

2次元切削による単板形成過程の解析

木 下 紘 幸⁽¹⁾Nobuyuki KINOSHITA : Analysis of Veneer Formation Process
in Two Dimensional Cutting

要 旨 : 切削時に単板内に生ずる裏割れは、単板品質を大きく左右するが、本報告ではこれの発生機構を基礎的に解明した。平削り方式による単板切削時の被削材の状態の観察から、切込み深さ、刃口間隔等の条件で裏割れの形態は大きく左右されることが明らかになった。裏割れの形成は、特に切削時に刃先前方に生じている切削応力の分布状態に支配されると考え、有限要素法および光弾性被膜法により切削応力の解析を行った。まず、ノーズバーを作用させずに単板切削を行う場合、切削の進行にともない実際の切り込み深さ（瞬間切込み深さ）および切削力は変化し、裏割れが生じた後切削距離がある時点で達した時に次の裏割れが形成される。切削の進行にともなう被削材内における切削応力の分布状態を、均質2次元異方性体として有限要素法により解析した結果、刃先に近いすくい面には切削方向に平行および直交方向に引っ張り応力があらわれ、これらの応力は切削の進行につれて大きくなり、被削材の引っ張り強さにほぼ達した時裏割れが形成されることが明らかになった。また、刃先に近い刃物のすくい面上でまず裏割れが形成され、その割れの発達方向は設定切り込み深さに左右されることが推定できた。つぎに、刃口条件による切削応力の分布を光弾性被膜法により解析した結果、刃口間隔を狭く設定して切削すると、刃先前方には切削方向に平行および直交方向のいずれの方向にも圧縮応力があらわれ、またせん断応力も小さく、裏割れが形成されにくい状態になっていることが判明した。

目 次

緒 論	12
1. 単板形成過程の観察	12
1.1. 実験方法	12
1.2. 実験結果および考察	13
1.3. ま と め	18
2. 切削力の測定	18
2.1. 実験方法	18
2.2. 実験結果	18
2.2.1. 煮沸処理温度と切削力の関係	18
2.2.2. 切り込み深さと切削力の関係	21
2.3. ま と め	21
3. 有限要素法による切削応力の数値解析	22
3.1. 有限要素法による応力解析の概要	22
3.2. 切削応力の解析条件	25
3.3. 切削応力の解析結果および考察	26
3.4. ま と め	39
4. 光弾性被膜法による切削応力の解析	40
4.1. 光弾性応力解析の概要	40

4.2. 切削応力の解析条件	42
4.3. 解析結果および考察	42
4.4. ま と め	53
結 論	53
引 用 文 献	54
Summary	56

緒 論

実用ベニヤレースでは、単板切削が高速で行われるため、単板の形成過程を把握することは測定技術上きわめて困難である。そこで、ベニヤレースによる単板切削と類似の切削機構を有し、低速で単板切削が可能な 2 次元切削試験装置を試作し、単板の形成過程、特に裏割れの形成過程を観察するとともに、刃物が被削材に加える力（切削力）を測定した。これらの実験結果にもとづき、有限要素法により切削時に被削材に生じている切削応力の解析を行い、裏割れの成因について検討を加えた。つぎに、単板切削では上記の裏割れの発生を最小限にとどめるために、刃先の斜め上方から被削材をノーズバーで圧縮して切削するが^{1)~6)}、このバーの効果をみるために、光弾性被膜法によりバーと刃物の刃口間隔条件を変化させて切削した時の被削材に発生する切削応力分布を解析した。

なお、厚単板切削を行う場合には切削力がきわめて大きく、これが刃物の振動発生、単板厚さの精度および単板品質低下の原因となる。このため厚単板切削では切削の前処理として原木を煮沸して木材を軟化させる必要があるが、本研究では煮沸温度と切削力の関係、また切り込み深さと切削力の関係についても検討した。

本研究をとりまとめるにあたり、九州大学農学部 森 稔教授、林業試験場 筒本卓造木材部長から多くの助言をいただいた。心から感謝いたします。

1. 単板形成過程の観察

1.1. 実験方法

2 次元切削試験装置を試作し、切削中における単板の形成過程を写真撮影するとともに、刃物が被削材に加える切削力を測定した。本章では、特に裏割れの発生形態とこれにともなう切削力の変動について検討した。

2 次元切削試験装置を Fig. 1 に示す。同図において、刃物①は切削力測定用弾性八角リング（ロードセル）②にセットされ、ノーズバー③はアームにより刃先斜め上方に固定される。試験片④は、送りテーブル⑥に切り込み深さ設定ねじ⑨を介して取り付けられたテーブル⑤上に固定される。送りテーブル⑥は送りねじ⑦により一定速度で前進し切削が行われる。試験片の寸法は、8 cm（長さ、接線方向）× 10 cm（高さ、半径方向）× 1 cm（厚さ、繊維方向）である。切り込み深さは、テーブル⑤を上下方向に調節して設定され、切削速度は 20~1,000 mm/min. の範囲で変化させることができるが、実験では 20 mm/min. とした。切削力は Fig. 2 のように、切削方向に対して平行方向に作用する水平方向分力 (F_h)、およびこれと直角方向に作用する垂直方向分力 (F_v) の 2 方向分力に分離して検出される。切削力の測定には、2 個のロードセル（八角弾性リング）を用い、それぞれを刃物固定台で連結し、その固定台上に幅 30 mm

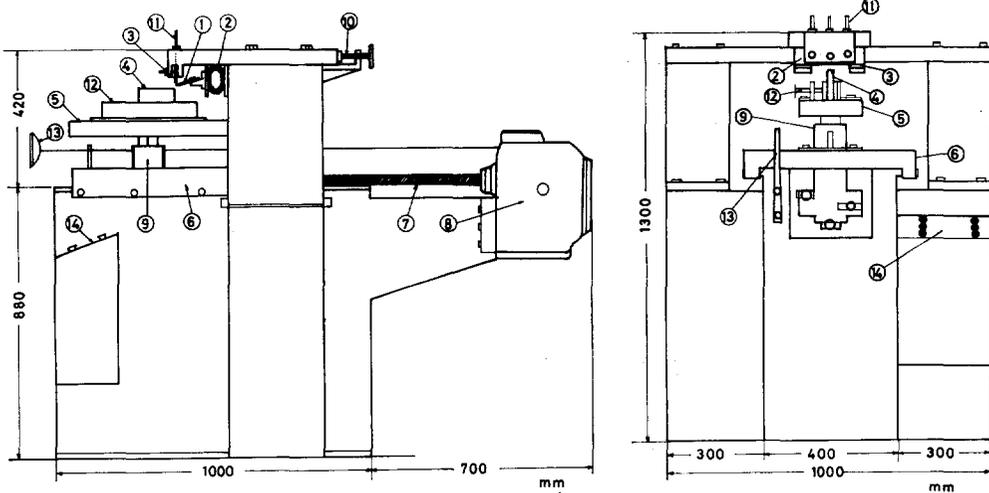


Fig. 1. 2次元切削試験装置
Two dimensional cutting apparatus.

1: 刃物 knife, 2: ロードセル load cell, 3: ノーズバー nose bar, 4: 試験片 workpiece, 5: テーブル table, 6: 送りテーブル feed table, 7: 送りねじ feed screw, 8: モーター motor, 9: 切り込み深さ設定ねじ screw for setting depth of cut, 10 and 11: バー設定用調整ねじ adjustment screw of bar position, 12: 試験片ホルダー workpiece holder, 13: 切削速度変換レバー cutting speed changing lever, 14: 操作スイッチ control switch

の刃物を取り付けた。ロードセルで検出された2方向分力はペン書きオシログラフ(2ペン式)に記録させ、各方向分力の相互干渉の補正を行った。刃物は、自動研削盤により刃物角(β) 20° に研削し、逃げ角(γ)を 1° に設定した。ノーズバーの先端角度は 75° である。

実験では、Fig. 2において切り込み深さ(d)を1.0, 3.0, 5.0 mmの3水準変化させノーズバーを作用させない時、また切り込み深さが5.0 mmで刃口垂直方向間隔(V)を0 mm一定とし、刃口水平方向間隔(H)を4.90, 4.75, 4.60 mmの3水準変化させて切削した時の被削材の状態を写真撮影した。また、バーを作用させずに切り込み深さを变化させた場合の切削力を測定した。供試材には気乾状態のレッドラワン *Shorea negrosensis* Foxw.)を使用し、切削方向は被削材年輪の接線方向に平行、繊維および半径方向に直交方向とした。なお、被削材の木口面にフィルム転写法により間隔0.45 mmの格子線をつけ、裏割れの形成にとまなう切り込み深さの変化を定量的に測定した。

1.2. 実験結果および考察

切り込み深さを变化させ、バーを作用させずに切削した時の単板の形成過程を Fig. 3 に示す。切り込み深さが1.0 mmの場合には顕著な裏割れの発生はみられず、軽微な裏割れが生じたときでもその方向は刃

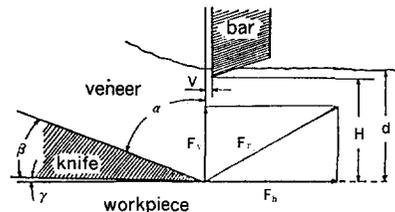


Fig. 2. 切削力
Cutting force.

F_h : 切削力の水平方向分力 horizontal component of cutting force, F_v : 切削力の垂直方向分力 vertical component of cutting force, F_r : F_h と F_v の合力 resultant cutting force of F_h and F_v , α : すくい角 rake angle, β : 刃物角 knife angle, γ : 逃げ角 clearance angle, d : 切り込み深さ depth of cut, H : 刃口水平方向間隔 horizontal bar opening, V : 刃口垂直方向間隔 vertical bar opening

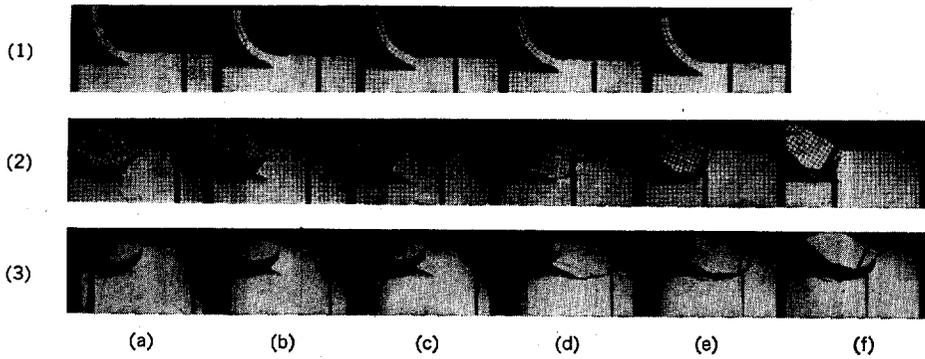


Fig. 3. 切り込み深さを変化させた時の単板形成過程
Veneer formation process in various depth of cut.
切り込み深さ depth of cut : (1) 1.0 mm, (2) 3.0 mm, (3) 5.0 mm

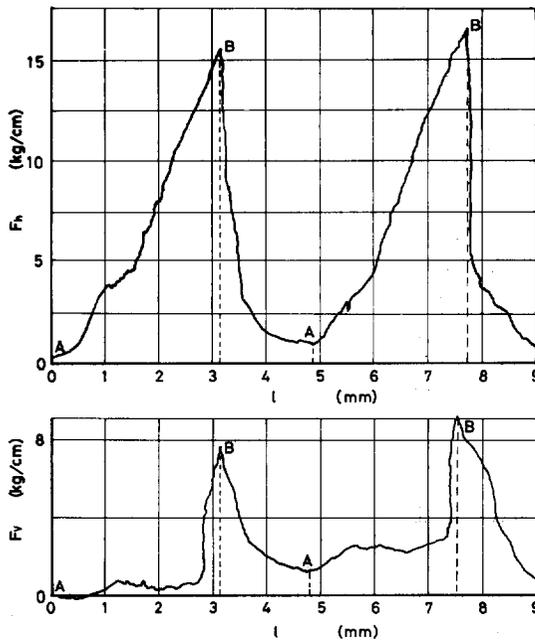


Fig. 4. 切 削 力
Cutting force.

F_h : 切削力の水平方向分力 horizontal component of cutting force, F_v : 切削力の垂直方向分力 vertical component of cutting force, 切り込み深さ depth of cut : 3 mm, l : 切削距離 cutting length

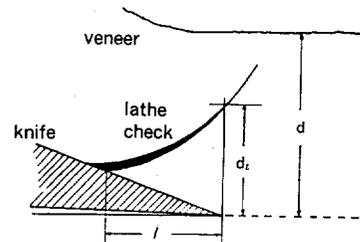


Fig. 5. 切削距離 (l) と瞬間
切り込み深さ (d_i)
Cutting length (l) and instant-
aneous depth of cut (d_i).
 d : 切り込み深さ depth of cut

先から被削材の斜め上方にむかって侵入し、被削材の刃物すくい面および逃げ面に接する面は常に刃先による切断面で形成される。切り込み深さ 3 mm および 5 mm の場合は、裏割れはまず刃先から斜め下方にむかって侵入したのちにその方向を変え、斜め上方にむかって発達する。とくに、切り込み深さを 5 mm に設定して切削した場合

は、切削面は大きくぐり取られ、また単板 (切り屑) の裏面にも裏割れが発生するため、単板面はその表・裏面とも悪化する。これまで単板内における裏割れ侵入角度に関しては、合板の接着強度との関連について検討された実験例はみられるが²⁾、単板品質を評価する場合重要な因子として取り上げられていない。しかし、実験結果にみられるように、単板の面あらさと裏割れの侵入角度との間には強い関係があることは明らかで、またこのことは単板厚さが厚くなるにつれて単板面は悪化する傾向が示されている既往

の実験結果⁸⁾を説明することができる。

一方、切削力の波形は裏割れの形成過程に対応して変動する。切り込み深さ 3 mm の場合の切削力波形 (水平方向分力 F_h と垂直方向分力 F_v) の測定例を Fig. 4 に示す。図において、切削力が最小値を示す A 点で刃先は Fig. 3-(2) (a) の位置にあり、切削が (a) から (d) まで進行する間に切削力は A 点から B 点まで増加していき、刃先が (e) に位置し裏割れが発生した時点で切削力は急激に低下し、その後割れに沿って刃先が進み、再び (a) の位置に達する間に切削力は B 点から A 点まで低下していく。Fig. 5 に示すように、設定した切り込み深さを d 、裏割れが発生した時点からの切削距離を l とすると、切削力が増加していく過程で実際の切り込み深さ d_i (以下瞬間切り込み深さとよぶ) は l の増加にともないだいたい増大する。切り込み深さ (d) が 1, 3, 5 mm の時の l と d_i の関係を格子線を用いて測定し、プロットすると Fig. 6 が得られる。次項で有限要素法を用い被削材内の応力分布を解析するために両者間の関係を実験式であらわすと次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} d_i &= 0.239 l^2 + 0.278 l + 0.022 & (d = 1 \text{ mm}) \\ d_i &= -0.001 l^2 + 0.578 l - 0.172 & (d = 3 \text{ mm}) \\ d_i &= 0.173 l^2 - 0.008 l + 0.075 & (d = 5 \text{ mm}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

また、切削距離 (l) と切削力の水平方向分力 (F_h) および垂直方向分力 (F_v) の関係を Fig. 7 に示す。同じく有限要素法による切削応力の解析のために、 l と各方向分力との関係を実験式であらわすと次のようになる。

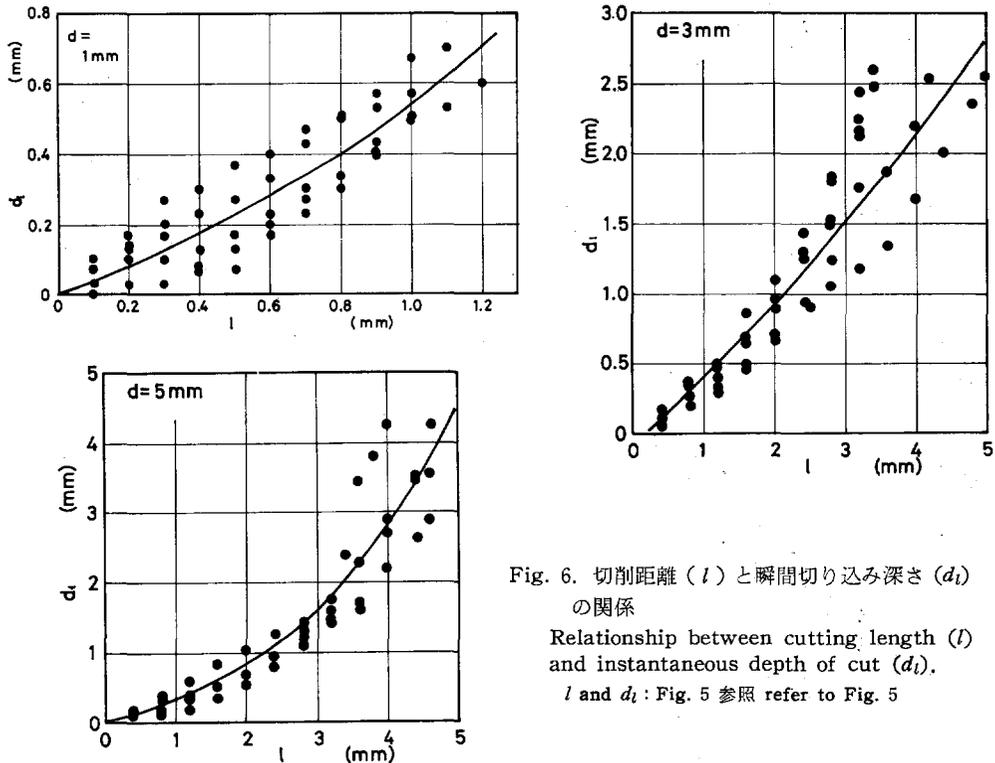
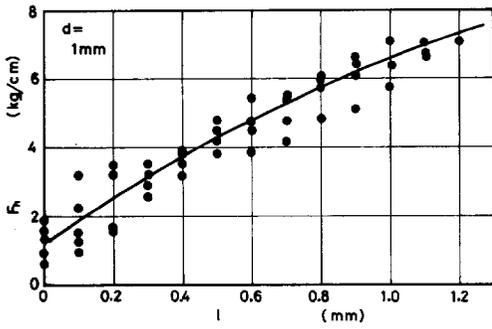
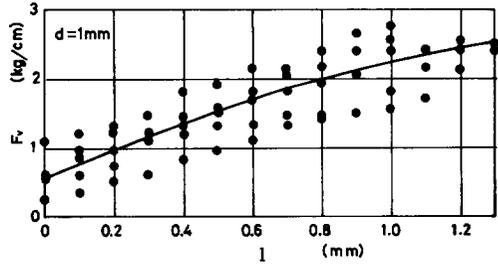


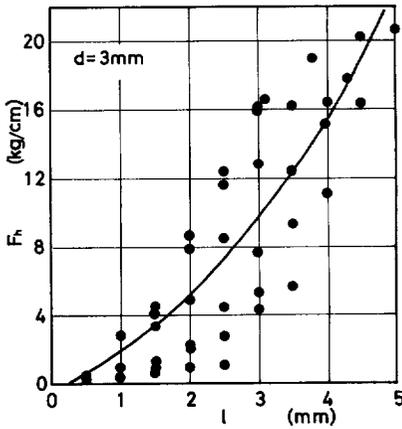
Fig. 6. 切削距離 (l) と瞬間切り込み深さ (d_i) の関係
 Relationship between cutting length (l) and instantaneous depth of cut (d_i).
 l and d_i : Fig. 5 参照 refer to Fig. 5



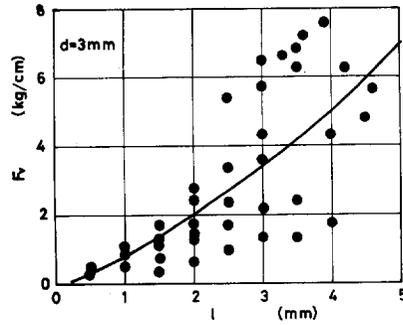
切り込み深さ depth of cut 1 mm,



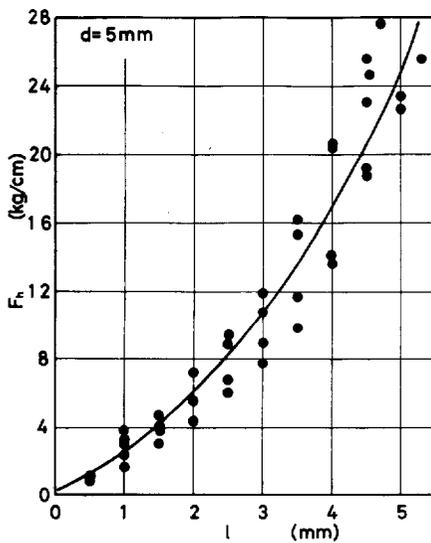
切り込み深さ depth of cut 1 mm,



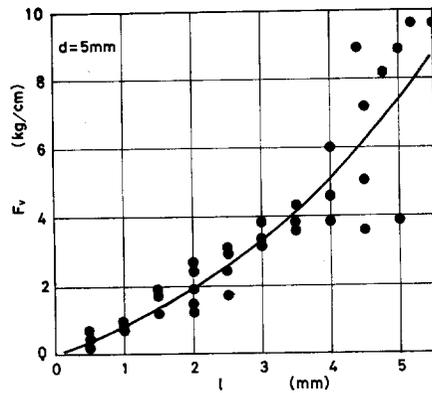
切り込み深さ depth of cut 3 mm,



切り込み深さ depth of cut 3 mm,



切り込み深さ depth of cut 5 mm,



切り込み深さ depth of cut 5 mm,

Fig. 7. 切削距離 (l) と切削力 (F_h, F_v) の関係

Relationship between cutting length (l) and cutting force (F_h, F_v).

