

単板剥ぎ取り機械に関する研究 (XXXI)*

単板切削における工具—単板接触境界面に働く切削
応力の分布と被削材内部への切削応力の伝播

杉 山 滋

長崎大学教育学部技術教育教室
(平成17年10月31日受理)

Studies on Veneer Cutting Machine (XXXI)*

Behavior of the Cutting Stresses on the Interface between the Tool and
the Veneer during Veneer Cutting and Distributions of their Cutting
Stresses Spreaded into the Workpiece

Shigeru SUGIYAMA

Department of Technology Education, Faculty of Education,
Nagasaki University, Nagasaki 852-8521
(Received Oct. 31, 2005)

Abstract

Using the composite tool, the cutting stress distributions on a tool rake face were clarified in veneer cutting, respectively, without a pressure bar or with a pressure bar. And then, using the finite element method, the stress distributions caused in the workpiece during veneer cutting were clarified, under various veneer-cutting conditions.

1. ま え が き

いろいろな環境の中で、木材および木質材料は必要不可欠の材料であり、それぞれの場面において重要な役割を果たしている。とくに、素材である木材の利用上の不都合を補うために製造された合板ごうばん (plywood, プライウッド) は、今日では至るところで広く利用されている。その合板の品質というものは、接着技術のみならず、その原材料となる単板 (veneer, ベニヤ) の品質にも大きく左右される。これまでの時代とは異なって、単板たんぱんの原材料となる原木 (被削材) の供給状態が良好でない現在では勿論のこと、将来の原木事情などを考慮に入れれば、いろいろな原木事情に対応できる単板の適正な切削技術が要求される。

言うまでもなく、切削と言う現象は、加工物である被削材 (母材) より切屑 (ここでは、単板を意味する。) を発生させる加工であるが、それは、切削工具の切れ刃を通して加工物の一部に力を加えて変形させ、その結果起こる破壊によって加工物の一部 (切屑) を分離してゆくことである。したがって、単板の切削現象の解明には、切屑 (即ち、単板) および母材 (即ち、被削材) の変形および破壊が如何にして起こるか—即ち、切削機構の解明—を行うこと、その原因である切削力が如何にして被削材および切屑に与えられ、そ

* 前報「単板剥ぎ取り機械に関する研究 (XXX) Studies on Veneer Cutting Machine (XXX)」は、長崎大学教育学部紀要 —自然科学— 第73号 29~34 (2005. 6) に掲載。

して伝達されてゆくか一即ち、切削力の解析を行うこと、が重要となる。とくに、後者の解明は、前者を知るうえでも重要となるのみならず、切削の結果、付随して起る諸現象一即ち、切削工具、被削材および切屑(単板)が如何なる状態になるか、などの理由、原理を求めらるうえでも、極めて重要となる。

しかし、このような切削現象の解明は、実験的にも、解析的にも極めて難しく、これについての既往の研究は、皆無の状況であった。このような状況の中で、筆者が、これまでにとり組んで明らかにした点を中心に、そのうちの主要な点をとりとめてみた。

2. 単板の切削現象

これまでに、筆者がとり組んできた単板の切削現象についての主な研究成果を、以下に箇条書きに抜き出してみた。

(1) 単板切削において、工具-単板接触境界面上での刃先から単板離脱位置までの長さは、概ね切込量の大きさに相当する長さである¹⁾。(2) 工具すくい面-被削材間の接触境界面に働く切削応力の分布—垂直応力 σ および摩擦応力 τ の分布—を明らかにした(Fig. 1およびFig. 2)¹⁾。(3) 刃先先端部(ノーズ部)付近のすくい面から被削材に伝達される応力(ここでは、被削材応力と言う。)は、被削材の比例限度応力を超え、破壊応力に近い大きさである¹⁾。(4) 刃先先端部付近のすくい面、逃げ面およびノーズ部によって加えられる切削力は、工具全体によって加えられる切削力の40~50%程度である。したがって、ノーズ部の極めて微小なすくい面部分をも考慮に入れれば、切削によって生じた切削力の大半は、工具すくい面から被削材に伝達されることになる¹⁾。(5) 単板の性状(即ち、品質)に影響を及ぼす因子として、主に、ノーズ部からの応力集中の程度と、工具-被削材(および単板)との接触境界面の摩擦係数が重要な係りをもつ²⁾。(6) 切削によって生じた工具-被削材接触境界面に働く切削応力は、被削材内部に伝達される。被削材内部へ伝達された応力(被削材応力)分布を、垂直応力(切削方向に平行な方向に働く場合を σ_x とし、切削方向に垂直な方向に働く場合を σ_y とする。)および、せん断応力 τ_{xy} に分けて、それぞれの分布をプレッシャバーを作用させた場合(Fig. 6, Fig. 10, Fig. 11)と、バーを作用させない場合(Fig. 5, Fig. 7~Fig. 9)とに分けて明らかにし、バーの有無の影響を明確にした^{3), 4)}。(7) 工具-被削材接触境界面に働く切削応力のうち、すくい面に働く接触境界面切削応力の垂直応力 σ および摩擦応力 τ の分布に基づいて¹⁾、すくい面の摩擦係数 $\mu (= \tau/\sigma)$ のすくい面上の分布を明らかにした。 μ は、すくい面上

