

木材切削における繊維傾斜角の影響

——切削現象の変化, 工具すくい面に働く応力分布

およびすくい面の摩擦係数——*1

杉山 滋・菅 都子*2・中島 明子*2・徳山 祐治*3

Effect of Grain Angle upon Change of Cutting Phenomenon, Stress Distribution over Tool Rake Face, and Frictional Coefficient on Interface between Tool and Chip in Orthogonal Wood Cutting

Shigeru SUGIYAMA, Miyako SUGA, Akiko NAKASHIMA and
Yuji TOKUYAMA

Technology Laboratory, Faculty of Education
Nagasaki University, Nagasaki 852

(Received Oct. 31, 1978)

Abstract

In the wood cutting process, it is important to obtain the actual stress distributions over the tool rake face during cutting and to investigate the changes of the stress behavior depending on the workpiece conditions, but few studies have dealt with the exact measurements of the stress distributions, and so, the main objective of this paper is to obtain quantitative information on them.

The method of the measurement was based on the use of the composite tool which was divided into two parts parallel to a cutting edge in order to measure separately the force on one section of the tool (Figs.1, 3 and 4). Using this tool, the stress distributions over the tool rake face were measured directly in the wood cutting. The frictional coefficients on the interface between the tool and the chip during cutting were made clear based on the results of the stress distributions.

The main results obtained are summarized as follows:

(1) The distributions of the normal stress (σ) and the frictional stress (τ) over the rake

*1) 本研究の概要は第28回日本木材学会大会(1978年4月, 名古屋)において発表し, その一部は木材学会誌(24巻10号, p. 698~704 (1978))に発表した。また, 本研究は「木材の切削機構および切削抵抗の力学的解析」の準備として行ったもので, その力学的解析のための「資料(その1)」とする。なお, 本研究は昭和50, 51, 52年度文部省科学研究費補助金により実施した。

*2) 工業技術教室選修(昭和53年度卒業生), *3) 現在, 長崎市立伊良林小学校。

face can be expressed by Eq.(16), and the variations of the values of the exponents and the coefficients used in this equation with grain angle (φ_1) are illustrated in Figs.19 and 20.

(2) On the basis of the experimental results (Figs.13~16) obtained in the wood cutting tests with the conventional tool and the composite tool, the ratios of the cutting force acting on the rake face length (l_c) of the edge part T₂ of the composite tool to the total cutting force acting on the conventional tool can be calculated from Eq.17, and these ratios are illustrated in Fig.23.

(3) The frictional coefficients (μ) on the interface between the tool and the chip can be expressed by Eq.(18). On the rake face, μ can be considered to be constant, and the variations of μ with φ_1 are illustrated in Fig.24.

1. 緒 言

木材切削において、切削抵抗は工具面、すなわちすくい面、逃げ面およびこれら両面の交わる刃先先端部（ノーズ部）から被削材に加えられる、切屑の変形・離脱をもたらすが、この切削抵抗が工具面のそれぞれの部位でいかなる応力状態となって被削材に加えられるかを明らかにすることは、被削材の変形・破壊の機構を明らかにし、切削機構を検討するうえで重要な問題である。

しかし、工具面と切屑あるいは被削材との接触境界面に働く応力分布の測定では、工具面との接触が極めて小さく、しかも応力測定範囲が刃先先端付近に限られた極めて狭い範囲であり、とくにその範囲内では切れ刃による切削が行われる厳しい工具条件下であるから、応力分布の測定を正確に行うことが極めて困難であるとされている。このようなことが主に原因して、上記の問題は従来ほとんど追究されていない。また、工具面と切屑あるいは被削材との接触に関連する諸課題のうちの一つである木材切削における摩擦に関しても、多くの研究者により検討されている^{1)~5)}が、上記のような工具面の応力分布の詳細な測定に基づく摩擦係数の実測までにはいたっていない。したがって、工具面との接触による摩擦の性格についても明確にされていないのが現状である。

そこで本研究では、工具面と切屑あるいは被削材との接触の中から、比較的広い接触範囲を示し、応力分布が比較的測定しやすく、しかも木材切削でとくに重要と考えられる工具すくい面のみに着目し、同面に働く応力分布の測定を試みた。すなわち、実験用に設計・試作した応力測定工具を用いて、すくい面に働く応力分布を繊維傾斜角の変化との関連で究明を試み、木材切削におけるすくい面の応力分布に関する基礎的知見を得ようとした。また、それらの結果に基づいて、すくい面の摩擦係数をも求め、摩擦に関しても基礎的知見を得ようとした。

2. すくい面応力分布の測定原理およびすくい面摩擦係数の解析

2.1 すくい面応力分布の測定原理

応力分布の測定原理は、Fig.1 に示すように、切れ刃線に平行に工具刃先を二つの部分に分割し、切れ刃となる T₂ ナイフに作用する垂直力 N と摩擦力 F をそれぞれ別々に測定し、これら N 、 F とから、つぎのようにして工具すくい面に働く垂直応力 σ および摩擦応力 τ を求めようとする

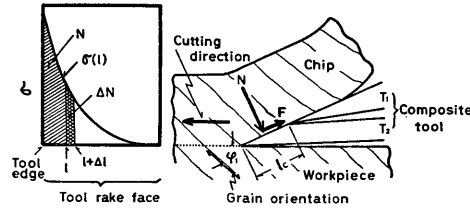


Fig. 1. Principle of stress distribution measurement.

ものである^{6),7)}。

いま、すくい面上の σ が Fig. 1 に示すような分布 ($\sigma(l)$) をしていたと仮定する。同図の原点、すなわち刃先から切屑離脱点までの任意距離 l までの単位切削幅当りの垂直力 N_l が測定できれば(添字は刃先からすくい面上の任意距離を示す。以下同じ)、 N_l は垂直応力分布 $\sigma(l)$ とつぎの関係が成立する。

$$N_l = \int_0^l \sigma(l) dl \quad (1)$$

ついで、 l を微小量 dl だけ増加させたとき ($l+dl$) の垂直力 N_{l+dl} は次式となる。

$$N_{l+dl} = \int_0^{l+dl} \sigma(l) dl \quad (2)$$

したがって、微小区間 dl での平均垂直応力は、

$$\sigma(l) = dN/dl \doteq \Delta N/\Delta l \quad (3)$$

ここで、 ΔN は $N_{l+dl} - N_l$ である。(3)式における $\sigma(l)$ は近似的に l 位置での垂直応力とみなし得る。すなわち、刃先からすくい面上の任意距離 l (T_2 ナイフのすくい面長さ l_c に相当する) までに働く N_l ($\equiv N_{l_c}$) が測定できれば、(3)式を用いて垂直応力分布 $\sigma(l)$ が求められる。

全く同様にして、摩擦応力分布 $\tau(l)$ も $l(\equiv l_c)$ までに働く単位切削幅当りの摩擦力 F_l を測定することによって、次式から求め得る。

$$\tau(l) = dF/dl \doteq \Delta F/\Delta l \quad (4)$$

(3)、(4)式において、切屑接触長さよりも $l(\equiv l_c)$ が大となれば、 N_l 、 F_l は一定値となり、応力分布域は容易に決定できる。実際の応力測定では、工具すくい面一切屑接触長さ l_c の実測結果に基づいて、Fig. 1 の T_2 すくい面長さ l_c を任意に選択交換することによって行った。すなわち、 N_l または F_l を l_c の関数として求め、それら N_l または F_l を $l_c(\equiv l)$ について微分し、それぞれの応力分布 $\sigma(l)$ または $\tau(l)$ を求める方法を採用した。

2.2 すくい面摩擦係数の解析

F.P. Bowden ら⁸⁾ の報告によれば、潤滑剤のない場合の材料間の摩擦力 F は凝着面のせん断力 F_a と変形力 F_d の和とされ、次式で表わされる。

$$F = F_a + F_d \quad (5)$$

これらの力はいずれも摩擦材料間の性質と密接な関係にあり、とくに片方の材料が他方に比して非常に硬い場合には軟かい材料の性質が顕著に現われる。

凝着した接触面が横すべりによるせん断に抵抗する応力を τ_R 、接触面の真実接触面積を A_R とすると、(5)式の F_a は次式で表わされる。

$$F_a = A_R \cdot \tau_R \quad (6)$$

したがって、(5)、(6)式より

$$F = A_R \cdot \tau_R + F_d \quad (7)$$

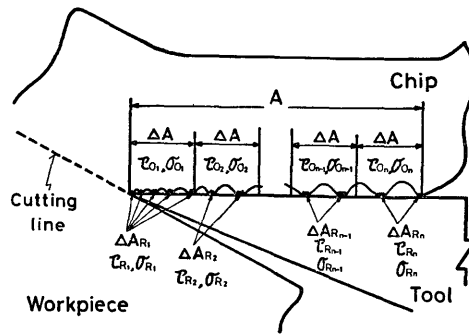


Fig. 2. Schematic diagram of contact behavior on interface between tool and chip in wood cutting.

が得られる。(7)式の前項を摩擦力の凝着成分、後項を摩擦力の変形成分と呼ぶ。

木材切削の場合、工具すくい面は平滑に研磨された硬い材料であるため、 F は被削材の性質が顕著に現われる。さらに、摩擦面は切削加工による粗い加工面（切屑裏面）であるため、(7)式の2成分のうち凝着成分が支配的である⁹⁾と考えられる。したがって、この考えに基づくと、Fig. 2のような工具すくい面と切屑との接触モデルが予想され得る。同図のように、摩擦面（刃先先端部を除いた工具すくい面と切屑との境界面）の接触は完全接触でなく部分接触をしていると考えられる。

いま Fig. 2 において、工具すくい面—切屑接触境界面の見かけの全接触面積を A 、これの微小部分を ΔA とし、 ΔA に対する平均せん断応力を $\tau_{01}, \tau_{02}, \dots, \tau_{0n}$ および平均垂直応力を $\sigma_{01}, \sigma_{02}, \dots, \sigma_{0n}$ とする。 ΔA 内では無数の微小な真実接触部が存在し、これらの面積の和を各 ΔA について $\Delta A_{R1}, \Delta A_{R2}, \dots, \Delta A_{Rn}$ とする。また、真実接触部のせん断応力は ΔA 内で一定とし $\tau_{R1}, \tau_{R2}, \dots, \tau_{Rn}$ とすると、微小部分 ΔA について、

$$\Delta A \cdot \tau_{0i} = \Delta A_{Ri} \cdot \tau_{Ri} \quad (8)$$

が成立する（添字 i はすくい面位置を示す。 $i=1, 2, \dots, n$ ）。(8)式を書き換えると、

$$\Delta A_{Ri} / \Delta A = \tau_{0i} / \tau_{Ri} \quad (9)$$

一方、 ΔA について真実接触部の垂直応力を σ_{Ri} とすると、

$$\Delta A_{Ri} / \Delta A = \sigma_{0i} / \sigma_{Ri} \quad (10)$$

(9), (10)式より、摩擦係数 μ_i は

$$\mu_i = \tau_{0i} / \sigma_{0i} = \tau_{Ri} / \sigma_{Ri} \quad (11)$$

で表わし得る。以下では、煩雑になることを防ぐため、添字を除いて示す。

(11)式において、真実接触部の σ_R, τ_R は未知であるから、 μ は σ_0, τ_0 に基づかねばならない。しかし、切削の場合すくい面上の τ_0 は測定が極めて困難であるから、(4)式で求められる摩擦応力 τ でおき換えると、

$$\mu = \tau_0 / \sigma_0 \doteq \tau / \sigma \quad (12)$$

となる。ここで、 σ, τ はそれぞれ(3), (4)式から求められる工具すくい面に働く垂直応力((11)式の σ_0 と同値)および摩擦応力であり、工具すくい面—切屑接触境界面における着目位置での値である。