F_h : 切削力の水平方向分力 horizontal component of cutting force, F_v : 切削力の垂直方向分力 vertical component of cutting force

$$\left. \begin{aligned} F_h &= -1.231 l^2 + 6.510 l + 1.187 \\ F_v &= -0.356 l^2 + 1.893 l + 0.601 \end{aligned} \right\} (d = 1 \text{ mm}) \\
 \left. \begin{aligned} F_h &= 0.548 l^2 + 1.460 l + 0.099 \\ F_v &= 0.102 l^2 + 0.950 l - 0.212 \end{aligned} \right\} (d = 3 \text{ mm}) \\
 \left. \begin{aligned} F_h &= 0.774 l^2 + 1.080 l + 0.400 \\ F_v &= 0.203 l^2 + 0.421 l + 0.193 \end{aligned} \right\} (d = 5 \text{ mm})$$

..... (2)

切削の進行にともなう瞬間切り込み深さ d_i と切削力の関係を設定切り込み深さが 3 mm および 5 mm の場合について求めると、Fig. 8 に示す関係が得られ、設定切り込み深さが 5 mm のとき d_i が深くなると切削力の水平および垂直方向分力ともその増加率はやや低下し、3 mm のときには水平方向分力の増加率は逆に若干増加する傾向がみられる。

次にバーを作用させ切込み深さを 5 mm に設定し、刃口水平方向間隔を変化させて切削した場合の単板形成過程を Fig. 9 に示す。バーを作用させることにより裏割れの発生形態は明らかに異なってくる。刃口水平方向間隔 (H) を 4.90 mm に設定して切削した場合裏割れの発生がみられるが、割れの方向は刃先から斜め上方にむかっており、またその深さも浅く、裏割れの発生形態はバーを作用させずに切込み深さを 1.0 mm に設定して切削した時の状態に近い。 $H = 4.75$ mm では裏割れの発生はほとんど認められず、さらに刃口水平方向間隔を狭くし $H = 4.60$ mm にするとノーズバーの作用で被削材ははく離され、単板には表割れができる。

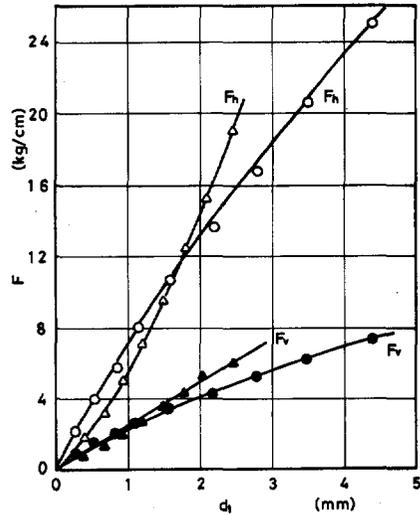


Fig. 8. 瞬間切り込み深さ (d_i) と切削力 (F) の関係
Relationship between instantaneous depth of cut (d_i) and cutting force (F).

F_h : 切削力の水平方向分力 horizontal component of cutting force, F_v : 切削力の垂直方向分力 vertical component of cutting force, 切り込み深さ depth of cut: $\Delta, \blacktriangle, \circ, \bullet$ 5 mm, d_i : Fig. 5 参照 refer to Fig. 5

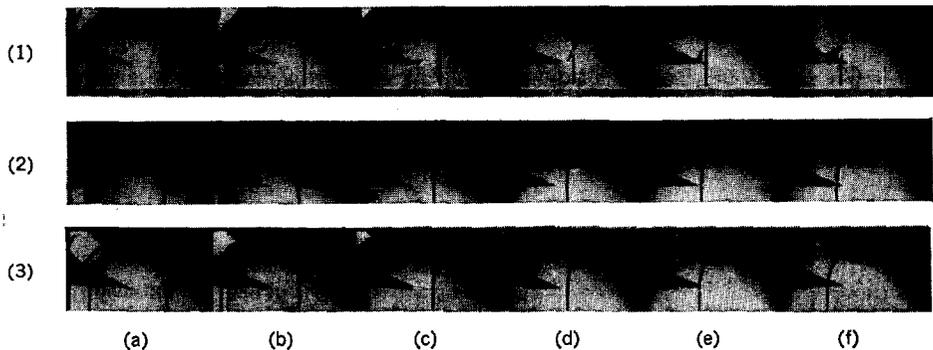


Fig. 9. 刃口間隔を変化させた時の単板形成過程

Veneer formation process in various horizontal bar openings.

切り込み深さ depth of cut: 5 mm, 刃口水平方向間隔 horizontal bar opening: (1) 4.90 mm, (2) 4.75 mm, (3) 4.60 mm

1.3. ま と め

2次元切削（平削り切削）を行い、単板の形成過程を観察した。切り込み深さが1.0mmの場合には裏割れの発生も軽微で平滑な単板が得られるが、切り込み深さが深くなると裏割れの発生も顕著になる。切り込み深さを5mmにすると、割れは刃先を起点としてその斜めに下方にむかって生じた後方向を変え斜め上方にむかって発達する。この結果、切り込み深さを深く設定して切削するほど、単板面には材の割裂面の含まれる率が大きくなり、単板面は悪くなる。裏割れの発生にともなって切削力は変動し、ある間隔でピークがあらわれる。この切削力の波形のピーク間の間隔は裏割れの間隔に相当し、切削の進行にともない実際の切り込み深さは変化している。切削の進行にともなって変化する切り込み深さ（瞬間切り込み深さ） d_t と切削距離 l の関係は実験式（1）で、また切削力の水平、垂直方向分力と l の関係は実験式（2）であらわされる。

ノーズバーを作用させ、刃先とバー先端間の間隔を適正に設定して切削することにより裏割れの深さは浅くなり、またその方向も刃先から斜め上方にむかうため単板面は平滑になる。しかし、刃口水平方向間隔を狭くしすぎるとノーズバーの作用で被削材にはく離現象があらわれる。

2. 切削力の測定

2.1. 実験方法

切削力は単板切削の難易を評価するためのひとつの指標になる。特に厚単板切削あるいは高比重材の単板切削において切削力は大きく、切削可能な単板厚さの限界の決定、製造機械の構造あるいは機構の設計、材を軟化するにあたっての煮沸あるいは蒸煮処理条件の選択等における基礎資料として、切削力と切削条件の関係を求めておく必要がある。このような観点から、本章では前章に示した2次元切削試験装置により切り込み深さおよび被削材の煮沸処理温度を変化させた時の切削力を測定した。供試材にはバクチカン (*Parashorea malaanonan* Merr. 全乾比重 0.49)、アピトン (*Dipterocarpus* sp. 0.64)、アンペロイ (*Pterocymbium beccarii* 0.32)、ラジアータパイン (*Pinus radiata* D. Don 0.38) の4樹種を用いた。

試験片の寸法は、8cm（接線方向）×10cm（半径方向）×1cm（繊維方向）で、1切削条件あたり7～10回の切削を行った。切削方向は試験片の接線方向に平行、半径および繊維方向に直交方向である。切削力は試験片の接線方向の中央約5cmの部分について Fig. 2 の水平方向分力 (F_h)、垂直方向分力 (F_v) を測定し、その切削力波形にあらわれるピークの平均を求め、両分力の値とした。また、これら両分力の合力 (F_r) を求めるとともに、合力の方向をみるため F_v/F_h を求めた。刃物角は20°、逃げ角は1°、切削速度は20mm/min. である。試験片の煮沸温度は最高90°C、最低45°Cで、処理時間は12～15時間とし、実験にあたっては試験片が冷却しないように処理温度に調節した温水を注水しながら切削した。

2.2. 実験結果

2.2.1. 煮沸処理温度と切削力の関係

バクチカンおよびアピトンについて実験を行ったが、それぞれの樹種について Fig. 10 および Fig. 11 に、切り込み深さを3, 5, 7mmにした時の煮沸処理温度と切削力の関係を示す。

供試樹種あるいは切り込み深さの条件に関係なく、切削力の垂直方向分力は煮沸温度を変化させてもほとんど変化はみられずほぼ一定の値を示しているが、水平方向分力は煮沸温度が高くなるにつれて低下し、これにともない両方向の分力の比 F_v/F_h は増大していく。切削力の合力と煮沸温度の関係をみる

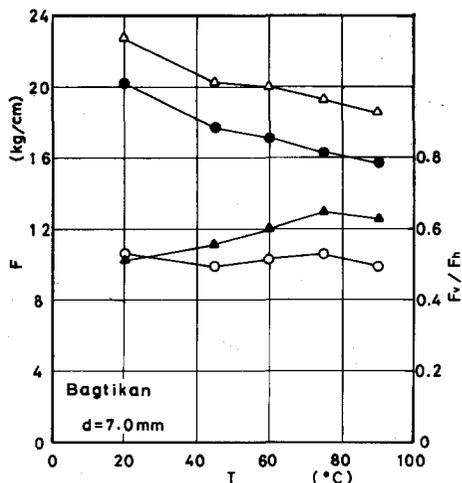
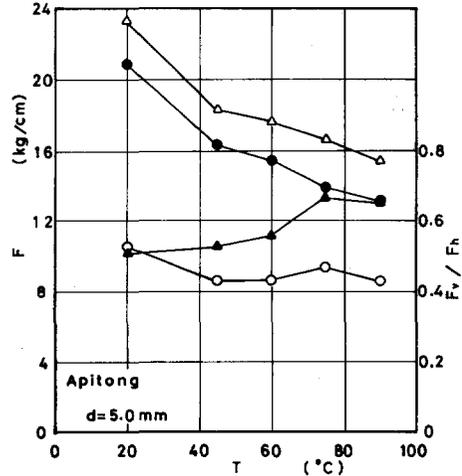
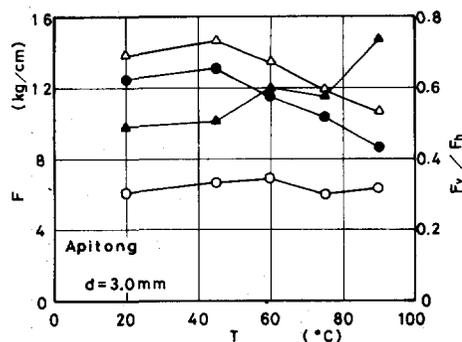
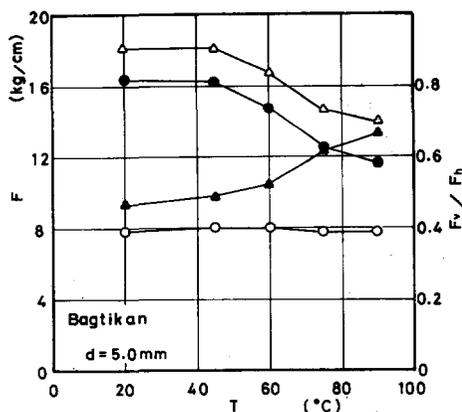
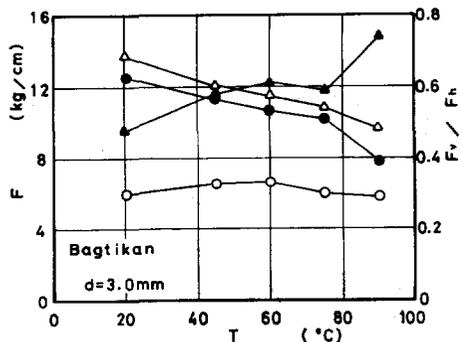


Fig. 10. 試験片の煮沸温度 (T) と切削力 (F) の関係 (バクチカン)

Relationship between heating temperature for workpiece (T) and cutting force (F) (Bagtikan).

△: 切削力の水平および垂直方向分力の合力 resultant cutting force of horizontal and vertical cutting force component, ●: 切削力の水平方向分力 F_h horizontal cutting force component, ○: 切削力の垂直方向分力 F_v vertical cutting force component, d : 切り込み深さ depth of cut.

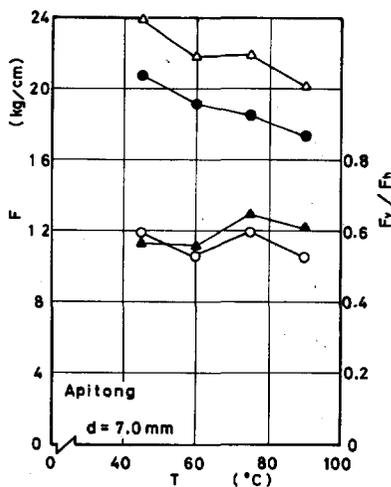


Fig. 11. 試験片の煮沸温度 (T) と切削力 (F) の関係 (アピトン)

Relationship between heating temperature for workpiece (T) and cutting force (F) (Apitong).

記号 Marks: Fig. 10 参照 refer to Fig. 10

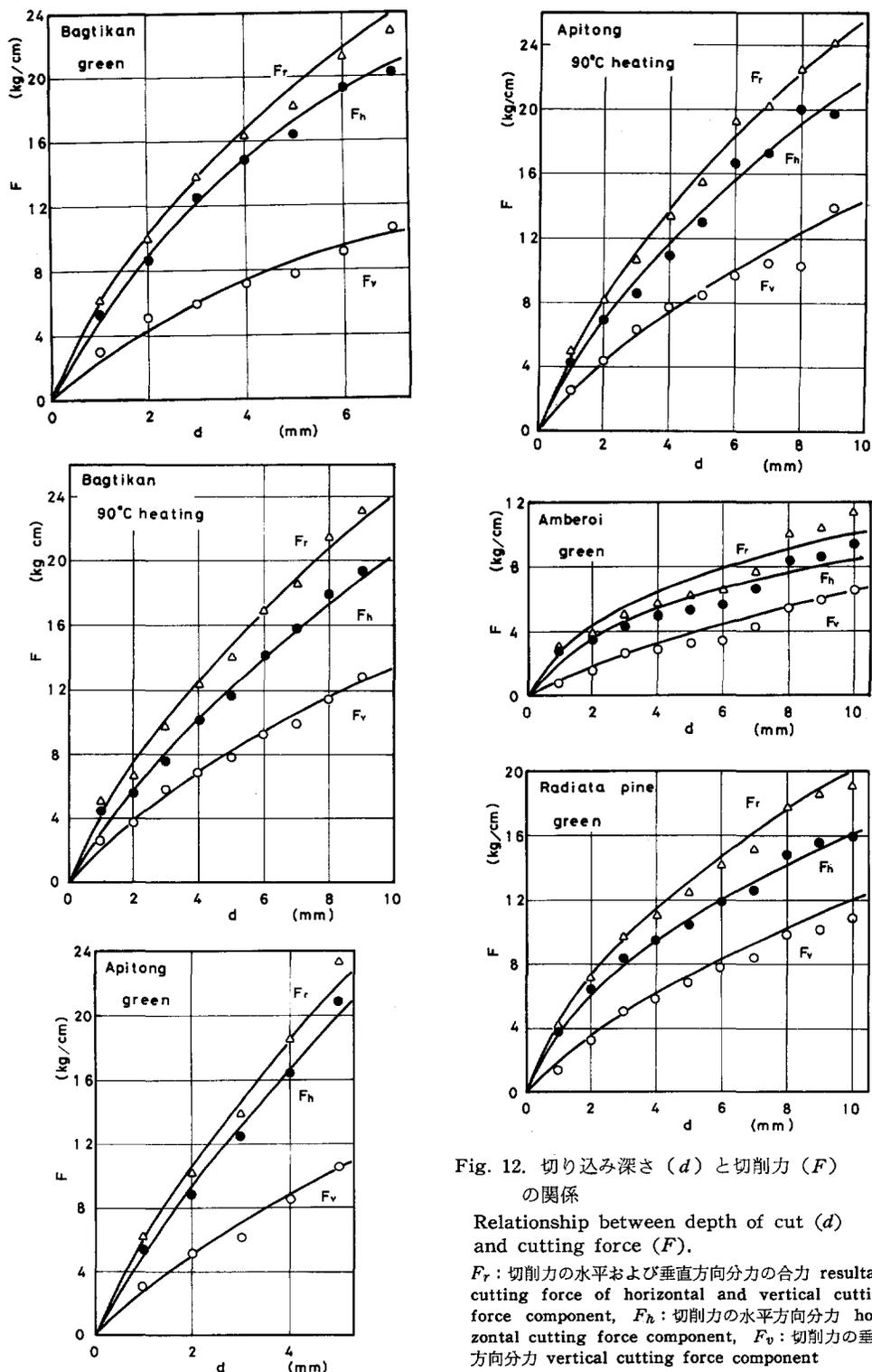


Fig. 12. 切り込み深さ (d) と切削力 (F) の関係

Relationship between depth of cut (d) and cutting force (F).