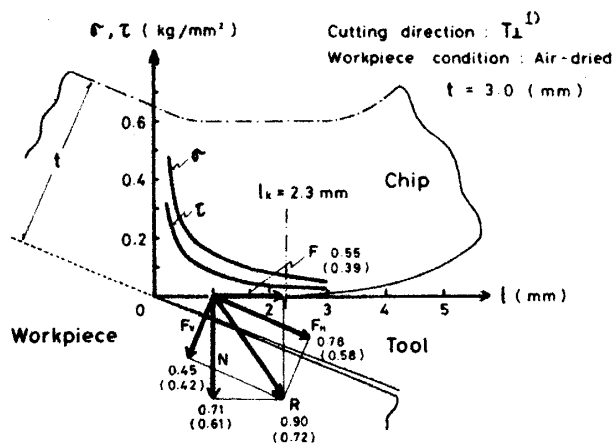


Fig. 1. An example of cutting stress distribution on tool rake face.

σ (τ): normal (frictional) stress; l : distance on rake face from tool edge (mm); t : depth of cut; l_k : actual tool-chip (vener) contact length; workpiece: red lauan. The cutting forces were indicated by vectors at the point of action. The values in the bracket were based on cutting forces measured by the octagonal elastic-ring dynamometer.

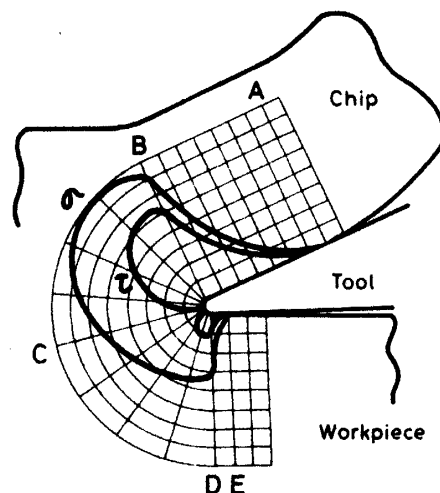


Fig. 2. Estimate of cutting stress distribution on tool edge.

σ (τ): normal (frictional) stress.

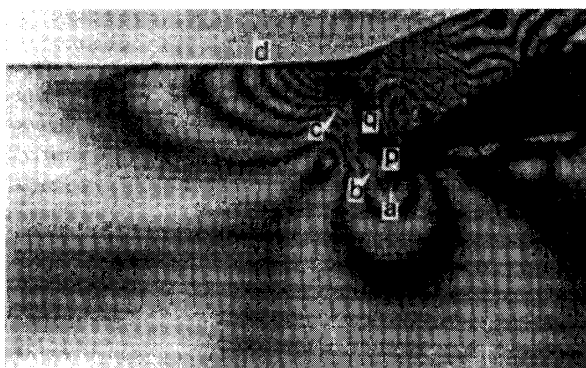


Fig. 3. Isochromatics in orthogonal cutting by means of model photoelasto-plasticity⁹⁾.

Material : celluloid ; tool : high speed steel SKH4 ; cutting temperature : 20°C ; frictional coefficient on tool rake face (μ) : about 0.2 ; cutting conditions (symbols t , α , β and γ : depth of cut, clearance angle, sharpness angle and rake angle of tool) : $t=2.0$ mm, cutting velocity (f) = 0.1 mm/min, $\alpha=8^\circ$, $\beta=22^\circ$, $\gamma=60^\circ$; p-q : crack ; a-b-c-d : elasto-plastic boundary.

