

木材切削工具の切れ味測定と切れ味評価 (XXXI)*

木材切削における工具すくい面の切削応力分布および摩擦係数の
変化に及ぼす工具逃げ面の摩擦の影響 (2)

杉 山 滋

長崎大学教育学部技術教育教室

(平成17年10月31日受理)

Studies on Quantification of Sensuous Sharpness and Mechanical Sharpness of Wood Cutting Tools. XXXI.*

Effects of Friction on Tool Relief Face upon Stress Distribution and
Frictional Coefficient on Tool Rake-Face in Wood Cutting (2)

Shigeru SUGIYAMA

Department of Technology Education, Faculty of Education,

Nagasaki University, Nagasaki 852-8521

(Received Oct. 31, 2005)

Abstract

The frictional behavior on the relief face of a veneer cutting tool that takes part in the mechanism of veneer formation and the veneer quality becomes a serious problem of utmost importance. Few fundamental studies have dealt with this problem, and so, the main objective of this paper is to obtain information on them. In this study, the frictional stress (τ) and the normal stress (σ) over a rake face were measured in the veneer cutting without a pressure bar, using a composite tool with the restricted contact length (r_c) between the relief face and the machined surface, as shown in Fig. 1. The results obtained are summarized as follows:

(1) Two components of the cutting force are affected by r_c , for instance, the horizontal component increases and the vertical component decreases, with increase in r_c . (2) The distributions of τ and σ over the rake face can be expressed by Eq. (5). From the values of the coefficients and the exponents in Eq. (5), the effect of r_c upon τ and σ is made clear (Figs. 2 and 3, and Table 1). (3) The frictional coefficient (μ) on the rake face increases with increase in r_c , but μ can be considered to be constant under the various cutting conditions (Fig. 4 and Table 3). (4) The degree of knife checks in chip increases, but the loose side surface of the chip produced becomes relatively good, with increase in r_c . These cutting phenomena are discussed qualitatively on the basis of the above-mentioned results.

1. 緒 言

実用の切削工具は、すべて程度の差はあっても、その逃げ面が被削材と接触し、しかも逃げ面からの刃先摩耗も加わるから、逃げ面の接触がどの程度の影響を及ぼすかを知ることが、切削機構および切削抵抗の解析を行ううえでも、ならびに逃げ面刃先摩耗の諸問題

* 本研究は、研究課題「木材切削工具の切れ味評価法 (感覚切れ味と機械切れ味の定量化) に関する研究」の続報である。なお、本研究を [学校教育における木材加工 (木工・工作を含む) 学習指導のための技術的基礎研究 (第35報) Technical and Fundamental Studies on Education of Wood Working Technical Education Lessons of school, XXXV.] とする。上記の研究 (第34報) および標記の研究 (XXX) は、長崎大学教育学部紀要 一自然科学一 第73号 41 ~ 45 (2005.6) に掲載。

を検討するうえでも、極めて重要な課題の一つである。しかしながら、これを究明することは極めて難しく、これまでにその研究を着手した例すら、全くない。

そこで、この研究では、前報¹⁾に引き続き、逃げ面と被削材との接触を人為的に拘束させる分割工具（筆者の考案による“逃げ面接触面積拘束工具・切削応力分布測定用分割工具”）を用いて、切削現象の変化およびすくい面の切削応力分布ならびにすくい面の摩擦係数などに及ぼす逃げ面摩擦接触の影響を究明しようと試みた。

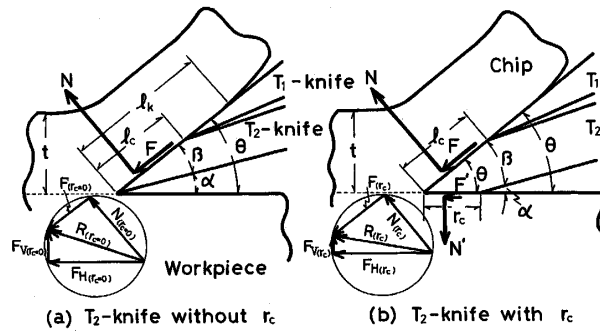


Fig. 1. Composite tools used for this study and cutting force components measured.