F_r : 切削力の水平および垂直方向分力の合力 resultant cutting force of horizontal and vertical cutting force component, F_h : 切削力の水平方向分力 horizontal cutting force component, F_v : 切削力の垂直方向分力 vertical cutting force component

と、水平方向分力の場合とはほぼ同じ傾向があらわれている。煮沸温度の上昇にともなう切削力の合力の低下をみると、無処理材と90°C煮沸処理材の間でバクチカンの場合20~30%、アピトンの場合約35%程度低下しており、バクチカンの場合には切り込み深さを深くするほど低下量は小さくなっている。

2.2.2. 切り込み深さと切削力の関係

切り込み深さと切削力の関係を求めた実験結果を Fig. 12 に示す。切削力の合力、水平方向分力、垂直方向分力のいずれも切り込み深さが深くなるにつれて増大する傾向がみられるが、その増加率は切り込み深さが深くなると小さくなっている。切り込み深さ (d) と切削力の合力 (F_r)、水平方向分力 (F_h)、垂直方向分力 (F_v) 間の関係を実験式であらわすと次のようになる。

$$\begin{array}{l}
 \left. \begin{array}{l}
 F_r = 6.17 d^{0.70} \\
 F_h = 5.37 d^{0.70} \\
 F_v = 2.69 d^{0.71}
 \end{array} \right\} \text{バクチカン, 無処理材} \\
 \left. \begin{array}{l}
 F_r = 4.47 d^{0.73} \\
 F_h = 3.80 d^{0.73} \\
 F_v = 2.40 d^{0.75}
 \end{array} \right\} \text{バクチカン, 90°C 処理材} \\
 \left. \begin{array}{l}
 F_r = 5.89 d^{0.81} \\
 F_h = 5.13 d^{0.81} \\
 F_v = 2.82 d^{0.81}
 \end{array} \right\} \text{アピトン, 無処理材} \\
 \left. \begin{array}{l}
 F_r = 5.25 d^{0.69} \\
 F_h = 4.17 d^{0.73} \\
 F_v = 2.57 d^{0.75}
 \end{array} \right\} \text{アピトン, 90°C 処理材} \\
 \left. \begin{array}{l}
 F_r = 2.82 d^{0.53} \\
 F_h = 2.50 d^{0.51} \\
 F_v = 0.90 d^{0.85}
 \end{array} \right\} \text{アンペロイ, 無処理材} \\
 \left. \begin{array}{l}
 F_r = 4.27 d^{0.67} \\
 F_h = 3.98 d^{0.61} \\
 F_v = 1.62 d^{0.87}
 \end{array} \right\} \text{ラジャータパイン,} \\
 \text{無処理材}
 \end{array} \quad \dots\dots\dots (3)$$

2.3. ま と め

特に厚単板切削を対象に、被削材に対する煮沸処理温度および切り込み深さと切削力の関係を求めた。温度を高めることにより切削力の水平方向分力はしだいに低下する傾向がみられるが、垂直方向分力にはほとんど変化は認められない。90°Cの条件で煮沸処理を行うことにより、切削力の合力はバクチカンでは無処理時の値の80~70%、アピトンでは約65%になる。

切り込み深さが深くなるにつれて切削力の水平、垂直両方向分力およびこれら両方向分力の合力は増加するが、これらの増加率は切り込み深さの増大とともに低くなる。切り込み深さと切削力の関係は、実験式(3)であらわされる。

3. 有限要素法による切削応力の数値解析

第 1 章における単板切削時の被削材の状態の観察から、切削の進行にともない切り込み深さおよび切削力は変化し、これらの関係をあらわす実験式 (1) および (2) が求められた。そこで、本章ではこれらの実験式にもとづき、バーを作用させずに単板切削を行ったときの、切削の進行にともなう被削材内の切削応力の分布状態の変化を、有限要素法により数値解析を行うことにより求め、裏割れの形成されるに至る過程を検討する。

3.1. 有限要素法による応力解析の概要⁹⁾

有限要素法は、変形に対して無限の自由度をもつ物体を有限の自由度をもつ要素 (有限要素) の集合体として近似し、この集合体に対して成立する方程式を解く応力解析法である。要素の形状として、ここでは三角形要素について取扱い、応力解析に際して、①荷重は節点を介して伝達される、②応力およびひずみは要素内で一定であるとして、弾性解析を行うことにする。

Fig. 13 に示すように、三角形要素の節点の座標、節点力、節点変位を定める。x 方向および y 方向の変位を u, v また $\alpha_1, \alpha_2, \dots, \alpha_6$ を定数とすると、三角形要素内の変位は次のように仮定できる。

$$\left. \begin{aligned} u &= \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y \\ v &= \alpha_4 + \alpha_5 x + \alpha_6 y \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

定数 $\alpha_1, \alpha_2, \dots, \alpha_6$ を節点変位 $u_i, v_i, u_j, v_j, u_k, v_k$ および節点座標 $x_i, y_i, x_j, y_j, x_k, y_k$ であらわすと次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} u_i &= \alpha_1 + \alpha_2 x_i + \alpha_3 y_i \\ v_i &= \alpha_4 + \alpha_5 x_i + \alpha_6 y_i \\ u_j &= \alpha_1 + \alpha_2 x_j + \alpha_3 y_j \\ v_j &= \alpha_4 + \alpha_5 x_j + \alpha_6 y_j \\ u_k &= \alpha_1 + \alpha_2 x_k + \alpha_3 y_k \\ v_k &= \alpha_4 + \alpha_5 x_k + \alpha_6 y_k \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

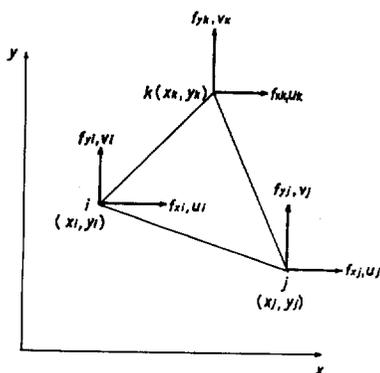


Fig. 13. 三角形要素の節点座標、
節点力、節点変位

Coordinate, force and displacement of nodal points for a triangular element.

上式を解き、得られた $\alpha_1, \alpha_2, \dots, \alpha_6$ を (4) 式に代入すると、三角形要素の変位 - 節点変位関係は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} u &= \frac{1}{2A} \left\{ (a_i + b_i x + c_i y) u_i + (a_j + b_j x + c_j y) u_j \right. \\ &\quad \left. + (a_k + b_k x + c_k y) u_k \right\} \\ v &= \frac{1}{2A} \left\{ (a_i + b_i x + c_i y) v_i + (a_j + b_j x + c_j y) v_j \right. \\ &\quad \left. + (a_k + b_k x + c_k y) v_k \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、

$$\begin{aligned} a_i &= x_j y_k - x_k y_j, & a_j &= x_k y_i - x_i y_k, & a_k &= x_i y_j - x_j y_i, \\ b_i &= y_j - y_k, & b_j &= y_k - y_i, & b_k &= y_i - y_j, & c_i &= x_k - x_j, \\ & & & & & c_j &= x_i - x_k, & c_k &= x_j - x_i \end{aligned}$$

A は三角形要素の面積で、三角形要素の3節点 i, j, k を反時計方向にとると、次式で求められる。

$$A = \frac{1}{2} \begin{vmatrix} 1 & x_i & y_i \\ 1 & x_j & y_j \\ 1 & x_k & y_k \end{vmatrix} \dots\dots\dots(7)$$

変位-ひずみ関係は、 x, y 軸方向のひずみを $\varepsilon_x, \varepsilon_y$, せん断ひずみを γ_{xy} とすると、

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}, \quad \gamma_{xy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \dots\dots\dots(8)$$

であるから、(6) 式から節点変位-ひずみ関係は次のようになる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{2A} (b_i u_i + b_j u_j + b_k u_k) \\ &= \frac{1}{2A} \{ (y_j - y_k) u_i + (y_k - y_i) u_j + (y_i - y_j) u_k \} \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{2A} (c_i v_i + c_j v_j + c_k v_k) \\ &= \frac{1}{2A} \{ (x_k - x_j) v_i + (x_i - x_k) v_j + (x_j - x_i) v_k \} \\ \gamma_{xy} &= \frac{1}{2A} (c_i u_i + c_j u_j + c_k u_k + b_i v_i + b_j v_j + b_k v_k) \\ &= \frac{1}{2A} \{ (x_k - x_j) u_i + (x_i - x_k) u_j + (x_j - x_i) u_k \\ &\quad + (y_j - y_k) v_i + (y_k - y_i) v_j + (y_i - y_j) v_k \} \end{aligned} \dots\dots\dots(9)$$

上式をマトリックスで表示すると次のようになる。

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{1}{2A} \begin{pmatrix} y_j - y_k & y_k - y_i & y_i - y_j & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & x_k - x_j & x_i - x_k & x_j - x_i \\ x_k - x_j & x_i - x_k & x_j - x_i & y_j - y_k & y_k - y_i & y_i - y_j \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \\ u_k \\ v_i \\ v_j \\ v_k \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(10)$$

ここで、節点変位-ひずみ関係式の係数マトリックスを $[B]$ (変位-ひずみマトリックス), すなわち、

$$[B] = \frac{1}{2A} \begin{pmatrix} y_j - y_k & y_k - y_i & y_i - y_j & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & x_k - x_j & x_i - x_k & x_j - x_i \\ x_k - x_j & x_i - x_k & x_j - x_i & y_j - y_k & y_k - y_i & y_i - y_j \end{pmatrix}$$

とおき、ひずみベクトルを $\{\varepsilon\}$, 節点変位ベクトルを $\{\delta\}_m$ とすると、節点変位-ひずみ関係式は次のようにあらわすことができる。

$$\{\varepsilon\} = [B] \{\delta\}_m \dots\dots\dots(11)$$

応力-ひずみ関係は、応力-ひずみマトリックス $[D]$ により次のようにあらわされる。

$$\{\sigma\} = [D] \{\varepsilon\} \dots\dots\dots(12)$$

$\{\sigma\}$ は応力ベクトルで、 x, y 軸方向の応力を σ_x, σ_y , せん断応力を τ_{xy} とすると、

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}$$

で、応力-ひずみマトリックス $[D]$ は、2次元異方性体を平面応力問題として解く場合次のようになる。

$$[D] = \begin{Bmatrix} C_{11} & C_{12} & 0 \\ C_{21} & C_{22} & 0 \\ 0 & 0 & C_{66} \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(13)$$

$$C_{11} = E_x/\lambda, C_{12} = C_{11}\mu_{yx} = C_{22}\mu_{xy} = C_{21}, C_{22} = E_y/\lambda, C_{66} = G_{xy}, \lambda = 1 - \mu_{xy}\mu_{yx},$$

E_x, E_y : x, y 軸方向のヤング率, G_{xy} : せん断弾性係数, μ_{xy}, μ_{yx} : ポアソン比

供試樹種は気乾状態のレッドラワンで、上記の基礎弾性定数として次の値を用いた¹⁰⁾。なお、木材の接線方向を x 方向、半径方向を y 方向としている。 $E_x = 52 \text{ kg/mm}^2, E_y = 102 \text{ kg/mm}^2, G_{xy} = 12 \text{ kg/mm}^2, \mu_{xy} = 0.32, \mu_{yx} = 0.62$

(11) 式により、三角形要素の応力は、節点変位ベクトル $\{\delta\}_m$ から次のように求めることができる。

$$\{\sigma\} = [D]\{\epsilon\} = [D][B]\{\delta\}_m \dots\dots\dots(14)$$

つぎに、節点荷重(節点力)と節点変位関係は、仮想仕事の原理から求められる。仮想仕事の原理は次のように書きあらわされる。

$$\int \{\delta^*\}^T \{P\} dS + \int \{\delta^*\}^T \{F\} dV - \int \{\epsilon^*\}^T \{\sigma\} dV = 0 \dots\dots\dots(15)$$

- $\{\delta^*\}$: 仮想変位ベクトル
- $\{P\}$: 単位面積あたりの表面力ベクトル
- $\{F\}$: 単位体積あたりの体積力ベクトル
- $\{\epsilon^*\}$: 仮想変位に対するひずみベクトル
- $\{\sigma\}$: 応力ベクトル

体積力を考えないと、(15) 式は次のようになる。

$$\int \{\delta^*\}^T \{P\} dS = \int \{\epsilon^*\}^T \{\sigma\} dV \dots\dots\dots(16)$$

三角形要素の節点力ベクトル $\{f\}_m$, 節点変位ベクトル $\{\delta\}_m$ を、

$$\{f\}_m = \begin{Bmatrix} f_{xi} \\ f_{xj} \\ f_{xk} \\ f_{yi} \\ f_{yj} \\ f_{yk} \end{Bmatrix} \quad \{\delta\}_m = \begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \\ u_k \\ v_i \\ v_j \\ v_k \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(17)$$

とすると、節点力のなす仕事 $\{\delta\}^T_m \{f\}_m$, $\{f\}_m$ が、表面力 $\{P\}$ のなす仕事に等しくなるように節点力を定義する。つまり、(16) 式の左辺は次のようになる。

$$\int \{\delta^*\}^T \{P\} dS = \{\delta^*\}^T_m \{f\}_m \dots\dots\dots(18)$$

$\{\delta^*\}$: 仮想節点変位ベクトル

三角形要素内では応力、ひずみが一定であるから、(16) 式の右辺は次のようになる。

$$\int \{\varepsilon^*\}^T \{\sigma\} dV = V \{\varepsilon^*\}^T \{\sigma\} \quad \dots\dots\dots(19)$$

V : 三角形要素の体積, 要素の厚さを t , 面積を A とすると, $V = tA$ となる。

(16), (18), (19) 式から,

$$\{\delta\}_m^T \{f\}_m = tA \{\varepsilon^*\}_m^T \{\sigma\} \quad \dots\dots\dots(20)$$

の関係が得られる。これに, (11) 式および (14) 式を代入し, また仮想節点変位ベクトル $\{\delta^*\}_m$ とひずみベクトル $\{\varepsilon^*\}$ との間には $\{\varepsilon^*\} = [B] \{\delta^*\}_m$ の関係があるので, (20) 式は次のようになる。

$$\begin{aligned} \{\delta^*\}_m^T \{f\}_m &= tA \{([B] \{\delta^*\}_m)^T [D] [B] \{\delta\}_m \\ &= \{\delta^*\}_m^T (tA [B]^T [D] [B]) \{\delta\}_m \quad \dots\dots\dots(21) \end{aligned}$$

上式から,

$$\{f\}_m = (tA [B]^T [D] [B]) \{\delta\}_m \quad \dots\dots\dots(22)$$

となり, 三角形要素の剛性マトリックス $[K]_m$ を,

$$[K]_m = tA [B]^T [D] [B] \quad \dots\dots\dots(23)$$

とすると, 三角形要素の剛性方程式は,

$$\{f\}_m = [K]_m \{\delta\}_m \quad \dots\dots\dots(24)$$

となる。

計算は, 日本電気 NEAC MS-50 により行った。

3.2. 切削応力の解析条件

単板切削時における被削材の状態の観察から, 切削が進行するにつれて実際の切り込み深さ (瞬間切り込み深さ) d_i は変化し, またこれにともなって切削力も変動することがわかった。裏割れが生じ, 刃物により被削材に切削力が作用した時点から次の裏割れが形成される間における切削距離 l と瞬間切り込み深さ d_i の関係は実験式 (1) であらわされる。また, l と切削力の水平方向分力 (F_h) および垂直方向分力 (F_v) の関係は実験式 (2) であらわされる。

切削応力の解析は, 切り込み深さを 5 mm に設定し, 裏割れが形成され次の裏割れが形成される間において, 切削力が被削材に作用しはじめてからの切削距離を 5 段階にわけ, 各段階における切削応力の分布状態を解析した。各切削段階における切削距離 (l) は, STAGE I (1.0 mm), STAGE II (2.0 mm), STAGE III (3.0 mm), STAGE IV (4.0 mm), STAGE V (5.0 mm) とした。つぎに, 切り込み深さを 1 mm および 3 mm に設定し, 切削距離がそれぞれ 1.0 mm および 4.0 mm の時の切削応力を解析した。なお, 裏割れの形成過程の観察から, 切り込み深さを 1, 3, 5 mm に設定したとき, 切削距離がそれぞれ 0.95, 3.80, 4.55 mm に達したときに次の裏割れが生じており, 切り込み深さが 1 mm および 3 mm で切削距離が 1.0, 4.0 mm のとき, また 5 mm における STAGE V のときには裏割れが形成された直後の状態に相当する。この場合の瞬間切り込み深さおよび切削力は実験式 (1), (2) を外挿することにより求めた。

切削応力の解析にあたり, ここでは薄板の平面応力について実験を行っているので, 次の仮定を設けた。

- (1) 平面応力問題として解析できる
- (2) 材料は均質 2次元異方性体とみなしうる

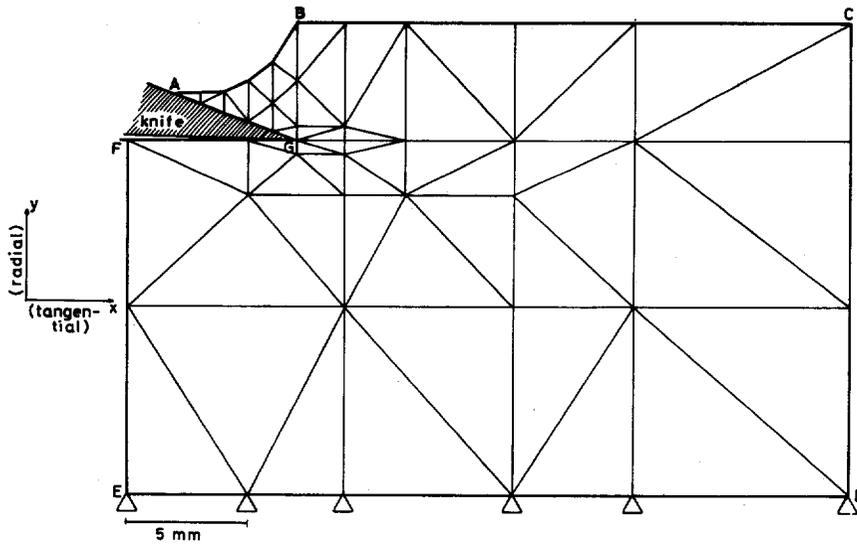


Fig. 14. 三角形要素の分割例

Example of triangular elements dividing.

切り込み深さ depth of cut : 5mm, STAGE V 切削 STAGE V cutting

- (3) 刃物逃げ面における摩擦力は無視できる
- (4) 刃物すくい面上における荷重は瞬間切り込み深さに直線的に比例して増大する
- (5) 刃物すくい面上において、裏割れを境にして、その単板側部分は応力解析に関与しない

三角形要素の分割例を Fig. 14 に示す。辺 AB, BC, CD, FG, EF を自由端面とし、辺 ED を拘束端面とした。切り込み深さを 5 mm に設定し、STAGE I~STAGE V の各切削段階における刃先付近の要素の分割方法および節点荷重条件を Fig. 15 に示す。刃先付近以外における要素の分割方法は Fig. 14 に示したのとはほぼ同一である。

3.3. 切削応力の解析結果および考察

切り込み深さを 5 mm に設定し、切削の進行にともなう切削応力の分布状態の変化をしらべた解析結果を Fig. 16~18 に示す。

σ_x , σ_y , τ_{xy} のいずれも STAGE I から STAGE V に、切削が進行していくにつれて増大していく。 σ_x についてみると、刃先に近い刃物すくい面上および刃先前方の被削材部には高い引っ張り応力が集中しているが、刃先から離れるにつれて急激に低下していく。刃先に近い刃物逃げ面付近の被削材部には圧縮応力が生じており、また STAGE III 以降から単板表側の屈曲部には圧縮応力があらわれ、切削が進むにつれてこの圧縮応力の領域は拡大していく。第 4 章に示す光弾性被膜法による切削応力の解析結果によると、ノーズバーを作用させて切削した場合には刃先前方の被削材部に圧縮応力が生じているが、ノーズバーの被削材に対する圧入量を小さく設定するとこの圧縮応力は急激に低下している。被削材に対するバーの圧入量をしだいに小さくしていくことにより、刃先前方に生ずる応力は圧縮応力から引っ張り応力に変化し、裏割れを生じやすい応力状態になるものと考えられる。 σ_y についてみると、刃先前方の被削材部には広い範囲にわたって引っ張り応力があらわれている。特に、刃先に近い刃物すくい面上および刃先の

