

岐阜県工業技術研究所研究報告

第4号 平成27年度

岐阜県工業技術研究所

目 次

機 械 ・ 金 属 関 連

レーザーによる顔料を使用しない金属製品への着色技術および、ぎふブランド製品の開発（第1報）... 1 西村 太志、丹羽 孝晴、細野 幸太、堀部 嘉学*、大竹 喜幸*、小河 廣茂	1
刃物ブランドの維持・向上に資する計測・評価装置の開発研究（第2報） 3 田中 泰斗、西嶋 隆	3
プレス金型の変形量測定技術の開発研究（第1報） 9 今井 智彦	9
水栓設備によるエネルギーハーベスティング技術に関する研究（第2報） 11 西嶋 隆、田中 泰斗	11
長寿命化に向けた金型への表面処理技術の開発（第2報） 15 細野 幸太、原 民夫*、大川 香織、林 亜希美	15
鋳物製品の内部欠陥の低減に関する研究（第3報） 19 大平 武俊、水谷 予志生、足立 隆浩	19
摩擦攪拌接合の異種材接合への応用（第2報） 22 水谷 予志生、足立 隆浩	22
水質が脱亜鉛腐食に与える影響に関する研究（第2報） 27 足立 隆浩、水谷 予志生	27
自己組織化膜による刃物の表面改質技術の開発（第3報） 31 大川 香織、細野 幸太、林 亜希美	31
アルミニウム合金のプレス成形性向上に関する研究（第1報） 35 小川 大介、水谷 予志生	35

複 合 材 料 関 連

ウォータージェットによる CFRP 加工効率化に関する研究（第2報） 37 加賀 忠士、丹羽 孝晴、小河 廣茂、西村 太志	37
CFRTP を活用した超軽量下肢装具の開発（第3報） 41 千原 健司、仙石 倫章、道家 康雄、萱岡 誠	41

CFRTP を活用した超軽量下肢装具の開発（第 4 報）	43
仙石 倫章、千原 健司、道家 康雄、萱岡 誠	
熱可塑性 CFRP（炭素繊維複合材料）の立体成形技術の確立（第 3 報）	45
道家 康雄、千原 健司、仙石 倫章、萱岡 誠、西村 太志	
熱可塑性 CFRP の切削・研削加工技術の確立（第 3 報）	49
柘植 英明、加賀 忠士、萱岡 誠	
熱可塑性樹脂部材のレーザ加工技術の開発（第 2 報）	53
小河 廣茂、丹羽 孝晴、今井 智彦	

機 械 ・ 金 属 関 連

レーザーによる顔料を使用しない金属製品への着色技術および、ぎふブランド製品の開発（第1報）

西村 太志、丹羽 孝晴、細野 幸太、堀部 嘉学*、大竹 喜幸*、小河 廣茂

Development of color marking techniques on the metal surface by laser marking and unique products in Gifu (I)

Futoshi Nishimura, Takaharu Niwa, Kota Hosono, Yoshitaka Horibe*, Yoshiyuki Otake* and Hiroshige Ogawa

ステンレスやチタン表面に酸化膜を形成し、光の干渉で発色する技術はこれまでも発表されているが、あまり普及していない。酸化膜の厚さはとても薄く、ロットごとの材料成分の違いや板厚により形成される膜厚が変わり、発色の様子が大きく変わるためと思われる。本研究では広い面積を印字した時の色むらを抑える手法も提案する。また、膜厚と発色の関係についても明らかにする。

1. はじめに

レーザーによる刻印は金属表面をごく薄く削り取るため、印刷に比べて摩耗等に対する耐久性に優れる。このため工具等の型番表示等によく使用されている。最近ではレーザーパワー等を適切に調整してステンレスやチタンに刻印すると赤や青など色鮮やかに印字している¹⁾。この原理について阪部²⁾は次のことを示している。ナノ秒レーザーでは金属表面に形成された酸化膜と金属表面での光が干渉して発色することを示した。また、フェムト秒レーザーでは、金属表面にナノメートルオーダーの微粒子や微細構造が形成され、発色することを示した。また、品田はYVO₄レーザー（ナノ秒レーザー）を用い、複数回重ね描きしたり³⁾、パスのピッチを狭くし⁴⁾て酸化膜の厚さを制御し、鮮やかな多色印字を行った。

本研究ではファイバーレーザー（ナノ秒レーザー）により多色印字を行う。広い面積を印字した場合、色むらが発生することがあるが、むらなく一様に印字できる手法を開発する。また、ステンレス表面に形成された酸化膜の厚さを調べ、基礎的なデータを収集する。

2. 実験装置

図1に実験装置を示す。レーザーマーカはオムロン製MX-Z2000Gであり、加工部は安全ボックスで覆われている。安全ボックス内にはラボジャッキが置かれ、レンズと加工物の距離を微調整できる。また、ジャパンセンサー製TMHX-CNE-0500-0120E5.5が4つ設置され、四カ所同時に温度測定ができる。アシストガスを噴射できるようにノズルも備えている。加工物はチラーに接続された熱交換器に置かれ、加工物の温度を一定に保つことができる。

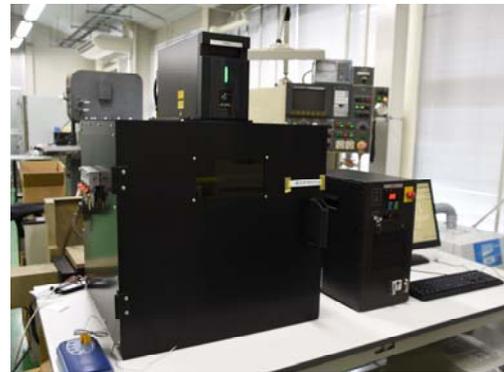


図1 実験装置

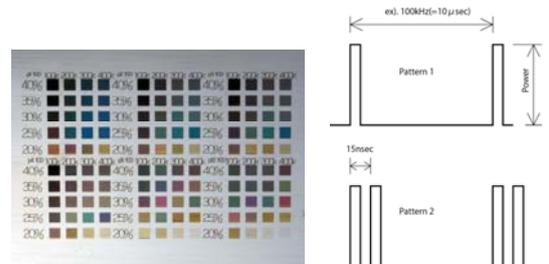


図2 カラーサンプルおよびレーザーパルス

3. 結果及び考察

3. 1 カラー印字

図2左にカラー印字のサンプルを示す。右側はレーザーパルスの出力タイミングを表す。一つのパルスは7.5 nsecの幅であり、1個から20個まで任意の個数を連続して出力できる。次の出力までの周期も任意に制御できる。カラーサンプル中の小さな四角はパルスの高さ、個数、周期を変えて出力したものである。サンプル中の色を印字したい場合、パルスの高さ、個数、周期を同じにすれば、サンプルと同じ色で印字できる。

* (株) シズテック

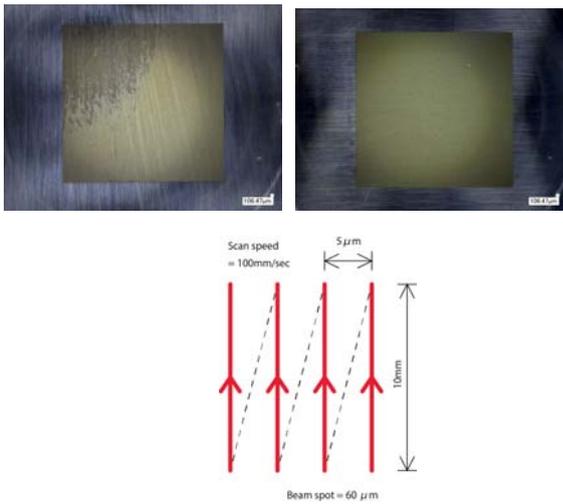


図3 色むらの発生

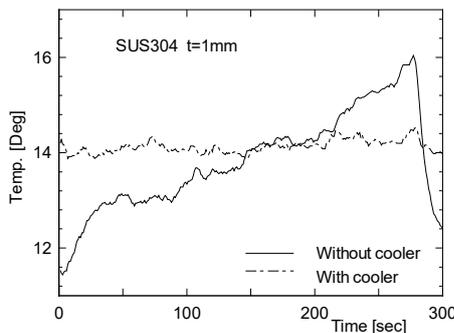


図4 加工物の表面温度変化

3.2 色むら防止

図3に色むらの発生状況を示す。温度調節せずにレーザー印字すると図左上のように色むらが発生する。レーザーは図3下図のように走査する。加工中に加工物の温度が変化するため、酸化膜の厚さが不均一になると考えられる。四角く印字した時の左側の温度変化を図4に示す。温度制御しないと加工開始から終了するまでに2.3度上昇することがわかる。温度調整すると温度変化を抑制できることがわかる。このように温度制御すれば図3右側のようにむらなく、均一に印字できる。

3.3 酸化膜の厚さ

図5に青色と赤色に印字した酸化膜および素材をオージェ電子分光分析の結果を示す。横軸は表面からの深さ、縦軸は元素の割合を表す。ここでは、酸素、鉄、クロムの割合を示している。素材（黒線）の不動態膜厚さは約50nmであることがわかる。青い酸化膜の厚さは約250nmであり、赤色の酸化膜は約450nmであり、両者の酸化膜厚さは異なることがわかる。

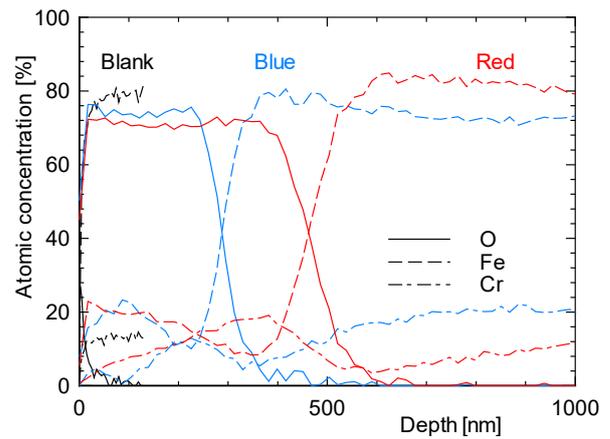


図5 オージェ電子分光分析装置の結果



図6 印字サンプル

3.4 印字サンプル

図6に印字サンプルを示す。

4. 結論

本研究では以下の結論を得た。

- (1) レーザーマーカで多色印字ができた。
- (2) 冷却装置により加工物を加工中一定温度に保つことで、広い面積を色むらなく印字できた。
- (3) 酸化膜厚を測定でき、発色により酸化膜厚さが異なることがわかった。

【参考文献】

- 1) 田中ら,岐阜県工業技術研究所研究報告 No.3, pp12-15,2014
- 2) 阪部, 天田財団助成研究成果報告書 No.27, pp172-214,2014
- 3) 品田ら,日本機械学会論文集 C 編 Vol.72 No.713, pp235-240,2006
- 4) 品田ら,日本機械学会論文集 C 編 Vol.72 No.722, pp3406-3411,2006

刃物ブランドの維持・向上に資する計測・評価装置の開発研究（第2報）

田中 泰斗、西嶋 隆

Development of evaluation apparatus for the cutlery, which aim to promote the cutlery brand (II)

Taito Tanaka and Takashi Nishijima

本研究では、県内産刃物製品の品質維持または品質向上を支援するため、国内で広く利用されてきた本多式切れ味試験をベースとした新たな切れ味試験機を開発することを目指している。

本報告では、試作した切れ味試験機の基本構成について述べるとともに、被削材切断枚数の測定精度、切れ味測定の再現性などについて報告する。試作試験機による切れ味試験の結果、切断済み被削材と刃物側面との摩擦は切れ味試験結果に大きな影響を与えており、被削材を湾曲させた状態で固定し切断することにより、切断済み被削材と刃物の摩擦を十分回避することが可能であることを確認した。また、試作試験機では、被削材を取り替えても再現性のある良好な切れ味試験結果が得られており、従来から行われている本多式切れ味試験と比較して、容易かつ詳細に刃物の切れ味の評価が可能であると考えられた。

1. はじめに

日本製刃物を代表する関の刃物は、切れ味の良さや耐腐食性、意匠性など様々な面で優れた特徴を有しており、国内のみならず、海外からも高い評価を受けている。従来、当県刃物製品の輸出先は、北米、ヨーロッパが中心であったが、近年はアジア圏での評価も高まっており、さらなる海外市場の拡大が期待される。また、刃物製品のブランド構築という点では、岐阜県関刃物産業連合会が地域団体商標「関の刃物」を取得し、刃物産地としてのブランド力向上に取り組んでいるほか、個別の企業においても自社ブランドの確立に向けた各種取り組みが進められている。

一方、刃物の生産に目を移すと岐阜県内の刃物産業事業者数は、小規模事業所を中心に近年大幅に減少しており、職人の高齢化や後継者不足も相まって、従来どおりの工程分業による刃物生産を維持することは困難になりつつある。このことは、刃物製品の品質低下に直結する恐れがあり、将来を見据えた対応が必要である。

刃物に求められる性能は用途や使い勝手により様々であるが、切れ味とその持続性は最も重要視すべき性能であるといえる。刃物の切れ味試験においては、本多式切れ味試験機（以下、本多式試験機）による評価が国内の主流であるが、本多式試験機は、長年にわたって改良機が開発されておらず、県内企業からは測定の自動化や省力化、耐久試験への対応、測定結果の再現性の改善などを求める声がある。

このような背景を踏まえ、本研究では、県内産刃物製品の品質維持または品質向上を支援するため、刃物の切れ味を定量的に評価可能な試験機を開発することを目指している。昨年度の研究においては、刃物の切れ味評価手法として広く利用されている本多式切れ味試験と ISO8442-5 について試験方法を比較し、本研究で開発す

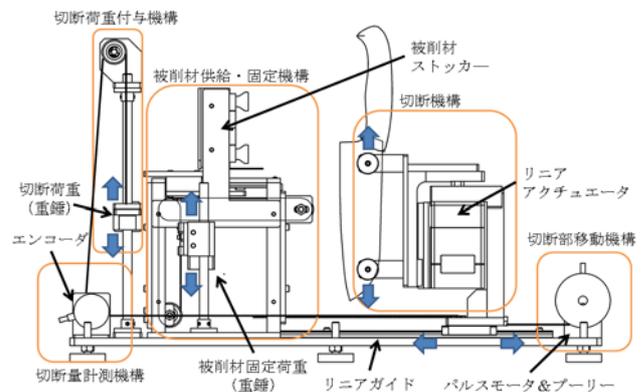


図1 一次試作機の基本構成

る試験機の基本方針を定めた。また、効率的な切れ味耐久試験を実現するため、切れ味試験における被削材の固定方法を考案し、その有効性について基礎的検討を行った¹⁾。本年度は、昨年度定めた試験機の基本開発方針を具現化するため、試験機のプロトタイプ（一次試作機）を製作し、動作確認を行った。

2. 切れ味試験機の構成

一次試作機の基本構成を図1に示す。試作機は、主に次の5つの機構から構成される。

- ・ 切断機構
- ・ 切断部移動機構
- ・ 切断荷重付与機構
- ・ 切断量計測機構
- ・ 被削材供給・固定機構

各機構を構成するアクチュエータは、PLCにより制御し、PLCは上位コントローラからの命令により、順次必要な動作を実行することとした。また、本研究では昨年度同様に1回の切断サイクルによる被削材切断量（以下、DPC：Depth of card cut per cycle）を試験刃物の切れ味と

して定量化する。なお、一次試作機では被削材供給・固定機構の自動化には取り組んでおらず、一連の動きを手動で確認する必要がある。

2. 1 切断機構

切断機構は、試験刃物固定用の機構をリニアアクチュエータに取り付けたものであり、装置の基台に対して試験刃物を鉛直方向に往復運動させることにより被削材を切断する。切断動作の最大ストロークは50mmであり、本多式試験機で行う切断運動の再現が可能である。また、切断機構は後述の切断部移動機構及び切断量計測機構と連結されており、機構全体が基台に対して水平方向に移動する。なお、切断速度、ストロークなどは、PLCのプログラムにより、変更可能である。

2. 2 切断部移動機構

切断部移動機構は、リニアガイド上に固定された切断機構全体を移動させるための機構である。パルスモータとプーリーにより構成され、プーリーによるワイヤの巻き上げ、巻き下げ動作により切断機構全体を装置の水平方向に移動させる。

2. 3 切断荷重付与機構

切断荷重付与機構は、切断機構を一定の力で被削材に押し当てるための機構である。本機構には重錘が取り付けられてあり、タイミングベルトやアイドラーなどを介し切断機構を一定の張力で引っ張る構成とした。切断機構は、切断部移動機構の巻き上げ動作によりリニアガイド上を移動するが、常に重錘による張力を受けながら移動することとなる。試験時は、切断部移動機構のワイヤ巻き下げ動作により、試験刃物と被削材を接触させ、さらにワイヤを巻き下げて緩める。これにより試験刃物は被削材への切り込み量にかかわらず重錘の重量に応じた一定荷重で被削材と押し付けられることとなる。

2. 3. 1 切断荷重と重錘重量

切断機構と切断荷重付与機構は、リニアシステムにより案内されているため、切断機構の移動時には摩擦抵抗が発生し、重錘による荷重と被削材にかかる切断荷重は一致しない。

開発する切れ味試験機においては、刃物の切れ味を被削材への切り込み量で定量化するため、再現性のある試験結果を得るためには切断荷重を一定に保つことが重要である。しかし、使用部品や部品の組み付けは装置毎に異なるため、切れ味試験機の摩擦抵抗は一定の値とならず個別に計測し補正する必要がある。そこで、試作装置における切断荷重の調整方法を把握、検討することを目的に重錘重量と切断荷重の関係を測定した。試験は、荷重計と切断機構を適当なワイヤで接続し、ワイヤに十分な張力がかかった状態の静荷重を測定することにより行った。また、リニアシステムの潤滑油等による粘性抵抗の影響を抑制するため静荷重の測定前に切断機構を10回空運転し、機構全体に適当な振動を加えたうえで荷重を測定した。切断荷重の測定には、フォースゲージ((株)

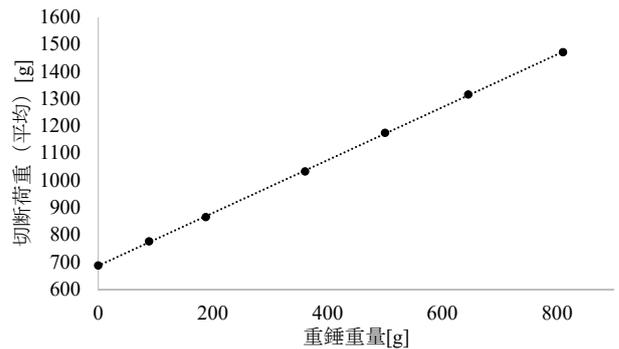


図2 重錘重量と切断荷重の関係

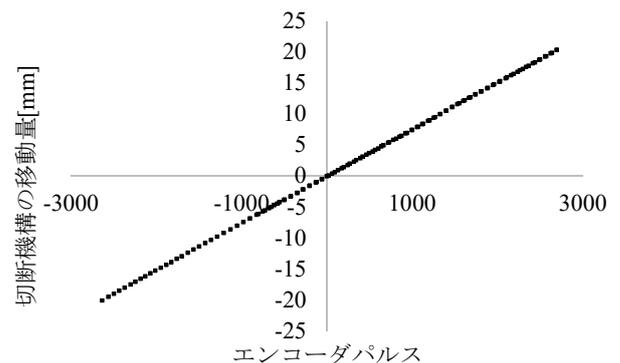


図3 切断機構の移動量とパルスカウント

イマダ製 ZTS-50N)を使用し、切断荷重付与機構に取り付けた7種類の重錘毎に20回の荷重測定を行い、その平均を切断荷重とした。図2に試験結果を示す。図では、初期切断荷重が約700gとなっているが、これは重錘取付部の自重である。一般にリニアシステムにおける摩擦抵抗は、システム固有のシール抵抗と摩擦係数により生じる抵抗の和で表され、シール抵抗は一定の値となる。試作試験機においても、重錘重量と切断荷重は線形関係となっており、同様の構造の試験機であれば数点の重錘重量と切断荷重を測定し、近似直線を求めることにより必要な重錘重量を推定できると考えられる。なお、実験における切断荷重の標準偏差は最大で約7gであった。

2. 4 切断量計測機構

試験刃物を被削材に押し当て切断動作を行うことにより、被削材の切断量に相当する距離分、切断機構全体が移動する。試作機では、切断荷重付与機構と切断機構をつなぐベルトの移動量(以後、換算移動量)をロータリエンコーダで計測し、被削材の切断量にすることとした。換算移動量はエンコーダのパルスカウントとロータリエンコーダの分解能、プーリーの歯数、ベルトピッチから求めることができ、試作機における1パルスあたりの単位移動量の理論値は7.5μmである。

2. 4. 1 切断量の測定精度

ベルト移動量計測用のエンコーダパルスカウントと切断機構の実移動量の関係を図3に示す。切断機構の実移動量は、レーザ変位計(OPTEXFA製CD4-85J)を用い

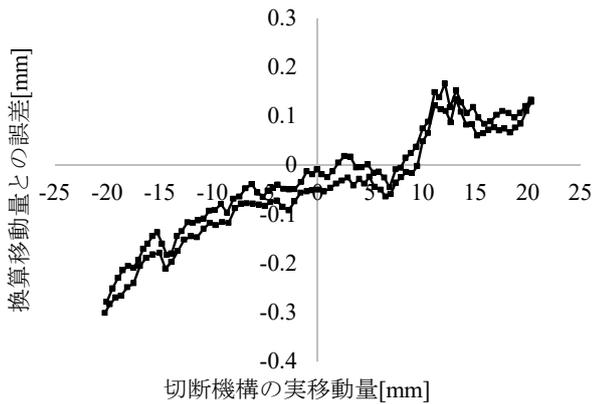


図4 移動量と換算移動量との誤差

て実測した。実験は任意の位置でレーザ変位計とパルスカウントを同時に初期化し、切断機構を-20から+20mmの間を区間往復させることにより行った。図からパルスカウントと実移動量の関係は、比例関係にあることがわかる。同様の試験を5回行い、試験データを一次関数で近似した時の1パルス当たりの移動量は平均で7.57 μ mであり理論値とよく一致した。

切断機構の実移動量と換算移動量の誤差を図4に示す。図から切断機構の往復により若干のヒステリシスが生じていることがわかる。これは、リニアシステムに生じる摩擦抵抗の影響と考えられる。また、初期化位置からの距離に比例し誤差が増加する傾向が認められ、20mmの測定長に対して約0.3mmの誤差が生じた。一次試験機では、1被削材あたりの累計DPCを最大15mm程度に想定しており、最大で0.2mm程度の誤差が生じる可能性がある。

2.5 被削材供給・固定機構

被削材供給・固定機構は、ストックに蓄えられた被削材を指定位置に供給、固定した後、使用後の被削材を排出する機構である。機構の詳細な説明は避けるが、供給、固定、排出という一連の動きを基台と平行に設けたテーブルの水平運動で実現するものであり、テーブルは被削材固定用の重錘と接続されている。重錘はリニアブッシュによる案内機構により鉛直方向に移動し、重錘による鉛直方向の荷重は、ベルトとプーリーによってテーブルの水平方向の駆動力になり、被削材を所定位置に固定するための荷重として働く。

2.5.1 被削材固定部の構造

前報で報告した被削材固定方法の検討結果を踏まえ、被削材固定部は1つの円筒ピンと2つの紙押さえ用ローラーにより被削材を湾曲・固定する構造とした(図5)。前報では金属製の円筒ピンを紙押さえ部に使用していたため、被削材を円弧状に湾曲させ固定するとき、円弧の外周側の被削材に大きな張力がかかる可能性があった。この問題を回避するため一次試作機では、紙押さえ部をベアリング入りのローラーとし固定時に発生する張力の軽減を図っている。また、被削材押さえ用の円筒ピンと

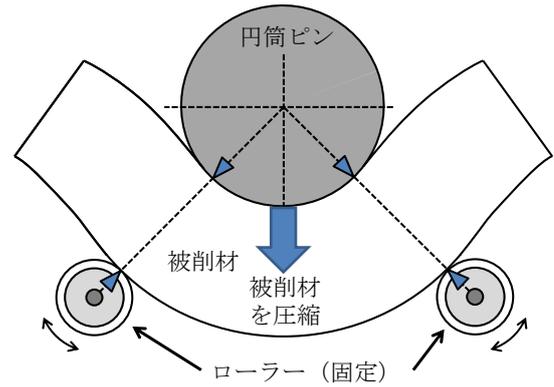


図5 被削材固定部の構造

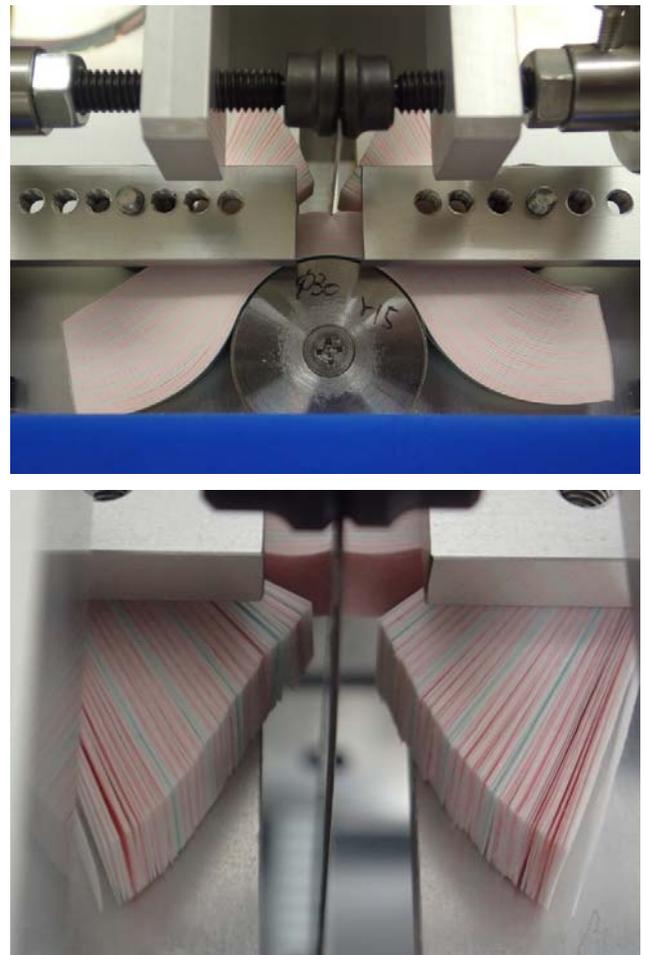


図6 被削材を固定切断した様子

ローラー径、ローラー間隔によって、被削材の湾曲状態や固定状態は変化するため、一次試作機ではこれらの部品とその取り付け位置を変更可能としている。一次試作機により被削材を固定、切断した様子を図6に示す。図から、被削材を湾曲させて固定することによって試験刃物の側面と被削材の摩擦を回避できることがわかる。

2.5.2 切断済み被削材の退避モデル

被削材固定部で固定された被削材の湾曲状態は、円筒ピン、ローラー径およびローラー間隔によって変わり、試験刃物により切断された被削材と刃物側面との距離も、

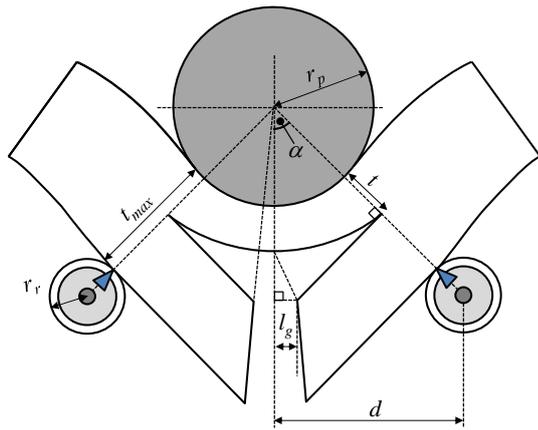


図7 被削材の退避モデル

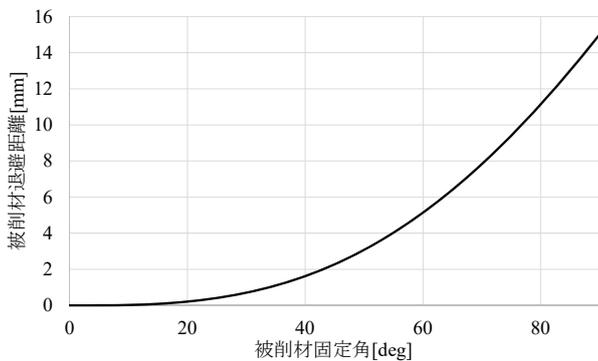


図8 被削材固定角と被削材退避距離

表1 主要試験条件

●被削材	
試験紙	クラフト紙
紙厚と紙幅	紙厚約 40μm, 幅 8mm
積層厚さ、枚数	約 16mm (400 枚)
●切断機構	
切断動作速度波形	正弦波
切断速度	20mm/sec (平均)
切断動作ストローク	20mm
切断荷重 W	750g (設定値)
●被削材供給・固定機構	
被削材固定荷重 W_c	—
円筒ピン径 (半径)	15mm
ローラ半径	8mm
ローラ間隔 d	—
●その他の試験条件	
被削材交換条件	DPM 13mm
試験刃物	カッター刃 (大)
被削材と試験刃物の接触速度	3mm/sec

被削材の湾曲状態により変わる。これらの幾何学的関係を図7に示す。ここでは、試験刃物によって切断された被削材が紙押さえローラーの接線方向に伸びるものと仮

定する。図中の r_p は被削材押さえピンの半径、 d はローラーの固定間隔であり、試作試験機において調整可能なパラメータである。 t 、 t_{max} は、それぞれ切断可能な被削材残量、切断前の被削材厚さであり、 r_r はローラー半径である。このとき、円弧状に固定された被削材の中心角の半角 α (以後、被削材固定角) は式(1)となり、切断済み被削材の刃物側面からの退避距離 l_g は式(2)で表される。

$$\alpha = \sin^{-1} \frac{d}{r_p + t_{max} + r_r} \quad (1)$$

$$l_g = (\sin \alpha - \alpha \cos \alpha)(r_p + t) \quad (2)$$

図8に $r_p + t = 15$ としたときの被削材固定角と被削材退避距離の関係を示す。図から、被削材固定角が小さいときの退避距離は非常に小さく、被削材の退避効果を得るためには、少なくとも 30° 程度の被削材固定角が必要であることが分かる。また、被削材への切り込み量が大きくなっても切断済み被削材との摩擦が生じないようにするためには、被削材固定角の調整のみではなく試験刃物の厚さに応じ、 r_p を調整する必要がある。

3 一次試験機による切れ味試験

3.1 切れ味試験条件

試作切れ味試験機における主要な試験条件を表1に示す。切れ味試験機においては、様々な試験条件が設定可能であるが、本報においては、被削材供給・固定機構の被削材固定荷重とローラー間隔に注目し、他のパラメータは統一し実験を行った。

被削材及び切断機構に関する試験条件は、本多式試験機と同様とし、被削材の切断荷重は、デジタルフォースゲージで調整した。刃物側面と切断済み被削材の摩擦は被削材への切り込み量により変動するため、被削材あたりの累計 DPC (以下、DPM : Depth of card cut per media) の最大値を設定し、DPM が 13mm となる直前に被削材を交換することとした。なお、切断動作の継続、終了は上位コンピュータと簡易ソフトによって、自動的に行った。

3.2 被削材固定荷重と被削材切断量

被削材供給・固定機構は、複数のリニアガイドとリニアブッシュを組み合わせた機構であり、適正な被削材の固定荷重を検討するためには、これらリニアシステムの摩擦抵抗の影響に留意する必要がある。

被削材供給・固定機構の移動時に生じる摩擦抵抗 R_c を調べるため、被削材供給・固定機構の重錘取り付け部に重錘を載せ、被削材固定用のテーブルが動き始める重錘重量を測定した。試験の結果、摩擦抵抗は、被削材固定用のテーブル位置により 600g から 800g 程度の範囲で変動することが分かった。摩擦抵抗の変動幅が比較的大きいのは、テーブルの案内に使用した 2 本のリニアガイドの反りの影響や、取り付け時の平行度による影響と考えられる。

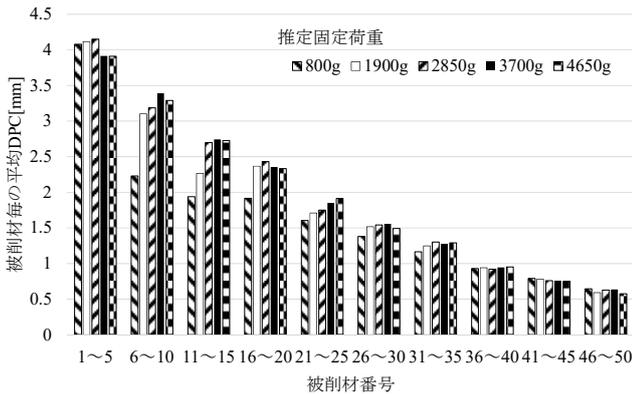


図9 被削材交換回数と被削材毎の平均切断量の関係

切れ味試験を行う際、被削材固定部のテーブルには、被削材固定荷重 W_c と逆向きに切断荷重 W がかかり、被削材の固定に寄与する荷重 F_c は、次式で表される。

$$F_c = W_c - R_c - W \quad (3)$$

式(3)と実験の結果から、一次試作機において被削材を常に圧縮・固定するためには、少なくとも 1550g 以上の重錘を被削材供給・固定機構に取りつける必要があると推定された。

