

CFRP 積層板のパンチプレス細穴加工法の基礎研究

香川大学 創造工学科

准教授 松田 伸也

(2021 年度 一般研究開発助成 AF-2021018-B3)

キーワード：パンチ強度，パンチ径，板厚

1. 研究の背景と目的

高比強度など優れた特性を有する炭素繊維強化プラスチック(CFRP)は、自動車など大量生産される構造部材として適用され、燃費の向上や効率化が図られている。一般的に CFRP 構造体はニアネットシェイプ成形により製造されるため、様々な形状の穴あけやトリミングなどの 2 次加工が要求される。生産性向上および低コスト化を促進するためには、短時間での加工が必要であるが、CFRP は難加工材である。加工法として、ドリル加工やフライス加工のような一般的な除去加工法が挙げられる。これら加工法は、品質要求が高い場合には工具を頻繁に交換しなければならず加工中の時間的なロスにつながる。他方で、アプレッシブウォータージェット加工やレーザー加工は、1 つのユニットで様々な形状に加工できるが、複数の部品を加工する際に時間のロスが生じる。そこで、せん断荷重を利用したパンチ加工や切断加工は、生産性やコスト面で優れた方法であり、これらの問題を解決できる。金属のせん断加工は「塑性変形を利用した加工」であるが、CFRP のせん断加工は、「複雑な変形・損傷・破壊プロセスを利用した加工」であり、金属と異なる CFRP 特有のせん断加工法を確立する必要がある。特に加工プロセスやパンチ強度を理解することは加工工具や条件の最適化のために重要である。本研究ではパンチ細穴(板厚 t /穴径 $d \geq 0.1$)の加工プロセスやパンチ強度に及ぼす加工条件の影響を解明することを目的とした。初めに、様々な板厚および積層構成の CFRP 直交積層板に対してパンチ径を可変したパンチ加工を実施し、パンチ強度や加工プロセスを調査した。次に FEM 解析により加工過程初期の弾性応力を解析し、理論モデルよりパンチ強度の予測を試みた。

2. 実験方法

2・1 CFRP 積層板とパンチ加工

エポキシ樹脂からなる一方向 CFRP プリプレグ (T700SC/#2592, 厚さ 0.14mm, 体積含有率 $V_f=0.67$) から板厚 t および層厚さ t_{ply} を可変した直交(CP)積層板 $[0_a/90_a]_s$ ($a=1, 2, 3, 4, 6$), $[0_z/90_4]_s$ および $[0_4/90_2]_s$ の 7 種類を製作し、40 mm×40 mm の正方形に切出して試験片とした。下刃(ボタンダイ)を取り付けた治具に試験片を固定して万能試験機に設置した。上刃(パンチ, 刃先角ゼロ)を取り付けたクロスヘッドを 1mm/min で下方に移動させ穿孔を加工した。パンチの直径 ϕ は 3, 6 および 10 mm とし、クリアランス c は 0.05mm になるよう下刃の穴径を可

変した。加工中の損傷を調査するために、加工を中断して除荷し、試験片表面の繊維方向に対して平行に切り出した断面を観察した。断面は耐水ペーパーを用いて研磨し、マイクロ스코プおよび光学顕微鏡でそれぞれ観察した。

2・2 FEM 解析

パンチ加工中の初期の弾性応力場を調査するために FEM 解析を実施した。図 1 にパンチ加工の FEM 解析モデルを示す。試験片長さ 10mm の 2 次元モデルとし、1(X)軸を中心に回転させた軸対称問題として解析した。実験条件と同様の積層板に対して 3 種類のパンチおよびクリアランス $c=0.05\text{mm}$ と固定して解析した。また上刃は剛体とした。最小要素サイズは $0.01\text{mm} \times 0.028\text{mm}$ とした。試験片は上部から y_i 層 ($i=1, 2, \dots, 12$) まで積層し、1 層の厚み $140\mu\text{m}$ を $y_1=140, 112, 86, 56, 28, 0[\mu\text{m}]$ と 5 分割した。境界条件として剛体パンチに $Y=0.01[\text{mm}]$ の強制変位を与えた。また試験片上部部に 6.6 MPa の圧力を施して固定し、試験片下端部は Y 方向に、試験片左右端は X 方向に変位をそれぞれ強制的に固定した。

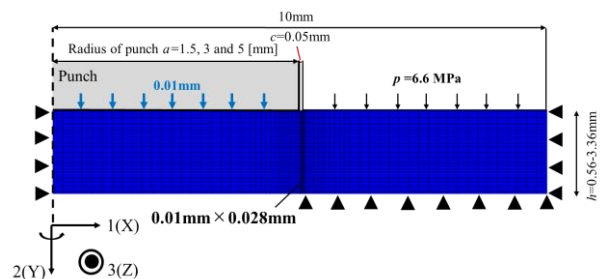


図 1 FEM analysis model for punching.