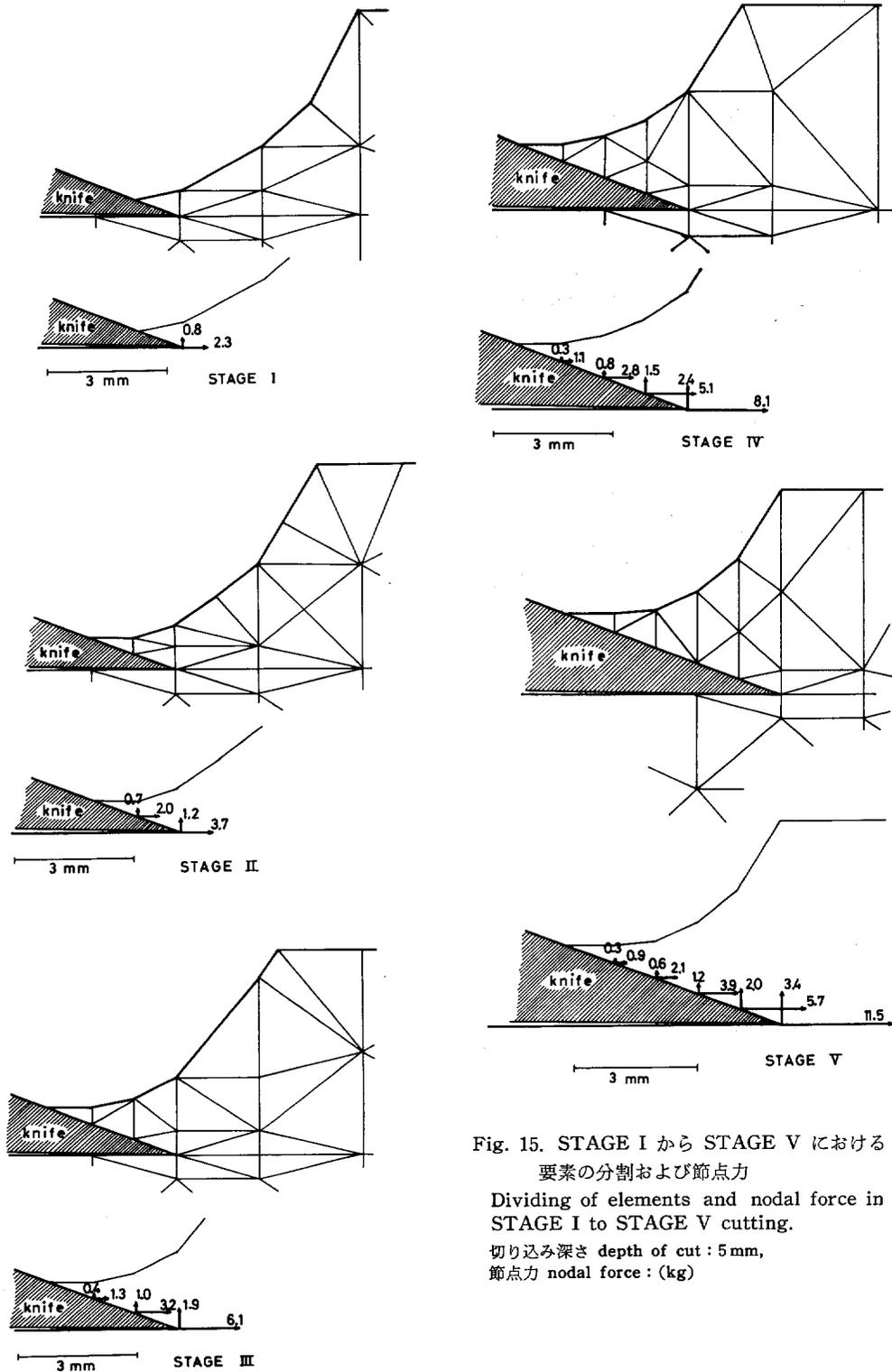
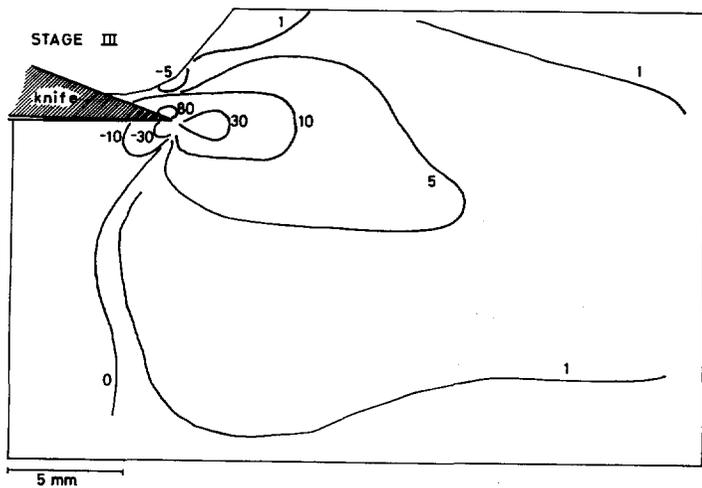
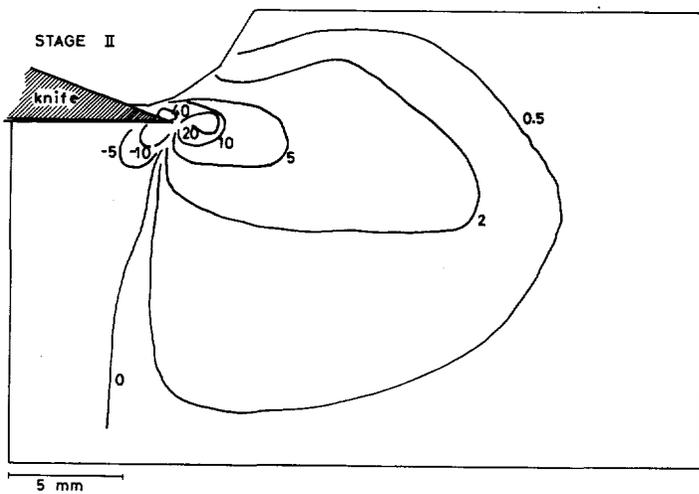
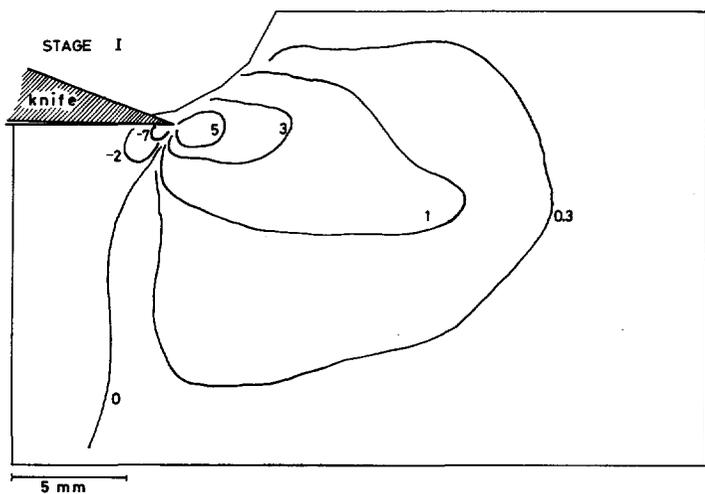


Fig. 15. STAGE I から STAGE V における
要素の分割および節点力
Dividing of elements and nodal force in
STAGE I to STAGE V cutting.
切り込み深さ depth of cut : 5 mm,
節点力 nodal force : (kg)



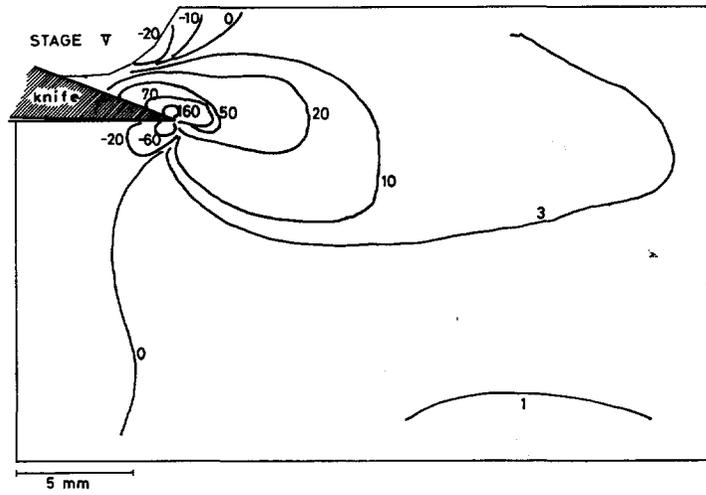
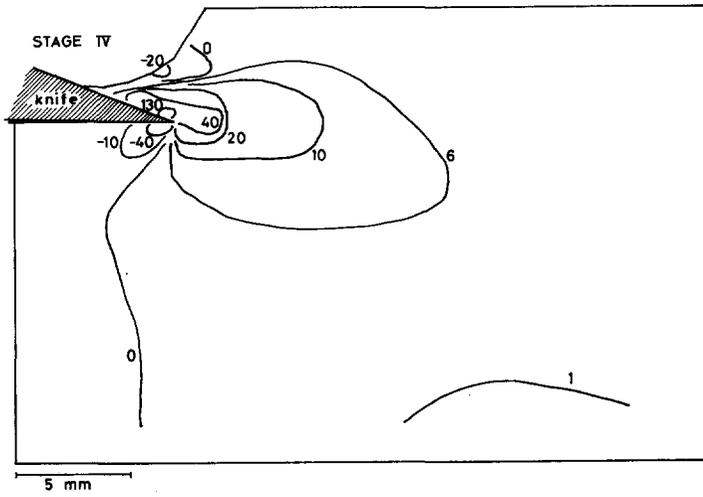
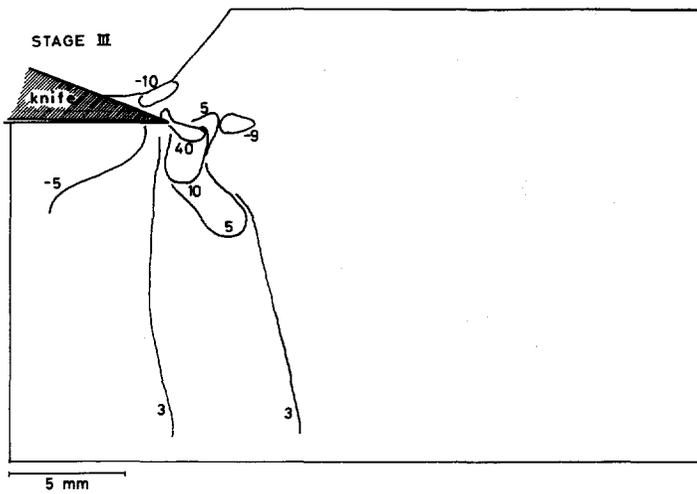
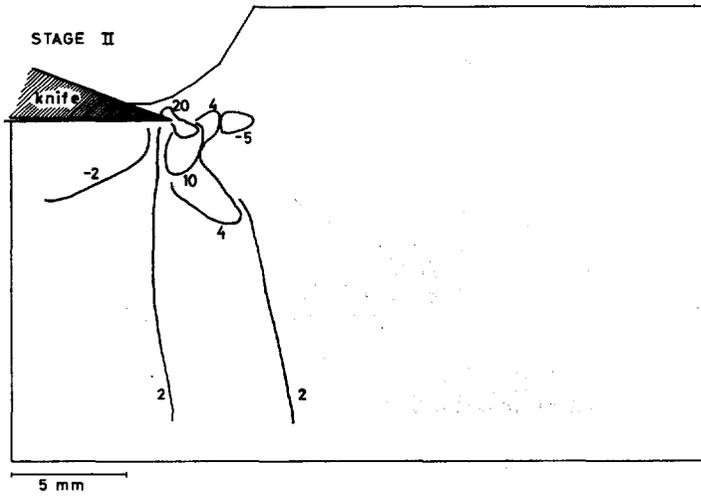
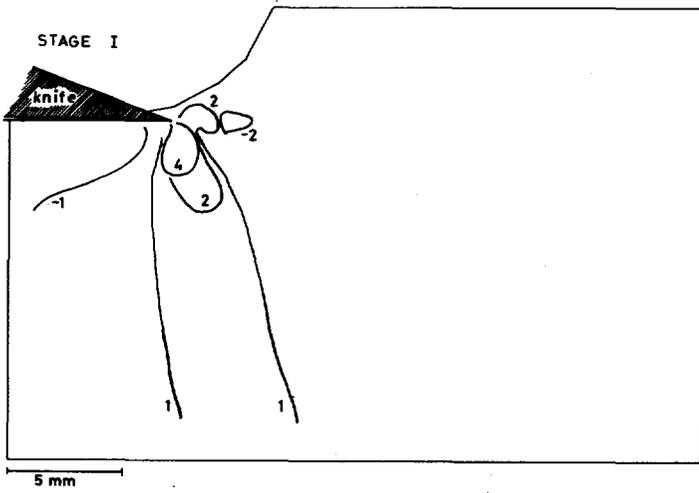


Fig. 16. σ_x の 分 布

Distribution of σ_x .

切り込み深さ depth of cut : 5 mm, 単位 unit : $\times 10^{-2} \text{kg/mm}^2$,

+ : 引張り応力 tension, - : 圧縮応力 compression



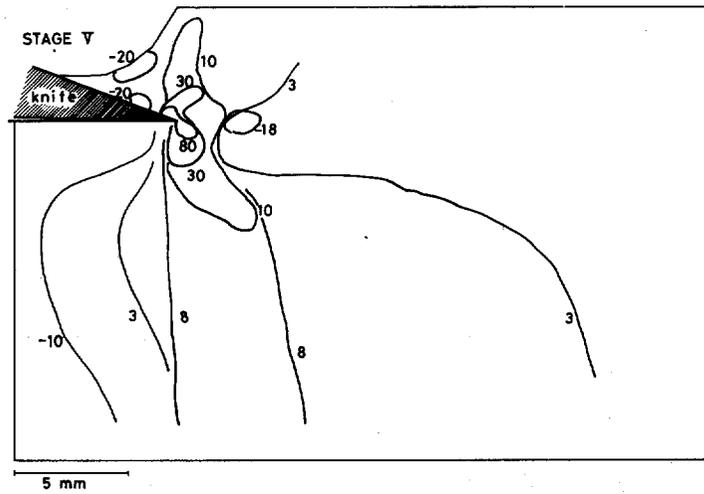
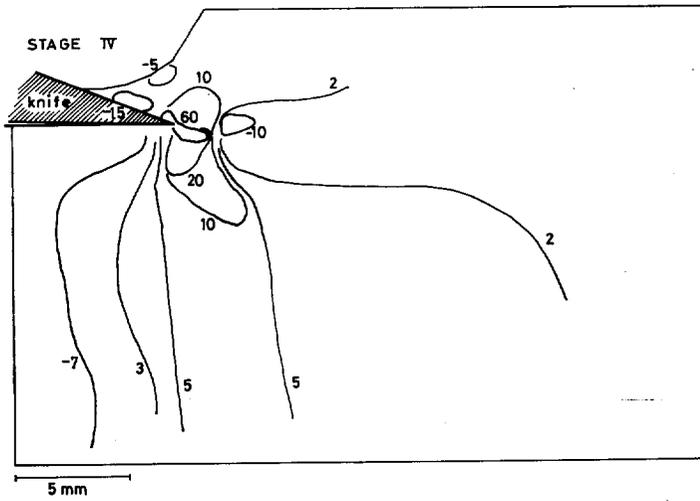
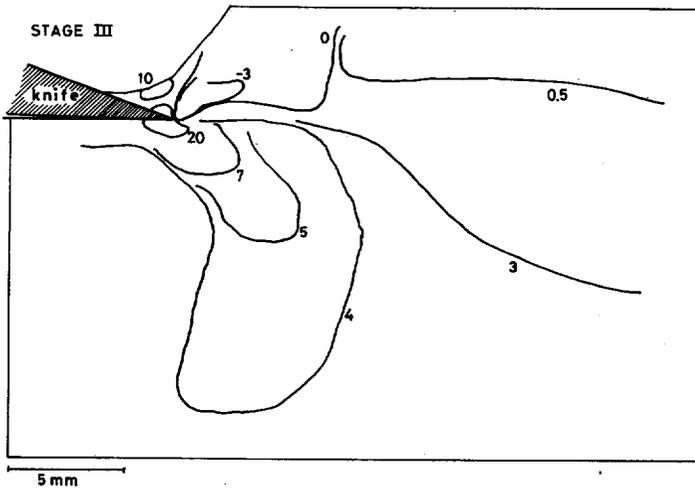
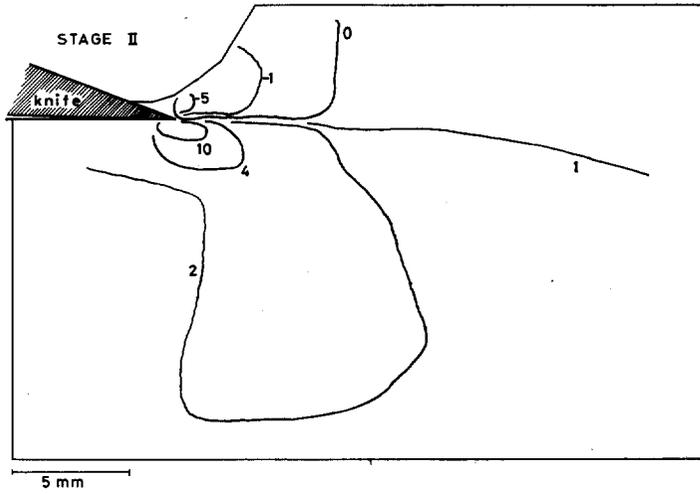
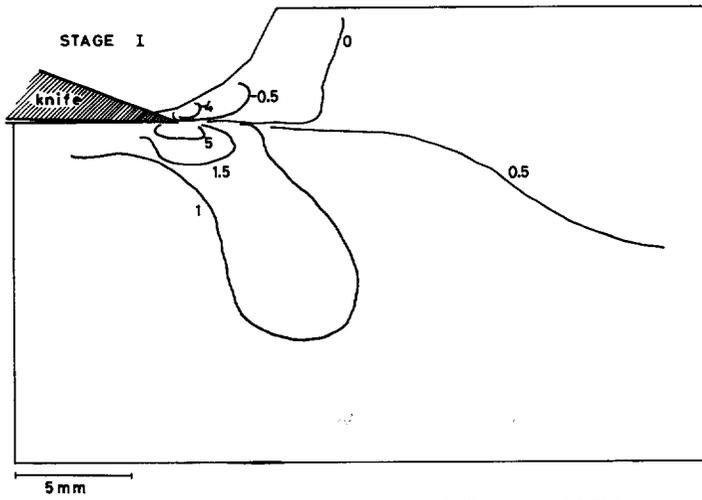


Fig. 17. σ_y の 分 布

Distribution of σ_y .

切り込み深さ depth of cut : 5 mm, 単位 unit : $\times 10^{-2} \text{kg/mm}^2$,
 + : 引張り応力 tension, - : 圧縮応力 compression



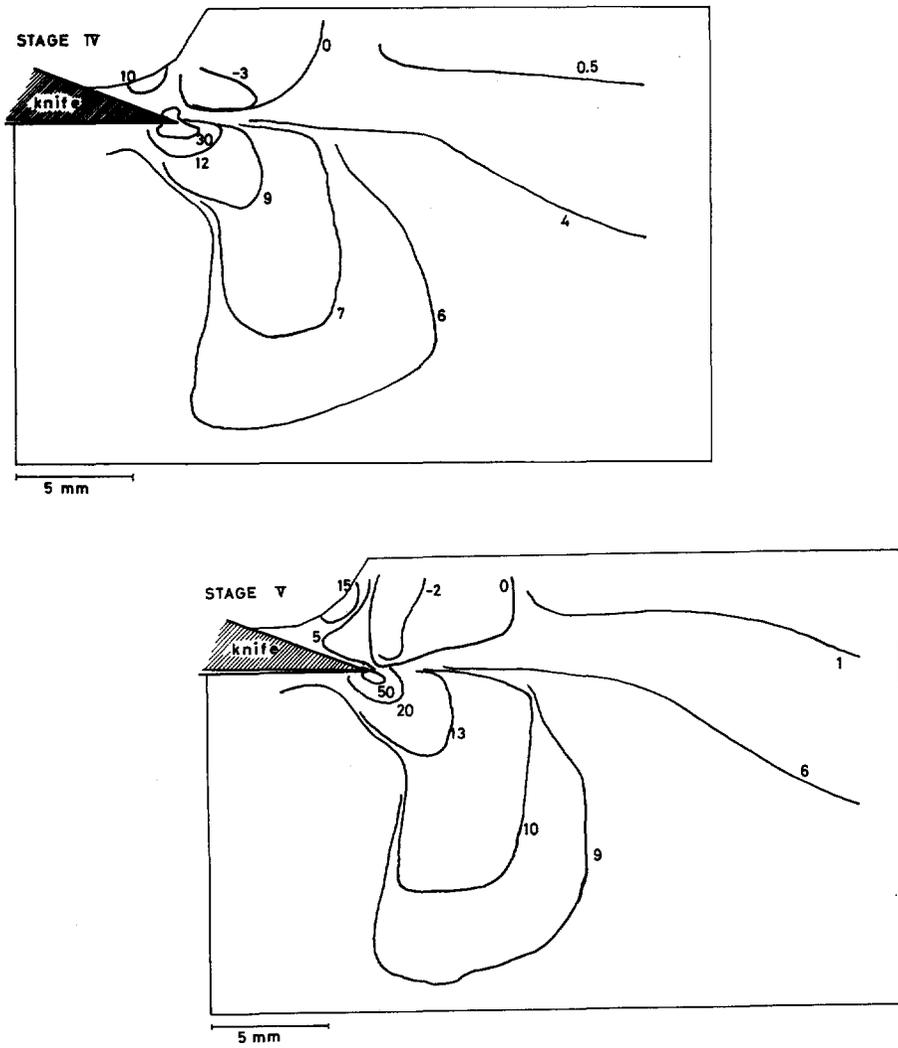


Fig. 18. τ_{xy} の分布

Distribution of τ_{xy} .

