

木材の Thick-Slicing におけるプレッシャバーの影響^{*1}

工具に働く切削力および摩擦係数の変化に及ぼす
プレッシャバーの形状と二次圧縮作用位置の影響

杉 山 滋

長崎大学教育学部工業技術教室

(平成3年2月28日受理)

Effects of Diameter, Rolling Type, and Setting Condition of
the Roller Bar upon the Cutting Force and the Frictional
Coefficient Acting on the Tool Rake-Face
in Orthogonal Thick-Slicing of Wood^{*1}

Shigeru SUGIYAMA

Department of Technology, Faculty of Education,
Nagasaki University, Nagasaki 852

(Received Feb. 28, 1991)

Abstract

In the veneer cutting process, compression and restraint caused by a pressure bar play an important role, but few studies have dealt with the effects of them on the frictional coefficient on the tool rake-face. Therefore, the main purpose of this report is to obtain quantitative information on these aspects.

In this study, the roller bars with various diameters (D) and various rolling types were prepared to vary the depth (r_t) of restraint caused between the face of the roller bar and the tool rake-face, the acting area of restraint, and the degree of adhesion caused between the face of the roller bar and the tight side of the veneer. Before cutting, the test specimens were preheated in water at about 95°C for 4 hours. Ten-millimeter-thick veneer of white seraya were cut with five rolling types of the roller bars, and the horizontal ($F_{H(K)}$) and vertical ($F_{V(K)}$) components of the cutting force ($R_{(K)}$) were measured. And the frictional (F) and normal (N) forces acting on the tool and the resultant force ($R_{(K)}$) were calculated. Based on these measurements, the

^{*1} 本報を「木材の Thick-Slicing に関する研究 (第2報) Studies on Thick-Slicing of Wood(II)」とする。前報は、長崎大学教育学部自然科学研究報告 第32号 145~167 (1981) に掲載。

frictional coefficient (μ) on the rake face was calculated from Eq.(12), and its variation under various experimental conditions was clarified.

The main results obtained are summarized as follows:

- (1) The values of F and N increase with increases in not only the depth (Δr_1) of infinitesimal change of restraint but also D (Figs. 16 and 17).
- (2) The value of μ decreases with increases in Δr_1 , but the decreasing tendency of μ varies under various combinations of rolling types and diameters (D) of the roller bars (Fig. 18).
- (3) The value of μ is the largest when cutting with a RF-type roller bar, but is the smallest when cutting with a RR-type roller bar (Fig. 19).
- (4) The value of μ increases with decreases in D , but the increasing tendency of μ varies under various rolling types of the roller bars (Figs. 20 and 21).

1. 緒 言

単板切削におけるプレッシャバーの圧縮作用には、切削直前に被削材を圧縮する一次圧縮（コンプレッション）と、切削直後にバーと工具すくい面との拘束により単板を圧縮する二次圧縮（レストレイント）とがある。このうち、前者に着眼した研究は数多いが、後者に着眼した研究は比較的乏しい。とくに、単板の切削機構を解明するためには、いろいろな実験条件下での工具すくい面の摩擦係数の変化を明らかにすることが必要となるが、摩擦係数の変化とバーによる二次圧縮との関係を明らかにした研究は、筆者による二、三の例^{1), 2)}はあるが、極めて乏しい。

筆者は、これまでに、バーによる二次圧縮と工具すくい面の摩擦係数の変化との関係を明らかにするために、種々のバーを用いた単板切削実験を行ってきた。即ち、摩擦係数の変化に及ぼす二次圧縮作用位置の影響を検討するために、一次圧縮量および二次圧縮量をそれぞれ一定として二次圧縮作用位置を変化させるためにバーの先端形状の異なる各種のバー（ラウンドバーを中心に、シャープバーおよびダブルフェイスバーなど9種）を用いた単板切削実験¹⁾、ならびにバーの先端形状の異なる各種のダブルフェイスバー（二次圧縮を与えるバー作用部分の逃げ面長さや逃げ角の組み合わせを変えたバー数10種）を用いた単板切削実験²⁾とを行ってきた。これらの実験にひき続き、本研究では、バーによる二次圧縮の作用範囲（二次圧縮を与えるバー作用部分の単板への圧入範囲の大きさ）やバーと単板表面への付着（喰い付き）の程度などを変える実験を容易にするために、ローラバーによる単板切削実験を行うことを計画した。即ち、ローラバーのローラ直径やローラ回転方式（回転固定型、回転自由型および回転駆動型）を種々変えた数多くのタイプのローラバーを用い、一次圧縮量を一定とし、その一次圧縮量に等しいか、または微小に減少・増加するように二次圧縮量を変化させた単板切削実験を行い、工具に加わる切削力を測定し、工具すくい面の摩擦係数の変化を明らかにし、それら切削力や摩擦係数の変化に及ぼす二次圧縮量、二次圧縮の作用範囲および二次圧縮を与えるバー作用部分の単板表面への付着（喰い付き）の程度などの影響についての検討を試みることにした。

$$h = \left(\frac{D}{2} + v\right) \tan \frac{\theta}{2} \quad (5)$$

となる。即ち、刃先から引いた θ の補角の二等分線上にローラの中心があるときに、 $d = r_1$ (あるいは、 $v = v_1$) となることを意味する。なお、 $h = 0$ となる場合には、 r_1 は、

$$r_1 = d + \left(\frac{D}{2} + v\right) (1 - \cos \theta) \quad (6)$$

であるから、 d よりも第2項の値だけ大きくなる。

r_1 を受ける工具すくい面上の刃先からの位置 (最大圧縮位置) を L_1 とすれば、 L_1 は、

$$L_1 = \left(\frac{D}{2} + v\right) \sin \theta - h \cos \theta \quad (7)$$

または、次式で表し得る。

$$L_1 = \left(\frac{D}{2} + v\right) \tan \frac{\theta}{2} - \frac{(d - r_1) \cos \theta}{\sin \theta} \quad (8)$$

(7) および (8) 式において、 $d = r_1$ のとき (あるいは、 $v = v_1$ のとき)、 L_1 は、

$$L_1 = \left(\frac{D}{2} + v\right) \tan \frac{\theta}{2} \quad (9)$$

となる。即ち、刃先から引いた θ の補角の二等分線上にローラの中心があるときに、 $L_1 = h$ となることを意味する。

3. 工具すくい面の摩擦係数の算出法

筆者は、これまでに、分割工具による単板切削実験をバーの作用のある場合^{1), 2)}とバーの作用のない場合^{3), 4)}とに分けて、それぞれの場合における工具すくい面上に働く切削応力 (摩擦応力 τ および垂直応力 σ) の分布の測定を行ってきた。その結果に基づき、工具すくい面の摩擦係数 μ ($= \tau/\sigma$) を、工具刃先からのすくい面上の距離 l との関係で明らかにしてきた。即ち、 μ は、バーの作用のある場合、あるいは作用のない場合のいずれの場合も、 l の大きさには無関係で一定値となることを明らかにした¹⁾⁻⁴⁾。

ローラバー作用下においても、 μ は工具すくい面上で一定となると考えられる。したがって、複雑な分割工具を用いた単板切削実験により μ と l との関係を明らかにしながらバー作用と μ の大きさとの関係を求める必要がないから、本研究では、通常の工具を用いた単板切削実験を行い (図2)、工具すくい面上で一定値となる μ をバー作用との関係で求める。本研究では、通常工具による単板切削実験により、バー作用下における工具に加わる切削力の2分力、即ち切削方向を基準とした場合の切削力の水平分力 $F_{H(K)}$ および垂直分力 $F_{V(K)}$ を片持梁型切削力2分力測定装置により測定し (図1、図3~図5参照)、これらの $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ の測定値を用いて、工具すくい面を基準とした場合の摩擦力 F および垂直力 N を次式により算出した。

$$F = F_{H(K)} \cos \theta - F_{V(K)} \sin \theta \quad (10)$$

$$N = F_{H(K)} \sin \theta + F_{V(K)} \cos \theta \quad (11)$$

F および N を用いるとき、 μ は次式で求められる。

$$\mu = \frac{F}{N} \quad (12)$$

なお、 $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ 、または F および N を用いると、工具に加わる切削力 (合力) $R_{(K)}$ は、

$$R_{(K)} = \{(F_{H(K)})^2 + (F_{V(K)})^2\}^{1/2} = (F^2 + N^2)^{1/2} \quad (13)$$

で求められる。また、 $R_{(K)}$ の作用角 (切削方向に対する $R_{(K)}$ の作用方向とのなす角) を $\theta_{R(K)}$ とすれば、 $\theta_{R(K)}$ は、

$$\theta_{R(K)} = \tan^{-1} \frac{F_{V(K)}}{F_{H(K)}} \quad (14)$$

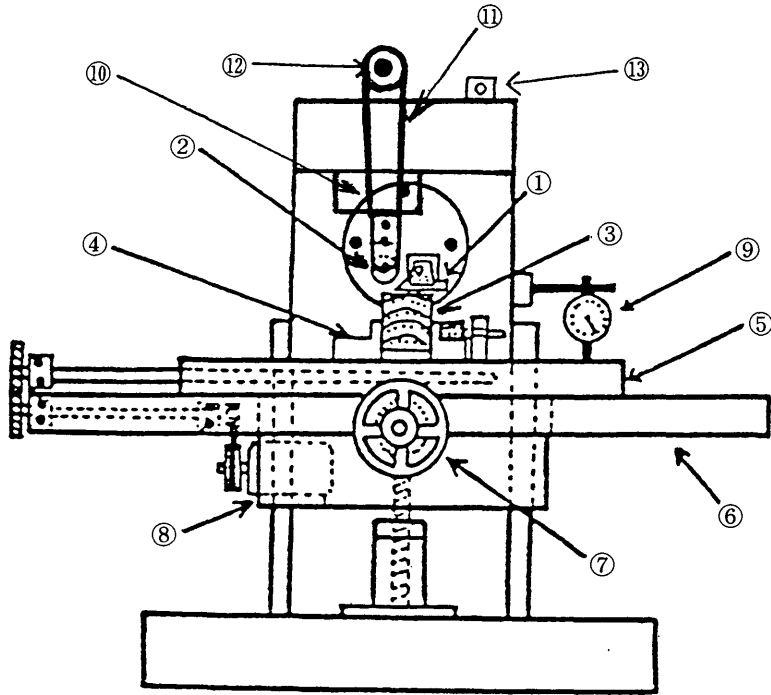


図2 切削実験装置

①：工具(ナイフ)；②：ローラバー；③：試験片；④：試験片固定装置；⑤：ネジ送り方式の送り台；⑥：昇降テーブル；⑦：昇降テーブル移動のためのハンドル；⑧：送り台移動のためのモータ；⑨：ダイヤルゲージ；⑩：ローラバー固定台，⑪：Vベルト；⑫：プーリ；⑬：ローラバーの回転数調整のためのスピードコントローラ