3. 実験結果および考察

3・1 荷重—変位線図と最大せん断応力

図 2 に $[0_3/90_3]_s$ 積層板に対してパンチ ($\phi 6$) 加工中のスラスト力 P —変位 D 線図を例証する。パンチと試験片が接触後、 P は線形的に増加して第一ピーク値 $P_{\max 1}$ に到達後、不連続に低下した。これは、上下層の繊維の切断が完了することで耐荷重能力を失ったためである。続いて、中間層を切断するために再び増加して第二ピーク値 $P_{\max 2}$ に到達した。その後、中間層が耐荷重能力を失った結果、スラスト力は不連続に低下して最終的に穿孔が形成された。以上より、本研究で対象とする典型的な CP 積層板では 2 つのスラスト力のピークが発生し、 $P_{\max 1}$ は積層板の上下層の繊維を切断するための臨界スラスト力、 $P_{\max 2}$ は中間

層を切断するための臨界スラスト力である¹⁾。後述するその他の積層板やパンチ径においても同様に 2 つのピーク値が現れた。

図 3 に第一および第二ピーク値から算出した最大せん断応力 τ_{\max}^{CP} と t との関係を示す。各 $\tau_{\max,1}^{\text{CP}}$ および $\tau_{\max,2}^{\text{CP}}$ は、 $P_{\max 1}$ および $P_{\max 2}$ を加工断面 $\pi \phi t$ で除算してそれぞれ評価した。 $\tau_{\max,2}^{\text{CP}}$ は $\tau_{\max,1}^{\text{CP}}$ と比較して、やや高い値を示した。これは、中間層では上下層と比較して複雑な変形や損傷を伴うためである。また、 $\tau_{\max,2}^{\text{CP}}$ および $\tau_{\max,1}^{\text{CP}}$ とともに $t=1.68\text{mm}$ では特にばらつきが大きく、特異な板厚依存性を示した。そこで本研究では、パンチ加工中の繊維切断のためのせん断応力と加工プロセスを議論するために、以後、 $\tau_{\max,1}^{\text{CP}}$ をパンチ強度 τ_c^{CP} と定義して注目した。

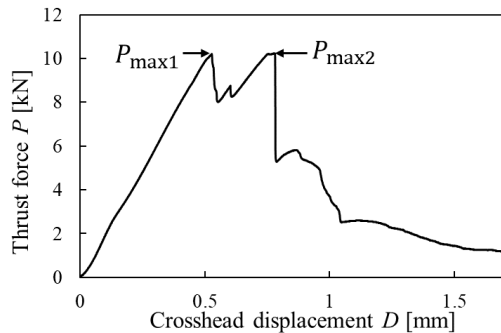


図 2 Thrust force and crosshead displacement diagram of $[0_3/90_3]_s$ laminate during punching using punch of $\phi 6$.

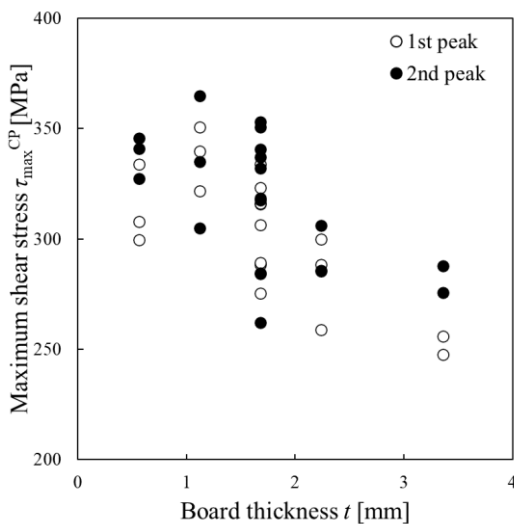


図 3 Maximum shear stress vs board thickness.