切り込み深さ depth of cut : 5 mm, 単位 unit : $\times 10^{-2} \text{kg/mm}^2$, $\begin{matrix} \rightarrow & \leftarrow \\ \downarrow + & \uparrow \\ \leftarrow & \rightarrow \end{matrix}$, $\begin{matrix} \leftarrow & \rightarrow \\ \uparrow - & \downarrow \\ \leftarrow & \rightarrow \end{matrix}$

斜め下方部に高い引っ張り応力がみられる。なお、狭い範囲ではあるが、刃物すくい面上および単板表側の屈曲部、刃先前方の刃先からやや離れたところに圧縮応力が発生している。 τ_{xy} は、刃先に近い刃物すくい面上および逃げ面部分に高い値があらわれ、 $\tau_{xy}=0$ の線が刃先から斜め上方にむかってのびている。

有限要素法による切削応力の解析は、これまでも杉山¹¹⁾および PALKA¹²⁾ により行われている。PALKA の場合には、バーを作用させた条件のみについての解析しか行っていないため、杉山の解析結果と本研究における結果を比較してみる。切り込み深さ、荷重条件等解析に際しての条件設定が若干異なるが、 σ_y に関しては本研究で得られた結果と杉山の解析結果とはほぼ一致した傾向が示されている。しかし、 σ_x についてはまったく異なっており、本研究では刃先直下および単板表側の屈曲部を除く被削材部には引っ張り応力が生じているが、杉山の場合には圧縮応力になっている。両者の解析結果が異なる原因についてははっきりしたことはわからないが、ただ刃物すくい面から荷重が単板に作用し、単板の変形に曲げ変形の要素が含まれるものと考え、単板表側における屈曲部に圧縮応力、刃先付近の被削材部には引っ張り応力があらわれることになり、本研究で得られた解析結果の方が単板切削機構を説明するのに妥当性があるように思われる。

高い切削応力があらわれる刃先付近の5分割要素を選び、STAGE I から STAGE V に切削が進行していく過程における σ_x 、 σ_y 、 τ_{xy} の変化を Fig. 19 に示す。供試したレッドラワン気乾材の引っ張り強

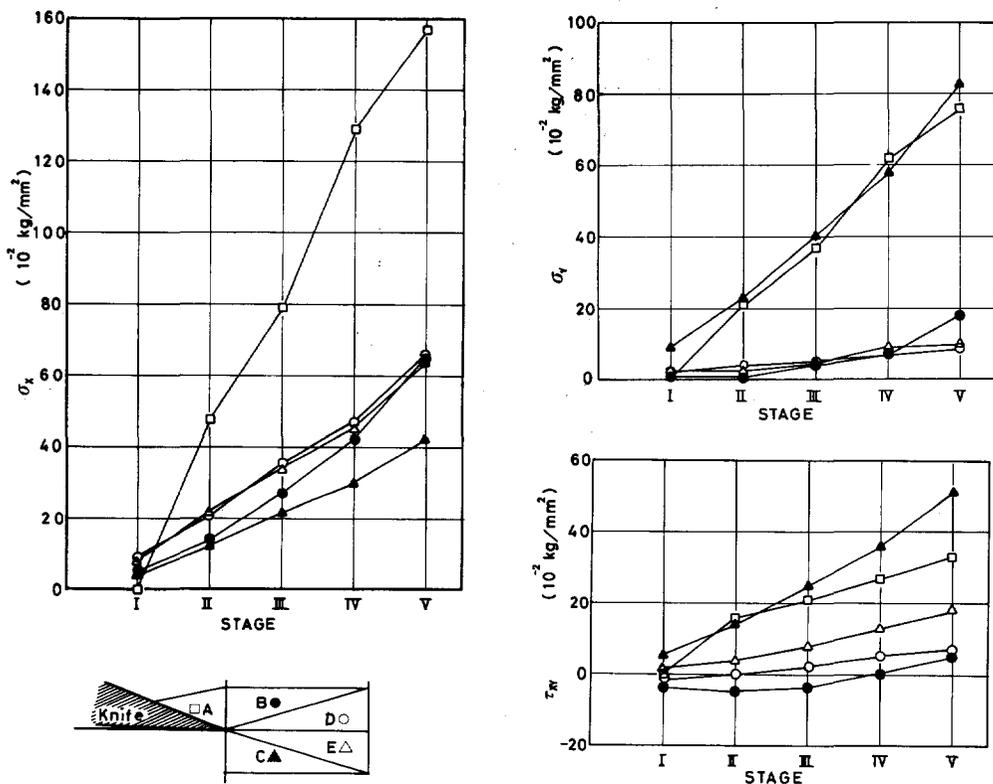


Fig. 19. 各切削ステージにおける刃先付近の切削応力
Cutting stress at the knife edge in each cutting stage.

さは、接線方向 51.2 kg/cm^2 ($35.9 \sim 69.2 \text{ kg/cm}^2$), 半径方向 87.5 kg/cm^2 ($55.3 \sim 102 \text{ kg/cm}^2$), せん断強さは 84 kg/cm^2 ($63 \sim 129 \text{ kg/cm}^2$) である¹⁸⁾。これらの数値と応力解析の結果を比較すると, σ_x の場合要素 A では STAGE II から STAGE III, 要素 B, D, E では STAGE IV から STAGE V にかけて, また σ_y の場合要素 A, C では STAGE V になると切削応力は引っ張り強さに達することになる。なお, τ_{xy} の場合には STAGE V でもせん断強さに達していないが, 上記の数値は JIS のブロックせん断試験から得られた値であり, この値と比較することにはかなり問題がある。

Fig. 20 および Fig. 21 に切込み深さを 1 mm および 3 mm に設定したときの切削応力の解析結果を示す。解析結果は, 裏割れが発生した直後の状態のシュミレーションであり, 切り込み深さを 5 mm に設定したときの STAGE V の状態にほぼ相当する。 $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ の分布状態は, 切り込み深さを 5 mm に設定して切削した場合とほぼ同じ傾向が示されており, 切り込み深さが 1 mm のとき, 刃先付近にあらわれる σ_x が若干高くなっているが, 切り込み深さを変化させても被削材に生じている切削応力値には大きな相違は認められない。

つぎに, 裏割れの形成について検討を加える。木材の主軸 (接線方向および半径方向) を x, y 座標軸に一致させたとき, 弾性エネルギーが極限に達したとき木材の破壊現象が生ずるものと仮定すると, x 軸から角 θ 傾斜した軸上における破壊強さ F_θ は次式で求められる。

$$F_\theta = \left\{ \frac{\cos^4 \theta}{F_1^2} + \frac{\sin^4 \theta}{F_2^2} + \frac{1}{4} \left(\frac{1}{F_{12}} - n \frac{1}{F_1 F_2} \right) \sin^2 2\theta \right\}^{-\frac{1}{2}} \quad \dots\dots\dots (25)$$

F_1, F_2 : 木材主軸方向の破壊強さ

F_{12} : せん断強さ

θ : x 軸からの傾角

n : 定数, μ_{12}, μ_{21} をポアソン比とすると次の 4 ケースが考えられる。

(i) $n = 0$, (ii) $n = 2\sqrt{\mu_{12}\mu_{21}}$, (iii) $n = 1$

(iv) $n = \frac{\mu_{12} + \mu_{21} + 4\mu_{12}\mu_{21}}{\sqrt{\mu_{12}\mu_{21}}(2 + \mu_{12})(2 + \mu_{21})}$

一方, 切削時に被削材に生じている x, y 軸方向の応力を σ_x, σ_y , せん断応力を τ_{xy} とすると, x 軸から θ 傾斜した軸上における切削応力 σ_θ は次式で求められる¹⁴⁾。

$$\sigma_\theta = \sigma_x \cos^2 \theta + \sigma_y \sin^2 \theta + 2\tau_{xy} \sin \theta \cos \theta \quad \dots\dots\dots (26)$$

ここで, $K = \frac{\sigma_\theta}{F_\theta}$ とおくと, K が 1 に接近するほど破壊が生じやすい状態になり, 1 以上になったとき破壊現象, 単板切削の場合には裏割れ (あるいは表割れ—単板表側に生ずる割れ—) が発生するものと考えられる。この場合, K を最大にする角 θ は,

$$\frac{dK}{d\theta} = 0 \quad \dots\dots\dots (27)$$

を解くことにより得られ, この時の角度を θ_r とし, (25), (26) に $\theta = \theta_r$ を代入して得られる K_r を被削材の破壊状態をあらわす指標値 (破壊係数) とした。 K_r は次のようになる。

$$K_r = \frac{\sigma_{\theta_r}}{F_{\theta_r}} = (\sigma_x \cos^2 \theta_r + \sigma_y \sin^2 \theta_r + 2\tau_{xy} \sin \theta_r \cos \theta_r) \left\{ \frac{\cos^4 \theta_r}{F_1^2} + \frac{\sin^4 \theta_r}{F_2^2} + \frac{1}{4} \left(\frac{1}{F_{12}} - n \frac{1}{F_1 F_2} \right) \sin^2 2\theta_r \right\}^{-\frac{1}{2}} \quad \dots\dots\dots (28)$$

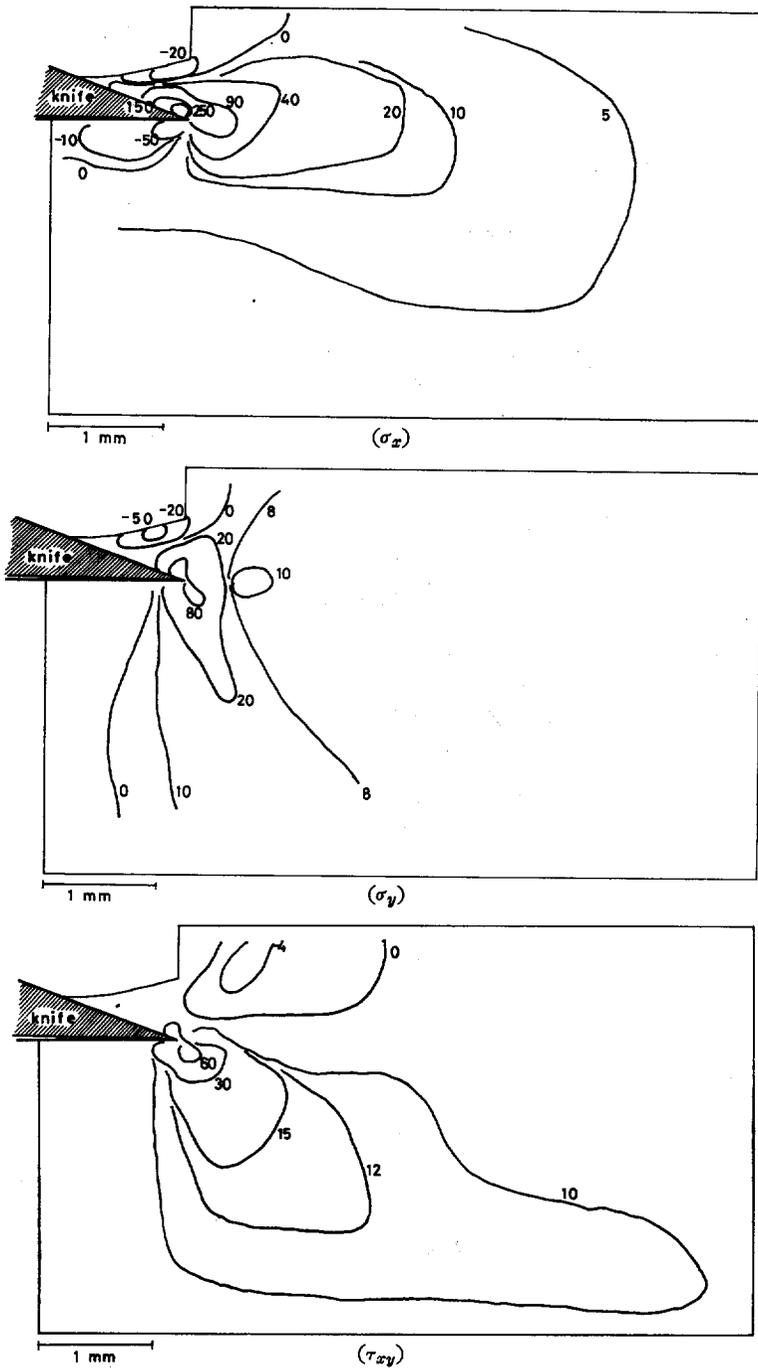


Fig. 20. 切削応力の分布
Distribution of cutting stress.

切り込み深さ depth of cut : 1 mm, 単位 unit : $\times 10^{-2}$ kg/mm²,

σ_x, σ_y : + 引張り応力 tension, - 圧縮応力 compression, τ_{xy} : $\begin{matrix} \leftarrow & \rightarrow \\ \uparrow & \downarrow \end{matrix}$ +, $\begin{matrix} \leftarrow & \rightarrow \\ \downarrow & \uparrow \end{matrix}$ -

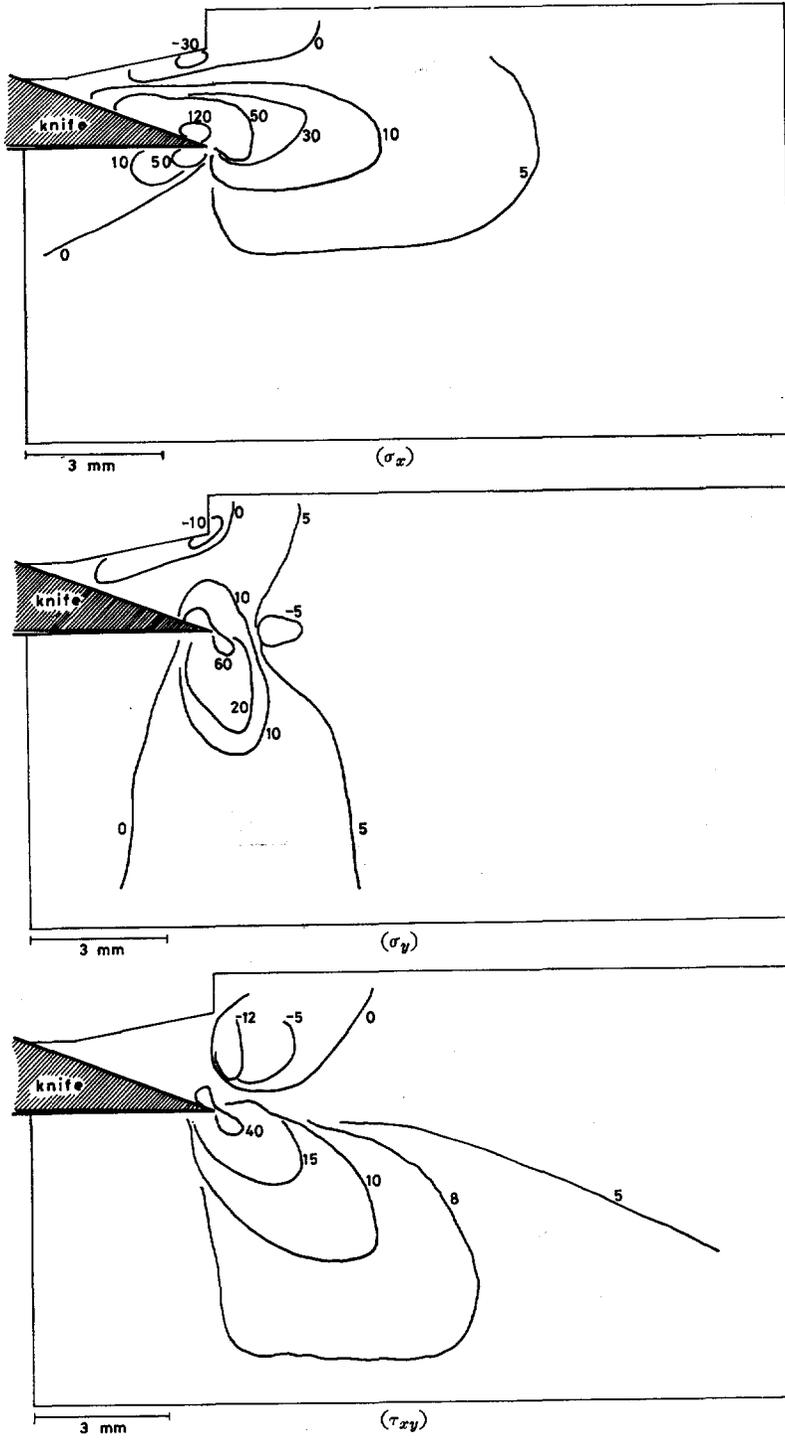


Fig. 21. 切削応力の分布
Distribution of cutting stress.

切り込み深さ depth of cut : 3 mm, 単位 unit : $\times 10^{-2}$ kg/mm²,
記号 marks : Fig. 20 参照 refer to Fig. 20

(27) 式の計算は、2分探索法¹⁵⁾により行い、計算にあたり $F_1 = 51.2 \text{ kg/cm}^2$, $F_2 = 87.5 \text{ kg/cm}^2$, $F_{12} = 84 \text{ kg/cm}^2$ とした。また、 n は既往の研究¹⁶⁾ から4ケースを比較した場合大きな差は生じないものとみなしうるため、ここでは $n = 0$ として計算した。

切込み深さを 1, 3, 5 mm に設定し、裏割れが生じた直後の時点におけるシュミレーションを行い、刃先付近の要素に対する破壊係数 K_r を求めた結果を Fig. 22 に示す。

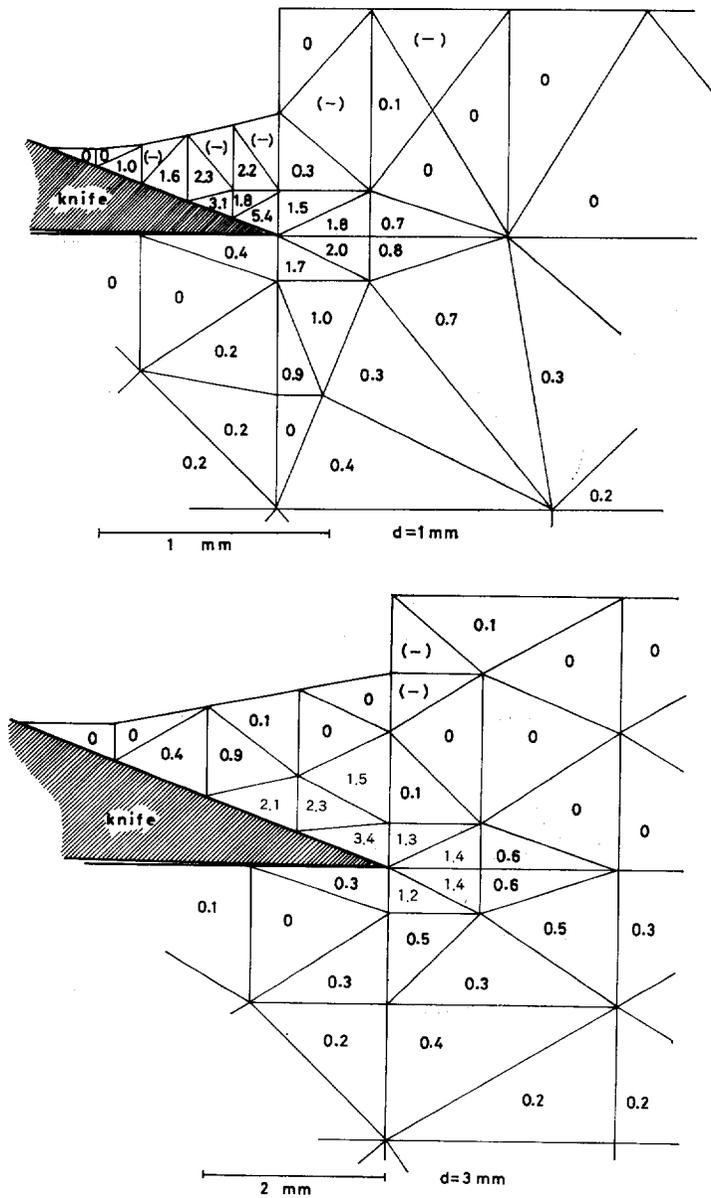


Fig. 22 (28) 式で計算した破壊係数
Coefficient of fracture calculated by equation (28).

