

# 工具・被削材界面における凝着状態予測のための凝着損傷モデル The Adhesion Damage Model at the Tool/work Interface for predicting Adhesion State

精密工学専攻 13号 伊津井 裕人  
Yuto Itsui

## 1. 緒言

切削加工において構成刃先といった凝着物は生成・成長・脱落を繰返し、脱落による工具のチッピングや欠損、仕上げ面品位に悪影響を及ぼすが、切削条件によっては工具刃先を保護する効果があることが知られている<sup>(1)</sup>。近年、難削材をはじめ新材種の出現、コーティングを含めた新たな工具材種の開発なども盛んになっている。このような加工を取り巻く状況のもと、環境負荷低減といった観点からも、凝着物を有効利用し摩耗抑制だけでなく加工精度を向上させようという機運が高まってきた<sup>(2)</sup>。

先行研究では構成刃先の脱落現象について、工具すくい面の工具・被削材界面における構成刃先凝着脱落モデルを提案し、構成刃先の脱落周期を予測できることを報告してきた<sup>(3)</sup>。しかしながら、一般的に工具摩耗の評価は工具逃げ面で行うが、逃げ面における凝着現象に着目した研究は少なく、凝着物を有効活用するための条件を見出すためには数多くの切削実験を要する。

そこで本研究では、前述したモデルを逃げ面に援用し、将来的に様々な工具・被削材種に対応できるように、凝着状態を予測しうることできるモデルを構築することを目的とした。ここでは、工具・被削材の機械的性質、切削加工で得られる切りくず厚さと切削力をパラメータとしており、汎用性の高いシミュレーションとなっている。得られたシミュレーション結果と実加工結果と合わせ、凝着物の周期性と工具摩耗、仕上げ面粗さとの関連について評価した結果を報告する。

## 2. 凝着層凝着損傷シミュレーション

Fig.1 に切削模式図を示す。切削加工時、工具・被削材界面は高温高圧下になるため、すくい面上の領域 A においては見かけの接触面積と実接触面積が等しくなるメタルコンタクト領域が生じる。本研究では逃げ面においても、メタルコンタクト領域(領域 B)が存在すると考え、既報の構成刃先凝着脱落モデル<sup>(3)</sup>を援用し、凝着層凝着損傷モデルを構築する。

### 2.1 凝着層凝着理論モデル

メタルコンタクト領域では工具・被削材原子が原子間距離に接近しており、電子のやりとりのある結合である。また、工具・被削材界面の凝着は非平衡状態にあり、結合は遷移状態論を含むべきであることから、工具・被削材間の凝着をポテンシャルの井戸と呼ばれる工具・被削材原子から定まるポテンシャルエネルギー曲線の極小に被削材原子が存在し、原子振動によって極小から離脱する簡単なモデルによって近似する。すなわち、Fig.2 に示す工具・被削材原子が工具表面の特定サイトにおける離脱状態(StateX)からポテンシャルの壁を超える遷移状態(StateY)を経て、凝着状態(StateZ)となるモデルを考える。

これらのことから、凝着を化学吸着現象として扱う。反応速度論より、工具面上の凝着面積率  $\theta$  の時間変化は次式で表される<sup>(4)</sup>。

$$\dot{\theta} = \frac{k_a}{N} (1 - \theta) \quad , \quad \left( k_a = v_a \exp\left(-\frac{\Delta E_a}{k_B T}\right) \right) \quad (1)$$

ここで  $k_a$  は凝着速度定数、 $N$  は工具面上のメタルコンタクト領域の単位面積あたりの凝着可能サイト数である。また  $v_a$  は原子の基底状態における振動数、 $\Delta E_a$  は活性化エネルギー、 $k_B$  はボルツマン定数、 $T$  は工具・被削材界面における温度である。工具・被削材界面の活性化エネルギー  $\Delta E_a$  及び基底状態の振動数  $v_a$  は、Fig.3 に示す工具面に対して垂直方向の一次元モデルから分子軌道法ソフト Gaussian03 を用いて近似的に求める。予備計算から Fe-Fe 間、W-C 間の平衡核間距離はそれぞれ 1.85Å、1.75Å であるので、本研究では四次ポテンシャル曲線を表すために必要な W-Fe 間の核間距離を 5Å とした。これらの計算により求めた凝着速度定数  $k_a$  を式(1)に代入することで凝着面積率  $\theta$  の時間変化を求める。