3・2 加工プロセス

3・2・1 板厚依存性

図 4 に $[0_3/90_3]_s$ 積層板 (板厚 $t=1.68\text{mm}$, 上下層厚さ $t_{\text{ply}}=0.84\text{mm}$) の τ_c^{CP} での穿孔断面を示す。上下層では繊維が完全に切断されていた。第 1/2 層間にはく離が発生するとともに、第 2, 3 層のわずかな曲げ変形が発生した。このような挙動は既往で報告されている $[0_2/90_2]_s$ 積層板と類似している¹⁾。図 5 に $[0_6/90_6]_s$ 積層板 ($t=3.36\text{mm}$, $t_{\text{ply}}=1.68$

mm) の τ_c^{CP} での穿孔断面を示す。上層は完全に繊維が切断していたが、下層は完全に切断されていなかった。特に上層 (第 3, 4 層) および下層 (第 11, 12 層) では繊維の座屈損傷が発生した。以上の結果より、 $t=1.68\text{mm}$ 以下の積層板では、繊維切断および曲げ変形を伴うプロセスであるのに対して、それ以上では繊維切断、曲げ変形に加えて繊維の座屈損傷を伴う加工プロセスである。したがって、加工プロセスを変化させる遷移板厚が存在することを示唆している。

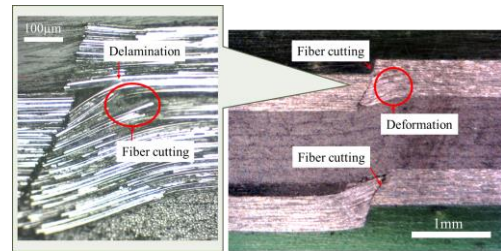


図 4 Images of piercing hole cross-section in $[0_3/90_3]_s$ laminate.

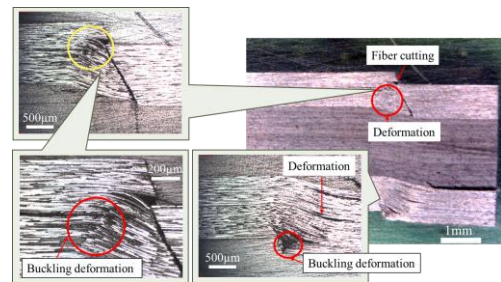


図 5 Images of piercing hole cross-sections in $[0_6/90_6]_s$ laminate.

3・2・2 層厚さ依存性

層厚さの影響を調査するために、板厚を 1.68mm に固定して層厚さのみを変化した $[0_4/90_2]_s$ 積層板 ($t_{\text{ply}}=1.12\text{mm}$) を調査した。図 6 に τ_c^{CP} での穿孔断面を示す。上下層ともに完全に繊維が切断されていたが、第 2 層には座屈損傷が発生した。この挙動は、 $[0_6/90_6]_s$ 積層板と同様の挙動である。以上より、板厚ではなく $t_{\text{ply}}=0.84\text{mm}$ を遷移点として加工プロセスが異なる。

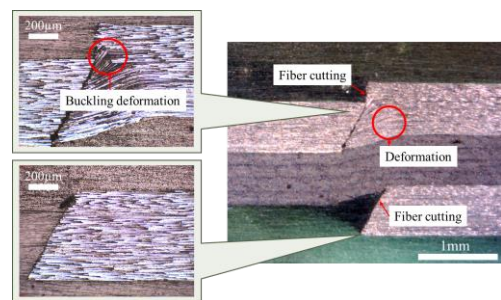


図 6 Images of piercing hole cross-sections in $[0_4/90_2]_s$ laminate.

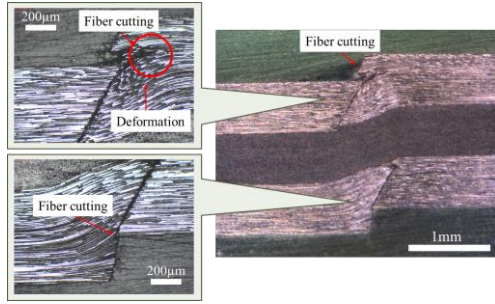


図7 Images of piercing hole cross-sections in $[0/90]_s$ laminate ($\phi 10$).

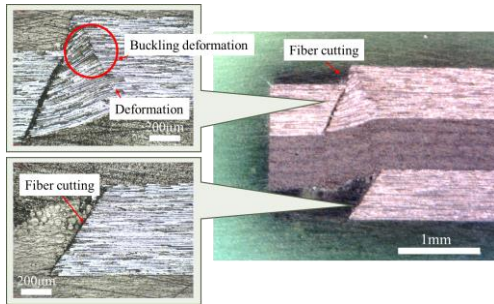


図8 Images of piercing hole cross-sections in $[0/90]_s$ laminate ($\phi 3$).

