

博 士 論 文

小出力レーザーを用いた薄鋼板のレーザー焼入れフォーミングと
折り紙工学への応用に関する研究

2021年

眞鍋 裕輝

目次

第1章	緒 論	1
1.1	背景	1
1.2	本研究の目的	3
1.3	本研究の構成	3
第2章	低出力半導体レーザーを用いた薄板鋼への 全体焼入れにおける変形とエネルギー効率の考察	8
2.1	緒 論	8
2.2	実験方法	8
2.2.1	実験条件とサーモカメラによる撮影	8
2.2.2	焼入れ後の硬度	9
2.2.3	レーザー走査順と走査の距離間隔	10
2.3	結果と考察	12
2.3.1	プロセス変形の制限条件	12
2.3.2	焼入れ深さの制限条件	15
2.3.3	焼戻しの制限条件	16
2.3.4	送り速度の組み合わせ問題	17
2.4	結 言	19
第3章	薄板鋼のレーザー焼入れフォーミング時の 予熱の影響の考察	21
3.1	緒 論	21
3.2	実験装置と実験方法	21
3.3	結果と考察	24
3.3.1	繰り返しレーザー走査による蓄熱状況	24
3.3.2	変態深さ	26
3.3.3	冷却速度	27
3.3.4	焼入れ硬さ	28
3.3.5	焼戻し	29
3.3.6	変形角	31
3.3.7	硬さと変形角の独立性	32
3.4	結 言	33
第4章	薄板鋼のレーザー焼入れフォーミング時の 変形プロセスモニタに基づく考察	34
4.1	緒 言	34
4.2	変形及び温度解析の理論	34
4.2.1	レーザーフォーミングの変形原理	34
4.2.2	温度分布予測	35
4.2.3	変形原理の判別	35
4.3	実験方法	37
4.3.1	実験条件とサーモカメラによるプロセスモニタ	37
4.3.2	ビデオ撮影法に基づく変形のプロセスモニタ	37

4.4	結果と考察.....	38
4.4.1	単一のレーザ走査の変形モニタリング.....	38
4.4.2	裏表面の往復レーザ走査の変形モニタリング.....	39
4.4.3	表面の並列複数レーザ走査後の裏面からの走査.....	40
4.4.4	レーザ照射時の裏面の温度モニタ.....	42
4.5	結言.....	44
第5章	弾性ヒンジのレーザ焼入れフォーミングに関する研究.....	46
5.1	緒論.....	46
5.2	実験装置と予備実験.....	46
5.3	両端拘束によるそりの低減.....	47
5.4	断面形状の変更によるそりの低減.....	50
5.5	結言.....	56
第6章	レーザ焼入れフォーミングとその仕上げ加工.....	58
6.1	緒論.....	58
6.2	実験方法.....	58
6.2.1	実験装置.....	58
6.2.2	工具・磁気研磨ペーストおよび工作物.....	59
6.2.3	実験条件.....	60
6.3	磁気ブラシに対する研磨理論.....	61
6.4	実験結果および考察.....	64
6.4.1	平面、凹および凸形状に対する磁気研磨.....	64
6.4.1.1	基礎的実験の概要.....	64
6.4.1.2	実験結果.....	65
6.4.2	段差形状における研磨中の研磨ペーストの運動状態.....	66
6.4.2.1	段差の側面からの観察の実験概要.....	66
6.4.2.2	実験結果.....	67
6.4.3	研磨中の研磨ペーストの工具中心付近での運動状態.....	68
6.4.3.1	アクリルプレートを用いた溝底側からの観察の実験概要.....	68
6.4.3.2	実験結果.....	68
6.4.4	段差形状に対する研磨条件の検討.....	70
6.4.4.1	工具を送り方向に直角に上下運動を加える実験概要.....	70
6.4.4.2	Z軸上下運動の効果に関する実験結果.....	70
6.4.5	オシレーション運動を加えた研磨と理論式の提案.....	73
6.4.5.1	送り運動に直角に上下オシレーション運動を加える実験.....	73
6.4.5.2	オシレーション磁気研磨の実験結果.....	74
6.5	レーザ加工後の研磨実験.....	76
6.5.1	ゼロ変形レーザ焼入れフォーミング.....	76
6.5.1.1	両面レーザ走査によるゼロ変形.....	78

6.5.1.2	試験片両端拘束によるゼロ変形	78
6.5.2	ナノファイバーバフ研磨の導入と実験方法	78
6.6	実験結果と考察	80
6.6.1	ゼロ変形レーザー焼入れフォーミング	80
6.6.1.1	従来の片端拘束での両面レーザー走査結果	80
6.6.1.2	提案する試験片の両端拘束のレーザー走査結果	81
6.6.1.3	両端拘束試験片の残留応力	82
6.6.2	ナノファイバー研磨実験	83
6.6.2.1	レーザー走査後の表面状態	83
6.6.2.2	ナノファイバー研磨による表面状態	84
6.6.2.3	バフ研磨におけるファイバー束状態の影響	85
6.7	薄板鋼のゼロ変形の焼入れ鏡面の創成	87
6.8	結 言	88
第7章	低出力半導体レーザーを用いた 薄板鋼レーザー焼入れフォーミング加工における 残留応力と折り紙工学的な立体変形に向けた考察	91
7.1	緒 言	91
7.2	残留応力実験の装置と実験条件	91
7.2.1	実験条件	91
7.2.2	レーザー照射後のそり変形の定義	92
7.2.3	残留応力の測定方法	92
7.3	残留応力の実験結果と考察	93
7.3.1	そりとレーザー走査速度の関係	93
7.3.2	残留応力の測定結果	95
7.3.3	オモテ面の残留応力と変態の影響	97
7.3.4	複数走査(6本)の残留応力	98
7.4	デフォーカス実験装置と実験条件	102
7.5	実験結果と考察	103
7.5.1	レーザー走査後の試験片表面の溶融	103
7.5.2	レーザーフォーミングにおけるデフォーカス	105
7.6	板バネ試作のケーススタディ	108
7.6.1	折り紙工学的な立体形状の創成を目指した板バネの試作	108
7.6.2	有限要素法によるシミュレーション	110
7.7	結 言	112
第8章	結論	114
8.1	本研究の成果	114
8.2	今後の課題	115
謝 辞	117

第1章 緒 論

1.1 背景

ヒトは道具を使うことによって生活を豊かにしてきた。古くは青銅器や鉄器のように単純な構造であったが、戦国時代には鉄砲、江戸時代には蒸気船と、時代を重ねるにつれてより複雑な構造へと変遷してきた^{1.1)}。昭和の三種の神器や3Cなどはその最たる例であり、一般市民にも複雑化した製品が普及していった。これらの道具(=製品)は近年ますます小型化・複雑化が進んでおり、製品小型化の代表例でもある携帯電話(スマートフォン)はポケットに収納できる大きさながら1000個近い部品で構成されている。これらの製品の複雑化(=高性能化)に際し回避することができないのが、製品を構成する部品の小型化・多機能化である。すなわち、部品に要求される精度や強度の要求が大きくなっている。樹脂やカーボン系素材のような新素材の開発が解決のための一つの手段であるが、依然として強度や耐熱性などの観点から金属材の需要は欠かせない^{1.2)-1.4)}。

部品の製造工程は大きくわけて①機械加工②熱処理③表面処理の3つがある。しかしながら、より細分化した加工工程としては切削・鋳造・鍛造(機械加工)、焼入れ・焼戻し・焼ならし(熱処理)、メッキ・研削・研磨(表面処理)などの膨大な種類がある^{1.5) 1.6)}。このため、より高性能な部品を製造するためにはいくつもの加工工程を経る必要があることとなる^{1.7)}。さらに、これらの製造工程は基本的にそれぞれ専用の機械を用いておこなう^{1.8)}。すなわち、一つの小さな歯車を製造するにあたって、工作機械での切削と炉での焼入れ・焼戻し処理をしたのち、専用の研削盤を用いて表面処理をおこなわなければならない^{1.9)}。

一方で近年、地球環境問題の意識の高まりにより、Sustainable development(持続可能な発展)という考え方が重要視されてきている^{1.10)1.11)}。Sustainable developmentとは、「将来の世代におけるニーズを満足させるための能力を危機にさらすことなく、今日の時代ニーズを満たす発展」と定義されている^{1.12)1.13)}。これは環境保全を考慮した今日および将来の「時代のニーズを満たす」ことが重要であるという考え方である。この概念を工作機械にあてはめると、加工物に適したサイズに工作機械をダウンサイジングし、小さな部品を小さな工作機械で加工することにより、生産時の無駄を省き、省エネルギー化や省資源化、コストの削減につなげるということが考えられる。工作機械の小型化については、近年マイクロファクトリという新しい生産の概念が提案されており、さまざまな研究が進められている^{1.14)-1.17)}。

さらに、消費者ニーズの多様化や製品ライフサイクルの短命化が進んでいる^{1.18)}。その結果、生産システムに対しては生産する品物の種類や量の変動に柔軟に即応可能な変種変量生産に対応することが求められており^{1.19)1.20)}、この変種変量生産を実現する生産方式として小型セル生産システム(図1-1)が注目されている^{1.21)1.22)}。セル生産の掲げる目標は機械の小型化のみでなく、工程集約による工作機械の削減も含まれる^{1.23)}。

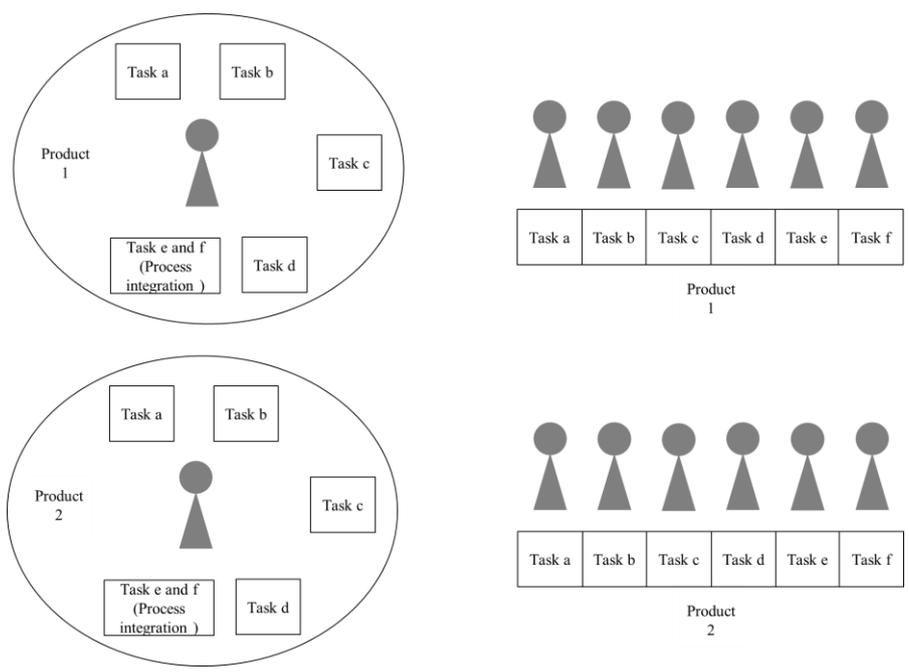
また、2020年には新型コロナウイルス COVID-19の大流行に伴い多くの企業で働き方改革^{1.24)}が実施された。その中で主要な役割を占めたのがリモート操作・無人化である^{1.25)}。

以上より、これからの社会のニーズを満たす製品の加工には機械の小型化・工程集約・無人化(リモート)作業を達成しなければならない。

そこで、現在加工現場で注目を集めるのがレーザー加工である^{1.26)}。レーザーを用いた加工は様々研究されており、その活用法は多岐にわたる。1960年代にはレーザー切断^{1.27)}、1970年代にはレーザー溶接・レーザー焼入れ^{1.28)}、1990年代には薄板のレーザーフォーミング^{1.29)}と、除去加工や成形から熱処理まで幅広く活用されている。さらに、近年では工作機械に搭載されるほど小型なレーザーも登場しており、SDGs(Sustainable

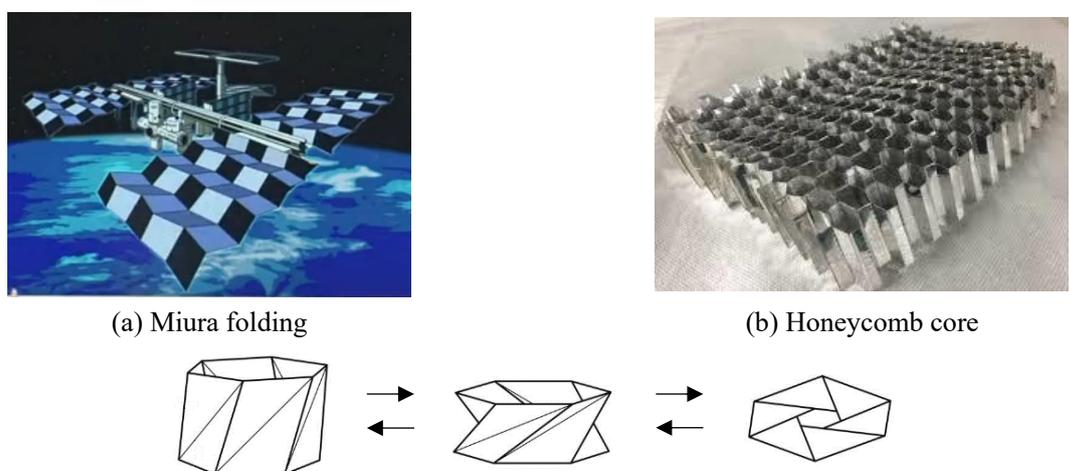
Development Goals) や縮小社会^{1.30)1.31)}でも言及されている省エネルギー・省資源化という人類に課せられた宿命に立ち向かうための重要な役割を担うポテンシャルをもっている。

その一方で近年、折り紙工学という日本初の新しい工学が注目を集めている^{1.32)}。折り紙工学とは、“折る”ことにより対象に様々な性能を付与する工学である。現在活用される性能の付与の一例として、省スペース化、剛性の付与、弾性の付与、自由度の付与が挙げられる。たとえば、折り紙工学の代表例とされるソーラパネルのミウラ折り(図1-2(a))は人工衛星に活用される^{1.33)}。またハニカムコア(図1-2(b))のように、折ることによる「剛性の付与」は構造工学分野に適され、パイプの折りたたみ(図1-2(c))では省スペース化と自由度の付与が適用されている。すなわち、日本の伝統技術に基づく国際競争力ある技術革新を具現化できる可能性を有するものである。



(a) Cellular manufacturing (b) Conventional method

Fig. 1-1 Cellular manufacturing concept



(a) Miura folding (b) Honeycomb core (c) Pipe folding

Fig. 1-2 Example of origami engineering

1.2 本研究の目的

本研究では、上述の背景を受けてレーザ加工に着目した。特に機械部品の製造の主たる工程である熱処理^{1.34)}と成形加工^{1.35)}に着目した。従来法を用いた熱処理技術は炉を用いた加熱処理が必要であり、大気を加熱し、その大気で対象を加熱する工程をとる。このためエネルギー効率が悪く^{1.36)}、さらに消防法の観点から無人での運用が禁止されている^{1.37)}。また、従来のプレス機を用いた成形加工も、金型を製造したのちに製品を押し付けるという2段階加工となっており、金型製造によるコストは Sustainable development の考えに反する。本研究では、製造工場の無人化を達成する上で特に自動化が困難である熱処理と成形技術の自動化を目的とする。特に、半導体レーザを用いた薄板鋼部品のクリーンで高効率な熱処理手法³³⁾と省スペース・短時間で安価な成形およびこれらを同時に達成する新手法の考案に取り組む。本研究ではレーザを用いた熱処理と成形の同時ハイブリッド加工の新技术をレーザ焼入れフォーミングとして提案する。

レーザ熱処理^{1.38)}^{1.39)}およびレーザ成形^{1.40)}^{1.41)}は多く研究がなされており、数値制御と組み合わせることによって理論的には自動制御が可能である。一方で、制御性や安定性などの基礎的問題と、実用先などの応用的問題のため産業化例は少ない^{1.42)}。

基礎的問題は主に変形制御の課題である。レーザ成形の変形原理は二つ存在^{1.43)}^{1.44)}し、原理の切り替わり条件付近での制御性が悪い。特に、板厚が1 mm以下の薄板の場合で変形原理の切り替わりが生じやすい。加えて、熱処理と成形を同時に達成する目的上、熱処理による組織変態に起因する変態膨張^{1.45)}のために変形角度にばらつきが生じる可能性がある。ただし、従来法における熱処理による変形は大きく^{1.46)}、とくに薄板部品における変形を制御し熱処理を施すことが可能であれば大きなアドバンテージとなる。

応用的問題は量産性能の低さが課題となる。従来手法であるプレス・炉での加工はエネルギー効率が著しく悪いものの、提案手法と比較すると大量生産における時間効率が極めてよい。一方で、従来法の工程分割された熱処理・プレス加工は古くから活用され^{1.47)}^{1.48)}、加工を行う技術者の経験値に依存する度合いも高く、暗黙知化している範囲が多く、安定した量産になるまでのリードタイムや技術伝承に多くの時間を要し、総合的な量産性能が高いとは言えない可能性がある。すなわち、生産の垂直立ち上げや技術伝承に向け、デジタル制御で形式知化できるレーザ焼入れフォーミングはその問題点を払拭できる可能性が期待される。

以上の観点から、本研究ではレーザを用いた熱処理と成形の同時ハイブリッド現象の基礎的な制御に関して有限要素法やサーモカメラによる撮影、プロセスモニタリングなどを用いて解明を試みる。さらに、レーザ焼入れフォーミングの具体的な適用先を模索することとした。具体的な適用先として、先述の折り紙工学に着目した。このうち、平板(2次元形状)を折ることによって生じる3次元形状の弾性に着目した。すなわち、折り紙工学の弾性の付与とレーザ焼入れフォーミングを統合した板バネ製造を試みた。

1.3 本研究の構成

前節で述べた目的を達成するための本論文の構成を以下に示す。

第1章では、緒論としてヒトの用いてきた道具の歴史から加工技術の複雑化について述べ、現代のニーズと従来法の限界について概説する。また、新しい加工技術としてのレーザ加工についてまとめ従来法と比較する。レーザ熱処理とレーザフォーミングを取り扱う本研究の工学的位置づけをおこない、研究

の目的について述べる。

第 2 章では、薄鋼板にレーザー熱処理を施す際の熱処理能力と変形に関して調べる。レーザーの走査速度と焼入れ能力の関係と、走査速度と変形の大きさの関係を調べる。さらに、薄鋼板の上面と下面の両面から焼入れを遂行することによりレーザーを用いた薄鋼板の全体焼入れの可能性を明示する。また、焼入れ能力と変形、および消費エネルギーの間にあるトレードオフ問題について明らかにする。

第 3 章では、2 章で述べた変形を積極的に活用し、薄鋼板に対してレーザー熱処理とレーザーフォーミングを同時に達成するレーザー焼入れフォーミングを提案する。レーザー焼入れフォーミング遂行の際の繰り返しレーザー走査による蓄熱が、熱処理と成形に与える影響に関して述べる。熱処理では焼入れ後の加熱による焼戻しを考察し、レーザーフォーミングでは蓄熱による降伏応力の低下に起因する変形角度の増加を明らかにする。

第 4 章では、レーザーフォーミングの複雑な変形原理を解明するために変形のリアルタイムプロセスモニタを用いた考察をおこなう。変形原理の遷移の解明のためにプロセスモニタが有用であることを示す。

第 5 章では、変形の線形増加を阻害する要因の解明をおこなう。レーザー走査の数に伴う変形量の線形的な増加は制御性の観点から好ましいものと考えられるが、これを阻害する主要因がレーザー走査方向の意図しないそりであることを明らかにする。また、断面形状を変更したレーザー焼入れフォーミングに関して言及し、一般化をすすめる。

第 6 章では、レーザー焼入れフォーミング後の最終処理として研磨加工を遂行する手法を提案する。本研究の前提である小型・工程集約を掲げ、工作機械を用いた研磨加工を提案する。これにより、一つの工作機械において切削・成形・熱処理・表面仕上げの、製品製造の一連の工程を集約可能であることを示す。さらに第 2 章ではなしえなかった変形レスな焼入れ薄鋼板の製造を試みる。

第 7 章では、レーザー焼入れフォーミングの実加工を想定した残留応力の調査と表面溶融の回避に関して述べる。さらに薄板鋼の複雑形状創成と焼入れを同時に求められる対象を検討した上で、レーザー焼入れフォーミングの具体的な適用先として折り紙工学を提案し、折り紙工学を適用した板バネを試作する。

Reference

1. 1) 尾崎省太郎 “生産工場におけるシステム工学の理論と応用シリーズを始めるにあたって” 精密機械, 精密機械, Vol. 34, No. 405, (1968), pp. 693
1. 2) 松永邦俊, 醍醐市朗, 松野泰也, 足立芳寛 “マグネシウムによる多素材の代替を考慮した物質フロー解析” 日本 LCA 学会研究発表会講演要旨集, Vol. 2010, No. 0, (2010), pp. 186
1. 3) 小松伸也 “工業材料としての軽金属 (特集 生活・環境にやさしい金属材料)” 科学と工業, Vol. 76, No. 5, (2002), pp. 216 – 223
1. 4) 産業アナライズ “金属 インフラ・自動車向けで鉄鋼生産を強化 : 高品質鋼材の需要が増加” Asia market review, Vol. 27, No. 14, (2015), pp. 6
1. 5) 澤井猛, 廣垣俊樹, 塩田康友, 恩地好晶, 青山栄一, 櫻井恵三, 足立勝重, 小川恒一 “材料加工学” 朝倉書店, (2009)
1. 6) G. Schneider “Turning Tools and Operations”, American Machinist, (2010)
1. 7) 田中和明 “図解入門 よくわかる最新金属の基本と仕組み—性質、加工、生産、表面処理の基礎知識 初歩から学ぶ金属の常識”, 秀和システム, (2006)

1. 8) EP DeGarmo, JT Black, RA Kohser, BE Klamecki “Materials and Processes in Manufacturing”, Wiley, (1997)
1. 9) 小原敏治 “歯車 ABC” 入門編小原歯車工業株式会社, (2006)
1. 10) C. Labuschagne, Alan C. Brent “Sustainable Project Life Cycle Management: the need to integrate life cycles in the manufacturing sector” *International Journal of Project Management*, Vol. 23, Issue 2, (2005), pp. 159 – 168
1. 11) F. Jovane, H. Yoshikawa, L. Alting, C.R. Boër, E. Westkamper, D. Williams, M. Tseng, G. Selinger, A. M. Paci, “The incoming global technological and industrial revolution towards competitive sustainable manufacturing” *CIRP Annals*, Vol. 57, Issue 2, (2008), pp. 641 – 659
1. 12) D. Griggs, M. Stafford-Smith, O. Gaffney, Johan Rockström, Marcus C. Öhman, Priya Shyamsundar, Will Steffen, Gisbert Glaser, Norichika Kanie, Ian Noble “Sustainable development goals for people and planet”, *Nature*, Vol. 495, (2013), pp. 305 – 307
1. 13) *Transforming our world: the 2030 agenda for sustainable development*, United Nations (2015)
1. 14) J.H. Lee, S.R. Park, and S.H. Yang, “Development of a miniaturized machine tool for machining a micro/meso scale structure”, *Proc. of International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century*, (2003), pp. 157–162.
1. 15) T. Taira and I. Tanabe, “Study on coefficient of friction about sliding surface of a minute part (influence of shape and specification on the sliding surface)”, *Proc. of International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century*, (2003), pp. 163–168.
1. 16) K. Ogawa, T. Hirogaki, S. N. Melkote and Sachiko Ogawa, “A Process Decision Making Strategy Based on Sustainability Evaluation”, *International Journal of Automation Technology*, Vol.9 No.1, (2015), pp. 51-58
1. 17) 小川幸子, 廣垣俊樹, 青山栄一, “Environmentally-friendly laser hardening method with low power laser”, *同志社大学理工学研究報告*, Vol. 51, pp. 65–70
1. 18) 経済産業省, “2007年版ものづくり白書”, 経済産業省, (2007)
1. 19) 山田浩貢, “IoT時代のモノづくりを支える「品質向上」と「品質強化」の進め方: ITツールを活用した現場改善(最終回)製品ライフサイクルにおける品質向上(2)製品ライフサイクルの品質向上のIT、IoTの活用方法”, *機械技術*, Vol. 68, No. 1, (2020), pp. 86 – 89
1. 20) 松本光崇, “製品の故障統計情報利用の可能性と課題”, *精密工学会学術講演会論文集*, 2019A, (2019), pp. 86 – 87
1. 21) 笹山勝, “プレス金型製作の現場でのロボットセル生産システムの導入と今後の課題 (特集 成功事例に学ぶ ロボットを活用した金属加工現場の高度化技術)”, *機械技術*, Vol. 68, No. 6 ,(2020), pp. 34 – 38
1. 22) 斎藤武章, “生産量と生産能力のバランスを取り生産性の高い機械加工ライン: 柔軟な生産方式(セル生産方式)採用し生産性向上を実現 (小特集 最新鋭のスマート工場建設に挑む)”, *いすゞ技報*, Vol. 130, (2018), pp. 40 – 45
1. 23) 廣垣俊樹, 青山栄一, 小川圭二, 西久保拓也, 岩間正俊, 久保かおる, “セル生産システムに向けたデスクトップ多機能工作機械に関する研究—切削とレーザー熱処理の工程集約化—”, *精密工学会学術講演会論文集*, 2007S, (2007), pp. 717 – 718

1. 24) 日経 BP 社, “長時間労働で価値は生まれない デジタル変革の先駆者に学べ (特集 働き方改革はドイツ流で)”, 日経ものづくり, Vol. 761, (2018), pp. 40 – 45
1. 25) 高市清治, “数字で見る現場 新型コロナ流行が製造業に与えた影響と収束後の変化 在宅・ビデオ会議を過半が評価 供給網も人も「分散が鍵」”, 日経ものづくり, Vol. 790, (2020), pp. 98 – 100
1. 26) 永井治彦, “レーザプロセス技術”, オプトニクス社, (2000)
1. 27) V G Niziev, A V Nesterov, “Influence of beam polarization on laser cutting efficiency”, Journal of Physics D: Applied Physics, Vol. 32, No. 13, (1999)
1. 28) N. C. Peterson, M. J. Kurylo, W. Braun, A. M. Bass, and R. A. Keller, “Enhancement of Absorption Spectra by Dye-Laser Quenching”, Journal of the Optical Society of America, Vol. 61, Issue 6, (1971), pp. 746-750
1. 29) E. C. Santos, M. Shiomi, K. Osakada, T. Laoui, “Rapid manufacturing of metal components by laser forming”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 46, Issues 12–13, (2006), pp. 1459-1468
1. 30) D. Orlov, “崩壊 5 段階説”, 新評論 (2015)
1. 31) 松久寛 “縮小社会への道 -原発も経済成長もいらない幸福な社会を目指して-”, 日刊工業新聞社, (2012)
1. 32) “「折り紙工学」 世界が注目 医療や宇宙開発で活躍” 日本経済新聞 2015 年 1 月 25 日, (2015)
1. 33) 萩原一郎, 畳む文化が育む折紙工学, Journal of the Japan Society for Simulation Technology, Vol. 38, No. 2, (2019), pp. 106-112
1. 34) 日本機械学会, “機械工学辞典”, (2007)
1. 35) 西村仁, “今さら聞けないものづくり基礎再入門(第 14 回)加工編(1)「加工の森」を見て加工を知る”, 日経ものづくり, Vol. 788, (2020), pp. 96 - 99
1. 36) 丸岡芳樹, “工業炉のエネルギーについて”, 燃焼部会講演会資料, Vol. 53, No. 571, (1974), pp. 915 - 23
1. 37) 消防法 13 条
1. 38) A. G. Cullis, H. C. Webber, N. G. Chew, J. M. Poate,, P. Baeri, “Transitions to Defective Crystal and the Amorphous State Induced in Elemental Si by Laser Quenching” Phys. Rev. Lett, Vol. 49, No. 219, (1982)
1. 39) Z. Chen, G. Zhou, Z. Chen, “Microstructure and hardness investigation of 17-4PH stainless steel by laser quenching”, Materials Science and Engineering: A, Vol. 534, No. 1, (2012), pp. 536-541
1. 40) DH Abbott, FG Arcella, “Laser forming titanium components.”, Advanced Materials & Processes, Vol. 7, No. 495, (1998)
1. 41) Yung-Chin Hsiao, Hideki Shimizu, Lee Firth, Warren Maher, and Koichi Masubuchi, “Finite element modeling of laser forming”, Journal of Laser Applications, A31, (1997)
1. 42) 後藤光宏, “レーザ焼入れの特徴と加工事例” 砥粒加工学会誌, Vol. 56, No. 10, (2012), pp. 661 – 664
1. 43) M Geiger, F Vollertsen, “The Mechanisms of Laser Forming”, CIRP Annals, Vol. 42, Issue 1, (1993), pp. 301-304
1. 44) Z Hu, R Kovacevic, M Labudovic, “Experimental and numerical modeling of buckling instability of laser sheet forming”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, Issue 13, (2002), pp.

1427-1439

1. 45) 田中良平, “鋼の熱処理と変態”, 精密機械, Vol. 46, No. 10, (1980), pp. 1192 – 1197
1. 46) 藤松威史, 中崎盛彦, “鋼軸における熱処理変形の抑制に関する研究”, サンヨー技術レポート, 2014 No. 1, (2014), pp. 28 – 37
1. 47) 斎藤浩一, “プレス加工と周辺技術の進歩”, 日本金属学会会報, Vol. 19, No. 2, (1980), 100 – 105
1. 48) 牧正志, 古原忠, 辻伸康, 森戸茂一, 宮本吾郎, 柴田暁伸, “鋼の加工熱処理の変遷と今後の動向”, 鉄と鋼, Vol. 100, No. 9, (2014), pp. 1062 – 107

第2章 低出力半導体レーザーを用いた薄板鋼への全体焼入れにおける変形とエネルギー効率の考察

2.1 緒論

1章で述べたように、近年はレーザーを用いた熱処理や成形加工が注目を浴びている。本章^{2.1)}では小型部品の単品の試作加工などを想定して S50C、30×30 mm の薄板の工作物 (t=0.5 mm) の全面全厚焼入れについて考察する。半導体レーザーは発振効率が高く、レーザー焼入れに応用すれば、低消費電力で環境負荷の小さいシステムが具現化すると考えられる^{1,2)}が、一方で焼入れ後にひずみが発生してしまうことや複数回の照射では重ね部の硬度が低下してしまうことが問題点となってくる。本章では、これらの問題点を考察して適切な条件設定法を考案する。

2.2 実験方法

2.2.1 実験条件とサーモカメラによる撮影

実験に用いたレーザーは浜松ホトニクス製 LD-HEATER L10060 の CW 発振の小出力半導体レーザーである。試験片には焼入れを施すために必要な炭素量が十分に含まれている S50C を用いた。実験に使用したレーザーと試験片の仕様と条件を表 1 に示した。また、実験に用いた S50C の物性値は密度 7860 kg/m³、縦弾性係数 2.08×10¹¹ Pa、比熱 435 J/kg・K、熱伝導率 46.5 W/m・K である。実験条件を表 2-1 に示した。図 2-1 に示した XY テーブルに試験片を配置した。ファンクションジェネレータを用いて送り速度を制御した。レーザー走査中の実験概況を図 2-2 に示した。ここで、図 2-2 の O 点を原点とする全体座標系を X-Y-Z、レーザー照射点を原点とする座標系を x-y-z と定義した。大気中への自然対流による放熱を基本とした条件を想定し、実験において固定部における固体熱伝達による外乱を最小にするために、試験片は、断熱性セラミックスで上下 (Z 方向±) からはさみ固定した。また、サーモカメラによる観察は、試験片裏面に黒体スプレーを塗布し、500 mm の距離から 30°傾けて撮影した (図 2-3)。

Table 2-1 Laser experimental condition

Laser	Output power	30 W
	Spot diameter	0.4 mm
	Wave length	808 nm
	Defocus length	0.0 mm
	Cooling method	Air cooling
Workpiece	Material	S50C
	Carbon content	0.53%
	Hardness	180 - 200 HV
	Size	30 × 30 mm
	thickness	0.5 mm

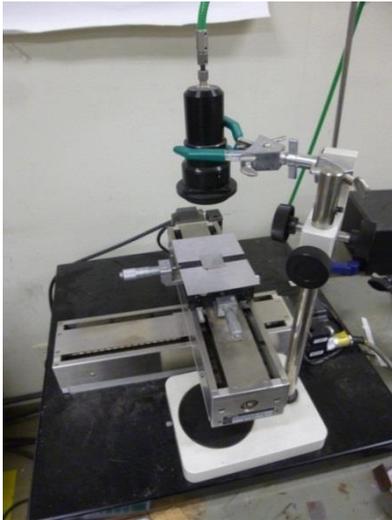


Fig. 2-1 Laser heat treatment system

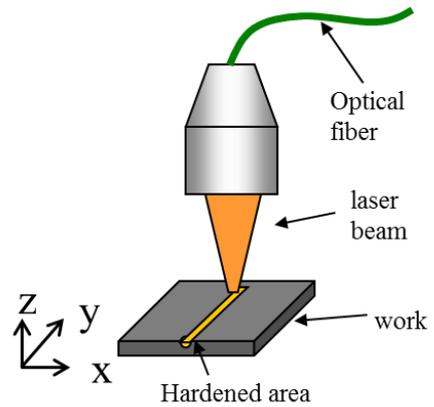


Fig. 2-2 Method of the quenching

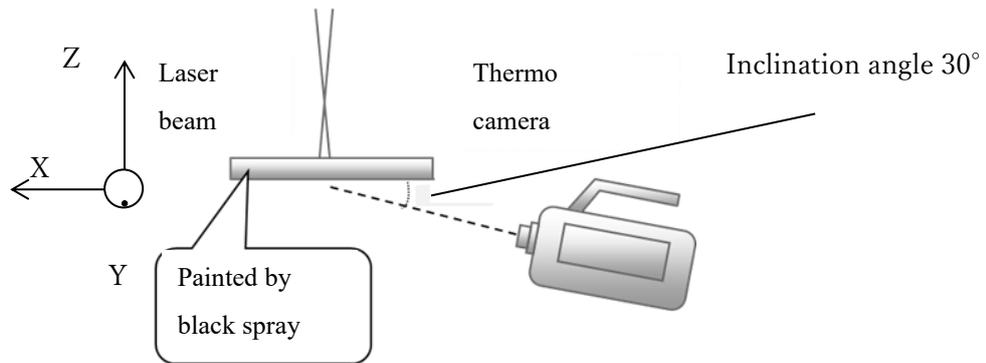


Fig. 2-3 Infrared camera shooting mode

2.2.2 焼入れ後の硬度

さまざまな送り速度 (20, 30, 100 mm/min) でレーザを1回走査した. この試験片を $Y = 15\text{mm}$ で切断し, レーザ照射後の $X-Z$ 断面を観察し, $X-Z$ 断面表面の Z 軸方向にビッカース硬さの分布を調べた. 焼入れのための冷却は試験片の自己冷却のみでおこなった. 結果を図 2-4 に示す.

ここでは, 図 2-4 に示すように, 深さ h を Z 軸方向に沿ったレーザ照射面からの距離と定義した. 本章では, 硬化領域 (HAZ, 熱影響部) は, 焼入れ前の硬さより 20%以上増加している部分と定義し, 240HV 以上の硬度と見なした. 図 2-5 に $X-Z$ 断面の図を示す. 図 2-4 より, 送り速度の小さな 20 mm/min では板厚全域にわたって硬さが増加していることがわかる. ただし, 冷却速度の低下のため, このほかの送り速度と比較すると, 最大の焼入れ硬さは小さくなっている. さらに, 図 2-5 より, 送り速度 20 mm/min では表面の熔融が著しく, レーザ焼入れフォーミングには不適切な送り速度であることがわかる. 一方, 送り速度が 30~100 mm/min の場合には, 最大の焼入れ硬さは焼入れ前の 4 倍以上であるが, 板厚全域には硬さが増加していないことがわかる. 以上より, 1 回のレーザ走査では十分に焼入れを施すことができないことがわかった. 以上より, Z 軸方向全体を焼入れするために両側からレーザ走査を実行する手法を提案した.

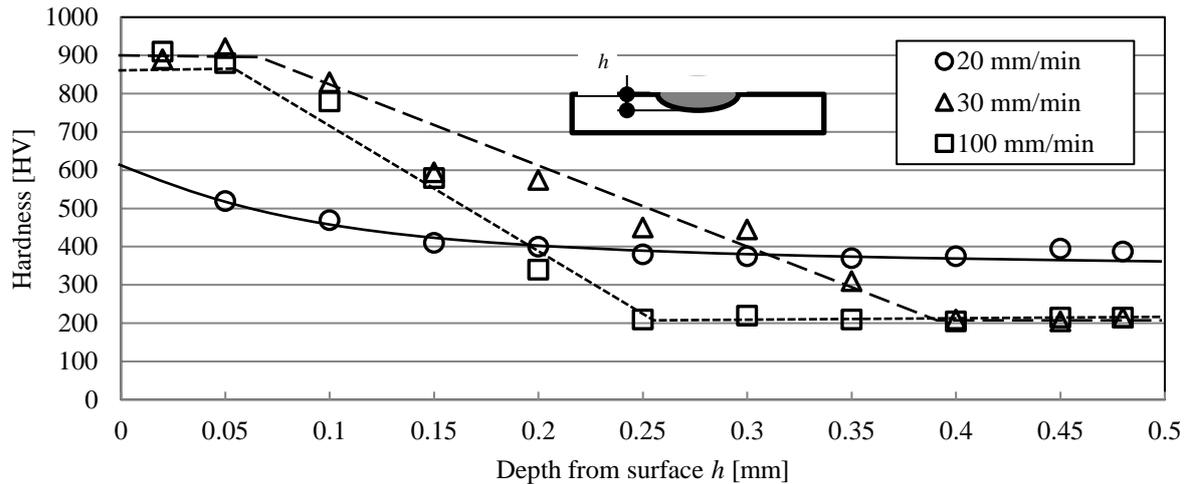


Fig. 2-4 Hardness of sheet section

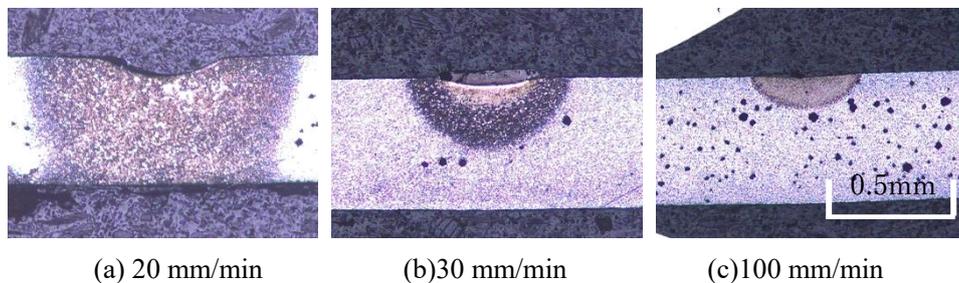


Fig. 2-5 Cross-section of the sheet

2.2.3 レーザ走査順と走査の距離間隔

試験片全体を焼入れする場合には無数の走査順序が考えられるが、本研究では、最も単純に材料の端から平行に走査するものとした。図 2-6 に概要を示す。試験片端部から単純にレーザを走査する場合においても、片面全域にレーザ走査をおこなった後に裏面を走査する順 (A-C-E-..., B-D-F...) と、レーザ 1 走査ごとに試験片を裏返す順 (A-B-D-C-E-F...) が考えられる。ここで図 2-6 中、 $w(x)$ は表面上の走査間の距離である。たとえば、A-C 間や C-E 間の距離などである。片面全域にレーザ走査をおこなった後に裏面を走査する順 (A-C-E-..., B-D-F...) でレーザ走査をおこなった場合の試験片を図 2-7 に示す。図からわかるとおり、試験片は大きく変形している。この現象を積極的に使用する技術はレーザフォーミングとして知られている。このアプローチでは、両側から同じエネルギーを消費しても、試験片の形状はもとに戻らなかった。A-C-E...B-D-F...の順の場合、裏面からレーザ走査する前に片側に変形が積み重なってしまう。そのため、焦点調整が困難になり、レーザフォーミングでいう初期ひずみレーザフォーミングと同じ状態になる。このため、同じエネルギーを裏面から投入した場合でも形状がもとには戻らなかったものと考えられる^{2.3)2.4)}。一方、基本的なレーザフォーミングの研究では、レーザ走査部の直下裏面からもう一度レーザ走査をすると変形が小さくなる^{2.5)}。したがって、図 2-6 の A-B-C-D-E-F...または A-B-D-C-E-F...の順序のように、オモテ面とウラ面の交互にレーザ走査する順が変形を制御する最も簡単な方法であると考えられる。ここで、A-B-C-D-E-F...の場合、この順では多くの反転作業があるため、加工時間が長くなる。そこで、A-B-D-C-E-F...の順でレーザ走査をおこなうこととした。

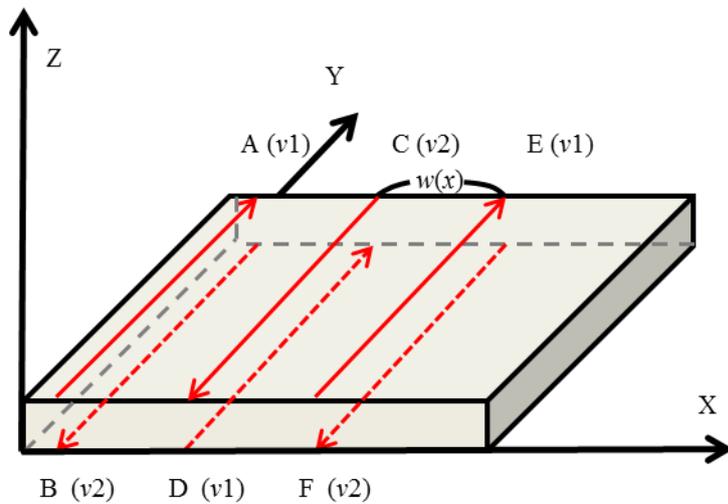


Fig. 2-6 Order of quenching

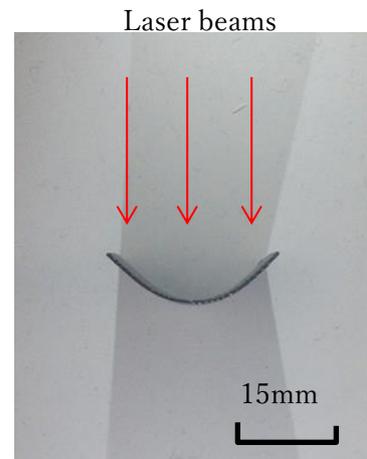


Fig. 2-7 Bending by laser

次に、試験片のさまざまな位置にレーザ走査をおこなう場合の焼入れ状態に関して調べた。図 2-8 に試験片の断面を示した。図 2-8 (A) は、試験片の中心にレーザ走査した場合、図 2-8 (B) は試験片の端から 5 mm にレーザ走査した場合、図 2-8 (C) は試験片の端部にレーザ走査した場合を示している。図 2-8 より、試験片端部への焼入れ量は試験片中央部への焼入れ量よりも大きくなるのがわかる。ただし、試験片端部では熱の逃げ場がなく冷却機能が低下すると考えられる^{2.6)}。その結果、完全なマルテンサイトと思われる非腐食部分(図 2-8 白色部)の大きさは小さくなっている。図 2-8 のレーザ照射中の試験片の温度を赤外線カメラを使用して調べた。図 2-3 に示した条件で試験片の温度を測定した。試験片のオモテ面の温度の測定ではレーザ照射部からのレーザ光の反射により正しく測定がおこなえないため、試験片の裏面に黒体スプレーを塗布することによって裏面の温度分布を測定した。

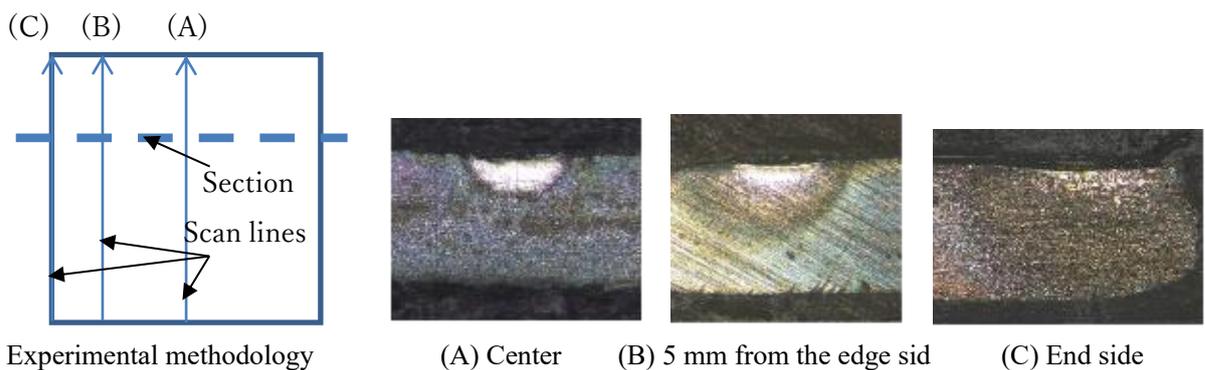


Fig. 2-8 Sectional view of each position ($v_1 = 100 \text{ mm/min}$)

図 2-9 に結果を示す。図 2-9 の温度分布をみると、1つのレーザ走査のうちであっても、レーザ走査の始点と終点では大きく高温域の大きさが異なっているのがわかる。このため、一方向へのレーザ走査を繰り返すようなレーザ走査では、試験片の終点側(図 2-9 の試験片上部)ばかりが熱処理され、始点側

での熱処理面積が小さくなってしまふこととなる。このため、一方向へのレーザ走査の繰り返しではなく、往復のレーザ走査が有効であることがわかる。また、図 2-10 より、それぞれの位置にレーザを照射する場合には、端部に近いほど高温域は大きくなるのがわかる。ただし、試験片中心と試験片中心から 10 mm の位置を比較すると、走査終点付近以外には大きな差は見られない。このため、効率よく焼入れを施す場合には、試験片中心から 10 mm 以上の位置へのレーザ走査ではレーザ走査同士の距離を大きくするとよいことがわかる。したがって、走査順序と走査方向の双方が重要となる。

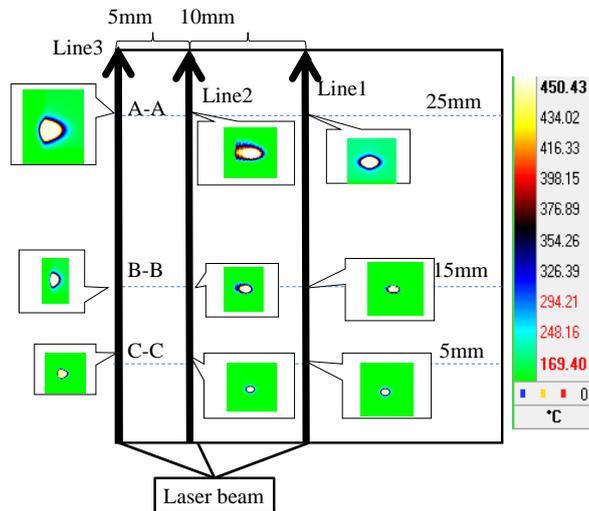


Fig. 2-9 Experimental result ($v_1 = 100$ mm/min, inclination angle 90°)

以上の結果から、図 2-6 で走査の順序と方向を A-B-D-C-E-F...とした。本章では、レーザ走査の距離間隔をスポット径と同じ 0.4 mm とし、時間間隔を 120 s とした。また、ライン A (D, E, ...) で送り速度 v_1 で走査された上面と、ライン B (C, F, ...) で送り速度 v_2 でスキャンされた下面を定義する。本論文では、ワークを手作業で反転させたが、実用面を想定する場合、この操作は、分割ビームまたは CNC コントローラーを使用した加工対象の回転軸制御によって実行される。

2.3 結果と考察

薄鋼板のレーザ全面焼入れには、加工後の変形と焼戻しの 2 つの問題がある。レーザによる焼入れは、環境への負担を軽減する観点から効果的な製造技術である。ただし、条件設定は複雑であり、数学的アプローチも必要であると考えられる^{2.7)}。しかし、薄板のレーザ全焼入れにおけるレーザ照射条件を選択するための戦略的アプローチを調査した報告はない。そこで、本章では変形、焼き戻し、消費電力のトレードオフ問題^{2.8)}を使用して、最適な送り速度を決定する方法を提案する。

2.3.1 プロセス変形の制限条件

レーザの送り速度は、硬度、変形量、焼入れ量に影響を与える重要なパラメータである^{2.9)}。また、このうち焼入れ後に発生する変形はレーザフォーミングとして知られている。大きな変形が必要な場合は、同じラインに複数回照射することで実現できる^{2.10)}。本章では、大きな変形を得ることは容易であり、変形のない焼入れ試験片を実現できれば、すべての変形を制御できると考え、変形の低減を目的とした。図 2-10 に示すように、変形角度 θ を導入して変形量を定量化する。この変形は、裏面から再度レーザ走査をおこなうことで小さくなる。そのため、単一走査での変形の低減ではなく、両面にレーザを走査し、焼入れプロセス全体での変形を低減する手法を試みた。まず、ワークの中央の片面にレーザを走査した

(送り速度 v_1)。次に、その裏面にレーザを走査し (送り速度 v_2)、曲げ角度を小さくした。ここでは、送り速度 v_1 による変形を θ_1 と定義し、送り速度 v_2 でレーザ走査したのちの最終的な変形角を θ_2 と定義した v_1 と v_2 の θ_2 を最小にするレーザ送り速度を調べた。

図 2-11 に θ_1 と v_1 の関係を示す。図 2-11 より、変形角 θ_1 は極大値をとることがわかる。一般に、変形角度 θ はレーザ照射面とその裏面の温度差に定性的に比例することが知られている²⁻¹¹⁾。送り速度が遅いと下面の温度が大きくなり、照射面と裏面の温度差が生じにくくなる。送り速度が速いとそもそも温度が上昇しづらくなる。このため、単一のレーザ走査では変形角は極大値をもつと考えられる。一方、変形角の最小値は理論的には送り速度を無限大にすれば極めてゼロに近い値をとるものと考えられる。しかし、本報告では、全焼入れで曲げ角度を安定的に制御する技術の確立を目指しているため、送り速度にも制限がある。一般に、レーザなどを用いた局所応力による変形において、片面から圧縮 (ないしは引張) 応力を発生させる場合、その応力が中立面に達した状態で曲げ角度が最大になると考えられる。圧縮 (引張) 応力が中立面を超えると、徐々に全厚の引張圧縮変形に近づくため、変形は小さくなる。このため、変形応力が中立面付近となる条件、すなわち送り速度 60 mm/min 付近でのレーザ走査では、わずかな差で変形角が大幅に増減する可能性がある。この状態は、変形を制御するには不向きであると考えられる。この最大変形角を避けて、照射面と裏面の組み合わせ送り速度を調べる必要がある。また、変形角が極大値となる送り速度を超えると、送り速度の増加による変形の減少の傾向が弱くなることがわかる。このため、焼入れ深さを考慮すると、送り速度を過度に上げることは不適切であると考えられる。ただし、その領域は変形を制御するための安定した領域である。

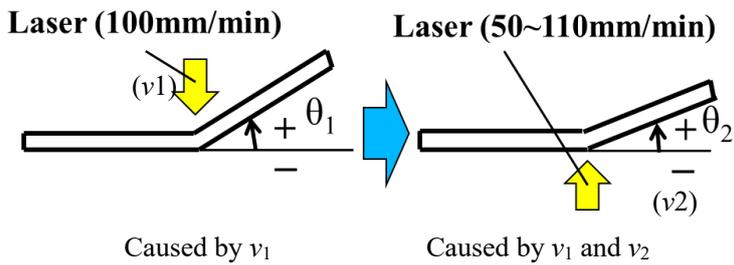


Fig. 2-10 Definition of generated angles

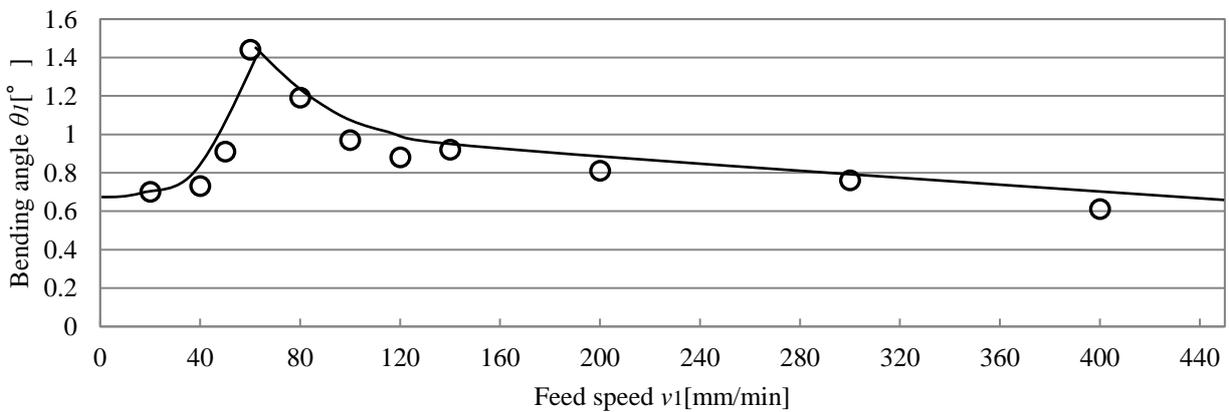


Fig. 2-11 Relationship between feed speed v_1 and bending angle θ_1 ($t = 0.5$ mm)