3. 実験方法

3.1 分割工具による切削抵抗の測定方法

応力分布の測定原理に基づき、垂直力 N 、摩擦力 F を測定するための実験用応力測定工具（以下、分割工具という）^{6),7)} を Fig. 3(a), (b) に示す。同図のように、切削により生じる N 、 F を別々に測定しようとするものである。ナイフは T_1 ③ および T_2 ④ の 2 個から構成され、それぞれ完全に分離している。 T_1 ③ は切れ刃線の幅が T_2 ④ より狭く、側板②に無接触で工具本体①に固定されている。また、切れ刃となる T_2 ④ は保持台⑥に固定された後、側板②の下部にボルト締めされている。

側板②は Fig. 3(a), (b) から明らかなように、測定しようとする力の方向に撓みやすい一種のバネ構造に作られている。刃先に加わった力は側板の最も変形しやすい部分 a , b 部を微小に変形させ、その結果 A 点が a , b 部の変形に比例して微小変位をもたらす。この A 点の微小変位をひずみ検出子⑤によって検出する。 B 点は変形しないから A , B 点を結ぶ線をすくい面に垂直 (Fig. 3(a)) または平行 (Fig. 3(b)) にすることにより、 T_2 ④ に加わった N または F を、 A 点の A - B 方向の変位として検出できる。

ひずみ検出子⑤ (Fig. 3(c)) は、 A 点を中心として 4 箇所の薄肉部をもった特異な形状に作られたもので、それぞれの内側、外側にストレインゲージが貼り付けられた一種の荷重計である (ストレインゲージは 16 枚貼付され、16 ゲージ法にてホイートストンブリッジが構成されている)。この検出子⑤をテーパピンによって側板②に固定し、 A 点の B 点に対する微小な相対変位を、検出子⑤によって電氣的に拡大検出測定する。

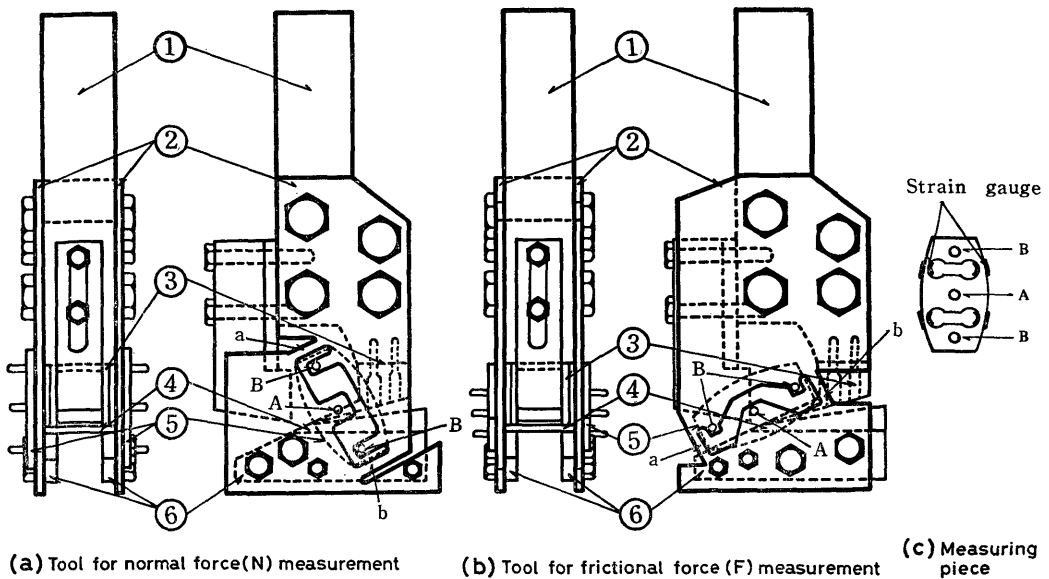


Fig.3. Composite tool divided into two parts and method of force measurement.

- ① : tool body for fixing T_1 - and T_2 -knife, ② : elastic plate for fixing base ⑥ on body ①,
- ③ : T_1 -knife, ④ : T_2 -knife, ⑤ : measuring piece,
- ⑥ : base for fixing T_2 -knife.

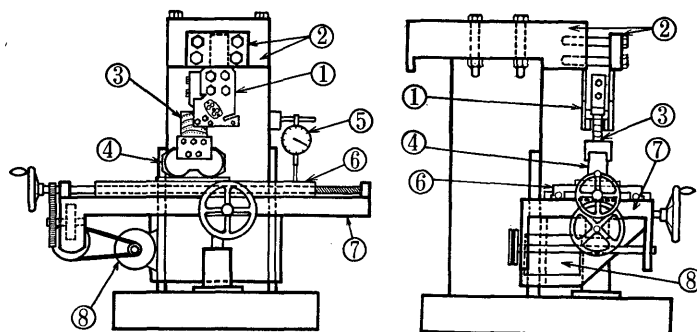


Fig.4. Experimental apparatus for wood cutting.

- ① : composite tool, ② : base for fixing composite tool ①,
 ③ : test specimen, ④ : octagonal elastic-ring dynamometer
 for cutting force measurement, ⑤ : dial gauge, ⑥ : feed
 carriage, ⑦ : lift table, ⑧ : motor.

3.2 切削実験装置および切削実験の方法

分割工具を切削実験装置にとりつけて切削する状態を Fig. 4 に示す。設計・試作した切削実験装置^{6),10)}の上方にとりつけられた剛体(定盤)②に分割工具①が一定の逃げ角を保つように保持されている。一方、試験片③は、送り台⑥上に固定された八角形弾性リング荷重装置④中に固定されている。送り台⑥は昇降自由なテーブル⑦に載せられ、モータ⑧の駆動によりネジ送り方式で前・後進する。昇降テーブル⑦を、ダイヤルゲージ⑤で測定しつつ上下に移動させ、分割工具①の T_2 ナイフに所定の切込量を与える。そのうち、送り台⑥の移動により切削が行われるしくみである。このような実験装置での切削において、八角形弾性リング荷重装置で検出されるものは、分割工具の T_1 , T_2 の両ナイフによって被削材に加えられる切削力の水平分力 F_H および垂直分力 F_V であり、分割工具で検出されるものは、 T_2 のみに加わる切削抵抗の垂直力 N または摩擦力 F である。

工具すくい面に働く応力分布を測定するための分割工具による切削実験とは別に、工具刃先を分割していない、いわゆる通常工具による切削実験も行った。同工具による実験では、切削現象(工具すくい面-切屑接触長さ、切屑彎曲現象、切屑生成形態の変化および切削加工面あらさ)の観察・測定を主目的として行ったが、切削抵抗の測定も同時に行った。通常工具による切削抵抗の測定は、後述するように、分割工具による切削抵抗の測定値と対比させ、分割工具による実験結果の妥当性を判断する場合の補助として用いた。

通常工具による切削状態と用いた装置の概要を Fig. 5 に示す。同図は Fig. 4 の実験装置と同じものであるが、分割工具の代りに片持ち梁方式の工具保持台(切削抵抗測定装置)①が装置本体に固定されている。通常工具②は一定の逃げ角を保つように工具保持台①の先端にとりつけられ、Fig. 4 と同様の方式で、同工具②に向かって送り台⑦を移動させることにより切削が行われる。その際、工具②に加わる切削抵抗は、保持台①の中央部に貼付されたストレインゲージにより、同部の微小変位として検出される。一方、工具②によって被削材に加えられた切削力は、八角形弾性リング荷重装置③によって検出されるが、これらの切削力は、片持ち梁方式の工具保持台①から測定される切削抵抗と統計的に有意差がなく等しい値とみなすことができる^{6),7)} はずである。

ここで、分割工具および通常工具によって測定される切削抵抗を Fig. 6 に模式的に示す。Fig. 6(a) のように、分割工具はその切れ刃となる T₂ ナイフのすくい面長さ l_c が切屑接触長さ l_k の範囲内で種々異なるが、いずれの場合も T₂ のみに加わる切削抵抗の垂直力 N または摩擦力 F が測定される。一方、工具すくい面長さが l_k より充分大きい通常工具では、その工具面に加わる切削抵抗の水平分力 F_H および垂直分力 F_V がそれぞれ測定される。

分割工具による切削実験では、同工具 T₁, T₂ ナイフのセッティング、および各種すくい面長

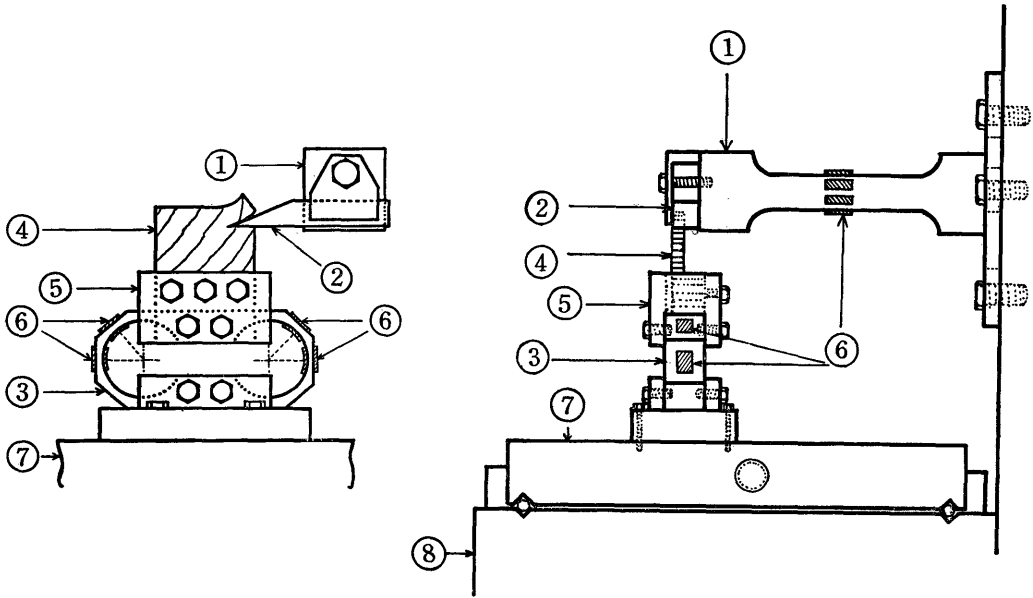


Fig. 5. Cutting method with conventional tool and experimental apparatus.

- ① : tool carriage of canti-lever type, ② : conventional tool,
- ③ : octagonal elastic-ring dynamometer, ④ : test specimen,
- ⑤ : bracket for fixing test specimen, ⑥ : strain gauge,
- ⑦ : feed carriage, ⑧ : lift table.

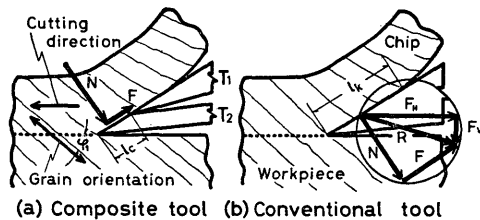


Fig. 6. Tools used in this study and cutting forces measured.

l_c : rake face length of T₂-knife, l_k : actual tool-chip contact length, φ_1 : angle made between cutting direction and grain orientation of wood being cut (grain angle), N , F : normal and frictional forces acting on T₂-knife of composite tool or normal and frictional forces acting on conventional tool, R : resultant force of cutting force, F_H , F_V : horizontal and vertical components of cutting force.