図9に5種類の推定固定荷重で被削材を固定したときの切れ味の変化を示す。ここで、推定固定荷重は R_c を 800g としたときの F_c であり重錘により調整した。実験におけるローラー間隔は 50mm であり、被削材固定角は約 41° となる。試験は、被削材の交換タイミングに合わせて5種類の重錘を順番に取り換える作業を1セットとして行い、合計10セット、延べ50個の被削材に対して切れ味を測定した。また、切断サイクル毎の切れ味にはばらつきがあるため、ここでは、被削材毎の平均切断量(以下、平均DPC)を刃物の切れ味とした。

図から、推定固定荷重が小さい場合の平均DPCが相対的に低いことがわかる。推定固定荷重が小さいときの被削材の動きを観察したところ、刃物による切断動作に合わせて被削材が上下動しており、有効な切断ストロークが減少していると予想された。推定固定荷重が 2850g 以上では、切断動作に伴う被削材の上下動は軽微であり、平均DPCにも顕著な違いが認められない。これらのことから、安定した切れ味試験が行えているものと予想される。

3.3 ローラー間隔と被削材切断量

図10にローラー間隔 d を変化させた時の切れ味変化を示す。実験時の推定固定荷重は 3700g とした。図中のDPC増減率は、各被削材において切断開始から2回目の切断動作によるDPCを基準とし、各DPCを百分率で表した値である。2回目の切断動作を基準とした理由は、1回目のDPCは被削材の固定状態により変化しやすく、高い値となる傾向が認められたためである。

$d=50\text{mm}$ 以上のときは、DPMが変化してもDPC増減率に大きな違いはなく、刃物側面と切断済み被削材の摩

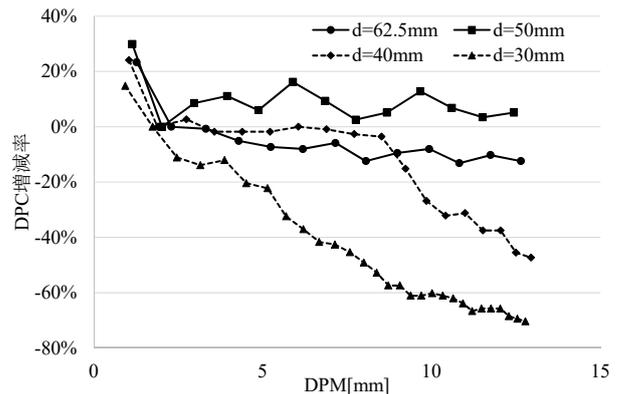


図10 切れ味の変化とローラー間隔の影響

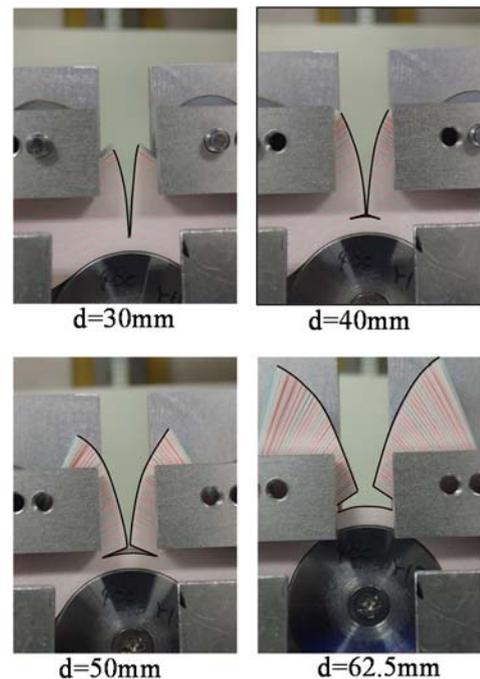


図11 ローラー間隔と切断された被削材の様子

擦を回避できていることがわかる。 $d=40\text{mm}$ では、DPCが約 9mm になるまでは刃物側面と切断済み被削材の摩擦が回避できおり、9mm 以上の DPM において摩擦が回避できなくなったことがわかる。 $d=30\text{mm}$ では、試験開始直後から切断済み被削材との摩擦はほとんど回避できず、最終的に当初の DPC の 3 割近くまで切れ味が減少したことがわかる。

図11に切断された被削材の様子を示す。ローラー間隔が狭い場合、切断済み被削材の広がり小さく試験刃物との摩擦が十分回避できないことが容易に類推できる。また、 $d=50\text{mm}$ 以上では、約 13mm 切り込んだ位置においても切断済み被削材の中央部に隙間が認められ、被削材と試験刃物の摩擦が回避できていることが分かる。

以上の結果から、試験刃物側面に生じる摩擦力を回避するためには、適切な円筒ピンの径、ローラー間隔などを選択することが重要であり、このことに留意すれば単一の被削材に対し、連続的に切断動作を行っても正しく

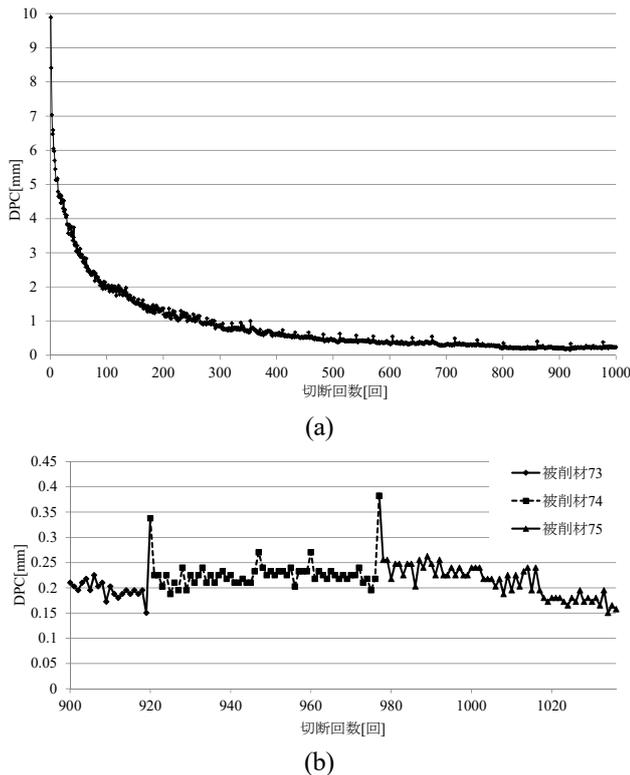


図1.2 被削材切断回数とDPCの関係

DPCを計測できることが分かった。ただし、ローラー間隔を極端に大きくとった場合、切断動作の度に被削材が上下に動き、被削材の固定が困難になる場合や被削材の切断量が減少する場合が認められた。これは、ローラーと被削材の接点と試験刃物による切断位置は、力学的な支点と作用点の関係にあり、ローラー間の距離が増大したことによって、被削材の上下動を抑制することが困難になったものと考えられる。

3.4 被削材の連続切断と結果の連続性

試作試験機により被削材を連続切断したときの、切断サイクル数とDPCの関係を図1.2に例示する。実験は、推定固定荷重3700g、ローラー固定間隔50mmで行った。図に示した例では、被削材を76回交換しており、この間に1036回の切断サイクルを実行している。初期切れ味は約10mmであり、非常によく切れる状態の刃物であるといえる。図1.2(a)から切断サイクルを繰り返すに従い、切れ味が劣化していく様子がよくわかる。

切断サイクル900回から1036回におけるDPCの変化を図1.2(b)に示す。被削材交換直後にDPCが大きくなるが、被削材を交換してもDPCに大きな変化が認められず、微視的に見ても再現性のある切れ味試験ができていたものと考えられる。なお、被削材交換直後にDPCが大きくなる原因としては、被削材固定直後は被削材中央部に浮きが生じていること、被削材と刃物が平行に接触していないこと、被削材に対する刃物の食い込み状態の影響などが考えられる。

4. まとめ

本報では、試作した切れ味試験機の基本構成について述べるとともに、実際に被削材を切断し、安定した切れ味試験の実現に向けた基礎的実験を行った。

試作試験機は、本多式切れ味試験の切断運動を再現可能であり、刃物の切れ味を被削材への切り込み量で評価する。試作試験機の評価実験の結果、切断済み被削材と刃物側面との摩擦が切れ味試験結果に大きな影響を与えており、被削材を湾曲させた状態で固定し切断することにより、切断済み被削材と刃物の摩擦を回避することが可能であることを確認した。また、試作試験機による切断回数1000回以上の被削材切断試験の結果、従来から行われている本多式切れ味試験と比較して、容易かつ詳細に刃物の切れ味を評価することが可能であると予想された。

今後は、本年度試作した切れ味試験機の問題点を洗い出し、必要な改良を図るとともに、被削材供給・固定機構の自動化を図る。また、切れ味試験の完全自動化を実現するため、上位コントローラと連動した計測・制御ソフトウェアの開発に取り組む。

【謝 辞】

本研究の遂行にあたり、各種治具の設計製作並びに試験機の自動化についてご協力いただきました(株)丸富精工様に深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) 田中ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 第3号, pp1-pp4, 2017

プレス金型の変形量測定技術の開発研究（第1報）

今井 智彦

Development of deformation measuring technique for die (I)

Tomohiko Imai

本研究では、プレス金型に関する物理量の可視化として、プレス金型側面の変形を簡易測定可能な非接触式変位センサを活用した測定機構を開発し、県内プレス金型製造業者の金型設計製造に資することを旨とする。本報告では、本研究で用いる非接触式変位センサの一種である渦電流式変位センサと一般的に用いられるひずみゲージ（ロゼットゲージ）を使用し、加工動作中の金型変形量を測定する実験を行い、それら測定データの関連性を調査した。その結果、渦電流式変位センサの測定データから求めた変位量とロゼットゲージの測定データから求めた主応力との関連性を確認し、渦電流式変位センサによるプレス金型側面の変形量測定の可能性を示した。

1. はじめに

金型は被成形材を所定の形状に成形加工するための工具であり、自動車や家電等の幅広い産業分野で使用されている。金型の種類は成形する材料や成形方法によって様々あるが、県内では金属プレス加工に用いるプレス金型、プラスチックの射出成形等に用いるプラスチック金型の生産量が多い。

金型で製品を成形するにあたり、金型の精度が製品の品質に大きく左右することから、川下製造業者からの金型に対する要求は高度化しているが、金型の基盤技術の多くは依然として熟練技術者の経験に依存している。自動車部品等の製造に用いる金型の技術課題としては、可視化技術の活用を図り、熟練技術者の経験への依存から脱却することである。可視化方法としては、コンピュータ・シミュレーションによる成形の状態解析、センサを用いた物理量の直接測定がある。プレス金型に関しては、シミュレーションのみならず、実機の停止時および加工時における金型の測定、加工時におけるプレス機の変形を可視し、不良率低減につなげることが求められている。

一方、プレス金型の変形量測定に関する既存技術として、ひずみゲージを用いる測定が知られている。これは一般的な測定方法であり、金型または金型に付随する治具に貼り付けてひずみ測定し、金型にかかる負荷等を求めるために行われる。しかし、ひずみゲージを金型に直接貼り付ける必要があることから、メンテナンスを考慮すると、実際加工に用いる金型には取り付けことは困難である。

そこで本研究では、プレス金型に関する物理量の可視化として、プレス金型側面の変形を簡易的に測定可能な非接触式変位センサを活用した測定機構を開発し、県内プレス金型製造業者の金型設計製造に資することを旨とする。本報告では、非接触式変位センサによるプレス金型側面の変形量測定の可能性について報告する。

2. 実験

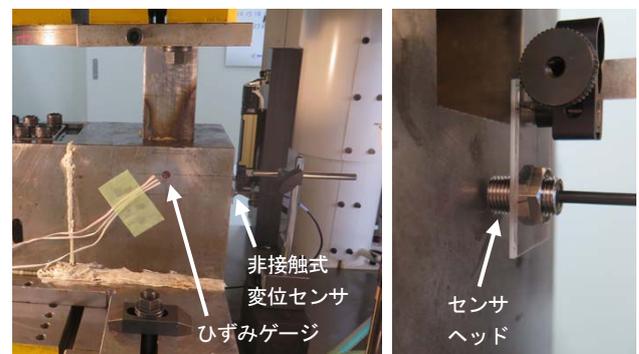
2.1 実験概要

非接触式変位センサによるプレス金型側面の変形量測定の可能性を調査するため、本研究で用いる非接触式変位センサと一般的に用いられるひずみゲージを使用し、加工動作中の金型変形量を測定し、それら測定データの関連性を調べる。

2.2 実験方法

図1に実験環境を示す。電動サーボプレス機（放電精密加工研究所製 ZENFormer MPS675DS）に実験用の金型を設置し、非接触式変位センサおよびひずみゲージを配置する。実験用の金型は、液圧バルジ加工に類する加工を行う金型であり、今回は液圧を昇圧する工程について測定を行う。また、金型の構造から液圧の負荷は図1（a）の左から右方向にかかる想定されるので、変位センサとひずみゲージの配置位置は図1に示すとおりとする。

今回使用する非接触式変位センサは、渦電流式変位センサ（キーエンス製センサヘッド EX-110V、アンブユニット EX-V02）とし、AD変換器を介してパソコンに測



(a) 非接触式変位センサとひずみゲージの配置 (b) 非接触式変位センサ

図1 実験環境

定データを記録する。サンプリング周波数は1kHzとする。

また、ひずみゲージは直角3軸型のひずみゲージ（共和電業製 KFG-5-120-D17-11L3M3S）（以下、ロゼットゲージという）とし、これを接着剤（共和電業製 CC-33A）で金型に貼り付け、センサインタフェース（共和電業製 PCD-300A）に接続し、制御ソフトウェア（共和電業製 PCD-30A）を使用して測定する。サンプリング周波数はインタフェース仕様を考慮し200Hzとする。

2. 3 測定データ処理方法

2. 3. 1 非接触式変位センサ

渦電流式変位センサと加工動作前の金型との間隔を初期値とし、この値と測定データとの差をみられるようにするため、測定開始後一定時間の測定データについて平均をとり、この平均値と各測定データの差分を求める。

2. 3. 2 ひずみゲージ

ロゼットゲージの各軸に働くひずみの測定データから、主ひずみ（最大主ひずみ $\epsilon_1(\max)$ 、最小主ひずみ $\epsilon_2(\min)$ ）および主応力（最大主応力 $\sigma_1(\max)$ 、最小主応力 $\sigma_2(\min)$ ）を求める¹⁻²⁾。なお計算で用いる縦弾性係数は206GPa、ポアソン比は0.3とする。

3. 結果及び考察

図2に渦電流式変位センサの測定データから求めた変位量を、図3および図4にロゼットゲージの測定データから求めた主ひずみおよび主応力を示す。なお、ロゼットゲージの測定データは、データ処理前に、前述の制御ソフトウェアの解析処理を用いてバターワースローパスフィルタ処理を行った。また、渦電流式変位センサとロゼットゲージの測定は開始時の同期がとれておらず、ロゼットゲージの測定開始が若干早いことに注意されたい。

図2および図3から、変位量の変化と最小主ひずみの変化がほぼ同様に起きていることを確認した。また図2および図4から、変位量の変化と最大主応力および最小主応力の変化がほぼ同様に起きていること、最小主応力の方が変化の度合いが大きいことを確認した。

このことから、渦電流式変位センサの変位量とロゼットゲージの主応力との関連性を確認でき、渦電流式変位センサによるプレス金型側面の変形量測定の可能性を示した。しかし、今回の実験で用いた金型は、一般のプレス金型と比べて、金型内部に高圧の負荷がかかることから、ひずみゲージで測定するような局所的なひずみだけでなく、変位センサで測定するような全体的な変位にも顕著な値が検出された可能性は否定できず、その検討が必要である。

4. まとめ

本報告では、本研究で用いる非接触式変位センサの一種である渦電流式変位センサと一般的に用いられるひずみゲージ（ロゼットゲージ）を使用し、加工動作中の金

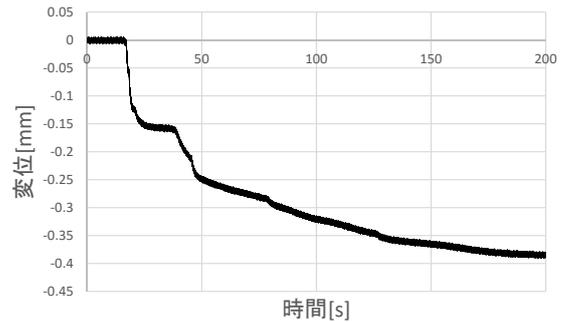


図2 変位量（元データ：渦電流式変位センサ）

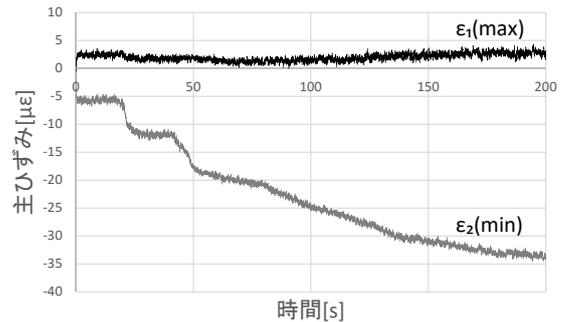


図3 主ひずみ（元データ：ロゼットゲージ）

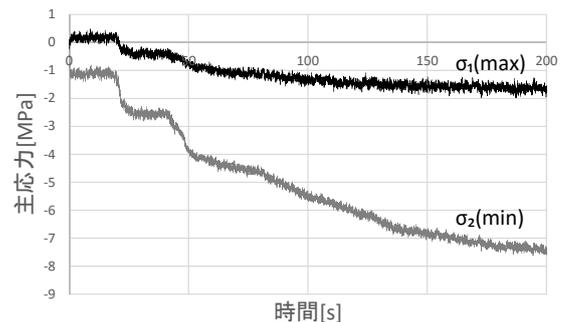


図4 主応力（元データ：ロゼットゲージ）

型変形量を測定する実験を行い、それら測定データの関連性を調査した。その結果、渦電流式変位センサの測定データから求めた変位量とロゼットゲージの測定データから求めた主応力との関連性を確認し、渦電流式変位センサによるプレス金型側面の変形量測定の可能性を示した。しかし、今回用いた実験用の金型ゆえに得られた結果であることも否めず、その検討が今後の課題である。

【謝 辞】

本研究遂行にあたり、実験用金型についてご協力いただきました（有）シバ金型の皆様に深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) 一般社団法人日本非破壊検査協会, 非破壊検査技術シリーズ ひずみ測定Ⅱ, pp5-20, 2014
- 2) 高橋ら, 改訂新版ひずみ測定入門, pp132-137, 2015

水栓設備によるエネルギーハーベスティング技術に関する研究（第2報）

西嶋 隆、田中 泰斗

Energy-harvesting technology for water supply products (II)

Takashi Nishijima and Taito Tanaka

水栓バルブ製造業は岐阜県において最も特色のある地場産業の一つである。当県の平成 25 年における給排水用バルブ・コックの出荷額は国内 1 位の規模であり、国内の 34.5%を占めている。本研究は水栓バルブ業界において期待されている環境配慮型・高付加価値の製品開発を提案し、今後の当該製造業の発展に資することを目的とする。本年度はエネルギーハーベスティング技術を用いた、熱水吐出警告機能を有する混合栓を実現するために、混合栓で用いる熱電発電に適した回路構成を検討し試作・実験を行った。試作した回路は MPPC 機能を有する DC-DC コンバータを用い低い電圧で起動し、余剰電力を蓄電する機能と電力不足時に誤動作なく停止する機能を有する。試作回路の消費電力は約 9mW、効率は約 68%が得られた。

1. はじめに

平成 25 年の岐阜県における給排水用バルブ・コックの出荷額は 43,991 百万円であり、全国の 127,423 百万円の 34.5%を占め全国 1 位である¹⁾。著者らによる当該業界の聞き取りによれば、今後の水栓関連の製品開発においては、環境配慮型・付加価値高い製品の提案が望まれている。しかしながら、高付加価値化に伴う生産コスト増や新しい部品の在庫を抱えるリスク等が新製品開発のハードルとなっているのが現状である。

本研究では、地場産業の発展に資することを目的とし、エネルギーハーベスティング技術（以下 EH 技術）を用いた環境配慮型・高付加価値な水栓製品を提案・試作を行い、新たな製品の一提案を行う。

EH 技術は身の回りにある小さなエネルギーを電気エネルギーに変換・利用する技術であり、近年では国内外で技術発展してきており、今後様々な応用が提案されると考えられる。本課題では熱水吐出警告機能を有する混合栓の提案を行うこととし²⁾、本年度は機能を実現するための発電回路の構成を検討し、回路の試作・実験を行った。

2. 熱水吐出警告機能付き混合栓

2.1 概要

提案する機能は、混合栓内に流れる温水と水の温度差からペルチェ素子（以下 TEG）を用いて熱電発電を行い、吐出水の温度をセンサで感知し水温表示や LED 点灯で熱水吐出の注意喚起を行う機能である。熱水の吐水後も、余熱や蓄電したエネルギーを用いて、しばらくの間 LED を点滅点灯し注意喚起する。本機能の動作を記した模式図を図 1 に示す。

発電回路には、以下の 3 点について考慮した。1 点目は低電圧・高インピーダンスの TEG 電力源から、最大限のエネルギーを得るために MPPC 機能を有する DC-

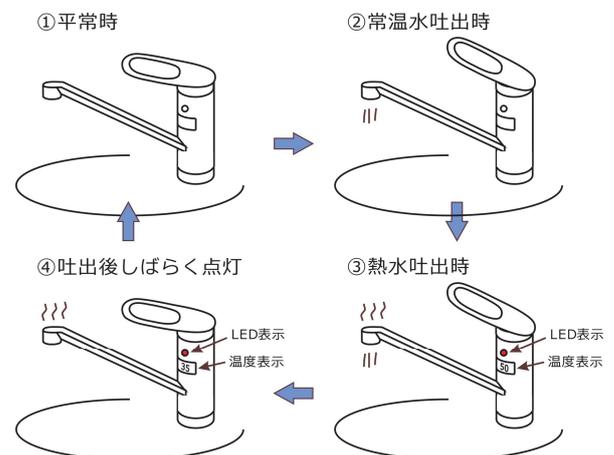


図 1 熱水吐出警告機能の動作の模式図

DC コンバータを採用する。太陽光パネル等の多くの自然エネルギーを扱う発電回路では、MPPC 動作点は電力源の出力状況に応じて制御され、常に最大限のエネルギーを引き出すようにすることが知られているが、ここでは MPPC 動作点を TEG の出力電圧が低い領域に設定することで、低出力時の動作可能な電圧範囲を広げることにより用いる。2 点目は発電電力が消費電力に対して余裕がある状態では、電気二重層コンデンサ（以下 EDLC）に蓄電し、発電電力が不足する状態では放電する機能を設ける。3 点目は発電による供給電力が少ない場合に、回路が誤動作することなく安定して停止し、再び電力が供給された場合に安定して起動するためのリセット回路を設けることを考慮した。

2.2 回路構成

回路の構成図を図 2 に示す。使用した主な電子部品類を表 1 に示す。TEG の使用個数は、DC-DC コンバータ（以下 LTC3105）の入力電圧範囲（225mV～5V）に対

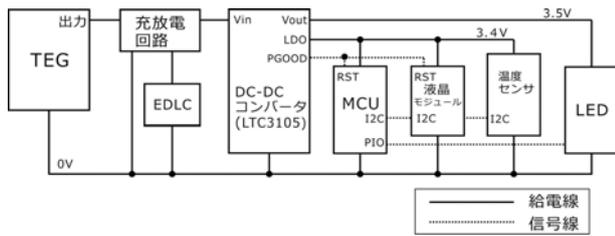


図2 回路構成図

表1 使用した主な電子部品

デバイス	型式	メーカー
ペルチェ素子 (TEG)	TEC1-12706	-
DC-DCコンバータ	LTC3105	LINEAR TECHNOLOGY
MCU	LPC810	NXP
液晶モジュール	AQM0802A	Xiamen Zettler Electronics
温度センサ	ADT7410	Analog Devices
LED	OSWT3166B	OptoSupply

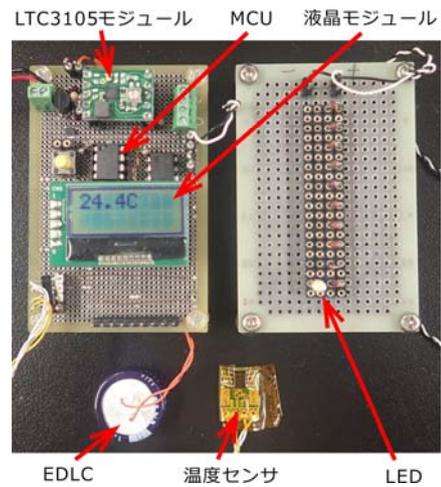


図4 試作回路の外観

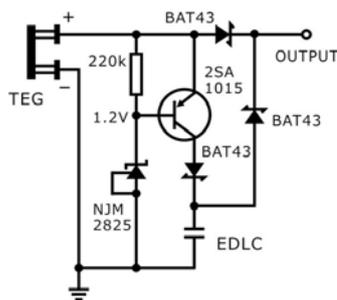


図3 簡易充放電回路

する TEG の出力電圧（後述図5）を考慮すると、1 個または 2 個を直列接続する構成が考えられ、本回路では 1 個の TEG を用いた。

LTC3105 の選定に際しては、外付けのインダクタやコンデンサ等を同一基板上に実装した LTC3105 モジュール（ストロベリーリナックス製）を用いた。

LTC3105 の出力は LDO と Vout の 2 系統あり、LDO は MPU 等の電源用、Vout は電流を必要とする負荷用に設計されている。本回路においても LDO は MPU 等の制御系の電源、Vout は LED の電源とし、それぞれの設定電圧を 3.4V、3.5V とした。

2. 2. 1 MPPC 機能

LTC3105 は MPPC 機能を有している。TEG を電力源に用いる場合は、MPPC 電圧は開放電圧の 1/2 の場合に最も多くのエネルギーを引き出すことができることが知られている。本回路の MPPC 電圧は TEG の出力が低い領域で機能させることとし、ここでは 0.47V に設定した。

2. 2. 2 充放電機能

充放電回路については文献³⁾を参考に、低消費電力の簡易充放電回路を試作し TEG と LTC3105 の間に配置した。回路図を図3に示す。本回路は低消費電力のシャ

ント型基準電圧 IC (NJM2825 新日本無線) を用い、トランジスタのベース電圧を 1.2V に保つ。したがって、TEG の出力電圧上昇に伴いベース-エミッタ間電圧が上昇し、エミッタ電圧が 1.8V 程度以上に達すると充電を開始する。一方、TEG の出力電圧が EDLC の充電電圧に対し約 0.4V (ショットキーバリアダイオードの順方向電圧) 以上低くなった場合に放電する。

2. 2. 3 リセット動作

LTC3105 には Vout が設定電圧を出力しているか判定する PGOOD 端子が用意されているため、PGOOD 端子を用いて MPU と液晶モジュールのリセット動作をさせた。これにより電力供給が不足した場合に、直ちに MPU はリセットされるため安定して回路が停止する。

3. 実験

本実験では最初に電力源として TEG 1 個を用いた場合における、回路が起動する温度差と充電回路が起動する温度差を確認した。また、MPPC 機能の有効性を確認するため、LTC3105 の MPPC 機能の有無による、回路が起動する温度差の違いを調べた。

次に、回路の効率と充電機能の有効性を確認する。実験は、充電した EDLC の放電により回路を動作させた場合の EDLC からの供給電力量と LDO 及び Vout の消費電力量を測定し、入出力の電力量の比から効率を求めることにより行い、消費電力量測定にはパワーアナライザ WT500 (YOKOGAWA) を用いた。実験に用いた試作回路を図4に示す。

実験には温度の異なる循環水が必要であるため、ここでは汎用の水冷 CPU クーラ 2 台を用い、それぞれ TEG の表裏面に密着させ温度差を与えた。また、CPU クーラの循環水は、温水と常温水を用いることで、混合栓に組み込んだ状態を模擬した。

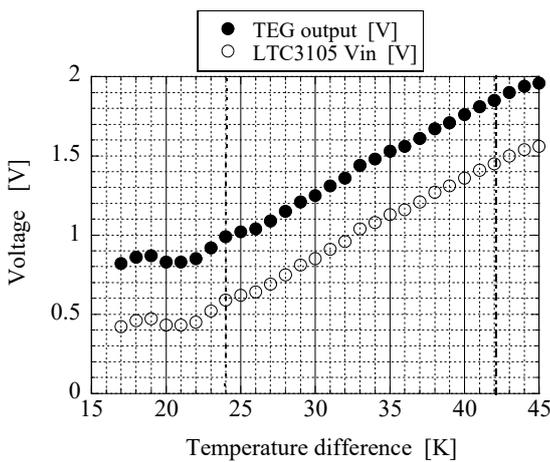


図5 温度差とTEGの出力電圧及びLTC3105の入力電圧の関係

3. 1 回路の起動と充電動作の確認、及びMPPC機能の有効性確認

温度差に対する、TEGの出力電圧とLTC3105の入力電圧を測定した結果を図5に示す。

TEGの出力端子とLTC3105の入力端子の間には、逆流防止用のダイオードが挿入されているため(図3)、LTC3105の入力電圧はTEGの出力電圧に対して順方向電圧(約0.4V)分低くなる。

図5に示すように温度差が大きくなると、LTC3105の入力電圧(LTC3105 Vin)はMPPC電圧(0.47V)の制御を外れて上昇した。これはTEGからの供給電力が負荷の消費電力より大きい状態であると考えられる。

温度差が24Kより低い領域では、LTC3105入力電圧がMPPC電圧付近に制御されているが、この領域では回路は駆動不可能であった。この温度差域ではTEGからの供給電力が負荷に対して不足している状態と考えられる。

温度差が24K以上(図中点線より右側)で装置は動作し、温度差が42K以上(図中一点鎖線より右側)でEDLCの充電が開始することを確認した。

MPPC機能の有効性を確認するため、LTC3105のMPPC機能を無効化し回路の起動を試みた。結果、温度差61Kに上昇すると回路は起動し、起動後は温度差34Kに降下するまで駆動可能であった。このことから、MPPC電圧を装置が駆動可能な最低限度の電圧に設定することによって、TEGの出力電圧が低い領域から起動可能になることを確認した。

3. 2 消費電力と効率

EDLCからの供給電力量とLDO及びVoutの消費電力量を測定し効率を求めた。本実験では、TEG出力源は用いず、予め外部電源で充電したEDLC(容量1F)の供給電力のみで回路を駆動した。

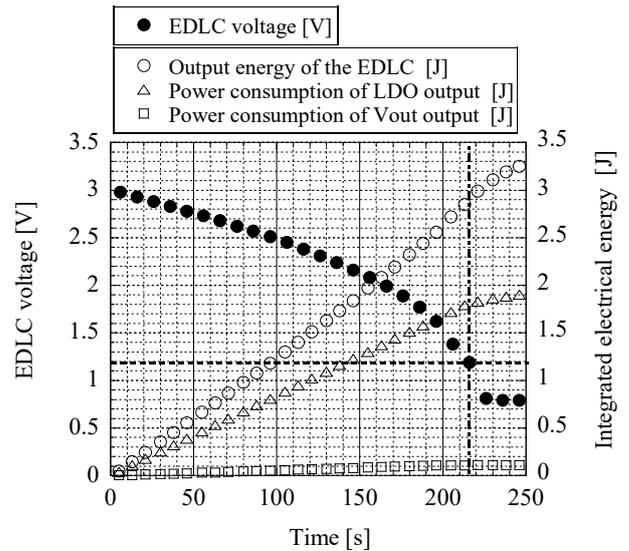


図6 EDLC放電時のEDLC端子電圧とEDLCの放電積算電力量及び、LDO・Vout出力の積算消費電力量

Vout出力の負荷は、LED1個とそれをスイッチするフォトモスリレー(AQV212)のみとし、LEDを点滅点灯させた。なお、本実験ではEDLCを3Vまで充電して実施した。

結果を図6に示す。同図横軸はEDLCの放電時間、左縦軸はEDLCの端子間電圧、右縦軸はEDLCからの供給電力積算値とLDO及びVoutの消費電力積算値を示す。

同図より放電開始後EDLCの電圧が約1.2Vに低下すると、LDOとVoutの積算消費電力値の傾きが小さくなるのがわかる。これは供給電力が不足し、PGOOD端子が機能しリセット動作したためであり、この時の駆動時間は215秒であった。

リセット動作後にLDOとVoutの積算消費電力値の上昇が完全に停止していない理由は、残存する電力によって回路が再起動し、起動後瞬時に電力不足でリセットがかかるといった動作が繰り返されるためと考えられる。このような状態において再び十分な電力が供給されると回路は誤動作することなく起動した。

