

木材切削における工具すくい面の応力分布および 摩擦係数に及ぼす気乾容積重の影響*

杉 山 滋** 中 島 明 子***

Effects of Specific Gravity in Air Dry upon Stress Distribution and Frictional Coefficient at Interface between Tool and Chip in Wood Cutting

by

Shigeru SUGIYAMA and Akiko NAKASHIMA

(Faculty of Education, Nagasaki University, Nagasaki)

In the wood cutting process, it is important to obtain the actual stress distribution on the rake face during cutting and to investigate the changes in stress distribution and frictional coefficient with workpiece condition. In order to obtain quantitative information on them, the basic orthogonal cutting tests were performed using the same conventional and composite tools as used in the previous reports³⁾⁴⁾. The results obtained are summarized as follows:

(1) The distributions of the frictional stress (τ) and normal stress (σ) on the rake face can be expressed by Eq. (7).

(2) On the basis of the experimental results (Eqs. (1), (3) and (5), Figs. 4 and 5), the ratio of the cutting force on the tool face near the edge to the total force can be calculated from Eq. (8), and the values are shown in Table II.

(3) The frictional coefficients (μ_2) on the rake face can be expressed by Eq. (9). On the rake face, μ_2 can be considered to be constant, and the values of μ_2 are shown in comparison with the other frictional coefficients, in Table III.

(Received Oct. 19, 1978)

キー・ワード：木材切削，切削抵抗，切削現象，すくい面応力分布，すくい面摩擦係数

1 緒 言

切削抵抗は材料の被削性を評価し，切削動力を算定する際の基準数値として重要であり，すでに各種材料¹⁾²⁾についての多くの測定結果が報告されている。しかし，木材の切削機構を解明するための基礎として重要な工具切れ刃面に働く応力分布および工具切れ刃面と被削材（あるいは切屑）との接触面の摩擦係数については，その具体的数値および一般的傾向を示した例は，測定方法の困難さが原因してか，全くみられない。とくに，多数の樹種を使用する我が国の場合，木材の材質とこれら切削抵抗，工具切れ刃面に働く応力分布および摩擦係数との関係をいろいろな立場から検討することが望まれるが，ある一つの立場から簡単にわかりやすい形に整理しておくことは，被削性を評価するうえでも，

また，切削機構を検討するうえでも意味のあることのように思われる。

このような主旨から，この研究では，多数の樹種を供試材として用い，主として分割工具による二次元縦切削を行い，切削抵抗，工具すくい面の応力分布および摩擦係数などを測定し，木材の材質，とくに最も重要と考えられる気乾容積重とそれらの一般的な関係について検討を加えようとするものである。

2 実験方法

木材切削における工具切れ刃面（すくい面，逃げ面およびこれら両面の交わる刃先端部）に働く応力分布のうち，すくい面に限定して，同面に働く応力分布の測定を分割工具を用いて行った（分割工具の構造，同工具による応力分布の測定原理と方法，切削実験装置ならびに同装置による実験方法などは，既報³⁾⁴⁾と同様である）。

切削実験は，すくい面応力分布を測定するための分割工具，および切削現象の変化の測定と観察を行うた

* 本報を「木材切削に関する研究(第2報)」(Studies on Mechanism of Wood Cutting, II)とする。

原稿受理 昭和53年10月19日

** 正 会 員 長崎大学教育学部 長崎市文教町

*** 長崎大学教育学部 長崎市文教町

めの通常工具の両者を用いて行った。前者による実験では、切れ刃となるナイフ (T_2) のすくい面長さ (l_0) を、実測された工具-切屑接触長さ (l_k) の範囲内で種々変化させ、それぞれの T_2 に加わる切削抵抗の摩擦力 (F) および垂直力 (N) を測定した。また、後者による実験では、 l_k 、切屑の曲率半径 (ρ) および切削抵抗の水平分力 (F_H)、垂直分力 (F_V) の測定、および切屑生成形態の変化の観察を行った (測定方法の詳細は、既報参照)。