さ l_0 をもつ T_2 ナイフの鋭利性を一定の状態に保つことは極めて難しい。これらの不良な状態で切削を行うことは、実験結果の変動を著しくする。この研究では、つぎの方法により一定の測定精度の N および F をとり出した。すなわち、分割工具による N または F の測定と同時に、八角形弾性リング荷重装置からは、 T_1 、 T_2 両ナイフによって被削材に加えられる F_H および F_V が測定される。これらの F_H 、 F_V を、通常工具による切削実験で得られる切削抵抗（または切削力） F_H 、 F_V と比較検定した。検定の結果、有意差のない場合には、分割工具による切削は通常工具による切削とほぼ同じ状態であることを意味する。しかし、有意差のある場合には、分割工具は不良な状態であるから、その時の分割工具による N または F の測定値を削除し、 T_1 、 T_2 の再セットまたは T_2 の再研磨を行って実験を繰り返した。

分割工具、通常工具いずれも材質は高速度鋼 SKH₂（兼房刃物工業株式会社）で、切れ刃となる刃先角は25°、逃げ角は5°とした。切込量は0.8mm一定とし、二次元低速切削（被削材の送り速度144.9 mm/min）を行った。

3.3 供試材

供試材には、レッドラワン Red lauan (*Shorea* spp.) の心材部、平均気乾比重0.52、含水率12.5%、板厚10~12mm の柁目材あるいは若干追柁気味の材料 (Fig. 7 において、 $0^\circ \leq \varphi_3 \leq 10^\circ$) ただし、 φ_3 は年輪接触角を表わし、レッドラワンでは φ_3 は軸方向細胞間道と材面との交差角度を意味する)、およびベイツガ Western hemlock (*Tsuga heterophylla* SARG.) の心材部、平均気乾比重 0.49、含水率 11.9%、平均年輪幅 1.1mm、晩材率 54.0%、板厚 9~12mm の柁目材あるいは追柁材 (Fig. 7 において、 $0^\circ \leq \varphi_3 \leq 20^\circ$) とを用いた。

上記各供試材から、Fig. 7 に示すように、繊維傾斜角 φ_1 （木材の繊維走行と切削方向の交差角度）が $0^\circ \sim 180^\circ$ の範囲で、 0° から 5° 間隔おきに変化する1組3~5個の試験片を木取りした。したがって、 $\varphi_1 = 0^\circ$ 、 180° はそれぞれ材の木表面、木裏面から繊維方向と平行に切削する縦切

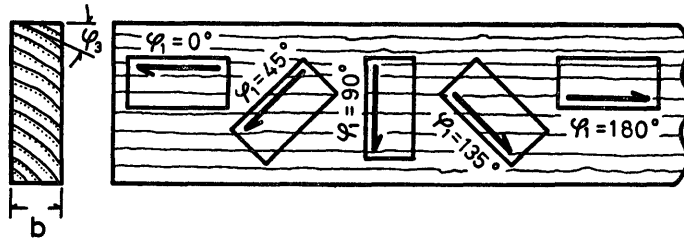


Fig. 7. Cutting diagram of test specimens from board.

φ_1 : refer to Fig. 6, b : width of cut, φ_3 : angle made between annual rings of test specimen and surface cut. Arrows in the figure show the cutting direction of the tool.

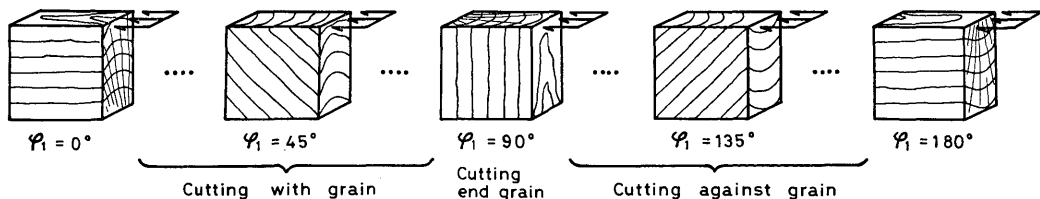


Fig. 8. Relative grain orientation of test specimen to cutting direction.

φ_1 : refer to Fig. 6. Arrows in the figure show the cutting direction of the tool.

削を意味し、また、 $0^\circ < \varphi_1 < 90^\circ$ は順目切削、 $\varphi_1 = 90^\circ$ は木口切削、 $90^\circ < \varphi_1 < 180^\circ$ は逆目切削をそれぞれ意味する (Fig. 8 参照)。

3.4 通常工具による切削現象の観察・測定の方法

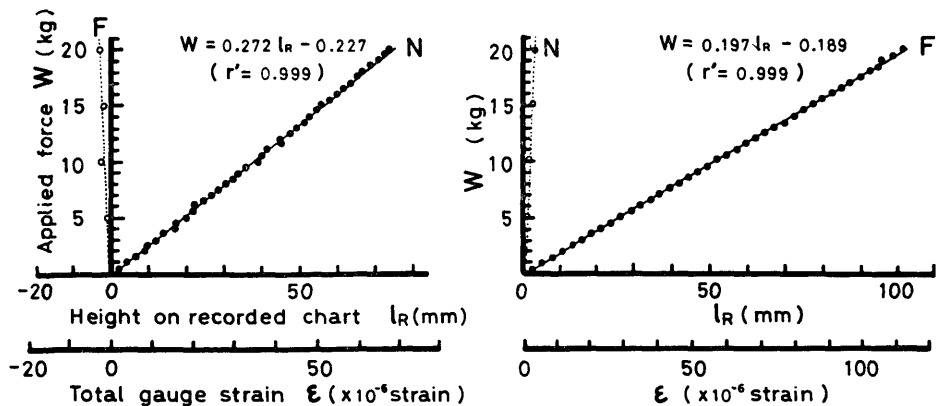
繊維傾斜角 φ_1 の変化にともなう切削現象の変化を観察するため、工具の側面および被削材の側面とが観察し得る片持ち梁方式の工具保持台を用い、通常工具をとりつけ、それらを装備した切削実験装置 (Fig. 5) の前面から、カメラにより撮影を行った。撮影では、全切削長さの中央部付近について、1条件3コマの撮影をそれぞれの試片について行った。得られたネガフィルムを万能投影機で20倍に拡大して、切削現象の変化を観察するとともに工具すくい面と切屑との接触長さ l_k の測定も行った。

切屑の彎曲現象の測定は、切削直後の切屑の側面 (柁目面あるいは追柁面) にスタンプインクを塗り、台紙に転写後、その曲率半径を測定した。その際、切削の始めと終りの彎曲状態の不安定部分を除き、切削長さの中央部を測定した。切削面の良否は、被削材 (母材) 加工面の凹凸によって評価した。

3.5 分割工具 T_2 ナイフの剛性保持

実験に先だち、分割工具の較正実験を行った。その結果を Fig. 9(a), (b) に示す。荷重 W と検出されるひずみ量 ε (16ゲージ全体に加わる全ひずみ量) との間には非常によく直線関係が成立した。さらに、 N と F の相互干渉量を図中に破線で示したように、両分割工具とも約2.7%弱で実測にはほとんど支障がないと考えられる。また、Fig. 9(a), (b) とともに記録紙に現われた波形の高さ l_R は大きい、 ε は非常に小さい。このことは、Fig. 3(a), (b) の側板 a, b 部が微小変位であることを意味している。分割工具では、この a, b 部の変位量が T_2 ナイフの剛性保持に影響をおよぼす。以下では、この問題について述べる。

分割工具による切削では T_2 ナイフの剛性を保持することが極めて重要である。Fig. 3(a), (b) に示したように、 T_2 ナイフの切れ刃線の幅40mmの両側下端が保持台に固定され、試験片は両保持台の中央を通過する。その場合、切削幅 b の大きさが刃先の剛性保持に影響をおよぼす。すなわち、 T_2 に加わる垂直力 N および摩擦力 F は b の大きさに比例するから、剛性を保持し



(a) Tool for normal force (N) measurement (b) Tool for frictional force (F) measurement

Fig.9. Calibration curves of composite tools.
 r' : correlation coefficient.

得る程度に b を小にする必要がある。

予備実験（ベイツガの切削実験）の結果によれば、 T_2 に加わる N , F は、繊維傾斜角 $\varphi_1=90^\circ$ で最大となり $N \doteq 2.5\text{kg/mm}$, $F \doteq 1.6\text{kg/mm}$ であった。 $b \doteq 6\text{mm}$ とすると $N \doteq 15\text{kg}$, $F \doteq 10\text{kg}$ となる。これらの N , F を用いて、Fig. 9(a), (b) から ε を求めると、いずれの場合も約 50×10^{-6} ひずみとなる。この ε は側板 a, b 部が極めて微小な変位であることを意味するから、刃先の剛性は充分保持し得ると考えられる。したがって、 N , F が比較的大きい木口および木口付近の順目、逆目切削では $b \doteq 6\text{mm}$ とし、 N , F が比較的小さい順目切削では $b \doteq 8 \sim 12\text{mm}$ とした。これにより刃先の剛性を一定に保持できるから、分割工具の T_1 , T_2 ナイフのセッティングも既報^{6),7)}と同じセッティングでよいことになる。すなわち、本研究では T_1 と T_2 の間隔を $60 \sim 100 \mu\text{m}$, T_2 の T_1 に対する突出量を $10 \sim 50 \mu\text{m}$ の範囲に保って実験を行った。

3.6 測定される応力分布および摩擦係数の性格

以上述べてきたような実験方法で、切削抵抗 (N , F , F_H および F_V) の測定を中心にして切削実験を行った。測定は1条件ごとに3~5個の試験片を用い、1個の試験片につき約3回(合計9~15回)切削を行い、オシログラフに描かれた抵抗波形のうちの中央部分(切削長さ60mmの中央部約10mmの長さ)の極大高さの平均を求めた(この平均値を3~5個の試験片について求め、それら全測定個数の平均値で表わした)。

いま、一例として、通常工具による切削実験によりオシログラフに描かれた抵抗波形を Fig. 10 に示す。図では煩雑になることを防ぐため、切削抵抗波形をタイプに分けて示した。図のように、切削抵抗は繊維傾斜角 φ_1 の変化にともない著しい変動を示す。このような変動の中で、上記のような切削抵抗の測定方法を用いると、切削中に起る被削材の先割れあるいはせん断すべりの発生直前の切削抵抗を対象とすることになる。したがって、このような測定方法で得られた切削抵抗を用いて垂直応力 σ および摩擦応力 τ を算出するから、 σ , τ も先割れまたはせん断すべり発生直前の応力を意味する。また、摩擦力 F の波形 (Fig. 10 の波形と類似) におけるスティ

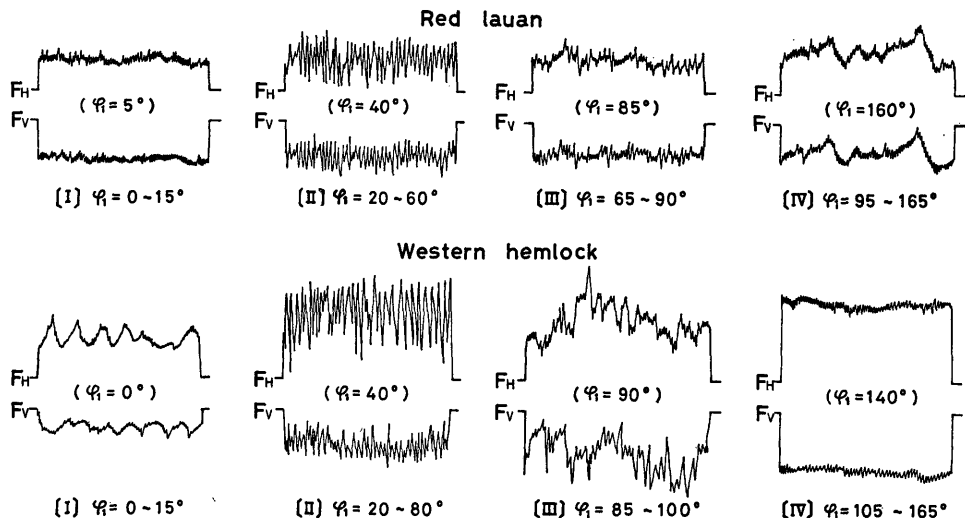


Fig. 10. Examples of oscillograph records of cutting forces.
 F_H , F_V and φ_1 : refer to Fig. 6.