α : clearance angle; β : sharpness angle; θ : cutting angle; t : depth of cut; l_c : actual tool-chip contact length; l_r : rake face length of T₂-knife; r_c : relief face length of T₂-knife; F, N : frictional and normal forces acting on T₂-knife; F', N' : frictional and normal forces acting on relief face; R_{rc} : resultant force of cutting force components; F_{Hrc}, F_{Vrc} : horizontal and vertical components of R_{rc} , measured by octagonal elastic-ring dynamometer; F_{rc}, N_{rc} : frictional and normal forces calculated from Eq. (1).

2. 実験方法

この研究では、工具すくい面の切削応力分布の測定を行った分割工具（既報^{2)~6)}参照。このときの分割工具 T₂ ナイフは、直刃状研磨である。）を用いて、同工具を構成する T₂ ナイフの逃げ面を、被削材に人為的に接触させた（いわゆる、T₂ ナイフは、逃げ面マイクロベベル状研磨である。）切削実験を行い、逃げ面接触長さ r_c の変化が、すくい面切削応力分布の変化に及ぼす影響を測定し、その結果に基づいて、すくい面の摩擦係数の変化に及ぼす影響をも、明らかにしようとするものである。分割工具による切削実験の方法 (Fig. 1) については、前報と同様である（詳細は、前報¹⁾参照）*¹。

3. 実験結果および考察

分割工具の T₂ ナイフすくい面に加わる摩擦力 F , 垂直力 N のすくい面長さ l_c の変化に

*¹ 前報¹⁾では、分割工具の T₂ ナイフに加わる切削抵抗の測定結果を明らかにするに先立ち、逃げ面と被削材との接触長さ r_c の変化に伴う切削力（被削材に加わる力）の変化について述べた。即ち、八角形弾性リング荷重装置から測定される切削力の水平分力 F_{Hrc} , 垂直分力 F_{Vrc} の r_c の変化に伴う変動を測定した。それらの切削力の2分力 F_{Hrc}, F_{Vrc} を用い、(1)式からすくい面に作用する摩擦力 F_{rc} , 垂直力 N_{rc} を、さらに、(2)式から摩擦係数 μ を、それぞれ求めた（ただし、切削角を θ とする）。

$$F_{rc} = F_{Hrc} \cos \theta - F_{Vrc} \sin \theta \quad (1)$$

$$N_{rc} = F_{Hrc} \sin \theta + F_{Vrc} \cos \theta \quad (2)$$

$$\mu = F_{rc} / N_{rc} \quad (3)$$

Fig. 3¹⁾より明らかなように、飽水材、気乾材いずれの場合においても、 r_c の増加に伴い F_{Hrc} は増加、 F_{Vrc} は減少の傾向をそれぞれ示した。また、(1)式より求められる F_{rc} は増加、 N_{rc} は減少の傾向を示し、その結果、(2)式より求められる μ は増加の傾向を示した。なお、これらの結果は、いずれの切込量 t およびいずれの l_c の T₂ ナイフによる切削においても同様の結果が得られた。 r_c の変化に伴うこのような切削力の変化について、つぎのように説明し得る。Fig. 1 に図解したように、 $r_c=0$ mm の工具によって加えられる切削力 ($F_{Hrc=0}, F_{Vrc=0}$) と比較した場合に、 r_c をもつ工具では $F_{Hrc=0}, F_{Vrc=0}$ のほか、第1逃げ面 (r_c をもつ逃げ面) には、切削方向と平行な方向に摩擦力 F' が、同方向と直角な方向に垂直力 N' がそれぞれ働くと考えられる。したがって、 r_c をもつ工具では、上記のような力が複合されて、 F_{Hrc}, F_{Vrc} としてそれぞれ測定されるから、 $F_{Hrc=0}, F_{Vrc=0}$ と比較すれば、 r_c の増加に伴い F_{Hrc} は F' だけ増加し、 F_{Vrc} は N' だけ減少すると考えられる。このような考えに基づけば、 F_{rc}, N_{rc} は、(1)式を用いると、次式で表わし得る。

