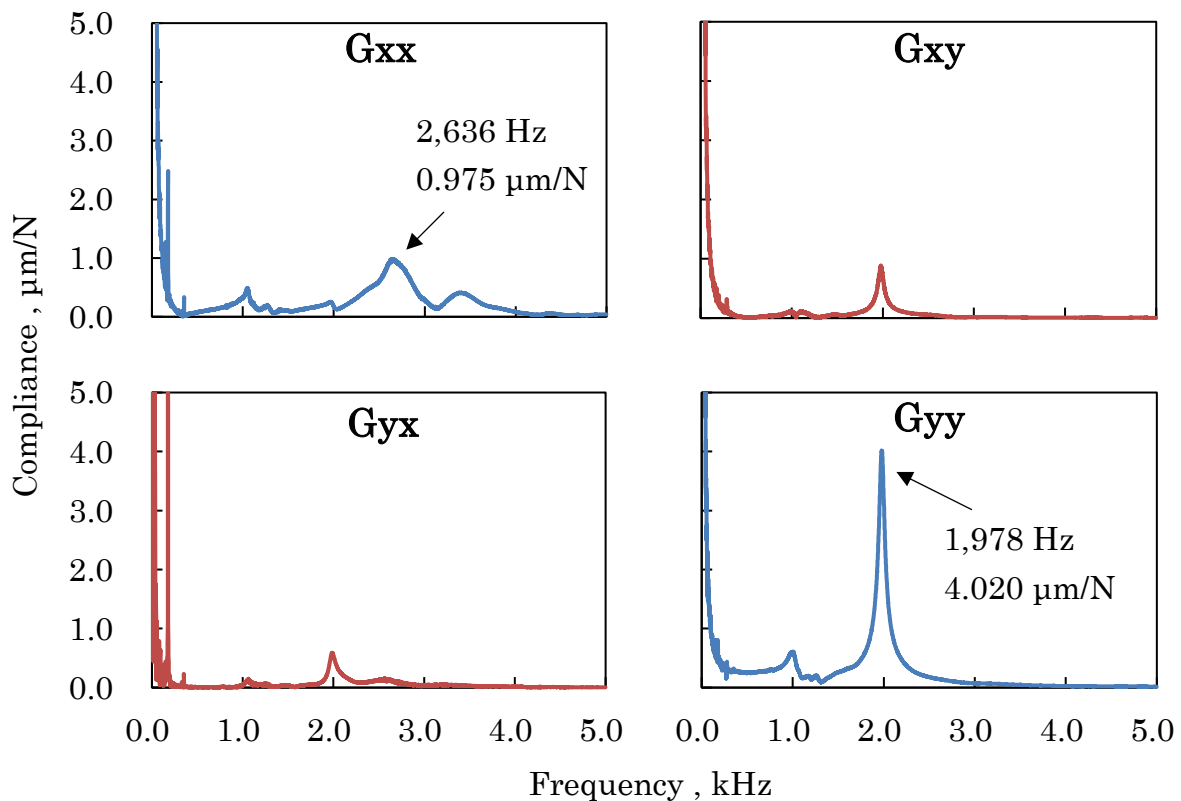


Fig. 4.5 Frequency response function (Tool3)

4.3 工具寿命試験

4.3.1 実験方法

図 4.6 に工具寿命試験の実験段取りを示す。工作機械は立形マシニングセンタ(オークマ製 MP-46V)を用い、工作物には幅 60 mm, 奥行き 60 mm, 高さ 35 mm のチタン合金(Ti-6Al-4V)のブロック材を使用した。工具は市販の直径 20 mm のインサート式エンドミルで、工具 2 および工具 3 は図 4.1 に示した形状にシャンク部分が加工されている。工具材種は S 種の超硬合金で(Al, Ti, Cr)N 系の薄膜の PVD コーティングが施されている。また、今回使用した工具は 2 枚刃の工具であるが、片方のみにインサートを取付け 1 枚刃として切削試験を実施した。工具の突出し長さは、工具 1, 2 が 50 mm, 工具 3 が 55 mm である。そして、工具寿命試験は工作機械の X 軸プラスからマイナス方向に 1 パスあたり 60 mm 工具を送って切削を行い、デジタルマイクロスコープで工具摩耗を 1 パスごとに観察した。本実験での逃げ面摩耗幅は境界摩耗やチッピングなどを含んだ最大逃げ面摩耗幅とし、0.25 mm を超えたところを工具寿命の判断とした。表 4.2 に工具寿命試験での切削条件を示す。切削速度は 40, 60, 80 m/min, 切込みは軸方向に 1.0 mm, 径方向に 5.0 mm, 送りは 0.115, 0.23 mm/tooth でダウンカットの乾式切削とした。乾式切削としたのは、クーラントの掛

け方による工具寿命のバラつきを抑えるためである。また、送り 0.115, 0.23 mm/tooth は工具中心の送り速度であり、実際に工具が削り取る最大切取り厚さが 0.1, 0.2 mm となるようにした。そして、図 4.6 に示すようにテーブル上に切削動力計(KISTLER 製 9129AA)を取付け、その上に工作物を固定し切削力が測定できるようにした。

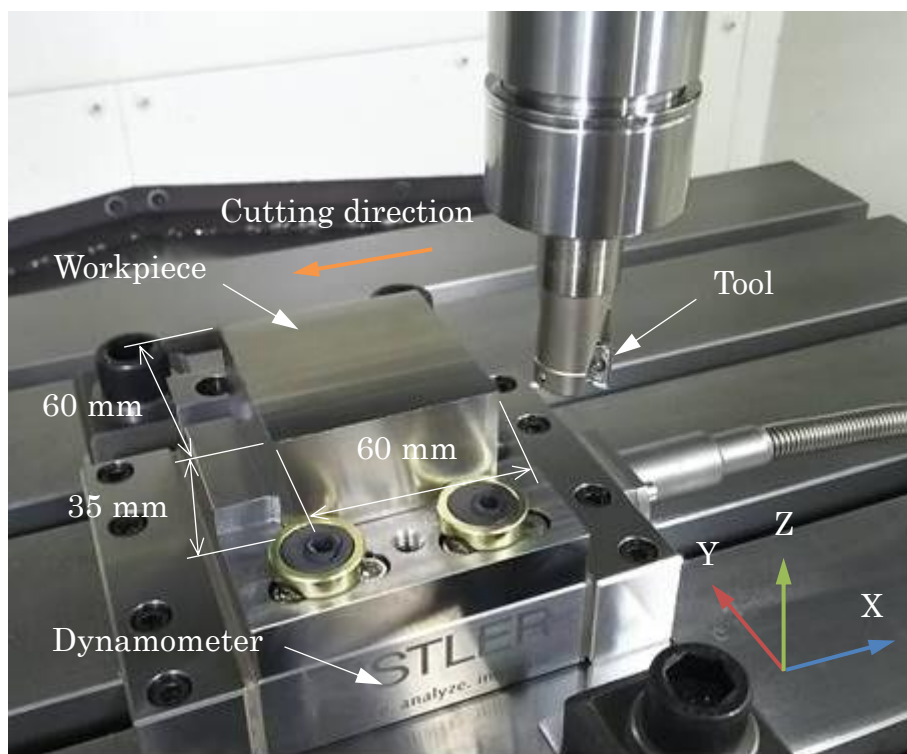


Fig. 4.6 Experiment setup

Table 4.2 Cutting conditions

Work material	Titanium alloy (Ti-6Al-4V)
Workpiece size	60 × 60 × 35 mm
Tool	APX3000R202SA20SA (MITSUBISHI) AOMT123604PEER-M MP9120 (MITSUBISHI)
Cutting speed	40, 60, 80 m/min
Depth of cut	1.0 mm (Axial direction) 5.0 mm (Radial direction)
Feed rate	0.115, 0.23 mm/tooth
Lubrication	Dry
Cutting direction	Down cut

4.3.2 切削力

主分力方向に剛性を低くした板ばね構造ミリング工具(工具 2, 3)と通常工具(工具 1)で, 工具食いつき時の切削力にどのような違いがあるか, 図 4.6 に示したように切削動力計にて測定した. なお, 切削動力計はテーブル固定であるため, 工具に掛かる切削力を知るためには慣性座標系から回転座標系へ座標変換する必要がある. 図 4.7 にテーブルに固定された座標系(x-y)と工具に固定された座標系(x'-y')の力のつり合い関係を示す. テーブル上に固定された切削動力計で測定されるのは F_x と F_y である. そこで, 座標変換により工具に固定された座標系(x'-y')での分力には式(4.1), (4.2)で換算される. 式(4.3)は式(4.1), (4.2)を行列式の形で表したものである.

$$F_{x'} = F_x \cos \theta - (-F_y \sin \theta) \tag{4.1}$$

$$F_{y'} = -F_x \sin \theta - (-F_y \cos \theta) \tag{4.2}$$

$$\begin{pmatrix} F_{x'} \\ F_{y'} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{pmatrix} \begin{pmatrix} F_x \\ F_y \end{pmatrix} \tag{4.3}$$

ここで, $F_{x'}$ は x' 軸方向の分力, $F_{y'}$ は y' 軸方向の分力である. よって, 工具に掛かる主分力 F_p , 送り分力 F_f は式(4.4), (4.5)となる. そして合力 F は式(4.6)で求められる.

$$F_p = -F_{y'} \tag{4.4}$$

$$F_f = F_{x'} \tag{4.5}$$

$$F = \sqrt{F_p^2 + F_f^2} \tag{4.6}$$

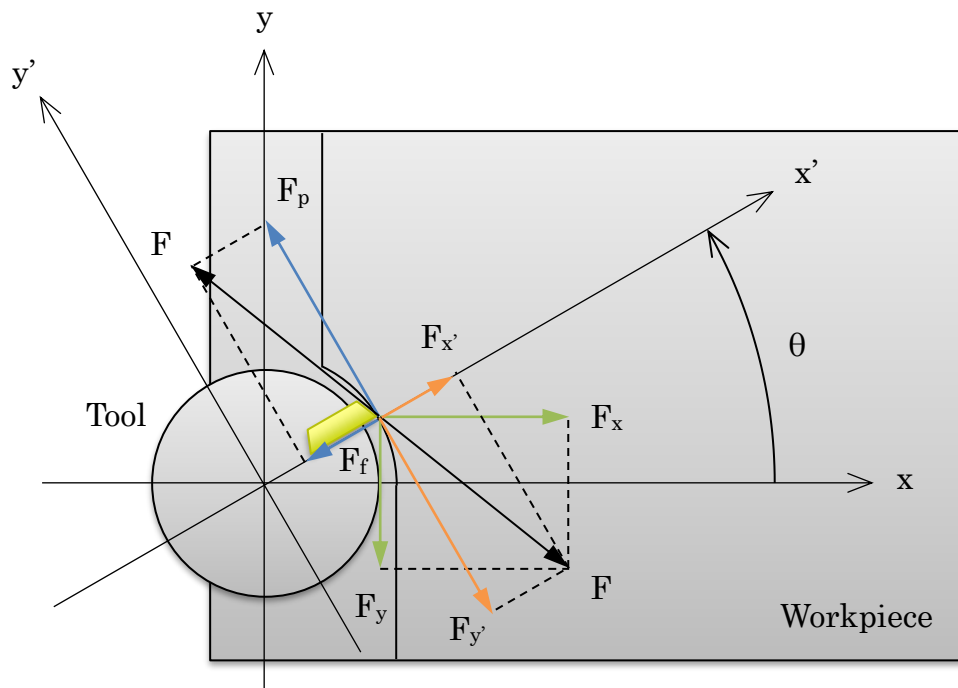


Fig. 4.7 Relationship of force applied to between dynamometer and tool

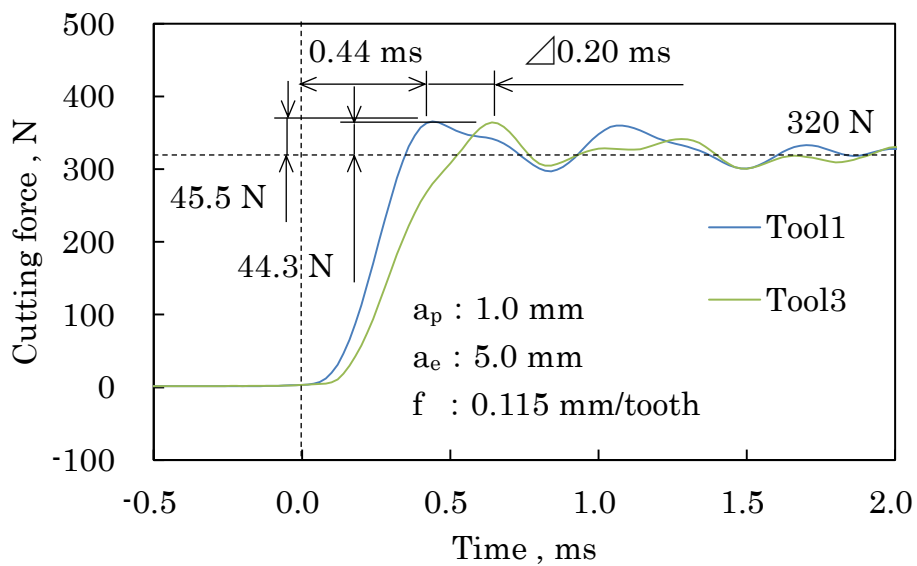


Fig. 4.8 Cutting force ($V_c : 40$ m/min)

