面内引張力を負荷したGF RTPのダイヤフラム成形性評価とその有限要素解析†

田中 和人* 尾川 雅洋** 片山 傳生*

Formability Evaluation and Finite-Element Analysis of Diaphragm Molding for GF RTP with In-plane Tension

by

Kazuto TANAKA*, Masahiro OGAWA** and Tsutao KATAYAMA*

The application of Glass Fiber Reinforced Thermoplastics (GF RTP) using continuous fibers is increasing in automotive industry due to their affordable prices with good mechanical properties. Diaphragm molding, which is one of molding methods of GF RTP, has the advantage in the molding cost because this method requires only a single die instead of the matched dies. In diaphragm molding, GF RTP are placed on the single mold and an upper diaphragm material is pressed against the mold by air pressure to mold. As a disadvantage of this method, since it is difficult to apply a blank holding force, wrinkles are easily formed. While in the laying-up test for FRP and the drape test for NCF, it has been reported that the formability was improved by using in-plane tension to the $\pm 45^\circ$ direction of blank material, it is also expected in the diaphragm molding. To reduce the cost of trial molds and shorten a trial manufacture period, it is important to analyze the formability of the diaphragm molding. In this study, the diaphragm molding of GF RTP using in-plane tension by springs to $\pm 45^\circ$ direction of blank material was conducted to improve the formability, and the FEM analysis of diaphragm molding was carried out and compared with the experimental result. By applying the in-plane tension to the blank material, the diaphragm molding formability was improved because of the larger shear angle of $\pm 45^\circ$ direction of blank materials. The shear angle and wrinkle positions in diaphragm molding can be predicted by FEM analysis.

Key words:

GF RTP, GF/PA6, Diaphragm molding, FEM analysis, In-plane tension, Length of section perimeter, Wrinkle, Shear angle

1 緒 言

連続繊維強化樹脂 (FRP) は、高比強度、高比剛性といった優れた特性を活かして航空機^{1), 2)}、車両³⁾⁻⁴⁾、スポーツの分野^{5), 6)}で幅広く用いられている。FRPのマトリックスとして熱硬化性樹脂を用いた場合、成形後は不溶不融となるため再成形が困難であり、リサイクル性に欠ける。一方、熱可塑性樹脂はその名の通り再溶融が可能であり、リサイクル性に優れている⁷⁾。また、硬化反応が必要な熱硬化性樹脂とは異なり、比較的早いサイクルでの成形が可能であり、マトリックスに熱可塑性樹脂を用いた繊維強化熱可塑性樹脂基複合材料 (FRTP) が注目されている⁸⁾。

FRTPは、熱可塑性を有するマトリックスを使用しているため、あらかじめ熱可塑性樹脂を含浸させた積層板は、二次成形が可能であり、マッチドダイプレス成形法⁹⁾やダイヤフラム成形法¹⁰⁾⁻¹²⁾などがその成形に利用される。マッチドダイプレス成形法は、対の金型を用いて成形する方法であり、高い圧力をかけることが可能であるため高精度の成形品を作ることができるものの、対となる金

型が必要なためコストがかさむといった欠点を有する。一方、ダイヤフラム成形法は、Fig. 1に示すように、加熱したFRTPを金型の上に載せ、空気圧を用いて上部に設置したダイヤフラム材を金型へ押し当てて成形する方法である。ダイヤフラム成形は高速成形が可能で対の型を必要としないため、金型コストや生産コストを抑えるこ

Fig. 1 Schematic drawing of diaphragm molding.

† 原稿受理 平成29年4月13日 Received Apr.13, 2017 ©2018 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 同志社大学 生命医科学部医工学科 〒610-0394 京田辺市多々羅都谷
Department of Biomedical Engineering, Doshisha University, Tataramiyakodani, Kyotanabe, 610-0394.

** 学生会員 同志社大学大学院 〒610-0394 京田辺市多々羅都谷
Department of Biomedical Engineering, Doshisha University, Tataramiyakodani, Kyotanabe, 610-0394.