3・2・3 パンチ径依存性

パンチ径の影響を調査するために、 $[0/90]_s$ 積層板 ($t=1.68\text{mm}$, $t_{\text{ply}}=1.12\text{mm}$) に対して $\phi 10$ および $\phi 3$ のパンチ加工を調査した。図7および8に $\phi 10$ および $\phi 3$ で加工中の τ_c^{CP} での穿孔断面をそれぞれ示す。 $\phi 10$ では上下層の繊維は完全に切断されており、 $\phi 6$ でのパンチ加工過程と類似した挙動を示した。一方で、 $\phi 3$ では上下層は完全に切断されていたが、第3, 4層では繊維の座屈損傷が発生した。以上の結果より、パンチ径が小さくなると加工プロセスが変化する。以上を総括すると図9のように3つの領域にまとめられる。 α 領域での加工過程は繊維切断と曲げ変形が支配し、 γ 領域では繊維の座屈損傷を伴う。ただし β 領域のように、これら加工モードが混在する領域が存在することに注意が必要である。

3・3 パンチ強度と臨界変位

図10にパンチ強度 τ_c^{CP} および板厚 t の関係をパンチ径および図9に示した領域に分類して示す。 α 領域の τ_c^{CP} は $t=1.12\text{mm}$ 以下では t の増加に伴いわずかに増加したが、 $t=1.68\text{mm}$ では低下した。 β 領域の τ_c^{CP} は加工プロセスが異なるデータが混在するが、パンチ強度はほぼ同程度の値を示した。 γ 領域の τ_c^{CP} は、 α および β 領域と比較して低く、 t の増加に伴って低下した。

図11に臨界変位率 D' と t の関係を示す。 D' は τ_c^{CP} に到達したときの変位 D_e を t で除算して評価した。 α 領域では、 t の増加とともに D' は低下する傾向を示した。これは

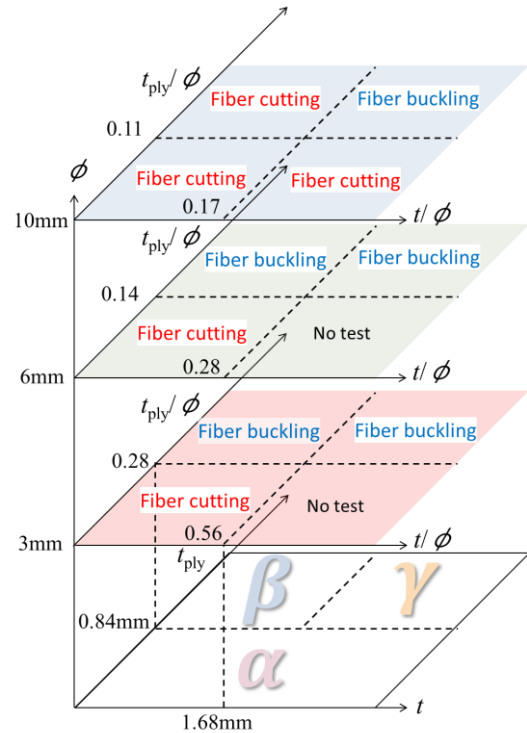


図9 Effects of punch diameter, board and ply thickness on punching failure.

曲げ変形に起因していると考えられる。 β 領域では、繊維切断支配型の場合は α 領域とほぼ同じ D' 値を示したが、座屈損傷を伴う場合、 D' は低下した。さらに γ 領域では、 t の増加とともに D' は低下する傾向を示した。従って、繊維切断は30~40%で起こるが、それ以下では座屈損傷が優先的に発生したと考えられる。

以上のことから、パンチ強度および臨界変位は、上下層の繊維破損形態に支配されるが、図9で分類したとしてもパンチ径や板厚、積層構成によってかなりばらつきが発生している。3・3節以降では、FEM解析および理論モデルより、これをさらに議論する。

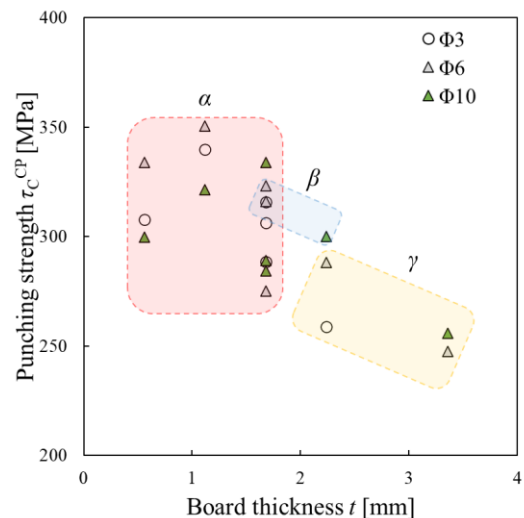


図10 Punching strength vs board thickness.