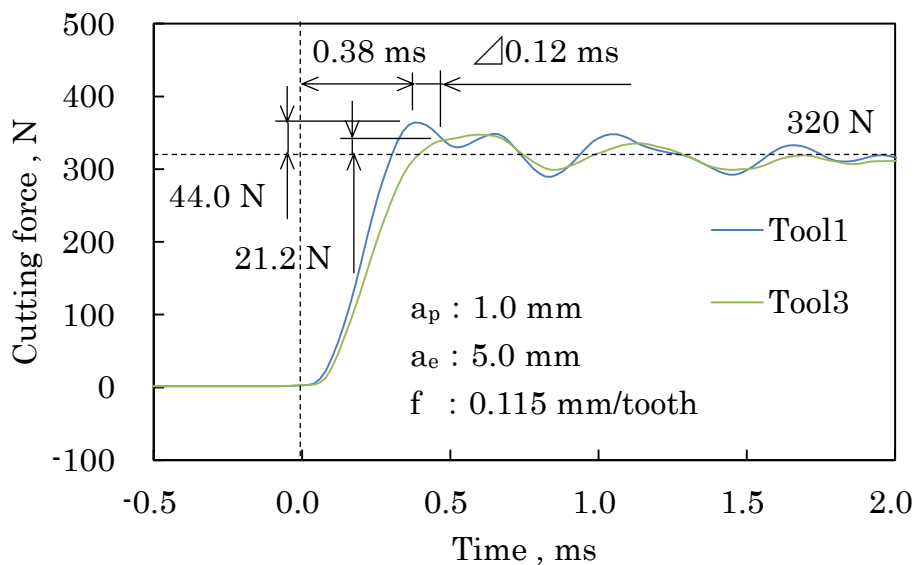


Fig. 4.9 Cutting force ($V_c : 60$ m/min)

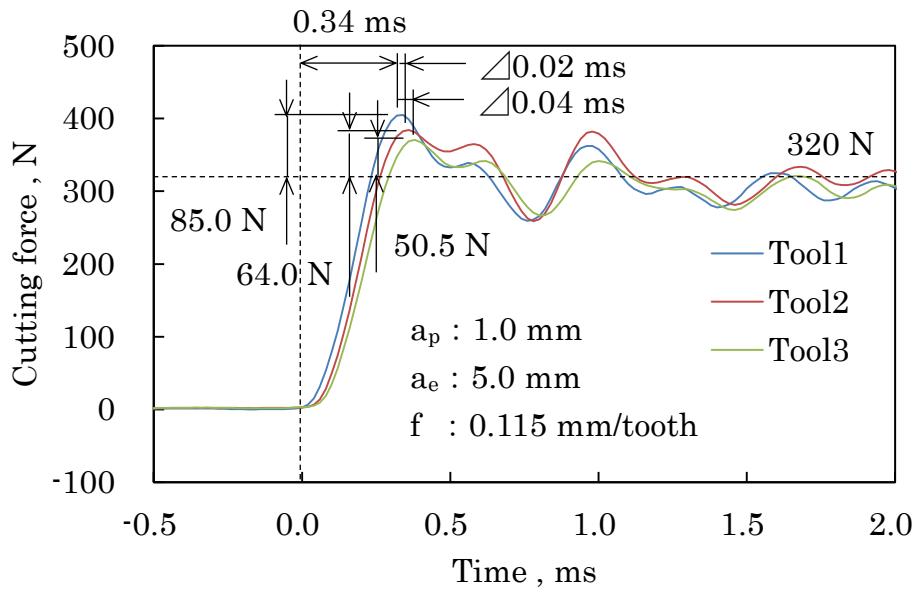


Fig. 4.10 Cutting force ($V_c : 80 \text{ m/min}$)

そして、測定した切削力には切削動力計の固有振動数成分などのノイズも含まれるため、フィルタで処理したのち、式(4.1)から式(4.6)にて切削合力 F を算出した。なお、1パス目の切削が定常状態となったときに刃が5回分切削するときの平均値を用いた。

図 4.8 から図 4.10 に各切削速度で工具を変えて切削したときの工具食いつき時の切削合力 F の変化を示す。切込み、送りなどの条件はすべて同じである。図 4.8 は切削速度 40 m/min の時である。切削力は定常切削力 320 N に対し立上り時は工具 1 が 45.5 N 、工具 3 が 44.3 N 大きくなっている。切削力の立上り時間は工具 1 が 0.44 ms 、工具 3 が 0.64 ms であり、工具 1 に対し工具 3 の方が 0.20 ms 遅れている。次に図 4.9 は切削速度 60 m/min の時である。切削力は定常切削力 320 N に対し立上り時は工具 1 が 44.0 N 、工具 3 が 21.2 N 大きくなっている。切削力の立上り時間は工具 1 が 0.38 ms 、工具 3 が 0.50 ms であり、工具 1 に対し工具 3 の方が 0.12 ms 遅れている。最後に図 4.10 は切削速度 80 m/min の時である。切削力は定常切削力 320 N に対し立上り時は工具 1 が 85.0 N 、工具 2 が 64.0 N 、工具 3 が 50.5 N 大きくなっている。切削力の立上り時間は工具 1 が 0.34 ms 、工具 2 が 0.36 ms 、工具 3 が 0.38 ms であり、工具 1 に対し工具 2 は 0.02 ms 、工具 3 は 0.04 ms 遅れている。このように工具 1 に対して工具 2、3 の方が切削力の立上り時間が遅く、立上り時の切削力も小さいことが分かる。これは板ばね構造の変形が切削力の立上り時間を遅くしクッションのように働き、工具食いつき時の衝撃力を緩和したためと考える。

4.3.3 工具形状の影響

まず、板ばね構造ミリング工具による耐欠損性へ与える影響を調査するため、前章4.2で製作した3つの工具を用いて工具寿命試験を実施した。図4.12に切削速度80 m/minにおける各工具での工具摩耗写真を示す。各工具で1パス目では異常な損傷は無いが2, 3パス目で図4.12の5パス目に示すものより小さい規模の損傷が境界部に発生した。さらに切削を進めると工具1は7パス目で逃げ面側に欠損が発生し工具寿命となった。そして、工具2, 3は境界部の摩耗が大きくなり、それぞれ工具2は11パス目、工具3は13パス目で工具寿命となった。

図4.11に工具摩耗曲線を示す。工具1は $V_B 0.2$ mmを超えて数パスで逃げ面側に欠損が発生した。工具2, 3は $V_B 0.2$ mmを超えて数パス後に逃げ面側に欠損は発生しないものの、境界摩耗が急激に進んだ。そして、工具寿命は工具1に対して、工具2が約1.5倍、工具3が約2倍となった。このように剛性の高い工具1は逃げ面側に欠損が生じ、主分力方向に剛性の低い工具2, 3は逃げ面側に欠損が生じなかった。これは図4.10に示すように工具1に対して、工具2, 3の方が工具食いつき時の衝撃力が小さいためと考える。つまり、工具1に対し工具2, 3のシャンク部分に設けた板ばね構造がクッションのように働き、工具食いつき時の衝撃力を緩和し耐欠損性が向上したと考える。そして、工具2は工具3に比べて境界部分の摩耗が速く進行し、コーナ部付近の摩耗も大きいため、以降では工具2は検証から除外した。

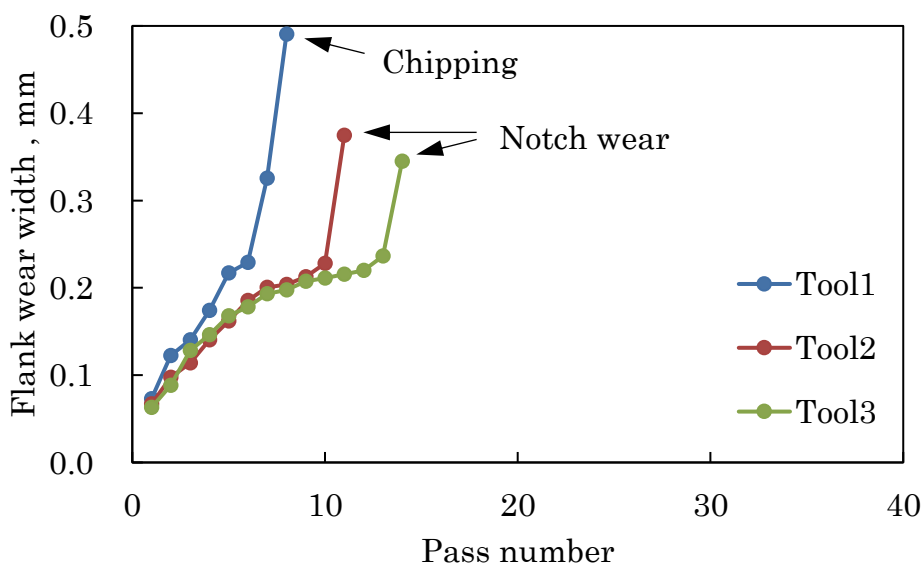


Fig. 4.11 Tool wear curve due to different tool shapes
(V_c : 80 m/min, a_p : 1.0 mm, a_e : 5.0 mm, f : 0.115 mm/tooth)

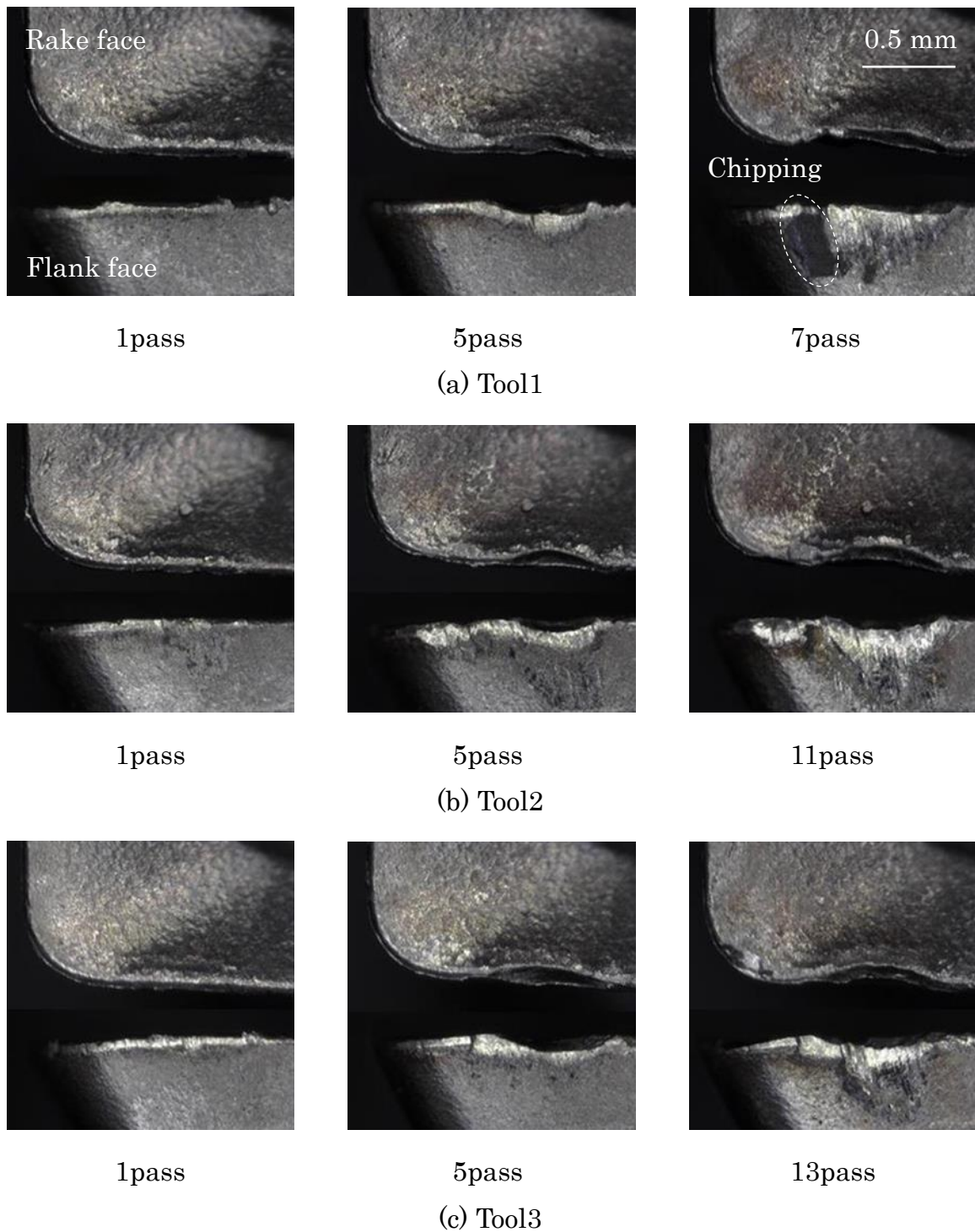


Fig. 4.12 Digital microscope image of tool wear
(V_c : 80 m/min, a_p : 1.0 mm, a_e : 5.0 mm, f : 0.115 mm/tooth)