- : 圧縮応力 compressive stress

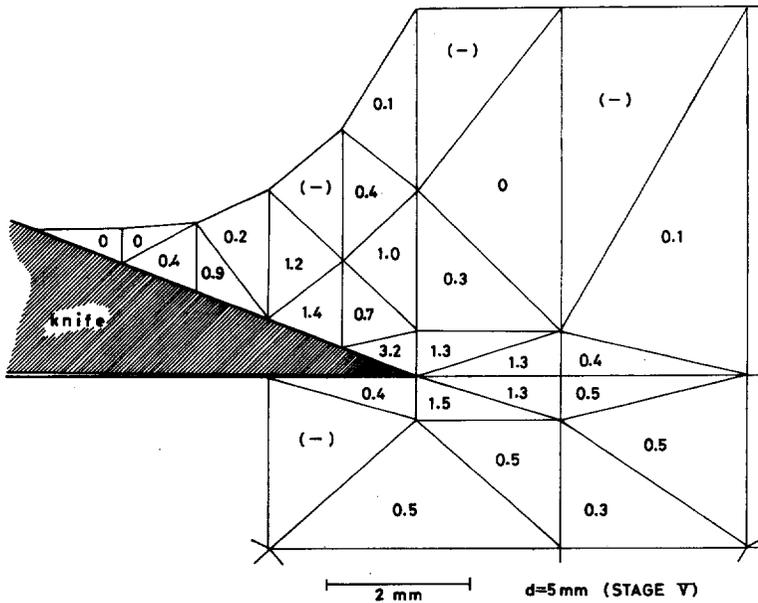


Fig. 22. (つづき) (Continued)

数値を示している要素の部分にはいずれも引っ張り応力による破壊係数を示しており、破壊係数 K_r は刃先に近い刃物すくい面に接する部位で最も高く、切込み深さを 1, 3, 5 mm に設定して切削したとき K_r はそれぞれ 5.4, 3.4, 3.2 になっている。 K_r は刃先から離れるにつれて低下していくが、刃先前方の被削材部についてみると、切込み深さが 1 mm の場合刃先前方約 0.4 mm, 3 mm の場合約 1 mm, 5 mm の場合約 2 mm 以内では 1 以上になっている。破壊係数が 1 以上の値になることが問題になるが、これは本研究で行った応力解析が弾性解析によることに原因があり、実際には被削材は弾塑性的挙動を示しており、裏割れの深さあるいはその発達する方向を定量的に把握するためには弾塑性解析が必要になる。また、破壊係数が 1 に達した要素に対しては解析条件を逐次設定しなおして計算しなければならない。ただ、本研究で得られた解析結果から切削時に裏割れの生じやすい被削材の部位を類推できる。つまり、切込み深さに関係なく刃先に近い刃物すくい面で裏割れがまず生じ、切り込み深さが小さい場合には刃先前方に比較して刃物すくい面上における K_r が大きいので割れは刃先上方にむかい、切込み深さが大きくなると刃先前方あるいは斜め下方にむかって裏割れが発達していくことがわかる。

3.4. ま と め

写真撮影による単板形成過程の観察および切削力の測定から、裏割れが発生し、次の裏割れが発生する間における切削距離と瞬間切込み深さおよび切削力の関係が実験式 (1) および (2) で求められた。これらの関係にもつづき、切削時に被削材に生じている切削応力の分布を有限要素法による弾性解析を行うことにより求めた。解析結果を要約すると次のようになる。

(1) σ_x は、刃先に近い刃物すくい面上および刃先前方の被削材部に大きな引っ張り応力が集中しており裏割れが生ずる時点でこの引っ張り応力は被削材の接線方向の引っ張り強さ以上になっている。また、刃先に近い逃げ面部および単板表側には圧縮応力があらわれる。

(2) σ_y は、刃先前方の被削材部の広い範囲にわたって引っ張り応力があらわれ、刃先付近における応

力は σ_x の場合と同様に裏割れが生ずる時点では被削材の半径方向の引っ張り強さ以上になっている。狭い範囲ではあるが、刃物すくい面上、単板表側の屈曲部、刃先前方に圧縮応力があらわれる。

(3) τ_{xy} は、刃先に近い刃物すくい面および逃げ面部で高い値があらわれているが、裏割れが生じた時点でもこれらの値は JIS のブロックせん断試験により求めたせん断強さよりかなり低い。

(4) 被削材の刃物の侵入による破壊が弾性エネルギーが極限に達したときに生ずるものと仮定し、(28) 式により破壊係数 K_r を求めた。刃先付近の分割要素における K_r から、被削材の破壊は刃先に近い刃物すくい面において始まり、切り込み深さを小さく設定した場合には刃先上方（バー側）に、大きい場合には刃先前方（切削方向）にむかって裏割れが被削材内部に侵入しやすいことが推測できる。

4. 光弾性被膜法による切削応力の解析

これまでにも単板切削時に単板内に生ずる裏割れは、刃先とバー間の刃口間隔条件に大きな影響を受けることはよく知られているが^{17)~20)}、第 1 章で検討した 2 次元切削による単板形成過程の観察結果からこのことが確認された。裏割れの形成は、切削時に被削材内に生じている切削応力の分布状態に左右されることは当然考えられることから、本章では光弾性被膜法により、刃口間隔を変化させて切削したときに被削材内に生じている切削応力の解析を行い、裏割れの形成について検討することにする。

各種応力状態下にある木材の応力（ひずみ）解析に光弾性被膜法を適用する試みはこれまでも行われてきており、圧縮荷重を受けている丸太木口断面のひずみ分布²¹⁾、引っ張り荷重下にある板の節周辺部のひずみ分布²²⁾、割裂応力²³⁾、サンドイッチ複合材の曲げ応力等²⁴⁾の解析が行われている。切削応力の解析について、金属切削を対象にして \bar{O} kosni²⁴⁾ らにより検討されているが、切削方法自体が金属切削と本報でとりあげる単板切削とは大きく異なっており、その解析結果は参考にならない。

4.1. 光弾性応力解析の概要^{25) 26)}

ガラス、ポリマー等の等質等方性物質に荷重を作用させると一時的に異方性を示し、光学的に複屈折を生じる。光弾性応力解析はこの光学現象を利用して、被測定物に生じている応力を解析する。

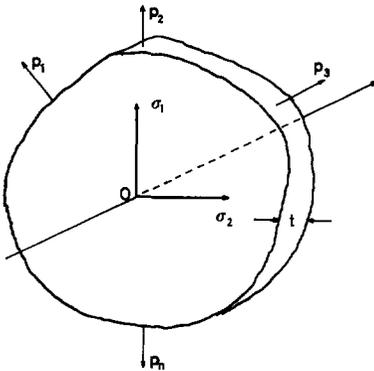


Fig. 23. 平面偏光状態にある応力モデル内の光の屈折

Resolution of the light vector entering a stressed model in a plane polariscope.

P_1, P_2, \dots, P_n : 荷重 load, σ_1, σ_2 : 主応力 principal stress, t : 平板の厚さ thickness of plate

Fig. 23 において、平板内の点 O における主応力を σ_1, σ_2 (互いに直交) とし、光が O 点において板に垂直に入射する場合、光波は σ_1, σ_2 の 2 方向に分かれた偏光としてのみ通過する。平板が応力を受けていない時の光の屈折率を n_0 とし、 σ_1, σ_2 の方向に振動する偏光の屈折率を n_1, n_2 とすると次の関係が成り立つ。

$$\left. \begin{aligned} n_1 - n_0 &= A \sigma_1 + B \sigma_2 \\ n_2 - n_0 &= A \sigma_2 + B \sigma_1 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(29)$$

A, B : 定数

(29) 式から、

$$\begin{aligned} n_1 - n_2 &= (A - B)(\sigma_1 - \sigma_2) \\ &= K(\sigma_1 - \sigma_2) \dots\dots\dots(30) \end{aligned}$$

光の真空中の速度を c とし、 σ_1, σ_2 方向に振動する光が

平板を通過する速度を v_1, v_2 とすると、

$$c = v_1 n_1 = v_2 n_2 \dots\dots\dots(31)$$

平板の厚さを t とすると、両偏光が平板を通過する時間差は、

$$t/v_1 - t/v_2 = t/c \cdot (n_1 - n_2) \dots\dots\dots(32)$$

両偏光が平板を通過する位相差は、

$$\delta = \frac{Pt(n_1 - n_2)}{c} \dots\dots\dots(33)$$

P : 偏光の単弦振動の角速度

光が単色光で、その波長を λ とすると、

$$\lambda = 2\pi c/P \dots\dots\dots(34)$$

(30), (33), (34) 式から、次の Brewster の法則が求められる。

$$\delta = 2\pi tK(\sigma_1 - \sigma_2)/\lambda \dots\dots\dots(35)$$

δ : 複屈折された2光波の位相差, λ : 単色光の波長, t : 板厚, K : 材料の光弾性定数, $\sigma_1 - \sigma_2$: 平板に生じている主応力差

本研究では、主応力差 $\sigma_1 - \sigma_2$ を σ_1, σ_2 に分離するのにせん断応力差積分法によったが、このためには主応力方向と主応力差を測定する必要がある。2枚の偏光子 (P_1, P_2) の振動面を直交させた直交偏光子の場合、偏光子 P_2 を通過後の光の強さ I は、

$$I = D^2 \sin^2 2\phi \sin^2 \delta/2 \dots\dots\dots(36)$$

D : 光の振幅, ϕ : 偏光子 P_1 の主軸と主応力 σ_1 のなす角

であらわされる。なお、白色光を使用した場合の光の強さ I は次のようになる。

$$I = \Sigma D^2 \sin^2 2\phi \sin^2 \delta/2 \dots\dots\dots(37)$$

光の強さ I は、 $n\pi/2$ ($n=0, 1, 2, \dots\dots$) のとき、つまり σ_1 の方向が偏光子 P_1 の主軸と一致したとき、 δ に関係なく0になり暗黒になる。この暗黒点の連続を等傾曲線と称し、この等傾曲線を求めることにより主応力 σ_1, σ_2 の方向を決定することができる。

直交偏光子の場合に1/4波長板を挿入した場合、偏光子 P_2 を通過後の光の強さ I は、偏光子 P_1 の主軸と主応力 σ_1 のなす角 ϕ に関係なく、単色光を使用した場合には、

$$I = D^2 \sin^2 \delta/2 \dots\dots\dots(38)$$

白色光を使用した場合には、

$$I = \Sigma D^2 \sin^2 \delta/2 \dots\dots\dots(39)$$

で示される。

単色光の場合、 $\delta = 2N\pi$ ($N=0, 1, 2, \dots\dots$) のとき暗黒になり、この暗黒点の連続を等色線、 N を縞次数と称し(35)式により主応力差 $\sigma_1 - \sigma_2$ の分布状態を求めることができる。光源に白色光を用いた場合には色彩効果があられ、色を判別することにより等色線図および縞次数を求めることができる。

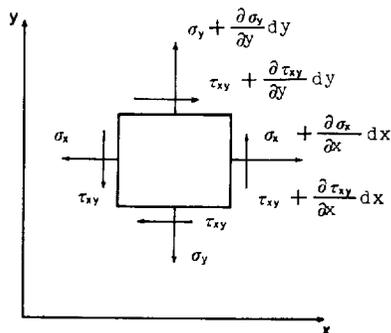
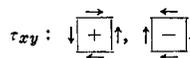


Fig. 24. 平板における応力の平衡
Equilibrium of stress in a plate.



σ_x, σ_y : + tension, - compression

つぎに、平面応力の平衡状態を Fig. 24 に示した矩形要素について考える。x, y 軸方向の垂直応力を σ_x, σ_y 、これに対応するせん断応力を τ_{xy} とすると、平面応力の平衡方程式は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(40)$$

(40) 式を積分すると次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_{x_0} - \int_{x_0}^x \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} dx = \sigma_{x_0} - \sum_i \frac{\Delta \tau_{xy}}{\Delta y} \Delta x \\ \sigma_y &= \sigma_{y_0} - \int_{y_0}^y \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} dy = \sigma_{y_0} - \sum_i \frac{\Delta \tau_{xy}}{\Delta x} \Delta y \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(41)$$

$\sigma_{x_0}, \sigma_{y_0}$ はそれぞれ $x=x_0, y=y_0$ での σ_x, σ_y の値で、一般に自由境界などにおける既知の値が用いられる。本研究では、有限要素法による応力解析の結果を参考にして、刃先前方 10 mm の位置での応力を 0 とした。x 軸あるいは y 軸に平行な線上で (41) 式により図式積分を行うことにより、 σ_x あるいは σ_y を求めることができる。任意の位置における最大主応力の σ_1 方向と x 軸のなす角を ϕ とすると、 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, \phi$ の間には次の関係が成立する。

$$\sigma_x = \sigma_1 \cos^2 \phi + \sigma_2 \sin^2 \phi \dots\dots\dots(42)$$

$$\sigma_y = \sigma_1 \sin^2 \phi + \sigma_2 \cos^2 \phi \dots\dots\dots(43)$$

$$\sigma_x - \sigma_y = (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2 \phi \dots\dots\dots(44)$$

$$\tau_{xy} = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2 \phi \dots\dots\dots(45)$$

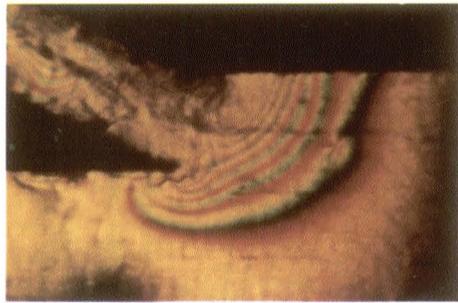
なお、本研究では刃口間隔の条件を変化させたときに、被削材に生ずる切削応力の状態を比較することを主な目的としているので、応力の値は絶対値ではなく相対値でも十分であり、切削応力の解析結果には光弾性被膜にあらわれた応力値を示す。単位はフリンジオーダー (fringe order) で示している。

4.2. 切削応力の解析条件

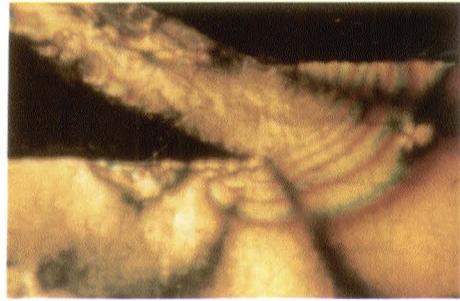
単板切削は Fig. 1 に示した 2 次元切削試験装置により行った。木材試験片表面に市販の光弾性被膜 (フォトラスチック社製, PS-4, ヤング率 70.3 kg/cm², 光弾性ひずみ感度 0.009, 被膜厚さ 2.03 mm ± 0.08 mm) をエポキシ系接着剤で接着し、木材と光弾性被膜を同時に切削した。使用した光弾性装置は、フォトラスチック社製の反射型光弾性装置である。供試樹種は、全乾状態のマカンバで、切削方向は試験片の接線方向に平行、半径および繊維方向に直交方向とし、被削材の木口面に光弾性被膜を接着した。なお、切削応力の解析では、被削材の接線方向を x 軸方向、半径方向を y 軸方向とした。切削条件は、切込み深さを 3 mm および 5 mm の 2 水準、刃口水平方向間隔を前者の場合 2 水準、後者の場合 3 水準に変化させている。刃物角は 20°, 逃げ角は 1° である。

4.3. 解析結果および考察

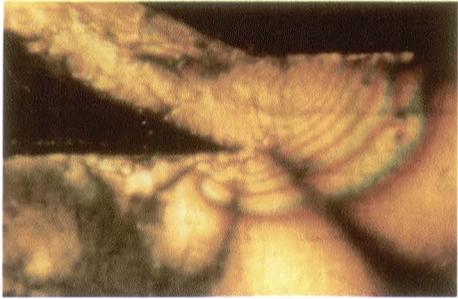
等色線および等傾線の測定例を Fig. 25 に示す。等色線の場合、刃先およびバー作用点付近には 10 次以上の非常に高次の縞が発生しており、特にバー作用点付近では縞の間隔が密になり縞次数の判別が困難である。また、刃物すくい面上の単板部分では例示した条件だけでなく、実験を行ったいずれの条件下でも縞が乱れ、明確な縞次数の測定は難しい。これらの問題点を解決するためには、より薄い膜厚あるいはより低感度の光弾性被膜材料を使用することにより、ある程度良好な結果が得られることが予想される。



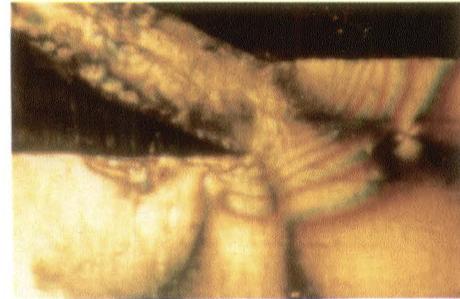
(1)



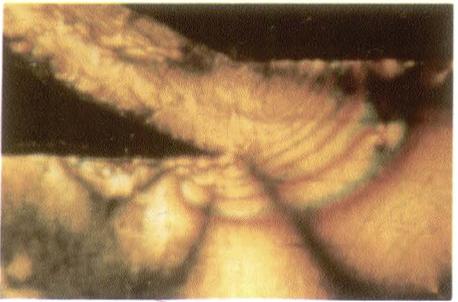
(4) (40°)



(2) (0°)



(5) (60°)



(3) (20°)



(6) (80°)

Fig. 25. 等色線および等傾線の例

Example of isochromatic and isoclinic pattern.

(1) : 等色線 isochromatic pattern, (2)~(6) : 等傾線 isoclinic pattern,
 切込み深さ depth of cut : 3.00 mm, 刃口水平方向間隔 horizontal nose-bar
 opening : 2.60 mm, 刃口垂直方向間隔 vertical nose-bar opening : 0.60 mm

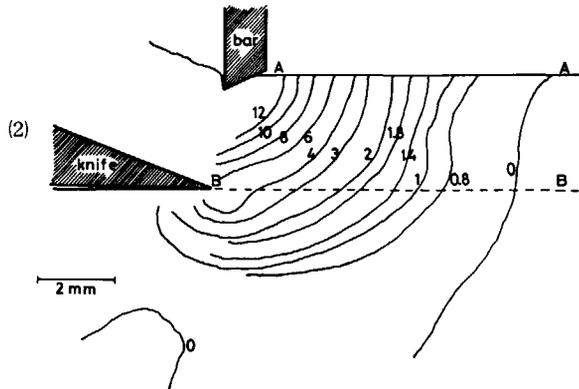
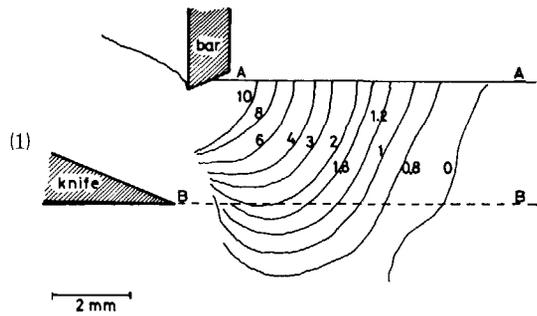


Fig. 26. 等色線
Isochromatic fringes.

刃口水平方向間隔 horizontal nose-bar opening

(1) : 2.85 mm, (2) : 2.60 mm,

切り込み深さ depth of cut : 3.00 mm,

刃口垂直方向間隔 vertical nose-bar opening : 0.60 mm

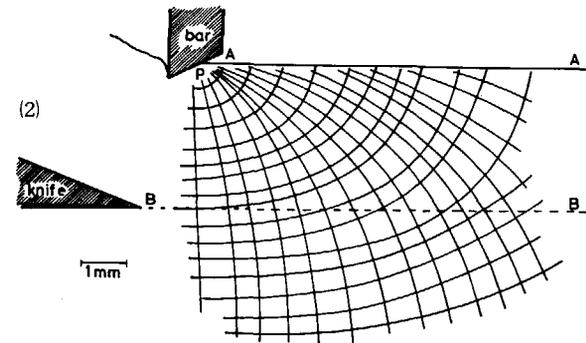
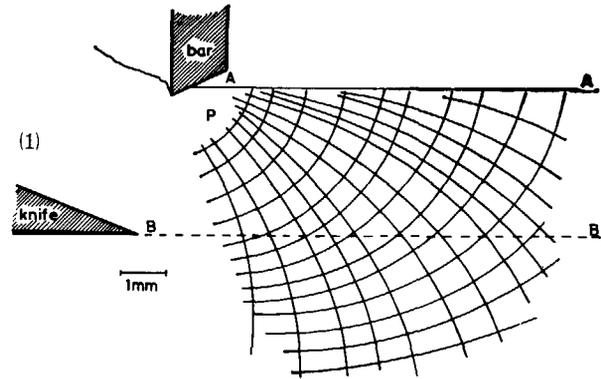


Fig. 27. 主応力線

Principal stress trajectories.