図 2-12 は、 $v_1 = 100 \text{ mm/min}$ に固定し、 v_2 を変化させた場合の変形角 θ_2 と v_2 の関係を示している。ここでは、 θ_2 を最小化するための最適な送り速度を $v_{2\text{opt}}$ として定義した。図 2-12 より、変形を小さくするための最適な送り速度 $v_{2\text{opt}}$ があることがわかる。また、 v_1 (40, 70, 120 mm/min) の条件で同様に送り速度 v_2 でレーザを走査した場合の θ_2 との関係を示す (図 2-13)。すべてのグラフで、極小値をもち、そのときの送り速度 $v_{2\text{opt}}$ は近い値であることがわかる。また、 $v_{2\text{opt}}$ による最終的な変形角は、多少 $v_{2\text{opt}}$ からはずれた送り速度でレーザ走査した場合の変形角との差があまりなく、裏面からのレーザ走査のロバスト性は良好であるものと考えられる。

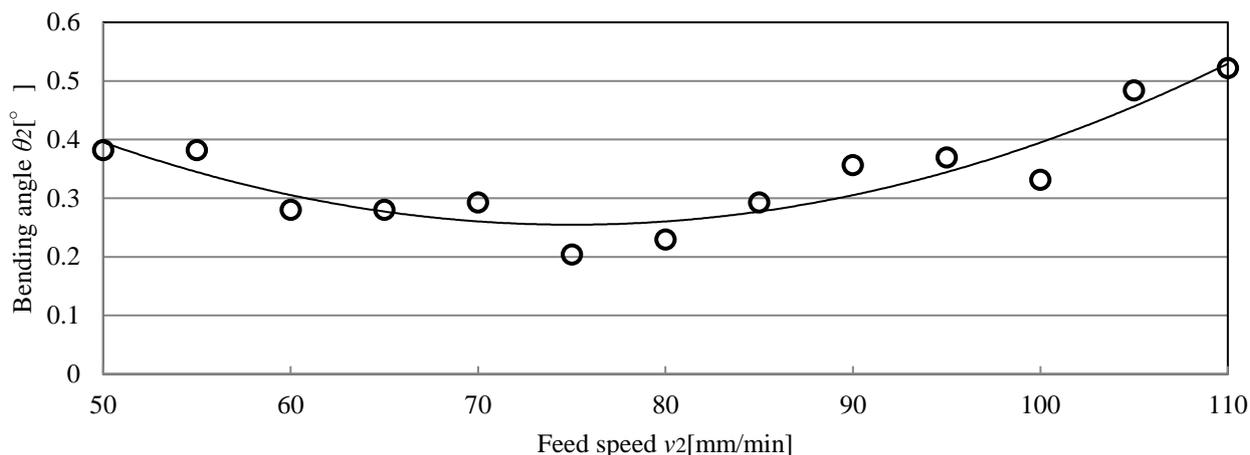


Fig. 2-12 Relationship between feed speed v_2 and bending angle θ_2

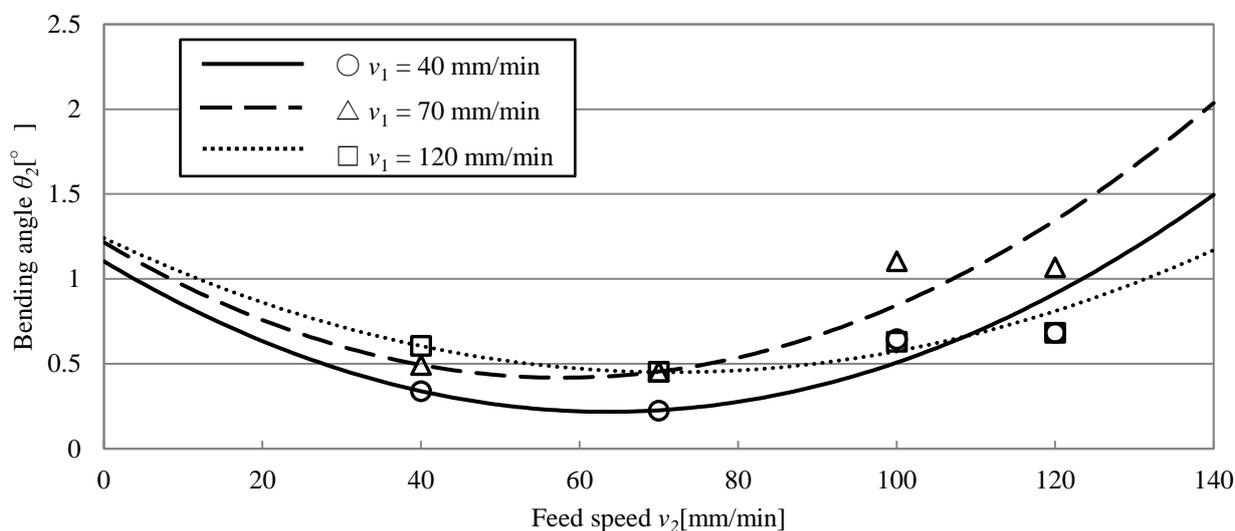


Fig. 2-13 Relationship between feed speed v_2 and bending angle θ_2 for various v_1

以上の理由から、上面では、変形角 θ_1 が最大になる送り速度 v_1 は不安定であるため、避ける必要がある。一方、裏面からの送り速度 v_2 によるレーザ走査による最終的な変形のロバスト性は安定しているため、 θ_2 を最小にする送り速度 v_{2opt} による変形の低減が可能であることがわかる。

ここまで、片面への送り速度 v_1 のレーザ走査による変形角 θ_1 に極大値が存在する場合に関して議論してきた。一方で、先述の通り、この θ_1 の極大値は片面からの圧縮（引張）応力が中立面に到達する場合であるものと考えられる。このため、板厚が十分に大きい場合には片面からのレーザ走査では圧縮（引張）応力は中立面まで到達しない。経験的に圧縮応力が中立面に到達しない板厚 ($t = 1.0 \text{ mm}$) を用いて、送り速度 v_1 と変形角 θ_1 の関係を調べ、図 2-14 に示した。図 2-14 から、送り速度に対する変形角は単純減少で、圧縮応力が中立面に達した場合とは傾向が異なることがわかる。ただし、本章では板厚方向にも全体積焼入れをおこなうことを目標としているため、圧縮応力が中立面に到達しない板厚 $t = 1 \text{ mm}$ は用いないこととした。

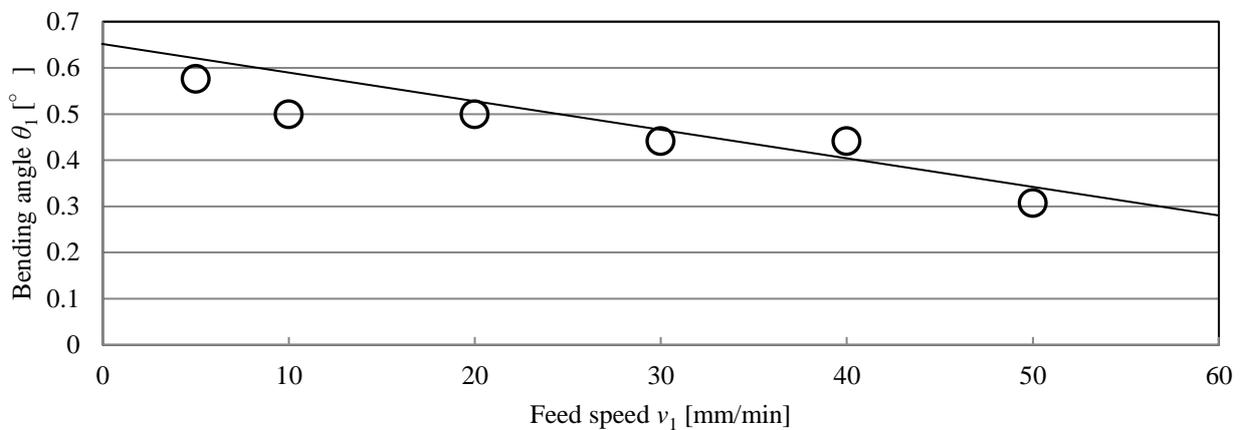


Fig. 2-14 Relationship between feed speed v_1 and bending angle θ_1 ($t = 1.0 \text{ mm}$)

2.3.2 焼入れ深さの制限条件

2.3.1 項では、変形を低減するための最適な送り速度 v_{2opt} が存在することを示した。ただし、 v_{opt} のみを選択した場合、Z 方向（板厚方向）の全焼入れ条件が満たされない場合がある。そこで、各送り速度での焼入れ深さを調べた。図 2-4 より、30, 100 mm / min の場合、板厚中最低の硬さは 200 HV 程度であることがわかる。また、S50C の物性値より、硬さは 180–200 HV とされるため、材料本来の硬さは 200 HV であるものとした。さらに、この硬さより 20% 以上硬さが増加している 240 HV を超える部分を焼入れ深さと定義した。また、この領域の厚み方向の深さを h とし、最初のレーザ照射面から厚み方向の硬化深さを h_1 、裏面から厚み方向の硬化深さを h_2 と定義した。 v_1 と焼入れ深さ h の関係を図 2-15 に示す。図 2-15 より、20 mm/min 以上の送り速度 v_1 では、硬化深さ h と送り速度 v の関係は反比例の関係にあるように見える、そこで、以下の近似式を与えた。

$$h = av^{-k} \tag{2-1}$$

この研究の (S55C, $30 \times 30 \times 0.5 \text{ mm}^3$) の場合、実験的に $a = 1.36$, $k = 0.383$ であった。このとき、板厚全体の焼入れを実行するためには h_1 と h_2 の合計が板厚 t を超えるように設定する必要がある。このため、次の制約条件が与えられる。

$$h_1 + h_2 \geq t$$

(2-2)

図 2-16 に、 v_1 と v_2 の組み合わせ、およびその場合の $h_1 + h_2$ を示した。また、図 2-16 にいくつかの例をプロットで示す。これは図 2-13 で示した例と同じ組み合わせである。図 2-16 では、プロット○は Z 軸方向 (板厚方向) 全体の焼入れであり、プロット×は Z 軸方向に焼き入れ深さが板厚全体に至っていない。プロット△は板厚全体の焼入れであるが、2.3.1 項にて避けるべきであるとされた $v_1 = 60 \text{ mm/min}$ の $\pm 10 \text{ mm/min}$ の条件と図 2-11 において $\theta_1 > \theta_2$ となった条件である。すなわち、プロット△は、制御性が悪い場合、もしくは変形が大きい場合の組み合わせを示している。

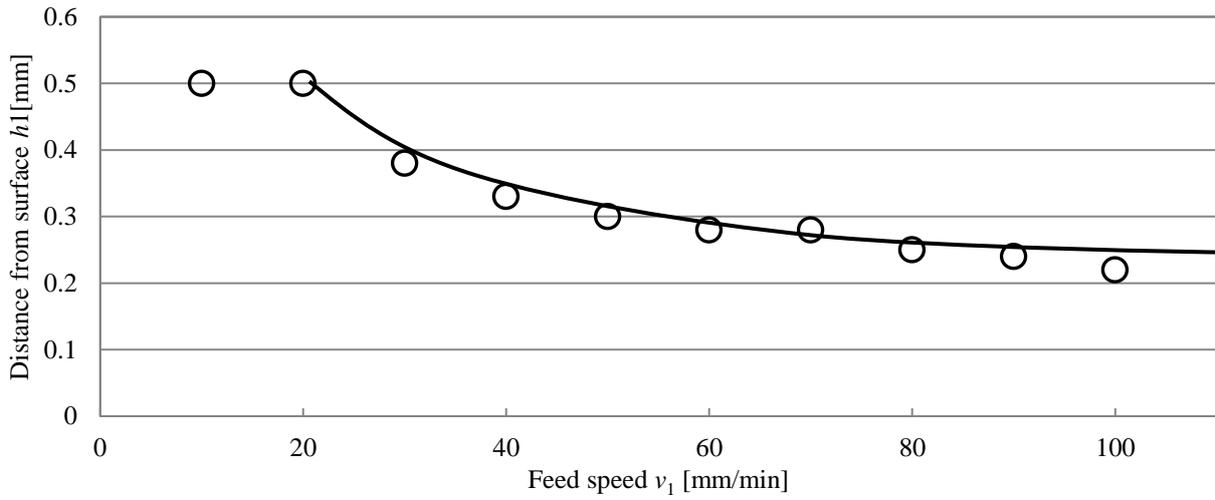


Fig. 2-15 Relationship between quenching depth and feed speed

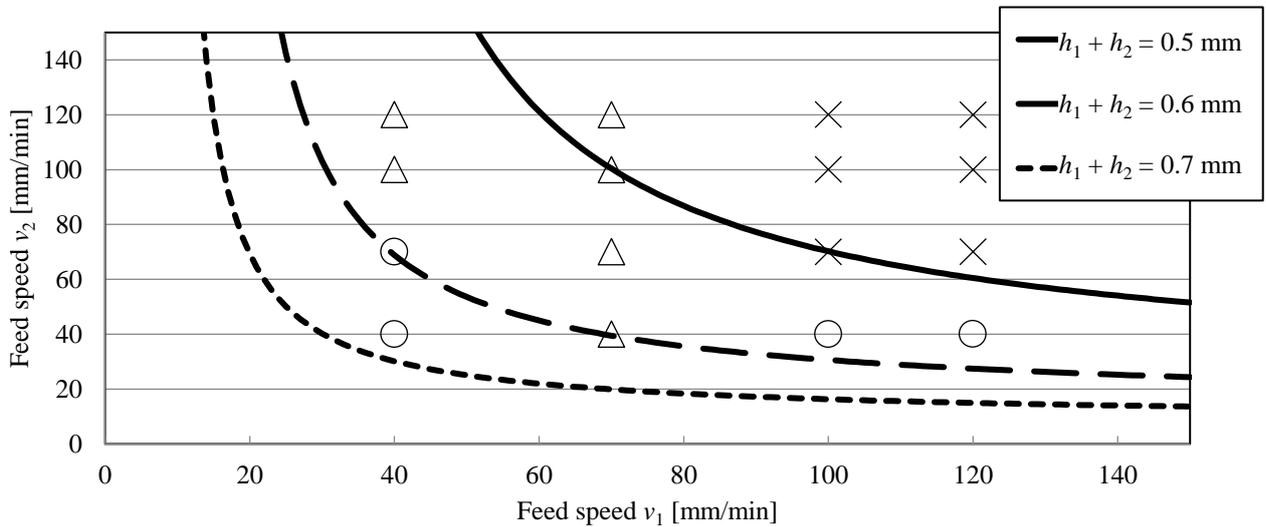


Fig. 2-16 Limitation condition area

2.3.3 焼戻しの制限条件

レーザを試験片全体に走査する場合、一度レーザ走査により焼入れされた部分が再加熱されることとなる。すなわち、直下や隣接へのレーザ走査によって焼入れ部に焼戻しが施され、硬さが低下している

ものと考えられる。焼戻しによる硬さの低下は次式で予測される^{2,12)}。

$$HV = -0.031P + 868 \quad (2-3)$$

$$P = T\{\ln(t) + D\}$$

$$D = 17.7 - 5.8 \times (\text{carbon content})\%$$

ここで、 HV はビッカース硬度[HV]、 P は焼戻しパラメータ、 T は焼戻し温度[K]、 t は加熱時間[s]をあらわす。焼戻しによる硬さの低下は焼戻しパラメータ P に依存する。送り速度 v が増加すると、 T と t は減少するため、焼戻しパラメータ P も減少する。焼戻しパラメータ P が減少すると、硬さが増加する。これらの関係を考慮し、上記の式を当てはめると以下の式が得られる。

$$P = f(v_2)[\ln\{g(v_2)\} + D] \quad (2-4)$$

ここで、 $f(v_2)$ と $g(v_2)$ は単純減少関数である。 HV も P と単純比例であることより、硬さに関する式は焼戻しパラメータ P を用いて表すこととした。すなわち、焼戻しによる硬さの低下を防ぐ場合のみ考慮すると、送り速度は、可能な限り大きくした場合は優れていることがわかる。実際には送り速度が大きすぎると焼入れ自体が施されないため、硬さを考慮した場合には焼入れ深さの制限条件内で大きな送り速度が良好であることがわかる。

2.3.4 送り速度の組み合わせ問題

焼入れ深さ、レーザー照射後の変形、レーザー照射による焼戻しの観点から、トレードオフの問題を考慮する必要がある。これらの条件に加えて、トレードオフには消費エネルギーの問題も考慮した。消費エネルギー Q も送り速度 v に依存する。前述のとおり、半導体レーザーによる加熱は、炉による加熱よりも消費電力が少ない。そのため、これらのプロセスを消費電力の観点からも評価することとした。炉を用いた消費電力の算出は容易であるが、レーザーによる加熱の消費電力は、レーザー照射の条件によって変化するため困難である。このため、いくつかの条件設定をし、以下の関数で定性的にあらわした。

$$Q \propto q(S/v_1 + S/v_2) \quad (2-5)$$

ここで、 S は加工面積、 q はレーザー出力である。 v_1 と v_2 が高い場合、消費電力はちいさくなる。エネルギー消費の観点からは、送り速度が大きいほど良いことがわかる。また、式(2-1)と式(2-2)より、板厚方向の全厚焼入れを達成するための送り速度の制約条件は次のようにあらわされる。

$$a(v_1^k + v_2^k) \geq t \quad (2-6)$$

ここで、 a と k は試験片特性またはレーザー出力によって決定される定数であり、 t は試験片厚さである。さらに、図 2-12 および図 2-13 より、変形角 θ_2 は二次関数によって近似できることがわかる。このため、式(2-4)、式(2-6)とあわせ、変形角、焼戻し後の硬さ、および消費電力は、送り速度 v_2 を用いた以下の関数で決定される。

$$\begin{aligned} \theta_2 &= Av_2^2 + Bv_2 + C \\ P &= f(v_2)[\ln\{g(v_2)\} + D] \\ Q &\propto q(S/v_1 + S/v_2) \end{aligned} \tag{2-7}$$

ここで、固定数 A, B, C, および D は、実験条件によって決定される。式(2-7)において、変形角 θ_2 には、極小値を与える v_2 が存在する。一方で、焼き戻しパラメータ P と消費電力 Q は v_2 が大きいほど良好な加工条件となっており、この3つの式にはトレードオフの関係が成り立つことがわかる。以上より、変形角 θ 、焼き戻しパラメータ P 、および消費電力 Q を送り速度 v 関数として予測する式を得た。また、最小曲げ角度 θ_{min} 、最小焼き戻しパラメータ P_{min} 、および最小消費電力 Q_{min} を使用して、これらのパラメータの評価関数 F を以下の式として提案した。

$$F(v) = \alpha \frac{\theta}{\theta_{min}} + \beta \frac{P}{P_{min}} + \gamma \frac{Q}{Q_{min}} \tag{2-8}$$

α , β , および γ は重み係数である。仮に、 $v_1 = 100 \text{ mm/min}$ の場合、変形を重要な要素として、 $\alpha = 3$, $\beta = 1$, $\gamma = 1$ を選択した。結果を図 2-17 に示す。最小値は $v_2 = 75 \text{ mm/min}$ であった。ただし、これは焼入れ深さの制約条件外である。したがって、 v_2 は制限範囲の最大値である 70 mm/min で決定される。このため、送り速度 $v_1 = 100 \text{ mm/min}$ のトレードオフ問題を考慮して送り速度を決定した場合、 $v_1 = 100 \text{ mm/min}$ と $v_2 = 70 \text{ mm/min}$ の組み合わせ送り速度が決定される。また、重み係数 α , β , および γ の変動は評価値の最小値にほとんど影響を与えなかった。いずれの結果も、評価関数の最小値を与える v_2 は約 80 mm/min であるが、板厚全体の焼入れのための制約条件より v_2 は 70 mm/min とされた。

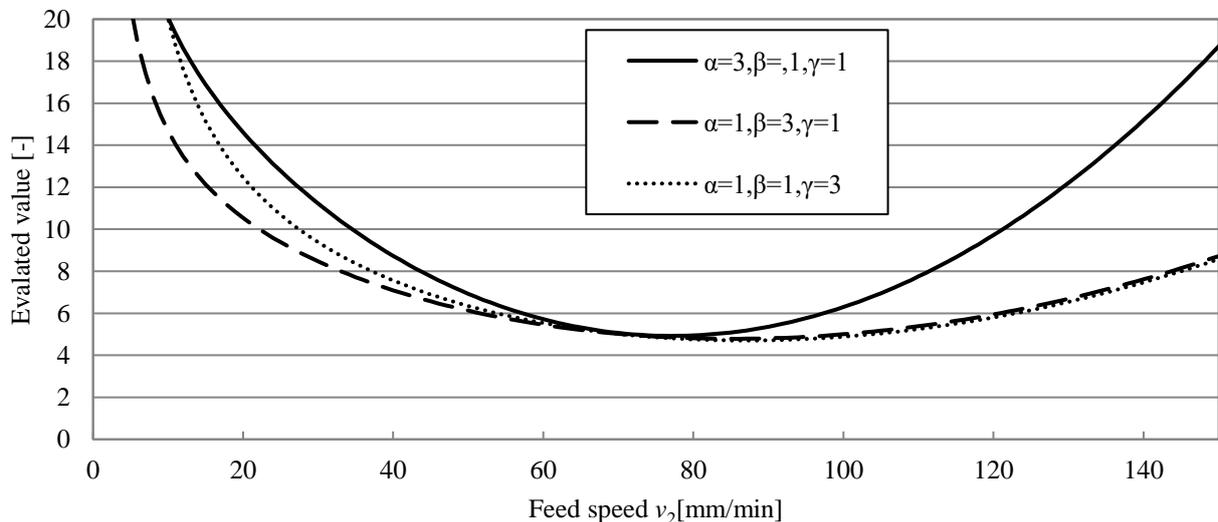


Fig. 2-17 Result of evaluated function ($v_1 = 100 \text{ mm/min}$)

図 2-18 は、この条件での試験片中央の断面を示している。図 2-18 より、焼入れが厚さ方向全体に行われていることがわかる。このため、この送り速度の組み合わせを用いて試験片全体に 2.2.3 項で決定された走査順でレーザを走査した場合の断面の硬さ分布を図 2-19 に示す。

レーザ焼入れにおける焼入れ面積，硬さ，変形，消費電力を安定して制御するには，特定の条件を回避（最大変形角を付与する送り速度を避けるなど）するように送り速度を決定する必要があることがわかった．組み合わせられた最適化問題の安定性を考慮して，提案された関数を使用して変形角を安定させる v_1 をランダムに決定した際の，最適な v_2 が決定され，板厚全体に焼入れが施されることが分かった．以上より，提案された方法は，薄鋼板で全焼入れを実行するための送り速度の適切な組み合わせを決定するために効果的であることが見出された．

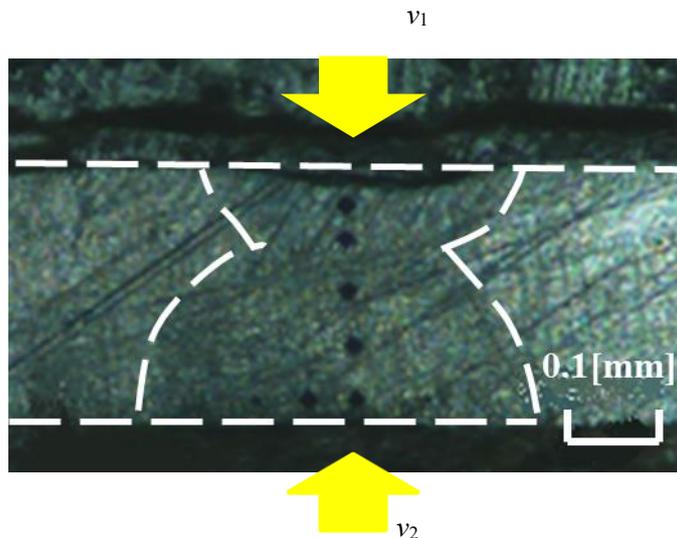


Fig. 2-18 Cross-section of the sheet ($v_1 = 100, v_2 = 70$ mm/min)

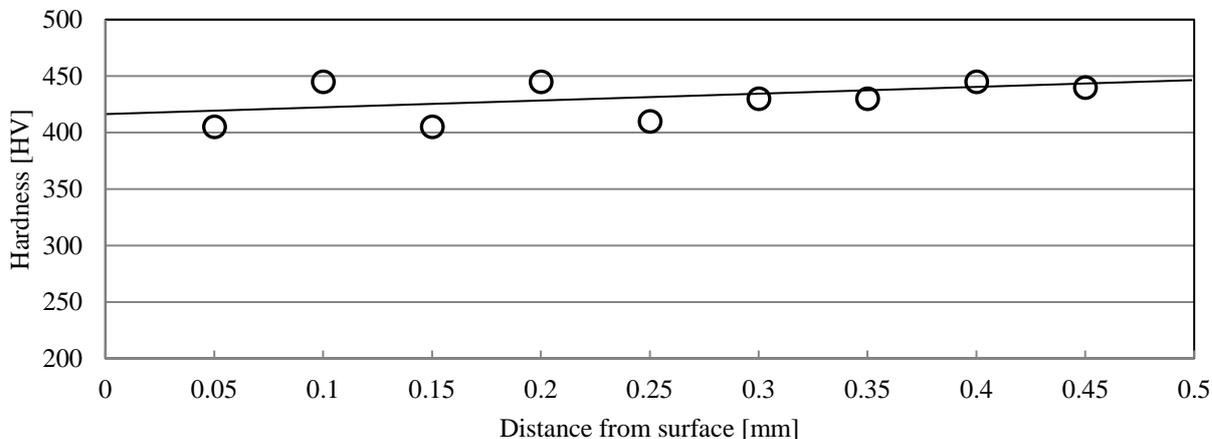


Fig. 2-6 Hardness of the section quenched from both sides ($v_1 = 100, v_2 = 70$ mm/min)

2.4 結 言

本章では，小出力半導体レーザを使用した薄鋼板の全体焼入れについて考察した．変形，硬度低下，消費電力増大を防止するために，上面と下面からの照射送り速度の組み合わせを選択する方法を提案した．効率的な焼入れのための以下の結論が得られた．

(1) 上面の送り速度 v_1 のレーザー走査による変形を裏面からの送り速度 v_2 のレーザー走査によって低減する場合、変形を最低限に抑制する最適な送り速度 v_{2opt} が存在することがわかった。

(2) 安定した変形制御のためには、上面からのレーザー走査では避けるべきである送り速度が存在することがわかった。

(3) 硬さ、変形、消費電力のトレードオフの問題として、適切な送り速度が決定されることがわかった。提案された方法は、薄鋼板の全体焼入れを実行するための送り速度の組み合わせを決定するのに効果的であることがわかった。

Reference

2. 1) Y. Manabe, R. Oda, T. Hirogaki, E. Aoyama, K. Ogawa, “Whole quenching of small thin plate with low-power semiconductor laser based on feed-speed combination problem”, International journal of automation technology, Fuji Technology Press, Vol. 10, No. 6, (2016), pp. 923-933
2. 2) 織田良輔, 廣垣俊樹, 青山栄一, 小川圭二, 小川幸子, “省エネルギーを目指した低出力半導体レーザーによる小型部品の熱処理”, 精密工学会学術講演会講演論文集, 2013S, (2013), pp. 585 – 586
2. 3) 秋山哲也, 篠原統紀, 牧野隼人, 寺崎俊夫, “椀形レーザーフォーミングの収縮量に及ぼす板長と初期曲率半径の影響”, 溶接学会論文集, Vol. 28, No. 1, (2010), pp. 22 – 27
2. 4) 布引雅之, 岩崎宏城, 三澤 将司, 静 弘生, 奥田 孝一, “母材への事前変形がレーザーフォーミングに及ぼす影響”, 精密工学会学術講演会講演論文集, 2011S, (2011), pp. 137 – 138
2. 5) 布引雅之, “3次元レーザーフォーミングにおける被加工材の変形メカニズム：大変形を受けたフレームの修復技術への応用”, 天田財団助成研究成果報告書, Vol. 27, (2014), pp. 188 – 192
2. 6) 布引雅之, 林稔之, 静弘生, 奥田孝一, “チタン板材端部近傍へのレーザーフォーミングにおける板材の変形解析:第2報：曲げ角が端部の影響を受ける領域の推定”, 精密工学会学術講演会講演論文集, 2013S, (2013), pp. 583 - 584
2. 7) T. Nakamura, S. Ishihara, H. Aoyama, N. Matsushita, and A. Ushimaru, “Basic Study on Laser Forming CAM System for Sheet Material Forming Without Dies or Molds”, IJAT Vol.4 No.5, (2010), pp. 447-453
2. 8) Q. Su, J. – H. Shi, S. – J. Lai, “Research on the trade-off relationship within quality costs: A case study”, Journal Total Quality Management & Business Excellence, Vol. 20, Issue 12, (2009), pp. 1395 – 1405
2. 9) 寺崎俊夫, 山口寛一, “レーザーフォーミングに関する基礎研究”, 溶接学会全国大会公園概要, 69, (2001), pp. 108 – 109
2. 10) J. Magee, K. G. Watkins, W. M. Steen, “Advances in laser forming”, Journal of Laser Applications, Vol. 10, No. 235, (1998)
2. 11) 千徳英介, 上田隆司, 山田啓司, 細川晃, “レーザーフォーミング加工に関する基礎的研究 (第2報)”, 精密工学会誌論文集, Vol. 71, No. 4, (2005), pp. 481 – 485
2. 12) 廣垣俊樹, 中川平三郎, 小堀由高, 喜田義宏, 垣野義昭, “レーザーを用いた機上熱処理システムに関する研究：レーザー焼入れ後の焼戻し”, 精密工学会誌, Vol. 68, No. 12, (2002), pp. 1595 – 1599

第3章 薄板鋼のレーザー焼入れフォーミング時の予熱の影響の考察

3.1 緒論

2章では、レーザー焼入れを遂行する際の問題点をトレードオフ問題として評価式を提案した。問題点の一つとしてレーザー走査時の変形が挙げられた。本章^{3.1)}では、この変形を積極的に利用し、レーザー焼入れとレーザーフォーミングを同時に達成する方法としてレーザー焼入れフォーミングを提案している。この手法では、小型の薄板製品の加工が従来よりも高速かつ高効率になると考えられる。これまでの研究では、レーザー走査による変形・硬さ・消費電力のトレードオフ問題を考え、薄板に対して表裏両面からレーザー走査を行うことによって全厚焼入れ・レーザーフォーミングの両立が可能であることを示した^{3.2)}。しかし、レーザー焼入れフォーミングは繰り返しレーザー走査が前提であるが、繰り返し走査を考慮した研究は行われなかった。繰り返し走査による影響として考えられるのは、レーザー走査前の試験片の形状変化と、温度上昇である。とくにレーザー走査前の加工対象の初期温度が上昇した場合に関して、レーザー焼入れフォーミングにおける薄板鋼の熱処理と変形について検討する。

3.2 実験装置と実験方法

実験に用いたレーザーは浜松ホトニクス製 LD-HEATER L10060 の小出力半導体レーザーである。出力 30 W、スポット径は 0.4 mm である。試験片には焼入れを施すために必要な炭素量が十分に含まれている S55C を用いた。試験片寸法は 30 × 30 mm とし、熱容量や板厚の影響を考慮するため、板厚は 0.5 mm と 1.0 mm のものを使用した。実験に使用したレーザーと試験片の仕様と条件を表 3-1 に示す。図 2-1 に示す XY テーブルに試験片を配置し、ファンクションジェネレータを用いて送り速度を制御した。また、図 2-3 に示したように赤外線サーモカメラを配置し、レーザー照射中の試験片裏面の温度の観察を行った。このとき、試験片の裏面には黒体スプレーを塗布し、放射率が一定になるよう調整した。レーザー走査中の実験概況を図 3-1 に示す。ここで、図 2-3 の O 点を原点とする全体座標系を X-Y-Z、レーザー照射点を原点とする座標系を x-y-z と定義した。試験片は大気中への自然対流による放熱を基本とした条件を想定し、実験において固定部における固体熱伝達による外乱を最小にするために、試験片の表面上の辺 E-F とその裏面の辺 E'F' を断熱性セラミックスで上下 (Z 方向±) からはさみ固定した。焼入れ面積・焼入れ硬さ・変形角などの実験結果は図 3-1 中の ABCD 断面 (Y = 15 mm) で観察した。

実際の平板への全面にわたるレーザー焼き入れフォーミングによる加工例を図 3-2 に示す。図 3-1 の原点 O を開始点とし、Y 軸方向にレーザーを表裏両面に走査した。レーザーの X 方向間隔は 0.4 mm とし、表面 75 回、裏面 75 回走査することによって全面レーザー焼き入れフォーミングを遂行した例であり、形状を得るためには多くの走査が必要であることがわかる。この他、無変形の薄板や三次元形状の創製も可能であることを確認済みである。

サーモカメラでは裏面の温度のみしか観察することができない。そこで試験片のレーザー照射面のレーザースポット中心を原点 (試験片の厚み方向を-z、レーザー走査方向を+y) とする移動座標系において、ガウス型分布の移動熱源による半無限体の温度上昇予測式^{3.3)}を用い、さらに板厚が有限であることを考慮するために z 軸方向にその結果にイメージ法を適用することによって、レーザー走査中の試験片内部の温度を予測した。端部の影響を考慮する手法としてモーメントイメージ法が知られている^{3.4)}。本報におけるイメージ法は、系内部への投入エネルギーを一定と仮定して、端部でエネルギーを折り返し、折り返したエネルギーを重ねることによってエネルギー分布を算出する手法である。すなわち、無限体へのエネルギー投入によって無限体内部の温度分布は図 3-3 の実線のような分布となるが、実際の試験片板厚は 0.5 mm ま

でしか存在しないため、図 3-3 の射線部は破線のようにエネルギーが折り返す。このとき、合計の温度分布は図 3-3 の一点鎖線のようになる。この重畳を繰り返すことによって、無限体への投入エネルギーを有限体にあてはめる手法である。

Table 3-1 Experimental condition

Laser	Output power	30 W
	Spot diameter	0.4 mm
	Wave length	808 nm
	Defocus length	0.0 mm
	Cooling method	Air cooling
Workpiece	Material	S50C
	Carbon content	0.53%
	Hardness	180 - 200 HV
	Size	30 × 30 mm
	thickness	0.5 mm, 1.0 mm

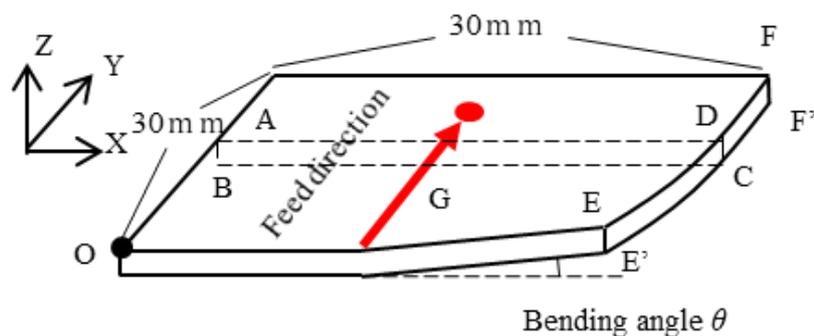


Fig. 3-1 Laser scanning overview

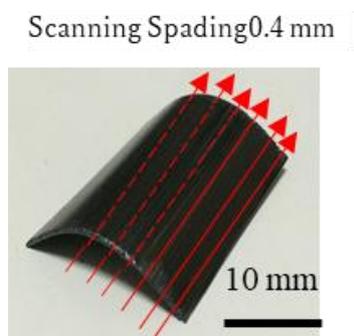


Fig. 3-2 Example of laser quenching forming

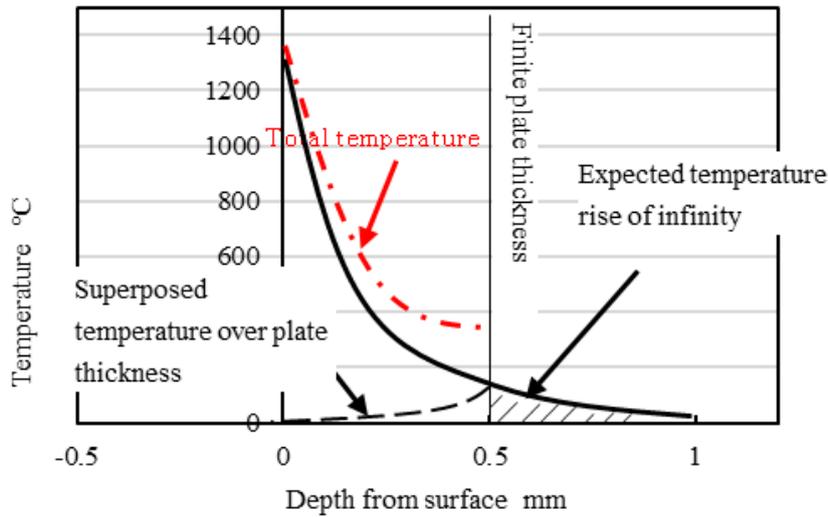


Fig. 3-3 Heat wrapping at the edges by thermal imaging method

ガウス型分布の移動熱源による半無限体の温度上昇予測式は以下のようにあらわされる^{3.5)}.

$$T_v(x, y, z, \infty) = \frac{2\varepsilon P\sqrt{\kappa}}{\pi^{2/3}K} \int_0^\infty \frac{1}{\sqrt{\tau}(8\kappa\tau + r_0^2)} \times \text{Exp} \left[-\frac{2(x + v\tau)^2 + 2y^2}{8\kappa\tau + r_0^2} - \frac{z^2}{4\kappa\tau} \right] d\tau \quad (3-1)$$

ここで、 P はレーザー出力 [W]、 ε は吸収率、 r_0 は照射半径 [mm]、 κ は熱拡散率 [m^2/s]、 K は熱伝導率 [$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$]、 v は送り速度[mm/min]である。鋼の物性値は 400 °C の値を採用した。予備実験より、 $\varepsilon = 0.65$ とした。 $y = 0$ におけるレーザー走査中の試験片断面の等温度線図の予測を図 3-4、図 3-5 に示す。図 5 は板厚 0.5 mm、図 6 は板厚 1.0 mm の予測結果である。この時の試験片初期温度は 20 °C、レーザー送り速度は 100 mm/min とした。ここで、融解潜熱は考慮しないものとした。式(3-1)は温度上昇式であるため、初期温度が変化した場合の予測結果は図 3-4、図 3-5 の全体に初期温度増分を加えることによって容易に予測できる。また、マルテンサイト（焼入れ組織）の生成に必要なオーステナイトが析出する最低温度は 730 °C 程度とされている。

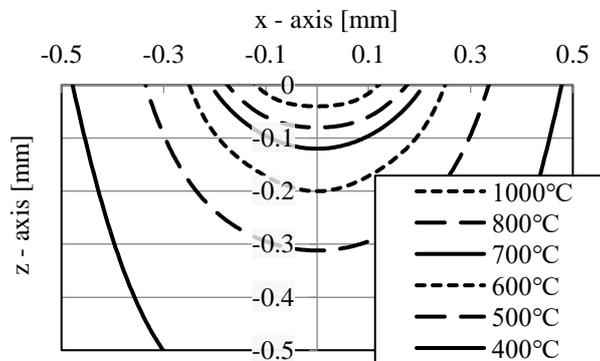


Fig. 3-4 Contour map of temperature

($v = 100 \text{ mm/min}$, $t = 0.5 \text{ mm}$, $T_0 = 20 \text{ }^\circ\text{C}$)

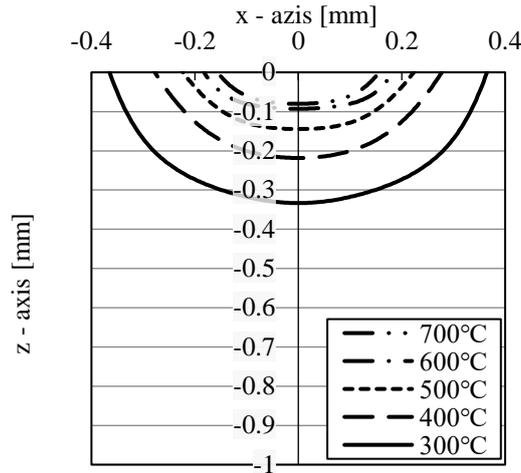


Fig. 3-5 Contour map of temperature
($v = 100 \text{ mm/min}$, $t = 1 \text{ mm}$, $T_0 = 20 \text{ }^\circ\text{C}$)

3.3 結果と考察

3.3.1 繰り返しレーザ走査による蓄熱状況

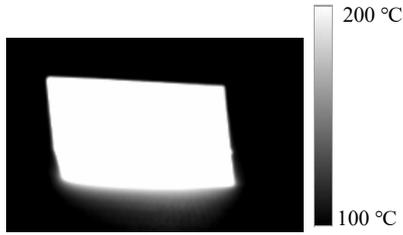
レーザ焼入れにおいて面焼入れを施す場合、図 3-1 中の X 位置を変更した複数回の Y 方向走査のレーザ照射が必要になる。その場合、対象が小型かつ薄板の小熱容量であるため事前のレーザ走査によって試験片温度が上昇してしまう。冷却時間（＝複数走査のインターバル時間）を設けることによって試験片温度は室温程度まで戻るが、レーザ焼入れフォーミングでは 100 回を超えるレーザ走査が必要な場合もあるため、大きな時間のロスになる。そこで、冷却時間を設けずに焼入れする場合を考慮し、試験片の初期温度が上昇した場合の影響に関して調べた。

まず、繰り返し焼入れの際どの程度まで蓄熱されているのか調べるため、サーモカメラで試験片の裏面の温度を観察した。板厚 0.5 mm、送り速度 100 mm/min、走査回数 6 回(3 往復)、各走査間の冷却時間を 15 s としたとき、最後のレーザ走査直前の温度状況を図 3-6 に示す。図より、ほぼ一様な温度分布で 200 °C を超える部分が試験片の形としてはっきりと浮かび上がっており、試験片の全体が 200 °C 以上まで上昇していることがわかる。また、走査 1 回ごとの走査直前の試験片温度をサーモカメラのデータから読み取り図 3-7 に示した。

吸収率を 0.65 とすると走査 1 回で試験片に与える熱量は約 350 J であり、計算上の昇温は約 230 °C となる。図 3-7 の 1 回目の照射では 230°C から 15 s 冷却した温度を示す。その後は、温度上昇による試験片表面の自然対流熱の熱伝達の上昇による放熱とレーザによる加熱の収束状態になり、図 3-7 に示されるように送り速度 100 mm/min、冷却時間 15 s の場合、試験片温度はおおむね 220 °C 程度で収束状態に達することがわかった。冷却時間ごとの加工対象の収束温度を大まかに求めるため、板厚 0.5 mm の試験片をデフォーカスした 30 W レーザで 3 分間加熱し、その後の冷却の様子を観察した。結果が図 3-8 である。この図から、冷却時間を 60 秒に設定しても繰り返し焼入れ時のワークの収束温度は 100 °C を超えることが予測される。100 °C の温度上昇によって鋼の物性値は約 10 % 変化することもあり、繰り返しレーザ走査による初期蓄熱は無視できないものと考えられる。様々な初期温度で焼入れを行い、その影響に関して調べた。



(a) Optical photography



(b) Infrared photography

Fig. 3-6 Temperature on a lower surface ($t = 0.5$ mm)

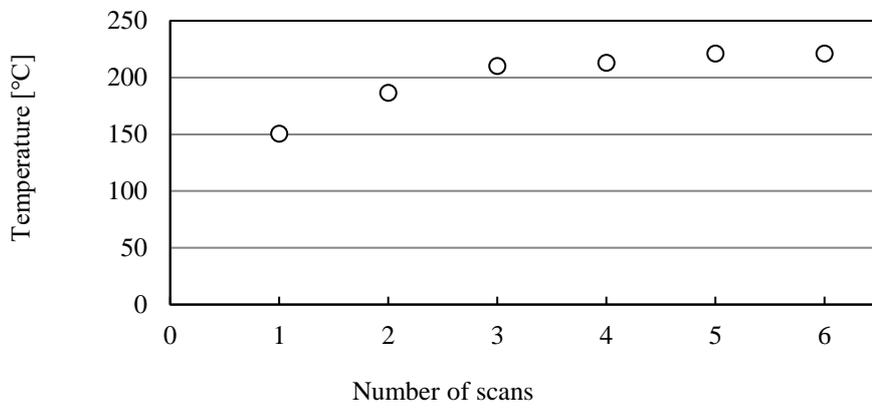


Fig. 3-7 Temperature before scanning

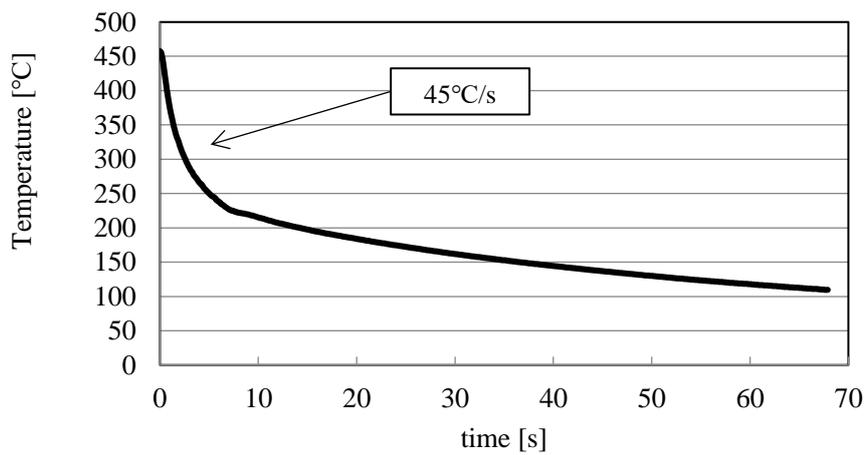
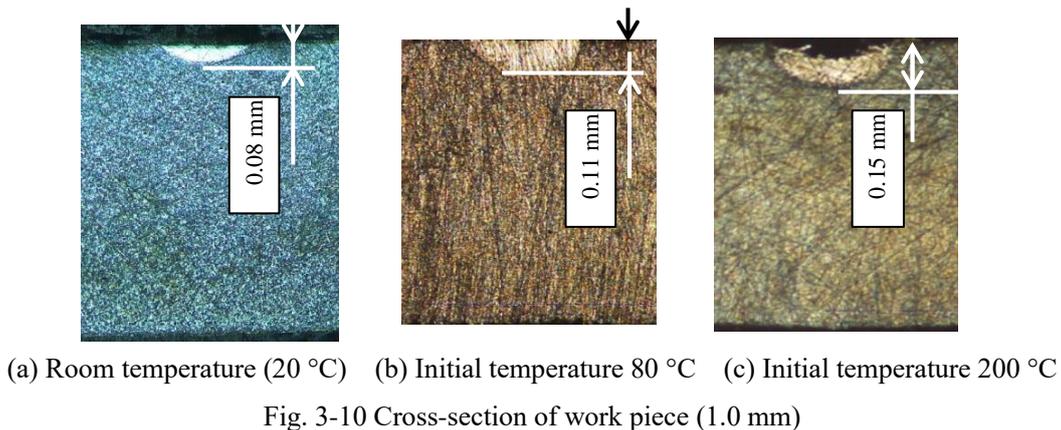
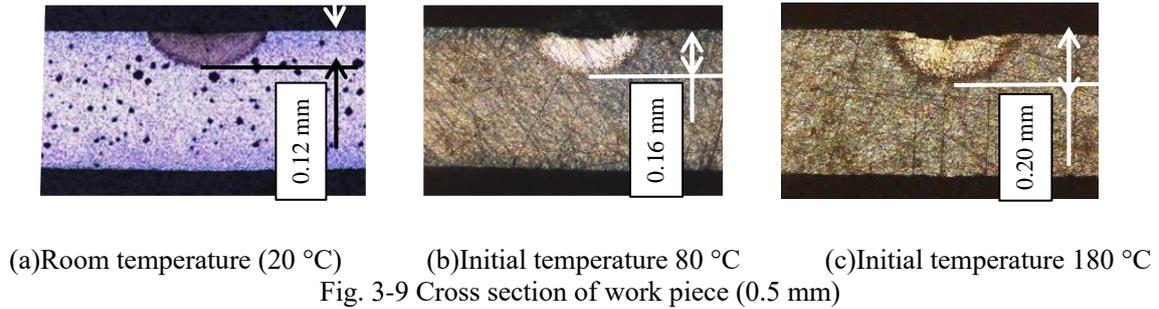


Fig. 3-8 Cooling rate

3.3.2 変態深さ

試験片の初期温度が上昇した場合の試験片断面の変態面積を観察した。試験片裏面の温度をサーモカメラで観察し、レーザ走査直前の試験片の平均温度を測定したものを試験片初期温度 T_0 とした。結果を図 3-9、図 3-10 に示す。図 3-9 は板厚 0.5 mm、試験片初期温度 T_0 は約 20, 80, 180°C とした。この時の予測焼入れ深さはそれぞれ約 0.10, 0.12, 0.19 mm であった。図 3-10 は板厚 1.0 mm、試験片初期温度 T_0 は約 20, 80, 200°C とした。この時の予測焼入れ深さはそれぞれ約 0.07, 0.08, 0.13 mm であった。



どちらの場合も初期温度を上昇させることにより、大きな焼入れ深さを得られており、変態部には熱応力のみでなくより大きな変態応力も働いているものと考えられる。ここで、式(3-1)を用いてレーザ照射直下の温度分布を予測し、オーステナイトの析出がはじまる 730°C を超える部分を焼入れ深さと定義した。初期温度の上昇による焼入れ深さを調べた。結果を図 3-11 に示す。さらに、実験によって得られた断面の変質を顕微鏡で観察し、z 軸方向の深さを変態深さと定義した。図 3-11 に変態深さも併せて示した。図より、実験で得た変態深さは理論値を上回っており、最大で 30 % 程度の差がみられた。これは、2 章で述べた断面の観察位置が原因であると考えられる。定常状態に近い状態である試験片中心部で焼入れ面の観察を行っているため、投入熱量を考えると、実際には理論値と 100°C 近い差があるものと考えられる。また、理論値は二次関数的に焼入れ深さが増大しているのに対し、実験値はおおむね線形的な変化をしている。これは理論式に用いた物性値が原因である。鋼の物性値は厳密には温度の関数であり、温度が上がると比熱が上昇し熱拡散率は低下する。温度が上昇しづらく熱が拡散しづらい状態となり、さらに 1 走査中にも蓄熱によるわずかな試験片の温度変化が生じるため、実際の温度と理論値のあいだには、若干の誤差が生じるものと考えられる。

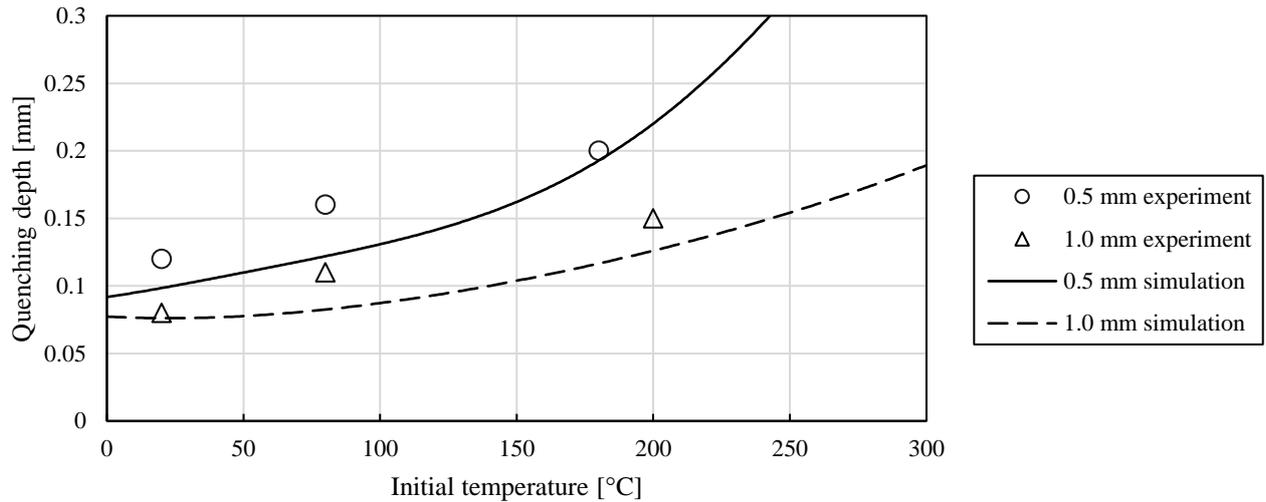


Fig. 3-11 Relationship between initial temperature and quenching depth (100 mm/min)