で求められる。 $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ の測定とは別に、本研究では、八角形弾性リング型切削力2分力測定装置により、被削材に加えられる切削力の水平分力 $F_{H(B-K)}$ および垂直分力 $F_{V(B-K)}$ をも測定した。 $F_{H(B-K)}$ および $F_{V(B-K)}$ を用いると、 F および N は、

$$F = F_{H(B-K)} \cos \theta - F_{V(B-K)} \sin \theta \quad (15)$$

$$N = F_{H(B-K)} \sin \theta + F_{V(B-K)} \cos \theta \quad (16)$$

によっても求められる。また、 $F_{H(B-K)}$ および $F_{V(B-K)}$ を用いると、被削材に加えられる切削力(合力) $R_{(B-K)}$ は、

$$R_{(B-K)} = \{(F_{H(B-K)})^2 + (F_{V(B-K)})^2\}^{1/2} \quad (17)$$

であり、 $R_{(B-K)}$ の作用角 $\theta_{R(B-K)}$ は、

$$\theta_{R(B-K)} = \tan^{-1} \frac{F_{V(B-K)}}{F_{H(B-K)}} \quad (18)$$

であるから、本実験では、

$$R_{(K)} = R_{(B-K)} \quad (19)$$

$$\theta_{R(K)} = \theta_{R(B-K)} \quad (20)$$

の関係を確かめながら、実験を進め、(10) および (11) 式、または (15) および (16) 式により F および N を求め、(12) 式により μ を算出した。

4. 実験方法

単板切削実験は、通常工具を用いて行った。同工具は、この実験のために特注した鍛接ナイフ（刃部の材質は、高速度鋼 SKH 2 で、兼房刃物工業（株）製）である。刃先角 β が 18° になるよう研磨したのち、逃げ角 α が $30'$ （即ち、切削角 θ が 18.5° ）となるように、同工具を切削実験装置に裏刃方式で固定した（図 2 および図 3）。

切削実験は、図 2 に示す切削実験装置によって行った。それによる実験の概要は、図 3 を用いてあらましを述べると、つぎのとおりである。即ち、昇降自由のテーブル⑦上に固定された送り台⑥上に、試験片固定装置③を介して取り付けられた試験片④を工具（ナイフ）②に向って送り込む方式で、切削実験が行われるしくみである。実験に先だち、試験片④の表面を予め工具（ナイフ）②によって微小切込量でならし切削を行い、切削基準面を作成したのち、テーブル⑦を昇降させて工具（ナイフ）②に所定の切込量 t を与え、送り台⑥を移動させて切削実験を行った（試験片送り速度 f_w は、 138.7 mm/min 一定とした）。なお、切削実験は、 $t=10 \text{ mm}$ 一定として種々のローラバー⑧の作用下で行った。

このようなローラバーを作用させた切削実験で、試験片の切削中に、工具（ナイフ）②に加わった切削力の 2 分力（即ち、切削方向に平行な水平分力 $F_{H(K)}$ および垂直な垂直分力 $F_{V(K)}$ ）が、工具（ナイフ）②を固定した片持梁型切削力 2 分力測定装置①（ストレインゲージ式切削力 2 分力測定装置を兼ねる）により測定される（図 4 および図 5 参照）。

本研究では、バーと接触する単板表面への付着（喰い付き）の程度の影響を調べるため、ローラバーの回転方式を変えた実験を行う。ローラバーの回転方式として、回転固定型（RR 型）、回転自由型（RF 型）、回転駆動型（RD 型）をとりあげた。

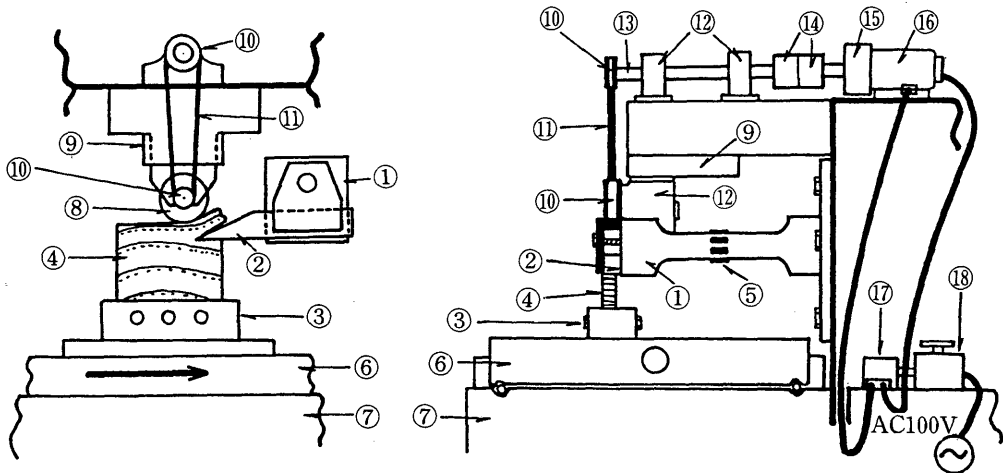


図 3 切削力測定装置とローラバーの回転装置の概要 (1)

①：工具(ナイフ)に加わる切削力を測定するための片持梁型切削力 2 分力測定装置；②：工具(ナイフ)；③：試験片固定装置；④：試験片；⑤：ストレインゲージ；⑥：送り台；⑦：昇降テーブル；⑧：ローラバー；⑨：ローラバー固定装置；⑩：プーリ；⑪：Vベルト；⑫：軸受；⑬：ローラバー回転のための主軸；⑭：カップリング；⑮：ギヤヘッド；⑯：ローラバー回転のためのモータ；⑰：ローラバーの回転数を調整するためのスピードコントローラ；⑱：スライダック

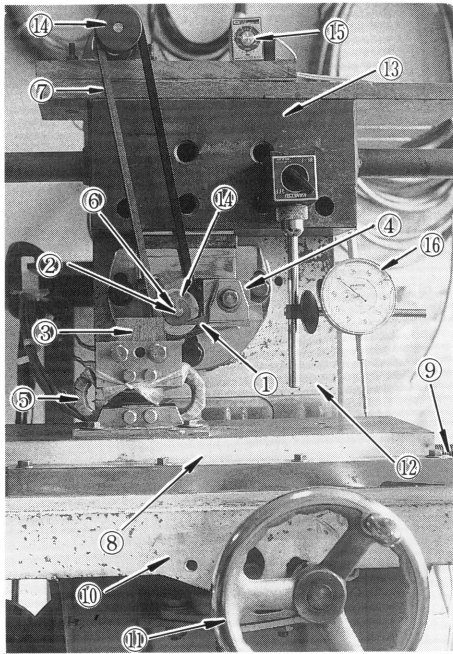


図4 切削力測定装置とローラバー回転装置の概要(2)

①: 工具(ナイフ); ②: ローラバー; ③: 試験片; ④: 片持梁型切削力2分力測定装置(工具固定装置を兼ねる); ⑤: 八角形弾性リング型切削力2分力測定装置(試験片固定装置を兼ねる); ⑥: ローラバーに回転を与えるためのシャフトに嵌め込まれたプーリ; ⑦: Vベルト; ⑧: 送り台(試験片を切削方向に移動させるための装置); ⑨: 送り台を移動させるための親ネジ; ⑩: 昇降テーブル(試験片を上下方向、即ち切込量を設定できる方向に移動させるための装置); ⑪: 昇降テーブルを移動させるためのハンドル; ⑫: 切削実験装置本体; ⑬: 切削実験装置に固定された定盤; ⑭: モータの回転を伝えるためのシャフトに嵌め込まれたプーリ; ⑮: スピードコントローラ; ⑯: 切込量を設定するためのダイヤルゲージ

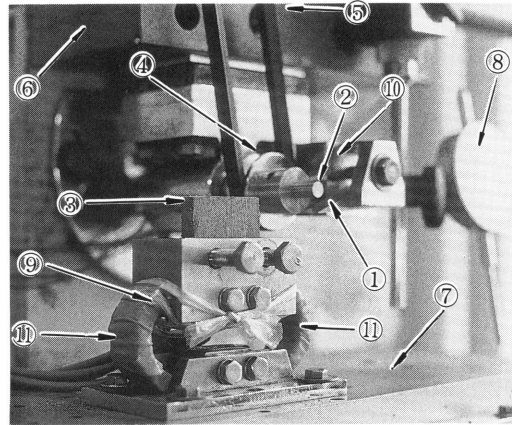


図5(a) 切削力測定装置の概要(1)

—八角形弾性リング型切削力2分力測定装置と片持梁型切削力2分力測定装置—

①: 工具(ナイフ); ②: ローラバー; ③: 試験片; ④: ローラバーに回転を与えるためのシャフトに嵌め込まれたプーリ; ⑤: Vベルト; ⑥: 切削実験装置に固定された定盤; ⑦: 送り台(試験片を切削方向に移動させるための装置); ⑧: 切込量を設定するためのダイヤルゲージ; ⑨: 八角形弾性リング型切削力2分力測定装置(試験片固定装置を兼ねる); ⑩: 片持梁型切削力2分力測定装置(工具固定装置を兼ねる); ⑪: ストレインゲージ貼付位置

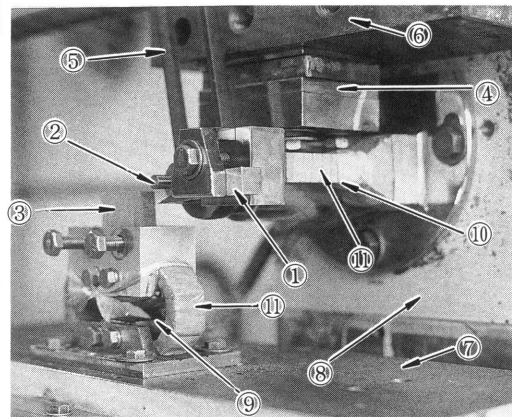


図5(b) 切削力測定装置の概要(2)

—片持梁型切削力2分力測定装置と八角形弾性リング型切削力2分力測定装置—

①: 工具(ナイフ); ②: ローラバー; ③: 試験片; ④: ローラバー固定装置; ⑤: Vベルト; ⑥: 切削実験装置に固定された定盤; ⑦: 送り台(試験片を切削方向に移動させるための装置); ⑧: 切削実験装置本体; ⑨: 八角形弾性リング型切削力2分力測定装置(試験片固定装置を兼ねる); ⑩: 片持梁型切削力2分力測定装置(工具固定装置を兼ねる); ⑪: ストレインゲージ貼付位置