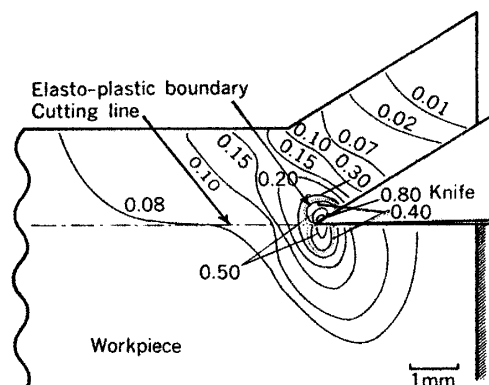


Fig. 4. Contour line of principal stress difference ($\sigma_1 - \sigma_2$) computed by means of finite element method.

σ_1 , σ_2 : principal stresses [kgf/mm²] ; cutting conditions (symbols t , α , β and γ : refer to Fig. 3) : $t=2.0$ mm, $\alpha=1^\circ$, $\beta=30^\circ$, $\gamma=59^\circ$.

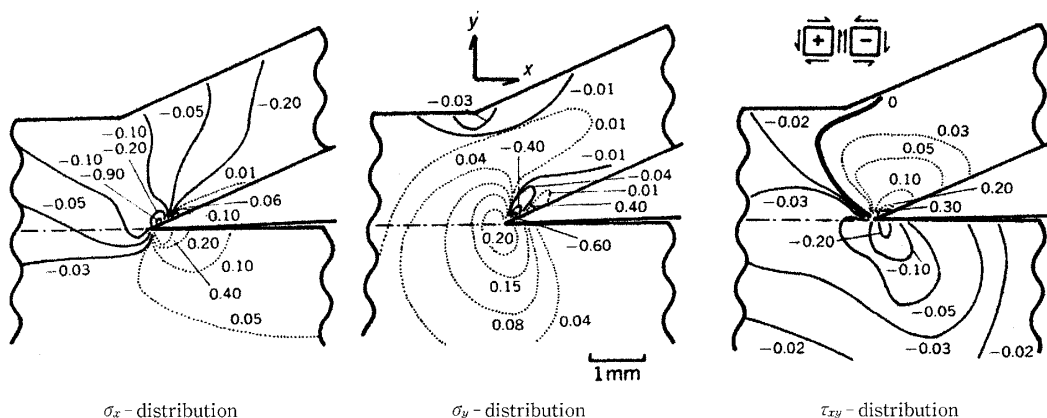


Fig. 5. Isodistributed lines of normal and shearing stresses in workpiece without pressure bar.

x , y : rectangular coordinates (x - and y -direction : parallel and perpendicular direction to cutting direction in cutting face, respectively) ; σ_x , σ_y and τ_{xy} : normal stresses in x - and y -direction, and shearing stress [kgf/mm²] ; cutting conditions (symbols t , α , β and γ : refer to Fig. 3) : $t=2.0$ mm, $\alpha=1^\circ$, $\beta=23^\circ$, $\gamma=66^\circ$.

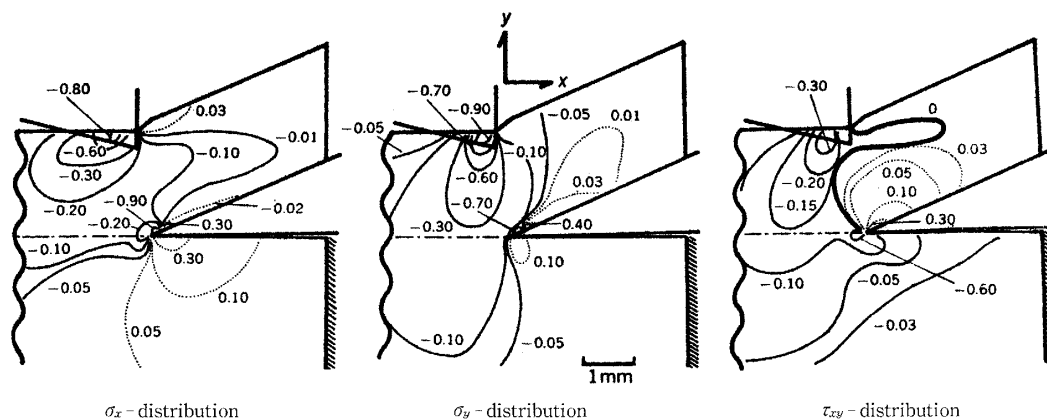


Fig. 6. Isodistributed lines of normal and shearing stresses in workpiece with sharp bar.