分割工具、通常工具いずれも材質は SKH 2 で、切れ刃となる刃先角は 25° で、逃げ角は 10° 一定とした。切込量 (t) は 0.3, 0.5, 0.7 mm の3段階とし、二次元低速切削 (被削材の送り速度は 144.9 mm/min) を行った。切削は、Fig. 1 に示すように、切削面がそれぞれ板目、追まさ目およびまさ目の3種の縦切削を対象とした。いずれの縦切削においても、繊維傾斜角 (木材の繊維方向と切削方向の交差角度, Fig. 1 の φ_1) をでき得る限り 0° に、また、木理斜交角 (切削面において繊維方向と切削方向の交差角度, Fig. 1 の φ_2) を 0° にして切削を行い得るよう試験片を調整した。

供試材には、Table I に示すように、本邦産材21種、

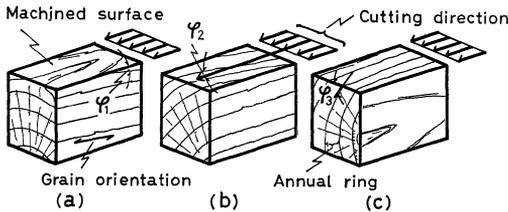


Fig. 1. Shape of test specimens.

Machined surface of wood: (a) flat grain face, (b) fastard grain face, (c) edge grain face, φ_1 : angle of grain orientation to machined surface, φ_2 : inclination of diagonal grain in machined surface to cutting direction, φ_3 : angle of annual rings to machined surface.

Table I. Test materials used in wood cutting.

Species (r_u)	Species (r_u)	Species (r_u)	Species (r_u)
Machined surface : (a)	Buna (0.61)	Chosengoyo (0.41)	Shiberia karamatsu (0.79)
Western red cedar (0.31)	Mersawa (0.61)	Ezomatsu (0.45)	Narra (0.97)
Kiri (0.36)	Black walnut (0.62)	Mahogany (0.47)	Machined surface : (c)
Spruce (0.39)	Kapur (0.64)	Hinoki (0.48)	Sugi (0.33)
Light red meranti (0.43)	Ramin (0.66)	Tochinoki (0.51)	Todomatsu (0.37)
Agathis (0.46)	Yachidamo (0.67)	Karamatsu (0.57)	Hiba (0.43)
Kamerere (0.48)	Sepetir paya (0.70)	Keyaki (0.58)	Katsura (0.47)
White meranti (0.49)	Apitong (0.84)	Yellow meranti (0.58)	Western hemlock (0.48)
Tsuga (0.52)	Shirakashi (1.01)	Jongkong (0.58)	Sen (0.49)
Radiata pine (0.56)	Machined surface : (b)	Dark red meranti (0.62)	Taiwan hinoki (0.49)
Nyatoh (0.56)	Balsa (0.19)	Makanba (0.64)	Kuri (0.52)
Bagtikan (0.58)	Shinanoki (0.40)	Rosewood (0.73)	Matoa (0.61)
Akamatsu (0.59)	Douglas fir (0.40)	Teak (0.73)	Mizunara (0.71)

r_u : specific gravity at tests (g/cm^3), machined surface (a), (b) and (c): refer to Fig 1.

外材29種を用いた。それらの材の気乾容積重 (以下、比重という) の範囲は、0.19 (バルサ) ~1.01 (シラカン) であった。また、含水率は 8.9~12.7% (平均 11.4%) であった。切削面の板目、追まさ目、まさ目の識別は、試験片の木口断面の年輪 (南洋材では、同心円状に配列する軸方向細胞間道) により決定した。すなわち、年輪接触角 (木口断面の年輪と切削面との交差角度, Fig. 1 の φ_3) により、本報では便宜上 $0^\circ \leq \varphi_3 < 25^\circ$ を板目、 $25^\circ \leq \varphi_3 < 65^\circ$ を追まさ目、 $65^\circ \leq \varphi_3 \leq 90^\circ$ をまさ目とした。なお、切削面が板目および追まさ目の材は、木表側から切削し、また、 $\varphi_1 \neq 0^\circ$ の僅かな目切れ材は、順目切削となるように注意を払った。同一材においても、 φ_3 は毎回の切削で異り、その都度 φ_3 を測定し、 φ_3 の切削抵抗などに及ぼす影響をも調べようとした。