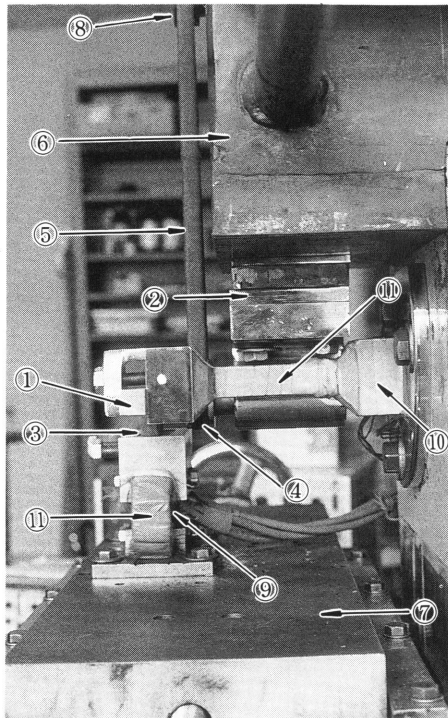


図 5 (c) 切削力測定装置の概要 (3)

—片持梁型切削力 2 分力測定装置—

①：工具(ナイフ)；②：ローラバー固定装置；③：試験片；④：ローラバーに回転を与えるためのシャフトに嵌め込まれたプーリ；⑤：Vベルト；⑥：切削実験装置に固定された定盤；⑦：送り台(試験片を切削方向に移動させるための装置)；⑧：モータの回転を伝えるためのシャフトに嵌め込まれたプーリ；⑨：八角形弾性リング型切削力 2 分力測定装置(試験片固定装置を兼ねる)；⑩：片持梁型切削力 2 分力測定装置(工具固定装置を兼ねる)；⑪：ストレインゲージ貼付位置

ローラバーは、機械構造用炭素鋼 S45C で作られたローラ(試験片切削幅より大きい幅とする)であり、その外周表面は極めて平滑に仕上げられている。切削実験装置の定盤に固定されたローラバー固定装置⑨および⑩の回転自由なシャフトの先端に、ローラバー⑧が嵌め込まれている。同シャフトには、ローラバー⑧のほかプーリ⑩が嵌め込まれ、Vベルト⑪によりローラバー⑧に、回転駆動、回転固定および自由回転をそれぞれ与えることができる。即ち、定盤上に固定されたモータ⑬の回転数をスライダック⑭およびスピードコンローラ⑮で調整することにより、ローラバー⑧に所定の回転駆動を与えることができる。さらに、モータ⑬の回転を停止したままでは、ローラバーは回転固定となり、丸い形状の固定バー(既報¹⁾のラウンドバーと同種であるが、ここでは、回転固定型ローラバーと呼ぶ)となり、また、Vベルト⑪をローラバー側のプーリ⑩からはずすことにより、ローラバーに試験片送り速度と同じ速度の自由回転を与えることができる(この場合のローラバーを回転自由型ローラバーと呼ぶ)。回転駆動型ローラバーでは、被削材切削面と接触するローラバーの外周速度 f_R の被削材送り速度 f_W に対する比 $r (= f_R/f_W)$ がそれぞれ 1.0,

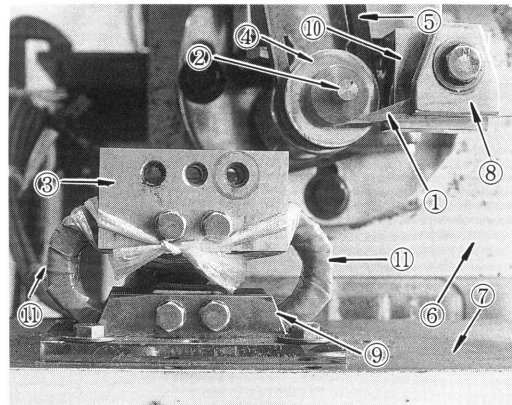


図 5 (d) 切削力測定装置の概要 (4)

—八角形弾性リング型切削力 2 分力測定装置—

①：工具(ナイフ)；②：ローラバー；③：試験片固定装置；④：ローラバーに回転を与えるためのシャフトに嵌め込まれたプーリ；⑤：Vベルト；⑥：切削実験装置本体；⑦：送り台(試験片を切削方向に移動させるための装置)；⑧：工具固定装置；⑨：八角形弾性リング型切削力 2 分力測定装置(試験片固定装置を兼ねる)；⑩：片持梁型切削力 2 分力測定装置(工具固定装置を兼ねる)；⑪：ストレインゲージ貼付位置

0.7および1.3になるように、 f_R を変化させた(文中の番号は、図3に対応している)。

本研究では、バーによる二次圧縮の作用範囲の影響を調べるために、いずれの回転方式によるローラバーの場合も、ローラバーの直径 D を7, 10, 20, 30および40 mmの5段階に変化させた。

なお、ローラバーの回転数を n (rpm) とすると、ローラバーの外周速度 f_R (mm/min) は、

$$f_R = \pi \cdot n \cdot D \tag{21}$$

であるから、図3におけるスピードコントローラで調整する n は、 $r (=f_R/f_w)$ および D を用いれば、次式により求め得る。

$$n = \frac{138.7 \cdot r}{\pi \cdot D} \tag{22}$$

さらに、本研究では、ローラバーによる二次圧縮量 r_1 の変化の影響を調べるために、 $r_1 = d$ を基準として、 r_1 を Δr_1 だけ微小に変化させた。即ち、 r_1 は、

$$r_1 = d + \Delta r_1 \tag{23}$$

であり、 Δr_1 が0の場合、即ち $r_1 = d (=1.00 \text{ mm})$ となる場合を基準として、 $\Delta r_1 = 3 (\times 10^{-2} \text{ mm})$ 間隔におき $-9 \sim 6 (\times 10^{-2} \text{ mm})$ までの範囲で6段階に Δr_1 を変化させた。したがって、本研究では、 r_1 が0.91~1.06 mmの範囲内で切削実験^{*2}を行うことになる。 Δr_1 を変化させるこの実験では、 $r_1 = d (=1.00 \text{ mm})$ となる h を基準として、 h は Δr_1 および D によって変化することになる。 h の変化に伴って、工具すくい面への最大圧縮位置 L_1 も

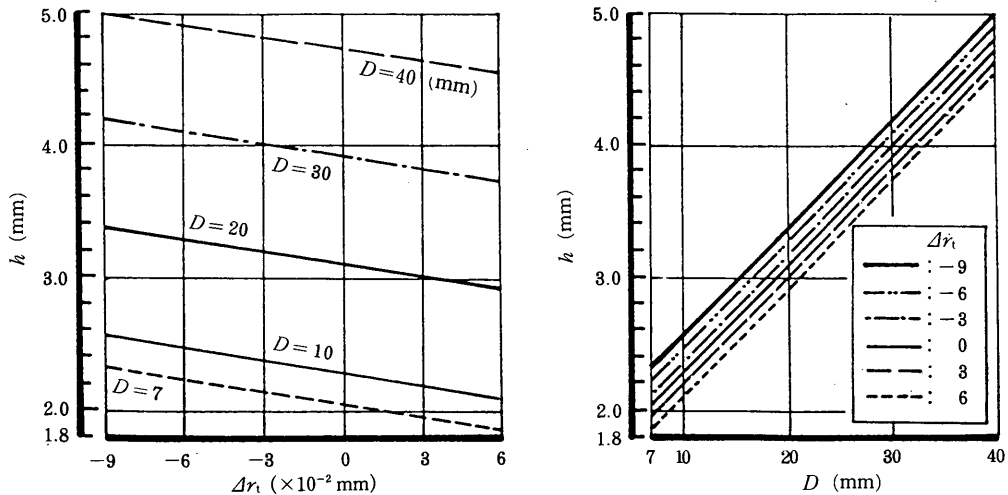


図6 二次圧縮微小量 Δr_1 およびローラバー直径 D の変化に伴う水平距離 h の変化

二次圧縮量 r_1 を一次圧縮量 d に等しくした場合(本研究では、 $r_1 = d = 1.00 \text{ mm}$)を基準として、 r_1 を Δr_1 だけ変化させた場合の h の変化を、 D をパラメータとして示したもので、(4)式からの計算値である(左側の図の場合を例にとり、注釈している)。なお、 $\Delta r_1 = 0$ の場合が $r_1 = d = 1.00 \text{ mm}$ の場合に相当する。

^{*2} この実験の r_1 の範囲内での各条件下で、切削実験(予備実験)を行った結果によれば、いずれの回転方式のローラバーの場合も、また、いずれの D のローラバーの場合も、切削された単板は、裏割れ、曲率などが良好であり、巨視的に判断する限りでは、実験条件の違いによる単板品質の差は殆ど現れなかった。

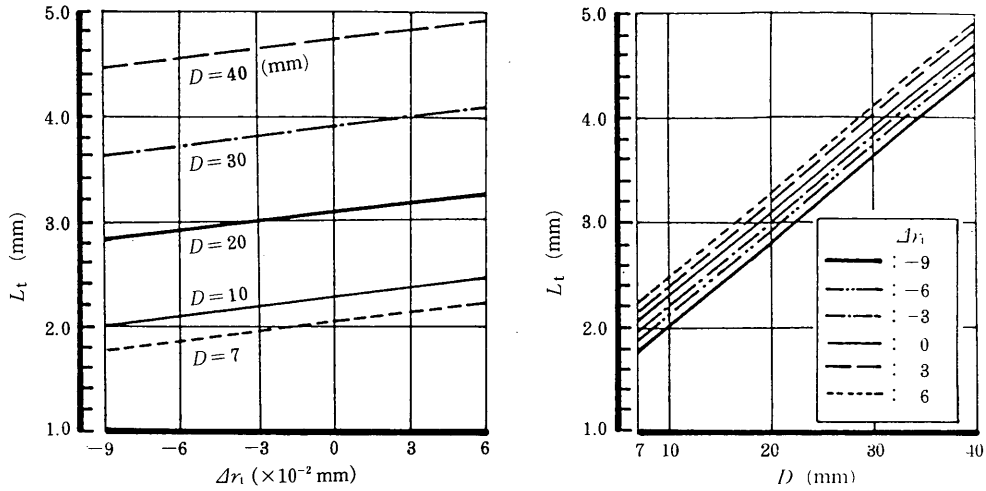


図7 二次圧縮微小量 Δr_1 およびローラバー直径 D の変化に伴う工具(ナイフ)すくい面上の最大圧縮位置 L_t の変化

二次圧縮量 r_1 を一次圧縮量 d に等しくした場合(本研究では、 $r_1 = d = 1.00$ mm)を基準として、 r_1 を Δr_1 だけ変化させた場合の L_t の変化を、 D をパラメータとして示したもので(L_t : 図1参照)、(7)式および(8)式からの計算値である(左側の図の場合を例にとり、注釈している)。なお、 $\Delta r_1 = 0$ の場合が $r_1 = d = 1.00$ mm の場合に相当する。