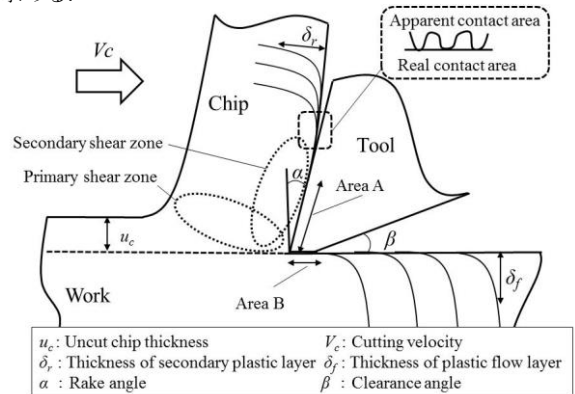


Fig.1 Orthogonal cutting model

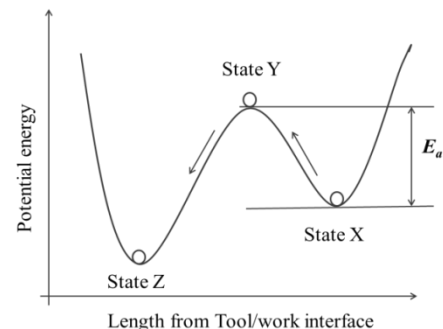


Fig.2 Transition state model

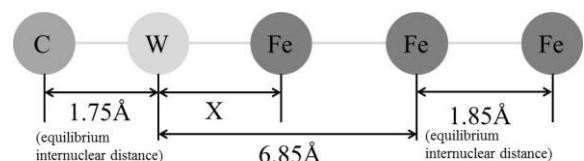


Fig.3 One-dimensional atomic model of tool and chip interface

## 2.2 凝着層損傷理論モデル

凝着層が成長すると損傷力学に基づいた損傷面積率が増加し凝着面積率が減少するため脱落が生じると考える。損傷面積率を支配する損傷発展式は、Lemaitre<sup>(7)</sup>により統一モデルとして提案された式(2)を採用する。切削加工が開始するとまず式(1)に従い凝着面積率が増加していく。その後ある程度加工が進行すると、工具・被削材界面でのひずみが損傷発生限界ひずみに達し、式(3)に示す条件に従い損傷面積率が増加し、その分凝着面積率が減少する。損傷面積率がクラック発生限界値に達した時点で、工具・被削材界面でマイクロクラックが発生し、凝着層が脱落すると考える。

$$\dot{D} = \left(-\frac{Y}{S}\right)^s \varepsilon_{eq}^s \quad (2)$$

$$\begin{cases} \dot{D} = 0, \varepsilon_{eq} < \varepsilon_{pd} & (3\cdot a) \\ \dot{D} > 0, \varepsilon_{eq} > \varepsilon_{pd} \text{ 及び } \sigma_{eq} \geq \sigma_f & (3\cdot b) \\ 0 \leq D \leq D_{cr} & (3\cdot c) \end{cases}$$

ここで  $D$  は損傷面積率、 $Y$  は弾性ひずみエネルギー解放率、 $S$  及び  $s$  は材料定数、 $\varepsilon_{eq}$  は累積相当ひずみ、 $\varepsilon_{pd}$  は損傷発生限界ひずみであり、損傷面積率  $D$  の最大値はクラック発生限界値  $D_{cr}$  である。また弾性ひずみエネルギー解放率  $Y$  は式(4)で表され、式(4)中の三軸関数  $R_v$  は式(5)で表される。

$$-Y = \frac{\sigma_{eq}^2}{2G(1-D)^2} R_v \quad (4)$$

$$R_v = \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu)T_x^2 \quad (5)$$

