熱可塑性 CFRP のハット曲げ成形における 曲げ角度とその経時変化

根田 崇史* 森 大介*

立野 大地** 米山 猛**

Bending Angle and Its Time Dependence

in Hat Forming of Carbon Fiber Reinforced Thermoplastics

Takashi KONDA*, Daisuke MORI*,

Daichi TATSUNO** and Takeshi YONEYAMA**

(Received on October 24, 2019)

To improve the shape accuracy of formed carbon fiber reinforced thermoplastics (CFRTP), the bending angle of hat-formed CFRTP and its changes with time have been investigated. Two types of CFRTP with different resins (Nylon 6 or polycarbonate) as the matrix were hat-formed in a die temperature range of 35 °C to 160 °C. The bending angle at the corner of formed products and its shape transition during heat treatment at 140 °C were measured. In the case of Nylon 6 as the matrix resin, spring-in due to anisotropic thermal shrinkage occurs depending on die temperature conditions, and then continues owing to the progress of resin crystallization. In the case of polycarbonate as the matrix resin, bending angle is not affected by die temperature conditions because the resin does not crystallize during cooling. However, spring-back of the bending angle occurs with time because of the recovery from the elongated strain in the bending process.

Key words: composite material, hat forming, CFRTP, thermoplastics, spring-in, spring-back.

1. 緒 言

炭素繊維強化樹脂 (CFRP) は軽量かつ高強度な材料であり、軽量化が求められる輸送機器等の構造材として今後多くの需要が見込まれている。中でも熱可塑性樹脂を用いた熱可塑性 CFRP は板材からのプレス成形が可能であることから量産向けの材料として期待されている。構造材は複数の部品を組み合わせて構成されるため、個々の部品の形状精度は製造コストや製品強度に影響する¹⁾。特にプレス成形で部品を作製する場合は L 字曲げやハット曲げのように曲げによって角度を付けた形状となることが多いことから曲げ部の角度精度が重要である。

CFRP 成形品の曲げ部の角度は樹脂と炭素繊維の熱膨張

率の差によってスプリングインが生じることが知られており²⁾、シミュレーションによるスプリングイン量の予測が行われている³⁾。しかし、スプリングインの大きさは成形速度や金型温度等の成形条件によっても変化するため⁴⁾⁻⁶⁾、正確な予想は難しく、試作を交えながら最適化を行っているのが現状である。また、成形直後の変形については上記のように様々な報告がなされているが、成形品を社会実装するためには長期的な使用を想定した寸法安定性の評価も必要である。熱可塑性 CFRP 成形品の寸法安定性については、ポリカーボネートをマトリクス樹脂とした熱可塑性 CFRP の板材を金型内に入れ加熱した後、一定荷重の下 1 分間かけて成形を行い、成形後 10 分程度の時間をかけて冷却した後に取り出した成形品の経時変化について評価した事例がある⁷⁾。しかしながら、量産を目的としたプレス成形では成形から取出しまでを 1 分程度で完了することを目指しており、成形速度が大きく異なっていることからプレス成形に即した評価が必要である。そのほか、熱可塑性樹脂は結晶化の有無によって結晶性樹脂と非晶性樹脂の 2 種類に分けられ、両者共に熱可塑性 CFRP のマトリクス樹脂として利用されているが、樹脂の種類が曲げ部の角度精

* 石川県工業試験場 〒920-8203 金沢市鞍月 2 丁目 1 番地
Industrial Research Institute of Ishikawa
2-1 Kuratsuki, Kanazawa 920-8203, Japan.
E-mail: konda@irii.jp

** 金沢大学理工研究域フロンティア工学系 〒920-1192 金沢市角間町
School of Frontier Engineering, Kanazawa University
Kakuma-machi, Kanazawa 920-1192, Japan.

