びびり振動を抑制する新規旋削工具の検討

熱田　俊文

旋削加工中の再生びびり振動を抑制可能な新規工具として，工具横切れ刃に波形状を付与した「波面工具」を考案し，その有効性を解析的に検証した．その結果，通常の旋削工具に対して，概ね再生びびり振動に対する安定性が向上することを確認した．本報では，この波面工具の概要とびびり振動のモデル化，シミュレーション解析を行った結果について報告する．

1　緒言

旋削加工中に発生する再生びびり振動は，一回転前の加工面の起伏が現在の切削に影響する“再生効果”が原因となって起こる自励振動であり，仕上げ面の悪化や工具損傷を引き起こす．その対策については，従来から多くの研究がなされており，基本的な発生メカニズムが明らかにされるとともに，様々な抑制方法が構築されている[1~3]．しかし，細長い部品や保持剛性が十分得られない形状のように低剛性の工作物を旋削する際には，有効な抑制方法が少なく，加工現場では熟練者の試行錯誤によって部品が仕上げられている．そのため，びびり振動を抑制できる工具の開発は，加工現場の生産性向上を図るための重要な課題である．

この課題に対して既報[4,5]では，低剛性の工作物の旋削において，動的切削過程を制御してびびり振動を抑制する工具として，**図１**に示す「Double inserts工具」を提案した．再生びびり振動については，再生効果を崩す操作を加えれば振動が成長しにくいことが知られている[6]が，Double inserts工具はその原理を応用したものである．この工具では，工具ホルダに異なる高さで取り付けた2つのインサートが時間遅れを伴いながら同時切削することで，再生効果による切削厚さ変動の周期性を崩してびびり振動を抑制する．既報では，Double inserts工具の有効性を解析および実験によって明らかにし，そのびびり振動抑制効果を示した．しかし，加工現場への導入を考えた場合，2つのインサートを所定の位置関係に調整しなければならないという点で汎用性には課題があった．

そこで本報では，1つのインサートのみで再生効果の周期性を崩してびびり振動を抑制可能な新規工具について検討を行った．具体的には，インサートの横逃げ面に波面形状を付与した工具（以下，波面工具）によって，Double inserts工具と同様の効果が実現可能ではないかと考えた．本報では，外周旋削加工を対象に，この波面工具による再生びびり振動のモデル化とシミュレーション解析を行い，その有効性について検証した．以下にその内容を報告する．

2　再生びびり振動

まず再生びびり振動について簡単に説明する．**図２**に再生びびり振動を伴う旋削の模式図を示す．図に示すように工作物と工具の間で振動が生じると，その振動が仕上げ面に転写されて起伏として残る．旋削では一定の回転周期で主軸一回転毎に一度加工した面を再び加工することになるため，現在の加工における振動（内側波）と一回転前の加工で発生した振動（外側波）の間に位相差が生じると振動が自励的に成長する．

図３に工具横切れ刃に垂直な面内（**図２**のS-S断面）の切削モデルを示す．図示のとおり，内側波と外側波の間の位相差によって現在の切削厚さh(t)は変動する．切削厚さの変動は切削力の変動を引き起こし，これが再び工作物を加振して，切削厚さをさらに変動させる．このような再生効果によって形成された閉ループが不安定となることで，再生びびり振動が発生する．

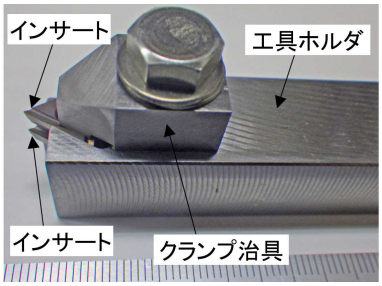

図１　既報で提案した Double inserts 工具

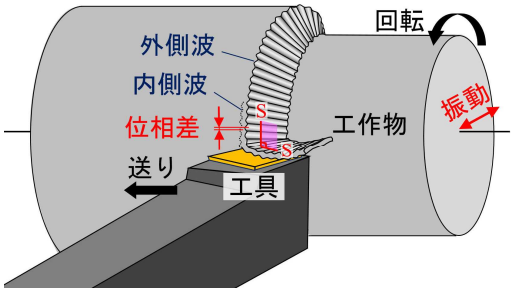

図２　再生びびり振動を伴う旋削の模式図

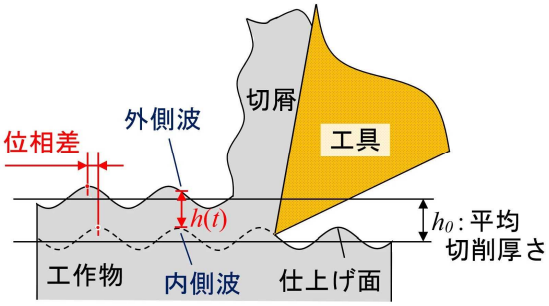

図３　工具横切れ刃に垂直な面内の切削モデル
（図２の S-S 断面）

※公開日：令和７年５月 29 日

３　波面工具

次に本報で検討した波面工具について説明する．通常の旋削工具（インサート）は，**図４**に示すように主切れ刃である横切れ刃が直線状になっている．これに対して波面工具は，**図５**に示すように横切れ刃が振幅 a [mm]，波長λ[mm]の波形状を有しているものとする．このような超硬工具への波面形状の付与方法は，工具横逃げ面への電極押し当てによる形彫り放電加工を想定している．

前述したように，再生びびり振動は再生効果による切削厚さの変動に起因して発生するものであり，再生効果の周期性を崩す（切削力の非周期性により定期的な加振を抑える）ことができれば振動を抑制し得る．しかし，通常工具による単刃での旋削ではその周期性に変化を与えることができない．一方，工具横切れ刃が波形状を有していると，工作物一回転前後の振動変位の差に応じて，現切れ刃は前加工面に転写された前切れ刃による波面とは位相の異なる位置（ここでいう位相差は，**図２**や**図３**で示した工具高さ方向における位相差ではなく，工具横切れ刃に沿った方向の位相差である．詳細は次章にて図示する．）を削る．すなわち横切れ刃の波形状に起因して，通常の再生効果による切削力の変動分とは別の新たな切削力の変動分が加わることになる．この新たな切削力の変動分が，再生効果成分を打ち消すように作用すれば，びびり振動を抑制し得るものと考えた．

以上のような発想のもと，次章以降ではこの波面工具による再生びびり振動のモデル化を行い，通常工具との比較により，びびり振動に対する効果をシミュレーション解析で検証した．

４　再生びびり振動のモデル化

外周旋削加工を対象に，通常工具および波面工具による再生びびり振動のモデル化を行った．モデル化においては，工具系の剛性は工作物系に比べて十分高いものとし，工作物のみが振動する系でびびり振動が生じるものと仮定した．

４．１　通常工具

図６に示すとおり，背分力方向（x方向）の振動に起因して工作物がびびり振動を起こすものとし，背分力は切削断面積に比例するものとすると，工作物系の運動方程式は次式で示される．

$$m\ddot{x}(t)+c\dot{x}(t)+kx(t)=P(t)=K_p s(t) \quad (1)$$

$$s(t)=b(t)h(t) \quad (2)$$

ここで，t：時間[s]，x(t)：工作物の x 方向の振動変位[mm]，P(t)：背分力[N]，K_p：背分力の比切削抵抗[N/mm^2]，s(t)：切削断面積[mm^2]，b(t)：切削幅[mm]，h(t)：切削厚さ[mm]，m：工作物系の x 方向の等価質量[kg]，c：等価減衰[Ns/mm]，k：等価剛性[N/mm]である．

横切れ刃が直線状の場合，切れ刃先端部の切削の影響を微小とすると切りくずは横切れ刃に垂直な方向に流れ，切削状態はその方向の準二次元切削とみなせる．そこで図示のとおり，切削状態を横切れ刃に垂直な面内で二次元切削と近似し，主軸回転周期を T[s]，工具横切れ刃角を C_s[deg]とすると，外側波は $x(t-T)\sin C_s$，

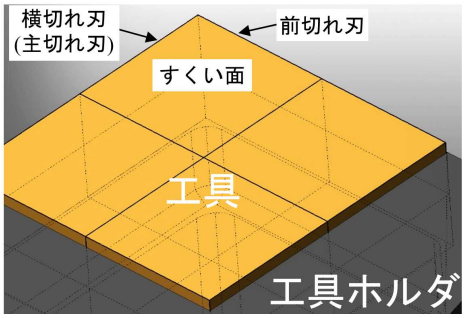

図４　通常工具

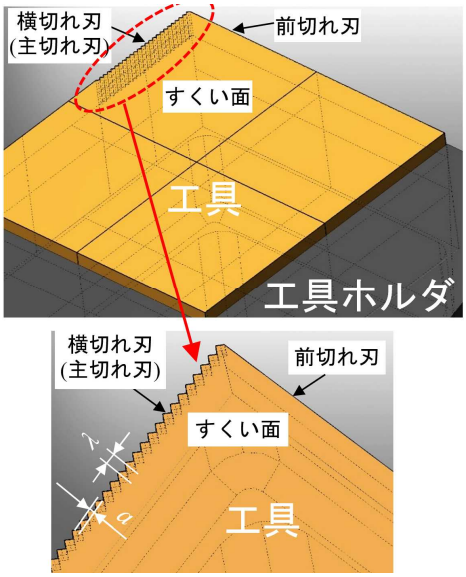

図５　波面工具

内側波は $x(t)\sin C_s$ で表され，切削厚さの変動分は $\{x(t-T)-x(t)\}\sin C_s$ となる．平均切削厚さは，定常送り量を f[mm/rev]として $h_0=f\cos C_s$ であり，時刻 t での切削厚さ h(t)は次式で示される．

$$h(t)=f\cos C_s+\{x(t-T)-x(t)\}\sin C_s \quad (3)$$

ここで，D：工作物径[mm]，V：切削速度[mm/s]とすると主軸回転周期は $T=\pi D/V$ で表される．切削幅は，設定切込み量を d[mm]とすると，振動のない場合には定常状態で $d/\cos C_s$ となる．しかし，振動が生じると工作物の振動変位 x(t)によって $x(t)/\cos C_s$ だけ変化するため，時刻 t での切削幅 b(t)は以下のように表される．

$$b(t)=\{d-x(t)\}/\cos C_s \quad (4)$$

式(1)～(4)を数値解析で解き，b(t)，h(t)，s(t)，x(t)を微小時間毎に求めることで，通常工具で旋削したときの工作物の振動変位を時間領域でシミュレーションする．なお，図の青枠内に示すとおり，通常工具における時刻 t での切削厚さは，切削幅 b(t)の全域に渡って一様に h(t)である．