ここで  $\sigma_{eq}$  はミーゼスの相当応力、 $G$  は横弾性係数、 $\nu$  はポアソン比、 $T_x$  は応力三軸度である。また材料定数  $S$ 、損傷発生限界ひずみ  $\varepsilon_{pd}$  は次式で表される。

$$S = S_0^p (1 + c_s \varepsilon_{eq}) \quad (6)$$

$$\varepsilon_{pd} = \varepsilon_{pd0} (1 + c_\varepsilon \varepsilon_{eq}) \quad (7)$$

## 2.3 各パラメータの算出

工具表面を一樣なタングステン結晶面とし、タングステン一原子上に被削材原子が一原子凝着できるとすると、式(1)における凝着サイト数  $N$  は  $1.37 \times 10^{19} [1/m^2]$  となる。

また、工具すくい面における界面温度は工具・被削材の真実接触部の瞬間的な温度上昇を考慮するため、Geoffrey Boothroyd の温度計算式<sup>(5)</sup>に閃光温度の項を加えた次式で計算する。

$$T = T_s + T_m + T_0 + T_f \quad (8)$$

ここで  $T_s$ 、 $T_m$  はそれぞれ Fig.1 に示した 1 次、2 次塑性領域における温度、 $T_0$  は室温、 $T_f$  は閃光温度である。工具逃げ面の界面温度は刃先の温度分布計算から一次塑性域の温度とほぼ等しいことから<sup>(6)</sup>、式(8)より二次塑性域の温度  $T_m$  を差し引いた値を逃げ面温度とした。また相当ひずみ速度  $\dot{\varepsilon}_{eq}$  は工具・被削材間を平面ひずみ状態と考え、せん断応力  $\tau$  とせん断ひずみ  $\gamma$  のみが働くとして、次式で表される。

$$\dot{\varepsilon}_{eq} = \frac{\dot{\gamma}}{\sqrt{3}} = \frac{V}{\sqrt{3}\delta} \quad (9)$$

ここで  $V$  及び  $\delta$  はそれぞれすくい面では切りくず排出速度、ひずみ層厚さ、逃げ面では切削速度及び塑性流動層深さを表す。

ひずみ層厚さ  $\delta_r$  は切りくず厚さの 0.2 倍とし<sup>(8)</sup>、塑性流動層深

Table1 Cutting conditions

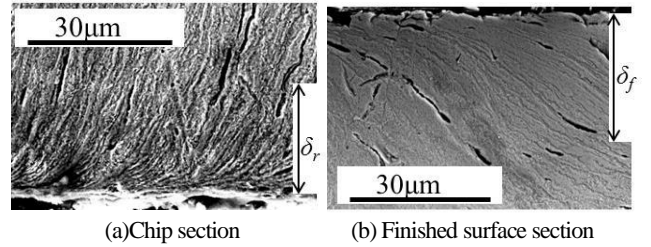
Work materials	STKM13A,S45C
Cutting tool	TPGN160304,K10
Rake angle $\alpha$ (°), Relief angle $\beta$ (°)	5, 6
Cutting speed $V_c$ (m/min)	30,100
Cutting length $L$ (m)	1.7, 16, 50, 100, 166, 333
Feed rate $f$ (mm/rev)	0.02
Depth of cut $a_p$ (mm)	3.5

Table2 Mechanical properties

Workpiece	C	Si	Mn	P	S	Tensile strength
STKM13A	0.20	0.21	0.49	0.20	0.05	513 (Mpa)
S45C	0.47	0.25	0.73	0.14	0.53	712 (Mpa)