*** 金沢大学設計製造技術研究所 同上
Advanced Manufacturing Technology Institute, ibid.

度に与える影響については報告されていない。

熱可塑性 CFRP のプレス成形における諸条件が形状精度および寸法安定性に与える影響を把握することで、製品の公差設計および製造条件の最適化が可能になる。

そこで本論文ではマトリクス樹脂として結晶性樹脂であるナイロン 6 (PA6) および非晶性樹脂であるポリカーボネート (PC) を用いた 2 種類の熱可塑性 CFRP について金型温度を変えたハット曲げ成形を行い、曲げ部の角度精度との関係性を評価した。また、長期的な寸法安定性の評価として高温雰囲気下での加速試験を実施し、成形品の曲げ角度の経時変化について評価した結果を報告する。

2. 実験方法

2.1 試験片

実験に用いたシートの仕様を Table 1 に示す。マトリクス樹脂として結晶性樹脂である PA6 および非晶性樹脂である PC を用いた。炭素繊維は東レ㈱製の T300-3k を用いており、開繊していない繊維束を平織にした炭素繊維織物を 5 層同一方向に積層したものに樹脂を含浸させシート状にした。同シートを Fig. 1 に示すようにたて糸 (Warp) およびよこ糸 (Weft) に沿って奥行 50 mm×幅 150 mm に切り出したものを試験片とした。

Table 1 Specifications of CFRTP sheet		
Matrix resin	PA6	PC
Carbon fiber	T300-3k (TORAY)	
Textile weave	Plain	
Number of layers	5	
Fiber direction	0°/90°	
Thickness	1 mm	
Fiber volume content	50%

Fig. 1 Sheet dimensions and fiber direction

2.2 ハット曲げ金型の構成

ハット曲げ金型の構成を Fig. 2 に示す。下型の突起部の高さを 15 mm、突起部先端の幅を 40 mm とし、側壁部には角度 10° のテーパを設けた。また、曲げの外側となる角部の R 寸法を 5 mm とし、曲げの内側となる角部の R 寸法を 4 mm とした。上型は下型に対して 1 mm のクリアランスを保つように設計した。金型は SS400 を用いており表面を 0.4 μmRa に研磨後、硬質クロムメッキを施した。上下金型共にカートリッジヒータを内蔵しており、金型表面にカプトンテープで貼り付けた直径 0.25 mm のシース熱電対で金型温度を測定し温度制御を行っている。また、金型からの熱伝導を抑えるため金型とベース間に厚さ 5 mm の断熱板を設置した。上記金型をサーボプレス (H1F45, コマツ産機㈱)

製) に設置した。

Fig. 2 Schematic image of forming equipment

2.3 ハット曲げ成形

ハット曲げ成形時における成形条件を Table 2 に示す。試験片の加熱にはハロゲンヒータを用いた。加熱時は試験片の中央部にシース熱電対を当てて温度を測定する。試験片は予備加熱温度 320 °C まで昇温後ヒータから取り出し、金型上部まで手動で搬送し成形温度に低下するまで待機する。成形温度は射出成形における推奨温度を参考として PA6 では 260 °C、PC では 280 °C とした。試験片温度が成形温度に達する直前に試験片を下型に設置しプレス成形を行う。プレス条件としてスライド速度を 80% (1 分間に 80 ショット) に設定した。プレス機は 100 mm のストロークで動作を行なうが、実際に成形を行う区間は 15 mm であり、同区間での平均速度は 60.8 mm/s である。成形時の金型温度は上型と下型共に同じとし、35 °C、100 °C、160 °C の 3 水準で成形を行なった。下死点位置はアルミ箔を丸めたものを金型温度毎に成形し、厚さが 0.95 mm になるよう設定した。成形後は下死点位置で 1 分間保持し、その後上型を上昇させ試料を取り出した。例外としてマトリクス樹脂が PC の場合、金型温度 160 °C では試験片が軟化しているため金型温度が 100 °C 以下になるまで冷却した後に取り出した。各条件において 3 回成形を実施した。

Table 2 Forming conditions

(a) Temperature of CFRTP sheet

Matrix resin	PA6	PC
Preheating temperature	320 °C	320 °C
Forming temperature	260 °C	280 °C

