FRP 切削の有限要素法シミュレーション*

帯 川 利 之** 白 樫 高 洋** 白 井 英 治***

FEM Analysis on FRP Cutting

Toshiyuki OBIKAWA, Takahiro SHIRAKASHI and Eiji USUI

A finite element modelling of machining of FRP has been developed for better understanding of the microscopic machining mechanism such as deformation and fracture of both fiber(E glass) and matrix(polyester), and the influence of the fiber direction angle and tool rake angle upon the mechanism is analyzed. The criteria of the maximum tensile stress and the modified equivalent plastic strain are assumed for fracture of the fiber and the matrix respectively. The plastic deformation obtained is concentrated only in the matrix and the deformation mode changes with increase in fiber direction angle θ : shear mode for $\theta=45^\circ$, extrusion mode for $\theta=90^\circ$ and pulling up mode for $\theta=135^\circ$. It is also found that the increase in θ promotes the fiber fracture in deeper location from the cutting edge, thus deteriorating the surface finish on account of the overcut. The increase in rake angle decreases the extrusion of matrix and concentrates the deformation at cutting edge when $\theta=90^\circ$. The fiber direction angle, however, exerts more marked influence upon the deformation than the rake angle. The analytical results mentioned above are also proved experimentally.

Key words: FRP cutting, FEM analysis, machining mechanism, fiber direction angle, fracture of fiber and matrix, surface finish

1. ま え が き

繊維強化プラスチック (FRP) を切削すると, FRP 固有の異方性が強調されて, 切削状態にはっきりと現れる. これは繊維の方向性が切削中の破壊起点の深さや破壊様式を支配し, 繊維の抜けやケバ立ち, き裂や割れの発生に大きく影響するからであるといわれている¹⁾. しかしこの分野の研究は工具摩耗^{2)~4)}を中心に, 切りくずや仕上面の観察^{5)~7)}, 巨視的な切削機構の解析⁸⁾に対して多くの努力が払われてきたものの, 強化繊維とプラスチック母材の変形や破壊が刃物からのいかなる微視的作用によって生じ, 最終的な加工面を創成するかといった切削の本質的問題を詳細に追究する試みは皆無といってよい. そのため金属切削と異なる FRP 特有の切削状態とそれに起因する難削性が十分に理解されているとはいいがたいのである.

このような状況を考えると, 切削域各部の繊維と母材に着目した解析が必要であり, 適当な破壊条件を導

入した弾塑性有限要素法はこの視点からの解析を可能にするものと考えられる. またこの手法はFRM等を含めた複合材料全般の切削加工に対しても幅広い適用範囲を持つはずである. 本研究は現在のところ2次元問題に限られるが, FRPの切削を上記の有限要素法によってシミュレートする手法を提案し, 強化繊維とプラスチック母材の変形と破壊に注目して切削過程の繊維方向依存性を検討するものである.

2. 計算モデルと計算手法

シミュレーションではポリエステル樹脂中に強化繊維であるEガラスを平行に配列した一方向強化GFRPを被削材とする. 実在の強化繊維は円柱状であって母材中で三次元に分布しているが, 計算においては板状の母材と繊維が規則的に交互に並んだ二次元GFRPを対象とした. 図1に切削前の有限要素モデルを示す. 陰を付けた三角形要素群がEガラス繊維に, 他の部分がポリエステル樹脂母材に対応する. 繊維の厚さは約 $20\mu\text{m}$, 体積率は33%である. ポリエステル樹脂ならびにEガラスのヤング率 E_m , E_f とポアソン比 ν_m , ν_f としては, それぞれ $E_m=5\text{GPa}$, $E_f=76\text{GPa}$, $\nu_m=0.4$, $\nu_f=0.25$ を使用した. また, 強化繊維は

* 原稿受付 平成2年10月24日. 昭和63年度精密工学会春季大会学術講演会 (昭和63年 3月18日) にて発表

** 正会員 東京工業大学工学部 (東京都目黒区大岡山2-12-1)

*** 正会員 東京電機大学工学部 (東京都千代田区神田錦町2-2)

Fig.1 Finite element model of FRP workpiece for various fiber direction angles
Shaded elements are fibers 20 m in thickness.