効率は、積算電力値が時間とともに直線的に増加している範囲を参照し求めた。例えば、200秒までのEDLCからの供給電力量は約2.63J、LDOとVoutの消費電力量はそれぞれ約1.68J、0.11Jの計1.79Jとなる。電力にすると、EDLCからの供給電力は13.15mW(=2.63J/200s)、LDOとVoutの合計の消費電力は8.95mW(=1.79J/200s)となる。効率は出力と入力から約68%(=1.79J/2.63J)となる。

本実験では、EDLCの充電は外部電源を用いて3Vに充電したが、図4より1個のTEGの出力電圧は、混合栓内部の温度差(40K程度)の条件下では3Vまで上昇しない。したがって、充電機能を有効活用するためには、

TEG の出力電圧をより高くする必要がある。蓄電エネルギーは、充電電圧の2乗に比例するため、充電電圧の高電圧化は蓄電による回路の駆動時間の大幅な延長につながる。

具体的な方策としては、TEG を2個直列接続して出力電圧を現在の2倍程度引き上げる方法が有効と考えられる。但し、充放電回路にはEDLCの耐圧(5.5V)を超える場合の保護回路を追加する必要がある。

4. まとめ

EH技術を用いた水栓バルブ製品として、熱水吐出警告機能を有する混合栓を提案し、温水と水の温度差を利用したTEG電力源を用いた回路を試作した。回路は以下の3点を考慮して試作した。

1点目は低電圧・高インピーダンスのTEG電力源から、最大限のエネルギーを得るためにMPPC機能を有するDC-DCコンバータを用い、低出力時における回路の動作可能な電圧範囲を広げた。

2点目は発電の余剰電力をEDLCに蓄電する機能を

設けた。

3点目は発電力が消費電力と拮抗するような領域において、回路が誤動作することなく、安定起動・安定停止する機能を設けた。

実験では、TEG1個を用いた電力源の場合、試作回路の動作可能な温度差範囲は24K以上、充電機能が動作する温度差の範囲は42K以上となった。本回路の消費電力は約9mW、効率は約68%が得られた。なお、充電機能を有効に動作させるためには、TEGの出力電圧の高電圧化が必要となる結果を得た。

今後は本結果をもとに、試作した発電回路を実際の混合栓に適用し本機能の実現可能性を評価する。

【参考文献】

- 1) 平成25年工業統計表「品目編」データ,経済産業省
- 2) 西嶋ら,岐阜県工業技術研究所研究報告,第3号, pp16-19,2015
- 3) トランジスタ技術,第52巻,第2号,pp123-134,2015

長寿命化に向けた金型への表面処理技術の開発（第2報）

細野 幸太、原 民夫*、大川 香織、林 亜希美

Surface modification of hard metal dies for long-life (II)

Kota Hosono, Tamio Hara*, Kaori Okawa, and Akemi Hayashi

コバルト量が異なる2種類の超合金材料への窒素原子拡散による表面処理を施した試験片について、摩擦摩耗試験を試みた。窒素原子拡散による表面処理を施すと、未処理材よりも比摩耗量が大幅に減少することが分かった。

1. はじめに

プレス加工、冷間鍛造あるいは熱間鍛造加工において使用されている超合金製金型において要求されているのが金型の長寿命化である。その解決策として期待できるのが化学蒸着（CVD: Chemical Vapor Deposition）法¹⁾や物理蒸着（PVD: Physical Vapor Deposition）法²⁾による被覆超合金であり、耐摩耗性、潤滑性、耐食性の向上による寿命向上が図られている。しかし、CVD法やPVD法で形成できる被膜は素地との密着性が不十分であるために、加工途中での被膜の剥離が問題となる。本研究で行っている表面処理方法は、窒素原子を拡散させる窒化処理方法であるため、被覆膜剥離の問題が起こりにくい方法であると考えられる。前報では、550~700℃で窒素が拡散することを報告した³⁾。また、窒素拡散領域は処理温度が高くなるほど深くなり、700℃の処理条件における拡散深さは約80nmであることが分かった。そこで、本研究では、WC-Co系超合金材料への窒素原子拡散による表面処理を試み、摩擦摩耗特性について検討した。

2. 実験

試験形状ならびに組成は前報と同じであり、(株)シルバロイ製の20×20mm角（厚さ2mm）のCo添加量の異なる2種類のWC-Co超合金（G5:Co量13wt%、G7:Co量18~20wt%）である。ただし、表面粗さについては、前報とは異なり実際に金型として用いる表面粗さを想定して小さくした。実際に(株)キーエンス製のレーザー顕微鏡(VK9700/9710)で測定したところ平均表面粗さ（Ra）ならびに最大高さ粗さ（Rz）は、G5（Ra）= 0.2μm、G5（Rz）= 2.8μm、G7（Ra）= 0.2μm、G7（Rz）= 2.7μmであった。表面処理装置については、前報と同じである（図1）。前報において、窒素拡散領域は処理温度が高いほど深くなるということが分かったため、本研究では、保持温度を約720℃とし、窒素による処理時間は6時間

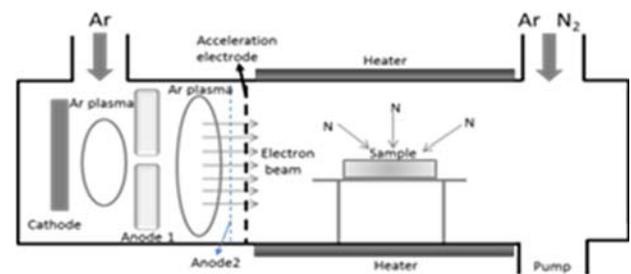


図1 表面処理装置概略図

とした。窒素が被表面処理物内に存在するのかを調べるために、アルバック・ファイ(株)製の(Phi700Xi)のオージェ電子分光装置を用いて分析した。また、試料の摩擦摩耗特性を調べるために、レスカ(株)製のボール・オン・ディスク型摩擦摩耗試験機（FPR-2100型）を用いた。ボールは超硬ボールを用い、荷重0.98N、摺動速度0.03m/sec、摺動時間は3500秒（摺動距離：105m）とした。摩擦摩耗試験後のG5,G7ディスク摩擦痕について、光学顕微鏡（(株)ニコン製LV-UDM）ならびにレーザー顕微鏡を用いて観察した。

3. 結果及び考察

表面処理材（G5, G7）についてオージェ電子分光分析を行ったところ窒素（N）、炭素（C）、酸素（O）、シリコン（Si）ならびにタンゲステン（W）が存在することが分かった（図2, 図3）。未処理材については、前報同様Nは存在していないことを再確認した。したがって、表面処理により最表面にはNが存在していることが分かった。そこでG5の表面処理材についてアルゴンイオンによるエッチングを1分間行った。エッチング量はシリカ換算で約7.5nmである。図4にエッチング後のSEM像を示す。このSEM像より薄灰色部と濃灰色部ならびに黒色部領域が確認できた。そこで、薄灰色部と濃灰色部ならびに黒色部においてオージェ電子分光装置による元素分析を行った。その結果をそれぞれ図5~

* 豊田工業大学

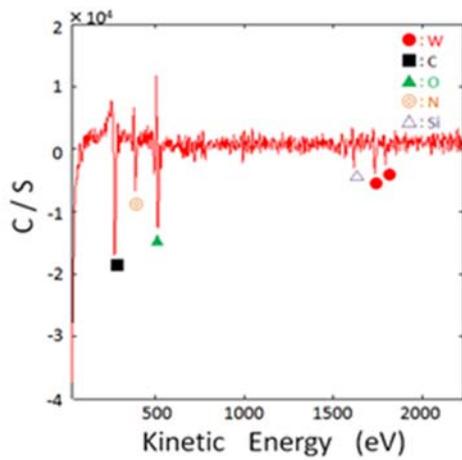


図2 オージェ電子分光装置による元素分析 (G5)

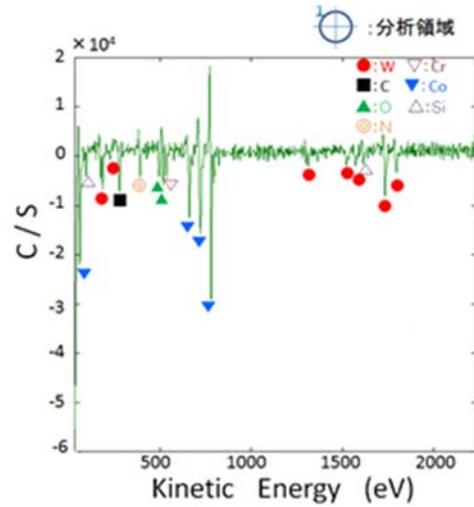


図5 オージェ電子分光装置による元素分析 (薄灰色部)

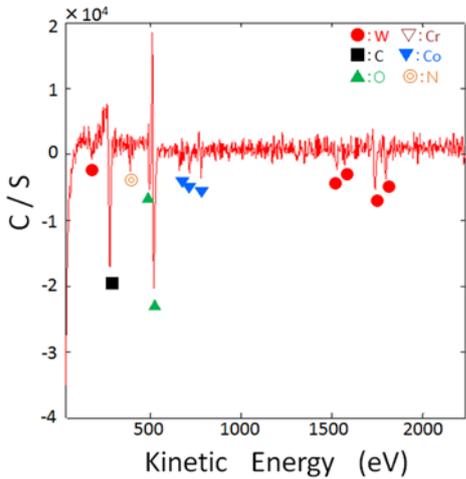


図3 オージェ電子分光装置による元素分析 (G7)

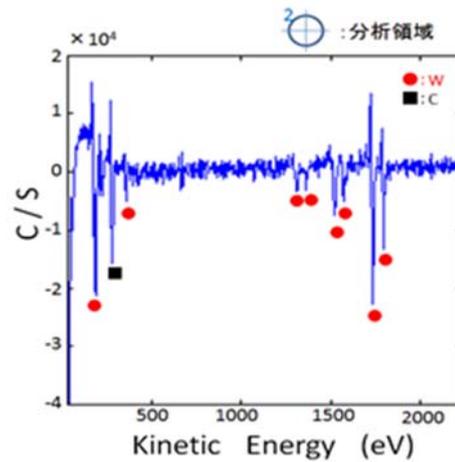


図6 オージェ電子分光装置による元素分析 (濃灰色部)

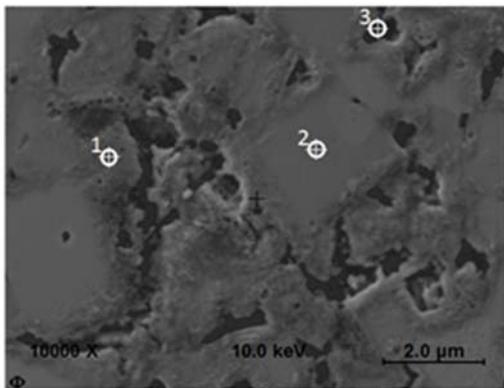


図4 表面処理材 (G5) のSEM像

図7に示す。図5より薄灰色部は、Co を主成分とし、C,N,O,Cr,Si ならびに W が存在していることが分かった。そこで、自動 X 線回折 (XRD) による薄膜測定を行ったところ Co_3W に対応する回折ピークを確認した。また、図6のように濃灰色部においては、C ならびに W が存在していることから濃灰色部は WC 粒子であると判断される。さらに、N は検出されないことから、N は結合層中のみ拡散していることが分かった。黒色部については、C が主成分であり、N,O,Cr,Co,Si,Al ならびに W が存在していることが分かった (図7)。さらに、シリカ換算で約 26.7nm アルゴンイオンによるエッチングを行い、黒色部を分析すると (図8)、Co が主成分となり、C が減少していることが分かった。したがって黒色部は Co 層であり、最表面には、C、N および O を有する変質層が存在していると考えられる。

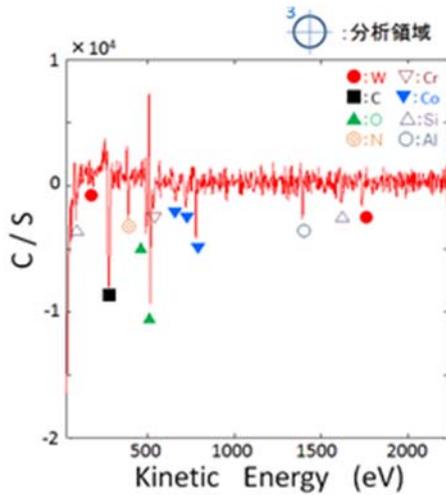


図7 オージェ電子分光装置による元素分析 (黒色部)

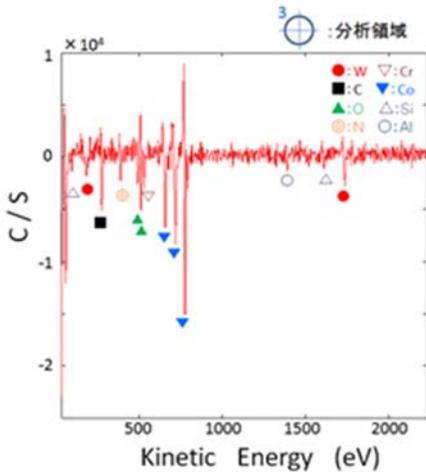


図8 オージェ電子分光装置による元素分析 (黒色部:再アルゴンエッチング後)

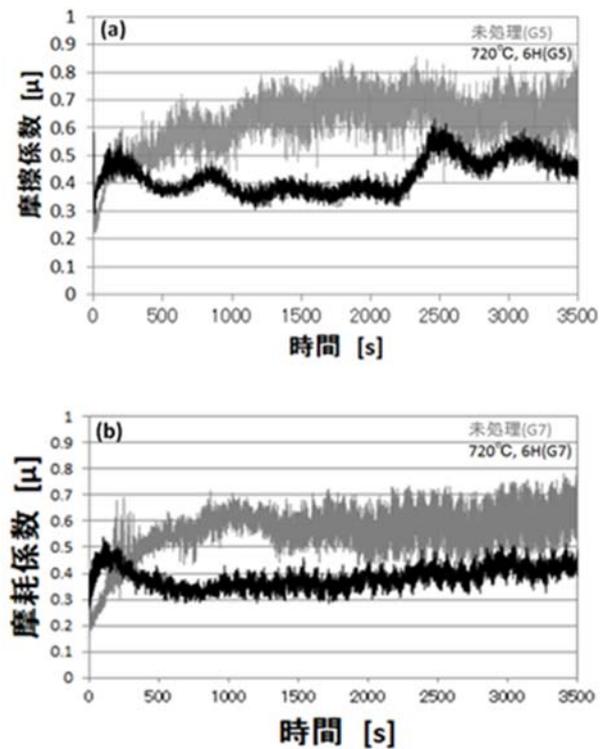


図9 未処理材と表面処理材の摩擦係数 ((a)G5, (b)G7)

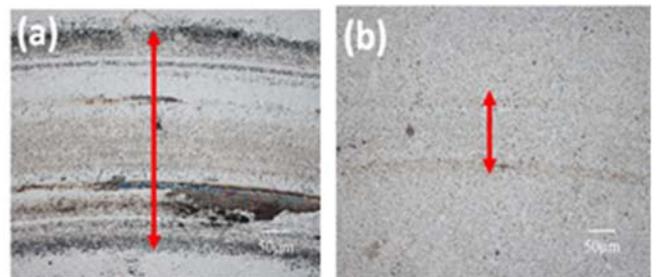


図10 摩擦摩耗試験後のディスク材の摩耗痕 (G5)

図9 (a) (b) にボール・オン・ディスク型摩擦摩耗試験を用いて未処理材と表面処理材の超硬ボールに対する摩擦係数を測定した結果を示す。未処理材 G5, G7 ともに初期の摩擦係数は約 0.2 であるが、時間経過とともに摩擦係数は増加 (0.6~0.8) した。表面処理材では、初期の摩擦係数は約 0.3 で摺動時間 200 秒~300 秒までは摩擦係数は徐々に高くなるが (約 0.5)、その後摩擦係数が低下する (0.3~0.4) ことが分かった。試験後のディスク摩耗痕を確認すると (図10 (a), (b))、G5 未処理材の摩耗幅が 440 μm であり、超硬ボール材の凝着が確認できた。摩耗幅は 4 カ所の平均値である。しかし、処理材の摩耗幅は 156 μm であり、未処理材の半分以下であった。さらに、超硬ボール材の凝着についても未処理材より少ないことが分かった。また、未処理材

G7 のディスク摩耗幅は 349 μm であり、表面処理材のディスク摩耗幅は 219 μm であり、超硬ボール材の凝着が未処理材より少ないことが分かった。次に比摩耗量を算出するために、摩擦摩耗試験後のディスク摩耗痕をレーザー顕微鏡で確認し、摩耗痕の凹凸から摩耗量を算出し、比摩耗量を次式より算出した。
比摩耗量 = 摩耗量 (m^3) / 荷重 (N) \cdot 摺動距離 (m)
その結果を図11に示す。同図より、比摩耗量は処理材のほうが未処理材よりも約 4 分の 1 に減少していることが明らかになった。したがって、超硬材料への窒素拡散による表面処理技術は、耐磨耗性を向上させることが可能であると結論される。

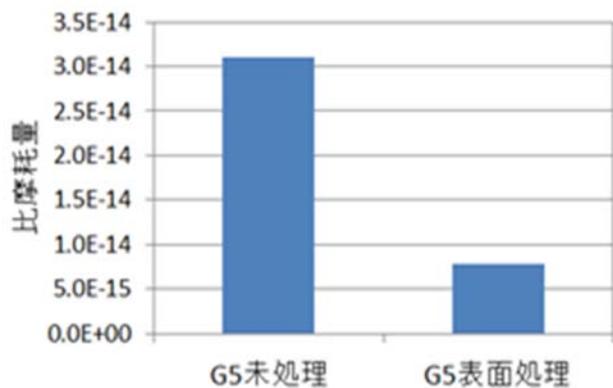


図1 1 摩擦摩耗試験後のディスク材の比摩耗量 (G5)

4. まとめ

Co量の異なる超硬合金材への窒素原子拡散による表面処理を行った試験片について摩擦摩耗試験を行ったところ以下の結果を得た。

1. 窒素は結合層に拡散している。
2. ディスク摩耗幅ならびに比摩耗量は、窒素拡散の表面処理を施すと大幅に減少する。

【参考文献】

- 1) 鈴木寿ら,日本金属学会誌 第48巻,第2号,pp214-219,1984
- 2) 高原一樹ら,R&D 神戸製鋼技法 Vol.55,No2,pp100-104,2005
- 3) 細野ら,岐阜県工業技術研究所研究報告,No2,2014

鋳物製品の内部欠陥の低減に関する研究（第3報）

大平 武俊、水谷 予志生、足立 隆浩

Study on Reduction of Internal Defects in Castings (III)

Taketoshi Ohira, Yoshiki Mizutani and Takahiro Adachi

鋳造時に砂型や中子から発生するガスに起因する内部欠陥の低減が望まれている。本研究では、昨年度開発した瞬間熱分解法を用いて粘結剤から発生させたガスの分析を行った結果、酸化雰囲気では1400℃・1000℃で二酸化炭素が発生し、不活性雰囲気では1400℃で水素・酸化炭素が主に発生し、1000℃では水素・酸化炭素に加え低級炭化水素やBTX類が発生した。また、粘結剤中の炭素元素は酸化雰囲気ではその多くが二酸化炭素となり、不活性雰囲気では一部は酸化炭素となるが、それ以外は炭化物や炭化水素になっていると考えられた。

1. はじめに

鋳物はその製造過程で“鋳巣（いす）”とよばれる内部欠陥（鋳物内部の気孔）が発生し、材料強度の低下や破損等に繋がる。また、機械加工後に内部に隠れた鋳巣が表面に現れることで外観不良となる等、鋳巣の発生は鋳物業界で長年の大きな課題となっている。この製造過程において、熔融した金属を流し込むための砂型や中空部を作るための中子は、砂を樹脂（粘結剤）で固めてあるため、高温の熔融金属からの熱伝導による加熱で樹脂が熱分解し、大量のガスが発生することで鋳物の内部に鋳巣を発生させる原因の一つとなっている。本研究では、この砂型や中子から発生するガスに起因する内部欠陥の低減のために、粘結剤からのガスの発生特性について検討する。

第1報¹⁾では、発生ガスの分析方法の確立と熱分析装置を用いた昇温熱分解法による発生ガスの分析を行った。しかし、実際の注湯時には、砂型および中子は高温の溶湯との接触や輻射熱により瞬時的に加熱されるため、昇温熱分解法では実際のガス発生状況を再現していないと考えたため、第2報²⁾では管状炉を用いて瞬間的に熱分解する機構を考案し、瞬間熱分解法による発生ガスの分析手法を確立した。本年度はその瞬間熱分解法を用いて、不活性雰囲気及び酸化雰囲気での粘結剤の瞬間分解およびそのガス分析を行ったので報告する。また、昨年度までには測定していなかった一酸化炭素についての分析法の検討とその分析結果を合わせて報告する。

2. 試験方法

2.1 瞬間熱分解方法

瞬間熱分解には、昨年度開発した瞬間熱分解装置を用いた²⁾。供試品としてコーテッドサンド2種類¹⁾（CS-A（以下A）、CS-B（以下B））各140mgを用いた。瞬間熱分解方法は、系内の残存酸素を極力減らして不活性雰囲気状態とするために真空ポンプ（アルバック機工（株）DAP-6D）で吸引後、ヘリウムガスを急速に充

填して置換する作業を10回繰り返した。その後、ヘリウムガスの流量を600 ml/minとし、30分以上雰囲気ガスを流して置換した後、三方コックで流路を切り替えて採取を開始し、10秒後にサンプルを炉心管中央に導入して70秒後に採取を終了した。酸化雰囲気はヘリウムガスと酸素ガス（エア・リキッド工業ガス（株）アルファガス②）を用いて同様に置換後、ヘリウムガスの流量570 ml/min、酸素ガスの流量30 ml/minの混合ガスを30分以上流した後、同様の試験をした。管状炉の設定温度は、1000℃、1400℃とした。

2.2 分析方法

一酸化炭素については、第1報での分析法では二酸化炭素・低級炭化水素とGC/MSで同時分析ができないことや、発生直後に測定することが望ましいことから、今回は燃焼排ガス分析計（（株）テスター testo340）を用いて発生直後の一酸化炭素を分析した。排ガスモニターは水素濃度が一定以上高い場合やヘリウムガスの濃度が高い場合には測定できないため、測定可能な濃度に高純度窒素ガスで希釈して測定した。

一酸化炭素以外では、水素・二酸化炭素・メタン・エチレン・BTX類・アンモニアの発生ガスについて捕集、分析を行った。捕集方法および分析法は第1報¹⁾のとおりとした。

3. 結果及び考察

3.1 瞬間熱分解発生ガス物質質量比較

水素・メタン・エチレン・一酸化炭素・二酸化炭素、BTX類・アンモニアの各瞬間熱分解温度における発生ガス物質質量を図1に示す。粘結剤の種類による差については、不活性雰囲気1000℃におけるアンモニアが、BはAの約1/2でその他は大きな差はなかった。

酸化雰囲気では二酸化炭素のみ検出され、その他は定量下限以下であった。

不活性雰囲気では、物質質量の合計は酸化雰囲気のそれに比べ1400℃で約1/2、1000℃で約1/4となった。不活

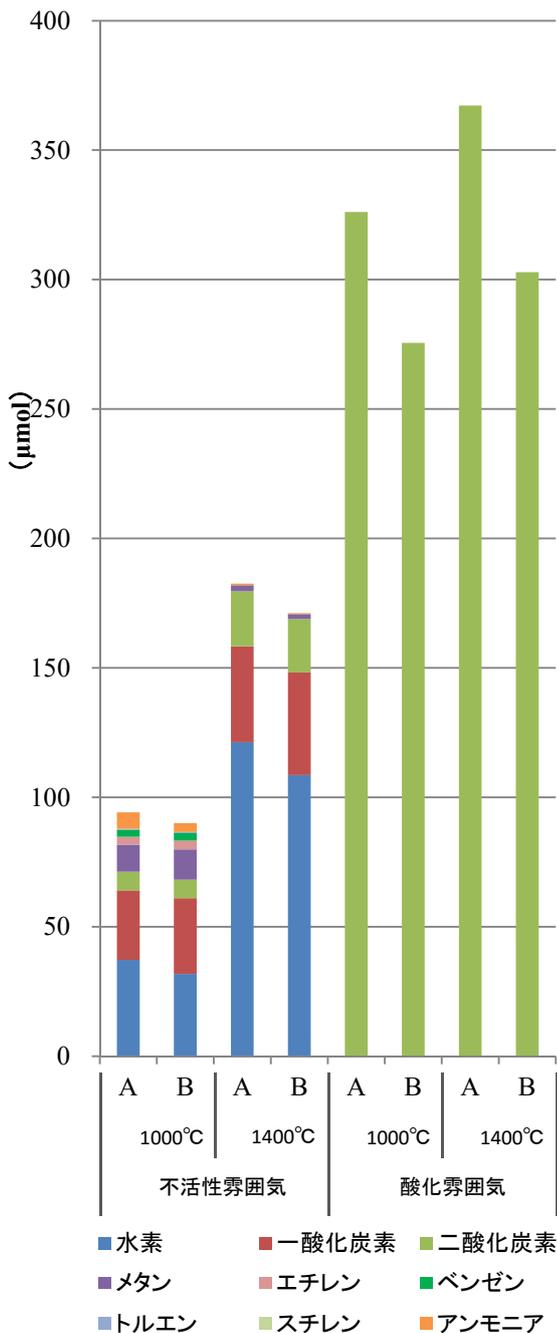


図1 瞬間熱分解発生ガス (物質質量)

性雰囲気での元素別の物質質量では、1400°Cで水素が最も多く約6割を占め、次いで一酸化炭素・二酸化炭素の順に多く、これらでほとんどを占めており、その他ではメタンやアンモニアが検出されたがエチレンや BTX 類は定量下限以下であった。また、1000°Cでは水素・一酸化炭素が各々約3割を占め、メタン・アンモニアは 1400°Cより多く検出され、1400°Cで定量下限以下であったエチレン・ベンゼンも検出された。

酸化雰囲気では二酸化炭素のみ検出され、粘結剤の炭素成分はそのほとんどが 1000°C・1400°Cでは燃焼によ

り二酸化炭素になったと考えられる。また、今回水については未測定のため推測ではあるが、酸化雰囲気では水素成分は燃焼により水になった可能性が考えられる。

それに対し、不活性雰囲気では温度により異なっており、1000°Cでは 1400°Cに比較して水素・二酸化炭素が少なく低級炭化水素・BTX 類が多くなっており、これは 1400°Cでは分解が進むが 1000°Cでは高分子の分解途中の炭化水素が残るためと考えられる。

3. 2 炭素元素、水素元素の物質質量比較

発生ガス中化合物に含まれる水素元素としての物質質量を図2に、炭素元素としての物質質量を図3に示す。

水素元素の物質質量は、酸化雰囲気では定量下限以下であるが、不活性雰囲気では 1000°Cは 1400°Cより約 80μmol 少なく、また、1400°Cでは水素ガスに含まれる水素元素がほとんどであるが 1000°Cでは約 1/2 が炭化水素に含まれるものであった。

炭素元素の物質質量では、酸化雰囲気では二酸化炭素に含まれる炭素元素がすべてで、この酸化雰囲気での炭素元素の物質質量に対して不活性雰囲気での炭素元素の物質質量合計は約 1/4 と少なく温度による差も少ない。不活性雰囲気の炭素元素の物質質量は、1000°Cでは約 1/2 が酸化炭素に含まれるもので、残りは炭化水素に含まれるものとなっており、1400°Cではほとんどが酸化炭素に含まれるものとなっている。粘結剤は高分子化合物であるので炭素元素の物質質量に対する水素元素の物質質量比はおおよそ2以下であり、1400°Cで測定された酸化炭素の炭素元素の物質質量に対する水素ガスの水素元素の物質質量比はおおよそ4となっているので、少なくともその差の水素元素と結合していた炭素元素は熱分解によって炭化物となっていると考えられる

それに対し、不活性雰囲気の水素元素の物質質量は 1000°Cでは 1400°Cに比べ少ない。この分の水素元素は測定されていない化合物として存在しているということになるので、水の可能性もあるが不活性雰囲気であることやエチレン・BTX 類が検出されていることも併せると、この水素元素分は測定されていない高級炭化水素の状態である可能性が考えられる。

つまり、粘結剤中の炭素元素は、酸化雰囲気ではその多くが二酸化炭素となり、不活性雰囲気では、一部は酸化炭素となるが、それ以外は炭化物や炭化水素になり、特に 1400°Cでは炭化物に、1000°Cでは炭化水素になっている可能性が考えられる。

4. まとめ

粘結剤の瞬間熱分解における発生ガスの分析を行った。酸化雰囲気では 1400°C・1000°Cで二酸化炭素が発生し、不活性雰囲気では 1400°Cで主に水素・酸化炭素が発生し、1000°Cで水素・酸化炭素に加え低級炭化水素や BTX 類が発生した。また、粘結剤中の炭素元素は酸

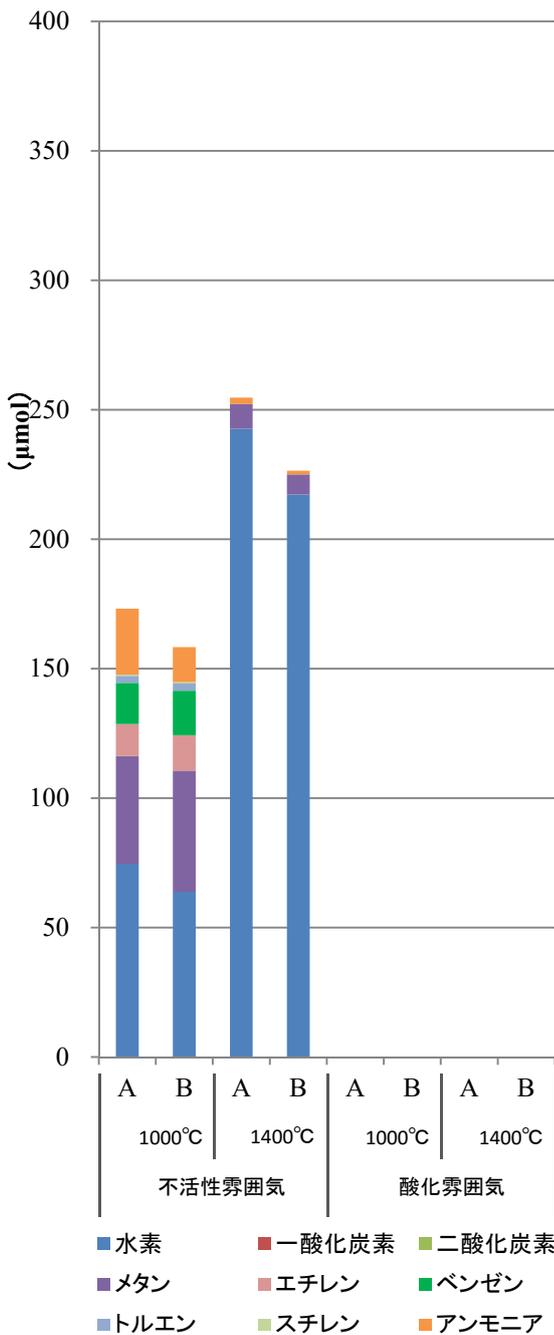


図2 瞬間熱分解発生ガス中の水素元素の物質質量

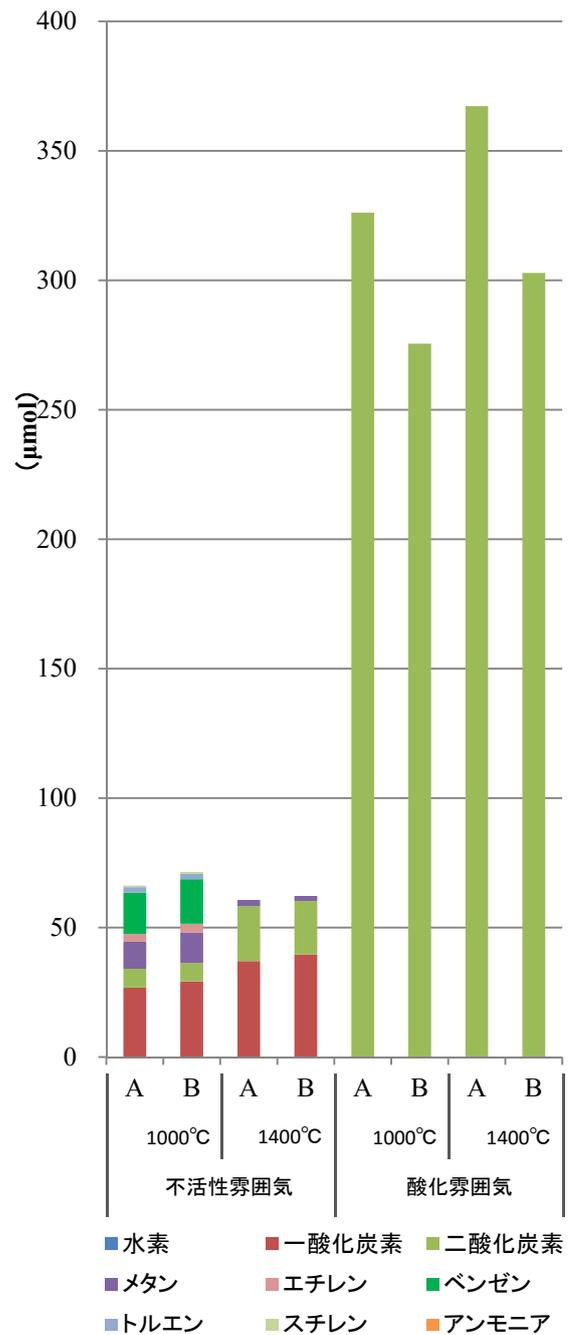


図3 瞬間熱分解発生ガス中の炭素元素の物質質量

化雰囲気ではその多くが二酸化炭素となり、不活性雰囲気では一部は酸化炭素となるが、それ以外は炭化物や炭化水素になっていると考えられる。

【謝 辞】

本研究に際し、試験体を提供いただきました株式会社マツバラ、株式会社瓢屋に対し感謝の意を表します。

【参考文献】

- 1) 大平ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.2, pp19-22,2014
- 2) 大平ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.3, pp20-23,2015