分割工具による切削では、 T_2 のセッティングならびに各種すくい面長さ l_0 (この研究では、0.11(mm) $\leq l_0 \leq l_k$ の範囲で11段階に l_0 を変化させた) をもつ T_2 刃先の鋭利性などを一定の状態に保って切削することは極めて難しい。この研究でも既報と同様に、八角形弾性リング荷重装置によって検出される切削力 (F_H , F_V) を、通常工具による切削実験で測定される切削抵抗 (F_H , F_V) と比較検定を行って、一定の測定精度の F , N (分割工具による測定値) のみを取り出し、データとして採用した。なお、試験片の切削幅 (b) は、切削中の T_2 刃先の剛性を保持し得る b として、既報と同様に、 $b=6$ mm (高比重材) ~10 mm (低比重材) の範囲を採用した。

3 実験結果および考察

3.1 切削現象の変化

観察された切屑生成形態は、いずれの材、いずれの切込量 (t) の切削においても、折れ型切屑を呈した。この研究の実験範囲では、(a)切削線上に沿い刃先斜め上方に開き破壊が生じる場合、(b)切削線上に沿って開

き破壊が生じる場合、および(c)刃先前方の切削線上に先割れが発生する場合、が観察されたが、(a)は t の小さな場合に、(c)は t の大きい場合に多く観察された。とくに、 t の小さな場合の切削では、流れ型に近い切屑形態を呈したが、いずれの材の切削においても折れ型特有の破折された跡が観察された。これら先割れあるいは開き破壊の様相は、材の比重 (r_u) と密接な関係をもつと考えられる。この研究では、Table I に示したように、供試材50種には、早材・晩材の差が顕著な材とそうでない材とがあり、しかも年輪接触角 (φ_3) が一定でない。したがって、 φ_3 の変化に伴う早材・晩材の切削性の相異から、先割れあるいは開き破壊の形成と r_u との関係は明確に把握し得なかった。

このような折れ型形態において、すくい面の応力分布および摩擦係数の測定を行うためには、すくい面と切屑との接触長さ (l_k) が比較的大きく、しかも切削中の l_k の変動が少いことが必要である。そこで、このような意味あいから、先割れあるいは開き破壊発生直前の切削抵抗が極大を示す部位に限定し、この限られた部位におけるすくい面応力分布などを測定することとした。まず、 T_2 すくい面長さ (l_k) の範囲を明確にする必要から、 l_k の測定を行った。その結果の一例を Fig. 2 に示す。図は切削中の l_k の平均値を、切削面の相異ごとに、 r_u との関係で示したものである。切

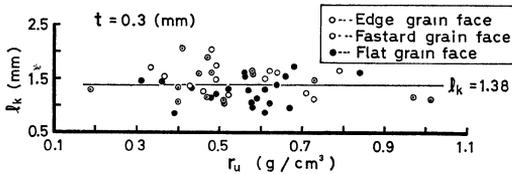


Fig. 2. Variation of tool-chip contact length (l_k) with specific gravity (r_u).
 t : depth of cut (mm).

削面の相異による l_k の変化は顕著には現れず、しかも l_k と r_u との相関は認められなかった。この傾向はいずれの t においても同様の傾向を示した。この結果から、 $t=0.3$ mm では、Fig. 2 のように、いずれの切削面、いずれの材においても平均的な $l_k=1.38$ mm を切屑接触長さとし、この l_k を l_c のおおよその限界値とした。なお、 $t=0.5$ および 0.7 mm では、 $l_k=2.14, 2.78$ mm であった。これら l_k の測定の際、切屑の曲率半径 (ρ) も測定した。その結果、 ρ は r_u の変化に伴い著しい変動を示し、 t が大になるにつれ当然 ρ は大になるが、いずれの t においても、 ρ と r_u との相関は認められなかった。