ックスリップの極大値をそれぞれ測定することになるから、 F は静摩擦力を意味し、 σ 、 τ から求め得る(12)式の摩擦係数 μ は静摩擦係数を意味する。

4. 実験結果および考察

4.1 繊維傾斜角 φ_1 による切削現象の変化

分割工具による切削実験に先立ち、通常工具による切削実験を行い、切削現象の変化の観察および測定を行った。まず、すくい面と切屑との接触長さ l_k の測定結果を Fig. 11に、切屑の曲率半径 r の測定結果の一例を Fig. 12に、生成された切屑の変化の様相の一例を Photo. 1に示

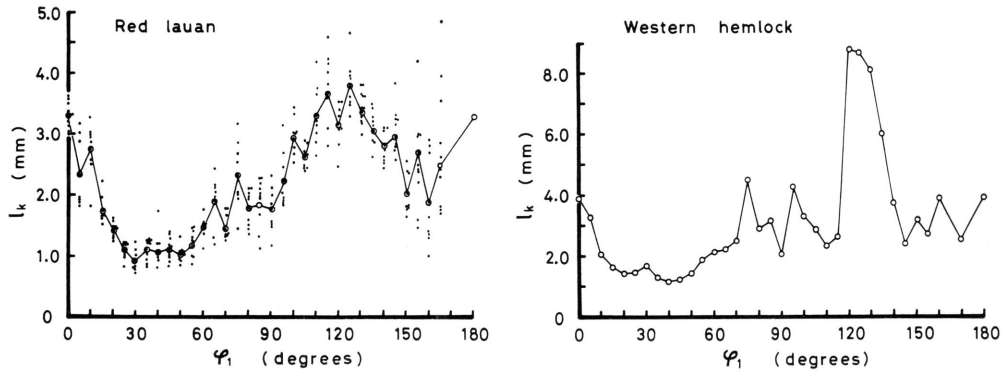


Fig. 11. Relation between actual tool-chip contact length (l_k) and grain angle (φ_1).

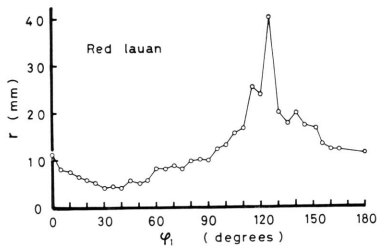


Fig. 12. Relation between radius of chip curvature (r) and grain angle (φ_1).

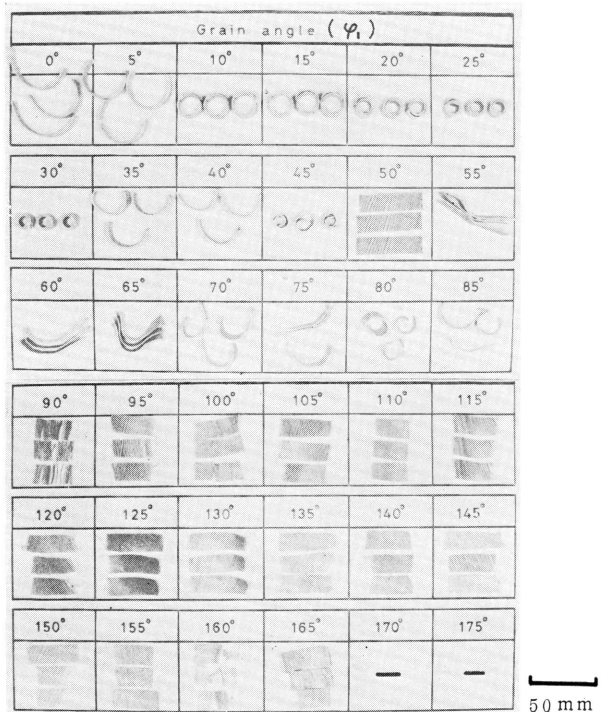


Photo. 1. Chips removed from wood.
Material: western hemlock,
 φ_1 : refer to Fig. 6.

す。また、切削抵抗の水平分力 F_H および垂直分力 F_V の測定結果（八角形弾性リング荷重装置による切削力 F_H および F_V と同値とみなし得た）を Fig. 13 および14に示す。なお、切削角 θ （逃げ角と刃先角の和）を用い、(13)式により垂直力 N および摩擦力 F を求めた結果も Fig. 13 および14に図示した。

$$\left. \begin{aligned} N &= F_H \sin \theta + F_V \cos \theta \\ F &= F_H \cos \theta - F_V \sin \theta \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

さらに、次式により摩擦係数 μ を求め、その結果をも Fig. 13 および14に示した。

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{F_H \cos \theta - F_V \sin \theta}{F_H \sin \theta + F_V \cos \theta} \quad (14)$$

(14)式の μ は切削加工における Coulomb 法則と呼ばれるものであり、木材切削ではその適用範囲は論じられていないが、金属切削では刃先先端付近の高温・高圧力下においては、(14)式の

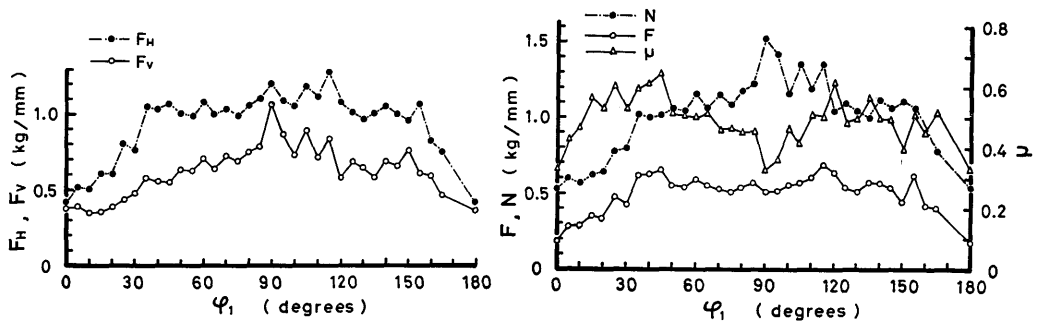


Fig. 13. Variation of cutting force with grain angle (φ_1) in wood cutting with conventional tool.
Material: red lauan, N , F , F_H and F_V : refer to Fig.6(b),
 μ : frictional coefficient calculated from Eq.(14).

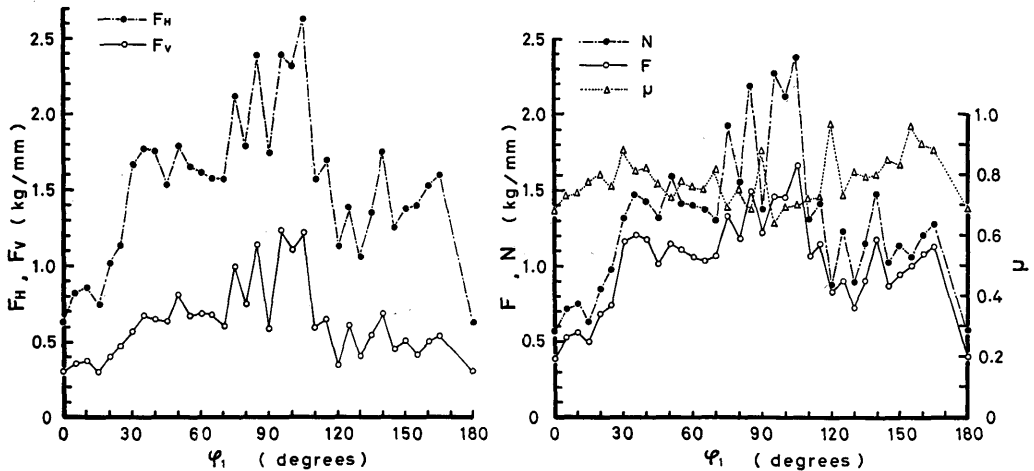


Fig. 14. Variation of cutting force with grain angle (φ_1) in wood cutting with conventional tool.
Material: western hemlock, N , F , F_H and F_V : refer to Fig.6(b), μ : refer to Fig.13.

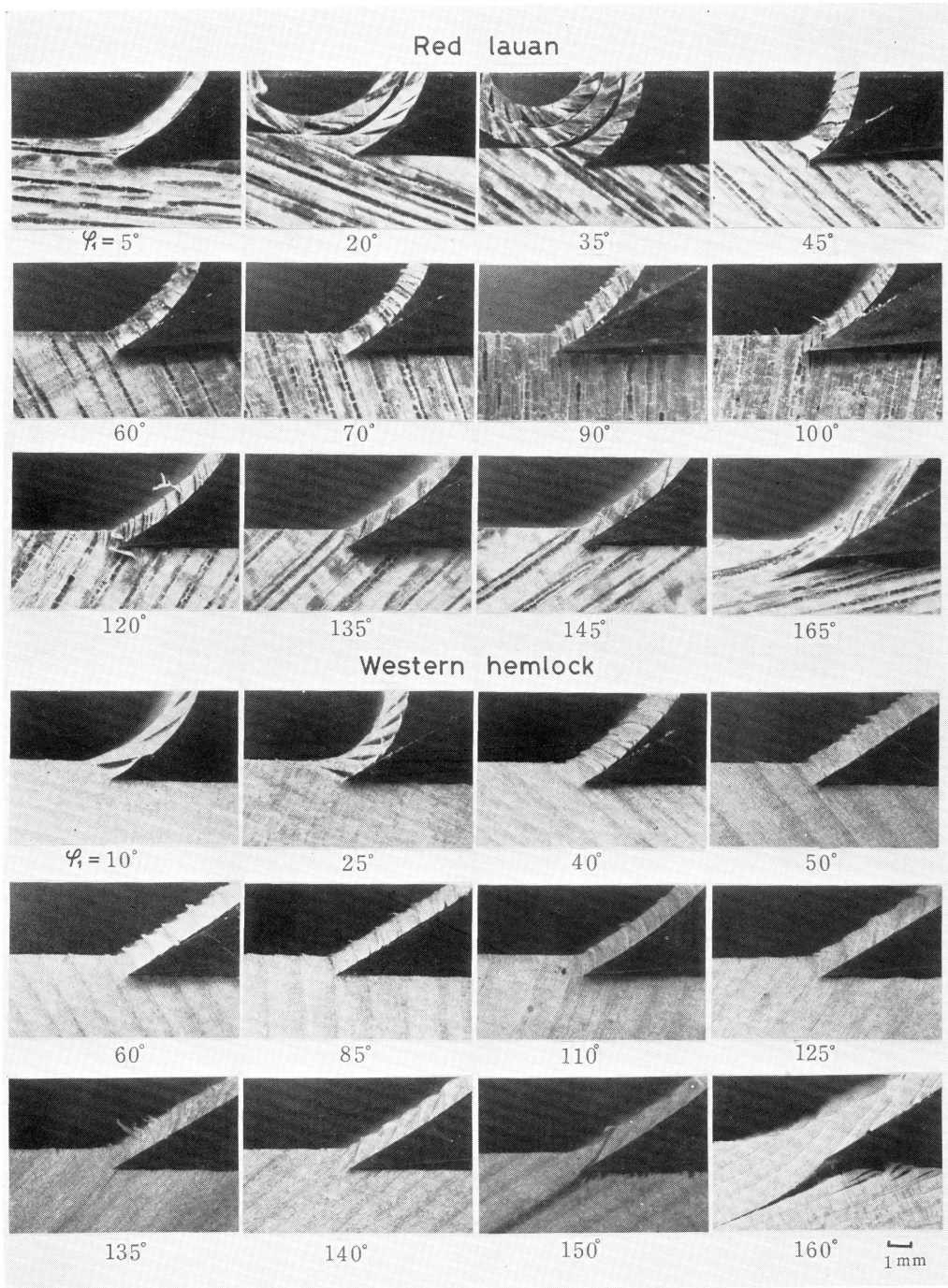


Photo.2. Examples of various types of chip formation in wood cutting.
 φ_1 : refer to Fig.6.

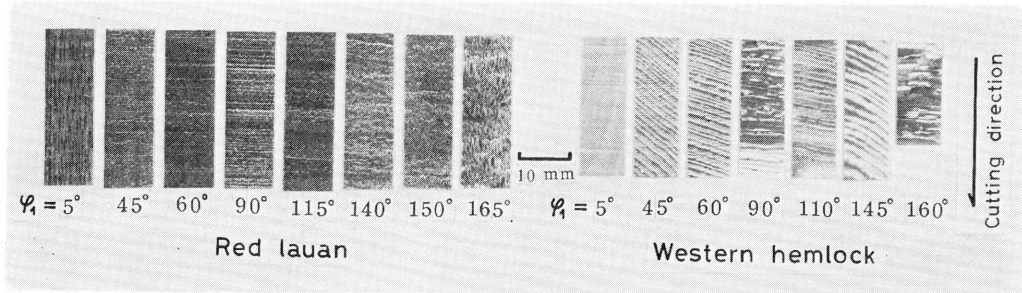


Photo. 3. Examples of workpiece surfaces produced by cutting with conventional tool.