変化することになる。 Δr_1 および D の変化に伴う h および L_t の変化を、(4)式および(7)、(8)式により算出し、それぞれ図6および図7に示した。

この実験では、 Δr_1 および D の組み合わせで決定される h (図6)と、 d によって決定される v (この実験では、 $d = 1.00$ mm 一定であるから、 $v = 9.00$ mm 一定となる)を用いて、実験条件ごとにローラバーをセットし、切削実験を行った。

切削実験では、切削力の測定が中心となる。実験条件ごとに、3回の繰返し実験を行い、それぞれの実験回数における切削力波形をオシログラフに描かせた。描かれた波形のうち、試験片の切削長さの60%に相当する切削長さの中央部分の波形を用いて、その波形に現れた極大値を全て測定し、その平均値を予め求めた較正結果にあてはめ、荷重に換算し、試験片幅で除して切削力 (kgf/mm) とした。

供試材には、マレーシアカリマンタン島サバ州産のホワイトセラヤ (*Parashorea malaanonan* Merr.) を用いた。その同一原木心材部から、切削面(切削幅10 mm、切削長さ60 mm)が板目面(木表側)、切削方向が繊維走向に垂直となるような、いわゆるロータリー単板切削を対象とした二次元横切削を行い得る試験片を作成した。それら試験片を、90~100°Cで4時間煮沸したのち、冷水中に浸漬し、沈んだ状態で供試した。なお、気乾状態(含水率15.8%)における同材心材部の容積重の平均は、0.47 g/cm³であった。

5. 実験結果および考察

工具(ナイフ)に加わる切削力 $R_{(K)}$ とその2分力(水平分力 $F_{H(K)}$ および垂直分力 $F_{V(K)}$) の変化を、種々のローラバーごとに、二次圧縮微小量 Δr_1 およびローラバー直径 D

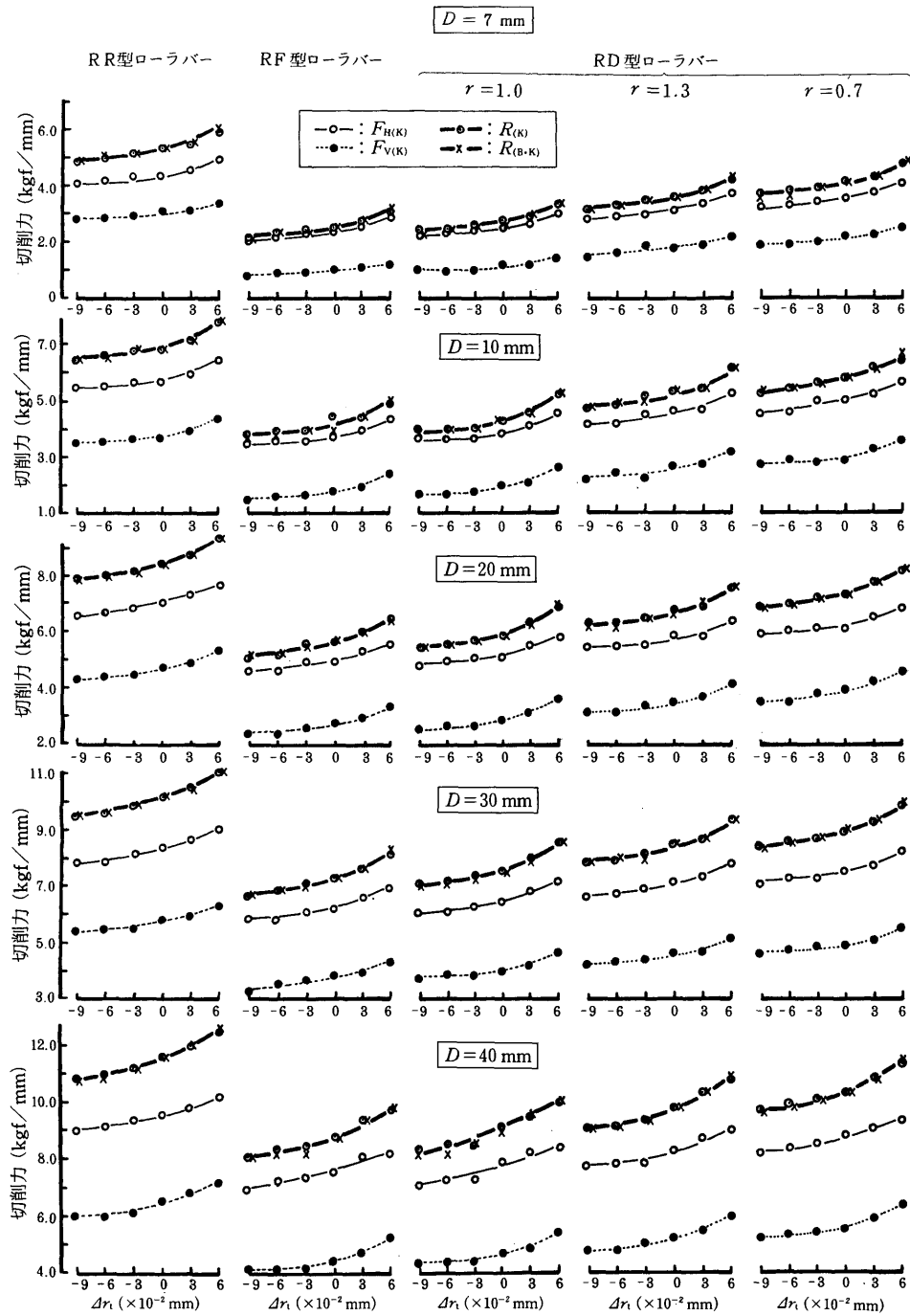


図8 二次圧縮微小量 Δr_1 の変化に伴う切削力(ナイフに加わる切削力合力 $R_{(K)}$ の水平分力 $F_{H(K)}$, 垂直分力 $F_{V(K)}$ および被削材に加えられる切削力合力 $R_{(B-K)}$) の変化(1)

RR型ローラバー: 回転固定型ローラバー; RF型ローラバー: 回転自由型ローラバー; RD型ローラバー: 回転駆動型ローラバー; r : 試験片送り速度 f_w に対するローラバー外周速度 f_R の比; D : ローラバー直径

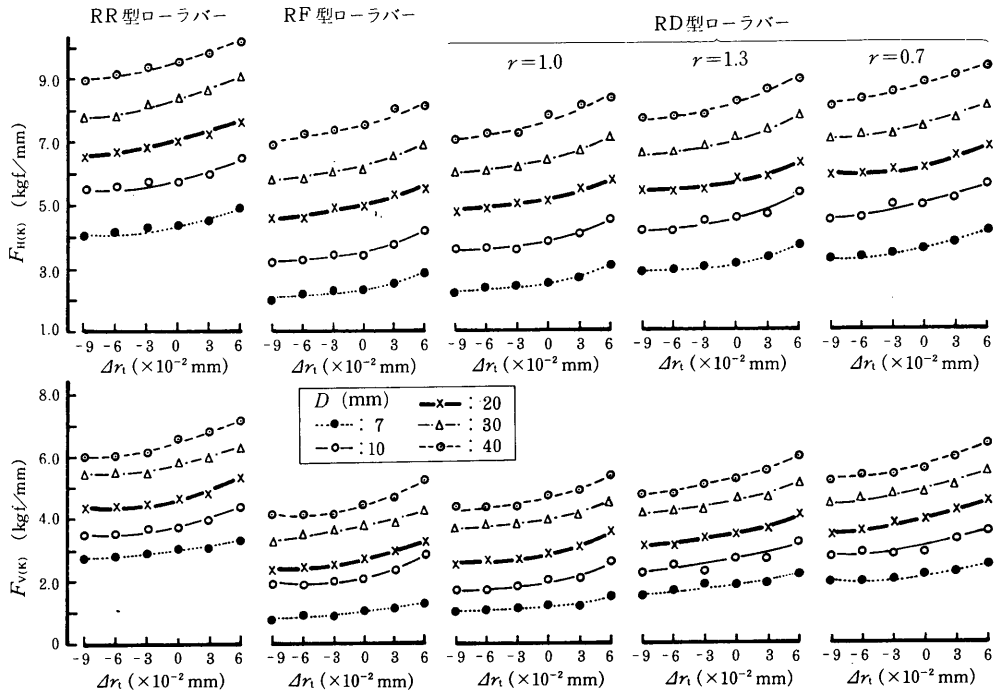


図9 二次圧縮微小量 Δr_1 の変化に伴う切削力 ($F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$) の変化 (2)
 $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$: 図1参照; ローラバー, r および D : 図8参照

の変化との関係でとりまとめ、それらの結果を図8～図13に示した。

比較のために、図8には、被削材に加えられる切削力 (合力) $R_{(K)}$ の変化をも図示した。同図より明らかなように、種々のローラバー作用下で、また、 Δr_1 や D の変化の下で、 $R_{(K)} \doteq R_{(B-K)}$ であることが判明した。したがって、以下では、切削力の変化の傾向や、工具 (ナイフ) に加わる切削力 $R_{(K)}$ およびその2分力 ($F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$) を基準データとして用いる。図8に示すように、 $\Delta r_1 = 0$ (二次圧縮量 r_1 と一次圧縮量 d とが、 $r_1 = d = 1.00$ mm の場合を意味する) を基準として、 Δr_1 の増加・減少に伴い、いずれのローラバーの場合も $R_{(K)}$ 、 $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ は増加・減少の傾向を示した。これらのうち、 $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ の Δr_1 の変化に伴う傾向を、各ローラバーの D ごとに示した図が図9であるが、同図によれば、いずれのローラバーの場合も、また、いずれの D の場合も、 Δr_1 の増加・減少に伴い $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ は、 Δr_1 の増加・減少に伴い増加・減少の傾向を示すことがわかる。とくに、 D の小さい場合には、 $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ は小さい値を示した。

同一の D の場合について、分力や合力の大きさを比較してみる。図10より明らかなように、いずれの分力や合力の場合も回転固定型 (RR型と略記する) ローラバーの場合に最も大きく、ついで、駆動速度比 $r=0.7$ の回転駆動型 (RD型と略記する) ローラバー、 $r=1.3$ のRD型ローラバー、 $r=1.0$ のRD型ローラバーの順に小さくなり、回転自由型 (RF型と略記する) ローラバーの場合には最も小さい値を示した。しかし、 $r=1.0$ のRD型ローラバーの場合とRF型ローラバーの場合とでは、その差は極めて僅少であった。図10からも明