つぎに、先割れあるいは開き破壊発生直前の切削抵抗水平分力 (F_H) および垂直分力 (F_V) を、通常工具により測定した。 F_H および F_V は、いずれの切削

面、いずれの t の場合も、極めて高い相関で r_u と比例的な関係が成立し、(1)式のように表現できる。

$$\left. \begin{aligned} F_H &= \alpha_{F_H} \cdot r_u \\ F_V &= \alpha_{F_V} \cdot r_u \end{aligned} \right\} (1)$$

(1)式の係数 ($\alpha_{F_H}(\alpha_{F_V})$) の値を比較すると、いずれの t においても切削面の相異は顕著に現れず、統計的に同一とみなし得た。したがってこの研究では、切削面の相異 (すなわち、 φ_3) の影響を無視し、すべて同一の切削面とみなし、 F_H, F_V と r_u との関係をそれぞれ求めた。その結果も(1)式のように表現でき、そのときの(1)式の係数 ($\alpha_{F_H}(\alpha_{F_V})$) は、 t が $0.3, 0.5$ および 0.7 mm のとき、それぞれ $1.02 (0.36), 1.31 (0.52)$ および $1.59 (0.67)$ の値をとる。

分割工具による切削実験の妥当性を調べるため、後記のように、刃先先端付近に占める切削抵抗の割合を求めるため、および工具切れ刃面の摩擦係数 (μ_1) を求めるために、(1)式の F_H, F_V を用い、

$$\left. \begin{aligned} F &= F_H \cos \theta - F_V \sin \theta \\ N &= F_H \sin \theta + F_V \cos \theta \end{aligned} \right\} (2)$$

から摩擦力 (F) および垂直力 (N) を求めた。ただし、 θ は切削角である。その結果、当然予想されるように、 F, N はともにいずれの t の場合も、 r_u と比例的な関係が成立した。この関係を簡単な式で表現すると、(1)および(2)式により、

$$\left. \begin{aligned} F &= (\alpha_{F_H} \cos \theta - \alpha_{F_V} \sin \theta) r_u \\ N &= (\alpha_{F_H} \sin \theta + \alpha_{F_V} \cos \theta) r_u \end{aligned} \right\} (3)$$

が得られる。したがって、 μ_1 は(3)式を用いて、

$$\mu_1 = \frac{F}{N} = \frac{\alpha_{F_H} - \alpha_{F_V} \tan \theta}{\alpha_{F_H} \tan \theta + \alpha_{F_V}} (4)$$

で表される。平均的に考えれば、 μ_1 は r_u とは無関係な(4)式で表されることになる。 t の増加に伴う μ_1 の変化は、後記のように、漸減する傾向となった (Table III 参照)。

この μ_1 は切削加工におけるクーロン法則とよばれるもので、木材切削では切屑生成形態の変化に関係することが報じられているが、 μ_1 の性格および適用範囲については論じられていない。そこで、すくい面に働く応力分布の測定結果 (次項) に基づき、 μ_1 が木材切削でどのような意味をもつかをも検討する。

3・2 すくい面応力分布の変化

分割工具による切削実験により、 T_2 に加わる摩擦力 (F) および垂直力 (N) を測定した。測定結果の一例を Fig. 3 に示す。いずれの条件下においても、Fig. 3 のように、 F, N はすくい面長さ (l_c) の指数関数として、次式のように表現できる。

*1 l_k, ρ についても同様の結果となったので、以下 φ_3 の影響を無視する。

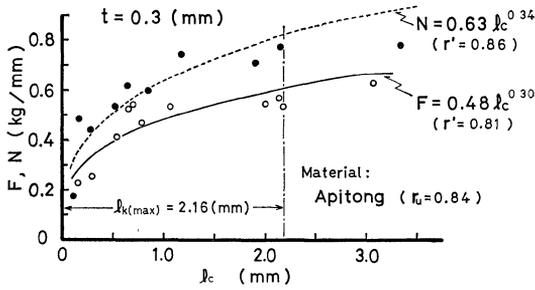


Fig. 3. An example of frictional force (F) and normal force (N) with rake face length (l_c). r_u and t : refer to Fig. 2, r' : correlation coefficient, $l_{k(max)}$: maximum value of tool-chip contact length measured (mm).