とができる。しかし、マッチドダイプレス成形においてしわを抑制する目的で用いられるしわ抑え力を、ダイヤフラム成形では単純に加えることは難しいため、半球形状など高さを有するものの成形の際にはしわが発生しやすく¹³⁾、実際の使用用途としてはスポーツシューズの靴底等、凹凸の少ない単純形状の成形に限られている。

ガラス繊維強化熱可塑性樹脂複合材料 (GF RTP) のしわ抑え力を用いたプレス成形において、成形品のひずみ計測による成形性の評価が行われており、しわ抑え力によって繊維 $\pm 45^\circ$ 方向へのせん断変形を促進させることで成形性が向上することが報告されている¹⁴⁾。また、 $0^\circ/90^\circ$ に織られたFRPの、繊維方向あるいは繊維 $\pm 45^\circ$ 方向の各4か所にばね引張を加えたLaying-up試験¹⁵⁾や、 $0^\circ/90^\circ$ に積層された炭素繊維のNCF (Non Crimp Fabric) に対してしわ抑え力を加えた半球金型のDrape試験¹⁶⁾による賦形性評価が行われている。これらの研究より、 $0^\circ/90^\circ$ 強化材において、 $\pm 45^\circ$ 方向へ面内引張力を加えることで、賦形性が向上することが報告されており、ダイヤフラム成形においても、ブランク材の $\pm 45^\circ$ 方向へ面内引張力を負荷することで成形性が向上することが期待できる。

さらに、金型コスト削減や試作期間の短縮、成形性の把握のためには、ダイヤフラム成形において有限要素を用いた解析を行うことは重要である。FRTPのプレス成形においてはこれまでに、有限要素解析を用いた成形品と解析結果とのせん断角度の比較によるブランク材の変形挙動の予測¹⁷⁾が行われているが、ダイヤフラム成形の有限要素解析に関する研究は行われていない。

そこで本研究では、ガラス繊維綾織物強化熱可塑性樹脂積層板 (GF RTP) の $\pm 45^\circ$ 方向に面内引張力を負荷す

ることでダイヤフラム成形性の向上を計る手法を開発するとともに、その有限要素解析を行い、結果を比較した。

2 供試材および、実験・解析方法

2・1 供試材

供試材には Fig. 2(a)に示すように、繊維束幅が 4 mm のガラス繊維の綾織物と PA6 (Polyamide 6) によって構成される GF RTP (TEPEX dynalite 102-RG600 (1) 47 % black, 1 層, 厚さ 0.5 mm, Bond laminate Co.) を用いた。成形するブランク材の形状は、Fig. 2 に示すように一辺 150 mm の正方形とし、面内引張力を負荷する治具を取り付けるために四隅に 6 mm の穴を開け、各角 C5 で面取りを施した。金型には Fig. 3 に示すような直径 100 mm, 高さ 20 mm の円柱に直径 100 mm 半球形状が固定された金型を使用した。ダイヤフラム成形には Fig. 4 に示すダイヤフラム成形機 (MEMBRA5, LEIBROCK Co.) を、ブランク材の予備加熱にはヒーター (TH-5, LEIBROCK Co.) を使用した。

2・2 ダイヤフラム成形

成形スタート時のブランク材の温度が 270°C になるように、 320°C に設定したヒーターで 5 分間予備加熱したブランク材を使用した。本供試材の融点は 220°C であるが、成形性と樹脂の劣化温度などを考慮して 50°C 高い 270°C を成形温度として採用した。予備加熱後、ダイヤフラム成形機内金型上にブランク材を設置し、成形圧力 0.3 MPa, 成形時間 20 s の条件でダイヤフラム成形を行った。ここで成形圧力はダイヤフラム材上部のチャンバー内に加圧される空気圧であり、成形時間は加圧開始時から圧力の保持時間を含む減圧開始までの時間である。ダイヤフラム成形において、面内引張力を負荷する場合には、Fig. 5 に示す面内引張力負荷治具を使用して、ブラン