摩擦攪拌接合の異種材接合への応用（第2報）

水谷 予志生、足立 隆浩

Application of friction stir welding to dissimilar material joining (II)

Yoshiki Mizutani and Takahiro Adachi

摩擦攪拌接合（FSW）による異種材接合として、それぞれ板厚 3mm のアルミニウム展伸材（A6061-T6）と鋼板（SS400）またはステンレス板材（SUS304）との突き合わせ接合を行った。前報では、ツールのショルダー一部も鋼板に若干侵入し、表面を少し削るような位置で FSW を行ったところ、板厚の半分程度しか接合されなかった¹⁾。この鋼材への侵入を無くしたところ、ツールのプローブ長さと同程度の深さまでアルミニウム展伸材と鋼材またはステンレス材とを接合させることができた。引張試験による破断位置は、接合界面ではなくアルミニウム合金母材側であり、十分な接合強度が得られたものと考えられる。ツールの回転数、移動速度を変化させたところ、鋼材よりステンレス材との接合の方が良好な接合が得られる加工条件範囲が狭い傾向にあった。ただし、ツールプローブの鋼材への食い込み量が重要であり、ツールの移動位置を高精度で制御することが課題である。

1. はじめに

自動車等輸送機器の軽量化のため、鉄鋼材料からより軽量の素材への変更が盛んに行われており、場所によって最適な素材を使い分けるマルチマテリアル化がトレンドとなっている。種々の軽量材料の中でもアルミニウム合金は有力な代替材料であり、自動車 1 台あたりの使用量が年々増加している。それに伴い、アルミニウム合金同士、あるいはアルミと鉄等の接合の要望が増えており、さまざまな手法が開発・実用化されつつある。

その一つである摩擦攪拌接合（Friction Stir Welding：以降 FSW）技術²⁻³⁾は、従来溶接が困難であったアルミニウム合金同士の接合を容易にし、かつ優れた機械的特性を有した接合法であることから、電車車両・自動車等の構造材に急速に実用化が進んできている⁴⁻¹⁰⁾。この FSW を用いて、アルミニウム合金とマグネシウム合金や鉄、銅、チタンといった異種材料との接合¹¹⁻¹⁶⁾や、鉄同士のような高融点材料の接合¹⁷⁻²⁰⁾といった研究開発も進んでおり、注目されている技術である。また、本来の FSW とは方式が異なり、上下に重ね合わせて接合する手法で鋼材とアルミニウム合金材との異種接合を実用化した例がある⁹⁻¹⁰⁾。

しかし、FSW の突き合わせ接合による異種材接合については、研究室レベルでの報告例⁹⁻¹²⁾はあるが、実用化には至っていない。本研究では、特に要望の高いアルミニウム合金板と鋼板またはステンレス板との突き合わせ接合に着目し、接合条件と強度について調査することを目的とした。

2. 実験方法

本実験では、それぞれ 50×250×3mm のアルミニウム展伸材（A6061-T6）、鋼板（SS400）、ステンレス板材（SUS304）を接合用試料とした。図 1 のように、ツ

ール進行方向の右側（RS 側）にアルミニウムを、左側（AS 側）には鋼またはステンレスを配して FSW による異種材接合を行った。FSW には、位置制御方式である自動摩擦溶接機（㈱日立設備エンジニアリング社製、SHH204-718 型）を使用した。FSW ツールにはハイス鋼を用いており、φ12mm のショルダー先端に M5 の逆ネジ状プローブ（長さ 2.5mm）が付いた形状となっている。昨年度と異なり本年は、ツールのショルダー一部は侵入させないこととした。ツール挿入位置は前報¹⁾と同様で、突き合わせ面よりアルミ側とし、プローブ側面が約 0.2mm だけ鋼板あるいはステンレス板の側面に食い込むように調整している。ツールの回転数と移動速度を変化させ、接合強度への影響を調査した。

接合後の試料は、マイクロフォーカス X 線 CT 装置（東芝 IT コントロールシステム（株）製、TOSCANER-32300μFD）により CT 像を観察し、アルミへの鉄片の分散状況や欠陥の有無を観察した。また、前報同様¹⁾ワイヤーカットを用いて引張試験片を作製し、万能試験機（Instron Corporation 製、5985 型）にて引張強度を測定した。比較として、アルミ（A6061-T6）同士を FSW した試料についても同様に引張強度を測定した。また、接合断面のマクロ・ミクロ組織観察も行った。

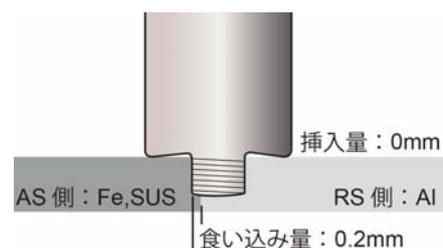


図1 FSWにおけるワークとツールの配置図
（ツールの移動方向は紙面手前から奥方向）

3. 結果及び考察

長さ 230mm の FSW を行った接合試料から、前報¹⁾と同様に 8 本の引張試験片を切り出し、万能試験機にて引張試験を行った。図 2 に、FSW の開始点を原点とした引張試験片の採取位置による引張強度をプロットした。比較としてアルミ同士を回転数 2000rpm、移動速度 200mm/min で FSW した試料についてもそれぞれ示した。この場合、接合初期段階では強度が低いものの、70mm 以上では安定して 800MPa 近い強度が得られた。これに対し、図 2 (a) のアルミ (A6061-T6) - 鉄 (SS400) の接合では、接合条件によっては接合初期から 600~700MPa の強度で安定しているものもあれば、変動の大きいものもあった。図 2 (b) のアルミ-ステンレス (SUS304) の接合では、さらに大きく変動しており、移動速度を 500mm/min と速くしたものや、回転数を 1500rpm と大きくしたものでは強度が大きく低下していた。

これらの引張試験後の鉄あるいはステンレス側の代表的な破面について、実体顕微鏡によるマクロ写真を図 3 に示す。比較として、アルミ同士の破面も図 3 (a) に示す。いずれも FSW 全接合長のうち、中心の安定した位置の破面を示している。アルミ同士の場合、板厚 3mm の全領域で接合されており、引張試験による伸びの影響で断面積が収縮したのが分かる。この試料の破断位置は、継手外側の母材部 (熱影響部) であった。一方、アルミ-鉄の接合で強度の高かった回転数 800rpm、移動速度 200mm/min の試料 (図 3 (b)) では、接合下面側から 0.6mm 程度で鋼板素地が観察され、この部分ではツールプローブが接触しておらず、ほとんど接合されていないと考えられる。その上部ではアルミが付着していたことから、十分な接合がなされた部分では、アルミの母材破断が起こることが分かった。断面積中 2 割程度が接合強度に寄与していないことを考えると、アルミ同士の 800MPa に対し 700MPa 程度の強度が得られたことは妥当な結果だと考えられる。次に、図 3 (c) はアルミ-ステンレスで強度の高かった移動速度 200mm/min、回転数 800rpm の試料を、図 3 (d) は低かった 1500rpm、200mm/min の試料の破面を示す。図 3 (c) の強度が高かったものでは、図 3 (b) のアルミ-鉄の場合と同様であったが、図 3 (d) の低かったものではアルミの付着が少なく、また、ほぼ全面にわたって筋状の痕跡が存在していた。これは、プローブのネジ山で削られた痕跡だと思われる。

FSW 後の試料の断面について、図 4 にアルミ-鉄、図 5 にアルミ-ステンレスのマクロ組織を示す。この図でも全接合長の中心部の断面であり、ツールの移動方向は紙面手前から奥となっている。図 4 は、アルミの A6061 部は 5%HF 水溶液で、鉄の SS400 部は 5%ナイトールでエッチング後、光学顕微鏡の暗視野像で観察し、図 5 はアルミ部のみエッチングして明視野像で観察した

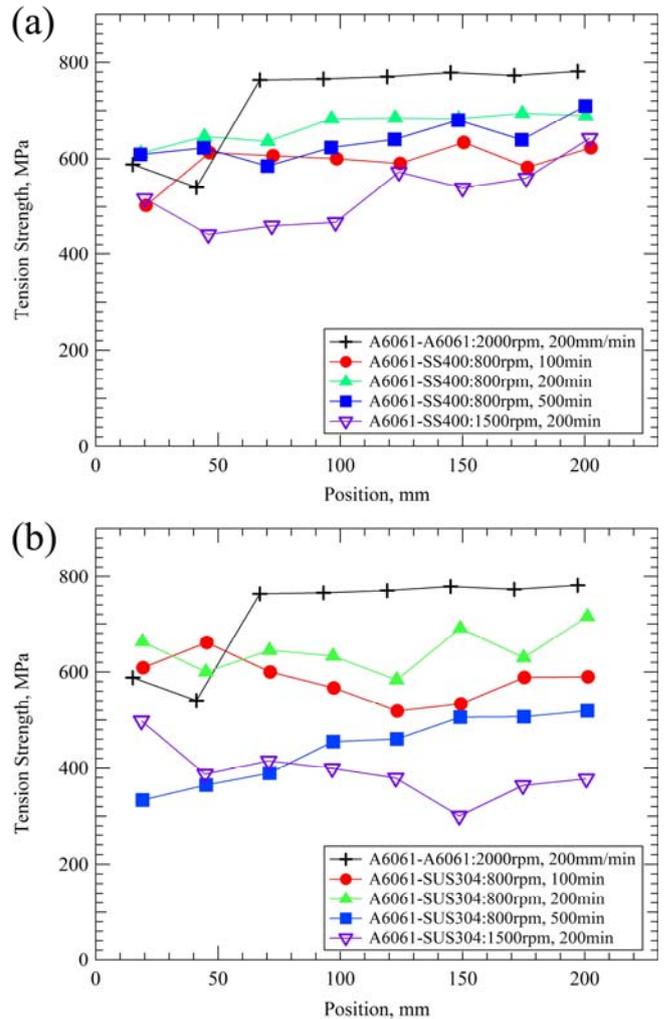


図 2 FSW 後の引張試験片採取位置と引張強度の関係 (a)アルミ-鉄, (b)アルミ-ステンレス

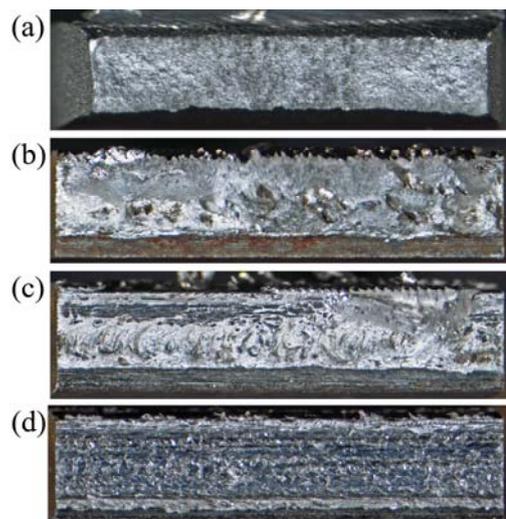


図 3 引張試験後の破面 (鉄またはステンレス側) (a)アルミ同士(2000rpm-200mm/min), (b)アルミ-鉄(800rpm-200mm/min), (c)アルミ-ステンレス(800rpm-200mm/min), (d) アルミ-ステンレス(1500rpm-200mm/min)

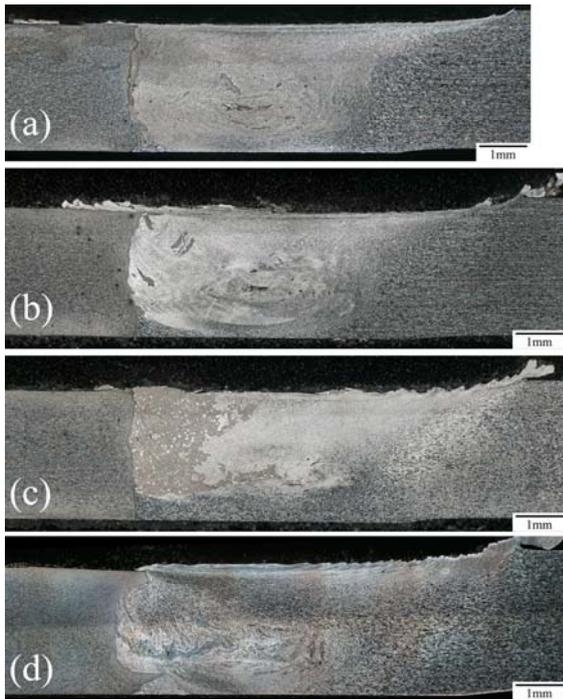


図4 アルミー鉄のFSW後の断面マクロ組織
(a)800rpm-100mm/min, (b)800rpm-200mm/min,
(c)800rpm-500mm/min, (d)1500rpm-200mm/min

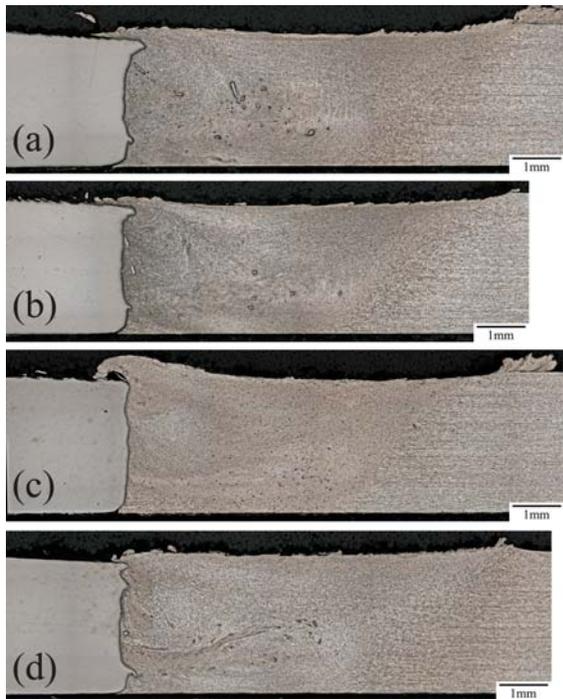


図5 アルミステンレスのFSW後の断面マクロ組織
(a)800rpm-100mm/min, (b)800rpm-200mm/min,
(c)800rpm-500mm/min, (d)1500rpm-200mm/min

ものである。それぞれ、鉄あるいはステンレス板の側面は、ツールのプローブが当たったことによる変形と、それにより削られた鉄片がアルミ攪拌部に点在しているのが確認できた。ツールショルダー部の侵入をなくしたこ

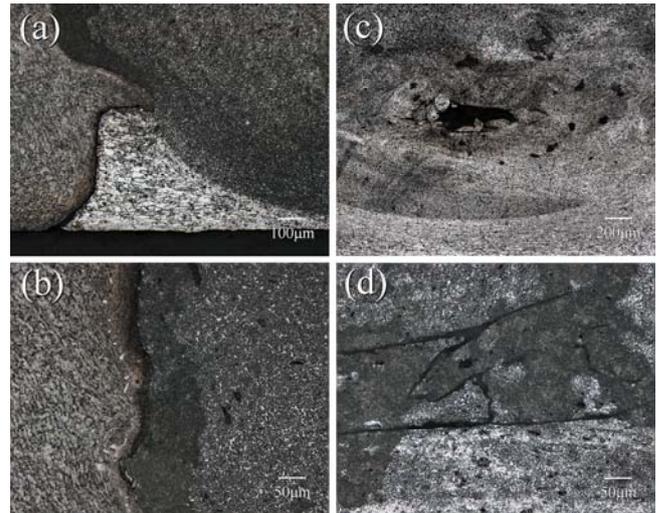


図6 アルミー鉄のFSW断面のマイクロ組織
(a)(b)800rpm-100mm/min, (c)800rpm-200mm/min,
(d)800rpm-500mm/min

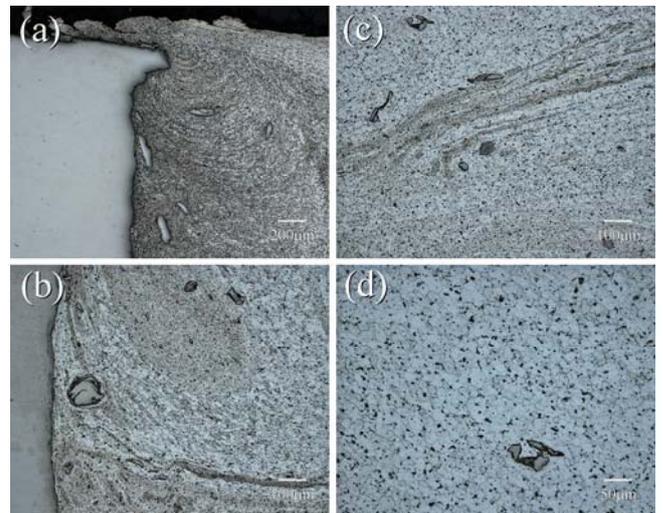


図7 アルミステンレスのFSW断面のマイクロ組織
(a)800rpm-200mm/min, (b)(c)(d)1500rpm-200mm/min

とで、前報¹⁾よりも深い位置まで鋼板の側面を削ることができた。これが、前報より高強度が得られた原因であると考えられる。また、FSW特有の攪拌の痕跡(オニオンリング)が攪拌域中央に見られるもの(図4 (a) (b), 図5 (d))もあれば、左上の境界部に見られるもの(図5 (a) (b))もあった。AS側の鋼板またはステンレス板がほとんど塑性流動しないため、通常アルミ同士のFSWとは異なる塑性流動が起こったためと考えられる。

これらの断面のマイクロ組織を、図6, 図7に示す。接合境界下面側には、鉄・ステンレスいずれの場合でも図6 (a)のような未攪拌のアルミ部が存在していた。また、アルミと鉄をFSWした場合、鉄の境界近傍およびアルミ攪拌部に点在する削られた鉄片内に、図6 (b)のような微小な白い点が存在していた。これはFSWの

摩擦熱で炭化物が析出した可能性が考えられる。また、攪拌域には鉄片だけでなく図6(c)のような空洞状の内部欠陥や、図6(d)のような界面の巻き込みのような欠陥も存在していた。アルミとステンレスをFSWした場合、図7(a)のように、オニオンリングがステンレスとの境界角部から広がっているように存在していた。また、回転数を1500rpmとした試料では、図7(b)(c)のように結晶粒の粗い領域と細かい領域が攪拌域に混在していた。供試材のA6061-T6は展伸材であることから、結晶粒が圧延方向に伸びた形状をしているはずであるが、結晶粒の粗い部分では図7(d)のように10~20μm程度の等方的な結晶粒となっていた。回転数が大きくなったことで発熱量が増加し、再結晶が起こったためではないかと考えられる。

ワイヤーカットで引張試験片を切り出した残りの部分である幅約13mmの試料について、X線CTによる断面観察を行った結果を図8に示す。これらは、アルミと鉄をFSWした試料を上から見た断面図であり、図中左から右にツールが移動している。測定条件は、管電圧90kV、管電流360μAである。図中白色がFe、灰色がAl、黒色は空洞を示している。プローブで削られた鉄片が、ツールの回転軌跡に沿って分布しているのが分かる。この鉄片は数十μmから数百μmオーダーのものであり、粗大なものは境界面に近い位置に存在していた。また、図8(b)(c)では、この回転軌跡に沿って空洞状の欠陥も存在していた。アルミとステンレスをFSWした試料でも、同様の結果が得られている。このCT像からFe部のみを抜き出し、三次元形状を表示させたものを図9、10に示す。これらの図はいずれも、図4、5のマクロ断面図と同じ方向から見たものであり、奥行き方向に多数の鉄片が分布している。鉄片の分布は、大きく分けて攪拌中心部と最表面部の2つに分けられる。アルミとステンレスをFSWした図2(b)で強度の低かった条件である800rpm, 500mm/minの図10(c)では鉄片が極度に少なく、ステンレス側面への食い込み量が少なかった可能性がある。また、同様に強度の低かった1500rpm, 200mm/minの図10(d)では、比較的鉄片の広がりが少なく、大きな鉄片が凝集して存在しているように見える。こちらは十分な量の鉄片がアルミ中に分散していることから、食い込み量の問題ではなく、ツール回転数の影響ではないかと考えられる。アルミ-鉄の接合では同条件でも高い強度が得られていることから、ステンレスとの接合では良好な接合が得られる加工条件範囲が狭いと考えられる。しかし、プローブの鋼材への食い込み量も重要であり、これが変動することで接合強度に大きく影響していると考えられる。この食い込み量の変動の結果、図2(a)(b)のように接合位置によって強度が変動したのではないかと考えられる。食い込み量が変動する要因として、ツールの摩耗や鉄の凝着によるプローブ径の変動、ワークやツールの熱膨張、装置の剛

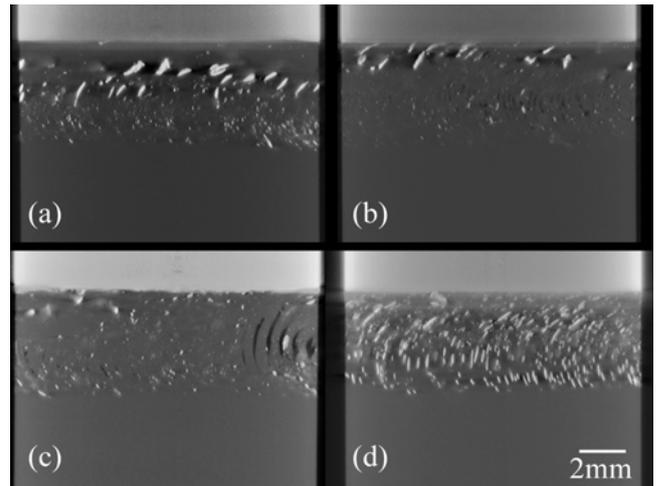


図8 アルミ-鉄をFSWした試料のCT断面図
(a)800rpm-100mm/min, (b)800rpm-200mm/min,
(c)800rpm-500mm/min, (d)1500rpm-200mm/min

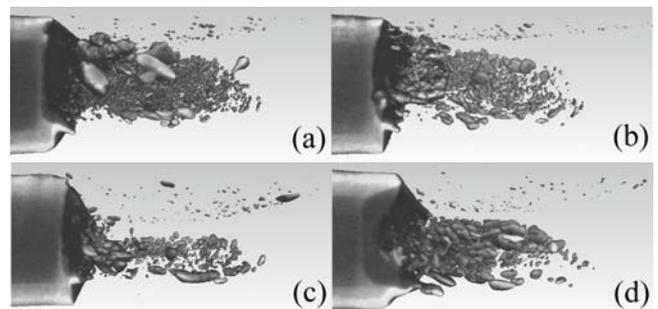


図9 アルミ-鉄をFSWした試料の三次元形状
(a)800rpm-100mm/min, (b)800rpm-200mm/min,
(c)800rpm-500mm/min, (d)1500rpm-200mm/min

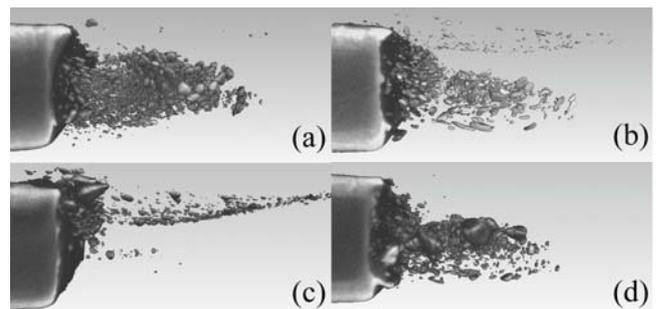


図10 アルミ-SUSをFSWした試料の三次元形状
(a)800rpm-100mm/min, (b)800rpm-200mm/min,
(c)800rpm-500mm/min, (d)1500rpm-200mm/min

性等が考えられる。ツールの移動位置を高精度で制御することが重要であり、大きな課題である。

4. まとめ

FSWによる異種材接合として、板厚3mmのアルミニウム展伸材(A6061-T6)と鋼板(SS400)およびステンレス板材(SUS304)との突き合わせ接合を行った。そ

の結果、以下のような知見が得られた。

- 1) ツールショルダー部の侵入量をなくしたところ、プローブ長さと同程度の深さまでアルミニウム展伸材と鋼材またはステンレス材とを接合させることができた。引張試験による破断位置はアルミ母材側であり、十分な接合強度が得られた。
- 2) アルミとの接合の場合、鉄よりステンレスの方が良好な接合が得られる加工条件範囲が狭い傾向であった。
- 3) プローブの食い込み量や FSW 条件により、鉄片の分散状況が変化し、これが接合強度に影響を与えていると考えられる。

【参考文献】

- 1) 水谷ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告, 3, pp24-27, 2015
- 2) 佐藤ら, まてりあ, 42, pp214-220, 2003
- 3) 藤井, 金属, 83, pp5-10, 2013
- 4) 福田, 金属, 73, pp330-335, 2003
- 5) 酒井, 軽金属, 56, pp584-587, 2006
- 6) 玄道ら, 日本金属学会誌, 70, pp870-873, 2006
- 7) 江角ら, 金属, 83, pp25-33, 2013
- 8) 篠田, 軽金属, 64, pp196-202, 2014
- 9) 宮原ら, Honda R&D Technical Review, 25, pp71-77, 2013
- 10) 佐山, 特殊鋼, 64, pp31-35, 2015
- 11) 福本ら, 溶接学会論文集, 22, pp309-314, 2004
- 12) 安井ら, 溶接学会論文集, 23, pp469-475, 2005
- 13) 時末ら, FSW の基礎と応用, 日刊工業新聞社, pp40-44, 2005
- 14) 宮川ら, 溶接学会論文集, 26, pp42-47, 2008
- 15) 青沼ら, 塑性と加工, 53, pp869-873, 2012
- 16) 安井, 溶接技術, 62, pp51-54, 2014
- 17) 中田, 溶接学会誌, 74, pp148-151, 2005
- 18) R.Ueji, et. al, Mater. Sci. Eng. A, 423, pp324-330, 2006
- 19) 松下ら, 溶接学会論文集, 27, pp360-370, 2009
- 20) Y.D.Chung, et. al, Scripta Mater., 63, pp223-226, 2010

水質が脱亜鉛腐食に与える影響に関する研究（第2報）

足立 隆浩、水谷 予志生

Influence of water quality on the dezincification corrosion for brass alloy (II)

Takahiro Adachi and Yoshiki Mizutani

本研究では、黄銅水栓部品の脱亜鉛腐食の評価を行った。脱亜鉛腐食は未だ発生条件の全容が明らかになっておらず、その対策が難しい腐食である。本研究では腐食に関わる環境条件のうち水質に着目し、いくつかの水質環境下において腐食促進試験を行い、それぞれの影響を調べた。その結果、塩化物や銅イオンおよび鉄イオンなどの存在下において脱亜鉛腐食が進行することを確認した。また、その他水栓内部に析出する生成物や、濃度による脱亜鉛腐食への影響についても調査を行った。

1. はじめに

脱亜鉛腐食は黄銅製品に見られる不良であり、合金中の亜鉛成分が脱落することで強度不足に陥り、水漏れなどが発生する現象として知られている。特に水栓部品においてこのような不良が時折見られ、水栓メーカーではその対策が課題となっている。しかし、この腐食のメカニズムは未だ明確にはされておらず¹⁾、また腐食の起こる使用条件が多様多様であることから、腐食対策は困難なものとなっている。

材料の耐脱亜鉛性の評価の手法としては、塩化銅水溶液による腐食促進試験が行われている²⁾。本研究では、これを参考とし、実際の水栓使用環境においてどのような要素が腐食因子となりうるかについて調査を行った。

昨年度の検討により、腐食の評価法については実験後試験体の脱亜鉛層深さ測定を採用した。またこれらの試験体について、実験後の内部状態を観察した。

2. 黄銅水栓部品の脱亜鉛腐食促進試験

メッキ前の黄銅水栓部品を試験体として腐食促進試験を行った。

まず、試験体にホールピペットを用いて試験溶液を20ml 注入し、シリコーンゴムにて栓をした。これらを図1のように65°Cの乾燥機中で保持し、腐食促進試験を行った。3か月間65°C環境下に置いた後、試験体を取り出し、それぞれの試験溶液をプラスチック容器に取り保管した。次に、溶液を取り出し内部を蒸留水で洗浄し、十分に乾燥した後、ダイヤモンドソーを用いて試験体を分割し試験後の内部状態について観察を行った。そして、各試験体について3か所の断面材料を作製し、脱亜鉛腐食層の深さ測定を行った。

なお、試験前後の重量の増減については、昨年度の検討により腐食条件により実験後に内部に析出物が生成する可能性があることが確認されたため、今回は腐食評価法としては用いないこととした。



図1 実験風景

3. 水質の違いによる脱亜鉛腐食の評価（実験手順）

溶液に含まれる金属カチオン種や塩化物イオンなどのアニオン種により脱亜鉛腐食にどのような影響があるかについて調査を行った。試薬として、塩化カルシウム (CaCl_2)、塩化ナトリウム (食塩: NaCl)、硫酸ナトリウム (Na_2SO_4)、塩化鉄(II) (FeCl_2)、硫酸鉄(III) $\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3$ 、塩化銅 (CuCl_2)、硫酸銅 (CuSO_4) を用い、それぞれ蒸留水を用いて飽和溶液へと調製したものを試験溶液として用いた。また、これとは別に何も溶解させない蒸留水のみを対照として用いた実験を行った。実験は第2項で示した手順に従って行った。

4. 水質の違いによる脱亜鉛腐食の評価（結果）

実験後の試験体内部表面の拡大写真を図2に示す。

NaCl 、 $\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3$ 、 CuCl_2 、 CuSO_4 を用いた試験体については析出物が明らかに認められた。一方、 Na_2SO_4 、および蒸留水のみを用いた試験体では析出物は認められず、また内部表面は黒く変色し脱亜鉛腐食が発生した場合に見られる銅色部分は存在しなかった。

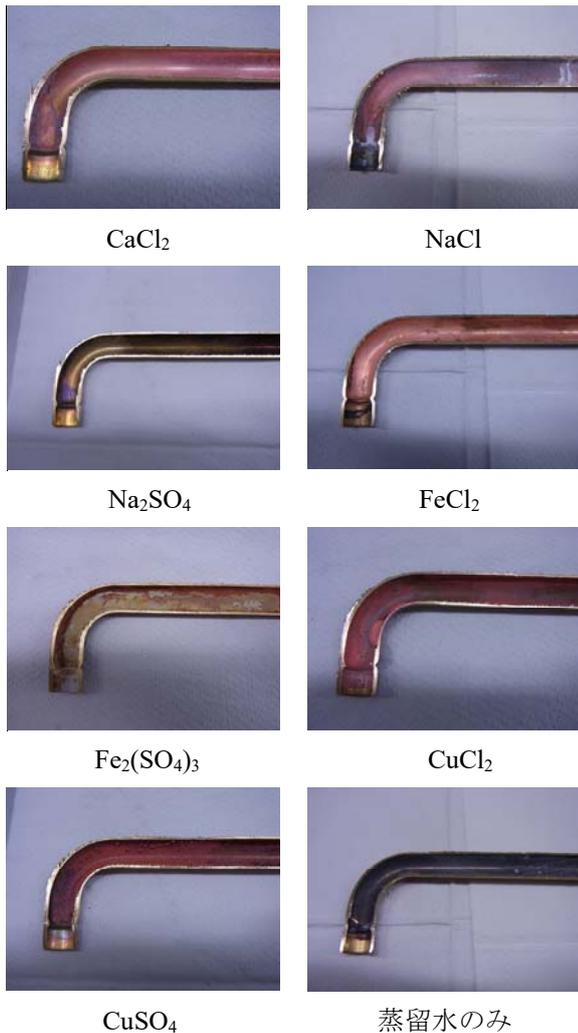


図2 試験後の内部表面写真

次に、各試験体の脱亜鉛層深さ測定の結果を表1に、実験後の各試験体の断面写真を図3に示す。

脱亜鉛層深さの違いを示した表について、最大脱亜鉛層深さは各試料の3カ所から作製した断面試料において最も脱亜鉛層が深い箇所を測定した値を表す。また、平均脱亜鉛層深さはこれらの断面試料の脱亜鉛層の深さをそれぞれ複数箇所測定した平均値を表す。