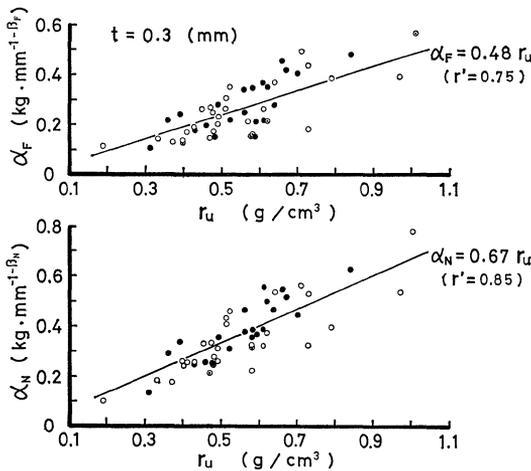


Fig. 4. Relation between values of coefficients (α_F, α_N) in Eq.(5) and specific gravity (r_u). Marks and t : refer to Fig.2, r' : refer to Fig.3.

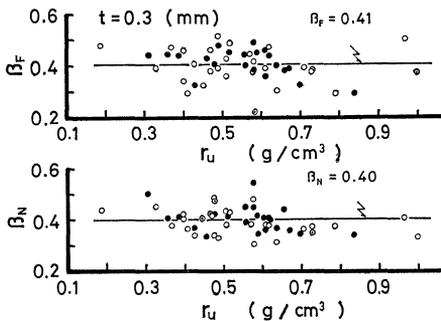


Fig. 5. Relation between values of exponents (β_F, β_N) in Eq.(5) and specific gravity (r_u). Marks and t : refer to Fig. 2.

$$\left. \begin{aligned} F &= \alpha_F \cdot l_c^{\beta_F} \\ N &= \alpha_N \cdot l_c^{\beta_N} \end{aligned} \right\} (5)$$

ここで、(5)式の α_F, α_N は、それぞれ $l_c=1$ mm のときの F, N を表す係数である。これらの係数と r_u と

の関係の一例を Fig. 4 に示す。通常工具による F, N の r_u に伴う変化と同様に、 α_F, α_N はそれぞれ r_u と比例的な関係が成立する。一方、(5)式のべき指数 (β_F, β_N) の一例を Fig. 5 に示す。同図によれば、 β_F, β_N は r_u とはほぼ無関係で、しかも $\beta_F=\beta_N$ と考えられる。以上の結果から、(5)式は r_u, l_c の関数として次式で表現できる。

$$\left. \begin{aligned} t=0.3 \text{ mm} & \left\{ \begin{aligned} F &= 0.48 r_u \cdot l_c^{0.41} \\ N &= 0.67 r_u \cdot l_c^{0.40} \end{aligned} \right. \\ t=0.5 \text{ mm} & \left\{ \begin{aligned} F &= 0.57 r_u \cdot l_c^{0.38} \\ N &= 0.90 r_u \cdot l_c^{0.35} \end{aligned} \right. \\ t=0.7 \text{ mm} & \left\{ \begin{aligned} F &= 0.62 r_u \cdot l_c^{0.38} \\ N &= 1.05 r_u \cdot l_c^{0.36} \end{aligned} \right. \end{aligned} \right\} (6)$$

応力分布の測定原理に基づいて、(5)式を l_c について微分すると、すくい面に働く摩擦応力 (τ) および垂直応力 (σ) が求められる。 τ, σ はそれぞれ刃先から切屑離脱点にいたるすくい面の距離 ($l \equiv l_c$) および r_u の関数として、次式で表し得る。

$$\left. \begin{aligned} t=0.3 \text{ mm} & \left\{ \begin{aligned} \tau &= 0.19 r_u \cdot l^{-0.59} \\ \sigma &= 0.26 r_u \cdot l^{-0.60} \end{aligned} \right. \\ t=0.5 \text{ mm} & \left\{ \begin{aligned} \tau &= 0.22 r_u \cdot l^{-0.62} \\ \sigma &= 0.32 r_u \cdot l^{-0.65} \end{aligned} \right. \\ t=0.7 \text{ mm} & \left\{ \begin{aligned} \tau &= 0.24 r_u \cdot l^{-0.62} \\ \sigma &= 0.37 r_u \cdot l^{-0.64} \end{aligned} \right. \end{aligned} \right\} (7)$$