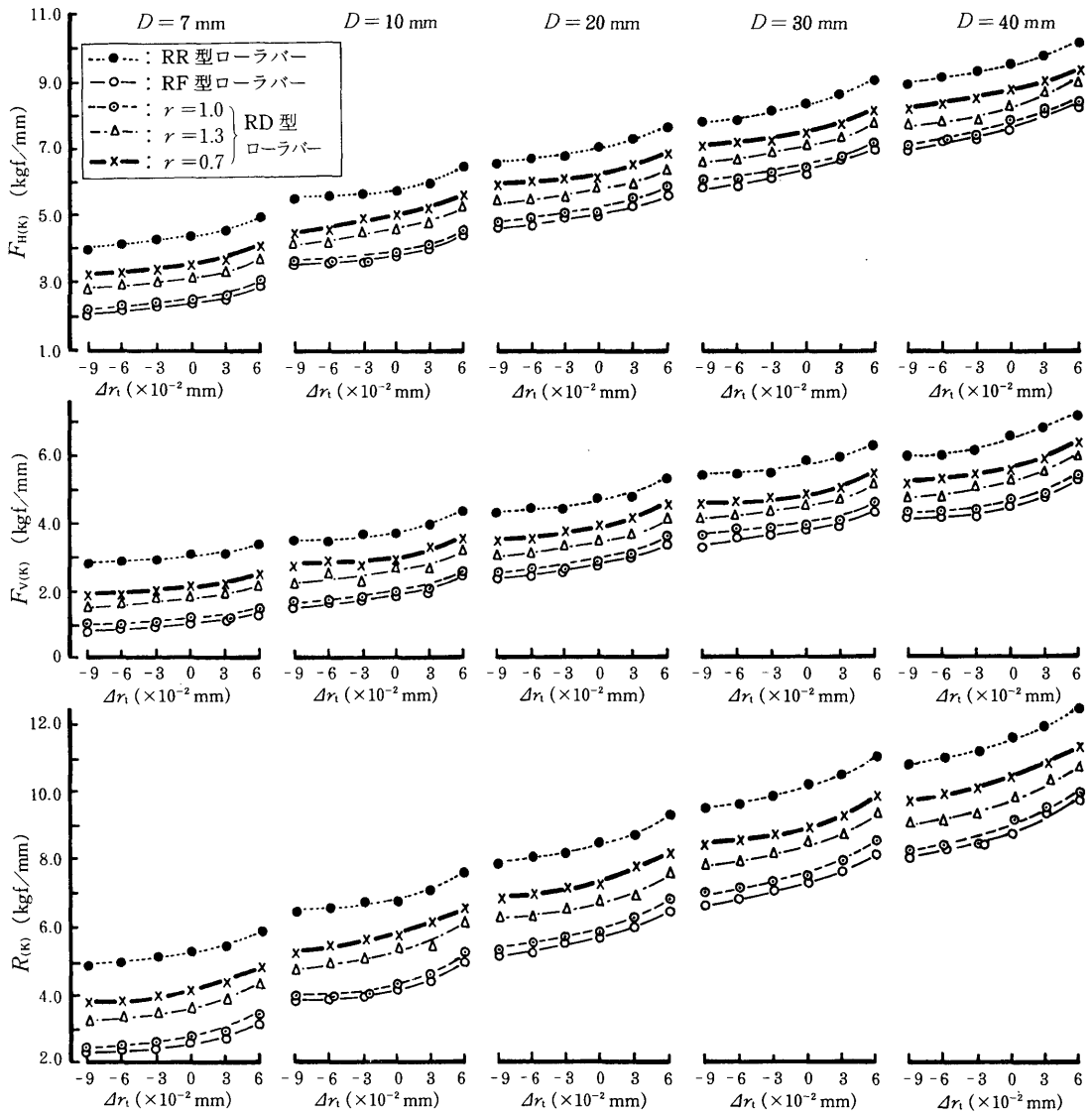


図10 二次圧縮微小量 Δr_1 の変化に伴う切削力 ($F_{H(K)}$, $F_{V(K)}$ および $R_{(K)}$) の変化 (3)

$F_{H(K)}$, $F_{V(K)}$ および $R_{(K)}$: 図1 参照; ローラバー, r および D : 図8 参照

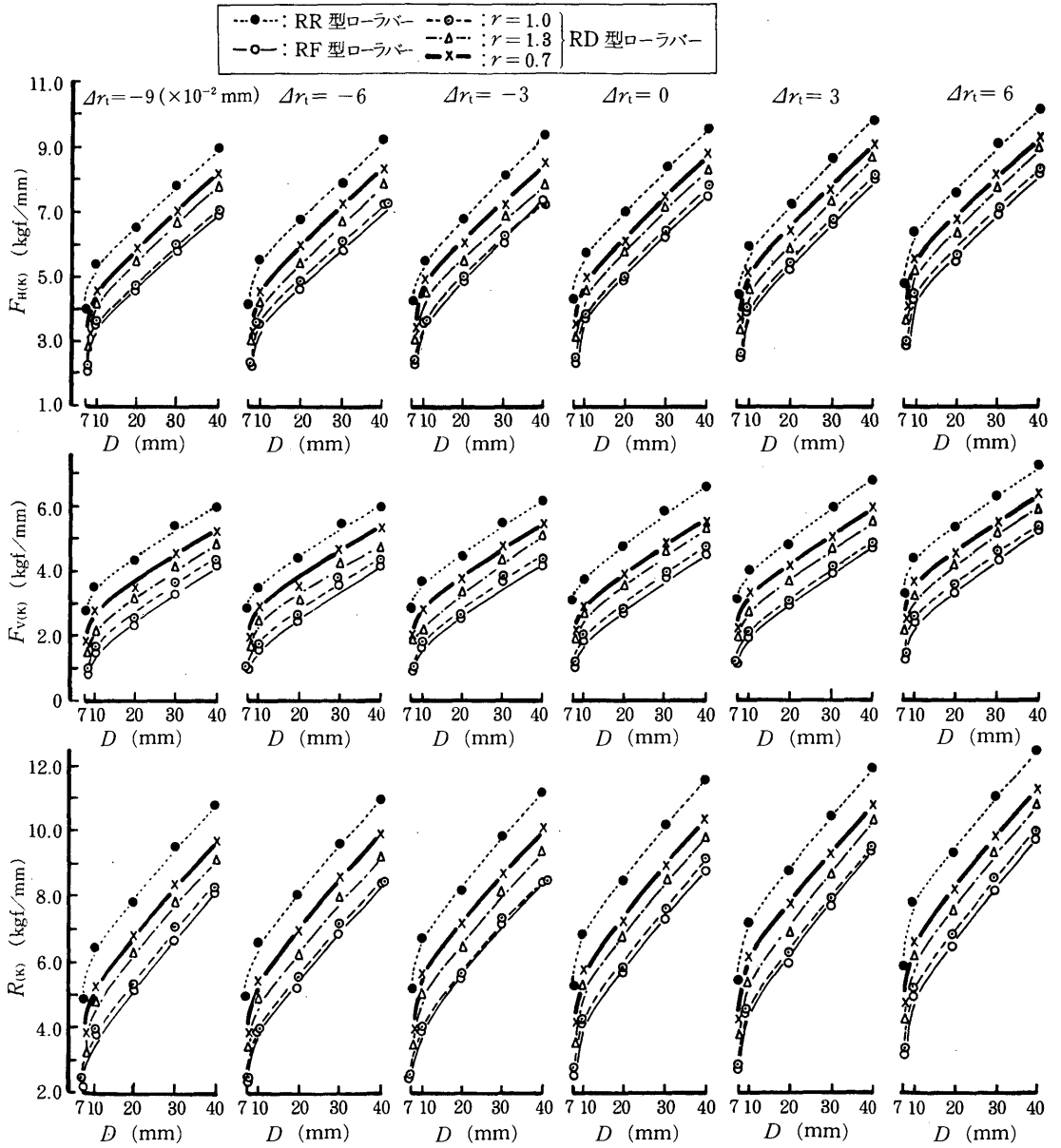


図11 ローラー直径 D の変化に伴う切削力($F_{H(K)}$, $F_{V(K)}$ および $R_{(K)}$)の変化(1)

$F_{H(K)}$, $F_{V(K)}$ および $R_{(K)}$: 図1参照; ローラー, r および Δr_1 : 図8参照

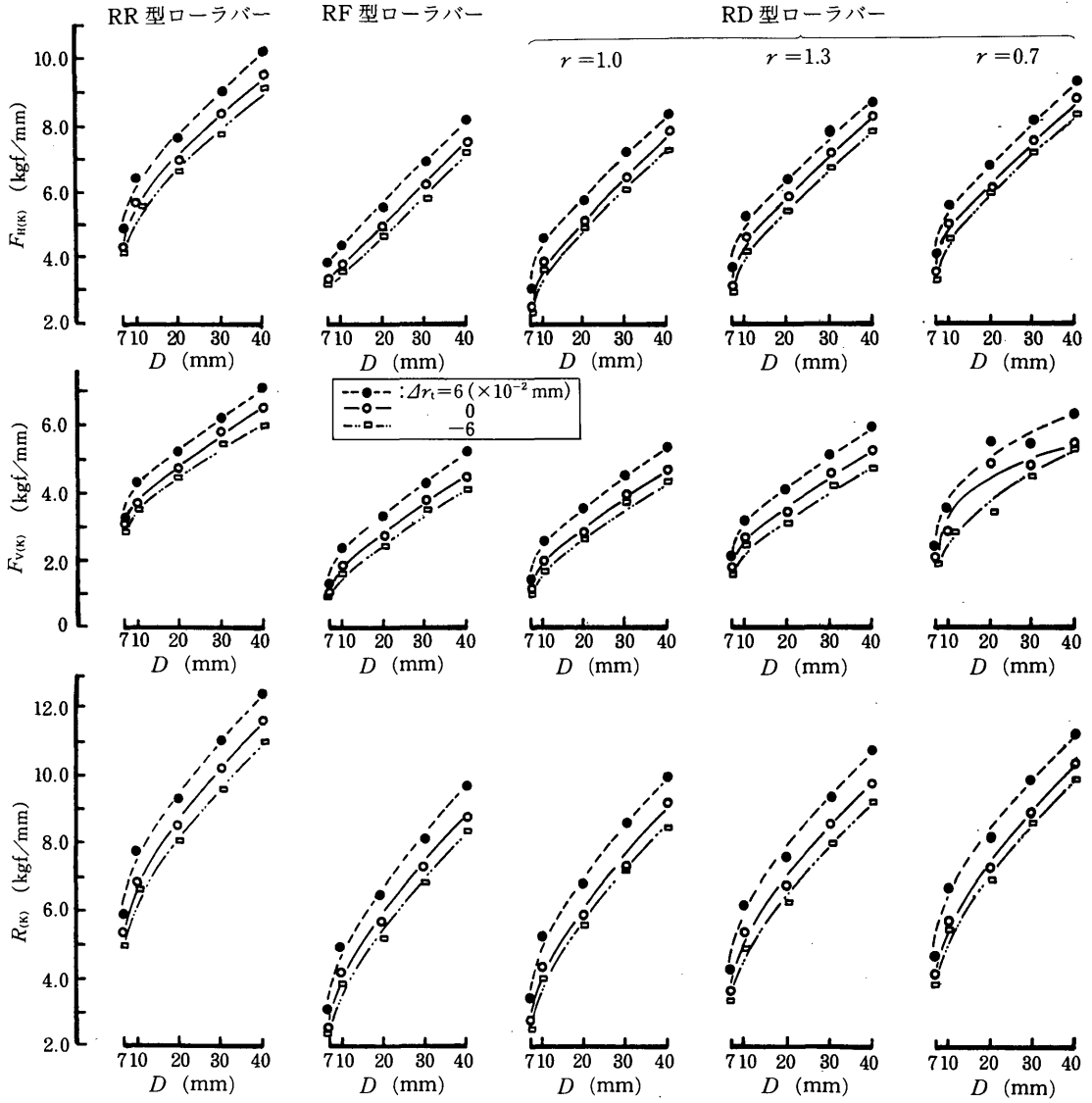


図12 ローラバー直径 D の変化に伴う切削力($F_{H(K)}$, $F_{V(K)}$ および $R_{(K)}$)の変化(2)