表1を見ると、最大脱亜鉛層深さおよび平均脱亜鉛層深さが最も大きかったのは CuSO₄ を用いた場合で、同じく銅塩である CuCl₂ を用いた場合も大きな脱亜鉛腐食を示した。また NaCl 及び Fe₂(SO₄)₃ を用いた場合には銅塩を用いた場合には及ばないものの 50μm 以上の脱亜鉛腐食が見られた。一方で CaCl₂ 及び FeCl₂ を用いた場合の脱亜鉛腐食は比較的小さく、Na₂SO₄ を用いた場合には脱亜鉛腐食そのものが確認できなかった。

この結果より、金属塩化物が存在する場合は程度の違いはあるものの脱亜鉛腐食が進行し、金属硫酸塩が

存在する場合は金属カチオン種により脱亜鉛腐食が進行する場合と進行しない場合があることが確認できた。また、図2の表面観察より腐食析出物が明らかに認められるものに関して比較的腐食が大きくなった。

以上のことから、脱亜鉛腐食には水中に塩化物イオンが存在しているか、あるいは亜鉛よりイオン化傾向が低い金属カチオン種が存在していることが必要なのではないかと推測する。塩化物イオンは他の腐食の原因物質であると推測され、ステンレス鋼のすき間腐食などにより腐食を発生するとされている。またイオン化傾向の違いによる腐食については、各金属はそれぞれ標準電極電位と呼ばれる特性を持っており、この大小によりイオンになりやすさが決まる。この原理により発生する腐食の一例としてガルバニック腐食があり、例えばアルミニウムと鉄鋼ではアルミニウムの方がイオンになりやすいため、この2種の金属を接合するとアルミニウムがイオンとなり腐食が発生するという現象である。銅は亜鉛よりイオン化傾向が低く、また鉄も亜鉛よりイオン化傾向は低い。そのためこれらのイオンを持つ溶液が亜鉛を含有する黄銅と触れた場合に亜鉛がイオンとなって溶出してしまうのではないかと推測される。

また、Fe₂(SO₄)₃、CuCl₂ および CuSO₄ では平均脱亜鉛層深さに比べ最大脱亜鉛層深さが大きいという結果が得られた。図3を見ても、特に CuSO₄ を用いた場合にある特定の箇所が大きく腐食していることが確認できる。

このことから、脱亜鉛腐食には水質の他、析出物の生成も関与しているのではないかと考えた。この推測の元、析出物を定期的に除去しながら腐食試験を行った場合に脱亜鉛腐食の程度はどのように変化するかを調査した。

表1 水質による脱亜鉛層深さの違い

溶液	最大脱亜鉛層深さ	平均脱亜鉛層深さ
CaCl ₂	18.9	14.2
NaCl	92.3	76.5
Na ₂ SO ₄	0	0
FeCl ₂	28.9	13.2
Fe ₂ (SO ₄) ₃	62.1	38.0
CuCl ₂	222.3	154.2
CuSO ₄	280.3	161.4
蒸留水	0	0

(単位: μm)

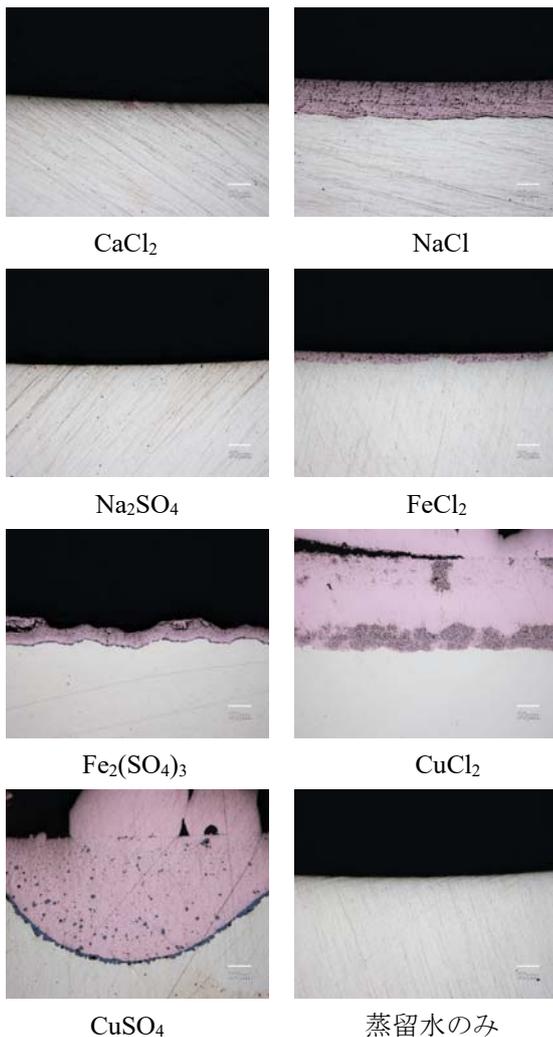


図3 試験後の断面写真

5. 実験中の内部環境の違いによる腐食評価 (実験手順)

実験中に試験体内部に析出する生成物が腐食にどのような影響を及ぼすかを調査することを目的に実験を行った。

試験溶液は 20%の NaCl 水溶液 (蒸留水を用いて調製したもの) を用いた。二個の試験体を用い、一方は試験開始後 3 ヶ月間経過するまで 65℃の環境下で放置した。実験は第2項で示した手順に従って行った。

もう一方は試験開始後 15 日~1 ヶ月ごとに試験体を取り出し、試験溶液を排出し蒸留水及び塩酸を用いて内部の洗浄を行い、乾燥の後再び新しい試験溶液を注入し、65℃環境下に置き試験を再開した。以上のことを4回繰り返し、合計 3 ヶ月間 65℃環境下に置いたのちに試験を完了した。試験完了後に第2項の手順に従い、内部観察及び断面観察を行った。

6. 実験中の内部環境の違いによる腐食評価 (結果)

実験後の試験体内部表面の拡大写真を図4に示す。ここで、試験溶液を定期的に交換したものを交換試験体、試験期間中同一の試験液を用いたものを非交換試験体と呼称する。

交換試験体の表面には明らかな析出物が肉眼で確認できないのに対して、非交換試験体の表面には第4項の NaCl の場合と同様に白色の析出物が確認できた。



交換試験体 非交換試験体
図4 試験後の内部表面写真

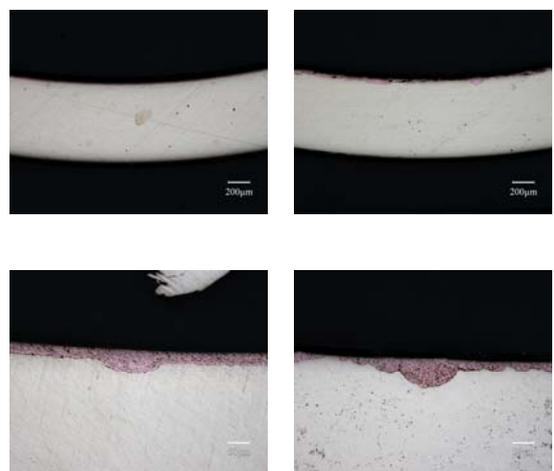
次に、各試験体の脱亜鉛層深さ測定の結果を表2に、実験後の各試験体の断面写真を図5に示す。

交換試験体および非交換試験体において、平均脱亜鉛層深さについては大きな差異が見られなかったものの、最大脱亜鉛層深さは非交換試験体の方が深くなった。また、非交換試験体は断面の位置により脱亜鉛層深さのばらつきが大きく、場所によって同心円状の脱亜鉛腐食が見られた。このような腐食の形態は実際の製品が水漏れなどを起こした場合によく見られるものである。このことから同一試験体でも析出物が生成した箇所と生成していない箇所において脱亜鉛腐食の進行に違いが出たのではないかと推測される。

表2 内部環境による脱亜鉛層深さの違い

条件	最大脱亜鉛層深さ	平均脱亜鉛層深さ
交換試験体	59.2	38.9
非交換試験体	79.0	41.7

(単位: μm)



交換試験体 非交換試験体
図5 試験後の断面写真

7. 試験溶液濃度の違いによる腐食評価（実験手順）

試験溶液の濃度の違いにより腐食に影響があるのかを調査した。なお、本実験は市販品のメッキ済製品を用いて行った。

試験溶液は NaCl を用い、蒸留水を用いて濃度の調整を行った。濃度は、重量で 1%、5%、10%、25%とした。実験は第2項で示した手順に従って行った。

8. 試験溶液濃度の違いによる腐食評価（結果）

実験後の試験体内部表面の拡大写真を図6に示す。いずれの濃度の場合も内部表面には白色析出物が確認された。

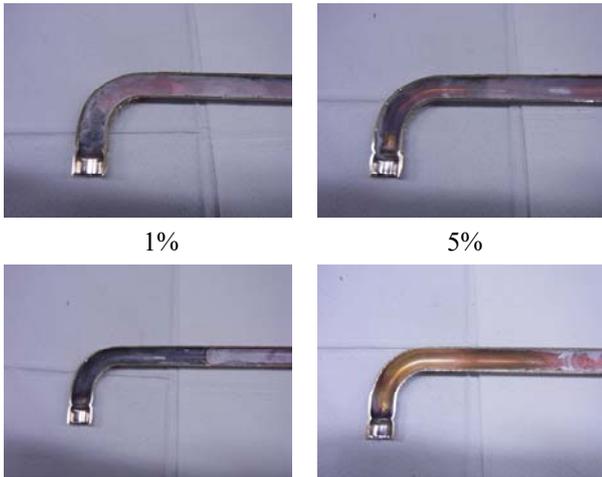


図6 試験後の内部表面写真

次に、各試験体の脱亜鉛層深さ測定の結果を表3に、実験後の各試験体の断面写真を図7に示す。

表3を見ると、NaCl 水溶液の濃度と脱亜鉛層深さに相関が無いことが分かる。この条件においても観察位置により脱亜鉛層深さにばらつきが大きく、析出物による影響が存在することが推測できる。

表3 内部環境による脱亜鉛層深さの違い

濃度	最大脱亜鉛層深さ	平均脱亜鉛層深さ
1%	206.7	75.9
5%	113.7	49.0
10%	142.1	79.4
25%	73.8	45.3

(単位：μm)

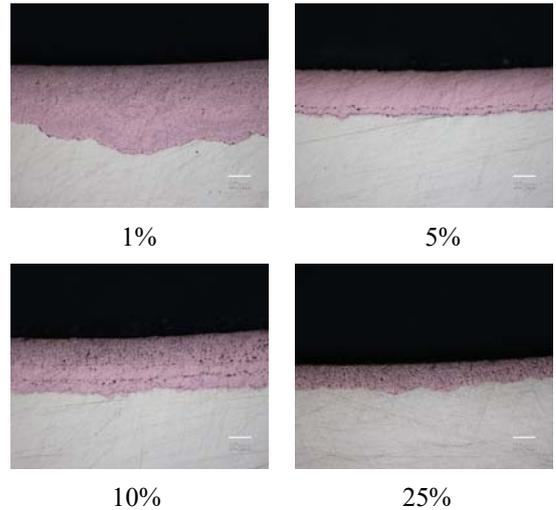


図7 試験後の断面写真

9. まとめ

黄銅製水栓部品の脱亜鉛腐食について、水質の影響に関し調査を行った。その結果、以下のような考察を行った。

- ・脱亜鉛腐食の条件は、塩化物イオンもしくは鉄イオンや銅イオンなど亜鉛よりイオン化傾向が低いイオンが溶液中に存在している。
- ・水栓内部壁面に析出物が生成した場合、脱亜鉛腐食が促進される。
- ・溶液の濃度は脱亜鉛腐食の程度には寄与しない。

【謝 辞】

今回の研究に当たり、試験体をご提供いただいた関連企業様に深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) 松島 巖,腐食防食の実務知識,オーム社
- 2) JIS H 3250 : 銅及び銅合金の棒

自己組織化膜による刃物の表面改質技術の開発（第3報）

大川 香織、細野 幸太、林 亜希美

Development of surface modification for cutlery by self-assembled monolayer (III)

Kaori Okawa, Kouta Hosono and Akemi Hayashi

これまでにステンレス製刃物表面への強固な有機皮膜形成による撥水・撥油性の発現をめざし、フルオロアルキル基を有するホスホン誘導体を用いて、ステンレス表面への化学結合による自己組織化膜の形成を検討した。撥水・撥油性を付与することはできたが、カミソリ刃やメスなど刃物製品への適用には、皮膜の耐久性評価も必要である。そこで、本研究では、市販のメスに処理を施し、切れ味試験を行い評価した。

1. はじめに

現在、金属上への有機皮膜の形成には、ポリテトラフルオロエチレン (PTFE) を中心とした、フッ素系ポリマーが用いられており、フッ素系ポリマー粒子懸濁液を表面に塗布した後、焼き付けて皮膜化しており、密着性が弱く、被削物との抵抗が大きい製品、例えば刃物では皮膜がはがれやすい問題がある。また、膜厚を薄くすることが難しいため、形状が変わると性能に影響を及ぼす製品、特に刃先への処理には向かない。さらに、県内刃物業界は、低価格な外国製品の台頭により差別化に迫られており、刃物表面への機能性有機皮膜の形成技術の開発が強く望まれている。

金属表面へ有機分子を直接合成することは困難だが、ある特定の有機化合物が化学吸着し、ち密な有機皮膜を形成することが知られている¹⁻²⁾。これらの有機皮膜は自発的かつ規則的に集積されることから自己組織化単分子膜 (Self-Assembled Monolayer、以下 SAM と略) と呼ばれ、基材表面と強固な化学結合により固定化される。この反応を利用して、A. Raman らはオーステナイト系ステンレスである SUS316L 表面への SAM 膜の形成を報告している³⁾。これまでに当所において、カミソリ刃やメスに用いられているマルテンサイト系ステンレスである SUS420J2 表面へ化学結合による撥水・撥油性を有する SAM 膜の形成を試み、撥水・撥油性を付与することができた⁴⁾。しかしながら、カミソリ刃やメスなどの刃物など製品への適用には、皮膜の耐久性評価も必要である。そこで、本研究では、市販のメスに処理を施し、切れ味を評価した。

2. 実験

2. 1. 1 基板および試薬

基板として、市販のステンレス製メス (No.10、フェザー安全剃刀株式会社製) を使用した。試料表面の有機汚染層を除去するために、メタノールで 30 分洗浄後、さらにアセトンで 30 分間超音波洗浄した。送風乾燥器で乾燥し、実験に供した。フルオロアルキル基を有するホスホン誘導体は、1H,1H,2H,2H-Perfluoro-n-

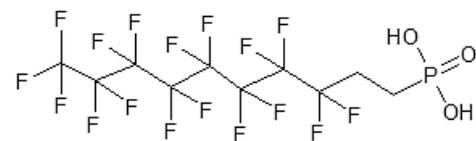


図1 PFDPA の構造式

decylphosphonic acid ($C_{10}H_{17}F_{19}O_3P$) (以下 PFDPA と略) (SYNQUEST LABORATORIES, INC.) を用いた (図 1)。

切れ味評価用試料には疑似皮膚として高粘着定形シート クリスタルゲル CRG-T2505 (株式会社タナック) を使用した。

2. 1. 2 基板への PFDPA 皮膜の形成

1.0mM PFDPA の THF 溶液を調整し、洗浄後の基板を所定の時間、大気雰囲気下で浸漬した。反応はすべて室温 (25°C) で行った。反応後、100°C で一時間加熱処理をし、その後 THF で洗浄し、乾燥させた。

2. 2 X線光電子分光分析 (XPS) による表面分析

アルバック・ファイ株式会社製 PHI 5000 Versa Probe II を使用し、PFDPA 処理基板および未処理基板の表面分析を行い、基板表面に存在する元素の同定を行った。励起 X 線源は $AlK\alpha$ ($h\nu=1486.6eV$) を使用した。

2. 3 切れ味試験

2. 3. 1 切れ味試験機のシステム構成

切れ味試験機は、当所で開発された三菱電機製の 6 軸多関節ロボット本体とコントローラ、シーケンサおよびミネベア製の 6 軸力覚センサをロボットハンドに装着したシステムを使用した⁵⁾。装置写真を図 2 に示す。

2. 3. 2 切れ味試験

切れ味評価の手順は、切断用プレートにセットされたクリスタルゲル (硬さ 25 JIS E、サイズ 100×200×5 mm) をあらかじめプログラムされたロボットの運動軌跡に従って、5 0 回切断動作させた。この時、メスの柄を力覚センサの下に取り付けた把持治具に固定して、荷重測定を行った。ロボット及び力覚センサの位置関係



図2 切れ味試験機全体

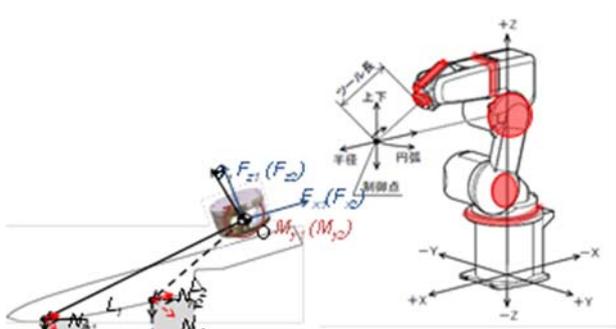


図3 ロボットと力覚センサの位置関係

(座標軸) は、図3に示すとおりである。

3. 結果及び考察

3.1 XPSによる表面分析

PFDDPA 処理基板および未処理基板のワイドスペクトルを図4に示す。図4 (a)より、未処理基板の表面からは、530 eVに酸素の1s電子 (O1s)、285 eVに炭素の1s電子 (C1s)、724 eV および 712 eV に鉄の2p電子 (Fe2p)、さらに 576eV にクロムの2p電子 (Cr2p) の結合エネルギーを示すピークがそれぞれ確認され、これらはステンレスの構成成分に由来するものである。また、284eV 付近に見られる炭素の1s電子 (C1s) に由来するピークは表面汚染層に由来するものと考えられる。一方、図4 (b)より、PFDDPA 処理基板からは、基板由来の鉄、酸素、クロム以外に、PFDDPA に由来する 689eV 付近にフッ素の1s電子 (F1s) と 190 eV と 133 eV 付近にリンの2s電子 (P2s) と 2p電子 (P2p) の結合エネルギーを示すピークが明確に認められた。さらに、炭素の1s電子の結合エネルギーに由来する 286eV 付近のピークが2つに分かれており、PFDDPA 処理基板表面に存在する炭素の結合状態は、未処理基板の炭素と異なっていることがわかる。そこで、炭素の状態をより詳細に調べるために、未処理および PFDDPA 処理基板の C1s のナロースペクトルを測定した (図5)。図5 (a)より、未処理基板の C1s は 285eV に C-C 結合由来のピークのみで

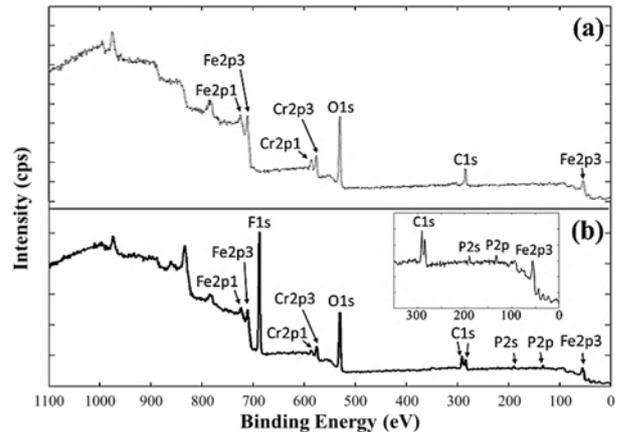


図4 メス表面のXPSワイドスキャンスペクトル (a)未処理、(b)PFDDPA 処理

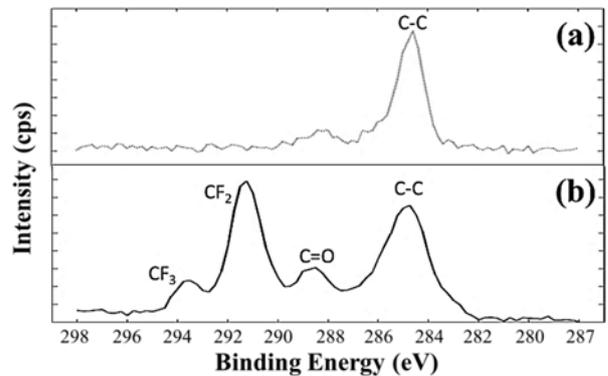


図5 C1sのXPSナロースキャンスペクトル (a)未処理、(b)PFDDPA 処理

表1 CF₃/CF₂の信号強度比と組成比

CF ₃ /CF ₂ 信号強度比	CF ₃ /CF ₂ 組成比	強度比/組成比
0.23	0.14	1.6

あったが、図5 (b)より、PFDDPA 処理基板には、CF₂ および CF₃ の結合エネルギーに相当する 291eV および 293.5eV 付近にピークが認められた。CF₃ と CF₂ の信号強度比と組成比から基板上的 PFDDPA の配列状態を推定することができる⁶⁾。PFDDPA が基板と平行状態になっていると仮定した場合、CF₃/CF₂ 信号強度比と組成強度比は同じとなるが、一般的に SAM は基板に対してある角度で立っている状態であることが知られており、末端の CF₃ からの信号強度が相対的に大きくなる⁶⁾。信号強度比が組成強度比よりも大きければ大きいほど、CF₃ が外側、CF₂ が内側になるような配列となっていることを示す。CF₃/CF₂ 信号強度比と組成強度比を表1に示す。PFDDPA の強度比/組成比は 1.6 となり、メス上の PFDDPA は CF₃ が表面を覆っているような状態で分子が

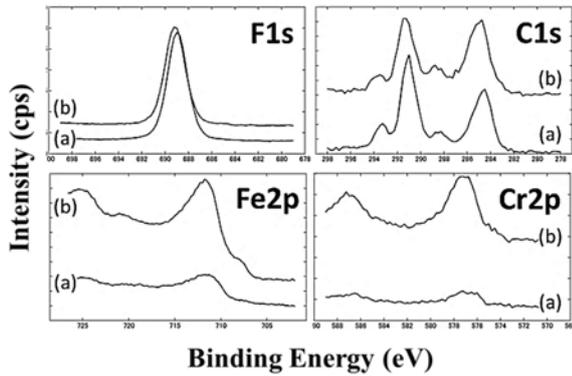


図6 PFDPA 処理メスの F、C、Fe、Cr のナロースキャンスペクトル
(a) Take off angle 20、(b) Take off angle 90



図7 メス上の PFDPA の推定構造

整列している構造ではなく、 CF_2 が露出しているような乱れた構造で形成されていることが示唆された。

XPS は角度分解法 (ARXPS) により非破壊で薄膜の膜厚を推定することが可能である。そこで PADMA 処理メスのナロースキャンスペクトルを Take off angle (試料表面と検出器入力レンズ軸のなす角) を 20° および 90° で測定し、膜厚を算出した。図6に F、C、Fe、Cr のナロースキャンスペクトルを示す。図中6 (a) より、Take off angle が 20° の時は浅い領域、つまり極表面の情報であり、図中6 (b) より、 90° の場合は基板付近の情報を示している。測定された2つの TOA における成分ごとのピーク強度比を求め、その大小関係から成分の存在位置の上下関係を推定した結果、図7のような層構造であると推定され、PADMA の膜厚は 1.45nm と推定された。

3. 2 ロボットによる切れ味試験

図8に切れ味試験時の荷重変化の測定例を示す。図中の F_x 、 F_y 、 F_z は荷重 (N) を示し、 M_x 、 M_y 、 M_z はそれぞれの軸方向の回転モーメントを示している。刃物を使う人が感じる切りやすさは、捉えた荷重の積分値になると考えられる。つまり荷重が低いほど、摩擦抵抗が低く、切りやすい刃物と言える⁹⁾。今回は切断方向に対する力の成分である F_x の荷重で切れ味を評価した。

未処理および PFDPA 処理メスをロボットにより50回切断動作させたときの F_x 方向の荷重計測結果を図9

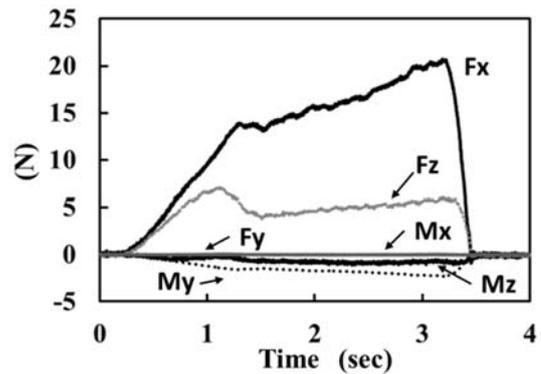


図8 ロボットによる切断時の荷重計測結果

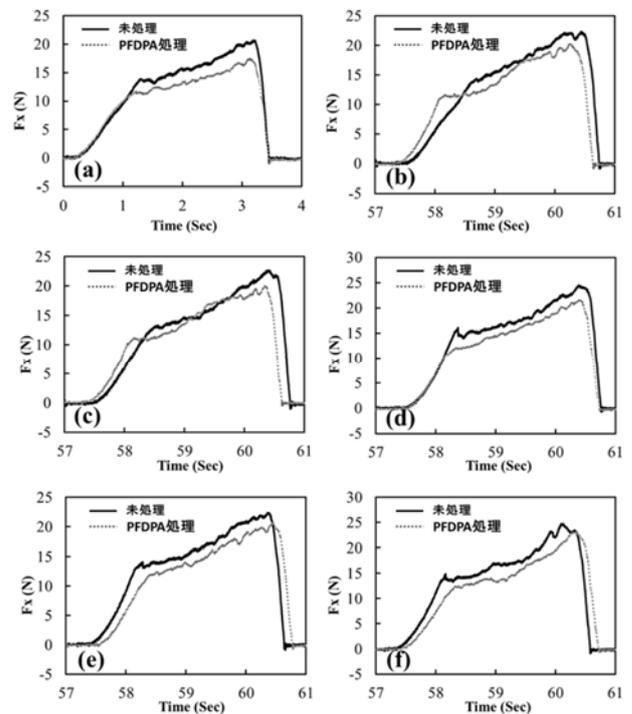


図9 未処理および PFDPA 処理メスをロボットによる F_x 方向の荷重計測結果

- (a) 1回目、(b)10回目、(c)20回目、
- (d)30回目、(e)40回目、(f)50回目

に示す。図9 (a) より、PFDPA 処理メスの切削抵抗値は未処理に比べると低いことがわかる。さらに、切断回数を重ねても、PFDPA 処理メスは未処理メスよりも切削抵抗値が低く、PFDPA 処理によりクリスタルゲルとの切削時の摩擦抵抗が低減される効果が表れており、刃付け後に PFDPA 処理をしても、切れ味に影響を及ぼさない。XPS の結果から、PFDPA 処理メスの表面は CF_3 で覆われているのではなく、 CF_2 で覆われているような状態であることが示唆されており、メス表面を CF_3 で覆われるような状態にできれば、切削抵抗値は今回の結果よりもさらに下がると考えられる。

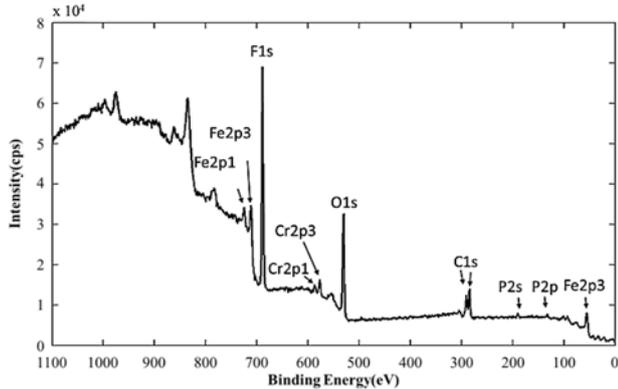


図10 50回切れ味試験後のPFDDPA処理メス表面のXPSワイドスキンスペクトル

ロボットによる50回切れ味試験後のPFDDPA処理メス表面のXPSワイドスキンスペクトルを図10に示す。50回切断後もPFDDPA由来のFが検出されており、切断中にPFDDPAが剥離することなく残っていることから、メス上のPFDDPAはある程度の耐久性を示すことがわかった。

4. まとめ

市販のメス表面へPFDDPA処理を施してロボットによる切れ味試験を行い、切れ味とPFDDPA皮膜の耐久性評価を行った。その結果、PFDDPA処理メスは未処理メスに比べると、切削抵抗値が低減し、切れ味がよくなることが明らかになった。しかしながら、今回のPFDDPA処理メスの表面は、PFDDPA分子がきれいに整列してCF₃で覆われている状態ではなく、CF₂が表面に露出した状態である可能性が高いため、CF₃で表面を覆うような構造になるような工夫が必要である。

【謝 辞】

基板を御提供頂いたフェザー安全剃刀株式会社に深謝します。

【参考文献】

- 1) 杉村博之 他, 表面技術, 62(2), pp98-103, 2011
- 2) 高井治 他, 表面技術, 55(12), pp758-763, 2004
- 3) A. Raman, et.al, Langmuir, 22(15), pp6469-6472, 2006
- 4) 大川ら, 工業技術研究所研究報告 No.3, pp9-11, 2015
- 5) 小河ら, 機械材料研究所研究報告 No.5, pp1-4, 2012
- 6) 杉村博之, <http://www.mtl.kyoto-u.ac.jp/groups/sugimura-g/PDF/Introduction-To-SAM.pdf>

アルミニウム合金のプレス成形性向上に関する研究（第1報）

小川 大介、水谷 予志生

Study on press forming of aluminum alloy (I)

Daisuke Ogawa and Yoshiki Mizutani

アルミニウム合金のプレス成形性について、引張試験および深絞り試験を行い、速度の違いによる集合組織への影響を検討した。引張試験は、速度によって引張強さおよび破断面集合組織に違いが得られた。また、深絞り試験における成形性評価については、プレス条件の高速化により真円度が悪くなり、側壁部にしわが発生することから、プレス速度を最適に選択する必要があることがわかった。

1. はじめに

金属板材のプレス成形は、コスト低減や高精度が求められるだけでなく、難加工材に対して成形性向上が求められるようになってきている。近年、自動車パネル用材料として鋼板に代わりアルミニウム合金が使用され、車体の軽量化ニーズを受けて、その使用量は増大する傾向にある¹⁾。そして、アルミニウム合金の延性は従来使用されてきた軟鋼板の延性と比べて低いことが知られ、しわや割れなど成形性の改善が要望されている。それらを解決するための手法として、サーボプレスの活用が考えられる。特に、スライドの動きや速度、下死点位置などを任意にかつ高精度に制御できるサーボプレスの登場が、より革新的な成形技術開発のキーとなっている²⁾。これまで、材料のプレス成形性を評価する手段として、材料の成形性試験（引張試験、エリクセン試験）などで評価されているが、実際のプレス条件（速度や形状など）によって、成形性が異なることが現状である。そこで、プレス成形速度に着目した成形性への影響を検討し、不良箇所の集合組織解析との相関性について調査した。

2. 実験

2.1 供試材

本実験に使用した供試材は、市販の板厚 1.0mm、Al-Mg 系アルミニウム合金 A5052-O を用い、2.2 節に示す成形性試験を行った。

2.2 成形性試験

2.2.1 引張試験

引張試験には、精密万能試験機（株）島津製作所製 AG-IS 型 100kN）を用いた。試験片形状は、JIS Z 2201 による 13 号 B 試験片（平行部 12.5mm×長さ 60mm、標点距離 50mm）とし、図 1 に示すように、圧延方向を 0° 方向とし、45°、90° 方向にワイヤーカット切断機にて試験片を作製した。引張試験の弾性域においては、3 軸ロゼットゲージを用いて主ひずみを計測した。破断付近のひずみを測定するため、スクライブドサークルによるひずみを計測した。引張試験後のサンプルを高分解

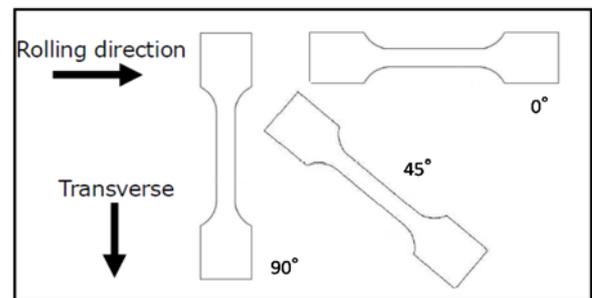


図 1 引張試験片

能走査電子顕微鏡複合装置（日本電子（株）製 JIB-4600F）を用い、電子線後方散乱回折（EBSD）法により集合組織を解析した。

2.2.2 深絞り試験

プレス機は、電動サーボプレス機（株）放電精密加工研究所製 ZENFormer MPS675DS）を用いた。プレス成形条件として、V 字 1 点変速制御によりプレス速度 1~200mm/s、しわ押さえ板間隔 1.0mm として深絞り成形を行った。金型形状は、パンチ径 ϕ 25mm、パンチ肩半径 R5mm、ダイス径 ϕ 27.5mm、ダイス肩半径 R5mm を用いた。被成形材は、 ϕ 50mm×t1mm（絞り比：2）、汎用プレス潤滑剤を用いた。