得られた応力分布のうち、一例として $r_u=0.73$ (この r_u に相当する樹種は、チークとローズウッドである) の場合を考えてみる。(7)式を用いて計算された応力分布の一例を Fig. 6 に示す。同図にみられるように、切屑離脱点付近から刃先先端付近に向うすくい面上で、 τ, σ とともに指数関数的に増加する傾向を示した。(7)式の τ, σ は r_u との関係で求めた平均的な実験式であるから、特殊な樹種特性を示す材を除いては、この(7)式により、平均的な応力分布 (τ, σ) を推定

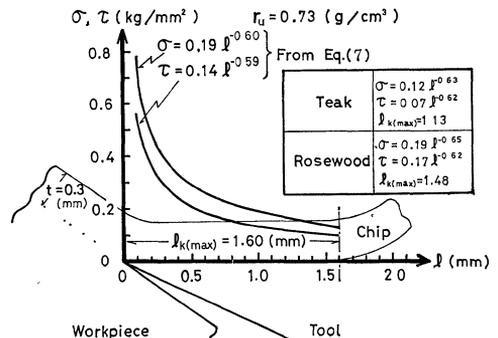


Fig. 6. An example of stress distributions on tool rake face.

τ, σ : frictional and normal stresses, l : distance on rake face from tool edge, $l_{k(max)}$: refer to Fig. 3, r_u and t : refer to Fig. 2.

できると考えられる。

3・3 刃先先端付近に占める切削抵抗の割合の変化

刃先先端付近(刃先部, 逃げ面および刃先に極く近いすくい面の一部)に加わる切削抵抗の, 全切削抵抗に対する割合を次式によって求めた。

$$\left. \begin{aligned} r_F &= F_{l_c=0.15} / F_{l_c=l_k} \\ r_N &= N_{l_c=0.15} / N_{l_c=l_k} \end{aligned} \right\} (8)$$

ここで, $F_{l_c=0.15}$, $N_{l_c=0.15}$ は, それぞれ分割工具の T_2 ($l_c=0.15$ mm) に加わる摩擦力, 垂直力であり, $F_{l_c=l_k}$, $N_{l_c=l_k}$ は, それぞれ切屑接触域全体の工具切れ刃面に加わる摩擦力, 垂直力である。本研究では, $F_{l_c=l_k}$, $N_{l_c=l_k}$ には通常工具による測定値と分割工具(l_c を l_k より充分大とした一種の通常工具と同様の測定法)による測定値の両者を用いて, 刃先先端付近に占める摩擦力の比 (r_F), 垂直力の比 (r_N) をそれぞれ算出した。

(8)式によって求められた r_F , r_N は変動は著しいが, 比重 (r_u) とは無関係のようである。(3)および(6)式からも推察できるように, (8)式の $F_{l_c=0.15}$, $F_{l_c=l_k}$ あるいは $N_{l_c=0.15}$, $N_{l_c=l_k}$ は, r_u の増加に伴い比例的に増加している。したがって, 平均的に考えれば, r_F , r_N は r_u には影響されないことになる。ここでは, r_u とは無関係なこれら r_F , r_N の平均的な割合を求め, 刃先先端付近に占める切削抵抗の割合を考えてみる。(3)または(6)式を(8)式に代入して r_F , r_N を求め, その結果をTable II に示す。同表によれば, $r_F \approx r_N$ と考えられ, しかも切込量 (t) が大になるにつれ, r_F , r_N は横切削の場合と同様に, 漸減する傾向か, またはほぼ一定の傾向を示した。したがって, 刃先先端付近に占める切削抵抗の割合は, 材料の硬軟にはほぼ無関係で, F , N とともに一定の割合を示すことになる。しかも, それらの割合はいずれも30~40%であるから, 逃げ面を無視すれば切削抵抗の大半(70~60%)がすくい面から被削材に加えられることになる。