４．２　波面工具

振幅 a[mm]，波長λ[mm]の波面工具における工具横切れ刃に平行な面内の切削モデルを**図７**に示す．図示のとおり，波面工具では横切れ刃が波形状を有するため，内外波の位置の差に応じて，現切れ刃と前加工面に転写された波面との間で図中の u[mm]方向に位相差φ[rad]が生じる．このため，時刻tでの切削厚さは横切

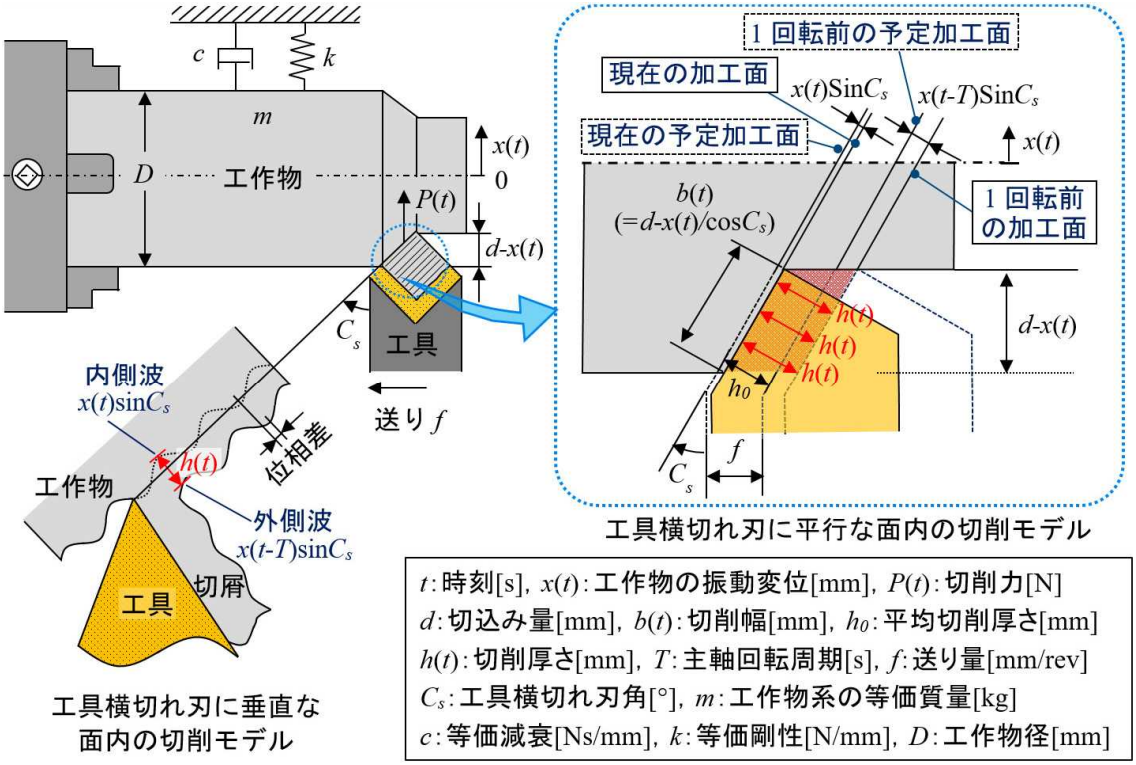

図６　通常工具における再生びびり振動のモデル化

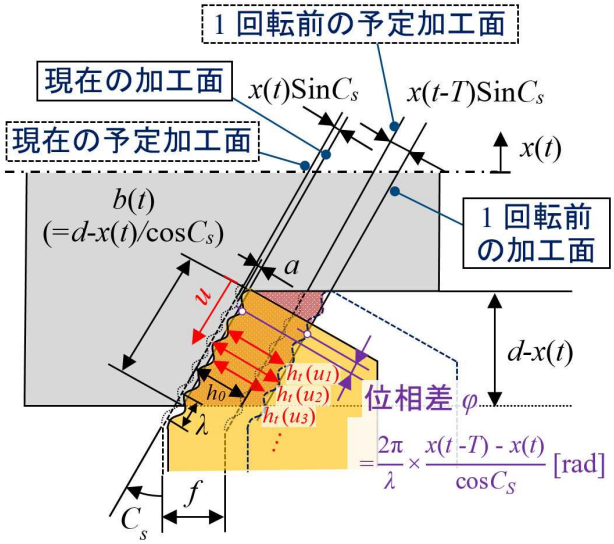

図７　波面工具における工具横切れ刃に平行な面内の切削モデル

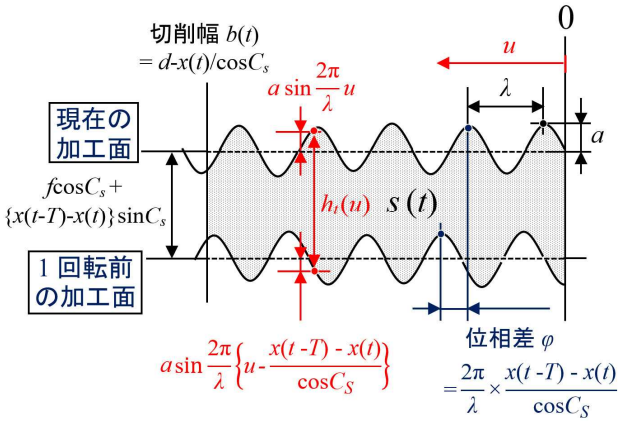

図８　波面工具における切削断面積の模式図

れ刃に沿って連続的に変化する．さらに工作物一回転前後の振動変位 $x(t-T)$，$x(t)$ は動的に変わるため，この位相差 ϕ も $(2\pi/\lambda)\times[\{x(t-T)-x(t)\}/\cos C_s]$ となって動的に変化する．したがって，横切れ刃が直線状の通常工具とは異なり，切削状態を準二次元切削とみなすことができなくなる．

図８は波面工具における時刻tでの切削断面積 $s(t)$ の模式図である．切れ刃先端部と切込み境界部の切削の影響は微小として無視している．同図より刃先からの距離u（$0\leqq u\leqq b(t)$）の位置での切削厚さ $h_t(u)$ は，**式(3)**で示した通常工具の場合の切削厚さに位相差 ϕ による変動分を加えて，以下のように表すことができる．

$$h_t(u) = f\cos C_s + \{x(t-T) - x(t)\}\sin C_s + a\left[\sin\frac{2\pi}{\lambda}\left\{u - \frac{x(t-T)-x(t)}{\cos C_S}\right\} - \sin\frac{2\pi}{\lambda}u\right] \quad (5)$$

切削断面積 $s(t)$ は，次式のとおり $h_t(u)$ を $0\leqq u\leqq b(t)$ の範囲で積分することで求めることができる．

$$s(t) = \int_0^{b(t)} h_t(u)\,du \quad (6)$$

式(1)，(4)～(6)を数値解析で解き，$b(t)$，$s(t)$，$x(t)$ を微小時間毎に求めることで，波面工具で旋削したときの工作物の振動変位を時間領域でシミュレーションする．

５　再生びびり振動のシミュレーション解析

５．１　解析条件

前章のモデルによる再生びびり振動の解析を，**図９**

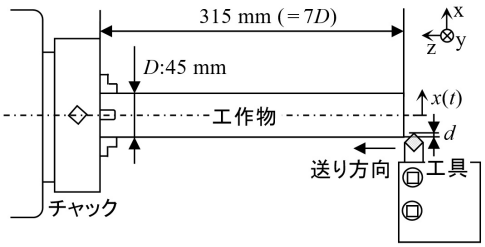

図９　長尺工作物の外周旋削の模式図

表１　工作物系の振動特性（x 方向）

固有振動数 [Hz]	等価質量m [kg]	等価減衰c [Ns/mm]	等価剛性k [N/mm]
223	1.4	182×10^{-3}	2.7×10^{3}

表２　切削条件

主軸回転周期T [s]	送り量f [mm/rev]	切込み量d [mm]
0.1	0.1	0.5～1.0

表３　工具形状条件

	横切れ刃角 C_s[deg]	振幅a [mm]	波長λ [mm]
通常工具	30	–	–
波面工具	30	0.1～0.5	0.1

に示す長尺工作物の外周旋削に適用した．この工作物系は，工作物のチャックからの突出し長さが直径D（=45 mm）の7倍と大きいため，容易に再生びびり振動を生じる．この工作物系において通常工具と波面工具の解析を行い，びびり振動が発生しない限界の切込み量を比較した．