Table3 Material constants<sup>(11)</sup>

s	$S_0^p$ Mpa	$C_{ssec}$	$\varepsilon_{pd0}$	$C_{\varepsilon sec}$	$D_{cr}$
1	0.47	$0.3625 \times 10^{-3}$	0.110	$-0.3750 \times 10^{-4}$	0.53



(a) Chip section (b) Finished surface section

Fig.4 SEM images of strain range

さ  $\delta_f$  は切込みやせん断角、被削材の機械的特性を用いて算出する<sup>(9)</sup>。次にミーゼスの相当応力  $\sigma_{eq}$  は次式で表される。

$$\sigma_{eq} = \sqrt{3}\tau \quad (10)$$

ここで、被削材のせん断抵抗は引張強さの 60% とし、鋼材の引張強さは温度依存性を考慮した。なお各被削材における温度は前述した温度計算式を用いて算出する。ただし、損傷理論においては瞬間的な温度上昇は考慮しないため、閃光温度項を差し引いた値を用いる。

シミュレーションに必要な切りくず厚さ、切削温度計算のための切削力は実加工実験から求めた。なお実加工実験は炭素量の異なる炭素鋼管を被削材とし Table1 に示す条件にて二次元切削したものである<sup>(10)</sup>。被削材の化学成分及び機械的特性を Table2 示す。さらに凝着状態が異なる場合も検討するため、切削速度  $V$  30m/min にて追加切削した。また、前述したひずみ層厚さ及び塑性流動層深さの算出結果と実加工結果の比較を行うため、SEM を用いて Fig.4 に示す切りくず側面と仕上げ面の組織観察を行った。その結果算出したひずみ層厚さ及び塑性流動層深さと実加工結果はほぼ一致した。

損傷モデルに関するパラメータを Table3 に示す。これらを用いて求めた凝着面積率、損傷面積率の時間変化から凝着層脱落周期及びその周波数をシミュレーションする。

## 2.4 凝着層脱落周波数のシミュレーション結果と実加工結果の比較

Fig.5 に凝着層凝着損傷シミュレーションより得られた凝着

層脱落周期の結果の一例を示す。また Fig.6 に得られた脱落周期から切削距離に伴う凝着層脱落周波数を算出した結果を示す。同図より脱落周波数は、切削速度  $V100\text{m/min}$  ではすくい面及び逃げ面ともに切削開始直後は高いが、切削距離に伴って減少し、切削距離  $L50\text{m}$  以降ではほぼ一定値で安定している。また  $V30\text{m/min}$  においては  $V100\text{m/min}$  に比べ変動が少なく、切削開始直後からほぼ一定値を示していることが認められる。

Fig.7 に実加工で得られた切削距離に伴う脱落周波数を示す。実加工結果における脱落周波数は Fig.8 に示すような切りくず裏面と仕上げ面の SEM 像から脱落痕の間隔を算出した。実加工結果における脱落周波数は、 $V100\text{m/min}$  では両被削材ともにすくい面及び逃げ面ともに切削開始直後は高く、 $L50\text{m}$  以降は一定値に安定する傾向が認められる。 $V30\text{m/min}$  において S45C のすくい面では切削開始直後に高い傾向が見られるが、STKM13A のすくい面や両被削材の逃げ面では切削開始直後からほぼ一定値を示しており、シミュレーション結果と同様の变化傾向が認められた。

またシミュレーションと実加工結果との多少の誤差は、実加工結果には凝着物の全脱落だけでなく部分脱落も含み、それらの周波数を計測していることが考えられ、一方、シミュレーション結果は工具・被削材界面における凝着物の全脱落の周波数を算出しているため、誤差が生じたものと考えられる。なお、シミュレーション結果及び実加工結果から得られた凝着物脱落周波数は一般的に知られている脱落周波数の範囲<sup>12)</sup>と概ね一致していた。