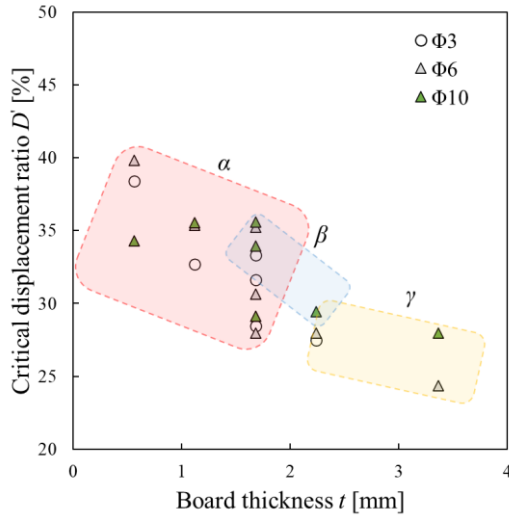


図 11 Critical displacement ratio vs board thickness.

3・4 FEM による弾性応力解析

[0₃/90₃]_s 積層板に対して φ 10 のパンチ加工中の初期の応力解析結果を図 12 に示す。第 1-12 層の y₁₋₁₂=56μm におけるクリアランス部 (x=0-0.05mm) の X 方向の(a)垂直および(b)せん断応力である。垂直応力について (図 12(a)), 1 層目 (0°層, y₁) ではパンチが接触している x=0mm からクリアランス x=0.05mm にかけて引張から圧縮応力に推移した。2, 3, 10, 11 層 (0°層, y₂, y₃, y₁₀, y₁₁) は引張応力, 4-9 層 (90°層, y₄-y₉) には微小で一様な圧縮応力が作用し, 12 層 (0°層, x₁₂) は高い圧縮応力であった。これは接触によるヘルツ応力に伴うと考えられる。次にせん断応力 (図 12(b)) について, 全ての層に 15-50 MPa 程度のせん断応力が作用しており, 11, 12 層目 (0°層, y₁₁, y₁₂) は 1, 2 層目 (0°層, y₁, y₂) と比較して高い値を示した。以上より, CFRP 積層板のパンチ加工において引張およびせん断応力のみならず, 特異な圧縮応力が作用していた。

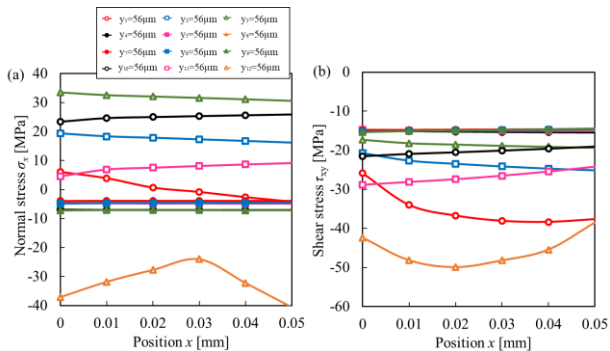


図 12 Distributions of (a) σ_x and (b) τ_{xy} in each layer of the [0₃/90₃]_s laminate during punching of φ 10.

図 13 に [0_a/90_a]_s (a=1, 2, 3, 4, 6) 積層板に対して φ 10 のパンチ加工中の第 1 層の 84, 56, 28, 0 μm における

X 方向の垂直応力を示す。板厚の増加に伴い, 全体的に引張応力から圧縮応力に推移した。これは板厚増加に伴って, 試験片とパンチの接触によるヘルツ接触応力の影響が大きくなっていることが原因であると考えられる。

FEM 解析結果より, α 領域のような繊維切断を伴う加工プロセスでは引張およびせん断応力, γ 領域のような繊維座屈損傷を伴う加工プロセスでは圧縮応力が作用して起こったと考えられる。