表１にインパルス応答法で調べた工作物系の固有振動数と振動定数の同定値を示す．また**表２**，**表３**に解析を行った切削条件と工具形状に関する条件を示す．波面工具における波長λは，一般的な切込み条件で切削面に複数の波面が含まれるようにλ=0.1 mm とし，解析では，振幅aを0.1～0.5 mmの範囲で変化させた．前章で述べた方法で解析するには，これらの条件に加え，**式(1)**における比切削抵抗 K_p の同定が必要となる．本来であれば，各工具について切削実験で同定することになるが，本報では，まずは横切れ刃の波形状に起因した切削力の変動分が及ぼす効果を検討することを目的に，いずれの工具についても K_p=700 N/mm^2 に設定した．数値解析の解法にはルンゲ・クッタ法を用い，解析における微小時間増分は0.0001 s とした．

５．２　解析結果

図１０，**図１１**は，通常工具と波面工具のそれぞれについて，切込み量dを変化させたときの工作物の振動変位を解析した結果である．波面工具における振幅aは0.2 mmとした．工作物の振動がどの程度以上であれば不安定とするかの安定限界の定義として，本報の解析では，切削開始から6秒後の振動変位x(t)の両振幅が20 μm以下であれば安定，20 μm以上であれば不安定（びびり振動状態）と判断した．この振幅のびびり振動痕は肉眼でも十分識別できる．両図から，通常工具の場合では切込み量dが0.6 mmを超えると不安定になるが，波面工具ではd=0.9 mmまで振動が抑制されており，安定限界が向上していることがわかる．

図１２は，通常工具で不安定となったd=0.9 mmの条件において，波面工具の振幅aを変化させて解析し

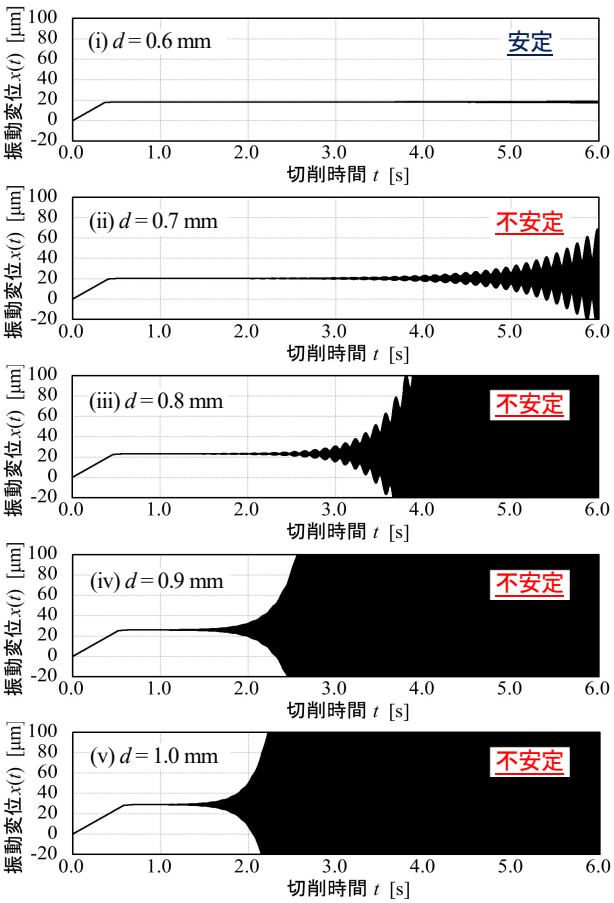

図１０　通常工具の解析結果

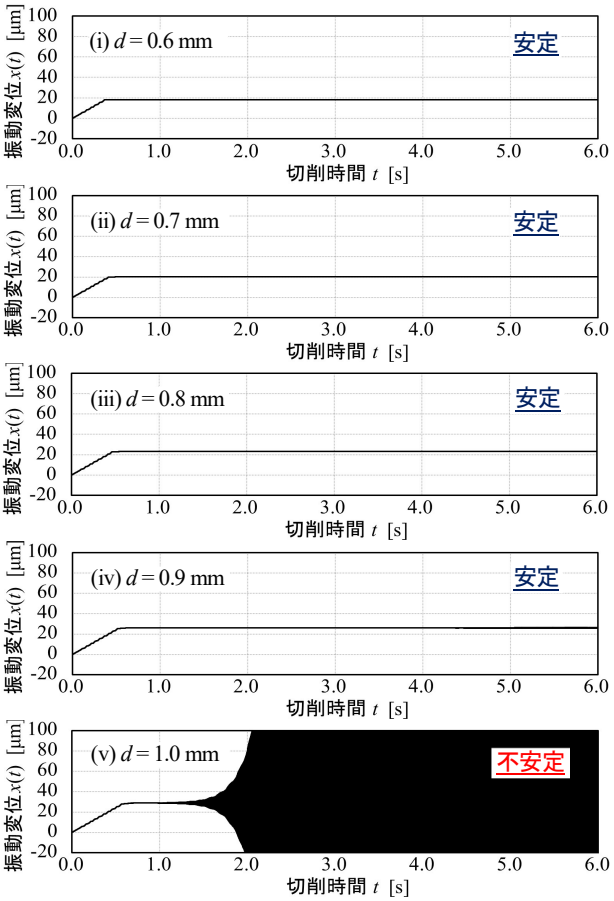

図１１　波面工具の解析結果（振幅 a=0.2 mm）

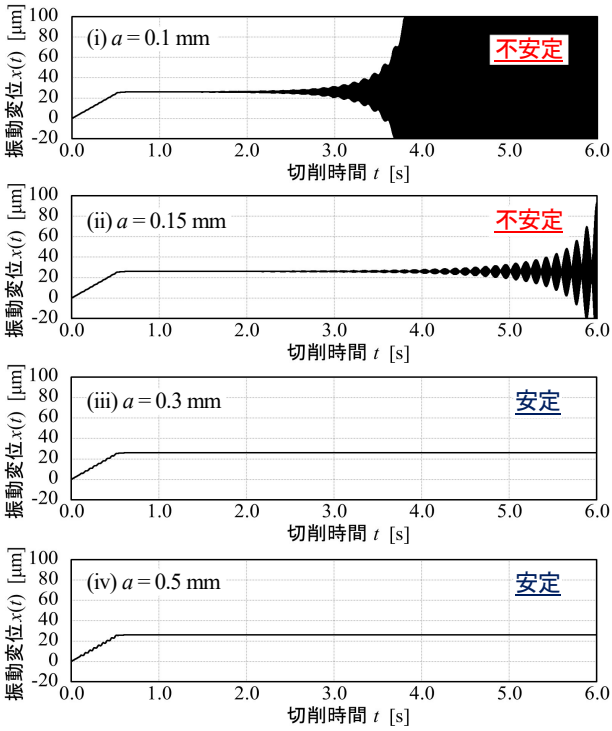

図１２　波面工具で振幅 a を変化させた場合の解析結果（切込み量 d = 0.9 mm）

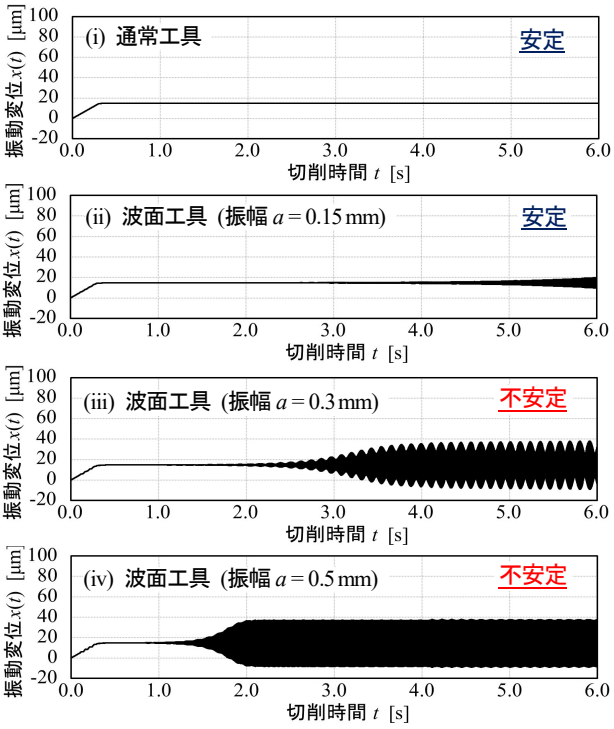

図１３　波面工具による不安定化の例（切込み量 d = 0.5 mm）

た結果である．同図で示されるように，振幅 a が大きいほどびびり振動抑制効果が高くなる傾向が見られた．

一方で，通常工具ではびびり振動が生じない安定な切込み条件において，波面工具では逆に不安定化する場合もあった．**図１３**は，切込み量 d = 0.5 mm での解析結果であり，同図最上段に示すように，この条件では通常工具でびびり振動は発生しない．しかし，波面工具では振幅 a が大きいほど工作物の振動が大きくなっており，発散はしないものの振動が定振幅で持続して不安定となっている．したがって，再生びびり振動が成長しにくい安定な条件下では，波面工具を用いることでかえって切削が不安定になる可能性がある．この点については，工具の使い分けという観点からも今後の切削実験で検証していく予定である．

６　結言

低剛性工作物の旋削加工における再生びびり振動を抑制可能な工具として，工具横切れ刃に波形状を付与した波面工具を考案し，その有効性を解析的に検証した．その結果，通常工具に対して，条件によっては逆に切削が不安定となる場合もあったが，概ね再生びびり振動に対する安定性が向上することを確認した．

今後は実際に工具を試作して，びびり振動抑制効果を実験的に検証する予定である．なお，試作工具の製作方法としては，微細ボールエンドミルによる切削で波形状を持つ型彫り放電加工用電極を作製し，その電極を使用して，市販工具の横逃げ面に型彫り放電加工を行う方法を想定している．

参考文献

１）星鐵太郎：機械加工の振動解析，工業調査会，(1990)．

２）社本英二：切削加工におけるびびり振動の発生機構と抑制，電気製鋼，82, 2, pp. 143-155 (2011)．

３）鈴木教和：切削加工におけるびびり振動（前編），精密工学会誌，76, 3, pp. 280-284 (2010)．

４）熱田俊文，吉村英徳，松村隆：二つのインサートを用いた旋削加工のびびり振動抑制，香川県産業技術センター研究報告，No. 22, pp. 31-36 (2021)．