(b) Press forming

Stroke	100 mm
Average forming speed	60.8 mm/s

(c) Temperature of die

Combination	1	2	3
Upper die	35 °C	100 °C	160 °C
Lower die	35 °C	100 °C	160 °C

2.4 加速試験

樹脂における経時変化が温度を上げた際の変化と同等であるという時間-温度則が経験的に成立することが知られ

ている。そこで、長期間使用を想定し常温よりも高い温度による加速試験を実施した。今回使用した試験片のマトリクス樹脂である PA6 の融点は 220 °C、ガラス転移温度は 50 °C、PC の融点は 150 °C、ガラス転移温度は 145 °C である。熱処理条件を Table 3 に示す。ステンレス製のバット内に熱伝導を抑えるためにダンボール紙を敷き、その上に成形条件ごとに 3 個の試験片を設置し、温度を 140 °C に設定した恒温槽の中にバットを入れ、大気雰囲気中で熱処理を行なった。熱処理は同一の試験片に対して 10 分、20 分、30 分、60 分、240 分の計 5 回行い、毎回温度が室温になるまで空冷にて冷却した。空冷時の冷却曲線を Fig. 3 に示す。室温までの冷却時間はおおよそ 3 分である。

Table 3 Heat treatment conditions

Annealing temperature	140 °C
Annealing time (Cumulative)	10 min, 20(30) min, 30(60) min, 60(120) min, 240(360) min

Fig. 3 Cooling history after heat treatment

3. 実験結果

3.1 成形直後における成形品の曲げ角度

成形品の表面をパターン投影式の三次元デジタイザ (COMET 6 16M Steinbichler 製) を用いて測定し、表面形状から奥行方向中央の断面形状を取得した。得られた断面形状の直線部を最小二乗直線で近似し、各曲げ部における直線同士の交角を曲げ角度 θ とした。その際、Fig. 4 に示すように突起根元側の曲げ部をコーナ A と定義し 2 箇所の曲げ部の平均を曲げ角度 θ_a 、突起先端側の曲げ部をコーナ B と定義し 2 箇所の曲げ角度の平均を曲げ角度 θ_b とした。各成形条件における値は 3 個の成形品の平均値とした。曲げ角度と金型温度の関係を Table 4 に示す。成形品の曲げ角度は金型角度である 100° より小さくなっており、スプリングインが生じていることが分かる。マトリクス樹脂が PA6 の場合は金型温度が高くなるにつれスプリングインが大きくなる傾向が見られたが、マトリクス樹脂が PC の場合は金型温度の違いによる曲げ角度の変化が見られない。また、どの成形条件においてもコーナ A よりコーナ B の方が曲げ角度が大きく $\theta_b > \theta_a$ となる傾向が見られる。

Fig. 4 Definition of bending angle

Table 4 Relationship between bending angle and die temperature

Matrix	Bending angle (Average, N = 3)			
	Position	Temperature of die		
		35 °C	100 °C	160 °C
PA6	θ_a	98.4°	97.5°	96.7°
	θ_b	99.1°	98.2°	96.9°
PC	θ_a	98.4°	98.4°	97.9°
	θ_b	99.1°	99.1°	98.2°

3.2 曲げ角度の経時変化

2. 4 節に示した成形品の加速試験の際、毎回の処理が完了するたびに 3. 1 節と同様に成形品の曲げ角度を評価した。プレス成形直後の各コーナの曲げ角度をそれぞれ θ_{a0} 、 θ_{b0} とし、加速試験後の曲げ角度 θ_{ai} 、 θ_{bi} から各コーナの曲げ角度の経時変化量 $\Delta\theta_a$ 、 $\Delta\theta_b$ をそれぞれ以下の式で定義した。

$$\Delta\theta_a = \theta_{ai} - \theta_{a0} \quad (1)$$

$$\Delta\theta_b = \theta_{bi} - \theta_{b0} \quad (2)$$

マトリクス樹脂が PA6 の場合の熱処理時間と曲げ角度の変化量の関係を Fig. 5 に、マトリクス樹脂が PC の場合の結果を Fig. 6 に示す。各成形条件における値は 3 個の成形品の平均値とした。マトリクス樹脂が PA6 の場合は加熱時間が増加するとともに曲げ角度が小さくなるスプリングインを示しており、熱処理時間 120 分以降は定常状態となっている。一方、マトリクス樹脂が PC の場合は加熱時間が増加するとともに曲げ角度が大きくなるスプリングバックを示しており、熱処理時間 360 分経過時においても定常状態には至らなかった。また、曲げ位置の違いによる曲げ角度の変化量の差が大きく、360 分経過時の変化量は $\Delta\theta_a$ は約 0.4°、 $\Delta\theta_b$ は約 3° とコーナ B の方が大きくなることが判明した。