$F_{H(K)}$, $F_{V(K)}$ および $R_{(K)}$: 図1参照; ローラバー, r および Δr_1 : 図8参照

らかなように、 Δr_1 の変化に伴う分力や合力の変化の傾向は、 D の増加に伴いより顕著になる。

$R_{(K)}$ 、 $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ は、いずれも D の減少に伴い減少傾向を示すが、 $D=7$ mm の場合には著しい減少傾向を示した(図11)。このような D の変化に伴う $R_{(K)}$ 、 $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ の変化の傾向は、 Δr_1 の大きい場合に著しい(図12)。

なお、分力や合力の相互の大きさの関係は、図13より明らかである。実験条件によって異なるが、おおよそつぎのようである。即ち、 $F_{H(K)}$ は $F_{V(K)}$ の1.5~2.0倍の大きさであり、 $R_{(K)}$ は $F_{H(K)}$ の1.2倍の大きさであった。

切削力 $R_{(K)}$ の作用角 $\theta_{R(K)}$ の変化を、種々のローラバーごとに、 Δr_1 および D の変化との関係でとりまとめ、それらの結果を図14および図15に示した。図14および図15より明らかなように、 $\theta_{R(K)}$ は、RF 型ローラバーおよび $r=1.0$ の RD 型ローラバーの場合には D および Δr_1 の変化に伴い比較的顕著な変化を示すが、RR 型ローラバー、 $r=1.3$ の RD 型ローラバーおよび $r=0.7$ の RD 型ローラバーの場合には D および Δr_1 の変化には比較的緩慢な変化を示した。

つぎに、切削力 $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ を用いて、摩擦力 F および垂直力 N を算出した。それ

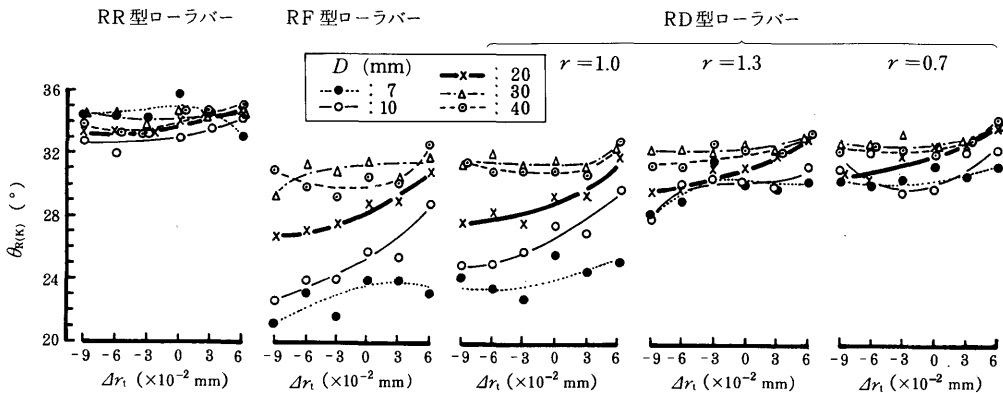


図14 二次圧縮微小量 Δr_1 の変化に伴う切削力合力の作用角 $\theta_{R(K)}$ の変化

ローラバー、 r および D : 図8 参照

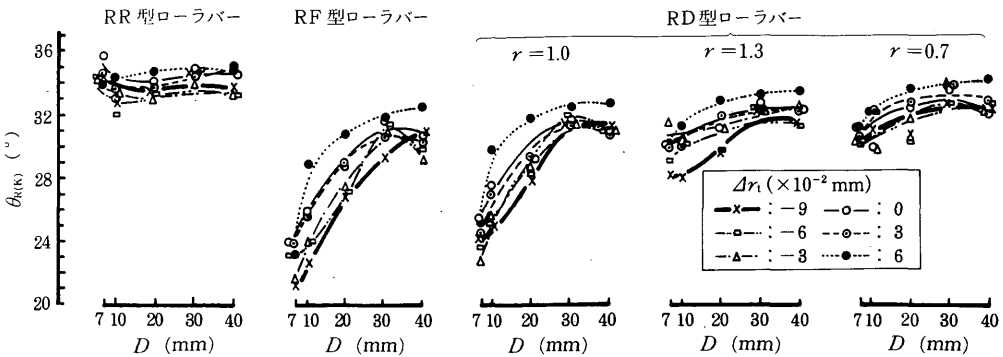


図15 ローラバー直径 D の変化に伴う切削力合力の作用角 $\theta_{R(K)}$ の変化

ローラバー、 r および Δr_1 : 図8 参照

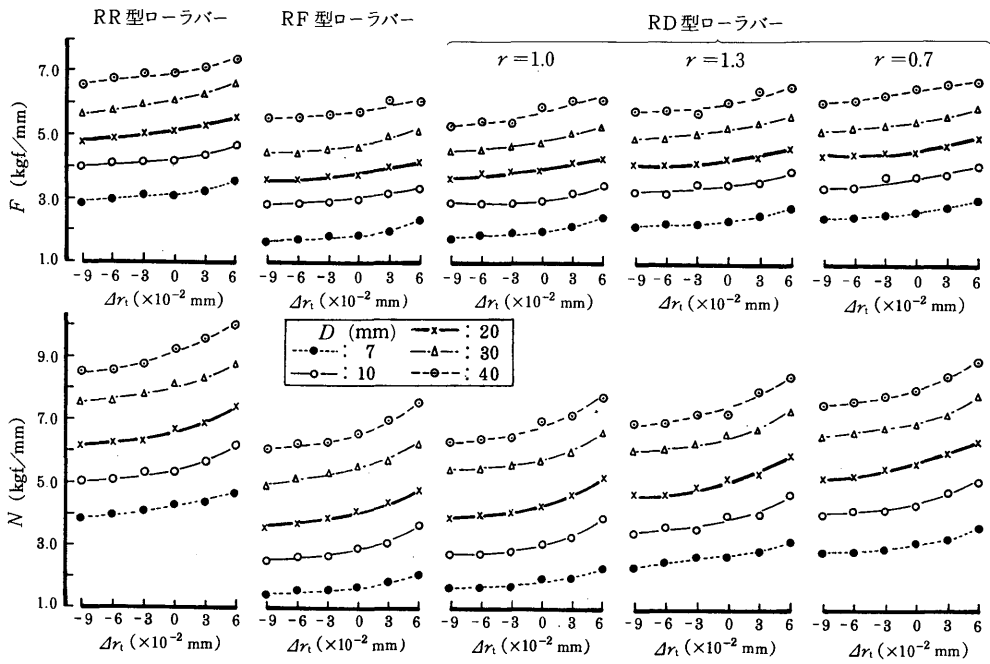


図16 二次圧縮微小量 Δr_1 の変化に伴う摩擦力 F および垂直力 N の変化(1)

ローラバー, r および D : 図8 参照

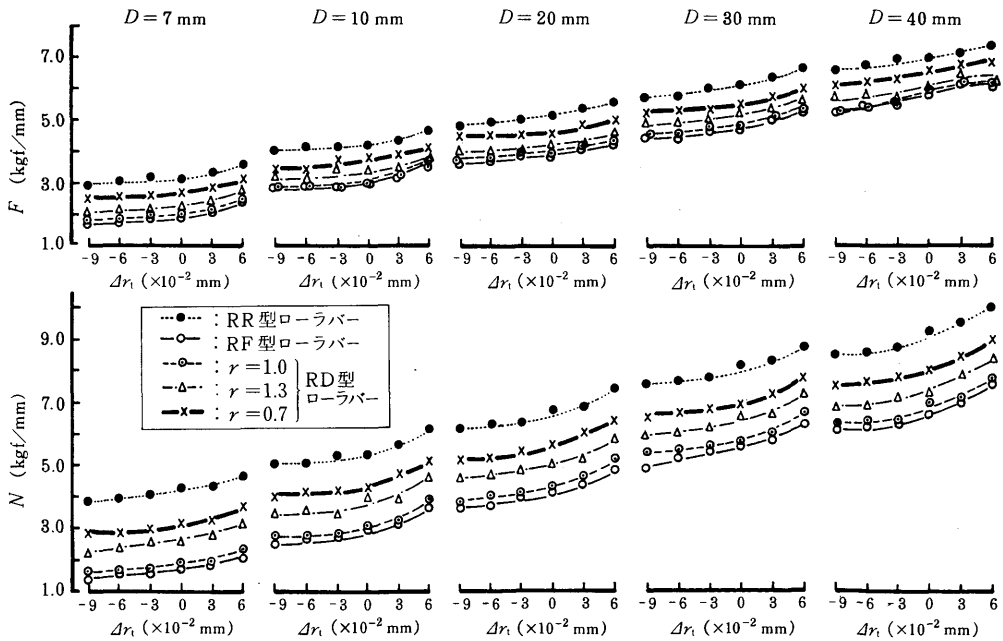


図17 二次圧縮微小量 Δr_1 の変化に伴う摩擦力 F および垂直力 N の変化(2)

