



| | |
|------------|---|
| Title | 単板剥ぎ取り機械に関する研究 (XXI): 単板切削におけるナイフすくい面に働く切削応力分布に及ぼすプレッシャバー作用の影響 |
| Author(s) | 杉山, 滋 |
| Citation | 長崎大学教育学部紀要. 自然科学. vol.67, p.39-43; 2002 |
| Issue Date | 2002-06-28 |
| URL | http://hdl.handle.net/10069/6114 |
| Right | |

This document is downloaded at: 2019-06-25T10:23:51Z

単板剥ぎ取り機械に関する研究 (XXI)*

単板切削におけるナイフすくい面に働く切削応力分布
に及ぼすプレッシャバー作用の影響

杉 山 滋

長崎大学教育学部技術教育講座

(平成14年3月15日受理)

Studies on Veneer Cutting Machine (XXI)*

Effects of Pressure Bar Compression upon Stress
Distribution on Tool Rake Face in Veneer Cutting

Shigeru SUGIYAMA

Department of Technology, Faculty of Education,

Nagasaki University, Nagasaki 852-8521

(Received March 15, 2002)

Abstract

In the present paper, the stress distribution on the interface between the tool and the chip in the veneer cutting with the sharp bar were made clear, using the composite tool which was divided into two parts. The results obtained are summarized as follows :

(1) The normal stress (σ) and the frictional stress (τ) over a rake face under the sharp bar compression can be expressed by Eq.(2), as a function of the distance (ℓ) on the rake face from the tool edge. These stresses are larger in the veneer cutting with the sharp bar than without a pressure bar, referring to the results of the distributions in the previous report²⁾.

(2) The ratio of the cutting force on the rake face near the tool edge to the total cutting force on the rake face is larger in the veneer cutting with the sharp bar than without a pressure bar (Table 4).

1. 緒 言

単板切削では、切込量の増大に伴いプレッシャバーが重要な役割を果たす。したがって、バー作用下での工具すくい面に働く切削応力分布を究明することが必要となり、本研究の主要な目的の一つである。そこで、この報告では、とくに工具すくい面に着目し、そこに働く切削応力分布がバーの作用により如何なる変化をもたらすか、を明らかにし、すくい面に働く切

* 前報「単板剥ぎ取り機械に関する研究 (XX) Studies on Veneer Cutting Machine (XX)」は、長崎大学教育学部紀要 - 自然科学 - 第66号 47~52 (2002. 3) に掲載。

削応力分布に及ぼすプレッシャバーの作用位置についての基礎的知見を得ようと試みた。

2. 実験方法

既報^{1), 2)}で応力分布の測定方法などを検討した分割工具を用いて、プレッシャバー作用下での工具すくい面に働く切削応力分布を実測しようとするものである(分割工具の概要、切削応力分布の測定原理と方法、切削実験装置およびそれを使っての実験方法などは、既報^{1), 2)}と同様である)。Fig. 1に、分割工具のT₁およびT₂ナイフのセッティング、バーのセッティングの状態を模式的に示す¹⁾。

供試プレッシャバーは、その材質が機械構造用炭素鋼S45Cで、Fig. 1に示すように、被削材との接触角が $\phi = 14^\circ$ となるようなシャープバーを用い、バーの先端を鋭利な状態に保って使用した。

供試材には、フィリピン産レッドラワン(*Shorea negrosensis*)の心材部を用いた。既報^{1), 2)}と同様に、それらを気乾状態(平均気乾比重0.51, 含水率10.1 ~ 12.5%)および飽水状態(約2ヵ月間水中に浸漬し、水中に沈んだ状態)に調整したのち、供試した。

切削方向は、Fig. 2に示すように、板目面の横切削または柁目面の横切削であり、実験の目的によってその方向が異なる。実験条件は、Table 1に要約して示したように、バーを作用させない場合の応力分布²⁾とバー作用下でのそれらを互に比較する目的で、切込量を2段階、被削材の含水率を気乾状態と飽水状態の2状態で、工具すくい面と単板(切屑)との接触長さ l_k の範囲内でT₂すくい面長さ l_c を変化させて実験を行った(l_k を実測した結果、切込量、被削材の状態による差は顕著に現れず、どの条件下においても $l_k \approx 7.2\text{mm}$ とみなし得た。したがって、 $l_c \leq 7.2\text{mm}$ の範囲であればよいが、実験ではT₂のすくい面長さの最小を $l_c = 0.3\text{mm}$ とした)²⁾。