4. 考 察

4.1 マトリクス樹脂が PA6 の場合

(1) 成形直後の曲げ角度 成形品のコーナ部における曲げ変形として板厚方向の熱収縮が幅方向に対して大きいために生じるスプリングインが知られている¹⁾。本実験でマトリクス樹脂として用いた PA6 は結晶性を有しており冷却速度が遅いほど結晶化度が高くなり収縮する。このことから、金型温度が高くなるにつれスプリングインが増加する原因はマトリクス樹脂の結晶化による収縮だと考えられる。

(2) 加速試験時の曲げ角度の経時変化 結晶性樹脂である PA6 は高温下で再結晶が生じ結晶化度が増加する。再結晶は結晶化していない非晶部に生じるため、再結晶による結晶化度の増加量は非晶部の量に比例する。(1)より金型温

度の増加に伴い成形品の結晶化度は高くなり非晶部は減少すると考えられる．そのため加速試験時の結晶増加量は金型温度が低い成形品の方が多くなり収缩量も増加する．このことから金型温度が低い成形品のスプリングインが増加したと考えられる．Fig. 5 のコーナ A 部の結果を見ると金型温度 35 °C では最終的に -1.14° ，金型温度 160 °C では -0.94° ，コーナ B 部は金型温度 35 °C では最終的に -1.56° ，金型温度 160 °C では -1.07° であり，本傾向を示している．次に，内部構造の変化を確認するため，加速試験前の成形品，および加速試験後の成形品それぞれについてコーナ部

の断面観察を行った．代表として金型温度 35 °C の結果を Fig. 7 に示す．加速試験前後で内部構造に変化は見られなかった．コーナ A では最外層と最内層のたて糸の束はほぼ同じであるが，コーナ B では最外層のたて糸の束が広く，最内層のたて糸の束が狭くなっている．たて糸の束の長さの評価は外観検査より行った．成形品の長さ方向中央における両コーナの内外面をマイクロSCOPE (VHX-6000, (株)キヤンセンス製) で観察した．Fig. 8 に一例を示す．観察画像よりコーナ部近傍のたて糸 3 本について束の長さを測定し，その平均値を求めた．加速試験前の試験片のたて糸の束の

Fig. 5 Change in bending angle with annealing time (Matrix resin: PA6)

Fig. 6 Change in bending angle with annealing time (Matrix resin: PC)

長さを基準として比較した結果を **Fig. 9** に示す. コーナ A 部では内外のたて糸の長さの差は少ないが, コーナ B 部では金型温度 35 °C においてコーナ外側のたて糸が長くなっていることが判明した.

この理由として, 成形時の層の動きの影響が考えられる. **Fig. 10** に示すようにコーナ A 部が試料を押す形で成形が進んでいくため, 曲げ角度の増加に伴いコーナ B 部の外側の層には引張りが生じる. この時, 対称形であるため中央部は移動することができず, また, コーナ A 部に接触しているため摩擦, および金型による冷却の影響で自由端面側からの移動についても制限がかかる. そのため外側の層には引張伸びが生じたと考えられる. コーナ A 部でも同様に曲げ角度の増加に伴う引張りが生じるが, こちらでは自由端面側から層が移動できるため伸びが生じなかったものと考えられる. 加熱時の樹脂は多数の鎖状分子がランダムに配向した状態をしており, 伸ばされることによって, 鎖状分子の伸びおよび配向の整列が生じ, その後, 元の状態に戻ろうとするため収縮が生じる. 山田らはスチレン系のフィルム

Fig. 7 Cross section at corner
(Matrix resin: PA6, Temperature of die: 35 °C)

Fig. 8 Surface appearance at corner
(Matrix resin: PA6, Temperature of die: 35 °C, Corner B)

延伸加工において延伸時の温度が低くなると熱処理時の収縮速度および収縮量が大きくなることを示しており⁸⁾, 本実験のコーナ部 B においても同様の現象が生じていると考えられる.

このことから, マトリクス樹脂が PA6 における曲げ角度の経時変化は樹脂の再結晶化によるスプリングイン, および延ばされた樹脂が収縮することによるスプリングバックが複合されたものと言える.