$$F_{rc} = F_{rc=0} + F' \cos \theta + N' \sin \theta \quad (3)$$

$$N_{rc} = N_{rc=0} + F' \sin \theta - N' \cos \theta$$

したがって、 θ の大きさから考えれば、 r_c の増加に伴い F_{rc} は増加、 N_{rc} は減少の傾向を、それぞれ示すことになる。

(2)式の μ は、切削加工におけるクーロン法則による摩擦係数と呼ばれるものであるが、既に、木材切削における μ の性格については、既報^{8), 9)}で検討を重ねてきた。横切削を主とするこの研究においても、 μ の性格を r_c との関連で、詳細に検討する。

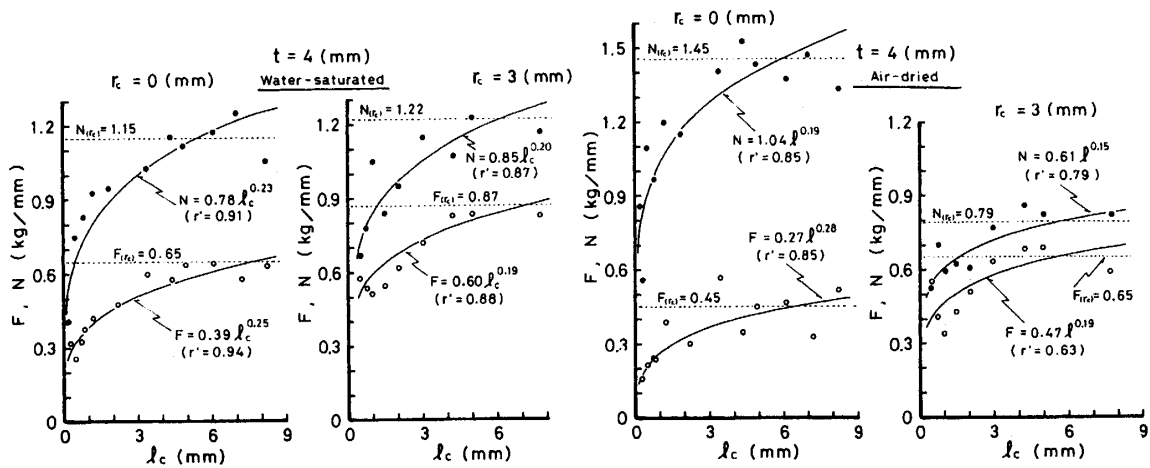


Fig. 2. An example of variation of frictional force (F) and normal force (N) acting on T_2 -knife with rake face length (l_c).

$F_{(rc)}$, $N_{(rc)}$, t and r_c : refer to Fig. 1; r' : correlation coefficient.

伴う変動を Fig. 2 に示す。同図は、逃げ面接触長さ r_c が $r_c=0$ mm あるいは $r_c=3$ mm 一定とした場合の l_c の変化に伴う F , N の変動の測定結果の一例であるが、いずれの r_c の場合においても、また、飽水材、気乾材いずれの場合においても、 l_c の増加に伴い F , N は指数関数的な増加傾向を示した。同図には、八角形弾性リング荷重装置から測定された $F_{(rc)}$, $N_{(rc)}$ をも、 F , N と比較するために示した (各 l_c における $F_{(rc)}$ あるいは $N_{(rc)}$ には、それぞれ有意差がないことを確認した)。図中には、それら $F_{(rc)}$ あるいは $N_{(rc)}$ の平均値で示した)。同図から明らかのように、 l_c が増加するに伴い F は $F_{(rc)}$ に、また、 N は $N_{(rc)}$ にそれぞれ漸近する。 F と $F_{(rc)}$ 、あるいは N と $N_{(rc)}$ がほぼ一致しているとみなし得る l_c の位置が、おおよそその切屑接触長さ l_k 、と考えられる。図から l_k を求めると、いずれの r_c においても、また、飽水材、気乾材いずれの場合においても、 $l_k=5.5\sim 7.5$ mm の範囲であり、 l_k は、 r_c の変化および被削材の状態には無関係のようである。このようにして求めた $l_k (= l_c)$ の範囲内で、 F , N と l_c との関係、それぞれ求めた。 F (kgf/mm), N (kgf/mm) は、 l_c (mm) の関数として、次式のように表し得る。