以上より、試験片の初期温度を上昇させることによっておおむね線形的に焼入れ深さを増大させることが可能であることがわかった。ただし、試験片の初期温度が上昇することによって冷却能力が下がり、十分な硬さが得られていない可能性もあるため、冷却速度と硬さに関して調べた。

3.3.3 冷却速度

図 3-8 で用いた冷却速度から、予熱状態にある加工対象であっても自己冷却能力のみによって焼入れを行うことができるかどうかを調べた。マルテンサイト変態開始温度 M_s は、以下の式を用いて計算できる (3.6)。

$$M_s = 538 - 317C - 33Mn - 28Cr - 17Ni - 11Mo - 11W - 11Si \quad (3-2)$$

ここで、C, Mn, Cr, Ni, Mo はそれぞれ炭素、マンガン、クロム、ニッケル、モリブデンの含有量[%]である。JIS を参考に S50C の成分を代入すると、 M_s は 320-340°C であることがわかった。図 3-8 のサーモカメラのデータの解析により、このときの冷却速度は約 45-55°C/s であることがわかった。ただし、この値は被加工物全体が加熱された状態からの冷却状態を示しているため、レーザーによる局所加熱での冷却速度は 45°C/s 以上と考えられる。45°C/s が十分な冷却速度であるかどうかを調べるために、以下の式を用いて上部臨界冷却速度 a_u と下部臨界冷却速度 a_l を計算した。

$$a_l = \frac{1}{Z} (0.15)^{\frac{1}{n}} \quad (3-3)$$

$$a_u = \frac{1}{Z} (69)^{\frac{1}{n}}$$

$$Z = t_0 \sqrt{\frac{a}{n\pi}}, \quad a = \frac{n}{(T' - b)^2} \ln \frac{t_{0.5}'}{t_0}$$

ここで、 n はマルテンサイトの核成長機構によって決定される係数である^{3.7)}。鋼の場合、非熱弾性マルテンサイト成長機構であるため、 $n=4$ であるとされる。また、 b はノーズ温度を示し、 t_0 はノーズ温度で 50 %マルテンサイト変態するのに要する時間、 $t_{0.5}$ 'はノーズ温度以外の任意の温度 T で 50 %マルテンサイト変態するのに要する時間である。 b 、 t_0 、 $t_{0.5}$ 'は、Time-Temperature-Transformation (TTT) 線図から決定される。TTT 線図から読み取ったこれらの値を代入し、下部臨界冷却速度は約 15-20°C/s、上部臨界冷却速度は約 170-180°C/s であることがわかった。図 3-8 の冷却速度より、一部マルテンサイトが生成されていると考えられる。また、マルテンサイトの生成限界である下部臨界冷却速度を下回った場合であっても、完全焼なましとなるパーライト変態速度より冷却速度がはやいため、トルースタイト組織やソルバイト組織が析出する。トルースタイトやソルバイトはパーライトよりも硬く、マルテンサイトが生成されない場合（不完全焼入れ状態）においてもビッカース硬さが増加する^{3.8)}。

3.3.4 焼入れ硬さ

3.3 節に示したデータから、試験片全体を加熱しても冷却速度は下部臨界冷却速度を上回ることを示した。一方、上部臨海冷却速度には達しておらず、十分な焼入れ硬さが得られていないものと考えられる。そこで、図 3-9、図 3-10 における焼入れ後のビッカース硬さを測定した。結果を図 3-12、図 3-13 に示す。

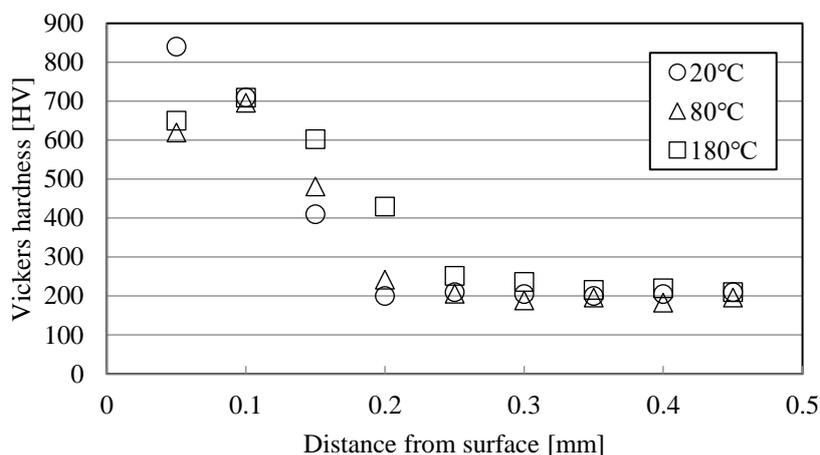


Fig. 3-12 Vickers hardness ($t = 0.5$ mm)

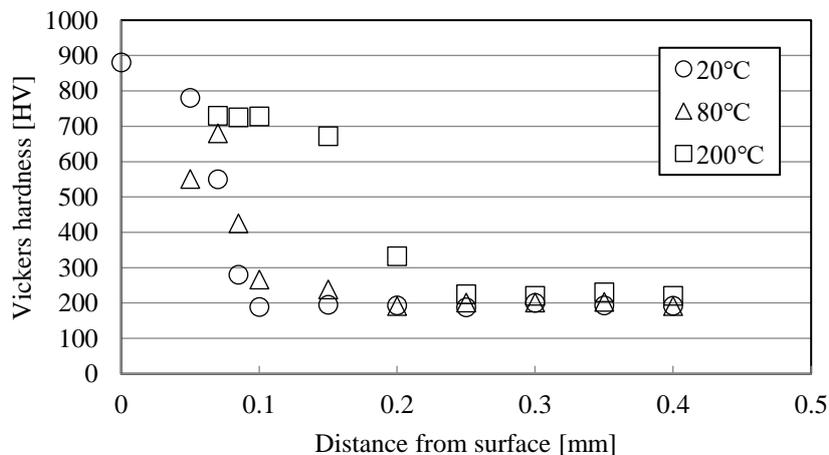


Fig. 3-13 Vickers hardness ($t = 1.0$ mm)

両グラフにおいて、表面近傍のビッカース硬さは 600HV を超えており、レーザ走査前のビッカース硬さ (約 200HV) に比べて十分に焼入れされていると考えられる。しかし、冷却速度が十分ではないため、初期蓄熱がある状態でのビッカース硬さは初期温度がほぼ室温である場合に比べて小さいことがわかる。一方で、従来の熱処理では熱処理後の硬さを調整するために焼戻しを行う。予熱の調整によって焼入れ後硬さを調整すれば、焼戻し工程の時間短縮につながる可能性もある。

また、板厚 1.0 mm では硬さの大小の境界がはっきりしているのに対し、0.5 mm ではゆるやかな変化になっている。これは、板厚 0.5 mm では中立面付近まで高熱範囲が広がり、熱拡散のための板厚方向の熱容量の不足により、冷却速度の低下が顕著になったためと考えられる。

3.3.5 焼戻し

図 3-7, 図 3-8 より、繰り返しレーザ走査を行うと、試験片が長時間高温に保持されることがわかる。焼入れ部を長時間高温に保持する状態は焼戻しと同様の原理であり、初期に焼入れされた部分はその後のレーザ走査によって焼戻しされると考えられる。焼戻しによる硬さの低下を調べるために、1つの試験片に 12 回、走査間距離 0.4 mm でレーザを走査した。図 3-14, 図 3-15 は焼入れ部のビッカース硬さである。送り速度は 100 mm / min, 走査と走査の X 方向の間隔を 0.4 mm, 冷却時間を 15, 120 s とした。

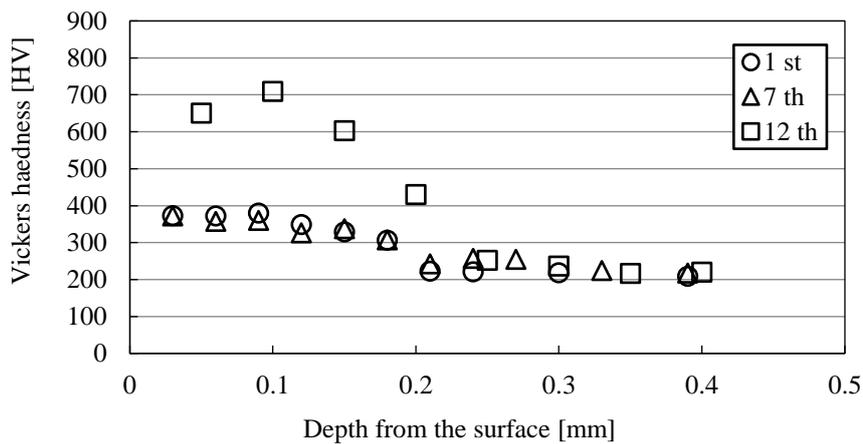


Fig. 3-14 Vickers hardness (Cooling time = 15 s)

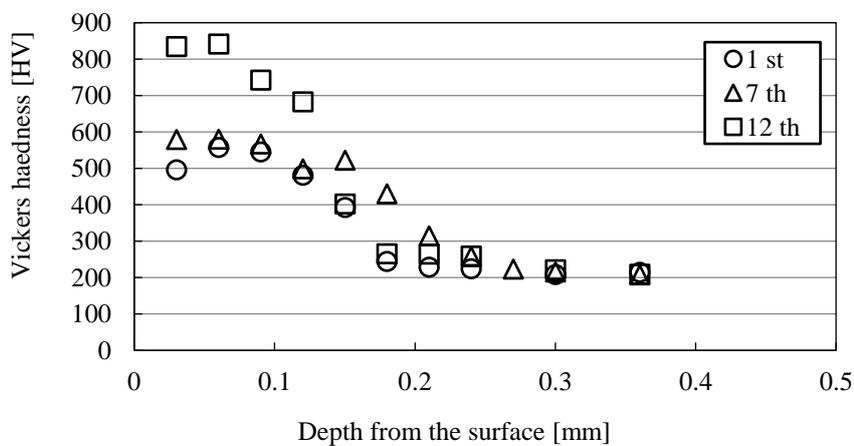


Fig. 3-15 Vickers hardness (Cooling time = 120 s)

図3-14, 図3-15中には最初に焼入れを施した部分の硬さ(1st)と7回目に焼入れを施した部分の硬さ(7th), 最後に焼入れを施した部分の硬さ(12th)を示した. ここで, 12thはその後のレーザ走査がなく, 焼戻しが生じていない部分の硬さである. すなわち 12thは焼戻し前の焼入れ硬さである. また, 1stと7thの差が小さいことから, 1stと7thの硬さが焼戻し後硬さであるといえる. ただし, 図3-8より, Ms点(320–340℃)程度まで試験片温度が下がるのは冷却開始から2秒程度であり, 2秒を下回る冷却時間ではマルテンサイト変態が生じない可能性があることがわかった.

図3-14, 図3-15を比較すると, 焼戻し前の焼入れ硬さ(12th走査による最大硬さ)が異なっているのがわかる. これは, 3.3.3項より, 冷却時間の差によって初期蓄熱が変化し, 冷却速度に差が生じたためであると考えられる.

以上より, 繰り返しレーザ走査を想定したレーザ焼入れフォーミングにおいては, 冷却速度の低下によるビッカース硬さの低下と, 後続のレーザ走査による焼戻しによる硬さの低下が確認された. 冷却時間が短い場合は冷却時間が長い場合と比べて全体的なビッカース硬さが小さくなっていることがみてとれる.

一方で, 焼戻し前の硬さ(12回目のレーザ走査)からの硬さの減少量は, 両者ともに約300HVである. 焼戻しによる硬度の低下は冷却時間に関係なくほぼ同じであることがわかる. これは, 従来よりも焼戻し保持温度が低いためであり, 焼戻しが行われるほどの高温での保持時間が両冷却時間で大きな差がないためであると考えられる. そこで, 式(3-4)を用いて低温での焼戻しによる硬さの低下を予測した(3.9).

$$\begin{aligned}
 HV &= -0.031P' + HV_0 \\
 P' &= T\{\ln(t) + C\} \\
 C &= 17.7 - 5.8 \times C'
 \end{aligned}
 \tag{3-4}$$

ここで, HV は焼戻し後の硬さ[HV], P' は焼戻しパラメータ, HV_0 は焼戻し前の硬度[HV], T は加熱温度[°C], t は加熱時間[s], C は炭素量パラメータ, C' は炭素含有量[%]である.

図3-16は, 焼戻し後の硬さと式(3-4)を用いて予測した加熱時間との関係を示す. 加熱温度 T はすなわち試験片が保持される温度である.

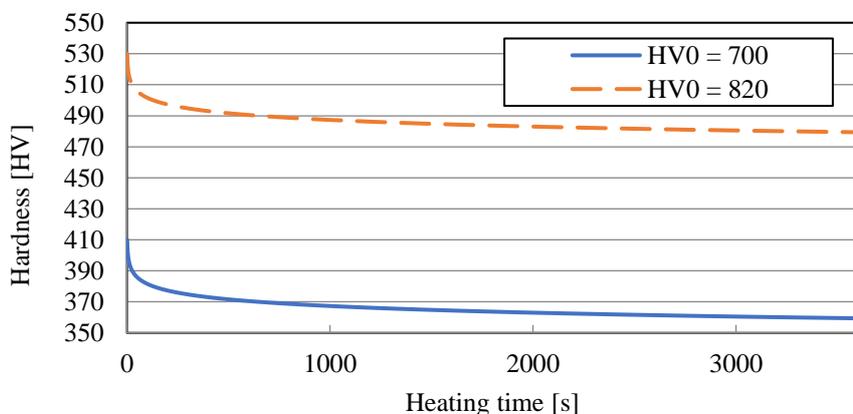


Fig. 3-16 Prospect of tempering

レーザー走査によって温度の時間変化が激しい本研究では加熱温度を一定値に決定することは難しいが、図 3-7 において、試験片は常に 220 °C 以上となっていることがわかる。そこで、図 3-7 において観察された裏面の温度が試験片表面や試験片内部よりも若干低いことを考慮し、加熱温度は 250°C とした。図 3-14 および図 3-15 より、焼戻し前の硬さはそれぞれ 700 HV および 820 HV とした。図 3-16 より、一定値への収束を断定することはできないが、1 時間の焼戻し時間ではそれぞれ約 350 HV 以上、470 HV 以上である可能性が高い。すなわち、レーザー焼入れにおいて焼入れ硬さが一旦 800HV 以上になると、その後レーザーで 400 HV 以下まで焼戻しすることは非常に困難であることがわかる。そのため、目標焼戻し硬さが大きくない場合には最初の焼入れ時の硬さを制御する必要がある。以上の結果から、レーザー焼入れ時の焼戻しにおいては、焼入れ後の硬さが冷却時間によらず、焼入れ硬さに大きく依存するため、予熱により焼入れ硬さを制御する必要があることがわかった。

3.3.6 変形角

レーザーフォーミングでは、試験片の温度が変化すると、レーザー走査後の変形角が変化することがある。図 3-1 中、 $X = 15 \text{ mm}$, $Y = 15 \text{ mm}$ の点を G とし、 $180^\circ - \angle BGC$ を変形角と定義した。試験片の初期温度 T_0 が変化したときの変形角を調べた。レーザー送り速度は 100 mm/min とした。結果を図 3-17 に示す。

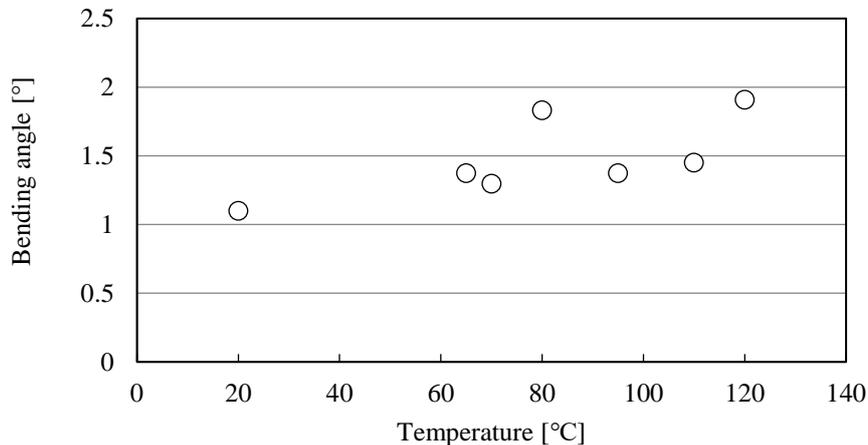


Fig. 3-17 Bending angle at various temperatures

図 3-17 より、試験片温度が上昇すると変形角はおおむね線形的に大きくなることがわかる。変形角が大きくなる原因は、温度上昇による降伏応力の低下のためであると考えられる。温度分布は図 5 のグラフ全体に 100 °C 加えるだけであるため、試験片にかかる温度勾配に起因する圧縮応力の変化は小さいと考えられる。含有元素によって異なるが、100 °C の温度上昇による鋼の降伏応力の低下量は大きくても 10 % 程度である一方、図 3-17 は 50 % 程度の変形角の増大がみられるため、降伏応力の低下による変形量の増大以外の要因が考えられる。原因の 1 つとして考えられるのが、3.2 節で示したマルテンサイト変態の体積膨張に起因する変態体積の増大である。そこで、レーザー送り速度を変化させることによって変態体積を変化させ、その時の変態深さと変形角の関係を調べた。板厚 0.5 mm とした。結果を図 3-18 に示す。図 3-18 より、変形角は変態深さが板厚の 1/3 程度で極大値をもつことがわかる。しかし、実際の硬さはトルースタイトなどの影響で図 3-18 よりも深い位置（板厚の 1/2 程度）まで硬化していた。見た目深さ（変態の組織変化）と硬化深さの両者から総合的に判断すると、概ね中立面付近において変形角が極大値をもつものと考えられる。

また、極大値まではおおむね線形的な関係であるが、極大値を超えると変形角が急激に小さくなるこ

とがわかる。変態深さが大きくなった場合に変形角が小さくなる原因として考えられるのは、温度勾配が緩やかになったこと、変態部の体積変化が広範囲に広がり、圧縮応力が生じにくくなったことである。また、低送り速度によって変形原理が変化し、板厚方向に温度勾配が小さな場合に生じる面内で均質に圧縮の塑性変形が生じる Upsetting メカニズム (UM) による変形角の減少が生じた可能性もある^{3, 10)}。しかし、特定の変形角までは変態深さと変形角に相関があることから、図 3-17 の結果の一因に変態深さの増大があると考えられる。

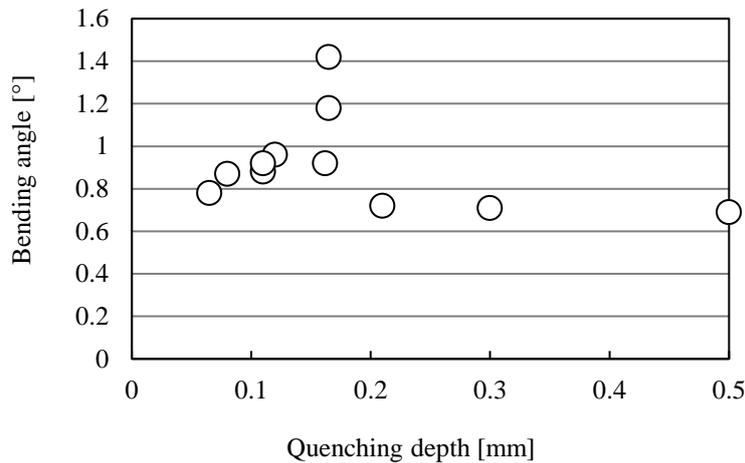


Fig. 3-18 Relationship between quenching depth and bending angle

3.3.7 硬さと変形角の独立性

3.3.4 項より、焼入れ硬さは各走査間のインターバル（冷却時間）の調整によって制御できることがわかった。3.3.6 項より、変形角も冷却時間に依存することがわかったが、変形角はレーザ送り速度によって容易に制御可能である。また、焼入れ硬さは極端な低送り速度や高送り速度でない限り送り速度に影響されず、レーザ焼入れフォーミングにおける硬さ制御と変形角制御の独立性は確保されるものと考えられる。以上より、トータルの処理時間は変化してしまうが、冷却時間による硬さ制御、送り速度による変形角制御によって、狙いの形状と硬さでレーザ焼入れフォーミングは達成できることがわかった。

3.4 結 言

本章では、小型薄板鋼を対象に提案するレーザー焼入れフォーミングの繰り返しレーザー走査を考慮して予熱状況下の硬さ、焼戻しおよび変形角を調べた。結果を以下に要約する。

- 1) 試験片の板厚が小さい場合には予熱状況であっても焼入れが可能である。ただし、冷却速度は上部臨界冷却速度に達しないため、焼入れ後硬さは低下する。
- 2) レーザ焼入れフォーミングにおいて、焼入れ部はその後のレーザー走査によって焼戻しされる。しかし、焼戻し温度が低いため、焼入れによって大きな焼入れ硬さを得た場合には、焼戻しによる硬さ調整に限界がある。
- 3) レーザフォーミングにおいては、試験片温度が上昇するにつれて変形角が大きくなる。これは、温度上昇のために材料の降伏応力が低下することや変態体積の変化に起因して変態応力が増大するためと考えられる。
- 4) 繰り返しレーザー走査を必要とするレーザー焼入れフォーミングにおいて、試験片の蓄熱・予熱による影響を解明でき、実用上の指針を示すことができた。

Reference

3. 1) 真鍋裕輝, 廣垣俊樹, 青山栄一, 小川圭二, “薄板鋼のレーザー焼入れフォーミング時の予熱の影響の考察”, 砥粒加工学会誌, Vol.62, No.1, (2018), pp.26-32
3. 2) Y. Manabe, R. Oda, T. Hirogaki, E. Aoyama, K. Ogawa, “Whole quenching of small thin plate with low-power semiconductor laser based on feed-speed combination problem”, International journal of automation technology, Fuji Technology Press, Vol. 10, No. 6, (2016), pp. 923-933
3. 3) O. Manca, B. Morrone, V. Naso, “Quasi-steady-state three dimensional temperature distribution induced by a moving circular Gaussian heat source in a finite depth solid”, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 38, (1995), pp. 1305–1315
3. 4) 廣垣俊樹, 中川平三郎, 速水雅人, 喜田義宏, 垣野義昭, 山路伊和夫, “YAG レーザを用いた機上焼入れに関する研究 角部の焼入れ特性”, 精密工学会誌, Vol. 67, No. 5, (2001), pp. 808 – 813
3. 5) Y. Namba, E. Ohmura, S. Makinouchi, “A Study on Laser Hardening : 2nd Report, Analysis of Hardening Process”, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series C, Vol. 50, No. 454, (1984) pp.1099-1106
3. 6) 坂本卓, “絵とき 熱処理の実務 —作業の勘どころとトラブル対策—”, 日刊工業新聞社, (2007)
3. 7) M. Umemoto, N. Nishioka, I. Tamura, “Prediction of Hardenability from Isothermal Transformation Diagrams”, Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Vol. 22, Issue 8, (1982), pp. 629 – 636
3. 8) E. Ohmura, Y. Namba, Microstructure of Hypo-Eutectoid Steel in Laser Hardening Process, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A, Vol. 51, No. 469, (1985), pp. 2231-2238
3. 9) 廣垣俊樹, 中川平三郎, 小堀由高, 喜田義宏, 垣野義昭, “レーザーを用いた機上熱処理システムに関する研究 : レーザ焼入れ後の焼戻し”, 精密工学会誌, Vol. 68, No. 12, (2002), pp. 1595 – 1599
3. 10) Y. Shi, Z. Yao, H. Shen, J. Hu, “Research on the mechanisms of laser forming for the metal plate”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 46, Issues 12–13, (2006), pp. 1689-1697

第4章 薄板鋼のレーザ焼入れフォーミング時の変形プロセスモニタに基づく考察

4.1 緒言

これまでの章では、レーザ走査による変形・硬さ・消費電力のトレードオフ問題を考え、薄板に対して表裏両面からレーザ走査を行うことによって全厚焼入れ・レーザフォーミングの両立が可能であることを示した^{4.1)4.2)}。従来のレーザフォーミングでは、比較的制御性のよい温度勾配メカニズムを利用した変形を主流としているが、レーザ焼入れフォーミングでは従来に比べマルテンサイト変態に起因する変態応力が生じるだけでなく焼入れ深さを得るために、比較的小さなレーザ走査速度を用いることも多く、この条件下では温度勾配メカニズムと座屈メカニズムが混在するものと考えられる。しかしながら、2, 3章ではそれらについての言及がなく、高精度な変形制御においてはこれらの原理の判別が必要となる。

そこで本章^{4.3)}では、レーザ焼入れフォーミング遂行中の試験片の変形の挙動に着目し、ビデオ撮影法に基づくプロセスモニタでレーザ走査中の変形の挙動から、さらに赤外線サーモグラフィによる温度の挙動より、温度勾配メカニズムと座屈メカニズムを判別することを目的とした。

4.2 変形及び温度解析の理論

4.2.1 レーザフォーミングの変形原理

温度勾配メカニズム (Temperature Gradient Mechanism(TGM))^{4.4)4.5)}はレーザ照射中の温度勾配が図4-1(a)のようにレーザ照射直下に集中し、試験片表面付近が熱膨張による圧縮応力を受けるために生じる変形である。レーザ照射面側のみが圧縮されるため、変形方向が決まっている。このため、変形制御がしやすく、一般的なレーザフォーミングではおもに TGM を利用した変形を用いる。

座屈メカニズム(Buckling Mechanism(BM))^{4.6)}は、レーザ照射中の温度勾配が図4-1(b)のように、両面でほぼ均一に分布し、熱膨張による圧縮応力の受け方が座屈と類似している。そのため、座屈と同様に、変形方向は初期外乱に大きく左右される。また、TGM よりも大きな変形が得られやすい。制御性がよくないため、一般的なレーザフォーミングでは避けられることも多いが、レーザ焼入れとレーザフォーミングを同時に行う場合には、焼入れ深さを得るために BM の起こる条件でレーザ走査を行わなければならない場合もある。

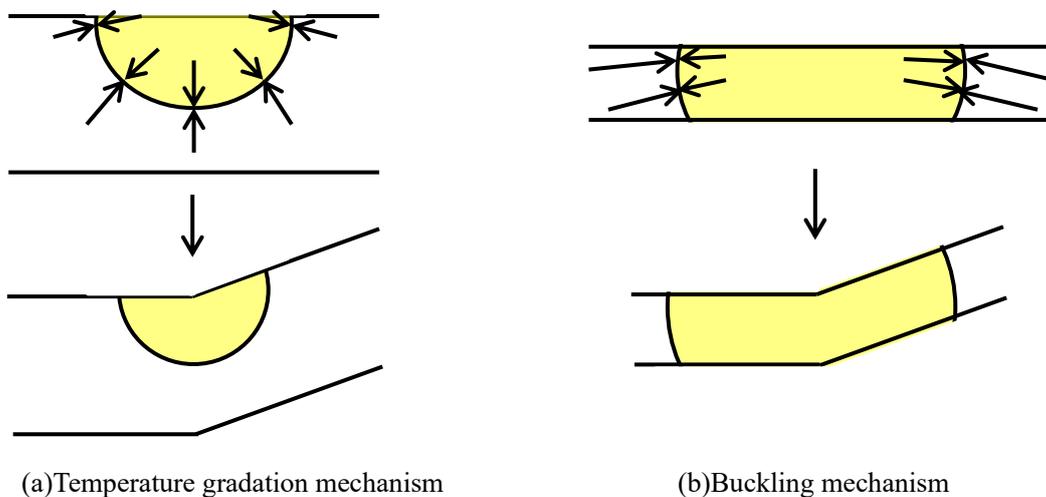


Fig. 4-1 Laser-forming mechanisms

4.2.2 温度分布予測

サーモカメラでは裏面の温度のみしか観察することができない。そこで試験片のレーザー照射面のレーザースポット中心を原点（試験片の厚み方向を-z, レーザ走査方向を+y）とする移動座標系において、ガウス型分布の移動熱源による半無限体の温度上昇予測式が用いられた。さらに板厚が有限であることを考慮するためにz軸方向の結果にイメージ法を適用することによって^{4.7)}, レーザ走査中の試験片内部の温度を予測した。端部の影響を考慮する手法としてモーメントイメージ法が知られている。本章におけるイメージ法は、系内部への投入エネルギーを一定と仮定して、端部でエネルギーを折り返し、折り返したエネルギーを重ねることによってエネルギー分布を算出する手法である。すなわち、無限体へのエネルギー投入によって無限体内部の温度分布は図3-3の実線のような分布となるが、実際の試験片板厚は0.5 mmまでしか存在しないため、図3-3の射線部は破線のようにエネルギーが折り返す。このとき、合計の温度分布は図3-3の一点鎖線のようになる。この重畳を繰り返すことによって、無限体への投入エネルギーを有限体にあてはめる手法である。

ガウス型分布の移動熱源による半無限体の温度上昇予測式は式(3-1)のようにあらわされる^{4.8)}。

4.2.3 変形原理の判別

まず、確実に座屈メカニズム (BM) である送り速度と、確実に温度勾配メカニズム (TGM) である送り速度を判別するため、本報の条件における送り速度と変形角の関係を調べた。結果が図4-2である。また、この時の焼入れ深さについても調べた。結果を図4-3に示す。

図より、変形角は極大値をもつことがわかる。一般的に、BMが生じる条件が成立すると急激に大きな変形角が発生しやすく^{4.9)}, 極大値付近はBMであると考えられる。また、同図より、この極大値を過ぎると極端に変形角が小さくなることを見て取れるため、極大値後、すぐにTGMに遷移しているものと考えられる。図4-2と図4-3を比較すると、変形角が極大値をもつ付近で焼入れ深さが中立面付近に達する。中立面を超えた焼入れ深さを得た場合、変態応力が中立面前後で打ち消しあうこととなる。すなわち、BMの変形域で、なおかつ変態応力最大となる中立面付近の焼入れ深さが得られる送り速度で、図4-2が極大値をもったものと考えられる。そこで、極大値付近はBM, 極大値の4倍程度の送り速度ではTGMであると考え、式(3-1)より等温度線図を得た。結果を図4-4, 図4-5に示す。

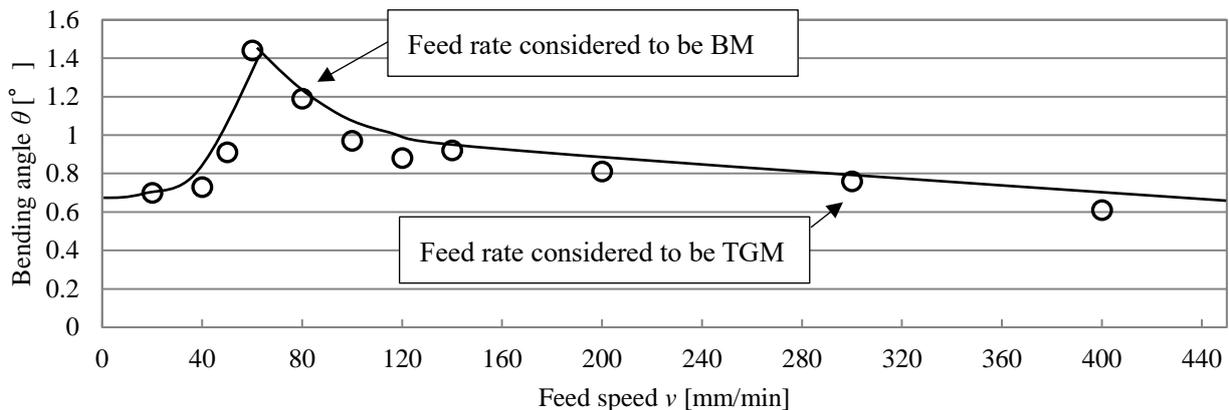


Fig. 4-2 Relationship between feed speed v and bending angle θ

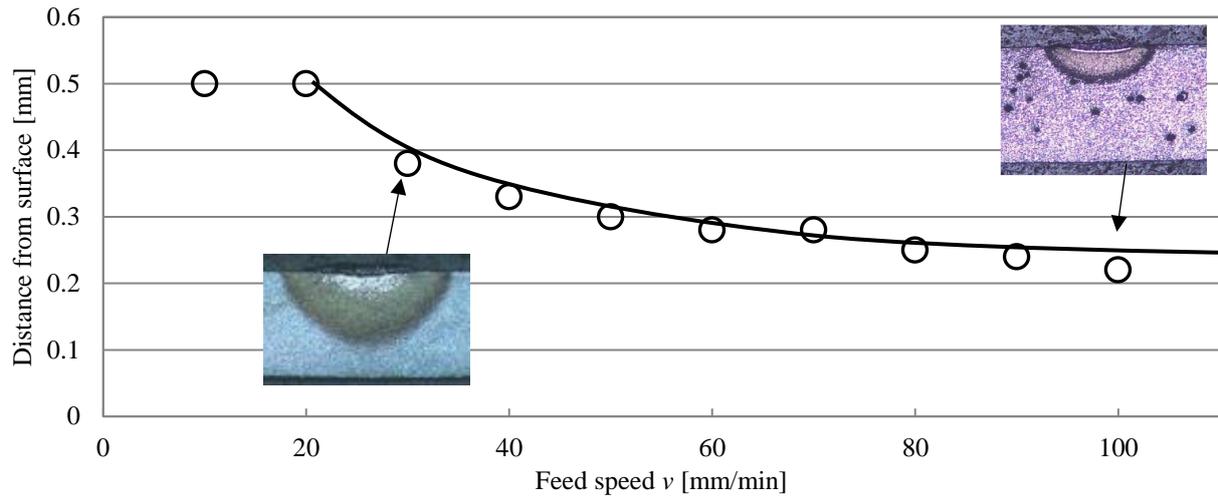


Fig. 4-3 Relationship between quenching depth and feed speed

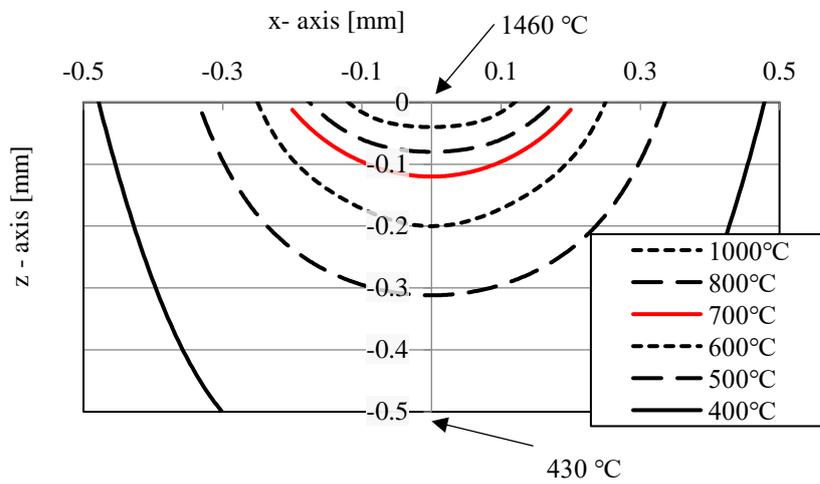


Fig. 4-4 Contour of temperature ($v = 80$ mm/min, thickness 0.5 mm, $T_0 = 20$ °C)

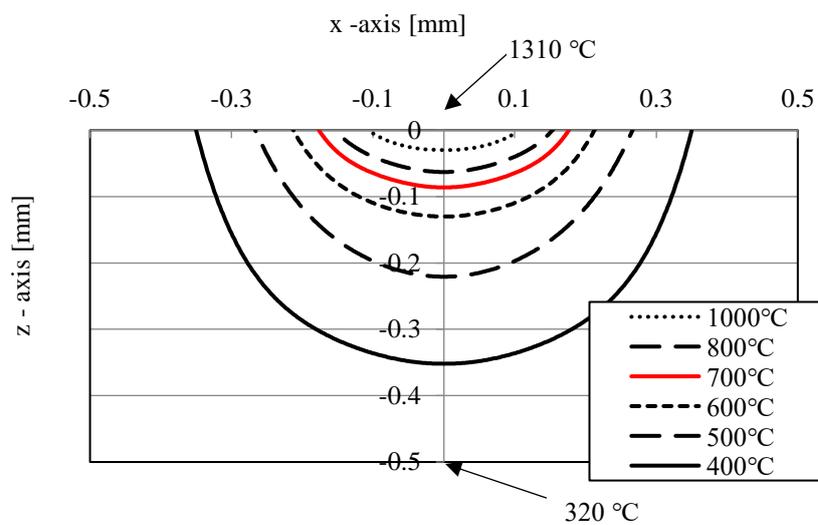


Fig. 4-5 Contour of temperature ($v = 300$ mm/min, thickness 0.5 mm, $T_0 = 20$ °C)

図 4-4 (最高温度は表面 1460°C, 裏面 430°C) より, BM であると考えられる送り速度では, 原理どおり高温部が試験片裏面まで分布している. また, 図 4-5 (最高温度は表面 1310°C, 裏面 320°C) より, TGM であると考えられる送り速度では, 高温部がレーザー照射面付近に限定されているのがわかる. この等温度線図より, ひとまずこのそれぞれの送り速度では, BM と TGM が生じているものと判断した.

4.3 実験方法

4.3.1 実験条件とサーモカメラによるプロセスモニタ

実験に用いたレーザーは浜松ホトニクス製 LD-HEATER L10060 の CW 発振の小出力半導体レーザーである. 試験片には焼入れを施すために必要な炭素量が十分に含まれている S50C を用いた. 実験に使用したレーザーと試験片の仕様と条件を表 1 に示した. また, 実験に用いた S50C の物性値は密度 7860 kg/m³, 縦弾性係数 2.08×10^{11} Pa, 比熱 435 J/kg · K, 熱伝導率 46.5 W/m · K である. 図 2-1 に示した XY テーブルに試験片を配置した. ファンクションジェネレータを用いて送り速度を制御した. レーザ走査中の実験概況を図 4-6 に示した. ここで, 図の O 点を原点とする全体座標系を X-Y-Z, レーザ照射点を原点とする座標系を x-y-z と定義した. 大気中への自然対流による放熱を基本とした条件を想定し, 実験において固定部における固体熱伝達による外乱を最小にするために, 試験片は, おもて面上の辺 O-A とその裏面の辺 O'-A' を断熱性セラミックスで上下 (Z 方向±) からはさみ固定した. また, 図 2-3 に示すようにサーモカメラによる観察は, 試験片裏面に黒体スプレーを塗布し, 500 mm の距離から 30°傾けて撮影した.

ここで, デフォーカスに関して, レーザフォーミングでは表面溶融を避けるためにデフォーカスが行われることがよくあるが, レーザ焼入れフォーミングにおけるデフォーカスは焼入れ性能の著しい悪化を招くため, デフォーカス距離は 0 とした.

またレーザー焼入れフォーミング後の試料の残留応力を測定するため, 部分破壊法である局部弛緩法を用いた^{4.10)}. 破壊時の寸法変化は, ゲージ長 0.2 mm, 抵抗 120 Ω のひずみゲージを用いて計測した.

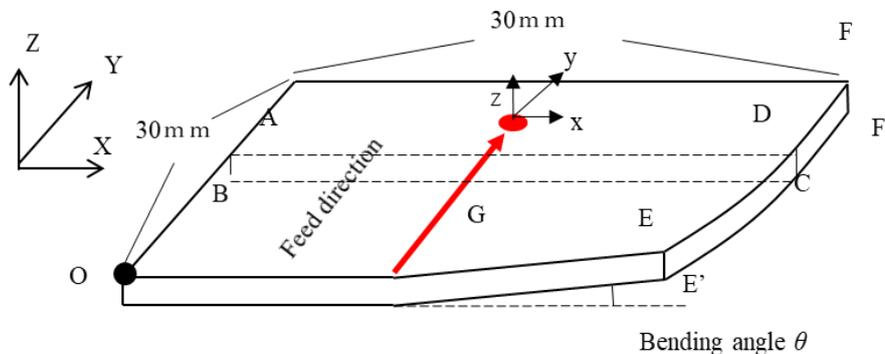


Fig. 4-6 Laser scanning overview and coordinate definition

4.3.2 ビデオ撮影法に基づく変形のプロセスモニタ

2 章で決定したそれぞれの送り速度の変形原理が BM, TGM であることを確認するため, レーザ照射中の変形挙動を調べた. レーザ照射中の変形挙動を調べるため, 拡張した試験片端を観察する手法を用いた. 図 4-7 に示したように, 試験片端の 3 か所 ($y = 3, 15, 27$ mm) に炭素棒を配置し, 炭素棒の端部の変位を観察することによって変形角を算出する手法である^{4.11)}. BM においては座屈と同様の特徴がみられると考え, 座屈の特徴である短時間の大変形や, 同様の条件での正負両方の変形方向が生じた場合に BM であると判断できるものとした.

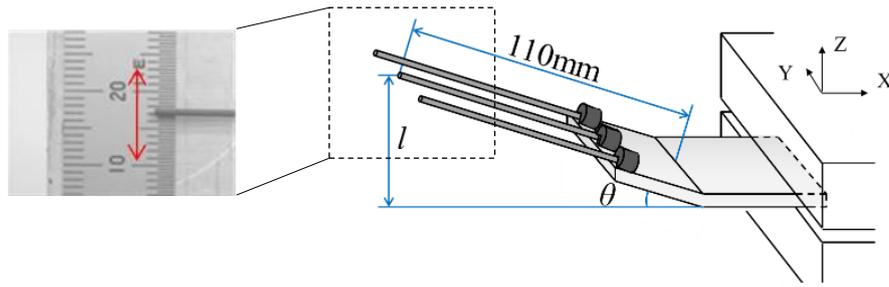


Fig. 4-7 Vertical displacement from deformation l

4.4 結果と考察

4.4.1 単一のレーザ走査の変形モニタリング

送り速度 80 mm/min (BM) でレーザ走査した場合の変形挙動を図 4-8 に示す。また、送り速度 300 mm/min (TGM) でレーザ走査した場合の変形挙動を図 4-9 に示す。双方の結果において、同一時刻での y 軸 3 点の変形角に大きな違いがなく、試験片全体がほぼ同時に変形している。すなわち、レーザ照射が行われていない部分であっても変形していることがわかる。ただし、わずかながら追従性がみられ、レーザ照射部から徐々に変形しているように見える。例えば、図 4-8 の 10~15 秒付近である。これは、試験片が完全に面外の x-z 平面内で 2 次元的に変形するのではなく、レーザ照射で生じる曲げモーメントに対して面内での釣り合いも確保されるように 3 次元的に変形しながら現象が進むことを示している。図 4-8、図 4-9 において、レーザ照射後の 3 点の y 位置の変形角がわずかに異なり、レーザ照射方向にも面外変形と残留応力が生じていることもわかる。

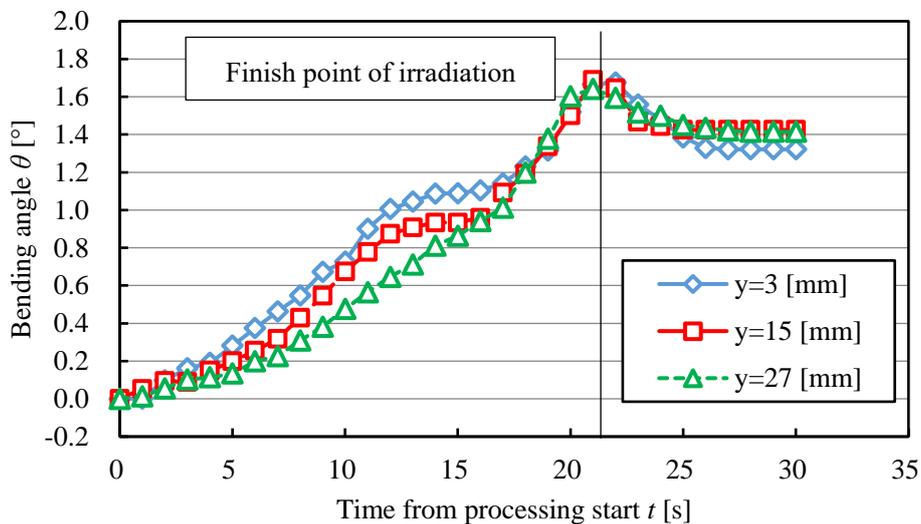


Fig. 4-8 Bending behaviour without initial scan (80 mm/min)

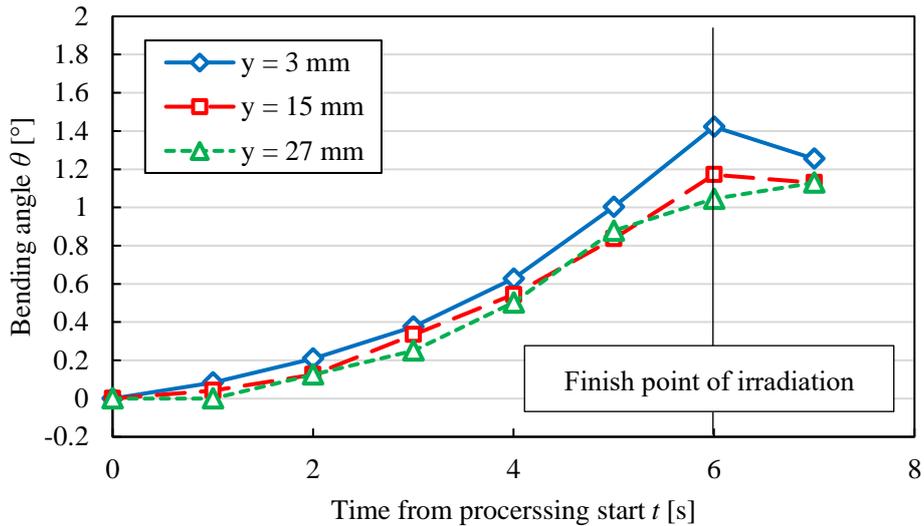


Fig. 4-9 Bending behaviour without initial scan (300 mm/min)

ここで、変形を促す力と変形を妨げる力に関して考える。まず、試験片を変形させる力を考えると、レーザー照射済みの部分は圧縮応力を受けて変形する。その力や結果として生じる曲げモーメントは面外方向にも影響し、3次元的な変形も生じる。時間とともに塑性変形部が増大して、その結果として変形を促す力は増加し、レーザー照射完了時点で変形を促す力は最大となる。次に変形を妨げる力を考える。レーザー未照射部分は弾性体として生じる変形に比例して変形を妨げる役割をはたしている。しかしながらレーザー未照射部分にレーザーが照射されると、当該は塑性変形部となり時間とともに変形を妨げる弾性体としての作用がなくなり、レーザー照射完了時点で変形を妨げる力は最小となる。

図 4-8、4-9 を比較すると、図 4-8 では、試験片はレーザー照射時間に対して全体的にはほぼ線形に変形しており、短時間の大変形が生じず、完全な座屈とは判断できない。一方、図 4-9 ではレーザー照射中の試験片はレーザー照射時間に対してほぼ二次関数的変化をしている。これは 3 次元的な変形が少なく 3 次元的に生じる変形を妨げる力が小さいことに起因するものと考えられる。

4.4.2 裏表面の往復レーザー走査の変形モニタリング

TGM の場合はレーザー照射が行われている部分にのみ圧縮応力が生じるため、レーザー走査が進むにつれて徐々に変形が大きくなるものと考えられる。一方で、BM ではある一定以上の力が生じた際に大変形を生じるという座屈の特徴を有していると考えられる。

しかし、4.4.1 項の結果では変形挙動からの BM の確認にはいたらなかった。そこで、図 4-8 の 10~15 秒付近に注目した。プロセス中 10~15 秒付近で変形が一旦停滞した後、15~20 秒で大変形を生じているとみることもできる。すなわち、実験初期には面外変形なくかつ残留応力もゼロに近い状態であり、レーザー走査初期では TGM の特徴がよくあらわれ、レーザー走査後半では座屈変形を生じる際に重要な条件である残留応力や形状などが、実験初期に対して変化してしまったため、BM の特徴が強く表れ始めたと考えた。そこで、変形挙動を確認する前に、裏面から送り速度 100 mm/min でレーザー走査を行い、初期変形を与えた状況で、同様に送り速度 80 mm/min でレーザー走査を行い、その場合の変形挙動を調べた。すなわち、レーザー走査が 2 回の場合の実験である。結果が図 4-10 である。

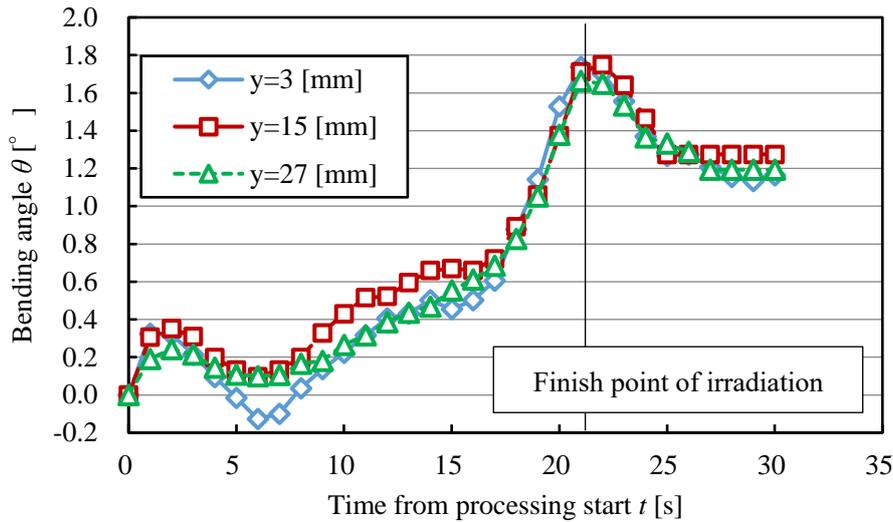


Fig. 4-10 Bending behaviour following initial scan (1 scan, 80 mm/min)

図 4-8 と図 4-10 を比較すると、変形量はレーザ走査時間に対する線形性が失われ、短時間で大きな変形するという特徴が強調されている。また、図 4-8 ではレーザ照射部から徐々に変形するという特徴が残っていたのに対し、図 4-10 では追従性がみられず、ほぼ同時に変形しているのが見て取れる。これは、一般的な座屈でもみられる特徴である。この結果より、送り速度 80 mm/min では、BM による変形が生じているものと考えられる。また、変形挙動の線形性を確認することにより、BM を判別できることがわかった。ただし、初期変形や残留応力などの初期外乱が極めて小さい場合には、BM よりも TGM の特徴が強く表れることもあり、変形原理の判別には微小変形や初期荷重（疑似的な残留応力）などの初期外乱を与える必要がある。すなわち、座屈現象の発生の有無には微小な変形や力などの外乱の存在が重要とされている。そこで本章では、室温の平面（面外変形がない）焼きなまし試験片を基準とし、その状態からの（微小な）変化（例えば、面外変形や残留応力など）をすべて外乱と定義する。特にレーザ照射前に生じているそれらを初期外乱とする。

4.4.3 表面の並列複数レーザ走査後の裏面からの走査

4.4.2 項より、レーザ走査 1 本分の小さな初期外乱であっても、BM の特徴が強く表れることがわかった。そこで、一般的な座屈同様、さらに初期外乱が大きい場合には BM の特徴がより強く表れると考え、事前のレーザ走査によってより大きな初期外乱を与えた場合の変形挙動を調べることにした。図 4-11 に示す順で、試験片片面全面に送り速度 100 mm/min でレーザを走査した。このときの初期外乱は、残留応力 10 MPa 程度、曲率半径 30 mm 程度であった。このとき、裏面から送り速度 80 mm/min で走査した場合の変形の挙動を図 4-12、図 4-13 に、送り速度 300 mm/min で走査した場合の変形の挙動を図 4-14 に示す。

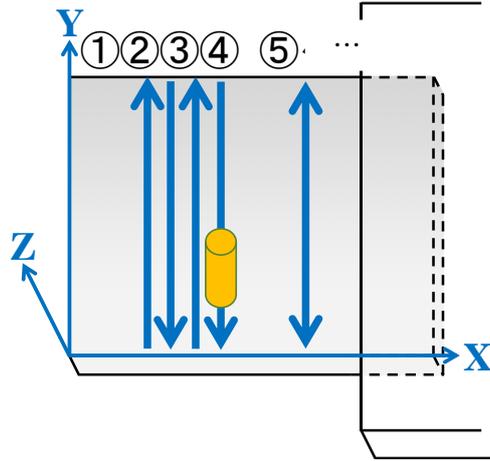


Fig. 4-11 Area scanning for initial disturbance

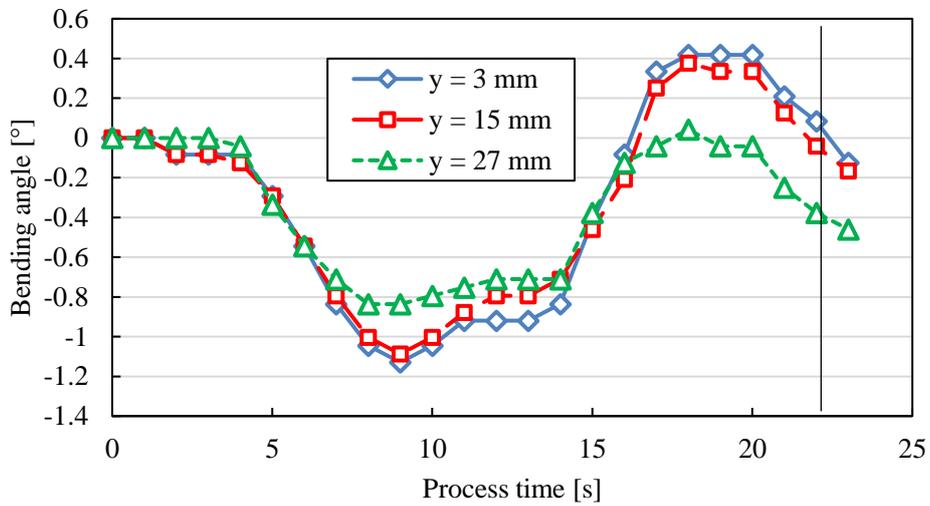


Fig. 4-12 Bending behaviour following initial scan (area scan, 80 mm/min, negative)