¹⁾ 分割工具では、T₁とT₂ナイフのセッティングが重要となる。とくに切れ刃となるT₂ナイフに加わる力は、バーの強い圧縮力を受けて、バーの作用しない場合よりかなり大きくなると考えられる³⁾。この場合に、T₂刃先の剛性保持が最も問題となる。本報告では、バーを作用させない場合の切削^{1), 2)}より、切削幅を約10~20%小さくすることでバー作用下でのT₂に加わる力を減少させ得た。この方法により、T₂に加わる力は、バーを作用させない場合の切削における力とほぼ同程度の大きさとなる。即ち、バー作用下での工具に加わる垂直力Nは、 $N \approx 2.5\text{ kgf/mm}$ 、摩擦力Fは、 $F \approx 1.3\text{ kgf/mm}$ である³⁾。切削幅bをバーの作用しない場合($b \approx 8 \sim 9\text{ mm}$)より約10%減少させ、 $b = 7\text{ mm}$ とすると、N, Fはそれぞれ約18.9 kgfである。したがって、既報Fig. 5¹⁾によれば、ひずみ検出子に貼付された16枚のゲージ全体に加わるひずみは、N, Fいずれも約 40×10^{-6} ひずみである。このことは、既報Fig. 2¹⁾の側板a, b部が微小変位であることを意味し、バー作用下においてもT₂刃先の剛性を充分保持できる変位量であると考えられる。したがって、T₁, T₂のセッティングも、バーを作用させない場合²⁾と同様に、T₂の突出量を $h_k = 10 \sim 50\text{ }\mu\text{m}$ 、T₁, T₂の間隔を $\omega = 60 \sim 100\text{ }\mu\text{m}$ の範囲に保って実験を行った。なお、T₁, T₂両ナイフは高速度鋼SKH2で、各種のすくい面長さ l_c をもつT₂の刃先角は、 25° 一定になるように研磨した。

²⁾ $l_c < 0.3\text{ mm}$ では、T₂刃先の損傷が著しく、また、刃先角 β を 25° に正しく研磨し、これを維持することが極めて難しい。さらに、T₁とのすき間に切屑がつまったり、セッティングの困難さから刃先の剛性保持にも問題が生じる。このような不都合を生じ、実験を進めることおよび適正な測定を行うことが極めて難しい。分割工具を用いた実験では、T₂刃先の鋭利性不良、T₁およびT₂のセッティング不良、バーのセッティング不良などに基づく切削抵抗の測定値は、実験結果の変動を著しくする。これらの測定値は、つぎの方法によって削除した。既報¹⁾と同様に、分割工具による切削抵抗の測定と同時に、八角形弾性リング荷重装置(同装置中に試験片が固定されている)から、バーによって被削材に加えられる分力とバー作用下の工具によって被削材に加えられる分力との合成された力が、切削方向と平行な方向の分力および切削方向と垂直な方向の分力としてそれぞれ検出され得る。切削中に、これらの合成された分力は、2方向の分力とも比較の変動はあるが、T₂の l_c が l_k より充分長い一種の通常工具で切削したときの測定値と比較して、統計的に同一とみなし得るはずである。しかし、前述のような場合には、通常工具による測定値と有意差のない測定値の範囲から大きくはずれることになる。したがって、そのような場合の測定値は削除し、T₂を再研磨あるいはT₁, T₂を再びセットしなおして実験を繰返し行い、正しいデータを採取した。

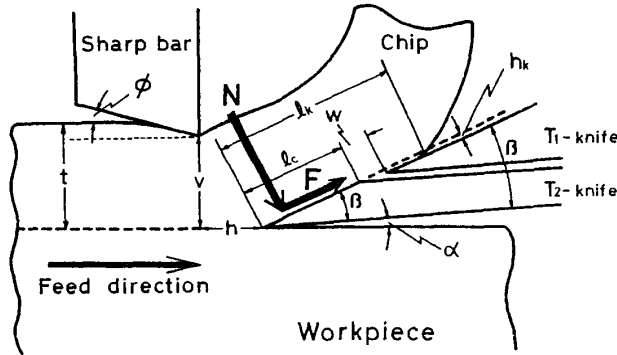


Fig. 1. Geometry of veneer cutting with composite tool divided into two parts and technical terms used.