4.3.4 切削速度の影響

次に、工具食いつき時の衝撃力は切削速度にも依存すると考えられるため、切削速度の違いによる工具寿命への影響を調査した。そこで、切削速度を 40, 60, 80 m/min と変化させて実験を行った。なお、工具は前節 4.3.3 で説明したように工具 1 と工具 3 を使用した。図 4.13 に切削速度 40 m/min のときの工具摩耗写真を示す。どちらの工具も 15 パス前後で境界部分に損傷が発生した。それぞれ工具 1 は 33 パス目に欠損が発生し、工具 3 は 30 パス目で境界部の摩耗が大きくなり工具寿命となった。図 4.14 に切削速度 60 m/min のときの工具摩耗写真を示す。工具 1 は 8 パス目、工具 3 は 4 パス目で境界部分に損傷が発生した。それぞれ工具 1 は 14 パス目で欠損が発生し、工具 3 は 11 パス目で境界部の摩耗が大きくなり工具寿命となった。切削速度 80 m/min に関しては前節 4.3.3 で示した通りで工具 1 は 7 パス目で欠損が発生し、工具 3 は 13 パス目で境界部分の摩耗が大きくなり工具寿命となった。どの切削

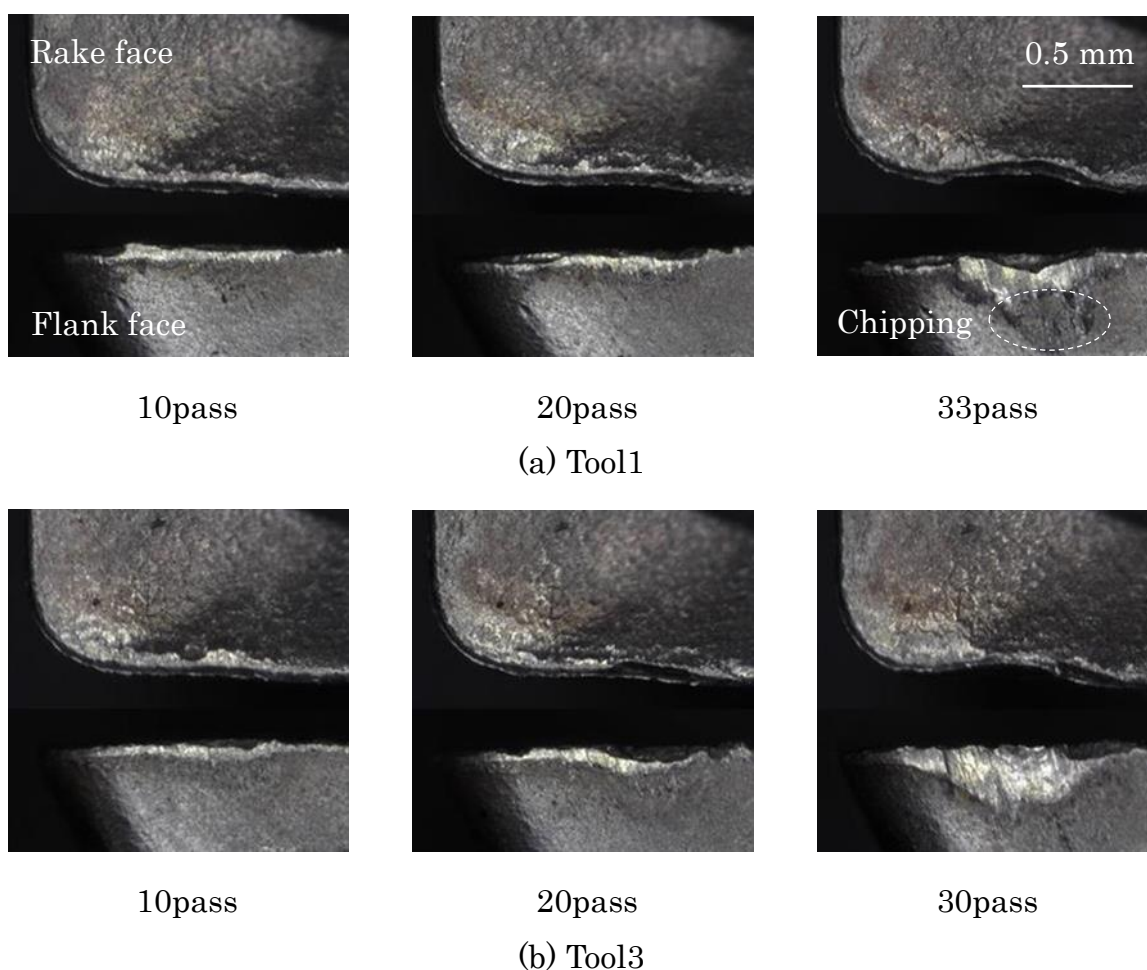


Fig. 4.13 Digital microscope image of tool wear

(V_c : 40 m/min, a_p : 1.0 mm, a_e : 5.0 mm, f : 0.115 mm/tooth)

速度領域でも剛性の高い工具 1 は逃げ面側に欠損が生じ、主分力方向に剛性の低い工具 3 は逃げ面側に欠損が生じず境界部の摩耗が大きくなった。

図 4.15 に工具摩耗曲線を示す。切削速度 40, 60 m/min では両工具で欠損の有無に違いはあるものの、工具寿命の差はほとんど無かった。しかし、切削速度を 80 m/min に上げると両工具での欠損の有無や工具寿命の差が明確になった。これは切削速度 40 m/min では図 4.8 に示すように、工具食いつき時の衝撃力に差はほとんど無かったため、工具寿命に影響しなかったと考える。また、切削速度 60 m/min では図 4.9 に示すように、工具食いつき時の衝撃力に差はあるが、切削速度 80 m/min の時より小さいため工具寿命に影響が無かったと考える。つまり、切削速度を上げると切削力の立上り時間も早くなるため、工具食いつき時の衝撃力が増え主分力方向に剛性の低い工具 3 の衝撃力緩和がより効果的に働いたと考える。

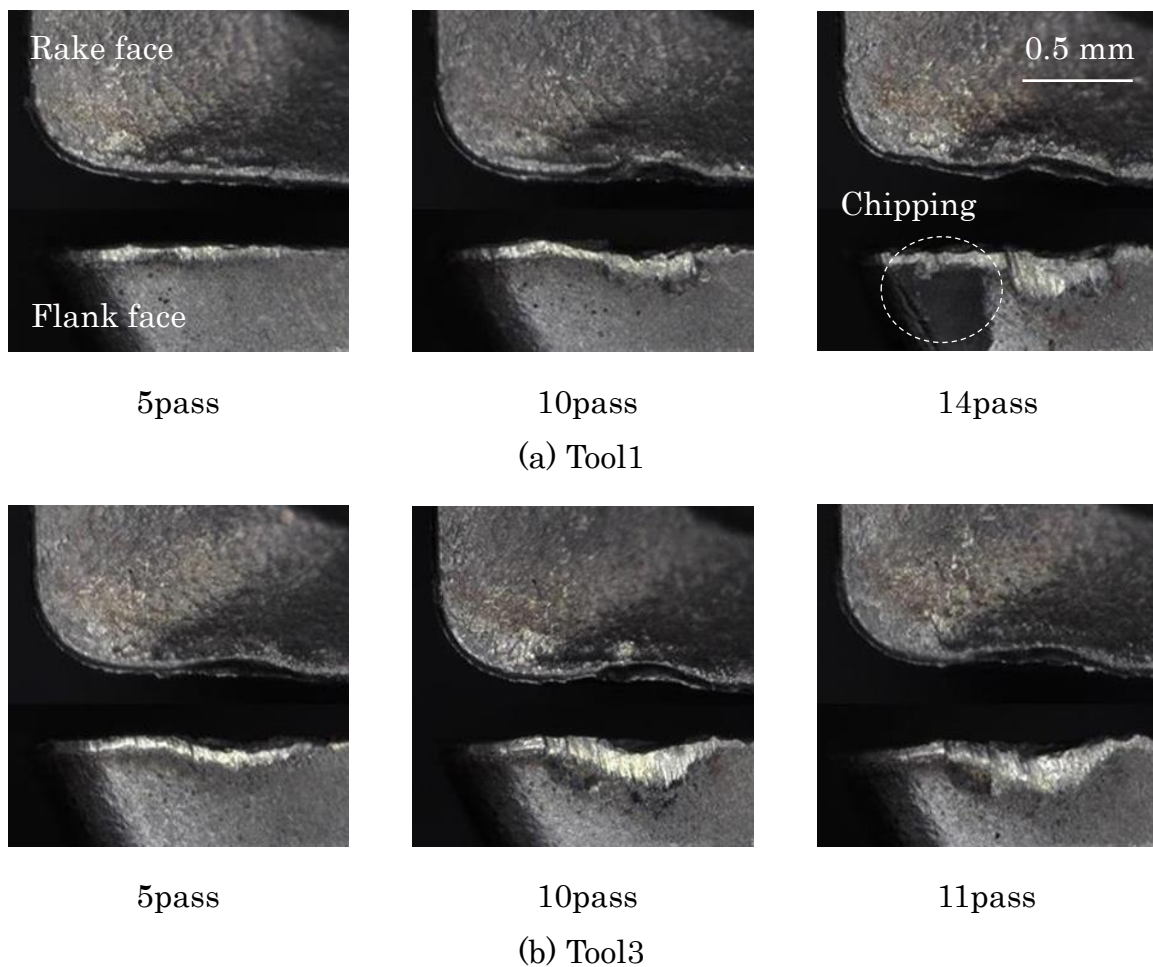


Fig. 4.14 Digital microscope image of tool wear

(V_c : 60 m/min, a_p : 1.0 mm, a_e : 5.0 mm, f : 0.115 mm/tooth)

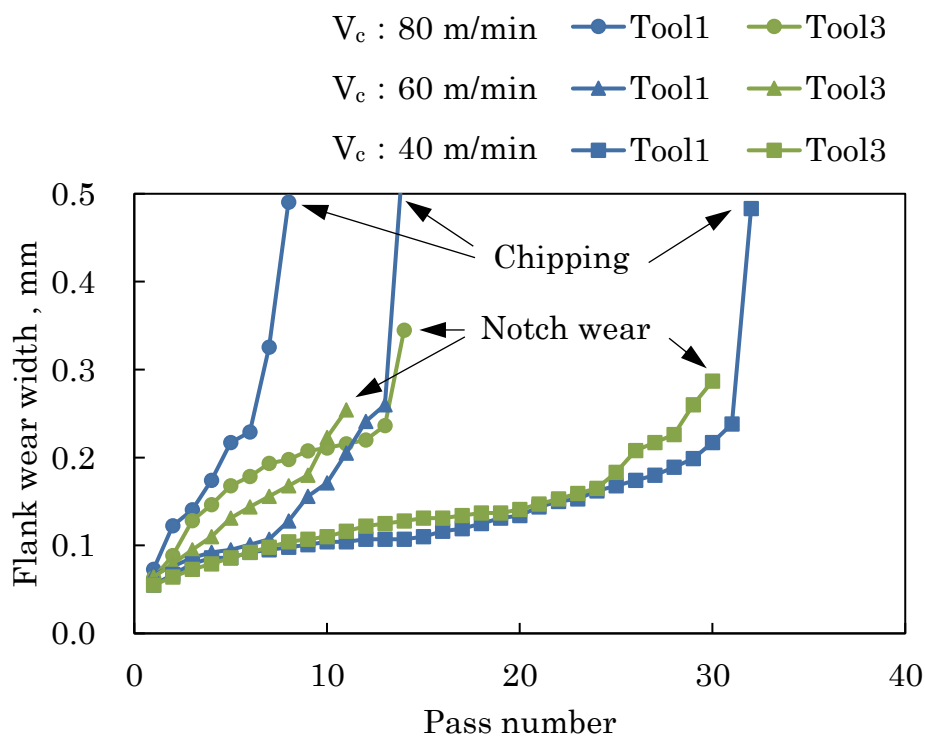


Fig. 4.15 Tool wear curve due to different cutting speed
 ($a_p : 1.0 \text{ mm}$, $a_e : 5.0 \text{ mm}$, $f : 0.115 \text{ mm/tooth}$)