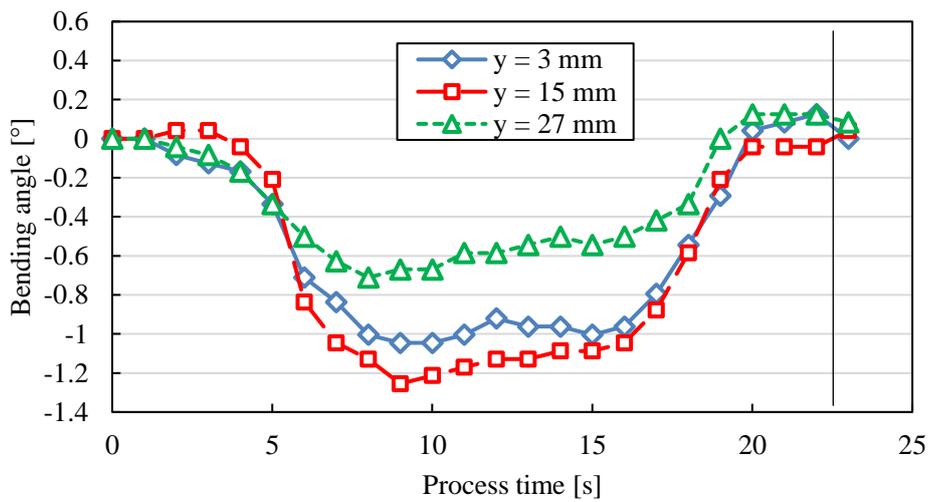


Fig. 4-13 Bending behaviour following initial scan (area scan, 80 mm/min, positive)

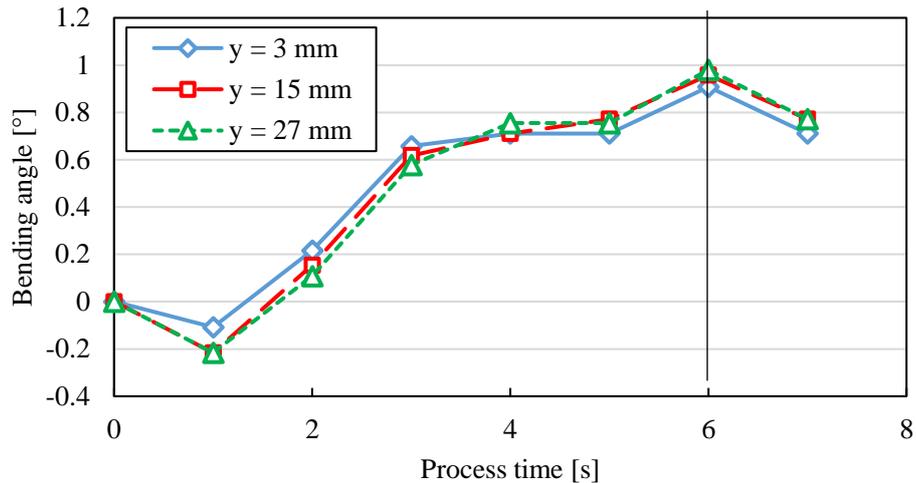


Fig. 4-14 Bending behaviour following initial scan (area scan, 300 mm/min)

座屈が生じると考えられる送り速度では、最終的な変形が正の結果と負の結果が生じたため、それぞれの結果の挙動を示した。図 4-12 と図 4-13 より、最終的な変形方向が異なっている場合でも、変形の挙動はほとんどかわらないことがわかった。特徴としては、レーザ走査開始直後に大変形を生じ、一旦安定したあとに、最後に元に戻る大きな変形を生じている。このような挙動を取る原因として考えられるのは、レーザ走査始点と走査終点では変形しようとする力が小さいためであると考えられる。レーザ走査開始から 5 秒以降、変形を促す力が働き試験片は変形するものの、走査開始 5 秒までおよび 15 秒以降ではゼロ変形であろうとする力、すなわち変形を妨げる力が生じた。このため、両端部が固定されたような状態となり、試験片中央部で得られた座屈による変形が最終的にゼロ付近に低減されたものと考えられる。ここで、両端部での変形を妨げる力には 2 種類あるものと考えられる。1 つは、TGM による正の変形、もう 1 つは板厚方向の温度勾配が小さな昇温時に生じる Upsetting Mechanism^{4, 12)} (UM)による面外変形ゼロの変形である。すなわち、レーザ照射開始直後では TGM であるが、レーザの走査に伴い試験片に蓄熱され BM に変化、その後さらに蓄熱がすすみ、最終的に UM に遷移したために両端部での変形が生じなかったものと考えられる。

4.4.4 レーザ照射時の裏面の温度モニタ

この仮定を確かめるため、レーザ照射中の裏面の温度をサーモカメラによって観察した。一般的にレーザフォーミングの変形は、表面と裏面の温度差が、変形角と変形原理に大きな影響を与える¹⁶⁾。サーモカメラによって観察したレーザ照射直下裏面の温度を図 4-15、図 4-16 に示す。図 4-15 は送り速度 80 mm/min、図 4-16 は 300 mm/min の観察結果である。なお、図 4-15 において 200 °C から始まっているのは、撮影温度レンジを図 4-16 よりも高く設定しており、200 °C 以下の温度を正しく計算できないためである。また図 4-4 および図 4-5 に示す裏面の最高温度の予想と図 4-15 および図 4-16 のレーザ走査中の温度（面外方向の端部の影響が生じる始点と終点付近を除く）はほぼ一致していることがわかる。図 4-15、図 4-16 を比較すると、80 mm/min での裏面温度はおおむね線形的に上昇していることがわかる。

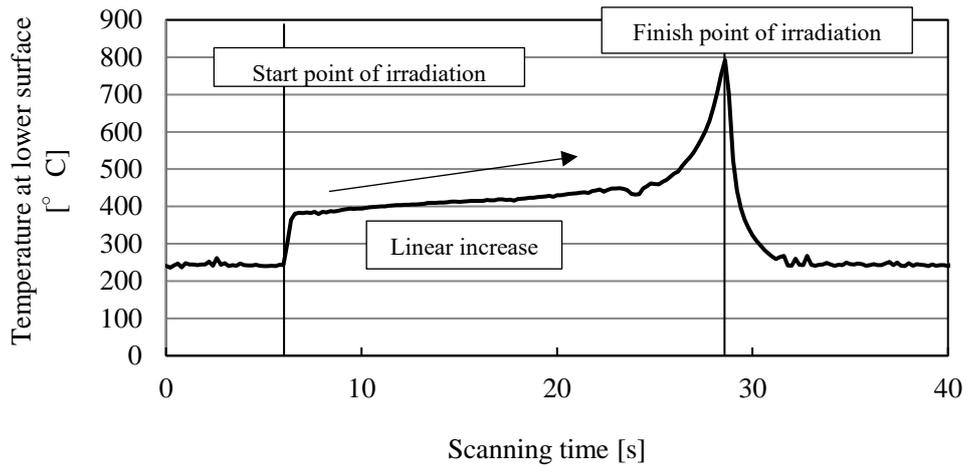


Fig. 4-15 Temperature of the back surface directly under the laser irradiation during laser irradiation (80 mm/min)

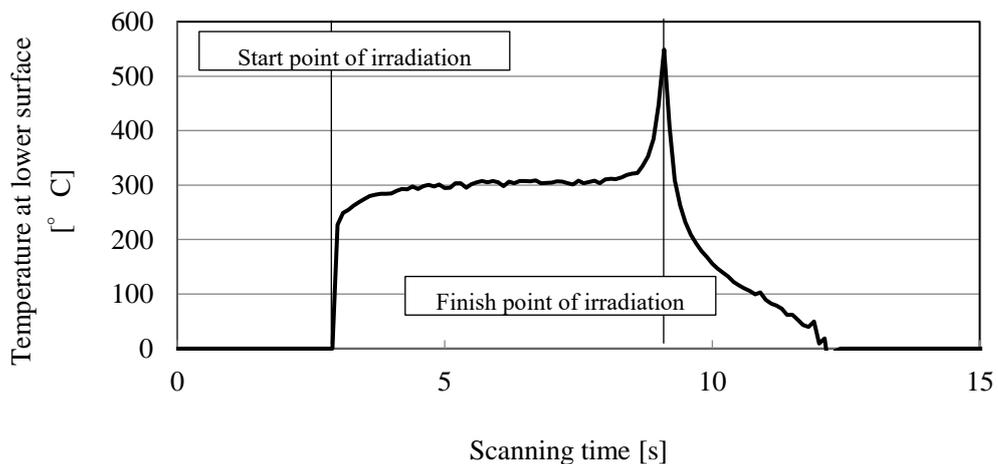


Fig. 4-16 Temperature of the back surface directly under the laser irradiation during laser irradiation (300 mm/min)

一方で 300 mm/min での裏面温度の変化は小さく、レーザ照射開始直後と終了直前に急激な変化が生じるのみである。すなわち、仮に表面のレーザ照射直下の温度が一定であるとするならば、80 mm/min では温度勾配が徐々に小さくなるのに対し、300 mm/min ではほとんど一定で推移するということになる。もちろん、裏面の温度上昇とともに表面のレーザ直下温度も上昇している可能性がある。しかし、図 4-4 と図 4-5 を見ると、80 mm/min ではレーザ直下の最高温度が 1500 °C に近く、裏面同様の線形的な温度上昇をすると、すぐに Fe の融点 1538 °C に達してしまうことがわかる。一方で、300 mm/min ではレーザ直下の最高温度は 1300 °C 程度であり、融点まで 200 °C の猶予があり、表面の温度上昇が可能であることがわかる。すなわち、80 mm/min では試験片の蓄熱により表面と裏面の両面の温度が上昇したものの、レーザ直下では融点に達してしまい、裏面の温度のみが上昇してしまった。その結果、表面と裏面の温度差が生じず、結果として変形原理の遷移が生じたものと考えられる。以上より、図 4-12 のように、両

端での変形がゼロに近づいた原因は、レーザ照射始点では TGM、蓄熱により BM、最終的に UM になったことが原因であると考えられる。一方で図 4-14 のような線形性が出た原因は、送り速度が速かったため蓄熱量が小さく、またレーザ直下の表面温度も融点より小さかったため、一定の温度勾配でレーザ走査ができたことによるものであると考えられる。ただし、本報では比較的小さな (30×30 mm) 試験片を対象としていたため蓄熱の影響が顕著に出たが、加工対象が大きくなるほどレーザ走査中の原理遷移は生じづらくなるものと考えられる。

TGM であると考えられる図 4-14 をみると、初期外乱のため図 4-9 ほど単純な変形挙動ではないものの、依然強い線形性をもっていることがわかる。焼入れ部は降伏応力が増加することや面外変形による断面二次モーメントの増加など様々な変形阻害要因が働いたために最終的な変形量には若干の低下がみられるものの、BM ほど極端な変形量の低下はなく、比較的良好な制御性であるといえる。TGM における制御性がよくなった理由に関して、変形方向の安定性にあるものと考えられる。レーザ走査を用いたレーザフォーミングでは、試験片全体での変形のバランスが必要となるため、座屈によって局所的に負の変形を得ても、TGM や UM によって正の変形（もしくはゼロ変形）が生じた場合には、お互いの変形が打ち消しあってしまう。これが疑似的な変形の阻害要因として働く。一方で、単一方向への圧縮が生じる TGM では、変形部の周辺が変形を補助しあう形で変形するため、より単純な変形となっている。

図 4-12, 4-13, 4-14 に共通する特徴として、試験片全体がほとんど同時に面外の x-z 平面内で 2 次元的に変形している点が挙げられる。この特徴は BM, TGM にかかわらず、初期変形のある図 12 においてもみられる。一方で初期変形のない図 4-8, 4-9 においては、レーザ照射部から徐々に変形している。これは、事前のレーザ走査によって形状が変化してしまい、試験片の変形しやすい方向が決定してしまうためであると考えられる。すなわち、事前の変形がガイドのような役割を果たしたため、一部の変形が試験片全体の変形に影響をおよぼしている。

4.3 節より、表裏両面へのレーザ走査が必要な場合、BM を用いた変形では変形方向の正負がわからず、変形量も小さくなることがわかった。一方で、比較的小さな外乱に抑えた図 4-8 では、ある程度の線形性を保っており、制御性も確保できると考えられる。そのため、レーザを用いた両面からの面的レーザ焼入れでは、BM でゼロに近い変形と大きな焼入れ深さを得たのち、TGM で変形制御を行うことが望ましいものと考えられる。

4.5 結言

本章では平面薄板鋼のレーザ焼入れフォーミングにおける TGM と BM の変形挙動のビデオ観察と赤外線カメラによる温度観察を遂行した。結果を以下にまとめる。

- (1) 初期外乱（レーザ照射前に焼きなまし試験片に面外変形や残留応力の存在）が小さい場合には、BM と TGM は非常に似た変形挙動を示す。
- (2) 初期外乱が大きくなると、BM は線形的な変形を維持できず、短時間に大きな変形を生じる。
- (3) BM と TGM は、レーザ照射中の変形挙動の時間線形性を確認することによって判別可能である。
- (4) 面積的に並列走査でレーザ焼入れフォーミングを遂行する場合には、変形制御性を確保するために初期外乱が小さくなる個所を順に選ぶ必要がある。

Reference

4. 1) Y. Manabe, R. Oda, T. Hirogaki, E. Aoyama and K. Ogawa: Whole Quenching of Small Thin Plate with Low-Power Semiconductor Laser Based on Feed-Speed Combination Problem, *International journal of automation technology*; 10 (2016), 923.
4. 2) 真鍋, 廣垣, 青山, 小川, 薄板鋼のレーザ焼入れフォーミング時の予熱の影響の考察, 砥粒加工学会誌, Vol.62, No.1, (2018), pp.26-32
4. 3) 真鍋, 西田, 廣垣, 青山, 小川, 薄板鋼のレーザ焼入れフォーミング時の変形プロセスモニタに基づく考察, 砥粒加工学会誌, Vol. 62, No. 11, (2018), pp. 571-577
4. 4) F. Vollertson: Mechanisms and Models for Laser Forming, *Proceedings of Laser Assisted Net shape Engineering Conference*; (1994), 345
4. 5) Y. Shi, H. Shen, Z. Yao, J. Hu, “Temperature gradient mechanism in laser forming of thin plates”, *Optics & Laser Technology*, Vol. 39, Issue 4, (2007), pp. 858-863
4. 6) HS Hsieh, J Lin “Study of the buckling mechanism in laser tube forming with axial preloads” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45, Issues 12–13, (2005), pp. 1368-1374
4. 7) 廣垣俊樹, 中川平三郎, 小堀由高, 喜田義宏, 垣野義昭, “レーザを用いた機上熱処理システムに関する研究 : レーザ焼入れ後の焼戻し”, *精密工学会誌*, Vol. 68, No. 12, (2002), pp. 1595 – 1599
4. 8) O. Manca, B. Morrone and V. Naso: Quasi-steady-state three dimensional temperature distribution induced by a moving circular Gaussian heat source in a finite depth solid, *International Journal of Heat and Mass Transfer*; 38 (1995), 1305.
4. 9) Y. Namba, E. Ohmura and S. Makinouchi: A Study on Laser Hardening : 2nd Report, Analysis of Hardening Process, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series C*; 50, 454 (1984), 1099.
4. 10) 渡邊正紀, 佐藤邦彦 : 溶接力学とその応用, 朝倉書店, (1995), 332 (In Japanese).
4. 11) 織田良輔, 廣田知直, 真鍋裕輝, 廣垣俊樹, 青山栄一, ”プロセスモニターに基づくレーザ焼入れフォーミング現象の考察”, *THE HARRIS SCIENCE REVIEW OF DOSHISHA UNIVERSITY*, 同志社大学ハリス理化学研究所, VOL. 57, NO. 3, (2016), pp. 198-203
4. 12) W. M. Steen and J. Mazumuder: “Laser Material Processing”, Springer; (2010), 305
4. 13) 千徳英介, 上田隆司, 山田啓司, 細川晃, “レーザフォーミング加工に関する基礎的研究 (第2報)”, *精密工学会誌論文集*, Vol. 71, No. 4, (2005), pp. 481 – 485

第5章 弾性ヒンジの レーザ焼入れフォーミングに関する研究

5.1 緒 論

近年、生産財のダウンサイジングと多機能化のニーズが増大している。その中で熱処理と板成形の工程集約として、著者らは小型半導体レーザを用いて薄鋼板に焼入れを施しつつ成形を行うレーザ焼入れフォーミングの手法を提案している^{5.1)}。レーザ焼入れフォーミングでは、焼入れを同時に遂行する観点から、送り速度が小さくなりやすい。そのため、試験片への蓄熱が大きくなる^{5.2)}、レーザ走査の開始点と終点付近の変形角が変化してしまう。さらに、局所加熱のレーザでは、レーザ走査に垂直な方向のみでなく、レーザ走査方向の圧縮応力も生じてしまう。この結果、試験片には意図しない変形成分である「そり」が発生する。しかしながら、4章では変形原理からの考察のみにとどまっており、意図しないそりについての考察はなされなかった。そこで本章^{5.3)}では、この面外変形の影響と低減方法に関して考察する。

5.2 実験装置と予備実験

使用したレーザは、浜松ホトニクス製半導体レーザ LD-HEATER L10060 であり、スポット径 0.4 mm、出力 30 W である。試験片は S50C 製の正方形板材で、一辺の長さは 30 mm、板厚は 0.5 mm である。この試験片にレーザを走査し、変形を付与させる場合、**図 5-1** のようなそり w が発生する。このそりは主に焼入れによるマルテンサイト変態によって引き起こされると考えられる。マルテンサイト変態による体積膨張率は 2.5×10^{-3} であるため、30 mm の試験片の全長にわたってマルテンサイト変態すると仮定すると、試験片長は約 0.8 mm 大きくなる。このマルテンサイトの深さが 0.1 mm、幅が 0.4 mm とし、試験片のサイズが $30 \times 30 \times 0.5$ mm であるとき、試験片のレーザ走査線上には約 100 MPa の引っ張り応力が発生すると考えられる。このそり w は電気マイクロメータを用いて測定した。試験片両端を変位 0 としたときの z 方向変位の最大値と定義した。また、**図 5-2** に試験片の変形角を定義した。

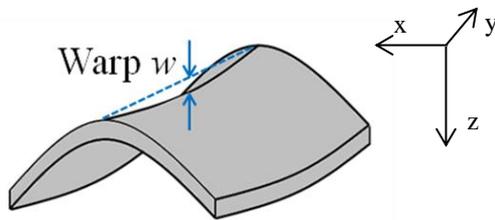


Fig. 5-1 Model of warp after laser-quenching forming

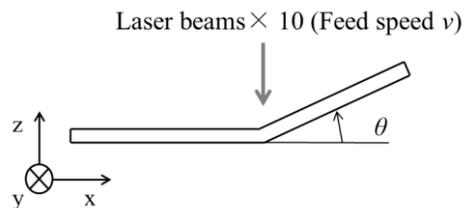


Fig. 5-2 Bending angle θ

まず、この試験片にレーザを走査した場合、どの程度のそり w が生じるのか確認するため、試験片中央に送り速度 100 mm/min でレーザを 5 往復させた。このときの試験片のそりの様子を**図 5-3** に示す。5 往復のレーザ走査によって、約 60 μm のそりが生じた。次に、このそりが、次の変形にどの程度影響を与えるのか調べるため、レーザ走査回数を様々に変化させ、そり量を変化させたときの、変形とそり量の関係を調べた。結果が**図 5-4** である。図 5-4 からわかるように、試験片のそりが大きい場合には、次のレーザ走査による変形が小さくなる。これは、試験片にそりが生じることによる、断面二次モーメントの増大が影響していると考えられる。そこで、試験片のそりを低減することによって、繰り返しレーザ走査における変形制御を容易にできると考えた。

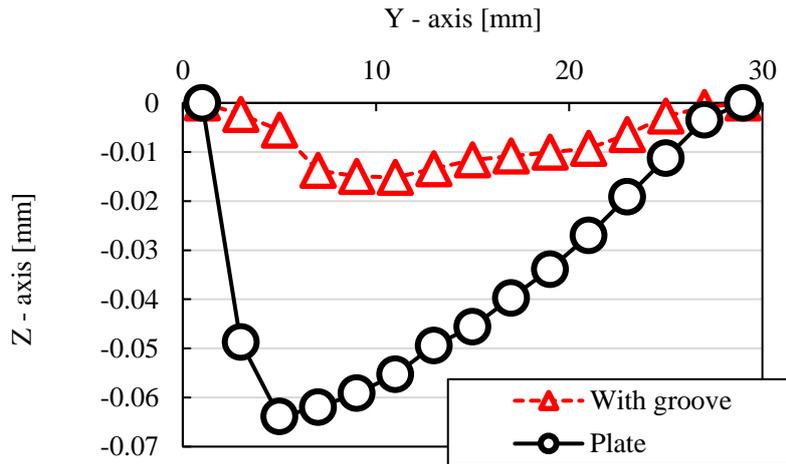


Fig. 5-3 Total warp of workpiece after five scans

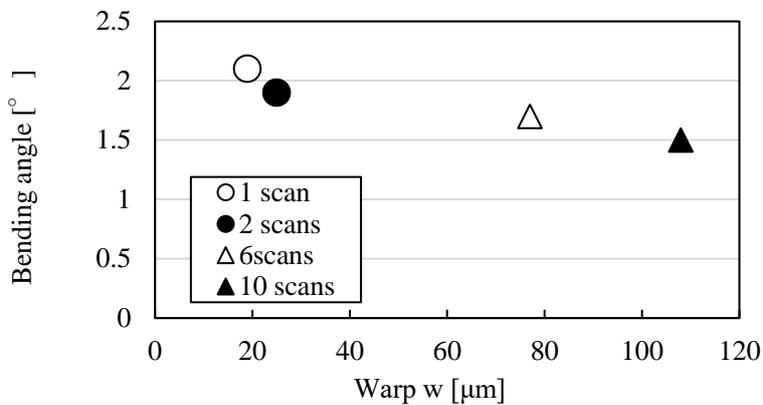


Fig. 5-4 Relationship between total warp and increased bending deformation angle per scan

5.3 両端拘束によるそりの低減

図 5-5 に、レーザの走査回数とそりの大きさの関係を示した。レーザ走査回数が増えるとそりが大きくなるのがわかる。先述の通り、このそりの主要な原因はマルテンサイト変態であると述べた。すなわち、図 5-5 のような比例関係をとるには、マルテンサイト変態の体積も比例上昇しなければならないこととなる。一方で、図 5-5 のように繰り返しレーザ走査した場合にはマルテンサイトが再加熱されることから、トルースタイトやソルバイトが析出するものと考えられる^{5.4)}。これらはマルテンサイトとは異なるものの、いずれもフェライトとセメンタイトの混合組織であり、マルテンサイトのように体積膨張するものと考えられる^{5.5)}。そこで、レーザ走査回数と焼入れ深さの関係を調べた。ここでいう焼入れ深さは、トルースタイトの硬さ (400 HV)^{5.6)}とソルバイトの硬さ (300 HV)^{5.7)}を基準とした。結果を図 5-6 に示す。図 5-6 より、結果は明らかに比例関係ではない。このため、マルテンサイト変態のみがそりの主要な原因であるならば、図 5-5 のような比例関係にはなりえず、ほかのなんらかの要因によってそりが成長しているものと考えられる。

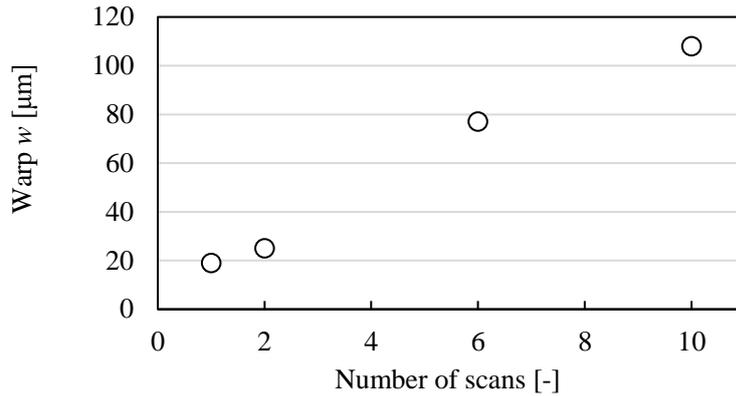


Fig. 5-5 Relationship between total warp and increased bending deformation angle per scan

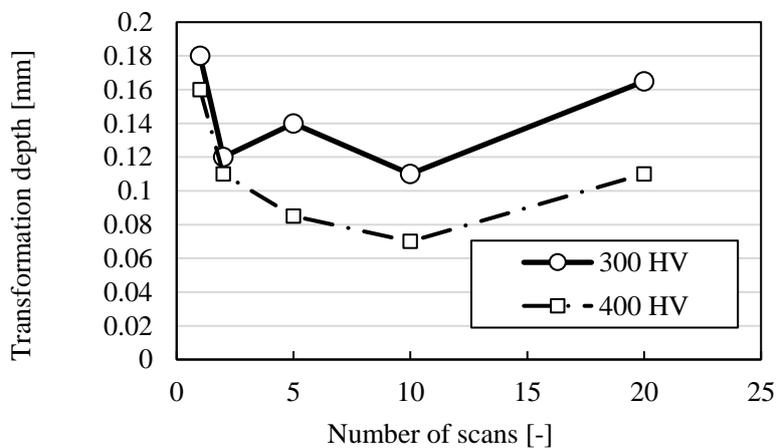


Fig. 5-6 Relationship between number of scans and transformation depth

レーザの走査数と変態深さは比例関係にはならないことがわかった。一方で、レーザ走査数と変形角度はおおむね比例関係になることがわかっている^{5,8)}。そこで、一つの仮説とし、形状のバランスをとるためにそりが発生しているものと考えた。すなわち、レーザ走査による変形ではレーザ走査の始点と終点での変形角度にわずかに差が生じるために、その形状をとるためにそりが発生しているというものである。この場合、曲げ変形が発生することによってそりが発生しているということとなるため、変形の付与とそりとは切り離すことができず、その低減は不可能であるということとなる。この仮説を確認するため、変形とそりを切り離すため、変形を付与せずにそりが発生するのかを調べることにした。

変形を付与せずにレーザを走査するため、図 5-7 に示すジグを用いて試験片両端を拘束し、曲げ変形が発生しないようにした状態でレーザを走査した。通常のレーザ加工では加工対象は片端固定されていることを考えると、拘束側以外の面はほぼ断熱状態であることがわかる。この条件を近づけるため、ジグと試験片の間に断熱材をはさんだ。断熱材の熱伝導率は 0.06 W/mK であり、これはジグ (熱伝導率 53 W/mK) で直接拘束する場合の約 0.1% である。試験片両端を拘束した場合と拘束していない場合のそりの結果を図 5-8 に示す。実験条件を表 2-1、表 5-1 にまとめた。図 5-8 の◇プロットは、図 5-7 のジグを用いた両端拘束条件の結果である。レーザ走査回数が同じ場合の○プロットと比較すると、そりの大きさはほとんど差がないことがわかる。また、変形角度がほぼ同程度の 3° の条件 (2 回走査) と比較すると、そりの大きさは 3 倍程度まで大きくなってしまっ

いる。また、図 5-9 にレーザ走査回数と変形角の関係を示す。図 5-9 より、試験片両端を拘束した場合には拘束しなかった場合よりも変形角は小さくなるのがわかる。しかしながら、図 5-8 に示した通り、その大きさには大きな変化はみられなかった。

以上より、その主な要因としてマルテンサイト変態による体積膨張が考えられてきたが、変態膨張のみではその成長の説明がつかないことがわかった。さらに、このその成長は変形の大きさなどの形状に起因するものでもなく、その成長の要因を解明することはできなかった。ただし、試験片の両端を拘束する手法は、その低減には適さないものの、変形の小さな焼入れをおこなう観点からは有用であることがわかった。

Table 5-1 Conditions of restrain experiment

	Pattern 1	Pattern 2	Pattern 3
Condition	No restrain	No restrain	Restrain
Feed speed [mm/min]	100	100	100
Number of scans [-]	5	2	5
Bending angle [°]	9	3	3

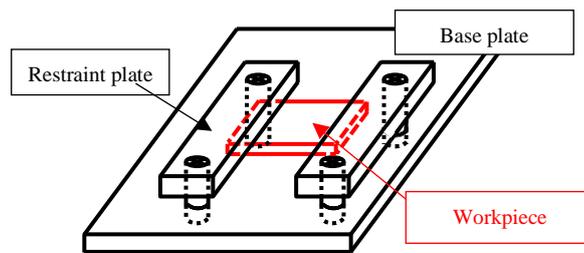


Fig. 7 Restrained workpiece at both ends

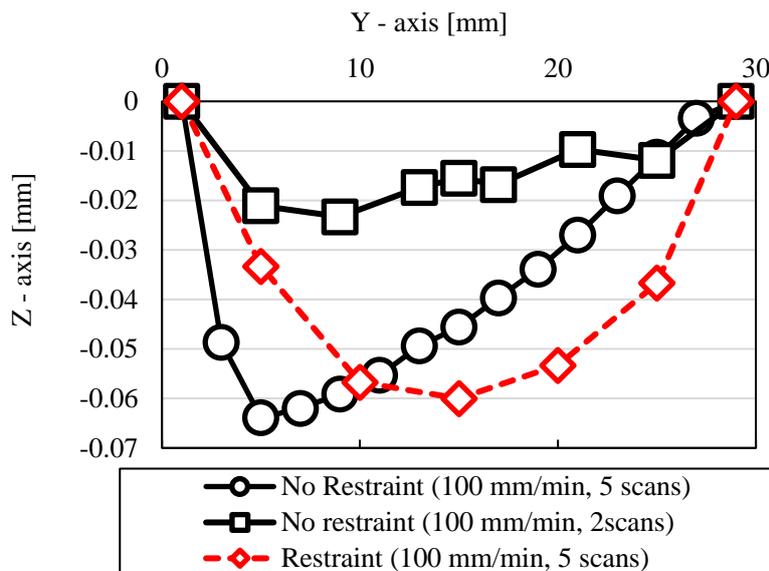


Fig. 5-8 Total warp of workpiece with restraint

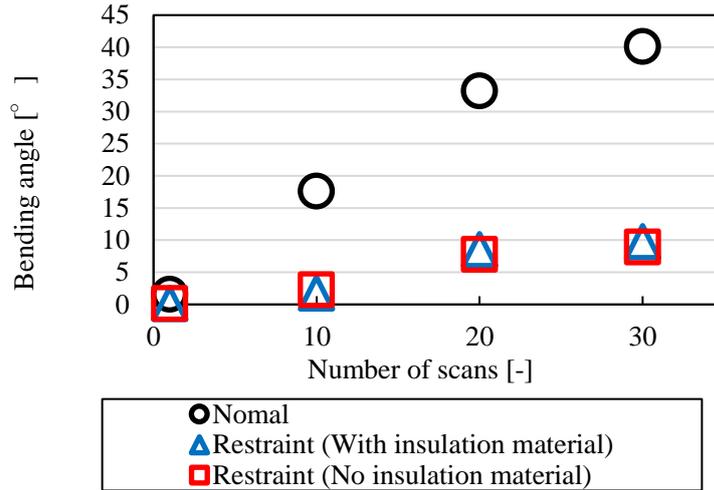


Fig. 5-9 Relationship between number of scans and total deformation angle (100 mm/min)

5.4 断面形状の変更によるそりの低減

2.2 節より，そりの成長の原因を特定し，そりを低減することはできなかった．そこで，図 5-4 に示したように，そりの大きさが変形を阻害していることを確認するため，断面形状を変更し，断面二次モーメントを大きくすることによってそりを低減した．レーザ照射部以外の厚みが大きな，弾性ヒンジのような試験片を用いた (図 5-10)．実験条件を表 5-2 に示す．本研究では 1 枚の板に除去加工を施すことで形状を再現したが，近年発達しているレーザ積層の技術を用いることで，レーザ照射近辺のみに付与加工し，断面二次モーメントを調整することも可能であるものと考えられる．

この試験片の溝部底面に送り速度 100 mm/min でレーザを 5 往復走査した．この時の試験片のそりの様子を，図 5-3 に合わせて示した．図 5-3 より，溝あり試験片の場合，断面二次モーメントの増大により，そり w が小さくなっていることがわかる．また，レーザ照射近傍の熱容量に差がないものの，試験片全体で考えると，溝付き試験片は溝無し試験片の 2 倍近い熱容量をもっている．このため，両者には焼入れ性能に差が生じる可能性がある．そこで，それぞれの焼入れ性能を調べるため，レーザ照射後の試験片断面を調べた．結果を図 5-11 に示す．図 5-11 の a は溝のない試験片，図 5-11 の b は溝付き試験片の断面である．図 5-11 の a と b を比較すると，焼入れ体積には差が見られた．この結果の妥当性を調べるため，レーザ照射中の試験片内部の温度を有限要素法を用いてシミュレーションした．シミュレーションではレーザ吸収率を 0.65 とし，試験片の物性値は 400°の値を用いた．この根拠として，試験片のレーザ吸収率は本来不明であることから，次節で示すようにサーモカメラによる観察によって裏面温度を基準として用いた．すなわち，サーモカメラによる観察によって裏面温度が 400°C 程度であることが判明したため，物性値を 400 °C にあわせ，シミュレーション上で裏面温度が 400 °C 程度となるようレーザ吸収率を設定した．図 5-12 にシミュレーション結果を示す．図 5-12 にはオーステナイト化に必要な温度である 750°の等温度線を示した．この 750°の等温度線をシミュレーション上の焼入れ深さとした．

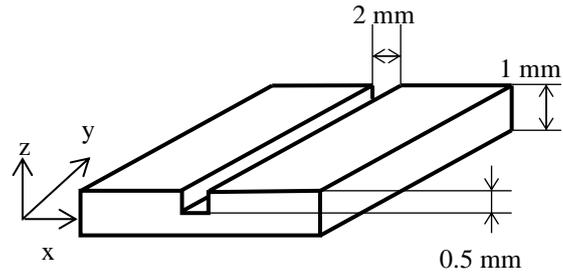
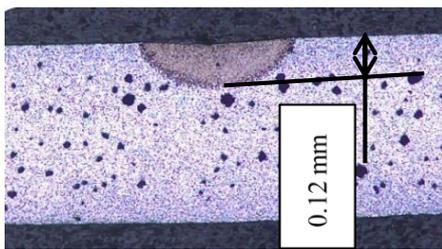


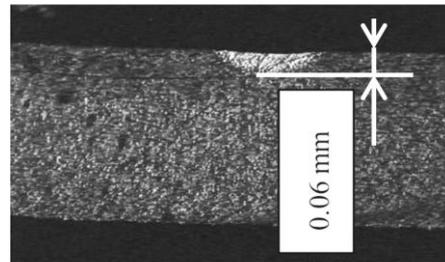
Fig. 5-10 Grooved workpiece

Table 5-2 Conditions of groove experiment

Laser	Output power	30 W
	Spot diameter	0.4 mm
	Wavelength	808 nm
	Defocus length	0.0 mm
	Cooling method	Air cooling
Workpiece	Material	S50C
	Carbon contents	0.53%
	Hardness	180 - 200 HV
	Size	30 × 30 mm
	Thickness	1.0 mm
	Groove depth	0.5 mm
	Groove width	2.0 mm



(a) Without groove



(b) With groove

Fig. 11 Cross section of the workpiece
 $((x, y) = (15, 15), \text{feed speed } 100 \text{ mm/min})$

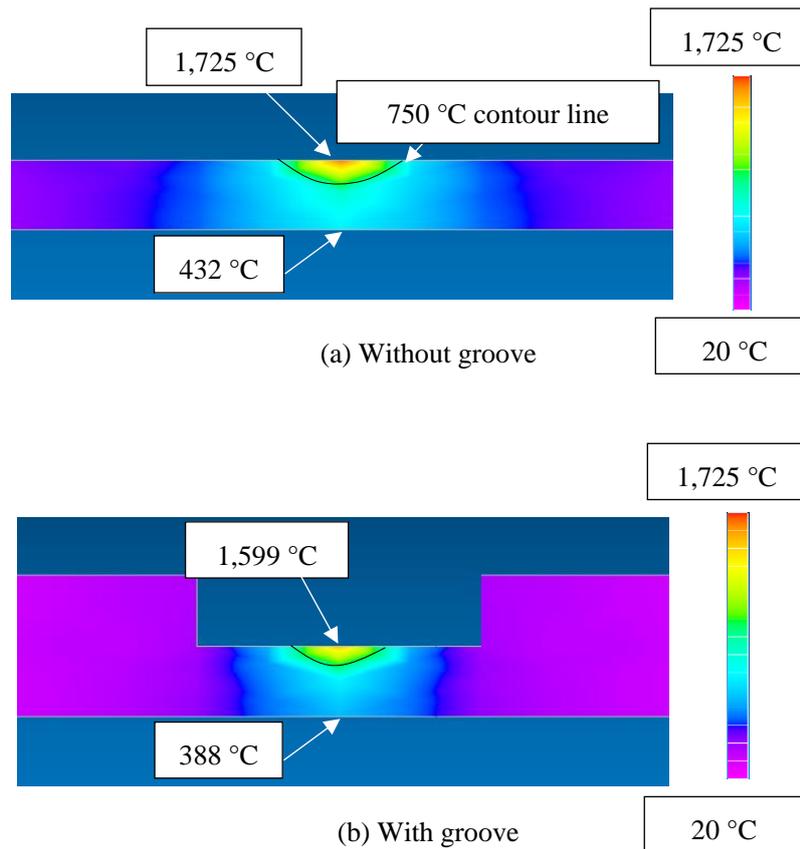


Fig. 5-12 Simulation by the finite element method

図 5-12 より，図 5-11 の実験結果と同様に，試験片の温度分布には大きな差があることがわかる．最高温度の差も 100 °以上あることから，加工対象の照射近傍の熱容量のみでなく，加工対象全体の熱容量が焼入れ性能に影響を与えることがわかった．図 5-11 に示した実験による焼入れ深さは，溝なし試験片で 0.12 mm，溝つき試験片で 0.06 mm であった．シミュレーションでは溝なし試験片で 0.18 mm，溝つき試験片で 0.12 mm と，定性的には一致した．この差は，シミュレーションで用いた物性値が S50C が 400 °C の場合の値を用いたためであると考えられる．炭素鋼は一般的に温度が上昇すると比熱が増大し熱伝導率が減少する．今回のシミュレーションでは 400 °C を超える部分がほとんどであることから，図 5-12 に示した結果は実際の温度分布よりも大きくなっているものと考えられる．

また，今回のシミュレーション上ではレーザー照射部は双方ともに鉄の融点（1538 °C）を超えている．先述の通り，変形の大きさの目安となるのはレーザー照射部とその裏面の温度差である^{5.9)}ことより，双方ともにレーザー照射面が鋼の融点程度であるならば，裏面の温度差（約 50 °C）分だけ溝つき試験片の変形が大きくなるものと予想される．ただし，先述の通り，シミュレーションでは温度分布が実際よりも大きくなっていることから，溝つき試験片のレーザー照射部は融点に達していない可能性もある．

繰り返しレーザー走査をおこなった場合に，溝がある場合とない場合で差が出ると考え，双方の試験片に，レーザーを 15 往復（30 回），同じ位置に走査した．溝つき試験片と，溝なし試験片での実験結果を比較するため，両者の条件を一定とした．ここでは，レーザーの走査速度を一定とする場合と，試験片の裏面の温度を一定とする条件の 2 種類を用いた．図 5-13 にレーザー照射中の試験片裏面のレーザー直下の温度の時間変化を示す．

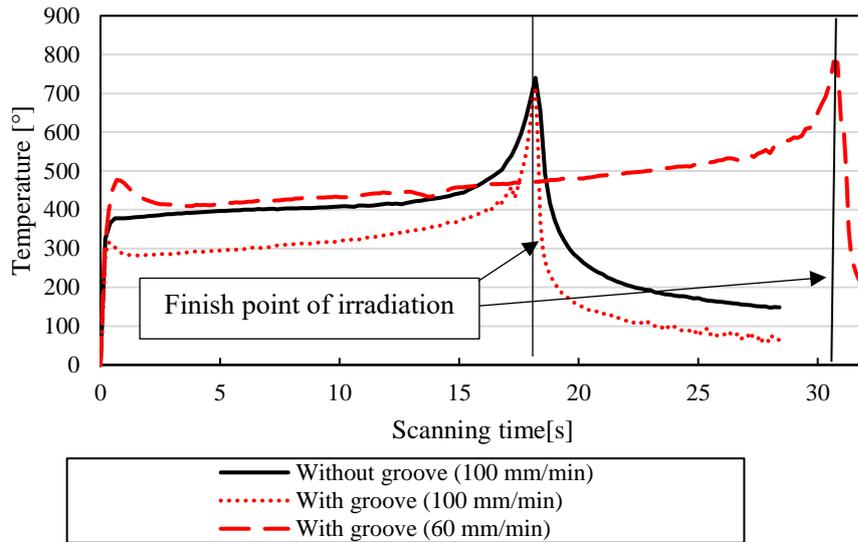


Fig. 5-13 Temperature of lower surface (100 mm/min)

図 5-13 の実線が溝なし試験片の送り速度 100 mm/min, 点線が溝あり試験片の送り速度 100 mm/min, 破線が溝なし試験片の送り速度 60 mm/min の結果である。レーザ照射開始点を走査時間 0 s とした。レーザ照射終了点は図中にあらわれるピーク温度部付近である。図 5-13 より, 送り速度一定とした場合の試験片裏面の温度は, 溝なし試験片と溝つき試験片で約 100 °C 差があることがわかった。さらに, 図 5-13 より, この温度差を補うためには溝つき試験片のレーザ送り速度を 60 mm/min とするとよいことがわかった。以上より, 溝なし試験片の送り速度 100 mm/min と, 溝つき試験片の送り速度 60, 100 mm/min での変形角に関して比較することとした。

走査回数と変形角の関係を, 図 5-14, 図 5-15, 図 5-16 に示す。図 5-14 は溝がない試験片, 図 5-15 は溝がある試験片 (送り速度 100 mm/min), 図 5-16 は溝がある試験片 (送り速度 60 mm/min) のレーザ走査回数と変形角の関係である。

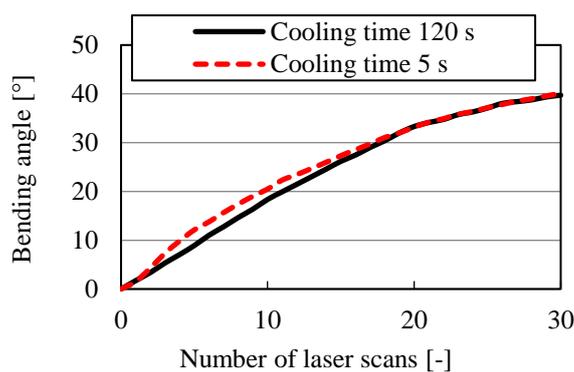


Fig. 5-14 Transition of total deformation angle during repetitive laser scanning (Plate, 100 mm/min)

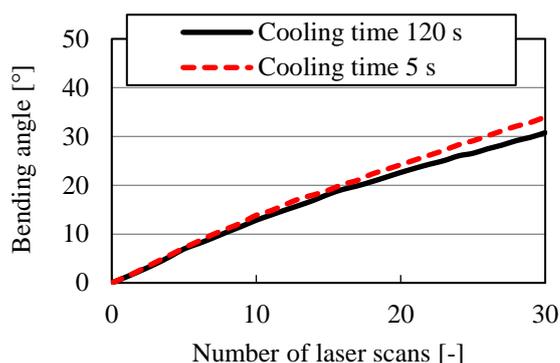


Fig. 5-15 Transition of total deformation angle during repetitive laser scanning
(Groove, 100 mm/min)

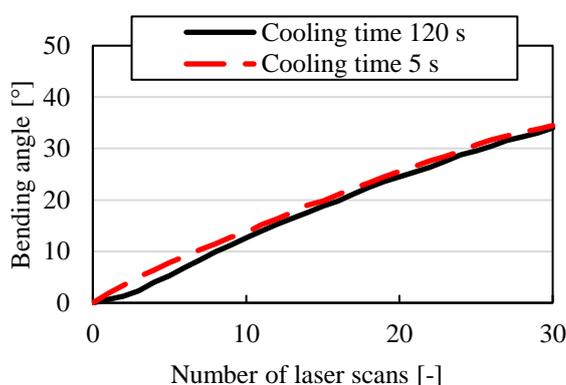


Fig. 5-16 Transition of total deformation angle during repetitive laser scanning
(Groove, 60 mm/min)

図 5-14, 図 5-15, 図 5-16 からわかるとおり, 溝なし試験片にレーザを 15 往復走査すると, 40°程度変形するのに対し, 溝のある試験片 (送り速度 100 mm/min) は 30°程度の変形となった. 平板試験片で変形角が大きくなった原因として, 前節で述べたように溝つき試験片ではレーザ照射面の温度が上がり切らなかった可能性がある. さらに, 走査中の蓄熱によって降伏応力が低下した可能性も考えられる. 平板試験片と溝のある試験片を比較すると, 溝のある試験片は熱容量が 2 倍近く, レーザ走査中の蓄熱は 1/2 程度に抑えられることがわかる. 図 5-14 をみると, 10 走査までの比較的そりの小さいと考えられる領域までの変形角は 20°である. 一方, 図 5-15, 5-16 では 10 走査までで約 15°の変形となっている. このため, 平板試験片ではそりが比較的小さな 10 走査程度までに大変形を得られ, 最終的な変形角 5~7°の差の大きな要因となったものと考えられる. また, 図 5-15 より, 1 走査中の蓄熱の小さな溝のある試験片においても, 各走査間の冷却時間を短くすることによって徐々に蓄熱が進み, 最終的な変形角に 5°程度の差が生じている.

図 5-15 と図 5-16 を比較すると, 送り速度 60 mm/min では送り速度 100 mm/min と比較して投入熱量が約 2 倍である. このため, 冷却時間を十分に設けた場合の最終的な変形角は送り速度 60 mm/min の方が 1~3°大きくなっている. しかし, 送り速度 60 mm/min では冷却時間を短くした場合の変形角との差がほとんどなく, レーザ 1 走査内での降伏応力の低下がおおむね限界近くまで達していることが予想される. 図 5-14 と図 5-15 を比較すると, 熱容量, 投入熱量ともに 2 倍であるため, 同程度の変形角が得られると予想される. しかし, 実際には最終的な変形角に 5°程度の差が生じている. これには, 試験片の断面形

状が影響しているものと考えられる。溝のある試験片では、レーザ照射部近傍に高熱容量の段差があり、温度が上昇しづらかったものと考えられる。すなわち、レーザ照射の深さ方向の温度勾配は同程度であったとしても、面内方向の温度勾配には差があり、変形範囲が小さかったものと考えられる。

溝なし試験片と溝つき試験片に同じエネルギーを投入した場合、平板試験片の方が大きな変形を得られることがわかった。しかし、図 5-14、図 5-15、図 5-16 を比較すると、線形性は溝つき試験片の方が良好であることがわかる。それぞれの 1 回あたりの変形角を図 5-17、図 5-18、図 5-19 に、標準偏差を表 5-3 に示す。

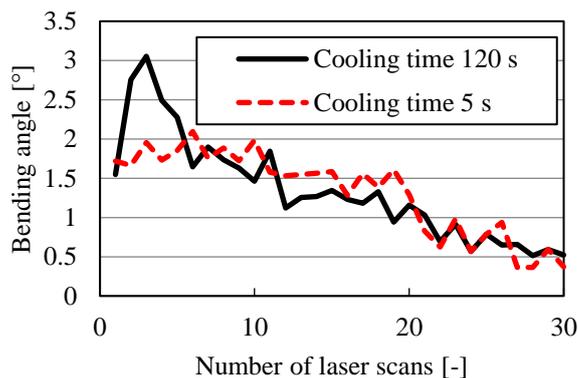


Fig. 17 Increased bending angle per scan (Plate, 100 mm/min)

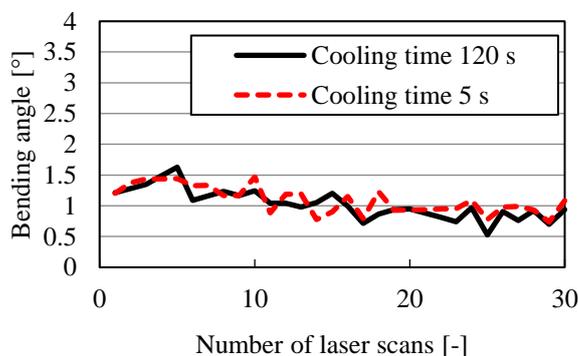


Fig. 18 Increased bending angle per scan (Groove, 100 mm/min)

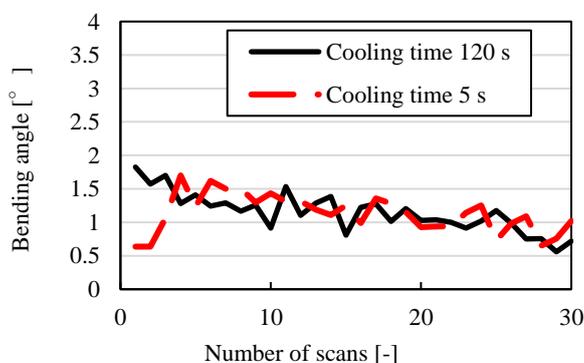


Fig. 19 Increased bending angle per scan (Groove, 60 mm/min)

Table 5-3 Standard deviation of each scan

	No groove (100 mm/min)		With groove (100 mm/min)		With groove (60 mm/min)	
	5	120	5	120	5	120
Cooling time [s]	5	120	5	120	5	120
Standard deviation [-]	0.53	0.65	0.23	0.24	0.35	0.33

図 5-17 より，溝なし試験片ではレーザ走査回数を重ねるごとに，顕著に変形角が減少していくのに対し，図 5-18，図 5-19 の溝あり試験片ではあまり変化しないことが読み取れる．また，表 5 より，標準偏差は溝あり試験片では溝なしの 1/3 から 1/2 程度の値であり，格段に制御性に違いが出ることがわかった．制御性に大きな差が出た原因は，レーザ走査方向の反りの大きさにあると考えられる．図 5-14 からわかるように，平板試験片では最終的には大きな変形角を得られてはいるものの，走査回数が 20 回を超えると変形の増加量大きく減少している．レーザ走査が増え，試験片にそりが蓄積されることによって，断面二次モーメントが増大した結果であると考えられる．以上より，溝あり試験片では変形角が減少するものの，制御性は向上することがわかった．

5.5 結 言

本章では意図しない面外変形である「そり」の発生要因とその低減方法を考察し，次のような結果を得た．

- (1) レーザ焼入れフォーミングを遂行すると，試験片にはそりが生じる．このそりによって，次のレーザ走査による変形が阻害される．
- (2) レーザ照射部の板厚が同じであっても，試験片全体の断面二次モーメントを増大させることにより，そりの低減が可能である．
- (3) 溝を設けた試験片では，1回のレーザ走査での変形量は小さくなるが，走査数と変形角の線形性が強くなるため，制御性が向上する．

Reference

5. 1) Y. Manabe, R. Oda, T. Hirogaki, E. Aoyama and K. Ogawa: Whole Quenching of Small Thin Plate with Low-Power Semiconductor Laser Based on Feed-Speed Combination Problem, *International Journal of Automation Technology*; 10 (2016), 923
5. 2) 真鍋裕輝, 廣垣俊樹, 青山栄一, 小川圭二, 薄板鋼のレーザ焼入れフォーミング時の予熱の影響の考察, *砥粒加工学会誌*, Vol.62, No.1, (2018), pp.26-32
5. 3) Y. Manabe, H. Nishida, T. Hirogaki, E. Aoyama, “Influence of plate cross-sectional shape with groove on bending phenomena in laser quenching - forming”, *International Journal of Automation Technology*, Vol.14 No.4, (2020), pp. 592 - 600
5. 4) F. Lucas: Structure and nature of troostite, *The Bell System Technical Journal*, 9(1); (1939) 101
5. 5) 田中実, *電気製鋼*, Vo. 40, No. 4, (1969), 328
5. 6) Akhant'ev, V. P., Ivlev, V. I., The nature of troostite in surface layers of steels after carburizing, *Metal Science and Heat Treatment*, 7(2), (1975), 180
5. 7) 藤木榮, “金属材料の組織変化と疲労強度の見方”, *日刊工業新聞社*, (2004)
5. 8) S. P. Edwardson, E. Abed, K. Bartkowiak, G Dearden and K G Watkins: Geometrical influences on multi-pass laser forming, *Journal of Physics D: Applied Physics*; 39(2), (2006)
5. 9) 千徳英介, 上田隆司, 山田啓司, 細川晃, “レーザフォーミング加工に関する基礎的研究 (第2報)”, *精密工学会誌論文集*, Vol. 71, No. 4, (2005), pp. 481 – 485

第6章 レーザ焼入れフォーミングと その仕上げ加工

6.1 緒 論

日常的に使用される消費財はますます小型化・軽量化が進んでおり^{6.1)}、これらの生産財を構成する小さな部品に適応できる加工要件が高まっている。ただし、機械（工作機械や産業用ロボットなど）のサイズは大きく変わっておらず、小さな製品でも大きな機械がよく使われる。これらの大型工作機械は、広いスペースを占有し、大量の電力を消費するため、エネルギー効率が悪い^{6.2)}。それに応じて、工作機械の小型化は、製造プロセスおよび工作機械の使用における絶対的な地球温暖化指数を低減する効果的な手段として認識されてきた。小さな部品の加工には、一般的に部品のサイズに適した加工方法を使用する必要がある。この問題の解決策は、生産の小型化とセル生産システムの実装につながっている^{6.3)6.4)}。このアイデアは、ライフサイクルアセスメント（LCA）の観点からも有用である^{6.5)6.6)}。LCAは、製品加工時の消費電力だけでなく、加工機の製造・廃棄コストも計算する手法である。小型の加工機は、製造工程を考慮した各生産の材料使用量と消費電力を削減するのに有効であると考えられている。

セル製造とLCAの概念を適用するために、小型工作機械での切削プロセスと研磨プロセスの統合が提案されている。しかしながら、前章まででは、レーザを用いるために生じる表面の劣化に関する考察がなされなかった。そこで本章^{6.7)6.8)}では、小径ボールエンドミル式研磨工具を用いた磁気研磨法を提案した。研究の目的は、1つのコンパクトな工作機械を使用して切削プロセスと研磨プロセスを統合することである^{6.9)6.10)}。これらの研究では、磁力を大きく保つために簡単に使用できる比較的大きな径を持つ研磨工具について報告された。ただし、小さな工具を使用することは、より複雑な形状の研磨を行うのに有利である。したがって、この研究では、先行研究よりも小さな研磨工具を使用して実験を行った。また、研磨前後の研磨量（除去質量）、表面粗さ、研磨面形状、ミラーリングの観点から、磁気研磨法による溝形状への影響を検討した。その結果をもとに、提案した磁気研磨により鏡面仕上げを実現するための加工条件を検討した。溝形状については、これまでの研究^{6.11)6.12)}で磁気研磨法が有効であることが示されているが、溝形状の高さや幅が減少したり一定の大きさになったりすると、十分な研磨効果が得られない。そのため、前章で検討したような直接製品製造（溝形状）と金型からの製品製造（ステップ形状）に対応するため、本章では溝形状にステップ形状を追加して溝ステップ形状を開発した。新しい研磨方法を用いて、磁気研磨ペーストを非定常状態で振動（スイング）させることにより、改善を確認する。

6.2 実験方法

6.2.1 実験装置

凹および凸形状切削と磁気研磨には、**図 6-1** に示す 3 軸直交型のたて型コンパクト CNC 工作機械 MM55（岩間工業所製）を使用した。設置床面積は $1.83 \times 10^5 \text{ mm}^2$ 、重量は約 40 kg であるため、従来の工作機械と比較して非常にコンパクトである。また、動作範囲は $50 \times 50 \times 50 \text{ mm}$ であるため、 μ -TAS チップなどの一般的な小型製品の加工に必要な動作範囲を有しているといえる。加工後はワーク表面の異物除去のために超音波洗浄機（ヴェルヴォクリア製、40 kHz）を用いてエタノールで洗浄後、レーザ式形状測定器 VK-X210（KEYENCE 製）、触針式形状測定器 HANDYSURF E-35B（東京精密製）を使用して磁気研磨加工前後の表面粗さ（ R_a , R_z ）と研磨面形状の測定を行う。

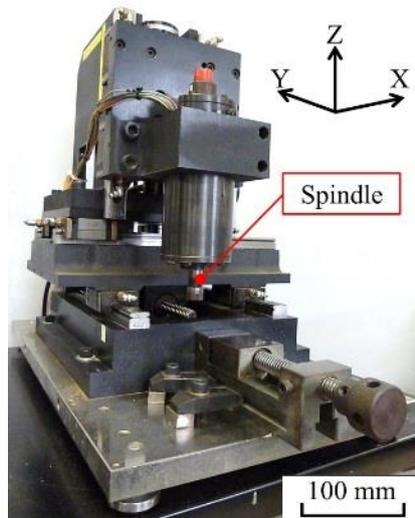
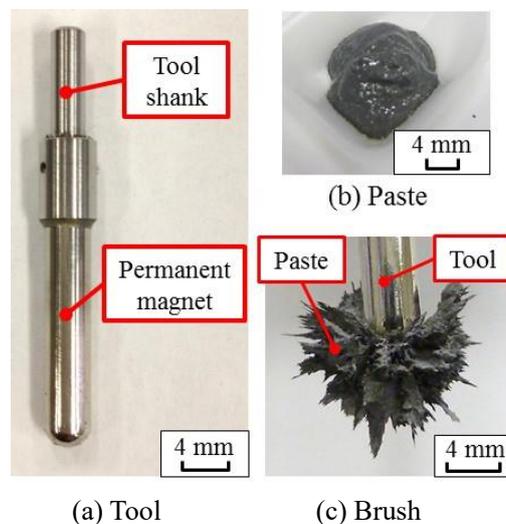


Fig. 6-1 Desktop sized CNC machine tool MM55

6.2.2 工具・磁気研磨ペーストおよび工作物

凹形状切削には刃径 $De = 1.0$ mm, 凸形状切削には刃径 $De = 6.0$ mm の2枚刃スクエアエンドミルMS2SS (三菱マテリアル製) を使用した. 研磨加工には図 6-2(a)に示す先端ボール部半径 $Rp = 2$ mm のボール状磁気研磨バイト NPS-φ3-φ4-R2 (FDK 製) に, 図 6-2(b)に示す砥粒 (アルミナ, 平均粒径 $\phi 0.05$ μm), 磁性金属粒子 (鉄, 平均粒径 $\phi 50$ μm), 溶媒 (植物性油脂) からなる^{6,13)}磁気研磨ペースト MPL-CU3LBOD (FDK 製) を付着させ, 図 6-2(c)のような磁気研磨ブラシを形成させる.