α : clearance angle; β : sharpness angle; t : depth of cut; l_c : rake face length of T₂-knife; l_k : actual chip-tool contact length; h_k, w : protrusion of tool edge and width between T₁- and T₂-knives; N, F : normal and frictional forces acting on T₂-knife; ϕ : contact angle between workpiece surface and pressure bar face; h, v : horizontal and vertical distances between pressure bar and knife; $H (=h/t \times 100 \%)$, $V (=v/t \times 100 \%)$: horizontal and vertical openings.

Table 1. Experimental conditions.

| | Experimental condition |
|---------------------|---|
| Workpiece condition | Air-dried & Water-saturated |
| Cutting condition | $\alpha = 1^\circ, \beta = 25^\circ,$ $f = 144.9 \text{ mm/min}$ |
| H | 5 % |
| V | 85 % |
| t | 3.5 mm |
| l_c | 0.35 ~ 7.21 mm |
| Cutting direction | T. |
| n | 20 |

f : feed speed of workpiece; n : number of replicated cuts; α, β, H, V, t and l_c : refer to Fig. 1; cutting direction T₁ and R₁: refer to Fig. 2.

3. 実験結果および考察

3.1 すくい面に働く切削応力分布

分割工具を用いて、シャープバーの作用下(垂直絞り $V=85\%$)で単板切削実験を行い、T₂ ナイフに加わる垂直力 N (kgf/mm) および摩擦力 F (kgf/mm) を測定した。このときの N または F と T₂ ナイフすくい面長さ l_c (mm) との関係を示す Fig. 3 に示す。同図から、 l_c の変化に伴い N, F は指数関数的な変化を示すことがわかる。これらの N または F の変動を考慮すれば、(1) 式のような実験式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} N &= \alpha_N \cdot l_c^{\beta_N} \\ F &= \alpha_F \cdot l_c^{\beta_F} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

すくい面に働く切削応力の測定原理¹⁾に基づいて、(1)式を l_c について微分すると、垂直応力 σ (kgf/mm²)、摩擦応力 τ (kgf/mm²) は、それぞれ刃先から単板離脱点にいたるすくい面の距離 l (mm) の関数として、(2)式のように表される。

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= \alpha_\sigma \cdot l^{\beta_\sigma} \\ \tau &= \alpha_\tau \cdot l^{\beta_\tau} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ここで、係数 $\alpha_\sigma (= \alpha_N \cdot \beta_N)$ (kgf · mm^{-2-β_σ})、 $\alpha_\tau (= \alpha_F \cdot \beta_F)$ (kgf · mm^{-2-β_τ}) は、それぞれ $l=1$ mm のときの σ, τ を表し、また、べき指数 $\beta_\sigma (= \beta_N - 1)$ 、 $\beta_\tau (= \beta_F - 1)$ は、それぞれ l の変化に伴う σ, τ の増減の程度を表す(ただし、係数 $\alpha_\sigma, \alpha_\tau$ をそれぞれ一定にして考えた場合)。実験条件ごとに、これらの係数などを(2)式に代入して、Table 2 に要約して示す。

同表によれば、(2)式の係数 α_σ および α_τ は、切込量 t の増加に伴いいずれの場合も増加している。これは、すくい面上の任意着目位置での σ および τ がいずれも増加することを意味する。また、同一の t について考えると、係数 α_σ は飽水材より気乾材で大きい値を示すが、 α_τ は気乾材、飽水材の両場合でほぼ等しい値を示した。一方、べき指数 β_σ または β_τ は、いずれの条件下においてもほぼ等しい値を示し、しかもそれぞれの条件の下で $\beta_\sigma \approx \beta_\tau$ と考え

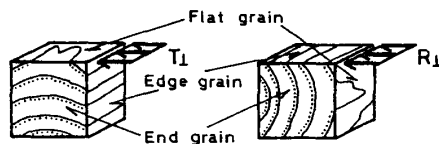


Fig. 2. Cutting direction.