x , y : rectangular coordinates ; σ_x , σ_y and τ_{xy} : normal stresses in x - and y -direction, and shearing stress [kgf/mm²] ; cutting conditions (symbols t , α , β and γ : refer to Fig. 3) : $t=2.0$ mm, $\alpha=1^\circ$, $\beta=23^\circ$, $\gamma=66^\circ$, depth of bar indentation (d) = 0.30 mm, horizontal opening (H) = 12.5 %, vertical opening (V) = 85.0 %.

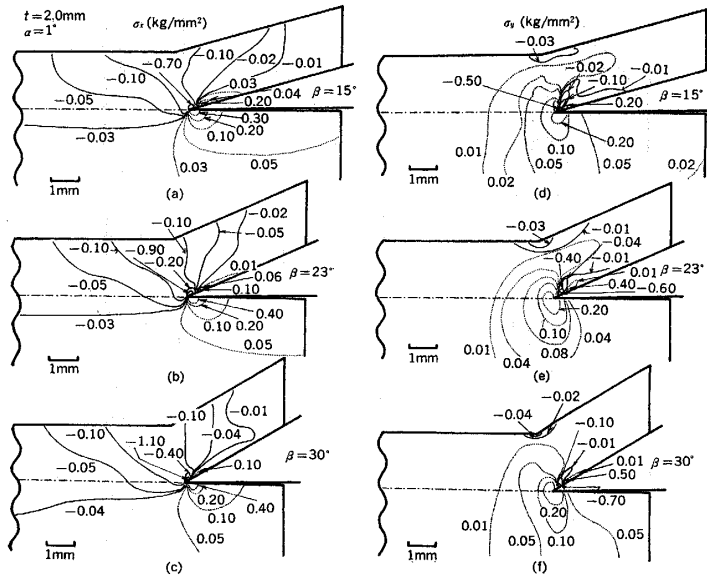


Fig. 7. Effect of sharpness angle (β) on isodistributed lines of normal stresses (σ_x , σ_y) in workpiece.

σ_x , σ_y : normal stresses in x - and y -direction in Fig. 5 [kgf/mm²]; t , α : refer to Fig. 3.

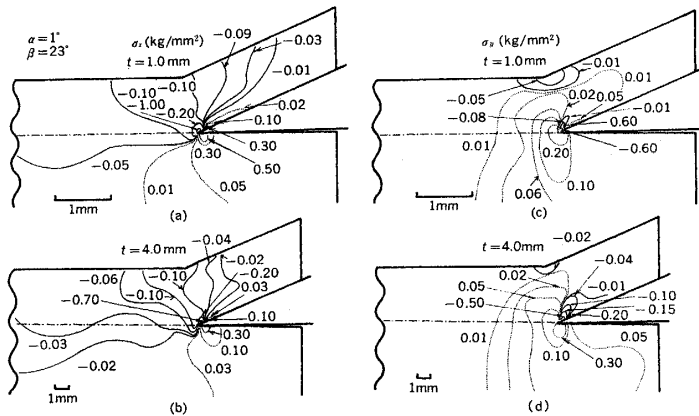


Fig. 8. Effect of depth of cut (t) on isodistributed lines of normal stresses (σ_x , σ_y) in workpiece.

σ_x , σ_y : refer to Fig. 5; α , β : refer to Fig. 3.

で、工具-単板接触境界面の刃先から単板離脱位置までの変化には、ほぼ無関係で、すくい面上で一定値となる^{5)~7)}。(8) バーの先端形状、バーのセット条件、工具の形状およびそのセット条件、切込量、被削材質、などの変化によるすくい面の摩擦係数 μ の変化を明らかにした。 μ の変化と単板品質の変化とは、密接な係りがあることを明らかにした⁸⁾。