Fig. 9 Arc length of warp bundle
(Matrix resin: PA6)

Fig. 10 Schematic of deformation during forming

4.2 マトリクス樹脂が PC の場合

(1) 成形直後の曲げ角度 PC は結晶性を持たない非晶性樹脂であり結晶化による収縮率の変化がない. そのため金型温度を変えてもスプリングイン量に差が生じなかったと考えられる.

(2) 加速試験時の曲げ角度の経時変化 PA6 と同様に成形直後および熱処理後の成形品の各コーナ部の断面観察と各コーナ部におけるたて糸の束の幅を測定した. **Fig. 11** に示す断面観察から, PC の場合熱処理後に内部に多くのクラックが生じていることが分かる. Krishna らは 22 °C および 80 °C の温度環境下でポリカーボネート板に 0% から 2.0% までの曲げひずみを 24 時間与えた際の割れの状態について観察を行い, ひずみが大きいほど, また, 温度が高いほどクラックが多く生じることを示している⁹⁾. 本実験では熱処理温度が 140 °C と高かったため, 多くのクラックが生じたものと考えられる.

各コーナ部におけるたて糸の束の長さを **Fig. 12** に示す.

B 部の外側では長く、内側では短くなっている。このことから、曲げ外側には引張、曲げ内側には圧縮が生じたと考えられる。また、Fig. 13 に示す曲げ弾性率の温度依存性より、PC をマトリクスとした CFRP は PA6 と比較して高温時の弾性率が低下していることが分かる。

これらのことから、PC における曲げ角度の経時変化として、高温下における樹脂の強度低下によって炭素繊維の復元力に対抗できず元の形状に戻ろうとする挙動、また、延ばされた樹脂が収縮することによる挙動によってスプリングバックしたと考えられる。

Fig. 11 Cross section at corner
(Matrix resin: PC, Temperature of die: 35 °C)

Fig. 12 Arc length of warp bundle
(Matrix resin: PC)

5. 結 言

熱可塑性 CFRP のハット曲げにおいて、マトリクス樹脂

Fig. 13 Temperature dependence of flexural modulus

の違いが成形品の曲げ角度に与える影響について以下のことが分かった。

- 1) 結晶性樹脂である PA6 をマトリクス樹脂とした場合、金型温度の違いによって結晶化度が変化し、成形直後のスプリングインの大きさに差が生じる。経時変化として樹脂の結晶化が進行したことによるスプリングインの増加が見られた。
- 2) 非晶性樹脂である PC をマトリクス樹脂とした場合、金型温度の違いによらずスプリングイン量は一定であった。経時変化として、炭素繊維の復元力、および成形時に延伸された樹脂の収縮が原因と思われるスプリングバックが生じた。
- 3) 経時変化による角度変化量が小さく、定常状態となるまでの時間が短いことから、PA6 をマトリクス樹脂とした方が形状安定性に優れていることが分かった。

参 考 文 献

- 1) Shimizu, T., Koinuma, H. & Nagai, K.: J. Soc. Mater. Sci., Jpn., **61**-5 (2012), 428-433.
- 2) Zahlan, N. & O'Neill, J. M.: Composites, **20**-1 (1989), 77-81.
- 3) Padovec, Z., Růžicka, M. & Stavrovský, V.: Appl. Comput. Mech., **6**-1 (2012), 25-34.
- 4) Hou, M. & Friedrich, K.: Compos. Manuf., **2**-1 (1991), 3-9.
- 5) Mayer, B. C., Katsiropoulos, Ch. V. & Pantelakis, Sp. G.: Compos. Struct., **90** (2009), 225-232.
- 6) Konda, T., Okumura, W., Kawamoto, K., Okamoto, M., Tatsuno, D. & Yoneyama, T.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **57**-663 (2016), 359-365.
- 7) Ozaki, H., Nakada, M., Uzawa, K. & Miyano, Y.: J. Reinf. Plast. Compos., **34**-1 (2015), 19-27.
- 8) Yamada, H., Takei, T. & Morita, T.: DIC Technical Review, **11** (2005), 47-55.
- 9) Krishna, A. & Berg, E.: SAE Int. J. Mater. Manuf., **4**-1 (2011), 152-157.