Table 2. Change of normal stress (σ) and frictional stress (τ) with change of distance of tool rake face from tool edge (l).

| Workpiece condition | t | (kgf/mm^2) | |
|---------------------|-----|----------------------------|------------------|
| | | σ | τ |
| Water-saturated | 3 | $0.18 l^{-0.77}$ | $0.12 l^{-0.81}$ |
| | 5 | $0.31 l^{-0.69}$ | $0.15 l^{-0.83}$ |
| Air-dried | 3 | $0.22 l^{-0.81}$ | $0.10 l^{-0.82}$ |
| | 5 | $0.36 l^{-0.73}$ | $0.16 l^{-0.77}$ |

t : depth of cut (mm).

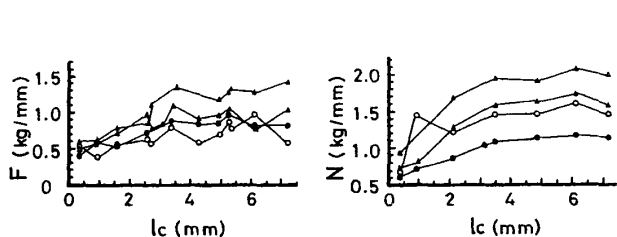
られる。

得られたこれらの応力分布のうち、その一例をFig. 4に示す。同図において、実線がバーを水平絞り $H=5\%$ 、垂直絞り $V=85\%$ の条件で作用させた場合の応力分布を示している。また、比較のために、ほぼ同じ切削条件でバーの作用しない場合の応力分布²⁾も実線で示した。図から明らかのように、 σ 、 τ ともに、刃先に向うすくい面 l 上で指数関数的に増加している。また、バーの作用しない場合の応力分布と比較すると、バーを作用させることにより応力が増加することがわかる。とくに、 τ よりも σ の方が顕著に増加している。

バー作用下におけるすくい面応力分布を、バーの作用しない場合のそれらと比較する場合に、(2)式のそれぞれの係数などの比をとって比較してみる。 σ 、 τ は、バーの作用のあるなしにかかわらず刃先から単板離脱点にいたるすくい面の距離 l の関数として、(2)式のように表される。この場合に、例えば、係数 α_σ については、バーを作用させた場合に得られる α_σ とバーの作用しない場合の α_σ との比を求めた。同様な方法で各係数などの比を求め、その結果をTable 3に示す、同表によれば、べき指数 β_σ 、 β_τ の比 r_{β_σ} 、 r_{β_τ} は、いずれもほぼ1に近く、 β_σ 、 β_τ の変化はバーの作用のあるなしに無関係のようである。一方、係数 α_σ の比 r_{α_σ} は1.4~1.8であり、 α_τ の比 r_{α_τ} の方が大きい比率を示しているから、バーの作用により、 τ よりも σ の方が顕著に増加することがわかる。

3.2 刃先先端付近に占める切削抵抗の割合

刃先からのすくい面長さ $l=0.3\text{ mm}$ までの T_2 ナイフに加わる切削抵抗を、単板接触域全体に加わる全切削抵抗で除して、刃先先端付近に占める切削抵抗の割合を求めた。その割合は、垂直力 N の比 r_N および摩擦力 F の比 r_F として算出し、それらの結果をTable 4に要約して示す。

Fig. 3. Change of frictional force (F) and normal force (N) with change of rake face length (l_c).

—○—: $t=3$, air-dried; —●—: $t=3$; water-saturated;
—△—: $t=5$, air-dried; —▲—: $t=5$; water-saturated;
 t : depth of cut (mm); cutting direction: T_1 in Fig. 2.

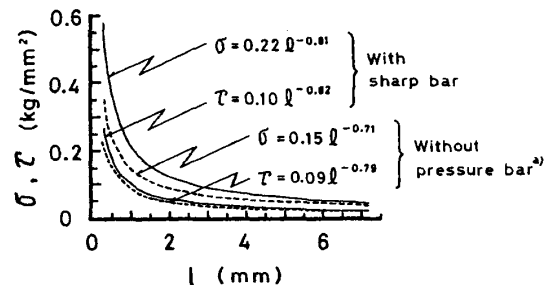


Fig. 4. Examples of stress distributions over tool rake face.