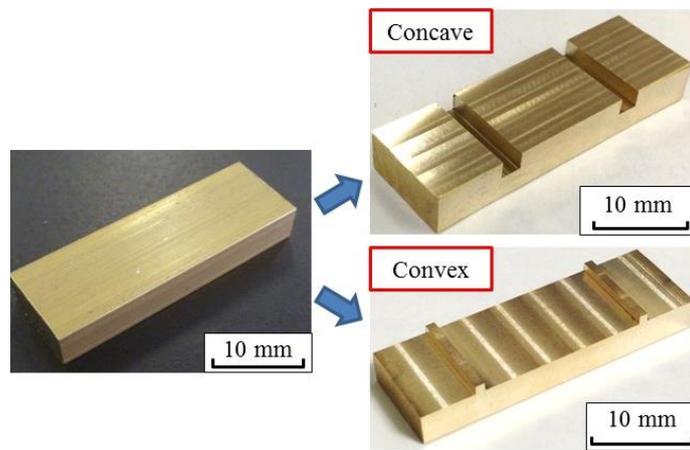
研磨バイトの先端が強力なネオジウム永久磁石であるため, 磁力の影響を受けないように工作物は非磁性金属として図 6-3(a)に示す $30 \times 10 \times 5$ mm の黄銅を使用した. 凹および凸形状切削後の工作物を図 4(b)に示す. チャンネル形状は, 研磨時に他方の面に影響が出ないように, 1つの工作物に対して2つずつ作製した. 凹および凸形状の幅 b [mm]は溝切削に使用する工具直径 De に合わせて 1.0 mm, 高さ $h = 1.0$ mm, 長さ $y = 10$ mm とした. 実験では, 2つの同形状に対して同条件で磁気研磨を行い, 研磨前後の質量差, 表面粗さ (Ra , Rz) および研磨面形状の測定を行った. 表面粗さは2つの形状でそれぞれ3ヶ所以上測定し平均値をとった.



(a) Tool

(c) Brush

Fig. 6-2 Magnetic polishing tool

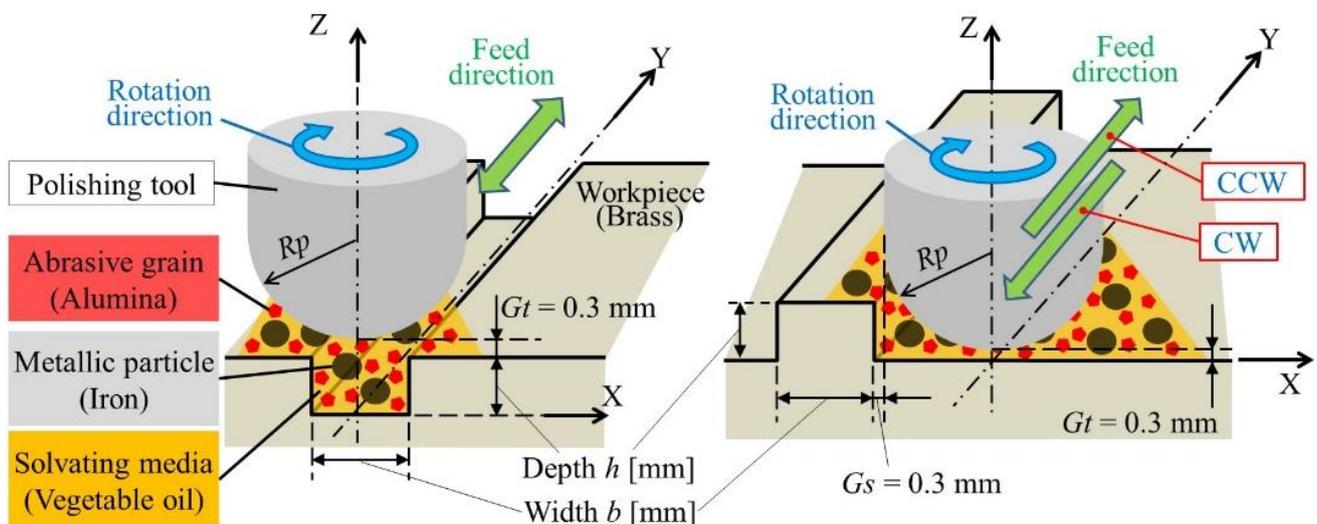


(a) Before cutting (b) After cutting

Fig. 6-3 Workpiece (brass)

6.2.3 実験条件

前加工となるエンドミル加工時の送り速度は $f_e = 400 \text{ mm/min}$ とし、エンドミル回転数 N_e は刃径 $De = 1.0 \text{ mm}$ の場合 $N_e = 16000 \text{ min}^{-1}$ 、刃径 $De = 6.0 \text{ mm}$ の場合 $N_e = 12800 \text{ min}^{-1}$ とした。凹および凸形状の高さ方向の切り込み量は $he = 0.01 \text{ mm/pass}$ とすべての加工条件に対して一定とした。次に本研究で用いた磁気研磨加工の様子を図 6-4、実際に研磨している写真を図 6-5 に示す。磁気研磨加工時の研磨バイトの回転数は $N_p = 500 \text{ min}^{-1}$ 、送り速度は Y 軸方向に $f_y = 10 \text{ mm/min}$ 、図 6-4 においてギャップ(研磨バイト先端と工作物上面との間隔)は $Gt = 0.3 \text{ mm}$ 、凸形状については側面からも $Gs = 0.3 \text{ mm}$ 、ペーストの使用量は 0.3 g とした。研磨バイトと工作物は常に非接触状態であり、研磨バイトの回転および送り運動にペーストが追従し、ワーク形状に合わせてペーストが変形する。また、ペーストに含まれる砥粒が研磨面に沿って運動することにより底面および側面の両方を研磨することができる。



(a) Concave shape

(b) Convex shape

Fig. 6-4 Polishing method

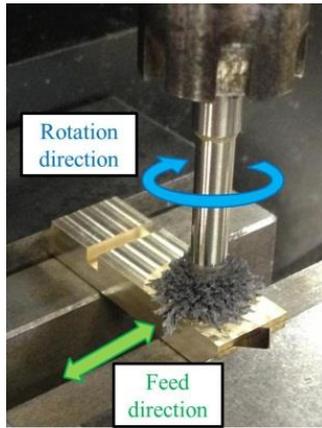


Fig. 6-5 View of polishing of channel

6.3 磁気ブラシに対する研磨理論

磁気研磨加工における研磨量を予測するため、式 (6-1) のプレストンの式を用いる^{6.14)6.15)}。

$$M' = kPv \quad (6-1)$$

ここで、 M' [mg/mm^2]は単位面積あたりの除去質量、 k [$\text{g}/\text{N}\cdot\text{m}$]はプレストン係数、 P [MPa]は研磨圧力、 v [mm/s]は研磨相対速度、 t [s]は研磨時間である。本研究における研磨ブラシの運動を図 6-6(a)のようにモデル化し、任意の微小区間 (点 A) の研磨量について考える。

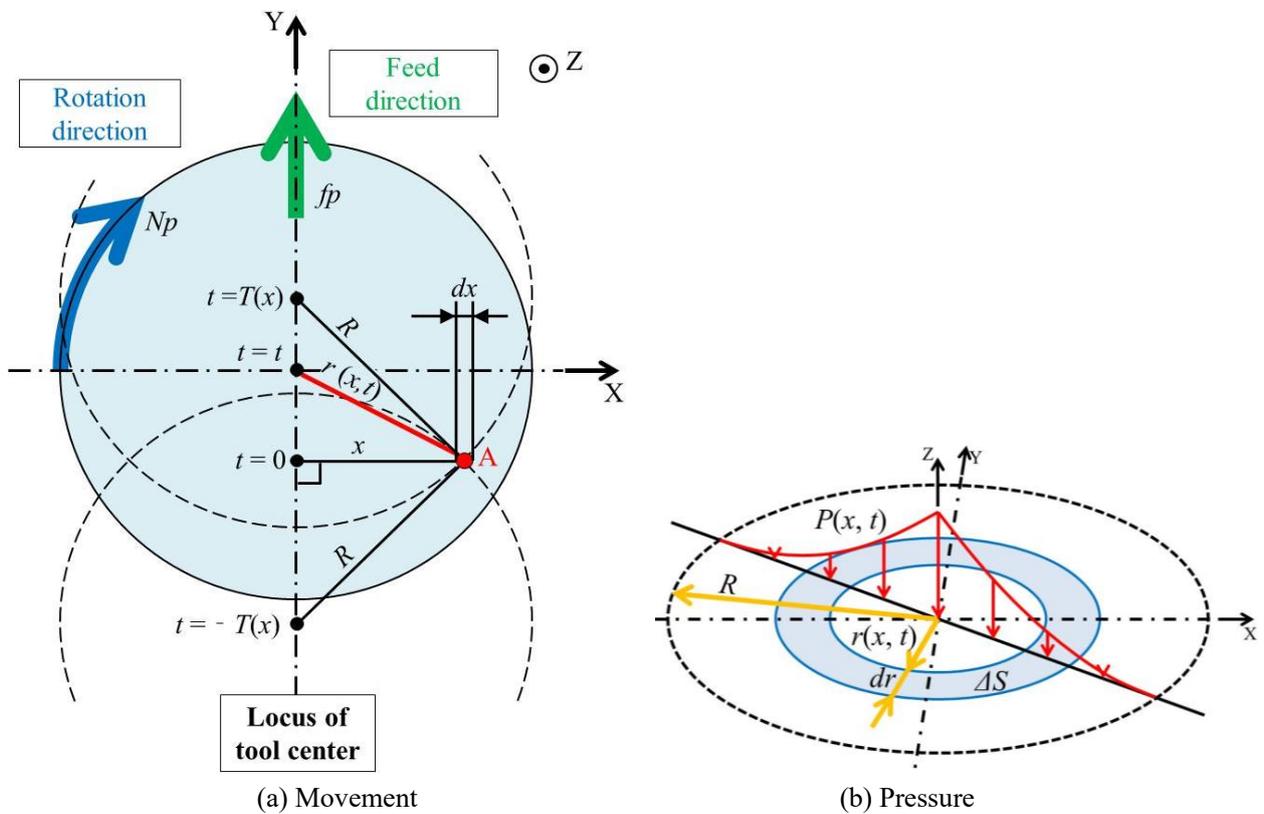


Fig. 6-6 Model of magnetic polishing brush

図 6-6(a)の R [mm]は研磨ブラシと被研磨面との接触半径, x [mm]は点 A と研磨バイト中心軌跡との垂線距離, $r(x,t)$ [mm]は t 秒後の点 A と研磨バイト中心との距離, $r=x$ となるときを $t=0$ として, $2T(x)$ [s]が点 A に対する研磨時間となる. 式 (6-1) に対して, この運動モデルを適用すると,

$$M = 4ky \int_0^R \int_0^T P v dt dx \quad (6-2)$$

となる. ここで, M [mg]は除去質量 (研磨量), y [mm]は研磨距離である. 本研究では, 研磨圧力 P [MPa]を図 6-6(b)に示すような距離 r [mm]の 2 次関数で表されると仮定し,

$$P = C (r - R)^2 \quad (6-3)$$

と表すことができる. ここで, C は定数である. また, ペースト接触範囲内に加えられる研磨荷重 (図 5 の Z 軸負方向にかかる荷重) F_z [N]は,

$$\begin{aligned} F_z &= \int P \cdot \Delta S \quad (6-4) \\ &= \int_0^R C (r - R)^2 \cdot \pi \{(r + dr)^2 - r^2\} \\ &= \frac{1}{6} \pi C R^4 \end{aligned}$$

と表される. ここで, ΔS [mm²]は研磨ブラシと被研磨面との微小接触面積である. よって, 式 (6-3), (6-4) より研磨圧力 P は,

$$P = \frac{6F}{\pi R^4} (r - R)^2 \quad (6-5)$$

となる. また, 図 6-6(a)より, t 秒後の点 A と研磨バイト中心との距離 $r(x,t)$ [mm]および点 A に対する研磨時間の半分 $T(x)$ [s]はそれぞれ,

$$\sqrt{r^3(x,t) - x^2} = \frac{f_p}{60} t \quad (6-6)$$

$$r(x,t) = \sqrt{x^2 + \left(\frac{f_p}{60}\right)^2}$$

$$T(x) = \frac{60 \sqrt{R^2 - x^2}}{f_p} \quad (6-7)$$

となる. ここで, f_p [mm/min]は研磨バイトの Y 軸方向の送り速度である. 本研究の実験条件における

研磨バイトの運動は周速度に対して送り速度が無視できるほど小さいため研磨相対速度 $v(x,t)$ [mm/s]は,

$$v(x,t) = \frac{2\pi N_p}{60} \cdot r(x,t) \quad (6-8)$$

と表すことができる。ここで、 N_p [min⁻¹]は研磨バイトの回転数である。

研磨圧力を得るため、工具メーカーから提供されたデータより磁力分布を計算した。結果が図 6-7 である。図 6-7 より、研磨ペーストは楕円形に把持されていることがわかる。さらに、図 6-8 に段差の研磨後に磁気工具を試験片から離れた場合の写真を示す。この時の段差と工具の距離は 0.3 mm、回転時間は 60 秒であった。図に示されたように、段差の研磨中は工具下方向（図の実線部分）にペーストが集中しており、逆に工具側面（図の破線部分）にはほとんどペーストが配置されていないことがわかる。そこで、本実験では底面の研磨のみを検討することとした。

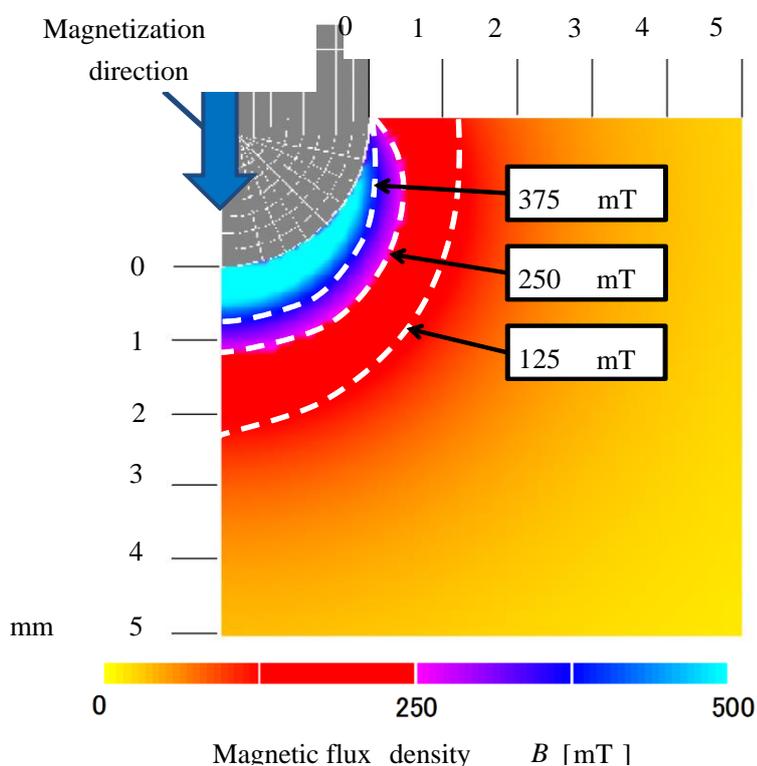


Fig. 6-7 Magnetic field distribution

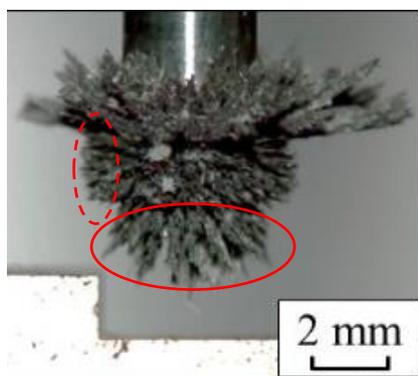


Fig. 6-8 Paste shape after polishing

6.4 実験結果および考察

6.4.1 平面，凹および凸形状に対する磁気研磨

6.4.1.1 基礎的実験の概要

先行研究^{6.17)}では，平面および溝形状（凹形状）に対する磁気研磨を行い，研磨効果を検証した．しかしながら，研磨磁気ペーストが動的平衡な定常状態において特に凹形状では十分な研磨効果は得られない問題を明らかにした．さらに実際の製品では溝形状のみではなく凸形状も用いることを考慮する必要があるため，提案手法をより広範囲に応用できるようにするため，本研究では凸形状を新たに加えたマイクロチャンネル形状に対して磁気研磨を行い，研磨効果の検証結果から適切な研磨条件の考察を試みる．

初めに平面，凹および凸形状に対して先行研究と同様に定常状態での磁気研磨を行い，凹凸の有無による研磨効果の違いを比較した．ワークは図 6-3(b)に示す形状で，チャンネル幅 $b = 1.0 \text{ mm}$ ，高さ $h = 0.3 \text{ mm}$ とした．凹形状は，図 6-4(a)に示すように研磨バイト中心と溝中心が一致するように直線往復運動させた．凸形状は図 6-4(b)に示すように片段差ずつ一定方向に直線運動させ，走査方向は凸形状のまわりを工具送り方向と研磨ペースト回転方向が逆方向（時計回り CW）と同方向（反時計回り CCW）となるようにした．すべての条件において送り速度は Y 軸方向に一定値 $f_y = 10 \text{ mm/min}$ とした．工具先端から凹凸の底面までの距離は 0.6 mm であるため，平面のギャップも比較のために 0.6 mm とした．

ここで本実験中の研磨回転数 N_p について，凹凸のない平面に対して十分な研磨効果が得られる研磨パス回数 n [times] を求めた実験をしており，回転数 $N_p = 500, 1000, 1500 \text{ min}^{-1}$ について表面粗さ Ra [μm] の測定結果を図 6-9 に示す．図 6-9 より回転数が小さい方 ($N_p = 500 \text{ min}^{-1}$) が表面粗さは良いことがわかる．また，磁気研磨加工法においては回転数を大きくしすぎると工具回転開始時に遠心力によりペーストが飛散してしまいうことがある．さらに先行研究において，溝形状研磨の理論研磨量（底面）は回転数が小さい方が良く，実際に回転数 $N_p = 500 \text{ min}^{-1}$ で研磨した結果，底面に対して研磨効果（表面粗さ）が得られている．これらの理由から，本研究における研磨時の最適な回転数は $N_p = 500 \text{ min}^{-1}$ としている．しかしながら，使用工具の推奨回転数は $N_p = 1500 \text{ min}^{-1}$ 前後であるため，確認のために本実験では研磨回転数を $N_p = 500, 1500 \text{ min}^{-1}$ とした．

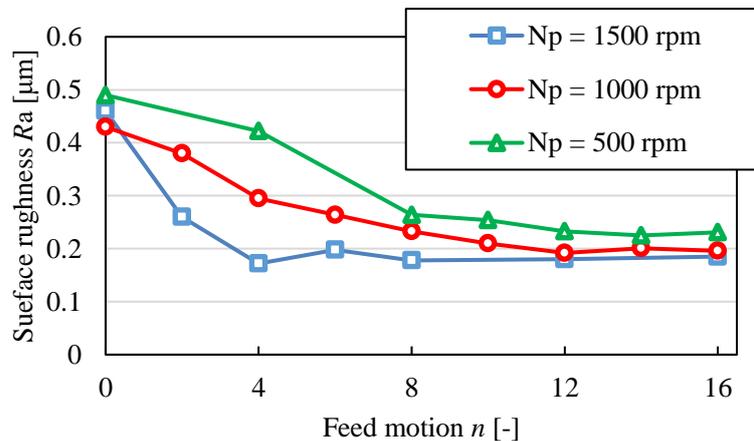


Fig. 6-9 Influence of feed motion n under various rotation speeds N_p on surface roughness

6.4.1.2 実験結果

図 6-10(a), (b)に平面研磨後 (Gap 0.6 mm), (c), (d)に凹形状研磨後, (e)~(h)に凸形状研磨後の研磨面写真, 図 6-11 にそれぞれの研磨量を示す. また, 目視による研磨効果の判断として, 研磨面の鏡面度合を文字列「Doshisha University」を研磨面に反射させたときの文字の鮮明さを観察する^{6.17)6.18)}. 鏡面度合については, 平面に対する磁気研磨結果より, 研磨前 (文字列がぼやけている) の粗さは $Ra = 0.26 \mu\text{m}$, $Rz = 1.25 \mu\text{m}$ 程度であったのに対し, 研磨後 (文字列が十分に鮮明) は $Ra = 0.18 \mu\text{m}$, $Rz = 0.83 \mu\text{m}$ 程度となっていた. そのため本研究における研磨後の鏡面度合は文字列が鮮明である場合, 上記の値程度の Ra , Rz になっていると考えられる.

平面研磨の場合は図 6-10(a), (b)より, 回転数が大きい $Np = 1500 \text{ min}^{-1}$ の方がわずかに文字は鮮明であり, 研磨量も大きいことがわかる. 平面研磨については一般的な砥石研磨と同様に高回転数の方が良いことが確認できた.

一方, 凹形状研磨の場合は図 6-10(c), (d)より, どちらもワーク上面は研磨されているが溝底面が先行研究と同様に研磨不十分となった. 図 6-11 より研磨量は平面と同程度得られているが, 鏡面度合からほとんどがワーク上面 (溝以外) の研磨量であると考えられる. 凸形状研磨の場合は図 9(e)~(h)より, 回転数により異なり $Np = 500 \text{ min}^{-1}$ の方が鮮明であり, 研磨量も平面と同程度であることがわかる.

凹凸形状に対しては, 溝内部や角部に研磨ペーストが入り込む必要がある. 高回転数では回転による遠心力が磁力による押し付け力よりも大きくなり, またワークの最も高い面にペースト形状が影響されやすいため, 溝形状は入り込む前に通過してしまい, 凸形状は下面の高さに落ちる前に再度凸に到達するため角部下部に当たりにくくなる. その結果, 研磨効果が非常に小さくなると考えられる. そのため, 凹凸形状では低回転数の $Np = 500 \text{ min}^{-1}$ の方が平面研磨と同等の研磨効果が得られる可能性があると考えられる. また, 凸形状の研磨パス (CW, CCW) について, 研磨効果が得られる $Np = 500 \text{ min}^{-1}$ の結果では特に大きな差は見られなかったため, 研磨相対速度が大きくなる反時計回りを使用することとした.



Fig. 6-10 Polishing surface after magnetic polishing

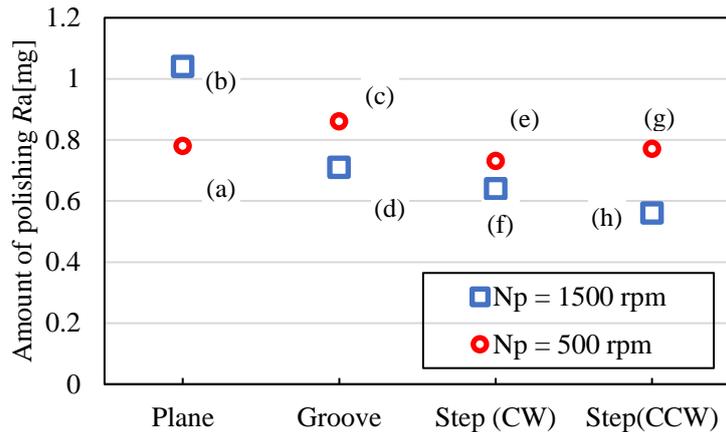


Fig. 6-11 Influence of the surface shape on the amount of

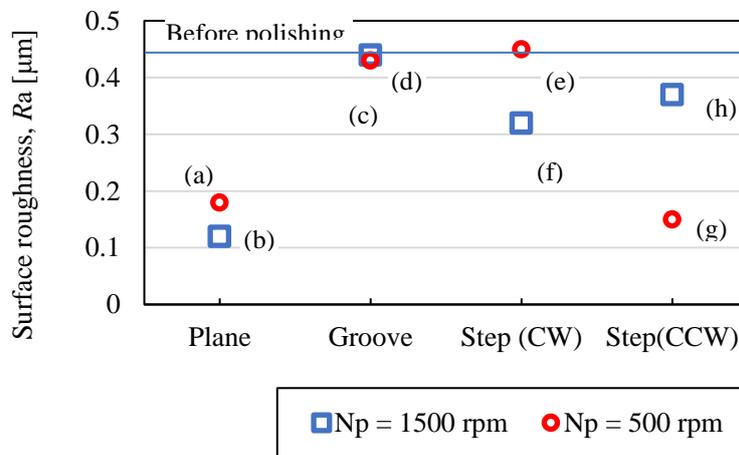


Fig. 6-12 Surface roughness after magnetic polishing

6.4.2 段差形状における研磨中の研磨ペーストの運動状態

6.4.2.1 段差の側面からの観察の実験概要

磁性流体である研磨ペーストはワーク形状に合わせて流動的に形状が変化する。研磨バイトの磁束によって鉄粒子がクラスターを形成し、砥粒がそのまわりに付着している。平面研磨ではそのクラスターがほぼ同じ状態を保つことができるが、凹凸形状ではチャンネルに接触する際にクラスターが崩れて動きが不規則になる。そのため凹凸形状に対する磁気研磨においては平面研磨と同様の効果は得られず、研磨効果が小さいのは研磨中の研磨ペーストの運動状態が全く異なるからであると考えられる。

そこで、凹凸形状における運動を解明するために回転中のペーストの運動を観察した。ここで凹凸形状は中心で分割すると2つの段差形状の組合せとみなせ、また段差形状であれば側面方向からも観察しやすくなるため、本実験以降では黄銅で段差形状を作製し側面方向からも観察できるようにした。形状は図6-13のように高さ $h = 2.0$ mm の段差とし、側面と段差下面を基準として各面から研磨バイトを 0.3 mm ずつ離れた。また本実験では送り運動は加えず ($f_y = 0$)、工具回転のみのペーストの運動を側面と底面方向から高速度カメラ VW-9000 (KEYENCE 製) を用いて撮影し、シャッタースピードは 1/3000 s、フレームレートは 500 fps とした。

6.4.2.2 実験結果

図 6-14(a)にペースト 0.5 g, (b)にペースト 0.3 g を付着させた場合のペーストの運動状態を高速度カメラで撮影した写真（順に接触前→Z 軸指令値到達後 5 s→到達後 10 s）を示す。図 6-14(a)より、ペースト 0.5 g では角部に多くのペーストが溜まっていることがわかる。この溜まっているペーストは工具回転に全く追従しておらず、後続のペーストもこの溜まったペーストに乗り上げて回転しており、側面に当たっていないことが動画観察からわかった。この状態は研磨中ずっと継続するため、ペーストが溜った部分の側面および下面に対する研磨量が減少し全体の研磨効果も小さくなると考えられる。したがって、ワークの形状だけではなく、研磨ペースト自体が研磨運動を阻害する原因となっていることがわかった。

そこで、余分なペーストが溜まりの原因になると考えられるため、溜まりが生じないようにペーストを 0.3 g に減らして同様に観察した。すると図 6-14(b)のように開始直後は同様にペースト溜まりが生じるが、すぐに減少して数秒後にはペーストがワーク形状に沿う形になり、回転が安定したことで研磨面にペーストが供給されるようになった。また、図 6-8 に 60 秒間の研磨終了後にワークから離れたペースト状態（ペースト 0.3 g）を示す。

以上の結果と図 6-8 からペーストの運動は図 6-15 のように 3 つの領域、I 工作物上面より上側、II 溝内部の強磁束領域（研磨バイト直下）、III 研磨バイトから離れた弱磁束密度領域、で分けられると考えられる。

ペーストが 0.5 g の場合、領域 I は溝内部の研磨に全く関与せずにワーク上面より上側だけで回転しており、ペースト形状に変化が生じないため上面に接触しているごく一部が上面の平面研磨を行う。領域 II は溝内部の側面および下面の研磨を行う。領域 III は研磨バイトの磁束密度の影響が非常に小さいため、工具回転に追従できなかったペーストが角部に溜まり、後続のペーストはそれに乗り上げて回転運動する。その結果、最初に接触した時以外はペーストが側面に接触しないため、研磨効果がほとんど得られない。一方、ペーストが 0.3 g の場合は、領域 I、II は上記と同様の運動を行う。しかし、0.5 g と異なり余分なペーストがないため、領域 III が生じることはない。その結果、II の領域内のペーストの回転運動が安定し、側面の広範囲に接触できるようになるため研磨効果が向上する。

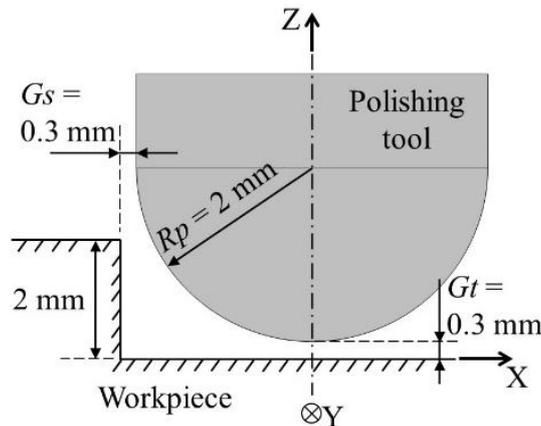


Fig. 6-13 Tool position

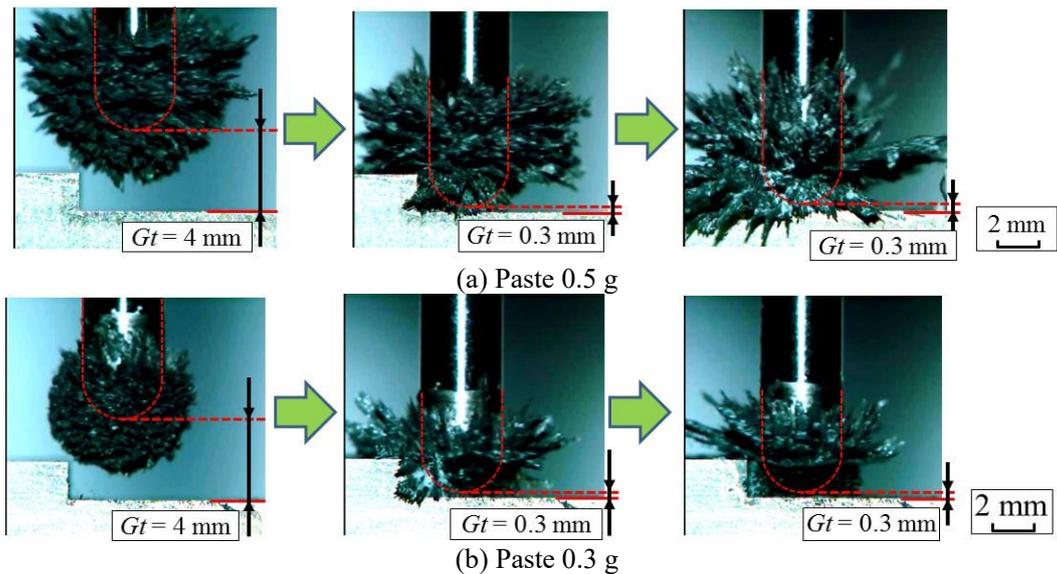


Fig. 6-14 Movement of paste

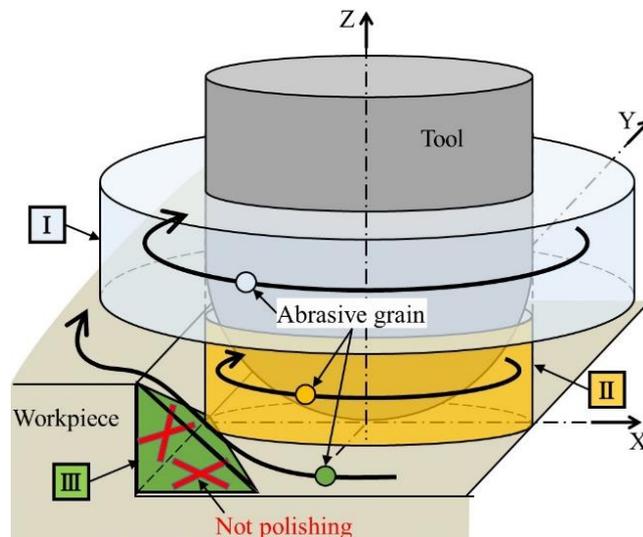


Fig. 6-15 Movement of paste during polishing

6.4.3 研磨中の研磨ペーストの工具中心付近での運動状態

6.4.3.1 アクリルプレートを用いた溝底側からの観察の実験概要

6.4.2 項では、ペーストの運動を側面方向からのみ観察した。しかしながら、ワークに黄銅を用いていたため、工具中心付近のペーストの運動状態が観察できず、回転が安定しているか確認できなかった。

そこで、工具中心付近を観察するため、アクリルプレートを使用して段差形状を作製し、底面側からも観察できるようにした。4・2 と同様に高速度カメラを用いて動画撮影を行い、ペースト量は確認のため 0.3, 0.5 g とした。底面側から撮影した時の研磨バイトとワークおよびカメラの位置関係を図 6-16 に示す。

6.4.3.2 実験結果

図 6-17 に送り運動は加えず ($f_y = 0$)、工具回転のみのペーストの運動を底面方向から高速度カメラで撮影した写真を示す。動画観察の結果、図 6-17(a)に示すペースト 0.5 g の場合では、4・2 の観察と同様にペーストが角部に溜まること、それ以外のペーストは回転していることが確認できた。しかし、ワー

ク下側からの観察により，工具中心付近のペーストの回転運動に注目したところ，ペーストの回転速度はスピンドル回転速度よりも非常に遅い部分が多く，断続的に回転と静止状態を繰り返しており，特に静止している瞬間が多いことがわかった．ペーストはバイト回転に追従するために，円周方向に磁力で引っ張られている．しかし，ペーストの量が多いと角部に溜まる量が多く，この溜まったペーストと研磨バイトの間にも磁力が働き，クラスターを形成しようとするため，間を回転するペーストにも磁力の影響が出る．この2つの磁力の方向はほぼ垂直になるため回転による力が弱くなり，工具中心付近の回転が遅く不安定になった原因であると考えられる．したがって，工具中心付近の状態も考慮すると，ほとんどのペーストが研磨できていないと考えられる．

一方，図 6-17(b)に示すペースト 0.3 g の場合では，多少のペースト溜まりが生じる場合もあるが，0.5 g の場合と異なり不必要な磁力が働かないため工具中心付近は安定して回転していることが観察からわかった．したがって 6.4.2 節と以上の結果から，段差形状に対する磁気研磨では，平面研磨と同条件では研磨効果が得られにくく，ペースト量を研磨面形状（高さなど）に合わせて変化させることが研磨効果向上に有効であるとわかった．本条件では，ペースト量を減らすことで研磨効果を向上させられ，0.3 g で十分な効果が期待できると考えられる．また，段差高さ h [mm] を変化させてペースト溜まりが生じる条件を検証すると，図 6-18 に示すように段差高さ h [mm] と研磨バイト直径 R_p [mm] との関係性を $\varepsilon = h/R_p$ とすると $\varepsilon \cong 0.45$ 以上で連続してペースト溜まりが生じることがわかった．このため，これ以降の研磨条件は $\varepsilon \cong 0.45$ 以上の条件に対して適用できると考えられる．

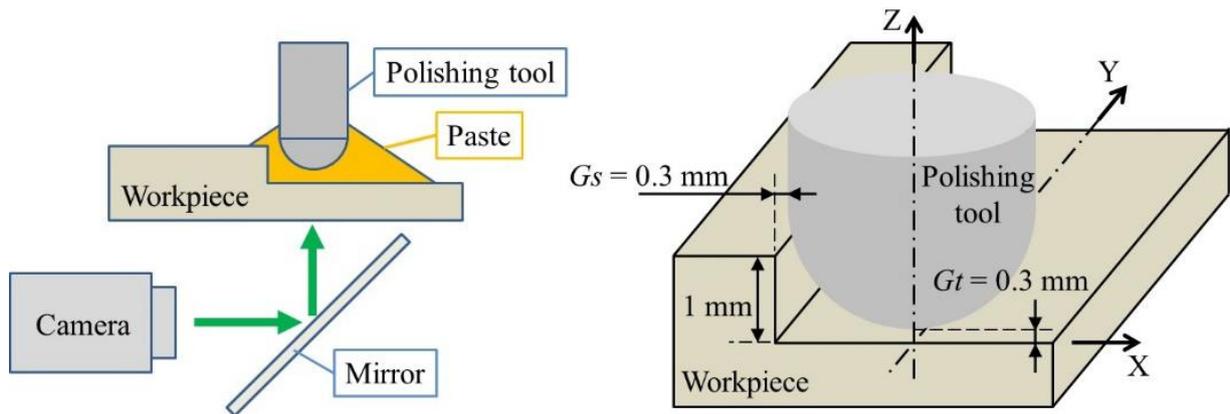


Fig. 6-16 Condition (step shape)

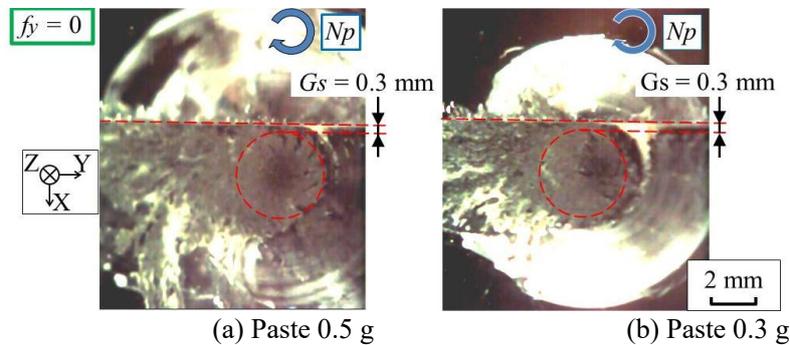


Fig. 6-17 Condition of paste from under side

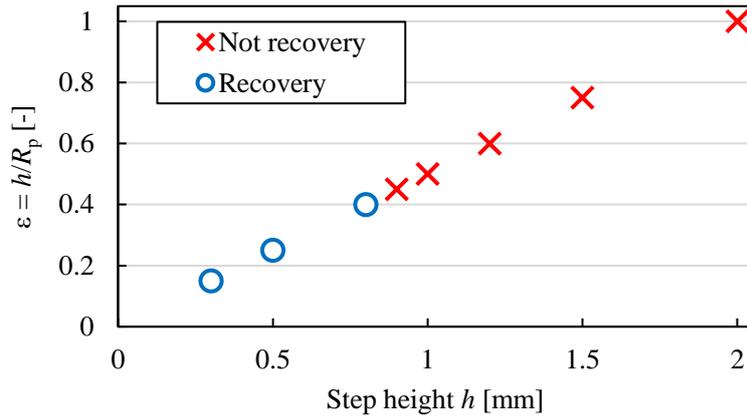


Fig. 6-18 Relationship between h and R_p

6.4.4 段差形状に対する研磨条件の検討

6.4.4.1 工具を送り方向に直角に上下運動を加える実験概要

6.4.3 節で示したようにペースト量を形状に合わせて調節することで、研磨バイトまわりのペーストの回転運動は安定させることができる。しかし、段差形状に対する研磨では下面だけではなく側面も研磨する必要がある。直線運動のみでは溜まりが生じることにより側面に対するペーストの接触範囲が狭くなり、十分な研磨効果が得られない可能性がある。

そこで、効率も考慮して直線送りでも何度も往復するのではなく、1 往復で十分な研磨効果が得られ、かつペーストの溜まりを解消できる経路を考える。工具送り方向に対して水平方向（図 6-19(a), X-Y 平面上で変位）と鉛直方向（図 6-19(b), Y-Z 平面上で変位）の 2 通りの経路を検証した。ワークはアクリルプレートで高さ $h = 2.0$ mm の段差を作製し、図 15 と同条件で高速カメラを用いてワークの側面と下面から撮影した。アクリルプレートでのペースト運動の観察後、実際の研磨効果を黄銅で確認した。また、本実験における送り速度は送り方向（Y 軸）と追加方向（X 軸, Z 軸）ですべて同じ $f_x = f_y = f_z = 10$ mm/min とした。

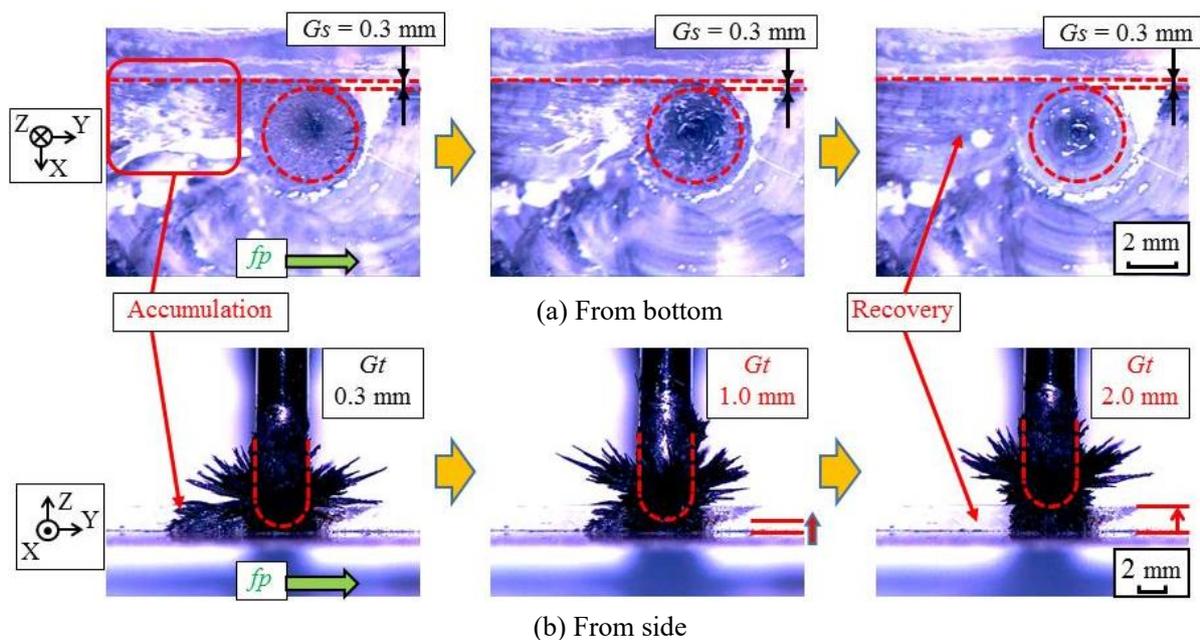
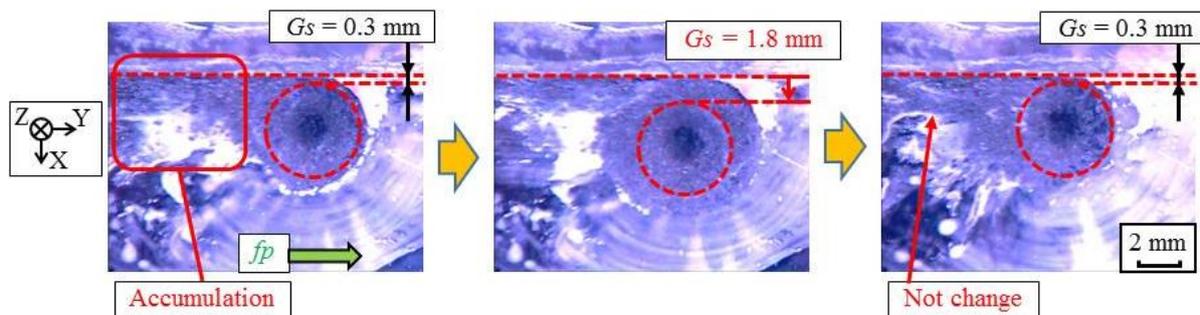
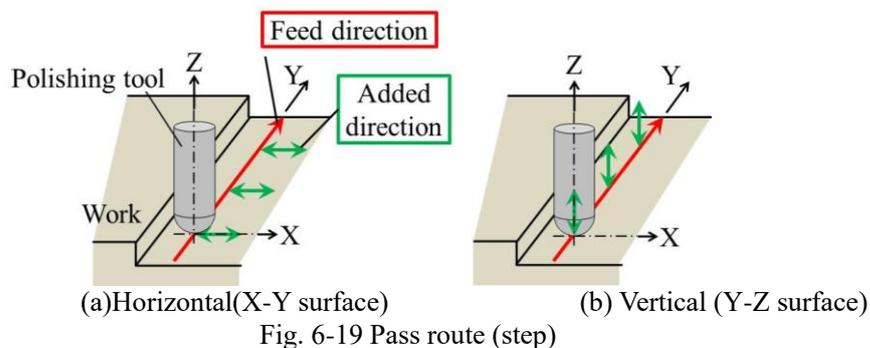
6.4.4.2 Z 軸上下運動の効果に関する実験結果

図 6-20 に水平方向に変位させた場合の下側から撮影した写真（左から、直線送り時、Y 方向に 1.5 mm 離れた時、元の距離に戻った時）を示す。側面からの写真は変化が見られなかったため省く。図 6-21 に鉛直方向に変位させた場合の(a)下面と(b)側面から撮影した写真（左から、直線送り時、Z 方向に 0.7 mm 上昇した $Gt = 1.0$ mm の時、Z 方向に 1.7 mm 上昇した $Gt = 2.0$ mm の時）を示す。

図 6-20 より水平方向の場合は、Y 方向に変位させても全くペースト溜まりが動かず改善しなかった。つまり、側面に対する接触状態が変化しないことがわかった。変位量から生じる隙間の体積（本条件の場合、およそ 12 mm³）が生じているペースト溜まりの体積（写真からおよそ 16 mm³）よりも小さいため、完全に解消されなかったと考えられる。ここで、凹形状の研磨について実際の製品を考慮するとマイクロチャネルが並行配置されている製品もあるため、水平方向の変位量は大きくしにくく、ペースト溜まりの解消に水平方向の経路は適用しにくいと考えられる。

一方、鉛直方向の場合は凹凸の形状に関わらず上昇範囲にほぼ制限が無い場合が多いため、Z 方向の上昇量を $Gt = 1, 2, 3, 5$ mm として運動させたところ、図 6-21(b)に示すように研磨バイトを上昇させるにつれてペーストの溜まりが解消されていくことがわかった。そして、段差と同じ高さの $Gt = 2.0$ mm 以上でペースト溜まりをすべて回収できることがわかった。 $Gt = 2.0$ mm では研磨バイトの下におよそ 25 mm³ 程度の隙間が生じるため、余分なペーストも含めて安定して回転運動ができると考えられる。溜まりは

研磨バイトの上昇により一時的に解消されるが、再び元の高さ $Gt = 0.3 \text{ mm}$ まで下降させるとすぐに元の状態に戻る。しかし、1度ペーストが離れたことにより溜まりが原因で接触しなかった側面および下面にも再度ペーストが接触するため、研磨効果の向上が期待できる。また、Z方向の変位量は小さい方が研磨時間を短縮できるため、溜まりの解消にはドリル加工のステップサイクル送りのように、Z方向に段差と同じ高さまで研磨バイトの先端を時々上げることが有効であると考えられる。