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

Depth of cut t (mm)	Ratio	
	r_F	r_N
0.3	0.35 (0.38)	0.35 (0.39)
0.5	0.37 (0.34)	0.39 (0.36)
0.7	0.33 (0.30)	0.37 (0.32)

$r_F(t_N)$. ratio of frictional (normal) force on tool face near tool edge to total frictional (normal) force on tool face, respectively. These were calculated from Eq. (8), using total cutting forces ($F_{l_c=l_k}$, $N_{l_c=l_k}$), measured with the conventional tool. The values in the bracket were calculated, based on cutting forces ($F_{l_c=l_k}$, $N_{l_c=l_k}$) measured with the composite tool.

3・4 すくい面摩擦係数の変化

得られた摩擦応力 (τ) および垂直応力 (σ) を用い, すくい面刃先からの任意着目位置 (l) における摩擦係数 (μ_2) を次式によって求めた。

$$\mu_2 = \tau / \sigma \quad (9)$$

τ , σ は(7)式で表されるが, これらは(5)式を l ($=l_c$) について微分して得られたものであるから, (5)式の諸係数などを用いると, μ_2 は簡単に次式で表し得る。すなわち, (5)式において $\beta_F \approx \beta_N$ であるから (Fig. 5 参照), μ_2 は,

$$\mu_2 = (\alpha_F \cdot \beta_F \cdot l^{\beta_F-1}) / (\alpha_N \cdot \beta_N \cdot l^{\beta_N-1}) \approx \alpha_F / \alpha_N \quad (10)$$

で表し得る。したがって, μ_2 は l とは無関係ですくい面上で一定となる。しかも, (10)式における α_F , α_N はともに r_u と比例的な関係が成立するから (Fig. 4 参照), μ_2 は r_u には影響されない。

既報では, クーロン法則により求め得る木材切削における摩擦係数の性格について, 繊維傾斜角の比較的大い範囲から論じたが, r_u の比較的大い範囲にわたったこの研究でも, 既報と同様の知見が得られた。すなわち, 分割工具の T_2 に加わる F , N ((5)式)を用い, クーロン法則にしたがって摩擦係数 μ_3 を求めると, μ_3 は,

$$\mu_3 = F/N = (\alpha_F \cdot l_c^{\beta_F}) / (\alpha_N \cdot l_c^{\beta_N}) \approx \alpha_F / \alpha_N \quad (11)$$

で表し得るから, (10), (11)式により $\mu_2 \approx \mu_3$ と考えられる。また, (11)式による μ_3 は T_2 すくい面長さ (l_c) とは無関係で一定となる。すなわち, いずれの l_c の T_2 による切削においても μ_3 は一定となることを意味する。このような T_2 による切削において, l_c が l_k より充分大きい場合が通常工具による切削に相当するから, $\mu_3 \approx \mu_1$ と考えられる。結局, クーロン法則による μ_1 ((4)式) あるいは μ_3 は μ_2 と一致することになる。

ここで, r_u の変化に伴う摩擦係数の変動の例をFig. 7 (μ_3 と r_u との関係の一例) に示す。図のように, μ_3 は r_u の変化に伴い著しい変動を示す。これらの変動の主な原因には, それぞれの樹種の材質的な特性が現れているためと考えられる。しかし, μ_3 と r_u との関係では, 一定の相関が認められず, 樹種特性を無視

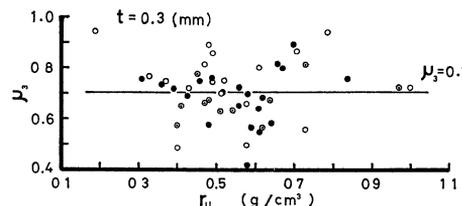


Fig. 7. An example of variation of frictional coefficient (μ_3) with specific gravity (r_u). Marks and t : refer to Fig. 2, μ_3 : calculated values from Eq. (11).