$$\left. \begin{aligned} F &= \alpha_F \cdot l_c^{\beta_F} \\ N &= \alpha_N \cdot l_c^{\beta_N} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ここで、(4)式の係数 α_F ($\text{kgf}\cdot\text{mm}^{-1-\beta_F}$), α_N ($\text{kgf}\cdot\text{mm}^{-1-\beta_N}$) は、それぞれ $l_c=1$ mm のときの F , N を表し、べき指数 β_F , β_N は、 l_c の変化に伴う F , N の増減の程度をそれぞれ表す。(4)式に、諸係数などを代入した結果を要約して、Table 1 に示す ($r_c=0, 1, 3$ mm の各場合を例として示す)。同表によれば、 β_F , β_N は、いずれも $r_c \neq 0$ の場合で、しかも t の小さい場合に若干小さい値を示すが、切削条件の影響は比較的少ない、と考えられる。また、 β_F , β_N の両者は、いずれの条件下においても $\beta_F \approx \beta_N$ とみなし得る。つぎに、 α_F , α_N の r_c の変化に伴う変動を明確にするため、それらの一例を Fig. 3 に示す。当然予想できるように、前報の Fig. 3¹⁾における $F_{(rc)}$, $N_{(rc)}$ の r_c の変化に伴う変動と同様に、Fig. 3 における α_F , α_N は、 r_c の増加に伴い α_F は増加の傾向を、 α_N は減少の傾向を、それぞれ示した。

すくい面切削応力分布の測定原理²⁾に基づき、(4)式を l_c について微分すれば、すくい面に働く摩擦応力 τ (kgf/mm^2), 垂直応力 σ (kgf/mm^2) は、すくい面刃先からの距離 l ($\equiv l_c$) (mm)

の関数として、次式で表し得る。

$$\left. \begin{aligned} \tau &= \alpha_\tau \cdot \ell^{\beta_\tau} \\ \sigma &= \alpha_\sigma \cdot \ell^{\beta_\sigma} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

即ち、 τ 、 σ のすくい面における分布は、既報^{3), 6), 8), 9)}と同様に、いずれも刃先先端に向うすくい面上で指数関数的な増加傾向を示すことになる。(5)式において、 α_τ ($\text{kgf} \cdot \text{mm}^{-2-\beta_\tau}$) ($= \alpha_F \cdot \beta_F$)、 α_σ ($\text{kgf} \cdot \text{mm}^{-2-\beta_\sigma}$) ($= \alpha_N \cdot \beta_N$)は、 $\ell = 1 \text{ mm}$ のとき τ 、 σ をそれぞれ表す係数である。また、 β_τ ($= \beta_F - 1$)、 β_σ ($= \beta_N - 1$)は、Table 1より推定できるように、 $\beta_\tau \doteq \beta_\sigma$ と考えられ、いずれもおおよそ $-0.8 \sim -0.7$ の範囲の数値、と考えられる。したがって、いずれの条件下においても、 β_τ 、 β_σ には大きな差がないため、 α_τ 、 α_σ の r_c の変化に伴う変動の傾向は、Fig. 3の α_F 、 α_N の r_c の変化に伴う変動の傾向とほぼ同様となる、と考えてよい。また、任意の ℓ 位置での τ 、 σ は、(5)式により求めなければならないが、 τ 、 σ の r_c の変化に伴う変動の傾向も、Fig. 3の α_F 、 α_N の r_c の変化に伴う変動の傾向と同様となる筈である。この考えに基づけば、 r_c の増加に伴い、 α_τ あるいは τ は増加の傾向を、 α_σ あるいは σ は減少の傾向を、それぞれ示すことになる。