σ , τ : normal and frictional stresses; l : distance on rake face tool edge; workpiece condition: air-dried; depth of cut: $t=3\text{ mm}$; cutting direction: T_1 in Fig. 2; ²⁾equations from previous report²⁾.

Table 3. Ratio of stresses acting over tool rake face when cutting with a sharp bar to those when cutting without a pressure bar.

| Workpiece condition | t | Ratio | | | |
|---------------------|-----|---------------------|-------------------|--------------------|------------------|
| | | r_{α_σ} | r_{α_τ} | r_{β_σ} | r_{β_τ} |
| Water-saturated | 3 | 1.4 | 1.3 | 1.0 | 1.1 |
| | 5 | 1.7 | 1.3 | 0.9 | 1.1 |
| Air-dried | 3 | 1.5 | 1.2 | 1.1 | 1.0 |
| | 5 | 1.8 | 1.4 | 1.0 | 1.0 |

r_α (r_β): ratio of coefficient α (exponent β) in Eq. (2) obtained when cutting with a sharp bar to α (β) in Eq. (2) obtained when cutting without a pressure bar, respectively; t : depth of cut (mm). The subscripts show the normal stress (σ) or the frictional stress (τ).

Table 4. Ratio of cutting on tool face near tool edge to total cutting force on tool face.

| Workpiece condition | t | r_N (r_F) |
|---------------------|-----|-----------------|
| | | (%) |
| Water-saturated | 3 | 54.4 (56.1) |
| | 5 | 45.9 (54.7) |
| Air-dried | 3 | 67.9 (57.9) |
| | 5 | 51.0 (54.1) |

r_N (r_F): ratio of normal (frictional) force acting on T₁-knife ($l_c = 0.3$ mm) to total normal (frictional) force acting on tool face, respectively (%); t : depth of cut (mm).

Table 4によれば、 r_N および r_F は切込量 t が増加すると減少し、また、飽水材よりも気乾材で大きい比率を示した。しかし、どの条件下においても、 r_N 、 r_F はその両者でほぼ等しい比率を示し、 $r_N \approx r_F$ と考えてもさしつかえないようである。切削条件によって、これらの比率は多少量なるが、平均的に考えて、 r_N 、 r_F はいずれも約50~60%の範囲にあると考えられる。

バーを作用させない場合の刃先先端付近に占める r_N 、 r_F は、両者とも、平均的に考えて、40~50%である²⁾から、バーを作用させることにより、 r_N 、 r_F は約1.5倍大きい比率を示すことになる。したがって、バーの作用により刃先先端付近には、一層の応力集中が起ると考えられる。

4. 結 論

分割工具を用いて、シャープバーを作用させた単板切削実験を行い、主として工具すくい面に働く切削応力分布を測定した。それらに関して、つぎの基礎的知見を得た。

(1) バー作用下でのすくい面に働く切削応力(垂直応力 σ および摩擦応力 τ)は、バーの作用しない場合と同様に、刃先から単板離脱点にいたるすくい面の距離 l の関数として、(2)式のように表すことができる (Table 2, Fig. 4)。

(2) バーの作用しない場合と比較すると、バーの作用により、 τ よりも σ の方が顕著に増加する (Table 3)。

(3) 刃先先端付近に占める切削抵抗の割合は、垂直力 N 、摩擦力 F ともに全切削抵抗の約50~60%である (Table 4)。

(4) バーの作用しない場合と比較すると、バーの作用により、刃先先端付近に占める切削抵抗の割合は、 N 、 F ともに約1.5倍大きい比率を示す (Table 4)。

文 献

- 1) 杉山 滋: 木材学会誌, 23 (10), 472 ~ 479 (1977).
- 2) 杉山 滋: 木材学会誌, 23 (10), 480 ~ 486 (1977).
- 3) 杉山 滋, 河野 誠: 日本林学会九州支部研究論文集, No. 27, 239 ~ 240 (1974).