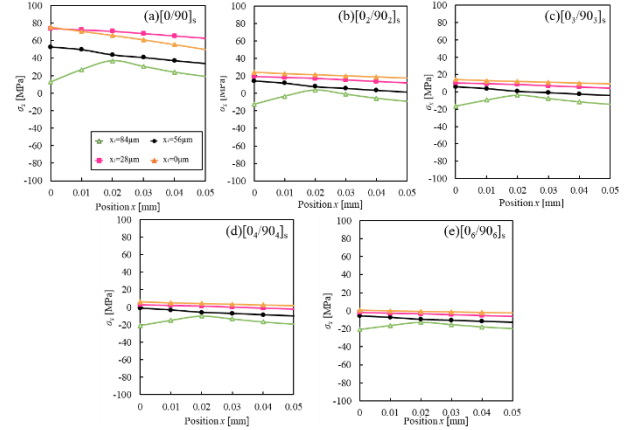


図 13 Distributions of normal stress in first layer of each laminates for punching of φ 10.

3・5 理論モデルによるパンチ強度予測と検証

これまで実験的に明らかにしたことを理論的な観点から考察することを試みる。本節では, 繊維切断が支配的であった板厚 1.68mm 以下の各 CFRP 積層板のパンチ強度の予測を試みた。加工中において, 3・2 節よりクリアランス部において公称せん断応力がパンチ強度に到達したとき, 上下層が切断されていた。このとき 3・4 節の FEM 解析結果より, 上下層の応力場は引張応力とせん断応力の組み合わせ応力状態が支配的であった。そこで, CFRP 積層板のパンチによる繊維損傷に対して, 次式に示す繊維引張せん断破壊基準の Hashin 則を適用する。

$$\left(\frac{\tau^{\text{CP}}}{\tau_0^{\text{CP}}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{\text{eff}}(\theta)}{F(\theta)}\right)^2 = 1 \quad (1)$$

ここで, τ^{CP} および τ_0^{CP} は厚さ方向に平均化された積層板のせん断応力およびクリアランスが 0 のときの積層板のせん断強度, $F(\theta)$ は繊維方向を $\theta=0^\circ$ とした任意の角度 θ における繊維の軸外引張強度である。 τ_0^{CP} は [0₂/90₂]_s 積層板の表面繊維配向角 $\theta=0^\circ$ でのせん断切断試験から 338 MPa として与えた。これは文献値²⁾とほぼ一致している。 $\sigma_{\text{eff}}(\theta)$ は $\eta\sigma(\theta)$ で定義される積層板に作用する有効曲げ応力である。ここで $\sigma(\theta)$ は表面の曲げ応力である。 $\sigma(\theta)$ は c/t (クリアランス/積層板の厚さ) が小さくなると, 短いりの曲げ状態となり, 単純な積層板理論からは計算できない。また FEM 解析より, パンチ径や積層構成の影響によって応力場が異なっていた。そこで, 曲げ補助効果 η ($0 \leq \eta \leq 1$) を補正係数として導入して, 表面曲げ応力を補正

した．古典積層板理論により表面の引張曲げ応力 $\sigma(\theta)$ は、

$$\sigma(\theta) = \frac{Q_{11}D_{11}^{-1}(\theta)t^2c}{2} \tau_{\text{CP}} = \frac{6Q_{11}(\theta)c}{E_{\text{flex}}^{\text{CP}}(\theta)t} \tau_{\text{CP}} \quad (2)$$

となる．ここで Q_{11} および $D_{11}^{-1}(\theta)$ は一方積層板の剛性行列の(1,1)成分および面外剛性 $D(\theta)$ の(1,1)成分の逆行列である．また、 $E_{\text{flex}}^{\text{CP}}(\theta)$ は積層板の曲げ剛性であり、次式で示される．

$$E_{\text{flex}}^{\text{CP}}(\theta) = \frac{12}{h^3 D_{11}^{-1}(\theta)} \quad (3)$$

さらに $F(\theta)$ はTsai-Hill基準を用いて、

$$F(\theta) = \left[\frac{m^2(m^2 - n^2)}{F_L^2} + \frac{n^4}{F_T^2} + \frac{m^2 n^2}{F_{LT}^2} \right]^{-1/2} \quad (4)$$