深絞り成形後の形状精度の評価として、真円度測定機（株）東京精密 ロンコム 52B-510）を用いて、カップ外周底面から高さ H10・13・16・19mm の位置を測定した。そして、引張試験同様、EBSD による集合組織解析をした。

3. 結果及び考察

3.1 引張試験

アルミニウム合金の機械的特性試験結果を表 1 に示す。焼頓材のため引張強さは約 210MPa、伸びは約 22%あるが、r 値は 0° および 90° 方向と比べ、45° 方向が小さいので、異方性がある材料であることがわかる。次に、引張速度に対する引張強さの結果を図 2 に示す。引張試験速度が 50mm/min 以上になると、1mm/min に比べ引張

表1 供試体の機械的特性

	引張強さ	耐力	破断伸び	r値	
		MPa	MPa		%
A5052-O	0°	213	118	22	0.88
	45°	212	120	24	0.56
	90°	210	117	22	0.82

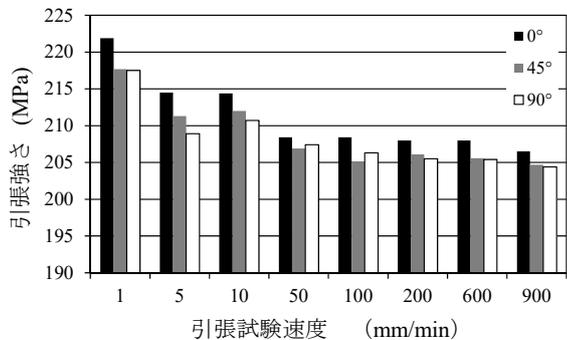


図2 引張速度と引張強さ

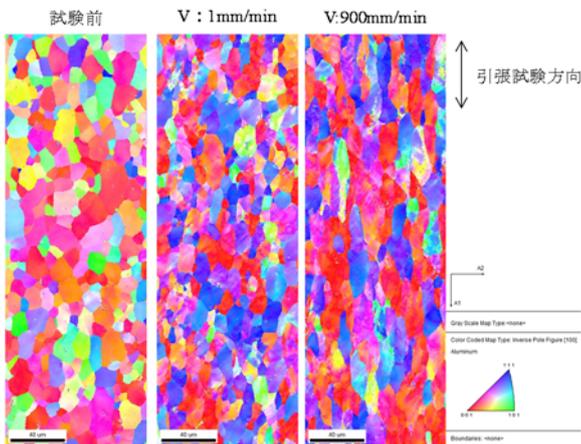


図3 結晶方位マップ (0° 方向)

強さが 5%程度低下している。一般的に多くの金属材料は、引張速度（ひずみ速度）が大きくなると引張強さも増加する。しかし、今回の引張試験においては、引張時に発生する熱エネルギーが発散されたため、引張強さが低下したと考えられる。

引張試験した 0° 方向のサンプル（引張速度 V : 1mm/min、900mm/min）の破断点付近（局所ひずみ約 50 %）の断面について、EBSD により集合組織を解析した結果を図3に示す。引張速度が速くなることにより、(001)面や(111)面の法線が試料の RD 方向に強く配向されている。また、結晶粒の大きさや形が変わり、引張方向に沿って楕円形状になることが確認できた。

3. 2 深絞り試験

それぞれのプレス速度で深絞りした成形品の真円度測定結果を図4に示す。カップ外周底面から高い位置ほど、真円度が悪くなっている。特に、プレス速度が 200mm/s の場合、全体的に真円度結果が悪くなり、図5に示すようにカップ側壁にしわが発生した。これは、フランジ部からダイ肩部に引き込まれる際に、しわ押さえ板によ

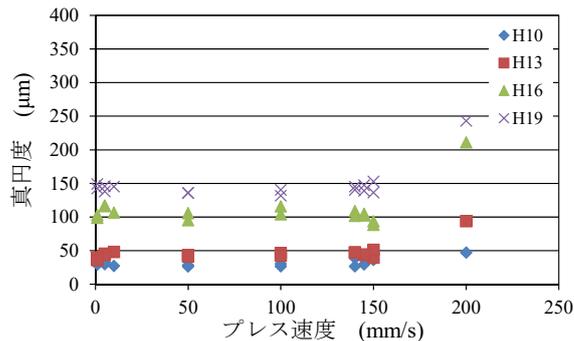


図4 深絞り真円度測定結果

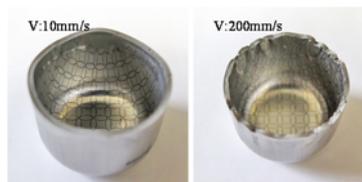


図5 深絞り成形品

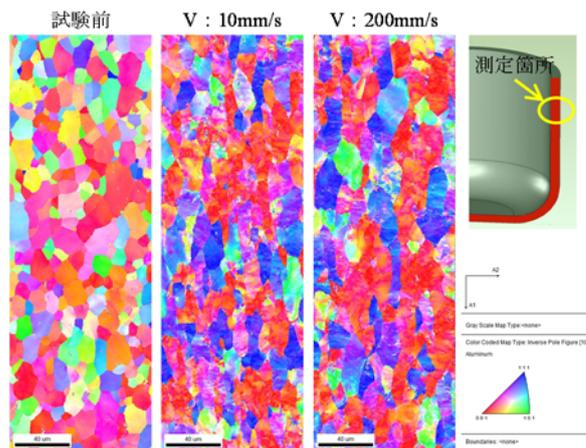


図6 結晶方位マップ

て矯正されるが、プレス速度が速いために座屈が発生したと考えられる。次に、カップ側壁部の集合組織解析結果を図6に示す。深絞り成形することによって、結晶方位にムラが生じることが確認できた。また、プレス速度 200mm/s においては、結晶粒が大きくなることがわかった。

4. まとめ

アルミニウム合金の引張試験において、引張速度を速くすることで、強度および集合組織に違いがあることが明らかとなった。深絞り試験においては、プレス速度の高速化により真円度が悪くなり、側壁部にしわが発生することから、成形速度に最適性があることが明らかとなった。

【参考文献】

- 1) 高田健,新日鉄技報第 393, pp104-109,2012
- 2) 林央,天田財団研究報告書, pp11-19,2008

複 合 材 料 関 連

ウォータジェットによる CFRP 加工効率化に関する研究 (第2報)

加賀 忠士、丹羽 孝晴、小河 廣茂、西村 太志

A study of abrasive water jet to cut CFRP structures efficiently (II)

Tadashi Kaga, Takaharu Niwa, Hiroshige Ogawa and Futoshi Nisihimura

ウォータジェット加工による熱硬化性 CFRP および熱可塑性 CFRP の加工効率化を目指し、ノズル送り速度を変化させたときの切断面の仕上がりへの影響を把握するため、表面粗さやバリの大きさについて数値的な評価を行った。その結果、(1) ノズル送り速度が増加するに従い粗さの数値が増加すること、(2) ノズル送り速度が遅い場合や速い場合にバリ高さが高くなること、(3) このバリ高さを低くするための最適なノズル送り速度が有ること、がわかった。また、ウォータジェット加工による様々な材料の切断サンプル作製に取組んだ。

1. はじめに

ウォータジェット加工機は、高圧の水を細いノズルから噴射した噴流に研磨剤を添加して金属などの切断や穿孔が可能な加工機である。研磨剤は比較的高価であるが、①材料の変形・歪が少ない、②発熱しないので熱影響がない、③水に濡れるので粉じん飛散がない、④任意の点で加工開始・終了ができるなど、他の加工にない特徴を併せ持つ。そのため、石材、ガラス材、金属材料、複合材料等の様々な部材の切断に利用されており、例えば航空機産業における機体製造業者が複合材料をトリムする方法として活用している¹⁾。

当研究所のウォータジェット加工機は経済産業省平成 24 年度補正予算事業「地域新産業創出基盤事業」で設置され、開放機器として県内企業を中心に利用されている。この設置を機に、当所では平成 26 年度から本研究に取組み始め、昨年度は金属材料の切断面の仕上がりについて表面粗さやバリの大きさの評価を実施した²⁾。本年度は、熱硬化性 CFRP および熱可塑性 CFRP の加工効率化を目指し、ノズル送り速度を変化させたときの切断面の仕上がりへの影響を把握するため、表面粗さやバリの大きさについて数値的な評価を実施したので報告する。また、ウォータジェット加工による様々な材料の切断サンプルを作製したので、その事例を報告する。

2. 実験

2.1 実験装置および実験方法

実験に用いたウォータジェット加工機 (Flow 社 FlowMach3 1313b-XD) は、最大圧力 350MPa に加圧した水を 0.254mm のノズルから噴射し、これに研磨剤 (ガーネット: #80) を添加している。実験の様子を図 1 に示す。被加工材は、熱硬化性 CFRP (東邦テナックス(株) 特注品 マトリックス樹脂: エポキシ) 板厚 3mm と熱可塑性 CFRP (BOND LAMINATES 社 TEPEX dynalite201 マトリックス樹脂: PA66) 板厚 2mm を用いた。実験は、ノズル送り速度を変化させ、

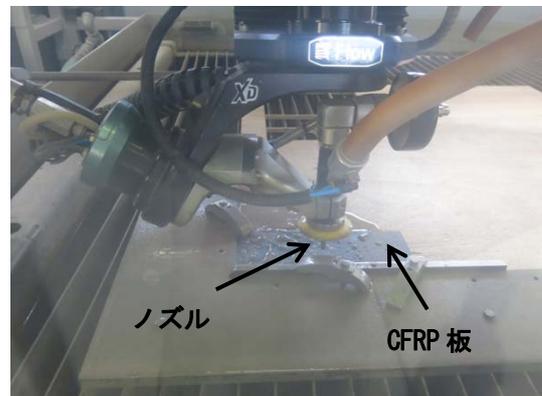


図1 実験の様子

熱硬化性 CFRP は 29.3~1755mm/min、熱可塑性 CFRP は 38.9~1946mm/min の速度範囲で直線切断加工を実施した。なお、ノズルの進行方向に対し左側と右側の二つの切断面を同時に得るが、本研究では、左右どちらも同等であると判断し、切断面の左側に対し表面粗さおよび切断部のバリ高さを測定した。

2.2 表面粗さ、バリ高さの測定

表面粗さの評価には表面粗さ測定機 (テイラーホブソン(株)社 フォームタリサーフシリーズ 2S4C) を用いた。粗さ測定 (Ra) は板厚の中心位置でスタイラスの進行方向はノズル送り方向と同じとした。バリ高さ測定にはレーザー変位計 ((株)キーエンス社 LK-G5000、±3mm、繰り返し精度 0.02μm、スポット径 25μm) を用い、板材表面からの高さとした。なお、板材の二つの面の示し方はノズル側を上面側、水槽側を下面側としている。

3. 結果及び考察

3.1 切断面の表面粗さ

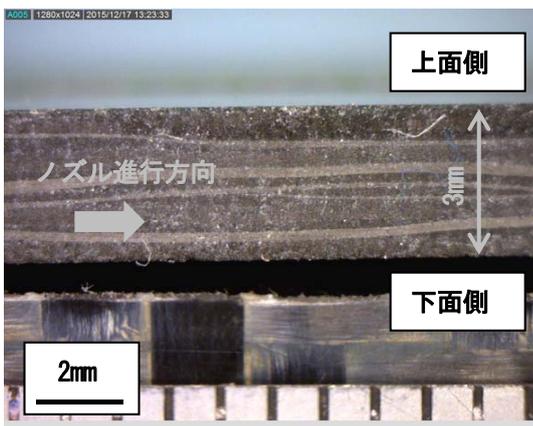
ノズル送り速度 1463mm/min のときの熱硬化性 CFRP の切断面の様子を図 2 (a) に、ノズル送り速度 1557mm/min のときの熱可塑性 CFRP の切断面の様子を

図2 (b) に示す。これらから熱硬化性 CFRP に対し熱可塑性 CFRP では、切断面上に切断しきれないケバ状の樹脂が多く残存していることがわかった。次に、ノズル送り速度と表面粗さ (Ra) の関係を図3に示す。この結果から熱硬化性 CFRP および熱可塑性 CFRP とともにノズル送り速度が増加するに従い、表面粗さの数値が増加していることがわかった。

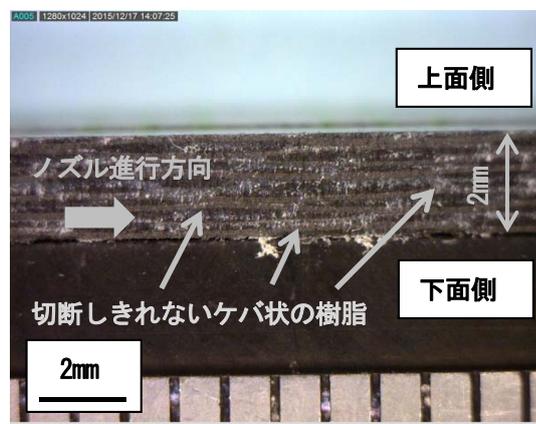
次に、今回の実験結果に対し、航空機組立てにおける穴交差や穴周りの品質³⁾に照らし合わせて評価した。表面粗さ Ra 0.8 μ m の規格と比較すると、すべてが規格から外れていることがわかった。このことから今回の加工条件では、最終仕上げではなく、粗加工に適していると判断できる。

3. 2 バリ高さ

ノズル送り速度 1463mm/min のときの熱硬化性 CFRP の切断後のバリの様子を図4 (a) および (b) に、ノズル送り速度 1557mm/min のときの熱可塑性 CFRP の切断後のバリの様子を図4 (c) および (d) に示す。これら



(a) 熱硬化性 CFRP
(ノズル送り速度 1463mm/min)



(b) 熱可塑性 CFRP
(ノズル送り速度 1557mm/min)

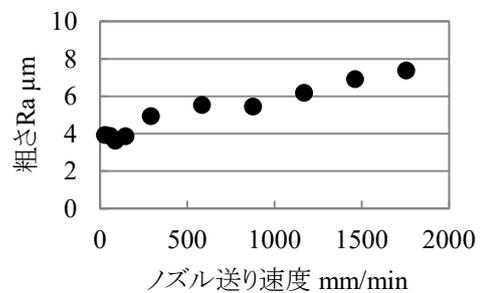
図2 切断面の様子

の図から上面側および下面側ともバリが生じていることがわかる。次に、ノズル送り速度とバリ高さの関係を図5に示す。この結果から、熱硬化性 CFRP および熱可塑性 CFRP とともにノズル送り速度が遅い場合や速い場合にバリ高さが高くなり、このバリ高さを低くするための最適なノズル送り速度が有ることがわかった。また、この傾向は、熱硬化性 CFRP に比べ熱可塑性 CFRP の方が顕著であることもわかった。

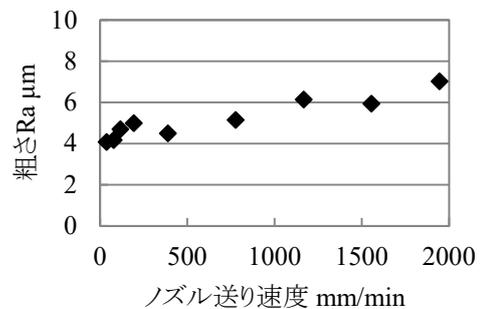
次に、表面粗さの評価と同様に、今回の実験結果に対し、航空機組立てにおける穴交差や穴周りの品質³⁾に照らし合わせて評価した。欠損・剥離の最大高さ (バリ高さ) 0.2mm、最大幅 0.8mm の規格を本実験結果で得られたバリ高さと比較すると、熱可塑性 CFRP のノズル送り速度 1557mm/min の1条件のみが規格から外れたが、それ以外はすべて規格を満たしていることがわかった。

4. 切断サンプル作製

ウォータージェット加工機は様々な部材の切断に利用されている。そこで、開放機器利用促進のディスプレイとして、本研究の取組みの中でも、ウォータージェット加工機を使用した切断サンプルを作製した。図6 (a) に模擬包丁を示す。包丁の名入れ部分には文字および螺旋形状を施し、熱硬化性 CFRP の柄部にはアルミニウムを埋め込んだ。これらはすべてウォータージェット加工機に

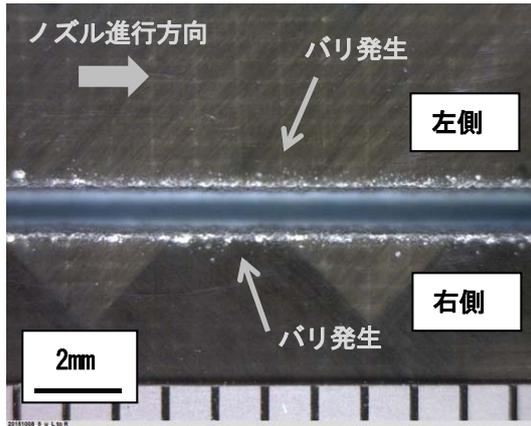


(a) 熱硬化性 CFRP

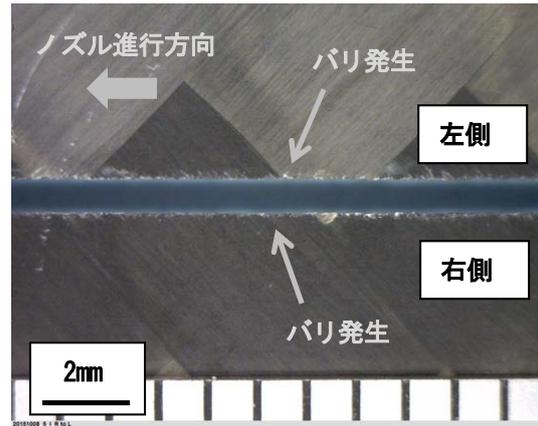


(b) 熱可塑性 CFRP

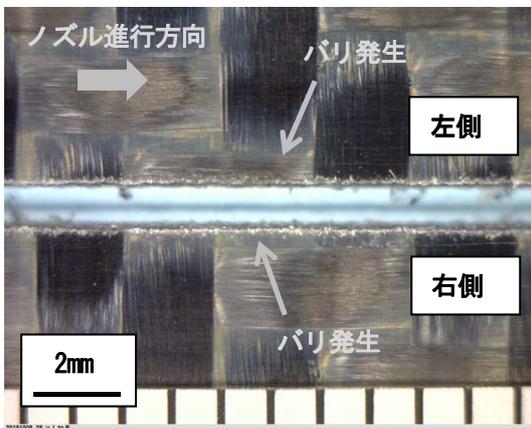
図3 ノズル送り速度と切断面表面粗さの関係



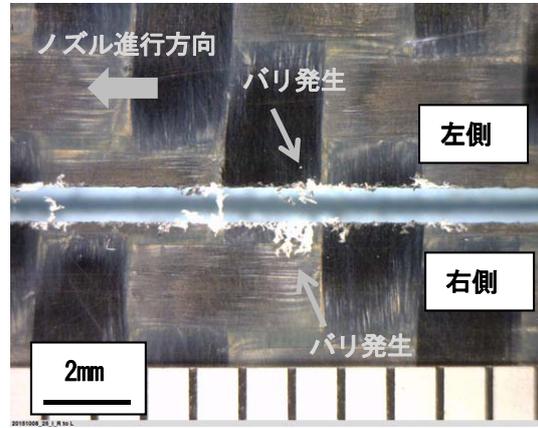
(a) 熱硬化性 CFRP 上面側
(ノズル送り速度 1463mm/min)



(b) 熱硬化性 CFRP 下面側
(ノズル送り速度 1463mm/min)

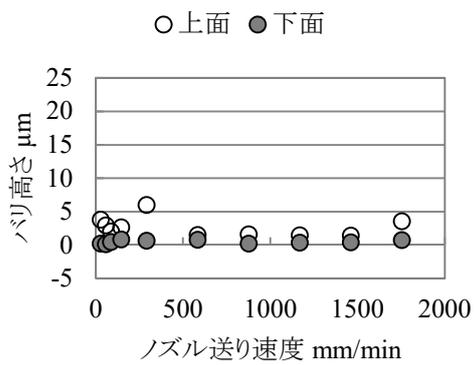


(c) 熱可塑性 CFRP 上面側
(ノズル送り速度 1557mm/min)

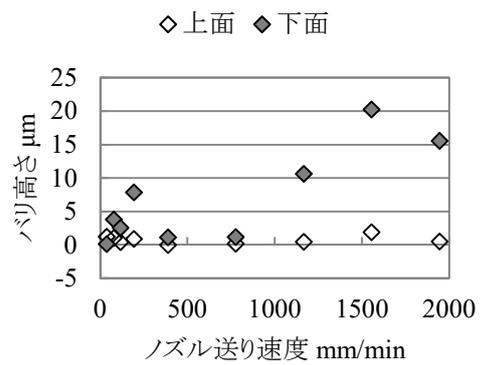


(d) 熱可塑性 CFRP 下面側
(ノズル送り速度 1557mm/min)

図4 切断部バリの様子



(a) 熱硬化性 CFRP



(b) 熱可塑性 CFRP

図5 ノズル送り速度と切断部バリ高さの関係



(a) 模擬包丁



(b) 自動車形状をくり抜いたプレート

図6 ウォータージェット加工機を使用した切断サンプル

よって切断加工を行っている。次に、図6 (b) に自動車形状をくり抜いたプレートを示す。材質はアルミニウム、黄銅、タイル、ガラス、熱硬化性 CFRP、熱可塑性 CFRP の6種類について作製した。

5. まとめ

ウォータージェット加工による熱硬化性 CFRP および熱可塑性 CFRP の切断面の仕上がりについて、ノズル送り速度を変化させたときの表面粗さやバリの大きさについて数値的な評価を行った。その結果、以下のことがわかった。

- (1) ノズル送り速度が増加するに従い粗さの数値が増加する。
- (2) ノズル送り速度が遅い場合や速い場合にはバリ高さが高くなる。
- (3) このバリ高さを低くするための最適なノズル送り速度が有る。

また、ウォータージェット加工による様々な材料の切断サンプル作製にも取組んだ。

【参考文献】

- 1) 馬場,精密工学会誌 Vol.75,No.8,pp945-948,2009
- 2) 西村ら,岐阜県工業技術研究所研究報告 第3号, pp47-48,2015
- 3) 深川,日本機械学会誌 No.1128,Vol.115,pp28-32,2012

CFRTP を活用した超軽量下肢装具の開発（第3報）

—臨床評価用試作と物性試験及びシミュレーションによる評価—

千原 健司、仙石 倫章、道家 康雄、萱岡 誠

Development of the ultralight lower extremity orthosis using Carbon Fiber Reinforced Thermoplastics (III)

Prototype for clinical evaluation, and evaluation of physical properties and simulation

Kenji Chihara, Tomoaki Sengoku, Yasuo Doke and Makoto Kayaoka

軽量、高強度、高剛性といった特長をもつ熱可塑性炭素繊維複合材料（以下、「CFRTP」）は、再加熱により材料が軟化し再成形できることから、人体に合わせた調整を必要とし軽量化が望まれる装具に有効と考えられる。

昨年度は、本材料を用いた装具を開発する体制と設備を整備し、基本的な設計・試作が可能であることを確認した。本年度は、昨年度の課題を踏まえて、本材料を活用した臨床評価用の下肢装具を試作し、これを物性試験及びシミュレーションにより評価した。

1. はじめに

炭素繊維は軽くて強く、鉄の約4分の1比重であり、10倍の比強度があると言われている。特に近年、自動車等へ適用され始めた CFRTP は、再加熱により材料が軟化し再成形できることから、人体に合わせた調整を必要とし軽量化が望まれる装具に有効と考えられる。

昨年度は、本材料を用いた装具を開発する体制と設備を整備し、基本的な試作が可能であることを確認し、また、CAE を用いて効率的に設計するために、シミュレーションに必要な物性値取得試験を実施し、標準試験片の曲げ特性試験によりシミュレーションの精度を評価した¹⁾。しかし、試作での成形時におけるシワの発生や、シミュレーションでの物性値取得試験の煩雑さに加え、装具形状での定量的な評価方法の確立が課題として残された。

本年度は、本材料を活用した装具がリハビリ等に有効であることを確認する臨床評価のために、成形シワの無い試作品を製作し、これを物性試験および簡易化したシミュレーションにより評価した。

2. 実験

2.1 評価用下肢装具

試作品の成形は昨年度と同様に、IR オープンで材料を加熱し、ダイヤフラム成形機（MEMBRA6, 独 Ring Maschinenbau GmbH 製）で行った¹⁾。昨年度の試作では、かかと部分の湾曲部にシワが発生する課題があった（図1(a)）。これは材料を加熱成形する際に、樹脂は型に合わせて流動するが、炭素繊維は主に織物の織り目が直交から傾くことにより型に賦形するだけであり、かかと部分の湾曲部に移動しきれなかった炭素繊維が折り重なることが大きな原因と考えられる。

そこで今回は、ふくらはぎ部分で接合できるように予め展開した形に材料を切断し、成形時にふくらはぎ部分で貼り合わすことによりシワの軽減を図った。試作品写真を図1(b)に示す。図よりシワがないことが確認で

きる。なお、今回の臨床評価の主目的は材質評価であるため、既製品のポリプロピレン製 AFO（パシフィック サプライ(株) オルトトップ AFO LH）とほぼ同形状での比較とし、材料は、炭素繊維が 3K クロス材、マトリックス樹脂が PA6 の板材（Bond-Laminates 製 TEPEX dynalite202、厚さ2mm）を使用した。

2.2 物性試験

物性試験は、コンパクト油圧加振機（株式会社島津製作所 EHF-JF20kNV-50-A10）を用いて、強度試験を行った（図2）。ふくらはぎ部分を試験機と連結し、底屈方向（鉛直下向き）に0.1mm/sの速度で45mmまで位置制御により変位させ、荷重を計測した。

試験機の詳細については、同試験機により、剛性評価及び疲労耐久評価を既製品と比較した結果を別に報告²⁾する中で記載しており、本報では省略する。



図1 (a)昨年度の試作品 (b)評価用の試作品



図2 強度試験の様子（変位45mm,荷重約400N時）

2.3 シミュレーション評価

シミュレーションは、昨年度と同様にダッソー・システムズ・ソリッドワークス社の Solidworks Simulation Premium2014 を使用した。

昨年度は、シミュレーションに必要な物性値を取得するために、引張特性試験 (JIS K7164)、面内せん断特性試験 (JIS K7019)、面内圧縮特性試験 (JIS K7018) を実施したが、時間とコストが掛かるため、材料を変更する度に実施するのは困難であると判断した。

今回、シミュレーションに必要な物性値として、繊維方向に対して 0° に切り出した試験片と、45° に切り出した試験片の曲げ特性試験 (JIS K7017) から得た物性値を用いて、昨年度に使用した材料と比較することにより推定した (表1)。

また、シミュレーション内のモデルは、物性試験と比較するため、試験に使用する試作品と同形状とし、ふくらはぎ部分に 0~400N の荷重を掛けて計算した。

表1 シミュレーションに用いた物性値

物性値		昨年の材料 (CF/PA66)	今回の材料 (CF/PA6)	単位	備考
曲げ特性試験により得た物性値	0° 材の曲げ弾性率	49.4	51.5	GPa	JIS K7017による(5点平均値、σ=0.9)
	45° 材の曲げ弾性率	8.1	10.9	GPa	JIS K7017による(5点平均値、σ=0.6)
	0° 材の曲げ強さ	721.1	809.9	MPa	JIS K7017による(5点平均値、σ=58.8)
シミュレーションに必要な物性値	XY方向の引張り弾性率	51.7	53.9	GPa	0° 材の曲げ弾性率の比により計算
	XY面内のポアソン比	0.0453	0.0453		複合材の基本構成が同じであり同値
	XY面内せん断弾性率	1.324	1.782	GPa	45° 材の曲げ弾性率の比により計算
	XY方向の圧縮強さ	742.1	833.5	MPa	0° 材の曲げ強さの比により計算
	XY方向の引張り強さ	662.5	744.1	MPa	0° 材の曲げ強さの比により計算
	XY面内せん断強さ	127.5	171.6	MPa	45° 材の曲げ弾性率の比により計算

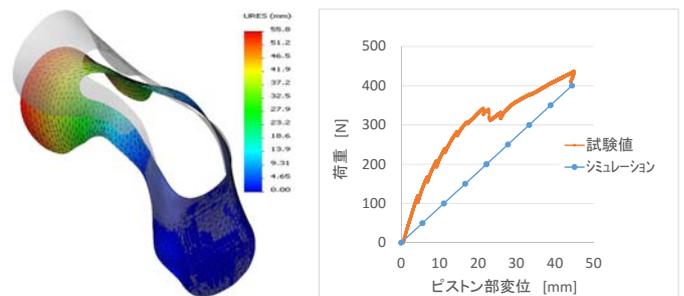


図3 (a)荷重 400N 時の変位 (b)連結部の変位-荷重曲線

3. 結果及び考察

3.1 試験結果

荷重 400N 時の変位シミュレーションの結果を図3 (a) に示す。同様の条件下での試験写真 (図2) と比較すると、くるぶしの湾曲部が左右に広がって変位する様相が再現されている。また、試験とシミュレーションにおける連結部分の変位-荷重曲線を図3 (b) に示す。変位が小さい場合には試験値の方が大きい荷重となるが、最大変位時では、互いの荷重に大差がないことを確認した。

3.2 考察

荷重 400N 時の安全率の分布を図4 (a) に示す。くるぶしの湾曲部がもっとも安全率が低く、内側層の最小主応力 (圧縮応力) がもっとも影響している (図4 (b))。しかし、実際の試験では、ふくらはぎの接合部分が破壊していた (図5 (a))。これは、内側層の最大主応力 (引張応力) がこの部分で最も高く (図5 (b))、接合強度の不足により、この箇所の破壊が先に始まったものと考えられる。なお、図3 (b) の変位-荷重曲線において、試験値の荷重が一時的に下がる変位時に、徐々に破壊が進んでいったものと推測される。

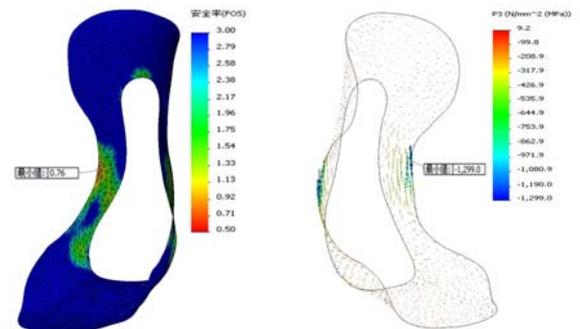


図4 (a)安全率の分布 (b)内側層の最小主応力

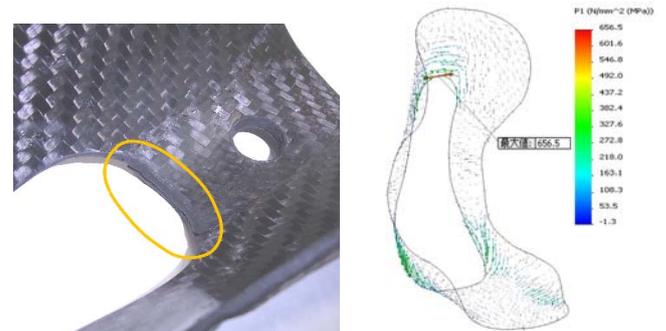


図5 (a)破壊箇所 (b)内側層の最大主応力

【謝辞】

本研究開発は、平成26年度より株式会社今仙技術研究所ならびに岐阜大学医学部附属病院と共同で行っており、株式会社名光ブレースの協力を受けながら実施しています。共同研究者ならびに関係者の皆様に感謝します。

【参考文献】

- 1) 千原ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.3, pp33-38, 2015
- 2) 仙石ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.4, pp43-44, 2016

4. まとめ

- 1) 評価用のシワが無いCFRTP製下肢装具を製作した。
- 2) 評価用試作品を物性試験および簡易化したシミュレーションにより評価した結果、変位および破壊の予測にシミュレーションが活用できることを確認した。

現在、試作の臨床評価を共同研究先の岐阜大学病院にて実施しており、その結果と今回の手法を踏まえて、今後、新たなCFRTP製下肢装具を開発する予定である。

CFRTP を活用した超軽量下肢装具の開発 (第4報)

—短下肢装具の物性評価—

仙石 倫章、千原 健司、道家 康雄、萱岡 誠

Development of the ultralight lower extremity orthosis using Carbon Fiber Reinforced Thermoplastics (IV)

Physical property evaluation of ankle foot orthosis

Tomoaki Sengoku, Kenji Chihara, Yasuo Doke and Makoto Kayaoka

下肢装具の剛性、強度、疲労耐久性等の物性評価では、構成部品の継手に関する規格があるものの、完成品全体を評価する方法は規格化されておらず、現在、関係業界で評価方法の規格化・標準化に向けた取り組みがなされている。当所で開発を進めている下肢装具は、構成部品の中でも継手ではなく、主にプラスチック部分に CFRTP を用いることで高機能化を図っており、性能および安全性を評価するために、新たに試験方法を確立する必要がある。そこで本研究では、汎用的な試験機を用いて物性を評価する方法を考案し、CFRTP を主部材とした下肢装具と従来のプラスチックを主部材とした下肢装具の物性評価を行った。その結果、両者の物性の違いを評価することができた。