ローラバー, r および D : 図8 参照

の結果を、種々のローラバーごとに、バーの直径 D をパラメータとして、**図16**および**図17**に示した。図は、バーによる二次圧縮量 r_1 を一次圧縮量 d に等しくした場合を基準として、微小変化量 Δr_1 だけ増加・減少させた場合の F , N の変化を示したものである。図より明らかなように、 $\Delta r_1=0$ ($r_1=d$ となる場合を意味する) を基準として、 Δr_1 の増加・減少に伴い、いずれのローラバーの場合も F , N のいずれもが漸増・漸減の傾向を示した。また、 F , N は、いずれのローラバーの場合も D の増加に伴い増加の傾向を示した。

F , N の大きさは、いずれの場合も、RR 型ローラバーの場合で最大値を示したが、 $r=1.0$ の RD 型ローラバーの場合と RF 型ローラバーの場合には比較的類似した大きさで小さい値を示し、 $r=1.3$ の RD 型ローラバーと $r=0.7$ の RD 型ローラバーの場合には比較的類似した大きさを示した(図16)。これらの F , N を用い、(12)式により工具すくい面の摩擦係数 μ を算出した。 Δr_1 の増加・減少に伴う μ の変化の例を、種々のローラバーごとに D をパラメータとして、**図18**に示した。同図より明らかなように、 $\Delta r_1=0$ を基準として、いずれのローラバーの場合も、 μ は、 Δr_1 の増加に伴い減少の傾向を示したが、 Δr_1 の減少

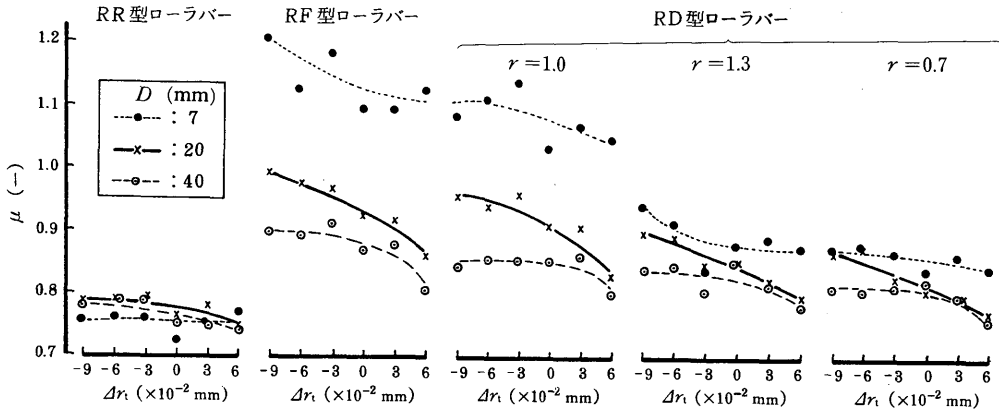


図18 二次圧縮微小量 Δr_1 の変化に伴う工具すくい面の摩擦係数 μ の変化(1)

ローラバー, r および D : 図8 参照

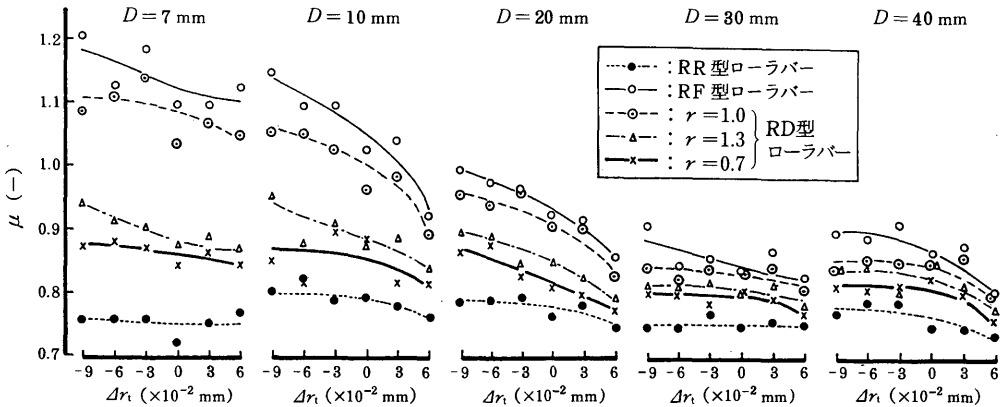


図19 二次圧縮微小量 Δr_1 の変化に伴う工具すくい面の摩擦係数 μ の変化(2)

ローラバー, r および D : 図8 参照

に伴い増加の傾向か、またはほぼ一定で変化のない傾向を示した。とくに、 Δr_1 の増加・減少に伴い上記のような μ の変化の傾向が比較的顕著な場合 (RF 型ローラバーおよび $r=1.0$ の RD 型ローラバーの場合) と、そうでない場合 (RR 型ローラバー、 $r=1.3$ の RD 型ローラバーおよび $r=0.7$ の RD 型ローラバーの場合) とがあった。

さらに、図18より明らかなように、 μ は、RF 型ローラバーの場合に最も大きく、RD 型ローラバーの場合に最も小さかった。 μ の大きさや Δr_1 の増加・減少に伴う μ の変化の傾向から判断すると、 $r=1.0$ の RD 型ローラバーの場合、RF 型ローラバーの場合に比較的類似した傾向を示し、また、 $r=1.3$ の RD 型ローラバーの場合と $r=0.7$ の RD 型ローラバーの場合とは比較的類似した傾向を示したが、RR 型ローラバーの場合には、他のローラバーの場合とは類似しない傾向を示した。

種々のローラバーの場合を比較し易くするために、同じ D の場合について、 $\Delta r_1=0$ を基準として Δr_1 の増加・減少に伴う μ の変化をとりまとめた(図19)。図19より明らかなように、 μ は、いずれの D の場合も RF 型ローラバーの場合に最も大きく、ついで、 $r=1.0$ の

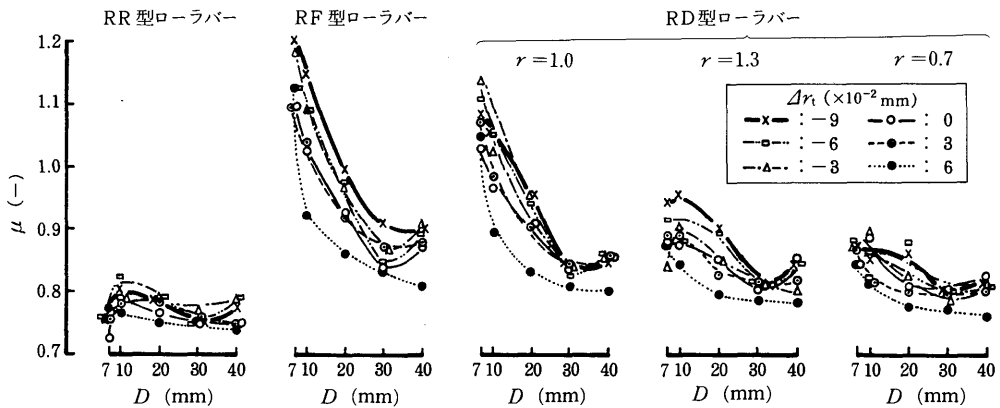


図20 ローラバー直径 D の変化に伴う工具すくい面の摩擦係数 μ の変化 (1)
ローラバー、 r および Δr_1 : 図8 参照

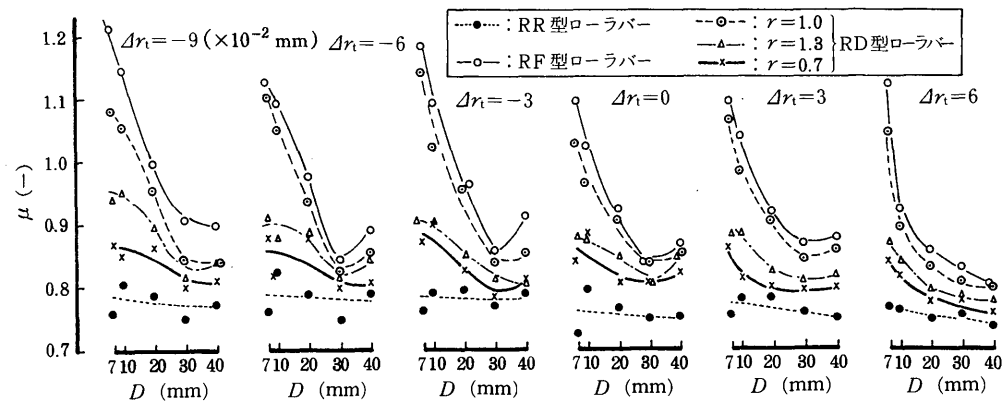


図21 ローラバー直径 D の変化に伴う工具すくい面の摩擦係数 μ の変化 (2)
ローラバー、 r および Δr_1 : 図8 参照

RD 型ローラバー, $r=1.3$ の RD 型ローラバー, $r=0.7$ の RD 型ローラバーの順に小さく, RR 型ローラバーの場合に最も小さかった。なお, RR 型ローラバーの場合には, μ の変化に及ぼす D の影響は顕著に現れなかった。

D の変化に伴う μ の変化を図20および図21に示した。図より明らかなように, D の増加に伴い μ は, 減少傾向 ($\Delta r_1=6 (\times 10^{-2} \text{ mm})$ の場合) か, または $D=30 \text{ mm}$ で最小値をとるミニマムカーブを描く傾向 ($\Delta r_1=-9\sim 3 (\times 10^{-2} \text{ mm})$ の場合) を示した。このような D の変化に伴う μ の変化の傾向は, RF 型ローラバーの場合と $r=1.0$ の RD 型ローラバーの場合に比較的顕著に現れたが, $r=1.3$ の RD 型ローラバーと $r=0.7$ の RD 型ローラバーの場合には比較的緩慢となった。しかし, RR 型ローラバーの場合には, $\mu=0.7\sim 0.8$ の範囲内の変動であり, D の変化に伴う μ の変化には一定の傾向が現れなかった。

以上述べてきたように, それぞれの実験条件下で μ は著しく変動するが, それら変動を考慮に入れて, μ の大きさや μ の変化の傾向をとりまとめると, 概ねつぎのように表し得る。 $\Delta r_1=0$ を基準として Δr_1 を減少させた場合, D を小さくした場合およびローラバーの回転方式として RF 型を採用した場合に, μ は大きい値を示した。これとは逆に, Δr_1 を増加させた場合や D を大きくした場合および回転方式として RR 型を採用した場合には, μ は小さい値を示した。

μ は, N に対する F の比であるから, μ の大きさのちがいは, F , N のそれぞれの増加の程度のちがいを表している。この実験のように, Δr_1 を増加させた場合や D を大きくした場合, ローラバーの回転方式に RR 型を採用した場合などは, 二次圧縮量やその作用範囲 (即ち, 二次圧縮を与えるバー作用部分の単板への圧入範囲) を大きくした場合などであり, いずれの場合もバーと単板表面への付着の程度を大きくした場合であるから, F , N のいずれもが増加をもたらすことになる。このような条件下での μ の減少は, F の増加割合よりも N の増加割合の方が大きいことを意味している。なお, μ の減少をもたらすような本研究におけるバーの二次圧縮作用条件は, 工具すくい面への最大圧縮位置 L_i の増加をもたらす (図7参照)。