つぎに、すくい面の摩擦係数を求めるに先だち、既報^{3), 6), 7)}と同様の方法を用いて、刃先先端付近に加わる切削抵抗の全切削抵抗に対する割合を求めた。ここでは、 $\ell_c = 0.48 \text{ mm}$ までの T_2 ナイフに加わる F または N を、分割工具(T_1 、 T_2 両ナイフ)によって被削材に加えられる $F_{(r)}$ または $N_{(r)}$ で除して、刃先先端付近に占める切削抵抗の割合(摩擦力の比を r_F 、垂直力の比を r_N)として、それぞれ求めた。それらの結果の一例をTable 2に要約して示す。既報の結果^{3), 6)}と同様に、 r_F 、 r_N は、いずれも t の増加に伴い減少する傾向を示すが、飽水材と気乾材との差は、顕著に現れなかった。また、 r_F 、 r_N は、いずれの条件下においても、 $r_F \doteq r_N$ と考えられ、しかもそれらの値は約0.5付近に集中している。既報の ℓ_c ^{3), 6)}に比べて、若干大きい ℓ_c に基づいて r_F 、 r_N を求めたことも原因するが、全切削抵抗の約半分が刃先先端付近および逃げ面に加わることになる。

Table 1. Variation of frictional force (F) and normal force (N) acting on T_2 -knife with rake face length (ℓ_c) under various cutting conditions.

t (mm)	F, N (kgf/mm)	$r_c = 0$ (mm)		$r_c = 1$ (mm)		$r_c = 3$ (mm)	
		Water-saturated	Air-dried	Water-saturated	Air-dried	Water-saturated	Air-dried
2	F	$0.26\ell_c^{0.26}$	$0.20\ell_c^{0.22}$	$0.40\ell_c^{0.18}$	$0.31\ell_c^{0.16}$	$0.41\ell_c^{0.17}$	$0.30\ell_c^{0.16}$
	N	$0.47\ell_c^{0.22}$	$0.61\ell_c^{0.20}$	$0.53\ell_c^{0.19}$	$0.39\ell_c^{0.17}$	$0.57\ell_c^{0.14}$	$0.41\ell_c^{0.13}$
3	F	$0.35\ell_c^{0.21}$	$0.26\ell_c^{0.24}$	$0.50\ell_c^{0.20}$	$0.39\ell_c^{0.20}$	$0.50\ell_c^{0.23}$	$0.39\ell_c^{0.19}$
	N	$0.60\ell_c^{0.24}$	$0.84\ell_c^{0.19}$	$0.73\ell_c^{0.23}$	$0.55\ell_c^{0.22}$	$0.74\ell_c^{0.17}$	$0.51\ell_c^{0.17}$
4	F	$0.39\ell_c^{0.25}$	$0.27\ell_c^{0.28}$	$0.54\ell_c^{0.22}$	$0.42\ell_c^{0.24}$	$0.60\ell_c^{0.19}$	$0.47\ell_c^{0.19}$
	N	$0.78\ell_c^{0.23}$	$1.04\ell_c^{0.19}$	$0.91\ell_c^{0.23}$	$0.69\ell_c^{0.25}$	$0.85\ell_c^{0.20}$	$0.61\ell_c^{0.15}$
6	F	$0.45\ell_c^{0.28}$	$0.33\ell_c^{0.27}$	$0.66\ell_c^{0.25}$	$0.45\ell_c^{0.27}$	$0.69\ell_c^{0.28}$	$0.53\ell_c^{0.22}$
	N	$1.02\ell_c^{0.26}$	$1.23\ell_c^{0.21}$	$1.20\ell_c^{0.25}$	$0.93\ell_c^{0.27}$	$1.03\ell_c^{0.25}$	$0.69\ell_c^{0.27}$

t , ℓ_c (mm) and r_c : refer to Fig. 1.