1. はじめに

軽量、高強度、高剛性といった特長をもつ熱可塑性炭素繊維複合材料（以下、「CFRTP」と表記）は、短下肢装具（以下、「AFO」と表記）などの医療福祉機器への応用が期待されている。しかしながら、実際に製品に応用するためには課題が多く、特にユーザーが安心して使用できる製品を設計、開発するためには、剛性、強度、疲労耐久性等の物性を評価する必要がある。

これまで物性評価については、構成部品の継手に関しては規格¹⁾があるものの、下肢装具全体を評価する方法は規格化されておらず、現在、関係業界で評価方法の規格化・標準化に向けた取り組みがなされている²⁾。また、プラスチック製 AFO の物性評価をした研究事例³⁾もあるが、いずれも独自の試験装置を開発しており、本研究での利用は困難である。

そこで我々は、当所保有の汎用的な試験機を用いて簡易に物性評価する方法を新たに考案し、開発中の下肢装具の物性評価を行った。

2. 実験

2.1 被試験体

被試験体は、図1 (a) の既製品のポリプロピレン製 AFO (パシフィックサプライ(株) オルトトップ AFO LH、以下「PP 製 AFO」) と、ほぼ同形状に CFRTP を成形加工したもの (以下「CFRTP 製 AFO」、図1 (b)) を使用した。CFRTP 製 AFO の材料は、炭素繊維が 3K クロス材、マトリックス樹脂が PA6 の板材 (Bond-Laminates 製 TEPEX dynalite202、厚さ 2mm) を使用した。なお PP 製 AFO にあるコルゲーション (剛性強化用の緩やかな湾曲部) は、十分な剛性を持つことが想定されるため、CFRTP 製 AFO の形状からは除外した。また、試験機と連結するために、各 AFO に $\phi 11\text{mm}$ の貫通穴を開けた。

2.2 試験機器の構成

下肢装具の物性評価にはコンパクト油圧加振機 (株島津製作所製 EHF-JF20kNV-50-A10) を用いた。本装置は、加振を油圧シリンダで行い (最大試験力 $\pm 20\text{kN}$ 、ストローク $\pm 50\text{mm}$)、1 軸のロードセルで力を検出する汎用的な試験機である。

ロードセルの先端には自由に回転するスイベルヘッドが接続されており、床面には M10-100mm ピッチのタップ穴があけられている (図2 (a))。装具は、連結棒を介しスイベルヘッドと連結した (図2 (b))。装具と連結棒の間には緩衝用にナイロンシートを挿入し、また、コの字型の治具を製作し、スイベルヘッド連結部に挟み、スイベルヘッドの自由度をピッチ軸方向の 1 自由度に制限した。装具底面を、ステップクランプ、ステップブロックにて床面に固定された L 型アングルに C 型クランプで固定した。本構成により、様々なサイズの下肢装具での試験が容易に可能となった。

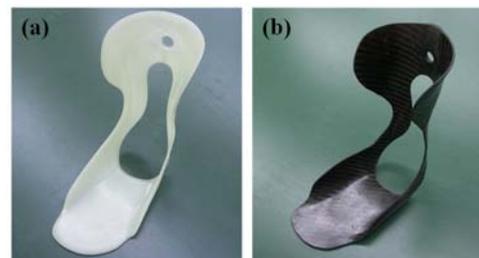


図1 被試験体 (a) PP 製 AFO (b) CFRTP 製 AFO

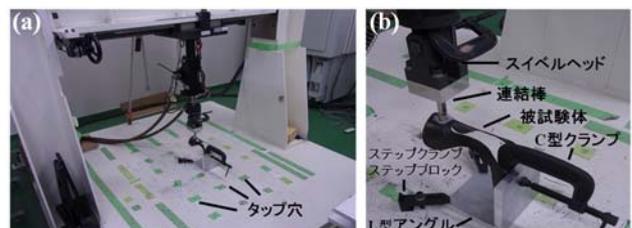


図2 試験機器写真 (a) 構成全体図 (b) 拡大図

2. 3 物性評価試験

物性評価試験として、剛性評価試験と疲労耐久試験を行った。

剛性評価試験は、各 AFO を背屈方向、底屈方向に静的に変位させたときの荷重を計測することにより評価した。疲労耐久試験は、PP 製 AFO については、単脚支持された足関節の歩行中の肢位は、背屈方向に 5° 底屈方向に 10° 程度とされており⁴⁾、背面の連結部の変位に換算すると、底屈方向に約 15mm、背屈方向に約 29mm を 1Hz の正弦波で位置制御にて加振した。CFRTP 製 AFO については、PP 製 AFO が初期状態で受けた荷重と同じになる変位の 1Hz の正弦波で位置制御にて加振した。各 AFO ともに 1ヶ月の使用を見込んだ 21 万回の加振を行うことで疲労耐久特性を評価した。

3. 結果及び考察

3. 1 剛性評価試験

底屈方向の変位—荷重曲線を図 3 に、背屈方向の変位—荷重曲線を図 4 に示す。底屈方向の変位 22mm における荷重は PP 製 AFO で 71.8N、CFRTP 製 AFO で 323N であり、CFRTP 製 AFO が約 4.5 倍、剛性が高いことがわかった。背屈方向の変位 25mm における荷重は PP 製 AFO で 42.0N、CFRTP 製 AFO で 602N であり、CFRTP 製 AFO が約 14 倍、剛性が高いことがわかった。

3. 2 疲労耐久試験

PP 製 AFO と CFRTP 製 AFO の疲労耐久試験結果を図 5 に示す。背屈方向の試験荷重は、PP 製 AFO と CFRTP 製 AFO 共に 21 万回の耐久試験において、ほとんど変化しておらず、疲労による劣化は見られなかったが、底屈方向では、PP 製 AFO では若干、試験荷重の絶対値が減少しており、劣化がみられた。CFRTP 製 AFO では増減は見られず、今回の試験条件においては、機能低下は起こっていないとわかった。

4. まとめ

PP 製 AFO、CFRTP 製 AFO の物性評価試験について次の結果を得た。

- 1) 汎用的なコンパクト油圧加振機を用いて AFO の剛性、疲労耐久特性を評価する方法を考案した。
- 2) 本試験方法により材料の違いによる AFO の物性の違いを把握することができた。

なお、別報⁵⁾にて、本試験機により CFRTP 製 AFO の強度試験を実施しているので参照されたい。

今回の試験では、AFO に貫通穴を開けており少なからず AFO の物性に影響していると考えられる。今後は、非破壊で AFO の物性を評価する方法を検討する予定である。

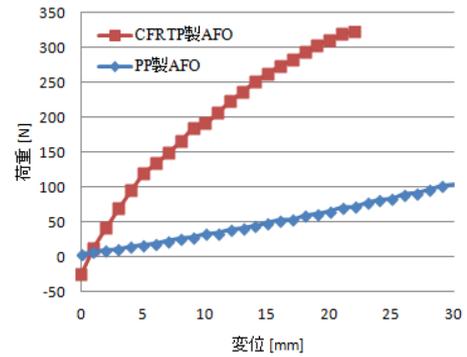


図3 底屈方向の変位—荷重曲線

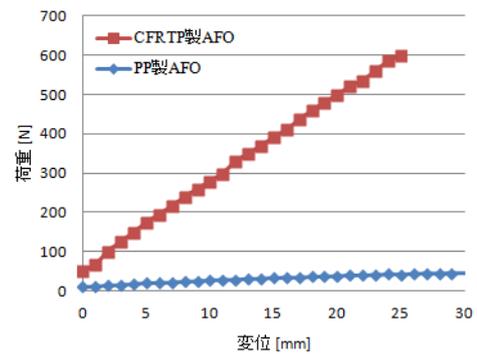


図4 背屈方向の変位—荷重曲線

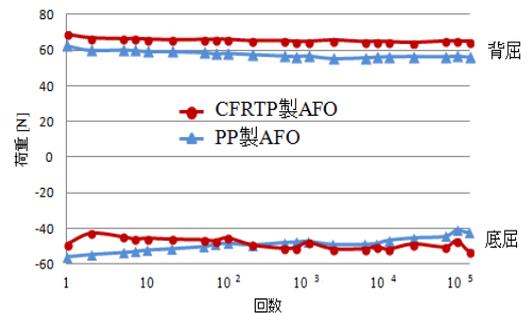


図5 各 AFO の回数—荷重曲線

【謝 辞】

本研究開発は、平成 26 年度より株式会社今仙技術研究所ならびに岐阜大学医学部附属病院と共同で行っており、株式会社名光ブレースの協力を受けながら実施しています。共同研究者ならびに関係者の皆様に感謝します。

【参考文献】

- 1) JIS T 9216:1991 金属製下肢装具用膝継手
- 2) 経済産業省, 平成 24~26 年度国際標準共同研究開発事業: 下肢装具の構造強度・機能の試験評価法に関する国際標準化
- 3) 植田ら, 短下肢装具強度試験装置の試作と新たに開発したプラスチック製下肢装具の機能性評価, 日本義肢装具学会誌 Vol.13, No.3, pp218-222, 1997
- 4) キルステン ゲッツ・ノイマンら, 観察による歩行分析, pp175, 2005
- 5) 千原ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.4, pp41-42, 2016

熱可塑性 CFRP（炭素繊維複合材料）の立体成形技術の確立（第3報）

道家 康雄、千原 健司、仙石 倫章、萱岡 誠、西村 太志

Study of the three-dimensional molding of Carbon Fiber Reinforced Thermoplastics (III)

Yasuo Doke, Kenji Chihara, Tomoaki Sengoku, Makoto Kayaoka and Futoshi Nishimura

熱可塑性CFRPは、熱硬化性CFRPと比較して易加工性・短時間成形・リサイクル性等の優位点があり、従来、熱硬化性CFRPを加工していなかった企業において加工技術の開発や製品化に向けた取り組みがなされている。本研究では熱可塑性CFRPの立体成形技術の確立と蓄積を目的とし、これまでに半球形状のプレス成形実験を実施してきた。本年度は、箱型モデル金型と電動サーボプレスを用い、クロス材熱可塑性CFRP（以下、「クロス材CFRTP」と表記）板材（130mm角×2mm厚）のプレス成形条件を検討した。箱型形状の立体成形では材料の切り出し方向が成形品の良否に影響し、繊維の織目方向に対して45°方向に切り出した試験片は、0°方向に切り出した試験片より良成形品を得ることができた。熱可塑性CFRPの立体成形では、成形品形状と炭素繊維の方向を考慮し、材料を切り出す必要があることがわかった。一方、成形条件としては材料の予備加熱温度は280℃以上、金型温度は80℃において良好な成形品を得ることができた。なお、プレス速度については、検討した条件（10mm/s、100mm/s、200mm/s）では成形品に相違は認められなかった。

1. はじめに

CFRPは軽量で高強度という特性を活用して、航空宇宙分野や風力発電、スポーツ用品等に利用されている。近年、航空機・次世代自動車産業を中心に、CFRPの更なる利用拡大に向けて研究開発が進められている。特に熱可塑性CFRPは、従来の熱硬化性CFRPと違い、予備加熱方式を用いたプレス成形（図1）により短時間での成形が可能であるとともに、リサイクルにも適しているため、量産製品への応用が期待されている¹⁾。

これまで熱硬化性CFRPの加工技術（成形・切削・穴あけ等）は、企業や研究機関で技術開発が行われ、多くのノウハウが蓄積されてきた。しかし、熱可塑性CFRPは現段階では一般的な製品への活用が普及していない最先端の材料であることから、加工技術や評価方法の開発が急務となっている。特に製品化においては、曲面立体形状の成形技術が重要な課題である。

本研究では、熱可塑性CFRPの基礎的な成形技術の確立とデータの蓄積を目的とし、モデル金型を用いたプレス成形条件の検討と成形品の評価を行っている。これまでに基礎的なプレス成形技術として、半球形状に成形するモデル金型（以下、「半球モデル金型」と表記）と電動サーボプレスを用いた各種試験片（130mm角クロス材CFRTP、φ65mm円クロス材

CFRTP、130mm角一方向性CFRTP）のプレス成形結果を報告してきた²⁻³⁾。これらの研究成果により、半球形状のプレス成形条件を確立することができたが、様々な製品形状への適用を考えると、更に他形状へのプレス成形条件の確立とデータの蓄積が必要である。

そこで今回、クロス材CFRTPを箱型形状に成形するための立体成形条件について検討したので、その結果について報告する。

なお、本報告は第23回秋季大会（プラスチック成形加工学会）における発表内容⁴⁾を含め、まとめている。

2. 実験

2.1 試験片

成形材料は、炭素繊維クロス材とPA66の複合材料である熱可塑性CFRP（Bond-Laminates製TEPEX dynalite201、以下「クロス材CF/PA66」と表記）の板材を使用した。試験片は、ダイヤモンドソーにより板材（厚さ2mm）から130mm×130mm角に切り出した。試験片の切り出し角度は、繊維の織目方向に対し0°、45°の2種類（以下、「0°試験片」、「45°試験片」と表記）とした。

2.2 モデル金型

CFRTP板材を箱型形状に成形するためのモデル金型（以下、「箱型モデル金型」と表記）の概要図を図2に示す。金型製作にあたっては、太平洋工業（株）の協力のもと自動車部品成形に必要な成形条件を検討するための仕様を設定した。設定仕様に基づき、（株）岐阜多田精機と共同でモデル金型の詳細設計を行うとともに、同社において金型を製作した。

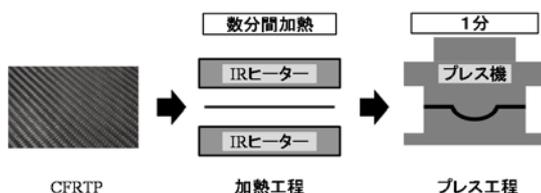


図1 プレス成形工程

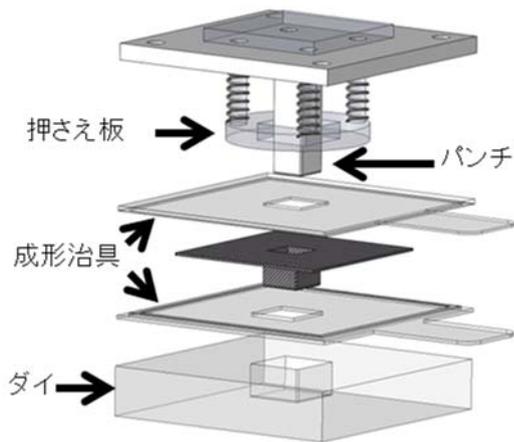


図2 箱型モデル金型概要図

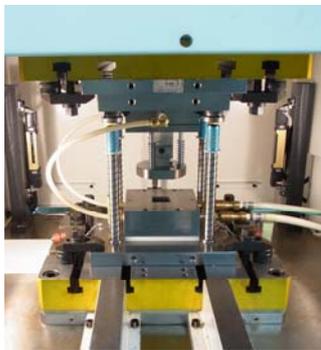


図3 電動サーボプレスに設置した箱型モデル金型

2.3 プレス成形

成形過程において、材料の熱の拡散防止とハンドリングを良くするために、図2の金型概要図に示した成形治具を使用した。試験片を成形治具に挟んだ状態で IR オープン（ヤマト科学（株）製 DIR631）にて予備加熱し、箱型モデル金型を取り付けた電動サーボプレス（（株）放電精密加工研究所製 ZENFormer MPS675DS）（図3）を用いてプレス成形した。なお、予備加熱温度は、260℃、280℃、300℃、320℃、プレス速度は、10mm/s、100mm/s、200mm/s、金型温度は 30℃、80℃の各条件を、適宜、組合せて実験をした。

2.4 成形品の評価

成形品外観及び切断面は、目視により観察した。成形品内部はマイクロフォーカス X 線 CT（東芝 IT コントロールシステム（株）製 TOSCANER-32300μFD）により非破壊検査をした。また、成形品断面における炭素繊維の状態を確認するため、切断した成形品を樹脂に埋設し、研磨した表面を金属顕微鏡（（株）ニコン製 光学顕微鏡 LV-UDM）により観察した。

3. 結果及び考察

3.1 予備加熱温度の効果

これまでに半球モデル金型によるクロス材 CF/PA66 の立体プレス成形では、予備加熱温度が 280℃以上、プレス速度は 200mm/s、金型温度は 80℃の条件で良好な成形品を得たことを報告している²⁾。本結果を箱型モデル金型での成形に一部適用し、プレス速度を 200mm/s、金型温度を 80℃で固定し、切り出し角度と予備加熱温度の条件を組み合わせるプレス成形した成形品の外観を図4に示す。予備加熱温度が 260℃では、箱型形状部の損傷（0°試験片、図4（a））や成形品周辺部に大きな折れ皺（45°試験片、図4（b））が発生した。これは、予備加熱温度がマトリックス樹脂である PA66 の融点（265℃）より低く、材料温度が容易に変形可能な温度領域に達していなかったため、成形時、試験片に無理な負荷がかかったためであると考えられる。

一方、予備加熱温度が 280℃以上では、0°試験片、45°試験片ともに、箱型形状部（立体成形部）周辺のク

		切り出し角度(°)	
		0	45
予備加熱温度(°C)	260	 (a)	 (e)
	280	 (b)	 (f)
	300	 (c)	 (g)
	320	 (d)	 (h)

図4 切り出し角度と予備加熱温度の違いによる CF/PA66 箱型成形品
 切出角度/予備加熱温度： 0°/260℃(a)、0°/280℃(b)、0°/300℃(c)、0°/320℃(d)、45°/260℃(e)、45°/280℃(f)、45°/300℃(g)、45°/320℃(h)
 プレス速度：200mm/s、金型温度：80℃

ロス材 CF RTP が容易に変形できたため、良好な成形が可能であった。箱型モデル金型におけるクロス材 CF/PA66 のプレス成形では、半球モデル金型における成形と同様、マトリックス樹脂の融点に加えて材料運搬時の熱損失も考慮し、280℃以上に加熱すれば立体成形が可能となることがわかった。

3. 2 試験片切り出し角度の効果

図4に示した結果から、0°試験片、45°試験片ともに、予備加熱温度は同条件(280℃以上)で良製品が得られることがわかった。しかし、同じ予備加熱温度における成形品外観を比較すると、試験片全体の変形状態が違ってくる。0°試験片では130mm角の各辺中央部の炭素繊維が引き込まれた変形となっているが、一方、45°試験片では130mm角の対角線方向の炭素繊維が引き込まれた変形となっている。これは材料に複合されている連続した炭素繊維は伸びないため、試験片が立体形状に変形するためには、形状に合わせて周囲の炭素繊維を引き込む必要があることに起因している。更に、試験片の切り出し角度の影響を考察するため、箱型形状部の詳細な観察(図5)を行った。凸部分の辺を比較した結果、0°試験片の成形品では炭素繊維の一部に損傷が認められたが、45°試験片の成形品では良好な成形品であった。今回の箱型モデル金型におけるプレス成形では、試験片の切り出し角度としては45°が0°と比べて適していることがわかった。このような切り出し角度の違いによる成形品の優劣は、半球モデル金型では観察されていない。箱型形状のプレス成形では試験片切り出し角度は重要な条件であり、その影響は半球形状の成形時より顕著であることがわかった。クロス材 CF RTP の立体成形では、炭素繊維の方向を考慮し、製品形状に適した材料の切り出し方向を検討することが必要である。

3. 3 金型温度調節

予備加熱温度を280℃、プレス速度を200mm/sで一定とし、金型温度を変化させた成形品の外観を図6に示す。いずれも箱型形状への成形は可能であったが、成形品底部の光沢を比較すると金型温度が30℃より、80℃における成形品が良好であることがわかった。クロス材 CF/PA66 の立体成形では、成形時の材料温度が成形性に大きく影響する。マトリックス樹脂の冷却効果を考えると、金型温度は低温が望ましい。しかし、材料を金型内に設置した瞬間の温度低下を抑制し、マトリックス樹脂が十分に軟化している状態でプレス成形するためには、金型温度は高い方が有利である。また、金型温度を80℃にすることは成形品外観の改善にも有効

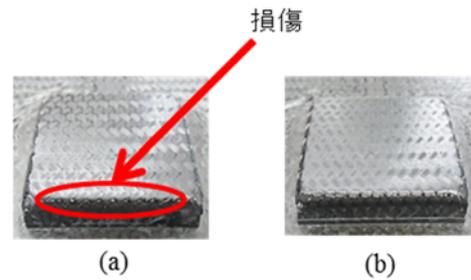


図5 切り出し角度の違いによるCF/PA66成形品(箱型形状部の比較)、切出角度:0°(a)、45°(b)、予備加熱温度:280℃、プレス速度:200mm/s、金型温度:80℃

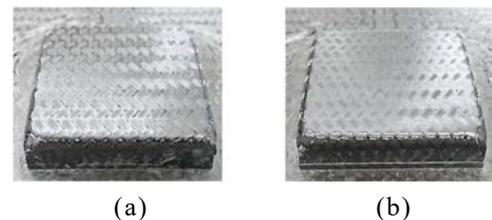


図6 金型温度の違いによるCF/PA66成形品
金型温度:30℃(a)、80℃(b)
試験片切り出し角度:45°、予備加熱温度:280℃、プレス速度:200mm/s

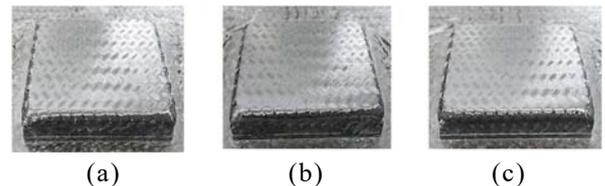


図7 プレス速度の違いによるCF/PA66成形品
プレス速度:10mm/s(a)、100mm/s(b)、200mm/s(c)
予備加熱温度:280℃、金型温度:80℃

であることがわかった。以上のことから、クロス材 CF/PA66 のプレス成形では、半球モデル金型同様、箱型モデル金型においても、金型温度は高温が優位である。

3. 4 プレス速度の効果

予備加熱温度を280℃、金型温度を80℃と一定とし、プレス速度を変化させた成形品の外観を図7に示す。プレス速度に関わらず、箱型形状へのプレス成形は可能であり、その外観も顕著な差異は認められなかった。予備加熱方式によるプレス成形では、材料を金型に設置すると材料温度が低下し、プレスの瞬間に上部パンチが材料に接触すると更に材料温度が低下する。材料温度が低くなると成形性が悪くなるため、

材料温度保持の観点から高速プレス条件が適していると考えられる。また、実際の製造現場における重要となる成形サイクルの短時間化を考慮すると、成形品の良否に差が無ければ、可能な限り高速成形が優位である。

3.5 成形品内部の評価

本実験において、最も外観が良好であった成形品（加熱温度：280℃、プレス速度：200mm/s、金型温度：80℃）の X 線 CT 像を図8に示す。クロス材炭素繊維層間が剥離すること起因する空隙は認められず、成形品内部においても良好な状態であることが示された。一方、成形品の切断面写真を図9 (a) に示す。切断面の目視観察においてクロス材炭素繊維層間の剥離は認められず、成形品内部は綺麗な層構造を維持している。これは X 線 CT の結果と一致しており、非破壊検査による内部層構造評価が妥当であったことがわかる。また、成形品底部の切断面（図9 (a) 丸印部分）を拡大した金属顕微鏡観察画像を図9 (b) に示す。炭素繊維断面が一様に分布しており、また、炭素繊維と樹脂との界面剥離による空隙は観察されなかった。CFRP 製品の物性を向上させるためには、層間剥離が無く、炭素繊維とマトリックス樹脂との界面の密着性が良いことが重要である。成形品内部の層間剥離や炭素繊維と樹脂との界面剥離が無かったことは、良好な成形品であったことを示している。成形品外観・内部ともに良好な成形が可能となったことで、クロス材 CF/PA66 板材を箱型モデル金型によりプレス成形するための基礎条件を確立できたと言える。

4. まとめ

熱可塑性 CFRP としてクロス材 CF/PA66 の 130mm 角板材（厚さ 2mm）を箱型モデル金型と電動サーボプレスによりプレス成形し、次の結果を得た。

- 1) 検討した条件中、予備加熱温度は 280℃以上、金型温度は 80℃において良好な成形品を得ることができた（半球モデル金型と同結果）。
- 2) プレス速度の違う成形品では、顕著な差異が認められなかった（半球モデル金型では、200mm/s が優位）。成形サイクルの短時間化には高速成形が優位であるため、プレス速度としては 200mm/s が良いと考えられる。
- 3) 試験片の切り出し角度は重要であり、今回の箱型形状では、炭素繊維の織目に対し 45° に切り出した試験片が 0° より良好な成形品を得た。（半球モデル金型では、切り出し角度の影響は成形品部分には認められなかった。）

モデル金型において良製品をプレス成形するための成形条件を表1にまとめる。試験片切り出し角度を除き、箱型モデル金型のプレス成形では、半球モデル金型におけるプレス成形条件を適用可能であることがわかった。

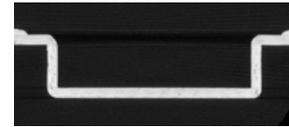


図8 成形品（予備加熱温度:280℃、プレス速度:200mm/s、金型温度:80℃）の X 線 CT 像

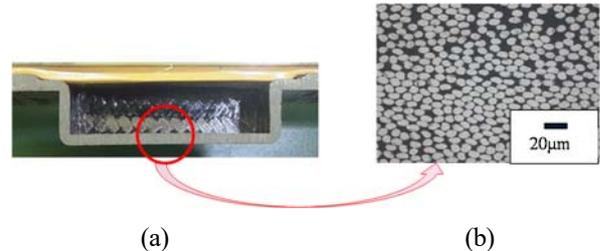


図9 成形品（予備加熱温度:280℃、プレス速度:200mm/s、金型温度:80℃）の切断面写真(a)及び金属顕微鏡観察画像(b)

表1 モデル金型において良製品をプレス成形するための成形条件

モデル金型	試験片 切出角度	成形条件		
		予備加熱 温度	プレス速度	金型温度
箱型	45°	280℃以上	—	80℃
半球	—	280℃以上	200mm/s	80℃

*「—」表記は、各条件における成形品で優位差が認められなかった場合を示す。

同種類の材料を用いたプレス成形では、成形品形状に関わらず同様な成形条件を適用できることから、多様な形状製品の成形では、モデル金型により基本的な成形条件を確立し、その結果を製品の成形条件決定の指針とすることが可能である。

【謝 辞】

本研究遂行にあたり、金型製作にご協力いただいた（株）岐阜多田精機様に深く感謝いたします。

本研究遂行にあたり、関連情報を提供していただいた太平洋工業（株）様に深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) 高橋ら,持続可能社会に向けた次世代熱可塑性 CFRP 入門 セミナー資料,Science & Technology, 2012
- 2) 道家ら,岐阜県工業技術研究所研究報告 No.2, pp35-38,2014
- 3) 道家ら,岐阜県工業技術研究所研究報告 No.3, pp39-42,2015
- 4) 道家ら, 成形加工シンポジウム'15 予稿集, pp407-408, 2015

熱可塑性 CFRP の切削・研削加工技術の確立（第3報）

柘植 英明、加賀 忠士、萱岡 誠

Establishment of the cutting and grinding processing technology of CFRTP (III)

Hideaki Tsuge, Tadashi Kaga and Makoto Kayaoka

本研究では、熱可塑性 CFRP の切削および研削加工による端面加工（トリム加工）を行い、加工特性の把握と加工に適した加工技術の確立を目指している。昨年度は、熱可塑性 CFRP に適した切削工具の仕様の検討およびダイヤモンド配列砥石を用いた研削加工について加工実験を行った。その結果、切削加工においては、熱可塑性 CFRP に適した工具のすくい角およびねじれ角を把握した。また、研削加工においては、ダイヤモンド配列砥石の加工性能が通常のダイヤモンド電着砥石よりも非常に優れていることが明らかとなった。今年度はこれらの結果から、切削加工においては、トリム加工に適した試作工具を作製し、その加工性能を評価した。また、研削加工については、ダイヤモンド配列が加工性能に及ぼす影響を検討した。

1. はじめに

熱可塑性 CFRP は、量産が必要となる自動車部品等に適した材料として注目されており、実用化に向けた取り組みが数多く行われている¹⁻⁴⁾。熱可塑性 CFRP の成形にはホットプレスが用いられるため、プレス成形後に製品外周部の端面加工が必要となる。しかし、成形後の切削や研削によるトリム加工は製品の固定が難しく、また板厚が薄いことから板厚方向にバタつくことにより、加工面品質が悪化するという問題がある。特に、熱可塑性 CFRP は、樹脂と炭素繊維の複合材料であるために、バリ等の加工欠陥が生じやすい難削材料である。また、熱可塑性 CFRP は、新しい材料であることから、加工に関するデータが十分に蓄積されておらず、切削および研削加工における加工データの収集が不可欠となっている。

昨年度は、熱可塑性 CFRP に適した切削工具の仕様の検討およびダイヤモンド配列砥石を用いたトリム加工について加工実験を行った⁵⁾。その結果、切削加工においては、熱可塑性 CFRP に適した工具のすくい角およびねじれ角を把握することができた。また、研削加工においては、ダイヤモンド配列砥石の研削速度が一般のダイヤモンド電着砥石よりも 20 倍程度高くても研削可能であることが明らかとなった。

そこで本年度は、これらの結果を基に、切削加工においてはトリム加工に適した試作工具を作製して、その加工性能を評価した。また、研削加工において、ダイヤモンド配列が加工性能に及ぼす影響について検討したので、これを報告する。

2. 実験方法

2. 1 実験装置および被削材料

加工実験には5軸 NC 加工機（ヤマザキマザック、VARIAXIS630-5X）を用い、被削材である熱可塑性 CFRP には、BOND LAMINATES 社の TEPEX201を用い

た。切削加工実験においては、厚さ2mm の板材をそのまま用い、研削加工においてはホットプレス（Pinette Emidecau Industries、ONE DOWN-ACTING SINGLE ACTION 500）を用いて、2枚を重ね合わせて4mm 厚に成形した板材を用いた。この試料を、55×45mm の大きさに切断し、固定用の穴を左右に3穴ずつ設けた。作製した試験片の外観を図1に示す。

2. 2 試作した切削工具および加工条件

熱可塑性 CFRP に適した切削工具として、図2に示すような、ねじれ角 $\pm 10^\circ$ 、すくい角 13° 、工具直径 $\phi 12\text{mm}$ の6枚刃超硬エンドミルを試作した。この切削工具は、交互に正負のねじれ刃が配置されており、正のねじれ角は板材を上方向に持ち上げる力が作用し、負のねじれ角は板材を押え付ける方向に力が作用する。本試

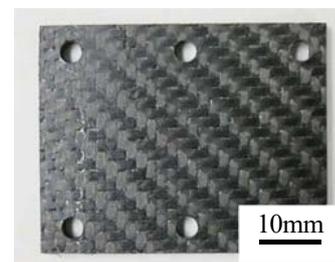


図1 試験片の外観写真



図2 試作した切削工具の外観 ($\phi 12\text{mm}$)

作工具は、これらの力が合算することで板厚方向への力を小さくすることが可能となる。これにより、製品のばたつきを抑制して、良好な加工面に仕上げることが期待できる。

加工条件として、工具回転数を 6000 min^{-1} とし、一刃あたりの送り量を $0.02, 0.1, 0.2, 0.3 \text{ mm/tooth}$ と変化させて実験を行った。比較として、 $\phi 12 \text{ mm}$ 、2枚刃、ねじれ角 30° の一般金属用エンドミルにおいても同様の加工条件にて実験を行った。図3に加工実験の様子を示す。また、熱可塑性 CFRP を用いて成形したオイルパンを製作した専用治具に取り付けてトリム加工を行い、本試作工具を製品へ適用した場合の加工性能を確認した。

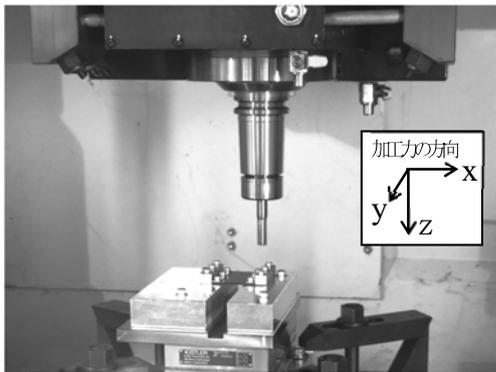
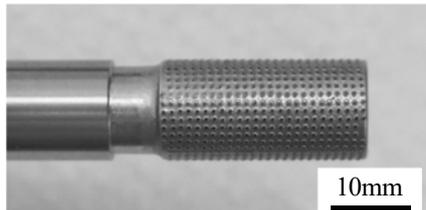
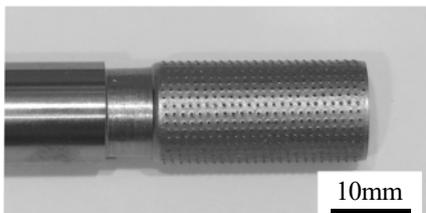