で与えた． $m = \cos\theta$ 、 $n = \sin\theta$ であり、 F_L 、 F_T および F_{LT} はそれぞれ縦、横、面内強度である．以上より任意の繊維配向角 θ における CFRP 積層板のせん断強度は式(1)に式(2)～(4)を代入すれば、

$$\tau_c^{\text{CP}}(\theta, c) = \left(\frac{1}{(\tau_0^{\text{CP}})^2} + \left\{ \eta \frac{6Q_{11}(\theta)c}{E_{\text{flex}}^{\text{CP}}(\theta)F(\theta)t} \right\}^2 \right)^{-1/2} \quad (5)$$

として与えられる³⁾．

図 14 にモデルの補正係数 η と板厚 t との関係を示す． $[0_3/90_3]_s$ 積層板を例に η の決定方法を述べる．図 13 より、 $y_1=84.0\mu\text{m}$ のクリアランス部に作用する応力を平均化することで第 1 層の平均有効曲げ応力 $\sigma_{\text{eff}}(\theta) = 2.37 \text{ MPa}$ を得た．このとき試験片ごく表面に特異な圧縮場が作用した $y_1=140,112 \mu\text{m}$ は除いた．本解析では試験片に損傷が発生する前の応力状態を評価するため、パンチを 0.01mm 変位させた．このとき、積層板にはおよそ 150N の荷重が作用する． $[0_3/90_3]_s$ 積層板は $t=1.68\text{mm}$ 、FEM 解析において試験片の Z 軸方向の長さは 1mm としたため、せん断応力は荷重を切断面積で除算した $\tau^{\text{CP}} = 150[\text{N}]/(1.68 \times 1[\text{mm}^2]) = 89.29[\text{MPa}]$ となる．これを用いて式(2)より試験片表面の曲げ応力は $\sigma(\theta) = 18.13[\text{MPa}]$ である．よって $\sigma_{\text{eff}}(\theta)$ および $\sigma(\theta)$ の値から $\eta=0.13$ を得た． η の値は $t \leq 1.68$ の範囲において $0 \leq \eta \leq 1$ 、 $2.24 \leq t$ の範囲において $\eta \leq 0$ となり、パンチ径や積層構成に依存することが理解できる． $\eta \leq 0$ は圧縮応力を意味しており、 $0 \leq \eta \leq 1$ の範囲のデータに本モデルを適用する．

図 15 に式(5)より予測された各積層板のせん断強度 τ_c^{CP} と繊維配向角 θ との関係を示す． τ_c^{CP} は θ に依存しており、 39° のとき最も強度は低い．すなわち、パンチング中は理論上、最も強度が低いこの繊維配向角の位置で繊維損傷が初めに発生することを意味している．強度は、板厚の増加とともに増加するが、同じ板厚でも層厚さが厚いとさらに強度は高く、積層構成に依存している．なお、パンチ径が異なっても図 14 に示したように η に起因して異なる．本研究では、繊維配向角に依存したせん断強度の平均値 $\tau_{c,\text{ave}}^{\text{CP}}$ および繊維配向角 39° でのせん断強度 $\tau_c^{\text{CP}}(39^\circ, 0.05\text{mm})$ をそれぞれパンチ強度とみなして実験

値と比較した．予測値と実験値の比較を図 16 に示す．

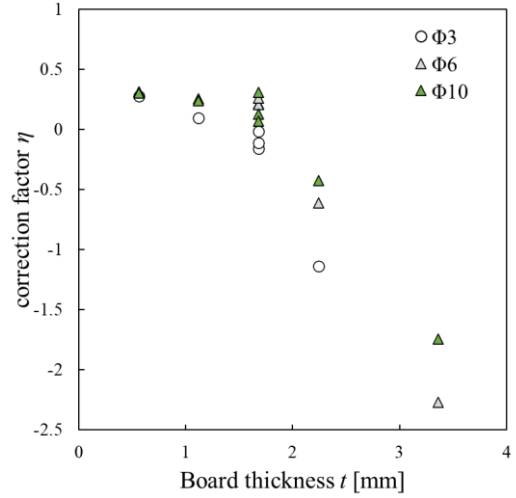


図 14 Correction factor vs board thickness.