５）熱田俊文，吉村英徳，松村隆：二つのインサートを用いた旋削加工のびびり振動抑制（第２報），香川県産業技術センター研究報告，No. 23, pp. 33-37 (2022)．

６）竹村正，北村隆，星鐵太郎：主軸回転速度変動によるびびり振動の防止，精密機械，41, 5，pp. 489-494 (1975)．

切削加工音による工具摩耗の推定

吉村　祥一

旋削加工を対象として，適切なタイミングでの工具交換を実現するために，加工音を用いた工具寿命の推測を試みた．本研究では，加工音を周辺機器の動作音や人の会話等の雑音から分離することを目的に，その高調波成分に着目して，工具摩耗と加工音の関係を調査した．その結果，工具摩耗が進行するに伴って，工具の固有振動数周辺だけではなく，その高調波成分においても音圧の上昇が確認され，高調波を監視することで工具寿命を検知できる可能性があることがわかった．

１　緒言

切削加工において，被削材を必要とされる寸法精度や仕上げ面粗さに加工することは非常に重要であり，そのためには工具の摩耗状態を認識し，適切なタイミングで工具交換を行う必要がある．そこで近年，加工中の現象をリアルタイムで監視し，工具交換を適切に行う取り組みが進みつつある．例えば工具に加わる加速度，ひずみ，温度，音などを監視し，その変化から工具寿命の判断を行う研究[1~4]が発表されている．このうち加工音と工具摩耗の関係については従来から研究が行われており，加工系の固有振動数周辺（以下，基本波と記載）で工具摩耗の増加と共に音圧が上昇することが示されている[5]．ただし加工音はマイクで比較的安価かつ簡便に測定できる反面，機械の運転音や話し声などの周辺雑音も同時に測定されるため，雑音との分離もしくは雑音の影響を受けない測定方法が必要となる．そのため加工音の評価手法に関する研究は近年も行われており，例えばマイクアレイを用いて音源分離する方法[6]や，測定データの解析・学習により定常加工と異常加工を分類する方法[4]などが検討されている．ただし測定器が大がかりになることや，インプロセスでの評価が難しいといった課題もあり，生産現場で適用するには，より簡便な方法が求められている．

一方，一般に音や振動を測定すると，基本波の整数倍ごとに高調波と呼ばれるピークが現れる．高調波は周期的な揺れに対して現れるため，雑音のような非周期の揺れと区別しやすい．また高次の高調波になるほど，必然的に高い周波数帯で現れるため，音圧は低下するものの，雑音との分離も不要となる．そこで本研究では工具摩耗の簡便な評価方法として，加工音の高調波成分に着目した検討を試みた．本報では旋削加工を対象に加工音を測定し，その高調波成分から工具の摩耗状態の把握が可能か調査した．加えてピンク雑音を用いた簡易的な雑音環境下にて，加工音の高調波を調査した．その内容を報告する．

２　実験方法

図１に実験の模式図を示す．NC旋盤（(株)滝澤鉄工所製，TAC510 L10）を用いて，丸棒被削材を一定の切込みで長手方向に外径切削したときの加工音を測定した．被削材の一端はスクロールチャックで固定し，他端は回転センタで支持した．被削材の切削開始時の外径は79 mmであり，スクロールチャックから回転センタまでの突出し長さは240 mmである．工具にはスローアウェイ式超鋼工具を使用し，ホルダの断面寸法は16 mm×16 mmである．工具の突出し長さは，刃先から刃物台の工具固定ボルトまでを50 mmにした．なお被削材の剛性は十分に高く，測定音圧は工具の曲げ振動によるものが支配的であると仮定し，先にハンマリング試験で工具の周波数特性を調査した．また工具摩耗として横逃げ面の摩耗幅を測定することで実験を行った．

加工音はマイクロホン（Bruel & kjaer製，Type 4189-A-021）によって，工具刃先より80 mm離れた位置から測定した．なおマイクロホンには切りくずから保護するため防風スクリーン（リオン（株）製，WS-10）を被せた．さらに工具摩耗と切削抵抗には密接な関係があることから，刃物台には工具動力計（KISTLER製 Type9257 AU）を設置し，切削抵抗も同時に測定できるようにした．切削条件を**表１**に示す．

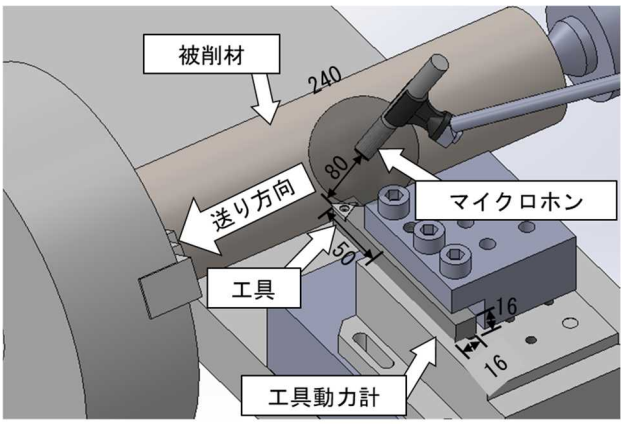

図１　実験模式図　　（単位：mm）

表１　切削条件

被削材	S45C（切削開始時の外径：79 mm）
工具	超硬ノンコート TCMT16T304:UTi20T
切削速度 m/min	100
送り速度 mm/rev	0.3
切込み mm	0.8
切削油	なし（ドライ）

※公開日：令和７年５月 29 日

３　実験結果

３．１　工具の固有振動数

加工時に基本波が現れる周波数を調べるため，工具先端の下側に加速度センサ（NEC三栄（株）製 9G10S）を取り付けて，加工しない状態でハンマリング試験を行った．得られた周波数特性を**図２**に示す．この図から1次の固有振動数は5.4 kHzに存在していることがわかる．ただし実際の加工では工具に動的な切削抵抗が加わることから，今回得られた固有振動数とは必ずしも一致するわけではない．しかしおおよそ5 kHz近傍にピークが現れることが予想される．

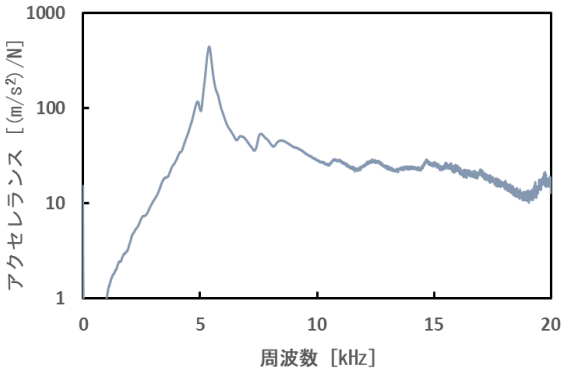

図２　ハンマリング試験による工具の周波数特性

３．２　工具摩耗の進行に伴う音圧の変化

表１の切削条件のもと，工作物を切削しつづけた場合の切削抵抗，音圧，工具摩耗を測定した．実験での切削時間と工具摩耗の関係を**図３**，工具摩耗の進行写真を**図４**に示す．実験では切削時間が増加するにつれて，工具の摩耗幅が増加しており，切削時間 36 min 時に工具の前逃げ面が欠けたため実験を終了した．

次に実験で得られた切削抵抗と加工音を FFT 解析し，その周波数特性を工具摩耗ごとに並べたものを**図５**，**図６**に示す．両図は**図４**で示される新品を除いた 5 つの工具の摩耗状態について，長手方向に周波数，高さ方向に切削抵抗，音圧をプロットし，摩耗が進行する順にそれぞれ奥行方向に並べている．なお切削抵抗には主分力，背分力，送り分力で表される 3 分力の内，抵抗の増分が大きかった背分力を図に示す．**図５**では基本波が 5 kHz 近傍に存在しており，これは前節で得られた工具の固有振動数である 5.4 kHz にほぼ近い振動数であることがわかる．加えて切削抵抗では 10 kHz，15 kHz に 2 次，3 次の高調波成分が確認できる．ただし，使用した工具動力計の固有振動数は 2.3 kHz であり，切削抵抗の絶対値を比較することは難しい．しかし，摩耗に伴う切削抵抗の相対的な比較は可能であると考えると，工具摩耗が進行するほどそのピーク値は高くなることがわかる．**図６**の加工音についても，**図５**の背分力と周波数特性が類似しており，加工音の音圧の変化と切削抵抗の変化には関係性があることがわかる．