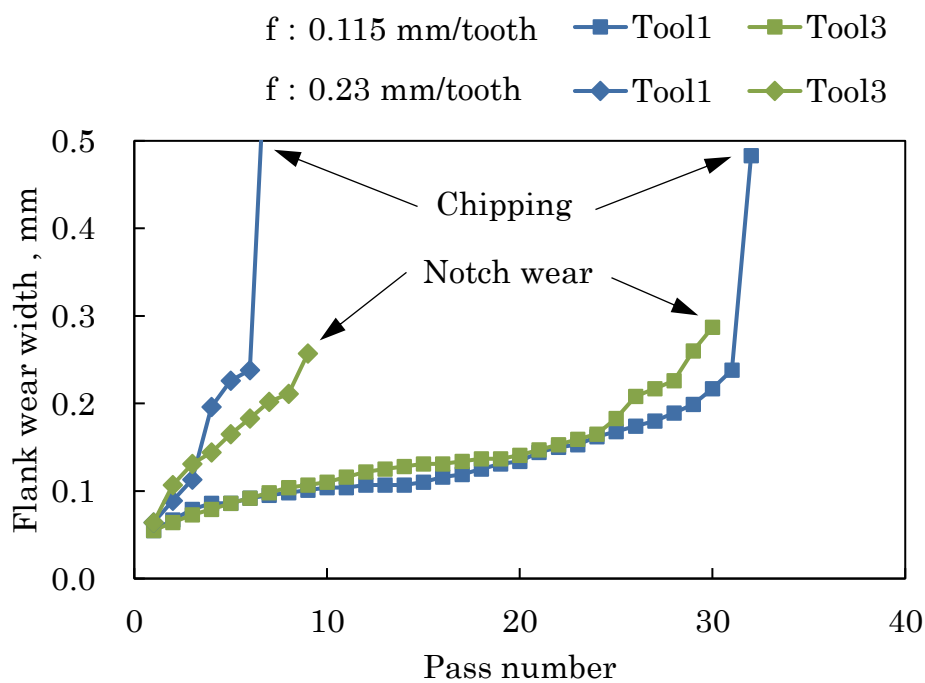


Fig. 4.16 Tool wear curve due to different feed rate
 ($V_c : 40 \text{ m/min}$, $a_p : 1.0 \text{ mm}$, $a_e : 5.0 \text{ mm}$)

4.3.5 送りの影響

最後に、工具食いつき時の衝撃力は送りにも依存すると考えられるため、送りの違いによる工具寿命への影響を調査した。切削速度は 40 m/min とした。送り 0.115 mm/tooth のときは、前節 4.3.4 で示した通りで両工具での工具寿命に差はほとんど無いが工具 1 は欠損が発生し、工具 3 は境界部の摩耗が大きくなり工具寿命となった。図 4.17 に送り 0.23 mm/tooth のときの工具摩耗写真を示す。どちらの工具も 3 パス目で境界部分に損傷が発生した。それぞれ工具 1 は 7 パス目で欠損が発生し、工具 3 は 9 パス目で境界部の摩耗が大きくなり工具寿命となった。

図 4.16 に工具摩耗曲線を示す。両工具で欠損の有無に違いがあるものの、工具寿命の差はほとんど無かった。ただし、工具 1 は送りが速いと欠損が激しい。これは送りを上げると切削力そのものが大きくなるため、工具食いつき時の衝撃力が増え主分力方向に剛性の低い工具 3 の衝撃力緩和がより効果的に働いたと考える。

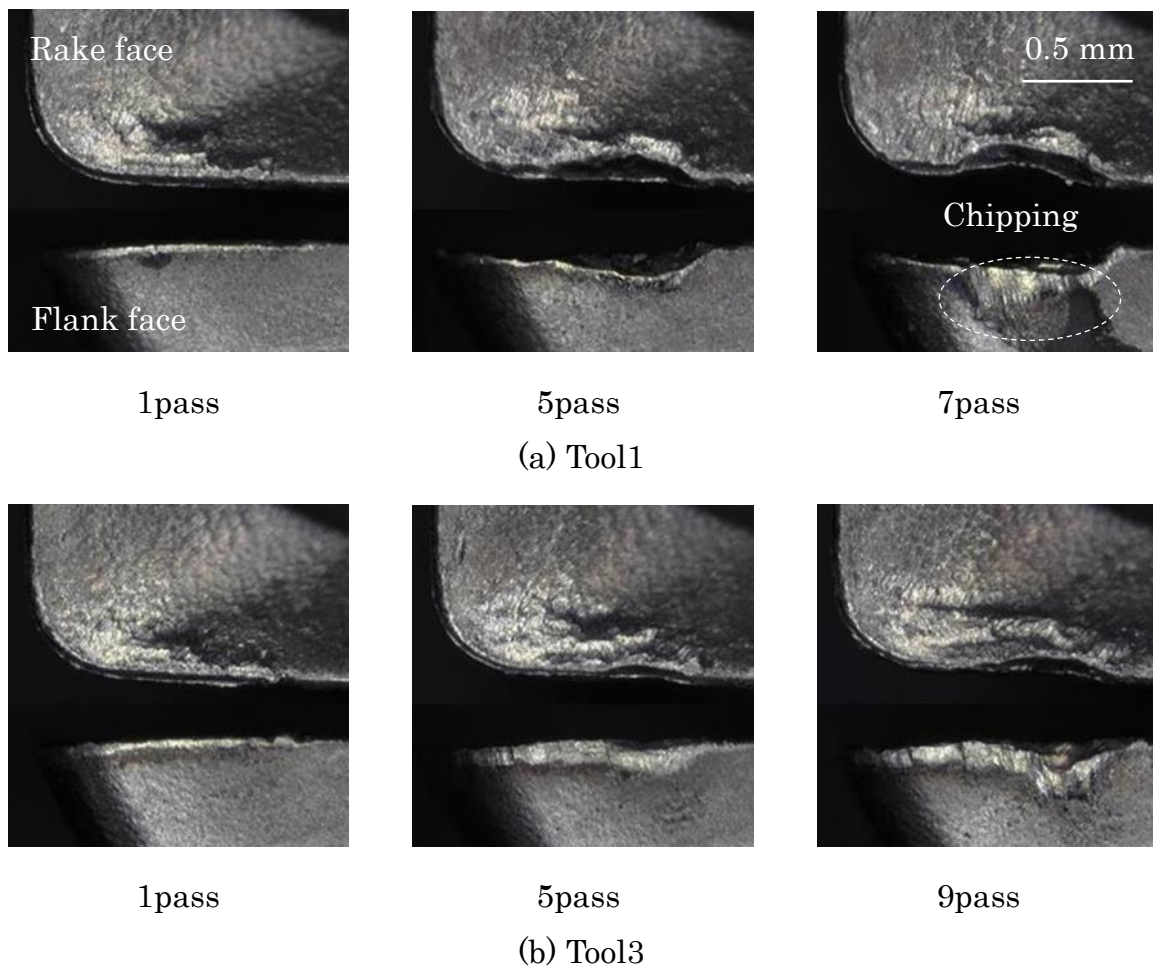


Fig. 4.17 Digital microscope image of tool wear

(V_c : 40 m/min, a_p : 1.0 mm, a_e : 5.0 mm, f : 0.23 mm/tooth)

4.4 考察

4.4.1 切削力の立上り時間

板ばねの変形に伴う切削力の立上り時間の遅れについて考えてみる. 表 4.1 の静剛性値 K_t から各工具に定常切削力 F_0 が加わったときの工具変形量 y は式(4.7)で求められる.

$$y = \frac{F_0}{K_t} \quad (4.7)$$

そして, 工具が切削速度 V_c で工作物に衝突し, 式(4.7)で求めた変形量だけ変形するのに要する時間 t は式(4.8)で求められる.

$$t = \frac{y}{V_c} \quad (4.8)$$

よって, 図 4.8 から図 4.10 より定常切削力 F_0 を 320 N とし表 4.1 の静剛性値 K_t から各切削速度での各工具の変形に要する時間は, 切削速度 40 m/min で工具 1 が 0.027 ms, 工具 3 が 0.111 ms, 切削速度 60 m/min で工具 1 が 0.018 ms, 工具 3 が 0.074 ms, 切削速度 80 m/min で工具 1 が 0.014 ms, 工具 2 が 0.035 ms, 工具 3 が 0.055 ms と求められる. そして, 切削力の立上り時間の遅れは工具 1 に対する工具 2, 3 が変形するのに要する時間 t の差であるとする. 従って, 工具 1 に対する切削力の立上り時間は, 切削速度 40 m/min で工具 3 は 0.084 ms, 切削速度 60 m/min で工具 3 は 0.056 ms, 切削速度 80 m/min で工具 2 は 0.021 ms, 工具 3 は 0.041 ms 遅れると予測される. これらを図 4.8 から図 4.10 のそれぞれの切削力の立上り時間の遅れと比較すると, 切削速度 40, 60 m/min は 2 倍ほど実際の切削の方が遅くなるが, 切削速度 80 m/min はほぼ一致しており, 切削力の立上り時間の遅れは工具が変形するのに要する時間の差だと考える.

4.4.2 工具食いつき時の衝撃力

工具食いつき時の衝撃力の大きさについて考えてみる. 衝撃応力の簡便評価法としてエネルギー法と動荷重係数(DLF)がある¹¹⁷⁾¹¹⁸⁾. エネルギー法は衝撃応力の最大値を簡便に評価する方法で, 衝突により構造物に生じる荷重または応力を, (衝突前の運動エネルギー)=(衝突後のひずみエネルギー)とおいて求める方法である. しかし, エネルギー法では時間の影響を無視している. これを考慮するために衝撃荷重を受ける構造物をばね質量系に置換え, 構造物に作用する動的荷重を評価する方法が動荷重係数(DLF)である. そこで, 本章では工具食いつき時の衝撃力を動荷重係数(DLF)によって評価した.