φ_1 : refer to Fig.6.

適用は無意味であることが古くから指摘されている¹¹⁾。すなわち、金属切削では、切屑と工具面との接触が軽負荷の場合で、 μ が一定となるような場合のみ (14) 式が適用できるとされている¹²⁾。本研究では、後述するように、(14)式の μ が木材切削でどのような意味あいをもつかも検討する。

従来、繊維傾斜角の広い範囲にわたっての切削抵抗の変化については、実験結果が乏しいうえ、これらの結果は必ずしも一定の傾向を示していない^{3), 13)~16)}。以下では、Fig. 11~14 などの測定結果および切屑生成形態の変化 (Photo. 2)、被削母材の切削加工面の性状の変化 (Photo. 3) などの観察結果に基づき、切削抵抗の主要な変化範囲ごとに観察された切削現象の変化を記述し、また、既往の結果と比較する。

(1) 順目角度の小さな範囲 ($\varphi_1=0^\circ\sim 30^\circ$) では、刃先前方に生じた先割れが切削の進行にとまない刃先から斜め上方の繊維方向へと成長し、切屑は折れ型を主体とする。 φ_1 が大になるにしたがって、切屑は次第に短小な折れ型 (順目切削における折れ型の変形形態) となり、切屑の接触長さ l_k および曲率半径 r が次第に低下する。一方、切削抵抗の変化では、 F_H は $\varphi_1=0^\circ$ を基準として次第に増加するが、 F_V ははじめは低下しはほぼ 15° で最低値を示してのち 20° 付近から漸増してゆく。これら切削抵抗の変化は、White ash を低速切削し、その時の 2 分力を測定した H. A. Stewart の報告³⁾と同様の傾向を示した。

(2) $\varphi_1=30^\circ\sim 40^\circ$ では、切削中に刃先から斜め上方に向うせん断力の方向と被削材の繊維方向とがほぼ一致し、切屑は容易にせん断すべりを生じて分離する。既往の報告によれば、このことが原因して、この順目角度で切削抵抗が特異な低下を示すことが低速切削^{3), 14)}、高速切削^{15), 16)}ともに報告されている。この現象は繊維方向のせん断強度の低い樹種において、板目面の切削の場合に顕著に現われるはずである。しかし、本実験のような追柢面が比較的多い木材切削では、材質的な特性、すなわちレッドラワンでは交錯木理であるため、また、ベイツガではせん断破壊に対して強い晩材層の存在のためせん断すべりが妨げられ、この角度で切削抵抗の特異な低下が現われないと考察される。一方、 l_k および r はこの角度で最小値を示す。このような切削現象の変化から考えて、 $\varphi_1=30^\circ\sim 40^\circ$ は順目切削における折れ型形態から、木口の切屑形態 (切れ刃に対して縦方向に配列する繊維の直接切断ないし繊維群の破壊) への変移点とみなし得る。

(3) この変移点を越えると、 $\varphi_1=70^\circ$ まで F_H 、 F_V はほぼ一定の傾向 (レッドラワンでは F_V は漸増する傾向) を示すが、 $\varphi_1=90^\circ\sim 110^\circ$ で F_H 、 F_V はともに最大値に達する。一方、 l_k および r は変移点から次第に増加しはじめ、 $\varphi_1=110^\circ\sim 120^\circ$ で最大値に達する (ベイツガではこの角度で切屑が微細に破壊されているため、 r の測定が不可能であった。Photo. 1参照)。この範

罫内での切屑は、 $\varphi_1=40^\circ\sim 70^\circ$ ではせん断型を主体とし、晩材部は平滑に切削されているが、早材部にはせん断すべりの跡が観察される (Photo. 3 参照)。 $\varphi_1=70^\circ\sim 120^\circ$ では、木口切削および木口付近の順目、逆目切削であるが、切削角 θ が小で刃先が鋭利なため、むしろ型切屑にならない。すなわち、刃先が縦方向の繊維を比較的小な抵抗で切断し他の部分まで変形をおよぼすことなく、切屑は流れ型に近い状態でもせん断破壊をともなった複合形態 (すなわち、連断型) で生成される。そのため、切屑はゆるいカールを示すが、微細に破壊されている。また、 φ_1 が大になるにしたがい、切屑の破壊に占めるせん断すべりの比率が次第に増加するため、切削抵抗は次第に大になると解釈される。

順目切削から木口切削を経て逆目切削にいたる間の切削抵抗の変動についての既往の報告では、上記と近似の傾向⁹⁾、やや近い傾向^{15), 16)}、および全く異なる傾向¹⁸⁾が認められているが、これは切屑生成形態の変化が、被削材質、切削速度および切削条件などの相異により、異なった繊維傾斜角に現われるためと推察される。

(4) 上記の φ_1 で最大値を示した F_H および F_V は、 φ_1 が大になるにしたがい次第に低下し、 $\varphi_1=130^\circ\sim 150^\circ$ で極小値を示してのち $\varphi_1=150^\circ$ 付近で再び増加する。一方、 $\varphi_1=110^\circ\sim 120^\circ$ で l_c および r が最大値を示した切屑は、その後 φ_1 が大になるにしたがい次第に低下し、 $\varphi_1=150^\circ$ 付近で極小値を示す。 $\varphi_1=150^\circ$ を越えると、切屑は逆目切削における折れ型の変形形態を示す。すなわち、刃先の進行にともない先割れが斜め下方の被削母材内部に進行し、切屑は先太りとなって容易に折断されない。刃先が前進すると、先割れはますます深くなり、ついに切屑に作用する曲げモーメントが極限にまで増加すると、切屑は先割れの基部から大きく折断され、被削母材面に“逆目ぼれ”を作り、切削加工面は著しい粗面を呈する (Photo. 3 参照)。この逆目角度 ($\varphi_1=150^\circ$ 付近) は木口の切屑形態から、逆目切削における折れ型形態への変移点とみなし得る。

4.2 繊維傾斜角 φ_1 による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 ナイフに加わる垂直力 N および摩擦力 F を測定した。その結果の一例を Fig. 15 および 16 に示す。同図から明らかなように、 T_2 すくい面長さ l_c を種

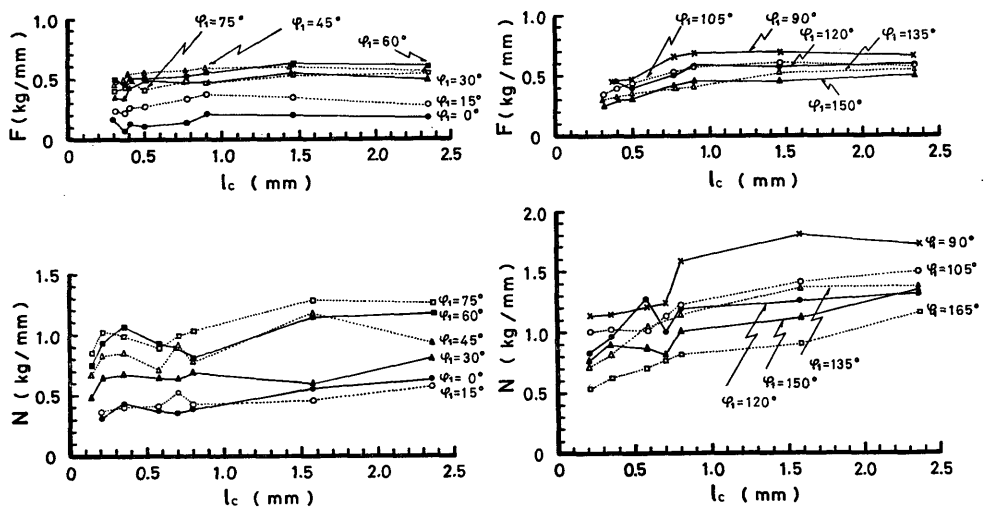


Fig. 15. Variation of cutting force with rake face length of T_2 -knife (l_c).
Material: red lauan, F , N and φ_1 : refer to Fig. 6.

々変化させた場合、 T_2 に加わる N および F は著しい変動を示す。切削現象を考えた場合、すくい面上で切削抵抗が極端に変化することは考えられないから、これらの変動を考慮すれば、 N または F は l_c の指数関数的な変化を示すと考えられる。ここで、Fig. 15 および 16 における l_c

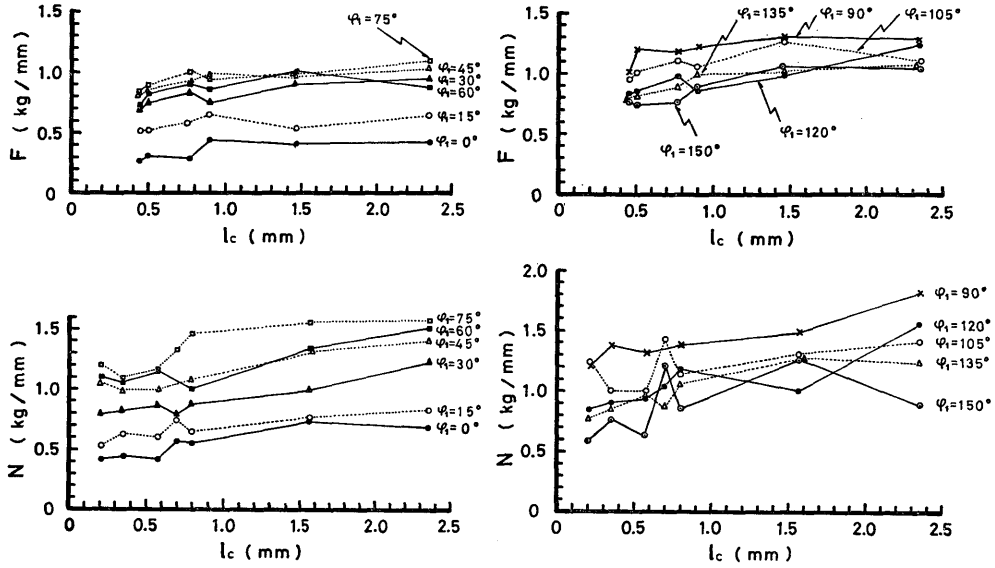


Fig. 16. Variation of cutting force with rake face length of T_2 -knife (l_c).
Material: western hemlock, F , N and ϕ_1 : refer to Fig. 6.

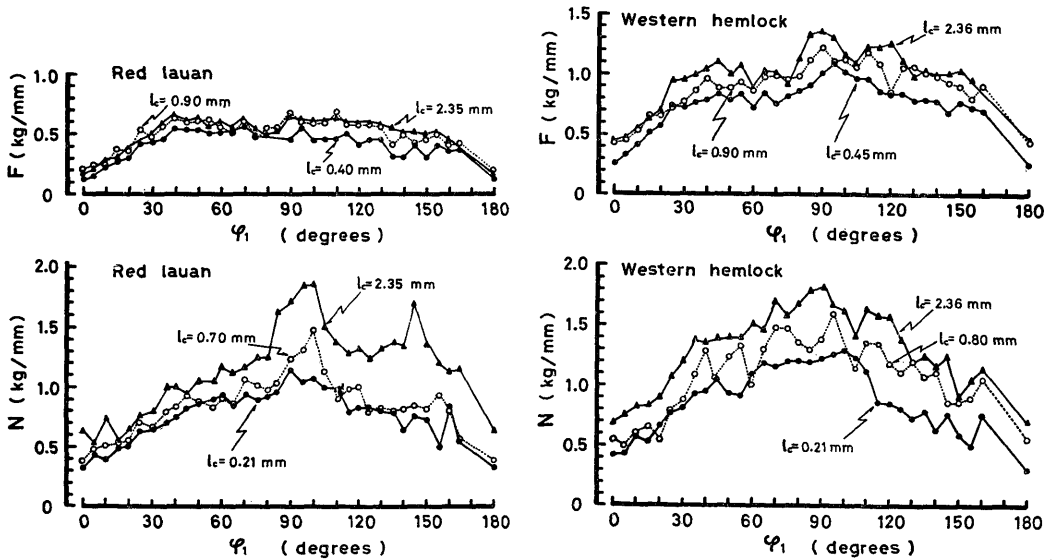


Fig. 17. Variation of cutting force with grain angle (ϕ_1) in wood cutting with composite tool.
 F , N and l_c : refer to Fig. 6(a).