つづいて加工音の基本波，2 次，3 次の高調波における音圧を整理し，工具摩耗との関係を表したものをそれぞれ**図７～図９**に示す．

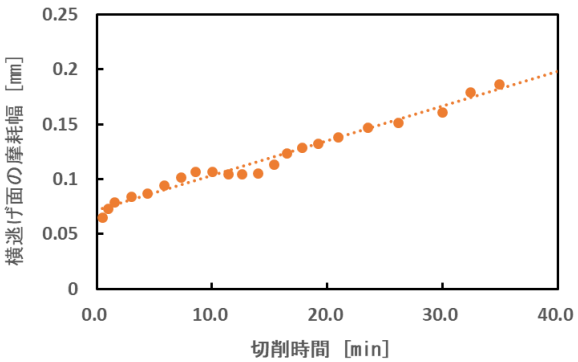

図３　切削時間と工具摩耗の関係

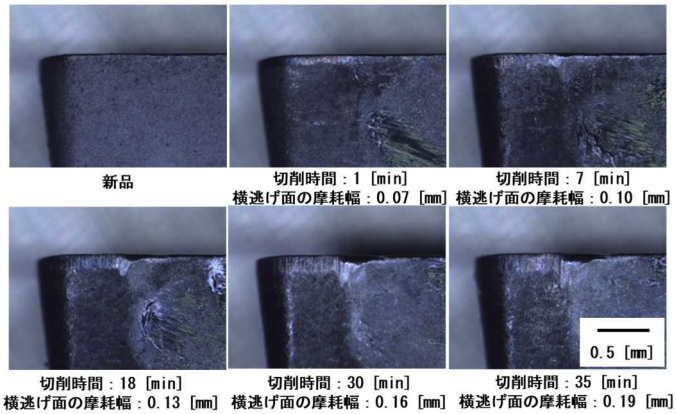

図４　工具摩耗の進行

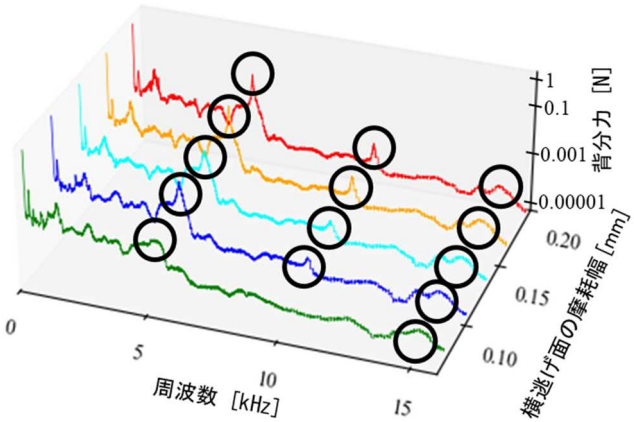

図５　横逃げ面の摩耗幅ごとの切削抵抗の周波数特性

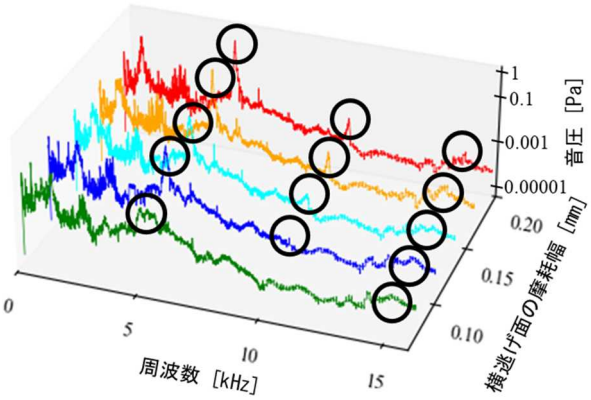

図６　横逃げ面の摩耗幅ごとの加工音の周波数特性

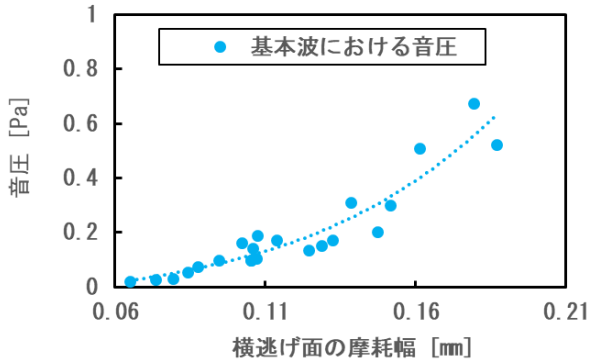

図７ 工具摩耗と基本波における音圧の関係

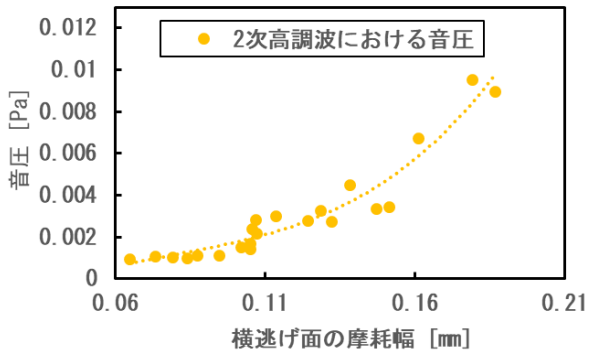

図８ 工具摩耗と 2 次高調波における音圧の関係

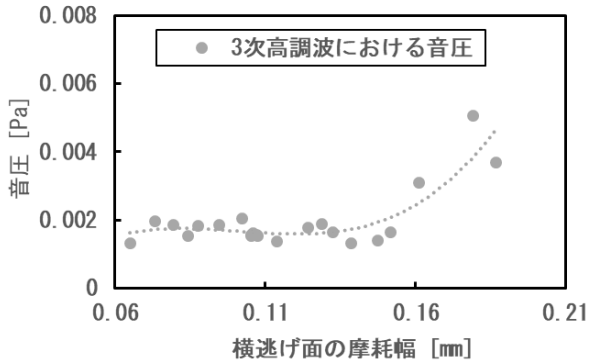

図９ 工具摩耗と 3 次高調波における音圧の関係

図７，**図８**では工具摩耗が進行するにしたがって基本波，2 次高調波の音圧が増加していることがわかる．また**図９**の 3 次高調波の音圧では摩耗幅が 0.15 mm 付近までは増加がみられず，0.16 mm を超えると急激に増加する特徴がみられる．これらのことから加工音の基本波，2 次高調波の変化を調査することで，工具摩耗の変化を検知できる可能性があり，また 3 次高調波は工具寿命に近づくとその音圧が急激に上昇することから，工具寿命の判断に利用できる可能性があるといえる．

３．３ 周辺雑音の影響

前節で示した工具摩耗と音圧に関する実験は，旋盤のみが動作している環境で行ったが，実際の加工現場では複数の機器が同時に動作していることが想定される．そこで周辺雑音が存在する環境での加工音を調査した．本来であれば実際の加工現場の音を利用することが望ましいが，まずはスピーカからピンク雑音[7]を出力しながら加工し，そのときの加工音を測定した．加工条件は**表１**と同様で，工具の横逃げ面の摩耗幅は 0.13 mm であった．**図１０**にその結果と加工せずに測定した暗騒音を示す．この図も 5 kHz、10 kHz，15k Hz 近傍に基本波と高調波が確認できる．ただし測定周波数全域で求めたオーバオール値は加工音＋ピンク雑音が 96.9 dB，ピンク雑音のみが 84.3 dB であり，ピンク雑音環境で加工音の高調波を確認するには 13 dB の差が必要であった．そのため実際の加工現場の音の周波数特性や音圧レベルを調査する必要があるといえる．

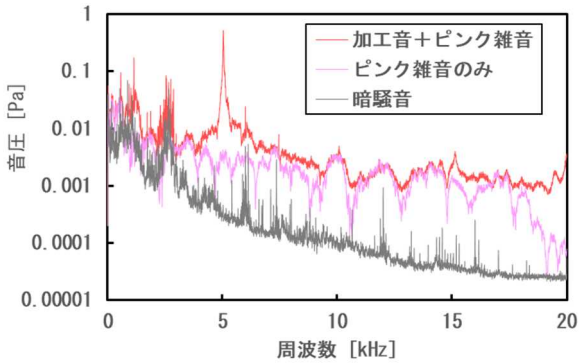

図１０ 雑音環境での加工音

４ 結言

旋削加工において加工音の高調波成分から工具摩耗を推定することを目的に実験を行った．加工音を FFT 解析したところ，工具が摩耗するにしたがって基本波，高調波ともに音圧の上昇が確認された．このことにより基本波だけではなく，高調波を監視することでも工具寿命を検知できる可能性があることがいえる．

また周辺雑音に関して，まずはピンク雑音を発生した環境で加工音を調査した．今後は実際の加工現場の音を測定し，その周波数特性や音圧レベルがどの程度であれば高調波による摩耗推定が可能か調査する．

参考文献

1) 橋本重孝：リアルタイム計測のための無線通信式センシング工具システムの開発，精密工学会春季大会学術講演会講演論文集，pp. 218-219（2021）
2) 小池雄介，青木友弥，村上大介：切削加工を見える化するセンサ搭載切削工具，住友電工テクニカルレビュー，第 198 号，pp. 22-27（2021）
3) 水嵜英明，新井亮一，新村諭：工具上に直接作製する薄膜温度センサの開発（第 3 報）－センサ応答速度の評価－，長野県工技センター研報，No. 15，pp. 25-29（2020）
4) 新村諭，中島高史，西村洋希：切削加工音による工具摩耗量の推定，長野県工技センター研報，No. 16，pp. 49-51（2021）
5) 一宮亮一，知久一佳，相地誠：切削加工における騒音の解析（第 1 報）－単一刃工具による金属切削時の音圧レベル－，精密機械 49 巻 3 号，pp. 95-100（1983）
6) 久冨茂樹，坂東直行：音源分離技術を用いた切削音による工具摩耗評価，岐阜県情報技術研究所研究報告 第 14 号，pp. 33-36（2012）
7) （社）日本計量振興協会編：改訂 騒音と振動の計測，コロナ社，pp. 146-147（2008）

溶接ロボットを用いたWAAM方式についての検討

新名　楓

近年注目を集めているWAAM方式の金属積層造形技術について，一般的な溶接ロボットを用いて造形が可能か検討を行った．軟鋼用の溶接ワイヤを用いてブロック状の造形物を作製し，造形条件（溶接電流・溶接速度）を評価した．その後，得られた知見を基に，比較的複雑な造形物の試作を行った．その結果，幅広い条件において十分な強度を持ち，等方的なフェライト・パーライト混合組織に近い均一な金属組織が得られた．加えて，比較的複雑な造形も可能であることを確認した．