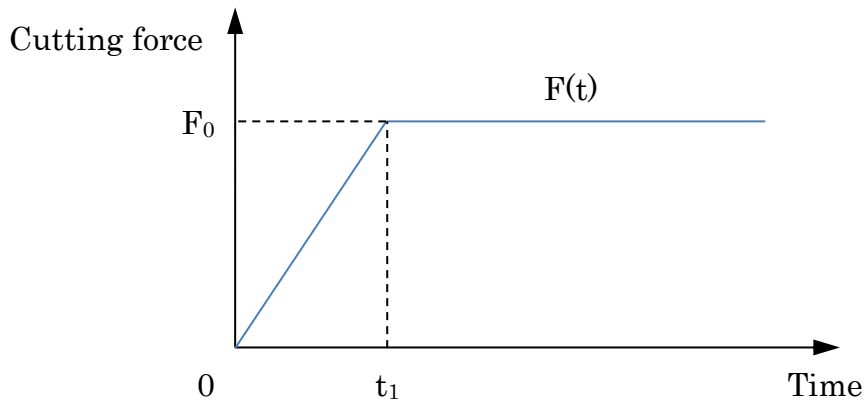
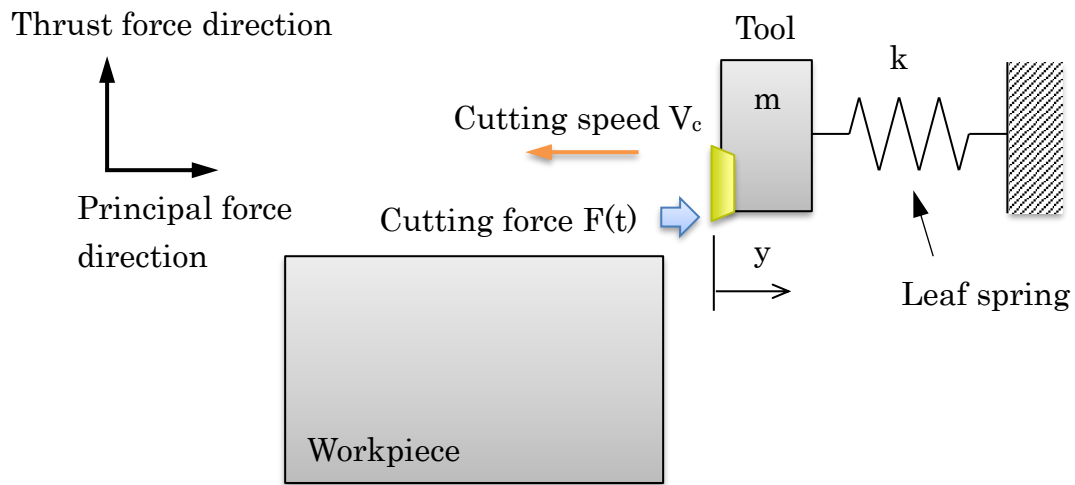


Fig. 4.18 Spring mass model of tool and input of cutting force

図 4.18 に示すように、工具を 1 自由度のばね質量系とし、これにランプ状に立上る切削力が加わったとする。このときの運動方程式は式(4.9)となる。

$$m \frac{d^2y}{dt^2} + ky = F(t) \quad (4.9)$$

この解の動荷重によるたわみと、同じ荷重が静的に加わる時のたわみの比を式(4.10)に示す動荷重係数(DLF)と定義する。

$$\text{動荷重係数(DLF)} = \frac{\text{動荷重によるたわみ}}{\text{静荷重によるたわみ}} \quad (4.10)$$

よって、構造物に作用する荷重は式(4.11)となる。

$$\text{構造物に作用する荷重} = \text{動荷重係数(DLF)} \times \text{静荷重} \quad (4.11)$$

そして、ランプ状に立上る切削力 $F(t)$ が加わったときの動荷重係数(DLF)は式(4.12)により求められる。

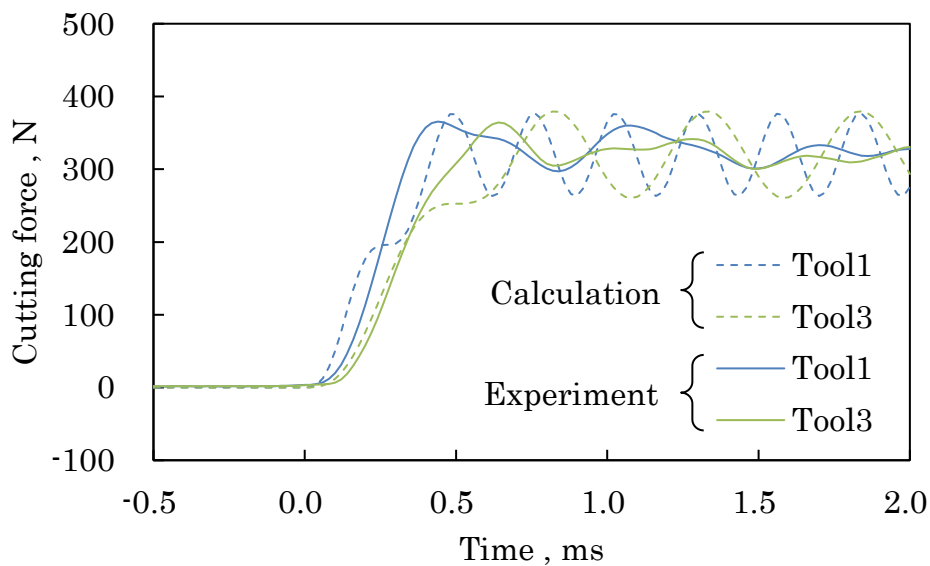


Fig. 4.19 Cutting force of tool engage

(V_c : 40 m/min, a_p : 1.0 mm, a_e : 5.0 mm, f : 0.115 mm/tooth)

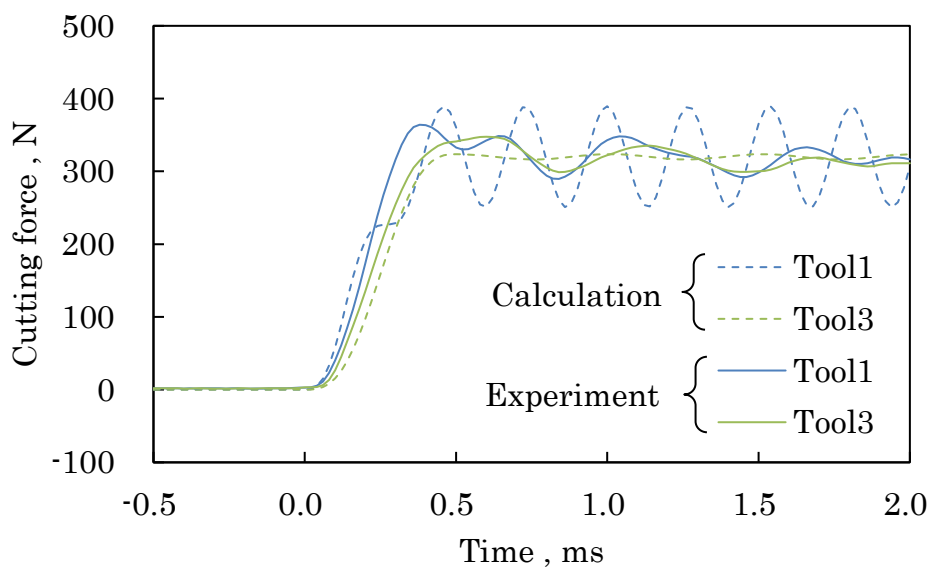
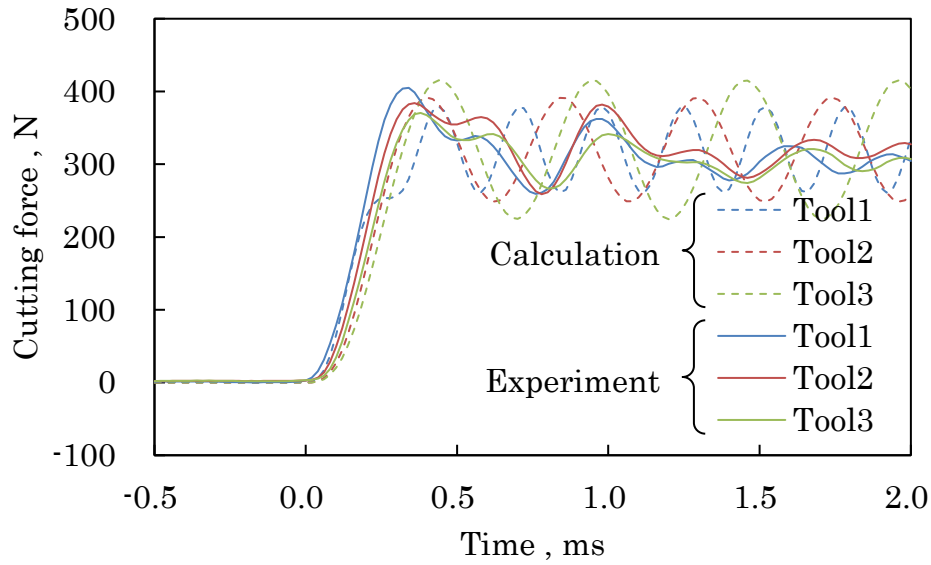


Fig. 4.20 Cutting force of tool engage

(V_c : 60 m/min, a_p : 1.0 mm, a_e : 5.0 mm, f : 0.115 mm/tooth)


Fig. 4.21 Cutting force of tool engage

($V_c : 80 \text{ m/min}$, $a_p : 1.0 \text{ mm}$, $a_e : 5.0 \text{ mm}$, $f : 0.115 \text{ mm/tooth}$)

$$DLF = \tau - \frac{\sin(2\pi\alpha\tau)}{2\pi\alpha} - H(t) \left\{ (\tau - 1) - \frac{\sin(2\pi\alpha(\tau - 1))}{2\pi\alpha} \right\} \quad (4.12)$$

$$H(t) = \begin{cases} t/t_1 & 0 \leq t < t_1 \\ 1 & t \geq t_1 \end{cases} \quad (4.13)$$

ここで、 t_1 は切削力の立上り時間で、 τ 、 α は以下の通りである。

$$\tau = \frac{t}{t_1} \quad (4.14)$$

$$\alpha = \frac{t_1}{T} \quad (4.15)$$

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{m}{k}} = \frac{1}{f} \quad (4.16)$$

また、 m は工具の質量、 k は工具のばね定数、 f は工具の固有振動数である。従って、工具食いつき時の衝撃力 $F_d(t)$ は動荷重係数(DLF) と定常切削力 F_0 の積より求められるため式(4.17)のようになる。

$$F_d(t) = DLF \times F_0 \quad (4.17)$$

図 4.19 から図 4.21 に測定した切削力と式(4.12)から式(4.17)より求めた工具食いつき時の衝撃力 $F_d(t)$ の比較を示す。実線が実験で測定した切削力で、破線が計算により求めた工具食いつき時の衝撃力である。なお、切削力の立上り時間 t_1 は図 4.8 から図 4.10 をもとに、工具の固有振動数 f は図 4.3 から図 4.5 のハンマリング試験での周

波数応答関数 G_{yy} より主分力方向の曲げ振動モードの値を使用した。図 4.19, 図 4.20 に示すように切削速度 40, 60 m/min の工具食いつき時の衝撃力は工具 1, 3 とともに測定値と計算は近い傾向である。また, 図 4.21 に示すように切削速度 80 m/min の工具食いつき時の衝撃力は工具 1, 3 で測定値と計算で大小関係が反対になっているが, 工具 2 は測定値と計算は近い傾向である。以上より, 切削力が定常切削力 F_0 より大きくなる量はランプ状に立上がる切削力が工具に加えられたときに生じる工具食いつき時の衝撃力であると考えられる。

そして, 図 4.22 に最大動荷重係数 DLF_{max} と α の関係を示す。 α は式(4.15) に示すように, 切削力の立上り時間と工具の固有周期の比である。図 4.22 から分かるように α が整数の時, DLF_{max} は 1 となる。また, α が 1 以上のとき DLF_{max} は 1.25 以下となるため衝撃力は小さくなる。つまり, 工具食いつき時の衝撃力を小さくするには, 切削力の立上り時間を遅くする, もしくは工具の固有周期を短くすればよいことになる。従って, 板ばね構造ミリング工具の耐欠損性向上は, 剛性の高いミリング工具に対して板ばね構造が主分力方向に切削力により変形することで, 切削力の立上り時間が遅くなり工具食いつき時の衝撃力を緩和するためであると考えられる。特に高速切削時には切削力の立上り時間が早くなり工具食いつき時の衝撃力が大きくなるため, 主分力方向の変形量を大きくとり切削力の立上り時間を遅らせ工具食いつき時の衝撃力を緩和させれば, 耐欠損性が向上し工具寿命が延びると考える。しかし, 工具の強度や工作物の精度などを考えると主分力方向の変形量にも限界がある。

以上のように, 板ばね構造ミリング工具は通常工具より耐欠損性が向上し工具寿命が延び工具費の削減になる。しかし, 板ばね構造が主分力方向に切削力により変形するため, 加工精度および面品位の点において通常工具より性能が劣る。よって, 板ばね構造ミリング工具は仕上げ加工での使用には向かず, 荒加工での使用範囲で有用である。