ク材への面内引張力を加えながら成形を行った。治具は高さ20 mm、外周の一边340 mmの正方形形状のフレームとし、治具内側の四隅にバネ定数0.81 N/mm、初期張力1.47 N、最大たわみ115.9 mm、自然長69 mmであるバネ（HP100-069-0.8, Showa Spring Co., Ltd.）を取り付け、ブランク材の四隅は金属プレートとボルトによりバネに接続した。この治具を用いて面内引張力を負荷する場合と、治具を用いず面内引張力を負荷しない場合の2条件でダイヤフラム成形した。

2・3 成形品の断面周長比較による成形性評価

成形品の定量的な成形性評価のために、ハンディ3Dスキャナ（Artec Eva, OPT Co.）と3Dスキャナ用ソフトウェア（Artec Studio 9, OPT Co.）を用いて、Fig. 6のように、成形後、金型に載せた状態で成形品表面の3次元形状を計測した。

成形品の3次元データは頂点を原点としてFig. 7に示すようにZ軸方向に1 mm間隔でXY断面を作成し、その断面の周長を算出した。成形性の評価指標として、断面作成限界と成形高さを用いた。ここで断面作成限界とは、しわ等の影響で作成断面が閉曲線でなくなり、断面が作成できなくなる断面のZ座標とした。成形高さは、100 mm半球金型に0.5 mm厚のブランク材が完全に密着したと仮定した101 mm半球と成形品の断面周長差が3 %以内である断面のZ座標と定義した。断面作成限界と成形高さの値が大きいほど金型に忠実に沿って成形されているものとし、成形性が高いものと判断することとする。

2・4 成形品のせん断角度比較による成形性評価

面内引張力を負荷した成形品と面内引張力を負荷していない成形品のせん断角度の比較を行った。せん断角

度はFig. 8に示すようにそれぞれの成形品頂点より $\pm 45^\circ$ 方向に存在する繊維束交点10点の成形後の角度をデジタル角度計によって測定した。せん断角度 $\theta [^\circ]$ はFig. 9に示すように成形前後での繊維角度の変化量を指し、次式を用いて算出した。

$$\theta = 90 - \alpha \quad (1)$$

ここで α はデジタル角度計によって測定された角度を指す。

2・5 面内引張力を負荷したダイヤフラム成形解析

面内引張力を負荷したダイヤフラム成形解析には樹脂/複合材成形解析ソフトウェア（PAM-FORM 2015.5, ESI Japan Ltd.）を用いた。成形解析の要素形状としては四角形要素（シェル要素）を用いた。ダイヤフラム成形の有限要素解析概要図をFig. 10に示す。本解析で作成した解析パーツはMold, Jig frame, Spring, GFRTP, Diaphragmである。GFRTPのブランク形状は150 mmの正

Fig. 8 Measurement points of shear angle on the molded product.

Fig. 6 Scanning image.

Fig. 7 Section of scan data.

Fig. 9 Schematic drawing of unit cell deformation.

Fig. 10 FEM analysis of diaphragm molding.

方形として、四隅を締結金具で固定するため、GFRTPの四隅 20×20 mmの要素に変位が発生しないよう剛体設定を行った。GFRTPとDiaphragmの物性値をTable 1に示す。面内せん断弾性率は、JIS K7019を参考に、局所加熱法を用いた 270°C の高温環境下での $\pm 45^\circ$ 方向引張試験¹⁸⁾によって算出した値を用いた。また、ブランク材の 0° 方向と 90° 方向への引張試験により求めた弾性率に有意差はなかったため、 13.3GPa をいずれの方向にも用いた。なお、GFRTPにおいては面内方向のひずみに依存し

Table 1 Material property of the FEM analysis.

Object	GFRTP	Diaphragm
Size L*W*T (mm)	150*150*0.5	500*500*5
Elements	900	10000
Node	961	10201
Fiber direction	$0^\circ/90^\circ$	
Young's modulus (GPa)	13.3 ($0^\circ/90^\circ$)	S-S curve
Poisson's ratio	-	0.499
In-plane shear modulus (MPa)	1.0	
Density ρ (kg/mm ³)	1.8E-06	1.15E-06

Fig. 11 Stress-Strain curve of diaphragm.