ぜい性材料，母材は直線加工硬化の弾塑性体（相当降伏応力 50MPa，加工硬化係数 100MPa）とする。

FRP は大きな異方性を有するから，その切削においては繊維の破壊起点や破壊様式が繊維方向角 θ と工具すくい角 α によって大きく変化する。そこで繊維方向角の影響を調べる場合にはすくい角を $\alpha = 0^\circ$ とし繊維方向角を $\theta = 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ$ と変化させ，すくい角の影響を調べる場合には $\theta = 90^\circ$ で α を 0° から 20° に変化させることにした。図1の有限要素分割は上述の3種類の θ に対するものである。なお本論文では，繊維方向角 θ を切削方向と繊維軸方向のなす図示の角度で定義する。

Fig.2 Tensile fracture stress of E glass

図1の初期状態から工具が被削材右端に食いついて切削が開始される。切削厚さ 0.08mm，切削速度 1.67 mm/sである。極低速切削であり，温度はGFRPの変形に影響を及ぼさないと仮定した。工具すくい面の摩擦特性は切削における重要な境界条件を指定するが，それはクーロン摩擦ではなく

$$\frac{\tau_i}{\tau_s} = 1 - \exp\left(-C \frac{\sigma_i}{\tau_s}\right) \quad (1)$$

で表される摩擦の応力特性式⁹⁾に従うものとした。 τ_i, σ_i はそれぞれ工具面の摩擦応力，垂直応力であり， τ_s は着目点における切りくずの降伏せん断応力である。繊維が工具面上にあるときは τ_s の値が定まらないので便宜的に繊維の単軸引張破壊応力の 1/3倍とした。また摩擦特性定数 C を $C = 0.2$ とし，超硬工具により硬質塩化ビニル樹脂を切削する場合⁹⁾の摩擦状態に対応させた。

GFRPの切削では強化繊維であるEガラスが破壊するだけでなく，母材である樹脂もその低い延性故に破壊する。したがって両材料の破壊条件の設定がGFRP切削のシミュレーションにおいて肝要となる。まずEガラスがぜい性材料であることを考慮して，最大引張応力を強化繊維の破壊基準に選んだ。図2は，単軸引張試験で得られたEガラス繊維（直径 20 μm ）のワイブル確率紙上の破壊応力分布である。添図の引張試験機を用い，繊維の曲げとねじれを最小限に抑えるためにチャック間長さを約 100mmとしている。単軸引張破壊応力はワイブル分布で近似されるが，計算を簡略化するために最大引張応力の破壊基準値 σ_s は確

Fig.3 Nodes P on fiber surface and in matrix to be checked if they satisfy fracture criterion.

率分布で 50% の値 $\sigma_0 = 2\text{GPa}$ の一定値をとるものとした。次に、母材は相当塑性ひずみ ε と垂直応力を基準に破壊するものとした。後述のように破壊は要素境界面で生ずるとするが、この面の垂直応力が引張りで、相当塑性ひずみが基準値 $\varepsilon_0 = 0.3$ を越える場合に母材は破壊し、垂直応力が圧縮の場合にはひずみのいかににかかわらず破壊せずに塑性変形が持続すると仮定した。 ε_0 は多少大きい値であると思われるが、これは微小切込みで加工を行う場合や温度上昇がある場合に材料の延性が増加することを考慮したからである。

繊維あるいは母材が上述の破壊条件を満たすと有限要素節点を 2 つの節点に分離し、要素境界面を切り開いて破面を形成することになる。その具体的な手順を図 3 の繊維方向角 $\theta = 90^\circ$ の場合について説明する。

強化繊維では繊維表面に最大引張応力が出現するから、図 3 (a) のように繊維-母材の界面にある節点 P を対象として破壊の有無を調べる。要素 e, f の応力がもたらす節点 P の節点力を計算すると、その BP への垂直成分から繊維軸方向の引張応力が得られるので、その値が破壊基準応力 σ_0 を越える場合には節点を P-B 方向に分離して繊維を破断させる。その操作により、上下の破断面に分離した 1 組の節点には、大きさが等しく向きが反対の不釣り合い節点力が現れるから、これらの節点力を開放して自由面としての破壊面を形成する。図 4 は破断前後の状態を模式的に示したものである。繊維の破断に伴う節点分離様式は繊維断面の垂直応力分布によって異なり、(a) は全面が引張りの場合、(b) は繊維の左側 L に圧縮応力が作用する場合である。(b) における節点 L の分離が今後生じる場合には、母