Table 2. Ratio of cutting force on tool face near tool edge to total one on tool face.

t (mm)	$r_c = 0$ (mm)		$r_c = 1$ (mm)		$r_c = 3$ (mm)	
	Water-saturated r_F (r_N)	Air-dried r_F (r_N)	Water-saturated r_F (r_N)	Air-dried r_F (r_N)	Water-saturated r_F (r_N)	Air-dried r_F (r_N)
2	0.57(0.59)	0.57(0.58)	0.67(0.58)	0.61(0.57)	0.63(0.61)	0.64(0.63)
3	0.58(0.58)	0.56(0.57)	0.60(0.54)	0.64(0.56)	0.57(0.59)	0.65(0.58)
4	0.52(0.57)	0.49(0.58)	0.60(0.56)	0.53(0.54)	0.57(0.58)	0.63(0.61)
6	0.46(0.53)	0.46(0.56)	0.51(0.52)	0.49(0.49)	0.47(0.48)	0.50(0.46)

r_F (r_N): ratio of frictional (normal) force acting on T_2 -knife ($\ell_c = 0.48 \text{ mm}$) to total frictional (normal) force acting on tool face, respectively.
 t and r_c : refer to Fig. 1.

Table 3. Comparison of frictional coefficients (μ) under various cutting conditions.

t (mm)	$r_c = 0$ (mm)		$r_c = 1$ (mm)		$r_c = 3$ (mm)	
	Water-saturated	Air-dried	Water-saturated	Air-dried	Water-saturated	Air-dried
2	0.55(0.54)	0.33(0.35)	0.76(0.66)	0.80(0.59)	0.73(0.76)	0.73(0.64)
3	0.58(0.58)	0.31(0.35)	0.69(0.63)	0.71(0.60)	0.67(0.67)	0.76(0.66)
4	0.50(0.54)	0.26(0.37)	0.60(0.55)	0.60(0.51)	0.71(0.70)	0.76(0.68)
6	0.44(0.55)	0.27(0.33)	0.55(0.54)	0.49(0.46)	0.67(0.71)	0.76(0.68)

μ : calculated value from Eq. (6); t and r_c : refer to Fig. 1. μ in the bracket shows the calculated value from Eq. (2), using cutting forces ($F_{(r)}$, $N_{(r)}$) measured by octagonal elastic dynamometer.

Table 2 に示すように、 $r_F \doteq r_N$ であることは、いずれの T_2 ナイフによる切削においても、 T_2 に加わる F, N の比から求め得るすくい面の摩擦係数 μ が、等しいことを意味する^{8), 9)}。即ち、 μ は、(4) 式の係数を用いると、 $\beta_F \doteq \beta_N$ (Table 1 参照であるから、)

$$\mu \doteq \alpha_F / \alpha_N \quad (6)$$

で求められる。 $l \geq l_k$ の場合の μ が、(2) 式の μ を意味するから、(6) 式と(2) 式の μ は、それぞれ一致することになる。それらの結果の一例を Table 3 に要約して示す。同表によれば、気乾材では、(6) 式と(2) 式の μ に若干の差があるが (気乾材の切削では、割れの発生が著しく、そのため、切削長さに現れた切削抵抗の変動が著しい。これらの抵抗のどの位置に限定して切削抵抗を

測定するかによって、 μ の誤差も大きくなる)、(6) 式と(2) 式の μ は、ほぼ等しいと考えられる。また、既報^{4), 6)} の μ の結果と同様に、 μ は、 t の増加に伴い、若干減少する傾向を示した。飽水材と気乾材とを比較すると、 $r_c = 0$ mm の場合は、飽水材の方が μ が大きく、既報の結果^{4), 6)} とも一致するが、 r_c の増加に伴い μ はほぼ等しい値となるか、または、むしろ気乾材の方が μ が大きくなる傾向を示した。このような μ の r_c の変化に伴う変動の傾向の一例を Fig. 4 に示す。同図より明らかなように、 r_c の増加に伴う μ の増加の程度は、飽水材よりも気乾材の方が顕著である。