Fig. 12 Measurement of wrinkle position.

て板厚が変化し、変形の前後で要素内体積が一定となるように振る舞うことになる。Diaphragmのヤング率には、引張試験によって得たFig. 11に示す応力-ひずみ曲線を代入し、ポアソン比は、ゴムのポアソン比として利用される0.5を参照に、解析ソフトウェアの制限から0.499を使用した。面内引張力を負荷するためのSpringはバー状の解析パーツとして、使用するバネに基づき、解析のSpring設定には次式を用いた。

$$F = 0.81x + 1.47 \quad (0 \leq x \leq 115.9) \quad (2)$$

ここで F は荷重[N], x はバネの変位量[mm]であり、1.47はバネの初期張力を示す。

本解析では、ダイヤフラム成形をGravity stage, Chuck down stage, Closing stage, Forming stageの4つのstageに分けて解析を行った。Gravity stageではGFRTPの自重によってバネが変形し、次のChuck down stageではJig frameが金型土台の上盤まで降下する過程の再現とした。次にClosing stageでは、Diaphragmの外周四辺を金型土台の上盤まで降ろし、Forming stageでDiaphragm上方より空気圧を負荷するものとした。空気圧は、200 msで最大0.3 MPaが負荷される設定とした。

解析結果の評価方法として、面内引張力を負荷した場合の成形品と有限要素解析結果のしわ発生位置とせん断角度を比較した。しわ発生位置はFig. 12に示すように成形品および解析結果の下端部でのXY断面を作成し、断面最小径より1 mm以上の凹凸がある場合の凸部分をしわと定義した。ここでは対称性を考慮して、成形品XY軸の 0° から 45° の範囲で階級を 5° としその範囲で観察されたしわの個数をしわ発生位置の度数分布として表した。図中に示す θ は軸からしわまでの角度を表しており、各しわの発生位置(wrinkle position)と定義する。せん断角度は解析結果のせん断角度は 2.4° と同様箇所の要素のせん断角度を測定した。

3 結果および考察

3・1 成形品のせん断角度比較による成形性評価

面内引張力を負荷していない場合と負荷した場合の成形品をFig. 13に示す。面内引張力を負荷していない成形品にはブランク材が折りたたまれて発生した大きなしわが見られるが、面内引張力を負荷した成形品には大きなしわが発生していないことが分かる。Fig. 14にそれぞれの成形品と101 mm半球の断面周長を比較した結果を示す。また、それらの断面作成限界と成形高さをFig. 15に示す。断面作成限界において、面内引張力を負荷していない成形品は27.7 mmであるのに対し、面内引張力を負荷した成形品は41.7 mmであった。また、成形高さにおいて、面内引張力を負荷していない成形品は22.3 mmであるのに対し、面内引張力を負荷した成形品は37.3 mmであった。

Fig. 13 Molded product.

Fig. 14 Length of section perimeter compared with molded products and 101 mm hemisphere.

以上より、ダイヤフラム成形において面内引張力を負荷した成形品は、断面作成限界および成形高さが面内引張力を負荷していない成形品よりも大きい値を示したため成形性が高いといえる。

3・2 成形品のせん断角度比較による成形性評価

面内引張力を負荷していない成形品と面内引張力を負荷した成形品のせん断角度を比較したグラフをFig. 16に示す。面内引張力を負荷した成形品のせん断角度は面内引張力を負荷していない成形品よりも高い値を示した。これらの結果より、せん断角度が成形品の成形性に影響することが考えられる。

しわ発生および面内引張力によるしわ抑制のメカニズムとして、本研究で使用した金型形状への賦形について考える。Fig. 17(a)に示すように、金型の半径 r_1 まで賦形を行う場合、金型表面を展開するとその展開図の半径

Fig. 15 Average of molding height of molded product and section creation limit. (N=3, mean $\pm$ S.D.) Fig. 16 Shear angle for without in-plane tension and with in-plane tension. (N=3, mean $\pm$ S.D.)