Fig.4 Fracture modes of fiber elements

材あるいは母材-繊維界面の破壊によることになる。なお (a) の $\theta = 135^\circ$ のように繊維が傾いている場合でも繊維軸方向の最大引張応力を正しく求めて破壊の有無を判別しているが、簡単のため水平方向に繊維を分離した。

次に母材の破壊を図 3 (b) の内部節点 P で考える。任意の方向に有限要素を切り開くことはできないから、破壊は A-P-B, C-P-D のいずれかの方向に生ずるものとする。節点 P の相当塑性ひずみ ε は P を共有する 8 要素 (a ~ h) の相当塑性ひずみの平均値として求められるから、 $\varepsilon > \varepsilon_0$ の場合には面 A-P-B と C-P-D の垂直応力 σ_{APB} と σ_{CPD} をそれぞれ計算し、いずれかの垂直応力が引張りであれば節点 P で破壊が生じると判定する。節点 P の分離方向は $\sigma_{APB} > \sigma_{CPD}$ であれば A-P-B, $\sigma_{APB} < \sigma_{CPD}$ であれば C-P-D である。この他にき裂 A-P-B が存在する状態で、き裂に垂直に面 C-P が破壊する場合や節点 A からき裂がさらに延びる場合など非常に多くの状況が存在するが、要素境界分離の基本的な手続きは同じなので、それらを列挙しない。本解析では繊維界面のすべり破断は考慮しないが、それ以外に生じ得るすべての破壊状況に対応した措置を行っている。

以上の手続きを行いながら切れ刃を押し進めると、

破断により一旦分離した要素が接触する場合や逃げ面に要素節点が接触する場合が生ずる。これらを考慮して破壊と分離の他に接触とすべりを同時に解くのが正攻法であるが、計算は非常に複雑となるので、要素の接触とすべりを無視し、要素が重複する、あるいは逃げ面から切れ刃内部へ要素が侵入することを認めることとした。このような計算の簡略化を行っても、GFRP切削のシミュレーションでは、破壊に関わる手続きを多数の節点において行うため、計算が非常に大変である。またFRPモデルの作成には細かな要素分割が必要であるため、大きな切削距離に対応した広い領域の要素分割を行うと要素数が極端に増える。したがって計算機の能力上、切削開始から定常状態までをシミュレートすることができなかったが、後述のように得られた結果はFRP切削の特徴をよく表すものとなった。

これまでGFRPの切削シミュレーションに特有な諸点を詳しく説明したが、以下に有限要素法計算の一般的な事項について説明を加える。後述の結果にみるように本計算では要素の形状変化が著しい。切削では切りくずに大きなひずみが生じるのは不可避的だからである。そのため大変形問題に適合した有限要素法の定式化を採用した。具体的にはRiceら⁹⁾の汎関数と混合要素¹⁰⁾を使用して有限要素固有の塑性変形に対する拘束を低減し、さらに真応力変化率としてEulerの応力のJaumann微分¹¹⁾を用いて要素の形状変化による幾何学的非線形を考慮した。これにより得られた方程式を用いて、与えられた境界条件の下でupdated Lagrange法による増分計算を行い、解を求めている。なお $\theta = 90^\circ$ の場合に、使用した要素数は1120、節点数は595であった。ただし節点で破壊条件が満たされる場合にはその節点は2つの節点に分割されるので、その都度、節点数は増加する。

3. 結果と考察

図5に繊維方向角 θ による切削状態の変化を示す。同図はすくい角を 0° とする場合の計算結果であり、切削距離を L としてそれぞれの格子線変形を比較したものである。格子は四つの三角形要素で構成されている。また母材の変形を強調するため、ほとんど変形しない繊維要素に陰をつけてある。