二次圧縮量を一定とした既報の実験^{1), 2)}において, 二次圧縮を与えるバー作用部分の単板表面と接触するラウンドバーの円弧の長さを大きくすると, 飽水材の場合で μ が減少すること¹⁾, およびシャープバーよりもダブルフェイスバーの場合に μ が減少すること²⁾, また, ダブルフェイスバーの場合には二次圧縮を与えるバー作用部分の単板表面への接触長さを大きくした場合に μ が減少すること²⁾, などを明らかにしたが, これら既報の実験結果は, いずれもこの実験の結果とよく類似している。即ち, バーと単板表面への付着 (喰い付き) の程度を大きくすると, 工具すくい面上の L_i を増加させ, μ の減少をもたらす。

ローラバーの回転方式を変化させた実験からも明らかなように, 被削材や単板の表面へのローラバーの付着の程度 (とくにその中でも, 二次圧縮を与えるバー作用部分の単板表面への付着の程度) により, μ が変化する。即ち, RR 型ローラバーでは, 単板表面への付着が最も大きく, また, RF 型ローラバーでは付着が最も小さい。このような単板表面への付着の程度は, 工具に加わる F , N の増加の程度に変化をもたらす。付着の程度の大きい場合には, F よりも N の増加割合が大きくなる (図16参照)。

シャープバー, ダブルフェイスバー, RF 型ローラバーおよび $r=1.1$ の RD 型ローラバーを用いて, 1 インチ厚の単板切削実験を行った C.C. Peters らの報告によれば(バーの

名称は、類似する場合に限って、便宜上、本研究のバーと一致させて記述した)、ダブルフェイスバーを作用させた場合に良好な単板が得られることを明らかにしている⁵⁾。ダブルフェイスバーを作用させた場合には、バーの単板表面への付着の程度が他のバーの場合よりも大きくなることは予想されるところであり、これと μ の変化との関係の究明が望まれるところである。

μ の大きさと単板品質との関係を明らかにするために、シャープバー、ダブルフェイスバーおよびラウンドバーなどを用いてバーの先端形状やバーによる二次圧縮作用などを変化させた筆者によるこれまでの実験結果^{1), 2), 6)}によれば、 μ を減少させるような実験条件下では、良好な単板が得られることが判明している。今回の実験により、 μ を減少させるためには、工具すくい面上の L_1 を大きくすることが必要であり、そのためには r_1 の作用量を大きくすること、バーによる二次圧縮の作用範囲（二次圧縮を与えるバー作用部分の単板への圧入範囲）を大きくすることなど、いわゆるバーと単板表面への付着を大きくすることが必要であることが判明した。

なお、今回の実験では、 r_1 を微小量変化させた実験であり、 r_1 の変化によっても得られる単板の品質（曲率、裏割れ、腰の強さ）などが一定で、しかも良好な単板品質が得られる条件下での実験であるから、 μ の減少をもたらすようなバーが、また、 μ の減少をもたらすようなバーの二次圧縮作用条件が、単板品質を良好にするための適正な条件となるかどうかは、本研究のみでは判断できない。したがって、前回までの研究^{1)~7)}や今回の研究に引き続き、次回では、単板の品質が変化するようなバーの水平距離 h を広い範囲で変化（即ち、 $r_1=0$ を基準として r_1 を広い範囲で変化）させた実験を行い、バーと単板表面への付着を含めた二次圧縮作用条件の変化に伴う μ の変化および単板品質の変化を検討する。

6. 結 言

プレッシャバーによる二次圧縮の作用量 r_1 や作用範囲、ならびにバーと単板表面への付着（喰い付き）の程度と工具すくい面の摩擦係数 μ の変化との関係を明らかにすることを目的として、ローラバーを用いた10 mm 厚の単板切削実験を行った。実験では、ローラバーの直径 D や回転方式（回転固定型（RR 型）、回転自由型（RF 型）および回転駆動型（RD 型））を種々変えた数多くのローラバーを用い、一次圧縮量 d を一定として、それと等しい二次圧縮量 $r_1 (=d)$ を基準として微小量 Δr_1 だけ r_1 を増加・減少させ、工具に加わる切削力（合力） $R_{(K)}$ の水平分力 $F_{H(K)}$ および垂直分力 $F_{V(K)}$ を測定し、それらの測定値を用いて摩擦力 F および垂直力 N を算出し、 $\mu (=F/N)$ の変化を明らかにした。

得られた結果は、つぎのように要約できる。

(1) $\Delta r_1=0$ (二次圧縮量 r_1 と一次圧縮量 d とが、 $r_1=d=1.00$ mm の場合を意味する) を基準として、 Δr_1 の増加・減少に伴い、いずれのローラバーの場合も $R_{(K)}$ 、 $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ は増加・減少の傾向を示した(図8)。とくに、 D の小さい場合には、これらの分力や合力は小さい値を示した(図9)。

(2) $R_{(K)}$ 、 $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ は、いずれも、RR 型ローラバーの場合に最も大きく、ついで、駆動速度比 $r=0.7$ の RD 型ローラバー、 $r=1.3$ の RD 型ローラバー、 $r=1.0$ の RD 型ローラバーの順に小さくなり、RF 型ローラバーの場合には最も小さい値を示した。 Δr_1 の変化に伴うこれらの分力や合力の変化の傾向は、 D の増加に伴いより顕著となった(図10)。

(3) $R_{(K)}$, $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ は、いずれも、 D の減少に伴い減少傾向を示すが、 $D=7\text{ mm}$ の場合には著しい減少傾向を示した(図11)。また、 D の変化に伴うこれら分力や合力の変化の傾向は、 Δr_1 の大きい場合に著しくなった(図12)。

(4) $R_{(K)}$, $F_{H(K)}$ および $F_{V(K)}$ の相互の大きさの関係は、実験条件によって異なるが、おおよそ、 $F_{H(K)}$ は $F_{V(K)}$ の1.5~2.0倍の大きさであり、 $R_{(K)}$ は $F_{H(K)}$ の1.2倍の大きさとなった(図13)。

(5) $R_{(K)}$ の作用角 $\theta_{R(K)}$ は、RF型ローラバーおよび $r=1.0$ のRD型ローラバーの場合には、 D および Δr_1 の変化に伴い比較的顕著な変化を示すが、RR型ローラバー、 $r=1.3$ のRD型ローラバーおよび $r=0.7$ のRD型ローラバーの場合には、 D や Δr_1 の変化には比較的緩慢な変化を示した(図14および図15)。

(6) $\Delta r_1=0$ (即ち、 $r_1=d$)となる場合を基準として、 Δr_1 の増加・減少に伴い、 F , N はいずれのローラバーの場合も増加・減少の傾向を示した。また、 F , N は、いずれも、 D の増加に伴い増加の傾向を示した。 F , N の大きさはバーの回転方式によって異なり、RR型ローラバーの場合に最大値を示した(図16および図17)。

(7) $\Delta r_1=0$ を基準として、 μ は、 Δr_1 の増加に伴い減少の傾向を示すが、 Δr_1 の減少に伴い増加またはほぼ一定の傾向を示したが、それらの傾向はバーの回転方式や D によって異なった(図18)。

(8) μ は、RF型ローラバーの場合に最も大きい値を示し、RR型ローラバーの場合に最も小さい値を示した。RF型ローラバーと $r=1.0$ のRD型ローラバーの場合、および $r=1.3$ のRD型ローラバーと $r=0.7$ のRD型ローラバーの場合には、 Δr_1 の変化に伴う μ の変化の傾向が比較的類似した(図19)。

(9) D の増加に伴い μ は、減少の傾向か、あるいは $D=30\text{ mm}$ で最小値となるミニマムカーブを描く傾向を示した。いずれの傾向になるかは Δr_1 の大きさによって異なった。このような D の変化に伴う μ の変化の傾向は、RF型ローラバーと $r=1.0$ のRD型ローラバーの場合には顕著であり、 $r=1.3$ のRD型ローラバーと $r=0.7$ のRD型ローラバーの場合には比較的緩慢となったが、RR型ローラバーの場合には $\mu=0.7\sim 0.8$ の狭い範囲内の値で大きな変化を示さなかった(図20および図21)。

(10) 二次圧縮量 r_1 を増加させたり、 D を増加させた場合(即ち、二次圧縮の作用範囲を大きくした場合)、および回転方式にRR型を採用した場合など、いわゆるバーの単板表面への付着(喰い付き)の程度を大きくした場合に、いずれの場合にも μ は相対的に小さい値を示すことが判明した(図16~図21)。

文 献

- 1) 杉山 滋：単板切削における工具-切屑接触境界面に働く応力および摩擦に関する基礎的研究(第7報) —すくい面の応力および摩擦に及ぼすプレッシャバーの先端断面形状とすくい面への二次圧縮作用位置の影響—, 木材学会誌, **28** (8), 495~503 (1982).
- 2) 杉山 滋：単板切削における工具-切屑(単板)接触境界面に働く応力および摩擦に関する基礎的研究(第10報) —すくい面の応力および摩擦に及ぼすプレッシャバーの先端断面形状とすくい面への二次圧縮作用位置の影響(2)—, 木材学会誌, **31** (10), 814~822 (1985).
- 3) 杉山 滋：単板切削における工具-切屑接触境界面に働く応力および摩擦に関する基礎的研究(第3報) —工具すくい面摩擦特性について—, 木材学会誌, **23** (11), 534~539 (1977).
- 4) 杉山 滋：単板切削における工具-切屑(単板)接触境界面に働く応力および摩擦に関する基礎的研究(第9報) —単板の傾斜二次元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ついて

- , 木材学会誌, **29** (10), 679~687 (1983).
- 5) C.C. Peters, A.F. Mergen and H.R. Panzer: Slicing Wood One-Inch Thick; Four Types of Pressure Bars, *Forest Products Journal*, **19** (7), 47~52 (1969).
- 6) 杉山 滋: ダブルフェイスバーを作用させた単板切削現象 —バーの先端形状と二次圧縮作用の影響—, 木材工業, **41** (6), 270~275 (1986).
- 7) 杉山 滋: 単板切削における工具-切屑(単板)接触境界面に働く応力および摩擦に関する基礎的研究(第11報) —工具すくい面の摩擦係数の変化に及ぼすローラバーの回転方式と二次圧縮作用量・作用範囲の影響—, 木材学会誌, **37** (1), 109~117 (1991).