次に黄銅を用いて実際の研磨効果を確認するために、段差形状に切削した黄銅に対して図 18(b)の方法で研磨を行った。段差の高さは $h = 0.3, 1.0$ mm の 2 条件とし、上下運動送りは Y 方向に 3.0 mm 間隔で行った。研磨前後の表面粗さ Ra [μm], Rz [μm] を図 6-22, 研磨量 M [mg] を図 6-23 に示す。

図 6-22, 6-23 より、4.4.2 節の亚克力プレートでの実験と同様に「単純な直線送り」よりも工具先端を Z 方向に時々 1 度上げてペーストを回収する「上下運動送り」を加える方が表面粗さは向上し、研磨量も増加することがわかった。また、図 6-23 より $h = 0.3$ mm の研磨量の変化が小さいのは、段差高さが研磨バイト直径に対して小さいため研磨ペーストの形状がワーク形状にほぼ影響されないためであると考えられる。

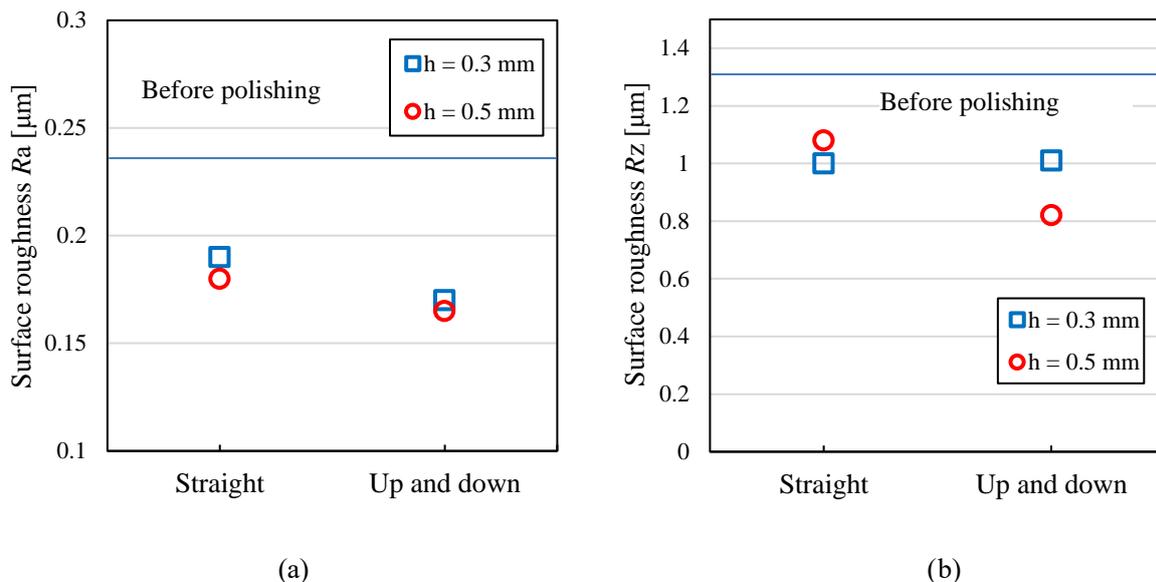


Fig. 6-22 Surface roughness for (a) Ra and (b) Rz

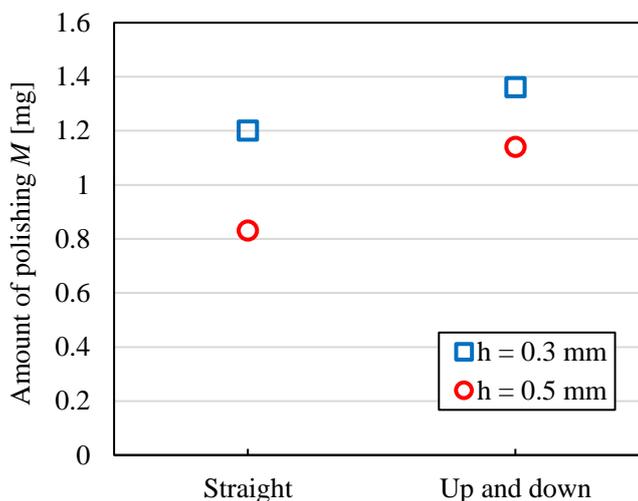


Fig. 6-23 Amount of polishing

6.4.5 オシレーション運動を加えた研磨と理論式の提案

6.4.5.1 送り運動に直角に上下オシレーション運動を加える実験

6.4.4 項では工具送り方向に直角に上下運動を加えて、直線以外の運動が研磨に効果があるとわかった。しかしながら、上下運動では元の高さまで戻ってからしか送り方向に進まないため、時間がかかり効率が悪くなる。そこで、上下のオシレーション運動と送り運動を同時に行うために正弦波を用いた経路での研磨を検討した。

研磨の経路は段差の下面と研磨バイト先端の距離をギャップ G [mm]として、

$$(-h'/\tan\theta < x \leq -h'/2\tan\theta)$$

$$f(x) = -\tan\theta(x + h'/2) + G$$

$$(-h'/2\tan\theta < x \leq h'/2)$$

$$f(x) = \tan\theta \times x + G$$

(6-9)

$$(h'/2\tan\theta < x \leq h'/\tan\theta)$$

$$f(x) = -\tan\theta(x - h'/2) + G$$

である。ここで、 h [mm]は段差の高さである。実験条件を図 6-24 に示す。実際の工作機械を用いた実験では現場での設定の容易さを考慮して図 6-24 の点線のように一定角度 θ [°]での直線補間運動で三角波近似をさせ、復路は半周期ずらして研磨した。ワークは高さ $h = 1.0$ mm の段差形状とし、研磨バイトの上下の変位幅は 1.0 mm とした。また、三角波近似の角度 θ は平面研磨で十分な研磨効果が得られた単位研磨距離あたりの研磨時間 0.8 min/mm を基準として考え、24 分で 1 往復できる 75.5°を基準として $\theta = 15, 30, 45, 60, 70, 75.5^\circ$ とした。また、本実験における送り速度はすべての角度 θ で同一になるように θ 方向に $f_p = 10$ mm/min ($f_p = \sqrt{f_x^2 + f_z^2}$) となるようにした。

ここで、本実験条件における角度 θ ごとの理論研磨量 M [mg]を式 (6-2) のプレストンの式を用いて求める。段差形状における研磨部分について、図 6-14 の形状も考慮するとワーク側面から離れたペーストは遠心力よりも回転数の影響が大きいことから半径方向に広がる前に再度ワーク側面に衝突するため、図 6-15 の II の形状 (半径 2.3 mm の円) で回転していると考えられる。つまり、図 6-6(a)の研磨半径は $R = 2.3$ mm となる。式 (6-2) 中の dx の積分範囲を $0 \leq x \leq 2.3$ mm とし、平面研磨の理論研磨量を求めるのと同様の手順で段差の理論研磨量を計算した結果、図 6-25 に示すようなグラフが得られた。図 6-25 から研磨量は角度 θ が小さくなるにつれて研磨量が増加していることがわかる。しかしながら、図 6-24 より経路の角度 θ が大きくなるにつれて上下運動の周期間隔は小さくなる。つまり、上昇と下降の間隔が小さくなり、研磨範囲が互いに重複するようになるため、同じ場所を複数回研磨することとなる。また、ギャップ G_t [mm]ごとの押し付け力 (荷重) F_z [N] は図 6-26 に示すように $G_t = 0.6$ mm 以上で急激に減少してほぼ 0 に近くなる。押し付け力は研磨量に大きく影響するため、ギャップごとの研磨量も近い傾向となる。そのため、角度に関わらず押し付け力 F_z が大きい (=研磨量が多い、 $G_t = 0.3 \sim 0.5$ mm) 時間は短く、 F_z が小さい (=研磨量が少ない、 $G_t = 0.6 \sim 1.3$ mm) 時間は長くなり、どの条件でも同程度の研磨効果となる。しかし、角度 θ が大きい場合は上記に示したように経路が重複する割合が大きいため、重複研磨により十分な研磨効果が得られると考えられる。一方、角度 θ が小さい場合は経路が重複する割合も小さいため、研磨効果が小さくなると考えられる。したがって、理論研磨量のグラフは角度が大きくなるにつれて研磨量も増加する形になると考えられる。そこで、研磨経路が重複することを考慮して正弦波の研磨経路に対する理論研磨量を求める。式 (6-9) を用いて角度 θ ごとの理論研磨量 M_θ [mg] を求めた値を図 6-27 の実線に示す。

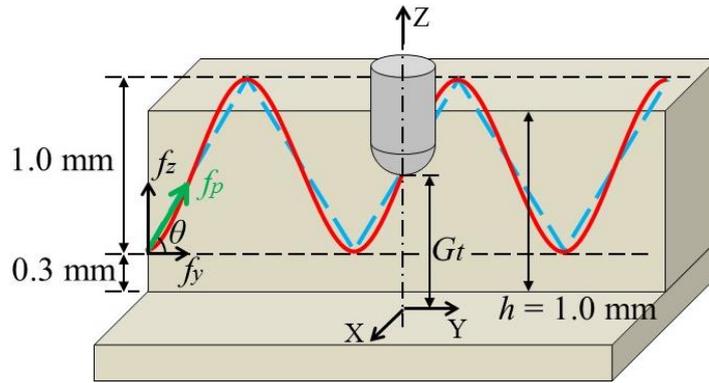


Fig. 6-24 Experimental condition

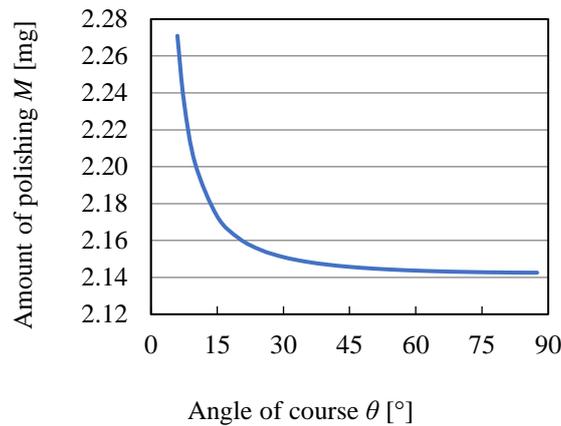


Fig. 6-25 Amount of polishing (before considering overlap)

6.4.5.2 オシレーション磁気研磨の実験結果

図 6-28 に研磨後の表面写真, 図 6-27 に研磨量をプロットで示す. 図 6-28 より, 研磨された部分と研磨されていない部分があることがわかる. 研磨工具直径 $R_p = 2 \text{ mm}$ とワーク側面と工具のギャップ $G_s = 0.3 \text{ mm}$ から研磨幅は 4.6 mm であるため, 図中に示した赤点線より右側は研磨範囲外で研磨はされない. しかし, 角度が小さい $\theta = 15, 30^\circ$ は研磨範囲内でも一部研磨されていないことがわかる. 未研磨部分の間隔は正弦波の周期と一致しているため, 研磨圧力が小さくなる部分が未研磨部分であると考えられる. したがって, 角度 θ が大きくなるほど研磨部分と未研磨部分の境界がはっきりと分かれていることがわかった. 図 6-27 の研磨量からも分かるように角度 θ が大きいほど研磨効果が高いことがわかった. また, 図 6-27 に示すように実験値の傾向が理論値と一致するため, 経路の重複を考慮することは正弦波経路での研磨量予測に有効であると考えられる. さらに図 6-29 に表面粗さ R_a [μm] の測定結果を示す. 図 6-29 より「正弦波経路」の表面粗さはおよそ $\theta = 60^\circ$ 以上で「直線」より向上していることがわかる. したがって, $\theta = 60^\circ$ 以上が研磨効果向上に有効であり, 特に研磨距離を長く取ることができることから $\theta = 60^\circ$ が適切な三角波近似の角度と考えられる. 一般に小径エンドミル型の砥石を用いた側面研削において, 送り運動に適切なオシレーション運動を加えることで仕上げ面粗さが改善することが判明している^{6.19)}. 磁気研磨においては, 溝などの角部におけるペースト溜まりの解消に対しての効果も現れ, 底部や角部の仕上げ面の粗さの改善に有効となることがわかった.

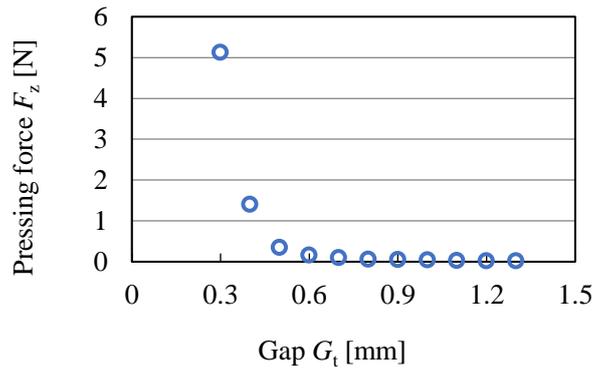


Fig. 6-26 Relationship between G_t and F_z

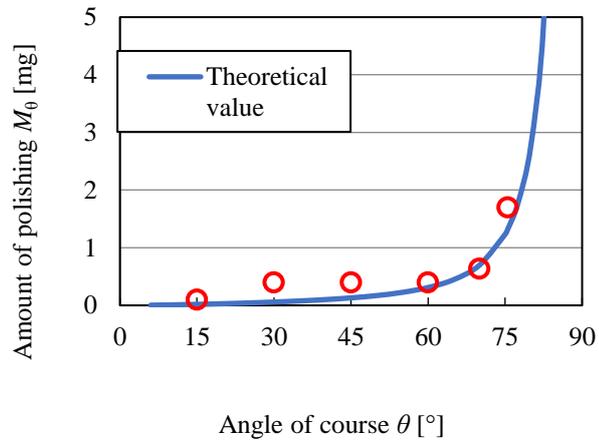


Fig. 6-27 Amount of polishing (after considering overlap)

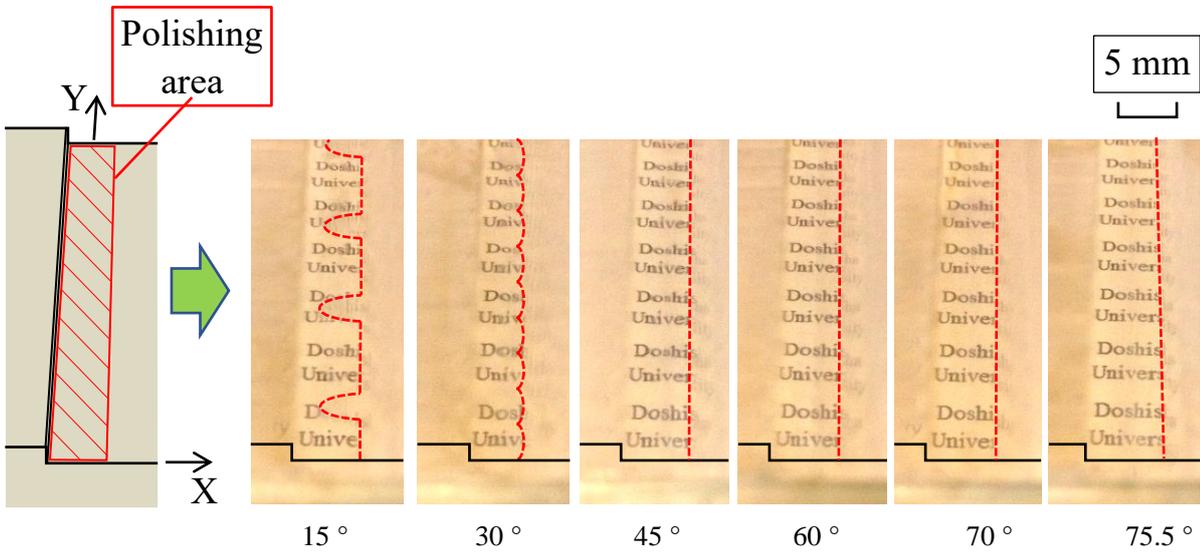


Fig. 6-28 Surfaces after polishing

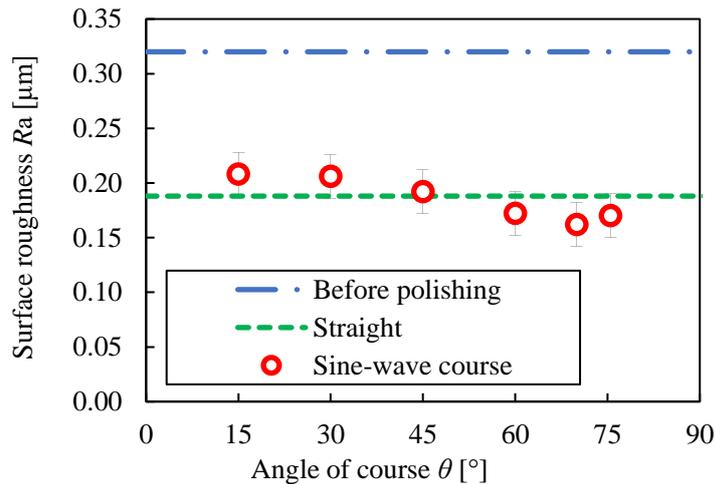


Fig. 6-29 Polishing surface after polishing Fig.28 Surface roughness

6.5 レーザ加工後の研磨実験

ここまで、工作機械を用いた研磨について述べてきた。しかしながら、本研究で取り扱う炭素鋼は磁性金属であるため、前節までの磁気研磨を適用することができない。そこで、ポリプロピレンのナノファイバーを用いたバフ仕上げ加工を遂行し、鏡面化された変形レスな焼入れ薄鋼板の製造法について検討した^{6.20)}。

6.5.1 ゼロ変形レーザ焼入れフォーミング

実験に用いたレーザは浜松ホトニクス製 LD-HEATER L10060 の CW 発振小出力半導体レーザである。試験片には焼入れを施すために必要な炭素量が十分に含まれている S50C を用いた。実験に使用したレーザと試験片の仕様と条件を表 6-1 に示した。また、実験に用いた S50C の物性値は密度 7860 kg/m^3 、縦弾性係数 $2.08 \times 10^{11} \text{ Pa}$ 、比熱 $435 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$ 、熱伝導率 $46.5 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ である。

Table 6-1 Laser experimental conditions

Laser	Output power	30 W
	Spot diameter	0.4 mm
	Wave length	808 nm
	Defocus length	0.0 mm
	Cooling method	Air cooling
Workpiece	Material	S50C
	Carbon contain	0.53%
	Vickers hardness	180–200 HV
	Size, Ra	$30 \times 30 \text{ mm}$, $1.5 \mu\text{m}$
	Thickness	0.5 mm
Scanning condition	Feed rate	50, 100, 300 mm/min
	Spacing	0.35, 0.40 mm
	Colling time	2 s
	Number of scannings	20, 22

図 2-1 に示した XY テーブルに試験片を配置した．図 2-1 に示すように長焦点のレンズを用いておりスパッタ等の懸念も少ないため，アシストガスを用いることなく大気雰囲気中での実験とした．図 2-1 中の y 方向に送り，その速度主に 50, 100, 300 mm/min の 3 水準を用いた．1 走査での変態深さはそれぞれ 0.3, 0.15, 0.05mm 程度，表面の硬さは 600Hv 以上で十分な焼入れ条件である．また，もう少し低速送りにすれば深さ 0.5mm すなわち片面から全厚焼入れも可能である．複数本の照射時の走査間距離は Δx 方向に 0.35 mm と 0.4 mm を用い，レーザ照射面積が同等となるように，走査間隔 0.35 mm の場合には走査回数を 22 回，0.4 mm の場合には 20 回とした．ただし+y 方向走査した後に Δx 移動し，次は-y 方向走査する往復運動を基本とし，往復で 2 回の走査と定義する．また試験片の圧延方向による影響も懸念される所であるが，本報の場合にはその差は無視できるレベルであることを予備実験で確認している．レーザ走査後の試験片は曲面状に変形するため，変形角 θ を図 6-30 のように x-z 平面で定義[レーザ光源を+z にし，最初に照射した面を表面(z=0)として変形角を定義]した．先行研究^{6, 21)}と同様に，試験片でレーザ照射の開始位置を $y=0$ ，左端を $x=0$ とし， $x=0$ の位置（試験片の端）を+y 方向に沿って完全固定（片端拘束）してレーザ走査($x=15\text{mm}$ 付近)を行った結果の一例を図 6-31 に示す．図より，送り速度 300 mm/min，走査間距離 $\Delta x=0.4$ mm の場合には試験片が大きく変形してしまうことがわかる．逆に同一面（表面）からレーザ走査を繰り返すと走査回数にほぼ比例して変形角 θ が増大することも判明しており，逆にレーザ走査である一定方向には容易に変形を制御・増大させることが可能であることもわかる．

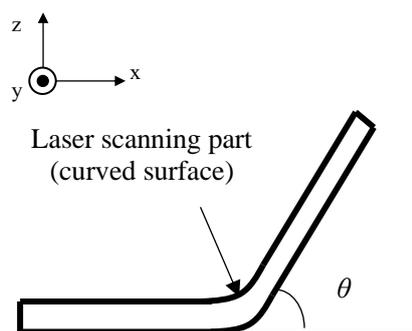


Fig. 6-30 Bending angle θ

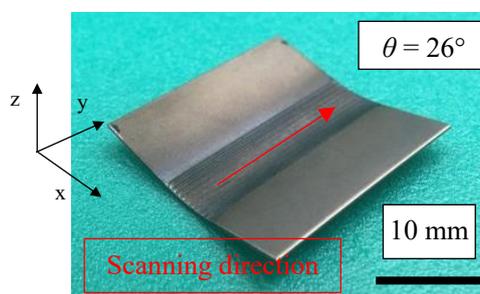


Fig. 6-31 Workpiece after laser scanning
(Feed rate 300 mm/min, Spacing $\Delta x=0.4$ mm)

6.5.1.1 両面レーザー走査によるゼロ変形

先行研究^{6.22)}より、薄板へのレーザーフォーミングにおいて、表面からレーザー走査した後にその裏面からレーザー走査を行うと、完全ではないが変形をある程度相殺できることが判明している。しかしながら裏面からのレーザー走査で平板に近くなると、僅かな応力バランスの違いを制御できず、完全なゼロ変形($\theta=0$)には至らないことも判明している。

6.5.1.2 試験片両端拘束によるゼロ変形

前節で述べたように単純な表裏からのレーザー走査でゼロ変形の焼入れ平板を創成することは難しいことが判明している。一方、レーザーフォーミングにおいて、試験片の両端に荷重をあたえることによって、変形を方向を制御する手法が提案^{6.23)}されている。そこで、レーザー走査時に試験片の両端をゼロ変形の状態に拘束($x=0$ および 30mm の位置を y 方向に沿って完全固定、拘束あり、と称する)することによって、試験片に変形を与えない手法を提案して検討する。すなわち図 6-32 に示すように、試験片に対して十分な剛性を有する治具を用い両端を拘束した試験片にレーザー走査を遂行する。

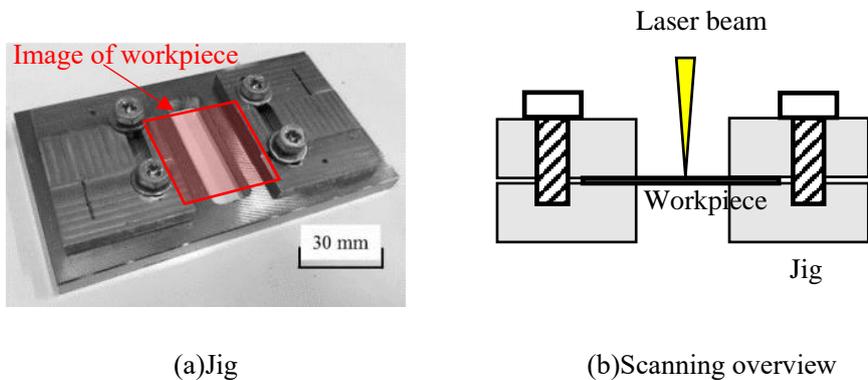


Fig. 6-32 Jig for restraint

6.5.2 ナノファイバーバフ研磨の導入と実験方法

図 6-31 より、焼入れ後の試験片を観察すると、表面が黒く変色し、さらに僅かな凹凸も生じていることがわかる。これは高周波焼入れなどでもよくみられる黒皮(酸化スケール)であり、実際の焼入れ組織は酸化スケールに覆われている。表面に摺動性や鏡面性が必要な場合、酸化スケールと凹凸を除去する必要があるが、1章でも述べたように薄板の場合は研削では反り変形が懸念される。そこでレーザー走査面の仕上げとして残留応力等の発生が極めて小さいバフ研磨に着目する。一般的な NC 研磨では、磁気研磨が有名であるが、本研究の加工対象が磁性金属であるため、磁気研磨の磁界を阻害してしまう。そこで、加工対象の材質に影響されることなく、かつ能率的な手法として近年開発した様々な繊維径の組み合わせが可能なナノファイバーパッドを用いての砥粒を保持、研磨に着目して、その応用を検討する。先行研究^{6.24)}に従い研磨に用いたナノファイバーはポリプロピレン(PP)、平均繊維径が 800, 1500, 7700 nm の 3 種類(図 6-33(a))を用い、使用する重量は 0.1 g とした。また、砥粒としてホワイトアラランダム(WA)砥粒、平均粒径が 5, 20, 50 μm の 3 種類を用いた。また、研磨オイルとして鉱物性潤滑油(SAE 粘度 GL-5 80W-90)を用いた。研磨砥粒と研磨オイルの混合比は重量比 1 : 1 のペーストとした。

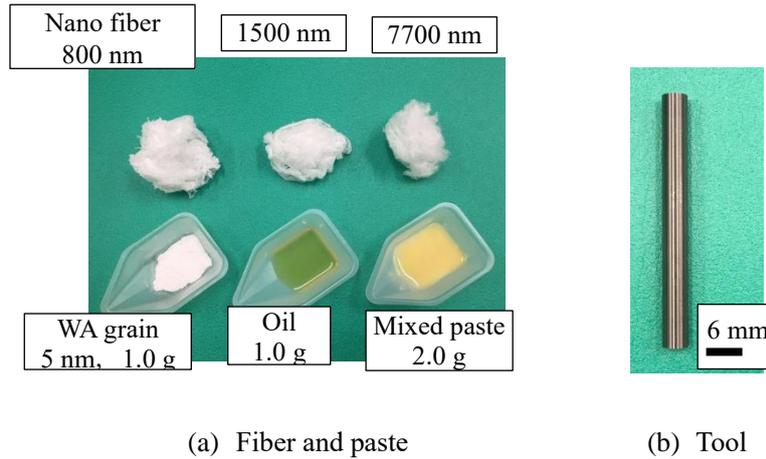


Fig. 6-33 Polishing tools

先行研究より、ナノファイバーのオイル吸着能力は自重の 50 倍程度であるとされているため、ナノファイバーと研磨剤の比は、確実に保持可能であると考えられる 1 : 20 程度とした。上記の条件の研磨バフを、超硬丸棒 (Φ6, 図 6-33(b)) の先端に結束バンドにて固定し、NC 加工機である DMG 森精機製マシニングセンタ ACCUMILL 4000 (図 6-34) を用い、300 rpm で回転する工具底面で研磨した。研磨バフを固定する超硬合金の先端と加工対象との距離を 0.5 mm 一定とし、20 分間研磨した後の加工面を調べた。また、今回の実験では合成研磨速度などの複雑な条件を排するため、定点[工具の回転中心(x,y)=(0,0)]での研磨を行った。実験条件を表 6-2 に示す。また、加工後の表面状態の観察位置は、図 6-35 に示す位置で統一した。バフパッドの接触面積は直径約 10mm 一定に調整し、初期の押し付け力は 15 N (研磨圧力 0.2 MPa) とした。

Table 2 Details of the polishing process

Nanofiber	Material	PP
	Average diameter	800, 1500, 7700 nm
	Weight	0.1 g
Abrasive grains	Material	WA
	Particle size	5, 20, 50 μm
	Weight	1.0 g
Polishing oil	Use	Def oil
	Viscosity	GL-5 80W-90
	Weight	1.0 g
Polishing tool	Material	Cemented carbide
	Diameter	6 mm
Polishing conditions	Rotation speed	300 rpm
	Gap	0.5 mm
	Time	20 min

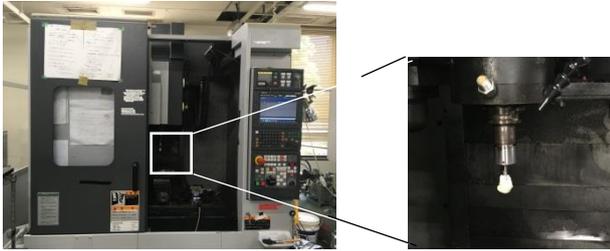


Fig. 6-34 Machining center and polishing tool

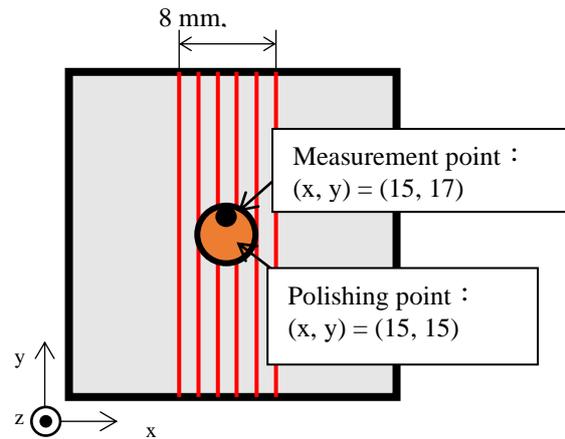


Fig. 6-35 Measurement position of polishing experiment

6.6 実験結果と考察

6.6.1 ゼロ変形レーザ焼入れフォーミング

6.6.1.1 従来の片端拘束での両面レーザ走査結果

表 6-1 に示す条件を用いてレーザを走査した。表面に 300 mm/min で走査した後、裏面から 300 mm/min で走査した結果（両面レーザ走査）を図 6-36 に示す。図 6-31 と比較して変形 (θ) は低減しているが、ゼロ変形に向けて制御性の良いものではないことがわかる。原因として、表面のレーザ走査で変形が大きくなりすぎてしまったために、レーザフォーミングの初期変形問題^{6.25)}が生じてしまったものと考えられる。さらに表面のレーザ走査で焼入れされた箇所はマルテンサイト化して降伏応力が向上するため、裏面からのレーザ走査は表面と同様の条件（温度勾配原理 TGM）では十分な塑性変形が生じないものと考えられる。そこで裏面からの送り速度を 50, 100 mm/min, のように低速にした組み合わせも検討したが、その場合は変形が座屈原理（BM）となり、異なる原理による不安定性が生じることがわかった。

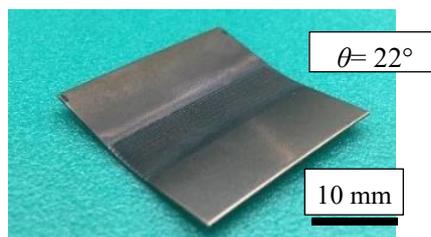


Fig. 6-36 Workpiece after laser scanning
(Front surface, feed rate 300 mm / min, scanning distance $\Delta x = 0.4$ mm
Back side, feed rate 300 mm / min, scanning distance $\Delta x = 0.4$ mm)

6.6.1.2 提案する試験片の両端拘束のレーザ走査結果

6.5.1.2 目において設定した条件にてレーザ走査を行った。レーザ走査後の試験片を図 6-37 に示す。図 6-31 や図 6-36 と比較すると、試験片の変形は明らかに低減されていることがわかる。このときのその変形角を図 6-37 に併記する。一般に 0.5 mm 鋼板の研削⁷⁾では、換算すると変形角 θ =約 6 ~11 °の変形が報告されており、その変形角と比較すると十分に小さな変形であることがわかる。

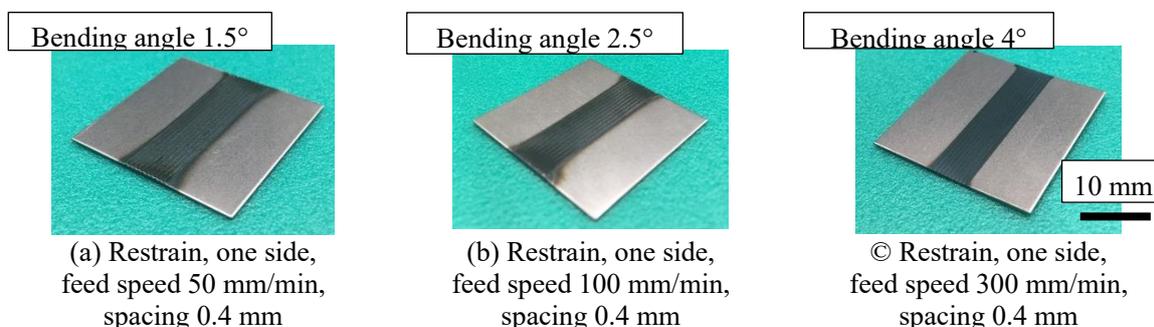


Fig. 6-37 Workpiece after laser scanning

以上より、薄板鋼 (0.5mm 以下) のレーザ焼入れフォーミングにおいて試験片の両端を拘束する手法はゼロ変形を目指す場合に極めて有効であることが判明した。すなわち完全なゼロ変形は達成できていないが、レーザ 1 走査当たりの変形角を 0.2 °程度 (片端のみ拘束の 1/6 以下) に低減することができた。さらに様々な走査速度で両端拘束の手法での変形角を調べた結果を図 6-38 に示す。一方で片端拘束の結果を図 2-12 に示す。図 6-31 と図 2-12 より、図 6-31 の 26°という変形角と、レーザ 1 走査当たりの変形角 0.75°の 20 倍 (15°) は一致しない。これは複数レーザ走査の間隔時間が 2 s と短く、試験片が蓄熱による昇温し材料の降伏応力が低下したことが原因と考えられる。

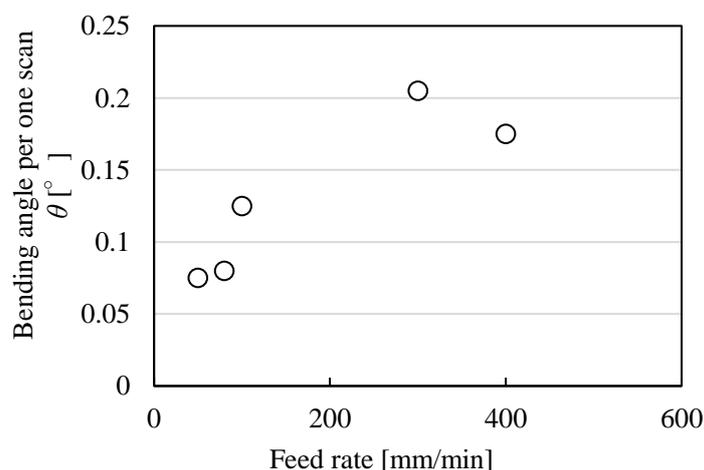


Fig. 6-38 Deformation angle when both ends are constrained (Δx 0.4 mm, laser scans 20 times)

また、図 6-38 と図 2-12 を比較すると、変形角の極大値をとる送り速度が全く異なっている。これは、変形原理の違いによって生じたものであると考えられる。先行研究^{6.26)}より、送り速度 300 mm/min では温度勾配原理^{6.27)} (TGM) で変形していることが示された。このため、試験片の両端が拘束されていた場合においてもレーザ照射部には強い圧縮応力が生じ、除荷後には変形が残ってしまっている。一方、100 mm/min 以下では座屈原理^{6.27)} (BM) での変形が確認されており、レーザ照射による圧縮応力は照射部の表と裏ではほぼ均一に生じる。このため、両端拘束によって伸縮を制限された試験片には変形が生じ得ず、除荷後に残る応力も表裏で均一であったために変形が小さくなったものと考えられる。一般に、座屈原理を用いたレーザフォーミングは変形角が大きくなるため、図 2-12 では BM 付近で極大値をとっている。一方で TGM では片面に大きな圧縮応力を生じるため、図 6-38 では BM から TGM に遷移した直後の送り速度において変形角の極大値をとっているものと考えられる。この結果より、従来のレーザフォーミングにおいては TGM の方が制御性に優れるとされてきたが、ゼロ変形を得るためには BM を用いた方が制御性が良くなる可能性があることがわかった。

さらに先行研究^{6.22)}で送り速度 20 mm/min 以下は、表面からのレーザ照射で裏面まで焼入れされる全厚焼入れが達成できることが判明しており、ゼロ変形を目指す場合には積極的に BM の条件を活用することで、能率と変形精度を両立した処理が可能となることもわかる。

6.6.1.3 両端拘束試験片の残留応力

6.6.1.2 目より、提案手法で変形の小さな試験片を創製できることがわかった。しかし、通常得られる変形 (図 6-31) を機械的に阻害しているため、残留応力が変化してしまうことが考えられる。そこで、従来通りの拘束をしなかった試験片と図 6-37(b) で得られた提案手法の試験片の残留応力を測定した。残留応力の測定には、X線測定機 AUTO-MATE II(リガク)を用いた。測定条件は $\sin^2\psi$ 法とし、測定角度は 135°、測定スポット径は直径 2 mm である。測定個所は(x, y) = (15, 15)とした。結果を表 6-3 に示す。なお、座標軸は図 7 と同様である。表中の±値は信用限界値を表している。

Table 6-3 Residual stress caused by workpiece restraint

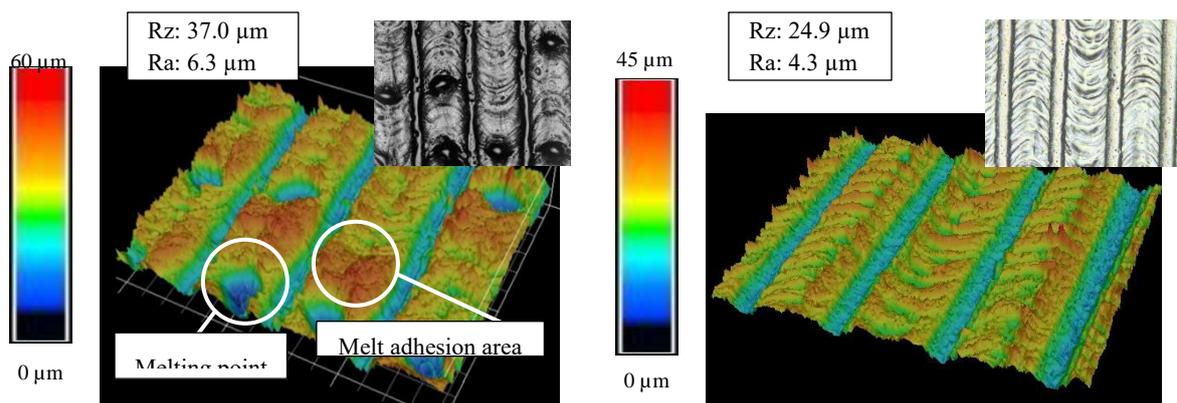
Conventional single-ended restraint (No constraint)	Front surface	σ_x [MPa]	-38	±25
		σ_y [MPa]	148	±18
	Back surface	σ_x [MPa]	-20	±5
		σ_y [MPa]	-147	±10
Proposed double-ended constraint (With restrictions)	Front surface	σ_x [MPa]	-16	±23
		σ_y [MPa]	-2	±6
	Buck surface	σ_x [MPa]	77	±19
		σ_y [MPa]	101	±22

表から、試験片を拘束しレーザを走査すると、拘束しなかった場合と比較して、試験片の表面には圧縮の、裏面には引っ張りの残留応力が生じることがわかる。これより、変形を付与した力は表面に引っ張り、裏面に圧縮力であることがわかり、おおむね機械的にゼロ変形方向への曲げ力を与えた場合と同様の傾向を示している。実用上は一般的に圧縮の残留応力が有用とされており、引っ張りの残留応力は強度を低下させる原因となるため回避される。拘束を行った試験片ではレーザ走査部の残留応力が小さく、焼入れ面を活用する場合には拘束を行った試験片の方が良好な残留応力となることがわかった。

6.6.2 ナノファイバー研磨実験

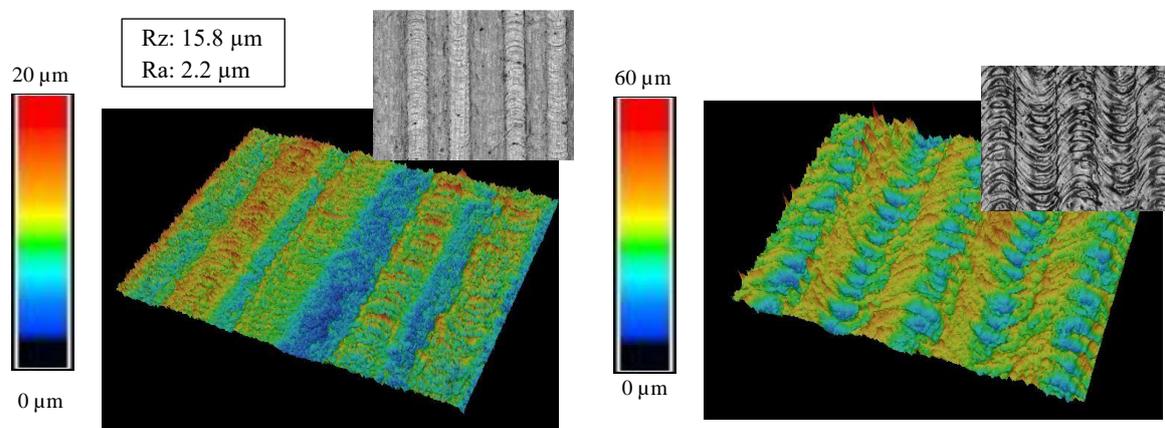
6.6.2.1 レーザ走査後の表面状態

6.6.1.2目において得た試験片に対して研磨をおこなう前に, 試験片の表面をレーザ顕微鏡で観察した. 図 6-39 にレーザ顕微鏡で観察した試験片表面の 3 次元高さ画像を示す. この画像は, 高さデータのみを 500 倍に拡大した画像である. 図の右上には同位置の光学撮影による画像を併記した. また, 測定長さ 2 mm で 5 か所計測した平均線粗さを併記した.



(a) Feed rate 50 mm / min, distance between scans $\Delta x = 0.4$ mm
(Line roughness Rz 37.0 μm, Ra 6.3 μm)

(b) Feed rate 100 mm / min, distance between scans $\Delta x = 0.4$ mm
(Line roughness Rz 24.9 μm, Ra 4.3 μm)



(c) Feed rate 300 mm / min, distance between scans $\Delta x = 0.4$ mm
(Line roughness Rz 15.8 μm, Ra 2.2 μm)

(d) Feed rate 100 mm / min, distance between scans $\Delta x = 0.35$ mm
(Line roughness Rz 23.2 μm, Ra 3.5 μm)

Fig. 6-39 Surface roughness after laser scanning

図 6-39(a)より, BM が生じる低い送り速度の場合には, 図中の実線で囲んだ部分のような, 試験片の溶融, 飛散が確認され, 最大粗さ Rz は 40 μm 程度にも達していた. 一方, 高い送り速度の図 6-39(c)では, レーザ走査によって発生する酸化スケールの割合が小さくまた最大粗さ Rz も 15 μm 程度であり, バフ研磨の効果が明確に表れない可能性がある. このため, 基礎実験である本報においては, BM が生じる限界送り速度である 100 mm/min での加工表面を研磨することとした.

レーザを送り速度 100 mm/min, 間隔 $\Delta x = 0.4$ mm で走査した結果が図 6-39(b), 送り速度 100 mm/min, 間隔 $\Delta x = 0.35$ mm で走査した結果が図 6-39(d)である. 図 6-39 の(b)と(d)を比較すると, (b)では酸化スケールの高さだけ線粗さが悪化しており, (d)では全面酸化スケールであるため様な高さとなり, 見かけの表面状態は良好となっている. このため, 図 6-39(d)では表面性状の改善が研磨の結果によるものかともとの表面性状によるものかの判断が難しい. そこで, 本報では主に送り速度 100 mm/min, 走査間隔 $\Delta x = 0.4$ mm を主に扱うこととした.

6.6.2.2 ナノファイバー研磨による表面状態

図 6-40, に, 表 6-2 の条件で研磨した後の最大高さ Rz の値を示すここで, 酸化スケールが全く除去できていなかった結果に関しては, \times プロットにて示す. また, 1500 nm における 5 μm の Δ プロットは, 図 7 の測定位置以外のごく狭い範囲において酸化スケールの剥離が観察されたものである. 同様に, 図 6-41, に, 算術平均粗さ Ra の値を示す. また, 図 6-42 に, 研磨後の表面を観察した一例を示す. 図 6-42 より, 研磨後の試験片表面のバリ状の突起は除去されていることがわかる. ただし, 線粗さの改善は Rz 5 μm 程度, Ra で 1.2 μm 程度と, 十分な改善にはいたらなかった. 酸化スケールが除去できなかった条件では, 最大高さ Rz が悪化する条件もあったものの, 算術平均粗さ Ra はおおむね改善されていた. 図 6-40 より, すべての結果において砥粒径 20 μm が最も研磨後粗さが悪い結果となった. また, 平均直径 7700 nm のナノファイバーにおいてはすべての研磨結果が良好であったものの, そのほかのナノファイバーでは十分な研磨結果が得られなかった. 先行研究^{6, 28)}においてファイバー径を様々に変化させることができる場合, ファイバー研磨での砥粒の把持能力は, 隣接するファイバーの隙間距離 e_l と砥粒径 d_g の比が重要であることが判明しており, $e_l/d_g < 1$, および $e_l/d_g = 1$ 近傍の場合に研磨性能が向上するものである. ここで, e_l は以下の式であらわされる.

$$e_l = d \left(\sqrt{\frac{3\pi}{4} \cdot \frac{\rho}{\rho_b}} - 1 \right) \quad (6-10)$$

ここで, d はファイバー径, ρ はファイバー材質の密度, ρ_b はファイバーのみかけの密度である. 式(6-10)を用いてファイバー間距離 e_l を算出し, e_l/d_g と研磨後の算術平均粗さ Ra との関係調べた. 結果を図 6-43 に示す. 図より, もっとも線粗さが改善されたのは $e_l/d_g > 1$ での研磨であり, 酸化スケール除去などの粗バフ研磨 (砥粒径が大きい) においては, 先行研究による予測とは異なる結果であることがわかった.