図3 切削加工実験の様子



(a)#60、波型配列砥石



(b)#80、 5.8° 配列砥石

図4 ダイヤモンド電着砥石の外観

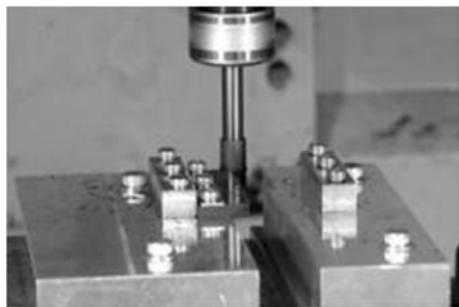


図5 研削加工の様子

2. 3 研削加工工具および加工条件

昨年度、粒度#60のダイヤモンド配列砥石（円周方向に 5.8° の配列：以下、 5.8° 配列砥石）を用いて加工実験を行った結果、同じ粒度の一般的なダイヤモンド電着砥石と比較して、20倍の加工速度においても研削加工が可能であることがわかった。しかし、ダイヤモンド配列と研削性能との関係については検討できていないため、本年度は図4に示すような2種類のダイヤモンド配列砥石について加工実験を実施した。配列方向が加工性能に及ぼす影響を検討するために、粒度#60、砥粒ピッチ 0.8 mm で、配列方向は 90° 毎に円周方向に対して $+5.8^\circ$ および -5.8° となっている工具（以下、波型配列砥石）を用いた。もう1本は、砥粒ピッチが研削性能に及ぼす影響を検討するために、粒度#80、砥粒ピッチ 0.8 mm で、配列方向は円周方向に対して $+5.8^\circ$ となっている工具を用いて実験を行った。

研削加工条件は、径方向切込量を 0.5 mm とし、工具回転数 8000 min^{-1} 、送り速度 4000 mm/min の条件にて加工実験を実施した。図5に加工実験の様子を示す。

3. 結果及び考察

3. 1 試作した切削工具の加工性能

提案する工具を用いたトリム加工（半径方向の切込みは、エンドミル直径と同じ 12 mm のスロットイングで、試験片を2つに分割）における切削実験を行い、加工力を計測した。一例として、切り込み量 0.3 mm/tooth における一般金属用エンドミルと試作工具の板厚方向（z軸方向）に生じる加工力を図6に示す。図から、一般金属用エンドミルにおいては、板厚方向に常に-z方向に -20 N から -80 N の加工力変動が生じているが、試作工具においては -10 N 以下の加工力変動しか生じていなかった。試作工具では、正負のねじれ刃が交互に配置されているため、+z方向と-z方向の力が相殺されて結果として板厚方向の加工力が僅かしか計測されないことが確認できた。

図7に、切り込み量 $0.1 \sim 0.3 \text{ mm/tooth}$ における一般金属用エンドミルと試作工具によるトリム加工面を示す。

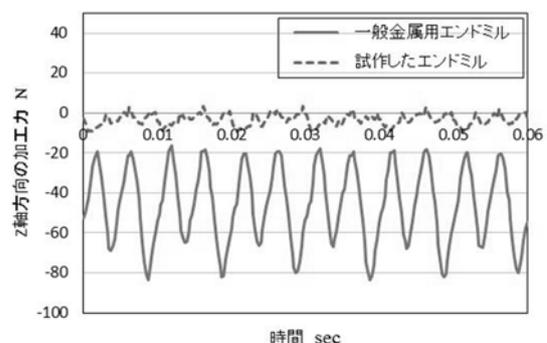


図6 板厚方向における加工力の比較
(工具回転数 6000 min^{-1} 、送り 0.3 mm/tooth)

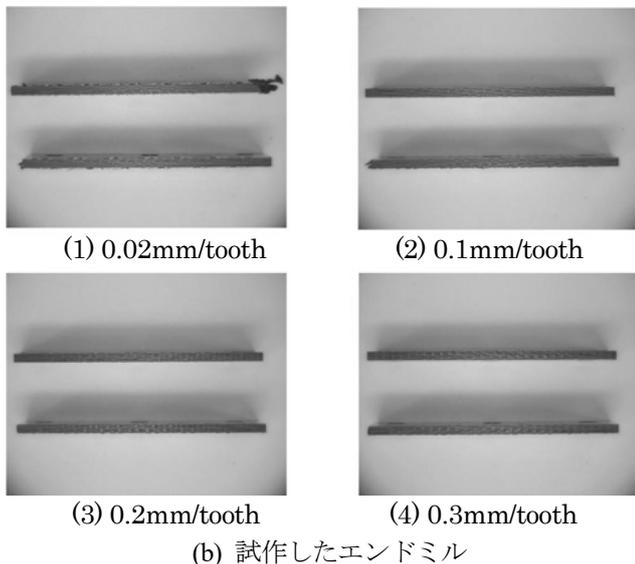
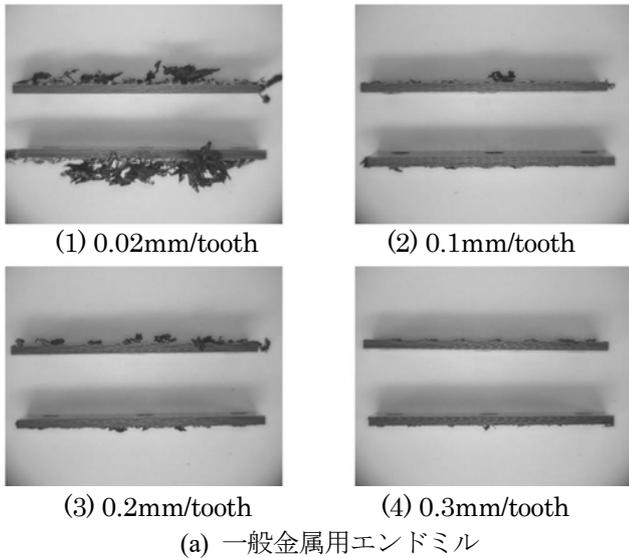


図7 切り込み量と加工面の関係

切り込み量に関係なく、試作工具の方が発生するバリが少なくなっていることが分かる。特に、切り込み量が小さい条件においては、両者に生じるバリに大きな差が生じている。

次に、製品への適用事例として、オイルパンのトリム加工を行った。加工条件は、工具回転数を 6000 min^{-1} とし、送りを 0.2 mm/tooth とし、製品側がダウンカットとなるようにトリム加工を行った。5軸加工機によるトリム加工の様子を図8、トリム加工したオイルパンの外観を図9に示す。試作工具においては、トリム加工終了まで不要な外周部分がほとんどバタつくことなくトリム加工できたのに対して、一般金属用エンドミルでは、不要な外周部分が板厚方向に大きくバタつくことが確認された。また、加工面も図10に示すように、一般金属用エンドミルではバリが生じているのに対して、試作工具ではバリの発生が少ないことがわかる。このことから、試作工具によるトリム加工において、被削材がバタつくこ

となく安定したトリム加工を行うことができ、良好な加工面が得られることが確認された。

3. 2 研削加工におけるダイヤモンド配列砥石の検討

図11に、ダイヤモンド粒度#60の 5.8° 配列砥石と、#60の波型配列砥石において、回転数 8000 min^{-1} 、送り速度 4000 mm/min の加工条件で加工した時の加工面の様子を示す。 5.8° 配列砥石(図11(a))では良好な加工面となっているが、波型配列砥石(図11(b))では、加工面に研削粉が固着していることが分かる。両者の砥石の違いが、配列のみであれば砥粒配列が加工面に影響を及ぼしていると結論付けられるが、両者の砥石における砥粒の接着状況および砥粒形状を確認したところ、両者の砥石に大きな違いが見られた。このため、今回の実験では配列自体が加工性能に及ぼす影響について明確にすることが出来なかったため、今後の課題としたい。

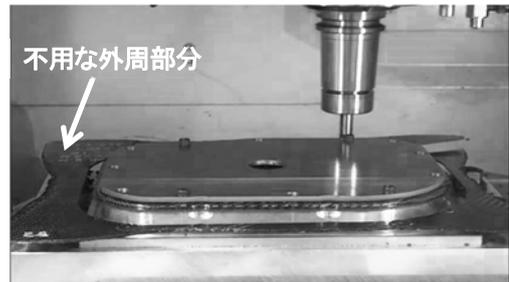


図8 オイルパンのトリム加工の様子



図9 トリム加工後のオイルパンの外観



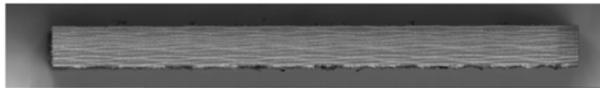
(a)一般金属用エンドミル



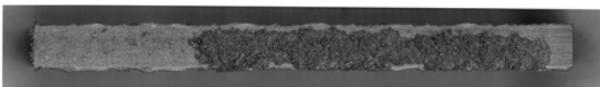
(b)試作したエンドミル

図10 オイルパンにおける加工面の比較

図12に、#80の5.8°の配列で、砥粒配列ピッチが0.6mmと0.8mmの配列砥石において、回転数8000min⁻¹、送り速度4000mm/minの加工条件で加工した時の加工面の様子を示す。図12から、今回の加工条件では、砥粒ピッチが大きい方が良好な加工面となったが、砥粒加工においては、砥粒ピッチが大きくなると加工面粗さが大きくなるため、必要とする加工速度や加工面の粗さによって、砥粒ピッチを決める必要がある。

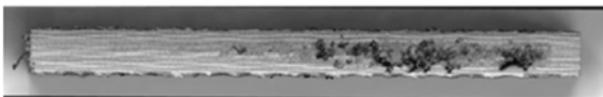


(a) #60、+5.8° 配列砥石

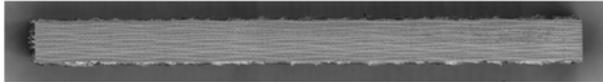


(b) #60、波型配列砥石

図11 ダイヤモンド配列砥石による研削加工面
(工具回転数8000min⁻¹、送り速度400mm/min)



(a) #80、ピッチ0.6mm、



(b) #80、ピッチ0.8mm

図12 ダイヤモンド配列砥石による研削加工面
(工具回転数8000min⁻¹、送り速度400mm/min)

4. まとめ

熱可塑性CFRPの切削および研削加工によるトリム加工実験を行った結果、下記の結論を得た。

- 1) 試作工具は、板厚方向にかかる加工力を抑制することで、バリが少ない良好な加工面になることが確認できた。なお、本工具については、共同研究先の(株)エムテックと実用新案を出願した。
- 2) 砥粒配列砥石による研削加工においては、砥粒ピッチが0.6mmよりも0.8mmの方が、良好な加工面となることが確認できた。しかし、砥粒配列については、加工面性状に及ぼす影響を明らかにすることができず、今後の課題として残された。

熱可塑性CFRPは、樹脂の種類や炭素繊維の配合率、繊維の強度等によって大きく加工条件が異なるため、特定の熱可塑性CFRP材等に適した切削工具の仕様および加工条件について個別に対応する必要がある。

【謝 辞】

本研究の切削工具の開発は、株式会社エムテック様との共同研究により実施しました。ご協力を頂きました皆様に深く感謝申し上げます。

【参考文献】

- 1) 小松隆, 自動車の軽量化とCFRP, プレス技術, Vol.51, No.7, pp27-31, 2013
- 2) 加賀, 安藤, 岐阜県工業技術研究所研究報告, No.1, pp24-27, 2013
- 3) 前田豊, 炭素繊維の応用と市場, シーエムシー出版, (2008) 103.
- 4) 柘植, 加賀, 萱岡, 岐阜県工業技術研究所研究報告, No.2, pp39-42, 2014
- 5) 柘植, 加賀, 萱岡, 岐阜県工業技術研究所研究報告, No.3, pp49-52, 2015

熱可塑性樹脂部材のレーザ加工技術の開発（第2報）

小河 廣茂、丹羽 孝晴、今井 智彦

Development of laser beam machining technology of a thermoplastic resin component (II)

Hiroshige Ogawa, Takaharu Niwa, Tomohiko Imai

炭素繊維複合材料（以下 CFRP という）は、硬い積層材料であるため加工が容易ではなく、切削加工やウォータージェットでの様々な問題点が指摘されている。そのため、精密加工が可能で、メンテナンス性に優れたファイバーレーザ加工機を用いて、レーザの熱影響を最小化できる種々の加工方法について検討した。

CFRP のレーザ切断では、パルスモードを使い、熱影響部（以下 HAZ という）を抑えた加工条件を探索した。マトリックス樹脂の熔融温度に比例して、エネルギー密度を上げる必要があるが、それに伴い HAZ も大きくなる傾向があり、2mm 厚 CFRP（マトリックス樹脂 PA6、PA66）で、HAZ を約 0.2mm に抑える条件を得た。

CFRP と樹脂のレーザ溶着は、レーザ透過溶着法（LTW：Laser Transmission Welding 以下 LTW という）により行い、樹脂の熔融温度に比例してレーザ照射エネルギー密度を上げなければならないが、熱劣化の影響を伴うため、レーザ出力、回転数、速度に対して最適組合せが必要となる。CFRP（マトリックス樹脂：TPU、PA6、PA66）と PET のレーザ溶着において、1245N、1016N、918N の引張試験力（接合部以外で破断）となる加工条件を得た。

1. はじめに

ボーイング 787 で本格的に実用化された CFRP は、航空機や次世代自動車産業向けの市場が拡大する傾向にあるが、切断・穴あけ加工については、現状ではダイヤモンドカッター、ウォータージェットが使われており、刃先摩耗、粉塵の影響、産業廃棄物処理、ランニングコスト等の問題を抱えている。また、CFRP の用途拡大に向け、CFRP 等を含む樹脂同士の溶着や、樹脂と金属の接合（溶着）が求められている。そのため、精密加工が可能で、メンテナンス性に優れ、異種金属や非導電性材料の加工が容易なレーザ加工に期待が高まっており、本研究ではファイバーレーザを用いた実用的な加工条件を究明する。

2. 実験

2.1 トレパニング加工

本研究においては、CFRP のレーザ加工に伴い生じる熱影響について評価し、熱影響等を最小化するための最適加工条件を究明する。本年度は前報¹⁾で扱った CFRP 以外のマトリックス樹脂 PA6、PA66、PPS（各板厚 2mm）について実験する。加工方法は、前報と同様に図1の方法で行う。ただし、今回はレーザヘッドを Z 軸方向にも移動させ、その効果についても検証する。各条件を表1と表2に、加工パターンを図2に示す。

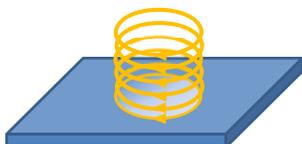


図1 回転ヘッドを用いたトレパニング加工

表1 実験条件

発振器	Rofin-Baasel FL010S
モード	PW
出力	1000W 設定可能範囲:100~1000W
直径	φ10mm 設定可能範囲:φ0~22mm
繰返周波数	49, 124, 524, 1024, 2048Hz 設定可能範囲:0~5000Hz
Duty比	2.6, 3.0, 4.0, 5.0, 10.0, 16.0, 30.0% 設定可能範囲:2.6~100%
回転数	1000rpm(201・202), 2000rpm(207) 設定可能範囲:0~5000rpm
照射時間	20sec (2secON+1secOFF) × 10
CFRP マトリックス	PA66(201), PA6(202), PPS(207)
板厚	2.0mm

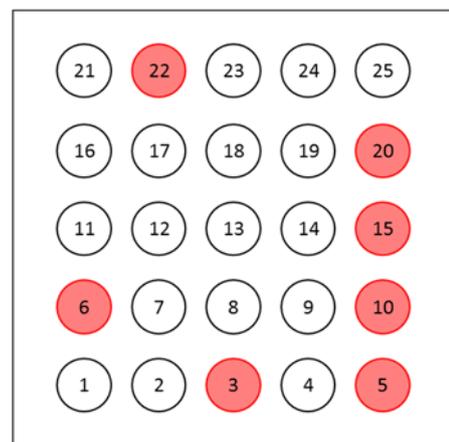


図2 加工パターン

表2 レーザ条件

No.	Duty比	周波数	パルス長	エネルギー
1	2.6%	49Hz	0.278mm	25.5W
2	3.0%	49Hz	0.321mm	29.4W
3	4.0%	49Hz	0.427mm	39.2W
4	5.0%	49Hz	0.534mm	49.0W
5	10.0%	49Hz	1.069mm	98.0W
6	2.6%	124Hz	0.110mm	64.5W
7	3.0%	124Hz	0.127mm	74.4W
8	4.0%	124Hz	0.169mm	99.2W
9	5.0%	124Hz	0.211mm	124.0W
10	10.0%	124Hz	0.422mm	248.0W
11	2.6%	524Hz	0.026mm	272.5W
12	3.0%	524Hz	0.030mm	314.4W
13	4.0%	524Hz	0.040mm	419.2W
14	5.0%	524Hz	0.050mm	524.0W
15	10.0%	524Hz	0.100mm	1048.0W
16	2.6%	1024Hz	0.013mm	532.5W
17	3.0%	1024Hz	0.015mm	614.4W
18	4.0%	1024Hz	0.020mm	819.2W
19	5.0%	1024Hz	0.026mm	1024.0W
20	10.0%	1024Hz	0.051mm	2048.0W
21	4.0%	2048Hz	0.010mm	1638.4W
22	5.0%	2048Hz	0.013mm	2048.0W
23	10.0%	2048Hz	0.026mm	4096.0W
24	16.0%	2048Hz	0.041mm	6553.6W
25	30.0%	524Hz	0.300mm	3144.0W

【CFRP】TEPEX-201:PA66/T2, 202:PA6/T2, 207:PPS/T2 <マトリックス樹脂/板厚Tmm>
 【レーザー条件】
 出力1000W,回転速度1000rpm,回転径φ10mm,
 2秒間照射,1秒間休み,Z軸0.2mm降下、2秒間照射,
 1秒間休み,Z軸0.2mm降下・・・の合計20秒間照射(10回繰返し)

2. 2 レーザ溶着試験

本装置を用いて、レーザー加工法による異種材料の溶着について研究する。今回は、樹脂 (PET、PVC、PC) と CFRP (マトリックス樹脂: TPU、PA6、PA66、PPS) を LTW 法により接合する。

LTW の原理は、レーザービームを透過させる光透過性樹脂部品を、レーザービームを吸収させる光吸収性樹脂部品の上に重ね、接合したい面に圧力を加え、レーザービームを照射する。光透過性樹脂部品を透過したビームは、まず光吸収性樹脂部品の境界面付近で発熱し、溶融する。次にその熱は、熱伝導によって光透過性樹脂部品に伝わり溶融し、溶融プールを形成し、接合する。

CFRP の表面は光吸収性樹脂であり、この方法を用いてレーザー溶着実験を行い、接合面の欠陥及び強度向上の改善点を明らかにし、高品質な加工条件を探索する。加工条件はレーザーの出力、周波数、摺動速度、回転速度について、引張試験の評価を行って、最適な条件を究明する。ただし、回転径、焦点距離は同一条件とする。

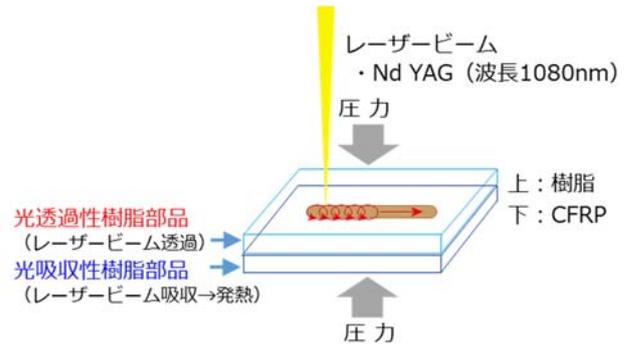


図3 レーザ溶着加工

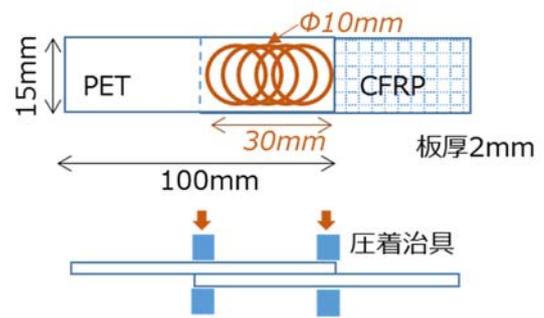


図4 レーザ溶着試験片

3. 結果及び考察

3. 1 トレパニング加工試験結果

レーザー加工では HAZ を全く無くすることはできない。必ず加工部周辺に熱影響が発生する。CFRP の加工において HAZ は実用上問題ない範囲内 (目標値は 100μm 以下) に抑える必要があると考えている。

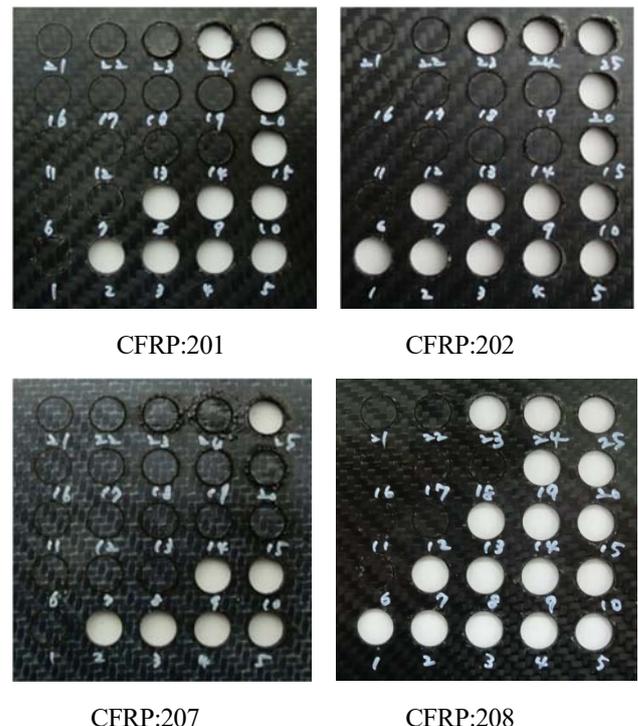


図5 CFRP トレパニング加工結果

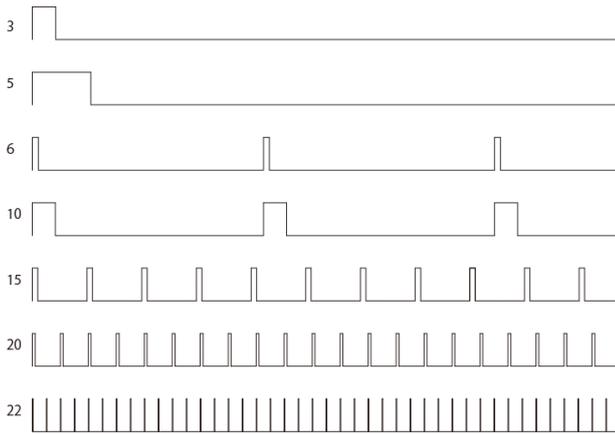


図6 レーザパルスパターン

図5の結果から、穿孔可能な条件としては、1回のパルス照射である程度の切り込み量が確保できるか、また、トータルエネルギー密度が十分か、この両方の条件がある閾値を超えた時に穴が空くと考えられる。その理由として、表2の中から7条件をピックアップし、レーザパルスパターンを図6に比較して示した。ここで縦軸はレーザ出力で横軸は時間を示す。また図中の左の数字は表2のNo.に相当する。図5と図6から、No.6とNo.15は、パルス長が同じ位なのにNo.6は穴が空かなかった。これはトータルエネルギー密度が小さいことが要因と考えられる。次に、No.20とNo.22はトータルエネルギー密度が同じなのに、No.22は穴が空かなかった。即ち1回のパルス照射で十分な切り込み量が得られていないため、繰り返しても穴が空くには至らなかったと考えられる。

HAZの測定結果について、各材料の最小値とその条件を表3に示す。

表3 各材料のHAZ最小値

CFRP (:板厚)	Duty比 (%)	周波数 (Hz)	回転数 (rpm)	照射時間 (sec)	HAZ (mm)
201:2mm	3.0	49	1000	20	0.244
202:2mm	2.6	49	1000	20	0.231
207:2mm	5.0	124	2000	20	0.434
208:1mm	4.0	524	1000	10	0.247

3. 2ヘリカル加工効果

図7にレーザヘッドをZ軸方向に移動させた(以下3D加工と言う)ものと、最表面に焦点を合わせてZ軸固定のもの(以下2D加工と言う)の比較を示したが、2D加工は、最表面層(焦点位置)にレーザが照射され続けるためHAZの影響が大きくなっているのが分かる。また、3D加工の切断面は、レーザ痕が確認でき、レーザが内部にまで届いているのが分かる。板厚2mmのCFRPにおいては、3D加工の効果が得られており、加工データは複雑になるが、HAZの影響を抑え、切断能力を向上する手段の一つと考える。

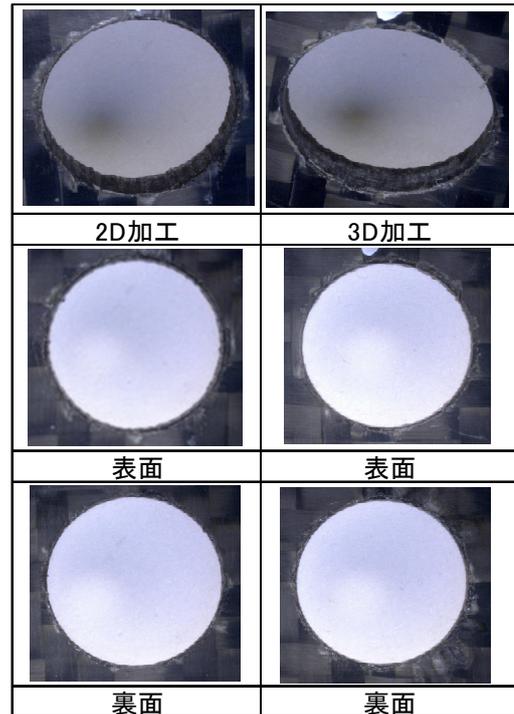


図7 レーザヘッド2次元と3次元加工の比較

3. 3 レーザ溶着試験結果

異種材料の溶着においては、溶着面以外つまり引張強度の低い材料側で破断することが目標となる。CFRP(4種類)と樹脂(3種類)について、図4の方法でレーザ溶着させた試験片を作成し、引張試験による評価を行った。この結果を表4に示す。溶着面が剪断破壊に至ったものは表に塗り潰して表示した。それ以外は、溶着部が剪断破壊すること無く、樹脂側で破断に至ったものである(図8参照)。ただし、表4は、各材料の最大強度が得られた加工条件のみを示しており、全条件が分かる詳細データは、図9および図10にレーザ加工条件と強度の関係を示す。ここで縦軸は試験強度[N]を示す。

CFRP208は前報で引張試験において溶着部で破断しない加工条件をPETについて報告しているが、今回PVC、PCについても探索した。今回新たに加えたCFRP202、CFRP207とPVC、PCとのレーザ溶着については、引張試験において、いずれも溶着部で剪断破壊に至っており、加工条件の設定範囲が十分でなく、溶着強度が低かったためである。これらの材料の樹脂の熔融温度がCFRP208に比べて高いため、レーザエネルギーが高い条件下でないと溶着するには十分でなく、強度も得られないと考える。



図8 レーザ溶着試験片(条件2)

表4 各種材料のレーザ溶着条件と強度試験結果

条件	CFRP		樹脂	出力	mode	速度	回転数	引張剪断荷重	
1	208	1mm	TPU	PET 1mm	50W	CW	F20mm/min	2500rpm	1245.000N
2	208	1mm	TPU	PET 2mm	50W	CW	F30mm/min	2500rpm	1123.812N
3	208	1mm	TPU	PVC 1mm	50W	CW	F40mm/min	2500rpm	720.003N
4	208	1mm	TPU	PC 1mm	50W	CW	F40mm/min	3000rpm	512.822N
5	201	2mm	PA66	PET 2mm	50W	CW	F10mm/min	2500rpm	918.399N
6	201	2mm	PA66	PVC 2mm	50W	CW	F30mm/min	2500rpm	469.318N
7	201	2mm	PA66	PC 2mm	50W	CW	F10mm/min	2500rpm	636.366N
8	207	2mm	PPS	PET 2mm	50W	CW	F10mm/min	2500rpm	484.147N
9	207	2mm	PPS	PVC 2mm	50W	CW	F20mm/min	2500rpm	106.932N
10	207	2mm	PPS	PC 2mm	50W	CW	F20mm/min	4000rpm	274.915N
11	202	2mm	PA6	PET 2mm	50W	CW	F20mm/min	2500rpm	1016.135N

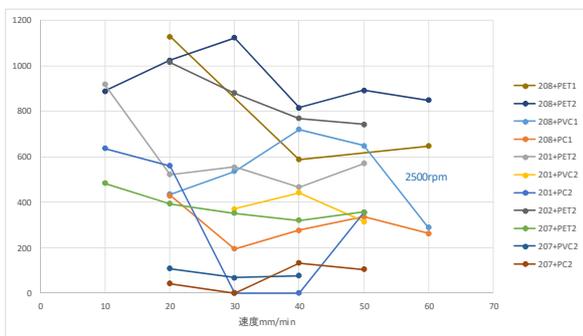


図9 移動速度—引張試験結果

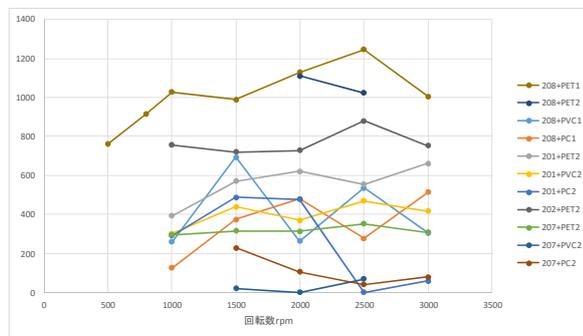


図10 回転速度—引張試験結果

4. まとめ

CFRP のレーザによる切断加工は可能であるが、熱影響を全く無くすることはできないため、それを出来るだけ小さくし、且つ加工時間を短くする手法の実現が期待されており、本研究で最適条件の探索を行った。

今回扱った材料は、マトリックス樹脂として、TPU、PA6、PA66、PPS を含浸させた CFRP で実験した。溶融温度は、TPU<PA6<PA66<PPS の関係になっており、溶融温度に比例して高いレーザエネルギーが必要となる。この中で PPS を含浸させた CFRP が、最も穿孔数が少なく、表1及び表2の実験条件は、エネルギー密度が低めに偏っている。

また、板厚 1mm と 2mm ではレーザ照射時間が異なるため、単純な比較は出来ないが、2mm の場合 HAZ は、PA6<PA66<PPS となり、前述の関係と一致しており、低融点程、切り込み量が大きくなるからと考える。

CFRP208 (板厚 1mm) の場合 HAZ は、前報で扱った徐々にレーザ出力を下げっていく 2D 加工<レーザ出力一定 2D 加工<レーザ出力一定 3D 加工という結果となり、3D 効果は認められなかった。これについては、板厚の影響かマトリックス樹脂の影響かは分かっていない。

板厚 2mm の CFRP (201、202、207) について HAZ は、3D<2D の関係にあり、3D 効果は有効であった。

次に、CFRP と異種材料とのレーザ溶着について、今回は、CFRP (201、202、207、208) と樹脂 (PET、PVC、PC) を用いてレーザ溶着加工の評価を行った。

今回の結果は前報と実験条件を変えた結果、CFRP208 と PET 1mm は同じ組合せとなるが、単純に比較できない。変更点は、出力が 30W では安定しておらず再現性が得られなかったため、50W に上げて実験した。さらに、図4に示す様にレーザ溶着パターンをφ10mm の1ラインとした。今回新たに加えた樹脂の PVC、PC については、引張試験の結果、CFRP208 のみ溶着部以外で破断し、他の CFRP は溶着部で剪断破壊に至った。これは溶融温度が PET に比べて高いため、よりエネルギー密度の高い条件が必要となるからである。詳細は、図9および図10に示したが、この中で例えば CFRP208 と PET 1mm、CFRP202 と PET 2mm 等発散しているものは、さらに良好な加工条件が他に存在することを意味しており、加工条件を広く取る必要があった。今回の結果から、溶着強度は CFRP207<CFRP0201<CFRP202<CFRP208 となった。今後の課題として、特に溶融温度の高い材料の溶着強度が低かったため、高いレーザエネルギー密度で、熱的劣化が無く溶着強度が向上する加工条件の究明が必要となる。

【参考文献】

- 1) 小河ら,岐阜県工業技術研究所研究報告 第3号, pp.43-46,2015

平成28年6月 発行

岐阜県工業技術研究所研究報告 第4号 平成27年度

編集発行 岐阜県工業技術研究所
所在地 : 〒501-3265 関市小瀬1288
電 話 : (0575)22-0147 F A X : (0575)24-6976
E-mail : info@metal.rd.pref.gifu.jp
ホームページ:<http://www.metal.rd.pref.gifu.lg.jp>