Fig. 17 Difference of radius between the mold and the blank material.

Fig. 18 Image of outbreak of wrinkles.

は r_2 となる。したがって、Fig. 17 (b)に示すように、金型の半径 r_1 の円周 L_1 に収まるべきブランク材は半径 r_2 の円周 L_2 となる。つまり、 L_1 は L_2 よりも短いため、そのまま賦形するとFig. 18に示すようにブランク材は L_2 の長さを保ったまま L_2 に賦形されるため収まりきらず、円周の差分 L_1-L_2 のブランク材が面外方向に曲がったり折りたたまれたりすることによってしわとなる。これが面内引張力を負荷しない場合の成形品のしわ発生メカニズムである。

それに対し、ブランク材の $\pm 45^\circ$ 方向に面内引張力を加えた場合は、ブランク材中の繊維束において大きなせん断変形を生じさせる。バイアスエクステンション試験やピクチャーフレーム試験等のブランク材 $\pm 45^\circ$ 方向引張試験では、せん断変形によって試験片幅が減少することが報告されている¹⁹⁾。本研究では、面内引張力を負荷した成形品は面内引張力を負荷していない成形品と比較するとブランク材中心より $\pm 45^\circ$ 半径方向においてせん断変形が大きくなり、Fig. 19に示すブランク材円周方向の対角線長が短くなる変形が顕著になることで、 L_1 へと近い値となり、折りたたまれるブランク材が少なくなったため、しわの発生が抑えられた。つまり、ダイヤフラム成形においてブランク材に面内引張力を加えることによってせん断変形が促進され半球形状成形品へのしわを抑制することができることが明らかとなった。

3・3 面内引張力を負荷したダイヤフラム成形解析

本解析によって得られた成形後の形状をFig. 20に示す。Fig. 21に成形品と解析結果のしわ発生位置の度数分布を示す。解析と実験のいずれにおいても各軸より 35° 付近に最もしわが集中しているという傾向が見られ、成形品

Fig. 19 Schematic drawing of unit cell deformation.

Fig. 20 Analyzed result.

と解析結果のしわ発生位置がおおよそ一致していることが分かった。

また、Fig. 22に面内引張力を負荷した成形品と解析結果における頂点より繊維方向に対して $\pm 45^\circ$ 方向に存在する繊維交点のせん断角度を比較したグラフを示す。成形品と解析結果において頂点より $\pm 45^\circ$ 方向のせん断角度の分布には、同様の傾向が見られることが分かった。

(a) Molded product.

(b) Analyzed result.

Fig. 21 Histogram of wrinkles positions.

Fig. 22 Shear angle for molded product and analyzed result.

本解析においては、成形温度である270℃の高温環境下での面内せん断弾性率を解析の材料定数として用いたが、実際には、成形中には温度が時々刻々変化している。今後の課題としては、温度に依存した機械的特性を考慮することにより、より再現性の高い解析が見込まれる。

4 結 言

本研究ではダイヤフラム成形性向上を目的としてガラス繊維綾織物強化熱可塑性樹脂積層板（GFRTP）の±45°方向に面内引張力を負荷したダイヤフラム成形と、その有限要素解析を行い、結果を比較した。以下に得られた知見を示す。

1. ダイヤフラム成形においてブランク材 ±45°方向に面内引張力を負荷した成形品は、面内引張力を負荷していない成形品よりも断面作成限界および成形高さが大きく、高い成形性を示す。
2. ダイヤフラム成形においてブランク材に面内引張力を加えることによってブランク材のせん断変形が促進され、半球形状成形品へのしわを抑制することができる。
3. 面内引張力を負荷したダイヤフラム成形品とその有限要素解析結果のしわ発生位置および頂点より ±45°方向のせん断角度の分布の傾向は一致した。