これらの研究成果の中から、とくに主要な研究成果、(2)および(6)について、得られた実験および数値解析などの結果の主要な図を示しながら、次項で簡潔に解説する。

3. 単板切削における工具-単板接触境界面に働く切削応力の分布

分割工具による単板切削実験により、工具切れ刃面のうちのすくい面上に働く切削応力

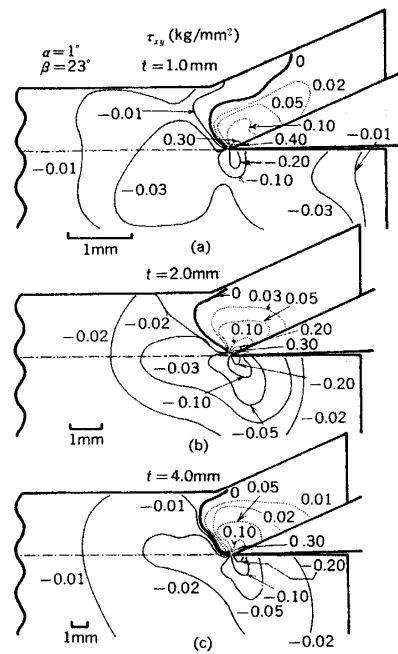


Fig. 9. Isodistributed lines of shearing stress (τ_{xy}) in workpiece.

α , β and t : refer to Fig. 3; τ_{xy} : shearing stress [kgf/mm²].

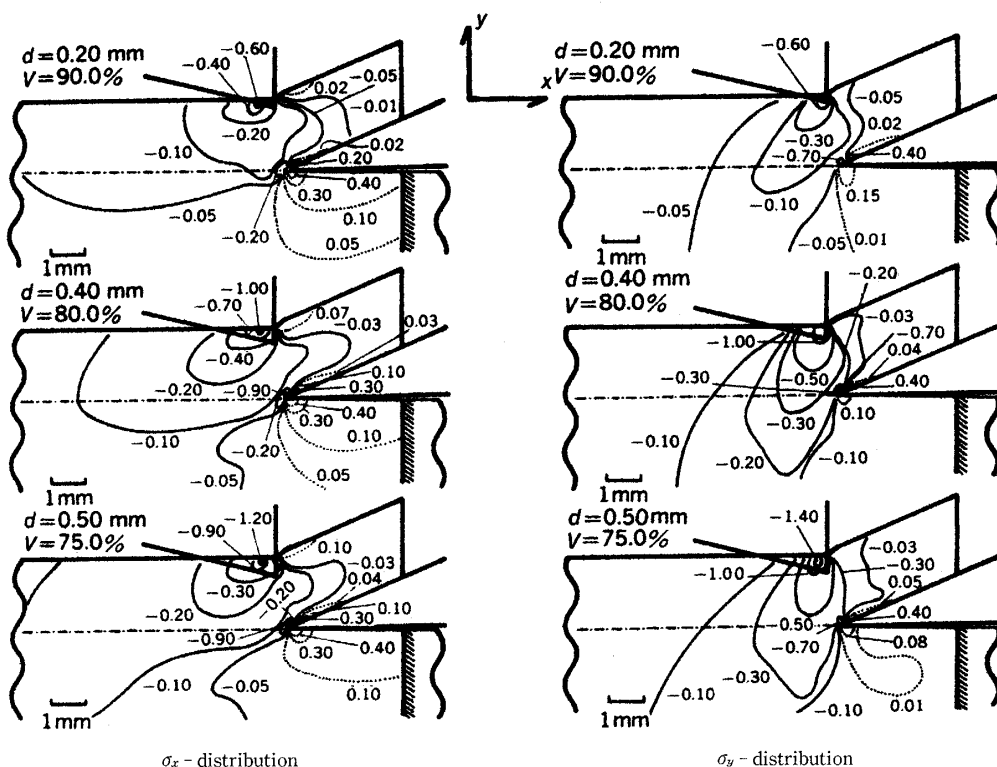


Fig. 10. An example of effect of vertical opening (V) on isodistributed lines of normal stresses (σ_x , σ_y).

x , y , σ_x and σ_y : refer to Fig. 5; cutting conditions (symbols t , α , β , γ , d and H : refer to Figs. 3 and 6): $t = 2.0 \text{ mm}$, $\alpha = 1^\circ$, $\beta = 23^\circ$, $\gamma = 66^\circ$, $H = 12.5\%$.