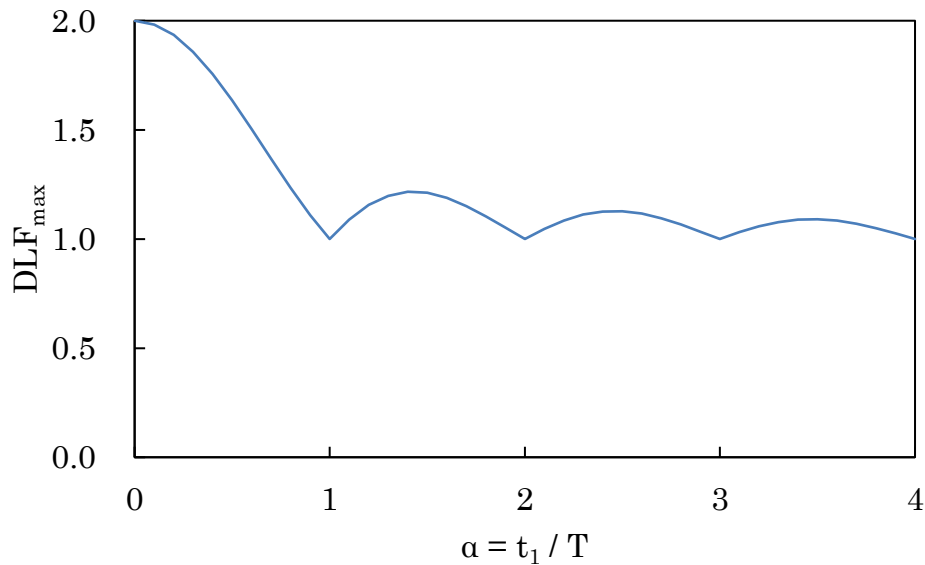


Fig. 4.22 Relationship between DLF_{max} and α

4.5 結言

本章では、チタン合金の断続切削におけるチップングや欠損などの工具損傷に対し、工具食いつき時の衝撃力緩和を目的とした板ばね構造ミリング工具を製作した。そして、切削試験において工具寿命への影響を調査し、以下の結論を得た。

- (1) 板ばね構造ミリング工具の形状は板ばね構造をシャンク部の中央に配置した工具の方が良い。工具寿命は切削速度 80 m/min, 送り 0.115 mm/tooth で剛性の高い通常工具に対し、板ばね構造ミリング工具で約 2 倍となる。
- (2) 通常工具は逃げ面摩耗幅が 0.2 mm を超えて数パスで逃げ面側欠損が発生し、板ばね構造ミリング工具は逃げ面摩耗幅が 0.2 mm を超えて数パス後に逃げ面側に欠損は発生しないものの境界摩耗が急激に進み工具寿命となる。
- (3) 板ばね構造ミリング工具は板ばね構造が主分力方向に切削力により変形することで、切削力の立上り時間が遅くなり工具食いつき時の衝撃力を緩和するため耐欠損性が向上する。
- (4) 切削速度が速くなると、切削力の立上り時間も早くなり工具食いつき時の衝撃力が増えるので、板ばね構造ミリング工具による衝撃力緩和の効果が大きくなる。

第 5 章 総括

5. 総括

本研究では工具寿命に影響を与える4つの因子があるが、長年数多くの研究がなされている工具因子、被削材因子、切削条件因子以外に、ほとんど研究がなされていない工作機械因子として切削点に近い主軸系および工具系の動的特性に着目し、びびり振動が発生しない場合の工具損傷形態や工具寿命に与える影響を検証してきた。また近年、成長が著しい航空機産業においてチタン合金の切削加工の需要が伸びているが、そのチタン合金の高能率な切削加工を妨げる要因が切削温度や振動による工具寿命の低下である。そして、切削温度に対しては高圧クーラントや低温切削が工具寿命へ効果を示している。一方で、振動に対しては工作機械および工具の剛性を高めることである。しかし、その具体的な対策方法が示されていないため、工作機械および工具の動的特性が工具寿命に与える影響に着目し検証してきた。

まず、第2章では切削点に近い主軸系および工具系の動的特性に着目し、工作物の把持力および工具突出し長さを変更して、びびり振動が発生しない場合の工具損傷形態や工具寿命に及ぼす影響について検証した。主軸系は油圧式3爪パワーチャックでの工作物の把持力の変更により動的特性を変化させた場合、主軸系にはチャックおよび生爪と工作物が同位相で振動するモードと、チャックおよび生爪と工作物が逆位相で振動するモードが存在する。後者のチャックおよび生爪と工作物が逆位相で振動するモードは、工作物の把持力を大きくすると生爪の先端が開く現象が発生し、生爪と工作物の接触面積および生爪の長手方向の接触長が長くなり固有振動数が高くなる。この固有振動数と工具寿命には関係があることが示された。また、工具系は工具突出し長さを変更して動的特性を変化させた場合、工具突出し長さは逃げ面摩耗の進行速度に影響を与えることが示された。これは工具突出し長さが60 mmの場合、35 mmの場合と比較して工具の曲げ振動により工作物と工具逃げ面の相対切削速度が僅かであるが速くなり、逃げ面摩耗の進行速度が速くなったと考える。また、工作物の把持力および工具突出し長さにより逃げ面摩耗の進行速度には差が生じるが、工具摩耗形態への差は無いことが示された。

次に、第3章では工具の振動する方向が工具寿命に与える影響について、一方向のみの単純な振動として取り扱えるように、主分力方向または背分力方向の一方向のみに剛性の低い平行板ばね構造治具を製作し、各方向の振動が工具損傷形態や工具寿命に及ぼす影響を検証した。また、背分力方向および主分力方向の振動が発生した時、切削現象にどのような影響を与えるか幾何学的に検討した。背分力方向に工作機械系(振動数: 200 Hz, 振幅: 100 μm)の振動数の低い振動が発生した場合、逃げ面の摩擦速度はほぼ変動しないが、工具の逃げ角が大きく変動する。そして、背分力方向に工

具系(振動数：2,000 Hz, 振幅：10 μm)の振動数の高い振動が発生した場合も同様である。一方で、主分力方向に工作機械系の振動数の低い振動が発生した場合、工具の逃げ角はほぼ変動しないが、逃げ面摩擦速度が大きく変動する。そして、主分力方向に工具系の振動数の高い振動が発生した場合も同様である。このように、背分力方向の振動は工具の逃げ角の変動により、主分力方向の振動は逃げ面摩擦速度の変動により工具寿命が変化することが検討された。また、実際の工具寿命の検証には、主分力方向または背分力方向の一方向のみに振動しやすい平行板ばね構造治具を用いた。連続切削では、背分力方向に動剛性が低い場合は自励びり振動が発生し工具の逃げ角変動により逃げ面の垂直応力が増大し、逃げ面摩耗が速くなるがすくい面摩耗は遅くなる。そして、主分力方向に動剛性が低い場合は自励びり振動が発生しにくく、逃げ面摩擦速度の変動がなく逃げ面摩耗の進行速度は剛性が高い時と比較して変わらないことが示された。断続切削では、背分力方向に動剛性が低い場合は自励びり振動が発生し工具の逃げ角変動により逃げ面摩耗が速くなり、短い切削距離でチップングが発生する。そして、主分力方向に動剛性が低い場合は自励びり振動が発生しにくく、逃げ面摩擦速度の変動がなく逃げ面摩耗の進行速度は剛性が高い時と比較して変わらず、剛性が高い時よりチップングが発生しにくく工具寿命が延びることが示された。

最後に、第4章では第2章、第3章での知見をもとに断続切削時の耐欠損性を向上させるための板ばね構造ミリング工具を製作し、その有効性とメカニズムを検証した。板ばね構造ミリング工具はシャンク部分が2枚の平行した板ばね形状にエンドミルを使って追加加工され、すくい面に垂直方向のみに変形しやすい構造となっている。そして、工具寿命試験を行った結果、板ばね構造ミリング工具は通常ミリング工具と比較してチップングが発生しにくく、工具寿命が延びることが示された。その板ばね構造ミリング工具の耐欠損性向上のメカニズムは板ばねが切削抵抗によりたわむことで、切削力の立上り時間を遅くし工具食いつき時の衝撃力を緩和することであることが示された。また、前章4の図4.22に示すように衝撃力は切削力の立上り時間と工具の固有振動数で決まることが示された。

本研究での知見は、従来のダンパや高減衰材料を用いた高価な工具ではなく、シンプルな構造の板ばね構造ミリング工具のように工具の動剛性を最適設計することで、断続切削時の衝撃力を緩和し耐欠損性を向上させ、工具寿命を延ばすことが可能であることが示唆された。しかし、板ばね構造が主分力方向に切削力により変形するため、加工精度および面品位の点において通常工具より性能が劣る。よって、板ばね構造ミリング工具は仕上げ加工での使用には向かず、荒加工での使用範囲で有用である。

第 6 章 結論

6. 結論

本研究では、工具寿命に影響を与える工作機械因子として、切削点に近い工作物の把持剛性および工具の支持剛性に着目し、びびり振動が発生しない場合の工具損傷形態や工具寿命に影響を与える工作機械因子を検証した。そして、それらの知見をもとに工具寿命の改善に有用な板ばね構造ミリング工具を製作し、その有効性およびメカニズムを検証した。その結果、得られた知見を以下にまとめる。

第2章では、びびり振動が発生しない場合の主軸系および工具系の動的特性による工具損傷形態や工具寿命に及ぼす影響について、工作物の把持力と工具突出し長さを変更して調査し、以下に示す知見が得られた。

- (1) 主軸系には2つの振動モードが存在する。1つ目はチャックおよび生爪と工作物が同位相で振動する振動モード1である。2つ目はチャックおよび生爪と工作物が逆位相で振動する振動モード2である。
- (2) 工作物の把持力を大きくすると生爪の先端が開く現象が発生し、生爪と工作物の接触面積および生爪の長手方向の接触長が長くなり、チャックおよび生爪と工作物が逆相で振動する振動モード2の固有振動数が高くなる。この振動モード2の固有振動数は工具寿命の優劣と関係がある。
- (3) 工作物の把持力および工具突出し長さは逃げ面摩耗の進行速度に影響を与える。ただし、逃げ面摩耗の進行速度に与える影響は、主軸系の動的特性である工作物の把持力の方は小さく、工具系の動的特性である工具突出し長さの方が大きい。
- (4) びびり振動が発生しない場合、主軸系および工具系のどちらの動的特性も工具摩耗形態へは影響を与えない。

第3章では、工具の振動する方向が工具寿命に与える影響について一方向のみの単純な振動として取り扱えるように、主分力方向または背分力方向の一方向のみに剛性の低い平行板ばね構造治具を製作し、各方向の振動および剛性が工具寿命に及ぼす影響を調査し、以下に示す知見が得られた。

- (1) 背分力方向(X軸方向)に動剛性が低い場合は、自励びびり振動に影響を与え、背分力方向の振動により逃げ角が変動する。逃げ角の変動は逃げ面の垂直応力を増大し、逃げ面での発熱が増え、熱伝導率が低い材料では逃げ面の温度が上昇しやすいため、逃げ面摩耗の進行が著しく速くなる。

- (2) 主分力方向(Y 軸方向)に動剛性が低い場合は、自励びり振動への影響が少なく、主分力方向の振動が発生しにくい。そのため振動が発生せず、逃げ面摩擦速度は変動しないので逃げ面摩擦の進行は速くならない。
- (3) 主分力方向(Y 軸方向)に動剛性が低い場合は、十分に動剛性が高い場合と比較して、連続切削では工具損傷、工具寿命に差が生じない。しかし、断続切削ではチッピングが発生するまでの逃げ面摩擦幅の進行速度に差は生じないが、チッピングの発生が遅くなる。

第4章では、チタン合金の断続切削におけるチッピングや欠損などの工具損傷に対し、工具食いつき時の衝撃力緩和を目的とした板ばね構造ミリング工具を製作した。そして、切削試験において工具寿命への影響を調査し、以下に示す知見が得られた。

- (1) 板ばね構造ミリング工具の形状は板ばね構造をシャンク部の中央に配置した工具の方が良い。工具寿命は切削速度 80 m/min, 送り 0.115 mm/tooth で剛性の高い通常工具に対し、板ばね構造ミリング工具で約 2 倍となる。
- (2) 通常工具は逃げ面摩擦幅が 0.2 mm を超えて数パスで逃げ面側に欠損が発生し、板ばね構造ミリング工具は逃げ面摩擦幅が 0.2 mm を超えて数パス後に逃げ面側に欠損は発生しないものの境界摩擦が急激に進み工具寿命となる。
- (3) 板ばね構造ミリング工具は板ばね構造が主分力方向に切削力により変形することで、切削力の立上り時間が遅くなり工具食いつき時の衝撃力を緩和するため耐欠損性が向上する。
- (4) 切削速度が速くなると、切削力の立上り時間も早くなり工具食いつき時の衝撃力が増えるので、板ばね構造ミリング工具による衝撃力緩和の効果が大きくなる。

第5章では、主軸系および工具系の動的特性が工具損傷形態や工具寿命へ及ぼす影響に関して総括を述べた。本研究で得られた知見は、複雑な減衰機構を持った高価な工具でなくても、第4章で提案した板ばね構造ミリング工具のようなシンプルな構造でも工具の動剛性を最適設計することで、断続切削における耐欠損性を向上させ工具寿命を延ばすことが可能であることが示唆された。