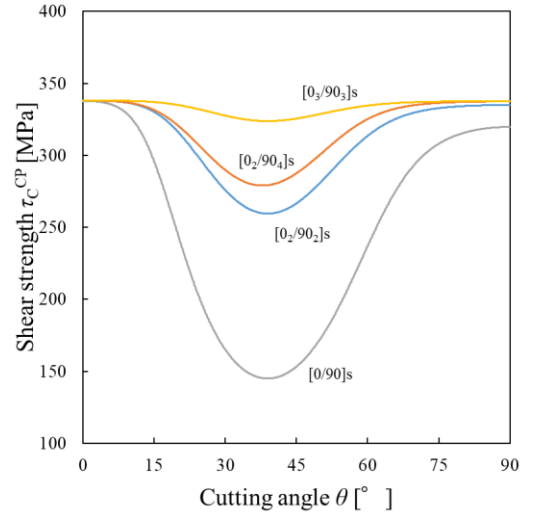


図 15 Effects of fiber orientation angle on shear strength predicted using Eq.(5).

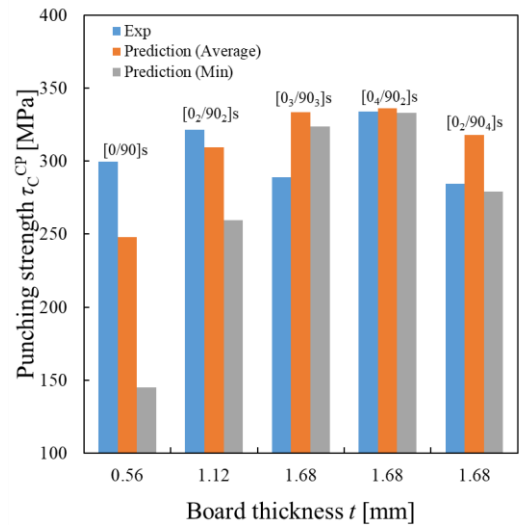


図 16 Predicted and measured punching strength.

最も薄い積層板 ($[0/90]_s$) では、予測値は実験値を過小に評価した。これは曲げ変形が大きく起因したためと考えられる。これ以上の厚さでは、 $[0_3/90_3]_s$ 積層板ではやや過大に評価しているものの、 $[0_2/90_2]_s$ や $[0_4/90_4]_s$ 積層板では、 $\tau_{c,ave}^{CP}$ とおおよそ一致した。したがって、本研究で定義したパンチ強度はパンチ全周のせん断強度の平均値とほぼ等価であることを意味している。ただし、 $[0_2/90_2]_s$ 積層板では $\tau_c^{CP}(39^\circ, 0.05\text{mm})$ とほぼ一致した。上下層が薄いことに起因して、繊維配向角 39° での繊維損傷が実験値に現れたと考えられる。以上の結果より、薄い積層板を除いて Hashin 則によりパンチ強度を予測できることが明らかとなり、積層構成やパンチ径によっても異なることが理論的に明らかになった。したがって β 領域ではパンチ強度が大きくばらついた結果を得たと考えられる。板厚が厚い場合、圧縮応力による座屈損傷が生じる。これについては今後の検討課題としたい。

4. 結び

本研究ではパンチプレス細穴 (板厚 t /穴径 $d \geq 0.1$) の加工プロセスやパンチ強度に及ぼす加工条件の影響を解明することを目的とした。その要約を以下に示す。

1. パンチ径、板厚および上下層厚さをパラメータとしたとき、加工プロセスは繊維切断のみの過程と繊維切断および繊維座屈損傷の複合過程の2パターンに分類される。このとき、複合過程でのパンチ強度は、

繊維座屈損傷が優先して発生するため、繊維切断過程でのパンチ強度より低い値となる。

2. 繊維切断のためのパンチ強度は、Hashin 則により予測でき、その値はパンチ径や積層構成によって異なることを理論的に明らかにした。

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、天田財団 2021 年度 一般研究開発助成(AF-2021018-B3)の助成を受けた。ここに記して感謝の意を表する。

参考文献

- 1) S. Matsuda, K. Mabe, K. Ogi, S. Yashiro, Y. Kakudo, “Characterization of piercing damage in CFRP cross-ply laminates after punch shear machining via impact loading”, Journal of Composite Materials, 55(28), (2021), 4111-4124.
- 2) S. Yashiro, R. Ono, K. Ogi, “Effect of machining conditions on the trimming damage in composite laminates induced by out-of-plane shearing”, Journal of Materials Processing Technology, 216 (2019), 463-475.
- 3) K. Ogi, S. Yashiro, “Effect of the fiber cut angle on the shearing strength of unidirectional and cross-ply carbon-fiber-reinforced thermoplastic laminates”, Composites B, 216 (2021), 108869.