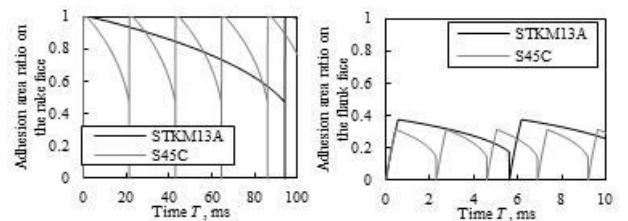
### 3. 凝着層脱落周波数と工具表面の凝着状態や工具摩耗、仕上げ面粗さとの関係

前節の結果から凝着層生成脱落シミュレーションにより、切削距離に伴う凝着物の周期性の変化傾向を予測できることが示された。ここでこれらの周期性が工具表面における凝着状態や工具摩耗にどのような影響をもたらすのか明らかにするために、得られた周期性と実加工実験における凝着状態と逃げ面摩耗、仕上げ面粗さとの関係性について考察する。

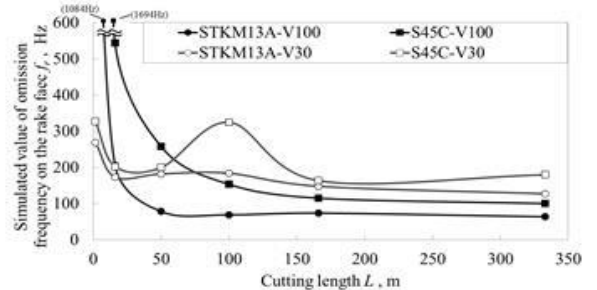
工具すくい面及び逃げ面の切削距離に伴う凝着高さの変化を Fig.9 に示す。前章で示した凝着層脱落周波数のシミュレーション結果と比較すると凝着物高さや脱落周波数には相関があることが認められる。脱落周波数が高いと短い間隔で凝着物の脱落が起こるため、凝着物が高さ方向に成長しにくく、周波数が低いと凝着物がある一定期間工具表面に付着していることから凝着物が成長し、凝着高さが高くなるものと考えられる。また脱落周波数は切削初期で増加した凝着高さを維持しつつ安定する傾向が認められた。

Fig.10 に切削距離に伴う逃げ面摩耗幅  $VB$  の変化を示す。Fig.6 と合わせ切削速度別に比較すると脱落周波数が高いほど逃げ面摩耗幅は進展しやすい傾向が認められた。これは周波数が高いほど凝着物の脱落回数が増えることから、凝着物の脱落に伴い超硬粒子の摩耗が進展すると考えられる。

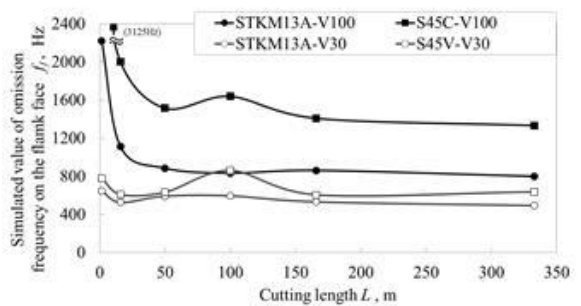
Fig.11 に切削距離に伴う仕上げ面の最大高さ  $S_a$  の変化を示す。