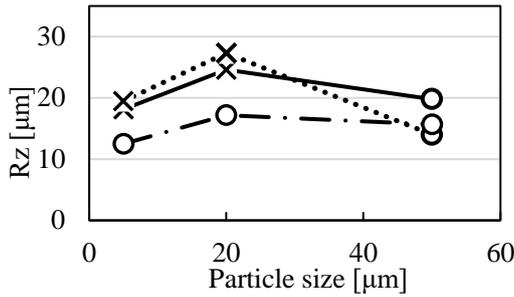


Fig 6-40 Experimental results (Rz)

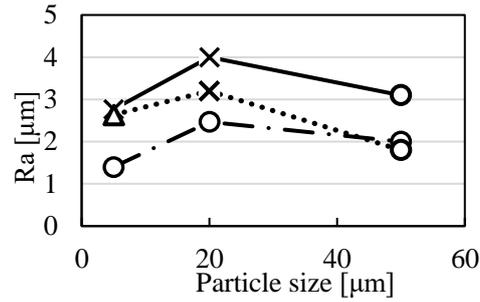


Fig. 6-41 Experimental results (Ra)

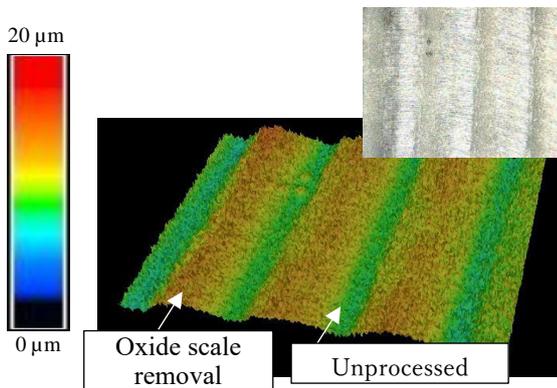


Fig. 6-42 After removing oxide scale (Fiber diameter 800 nm, abrasive particle diameter 50 μm, line roughness Rz 19.8 μm, Ra 3.1 μm)

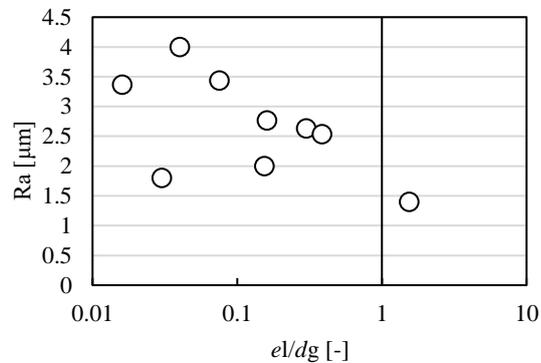


Fig. 6-43 Effect of the ratio between the fiber distance el and the abrasive particle size dg on the polishing result

6. 6. 2. 3 バフ研磨におけるファイバー束状態の影響

この原因を調べるため、レーザ顕微鏡にて、それぞれの直径のナノファイバーを観察した。結果を図 6-44、図 6-45、図 6-46 に示す。図 6-44、図 6-45 より、平均直径 800, 1500 nm のナノファイバーは、細かなファイバー同士が同一流線上に絡み合い、見かけ上 1 本の大きなファイバーを形成していることがわかる。ファイバーはメルトブロー法で製造しているが、ブロー方向に束となる可能性があり、それらを十分に開繊できていないためと考えられる。束状に緻密に絡み合ったファイバー内には 5 μm 程度の砥粒が入り込む余地があり、束状ファイバーの内部に入り込んでしまった砥粒は研磨に関与できない。このため、束状となってしまったファイバー径 800 nm と 1500 nm での 5 μm の砥粒径での研磨結果が悪化したものと考えられる。

図 6-44、図 6-45 より、この束状ファイバーの直径は 20 μm を超えるように見える。この結果、見かけ上のファイバー径が砥粒径を上回り、先行研究において提案した研磨結果が得られなかったものと考えられる。砥粒径 50 μm での研磨結果は 800 nm, 1500 nm の双方で酸化スケールの剥離が可となっている一方、800 nm の研磨結果は 1500 nm での研磨結果よりも線粗さが悪いことがわかる。これは、束状のファイバーの直径によるものである。1500 nm での束状ファイバーの直径は砥粒径 50 μm とほぼ同程度の砥粒

径であるが、800 nm の束状ファイバーの直径は $50\mu\text{m}$ を大きく上回っており、また、細かな繊維の絡み合いによって得られた大きな束は見かけ上の密度が小さく、十分な押し付け力が得られなかったものと考えられる。

さらに、ファイバー径 800 nm と 1500 nm の研磨結果を比較すると、Rz で同程度であった研磨能力は、Ra では 800 nm が劣っていることがわかる。すなわち、Rz の主な悪化要因であるバリ状の突起の除去は行われているものの、Ra の悪化要因である酸化スケールの除去がまったく進んでいないということである。このことから、束状ファイバーの砥粒把持能力の低さがうかがえる低下が予想される。そこで、このみかけ上のファイバー束径を d として再度ファイバー間距離 e_l を計算し、研磨後の Ra との関係調べた。結果が図 6-47 である。図より、 $e_l/d_g \leq 1$ 付近で良好な結果となることがわかり、先行研究による研磨性能の予測との一致が確認できた。

図 6-44、図 6-45 では束状ファイバーが確認できた一方、図 6-46 より、平均直径 7700 nm のファイバーでは、繊維と繊維はおおむね均一に絡み合っており、目立った束状のファイバーは確認できない。このため、先行研究の予測が適用でき、さらに束上のファイバーよりも砥粒を把持するためのファイバー1本あたりの強度も大きく、ファイバー径 7700 nm では全体的な研磨結果も良好な値となったものと考えられる。

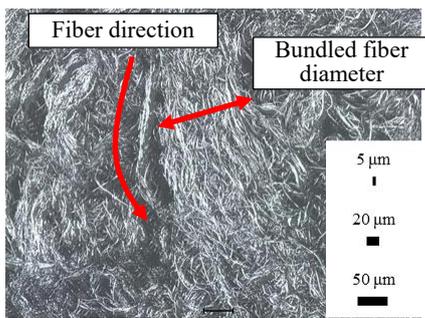


Fig. 6-44 Microscopic view of nanofibers of 800-nm diameter

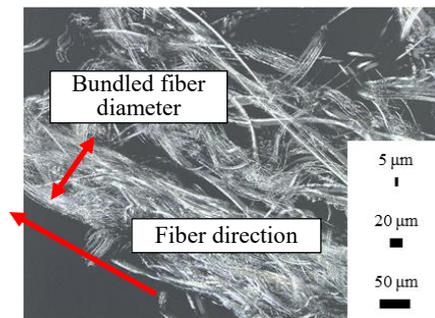


Fig. 6-45 Microscopic view of nanofibers of 1500-nm diameter

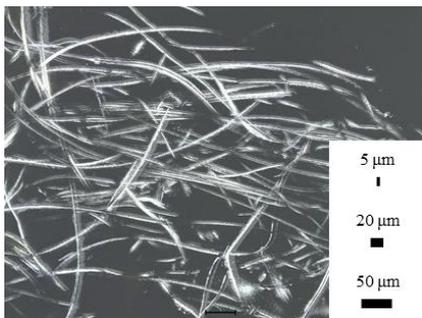


Fig. 6-46 Microscopic view of nanofibers of 7700-nm diameter

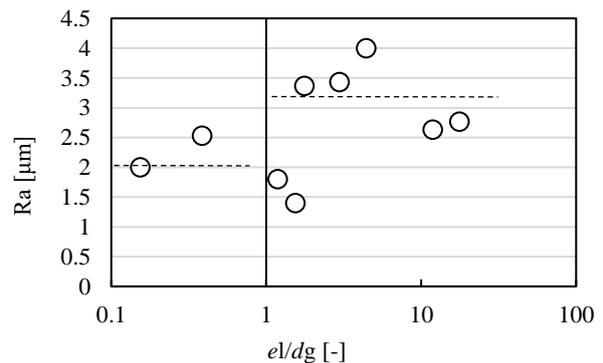


Fig. 6-47 Effect of the ratio between the fiber distance e_l and the abrasive particle diameter d_g considering the bundled fiber diameter on the polishing result

6.7 薄板鋼のゼロ変形の焼入れ鏡面の創成

6.6 節より、ゼロ変形の薄板焼入れ片を得ることと、ナノファイバー研磨による表面状態の改善が達成された。そこで、従来では達成困難とされてきた、薄鋼板の焼入れ鏡面をもった試験片の試作を行った。対象は図 6-37(a)の試験片とした。ナノファイバー径は $7700\ \mu\text{m}$ とし、砥粒径は $50\ \mu\text{m}$, $5\ \mu\text{m}$, で粗バフとし、さらに鏡面化を目指し $1\ \mu\text{m}$, $0.3\ \mu\text{m}$ と、徐々に細かい砥粒を用いてバフ研磨を行った。研磨パスは図 6 の NC 加工機で工具の自転回転数として $300\ \text{min}^{-1}$ とし、公転半径 $1\ \text{mm}$ のトロコイド曲線とし、1 周で $1\ \text{mm}$ 進むこととした。公転の工具中心の送り速度は $5\ \text{mm}/\text{min}$ とした。得られた鏡面に直角に保持した「DoshishaUniversity」の文字列を反射させた図を、図 6-48 に示す。図 21 より、文字列が研磨面上に十分に浮かび上がり、鏡面となっていることがわかる。最大表面粗さ R_z は $5\ \mu\text{m}$, 平均粗さ R_a は $0.6\ \mu\text{m}$ であった。また、全体図より、試験片にはほとんど変形は見られず、ほぼゼロ変形薄板($0.5\ \text{mm}$ 厚)かつ焼入れ面の鏡面化の達成が可能であることが判明した。したがって、提案する両端拘束したレーザ焼入れフォーミングと NC 加工機によるバフ研磨の統合が、ファインな焼入れ薄鋼板の創製の有効な手法の一つになることがわかった。

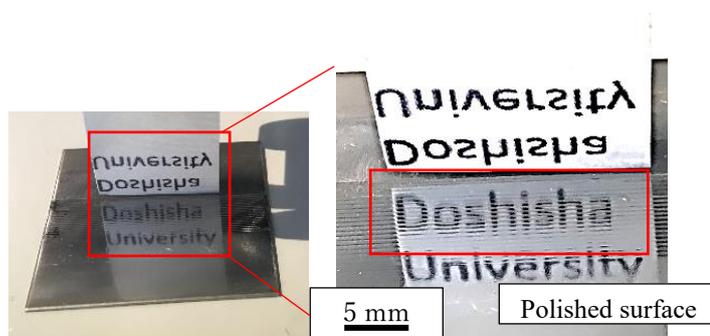


Fig. 6-48 Zero deformation hardened mirror surface

6.8 結 言

本章ではコンパクト工作機械を用いて、角部を有するミリオーダーの微小なマイクロチャネル凹凸形状および段差形状に対する鏡面仕上げ加工法の検討を目的とし、本報では小径ボールエンドミル型工具を用いた磁気研磨加工法の適用について検討した。さらに、レーザ焼入れフォーミングを適用した場合のゼロ変形にファインな仕上げ面を有する反り変形レスな薄板（0.5 mm 厚）焼入鋼の創成を対象にして、レーザ焼入れフォーミングとナノファイバーバフ研磨の適用を検討した。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 凹凸形状に対して角部で磁気研磨ペーストの溜まりが生じるため、平面と同じ研磨パスおよび条件では十分な研磨効果が得られない。凹形状については回転数に関わらず溝内部が研磨されず、凸形状については回転数を小さくすればそれらは若干改善される。
- (2) アクリルで作製した段差形状を磁気研磨して、その磁気ペーストの運動観察も含めた結果から、ワーク形状に対して余分なペーストがある場合、段差角部にペーストが溜まり、他のペースト運動を阻害していることがわかった。さらに、阻害するペーストの影響により工具直下のペースト回転が断続的に止まっていることが解明できた。
- (3) 段差高さ h と研磨バイト直径 R_p の比を $\varepsilon = h/R_p$ としたとき、ペースト溜まりはおよそ $\varepsilon = 0.45$ 以上から生じるとがわかった。そのペースト溜まりを解消するため、工具送りの一定間隔毎で垂直に適切な上下方向に運動を加えることで、工具の磁力でペースト溜まりが解消できることがわかった。
- (4) 段差の角部を含む形状の磁気研磨では、工具送りに対して垂直に上下に適切なオシレーション運動を加えることで、ペースト溜まりも生じることなく底部や角部の仕上げ面粗さの改善が可能となることがわかった。
- (5) レーザ焼入れフォーミングで完全なゼロ変形は達成できなかったが、試験片両端を拘束した状態で座屈原理（BM）が生じるような低速レーザ走査を行うことによって、変形レスかつ全厚焼入れも達成できる可能性があることが判明した。
- (6) ポロプロピレン製ナノファイバーを用いて油ペーストで砥粒を把持することによってバフ研磨を遂行可能で、これにより NC 加工機を用いた薄板鋼の焼入れ・成形・仕上げ加工の統合が可能であることがわかった。
- (7) ナノファイバーを用いた研磨では、ファイバー径が小さい場合には、ファイバー同士が束となり、砥粒の把持能力を下げる可能性があることがわかった。

Reference

6. 1) 大駒誠一, “コンピュータ開発史”, 共立出版, (2005)
6. 2) M. Sakagami, “Latest Trends in Foreign Injection Molding Machines and Technologies (Part 1)Accelerating Eco-Molding,” Pursuing Efficiency, and Improving Productivity Through Process Integration, *Plastics age*, Vol. 61, No. 10, (2015), pp. 90–95
6. 3) Y. Okazaki, T. Mori, N. Morita., “Desk-top NC milling machinewith 200 krpm spindle,” *Proc. 2001 ASPE Annual Meeting*, pp. 192–195, 2001.
6. 4) M. Honiden, “A study of production optimization by cell production system for assembly,” *Japan Society for Production Management* 10(2), 181–186, 2004.
6. 5) 廣垣俊樹, 青山栄一, 小川圭二, 新山徹, 鈴木雅史, 岩間正俊, “デスクトップ型 5 軸制御工作機械の LCA を用いた環境負荷の考察(機械要素,潤滑,工作,生産管理など),” *日本機械学会論文集 C 編* Vol. 75, No. 752, (2009), pp. 371–378
6. 6) T. Hirogaki, E. Aoyama, K. “Environmental Impact of Desktop-Sized Five-Axis CNC Machine Tool Estimated with LCA,” *Transactions of the JSME, Journal of Environment and Engineering* 6(2), 242–252, 2011.
6. 7) L. Ma, T. Furuki, T. Kure, T. Hirogaki, E. Aoyama, “Development of Polishing Tool Capable of Self-Adaptive to Processing Site using Steel Balls and Magnetic Force,” *Advanced Materials Research* 806, 466–471, 2015.
6. 8) Y. Manabe, H. Murakami, T. Hirogaki, E. Aoyama, T. “Furuki, Mirror-surface finishing by integrating magnetic-polishing technology with a compact machine tool”, *International Journal of Automation Technology*, Vol.13, No.2, (2019), pp. 207-220
6. 9) W. Wu, L. Ma, W. Wu, T. Hirogaki, E. Aoyama, M. Ikegaya, T. Echizenya, S. Hirayoshi, “Study on Oil Adsorption and Polishing Characteristics by Novel Nanofiber Pad for Ultra-Precision Abrasive Machining,” *International Manufacturing Science and Engineering Conference* 1, 2017, V001T02A043, 2017.
6. 10) 村上弘樹, 古木辰也, 青山栄一, 廣垣俊樹, 小川圭二, “マイクロチャンネル底面のエンドミル型工具による磁気研磨に関する考察(OS3 工具・ツーリング(2)),” *生産加工・工作機械部門講演会：生産と加工に関する学術講演会* 2014.10(0), (2014), 49-50
6. 11) M. Anzai, T. Nakagawa, N. Yoshioka, and Shigeki Banno, “Development of Inline Micro-Deburring Applying Magnetic-Field-Assisted Polishing,” *IJAT* 4(1), 9–14, 2010.
6. 12) K. Takahashi, “Deburring Finishing Using a Magnetic Polishing Machine,” *IJAT* 4(1), 33–37, 2010.
6. 13) 青山栄一, 廣垣俊樹, 大窪和也, 小川圭二, 澤和也, 小川幸子, 河井遼平, “マシニングセンタの CNC 機能を活用した切削と磁気研磨による魔鏡面の創成” *砥粒加工学会誌*, Vol. 55, No. 9, (2011), pp. 540–545
6. 14) F. W. Preston, “The Theory and Design of Plate Glass Polishing Machine,” *Journal of Glass Technology* 11(44), 214–256, 1927.
6. 15) L. T.-Arriaga, A. C.-Dávila, C. Ignacio R.-Sánchez, and J.Cu.-Cortés, “Correction of the Preston Equation for low Speeds”, *Applied Optics*, Vol. 46, Issue 9, (2007), pp. 1408 - 1410
6. 16) T. Nakajo, K. Nakano, Y. Sawachika, “Measurement for micro shape by reflected light displacement,”

1995 (In Japanese).

6. 17) M. Hirono, K. Tsunoda, “Turning surface glossiness of aluminum alloys,” *The Japan Institute of Light Metals*, 35(10), 581–587, 1985 (In Japanese).
6. 18) Y. Takebayashi, T. Hirogaki, E. Aoyama, K. Ogawa, S. Melkote, “Application of Magnetic Polishing With Ball Nose Shaped Tool for Microchannel Shape,” *ASME Journal of Micro-and Nano-Manufacturing* 2(2), 021009-1-9, 2014.
6. 19) 中川平三郎, 廣垣俊樹, 岩崎義範, 林猛晴, 喜田義宏, 垣野義昭, “マシニングセンタによる数値制御オシレーション研削に関する研究”, *精密工学会誌*, Vol. 68, No. 7, (2011), pp. 923–927
6. 20) Y., Manabe, H. Nishida, W. Wu, Toshiki Hirogaki, Eiichi Aoyama, “Surface finishing by laser quenching forming and nanofiber polishing”, *Advances in Materials and Processing Technologies*, (2020)
6. 21) Y. Manabe, R. Oda, T. Hirogaki, E. Aoyama and K. Ogawa: Whole Quenching of Small Thin Plate with Low-Power Semiconductor Laser Based on Feed-Speed Combination Problem, *International journal of automation technology*; 10 (2016), pp. 923
6. 22) Y. Manabe, H. Nishida, T. Hirogaki, E. Aoyama, “Influence of plate cross-sectional shape with groove on bending phenomena in laser quenching - forming”, *International Journal of Automation Technology*, Vol.14 No.4, (2020), pp. 592 - 600
6. 23) 鷺坂芳弘, 神谷真好, 松田稔, 太田幸宏, “レーザーピーンフォーミングの変形特性 : フェムト秒レーザーを用いたレーザーピーンフォーミングによる薄板の曲げ加工 (第2報)”, *塑性と加工*, Vol. 53, No. 612, (2012), pp. 59 - 63
6. 24) 呉魏, 廣垣俊樹, 青山栄一, 卜部賢一, 池ヶ谷守彦, 曾田浩義, “ナノファイバー不織布の製造とその油吸着およびフィルタ特性”, *日本機械学会関西支部講演会講演論文集*, 2018, 93, (2018), 519
6. 25) 布引雅之, 三澤将司, 静弘生, 奥田孝一, “事前変形がレーザーフォーミングの曲げ特性に及ぼす影響”, *精密工学会学術講演会講演論文集*, 2012S(0), (2012), pp. 3-4
6. 26) 真鍋裕輝, 西田大陸, 廣垣俊樹, 青山栄一, 小川圭二, 薄板鋼のレーザー焼入れフォーミング時の変形プロセスモニタに基づく考察, *砥粒加工学会誌*, Vol. 62, No. 11, (2018), pp. 571-577
6. 27) F. Vollertsen; An analytical model for laser bending, *Laser in Engineering*, 2, (1993), p.p. 261 - 276
6. 28) W. Wu, Polishing characteristics of buff machining using non-woven nanofiber fabric, *JSAT*. 61(11),(2017), 600-606

第7章 低出力半導体レーザを用いた 薄板鋼レーザ焼入れフォーミング加工における 残留応力と折り紙工学的な立体変形に向けた考察

7.1 緒言

これまでの研究では、レーザ走査による変形・硬さ・消費電力のトレードオフ問題を考え、薄板に対して表裏両面からレーザ走査をおこなうことによって全厚焼入れ・レーザフォーミングの両立が可能であることを示した^{7.1)7.2)}。しかしながら、三次元的な複雑形状の創成現象の解明に重要と考えられる残留応力の影響の評価には至っていなかった。さらに機能性部品の創成とその評価にも至っていなかった。

そこで本章^{7.3)7.4)}では、小型で複雑形状の板バネなどの試作の工程集約・セル生産のため、提案するレーザ焼入れフォーミング後の残留応力を様々なレーザ走査条件で測定し、それらが変形に与える影響の基礎的な解明を試みた。さらにその結果に基づき、折り紙工学との統合に取り組んだ。折り紙工学とは、“折る”ことにより対象に様々な性能を付与する工学である。現在活用される性能の付与の一例として、省スペース化、剛性の付与、弾性の付与、自由度の付与が挙げられる。たとえば、折り紙工学の代表例とされるソーラパネルのミウラ折りは人工衛星に活用される^{7.5)7.6)}。またハニカムコア(図1-2(b))のように、折ることによる「剛性の付与」は構造工学分野に適され、パイプの折りたたみ(図1-2(c))では省スペース化と自由度の付与が適用されている。ケーススタディとして小型の板バネ部品の試作と、その機能性の評価を遂行して、その有効性を考察したので報告する。

7.2 残留応力実験の装置と実験条件

7.2.1 実験条件

実験に用いたレーザは浜松ホトニクス製 LD-HEATER L10060 の CW 発振小出力半導体レーザである。試験片には焼入れを施すために必要な炭素量が十分に含まれている S50C を用いた。実験に使用したレーザと試験片の仕様と条件を表 2-1 に示した。また、実験に用いた S50C の物性値は密度 7860 kg/m^3 、縦弾性係数 $2.08 \times 10^{11} \text{ Pa}$ 、比熱 $435 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$ 、熱伝導率 $46.5 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ である。図 2-1 に示した XY テーブルに試験片を配置した。図 7-1(a)に試験片の拡大部分のモデル図を示す。図のように試験片の端部を原点とし、試験片の辺に沿うように x-y-z 軸を設定する。レーザの照射位置は原点から y 軸方向への距離で示すこととする。また、レーザは常に x 軸方向に平行に走査させた。さらに、図 7-1(b)に変形角度 θ [°] の定義を示す(また図中に示す面外の最大変位を示す z 軸変位量を z_l [mm] と定義する)。

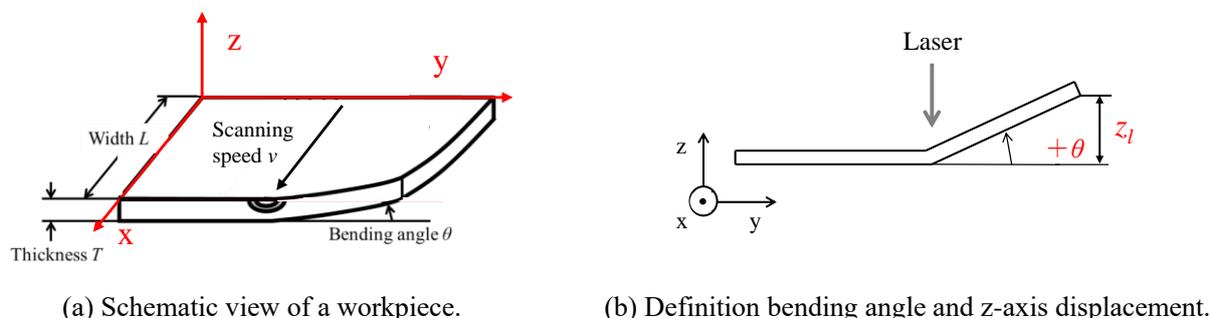


Fig. 7-1 Laser scanning overview and definition of deformation angle.

ここで変形角度 θ はレーザの走査線を中心に生じ、加工前の試験片の形状を基準に反時計回りを正と定義する。また原則として薄板の片面へのレーザ照射と走査を対象（ケーススタディを除く）とするため、レーザ照射された面をオモテ面 (Upper surface)、その時に照射されていない他方の面をウラ面 (Lower surface) と定義する。

7.2.2 レーザ照射後のそり変形の定義

図 7-2 にそり変形（以後、そりと称す）のモデル図を示す。レーザを x 方向に走査した場合の、その走査線上に沿った面外 z 方向変位をそり w と定義する。試験片を成形するためにレーザを複数走査する際、変形が複雑化している要素の一つとしてそりが考えられる。しかし、そりについての研究報告はほとんどみられない⁷⁾。そこで、各走査速度後において x 方向に沿ってそり w を計測した。

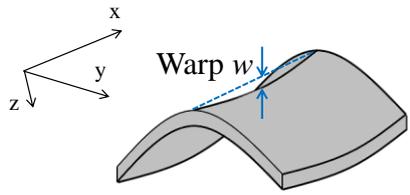


Fig. 7-2 Model diagram of warp.

図 7-1 に示すように $y = 15 \text{ mm}$ の位置（板幅の中央）に x 軸方向に沿ってレーザを 1 本走査した。このときのレーザ走査速度は $v = 20, 40, 60, 80, 100, 150, 200 \text{ mm/min}$ の計 7 水準でおこない、 $y = 15 \text{ mm}$ 上で x 軸に沿って計 9 点 ($x = 1, 5, 9, 13, 15, 17, 21, 25, 29 \text{ mm}$) のそり w を計測した。計測方法は工作機械の機上でタッチプローブ方式でおこなった。そりの再現性を確認するため、各条件において 3 サンプルの実験をおこなった。

7.2.3 残留応力の測定方法

レーザ焼入れフォーミングは塑性だけでなく変態の現象も重複する。そのため変形制御における複雑な要素のもう一つとして残留応力が考えられるが、その影響についての検討に至っていなかった。複数回走査する際、応力解放など前走査の影響を受け現象が複雑となるものと予想される。そこで本報では、それらの解明に向けた初期段階として各種の様々なレーザ走査後の残留応力を実測して、基礎的な立場で実験的に考察を試みる。図 7-1(a) に示した $y = 15 \text{ mm}$ の地点にレーザを 1 本走査したものとレーザ走査前の試験片の 2 種類を用意し、図 7-3(a)(b) に示す計 7 カ所 (I, II, III, IV, IV', IV'', V) の残留応力の計測をおこなった。図 7-3(a) の x 方向の残留応力を σ_{zx} (以後 σ_x)、y 方向の残留応力を σ_{zy} (以後 σ_y) とした。その際、レーザ走査前の試験片の状態、黒皮(酸化スケール)の影響、レーザ走査した際の同一直線状での違いについて考察した。残留応力は、X 線測定機 AUTO-MATE II (リガク) を用いた。測定条件は $\sin^2\psi$ 法とし、測定角度は 135° 、測定スポット径は直径 2 mm である。同様、 $y = 15 \text{ mm}$ の地点にレーザを 2 本(往復)走査し、図 7-3(c) に示す計 3 カ所 (VI, VII, VIII) の残留応力の計測をおこなった。その際、マルテンサイト変態の状況を確認するためレーザ走査位置における面外方向の焼入れ深さ d も調べた。さらに、 $y = 15 \text{ mm}$ の地点にレーザを 6 本(3 往復)走査したもの（以後、線走査と称する）と面積的に走査（以後、面走査と称する）したもの(レーザ走査の間隔を 0.4 mm すなわち レーザスポット径とする)とを準備し、図 7-3(d)(e) に示す計 6 カ所 (IX, X, XI, XII, XIII, XIV) の残留応力の計測をおこなった。計測条件は、上記と同様である。

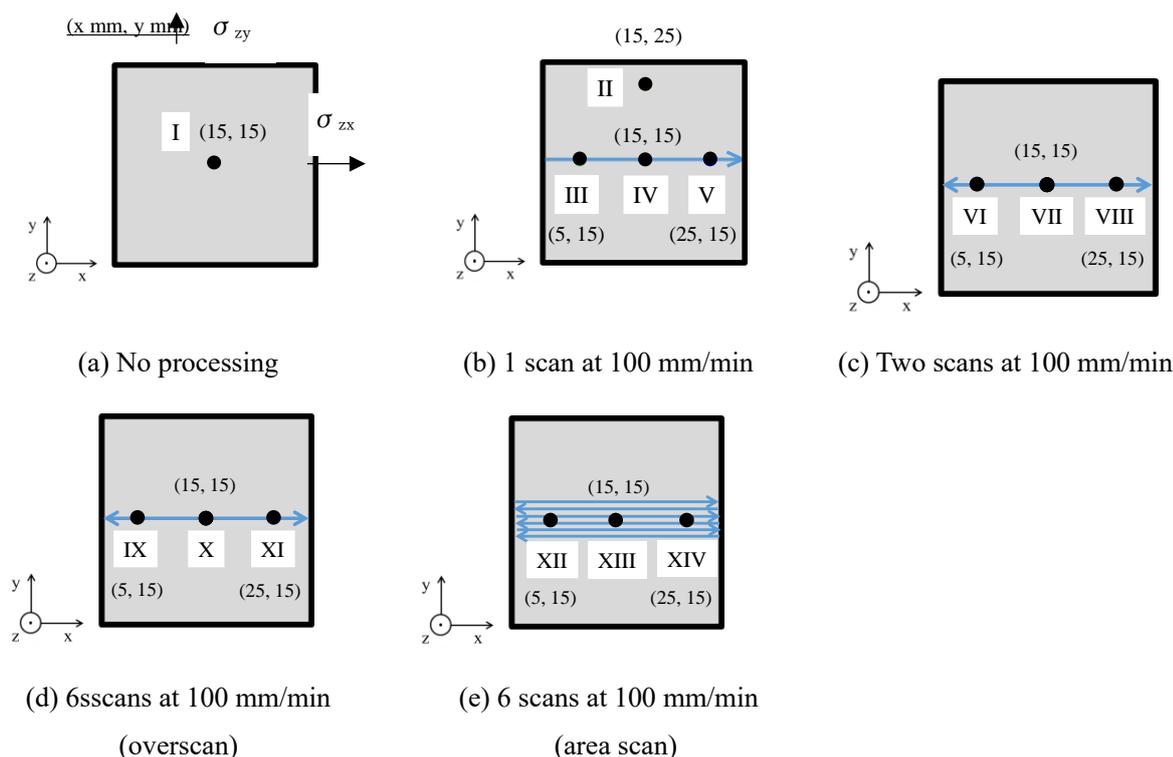


Fig. 7-3 Definition of residual stress and measurement position.

7.3 残留応力の実験結果と考察

7.3.1 そりとレーザ走査速度の関係

レーザを1本走査した際のx方向に沿ってのそりの変化の計測結果を図7-4(黒塗りはピーク値), 走査速度と最大そり(以後, 図7-4中のピークの絶対値で単にそりと称する)の関係を図7-5, 走査速度と変形角の関係を図7-6, さらにそれらをまとめ変形角とそりの関係を調べた結果を図7-7に示す. 図7-4(e)においてそりの変化は100 mm/minは $x = 15$ mm(レーザ走査の中間部分)でピークを示し, また他の走査速度は $x = 20$ mm付近(レーザ走査の後半部分)でピーク値を示す結果であり, レーザ走査における前半部($x < 15$ mm)ではピークを示さない結果であった. これはレーザを1走査の場合の前半部と後半部を比較すると, 試験片はレーザ走査(照射後の時間が経過)が進むにつれて蓄熱が生じ, それに伴い対象の鋼材の降伏点も下降するため, そりのピーク値は試験片中心よりも後半部に集まる傾向になったと考えられる. 図7-5はそりと走査速度の関係であり, 1走査においては走査速度60 mm/minで極大値を示すことがわかる. 図7-6は1走査における変形角と走査速度の関係であり, 図7-5と同様に走査速度60 mm/minで極大値を示すことがわかる. これらよりレーザの1走査目において, そりと変形角との間に関係性を有することがわかった. そりが大きい, つまりそり方向の曲率半径が大きくなると曲がりやすい(秋山他, 2010)と考えられ, その影響であることがわかる. 1走査におけるそれらの変形角とそりの関係を図7-7に示し, ある程度の相関性が確認できる. 一方で図7-5にレーザを10走査(5往復)した場合の走査速度とそりの関係も併記した. 走査回数が増大するとそりも増大するが, どの走査速度においても0.09mm程度に収束する結果であった. 走査を繰り返すと走査速度20mm/minでは表面に顕著な溶融現象が生じ, その場合にはそりの収束値が若干大きな値(0.12mm程度)となる結果であった.

様々な走査速度で1, 2, 5, 10走査したときのz軸変位量(変形角)とそりの関係を図7-8(図中のプロット, ○=1走査, △=2走査, □=5走査, ◇=10走査)に示す. ただし図7-8の黒塗りプロット点は低速の繰り返し

返し走査における溶融剥離によって生じたはずれ値と考えられる. 図 7-8 より, そりと変形角度には相関性があることがわかり, また走査数を減らして 1 走査当たりの変形角度を増やすより, 走査数を増やして目的とする変形角度とする方がその発生を抑えることができることがわかる.

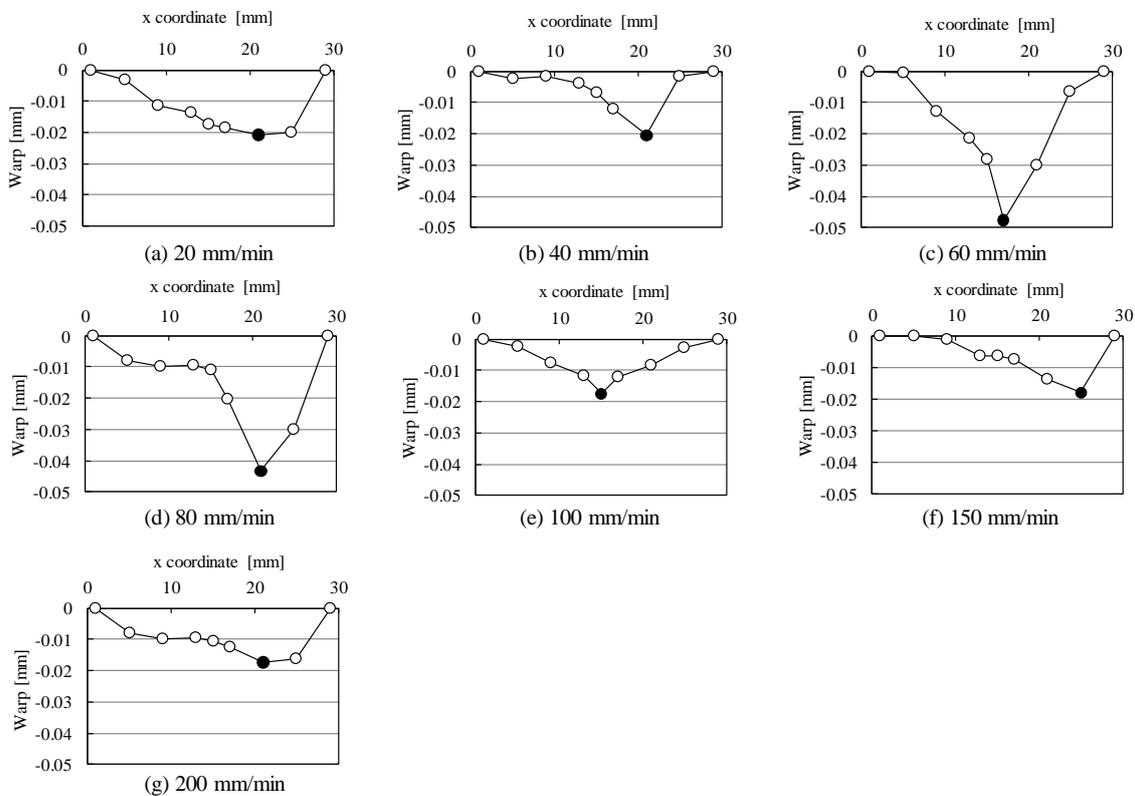


Fig. 7-4 Warp of each scan speed.

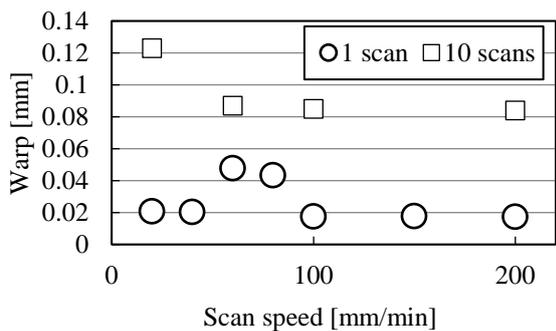


Fig. 7-5 Peak value of warp at each scan speed.

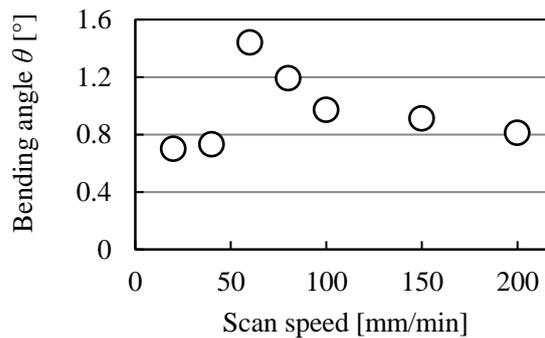


Fig. 7-6 Bending angle at each scan speed.

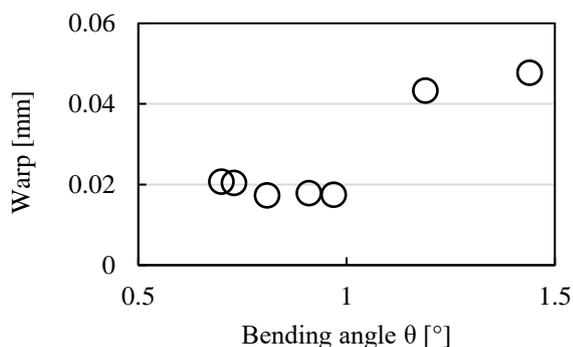


Fig. 7-7 Relationship between bending angle and warp.

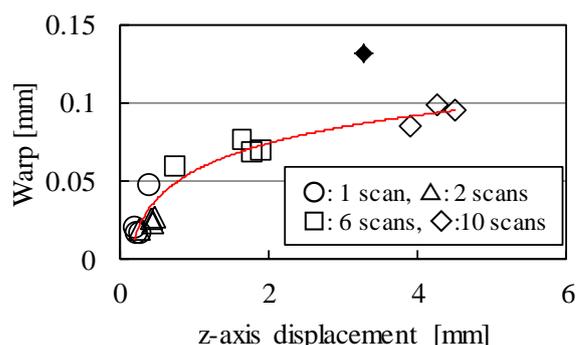


Fig. 7-8 Z-axis displacement and warp at each scan speed (1scan and 2scans).

7.3.2 残留応力の測定結果

図 7-3(a)および(b)でレーザ 1 走査後の計測オモテ面の残留応力の測定結果を表 7-1~7-7 に示す。

Table 7-1 Residual stress (I)

Upper	σ_x [Mpa]	-25	± 15
	σ_y [Mpa]	-35	± 20

Table 7-2 Residual stress (II)

Upper	σ_x [Mpa]	-55	± 17
	σ_y [Mpa]	-61	± 32
Lower	σ_x [Mpa]	-30	± 10
	σ_y [Mpa]	-27	± 12

Table 7-3 Residual stress (III)

Upper	σ_x [Mpa]	140	± 27
	σ_y [Mpa]	-18	± 35
Lower	σ_x [Mpa]	71	± 11
	σ_y [Mpa]	38	± 22

Table 7-4 Residual stress (IV)
(On the laser)

Upper	σ_x [Mpa]	205	± 26
	σ_y [Mpa]	57	± 18
Lower	σ_x [Mpa]	55	± 18
	σ_y [Mpa]	17	± 21

Table 7-5 Residual stress (IV')
(Outside laser)

Upper	σ_x [Mpa]	100	± 34
	σ_y [Mpa]	15	± 15

Table 7-6 Residual stress (IV'')
(Oxidation scale removal)

Upper	σ_x [Mpa]	187	± 20
	σ_y [Mpa]	33	± 22

Table 7-7 Residual stress (V)

Upper	σ_x [Mpa]	93	± 9
	σ_y [Mpa]	-13	± 11
Lower	σ_x [Mpa]	-15	± 22
	σ_y [Mpa]	-34	± 24

図 7-3(a)の I の残留応力を計測した際、表 7-1 の結果からレーザ走査前から、両軸ともに約 30 MPa の残留応力(圧縮)が生じていた。本報で用いた試験片は圧延材であり、その際、試験片はロール間げきにおいて、圧延が十分進んだ中立点においてかなり加工硬化した状態でさらに大きな圧力を受ける。このため、試験片の表面はショットによる表面加工を受けたような状態になり、ここでは圧縮塑性変形が生じ、最終的に残留応力(圧縮)が発生^{7,8)}しているものと考えられる。

レーザ走査する際に生じる熱処理(レーザ焼入れ)が要因となり、試験片表面が加熱されることで黒皮

(酸化スケール)が発生する。これは、加熱温度が高いほど、また加熱時間が長いほど発生量を増し厚くなる。酸化スケールは、金属鉄より熱伝導が悪く急速を阻害するため、熱処理品に酸化スケールが残っていることは好まれない。試験片のレーザ照射面をレーザ顕微鏡で計測したものを図 7-9 に示す。そこで、図 7-9 中レーザ走査上①, レーザ走査上の中心部から 0.3 mm ずらしたもの②, 酸化スケール除去したもの③を比較した。また各点 (オモテ面) の σ_x と σ_y の残留応力の関係性を図 7-10 に示す。

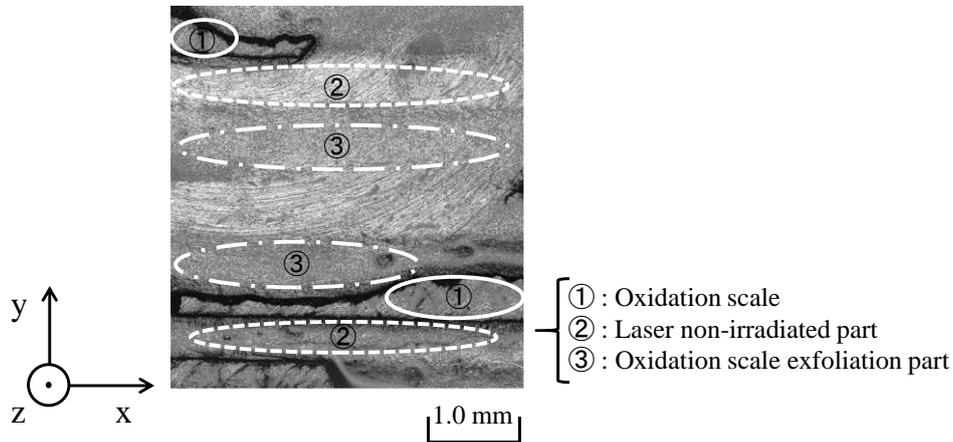


Fig. 7-9 Specimen surface measured with a laser microscope.

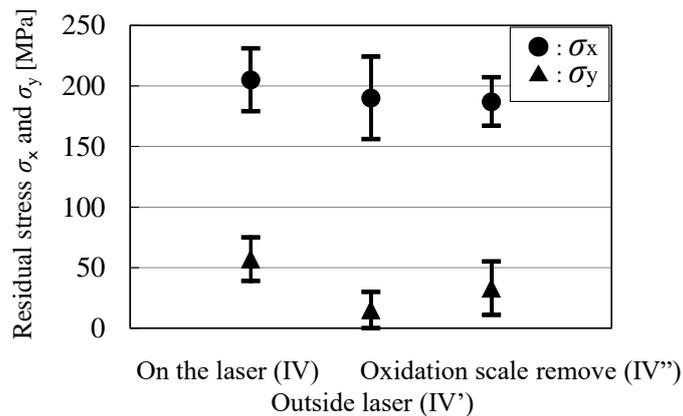


Fig. 7-10 Residual stress at each point (Upper surface).

図 7-10 より、3 点とも残留応力は、 $\sigma_x = 190 \sim 220$ MPa, $\sigma_y = 15 \sim 30$ MPa に収束した。前節の結果でレーザ走査前の試験片においても約 30 MPa の残留応力が生じていたことから、これら 3 点の差はないものと考えられる。このことから、酸化スケールは熱伝導率に影響を及ぼす可能性はあるが、残留応力にはあまり影響を及ぼすものではないことがわかった。以降はレーザ走査上を測定した値を用いて考察した。

レーザ走査前とレーザ走査位置から離れた残留応力の比較するために、表 7-1 と表 7-2 より、まず図 7-3(b)中の I(Upper)と II (Lower)を比較すると、信頼限界の範囲内であり、レーザ走査位置から離れたウラ面ではレーザ走査の影響はないと考えられる。また、I(Upper)と II (Upper)を比較すると、II (Lower)に比べ信頼度が悪いため、明確に走査前試験片から圧縮の残留応力が発生したとは断言できない。そのため本報においては、走査位置から 10 mm 離れた位置における残留応力は、概ねゼロであるものと考えた。

まず図 7-3(b)中の III のオモテ面 (Upper) に着目すると、レーザフォーミングにおいて主変形方向は x

軸（走査方向）まわりの曲げで走査方向に直交する y 軸方向の残留応力は変形という形で表れている。一方、この主変形の曲げのため y 軸まわりの x 軸に沿った曲げ変形は容易ではなく、レーザ照射の温度勾配に基づく熱膨張による圧縮応力がそのままレーザ照射直下に残留応力として残ってしまったと考えられる。IV(Upper)のオモテ面においても III と同様の現象と考えられる。しかし V のオモテ面においては III, IV と異なり、残留応力の値が小さい。これはレーザ走査終了部であり、レーザ走査による端部の部分的な蓄熱に起因する部分的な昇温が要因であると考えられる。端部を観察すると部分的な顕著な溶融現象が生じており、その影響によるものと考えられる。

また図 7-3(b)中、III ~ V のウラ面（Lower surface in Fig. 4 (b)）に着目すると、こちらもオモテ面と同様な原理が生じるが、レーザ走査面ではないため、残留応力の値が小さく影響が少ないものと考えられる。

図 7-3(c)に示す複数走査後の残留応力の計測結果を表 7-8 ~ 7-10 に示す。また図 7-3(b)に示す 1 本走査した際のオモテ面の残留応力を図 7-11(a)に、そのウラ面の残留応力を図 7-11(b)、図 7-3(c)に示す 2 本走査した際のオモテ面の残留応力を図 7-11(c)に、そのウラ面の残留応力を図 7-11(d)に示す。

Table 7-8 Residual stress (VI)

Upper	σ_x [Mpa]	97	± 11
	σ_y [Mpa]	-82	± 26
Lower	σ_x [Mpa]	-29	± 16
	σ_y [Mpa]	-7	± 20

Table 7-9 Residual stress (VII)

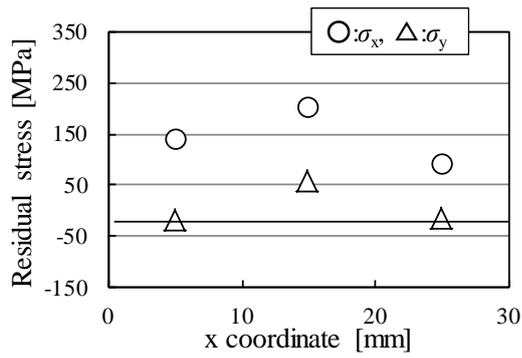
Upper	σ_x [Mpa]	259	± 32
	σ_y [Mpa]	35	± 3
Lower	σ_x [Mpa]	-36	± 13
	σ_y [Mpa]	-14	± 7

Table 7-10 Residual stress (VIII)

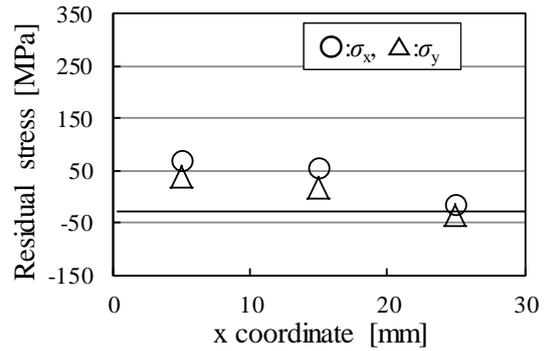
Upper	σ_x [Mpa]	155	± 20
	σ_y [Mpa]	-45	± 19
Lower	σ_x [Mpa]	-30	± 15
	σ_y [Mpa]	1	± 9

7.3.3 オモテ面の残留応力と変態の影響

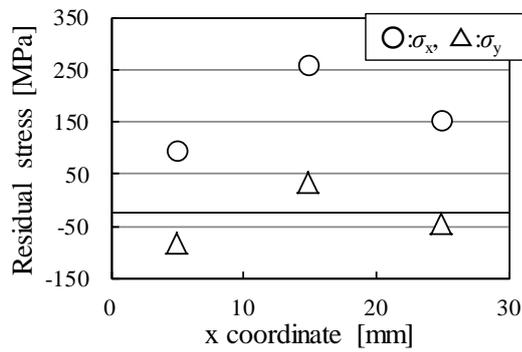
図 7-11(a)(c)に着目すると x 方向に沿って $x=15\text{mm}$ でオモテ面の残留応力が極大値を示し、図 5(e)に示すそれに近い変化を示すことがわかる。さらに図 7-11(a)(1 本走査)に対して図 7-11(c) (2 本走査)の各点の残留応力の比は、 $\sigma_x = 69, 126, 167\%$ となり、単純に 2 倍の値ではないこともわかる。その一方で、図 7-11(c)(d)に示すウラ面の残留応力には x 方向の変化が小さく、図 7-11(b)の 1 走査の場合には差が見られるものの、図 7-11(d)の 2 走査の往復ではほぼ一定値を示すこともわかる。そこでオモテ面で生じる焼入れによる変態に着目し、それぞれの焼入れ深さ d を調べた。図 7-3(b)(c)において x 方向に沿っての各点の焼入れ深さ d を図 7-12 に示す、焼入れ深さは試験片の温度に依存するため 1 走査目は蓄熱作用が生じるレーザ走査終了部の方が増大する結果であり、2 走査の往復ではその作業が相殺され傾向がわかる。この傾向は図 7-11(b)と図 7-11(d)のウラ面の残留応力の傾向と一致しており、オモテ面で生じるマルテンサイト変態に起因する体積膨張は、その結果としてウラ面の残留応力に影響を与えるものと考えられる。ここで各点の 1 走査に対する 2 走査の焼入れ深さの比を算出すると $x = 5, 15, 25\text{mm}$ の順に、 $d = 139, 123, 112\%$ となり、x 方向に沿ってほぼ一定であることがわかる。



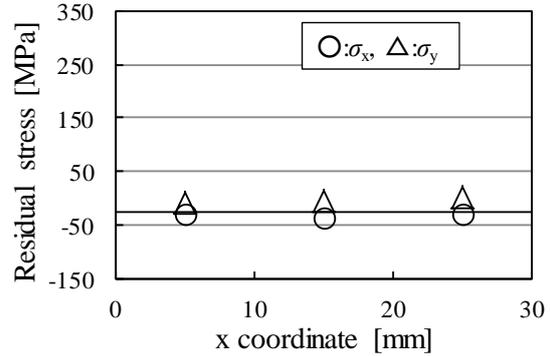
(a) Residual stress in upper surface at 1 scan (100 mm/min)



(b) Residual stress in lower surface at 1 scan (100 mm/min)



(c) Residual stress in upper surface at 2 scans (100 mm/min)



(d) Residual stress in lower surface at 2 scans (100 mm/min)

Fig. 7-11 Residual stress distribution

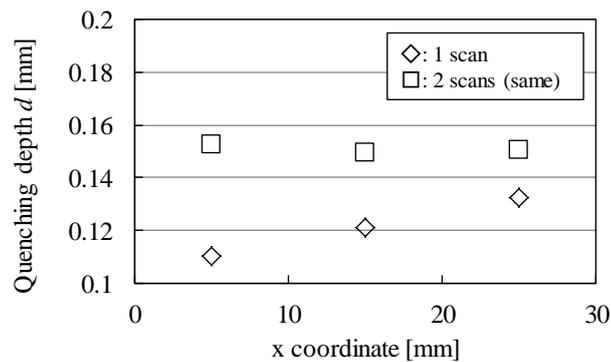


Fig. 7-12 Quenching depth.

7.3.4 複数走査(6本)の残留応力

図 7-3(d)に示す複数走査 (6 走査, 3 往復) の計測結果を表 7-11 ~7-13 に示す. さらに図 7-13(a)~(d)に, 図 4(b)に示す 1 走査および図 4(c)に示す 2 走査 (往復) の残留応力も合わせてそれらを x 方向に沿って示す. 図 7-13(a)(b)より, σ_x はレーザ走査回数が増加すると変形角 θ も増加すること^{7.9)} は判明しているが, 7.4.1 項のようにそれとも増加することが判明し, そりと関連が深いと考えられる残留応力 σ_x も増加していることがわかる.

Table 7-11 Residual stress (IX)

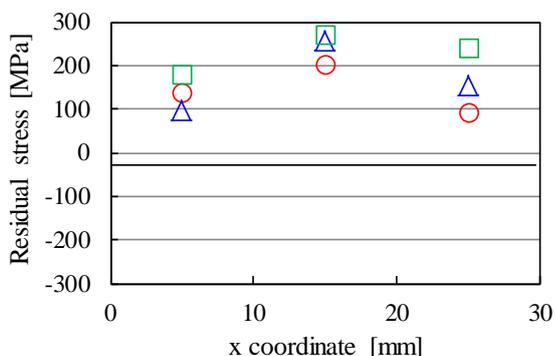
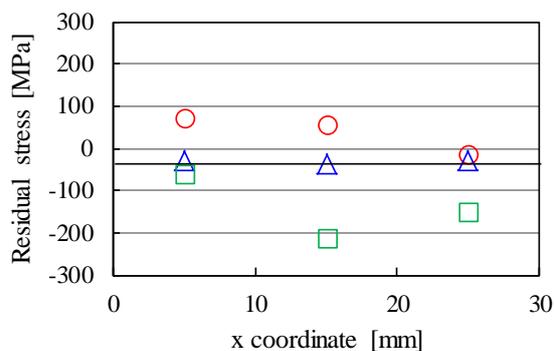
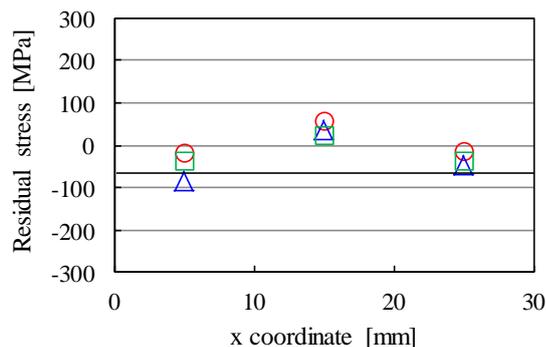
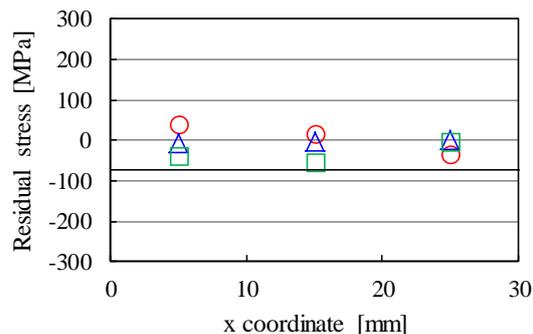
Upper	σ_x [Mpa]	182	± 12
	σ_y [Mpa]	-37	± 7
Lower	σ_x [Mpa]	-60	± 23
	σ_y [Mpa]	-37	± 17

Table 7-12 Residual stress (X)

Upper	σ_x [Mpa]	271	± 21
	σ_y [Mpa]	25	± 11
Lower	σ_x [Mpa]	-213	± 23
	σ_y [Mpa]	-54	± 16

Table 7-13 Residual stress (XI)

Upper	σ_x [Mpa]	244	± 13
	σ_y [Mpa]	-34	± 6
Lower	σ_x [Mpa]	-148	± 15
	σ_y [Mpa]	-2	± 8

(a) σ_x of upper surface (overscan, 100 mm/min)(b) σ_x of lower surface (overscan, 100 mm/min)(c) σ_y of upper surface (overscan, 100 mm/min)(d) σ_y of lower surface (overscan, 100 mm/min)

○: 1 scan, △: 2 scans, □: 6 scans
 Vertical axis: Residual stress [MPa]
 Horizontal axis: X coordinate [mm]
 — : No scan

Fig 7-13 Residual stress in various scanning times

一方、 σ_y についてみると図 7-13(c) (d)より、 σ_x ほどはレーザ走査回数の影響を受けていないことがわかる。ただし σ_y は変形角に対して板の中立面における曲げ作用との関係性が予想されるため、ここで σ_y の(オモテ面-ウラ面)の差分値に着目する。x方向に沿った中央(x = 15 mm)において、残留応力の差分値(Upper-Lower)とz軸変位量(変形角)の関係を図 7-14に示す(右端と左端は信頼限界区間である)。図より、オモテとウラ面の残留応力の差分値(Upper-Lower)と変形角 θ (=z軸変位量 z)には十分な相関性があることがわかる。すなわちレーザ焼入れフォーミングは、塑性変形および変態により生じる現象が複合して生じる曲げ変形と予想されるが、残留応力の視点からも曲げの作用が主要であることが判明した。

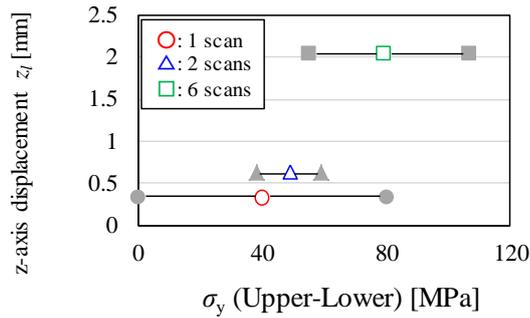


Fig. 7-14 Relationship between σ_y and z_l .

次に σ_x (Upper-Lower) とそりについて考察する. そりとオモテ面とウラ面の差分値 σ_x (Upper-Lower) の関係を図 7-15 に示す(右端左端は信頼限界). この場合も差分値とそりには相関性が確認できる. ただし前節の変形角の場合に比べ, そり量は z 軸変位量に比べて小さいのに対し, 差分値の残留応力 σ_x (Upper-Lower) は σ_y (Upper-Lower) より非常に大きな値を示している. すなわち主体的な曲げが σ_y で生じており, それに抗して直交する方向にそりの変形が生じており, その現象の度合いが両者の差として生じているものと考えられる.

次に, 直交する差分値の関係である σ_x (Upper-Lower) と σ_y (Upper-Lower) について考察する. 両者の関係を図 7-16 に示す(右端左端, 上端下段はそれぞれの信頼限界). 1 本走査の図中プロット \circ に着目すると, σ_x (Upper-Lower) = 150 MPa, σ_y (Upper-Lower) = 40 MPa であり, ポアソン比 ($\nu = 0.25$) に近い比率を示している. しかし 1 本走査により生じる初期変形のそりが影響して, 2 本走査 (往復) プロット \triangle および 6 本走査 (3 往復) のプロット \square は, 信頼限界を考慮してもポアソン比との比率に一致しない. 4.1 節の図 7-8 に示したように走査回数が増すごとに z 軸変位量 z_l (= 変形角 θ) が増加し, それに伴いそりも増加していることがわかる. そりが増加することで, x 軸方向と y 軸方向のみの関係ではなく z 軸方向も考慮しなければならないため, 走査回数が増すとポアソン比の比率とは一致しなくなったものと考えられる. このことから, σ_y は z 軸変位量 z_l (= 変形角 θ), σ_x はそりに作用し, σ_x と σ_y はお互いに影響を及ぼすが, 走査回数が増えると x - y 平面のみで考えることは難しく, z 軸方向(そり)も考慮しなければならないことが判明した. すなわち 7.4.1 項の図 6 や図 8 より, そりの少ない繰り返し走査条件を選定することで, 面内の残留応力 σ_y , σ_x の比率が複雑化することなくポアソン比に近いレーザ焼入れフォーミングが可能であることがわかった. 図 7-3(e) に示す面走査 (6 走査) した後の残留応力の計測結果を表 7-14 ~ 7-16 に示す. 図 7-17(a) ~ (d) に, 図 7-3(d) で 6 本走査した場合および図 7-3(e) で面走査 (6 走査) した場合の x 方向に沿った残留応力の測定値を示す.