ここで、(6) 式あるいは(2) 式の μ を、すくい面の摩擦係数と対比させ、クーロン法則による μ の性格を検討してみる。すくい面の摩擦係数 μ は、(5) 式を用いると、 τ / σ により、任意の l 位置での μ を求めることができる⁴⁾。(5) 式において、 $\beta_\tau \doteq \beta_\sigma$ であるから、すくい面の摩擦係数 μ は、近似的に、

$$\mu \doteq a_\tau / a_\sigma \quad (7)$$

で表され、(7) 式の μ は、 l には無関係で、すくい面上で一定となる。また、 $a_\tau / a_\sigma \doteq \alpha_F / \alpha_N$ と考えられることから、(7) 式のすくい面の摩擦係数は、(6) 式あるいは(2) 式のクーロン法則による摩擦係数と一致することになる。したがって、Table 3 および Fig. 4 における μ 、および前報の Fig. 3 における μ ¹⁾ は、すくい面の摩擦係数と読み変えることができる。

得られた切削抵抗の変化 (前報の Fig. 3¹⁾)、すくい面の切削応力分布 (Fig. 3) および

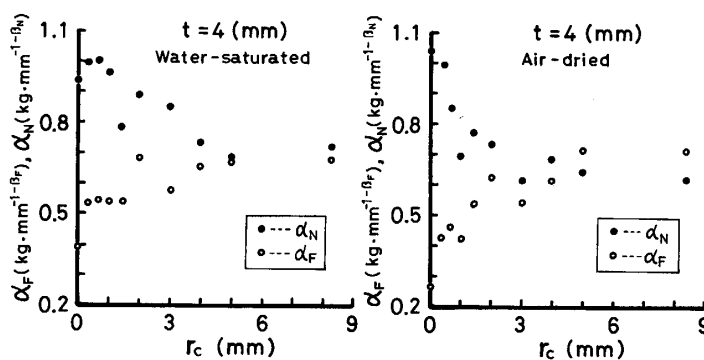


Fig. 3. An example of variation of values of coefficients (α_F, α_N) in Eq. (4) with relief face length (r_c).

t : depth of cut.

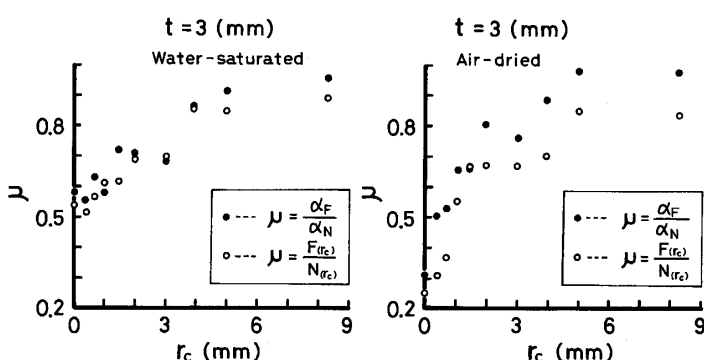


Fig. 4. An example of variation of frictional coefficients (μ) with relief face length (r_c).

α_F, α_N : refer to Fig. 3; $F_{(r_c)}, N_{(r_c)}$ and t : refer to Fig. 1.

すくい面の摩擦係数 (Table 3, Fig. 4 および前報の Fig. 3¹⁾) の r_c の変化に伴う変動から、単板切削現象の変化に及ぼす逃げ面摩擦の影響を考えてみる。逃げ面と被削材との接触の程度が増加すると、逃げ面に加わる切削抵抗の摩擦力 F' および垂直力 N' が次第に増加し、その結果、すくい面の摩擦応力 τ の増加をもたらす。また、すくい面の垂直応力 σ は、逆に、減少傾向となるから、切屑は、すくい面上で比較的低下圧力下で擦過するが、大きな τ のために切屑の流出が妨げられる。したがって、逃げ面の接触の程度が増加すれば、刃先前方の被削材内部に生じた割れは、すくい面を擦過する過程で割れの二次的発達を助長させる。一方、逃げ面の接触の程度が増加すると、被削材との摩擦接触のため、刃先先端付近には切削抵抗の変化が起る。とくに、水平分力は増加するが、垂直分力は減少の傾向となる。このうちの垂直分力は、正の方向 (Fig. 1 の $F_{V_{(c)}}$ のように、上向き) に働くから、この分力が小さくなることは、刃先前方の被削材に侵入する割れが切削線とほぼ平行か、あるいは低い角度で被削材の斜め上方へ侵入することを意味する、と考えられる。したがって、切屑の裏面 (あるいは、母材の加工面) は、逃げ面の接触の程度が増加すれば、割れの侵入の角度が原因して、より平滑となってくる筈である*²。