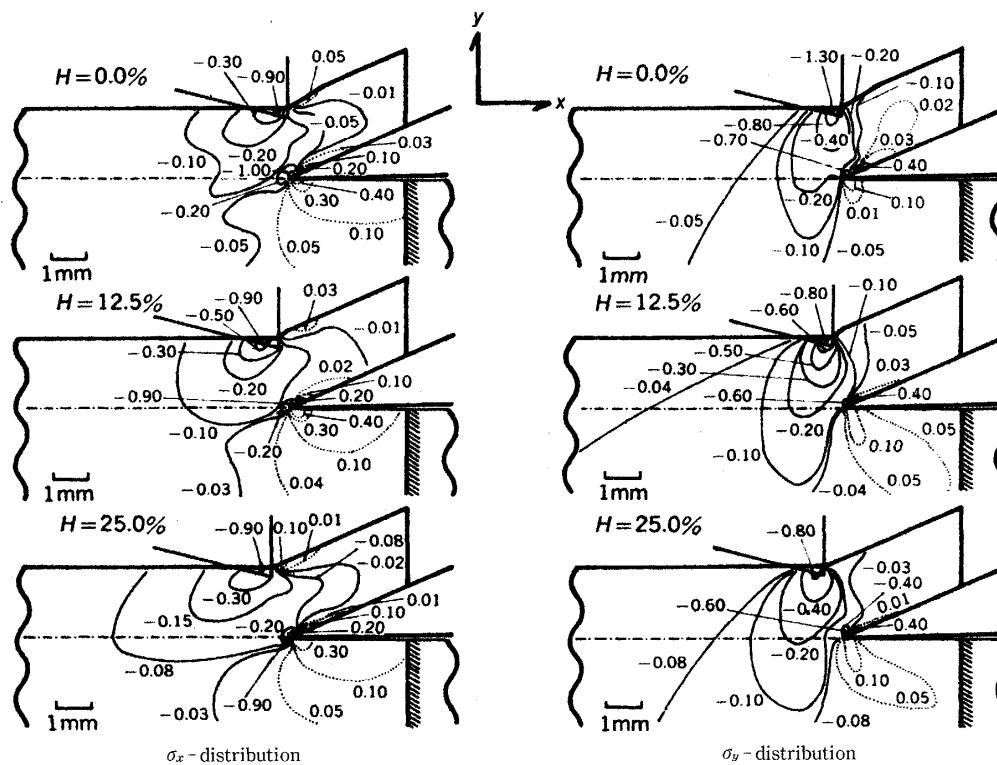


Fig. 11. An example of effect of horizontal opening (H) on isodistributed lines of normal stresses (σ_x , σ_y).

x , y , σ_x and σ_y : refer to Fig. 5; cutting conditions (symbols t , α , β , γ , d and V : refer to Figs. 3 and 6): $t = 2.0 \text{ mm}$, $\alpha = 1^\circ$, $\beta = 23^\circ$, $\gamma = 66^\circ$, $d = 0.25 \text{ mm}$, $V = 87.5\%$.

(垂直応力 σ および摩擦応力 τ) の分布¹⁾を Fig. 1 に示す。図により、すくい面に働く切削応力分布の平均的傾向が明らかとなった。 σ および τ は、刃先先端部付近よりすくい面上の単板離脱位置に向うに伴い、いずれも指数関数的に減少傾向を示した。工具の切れ刃面には、すくい面 (Fig. 2 の A-B 間)、逃げ面 (Fig. 2 の D-E 間) およびそれら両面の交差する極めて小さい丸身をおびたノーズ部 (nose, Fig. 2 の B-C-D 間を言うが、工具が極めて鋭利に研ぎあげられていれば、ノーズ部は消失し、“理想刃物” に近づく。) に分けられ、工具が被削材と接触することにより、これらの切れ刃 3 つの面には、それぞれ大ききの異なった σ および τ が、それぞれの面で分布することになる。工具-被削材 (単板を含む) 間の接触境界面のうち、最も大きい接触を示すすくい面に働く σ および τ の分布の実測値を基にして、すくい面、逃げ面およびノーズ部での切削応力分布の様相 (推定図) を Fig. 2 に示した。

4. 単板切削における工具-単板接触境界面に働く切削応力の被削材 (母材および単板) 内部への伝播 (被削材応力分布)