刃口水平方向間隔 horizontal nose-bar opening

(1) : 2.85 mm, (2) : 2.60 mm,

切り込み深さ depth of cut : 3.00 mm,

刃口垂直方向間隔 vertical nose-bar opening : 0.60 mm

しかし、本研究では主に切削時における裏割れの発生と切削応力の関連を求めることを目的としているので、刃先前方の被削材部についての応力解析だけでもある程度目的を達することができるため、切削応力の解析は縞が明瞭にあらわれている上記の被削材の部分について行うことにする。

偏光子の主軸を傾斜させていった時の等傾線の状態については、主軸の傾斜を 20° 間隔で変化させたときの結果を例示しているが、刃先およびバー作用点付近を起点として被削材内にのびている黒縞は、主軸の傾斜が大きくなるにつれて時計回り方向に回転する傾向がみられる。なお、実験に際しては $0^\circ\sim 80^\circ$ の範囲で偏光子の主軸を 10° あるいは 15° 間隔で変化させ、等傾線の測定を行った。

切り込み深さを 3 mm に設定し、刃口水平方向間隔を2水準変化させて単板切削を行ったときの縞回数、主応力方向の解析結果を Fig. 26 および Fig. 27 に示す。刃口水平方向間隔を 2.85 mm に設定して切削した場合、縞は切削予定線(B-B、刃先から切削方向に平行に引いた線)から約 1.5 mm バー側にはいった位置に収束する傾向がみられるが、刃口水平方向間隔が 2.60 mm の条件時には上記の位置より刃先に近いところに収束している。刃口水平方向間隔が 2.60 mm のときには裏割れの発生はほとんどみられず、発生してもその深さは非常に浅いが、 2.85 mm に設定して切削したときには裏割れの発生が顕著になる。Fig. 26 は裏割れ発生直前の状態を示しているが、縞の収束位置は刃物すくい面上に移動している裏割れの末端にほぼ相当している。主応力の方向についてみると、最大主応力はいずれの条件でもバー作用点付近(P点)を起点として被削材内にのびているが、P点付近における主応力の収束の程度は刃口水平方向間隔が狭いほど強くなっている。

せん断応力差積分法により求めた刃先前方の被削材内における切削応力の分布状態を Fig. 28 および Fig. 29 に示す。単板切削はバーを作用させて行っていることにもより、被削材のバー作用面(Fig. 28, 29におけるA-A面)に近い部位に生じている σ_x , σ_y はいずれも引っ張り応力になっている。引っ張り応力の分布は、刃口水平方向間隔を 2.85 mm に設定して切削したときに比較して、 2.60 mm に設定して切削したときの方が広範囲にわたっており、またバー作用点付近における値も高くなっている。この引っ張り応力は、単板表側に割れ(表割れ)を生ぜしめる原因になると考えられるが、高い引っ張り応力のみられる範囲はバー作用点付近の非常に狭い範囲に限定されており、表割れが生じても単板内に深く侵入しないものと考えられる。

被削材のバー作用面近くに生じている引っ張り応力 σ_x , σ_y は刃先に接近するにつれて圧縮応力に変化し、またせん断応力は正から負に変化する。なお、刃口水平方向間隔が 2.85 mm と 2.60 mm の条件で切削したときの切削応力の分布状態を比較すると、数値自体には若干差がみられるが、切削応力の分布状態には大きな差は認められない。

切り込み深さを 5 mm に設定し、刃口水平方向間隔を変化させて切削したときの縞回数を Fig. 30 に、主応力方向を Fig. 31 に示す。刃口水平方向間隔を 4.95 mm に設定し、バーをわずかに作用させた状態で単板切削を行った場合にはかなり深い裏割れが発生するが、Fig. 30-(1)に示している結果は裏割れが発生し、次の裏割れが発生する間の状態を示している。この場合、最高5次までの縞が判別できたが、いずれの次数の縞も切削予定線(B-B)の上方約 3.5 mm および約 1 mm の位置に収束しており、前者の位置は前に発生しすでに刃物すくい面上に移行している裏割れの先端部に当たっている。刃口水平方向間隔を 4.80 mm あるいは 4.60 mm に設定して切削した場合、バー作用点付近に最高10次~12次程度の縞の発生が判別でき、各縞はバー作用点と刃先とのほぼ中間位置に収束する傾向がみられる。主応力方向

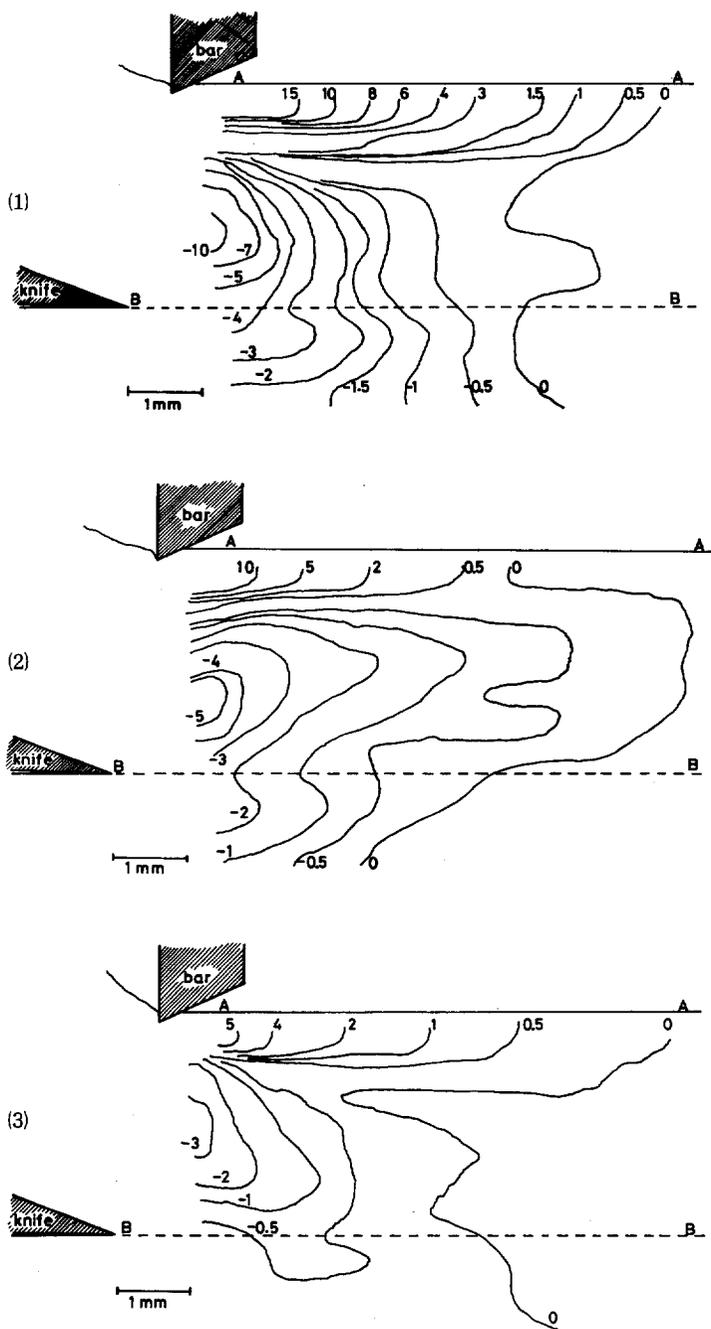


Fig. 28. 切削応力の分布
Distribution of cutting stress.

(1) : σ_x , (2) : σ_y , (3) : τ_{xy}

切り込み深さ depth of cut : 3.00 mm, 刃口水平方向間隔 horizontal nose-bar opening : 2.85 mm, 刃口垂直方向間隔 vertical nose-bar opening : 0.60 mm, 単位 unit : フリンジオーダー fringe order, マーク marks : Fig. 24 参照 refer to Fig. 24

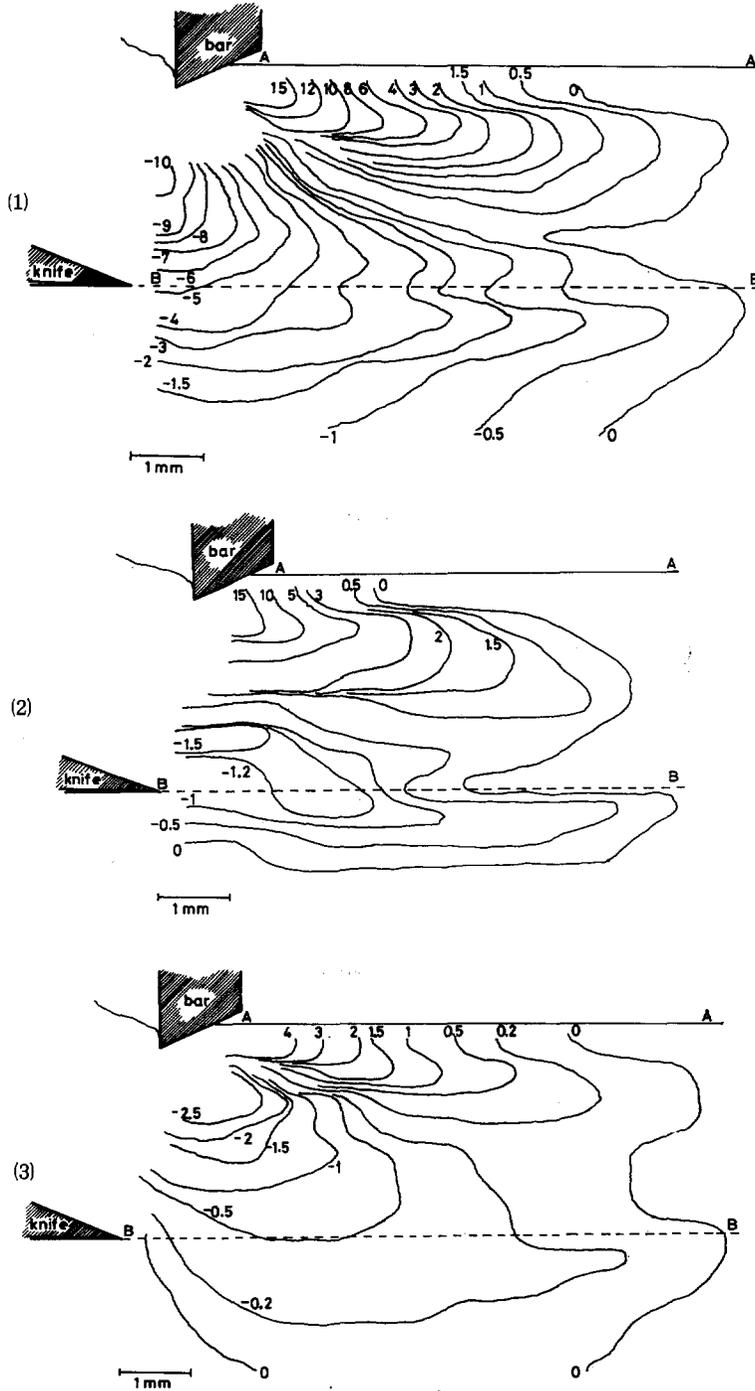


Fig. 29. 切削応力の分布
Distribution of cutting stress.

(1) : σ_x , (2) : σ_y , (3) : τ_{xy}

切り込み深さ depth of cut : 3.00 mm, 刃口水平方向間隔 horizontal nose-bar opening : 2.60 mm, 刃口垂直方向間隔 vertical nose-bar opening : 0.60 mm, 単位 unit : フリンジオーダー fringe order, 記号 marks : Fig. 24 参照 refer to Fig. 24

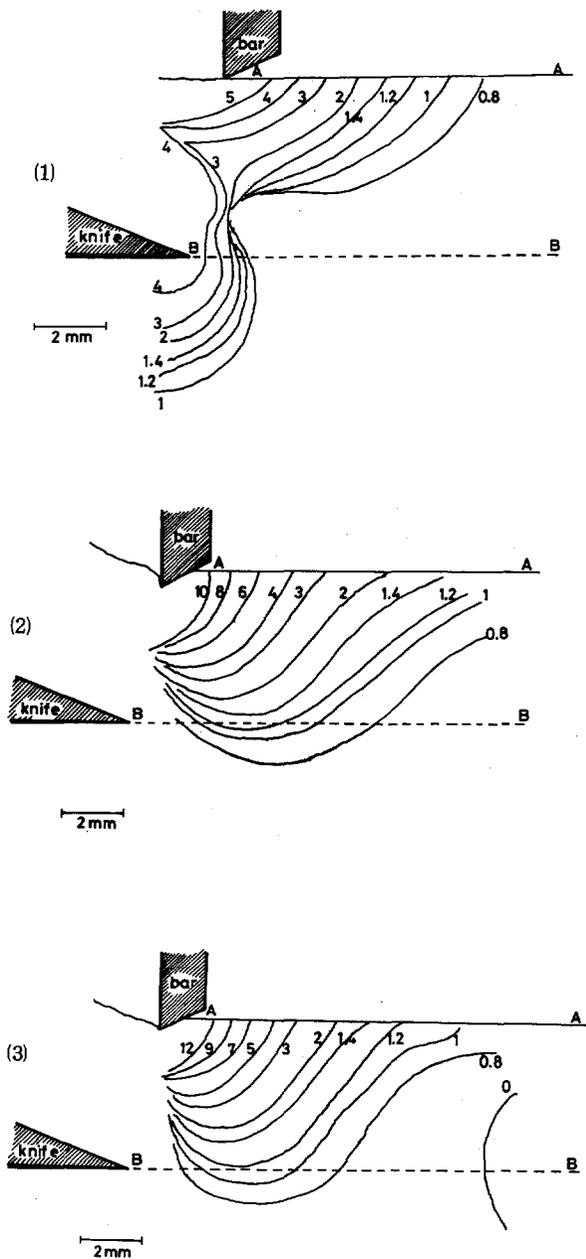


Fig. 30. 等 色 線

Isochromatic fringes.

刃口水平方向間隔 horizontal nose-bar opening

(1) : 4.95 mm, (2) : 4.80 mm, (3) : 4.60 mm

切り込み深さ depth of cut : 5.00 mm,

刃口垂直方向間隔 vertical nose-bar opening : 0.95 mm

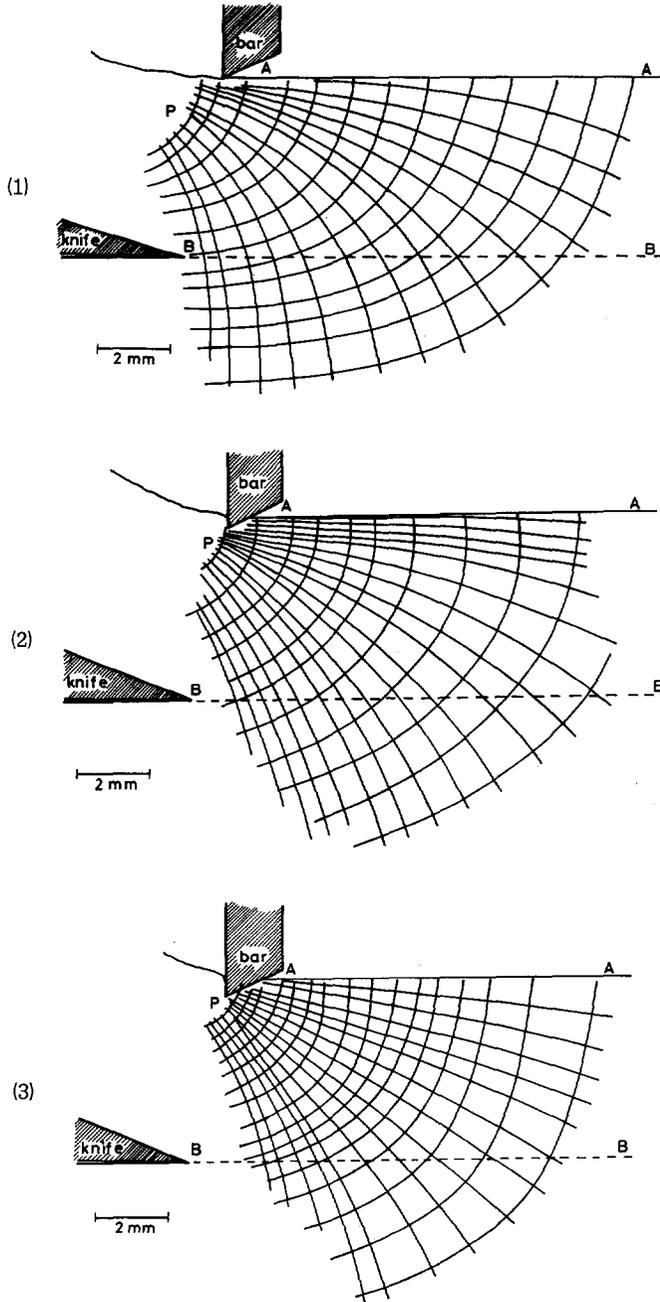


Fig. 31. 主 応 力 線

Principal stress trajectories.

刃口水平方向間隔 horizontal nose-bar opening

(1) : 4.95 mm, (2) : 4.80 mm, (3) : 4.60 mm

切り込み深さ depth of cut : 5.00 mm,

刃口垂直方向間隔 vertical nose-bar opening : 0.95 mm

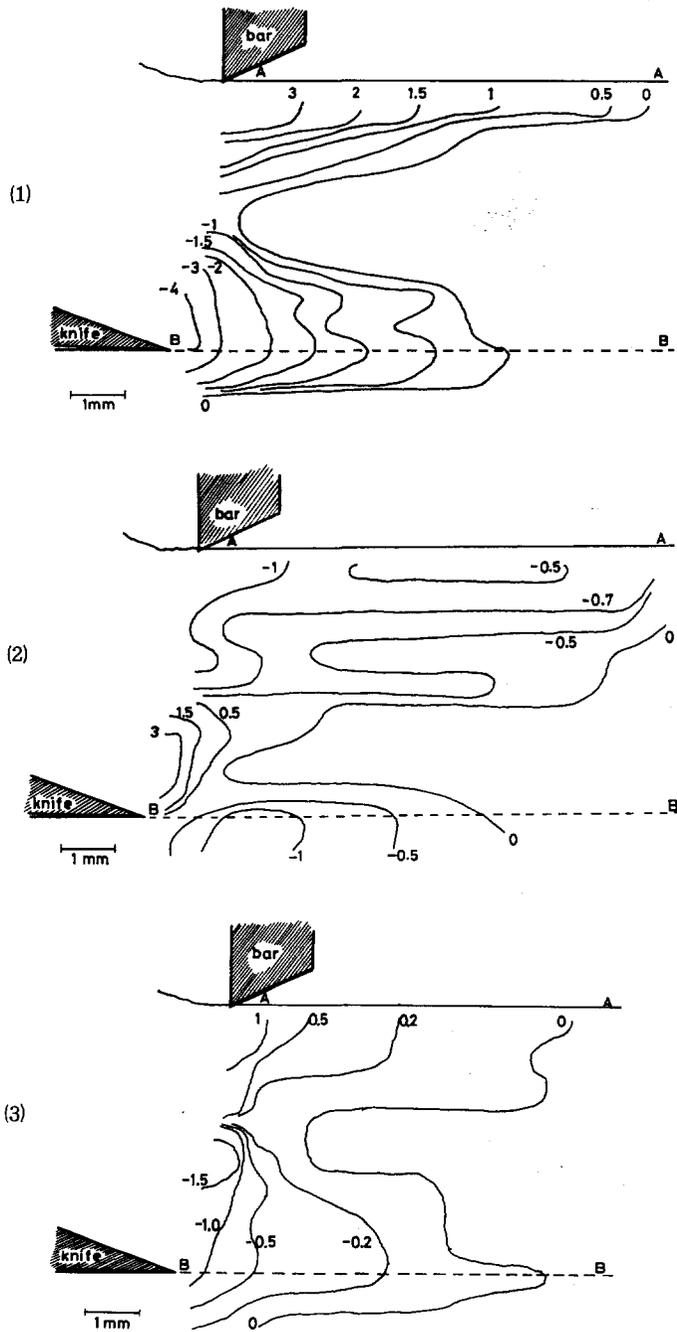


Fig. 32. 切削応力の分布
Distribution of cutting stress.