の変化にともなう N または F を通常工具による N または F の測定結果と比較し、分割工具による N または F の測定結果の妥当性を考えてみる。Fig. 15 および16の N, F を φ_1 の変化との関係で示すと、Fig. 17 のようである。同図より明らかなように、 φ_1 の変化にともなう N, F の変化の傾向は、先に示した通常工具によるそれら (Fig. 13および14参照)と同様の傾向を示していることがわかる。 l_c が大になれば、それだけ通常工具による N, F に漸近する。当然予想されるように、 l_c の大小にかかわらず、 T_2 に加わる N, F の φ_1 に対する傾向は類似している。したがって、分割工具による N または F は妥当な傾向を示していると考えられる。これらの結果を用いて応力分布を求めるには、 l_c の変化にともなう N または F の変動を考慮する必要がある。そこで本研究では、 N, F の変動を考慮し統計的処理を行うことによって応力分布を求めることを試みた。

統計的方法により、Fig. 15 および16における N または F と l_c との関係の最良近似を試みると、 N, F はより高度で有意な相関係数をもつ次式で表現され得る。

$$\left. \begin{aligned} N &= \alpha_N \cdot l_c^{\beta_N} \\ F &= \alpha_F \cdot l_c^{\beta_F} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

ここで、(15)式の係数 α_N, α_F は、それぞれ $l_c=1\text{ mm}$ のときの N, F を表わす。 φ_1 の変化にともなう α_N, α_F の値を Fig. 18 に示す。同図からも、 φ_1 の変化にともなう α_N, α_F の変化の傾向は先に示した通常工具による N, F の変化 (Fig. 13 および14参照) および分割工具による N, F の変化 (Fig. 17参照)と同様の傾向を示していることがわかる。一方、(15)式のべき指数 β_N, β_F は、 l_c の変化にともなう N, F の増減の程度を表わし、Fig. 19に示すような値をとる。

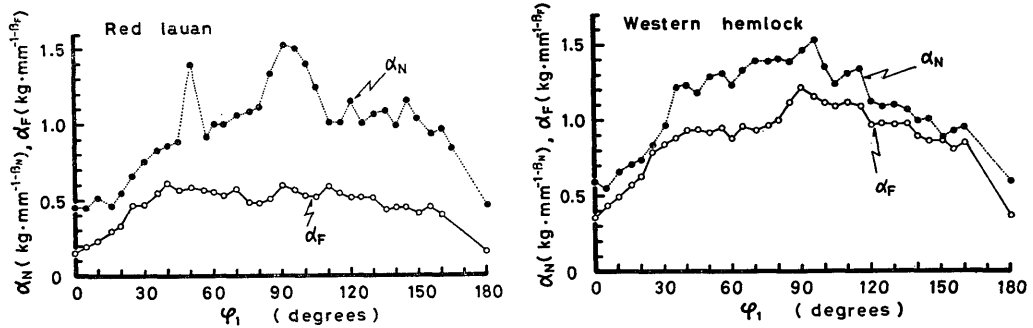


Fig. 18. Relation between values of coefficients (α_N, α_F) in Eq.(15) and grain angle (φ_1).

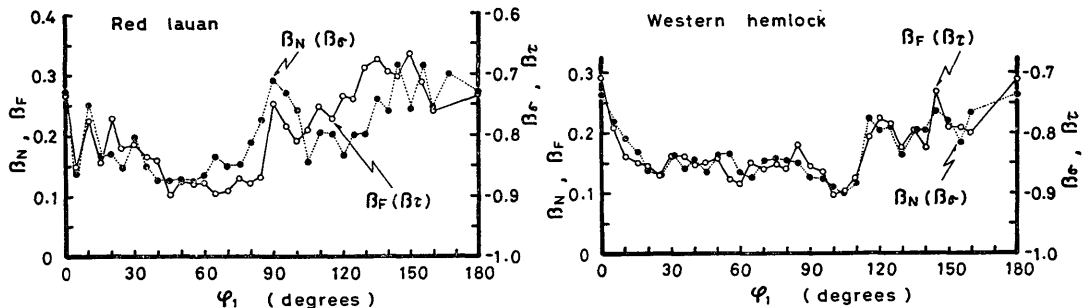


Fig. 19. Relation between values of exponents (β_N, β_F) in Eq.(15) or exponents (β_σ, β_τ) in Eq.(16) and grain angle (φ_1).

応力分布の測定原理に基づいて、(15)式を l_c について微分すると、すくい面に働く垂直応力 σ および摩擦応力 τ が求められる。 σ, τ 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 ($\equiv l_c$) の関数として、次式で表わし得る。

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= \alpha_\sigma \cdot l^{\beta_\sigma} \\ \tau &= \alpha_\tau \cdot l^{\beta_\tau} \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

ここで、(16)式のべき指数 β_σ, β_τ は、それぞれ l の変化にもなる σ, τ の増減の程度を表わし、Fig. 19に示すような値をとる。Fig. 19によれば、 β_σ, β_τ の φ_1 に対する変化は切削現象（とくに切屑の接触長さ、曲率半径）の変化と比較的類似した傾向を示し、また、 β_σ, β_τ の両者は φ_1 の各条件下で $\beta_\sigma \doteq \beta_\tau$ とみなし得る。一方、(16)式の係数 $\alpha_\sigma, \alpha_\tau$ は、それぞれ $l=1$ mmのときの σ, τ を表わす係数であり、Fig. 20に示すような値をとる。

得られたこれら(16)式の応力分布のうち、その一例を Fig. 21に示す。同図のように、切屑離脱点付近から刃先先端付近に向うすくい面上で、 σ, τ ともに指数関数的に増加する。Fig. 21の σ, τ は、切屑離脱点 ($l=l_k$ の位置) で零にならない。これは主に二つの原因が考えられる。一つは回帰による誤差が考えられ、他の一つは切屑離脱点の位置が正しく測定できないことに原因

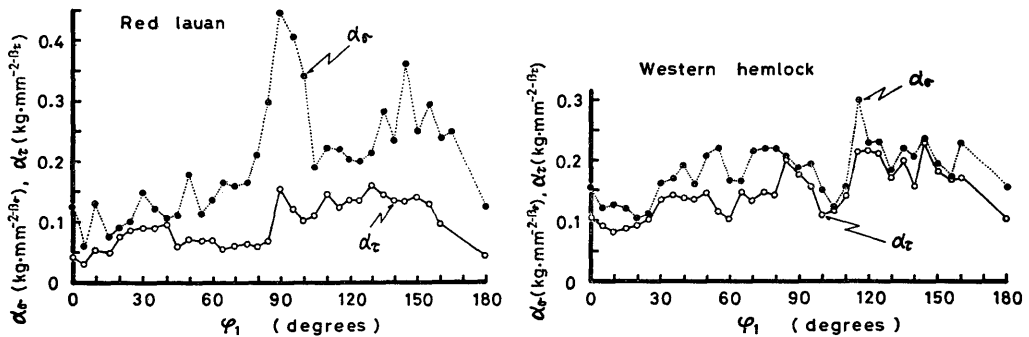


Fig.20. Relation between values of coefficients ($\alpha_\sigma, \alpha_\tau$) in Eq.(16) and grain angle (φ_1).

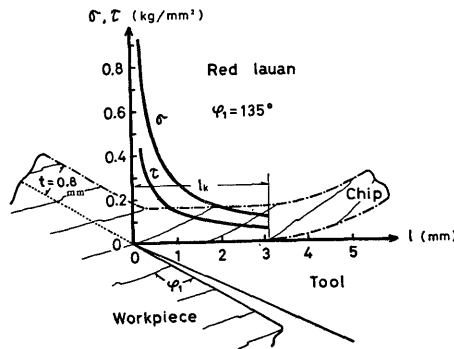


Fig.21. An example of stress distribution over tool rake face. l_k, φ_1 : refer to Fig. 6, t : depth of cut (mm), σ, τ : normal and frictional stresses over tool rake face, l : distance on rake face from tool edge.

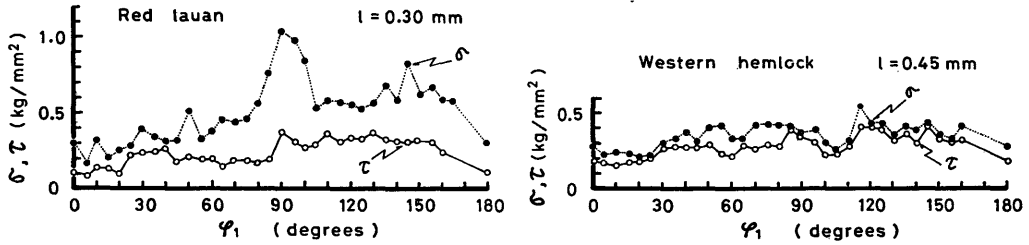


Fig. 22. Normal stress (σ) and frictional stress (τ) at distance on tool rake face near tool edge (l).
 l : distance on rake face from tool edge, φ_1 : refer to Fig.6.

する。実際の l_k の測定値は Fig. 11 に示したように、著しい変動を示している。 σ , τ の測定では、切削抵抗波形 (Fig. 10 参照) の極大値に基づいているため、 σ , τ に対応する l_k は、切削抵抗波形が極大値を示す時の測定値でなければならない。しかし、このような l_k の測定は極めて困難であるから、本実験では、Fig. 11 のように l_k の平均値に基づいた。したがって、Fig. 21 に示された l_k はこのような意味あいをもつから、 σ , τ に対応する l_k は Fig. 21 に図示された値より大きくなると考えられ、その分だけ σ , τ の誤差は少なくなるはずである。

すくい面上における応力分布の一般的傾向は Fig. 21 により明らかとなったが、つぎに、 φ_1 の変化にともなう σ , τ の変化の傾向を考えてみる。これに関する一般的傾向は、Fig. 20 から推定できる。すなわち、Fig. 20 の α_σ , α_τ は、それぞれすくい面位置 $l=1$ mm での σ , τ を表わしている。 $l=1$ mm 以外の他の任意すくい面位置における σ , τ は (16) 式により求めなければならないが、 φ_1 にともなう σ , τ の変化の傾向は、Fig. 20 における α_σ , α_τ の φ_1 に対する変化の傾向と同様となるはずである。いま、 $l=0.30$ mm (レッドラワン), 0.45 mm (ベイツガ) のすくい面位置での σ , τ を一例として Fig. 22 に示す。同図の σ , τ と Fig. 20 における α_σ , α_τ とは絶対値は当然異なるが、 φ_1 に対するそれらの変化の傾向はよく類似している。以下では、Fig. 20 により、 σ , τ の φ_1 に対する傾向を述べる。

σ は $\varphi_1=0^\circ$ を基準として次第に増加し、 $\varphi_1=80^\circ\sim 90^\circ$ で最大値 (レッドラワン) (ベイツガでは極大値) を示す。 $\varphi_1=90^\circ$ を越えると、 σ は次第に低下し、 $\varphi_1=130^\circ\sim 150^\circ$ (レッドラワン) (ベイツガでは $\varphi_1=110^\circ\sim 140^\circ$) で再び増加する (ベイツガでは最大値を示す)。一方、 τ は $\varphi_1=90^\circ$ 付近まではほぼ一定の傾向 (レッドラワン) (ベイツガでは漸増する傾向) を示すが、 $\varphi_1=90^\circ$ および $\varphi_1=110^\circ\sim 140^\circ$ で極めて大となる傾向は σ と同様である。一般に、 τ はベイツガで大となるが、これは先に述べた切削抵抗の測定方法から考えると、材質的な特性 (晩材層の存在) が顕著に現われるためと解釈される。以上のように、 φ_1 の大きい順目切削、木口切削および逆目切削で σ , τ が極めて大となるが、これらの切削では、前述したように一種の木口の切屑形態であるから、切れ刃に対して斜め方向あるいは直角方向に配列する繊維の直接切断または繊維群の破壊を行う場合には、工具すくい面に大きな応力が働くことになる。