単板切削では、工具切れ刃面 (すくい面、逃げ面およびそれら両面の交差する刃先先端のノーズ部) - 被削材 (工具刃先前方の母材、母材から剥ぎ取られた単板、および母材切削加工面) との接触境界面に働く切削応力分布が生じるが、接触境界面におけるこれらの応力分布が被削材 (上記の母材および単板) 内部へ、どのように応力が伝播するかを、有限要素法 (Finite Element Method ; FEM と略記される。) を用いて数値解析した。有限要素法による数値解析では、つぎのようにシミュレーションを行った。即ち、被削材 (母材および単板) と工具切れ刃面との接触境界面のうち、最も大きな接触境界面を示し、その境界面における応力が単板切削に最も著しく影響するであろうと思われる工具すくい面のみに着目して、工具すくい面刃先先端部付近から単板離脱位置までのすくい面と、被削材から剥ぎ取られた単板裏面 (loose-side) からの応力分布 (Fig. 1 に示すような指数関数的な応力分布、即ち、Fig. 2 の A-B 間の応力分布) を被削材に負荷するような、被削材シミュレーションおよび被削材内部要素分割を行った^{3), 4)}。以下では、このようなシミュレーションを用いての有限要素法による数値計算結果の代表的な例を示すことにする。

4.1 有限要素法による数値解析と光弾塑性実験法による被削材応力分布との比較^{*1}

単板切削のうち、ロータリー単板の切削 (この方式では、二次元切削となる。) では、被削材内部に作用する応力の成分には、切削方向に作用する垂直応力とせん断応力 [kgf/mm²] とがある。このうち、垂直応力には、切削方向に作用する圧縮 (または、引張) 応力 σ_x [kgf/mm²] と、これと直角に作用する圧縮 (または、引張) 応力 σ_y [kgf/mm²] とがある。ここでは、これら σ_x 、 σ_y および τ_{xy} を材料力学に従った符号で表示し、有限要素法でのこれらの応力の計算値の等しい値を結んだ等応力線図³⁾で表現することとした。有限要素法におけるシミュレートの妥当性を検討するために、光弾塑性法の実験結果⁹⁾ (セルロイドを被削材とし、すくい角 $\gamma = 60^\circ$ で二次元切削。前・京都大学工学部垣野義昭博士の提供による。) を Fig. 3 に示す。Fig. 3 の等色線図では、クラックが先行する単板切削現象とよく類似

*1 Fig. 3 および Fig. 4 の図から、有限要素法での等主応力差線図は、光弾塑性法の等色線図とよく似ていることがわかる。ここで、弾塑性境界を明らかにするため、次式の von Mises の降伏条件式により、主応力差 ($\sigma_1 - \sigma_2$ [kgf/mm²]) の降伏応力を求めた。 σ_0 を、単軸圧縮試験における降伏応力 [kgf/mm²] とすると、

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 = (4/3) \cdot \sigma_0^2 \quad (1)$$

光弾塑性法での被削材は、等方性であり、(1)式により主応力差の降伏応力が求められ、 $\sigma_1 - \sigma_2 = 1.4$ である。木材は、異方性材料であるため、木材の弾塑性領域の判定方式 (既報³⁾の方法)での値⁹⁾を(1)式に代入し、 $\sigma_1 - \sigma_2 = 0.35$ を得た。これらの値を用いて、弾塑性境界を Fig. 3、Fig. 4 に示した。降伏応力、被削材質およびそのシミュレートに差があるため厳密には比較できないが、定性的につぎのことが言える。即ち、光弾塑性法では、極低速切削で準静的とはいえ、切屑が定常状態に達しているため、切屑表面側の屈曲部と工具刃先近傍に応力集中がみられ、弾塑性境界は、刃先逃げ面近傍より被削材斜め上方の表面側にまで及ぶ。

一方、有限要素法では、静的なシミュレーションであるため、切屑の屈曲部に応用集中は存在しないが、刃先近傍には、光弾塑性法と同様に応力集中がみられ、弾塑性境界は刃先近傍のみとなった。しかし、定常状態の切削現象を考えると、切屑屈曲部に応力が集中し、その部位の塑性域が刃先まで拡張されるに至らないとしても、被削材表面側と刃先近傍に不連続な弾塑性境界が存在する、と推察される。

している。この光弾塑性実験法による実験結果と、有限要素法による実験結果との比較を容易にするため、ほぼ同じ切削条件下での有限要素法による等主応力差線図を作成し³⁾、Fig. 4 に示した*¹。