繊維方向角 θ が 45° の場合には繊維方向に沿って母材が容易にせん断されるため、切りくずがすくい面に沿って流れやすく流れ型に近い。また切れ刃が直接繊維に当たるためにそこで直ちに繊維が破断される。し

たがって刃先下方では大きな変形や破断がほとんど見られず、比較的良好な仕上面が得られることがわかる。

次に $\theta = 90^\circ$ の場合をみると、繊維がいわゆる切削せん断面に沿ったせん断変形を妨げるから母材は繊維に沿って変形せざるを得ず、繊維の間から上方に押し出されることになる。この状態では繊維に加わる引張応力は2種類の変形モードの影響を受けている。第1は切削のせん断変形を生じさせようとする曲げであり、せん断面に相当する部分で曲げモーメントの符号が変わるため繊維はS字形に変形する。第2は繊維-母材界面に上向きにせん断応力が作用するために生ずる引張りである。界面の結合力が大であれば繊維は引き抜かれ、結合力が小であれば繊維を残して母材が押し出されることになる。この第2モードは短繊維FRPにおける母材から繊維への引張応力伝達機構と同じである¹¹⁾。これら2種類の変形モードの組合せによって繊維に働く最大引張応力の位置が決定されるが、同図の場合にはその位置が一定しないので切削予定面上に沿って繊維破断が生じにくい。被削材内部に注目すると、表面から切削厚さの2倍程度の深さの矢印の位置で3本の繊維が連鎖的に破壊している。内部破壊の位置は要素の寸法や境界条件にもよるが、これらが内部欠陥として残ると思われる。実際この程度の深さの内部欠陥はGFRP切削で容易に生ずるものである¹¹⁾。

繊維方向角がさらに大となる $\theta = 135^\circ$ では明らかな過切削状態が生じている。 θ が大となると刃先が直接繊維に当たらないため、繊維に働く引張応力は曲げによって切削予定面より深い位置で最大となるからである。繊維が破断すれば、繊維の回転によって繊維下側の母材に引張破壊領域が現れるため、実際の仕上面は刃先位置よりかなり下方になり、凹凸や裂け目が発生して、加工精度の確保が困難になることが予想される。

同図(a),(c)では幾つかの要素がなくなっている。特に $\theta = 135^\circ$ の場合に刃先下で多数の要素が消滅している。要素境界面の破壊が進行して隣接要素と一節点だけで接合するに至った要素群については計算が続けられないので、それらの要素を粉碎されたものとして除外したためである。

図6は $\theta = 90^\circ$ の場合にすくい角 α の影響を計算した結果である。すくい角が 20° と大なる場合には切りくずが時計回りに回転するため、刃先の上側で母材の割れが生じる。その結果、母材の上方への押出しが緩和され、刃先付近に変形が集中する。母材の押出しが緩和されると繊維-母材界面のせん断力が低下するから、既述の第2の変形モードによる繊維内引張応力がその分だけ軽減される。したがってすくい角が大きいほど

Fig.5 Influence of fiber direction angle θ on deformation and fracture of FRP
Cutting conditions: θ , $45^\circ, 90^\circ$ & 135° ; rake angle, 0° ; depth of cut, 0.08mm;
cutting speed, 1.67mm/s.

Fig.6 Influence of rake angle α on deformation and fracture of FRP
Cutting conditions are the same as in fig.5 except $\theta=90^\circ$, and $\alpha=0^\circ$ and 20° .

仕上面の性状は良好になるが、その影響は繊維の方向角ほど大きくないことは確かである。

以上の計算結果の妥当性を検討するために、切削実験を行って両者の結果を比較した。被削材は試作した E ガラス-ポリエステル樹脂の一方方向強化 GFRP (繊維直径 $20\mu\text{m}$, 体積含有率 58%) である。すくい角 30° の高速度鋼工具による二次元切削であり、切削速度を 1.67mm/s, 切削厚さを 0.05mm とした。得られた半生成切りくず写真を図 7 に示す。同図は切削幅のほぼ中心部分を透過光によって観察したものである。繊維方向角 45° の場合には仕上面は良好で、繊維は刃先で破壊するため、仕上面下の繊維破断はほとんど見られない。繊維方向角が 90° と大きくなると、仕上面は比較的良好的である

$\theta=45^\circ$ $\theta=90^\circ$ $\theta=135^\circ$

Fig.7 Experimental results
Cutting conditions: θ , $45^\circ, 90^\circ, 135^\circ$; tool, SKH4;
 α , 30° ; flank angle, 5° ; depth of cut, 0.05mm;
width of cut, 8mm; cutting speed, 1.67mm/s; dry.