4.3 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。

$$\left. \begin{aligned} r_N &= N_{l=l_c} / N_{l=l_k} \\ r_F &= F_{l=l_c} / F_{l=l_k} \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

ここで、 $N_{l=l_c}$, $F_{l=l_c}$ はそれぞれ分割工具の T_2 ナイフ (すくい面長さ l_c) に加わる垂直力、摩擦力であり、 $N_{l=l_k}$, $F_{l=l_k}$ はそれぞれ切屑接触域全体に加わる垂直力、摩擦力である。(17) 式に

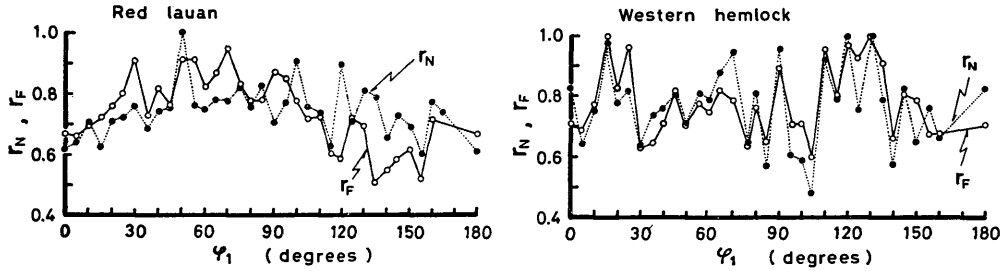


Fig.23. Relation between cutting force ratios (r_N , r_F) calculated from Eq.(17) and grain angle (φ_1)

において、 T_2 ナイフの l_c を 0.30 mm (レッドラワンの場合)、0.45 mm (ベイツガの場合) として $N_{l=l_c}$, $F_{l=l_c}$ を求めた。また、 $N_{l=l_k}$, $F_{l=l_k}$ には通常工具による測定値 (Fig. 13 および 14) を用いて、 r_N , r_F をそれぞれ算出した。その結果を Fig. 23 に示す。

図のように、 r_N , r_F は φ_1 の各条件下でほぼ同じ割合 ($r_N \doteq r_F$) を示し、切削条件の変化にはほとんど関係せず、 r_N , r_F の両者はほぼ等しくなるようである。それらの値 (r_N , r_F の両者) は、 φ_1 の変化にともない当然異なるが、Fig. 23 にみられるように、それらの変動が著しく適確に φ_1 との関係把握しにくい。ベイツガでは、レッドラワンより若干大きい l_c に基づいて r_N , r_F が算出されたため、 r_N , r_F はレッドラワンより若干大きい割合を示している。このことを考慮すれば、 φ_1 の変化にともなう r_N , r_F の変化はおおよそ 0.6~0.8 の範囲内で変動していると考えられる。横切削を主とする単板切削の場合^{6),17)~20)}と比較すると、この種の切削角が小さくしかも低速の木材切削では、刃先先端付近に占める切削抵抗の割合は切屑接触長さの割には極めて大きいと推察される。しかし、 T_2 ナイフのすくい面長さ l_c をより小としなければならないこの種の研究の場合、 l_c の最小には限界があるから、 l_c を比較的大として実験を行った。したがって、この研究と横切削の場合とは直接の比較はしにくい。

4.4 繊維傾斜角 φ_1 によるすくい面摩擦係数の変化

得られた垂直応力 σ および摩擦応力 τ の分布から、すくい面摩擦係数 μ を (12) 式によって求めた。 τ , σ は (16) 式の実験式で表わされ、しかも (16) 式におけるべき指数が $\beta_\sigma \doteq \beta_\tau$ (Fig. 19 参照) であるから、(12) 式の μ は簡単に次式で求め得る。

$$\mu \doteq \alpha_\tau / \alpha_\sigma \quad (18)$$

したがって、 μ は刃先からのすくい面の距離 l には無関係となり、すくい面上で一定となる。

(18) 式を用いて μ を求め、 μ の φ_1 にともなう変化を Fig. 24 に示す。レッドラワンでは、 $\varphi_1 = 20^\circ \sim 40^\circ$ の順目切削および $\varphi_1 = 110^\circ \sim 150^\circ$ の逆目切削で μ は大きい値を示した。 $\varphi_1 = 30^\circ \sim 40^\circ$ では、Fig. 11 から明らかなように、 l_k が最小値を示す角度であり、順目切削における折れ型切屑形態から、せん断型切屑形態への変移点である。したがって、切削中に刃先から斜め上方に向うせん断力の方向と被削材の繊維方向とがほぼ一致し、切屑は繊維方向に沿ったせん断破壊によって生成される (Photo. 2 参照)。せん断すべりの起る直前では、切屑はすくい面との接触長さが極めて小であるが、切屑はつぎのせん断すべりを生じるまですくい面と凝着 (付着) している割合が大になると考えられる。このため、 σ に比して τ の増加割合は大きくなる。すべり発生後は τ は急激に減少し、そのため切削抵抗波形には著しいスティックスリップ現象が観察される (Fig. 10 参照)。一方、逆目切削 ($\varphi_1 = 110^\circ \sim 150^\circ$) では、切削方向に対して斜めに配列した繊維の直接切断かあるいは繊維群の破壊が行われ、生成したこれらの切屑はすくい面上で極めて

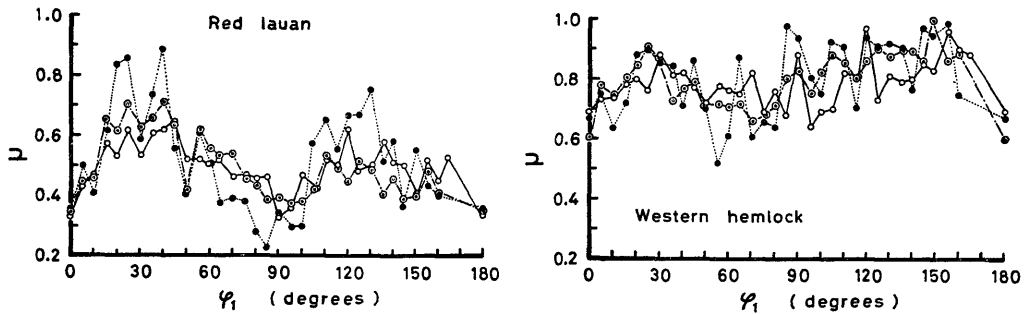


Fig. 24. Variation of frictional coefficient (μ) on interface between tool and chip with grain angle (φ_1).

- ⋯●⋯: calculated value from Eq.(18),
- : calculated value from Eq.(20),
- : calculated value from Eq.(14).

大きな τ を示しながら擦過してゆく (Fig. 20 参照)。したがって、この角度では大きな τ に助長され、 l_k は最大値を示し、切屑は最もすくい面に “くいつく” ことになる。

ベイツガにおいてもレッドラワンとはほぼ同様に、 μ は $\varphi_1 = 30^\circ$ 付近の順目切削、木口切削 ($\varphi_1 = 90^\circ$) および逆目切削 ($\varphi_1 = 110^\circ \sim 150^\circ$) で大きい値を示した。一般にベイツガでは、 μ はレッドラワンより大きい値を示した。これはベイツガの材質的な特性、すなわち硬い晩材層の存在のため、レッドラワンより τ が大きくなることに基づくと考えられる (Fig. 20参照)。

分割工具による応力分布の測定結果に基づく(12)式 (あるいは、その近似式である (18)式) の μ は、応力分布の測定原理から考えて、すくい面のみの摩擦係数を表わしている。しかも、すくい面上で μ は一定であるから、このようなすくい面の μ は、(14) 式の Coulomb 法則による μ と一致すると考えられる。以下では、この問題について詳細に述べる。

まず、分割工具の T_2 ナイフに加わる摩擦力 F 、垂直力 N とから μ を求めた。 T_2 に加わる F 、 N は(15)式で求められるから、 μ は

$$\mu = F/N = (\alpha_F \cdot l_c^{\beta_F}) / (\alpha_N \cdot l_c^{\beta_N}) \tag{19}$$

となる。 $\beta_F \doteq \beta_N$ (Fig. 19参照) であるから、(19) 式は

$$\mu \doteq \alpha_F / \alpha_N \tag{20}$$

となる。(20) 式によれば、分割工具による切削では、 T_2 すくい面長さ l_c は μ の変化には無関係となる。このことは、刃先先端付近に占める切削抵抗の割合からも明らかである。すなわち、 $r_N \doteq r_F$ (Fig. 23参照) であるから、(17) 式に基づくと、 μ は

$$\mu = F_{l=l_c} / N_{l=l_c} \doteq F_{l=l_k} / N_{l=l_k} \tag{21}$$

となり、 $l_c = 0.30\text{mm}$ 、 $l_c = 0.45\text{mm}$ 、 $l_c \geq l_k$ のいずれの T_2 ナイフによる切削でも、また、通常工具による切削でも、 F/N から求められる μ は等しい値を示すことになる。

さらに、(18) 式の $\alpha_\sigma (= \alpha_N \cdot \beta_N)$ 、 $\alpha_\tau (= \alpha_F \cdot \beta_F)$ および (20) 式の α_N 、 α_F との関係から、 μ は

$$\mu = \alpha_\tau / \alpha_\sigma \doteq \alpha_F / \alpha_N \tag{22}$$

となる。したがって、(20) 式による μ (工具面、すなわちすくい面、逃げ面およびノーズ部に加

わる F , N の比) と, (18) 式による μ (工具すくい面のみに働く τ , σ の比) は近似的に一致することになる。また, (20) 式による μ は, (14) 式による μ と同一と考えられるから, (14), (18) および (20) 式による μ は同一のもと考えられる。そこで, 実験結果に基づいて, (18) 式による μ を (20) 式による μ および (14) 式による μ と比較して, その結果を Fig. 24 に示す。これら 3 通りの測定方法では, μ の変動は著しいが, いずれも φ_1 に対する μ の傾向がよく類似し, (20) 式あるいは (14) 式による摩擦係数と, (18) 式によるすくい面の摩擦係数はほぼ同一のもと考えられる。したがって, この種の低速の木材切削における摩擦係数はすくい面上で一定であり, その値を求める場合には, 単純な (14) 式の Coulomb 法則によって求めればよいことになる。

Coulomb 法則に関して, 金属切削ではつぎのように説明されている。すなわち, 金属切削では, すくい面と切屑との接触域における切屑面には, 接触状態の異なる二つの領域が認められている。刃先に近いすくい面と接触する切屑面では, 切屑の一部がすくい面に凝着していると認められる高温・高圧力下の領域 (sticking region) と, 切屑離脱点側に近いすくい面と接触する切屑面では, すべり現象が認められる領域 (sliding region) とに分けられている²¹⁾。後者の領域では, すくい面上で μ が一定となり Coulomb 法則を満足するが, 前者の領域では Coulomb 法則が適用できないことが報告されている^{12), 21)}。木材切削では, すくい面と切屑との接触状態は, 切削角の極めて大きい一部の切削で sticking region が存在する¹⁾ ことを除けば, sliding region が支配的であると考えられる。このことは, Fig. 21 の σ , τ の分布からも明らかである。金属切削では, 刃先先端付近に向うすくい面上で τ に著しい変化が生じる²¹⁾ が, 木材切削ではすくい面上で σ , τ とともに指数関数的な変化を示し, 一方の応力の急激な変化はみられない。しかも, τ と σ の比, すなわち μ はすくい面上で一定となるから, このようなすくい面での接触状態は sliding region が支配的であり, その領域では Coulomb 法則を満足することになる。