(a) V100, Rake face (b) V100, Flank face

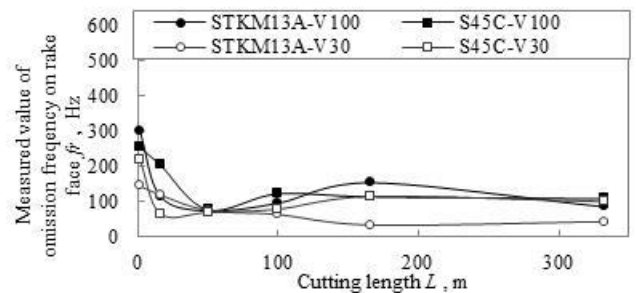


(a) Rake face

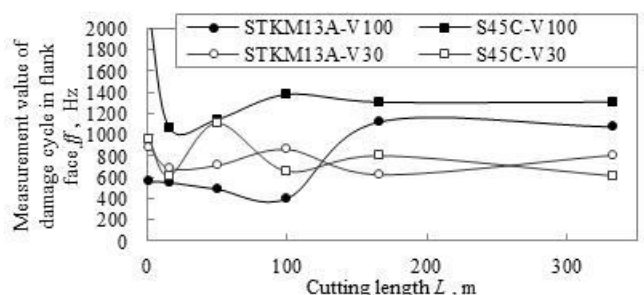


(b) Flank face

Fig.6 Variation of simulated value of omission frequency with cutting length  $L$



(a) Rake face



(b) Flank face

Fig.7 Variation of measured value of omission frequency with cutting length  $L$

なお、ばらつきをエラーバーで示してある。全体的には Fig.6 で示した脱落周波数の変化傾向と概ね一致していることが認められた。また、V100m/min において、切削開始から脱落周波数が高い期間は  $S_z$  のばらつきは大きく、脱落周波数が安定するとばらつきが小さくなる傾向が認められ、V30m/min においては切削開始直後から常にばらつきが大きい。これは、脱落周波数が低く凝着高さが高いときにおいては、凝着物生成脱落の間隔が長くなるため、単位面積あたりのばらつきが大きくなり、脱落周波数が高く凝着高さが低いときにおいては、間隔が短くなるため、ばらつきが小さくなったことによるものと考えられる。

これらの結果より本モデルを用いることで工具表面の凝着状態や工具摩耗、仕上げ面粗さを予測しうる可能性が示された。

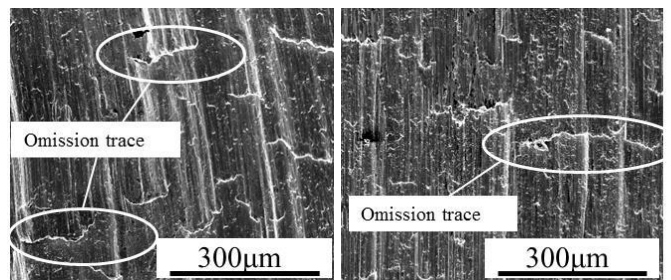
#### 4. 結言

本研究では凝着層凝着損傷モデルを用いた凝着層脱落周波数のシミュレーションを行い、以下の結果を得た。

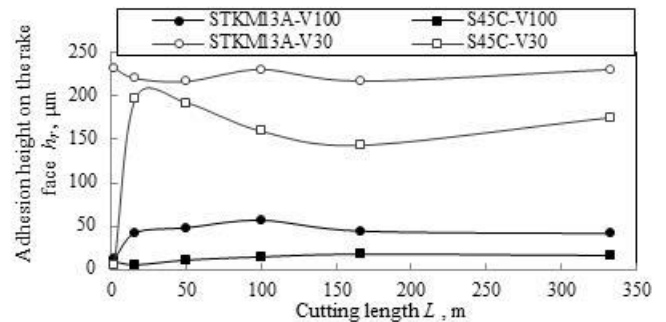
- (1) 凝着層脱落周波数のシミュレーション結果は実加工結果の変化傾向を捉えており、また一般的に知られている脱落周波数の範囲と概ね一致していた。
- (2) 凝着層脱落周波数のシミュレーション結果から切削距離に伴う工具表面の凝着状態や工具摩耗、仕上げ面粗さの変化傾向を捉えることができた。
- (3) 以上の結果から本モデルを用いた凝着層凝着損傷シミュレーションによって、工具表面の凝着状態や工具摩耗、仕上げ面粗さを予測しうる可能性が示された。