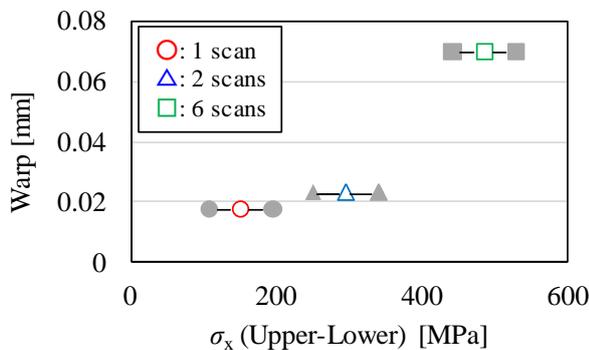


Fig. 16 Relationship between σ_x and warp.

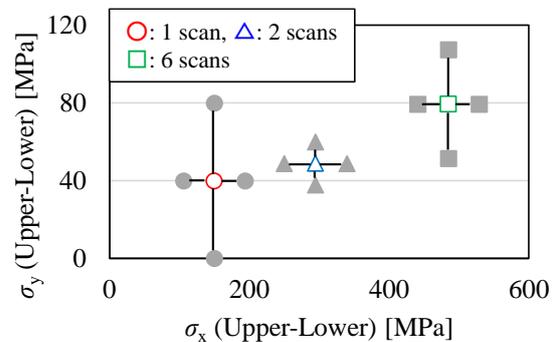


Fig. 17 Relationship between σ_x and σ_y .

Table 7-14 Residual stress (XII)

Upper	σ_x [Mpa]	80	± 8
	σ_y [Mpa]	-112	± 17
Lower	σ_x [Mpa]	-40	± 9
	σ_y [Mpa]	-26	± 8

Table 7-15 Residual stress (XIII)

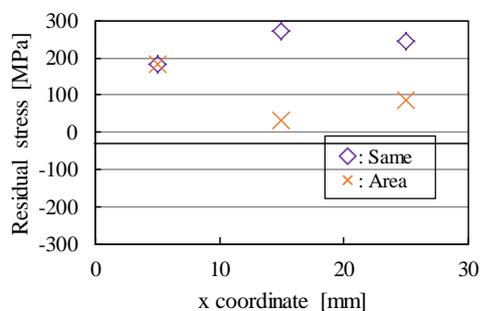
Upper	σ_x [Mpa]	225	± 19
	σ_y [Mpa]	45	± 12
Lower	σ_x [Mpa]	-64	± 10
	σ_y [Mpa]	-17	± 12

Table 7-16 Residual stress (XIV)

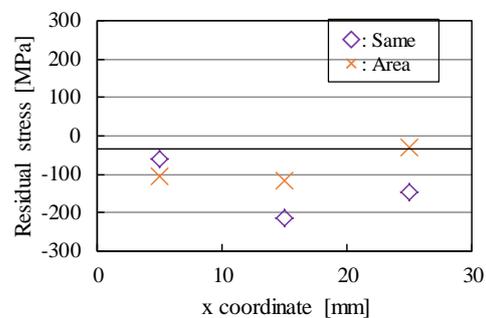
Upper	σ_x [Mpa]	137	± 31
	σ_y [Mpa]	-54	± 36
Lower	σ_x [Mpa]	-24	± 20
	σ_y [Mpa]	-3	± 15

図 7-17(c)(d)より σ_y はオモテ面とウラ面いずれも大きな違いはみられなかった. 一方, 図 7-17(a)(b)より, σ_x は $x = 5 \text{ mm}$ の地点以外オモテ面とウラ面いずれも残留応力は緩和する結果となった. この要因として, 投入熱量一定条件において面積的にレーザを走査することで同位置にレーザ走査するものに比べて面内の応力勾配が緩和されるものと考えられる. また, $x = 5 \text{ mm}$ の地点で残留応力が緩和しない要因として, 連続走査による蓄熱に起因する昇温が考えられる. それぞれの条件における赤外線サーモグラフィによるモニタに基づく蓄熱による平均温度の変化を図 7-18 に示す. このとき, レーザ面走査する場合には, 設定された冷却時間に加えて走査間での y 方向の距離の移動時間も生じる. このため y 方向のその距離を 0.4 mm とした場合, 100 mm/min での移動時間である約 0.3 s が単純な往復となる線走査に比べて加算される. すなわちレーザ面走査はレーザ線走査に比べて冷却時間が大きくなる. さらにレーザ面走査は線走査と比較すると, また完全に熱平衡状態に達していない場合には y 方向で異なるレーザ走査位置となるため若干は走査部の温度が低くなるものと考えられる. すなわち, 高温の維持による残留応力の除荷 (焼きならし) の能力は低下するものと考えられる. しかし, 図 7-17 より, レーザ面走査では重ね線走査よりも残留応力が小さい傾向があることがわかる. ここで, 図 7-13 より, レーザ走査回数を増加させた場合においても, 残留応力の絶対値には減少傾向はみられず, 重ねレーザ走査では焼きならしの効果は期待できないことがわかる. すなわち, 残留応力の発生部に高温の熱源を投入しても, さらなる変形によって残留応力が発生しているものと考えられる. 一方で, レーザ面走査では残留応力発生部分と異なる部分に熱源が投入されるため, 焼きならしの効果が十分に得られ, 残留応力の低下につながったものと考えられる.

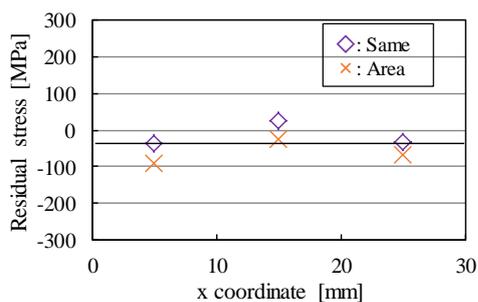
この図より空冷時間に関わらず, レーザ走査 6 本目以降は, いずれも試験片は一定の温度を蓄熱していることがわかる. 本報の条件(同位置, 面積の 6 本走査)において, レーザ走査終了部では, 冷却速度や蓄熱状況が類似し, 温度勾配に起因する現象が収束するためと考えられる. したがって曲げ部にシャープさが不要でない場合, 面走査を採用することで残留応力の緩和が可能であることも判明した.

(a) σ_x of upper surface

(Overscan and area scan, 100 mm/min)

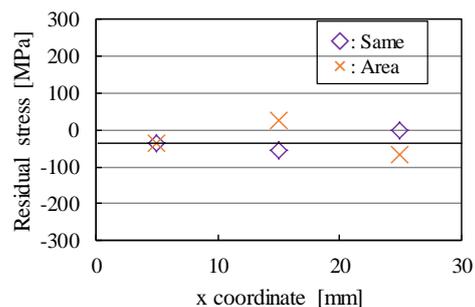
(b) σ_x of lower surface

(Overscan and area scan, 100 mm/min)



(c) σ_y of upper surface

(Overscan and area scan, 100 mm/min)



(d) σ_y of lower surface

(Overscan and area scan, 100 mm/min)

Fig. 7-17 Residual stress of overscan and area scan (6 scans, 100 mm/min)

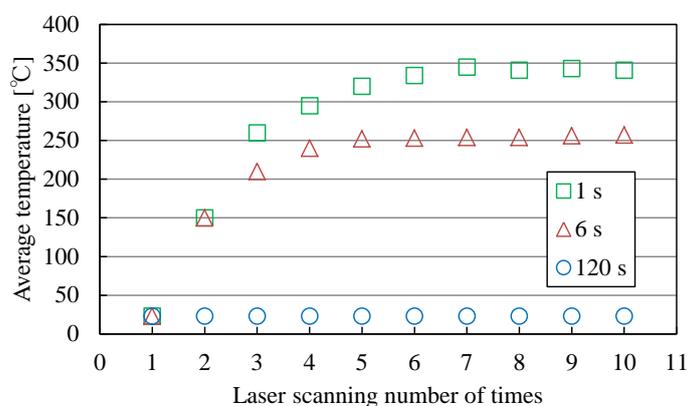


Fig. 7-18 Temperature status.

ここまで、残留応力などの基礎研究に関して考察してきた。そこで、本節以降は実際の加工を想定し、レーザ焼入れフォーミングを厚さ 0.5mm の薄鋼板に適用し、同一のレーザ出力でも表面の溶融を避けるために集光レンズのフォーカス位置からデフォーカスで照射のエネルギー密度を下げた条件下においてレーザを走査した場合とフォーカス（エネルギー密度が高い）で照射した場合の加工状態を比較した。また、レーザ焼入れフォーミングの適用先として、ケーススタディで簡易な折り紙工学的な板バネ形状を試作し、その性能を検討した。

7.4 デフォーカス実験装置と実験条件

実験に用いたレーザは浜松ホトニクス製 LD-HEATER L10060 の CW 発振小出力半導体レーザである。試験片には焼入れを施すために必要な炭素量が十分に含まれている S50C を用いた。実験に使用したレーザと試験片の仕様と条件を表 7-17 に示した。デフォーカスを用いる場合のデフォーカス距離は集光レンズの焦点位置（デフォーカス距離ゼロで、フォーカスと称する）からさらにレンズと照射部をプラス 3.0 mm 増大した設定とした。この時、照射部のスポット直径は 3.5 mm であり、フォーカス時は 0.4mm である。この条件は予備実験によって求めた、表面を溶融させずにフォーミングできた条件である。また、実験に用いた S50C の物性値は密度 7860 kg/m³、縦弾性係数 2.08×10¹¹ Pa、比熱 435 J/kg・K、熱伝導率 46.5 W/m・K である。図 2-1 に示した XY テーブルに試験片を配置した。図 2-1 に示すように長焦点のレンズ

を用いておりスパッタ等の懸念も少ないため、アシストガスを用いることなく大気雰囲気中での実験とした。図 2-1 中の y 方向に送り、その速度は 20 ~ 300 mm/min を用いた。また試験片の圧延方向による影響も懸念される所であるが、本報の場合にはその差は無視できるレベルであることを予備実験で確認している。レーザフォーミングによる変形角 θ を図 3-1 のように x-z 平面で定義した。

Table 7-17 Experimental condition

Laser	Power output	30 W
	Spot diameter	0.4, 3.5 mm
	Lens diameter	100 mm
	Focus length	100 mm
	Wave length	808 nm
	Defocus length	0.0, 3.0 mm
	Cooling method	Air cooling
Workpiece	Material	S50C
	Carbon contain	0.53%
	Density	7860 kg/m ³
	Young's modulus	208 GPa
	Lateral modulus	82 GPa
	Poisson's ratio	0.28
	Vickers hardness	180–200 HV
	Size	30 × 30 mm
	Thickness	0.5 mm
Scanning condition	Feed speed	20 ~ 300 mm/min
	Scanning interval	1 s
	Scanning times	1, 2, 5, 10, 20

7.5 実験結果と考察

7.5.1 レーザ走査後の試験片表面の溶融

レーザ走査を行うことによって、試験片表面が溶融してしまう場合がある (図 7-19)。単一のレーザ走査では溶融した表面が再凝固することもあるが、レーザフォーミングのように繰り返しのレーザ走査においては、液体となった試験片表面がレーザの衝撃によって飛散・蒸発してしまうことが考えられる。そこで、フォーカス (スポット直径 0.4mm)、送り速度 100 mm/min で繰り返しレーザ走査を行った場合の表面の溶融に関して調べた。結果が図 7-20 である。

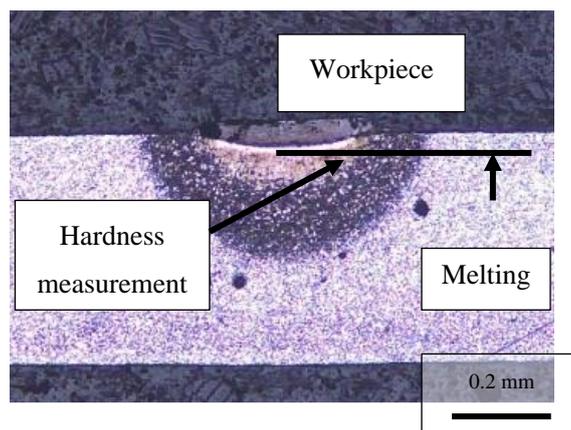


Fig. 7-19 State of surface melting and definition of hardness origin
(Feed speed 50 mm / min, focus, After etching with nital liquid)

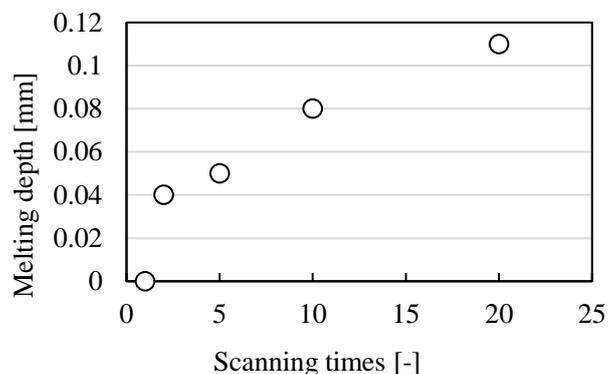


Fig. 7-20 Melt depth when repeated laser scanning is performed
(Feed speed 100 mm / min, focus)

図 7-19 に示した送り速度 50 mm/min の例では表面に明らかな溶融の形跡が見られたが、図 7-20 に示したとおり、送り速度 100 mm/min での 1 走査後の試験片ではほとんど溶融が確認できなかった。しかし 2 走査目以降は溶融が線形的に大きくなっており、繰り返しレーザ走査においては表面の溶融は避けられないことがわかる。一方で、試験片の蓄熱の影響により、2 走査目以降ではより深く焼入れが施されている可能性が考えられる。そのため、試験片断面の硬さを調べることにより、熱処理の状態に関して考察した。図 7-20 における各レーザ走査後のレーザ照射部の深さ方向の硬さを調べた。硬さの測定原点は溶融部の底面とした。結果を図 7-21 に示す。図 7-21 より、最大硬さは 1 走査目が最も大きく、2 走査目以降の最大硬さは溶融や焼き戻しの影響によって低下していることがわかる。

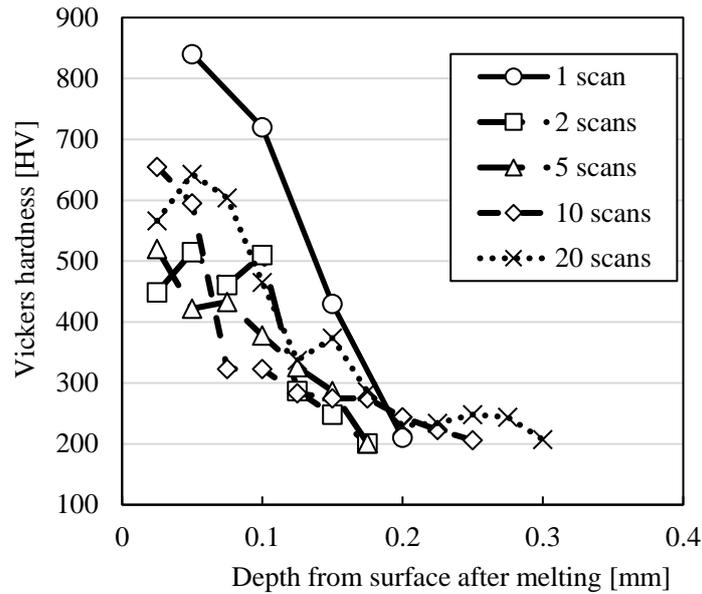


Fig. 7-21 Hardness distribution when repeated laser scanning is performed
(Feed speed 100 mm / min, focus)

さらに図 7-21 より、一定の硬さを超える深さを焼入れ深さと定義し、レーザ走査回数と焼入れ深さの関係を調べた。図 7-21 における各プロット間の硬さは線形補完とし、基準とする硬さは 300, 400 HV とした。結果を図 7-22 に示す。図 7-22 より、焼入れ深さの観点においても 1 走査のみの試験片が最も大きくなっていることがわかる。このため、レーザ 1 走査目では溶融がなく効率よくエネルギーが熱処理に使用されており、試験片表面が溶融する条件においては 1 走査目ほど効率よく熱処理ができないことがわかる。以上より、溶融・熱処理の双方の観点から、フォーカスの条件では良い結果は得られなかった。

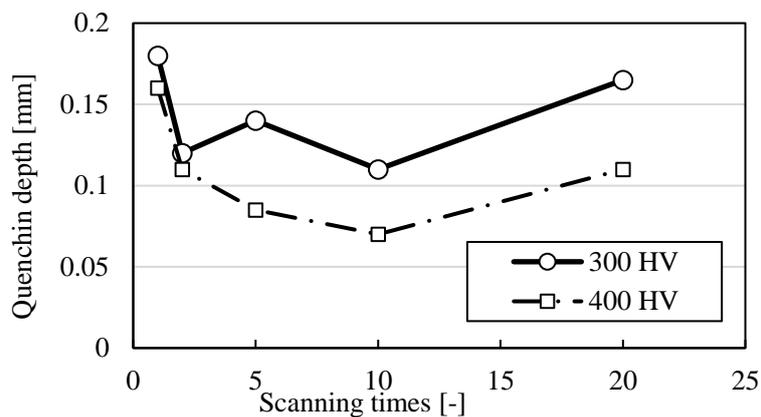


Fig. 7-22 Quenching depth by repeated laser scanning (Feed speed 100 mm / min, focus)

7.5.2 レーザフォーミングにおけるデフォーカス

7.5.1 項において、繰り返しレーザ走査を行う場合には表面の溶融や硬さの観点では単一レーザ走査よりも悪化する傾向にあることがわかった。レーザフォーミングにおいては表面の溶融を避けるため、しばしばデフォーカスが用いられる。そこで、繰り返しレーザ走査による蓄熱を前提に、デフォーカスし

た（スポット直径 3.5mm）場合の変形と焼入れに関して調べた。表 7-17 に示す条件において 10 回レーザー走査を行った場合のレーザー走査回数と変形角 θ の関係を図 7-23 に示す。また、フォーカス場合のレーザー走査回数と変形角の関係も併記した。図 7-23 より、レーザー出力は一定(30W)であるが、デフォーカスした場合の変形角はフォーカスの場合の 80 %程度であることがわかる。したがって同一の変形の付与に要する加工時間は 130 %程度となってしまふものの、十分に加工が可能であることがわかった。レーザー走査回数と変形角はおおむね線形関係にあり、変形の制御性も良好であるものと考えられる。

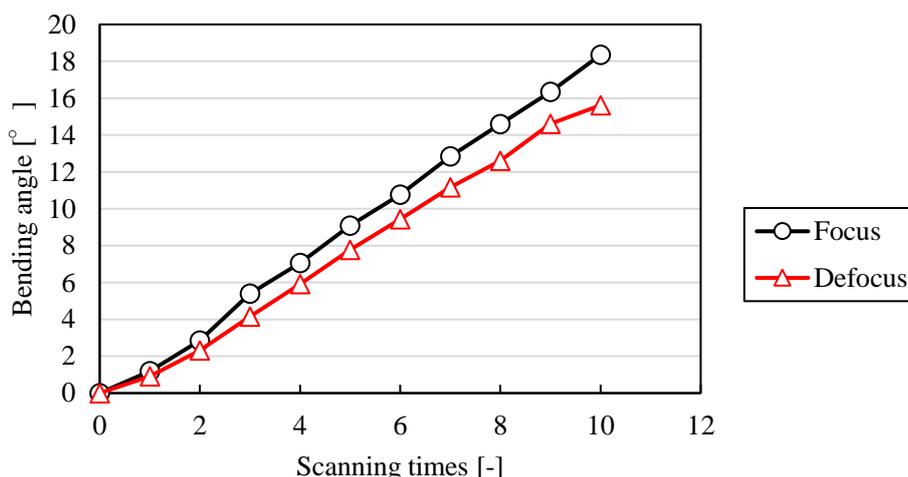


Fig. 7-23 Relationship between the number of laser scans and the deformation angle
(Feed rate 100 mm / min, cooling time 1 s)

さらに、デフォーカスの場合の 10 回レーザー走査後の試験片断面のナイトル液によるエッチング後の顕微鏡撮影写真を図 7-24 に示し、この時の試験片断面の深さ方向の硬さ分布を図 7-25 に示す。図 7-24 より、加工後の試験片断面の観察では、レーザー照射部が黒く変色しているため、素地のフェライトから変態が生じていることが確認できる。しかし、図 7-25 より、最大の硬さは 330 HV 程度であり、マルテンサイトでないこともわかる。この組織はナイトル液のエッチングにより黒く変色していることから、フェライトよりも耐腐食性が悪い（腐食されやすい）トルースタイトまたはソルバイト組織等^{7,10)}であることが考えられる。したがって、これらによる変態応力の差も生じるため、両者で変形角度が若干異なることもわかる。

以上より、デフォーカスしたレーザーでフォーミングをおこなう場合には熱処理が十分ではないことがわかった。そこで、デフォーカスで変形を付与したのち、最終のレーザー走査のみデフォーカスとする組合せを遂行した。デフォーカスのレーザー走査 9 回とフォーカスのレーザー走査 1 回の合計 10 走査とした。硬さ分布を図 7-25 に併記し、断面の写真を図 7-26 に示す。図 7-25 より、最終のフォーカスレーザー走査によって試験片には熱処理が施され、デフォーカスのみでのレーザー走査と比較し、硬さ分布は全体的に高い値を示した。

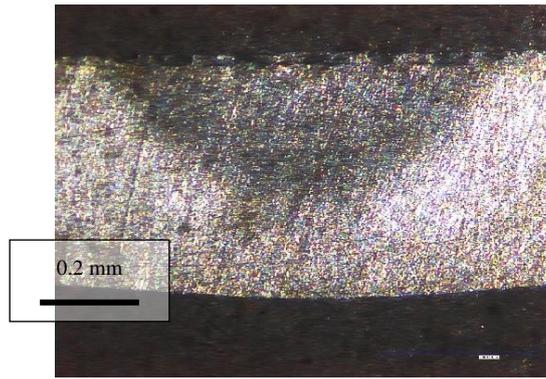


Fig. 7-24 Cross section of test piece after 10 laser scans
(After etching with nital liquid, defocus, feed rate 100 mm / min)

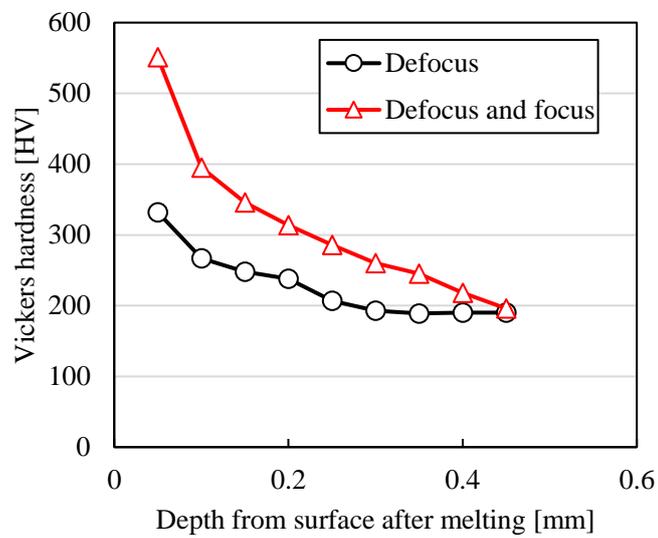


Fig. 7-25 Hardness distribution of cross section after 10 laser scans

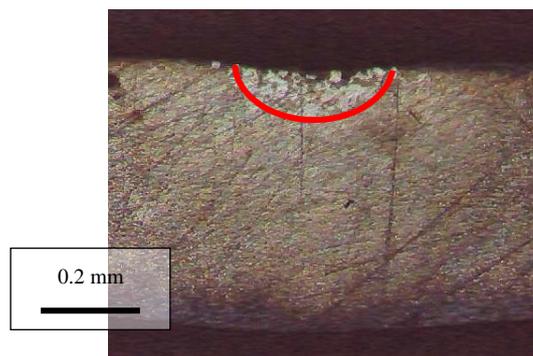


Fig. 7-26 Workpiece with 9 scans and one finishing focus scan
(After etching with nital liquid)

一方で、図 7-26 の断面の写真より、最終のレーザ走査による組織変化ではエッチングによって腐食された部分と腐食されていない部分が混在しており、完全なマルテンサイト変態にはいたっていないことがわかる。このため、図 7-21 のレーザ走査 1 回の結果と比較し、焼入れ硬さが低くなっている。さらに図 7-21 の 10 走査の焼入れ硬さと比較すると、最大硬さでは劣っているものの、300 HV を超えるエリアは大きくなっていることがわかる。

また、図 7-26 より、レーザ照射部はわずかに凹形状となっており表面の溶融が確認できるが、図 7-20 の 10 走査における溶融量 0.8 mm (板厚の約 1/6) よりは小さくなっている。以上より、同一のレーザ出力(30W)で、エネルギー密度が低いデフォーカスビームとエネルギー密度の高いフォーカスビームを組み合わせることにより、溶融を避けながら能率を維持したフォーミングと熱処理が可能な、レーザ焼入れフォーミングが具現化できることがわかった。

7.6 板バネ試作のケーススタディ

7.6.1 折り紙工学的な立体形状の創成を目指した板バネの試作

以上の結果より、デフォーカスとフォーカスを組み合わせることによって表面の溶融を避けながら熱処理とフォーミングを遂行できることがわかった。そこで、具体的な適用先の検討として、折り紙工学との統合を模索した。特にその具体的な応用の一つとして、小型の板バネはフォーミングを複雑に組み合わせる立体形状化することで様々な機能性の付与が期待できるものと考えられる。このうち、平板 (2次元形状) を折ることによって生じる 3 次元形状の弾性に着目した。すなわち、折り紙工学の弾性の付与とレーザ焼入れフォーミングを統合した板バネ製造を試みた。板バネは折り線をヒンジと考えその折り線の組み合わせやその対頂角に依存して機能性が変化し、かつその用途において繰り返し曲げ疲労強度が必要なため折り線への焼入れ処理が必要である。

そこでデフォーカスでフォーミングしたのちに仕上げフォーカスで熱処理をおこなう前章までの手順を適用し、図 7-27 に示す順で 8 カ所にレーザ焼入れフォーミングを施し、正方形平板の重心まわり円周状に山谷交互折り (対角線上を山折り) して折り紙に模した立体形状の板バネを試作し、その性能を検討した。図 7-27 に示した順で 4 回デフォーカス+1 回フォーカスで走査した試験片と、14 回デフォーカス+1 回フォーカスで走査した試験片 (図 7-28) の 2 種を作成した。

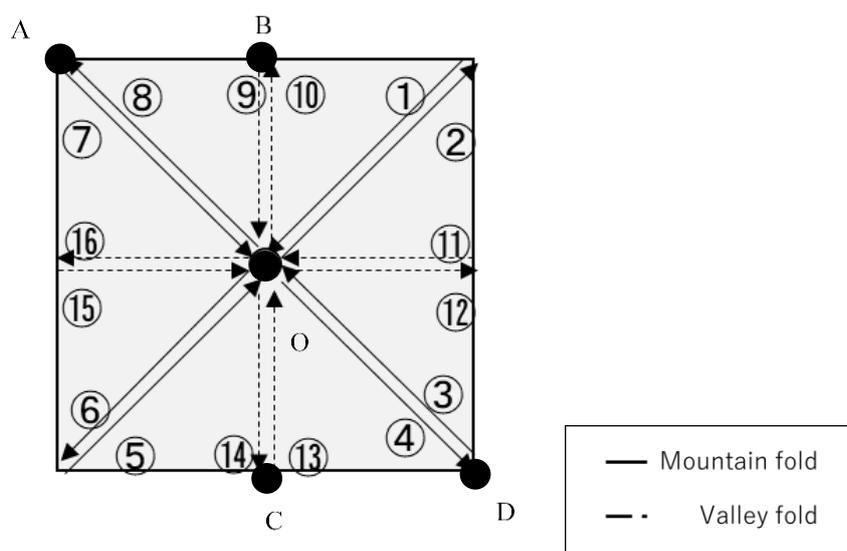


Fig. 7-27 Laser scanning order of prototype leaf spring shape

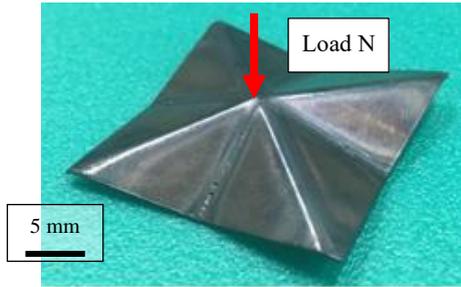


Fig. 7-28 Leaf spring prototype test piece (Defocus 14 times, focus 1 time)

また、これらの加工はすべて送り速度 100 mm/min を適用した。図 7-27 の $\angle AOD$ は、合計で 5 パスの試験片では曲げの頂角 ($=180-\theta$, θ の補角) 約 170° 、15 パスでは頂角約 160° であった。また図 7-27 の $\angle BOC$ は合計 5 パスで頂角約 160° 、合計 15 パスで頂角約 138° であった。走査回数が 3 倍となっても変形量は 2 倍程度であり、単純な線形増加とはならなかった。

作成した試験片において、工作機械の機上で図 7-28 に示したように $-z$ 方向に荷重をかけその変位を NC 取得して、その反力を切削動力計を用いて計測した。結果を図 7-29 のプロット点で示す。図 7-29 より、バネ定数は変位に対しての依存性を有しており、変位 0.1mm を超えた付近で変化していることがわかる。この原因の一つとして、8 カ所のフォーミングの曲げ対頂角のばらつき誤差が考えられる。すなわち、図 7-27 において接地点は⑩、⑫、⑭、⑯の矢印を想定しているが、それらの z 方向の高さに差が生じると、平面は 3 点で定義できるため、変位が小さい (荷重が低い) 間は 3 点接地となり、変位が大きくなると 4 点接地になるような現象が生じたものと推定される。試作品の作成において、3 次元形状に変形する試験片に対してレーザ照射時の焦点を完全に一定に保つことが難しい。さらに前走査の変形により内部の拘束力が変化するため、走査順の違いでフォーミング時の曲げ角度にも若干の影響が存在すると考えられる。これらが折り紙工学的に複雑形状を創成する場合の課題の一つでもあることも判明した。

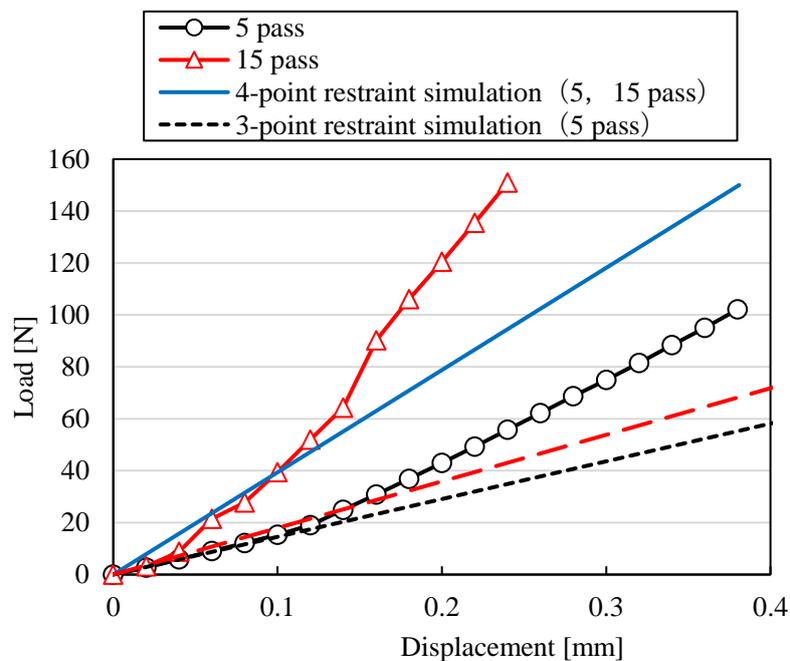


Fig. 7-29 Relationship between load and displacement of prototype leaf spring

7.6.2 有限要素法によるシミュレーション

7.7.1 項において作成した試験片の形状を測定し有限要素モデルを作成した(図 7-30)。マテリアル条件は表 7-17 に示した条件を用いた。モデルの条件を表 7-18 に、拘束条件を図 7-30 に示す。シミュレーションモデルは図 7-27 の OABCD の z 座標を電気マイクロメータによって測定し、 $AO = DO = 15\sqrt{2}$ 、 $BO = CO = 15 \text{ mm}$ とすることによって再現した。また、変形部は不連続でない(曲面状になだらかである)ことが明らかであるため、レーザ顕微鏡によって変形部の曲率半径を測定した結果でモデル化した。すなわち折り線の頂部は半径 1.5 mm とした。拘束条件は図 7-30 中の接地点●○△□について、固定のため●を完全拘束、残りの点については z 軸のみ拘束とした。シミュレーションモデルは 5 パスと 15 パスの 2 種類の頂角の形状を用いたが、図 7-29 中の実線で示すように上記の拘束条件では両者にほとんど差が生じなかった。平面は 3 点で定義され、また前節でも述べたように 4 点には誤差も生じるため、実験における変位が小さい範囲では 3 点での接地であった可能性が高い。そこで、図 7-30 の z 軸拘束を 1 つ取り除いた場合のシミュレーションをおこなった。図 7-30 中の●○△拘束の場合と●○□拘束の場合の 2 種の実験をおこなった。シミュレーションによって得られた変位と荷重の関係を図 7-29 に併記した。ただし、●○△拘束の場合と●○□拘束の場合の差は小さかったため、●○△拘束の場合のみ示した。図 7-29 の結果より、シミュレーションによって得られたバネ定数と実験によって得られたバネ定数を表 7-19 にまとめた。

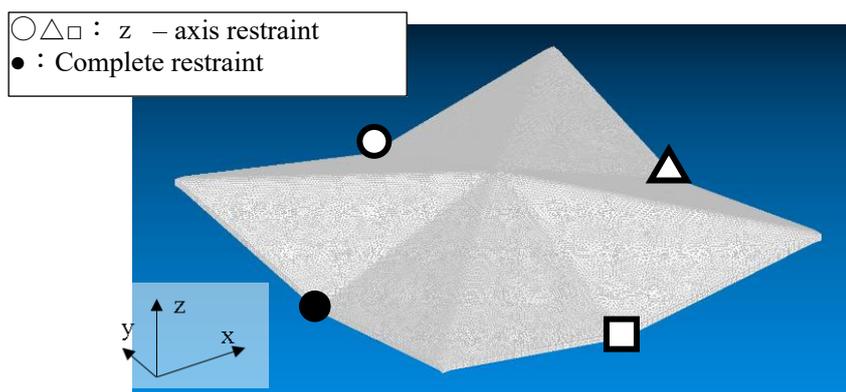


図 14 Finite element model for simulation

Table 7-18 Model conditions

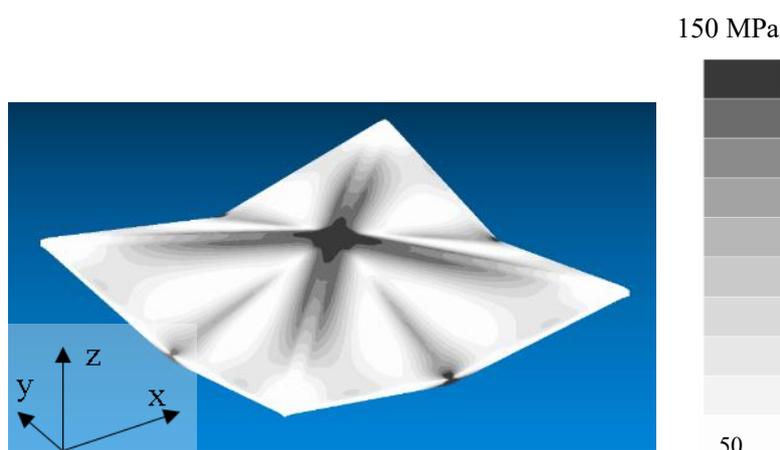
Element type	Tetrahedron
Element property	Solid
Node	613588
Element	387419

Table 7-19 Spring constant

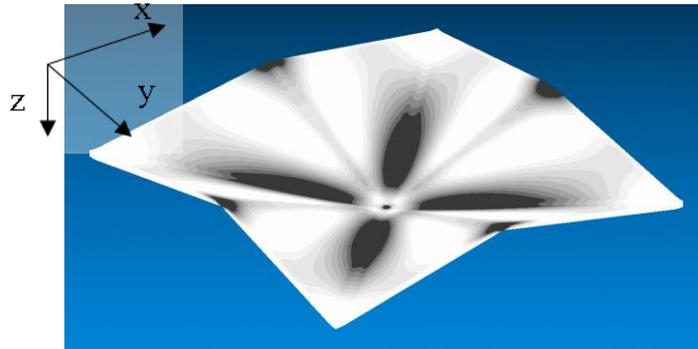
	Spring constant [kN/m]
4 – point restraint simulation (5, 15 pass)	393
3 – point restraint simulation (5 pass)	145
3 – point restraint simulation (15 pass)	179
Experiment (Displacement is under 0.1 mm, 5 pass)	153
Experiment (Displacement is up to 0.1 mm, 5 pass)	320
Experiment (Displacement is under 0.1 mm, 15 pass)	394
Experiment (Displacement is up to 0.1 mm, 15 pass)	770

表 7-19 より, 5 パスの実験によるバネ定数は, 変位 0.1 mm までは 3 点拘束の条件と一致し, 変位 0.1 mm 以降は 4 点拘束のシミュレーションと近いことがわかる. また変位 0.1mm 以下において, 15 パスのバネ定数が 5 パスに比べて実測, シミュレーションとも大きく定性的な傾向は一致することがわかる. さらに 4 点接地になると, 実験結果もシミュレーションも 3 点接地よりもバネ定数が大きくなる傾向も一致している. その一方, シミュレーションには接地点の x-y 面内方向に生じる摩擦力を考慮していないため, 上記の場合のそれぞれで実測に比べて小さなバネ定数を示してしまうこともわかる. しかしながら, 変位が小さく (例えば本例では 0.1mm 以下) かつ頂角も小さい (例えば本例では 5 パス) 場合にその影響が比較的小さく, 本シミュレーションでもバネ定数の予測は可能であることもわかる.

また, この時のこの時のミーゼス応力の分布の一例 (15 パス, 荷重 100 N) を図 7-31 に示す. 図 7-31 より, 荷重を加えた板バネにはおおむね均一な応力が生じ, 特に接地点がない尾根部 (図 7-27 の山折り部) には高い応力が発生することがわかった.



(a) Upper surface view



(b) Lower surface view

図 15 Mises stress distribution by simulation
(15pass, Load 50 N)

一方で谷部（図 7-27 の谷折り部）にはオモテ面ウラ面の双方に応力はほとんど生じず，バネの強度に大きな影響を与えないことがわかった．このため，レーザ焼き入れフォーミングにおいて折り紙を模した板バネ形状を創成する際には，山折りとなる尾根部への焼入れが重要であることがわかった．

また，焼入れによる降伏応力の増大（540 MPa）を考慮すると，図 7-29 が変位 0.2 mm 以降も線形増加すると仮定すると，最大 1 mm 程度までの変位を付与可能であることがわかった．

7.7 結 言

本章ではレーザ焼入れとレーザフォーミングを同時に遂行するレーザ焼入れフォーミングにおいて，従来の問題点である表面の熔融に取り組んだ．また，適用先として折り紙工学との統合をはかり，ケーススタディとして板バネを試作，性能の検討をした．得られた結果を以下にまとめる．

- (1) エネルギー密度が高いフォーカスレーザを走査した場合には，1 度のレーザ走査で表面が熔融しなかった場合でも，2 度目以降のレーザ走査において表面が熔融・剥離してしまう．
- (2) エネルギー密度を下げたデフォーカスレーザを走査した場合には表面に熔融が生じない条件があるものの熱処理が十分でなく，熱処理用の最終走査が必要となる．また同一のレーザ出力では，エネルギー密度が高い場合に比べて若干曲げの効率が下がるが，曲げの制御性は向上する．
- (3) レーザ焼入れフォーミングと折り紙工学の統合を図った立体的な板バネ形状の創成が可能であり，同一の出力でエネルギー密度を適切に組合せながら，レーザの走査パス数を変化させることにより容易にバネ定数を変化させることが可能であることがわかった．
- (4) 正方形平板の重心まわり円周状に山谷交互折り（対角線上を山折り）して折り紙を模倣した立体的な板バネにおいて，主に応力が生じる点は尾根部（山折り部）であり，そのような箇所において焼入れによる疲労耐力の向上が重要であることが判明した．

Reference

7. 1) Y. Manabe, R. Oda, T. Hirogaki, E. Aoyama, K. Ogawa, Whole Quenching of Small Thin Plate with Low-Power Semiconductor Laser Based on Feed-Speed Combination Problem, International journal of automation technology, Vol. 10, (2016), pp. 923-933
7. 2) R.Oda, T.Hirogaki, E.Aoyama, K.Ogawa : Hybrid Process of Laser Heat Treatment and Forming of Thin Plate with a Small Power Semiconductor Laser, Advanced Materials Research, Vol. 1136, (2016), pp. 423-429
7. 3) 真鍋裕輝, 大西宏一, 廣垣俊樹, 青山栄一, “折り紙工学に向けたレーザー焼入れフォーミングのための板バネ試作の考察”, 砥粒加工学会誌, 2021 年中の掲載決定
7. 4) Y. Manabe, H. Nishida, H. Onishi, T. Hirogaki, E. Aoyama, INVESTIGATION OF LASER HARDENING FORMING METHOD FOR THIN STEEL PLATE, LEMP2020 Proceeding, (2020)
7. 5) 「折り紙工学」 世界が注目 医療や宇宙開発で活躍”日本経済新聞 2015 年 1 月 25 日, (2015)
7. 6) 萩原一郎, 畳む文化が育む折紙工学, Journal of the Japan Society for Simulation Technology, Vol. 38, No. 2, (2019), pp. 106-112
7. 7) 秋山哲也, 篠原統紀, 寺崎俊夫, 椀形レーザーフォーミング変形機構の単純モデルによる検討, 日本金属学会誌, Vol. 74, No.10 (2010), pp. 668- 676
7. 8) 米谷茂, 今井克哉, 能登谷久公, 冷間圧延鋼板の残留応力, 日本金属学会誌, Vol. 54, No. 10, (1990), pp. 1120-1130
7. 9) R. Oda, T. Hirogaki, E. Aoyama, and K. Ogawa, Entire Hardening of Small Thin Plate with a Small Power Semiconductor Laser Considering Plate Deformation, Advanced Materials Research, Vol.1017, (2014), pp.636-641.
7. 10) 谷内剛, 鉄鋼熱処理の基礎 3, (1961)

第8章 結論

本章では、これまで述べてきた各章の結言の要点をまとめ、本研究によって得られた成果を明確にする。

8.1 本研究の成果

本研究では、工場の無人化や Sustainable Development Goals などの時代のニーズに対応するために、製品製造工程における熱処理と成形加工のプロセス統合と自動化に向けた取り組みをおこなった。特に、薄鋼板に熱処理と成形加工を同時達成する手法として、小出力半導体レーザを用いたレーザ焼入れフォーミングを提案した。

第1章では、現代の問題点やこれからの時代のニーズを調べることにより本研究の意義を明確にし、研究が目指すゴールを提示した。

第2章では、レーザを用いた薄鋼板への全体焼入れの実現可能性について言及した。結果として、30 Wの小出力レーザであっても0.5 mm厚の薄鋼板への全体焼入れは可能であることが示された。さらに、レーザ走査によって硬化した組織近傍へのレーザ走査によって、先のレーザ走査による硬化層が焼き戻しされ、硬さが低下することを明らかにした。また、レーザ走査によって薄鋼板には変形が生じることも明らかにした。以上により、薄鋼板への全面レーザ焼入れは可能である一方、レーザ焼入れによる硬さと変形、消費電力にはトレードオフの関係があることを明らかにした。また、ケーススタディとしていくつかの条件での最適な送り速度の組み合わせを提示した。

第3章では、第2章にて述べた変形を積極的に用い、本論文の提案するレーザ焼入れフォーミングの具体的な実現可能性を示した。基礎研究として、レーザフォーミングによる繰り返しレーザ走査を前提とした試験片への蓄熱に関して調べた。サーモカメラによるレーザ走査中の試験片温度を調べることによってガウス型分布の移動熱源による半無限体の温度上昇予測式を適用する際に必要なレーザ吸収率を明らかにし、レーザによる温度上昇のシミュレーションと実験をおこなった。結果として、繰り返しレーザ走査による蓄熱の影響は無視できないほど大きいことがわかったものの、冷却速度は焼入れに必要な速度を維持していることがわかった。蓄熱による影響は、主に焼き戻しによる硬さの低下と降伏応力の低下による変形角の増大であることを明らかにした。

第4章では、レーザ焼入れフォーミングの変形の制御性を向上させるため、複雑なレーザ焼入れフォーミングの変形原理について調べた。変形理論の違いから、レーザ走査による変形の挙動には差が表れると考え、変形のリアルタイムプロセスモニタをおこなった。これにより、試験片の変形原理はプロセスモニタによって判別することが可能であることがわかった。さらにレーザ走査による変形方向が逆転する場合の原因についても考察した。また、ガウス型分布の移動熱源による半無限体の温度上昇予測式によって試験片内部の温度を予測することによって、レーザ走査による変形原理を事前にある程度予測可能であることを示した。

第5章では、レーザ焼入れフォーミングの制御性を向上させるため、レーザ走査による変形量とレーザ走査回数との関係性に関して調べた。また、レーザ走査回数と変形量が線形関係にない理由として、レーザ走査方向の意図しない反りが原因と考え、反りの大きさと変形量との関係性を調べた。この結果、レーザ走査方向の反りがレーザ走査回数と変形量の線形性を崩すことを明らかにした。さらに、この反り量を低減し、レーザ走査による変形の制御性を向上させるため、近年のアディティブマニュファクチャリングの技術を前提とし、試験片断面の形状を変更しレーザ走査をおこなった。これにより、意図しないレーザ走査方向の反りを低減することに成功し、さらに変形の制御性を向上させることに成功した。また、有限要素法による解析を用いることによって、この断面形状の変更の際の影響を調べ、実加工上

の問題点を明らかにし、さらに実用可能であることを明らかにした。

第 6 章では、レーザ走査後の試験片の最終表面処理を考慮した研磨法について言及した。この研磨工程は、本論文のコンセプトである自動化・SDGs の考え方を取り入れるため、工作機械を用いた研磨加工法を用いた。まず、磁気研磨加工の研究に取り組み、複雑形状への研磨手法の提案をした。上下へのオシレーション運動により、段差などの複雑形状への研磨加工の能率が大きく向上することを明らかにした。次に、磁性金属である鋼に工作機械研磨を適用するため、ナノファイバーを用いて砥粒を把持し研磨する手法を提案した。基礎研究として、複雑形状ではない平面において研磨を行うため、第 2 章ではなしえなかった無変形の焼入れ薄鋼板の作製に取り組んだ。結果として、あらかじめ試験片の両端を拘束治具によって拘束することによって無変形の焼入れ薄鋼板を得ることに成功した。この試験片を用いてナノファイバーを用いた研磨を遂行し、研磨性能に関して、ファイバー径や砥粒径などと関連付けて考察した。また、ケーススタディとして、無変形の焼入れ薄鋼板を実際に研磨し、鏡面を得ることに成功した。

第 7 章では、レーザ焼入れフォーミングの実用化に向けた取り組みとして、残留応力の調査と表面の溶融に関して調べた。さらに、折り紙工学への適用に関して取り組んだ。塑性加工として実用化の際に重要となる残留応力に関して、X 線残留応力測定装置を用いて様々な条件の残留応力を調べた。この結果、レーザ走査による残留応力は最大で 100 MPa 程度であり、実用上に大きな問題点となるほどではないことを明らかとした。加えて、表面の溶融を考慮したレーザ走査手法に関して提案し、硬さの増大を達成しながら表面を溶融させないレーザ走査を達成した。このため、レーザ焼入れフォーミングは実用可能であると考え、ケーススタディとして折り紙工学との統合を検討した。複雑形状の折り畳みと焼入れが不可欠な高付加価値な応用例として板バネを試作し、その性能を調べた。さらに、有限要素法による解析結果と比較し考察し、この板バネが十分に実用可能であることを示した。

第 8 章では、本研究で得られた成果と今後の課題を簡潔にまとめている。

8.2 今後の課題

本研究では工場の無人化や省エネルギーな加工手法としてのレーザ焼入れフォーミングに取り組んできたが、いくつかの問題点が残されている。

1 点は基礎的な問題点である。本論文では様々な基礎研究によって制御性の向上や変形原理の解明などいくつかの成果を挙げてきたものの、熱応力に起因する変形と変態膨張に起因する変形が複雑に絡み合う原理を完全に解明することはかなわなかった。さらに、本論文で取り扱った試験片も S50C の板厚 0.5 mm および 1.0 mm のみであり、対象とする材質および材料寸法の両面から適用範囲の拡大が必要と考えられる。今後はレーザ熱エネルギーの照射制御に基づく、変形原理および焼入れ現象のさらなる解明とその検討による対象材質の範囲の明確化などが、レーザ焼入れフォーミングの一般化は大きな課題の一つとなるものと考えられる。この問題の解決として、塑性変形と焼き入れ変態膨張に起因する残留応力の測定と変形量の解析、より多くの材質に対してのレーザ焼入れフォーミングに基づく検討範囲の拡大が考えられる。

2 点目は、応用的な問題である。本論文では自動化や省スペース・省電力などの時代のニーズにこたえるためにいくつかの条件を犠牲にしてきた。そのうちの無視できない一つが量産性能である。従来法は柔軟性こそないものの、単一商品を生産する場合には非常に時間効率がよいと考えられている。しかしながら、現場の勘コツに基づく暗黙知が前提であり、技術伝承も含めた量産立ち上げに有する実時間の見積の定量化はなされていない。本研究の提案するレーザ焼入れフォーミングは柔軟性に特化し、省ス

ペース・省電力、自動化などの多くの条件を満たすものの、1つの部品の製造に、現状では最大5時間程度（焼入れ・成形2時間、表面処理3時間）は見積もらなければならない。1つの部品のすべての工程を1つの工作機械で行えるメリットがあるとはいえ、現状の加工速度では、現代の製品（緒言の例のスマートフォンの1000個の部品加工など）製造に対応できるとは限らない。しかしながら、デジタル制御に基づく技術であり、形式知化され、技術の伝承と積み上げに適した性質を有している。したがって、ニーズが多様で変化する生産システムにおいての量産性能を見積もり、比較検討する必要があるものと考えられる。その結果に基づき、分割レーザーによる1部品への同時加工や研磨の効率化（本研究では仕上げ加工の能率を考慮していないため、改善の余地が多く残る）などの新たな取り組みも検討し、折り紙工学なども融合した競争力ある技術を目指す必要があるものと考えられる。

これら残された課題を解決して、ものづくり現場のイノベーションに向けた一層の技術革新を進めていく必要がある。

謝 辞

本研究の端緒を与えていただき、学部4回生より8年にわたりご懇篤なるご支援とご指導を賜りました指導教官である、同志社大学理工学部 教授 廣垣俊樹 博士に深甚な謝意を表します。私の研究の原動力となった研究員の2年間ではかけがえのない経験を積むことができました。まだまだ若輩者ですが、これからも「人とは違うおもしろい人生」を歩めるよう一層精進していきたいと思います。

また、本研究の遂行にあたりご懇切なるご教示、ご助言を賜りました本学教授 青山栄一博士に心から厚く感謝申し上げます。研究の相談のみならず日々の学生生活においても支えてくださり、研究と生活の両立を学ばせていただきました。

本論文の審査に際し、副査を快くお引き受け頂き、貴重なご助言を頂きました本学教授 宮本博之博士に厚く御礼申し上げます。賜った知識を後輩へと継承し、より価値ある研究へとつなげていければと思います。

本研究の遂行にあたり、惜しみないご助言をくださった龍谷大学教授小川圭二博士、岐阜大学 助教 古木辰也博士、本学元准教授（現エム・テックス株式会社 主任研究員）呉魏博士、本研究の端緒について具体的にご指導を賜りました研究テーマ直属の先輩である織田良輔博士、関係する実験の尽力してくださった村上弘樹氏、廣田知直氏、西田大陸氏、大西宏一氏に厚く御礼申し上げます。また研究について様々なアドバイスをいただきましたGSX/DBM研究会の関係各位に感謝申し上げます。

本論文の完成にあたり惜しみないご助力をくださった株式会社オカノブラスト 常務取締役 岡野俊之氏に心より御礼申し上げます。

また、本研究の実験全般にご協力いただきました同志社大学理工学部機械系学科・生産システムデザイン研究室の皆様には感謝いたします。

最後に、私の博士号取得にあたり、常にあたたかく見守り応援してくれた両親に心から感謝いたします。

2020年12月

真鍋 裕輝