Table III. Comparison of various frictional coefficients.

Depth of cut t (mm)	Frictional coefficient		
	μ_1	μ_2	μ_3
0.3	0.71 (0.69)	0.73 (0.72)	0.71 (0.71)
0.5	0.65 (0.64)	0.69 (0.68)	0.64 (0.62)
0.7	0.62 (0.61)	0.65 (0.63)	0.59 (0.59)

μ_1 , μ_2 and μ_3 : values calculated, using experimental equations, (4), (9) and (11), expressed as a function of specific gravity (r_u), respectively. The values in the bracket were calculated, based on relation between frictional coefficients and r_u .

して平均的に考えれば, μ_3 は r_u とは無関係な一定の値となる. このような平均的な摩擦係数の値を, μ_1 , μ_2 および μ_3 とを比較して, Table III に示す. Table III によれば, それぞれの摩擦係数は横切削の場合と同様に, t の増加に伴い漸減する傾向を示した. また, クーロン法則に基づく摩擦係数 (μ_1 , μ_3) は, すくい面摩擦係数 (μ_2) と一致することがわかる.

本実験で得られた μ_2 は, 工具切れ刃面全体に加わる全切削抵抗の60~70%に相当するすくい面応力分布から得られたものである (Table II 参照). この μ_2 が全切削抵抗 (F , N) から求められた μ_1 と一致することになるから, 刃先先端付近 (刃先部, 逃げ面および刃先に極く近いすくい面の一部) の各部位に加わる F , N の比から求め得るそれぞれの部位の摩擦係数も, μ_2 と一致することが予想され得る. 木材切削では, 逃げ面の影響を無視すれば切削抵抗の大半がすくい面から被削材に加えられるが, 全切削抵抗の30~40%を占める刃先先端付近, とくに逃げ面と被削材との接触による応力, 摩擦を無視できないと考えられる.

4 結 言

木材の縦切削における工具すくい面に働く応力分布を, 分割工具を用いて測定した. 容積重 (r_u) の比較的広い範囲にわたる主要樹種を切削し, 応力分布の一般的傾向およびそれらと r_u との関係などを明らかにした. 得られたすくい面応力および摩擦係数に及ぼす r_u の影響を要約すると, 次のとおりである.

(1) r_u の増加に伴い, 切削抵抗は r_u に比例的に増加するが, クーロン法則による摩擦係数 (μ_1) は r_u とはほぼ無関係であった.

(2) すくい面に働く摩擦応力 (τ) および垂直応力 (σ) は, 刃先からのすくい面の距離 (l) および r_u の関数として, (7)式で表し得た.

(3) 刃先先端付近に占める切削抵抗の全切削抵抗に対する割合 (r_F , r_N) は, いずれも r_u には影響されずほぼ一定の割合 (30~40%) を示し, しかも $r_F \approx r_N$ と考えられ, 切込量 (t) の増加に伴い漸減する傾向か, または一定となる傾向を示した (Table II).

(4) すくい面摩擦係数 (μ_2) は l 上で一定となり, t の増加に伴い漸減する傾向を示した. しかも, μ_2 は r_u とはほぼ無関係となった. また, μ_2 は r_u の広い範囲にわたって μ_1 とほぼ一致した (Table III).

参 考 文 献

- 1) Koch, P., "Wood Machining Processes", p.35(1960) N. Y. Ronald Press
- 2) たとえば, 中村源一, 青山経雄, 林試研報, No.93, 69 (1957).
- 3) 杉山 滋, 木材学会誌, 23, 472 (1977).
- 4) 杉山 滋, 菅 都子, 木材学会誌, 24, 698 (1978).
- 5) 杉山 滋, 木材学会誌, 23, 480 (1977).
- 6) 杉山 滋, 徳山祐治, 木材学会誌, 24, 612 (1978).
- 7) 杉山 滋, 木材学会誌, 23, 534 (1977).