参 考 文 献

- 1) 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, **26**, 11 (1960) 674-685.
- 2) 竹山秀彦, 山田皓一, 草岡則行: 合金鋼 SNCM8(熱処理)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 2 報)—, 精密機械, **29**, 6 (1963) 452-459.
- 3) 竹山秀彦, 山田皓一, 草岡則行: オーステナイト不銹鋼(SUS27)の正面フライス削り—超硬フライス削りに関する研究(第 3 報)—, 精密機械, **30**, 2 (1964) 199-205.
- 4) 竹山秀彦, 村田良司: チタンの被削性に関する研究, 精密機械, **23**, 6 (1962) 331-337.
- 5) 竹山秀彦, 飯島昇: 耐熱合金の難削特性と工具材の適応性に関する研究, 精密工学会誌, **55**, 8 (1989) 1481-1486.
- 6) 山田保之, 青木太一, 田中裕介, 北浦精一郎, 早崎浩: (Al, Ti)N コーティド超硬エンドミルによる難削材の加工, 日本機械学会論文集(C 編), **64**, 624 (1998) 3197-3201.
- 7) 陳平, 星鐵太郎: 従動式ロータリ一切削工具の難削材加工特性, 精密工学会誌, **57**, 10 (1991) 1792-1796.
- 8) Joanna Kossakowska, Krzysztof Jemielniak : Application of Self-Propelled Rotary Tools for Turning of Difficult-to-machine Materials, Procedia CIRP, **1**, (2012) 425-430.
- 9) 山本博雅, 佐竹健太郎, 笹原弘之, 成田徹, 堤正臣, 村木俊之: 駆動型ロータリ切削による難削材の高エネルギー加工における MQL の効果, 精密工学会誌, **77**, 3 (2011) 316-321.
- 10) Eckart Uhlmann, Felix Kaulfersch, Martin Roeder : Turning of high-performance materials with rotating indexable inserts, Procedia CIRP, **14**, (2014) 610-615.
- 11) 伊藤哲郎: 最近の快削鋼, 精密機械, **49**, 9 (1983) 1278-1283.
- 12) 染川雅実, 鹿磯正人, 松島義武, 家口浩: 鉛フリー快削鋼, 神戸製鋼技報, **51**, 1 (2001) 13-16.

- 13) 北嶋具教, 御手洗容子 : 航空機用チタン合金の材料特性および開発指針, まてりあ, **55**, 8 (2016) 370-376.
- 14) P.-J. Arrazola, A. Garay, L.-M. Iriarte, M. Armendia, S. Marya, F. Le Maitre : Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3), *Journal of Materials Processing Technology*, **209**, (2009) 2223-2230.
- 15) 木村篤良, 中村貞行 : 快削純チタンと快削チタン合金の開発, 日本金属学会会報, **27**, 5 (1988) 397-399.
- 16) A. Polishetty, M. Shunmugavel, M. Goldberg, G. Littlefair, R. K. Singh : Cutting Force and Surface Finish Analysis of Machining Additive Manufactured Titanium Alloy Ti-6Al-4V, *Procedia Manufacturing*, **7**, (2017) 284-289.
- 17) 関谷克彦, 山根八洲男, 鳴瀧則彦 : Ti-6Al-4V 合金の高速エンドミル加工, 精密工学会誌, **70**, 3 (2004) 438-442.
- 18) T. Braham-Bouchnak, G. Germain, A. Morel, B. Furet : Influence of High Pressure Coolant Assistance on the Machinability of the Titanium alloy Ti555-3, *Machining Science and Technology*, **19**, 1 (2015) 134-151.
- 19) Y. Ayed, G. Germain, A. Ammar, B. Furet : Tool wear analysis and improvement of cutting conditions using the high-pressure water-jet assistance when machining the Ti17 titanium alloy, *Precision Engineering*, **42**, (2015) 294-301.
- 20) 横田秀雄 : MQL 切削の現状と課題, 精密工学会誌, **68**, 7 (2002) 903-906.
- 21) 岡田将人, 細川晃, 浅川直紀, 藤田祐介, 上田隆司 : 低熱伝導率難削材のエンドミル加工における MQL の工具温度への影響, 日本機械学会論文集(C 編), **78**, 792 (2012) 3093-3103.
- 22) A. Aramcharoen : Influence of cryogenic cooling on tool wear and chip formation in turning of titanium alloy, *Procedia CIRP*, **46**, (2016) 83-86.
- 23) M. I. Sadik, S. Isakson, A. Malakizadi, L. Nyborg : Influence of coolant flow rate on tool life and wear development in cryogenic and wet milling of Ti-6Al-4V, *Procedia CIRP*, **46**, (2016) 91-94.
- 24) K.-H. Park, G.-D. Yang, M. A. Suhaimi, D. Y. Lee, T.-G. Kim, D.-W. Kim, S.-W. Lee : The effect of cryogenic cooling and minimum quantity lubrication on end milling of titanium alloy Ti-6Al-4V, *Journal of Mechanical Science and Technology*, **29**, 12 (2015) 5121-5126.

- 25) 白杵年, 佐藤公紀, 守谷光広, 岩田薫, 澤田太助, 久保田和幸, 島順彦: 難削材料の雰囲気制御エンドミル加工, 精密工学会誌, **71**, 9 (2005) 1120-1124.
- 26) 村田良司: 工具寿命の実験誤差, 精密機械, **42**, 2 (1976) 100-105.
- 27) 大谷敏昭, 藤瀬健領, 三井武良男, 横川洪: CBN およびサーメット工具による焼入鋼の旋削 –15 台の旋盤による切削特性比較–, 精密機械, **48**, 5 (1982) 661-664.
- 28) 大谷敏昭, 藤瀬健領, 横川洪, 三井武良男: CBN およびセラミック工具による焼入鋼の旋削, 精密機械, **49**, 6 (1983) 804-808.
- 29) 一般財団法人 日本航空機開発協会: 民間航空機に関する市場予測 2018-2037, 日本航空機開発協会, (2018) 34.
- 30) 一般財団法人 日本航空機開発協会: 平成 29 年度版 民間航空機関連データ集, 日本航空機開発協会, (2018) III1-III11.
- 31) 長谷川良栄: 航空機用工具と適用事例, 精密工学会誌, **75**, 8 (2009) 953-957.
- 32) 伊牟田守: 航空機用構造材料の技術研究開発動向, SOKEIZAI, **51**, 11 (2010) 2-7.
- 33) 稲垣育弘氏, 武智勉, 白井義久, 有安望: 航空機用チタンの適用状況と今後の課題, 新日鐵住金技法, **396**, (2013) 23-28.
- 34) 一般財団法人 日本規格協会: JIS ハンドブック 5 工具, 日本規格協会, **1**, 1 (2007) 39.
- 35) 山根八洲男, 関谷克彦: 難削指数による難削性の評価, 精密工学会誌, **70**, 3 (2004) 407-411.
- 36) 狩野勝吉: 難削材・新素材の切削加工ハンドブック, 工業調査会, (2002).
- 37) 狩野勝吉: 初級技術者に伝えたい 切削加工の技術&技能, 日刊工業新聞社, **1**, (2008) 110.
- 38) (社)日本チタン協会: チタンの加工技術, 日刊工業新聞社, (1992).
- 39) E.O. Ezugwu, Z.M. Wang: Titanium alloys and their machinability – a review, Journal of Materials Processing Technology, **68**, (1997) 262-274.
- 40) 星鐵太郎: 機械加工の振動解析, 工業調査会, **1**, 1 (1990) 36-38.
- 41) 帯川利之, 白井英治: チタン合金(Ti-6Al-4V)の鋸歯状切りくず生成の FEM シミュレーション(第 2 報)–鋸歯状切りくず生成機構と難削性–, 精密工学会誌, **59**, 6 (1993) 933-938.
- 42) 上田昇, 松尾哲夫: 鋸歯型切りくずの生成機構に関する研究(第 1 報)–せん断ピッチおよびすべり量の解析–, 精密機械, **44**, 9 (1978) 1085-1091.

- 43) 上田隆司, 平井佑樹, 社本英二: セラミック工具を用いた難削材の高速旋削加工における切削温度とその影響に関する実験的研究, 日本機械学会論文集, **83**, 856 (2017) 1-10.
- 44) 帯川利之, 森合主税, 松本航, 林遵: 高圧クーラントを用いた高速切削の動向と最新のトピックス, 生産研究, **67**, 6 (2015) 607-612.
- 45) 木津修二: チタン合金 Ti6Al4V の旋削加工におけるコロターン HP (高圧クーラント仕様)の効果, ツールエンジニア, **49**, 1 (2008) 50-53.
- 46) 阿部太郎, 大宮司久, 柳田一也: 航空機部品を加工する切削工具の種類と用途, ツールエンジニア, **58**, 1 (2017) 60-65.
- 47) 濱本健太: 難削材の加工は, 切削工具とクーラントを組み合わせる, ツールエンジニア, **58**, 1 (2017) 74-76.
- 48) Rosemar B. Silva, Álisson R. Machado, Emmanuel O. Ezugwu, John Bonney, Wisley F. Sales : Tool life and wear mechanisms in high speed machining of Ti-6Al-4V alloy with PCD tools under various coolant pressures, *Journal of Materials Processing Technology*, **213**, 8 (2013) 1459-1464.
- 49) 藤原順介, 有元崇晃, 田代徹也: PVD コーテッド工具による Ti-6Al-4V 合金の高速エンドミル切削における MQL の効果, 日本機械学会論文集, **82**, 835 (2016) 1-13.
- 50) Ahasn Ali Khan, Mirghani I. Ahmed : Improving tool life using cryogenic cooling, *Journal of Materials Processing Technology*, **196**, 1-3 (2008) 149-154.
- 51) Shane Y. Hong, Irel Markus, Woo-cheol Jeong : New cooling approach and tool life improvement in cryogenic machining of titanium alloy Ti-6Al-4V, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **41**, 15 (2001) 2245-2260.
- 52) 鈴木教和: 切削加工におけるびびり振動(前編), 精密工学会誌, **76**, 3 (2010) 280-284.
- 53) 鈴木教和: 切削加工におけるびびり振動(後編), 精密工学会誌, **76**, 4 (2010) 404-408.
- 54) 田中貴暁: 工作機械の振動と対策, ツールエンジニア, **58**, 16 (2017) 28-33.
- 55) 渡部健司: 高度加工を実現する制振合金の活用, 機械と工具, **53**, 12 (2009) 51-55.

- 56) 一ノ瀬裕介：防振工具「サイレントツール」 & 「コロプラス」, **58**, 16 (2017) 34-37.
- 57) 緒方達也：防振機構内蔵工具「スマートダンパーシリーズ」, ツールエンジニア, **58**, 16 (2017) 38-41.
- 58) 井上真一：大型工作機械における振動対策－安定限界曲線図に基づいたチタン合金の安定加工－, 機械と工具, **53**, 12 (2009) 46-50.
- 59) 栗田肇：びびり振動が超硬バイトの寿命に及ぼす影響(第1報), 精密機械, **31**, 4 (1965) 321-326.
- 60) 栗田肇：びびり振動が超硬バイトの寿命に及ぼす影響(第2報), 精密機械, **31**, 5 (1965) 412-419.
- 61) 栗田肇：びびり振動が超硬バイトの寿命に及ぼす影響(第3報), 精密機械, **32**, 6 (1966) 395-402.
- 62) H. Opitz, E. Saljê : Die Auswirkung von Schwingungen auf Verschleiß und Standzeit von Drehmeißeln, Ind.-Anz., **76**, 45 (1954) 690.
- 63) 臼井英治, 長谷川孝之, 松村隆：びびり振動下の切削工具摩耗の解析的推定, 精密工学会誌, **63**, 3 (1997) 420-425.
- 64) 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) 1151-1157.
- 65) 隈部淳一郎, 安田和詔, 谷口修：振動切削の動的解析(第1報)－被削材の動的挙動の理論的解析－, 精密機械, **35**, 8 (1969) 528-535.
- 66) 隈部淳一郎, 谷口修：振動切削の動的解析(第2報)－被削材の動的挙動の解析－, 精密機械, **36**, 8 (1970) 532-537.
- 67) 社本英二, 森本祥之, 森脇俊道：楕円振動切削加工法(第1報)－加工原理と基本特性－, 精密工学会誌, **62**, 8 (1996) 1127-1131.
- 68) 社本英二, 森本祥之, 森脇俊道：楕円振動切削加工法(第2報)－振動条件の影響に関する検討－, 精密工学会誌, **65**, 3 (1999) 411-417.
- 69) 社本英二：振動切削－基礎と応用, 精密工学会誌, **80**, 5 (2014) 457-460.
- 70) 櫻井恵三, 足立勝重, 小川恒一：Ti-6Al-4V 合金の低周波振動ドリル加工, 軽金属, **42**, 11 (1992) 633-637.
- 71) 岡村清志, 瀬川俊明, 笹原弘之：低周波振動穴あけの摩耗低減機構の解明, 砥粒加工学会誌, **60**, 6 (2016) 320-325.