が、その下側に繊維の破断が生じている。同じ条件で仕上げた前加工面の下側においても同様の繊維の破壊がみられる。刃先が繊維に直接当たりにくい繊維方向角 135° の場合には、仕上面は明らかに荒れており、過切削状態が生じていることがわかる。

以上のように計算結果は実際の切削状態と良好な対応を示し、削らなくても有限要素計算によって切削状態の特徴がよく理解できる。すなわち GFRP 切削のような非連続的切削状態に対しても、有限要素法は有効に適用できる。将来的に切削距離を大とすることができれば、強化繊維や母材の破壊の時系列までも有限要素法で求められると思われる。

4. 結 論

- (1) GFRP の非連続的な切削状態に対して有限要素法解析の適用が可能である。計算結果は繊維方向角とすくい角の変化に対して実際の状況とよく対応する。
- (2) 母材の降伏応力は繊維の破壊応力より著しく低いために、変形が母材に集中する。母材の変形状態は繊維方向角の増大に伴ってせん断から押出し、引張りへと変化する。
- (3) 繊維方向角が大となると、繊維に作用する最大引張応力の位置すなわち破断位置が深くなる。その結果過切削状態に移行して仕上面が悪化する。
- (4) すくい角が大となる場合には、母材の押出しが緩和され、変形が刃先に集中する。すくい角の増大による仕上面の改善は見られるが、繊維の方向角ほど大きな効果をもたない。

謝 辞

本報告の諸計算と実験は東京工業大学大学院生、長谷川昭彦（現、日産自動車㈱）、中島隆（現、三菱電機㈱）の両氏の努力によるところが大きい。また実験で使用した E ガラスは有沢樹脂工業㈱より御提供いただいた。記して謝意を表する。なお本研究の一部は昭和 61 年度文部省科学研究費補助金（奨励研究(A)）によって行われた。

引 用 文 献

- 1) 王 曉渡, 中山一雄, 新井 実: 繊維強化複合材料の切削加工に関する研究 (第 1 報), 精密工学会誌, 55, 4 (1989) 709.
- 2) 井上久弘, 井戸 守: 強化プラスチックの切削加工に関する研究, 精密機械, 39, 3 (1973) 38.
- 3) 長谷川嘉雄, 花崎伸作, 里中 忍: GFRP 切削時の工具摩耗特性, 精密機械, 44, 11 (1978) 1334.
- 4) 佐久間敬三, 瀬戸雅文: 強化プラスチック (GFRP) 切削における工具摩耗 (切削温度と工具摩耗の関係), 日本機械学会論文集 (C 編), 46, 408 (1980) 990.
- 5) 竹山秀彦, 飯島 昇, 野口祐成, 加賀見由次: ガラス繊維複合材料 (GFRP) の切削機構に関する研究, 精密工学会誌, 53, 9 (1987) 1447.
- 6) 白樫高洋, 臼井英治: 工具すくい面の摩擦特性, 精密機械, 39, 9 (1973) 966.
- 7) 常川利之, 安味貞正, 白樫高洋, 臼井英治: 高分子材料の切削過程の有限要素法解析 (その 1), 精密工学会誌, 53, 2 (1987) 288.
- 8) D. ハル: 複合材料入門, 培風館, (1984) 13.
- 9) J. C. Nagtegaal, D. M. Parks and J. R. Rice: On Numerically Accurate Finite Element Solutions in the Fully Plastic Range, Comp. Meth. Appl. Mech. Eng., 4, (1974) 153.
- 10) 山田嘉昭: 塑性・粘弾性, 培風館, (1980)
- 11) C. C. Chamis: Mechanics of Load Transfer at the Interface, Composite Materials, vol. 6, ed. E. P. Plueddemann, Academic Press, New York, (1974) 33.