１　緒言

溶接を応用した金属積層造形としてWAAM方式（Wire Arc Additive Manufacturing）がある．この技術は，アーク溶接と同様に金属ワイヤを溶融・凝固させ，積み重ねていくことにより立体物を造形する技術である．WAAM方式は複雑形状を高精度に造形することには適していないが，１層当たりの積層厚さが厚いため，造形速度が速く，大型部材に適している[1]．そのため，最終形状に近いニアネットシェイプ形状に造形し，仕上げ加工を行った場合，切削加工のみで製造するよりも歩留まりが良く，材料費や加工時間を低減できる[2),3)]．また，市販の溶接ワイヤを使用できるため，安価に多種類の金属を造形可能である．そのため，近年では国内においても注目を集めているが，県内企業においてはあまり認知されていないのが現状である．

そこで本報では県内企業への技術情報提供を目的に，産業技術センター保有の溶接ロボットを用いてWAAM方式の造形が可能か検討を行った．軟鋼用の溶接ワイヤを用いて，溶接ワイヤの供給量や入熱量に影響する溶接電流・溶接速度をパラメータに設定し，造形物を作製・評価した．その後，評価した造形条件を基に比較的複雑な造形物の試作を行った．

２　実験方法

２．１　造形方法

溶接ロボット（(株)パナソニック製　VR-006，溶接機：パナソニック製　PANA STAR RFⅡ500）を用いた炭酸ガスアーク溶接により，造形物を作製した．一般的にWAAM方式ではTIG・MIG溶接が用いられるが[4]，本報では最も安価であり広く普及している炭酸ガスアーク溶接による検討を行った．使用した溶接ワイヤはJIS Z 3312のYGW12（(株) 日鉄住金製ソリッド溶接ワイヤYM-28）であり，ベースプレート（SS400）上に造形した．**表１**にYGW12の成分表[5]を示す．造形物の形状はブロック状とし，水平方向と積層高さ方向の特性を調べるため各条件につき２種類作製した．本報ではこの２種類を造形物A，造形物Bとし，形状を**図１**に示す．造形物Aの大きさは50 mm×100 mm×15 mm程度，造形物Bの大きさは30 mm×50 mm×50 mm程度とした．実験模式図を**図２**に示す．造形精度を高めるため，造形位置の20 mm下まで浸水させ，水冷しながら造形した．積層ピッチについてはジャッキを用いて調整した．具体的には，各層の積層後，ジャッキの高さを積層ピッチ分下げ，溶接トーチと積層位置の距離が各層で一定となるようにした．また，各層の積層後はスラグの除去を行い，放射温度計を用いて積層位置の温度が100℃以下となったことを確認してから，次の層を積層した．また，１層の積層パスは**図３**に示すとおりである．溶接のスタート部では余盛高さが高く，エンド部では余盛高さが低くなる．そのため，１層ごとに積層パスのスタート部とエンド部を入れ替え，溶接方向を逆向きにすることにより余盛高さが均一になるようにした．

造形物は，**表２**に示すように溶接電流・溶接速度をパラメータとし作製した．その後，引張・硬さ分布・組織試験を行い，造形条件を評価した．**表２**のクロスフィード量・積層ピッチは各溶接電流・溶接速度条件のビード幅，余盛高さに合わせて設定した．溶接電流：100 A，溶接速度：

表１　溶接ワイヤ（YGW12）の化学成分

C	Si	Mn	P	S	Cu
0.02～0.15	0.50～1.00	1.25～2.00	0.030以下	0.030以下	0.50以下

図１　造形物形状（左：造形物A，右：造形物B）

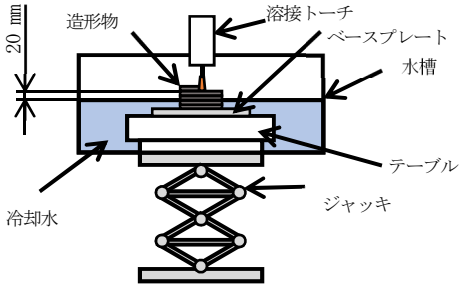

図２　実験模式図

※公開日：令和７年５月29日

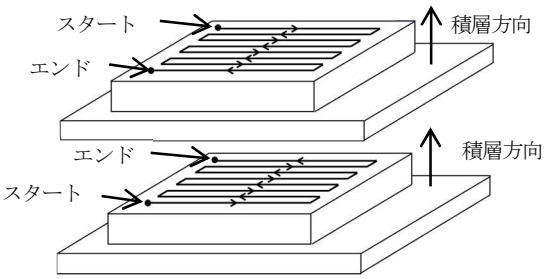

図３　積層パス
（上：積層回数n，下：積層回数n＋1）

表２　造形条件

溶接電流 A	60	100			140
電圧 V	18.0	18.5			19.0
溶接速度 mm/min	500	300	500	700	500
クロスフィード量mm	2.3	3.5	3.0	2.6	3.5
積層ピッチ mm	1.5	2.0	1.5		2.0
積層数（造形物A）	10	8	10		8
積層数（造形物B）	34	25	34		25
炭酸ガス流量l/min	18				

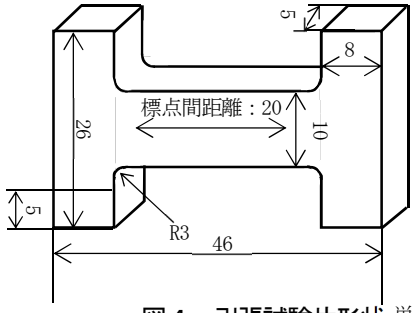

図４　引張試験片形状 単位 mm

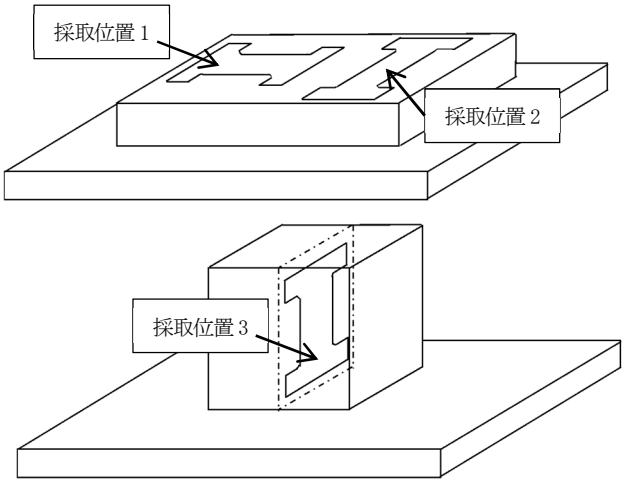

図５　引張試験片採取位置
（上：造形物A，下：造形物B）

表３　SM490A の化学成分

C	Si	Mn	P	S
0.20 以下	0.55 以下	1.65 以下	0.035 以下	0.035 以下

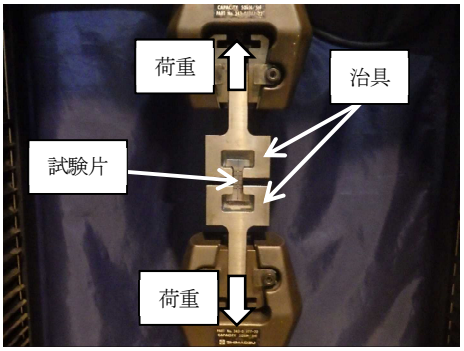

図６　引張試験方法

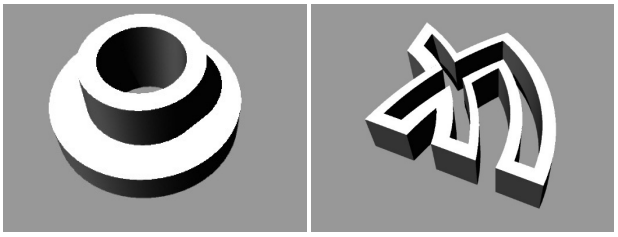

図７　試作造形物モデル（左：1，右：2）

500 mm/min の条件における１層当たりの積層時間は，造形物Ａでは約３分，造形物Ｂでは約１分であった．

２．２　引張試験

引張試験片の形状を**図４**，試験片の採取位置を**図５**に示す．造形物は溶接ビードの集合体であり，異方性があることが予想される．そのため，造形物Ａから２方向（水平方向），造形物Ｂから１方向（積層高さ方向）の計３方向から採取した．また，それぞれを採取位置1,2,3とし，各１個採取した．試験片形状の影響を確認するため，鋼板（SM490A）についても同図の形状に加工し，試験を行った．**表３**にSM490Aの成分表[6]を示す．

試験方法を**図６**に示す．同図に示すように，治具を用いて試験片を万能材料試験機（(株) 島津製作所製　AG-50KND）に取り付けた．その後，JIS Z 2241 に基づく試験速度(5 N/mm^2/sec(降伏点まで),20%/min(降伏点以後))で試験を行った．

２．３　硬さ分布・組織試験

硬さ分布試験は**図５**の採取位置３の断面で行い，ビッカース硬さ試験によって評価した．測定ラインは，造形物中心の最上部からベースプレート方向である．試験荷重は1 kgf，測定ピッチは0.5 mmとした．