参 考 文 献

- 1) C. Soutis, "Carbon fiber reinforced plastics in aircraft construction", *Material Science and Engineering A*, Vol.412, No.1-2, pp.171-176 (2005).
- 2) J. Diaz and L. Rubio, "Developments to manufacture structural aeronautical parts in carbon fibre reinforced thermoplastic materials", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.143-144, pp.342-346 (2003).
- 3) Composites penetration growth in Automotive: towards mass production 2010-2020 trends and forecasts, *JEC composites*, pp.13-22 (2011).
- 4) A. Jacob, "Car makers increase their use of composites", *Reinforced Plastics*, Vol.48, No.2, pp.26-32 (2004).
- 5) H. P. Huntley, C. L. Davis, M. Strangwood and S. R. Otto, "Comparison of the static and dynamic behaviour of carbon fibre composite golf club shafts", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part L. Journal of Materials: Design and Applications*, Vol.220, No.4, pp.229-236 (2006).
- 6) A. Grant, "Sporting composites", *Reinforced Plastics*, Vol.49, No.5, pp.46-49 (2005).
- 7) K. Uzawa, J. Takahashi, K. Kageyama, H. Uno, T. Okazumi and I. Ohsawa, "Improvement in the impact energy absorption of recycled CFRP", *Proceedings of 17th Int. Conf. Comp. Mater. A*, Vol.3 (2009).
- 8) K. Terada, "Carbon fiber reinforced thermoplastics -Currently, applications and forecast-", *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, Vol.81, No.6, pp.485-488 (2015).
- 9) M. Yamane, *Technical collection of carbon fiber reinforced thermoplastics*, Science & Technology, pp.187-221 (2015).
- 10) C. Hopmann, W. Michaeli and R. Scholdgen, "Advanced diaphragm forming process for high temperature thermoplastic composite applications", *SAMPE Journal*, Vol.48, No.2, pp.24-29 (2012).
- 11) S. Dlelalooye and M. Niedermeier, "Optimization of the diaphragm forming process for continuous fibre-reinforced advanced thermoplastic composites", *Composites Manufacturing*, Vol.6, No.3-4, pp.135-144 (1995).
- 12) H. E. N. Bersee and A. Beukers, "Diaphragm forming of continuous fibre reinforced thermoplastic: influence of temperature, pressure and forming velocity on the forming of Upilex-R diafragms", *Composite Part A*, Vol.33, pp.949-958 (2002).
- 13) H.E.N. Bersee, S. Lindstedt, G. Niño and A. Beukers, "Diaphragm forming of thermoset composites", *ICCM16 Symposium*, pp.1-11 (2007).
- 14) Y. Nakamura and T. Ohata, "Press forming of glass-cloth reinforced thermo-plastic sheet", *Journal of the Society of Materials Science*, Vol.43, No.487, pp.395-401 (1994).
- 15) A. Cherouat and J. L. Billoet, "Mechanical and numerical modeling of composite manufacturing processes deep-drawing and laying-up of thin pre-impregnated woven fabrics", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.118, pp.460-471 (2001).
- 16) K. Tanaka, R. Ushiyama, T. Katayama, S. Enoki and H. Sakamoto, "Formability evaluation of carbon fiber NCF by a non-contact 3D strain measurement system and the effects of blank holder force on its formability", *WIT Transactions on The Built Environment*, Vol.137, pp.317-326 (2014).
- 17) M. Nishi, T. Kaburagi, M. Kurose, T. Hirashima and T. Kurashiki, "Forming simulation of thermoplastic pre-impregnated textile reinforcement by finite element method", *Transactions of the JSME*, Vol.80, No.820 (2014).
- 18) M. Sone, R. Sukena, K. Tanaka and T. Katayama, "Tensile properties of CFPA6 at moulding temperature", *JCCM-7*, 2A-09 (2016).
- 19) P. Wang, N. Hamila, P. Pineau and P. Boisse, "Thermomechanical analysis of thermoplastic composite prepregs using bias-extension test", *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 27, pp.679-698 (2014).