4.2 プレッシャバー作用の有無による被削材応力分布(σ_x , σ_y および τ_{xy})の相異*²

プレッシャバーを作用させないで単板切削を行った場合(一例として、切込量 $t=2$ mm, 刃物角 $\beta=23^\circ$, 被削材: フィリピン産レッドラワン飽水材, 板目面の二次元横切削)の被削材応力分布³⁾を Fig. 5 に、それとほぼ同条件でシャープバーを作用させた場合⁴⁾を Fig. 6 に、それぞれ示した*²。

4.3 バーを作用させない場合における切削条件の変化に伴う被削材応力分布(σ_x , σ_y および τ_{xy})の変化

バーを作用させない場合の単板の二次元切削における工具の刃物角(β)および切込量(t)の変化に伴う被削材応力分布の変化の数値計算例¹⁰⁾を、Fig. 7 ~ Fig. 9 に示した。

4.4 バーを作用させた場合におけるバーの設置条件の変化に伴う被削材応力分布(σ_x , σ_y)の変化

バーを作用させた場合の単板の二次元切削におけるバーの垂直絞り(V)および水平絞り(H)の変化に伴う被削材応力分布の変化の数値計算例⁴⁾を、Fig. 10 および Fig. 11 にそれぞれ示した。

5. あ と が き

これらの基礎研究ならびに種々の被削材質を供試材としての研究成果などに基づき、種々の原木事情にも対応でき、しかも良質の単板の製造を可能にするような、単板の適正な切削条件を明らかにしてゆくことが、必要となる。

文 献

- 1) 杉山 滋: 木材学会誌, 23(10), 480~486 (1977).
- 2) 杉山 滋: 木材学会誌, 24(1), 19~25 (1978).
- 3) 杉山 滋: 木材学会誌, 20(6), 250~256 (1974).
- 4) 杉山 滋: 木材学会誌, 20(6), 257~263 (1974).
- 5) 杉山 滋: 木材学会誌, 23(11), 535~539 (1977).
- 6) 杉山 滋: 木材学会誌, 24(10), 698~704 (1978).
- 7) 杉山 滋, 中島明子: 材料, 28(310), 597~602 (1979).
- 8) 杉山 滋: 木材学会誌, 38(11), 1017~1025 (1992).
- 9) 萩原四郎: 二次元切削機構の光弾塑性法による解析, 京都大学大学院工学研究科修士論文, p. 17 (1970).
- 10) 杉山 滋: 木材学会誌, 21(1), 15~21 (1975).

*² Fig. 5 より明らかなように、バーを作用させない単板切削では、刃先前方には、圧縮応力 σ_x による塑性領域が存在し、刃先がさらに前進すると、刃先近傍の応力が増大し、ついには材料の破壊値に達し、刃先前方の引張応力(σ_y)により切削線上から開き破壊(先割れ)を誘起する。また、すくい面では、刃先近傍で大きな圧縮応力分布(σ_x , σ_y)を示すが、刃先から離れるにしたがい引張応力(σ_x , σ_y)に変わる。このすくい面上での切屑内の応力変化が、裏割れの二次的発達を助長させる。さらに、 σ_y の作用に助長されて、切屑表面側の圧縮応力との応力差により、切屑の彎曲を誘起させる一因になる、と推察される。

一方、シャープバーを作用させた単板切削では、Fig. 6 より明らかなように、バーの強い圧縮作用により、 σ_x , σ_y ともに圧縮応力が刃先近傍にまで及ぶ。バー接触部では、この圧縮応力により材表層部に塑性領域が存在する。さらに、刃先近傍にも圧縮による塑性領域が存在するが、バーの作用しない場合に発生した引張応力 σ_y は消失している。また、すくい面側の切屑内には引張応力 σ_y が存在し、これが切屑の彎曲(曲率)を大きくするとともに、裏割れの二次的発達を助長させる原因になる、と考えられる。

τ_{xy} については、バーの作用しない場合は、刃先近傍にのみ応力集中がみられ、 τ_{xy} の零の領域が刃先から斜め上方の被削材に存在する。これに対して、バーを作用させた場合は、バー接触面下にも応力集中がみられ、 τ_{xy} の零の領域は切屑内部にまで及ぶ。この τ_{xy} については、定常切削状態のシミュレートでないため、厳密に単板切削の現象については考察できないが、Fig. 6 の切削状態シミュレートよりさらに刃先が前進すると、バー作用時では、この零の領域は大きく切屑内部へ移行し、その結果、刃先近傍およびバー接触面下、大きな負のせん断応力が発達する、と考えられる。