#### 参考文献

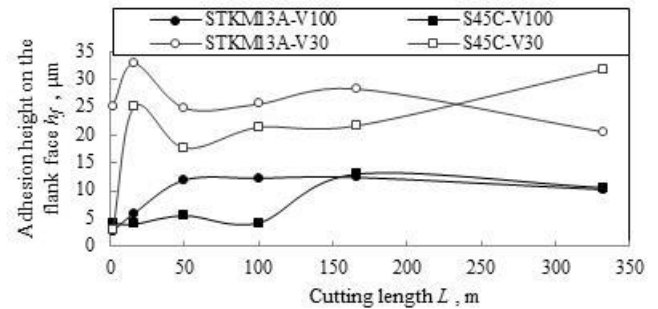
- (1) 中山一雄, 切削加工論, コロナ社(1978).
- (2) 井原透, 切削加工における凝着や構成刃先の利用, 機械の研究, 66-10(2014) pp.825-832.
- (3) 菊地洋志ら, 低炭素鋼における損傷力学モデルを用いた構成刃先脱落機構, 精密工学会誌, 79-10 (2013)pp.955-958.
- (4) 慶伊富長, 反応速度論, 東京化学同人(1969).
- (5) Geoffrey Boothroyd, Fundamentals of Machining and Machine Tools, 2nd ed., Marcel Dekker Inc. (1975).
- (6) 臼井英治, 現代切削理論, 共立出版(1990)
- (7) J.Lemaitre, A Course on Damage Mechanics, 2nd ed., Springer (1996)1-228.
- (8) F. Zhou, A new analytical tool-chip friction model in dry cutting, Int. Adv. Manuf. Technol. (2014) pp.309-319.
- (9) 吉田協ら, 切削表面の塑性流動が切りくず厚さにおよぼす影響を考慮した切削機構のモデル化, 精密工学会誌, 82-3 (2016)pp.291-297.
- (10) 石川広希ら, 初期摩耗期間における凝着現象の予測のための凝着層生成損傷モデルの提案, 2017年精密工学会秋季大会(2017)pp.141.
- (11) 都井裕ら, 損傷力学モデルによる金属材料の力学特性の同定と予測, 日本機械学会, 69-679(2003)pp.530-537.
- (12) 星光一, 金属切削技術, 工業調査会(1981).



(a) V100, Chip inside surface (b) V100, Finished surface  
Fig. 8 SEM images of omission trace



(a) Rake face



(b) Flank face

Fig. 9 Variation of the adhesion height with cutting length L

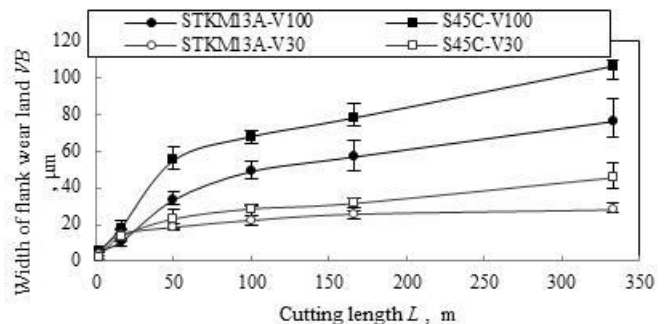


Fig.10 Relationship between width of flank wear land VB and

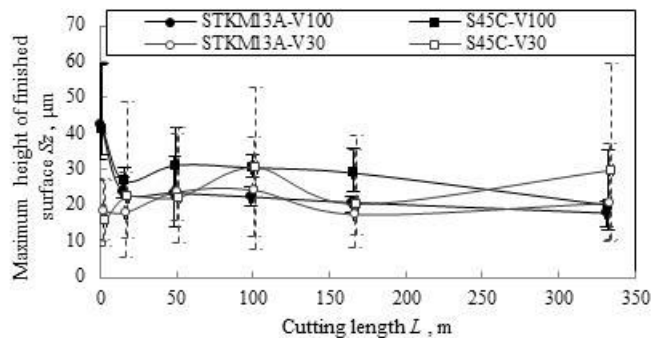


Fig. 11 Relationship between maximum height of finished surface  $S_z$  and cutting length L