-
- 72) K. OKAMURA, H. SASAHARA, T. SEGAWA, M. TSUTSUMI : Low-Frequency Vibration Drilling of Titanium Alloy , JSME International Journal Series C, **49**, 1 (2006) 76-82.
 - 73) O. Pecat, E. Brinksmeier : Tool wear analyses in low frequency vibration assisted drilling of CFRP/Ti6Al4V stack material, *Procedia CIRP*, **14**, (2014) 142-147.
 - 74) Y. KURATA, S. D. MERDOL, Y. ALTINTAS, N. SUZUKI, E. SHAMOTO : Chatter Stability in Turning and Milling with in Process Identified Process Damping , *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, **4**, 6 (2010) 1107-1118.
 - 75) N. SUZUKI, K. NISHIMURA, E. SHAMOTO, K. YOSHINO : Effect of Cross Transfer Function on Chatter Stability in Plunge Cutting , *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, **4**, 5 (2010) 883-891.
 - 76) 本江哲行, 田辺郁男, 加野正美, 藤井智堅, 宮田淳 : 精密工作機械構造用セラミックスレジコンクリートの開発(工具寿命の延命化のための適用), *日本機械学会論文集(C編)*, **62**, 593 (1996) 333-337.
 - 77) F. Aggogeri, A. Borboni, A. Merlo, N. Pellegrini, R. Ricatto : Vibration Damping Analysis of Lightweight Structures in Machine Tools, *Materials*, **10**, 297 (2017) 1-15.
 - 78) H.-C. Mohring, C. Brecher, E. Abele, J. Fleischer, F. Bleicher : Materials in machine tool structures, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, **64**, 2 (2015) 725-748.
 - 79) H.-C. Mohring : Composites in production machines, *Procedia CIRP*, **66**, (2017) 2-9.
 - 80) E. Ozturk, U. Kumar, S. Turner, T. Schmitz : Investigation of Spindle bearing preload on dynamics and stability limit in milling , *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, **61**, (2012) 343-346.
 - 81) L. MI, G.-F. YIN, M.-N. SUN, X.-H. WANG : Effects of preloads on joints on dynamic stiffness of a whole machine tool structure , *Journal of Mechanical Science and Technology*, **26**, 2 (2012) 495-508.

- 82) C. Y. Lin, J. P. Hung, T. L. Lo : Effect of preload of linear guides on dynamic characteristics of a vertical column-spindle system, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **50**, (2010) 741-746.
- 83) 伊東誼, 益子正巳 : ボルト結合の減衰能に関する研究(第 1 報, 締結条件の影響), *日本機械学会論文集(第 3 部)*, **37**, 295 (1971) 622-631.
- 84) Juan M. PORRAS MARTINEZ, 斎藤義夫, 伊東誼 : 工作機械主軸のテーパ接合部の剛性, *精密機械*, **46**, 2 (1980) 242-248.
- 85) K. Mao, B. Li, J. Wu, X. Shao : Stiffness influential factors-based dynamic modeling and its parameter identification method of fixed joints in machine tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **50**, (2010) 156-164.
- 86) M. Law, Y. Altintas, A. S. Phani : Rapid evaluation and optimization of machine tools with position-dependent stability, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **68**, (2013) 81-90.
- 87) D. Kono, T. Inagaki, A. Matsubara, I. Yamaji : Stiffness model of machine tool supports using contact stiffness, *Precision Engineering*, **37**, 3 (2013) 650-657.
- 88) D. Kono, S. Nishio, I. Yamaji, A. Matsubara : A method for stiffness tuning of machine tool supports considering contact stiffness, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **90**, (2015) 50-59.
- 89) K. Mori, D. Kono, I. Yamaji, A. Matsubara : Vibration reduction of machine tool using viscoelastic damper support, *Procedia CIRP*, **46**, (2016) 448-451.
- 90) 富澤元一, 青山藤詞郎, 田中克敏, 桜井宏治 : ER 流体ダンパによる工作機械工具系の振動抑制, *日本機械学会論文集(C 編)*, **64**, 622 (1998) 2287-2294.
- 91) 鳴瀧良之助, 森脇俊道 : 減衰を有するばねバイトによる自励びびりの防止, *精密機械*, **36**, 12 (1970) 820-825.
- 92) 上田宏樹 : FRP の振動解析技術, *神戸製鋼技報*, **48**, 2 (1998) 35-38.
- 93) 竹山秀彦, 飯島昇, 西脇信彦, 幸元克彦 : 高減衰材料によるツールホルダの動剛性向上に関する研究, *精密機械*, **48**, 12 (1982) 1628-1633.
- 94) 北嶋弘一, 田中行雄, 中村順, 有本浩 : 制振合金による複合工具シャンクの動剛性向上について, *精密工学会誌*, **53**, 10 (1987) 1582-1588.
- 95) 北嶋弘一, 田中行雄 : 防振合金利用の切削工具によるびびり振動の抑制, *精密機械*, **50**, 5 (1984) 860-865.

-
- 96) 田辺郁男, Ye Htut SOE, 井山徹郎, 渋谷充明 : 強アルカリ水中切削技術の開発, 日本機械学会論文集(C編), **78**, 785 (2012) 262-271.
 - 97) 田辺郁男, Valerio DE SOUSA GAMA, 高橋智 : 工作機械の振動減衰のためのポリマを混入した強アルカリ水中切削, 日本機械学会論文集, **80**, 817 (2014) 1-11.
 - 98) R. Kleinwort, M. Schweizer, M. F. Zaeh : Comparison of different control strategies for active damping of heavy duty milling operations, *Procedia CIRP*, **46**, (2016) 396-399.
 - 99) L. Sallese, N. Grossi, J. Tsahalis, A. Scippa, G. Campatelli : Intelligent fixtures for active chatter control in milling, *Procedia CIRP*, **55**, (2016) 176-181.
 - 100) Z. Chen, H.-T. Zhang, X. Zhang, H. Ding : Adaptive Active Chatter Control in Milling Processes, *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, **136**, (2014) 1-7.
 - 101) A. Pages, S. Rowe, S. Duc, O. Sosnicki, G. Jaussaud, F. Claeysen : Amplified Piezo Actuators (APA) Enhancement for Active Vibration Control (AVC), *ACTUATOR 2018*, (2018) 528-531.
 - 102) 河田洋一 : びびり振動と工具から見たびびり軽減対策, *機械技術*, **61**, 5 (2013) 50-51.
 - 103) 高橋勇人 : びびり振動を抑制する「AV アーバ」, *機械技術*, **61**, 5 (2013) 56-57.
 - 104) 緒方達也 : スマートダンパーによるびびり対策, *機械技術*, **61**, 5 (2013) 60-61.
 - 105) Y. Altintas, E. Budak : Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling, *Annals of the CIRP*, **44**, 1 (1995) 357-362.
 - 106) 安藤知浩 : 「加工ナビ」をはじめとした加工能率向上の取り組み, *機械技術*, **61**, 5 (2013) 42-44.
 - 107) Y. Altintas, M. Eynian, H. Onozuka : Identification of dynamic cutting force coefficients and chatter stability with process damping, *CIRP Annals*, **57**, 1 (2008) 371-374.
 - 108) K. Ahmadi, F. Ismail : Experimental investigation of process damping nonlinearity in machining chatter, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **50**, 11 (2010) 1006-1014.

- 109) 江馬諭, 丸井悦男: くさび式パワーチャックの把握特性(曲げ剛性の荷重依存性), 日本機械学会論文集(C編), **57**, 539 (1991) 2460-2465.
- 110) 江馬諭, 丸井悦男: くさび式パワーチャックの把握特性(把握特性に及ぼす把握条件の影響), 日本機械学会論文集(C編), **57**, 539 (1991) 2466-2473.
- 111) 土井雅博, 益子正巳, 伊東誼, 手塚厚: チャック加工における係数励振振動の研究, 日本機械学会論文集(C編), **51**, 463 (1985) 649-655.
- 112) 土井雅博, 益子正巳, 伊東誼: びびり振動に及ぼすチャック-工作物系の減衰特性の影響, 日本機械学会論文集(C編), **50**, 460 (1984) 2392-2398.
- 113) 土井雅博, 益子正巳, 伊東誼: びびり振動に及ぼす工作物支持条件の影響, 日本機械学会論文集(C編), **49**, 443 (1983) 1153-1160.
- 114) 土井雅博, 益子正巳, 岩田吉左: インパクトダンパ付き旋盤用チャックの減衰特性(第1報, 切削性能におよぼす減衰効果), 日本機械学会論文集(C編), **56**, 524 (1990) 1041-1046.
- 115) 江馬諭, 丸井悦男: くさび式パワーチャックの把握性能(生づめテーパ角の影響), 日本機械学会論文集(C編), **58**, 546 (1992) 590-596.
- 116) 江馬諭, 丸井悦男: くさび式パワーチャックの把握性能(生づめ把握部形状の影響), 日本機械学会論文集(C編), **58**, 548 (1992) 1272-1277.
- 117) 中原一郎: 衝撃応力問題の研究の動向, 日本機械学会誌, **68**, 552 (1965) 7-16.
- 118) 放生明廣: 衝撃強度設計の基礎, 金沢大学大学教育開放センター紀要, **26**, (2006) 43-57.

研 究 成 果

発表

- (1) 水野敬太, 藤瀬憲則, 糸魚川文広, 石原洋成, 則久孝志, 一木洋介: 6-4 チタン合金の旋削加工における被削材把持力と工具剛性が工具寿命に及ぼす影響, 2017年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, 155-156.
- (2) 藤瀬憲則, 石原洋成, 則久孝志, 糸魚川文広, 水野敬太: チタン合金旋削時の工具寿命に影響を与える動的な工具支持特性, 2018年度精密工学会春季大会学術講演会論文集, 317-318.
- (3) 水野敬太, 藤瀬憲則, 糸魚川文広, 前川覚: 切削加工点減衰効果の切削速度依存性評価, 2018年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, 177-178.

論文

- (1) K. Fujise, K. Mizuno, F. Itoigawa, H. Ishihara, T. Norihisa, Y. Ichigi: Effects of Gripping Force of Hydraulic Three-Finger Power Chuck on Modal Stiffness and Tool Life, Proceedings of International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st century: LEM21, (2017).
- (2) 藤瀬憲則, 水野敬太, 糸魚川文広, 則久孝志: チタン合金の旋削加工における工具寿命に影響を与える動的な工具支持特性, 精密工学会誌, **85**, 5 (2019) 440-446.
- (3) 藤瀬憲則, 水野敬太, 糸魚川文広: チタン合金のミリング加工における板ばね構造ミリング工具が耐欠損性に与える影響, 精密工学会誌, **85**, 5 (2019) 447-454.

特許

- (1) 切削工具, 特願 2019-067941 号, (2019年03月29日出願)

謝 辞

本研究を遂行するにあたり懇切丁寧にご指導，ご鞭撻を賜りました名古屋工業大学の糸魚川文広教授に心から感謝いたします。さらに，実験ならびにデータ整理などを手伝って頂いた水野敬太君に感謝を表します。

また，本論文の審査員を賜りました名古屋工業大学の北村憲彦教授，西田政弘教授に心から感謝申し上げます。

そして，研究者として貴重な学位取得の機会を与えて頂いたオークマ株式会社 代表取締役会長 花木義麿氏，代表取締役社長 家城淳氏，取締役 千田治光氏に感謝いたします。また，実験に必要な治具製作などを手伝って頂いた湯川嵩士氏，先端加工開発課の同僚，本研究を遂行するにあたり貴重なご助言を頂いた石原洋成氏，則久孝志氏，一木洋介氏に感謝を表します。

最後に，仕事に家事に育児と大変にも係わらず優しく支えてくれた妻 舞，家に帰ると笑顔で迎えてくれて癒してくれた息子 陽彰に感謝の意を表する。

2020年1月 藤瀬 憲則