4. 結 論

(1) すくい面に働く摩擦応力 τ 、垂直応力 σ は、(5)式の実験式のように表され、 r_c の変化に伴う τ 、 σ の変化の傾向が明らかとなった (Fig. 2, Fig. 3 および Table 1)。

(2) 逃げ面を含めた刃先先端付近に加わる切削抵抗の全切削抵抗に対する割合 (r_F , r_N) は、 r_c の変化とはほぼ無関係で、しかも $r_F \approx r_N$ となった (Table 2)。

(3) すくい面の摩擦係数 μ は、近似的に(7)式で表されるが、 μ は、(2)式あるいは(6)式のクーロン法則による摩擦係数と一致することが、 r_c の広い範囲にわたって判明した。 μ は、いずれの r_c をもつ工具においても、そのすくい面上で一定となった。また、 r_c の増加に伴い μ は増加傾向を示した (Table 3, Fig. 4)。

文 献

- 1) 杉山 滋：長崎大学教育学部紀要 一自然科学一 No. 73, 41~45 (2005).
- 2) 杉山 滋：木材学会誌, 23, 472 (1977).
- 3) 杉山 滋：木材学会誌, 23, 480 (1977).
- 4) 杉山 滋：木材学会誌, 23, 534 (1977).
- 5) 杉山 滋：木材学会誌, 24, 19 (1978).
- 6) 杉山 滋, 徳山祐治：木材学会誌, 24, 612 (1978).
- 7) 林 大九郎：東京教育大学農学部紀要, 8, 179 (1962).
- 8) 杉山 滋, 菅 都子：木材学会誌, 24, 698 (1978).
- 9) 杉山 滋, 中島明子：材料, 28, 597 (1979).

*² 本実験の全条件下での切屑を採取し、20倍の万能投影機下で切屑の割れおよび裏面の粗さを中心に観察を行った。その結果、飽水材、気乾材では、割れの様相に著しい差はみられなかったが、これらのいずれの場合でも、 r_c の増加に伴い割れの侵入角度が次第に低くなる傾向が観察された。しかし、割れの侵入長さは逆に増加する傾向を示し、しかも割れの先端部から切屑の表面に向って二次的割れが侵入している様相が観察された。一方、切屑の裏面の粗さは、 r_c の増加に伴い小さくなる傾向が観察された。なお、切屑の曲率半径の変化には殆ど差が認められなかった。

以上のように、逃げ面と被削材との接触は、その程度が増加するに伴い、切削抵抗、すくい面応力分布、摩擦係数ならびに切屑の様相などに影響を及ぼすことが判明した。この研究は、前記したように、逃げ面と被削材との接触が切削現象の変化にどのような影響を及ぼすかを究明するために、第1逃げ角を 0° として実験を行ったが、実用の切削工具の刃先摩耗過程から考えれば、比較的小さな r_c で、しかも第1逃げ角を負とするような実験が必要となってくる。第1逃げ角が負となるような場合には、垂直分力は正の方向から負の方向 (Fig. 1 の $F_{V_{(c)}}$ とは逆に、下向き) に働き、逃げ面の接触の程度が増加するにしたがい、この分力が次第に大きくなるから、それに伴って切屑の様相も異なってくる事が予想される。これらの問題に関しては、すくい面の刃先摩耗を想定した基礎実験も含めて、今後により検討しなければならない課題と考えている。