しかし, 本実験のような低速の木材切削では, 刃先先端付近の温度が無視し得たが, 高速切削では, これが無視できないこと, および刃先に極めて近いすくい面上の応力分布が測定できないこと, など種々検討すべき問題を多く含むが, これらの諸点に関しては, 今後にわたり検討しなければならない課題と考えている。

4.5 木材のすべり摩擦係数と木材の切削加工による摩擦係数との比較

これまで述べてきたように, 木材切削における摩擦係数, とくに Coulomb 法則による摩擦係数 μ の性格が明らかとなった。この μ が一般の摩擦実験で得られる摩擦係数と近似できれば, 切削抵抗の力学的解析などに非常に都合のよいことになる。しかし従来, 木材切削における摩擦の解明が遅れ, 切削機構および切削抵抗の力学的解析ではしばしば摩擦実験による摩擦係数が用いられてきた²²⁾。以下では, 一般的な木材の摩擦実験 (すなわち, あらさをもった木材と平滑な鋼面とのすべり摩擦実験) によって求められる摩擦係数と, これまでに述べてきた木材切削による摩擦係数 (平滑な工具すくい面と切削された切屑の裏面との摩擦係数) とを比較してみる。

すべり摩擦実験は, Fig. 5 に示す装置によって行った。試験片④を送り台⑦上に固定し, 通常工具②で試験片表面を切削し, 基準とする摩擦面を作った。その後, 2 分力測定装置①に固定された通常工具をとりはずし, すべり摩擦実験用圧子を同位置に固定した。昇降テーブル⑧の上下移動により, 圧子に被削材圧入量 $d \doteq 0.5 \text{ mm}$ を与えた後, 送り台⑦を移動させて摩擦実験を行った。

圧子は, Fig. 25 の付図にみられるように, その先端が 141° の角柱状で, 被削材のかみ込み面側に 15° の接触角, 逃げ面側に 24° の逃げ角が設けてあり, その両面は極めて平滑に研磨されて

いる。この圧子による摩擦実験では、摩擦係数 μ が荷重の大きさ（すなわち、 d ）に無関係である¹⁰⁾ことが確かめられている。したがって、圧子に加わる垂直力 P_V および摩擦力 P_H の2成分を測定すれば、 P_V の大きさとは無関係な μ が次式から求め得る。

$$\mu = P_H / P_V \quad (23)$$

試験片は、切削実験で用いた Fig. 8 と同じ材を使用し、繊維傾斜角（ここでは、摩擦方向と繊維走行の交差角度） φ_1 を $0^\circ \sim 180^\circ$ に変化させた。摩擦方向は、Fig. 8 の切削方向と同様であるが、摩擦面にはつぎの2種類の切削加工面を用いた。通常工具（刃先角 25° 、逃げ角 5° ）による切込量約 0.05 mm の切削（試験片の送り速度 $f = 144.9 \text{ mm/min}$ ）で得られた極めて平滑な切削加工面と、切込量 0.8 mm の切削で得られた粗い切削加工面とを用いた。

このようなすべり摩擦実験（すべり速度は 144.9 mm/min ）により、(23)式から μ を求めた。その結果を Fig. 25 に示す。同図には、比較のため、通常工具による切削実験で得られた μ をも示した。Fig. 25 から明らかなように、 μ は平滑な加工面と粗い加工面で顕著な差がみられず、表面あらさの影響をうけない。しかも、 μ は加工面の繊維走行の影響をほとんどうけず一定である。レッドラワン、ベイツガともに同様の傾向であるが、材質的な特性が影響するため、 μ はベイツガで大となった。一方、切削による μ と比較すると、両樹種ともに切削による μ は摩擦実験による μ と非常に近い値を示した。しかし、このような単純な摩擦実験では、切削による諸条件（この場合は φ_1 の影響）の変化を説明し得るような摩擦係数は得られていない。

この結果からみても、切削加工における摩擦は切削過程全体と関連させてとらえるべきである

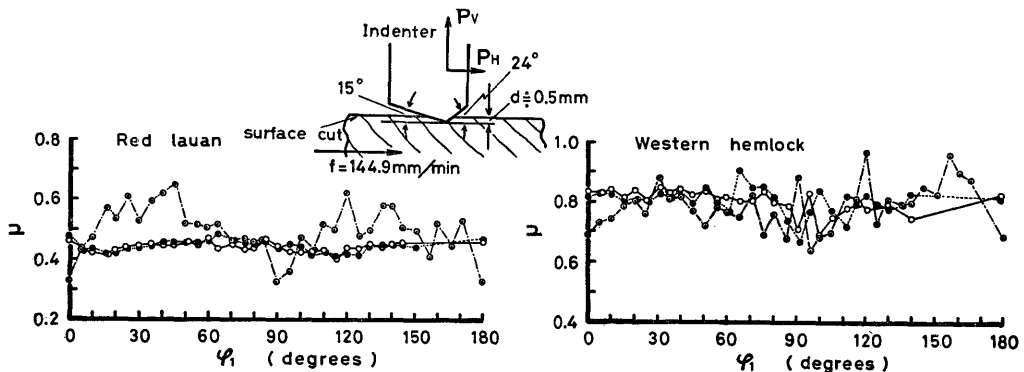


Fig. 25. Comparison with various frictional coefficients (μ).

- : frictional coefficient (μ) on interface between surface of indenter and smooth surface of workpiece produced by cutting at about 0.05 mm of depth of cut. Calculated value from Eq.(23).
- : frictional coefficient (μ) on interface between surface of indenter and rough surface of workpiece produced by cutting at 0.8 mm of depth of cut. Calculated value from Eq.(23).
- : frictional coefficient (μ) on interface between tool and chip during cutting. Calculated value from Eq.(14).

P_H, P_V : horizontal and vertical components of indenter pressure,
 d : depth of indentation of indenter,
 f : feed velocity of test specimen,
 φ_1 : angle made between sliding direction and grain orientation of wood (grain angle).

ことがわかる。切削過程と切り離して摩擦係数を解析しても、切削諸条件の変化による摩擦係数の変化を説明し得るような統一的な切削加工における摩擦理論を得ることは難しいと考えられる。切削過程との関連で、この種の今後のより詳細な研究が望まれる。

5. 結 語

木材切削における工具すくい面に働く応力分布を測定するため、通常工具および分割工具を用いて低速二次元切削を行った。これにより、繊維傾斜角の比較的広い範囲にわたって、切削現象の変化、切削抵抗および応力分布の一般的傾向が明らかとなった。さらに、それら応力分布の測定結果に基づき、すくい面摩擦係数をも求めた。これらの切削現象の変化、応力分布および摩擦係数に関して、得られた基礎的知見を要約すると、つぎのとおりである。

(1) 切削抵抗は、繊維傾斜角 $\varphi_1=0^\circ$ を基準として次第に増加してゆき、 $\varphi_1=40^\circ$ からは漸増するが、 $\varphi_1=80^\circ\sim 90^\circ$ (木口切削) および $\varphi_1=90^\circ\sim 110^\circ$ (逆目切削) で極めて大となる傾向を示した (Fig. 13および14)。

(2) $\varphi_1=30^\circ\sim 40^\circ$ および $\varphi_1=150^\circ$ 付近は、ともに切屑生成形態の変移点であり、切削抵抗の変化、切屑の接触長さおよび曲率半径の変化が著しく、これらの局部的増減があらわれる (Fig. 11~14, Photo. 2および3)。

(3) すくい面に働く垂直応力 σ および摩擦応力 τ は、刃先から切屑離脱点にいたるすくい面の距離 l の関数として、(16)式で表わし得る。すなわち、 σ, τ はいずれも刃先に向うすくい面上で指数関数的に増加する傾向を示した (Fig. 19~21)。

(4) φ_1 の変化にともなう σ, τ の変化の傾向は、 $\varphi_1=0^\circ$ を基準として次第に増加してゆき、 $\varphi_1=80^\circ\sim 90^\circ$ (木口切削) および $\varphi_1=110^\circ\sim 150^\circ$ (逆目切削) で極めて大きな応力を示した (Fig. 20および22)。

(5) 刃先先端付近に占める切削抵抗の割合 (垂直力 N の比 r_N および摩擦力 F の比 r_F) は、 $r_N \doteq r_F$ と考えられ、それらの割合 r_N, r_F は φ_1 によって異なるが、平均的に考えて約60~80%であった。したがって、刃先先端付近に占める切削抵抗は極めて大きいと考えられる (Fig. 23)。

(6) σ, τ から求められるすくい面の摩擦係数 $\mu (= \tau/\sigma)$ ((12) 式) は、すくい面の距離 l には無関係な(18)式で表わすことができ、すくい面上で一定となる。

(7) φ_1 の変化にともなう μ の変化の傾向は、 $\varphi_1=30^\circ$ 付近の順目切削、木口切削 ($\varphi_1=90^\circ$) および逆目切削 ($\varphi_1=110^\circ\sim 150^\circ$) で大きい値を示すが、 μ には材質的な特性も影響する (Fig. 23)。

(8) すくい面の摩擦係数 $\mu (= \tau/\sigma)$ を、(14) 式あるいは(20)式の μ (Coulomb 法則) と比較すると、 φ_1 の変化にともなうこれら μ の変化の傾向はよく類似し、これらの μ はほぼ同一と考えられる。したがって、切削抵抗の2方向分力を測定し、これに基づいて μ を求めれば、すくい面の摩擦係数を表わすと考えられる (Fig. 24)。

(9) 木材の摩擦実験 (平滑な鋼面と繊維走行の異なる木材表面とのすべり摩擦実験) による摩擦係数は、木材の切削実験による摩擦係数と異なり、切削諸条件の変化を説明し得るような値とはならない (Fig. 25)。

謝 辞

本研究遂行にあたり、実験上種々の御便宜をはかっていただいた九州大学農学部教授 森稔博士、ならびにとり纏めに際し懇篤な御指導を賜った京都大学農学部教授 杉原彦一博士に深甚なる謝意を表します。

文 献

- 1) P. Koch: "Wood Machining Processes", N. Y. Ronald Press Co., p.35 (1960)
- 2) W. M. McKenzie: *For. Prod. Jour.*, 17(11), 38(1967)
- 3) H. A. Stewart: *For. Prod. Jour.*, 19(3), 43(1969)
- 4) 黄 彦三, 林大九郎: 木材学会誌, 19, 7(1973)
- 5) B. E. Klamecki: *Wood Sci. Tech.*, 10, 209(1976)
- 6) 杉山 滋: 「単板切削に関する解析的基礎研究」, 京都大学学位論文 (1977)
- 7) 杉山 滋: 木材学会誌, 23, 472 (1977)
- 8) F. P. Bowden and D. Tabor: "The Friction and Lubrication of Solids", (固体の摩擦と潤滑), 第4版, 曾田範宗訳, 丸善, p.82 (1976)
- 9) 村瀬安英, 太田 基: 木材学会誌, 19, 421(1973)
- 10) 杉山 滋, 森 稔: 木材学会誌, 19, 385(1973)
- 11) 例えば, 竹山秀彦: 精密機械, 21, 386(1955)
- 12) 白樫高洋, 臼井英治: 精密機械, 39, 966(1973)
- 13) 坂井秀春: "木工刃物", 日刊工業, p.65 (1958)
- 14) 木下直治: 理化学研究所報告, 36(5), 496(1960)
- 15) E. Kivimaa: *Holz als Roh- u. Werkstoff*, 3(10), 95(1952)
- 16) 森 稔: 木材学会誌, 17, 437(1971)
- 17) 杉山 滋: 木材学会誌, 23, 480(1977)
- 18) 杉山 滋: 木材学会誌, 23, 534(1977)
- 19) 杉山 滋: 木材学会誌, 24, 19(1978)
- 20) 杉山 滋, 徳山祐治: 木材学会誌, 24, 612 (1978)
- 21) 山口勝美: 精密機械, 39, 1184(1973)
- 22) 例えば, 土肥 修, 横山正夫: 機械学会論文集, 40, 3523(1974)