組織試験は，硬さ分布試験後に同断面で行った．3%ナイタールによるエッチングを行い，光学顕微鏡により観察した．

２．４　造形物の試作

試作した造形物の２種類のモデルを**図７**に示す．試作造形物１のモデルはフランジ形状を基に作製し，試作造形物２のモデルは本県のロゴデザインを基に作製した．

３　実験結果と考察

３．１　引張試験

図８，９に引張試験の結果を示す．**図８**は降伏点，**図９**は引張強さの結果である．いずれの条件においても降伏

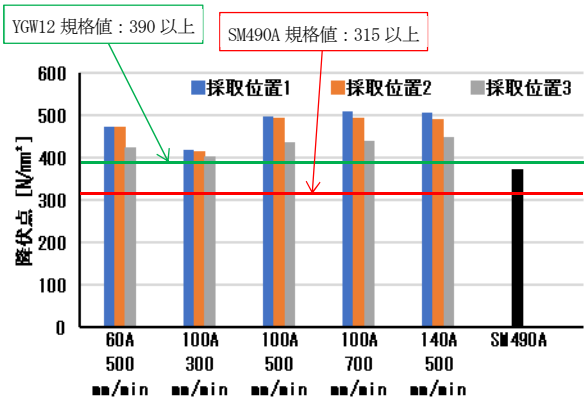

図８　引張試験結果（降伏点）

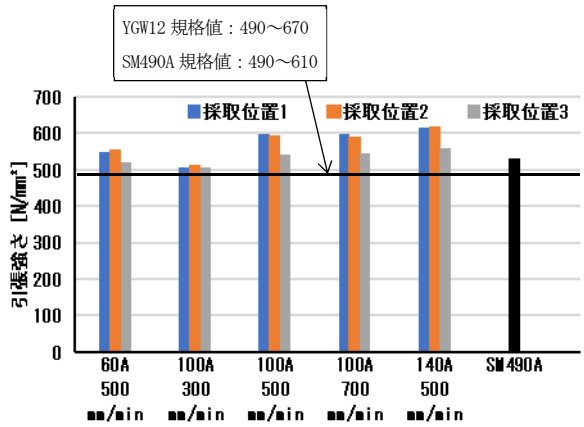

図９　引張試験結果（引張強さ）

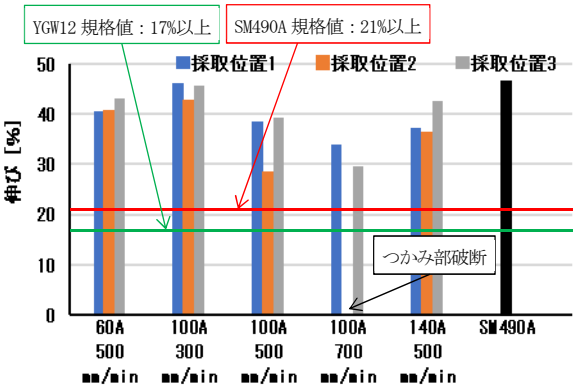

図 10　引張試験結果（伸び）

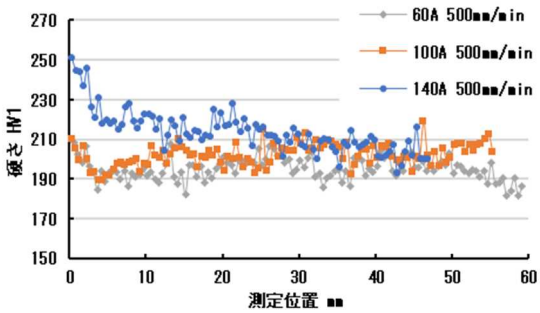

図 11　硬さ分布（溶接電流）

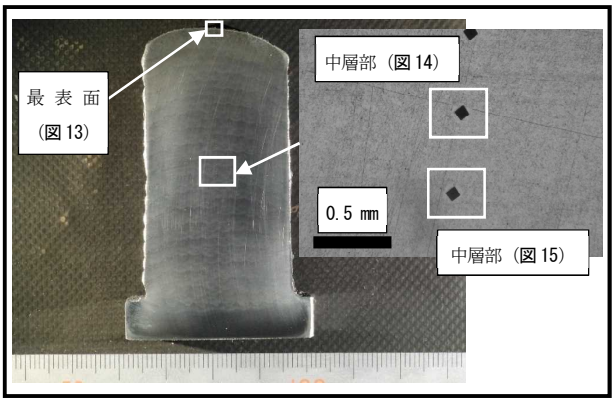

図 12 顕微鏡撮影箇所
（溶接電流：100 A，溶接速度：500 mm/min）

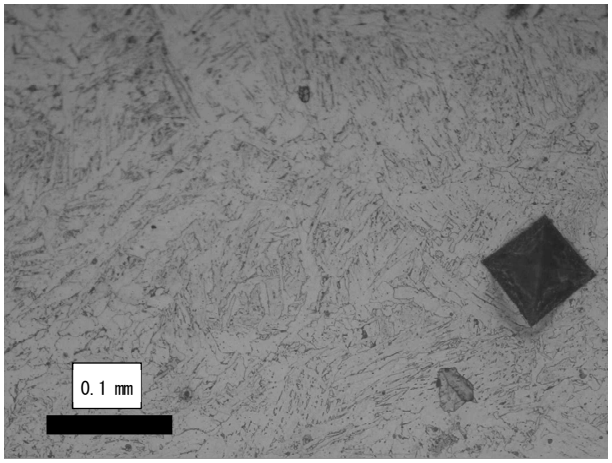

図 13　顕微鏡写真（最表面）
（溶接電流：100 A，溶接速度：500 mm/min）

点・引張強さは，使用した溶接ワイヤ（YGW12）の JIS 規格値（降伏点≧390 N/mm^2，引張強さ：490～670 N/mm^2）を満たしており十分な強度を示した．また，引張方向と積層高さ方向が平行となる採取位置 3 の試験片は，採取位置 1, 2 の試験片よりも強度が低くなる傾向があった．この理由として，採取位置 3 では，欠陥が発生しやすい各層間のボンド部が引張方向に対する断面積と平行になっている．そのため，採取位置 3 では，引張方向に対する微細な内部欠陥の影響が大きく，他の採取位置よりも強度が低下したことが考えられる．

図 10 に引張試験の結果（伸び）を示す．本研究における SM490A の伸びは，SM490A の規格値（21%以上）よりも 2 倍以上高くなった．これは，標点間距離を一般的に用いられるよりも短い 20 mm としたことによる影響と考えられる．このことから，造形物から採取した引張試験片の伸びについても JIS Z 2241 で算出される伸びよりも高くなることが推察されるが，YGW12 の規格値（17%以上）よりも高くなった．

本報で設定した造形条件においては，溶接電流および溶接速度が強度におよぼす特定の傾向は，読み取れなかった．しかしながら，試験片ごとのバラつきの影響が大きいと考えられるため，次年度以降の課題として検討予定である．

３．２　硬さ分布・組織試験

３．２．１　溶接電流の影響について

図 11 に電流を変化させた場合の硬さ分布試験の結果を

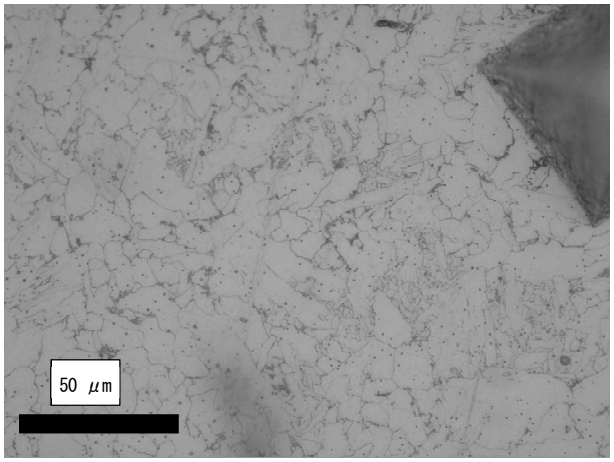

図 14　顕微鏡写真（中層部）
（溶接電流：100 A，溶接速度：500 mm/min）

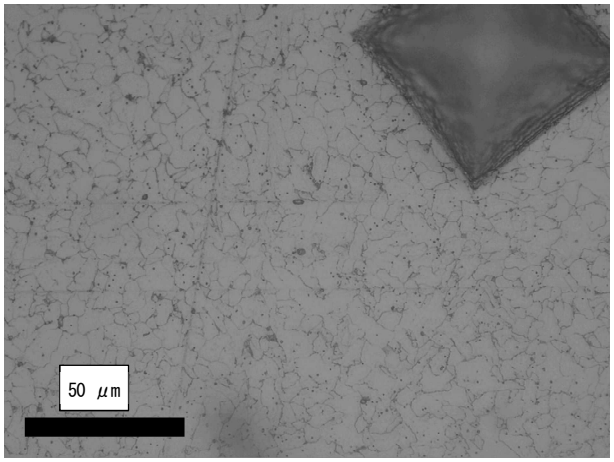

図 15　顕微鏡写真（図 14 近傍）
（溶接電流：100 A，溶接速度：500 mm/min）

示す．低・中電流（60・100 A）の場合，硬さは 200 HV 程度で最表面からベースプレートまで均一に推移していた．この低・中電流の代表条件として，溶接電流：100 A，溶接速度：500 mm/min の金属組織について述べる．**図 12** に同条件の顕微鏡写真撮影箇所を示す．また，**図 13** に最表面，**図 14** に中層部の顕微鏡写真を示す．造形物の最表面は溶接したままの状態であるため，**図 13** の金属組織では，溶接金属特有のデンドライト組織が確認できた．一方で，**図 14** の中層部の金属組織では，積層時に加熱・冷却を繰り返されたことによる熱影響によりデンドライド組織が変化し，炭素量が 0.1%以下の等方的なフェライト・パーライト混合組織に近くなっていることが確認された．**図 15** に**図 14** 近傍の写真を示す．**図 14**，**図 15** は互いに近傍にも関わらず，結晶粒径が大きく異なっており，この結晶粒の大きさの変化は積層高さ方向において周期的に繰り返されていた．これは，積層を繰り返した履歴が結晶粒径に現れたものと考えられる．一方で，高電流（140 A）の場合，造形物の表面付近で大きく硬度が上昇している．これは，造形物の表面付近において，ワイヤの突出し長さが長くなってしまったことが要因と考えられる．この造形条件では，1 層あたりの余盛高さが積層ピッチよりもわずかに小さく，積層を繰り返すうちに溶接トーチと積層位置が離れてしまった．ワイヤの突き出し長さが適正値よりも長くなった場合，溶接電流が低下し溶込みが浅くなる，シールドガスが適切に供給されずブローホールが発生するといった悪影響がある．**図 16** に溶接電流：140A の顕微鏡写真撮影箇所，**図 17** に上層部の顕微鏡写真を示す．**図 17** に示すように上層部では比較的多くデンドライト組織を確認でき，金属組織の再結晶化が少なかったことが推察される．そのため，上層部では入熱量および溶け込み量が低下していたことが考えられる．また，最表面である 25 層目の積層時には，前述のシールドガスが適切に供給されなかった影響と考えられる気孔が造形物表面に確認された．これらのことから，表層では，ワイヤの突き出し長さが伸びたことにより，適切に積層できなかったと考えられる．