(1) : σ_x , (2) : σ_y , (3) : τ_{xy}

切り込み深さ depth of cut : 5.00 mm, 刃口水平方向間隔 horizontal nose-bar opening : 4.95 mm, 刃口垂直方向間隔 vertical nose-bar opening : 0.95 mm, 単位 unit : フリンジオーダー fringe order, 記号 marks : Fig. 24 参照 refer to Fig. 24

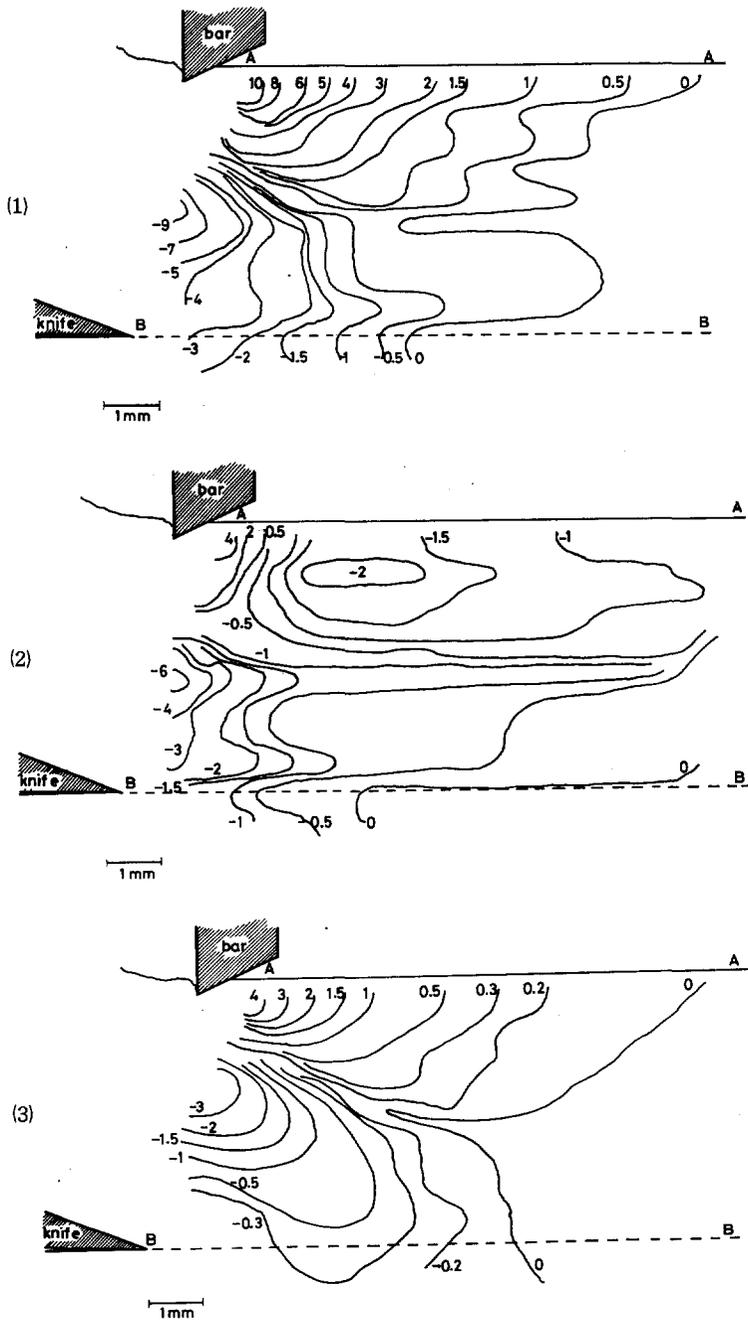


Fig. 33. 切削応力の分布
Distribution of cutting stress.

(1) : σ_x , (2) : σ_y , (3) : τ_{xy}

切り込み深さ depth of cut : 5.00 mm, 刃口水平方向間隔 horizontal nose-bar opening : 4.80 mm, 刃口垂直方向間隔 vertical nose-bar opening : 0.95 mm, 単位 unit : フリンジオーダー fringe order, 記号 marks : Fig. 24 参照 refer to Fig. 24

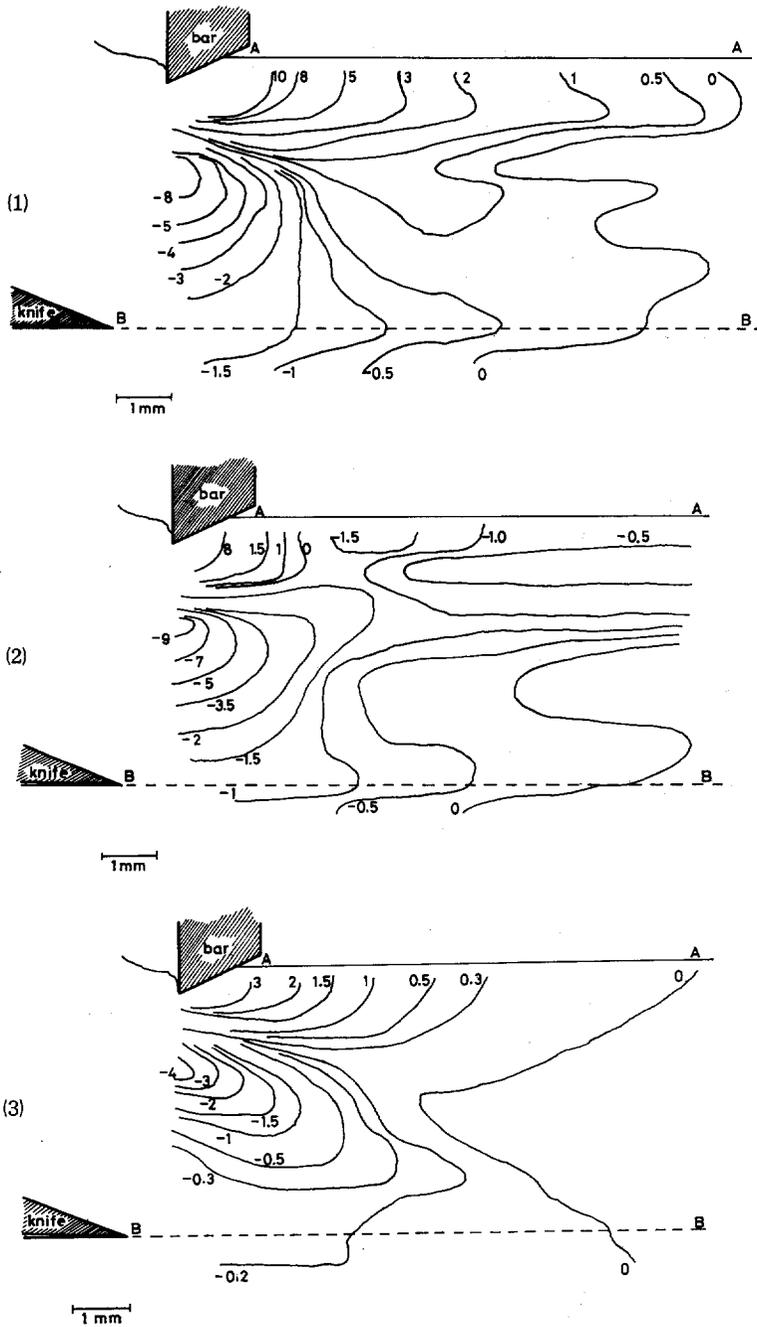


Fig. 34. 切削応力の分布
Distribution of cutting stress.

(1) : σ_x , (2) : σ_y , (3) : τ_{xy}

切り込み深さ depth of cut : 5.00 mm, 刃口水平方向間隔 horizontal nose-bar opening : 4.60 mm, 刃口垂直方向間隔 vertical nose-bar opening : 0.95 mm, 単位 unit : フリンジオーダー fringe order, 記号 marks : Fig. 24 参照 refer to Fig. 24

をみると、刃物すくい面およびバー作用点付近を起点として主応力は被削材内にのびているが、刃先付近を起点として被削材内にのびている主応力の方向と切削予定線とのなす角度は、刃口水平方向間隔が狭くなるほど大きくなる傾向がみられる。

切り込み深さを5mmに設定して切削したときの切削応力の解析結果をFig. 32~34に示す。刃口水平方向間隔を4.95mmに設定して切削した場合に被削材に生じている切削応力は、刃口水平方向間隔を4.80mmあるいは4.60mmに設定して切削した場合と比較するとかなり小さく、また応力の分布状態に異なる傾向がみられる。 σ_x についてみると、刃先付近には圧縮応力が生じ、被削材のバー作用面(A-A)に接近するにつれて引っ張り応力に変化している。バー作用点前方にあらわれる引っ張り応力は刃口水平方向間隔が狭くなると高くなり、また最大圧縮応力の生ずる位置は刃口水平方向間隔が狭くなるにつれて刃先の斜め上方に移動する傾向がみられる。 σ_y についてみると、刃口水平方向間隔が4.80mmあるいは4.60mmの場合、刃先前方の切削予定線に沿って圧縮応力があられ、被削材のバー作用面に近づくにつれて圧縮応力は大きくなった後引っ張り応力に変化していく。この場合、引っ張り応力はバー作用点の前方付近に限定されており、被削材のバー作用面に近い部位でもバー作用点から遠く離れると σ_x と異なり圧縮応力になっている。注目すべき点は、刃口水平方向間隔が4.80mmあるいは4.60mmの場合には、刃先付近に生じている応力は圧縮応力であるのに対して、4.95mmに設定して切削したときには引っ張り応力になっており、またせん断応力も大きく、刃先付近を起点として裏割れが生じやすい状態になっていることがわかる。また、刃口水平方向間隔を狭く設定して切削した場合には、バー作用点付近には高い引っ張り応力およびせん断応力があられ、バー作用面の被削材部にはく離現象を生ぜしめる原因になるものと考えられる。

被削材に対するバーの圧入深さを0.40mmに設定し、切り込み深さを3mmおよび5mmに変化さざりたときの主に刃先付近における切削応力の状態を比較すると、 σ_x の場合切り込み深さを3mmに設定して切削したときの方がかなり高い値になっているが、 σ_y および τ_{xy} では大きな差は認められない。

4.4. ま と め

光弾性被膜法により、単板切削時に被削材内に生じている切削応力の解析を行い次の知見を得た。

切り込み深さを5mm、刃口水平方向間隔を4.95mmに設定して切削した場合、刃先付近には引っ張り応力(σ_y)が生じ、またこの被削材部位におけるせん断応力も大きく、刃先を起点とする裏割れが発生しやすい状態になっている。刃先付近における上記の引っ張り応力は、刃口水平方向間隔を4.80mmあるいは4.60mmに設定することにより圧縮応力に変化する。この場合、被削材のバー作用点付近にはかなり高い引っ張り応力があられ、またせん断応力も高くなるため、材のはく離現象が生じやすくなるものと考えられる。被削材に対するバーの圧入深さを一定にし、切り込み深さを3mmおよび5mmに設定した場合、刃先付近における σ_x は前者の方がかなり高くなっているが、 σ_y あるいは τ_{xy} では両者間でほとんど相違はみられない。

結 論

2次元切削により単板切削時における被削材の状態の観察、切削力の測定、有限要素法および光弾性被膜法による切削応力の解析を行うことにより単板の形成過程、特に裏割れの発生に対する切り込み深さ、刃口間隔等の切削条件の影響をしらべた。

(1) 刃物による単板の切削過程では、刃先から被削材内にむかって割れ(裏割れ)が発生すると、この裏割れのために刃先前方に残された部分が実質的な切り込み深さ(瞬間切り込み深さ)となる。そして、切削の進行にともなって瞬間切り込み深さが増加していき、ある値に達すると再び裏割れが発生する。この瞬間切り込み深さの変化に対応して、刃物が被削材に加える切削力は周期的な変動を示す。

(2) 裏割れは、切り込み深さを小さくとると刃先から斜め上方にむかって発生するが、切り込み深さを大きくとるとしだいに切削方向に接近し、場合によっては刃先から斜め下方(母材側)にむかって侵入する。この結果、切り込み深さを大きくとると、単板面にはこの割れによる材の割裂面の含まれる率が大きくなり、単板面は悪くなる。なお、切り込み深さが大きい場合でも刃口間隔を狭く設定して切削すると裏割れの深さは浅くなり、またその発生方向も刃先から斜め上方にむかい、単板面の品質は向上する。

(3) 切削力は、切り込み深さが大きくなると放物線的に増大していく。一方、切削力は被削材の温度を高めることにより低下し、例えば 90°C で煮沸処理した材の切削力は樹種により低下量はやや異なるが、無処理時の値より 20~35% 低下する。

(4) 裏割れが発生したあと次の裏割れが発生する間における被削材の切削応力の分布状態の変化を、有限要素法による弾性解析を行うことにより求めた。切削方向に平行方向の応力(σ_x)、直角方向の応力(σ_y)とも刃先付近にはいずれも引っ張り応力が生じており、これらの応力は切削が進行するにつれて増大し、裏割れが発生する時点では両方向応力とも引っ張り試験から求められた引っ張り強さ以上の値になっている。刃先付近に生じているせん断応力(τ_{xy})は、裏割れが生じた時点でも JIS のブロックせん断試験により求めたせん断強さに達していない。

(5) 木材の破壊が弾性エネルギーに支配されると仮定し、刃先近傍の分割要素ごとに破壊係数を計算した結果、刃先に近い刃物すくい面上の被削材部にまず破壊を生じ、つぎに切り込み深さが小さい場合には刃先斜め上方の被削材部、切り込み深さが大きい場合には刃先前方の被削材部に破壊が生じやすい。これらの解析結果は、単板切削時における被削材の観察結果から得られた裏割れの発達方向に一致している。

(6) 光弾性被膜法により、刃口条件を変化させたときの被削材内の切削応力分布の解析を行った。刃口間隔を広く設定すると、刃先前方において、切削方向に直交する方向の応力(σ_y)は引っ張り応力になり、またせん断応力(τ_{xy})も高くなる。なお、切削方向に平行方向の応力(σ_x)は圧縮応力になるが、刃口間隔を狭く設定して切削したときと比較すると値は低く、刃口間隔を広く設定して切削した場合には刃先付近を起点として裏割れが生じやすい状態になっていることが明らかになった。

引用文献

- 1) KIVIMAA, E. : F. P. J., 6(7), 251, (1956)
- 2) 中村源一・斎藤真寿夫 : 林試研報, 101, 177, (1957), 108, 225, (1958), 119, 67, (1960)
- 3) WANGAARD, F. F., R. P. SARAOS : F. P. J., 9(6), 179, (1959)
- 4) HOADLEY, R. B. : F. P. J., 10(5), 258, (1960)
- 5) LUTZ, J. F., R. A. PATZER : F. P. J., 16(10), 15, (1966)
- 6) LUTZ, J. F., A. M. MERGEN, & H. R. PANZER : F. P. J., 19(12), 21, (1969)
- 7) HOADLEY, R. B. : F. P. J., 18(8), 18, (1968)
- 8) 木下敏幸 : 未発表
- 9) 三好俊郎 : 有限要素法入門, 培風館, pp. 290, (1979)
- 10) 林業試験場 : 木材工業ハンドブック, 丸善, p. 174, (1973)

- 11) 杉山 滋 : 木材誌, 20(6), 250, (1974)
- 12) PALKA, L. C. : Wood Science, 8(2), 97, (1975)
- 13) 山井良三郎・近藤孝一 : 林試研報, 234, 42, (1971)
- 14) 山田嘉昭 : 塑性力学, 日刊工業新聞社, pp. 343, (1974)
- 15) SHAN, S. Kuo (村越勝弘訳) : Fortran のための 数値計算法, 日本コンピュータ協会, pp. 450, (1972)
- 16) 藤井 毅 : 北海道大学農学部演習林研究報告, 29(2), 223, (1972)
- 17) 木下敏幸 : 林試研報, 295, 17, (1977)
- 18) 江草義正 : 林試研報, 197, 110, (1967)
- 19) 木下敏幸・大平 裕 : 林試研報, 234, 104, (1971)
- 20) McMILLIN, C. W. : F. P. J., 8(1), 23, (1958)
- 21) 高橋 徹 : 木材誌, 11(1), 7, (1965), 12(2), 63, (1966)
- 22) 佐々木 光 : 木材のひずみおよび応力解析に関する研究 (学位論文), (1966)
- 23) 剣持 潔 : 日本複合材料学会誌, 3(1), 24, (1977)
- 24) OKOSHI, M., S. FUKUI : Scientific Paper of the Institute of Physical and Chemical Research, 22, No. 455~456, (1933)
- 25) 辻・西田・河田 : 光弾性実験法, 日刊工業新聞社, pp. 532, (1965)
- 26) ZANDMAN, F., S. REDNER, & J. W. DALLY : Photoelastic Coatings, The Iowa State University Press & Society for Experimental Stress Analysis, pp. 173, (1977)

Analysis of Veneer Formation Process in Two Dimensional Cutting

Nobuyuki KINOSHITA⁽¹⁾

Summary

In this report, the veneer formation process was observed, and the cutting force was measured in two dimensional cutting. On the basis of the above results, the distribution of the cutting stress during the veneer cutting process was investigated, using the elastic analysis of finite element method, and the photoelastic coating method.

(1) Observation of veneer formation process and measurement of cutting force in two dimensional cutting.

The observation of the veneer formation process in laboratory scale two dimensional cutting was made. It was observed that the cutting failures (lathe check) developed toward the bar side from the knife edge in cutting with a small depth of cut, but the direction of failures shifted to the cutting direction when increasing the depth of cut. When the veneer was peeled with thicker depths of cut, the quality of veneer surface deteriorated, because the veneer surface was formed by cleavage and not by cut with the knife edge. The formation process of failures related to the variation of cutting force. The interval of peaks of cutting force was depended on that of failures. The actual depth of cut (instantaneous depth of cut, d_i) was changed as the knife proceeded. The relationships between the instantaneous depth of cut and the proceeding length of knife (l) were shown in experimental formula 1, and the relationships between l and the cutting force (horizontal F_h and vertical cutting force component F_v) were shown in experimental formula 2. When the veneer was cut with the optimum bar opening condition, the quality of veneer surface improved, because the depth of failure became shorter and the direction of failures towarded the bar side from the knife edge. In cutting with narrower horizontal bar opening condition, the wood at the clearance side of veneer were sheared locally.

As the heating temperature became higher, the horizontal component of the cutting force decreased, but the vertical component of the cutting force was scarcely changed. In the case of the workpiece heated at 90°C, the resultant cutting force decreased by 20% to 30% for bagtikan (*Parashorea malaanonan* MERR.), and about 35% for apitong (*Dipterocarpus* sp.) comparing the cutting force in the green condition. The relationships between heating temperature for the workpiece and the cutting force were shown in Fig. 10 and Fig. 11. As the depth of cut became thicker, the cutting force increased as shown in Fig. 12.

(2) Numerical analysis of cutting stress by finite element method.

The relationships between the proceeding length of knife (l) and the instantaneous depth of cut (d_i), and l and the cutting force were obtained by the photographic observation in veneer formation process, and by the measurement of the cutting force. Applying these relationships, the distribution of cutting stress during the veneer cutting process was investigated using the elastic analysis of finite element method. The results were summarized as follows.

(a) In the case of the cutting stress parallel to the cutting direction; The high tensile

Received November 2, 1983

(1) Wood Technology Division

stress appeared in the workpiece at the rake side of the knife and ahead of the knife edge. When the cutting failure occurred, this tensile stress reached the maximum tensile stress of wood material parallel to the grain.

(b) In the case of cutting stress normal to the cutting direction; The tensile stress appeared in the workpiece ahead of the knife, and the stress near the knife edge reached the maximum tensile stress perpendicular to the grain of the wood when the cutting failure occurred.

(c) In the case of shear stress; Though the high shear stress appeared in the workpiece at the rake side, and at the clearance side of the knife near the knife edge, these stresses were lower than the shearing strength obtained by the block shear test when the cutting failure occurred.

(d) Under the assumption that the cutting failures would have occurred when the elastic energy went beyond the bounds, the rupture coefficients by formula 28 were calculated for the elements of workpiece near the knife. It was supposed by the distribution of rupture coefficients that the cutting failures tended to extend toward the bar side from the knife edge in cutting with small depth of cut, but the direction of the cutting failures shifted to the cutting direction as the depth of cut increased.

(3) Analysis of cutting stress by photoelastic coating method.

The following information on the cutting stress in veneer cutting was obtained by the analysis of the photoelastic coating method.

When the veneer was cut with 5 mm depth of cut and with 4.95 mm horizontal nose-bar opening, the cutting failures would easily occur, because the tensile stress normal to the cutting direction and high shear stress appeared ahead of the knife edge. The tensile stress normal to the cutting direction ahead of the knife edge was changed into compressive stress, and the high tensile stress and the shear stress appeared at the bar side of the veneer when the veneer was cut with 4.80 mm or 4.60 mm of horizontal nose-bar openings. Comparing the stress ahead of the knife edge in 3 mm and in 5 mm depth of cut, under the condition of the same bar indentation, the stress parallel to the cutting direction was little higher in 3 mm than in 5 mm depth of cut, but there were little difference in the stress normal to the cutting direction and the shear stress.