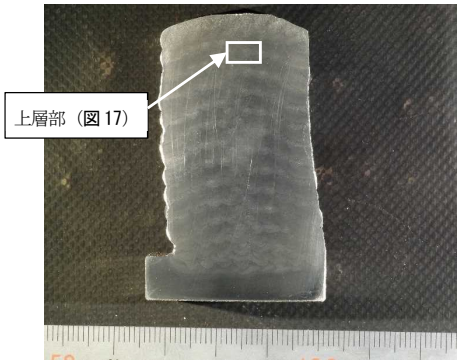

図 16　顕微鏡撮影箇所
（溶接電流：140 A，溶接速度：500 mm/min）

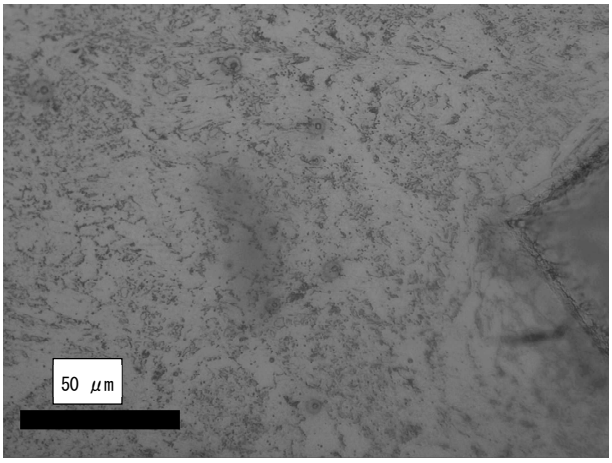

図 17　顕微鏡写真（上層部）
（溶接電流：140 A，溶接速度：500 mm/min）

３．２．２　溶接速度の影響について

図 18 に溶接速度を変化させた場合の硬さ分布を示す．低・中速度（300・500 mm/min）では硬さに大きな違いはなく，上層部から下層部まで均一に推移している．また，金属組織についても大きな違いはなかった．一方，高速度（700 mm/min）では，中層部付近から硬さが上昇した．本条件についても，1 層あたりの余盛高さが積層ピッチよりも小さく，ワイヤの突き出し長さが適正値よりも長くなった影響が考えられる．**図 19** に溶接速度：700 mm/min の顕微鏡写真撮影箇所，**図 20** に上層部の顕微鏡写真を示す．同図では，突き出し長さの影響と考えられる比較的大き

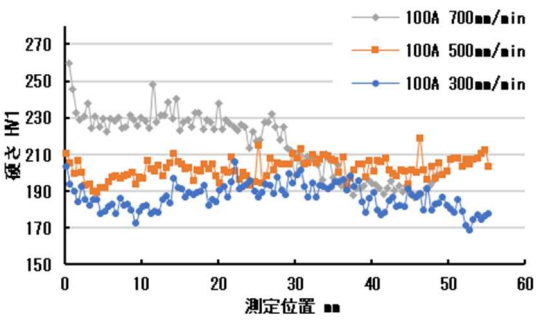

図 18　硬さ分布（溶接速度）

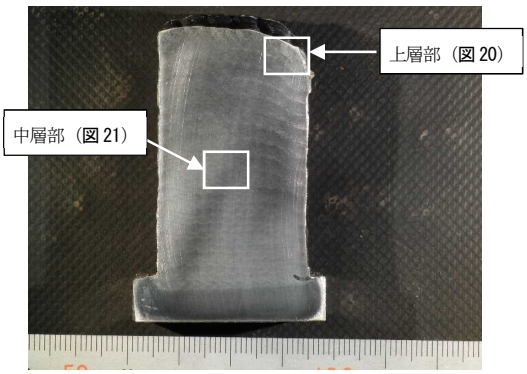

図 19　顕微鏡写真撮影箇所
（溶接電流：100 A，溶接速度：700 mm/min）

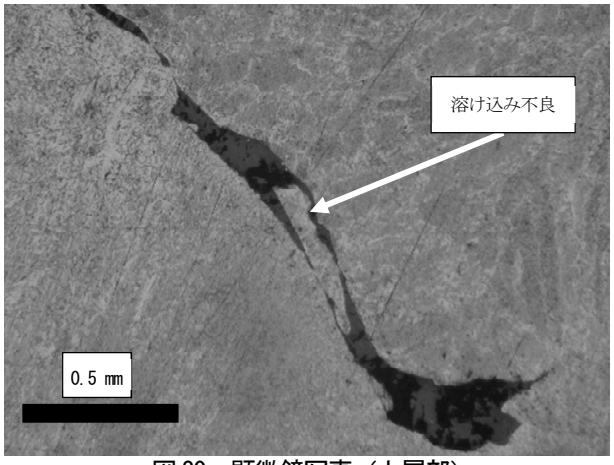

図 20　顕微鏡写真（上層部）
（溶接電流：100 A，溶接速度：700 mm/min）

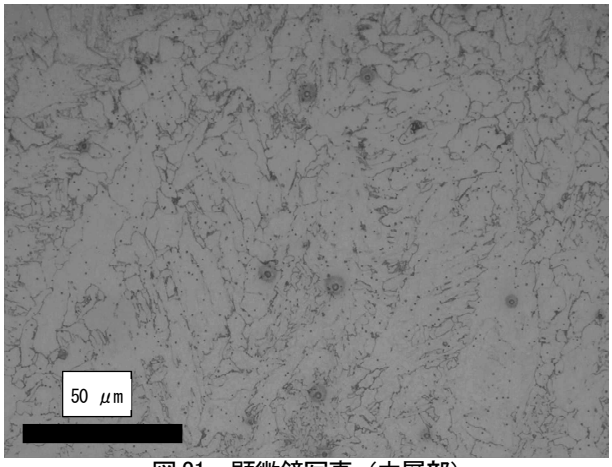

図 21　顕微鏡写真（中層部）
（溶接電流：100 A，溶接速度：700 mm/min）

図 22　試作造形物（上：1，下：2）

な溶け込み不良が発生していた．次に，図 21 に中層部（溶接速度：700 mm/min）の顕微鏡写真を示す．比較的，溶接ワイヤの突き出し長さの影響が少ないと考えられる中層部においても，デンドライト組織が多く確認できた．このことから，溶接速度の上昇に伴う入熱量および溶け込み量の低下により金属組織の再結晶化が少なく，中層部付近から硬さが上昇したことが考えられる．

３．３　造形物試作

試作した造形物の外観を図 22 に示す．３．１節および３．２節で得られた知見を基に試作造形物 1 は溶接電流：100 A，溶接速度：500 mm/min，試作造形物 2 は溶接電流：60 A，溶接速度：500 mm/min の条件で作製した．同図に示すように，比較的複雑な形状であっても十分造形可能であった．一方で，スタート・エンド部においての造形精度の低下や積層ピッチを調整する際の位置ズレによる歪みが発生した．そのため，今後は，より複雑な造形が可能となるよう検討予定である．

４　結言

近年注目を集めている WAAM 方式の金属積層造形技術について，産業技術センター保有の溶接ロボットを用いて，WAAM 方式の造形が可能か検討を行った．軟鋼用の溶接ワイヤを用いてブロック状の造形物を作製し，造形条件（電流・溶接速度）を検討した．また，得られた知見を基に比較的複雑な造形物を試作し，WAAM 方式による造形が可能であることを示した．本報で得られた知

見は，以下のとおりである．

(1) 適切な条件で造形した場合，十分な強度があり，金属組織についても等方的なフェライト・パーライト混合組織に近い比較的均一な造形物が得られる．

(2) 溶接速度が速すぎる場合，入熱量・溶け込み深さが減少し，溶接したままに近い金属組織を持った造形物となる．

(3) 溶接ワイヤの突き出し長さが適切でない場合，積層時の欠陥につながる．

参考文献

1）大﨑元嗣：技術解説金属積層造形技術，電気製鋼/大同特殊鋼技報，第 92 巻　第 1 号，pp. 19-24，(2021)

2）笹原弘之，田中敬三，吉丸玲欧：溶融金属積層における造形条件強度・金属組織に関する研究，精密工学会誌，78 巻　5 号，pp. 415-419，(2012)

3）田中敬三，阿部壮志，吉丸玲欧，笹原弘之：アーク放電を用いた溶融金属積層による造形物の強度，日本機械学会論文集（C 編），79 巻　800 号，pp. 1168-1178，(2013)

4）河端征，笹原弘之，佐々木智章，和田勝則，金丸周平，野村祐司：回転 TIG トーチを用いた WAAM における電極回転速度の造形の安定性に及ぼす影響，2023 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集，pp. 237-238，(2023)

5）一般社団法人　日本規格協会：JIS ハンドブック 40 －2　溶接Ⅱ（製品），pp. 222-253，(2021)

6）一般社団法人　日本規格協会：JIS ハンドブック 2 －2　鉄鋼Ⅱ（棒・形・板・帯/鋼管/線・二次製品/電気用材料），pp. 47-70，(2025)